

**İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ÇEŞİTLİ DENİZ BOYALARINDA YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNÜN GEMİ  
DİRENCİNE ETKİLERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ**

**Utku Cem KARABULUT**

**Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Ana Bilim Dalı**

**Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı**

**MAYIS 2019**



**İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**ÇEŞİTLİ DENİZ BOYALARINDA YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNÜN GEMİ  
DİRENCİNE ETKİLERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ**

**Utku Cem KARABULUT  
(508161015)**

**Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Ana Bilim Dalı**

**Gemi İnşaatı ve Gemi Makinaları Mühendisliği Programı**

**Tez Danışmanı: Prof. Dr. Barış BARLAS  
Eş Danışman: Dr. Öğr. Üyesi Yavuz Hakan ÖZDEMİR**

**MAYIS 2019**



İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 508161015 numaralı Yüksek Lisans Öğrencisi Utku Cem KARABULUT, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “ÇEŞİTLİ DENİZ BOYALARINDA YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNÜN GEMİ DİRENCİNE ETKİLERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

**Tez Danışmanı :** **Prof. Dr. Barış BARLAS** .....  
İstanbul Teknik Üniversitesi

**Eş Danışman :** **Dr. Öğr. Üyesi Yavuz Hakan ÖZDEMİR** .....  
Çanakkale Onsekiz Mart Üniversitesi

**Jüri Üyeleri :** **Prof. Dr. Hakan AKYILDIZ** .....  
İstanbul Teknik Üniversitesi

**Prof. Dr. Ali Can TAKINACI** .....  
İstanbul Teknik Üniversitesi

**Doç. Dr. Muhsin AYDIN** .....  
Yıldız Teknik Üniversitesi

**Teslim Tarihi** : **3 Mayıs 2019**  
**Savunma Tarihi** : **30 Mayıs 2019**





*Aileme,*





## ÖNSÖZ

Öncelikle çalışmalarım süresince, hiçbir konuda desteğini esirgemeyen ve beni her zaman cesaretlendiren Prof. Dr. Barış BARLAS ve Dr. Öğr. Üyesi Yavuz Hakan Özdemir'e teşekkürü borç bilirim.

Yüksek lisans eğitimim süresince sağladıkları bilgi, tecrübe ve rehberlikleri ile çalışmama katkı sunan hocalarım Prof. Dr. Ömer GÖREN, Prof. Dr. Şakir BAL, Prof. Dr. Kadir SARIÖZ ve Doç. Dr. Uğur Oral ÜNAL'a teşekkür ederim.

Çalışmada kullanılan yazılımlar hakkında bilgi deneyimleri ile yardımcı olan Araş. Gör. Gürbüz BİLİCİ, Araş. Gör. Savaş SEZEN ve Yüksek. Müh. Çağrı AYDIN'a teşekkür ederim.

Yüksek lisans eğitimime başlamama ve devam etmeme izin veren eski kurumum Ada Denizcilik ve Tersane İşletmeciliği A.Ş., şirketteki amirlerim Ozan ULUĞ ve Mustafa SÜNGÜ'ye ve şu an çalışmakta olduğum Bandırma Onyediy Eylül Üniversitesi'ne ayrıca teşekkür ederim.

Mayıs 2019

Utku Cem KARABULUT  
(Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisi)



## İÇİNDEKİLER

### Sayfa

ÖNSÖZ .....	vii
İÇİNDEKİLER .....	ix
KISALTMALAR .....	xi
SEMBOLLER .....	xiii
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xvii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xix
ÖZET .....	xxi
SUMMARY .....	xxiii
<b>1. GİRİŞ.....</b>	<b>1</b>
1.1 Konunun Güncel Değeri.....	2
1.2 Literatür Araştırması .....	3
1.3 Tezin Amacı ve Kapsamı .....	6
<b>2. ANTİFOULİNG DENİZ BOYALARI.....</b>	<b>9</b>
2.1 Giriş.....	9
2.2 Çözünür Matrisli (Geleneksel) Antifouling Boyalar.....	9
2.3 Kendinden Parlatmalı Tribütıl Kalay (SPC TBT) Antifouling Boyalar .....	10
2.4 Kalay İçermeyen SPC Antifouling Boyalar .....	11
2.5 Kontrollü Tükenme Polimerler (CDP) Antifouling Boyalar.....	12
2.6 Foul Release Antifouling Boyalar .....	13
<b>3. TÜRBÜLANSLI SINIR TABAKA TEORİSİ.....</b>	<b>15</b>
3.1 Giriş.....	15
3.2 Türbülans Kavramı.....	16
3.3 Türbülanslı Sınır Tabaka Akışları .....	16
3.4 Türbülanslı Sınır Tabakanın Genel Yapısı.....	17
3.4.1 Viskoz alt tabaka .....	19
3.4.2 Logaritmik bölge .....	20
3.4.3 Dış tabaka .....	22
3.5 Yüzey Pürüzlülüğünün Sınır Tabakaya Etkileri.....	23
<b>4. GEMİ DİRENCİNİN BİLEŞENLERİ.....</b>	<b>29</b>
4.1 Giriş.....	29
4.2 Sürtünme Direnci .....	32
4.3 Dalga Direnci .....	35
4.4 Diğer Direnç Bileşenleri.....	36
4.5 Gemi Direncini Belirleme Yöntemleri .....	38
4.5.1 Ölçkleme yöntemleri .....	39
4.5.1.1 Geleneksel yaklaşım: Froude Hipotezi.....	40
4.5.1.2 Form faktörü yaklaşımı: Hughes Yöntemi .....	41
4.5.1.3 Yüzey pürüzlülüğünün ekstrapolasyonu .....	44
<b>5. MATEMATİKSEL MODEL .....</b>	<b>47</b>
5.1 Giriş.....	47

5.2 Akışkanlar Dinamiği Denklemleri .....	47
5.2.1 Zaman Ortalamalı Navier - Stokes (RANS) Denklemleri .....	48
5.2.2 Reynolds gerilme eşitliği ve türbülans kinetik enerjisi transport denklemi .....	49
5.2.3 Bussinesq Hipotezi .....	50
5.2.4 Eddy – Difüzivite kavramı .....	50
5.2.5 Türbülans modeli.....	51
5.2.6 Duvar fonksiyonu .....	52
5.3 Çözüm Stratejisi .....	57
5.3.1 Segregated çözüm algoritması .....	57
5.3.2 Sonlu hacimler metodu.....	58
5.3.3 Kaydırılmış ağ yaklaşımı .....	59
5.3.4 Basınç alanının çözümü .....	60
5.3.5 RANS denklemlerinin çözümü .....	61
<b>6. SAYISAL ANALİZ SONUÇLARI .....</b>	<b>63</b>
6.1 Giriş .....	63
6.2 Düz Levha Üzerindeki Akışın İncelenmesi .....	64
6.2.1 Hesaplama hacmi ve ağ yapısının oluşturulması .....	64
6.2.2 Sınır şartları .....	66
6.2.3 Analiz sonuçları.....	67
6.3 Wigley Teknesi Etrafındaki Akışın İncelenmesi.....	73
6.3.1 Üç boyutlu gemi modelinin oluşturulması .....	73
6.3.2 Hesaplama hacmi, ağ yapısı ve sınır koşulları .....	74
6.3.3 Ağ yoğunluğuna bağlılığın incelenmesi .....	76
6.3.4 Analiz sonuçları.....	78
6.4 KCS Etrafındaki Akışın İncelenmesi .....	82
6.4.1 Geometri, hesaplama hacmi ve ağ örgüsü.....	82
6.4.2 Ağ yoğunluğuna bağlılığın incelenmesi .....	84
6.4.3 Analiz sonuçları.....	85
6.5 Tam Ölçekte Sürtünme Direnci Tahmini .....	88
<b>7. SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRME.....</b>	<b>91</b>
<b>KAYNAKLAR.....</b>	<b>95</b>
<b>ÖZGEÇMİŞ.....</b>	<b>105</b>

## KISALTMALAR

<b>AHR</b>	: Ortalama Tekne Pürüzlülüğü
<b>BH</b>	: Bağıl Hata
<b>CDP</b>	: Kontrollü Tükenme Polimer
<b>DNS</b>	: Doğrudan Sayısal Benzeşim
<b>GCI</b>	: Ağ yakınsama indeksi
<b>HAD</b>	: Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
<b>IMO</b>	: Uluslararası Denizcilik Örgütü
<b>ITTC</b>	: Uluslararası Deney Tankı Konferansı
<b>KCS</b>	: Kriso Konteyner Gemisi
<b>KH</b>	: Kontrol Hacmi
<b>LES</b>	: Büyük Girdap Benzeşimi
<b>MAA</b>	: Ortalama Belirgin Genlik
<b>N – S</b>	: Navier – Stokes
<b>RANS</b>	: Zaman Ortalamalı Navier - Stokes
<b>RMS</b>	: Kare Ortalamalarının Karekökü
<b>SIMPLE</b>	: Yarı Kapalı Basınca İlişkin Denklemler
<b>SPC</b>	: Kendinden Parlatmalı Kopolimer
<b>TBT</b>	: Tri – Bütil Kalay
<b>ZK</b>	: Zımpara Kâğıdı



## SEMBOLLER

$A$	: Colebrook pürüz yüksekliği katsayısı, Pürüzlülük katsayısı değişkeni
$a$	: Pürüzlülük katsayısı değişkeni
$A_0$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti
$A_S$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti
$B$	: Logaritmik yasa sabiti, gemi kalıp genişliği
$B_1$	: Colebrook tipi pürüzlülük fonksiyonu sabiti
$C$	: Dış bölge için logaritmik yasa sabiti, Pürüzlülük katsayısı değişkeni
$C_B$	: Blok katsayısı
$C_P$	: Prizmatik katsayı
$C_f$	: Sürtünme direnci katsayısı
$c_f$	: Yerel sürtünme direnci katsayısı
$C_{\varepsilon 1}$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti
$C_{\varepsilon 2}$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli katsayısı
$C_\mu$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli katsayısı
$C_1$	: Colebrook tipi pürüzlülük fonksiyonu sabiti
$C_1$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli katsayısı
$D$	: Derinlik
$e$	: Euler sabiti (2.71828...)
$E'$	: Pürüzlü yüzeyde duvar fonksiyonu çarpanı
$e_a^{21}$	: Yaklaşık bağıl hata
$e_{ext}^{21}$	: Ekstrapole edilmiş değere ait bağıl hata
$f$	: Froude yasası sabiti, pürüzlülük katsayısı
$Fr$	: Froude sayısı
$ft$	: Adım (Feet)
$GCI_{yoğun}^{21}$	: Yoğun ağ için ağ yakınsama indeksi
$G_i$	: Bünyesel kuvvet bileşenleri
$h$	: Ortalama ağ hücresi boyutu
$k$	: Pürüz yüksekliği, form faktörü, türbülans kinetik enerjisi
$k^+$	: Pürüzlülük Reynolds sayısı

$k_r^+$	: Geçiş rejimi için pürüzlülük Reynolds sayısının üst sınırı
$k_s$	: Eşdeğer kum tanesi pürüzlülük yüksekliği (hidrolik pürüzlülük)
$k_{sm}^+$	: Pürüzsüz rejim için pürüzlülük Reynolds sayısının üst sınırı
$L$	: Levha boyu, gemi boyu
$L_{BP}$	: Dikeyler arası boy
$L_R$	: Giriş boyu
$m$	: Metre
$N$	: Ağ örgüsü eleman sayısı
$n$	: Froude yasası kuvvet sabiti
$N(\mathbf{u}_i)$	: Navier – Stokes operatörü
$P$	: Basınç
$p$	: Doğruluk mertebesi
$\bar{P}$	: Ortalama basınç
$\bar{p}$	: Basınç için türbülans salınımı
$q$	: GCI doğruluk mertebesi fonksiyonu
$r$	: Ağ örgüsü sıkılaştırma oranı
$R_F$	: Sürtünme direnci
$R_{PV}$	: Viskoz basınç direnci
$R_R$	: Artık direnç
$R_V$	: Toplam viskoz direnç
$R_a$	: Ortalama pürüz yüksekliği
$R_q$	: RMS pürüz yüksekliği
$R_t$	: Maksimum pürüz yüksekliği, toplam direnç
$R_w$	: Dalga direnci
$Re$	: Reynolds sayısı
$S$	: Islak yüzey alanı, ortalama gerilme tansörü
$s$	: GCI doğruluk mertebesi fonksiyonu sabiti
$S_\phi$	: Transport denklemi kaynak terimi
$T$	: Su çekimi
$t$	: Zaman
$T'$	: Türbülans şiddeti
$U, V, W$	: Akış hızı bileşenleri
$U^+$	: Boyutsuz hız
$U_e$	: Serbest akış hızı
$\bar{U}_i$	: Ortalama hız



$u_i$	: Hız için çalkantı bileşeni
$U_\tau$	: Sürtünme hızı
$V$	: Servis hızı, kontrol hacmi büyüklüğü
$W$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti
$X_i$	: Kartezyen koordinat eksenleri
$y^+$	: Boyutsuz mesafe
$\delta_{ij}$	: Kronecker delta
$\delta_1$	: Yer değiştirme kalınlığı
$\sigma_k$	: Prandtl sayısı
$\sigma_\varepsilon$	: Gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti
$\tau_w$	: Duvar kayma gerilmesi
$\nu_T$	: Türbülans viskozitesi
$\Delta C_F$	: Pürüzlülük nedeni ile sürtünme katsayısında ortaya çıkan artış
$\Delta V_i$	: Ağ hücresinin hacmi
$\Gamma$	: Transport denklemi katsayısı
$\Delta U^+$	: Pürüzlülük fonksiyonu
$\Pi$	: İz terimi sabiti
$\nabla$	: Deplasman hacmi
$\delta$	: Sınır tabaka kalınlığı
$\varepsilon$	: Viskoz sönüm katsayısı
$\theta$	: Momentum kalınlığı
$\kappa$	: Von – karman sabiti
$\mu$	: Dinamik viskozite
$\pi$	: Pi sayısı, Arşimet sabiti (3.14159...)
$\rho$	: Yoğunluk
$\overline{\rho u_i u_j}$	: Reynolds gerilmeleri
$\nu$	: Kinematik viskozite
$\phi$	: GCI anahtar değişkeni, gerçeklenebilir $k - \varepsilon$ türbülans modeli sabiti



## ÇİZELGE LİSTESİ

### Sayfa

<b>Çizelge 4.1</b> : Froude'un deney sonuçları (Froude 1872, 1874). .....	<b>32</b>
<b>Çizelge 5.1</b> : Çalışmada kullanılan yüzeylere ait pürüzlülük özellikleri (Schultz, 2004).....	<b>55</b>
<b>Çizelge 6.1</b> : $Re = 2.8 \times 10^6$ için karşılaştırmalı $C_f$ değerleri. ....	<b>69</b>
<b>Çizelge 6.2</b> : $Re = 5.5 \times 10^6$ için karşılaştırmalı $C_f$ değerleri. ....	<b>69</b>
<b>Çizelge 6.3</b> : Wigley modeli ağ özellikleri ve $C_f$ değerleri. ....	<b>78</b>
<b>Çizelge 6.4</b> : Wigley modeli GCI hesapalama sonuçları. ....	<b>78</b>
<b>Çizelge 6.5</b> : Wigley modeli $C_f$ ve $C_{vp}$ değerleri ( $Re = 3 \times 10^6, Fn = 0.25$ ). ....	<b>80</b>
<b>Çizelge 6.6</b> : KCS geometrik özellikleri.....	<b>82</b>
<b>Çizelge 6.7</b> : KCS modeli ağ özellikleri ve $C_f$ değerleri. ....	<b>84</b>
<b>Çizelge 6.8</b> : KCS modeli GCI hesapalama sonuçları. ....	<b>85</b>
<b>Çizelge 6.9</b> : Levha ve gemi ölçeğindeki $C_f$ değerleri ( $V=20$ knot).....	<b>89</b>
<b>Çizelge 6.10</b> : Levha ve gemi ölçeğindeki $C_f$ değerleri ( $V=24$ knot).....	<b>89</b>



## ŞEKİL LİSTESİ

### Sayfa

Şekil 3.1 : Gemi etrafındaki dalga formu ve iz (Molland ve diğ., 2011).....	15
Şekil 3.2 : Düz bir yüzey üzerinde türbülanslı sınır tabaka akışı (Cortana, 2013)...	17
Şekil 3.3 : Türbülanslı sınır tabakada hız profili (Schultz ve Swain, 2000).....	18
Şekil 3.4 : Pürüzsüz ve pürüzlü düz levhalar üzerindeki türbülanslı akış için dış bölgede yaşanan hız kayıpları (Schetz ve Bowersox 2011; Clauser, 1956). .....	22
Şekil 3.5 : Pürüzsüz ve pürüzlü yüzeylerde hız profili (Schetz ve Bowersox, 2011; Clauser, 1956). ....	24
Şekil 3.6 : Sınır tabakanın alt bölgeleri ve pürüzlülük rejimi (Ünal, 2012). ....	25
Şekil 3.7 : Pürüzsüz ve pürüzlü yüzeylerde sınır tabaka hız profilleri (Schultz ve Swain, 2000).....	27
Şekil 4.1 : Gemi üzerine etkiyen basınç ve kayma gerilmesi (Molland ve diğ., 2011).....	30
Şekil 4.2 : Temel direnç bileşenleri. ....	31
Şekil 4.3 : Prandtl ve Blasius eğrileri (Faltinsen, 2006). ....	33
Şekil 4.4 : $C_F$ için önerilen eğrilerinin karşılaştırılması (Lewis, 1988). ....	35
Şekil 4.5 : Kelvin dalga sistemi. ....	36
Şekil 4.6 : Gemi direncini hesaplama yöntemleri (Özdemir, 2014). ....	38
Şekil 4.7 : Tekne form tasarımında kullanılan yöntemlerin iş akışı. ....	39
Şekil 4.8 : Geleneksel yaklaşımın şematik gösterimi (Molland ve diğ., 2011). ....	40
Şekil 4.9 : Form faktörü yaklaşımının şematik gösterimi (Molland ve diğ., 2011). .	41
Şekil 4.10 : Tipik bir Prohaska çizimi (Özdemir, 2014).....	43
Şekil 4.11 : Sağa kaydırmanın şematik gösterimi. ....	45
Şekil 4.12 : Granville ekstrapolasyonunun şematik gösterimi. ....	46
Şekil 5.1 : Türbülans modellerinin avantaj ve dezavantajları (Özdemir, 2014).....	51
Şekil 5.2 : Boyalı yüzeyler için pürüzlülük fonksiyonu (Schultz, 20004). ....	56
Şekil 5.3 : Zımparalı yüzeyler için pürüzlülük fonksiyonu (Schultz, 20004). ....	56
Şekil 5.4 : Segregated Çözüm Algoritması (Özdemir, 2014). ....	58
Şekil 5.5 : Kaydırılmış ağ yapısı (Özdemir, 2014). ....	60
Şekil 6.1 : Sayısal hesaplamalarda kullanılan bilgisayar donanımı. ....	63
Şekil 6.2 : Düz levha boyutları. ....	64
Şekil 6.3 : Düz levha için oluşturulan hesaplama hacmi. ....	65
Şekil 6.4 : Düz levha için oluşturulan ağ yapısı. ....	66
Şekil 6.5 : Düz levha için problemin sınır şartları. ....	67
Şekil 6.6 : Ölçekli artıkların iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi. ....	67
Şekil 6.7 : Sürtünme Direnci Katsayısının iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi. ....	68
Şekil 6.8 : Levha üzerinde boyutsuz duvar $y^+$ dağılımları; a) $Re = 2.8 \times 10^6$ , b) $Re = 5.5 \times 10^6$ .....	70
Şekil 6.9 : Deniz boyalı yüzeylerde kayma gerilmesi dağılımı ( $Re = 2.8 \times 10^6$ ). ..	71
Şekil 6.10 : Zımparalı yüzeylerde kayma gerilmesi dağılımı ( $Re = 2.8 \times 10^6$ ). ....	71
Şekil 6.11 : Sınır tabaka boyutsuz hız profilleri. ....	72

Şekil 6.12 : Dış değişkenler cinsinden boyutsuz hız profili. ....	72
Şekil 6.13 : Wigley yüzey modeli.....	74
Şekil 6.14 : Wigley modeli hesaplama hacmi ve sınır koşulları.....	75
Şekil 6.15 : Wigley modeli yüzey ağ örgüsü. ....	75
Şekil 6.16 : Wigley modeli üç boyutlu ağ örgüsü.....	76
Şekil 6.17 : Wigley modeli için hesaplanan $C_f$ değerleri. ....	79
Şekil 6.18 : Wigley modeli için hesaplanan $C_{vp}$ değerleri.....	80
Şekil 6.19 : SPC Bakır yüzeyi için $k^+$ dağılımları; a) $Re = 3 \times 10^6$ , b) $Re = 4 \times 10^6$ , c) $Re = 6 \times 10^6$ . ....	81
Şekil 6.20 : Wigley Modeli etrafında basınç dağılımı. ....	81
Şekil 6.21 : Wigley Modeli etrafında hız dağılımı. ....	82
Şekil 6.22 : KCS yüzey modeli.....	83
Şekil 6.23 : KCS yüzey ağ örgüsü. ....	83
Şekil 6.24 : KCS hacimsel ağ örgüsü. ....	84
Şekil 6.25 : KCS modeli için hesaplanan $C_f$ değerleri. ....	85
Şekil 6.26 : KCS modeli için hesaplanan $C_{vp}$ değerleri. ....	86
Şekil 6.27 : Gemi orta kesit düzlemi üzerindeki türbülans kinetik enerjisi ve hız dağılımı.....	87
Şekil 6.28 : Yüklü su hattı düzlemindeki hız ve basınç dağılımları. ....	88

# ÇEŞİTLİ DENİZ BOYALARINDA YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜNÜN GEMİ DİRENCİNE ETKİLERİNİN SAYISAL OLARAK İNCELENMESİ

## ÖZET

Yüzey pürüzlülüğü ve gemi direnci ilişkisi, uzun zamandır araştırmacıların ilgisini çeken bir konudur. Gemiler, denize indirildikleri andan itibaren biyolojik ve kimyasal kirlenmeye maruz kalırlar ve bu kirlenme neticesinde dış kaplamanın yüzey pürüzlülüğü artış gösterir. Bu artışa bağlı olarak gemi direnci ve dolayısı ile yakıt tüketimi de ciddi ölçüde artış gösterir. Bu durumun önüne geçmek amacı ile gemilerin dış kaplamaları sözkonusu kirlenmeyi en aza indiren antifouling boyalar ile boyanır ve gemilerin dış kaplaması periyodik olarak temizlenir veya yeniden boyanır.

Gemilerde kullanılan fosil yakıtların bir sonucu olarak, gemi kaynaklı hava kirliliği artış göstermekte, Uluslararası Denizcilik Örgütü hava kirliliğinin önüne geçmek adına yeni kısıtlamalar getirmektedir. Örgüt, sera gazı emisyonlarını düşürmek için yeni inşa edilecek gemilerin maksimum enerji verimliliği ile inşa edilmesini şart koşmaktadır. Bu nedenle, gemi performansının tasarım aşamasında hassas biçimde tahmin edilmesi önem arz etmektedir.

Günümüzde, gemilerde çok çeşitli antifouling deniz boya kullanılmaktadır. Her boyanın çeşitli avantaj ve dezavantajları vardır. Herbir boya dış kaplama yüzeyinde farklı pürüz dokusu oluşturur. Bu nedenle herbir boyanın gemi direnci üzerindeki etkisi de farklıdır. Farklı boyaların direnç üzerindeki etkilerinin belirlenmesi, tasarım aşamasında geminin hidrodinamik performansının belirlenmesi bakımından kritik öneme sahiptir. Bu nedenle bu çalışmada farklı deniz boya türlerinin sürtünme direnci üzerindeki etkileri incelenmiştir.

Türbülanslı sınır tabakalar geleneksel olarak kendi içinde farklı fiziksel özellikler gösteren alt bölgelerden oluşur. Bu bölgeler, iç bölge ve dış bölge olarak iki ana grupta incelenir. İç bölge kendi içinde viskoz alt tabaka ve logaritmik alt tabaka olarak ikiye ayrılır. Yüzey pürüzlülüğünün akış üzerindeki etkileri, sınır tabakanın iç bölgesinde gösterir ve duvar sınırından uzaklaştıkça pürüz etkileri azalır.

Tüm pürüz elemanlarının yüksekliği viskoz alt tabakanın içinde yer aldığı ortalama akış özellikleri üzerinde bir değişiklik yaşanmaz. Bu tür yüzeylere hidrolik açıdan pürüzsüz yüzeyler denir. Bazı pürüz elemanları viskoz alt tabaka sınırının üzerine çıktığında, bu elemanların arkasında küçük girdaplar ve akım ayrılmaları meydana gelir. Yüzey pürüzlülüğü arttıkça, pürüz elemanlarının arkasında büyük akım ayrılmaları oluşmaya başlar ve bu akış rejimi tam pürüzlü akış rejimi olarak adlandırılır.

Pürüzlü yüzeyde gelişen türbülanslı akışta logaritmik bölgedeki ortalama hız profili, pürüzsüz yüzeye kıyasla paralel olarak bir miktar aşağı kayma gösterir. Aşağı kaymanın büyüklüğü pürüzlülük fonksiyonu ile temsil edilir. Bu çalışma kapsamında yürütülen HAD analizlerinde yüzeylere ait pürüzlülük etkileri, daha önceden belirlenen pürüz fonksiyonları ile hesaplamalara dâhil edilmiştir.

5. Bölüm’de gemi direnci, direnç bileşenleri ve ölçekleme yöntemleri anlatılmaktadır. Gemiler, seyir süresince hareketlerine zıt yönde bir idrenç kuvvetine maruz kalırlar. Direnç kendi içinde farklı bileşenlere ayrılır. Farklı bileşenler farklı fiziksel özellikler sergilediklerinden bileşenlerin doğru tanımlanması anlaşılması model deneyi verilerinin gemi ölçeğine dönüştürülmesi bakımından önemlidir. Gemi dış kaplaması üzerinde oluşan teğetsel gerilmelerin yüzey boyunca toplamı sürtünme direncini verir. Yüzey üzerindeki normal gerilmelerin toplamı ise basınç direnci veya artık direnç olarak adlandırılır. Artık direnç kendi içinde dalga direnci ve viskoz basınç direnci olarak iki alt bileşene ayrılır. Sürtünme direnci ve viskoz basınç direnci viskozite etkisi ile ortaya çıktığından bu dirençlerin toplamına viskoz direnç adı verilir.

Gemi dış kaplamasındaki yüzey pürüzlülüğünün sürtünme direncini artırdığı ilk gemicilik uygulamalarından beri bilinmektedir. Ancak pürüzlülük sınır tabaka içindeki akış özelliklerini etkilediğinden, iz bölgesindeki akışı da dolaylı olarak değiştirir. Bu nedenle viskoz basınç direncinin de yüzey kalitesine bağlı olarak değişmesi beklenebilir. Bu çalışmanın önemli bir bulgusu, Reynolds sayısı  $10^6 - 10^7$  aralığında iken pürüz nedeni ile sürtünme direncinde ortaya çıkan artış oranı ile viskoz basınç direncinde ortaya çıkan artış oranının neredeyse eşit olduğudur.

Akış, matematiksel olarak, zamandan bağımsız Reynolds Ortalamalı Navier Stokes (RANS) denklemleri ile modellenmiştir. Reynolds gerilmeleri çift tabaka yaklaşımı gerçekleştirilebilir  $k - \epsilon$  türbülans modeli ile hesaplanmıştır. Denklemler Star CCM+ yazılımı kullanılarak sonlu hacimler tekniği ile ayrıklaştırılmış ve segregated çözüm algoritması ile çözülmüştür. Çözüm yöntemine ait detaylar Bölüm 5’te açıklanmaktadır.

Analizlerde beş farklı antifouling deniz boyası ve iki farklı zımpara kâğıdı göz önüne alınmıştır. Duvar fonksiyonlarında kullanılan pürüzlülük fonksiyonları için önceki çalışmalardan elde edilen deneysel verilerden yararlanılmıştır.

Sayısal analizler, üç farklı geometri ile yürütülmüştür. İlk aşamada düz levha etrafındaki akış incelenmiş ve sonuçlar deneysel verilerle kıyaslanarak çalışmanın doğruluğu gösterilmiştir. Daha sonra Wigley tekne formu ve Kriso Konteyner Gemisi (KCS) etrafındaki akış modellenmiş, viskoz basınç direncinin ve sınır tabakadaki akış özelliklerinin değişimi araştırılmıştır. Pürüzlülüğün sınır tabaka içindeki türbülans şiddetini arttırdığı, hız değerlerini düşürdüğü, buna bağlı olarak yerel kayma direncini ve toplam sürtünme direncini arttırdığı gözlenmiştir. İz bölgesindeki akış karakterinde de dolaylı bir değişim meydana geldiği saptanmış ve viskoz basınç direncinin de sürtünme direncine benzer bir oranda arttığı gözlenmiştir.

Çalışmanın son kısmında ise KCS için iki farklı seyir hızında gemi ölçeğinde sürtünme direnci değerleri hesaplanmıştır. Yeni uygulandıklarında, deniz boyalarının, gemi direncini pürüzsüz bir dış kaplama yüzeyine kıyasla %3 - %8 arasında arttırdığı saptanmıştır. Bir başka önemli bulgu ise, Silikon bazlı foul release boyaların kendinden parlatmalı Tri-Bütül Kalay boyalara kıyasla %3 civarında daha düşük dirence yol açtığıdır.



# **NUMERICAL INVESTIGATION OF THE EFFECT OF SURFACE ROUGHNESS ON SHIP RESISTANCE DUE TO MARINE PAINTS**

## **SUMMARY**

The relationship between surface roughness and ship resistance has long been of interest to researchers. Ships are exposed to biological and chemical contamination from the moment they are launched, and the surface roughness of the outer surface increases as a result of this contamination. Due to this increase, ship resistance and consequently fuel consumption increase considerably. In order to avoid this situation, the outer surface of the vessels are painted with antifouling paints which minimize such contamination and the surfaces of the vessels are periodically cleaned or repaired.

As a result of the fossil fuels used in ships, ship-based air pollution increases, and the International Maritime Organization imposes new restrictions about air pollution. The restrictions require new ships to be constructed with maximum energy efficiency to reduce greenhouse gas emissions. Thus, it is important to accurately estimate the ship performance at the design stage.

Today, ships use a wide range of antifouling marine paints. Each paint has several advantages and disadvantages. Each paint creates a different roughness texture on the outer surface. Thus, the effect of each paint on ship resistance is also different. Determining the effects of different paints on resistance is critical in determining the hydrodynamic performance of the vessel during the design stage. Hence, the effects of different marine paints on ship resistance were investigated in this study.

There are two main objective of this thesis. First, it is aimed to develop a simple and convenient solution methodology for modeling the surface conditions based on the statistical and previous experimental data. Second objective is to calculate the surface effects for various vessel geometries to investigate the relationship between viscous pressure resistance and roughness conditions. It is expected that the methodology provides useful information about resistance which enables engineers to design more efficient and environmentally friendly ships.

Second section of the thesis is dedicated to the antifouling marine paints. Traditional paints are still being used in small vessels, which are highly sensitive to the alkaline. Additionally, traditional paints have only 6 months to one year of service lives. Controlled Depletion Polimers are generated from the traditional antifouling with more service lives. Both of these paints have limited applications on commercial vessels.

The big commercial ships were using the Tributyl Tin paints before 2000. The main advantage of the this technology is the amazing service life of 5 years. However, using these paints were banned with an international regulation by International Maritime Organization (IMO). Foul release antifouling are becoming popular nowadays with their good hydrodynamic and long-life features.

The turbulent boundary layers are conventionally composed of sub-regions which exhibit different physical properties. These regions are examined in two main groups as inner region and outer region. The inner region is further divided into viscous sublayer and a log-law layer. The surface roughness affects the inner part of the boundary layer and the effect of the roughness decreases as the distance from the wall increases.

Surface conditions becomes more effective on the average flow properties as boundary layer thickness decreases. Thus, roughness condition on the fore part of a ship has the major effect on the resistance increase.

When the height of all roughness elements is within the viscous sublayer, there is no change on the average flow properties. Such surfaces are called hydraulically smooth surfaces. When some roughness elements rise above the viscous sublayer partially, small eddies and separations occur behind these elements. This flow regime is called the transition regime. As the surface roughness increases, large flow separations begin to form behind the roughness elements and this flow regime is called the fully rough flow regime.

The roughness conditions of real engineering surfaces are more complex considering with the regular roughness of sand grains. Some researches reveals that, such surfaces can be modeled successfully with a single roughness function in the log-law region. The function should be chosen meticulously based on the flat plate experiments though.

In the turbulent flows over the rough surfaces, the mean velocity profiles in the log-law region show parallel decreases according to the mean velocity profiles of smooth surfaces. The magnitude of the decreases are represented by the roughness functions. In the CFD analysis carried out within the scope of this study, the roughness effects of the surfaces were included in the calculations with predetermined roughness functions.

Chapter 5 describes ship resistance, resistance components and scaling methods. Ships are subjected to a resistance force in the opposite direction to their movements during the operation. Resistance itself is divided into different components. Since different components exhibit different physical properties, correct identification and understanding the components is important in converting the model test data to the ship scale.

The sum of the tangential stresses on the ship's Shell plating along the surface gives frictional resistance. The sum of the normal stresses on the surface is called pressure resistance or residuary resistance. The residuary resistance is itself divided into two sub-components as wave resistance and viscous pressure resistance. Since the frictional resistance and viscous pressure resistance are largely due to the viscos effects, the sum of these resistances is called viscous resistance.

Starting from the 19th century, ship hydrodynamists developed various approaches to calculate the total resistance of a hull from scaled model experiments. All of such methodologies can be examined in two main section, one being conventional approach based on Froude Hypothesis and other is called form factor approach. However, mutual interactions of the resistance component are not completely understood.

It has been known since the first marine applications that the surface roughness of the ship's outer surface increases the frictional resistance. However, as the roughness affects the flow characteristics in the boundary layer, it also indirectly changes the

flow in the wake zone. Thus, the viscous pressure resistance can be expected to change depending on the surface quality.

The flow is mathematically modeled by steady Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS) equations. Reynolds stresses were calculated by using two layer realizable  $k-\epsilon$  turbulence model. Equations are solved by Finite Volume Method (FVM) with a segregated algorithm using Star CCM+ software. The details of the solution method are described in Chapter 5.

Five different antifouling marine paints and two different sandpapers, in addition to a smooth reference surface, were considered in the analysis. For the roughness functions used in wall functions, experimental data obtained from previous studies were used.

Numerical analyzes were conducted with three different geometries. In the first stage, the flow around the flat plate was examined and the results were validated by comparing with the experimental data. The validation study were conducted with two Reynolds numbers. Except for one surface, which contains the most extreme roughness characteristics, results were in extremely good agreement with the experiments with 3% relative error at most.

Then the flow around the Wigley form and the Kriso Container Ship (KCS) was modeled, and the change of the viscous pressure resistance and the flow properties in the boundary layer were investigated. In order to determine

Just from the common sense, one can claim that the frictional resistance should increase when the surface becomes more rough. It is not that obvious, however, when it comes to the viscous pressure resistance. In this part of the study reveals that the viscous pressure resistance shows similar tendency with the frictional resistance in the Reynolds number range of  $10^6 - 10^7$ . This means that the form factor stays the same in that range of Reynolds number.

It has been observed that as the roughness increases, the turbulence intensity in the boundary layer increases, the velocity values decrease, and the local slip resistance and total frictional resistance increase. It has been observed that an indirect change in the flow character in the wake region has also occurred and the viscous pressure resistance has increased at a rate similar to the frictional resistance.

In the last part of the study, frictional resistance values were calculated for ship scale at two different service speeds. Newly applied, marine paints were found to increase ship resistance by 3% - 8% compared to a smooth exterior surface. It is seen that, the increase of resistance is smaller in ship scale due to the fact that the boundary layer thickness around the ship is bigger than the model. Another important finding is that silicone-based foul release paints give about 3% lower resistance than self-polishing copolymer Tri-Butyl Tin (SPC TBT) paints.



## 1. GİRİŞ

Günümüzde kullanılan enerji kaynaklarının büyük çoğunluğunu fosil yakıtlar oluşturmaktadır. Bu yakıtların çevresel etkileri ve yüksek maliyetleri, hem uluslararası düzenleme kuruluşlarını, hem de akademik araştırmacıları mevcut enerji kaynaklarını daha verimli kullanan alternatif çözümler üretmeye zorlamaktadır. Son dönemde alternatif enerji kaynaklarının araştırılması hem akademik hem de endüstriyel alanlarda ana konulardan biri haline gelmiştir. Uluslararası Denizcilik Örgütü'ne (IMO) göre 2013 yılında yürütmeye giren Enerji Verimliliği Dizayn Endeksi yeni gemiler için alınan en önemli teknik önlemdir. Endeksin ana amacı enerji verimliliği yüksek ekipmanların kullanımını yaygınlaştırarak denizcilik faaliyetlerinden kaynaklanan çevre kirliliğini düşürmektir (IMO, 2009; Longva ve diğ., 2010). Ayrıca, deniz taşımacılığı piyasası geleceğe yönelik olumlu sinyaller verse de, 2008 yılında yaşanan küresel ekonomik krizden bu yana yaşanan durgunluk denizcilik şirketlerini zorlamakta, şirketler operasyon maliyetlerini düşürmenin yollarını aramaktadırlar (UNCTAD, 2018; Kalgora ve Mutinga, 2016). Bahsedilen sorunların üstesinden gelmenin bir yolu, iyi tasarlanmış bir tekne geometrisi ile toplam tekne direncini düşürerek yakıt maliyetlerini azaltmaktır.

Gemi, seyir süresince, hareket yönüne zıt bir direnç kuvvetine maruz kalır. Direnç kuvveti, sürtünme direnci ve artık direnç olmak üzere iki ana bileşenden oluşur (Molland ve diğ., 2011). Sürtünme direnci, isminden de anlaşılacağı üzere, teğetsel akışkan kuvvetleri nedeni ile meydana gelir ve genellikle toplam direncin büyük bölümünü oluşturur. Sürtünme direnci, petrol tankerleri gibi düşük hızlı gemilerde toplam direncin yaklaşık %80'ini oluştururken konteyner gemileri gibi yüksek hızlı gemilerde bu oran %50 civarındadır (Lackenby, 1962). Gemi direncinin yüksek bir hassasiyet ile öngörülmesi geminin işletilmesi için kritik öneme sahiptir. Gemi üzerine etkiyen sürtünme ve artık direnç kuvvetlerinin doğru tahmin edilmesi, yakıt maliyeti düşük, enerji verimliliği yüksek gemilerin tasarımına olanak sağlar. Böylece denizde taşımacılık faaliyetleri nedeni ile ortaya çıkan çevre kirliliği de azaltılabilir.

Bir geminin sürtünme direnci, tekne geometrisinin yanı sıra dış yüzeyinin pürüzlülük özelliklerine bağlıdır. Yüzey pürüzlülüğü arttıkça, direnç de artış gösterir. Bu nedenle sürtünme direncini düşürmenin en iyi yolu geminin dış kaplama yüzeyine iyileştirme uygulamaktır. En yaygın iyileştirme ise dış kaplamanın boyanmasıdır.

Deniz boyları, çeşitli pürüzlülük özelliklerine sahiptirler. Bu nedenle uygulanacak boyanın seçimi büyük önem arz eder. Ayrıca geminin sualtı bölümü sürekli olarak biyolojik kirlenmeye maruz kalır. Biyolojik kirlenme yüzey pürüzlülüğünde artışa, geminin hidrodinamik performansında düşüşe neden olmaktadır. Bu nedenle geminin su altında, biyolojik kirlenmeyi kontrol altında tutan antifouling boylar tercih edilir. Öte yandan söz konusu boyların da evre dostu olması teşvik edilmekte ve gemilerde kullanılan boylar da IMO tarafından düzenlenmektedir. Bu nedenlerle yeni deniz boylarının hidrodinamik özelliklerinin araştırılmasına sürekli olarak artan bir ticari ve akademik ilgi ve destek mevcuttur.

### **1.1 Konunun Güncel Değeri**

Günümüzde deniz taşımacılığı küresel ticarete önemli bir yer tutmaktadır. Ticari rnlerin hacimsel olarak %80'inden, maddi açıdan ise %70'inden fazlası gemiler tarafından taşınmaktadır (UNCTAD, 2017). Bu nedenle denizcilik faaliyetlerinin vresel etkileri hayati önem taşır. Denizcilik faaliyetlerinin vresel performansına yönelik düzenlemeler Birleşmiş Milletler'in bir uzman kuruluşu olan Uluslararası Denizcilik rgt (IMO) tarafından düzenlenmektedir. Günümüzde IMO'nun birincil önceliği, gemilerde enerji verimliliğinin artırılması ve sera gazı emisyonlarının azaltılmasıdır. Alınan tedbir ve düzenlemeler ile sera gazı emisyonlarında 2020 yılına kadar %20, 2025 yılına kadar %25 ve 2030 yılına kadar %30 oranında azaltıma gidilmesi planlanmaktadır.

Gemilerde enerji verimliliğini artırma ve yakıt tüketimini azaltmada en etkili parametrelerden bir tanesi doğru deniz boyası seçimi ve gemi dış kaplama yüzeyinin düzenli olarak temizlenmesi veya onarılmasıdır. Townsin (2003) balık, kabuk ve istenmeyen ot gibi kirleticiler nedeni ile yaşanan enerji kaybı ve bunun ekonomik sonuçlarını değerlendirmiş ve gemilerde yakıt tüketiminin daha pürüzsüz bir dış kaplama ve gelişmiş kirlenme karşıtı (antifouling) boya uygulaması ile %4 oranında azaltılabileceğini vurgulamıştır. Daha güncel bir çalışmada Schultz ve diğ. (2011) Amerika Birleşik Devletleri (ABD) Deniz Kuvvetleri destroyerleri için bir inceleme

gerçekleştirmiş ve biyolojik kirlenmenin ekonomik etkisinin gemi başına yıllık 1 milyon ABD doları olduğunu belirlemiştir.

Kirlenme karşıtı deniz boyaalarının temel görevleri, yüzeyde yaşanan bozulma ve kirlenmeye bağlı sürtünme direnci artışını sınırlandırmaktır. Kendiliğinden parlatma yapan (SPC) tribütüil kalay (TBT) boyaalarında yüzey pürüzlülüğü – sürtünme direnci ilişkisini araştıran çok sayıda çalışma yürütülmüştür (Musker, 1980 – 1981; Townsin ve diğ., 1981; Granville, 1987; Medhurst, 1989; Grigson, 1992). Öte yandan bu çalışmalar kirlenmenin etkisini göz ardı etmişlerdir. Bu durumun temel sebebi TBT sistemlerinin uzun süreli kirlenme kontrolü sağlamasındaki başarısıdır (Jelic-Mrcelic ve diğ., 2006). Ancak bu sistemler deniz canlıları üzerindeki olumsuz ekolojik etkileri nedeni ile yasaklanmıştır (Champ, 2003), ve alternatif boyalar biyolojik kirlenmeyi kontrol etmede TBT sistemleri kadar başarılı değildir (Abbot ve diğ., 2000). Bu durum araştırmacıları toksik olmayan alternatif kirleme önleyici sistemler üzerine çalışmaya yöneltmiştir (Swain ve Schultz, 1996; Carman ve diğ., 2006; Genzer ve Efimenko, 2006; Statz ve diğ., 2006).

Özetleyecek olursak, uluslararası düzenleme kuruluşları tarafından toksik olmayan deniz boyaaları kullanımının teşvik edilmesi, gemi kaynaklı sera gazı emisyonlarını azaltma çabası, IMO tarafından gemilerde enerji verimliliğine birincil önem verilmesi ve gemi işletmecilerinin yakıt maliyetlerini azaltma isteği konuya güncel değerini kazandırmaktadır. Ek olarak, pürüzlü yüzey üzerinde gelişen sınır tabaka akışları, akışkanlar mekaniği alanında detaylı olarak çalışılmış olsa da, boyalı gemi dış kaplama yüzeyleri oldukça düzensiz bir pürüzlülük barındırmaktadır ve bu tip yüzeyler üzerinde gelişen sınır tabaka akışlarına yönelik çalışmalar kısıtlıdır (Ünal, 2012).

## **1.2 Literatür Araştırması**

Pürüzlülük – gemi direnci ilişkisi 18. Yüzyılın ikinci yarısından beri birçok araştırmacının ilgisini çekmiştir. Yüzey pürüzlülüğünün sürtünme direnci üzerindeki etkisine ilişkin ilk deneysel araştırmalar, Froude'a atfedilebilir (Froude, 1872; Froude, 1874). Kirlenmenin direnç üzerindeki etkisini araştıran ilk kapsamlı deney çalışması ise McEntee (1915) tarafından gerçekleştirilmiştir. Deney kapsamında düz plakalar antikoroziif boya ile boyanmış ve bir süre denizde bekletilmiştir. Deney sonucunda 12 ay boyunca deniz suyuna maruz kalan plakalarda sürtünme direncinin dört kat artış gösterdiği gözlemlenmiştir.

Pürüzlülük nedeni ile gemi direncinde yaşanan artış hakkında ayrıntılı bilgi veren ilk çalışmalardan bir diğeri de Lackenby (1962)'dir. Çalışmanın sonuç bölümünde 18000 DWT, 14 knot servis hızında çalışan bir tanker gemisi ile 22 knot servis hızında çalışan bir kanal gemisinin direnç özelliklerinin değişimi verilmiştir. Tanker gemisinde üç yıllık bir işletim neticesinde biyolojik kirlenmeye bağlı olarak direnç kuvvetinde meydana gelen artışın %31, kanal gemisinde ise dört yıllık bir işletim neticesinde direnç kuvvetinde meydana gelen artışın %21 olduğu belirtilmiştir. Ayrıca dış kaplama yüzeyinin düzenli olarak bakım ve onarımı ile yakıt tüketiminin önemli ölçüde azaltılabileceği de çalışmanın bulguları arasındadır.

Günümüzde pürüzlülük – sürtünme ilişkisinin incelenmesine yönelik en yaygın araştırma yöntemi plaka çekme deneyleridir. Candries ve diğ. (2001), foul – release tipi boyaların dirençlerini incelemek için 2.55 m uzunluğunda bir düz plaka ile deneyler gerçekleştirmiş, bu boya türünün farklı pürüz dokusu ile SPC türü boyalara bir alternatif olabileceği sonucuna ulaşmıştır. Schultz (2002) zımparalama uygulanan farklı yüzeylerin sürtünme – direnç ilişkisini araştırmak amacı ile düz plakalar kullanarak, çekme tankında deneysel bir çalışma yürütmüştür. Boyutsuz direnç katsayısında %7.3'e varan artış gözlemlemiştir. Ayrıca bu yüzeylerde ortalama pürüz yüksekliği değerinin pürüzlülük fonksiyonu hakkında yeterli bilgiyi sağladığı da belirtilmiştir. Schultz (2004), gemilerde kullanılan zehirli boyaların direnç özelliklerini incelemek amacı ile sistematik deneyler yürütmüştür. Deney kapsamında 1.52 m uzunluğunda plakalara çeşitli deniz boyalarını uygulamış ve farklı akış hızlarında direnç kuvvetini ölçmüştür. Daha sonra plakalar belirli bir süre biyolojik kirlenmeye maruz bırakılıp yüzey pürüzlülüğü incelendikten sonra deney yinelenmiştir. Ek olarak tüm yüzeyler temizlenmiş ve deney bir kez daha tekrar edilmiştir. Benzer şekilde deneyler iki farklı zımpara kâğıdı için de gerçekleştirilmiştir. Deniz boyalarında ortalama pürüz yüksekliği değerinin Colebrook (1939) tipi pürüzlülük fonksiyonu ile birlikte kullanıldığında yeterli bilgiyi sağladığı, öte yandan zımpara kâğıtlarında Nikuradse tipi pürüzlülük fonksiyonunun daha kullanışlı olduğu sonucuna varılmıştır. Atlar ve diğ. (2012) nano yapı ve florlu foul-release polimer boyaların hidrodinamik performansını araştırmak için, eksenel olarak simetrik bir cisim etrafındaki akışı deneysel olarak incelemiştir. Sonuçlar, boyaların ilk uygulandıklarında çok yüksek hidrodinamik performans sergilediklerini göstermiştir. Ünal ve diğ. (2012), yeni nesil fuel-release boyaların hidrodinamik



performansını incelemiştir. Çalışma kapsamında çeşitli yüzeyler üzerindeki sıfır basınç gradyanlı akış araştırılmış, sınır tabaka ölçümleri iki boyutlu lazer Doppler velosimetri (LDV) sistemi ile alınmıştır. Elde edilen sonuçlar, tüm yüzeylerin sürtünme özelliklerinin dikkat çekici derecede iyi olduğunu ve pürüzsüz referans yüzeyine göre yerel sürtünmede en fazla% 6.6 artış olduğunu göstermiştir. Schultz ve diğ. (2015), foul – release boyalar kullanarak, bir tam gelişmiş türbülanslı kanal akış sisteminde yürüttüğü deneyler ile biyofilmlerin sürtünme direnci üzerindeki etkisini incelemiştir. Deney kapsamında temiz yüzeyler için ölçümler alındıktan sonra yüzeyler üç ay ve altı ay süre boyunca diatomlu balçık filmlere maruz bırakılmış ve deneyler tekrar edilmiştir. Sürtünme direncinde %70'e varan artış gözlemlenmiştir.

Plaka deneyleri, pürüzlülük – direnç ilişkisine yönelik faydalı bilgiler sağlar. Öte yandan, plakalar üç boyutlu bir gemi geometrisini temsil edemeyeceğinden bu deneylerden elde edilen bilgi sınırlıdır. Tam ölçekli seyir tecrübeleri ile yapılan çalışmalar ise büyük yatırımlar gerektirdiğinden nadiren gerçekleştirilir. Haslbeck ve Bohlander (1992) bu konuda başarılı bir girişimdir. Çalışma kapsamında 22 hafta biyolojik kirlenmeye maruz kalmış bir tek pervaneli fırkateyn ile seyir tecrübeleri gerçekleştirilmiş, torsionmetre ile shaft beygir gücü değeri ölçülmüştür. Daha sonra dış kaplama yüzeyi temizlenmiş ve seyir tecrübesi yinelenmiştir. Temizleme işlemi sonrasında, seyir hızına bağlı olarak, shaft beygir gücü değerinde %5 - %20 oranında artış olduğu gözlemlenmiştir.

Pahalı olan model deneylerine alternatif olarak son dönemde araştırmacıların ilgisini çeken bir diğer yaklaşım, sayısal simülasyonlardır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) çalışmalarında yüzey pürüzlülüğünün dâhil edilmesine yönelik ilk girişimler Patel (1998) tarafından incelenmiştir. Diğer yandan günümüzde bilgisayarların hesaplama kabiliyetlerinde ve türbülans modelleme tekniklerinde önemli gelişmeler yaşanmıştır. Khor ve Xiao (2011), NACA 4424 airfoil ve bir denizaltı etrafındaki akışı Zaman – Ortalamalı – Navier – Stokes (RANS) denklemlerinin çözümüne dayalı bir teknik ile simüle etmişlerdir. Çalışmada, pahalı olmalarına karşın foul release boyaların SPC boyalara kıyasla önemli ölçüde düşük direnç kuvvetine yol açtığı sonucuna ulaşılmıştır. Usta ve Korkut (2013), 1.5 m uzunluğunda beş farklı alüminyum plaka ile hem deneysel hem sayısal çalışmalar gerçekleştirmiştir. Yüzey pürüzlülüğünün sayısal olarak başarılı bir şekilde modellenebileceği gösterilmiştir. Demirel ve diğ. (2014), Schultz (2004) tarafından sunulan plaka geometrisi ve pürüz

özelliklerini kullanarak HAD analizleri gerçekleştirmiştir. Grigson'un (1992) Colebrook tipi duvar fonksiyonunu kullanmış ve sayısal sonuçları deney sonuçları ile kıyaslamışlardır. Tüm vakalar için, direnç değerlerinde sayısal sonuçlar ile deney sonuçları arasındaki bağıl fark %2.54'den düşüktür. Haase ve diğ. (2016) orta – süratli büyük katamaranların tam ölçekte direnç değerlerinin tahmin edilmesine yönelik RANS temelli bir hesaplama yöntemi geliştirmiştir. Yüzey pürüzlülüğü, duvar fonksiyonunda, hız değerinin aşağı kayması olarak hesaplamalara dâhil edilmiştir. Hesaplama ve deneysel çalışmalar arasındaki bağıl fark %5 civarındadır. Demirel ve diğ. (2017) KRISO Konteyner Gemisi (KCS) geometrisini kullanarak RANS temelli bir sayısal yöntem ile pürüzlülüğün gemi direnci üzerindeki etkisini araştırmıştır. Duvar fonksiyonu üzerinde yaptıkları düzenlemeler ile pürüz etkilerini hesaplamalara dâhil etmişlerdir. Tam ölçekli sonuçlara ulaşmak için ise Granville'in (1958) benzerlik yasasından faydalanmışlardır. Rushd ve diğ. (2018) viskoz yağ kaplamalarının eşdeğer kum tanesi pürüzlülüğünü (hidrolik pürüzlülük) belirlemek amacı ile hem deneysel hem sayısal çalışmalar yürütmüştür. Çalışmanın bulguları arasında HAD uygulamalarının kirli yüzeylerin hidrolik pürüzlülüğünü belirlemek için kullanılabilmesi vurgulanmıştır. Atlar ve diğ. (2018), üç farklı prosedür ile, antifouling boya'nın gemi performansı üzerindeki etkilerini tahmin etmede kullanılacak bir yaklaşım sunmuştur. Her üç prosedür de KCS üzerinde iki farklı servis hızı için uygulanmış ve kirlenmeye bağlı olarak yakıt tüketiminde yaşanan artış hesaplanmış, sonuçlar karşılaştırılmıştır. Yeni nesil antifouling sistemler Demirel (2018) tarafından ayrıntılı olarak tanıtılmış ve değerlendirilmiştir.

### **1.3 Tezin Amacı ve Kapsamı**

Önceki alt bölümlerde de belirtildiği üzere denizcilikte kullanılan boyama uygulamalarının yol açtığı yüzey pürüzlülüğü düzensiz bir yapıya sahiptir. Pürüzlü yüzeyler etrafında gelişen sınır tabaka akışlarına yönelik çok sayıda çalışma bulunmasına karşın düzensiz yapıdaki pürüzlülükleri inceleyen çalışmalar sınırlıdır. Literatür incelendiğinde pürüzlülük – direnç ilişkisine dair çalışmaların büyük çoğunluğunu plaka çekme deneyleri oluşturmaktadır. Ancak iki boyutlu plakalar üç boyutlu bir tekne geometrisini temsil edemeyeceğinden konu ile ilgili ayrıntılı ve derin bilgiler vermez. Konu ile ilgili sayısal uygulamalar ise nicelik olarak nispeten azdır.

Tezin ana amacı çeşitli boya uygulamaları neticesinde ortaya çıkan yüzey pürüzlülüğünün gemi direnci üzerindeki etkilerini incelemek üzere sayısal bir metodoloji geliştirmektir. Geliştirilen metodoloji ile gerçekleştirilen simülasyonların, pürüzlülüğün, üç boyutlu bir tekne geometrisi etrafındaki akışı nasıl etkilediğine dair faydalı bilgiler sağlanması beklenmektedir.

Çalışma kapsamında öncelikle iki boyutlu bir plaka etrafındaki akış modellenmiş ve Star CCM+ programı kullanılarak, çeşitli boya uygulamaları için, sayısal hesaplamalar gerçekleştirilmiştir. Hesaplanan direnç değerleri Schultz (2004) tarafından yürütülen deney sonuçları ile karşılaştırılarak doğrulama sağlanmıştır. Daha sonra aynı metodoloji kullanılarak Wigley tekne geometrisi ve KCS modeli etrafındaki akış simüle edilmiş ve boya uygulamalarının direnç kuvveti ve akış özellikleri üzerindeki etkileri incelenmiştir. Son olarak Granville (1958) ekstrapolasyon yöntemi kullanılarak KCS gemisinin tam ölçekteki sürtünme direnci hesaplanmıştır.



## **2. ANTİFOULİNG DENİZ BOYALARI**

### **2.1 Giriş**

Boya, katı bir yüzey üzerine uygulandığında, yüzey üzerinde kuruyarak veya sertleşerek kalıcı bir film oluşturan akışkan malzemeler olarak tanımlanabilir. Genellikle birçok hammaddenin karışımı şeklindedir. Temel olarak üç ana bileşen ve küçük oranda bulunan birçok katkı maddesinden oluşurlar. Ana bileşenler bağlayıcı, pigment ve çözücü (genellikle solvent) olarak adlandırılır. Bunlardan yalnızca ilk ikisi nihai kuru boya filmi oluşturur. Buharlaşarak filmi terk eden çözücü, boya uygulamasını ve film oluşumunu kolaylaştırmak için gereklidir. Bağlayıcılar boyanın film oluşturucu bileşenleridir. Hem fiziksel hem de kimyasal olarak kaplamanın temel özelliklerini belirlemede baskındırlar. Pigmentler bağlayıcıya dağıtılmış ince tozlardır ve çeşitli fonksiyonlara sahip olabilir: antikorozyon pigmentleri kimyasal ve elektrokimyasal yollarla aşınmayı önler, bariyer pigmentleri boya filminin sızdırmazlığını artırır ve renklendirici pigmentler kalıcı renk verir. Gemi dış kaplamasının su ile temas eden kısmı genellikle iki tip boya ile boyanır. Bunlardan birincisi antikorozyon özelliğe sahiptir ve daha sonra uygulanacak antifouling boya için astarlama görevi görür.

Tarih boyunca gemiler, biyolojik ve kimyasal kirlenmenin önüne geçmek amacıyla ile çok çeşitli boyalar ile boyanmıştır. Candries (2001), antifouling boyaların tarihsel gelişimine dair bir derleme sunmuştur. Bu bölümde günümüzde ve yakın geçmişte sıkça kullanılan antifouling boyalar hakkında bilgiler verilmektedir.

### **2.2 Çözünür Matrisli (Geleneksel) Antifouling Boyalar**

Çözünür matrisli antifouling boyalarda, reçine (doğal reçine) bazlı, bağlayıcı ve zehir su içinde yavaş yavaş çözülür. Geleneksel (klasik) antifouling boyalar olarak adlandırılan bu boyalar, alkalilere karşı çok hassastır ve tercihen katodik koruma ile birlikte kullanılmamalıdır. Çatlama riski nedeniyle, çözünür matrisin (reçine bazlı) kirlenme önleyici boya katmanlarının, kuruduktan sonra uzun süre boyunca (atmosfere maruz kalmış) daldırmadan durmasına izin verilmez. Gemi denize indirilmeden kısa bir süre önce uygulanmalı ve indirilmeden önce kuruması için yeterli zaman

birakılmalıdır. Yukarıda belirtilen faktörlere bağılı olarak, geleneksel antifouling boyaların kullanım ömrü diğer formülasyonlardan daha kısa olma eğilimindedir. Ticari olarak temin edilebilen geleneksel antifouling boyalar normalde 6-12 aylık bir hizmet ömrüne sahiptir.

### **2.3 Kendinden Parlatmalı Tribütil Kalay (SPC TBT) Antifouling Boyalar**

Geçtiğimiz yüzyılın son bölümünde, gemilerin %75'i kendinden parlatmalı Tribütil Kalay boyalar ile boyanıyordu (Anderson, 1993). SPC TBT kaplamaları, boyanın film oluşturan bileşeni olarak akrilik bir ko-polimerden oluşur; TBT biyositi, polimere kimyasal olarak bağlanır. Bitmiş boya ürününde, diğer biyositler, genellikle bakır bileşikleri ve "güçlendirici biyositler", katkı maddeleri ve çözücü ile birlikte bulunur (Anderson ve Hunter, 2000).

Suya daldırıldığında, deniz suyu ile TBT'yi ve mevcut diğer biyositleri serbest bırakan TBT kopolimeri arasında boya yüzeyinin en üstteki birkaç nanometresine sınırlı olan bir reaksiyon meydana gelir. Kimyasal reaksiyon suda çözünür bir reaksiyon ürününün oluşmasıyla sonuçlanır, bu daha sonra çözülebilir, yüzeyin zamanla parlatılmasıyla sonuçlanır, böylece diğer biyositleri düzenli olarak serbest bırakır. Biyosit salınım hızı bu kimyasal reaksiyonla kontrol edilir ve maliyeti en aza indirmek ve kullanım ömrünü en üst düzeye çıkarmak için 25 yıl süren araştırma geliştirme çalışmaları neticesinde hassas bir şekilde ayarlanmıştır (Candries, 2001). Ayrıca, biyosit salınım hızı, belirli bir gemi tipinin gereksinimlerine göre uyarlanabilir. TBT-SPC'lerin ömrü doğrudan uygulanan kaplamanın kalınlığı ile ilgilidir ve 5 yıla kadar olan servis ömrü kolayca elde edilebilir (Anderson, 1993; Anderson ve Hunter, 2000)

Reaksiyonun yalnızca yüzeyde gerçekleşmesi ve dökme filmde gerçekleşmemesi, o zamanlar zehirli boya teknolojisinde önemli bir atılımdı. Tamamen bir yüzey reaksiyonu olduğu için, biyositlerden yoksun olan süzölmüş katman, çok incedir (genellikle 20 um'den küçüktür), bu da, bozulmamış ve sabit bir biyosit salınmasına izin verir. Parlatma hızı, gemi hızı ile doğrudan ilişkilidir, ancak SPC TBT'lerin diğer kirlenme önleyici sistemlere kıyasla en önemli avantajlarından biri, gemi dururken ve kirlenmeye en yatkın olduğunda dahi parlatma işleminin devam etmesidir (Anderson ve Hunter, 2000).

TBT-SPC ürünlerinin boya filmi mekanik olarak güçlüdür ve ekstrem çevresel koşullarına dayanabilir. Bu, geminin yeni inşa sırasında oluşabilecek atmosfere uzun süre maruz kalması durumunda kullanım kolaylığı sağlar (Candries, 2001).

Hassas bir biçimde kontrol edilebilen salınım hızı ile birleştiğinde TBT Bakır güçlendirici biyosit kombinasyonunun kirletici organizmalara karşı biyosidal etki ve geniş spektrum aktivitesi, SPC TBT boyaları ile kaplanmış yüzeylerin uzun süre boyunca yüksek seviyede bir kirlenme kontrolü sağlamasını olanaklı kılar. Tipik kayıtlar, yüksek performanslı SPC TBT boyalı gemilerin % 90'ından fazlasının, uygulanan boya sisteminin belirtilen ömrünün sonunda kuru havuza tatmin edici bir durumda geri döndüğünü göstermektedir (Anderson ve Hunter, 2000).

Kullanıma başlanmasından itibaren SPC TBT boyalar çevresel incelemelere tabi tutulmuştur. 1980'lerin başında, organotin sadece kirletici organizmaları öldürmediği, aynı zamanda özellikle çökeltilerdeki yavaş bozunma nedeniyle, TBT'nin, özellikle madya ve istiridye gibi yumuşakçalar olmak üzere, geniş çapta diğer deniz türleri üzerinde toksik etkileri olduğu anlaşılmıştır. Yüksek konsantrasyonda TBT ile kontamine olmuş deniz limanlarında, canlılar cinsel bozukluklara bağlı hastalıklar göstermeye başlamış ve istiridyeler anormal derecede kalın kabuklar geliştirmiştir. Benzer etkiler, TBT ile kirlenmiş yıkama suyunun, deniz ortamına işleminden geçirilmeden bırakıldığı bakım-onarım kuru havuzlarının yakınında da tespit edildi. Birkaç yıl içinde bazı madya türleri Kuzey Denizi'ndeki birçok liman ve marinadan kaybolmuştu.

Bu gözlemlerin bir sonucu olarak, Avrupa Birliği'nde 1989'da (Fransa'da 1982'nin başlarında) uygulanan tüm kirlilik önleyici ürünlerde TBT kullanımı yasaklandı ve benzer kısıtlamalar getirildi. Kısıtlamalar kısa sürede olumlu çevresel sonuçlar doğurdu. SPC TBT boyaların gemilerde kullanımı IMO tarafından küresel olarak yasaklanmıştır (IMO, 2001).

#### **2.4 Kalay İçermeyen SPC Antifouling Boyalar**

SPC TBT boyaların en önemli üstünlükleri deniz suyunda meydana gelen kimyasal tepkimenin bir sonucu olarak elde edilen parlatma hızıdır. Deniz suyunda TBT kimyasını taklit etmek için, bir dizi akrilik polimer sentezlenmiştir. Üç ana tip Bakır Akrilat, Silil Akrilat ve Çinko Akrilattır.

Bunlardan ticari olarak piyasaya sürülen ilk ürün, 1990 yılında Nippon Paint Marine Coatings firması tarafından Japonya'daki TBT yasağına cevaben Ecoloflex SPC adı altında piyasaya sürülen Bakır Akrilat sistemidir. Bakır akrilat polimeri, deniz suyuyla TBT ko-polimeriyle aynı şekilde reaksiyona girerek, boya yüzeyinde çözünür bir mikro tabaka oluşturur ve kaplamanın aşamalı olarak parlatılmasını sağlar. Bu mekanizma, zaman içinde biriken hiçbir sızıntı tabakasının bulunmamasını, sistemdeki biyositlerin kontrollü bir şekilde salınmasını ve böylece uzun süreli kirlenmeye kontrolünün sağlanmasına olanak tanır. Kaplamalar, uygulanan kalınlıkla orantılı bir ömre sahiptir (Anderson ve Hunter, 2000).

## **2.5 Kontrollü Tükenme Polimerler (CDP) Antifouling Boyalar**

Kontrollü Tükenme Polimer antifouling boyları, SPC TBT'lerin ortaya çıkmasından önce popüler olan geleneksel çözünür matrisli boyalardan türetilir. CDP zehirli boyları ağaçlardan elde edilen bir madde olan rosin kullanılarak formüle edilmiştir. Rosin, bir asırdan fazla bir süredir antifouling boya kimyagerleri tarafından kullanılmıştır ve deniz suyunda az çözünür olduğu için kullanılır, bu, boya filminin yavaş yavaş çözünmesini veya çözünmesini ve böylece kaplama matrisinde bulunan biyositleri salıvermesini sağlar. Rosin ucuz bir yenilenebilir kaynaktır, ancak bazı dezavantajları vardır: kırılğan bir malzemedir ve kaplamada çok fazla kullanılırsa çatlama ve ayrılmaya neden olabilir. Bunun üstesinden gelmek için, CDP sistemleri akrilikler, viniller, polyesterler veya poliamitler gibi modern takviye edici polimer reçineleri içerir. Suda çözünmez oldukları için bu polimerlerin çok yüksek bir seviyeye dâhil edilmemesine özen gösterilmeli ve çok fazla ilave edilmesi çözünme işlemini geciktirecek ve böylece biyosit salınımını önleyecektir (Milne, 1991).

Rosinin bir başka sakıncası, SPC TBT'lerin aksine, deniz suyunun kaplamanın derinliğine girmesini önleyememesidir. Deniz suyu CDP filminin kütesinin içine daha da fazla nüfuz ettiğinde, biyosit salınımını yavaşlatan ve sonunda kirlenmenin bağlanmasına yol açan büyük bir yapraklı tabaka oluşabilir. CDP sistemlerinde, bu en çok dikey tarafta yeşil alglar olarak görülür (Anderson ve Hunter, 2000). SPC TBT sistemlerinin ortaya çıkmasından önce, süzölmüş tabakanın tüm kirlenme önleyici formülasyon çalışmalarında hız kontrol edici ve kullanım ömrünü sınırlayan bir adım olduğu iyi bilinmektedir. Oluştuktan sonra, onu çıkarmanın tek yolu su içinde ovalama veya kuru havuzda yüksek basınçlı tatlı su ile yıkamaktır. Üst kaplamadan önce çıkarılmazsa, sonraki yuvalarda kopma ve artan pürüzlülüğe neden olabilir. Bu



nedenle CDP antifouling boyaların kirlenme kontrolü performansı 36 ay ile sınırlıdır (Anderson ve Hunter, 2000).

## 2.6 Foul Release Antifouling Boyalar

Kuşkusuz, çevresel açıdan toksinlerin kullanımına dayanmayan antifouling boyalar arzu edilir. Kalaysız alternatiflerde kullanılan yükseltici biyositlerin birçoğu çevresel incelemeye tabi tutulmuştur ve nispeten büyük miktarlarda bakırın (normal hücresel fonksiyon için iz miktarlarında gerekli olsa bile) ekosistemleri olumsuz yönde etkilediği anlaşılmıştır (Claisse ve Alzieu, 1993). En köklü toksik olmayan antifouling boya sistemleri Foul Release teknolojisine dayanır.

Toksik olmayan yüzeylerin kullanımı veya kirlenmeye karşı koruma için düşük aderans kavramı yeni değildir ancak başlangıçta bu teknoloji pratikte kullanılmamıştır. Foul Release sistemlerinin geliştirilmesi 1980'lerin sonunda, yolcu ve kargolar için daha hızlı teslimat süresine olan talebin artması ve artan tasarım hızına sahip gemilerin geliştirilmesi ile ortaya çıkmıştır.

Günümüzde kullanımda olan Foul Release sistemlerinin çoğu, polidimetilsiloksan (PDMS) bazlı silikon malzemelerdir. PDMS, polimer zincirinin en düşük yüzey enerji konfigürasyonuna kolayca adapte olmasına izin veren oldukça esnek bir omurgaya sahip heterojen bir moleküldür. Bir yüzeyin serbest enerjisi, yüzeydeki moleküllerin, termodinamik olarak homojen iç kısımdaki moleküllerle karşılaştırıldığında aşırı enerjidir. Yüzey enerjisinin büyüklüğü, yüzeyin diğer malzemelerle kendiliğinden etkileşime girme kabiliyetini temsil eder (Brady, 1997; Vincent ve Bausch, 1997). Yüzey enerjisi ve kritik yüzey gerilimi, kapsamlı temas açısı analizi veya başka bir deyişle, yüzeyin ıslanabilirliğini ölçerek belirlenir. Çeşitli tanısal sıvıların yüzey gerilimi, sıvı damlacıklarının kaplanmış yüzeye oluşturduğu açılarının kosinüsleriyle ilgilidir (Baier ve diğ., 1997). PDMS'nin havadaki yüzey enerjisi  $23 \text{ mN} / \text{m}$ 'dir; bu, yüzeyin en düşük yüzey enerji konfigürasyonuna adapte olmasına izin veren metil grupları arasındaki düşük moleküller arası kuvvetlerin doğrudan bir sonucudur (Brady, 1997). Yüzey enerjisi ve ilgili temas açıları, deniz suyuna uzun süre batırıldığında değişir. Temas açıları azalır ve yüzey daha az hidrofobik hale gelir. Bu, esas olarak suyun ve bir şartlandırıcı tabakanın çözünmüş organik malzemedeki adsorpsiyonuna eşlik eden yüzeyin yapısal olarak yeniden düzenlenmesine atfedilir. Organizmaların deniz suyundan yerleşmesi, temas açısını önemli ölçüde azaltır ve yüzeyi daha

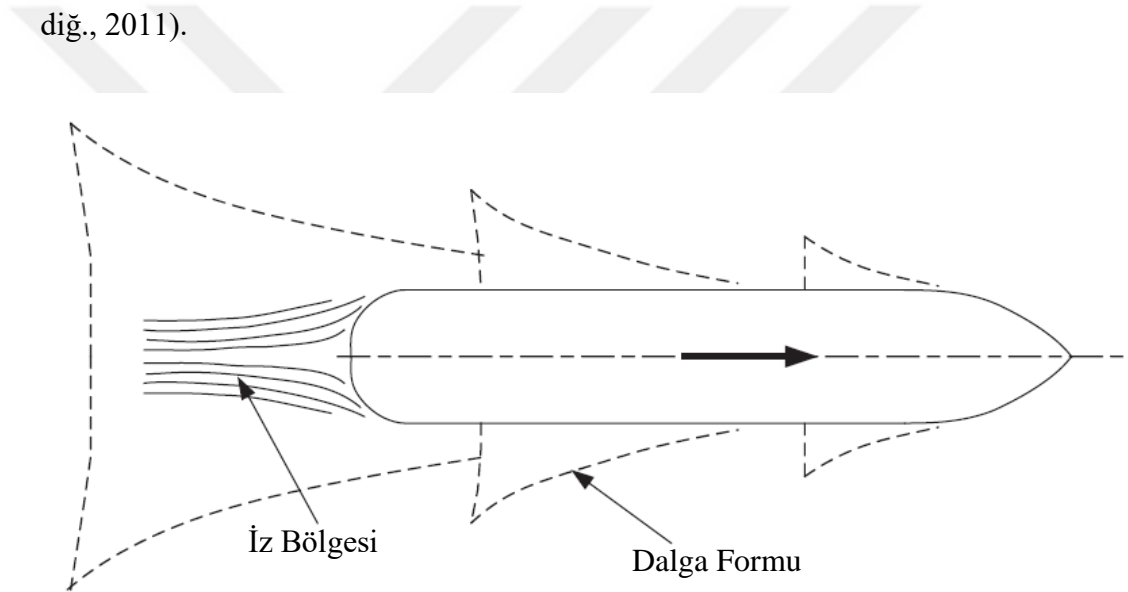
hidrofilik hale getirir (Estarlich ve diğ., 2000). Candries (2001), foul release boyalar hakkında ayrıntılı bilgiler vermektedir.



### 3. TÜRBÜLANSLI SINIR TABAKA TEORİSİ

#### 3.1 Giriş

Yüklü su hattı, bir gemiyi iki bölgeye ayırır. Seyir halinde suyun altında kalan bölge su direncine, suyun üst kısmında kalan bölge ise hava direncine maruz kalır. Seyir halindeki bir gemi yakından incelendiğinde (Şekil 3.1) gövde ile birlikte hareket eden bir dalga formu, yine gövde boyunca uzanan ince bir türbülanslı akış bölgesi, ve kıç tarafından itibaren pupa doğrultusunda uzanan bir iz bölgesi gözlemlenir (Molland ve diğ., 2011).



**Şekil 3.1** : Gemi etrafındaki dalga formu ve iz (Molland ve diğ., 2011).

Bu problemler, akışkanlar mekaniğinde dış akış problemleri olarak adlandırılırlar (White, 2016). Akışkan hareketini matematiksel olarak ifade eden Navier – Stokes denklemlerinin, yüksek Reynolds sayılı dış akış problemleri için çözülmesi zordur. Bu problemler incelenirken sınır tabaka teoreminden yararlanılır.

İlk olarak Alman mühendis Prandtl (1904) tarafından geliştirilen sınır tabaka teorisi, yüksek Reynolds sayılı akışların ince tabaka halindeki viskoz bir akış bölgesi ile viskoz olmayan ideal bir akış bölgesine ayrılabilceği fikrine dayanır. Sınır tabaka kavramı, seyir halindeki bir geminin etrafındaki akışı anlamada yardımcıdır.

### 3.2 Türbülans Kavramı

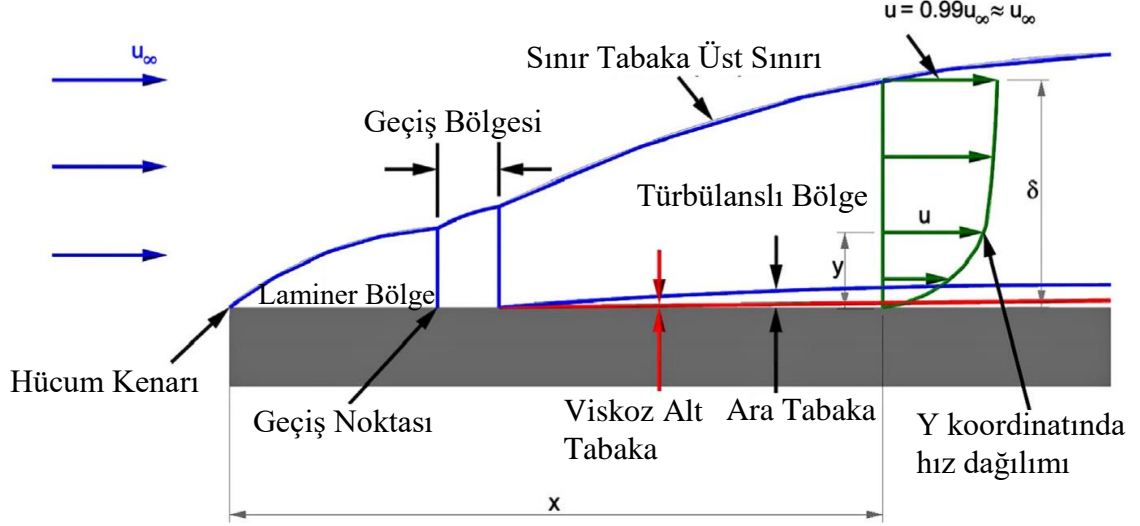
Doğada, dolayısıyla mühendislik problemlerinde karşılaşılan akışların büyük çoğunluğu türbülanslıdır. Laminar akış, yüksek viskoziteli akışkanlar için düşük hızlarda gelişebilen bir istisnadır. Güneş fişekleri, bulutların hareketleri, okyanuslardaki su akıntıları, bir bacadan gelen duman ve araçların etrafındaki akıntılar (örneğin gemiler, denizaltılar ve uçaklar) çoğunlukla türbülanslıdır. Dolayısı ile bu çalışmada türbülanslı akış incelenecektir. Türbülanslı akışların genel özellikleri Tennekes ve Lumley (1972), Bradshaw (1971) ve Gad-el-Hak ve Buschmann (2011) tarafından ayrıntılı olarak açıklanmıştır. Büyük Reynolds sayılarında meydana gelen üç boyutlu, tersinmez, rastgele bir akış hadisesi olarak tanımlanabilir.

Düz bir levha üzerinde gelişen akış, uzunluğa bağlı Reynolds sayısı yeterince büyük olduğunda türbülanslı hale gelir. Schlichting (1979), düz levha üzerinde gelişen basınç gradyansız bir akış için akışın laminardan türbülansa geçtiği Reynolds sayısını yaklaşık  $3.2 \times 10^5$  olarak vermiştir.

### 3.3 Türbülanslı Sınır Tabaka Akışları

Düz bir levha örnek alınır, akış levhanın başlangıç kısmında laminar bir özellik gösterir. Akış levha boyunca ilerledikçe geçiş bölgesi boyunca düzensizleşir ve sonuçta türbülanslı hale gelir. Geçiş bölgesinin uzunluğu, yüzey pürüzlülüğü, basınç ve hız dalgalanmaları gibi çeşitli faktörlere bağlı olarak değişebilir (Candries, 2001). Şekil 3.2 düz bir yüzey üzerinde türbülanslı bir sınır tabakanın tipik gelişimini göstermektedir (Cortana, 2013).

Sınır tabaka kalınlığı ( $\delta$ ), yaygın olarak, akış doğrultusundaki hız büyüklüğünün serbest akış hızının %99'una eşit olduğu noktanın sınıra uzaklığı olarak tanımlanır. Sınır tabakanın özelliklerini ifade ederken yer değiştirme kalınlığı ( $\delta_1$ ) ve momentum kalınlığı ( $\theta$ ) olarak adlandırılan iki uzunluk ölçüğü daha kullanılır. Yer değiştirme kalınlığı, hipotetik ideal (sürtünmesiz) bir akışta kütle akısının korunması için gerekli yer değiştirme miktarını ifade eder. Momentum kalınlığı ise yüzey kayma gerilmesi nedeni ile yaşanan momentum kaybı ile ilgili bir parametredir. Bu parametreler sırası ile denklem 3.1 ve denklem 3.2 ile tanımlanır.



**Şekil 3.2 :** Düz bir yüzey üzerinde türbülanslı sınır tabaka akışı (Cortana, 2013).

$$\delta_1 = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{U}{U_e}\right) dy \quad (3.1)$$

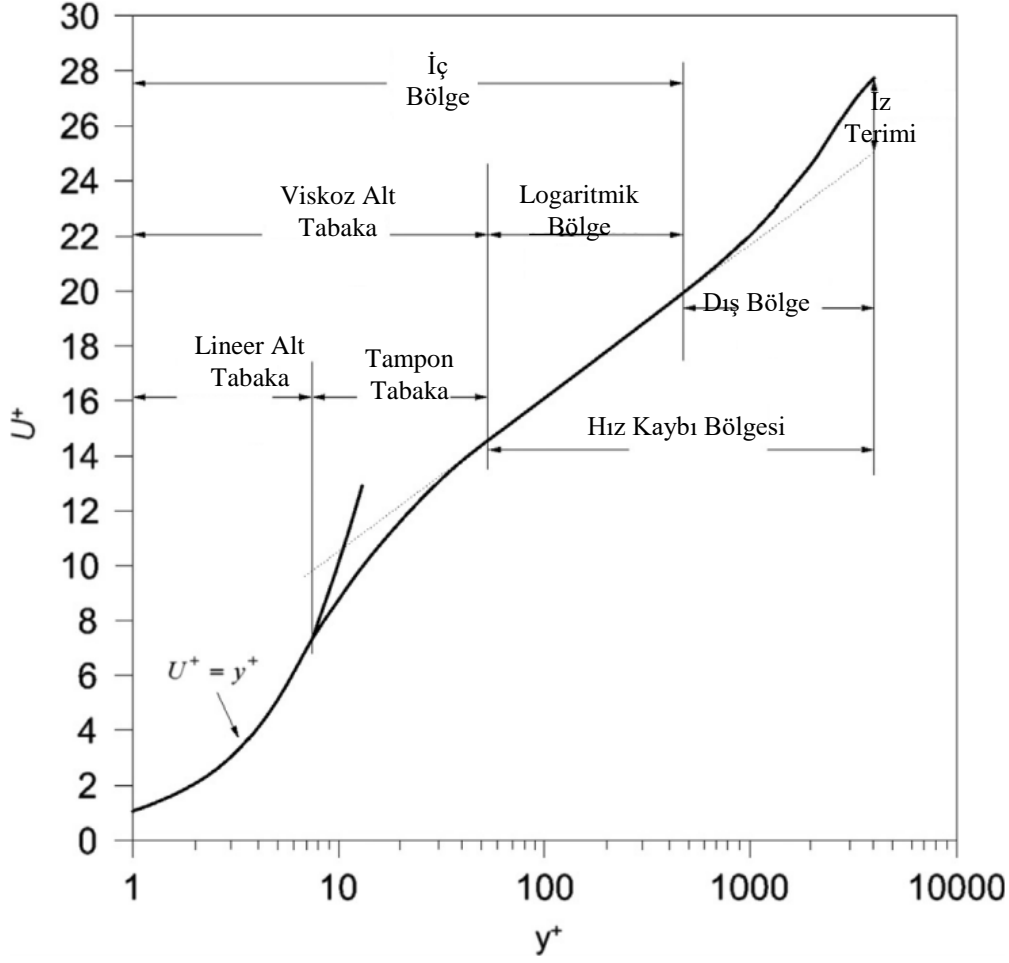
$$\theta = \int_0^{\infty} \frac{U}{U_e} \left(1 - \frac{U}{U_e}\right) dy \quad (3.2)$$

### 3.4 Türbülanslı Sınır Tabakanın Genel Yapısı

Türbülanslı bir sınır tabakanın iki bölgeden oluştuğu kabul edilir. Bu bölgeler iç bölge ve dış bölge olarak adlandırılırlar (Şekil 3.3). İç bölgedeki akış pürüzlülük gibi yüzey koşullarından ciddi ölçüde etkilenirse de dış akış bölgesi bu koşullardan etkilenmez. İç bölge, kendi içinde viskoz alt tabaka ve logaritmik bölge olarak adlandırılan iki bölgeye ayrılır. Bu bölgede ortalama hız duvar üzerindeki kayma gerilmesine, akışkan yoğunluğuna, kinematik viskoziteye ve duvardan normal yöndeki uzaklığa bağlıdır. Boyutsuz ortalama hız profili, duvar yasası olarak bilinen denklem 3.3 ile ifade edilir.

$$U^+ = f(y^+) \quad (3.3)$$

Denklem 3.3'te  $U^+$  sınır tabaka içersindeki boyutsuz ortalama hız değerini,  $y^+$  ise sınırdan boyutsuz uzaklığı ifade eder.  $y^+$ , sürtünme hızı ( $U_\tau$ ) ve düşey uzaklık ile tanımlanan bir Reynolds sayısıdır. Bu terimler sırası ile denklem 3.4 ve denklem 3.5 ile tanımlanır (Monin ve Yaglom, 1971).



Şekil 3.3 : Türbülanslı Sınır Tabakada Hız Profili (Schultz ve Swain, 2000).

Denklem 3.4 ve denklem 3.5  $U$  ortalama hız,  $U_\tau$  sürtünme hızı,  $y$  sınırdan normal doğrultudaki uzaklık,  $\nu$  kinematik viskoziteyi ifade eder.  $U_\tau$ , duvar kayma gerilmesi ( $\tau_w$ ) ve yoğunluk ( $\rho$ ) üzerinden denklem 3.6 ile tanımlanır.

$$U^+ = \frac{U}{U_\tau} \quad (3.4)$$

$$y^+ = \frac{yU_\tau}{\nu} \quad (3.5)$$

$$U_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (3.6)$$

### 3.4.1 Viskoz alt tabaka

Viskozite,  $y^+ = 30$  değerine kadar etkin görünür ve viskoz alt tabaka kendi içinde lineer alt tabaka ve tampon tabaka olmak üzere iki ayrı bölgeden oluşur. Viskoz alt

tabakada türbülans kayma gerilmesi sıfıra yakındır ve bu durum ilgili ölçekleme parametrelerinin yalnızca kinematik viskozite,  $\nu$ , ve sürtünme hızı,  $U_\tau$  olduğuna işaret eder.

Lineer alt tabaka sınır tabakanın yalnızca çok küçük bir kısmını oluşturur ( $y^+ < 5$ ) ve doğrusal bir hız profili ile ifade edilebilir.

$$U^+ = y^+ \quad (3.7)$$

Lineer alt tabakada viskozite hakim olduğu için hızın hem ortalama hem türbülans salınımı bileşenleri duvardaki kaymama koşulu ile engellenir. Duvardaki kayma gerilmesi serbest akış hızı ( $U_e$ ) ile artar. Öte yandan duvar üzerindeki kayma gerilmesi azaldıkça viskoz alt tabaka kalınlığı artar.

Gad-el-Hak ve Bandyopadhyay (1994) bu bölgedeki normalize edilmiş büyüklükler için Taylor seri açılımından yararlanarak türetilmiş ifadeler vermiştir.

$$U^+ = y^+ - 1 \times 10^{-4}y^{+4} + 1.6 \times 10^{-6}y^{+5} + \dots \quad (3.8)$$

$$u'^+ = 0.3y^+ + c_1y^{+2} + \dots \quad (3.9)$$

$$v'^+ = 0.008y^{+2} + c_2y^{+3} + \dots \quad (3.10)$$

$$\overline{u'v'}^+ = 4 \times 10^{-4}y^{+3} + 8 \times 10^{-6}y^{+4} + \dots \quad (3.11)$$

$y^+ < 5$  olduğunda tüm bu denklemlerin ilk terimleri hassas sonuç verir. Üç terimli açılımlar ise  $y^+ = 20$  değerine kadar doğru sonuç verir. Duvardan uzaklaştıkça, lineer hız profilinde sapma gözlemlenir ve bu bölge tampon bölge ( $7 < y^+ < 30$ ) olarak adlandırılır. Bu bölgede hem viskoz gerilmeler hem türbülans kayma gerilmesi etkilidir ve türbülans kinetik enerjisi maksimum değerine bu bölgede ( $y^+ \cong 12$  civarında) ulaşır. Spalding (1961), tampon tabakadaki hız profili için aşağıdaki denklemi önermiştir.

$$y^+ = U^+ + e^{-xc} \left[ e^{xU^+} - 1 - xU^+ - \frac{(xU^+)^2}{2} - \frac{(xU^+)^3}{6} \right] \quad (3.12)$$

### 3.4.2 Logaritmik bölge

Loaritmik bölge,  $y^+ = 30$  ile  $y/\delta = 0.2$  arasında kalan bölgeyi kapsar. Bu bölgede viskoz gerilmeler ihmal edilebilir seviyededir ve momentum akısı neredeyse tamamen türbülans tarafından gerçekleştirilir. Geçerli uzunluk ölçeği  $y^+$ 'dir. Reynolds

gerilmeleri neredeyse sabit olduğundan bu bölgeye sabit Reynolds gerilme bölgesi de denilir. Geçerli uzunluk ölçeği ise Reynolds gerilmesinin kareköküdür,  $(\sqrt{-\overline{u'v'}_{max}})$ . Dolayısı ile ortalama hızın gradyanı denklem 3.13 ile verilebilir.

$$\frac{\partial U}{\partial y} \sim \frac{\sqrt{-\overline{u'v'}_{max}}}{y} \quad (3.13)$$

Literatürde yaygın olarak kullanılan logaritmik hız profili denklem 3.13'ün doğrudan integrali ve viskoz alt tabakanın sınırındaki hız değerinin sınır koşulu olarak kullanılması ile elde edilir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + B \quad (3.14)$$

Denklem 3.14'teki  $\kappa$  von – Karman sabiti,  $B$  ise pürüzsüz duvar için logaritmik yasa sabiti olarak bilinir. Logaritmik hız profilini elde etmenin farklı yöntemleri vardır. Prandtl, bir önceki altbölümde bahsedilen kapama problemini çözmek için karışım uzunluğu teorisini geliştirmiş ve karışım uzunluğunun duvardan uzaklık ile doğru orantılı olduğu varsayımından hareketle 3.14 ifadesini türetmiştir (Holton, 2004). Milikan (1939) ise aynı ifadeyi iç bölge ve dış bölge için geçerli yasaların bir örtüşme bölgesi olduğunu varsayan bir asimptotik analiz ile elde etmiştir. Tüm yöntemler deneysel olarak gözlemlenen sabit bir Reynolds gerilme bölgesinin varlığına dayanır (Gad-el-Hak ve Bandyopadhyay, 1994).

Literatürde, deneylere bağlı olarak,  $\kappa$  ve  $B$  değerleri küçük farklılıklar göstermektedir (Gaudio ve diğ., 2010). Clauser (1956), bu sabitleri  $\kappa = 0.41$  ve  $B = 4.9$  olarak vermektedir. Yaygın olarak kullanılan değerler ise  $\kappa = 0.41$  ve  $B = 5$ 'tir.

Logaritmik yasanın varlığına ilişkin çok sayıda deneysel çalışma bulunmasına karşın yasa zaman zaman sorgulanmıştır (Barenblatt, 1993; Barenblatt ve Prostokishin, 1993; George ve Castillo, 1997). Pratik bir bakış açısı ile bu bölgedeki ortalama hız profili için logaritmik denklem ile eşdeğer derecede başarılı bir kuvvet yasası türetilir.

$$U^+ = c \left(\frac{y}{\delta}\right)^{1/n} \quad (3.15)$$

Reynolds sayısı,  $Re$ , arttıkça ve biçim faktörü,  $H = \frac{\delta_1}{\theta}$ , azaldıkça denklem 3.15'deki  $1/n$  ifadesi düşer.  $Re$  sonsuza yaklaştığında  $1/n$  değerinin davranışı özellikle ilgi çekicidir. Sonlu bir değere asimptotik olarak yaklaşması durumunda logaritmik yasa



geçerliliğini kaybedektir, zira bu durum çok büyük Reynolds sayılarında dahi viskoz etkilerin akışta hâkim olduğunu gösterir. Öte yandan değer sıfıra yaklaşırsa logaritmik yasa geçerliliğini koruyacaktır. Mevcut deneysel ve sayısal hız verileri bu durumu kontrol etmede yeterli değildir çünkü  $1/n$  ne kadar küçük olursa olsun, sonlu bir değere sahip olduğu sürece, logaritmik yasa ile kuvvet yasası arasındaki farkı gözlemlemek güçtür (Gad-el-Hak ve Bandyopadhyay, 1994).

Kuvvet yasası lehine en güçlü argümanlar George ve Castillo (1997)'den gelir. George ve Castillo (1997), farklı sıfır basınç gradyanlı sınır tabaka teorileri üzerine kapsamlı bir değerlendirme yapmış ve asimptotik değişmezlik (invaryans) yöntemi ile denklem 3.16 ve denklem 3.17 formunda bir kuvvet yasası geliştirmişlerdir.

$$\frac{U}{U_e} = C_0 \left(\frac{y}{\delta}\right)^n \quad (3.16)$$

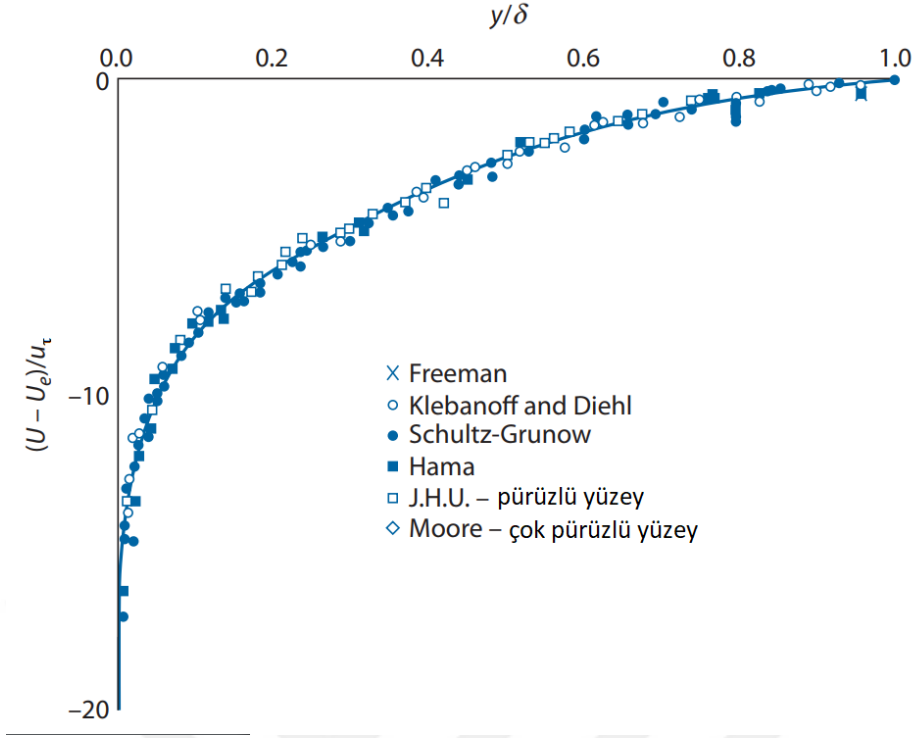
$$\frac{U}{U_\tau} = C_i \left(\frac{U_\tau y}{\nu}\right)^n \quad (3.17)$$

Denklemlerdeki katsayılar ( $C_0, C_i, n$ ), Reynolds sayısına bağlı olmalarına karşın asimptotik durumda ( $Re \rightarrow \infty$ ) sonlu bir değere yakınsar. Sürtünme katsayısı denklem 3.18 ile ifade edilir. Kotey ve diğ. (2003) ve Seo (2003), George ve Castillo (1997)'nin kuvvet yasasını yüzey pürüzlülüğünü de dikkate alacak bir şekilde genişleten yeni sabitler tanımlamışlardır. Araştırmacılar arasında logaritmik yasa ve kuvvet yasası tartışması günümüzde de devam eden bir tartışmadır. Örneğin Barenblatt ve diğ. (2000), Österlund ve diğ. (2000)'in verilerinin kuvvet yasası ile daha iyi uyduğunu öne sürerken Österlund ve diğ. (2000) verilerinin logaritmik yasayı desteklediğini iddia eder. Zaragola ve diğ. (1998) ve Panton (2000) logaritmik yasa ve kuvvet yasasının, sınır tabakanın farklı bölgelerinde geçerli olduğu üzerinde uzlaşırken, Bushmann ve Gad-el-Hak (2003) her iki yasanın da geçerli olduğu bir ara bölgenin varlığına dair kanıt sunmaktadır.

$$c_f = Re^{-2n(1+n)} \quad (3.18)$$

### 3.4.3 Dış tabaka

Dış tabaka,  $0.2 < y/\delta$ , türbülans kayma gerilmesinde gözlenen düşüş ile karakterize edilir. Reynolds sayısı benzerliği prensibi, duvardan uzak bölgedeki akışkan hareketlerinin viskoziteden bağımsız olduğunu varsayar (Yaglom, 1979).



**Şekil 3.4 :** Pürüzsüz ve pürüzlü düz levhalar üzerindeki türbülanslı akış için dış bölgede yaşanan hız kayıpları (Schetz ve Bowersox 2011; Clauser, 1956).

Bir başka ifade ile benzer akış geometrileri için yakın Reynolds sayılarında akış dinamiklerinin benzer olması beklenir. Hatta Reynolds sayısı tam türbülanslı akışa izin verecek ölçüde büyük olduğu sürece, tüm Reynolds sayılarında akış özelliklerinin yapısal olarak benzer olması beklenir (Townsend, 1956).

Artık sürtünme hızı ile türbülans normalizasyonu yapılamaz. Öte yandan boyut analizi, bu bölgede ortalama hız profilinin,  $U_e - U/U_\tau$  ve  $y/\delta$  oranlarının bağlı olduğunu gösterir. Bu, duvar kayma gerilmesinin bir sonucu olarak  $y$  mesafesinde yaşanan bir hız, dolayısı ile momentum kaybı olarak yorumlanabilir. Bu nedenle bu bölgeye hız kaybı bölgesi adı verilir. Hız kaybı yasası denklem 3.19 ile ifade edilir (Schetz, 2011). Bu denklemde  $f\left(\frac{y}{\delta}\right)$  evrensel bir fonksiyondur. Şekil 3.4'te de görülebileceği üzere hız kaybı yasası pürüzlü yüzeylerde de geçerliliğini korur. Bunun nedeni duvardan uzaklaştıkça pürüzlülük etkisinin azalmasıdır.

$$\frac{U_e - U}{U_\tau} = f\left(\frac{y}{\delta}\right) \quad (3.19)$$

Logaritmik bölge, iç ve dış bölgeler arasında bir ara bölge teşkil eder. Bu nedenle dış bölge için logaritmik yasa denklem 3.20 ile ifade edilebilir.

$$\frac{U_e - U}{U_\tau} = -\frac{1}{\kappa} \ln \frac{y}{\delta} + C \quad (3.20)$$

Burada, pürüzsüz yüzey üzerinde gelişen basınç gradyansız akış için  $C$  değeri 2.35 ile 2.5 arasındadır. Coles (1956) geliştirdiği iz yasası ile logaritmik yasayı logaritmik bölgenin dışında da geçerliliğini koruyacak şekilde genişletmiştir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + B + \frac{2\Pi}{\kappa} \sin^2 \left( \frac{\pi y^+}{2\delta} \right) \quad (3.21)$$

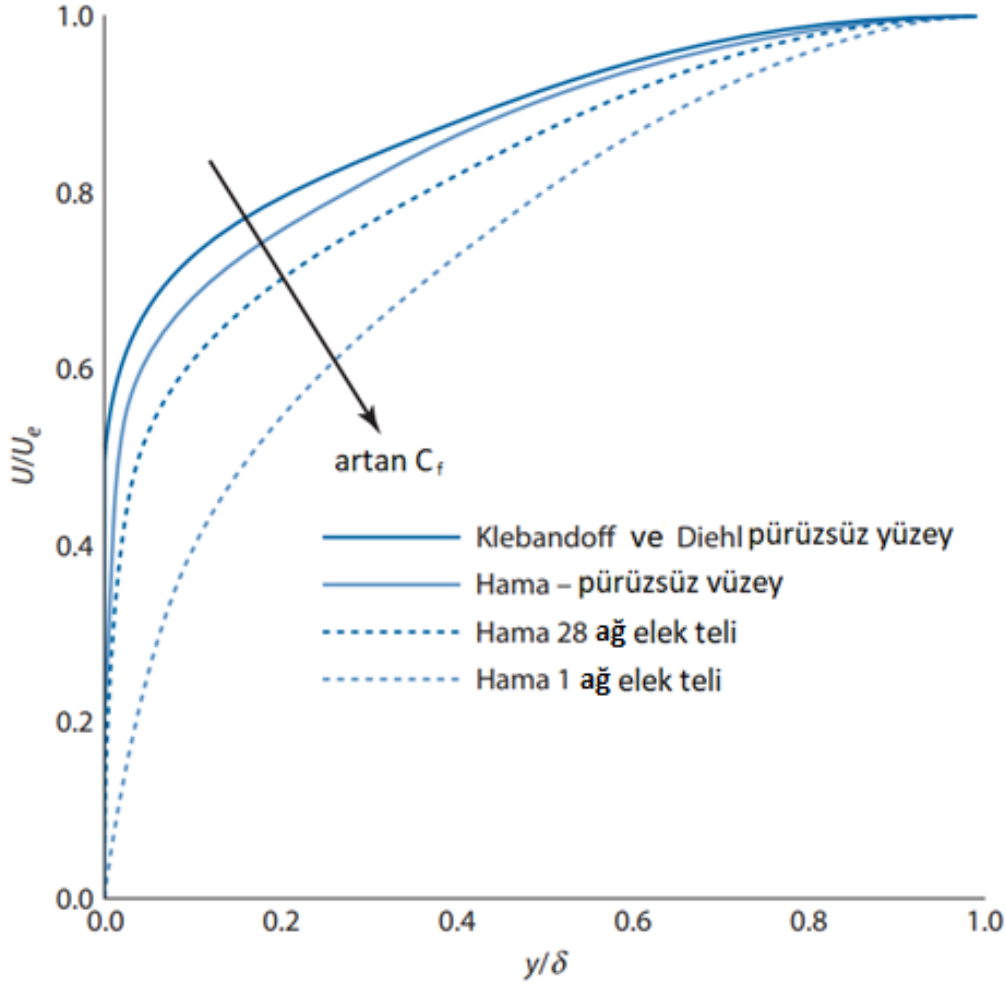
Burada  $\Pi$ , iz parametresi olup, basınç gradyansız akışlarda Coles (1956)  $\Pi = 0.55$  değerini önermektedir. İz parametresi düşük Reynolds sayılı akışlarda momentum kalınlığı Reynolds sayısına,  $Re_\theta$  bağlı iken akım yönündeki pozisyonun bağımsızdır (Gad-el-Hak ve Bandyopadhyay, 1994). Basınç gradyanı ve türbülans şiddeti de  $\Pi$  üzerinde güçlü bir etkiye sahiptir. Ters basınç gradyanlı akışlar parametrenin ciddi ölçüde yükselmesine yol açarken, türbülans şiddeti arttıkça iz parametresi düşer (Brzek ve diğ., 2009).

### 3.5 Yüzey Pürüzlülüğünün Sınır Tabakaya Etkileri

Pürüzlü yüzeyler üzerindeki türbülanslı akış karmaşık bir olgudur çünkü akış uzaysal olarak heterojendir ve pürüz elemanlarının yakınında üç boyutlu olabilir. Türbülanslı akışlarda Reynolds sayısı ve yüzey pürüzlülüğündeki değişimler Sürtünme katsayısını,  $C_f$ , değiştirir ve hız profilinde Şekil 3.5'teki gibi değişikliğe neden olur.

Raupach ve diğ. (1991) tarafından önerilen duvar benzerlik hipotezine göre, yüzey pürüzlülüğünün viskoz alt tabakanın dışındaki akış üzerindeki tek etkisi, duvarın sürtünme hızı ve sınır tabaka kalınlığını ayarlamadaki rolüdür. Bu hipotez, yüzey pürüzlülüğünün etkilerinin duvarın yakın çevresine hapsedildiğini ve yüzey civarındaki önemli değişikliklere rağmen sınır tabakanın büyük bir kısmındaki türbülans yapısının değişmediğini öne sürer.

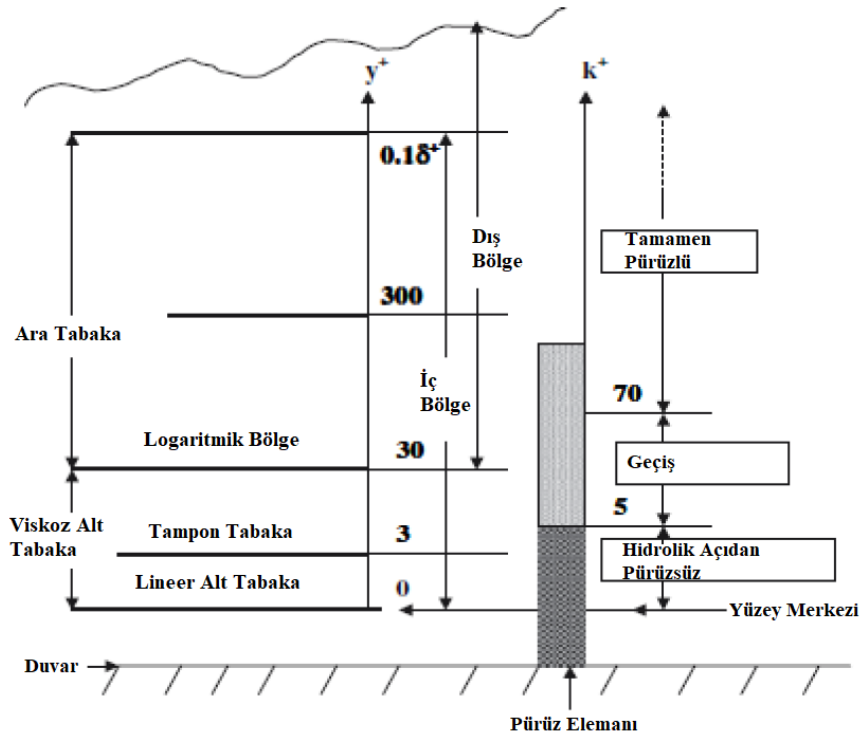
Hipotezin doğal bir sonucu olarak pürüzlülük, sınır tabakanın ince olduğu giriş kısmında daha büyük bir etkiye sahiptir. Sınır tabaka kalınlığı arttığında, pürüz elemanlarının akış üzerindeki etkisi de azalır. Bu nedenle geminin baş kısmında pürüzlülük daha büyük öneme sahiptir.



**Şekil 3.5 :** Pürüzsüz ve pürüzlü yüzeylerde hız profili (Schetz ve Bowersox, 2011; Clauser, 1956).

Nikuradse (1933) , karakteristik pürüz yüksekliği kum tanesi boyutu,  $k_s$ , olmak üzere boru akışı deneyleri gerçekleştirmiştir. Daha sonra bir dizi pürüzlü yüzey türbülanslı sınır tabaka deneyi yayınlanmıştır (Hama, 1954; Perry ve diğ., 1969; Antonia ve Luxton, 1971, 1972; Bandyopadhyay, 1987; Perry ve diğ., 1987; Krogstad ve diğ., 1992).

Akış özellikleri bakımından k – tipi ve d – tipi olarak adlandırılan iki farklı pürüz tipi vardır. Pürüzlülük fonksiyonu,  $\Delta U^+$ , pürüz yüksekliği (k) ile değişiyorsa, yüzeyin k – tipi pürüzlülüğe sahiptir. Öte yandan  $\Delta U^+$ , boru akışlarında boru çapı, d, veya basınç gradyansız düz levha akışlarında sınır tabaka kalınlığı  $\delta$ , ile değişiyorsa, yüzey d – tipi pürüzlülüğe sahiptir (Raupach ve diğ., 1991).



Şekil 3.6 : Sınır tabakanın alt bölgeleri ve pürüzlülük rejimi (Ünal, 2012).

Pürüzlü yüzey üzerinde gelişen üç farklı akış rejimi mevcuttur. Pürüzün akış üzerindeki etkisi üzerinde etkili parametre pürüzlülük Reynolds sayısıdır,  $k^+$ . Yüzey üzerinde yalnızca viskoz alt tabakanın dışına çıkmayan küçük pürüzler mevcutsa, bu yüzeylere hidrolik veya dinamik açıdan pürüzsüz yüzey denir. Bu tip yüzeylerde akış herhangi bir ayrılma olmaksızın pürüz sınırını takip eder. Bu nedenle sürtünme direnci pürüz nedeni ile artış göstermez. Nikuradse'nin (1933) kum tanesi pürüzlülüğü için bu akış  $k_s^+ < 5$  olduğunda ortaya çıkar (Schlichting, 1979).

Yüzey pürüzleri kısmen viskoz alt tabakanın dışına çıktığında, ilave girdaplar ve direnç oluşturmaya başlar. Bu yüzeylere geçiş yüzeyi denir. Nikuradse'nin (1933) kum tanesi pürüzlülüğü için bu akış  $5 < k_s^+ < 70$  olduğunda ortaya çıkar (Schlichting, 1979).

$$k^+ = \frac{kU_\tau}{\nu} \quad (3.22)$$

Tamamen pürüzlü akış rejiminde pürüz nedeniyle oluşan ayrılmalar ve girdaplar viskozite etkisini tamamen domine eder. Bu akış rejiminde pürüzlülük etkisi Reynolds sayısından bağımsızdır. Nikuradse'nin (1933) kum tanesi pürüzlülüğü için bu akış  $70 < k_s^+$  olduğunda ortaya çıkar (Schlichting, 1979). Tamamen pürüzlü akış

rejiminde direnç hızın karesi ile artış gösterir. Direnç katsayıları Lackenby (1962) tarafından aşağıdaki şekilde verilmiştir.

$$C_f = \left[ 1.89 - 1.62 \log \left( \frac{k_s}{L} \right) \right]^{-2.5} \quad (3.23)$$

$$c_f = \left[ 2.87 - 1.58 \log \left( \frac{k_s}{x} \right) \right]^{-2.5} \quad (3.24)$$

Pürüzlülüğün etkisi geleneksel olarak logaritmik yasa sabitinde ( $B$ ) ve ortalama hız profilinin aşağı kayması sonucu sürtünme direncinde artış olarak beklenir. Nikuradse (1933) pürüzlü yüzey üzerinde gelişen sınır tabaka akışlarında da hız profilinin benzer bir logaritmik yasa ile ifade edilebileceğini gözlemlemiştir. Tamamen pürüzlü akış rejimleri için aşağıdaki hız profilini önermiştir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln \left( \frac{y}{k_s} \right) + 8.5 + \frac{2\Pi}{\kappa} \sin^2 \left( \frac{\pi y}{2\delta} \right) \quad (3.25)$$

Bu denklem aynı zamanda çeşitli yüzeylerin eşdeğer kum tanesi pürüzlülüğü (hidrolik pürüzlülük), değerlerinin hesaplanmasında da yaygın olarak kullanılır. Denklem 3.25 aşağıdaki şekilde genelleştirilebilir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + B - \Delta U^+ + \frac{2\Pi}{\kappa} \sin^2 \left( \frac{\pi y}{2\delta} \right) \quad (3.26)$$

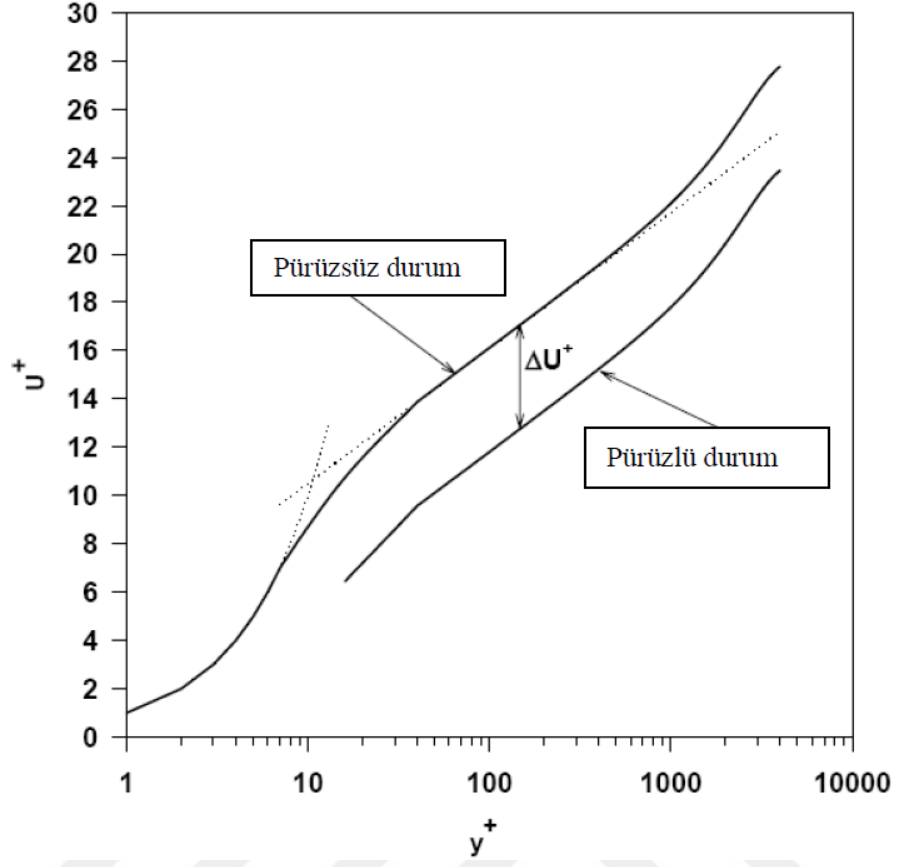
Pürüzlülük fonksiyonu ( $\Delta U^+$ ) hız profilindeki aşağı kaymanın ortalama değeri olarak tanımlanır. Kum tanesi gibi düzenli geometriye sahip yüzeyler için hız fonksiyonu ve karakteristik pürüz yüksekliği parametreleri tek bir değişken ile ifade edilebilir. Öte yandan deniz boyları gibi düzensiz ve rastgele geometriye sahip pürüzlülükler için doku parametrelerinin dikkate alınması gerekir. Colebrook (1939) bazı düzensiz pürüzlülüğe sahip mühendislik yüzeyleri için pürüzlülük fonksiyonunun denklem 3.27 ve denklem 3.28 ile bulunabileceğini ifade etmiştir.

$$k = AR_t \quad (3.27)$$

$$\Delta U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln \left( 1 + \frac{C_1}{B_1} k^+ \right) \quad (3.28)$$

Burada  $B_1$ ,  $\kappa$  ve  $B$ 'ye bağlı bir sabit olup denklem 3.29 ile ifade edilir.  $C_1$  ve  $A$  ise yüzeye bağlı olarak değişen sabitlerdir.

$$B_1 = e^{-\kappa B} \approx 0.129 \quad (3.29)$$



**Şekil 3.7.** Pürüzsüz ve pürüzlü yüzeylerde sınır tabaka hız profilleri (Schultz ve Swain, 2000).





## 4. GEMİ DİRENCİNİN BİLEŞENLERİ

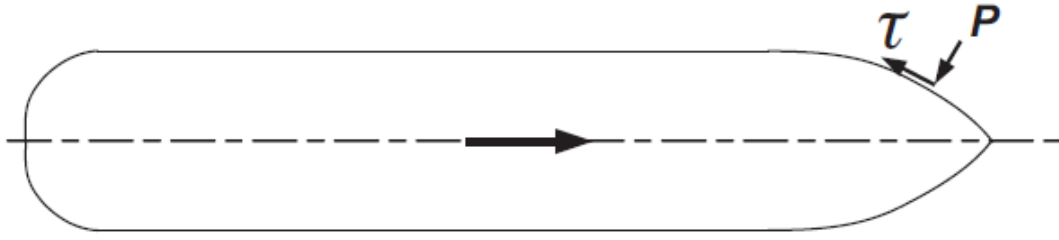
### 4.1 Giriş

Otomobiller, uçaklar, göçmen kuşlar, balık sürüleri, roketler, gemiler, kısacası akışkan ortamında hareket eden tüm cisimler hareketleri sırasında direnç kuvvetine maruz kalırlar. Bu cisimler hareketlerini sürdürmek için enerji harcamak durumundadır. Canlılar söz konusu enerjiyi tükettikleri besinler yolu ile elde ederken insan yapımı araçlar çoğunlukla fosil yakıtları kullanır. Harcanan yakıt miktarını en aza indirmek bir tasarımcının en önemli görevlerindedir. Bu nedenle bir gemi minimum direnç kuvveti ile hareket edecek şekilde tasarlanmalıdır. İki bin yılı aşkın süre boyunca gemi tasarımcıları ve yelkenli tekne inşa ustaları geminin yelkenini boyutlandırmak için orta kesit alanına bağlı formüller kullanmıştır. Tarih boyunca bu teknelerin geometrileri teoriden bağımsız olarak deneyime dayalı olarak evrimleşti. 19. yüzyılın ortalarında buhar gücünün bulunması ve çelik gövdeli büyük gemilerin inşası ile birlikte daha titiz bir yaklaşıma ihtiyaç duyulmuştur.

Herhangi bir seyir hızında bir gemiyi sevk etmek için gerekli kuvvet, seyir tecrübesi ile belirlenebilir. Bu tecrübeler iki farklı yöntem ile gerçekleştirilebilir. Birinci yöntem geminin gerekli tahrik kuvvetini kendi sevk donanımı üzerinden sağlamasıdır. Şaft üzerinden uygun bir torsion metre ile şaft beygir gücü ölçülür ve direnç kuvveti bu güç değeri üzerinden hesaplanır. Diğer yöntemde ise gemi bir başka gemi tarafından çekilir. Halat üzerine yerleştirilen bir dinamometre üzerinden kuvvet değeri okunur. Böylece direnç kuvveti belirlenmiş olunur. Elbette güvenilir sonuçlar elde etmek için akıntı, rüzgâr ve dalga gibi dış ortam koşulları titiz bir biçimde dikkate alınmalıdır. Öte yandan seyir tecrübeleri tasarım aşamasında uygulanabilir bir yöntem değildir. Günümüzde, tasarım aşamasında, gemiye etkiyen direnç kuvvetini tahmin etmede kullanılan en etkin yöntem model deneyleridir. Bu yöntemde tasarlanan geminin küçük ölçekli geometrik bir benzeri üretilir ve çekme testlerine tabi tutulur. Küçük ölçekli gemi geometrisi model olarak adlandırılır.

Gemi ile model arasında fiziksel bir benzerlik elde etmek çoğu zaman mümkün değildir. Gemi direnç bileşenlerinin ve bu direnç bileşenlerinin fiziksel özelliklerinin anlaşılması önemlidir. Zira model ölçeğinde yapılan testlerden yola çıkarak tam ölçekli direnç değerlerinin tahmin edilmesinde direnç bileşenlerinin rolü büyüktür. Bu direnç tahminleri, daha sonra gerekli sevk gücünün tahmin edilmesinde ve sevk ekipmanlarının belirlenmesinde kullanılırlar (Molland ve diğ., 2011).

Gemi direnci bileşenleri genel olarak iki farklı şekilde sınıflandırılabilirler. Sınıflandırmaların çeşitli üstünlük ve dezavantajları vardır. Seyir halinde bir tekne incelendiğinde gövde ile birlikte hareket eden bir dalga sistemi, tekne boyunca uzanan bir türbülanslı akış bölgesi (sınır tabaka) ve tekne kıç tarafında uzayan bir iz bölgesi gözlemlenir. Akışa ait bu özellikler tekneye ait kinetik enerjiyi soğurur ve tekne üzerinde direnç kuvveti oluşturur. Bu direnç kuvveti etkisini gövde üzerinde basınç ve kayma gerilmesi dağılımı ile gösterir. Kayma gerilmesi, suyun viskoz özelliği nedeni ile oluşur. Bu durum iki temel direnç bileşeni olarak karşımıza çıkar. Bileşenler sürtünme direnci ve basınç direnci olarak adlandırılır.

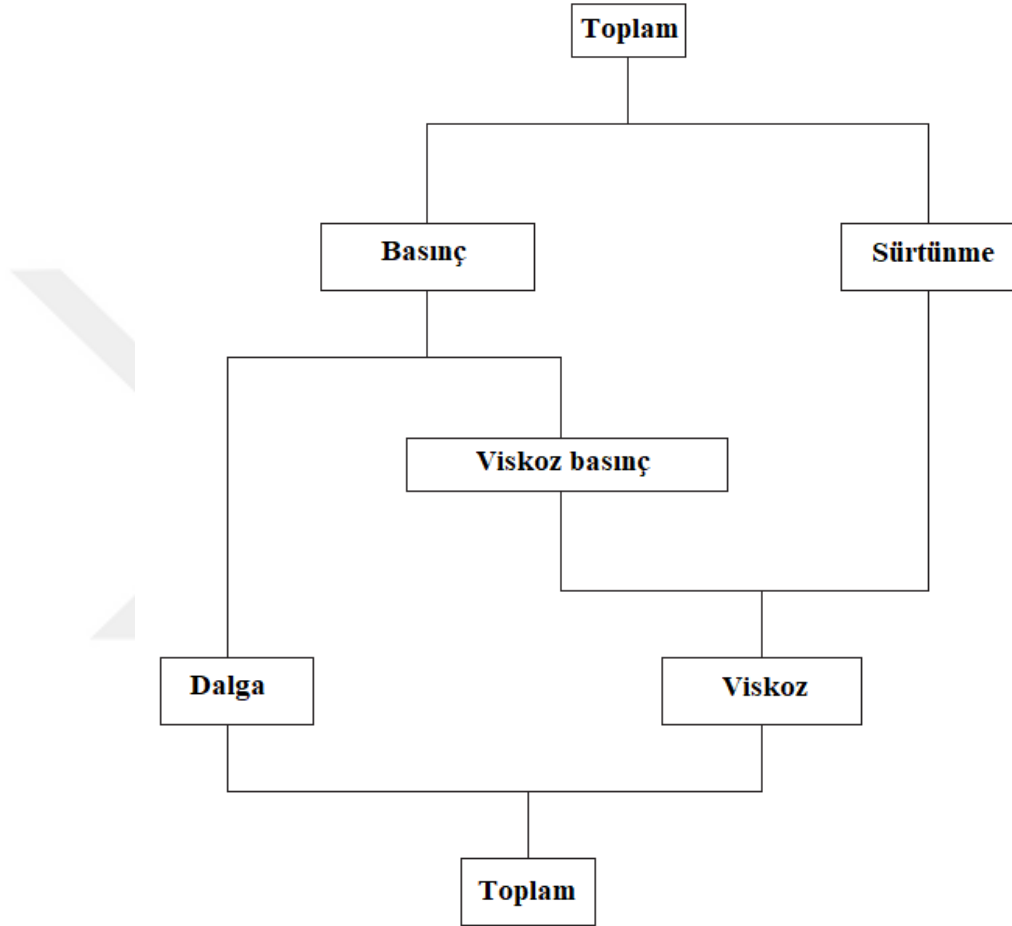


**Şekil 4.1 :** Gemi üzerine etkiyen basınç ve kayma gerilmesi (Molland ve diğ., 2011).

Sürtünme kuvveti tekne yüzeyine etkiyen kayma gerilmelerinin yüzey boyunca toplanması ile bulunur. Benzer şekilde toplam basınç kuvveti de tekne yüzeyine etkiyen basıncın yüzey boyunca toplanması ile hesaplanır. Sürtünme direnci salt viskoz etkiler nedeni ile ortaya çıkar. Basınç kuvveti ise hem viskoz etkilerden hem tekne geometrisi nedeni ile ortaya çıkan dalga enerjisinden etkilenir.

Diğer bir sınıflandırma yöntemi enerji yayılımını esas alır. Bu sınıflandırma yönteminde viskoz etkiler nedeni ile yaşanan basınç kaybı yüzey sürtünme direncine ilave edilir. Salt viskoz etkiler sonucunda ortaya çıkan bu direnç bileşeni toplam viskoz direnç olarak adlandırılır. Viskoz etkiler nedeni ile yaşanan basınç düşüşü ise viskoz basınç direnci olarak adlandırılır. Geriye kalan kısım ise genel olarak dalga yapmaya

harcanan enerjiyi temsil ettiğinden dalga direnci olarak adlandırılır. Lackenby (1965), gemi direnci bileşenleri ile ilgili ayrıntılı bir inceleme sunmuştur. Tüm güncel teorik gelişmeler ve araştırma olanaklarına karşın gemi direnç bileşenlerinin karşılıklı etkileşimleri tam olarak kavranamamıştır. Direnç bileşenlerinin şematik gösterimi Şekil 4.2’de sunulmuştur.



**Şekil 4.2** : Temel direnç bileşenleri.

Sonuç olarak sakin suda, rüzgârsız hava koşulunda bir gemiye etkiyen toplam direnç denklem 4.1, denklem 4.2 ve denklem 4.3 ile ifade edilebilir. Bu denklemlerde  $R_T$  toplam direnç kuvvetini,  $R_F$ , sürtünme direncini,  $R_{PV}$ , viskoz basınç direncini,  $R_W$ , dalga direncini,  $R_V$ , viskoz direnci ve  $R_R$ , artık direnci temsil eder.

$$R_T = R_V + R_W \quad (4.1)$$

$$R_V = R_F + R_{PV} \quad (4.2)$$

$$R_R = R_W + R_{PV} \quad (4.3)$$

## 4.2 Sürtünme Direnci

Önceki bölümlerde de bahsedildiği gibi, yeni inşa edilmiş gemilerde dahi sürtünme direnci toplam direncin büyük kısmını oluşturur ve yüzey pürüzlülüğünün artmasına bağlı olarak artar. İz bölgesindeki akış özellikleri de yüzey koşullarından ciddi ölçüde etkilenir ve buna bağlı olarak teknenin genel sevk veriminde zaman zaman kirlenmeye bağlı düşüş yaşanabilir.

Gemi direncine yönelik ilk çalışmalar Sir William Froude tarafından yürütülmüştür (Froude 1872, 1874). Froude geometrik olarak benzer teknelerin, hız oranları boy oranlarının kareköküne eşit olduğunda geometrik olarak benzer dalgalar ürettiklerini fark etmiştir. Aynı zamanda Froude, gemi direncinin sürtünme direnci ve artık direnç olmak üzere iki ayrı bileşenden oluştuğunu öne süren ilk araştırmacıdır. Sürtünme direncinin gemi boyu ve hızı ile ilişkisini araştırmaya yönelik ilk deneyler yine Froude tarafından gerçekleştirilmiştir. Deney kapsamında boyutları 0.6096 m ile 15.24 m arasında değişen plakalar, 0.51 m/s ile 4.05 m/s arasında değişen hızlarda çekilmiştir. Ayrıca yüzey çeşitli yüzey ve pürüzlülük koşullarının etkileri de incelenmiştir. Sürtünme direnci için aşağıdaki bağıntıyı önermiştir.

$$R_F = fSV^n \quad (4.4)$$

Bu denklemde  $S$ , ıslak yüzey alanını,  $V$  ise servis hızını ifade etmektedir.  $f$  ve  $n$  ise plaka uzunluğuna ve yüzey kalitesine bağlı katsayılarıdır. Deney sonuçları Çizelge 4.1’de sunulmuştur.

**Çizelge 4.1 :** Froude’un deney sonuçları (Froude 1872, 1874).

Yüzey	0.6096 m		2.4384 m		6.096 m		15.24 m	
	f	n	f	n	f	n	f	n
Pürüzsüz	0.00410	2.00	0.0046	1.88	0.0039	1.85	0.0037	1.83
Parafin	0.00425	1.95	0.0036	1.94	0.00318	1.93	-	-
Benekli	0.0100	1.93	0.0075	1.92	0.0068	1.89	0.0064	1.87
Sık kum	0.0080	2.00	0.0058	2.00	0.0048	2.00	0.0040	2.06
Orta sıklıkta kum	0.0090	2.00	0.0063	2.00	0.0053	2.00	0.0049	2.00
Düşük sıklıkta kum	0.0100	2.00	0.0071	2.00	0.0059	2.00	-	-

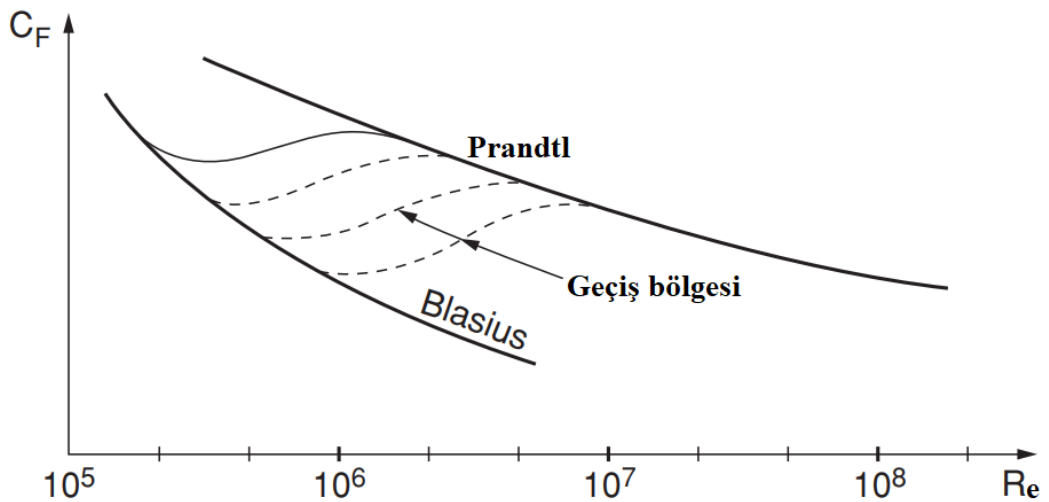
Pürüzsüz yüzeyde  $n$  değerinin 0.6096 m uzunluğundaki plaka için 2.00 değerinden 15.24 m uzunluğundaki plaka için 1.83 değerine düştüğü, kumlama ile pürüzlendirilmiş yüzeylerde  $n$  değerinin sabit kaldığı görülmektedir.  $f$  katsayısının belirli bir yüzey kalitesi için uzunluk ile azaldığı, belirli bir uzunluk için ise pürüzlülükle arttığı görülmektedir.

20. yy'de sınır tabaka teorisinde hızlı gelişmeler yaşandı. Blasius (1908) sıfır basınç gradyanlı düz levha akışı için analitik bir çözüm bulmuştur ve yüzey sürtünme katsayısını denklem 4.5 ile vermiştir. Prandtl (1921) türbülanslı akışlar için denklem 4.6'yı önermiştir. (4.6) denklemi, türbülanslı sınır tabakanın analitik olarak incelenmesinin yanında, Froude (1872, 1874) ve Gebbers (1919) tarafından yürütülen deney sonuçlarının değerlendirilmesi sonucunda elde edilmiştir.

$$C_F = \frac{R_F}{0.5\rho SV^2} = 1.328Re^{-\frac{1}{2}} \quad (4.5)$$

$$C_F = \frac{R_F}{0.5\rho SV^2} = 0.072Re^{-\frac{1}{5}} \quad (4.6)$$

Denklem 4.5 ve denklem 4.6 karşılaştırmalı olarak Şekil 4.3'te sunulmuştur. Düşük Reynolds sayılı akışlarda pürüzsüz bir plakanın sürtünme direnci Blasius eğrisini takip eder ve denklem 4.5'ten anlaşılacağı üzere  $V^{1.5}$  ile artar. Türbülanslı akışlarda ise sürtünme direnci denklem 4.6'yı takip eder ve  $V^{1.8}$  ile artar.



Şekil 4.3 : Prandtl ve Blasius eğrileri (Faltinsen, 2006).

Schoenherr (1932), daha geniş bir Reynolds sayısı aralığı için birçok çekme testi ve model deneyi sonucunu bir araya getirmiş ve günümüzde de yaygın olarak kullanılan denklem 4.7'yi önermiştir. Ayrıca Schoenherr (1932), gemi yüzeyindeki kaynak, pürüz gibi yapısal kusurları kapsamak adına  $C_F$  değerinin 0.0004 kadar artırılmasını önermiştir. Schoenherr (1932) eğrisi 1946 yılından itibaren Amerikan Çekme Tankı Konferansı (ATTC) tarafından tavsiye edilen method olduğundan bu denklem ATTC denklemi olarak da anılır.

$$\frac{0.242}{\sqrt{C_F}} = \log(ReC_F) \quad (4.7)$$

Hughes (1952, 1954) çeşitli yan oranlarda düz levhalar kullanarak, farklı Reynolds sayılarında deneyler gerçekleştirmiş ve pürüzsüz yüzeyler üzerinde gelişen iki boyutlu akış için minimum sürtünme direnci değerini araştırmıştır. Sonuç olarak  $C_F$  için denklem 4.8'i önermiştir.

$$C_F = \frac{0.066}{(\log Re - 2.03)^2} \quad (4.8)$$

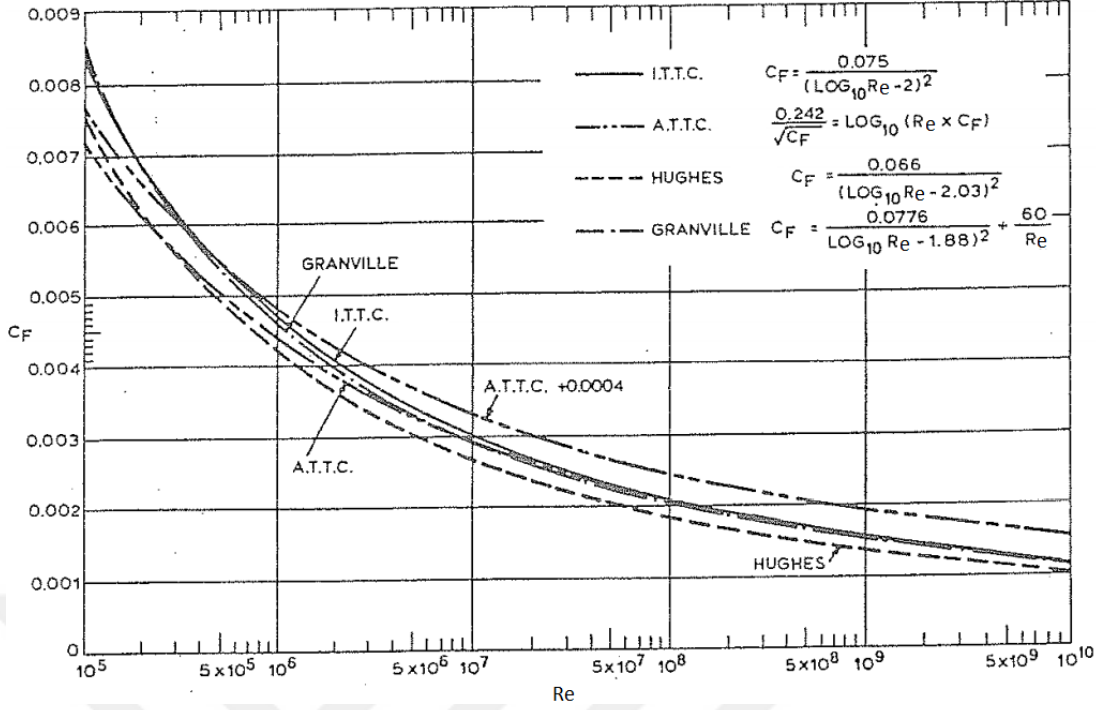
Uluslararası Çekme Tankı Konferansı (ITTC) Sürtünme Komitesi, model ile gemi arasındaki ölçek problemini de dikkate alarak,  $10^7$ 'den büyük Reynolds sayılarında ATTC eğrisini, küçük Reynolds sayılarında ise bu eğrinin üzerinde değer veren uygun bir bağıntı araştırmış, Madrid'de gerçekleşen 1957 konferansında denklem 4.9'u önermiştir. ITTC 1957,  $C_F$  önerdikleri denklemi gemi – model uyum eğrisi olarak adlandırmıştır (Lewis, 1988).

$$C_F = \frac{0.075}{(\log Re - 2)^2} \quad (4.9)$$

Denklem 4.9 genel olarak denklem 4.8 ile aynı yapıdadır ve  $C_F$  için yaklaşık olarak %12 daha yüksek sonuç vermektedir. Granville (1977), ITTC 1957 eğrisinin aynı zamanda düz levha için sürtünme direncini elde etmede kullanılabileceğini göstermiş ve küçük bir ilave ile denklem 4.10'u önermiştir.

$$C_F = \frac{0.0776}{(\log Re - 1.88)^2} + \frac{60}{Re} \quad (4.10)$$

4.7, 4.8, 4.9 ve 4.10 eğrileri karşılaştırmalı olarak Şekil 3.4'te sunulmuştur.  $10^8$ 'in üzerindeki Reynolds sayılarında 4.7, 4.9 ve 4.10 eğrileri mükemmel yakın bir uyum sergilerken 4.8 eğrisi genel olarak daha düşük sonuçlar vermektedir.



Şekil 4.4 :  $C_F$  için önerilen eğrilerinin karşılaştırılması (Lewis, 1988).

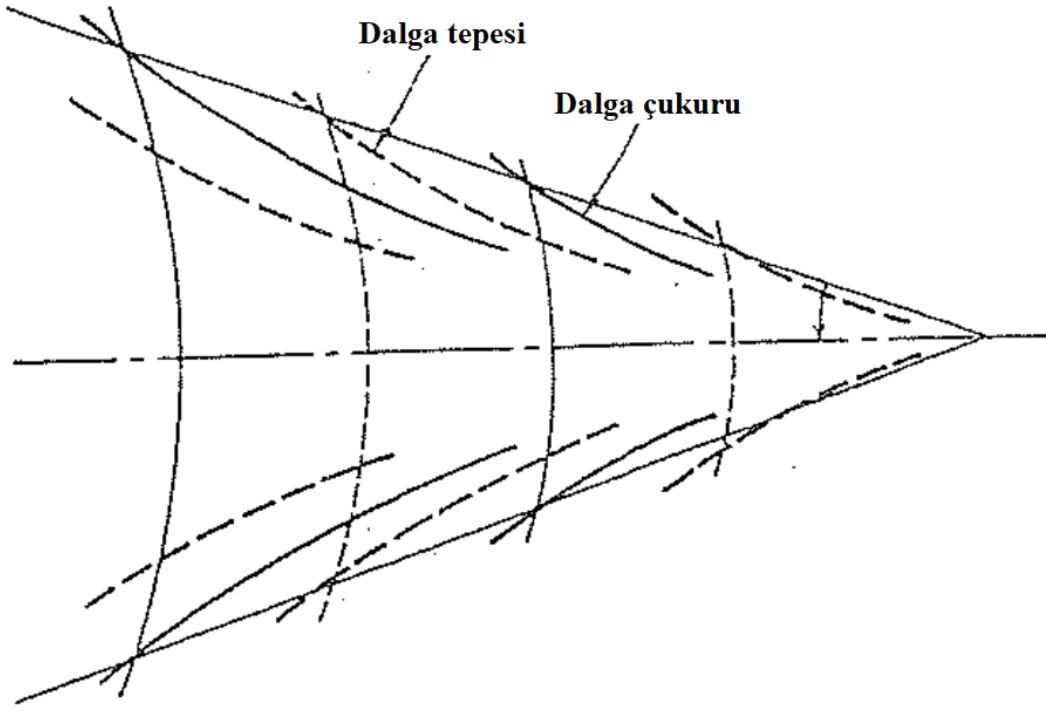
### 4.3 Dalga Direnci

Tam olarak dalmış bir cisim, yeterli derinlikte sabit hızla ilerlediğinde, su yüzeyinde dalga oluşturmaz. Viskoz olmayan akışlarda cisim üzerinde basınç direnci de oluşmaz. Öte yandan cisim su yüzeyinde veya yüzeye yakın bir derinlikte ilerlediğinde cismin ön kısmı ve arka kısmı arasında bir miktar basınç farkı oluşur ve bu basınç farkı nedeni ile cisim ile birlikte hareket eden bir dalga sistemi ortaya çıkar.

Gemi dalgaları ile ilgili ilk önemli çalışmalar Lord Kelvin (1904) tarafından yapılmıştır. Kelvin (1904), su yüzeyinde düz bir hat üzerinde ilerleyen tekil bir basınç noktasını göz önüne almış ve bu basınç noktası tarafından üretilen dalga sistemini incelemiştir. Dalga deseni, noktayı takip eden enine dalgalar ile nokta tarafından yayılan iraksayan (diverjans) dalgalardan oluşmaktadır (Şekil 4.5).

Kelvin dalga sistemi, gemi dalga sistemlerine ait birçok fiziksel özelliği açıklar. Geminin baş tarafında bir dizi iraksayan dalga göze çarpar. Iraksayan dalgaların arasında, geminin her iki yanında, tepe ve çukurları gemi doğrultusuna dik olan enine dalgalar yer alır. Bu dalgalar geminin orta bölümünde kolayca gözlemlenebilir. Gemi baş tarafında Kelvin sistemini belirgin bir biçimde gözlemlenebilir. Omuzluk ve kıç

tarafında da benzer bir dalga sistemi oluşur ancak bu dalgalar baş tarafta oluşan dalgalarla girişim modeli oluşturacağından gözlemlemek nispeten zordur.



**Şekil 4.5 :** Kelvin dalga sistemi.

Düşük hızlarda, gemi tarafından oluşturulan dalgalar küçüktür ve direnç neredeyse tamamen viskoz etkilerden kaynaklanır. Hız arttıkça dalga direnci etkili hale gelir ve  $Fn = 0.45$  değerine ulaştığında dalga direnci baskın direnç bileşeni haline gelir. Eggert (1939), bir gemi modelinin etrafındaki basınç dağılımını ölçmüş ve tekne profili üzerinde eş basınç eğrilerini çizmiştir. Basınç değerlerinin boyuna bileşenlerini yüzey boyunca toplayarak basınç direncini belirlemiştir. Aynı zamanda toplam direnci ölçmüştür. Sürtünme direncini tahmin edip toplam dirençten çıkardığında elde ettiği sonuç ile basınç değerlerini toplayarak elde ettiği sonucun birbirine çok yakın olduğunu gözlemlemiştir. Bu çalışmanın önemli bir bulgusu da, dalga direncinin büyük ölçüde gemi gövdesinin su hattına yakın bölümü tarafından üretildiğidir.

#### **4.4 Diğer Direnç Bileşenleri**

Takıntı direnci, hava direnci, pürüzlük ve kirlenme etkisi ve rüzgâr, dalga v.b. çevresel etkiler direnç üzerinde etkili diğer parametrelerdir. Takıntı direnci, tekne gövdesi üzerindeki yalpa omurga, dümen, öksüz omurga gibi uzantılar nedeni ile oluşan ilave



direnç bileşenidir. Hava direnci ise isminden de anlaşılacağı üzere yüklü su hattının üst kısmının ve gemi üst yapısının maruz kaldığı direnç bileşenidir. Direnç ve güç gereksinimi üzerindeki diğer önemli etkiler ise servis şartlarıdır. Tahmin edilebileceği üzere seyir esnasında çevrenin meteorolojik şartları güç gereksinimini veya servis hızının doğrudan etkiler. Rüzgârlı ve dalgalı havalarda geminin seyir hızı ciddi ölçüde düşer. Bir diğer önemli çevre koşulu ise sıg su ve kanallarda ortaya çıkar. Sözkonusu direnç bileşenleri Lackenby (1965) tarafından ayrıntılı olarak açıklanmaktadır.

Bu çalışma kapsamında irdelenen konu yüzey pürüzlülüğü ve biyolojik kirlenmenin etkisidir. Gemiler suya indirildikleri andan itibaren devamlı olarak biyolojik kirlenmeye maruz kalır ve dış kaplama üzerinde oluşan pürüz elemanları gemi direncinde artışa neden olur. Pürüz elemanlarının yüksekliğine bağlı olarak sınır tabaka akışı üzerinde gözlemlenen değişimler bir önceki bölümde ayrıntılı olarak açıklanmıştı. Tam pürüzlü akış rejimlerinde sürtünme direncinde gözlenen artış 4.11 denklemi ile verilmektedir (Lackenby, 1962).

$$C_F = \left[ 1.89 - 1.62 \log \left( \frac{k_s}{L} \right) \right]^{-2.5} \quad (4.11)$$

Öte yandan yeni inşa edilmiş veya düzenli olarak bakım onarımı yapılan tekneler etrafında tam pürüzlü rejimin oluşması beklenmez. Yeni inşa edilmiş bir tekne için direnç katsayısında ortaya çıkan artış için Schoenherr eğrisi dikkate alındığında 0.004 değeri yaygın olarak kullanılır. Bowden – Dawidson denklemi yüzey pürüzlülüğünü dikkate alan bir başka ampirik ifade sunar (Molland ve diğ., 2011).

$$\Delta C_F = \left[ 105 \left( \frac{k_s}{L} \right)^{1/3} - 0.64 \right] \times 10^{-3} \quad (4.12)$$

Bu denklemdeki  $\Delta C_F$  ifadesi gemi direncindeki artışı ifade eder. Denklem 1978 yılında ITTC tarafından gemi direncinin tahmininde kullanılmak üzere önerilmektedir. Yüzey ölçümleri mevcut olmadığında hidrolik pürüzlülük değeri olarak 150 mikron değeri tavsiye edilmektedir. Öte yandan 4.12 denklemi yüzey pürüzlülüğünü dikkate alan genel bir korelasyon ifadesidir ve yalnızca pürüz etkisi ile sürtünme direncinde yaşanan artışı ifade etmez.

$k_s$  değeri, 50 mm kesme uzunluğunda alınan ortalama belirgin genlik (MAA) olarak ifade edilir. Benzer bir diğer ifade ise yüzey üzerindeki farklı bölgelerden alınan MAA değerlerinin ağırlıklı ortalamasını ifade eden ortalama tekne pürüzlülüğü (AHR)

değeridir. Grigson (1981), yüzey pürüz yüksekliğinin yanı sıra doku parametrelerinin de direnç üzerinde etkili olduğunu belirtmektedir. Örneğin Candries ve Atlar (2003), kendinden parlatmalı boyalar ve silikon tabanlı foul release boyaların doku parametrelerini karşılaştırmalı olarak incelemiştir. Kendinden parlatmalı boyaların daha kapalı ve sivri uçlu pürüz elemanlarından oluştuğu, buna karşın foul release boyaların açık, dalgalı bir pürüz yapısına sahip olduğu vurgulanmıştır.

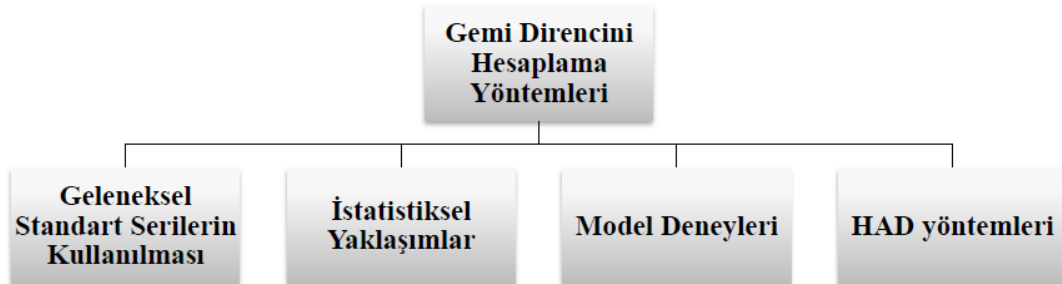
Yüzey pürüzlülüğü etkisi ile direnç değerinde ortaya çıkan artış ifadesinin ( $\Delta C_F$ ) Reynolds sayısına bağlı olduğu da göz önüne alınmalıdır. Townsin (1985), Reynolds sayısını da dikkate alan 4.13 denklemini önermektedir. Daha yakın bir geçmişte bu denklemin 4.12 denklemi ile birlikte kullanılması önerilmiştir (ITTC, 2008).

$$\Delta C_F = \left\{ 44 \left[ \left( \frac{k_s}{L} \right)^{1/3} - 10Re^{-1/3} \right] + 0.125 \right\} \times 10^{-3} \quad (4.13)$$

Direnç üzerindeki önemli bir diğer parametre de kirlenmedir. Tekne yüzeyinde yabancı ot ve kabuklu deniz hayvanlarının birikmesine bağlı olarak ortaya çıkan biyolojik kirlenme gemi direncinde ciddi artışa yol açar. Kirlenmeye bağlı olarak sürtünme direncindeki artış, ortalama olarak ayda toplam sürtünme direncinin %2'si ile %4'ü arasında değişir (Aertssen; 1963, 1966, 1969). Başlangıçta, denize indirilmeden hemen sonra, yaşanan artış daha yüksektir. Buna karşın zamanla yaşanan artış düşer.

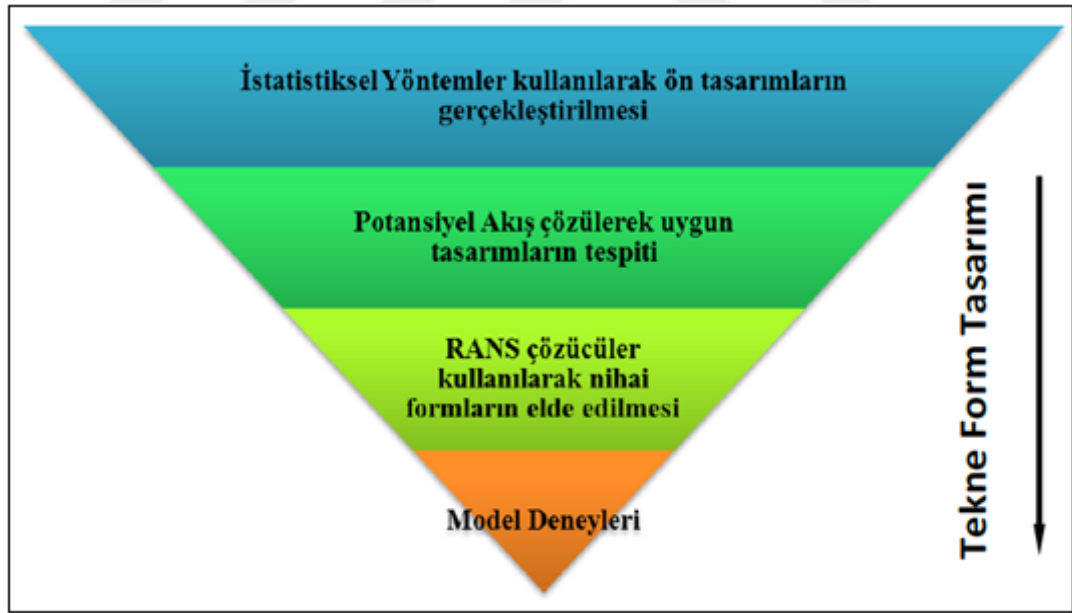
#### 4.5 Gemi Direncini Belirleme Yöntemleri

Gemi direnci çeşitli yöntemlerle tahmin edilebilir. Bu yöntemlerin birbirlerine göre çeşitli üstünlük ve dezavantajları vardır. Herbir yöntem, geminin tasarım ve operasyon süreçlerinin farklı aşamalarında kullanılmaya uygundur. Söz konusu yöntemler Şekil 4.6'da gösterilmiştir.



Şekil 4.6: Gemi direncini hesaplama yöntemleri (Özdemir, 2014).

Geleneksel standart serilerin kullanılması ve istatistiksel yaklaşımlar, hızlı sonuç veren ve kolay uygulanabilen yöntemler olup, tasarım sürecinin ilk aşamalarında yaygın olarak kullanılırlar. Öte yandan bu yöntemler gemi etrafında oluşan yerel akış özelliklerini dikkate alamazlar. Bu nedenle geminin ana boyutlarının belirlendiği kavramsal tasarım aşamasında kullanılmaya uygundurlar. HAD yöntemleri gemi etrafındaki viskoz olmayan potansiyel akışın veya viskoz türbülanslı akışın modellenmesine dayalı hesaplama yöntemlerini kapsar. Bu yöntem istatistiksel yaklaşımlara kıyasla daha karmaşıktır ancak gemi etrafındaki akış özelliklerini dikkate aldıklarından, gemi formunun optimize edilmesinde kullanılırlar. Potansiyel akış çözümleri, RANS çözümlere kıyasla çok daha hızlı sonuç verdiği için ve dalga direncini çoğunlukla yüksek bir başarı ile tahmin ettiğinden, uygun tasarımların belirlenmesinde kullanılırlar. RANS çözümleri ise nihai tasarımın belirlenmesini sağlar. Model deneyleri ise en güvenilir sonuçları veren yöntem olmasına karşın gerektirdikleri zaman ve maliyet nedeni ile ancak tasarım sürecinin son aşamasında kullanılırlar. Gemi tasarım aşamalarına bağlı olarak yöntemlerin iş akışı şekil 4.7’de gösterilmektedir.



Şekil 4.7: Tekne form tasarımında kullanılan yöntemlerin iş akışı.

#### 4.5.1 Ölçekleme yöntemleri

Gemi direnci, model deneyleri veya model üzerinde yapılan hesaplamalar üzerinden belirlenmek istendiğinde, model için ölçülen değerlerin gemi ölçeğine çevrilmesi

gerekir. Bu çevirme işlemi ekstrapolasyon olarak adlandırılır. Gemi mühendisliğinde yaygın olarak kullanılan iki ekstrapolasyon yöntemi mevcuttur. Bu yöntemler, Froude hipotezine dayanan geleneksel yaklaşım ve ilk defa Hughes (1954) tarafından tanıtılan form faktörü yaklaşımıdır.

#### 4.5.1.1 Geleneksel yaklaşım: Froude Hipotezi

Bu yaklaşımda gemi direnci, sürtünme direnci ve artık direncin toplamı olarak değerlendirilir.

$$C_T = C_F + C_R \quad (4.14)$$

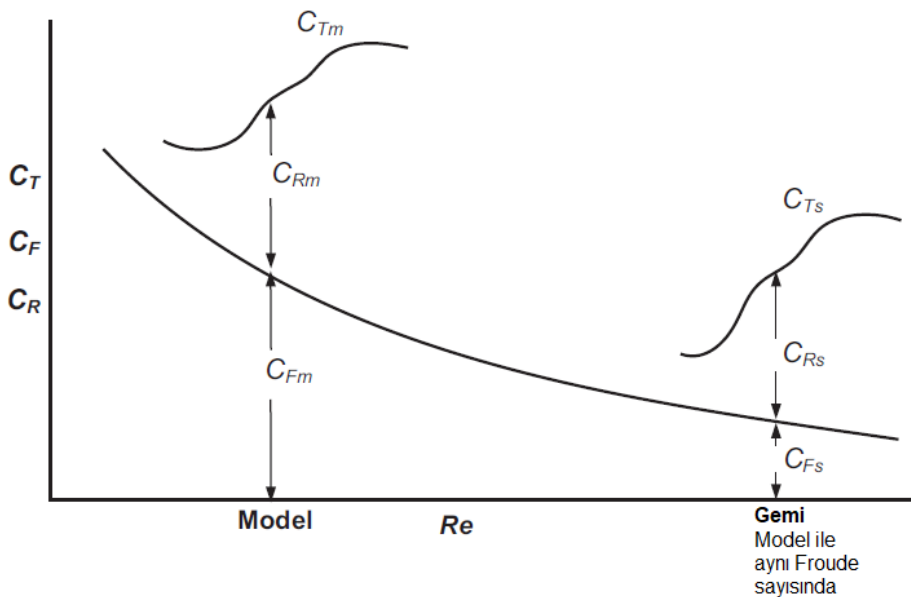
$C_F$  değerinin, gemi veya model ile aynı boydaki düz levhanın sürtünme direnci katsayısına eşit olduğu kabul edilir. Artık direnç katsayısı ise model deneyi üzerinden aşağıdaki denklem ile elde edilir.

$$C_R = C_{Tm} - C_{Fm} \quad (4.15)$$

4.15 denkleminde m alt indisi, model ölçeğinde elde edilen değeri ifade etmektedir. Gemi ölçeği için ise 4.16 denkleminde s alt indisi kullanılmaktadır. Aynı Froude sayılarında gemi ile modelin artık direnç katsayılarının eşit olduğu kabul edilir. Böylece gemiye ait toplam direnç 4.17 denklemi ile hesaplanabilir.

$$C_{Rm} = C_{Rs} \quad (4.16)$$

$$C_{Ts} = C_{Fs} + C_{Rs} = C_{Fs} + C_{Rm} = C_{Fs} + C_{Tm} - C_{Fm} \quad (4.17)$$



Şekil 4.8: Geleneksel yaklaşımın şematik gösterimi (Molland ve diğ., 2011).

Bu geleneksel yaklaşım Şekil 4.8’de sistematik olarak sunulmuştur. Model deneyi gemi ile aynı Froude sayısına sahip iken çok daha düşük bir Reynolds sayısında gerçekleştirilir. Bu nedenle modele ait sürtünme direnci katsayısı gemiye kıyasla çok daha düşüktür. Yöntem, büyük gemilerin güç gereksinimlerini olması gerekenden daha yüksek tahmin etmesine karşın gemi inşa mühendislerinin bir bölümü tarafından hala sıklıkla kullanılmaktadır.

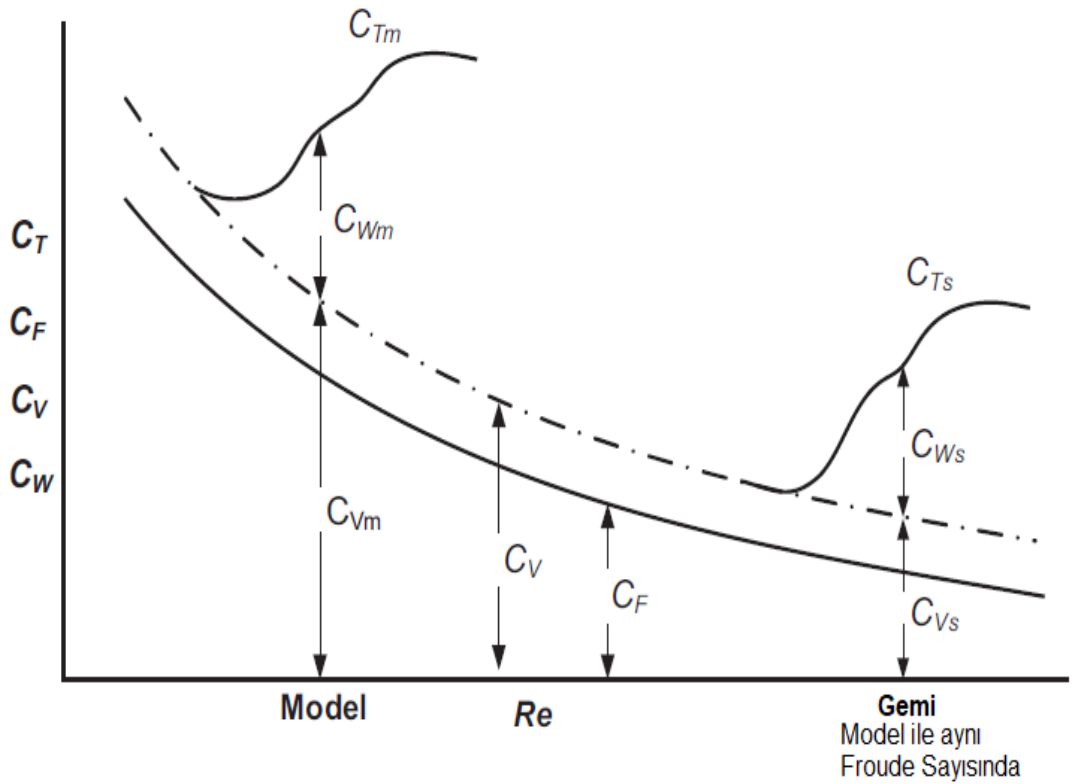
#### 4.5.1.2 Form faktörü yaklaşımı: Hughes yöntemi

Hughes, direnç üzerindeki üç boyutluluk etkisini de dikkate alan bir yaklaşım geliştirmiştir. Bu yöntemde toplam direnç katsayısı viskoz direnç katsayısı ve dalga direnci katsayısının toplamı olarak ifade edilmiştir.

$$C_T = C_v + C_W \quad (4.18)$$

Viskoz direnç ise sürtünme direnci ile üç boyutluluğu dikkate alan bir çarpan ile ifade edilir.

$$C_v = C_F + C_{vp} = (1 + k)C_F \quad (4.19)$$



Şekil 4.9: Form faktörü yaklaşımının şematik gösterimi (Molland ve diğ., 2011).

$(1 + k)$  gemi formuna bağılı olarak değiştiğinden form faktörü olarak adlandırılır. Geleneksel yaklaşımla analogik olarak, eşit Froude sayılarında, gemi ölçeğindeki dalga direnci katsayısı ile model ölçeğindeki dalga direnci katsayısının eşit olduğu kabul edilir.

$$C_{Ws} = C_{Wm} \quad (4.20)$$

Yöntem şematik olarak Şekil 4.9’da gösterilmektedir. Form faktörü yaklaşımı ITTC tarafından önerilen ekstrapolasyon yöntemidir ve gemi mühendisleri tarafından, bazı yüksek hızlı tekneler ve dışında tüm tekne formları için yaygın olarak kullanılır.

Geleneksel yaklaşım, sürtünme direncinin Reynolds sayısına bağılı olarak değiştiğini, buna karşın artık direncin yalnızca Froude sayısına bağılı olduğunu varsayar. Bu varsayım fiziksel olarak hatalıdır. Viskoz basınç direnci yüksek ölçüde Reynolds sayısına bağılılık gösterir. Hughes yaklaşımı ise viskoz direncin yalnızca Reynolds sayısına bağılı olduğunu, dalga direncinin ise sadece Froude sayısından etkilendiğini varsayar. Bu varsayım fiziksel olarak daha doğrudur. Buna karşın viskoz basınç direncinin dalga direnci ile etkileşim içinde olduğu bu nedenle Froude sayısından da etkilendiği unutulmamalıdır. Benzer şekilde, her iki yaklaşımın, seçilen sürtünme direnci eğrisinden etkilendiği göz önüne alınmalıdır.

Form faktörü değerinin model – gemi ekstrapolasyon sürecince önemli bir etkiye sahip olduğu açıktır. Örneğin, form faktörü değerinin gerçekten bir miktar yüksek tahmin edilmesi halinde, tahmin edilen dalga direnci ve tam ölçekli gemi direncinin gerçekten düşük olmasında yol açar. Tekne form faktörü, model deneyleri ile, HAD yöntemleri ile veya ampirik bağıntılar ile belirlenebilir.

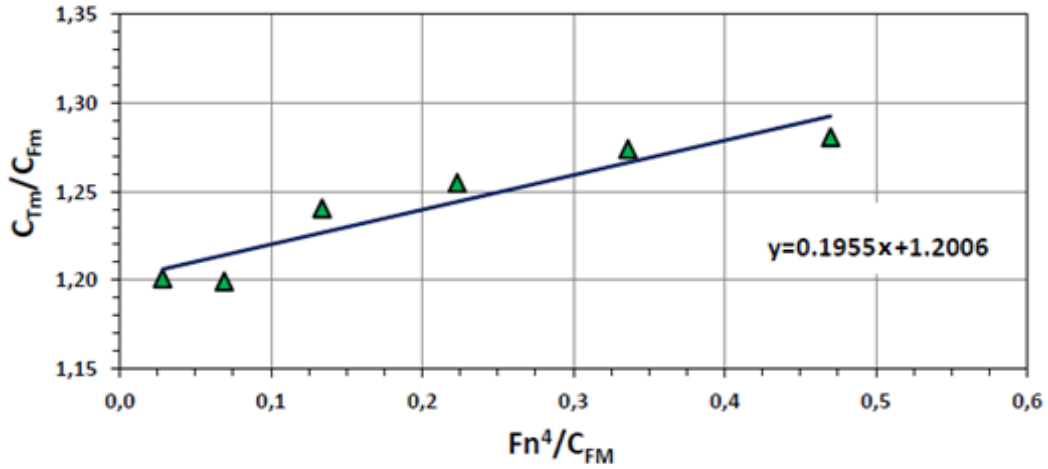
Düşük Froude sayılarında dalga direnci ihmal edilebilir seviyededir ve ölçülen direnç katsayısı değeri viskoz direnç katsayısına eşit kabul edilebilir. Öte yandan düşük hızlı akışlarda direnç değerini yüksek bir hassasiyet ile ölçmek kolay değildir. Bir başka fikir ise, çift modelle yapılan deneylerdir. Bu yöntemde teknenin yüklü su hattı simetri ekseni olacak şekilde çift gövde ile imal edilir ve serbest yüzeyden uzak bir ortamda direnç deneyi gerçekleştirilir. Elde edilen değer viskoz dirence eşittir. Öte yandan bu yöntemin pahalı ve zor olduğu açıktır (Gül ve diğ., 2005). Prohaska (1966), daha basit bir yaklaşım geliştirmiştir. Bu yaklaşıma göre düşük Froude sayılarında dalga direnci katsayısı Froude sayısının dördüncü kuvveti ile doğru orantılıdır ve form faktörü çok sayıda direnç deneyi üzerinden en küçük kareler regresyonu ile elde edilebilir.

$$C_T = (1 + k)C_F + AFr^4 \quad (4.21)$$

Bu denklemde  $A$  katsayısı eğrinin eğimini ifade etmektedir. Yakın bir zamanda ITTC (2008), 4.22 denklemini önermiştir.

$$C_T = (1 + k)C_F + AFr^m \quad (4.22)$$

Denklemdaki  $A, k$  ve  $m$  ifadelerinin en küçük kareler yaklaşımı ile elde edilmesi gerekmektedir. Tipik bir Prohaska çizimi, Şekil 4.10'da gösterilmiştir. Regresyon analizinden, ilgili tekneye ait form faktörünün 1.2006 olduğu anlaşılmaktadır.



Şekil 4.10: Tipik bir Prohaska çizimi (Özdemir, 2014).

Form faktörünün belirlenmesinde yaygın olarak kullanılan bir diğer yöntem, ampirik bağıntılardan yararlanmaktır. Sözkonusu bağıntılar, önceki deney sonuçları üzerinden istatistiksel yöntemler kullanılarak elde edilmiş bağıntılardır. Watanabe,  $k$  değeri için gemi boyu ( $L$ ), genişliği ( $B$ ), su çekimi ( $T$ ) ve blok katsayısına ( $C_B$ ) bağlı olarak aşağıdaki denklemi önermiştir.

$$k = -0.095 + 25.6 \frac{C_B}{\left(\frac{L}{B}\right)^2 \sqrt{\frac{B}{T}}} \quad (4.23)$$

Conn ve Ferguson (1968), daha basit bir ifade ile 4.24 denklemini önermektedir.

$$k = 18.7 \left(C_B \frac{B}{L}\right)^2 \quad (4.24)$$

Grigson (2000), ıslak alanı ( $S$ ) da göz önüne alarak 4.25 denklemini önermiştir.

$$k = 0.028 + 3.3 \left[ \frac{S}{L^2} \sqrt{C_B \frac{B}{L}} \right] \quad (4.25)$$

Holtrop (1984), çok sayıda model deneyi ve seyir tecrübesini göz önüne alan bir regresyon analizi ile aşağıdaki bağıntıyı önermiştir.

$$1 + k = 0.93 + 0.487118 \times (1 + 0.011C_{k1\zeta}) \times \left(\frac{B}{L}\right)^{1.06806} \times \left(\frac{T}{L}\right)^{0.46106} \\ \times \left(\frac{L}{L_R}\right)^{0.121563} \times \left(\frac{L^3}{\nabla}\right)^{0.36486} \times (1 - C_P)^{-0.604247} \quad (4.26)$$

Bu denklemde  $L_R$  giriş boyunu,  $\nabla$  deplasman hacmini,  $C_P$  prizmatik katsayıyı ve  $C_{k1\zeta}$  k1ç formuna bağlı bir katsayıyı ifade etmektedir.  $C_{k1\zeta}$  ifadesi k1ç formuna bağlı olarak -25 ile 10 arasında değişen değerler almaktadır. Wright (1984) ise aşağıdaki bağıntıyı önermektedir.  $L_{BP}$  dikeyler arası boyu ifade etmektedir.

$$k = 2.48C_B^{0.1526} \left(\frac{B}{T}\right)^{0.0533} \left(\frac{B}{L_{BP}}\right)^{0.3856} \quad (4.27)$$

Form faktörünü belirlemenin bir diğer yolu ise HAD uygulamalarıdır. Bu yöntemde gemi etrafındaki viskoz türbülanslı akış matematiksel olarak modellenmekte ve çift tekne yaklaşımı ile tekneye ait viskoz basınç direnci ve sürtünme direnci değerleri ayrı ayrı elde edilebilmektedir. Molland ve Utama (2002), elipsoidlerin form faktörlerini HAD yöntemi ve rüzgâr tüneli testleri ile belirlemiştir.

Pratik açıdan form faktörünün sabit olduğu, model ve gemi ölçeğinde değişmediği, kabul edilir. Öte yandan form faktörünün Reynolds sayısına bağlı olarak arttığını gösteren sayısal ve deneysel çalışmalar da mevcuttur (Gomez, 2000; Min ve Kong, 2010; Özdemir, 2014).

#### 4.5.1.3 Yüzey pürüzlülüğünün ekstrapolasyonu

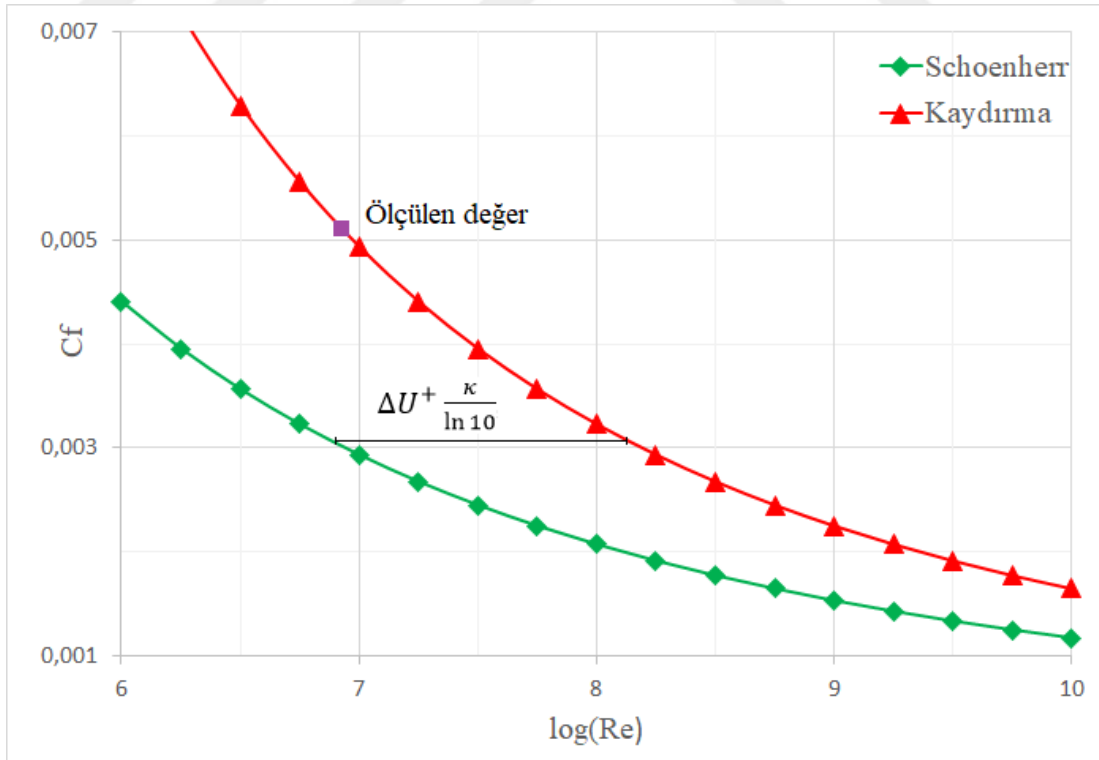
Yüzey pürüzlülüğü, gemi direnci problemlerinde genellikle model ölçeğinde yürütülen çalışmaya ait sonuçların gemi ölçeğine taşınması gerekmektedir. Böyle bir yöntem Granville (1987) tarafından, sınır tabakanın logaritmik bölgesinde gözlenen aşağı kayma dikkate alınarak geliştirilmiştir. Yöntem ITTC (2017) tarafından önerilmektedir. Yöntem, ilk aşamada pürüzlülük fonksiyonu ( $\Delta U^+$ ) ve pürüzlülük Reynolds sayısına ( $k^+$ ) ait iki denklemin iteratif olarak çözülmesini gerektirir. Denklemler bir kez çözüldüğünde gemi ölçeğindeki sürtünme direnci değeri büyük bir hassasiyet ile hesaplanabilir.



$$\Delta U^+ = \left( \sqrt{\frac{2}{C_f}} \right)_s - \left( \sqrt{\frac{2}{C_f}} \right)_r + 19.7 \left[ \left( \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right)_r - \left( \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right)_s \right] + 2.5 \frac{\partial(\Delta U^+)}{\partial(\ln k^+)} \left( \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right)_r \quad (4.28)$$

$$k^+ = \left( \frac{Re C_f}{2} \right) \left( \frac{k}{L} \right) \left( \sqrt{\frac{2}{C_f}} \right)_r \left[ 1 - 2.5 \left( \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right)_r + 2.5 \left( 3.75 + \frac{\partial(\Delta U^+)}{\partial(\ln k^+)} \right) \left( \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right)_r \right] \quad (4.29)$$

Bu denklemlerdeki r ve s alt indisleri sırası ile pürüzlü yüzey ve pürüzsüz yüzeye ait değerleri ifade etmektedir.  $\frac{\partial(\Delta U^+)}{\partial(\ln k^+)}$  ifadesi ise, pürüzlülük fonksiyonunun pürüzlülük Reynolds sayısının doğal logaritması karşısındaki eğimini ifade etmektedir. Bu eğim değeri başlangıçta sıfır olarak alınıp işleme konulursa birkaç iterasyon ile gerçek değerler elde edilebilir. İkinci adım olarak farklı Reynolds sayıları için, pürüzsüz yüzeye ait sürtünme direnci katsayısı,  $(C_f)_s$ , değerleri belirlenir. Değerler için, Schoenher eğrisi veya ITTC eğrisi kullanılabilir. Bulunan değerler  $\log Re$  yatay eksenini gösterecek biçimde grafik haline getirilir. Üçüncü adım olarak grafik üzerindeki değerler denklem 4.28'den hesaplanan  $\Delta U^+$  değeri aracılığı ile  $\Delta U^+ \frac{\kappa}{\ln 10}$ , kadar sağa kaydırılır.

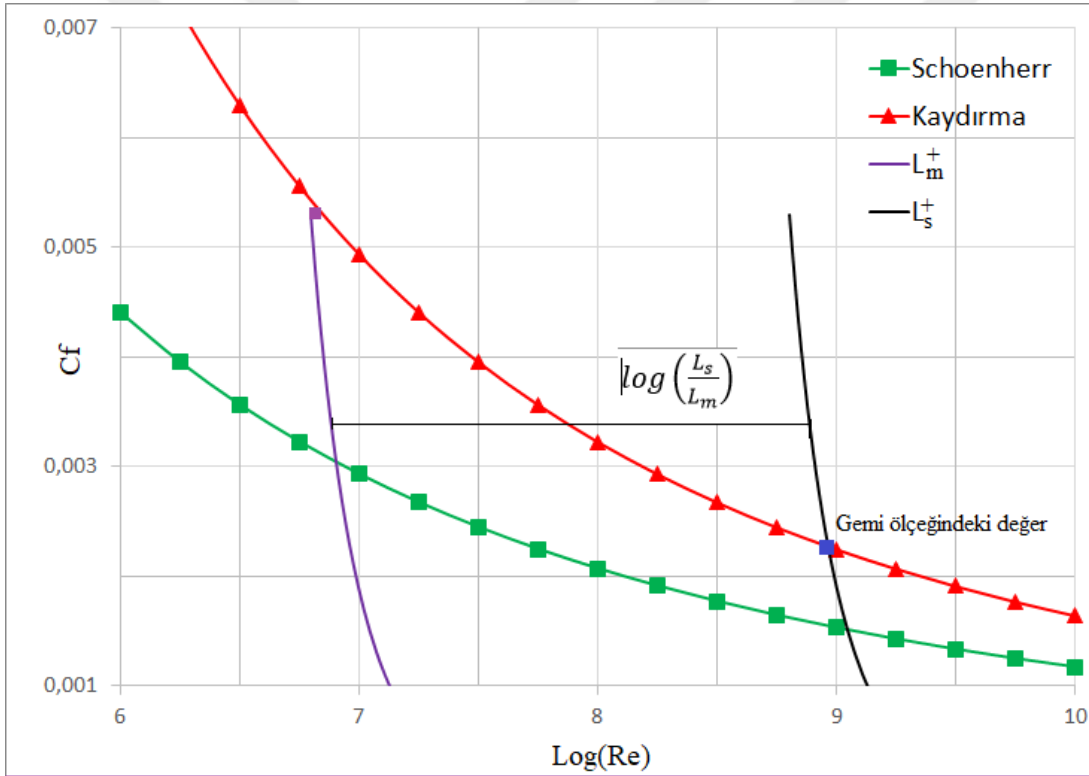


Şekil 4.11 : Sağa kaydırmanın şematik gösterimi.

Bir sonraki adımda denklem 4.30 yardımı ile sabit  $L_m^+$  eğrisi çizilir. Bu eğri bir defa deney yapılan Reynolds sayısı için  $C_f$  ve  $Re$ 'ye bağlı olarak hesaplandıktan sonra  $C_f$ 'nin bir fonksiyonu olarak elde edilebilir. Elde edilen eğri  $\log\left(\frac{L_s}{L_m}\right)$  değeri kadar sağa kaydırılır.

$$Re = \frac{L_m^+}{\sqrt{\frac{C_f}{2}} \left(1 - \frac{1}{\kappa} \sqrt{\frac{C_f}{2}}\right)} \quad (4.30)$$

Ekstrapolasyon işlemi şematik olarak Şekil 4.12'de gösterilmektedir. Bu yöntem, model ölçeğindeki sürtünme direnci değerinin, gemi ile neredeyse aynı uzunluktaki bir plakaya taşımaktadır.



Şekil 4.12 : Granville ekstrapolasyonunun şematik gösterimi.

## 5. MATEMATİKSEL MODEL

### 5.1 Giriş

Bölüm 4’te de bahsedildiği gibi, gemi direnci problemlerine yönelik HAD uygulamaları, gemi etrafındaki akışın sayısal olarak modellenmesini gerektirir. İstenen çıktılara bağlı olarak çok çeşitli modelleme tekniği uygulanabilir. Söz konusu teknikler Bertram (2000), Molland ve diğ. (2011) tarafından açıklanmaktadır. Bu bölümde çözüm için uygulanan matematiksel model ve çözüm stratejisi açıklanmaktadır.

### 5.2 Akışkanlar Mekaniği Denklemleri

Akışkan hareketini ifade eden denklemler üç temel korunum yasası dikkate alınarak elde edilir. Bu yasalar kütle korunumu, momentum korunumu ve enerji korunumudur. Kütle korunumu denklemi süreklilik denklemi olarak da adlandırılabilir. Bu çalışma kapsamında yalnızca gemi etrafındaki basınç ve hız dağılımı göz önüne alındığından, hesaplamalarda enerji korunumu denklemine yer verilmemiştir. Ayrıca gemi etrafındaki akış, sıkıştırılamaz kabul edilmiştir. Sıkıştırılamaz bir akış problemi için süreklilik denklemi aşağıdaki şekilde ifade edilir (Wilcox, 1994).

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (5.1)$$

Momentum korunumu ise 5.2 denklemi ile ifade edilmektedir (Wilcox, 1994).

$$\rho \left( \frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + F_i \quad (5.2)$$

Denklemden  $\tau_{ij}$ , gerilme tensörünü simgelemektedir.  $F_i$  ise bünyesel kuvveti temsil etmektedir. Gemi hidrodinamiği problemlerinde genel olarak tek bünyesel kuvvet kütle çekimidir. Newtonian ve izotropik bir akışkana ait gerilme tensörü aşağıdaki şekilde ifade edilir (Wilcox, 1994).

$$\tau_{ij} = \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (5.3)$$

Bu ifade momentum korunumu denkleminde yerine yazılırsa Navier – Stokes denklemleri aşağıdaki şekilde elde edilir.

$$\rho \left( \frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + g_i \quad (5.4)$$

Bu denklemdeki  $g_i$  terimi kütle çekim ivmesini temsil etmektedir. Navier – Stokes denklemleri ve süreklilik denklemi, bir non – lineer kısmi diferansiyel denklem sistemi oluştururlar. Gemi hidrodinamiği gibi problemler için bu denklemlerin analitik bir çözümünü elde etmek mümkün değildir. Serbest yüzey etkisi ihmal edilse dahi, günümüz bilgisayarları ile bu denklem sistemini karmaşık geometriler için çözmek kolay değildir (Bertram, 2000). Bu denklemlerin çözülebilmesi için ilave basitleştirmelere ihtiyaç duyulur.

### 5.2.1 Zaman ortalamalı Navier - Stokes (RANS) denklemleri

Mühendislik uygulamalarında ve doğada karşılaşılan akış problemlerinin çok büyük çoğunluğu türbülanslı bir yapıya sahiptir. Türbülanslı bir akışta, hız ve basınç gibi akış özellikleri ortalama bir değer etrafında hızlı ve düzensiz bir biçimde salınım gösterir. Hız ve basınç değerleri, ortalama değer ve salınım kısmı olarak iki parçaya ayrılabilir ve böylece sayısal çözümü nispeten daha kolay bir denklem sistemi elde edilebilir (Bertram, 2000).

$$u_i(x, t) = U_i + u'_i(x, t) \quad (5.5)$$

$$U_i = \frac{1}{T} \int_0^T u_i(x, t) dt \quad (5.6)$$

Kararlı bir akışta  $U_i$  zamanla değişmez. Salınım teriminin zaman ortalaması ise sıfırdır. Öte yandan iki farklı doğrultudaki çalkantı terimlerinin çarpımının zaman ortalamaları sıfırdan farklıdır. 5.6 denklemi ile verilen hız ifadesi Navier – Stokes denklemleri ve süreklilik denkleminde yerine yazılır ve tüm denklemlerin zaman ortalaması alınır RANS denklemleri elde edilir. RANS denklemleri tansör notasyonunda aşağıdaki şekilde verilmektedir (Wilcox, 1994).

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (5.7)$$

$$\rho \left( \frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \rho \overline{u'_j u'_i} \right] + g_i \quad (5.8)$$

5.8 denklemindeki türbülans salınımı ile ilgili terimler Reynolds gerilmeleri olarak adlandırılırlar. Reynolds gerilme tensörünün dokuz adet bileşeni bulunur ve simetrik bir yapıya sahiptir. Gerilmeler altı adet yeni bilinmeyen açığa çıkarır ve bu gerilmeleri doğrudan elde etmenin bir yolu yoktur. HAD uygulamalarında bu ifadeleri elde etmek için türbülans modellerinden yararlanır. Normal doğrultudaki Reynolds gerilmelerinin kareleri toplamının yarısı türbülans kinetik enerjisi olarak adlandırılır (Wilcox, 1994).

$$k = \frac{1}{2}(u'^2 + v'^2 + w'^2) = \frac{1}{2}\overline{u_i u_i} \quad (5.9)$$

Türbülans şiddeti ise 5.10 denklemi ile ifade edilmektedir (Wilcox, 1994).

$$T' = \sqrt{\frac{2k}{3U_e}} \quad (5.10)$$

### 5.2.2 Reynolds gerilme eşitliği ve türbülans kinetik enerjisi transport denklemi

Navier – Stokes denklemindeki tüm terimler eşitliğin sol tarafında toplanır ve  $N(u_i)$  operatörü aşağıdaki şekilde tanımlanır.

$$N(u_i) = \rho \left( \frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] = 0 \quad (5.11)$$

Bu denklem ayrı ayrı türbülans salınımı ifadeleri ile çarpılıp, çarpım sonuçları toplanırsa ve elde edilen denklemin zaman ortalaması alınırsa Reynolds gerilme eşitliği elde edilir.

$$-\frac{\partial}{\partial t} (\overline{u'_i u'_j}) - U_k \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u'_i u'_j}) = \overline{u'_i u'_k} \frac{\partial U_j}{\partial x_k} + \overline{u'_i u'_k} \frac{\partial U_i}{\partial x_k} + \varepsilon_{ij} - \Pi_{ij} + \frac{\partial}{\partial x_k} \left[ -\nu \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u'_i u'_j}) + C_{ijk} \right] \quad (5.12)$$

$$\Pi_{ij} = \frac{p'}{\rho} \left( \frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right) \quad (5.13)$$

$$\varepsilon_{ij} = 2\nu \frac{\partial \overline{u'_i}}{\partial x_k} \frac{\partial \overline{u'_j}}{\partial x_k} \quad (5.14)$$

$$\rho C_{ijk} = \rho \overline{u'_i u'_j u'_k} + \overline{p' u'_i} \delta_{jk} + \overline{p' u'_j} \delta_{ik} \quad (5.15)$$

Yüksek dereceden momentler alındığında her defasında yeni bilinmeyenler ortaya çıkar. Bu durum ortalama alma işleminin doğal bir sonucu olup kapanma problemi olarak bilinir. Tennekes ve Lumley (1972) Reynolds gerilme eşitliğinden yola çıkarak türbülans kinetik enerjisi için aşağıdaki denklemi önermişlerdir.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + U_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = -\overline{u'_i u'_j} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \varepsilon_{ij} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ -\nu \frac{\partial k}{\partial x_j} - \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i u'_j} - \frac{1}{\rho} \overline{p' u'_j} \right] \quad (5.16)$$

(5.16) denkleminin sol tarafındaki ilk terim türbülans kinetik enerjisinin ( $k$ ) zamana bağlı değişimini, ikinci terim ise  $k$ 'nin taşınımını (konveksiyonunu) ifade etmektedir. Sağ taraftaki ilk terim türbülans üretimini, ikinci viskoz etkiler ile  $k$ 'deki kayıp miktarını gösterir.

### 5.2.3 Bussinesq Hipotezi

Bussinesq (1877), türbülanslı akışta girdapların (eddy) neden olduğu momentum transferinin, laminer akıştaki viskoz momentum difüzyonu ile analogik olarak eddy viskozitesi ile modellenebileceğini öne sürmüştür (Schmitt, 2007). Yaklaşımın temelinde, viskoz gerilmeler ve Reynolds gerilmelerinin ortalama akış üzerindeki etkilerinin benzer olduğu kabulü yer alır. Newtonian, izotropik ve sıkıştırılamaz bir akışkan için gerilme – şekil değiştirme ilişkisi 5.3 denklemi ile ifade edilir. Bussinesq (1877) benzer bir yaklaşım kullanmış, Reynolds gerilmeleri ve ortalama hız değerleri arasında aşağıdaki lineer bağıntıyı önermiştir.

$$-\overline{u'_i u'_j} = \nu_T \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (5.17)$$

Bu denklemde  $\nu_T$ , türbülans viskozitesi olarak adlandırılır. Moleküler viskozitenin aksine  $\nu_T$  akış özelliklerine bağlı bir büyüklüktür.

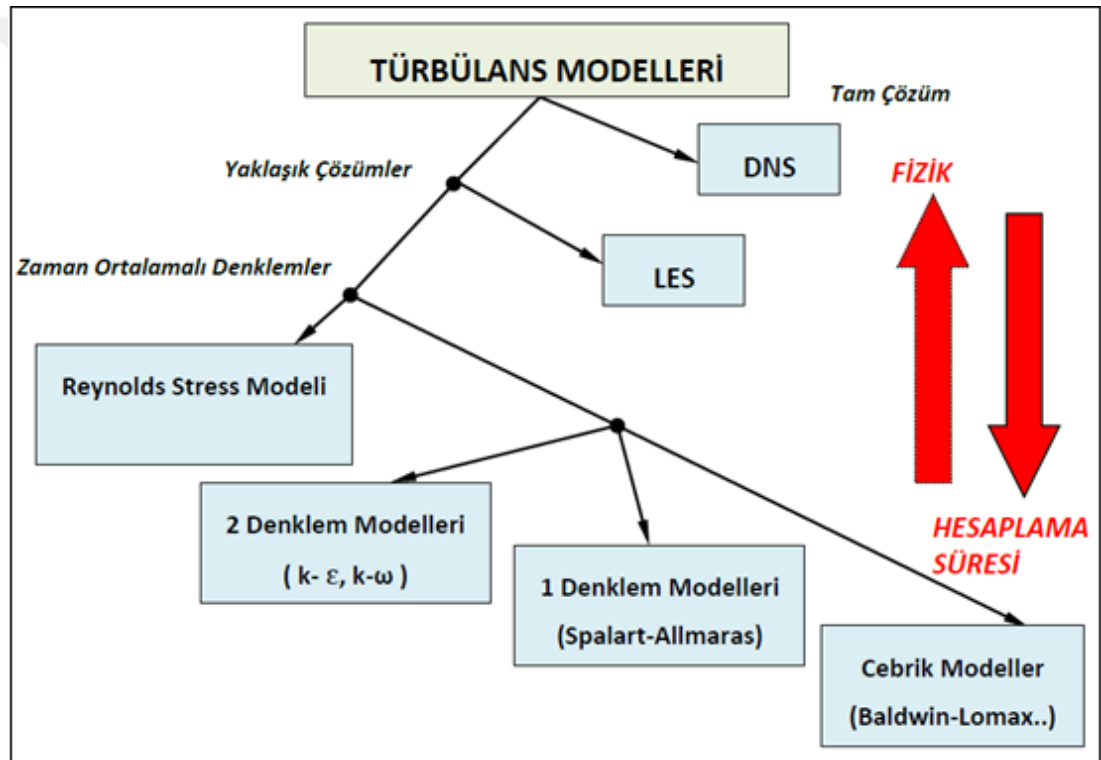
### 5.2.4 Eddy – Difüzivite kavramı

Kavram moleküler kütle transferi ile kurulan bir analogidir. Hipotez, türbülanslı akışta taşınan kütle veya ısı gibi fiziksel büyüklüklerin, taşınan büyüklüğün gradyanı ile doğrusal olarak değiştiğini kabul eder. Türbülans kinetik enerjisinin taşınımını için ifade 5.18 denklemi ile verilir. Bu denklemde  $\sigma_k$  türbülans Prandtl sayısı veya Schmidt sayısı olarak adlandırılır.

$$\frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i u'_j} + \frac{1}{\rho} \overline{p' u'_j} = -\frac{\nu_T}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \quad (5.18)$$

### 5.2.5 Türbülans modeli

HAD uygulamalarında karşılaşılan en büyük problemlerden biri kapama problemi. Bu problemin aşılmasına yönelik çok sayıda türbülans modeli geliştirilmiştir. Maalesef her probleme uygulanabilen tam bir türbülans modeli henüz geliştirilememiştir. Modeller problemin yapısına ve eldeki hesaplama imkânlarına bağlı olarak seçilir ve sonucu doğrudan etkiler. Yöntemler üç ana başlık altında toplanabilir (Özdemir, 2014). Bunlar istatistiksel modeller, büyük eddy benzeşimi (LES), ve doğrudan sayısal benzeşim (DNS) olarak adlandırılırlar. Barlas (2000) türbülans modelleri hakkında detaylı bilgiler vermiştir. Mevcut türbülans modellerinin avantaj ve dezavantajları şekil 5.1’de gösterilmiştir.



Şekil 5.1 : Türbülans modellerinin avantaj ve dezavantajları (Özdemir, 2014).

Bu çalışma kapsamında, pratik entüstriyel uygulamalarda da yaygın olarak kullanılan gerçekleştirilebilir (realizable)  $k - \epsilon$  türbülans modeli (Shih ve diğ., 1995) kullanılmıştır.

$k - \epsilon$  türbülans modelinde türbülans kinetik enerjisi ve viskoz sönümlenme için iki adet ilave transport denkleminin çözümünü gerektirir. 5.17 ve 5.18 denklemlerinde verilen eşitlikler, 5.16 denkleminde yerine yazılırsa türbülans kinetik enerjisi için kullanılan transport denklemi elde edilir.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + U_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = -\overline{u'_i u'_j} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \varepsilon_{ij} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_T}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (5.19)$$

Viskoz sönüm katsayısı için ise aşağıdaki denklem kullanılır.

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = C_{1\varepsilon} S \varepsilon_{ij} - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \nu + \frac{\nu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] \quad (5.20)$$

$S$  ortalama gerilme tansörünün modülünü temsil eder. Kinematik eddy viskozitesi 5.21 denklemleri ile verilmektedir.

$$\nu_T = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5.21)$$

$C_\mu$  katsayısı aşağıdaki denklem ile hesaplanmaktadır.

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (5.22)$$

Bu denklemlerde kullanılan ampirik katsayılar 4.23 - 4.28 denklemleri ile verilmektedir.

$$A_0 = 4.04, A_s = 6 \cos \phi \quad (5.23)$$

$$\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W) \quad (5.24)$$

$$W = \frac{S_{ij} S_{jk} S_{ki}}{\tilde{S}^3} \quad (5.25)$$

$$\tilde{S} = \sqrt{S_{ij} S_{ij}} \quad (5.26)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (5.27)$$

$$C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.9, \sigma_k = 1, \sigma_\varepsilon = 1.2 \quad (5.28)$$

### 5.2.6 Duvar fonksiyonu

Türbülanslı sınır tabaka teorisi ve pürüzlülüğün sınır tabaka üzerindeki etkileri bölüm 4'te açıklanmıştı. Bu alt bölümde ise analizlerde kullanılan duvar fonksiyonları ve pürüzlülük etkisinin hesaplamalara nasıl dâhil edildiği açıklanmaktadır.

Duvar fonksiyonları, türbülanslı akış problemlerinin sayısal çözümlerinde, duvar ile viskoziteden etkilenen logaritmik bölgeyi bağlamak için kullanılan matematiksel



ifadelerdir (ANSYS, 2011). Bu yaklaşım, duvara bitişik ağ hücresinin logaritmik bölge içerisinde olduğunu varsayar. Laminer ve türbülanslı bölgeler için Star CCM+ yazılımı tarafından kullanılan standart duvar fonksiyonu aşağıdaki şekildedir (CD-ADAPCO, 2012).

$$U^+ = \begin{cases} U_{lam}^+ & \rightarrow y^+ \leq y_m^+ \\ U_{turb}^+ & \rightarrow y^+ > y_m^+ \end{cases} \quad (5.29)$$

Bu denklemde *lam* ve *turb* alt indisleri akışın laminer ve türbülanslı ve özelliklerini temsil etmektedir.  $y_m^+$  ise viskoz bölge ile tam türbülanslı bölgenin kesişimini temsil etmektedir. Yüzey pürüzlülüğü, türbülanslı sınır tabakadaki ortalama hız profilinde aşağı kaymaya neden olur ve logaritmik bölgede hız profili aşağıdaki şekilde ifade edilir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + B - \Delta U^+ \quad (5.30)$$

Bu denklem aşağıdaki formda da ifade edilebilir (CD-ADAPCO, 2012).

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(E' y^+) \quad (5.31)$$

$E'$  çarpanı ise aşağıdaki şekilde tanımlanır (CD-ADAPCO, 2012).

$$E' = \frac{E}{f} \quad (5.32)$$

$E$  duvar fonksiyonu katsayısı,  $f$  ise pürüzlülük katsayısı olarak tanımlanır. Pürüzsüz yüzeylerde  $f$  1 değerini alır. Sayısal analizlerde  $\kappa$  0.42 ve  $E$  katsayısı 9 olarak alınmıştır.  $f$  katsayısı pürüzlülük fonksiyonu ile doğrudan ilişkilidir ve değeri akış rejimine bağlıdır. Star CCM+ yazılımı  $f$  için 5.33 ve 5.34 denklemleri ile verilen bağıntıyı kullanmaktadır (CD-ADAPCO, 2012). Denklemler Cebeci ve Bradshaw (1977) tarafından verilen denklemlerin hafifçe genişletilmiş bir halidir.

$$f = \begin{cases} 1 & \rightarrow k^+ < k_{sm}^+ \\ \left[ A \left( \frac{k^+ - k_{sm}^+}{k_r^+ - k_{sm}^+} \right) + C k^+ \right]^a & \rightarrow k_{sm}^+ \leq k^+ \leq k_r^+ \\ A + C k^+ & \rightarrow k_r^+ < k^+ \end{cases} \quad (5.33)$$

$$a = \sin \left[ \frac{\pi \log(k^+ / k_{sm}^+)}{2 \log(k_r^+ / k_{sm}^+)} \right] \quad (5.34)$$

$k_{sm}^+$  ve  $k_r^+$  değerleri hidrolik olarak pürüzsüz ve tamamen pürüzlü akış rejimleri için geçerli pürüzlülük Reynolds sayılarını belirlemektedir.  $k^+ < k_{sm}^+$  olduğunda akış hidrolik açıdan pürüzsüz,  $k_r^+ < k^+$  durumunda ise akış rejimi tamamen pürüzlüdür.  $k_{sm}^+ \leq k^+ \leq k_r^+$  durumunda ise akış geçiş rejimindedir. Yazılım tarafından kullanılan bu model akışın sıkı bir biçimde yerleştirilmiş düzenli pürüz elemanlarının üzerinde gerçekleştiğini varsaymaktadır. Cebeci ve Bradshaw (1977) tarafından Nikuradse'nin (1933) verilerine dayanılarak geliştirilen bu modelde kullanılan değerler aşağıdaki gibidir.

$$A = 0, C = 0.253, k_{sm}^+ = 2.25, k_r^+ = 90 \quad (5.35)$$

Öte yandan bu çalışmada deniz boyalarından kaynaklanan düzensiz pürüzlülüğü sayısal olarak modellemek adına, Grigson (1992) tarafından önerilen Colebrook tipi bir pürüzlülük fonksiyonu kullanılmıştır. Grigson (1992) tarafından önerilen fonksiyon aşağıdaki gibidir.

$$U^+ = \frac{1}{\kappa} \ln \left( \frac{y^+}{1 + k^+} \right) + B \quad (5.36)$$

Bu fonksiyon, tek bir akış rejimi ile çok daha basit bir model sunmaktadır. Öte yandan karakteristik pürüz yüksekliğinin seçimi çok önemlidir. Farklı yüzey kaplamaları için pürüz yüksekliği genellikle deney sonuçlarına bağlı olarak belirlenir. Bir önceki bölümün son alt başlığında anlatılan Granville'in benzerlik yasasından faydalanılarak pürüzlülük fonksiyonu, pürüzlülük Reynolds sayısına bağlı olarak hesaplanır ve uygun karakteristik pürüz yüksekliği regresyon analizi ile belirlenir.

Schultz (2004), beş farklı deniz boyası ve iki farklı zımpara kâğıdı kullanarak düz plaka etrafındaki akışı deneysel olarak incelemiştir. Kontrol için pürüzsüz yüzey üzerindeki akış da incelenmiştir. Deney kapsamında yedi farklı Reynolds sayısında direnç kuvvetleri ölçülmüş ve Granville'in benzerlik yasası ile pürüzlülük fonksiyonları ve uygun karakteristik pürüz yüksekliği değerleri elde edilmiştir. Deneylerde kullanılan yüzeylere ait pürüzlülük özellikleri Çizelge 5.1'de verilmektedir.

**Çizelge 5.1** : Çalışmada kullanılan yüzeylere ait pürüzlülük özellikleri (Schultz, 2004).

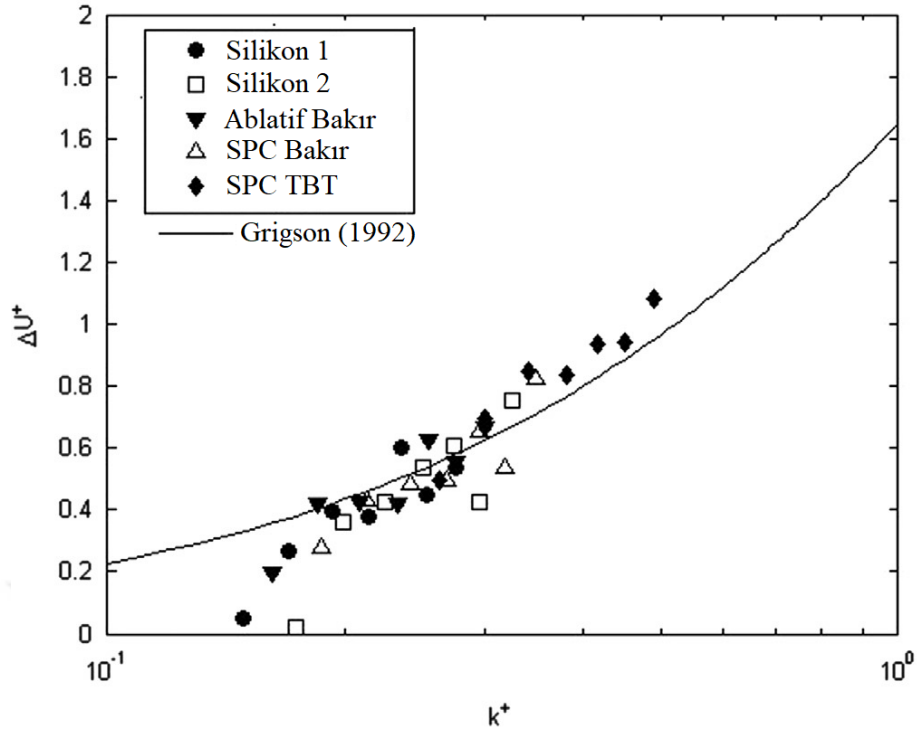
Test yüzeyi	$R_a$	$R_q$	$R_t$
Silikon 1	$12 \pm 2$	$14 \pm 2$	$66 \pm 7$
Silikon 2	$14 \pm 2$	$17 \pm 2$	$85 \pm 8$
Ablatif Bakır	$13 \pm 1$	$16 \pm 1$	$83 \pm 6$
SPC Bakır	$15 \pm 1$	$18 \pm 1$	$97 \pm 10$
SPC TBT	$20 \pm 1$	$24 \pm 2$	$129 \pm 9$
60-Grit ZK	$126 \pm 5$	$160 \pm 7$	$983 \pm 89$
220-Grit ZK	$30 \pm 2$	$38 \pm 2$	$275 \pm 17$

Bulunan direnç değerleri ile pürüzlülük fonksiyonları, pürüzlülük Reynolds sayısına bağlı olarak hesaplanmış ve regresyon analizleri ile uygun karakteristik pürüz yüksekliği değerleri belirlenmiştir. Deniz boyaları için önerilen karakteristik pürüz yüksekliği değeri denklem 5.37 ile verilmektedir. Denklem 5.38 ise zımparalı yüzeyler için önerilen karakteristik pürüz yüksekliği değerini vermektedir.

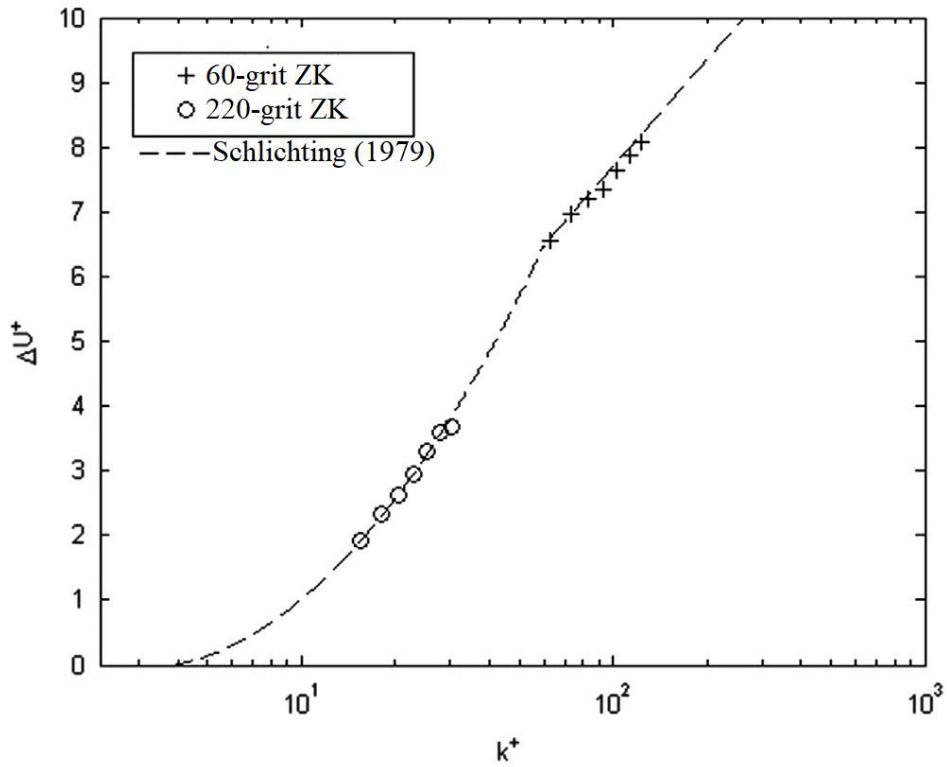
$$k = 0.17R_a \quad (5.37)$$

$$k = 0.75R_t \quad (5.38)$$

Ayrıca Schultz (2004), zımparalı yüzeyler için Schlichting (1979) tarafından önerilen pürüzlülük fonksiyonunu, deniz boyalı yüzeyler için ise Grigson (1992) tarafından önerilen pürüzlülük fonksiyonunu önermektedir. Boyalı ve zımparalı yüzeyler için elde edilen pürüzlülük fonksiyonu değerleri sırası ile Şekil 5.2 ve Şekil 5.3'te gösterilmektedir. Şekillerden de anlaşılacağı üzere, zımpara kâğıdı ve deniz boyası gibi farklı yüzeyler, kendilerine özgü pürüzlülük fonksiyonu özellikleri sergiler. Bu durum, bu çalışmada kullanılan pürüz ölçekleri ve pürüzlülük fonksiyonlarının her yüzeyde doğru sonuç vermeyeceği anlamına gelir. Ayrıca söz konusu fonksiyonlar biyolojik kirlenme etkisini incelemede de yeterli olmayacaktır. Düzensiz pürüzlülük özelliklerine sahip yüzeyler için daha genel bir model Schultz ve Flack (2007) tarafından önerilmiştir. Öte yandan bu çalışma çeşitli deniz boyalarının ilk uygulamalarındaki pürüz karakteristiğine odaklandığından yukarıda verilen model göz önüne alınmıştır.



Şekil 5.2 : Boyalı yüzeyler için pürüzlülük fonksiyonu (Schultz, 20004).



Şekil 5.3 : Zımparalı yüzeyler için pürüzlülük fonksiyonu (Schultz, 20004).

### 5.3 Çözüm stratejisi

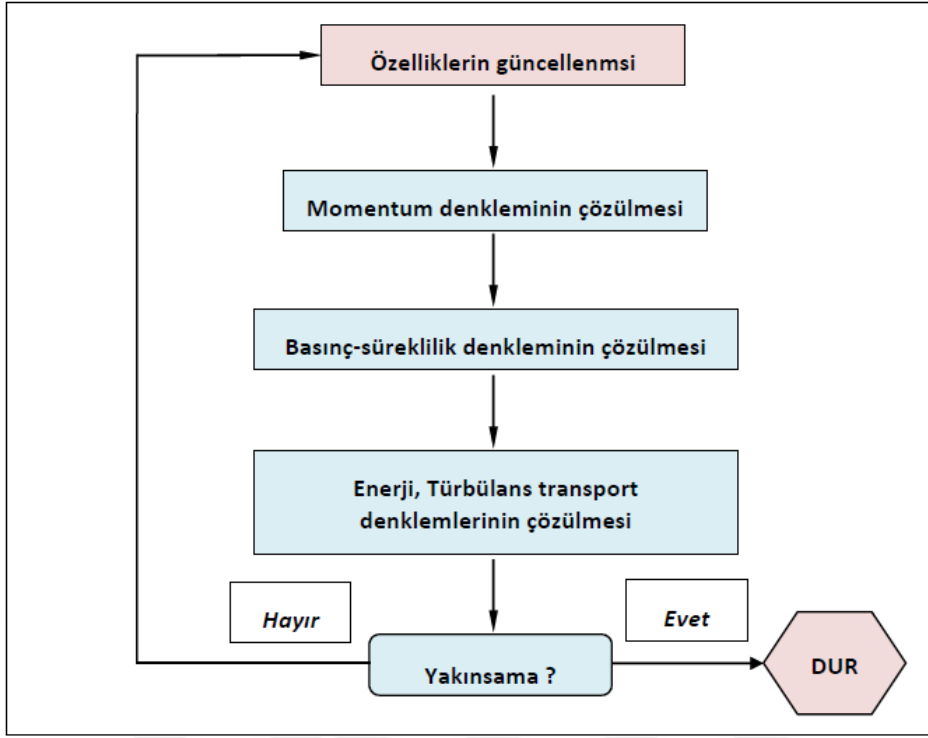
Geçtiğimiz yüzyılda yaşanan teknolojik gelişmeler, karmaşık matematik ve mühendislik problemlerinin sayısal yöntemler çözümünü mümkün kılmıştır. Reynolds Ortalamalı Navier – Stokes denklemleri gibi kısmi diferansiyel denklemlerin çözümü için bu denklemlerin uygun bir sayısal yöntem ile ayrıklaştırılması gerekir. Kısmi diferansiyel denklemlerin ayrıklaştırılmasında kullanılan dört farklı yaygın yöntem mevcuttur. Bunlar sonlu farklar yöntemi, sonlu hacimler yöntemi, sonlu elemanlar yöntemi ve sınır elemanları yöntemidir. Bu yöntemlerin herbiri farklı problemler için geliştirilmiş olup, çeşitli üstünlük ve dezavantajlara sahiptir. Yöntemler Smith (1978), Patankar (1980), Versteeg ve Malalasekera (1996), Katz ve Plotkin (1991) tarafından ayrıntılı olarak incelenmiştir. Bu alt bölümde sayısal analizlerin çözümünde kullanılan yöntem tanıtılmaktadır.

Bu çalışmada sayısal analizlerde ticari bir yazılım olan Star CCM+ yazılımı kullanılmış olup, RANS denklemleri ve türbülans denklemleri sonlu hacimler metodu kullanılarak ayıklaştırılmıştır. Denklemlerin çözümünde segregated çözüm algoritması kullanılmıştır.

#### 5.3.1 Segregated çözüm algoritması

Star CCM+ yazılımı, kullanıcıya RANS denklemlerinin çözümünde iki farklı çözüm modeli seçeneği sunar. Bunlar ‘segregated’ modeli ve ‘coupled’ modeli olarak adlandırılır. Segregated modeli adını akış denklemlerinin herbirini ayrı ayrı çözmesinden alır. Her iki model farklı akış problemleri için geliştirilmiştir.

Segregated çözüm yöntemi sıkıştırılamaz akış problemleri için tavsiye edilen algoritma olup (CD-ADAPCO, 2012) bu çalışma kapsamındaki sayısal analizlerde tercih edilmiştir. Bu yöntemde, momentum denklemleri ile süreklilik denklemleri arasındaki ilişki, tahmin etme – düzeltme yaklaşımı ile gerçekleştirilir. Ortalama akış özellikleri istenen yakınsama kriteri sağlanana kadar güncellenerek yeniden döngüye sokulur. Algoritma Şekil 5.4’de şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 5.4 : Segregated Çözüm Algoritması (Özdemir, 2014).

### 5.3.2 Sonlu hacimler metodu

Sonlu hacimler, mühendislik problemlerinde yaygın olarak kullanılan bir yöntemdir. Bu yöntemde kısmi diferansiyel denklemler ayrıklaştırılarak cebirsel denklemler haline dönüştürülürler. Sonlu hacim ifadesi, ağ örgüsündeki herbir düğüm noktasını çevreleyen küçük hacmi belirtir. Bu yöntemde kısmi diferansiyel denklemin hacim integrali alınır ve daha sonra diverjans teoremi ile hacim integralleri hacmi çevreleyen yüzeyler boyunca alan integrallerine dönüştürülürler. Terimler, sonlu hacme giren akıları ifade eder. Bir hacme giren akı miktarı o hacimden çıkan akı miktarına eşit olduğundan yöntem korunumludur. Yöntemin önemli avantajlarından birisi yapısal olmayan ağ yapılarında da başarı ile kullanılabilmesidir (Uçar, 2006). Bu özellik, karmaşık akış geometrilerinin modellenmesini kolaylaştırmaktadır.

Akışa ait momentum korunumu denklemleri ve türbülans modeli denklemleri birer transport denklemi formundadır. Herhangi bir fiziksel büyüklük ( $\phi$ ) için aşağıdaki formda genel bir transport denklemi yazılabilir.

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\phi\mathbf{v}) = \nabla \cdot (\Gamma\nabla\phi) + S_\phi \quad (5.39)$$

Bu denklemde  $\phi$  herhangi bir fiziksel büyüklüğü,  $\mathbf{v}$  hızı ifade eder.  $\rho$  ve  $\Gamma$  akışa ait yoğunluk, viskozite gibi birer katsayıdır.  $S_\phi$  ise denklemin kaynak terimidir.  $\nabla \cdot (\rho\phi\mathbf{v})$  terimi  $(\rho\phi\mathbf{v})$ 'nin diverjansını,  $\nabla\phi$  ise  $\phi$ 'nin gradyanını ifade etmektedir. Bu formda bir denklemin sonlu hacimler yöntemi ile ayrıklaştırılması için önce denklemin kontrol hacmi üzerinde integrali alınır. Bu çalışmada incelenen akış problemleri zamandan bağımsızdır. Zamana bağlı terim silinir ve hacim integrali alınırsa denklem 5.40 elde edilir.

$$\iiint \nabla \cdot (\rho\phi\mathbf{v})dV = \iiint \nabla \cdot (\Gamma\nabla\phi)dV + \iiint S_\phi dV \quad (5.40)$$

Eşitliğin sol tarafındaki terim ile sağ tarafındaki ilk terim diverjans teoremi yardımı ile alan integraline dönüştürülebilir. 5.40 denklemi, bir hacim elemanının içindeki akı dengesini ifade etmektedir. Eşitliğin sol tarafındaki alan integrali konveksiyon ile kontrol hacmine giren  $\phi$  miktarını, sağ taraftaki alan integrali ise difüzyon ile kontrol hacmine giren  $\phi$  miktarını göstermektedir. Sol taraftaki hacim integrali ise  $\phi$ 'nin üretimini gösteren bir kaynak terimidir.

$$\iint \rho\phi\mathbf{v}dA = \iint \Gamma\nabla\phi dA + \iiint S_\phi dV \quad (5.41)$$

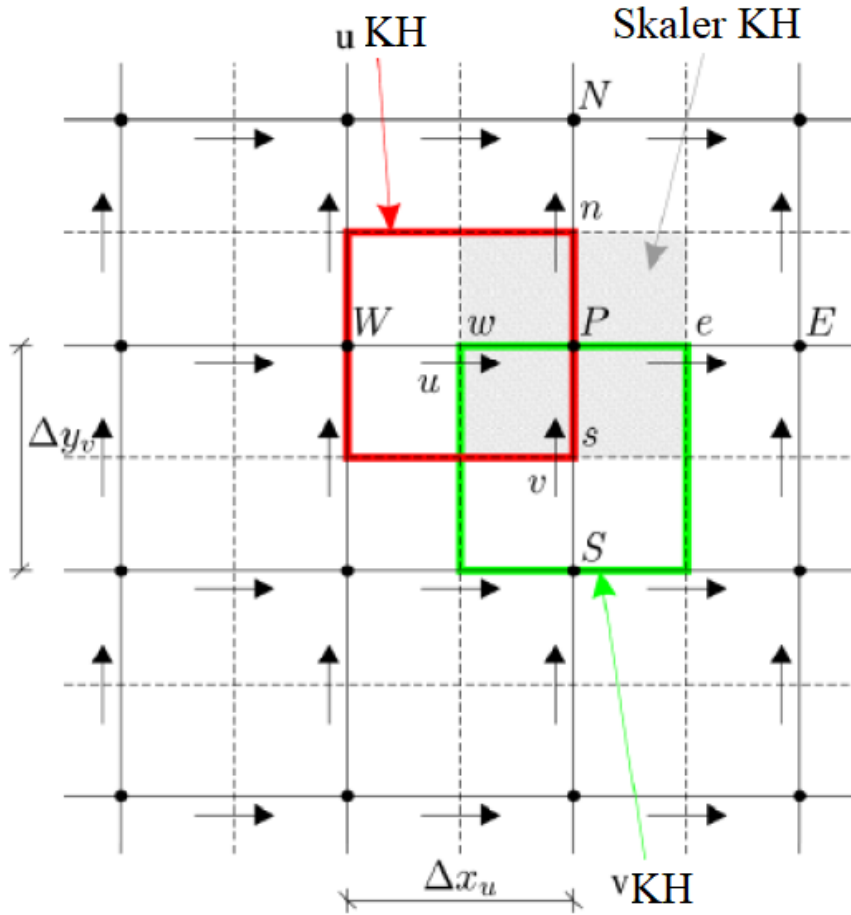
5.41 denklemi sonlu küçüklükteki tek bir kontrol hacmi için ifade edilecek olursa 5.42 denklemi elde edilir (Özdemir, 2014).

$$\sum_f^{N_{yüzey}} \rho_f\phi_f\mathbf{v}_fA_f = \sum_f^{N_{yüzey}} \Gamma_f(\nabla\phi)_nA_f + S_\phi V \quad (5.42)$$

Bu denklemde  $N_{yüzey}$  hacmi çevreleyen yüzey sayısı,  $\phi_f$  f yüzeyinden konveksiyonla taşınan  $\phi$  miktarı,  $\rho_f\mathbf{v}_fA_f$ , f yüzeyinden geçen akı miktarı,  $A_f$  f yüzeyinin alanı,  $(\nabla\phi)_n$   $\nabla\phi$ 'nin normal doğrultudaki bileşeninin büyüklüğü,  $V$  ise kontrol hacminin büyüklüğüdür.

### 5.3.3 Kaydırılmış ağ yaklaşımı

5.39 denklemde  $\phi$  değerinin çözülebilmesi için yerel hız bileşenlerinin bilinmesi gereklidir. Öte yandan akış problemlerinde yerel hız bileşenleri bilinmez ve bu bileşenlerin bulunması çözümün parçasıdır (Uçar, 2006).



Şekil 5.5 : Kaydırılmış ağ yapısı (Versteeg ve Malalasekera, 1996).

Navier – Stokes denklemlerinde yer alan konvektif terimler non-lineer olup, bu denklemlerin çözümü için kullanılan yaygın bir yaklaşım, kaydırılmış ağ yaklaşımıdır. Kaydırılmış ağ yaklaşımında basınç ve yoğunluk gibi akışa ait skaler büyüklükler hücrenin merkezinde yer alırken hız gibi momentum değişkenleri hücrenin yüzeylerinde bulundurulur. Şekil 4.5'te iki boyutlu bir kaydırılmış ağ yapısı gösterilmektedir. Basınç büyüklükleri kontrol hacimlerinin (KH) merkezi, hız büyüklükleri ise KH'nin yüzeyi kullanılarak belirlenir.

Hızın x bileşeni olan  $u$  için  $w$  ve  $e$  noktaları (Şekil 5.5) kullanılırken y bileşeni olan  $v$  için  $s$  ve  $n$  noktaları kullanılır. Hız bileşeninin atandığı noktalarda basınç gradyanının da çözülmesi gereklidir.

#### 5.3.4 Basınç alanının çözümü

Bu çalışmada basınç alanının çözümünde Patankar ve Spalding (1972) tarafından önerilen basınç düzeltme prosedürü (SIMPLE) kullanılmıştır. Bu prosedür bir tahmin etme – düzeltme yöntemidir ve HAD uygulamalarında basınç alanının çözümü için



kullanılan en yaygın yöntemdir. 5.43 denkleminde  $p$  basıncın fiziksel değerini,  $p^*$  tahmin edilen değeri,  $p'$  ise gerekli düzeltme miktarını ifade eder.

$$p = p^* + p' \quad (5.43)$$

Benzer denklemler hız bileşenleri için de yazılabilir.

$$u = u^* + u' \quad (5.44)$$

$$v = v^* + v' \quad (5.45)$$

$$w = w^* + w' \quad (5.46)$$

Prosedürün aşamaları aşağıdaki şekilde özetlenebilir (Versteeg ve Malalasekera, 1996).

- Basınç alanı ( $p^*$ ) tahmin edilir.
- Ayırıklaştırılmış momentum denklemleri çözülerek  $u^*, v^*, w^*$  değerleri bulunur.
- Ayırıklaştırılmış denklemlerden, basınç alanı tahmin edilen denklemler çıkarılır ve  $u', v'$  ve  $w'$  terimleri basınç alanının bir fonksiyonu olarak elde edilir.
- Böylece hız alanı da tahmin edilen hız alanı ile düzeltme değerlerinin toplamı haline gelir.
- Hız alanı süreklilik denkleminde yerine koyularak basınç alanı için bir denklem takımı oluşturulur.
- Bu denklem takımı her bir hacim elemanı için çözülür.
- Hız değerleri basınç alanına bağlı olarak hesaplanır.

### 5.3.5 RANS denklemlerinin çözümü

RANS denklemleri, momentum ve süreklilik denklemlerine ilave olarak gerçekleştirilebilir  $k - \varepsilon$  türbülans modelinin önerdiği iki adet transport denkleminin çözümünü gerektirir. Bu denklemlerin çözümü ile türbülans viskozitesi değeri belirlenir ve momentum denkleminde yerine yazılarak çözüm sürecine iteratif olarak devam edilir.

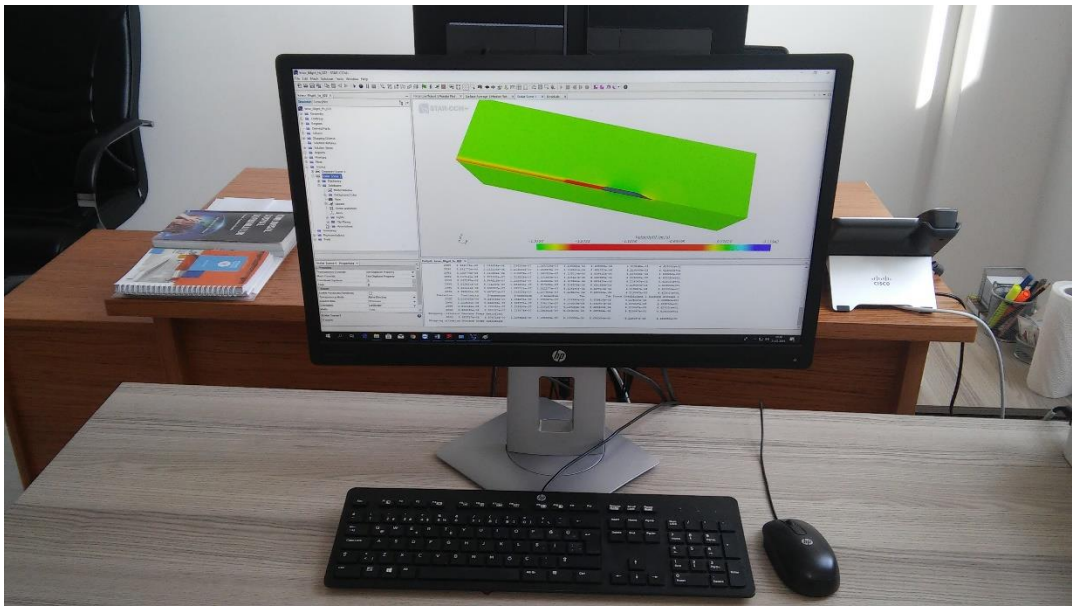


## 6. SAYISAL ANALİZ SONUÇLARI

### 6.1 Giriş

Bu bölümde gerçekleştirilen sayısal analiz sonuçlarına ait bilgiler yer almakta ve elde edilen bulgular değerlendirilmektedir. Çalışmanın ilk bölümünde, hesaplama modeli ve çözüm stratejisinin güvenilirliğini test etmek adına düz levha üzerindeki basınç gradyansız akış modellenmiş ve elde edilen sonuçlar Schultz (2004) çalışması ile karşılaştırılmıştır. Daha sonra Wigley ve Kriso Konteyner Gemisi (KCS) modelleri etrafındaki serbest yüzeysiz akış incelenmiş ve pürüzlülüğün viskoz basınç direnci üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Son olarak düz levha üzerinde gerçekleştirilen ilave analizler ve Granville'in benzerlik yasası kullanılarak tam ölçekte KCS'nin sürtünme direncindeki artış hesaplanmıştır.

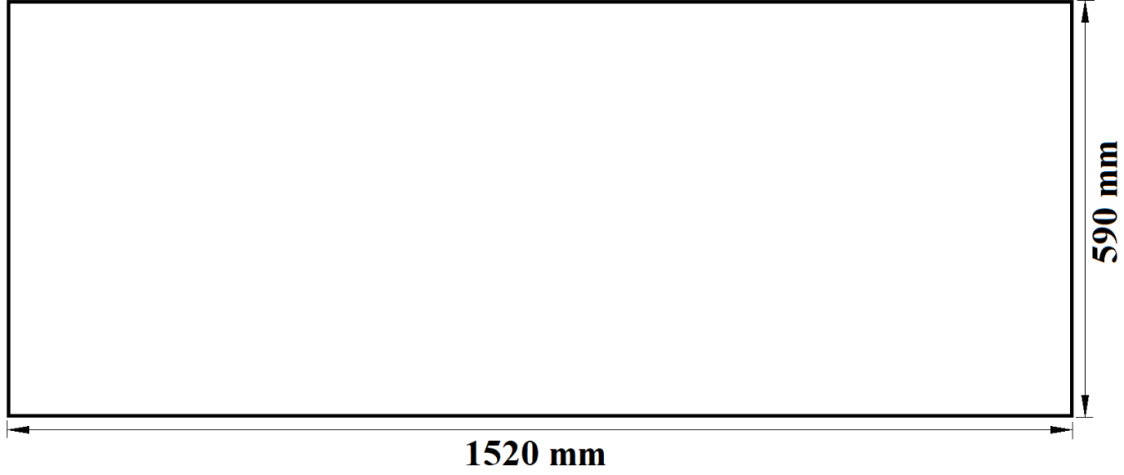
Tüm sayısal analizler, Bandırma Onyediy Eylül Üniversitesi, Denizcilik Fakültesi'nde bulunan dört çekirdekli bir kişisel bilgisayar ile gerçekleştirilmiştir. Hesaplama hacminin büyüklüğüne ve ağ örgüsünün yoğunluğuna bağlı 2 – 10 saat aralığında bir süre içerisinde yakınsama elde edilmiştir. Şekil 6.1'de bilgisayara ait bir görsel sunulmuştur.



Şekil 6.1 : Sayısal hesaplamalarda kullanılan bilgisayar donanımı.

## 6.2 Düz Levha Üzerindeki Akışın İncelenmesi

Çalışmanın ilk aşamasında Schultz (2004) çalışmasında kullanılan plaka ile aynı boyutta bir düz levha etrafındaki akış modellenmiştir. Plaka kalınlığı, uzunluğu ve derinliğine kıyasla çok düşük olduğundan basitçe ihmal edilmiştir. Hesaplama kullanılan levhaya ait boyutlar şekil 6.2’de verilmiştir.



Şekil 6.2 : Düz levha boyutları.

Modelleme sırasında aşağıdaki işlem adımları takip edilmiştir.

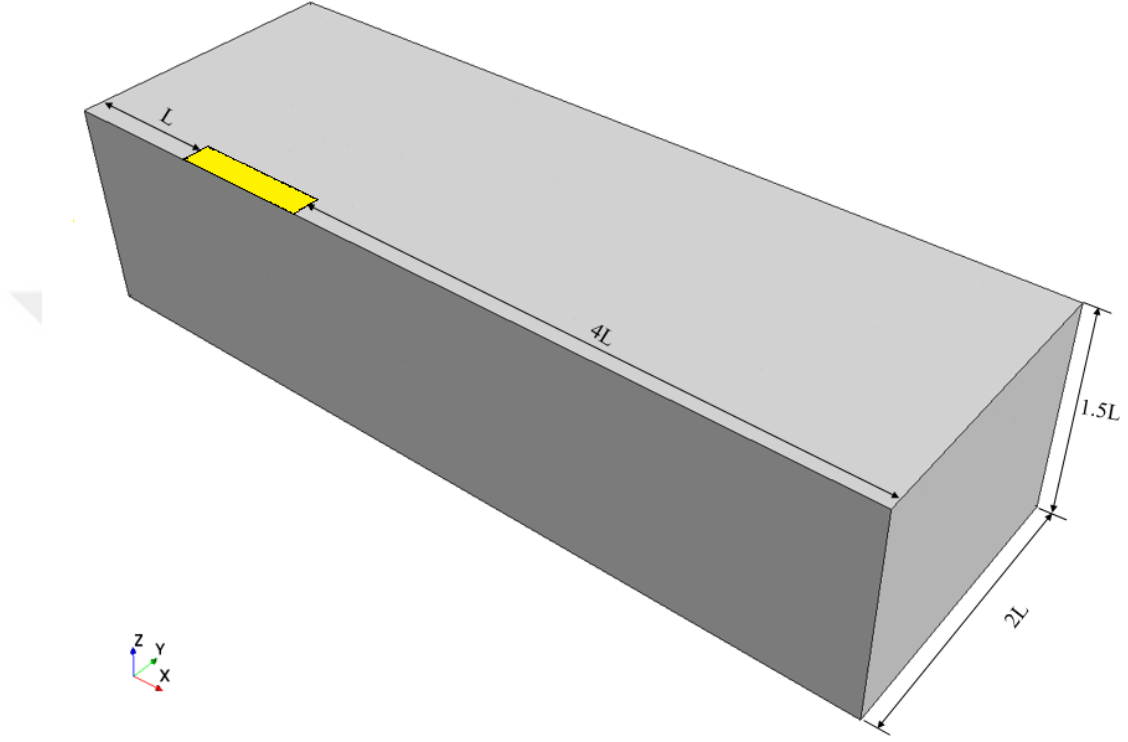
- Hesaplama hacminin oluşturulması,
- Ağ yapısının üretilmesi,
- Problemin sınır şartlarının tanımlanması,
- Fiziksel modelin oluşturulması,
- Analiz sonuçlarının incelenmesi.

### 6.2.1 Hesaplama hacmi ve ağ yapısının oluşturulması

Düz levha, iki boyutlu basit bir geometri olduğundan ayrı bir işlem adımı olarak yüzey modellemesine gerek yoktur. Hesaplama hacminin oluşturulması ve ağ yapısının üretilmesi için Pointwise programı kullanılmıştır.

Hesaplama hacminin oluşturulması sayısal analizin önemli aşamalarından birisidir. Hesaplama hacmi problemi temsil etmeye yeterli büyüklükte seçilmediği takdirde doğru ve güvenilir sonuç almak güçleşir. Hacmin aşırı büyük seçilmesi halinde ise gerekli ağ hücresi sayısı artacağından problemin çözüm süresi uzayacak ve yöntem

pratik olmaktan uzaklaşacaktır. Çözümü hızlandırmak adına problemin simetrik yapısından faydalanılmış ve levhanın yarısı modellenmiştir. Seçilen hacmin uzunluğu, genişliği ve derinliği levha boyunun sırası ile 6, 2 ve 1.5 katı olacak şekilde seçilmiştir. L levha boyunu göstermek üzere oluşturulan hesaplama hacmi şekil 6.3'te gösterilmiştir.

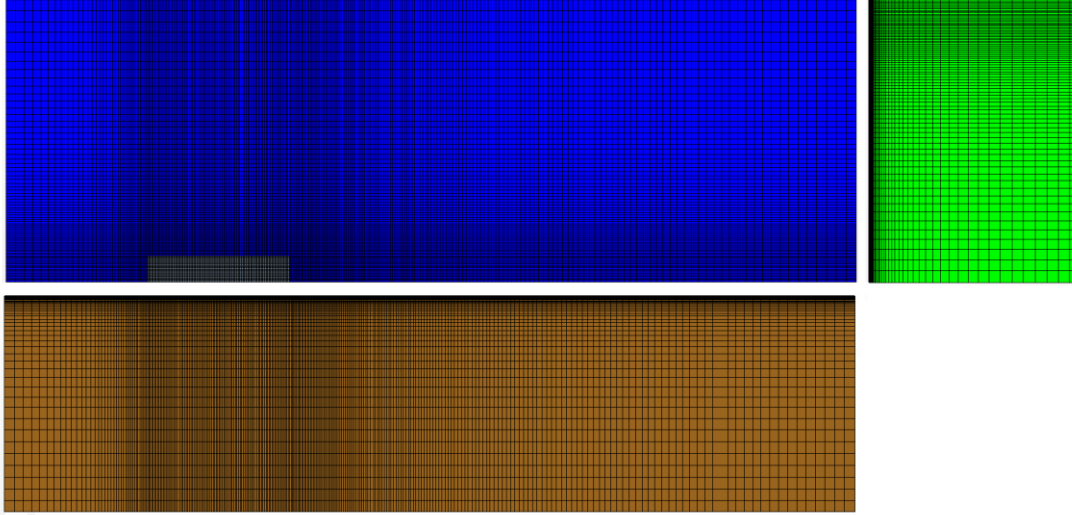


**Şekil 6.3 :** Düz levha için oluşturulan hesaplama hacmi.

Sayısal analizin bir diğer önemli aşaması ağ yapısının oluşturulmasıdır. Bu aşamada, hazırlanan hesaplama hacmi çok sayıda küçük alt hacimlere bölünür ve bu hacimler kısmi diferansiyel denklemlerin ayrıklaştırılmasında kullanılırlar. Kaliteli bir ağ yapısının genel özellikleri şunlardır:

- Komşu ağ hücreleri arasında büyük boyut farklılıkları bulunmamalıdır.
- Ortalama akımda değişikliklerin gözleendiği (yakın duvar, iz bölgesi v.b.) bölgelerde hücre yoğunluğu artırılmalıdır.
- Hücrelerin çarpıklık oranının düşük tutulması gereklidir.
- RANS analizlerinde duvara komşu hücrenin uzaklığının sınır tabakanın viskoz alt (laminer) bölgesine ( $y^+ < 5$ ) veya logaritmik bölgesine ( $30 < y^+ < 300$ ) karşılık gelecek şekilde yerleştirilmesi gerekmektedir.

Bu analizde düzenli bir ağ yapısı kullanılmış olup, ağ yapısının önden, yandan ve üstten görünüşü şekil 6.4'te verilmiştir. Ağın x, y ve z doğrultularındaki eleman sayıları sırası ile  $281 \times 82 \times 50$ 'dir. Plaka üzerindeki hücrelerde ortalama ayırıt uzunluğu 1 cm, ağın levhaya uzak bölgelerindeki maksimum hücre ayırıtı uzunluğu 5 cm'dir. Her analiz için levhaya bitişik hücrelerin duvara olan uzaklıkları ise ortalama  $y^+$  değeri 50 civarında kalacak şekilde konumlandırılmıştır.

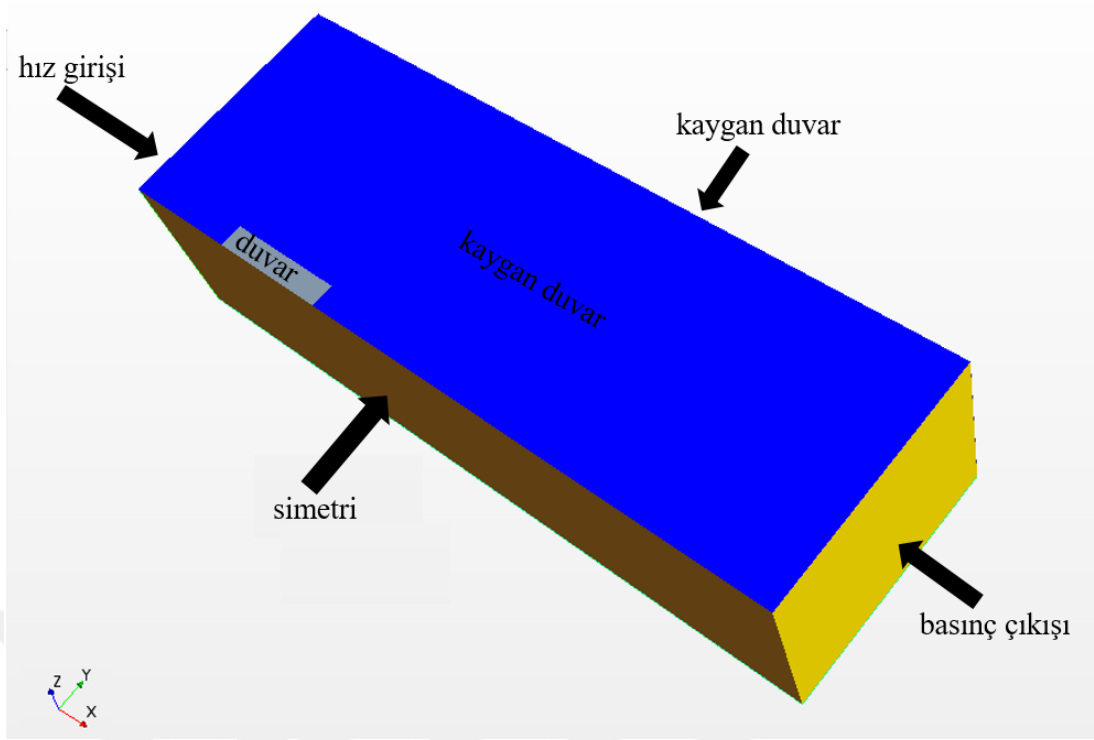


Şekil 6.4 : Düz levha için oluşturulan ağ yapısı.

### 6.2.2 Sınır şartları

Kısmi diferansiyel denklem sistemlerinin çözülebilmesi için problemin sınır şartlarının uygun biçimde seçilmesi gereklidir. Akış analizlerinde hesaplama hacminin sınırları boyunca hız bileşenlerinin ve basıncın büyüklüklerinin tanımlanması, ayrıca RANS analizlerinde hacmin giriş ve çıkış bölgelerindeki türbülans özelliklerinin tanımlanması gereklidir.

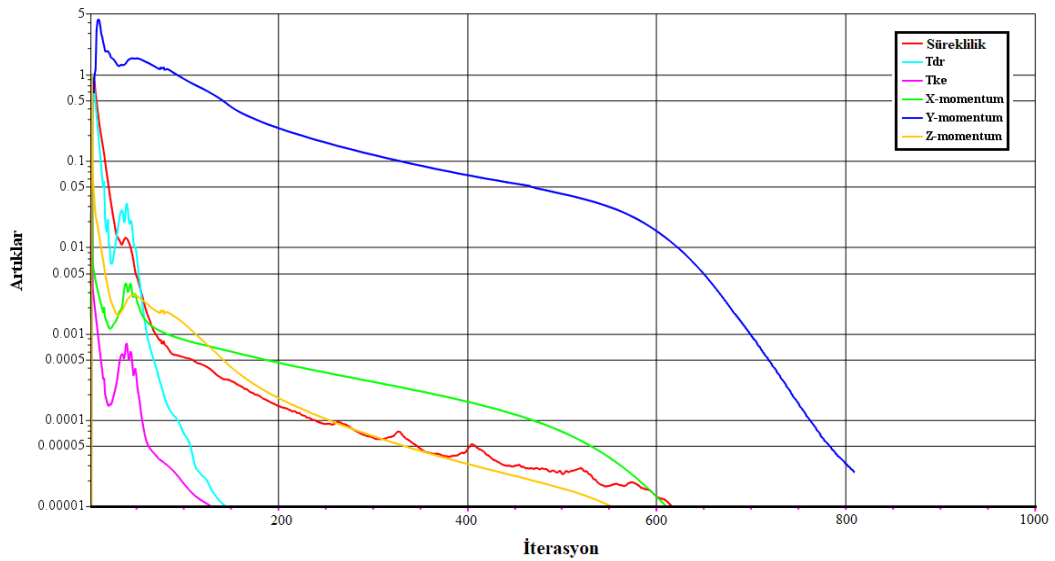
Bu çalışmada kullanılan sınır şartları şekil 6.5'te verilmiştir. Hız girişi sınırında hız değerleri yüzeye normal doğrultuda ve iki farklı analiz için 1.9 m/s ve 3.8 m/s olarak tanımlanmıştır. Giriş sınırında düşük (0.01) bir türbülans şiddet seviyesi ve basınç çıkışı sınırında sınır şartı için hidrostatik basınç değeri tanımlanmıştır. Levha üzerinde kaymama şartı uygulanmış, duvar fonksiyonuna ilişkin bilgiler bölüm 4.2.6'da ayrıntılı olarak açıklanmıştır. Kaygan duvar ve simetri sınırlarında kayma gerilmesi sıfır olarak alınmıştır.



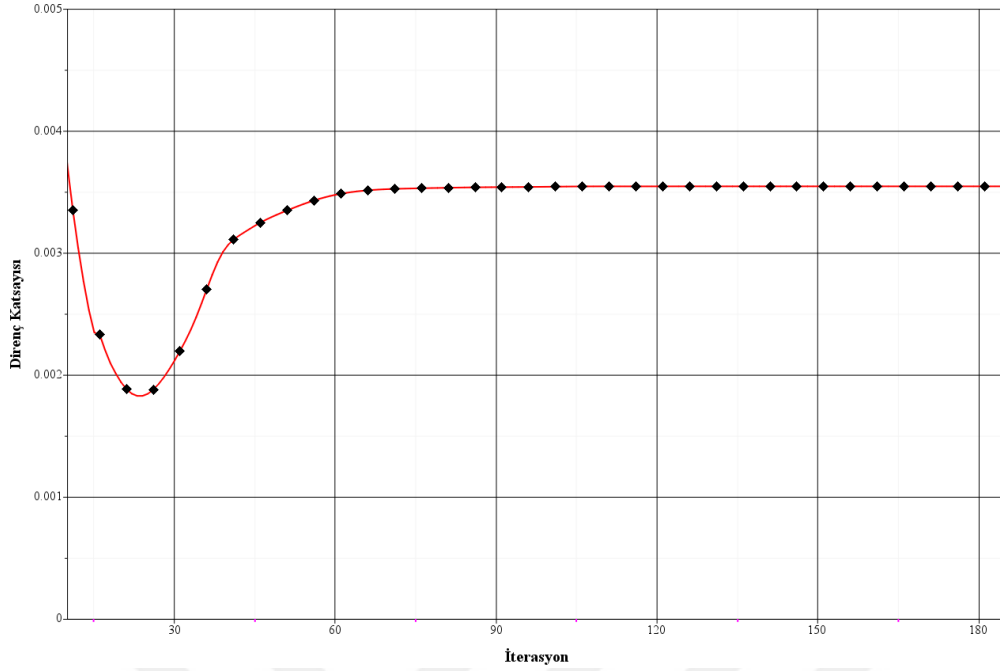
Şekil 6.5 : Düz levha için problemin sınır şartları.

### 6.2.3 Analiz sonuçları

Tüm analizler ölçekli artıklar  $10^{-6}$  mertebesine düşene ve sürtünme direnci katsayısı değeri sabitlenene kadar devam ettirilmiş ve yakınsamanın sağlandığı kabul edilmiştir. Pürüzsüz yüzeyde ölçekli artıkların iterasyon sayısına bağlı değişimi şekil 6.6'da sunulmuştur. Aynı analiz için sürtünme direnci katsayısının iterasyon sayısına bağlı değişimi ise şekil 6.7'de gösterilmektedir.



Şekil 6.6 : Ölçekli artıkların iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi.



**Şekil 6.7 :** Sürtünme Direnci Katsayısının iterasyon sayısına bağlı olarak değişimi.

Sürtünme direnci katsayısı için HAD analizi sonuçları ve deney sonuçları karşılaştırmalı olarak Çizelge 5.1 ve 5.2’de sunulmuştur. Çizelgeler ayrıca Demirel ve diğ. (2014) çalışmasının sonuçlarını da içermektedir. 60 – Grit zımpara kağıdı dışındaki tüm yüzeylerde deney sonuçları ile HAD sonuçları arasındaki bağıl fark %3 değerinin altındadır.

60 – Grit zımpara kâğıdında ise HAD analizi değeri açık biçimde gerçekten düşük tahmin etmiştir. Bunun olası sebebi, yüzeyin yüksek pürüzlülük içermesidir. Yüksek pürüzlülüğe sahip yüzeylerde logaritmik hız profilinde aşağı kayma miktarı da yüksektir ve eğri aşağı doğru uzatılırsa pozitif bir  $y^+$  değerinde ortalama hız değerinde tekillik ortaya çıkar (bkz. şekil 3.7). Star CCM+ programı bu tekilliği aşmak için pürüz kısıtlama seçeneğini kullanır ve tekillik ortaya çıktığında yüzey pürüz yüksekliğini düşürür. Sonuç olarak pürüz yüksekliği büyük olan yüzeylerde yüzeye bitişik ağ hücresinin uzaklığı yeterince büyük olmadığında gerçek değerden düşük sürtünme direnci değerleri elde edilir. Bir başka deyişle yüksek pürüz yüksekliğine sahip yüzeylerde yürütülen sayısal analizlerde doğru sonuçlar elde edebilmek için, duvara bitişik hücrenin çözümü etkilemeyecek ölçüde uzağa yerleştirilmesi gerekmektedir. Diğer taraftan duvar fonksiyonu kullanılan analizlerde komşu hücreye ait  $y^+$  değerinin logaritmik bölgede kalması gerekir. Bu durum da analiz açısından ek bir zorluk teşkil etmektedir.



**Çizelge 6.1 :**  $Re = 2.8 \times 10^6$  için karşılaştırmalı  $C_f$  değerleri.

Yüzey	$C_f (\times 10^3)$ (Schultz)	$C_f (\times 10^3)$ (Demirel ve diğ.)	$C_f (\times 10^3)$ (Bu çalışma)	Bağlı Fark (%)
Pürüzsüz	3.605	3.632	3.548	1.58
Silikon 1	3.666	3.715	3.647	0.52
Silikon 2	3.663	3.729	3.662	0.03
Ablatif Bakır	3.701	3.722	3.655	1.24
SPC Bakır	3.723	3.736	3.669	1.45
SPC TBT	3.783	3.776	3.703	2.11
60 - Grit ZK	6.057	-	5.077	16.2
220 - Grit ZK	4.258	-	4.317	2.40

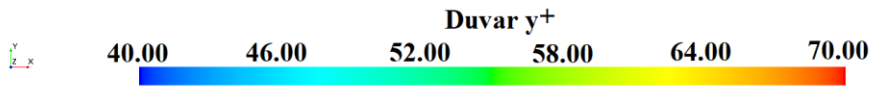
**Çizelge 6.2 :**  $Re = 5.5 \times 10^6$  için karşılaştırmalı  $C_f$  değerleri.

Yüzey	$C_f (\times 10^3)$ (Schultz)	$C_f (\times 10^3)$ (Demirel ve diğ.)	$C_f (\times 10^3)$ (Bu çalışma)	Bağlı Fark (%)
Pürüzsüz	3.226	3.185	3.174	1.61
Silikon 1	3.374	3.460	3.315	1.75
Silikon 2	3.426	3.481	3.335	2.66
Ablatif Bakır	3.401	3.470	3.325	2.23
SPC Bakır	3.438	3.491	3.344	2.73
SPC TBT	3.500	3.551	3.392	3.09
60 - Grit ZK	5.954	-	4.486	24.7
220 - Grit ZK	4.252	-	4.360	2.54

Duvar üzerindeki boyutsuz  $y^+$  değerleri, sonucu doğrudan etkileyen önemli bir parametredir (Özdemir, 2014). Çözümün sağlıklı olması için  $y^+$  değerinin yüzey boyunca 30 ile 300 arasında (logaritmik bölge) tutulması gereklidir.

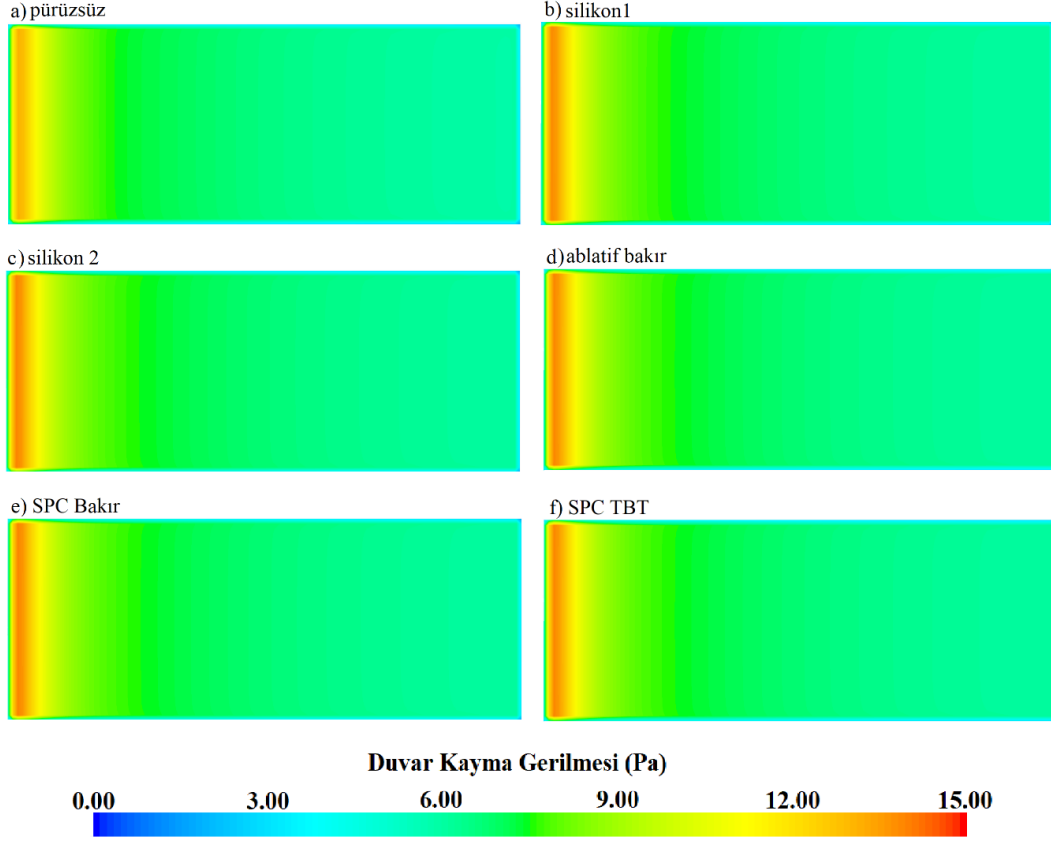
Pürüzsüz yüzey üzerindeki  $y^+$  dağılımları şekil 6.8'de sunulmuştur. Her iki durumda da  $y^+$  değerlerinin 40 ile 70 arasında kaldığı görülebilir. Bu da çözümün sağlıklı olduğunu göstermektedir.

Pürüzlü yüzeylerde duvar kayma gerilmesinin artışına bağlı olarak  $y^+$  değerinin de artmasını beklenebilir. Öte yandan en yüksek pürüzlülüğe sahip yüzeyde dahi gözlenen en yüksek duvar kayma gerilmesi değeri, pürüzsüz yüzeyde gözlenen değer 2.5 katının altındadır (Şekil 6.9 ve Şekil 6.10). Analizlerde gözlemlenen en yüksek yerel  $y^+$  değeri 170 civarındadır. En yüksek değer akışın giriş ucunda, sınır tabakanın ince olduğu, duvar kayma gerilmesinin maksimum değeri aldığı bölümde ortaya çıkmaktadır.

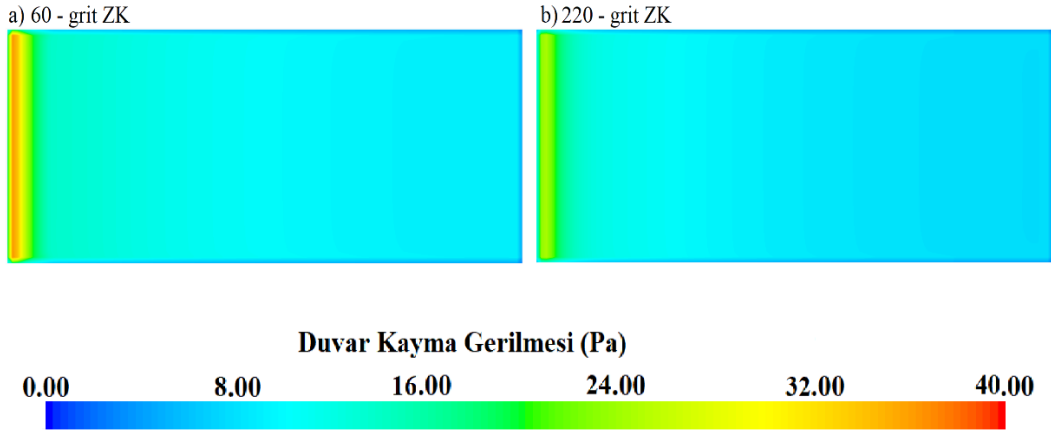
**a****b**

**Şekil 6.8** : Levha üzerinde boyutsuz duvar  $y^+$  dağılımları; a)  $Re = 2.8 \times 10^6$ ,  
b)  $Re = 5.5 \times 10^6$ .

Pürüzlü yüzeylerde  $y^+$  değerleri, duvar kayma gerilmesindeki artışa paralel olarak artış gösterecektir. Buna karşın bu artış çözümün doğruluğunu etkileyecek ölçüde büyük değildir. Deniz boyalı yüzeylerde  $Re = 2.8 \times 10^6$  için levha üzerindeki kayma gerilmesi dağılımları şekil 6.9’de sunulmuştur. Tüm yüzeylerde hesaplanan kayma gerilmesi değerleri 3 Pa ile 15 Pa arasında değişmektedir. Zımparalı yüzeylerde ise (Şekil 6.10) yerel kayma gerilmesi 40 Pa’a kadar çıkmaktadır. Şekil 6.9 ve Şekil 6.10’dan çıkarılabilecek önemli bir diğer sonuç, pürüzlü yüzeylerde kayma gerilmesinin en büyük artışı gösterdiği bölgenin, akışın levha yüzeyine giriş kısmında yer aldığıdır. Sınır tabakanın giriş kısmında ince olduğu göz önüne alınırsa, bu beklenen bir sonuçtur.

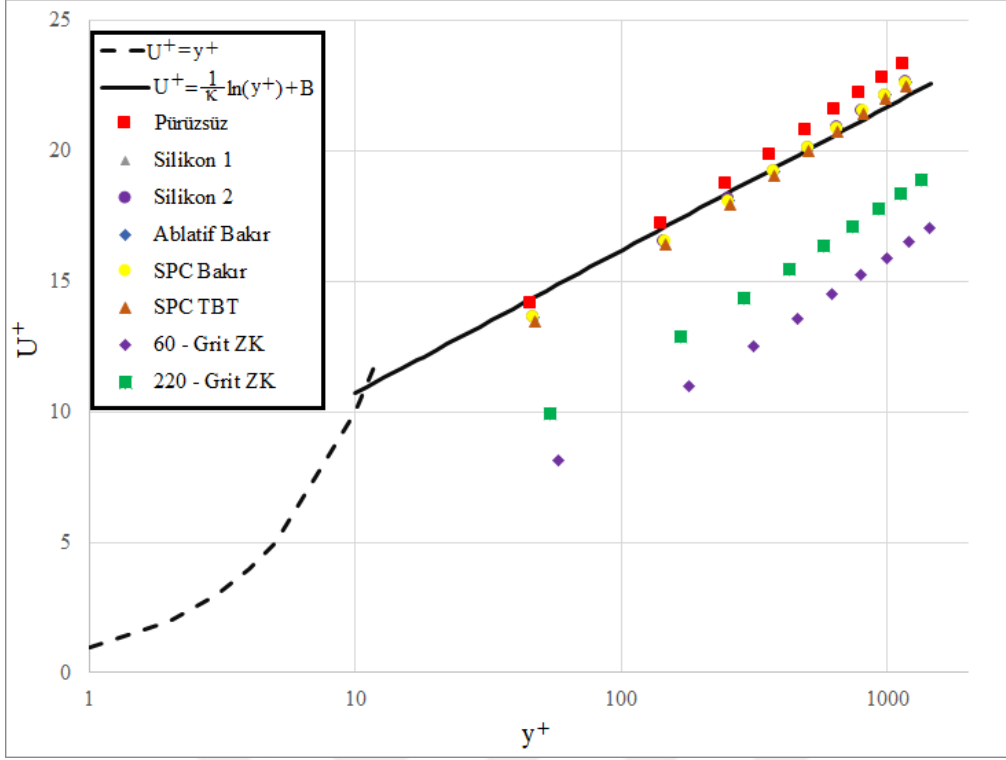


Şekil 6.9 : Deniz boyalı yüzeylerde kayma gerilmesi dağılımı ( $Re = 2.8 \times 10^6$ ).



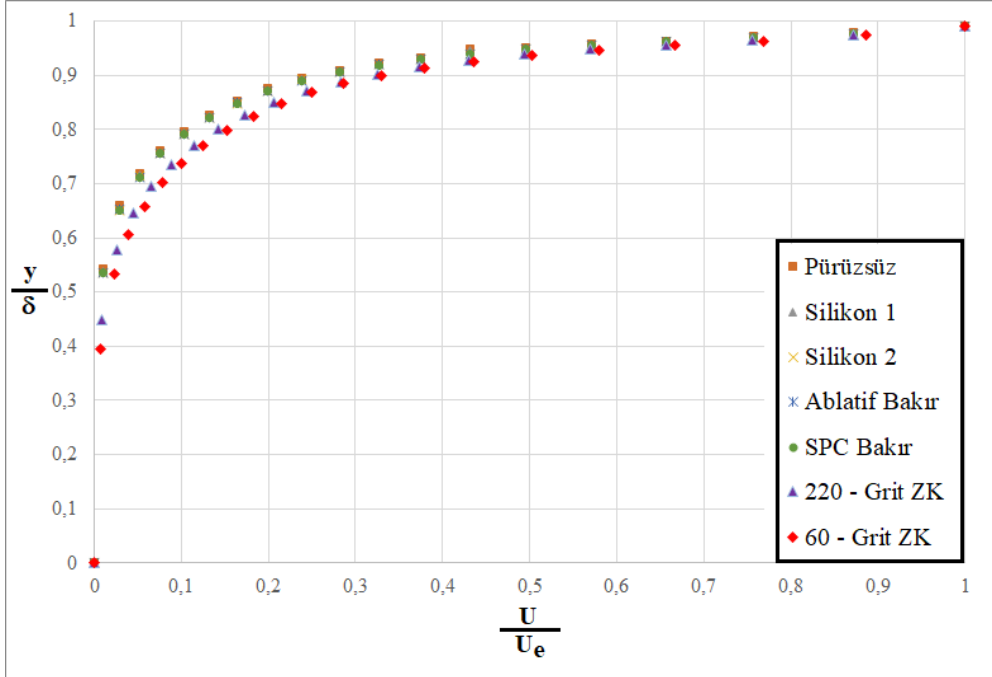
Şekil 6.10 : Zımparalı yüzeylerde kayma gerilmesi dağılımı ( $Re = 2.8 \times 10^6$ ).

Şekil 6.11 sınır tabakadaki ortalama hız profilinin boyutsuz düşey uzaklığa bağlı değişimi gösterilmektedir. Boyutsuz hız profilindeki paralel aşağı kayma görsel üzerinde gözlenebilir. Pürüz yüksekliği arttıkça aşağı kaymanın da arttığı görülmektedir. Analizlerde kullanılan her iki duvar fonksiyonunun da tutarlı sonuç verdiği söylenebilir.



Şekil 6.11 : Sınır tabaka boyutsuz hız profilleri.

Şekil 6.12 ise ortalama akış hızı, uzaklık ilişkisini dış bölge değişkenleri üzerinden göstermektedir. Pürüz etkisinin duvardan uzaklaştıkça azaldığı ve hız profilinin Bölüm 3’de açıklanan teorik öngörülerle uyumlu olduğu (bkz. Şekil 3.5) görülmektedir.



Şekil 6.12 : Dış değişkenler cinsinden boyutsuz hız profili.

Özetlenecek olursa, uygulanan çözüm yönteminin büyük pürüz yüksekliğine sahip olan 60 Grit zımpara kâğıdı kaplı yüzey dışındaki tüm yüzeyler için mükemmel yakın bir başarı sağladığı söylenebilir. Benzer çözüm yöntemi, üç boyutlu gemi geometrileri etrafındaki akışın incelenmesinde ve Granville'in (1958) benzerlik yasası kullanılarak pürüz etkisinin gemi ölçeğine çevrilmesinde kullanılmıştır.

### 6.3 Wigley Teknesi Etrafındaki Akışın İncelenmesi

Düz levha üzerinde yapılan doğrulama analizi, bir önceki bölümde açıklanan çözüm tekniğinin gemi geometrisi gibi üç boyutlu geometrilerin etrafındaki akışın incelenmesinde de kullanılabileceğini göstermektedir. Yüzey pürüzlülüğü, sınır tabaka içindeki akış özelliklerini ciddi biçimde etkilediğinden, üç boyutlu bir geometrinin arkasında, iz bölgesindeki akış da dolaylı olarak etkilemesini bekleyebiliriz.

İz bölgesindeki akış özelliklerinin değişimini ve buna bağlı olarak viskoz basınç direncinin pürüzlülüğünden nasıl etkilendiğini incelemek amacı ile çalışmanın bu aşamasında Wigley ve KCS gemi modelleri etrafındaki pürüzlü yüzey akışları modellenmiştir. Bu alt bölümde Wigley gemi modeli etrafındaki akış analizine ait detaylar anlatılmaktadır.

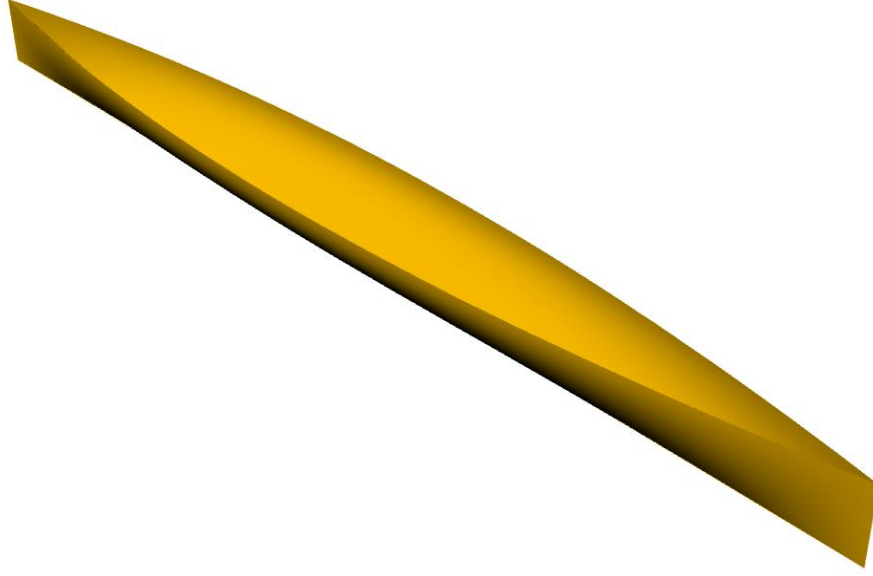
#### 6.3.1 Üç boyutlu gemi modelinin oluşturulması

Düz levha probleminden ayrı olarak bir gemi geometrisi etrafındaki akış problemi modellenirken önce gemi dış kaplama yüzeyinin yüksek bir hassasiyet ile modellenmesi gereklidir. Yüzey modeli üzerinde yapılacak kusurlar, çözüm hassasiyetini doğrudan etkileyecektir. Bu çalışmada yüzey modelleri oluşturulurken ticari bir yazılım olan Rhinoceros programı kullanılmıştır.

Wigley modeli, matematiksel olarak kapalı formda ifade edilebilecek bir geometriye sahiptir. Denklem 6.1 Wigley geometrisini temsil eden geometrik bağıntıdır. Bu denklemde B gemi genişliğini, L gemi boyunu ve T su çekimini temsil etmektedir. Gemi boyutları  $L = 2.5$  m,  $B/L = 0.1$  ve  $L/T = 16$  olacak şekilde seçilmiştir.

$$y = \frac{B}{2} \left[ 1 - \left( \frac{2x}{L} \right)^2 \right] \left[ 1 - \left( \frac{z}{T} \right)^2 \right] \quad (6.1)$$

Wigley teknesi için üretilen yüzey modeli şekil 6.13'te gösterilmiştir. Model, iskelesancak simetrisinin yanı sıra baş-kıç simetrisine sahip olup modele ait blok katsayısı ( $C_B$ ) 0.4'tür.



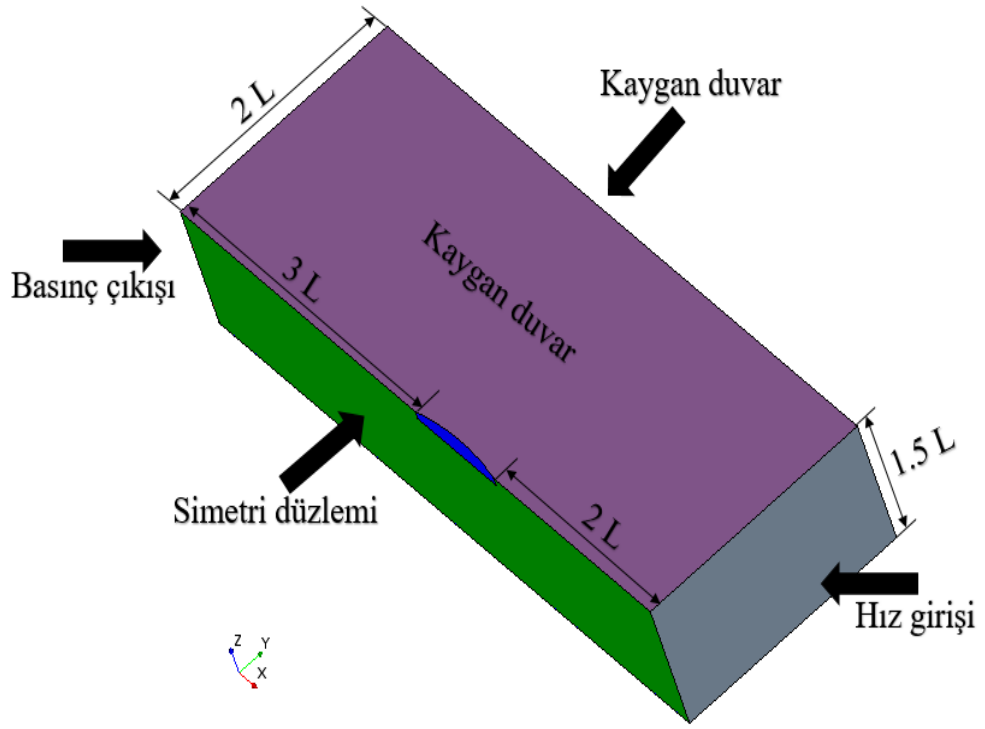
Şekil 6.13 : Wigley yüzey modeli.

### 6.3.2 Hesaplama hacmi, ağ yapısı ve sınır koşulları

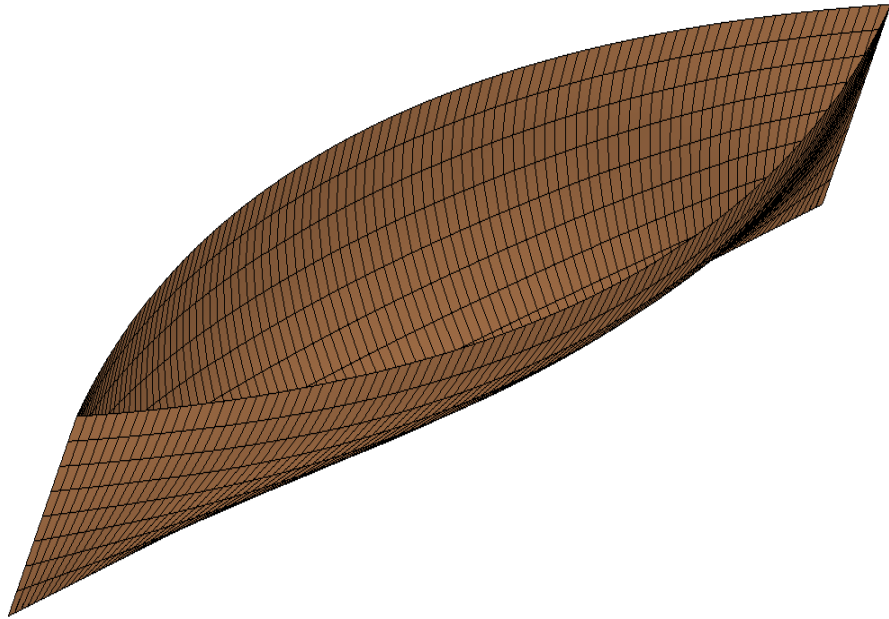
Düz levha analizlerine benzer olarak, Wigley modeli için de dikdörtgenler prizması şeklinde bir hesaplama hacmi üretilmiş, bir kez daha hesaplama esnasındaki kaynak gereksinimlerini azaltmak adına teknenin sadece yarısı kullanılmıştır. Şekil 6.14 üretilen hesaplama hacmini ve sınır koşullarını göstermektedir.  $L$ , gemi boyunu temsil etmek üzere hesaplama hacminin boyutları şekil üzerinde gösterilmiştir. Kullanılan sınır koşulları düz levha analizindeki sınır koşullarının aynısıdır.

Model, basit bir geometriye sahip olduğundan, analizler düzenli ağ örgüleri ile gerçekleştirilmiştir. Çalışmalar, özellikle sınır tabaka bölgesinde altı yüzlü düzenli ağ hücrelerinden oluşan düzenli ağ yapılarının, dört yüzlü hücrelerden oluşan düzensiz ağ yapılarına kıyasla daha başarılı sonuç verdiğini göstermektedir. Şekil 6.15 model üzerindeki yüzey ağ örgüsünü göstermektedir (Wilcox, 1994).

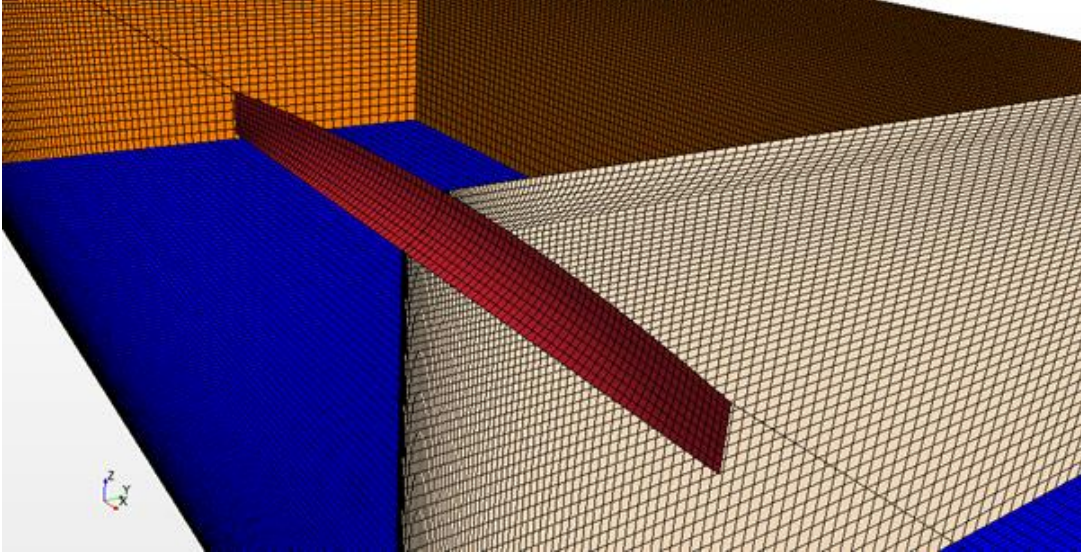
Ağ yapısının oluşturulması için izlenen strateji, düz levha analizlerinde kullanılan stratejiye benzerdir. Şekil 6.16 oluşturulan üç boyutlu ağ örgüsüne ait perspektif bir görünüş sunmaktadır.



Şekil 6.14 : Wigley modeli hesaplama hacmi ve sınır koşulları.



Şekil 6.15 : Wigley modeli yüzey ağ örgüsü.



Şekil 6.16 : Wigley modeli üç boyutlu ağ örgüsü.

### 6.3.3 Ağ yoğunluğuna bağımlılığın incelenmesi

HAD uygulamalarında ağ hücresi yoğunluğuna (ağ çözünürlüğü) bağımlılığın incelenmesi, ayırıklaştırmadan kaynaklanan sayısal belirsizliğin tahmin edilmesi ve değerlendirilmesi açısından önemlidir.

Richardson (1910), sayısal bir çözüm modelinin ayırıklaştırmaya bağlı hata analizi için sistematik bir ekstrapolasyon tekniği geliştirmiştir. Bu teknik, ilk uygulamasından bu yana birçok araştırmacı tarafından incelenmiş ve geniş çapta araştırılmıştır. Roache (1994), HAD analizlerindeki ayırıklaştırmadan kaynaklanan sayısal belirsizliğin incelenmesine yönelik olarak, Richardson ekstrapolasyonu tekniğine dayanan, ağ yakınsama indeksi (GCI) metodunu geliştirmiştir. Metot, Çelik ve diğ. (2008) tarafından detaylı olarak açıklanmış ve birçok HAD uygulamasında kullanılmıştır.

GCI metodunda, ilk olarak ağ hücresinin boyutunu temsil eden, aşağıdaki formda bir  $h$  parametresi tanımlanır.

$$h = \frac{1}{N} \left[ \sum_{i=1}^N \Delta V_i \right]^{\frac{1}{3}} \quad (6.2)$$

Burada  $\Delta V_i$  i numaralı hücrenin hacmini,  $N$  toplam hücre sayısını temsil etmektedir. Denklemden görülebileceği üzere  $h$  değeri küçüldükçe ağ hücresi yoğunluğu artmaktadır. Ağ sıkılaştırma oranı ( $r$ ) denklem 6.3 ile ifade edilir.



$$r = \frac{h_{kaba}}{h_{yoğun}} \quad (6.3)$$

$h_1 < h_2 < h_3$  olmak üzere hesaplama metodunun tahmini doğruluk mertebesi,  $p$ , aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$p = \frac{1}{\ln r_{21}} |\ln |\varepsilon_{32}/\varepsilon_{21}| + q(p)| \quad (6.4)$$

$$q(p) = \ln \left( \frac{r_{21}^p - s}{r_{32}^p - s} \right) \quad (6.5)$$

$$s = \text{sgn}(\varepsilon_{32}/\varepsilon_{21}) \quad (6.6)$$

$$\varepsilon_{32} = \phi_3 - \phi_2, \quad \varepsilon_{21} = \phi_2 - \phi_1 \quad (6.7)$$

Denklemlerdeki  $\phi_k$  k numaralı ağ örgüsü ile hesaplanan  $\phi$  değerini,  $\text{sgn}$  ise işaret fonksiyonunu ifade etmektedir.  $\phi$ , hesaplanmak istenen, çözüm açısından kritik herhangi bir büyüklük olabilir. Denklemler  $q$  ve  $p$ 'nin iteratif bir biçimde çözülmesini gerektirmektedir.  $q$  için başlangıç değeri olarak sıfır seçildiğinde birkaç iterasyon sonucunda yakınsama sağlanabilir. Bir sonraki adımda,  $\phi$  değeri ekstrapole edilir.

$$\phi_{ext}^{21} = \frac{r_{21}^p \phi_1 - \phi_2}{r_{21}^p - 1} \quad (6.8)$$

Yaklaşık bağıl hata değerleri aşağıdaki şekilde hesaplanır.

$$e_a^{21} = \left| \frac{\phi_{ext}^{21} - \phi_1}{\phi_{ext}^{21}} \right| \quad (6.9)$$

$$e_{ext}^{21} = \left| \frac{\phi_1 - \phi_2}{\phi_1} \right| \quad (6.10)$$

Son olarak yoğun ağ örgüsüne ait GCI değeri aşağıdaki bağıntı ile hesaplanır.

$$GCI_{yoğun}^{21} = \frac{1.25e_a^{21}}{r_{21}^p - 1} \quad (6.11)$$

Bu çalışmada hesaplama yönteminin ağ hücresi yoğunluğuna bağlılığını incelemek üzere, dört farklı yoğunlukta ağ örgüsü üretilmiştir. İlk ağ örgüsünü takiben, ağ yoğunlukları  $x$ ,  $y$  ve  $z$  doğrultularında sistematik olarak  $\sqrt{2}$  oranında arttırılmıştır. Üretilen tüm ağ örgüleri ile pürüzsüz yüzey üzerindeki akış çözülmüştür. Bu analizlerdeki akışın Froude sayısı ( $Fr$ ) 0.25, Reynolds sayısı ise  $2.98 \times 10^{-6}$ 'dır. Ağ

örgülerinin hücre sayıları, boyutsuz ortalama  $y^+$  değerleri ve analiz sonucunda hesaplanan  $C_f$  değerleri çizelge 6.3'te sunulmuştur. Karşılaştırma amacı ile Schoenherr (1932) denklemi ile hesaplanan  $C_f$  değerleri ve bağıl fark değerleri de çizelgede gösterilmiştir. Tüm ağ yapılarında sonuçların Schoenherr (1932) denklemi ile elde edilen sonuca çok yakın olduğu görülmektedir.

**Çizelge 6.3 :** Wigley modeli ağ özellikleri ve  $C_f$  değerleri.

	Hücre Sayısı	Ortalama $y^+$	$C_f$ (HAD)	$C_f$ (Schoenherr)	%BH
Düşük ( $N_4$ )	253750	47.8	0.003585	0.003584	0.03
Orta ( $N_3$ )	721928	47.2	0.003578	0.003584	0.17
Yoğun ( $N_2$ )	2030000	48.1	0.003588	0.003584	0.10
Çok Yoğun ( $N_1$ )	5775424	46.5	0.003579	0.003584	0.13

GCI hesaplama sonuçları çizelge 6.4'te özetlenmiştir. Sonuçlar yoğun ağ örgüsüne ait sayısal belirsizliğin %1.01, çok yoğun ağ örgüsünde sayısal belirsizliğin %0.696 olduğunu göstermektedir. Sayısal belirsizliğin düşüklüğü göz önüne alınarak daha sonra yürütülen hesaplamalarda yoğun ağ örgüsü kullanılmıştır.

**Çizelge 6.4 :** Wigley modeli GCI hesaplama sonuçları.

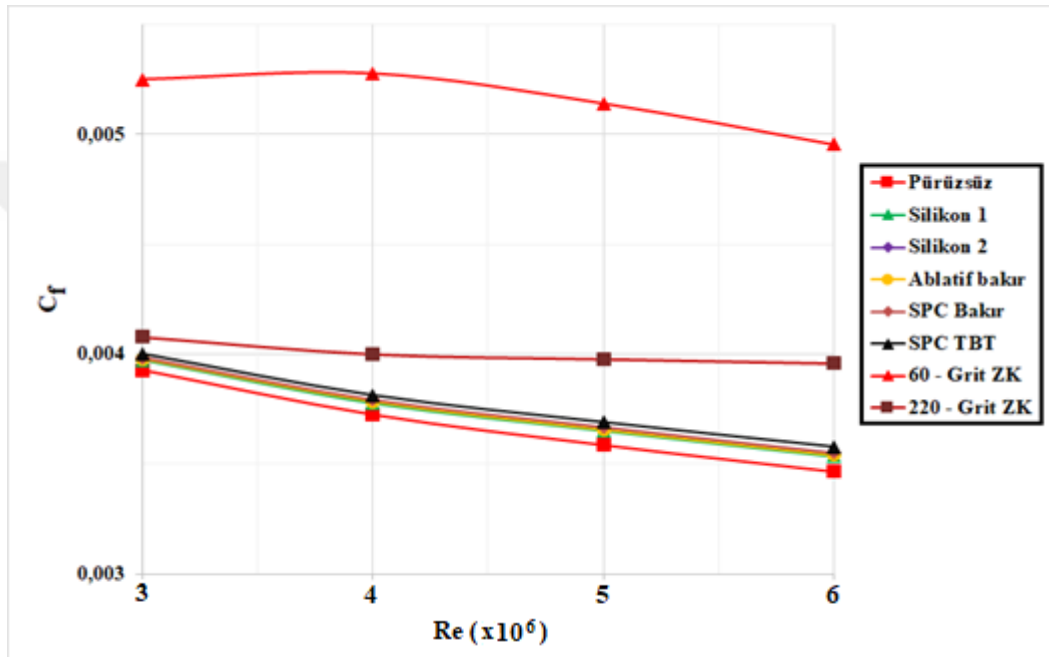
	$C_f$
$N_1, N_2, N_3, N_4$	5775424, 2030000, 721928, 253750
$r_{21}, r_{32}, r_{43}$	$\sqrt{2}$
$\phi_1$	0.0035852
$\phi_2$	0.0035778
$\phi_3$	0.0035877
$\phi_4$	0.0035795
$p_{21}$	0.9894
$p_{32}$	0.8501
$\phi_{21}^{ext}$	0.0035596
$\phi_{32}^{ext}$	0.0036167
$GCI_{yoğun}^{32}$	%1.01
$GCI_{çok\ yoğun}^{21}$	%0.696

### 6.3.4 Analiz sonuçları

Düz levha üzerindeki akış üzerinde yürütülen HAD çalışmasının deney sonuçları ile büyük bir uyum içerisinde olması, hesaplama yönteminin farklı geometri ve akış koşulları için de kullanılabileceğine işaret etmektedir. Düz levha analizleri,

pürüzlülüğün sınır tabaka içerisindeki akış üzerindeki etkileri değerlendirmemize olanak sağlar. Ancak düz levha analizleri pürüzlülüğün bir geminin iz bölgesindeki akışa olan etkileri hakkında bilgi vermez.

İz bölgesindeki akışı ve pürüzlülüğün viskoz basınç direnci üzerindeki etkisini incelemek üzere benzer analizler Wigley geometrisi ile gerçekleştirilmiştir. Akışın Reynolds sayısına bağlı olarak, hesaplanan  $C_f$  ve  $C_{vp}$  değerleri sırası ile Şekil 6.17 ve Şekil 6.18’de gösterilmiştir.

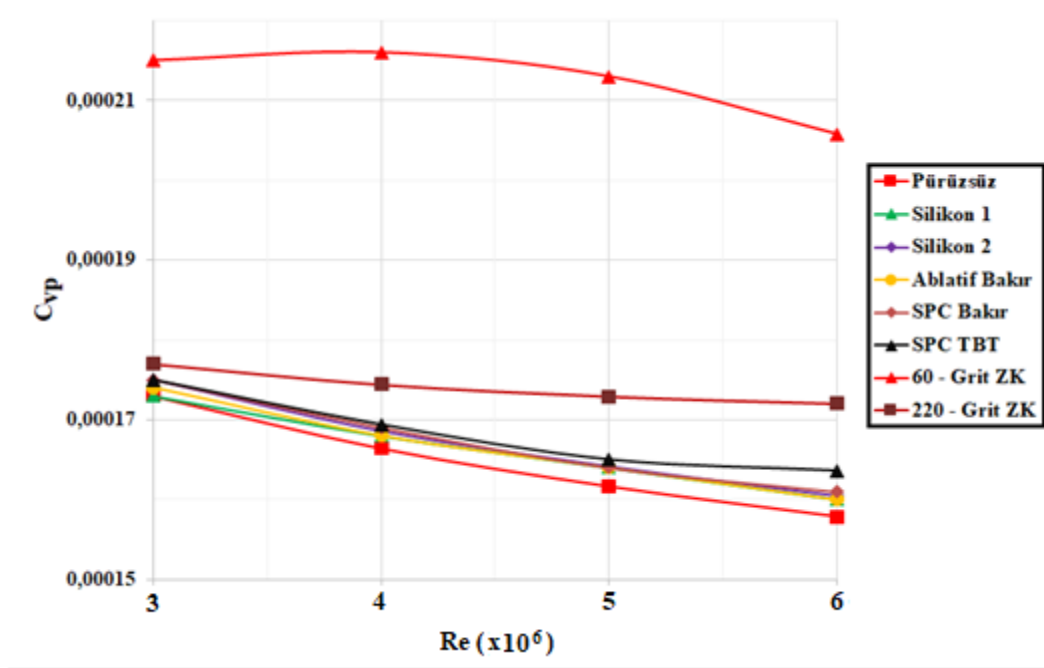


Şekil 6.17 : Wigley modeli için hesaplanan  $C_f$  değerleri.

Hesaplama sonuçları, ilginç bir biçimde yüzey pürüzlülüğünün viskoz basınç direnci üzerinde de sürtünme direncine benzer bir etkisi olduğunu göstermektedir. Viskoz basınç direnci de, sürtünme direnci ile neredeyse aynı oranda artmakta, form katsayısı yaklaşık olarak sabit kalmaktadır. Çizelge 6.5  $Re = 3 \times 10^6$  için hesaplanan direnç katsayıları, form faktörü değerleri ve sürtünme direnci artışını göstermektedir. Boyalı yüzeylerde %2 - %3 oranında, 220 - Grit ZK yüzeyinde %10.8 ve 60 - Grit ZK yüzeyinde %43.8 oranında artış görülmüş, form faktörü hemen hemen sabit kalmıştır.

Pürüz etkilerini gösteren önemli bir değişken, boyutsuz bir büyüklük olan pürüzlülük Reynolds sayısıdır. Star CCM+ yazılımı, pürüzlülük Reynolds sayısının (Denklem 2.22) yüzey üzerindeki dağılımını direkt olarak vermez. Öte yandan bu dağılım sürtünme hızı, yoğunluk ve dinamik viskoziteye bağlı olarak elde edilebilir. Şekil 6.19

farklı SPC Bakır yüzeyi için farklı Reynolds sayılarında hesaplanan  $k^+$  dağılımını göstermektedir.



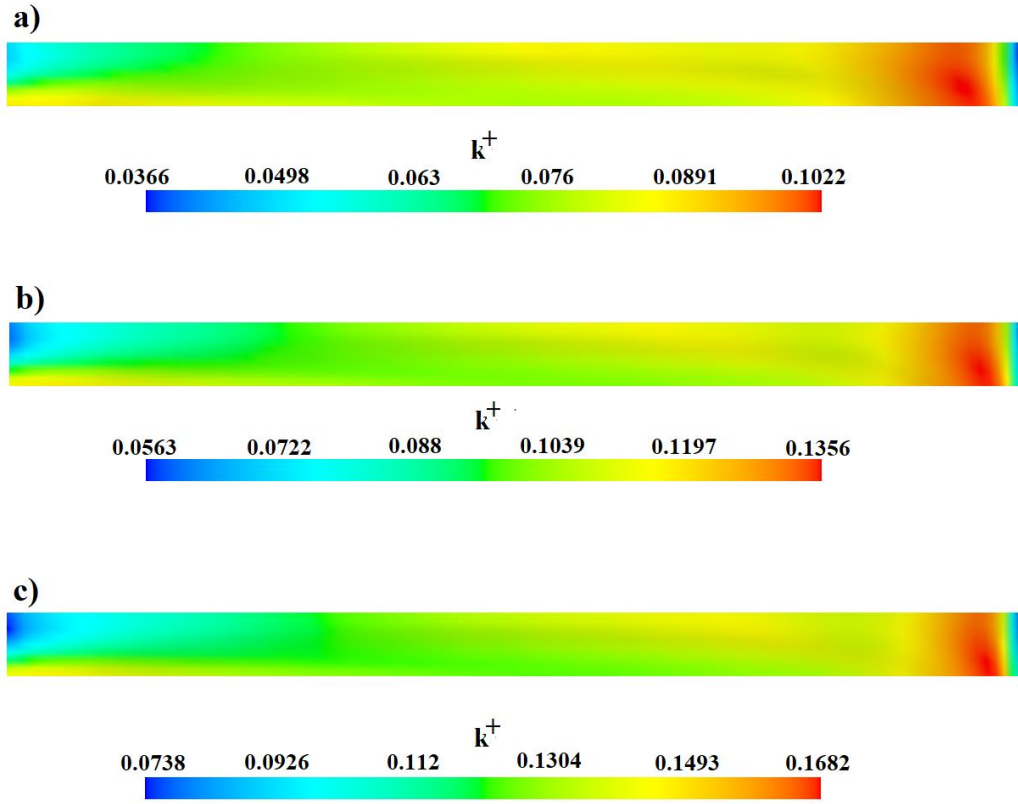
Şekil 6.18 : Wigley modeli için hesaplanan  $C_{vp}$  değerleri.

Çizelge 6.5 : Wigley modeli  $C_f$  ve  $C_{vp}$  değerleri ( $Re = 3 \times 10^6$ ,  $Fn = 0.25$ ).

Yüzey	$C_f$	$C_{vp}$	$1 + k$	$\Delta C_f$ (%)
Pürüzsüz	0.003588	0.000162	1.045	-
Silikon 1	0.003652	0.000164	1.045	1.78
Silikon 2	0.003661	0.000164	1.045	2.03
Ablatif Bakır	0.003657	0.000164	1.045	1.92
SPC Bakır	0.003668	0.000165	1.045	2.23
SPC TBT	0.003689	0.000165	1.045	2.81
60-Grit ZK	0.005140	0.000213	1.041	43.3
220-Grit ZK	0.003977	0.000173	1.044	10.8

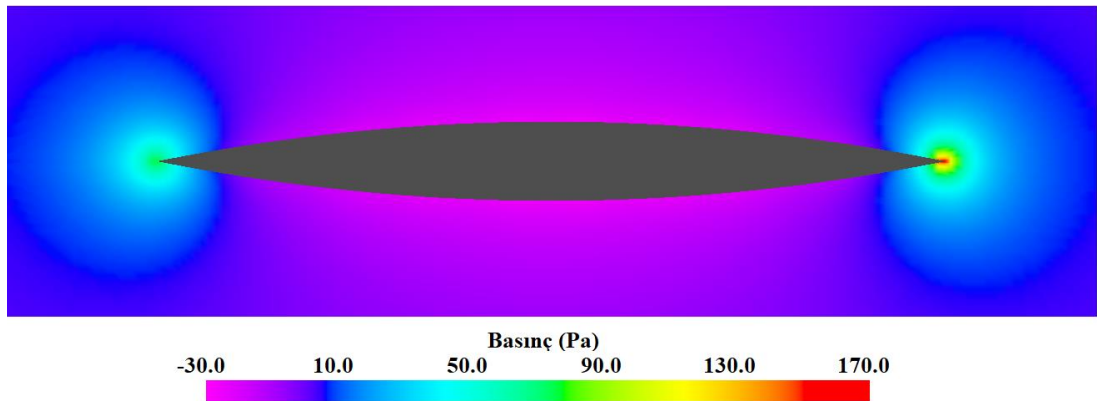
Burada dikkat edilmesi gereken önemli bir nokta, pürüzlülüğün yüzey üzerinde sabit kaldığının varsayılmasıdır. Elbette düzensiz pürüzlülüğe sahip gerçek yüzeyler için bu yaklaşım doğru değildir. Ancak yine de elde edilen dağılım, pürüz etkisi hakkında faydalı fikirler sunmaktadır. Şekil üzerinden akış hızı arttıkça pürüzlülük Reynolds sayısının da artış gösterdiği ve pürüzlülük Reynolds sayısının en büyük değerini teknenin baş kısmında aldığı anlaşılmaktadır. Bu durum, sınır tabaka kalınlığı incelidikçe akış üzerindeki pürüz etkilerinin artışının nedenini açıklamaktadır.

Kısacası, sınır tabaka incelidikçe, duvar kayma gerilmesi ve buna bağlı olarak pürüzlülük Reynolds sayısı ve pürüzlülük fonksiyonu ( $\Delta U^+$ ) artış gösterir.

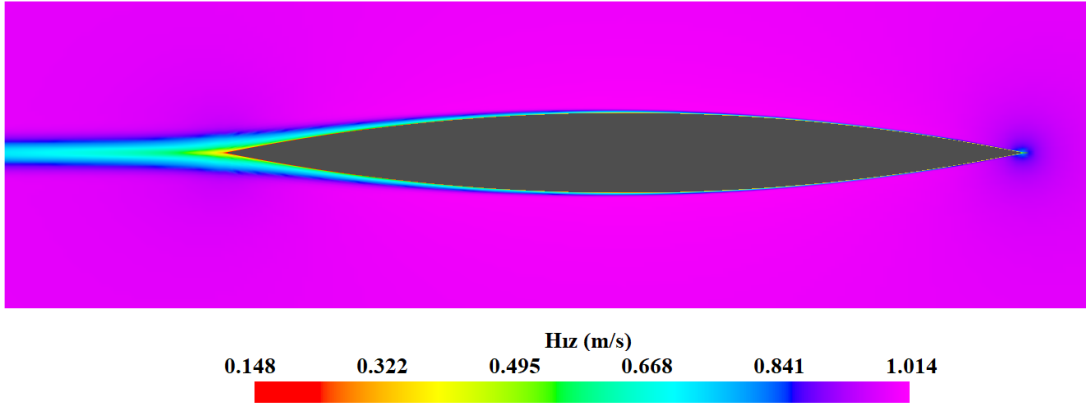


**Şekil 6.19 :** SPC Bakır yüzeyi için  $k^+$  dağılımları; a)  $Re = 3 \times 10^6$ , b)  $Re = 4 \times 10^6$ , c)  $Re = 6 \times 10^6$ .

Aynı yüzey koşulu ve Froude sayısında, yüklü su hattında tekne etrafındaki basınç ve hız dağılımları sırası ile Şekil 6.20 ve Şekil 6.21’de gösterilmiştir. Sınır tabakanın gelişimi, iz bölgesi ve baş kısmında oluşan yüksek basınç bölgesi şekiller üzerinde net biçimde görülmektedir.



**Şekil 6.20 :** Wigley Modeli etrafında basınç dağılımı.



**Şekil 6.21. :** Wigley Modeli etrafında hız dağılımı.

## 6.4 KCS Etrafındaki Akışın İncelenmesi

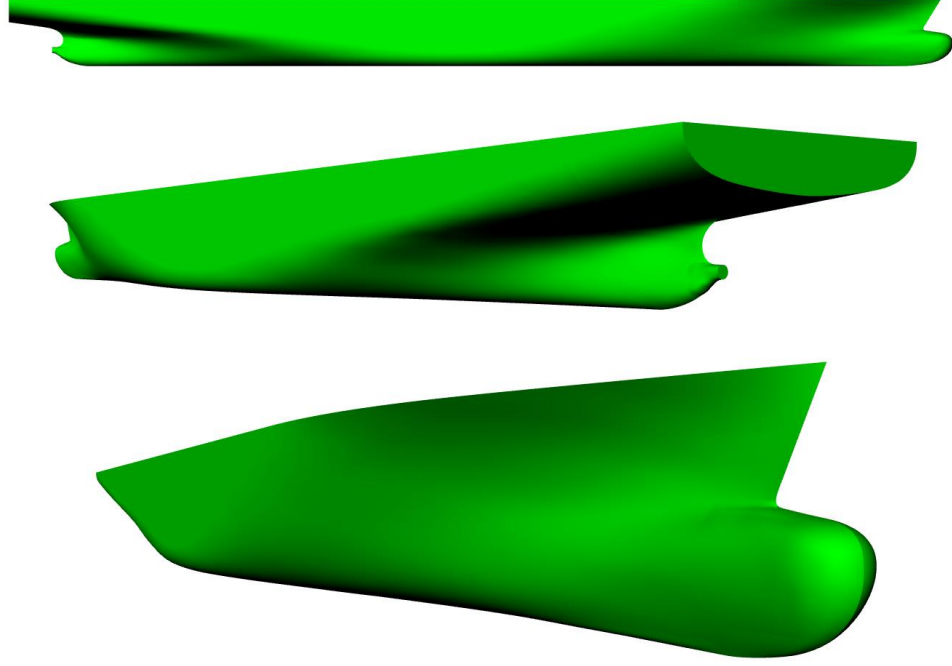
KCS gemisi, sahip olduğu yumru baş ve puro tipi kış formu ile yüksek yüzey eğriselliğine sahip bir gemi formudur. Dizayn özellikleri ve geometrisi, günümüzde kullanılan ticari konteyner gemilerine çok yakındır. Bu alt bölümde KCS geometrisi ile yürütülen analiz sonuçlarına yer verilmiştir.

### 6.4.1 Geometri, hesaplama hacmi ve ağ örgüsü

Analizler 1/31.6 ölçeğindeki model üzerinde yürütülmüştür. Gemi ve modele geometrik özellikler Çizelge 6.6'da verilmiştir. Analizler 1/31.6 model ölçeğinde üç farklı Froude sayısında yürütülmüştür. Şekil 6.22 Rhinoceros programında üretilen yüzey modelini göstermektedir.

**Çizelge 6.6 :** KCS geometrik özellikleri.

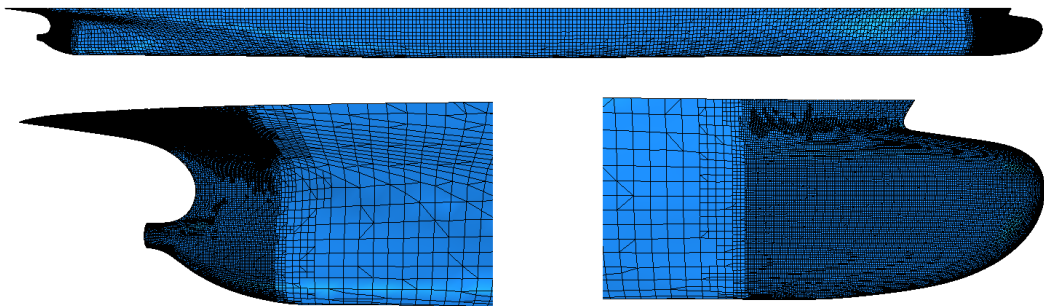
	Gemi	Model
Ölçek	-	31.60
Dikeyler arası boy (m)	230	7.278
Kalıp genişliği (m)	32.2	1.019
Su çekimi (m)	10.8	0.341
Derinlik (m)	19	0.601
Blok katsayısı	0.65	0.650
Islak yüzey alanı (m <sup>2</sup> )	9424	6.437
Deplasman hacmi (m <sup>3</sup> )	52030	1.648



**Şekil 6.22 : KCS yüzey modeli.**

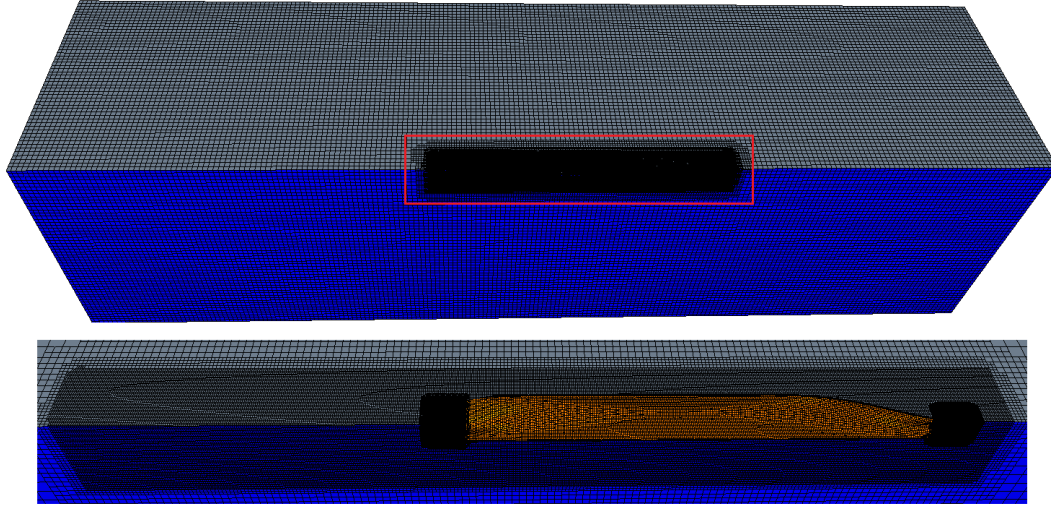
Analizlerde seçilen hesaplama hacmi ve sınır koşulları Wigley modeli ile yürütülen analizlere benzerdir. Geometrideki yüzey eğriselliklerinin fazla olması nedeni ile KCS modeli ile yürütülen analizlerde düzensiz ağ örgüleri kullanılmıştır. Ağ örgüleri Star CCM+ yazılımında modern bir ağ üretim yöntemi olan kesilmiş hücre yöntemi ile oluşturulmuştur. Ağ yoğunluğuna bağımlılığı incelemek amacı ile dört farklı yoğunlukta hacimsel ağ üretilmiştir.

Geometriyi yeterli hassasiyetle temsil edebilmek amacı ile, yüzey ağ örgüsü oluşturulurken, eğriselliğinin fazla olduğu baş ve kık kısımlarda sıkılaştırma uygulanmıştır. Oluşturulan yüzey ağ örgüsüne ait örnek bir görsel Şekil 6.23'te sunulmuştur.



**Şekil 6.23 : KCS yüzey ağ örgüsü.**

Hacimsel ağ örgüsü oluşturulurken, gemiye yakın bölgede, özellikle iz bölgesini kapsayacak şekilde, ağ hücreleri sistematik olarak sıkılaştırılmıştır. Hacim ağ örgüsüne ait örnek bir görsel şekil 6.24’te sunulmuştur.



Şekil 6.24 : KCS hacimsel ağ örgüsü.

#### 6.4.2 Ağ yoğunluğuna bağlılığın incelenmesi

Ağ hücresi yoğunluğuna bağlılığı incelemek için  $Fr = 0.26$  ve  $Re = 1.402 \times 10^7$  olmak üzere pürüzsüz yüzey etrafında analizler yürütülmüştür. Oluşturulan ağ örgülerinin özellikleri ve yürütülen analizler sonucunda hesaplanan  $C_f$  değerleri Çizelge 5.7’de sunulmuştur. Schoenherr (1932) denklemi ile hesaplanan  $C_f$  değerleri ve bu değerler üzerinden hesaplanan bağıl farklar çizelgede gösterilmektedir.

Çizelge 6.7 : KCS modeli ağ özellikleri ve  $C_f$  değerleri.

	Hücre Sayısı	Ortalama $y +$	$C_f$ (HAD)	$C_f$ (Schoenherr)	%BH
Düşük ( $N_4$ )	291113	43.5	0.002667	0.002779	4.03
Orta ( $N_3$ )	635417	43.7	0.002754	0.002779	0.90
Yoğun ( $N_2$ )	1440643	44.3	0.002748	0.002779	1.11
Çok Yoğun ( $N_1$ )	3268535	44.1	0.002773	0.002779	0.22

Çizelge 6.8, ağ yakınsama endeksi hesaplamalarını göstermektedir. Buna göre yoğun ağ örgüsü ile yürütülen analizin tahmini sayısal belirsizliği %0.01 ve çok yoğun ağ örgüsüne ait tahmini sayısal belirsizlik %0.25 olarak hesaplanmıştır. Sayısal belirsizliği çok düşük olduğundan, daha sonra yürütülen analizlerde yoğun ağ örgüsü kullanılmıştır.

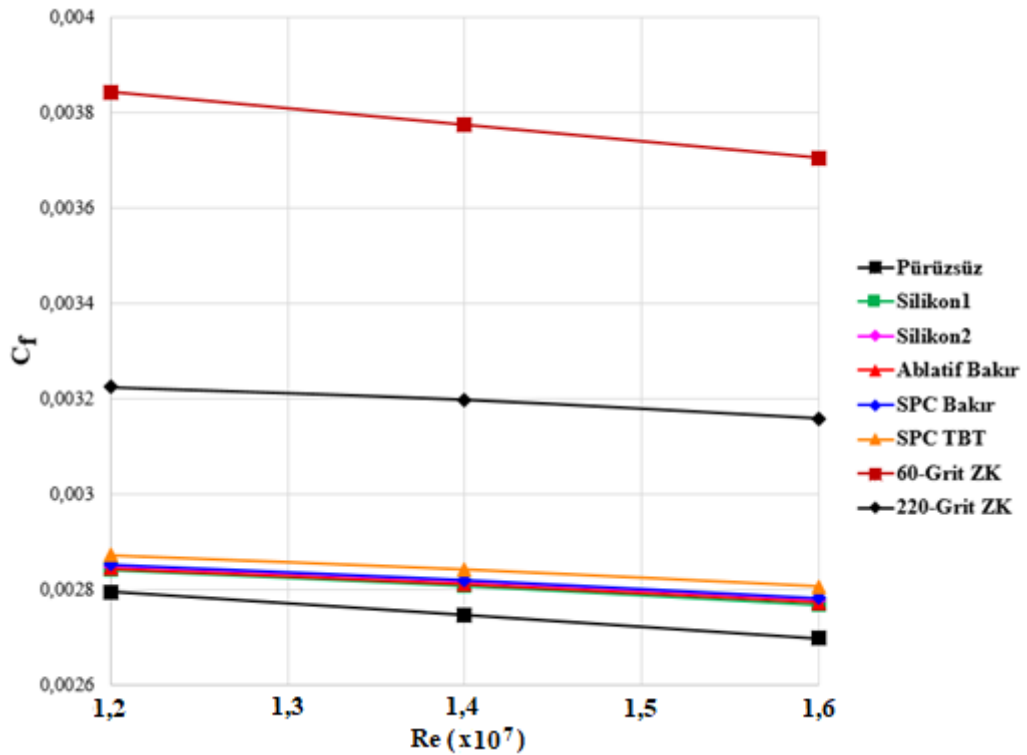


**Çizelge 6.8 :** KCS modeli GCI hesaplam sonuçları.

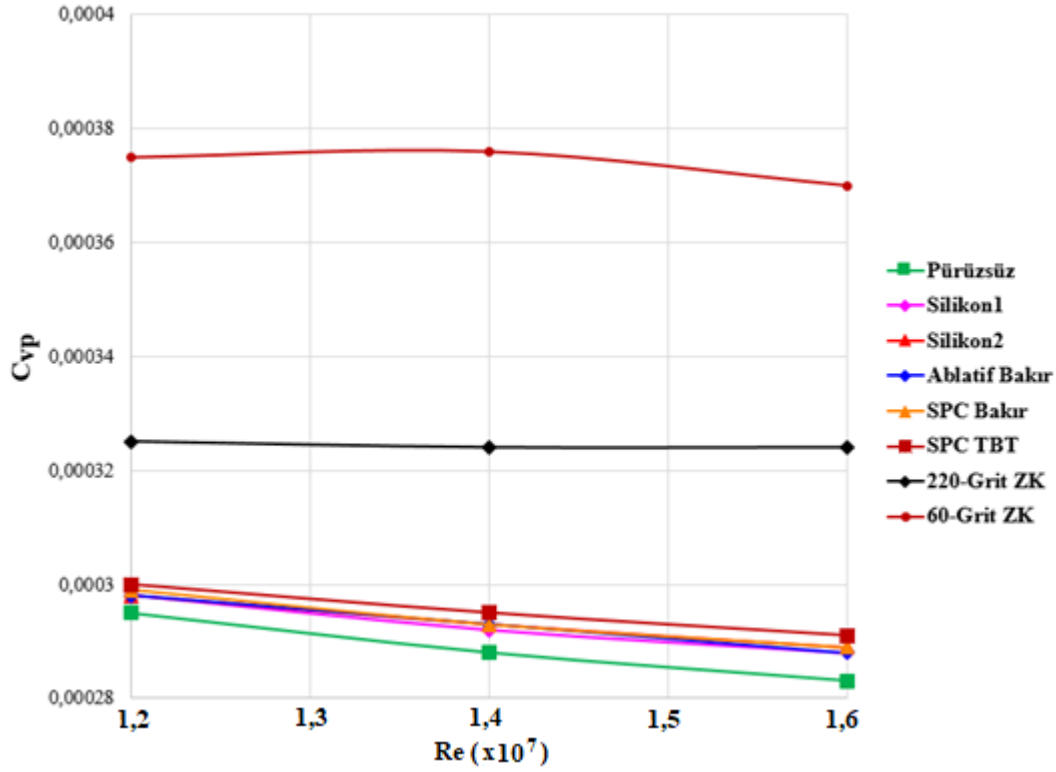
	$C_f$
$N_1, N_2, N_3, N_4$	3268535, 1440643, 635417, 291113
$r_{21}, r_{32}, r_{43}$	1.314, 1.313, 1.297
$\phi_1$	0.002773
$\phi_2$	0.002748
$\phi_3$	0.002754
$\phi_4$	0.002667
$p_{21}$	6.22
$p_{32}$	10.63
$\phi_{21}^{ext}$	0.002779
$\phi_{32}^{ext}$	0.002748
$GCI_{yoğun}^{32}$	%0.01
$GCI_{çok yoğun}^{21}$	%0.25

### 6.4.3 Analiz sonuçları

KCS geometrisi ile yürütülen analizler sonucunda elde edilen  $C_f$  ve  $C_{vp}$  değerleri Reynolds sayısına bağlı olarak Şekil 6.25 ve Şekil 6.26'da gösterilmiştir. Sonuçlar KCS geometrisi için de sürtünme direnci ve viskoz basınç direncinin Reynolds sayısına bağlı olarak benzer davranış gösterdiğini işaret etmektedir.



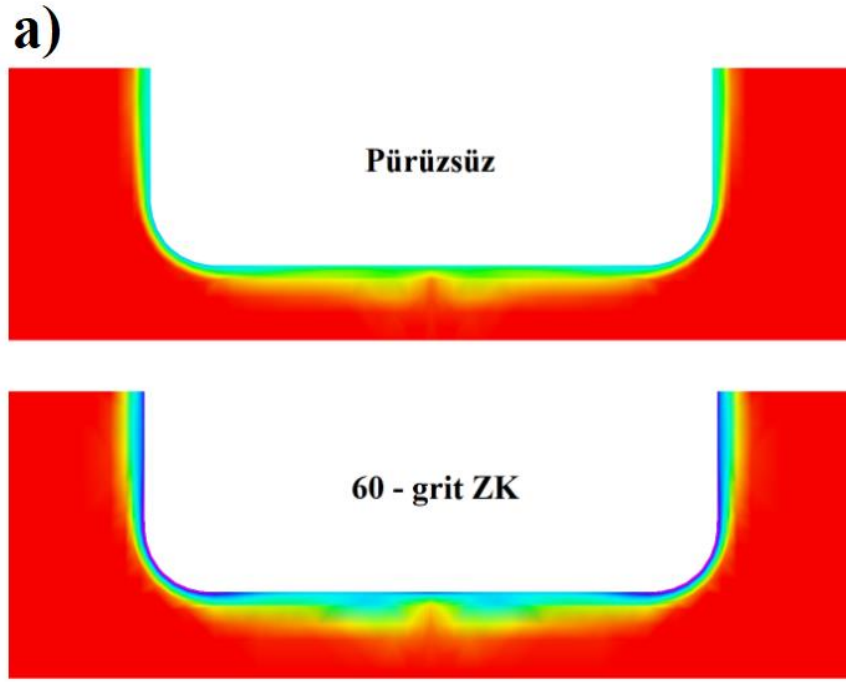
**Şekil 6.25 :** KCS modeli için hesaplanan  $C_f$  değerleri.



Şekil 6.26 : KCS modeli için hesaplanan  $C_{vp}$  değerleri.

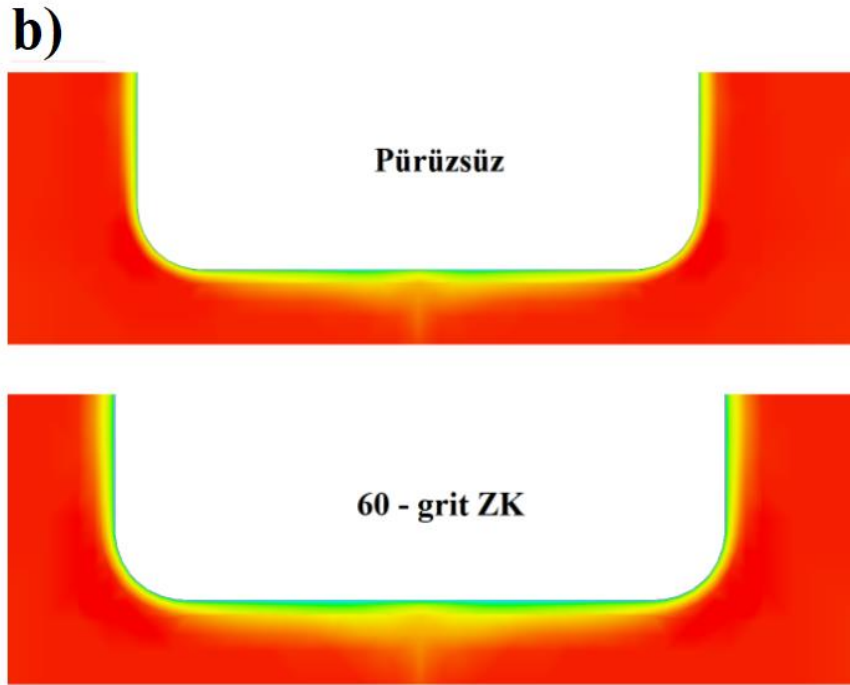
Şekil 6.27,  $Re = 1,2 \times 10^7$  değerinde, pürüzsüz yüzey ve 60 – grit ZK yüzeyi için hesaplanan, gemi orta kesit düzlemi üzerindeki hız dağılımını ve türbülans kinetik enerjisi dağılımını göstermektedir. Şekil üzerinde türbülans kinetik enerjisinin yüzey pürüzlülüğü ile arttığı, buna karşın aksenel hız değerlerinin düştüğü görülmektedir. Yüzey pürüzlülüğünün akıştaki türbülansın ve buna bağlı olarak duvar üzerindeki kayma gerilmesi değerlerinin artmasına ve bunun sonucu olarak sınır tabaka içindeki hız değerlerinde düşüşe neden olduğu sonucu çıkarılabilir. Demirel ve diğ. (2017) çalışması ile benzer olarak, beklenmedik biçimde hem türbülans kinetik enerjisi değerleri hem de hız değerleri, simetri düzlemi üzerinde artış göstermektedir. Bu durum, uygulanan simetri sınır koşulunun bir sonucu olarak ortaya çıkmaktadır. KCS'deki kadar belirgin olmamakla birlikte aynı sonuç Wigley geometrisinde de gözlenmiştir.

Şekil 6.28,  $Re = 1,2 \times 10^7$  değerinde pürüzsüz yüzey ve SPC TBT yüzeyi etrafında, yüklü su hattı düzlemindeki hız dağılımını ve basınç dağılımını göstermektedir. Geminin baş tarafında ve iz bölgesinde hızda yaşanan düşüşe bağlı olarak basıncın arttığı, paralel gövde etrafında ise hızın artmasına karşın basıncın azaldığı görülmektedir.



Türbülans kinetik enerjisi (j/kg)

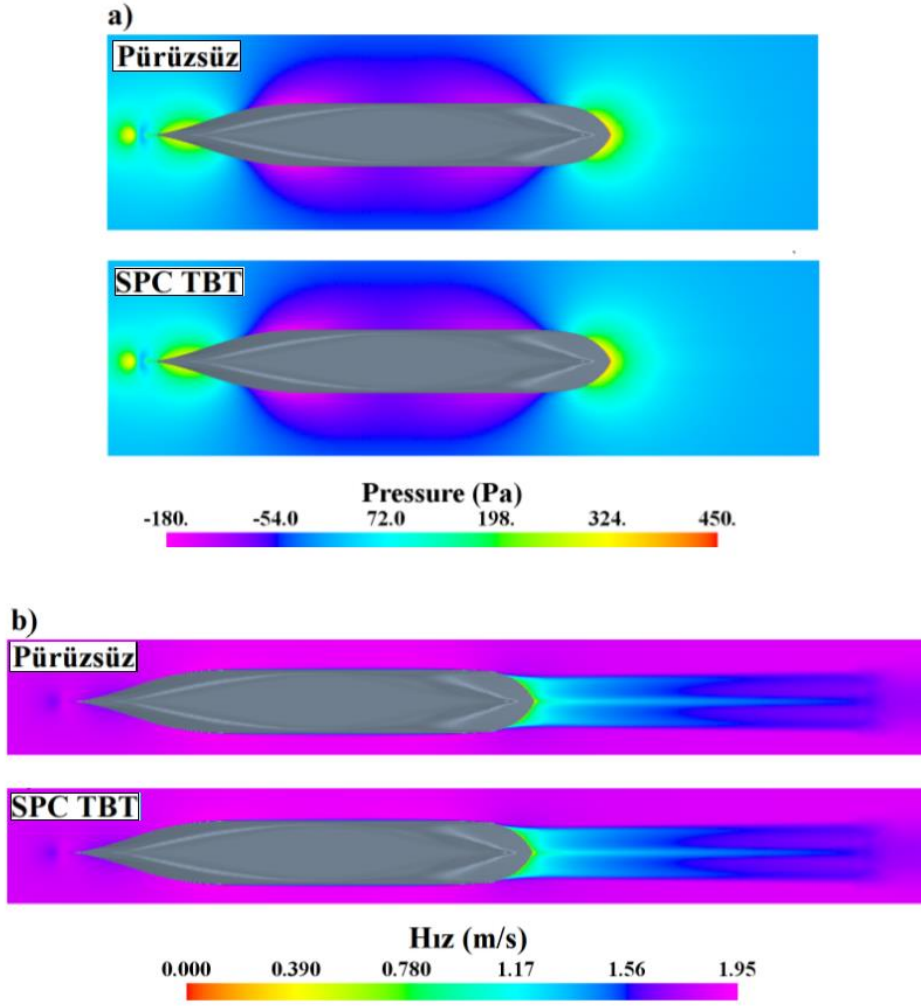
0.00 0.0060 0.012 0.018 0.024 0.030



Hız (m/s)

0.000 0.382 0.764 1.15 1.53 1.91

Şekil 6.27 : Gemi orta kesit düzlemi üzerindeki türbülans kinetik enerjisi ve hız dağılımı; a) Türbülans kinetik enerjisi, b) Hız.



Şekil 6.28 : Yüklü su hattı düzlemindeki hız ve basınç dağılımları; a) Hız, b) Basınç.

### 6.5 Tam Ölçekte Sürtünme Direnci Tahmini

Wigley modeli ve KCS modeli ile yürütülen sayısal analizler, yüzey pürüzlülüğü ile viskoz basınç direnci arasındaki ilişkiye dair önemli bilgiler sunmaktadır. Öte yandan bu analizler doğrudan tam ölçekte sürtünme direnci artışını tahmin etmede kullanılamazlar. Bunun nedeni, gemi boyu arttıkça karakteristik pürüz yüksekliğinin gemi boyuna oranının azalması nedeni ile problemin fiziksel özelliklerinin değişmesidir. Gemi boyu arttıkça, pürüzlülüğün direnç üzerindeki etkisi azalmaktadır. Granville'in (1958) geliştirdiği benzerlik yasası gemi ölçeğindeki sürtünme direncini tahmin etmede kullanılabilir. Yöntem Bölüm 4.5.1.3'te detaylı olarak açıklanmıştır.

Bu alt bölümde KCS gemisinin tam ölçekte 20 knot ve 24 knot servis hızlarındaki sürtünme direnci tahmin edilmiş, farklı antifouling boyaların tam ölçekteki hidrodinamik performansları araştırılmıştır. Bu amaca yönelik olarak, düz levha ile 20

knot ve 24 knot hızlarında ilave analizler gerçekleştirilmiş, bulunan sonuçlar Granville'in (1958) benzerlik yasası yardımı ile gemi ölçeğine çevirilmiştir. Çizelge 6.9 ve Çizelge 6.10 levha ölçeğinde hesaplanan ve gemi ölçeğinde tahmin edilen  $C_f$  katsayılarını göstermektedir. Çizelgede yer alan  $\Delta C_f$  ifadesi pürüzlülük nedeni ile direnç katsayısında ortaya çıkan artışı ifade etmektedir. 20 knot seyir hızında boya türüne bağlı olarak %3 ile %9 arasında, 24 knot seyir hızında ise %4 ile %8 arasında direnç artışı gözlenmektedir. Gemi ölçeğindeki direnç artışının levha ölçeğine göre daha düşük olduğu da çizelgeler üzerinden görülebilmektedir.

**Çizelge 6.9 :** Levha ve gemi ölçeğindeki  $C_f$  değerleri ( $V = 20$  knot).

Yüzey	$C_f(\times 10^3)$ (Levha)	$\Delta C_f$ (%)	$C_f(\times 10^3)$ (Gemi)	$\Delta C_f$ (%)
Pürüzsüz	2.675	-	1.357	-
Silikon 1	2.915	8.97	1.410	2.96
Silikon 2	2.947	10.2	1.424	6.12
Ablatif Bakır	2.931	9.57	1.417	5.67
SPC Bakır	2.962	10.7	1.430	6.56
SPC TBT	3.033	13.4	1.462	8.55

**Çizelge 6.10 :** Levha ve gemi ölçeğindeki  $C_f$  değerleri ( $V = 24$  knot).

Yüzey	$C_f(\times 10^3)$ (Levha)	$\Delta C_f$ (%)	$C_f(\times 10^3)$ (Gemi)	$\Delta C_f$ (%)
Pürüzsüz	2.611	-	1.386	-
Silikon 1	2.880	10.3	1.427	3.91
Silikon 2	2.914	11.6	1.440	4.94
Ablatif Bakır	2.898	11.0	1.4344	4.42
SPC Bakır	2.931	12.3	1.446	5.38
SPC TBT	3.007	15.2	1.473	7.74



## 7. SONUÇLAR VE DEĞERLENDİRME

Bu çalışmada, çeşitli deniz boyalarından kaynaklanan yüzey pürüzlülüğü nedeni ile gemi direncinde meydana gelen artış sayısal olarak incelenmiştir. Yüzey pürüzlülüğünün sınır tabaka içersindeki ortalama akış özellikleri üzerindeki etkilerini modellemek üzere pürüzlülük fonksiyonlarından yararlanılmış, antifouling boyalı yüzeylerde Grigson (1992) tipi, zımparalı yüzeylerde ise Cebeci ve Bradshaw (1977) tipi pürüz fonksiyonları kullanılmıştır.

Sayısal çalışmanın ilk bölümünde düz levha etrafındaki sıfır basınç gradyanlı akış sayısal olarak modellenmiş ve elde edilen sonuçların deney sonuçları ile karşılaştırmalı olarak analiz edilmesi ile doğrulama sağlanmıştır. Diğer yüzeylere kıyasla çok daha yüksek bir karakteristik pürüz yüksekliğine sahip olan 60 – Grit ZK yüzeyi dışındaki tüm yüzeylerde  $C_f$  değerleri, deney verilerine kıyasla %3'ün altında bağıl fark değerleri ile hassas bir biçimde hesaplanmıştır. Bu durum Önerilen HAD modelinin antifouling boyaların hidrodinamik performanslarını incelemek üzere kullanılabilceğini göstermektedir. Modelin sağladığı en önemli avantaj, analizlerin, yüzey pürüzlülüğü ölçümüne dayalı basit bir karakteristik pürüz yüksekliği değeri ile gerçekleştirilmesine olanak sağlamasıdır. Her ne kadar ilgili pürüz yüksekliğinin belirlenmesi farklı yüzeyler için deneysel çalışma gerektirse de, bir defa uygun pürüz fonksiyonu belirlendiğinde çok geniş bir yelpazede farklı akış geometrileri için HAD simülasyonları gerçekleştirmeye olanak sağlar.

Sınır tabaka içersindeki boyutsuz ortalama hız değerleri incelendiğinde, teorik öngörülere uygun olarak logaritmik bölgede hızın paralel olarak aşağı kaydığı görülmektedir. Hız dağılımı dış bölge değişkenleri cinsinden ifade edilip hız profili çizildiğinde, yüzey pürüzlülüğünün en yüksek etkiyi sınır tabakanın iç kısmında duvar sınırına yakın bölgede gösterdiği, sınır tabakanın dış bölgesinde ise görünür bir etkiye sahip olmadığı anlaşılmaktadır. Bu durum önceki deneysel çalışmalarla (Hama, 1954; Schultz, 2002) uyum içersindedir.

Levha üzerindeki kayma gerilmesi dağılımı incelendiğinde ise, kayma gerilmesi artışının en yüksek olduğu bölgenin, levhanın giriş ucunda yer aldığı görülmektedir.

Bu durum sınır tabaka incelendiğinde pürüzlülüğün ortalama akış özellikleri üzerindeki etkisinin artış gösterdiğine işaret etmektedir.

Wigley modeli ve KCS modeli ile yürütülen analizler, yüzey pürüzlülüğünün iz bölgesindeki akış üzerinde de önemli değişikliklere yol açtığını göstermektedir. Bu analizlerde viskoz basınç direnci değerlerinde ortaya çıkan artış oranı ile sürtünme direnci değerlerinde ortaya çıkan artış oranının neredeyse eşit olduğu görülmektedir. Öte yandan, bu sonucun yalnızca model ölçeğindeki dar bir Reynolds sayısı aralığı için gözlemlendiği unutulmamalı, buradan gemi ölçeğine dair çıkarımlarda bulunurken dikkat edilmesi gerekmektedir.

Servis hızı arttıkça pürüzlülük Reynolds sayısının, dolayısı ile pürüz katsayılarının artış gösterdiği anlaşılmaktadır. Benzer şekilde, pürüzlülüğün türbülans şiddetini arttırdığı, sınır tabakayı kalınlaştırdığı ve buna bağlı olarak sınır tabaka içerisindeki hız değerlerini düşürdüğü ve yerel kayma gerilmelerini artırdığı da çalışmanın bulguları arasındadır.

Bir diğer ilginç husus, simetri sınır koşulunun kullanımı nedeni ile simetri düzlemi üzerinde hesaplanan akış özellikleri üzerinde gözlenmiştir. KCS modelinin gemi orta kesit düzlemi üzerinde hesaplanan hız ve türbülans kinetik enerjisi dağılımları incelendiğinde (Şekil 5.27) hız ve türbülans kinetik enerjisi değerlerinin simetri düzlemine yaklaştıkça ilginç bir biçimde arttığı gözlenmiştir. Bu sınır koşulu uygulanırken dikkatli olunması gerektiği açıktır.

Çalışmanın son bölümünde, tam ölçekte sürtünme direnci değerini hesaplamak amacı ile Granville'in (1958) benzerlik yasasından faydalanılmış, iki farklı servis hızında KCS gemisinin sürtünme direnci değerleri hesaplanmıştır. Sonuçlar, boya tercihine bağlı olarak ilk uygulamada %3 - %9 bandında bir direnç artışı ortaya çıktığını göstermektedir. Silikon bazlı foul release boyaların, SPC TBT boyalara kıyasla ilk uygulamada %3 - %4 daha düşük sürtünme direncine sahip olduğu görülmüştür.

Çalışmada yüzey kalitesinin viskoz direnç kuvvetleri üzerindeki etkilerine yoğunlaşmış, kullanılan bilgisayar kapasitesi göz önüne alınarak dalga direnci ihmal edilmiştir. Öte yandan güncel bir çalışma (Demirel ve diğ., 2017) yüksek pürüzlülüğe sahip yüzeylerde, dalga direncinde de önemli değişimler yaşanabileceği gösterilmektedir. Yüzey etkilerinin tam olarak anlaşılabilmesi, ancak tam ölçekte



yürütülen, serbest yüzey etkilerini dikkate alarak zamana bağlı analizlerle mümkün olabilir.

Gelecekte bu çalışmadan sonra, bu çalışmadaki veriler kullanılarak gerçekleştirilecek çalışmalarda, serbest yüzey etkilerinin modellenmesi ve daha yüksek kapasiteli bilgisayar sistemlerinin kullanılması neticesinde, URANS denklemlerinin çözülmesi amaçlanmaktadır. Ayrıca, gerçek deniz boyaları kullanılarak boyanacak yüzeylerin pürüzlülük değerlerinin elektron mikroskobu yardımıyla ölçülmesi neticesinde, ölçülen pürüzlülük değerlerinden faydalanılarak model ve gerçek gemilerin toplam dirençlerinin elde edilmesi planlanmaktadır.





## KAYNAKLAR

- Abbott A, Abel P.D., Arnold D.W., Milne A.** (2000). Cost-benefit analysis of the use of TBT: the case for a treatment approach. *Sci Total Environ* 258:5 – 19.
- Aertssen, G.** (1963). Service-performance and seakeeping trials on MV Lukuga. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 105, pp. 293–335.
- Aertssen, G.** (1966). Service-performance and seakeeping trials on MV Jordaens. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 108, 1, pp. 305–343.
- Aertssen, G.** (1969). *Service performance and trials at sea*. App. V Performance Committee, 12th ITTC. Rome, pp. 233–265.
- Anderson, C.D.** (1993), Self-polishing antifoulings: a scientific perspective. *Proceedings of Ship Repair and Conversion 93*.
- Anderson, C.D. ve Hunter, J.E.** (2000), Whither antifouling paints after TBT? *NAV 2000 International Conference on Ship and Shipping Research*, 13th Congress, Paper 3.7. Venice, Italy, 19-22.
- ANSYS** (2011). *FLUENT Theory Guide*.
- Antonia, R.A. and Luxton, R.E.** (1971), The response of a turbulent boundary layer to a step change in surface roughness. Part 1. Smooth-to-rough. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 48, pp. 721-761.
- Antonia, R.A. and Luxton, R.E.** (1972), The response of a turbulent boundary layer to a step change in surface roughness. Part 2. Rough-to-smooth. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 53, pp. 737-757.
- Atlar, M., Unal, B., Unal, U.O., Politis, G., Martinelli, E., Galli, G. Davies, C., Williams, D.** (2012). An experimental investigation of the frictional drag characteristics of nanostructured and fluorinated fouling-release coatings using an axisymmetric body, *Biofouling*, 29:1, 39-52
- Atlar, M., Yeginbayeva, I.A., Turkmen, S., Demirel, Y.K., Carchen, A., Marino, A., Williams, D.** (2018). A Rational Approach to Predicting the Effect of Fouling Control Systems on “In-Service” Ship Performance. *GMO Journal of Ship and Marine Technology*. 213:5-36
- Baier, R.E., Meyer, A.E. and Forsberg, R.L.** (1997), Certification of properties of nontoxic fouling-release coatings exposed to abrasion and long-term immersion. *Naval Research Reviews*, Vol. 49, pp. 60-65.
- Bandyopadhyay, P.R.** (1987), Rough-wall turbulent boundary layers in the transition regime. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 180, pp. 231-266.

- Barenblatt, G.I.** (1993), Scaling laws for fully developed turbulent shear flows. Part 1. Basic hypothesis and analysis. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 248, pp. 513-520.
- Barenblatt, G.I. and Prostokishin, V.M.** (1993), Scaling laws for fully developed turbulent shear flows. Part 2. Processing of experimental data. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 248, pp. 521-529.
- Barenblatt, G.I., Chorin, A.J., and Protokishin, V.M.** (2000). A Note on the Overlap Region in Turbulent Boundary Layer. *Physics of Fluids*, 12, 2159-2161.
- Barlas, B.** (2000). *Gemi Etrafındaki sınır Tabakanın İncelenmesi*, Doktora Tezi, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Bertram, V.** (2000). *Practical Ship Hydrodynamics*, Butterworth-Heinemann Linacre House, Jordan Hill, Oxford.
- Blasius, H.** (1908). Grenzsichten in Flüssigkeiten mit kleiner Reibung. *Z. Angew. Math. Phys.* 56: 1–37.
- Boussinesq, J.** (19877), Essai sur la théorie des eaux courantes, *Mémoires présentés par divers savants à l'Académie des Sciences*, 23 (1): 1-680.
- Bradshaw, P.** (1971). *An Introduction to Turbulence and Its Measurement*. Pergamon Press, Germany.
- Brady, R.F.** (1997), In search of non-stick coatings. *Chemistry and Industry*, pp. 219-222, 17 March 1997.
- Brzek, B., Torres-Nieves, S., Lebron, J, Cal, R., Meneveau, C., and Castillo, L.** (2009). Effects of Freestream Turbulence on Rough Surface Turbulent Boundary Layers. *Journal of Fluid Mechanics*, 635, 207-243.
- Buschmann, M.H., and Gad-el-Hak, M.** (2003). Debate Concerning the Mean Velocity Profile of a Turbulent Boundary Layer. *AIAA Journal*, 41, 565-572.
- Candries, M.** (2001). *Drag, Boundary-Layer and Roughness Characteristics of Marine Surfaces Coated with Antifouling*. PhD Thesis, Department of Marine Technology, University of Newcastle upon Tyne, Newcastle upon Tyne.
- Candries, M. and Atlar, M.** (2003). On the drag and roughness characteristics of antifouling. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 145, 2003, pp. 107–132.
- Candries, M., Atlar, M., Anderson, C.D.** (2001), Foul Release systems and drag. Consolidation of Technical Advances in the Protective and Marine Coatings Industry; *Proceedings of the PCE 2001 Conference*, pp. 273-286. Antwerp.
- Carman ML, Estes TG, Feinberg AW, Schumacher JF, Wilkerson W, Wilson LH, Callow ME, Callow JA, Brennan AB.** (2006). Engineered antifouling microtopographies – correlating wettability with cell attachment. *Biofouling* 22:11 – 21.
- CD - ADAPCO** (2013). User Guide STAR-CCM+.

- Cebeci, T., Bradshaw, P.** (1977). *Momentum Transfer in Boundary Layers*. Washington, DC, Hemisphere Publishing Corp., New York, McGraw-Hill Book Co.
- Celik I.B., Ghia U., Roache P.J., Freitas C.J., Coleman H., Raad P.E.** (2008) Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in CFD applications, *J. Fluids Eng. Trans. ASME* 130, 078001-1-4.
- Champ MA.** (2003). Economic and environmental impacts on port and harbors from the convention to ban harmful marine antifouling systems. *Mar Pollut Bull* 46:935 – 940.
- Claisse, D. ve Alzieu, C.** (1993), Copper contamination as a result of antifouling paintregulation? *Marine Pollution Bulletin*, Vol. 26, pp. 395-397.
- Clauser, F.H.** (1956), The turbulent boundary layer. *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 4, pp. 1-51.
- Colebrook, C.F.** (1939) Turbulent Flow in Pipes, With Particular Reference to The Transition Region Between the Smooth and Rough Pipe Laws. *J. Inst. Civil Eng.* 11, 133-156.
- Coles, D.E.** (1956), The law of the wake in the turbulent boundary layer. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 1, pp. 191-226.
- Conn, J.F.C. and Ferguson, A.M.** (1968) Results obtained with a series of geometrically similar models. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 110, pp. 255–300.
- Cortana,** (2013). Description of Drag. Available from: ([http://www.cortana.com/Drag\\_Description.htm](http://www.cortana.com/Drag_Description.htm)) (accessed 24.11.13) (online).
- Demirel, Y.K.** (2018). New Horizons in Marine Coatings. *GMO Journal of Ship and Marine Technology*. 213:37-53
- Demirel, Y.K., Khorasanchi, M., Turan O. Incecik, A. Schultz, M.** (2014). A CFD model for the frictional resistance prediction of antifouling coatings. *Ocean Engineering*. 89. 21–31. 10.1016/j.oceaneng.2014.07.017.
- Demirel, Y.K., Turan, O., Incecik, A.** (2017). Predicting the effect of biofouling on ship resistance using CFD. *Appl. Ocean Res.* 62, 100–118.
- Eggert, E.F.** (1939). Further Form Resistance Experiments. *SNAME Transactions*, Vol: 47.
- Estarlich, F.F., Lewey, S.A., Nevell, T.G., Thorpe, A.A., Tsibouklis, J. and Upton, A.C.** (2000), The surface properties of some silicone and fluorosilicone coating materials immersed in seawater. *Biofouling: the Journal of Bioadhesion and Biofilm Research*, Vol. 6, pp. 263-275.
- Faltinsen, O.** (2006). *Hydrodynamics of High-Speed Marine Vehicles*. Cambridge: Cambridge University Press. doi:10.1017/CBO9780511546068.
- Froude W.** (1872). *Experiments on the surface-friction experienced by a plane moving through water*. *British Association for the Advancement of Science*. The Collected Papers of William Froude, Institution of Naval Architects, 1955; p. 138–146.

- Froude W.** (1874). *Report to the lords commissioners of the admiralty on experiments for the determination of the frictional resistance of water on a surface, under various conditions, performed at Chelston cross, under the authority of their lordships*. 44th Report by the British Association for the Advancement of Science.
- Gad-el-Hak, M. ve Bandyopadhyay, P.R.** (1994), Reynolds number effects in wallbounded turbulent flows. *Applied Mechanics Review*, Vol. 49, pp. 307-365.
- Gad-el-Hak, M., and Buschmann, M.H.** (2011). Turbulent Boundary Layers: Is the Wall Falling or Merely Wobbling? *Acta Mechanica*, 218, 309-318.
- Gaudio R., Miglio A., Dey S.** (2010) Non-universality of von Kármán's  $\kappa$  in fluvial streams, *Journal of Hydraulic Research*, 48:5, 658-663
- Gebbers, F.** (1919). Das Aehnlichkeitsgesetz bie im Wasser geradlinig fortbewegter Platten. *Schiffbau*, Vol. 22.
- Genzer J, Efimenko K.** (2006). Recent developments in superhydrophobic surfaces and their relevance to marine fouling: a review. *Biofouling* 22:339 – 360.
- George, W.K. and Castillo, L.** (1997), Zero pressure gradient turbulent boundary layer. *Applied Mechanics Review*, Vol. 50, pp. 689-729.
- Gomez, A.G.** (2000). “On the form factor scale effect”, *Ocean Engineering*, 26: 97-109.
- Granville, P.S.** (1958). The frictional resistance and turbulent boundary layer of rough surfaces. *J. Ship Res.* 2, 52–74.
- Granville, P.S.** (1977). Drag and Turbulent Boundary Layer of Flat Plates at Low Reynolds Numbers. *Journal of Ship Research*. Vol. 21, No: 1
- Granville, P.S.** (1987). Three indirect methods for the drag characterization of arbitrarily rough surfaces on flat plates. **J Ship Res** 31:70 – 77.
- Grigson, C.W.B.** (1992). Drag losses of new ships caused by hull finish. *J.ShipRes.* 36, 182–196.
- Grigson, C.W.B.** (2000) A planar friction algorithm and its use in analysing hull resistance. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 142, pp. 76–115.
- Gül, Y., Kaydıhan, L., Çehreli, Z.N., Uçar, G. ve Esiregemez, E.** (2005).“ Gemilerin Hidrodinamik Dizaynında CFD Uygulamaları”, *T.M.M.O.B Gemi Mühendisleri Odası Gemi ve Deniz Teknolojisi Dergisi*, 163: 4-9
- Haase, M., Zurcher, K., Davidson, G., Binns, J.R., Thomas, G., Bose, N.** (2016). Novel CFD-based full-scale resistance prediction for large medium-speed catamarans. *Ocean Engineering*, 111(1), 198-208.
- Hama, F.R.** (1954), Boundary layer characteristics for smooth and rough surfaces. *Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers*, Vol. 62, pp. 333-358.

- Haslbeck, E.G., Bohlander, G.** (1992). Microbial biofilm effects on drag – lab and field. IN: *Proceedings of the SNAME Ship Production Symposium*. Paper No. 3A-1. Jersey City, N.J.: SNAME; 7p.
- Holton, J.R.** (2004). "Chapter 5 – The Planetary Boundary Layer". *Dynamic Meteorology. International Geophysics Series. 88 (4th ed.)*. Burlington, MA: Elsevier Academic Press. pp. 124–127.
- Holtrop, J. A.** (1984). Statistical re-analysis of resistance and propulsion data. *International Shipbuilding Progress*, Vol. 31, pp. 272–276.
- Hughes, G.** (1952). Frictional Resistance of Smooth Plane Surfaces in Turbulent Flow. *Trans. INA*, Vol. 94.
- Hughes, G.** (1954). Friction and Form Resistance in Turbulent Flow and a Proposed Formulation for Use in Model – Ship Correlation. *Trans. INA*, Vol. 96.
- IMO** (2001). *IMO adopts Convention on Control of Harmful Anti-fouling Systems on Ships*, Briefing 27/2001, International Maritime Organization, London.
- INTERNATIONAL MARITIME ORGANISATION (IMO)** (2009), *Report of the Marine Environment Protection Committee in its Fifty-Ninth Session*. MEPC 59/24.
- ITTC.** (1957). *Proceedings of The 8th ITTC*, Madrid, Spain, Published by Canal de Experiencias Hidrodinamicas, El Pardo, Madrid.
- ITTC.** (2008). Report of the Seakeeping Committee, *Proceedings of the 25th International Towing Tank Conference*, Vol. 1, Fukuoka, Japan,
- Jelic-Mrcelic G, Sliskovic M, Antolic B.** (2006). Biofouling communities on test panels coated with TBT and TBT-free copper-based antifouling paints. *Biofouling* 22:293 – 302.
- Kalgora B., Mutinga T.C.** (2016). The Financial and Economic Crisis, Its Impacts on the Shipping Industry, Lessons to Learn: The Container-Ships Market Analysis. *Open Journal of Social Sciences*, 04,38-44. doi: 10.4236/jss.2016.41005
- Katz, J. ve Plotkin, A.** (1991). *Low-Speed Aerodynamics*, Birinci Basım, Hemisphere-Mc Graw Hill, New York, USA
- Kelvin, L.** (1904). LXVIII. On Deep-Water Two-Dimensional Waves Produced by Any Given Initiating Disturbance. *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*. 7: 609 – 620.
- Khor, Y.S., Xiao, Q.** (2011), CFD simulations of the effects of fouling and antifouling, *Ocean Engineering*, 38, 1065-1079
- Kotey, N.A., Bergstrom, D.J., and Tachie, M.F.** (2003). Power Laws for Rough Wall Turbulent Boundary Layers. *Physics of Fluids*, 15, 1396-1404.
- Krogstad, P.-A., Antonia, R.A. and Browne, L.W.B.** (1992), Comparison between roughand smooth-wall turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 245, pp. 599-617.
- Lackenby, H.** (1962). Resistance of ships with special reference to skin friction and hull surface condition, The 34th Thomas Lowe Grey Lecture,

*Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers*, Vol. 176, pp. 981-1014.

- Lackenby, H.** (1965). An investigation into the nature and interdependence of the components of ship resistance. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, Vol. 107, pp. 474–501.
- Lewis, E. V.** (1988). *Principles of Naval Architecture Volume II: Resistance, Propulsion and Vibration*. Jersey City, N.J., Society of Naval Architects and Marine Engineers.
- Longva T., Eide M. S., Skjong, R.** (2010). Determining a required energy efficiency design index level for new ships based on a cost-effectiveness criterion, *Maritime Policy & Management*, 37:2, 129-143, DOI: 10.1080/03088830903533759
- McEntee W.** (1915). Variation of frictional resistance of ships with condition of wetted surface. *Trans Soc Nav Arch Mar Eng.* 24:37–42.
- Medhurst JS.** (1989). *The systematic measurement and correlation of the frictional resistance and topography of ship hull coatings, with particular reference to ablative antifoulings*. PhD Thesis, University of Newcastle-upon-Tyne, UK.
- Millikan, C.B.** (1939), A critical discussion of turbulent flows in channels and circular tubes. *Proceedings of the 5th International Congress for Applied Mechanics*, pp. 386-392.
- Milne, A.** (1991), Ablation and after: the law and the profits. Polymers in a Marine Environment. *The Institute of Marine Engineers Third International Conference*, Paper 17. London.
- Min, K.S. ve Kong, S.H.** (2010). “Study on the form factor and full-scale ship resistance prediction method”, *Journal of Marine Science and Technology*, 16(4): 108-118.
- Molland A.F., Turnock S.R., Hudson D.A.** (2011) *Ship resistance and propulsion: practical estimation of ship propulsive power*. New York: Cambridge University Press.
- Monin, A.S. ve Yaglom, A.M.** (1971). *Statistical Fluid Mechanics: Mechanics of Turbulence*. Cambridge, Massachusetts, MIT Press. Volume 1.
- Musker AJ.** (1980 – 1981). Universal roughness functions for naturally-occurring surfaces. *Trans Can Soc Mech Eng* 1:1 – 6.
- Nikuradse, J.,** (1933). *Laws of Flow in Rough Pipes*. NACA Technical Memorandum 1292.
- Österlund, J.M., Johansson, A.V., Nagib, H.M., and Hites, M.H.** (2000). A Note on the Overlap Region in Turbulent Boundary Layers. *Physics of Fluids*, 12, 1-4.
- Özdemir, Y.H.** (2014). *Gemi Direncinin ve Hareketlerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Yöntemi Kullanılarak İncelenmesi*, PhD. Gemi İnşaatı Ve Gemi Makineleri Mühendisliği Anabilim Dalı, Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Programı, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul.



- Patankar, S. V.** (1980). *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere-Mc Graw Hill, New York, USA
- Patankar, S.V ve Spalding** (1972). “A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-dimensional Parabolic Flows”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 15: 17-87.
- Patel, V.** (1998). Perspective: Flow at High Reynolds Number and Over Rough Surfaces—Achilles Heel of CFD. *Journal of Fluids Engineering-Transactions of The Asme - J FLUID ENG.* 120. 10.1115/1.2820682.
- Perry, A.E., Lim, K.L. and Henbest, S.M.** (1987), An experimental study of the turbulence structure in smooth- and rough-wall boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 177, pp. 437-466.
- Perry, A.E., Schofield, W.H. and Joubert, P.N.** (1969), Rough wall turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 37, pp. 383-413.
- Prandtl, L.** (1904) Ueber die Flüssigkeitsbewegung bei sehr kleiner Reibung. *In Verhandlungen des III. Internationalen Mathematiker-Kongress*, Heidelberg, pp. 484–491.
- Prandtl, L.** (1921). Bemerkungen über die Entstehung der Turbulenz. *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM)*, 1:431 – 436.
- Prohaska, C.W.** (1966). “A Simple method for the evolution of the form factor and low-speed wave resistance”, In: *Proceedings of 11 th ITTC, Society of Naval Architects of Japan Tokyo*, pp 65-66.
- Raupach, M.R., Antonia, R.A. and Rajagopalan, S.** (1991), Rough-wall turbulent boundary layers. *Applied Mechanics Review*, Vol. 44, pp. 1-25.
- Richardson, L. F.** (1910). The Approximate Arithmetical Solution by Finite Differences of Physical Problems Involving Differential Equations, with an Application to the Stresses in a Masonry Dam, *Transactions of the Royal Society of London*, Series A, 210: 307-357.
- Roache, P.J.** (1994). Perspective: a method for uniform reporting of grid refinement studies, *ASME J. Fluids. Engrg.*, 116: 405-413
- Rushd, S., Ashraful, I., Sanders., R.S.** (2018). CFD Methodology to Determine the Hydrodynamic Roughness of a Surface with Application to Viscous Oil Coatings. *J. Hydraul. Eng.*, 2018, 144(2): 04017067
- Schetz, J.A., Bowersox, R.D.W.** (2011). *Boundary Layer Analysis*. Sec. Edition, New Jersey, Prentice-Hall Inc.
- Schlichting, H.** (1979). *Boundary Layer Theory*. McGraw-Hill, New York.
- Schmitt, F.G.** (2007), About Boussinesq’s turbulent viscosity hypothesis: historical remarks and a direct evaluation of its validity, *Comptes Rendus Mécanique* 335 ((9-10)): 617-627
- Schultz, M.P.** (2004). Frictional Resistance of Antifouling Coating Systems. *ASME J. Fluids Eng.* 126, 1039-1047.
- Schultz, M.P., Bendick, J.A., Holm, E.R., Hertel, W.M.** (2011). Economic impact of biofouling on a naval surface ship. *Biofouling*. 27, 87-98.

- Schultz, M.P., Flack, K. A.** (2007). The rough – wall turbulent boundary layer from the hydraulically smooth to the fully rough regime. *J Fluid Mech* 580,381–405.
- Schultz, M.P., Swain, G.W.** (2000). The influence of biofilms on skin friction drag. *Biofouling*, 15, 129–139.
- Schultz, M.P., Walker J.M., Steppe, C.N., Flack, K.A.** (2015), Impact of Diatomaceous Biofilms on the Frictional Drag of Fouling-Release Coatings, *Biofouling*, 31, 9-10, 759-773, DOI:10.1080/08927014.2015.1108407.
- Seo, J.** (2003). *Investigation of the Upstream Conditions and Surface Roughness in Turbulent Boundary Layer*. PhD Thesis, Department of Mechanical and Aeronautical Engineering, Rensselaer Polytechnic Institute.
- Shih, T.-H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z. and Zhu, J.** (1995). A New  $k-\epsilon$  Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows, *Computers and Fluids*, 24(3), 227-238.
- Shin K., Yee X.Q.** (2011). CFD simulations of the effects of fouling and antifouling. *Ocean Engineering - OCEAN ENG.* 38. 1065-1079. 10.1016/j.oceaneng.2011.03.004.
- Smith, G. D.** (1978). *Numerical Solution of Partial Differential Equations-The Finite Difference method*, Clarendon Press, Oxford, UK
- Spalding, D.B.** (1961), A single formula for the 'law of the wall'. *Journal of Applied Mechanics, Transactions of the ASME Series E*, Vol. 28, pp. 455-458.
- Statz A, Finlay J, Dalsin J, Callow M, Callow JA, Messersmith PB.** (2006). Algal antifouling and fouling-release properties of metal surfaces coated with a polymer inspired by marine mussels. *Biofouling* 22:391 – 399.
- Swain GW, Schultz MP.** (1996). The testing and evaluation of nontoxic antifouling coatings. *Biofouling* 10:187 – 197.
- Tennekes, H., Lumley, J.L.** (1972). *A First Course in Turbulence*. MIT Press, Cambridge, UK.
- Townsend, A.A.** (1956). *The Structure of Turbulent Shear Flow*. Cambridge, Cambridge University Press.
- Townsin RL, Byrne D, Svensen TE, Milne A.** (1981). Estimating the technical and economic penalties of hull and propeller roughness. *Trans SNAME* 89:295 – 318.
- Townsin, R.L.** (1985). The ITTC line–its genesis and correlation allowance. *The Naval Architect*, RINA, London, September 1985, pp. E359–E362.
- Townsin, R.L.** (2003). The Ship Hull Fouling Penalty, *Biofouling*, Vol. 19, pp. 9-15.
- Uçar, G.** (2006). *Helikopter Etrafındaki Akışın Sonlu Hacimler Yöntemiyle Analizi*, Yüksek Lisans Tezi, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- United Nations Conference on Trade And Development (UNCTAD)** (2017), *Review Of Maritime Transport*.
- United Nations Conference on Trade And Development (UNCTAD)** (2018), *Review Of Maritime Transport*.

- Usta O., Korkut E.** (2013), A Study for the Effect of Surface Roughness on Resistance Characteristics of Flat Plates, *Marine Coatings Conference*, London, UK.
- Ünal B.** (2012). *Effect Of Surface Roughness On The Turbulent Boundary Layer Due To Marine Coatings*. Istanbul Technical University Institute of Science and Technology Ph.D Thesis.
- Ünal, O.U., Ünal, B., Atlar, M.** (2012). Turbulent Boundary Layer Measurements Over Flat Surfaces Coated By Nanostructured Marine Antifouling. *Experiments in Fluids*. 52:1431–1448.
- Ünal, U.O.** (2015), Correlation of Frictional Drag and Roughness Length Scale for Transitionally and Fully Rough Turbulent Boundary Layers. *Ocean Engineering*. 107:283-298
- Versteeg, H. K. ve Malalasekera, W.** (1996). *An Introduction to Computational Fluid Dynamics The Finite Volume Method*, Üçüncü Basım, Longman Scientific and Technical, London UK.
- Vincent, H.L. and Bausch, G.G.** (1997), Silicon fouling release coatings. *Naval Research Reviews*, Vol. 49, pp. 39-45.
- White F.M.** (2016) *Akışkanlar Mekaniği İstanbul: Literatür Yayınları, Çevirenler: Kadir Kırkköprü, Erkan Ayder.*
- Wilcox, D.C.** (1994). *Turbulence Modelling for CFD*, İkinci Basım, DCW Industries, Colifornia.
- Wright, B.D.W.** (1984) *Apparent viscous levels of resistance of a series of model geosims*. BSRA Report WG/H99.
- Yaglom, A.M.** (1979), Similarity laws for constant-pressure and pressure-gradient turbulent wall flows. *Annual Review of Fluid Mechanics*, Vol. 11, pp. 505-540.
- Zagarola, M.V., Perry, A.E., and Smits, A.J.** (1998). Log Laws or Power Law: The Scaling in the Overlap Region. *Physics of Fluids*, 9, 2094-2100.



## ÖZGEÇMİŞ

**Ad-Soyad** : Utku Cem KARABULUT  
**Doğum Tarihi ve Yeri** : 20/09/1992 - Malatya  
**E-posta** : ukarabulut@bandirma.edu.tr

### ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2015, Karadeniz Teknik Üniversitesi, Sürmene Deniz Bilimleri Fakültesi, Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Bölümü

### MESLEKİ DENEYİM:

- 2015-2017 yılları arasında İstanbul Ada Denizcilik ve Tersane İşletmeciliği A.Ş.'de kalite kontrol mühendisi olarak çalıştı.
- 2017 yılından beri Bandırma Onyediy Eylül Üniversitesi Denizcilik Fakültesi'nde araştırma görevlisi olarak çalışmaktadır.

### YÜKSEK LİSANS TEZİNDEN TÜRETİLEN YAYINLAR:

- **Karabulut U., Özdemir Y.H., Barlas, B.**, 2018. Numerical Simulation of the Effect of Surface Roughness on Ship Resistance. *International Science and Academic Congress'18*, December 08-09, 2018 Konya, Turkey.

### DİĞER YAYINLAR:

#### Uluslararası hakemli dergilerde yayımlanan makaleler:

AYDIN ÇAĞRI, ÜNAL UĞUR ORAL, KARABULUT UTKU CEM, SARIÖZ KADİR (2018). Practical Computational Procedures for Predicting Steering and Braking Forces of Escort Tugs. OCEAN ENGINEERING (Yayın No: 4340643)

**Uluslararası bilimsel toplantılarda sunulan ve bildiri kitaplarında (proceedings) basılan bildiriler:**

KARABULUT UTKU CEM, KILIÇ ALPER (2018). A VARIATIONAL APPROACH TO SOLVE HIEMENZ FLOW PROBLEM. International Conference on Mathematical Studies and Applications 2018, 34-34. (Özet Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4547439)

KARABULUT UTKU CEM, KILIÇ ALPER (2018). An Approximate Discrete Solution to Brachistochrone Problem. International Conference on Mathematical Studies and Applications (Özet Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4686495)

KILIÇ ALPER, KARABULUT UTKU CEM, BİLGİLİ LEVENT, SERT OLCAY (2018). A Concept Design for the Solar-Powered Pontoon. International Conference on Innovative Engineering Applications (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4357881)

KÖROĞLU TURGAY, KARABULUT UTKU CEM, BİTİKTAŞ FEVZİ (2018). Transit Kara Trafikinin Bandırma'nın Hava Kirliliğine Katkısı Üzerine Bir İnceleme. Uluslararası Bandırma ve Çevresi Sempozyumu, 363-371. (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4358184)

KILIÇ ALPER, KARABULUT UTKU CEM, BİLGİLİ LEVENT, SERT OLCAY (2018). Küçük Gemilerde NOx Emisyonu Ölçme Tekniği-Örnek Uygulama. International Science and Engineering Congress (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4357862)

KARABULUT UTKU CEM, BİLGİLİ LEVENT, KILIÇ ALPER (2018). An Analytical Approach to Solve Blasius Equation by Method of Weighted Residuals. International Conference on Applied Mathematics in Engineering (Özet Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:4334323)

KARABULUT UTKU CEM, BİLGİLİ LEVENT, KILIÇ ALPER (2017). Gemi Kaynaklı Azot Oksitleri Emisyonunun Ölçümü. International Conference on Multidisciplinary, Science, Engineering and Technology, 1(1), 480-489. (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:3636514)

KARABULUT UTKU CEM, BİLGİLİ LEVENT, KILIÇ ALPER (2017). Güneş Enerjili Duba Türü Gezinti Teknesi Tasarımı. International Conference on Multidisciplinary, Science, Engineering and Technology, 1(1), 703-708. (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:3636517)

KARABULUT UTKU CEM, KIZILGÖL ÖMÜR, KILIÇ ALPER (2017). Liman Operasyonel Performans Ölçümü İçin Boyut Analizi ile Boyutsuz Parametrelerin Belirlenmesi. International Conference on Multidisciplinary, Science, Engineering and Technology (IMESET'17 Bitlis), 1(1), 687-692. (Tam Metin Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:3701111)

Aydın Çağrı, KARABULUT UTKU CEM, ÜNAL UĞUR ORAL, SARIÖZ KADİR (2017). A Practical Methodology for Predicting Steering and Braking Forces of Tractor Type Escort Tugs. Pilotage / Towage Services And Technologies Congress, 1(1) (Özet Bildiri/Sözlü Sunum)(Yayın No:3701065)

**Ulusal hakemli dergilerde yayımlanan makaleler:**

Aydın Çağrı, KARABULUT UTKU CEM, ÜNAL UĞUR ORAL, SARIÖZ KADİR (2017). Traktör Tipi Refakat Römorkörleri için Dinamik Cer Kuvveti Hesabı. Gemi ve Deniz Teknolojisi, 23(210), 21-36. (Kontrol No: 3941956)

KARABULUT UTKU CEM, KILIÇ ALPER (2018). Blasius denkleminin çözümü için çeşitli teknikler. Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, 20(3), 129-142., Doi: 10.25092/baunfbed.483084 (Yayın No: 4547502)

