

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**YİV UYGULAMASININ DÜZ LEVHA ÜZERİNDE SÜRTÜNME DİRENCİNE
OLAN ETKİSİNİN İNCELENMESİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Ozan KAPLAN

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2016

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**YİV UYGULAMASININ DÜZ LEVHA ÜZERİNDE SÜRTÜNME DİRENCİNE
OLAN ETKİSİNİN İNCELENMESİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

**Ozan KAPLAN
(508121012)**

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Yrd. Doç. Dr. U. Oral ÜNAL

HAZİRAN 2016

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 508121012 numaralı Yüksek Lisans Öğrencisi Ozan KAPLAN, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “YİV UYGULAMASININ DÜZ LEVHA ÜZERİNDE SÜRTÜNME DİRENCİNE OLAN ETKİSİNİN İNCELENMESİ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Yrd. Doç. Dr. U. Oral ÜNAL**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Metin TAYLAN**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Yrd. Doç. Dr. Ahmet Ziya SAYDAM
Piri Reis Üniversitesi

Teslim Tarihi : **02 Mayıs 2016**
Savunma Tarihi : **13 Haziran 2016**

Aileme,

ÖNSÖZ

Tez çalışmam süresince beni her zaman destekleyen ve yaptığımız çalışmalar esnasında sürekli motive eden ve bilgilerini benimle paylaşan, her konuda mümkün mertebe en doğruya yakın tutumu ve azmiyle örnek bir araştırmacı olan tez danışmanım Sayın Yrd. Doç. Dr. Uğur Oral ÜNAL'a sonsuz teşekkürlerimi arz ederim.

Bugün bu tezin tamamlanmasında üzerimde emeği olan başta çok sevdiğim annem, babam, ablalarım ve yeğenlerime desteklerinden ötürü sonsuz teşekkür ederim.

Yüksek lisans çalışmalarım boyunca, her konuda desteğini ve yardımını hiçbir zaman esirgemeyen, her zaman kendisini güler yüzü ve sıcak tavrıyla tanıdığım ve kısa zamanda beraber iyi ve kötü anlarımı paylaştığım Yük. Müh. Ahmet Yusuf GÜRKAN'a sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca yüksek lisans eğitimimi beraber geçirdiğim fakültemizin yüksek lisans öğrencilerinden Müh. Talat Gökçer CANYURT, Müh. Çağrı AYDIN ve Müh. Çağatay Sabri KÖKSAL'a en içten teşekkürlerimi sunarım.

Haziran 2016
KAPLAN
Üsteğmen)

Ozan
(Deniz Kıdemli

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	vii
İÇİNDEKİLER	ix
KISALTMALAR	xi
SEMBOLLER	xiii
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xv
ŞEKİL LİSTESİ.....	xvii
ÖZET.....	xix
SUMMARY....	xxii
1. GİRİŞ.....	1
1.1 Tezin Amacı	2
1.2 Literatür Araştırması	3
2. DÜZ LEVHA SINIR TABAKA AKIŞI VE YİV UYGULAMASI.....	9
2.1 Düz Levha Sınır Tabaka Akışı	9
2.2 Yiv Uygulaması.....	13
2.2.1 V (Sawtooth) yivler.....	14
2.2.2 U (Scallop) yivler.....	18
2.2.3 Bıçak ağzı (Blade) yivler	20
2.2.4 İkizkenar yamuk (Trapezoidal) yivler.....	22
3. HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ (HAD)	25
3.1 RANS Denklemleri (Reynolds-Averaged Navier-Stokes Equations).....	25
3.2 Sonlu Hacim Ayırıklaştırması	25
3.3 SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations)	28
3.4 Lineer Denklem Çözümü	32
3.5 Türbülans Modellemesi.....	32
3.5.1 Duvar cıdarı.....	33
3.5.2 Standart k- ω modeli	34
3.5.3 SST k- ω modeli.....	36
4. SAYISAL ÇALIŞMA	39
4.1 Hesaplama Metodu ve Ağ Örgüsü Detayları	41
4.2 Sonuç ve Yorumlar.....	43
4.2.1 Düz levha	43
4.2.1.1 Ağdan bağımsızlık çalışması.....	43
4.2.1.2 Sonuçlar	45
4.2.2 Yiv uygulaması	49
4.2.2.1 Ağdan bağımsızlık çalışması.....	49
4.2.2.2 Genişlik etkisinin incelenmesi	50
4.2.3 Sonuç ve karşılaştırmalar	51
5. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	66
5.1 Sonuç	66
5.2 Öneriler.....	67
KAYNAKLAR	70
ÖZGEÇMİŞ.....	74

KISALTMALAR

AMG	: Algebraic Multigrid
BMT	: British Maritime Technology
CFD	: Computational Fluid Dynamics
DNS	: Direct Numerical Simulation
G-S	: Gauss-Seidel
HAD	: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
LEBU	: Large Eddy Break-Up
LES	: Large Eddy Simulation
MUSCLE	: Monoton Ustream-Centered Schemes for Conservation Laws
PIV	: Particle Imaging Velocimetry
QUICK	: Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics
NASA	: National Aeronautics and Space Administration
IFAM	: Fraunhofer Üretim Teknolojisi ve Uygulamalı Materyaller Enstitüsü
RANS	: Reynolds Averaged Navier Stokes
SIMPLE	: Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations
SST	: Shear Stress Transport

SEMBOLLER

C_f	: Yerel sürtünme katsayısı
C_F	: Toplam sürtünme katsayısı
g	: Yerçekimi ivmesi
h	: Yiv yüksekliği
h^+	: Boyutsuz yiv yüksekliği
k	: Türbülans kinetik enerjisi
K	: Minimum kayıp katsayısı
s	: Yiv aralığı
s^+	: Boyutsuz yiv aralığı
ρ	: Yoğunluk
α	: Yiv tepe açısı
μ	: Dinamik viskozite
ν	: Kinematik viskozite
ω	: Türbülans kinetik enerjisi spesifik disipasyon
Re	: Reynolds Sayısı
R_F	: Direnç kuvveti
τ_o	: Referans yüzeye ait duvar kayma gerilmesi
τ_w	: Duvar kayma gerilmesi
u_τ	: Sürtünme hızı
U^+	: Boyutsuz hız
y	: Duvara olan uzaklık
y^+	: Duvara olan boyutsuz uzaklık
δ	: Sınır tabaka
δ_1	: Yer değiştirme kalınlığı
θ	: Momentum kalınlığı

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1: İY yivlere ait boyutlar.	22
Çizelge 4.1: Ağdan bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar.	45
Çizelge 4.2: Üç serbest akım hızı için sınır tabaka, yer değiştirme ve momentum kalınlığı değerleri.....	46
Çizelge 4.3: Elde edilen Re_{δ_1} değerlerine karşılık gelen C_f değerleri.	47
Çizelge 4.4: Elde edilen Re_{θ} değerlerine karşılık gelen C_f değerleri.....	48
Çizelge 4.5: Ağdan bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar.	49
Çizelge 4.6: Genişlik çalışmasına ait sonuçlar.	50
Çizelge 4.7: $h/s=0.5$ için karşılaştırmalı sonuçlar.....	55
Çizelge 4.8: $h/s=1$ için karşılaştırmalı sonuçlar.....	56
Çizelge 4.9: V yiv uygulamalarına ait karşılaştırmalı sonuçlar.....	56

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1: İdeal yiv geometrileri.	2
Şekil 1.2: Yiv yüksekliği, h ve yiv aralığı, s	3
Şekil 1.3: V yivden BA yive doğru direnç düşüş optimizasyonu. Bechert ve diğ. tarafından deneysel ölçümler.	4
Şekil 1.4: Parçacık Görüntülemeli Akış Ölçüm Cihazı (PIV).	5
Şekil 2.1: Türbülanslı bölge tanımı.	10
Şekil 2.2: y^+ grafiği (Fluent Inc, 2014).	11
Şekil 2.3: Düz ve yivli yüzeye ait sınır tabaka hız profilleri ve türbülans yoğunlukları karşılaştırması (Choi, 1989).	14
Şekil 2.4: V yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h	15
Şekil 2.5: V yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).	15
Şekil 2.6: V yive ati performans eğrisi (Bechert ve diğ., 1997).	16
Şekil 2.7: V yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).	17
Şekil 2.8: U yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h	18
Şekil 2.9: U yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).	18
Şekil 2.10: U yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).	19
Şekil 2.11a: Düz yüzey üzerindeki girdapların türbülanslı akış görüntüsü (Lee ve Lee, 2001).	19
Şekil 2.11b: Yivli yüzey üzerindeki girdapların türbülanslı akış görüntüsü (Lee ve Lee, 2001).	20
Şekil 2.12: BA yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h	20
Şekil 2.13: BA yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).	21
Şekil 2.14: BA yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).	21
Şekil 2.15: İY yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h	22
Şekil 2.16: Fraunhofer Üretim Teknolojisi ve Uygulamalı Materyaller Enstitüsü (IFAM) tarafından geliştirilen boya uygulaması ile üretilen yiv test yüzeyi.	23
Şekil 3.1: Hesaplamalı kontrol hacmi.	26
Şekil 3.2: Kaydırılmış kontrol hacmi.	29
Şekil 4.1: Uygulanan yivlerin görüntüsü.	41
Şekil 4.2: Uygulanan yivlerin ağ görüntüsü.	42
Şekil 4.3: Düz levha için en seyrek (üstte) ve en sık ağ görünüşleri.	44
Şekil 4.4: Farklı ağ yoğunlukları ile karşılaştırmalı C_f grafiği.	45
Şekil 4.5: Farklı akım hızlarında $x/L=0.9$ istasyonundaki sınır tabaka hız profilleri.	46
Şekil 4.6: Clauser'e göre C_f değerlerinin gösterimi.	47
Şekil 4.7: Coles'a göre C_f değerlerinin gösterimi.	48
Şekil 4.8: Karman-Schoenherr'e göre C_F değerlerinin gösterimi.	49
Şekil 4.9: Farklı ağ yoğunlukları ile karşılaştırmalı C_f grafiği.	50
Şekil 4.10: $h/s=0.5$ (üstte) ve $h/s=1$ 'de düz levha ile yiv uygulamaları arasındaki karşılaştırma.	52

Şekil 4.11: Düz levha ile V şeklindeki yiv uygulamasına ait duvar kayma gerilmesi dağılımı.....	53
Şekil 4.12: Düz levha ile yiv uygulamalarına ait $U^+ - y^+$ eğrileri karşılaştırması.....	54
Şekil 4.13: 8 m/s hızdaki dört farklı yiv uygulamasına ait boyutsuz hız profilleri....	54
Şekil 4.14: V yive ait 3 ve 8 m/s hızındaki direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=0.5$)	57
Şekil 4.15: Dört farklı yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=0.5$).	57
Şekil 4.16: Dört farklı yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=1.0$).	58
Şekil 4.17: 5 m/s’de V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.	58
Şekil 4.18: $h/s=0.5$ ’teki V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.....	59
Şekil 4.19: $h/s=1$ ’deki V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.	60
Şekil 4.20: Düz levhaya (en üstte), V (sol altta) ve BA yive ait girdaplılık dağılımı.	61
Şekil 4.21: Düz levhaya (en üstte), V (ortada) ve BA yive ait xy düzlemi üzerindeki türbülans kinetik enerji dağılımı.	62
Şekil 4.22: Düz levhaya (en üstte), V (sol altta) ve BA yive ait (ön kesit) türbülans kinetik enerji dağılımı.	63

YİV UYGULAMASININ DÜZ LEVHA ÜZERİNDE SÜRTÜNME DİRENCİNE OLAN ETKİSİNİN İNCELENMESİ

ÖZET

Direnç kuvveti, birçok alanda, özellikle de mühendislik uygulamalarında önemli bir yere sahiptir. Yüzen cisimlerdeki toplam direnci, en temel olarak, viskoz basınç direnci, yüzey sürtünme direnci ve dalga direnci bileşenleri oluştururken, batmış cisimler üzerinde dalga direnci mevcut değildir. Her iki durumda da yüzey sürtünme direncinin toplam dirence katkısı oldukça büyüktür. Bu sebeple, literatürde yüzey sürtünme direncinin azaltılması ile ilgili aktif ve pasif yöntemlere sıkça rastlanmaktadır. Yüzeye ince yivler açılması vasıtasıyla sürtünme direncinin azaltılmasının etkin pasif yöntemler arasında gösterilmesi mümkündür.

Bu çalışmada, temel yiv ve geometrileri ele alınarak düz levha üzerine uygulanan farklı yiv konfigürasyonları sistematik olarak hesaplamalı yöntemlerle incelenmiştir. Bu konfigürasyonlar arasından literatürde en fazla incelenen V, U, bıçak ağzı ve ikizkenar yamuk şeklindeki yiv uygulamaları ele alınmıştır.

Yapılan çalışma Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Aynı zamanda, analizlerin gerçekleştirildiği sonlu hacim metodundan, hız basınç ayrıklaştırılmasının yapıldığı SIMPLE yöntemi ve türbülans modeli olarak seçilen SST k- ω modelinden detaylı olarak bahsedilmiştir.

Çalışmadaki asıl amaç yüzeye kontrollü yiv uygulaması ile sürtünme direncinin azaltılmasıdır. Bunun için yiv ile ilgili temel akış parametreleri ele alınarak sistematik bir Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) çalışması yapılmış, düz levha ile yapılan karşılaştırma sonucunda en etkin yiv uygulamasının belirlenmesi amaçlanmıştır.

Literatürde, Walsh (1982), Bechert ve diğ. (1997) ve Choi (1989)'nin yapmış olduğu deneysel çalışmalarda etkili yiv konfigürasyonlarında s^+ değer aralığının yaklaşık 5 ile 30 arasında olduğu tespit edilmiştir. Buna göre uygun hız değerinin 5 m/s civarında olduğu belirlenmiş ve hesaplamalı çalışmalarda sırasıyla 3, 5 ve 8 m/s serbest akım hızları kullanılmıştır. Belirlenen bu hızlarda, ilk olarak h/s oran parametresi esas alınarak dört farklı yiv uygulaması ile düz levhaya ait direnç kuvveti değerleri arasında karşılaştırma yapılmıştır.

İlk olarak düz levha üzerinde farklı serbest akım hızlarında (3, 5 ve 8 m/s) direnç kuvveti (R_F), toplam sürtünme direnç katsayısı (C_F) ve yerel sürtünme direnç katsayısı (C_f) parametrelerine ait değerler incelenmiştir. C_F değeri, Karman-Schoenherr'e göre incelenmiş ve bu inceleme sonucunda yiv uygulamalarına ait C_F değerleriyle yapılacak olan karşılaştırmada kullanılacak referans C_F değeri belirlenmiştir. C_f değeri için ise, levha üzerinde x yönünde belirlenen üç farklı noktada ($x=0.65, 0.70$ ve 0.90) Clauser'e göre yer değiştirme kalınlığına bağlı olarak ve Coles'a göre momentum kalınlığına bağlı olarak incelemeler yapılmış ve bu inceleme sonucunda, hesaplamalı çalışmadan elde edilen C_f değerlerinin ele alınan $Re_{\delta 1}$ aralığında Clauser eğrisi ile yaklaşık olarak $\pm \% 1$ duyarlılıkla uyum sağladığı,

ele alınan Re_0 aralığında ise Coles eğrisi ile yaklaşık olarak $\pm \% 3$ duyarlılıkla uyum sağladığı görülmüştür. Bundan sonraki adımda, pasif direnç azaltıcı yöntemlerden yiv uygulamasına ait inceleme yapılacak parametreler belirlenmiştir (hız değeri, yiv yüksekliği (h), yiv yüksekliğinin yiv aralığına oranı (h/s) ve boyutsuz parametre olan s^+). Belirlenen bu parametreler çerçevesinde ilk olarak $h/s=0.5$ 'te üç farklı serbest akım hızında gerçekleştirilen hesaplamalı çalışma sonucunda elde edilen R_F değerleri ile aynı hızlarda düz levhaya ait R_F değerleri incelendiğinde yaklaşık olarak en fazla direnç düşüşünün V şeklindeki yiv uygulamasında, en az ise bıçak ağzı yiv uygulamasında sağlandığı tespit edilmiştir. Aynı hesaplamalı çalışma $h/s=1$ için de gerçekleştirilmiş ve bu değerde de yaklaşık olarak en fazla direnç düşüşünün V şeklindeki yiv uygulamasında, en az ise bıçak ağzı yiv uygulamasında sağlandığı görülmüştür. Yapılan bu tespitlerden sonra, bundan sonraki adımlarda V şeklindeki yiv uygulaması üzerinden yapılan incelemeler detaylandırılmıştır. Çizelgeler halinde verilmiş olan V şeklindeki yiv uygulamasına ait farklı serbest akım hızlarında ve farklı h/s oranlarında gerçekleştirilen hesaplamalı çalışma sonucunda elde edilen R_F değerleri ile düz levhaya ait R_F değerleri karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırma sonucunda, aynı h/s oranında, 3, 5 ve 8 m/s'deki yiv uygulamalarına ait direnç kuvveti (R_F) değerleri ile aynı hızlarda düz levha üzerindeki direnç kuvveti (R_F) değerlerinin karşılaştırılması sonucunda yaklaşık olarak en fazla direnç kuvveti düşüşü V şeklindeki yiv uygulamasında, en az direnç kuvveti düşüşü ise bıçak ağzı şeklindeki yiv uygulamasında görülmüştür. Aynı h/s ve hız değerlerine ait veriler incelendiğinde ise s^+ değerinin artması ile yaklaşık olarak direnç kuvveti düşüşünün de arttığı tespit edilmiştir. Farklı h ve s değerinde, fakat aynı h/s oranına sahip (Örneğin, 1- $h=0.01875$ ve $s=0.0375$, $h/s=0.5$ 2- $h=0.05$ ve $s=0.1$, $h/s=0.5$) ve aynı hızlardaki verilerin incelenmesi neticesinde, s^+ değerinin artması ile direnç kuvveti düşüşünün azaldığı görülmüştür. Aynı h ve s değerlerine sahip, farklı serbest akım hızlarındaki yiv uygulamalarında ise (Örneğin, 1- $h=0.1$ ve $s=0.1$, hız=3 m/s, 2- $h=0.1$ ve $s=0.1$, hız 5 m/s) hız değerinin ve buna bağlı olarak s^+ değerinin artması ile direnç kuvveti düşüş değerinin arttığı gözlemlenmiştir.

Düz levha ile V ve BA yiv uygulamalarına ait girdaplılık ve türbülans kinetik enerjilerine ait dağılımların incelenmesi neticesinde, düz levha ile V ve BA yiv uygulamaları arasında ciddi farklılıkların olduğu gözlemlenmiştir. Düz levhada duvar cidarındaki girdaplılık dağılımının yiv uygulaması ile duvar cidarından uzaklaştığı ve yiv tepe noktalarında yoğunlaştığı görülmüştür. V ve BA yiv uygulamalarının tepe noktalarındaki girdaplılık dağılımına ait karşılaştırmada ise, BA yivdeki dağılımın V yivdeki dağılıma göre daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Düz levha ile V ve BA yive ait türbülans kinetik enerjileri dağılımına ait karşılaştırma neticesinde, türbülans kinetik enerjinin yiv uygulamalarında düz levhaya göre daha az seviyede olduğu tespit edilmiştir. Özellikle V yivde türbülans kinetik enerjinin en az seviyeye indirildiği görülmüştür.

THE INVESTIGATION OF THE RIBLET APPLICATION ON THE FLAT PLATE IMPACT ON THE FRICTION RESISTANCE

SUMMARY

Resistance force, in many areas especially in engineering applications, has an important place. The total resistance of floating bodies, the most basic, involves in the components of the viscous pressure resistance, skin friction resistance and wave resistance, but on the sinking bodies the wave resistance is not involved. In both cases, the contribution to the total resistance of the skin friction resistance is quite large. Therefore, it is common to the active and passive method for reducing the skin friction resistance in the literature. Investigating the reduction of skin friction by opening thin riblets through the effective passive methods are possible.

In this study, dealing with the riblets and their geometries different riblet configurations which are applied on the flat plate are systematically studied by computational methods. Through these configurations the riblet applications which are the most studied in the literature are V, U, blade and trapezoidal riblets. Furthermore, the boundary layer thickness, the displacement thickness and the momentum thickness are explained because of the investigation of the total friction coefficient (C_F) on the flat plate. After that, the explanations for the V, U, blade and trapezoidal riblet applications are given. There are a lot of experimental studies on the riblet applications: V, U, blade and trapezoidal which are the most common. In all these experimental studies the drag reduction is identified. The highest drag reduction percentage is approximately % 10 on blade riblet application and on V riblet application the drag reduction percentage is approximately % 6-8.

The studies were carried out with the method of Computational Fluid Dynamics (CFD). Theoretical background on Computational Fluid Dynamics was given with its historical progress. Besides, detailed information is given about incompressible Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS) based two equation eddy viscosity SST (Shear Stress Transport) $k-\omega$ turbulence model and pressure velocity relation algorithm for steady flow is taken SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) algorithm which denotes pressure-velocity relation for steady flows that are chosen by this thesis. Moreover, Law of the Wall is briefly explained. In this study, dimensionless distance from the wall y^+ values is attempted lower than 5. Since, the flow separation is investigated properly with $y^+ < 5$ the viscous sublayer region.

The main purpose of this study is to reduce the skin friction resistance as controlled riblet application on the surface. Because of this purpose systematic Computational Fluid Dynamics (CFD) is executed by taking basic fluid parameters about the riblets and determining the most effective riblet application has been purposed as a result of the comparison between the flat plate and the riblet applications.

In the literature, as a result of the experimental studies that Walsh (1982), Bechert et al. (1997) and Choi (1989) achieved the value range of the s^+ is obtained as

approximately 5-30. Accordingly, the appropriate streamwise flow speed is determined as approximately 5 m/s and in the computational study the streamwise flow speed 3, 5 and 8 m/s is used respectively. Determined at these streamwise flow speeds, first of all, the comparison on the drag reduction force has been made between the flat plate and the four different riblet applications whose names are V, U, blade and trapezoidal riblet applications as based on h/s ratio parameter.

First of all, in different streamwise flow speed (3, 5 and 8 m/s) on a flat plate the value of the resistance force (R_F), the total friction coefficient (C_F) and the local friction coefficient (C_f) parameters have examined. C_F value was examined by Karman-Schoenherr and at the end of this examination the reference C_F is set which is used for the comparison between the C_F of the riblet applications and the flat plate. For the C_f value determined at three different points on the flat plate in the x -direction ($x=0.65$, 0.70 and 0.90) by Clauser depending on the displacement thickness and by Coles depending on the momentum thickness the investigations has been conducted and at the end of these investigations, it is observed that the C_f value obtained from the computational study are approximately $\pm 1\%$ adapt to sensitivity with the Clauser curve and $\pm 3\%$ adapt to sensitivity with the Coles curve. In the next step, the parameters of the riblet application the passive drag reduction method were determined (speed value, the riblet height (h), the ratio of the riblet height and the riblet spacing (h/s) and the dimensionless parameter s^+). In the frame determined by this parameters, first of all, when compared with the value of R_F that at the end of the computational study obtained by examining at $h/s=0.5$ with the values of three different streamwise flow speed and the flat plate at the same streamwise flow speed approximately the maximum resistance drop was seen on the V-groove riblet application and the minimum resistance drop is seen on the blade riblet application. The same result is as seen at $h/s=1$ for the same application. After this determination, for the next steps the examinations were detailed on the V-groove riblet applications. The charts in different free flow of groove practice of V is given as speed and different h/s ratio in computational held working the resultant R_F values in the flat plate with the results of R_F values were compared. According to this evaluation, in value of the same h (mm) and s (mm) when compared with the value of R_F at the streamwise flow speed of 3, 5 and 8 m/s and the flat plate at the same streamwise flow speed approximately the maximum resistance drop was seen on the V-groove riblet application and the minimum resistance drop was seen on the blade riblet application. If the values of the same h , s and speed is examined when the value of s^+ increases approximately the value of drag reduction force also increases. At different h and s values, but the same h/s ratio values (for example, 1) $h=0.01875$ and $s=0.0375$, $h/s=0.5$ 2) $h=0.05$ and $s=0.1$, $h/s=0.5$) and the same streamwise flow speed if the values are examined it is obtained that when s^+ value increases drag reduction force decreases. On riblet applications that has the same value of h and s , but the different streamwise flow speed it is obtained when the different streamwise flow speed increases, consequently s^+ increases the drag reduction force also increases.

In the examination of the results for the distribution of the vorticity and the turbulence kinetic energy of flat plate with the V riblet application and the blade riblet application, significant differences have been observed between the flat plate and the V and blade riblet application. It is observed that on flat plate the vorticity distribution on near-wall is diverged from the near-wall with the riblet application and concentrated on the peak value of the riblet.

When the vorticity distribution of the V riblet application and the blade riblet application is compared, it is observed that the distribution on the peak value of the blade riblet application is much more than the peak value of the V riblet application. In the examination of the results for the distribution of the turbulence kinetic energy of flat plate with the V riblet application and the blade riblet application, the turbulence kinetic energy in the riblet application has been found to be less efficiency than the flat plate.

1. GİRİŞ

1970’li yıllarda dünya çapında meydana gelen “enerji krizi” hadisesinden beri direnç düşüşü birçok mühendislik uygulamaları içerisinde büyük bir dikkat ve önem kazanmıştır. Direnç düşüşünün doğrudan enerji kaynaklarının korunması hususunu etkilemesinden dolayı ulaşım araçlarının tasarımında yüzey sürtünmesinin azaltılması uzun yıllardan beri önemli bir araştırma konusu olmuştur. Yüzey sürtünmesi ulaşım araçlarının toplam direnci üzerinde büyük bir paya sahiptir. Örneğin, bu pay uçaklar ve gemiler için toplam dirence kıyasla % 50 oranında iken, sualtı araçları için %90 ve uzun mesafeli boru hattı için yaklaşık %100 oranındadır (Gad-el-Hak, 1994).

Bir cisim üzerindeki direnç kuvvetini azaltmak için cisim etrafındaki akışı etkin biçimde kontrol etmek gerekmektedir. Yüzen cisimler üzerine etki eden dirençler viskoz basınç direnci, sürtünme direnci ve dalga direncidir. Batan cisimler üzerine etki eden dirençler ise, viskoz basınç direnci ve yüzey sürtünme direncidir. Her iki durumdaki cisimler üzerine etki eden yüzey sürtünme direncinin önemi çok fazladır ve bundan dolayı yüzey sürtünme direnci üzerinde titizlikle durulmuştur. Cisim üzerinde meydana gelen yüzey sürtünme direncini, duvar cidarındaki akış yapısını değiştirerek azaltmak mümkündür (Cantwell 1981, Robinson, 1991). Yüzey sürtünme direnç düşüşü için akış kontrolü birçok mühendislik uygulamalarında ve temel araştırmalarda çok önemli bir hadise olmasına rağmen, hala bu alanda sayısız problemlerle karşılaşılmaktadır.

Sınır tabaka ayrışması, yüzey üzerindeki akışın durması için yeterli kuvvete sahip ters basınç gradyanı ile karşılaştığında ve sınır tabaka içinde akışkanı ters yönde döndürdüğünde oluşmaktadır. Bu gibi ayrışmalar, basınç direncinin artmasına ve ayrışmış akış bölgesi içindeki kontrol yüzeyinin etkisinin azalmasına sebep olmaktadır (Li ve diğ., 2005). Sınır tabaka ayrışmasını kontrol etmek maksadıyla duvar cidarındaki akışa momentum ilavesi uygulaması gerçekleştirilmektedir. Bu uygulamalar aktif ve pasif olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Aktif duvar bölgesi momentum ilavesi uygulamaları, sınır tabaka üfleme ya da emme kontrolü ve

akışkanlar için de, polimer katkı maddesi kullanımı, uzaklaştırıcı parçacıklar ve gaz enjeksiyonudur. Bu uygulamalar aktif türbülanslı yüzey sürtünme direnç düşüş teknikleri olarak da adlandırılmaktadır. Aynı zamanda, sınır tabakanın ayrışmasını kontrol etmek amacıyla en iyi bilinen pasif yüzey sürtünme direnç düşüş teknikleri arasında yivlerin ve büyük girdap parçalayıcı aletlerin kullanımı da büyük bir önem teşkil etmektedir (Gad-el-Hak, 2001). Pasif kontrol metotları, yüzey konfigürasyonunu değiştirerek ya da ana cisim üzerine yivlerin veya büyük girdap parçalayıcı aletlerin (Large Eddy Break-Up (LEBU), ya da diğer adıyla manipülatörler) eklenmesiyle akış yapısını değiştirerek yüzey sürtünme direncini azaltmaktadır (Gad-el-Hak, 1989).

Yivler, cisim üzerinde sürtünme direncini önemli ölçüde azaltan pasif yapılardır. Bu uygulamaların kullanılması ile akış yapısı değiştirilerek yüzey sürtünme direncine etki edilebilmektedir (Gad-el-Hak, 1989). Yüzey sürtünme direnci düşüş seviyesi, kullanılan yivlerin şekline ve boyutlarına bağlıdır. En çok bilinen ve kullanılan yiv çeşitleri V, U, bıçak ağzı ve ikizkenar yamuk yivlerdir (Walsh, 1982).

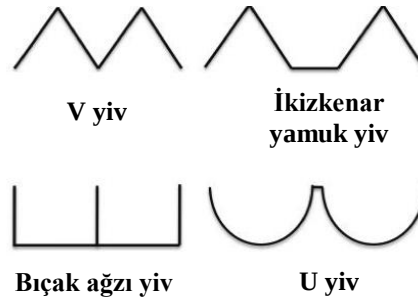
1970 yılının sonuna doğru Nasa Langley Araştırma Merkezi'nde başarılı bir pasif direnç azaltıcı etkisi bulunan yivler keşfedildiğinden beri pratik uygulama ve teknik açıdan etkisini nasıl gösterdiğine dair kapsamlı incelemeler yapılmaktadır (Walsh ve diğ., 1978). İlerleyen zamanlarda yapılan çalışmalar türbülanslı sınır tabakadaki bozulmalara karşılık yivlerin buna karşı göstermiş olduğu tepkiyle alakalı bilgi sağlamıştır.

1.1 Tezin Amacı

Bu tezde, yüzeye kontrollü yiv uygulaması ile sürtünme direncinin azaltılması amaçlanmıştır. Buna göre, yiv ile ilgili temel akış parametreleri ele alınarak sistematik biçimde Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) analizleri yapılmış, en etkin yiv konfigürasyonunun belirlenmesine çalışılmıştır. Öte yandan, yivlerin önemli uygulama alanlarından birisi de askeri denizaltılarda kullanılan torpidolar üzerindedir. Buna bağlı olarak, mevcut çalışmanın, torpidolar üzerine yiv uygulanması hususunda Türk Deniz Kuvvetleri Komutanlığı'na önemli bir katkı sağlanacağı düşünülmektedir.

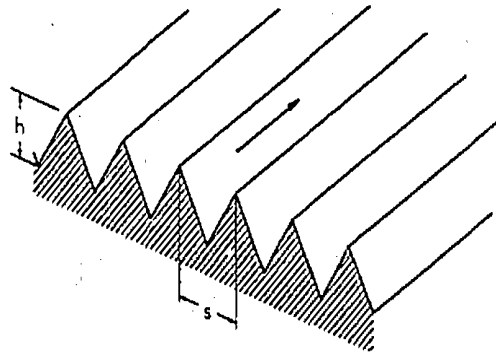
1.2 Literatür Araştırması

Yivler, yüzey boyunca sıra sıra dizilen ve akışın paralel olarak aktığı küçük oluklardır. Yiv uygulamalarının yaklaşık % 6-8 aralığında yüzey sürtünme direnç düşüşünü sağladığı deney sonuçlarına dayanılarak tespit edilmiştir (Walsh, 1990). Türbülans direnç düşüşünü sağlayan yivlerin kullanımına NASA Langley Araştırma Merkezi'nde Walsh ve grubu tarafından başlanmıştır (Walsh ve Weinstein, 1978; Walsh, 1980 ve 1982; Walsh ve Lindemann, 1984). Yivlerin sağladığı direnç düşüşünün seviyesi, bu yapıların şekline ve boyutuna bağlıdır. İdeal ve üzerinde en fazla çalışma bulunan yiv şekilleri, U (scallop), V (sawtooth), ikizkenar yamuk (trapezoidal) ve bıçak ağzı (blade) yivlerdir (Şekil 1.2).



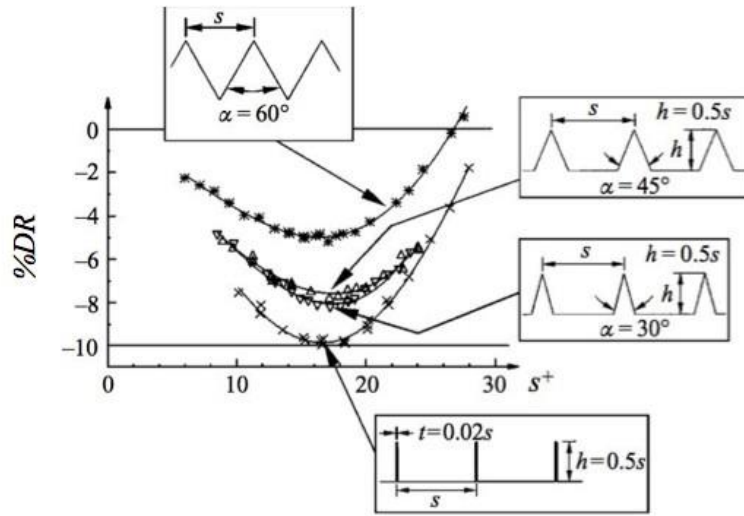
Şekil 1.1: İdeal yiv geometrileri (Walsh, 1990).

Yiv yüksekliği “h” harfiyle ve yiv aralığı da “s” harfiyle temsil edilmekte olup, h/s ise yivin en-boy oranını tanımlamaktadır (Şekil 1.3).



Şekil 1.2: Yiv yüksekliği, h ve yiv aralığı, s (Bechert ve diğ., 1997).

Bağımsız laboratuvar çalışmaları Walsh'a ait olan veri tabanının gelişmesine katkıda bulunmuştur. Reidy ve diğ. (1988), Laser Doppler hız ölçere bağlı sıfır basınç gradyenli sınır tabakaya sahip su tüneline, $h^+ = 13$ ve $s^+ = 13$ değerine sahip olan V yiv üzerinde ölçümler yapmış, ve bu ölçümler sonucunda en yüksek direnç düşüşünün % 8.1 oranında olduğunu tespit etmiştir. Bechert ve diğ. (1997) ise, direnç dengesini kullanarak bir yağ kanalı içerisinde V, U ve bıçak ağzı yivler üzerinde testler uygulamış ve bu testlerin sonucunda elde edilen birçok yiv performans eğrilerini literatüre katmıştır. Aynı zamanda, Şekil 1.2'de görülen bıçak ağzı ve daha da incelen ikizkenar yamuk yiv üzerinde yapılan testlerde aşama sağlandıkça en idealinin bıçak ağzı yivin olduğunu saptamıştır (Şekil 1.5). $h/s = 0.5$ ve $s^+ = 16$ olan bıçak ağzı yiv üzerindeki deneyde maksimum yaklaşık % 10 civarında direnç düşüşü sağlanmıştır. Türbülanslı kanal akışları veya sıfır (0) basınç gradyenine sahip akışlar içerisindeki yiv uygulamaları ele alındığında % 10 direnç düşüş değeri literatürde geçen değerler içerisindeki en yüksek direnç düşüş değeridir.



Şekil 1.3: V yivden bıçak ağzı yive doğru direnç düşüş optimizasyonu (Bechert ve diğ., 1997).

Choi (1989), düz ve yivli yüzey üzerinde duvar cidarındaki yapıyı araştırmış ve bu araştırmanın sonucunda boylamsal girdap hareketini kısıtlamanın yivli yüzey üzerindeki direnç düşüşünün ana mekanizması olduğunu bulmuştur.

Park ve Wallace (1994), çok küçük iletken tel probu kullanarak düz yüzey ve $h^+ = 14$, $s^+ = 28$ değerlerine sahip V yiv üzerinde akış doğrultusundaki hız değerlerini ölçmüştür. Bu ölçüm sonucunda V yivin yaklaşık % 4 oranında direnç düşüşü

sağladığını tespit etmiş ve yiv oluklarının momentum değerini azalttığını göstermiştir.

Suzuki ve Kasagi (1994) üç boyutlu Parçacık Görüntülemeli Akış Ölçüm Cihazı (Particle Imaging Velocimetry (PIV)) ile yivli yüzeydeki akış için ek bilgiler sağlamıştır. PIV, belli bir bölgedeki akışın davranışını incelemek amacı ile kullanılmaktadır. PIV sistemi kullanılarak istenilen hacim veya düzlemdeki hız bileşenleri ölçülebilir. Suzuki iki farklı boyuttaki ikizkenar yamuk şeklindeki yiv geometrisini incelemiştir: 1) $h^+ = 9.4$, $s^+ = 15$ ve 2) $h^+ = 19.5$, $s^+ = 31$. İki durumdaki akış verilerinde ciddi farklar vurgulanmıştır. İki durum arasındaki en önemli fark, birinci durumdaki girdapların ikinci durumdaki girdaplardan çok daha fazla zayıf olmasıdır. Ayrıca, ikinci durumdaki yiv geometrisi, yiv tepe noktalarının yüzeyine yakın yerlerde girdapların oluşumuna birinci durumdakinden daha fazla sebep olmaktadır.



Şekil 1.4: Parçacık Görüntülemeli Akış Ölçüm Cihazı (PIV) (Suzuki ve diğ., 1994).

BMT (British Maritime Technology)'de yapılan çalışmalarda yivlerin aynı zamanda akış sesini de azalttığı ve hidroakustiğe olumlu katkı yaptığı tespit edilmiştir (Choi, 1988). Ses ve direnç düşüşü için saha testler Norveç'te yüksek hızlı yüzen araç "MOBY-D" ile gerçekleştirilmiştir. Testler ayrıca BMT'nin patentli yivli yüzeye sahip "RIBCOAT" üzerinde de uygulanmıştır. Yivli yüzeyin akış sesine de etkisinin olması torpidolar açısından ne kadar önemli olduğunu göstermektedir.

Birçok mühendislik uygulamaları içerisinde yivlerin kullanımı üzerinde çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Bu uygulamalar arasında Boeing (McLean ve diğ., 1987), Airbus (Coustols ve Savill, 1992) ve NASA (Walsh ve diğ., 1989) tarafından uçak jetleri üzerinde test edilen yivlerin performans ölçümü bulunmaktadır. Ayrıca, yüksek hızlı trenler üzerinde de yiv uygulamalarına rastlamak mümkündür (GEC Alsthom, 1991).

Birçok deneysel ölçümler yiv duvarları üzerinde yapılmasına rağmen, sadece Vukoslavcevic ve diğ. (1987) ve Benhalilou ve diğ. (1991) ölçümleri yiv olukları içerisinde gerçekleştirmiştir. Bu yivlere ait boyutlar iki gruba ayrılmış olup, birinci gruba ait boyutlar, $s^+ = 2h^+ = 35$ ve diğer gruba ait boyutlar da, $s^+ = 2h^+ = 30$ 'dur. Sawyer ve Winter (1987), Coustols ve diğ. (1987) yaklaşık aynı boyutlardaki yivlere ait direnç düşüş değerlerini ölçmüş ve bu boyutlara sahip yivlerin direnç düşüşü üretebilmesi için çok büyük olduğunu ve direnç değerinin nötr kaldığını gözlemlemiştir. Hem Vukoslavcevic ve diğ., hem de Benhalilou ve diğ., yiv oluklarının tabanında yaklaşık sıfır değerine doğru düşen duvar kayma gerilmesi ile beraber akışın çok yavaş hızda ilerlediğini yapılan ölçümler neticesinde tespit etmiştir.

Schwartz-van Manen ve diğ. (1990), Comte-Bellot ve diğ. (1978) tarafından düzeltilen çeyrek daire keşif yöntemini kullanarak düz ve yivli yüzey üzerindeki süpürme ve dışarı atma hadisesini incelemiştir. Bogard ve Tiederman (1986)'ın araştırmasında, süpürme frekansının yivli yüzeyde arttığı, fakat dışarı atma frekansının azaldığı gözlemlenmiştir. Bu çalışmada ilginç bir durumla da karşılaşmıştır ve bu durum da şudur ki, y^+ değerinin yaklaşık 35'in üzerinde olduğu durumda düz ve yivli yüzey üzerinde hem süpürme hem de dışarı atma frekanslarında önemli bir değişim görülmemiştir. Tang ve Clark (1992) da aynı teknikleri kullanarak hemen hemen aynı sonuçları elde etmiştir.

Birçok yivli yüzey üzerindeki akışa ait görüntüleme ve oluk içerisindeki akışın davranışları ile ilgili incelemeler de gerçekleştirilmiştir. Yiv olukları içerisindeki düşük hızda akışın durgun havuzlama işlemi hem boyalı su akışı ile (Gallager ve Thomas, 1984; Bacher ve Smith, 1985), hem de dumanlı hava akışı ile (Hooshmand ve diğ., 1983) incelenmiştir. Bu çalışmalar direnç düşüş etkisindeki boyutlara sahip V yiv geometrileri ile gerçekleştirilmiştir: 1) $h^+ = s^+ = 15$ birinci grup için değerler ve 2) $2h^+ = s^+ = 16$ diğer gruba ait değerlerdir.

Lee ve Lee (2001), düz ve yivli yüzey üzerindeki girdap oluşumlarını görüntülemiş ve bunun sonucunda yiv oluklarındaki dalgalanmaların düz yüzey üzerindeki oranla çok daha yavaş olduğunu tespit etmiştir.

Bu zamana kadar yivli yüzeyin ısı transferi üzerindeki etkisinin incelenmesi hususunda sınırlı sayıda araştırma yapılmıştır. Choi ve Orchard (1997), üçgen profile sahip pürüzlü yüzeye ait ısı transferi karakteristiklerini incelemiştir. Yapılan incelemeler sonucunda ısı transferi katsayısının yaklaşık % 10 oranında arttırılabildiği tespit edilmiştir. Stalio ve Nobile (2003), üçgen yivli kanal içerisindeki türbülanslı akışı ve ısı transferini simüle etmiştir ve bunun sonucunda yivli yüzeyin ısı transfer etkisinin düz yüzeyin ısı transfer etkisine oranla daha az olduğunu göstermiştir.

Djenidi ve Antonia (1996), Laser Doppler anemometre ile direnç azaltıcı ve direnç arttırıcı etkilere sahip yiv geometrilerine ait akış ölçüm değerlerini almıştır. Elde edilen sonuçlar Choi (1989)'nin çalışmalarından elde ettiği sonuçlarla aynı çıkmıştır. Direnç azaltıcı etkiye sahip yiv geometrileri için, birincil Reynolds kayma gerilmeleri düz plaka üzerindeki kayma gerilmesine oranla biraz daha azdır, fakat bu değer direnç arttırıcı etkiye sahip yiv geometrilerinde ise daha fazladır. Bu duruma istinaden şu sonuca varmışlardır: direnç düşüşü oluşur, çünkü yivli yüzey yakınındaki girdap etkisi düz plaka üzerindeki göre daha zayıftır.

Bu tezde, ilk olarak tam türbülanslı bölgede düz levha üzerinde ANSYS Fluent programı kullanılarak elde edilen analiz sonuçları neticesinde direnç kuvveti, sınır tabaka, yüzey sürtünme katsayısı, yer değiştirme kalınlığı ve momentum kalınlığı değerleri incelenmiştir. Daha sonra ise, yaygın kullanım alanına sahip V, U, ikizkenar yamuk ve bıçak ağzı yiv geometrilerine ait direnç kuvveti, sınır tabaka ve yüzey sürtünme katsayı değerleri incelenmiştir. En son olarak, düz levha ile V, U, ikizkenar yamuk ve bıçak ağzı yiv geometrilerine ait direnç kuvveti değerleri arasındaki karşılaştırma sonucunda en ideal yiv geometrisi belirlenmeye çalışılmıştır. Yapılan analizlerin sonucunda, düz ile yivli yüzey arasındaki direnç değerlerinin beklenildiği gibi farklılık gösterdiği tespit edilmiştir. Yiv geometrilerinin direnç düşüşündeki etkisi elde edilen analizler sonucunda çok açık bir şekilde gözlemlenmiş olup, gözlemlenen direnç düşüşü bu tezde ulaşmak istenilen amaca da ulaşıldığının göstergesi olmuştur.

2. DÜZ LEVHA SINIR TABAKA AKIŞI VE YİV UYGULAMASI

2.1 Düz Levha Sınır Tabaka Akışı

Duvar cidarında akışkan viskozitesinin neden olduğu viskoz kayma kuvvetlerinin hissedildiği, serbest akış hızının ciddi oranda yavaşladığı ve dolayısıyla da momentum kaybına uğradığı akış bölgesine sınır tabaka adı verilir. Sınır tabaka kalınlığı tipik olarak yüzeyden, hızın $U=0.99U_\infty$ 'ya ulaştığı noktaya olan uzaklık olarak tanımlanır. Burada U_∞ , serbest akım hızını göstermektedir.

Düz bir levha üzerindeki akış için basınç kuvveti sıfırdır. Bu nedenle direnç katsayısı sürtünme direnç katsayısına eşittir. Dolayısıyla düz levha için aşağıdaki ifade yazılabilmektedir.

$$C_D = C_{D,\text{sürtünme}} = C_f \quad (2.1)$$

Burada C_D toplam direnç katsayısını temsil etmektedir.

Duvara yaklaşıldıkça, viskoz kuvvetler atalet kuvvetlerine göre baskın karakterde olmaktadır. Bu bölgedeki akış viskoz kuvvetlerden büyük oranda etkilenirken serbest akım parametrelerinden bağımsızdır. Ortalama hızlar sadece duvardan uzaklık, kinematik viskozite ve duvar kayma gerilmesine, τ_w bağlıdır. Zira duvar cidarında laminar ve türbülanslı hareketten oluşan toplam gerilmeler duvar kayma gerilmesine eşittir. Bu ilişki,

$$U^+ = f(y^+) \quad (2.2)$$

şeklinde ifade edilebilmektedir. Burada U^+ , duvar cidarındaki boyutsuz hız değerini, y^+ ise duvardan boyutsuz uzaklığı temsil etmektedir. Burada U^+ ve y^+ sırasıyla,

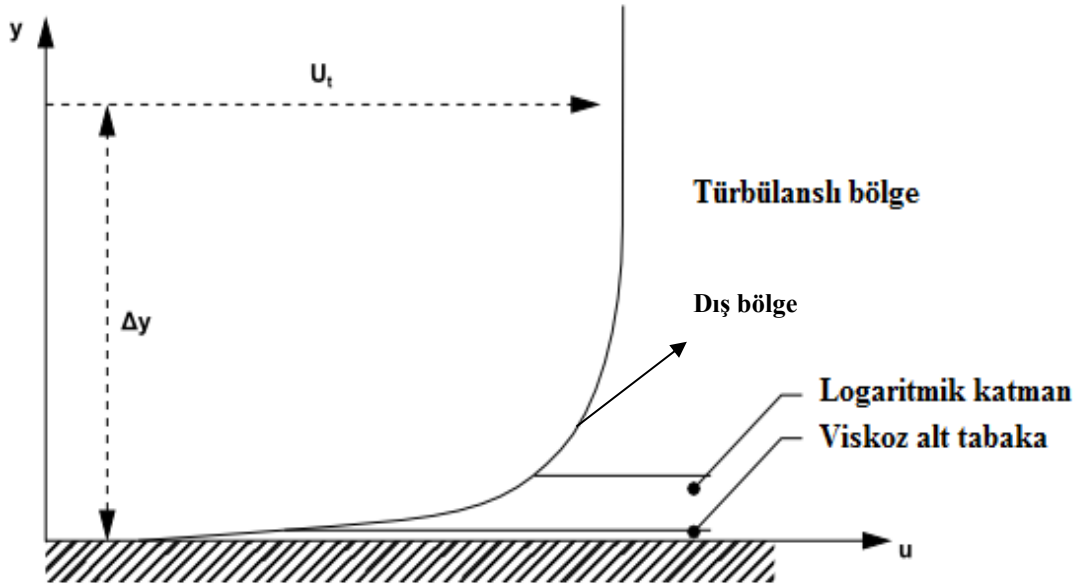
$$U^+ = \frac{U}{u_\tau} \quad (2.3)$$

$$y^+ = \frac{\rho u_\tau y}{\mu} \quad (2.4)$$

şeklinde ifade edilmektedir. u_τ , bu bölgede kullanılan ve boyut analizi ile elde edilmiş olan sürtünme hızıdır.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.5)$$

Şekil 2.1’de görüldüğü üzere türbülanslı bölge iç ve dış olmak üzere iki kısım halinde incelenir, iç kısım ise şekilde de görüldüğü üzere kendi arasında logaritmik ve viskoz alt tabaka olmak üzere ikiye ayrılır.



Şekil 2.1: Türbülanslı bölge tanımı (Fluent Inc, 2014).

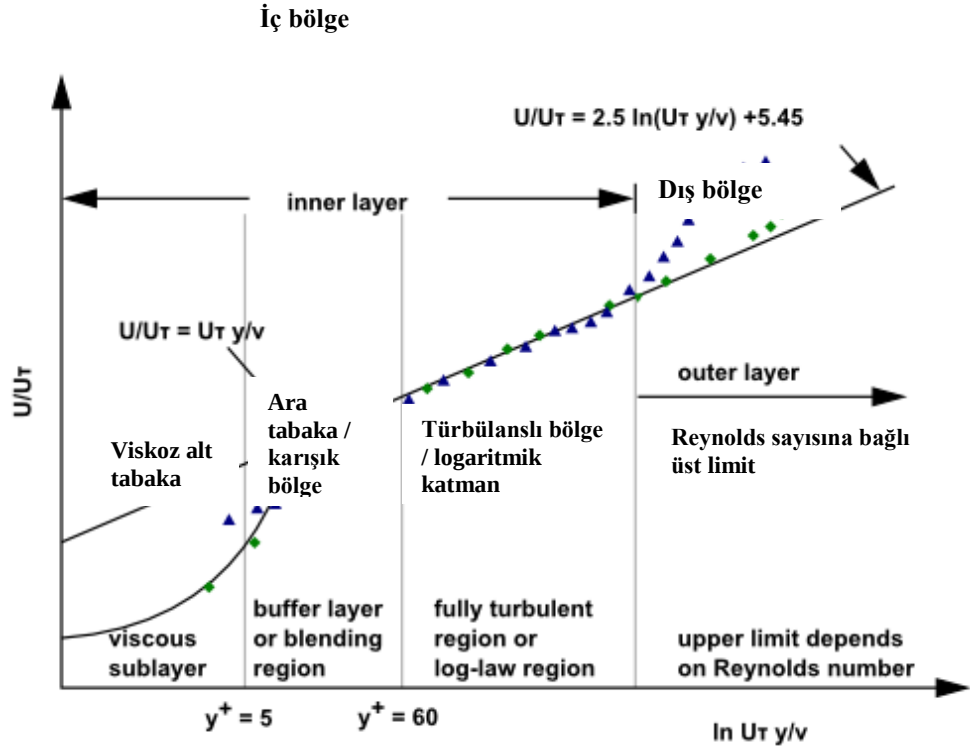
$y^+ \leq 5$ aralığında viskoz alt tabaka çok ince olduğundan dolayı Denklem 2.2, $y^+ = f(y^+)$ olarak ifade edilebilir. Yani $U^+ = y^+$ eşitliği geçerli olabilmektedir. U^+ 'a bağlı y^+ grafiği Şekil 2.2’de verilmiştir.

Logaritmik tabaka ise tamamen türbülansın ve neden olduğu gerilmelerin etkili olduğu bölgedir.

Bu bölgede,

$$U^+ = \frac{1}{k} \ln y^+ + C \quad (2.6)$$

olarak ifade edilebilmektedir. Bu eşitlik logaritmik duvar fonksiyonu olarak bilinmektedir. Eşitlikteki C sabiti pürüzsüz yüzeyler için yaklaşık 5'tir.



Şekil 2.2: y⁺ grafiği (Fluent Inc, 2014).

Logaritmik tabaka yaklaşık olarak $30 \leq y^+ \leq 500$ aralığında yer almaktadır. $5 \leq y^+ \leq 30$ arasındaki tampon bölge ise hem türbülansın hem de viskoz kuvvetlerin etkisi altında olup buna bağlı olarak türbülanslı akışın zaman zaman laminara dönüşmesiyle (veya tam tersi) meydana gelen “aralıklılığın” yüksek olduğu geçiş bölgesidir.

Bir üniform akıma paralel olarak yerleştirilmiş düz levha üzerindeki laminar ve türbülanslı sınır tabaka kalınlığına ait ifadeler aşağıda sunulmuştur (Schlichting ve diğ., 2000).

$$\frac{\delta}{x} = \frac{4.91}{\sqrt{Re_x}} \quad (2.7)$$

$$\frac{\delta}{x} \cong \frac{0.38}{Re_x^{1/5}} \quad (2.8)$$

Sınır tabaka kalınlığı aşağı akım yönünde büyüdükçe kütlenin korunumunu sağlamak üzere sınır tabaka içerisindeki ve dışındaki akım çizgilerinin çeperden dışa doğru sapması gerekir. Bunun nedeni, y-hız bileşeni hızın küçük ancak sonlu ve pozitif bir değer almasıdır. Sınır tabaka dışındaki dış akış, akım çizgilerindeki bu sapmadan etkilenir. Yer değiştirme kalınlığı (δ_1), sınır tabakanın tam dışındaki bir akım çizgisinin sınır tabaka etkisiyle çeperden uzaklaşma mesafesidir (Durbin, 2007). Düz levha boyunca herhangi bir x-konumu için δ_1 aşağıdaki denklemde olduğu gibi ifade edilmektedir.

$$\delta_1 = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \quad (2.9)$$

Bir üniform akıma paralel olarak yerleştirilmiş düz levha üzerindeki laminar ve türbülanslı yer değiştirme kalınlığına ait ifadeler aşağıda sunulmuştur (Çengel, 2015).

$$\frac{\delta_1}{x} = \frac{1.72}{\sqrt{Re_x}} \quad (2.10)$$

$$\frac{\delta_1}{x} \cong \frac{0.048}{Re_x^{1/5}} \quad (2.11)$$

Momentum kalınlığı, yüzeydeki kayma kuvvetinden dolayı sınır tabaka içindeki momentum akımına ait eksikliği giderme zorunluluğunda olan akış yüksekliğini temsil eder. Sıkıştırılamaz sınır tabaka için momentum kalınlığı Denklem 2.12’de ifade edilmektedir.

$$\theta = \int \frac{u}{u_{\infty}} \left(1 - \frac{u}{u_{\infty}}\right) dy \quad (2.12)$$

Bir üniform akıma paralel olarak yerleştirilmiş düz levha üzerindeki laminar ve türbülanslı momentum kalınlığına ait ifadeler aşağıda sunulmuştur (Schlichting ve diğ., 2000).

$$\frac{\theta}{x} = \frac{0.664}{\sqrt{Re_x}} \quad (2.13)$$

$$\frac{\theta}{x} \cong \frac{0.037}{Re_x^{1/5}} \quad (2.14)$$

Clauser'e göre yerel sürtünme katsayısı, C_f , yer değiştirme kalınlığı Reynolds sayısına, Re_{δ_1} , bağlı olarak aşağıdaki gibi ifade edilmektedir (Hama, 1951).

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = 5.6 \log Re_{\delta_1} + 4.3 \quad (2.15)$$

δ_1 değerini kullanarak da Denklem 2.16'da belirtilen Re_{δ_1} değerine ulaşılır.

$$Re_{\delta_1} = \frac{U\delta_1}{\nu} \quad (2.16)$$

Referans C_F değeri olarak Karman-Schoenherr (Schultz, 2007) aşağıda verilen denkleme göre elde edilen C_F değeri alınmıştır.

$$\frac{0.242}{\sqrt{C_F}} = \log(Re_x * C_F) \quad (2.17)$$

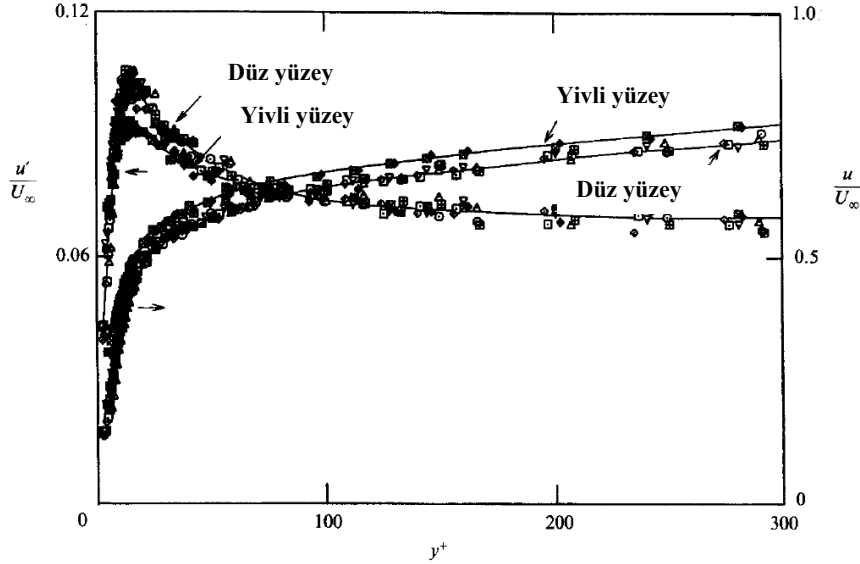
Coles (1962), Re_{θ} değerlerine karşılık gelen C_f değerlerini herhangi bir fonksiyona bağlamayarak sayısal olarak vermiştir.

Bu çalışmada düz levha için hesaplanmış olan sürtünme direnci katsayılarının geçerlemesi, yukarıda verilmiş olan formüllerin kullanılmasıyla elde edilen sonuçlara ait karşılaştırmalar ile yapılmıştır.

2.2 Yiv Uygulaması

Yivler, cisim üzerinde sürtünme direncini önemli ölçüde azaltan pasif yapılardır. Bu uygulamaların kullanılması ile akış yapısı değiştirilerek yüzey sürtünme direncine etki edilebilmektedir (Gad-el-Hak, 1989). Choi (1989), düz ve yivli yüzey üzerinde duvar cidarındaki yapıyı araştırmış ve bu araştırmanın sonucunda boylamsal girdap hareketini kısıtlamanın yivli yüzey üzerindeki direnç düşüşünün ana mekanizması

olduğunu bulmuştur. Aşağıdaki şekilde (Şekil 2.3) Choi'nin incelemesi sonucunda, grafik üzerinde göstermiş olduğu düz ve yivli yüzeye ait türbülans yoğunlukları ve türbülanslı sınır tabaka hız profilleri karşılaştırmalı olarak sunulmuştur (Choi, 1989).



Şekil 2.3: Düz ve yivli yüzeye ait sınır tabaka hız profilleri ve türbülans yoğunlukları karşılaştırması (Choi, 1989).

Direnç düşüşü genellikle yiv aralığı ve yiv yüksekliğinin fonksiyonudur. Literatüre göre, sınır tabaka için yivlerin etkisi parametrelere göre boyutsuzlaştırılmış h^+ ve s^+ değerlerine bağlıdır. h^+ ve s^+ boyutsuz parametreleri aşağıdaki denklemde olduğu gibi ifade edilmektedir. Denklemde, $u_\tau = \sqrt{\tau/\rho}$ olarak ifade edilir ve τ referans yüzeye ait duvar kayma gerilmesi, ρ suyun yoğunluğu, ϑ kinematik viskozite katsayısı ve u_τ da yüzeye ait sürtünme hızıdır.

$$h^+ = h \frac{u_\tau}{\vartheta} \quad (2.18)$$

$$s^+ = s \frac{u_\tau}{\vartheta} \quad (2.19)$$

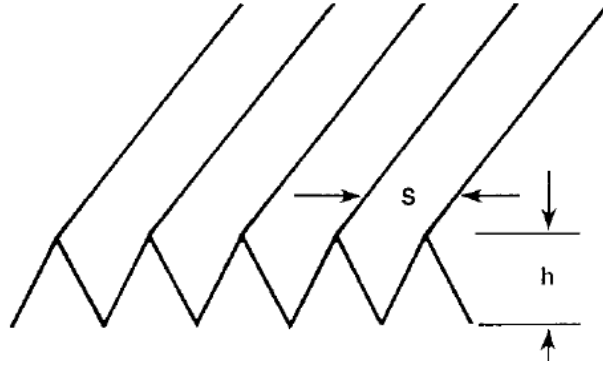
Aşağıda en fazla üzerinde inceleme gerçekleştirilen dört farklı yiv uygulaması ayrı ayrı tanıtılmıştır.

2.2.1 V (Sawtooth) yivler

Yüzey modifikasyonu ile pasif direnç azaltıcı düzenekler üzerindeki araştırma NASA Langley Araştırma Merkezi'nde Walsh ve grubu tarafından başlatılmıştır (Walsh ve

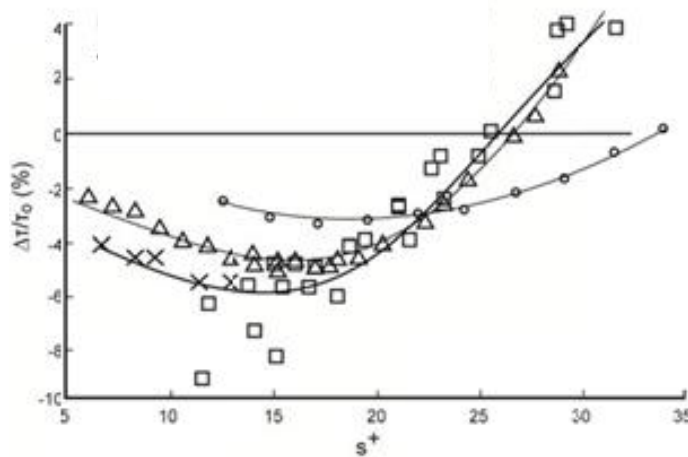
Weinstein, 1978; Walsh, 1980, 1982; Walsh ve Lindeman, 1984). V yivler ile gerçekleştirilen inceleme sonucunda net olarak % 6-8 aralığında direnç düşüşü elde edilmiştir.

V yivler, bütün yiv geometrileri arasında en yaygın üzerinde çalışma gerçekleştirilen yivlerdir. Bu yiv geometrisine ait yiv aralığı (s) ve yiv yüksekliği (h) Şekil 2.4'te gösterilmektedir.



Şekil 2.4: V (Sawtooth) yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h (Bechert ve diğ., 1997).

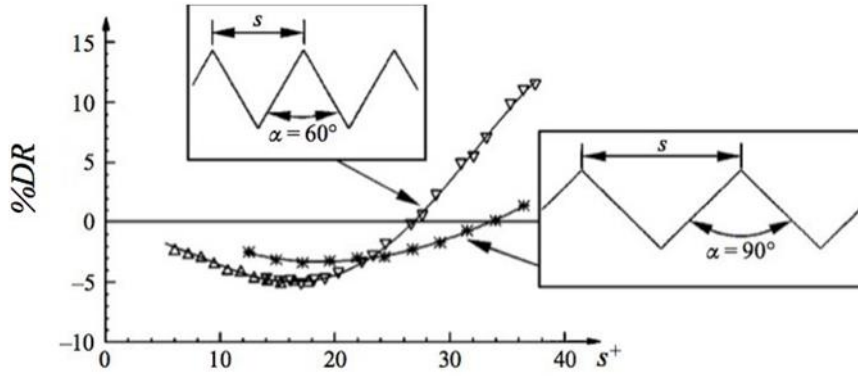
V yivler, ya yiv yüksekliğinin yiv aralığına oranı ile (h/s) ya da yivlere ait tepe açısı ile (α) tanımlanmaktadır. Şekil 2.5'te optimum direnç düşüşü için optimum h/s değeri görülmektedir (Walsh ve diğ. (1982), Bechert ve diğ. (1997)). Her iki gruba ait çalışmalar hava ile gerçekleştirilmiştir. Düşey eksen $\Delta\tau/\tau_0$ değeri Denklem 2.20'de tanımlanmaktadır.



Şekil 2.5: V yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).

$$\frac{\Delta\tau}{\tau_0} = \frac{0.785\Delta h^+}{\left(2C_f^{-\frac{1}{2}}\right) + 1.25} \quad (2.20)$$

Şekil 2.6’da, direnç düşüşü ile karakteristik uzunluk arasındaki ilişkiyi gösteren genel bir grafik gösterilmektedir. Dikey eksen, test edilen yiv geometrisi ile düz yüzey arasındaki direnç kuvveti düşüşünü yüzdesel ifade ile göstermektedir (Bechert ve diğ., 1997).



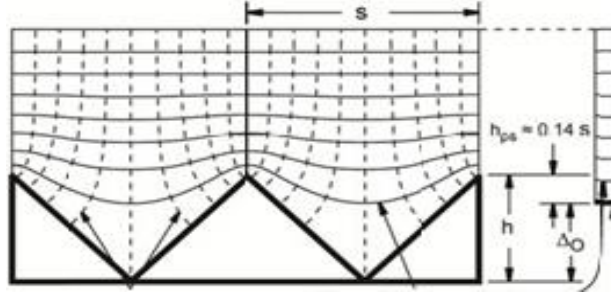
Şekil 2.6: V yive ait performans eğrisi (Bechert ve diğ., 1997).

Eşit Reynolds sayılarındaki yiv direnç düşüşü, % DR olarak Denklem 2.21’de gösterilmektedir. Yivli yüzeydeki viskoz kuvvet F_{yiv} ile ifade edilirken, yivli olmayan yüzeydeki taban yüzey sürtünme kuvveti ise $F_{kontrol}$ ile ifade edilir.

$$\%DR = 100 \times \frac{F_{kontrol} - F_{yiv}}{F_{kontrol}} \quad (2.21)$$

Şu husus çok açık bir şekilde bilinmektedir ki, artan çıkıntı yüksekliği direnç düşüş potansiyeli ile ilişkilidir. Girdap düşüşünü sağlayan verimli çıkıntı yüksekliği, yiv yüksekliği (h) ile verimli akış kaynağındaki yukarı yönlü değişim (ΔO) arasındaki farktır; $h_p = \Delta O - h$. Verimli akış kaynağındaki yukarı yönlü değişimi belirlemek için ilk olarak yivli yüzey üzerindeki en düşük düz hız çizgisine ait değer ile yükseklik belirlenir. Daha sonra, düz plaka üzerindeki akışın aynı hız değerine ulaştığındaki yükseklik belirlenir. İki yükseklik arasındaki fark verimli akış kaynağındaki yukarı yönlü değişimi vermektedir. V şeklindeki yiv geometrilerinde verimli akış kaynağında çok büyük bir değişiklik meydana gelmektedir. Aynı zamanda yiv

geometrileri arasında verimli çıkıntı yüksekliğinin en az seviyede olduğu yiv geometrisi V yiv geometrisidir (Şekil 2.7) (Bechert ve diğ., 1986, 1997).

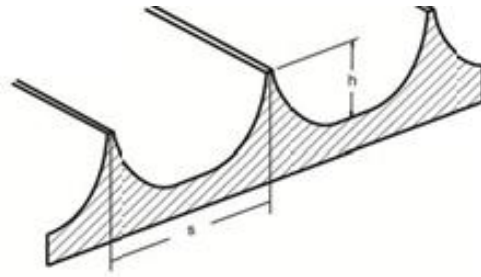


Şekil 2.7: V yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).

Boru akışlarındaki yiv etkisi üzerinde de çalışmalar yapılmıştır. V yivlerin direnç düşüşü hususundaki faydalarına dair genel örnekler mevcuttur. Boru içerisindeki yiv uygulamalarının zorluğundan dolayı, bilgiler genellikle 3M fabrikası tarafından üretilen V yiv filmine ait uygulamalar ile sınırlandırılmıştır (Liu ve diğ. (1990), Rohr ve diğ. (1992)). Ayrıca, rüzgâr tünellerinin dışında ve test alanlarında yivler üzerindeki ticari ve deneysel uygulamalar yüksek maliyetlerden dolayı sınırlandırılmıştır. 3M fabrikası tarafından vinil filmler üzerine üretilen V yivlerin bot gövdeleri ve uçaklar üzerinde uygulamaları bulunmaktadır. 1980 yılının ortalarından itibaren başlayan, vinil film V yivler, yarışlarda kullanılan botların gövdelerine uygulanmaktadır. Örneğin, hem olimpik kürek çekme sporlarında kullanılan botların gövdeleri hem de yelken sporunda kullanılan yatların gövdeleri yarışma esnasında vinil film V yivler ile kaplanmaktadır. Bir uçak üzerindeki yüzey sürtünme değeri toplam direncin % 48'ini oluşturduğu için vinil film V yivler hem Boeing hem de Airbus'a ait test uçaklarına da uygulanmaktadır. Uçaklara uygulanan yivler için birkaç bölgelerde sınırlamaların yapılması gerekmektedir ve yivler ile kaplanabilen birkaç bölge çevresel faktörlerden dolayı açık bırakılmalıdır. Örneğin, pencereler görüş nedeniyle kaplanmaz ve uçuş esnasında toz ve kırıntılara maruz kalan birkaç bölge yalın bırakılır, çünkü yivlerin uçuş esnasında aşınabilme riski bulunmaktadır. Bu sınırlamalardan sonra, geriye kalan uçağın % 70'ine tekabül eden bölgesine uygulanan yivler toplamda % 3 oranında direnç düşüşü sağlamaktadır. Bu % 3 oranında direnç kuvveti düşüşü % 3 oranında yakıt masrafındaki tasarrufla doğrudan bağlantılıdır (Bechert ve diğ., 1997).

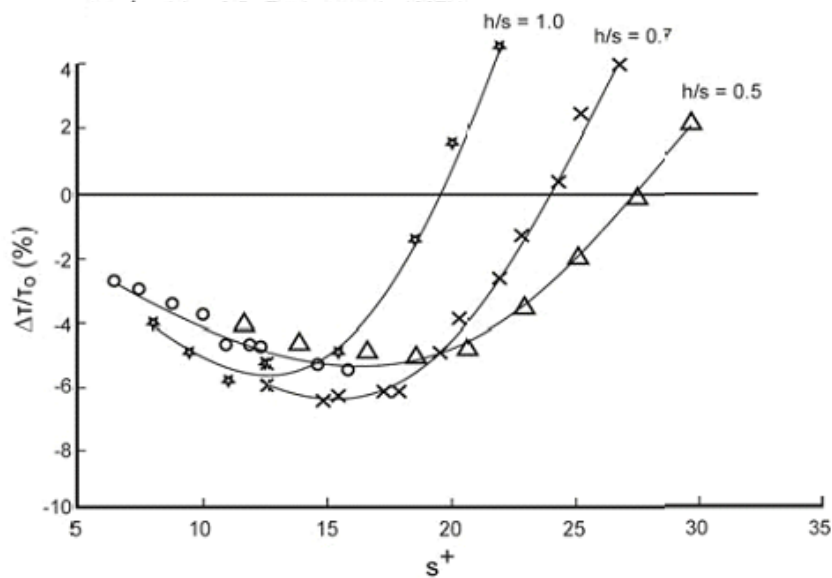
2.2.2 U (Scallop) yivler

U yiv uygulamalarında yiv yüksekliği “h” ile, yiv aralığı da “s” ile tanımlanmaktadır (Şekil 2.8). Temel şekiller aynı olsa da, standart bir U yiv profili hakkında hiçbir fikir birliğine varılamamıştır. Genellikle, herhangi bir çukur şekli U yiv geometrisini ifade edebilmekte ve V yiv geometrisine ait veriler ile kıyaslandığında, U yiv optimizasyonları karşılaştırılabilir şekillerin genellemesine dayanak oluşturabilmektedir.



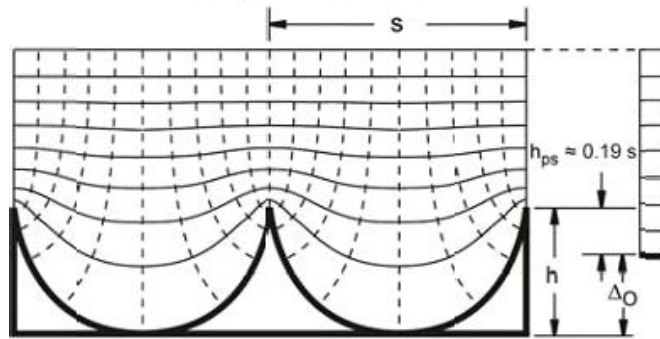
Şekil 2.8: U yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h (Bechert ve diğ., 1997).

İdeal olarak, bir yivin ucu ince ve keskindir, fakat ölçülebilir uç kalınlıklarına sahip U yivler de olumlu sonuçlar üretmektedir. Şekil 2.9’da U yivlere ait optimizasyon verileri görülmektedir. Bu yiv geometrileri için % 6.5 oranında olan en fazla direnç kuvveti düşüşüne h/s oranının yaklaşık 0.7 değerinde ulaşılır (Bechert ve diğ., 1997).



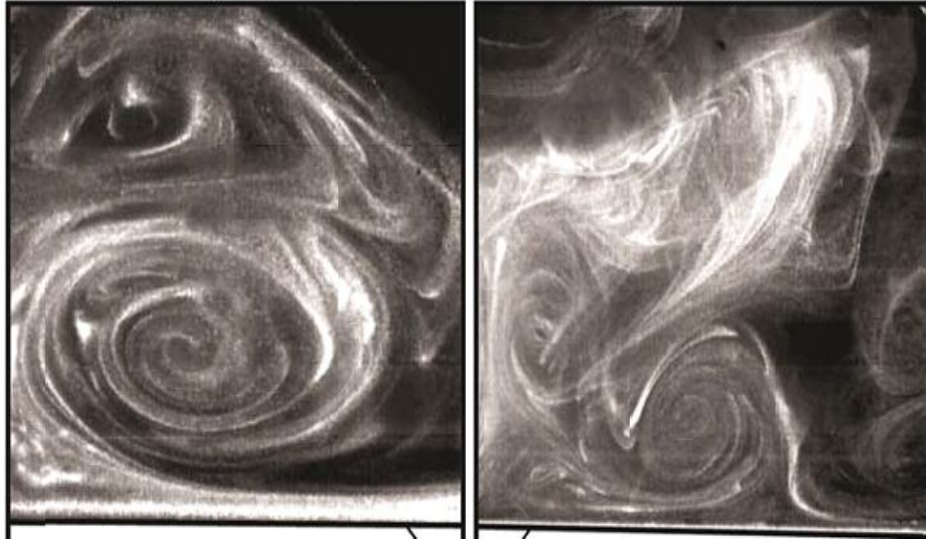
Şekil 2.9: U yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).

Girdap düşüşünü sağlayan U yiv geometrisine ait verimli çıkıntı yüksekliği Şekil 2.10'da gösterilmektedir ve V yive ait verimli çıkıntı yüksekliğinden daha fazladır (Bechert ve diğ., 1986, 1997).



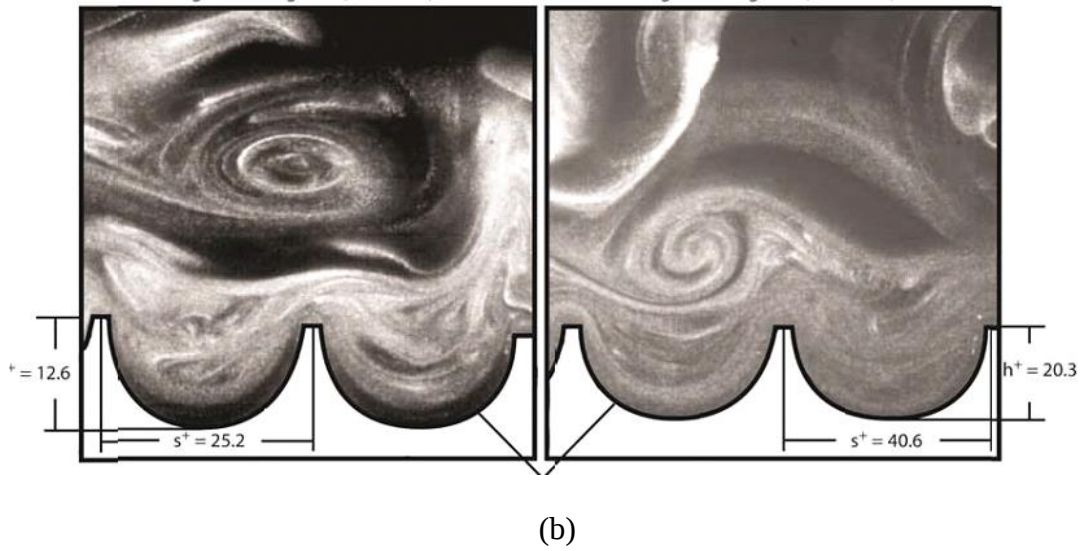
Şekil 2.10: U yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).

Girdaplar ilk olarak yatay bir kesitten görüntülenmiş ve ortalama akış yönünde dizilen yüksek ve düşük hız çizgileri olarak görülmüştür (Coles, 1978). Daha sonra, tam Navier-Stokes simülasyonu yüksek ve düşük hız çizgilerini çoğaltmak için kullanılmış (Robinson, 1991) ve düz ve yivli yüzey üzerinde akış yönündeki girdap oluşumlarının kesit görüntülerini yakalamak için daha sonraki zamanlarda akış görüntüleme tekniklerinden faydalanılmıştır (Şekil 2.11a, 2.11b) (Lee ve Lee, 2001).



(a)

Şekil 2.11a: Düz yüzey üzerindeki girdapların türbülanslı akış görüntüsü (Lee ve Lee, 2001).

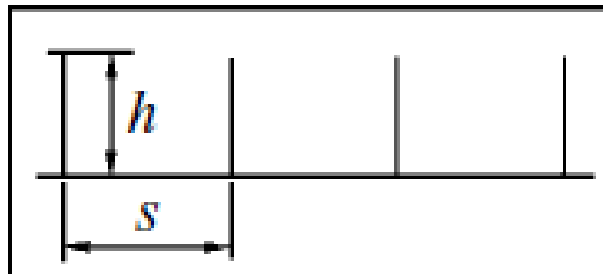


Şekil 2.11b: Yivli yüzey üzerindeki girdapların türbülanslı akış görüntüsü (Lee ve Lee, 2001).

2.2.3 Bıçak ağzı (Blade) yivler

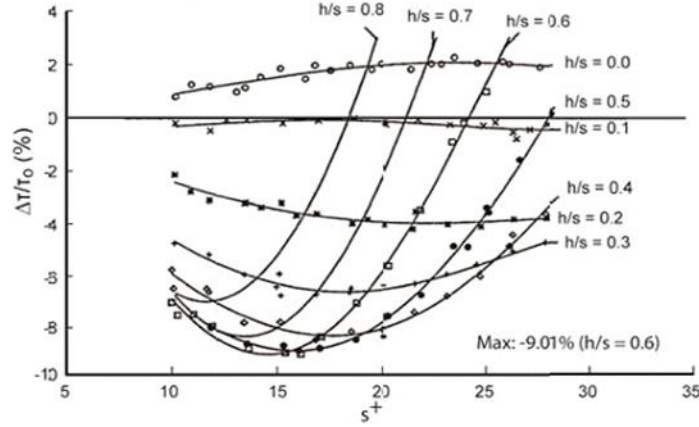
Bıçak ağzı (BA) yivler üzerinde titizlikle karakteristik boyut oranları bakımından inceleme gerçekleştirilmektedir. BA yiv geometrilerinde de, V ve U yiv geometrilerinde olduğu gibi yiv aralığı “s” ile, yiv yüksekliği de “h” ile ifade edilmektedir (Şekil 2.12).

Bu yivler için h/s oranının optimum seviyede olduğu değerde, yani değer yaklaşık 0.5 olduğu durumda en fazla % 9.9 oranında direnç düşüşü sağlanmaktadır (Bechert ve diğ., 1997). Doğal zayıf yapıları nedeniyle, en uygun BA yiv kalınlığı akışkanlar dinamiği tarafından değil, kuvvet tarafından sınırlandırılmaktadır.



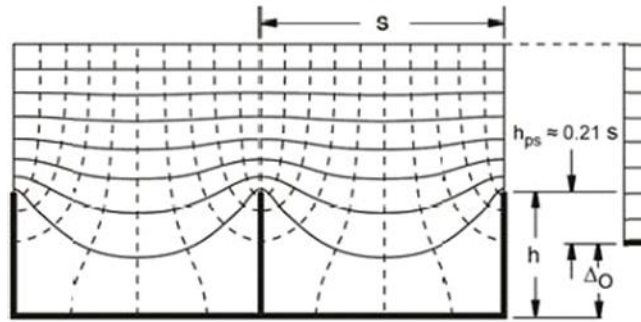
Şekil 2.12: BA yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h (Bechert ve diğ., 1997).

Çok ince olan BA geometriler, sıvı akışı hareketinde sapmalara neden olur ve sonuç olarak girdapların transferine izin verir. Şekil 2.13'te BA yivlere ait optimizasyon verileri görülmektedir (Bechert ve diğ., 1997). Girdap düşüşünü sağlayan bu yiv geometrisine ait verimli çıkıntı yüksekliği Şekil 2.14'te gösterilmekte olup, en büyük verimli çıkıntı yüksekliğine bu yivler sahiptir (Bechert ve diğ., 1986, 1997). Aynı zamanda BA yivlerde, V yivdekinin aksine küçük kesit alanına sahip olması sebebiyle verimli akış kaynağında çok küçük değişiklik meydana gelmektedir.



Şekil 2.13: BA yive ait optimizasyon verileri (Bechert ve diğ., 1997).

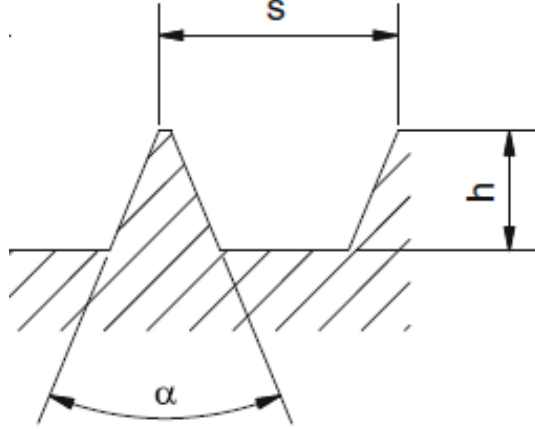
Optimum direnç azaltıcı geometriler arasında V, U ve BA yivler için karşılaştırma yapıldığında, BA yivler, diğer yivlere nazaran en yüksek seviyede direnç düşüşü sağlamakta iken, V ve U yivler arasındaki kıyaslama sonucunda ise, U yivler, V yivlere göre daha fazla direnç düşüşü sağlamaktadır (Bechert ve diğ., 1997).



Şekil 2.14: BA yive ait verimli çıkıntı yüksekliği (Bechert ve diğ., 1986, 1997).

2.2.4 İkizkenar yamuk (Trapezoidal) yivler

İkizkenar yamuk (İY) yivlere ait parametreler de diğer yiv çeşitlerindeki parametreler ile aynıdır. Yiv yüksekliği “h” ile, yiv aralığı “s” ile ifade edilmektedir (Şekil 2.15).



Şekil 2.15: İY yive ait karakteristik uzunluklar: yiv aralığı, s ve yiv yüksekliği, h (Bechert ve diğ., 1997).

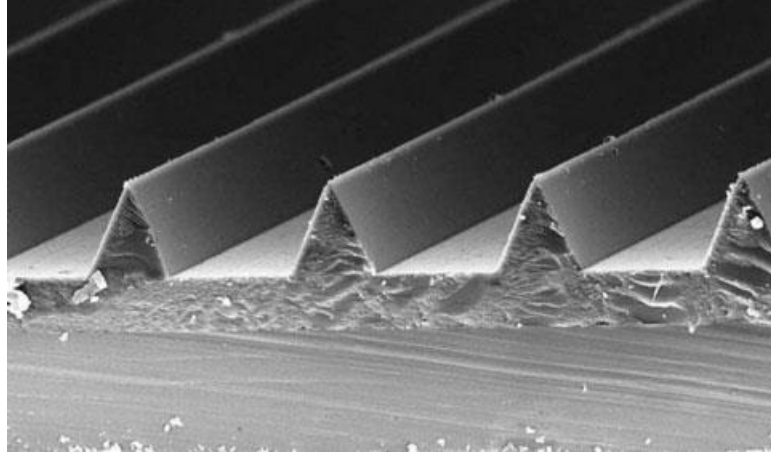
Grüneberger ve Hage (2010), İY şeklinde 4 adet farklı test levhası üzerinde deneysel çalışma gerçekleştirmiştir. İY yivlere ait boyutlar Çizelge 2.1’de verilmiştir.

Çizelge 2.1: İY yivlere ait boyutlar.

Sıra Numarası	s (mm)	h (mm)	α (°)	h/s
1	4	2	45	0.5
2	1.2	0.62	45	0.52
3	0.6	0.35	45	0.58
4	0.15	0.07	45	0.47

Gerçekleştirilen deneyde yiv aralığının, s, 0.15 mm boyutuna sahip olduğu yiv test yüzeyi, Bremen, Almanya’daki Fraunhofer Üretim Teknolojisi ve Uygulamalı Materyaller Enstitüsü (IFAM) tarafından geliştirilen değişik boya uygulaması tekniği ile üretilmiştir (Şekil 2.16). Bu yiv yapısı yağ kanalı deneyleri için alüminyum levhaya uygulanmıştır. Bu yeni yiv uygulama tekniğinin gelişimi ile uçaklar gibi geniş yapılar üzerinde, gemilerde ve rüzgar türbini kanatlarında kullanım amaçlanmaktadır. Bundan dolayı, boya tarifi karakteristik uygulama zorluğuna karşı kimyasal ve mekanik stabiliteyi sağlayan bileşenleri içermektedir. Yapılan deney

sonucunda düz yüzey üzerindeki direnç değeriyle yapılan kıyaslama sonucunda İY yiv ile yaklaşık % 7.6 oranında direnç düşüşü sağlanmıştır.



Şekil 2.16: Fraunhofer Üretim Teknolojisi ve Uygulamalı Materyaller Enstitüsü (IFAM) tarafından geliştirilen boya uygulaması ile üretilen yiv test yüzeyi.

3. HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMİĞİ (HAD)

Düz levha ve yiv uygulamalarına hesaplamalı analizler, RANS (Reynolds-Averaged-Navier-Stokes) denklemlerinin sonlu hacim ayıklaştırması, basınç düzeltmesi ve SST k- ω türbülans modelinin kullanılması yoluyla çözülmesi esasına dayanmaktadır. Bu bölüm içerisinde, belirtilen kavram, yöntem ve modeller hakkında kısaca bilgi verilmiştir.

3.1 RANS Denklemleri (Reynolds-Averaged Navier-Stokes Equations)

Uzaysal ve zamansal ölçeklerin sınırlandırılarak türbülansın ortalama özelliklerini ortaya koyabilmek amacıyla Navier-Stokes denklemlerinin yaklaşık ve basitleştirilmiş çözümleri aranır. Bahse konu çözümleme işleminin gerçekleştirilmesini sağlayan modellemelerden birisi de RANS temelli modelleme tipidir. Aşağıda ifade edilen RANS denkleminde (Denklem 3.1) organize yapılar dışındaki tüm ölçekler modellenmektedir.

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + \frac{\partial (U_j U_i)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (2\nu S_{ij} - \overline{U'_i U'_j}) \quad (3.1)$$

3.2 Sonlu Hacim Ayırıklaştırması

Navier-Stokes denklemlerinin veya çözüm için kullanılan diğer denklemlerin, sayısal olarak çözülebilecek denklemlere dönüştürülebilmesi için ayırıklaştırılması gerekmektedir. Ayırıklaştırma işlemi, sonlu elemanlar, sonlu farklar ya da sonlu hacim yöntemi ile hesaplamaların yapılabileceği elemanlar veya hacimler cinsinden ifade edilebilmektedir (Ferziger ve Peric, 2002; Hoffmann ve Chiang, 2000).

Akışkanı modelleyen taşınım denklemlerinin, uzayda sabit bir sonsuz küçük eleman ele alınarak, bu elemanın tüm yüzeylerinde yapılan momentum transferinin hesap edilmesi ile konservatif diferansiyel denklemler formunda elde edilmesi mümkündür (Anderson 1996). Sonlu hacim ayırıklaştırması, bu denklemlerin sonlu bir hacim

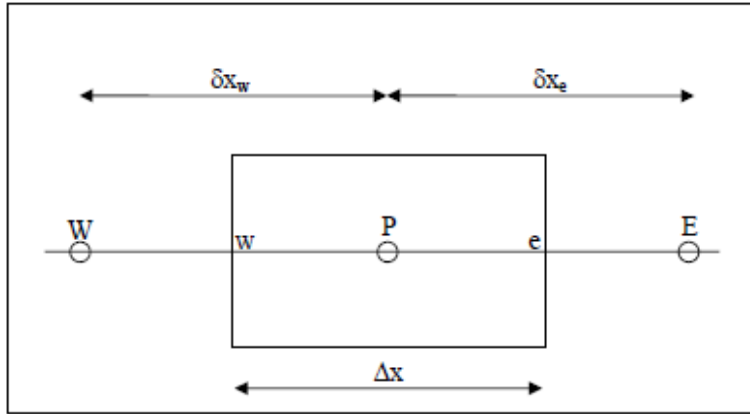
boyunca entegre edilmesi esasına dayanmaktadır. Akışın ϕ gibi bir taşınım özelliğinin (örneğin sıcaklık) konveksiyon ve difüzyon taşınım denklemi kartezyen tansör notasyonunda,

$$\rho \frac{\partial \phi}{\partial t} + \rho \frac{\partial (U_j \phi)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right) + S \quad (3.2)$$

ayrıklaştırma işlemi şeklinde ifade edilebilmektedir (Johnson 1998). Burada; U üç ayrı yöndeki hızları, ϕ akışın herhangi bir taşınım özelliğini, Γ difüzyon katsayısını ve S kaynak terimini tanımlamaktadır. Sade ve mümkün olduğu kadar basit bir denklem formu elde etmek amacıyla, denklem daimi ve bir boyutlu formda yazılacak olursa,

$$\rho \frac{d(U\phi)}{dx} = \frac{d}{dx} \left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right) + S \quad (3.3)$$

denklemini elde edilir.



Şekil 3.1: Hesaplamalı kontrol hacmi.

Bu denklem, Şekil 3.1’te görülen kontrol hacmi boyunca entegre edilirse, giriş ve çıkış yüzeylerinin birim değerinde olduğu kabul edilerek ($A_e=A_w=1$)

$$\int_w^e \rho \frac{d}{dx} (U\phi) dx = \int_w^e \left[\frac{d}{dx} \left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right) + S \right] dx \quad (3.4)$$

yazılabilmektedir. Bahse konu denklemin sol tarafının integralden çıkarılmasıyla,

$$SOT = (\rho U \phi)_e - (\rho U \phi)_w \quad (3.5)$$

ve sağ tarafının integralden çıkarılıp kaynak terimin bağımlı değişkenin bir fonksiyonu olarak lineer hale getirilmesiyle,

$$SAT = \left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right)_e - \left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right)_w + S_U + S_P \phi_P \quad (3.6)$$

denklemini elde edilir. Burada S_U daha sonra cebirsel denklemin sağında kalacak olan kaynak terimden gelen sabit sayıyı ve bağımlı değişkenin S_P sabit sayıdan gelen katsayıyı göstermektedir. SOT ve SAT, sırasıyla denklemin sol ve sağ taraflarını ifade etmektedir. Difüzyon terimleri genel olarak merkezi farklar ile interpolate edilmektedir (Versteeg ve Malalasekera, 1995). Merkezi farklar kullanılacak olursa SAT'taki ilk bileşen,

$$\left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right)_e = \Gamma \left(\frac{\phi_E - \phi_P}{\delta x_e} \right)_w \quad (3.7)$$

şeklini alır. Konvektif terimler için, birinci derece ileriye doğru (upwind), merkezi farklar, QUICK (Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics) (Versteeg ve Malalasekera, 1995), MUSCLE (Monoton Ustream-Centered Schemes for Conservation Laws) (Blazek, 2001) ve değişik şemaları karıştırarak kullanan melez yapıda olanlar gibi pek çok farklı özelliklerde ayrıklaştırma şeması mevcuttur (Ferziger ve Peric, 2002) (Hoffmann ve Chiang, 2000). Örnek olarak, hesaplamalı analizlerde sıkça kullanılan “ikinci derece ileriye doğru” interpolasyon şeması ele alınacak olursa (Davidson, 2005), $\delta x_e = \delta x_w = \delta x$ kabulüne dayanılarak,

$$\phi_e = \frac{3}{2} \phi_P - \frac{1}{2} \phi_W + O((\Delta x)^2) \quad (3.8)$$

$$\phi_w = \frac{3}{2} \phi_W - \frac{1}{2} \phi_{WW} + O((\Delta x)^2) \quad (3.9)$$

şeklinde yüzeylerdeki ϕ değerleri belirlenebilmektedir. Bu noktada, ϕ değerlerinin katsayılarının ağ örgüsü aralıkları δx 'in eşit olmadığı durumda farklı değerler alacağını belirtmekte fayda vardır. Yüzeylerdeki ϕ değerleri Denklem (3.8) ve Denklem (3.9)'da yerlerine yazılacak olursa,

$$\begin{aligned} & (\rho U)_e \left(\frac{3}{2} \phi_P - \frac{1}{2} \phi_W \right) - (\rho U)_w \left(\frac{3}{2} \phi_W - \frac{1}{2} \phi_{WW} \right) \\ &= \frac{\Gamma}{\delta x} (\phi_E - 2\phi_P + \phi_W) + S_U + S_P \phi_P \end{aligned} \quad (3.10)$$

denklemini bulunur. Böylece,

$$a_P \phi_P = a_W \phi_W + a_E \phi_E - a_{WW} \phi_{WW} + S_U = \sum_{km} a_{km} \phi_{km} + S_U \quad (3.11)$$

şeklinde lineer bir denklem sistemi elde edilmiş olur. Buradaki km indisi P hacmine komşu hacimleri göstermektedir. Bu denklem sistemi Gauss-Seidel (Hoffmann ve Chiang 2000) gibi iteratif bir denklem çözücü ile çözülebilmektedir.

3.3 SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations)

Momentum için çözümü yapılan lineer olmayan Navier-Stokes denklemleri de sonlu hacim ayrıklaştırma yöntemi ile taşınım denklemlerine benzer şekilde ayrıklaştırılabilmektedir.

$$\frac{dU_i}{dx_i} = 0 \quad (3.12)$$

$$\rho \frac{dU_i}{dt} + \rho \frac{d(U_j U_j)}{x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) \quad (3.13)$$

Daimi, bir boyutlu Navier-Stokes denklemi, süreklilik denklemi ve X yönündeki momentum denklemi olarak taşınım denklemleri ile benzerliği sağlamak amacıyla, $\phi = U$ eşitliği geçerli olmak üzere,

$$\frac{dU}{dx} = 0 \quad (3.14)$$

$$\rho \frac{d}{dx} (U\phi) = -\frac{dP}{dx} + \frac{d}{dx} \left(\mu \frac{d\phi}{dx} \right) \quad (3.15)$$

şeklinde yazılabilmektedir. Taşınım denklemleri çözülürken, kontrol hacmi yüzeylerindeki hız değerlerinin bilindiği varsayılmaktadır. Navier-Stokes denklemlerinde ise amaç, hız ve basınç değerlerini çözmektir. Ancak, hız ve basınç alanları, denklemleri çözmeden önce bilinmemektedir. Üstelik basıncı belirlemeyi sağlayan bir denklem de mevcut değildir. Bu güçlüğü aşmak için geliştirilmiş olan SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) ve türevleri SIMPLER, SIMPLEC ve PISO süreklilik denklemini basınç alanı için endirekt bir denklem olarak kullanmaktadırlar (Issa, 1986).

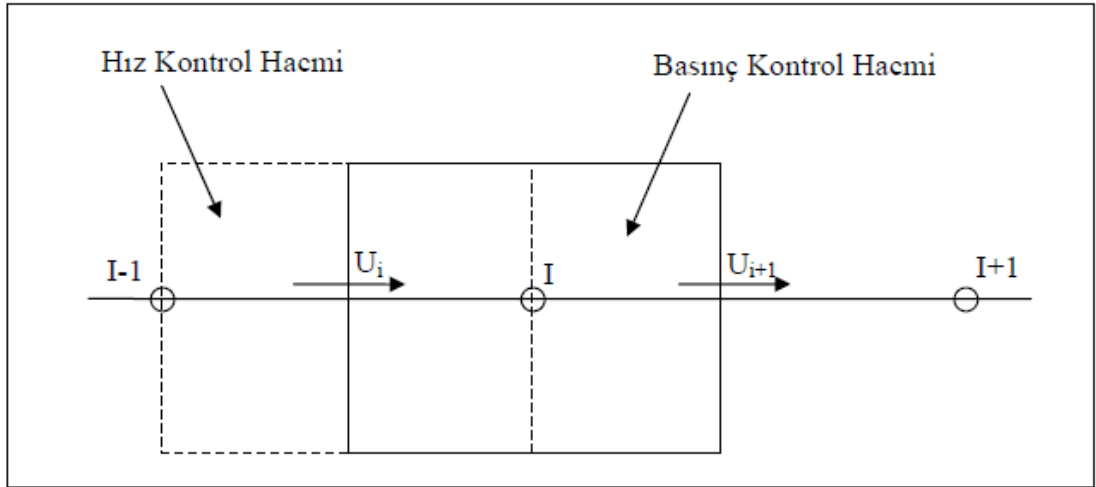
Basınç ve hız değerlerinin kontrol hacminin merkezinde tutulması, basınç alanında salınımına neden olmaktadır. Buna göre momentum denklemlerinin X bileşeninde var olan $-\frac{dP}{dx}$ terimi Şekil 3.1'deki kontrol hacmi boyunca entegre edilerek merkezi farklar kullanılacak olursa, $\delta x_e = \delta x_w = \delta x$ kabulü yapılarak,

$$\int_w^e -\frac{dP}{dx} dx = \left(-\frac{dP}{dx}\right)_e - \left(-\frac{dP}{dx}\right)_w = -\left(\frac{P_E - P_P}{2}\right) + \left(\frac{P_P + P_W}{2}\right) = \left(\frac{P_W - P_E}{2}\right) \quad (3.16)$$

denklemini elde edilmektedir. Bu durumda P_W , P_P ve P_E noktaları, örnek olarak 100, 50, ve 100 gibi salınan değerler içeriyor ise P noktasındaki gradyan “var olduğu” halde yukarıdaki ayrıklaştırmaya göre sıfıra eşit olacaktır. Bunu engellemenin bir yolu olarak basınç düzeltme tekniklerinde (Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow 1980) kaydırılmış ağ örgüsü kullanılmaktadır. Buna göre, U , V , ve W momentum denklemleri sırasıyla x , y ve z önlerinde kaydırılmış noktalarda ayrıklaştırılmaktadır. Şekil 3.2’de bir boyutlu kaydırılmış kontrol hacimleri görülmektedir. Bu şekildeki indisler kullanılacak olursa, $-\frac{dP}{dx}$ türevi, i merkezli kontrol hacmi boyunca entegre edilerek,

$$-\int_{\Delta V_i} \left(-\frac{dP}{dx}\right)_i dx = P_{I-1} - P_I \quad (3.17)$$

denklemini elde edilir.



Şekil 3.2: Kaydırılmış kontrol hacmi.

Böylece hızlara ait kontrol hacimlerinde, yüzeylerdeki basınç değerleri interpolasyon işlemi gerçekleştirilmeden bilindiği için türevin sıfır çıkmasının önüne geçilmiş olur. Şekil 3.2’de indisler kullanılarak 1 boyutlu daimi momentum denklemi, basitleştirme amacıyla kontrol hacimlerinin giriş ve çıkış yüzeylerinin alanı 1’e eşit alınarak ayrıklaştırılacak olursa konvektif terim,

$$\int_{\Delta V_i} \frac{d}{dx}(\rho U \phi) dx = [(\rho U \phi)_I - (\rho U \phi)_{I-1}] \quad (3.18)$$

difüzyon terimi,

$$\int_{\Delta V_i} \frac{d}{dx} \left(\mu \frac{d\phi}{dx} \right) dx = \mu \left(\frac{\phi_{i+1} - \phi_i}{\delta x_I} - \frac{\phi_i - \phi_{i-1}}{\delta x_{I-1}} \right) \quad (3.19)$$

ve basınç terimi,

$$- \int_{\Delta V_i} \frac{dP}{dx} dx = (P_{I-1} - P_I) \quad (3.20)$$

şeklinde ifade edilebilmektedir. Konvektif terimde hızlara ait kontrol hacminin yüzeyindeki ϕ değerleri için bir önceki alt başlıkta sözü edilen uygun bir ayrıklaştırma şeması (ikinci derece ileriye doğru gibi) uygulanmalıdır. Aynı nokta üzerindeki terimler çarpanlara ayrılıp, $\phi = U$ yazılarak,

$$a_i U_i = a_{i-1} U_{i-1} + a_{i+1} U_{i+1} + (P_{I-1} - P_I) = \sum_{km} a_{km} U_{km} + (P_{I-1} - P_I) \quad (3.21)$$

denklemi elde edilir. Denklemin çözülebilmesi için basınç değerlerinin bilinmesi gerekmektedir. Bunun için geliştirilmiş olan basınç düzeltme teknikleri hız ve basınçlar için bir düzeltme denklemi geliştirilmesine dayanmaktadır. Eğer düzeltme değerlerini “'” ve düzeltilecek olan değerleri “*” ile gösterecek olursak,

$$U = U^* + U' \quad (3.22)$$

$$P = P^* + P' \quad (3.23)$$

şeklinde düzeltilmiş değerleri elde etmek mümkündür. Böylece x yönündeki momentum denklemi düzeltilecek olan değerler kullanılarak,

$$a_i U_i^* = \sum_{km} a_{km} U_{km}^* + (P_{I-1}^* - P_I^*) \quad (3.24)$$

biçiminde yazılabilir. Momentum denkleminin ayrıklaştırılmış hali, U' için de geçerli olacaktır. Buna göre,

$$a_i U_i' = \sum_{km} a_{km} U_{km}' + (P_{I-1}' - P_I') \quad (3.25)$$

olmaktadır. SIMPLE metodunda denklemdeki $\sum_{km} a_{km} U'_{km}$ terimi işlemlerin basitleştirilmesi amacıyla ihmal edilmektedir. Böylece hız düzeltmesi,

$$U'_i = \frac{(P'_{I-1} - P'_I)}{a_i} \quad (3.26)$$

halini almaktadır. Basınçların düzeltme değerlerini bulabilmek için ise, basınç düzeltme denklemi kullanılmaktadır. Bu denklemin elde edilmesi için süreklilik denkleminin basınçların merkezde oldukları kontrol hacimlerinde ayrıklaştırılmasından yararlanılmaktadır. Süreklilik denklemi bu kontrol hacminde giriş ve çıkış yüzeyleri 1'e eşit alınarak,

$$(\rho U')_{i+1} - (\rho U')_i = (\rho U^*)_{i+1} - (\rho U^*)_i = b'_I \quad (3.27)$$

denklemi elde edilir. Burada b'_I süreklilik hatasını ifade etmektedir. Yakınsamanın sağlanması durumunda sıfır olması gerekmektedir. Bu denklemde U' değerleri momentum denkleminden elde edildikleri şekilde yerlerine yazılacak olursa,

$$a_i P'_I = \sum_{km} a_{km} P'_{km} + b'_I \quad (3.28)$$

halinde elde edilmiş olur. Bu denkleme basınç düzeltme denklemi adı verilmektedir.

Özetlenecek olursa süreç, P^* basınç değerlerinin düzeltilecek olan bileşenlerinin ve ilk hız değerlerinin tahmin edilmesiyle başlamaktadır. Momentum denklemlerinin çözülmesi ile U^* , V^* , W^* hızların düzeltilecek olan değerleri elde edilmiş olur. Basıncın düzeltme bileşeni olan P' , basınç düzeltme denklemi kullanılarak hesaplandıktan sonra hız ve basınç değerleri,

$$U_i = U_i^* + \frac{(P'_{I-1} - P'_I)}{a_i} \quad (3.29)$$

$$P_I = P_I^* + P'_I \quad (3.30)$$

düzeltilmeler ile hesaplanabilmektedir. Bu iteratif süreç süreklilik hatası b'_I , sıfıra eşit oluncaya kadar veya belirlenmiş herhangi bir yakınsama zorunluluğu sağlanıncaya kadar devam etmektedir. Sürecin türetilmesi sırasında ihmal edilen $\sum_{km} a_{km} U'_{km}$ nihai sonuca etki etmemektedir. Zira yakınsamış bir çözüm sonrası $P=P^*$ ve $U=U^*$ olmaktadır.

3.4 Lineer Denklem Çözümü

Hesaplamaların yapılacağı akış hacminin zamansal ve uzaysal olarak ayrıklaştırılmasının sonucunda daha önceki başlıklarda da bahsedildiği gibi lineer bir denklem sistemi elde edilmektedir. CFD uygulamalarında genellikle büyük boyutlara ulaşan lineer denklem sistemi Gauss-Jordan gibi eleme yöntemleri yerine sonuca çok daha hızlı ulaşılmasını sağlayan iteratif algoritmalar kullanılmaktadır. Gauss-Seidel (G-S) var olan pek çok yöntem arasında en çok tanınan ve kullanılanlardan biridir. Bu çalışmada da lineer denklem sistemi G-S ile çözülmüştür. İteratif bir metod olmasına karşın G-S çok büyük boyutlara ulaşabilen denklem sistemlerinde küresel hatayı gidermekte güçlük çekme eğilimindedir. Dolayısıyla bu denli büyük denklem sistemlerinin yakınsamasını hızlandırmak için Algebraic Multigrid adı altında geliştirilmiş bir algoritmalar bulunmaktadır. AMG, denklem sistemindeki küresel hatayı daha az eleman içeren alt sistemlere aktararak, çözümün alt seviyedeki sistemlerde gerçekleştirilmesi ve düzeltmelerin tekrar en üst seviyedeki sisteme gönderilmesi mantığına dayanmaktadır. Alt sistemlerde bulunan eleman sayısı ana sisteme göre çok daha az olduğundan küresel hatanın minimuma indirilmesi için gereken süre önemli ölçüde kısalmaktadır. AMG ile ilgili detaylı bilgiye Wesseling (1992)'den ve bu çalışmada kullanılan teknik hakkında detaylı bilgiye Fluent Inc. (2014)'dan ulaşılabilir.

3.5 Türbülans Modellemesi

Türbülans; akışkan hareketlerinin çeşitli büyüklüklerde uzay ve zamana göre farklılıklar gösterdiği dolayısıyla istatistiksel olarak da belirgin bir ortalamanın ayırt edilmesinin güç olduğu herhangi bir kuralı olmayan akış hareketi olarak tanımlanabilir (Hinze, 1975). Bradshaw (1971) ise, türbülansı girdap uzamasının hız salınımlarını viskoz kuvvetlerin ve sınır koşullarının minimum ve maksimum aralığı belirlediği tüm dalga boylarına yayılmasına neden olan üç boyutlu zamana bağlı bir hareket olarak nitelendirmektedir. Akış alanındaki hareketi tanımlayan Navier-Stokes (N-S) denklemleri sıkıştırılamaz akışlar için kartezyen tansör notasyonunda,

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.31)$$

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial (u_j u_i)}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.32)$$

şeklinde ifade edilmektedir. Buradaki değişkenler hem zamana hem de uzaysal koordinatlara bağıllık gösteren anlık niceliklerdir.

Türbülanslı akış, hız alanındaki çalkalanmalar şeklinde tanımlanabilir. Bundan dolayı, sayısal çözüm ağındaki elemanların en küçük türbülans boy oranından daha küçük boyutlarda modellenmesi ve çözüme ait zaman adımının akımdaki en hızlı çalkalanmadan daha yavaş şekilde çözülmesine DNS (Direct Numerical Simulation) adı verilir. Korunum denklemleri, zamana göre ortalama, grup ortalaması veya küçük ölçekteki oluşumları yok edecek şekilde kontrol edilmiş biçimde olabilir. Sonuç olarak hesaplamalı olarak çözülecek denklemler çözüm için daha uygun hale gelebilmektedir. Fakat bu şekilde modifiye edilmiş denklemler bilinmeyen değişkenler içerebilir, bundan dolayı türbülans modellemesi bu değişkenlerin bilinenler cinsinden belirlenebilmesi için gereklidir. Genellikle, yaygın olarak kullanılan her iki RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) ve LES (Large Eddy Simulation) türbülans modeli küçük ölçekteki çalkalanmaların direkt olarak modellenmesi gerekmediğinden N-S denklemlerini çözmek için kullanılabilir (Samy ve Mofreh, 2011).

Bu tez kapsamında, türbülans modellerinde herhangi bir karşılaştırma çalışması yapılmadığından ve imkanlar dahilinde kullanılabilecek bilgisayar kümeleri LES türbülans modelini çözmeye yetecek kapasitede olmadığından, incelenmiş olan kriterleri en iyi şekilde modelleyebilecek olan Shear-Stress-Transport $k-\omega$ türbülans modeli kullanılmıştır.

3.5.1 Duvar cıdarı

Akışın türbülanslı olduğu durumda, akış duvar etkisinden dolayı önemli ölçüde etkilenir. Duvara yakın bölgede viskoz kaynaklı sönümleme türbülans dalgalanmalarında azalma beklenir. Yüzeyden dik yönde uzaklaşıldıkça yüksek hız gradyanı nedeniyle türbülans kinetik enerji oluşumu hızla artış gösterir. Bundan dolayı duvara yakın bölgelerin sayısal olarak yeterli hassasiyette çözülmesi çok önemlidir. Duvar yüzeyindeki kayma gerilmeleri akış alanında oluşan girdaplılığın ve türbülansın temel kaynaklarıdır. Dolgun ve akım hattı formlu cisimler gibi pek

çok mühendislik uygulamasında duvar kenarlarının hesabı genel akış alanında alınacak sonucu doğrudan etkilemektedir (Ünal, 2007).

Türbülans modelleri türbülanslı akışlar için geliştirildikleri için, duvar sınır koşulu ile tanımlanan bölgelerin çözüm ağı modelleri özenle hazırlanması gerekmektedir. Zira, örnek olarak duvar kenarındaki ilk ağ örgüsünün logaritmik bölgede olması ile viskoz alt tabakada olması durumunda türbülans değişkenleri birbirinden farklıdır.

k- ω türbülans modelindeki en büyük avantaj, herhangi bir sönümleme fonksiyonu gerektirmeksizin duvar yüzeyine kadar çözülebilir olmasıdır. Wilcox (1988a) ve Wilcox (1988b) pertürbasyon analizi ile ω 'nın duvardaki limit değerini,

$$\omega = \frac{6\nu}{\beta_1 y^2} \quad (3.33)$$

olarak ifade etmektedir. k ise duvar üzerinde sıfırdır. Buna göre $y^+ < 1$ olması ve $y^+ 2.5$ içinde birkaç ağ örgüsünün bulunması koşuluyla model hiçbir değişikliğe uğramadan kullanılabilir. Menter (1994) türbülanslı düz levha için $y^+ \approx 3$ 'e kadar sonucun değişmediğini belirtmiştir. SST modelinde standart k - ω modeline göre tek fark ω 'nın sınırdaki,

$$\omega = 10 \frac{6\nu}{\beta_1 (\Delta y)^2} \quad (3.34)$$

olarak hesaplanmasıdır. Burada Δy duvar kenarındaki ilk ağ örgüsü ile ikincisi arasındaki mesafedir.

Bu tez kapsamında, incelenen her bir kısmın parametrelere ait farklı değerlerin akışa etkisini incelemek üzere yaklaşık olarak $y^+ = 1$ koşulunu sağlayacak şekilde çözüm ağları oluşturulmuştur.

3.5.2 Standart k- ω modeli

k - ω modellerinin, modelleri geliştiren ve iyileştiren en önemli araştırmacılardan biri olan Wilcox (1988) tarafından k - ε modeline göre çok daha sade temellere dayandığı ifade edilmektedir. Wilcox'a göre, türbülans araştırmacısı Kolmogorov tamamen boyut analizi ve sezgisel yaklaşımlar ile çok karmaşık türbülans disipasyonu taşınım denkleminde modellenen ε yerine birim kinetik enerjide disipasyon miktarını gösteren ω değişkeni için bir diferansiyel denklem geliştirmiştir.

ω 'nın kinetik enerjinin yok olduğu bir frekans karakteristiği gibi düşünülmesi de mümkündür. ω genel olarak disipasyonun kinetik enerjiye oranı olarak düşünülmektedir. Yıllar içerisinde ω denklemi pek çok değişik formda modellenmiş, fakat (1988a), “Standart $k - \omega$ modeli” olarak literatürdeki yerini almıştır. Zaman içerisinde bu modelin zaafı görülmüş, araştırmacılar özellikle serbest akım türbülans değerlerinden modelin fazlasıyla etkilendiğini vurgulamışlardır (Menter, 1992a). Standart $k - \omega$ modeli $k - \varepsilon$ temelli modellere göre özellikle sınır tabaka akışlarında üstün performans göstermektedir. Günümüze kadar, yapılan modifikasyonlar ω taşınım denkleminde yoğunlaşarak, $k - \omega$ modelinin pek çok farklı formu geliştirilmiştir.

$k - \omega$ modellerinde kinetik enerji taşınım denklemi $k - \varepsilon$ modelleri ile aynıdır. Yalnızca bu modellerin farklı olmasını sağlayan βk sabiti, C_μ sabitinin yerini almaktadır. Buna göre türbülans kinetik enerjisi taşınım denklemi $\omega = \varepsilon / \beta k$ eşitliği kullanılarak,

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (kU_j) = \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \beta k \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (3.35)$$

şeklini almaktadır. Türbülans viskozitesi ise,

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \quad (3.36)$$

şeklinde hesaplanmaktadır.

$k - \omega$ modellerinin, $k - \varepsilon$ modellerine göre önemli bir avantajı, denklemlerin viskoz alt tabakaya kadar çözülebilir olmasıdır. Pertürbasyon analizi ile Wilcox (1988b) viskoz alt tabakada ω için duvardaki sınır şartının,

$$\omega_w = \frac{6\nu}{\beta_\omega y^2} \quad (3.37)$$

olduğunu göstermiştir. Burada ω_w , duvardaki ω değerini β_ω , ω denkleminde geçen bir katsayıyı ve y duvara olan mesafeyi göstermektedir.

3.5.3 SST k- ω modeli

Standart k – ω modeli sınır tabaka akışlarında çok iyi sonuçlar veriyor olsa da, Menter, (1992b)'in ters basınç gradyanı içeren sınır tabaka akışları için yaptığı türbülans modelleri karşılaştırmasında, standart k – ω modeliyle gerçekçi hız profillerinin yanı sıra, gereğinden fazla kayma gerilmesi hesaplandığı belirtilmektedir. Söz konusu çalışmada, Menter bunun nedeninin modelin kayma gerilmesinin taşınımının hesabını içermediğini belirtmiş ve türbülans viskozitesinin hesabında yaptığı küçük bir değişiklik ile sonuçların iyileştirilmesini sağlamıştır.

Çalışmada türbülans viskozitesinin standart tanımının ters basınç gradyanını içeren akışlarda hatalı sonuçların kaynağı olduğu belirtilmektedir. Buna bağlı olarak Menter, (1993) türbülans viskozitesinin hesabında pratik bir değişiklik yaparak kayma gerilmesinin 0.3 (Bradshaw sabiti) k'den daha büyük çıkmamasını sağlamıştır. Ayrıca türbülans viskozitesinin hesabına akıllı bir fonksiyon ekleyerek bu değişikliğin yalnızca sınır tabaka bölgesinde kalmasını sağlamıştır. Buna göre türbülans viskozitesinin hesabı,

$$v_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega; \Omega F_2)} \quad (3.38)$$

şeklinde değiştirilmiştir. Burada a_1 , 0.3'e eşit sabit sayıyı göstermektedir. Ω sınır tabaka içerisinde iki boyutlu bir akış için düşünülecek olursa $\partial U / \partial y$ türevini göstermekte, ancak genel kompleks akışlar için girdaplılık büyüklüğü olarak alınabilmektedir. F_2 ise sınır tabaka içerisinde 1 ve dışında 0 olan, iki değer arasındaki geçişinde yumuşak biçime olmasını sağlayan akıllı bir fonksiyondur. Buna göre F_2 fonksiyonu,

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2) \quad (3.39)$$

$$\arg_2 = \max\left(\frac{\sqrt{k}}{0.09 \omega y}; \frac{500 v}{y^2 \omega}\right) \quad (3.40)$$

şeklinde tanımlanmaktadır. Burada y ile duvardan normal yöndeki uzaklık ifade edilmektedir.

Standart $k - \omega$ modelinin özellikle serbest kayma akışlarında ω 'nın giriş sınırındaki değerlerinin aşırı derecede bağlı olduğunu ve türbülans viskozitesinin değerlerini iki kattan fazla değiştirebildiğini göstermiştir ve ω taşınım denkleminde bazı eklentilerin yapılması gerektiğini belirtmiştir. Böylece Menter (1993), sınır tabaka içerisinde, bu bölgede çok başarılı olan orijinal $k - \omega$ modelini kullanıp serbest kayma akışlarında ise modelin serbest akım değerlerine bağlılığından kurtulmayı amaçlayarak ω taşınım denkleminde önemli değişiklik yapmıştır. Denklem standart $k - \varepsilon$ modelinde kullanılan ε taşınım denkleminde değişken dönüşümü yapılarak kullanılmakta ve böylece standart $k - \omega$ modelinde kullanılan ω taşınım denkleminde “çapraz difüzyon” adı verilen terim eklenmektedir. Ancak bu terimin sınır tabakada çok başarılı olan orijinal formu etkilememesi için (-ki etkilemektedir (Wilcox, 1998) akıllı bir fonksiyon ile bu terimin yalnızca serbest akışlarda ve sınır tabakanın üst bölgelerinde kullanılması sağlanmıştır. Buna göre SST $k - \omega$ modeli, türbülans viskozitesinin hesabında daha önce sözü edilen değişiklik dışında, sınır tabaka içerisinde orijinal $k - \omega$ modelini, serbest kayma akışlarında ise standart $k - \varepsilon$ modelini kullanmaktadır. SST modelinde kullanılan türbülans kinetik enerjisi k ve spesifik disipasyon ω , denklemleri,

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (kU_j) = \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \beta_k \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (3.41)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\omega U_j) = \frac{\gamma}{\nu_t} \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \beta_\omega \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \sigma_{cd} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (3.42)$$

şeklinde ifade edilmektedir.

4. SAYISAL ÇALIŞMA

Bu bölümde öncelikli olarak düz levha üzerindeki sınır tabaka akışı sıfır basınç gradyanı ile ele alınarak HAD analizleri gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar literatür ile karşılaştırılmıştır. Sonuçların literatür ile uyum içerisine olması, yiv uygulamasının gerçekleştirileceği düz levha geometrisi için referans oluşturacak güvenilir değerlerin elde edilmiş olmasını sağlamıştır. Takip eden çalışmalarda, düz levha geometrisine, boyutları değiştirilmeksizin, önceki bölümlerde bahsi geçtiği üzere, literatürde en sık karşılaşılan (V, U, BA ve İY yiv) ve direnç iyileştirme performansları yüksek olan dört farklı tipte yiv uygulanmıştır. Uygulanan yivlerin geometrisi Şekil 4.1’de sunulmuştur.

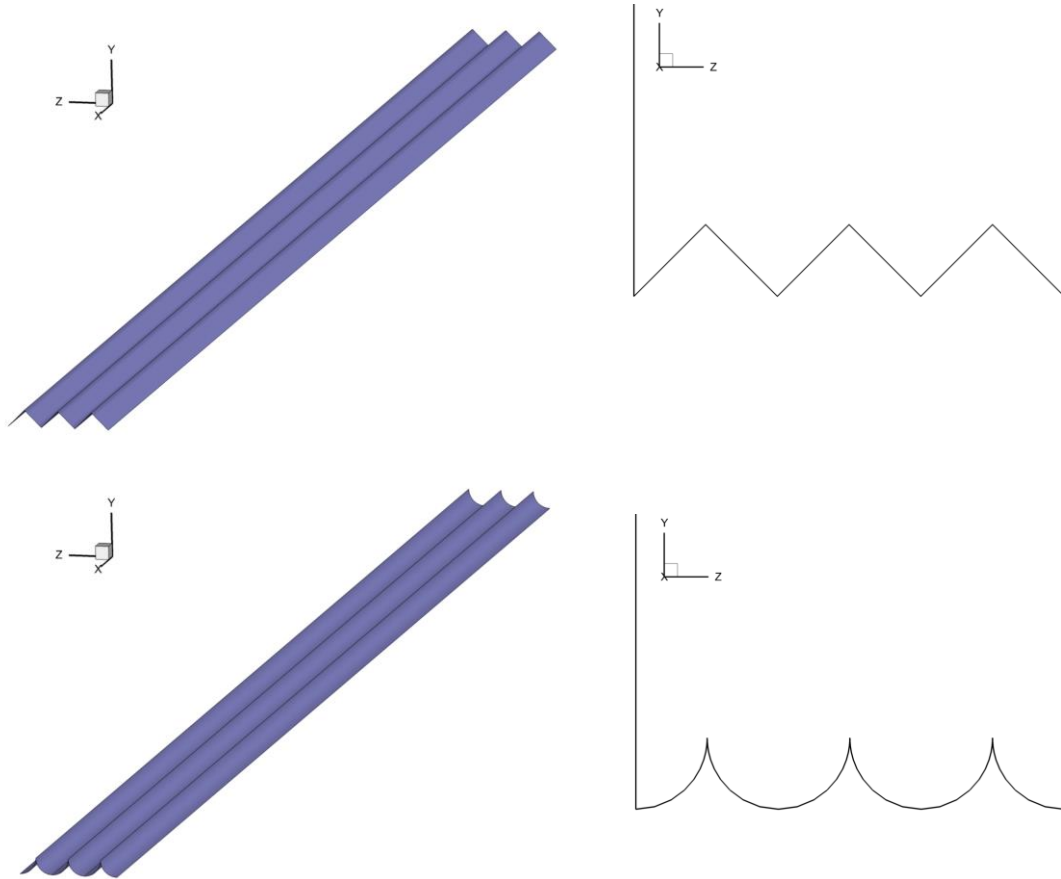
Temel yiv parametrelerinin etkisi göz önüne alınarak, V, U, BA ve İY şeklindeki geometriye sahip yivli yapılarının sürtünme direnci performansları ve akış yapıları HAD analizi vasıtasıyla ortaya konmuştur. Yiv yüksekliğinin yiv aralığına oranı (h/s) parametresi belirli değerlerde (0.5, 0.75, 1 ve 1.25) ele alınarak üç farklı serbest akım hızında (U_∞) (3, 5 ve 8 m/s) sayısal çalışmalar gerçekleştirilmiştir. h/s oranı doğrudan yüzey sürtünme direnç kuvvetine etki etmektedir. Bu nedenle, farklı h/s oranlarında ve farklı sürtünme hızlarındaki yiv uygulamasının yüzey sürtünme direnç kuvvetine etkisinin incelenmesi sayısal çalışma sonuçlarının elde edilmesiyle gerçekleştirilmiştir.

Düz levha için incelenen ve gerçekleştirilen bu incelemeler sonucunda elde edilen sürtünme kuvveti (R_F) değeri bundan sonraki çalışmalarda kullanılacak olan referans R_F değeri olacaktır. Tezin amacı kapsamında ele alınan V, U, BA ve İY şeklindeki dört farklı yiv çeşidi için hesaplamalı çalışmalar gerçekleştirilmiş ve bu çalışmalar sonucunda elde edilen her bir R_F değerleri ile referans R_F değeri arasında kıyaslama yapılmıştır. Bu kıyaslama sonucunda en ideal yiv çeşidi belirlenmeye çalışılmıştır.

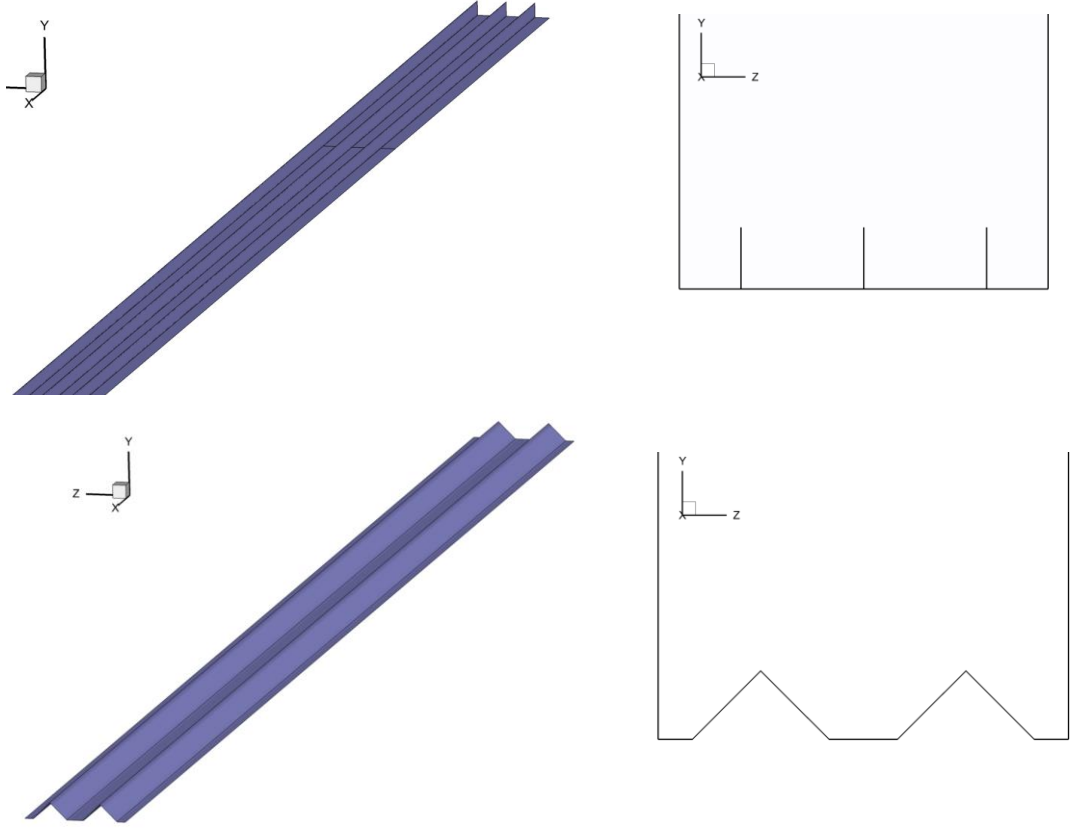
Referans toplam sürtünme direnç katsayısı (C_F) değeri ile yapılan kıyaslamalarda, üç farklı serbest akım hızında (U_∞), (3,5 ve 8 m/s) her bir yiv için ilk olarak $h/s=0.5$ değerindeki ağ modellerinde, daha sonra ise $h/s=1$ değerindeki ağ modellerinde

hesaplamaalı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. İncelenmek üzere ele alınan h/s oranı, Bölüm 1’de “Literatür Araştırması” kısmındaki verilen bilgiler doğrultusundaki çalışma sonucunda belirlenmiştir (Bechert ve diğ., 1997). Düz levha ile 4 farklı yiv geometrisi arasında x yönünde değişen yerel sürtünme katsayısı üzerinden de kıyaslama yapılmış ve bu kıyaslama sonucunun toplam sürtünme katsayısına ait sonuçlarla tutarlılık gösterdiği görülmüştür.

Düz levha ile karşılaştırmalı olarak ele alınan farklı vakaların incelenmesi ile en ideal yiv geometri ve konfigürasyonunun belirlenmesine çalışılmıştır.



Şekil 4.1: Uygulanan yivlerin görüntüsü.



Şekil 4.1 (devam): Uygulanan yivlerin görüntüsü.

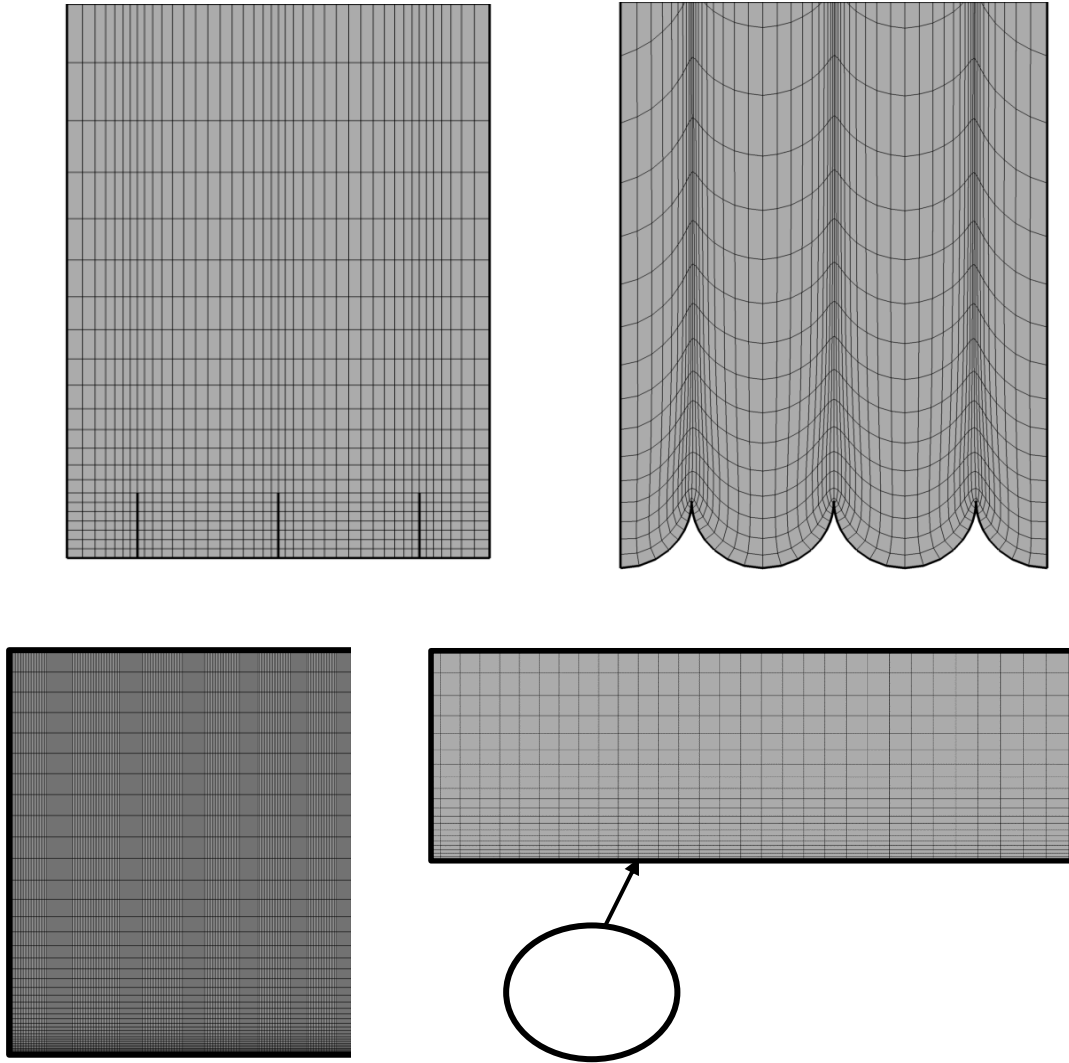
4.1 Hesaplama Metodu ve Ağ Örgüsü Detayları

Yapılan analizlerde RANS denklemlerinin ayrıklaştırılması sonlu hacim yöntemi ile yapılmıştır (Blazek, 2001). Hız-basınç ilişkisi bir basınç-düzeltilme tekniği olan SIMPLE (Semi-Implicit Pressure-Linked Equations) yöntemi ile ele alınmıştır (Patankar, 1980). Türbülans modellemesi, Boussinesq hipotezini temel alan standart $k-\omega$ modelinin geliştirilmiş bir versiyonu olan SST $k-\omega$ türbülans modeli ile yapılmıştır (Menter, 1994).

Literatürde, Walsh (1982), Bechert ve diğ. (1997) ve Choi (1989)'nin yapmış olduğu deneysel çalışmalarda etkili yiv konfigürasyonlarında s^+ değer aralığının yaklaşık 5 ile 30 arasında olduğu tespit edilmiştir. Buna göre uygun U_∞ değerinin 5 m/s civarında olduğu belirlenmiş ve hesaplamalı çalışmalarda sırasıyla 3, 5 ve 8 m/s serbest akım hızları kullanılmıştır.

Hem düz levhada hem de yiv uygulamalarında akış hacmi içerisinde, altı-yüzlü prizma yapıdaki hücrelerden oluşan düzenli (structured) yapıda çözüm ağı modeli

oluşturulmuştur (Şekil 4.2). Düzenli yapıda (altı-yüzlü) hücre kullanımının faydaları arasında, hücrelerin boyutlandırılması ve kontrolü konusunda üst seviyede müdahale imkânının sunulabilmesi, akış hacminin düzgün şekilde doldurularak verimin arttırılabilmesi, hücrelerin sıralı bir şekilde dizilmesiyle yakınsama performansının arttırılabilmesi ve en önemlisi de sonuçların doğruluğunun arttırılması yer almaktadır. Bu çalışma kapsamında oluşturulan bütün akış hacimleri için bu yapıda ağ uygulanması mümkün olduğu için bütün hesaplama vakalarında altı-yüzlü düzgün yapıda hücrelerden oluşan çözüm ağı modeli ile çalışılmıştır. Hesaplama yapılacak olan Hem düz levhaya ait hem de dört farklı yiv uygulamasına ait akış hacmi üç boyutlu (3B) modellenmiş olup, x yönü levhanın uzunluğunu, y yönü levhanın yüksekliğini ve z yönü de levhanın genişliğini göstermektedir.



Ağ örgüsünün yakınlaştırılmış görüntüsü

Şekil 4.2: Uygulanan yivlerin ağ görüntüsü.

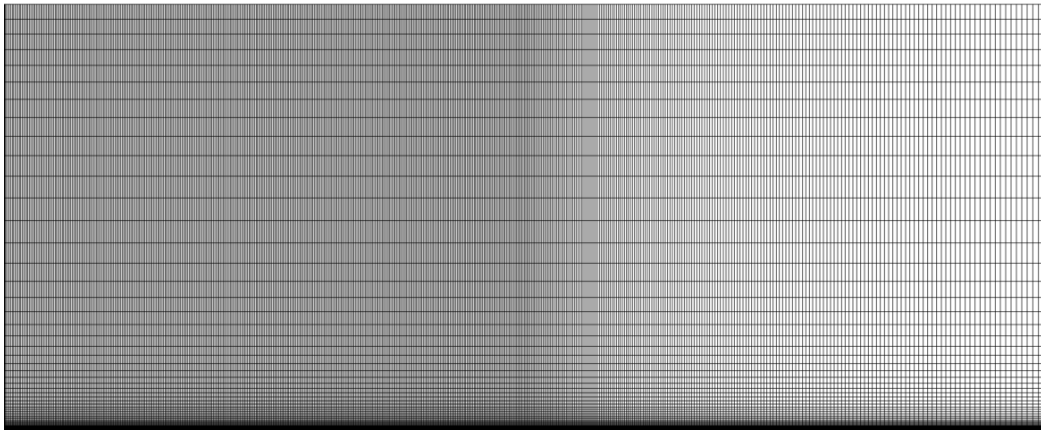
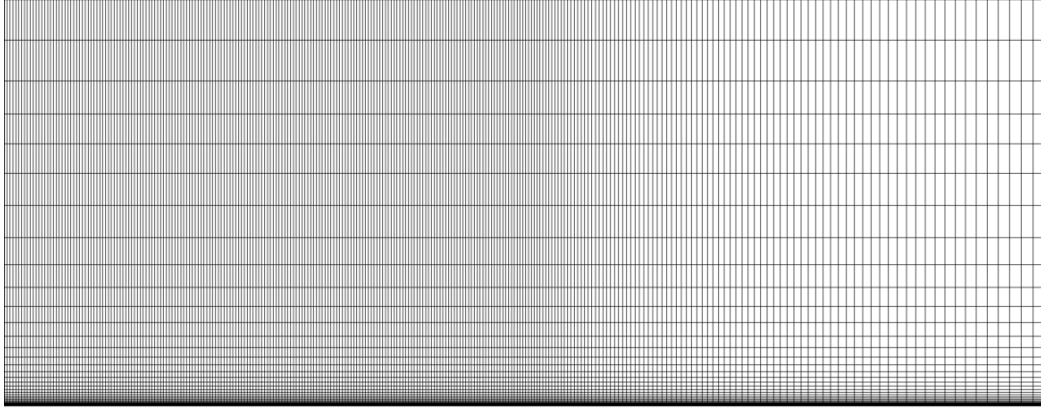
Giriş sınırında serbest ak ışı hızı ve türbülans değişkenleri sınır koşulu olarak kullanılırken, çıkış sınırında Neumann-tipi sınır koşulu benimsenmiştir. Hesaplama bölgesinin yan ve alt sınırlarında, giriş sınırında kullanılan sınır koşulu uygulanmışken, iskele-sancak simetri düzleminde ise simetri koşulu sağlanmıştır. Benzer şekilde çift-model yaklaşımı gereğince serbest yüzey üzerinde yine simetri koşulu kullanılmıştır.

4.2 Sonuç ve Yorumlar

4.2.1 Düz levha

4.2.1.1 Ağdan bağımsızlık çalışması

Yapılan HAD çalışmasının ağ örgüsü yoğunluğundan bağımsız olduğunun gösterilebilmesi amacıyla dört adet farklı yoğunlukta ağ modeli oluşturulmuştur. En seyrek yapı olan A ağ örgüsünün oluşturulmasını takiben, hücre sayıları, her üç yönde de bir önceki ağın hücre sayısının 1.15 katı olacak şekilde en sık örgüyü temsil eden D ağ örgüsüne kadar sistematik olarak arttırılmıştır. Oluşturulan ağ örgülerinden en seyrek ve en sık olan yapıların bir görünüşü Şekil 4.3'te karşılaştırmalı olarak gösterilmektedir. Çözüm ağı modelleri, sınır tabakanın en iyi biçimde çözümlenebilmesi amacıyla duvardan boyutsuz uzaklığı temsil eden y^+ değeri yaklaşık olarak 1 olacak şekilde oluşturulmuştur (Şekil 4.2). Ağdan bağımsızlık analizleri için 5 m/s serbest akım hızı kullanılmıştır. Buna göre levha boyuna göre $Re_x = 2.5 \times 10^6$ olmaktadır. Ağ örgülerinin bazı karakteristik özellikleri ve yapılan analizler neticesinde elde edilen sonuçlar ise Çizelge 4.1'de sunulmaktadır. Çizelgede referans değer olarak kullanılan levha üzerindeki C_F Bölüm 2'de bahsi geçen Karman-Schoenherr eşitliğine göre hesaplanmıştır (Schultz, 2007).



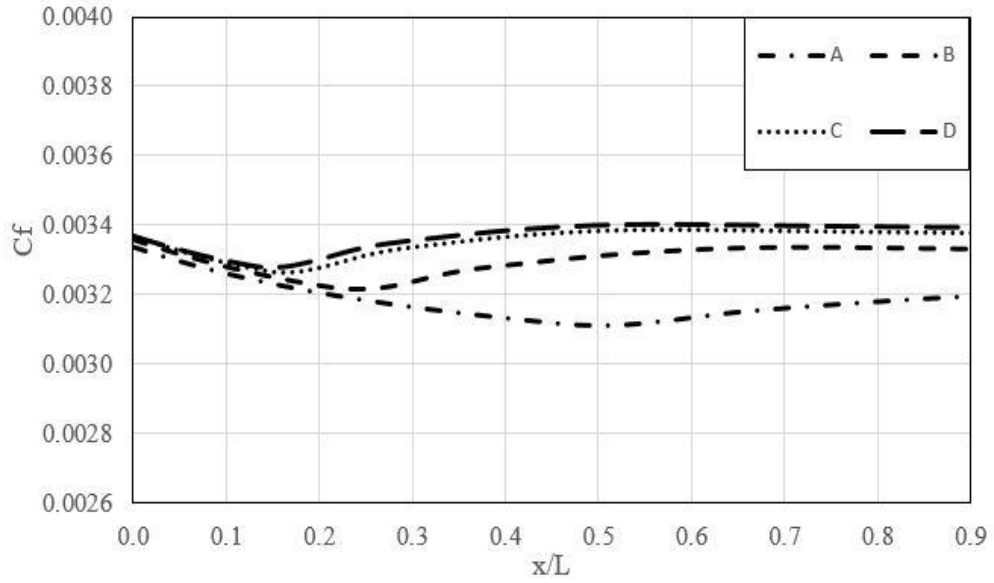
Şekil 4.3: Düz levha için en seyrek (üstte) ve en sık ağ görünüşleri.

Çizelge 4.1: Ağdan bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar.

Çözüm ağı	Hücre sayısı	Ort. y^+	Maks y^+	Levha üzeri ağ sayısı	Ort yan oranı	R_F (N) (10^{-3})	C_{Fref} (10^{-3})	C_F (10^{-3})	$\pm$ Hata C_F (%)
A	437760	1.1	1.1	7060	94	6.44	3.72	3.44	7.4
B	1023729	1.1	1.1	14471	97	6.69		3.57	3.9
C	2331420	1.1	1.2	27534	92	6.79		3.63	2.4
D	3174336	1.1	1.2	39151	102	6.83		3.65	1.9

Çizelge 4.1'den açıkça görüldüğü gibi, çözüm ağı A'dan D'ye doğru ilerlendiğinde analiz sonuçlarının belirli bir değere doğru yakınsama gösterdiği ve referans C_F değerine göre hesaplanan hata yüzdesinin azaldığı görülmektedir. Çizelgeye göre, C ve D örgüleri ile elde edilen sonuçlar arasındaki farkın oldukça küçük olduğu ve C örgüsünün yeterli seviyede doğru sonuçlar üretebildiği anlaşılmaktadır.

Şekil 4.4'te ise farklı ağ örgüleri ile yapılan hesaplamalar neticesinde elde edilen C_f eğrilerinin karşılaştırmalı grafiği yer almaktadır. Eğriler, orta simetri ekseninden x doğrultusunda okunan değerler ile oluşturulmuştur. Şekilde, Çizelge 4.1 ile tutarlı biçimde C ve D ağ örgüleri arasındaki farkın ihmal edilebilecek kadar küçük olduğu anlaşılmaktadır. Buna göre ağdan bağımsızlık analizi neticesinde müteakip çalışmalara C ağ örgüsü yoğunluğu ile devam edilmesi uygun bulunmuştur.



Şekil 4.4: Farklı ağ yoğunlukları ile karşılaştırmalı C_f grafiği.

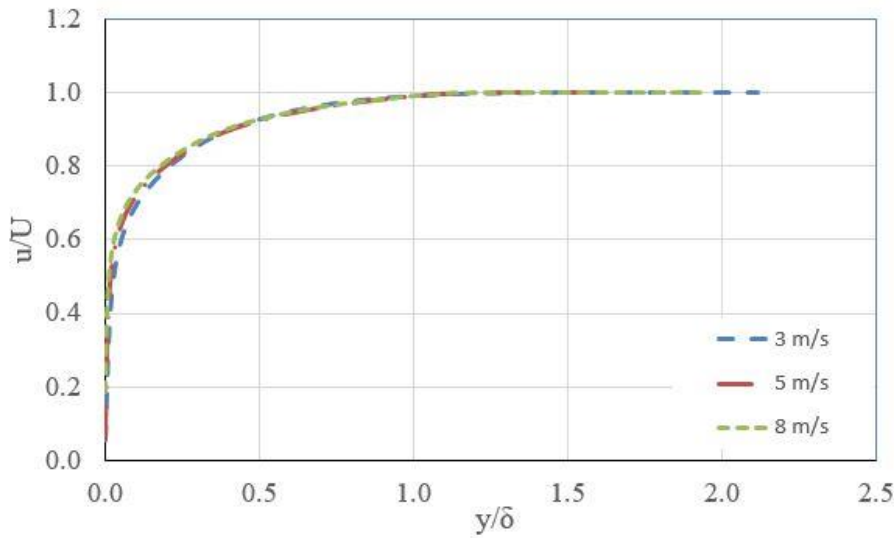
4.2.1.2 Sonuçlar

Üç farklı serbest akım hızı ile sıfır basınç gradyanı durumunda düz levha üzerindeki akış için hesaplanan temel sınır tabaka parametreleri 3 farklı U_∞ ve konum için Çizelge 4.2'de sunulmaktadır. Çizelgeden, beklendiği gibi, kalınlık parametreleri değerlerinin, her istasyonda hızın artması ile azaldığı, ancak sabit bir akım hızında ise x yönünde ilerledikçe arttığı görülmektedir. Sonuçlar Denklem 2.9, 2.12 ve 2.15 ile hesaplanan değerler ile uyum içerisindedir.

Çizelge 4.2: Üç farklı serbest akım hızı için sınır tabaka, yer değiştirme ve momentum kalınlığı değerleri.

x/L	U_∞ (m/s)	Sınır tabaka (δ) (mm)	Yer değiştirme kalınlığı (δ_1) (mm)	Momentum kalınlığı (Θ) (mm)	Re_{δ_1}	Re_Θ
0.65	3	5.7	0.85	0.59	1074	759
0.75	3	6.4	0.88	0.61	1639	1148
0.90	3	7.0	0.93	0.64	1664	1163
0.65	5	5.3	0.71	0.52	3690	2684
0.75	5	6.0	0.75	0.54	3855	2810
0.90	5	6.6	0.82	0.57	4228	2943
0.65	8	4.9	0.55	0.41	4540	3381
0.75	8	5.5	0.61	0.46	5013	3807
0.90	8	6.1	0.66	0.50	5407	4103

Şekil 4.5'te $x/L=0.9$ noktasında farklı hızlarda düz levha üzerinde oluşan sınır tabaka hız profilleri görülmektedir. Şekilde hız ve uzunluk değerleri U_∞ ve sınır tabaka kalınlığı ile boyutsuzlaştırılmıştır. Görüldüğü gibi türbülanslı sınır tabakada öz-benzerlik sağlanmış ve boyutsuz profiller neredeyse birbirlerinden farksız olarak elde edilmişlerdir.



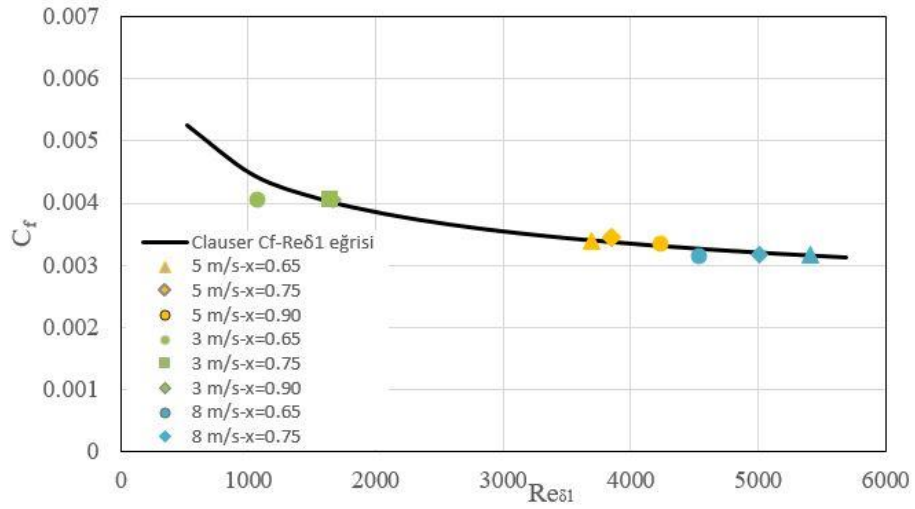
Şekil 4.5: Farklı akım hızlarında $x/L=0.9$ istasyonundaki sınır tabaka hız profilleri.

Çizelge 4.3, x yönündeki üç ayrı nokta ve üç farklı hıza ait Re_{δ_1} değerlerine karşılık gelen C_f değerlerini sunmaktadır. Çizelgeden sabit bir hız ele alındığında bile, C_f değerlerinin Reynolds sayısının artması ile azaldığı görülmektedir. Bu eğilim, literatür ile uyum içerisindedir (Hama, 1951). Çizelge 4.3'te belirtilen değerlerin grafik gösterimi Şekil 4.6'da verilmektedir. Şekilde, Clauser (1957)'e göre, Denklem 2.16 kullanılarak hesaplanan eğri de karşılaştırma amaçlı olarak sunulmaktadır.

Hesaplamalı çalışma sonucunda elde edilen C_f değerleri, ele alınan $Re_{\delta 1}$ aralığında Clauser eğrisi ile yaklaşık olarak $\pm \% 1$ duyarlılıkla uyum sağlamaktadır. İlk değerdeki görece yüksek olan hata miktarı Re sayısının türbülanslı akışı tam olarak sağlayacak kadar büyük olmaması nedeniyle oluşmuştur. İlk değer ilk istasyonda en düşük hızdaki C_f 'i temsil etmektedir.

Çizelge 4.3: Elde edilen $Re_{\delta 1}$ değerlerine karşılık gelen C_f değerleri.

x	U_∞ (m/s)	$Re_{\delta 1}$	C_f
0.65	3	1074	4.0496×10^{-3}
0.75	3	1639	4.0497×10^{-3}
0.90	3	1664	4.0505×10^{-3}
0.65	5	3691	3.394×10^{-3}
0.75	5	3855	3.446×10^{-3}
0.90	5	4228	3.358×10^{-3}
0.65	8	4540	3.159×10^{-3}
0.75	8	5013	3.175×10^{-3}
0.90	8	5407	3.167×10^{-3}



Şekil 4.6: Clauser (1957)'e göre C_f değerlerinin gösterimi.

Coles (1962), Re_θ değerlerine karşılık gelen C_f değerlerini herhangi bir fonksiyona bağlamayarak sayısal olarak vermiştir.

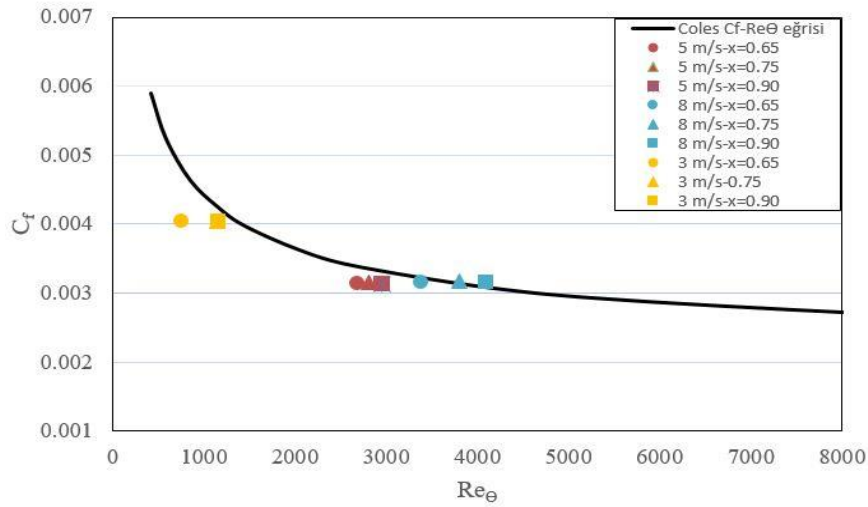
Çizelge 4.4, x yönündeki üç ayrı nokta ve üç farklı hıza ait Re_θ değerlerine karşılık gelen C_f değerlerini göstermektedir. Çizelgedeki değerler incelendiğinde, U_∞ 'un artmasıyla Re_θ değerlerinin arttığı görülmektedir. Aynı serbest akım hızlarında, levha üzerinde x yönünde artış olduğunda da Re_θ değerlerinin arttığı çok açık bir şekilde görülmektedir.

Şekil 4.7’de, Çizelge 4.4’te belirtilen değerlerin grafik gösterimi verilmektedir. Şekilde siyah kesikli çizgilerle görülen eğri, Coles’a göre çizilmiş olan eğriyi temsil etmektedir.

Hesaplamalı çalışma sonucunda elde edilen C_f değerlerinin ele alınan Re_θ aralığında yaklaşık olarak $\pm \% 3$ duyarlılıkla uyumlu olduğu Şekil 4.7’deki grafikte görülmektedir.

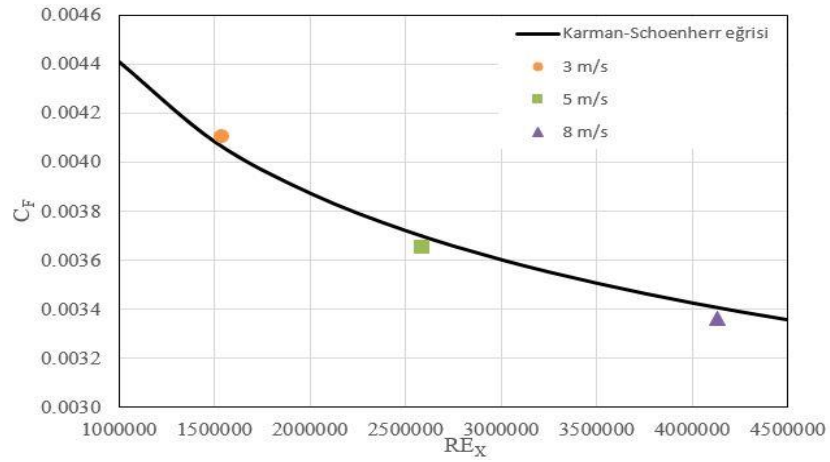
Çizelge 4.4: Elde edilen Re_θ değerlerine karşılık gelen C_f değerleri.

x	U_∞ (m/s)	Re_θ	C_f
0.65	3	759	4.050×10^{-3}
0.75	3	1148	4.050×10^{-3}
0.90	3	1163	4.051×10^{-3}
0.65	5	2684	3.137×10^{-3}
0.75	5	2810	3.152×10^{-3}
0.90	5	2943	3.144×10^{-3}
0.65	8	3381	3.159×10^{-3}
0.75	8	3807	3.175×10^{-3}
0.90	8	4103	3.167×10^{-3}



Şekil 4.7: Coles (1962)’a göre C_f değerlerinin gösterimi.

Karman-Schoenherr (1960)’e göre, Denklem 2.18 kullanılarak oluşturulan eğri üzerinde hesaplamalı çalışma sonucunda üç farklı U_∞ değeri için elde edilen C_f değerleri Şekil 4.8’de sunulmuştur. Hesaplamalı çalışma sonucunda elde edilen C_f değerleri ile Karman-Schoenherr’e göre hesaplanan C_f değerlerinin tutarlılık gösterdiği Şekil 4.10’da çok açık bir şekilde görülmektedir.



Şekil 4.8: Karman-Schoenherr (1960)'e göre C_F değerlerinin gösterimi.

4.2.2 Yiv uygulaması

4.2.2.1 Ağdan bağımsızlık çalışması

Oluşturulan çözüm ağının en doğru sonuç verdiğini gösterebilmek amacıyla h/s oranı 0.5 ve serbest akım hızı 5 m/s'de V yiv üzerinden ağdan bağımsızlık çalışması yapılmıştır.

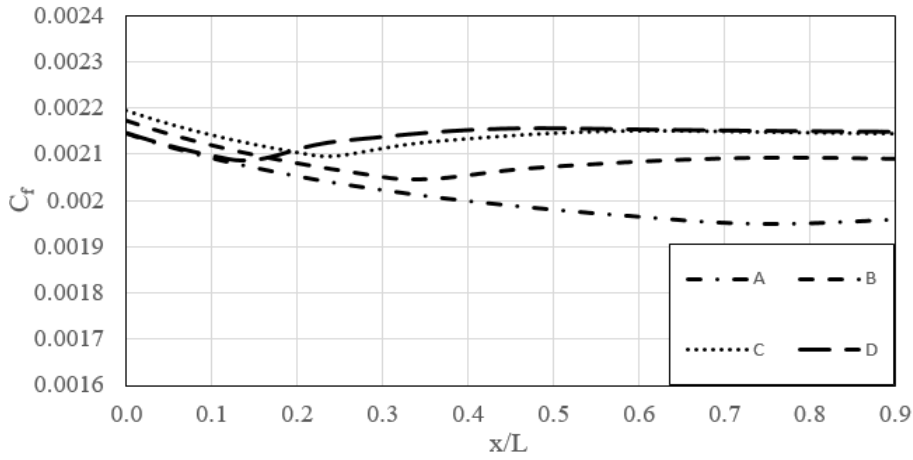
Yapılan HAD çalışmasının ağ örgüsü yoğunluğundan bağımsız olduğunun gösterilebilmesi maksadıyla dört adet farklı yoğunlukta ağ modeli oluşturulmuştur. En seyrek yapı olan A ağ örgüsünün oluşturulmasını takiben, hücre sayıları, her üç yönde de bir önceki ağın hücre sayısının 1.15 katı olacak şekilde en sık örgüyü temsil eden D ağ örgüsüne kadar sistematik olarak arttırılmıştır. Çözüm ağı modelleri, sınır tabakanın en iyi biçimde çözümlenebilmesi maksadıyla duvardan boyutsuz uzaklığı temsil eden y^+ değeri yaklaşık olarak 1 olacak şekilde oluşturulmuştur. Ağdan bağımsızlık analizleri için 5 m/s serbest akım hızı kullanılmıştır. Buna göre levha boyuna göre $Re_x = 2.5 \times 10^6$ olmaktadır. Ağ örgülerinin bazı karakteristik özellikleri ve yapılan analizler neticesinde elde edilen sonuçlar ise Çizelge 4.5'te sunulmaktadır.

Çizelge 4.5: Ağdan bağımsızlık çalışmasına ait sonuçlar.

Çözüm ağı	Hücre sayısı	U_∞ (m/s)	R_F (N)	C_F
A	847224	5	0.00545	2.06×10^{-3}
B	1903200	5	0.00559	2.11×10^{-3}
C	3795184	5	0.00590	2.23×10^{-3}
D	5328960	5	0.00606	2.29×10^{-3}

Çizelge 4.5'teki belirtilen sonuçlar neticesinde “C” ağ modeli ile “D” ağ modeli arasındaki bağıl farklar diğer ağ modellerine nazaran çok küçük olduğu için “C” modeli gerçekleştirilen hesaplamalarda kullanılmıştır.

Şekil 4.9'da ise farklı ağ örgüleri ile yapılan hesaplamalar neticesinde elde edilen C_f eğrilerinin karşılaştırmalı grafiği yer almaktadır. Şekilde, Çizelge 4.5 ile tutarlı biçimde C ve D ağ örgüleri arasındaki farkın ihmal edilebilecek kadar küçük olduğu anlaşılmaktadır. Buna göre ağdan bağımsızlık analizi neticesinde müteakip çalışmalara C ağ örgüsü yoğunluğu ile devam edilmesi uygun bulunmuştur.



Şekil 4.9: Farklı ağ yoğunlukları ile karşılaştırmalı C_f grafiği.

4.2.2.2 Genişlik etkisinin incelenmesi

Genişlik çalışması kapsamında, Çizelge 4.6'da verilen değerler neticesinde aynı h ve s değerlerinde V yiv uygulaması üzerinden yiv sayılarının ve dolayısıyla genişliğin arttırılarak gerçekleştirilen analizlerin sonucunda genişliğin ihmal edilebilecek kadar düşük seviyede olduğu gösterilmektedir. Aynı zamanda, bu değerler neticesinde hesaplamalı çalışmada oluşturulan periyodik sınır şartının da sağlandığı çok açık bir şekilde görülmektedir.

Çizelge 4.6: Genişlik çalışmasına ait sonuçlar.

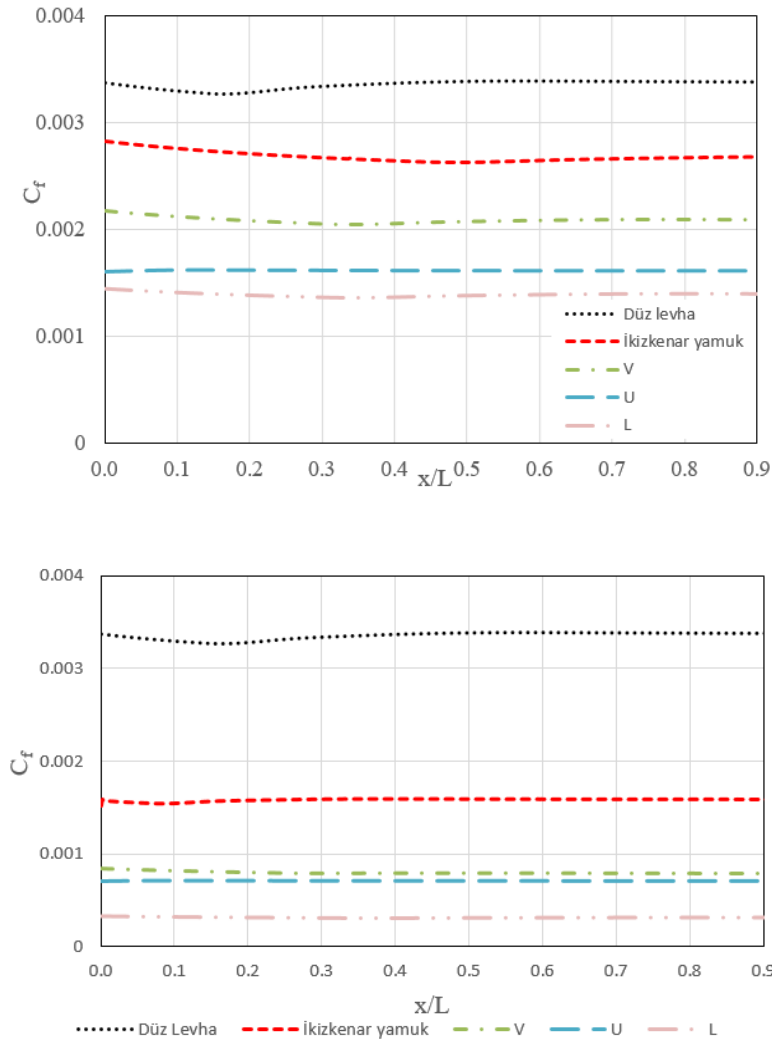
Vaka	Yiv Sayısı	Genişlik (B) (m)	S (m ²)	R _F (N)	C _F	± Fark C _F (%)
1	5	0.0005	0.000350	0.009757	0.002234	-
2	3	0.0003	0.000212	0.005898	0.002228	0.26
3	2	0.0002	0.000141	0.003878	0.002198	1.62

C_F üzerinden yapılan kıyaslamada Vaka 1'e ait toplam sürtünme katsayısı değeri referans alınmıştır. Çizelge 4.6'daki belirtilen sonuçlar neticesinde gerçekleştirilen hesaplamalarda Vaka 1'deki sonuçlar ile Vaka 2'deki sonuçlar arasındaki bağıl farkların çok küçük olması sebebiyle, hesaplamalı çalışmalarda Vaka 2'de özellikleri belirtilen ağ modeli kullanılmıştır.

4.2.3 Sonuç ve karşılaştırmalar

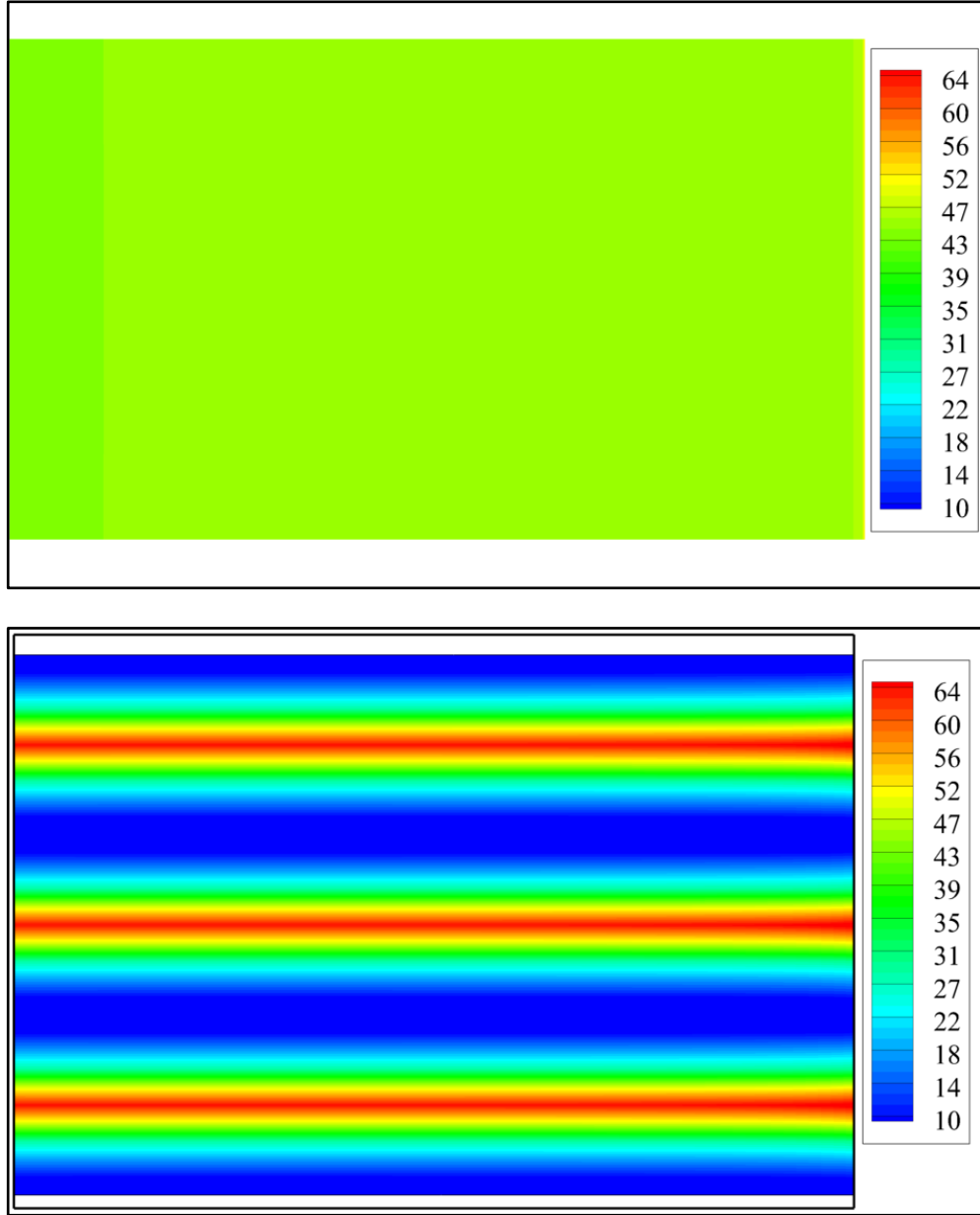
Aşağıda ilk olarak Çizelge 4.7'de 3, 5 ve 8 m/s serbest akım hızlarına, $h/s=0.5$ olan 4 ayrı yiv uygulamasına ait karşılaştırmalı sonuçlar verilmiştir. Çizelgeye ait sonuçlar incelendiğinde, 3, 5 ve 8 m/s'deki hızlarda, aynı h/s oranındaki yiv uygulamaları ile düz levhaya ait direnç kuvvetlerinin (R_F) karşılaştırılması sonucunda yaklaşık olarak en fazla direnç kuvveti düşüşü V yivde, en az direnç kuvveti düşüşü ise BA yivde görülmüştür (Şekil 4.14 ve 4.15). h/s oranı 0.5 ve 1'deki yiv uygulamalarında da en fazla direnç düşüşü V yivde görülmüş olup, bundan sonraki adımlarda V yiv uygulaması üzerinden daha kapsamlı olarak incelemeler gerçekleştirilmiştir. Çizelge 4.9'da, V yive ait inceleme sonucu elde edilen veriler sunulmuştur. Aynı h/s oranı ve hız değerlerine ait veriler incelendiğinde, s^+ değerinin artması ile yaklaşık olarak direnç kuvveti düşüşünün azaldığı Şekil 4.14'te görülmektedir. Farklı h ve s değerinde, fakat aynı h/s oranına sahip (örneğin, 1- $h=0.01875$ ve $s=0.0375$, $h/s=0.5$ 2- $h=0.05$ ve $s=0.1$, $h/s=0.5$) ve aynı hızlardaki verilerin incelenmesi neticesinde s^+ değerinin artması ile direnç kuvveti düşüşünün azaldığı görülmüştür. Aynı h/s oranına sahip, farklı serbest akım hızlarındaki yiv uygulamalarında ise (örneğin, 1- $h=0.1$ ve $s=0.1$, hız=3 m/s, 2- $h=0.1$ ve $s=0.1$, hız 5 m/s) hız değerinin ve buna bağlı olarak s^+ değerinin artması ile direnç kuvveti düşüş değerinin arttığı çok açık bir şekilde görülmektedir.

U_∞ değeri 5 m/s'de, düz levha ile $h/s=0.5$ ve 1'deki V, U, BA ve İY yivleri arasında x yönünde değişen C_F karşılaştırması Şekil 4.10'da sunulmuştur. Şekilde, düz levha ile dört farklı yiv geometrisine ait C_F değerleri incelendiğinde, en fazla düşüşün BA yivde, en az düşüşün ise İY yivde olduğu görülmektedir. Ele alınan C_F değerlerinde en fazla düşüşün BA yivde olmasının sebebi, y -doğrultusunda duvar kayma gerilmesine ait dağılımın değişkenlik göstermesinden ötürüdür.



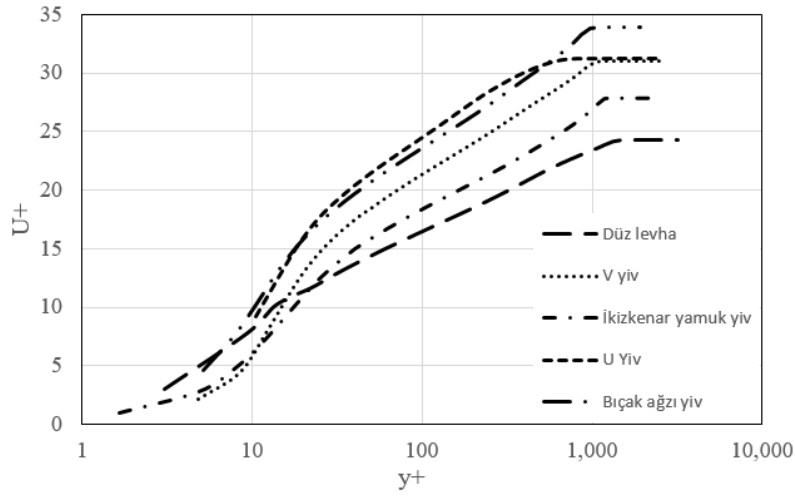
Şekil 4.10: $h/s=0.5$ (üstte) ve $h/s=1$ 'de düz levha ile yiv uygulamaları arasındaki karşılaştırma.

Şekil 4.11'de, düz levha ile $h/s=0.5$ 'teki V yive ait duvar kayma gerilmesi dağılımının üstten görünüşü sunulmaktadır. Şekilden de görüldüğü üzere, yiv uygulaması ile duvar kayma gerilmesi ve dolayısıyla C_f değeri düşürülebilmektedir. Şekil 4.10'da, $h/s=1$ 'deki eğriler $h/s=0.5$ 'teki eğrilere göre daha düzdür ve aynı zamanda $h/s=1$ 'deki yiv uygulamalarına ait duvar kayma gerilmesi değerleri $h/s=0.5$ 'teki yiv uygulamalarına ait duvar kayma gerilmesi değerlerinden daha azdır.



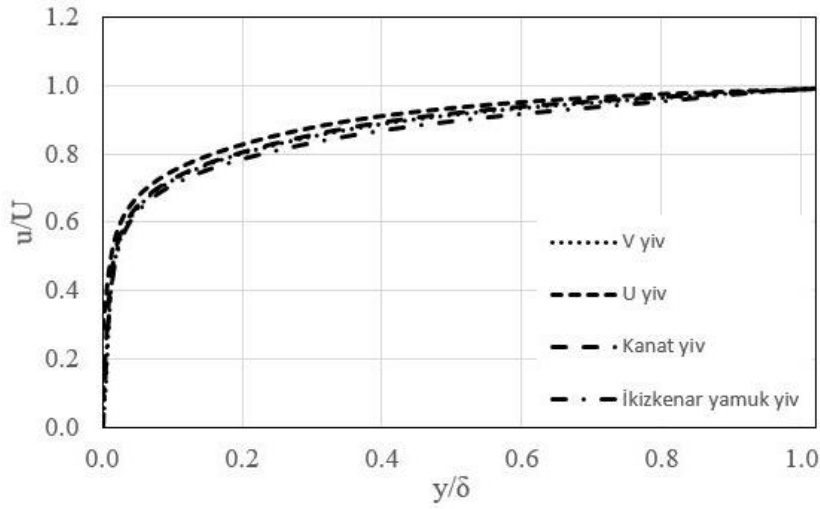
Şekil 4.11: Düz levha ile V yive ait duvar kayma gerilmesi dağılımı.

Şekil 4.12’de, düz levha ile yiv uygulamalarına ait, Bölüm 2.1’de detaylı olarak anlatılan duvardan olan boyutsuz uzaklığa, y^+ , karşılık gelen boyutsuz hız değeri, U^+ , eğrilerinin karşılaştırmalı gösterimi sunulmuştur. Tüm yiv uygulamaları neticesinde sınır tabaka profillerinin yukarıya doğru ötelenmesi dikkat çekicidir. Yiv uygulamasının sınır tabakadaki akışı hızlandırdığına işaret eden bu tespit literatür ile uyum içersindedir (Choi, 1987).



Şekil 4.12: Düz levha ile yiv uygulamalarına ait U^+-y^+ eğrileri karşılaştırması.

V, U, BA ve İY yivlerine ait, $x= 0.90$ noktasında ve 8 m/s serbest akım hızında incelenen boyutsuz sınır tabaka hız profilleri Şekil 4.13'te sunulmuştur. Şekilde, her bir yiv uygulamasına ait boyutsuz sınır tabaka hız profillerinin birbirinden farklı olduğu görülmektedir.



Şekil 4.13: 8 m/s hızdaki dört farklı yiv uygulamasına ait boyutsuz hız profilleri.

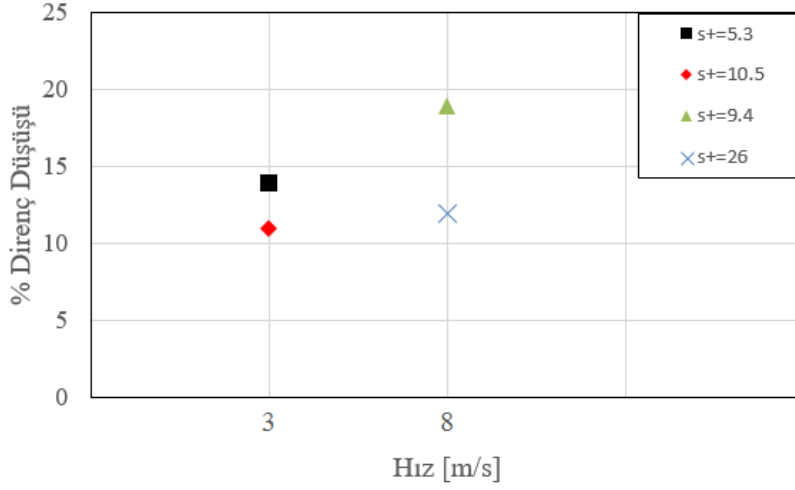
Geometri çeşidi	h (mm)	s (mm)	h/s	U_{∞} (m/s)	h^+	s^+	Alan (S) (m^2)	R_F (N)	R_F düşüşü (%)	C_F	C_F düşüşü (%)	Çiz elge 4.7: h/s=
Düz levha	-	-	-	3	-	-	0.15×10^{-3}	2.76×10^{-3}	-	4.10×10^{-3}	-	0.5
V yiv	0.05	0.1	0.5	3	5.3	10.5	0.21×10^{-3}	2.45×10^{-3}	11	2.57×10^{-3}	37	için
U yiv	0.05	0.1	0.5	3	4.7	9.5	0.24×10^{-3}	2.49×10^{-3}	10	2.36×10^{-3}	43	karşı
BA yiv	0.05	0.1	0.5	3	4.2	8.5	0.30×10^{-3}	2.54×10^{-3}	8	1.88×10^{-3}	54	ılaşt
İY yiv	0.05	0.1	0.5	3	5.9	11.8	0.19×10^{-3}	2.43×10^{-3}	12	2.83×10^{-3}	31	ırma
Düz levha	-	-	-	5	-	-	0.15×10^{-3}	6.83×10^{-3}	-	3.65×10^{-3}	-	lı
V yiv	0.05	0.1	0.5	5	8.4	16.7	0.21×10^{-3}	5.90×10^{-3}	13	2.23×10^{-3}	39	son
U yiv	0.05	0.1	0.5	5	7.4	14.7	0.24×10^{-3}	5.98×10^{-3}	12	2.04×10^{-3}	44	uçla
BA yiv	0.05	0.1	0.5	5	6.8	13.7	0.30×10^{-3}	6.33×10^{-3}	8	1.69×10^{-3}	53	r.
İY yiv	0.05	0.1	0.5	5	9.5	19.0	0.19×10^{-3}	6.02×10^{-3}	11	2.52×10^{-3}	31	
Düz levha	-	-	-	8	-	-	0.15×10^{-3}	16.11×10^{-3}	-	3.36×10^{-3}	-	
V yiv	0.05	0.1	0.5	8	13	26	0.21×10^{-3}	13.97×10^{-3}	12	2.06×10^{-3}	39	
U yiv	0.05	0.1	0.5	8	11.3	22.5	0.24×10^{-3}	14.60×10^{-3}	9	1.95×10^{-3}	42	
BA yiv	0.05	0.1	0.5	8	11	22.1	0.30×10^{-3}	15.21×10^{-3}	6	1.59×10^{-3}	53	
İY yiv	0.05	0.1	0.5	8	14.6	29.2	0.19×10^{-3}	14.36×10^{-3}	10	2.35×10^{-3}	30	

Çizelge 4.8: $h/s=1$ için karşılaştırmalı sonuçlar.

Geometri çeşidi	h (mm)	s (mm)	h/s	U_{∞} (m/s)	h^+	s^+	Alan (S) (m^2)	R_F (N)	R_F düşüşü (%)	C_F	C_F düşüşü (%)
Düz levha	-	-	-	5	-	-	0.15×10^{-3}	6.83×10^{-3}	-	3.63×10^{-3}	-
V yiv	0.1	0.1	1	5	10.3	10.3	0.34×10^{-3}	5.53×10^{-3}	22	1.32×10^{-3}	61
U yiv	0.1	0.1	1	5	9.7	9.7	0.36×10^{-3}	5.77×10^{-3}	15	1.95×10^{-3}	65
BA yiv	0.1	0.1	1	5	6.5	6.5	0.45×10^{-3}	5.94×10^{-3}	13	1.12×10^{-3}	69
İY yiv	0.1	0.1	1	5	14.6	14.6	0.22×10^{-3}	5.75×10^{-3}	16	2.06×10^{-3}	43

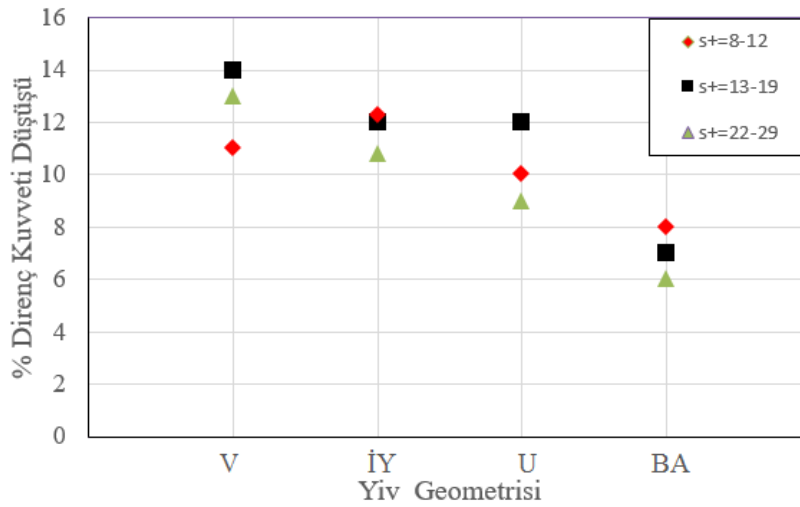
Çizelge 4.9: V yiv uygulamalarına ait karşılaştırmalı sonuçlar.

Geometri çeşidi	h (mm)	s (mm)	h/s	U_{∞} (m/s)	h^+	s^+	Alan (S) (m^2)	R_F (N)	R_F düşüşü (%)	C_F	C_F düşüşü (%)
V yiv	0.025	0.05	0.5	3	2.6	5.3	0.21×10^{-3}	2.36×10^{-3}	14	2.48×10^{-3}	40
V yiv	0.05	0.1	0.5	3	5.3	10.5	0.21×10^{-3}	2.45×10^{-3}	11	2.57×10^{-3}	37
V yiv	0.05	0.1	0.5	5	8.4	16.7	0.21×10^{-3}	5.90×10^{-3}	13	2.23×10^{-3}	39
V yiv	0.01875	0.0375	0.5	8	4.7	9.4	0.21×10^{-3}	12.99×10^{-3}	19	1.92×10^{-3}	43
V yiv	0.05	0.1	0.5	8	13	26	0.21×10^{-3}	13.97×10^{-3}	12	2.06×10^{-3}	39
V yiv	0.075	0.1	0.75	5	10.0	13.3	0.27×10^{-3}	5.67×10^{-3}	16	1.68×10^{-3}	54
V yiv	0.1	0.1	1	3	6.4	6.4	0.34×10^{-3}	2.40×10^{-3}	13	1.60×10^{-3}	60
V yiv	0.1	0.1	1	5	10.3	10.3	0.34×10^{-3}	5.53×10^{-3}	22	1.32×10^{-3}	61
V yiv	0.1	0.1	1	8	20.1	20.1	0.34×10^{-3}	11.6×10^{-3}	28	1.32×10^{-3}	69
V yiv	0.125	0.1	1.25	5	9.7	7.8	0.41×10^{-3}	5.16×10^{-3}	24	1.02×10^{-3}	72

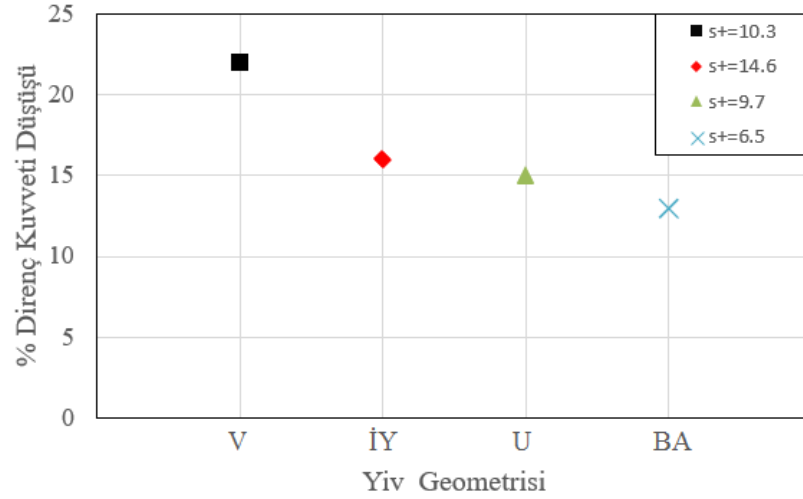


Şekil 4.14: V yive ait 3 ve 8 m/s hızındaki direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=0.5$).

Şekil 4.15'te, 5 m/s serbest akım hızında ve s^+ değerlerinin gruplandırılarak h/s oranı 0.5 olan dört farklı yiv geometrisine ait direnç kuvveti düşüş değerleri sunulmaktadır. Şekilden de görüldüğü üzere, sadece V yivde değil, diğer yivlerde de direnç kuvveti düşüşü sağlanmakta, fakat en fazla direnç düşüşünün V yivde sağlandığı görülmektedir. Dört farklı yiv uygulamasına ait değerler incelendiğinde, direnç kuvveti düşüşü açısından en uygun s^+ değerinin yaklaşık olarak 13-19 aralığında olduğu belirlenmiştir. Bu bulgu literatür ile uyum içerisindedir (Bechert, 1997). Şekil 4.16'da ise, 5 m/s serbest akım hızında, h/s oranı 1 olan dört farklı yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri sunulmaktadır. Şekilde de görüldüğü üzere, en fazla direnç kuvveti düşüş değeri V yivde, en az direnç kuvveti düşüş değeri de BA yivdedir.

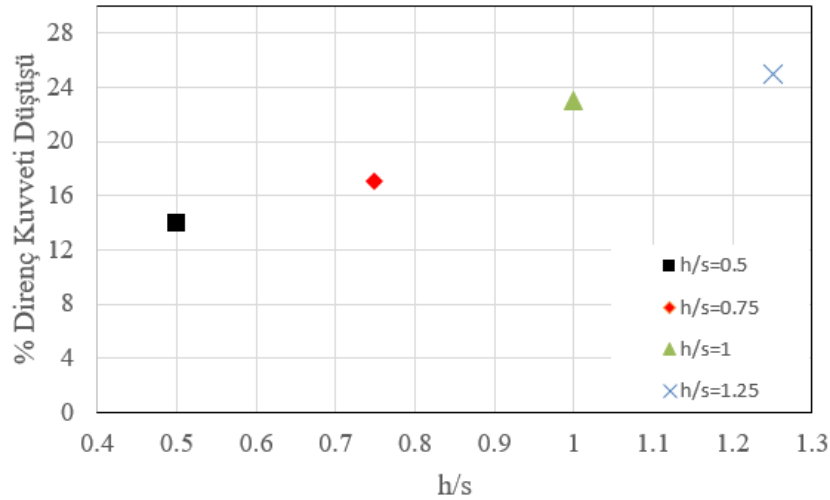


Şekil 4.15: Dört farklı yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=0.5$).



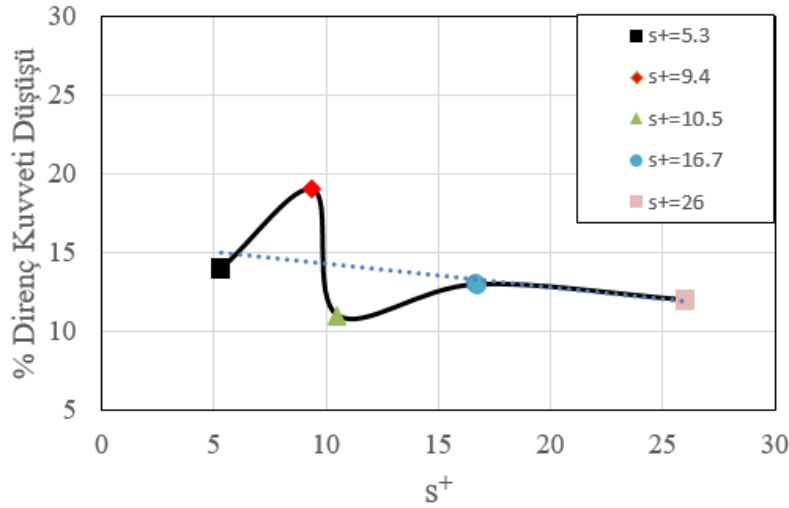
Şekil 4.16: Dört farklı yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri ($h/s=1.0$).

Aşağıdaki şekilde (Şekil 4.17), 5 m/s hız değerinde V yive ait farklı h/s oranlarındaki direnç kuvveti düşüş değerlerinin grafik gösterimi sunulmuştur. Şekilde de görüldüğü üzere, h/s oranı arttıkça direnç kuvveti düşüş değerinde de artış görülmektedir. Her bir h/s oranına ait direnç düşüş değerleri kendi aralarında incelendiğinde, h/s oranının 0.5'ten başlayarak 1'e doğru artması durumunda aralarındaki direnç düşüş yüzdesinde önemli derecede artış sağlandığı, fakat h/s oranının 1'den 1.25'e artması durumunda direnç düşüş yüzdesinde çok daha az seviyede artış olduğu tespit edilmiştir. h/s oranı 1.25'ten sonraki değerlerde, direnç düşüş yüzdesinde artmanın tersine azalma olacağı öngörülmektedir. h/s oranı 1.25'ten sonraki değerlerde direnç kuvveti düşüşünde azalma görülmesi hususu literatür ile uyum içerisindedir (Bechert, 1997).



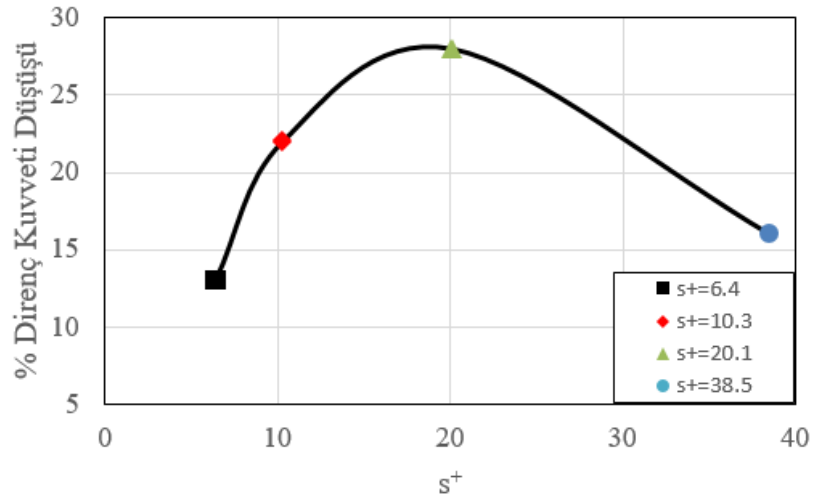
Şekil 4.17: 5 m/s'de V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.

Şekil 4.18’de, h/s değeri 0.5 olan V yive ait s^+ değerlerine göre değişen direnç kuvveti düşüş değerleri yüzde olarak gösterilmektedir. s^+ değerinin 9.4 olduğu bölgede direnç kuvveti düşüşü değerinde diğer değerlere göre sapma olduğu şekil üzerinde görülmektedir. Bu durum ise, s değerinin diğer değerlere göre daha küçük olmasından ve buna bağlı olarak yiv sayısının fazla olmasından dolayı akış hacmi içerisindeki hücrelerin çözünürlüğünü olumsuz yönde etkilemesinden kaynaklandığı öngörülmektedir. Böyle bir durumla karşılaşılmıyorsa aynı s^+ değerindeki direnç düşüş yüzdesinin de yaklaşık olarak % 13 civarında olacağı ve diğer değerler ile de uyumlu olacağı düşünülmektedir. Bu durumda da direnç düşüşü açısından en uygun s^+ değerinin yaklaşık 15 olacağı şekil üzerinden çok açık bir şekilde görülmektedir.



Şekil 4.18: $h/s=0.5$ 'teki V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.

Şekil 4.19’da ise, h/s değerinin 1 olduğu V yive ait s^+ değerlerine karşılık gelen direnç kuvveti düşüşü yüzde olarak sunulmuştur. Şekilden de görüldüğü üzere, s^+ değerlerinin artmasıyla direnç kuvveti düşüşünde de artma sağlanmakta, fakat s^+ değerinin 20.1’den büyük olduğu durumlarda direnç düşüşünde azalma olduğu görülmüştür. Buna bağlı olarak, h/s 1 için direnç düşüşünün en fazla sağlandığı s^+ değerinin yaklaşık olarak 20 olduğu tespit edilmiştir.. Şekil 4.18 ve Şekil 4.19’a bakılarak h/s parametresine göre karşılaştırma yapıldığında, yaklaşık olarak aynı s^+ değerlerinde h/s değerinin 1 olduğu yiv uygulamasında h/s değerinin 0.5 olduğu yiv uygulamasına göre daha fazla direnç kuvveti düşüşü sağlandığı görülmektedir.

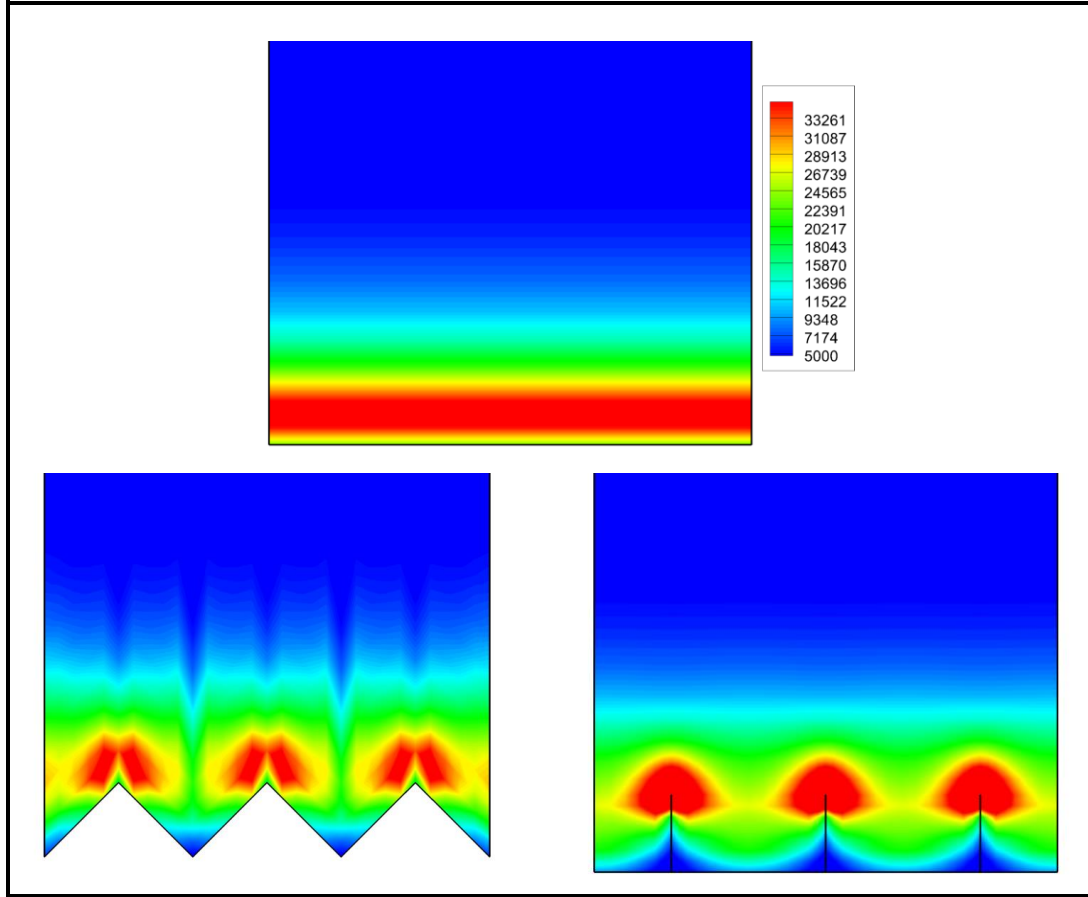


Şekil 4.19: $h/s=1$ 'deki V yive ait direnç kuvveti düşüş değerleri.

Düz levha ile h/s oranı 0.5 ve 1 değerlerindeki dört farklı yive ait R_F karşılaştırmasında en fazla R_F düşüşü V yivde, en az da BA yivde tespit edilmiştir. Bu sonuç neticesinde, en az ve en fazla R_F düşüşü sağlayan yivlerin etkisinin daha iyi anlaşılabilmesi amacıyla, düz levha ile bu yivlere ait girdaplılık ve türbülans kinetik enerjilerinin dağılımı incelenmiştir. Aşağıda verilen şekillerde (Şekil 4.20, 4.21 ve 4.22) düz levha ile V ve BA yiv uygulamalarına ait girdaplılık ve türbülans kinetik enerjisi dağılımı karşılaştırmalı olarak sunulmaktadır. En fazla direnç kuvveti düşüşünün V yivde, en az direnç kuvveti düşüşünün de BA yivde elde edilmesi nedeniyle, düz levha ile bu iki uygulamaya ait yukarıda bahsedilen dağılımlar incelenmiştir. Şekil 4.20'de, düz levhaya ait duvar cidarındaki girdaplılığın çok yüksek seviyede olduğu görülmektedir. Hem V, hem de BA yivde ise, bu girdaplılığın önemli derecede azaldığı ve duvar cidarından uzaklaşarak tepe noktasında yoğunlaştığı görülmektedir. Yiv uygulamaları arasındaki girdaplılık dağılımında ise, V yivin tepe noktasındaki girdaplılık seviyesinin BA yivin tepe noktasındaki girdaplılık seviyesinden daha az olduğu çok açık bir şekilde görülmektedir. V yiv uygulamasına ait tepe noktasındaki en yüksek girdaplılık değeri 41×10^3 1/s mertebesinde iken, BA yiv uygulamasında bu değer 55×10^3 seviyesine yükselmektedir. Böylece yiv uygulamasının sınır tabakadaki girdaplılık seviyesini düşürdüğü ve duvar cidarından uzaklaştırdığı anlaşılmaktadır.

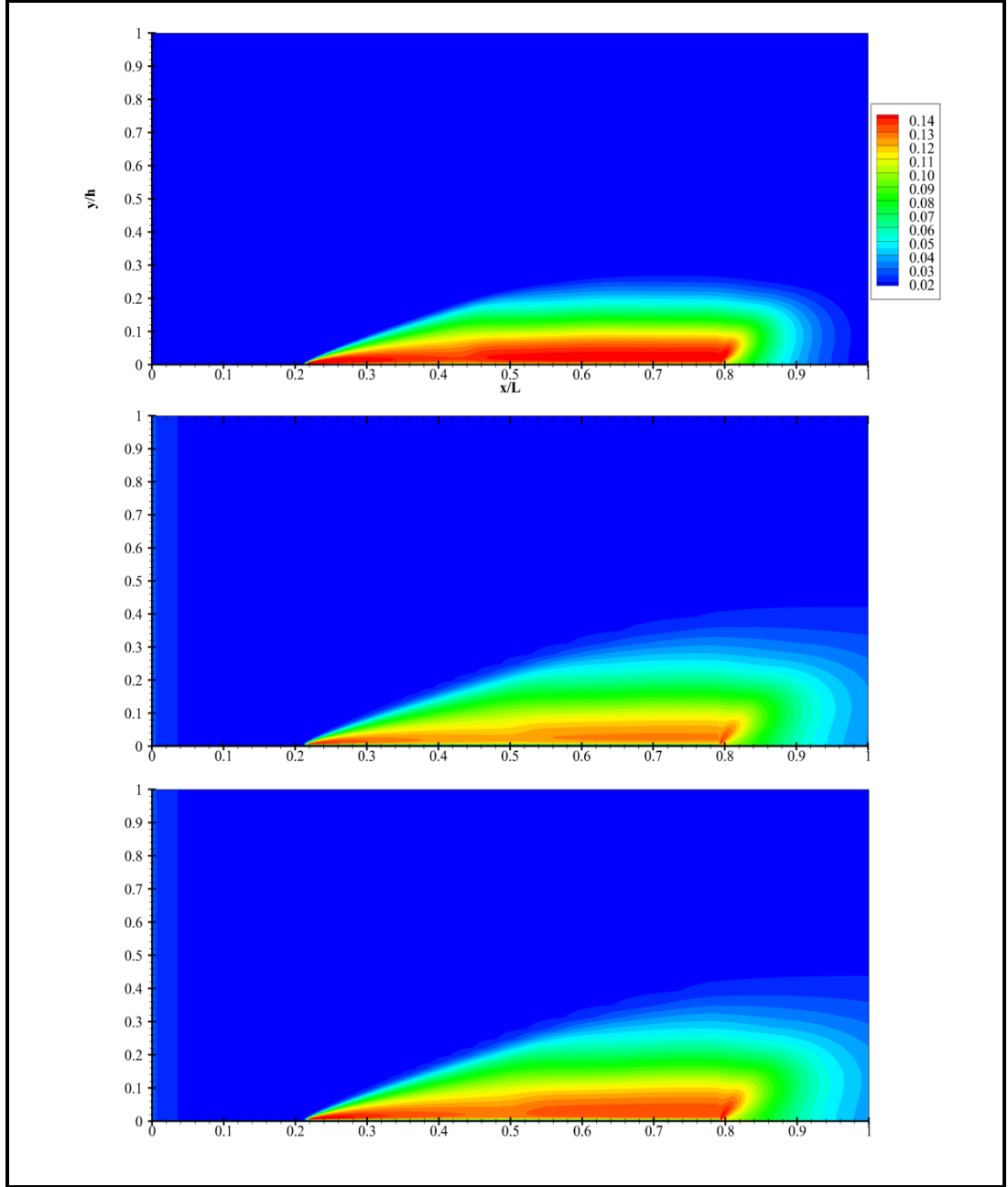
Choi (1989), sınır tabaka içerisinde yüzeye yakın bölgede oluşan at nalı biçimindeki girdap yapılarının yüzey sürtünmesinin temel kaynaklarından bir tanesi olduğunu vurgulamıştır. Choi'ye göre, yüzeye uygulanan yivler sözü geçen girdapların

yüzeyden uzaklaşmalarını sağlamakta ve kuvvetlerini azaltmaktadır. RANS temelli yapılan bu çalışmada, şüphesiz, sınır tabaka içerisindeki bu denli küçük ölçekli yapıların çözümlenebilmesi mümkün olmamıştır. Ancak, global ve daimi girdaplılık seviyesinin azaltılması ve yüzeyden uzaklaştırılması ile birlikte duvar cidarındaki türbülans kinetik enerji yoğunluğunun yiv uygulaması sayesinde azaltılması Choi'nin çalışmasını destekler nitelikte olduğu düşünülmektedir.



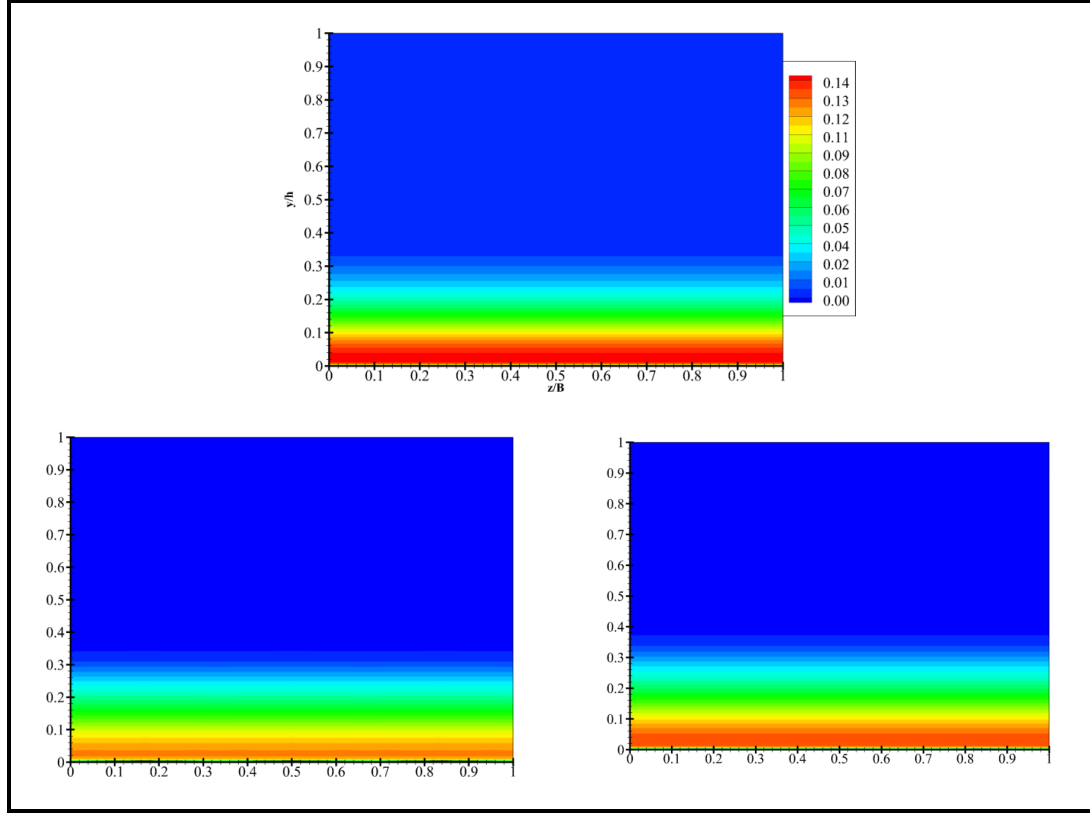
Şekil 4.20: Düz levhaya (en üstte), V (sol altta) ve BA yive ait girdaplılık dağılımı.

Şekil 4.21 ve 4.22’de ise, düz levha ile V ve BA yivlerine ait türbülans kinetik enerjilerinin yan kesit ve ön kesit görüntüleri karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Yiv uygulamalarında kesitler, V yiv için $z=2.3 \times 10^{-4}$ noktasından x doğrultusunda, BA yiv için ise $z=2 \times 10^{-4}$ noktasından x doğrultusunda alınarak türbülans kinetik enerjiye ait dağılım elde edilmiştir. Yapılan karşılaştırma neticesinde, türbülans kinetik enerjinin yiv uygulamalarında düz levhaya göre daha az seviyede olduğu görülmektedir.



Şekil 4.21: Düz levhaya (en üstte), V (ortada) ve BA yive ait xy düzlemi üzerindeki türbülans kinetik enerji dağılımı.

Özellikle, V yivde türbülans kinetik enerjinin en az seviyeye indirildiği çok açık bir şekilde görülmektedir. $x=0.8$ ve $y=3h$ (yiv yüksekliğinin 3 katı) noktasında elde edilen düz levhaya ait türbülans kinetik enerji değerleri ile yiv uygulamalarına ait değerlerin karşılaştırılmasında, V yivde yaklaşık olarak % 23 oranında, BA yivde ise yaklaşık olarak % 13 oranında düşüş tespit edilmiştir.



Şekil 4.22: Düz levhaya (en üstte), V (sol altta) ve BA yive ait (ön kesit) türbülans kinetik enerji dağılımı.

5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada yüzeye kontrollü yiv uygulaması ile sürtünme direncinin incelenmesi hesaplamalı olarak yapılmıştır. Çalışmada, düz levha ile V, U, bıçak ağzı ve ikizkenar yamuk yivler arasında yapılan karşılaştırma sonucunda en verimli yiv uygulamasının belirlenebilmesi maksadıyla h/s oranı ve s^+ parametreleri ele alınmıştır.

Çalışmadaki asıl amaç yüzeye kontrollü yiv uygulaması ile sürtünme direncinin azaltılmasıdır. Bunun için yiv ile ilgili temel akış parametreleri ele alınarak sistematik bir Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) çalışması yapılmış, düz levha ile yapılan karşılaştırma sonucunda en etkin yiv uygulamasının belirlenmesi amaçlanmıştır.

Literatürde, Walsh (1982), Bechert ve diğ. (1997) ve Choi (1989)'nin yapmış olduğu deneysel çalışmalarda etkili yiv konfigürasyonlarında s^+ değer aralığının yaklaşık 5 ile 30 arasında olduğu tespit edilmiştir. Buna göre uygun hız değerinin 5 m/s civarında olduğu belirlenmiş ve hesaplamalı çalışmalarda sırasıyla 3, 5 ve 8 m/s serbest akım hızları kullanılmıştır. Belirlenen bu hızlarda, ilk olarak h/s oran parametresi esas alınarak dört farklı yiv uygulaması ile düz levhaya ait direnç kuvveti değerleri arasında karşılaştırma yapılmıştır.

5.1 Sonuç

Yiv uygulamalarına ait h/s oranı 0.5 ve 1'deki direnç kuvveti değerleri ile düz levhaya ait direnç kuvveti değerleri arasındaki karşılaştırma sonucunda en fazla direnç kuvveti düşüşü V yivde, en az direnç kuvveti düşüşü de BA yivde görülmüştür. 5 m/s serbest akım hızında ve s^+ değerlerinin gruplandırılarak h/s oranı 0.5 olan dört farklı yiv geometrisine ait direnç kuvveti düşüş değerleri incelendiğinde, direnç kuvveti düşüşü açısından en uygun s^+ değerlerinin yaklaşık olarak 13-19 değer aralığında olduğu belirlenmiştir.

İlk olarak, 5 m/s hız değerinde V yive ait farklı h/s oranlarındaki direnç kuvveti düşüş değerleri incelendiğinde, h/s oranı arttıkça direnç kuvveti düşüş değerlerinde

de artma sağlandığı tespit edilmiştir. Örneğin, aynı serbest akım hız değerlerinde h/s oranı 0.75'teki yiv uygulamasında yaklaşık % 16 oranında direnç kuvveti düşüşü sağlanırken, h/s oranı 1.25'teki yiv uygulamasında ise yaklaşık % 24 oranında direnç kuvveti düşüşü sağlanmıştır.

h/s değeri 0.5 olan V yive ait s^+ değerlerine göre değişen direnç kuvveti düşüş değerleri incelendiğinde direnç kuvveti düşüşü açısından en uygun s^+ değerinin yaklaşık olarak 15 olduğu tespit edilmiştir. h/s değeri 1 olan V yiv uygulamalarına ait s^+ değerlerine göre değişen direnç kuvveti düşüş değerleri incelendiğinde ise, s^+ değerlerinin artmasıyla direnç kuvveti düşüşünde de artma sağlanmakta, fakat s^+ değerinin 20.1'den büyük olduğu durumlarda direnç düşüşünde azalma olduğu tespit edilmiştir. h/s parametresine göre karşılaştırma yapıldığında, yaklaşık olarak aynı s^+ değerlerinde h/s değerinin 1 olduğu yiv uygulamasında h/s değerinin 0.5 olduğu yiv uygulamasına göre daha fazla direnç kuvveti düşüşü sağlandığı görölmüştür.

Düz levha ile V ve BA yiv uygulamalarına ait girdaplılık ve türbölans kinetik enerjilerine ait dağılımların incelenmesi neticesinde, düz levha ile V ve BA yiv uygulamaları arasında ciddi farklılıkların olduğu gözlemlenmiştir. Düz levhada duvar cidarındaki girdaplılık dağılımının yiv uygulaması ile duvar cidarından uzaklaştığı ve yiv tepe noktalarında yoğunlaştığı görölmüştür. V ve BA yiv uygulamalarının tepe noktalarındaki girdaplılık dağılımına ait karşılaştırmada ise, BA yivdeki dağılımın V yivdeki dağılıma göre daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Düz levha ile V ve BA yive ait türbölans kinetik enerjileri dağılımına ait karşılaştırma neticesinde, türbölans kinetik enerjinin yiv uygulamalarında düz levhaya göre daha az seviyede olduğu tespit edilmiştir. Özellikle V yivde türbölans kinetik enerjinin en az seviyeye indirildiği görölmüştür.

5.2 Öneriler

Bu çalışmada, zaman ortalamasının kullanıldığı, organize yapılar dışındaki tüm ölçeklerin modellendiği ve zamana bağlı periyodik akışlar için kullanılabilen RANS modellemesi ile hesaplamalı çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Dolayısıyla, sınır tabaka içerisinde yer alan ve sürtünme direncine neden olan küçük ölçekli ve zamana bağlı değişim gösteren yapıların çözümlenebilmesi mümkün olmamıştır. Yivlerin etkisinin tam olarak anlaşılabilmesi için bu küçük ölçekli yapıların çözümlenebilmesine imkan

tanıyan SAS (Scale Adaptive Simulation) temelli bir modelin kullanılması ile zamana bağılı analiz gerçekleştirilmesinin uygun olacağı düşünülmektedir.

Yiv uygulamalarının etkisinin daha iyi anlaşılabilmesi maksadıyla, belirlenen parametreler çerçevesinde analiz sayılarının arttırılmasının da faydalı olacağı değerlendirilmektedir.

Aynı zamanda, gerçekleştirilen nümerik çalışmaya ilave olarak deneysel çalışmaların yapılarak yiv yapılarının etkisinin gözlenmesinin elde edilen sonuçların güvenilirliğini arttıracığı düşünülmektedir.

Deneysel çalışmanın yanı sıra, pratik uygulama alanlarında, özellikle de torpidolar üzerinde yivlerin uygulanarak sonuçların incelenmesi, bu akım araçlarının etkisinin daha iyi anlaşılabilmesini sağlayacağı düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

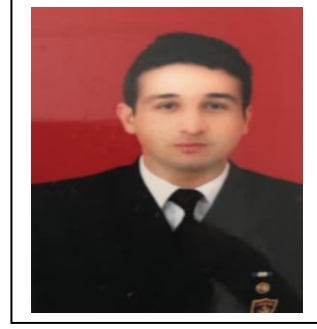
- Anderson, J. D.** (1996). *Computational Fluid Dynamics: An Introduction*. Berlin, Germany: Springer.
- Bacher, E. V. & Smith, C. R.** (1985). A combined visualization-anemometry study of the turbulent drag reducing mechanisms of triangular micro-groove surface modifications. *AIAA Paper*, 85-0548.
- Bechert, D. W. & Bruse, M. & Hage, W. & Van der Hoeven, J. G. & Hoppe G.** (1997). Experiments on drag-reducing surfaces and their optimization with an adjustable geometry. *Journal of Fluid Mechanics*, 338(5):59-87.
- Benhalilou, M. & Anselmet, F. & Liandrat, J. & Fulachier, L.** (1991). Experimental and numerical investigation of a turbulent boundary layer over riblets. *Proc. of the 8th Symp. On Turbulent Shear Flows*, Munich, 18-5.
- Blazek, J.** (2001). *Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications*. Oxford, UK: Elsevier.
- Bogard, D. G. & Tiederman, W. G.** (1986). Burst detection with single-point velocity measurements. *J. Fluid Mech.*, Vol.162, 389-413.
- Bradshaw, P.** (1971). *An Introduction to Turbulence and Measurement*. Braunschweig, Germany: Pergamon Press.
- Cantwell, B. J.** (1981). Organized motion in turbulent flow. *Ann. Rev. Fluid Mech.* 13, 457-515.
- Choi, Kwing-So** (1989). Near-wall structure of turbulent boundary layer with riblets. *Journal of Fluid Mechanics*, 208, 417-458.
- Choi, Kwing-So** (1988). Potential benefits to torpedoes from riblets. British Maritime Technology, Teddington, Middlesex.
- Choi, Kwing-So & Orchard, D. M.** (1989). Turbulence management using riblets for heat and momentum transfer. *Exp. Therm. Fluid Sci.*, 15(2):109-124.
- Choi, Kwing-So** (1987). The wall-pressure fluctuations of modified turbulent boundary layer with riblets. British Maritime Technology, Teddington, Middlesex.
- Coles, D.** (1978). A model for flow in the viscous sublayer. Proceedings of the Workshop on Coherent Structure of Turbulent Boundary Layers, Bethlehem, PA, 462-475.
- Comte-Bellot, G. & Sabot, J. & Salch, I.** (1978). Detection of intermittent events maintaining Reynolds stress. *Proc. of the Dynamic Flow Conf.*, Marseille.

- Çengel, Yunus A.** (2015). Akışkanlar mekaniği:temelleri ve uygulamaları. Palme yayınları, Ankara.
- Djenidi, L. & Antonia, R. A.** (1996). Laser Doppler anemometer measurements of turbulent boundary layer over a riblet surface. *AIAA Journal* 34(5):1007-1012.
- Durbin, Paul A.** (2007). Fluid Dynamics with a computational perspective. Cambridge University Press, Cambridge, New York.
- Ferziger, J. H. & Peric, M.** (2002). *Computational Methods for Fluid Dynamics*. New York, USA: Springer.
- Gad-el-Hak, M.** (1989). Flow control. *Appl. Mech. Rev.* 42, 261-293.
- Gad-el-Hak, M.** (2001). Flow control: The future. *Journal of Aircraft*, Vol.38, No. 3, University of Notre Dame, Notre Dame, Indiana 46556.
- Gad-el-Hak, M.** (1994). Interactive control of turbulent boundary layers: A futuristic overview. *AIAA Journal*, Vol. 32, No. 9, University of Notre Dame, Notre Dame, Indiana 46556.
- Gallager, J. A. & Thomas A. S. W.** (1984). Turbulent boundary layer characteristics over streamwise grooves. *AIAA Paper*, 84-2185.
- GEC Alsthom** (1989). Industrial applications of drag reuction to the French high speed trains (TGV), 6th *European Drag Reduction Meeting*, Eindhoven.
- Gemba, Kay** (2007). Mesasurement of boundary layer on a flat plate. California State University, Long Beach.
- Grüneberger, R. & Hage W.** (2010). Drag characteristics of longitudinal and transverse riblets at low dimensionless spacing. *Exp. Fluids* (2011), 50:363-373.
- Hinze, J. O.** (1975). *Turbulence*. New York, USA: McGraw-Hill.
- Hoffmann, K. A. & Chiang, S. T.** (2000). *Computational Fluid Dynamics for Engineers Volume 1-2-3*. Kansas, USA: Engineering Education System Publication.
- Hooshmand, A. & Youngs, R. A. & Wallace, J. M. & Balint, J. L.** (1983). An experimental study of changes in the structure of a turbulent boundary layer due to surface geometry changes. *AIAA Paper*, 83-0230.
- Issa, R. I.** (1986). Solution of the Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operator Splitting. *Journal of Computational Physics* 62(1), 40-65.
- Kline, S. J. & Reynolds W. C. & Schraub, F. A. & Runstadler P. W.** (1967). The structure of turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, 30(04):741-773.
- Lee, Sang-Jon & Lim, Hee Chang & Han, Manhee & Lee, Seung S.** (2005). Flow control of circular cylinder with a V-grooved micro-riblet film, *Fluid Dynamics Research*, 37(2005), 246–266.
- Lee, Sang-Jon & Lee, S. H.** (2001). Flow field analysis of a turbulent boundary layer over a riblet surface. *Experiments in fluids*, 30(2):153-166.

- Li, S. & Parker, K. & Soria, J.** (2005). A technique for generating adverse pressure gradients using active and passive control methods. Fourth Australian Conference on Laser Diagnostics in Fluid Mechanics and Combustion, University of Adelaide, Australia, pp 85-88.
- Liu, K. N. & Christodoulou, C. & Riccius, O. & Joseph, D. D.** (1990). Drag reduction in pipes lined with riblets. *AIAA Journal* 28, 1697-1699.
- Menter, F. R.** (1994). Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA Journal* 32(8), 1598-1605.
- Park, S. R. & Wallace, J. M.** (1994). Flow alteration and drag reduction by riblets in a turbulent boundary layer. *AIAA Journal* 32, 31-38.
- Patankar, S. V. & Spalding, D. B.** (1972). A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 15, 1787-1806.
- Reidy, Laurel W. & Anderson, Greg W.** (1988). Drag reduction for external and internal boundary layers using riblets and polymers. Defense Technical Information Center.
- Robinson, S. K.** (1991). The kinematics of turbulent boundary layer structure. NASA TM 103859, NASA, Washington, DC.
- Robinson, S. K.** (1991). Coherent motions in the turbulent boundary layer. *Ann. Rev. Fluid Mech.* 23, 601-639.
- Rohr, J. J. & Anderson, Greg W. & Reidy, Laurel W. & Hendricks, E. W.** (1992). A comparison of the drag-reducing benefits of riblets in internal and external flows. *Exp. Fluids*, 13, 361-368.
- Samy, M. El-Behery & Mofreh, H. Hamed** (2011). A comparative study of turbulence models for separating flow in a planer asymmetric diffuser. *Computers & Fluids*, 248-257.
- Sawyer, W. G. & Winter, K. G.** (1987). Turbulent skin friction of surfaces with streamwise grooves. *Proc. RAeS Int. Conf. on Turbulent Drag Reduction by Passive Means*, London, 330-362.
- Schlichting, H. & Gersten, K.** (2000). Boundary layer theory. 8th revised and enlarged edition, 29-48.
- Schwartz-van Manen, A. D. & Hoogsteen, R. & Stourthart, J. C. & Krishna Prasad, K. & Nieuwstadt F. T. M.** (1990). Coherent structures over drag reducing surfaces. *Proc. 12th Symp. on Turbulence*, University of Missouri-Rolla.
- Stalio, E. & Nobile, E.** (2003). Direct numerical simulation of heat transfer over riblets. *Int. J. Heat Fluid Flow*, 24(3):356-371
- Suzuki, Yuji & Kasagi, Nobuhide** (1994). Turbulent drag reduction mechanism above a riblet surface. *AIAA Journal*, 32(9):1781-1790.
- Tang, Y. P. & Clark, D. G.** (1991). On near-wall turbulence-generating events in a turbulent boundary layer on a riblet surface. 6th *European Drag Reduction Meeting*, Eindhoven.

- Tennekes, H. & Lumley, J. L.** (1972). *A First Course in Turbulence*. Cambridge, UK. MIT Press.
- Ünal, Uğur Oral** (2007). Girdap yapıcıların dairesel silindir etrafındaki akışa etkilerinin deneysel ve hesaplamalı olarak incelenmesi. İstanbul: İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü.
- Van Doormall, J. P. & Raithby, G. D.** (1984). Enhancements of the SIMPLE Method for Predicting Incompressible Fluid Flows. *Numerical Heat Transfer* 7, 147-163.
- Versteeg, H. K. & Malalasekera, W.** (1995). *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. Harlow, England: Longman Group Ltd.
- Vukoslavcevic, P. & Wallace, J. M. & Balint, J. L.** (1987). On the mechanism of viscous drag reduction using streamwise aligned riblets: a review with new results. *Proc. RAeS Int. Conf. on Turbulent Drag Reduction by Passive Means*, London, 290-309.
- Walsh, Michael J.** (1982). Turbulent boundary layer drag reduction-using riblets. *AIAA Paper*, 82-0169.
- Walsh, Michael J.** (1983). Riblets as a viscous drag reduction technique. *AIAA Journal* 21(4):485-486.
- Walsh, Michael J.** (1990). Viscous drag reduction in boundary layers. *Progress in Astronautics and Aeronautics*, Vol.123, 203-261.
- Walsh, Michael J. & Weinstein, L. M.** (1978). Drag and heat transfer on surfaces with small longitudinal fins. *AIAA Paper*, 78-1161.
- Walsh, Michael J.** (1980). Drag characteristics of V-groove and transverse curvature riblets. *Progress in Astronautics and Aeronautics*, Vol.72, 168-184.
- Wesseling, P.** (1992). *An Introduction to Multigrid Methods*. New York, USA.: John Wiley, Chichester.
- Wilcox, D. C.** (1988). Reassessment of The Scale-Determining Equation for Advanced Turbulence Models. *AIAA Journal* 26(11) pp. 1299-1310.
- Wilcox, D. C.** (1988a). Multiscale Model for Turbulent Flows. *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal* 26(11), 1311-1320.
- Wilcox, D. C.** (1988b). Reassessment of The Scale-Determining Equation for Advanced Turbulence Models. *AIAA Journal* 26(11) pp. 1299-1310.

ÖZGEÇMİŞ



Ad-Soyad : Ozan KAPLAN
Doğum Tarihi ve Yeri : 13/12/1986 İstanbul
E-posta : oznkpln1@hotmail.com

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2009, Deniz Harp Okulu Komutanlığı, Gemi İnşa Mühendisliği

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2003 yılında Bilim Adamı Yetiştirme Grubu tarafından TÜBİTAK Başarı Plaketi kazandı.
- 2009-2010 yılları arasında Karamürselbey Eğitim Merkezi Komutanlığı'nda temel askerlik eğitimini tamamladı.
- 2010-2015 yılları arasında Deniz Kuvvetleri Komutanlığı bağlısı GABYA Sınıfı firkateynlerde görev yaptı.