

T.C.
BİLECİK ŞEYH EDEBALI ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

**RÜZGAR TÜRBİNİ KANATLARI ÜZERİNDE OLUŞAN SINIR TABAKA AKIŞININ
AKTİF YÖNTEMLER İLE KONTROLÜ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

GURBET ÇANKAYA

TEZ DANIŞMANI
DR. ÖĞR. ÜYESİ MUSA ÖZKAN

BİLECİK, 2021

10411946

T.C.
BİLECİK ŞEYH EDEBALI ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

**RÜZGAR TÜRBİNİ KANATLARI ÜZERİNDE OLUŞAN SINIR TABAKA AKIŞININ
AKTİF YÖNTEMLER İLE KONTROLÜ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

GURBET ÇANKAYA

TEZ DANIŞMANI
DR. ÖĞR. ÜYESİ MUSA ÖZKAN

BİLECİK, 2021

10411946

BEYAN

“Rüzgar Türbini Kanatları Üzerinde Oluşan Sınır Tabaka Akışının Aktif Yöntemler ile Kontrolü” adlı yüksek lisans tezinin hazırlık ve yazımı sırasında bilimsel ahlak kurallarına uyduğumu, başkalarının eserlerinden yararlandığım bölümlerde bilimsel kurallara uygun olarak atıfta bulunduğumu, kullandığım verilerde herhangi bir tahrifat yapmadığımı, tezin herhangi bir kısmının Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi veya başka bir üniversitede başka bir tez çalışması olarak sunulmadığını beyan ederim.

Bu çalışmamın, Bilimsel Araştırmalar Projeleri (BAP), TÜBİTAK veya benzeri kuruluşlarca desteklenmesi durumunda; projenin ve destekleyen kurumun adı proje numarası ile birlikte beyan edilmelidir.			
DESTEK ALINMIŞTIR		☐	DESTEK ALINMAMIŞTIR
X			
Destek alındı ise;			
Destekleyen Kurum:			
Desteğin Türü		Proje Numarası	
1- BAP (Bilimsel Araştırma Projesi)			
2- TÜBİTAK			
Diğer;			

Gurbet ÇANKAYA

Tarih

.....

İmza

.....

ÖN SÖZ

Bu tez çalışmasının yazılmasında, çalışmamı sahiplenerek takip eden danışmanım Sayın Dr. Öğr. Üyesi Musa ÖZKAN'a değerli katkı ve emekleri için teşekkürlerimi ve saygılarımı sunarım.

Ayrıca tez çalışmasında, birçok konuda sorularımı yanıtlayan ve yardımını esirgemeyen Arş. Gör. Onur ERKAN'a teşekkür ederim.

Son olarak, bugünlere ulaşmamdaki emekleri adına değerli aileme minnettarım.

Gurbet ÇANKAYA

ÖZET

RÜZGAR TÜRBİNİ KANATLARI ÜZERİNDE OLUŞAN SINIR TABAKA AKIŞININ AKTİF YÖNTEMLER İLE KONTROLÜ

Bu tez çalışmasında, sınır tabaka akışı aktif kontrol yöntemlerinden biri olan, sınır tabakadan kanat içerisine hava emilmesi prensibine dayanan emme tekniği kullanılarak, bir rüzgar türbini kanadının aerodinamik performansının arttırılması hedeflenmiştir. Emme işlemi daimi bir jet vasıtasıyla gerçekleştirilmiş, kanat modeli olarak rüzgar türbini uygulamalarında yaygın olarak kullanılan S809 kanat profili tercih edilmiştir. Tez çalışmasında iki ayrı numerik çalışma yapılmış ve birinci numerik çalışmanın parametreleri olarak üç ayrı jet konumu ($L_{jet}=0,1c, 0,26c, 0,36c$) ve üç ayrı jet hızı oranı ($R_{jet}=0,1, 0,3, 0,5$) seçilmiştir. İkinci numerik çalışmanın parametreleri olarak dört ayrı hücum açısı ($\alpha=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$), dokuz ayrı jet konumu ($L_{jet}=0,1c, 0,2c, 0,3c, 0,45c, 0,5c, 0,54c, 0,55c, 0,72c, 0,945c$) ve üç ayrı jet hızı oranı ($R_{jet}=0,1, 0,2, 0,3$) seçilmiştir. Her iki numerik çalışma için emme jeti genişliği sabit olup veter uzunluğunun %2,5'i kadardır ve emme jeti açısı (θ_{jet}) bölgesel jet yüzeyine 90° olacak şekilde ayarlanmıştır. İki boyutlu, sıkıştırılamaz, sürekli, türbülanslı ve viskoz akış için sayısal analiz; birinci numerik çalışma için $\alpha=15^\circ$ hücum açısında ve $Re=10^6$ 'da, ikinci numerik çalışma için $\alpha=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$ hücum açılarında ve $Re=2 \times 10^6$ 'da, SST k- ω türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Birinci numerik çalışmada ilk olarak emme jeti konumunun etkisi, ardından en iyi sonucu veren emme jeti konumu seçilerek emme jeti hızı oranının etkisi araştırılmıştır. Sonuçlar incelendiğinde en iyi sonuç, emme jeti konumu 0,36c (Jet-3) ve emme jeti hızı oranı 0,5 olduğunda alınmıştır. Jet kontrolsüz duruma göre C_L/C_D oranı 17,92'den 273,03'e yükselmiştir. İkinci numerik çalışmada ilk olarak emme jetinin kanat aerodinamik performansına olumlu etki yaptığı görülmekle birlikte, en iyi jet konumunun ve jet hızı oranının 0,3c ve 0,3 olduğu sonucuna varılmıştır. Emme jeti konumunun kuyruk kenarına fazla yaklaşması durumunda artık, kanat aerodinamik performansına olumlu etkisi devam etmemektedir. İkinci numerik çalışmada son olarak dört ayrı hücum açısında da C_L/C_D 'nin en yüksek değer aldığı jet konumunun 0,5c olduğu sonucuna varılmıştır. Bu konumun ötesine geçildiğinde ise, örneğin jet konumu $L_{jet}=0,55c$ olduğunda, uygulanan emme jetinin şiddetinden bağımsız olarak, C_L/C_D oranı azalma eğilimi göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Aktif kontrol, Akış ayrılması, Emme jeti, S809, Kanat profili.

ABSTRACT

CONTROL OF BOUNDARY LAYER FLOW ON WIND TURBINE BLADES BY ACTIVE METHODS

In this study, it is aimed to increase the aerodynamic performance of a wind turbine blade by using the suction technique which is one of the active control methods of boundary layer flows based on the principle of air intake from the boundary layer into the blade. Suction is defined as a continuous jet and the S809 airfoil is preferred which is widely used in wind turbine applications as a blade model. Two different numerical studies were carried out in this study and three different jet positions ($L_{jet} = 0,1c, 0,26c, 0,36c$) and three different jet velocity ratios ($R_{jet} = 0,1, 0,3, 0,5$) were selected as the parameters of the first numerical study. Four different angles of attack ($\alpha = 8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$), nine different jet positions ($L_{jet} = 0,1c, 0,2c, 0,3c, 0,45c, 0,5c, 0,54c, 0,55c, 0,72c, 0,945c$) and three different jet velocity ratios ($R_{jet} = 0,1, 0,2, 0,3$) were selected as the parameters of the second numerical study. For both numerical studies, the width of the suction jet was fixed as 2,5% of the chord length and the angle of the suction jet (θ_{jet}) was 90° to the local jet surface. Numerical analyses for two-dimensional, incompressible, steady, turbulent and viscous flow were performed using SST k- ω turbulence model with an angle of attack of $\alpha = 15^\circ$ and $Re = 10^6$ for the first numerical study and angles of attack of $\alpha = 8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$ and $Re = 2 \times 10^6$ for the second numerical study. In the first numerical study, firstly, the effect of the suction jet position was investigated and then the effect of the suction jet velocity ratio was examined with an optimum position of the suction jet that showed the best result. When the simulation results of the flow around the airfoil are examined, the best result is obtained when the suction jet position is jet-3 (0,36c) and the suction jet velocity ratio is 0,5. The ratio of C_L/C_D is increased from 17,92 to 273,03 compared to the no-jet situation. Although it is seen that the suction jet has a positive effect on the aerodynamic performance of the wing, it has been concluded in the second numerical study that the most beneficial jet position and jet velocity ratio are 0,3c and 0,3. If the suction jet position is located close to the trailing edge, the positive effect on the aerodynamic performance of the wing no longer exists. As a result of the analysis carried out in the second numerical study, it can be concluded that the jet position where C_L/C_D has the highest value in all four different angles of attack was 0,5c. Beyond this position, for example, when the jet position is $L_{jet} = 0,55c$, C_L/C_D tends to decrease, regardless of the intensity of the applied suction jet.

Keywords: Active control, Flow separation, Suction jet, S809, Blade profile.

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖN SÖZ.....	i
ÖZET.....	ii
ABSTRACT	iii
İÇİNDEKİLER.....	iv
TABLolar LİSTESİ.....	vi
ŞEKİLLER LİSTESİ.....	vii
KISALTMALAR VE SİMGELER LİSTESİ	x
1. GİRİŞ.....	1
1.1. Tezin Amacı ve Motivasyonu	3
2. YENİLENEBİLİR ENERJİ KAYNAKLARI VE RÜZGÂR ENERJİSİ	4
2.1. Yenilenebilir Enerji Kaynakları	4
2.2. Rüzgâr Enerjisi.....	5
2.3. Rüzgâr Türbinleri	8
2.3.1.Yatay Eksenli Rüzgâr Türbinleri (YERT)	8
2.3.2.Dikey Eksenli Rüzgâr Türbinleri (DERT)	10
2.4. Rüzgâr Türbini Kanat Yapısı.....	11
2.5. Kanat Profili Yapısı ve Aerodinamik Karakteristikler	12
2.6. Sınır Tabaka Kavramı	14
2.7. Kanat Profili Etrafındaki Sınır Tabaka Akışı	16
2.8. Sınır Tabaka Akışı Ayrılması.....	18
2.9. Sınır Tabaka Akışı Kontrolü ve Akış Kontrol Yöntemleri	20
2.9.1.Pasif Akış Kontrol Yöntemleri	20
2.9.2.Aktif Akış Kontrol Yöntemleri.....	21
2.9.3.Akış Kontrol Aktüatörleri	22
2.9.3.1.Sıfır Net Kütle Akışı Aktüatörleri (ZNMF)	23
2.9.3.2.Darbeli Jetler	24
2.9.3.3.Yanma Aktüatörleri	25
2.9.3.4.Akışkan Osilatörleri.....	26
2.9.3.5.Tekli Dielektrik Bariyer Deşarjı (SDBD) Aktüatörleri	26
2.9.3.6.Kayar Deşarj Aktüatörleri	27
3. LİTERATÜR TARAMASI.....	28

3.1. Yapılmış Çalışmalar	28
4. NUMERİK ÇALIŞMALAR	37
4.1. CFD Geometrisinin Oluşturulması.....	37
4.2. Ağ Yapısının Oluşturulması	37
4.3. Sınır Koşullarının ve Akışa Ait Özelliklerin Belirlenmesi.....	38
4.4. Türbülans Modelinin Belirlenmesi	38
4.5. Emme Jeti Uygulaması.....	39
4.6. CFD Uygulamasında Kullanılan Matematiksel Denklemler.....	41
5. SONUÇLAR VE TARTIŞMA.....	43
5.1. CFD Modeline Ait Ağ Yapısının Denetlenmesi	43
5.2. CFD Modeline Ait Sonuçların Doğrulanması.....	44
5.3. Birinci Numerik Çalışmaya Ait Sonuçların Değerlendirilmesi.....	46
5.3.1.Emme Jeti Konumunun Etkisi	46
5.3.2.Emme Jeti Hızı Oranının Etkisi	48
5.4. İkinci Numerik Çalışmaya Ait Sonuçların Değerlendirilmesi	51
6. SONUÇ VE ÖNERİLER	63
6.1. Sonuç.....	63
6.2. Öneriler	64
KAYNAKÇA	65

TABLÖLAR LİSTESİ

	Sayfa
Tablo 4.1. Birinci Numerik Çalışma İçin Emme Jeti Parametreleri	40
Tablo 4.2. İkinci Numerik Çalışmanın Birinci Aşaması İçin Emme Jeti Parametreleri	40
Tablo 4.3. İkinci Numerik Çalışmanın İkinci Aşaması İçin Emme Jeti Parametreleri.....	40
Tablo 5.1. Dört Ayrı Hücüm Açısı için C_D 'in Minimum, C_L ve C_L/C_D 'nin Maksimum Olduğu Jet Konumları ve Jet Hızı Oranları.....	58



ŞEKİLLER LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 2.1. 1990'dan 2040'a Kadar Toplam Küresel Enerji Tüketimi (Katrilyon BTU).....	5
Şekil 2.2. Dünyada Yıllara Göre Toplam Rüzgâr Kurulu Gücü	8
Şekil 2.3. Türkiye’de Yıllara Göre Toplam Rüzgâr Kurulu Gücü.....	8
Şekil 2.4. Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini Bileşenleri	9
Şekil 2.5. Soldan Sağa; Darrius, Savonious, H-Tipi DERT.....	11
Şekil 2.6. Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini Kanadı ve Bölgeleri	12
Şekil 2.7. Rüzgâr Türbini Kanadını Oluşturan Kesit Profilleri.....	12
Şekil 2.8. Tipik Bir Kanat Profili Yapısı.....	13
Şekil 2.9. Otomobilin Etrafındaki Akışın Görüntülenmesi: Akışkanın Viskozitesinin Neden Olduğu İnce Tabaka Cisim Boyunca Görülebilir. Katı Sınırın Yakınındaki Dar Rejimin Dışındaki Akış İdeal (Viskoz Olmayan) Olarak Nitelendirilir	15
Şekil 2.10. Düz Bir Plaka Üzerinde Akış İçin Sınır Tabakanın Gelişimi ve Farklı Akış Rejimleri. (Dikey Ölçek Büyük Ölçüde Abartılmış ve Yatay Ölçek Kısaltılmıştır.).....	15
Şekil 2.11. Sınır Tabaka Kalınlığının Tanımı, a) Standart Sınır Tabaka ($u = 99U$), b) Sınır Tabaka Deplasman Kalınlığı	16
Şekil 2.12. Bir Kanat Profili Etrafındaki Sınır Tabakanın Gelişimi.....	17
Şekil 2.13. Kaldırma ve Sürüklenme Katsayılarının Hücum Açılarına Bağlı Değişimi.....	17
Şekil 2.14. Bir Kanat Üzerinden Geçen Akış, a) Tutunmuş Akış, b) Ayrılmış Akış	19
Şekil 2.15. Ayrılma Noktasına Yakın Sınır Tabaka Akışının Şematik Olarak Gösterilmesi. $S=Ayrılma\ Noktası$	19
Şekil 2.16. Pasif Akış Kontrol Yöntemlerinin Uygulamaları	20
Şekil 2.17. Aktif Kontrol Yöntemlerinin Uygulanması, a) Üfleme, b) Emme	21
Şekil 2.18. Akış Kontrol Aktüatörlerinin Bir Tür Sınıflandırması	22
Şekil 2.19. ZNMF Aktüatörleri, a) Piezoelektrik Diyafram, b) Elektrodinamik Diyafram	24
Şekil 2.20. Bir Döner Valfin Şematik Olarak Gösterilmesi.....	25

Şekil 2.21. İki Değişken Akışkanlı Aktüatörün Şematik Olarak Gösterilmesi	26
Şekil 2.22. İki Ortak Plazma Aktüatörünün Şematik Olarak Gösterilmesi, a) Tekli Dielektrik Bariyer Deşarjı (SDBD), b) Kayar Deşarj	27
Şekil 4.1. Sayısal Model ve Sınır Koşulları	37
Şekil 4.2. Sayısal Modelin Ağ Yapısı	38
Şekil 4.3. Emme Jeti Uygulanmasının Şematik Olarak Gösterilmesi.....	39
Şekil 5.1. Birinci Numerik Çalışmanın Ağ Bağımsızlık Testi ($\alpha=15^\circ$, $Re=10^6$)	43
Şekil 5.2. İkinci Numerik Çalışmanın Ağ Bağımsızlık Testi ($\alpha=8^\circ$, $Re=2 \times 10^6$).....	44
Şekil 5.3. Mevcut Birinci Numerik Çalışmanın Basınç Katsayısı Değerlerinin Ramsay vd. Tarafından Raporlanan Deneysel Veriler ile Karşılaştırılması	45
Şekil 5.4. Mevcut İkinci Numerik Çalışmanın Basınç Katsayısı Değerlerinin Walter Tarafından Gerçekleştirilen Deneysel Veriler ve Kang ve Park'ın Numerik Çalışmalarının Verileri ile Karşılaştırılması	45
Şekil 5.5. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_D Değerleri	46
Şekil 5.6. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L Değerleri.....	47
Şekil 5.7. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L/C_D Değerleri.....	47
Şekil 5.8. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri	48
Şekil 5.9. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_D Değerleri	49
Şekil 5.10. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L Değerleri	49
Şekil 5.11. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L/C_D Değerleri	50
Şekil 5.12. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri.....	50
Şekil 5.13. Kanat Profili Etrafındaki Kayma Gerilmesine Ait Grafik	51
Şekil 5.14. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri.....	52
Şekil 5.15. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri.....	52

Şekil 5.16. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri.....	53
Şekil 5.17. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri.....	53
Şekil 5.18. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri.....	54
Şekil 5.19. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri.....	54
Şekil 5.20. 12° Hücüm Açılarındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri.....	55
Şekil 5.21. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri.....	55
Şekil 5.22. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	56
Şekil 5.23. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	56
Şekil 5.24. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	57
Şekil 5.25. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	57
Şekil 5.26. 14,24° Hücüm Açısındaki Üç Farklı Jet Konumu, Üç Farklı Jet Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri.....	59
Şekil 5.27. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	60
Şekil 5.28. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	61
Şekil 5.29. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	61
Şekil 5.30. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri.....	62

KISALTMALAR VE SİMGELER LİSTESİ

α : Hücüm Açısı

δ_f : Kuyruk Sapması

c : Viter uzunluğu

C_μ : Emme Katsayısı

C_D : Sürüklenme Katsayısı

C_L : Kaldırma Katsayısı

L_{jet} : Jet Konumu

Ma : Mach

R_{jet} : Jet Hızı Oranı

Re : Reynolds sayısı

V_∞ : Serbest Akış Hızı

V_{jet} : Jet Hızı

y^+ : Boyutsuz Duvar Uzaklığı

3D : Three Dimension (Üç Boyutlu)

AFC : Active Flow Control (Aktif Akış Kontrolü)

BTU : British Thermal Unit (İngiliz Sıcaklık Birimi)

CFD : Computational Fluid Dynamics (Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği)

CFJ : Co-Flow Jet (Ortak Akışlı Jet)

DETR : Dikey Eksenli Rüzgâr Türbini

HLFC : Hybrid Laminar Flow Control (Hibrit Laminer Akış Kontrolü)

NMF : Nonzero Mass-Flux (Sıfır Olmayan Kütle Akışı)

RANS : Reynolds-averaged Navier-Stokes (Reynolds-ortalımalı Navier-Stokes)

RBF : Radial Basis Function (Radyal Temel Fonksiyonu)

RSM : Response Surface Methodology (Yanıt Yüzey Metodolojisi)

SCB : Shock Control Bump (Şok Kontrol Tamponu)

SDBD : Single Dielectric Barrier Discharge (Tekli Dielektrik Bariyer Deşarj)

SJA : Synthetic Jet Actuators (Sentetik Jet Aktüatörler)

SWBLI : Shock Wave Boundary Layer Interaction (Şok Dalgası Sınır Tabaka Etkileşimi)

URANS : Unsteady Reynolds-averaged Navier-Stokes (Zamana Bağlı Reynolds-ortalamalı Navier-Stokes)

YERT : Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini

ZNMF : Zero-Net Mass-Flux (Sıfır Net Kütle Akışı)



1. GİRİŞ

Dünya’da giderek artan enerji tüketiminde, fosil kaynakların yetersizliği ve atmosferi kirletmesi gibi bir durum söz konusu iken enerjinin doğal ve yenilenebilir enerji kaynaklarından elde edilmesi çok önem kazanmıştır. Bu amaçla güneş enerjisi ve rüzgâr enerjisi gibi temiz ve yenilenebilir enerji kaynaklarına yönelik araştırmalar, alternatif enerji geliştirmenin ana konuları haline gelmiştir. Bu hususta dikkat çeken bir enerji kaynağı olan rüzgâr enerjisi dünya genelinde önemli bir paya sahip olmuştur. Rüzgâr enerjisi sistemlerinin temiz ve yenilenebilir enerji kullanarak elektrik üretebilmesi avantajının yanı sıra doğal çevre üzerinde minimum etkisi vardır. Bu nedenle, rüzgâr enerjisi sistemleri dünya çapında yeni bir alternatif enerji kaynağı olarak öne çıkmaktadır (Bae ve Shim, 2012: 624-625). Rüzgârdan elektrik enerjisi üretmek için yapılan rüzgâr türbinleri ise geniş bir alanda kullanılmıştır. Rüzgâr türbinlerinde hava akışını yönlendiren ve enerjinin elde edilmesinde kritik bir konumda olan türbin kanatlarının aerodinamik performanslarının artırılması günümüze değin sıklıkla araştırılmıştır. Kanat profili etrafında oluşan sınır tabaka akışının kontrol edilebilmesi ise bu çalışmaların asıl amacını oluşturmuştur.

Diğer yandan enerji talebi arttıkça sistemin daha verimli şekilde daha fazla güç üretmesi gerekmektedir. Daha fazla rüzgâr gücü elde etmenin en etkili yollarından biri stall (tutunma kaybı/duraklama) gibi aerodinamik bozulma faktörlerinin azaltılmasıyla kanat çapını artırmaktır. Stall, hücum açısı (α)’nın artmasıyla ayrılmış bir akışın üretmiş olduğu kaldırma katsayısı (C_L)’nın bir azalma olgusudur. Stall kontrolü ise, duraklama açısını geciktirmek veya aerodinamik iyileştirme için ayrılmış akışı ortadan kaldırmaktır. Stall kontrolü, akış yönünde akış ayrımı oluşturan bir kanat üzerindeki sınır tabakanın içindeki akış yönündeki momentumu artırmak veya yeniden konumlandırmak için kullanılmaktadır. Sınır tabakaya doğrudan momentum ekleyen stall kontrol yöntemi, Aktif Akış Kontrolü (Active Flow Control [AFC]) yöntemi olarak bilinmektedir (Kang ve Park, 2013: 1037-1038).

Alternatif bir yaklaşım olan sınır katmanının gelişimini kontrol etmek için sisteme az miktarda enerji girişi ile kaldırma kuvvetini önemli ölçüde değiştiren AFC’nin amacı; akış ayrılmasını önlemek veya teşvik etmek, türbülansı bastırmak veya artırmak ya da kaldırma-sürüklenme oranını (C_L/C_D) artırmak için geçişi geciktirmek veya ilerletmek, sürüklemeyi azaltmak, kaldırmaı artırmak, karıştırmayı büyütmek ve akış kaynaklı gürültüyü bastırmaktır (Gad-el Hak, 1996: 365; Huang vd., 2004: 1005; Traub vd., 2004: 1153). Aktif akış kontrolü ile C_L , hücum açısını değiştirmeden veya kontrol yüzeylerini saptırmadan artırılabilir (Akçayöz ve Tuncer, 2009: 1; Zhou vd., 2017: 282). AFC, çok elemanlı kanat profilleri gibi

kaldırma yüzeylerinin aerodinamik özelliklerini uyarlamalı ve hızlı bir şekilde değiştirme potansiyeline sahip bir teknolojidir. AFC teknolojisi mekaniğin önemli bir dalı olarak kademeli olarak geliştirilmiştir. AFC teknolojisi çalışması; akış fenomeni, kontrol/sensörler ve aktüatörler/cihazlar gibi üç alanda sınıflandırılabilir. Akış fenomeni araştırmaları genellikle kontrollerin/sensörlerin ve aktüatörlerin/cihazların tasarımından önceki ilk adımdır. Yüksek kaldırma akışlarına odaklanan AFC çalışmaları genellikle akış ayrılmasını azaltmak ve kaldırmayı kontrol etmek üzere iki ana kategoriye yönelmektedir. Bununla birlikte etkileri mutlaka dışlayıcı değildir, yani bir kategoriye iyileştirmenin diğer kategori üzerinde olumlu ve/veya olumsuz etkileri olabilmektedir (Hosseini vd., 2019: 1668; Kral, 2000: 3; Lin vd., 1990: 503-504; You ve Moin, 2008: 1349-1350).

Akış kontrol teknikleri üzerine çok sayıda çalışma yapılmıştır. Prandtl, 1904 yılında sınır tabaka ayrılmasını geciktirmek için silindirik bir yüzey üzerinde sınır tabaka emişini kullanan ilk bilim adamıdır. Öncelikle rüzgâr tüneline olmak üzere kanatlar için sınır tabaka emişiyle ilgili bilinen en eski deneysel çalışmalar 1930'ların sonlarında ve 1940'larda gerçekleştirilmiştir. Emme ve üfleme yaklaşımları ortaya çıkmış ve çeşitli deneylerde incelenmiştir. Bu tür deneyler, emme ve üflemenin bir kanat profili yüzeyindeki basınç dağılımını değiştirebildiğini ve kaldırma ve sürüklenme katsayıları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğunu göstermiştir (Schlichting, 1968: 347-362, Yousefi vd., 2014: 1297).

Son yıllarda hesaplama olanaklarının gelişmesiyle birlikte, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (Computational Fluid Dynamics [CFD]), sınır tabaka kontrolünü araştırmak için giderek daha fazla kullanılmaktadır. Kanat profillerinin aerodinamik özellikleri üzerindeki üfleme, emme ve sentetik jetlerin etkilerini araştırmak için CFD yaklaşımları aracılığıyla çok sayıda akış kontrol çalışması yapılmıştır (Benini vd., 2011: 953; Genç vd., 2011: 218-219; Kim ve Kim, 2009: 172-173; Lee ve Su, 2011: 1411; Rumsey ve Nishino, 2011: 847; Yagiz vd., 2012: 21-22; Yousefi vd., 2013: 136-137; You ve Moin, 2008: 1349-1350). Akış ayrımını kontrol etmek için birçok deneysel ve sayısal çalışmalar yapılmış ve ayırma kontrolünü sağlamak için hem aktif hem de pasif yöntemler önerilmiştir (Fatahian vd., 2019: 1). Aktif akış kontrolü; emme ve üfleme jetleri (Fatahian vd., 2018: 5327; Fatahian vd., 2019: 1-2; Huang vd., 2004: 1005-1006), sentetik jet aktüatörler (Synthetic Jet Actuators [SJA]) (Choi vd., 2011: 356; Duvigneau ve Visonneau, 2006: 624-625; Kim ve Kim, 2009: 172-173; Smith ve Glezer, 1998: 2281-2282; You ve Moin, 2008: 1350), sürekli jet (Liu vd., 2004: 4-5), salınımlı jet (Hassan, 2004: 1-2; Swanson ve Rumsey, 2009: 1931,1934) ve plazma bazlı akış kontrol yöntemleri (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 255) gibi küçük enerji girişi gerektiren aktif

yöntemler kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Pasif akış ayırma kontrolü ise yardımcı güç ve kontrol döngüsü gerektirmeyen kanat geometrisini değiştirmek, arka kenarlı kanatçıklar ve ön kenar çıtaları, girdap oluşturunucular, çukurlar ve Gurney kanatları gibi yüksek kaldırma aygıtları eklemek gibi pasif yöntemler ile gerçekleştirilmektedir. Ancak, bu aygıtlar rüzgâr türbini kanadının boyutu arttıkça yapısal ve yorulma yüklenmesine neden olabilmektedirler. Bu noktada sınır tabaka akışının kontrolünde aktif kontrol yöntemleri ciddi bir çalışma alanı oluşturmuştur (Kang ve Park, 2013: 1038; Yousefi vd., 2013: 136; Huang vd., 2004: 1005; Huang vd., 2007: 1337-1338; LeBeau vd., 2007:1).

1.1. Tezin Amacı ve Motivasyonu

Bu tez çalışmasında, aktif kontrol yöntemlerinden biri olan sınır tabakadan hava emilmesi prensibine dayanan emme tekniği kullanılarak türbin kanatlarının aerodinamik performansının artırılması hedeflenmiştir. Çalışmada kanat modeli olarak rüzgâr türbini uygulamalarında yaygın olarak kullanılan S809 kanat profili tercih edilmiştir. Literatürdeki çalışmalarda S809 kanat profili, özellikle tüm hücum açılarında diğer kanat profillerine kıyasla daha yüksek C_L sağlaması gibi avantajları olduğundan sıklıkla kullanılmıştır (Douvi ve Margaris, 2012: 2). Ayrıca literatürde, kanat profili üzerindeki sınır tabaka akışının emme tekniği ile aktif kontrolünde S809 kanat profiline ait bir araştırmanın mevcut olmayışı da bu çalışmanın öncelikli motivasyonu olmuştur.

2. YENİLENEBİLİR ENERJİ KAYNAKLARI VE RÜZGÂR ENERJİSİ

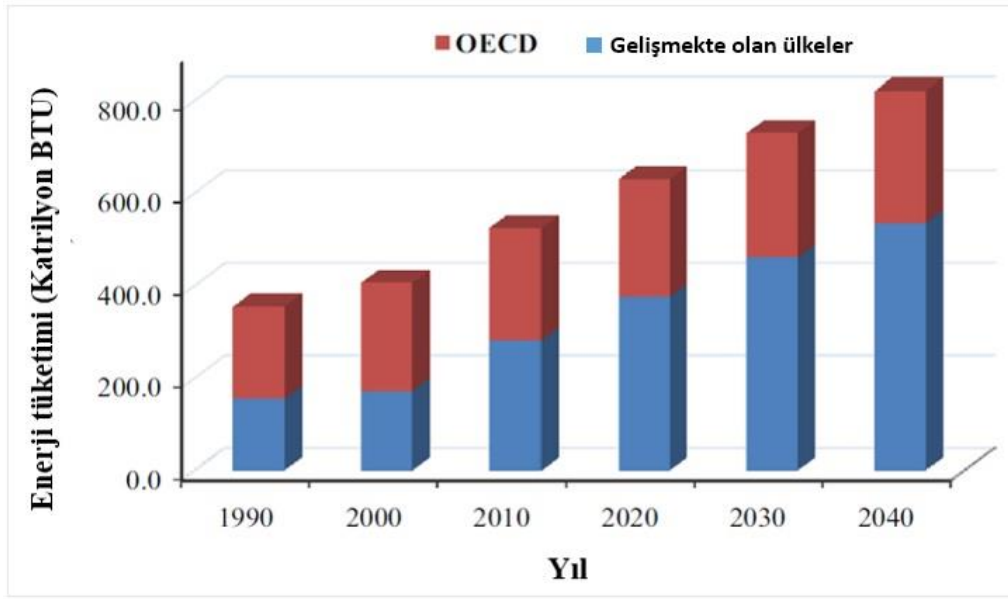
2.1. Yenilenebilir Enerji Kaynakları

Enerji ihtiyaçları için petrol, kömür ve doğal gazın yaygın kullanımı, küresel ısınmaya neden olan karbondioksit (CO₂) ve diğer toksik gazların emisyonlarını sürekli olarak artırmaktadır. Dünya çapında enerji ile ilgili CO₂ emisyonlarının 2010 yılında 31 milyar tondan 2020 yılında 36 milyar tona, daha sonra 2040'larda 45 milyar tona yükselmesi ve böylece önümüzdeki 40 yılda %46 artış olması beklenmektedir. Goddard Uzay Araştırmaları Enstitüsü'ne göre, dünyadaki sıcaklık ve yağış modellerinin 21. yüzyılın sonunda değişebileceği öngörülmektedir. Dahası, ortalama küresel sıcaklığın 2100 yılına kadar 2°C ve 11°C arasında yükselebileceği de tahmin edilmektedir (Kumar vd., 2016: 210).

Bu durum, buzun erime oranını hızlandırma, denizin su seviyesini ve asiditesini artırma ve nihayetinde kıyı bölgelerinde yaşayan milyonlarca insanın hayatını tehlikeye atma potansiyeline sahiptir. Bu ciddi çevre sorunlarının, uzun vadeli çevre dostu alternatif enerji çözümleri benimsenerek kontrol edilebilir hale gelmesi mümkündür. Bu tür çözümlerin benimsenmesi sadece gelecek nesiller için fosil rezervlerini kurtarmakla kalmayacak, aynı zamanda çevreyi ekolojik olarak bozulmaya karşı koruyacaktır. Bu nedenle, birçok ülke yenilenebilir ve temiz enerjinin daha iyi kullanılması için rüzgâr, güneş, jeotermal ve biyokütle dâhil teknolojilerin geliştirilmesini başlatmıştır (Zuo ve Liu, 2012: 635).

Rüzgâr, etkili bir enerji üretim kaynağıdır ve dünyanın enerji ihtiyaçlarını karşılamak için büyük bir potansiyele sahiptir. Rüzgâr, enerji üretimi sırasında toksik gaz üretmediği ve az arazi alanı gerektirdiği için yenilenebilir, temiz ve çevre korumasına son derece elverişlidir. Amerika Birleşik Devletleri'nde, rüzgâr enerjisi kullanılarak 2013 yılında 96 milyon ton CO₂ emisyonu önlenmiştir (Greene ve Morrissey, 2013: 2).

2050 yılına kadar 9,6 milyara ulaşması beklenen dünya nüfusunun hızlı büyümesi de enerji talebini orantılı olarak artırmaktadır. 2010-2040 yılları arasında enerji tüketiminin %56 oranında artması beklenmektedir. Dünyanın toplam enerji kullanımının 2010 yılında 524 katrilyon İngiliz Termal Birimi (BTU) 'nden 2040 yılında 820 katrilyon BTU'ya yükselmesi beklenmektedir. Büyümenin çoğunun, Şekil 2.1'de gösterildiği gibi, Ekonomik İşbirliği ve Kalkınma Örgütü (OECD) dışındaki daha kalabalık gelişmekte olan ülkelerde gerçekleşeceği öngörülmektedir (Kumar vd., 2016: 210).



Şekil 2.1. 1990'dan 2040'a Kadar Toplam Küresel Enerji Tüketimi (Katrilyon BTU)

Gelişmiş araştırmalar ve en son teknolojiler ile birlikte fosil yakıtların da maliyetinin artması devam etmektedir. Bu tür kaynakların daha fazla maliyet etkinliğini artırmak için kullanılmaya devam etmesiyle, yenilenebilir enerji sistemlerinde bir değişiklik olması beklenmektedir. Son 30 yılda, güneş ve rüzgâr enerjisi sistemleri performans özelliklerini geliştirmeye devam etmiş ve satışlarda hızlı bir büyüme göstermiştir. Daha önce de belirtildiği gibi rüzgâr enerjisi, diğer yenilenebilir enerji kaynaklarına kıyasla makul bir maliyetle devasa bir ölçekte konuşlandırılmaya hazır olduğu için önemli bir yere sahiptir (Devabhaktuni vd., 2013: 556; Sims vd., 2003: 1316).

2.2. Rüzgâr Enerjisi

Rüzgâr temelli enerji üretimi olgun bir teknolojidir ve 3.500 yıldan uzun bir süredir rüzgâr türbinleri insanlığa güç sağlamaktadır. Örneğin, eski Mısırlılar Nil Nehri boyunca tekneleri itmek için rüzgâr enerjisi kullanmışlardır. Çin'de M.Ö. 200 yılına gelindiğinde, su pompalamak için basit rüzgâr değirmenleri kullanılmıştır. Güneş enerjisi gibi, rüzgâr enerjisi de dünyaya ulaşan toplam enerjinin sadece küçük bir kısmını oluşturmaktadır. Güneş ışınları atmosferdeki havayı eşit bir şekilde ısıtmadığından dolayı rüzgâr akmaktadır. Ekvator doğrudan ışınlar almakta ve gezegenin diğer kısımlarından daha fazla ısı ile karşı karşıya kalmaktadır. Daha sıcak ekvator havası yükselmekte ve düşük basınç alanı oluşturmaktadır. Kuzey ve güney yarım kürelerdeki hava, ekvatorda sıcak havanın yükselmesiyle oluşan düşük basınç alanına doğru akmaktadır. Aynı zamanda, dünyanın dönüşü havayı kuzey yarımkürede doğuya ve

güney yarımkürede batıda değiştiren bir Coriolis etkisi meydana getirmektedir (Kumar vd., 2016: 210).

Rüzgâr enerjisi ya doğrudan mekanik güç olarak ya da rüzgârın kinetik enerjisini elektrik enerjisine dönüştürerek dolaylı olarak kullanılabilir. Herhangi bir rüzgâr enerjisi sisteminin en önemli kısmı, rüzgâr enerjisini çeşitli uygulamalarda kullanılabilir mekanik güce dönüştüren rüzgâr türbini. Elektrik üretimi için ilk rüzgâr türbini 20. yüzyılın başında geliştirilmiştir. Rüzgâr türbini teknolojisi kademeli olarak gelişmesine rağmen, rüzgâr türbini tasarımında dikkate değer ilerlemeler kaydedilmiştir. Daha spesifik olarak; bir türbin ve bileşenlerinin modern teknolojik gelişmeleri ve optimizasyonları, üretilen güç çıkışında ve verimliliğinde önemli bir gelişme göstermiştir. Ayrıca, belirli jeneratörlerin güç elektronik cihazlarının kullanımı ile birlikte dişlisiz türbin tasarımlarına izin verilmiştir (Hansen vd., 2001: 2002; Kaldellis ve Zafirakis, 2011: 1887).

Günümüzde yaygın olarak kullanılan yenilenebilir enerji kaynakları; hidrolik, rüzgâr, güneş, jeotermal ve biyokütle enerjisidir. Bu enerji kaynaklarının, enerjinin üretimi ve dönüştürülmesi sırasında karşılaşılan çevresel sorunlara sebep olmaması nedeniyle kullanımı her geçen gün artmaktadır. En önemli yenilenebilir enerji kaynaklarından biri olan rüzgâr enerjisi, güneş radyasyonunun yer yüzeylerini farklı ısıtmasından kaynaklanmaktadır. Yer yüzeylerinin farklı ısınması, hava sıcaklığı, basıncı ve neminin farklı olmasına, bu basınç farkları da havanın hareketine neden olmaktadır. Yüksek basınçtan alçak basınca doğru olan hava hareketi de rüzgârı oluşturmaktadır (Aydın, 2013: 33; Çolak ve Demirtaş, 2008: 56; Koç ve Şenel, 2013: 40).

Rüzgâr enerjisi kullanımının bazı avantajları mevcuttur. Rüzgâr enerjisi, yenilenebilir özelliğe sahip olmasının yanı sıra, taşıma problemi olmayan ve enerji üretebilmesi için çok ileri teknolojiye ihtiyaç duymayan bir enerji kaynağıdır. Buna ek olarak rüzgâr enerjisi atmosferde serbest ve sınırsızca bulunmakta ve çevre kirliliğine neden olmamaktadır. Bu enerji kaynağından faydalanabilmek için rüzgâr enerjisinin başka bir enerji formuna dönüştürülmesi gerekmektedir. Bunun için de rüzgâr türbinlerinden yararlanılmaktadır (İlkılıç, 2009: 27; İlkılıç vd., 2011: 961; İlkılıç ve Aydın, 2015: 79).

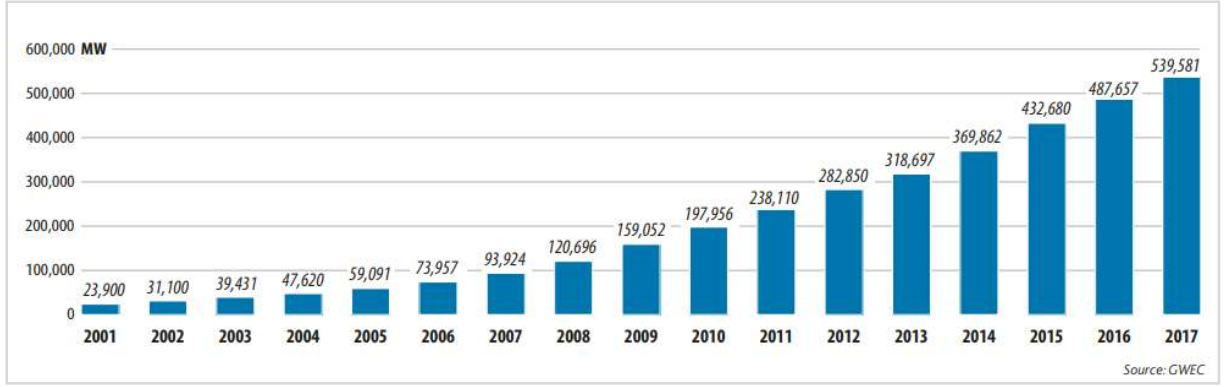
Rüzgâr türbinleri, rüzgârın sahip olduğu kinetik enerjisinden elektrik enerjisi üretmek için kullanılmaktadır. Rüzgâr türbinleri üretiminde son zamanlarda meydana gelen gelişmeler ile (türbin çeşitleri, türbin yükseklikleri vb.) bu enerjiden elde edilen elektrik enerjisi üretim maliyeti düşmüştür. Böylelikle rüzgâr enerjisi fosil yakıt rezervleri ile rekabet edebilir duruma gelmiştir. Buna bağlı olarak, gelişmiş ve gelişmekte olan çoğu ülke, rüzgâr enerjisinden elektrik

enerjisi üretebilmek ve bunu teşvik edebilmek için devlet ile işbirliği içinde olmuştur (Aydın, 2013: 33; Çolak ve Demirtaş, 2008: 56; Koç ve Şenel, 2013: 40).

Rüzgâr türbinlerinin tarihi ile ilgili çeşitli belgeler mevcut olmakla birlikte, rüzgâr türbinlerinin en eski örneği olan yel değirmeninin, yaklaşık olarak 3000 yıl öncesinde İskenderiye yakınlarında inşa edildiği düşünülmektedir. Mısır, İran ve Uzak Doğu’da görülen yel değirmenleri, Orta Doğu uygarlıklarından, Haçlı seferleri sırasındaki etkileşim ile Avrupa’ya geçmiştir. M.S. 12. yüzyılda, yel değirmenlerinin ilk olarak kullanıldığı ülkeler Fransa, İngiltere ve Hollanda’dır. M.S. 19. yüzyılın sonuna gelindiğinde ve M.S. 20. yüzyılda kuyulardaki suyu çekebilmek ve elektrik üretebilmek için yel değirmenleri kullanılmıştır. Elektrik üretiminde kullanılan ilk rüzgâr türbinini 1891’de Dane Poul LaCour inşa etmiştir. Ancak ilerleyen yıllarda (1900-1950) rüzgâr enerjisi üretim sistemleri değil de, fosil yakıt ile çalışan enerji üretim sistemleri kullanılmıştır. Ama bu zaman zarfında da rüzgâr türbin teknolojilerini geliştirmek için çalışmalar devam etmiştir. Bu çalışmaların örnekleri arasında 1942’de inşa edilmiş kanat çapı 17,5 m ve nominal gücü 50 kW olan Smidth adındaki rüzgâr türbini ve 1957’te inşa edilmiş kanat çapı 24 m ve nominal gücü 200 kW olan Gedser isimli rüzgâr türbini sayılmaktadır (Hayli, 2001: 3; Özgener, 2002: 160).

1970’li yılların başlarında yakıt fiyatlarının artmasıyla elektrik enerjisinin elde edilmesinde, rüzgâr enerjisinin kullanımı daha çok gündeme gelmiştir. 1990’lı yılların sonu da dâhil olmak üzere rüzgâr enerjisi en hızlı şekilde büyüyen önemli enerji kaynaklarından biri haline gelmiştir. Son zamanlardaki teknolojik gelişmeler, rüzgâr türbinlerinin gitgide daha verimli, maliyetinin uygun ve aynı zamanda güvenilir olmasını sağlamıştır. 50-100 kW gücündeki küçük ve orta ölçekli rüzgâr türbinlerinin yerini 1 MW ve daha büyük güce sahip rüzgâr türbinleri almıştır. Hızlı bir şekilde gerçekleşen teknolojik gelişmeler ile şu an kullanılmakta olan rüzgâr türbini güçleri 8 MW’a ve kanat çapları 164 m’ye kadar yükselmiştir (Şenel ve Koç, 2015: 48; Yılmaz, 2008: 2-3).

Global Rüzgâr Enerjisi Konseyi (GWEC)’nden alınan bilgilere bakılacak olursa (Şekil 2.2) dünyada 2017 yılının sonundan başlamak üzere toplam kurulu güç 539,581 MW düzeylerine kadar gelmiş ve ilk beş sırada Çin (188,392 MW), ABD (89,077 MW), Almanya (56,132 MW), Hindistan (32,848 MW), İspanya (23,170 MW) ülkeleri yer almıştır (GWEC, 2020).



Şekil 2.2. Dünyada Yıllara Göre Toplam Rüzgâr Kurulu Gücü

Şekil 2.3'te de Türkiye'nin yıllara bağlı rüzgâr enerjisi kurulu gücünün gelişimi görülmekte olup değerler mekanik gücü temsil etmektedir (TÜREB, 2020).



Şekil 2.3. Türkiye'de Yıllara Göre Toplam Rüzgâr Kurulu Gücü

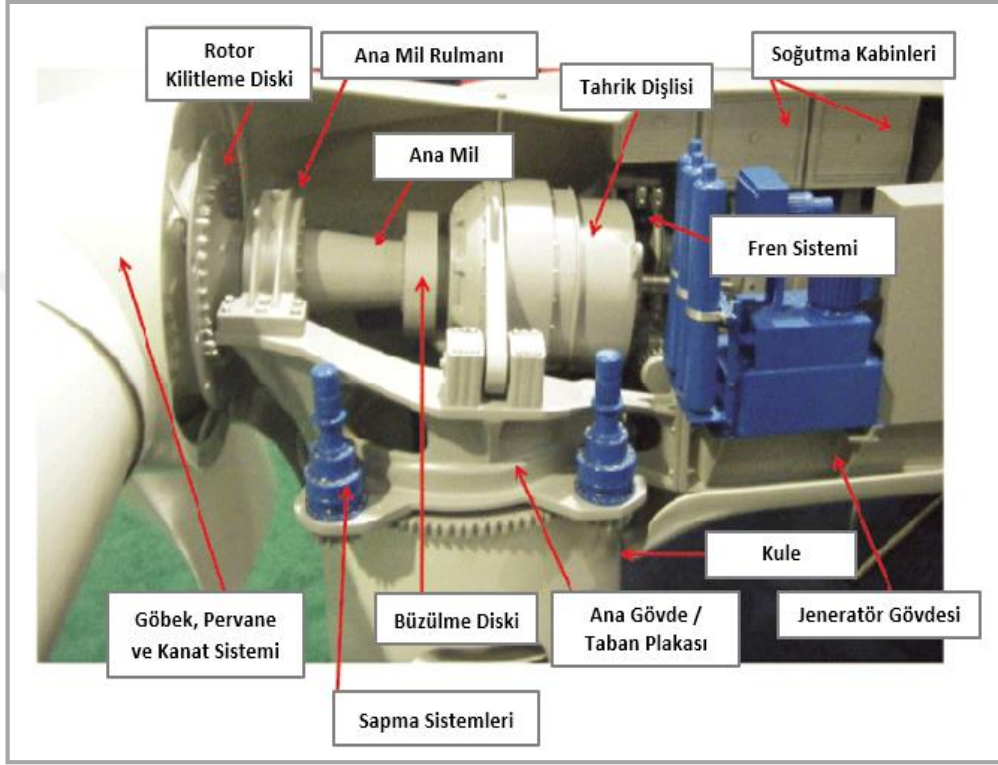
2.3. Rüzgâr Türbinleri

Rüzgâr türbinleri rüzgârdan almış olduğu hareket enerjisini ilk etapta mekanik enerjiye, ardından da bu mekanik enerjiyi elektrik enerjisine çevirmektedir. Rüzgâr türbinleri genel olarak dönme eksenlerine göre sınıflandırılmaktadır. Bunlar yatay eksenli ve dikey eksenli rüzgâr türbinleridir (Kaya, 2019: 5).

2.3.1. Yatay Eksenli Rüzgâr Türbinleri (YERT)

Bu çeşit rüzgâr türbinlerinde; dönme eksenli rüzgârın geliş yönüne paraleldir ve rotor dönme hızı rotor kanatların sayısı ile ters orantılıdır. YERT'ler çoğunlukla üç kanatlı olup iki kanatlıları da mevcuttur. Çift kanatlı rüzgâr türbinleri üç kanatlı rüzgâr türbinlerine göre daha az maliyetlidir ve rotor balansları daha düzgündür. Ancak bu rüzgâr türbinlerinin olumsuz

yanları gürültü düzeyinin yüksek olması ve düşük rüzgâr hızlarında çalıştırılamamasıdır. Üç kanatlı rüzgâr türbinleri, iki ve çok kanatlı rüzgâr türbinlerinden daha verimli ve daha az maliyetlidir. Bu nedenle en çok bu tip YERT'ler uygulanmaktadır (Nurbay ve Çınar, 2005: 2-3). YERT'ler genelde kanatlar, kule, jeneratör, dişli kutusu, elektrik-elektronik elemanlardan oluşmaktadır (Cotrell, 2002: 4). Şekil 2.4'te YERT bileşenleri gösterilmiştir.



Şekil 2.4. Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini Bileşenleri

Kaynak: (Todd, 2019)

Rüzgâr türbinlerinde en önemli görevlerden birini kanatlar üstlenmektedir. Kanatlar, rüzgâr türbini aerodinamik çalışmalarında odak noktası olup rüzgâr enerjisinin etkisiyle dönerek, mekanik enerji elde edilmesine olanak sağlamaktadır. Günümüzde rüzgâr türbini kanatların çoğunluğu fiberglas (cam elyaf) malzemeden yapılmakta olup, karbon fiber (karbon elyaf) gibi malzemeler de kullanılabilmektedir. Kanat uzunlukları günümüzde 50 m'den fazla olabilmektedir. Tek parça olarak taşınmaları gerekli olduğu için kanatların taşınmasında büyük zorluklar çıkmaktadır. Yaw (sapma) mekanizması, türbinlerde rotorun hakim rüzgâr yönüne doğru dönmesini sağlayan mekanizmadır. Kule, rüzgâr türbinini taşıyan ana gövde, rotor ise kanatlar ve kanatları birleştiren merkezdir. Fren diski, fırtına gibi acil durumlarda rotoru durdurmaya yaramaktadır. Kanat, pitch (hatve) mekanizması sayesinde, rüzgâr hızı değişimine bağlı olarak kanatların rüzgâra karşı gelen açıları değiştirilmektedir. Kanat açılarının değişimi ile rüzgârın oluşturduğu kaldırma kuvveti değişmektedir. Buna bağlı olarak da hız kontrolü ve

çıkış gücü kontrolü yapılabilir. YERT’lerde kayıplar genel olarak mekanik ve elektriksel kayıplar olmak üzere iki gruba ayrılabilir. Bu türbinlerde mekanik verim yaklaşık %96,8’dir. Kayıpların yaklaşık %0,4’ü yataklama, yaklaşık %2,8’i ise dişli kutusu nedeniyle oluşmaktadır. Jeneratör verimleri ise yaklaşık % 96,5’tir (Kaya, 2019: 6).

2.3.2. Dikey Eksenli Rüzgâr Türbinleri (DERT)

Bu çeşit rüzgâr türbinlerinde türbin mili dikeydir ve dönme eksenine yere diktir. En önemli çeşitleri Savonius ve Darrieus tipi DERT’lerdir. Bu tip türbinler üzerine araştırmacılar tarafından birçok geliştirme yapılmasına rağmen ticari kullanımları çok azdır. DERT’lerin YERT’lere göre avantajları kule masraflarının az olması, rüzgârı her yönden alabilmeleri, bakım ve onarımlarının daha kolay olması ve enerji naklinin toprak seviyesine yakın olmaları nedeniyle daha kolay yapılmasıdır. Dezavantajları ise verimlerinin düşük olması, yere yakın oldukları için rüzgâr hızlarının düşük olması ve ilk hareket motoruna ihtiyaç duymalarıdır (Kaya, 2019: 6-7).

Savonius tipi rüzgâr türbinleri, Sigurd J. Savonius tarafından geliştirilmiş ve kanat adı verilen iki yarım silindirden meydana gelmektedir. Rüzgâr etkisiyle çarkı oluşturan silindirin iç kısmında pozitif ve dış kısmında negatif bir moment oluşmaktadır. Pozitif moment negatif momentten daha büyük olacağından dönme hareketi meydana gelmektedir (Ushiyama ve Nagai, 1988: 59). Diğer DERT’lere göre; düşük rüzgâr hızlarında iyi başlangıç karakteristiklerine sahiptir, yapımı kolay ve ucuzdur, rüzgârın yönüne bağımlı değildir ve kendi kendine ilk harekete geçmektedir. Bu avantajlarının olmasına karşılık Savonius RT’lerinin, aerodinamik performansı düşük olduğu için havalandırma, su pompalama gibi sınırlı uygulama alanları mevcuttur (Kaya, 2019: 7).

Darrieus tipi DERT ise dikey şekilde konumlandırılmış iki veya üç tane kanattan meydana gelmektedir. Kanatlar, aşağı yukarı türbin mili uzun eksenli olan bir elips biçiminde konumlandırılmıştır. H-rotorlar ise Darrieus rotorların bir çeşidi olarak kabul edilmektedir. Bu tip DERT’lerin CFD simülasyonları, tüm kesitler benzer olduğu için basitlik sağlamak amacı ile iki boyutlu olarak da yapılabilir. Bu nedenle son yıllarda CFD analiz yöntemlerinin de gelişmeleriyle beraber araştırmacılar tarafından yoğun bir şekilde araştırılır hale gelmiştir. Ancak diğer DERT’lerde olduğu gibi H-rotor’ların da ticari kullanımı yok denecek kadar azdır (Kaya, 2019: 7). Şekil 2.5’te soldan sağa doğru Darrieus, Savonius ve H-rotor DERT’e ait görseller verilmiştir.



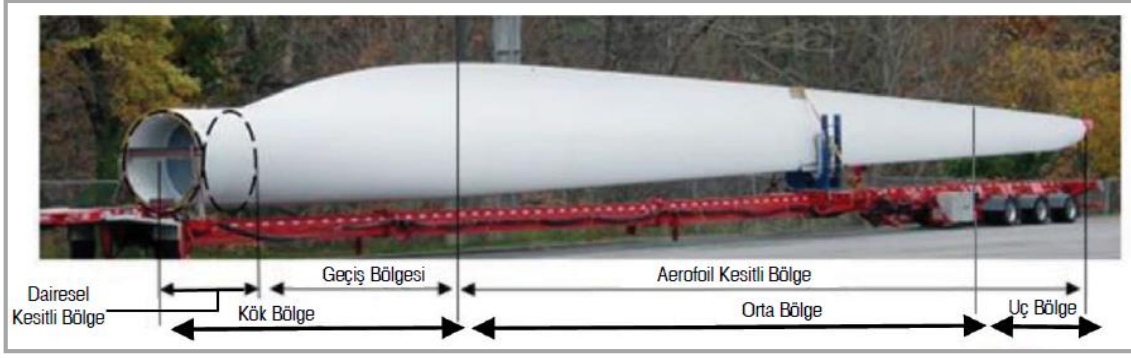
Şekil 2.5. Soldan Sağa; Darrius, Savonius, H-Tipi DERT

Kaynak: (Chenguang, 2013: 4)

Elektrik enerjisi üretmek amacıyla üretilen modern rüzgâr türbinlerinin çalışma prensibi, genel olarak kinetik enerji, mekanik enerji ve elektrik enerjisi çevrimine dayanmaktadır. Bu çevrimde rüzgârın sahip olduğu kinetik enerji, kanatlar vasıtasıyla mekanik enerjiye dönüştürülmekte ve düşük hızdaki şafta aktarılmaktadır. Bu mekanik enerji, dişli kutusu ile dönüş hızı artırılarak ve momenti azaltılarak, düşük hıza sahip şafttan yüksek hıza sahip şafta ve ardından da jeneratöre aktarılmaktadır. Jeneratör ünitesine gelen mekanik enerji, bu kısımda elektrik enerjisine çevrilmekte ve şebekeye iletilmektedir (Kaya ve Koç, 2015: 39).

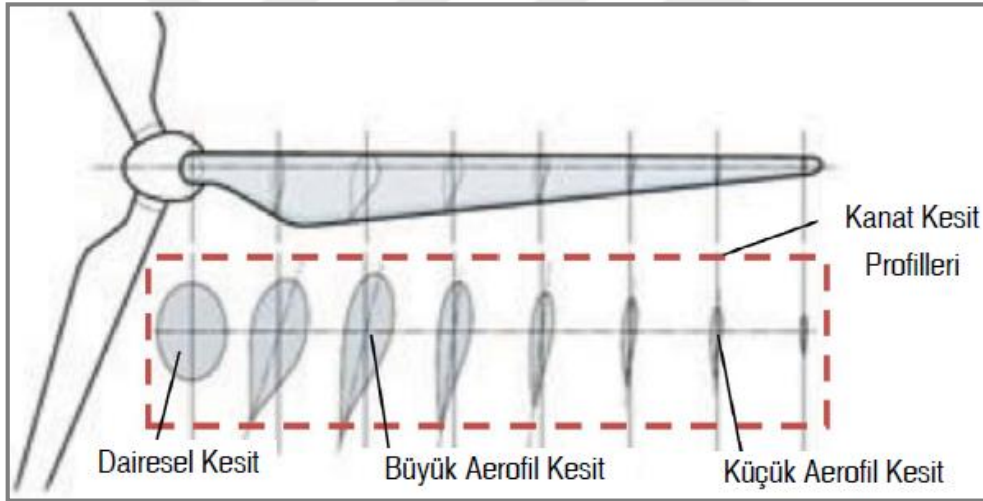
2.4. Rüzgâr Türbini Kanat Yapısı

Kanatlar, rüzgârın sahip olduğu kinetik enerjiyi alarak mekanik enerjiye dönüştüren ve şafta ileten rüzgâr türbini elemanlarıdır. Rüzgâr türbin kanatları; aerodinamik ve yapısal işlevine göre Şekil 2.6’da gösterildiği üzere kök bölge, orta bölge ve uç bölge olacak şekilde üç bölümden meydana gelmektedir. Kanadın kök bölgesi, kanadın bağlantı noktası ile kanadın aerofoil (kanat profili) formunu aldığı bölüm arasındaki bölgedir ve en çok bu bölge zorlanmaktadır. Bu bölümün başlarında kesit alanı dairesel bir formdadır. Kanadın orta bölgesi, kanadın güç üretimindeki en önemli bölümüdür ve bu bölümünün tasarım aşamasında aerodinamik parametreler dikkate alınmaktadır. Kanadın uç bölgesi ise hassas bir tasarıma sahiptir ve güç üretiminde kritik bir bölgedir (Kaya ve Koç, 2015: 40).



Şekil 2.6. Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini Kanadı ve Bölgeleri

Modern rüzgâr türbinlerinin kanat yapısında, değişik büyüklükte dairesel ve aerofoil kesitli bölümler bulunmaktadır. Kök bölgede dairesel bir geometriye sahip olan kanat kesiti, uç bölgeye ilerledikçe büyük aerofoil şeklini almakta, ardından da bu büyük aerofoil şekilli kanat kesitinin boyutu azalarak küçülmektedir. Şekil 2.7’de, 3 kanatlı bir rüzgâr türbininin kanadında bulunan dairesel ve aerofoil profiller gösterilmektedir (Kaya ve Koç, 2015: 40-41).



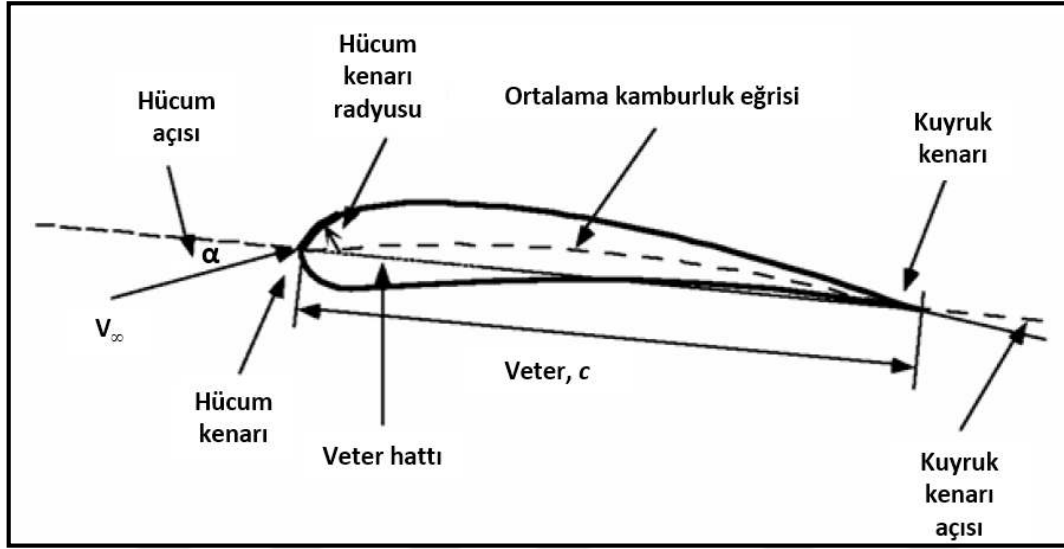
Şekil 2.7. Rüzgâr Türbini Kanadını Oluşturan Kesit Profilleri

2.5. Kanat Profili Yapısı ve Aerodinamik Karakteristikler

Kanat boyutuna bağlı olarak rüzgâr türbininin kanat profili özellikleri; aerodinamik performansı, rotorun mekanik güç miktarını ve kanadın sertliğini tanımlamaktadır. Rüzgâr türbininin güç üretimini belirleyebilmek için kanat profillerinin aerodinamik kavramlarını anlamak önemlidir (Mamadaminov, 2013: 2).

Tipik bir kanat profili dört bölüme ayrılabilen ve bu bölümler; ön kenar (hücum kenarı), arka kenar (kuyruk kenarı), üst yüzey veya emme tarafı ve alt yüzey veya basınç tarafı olarak adlandırılabilir. Ön kenarı arka kenara bağlayan çizgiye veter çizgisi denir. Bir

kanat profilinin üst yüzeyinin ve alt yüzeyinin orta kısmından geçen eğriye ortalama kamburluk eğrisi denir. Tipik kanat profili yapısı Şekil 2.8’de gösterilmektedir. Bir kanat profilinin kalınlığı, kanat profilinin üst yüzeyi ile alt yüzeyi arasındaki maksimum mesafe olarak tanımlanmakta ve genellikle veter uzunluğunun bir parçası olarak ifade edilmektedir. Örneğin, %12 kalınlıktaki kanat profili, kanat profilinin veter uzunluğunun %12’si olan maksimum bir kalınlığa sahiptir (Mamadaminov, 2013: 2).



Şekil 2.8. Tipik Bir Kanat Profili Yapısı

Bir kanat profili boyunca hava akışı eşit olmayan bir şekilde dağılmaktadır ve bu durum kanat profili üzerinde kuvvetler üretmektedir. Kaldırma kuvveti, bir kanat profilinin üst yüzey bölgesi ile alt yüzey bölgesi arasında havanın basınç farkı olduğunda elde edilmektedir ve bağlı rüzgâr akışına diktir. Sürüklenme kuvveti, akış yönüne paraleldir ve ayrıca kanat profili yüzeyleri üzerinde eşit olmayan bir basınç ile gelen akıştan ileriye doğru ve uzakta olacak şekilde oluşmaktadır. Hem kaldırma hem de sürüklenme kuvvetleri sisteme itme ve tork sağlamaktadır ve bu iki kuvvetin oranı kanat profilinin temel özelliklerinden birini tanımlamaktadır. Kaldırma kuvveti, artırılması gereken faydalı bir kuvvettir ve yüksek kaldırma-sürüklenme oranını elde etmek için sürüklenme kuvvetinin daha küçük olması gerekmektedir (Mamadaminov, 2013: 2).

Hücum açısı, bir kanat profilinin veter çizgisi ile bağlı rüzgâr arasındaki açı olarak tanımlanmaktadır. Hücum açısı, kanat profilinin konumuna ve şekline bağlı olarak negatif veya pozitif olabilmektedir. Hücum açısı arttıkça kaldırma ve sürüklenme kuvveti, kaldırma aniden azaldığında ve sürüklemenin temel (ana) bir bileşen haline geldiği noktaya kadar artmaktadır. Bu açı, duraklama açısı olarak adlandırılmakta ve bu açıdan sonra sürüklenme, kaldırmayı

önemli ölçüde azaltarak artmaya başlamaktadır. 90 derecede kanat profili, maksimum sürüklenme ve çok küçük bir kaldırma özelliğine sahiptir (Mamadaminov, 2013: 2).

Her kanat profili için önemli parametrelerden biri, operasyondaki Reynolds (Re) sayısıdır. Bir kanat profilinin performans özellikleri, Re sayısının bir fonksiyonu olarak ifade edilmektedir ve bu, kanat profili sürüklenme ve kaldırma karakteristiklerinin değerlerini önemli ölçüde etkilemektedir. Sürüklenme katsayısı (C_D)'nın genel seviyesi, Re sayısının azalmasıyla artmaktadır. Ayrıca kanat uzunluğu azaldıkça, kanadın Re sayısı da düşme eğilimindedir. Büyük Re sayısı ise atalet kuvvetlerinin viskoz kuvvetlerden daha baskın olduğunu söylemektedir (Mamadaminov, 2013: 2).

2.6. Sınır Tabaka Kavramı

Nesnelerin ötesindeki dış akışlar, çok çeşitli akışkanlar mekaniği olaylarını kapsamaktadır. Akış alanının karakteri açıkça cismin şeklinin bir fonksiyonudur. Belirli bir şekle sahip nesne için, akışın karakteristikleri büyük ölçüde boyut, yön, hız ve akışkan özellikleri gibi çeşitli parametrelere bağlıdır. Boyutsal analiz argümanlarına göre, akışın karakteri, ilgili çeşitli boyutsuz parametrelere bağlı olmalıdır. Tipik dış akışlar için bu parametrelerden en önemlisi, L cismin karakteristik boyutu olmak üzere, Re sayısı $Re=UL/v$ 'dir. Birçok yüksek Re sayılı akış için akış alanı iki bölgeye ayrılabilir.

1. Cismin yüzeyine bitişik viskoz bir sınır tabaka akışı
2. Sınır tabaka akışı dışındaki viskoz olmayan akış

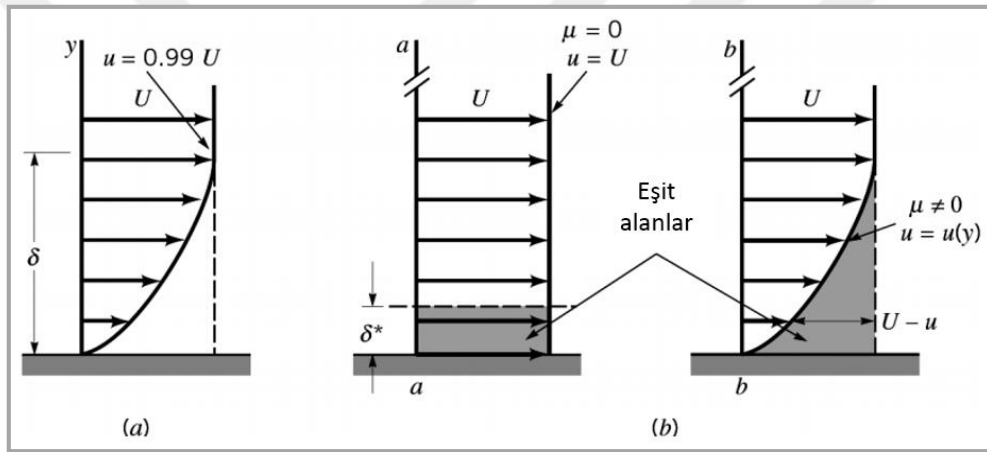
Akışkanlar katı duvarlara (yüzeyler) yapışmakta ve katı duvarın hızını almaktadır. Duvar hareket etmediğinden, duvardaki akışkanın hızı sıfır olmaktadır. Duvarın yakınındaki bölgede, akışkan parçacıklarının hızı, duvardaki sıfır değerinden sınır tabakanın dışındaki dış "sürtünmesiz" akışa karşılık gelen değere kadar yükselmektedir (Kudela, 2020: 1). Şekil 2.9'daki bir otomobilin etrafındaki hava akışı bu duruma örnek olarak gösterilebilir.

Sınır tabaka kalınlığı (δ)'nın çeşitli tanımları belirtilmiştir. En temel tanım, sınır bölgesindeki akışkan parçacıklarının yavaşlaması nedeniyle ana akışın yer değiştirmesini ifade etmektedir. Deplasman (yer değiştirme) kalınlığı olarak adlandırılan bu kalınlık (δ_1^*) Denklem 1.1'deki gibi ifade edilmektedir (Kudela, 2020: 3).

$$U\delta_1^* = \int_0^\delta (U - u)dy \quad (1.1)$$

Sınır tabaka kalınlığı aynı zamanda yukarı akış hızının keyfi bir değerindeki akışkan hızının plakadan olan mesafesi olarak da tanımlanmaktadır. Tipik olarak, Şekil 2.11 a 'da belirtildiği gibi,

$u = 0.99U$ iken, $\delta = y$ 'dir.



Şekil 2.11. Sınır Tabaka Kalınlığının Tanımı, **a)** Standart Sınır Tabaka ($u = 0.99U$), **b)** Sınır Tabaka Deplasman Kalınlığı

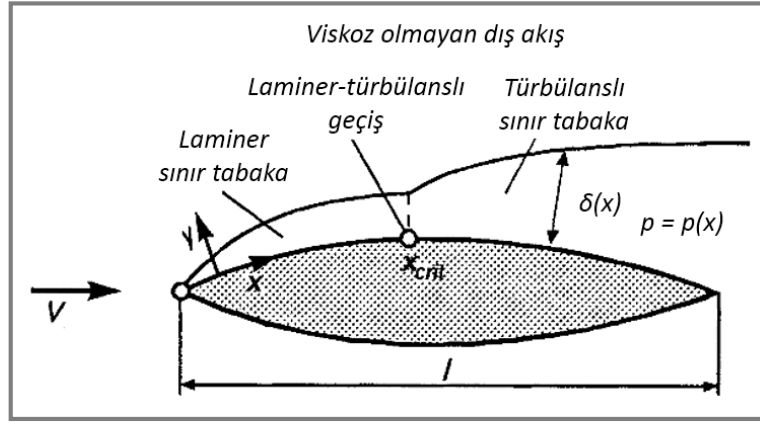
Sınır tabaka momentum kalınlığı olarak adlandırılan Θ , bir başka sınır tabaka özelliğidir ve Denklem 1.2'deki gibi ifade edilmektedir (Kudela, 2020: 3).

$$\Theta = \int_0^\delta \frac{u}{U} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \quad (1.2)$$

2.7. Kanat Profili Etrafındaki Sınır Tabaka Akışı

Bir kanat profili etrafındaki akışkanın hareketi, aerodinamik kuvvetler ve momentlere neden olan basınç ve hız değişimleri meydana getirmektedir. Bir cismin etrafındaki basınç dağılımını ve dolayısıyla sınır tabakaların kenarındaki akışkan parçacıklarının hızını belirlemek için hareket denklemleri viskoz olmayan bir akış için kullanılabilir. Birçok yüksek Re sayısındaki akış için, akış alanı; (Şekil 2.12'de görüldüğü gibi) kanat profilinin yüzeyine bitişik

viskoz bir sınır tabaka akışı ve sınır tabakanın dışındaki viskoz olmayan akış olarak iki bölgeye ayrılabilir.

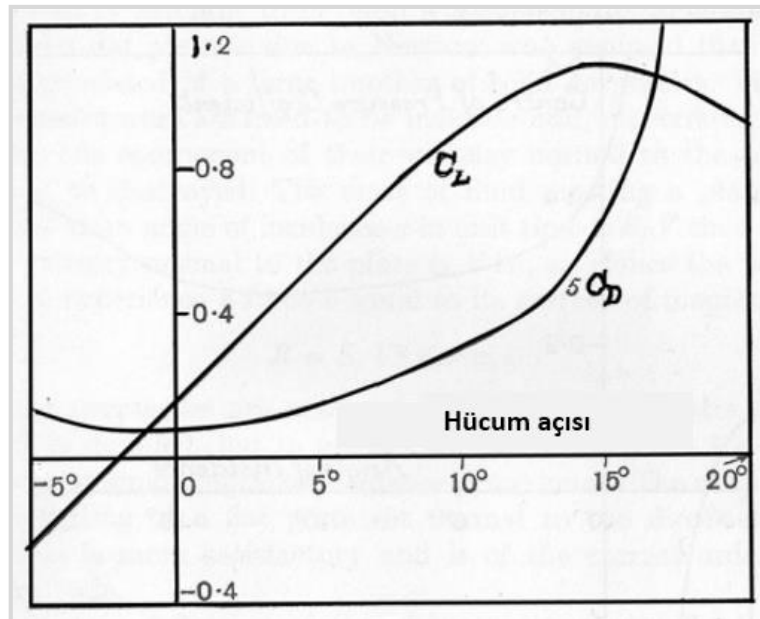


Şekil 2.12. Bir Kanat Profili Etrafındaki Sınır Tabakanın Gelişimi

Kaynak: (Schlichting ve Gersten, 2017: 38)

Laminer sınır tabaka, kütle transferi sınırlı olan nispeten ince bir tabakadır ve yüzey üzerinde düşük bir hız gradyanı görülebilmektedir. Bu sınır tabakada düşük yüzey sürtünmesi vardır. Türbülanslı sınır tabakada ise tabaka, önemli miktarda kütle transferi, daha yüksek yüzey sürtünmesi ve yüzeye yakın daha yüksek hız ile daha kalındır.

Bir kanat profili için kaldırma ve sürüklenme katsayıları hücum açısının fonksiyonudur ve Şekil 2.13, tipik bir kanat profili için kaldırma ve sürüklenme katsayı eğrilerini göstermektedir.



Şekil 2.13. Kaldırma ve Sürüklenme Katsayılarının Hücum Açılarına Bağlı Değişimi

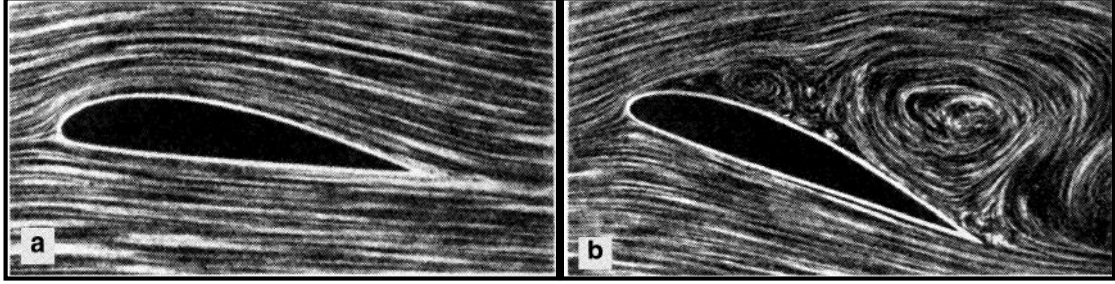
C_L , hücum açısı ile doğrusal olarak değişmekte ve daha sonra kritik hücum açısında maksimum değere ulaşmaktadır. Bir kanat profilinin önemli çalışma aralığı, kaldırma eğrisinin doğrusal kısmı ile temsil edilmektedir. Bu aralıkta sürüklenme kaldırmaya kıyasla küçüktür, ancak kritik açığa yaklaşıldığında sürüklenme hızla artmaktadır. Kanat profilinin kritik hücum açısı aşıldıktan sonra stall oluşmaya başlamaktadır. Stall, hava akışı kanat profilinin üst tarafından ayrıldığında meydana gelmektedir. Bu durumda Re sayısına bağımlılık azalmaktadır. Re sayısına bağımlılık, kanat profilinin üzerindeki sınır tabakanın laminar akıştan türbülanslı akışa geçtiği nokta ile ilgilidir. Stall, bir kanat profilinin geometrisine çok bağlıdır. Keskin burunlu ince kanatlar, kalın kanatlardan daha çok aniden duraklama eğilimindedir. Farklı stall davranışları vardır ve bunun nedeni, sınır tabakanın kanat profilinin üst tarafından ayrılma biçiminde yatmaktadır. Visköz sınır tabakanın davranışı çok karmaşıktır ve kanat profilinin eğriliğine, Re sayısına, yüzey pürüzlülüğüne ve yüksek hızlarda ayrıca Mach (Ma) sayısına bağlıdır.

Son yıllarda dinamik stall olgusu, tüm dünyadaki farklı araştırma kurumlarından aerodinamikçilerin ve araştırmacıların büyük ilgisini çekmiştir. Dinamik stall'un temsil edildiği yöntemler; deneysel yaklaşımlar, çeşitli yarı deneysel modeller ve hesaplamalı akışkanlar dinamiği çözümleri olmak üzere temel olarak üç kategoriye ayrılmaktadır (Bertin ve Michael, 1989).

2.8. Sınır Tabaka Akışı Ayrılması

"Akış ayrılması" sınır tabakanın ters basınç gradyanından yeteri kadar uzakta hareket etmesinden dolayı meydana gelmektedir ve sınır tabakanın hızı hemen hemen sıfıra düşmektedir. Akışkan akışı cismin yüzeyinden ayrılmakla beraber girdaplar ve çevrimler oluşturmaktadır. Akış ayrılması cismin şekline de bağlıdır. Keskin hatlardaki ya da yüksek eğriliklerdeki küt cisimler üzerinde akış ayrılması daha kolay meydana gelmektedir. Bu tür cisimlerin etrafındaki akışkan cismin yüzeyini takip ederken zorlanmaktadır. Aerodinamikte akış ayrılması çoğunlukla sürüklemenin artması, bilhassa cismin ön ve arka yüzeyleri arasındaki basınç farkının oluşmasından dolayı basınç sürüklemesi ile neticelenmektedir. Bu nedenle aerodinamik ve hidrodinamik yüzeyler dizayn edilirken akış ayrılmasını geciktirmek ve yerel akışı yüzeye olabildiğince yapışık tutmak için fazla çaba gösterilmekte ve araştırma yapılmaktadır. Buna örnek olarak tenis topu yüzeyindeki kürk, golf topu üstündeki çöküntüler, planördeki türbülanslı bölgeye erken geçiş sağlayan türbülötörler, küçük uçaklarda ayrılma şeklini kontrol eden girdap jeneratörleri ve F/A-18 Hornet gibi uçaklarda yüksek hücum açıları

için hücum kenarı çıkıntıları verilebilmektedir. Yüksek hücum açısındaki bir kanattaki akış ayrılması da Şekil 2.14. b’de görülmektedir (Schlichting ve Gersten, 2017: 39-48).



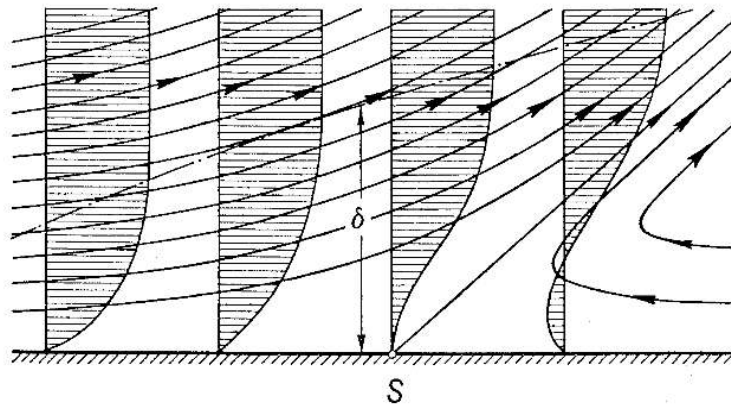
Şekil 2.14. Bir Kanat Üzerinden Geçen Akış, a) Tutunmuş Akış, b) Ayrılmış Akış

Kaynak: (Schlichting ve Gersten, 2017: 45)

Akışın ayrılmasına yakın sınır tabaka akışının akış portresi, Şekil 2.15'te gösterilen türdedir. Duvara yakın geri akışın bir sonucu olarak sınır tabakada güçlü bir kalınlaşma meydana gelmekte ve bununla birlikte sınır tabaka kütlesi dış akışa taşınmaktadır. Ayrılma noktasında, akış çizgileri duvarı belirli bir açıda terk etmektedir. Ayrılma konumu, duvara dik hız gradyanının duvarda kaybolması şartıyla verilmekte ve duvar kayma gerilimi τ_w (Denklem 1.3'teki gibi ifade edilmektedir) kaybolmaktadır:

$$\tau_w = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_w = 0 \quad (1.3)$$

Akışın ayrıldığı konum sadece kesin hesaplama (sınır tabaka diferansiyel denklemlerinin integrasyonu) ile belirlenebilmektedir (Schlichting ve Gersten, 2017: 41).



Şekil 2.15. Ayrılma Noktasına Yakın Sınır Tabaka Akışının Şematik Olarak Gösterilmesi. S=Ayrılma Noktası

2.9. Sınır Tabaka Akışı Kontrolü ve Akış Kontrol Yöntemleri

Akış kontrol yöntemleriyle ilgili en eski bilgiler 20. yüzyılın başında Prandtl tarafından yapılan sınır tabaka deneylerine kadar dayanmaktadır. Son yıllarda yapılmış başarılı uygulamalar ile akış kontrol yöntemlerinin günlük uçuşlardaki kullanımının yakın gelecekte var olması tahmin edilmektedir. Deneysel ve sayısal çalışmaların çok fazla olmasına rağmen, çoğu zaman günlük hayatta kullanılan uçaklarda kontrol yöntemleri teorik düzlemde kalmaktadır. Bu yüzden birçoğu kullanılamamaktadır. İmalat proseslerinin hassas olması ve birçok kontrol yönteminin ek bir enerji kaynağı gerektirmesi sebebiyle uygulamaya geçmemişlerdir. Fakat aerodinamik sahasında yapılmış çalışmalar ile bilhassa akış ayrılması, sınır tabaka ve kayma gerilmesi tabakasının kontrol edilmesinde önemli gelişmeler ortaya konmuştur (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 248). Ayrıca son yıllardaki yöntemler, araştırma alanını günümüzde de aktif kılmaktadır (Zafer ve Gürsoy, 2016: 238). Kontrol yöntemleri genellikle pasif kontrol yöntemleri ve aktif kontrol yöntemleri olarak iki gruba ayrılabilir.

2.9.1. Pasif Akış Kontrol Yöntemleri

Pasif akış kontrol yöntemleri dışarıdan ek bir enerjiye ihtiyaç duymayan yaklaşımlar olarak adlandırılmaktadır. Genel olarak cismin geometrisindeki değişiklikler ya da kanat üzerine eklenen aksamalar ile sağlanmaktadır (Vasile ve Amitay, 2015: 3-5). Pasif akış ayırma kontrolünde; kanat geometrisini değiştirmek, arka kenarlı kanatçıklar ve ön kenar çıtaları, girdap oluşturucular, çukurlar ve Gurney kanatları gibi yüksek kaldırma aygıtları eklemek gibi pasif yöntemler kullanılmaktadır (Huang vd., 2004: 1005; LeBeau vd., 2007: 1; Yousefi vd., 2013: 136). Şekil 2.16'da gösterilen vorteks (girdap) oluşturucu aksamalar bu alanda en sık kullanılan alettir (Vasile ve Amitay, 2015: 3-5).



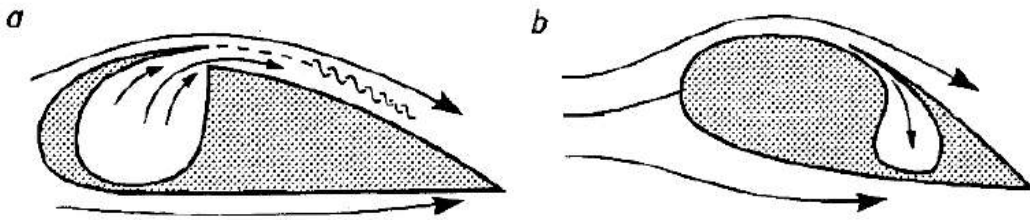
Şekil 2.16. Pasif Akış Kontrol Yöntemlerinin Uygulamaları

Ancak pasif kontrol yöntemlerinin yalnızca tasarım koşullarında kullanılabilir olması ve işlem esnasında meydana gelebilecek diğer koşullara uygunsuz olması en büyük dezavantajıdır (Zafer ve Gürsoy, 2016: 238).

2.9.2. Aktif Akış Kontrol Yöntemleri

Yukarıda bahsedilen olumsuz noktayı engellemek için geliştirilen kontrol yaklaşımları genellikle aktif kontrol yöntemleri olarak adlandırılmaktadır. Verimliliği veya performansı artırmak için bir akış alanını yönlendirme yeteneği teknolojik açıdan çok önemli sayılmaktadır. Aktif akış kontrolü, akışkanlar mekaniğindeki birçok bilim insanının ve mühendisin önde gelen araştırma alanlarından biri olarak karşımıza çıkmaktadır. Aktif akış kontrolünün olası faydaları arasında geliştirilmiş performans ve manevra kabiliyeti, fiyat uygunluğu (satın alınabilirlik), artırılmış menzil ve yük kapasitesi ve çevreye uyum sayılabilmektedir. Aktif akış kontrolünün amacı geçişi geciktirmek/ilerletmek, türbülansı bastırmak/geliştirmek veya ayrılmayı önlemek/artırmak olabilmektedir. Ayrıca aktif akış kontrolünün faydaları arasında sürüklemeyi azaltmak, kaldırmayı artırmak, karıştırmayı artırmak, ısı transferini artırmak ve akışın neden olduğu gürültüyü önlemek bulunmaktadır (Kral, 2000: 1).

Aktif akış kontrol yöntemlerinde Şekil 2.17’de gösterildiği gibi çoğunlukla kanat kesiti yüzeyinde ufak bir delik üzerinden akış alanına hava üflenmekte ya da akış alanından kanat içerisine hava emilmektedir.



Şekil 2.17. Aktif Kontrol Yöntemlerinin Uygulanması, a) Üfleme, b) Emme

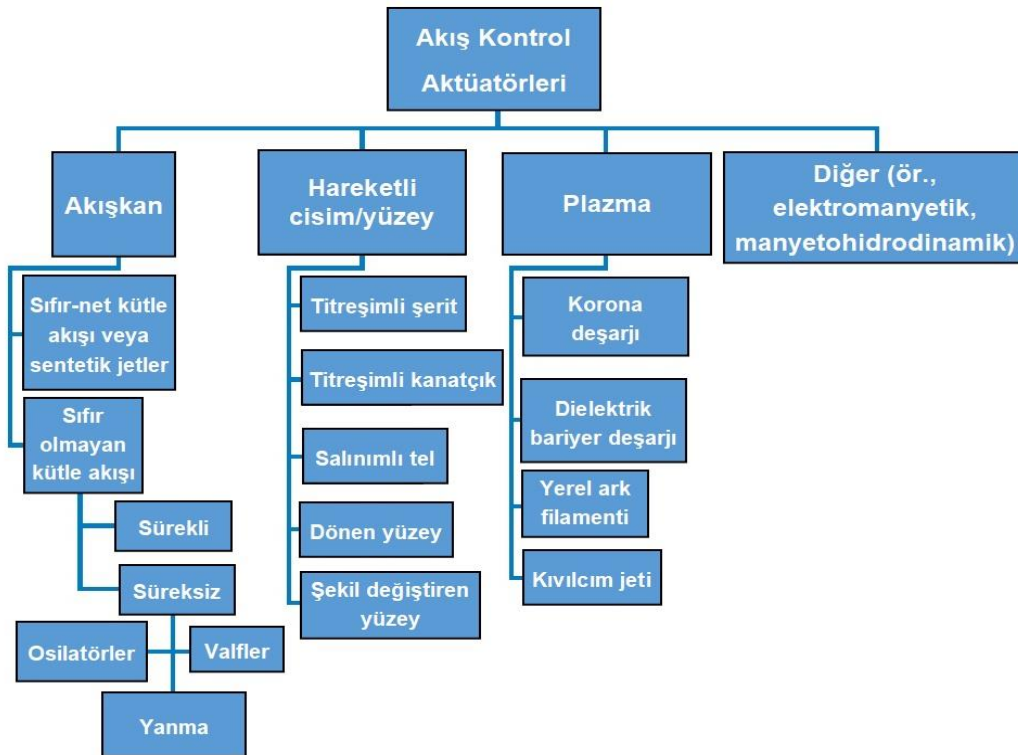
Kaynak: (Schlichting ve Gersten, 2017: 294)

Bu delik aşağıya doğru konumlanmış bir kavite (oyuk/kanal) ile bağlantılıdır. Bu kaviteyi besleyen piston ya da boru aracılığıyla üfleme ya da emme hareketi kontrol edilmektedir. Aktif kontrol yöntemlerinde üflemenin ve emmenin şiddeti ve yönü kontrol edilebilir olduğu için bu yöntem esnek bir kullanıma da sahiptir (Packard vd., 2013: 1032-1033). Aktif akış kontrolü; emme ve üfleme jetleri (Fatahian vd., 2018: 5327; Fatahian vd., 2019: 1-2; Huang vd., 2004: 1005-1006), SJA (Choi vd., 2011: 356; Duvigneau ve Visonneau,

2006: 624-625; Kim ve Kim, 2009: 172-173; Smith ve Glezer, 1998: 2281-2282; You ve Moin, 2008: 1350), sürekli jet (Liu vd., 2004: 4-5), salınımlı jet (Hassan, 2004: 1-2; Swanson ve Rumsey, 2009: 1931,1934) ve plazma bazlı akış kontrol yöntemleri (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 255) gibi küçük enerji girişi gerektiren aktif yöntemler kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Aktif akış kontrolündeki bu enerji girişi/ilavesi bir aktüatör vasıtasıyla sağlanmaktadır. Bu aktüatör açılabilmekte veya kapatılabilmekte ve bazı çalışma özellikleri ayarlanabilmektedir.

2.9.3. Akış Kontrol Aktüatörleri

Akış kontrol uygulamalarında kullanılan çeşitli tipte aktüatörler vardır ve bunlar çeşitli şekillerde sınıflandırılabilir. Kullanışlı bir sınıflandırma Şekil 2.18'de gösterilmektedir ve burada aktüatörler işlevlerine göre gruplandırılmıştır (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 249). Aşağıdaki sınıflandırma çok çeşitli olmakla beraber burada asıl konu itibarıyla akışkan ve plazma bazlı akış kontrol aktüatörleri üzerinde durulmuştur.



Şekil 2.18. Akış Kontrol Aktüatörlerinin Bir Tür Sınıflandırması

Kaynak: (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 249)

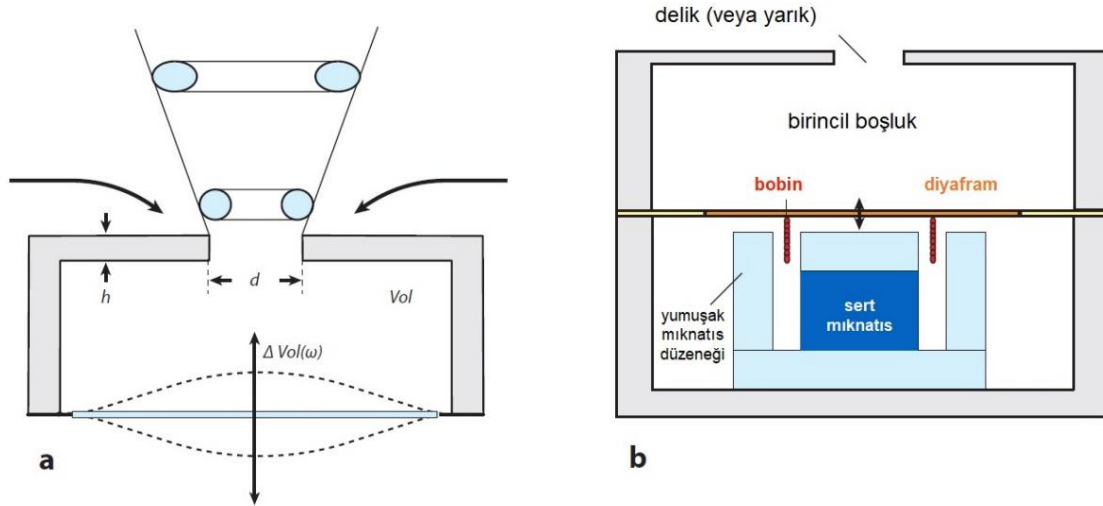
En yaygın tür, sıvı üfleme veya emme kullanan akışkan tipidir. Bu sınıflandırma içerisinde, sıfır net kütle akışı (Zero-Net Mass-Flux [ZNMFL]) veya SJA'lar vardır. Sıfır net kütle akışı cihazları tanım gereği, sadece harici kütle kaynağı/havuzu olmayan çalışma sıvısını

kullanarak bir orifis/yuva boyunca dönüşümlü olarak sıvıyı almakta ve salınımlı bir şekilde dışarı atmaktadır. Diğer yandan sıfır olmayan kütle akışı (Nonzero Mass-Flux [NMF]) cihazları bir sıvı kaynağı/havuzu gerektirmektedir. Bir valf (Bachar, 2001: 1-2; Seifert vd., 1993: 2054; Seifert vd., 1996: 698), doğal bir akışkan osilatör (Viets, 1975: 1375), ve/veya yanma tahrikli cihazın (Crittenden vd., 2001: 2) bir kombinasyonunu kullanarak sürekli ve/veya süresiz (örneğin; darbeli) zorlama uygulayabilmektedir. Ayrıca, boyut olarak geleneksel makro boyuttan milimetre altı boyutlu mikro jetlere kadar değişebilmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 249).

Akış kontrol aktüatörlerinde diğer bir sınıflandırma katı hal yapıları ve hızlı tepki süreleri nedeniyle son yıllarda popülerlik kazanan plazma aktüatörlerdir. En popüler başka bir tür ise fiziği, tasarımı ve uygulamaları açıklayan, ayrıntılı incelemelerin konusu olan tekli dielektrik bariyer deşarjı (Single Dielectric Barrier Discharge [SDBD]) plazma aktüatörüdür. Yüksek hızlı akışlar için potansiyel olarak uygun olan diğer plazma cihazları arasında ise yerel ark filamentli ve sparkjet (kıvılcım jeti) aktüatörleri bulunmaktadır (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 249-250).

2.9.3.1. Sıfır Net Kütle Akışı Aktüatörleri (ZNMF)

Şekil 2.19 standart piezoelektrik ve elektrodinamik konfigürasyonların şemalarını göstermektedir. Diyafram, denge konumu etrafında salınmakta, akışkanı bir delik veya yarık yoluyla dönüşümlü olarak boşluktan dışarı atmakta veya boşluğun içerisine itmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 256). Şekil 2.19 a'da, bir piezoseramik kompozit diyafram uçlarından kenetlenmiş veya sabitlenmiştir. Bir alternatif akım (Alternative Current [AC]) voltajı tarafından uyarıldığında, diyafram ters piezoelektrik etkiden dolayı bükülmekte ve bir akışkan hacminin yerini değiştirmektedir. Şekil 2.19 b'de, bir diyafram veya piston, elektrodinamik transdüksiyon (Agashe vd., 2009: 1-2; McCormick, 2000: 5-6; Nagib vd., 2004: 5) kullanan bir ses bobini tarafından tahrik edilmektedir.

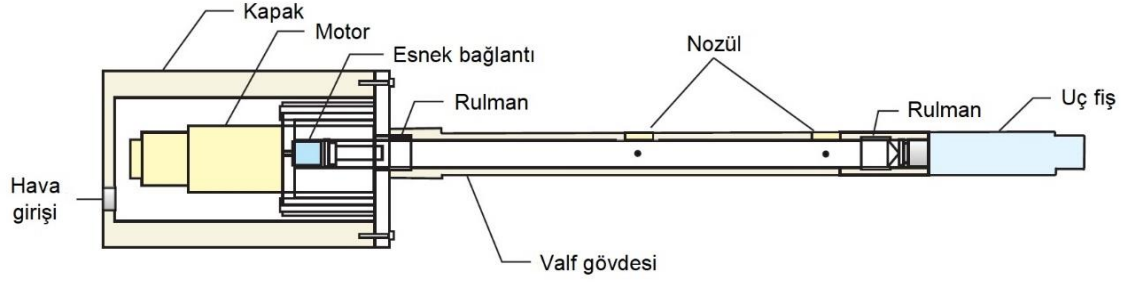


Şekil 2.19. ZNMF Aktüatörleri, **a)** Piezoelektrik Diyafram, **b)** Elektrodinamik Diyafram

Mıknatıs düzeneği, manyetik akı yoğunluğu (B) ile kalıcı bir manyetik alan oluşturmakta ve (l) uzunluğundaki sarılmış bir bobinden geçen bir AC akımı (i), diyaframın salınmasına neden olan bir AC elektromanyetik kuvvet $F=B.l.i$ üretmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 256).

2.9.3.2. Darbeli Jetler

Darbeli jetler uzun yıllardır açık döngü uygulamalarında başarılı bir şekilde kullanılmaktadır. Süreksiz zorlamanın, birçok akış kontrol uygulaması için sürekli zorlamaya karşı önemli avantajlara sahip olduğu iyi bilinmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 259). Tanım olarak sürekli bir jet, ihmal edilebilir zamansal veya AC varyasyonlarına sahiptir. Darbeli bir jet, ideal olarak açık veya kapalı olan ve periyodik durumda, jetin açık olduğu sürenin yüzdesini gösteren bir görev döngüsüne sahip kare bir dalga ile karakterize edilebilen süreksiz bir jettir. Bu nedenle, darbeli jetler hem zaman ortalamalı veya doğru akım (Direct Current [DC]) bileşene hem de süreksiz veya AC bileşene sahiptir. ZNMF cihazlarının aksine darbeli jetler, harici bir sıvı kaynağı gerektiren sıfır olmayan kütle akışı cihazlarıdır. Darbeli bir jet örneğin, hızlı hareket eden bir selenoid valf (Bons vd., 2002: 78), yüksek hızlı dönen bir siren valfi (Williams vd., 2007: 233) veya Şekil 2.20'de gösterildiği gibi dönen delik/yuva tertibatı kullanılarak üretilmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 259).



Şekil 2.20. Bir Döner Valfin Şematik Olarak Gösterilmesi

Kaynak: (McManus ve Magill 1996: 3)

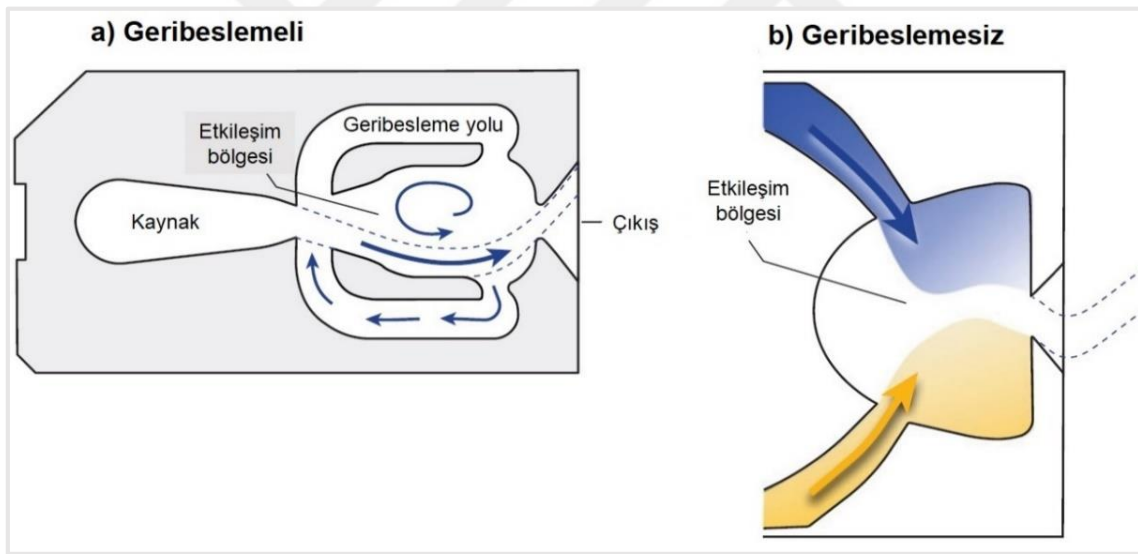
Bir DC motor, valfin dönme hızını kontrol etmekte ve dönen iç gövdeden gelen delikler sabit dış deliklerle hizalandığında, girişten gelen basınçlı hava dışarı atılmaktadır (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 259).

2.9.3.3. Yanma Aktüatörleri

Yanma tahrikli aktüatör, küçük (cm^3 ölçekli) bir yanma odasında gazlı yakıt ve oksitleyici karışımının ateşlenmesiyle üretilen darbeli bir jettir (Crittenden vd., 2001: 2; Crittenden, 2003: 41; Cutler vd., 2005: 2; Glezer ve Crittenden, 2003: 1). Çevrim, önceden karıştırılmış yakıt ve oksitleyicinin yanma odasına püskürtülmesi ve önceki döngüden kalan yanma ürünlerinin değiştirmesiyle başlamaktadır. Entegre küçük ölçekli bir kıvılcım, karışımı ateşlemekte ve tipik olarak birkaç milisaniye süren bir yanma süreci (yakıt türüne, karışım oranına, yanma odası ve deliğin fiziksel boyutlarına bağlı) ortaya çıkmaktadır. Yanma, haznede hızlı bir basınç artışına ve darbeli yüksek hızlı bir jetin bir veya daha fazla açıklıktan (delikten) püskürtülmesine neden olmaktadır. Çalışma frekansı, yakıt/oksitleyicinin akış hızı ve ateşleme frekansı kontrol edilerek değiştirilebilmektedir. 150 Hz'den daha yüksek frekanslar, 5 atm'ye kadar olan oda basınçları ile elde edilmektedir ve bu cihazlar, jet deliğinde sonik hızlar üretebilmektedir. Bu cihazın birincil avantajı yüksek hız çıkışının olmasıdır. Bununla birlikte, yanma çevrimi ile ilişkili sınırlı zaman süresi nedeniyle cihaz, mevcut haliyle nispeten düşük frekanslarla sınırlı olmaktadır. Buna ek olarak, birçok bakımdan sentetik bir jete benzer olmasına rağmen cihaz, küçük ancak sıfır olmayan reaktif akışı gereksinimi nedeniyle bir ZNMF cihazı değildir. Ayrıca yüksek sıcaklığın etkilerinin de dikkate alınması gerekmektedir. Son olarak; ateşlemenin belirli akış koşullarına senkronize edilebilir olmasına rağmen, ayrık (kesintili) darbe davranışı nedeniyle cihaz, geri besleme kontrol uygulamalarına kolay kabul edilebilir olmadığını da belirtmek gerekmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 261).

2.9.3.4. Akışkan Osilatörleri

Akışkan osilatörler, basınçlı bir sıvı ile beslendiğinde darbeli bir jet üreten cihazlardır. Bu aktüatörler, genellikle Coanda etkisi (Coanda, 1936: 2) ve/veya Şekil 2.21'de gösterildiği gibi sıvı etkileşimleri (Raghu, 2001: 1-2) adı verilen duvar bağlantı mekanizmaları aracılığıyla akışkan teknolojisinden yararlanmaktadır. Şekil 2.21 a'da gösterilen iki durumlu akışkan nozülde, birincil akış, Coanda etkisi nedeniyle her iki tarafa da bağlanmaktadır. Euler-N denklemleri ise, $\rho v^2/r = \partial p/\partial r$, geri besleme döngüsünde basıncın arttığını belirtmektedir. Basıncıdaki bu artış, jeti diğer tarafa itmekte ve bu süreç döngüsel bir şekilde tekrar etmektedir. Böylece, çıkış nozülünün bir tarafından diğerine genişleyen darbeli bir jet elde edilmektedir. Besleme jetinin akış hızı ve geri besleme döngüsünün uzunluğu, frekansı oluşturan birincil parametrelerdir. Şekil 2.21 b'de, iki jet karşılaşmakta ve bu, kararsız bir etkileşime ve jetlerin döngüsel olarak konumlarını değiştirdiği girdap şekillerine yol açmaktadır. Sonuç olarak, nozül çıkışında genişleyen bir jet modeli meydana gelmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 262).

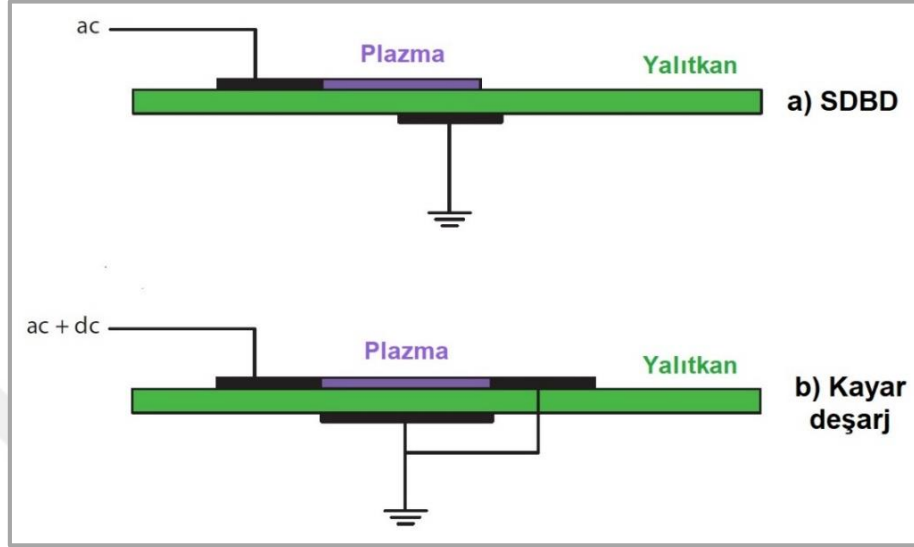


Şekil 2.21. İki Değişken Akışkanlı Aktüatörün Şematik Olarak Gösterilmesi

2.9.3.5. Tekli Dielektrik Bariyer Deşarjı (SDBD) Aktüatörleri

SDBD aktüatörleri, hareketli parçaları olmadığından, hızlı tepki süresinden ve düşük kütleye sahip olduklarından dolayı giderek daha popüler hale gelmektedir. Şekil 2.22 a'da gösterildiği gibi, bir SDBD aktüatörü, bir dielektrik (yalıtkan) malzeme ile ayrılmış asimetrik bir elektrot çiftinden oluşmaktadır. Açıkta kalan elektroda, 50 Hz'den 20 kHz'ye kadar olan frekanslara sahip 1-30 kV aralığındaki yüksek voltajlı bir AC dalga formu verilmekte ve bu da hava moleküllerinin sadece küçük bir kısmının iyonize olduğu soğuk bir plazma oluşturmak

için hava moleküllerini iyonize eden asimetrik bir elektrik alanıyla sonuçlanmaktadır. Hızlandırılmış yüklü parçacıklar nötr parçacıklarla, çarpışmalar yoluyla, yüzeye bitişik olan çevredeki gaza momentum aktarmaktadır (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 264).



Şekil 2.22. İki Ortak Plazma Aktüatörünün Şematik Olarak Gösterilmesi, a) SDBD, b) Kayar Deşarj

Kaynak: (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 264)

2.9.3.6. Kayar Deşarj Aktüatörleri

Bir kayar deşarj, yerel bir bariyer deşarjı oluşturmak için, bir AC DBD ve dielektriğin aynı tarafındaki iki elektrot arasında genişletilmiş kararlı plazma tabakalarının oluşumunu indüklemek için bir DC bileşeninin kombinasyonuyla üç elektrot (Şekil 2.22 b) kullanmaktadır. Standart SDBD'ye göre artan bir gövde kuvveti üretilmektedir. Kısa darbeleri (5–50 ns) DBD, yüksek hızlı akışlarda kontrol yetkisini önemli ölçüde iyileştirebilmektedir (Cattafesta III ve Sheplak, 2011: 265; Roupasov vd., 2009: 184).

3. LİTERATÜR TARAMASI

3.1. Yapılmış Çalışmalar

Kornilov vd. çalışmalarında, NACA0012 kanat profili üzerindeki sıkıştırılmaz türbülanslı sınır tabakanın kombine kontrol yönteminin kullanılabilirliğini deneysel ve sayısal olarak incelemişlerdir. Bu yöntem, kanat profilinde bulunan çok ince gözeneklere sahip duvar boyunca hava üflenmesine ve emilmesine dayanmaktadır. Çalışma Re sayısının $Re=0,7 \times 10^6$ değerinde ve hücum açısının -6° ile 6° aralığındaki değerlerinde yapılmıştır. Kanat profilinin aerodinamik özelliklerindeki değişikliklerden sorumlu mekanizmanın, hava üfleme ve emme şeklinde kontrol hareketinin tüm varyantları için aynı olduğu gösterilmiştir. Kanat profilinin bir tarafındaki üflenme hava nedeniyle basınçta bir artmanın ve diğer tarafındaki emilen hava nedeniyle basınçta bir azalmanın gerçekleşmesinin kaldırma kuvvetinde bir artışa yol açtığı belirtilmiştir. Bu durum, kanat profilinin $\alpha \approx 0^\circ$ 'de üç birime ulaşan kaldırma-sürüklenme oranında bir kazançla yol açmıştır. Ancak, bu sınır tabaka kontrol yönteminin etkisi hücum açısının artmasıyla azalmaktadır (Kornilov vd., 2019: 7).

Fatahian vd. çalışmalarında esas olarak, CFD yöntemini kullanarak en etkili akış kontrol yapılandırmasını değerlendirmek için, kuyruklu ve kuyuksuz bir kanat profilinin aerodinamik performansına tek ve eş zamanlı emme ve üfleme jetlerinin etkisinin karşılaştırılması üzerinde durmuşlardır. Buna ek olarak tek ve eş zamanlı jetlerin uygulanmasının, akış ayrılmasının geciktirilmesine ve kontrol edilmesine etkisi incelenmiştir. Sonuçlar; iki boyutlu, sıkıştırılmaz, Zamana Bağlı Reynolds-ortalama Navier-Stokes (Unsteady Reynolds-averaged Navier-Stokes [URANS]) kullanılarak elde edilmiş ve türbülans SST $k-\omega$ türbülans modeli ile simüle edilmiştir. Ayrıca sınır tabaka ayrılmasının geciktirilmesinde, akış kontrol jetleri uygulanmasının en etkili durumunu bulmak için 2 farklı jet konumu (L_{jet}), 3 farklı jet hızı oranı (R_{jet}), 3 farklı jet açısı (θ_{jet}), 3 farklı kuyruk sapması (δ_f) dâhil olmak üzere farklı parametreler analiz edilmiştir. Tek emme jetinin ve eş zamanlı emme ve üfleme jetlerinin kuyruklu kanat üzerine uygulanmasının, C_L/C_D 'nin artırılması açısından kuyuksuz kanat üzerine uygulanmasına göre daha etkili olduğu sonucuna varılmıştır. Kuyuksuz kanat için tek emme jetiyle C_L/C_D 'nin maksimum değeri elde edilmiştir. -90° emme açısı için duraklama açısını 14° 'den 20° 'ye ve 0,15 emme hızı oranı için duraklama açısını 14° 'den 16° 'ye çıkartan tek emme jetinin uygulanmasıyla kuyruklu ve kuyuksuz kanat üzerindeki duraklama açısının maksimum artışı elde edilmiştir (Fatahian vd., 2019: 1).

Hosseini vd. çalışmalarında, iki elemanlı NLR-7301 kanat üzerindeki kuyruk arka kenarının yakınında bulunan yüzey normal jetlerinin, yüksek kaldırma koşulunda

yapılabilirliğini araştırmışlardır. Kanat profili etrafındaki 2 boyutlu akış alanı, yapılandırılmış eğrisel taşan ızgaralar (structured curvilinear overset grids), RANS çözücüsü ve OVERFLOW-2 CFD kodu kullanılarak karakterize edilmiştir. Çeşitli momentum-katsayı ayarlarına sahip yüzey-normali jetleri arasındaki ilişki, $C_\mu=0,00-0,04$ 'tür ve bu kanat profili için kaldırma artışının $\Delta C_L \approx 3,61\sqrt{C_\mu}$ olduğu bulunmuştur. $C_\mu=0,01$ olan bir yüzey-normali jetin kullanılmasının, basınç ve emme tarafı jetleri için kaldırma eğrisinin lineer bölgesini sırasıyla $\Delta C_L=0,37$ ve $\Delta C_L=-0,27$ kaydırabileceği tartışılmıştır. Ayrıca, bir sürüklenme ayrışma çalışması kullanılarak, belirli bir $C_L=2,50$ değeri için, kanat profilinin basınç ve emme taraflarında $C_\mu=0,01$ olan bir yüzey-normali jetinin, jetsiz kanat profili ile karşılaştırıldığında sırasıyla 110 sürüklenme sayısı azalışı ve 43 sürüklenme sayısı artışı ile sonuçlandığı gösterilmiştir. Sonuçlar ise bu çalışmada sunulan yüzey-normali jetlerinin kullanılmasıyla nispeten küçük aktif akış kontrol girdileriyle aerodinamik performansta büyük ve kontrol edilebilir değişikliklerin elde edilebilir olduğunu göstermiştir (Hosseini vd., 2019: 1668).

Hem şok kontrol tamponu (Shock Control Bump [SCB]) hem de emme ve üfleme, transonik akışlarda ortaya çıkan dalga sürüklenmesini azaltmak için şok dalgası sınır tabaka etkileşimini (Shock Wave Boundary Layer Interaction-[SWBLI]) kontrol etmede kullanılan akış kontrol yöntemleridir. Emme, sınır tabaka kalınlığını azaltırken ve üfleme, akış ayrılmasını geciktirirken SCB, şok dalgası gücünü azaltmak için küçük bir bölgesel yüzey deformasyonu kullanmaktadır. Mazaheri ve Nejati çalışmalarında, SCB, emme ve üfleminin optimum tasarımını bulmak için sabit C_L kısıtlaması altında çok noktalı bir optimizasyon yöntemi kullanmışlardır. Bu akış kontrol yöntemleri, çok çeşitli tasarım dışı transonik Ma sayıları için RAE-2822 süper kritik kanat profilinde ayrı ayrı veya beraber kullanılmıştır. Reynolds-ortalamalı Navier-Stokes denklemleri, Roe'nin ortalamalar şeması (Roe, 1981: 357-372) kullanılarak çözülmüş ve tüm cihazların optimum konumunu ve şeklini bulmak için gradyan tabanlı bir bitişik algoritma kullanılmıştır. Üfleme ve SCB'nin eş zamanlı uygulaması (hybrid blowing/SCB) düzgün kanat profiliyle karşılaştırıldığında ortalama aerodinamik etkinliği, tasarım dışı koşullarda %18,2 ile arttırdığı (bu artış emme ve SCB'nin eş zamanlı uygulaması [hybrid suction/SCB] için sadece %16,9 iken) gösterilmiştir. Ayrıca SWBLI'nın ve optimizasyon algoritmasının, şok dalgası yapısını ve şok dalgasının sınır tabaka ile etkileşimlerini nasıl olumlu hale getirdiği incelenmiştir (Mazaheri ve Nejati, 2016: 639).

Shi vd. çalışmalarında, hibrit laminar akış kontrolünün (Hybrid Laminar Flow Control [HLFC]) sayısal yaklaşımını, 0,5 mm ile 7 mm aralığındaki genişliğe sahip emme deliği için araştırmışlardır. Sınır tabaka emişi ile akışı simüle etmek için uygulanan Menter ve Langtry'nin

geçiş modelinin (Langtry ve Menter, 2009: 2897-2899) doğruluğu onaylanmıştır. Deney verileri hesaplama sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Çözümler, bu geçiş modelinin emme kontrolü ile geçiş konumunu doğru bir şekilde tahmin edebileceğini göstermiştir. Mevcut araştırmada iyi tasarlanmış bir laminar kanat profili seçilmiştir. Tek delikli emme kontrolü için, emme kontrolünün fiziksel mekanizması, emme katsayısının ve emme deliğinin genişliğinin ve pozisyonunun kontrol sonuçları üzerindeki etkisi de dâhil olmak üzere analiz edilmiştir. Tek delikli simülasyon sonuçları, emme katsayısını doğru bir şekilde arttırmanın ve delik konumunu kuyruk kenarına uygun bir şekilde yaklaştırmmanın sürüklemeyi azaltmak ve geçişi geciktirmek için uygun olduğunu göstermiştir. Modifiye radyal temel fonksiyonu (Radial Basis Function [RBF]) sinir ağı ve modifiye diferansiyel gelişim algoritması, üç delikli emme kontrolü için tasarımı optimize etmek için kullanılmıştır. Tasarım değişkenleri; emme katsayısı, delik genişliği, delik konumu ve delik aralığıdır. Optimizasyon hedefi minimum C_D 'yi elde etmektir. Optimizasyondan sonra geçiş gecikmesi, %17'ye kadar çıkabilmiş ve aerodinamik C_D , %12,1 oranında azalabilmiştir (Shi vd., 2015: 357).

Müller-Vahl vd. çalışmalarında, aerodinamik yük kontrol kavramı olarak sürekli üfleminin faydasını, rüzgâr türbini kanatları için deneysel olarak araştırmışlardır. Ön kenarın yakınında ve orta veterdeki kontrol kanalları ile donatılmış bir NACA0018 kanat profili, başlangıçta yarı statik koşullar altında $1,25 \times 10^5$ ile $3,75 \times 10^5$ arasında değişen Re sayılarında incelenmiştir. Ön kenar kanalından üfleme, yük kontrol uygulamaları için dikkate değer bir potansiyel göstermiştir. Hücum kenarı durağı momentum katsayısına bağlı olarak ya yükseltilmiş ya da engellenmiş ve kaldırmada buna karşılık gelen bir azalma veya artış $\Delta C_L \approx 0,5$ mertebesinde elde edilmiştir. Orta veterdeki kanaldan kontrol, kuyruk kenarı durağını etkisiz hale getirmiş ama hücum kenarı ayrımını önlemede sonuçsuz kalmıştır. Hücum kenarı kanalından üfleminin dinamik durak üzerindeki etkisi, değişken yüzey basıncı ölçümleri ve emme yüzeyinin üstündeki eş zamanlı parçacık görüntü hızı vasıtasıyla araştırılmıştır. Yeterince yüksek bir momentum katsayısında, dinamik durak girdabının oluşumu ve dökülmesi tamamen bastırılmıştır. Bu, moment katsayısı sapmalarını eş zamanlı olarak azaltırken kaldırma gecikmesinde ve sürüklenme oluşmasında kayda değer bir azalmaya yol açmıştır (Müller-Vahl vd., 2015: 277).

Daha yüksek hücum açısındaki kanat profili üzerindeki geçiş akışı, yerel ayrılma bölgeleri, sınır tabaka geçişi, türbülans ve şok sınır tabaka etkileşimi gibi kararsız birçok fenomen sergilemektedir. Bu fenomenler yüksek enerji kaybıyla ilişkilidir ve aerodinamik yükleri, kaldırma kaybı ve sürüklenme artışı şeklinde olumsuz etkilemektedir. Farklı

kanallardaki emmeyle, kuyruk eklentileriyle, tampon kullanımıyla ve gelişmiş yüksek kaldırma cihazları kullanarak ayrılma gecikmesi yoluyla akışın kontrol edilmesi aerodinamik kayıpları azaltabilmektedir. Azim vd. çalışmalarında, CFD analizini kullanarak NACA4412 kanat profilinin, emme yoluyla sınır tabaka ayrılmasının geciktirilmesi üzerinde çalışmışlardır. Doğru emme pozisyonunu seçmek aerodinamik performansı artırmaktadır. Bu yüzden veter uzunluğunun %2'si genişliğindeki bir kanal, veter uzunluğunun %48'inden başlayarak %70'ine kadar olan 5 farklı konuma yerleştirilmiştir. Ayrıca belirli bir konumdaki daha düşük basınçlı emme, kanat profilinin kuyruk kenarının çevresindeki sınır tabaka ayrılmasını yer değiştirmiştir. Kanat profilinin üst yüzeyi ile 2° 'lik sabit bir açı ile veter uzunluğunun %68'inde ve 65 kPa'lık emme basıncında emme kullanılmasıyla, 13° bir hücum açısında ve 0,6 Ma sayısında, türbülanslı akışa geçişi veter uzunluğunun %91'i civarına taşımak mümkün olmuştur. Böylece laminar akış bölgesi uzamış ve kaldırma artmıştır. Bununla birlikte, düşük hücum açısında, emme sonrası kaldırma-sürükleme oranı emmesiz duruma kıyasla yaklaşık 2,24 kat artmıştır (Azim vd., 2015: 329).

Yousefi vd. çalışmalarında, jet genişliğinin üfleme ve emme akış kontrolü üzerindeki etkilerini, bir NACA0012 kanat profili için değerlendirmişlerdir. Reynolds-ortalımlı Navier-Stokes (Reynolds-averaged Navier-Stokes [RANS]) denklemleri, Menter'in (Menter vd., 2003: 626) kayma gerilmesi türbülans modeli ile birlikte kullanılmıştır. Kanat profilinin üst yüzeyinin kuyruk kenarında teğetsel ve dikey üfleme ve hücum kenarında ise dikey emme uygulanmıştır. Jet genişlikleri veter uzunluğunun %1,5 ile %4'ü arasında değişmiş ve jet hızı serbest akış hızının 0,3 ve 0,5 katı değerini almıştır. Veter uzunluğunun %3,5 ve %4'ündeki jet genişlikleri teğetsel üfleme için en etkili değerler olmuş ve daha küçük jet genişlikleri, dikey üfleme için daha etkili olmuştur. Kaldırma-sürükleme oranı, emme jeti genişliği arttığında artmış ve veter uzunluğunun %2,5'inde maksimum değerine ulaşmıştır (Yousefi vd., 2014: 1297).

Yousefi vd. çalışmalarında bir NACA0012 kanat profili üzerindeki sayısal akış kontrolünü sağlamak için emmenin etkisini ve emme genliği, emme katsayısı, emme jeti katsayısı dâhil olmak üzere bu işlemi etkileyen parametreleri değerlendirmişlerdir. Akış, Re sayısı 5×10^5 ile tamamen türbülanslı iken, bu akış için kullanılan türbülans modeli Menter'in (Menter vd., 2003: 626) kayma gerilmesi modeli olmuştur. Kanat profili üzerindeki emme, üniform ve standart (dikey emme) kabul edilmiş ve emme jeti genişlikleri veter uzunluğunun %1,5 %2, %2,5 ve %3'ü değerinde olmuştur. Önceki çalışmalara dayanılarak, emme jeti, hücum kenarından veter uzunluğunun %10'una kadarki en uygun mesafede bulunmuştur. Emme jeti giriş hızı aralığı, serbest akış hızının 0,1 ile 0,5 katı arasında seçilmiştir. Çalışmanın

sonuçları, emme genliği arttıkça C_L 'nin arttığını ve C_D 'nin azaldığını göstermiştir. Kaldırma-sürüklenme oranındaki maksimum artış, 0,5'lik emme genliğinde görülmüştür. Ayrıca, emme jeti genişliği arttığında kaldırma-sürüklenme oranı yükselmiş ve veter uzunluğunun %2,5'inde maksimum değerine ulaşmıştır (Yousefi vd., 2013: 136).

Lefebvre ve Zha çalışmalarında, ortak akışlı jet (Co-Flow Jet [CFJ]) kontrollü salınımlı bir SC1095 kanat profilinin iki boyutlu akışını URANS kullanarak simüle etmişlerdir. İki boyutlu akışın çözümünde viskoz olmayan akış için 5. dereceden bir WENO şeması, viskoz terimler için 4. dereceden merkezi fark modeli ve türbülans için Spalart-Allmaras modeli tabanlı denklem kullanılmıştır. Ma sayısı 0,3'tür ve buna karşılık gelen Re sayısı da $3,93 \times 10^6$ 'dır. Simülasyon sonuçları, kanat profilinin temel hattı için stall olmadığında, hafif stall'da ve derin stall'da deneylerle oldukça iyi uyumuştur. CFJ yunuslama kanat profilinin, incelenen her akış için kanat profili performansını arttırdığı bulunmuştur. $C_{\mu}=0,08$ 'de kaldırma %32 artmış ve sürüklenme %80 azalmıştır. Pompalama gücüne bakılmaksızın, sadece kanat üzerine uygulanan aerodinamik kuvvetler göz önüne alındığında C_L/C_D olağanüstü bir değere 118,3'e ulaşmıştır. C_{μ} arttırıldığında, ortalama sürüklenme negatif olmuş ve bu durum pompasını tek güç kaynağı olarak kullanan bir CFJ helikopter kanadının uygulanabilirliğini kanıtlamıştır. Böylece dinamik stall'un ortadan kaldırılmasıyla, CFJ kanat profili yüksek hücum açısında ani moment düşüşünü giderebilmiştir (Lefebvre ve Zha, 2013: 1).

Kang ve Park çalışmalarında, bir akış kontrol cihazı ile donatılmış bir rüzgâr türbini kanadının aerodinamik performansını, ticari bir akış analizi kodu olan Ansys Fluent kullanarak incelemişlerdir. Hesaplama için kullanılan model, TU Delft'in düşük türbülanslı rüzgâr tüneline test edilen S809 kanat profili olmuştur. İlk olarak, hücum açısının değişmesi ile birlikte S809 kanat profili için kararlı durum sonuçları deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Bu kararlı durum sonuçları, deney sonuçları ile iyi bir uyum göstermiştir. Ayrıca, akış kontrol cihazı için hesaplama sonuçları S809 kanat profilinin aerodinamik performansı için elde edilmiştir. Jet yuvasının konumu $x/c=0,6$ olduğunda, hesaplanan sonuçlar $\alpha=14,24^\circ$ 'de maksimum C_L 'yi göstermiştir. Jet yuvasının konumu $x/c=0,025$ olduğunda hesaplanan sonuçlar, $\alpha=14,24^\circ$ ve $20,15^\circ$ 'de duraklama gecikmesini göstermiştir (Kang ve Park, 2013: 1037).

Goodarzi vd. çalışmalarında, aktif akış kontrolü kavramını NACA0015 kanat profilinin üst yüzeyine yerleştirilen, veter uzunluğunun %2,5 genişliğindeki bir üfleme jetini kullanarak $Re=4,55 \times 10^5$ 'in altındaki 12° ile 17° aralığındaki 6 farklı hücum açısında araştırmışlardır. Bir dizi jet konumu parametresi üzerinden (hücum kenarından veter uzunluğunun %10, %30 ve

%50'ine kadar) 200'den fazla sayısal simülasyon yapılmıştır ve jet hızı oranları (serbest akış hızının 1, 2 ve 6 katı) ile jet açıları (kanat profili yüzeyine göre 0°, 30° ve 45°) araştırılmıştır. Türbülans modellemek için kullanılan viskoz model Spalart-Allmaras modeli olmuş ve ticari bir CFD kodu olan Fluent, akış denklemlerini çözmek için kullanılmıştır. Simülasyon sonuçları, üfleminin kaldırma miktarını artırdığını ve sürüklemeyi azalttığını göstermiştir. Ayrıca yüksek hücum açılarında, üfleme ayrılmayı geciktirmiş ve kanat profilinin performansını artırmıştır (Goodarzi vd., 2012: 57).

Geçiş duyarlılığı olan tek noktalı girdap viskozite modelleri oldukça yenidir ve bu modellerin performans değerlendirmelerinin yapılması gereklidir. Genç vd. çalışmalarında, geçiş ve türbülans modellerinin performansını ilk önce, RANS tabanlı CFD yöntemler için geleneksel olarak tahmin edilmesi oldukça zor olan laminar ayrılma kabarcıklarına sahip düşük Re sayılı akışları tahmin etmek için değerlendirmişlerdir. Sonra laminar ayrılma kabarcıklarının tek bir kanat profili için üfleme ve/veya emme kullanılarak giderilmesi araştırılmıştır. Standart (jetsiz) bir NACA2415 kanat profili için, sıcak-tel anemometrisi kullanarak yapılan önceki bir deneysel çalışma, $\alpha=8^\circ$ 'de, 2×10^5 Re sayısında bir laminar ayrılma kabarcığının varlığını göstermiştir. Bu akış için, son zamanlarda geliştirilen $k-k_L-\omega$ geçiş modelinin (Walters ve Leylek, 2004: 193-202) deneysel olarak ölçülen ayrılma kabarcığının yerini ve büyüklüğünü öncelikle doğru olarak tahmin ettiği gösterilmiştir. Bunu takiben aynı geçiş modeli, NACA2415 kanat profili üzerindeki akışı tek veya eşzamanlı üfleme veya emme ile tahmin etmek için kullanılmıştır. Tek üfleme veya emmenin olduğu durumlarda ayrılma kabarcığı tamamen ortadan kaldırılamamış, ancak ya azaltılmış ya da aşağı akış yönüne doğru taşınmıştır. Üfleme konumlarından bağımsız olarak daha küçük üfleme hızı oranları, daha büyük üfleme hızı oranlarına göre ayrılma kabarcığının daha etkili bir şekilde giderilmesini (bastırılmasını) sağlamıştır. Aksine, ayrılma kabarcığının giderilmesi noktasında, daha büyük emme hızı oranları daha küçük emme hızı oranlarından daha iyi sonuç vermiştir. Ayrıca, her iki durumda da, jet konumu hücum kenarından aşağı akış yönüne doğru hareket ederken kaldırma/sürükleme oranları artmıştır. Eşzamanlı üfleme ve emme durumlarında, kaldırma/sürükleme oranlarının artmasına yol açan jet parametrelerinin bir karışımının kullanılmasıyla $k-k_L-\omega$ geçiş modelinin ayrılma kabarcığını giderdiği de gösterilmiştir (Genç vd., 2011: 218).

Pehlivanoglu vd. çalışmalarında, aerodinamik performansı artırmak için bir kanattan geçen transonik akışa uygulanan kontrolü, optimize etmişlerdir. Akış, Navier-Stokes denklemleri ve türbülans modeli çözülerek simüle edilmiştir. Akış kontrolü, kanat yüzeyinde emme veya üfleme kullanılarak uygulanmıştır. Tasarım değişkenleri, emme/üfleme deliğinin

yeri ve açısı ile delikteki kütle akış katsayısı olarak ayarlanmıştır. Hesaplama metodolojisini doğrulamak için, mevcut deneysel verilerle başarılı karşılaştırmalar yapılmıştır. Çalışmanın odak noktası seçilmiş bir tasarım optimizasyonu metodolojisinin uygulanması olmuştur. Bu nedenle parçacık sürüşü optimizasyonu algoritması, sonuçların daha geleneksel bir yaklaşımla karşılaştırılmasıyla da doğrulanmıştır. Yani bu yöntem sıralı ikinci dereceden programlamaya sahip gradyan tabanlı bir yöntemdir. Transonik hızlarda, kanat profili üzerindeki emme ve üfleme kontrol deliklerinin yerini, açısını ve kütle akış katsayısını optimize etmenin bir sonucu olarak, aerodinamik performansın %20'nin üzerinde arttığı görülmüştür (Pehlivanoglu vd., 2010: 1955).

Liu vd. çalışmalarında, kanat profilinin sürüklenmesini azaltmak için yeni bir emme-üfleme birleşik kontrol tekniği geliştirmişlerdir. Teknik, kanat profili hücum kenarında emme ve kuyruk kenarında üfleme gerçekleştirmektedir. Geçiş kontrolünün zorluğunun anahtarı olarak, emme kontrolü altındaki geçiş tahmininin doğruluğu, hesaplama sonuçları ile güvenilir bir deneyin verileri karşılaştırılarak değerlendirilmiştir. Çözümler, düzeltilmiş Wilcox geçiş modelinin (Wilcox, 1994: 247-255) emmeye bağlı geçiş konumunu en doğru şekilde tahmin ettiğini göstermiştir. Daha sonra emme-üfleme kontrolü için bir dizi parametre (delik genişliği, aralık, vs.) üzerinde birçok sayısal simülasyon gerçekleştirilmiştir. Emme ve üfleme kontrol eden fiziksel mekanizmalar ve sürüklenme-azalması kontrolü belirlenmiş ve analiz edilmiştir. Ardından deliklerden geçen havanın kütle akış hızının, delik genişliğinin, aralığın etkileri ve sürüklenme-azalması etkisindeki gözenekli bölgenin boyutu tartışılmıştır. Ayrıca sayısal sonuçlar, emme-üfleme kontrolünün, üfleme olmadan emme ile karşılaştırıldığında daha düşük sürüklenme ile sonuçlandığını göstermiştir. Mevcut sayısal çalışmalar, üç boyutlu (Three Dimension [3D]) kanat emme-üfleme kontrol tasarımının daha fazla araştırılması için yararlı bir bilgi tabanı oluşturmaktadır (Liu vd., 2010: 229).

Genç ve Kaynak çalışmalarında, 2×10^5 geçişli Re sayısında laminar ayrılma kabarcığıyla karşılaşan, NACA2415 kanat profili üzerindeki akışın kontrolünü üfleme veya emme kullanarak hesaplamalı olarak araştırmışlardır. Hücum kenarındaki hareketli kumanda yüzeyi kullanımıyla ilgili daha önceki bir akış kontrol çalışmasında, hem deneysel hem de hesaplamalı çalışmalar önemli ölçüde gecikmeli duraklama açıları göstermiştir. Bu akışlar için, son zamanlarda geliştirilen $k-k_L-\omega$ ve $k-\omega$ SST (Menter vd., 2004: 57-67) geçiş modellerinin kullanılmasının, deneysel olarak belirlenmiş ayrılma kabarcığının yerini doğru bir şekilde tahmin ettiği gösterilmiştir. İlgili çalışmada, veter uzunluğunun %2,5'i genişliğindeki tek bir jet, $Re=2 \times 10^5$ ve $\alpha=8^\circ$ 'deki üfleme/emme kontrolünün simüle edildiği kanat profilinin üst

yüzeyine yerleştirilmiştir. Jet konumları (L_{jet}), jet hızı oranları (R_{jet}) ve jet açıları (θ_{jet}) gibi çeşitli parametreler ile yapılan yaklaşık 200 sayısal simülasyon araştırılmıştır. Üfleme/emme sayısal sonuçlarında; emme jeti konumlarından bağımsız olarak en büyük emme hızı oranları daha küçük emme hızı oranlarına göre daha iyi iken, daha küçük üfleme hızı oranlarının daha büyük üfleme hızı oranlarına göre daha iyi olduğu gösterilmiştir (Genç ve Kaynak, 2009: 1).

Akçayöz ve Tuncer çalışmalarında, bir NACA0015 kanat profili için sentetik jet parametrelerini, C_L/C_D 'yi en üst düzeye çıkarmak için çeşitli hücum açılarında optimize etmişlerdir. Zamana bağlı, türbülanslı akışlar, paralel bir hesaplama ortamında bir Navier-Stokes akış çözücü kullanılarak hesaplanmıştır. Tüm hesaplamalarda Spalart-Allmaras türbülans modeli kullanılmıştır. Yanıt yüzey metodolojisi (Response Surface Methodology [RSM]) jet hızı, jet konumu, jet açısı ve jet frekansı gibi sentetik jet parametrelerinin optimizasyonu için kullanılmıştır. Optimizasyon çalışması, jet güç katsayısının sabit bir değeri için yapılmıştır. Jet deliği boyutu, optimizasyon çalışmalarında bağımlı bir parametre olarak kullanılmıştır. Optimizasyon çalışması, jet hızının ve jet konumunun baskın sentetik jet parametreleri olduğunu göstermiştir. Ayrılmış akışlar için hücum açısı arttıkça, optimum jet konumunun hücum kenarı boyunca hareket ettiği ve optimum sentetik jet açısının arttığı gözlenmiştir. Kanat profilinin emme tarafındaki akış ayrılmasının, sentetik jet uygulanmasından sonra geciktiği gözlenmiştir. C_L/C_D oranı özellikle stall açısı sonrasında artırılmıştır. Sentetik jetin etkinliği ise tutunmuş akışlar için azalmaktadır (Akçayöz ve Tuncer, 2009: 1).

You ve Moin çalışmalarında, bir kanat profili üzerindeki türbülanslı akış ayrılmasının büyük girdap simülasyonunu gerçekleştirmişler ve akış ayrılması kontrol tekniği olarak sentetik jetlerin etkinliğini değerlendirmişlerdir. Akış konfigürasyonu, kanat profilinin veter uzunluğuna ve serbest akış hızına bağlı olarak Re sayısının 896.000 değerindeki bir NACA0015 kanat profili üzerindeki akıştan oluşmaktadır. Salınım sentetik jetleri üretmek için kanat profilinin kenarındaki bir boşluğa bağlı bütün bir açıklık boyunca küçük bir delik kullanılmıştır. SJA içindeki ayrıntılı akış yapıları ve sentetik jet/çapraz akış etkileşimi, yapılandırılmamış-ızgara sonlu-hacimli büyük-girdap simülasyonu çözücüsü kullanılarak simüle edilmiştir. Simülasyon sonuçları, Gilarranz ve arkadaşlarının (Gilarranz vd., 2005: 377-387) 2005 deney verileri ile karşılaştırılmış ve hem kontrolsüz hem de kontrollü durum için niteliksel ve niceliksel açıdan uyum sağlanmıştır. Deneyde olduğu gibi, mevcut büyük girdap simülasyonu, sentetik jetin uygulanmasının akış ayrılmasını etkin bir şekilde geciktirdiğini ve C_L 'de önemli bir artışa neden olduğunu doğrulamıştır. Salınlı üfleme ve emme nedeniyle kanat üzerindeki

sınır tabakanın değişimi ve ayrılma kontrolündeki rolü tartışılmaktadır (You ve Moin, 2008: 1349).

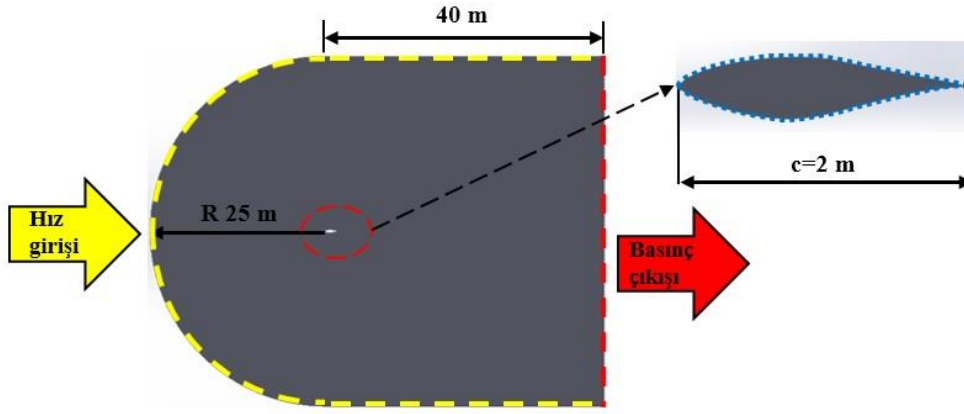
Hassan çalışmasında, %12 kalınlığında VR-7 helikopter bıçak ağızlı kanat profilinin stall/stall sonrası aerodinamiğini geliştirmek için darbeli bir emme ve üfleme jetinin aynı anda kullanımına dayanan yeni bir hibrit AFC stratejisinin faydalarını değerlendirmek için sayısal bir çalışma yapmıştır. Tahminler, NASA Langley “CFL3D” zamana bağlı ince tabaka Navier-Stokes akış çözücünün değiştirilmiş bir versiyonu kullanılarak yapılmıştır. Burada, darbeli jet hızlarının zamansal değişimlerini taklit etmek için zamana bağlı transpirasyon sınır koşulları kullanılmıştır. Darbeli jetler ve kanat profili üzerinde gelişen sınır tabaka arasındaki etkileşimin mekaniğine dair fikir veren tahmini akış alanları sunulmuştur. 0,3 Ma sayılı serbest bir akış için (maksimum kaldırmanın istendiği yerdeki temsili koşul) mevcut hibrit AFC stratejisinin kullanımının, darbeli bir emme jetinin veya titreşimli sıfır net-kütle jetinin kullanımından elde edilenleri aşan aerodinamik faydalar sağladığı gösterilmiştir. Özellikle, genel faydaların şunların doğrudan bir sonucu olduğu gösterilmiştir: a) kanat profili üzerinden başka şekilde ayrılmış sınır tabaka akışını kısmen yeniden bağlamak için darbeli emme jetinin kullanılması b) bölgesel olarak akış bağlantısını destekleyen uygun bir basınç gradyanı oluşturmak üzere, ayrılmış akış bölgesinin geri kalan kısmındaki girdap yapısının parçalanması için darbeli üfleme jetinin kullanılması (Hassan, 2006: 1).

Huang vd. çalışmalarında, Re sayısının 5×10^5 ve hücum açısının 18° olduğu koşullar altında üfleme ve emme kontrolünün simüle edildiği NACA0012 kanat profilinin üst yüzeyine veter uzunluğunun %2,5’i genişliğindeki bir jet yerleştirmişlerdir. Yaklaşık 300 sayısal simülasyon bir dizi parametre üzerinde (jet konumu, genlik ve açı) yapılmıştır. Emme ve üfleme akış kontrolünü yöneten fiziksel mekanizmalar belirlenmiş, analiz edilmiştir. Emme ve üfleme konumlarının, genliklerinin ve açılarının kritik değerleri tartışılmıştır. Mevcut başarılı büyük-ölçekli sayısal çalışmalar, çok jetli kontrol sisteminin daha fazla araştırılması için yararlı bir bilgi tabanı oluşturmaktadır (Huang vd., 2004: 1005).

4. NUMERİK ÇALIŞMALAR

4.1. CFD Geometrisinin Oluşturulması

Çalışmada analiz edilen S809 kanat profili ve etrafındaki hesaplama alanı Şekil 4.1’deki gibi oluşturulmuştur. Kanat geometrisinin oluşturulmasında kullanılan noktaların koordinatları NREL'nin S809 kanat profili veri tabanından alınmıştır (Airfoil Tools, 2020). Kanat 2 boyutlu ve 2 m veter uzunluğunda oluşturulmuş ve hesaplama bölgesi veter uzunluğu ile orantılı bir şekilde meydana getirilmiştir. Hesaplama bölgesindeki yarım dairenin yarıçapı veter uzunluğunun 12,5 katı (12,5c), dikdörtgen yüksekliği veter uzunluğunun 25 katı (25c) ve dikdörtgen uzunluğu veterin 20 katı (20c) olarak modellenmiştir (Çankaya vd., 2020: 464).

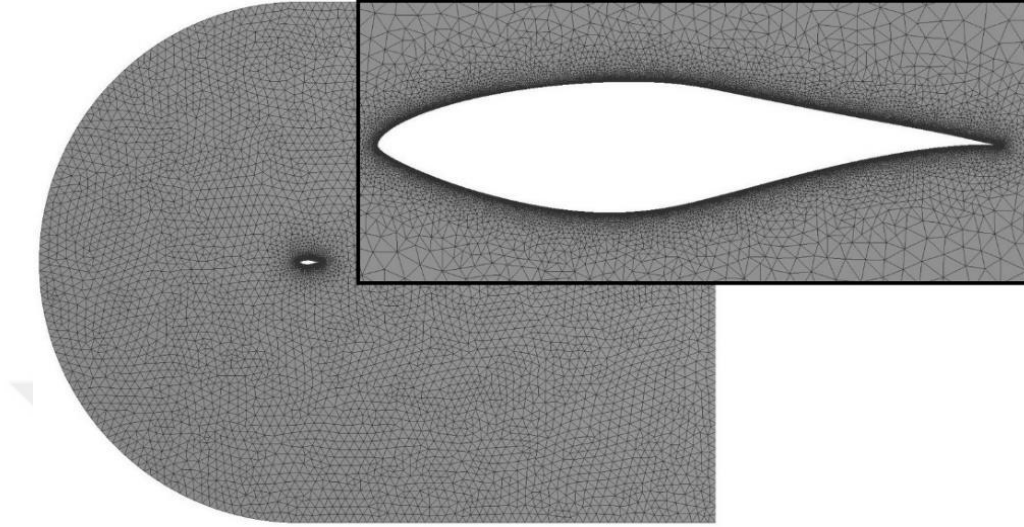


Şekil 4.1. Sayısal Model ve Sınır Koşulları

4.2. Ağ Yapısının Oluşturulması

Numerik analizlerin yapılacağı geometri oluşturulduktan sonra RANS ve türbülans modelinden gelen ek taşınım denklemlerinin sayısal olarak çözümlenebilmesi için hesaplama bölgesinin ayrıklaştırılmasına geçilmiştir. Ayrıklaştırma işlemi literatürde yapılandırılmamış (unstructured) olarak adlandırılan ve Şekil 4.2’de verildiği gibi çoğunlukla üçgensel elemanlar içeren bir ağ yapısı ile gerçekleştirilmiştir. Ağ yapısı oluşturma işlemi iteratif bir süreç olarak ele alınmıştır. Oluşturulan ağ yapısının analiz sonuçlarını etkilememesi gerektiğinden ağ bağımsızlık testleri yapılmıştır. Ağ bağımsızlık testine sonraki bölümlerde detaylı olarak değinilmiştir. Testlerin sonucunda Şekil 4.2’de gösterilen ağ yapısının kullanılmasına karar verilmiştir. Bu ağ yapısı elde edilirken göz önüne alınan bir diğer husus da boyutsuz duvar uzaklığı (y^+) değeridir. Bahsedilen y^+ değerinin iyi bir sınır tabaka çözümlemesi yapılabilmesi için 1 ile 5 arasında olması gerektiğinden kanat yüzeyi üzerindeki ilk ağ tabakasının kalınlığı

y^+ değerinin bahsi geçen değerler arasında kalmasını sağlayacak şekilde oluşturulmuştur. Kullanılması kararlaştırılan ağ yapısının genel özellikleri maksimum arpıklık 0,84, ortalama en-boy oranı 5,3, diklik kalitesi ortalama 0,96 olarak belirlenmiştir.



şekil 4.2. Sayısal Modelin Ağ Yapısı

4.3. Sınır Koşullarının ve Akışa Ait zelliklerin Belirlenmesi

Çalışmada ayırklaştırma işlemi de gerçekleştirildikten sonra çözümlene yapılmasına geçilmiştir. Numerik modelde kullanılan sınır koşulları; serbest hava akış hızı girişi ve basınç çıkışına ek olarak kanat yüzeyinde kaymama sınır koşulu ve jet deliğinde ise vakumun sağlanması için hız girişi olarak tanımlanmıştır (Bkz. şekil 4.1). Birinci numerik çalışmada serbest hava akış hızı 7,15 m/s olarak belirlenmiş, böylece hava yoğunluğunun $1,246 \text{ kg/m}^3$, dinamik viskozitenin $1,778 \times 10^{-5} \text{ kg/m.s}$ olduğu şartlarda 2 m veter uzunluğu için Re sayısının 10^6 olması sağlanmıştır. İkinci numerik çalışmada ise serbest hava akış hızı 14,3 m/s belirlenmiş ve Re sayısının 2×10^6 olması sağlanmıştır. Ayrıca serbest hava akış hızı birinci çalışmada kanada $\alpha=15^\circ$ ve ikinci çalışmada ise $\alpha=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$ olmak üzere toplamda 5 farklı hücum açısıyla gelecek şekilde oluşturulmuştur. Hesaplama alanında basınç çıkışı olarak adlandırılan bölgeye atmosferik basınç sınır koşulu verilmiştir. Kanat yüzeyi etrafındaki akış özellikleri; 2 boyutlu, sıkıştırılmaz, sürekli, türbülanslı ve viskoz olarak tanımlanmıştır.

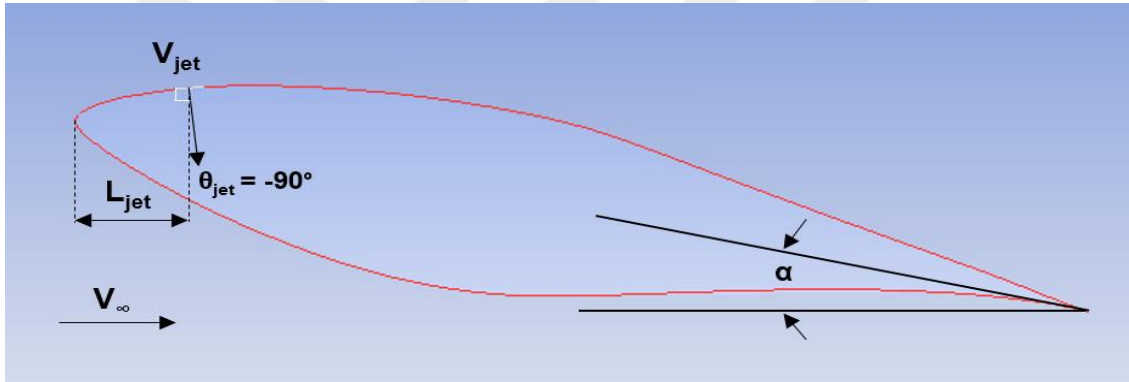
4.4. Türbülans Modelinin Belirlenmesi

Analizlerde aerodinamik uygulamalarında sıklıkla başvurulan ve sınır tabaka ayrılmasının gözlendiği akışları çözümlemede oldukça başarılı iki denklemlili SST k- ω türbülans modeli kullanılmıştır (zkan vd., 2016: 145; Erkan vd., 2020: 1360). Bu türbülans modeli,

girdap-viskozite modeli olmakla beraber, viskoz sınır tabakayı çözümlmek için $k-\omega$ ve duvardan uzak bölgeleri hesaplamak için ise $k-\varepsilon$ modelini kullanan hibrit bir türbülans modeli olduğundan tercih edilmiştir (Langtry ve Menter, 2009: 2897-2899). Hem $k-\omega$ hem de $k-\varepsilon$ standart modellerini içeren bu model, ayrılma ile sınır tabaka akışlarının hesaplamalarını iyileştirmiş ve dış akışlardaki $k-\omega$ modelinin hassasiyetini ortadan kaldırmıştır (Yousefi vd., 2013: 137). Bu türbülans modeline ait matematiksel denklemlere Bölüm 4.6’da detaylı bir şekilde değinilmiştir.

4.5. Emme Jeti Uygulaması

Çalışmada daha önce bahsedilen emme sınır koşulu Şekil 4.3’te şematik olarak gösterilmiştir. Şekil 4.3’te gösterilen θ_{jet} açısı bölgesel jet yüzeyine dik ve yüzeyden içeriye olacak şekilde (-90°) uygulanmıştır.



Şekil 4.3. Emme Jeti Uygulanmasının Şematik Olarak Gösterilmesi

Emme jeti uygulamasında kullanılan parametreler birinci numerik çalışma için Tablo 4.1’de verildiği gibi uygulanmıştır. İkinci numerik çalışma 2 aşamada gerçekleştirilmiş olup, iki ayrı aşama için parametreler Tablo 4.2 ve 4.3’te verildiği gibi sınır koşulu olarak uygulanmıştır. Burada emme jeti hızı oranı (R_{jet}) boyutsuzlaştırma yapmak adına jet hızının serbest akış hızına oranı ($R_{jet} = V_{jet}/V_{\infty}$) şeklinde ifade edilmiştir.

Tablo 4.1. Birinci Numerik Çalışma İçin Emme Jeti Parametreleri

Emme jeti genişliği = %2.5c									
Jet konumu (L_{jet})	Jet-1 = 0,1c			Jet-2 = 0,26c			Jet-3 = 0,36c		
Jet hızı oranı (R_{jet})	0,1	0,3	0,5	0,1	0,3	0,5	0,1	0,3	0,5
Jet açısı (θ_{jet})	-90°			-90°			-90°		

Birinci numerik analizler 3 ayrı jet konumu ve 3 ayrı emme jeti hızı oranında gerçekleştirilmiştir. Emme jetleri sırasıyla veter uzunluğunun 0,1, 0,26 ve 0,36 katı mesafesinde ve kanat profilinin üst yüzeyinde konumlandırılmıştır. Bu çalışmada emme jeti açısı ve emme jeti genişliği sabit tutularak emme jeti konumu ve emme jeti hızı oranının etkisine ait sonuçlar ortaya konulmuştur.

Tablo 4.2. İkinci Numerik Çalışmanın Birinci Aşaması İçin Emme Jeti Parametreleri

Emme jeti genişliği = %2.5c												
Jet konumu (L_{jet})	Jet-1 = 0,1c			Jet-2 = 0,2c			Jet-3 = 0,3c			Jet-4 = (0,54c, 0,72c, 0,945c)		
Jet hızı oranı (R_{jet})	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3
Jet açısı (θ_{jet})	-90°			-90°			-90°			-90°		

Tablo 4.3. İkinci Numerik Çalışmanın İkinci Aşaması İçin Emme Jeti Parametreleri

Emme jeti genişliği = %2.5c									
Jet konumu (L_{jet})	Jet-5 = 0,45c			Jet-6 = 0,5c			Jet-7 = 0,55c		
Jet hızı oranı (R_{jet})	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3	0,1	0,2	0,3
Jet açısı (θ_{jet})	-90°			-90°			-90°		

İkinci numerik analizler ilk etapta 4 ayrı hücum açısında, 6 ayrı jet konumunda (3'ü keyfi ve 3'ü akış ayrılmasının olduğu noktalarda konumlandırılmış) ve 3 ayrı emme jeti hızı oranında gerçekleştirilmiştir. Emme jetleri sırasıyla veter uzunluğunun 0,1, 0,2, 0,3, 0,54, 0,72, 0,945 katı mesafesinde ve kanat profilinin üst yüzeyinde konumlandırılmıştır. Buradaki 0,1c, 0,2c ve 0,3c konumları keyfi jet noktalarıdır. Ayrıca $\alpha=8^\circ$ için akış ayrılması oluşmamakta ve $\alpha=10^\circ$ için $L_{jet}=0,945c$ 'de, $\alpha=12^\circ$ için $L_{jet}=0,72c$ 'de ve $\alpha=14,24^\circ$ için $L_{jet}=0,54c$ 'de akış ayrılması meydana gelmiştir. Bu çalışmada emme jeti açısı (-90°) ve emme jeti genişliği

(%2,5c) sabit tutularak emme jeti konumunun ve emme jeti hızı oranının etkisine ait sonuçlar ve bu sonuçların hücum açısıyla değişimi ortaya konulmuştur.

4.6. CFD Uygulamasında Kullanılan Matematiksel Denklemler

Kanat yüzeyi etrafındaki 2 boyutlu, sıkıştırılamaz, sürekli ve viskoz akış özelliklerindeki sınır tabaka denklemleri için kullanılan süreklilik ve momentum denklemleri Denklem 1, 2, 3'teki gibidir.

Süreklilik denklemi:

$$u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (4.1)$$

X yönündeki momentum denklemi:

$$u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (4.2)$$

Y yönündeki momentum denklemi:

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{\partial P}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (4.3)$$

Türbülanslı akışı çözümlemede kullanılan ve daha önce bölüm 4.4'te bahsedilen Menter'in iki denklemlili SST k- ω türbülans modelindeki taşınım denklemleri aşağıdaki gibidir.

Türbülans kinetik enerji için taşınım denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U_i k) = P_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] \quad (4.4)$$

Spesifik dağılma (yayılma) oranı için taşınım denklemi:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U_i \omega) = \alpha \rho S^2 - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right] + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \quad (4.5)$$

4. ve 5. denklemlerde F_1 (Denklem 6) karışım fonksiyonudur, S şekil değiştirme hızının değişmez ölçüsü (tensör büyüklüğü)'dür, β^* , 0.09 ve $\sigma_{\omega 2}$, 0.856'dır. Karışım fonksiyonu, yüzeyden uzakta sifıra eşit olur (k- ϵ modeli) ve sınır tabaka içinde bir fonksiyona geçiş yapar (k- ω modeli). Menter'in kayma gerilimi taşınım türbülans modelinde, durgunluk bölgelerinde türbülans oluşumunu önlemek için bir üretim sınırlayıcısı (Denklem 11) kullanılmıştır.

Karışım fonksiyonu:

$$F_1 = \tanh \left\{ \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho\sigma_{w2}k}{CD_{k\omega}y^2} \right] \right\}^4 \right\} \quad (4.6)$$

Ayrıca, sınır tabaka içinde $F_1 = 1$ ve serbest akışta $F_1 = 0$ 'dır.

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{w2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-20} \right) \quad (4.7)$$

Modelin en yeni varyantı için girdap viskozitesi ise aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır.

Kinematik girdap-viskozitesi:

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (4.8)$$

Burada k , türbülanslı kinetik enerjidir ve F_2 , sınırlayıcının duvarın yakınında etkinleştirilmesini önleyen bir karışım fonksiyonudur ve Denklem 9'daki gibi tanımlanmaktadır.

$$F_2 = \tanh \left[\left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right] \quad (4.9)$$

$$P_k = \mu_t \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.10)$$

Üretim sınırlayıcısı:

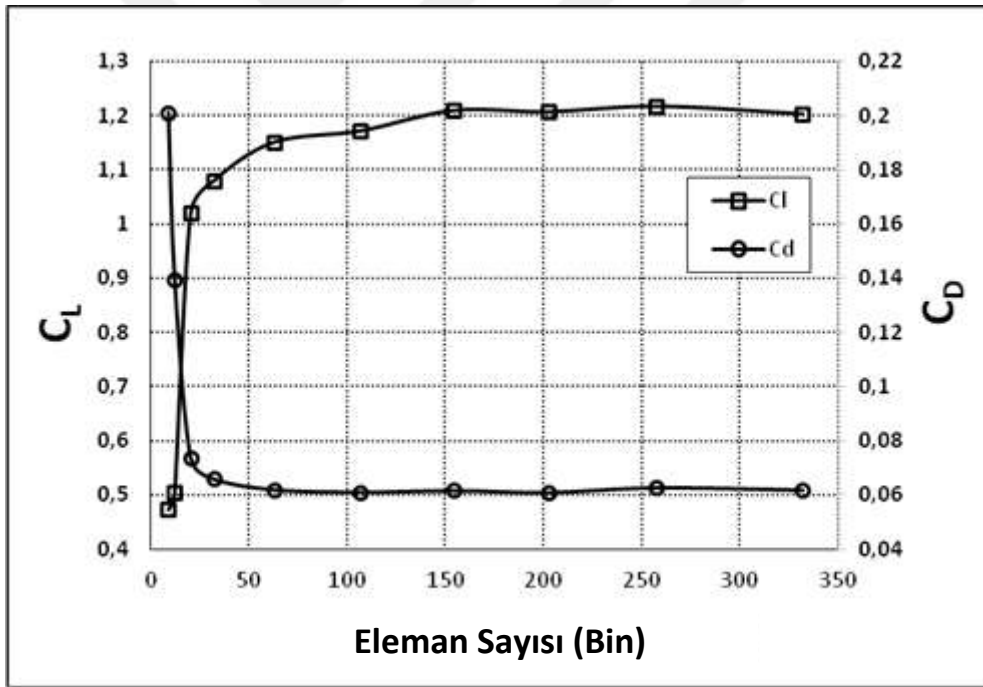
$$\tilde{P}_k = \min(P_k, 10\beta^* \rho k \omega) \quad (4.11)$$

Ek olarak, tüm sabitlerin, k - ϵ ve k - ω modelinin karşılık gelen sabitinden α , σ_k , σ_ω vb. ile bir karışımla hesaplandığını belirtmek önemlidir (Evans ve Lardeau, 2016: 2; Menter, 1993: 5; Menter, 1994: 1600, 1604).

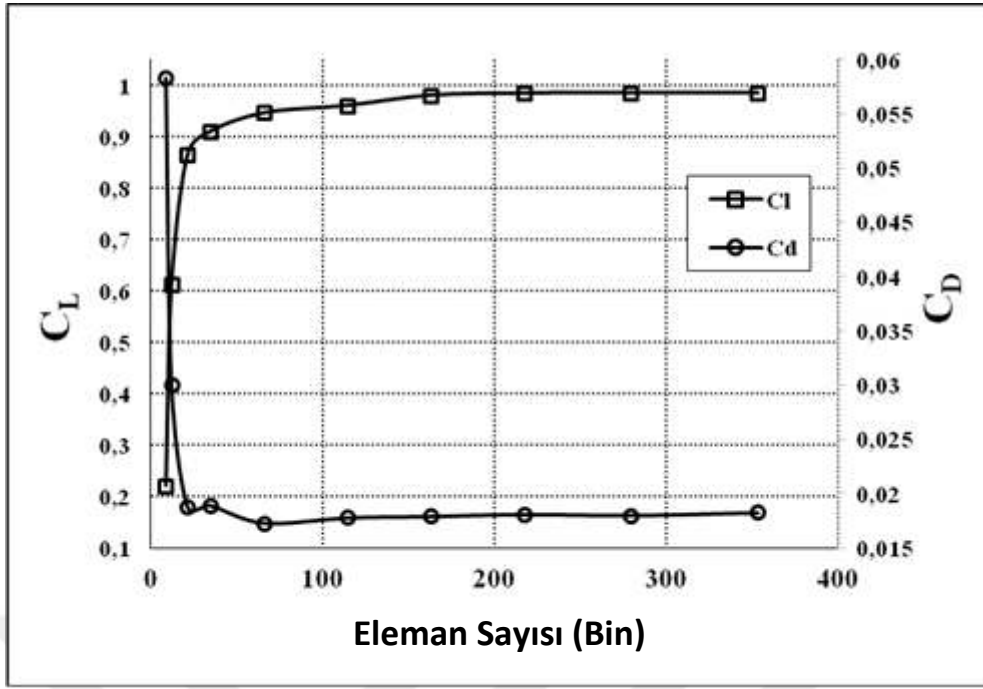
5. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

5.1. CFD Modeline Ait Ağ Yapısının Denetlenmesi

Sayısal çalışmada kullanılacak modelin ağ yapısından etkilenmemesi gerekir. Diğer bir deyişle analiz sonuçlarının ayırıklaştırma işleminden kaynaklı herhangi bir hata içermemesi çalışmanın güvenilirliği açısından önemlidir. Bu sebeple mevcut çalışma sonuçlarının ağ yapısından etkilenmediği ayırıklaştırma modelini bulma adına ağ bağımsızlık testi gerçekleştirilmiştir. Bu testler birinci numerik analiz için 15° hücum açısında, ikinci numerik analiz için 8° hücum açısında yapılmıştır. Ağ yapılarına göre denetlenen sonuçlar kaldırma ve sürüklenme katsayıları olarak tercih edilmiştir. Bu sonuçların eleman sayısına göre değişimlerinin verildiği Şekil 5.1’de ve Şekil 5.2’de de görüldüğü gibi ağ elemanı sayısı birinci numerik analiz için yaklaşık 150.000’e ulaştıktan ve ikinci numerik analiz için ise yaklaşık 160.000’e ulaştıktan sonra sonuçlarda değişme gözlenmemiştir.



Şekil 5.1. Birinci Numerik Çalışmanın Ağ Bağımsızlık Testi ($\alpha=15^\circ$, $Re=10^6$)

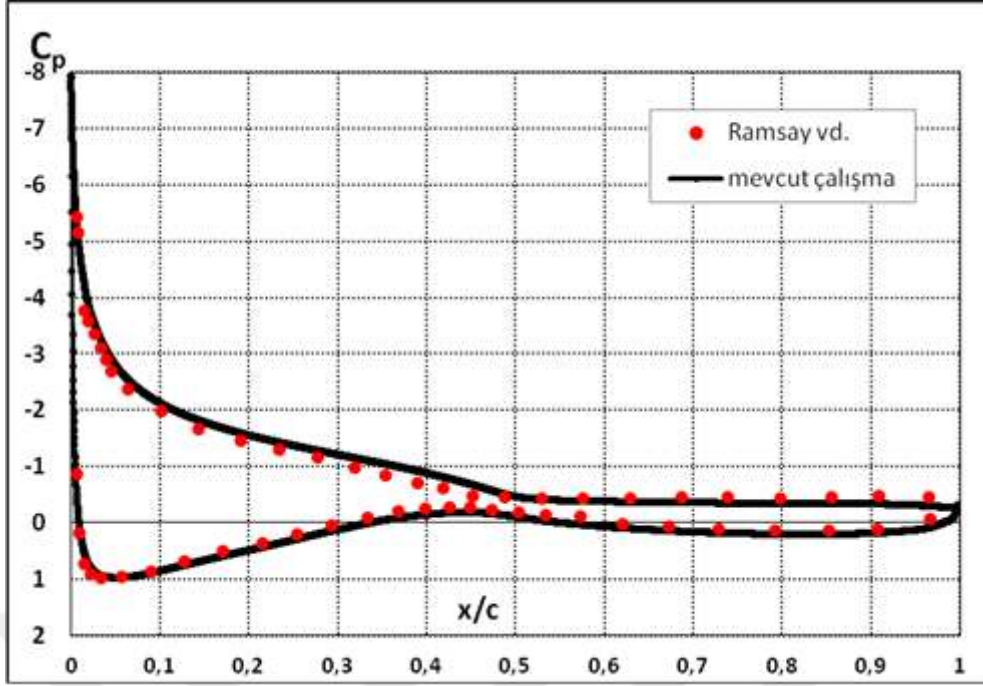


Şekil 5.2. İkinci Numerik Çalışmanın Ağ Bağımsızlık Testi ($\alpha=8^\circ$, $Re=2 \times 10^6$)

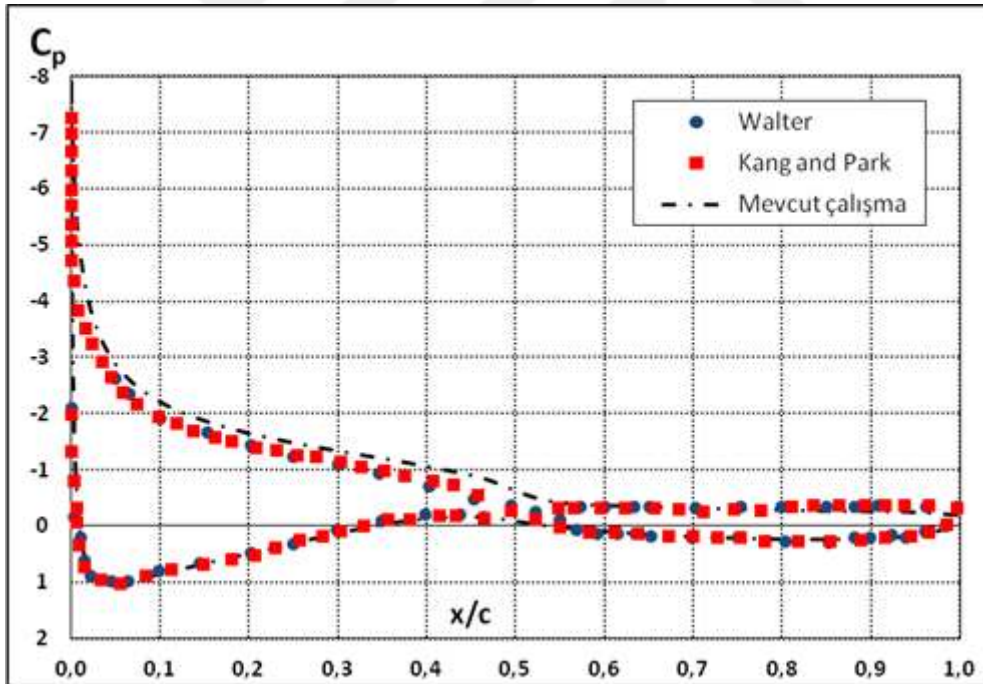
Buradan yola çıkılarak birinci numerik analiz için 154.207 ve ikinci numerik analiz için ise 162.591 eleman sayısına sahip ağ yapısının kullanılmasına karar verilmiştir.

5.2. CFD Modeline Ait Sonuçların Doğrulanması

Araştırılan numerik modellerin ağ yapısından bağımsız olduğuna karar verildikten sonra oluşturulan numerik modelin doğru bir şekilde çalışıp çalışmadığı denetlenmiştir. Birinci numerik modelin doğrulama işlemi; jet ile akış kontrolünün yapılmadığı durum için 15° hücum açısı ve 10^6 Re sayısı şartlarında elde edilen sonuçların, aynı şartlarda Ramsay vd. (Ramsay vd., 1995: 79) tarafından gerçekleştirilen deneylerin sonuçlarıyla kıyaslanmasıyla gerçekleştirilmiştir. İkinci numerik modelin doğrulama işlemi ise; yine jet ile akış kontrolünün yapılmadığı durum için $14,24^\circ$ hücum açısı ve 2×10^6 Re sayısı şartlarında elde edilen sonuçların, aynı şartlarda Walter (Walter, 1997: 6) tarafından gerçekleştirilen deneylerin ve Kang ve Park (Kang ve Park, 2013: 1038)'ın numerik çalışmalarının sonuçları ile kıyaslanmasıyla gerçekleştirilmiştir. Yapılan karşılaştırmalar sonucunda Şekil 5.3 ve Şekil 5.4'te verildiği gibi numerik modellerin deneysel ve numerik veriler ile tutarlı olduğu görülmüştür. Oluşturulan numerik modellerin uygunluğu da denetlendikten sonra emme jeti uygulamalarına geçilmiştir.



Şekil 5.3. Mevcut Birinci Numerik Çalışmanın Basınç Katsayısı Değerlerinin Ramsay vd. Tarafından Raporlanan Deneyel Veriler ile Karşılaştırılması

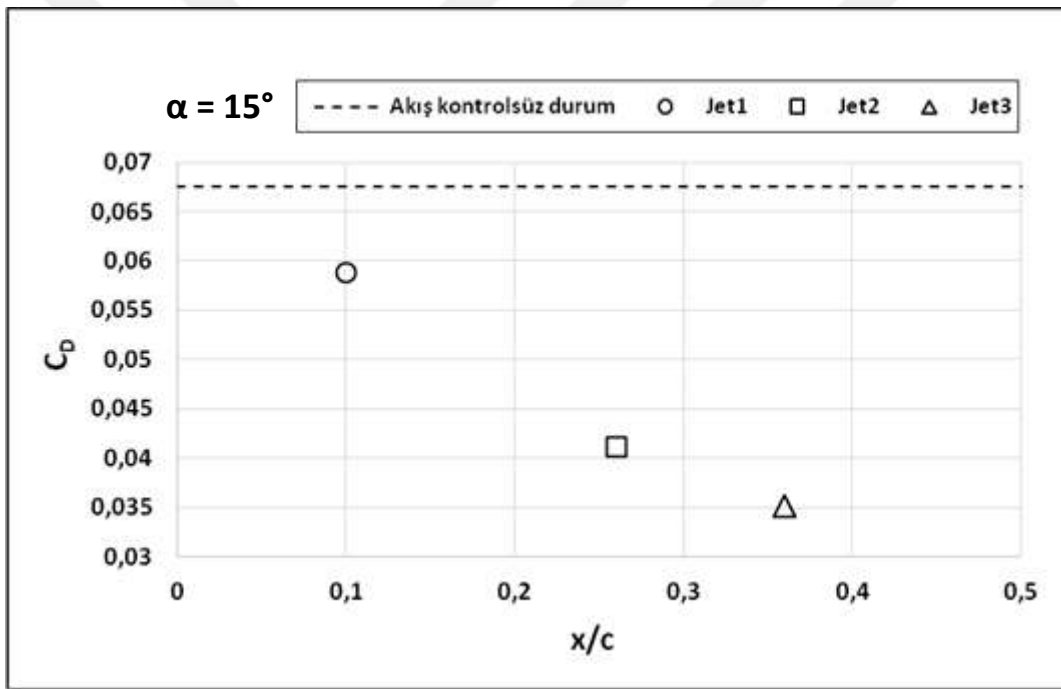


Şekil 5.4. Mevcut İkinci Numerik Çalışmanın Basınç Katsayısı Değerlerinin Walter Tarafından Gerçekleştirilen Deneyel Veriler ve Kang ve Park'ın Numerik Çalışmalarının Verileri ile Karşılaştırılması

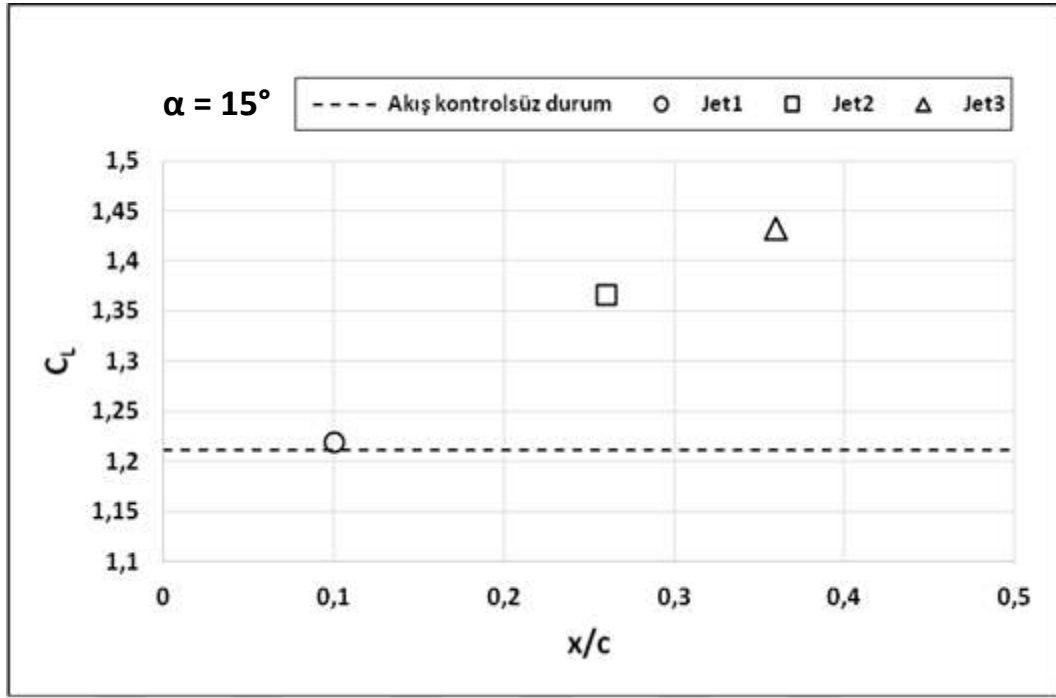
5.3. Birinci Numerik Çalışmaya Ait Sonuçların Değerlendirilmesi

5.3.1. Emme Jeti Konumunun Etkisi

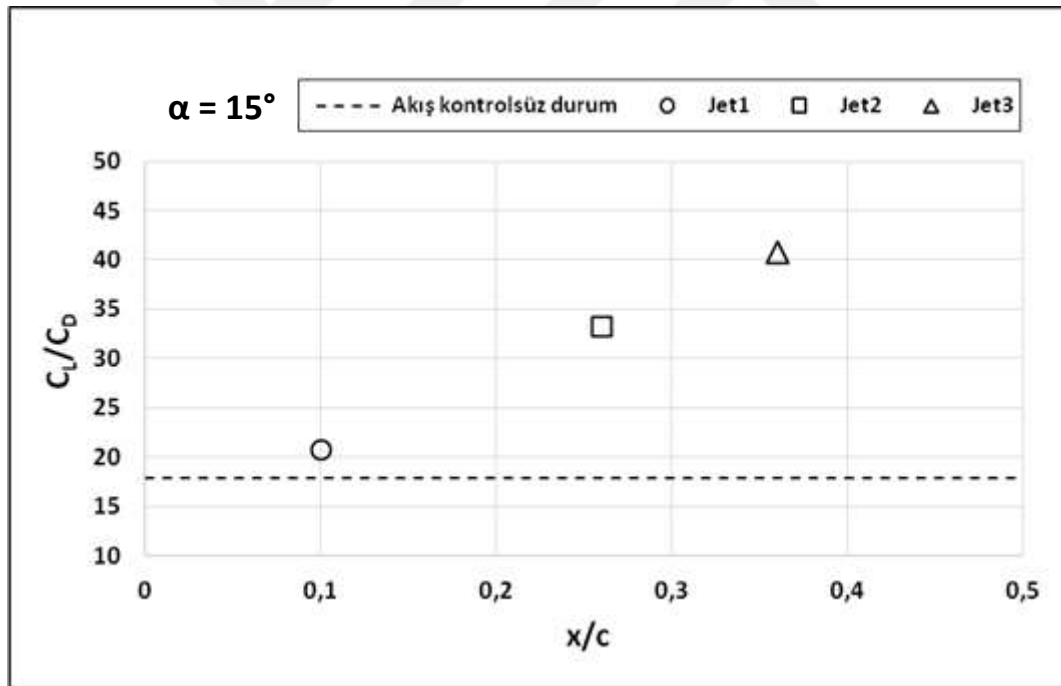
Birinci numerik çalışmada öncelikle emme jetinin kanat üzerinde nerede daha iyi sonuç vereceğini bulmak için konum araştırması yapılmıştır. Emme jeti açısı bölgesel emme jeti yüzeyine $\theta_{jet}=-90^\circ$ ve emme jeti hızı oranı $R_{jet}=0,1$ değerindeyken jet konumunun etkisi incelenmiştir. Jet konumu hücum kenarından kuyruk kenarına doğru yer değiştirdikçe C_D değeri Şekil 5.5'teki gibi azalış, C_L ise Şekil 5.6'daki gibi artış göstermiştir. Jetin konumunun nerede olduğu fark etmeksizin emme jetinin Şekil 5.7'deki C_L/C_D oranlarından da anlaşıldığı gibi kanat aerodinamik performansına olumlu etki yaptığı görülmekle beraber en faydalı konumun 0,36c (Jet-3) olduğu sonucuna varılmıştır.



Şekil 5.5. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_D Değerleri

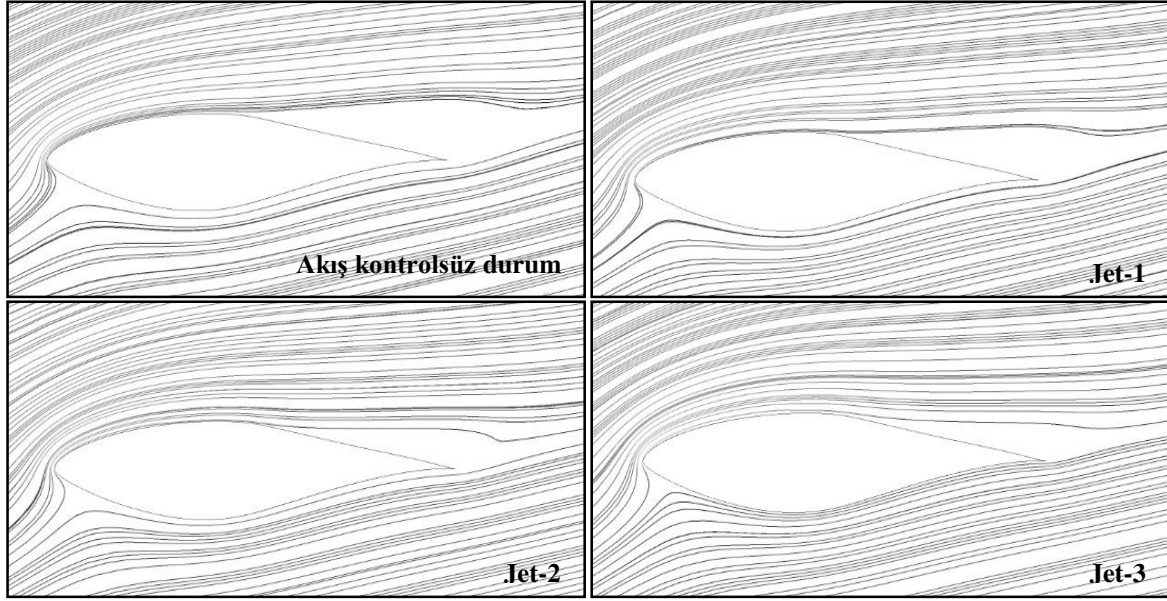


Şekil 5.6. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin (C_L) Değerleri



Şekil 5.7. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L/C_D Değerleri

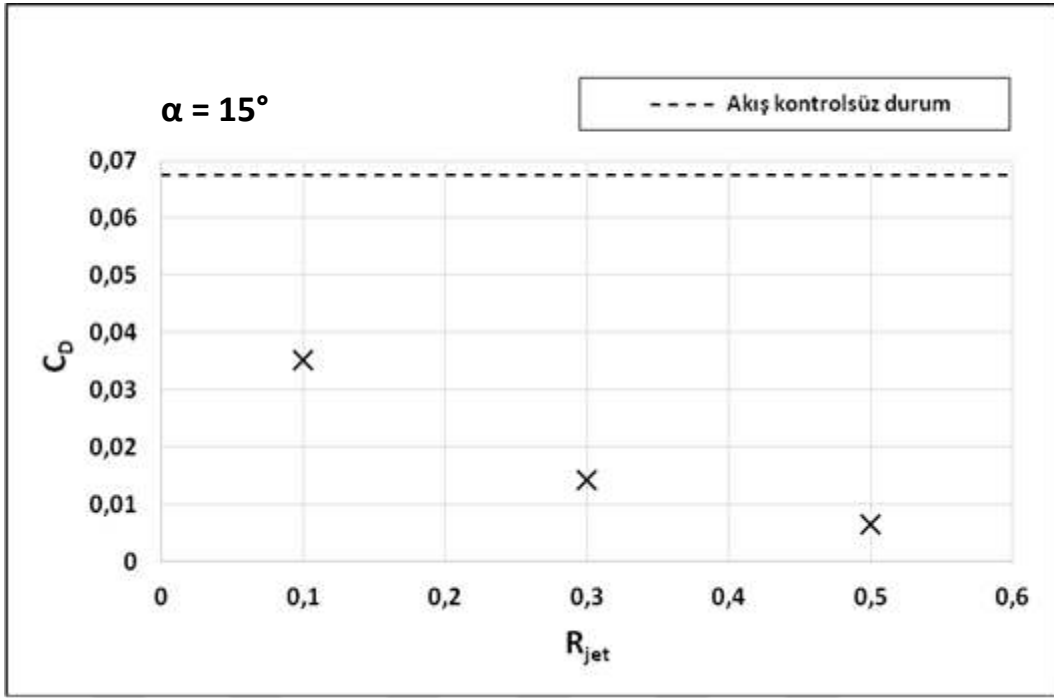
Akış kontrolü yapılmaması halinde oluşan akım çizgilerine bakıldığında Şekil 5.8'de akışın kanat yüzeyinden büyük bir ayrılma kabarcığı ile koptuğu görülmüştür. Emme ile akış kontrolü yapıldığında ise ayrılma kabarcığının giderek küçüldüğü ve Jet-3 için en küçük boyuta ulaştığı gözlemlenmiştir.



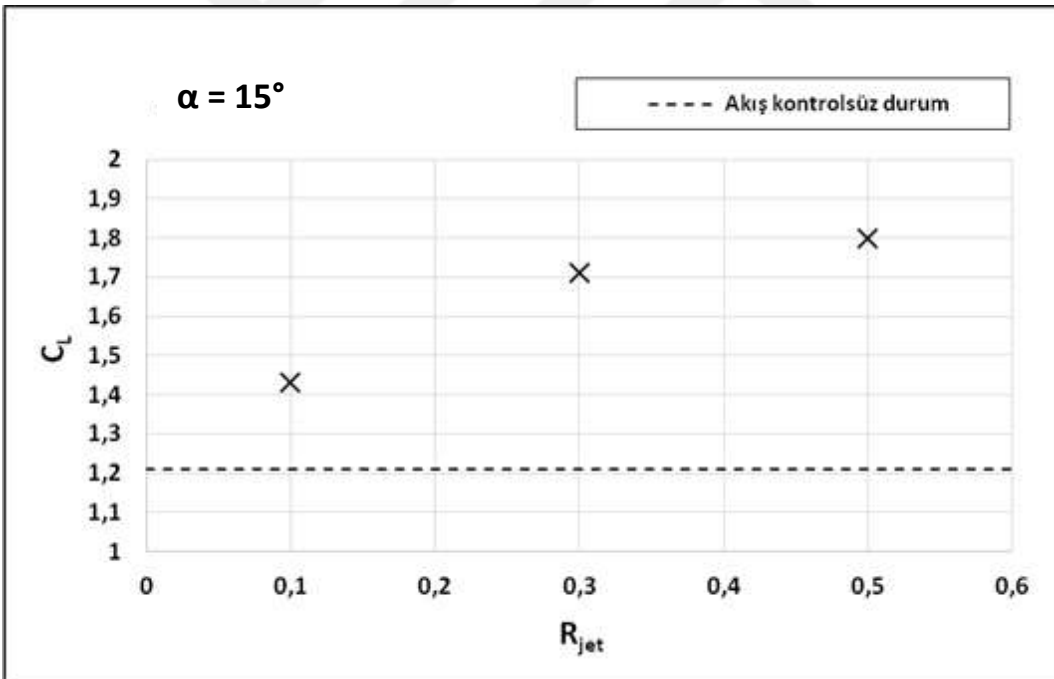
Şekil 5.8. Üç Ayrı Emme Jeti Konumu ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri

5.3.2. Emme Jeti Hızı Oranının Etkisi

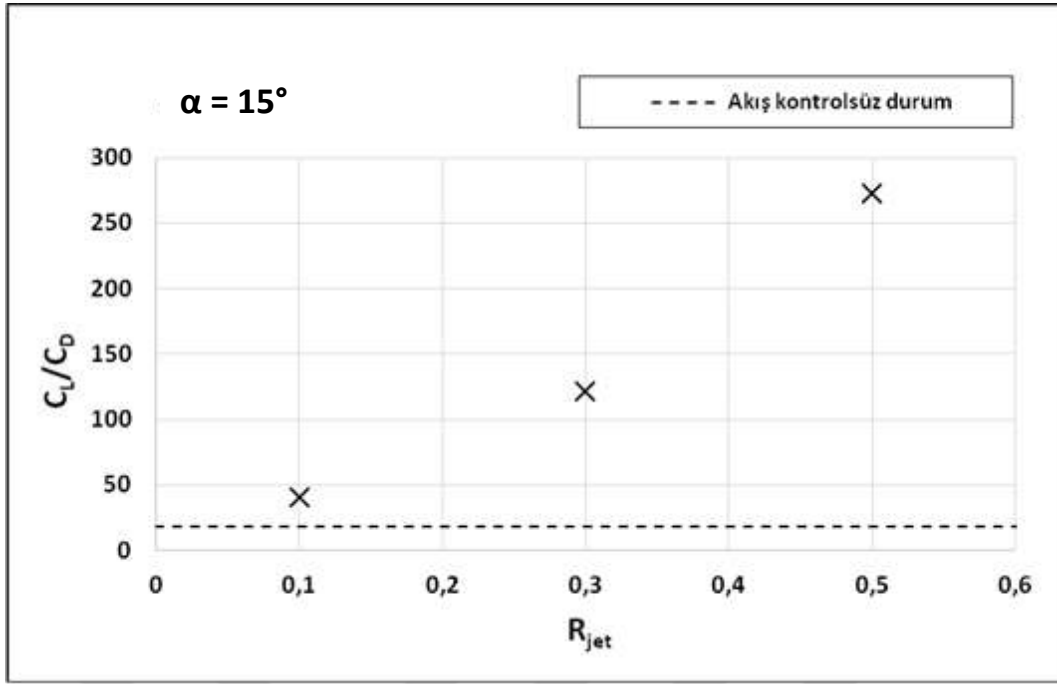
En iyi emme jeti konumu 0,36c (Jet-3) olarak belirlendikten sonra emme jeti hızı oranının (R_{jet}) etkisi araştırılmıştır. Emme jeti hızı oranı 0,1, 0,3 ve 0,5 olarak yapılan sayısal analiz sonucunda jet hızı oranı arttıkça C_D değeri Şekil 5.9'daki gibi azalış gösterirken, C_L değeri ise Şekil 5.10'daki gibi artış göstermiştir. C_D ve C_L değerleri, en iyi jet hızı oranı olan $R_{jet}=0,5$ için $C_D = 0,00659$ ve $C_L = 1,7982$ olarak elde edilmiştir. Akış kontrolünün olmadığı duruma kıyasla C_L/C_D oranları da Şekil 5.11'deki gibi artış göstermiştir.



Şekil 5.9. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_D Değerleri

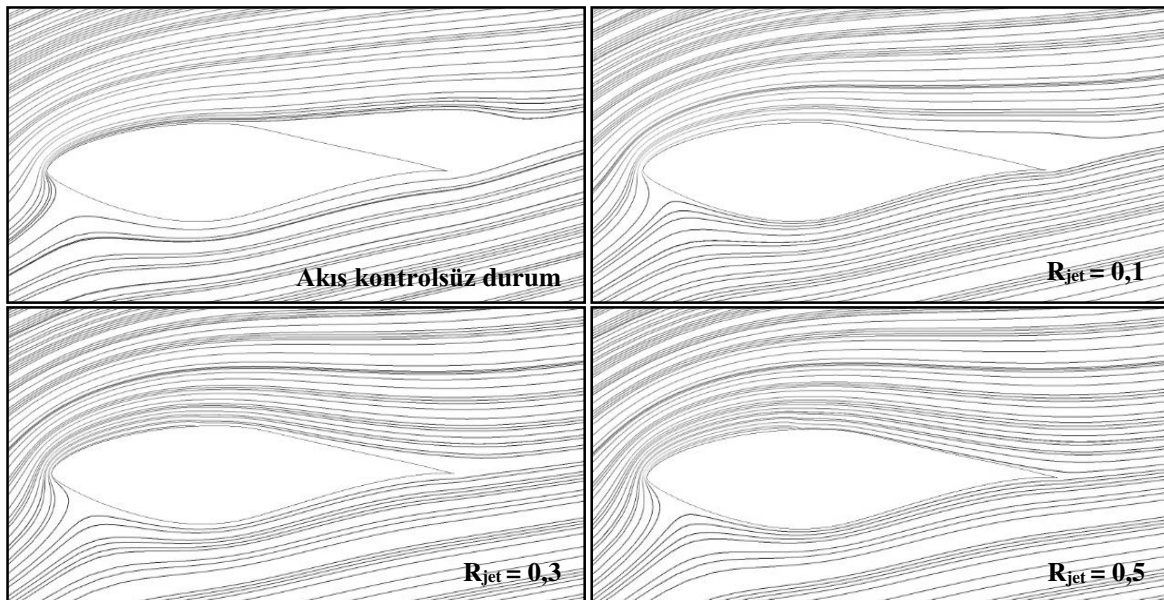


Şekil 5.10. Üç Ayrı Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L Değerleri



Şekil 5.11. Üç Ayır Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin C_L/C_D Değerleri

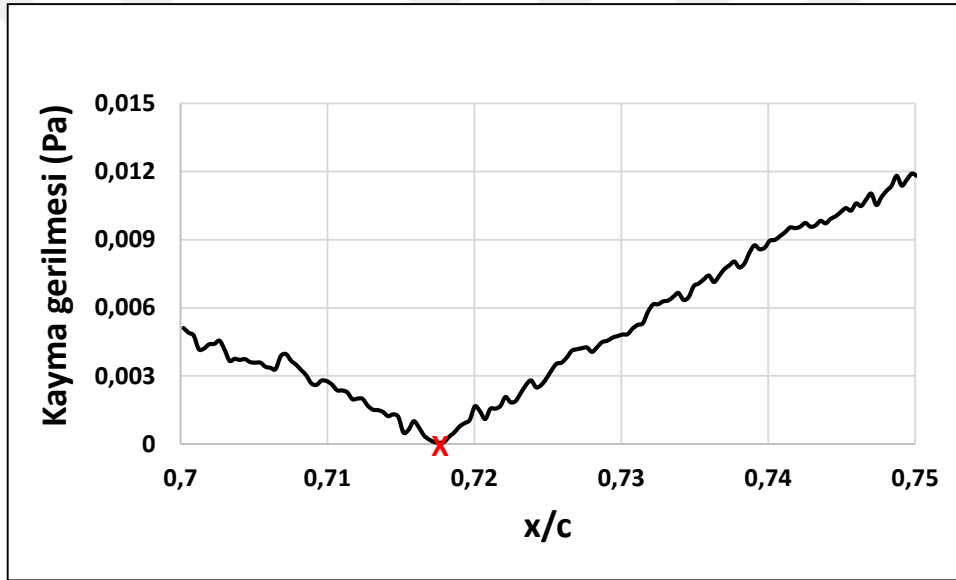
Jet konumu 0,36c olarak ayarlandığında, jet hızı oranının 0,1 olması halinde akış kontrolünün yapılmadığı duruma göre ayrılma kabarcığında ciddi bir azalma meydana geldiği Şekil 5.12’de görülmektedir. Jet hızı oranının artmasıyla ayrılma kabarcığı da giderek küçülmüş ve $R_{jet}=0,3$ için akış ayrılması önlenebilmiştir.



Şekil 5.12. Üç Ayır Emme Jeti Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri

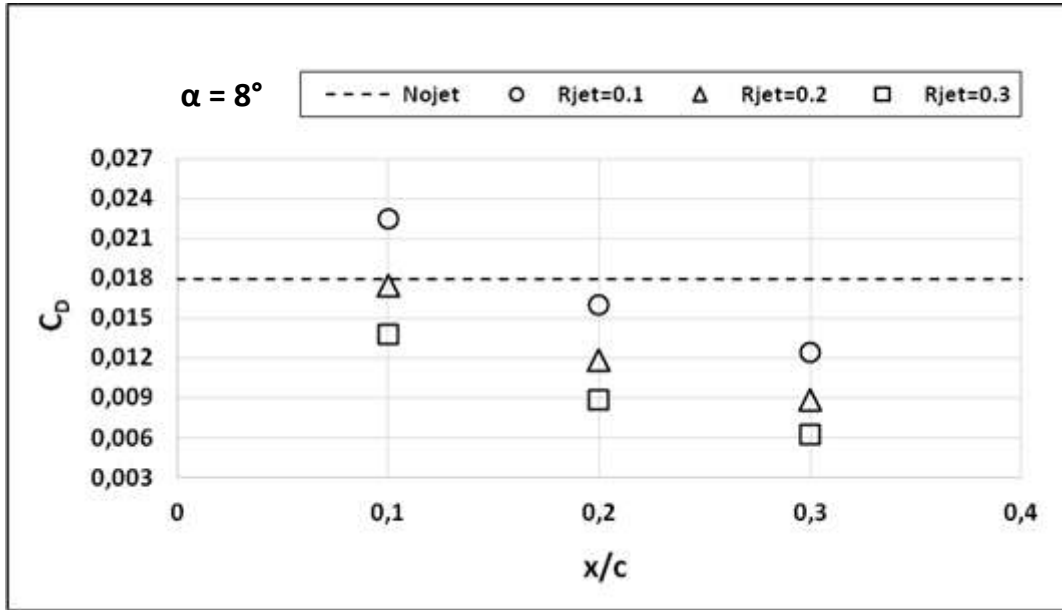
5.4. İkinci Numerik Çalışmaya Ait Sonuçların Değerlendirilmesi

İkinci numerik çalışmada ilk etapta 8° , 10° , 12° ve $14,24^\circ$ hücum açılarında emme jeti, kanat üzerinde önce keyfi seçilen noktalarda ($L_{jet}=0,1c$, $0,2c$, $0,3c$), ardından akış ayrılmasının meydana geldiği noktalarda konumlandırılmıştır. $\alpha=8^\circ$ için akış ayrılması olmamakla beraber akış ayrılmasının meydana geldiği noktalar $\alpha=10^\circ$ için $L_{jet}=0,945c$, $\alpha=12^\circ$ için $L_{jet}=0,72c$, $\alpha=14,24^\circ$ için $L_{jet}=0,54c$ 'dir. Buradaki akış ayrılmasının meydana geldiği spesifik değerler kayma gerilmesinin 0 veya 0'a çok yakın olduğu (örneğin; $\alpha=12^\circ$ için kayma gerilmesinin yaklaşık değeri 0,000057'dir ve $x/c=0,717605 \approx 0,72$ 'dir) değerlerdir. Bu değerler Ansys programı üzerinden çıkartılan kayma gerilmesi grafiğinden elde edilmiştir. $\alpha=12^\circ$ için kayma gerilmesine ait grafik Şekil 5.13'te verilmiştir. Grafik belirli bir aralık için çizdirilmiştir.

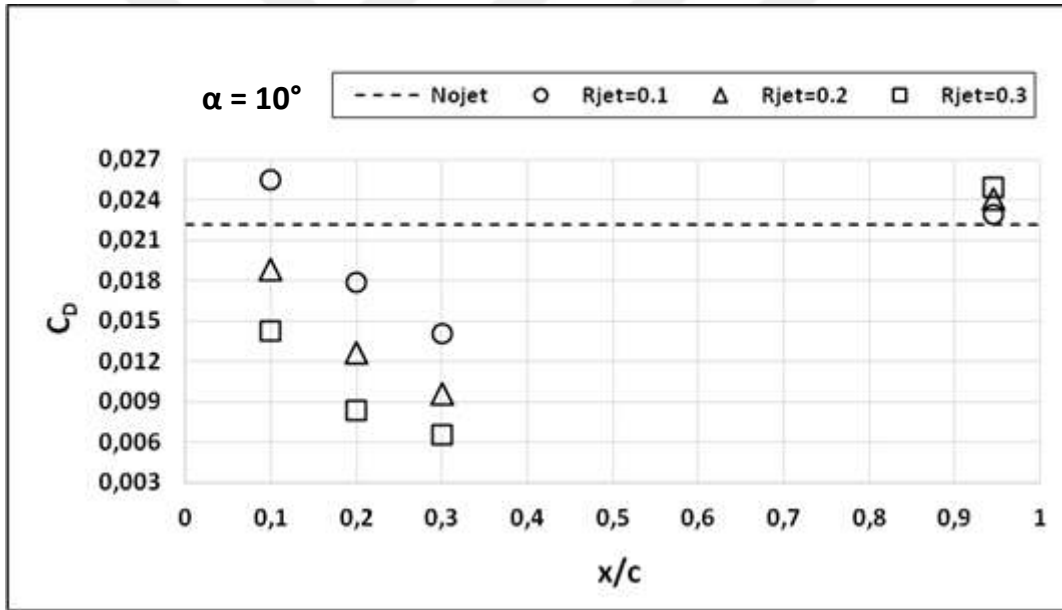


Şekil 5.13. Kanat Profili Etrafındaki Kayma Gerilmesine Ait Grafik

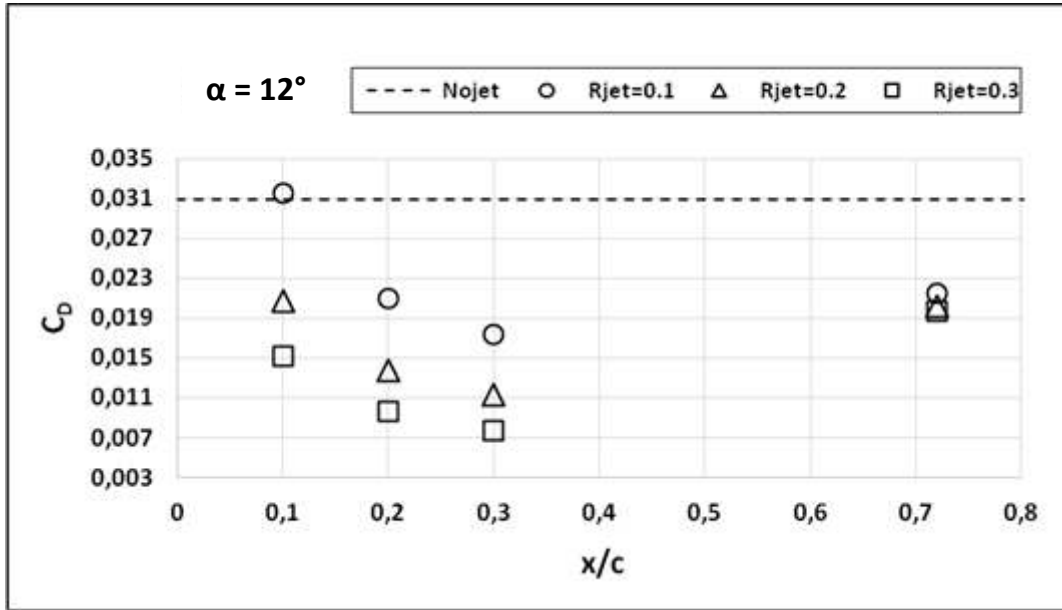
Ardından emme jeti açısı bölgesel emme jeti yüzeyine $\theta_{jet}=-90^\circ$ ve emme jeti hızı oranı $R_{jet}=0,1$, $0,2$, $0,3$ değerlerindeyken jet konumunun etkisi incelenmiştir. Çalışmaya ait sonuçların grafikleri Şekil 5.14, Şekil 5.15, Şekil 5.16, Şekil 5.17, Şekil 5.18, Şekil 5.19, Şekil 5.20, Şekil 5.21, Şekil 5.22, Şekil 5.23, Şekil 5.24 ve Şekil 5.25' de verilmiştir.



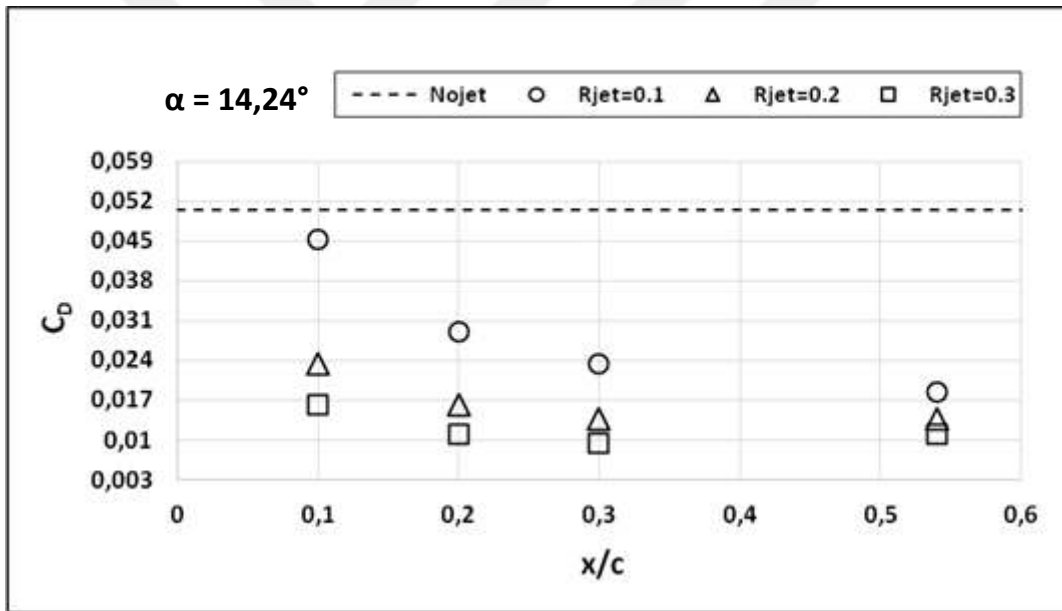
Şekil 5.14. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri



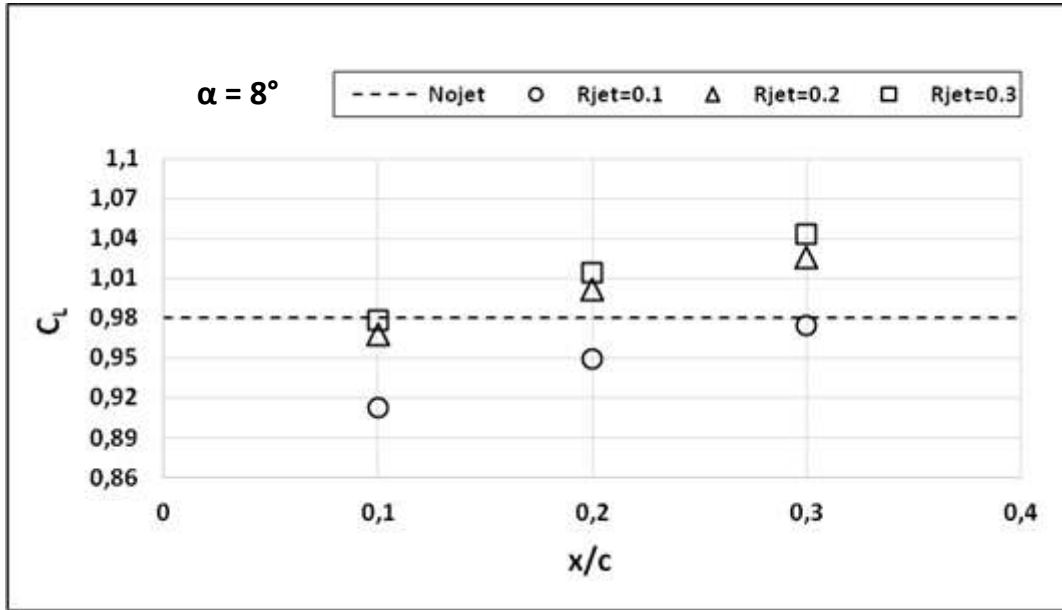
Şekil 5.15. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri



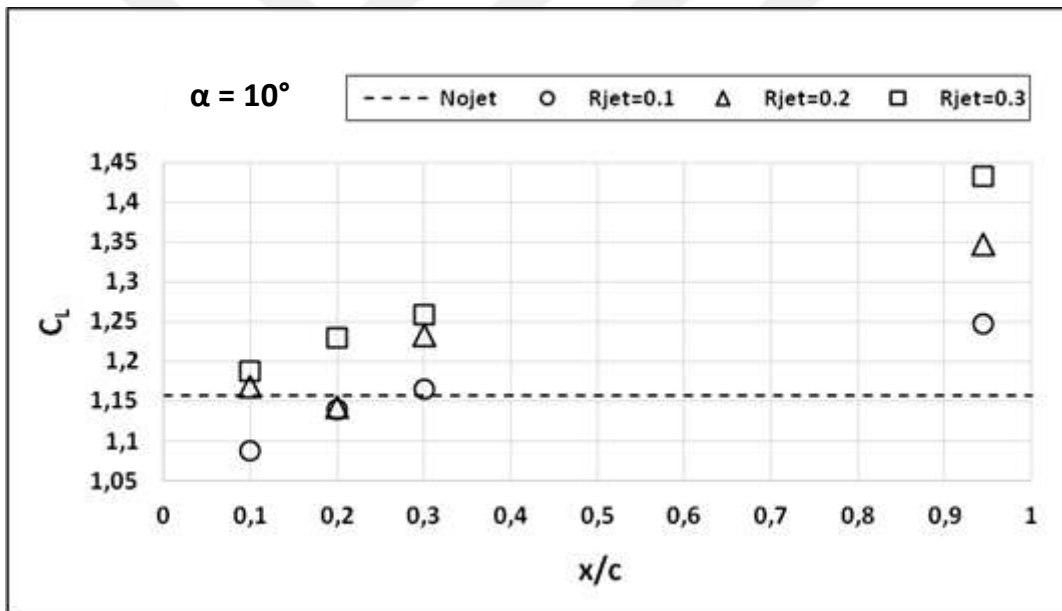
Şekil 5.16. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri



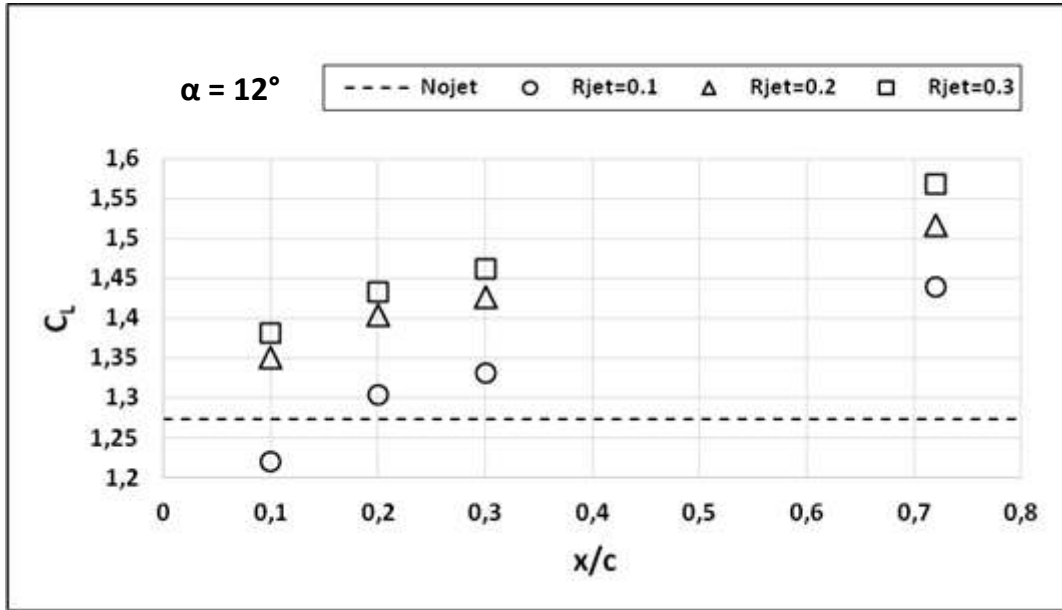
Şekil 5.17. $14,24^\circ$ Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_D Değerleri



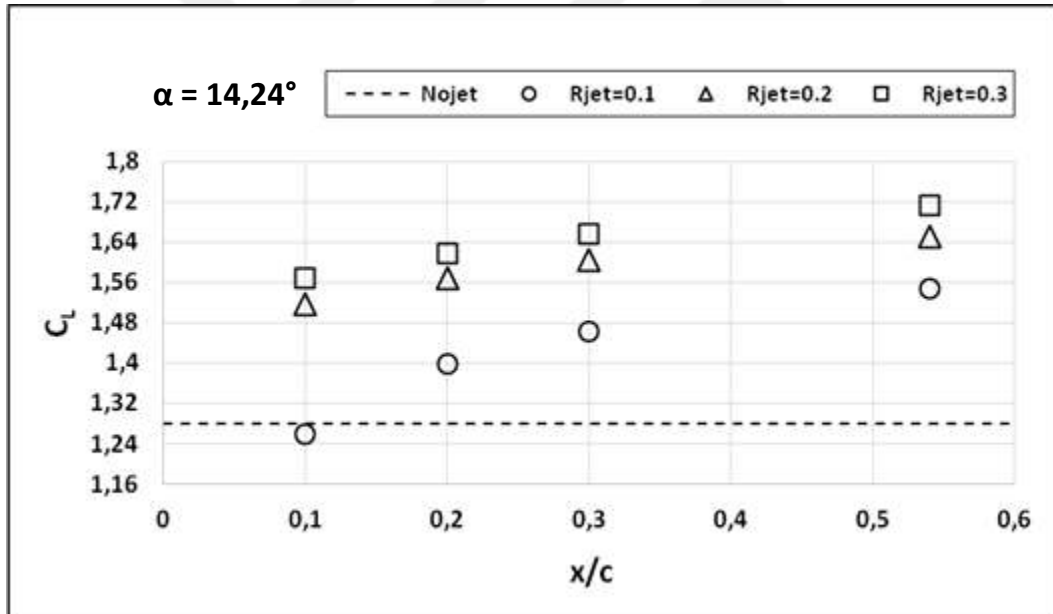
Şekil 5.18. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri



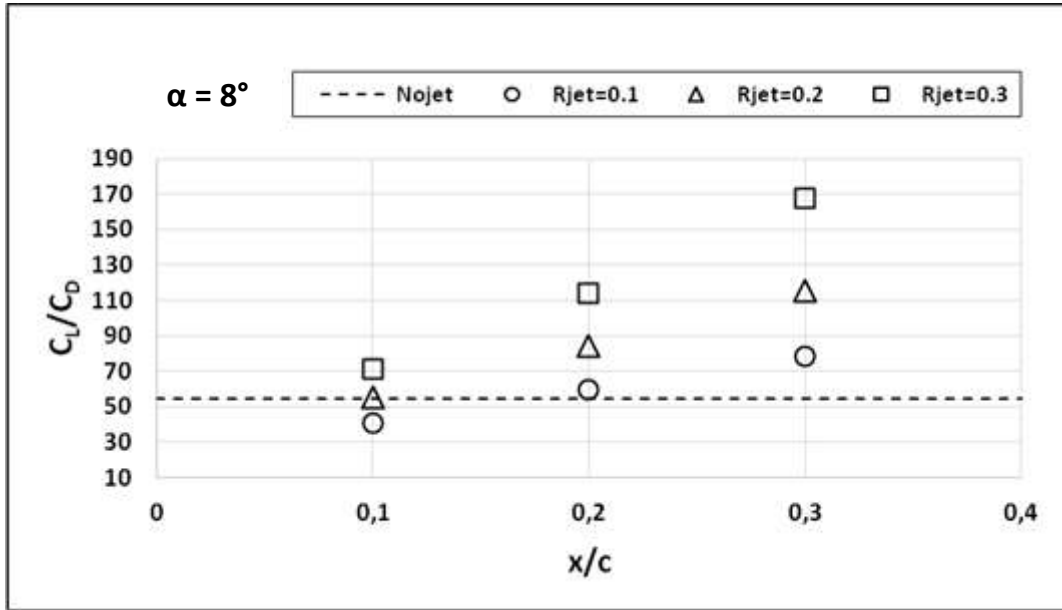
Şekil 5.19. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri



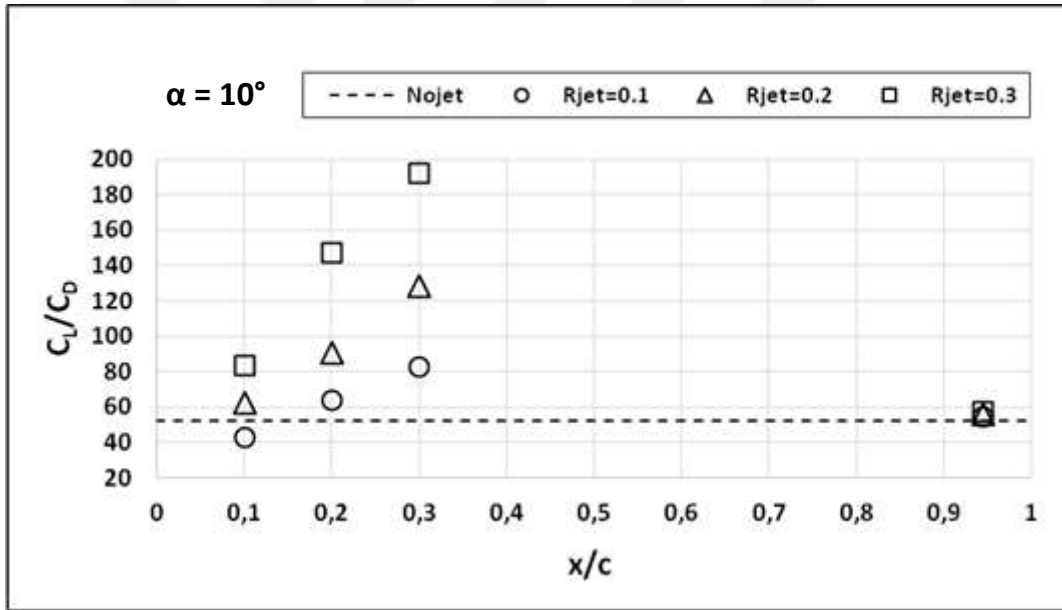
Şekil 5.20. 12° Hücüm Açılarındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri



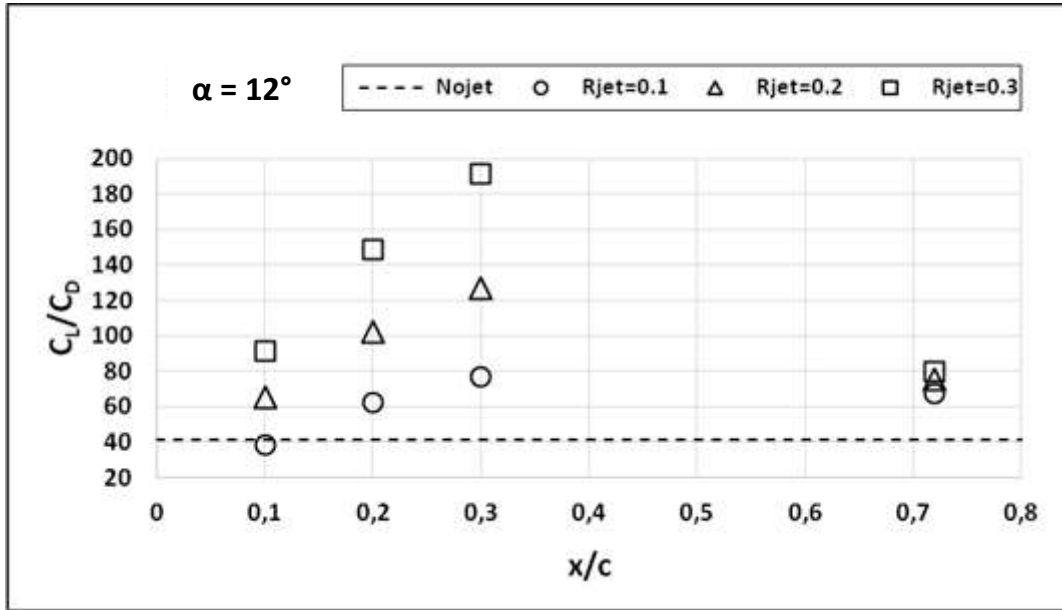
Şekil 5.21. $14,24^\circ$ Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L Değerleri



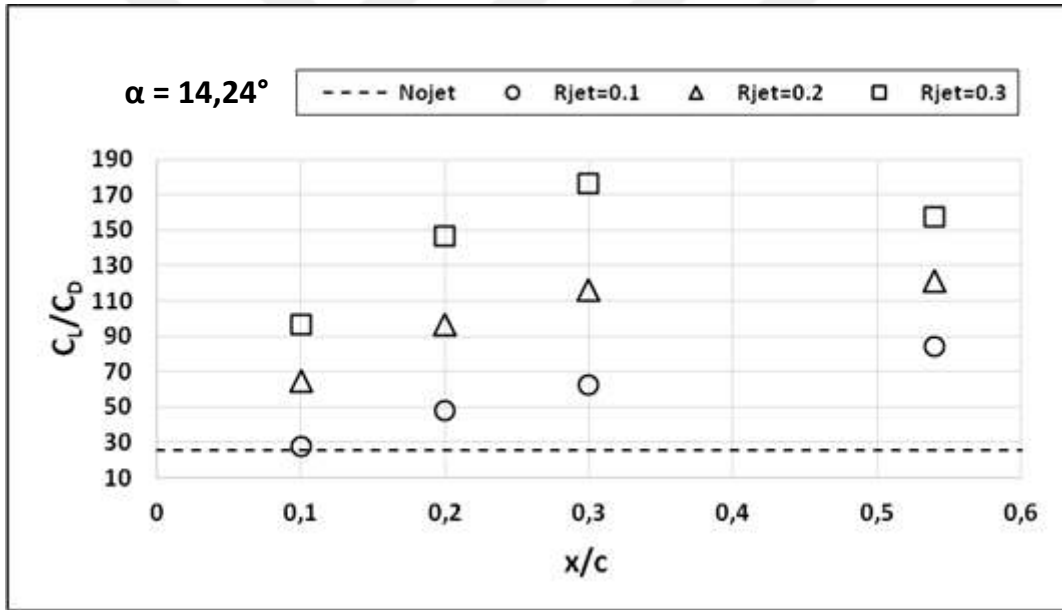
Şekil 5.22. 8° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.23. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.24. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.25. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri

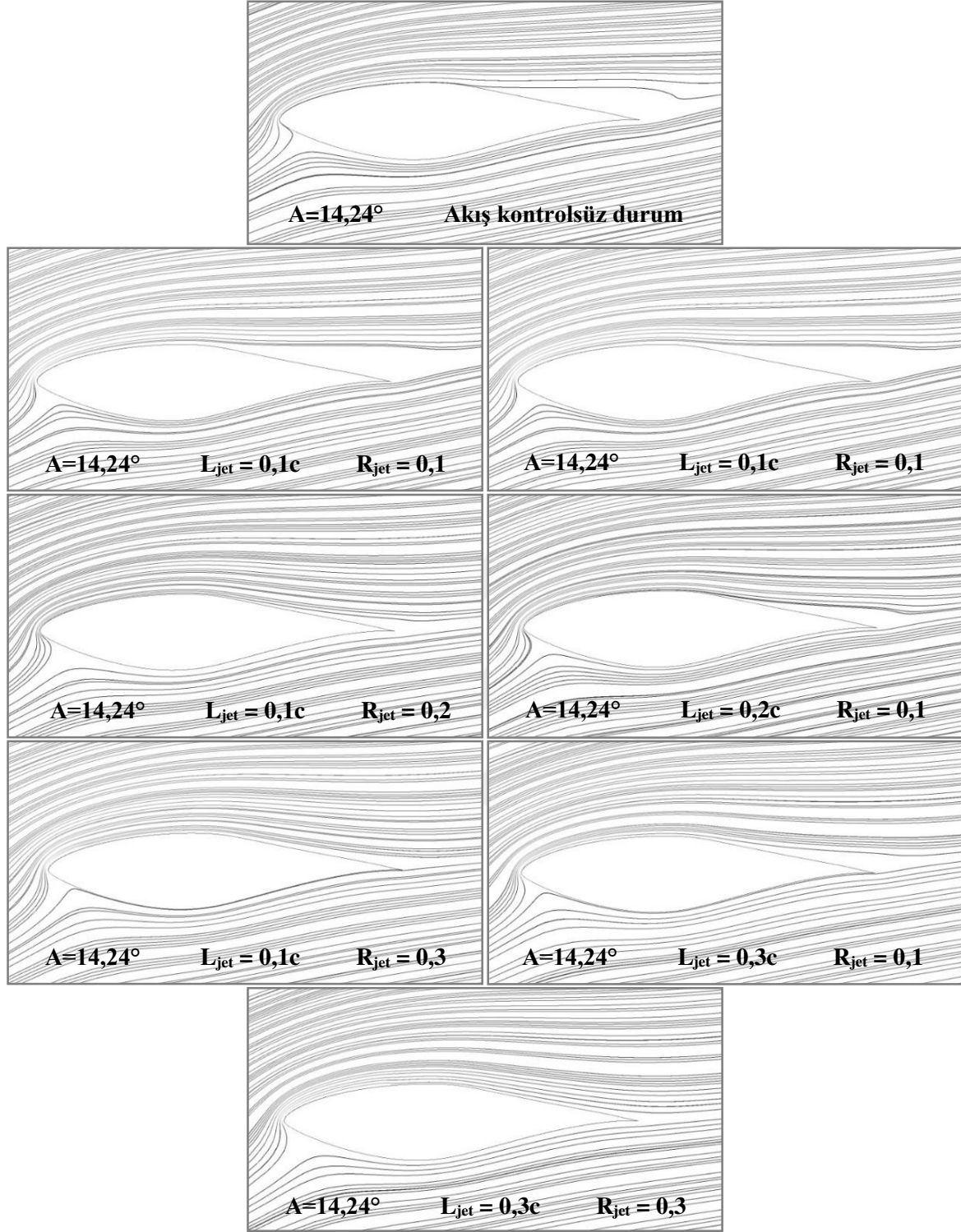
Yukarıdaki şekiller incelendikten sonra aşağıdaki Tablo 5.1 oluşturulmuştur. Şekil 5.22, Şekil 5.23 ve Şekil 5.24'e bakıldığında ise 8°, 10°, 12° hücum açılarındaki $L_{jet}=0,1c$ ve $R_{jet}=0,1$ değerleri hariç emme jetinin kanat aerodinamik performansına olumlu etki yaptığı görülmekle beraber, en faydalı jet konumun ve jet hızı oranının 0,3c ve 0,3 olduğu sonucuna varılmıştır.

Tablo 5.1. Dört Ayrı Hücum Açısı için C_D 'in Minimum, C_L ve C_L/C_D 'nin Maksimum Olduğu Jet Konumları ve Jet Hızı Oranları

$\alpha = 8^\circ$		C_D	C_L	C_L/C_D
	$L_{jet} = 0,3c, R_{jet} = 0,3$	Minimum	Maksimum	Maksimum
$\alpha = 10^\circ$		C_D	C_L	C_L/C_D
	$L_{jet} = 0,3c, R_{jet} = 0,3$	Minimum		Maksimum
	$L_{jet} = 0,945c, R_{jet} = 0,3$		Maksimum	
$\alpha = 12^\circ$		C_D	C_L	C_L/C_D
	$L_{jet} = 0,3c, R_{jet} = 0,3$	Minimum		Maksimum
	$L_{jet} = 0,72c, R_{jet} = 0,3$		Maksimum	
$\alpha = 14,24^\circ$		C_D	C_L	C_L/C_D
	$L_{jet} = 0,3c, R_{jet} = 0,3$	Minimum		Maksimum
	$L_{jet} = 0,54c, R_{jet} = 0,3$		Maksimum	

Bu grafiklerden çıkartılabilecek en önemli sonuç, emme jeti konumunun kuyruk kenarına fazla yaklaşması durumunda artık aerodinamik performansa olumlu etkisinin devam etmediğidir. Bir başka ifadeyle en iyi aerodinamik performans, emme jetinin veter uzunluğunun %30'luk kısmına yerleştirildiği durumda elde edilmiştir ve bu konumun ötesine geçildiğinde aerodinamik performans daha fazla artmamış aksine düşmeye başlamıştır. Bu sebeple emme jetinin akış ayrılmasının gerçekleştiği noktalara yerleştirilmesinden ziyade sınır tabaka ayrılması henüz gerçekleşmemişken uygulanması daha iyi sonuç verecektir. Bu da oldukça mantıklı bir sonuçtur çünkü ayrılmanın gerçekleştiği nokta öncesinde sınır tabaka içerisinde momentum artışının sağlanması, sınır tabaka içerisindeki akışın enerjisini artıracığından akış yüzeye daha uzun süre tutunabilecektir.

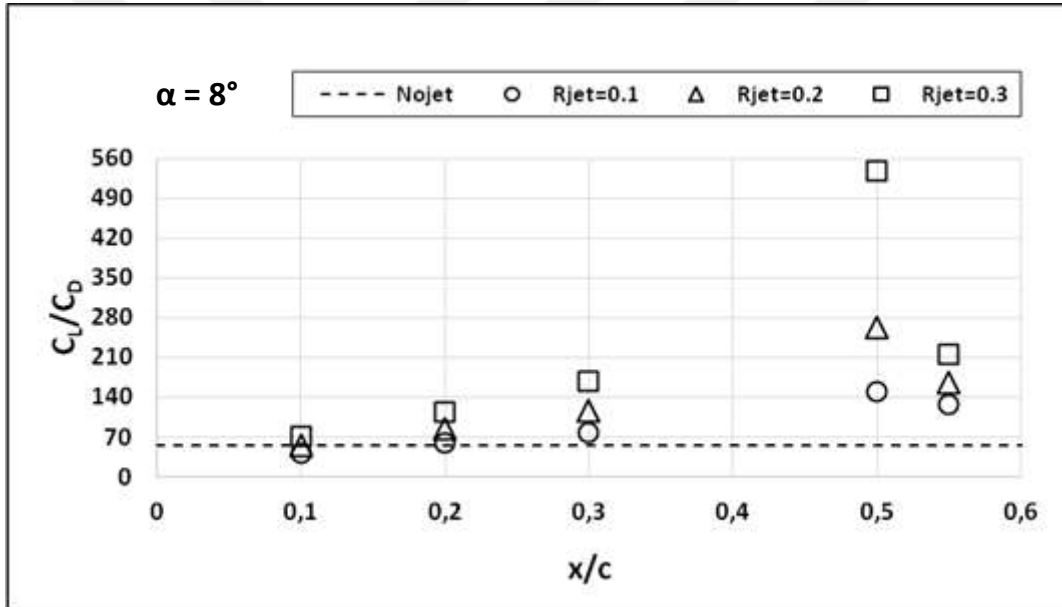
Şekil 5.26'da $14,24^\circ$ hücum açısındaki kanat profili etrafındaki akım çizgilerinin görselleri verilmiştir. Bu aşamada emme jeti konumunun ve oranının etkisini görebilmek adına belirli bazı parametrelerin görsellerine yer verilmiştir.



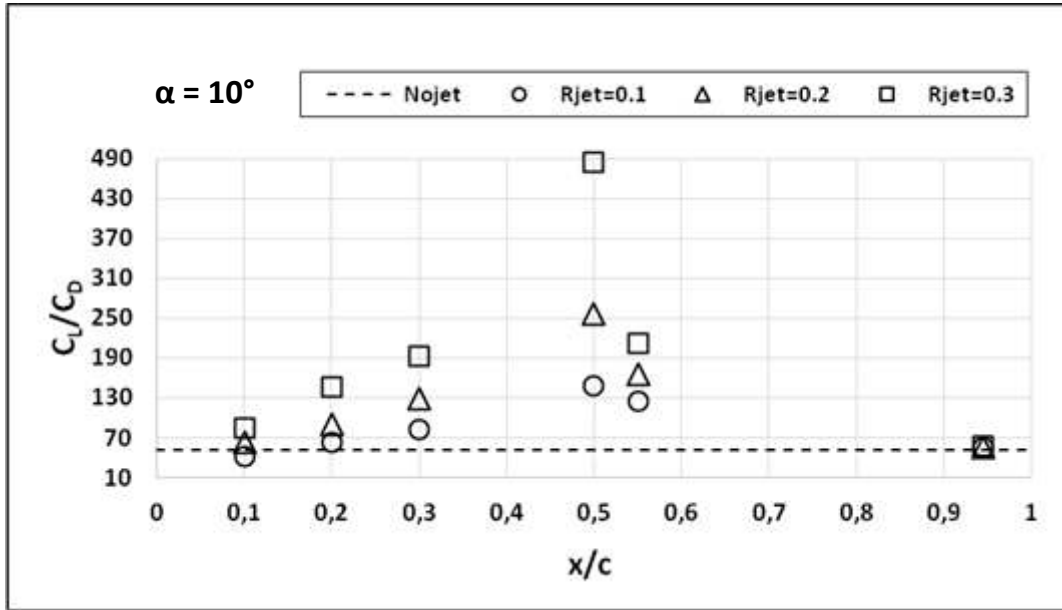
Şekil 5.26. 14,24° Hücum Açısındaki Üç Farklı Jet Konumu, Üç Farklı Jet Hızı Oranı ve Akış Kontrolsüz Durum İçin Kanat Profili Etrafındaki Akım Çizgileri

İkinci numerik çalışmada ikinci etapta ise tüm hücum açılarında (8°, 10°, 12°, 14,24°), tüm jet hızı oranlarında ($R_{jet}=0,1, 0,2, 0,3$), jet konumu $L_{jet}=0,5c$ için ve buna ek olarak sadece 14,24° hücum açısında, tüm jet hızı oranlarında, jet konumu $L_{jet}=0,45c$ için analizler yapılmıştır.

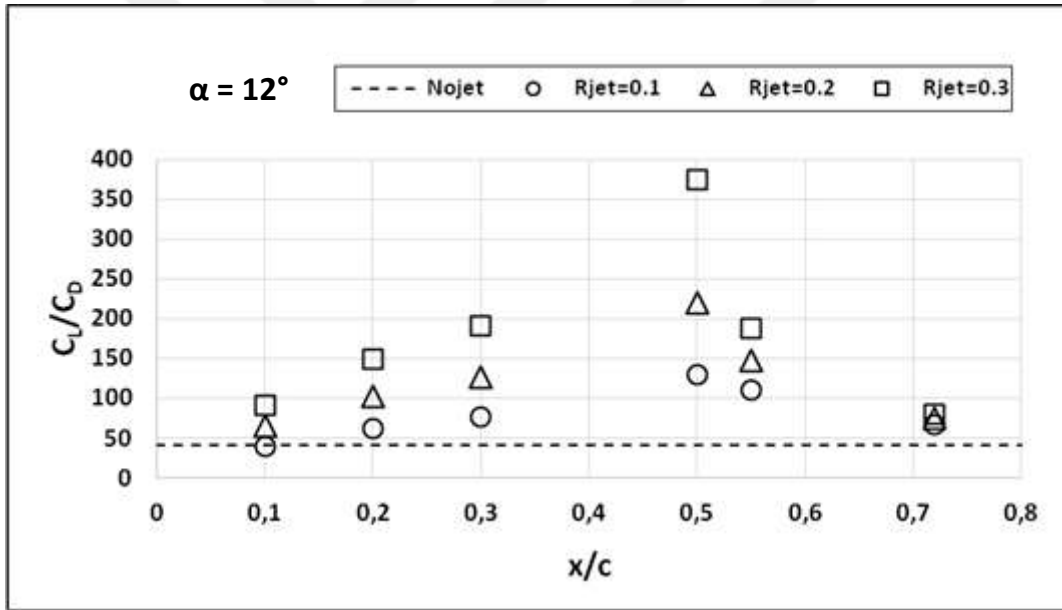
14,24° hücum açısındaki toplam 6 farklı jet konumu için C_L/C_D 'nin pik yaptığı jet konumu 0,5c olmakla beraber sonraki jet konumu 0,54c'de C_L/C_D düşme eğilimi göstermektedir ve ayrıca bu konum akış ayrılmasının meydana geldiği noktadır. 8° hücum açısında da akış ayrılması olmamakla beraber jet konumu 0,5c değerinde iken C_L/C_D aşırı yüksek bir değer almaktadır. Diğer iki hücum açısında da C_L/C_D , jet konumu 0,5c'de iken en yüksek değerindedir. Bu sonuçlara dayanarak muhtemelen jet konumu 0,5c değeri üzerine çıkılacağına C_L/C_D değerlerinde azalma başlayacağı fikrinden dolayı ($\alpha=14,24^\circ$ hücum açısındaki veriler bunun göstergesi) $\alpha=8^\circ$, 10° , 12° 'de jet konumu 0,55c için de ilgili analizler yapılarak bu fikrin doğruluğu kanıtlanmak istenmiştir. Gerekli son analizler de yapıldıktan sonra ikinci numerik çalışmanın tüm sonuçlarına ait C_L/C_D grafikleri Şekil 5.27, Şekil 5.28, Şekil 5.29 ve Şekil 5.30'da verilmiştir.



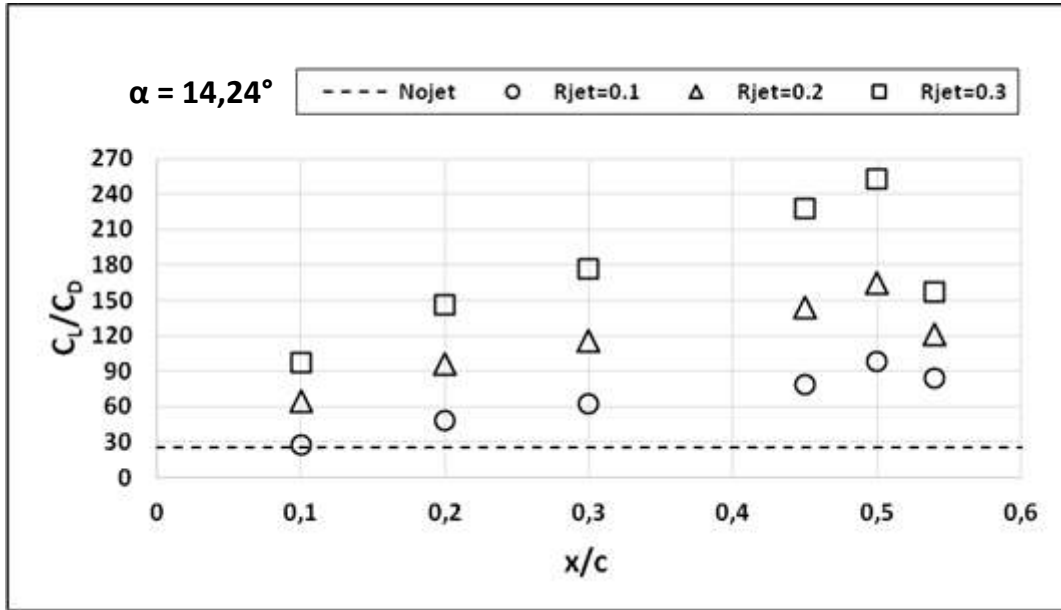
Şekil 5.27. 8° Hücum Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.28. 10° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.29. 12° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri



Şekil 5.30. 14,24° Hücüm Açısındaki Akış Kontrolsüz Durum ve Üç Farklı Jet Konumları İçin C_L/C_D Değerleri

Daha önceki grafikler (Şekil 5.27, Şekil 5.28, Şekil 5.29 ve Şekil 5.30) incelendiğinde, akış ayrılmasının gerçekleştiği noktalara emme jetini konumlandırmanın çok doğru bir seçenek olmadığını, bunun yerine ayrılma öncesinde bir lokasyonda jetin bulunmasının aerodinamik açıdan daha verimli olduğu sonucuna varılmıştır. Bununla beraber jet konumunun kuyruk kenarına yaklaştıkça performansı artırdığı da bu çalışmada gözlemlenmiştir. Bu noktada, jetin konumu için hücum kenarından kuyruk kenarına doğru ilerlerken maksimum aerodinamik performans sağladığı bir nokta olduğu sonucuna varılmıştır. Bu doğrultuda yapılan detaylı incelemeler sonrasında ise (Şekil 5.30'a bakıldığında) maksimum C_L/C_D 'yi veren jet konumunun 0,5c olduğu sonucuna varılmıştır. Bu lokasyonun ötesine geçildiğinde, örneğin konum 0,55c olduğunda, uygulanan emme jetinin şiddetinden bağımsız olarak, C_L/C_D azalmaya başlamıştır. Bu sebeple, bu çalışmanın bir sonucu olarak, böyle bir aktif akış kontrol metodunun uygulanmasında, jetin en fazla 0,5c konumuna kadar yerleştirilmesi önerilmektedir.

6. SONUÇ VE ÖNERİLER

6.1. Sonuç

Bu tez çalışmasında; iki ayrı numerik çalışma yapılarak bir kanat profili etrafındaki iki boyutlu, sıkıştırılamaz, sürekli, türbülanslı ve viskoz akıştaki sınır tabaka akışının, emme jeti uygulanması ile aktif kontrolü sayısal olarak incelenmiştir. Kanat modeli olarak S809 kanat profili tercih edilmiştir. Çalışma sabit jet genişliği ($2,5c$) ve açısında (-90°) ve SST k- ω türbülans modeli kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Birinci numerik çalışmada; 15° hücum açısında, 10^6 Re sayısında, üç ayrı jet konumunda ($L_{jet}=0,1c, 0,26c, 0,36c$) ve üç ayrı hızı jet hızı oranında ($R_{jet}=0,1, 0,3, 0,5$) çalışılmıştır. İkinci numerik çalışmada ilk olarak; $8^\circ, 10^\circ, 12^\circ$ ve $14,24^\circ$ 4 ayrı hücum açısında, 2×10^6 Re sayısında, üçü keyfi seçilmiş noktalarda ve üçü akış ayrılmasının olduğu noktalarda olmak üzere toplam altı farklı jet konumunda ($L_{jet}=0,1c, 0,2c, 0,3c$ ve $0,54c, 0,72c, 0,945c$) ve üç ayrı jet hızı oranında ($R_{jet}=0,1, 0,2, 0,3$) çalışılmıştır. Ardından ikinci bir çalışma daha yapılarak tüm hücum açıları ($\alpha=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ, 14,24^\circ$) ve tüm jet hızı oranlarında ($R_{jet}=0,1, 0,2, 0,3$), jet konumu $L_{jet}=0,5c$ için analizler gerçekleştirilmiştir. Buna ek olarak sadece $14,24^\circ$ hücum açısında ve tüm jet hızı oranlarında, jet konumu $L_{jet}=0,45c$ için analizler gerçekleştirilmiştir. Son olarak da jet konumu $0,5c$ değeri üzerine çıkılması durumunda C_L/C_D değerlerinde azalma başlayacağı fikrinin doğruluğunun kanıtlanması için üç ayrı hücum açısında ($\alpha=8^\circ, 10^\circ, 12^\circ$) ve tüm jet hızı oranlarında, jet konumu $L_{jet}=0,55c$ için de ilgili analizler gerçekleştirilmiştir.

Birinci numerik çalışmada gerçekleştirilen analizler sonucunda; emme jetinin kanat üst yüzeyinde $0,36c$ 'de konumlandırılması halinde, ayrılma kabarcığının küçültülerek daha yüksek kaldırma ve daha düşük sürüklemenin olduğu görülmüştür. Optimum jet konumunda emme oranı araştırıldığında ise, kanadın aerodinamik performansına en iyi etkinin $R_{jet}=0,5$ 'te elde edildiği sonucuna varılmıştır. Bu durumda C_L değeri $1,8$ 'e kadar yükselirken C_D değeri $0,0066$ 'ya kadar düşmüş ve dolayısıyla C_L/C_D oranı 273 'e kadar artmıştır. İkinci numerik çalışmanın ilk aşamasında gerçekleştirilen analizler sonucunda; $8^\circ, 10^\circ, 12^\circ$ hücum açılarındaki $L_{jet}=0,1c$ ve $R_{jet}=0,1$ değerleri hariç emme jetinin kanat aerodinamik performansına olumlu etki yaptığı görülmüş ve en iyi jet konumun ve jet hızı oranının $0,3c$ ve $0,3$ olduğu sonucuna varılmıştır. Emme jeti konumunun kuyruk kenarına fazla yaklaşması durumunda artık kanat aerodinamik performansına olumlu etkisi devam etmemektedir. İkinci numerik çalışmanın ikinci aşamasında gerçekleştirilen analizler sonucunda ise; dört farklı hücum açısında da C_L/C_D 'nin en yüksek değer aldığı jet konumunun $0,5c$ olduğu sonucuna varılmıştır. Bu

konumun ötesine geçildiğinde ise, örneğin konum 0,55c olduğunda, uygulanan emme jetinin şiddetinden bağımsız olarak, C_L/C_D azalmaya başlamıştır.

6.2. Öneriler

Bu tez çalışmasında aktif kontrol yöntemlerinden sadece emme jetinin kanat aerodinamik performansı üzerindeki etkisi incelenmiştir. Benzer bir motivasyona sahip olan üfleme jeti ile akış kontrolü de burada yürütülen numerik çalışmanın uygun şekilde düzenlenmesi sayesinde hızlı bir şekilde yürütülebilir. Sadece sayısal analizlere dayalı araştırmalar çoğunlukla deneysel doğrulamalara muhtaç oldukları için bu tez çalışmasının deneysel olarak tekrarlanması da elzemdir. Bu amaç doğrultusunda yazılacak olan proje önerileri, bu tez kapsamında yürütülen sayısal çalışmadan türetilmiş olan akademik yayınlar tarafından desteklenebilecektir.

KAYNAKÇA

- Agashe, J. S., Arnold, D. P., & Cattafesta III, L. N.** (2009). Development of compact electrodynamic zero-net mass-flux actuators. *In 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, p. 1308, 1-19.
- Akçayöz, E., & Tuncer, İ. H.** (2009). Numerical investigation of flow control over an airfoil using synthetic jets and its optimization. *In 5th Ankara International Aerospace Conference*, 1-11.
- Airfoil Tools. [Erişim: 23.04.2020, <http://airfoiltools.com/airfoil/details?airfoil=s809-nr/>].
- Aydın, İ.** (2013). Balıkesirde rüzgâr enerjisi. *Doğu Coğrafya Dergisi*, 18(29), 29-50.
- Azim, R., Hasan, M. M., & Ali, M.** (2015). Numerical investigation on the delay of boundary layer separation by suction for NACA 4412. *Procedia Engineering*, 105, 329-334.
- Bachar, T.** (2001). Generating dynamically controllable oscillatory fluid flow. *U.S. Patent No. 6,186,412*. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.
- Bae, K., & Shim, J. H.** (2012). Economic and environmental analysis of a wind-hybrid power system with desalination in Hong-do, South Korea. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 13(4), 623-630.
- Benini, E., Biollo, R., & Ponza, R.** (2011). Efficiency enhancement in transonic compressor rotor blades using synthetic jets: A numerical investigation. *Applied Energy*, 88(3), 953-962.
- Bertin, J. J., & Michael L. S.** (1989). *Aerodynamics For Engineers*. Englewood Cliffs: Prentice-Hall.
- Bons, J. P., Sondergaard, R., & Rivir, R. B.** (2002). The fluid dynamics of LPT blade separation control using pulsed jets. *Journal of Turbomachinery*, 124(1), 77-85.
- Cattafesta III, L. N., & Sheplak, M.** (2011). Actuators for active flow control. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 43, 247-272.
- Chenguang, H.** (2013). *Wake dynamics study of an H-type vertical axis wind turbine*. Master Thesis. Delft University of Technology, Department Of Aerodynamics and Wind Energy, Holland.
- Choi, J. P., Kim, K. S., Seo, Y. H., & Kim, B. H.** (2011). Design and fabrication of synthetic air-jet micropump. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 12(2),

355-360.

Coanda, H. (1936). Device for deflecting a stream of elastic fluid projected into an elastic fluid. *U.S. Patent No. 2,052,869*. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.

Cotrell, J. (2002). The Mechanical Design, Analysis, and Testing of a Two-Bladed Wind Turbine Hub (No. NREL/TP-500-26645). *National Renewable Energy Lab., Golden, CO. (US).*, 1–89.

Crittenden, T. M. (2003). *Fluidic actuators for high speed flow control*. Doctoral thesis. Georgia Institute of Technology, Mechanical Engineering.

Crittenden, T. M., Glezer, A., Funk, R., & Parekh, D. (2001). Combustion-driven jet actuators for flow control. *In 15th AIAA Computational Fluid Dynamics Conference*, p. 2768, 1-11.

Cutler, A. D., Beck, B. T., Wilkes, J. A., Drummond, J. P., Alderfer, D. W., & Danehy, P. M. (2005). Development of a pulsed combustion actuator for high-speed flow control. *In 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 1084, 1-16.

Çankaya, G., Erkan, O., & Özkan, M. (2020). S809 Kanat Profili Etrafındaki Sınır Tabaka Akışının Emme Tekniği ile Aktif Kontrolünün Sayısal İncelenmesi. *Bilecik Şeyh Edebali Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi*, 7(1), 461-472.

Çolak, İ., & Demirtaş, M. (2008). Rüzgâr enerjisinden elektrik üretiminin Türkiye’deki gelişimi. *TÜBAV Bilim Dergisi*, 1(2), 55–62.

Devabhaktuni, V., Alam, M., Depuru, S. S. S. R., Green II, R. C., Nims, D., & Near, C. (2013). Solar energy: Trends and enabling technologies. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 19, 555-564.

Douvi, E. C., & Margaritis, D. P. (2012). Aerodynamic Characteristics of S809 vs. NACA 0012 Airfoil for Wind Turbine Applications. *In Proceedings of the 5th International Conference from Scientific Computing to Computational Engineering, 5th IC-SCCE, Athens, Greece*, 1-8.

Duvigneau, R., & Visonneau, M. (2006). Optimization of a synthetic jet actuator for aerodynamic stall control. *Computers & fluids*, 35(6), 624-638.

Erkan, O., Özkan, M., Karakoç, T. H., Garrett, S. J., & Thomas, P. J. (2020). Investigation of aerodynamic performance characteristics of a wind-turbine-blade profile using the finite-volume method. *Renewable Energy*, 161, 1359-1367.

Evans, S., & Lardeau, S. (2016). Validation of a turbulence methodology using the SST k- ω model for adjoint calculation. *In 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, p. 0585, 1-11.

Fatahian, E., Lohrasbi Nichkoochi, A., Salarian, H., & Khaleghinia, J. (2019). Comparative study of flow separation control using suction and blowing over an airfoil with/without flap. *Sādhanā*, 44(11), 1-19.

Fatahian, H., Salarian, H., Nimvari, M. E., & Fatahian, E. (2018). Numerical study of suction and blowing approaches to control flow over a compressor cascade in turbulent flow regime. *International Journal of Automotive and Mechanical Engineering*, 15(2), 5326-5346.

Gad-el Hak, M. (1996). Modern Developments in Flow Control. *Applied Mechanics Reviews*, 49(7), 365–379.

Genç, M. S., & Kaynak, Ü. (2009). Control of laminar separation bubble over a NACA2415 aerofoil at low Re transitional flow using blowing/suction. *International Conference on Aerospace Sciences and Aviation Technology*, 13 (AEROSPACE SCIENCES), 1–17.

Genç, M. S., Kaynak, Ü., & Yapıcı, H. (2011). Performance of transition model for predicting low Re aerofoil flows without/with single and simultaneous blowing and suction. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 30(2), 218–235.

Gilarranz, J. L., Traub, L. W., & Rediniotis, O. K. (2005). A new class of synthetic jet actuators-part II: Application to flow separation control. *Journal of Fluids Engineering*, 127(2), 377-387.

Glezer, A., & Crittenden, T. M. (2003). Combustion-driven jet actuator. *U.S. Patent No. 6,554,607*. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.

Global Wind Energy Council (GWEC) (2017). Global wind statistics. [Erişim: 02.03.2020, <https://gwec.net/global-figures/graphs/>].

Goodarzi, M., Rahimi, M., & Fereidouni, R. (2012). Investigation of active flow control over NACA0015 airfoil via blowing. *International Journal of Aerospace Sciences*, 1(4), 57-63.

Greene, J. S., & Morrissey, M. (2013). Estimated pollution reduction from wind farms in Oklahoma and associated economic and human health benefits. *Journal of Renewable Energy*, 1-7.

Hansen, L. H., Madsen, P. H., Blaabjerg, F., Christensen, H. C., Lindhard, U., & Eskildsen, K. (2001). Generators and power electronics for wind turbines. *In IECON'01. 27th*

Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 3, 2000–2005.

Hassan, A., (2004). Oscillatory and pulsed jets for improved airfoil aerodynamics-a numerical simulation, *In 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 227, 1-18.

Hassan, A. (2006). A two-point active flow control strategy for improved airfoil stall/post-stall aerodynamics. *In 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 99, 1-20.

Hayli, S. (2001). Rüzgâr enerjisinin önemi Dünya’da ve Türkiye’deki durumu. *Fırat Üniversitesi Sosyal Bilimler Dergisi*, 11(1), 1-26.

Hosseini, S. S., van Dam, C. P., & Pandya, S. A. (2019). Aerodynamic load control for multi-element airfoils using surface-normal trailing-edge blowing. *Journal of Aircraft*, 56(4), 1668–1676.

Huang, L., Huang, G., LeBeau, R., & Hauser, T. (2007). Optimization of airfoil flow control using a genetic algorithm with diversity control. *Journal of aircraft*, 44(4), 1337-1349.

Huang, L., Huang, P. G., LeBeau, R. P., & Hauser, T. (2004). Numerical study of blowing and suction control mechanism on NACA0012 airfoil. *Journal of Aircraft*, 41(5), 1005–1013.

İlkılıç, C. (2009). Türkiye’de rüzgâr enerjisi potansiyeli ve kullanımı. *Mühendis ve Makina*, 50(593), 26–32.

İlkılıç, C., & Aydın, H. (2015). Wind power potential and usage in the coastal regions of Turkey. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 44, 78–86.

İlkılıç, C., Aydın, H., & Behçet, R. (2011). The current status of wind energy in Turkey and in the world. *Energy Policy*, 39(2), 961–967.

Kaldellis, J. K., & Zafirakis, D. (2011). The wind energy (r)evolution: A short review of a long history. *Renewable Energy*, 36(7), 1887–1901.

Kang, T. J., & Park, W. G. (2013). Numerical investigation of active control for an S809 wind turbine airfoil. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 14(6), 1037–1041.

Kaya, K., & Koç, E. (2015). Yatay eksenli rüzgâr türbinlerinde kanat profil tasarımı ve üretim esasları. *Mühendis ve Makina*, 56(670), 38–48.

Kaya, M. N. (2019). *Eğimli Bir Yatay Eksenli Rüzgâr Türbini Kanadının Aerodinamik Tasarımı ve Optimizasyonu*. Doktora Tezi, Konya Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim

Enstitüsü, Konya.

Kim, S. H., & Kim, C. (2009). Separation control on NACA23012 using synthetic jet. *Aerospace Science and Technology*, 13(4-5), 172-182.

Koç, E., & Şenel, M. C. (2013). Dünya’da ve Türkiye’de enerji durumu-genel değerlendirme. *Mühendis ve Makine Dergisi*, 54(639), 32-44.

Kornilov, V. I., Kavun, I. N., & Popkov, A. N. (2019). Development of the Air Blowing and Suction Technology for Control of a Turbulent Flow on an Airfoil. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 60(1), 7–15.

Kral, L. D. (2000). Active flow control technology. *ASME Fluids Engineering Technical Brief*, 1-28.

Kudela, H. (2020). External Flows. Boundary Layer concepts. [Erişim: 24.11.2020, http://fluid.itcmp.pwr.wroc.pl/~znmp/dydaktyka/fundam_FM/Lecture14.pdf]

Kumar, Y., Ringenberg, J., Depuru, S. S., Devabhaktuni, V. K., Lee, J. W., Nikolaidis, E., Andersen, B., & Afjeh, A. (2016). Wind energy: Trends and enabling technologies. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 53, 209–224.

Langtry, R.B., & Menter, F.R. (2009). Correlation-based transition modeling for unstructured parallelized computational fluid dynamics codes. *AIAA Journal*, 47(12), 2894-2906.

LeBeau, R., Beliganur, N., Hauser, T., & Schauerhamer, D., (2007). Applying genetic algorithms to complex computational fluid dynamics simulations. *In 45th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 766, 1-14.

Lee, T., & Su, Y. Y. (2011). Unsteady airfoil with a harmonically deflected trailing-edge flap, *Journal of Fluids and Structures*, 27,(8), 1411-1424.

Lefebvre, A., & Zha, G. C. (2013). Numerical simulation of pitching airfoil performance enhancement using co-flow jet flow control. *31st AIAA Applied Aerodynamics Conference*, p. 2517, 1–21.

Lin, J. C., Howard, F. G., & Selby, G. V. (1990). Small submerged vortex generators for turbulent flow separation control. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 27(5), 503-507.

Liu, P. Q., Duan, H. S., Chen, J. Z., & He, Y. W. (2010). Numerical study of suction-blowing flow control technology for an airfoil. *Journal of Aircraft*, 47(1), 229–239.

Liu, Y., Sankar, L., Englar, R., Ahuja, K., & Gaeta, R. (2004). Computational evaluation

of the steady and pulsed jet effects on the performance of a circulation control wing section. *In 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 56, 1-15.

Mamadaminov, U. M. (2013). Review of airfoil structures for wind turbine blades. *Oregon Institute of Technology*, 1-8.

Mazaheri, K., & Nejati, A. (2016). The Multi-point optimization of shock control bump with constant-lift constraint enhanced with suction and blowing for a supercritical airfoil. *Flow, Turbulence and Combustion*, 96(3), 639–666.

McCormick, D. (2000). Boundary layer separation control with directed synthetic jets. *In 38th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, p. 519, 1-10.

McManus, K., & Magill, J. (1996). Separation control in incompressible and compressible flows using pulsed jets. *In Fluid Dynamics Conference*, p. 1948, 1-7.

Menter, F. R., Kuntz, M., & Langtry, R. (2003). Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. *Turbulence, Heat and Mass Transfer*, 4(1), 625-632.

Menter, F. R. (1993). Zonal two equation $k-\omega$ turbulence models for aerodynamic flows. *In 23rd Fluid Dynamics, Plasmadynamics and Lasers Conference*, p. 2906, 1-21.

Menter, F. R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, 32(8), 1598-1605.

Menter, F. R., Langtry, R. B., Likki, S. R., Suzen, Y. B., Huang, P. G., & Völker, S. (2004). A correlation-based transition model using local variables: Part I-model formulation. *In Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air*, 41693, 57-67.

Müller-Vahl, H. F., Strangfeld, C., Nayeri, C. N., Paschereit, C. O., & Greenblatt, D. (2015). Control of thick airfoil, deep dynamic stall using steady blowing. *AIAA Journal*, 53(2), 277–295.

Nagib, H. M., Kiedaisch, J. W., Wagnanski, I. J., Stalker, A. D., Wood, T., & McVeigh, M. A. (2004). First-in-flight full-scale application of active flow control: The XV-15 tiltrotor download reduction. *Illinois Institute of Technical Chicago Mechanical Materials and Aerospace Engineering Department*, 1-36.

Nurbay, N., & Çınar, A. (2005). Rüzgâr türbinlerinin çeşitleri ve birbirleriyle karşılaştırılması. *III. Yenilenebilir Enerji Kaynakları Sempozyumu*, 19–21, 1-5.

Özgener, Ö. (2002). Türkiye’de ve Dünya’da rüzgâr enerjisi kullanımı. *Dokuz Eylül*

Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi, 4(3), 159–173.

Özkan, M., Thomas, P. J., Cooper, A. J., & Garrett, S. J. (2016). Comparison of the effects of surface roughness and confinement on rotor-stator cavity flow. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 11(1), 142-158.

Packard, N. O., Thake Jr, M. P., Bonilla, C. H., Gompertz, K., & Bons, J. P. (2013). Active control of flow separation on a laminar airfoil. *AIAA journal*, 51(5), 1032-1041.

Pehlivanoglu, Y. V., Yagiz, B., Kandil, O., & Baysal, O. (2010). Particle swarm optimization of suction and blowing on airfoils at transonic speeds. *Journal of Aircraft*, 47(6), 1955–1965.

Raghu, S. (2001). Feedback-free fluidic oscillator and method. *U.S. Patent No. 6,253,782*. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.

Ramsay, R. F., Hoffman, M. J., & Gregorek, G. M. (1995). Effects of grit roughness and pitch oscillations on the S809 airfoil (No. NREL/TP-442-7817). *National Renewable Energy Lab., Golden, CO (United States)*, 1-158.

Roe, P. L. (1981). Approximate Riemann solvers, parameter vectors, and difference schemes. *Journal of Computational Physics*, 43(2), 357-372.

Roupassov, D. V., Nikipelov, A. A., Nudnova, M. M. & Starikovskii, A. Y. (2009). Flow separation control by plasma actuator with nanosecond pulsed-periodic discharge. *AIAA Journal*, 47(1), 168-185.

Rumsey, C. L., & Nishino, T. (2011). Numerical study comparing RANS and LES approaches on a circulation control airfoil. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 32(5), 847-864.

Schlichting, H., & Gersten, K. (2017). *Boundary-Layer Theory 9th ed.* Translated by Katherine Mayes, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Germany.

Schlichting, H. (1968). *Boundary Layer Theory*, McGraw-Hill, New York, USA.

Seifert, A., Bachar, T., Koss, D., Shepshelovich, M., & Wygnanski, I. (1993). Oscillatory blowing: a tool to delay boundary-layer separation. *AIAA journal*, 31(11), 2052-2060.

Seifert, A., Darabi, A., & Wygnanski, I. (1996). Delay of airfoil stall by periodic excitation. *Journal of Aircraft*, 33(4), 691-698.

Shi, Y., Bai, J., Hua, J., & Yang, T. (2015). Numerical analysis and optimization of boundary layer suction on airfoils. *Chinese Journal of Aeronautics*, 28(2), 357–367.

- Sims, R. E. H., Rogner, H. H., & Gregory, K.** (2003). Carbon emission and mitigation cost comparisons between fossil fuel, nuclear and renewable energy resources for electricity generation. *Energy Policy*, 31(13), 1315–1326.
- Smith, B. L., & Glezer, A.** (1998). The formation and evolution of synthetic jets. *Physics of Fluids*, 10(9), 2281-2297.
- Swanson, R. C., & Rumsey, C. L.** (2009). Computation of circulation control airfoil flows. *Computers & Fluids*, 38(10), 1925-1942.
- Şenel, M. C., & Koç, E.** (2015). Dünyada ve Türkiye’de rüzgâr enerjisi durumu genel değerlendirme. *Mühendis ve Makina*, 56(663), 46–56.
- Todd, F.** (2019). Anatomy of a wind turbine: Analysing the key components involved. [Erişim: 30.04.2020, <https://www.nsenergybusiness.com/features/wind-turbine-components/>].
- Traub, L., Miller, A., & Rediniotis, O.** (2004). Effects of Synthetic Jet Actuation on a Ramping NACA 0015 Airfoil. *Journal of Aircraft*, 41(5), 1153–1162.
- Türkiye Rüzgâr Enerjisi Birliği (TÜREB). (2020). [Erişim: 02.03.2020, <http://www.tureb.com.tr/tr/bilgi-bankasi/turkiye-res-durumu/>].
- Ushiyama, I., & Nagai, H.** (1988). Optimum design configurations and performance of savonius rotors. *Wind Engineering*, 12(1), 59–75.
- Vasile, J. D., & Amitay, M.** (2015). Interaction of a finite-span synthetic jet near the tip of a sweptback wing. *Physics of Fluids*, 27(6), 067102, 1-27.
- Viets, H.** (1975). Flip-flop jet nozzle. *AIAA Journal*, 13(10), 1375-1379.
- Walter, P. W.** (1997). CFD calculations of S809 aerodynamics characteristic. *AIAA-97-0973*, 1-8.
- Walters, D. K., & Leylek, J. H.** (2004). A new model for boundary layer transition using a single-point RANS approach. *Journal of Turbomachinery*, 126(1), 193-202.
- Wilcox, D. C.** (1994). Simulation of transition with a two-equation turbulence model. *AIAA Journal*, 32(2), 247-255.
- Williams, D.R., Cornelius, D., & Rowley, C.W.** (2007) Supersonic Cavity Response to Open-Loop Forcing, Rudibert King (ed.), Active Flow Control, Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design (NNFM), Springer, Berlin, Heidelberg, pp. 230-243.
- Yagiz, B., Kandil, O., & Pehlivanoglu, Y. V.** (2012). Drag minimization using active and

passive flow control techniques. *Aerospace Science and Technology*, 17(1), 21-31.

Yılmaz, S. (2008). *Eğilme-Burulma Bağlılıklı Rüzgâr Türbini Pala Tasarımı*, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

You, D., & Moin, P. (2008). Active control of flow separation over an airfoil using synthetic jets. *Journal of Fluids and Structures*, 24(8), 1349–1357.

Yousefi, K., Saleh, S. R., & Zahedi, P. (2013). Numerical investigation of suction and length of suction jet on aerodynamic characteristics of the NACA 0012 airfoil. *International Journal of Materials, Mechanics and Manufacturing*, 1(2), 136–142.

Yousefi, K., Saleh, R., & Zahedi, P. (2014). Numerical study of blowing and suction slot geometry optimization on NACA 0012 airfoil. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 28(4), 1297–1310.

Zafer, B., & Gürsoy, S. (2016). Üflemleri kontrol sistemine sahip kanat kesitinin aeroakustik incelenmesi. *Uludağ Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 21(2), 237–256.

Zhou, Y., Hou, L., & Huang, D. (2017). The effects of Mach number on the flow separation control of airfoil with a small plate near the leading edge. *Computers & Fluids*, 156, 274-282.

Zuo, Y., & Liu, H. (2012). Evaluation on comprehensive benefit of wind power generation and utilization of wind energy. In *2012 IEEE International Conference on Computer Science and Automation Engineering*, 635-638. IEEE.