İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

GEMİ KIÇINDAKİ AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR ARACILIĞIYLA KONTROLÜ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Talat Gökçer CANYURT

Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Programı

HAZİRAN 2016

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

GEMİ KIÇINDAKİ AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR ARACILIĞIYLA KONTROLÜ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Talat Gökçer CANYURT
508131017

Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Anabilim Dalı

Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Programı

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

HAZİRAN 2016

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 508131017 numaralı Yüksek Lisans Öğrencisi Talat Gökçer Canyurt, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı "GEMİ KIÇINDAKİ AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR ARACILIĞIYLA KONTROLÜ" başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı :	**Yrd. Doç. Dr. Uğur Oral ÜNAL** İstanbul Teknik Üniversitesi	.....
Jüri Üyeleri :	**Prof. Dr. Emin KORKUT** İstanbul Teknik Üniversitesi	.....
	Yrd. Doç. Dr. Ahmet Ziya SAYDAM Piri Reis Üniversitesi	.....

Teslim Tarihi : 2 Mayıs 2016
Savunma Tarihi : 13 Haziran 2016

Hayat ışığım Emine Dağ'a,

ÖNSÖZ

Tez çalışmam süresince bilgi birikimi ve tecrübelerini benimle paylaşarak sayısız katkılarını gördüğüm, Hesaplamalı Gemi Hidrodinamiği Laboratuvarı ortamındaki bilgisayar ve yazılım olanaklarını yardımlarından yararlanmamı sağlayan, titiz ve mükemmeliyetçi duruşuyla örnek bir araştırmacı olan tez danışmanım, hocam Sayın Yrd. Doç. Dr. Uğur Oral ÜNAL'a en içten teşekkürlerimi sunarım.

Yüksek lisans eğitim sürem boyunca dirsek dirseğe çalıştığım, desteklerini ve yardımlarını aldığım çalışma arkadaşlarım Müh. Gürbüz BİLİCİ, Müh. Aras ÇETİNKAYA, Müh. Ozan KAPLAN, Müh. Çağrı AYDIN, Müh. Çağatay Sabri KÖKSAL ve Yük. Müh. Ahmet Yusuf GÜRKAN'a en içten teşekkürlerimi sunarım.

Yüksek lisans eğitimine başlamamda vesile olan, maddi ve manevi desteğini her daim hissettiğim arkadaşım, dostum Yetkin GÜN'e teşekkürlerimi sunarım.

En mutlu anlarımı paylaştığım, en zor zamanlarımda bile yanında bana kendimi şanslı hissettiren, hayat ışığım, ruh eşim, arkadaşım, dostum, sırdaşım, sevgilim Emine DAĞ'a hayatımda olduğu için teşekkür ederim. Yüksek lisans hayatım boyunca maddi ve manevi desteğinin yanı sıra tezin zorlu yazım aşamaları sırasında sabır dolu fedakârlıklarından dolayı ayrıca kendisine teşekkürlerimi sunarım.

Eğitim hayatımda maddi ve manevi olarak her türlü desteklerini sunan, bana olan sonsuz güvenleri ile mütemadiyen arkamda olan, mesafe olarak ne kadar uzak kalsak da sıcak sevgileri ile kendilerini her daim yanımda hissettiğim annem, babam ve kardeşime sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Haziran 2016

Talat Gökçer CANYURT
Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisi

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ……. vii
İÇİNDEKİLER ix
KISALTMALAR xi
SEMBOLLER xiii
ÇİZELGE LİSTESİ xv
ŞEKİL LİSTESİ xvii
ÖZET……. xxi
SUMMARY xxv
1. GİRİŞ….. 1
1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı 2
1.2 Literatür Araştırması 2
1.3 Girdap Yapıcılar 6
2. AKIŞ DENKLEMLERİ VE SAYISAL ÇÖZÜM YÖNTEMİ 11
2.1 Yönetici Denklemler 11
2.2 DNS 12
2.3 LES 13
2.4 RANS 15
2.4.1 SST k-ω modeli 16
2.5 DES 17
2.6 Duvar Kuralı 18
2.7 Sayısal Çözüm Yöntemleri 20
2.7.1 Sonlu hacim çözücü algoritmaları 21
2.7.1.1 SIMPLE algoritması 21
2.8 Hesaplama Süreci Koşulları 22
3. GEÇERLEME ÇALIŞMALARI 25
3.1 KVLCC2 Geçerleme Çalışmaları 25
3.1.1 Sayısal ağ örgüsü 27
3.1.2 Ağdan bağımsızlık çalışmaları 29
3.1.3 Sonuçlar 32
3.2 Modelin Kesilmesi 35
3.2.1 Yöntem 35
3.2.2 Karşılaştırmalı sonuçlar 36
4. AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR İLE KONTROLÜ 41
4.1 Ağdan Bağımsızlık Çalışmaları 42
4.2 Modelin Kesilmesi 44
4.2.1 Sonuçlar 46
4.3 M1 Formu Ağ Örgüsü İyileştirilmesi ve Hidrodinamik Özellikleri 48
4.3.1 Ağ örgüsü iyileştirilmesi 48
4.3.2 M1 formu hidrodinamik özellikleri 51
4.4 Girdap Yapıcıların Uygulanması 53

4.4.1 Girdap yapıcılar arası mesafe 57
4.4.2 Hücum açıları 65
4.4.3 Profil yükseklikleri 71
4.4.4 Girdap dönüş yönleri 76
5. SONUÇ VE ÖNERİLER 83
5.1 Sonuç 83
5.2 Öneriler 85
KAYNAKLAR 87
EKLER…… 91
EK A…… 92
ÖZGEÇMİŞ 99

KISALTMALAR

BAP : Bilimsel Araştırma Projesi
CFD : Computational Fluid Dynamics
DES : Detached Eddy Simulation
DNS : Direct Numerical Simulation
GCI : Grid Convergence Index
GY : Girdap Yapıcı
HAD : Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
INSEAN : The Italian Ship Model Basin
İTÜ : İstanbul Teknik Üniversitesi
KRISO : Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, Korea
KVLCC : KRISO Very Large Crude Oil Carrier
LES : Large Eddy Simulation
maks : Maksimum
min : Minimum
MOERI : Maritime and Ocean Engineering Research Institute, Korea
NMRI : The National Maritime Research Institute, Japan
ort : Ortalama
PISO : Pressure Implicit with Split Operator
PIV : Particle Imaging Velocimetry
RANS : Reynolds Averaged Navier Stokes
S-A : Spalart-Allmaras
SDPIV : Stereo Digital Particle Imaging Velocimetry
SIMPLE : Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations
SIMPLEC : Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations-Consistent
SIMPLER : Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations-Revised
SST : Shear Stress Transport
TKE : Turbulent Kinetic Energy
WALE : Wall-Adapting Local Eddy-viscosity

SEMBOLLER

C_R	: Artık direnç katsayısı
C_F	: Sürtünme direnci katsayısı
C_T	: Toplam direnç katsayısı
C_{VP}	: Viskoz basınç direnci katsayısı
C_P	: Basınç katsayısı
C_B	: Blok katsayısı
R_F	: Sürtünme direnci
R_T	: Toplam direnç
R_{VP}	: Viskoz basınç direnci
B	: Geminin genişliği
L_{WL}	: Geminin su hattı boyu
L_{pp}	: Geminin baş dikmesiyle kıç dikmesi arasındaki uzaklık
T	: Geminin su çekimi yüksekliği
$1+k$	: Form faktörü
Re	: Reynolds sayısı
Fr	: Froude sayısı
μ	: Dinamik viskozite
υ	: Kinematik viskozite
t	: Zaman
ρ	: Yoğunluk
p	: Basınç
g	: Yer çekimi katsayısı
u, v, w	: x, y, z eksenleri yönündeki hız bileşenleri
$\bar{u}$	: Ortalama hız
u'	: Çalkantı hız bileşeni
U_∞	: Serbest akım hızı
u_τ	: Sürtünme hızı
τ_{ij}	: Gerilme tensörü
τ_w	: Duvar kayma gerilmesi
y	: Duvara olan uzaklık
y^+	: Duvara olan boyutsuz uzaklık
κ	: Kármán sabiti
η	: Kolmogrov birimi
λ	: Hacimsel viskozite
k	: Türbülans kinetik enerjisi
ω	: Türbülans kinetik enerjisi spesifik disipasyon oranı
ε	: Türbülans kinetik enerjisi disipasyon oranı
δ	: Sınır tabaka kalınlığı
α	: Girdap yapıcı hücum açısı
S	: Girdap yapıcılar arası mesafesi
L	: Girdap yapıcı boyu
h	: Girdap yapıcı profil yüksekliği

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : SST k-ω model katsayıları. **17**
Çizelge 3.1 : MOERI KVLCC2 formuna ait bilgiler. **26**
Çizelge 3.2 : Çözüm ağlarına ait bilgiler **30**
Çizelge 3.3 : Çözüm ağları HAD sonuçları. **31**
Çizelge 3.4 : Form faktörü değeri karşılaştırmaları. **32**
Çizelge 3.5 : KVLCC2 direnç katsayıları ve bağıl hatalar. **33**
Çizelge 3.6 : K0 ile K1'in HAD sonuçlarının karşılaştırılması. **37**
Çizelge 4.1 : Tanker formuna ait bilgiler. **41**
Çizelge 4.2 : Tanker çözüm ağlarına ait bilgiler ve HAD sonuçları. **43**
Çizelge 4.3 : M0 ve M1 çözüm ağlarının özellikleri **46**
Çizelge 4.4 : M0 ile M1 HAD sonuçlarının karşılaştırılması **47**
Çizelge 4.5 : $y^+ = 40$ ve $y^+ = 2$ değerlerine sahip M1 çözüm ağlarının özellikleri **49**
Çizelge 4.6 : M1 direnç verileri **51**
Çizelge 4.7 : Değişen S/L parametrelerine göre konvansiyonel eş dönüşlü girdap yapıcılı gemi direnç değerleri. **57**
Çizelge 4.8 : Değişen α ve S/L parametrelerine göre eş dönüşlü konvansiyonel girdap yapıcılı gemi direnç değerleri **66**
Çizelge 4.9 : Eş dönüşlü düşük profil girdap yapıcı vakaları direnç değerleri **72**
Çizelge 4.10 : Karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakalarının direnç değerleri. **76**

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 : Örnek bir girdap yapıcı konfigürasyonu. **7**
Şekil 1.2 : Girdap yapıcıların örnek bir kanat profili üzerindeki akım ayrılmaları kontrolü. **7**
Şekil 1.3 : Düz plaka tipi girdap yapıcılar. **8**
Şekil 1.4 : Girdap yapıcı şekilleri a) Wheeler lades kemiği (whisbone) b) Wheeler dublesi (Doublet)..... **8**
Şekil 1.5 : Konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcılar **9**
Şekil 1.6 : Eş dönüşlü ve karşıt dönüşlü girdap yapıcılar..... **10**
Şekil 2.1 : Duvar kuralı bölgeleri **19**
Şekil 2.2 : Laminar akım için SIMPLE algoritması akış diyagramı..... **22**
Şekil 3.1 : MOERI KVLCC2 formu..... **26**
Şekil 3.2 : Düzenli (solda) ve düzensiz ağ yapıları **27**
Şekil 3.3 : Eş yönlü hücreler ile oluşturulmuş ağ yapısı örneği **27**
Şekil 3.4 : Gemi cidarındaki eşyönsüz hücrelerle örülmüş ağ yapıları **28**
Şekil 3.5 : Hibrit yapıdaki çözüm ağı **28**
Şekil 3.6 : Örnek hesap bölgesi. **29**
Şekil 3.7 : S1 (üstte) ve S3 çözüm ağları için karşılaştırmalı baş form örgüleri **30**
Şekil 3.8 : S1 (üstte) ve S3 çözüm ağları için karşılaştırmalı kıç form örgüleri..... **31**
Şekil 3.9 : Akım hatları karşılaştırmaları a) Bu çalışma, b) CHALMERS/SHIPFLOW4.3, c) ARS-Grid1, d) BKW-DDES-FD4-Grid0 (Larsson ve diğ., 2010)..... **33**
Şekil 3.10 : x/Lpp = 0.85 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması..... **34**
Şekil 3.11: x/L_{pp} = 0.9825 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması..... **34**
Şekil 3.12 : x/L_{pp} = 1.1 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması. **35**
Şekil 3.13 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Larsson ve diğ. (2010) karşılaştırılması..... **35**
Şekil 3.14 : KVLCC2 dilimlenmiş bölgeleri. **36**
Şekil 3.15 : K1'in giriş hızı konturları (solda) ile K0'ın kesilen yerinin kesit hız konturlarının karşılaştırılması.. ..... **36**
Şekil 3.16 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın x yönündeki hızların konturları... ..... **37**
Şekil 3.17 : x/Lpp = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın basınç konturları..... **38**
Şekil 3.18 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın türbülans kinetik enerji (k) konturları.... ..... **38**
Şekil 3.19 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın spesifik dispasyon oranı (ω) konturları... ..... **38**
Şekil 4.1 : İncelenen tanker modeli su altı formu..... **42**

Şekil 4.2 : Hazırlanan dört adet çözüm ağının hesaplanan form faktörleri **43**
Şekil 4.3 : T3 çözüm ağının tanker formu yüzeyindeki ağ örgüleri **44**
Şekil 4.4 : M0'ın dilimlenmiş bölgeleri **45**
Şekil 4.5 : M1 modeli **45**
Şekil 4.6 : M1'in giriş hız konturları (solda) ile M0'ın kesilen yerinin kesit hız konturlarının karşılaştırılması **46**
Şekil 4.7 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin x yönündeki hızlarının konturları **47**
Şekil 4.8 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin basınç konturları **47**
Şekil 4.9 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin türbülans kinetik enerjisi (k) konturları **48**
Şekil 4.10 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin spesifik disipasyon oranı (ω) konturları **49**
Şekil 4.11 : $y^+ = 40$ (solda) ve $y^+ = 2$ değerlerine sahip M1 çözüm ağlarının x = 1.4 m'den alınan kesitleri **49**
Şekil 4.12 : M1 ($y^+ = 40$) tanker formu yüzey ağları **50**
Şekil 4.13 : M1 ($y^+ = 2$) tanker formu yüzey ağları **50**
Şekil 4.14 : M1 limit durumundaki akım hatları **51**
Şekil 4.15 : M1 akım ayrılması bölgeleri. **52**
Şekil 4.16 : M1 pervane düzlemi kesitindeki u/U_∞ konturları. **53**
Şekil 4.17 : M1 pervane düzlemi kesitindeki girdaplılık konturları. **53**
Şekil 4.18 : Örnek girdap yapıcı yerleşimi. **54**
Şekil 4.19 : Serbest akım hız profili. **54**
Şekil 4.20 : Girdap yapıcı parametreleri; girdap yapıcı boyu L, yüksekliği h, hücum açıları α ve birbirlerine mesafeleri S. **56**
Şekil 4.21 : Girdap yapıcı yüzey ağ örgüleri. **56**
Şekil 4.22 : M1 (yukarıda) ile GY2516KE vakası akım ayrılması bölgeleri. **58**
Şekil 4.23 : M1 (yukarıda) ile GY2516KE vakasının limit durumundaki akım hatları. **59**
Şekil 4.24 : GY1016KE vakasının akım ayrılması bölgeleri. **60**
Şekil 4.25 : GY1016KE vakası limit durumundaki akım hatları. **60**
Şekil 4.26 : M1 vakasının C_P konturları. **61**
Şekil 4.27 : GY2516KE vakasının C_P konturları. **61**
Şekil 4.28 : GY1016KE vakasının C_P konturları. **62**
Şekil 4.29 : M1 vakasının x = 0.4 m koordinatından alınmış girdaplılık konturları . **63**
Şekil 4.30 : GY2516KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m. **63**
Şekil 4.31 : GY1016KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m **64**
Şekil 4.32 : M1 vakası (solda) ile GY2516KE vakasının izlerinin karşılaştırılması . **65**
Şekil 4.33 : GY2516KE (yukarıda) ile GY2523KE vakasının limit durumundaki akım hatları. **67**
Şekil 4.34 : GY2523KE vakası akım ayrılma bölgeleri. **68**
Şekil 4.35 : GY2523KE vakasının C_P konturları. **68**
Şekil 4.36 : GY2516KE (yukarıda) ve GY2510KE vakalarının akım ayrılma bölgeleri **69**
Şekil 4.37 : GY2510KE vakasının C_P konturları. **69**
Şekil 4.38 : GY2510KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m **70**

Şekil 4.39 : GY2523KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m..... **71**
Şekil 4.40 : GY1016DE vakası akım ayrılma bölgeleri. **73**
Şekil 4.41 : GY1016DE vakasının limit durumundaki akım hatları. **73**
Şekil 4.42 : GY1016DE vakasının C_P konturları..... **74**
Şekil 4.43 : GY1016DE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m..... **75**
Şekil 4.44 : M1 vakası (solda) ile GY1016DE vakasının izlerinin karşılaştırılması. **76**
Şekil 4.45 : GY2510KK vakası limit durumundaki akım hatları. **77**
Şekil 4.46 : GY2516KK vakası limit durumundaki akım hatları. **77**
Şekil 4.47 : GY2510KK vakası akım ayrılma bölgeleri..... **78**
Şekil 4.48 : GY2516KK vakası akım ayrılma bölgeleri..... **78**
Şekil 4.49 : GY1010KK vakasının C_P konturları. **79**
Şekil 4.50 : GY1010KK vakasının C_P konturları. **79**
Şekil 4.51 : GY2510KK vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m..... **80**
Şekil 4.52 : M1 vakası (solda) ile GY2510KK vakasının izlerinin karşılaştırılması **81**

GEMİ KIÇINDAKİ AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR ARACILIĞIYLA KONTROLÜ

ÖZET

Akım ayrılması hadisesi, ters basınç gradyanı neticesinde sınır tabakanın duvar yüzeyinden ayrılması sonucu oluşmaktadır. Bu hadise, dolgun formlu tankerler gibi deniz araçlarında görülebilmektedir. Deniz araçlarında oluşan akım ayrılmaları gemilerde direnç artışı ve gemilerin sevk verimini düşürmesi gibi olumsuz etkilere neden olmaktadır. Günümüzde, hidrodinamik ve aerodinamik açıdan pek çok kara, hava ve deniz araçlarının akım ayrılmalarının yerleri tespit edilebilmektedir. Tespit edilen akım ayrılmaların engellenerek ya da geciktirilerek kontrol edilmesi mühendislerin oldukça ilgisini çekmektedir. Aerodinamik açıdan müspet etkileri görülen girdap yapıcılar duvardaki sınır tabaka içine girdaplar ile sınır tabakanın enerji düzeyini arttırarak akım ayrılmalarının kontrolünü sağlamaktadır. Kara ve hava araçlarının aerodinamik dizaynında önemli bir yer tutan girdap yapıcılar, hidrodinamik açıdan da potansiyeli öngörülmüştür. Bu konuda inceleme yapmak üzere güçlü akım ayrılmalarına sahip dolgun formlu bir tankerin akım ayrılmalarının girdap yapıcılar aracılığıyla kontrolü çalışmaları yapılmıştır. Bölüm 1'de girdap yapıcılar hakkında literatürde yapılan çalışmalar özetlenmiş olup girdap yapıcıların tipleri ve parametreleri hakkında bilgi verilmiştir.

Yapılan çalışmalar Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (HAD) ile gerçekleştirilmiştir. Bölüm 2'de HAD yöntemleri ve HAD yöntemlerinde kullanılan yönetici denklemler hakkında bilgi verilmiştir. Aynı zamanda bu kısımda; sıkıştırılamaz Reynolds Ortalaması Alınmış Navier Stokes (RANS) temelli SST k-ω türbülans modeli ve daimi akış için basınç hız bağıntısı veren SIMPLE algoritması hakkında detaylı bilgi yer almaktadır.

HAD çalışmalarının sağlıklı olarak yürütülebilmesi için kullanılan teknik ve yöntemlerin deneysel verilerle geçerlenmesine ihtiyaç vardır. Bölüm 3'te HAD teknik ve yöntemlerin geçerlemeleri yer almaktadır. Geçerleme çalışmaları MOERI (Maritime and Ocean Engineering Research Institute) tarafından geliştirilen U kıç formlu KVLCC2 (KRISO - Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering - Very Large Crude Carrier**)** gemisi kullanılarak yapılmıştır. KVLCC2 gemisinin geçerleme çalışmaları, çift model yaklaşımıyla sonsuz derinlik kabulü yapılarak gerçekleştirilmiştir. Literatür araştırması sonucu elde edilen deneysel veriler ile yapılan HAD çalışmalarından elde edilen veriler karşılaştırılarak geçerleme işlemleri tamamlanmıştır. Çalışmaların daha az maliyetli olarak sürdürülebilmesi için modelin kesilmesi yöntemi uygulanmıştır. Bölüm 3'te ayrıntılı bir şekilde açıklanan bu yöntem KVLCC2 gemisine uygulanmıştır. Kesilmiş modelin HAD analizi yapılmıştır. Elde edilen sonuçlar kesilmemiş modelin direnç bileşen değerleri, akım hatları ve belirli istasyonlardan alınan hız, basınç, türbülans kinetik enerjisi ve spesifik disipasyon oranı konturları kesilmiş modelinkileri ile

karşılaştırılmıştır. Karşılaştırması yapılan sonuçlarda yüksek oranda benzerlik görülerek modelin kesilmesi yönteminin geçerlemesi yapılmıştır.

Bölüm 4'te girdap yapıcıların şiddetli akım ayrılmalarına sahip bir tankerin kıçına uygulanarak akım ayrılmalarının kontrolü çalışmaları yer almaktadır. Girdap yapıcıların tankerin kıçına uygulaması çalışmalarından önce çalışılan tanker için yapılan HAD çalışmalarının ağdan bağımsızlığı yapılmıştır. Ağdan bağımsızlık çalışmaları sonucu elde edilen ideal çözüm ağı için modelin kesilmesi yöntemi uygulanmıştır. Bu yöntem ideal tanker çözüm ağına uygulanarak yöntemin geçerlemesi tanker modeli için tekrar yapılmıştır. Tanker için modelin kesilmesi yönteminde elde edilen giriş profili bundan sonraki bütün çalışmaların giriş koşulu olarak yer almaktadır. Kesilmiş model çözüm ağı sıklaştırılıp tekrar çözülmüştür. Bu çözümden, tankerin akım ayrılmalarının yerleri tespit edilmiştir.

Tankerin kıçına uygulanan girdap yapıcıların akım ayrılmalarına etkilerinin yanı sıra tankerin direnç bileşenlerine etkileri de dikkate alınmaktadır. Bu iki husus dikkate alınarak en verimli girdap yapıcı konfigürasyonunun tespiti için parametrik çalışma yapılmıştır. Bölüm 4.3'te girdap yapıcıların değişken dört tane parametre ile sistematik bir biçimde tanker kıçına uygulanarak akım ayrılmalarına ve direnç bileşenlere etkileri araştırılmaktadır. Bu parametreler; girdap yapıcılar arası mesafeler, girdap yapıcıların hücum açıları, girdap yapıcıların profil yükseklikleri ve girdap yapıcıların girdaplarının dönüş yönleridir. Bu çalışmada, girdap yapıcılar arası mesafeler S, girdap yapıcıların boyları L'ye bölünerek S/L olarak boyutsuzlaştırılarak ifade edilmektedir. Girdap yapıcıların hücum açıları ise α olarak ifade edilmektedir. Profil yüksekliklerine göre girdap yapıcılar; konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcılar olarak isimlendirilmektedir. Girdap yapıcılar ürettikleri girdaplara göre eş dönüşlü ve karşıt dönüşlü girdap yapıcılar olarak bu çalışmada yer almaktadır. Değişken dört parametrelerin üzerinden uygulanan girdap yapıcı vakaları belirlenmiş bir kural doğrultusunda kodlanmaktadır. Kodlama kuralına göre bütün vakaların ismi GY ile başlamakta olup ilk iki rakam girdap yapıcıların birbirlerine olan S/L mesafelerini, üçüncü ve dördüncü rakam α'yı temsil eder. Beşinci karakter konvansiyonel girdap yapıcı vakalarında K, düşük profil girdap yapıcı vakalarında D olarak yer almaktadır. Son karakter eş dönüşlü girdap yapıcı vakalarında E, karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakalarında K olarak yer almaktadır. Çıplak gemi M1 olarak isimlendirilmektedir. Bu konuda daha ayrıntılı bilgiler ve örneklendirmeler Bölüm 4.4'te yer almaktadır.

Bölüm 4.4.1'de ilk parametre olarak girdap yapıcıların S/L parametresi incelenmektedir. S/L parametresi incelenen girdap yapıcılar konvansiyonel, eş dönüşlü ve hücum açıları $\alpha = 16^0$'dir. İlk parametre için gemi kıçına uygulanan girdap yapıcı vakalarında S/L = 2.5 konfigürasyonuna sahip GY2516KE'den en verimli sonuç alınmıştır. GY2516KE vakası M1 vakası ile kıyaslandığında GY2516KE vakasında akım ayrılmaların büyük ölçüde engellendiği görülmektedir. GY2516KE vakasındaki girdap yapıcılar tankerin direnç bileşenlerini %4.6 oranında düşürdüğü görülmektedir. GY3516KE ve GY1016KE ise en başarısız sonuçların alındığı vakalardır. Konvansiyonel, eş dönüşlü ve 16^0 hücum açılı vakalarda GY3516KE vakası hariç bütün vakalar akım ayrılmalarının kontrolü açısından başarılı sonuç verirken, GY1016KE vakasının direnç bileşen değerleri açısından başarısız sonuç vermesinin sebepleri araştırılmıştır. GY1016KE vakasının tanker yüzeyindeki basınç katsayısı konturları ve belirli istasyonlardan alınan girdaplılık konturlarına göre bu vakada yer alan girdap yapıcıların ürettikleri girdapların

tankerin ayna kıçına kadar ulaşarak tanker direnç bileşen değerlerini olumsuz etkiledikleri görülmüştür.

Bölüm 4.4.2'de ikinci parametre olarak α incelenmektedir. Bölüm 4.3.1'de incelenen 16^0 hücum açılı S/L mesafelerinden 2.5, 2.0 ve 1.5 olanlarının 10^0 ve 23^0 hücum açılı olarak uygulamalarının analizi yapılmıştır. Direnç bileşen değerleri açısından, incelenen S/L mesafelerinin $\alpha = 10^0$ ve $\alpha = 23^0$ hücum açılı vakalardan hiçbirisi aynı S/L mesafelerinin $\alpha = 16^0$ hücum açılı vakalarından daha başarılı sonuç vermemiştir. Bunun nedeni olarak $\alpha = 23^0$'li ve $\alpha = 10^0$'li vakaların girdapların tankerin ayna kıçına daha şiddetli ulaşması olarak ortaya konmuştur.

Bölüm 4.4.3'te üçüncü parametre olarak girdap yapıcıların profil yükseklikleri incelenmektedir. Düşük profil girdap yapıcı vakalarında önceki bölümlerde verimli olarak ortaya konan 16^0 hücum açılı ve 2.5, 2.0, 1.5 ve 1.0 S/L mesafelerinin uygulamaları yer almaktadır. Akım ayrılmalarının kontrolü açısından ve tanker direnç değerlerini düşürmesi açısından S/L = 1.0 mesafeli GY1016DE vakası en başarılı düşük profil girdap yapıcı vakası olarak belirlenmiştir. GY1016DE vakasındaki girdap yapıcılar tanker direnç bileşenlerini %4.21 oranında düşürdüğü görülmektedir. Diğer S/L mesafelerinden ek olarak S/L = 1.0 düşük profil girdap yapıcıların 10^0 hücum açılı uygulaması yapılmıştır. Konvansiyonel girdap yapıcı vakalarında olduğu gibi S/L = 1 mesafeli 16^0 hücum açılı düşük profil girdap yapıcı uygulaması 10^0 hücum açılı uygulamaya göre daha başarılı sonuç verdiği görülmüştür. Genel olarak tanker kıçına uygulanan düşük profil girdap yapıcılar akım ayrılmaların kontrolü açısından konvansiyonel girdap yapıcılara göre daha başarısız sonuçlar vermesine rağmen direnç bileşen değerlerini kayda değer oranda düşürdükleri görülmektedir. Bunun nedeni, düşük profil girdap yapıcıların ürettikleri girdapların tankerin ayna kıçına ulaşana kadar zayıflayarak ayna kıç akımını daha konvansiyonel girdap yapıcılara göre daha düşük oranda etkilemeleri olarak görülmüştür.

Bölüm 4.4.4'te girdap yapıcıların girdap dönüş yönü parametresi incelenmiştir. En verimli eş dönüşlü girdap yapıcı parametreleri karşıt dönüşlü girdap yapıcı konfigürasyonuna uygulanmıştır. S/L = 2.5 mesafelerinin $\alpha = 10^0$ ve 16^0 hücum açılı konvansiyonel girdap yapıcıların karşıt dönüşlü uygulamaları yapılarak iki tane karşı dönüşlü girdap yapıcı vakasının analizi yapılmıştır. Eş dönüşlü girdap yapıcı uygulamaların tersine 10^0 hücum açılı GY2510KK vakası 16^0 hücum açılı GY2516KK vakasına göre daha efektif sonuçlar vermiştir.

SEPARATION CONTROL ON STERN OF A SHIP BY VORTEX GENERATORS

SUMMARY

Flow separation, which is detachment of a boundary layer from the wall surface due to adverse pressure gradient, is an undesired phenomenon in terms of ship hydrodynamics. Flow separation on marine vessels can cause negative results as well as increasing resistance and propulsion energy losses. It is possible to determine the location of the separation by the aspects of hydrodynamics and aerodynamics scopes on surfaces of aerial and nautical vessels. It can be a significant issue to vanish or delay flow this incident. As an application, vortex generators already has favorable effects on flow separation by generating vortex in order to increase energy level in the boundary layer with a consequence of deriving streamlines towards wall surface. Vortex generators, which are commonly in use in the field of aerodynamics, have potential for hydrodynamics studies. In scope of this thesis, vortex generators are utilized as an implantation on stern of a tanker with severe flow separations to investigate separation control of a marine vessel by vortex generators. The literature review related to vortex generators and its types and parameters are stated in Chapter 1.

Committed studies are executed by using Computational Fluid Dynamics (CFD). The methods and the governing equations are briefly mentioned in Chapter 2. Besides, in this chapter, detailed information is given about incompressible Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS) based two equation eddy viscosity SST (Shear Stress Transport) k-ω turbulence model and pressure velocity relation algorithm for steady flow is taken SIMPLE (Semi Implicit Method for Pressure Linked Equations) algorithm which denotes pressure-velocity relation for steady flows that are chosen by this thesis. Moreover, in this chapter Law of the Wall is briefly explained. In this study, dimensionless distance from the wall y^+ values is attempted lower than 5. Since, the flow separation is investigated properly with $y^+<5$ the viscous sublayer region.

In CFD, the validations of techniques and methods are essential in order to ensure for reliability of studies which are applied. In Chapter 3, validations of CFD techniques and methods that are carried out are presented. In validation studies, U-shaped stern formed second version of the KVLCC (KRISO – Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering – Very Large Crude Carrier) by MOERI (Maritime and Ocean Engineering Institute, Korea) tanker KVLCC2 is used. KVLCC2 validation studies are performed with double model approach and infinite depth assumption. Therefore, free surface and wave effects are neglected and trim and sinkage dynamic motions are not taken account into calculations. Furthermore, split from symmetry of the hull model is carried out for CFD calculations. Validations are fulfilled by comparison between experimental data which are provided in literature and obtained CFD results from this study. These experimental results which are mainly compared

with CFD results are resistance values, form factor (1+k) and velocity contours taken from particular sections.

Due to limited time and power of computer processors, cutting model is mainly preferred. For this preference, an additional validation for cutting model method is performed between cut model uncut model. For validate this method, cut model is generated from KVLCC2 mesh. Resistance values, velocity, pressure, turbulent kinetic energy (k) and specific dissipation rate (ω) contours are compared. According to these comparisons, the resistance values of the named selected regions are satisfyingly near each other and the contours lines of cut and uncut models are reasonably matched.

In Chapter 4, vortex generators implementations on stern of a tanker with severe flow separations are included. Before implementation of vortex generators, the mesh dependency studies for bare hull tanker are accomplished. Moreover, cutting model method is used for the ideal mesh, which is provided from mesh dependency studies. This method is also validated for ideal tanker mesh with comparison of the resistance values, velocity, pressure, turbulent kinetic energy and specific dissipation rate contours from cut and uncut models. The inlet profile, which is acquired from cutting model method, is used for all following simulations as inlet condition. Afterwards, for calculating flow near the wall directly, y^+ dimensionless distance from the wall value is diminished to 2 according to Law of the Wall. After decreased the value, mesh quality is getting poorer. Therefore, quantity of the nodes on the surface of the hull is increased and the quality of the mesh is increased. By these implantations, the separation region on the hull is determined. Furthermore, the nominal wake region and vorticity contours taken from shaft region of the hull propeller are obtained. In addition, the pressure coefficient distribution of the stern is taken.

Effects of vortex generators, which are implemented on stern of the tanker, are examined in terms of not only ability of controlling flow separation but also hull resistance force components. By considering these two issues, parametric studies are executed to determine the most efficient vortex generator configurations. In Chapter 4.4, four vortex generator parameters which are the distance between vortex generators, angle of attack of vortex generators, profile height of vortex generators and vortex rotation directory of vortex generators are systematically applied on stern of the tanker. The effects of each parameter which are applied are investigated by the aspects of resistance and flow separation. Distance between the vortex generators S are made dimensionless by dividing length of the vortex generators and symbolized as S/L. α is angle of attack of the vortex generators. According to profile height, vortex generators are categorized as conventional and low profile. In respect to vortex rotation directory, vortex generators are classified as co-rotating and counter-rotating vortex generators. Parametric study cases are designated in accordance with derivate rules. In all cases, case names starts with GY letters. Third and fourth characters are represented by S/L distance ratios, fifth and sixth characters represent α, and seventh letter is K for conventional vortex generator cases or D for low profile vortex generators. The last letter is E for co-rotating vortex generator cases or K for counter-rotating vortex generator cases. Bare hull ship case is designated as M1. By these changing vortex generator parameters, 18 vortex generator cases are investigated systematically for finding out the best vortex generator configuration for the hull. Broader information about coding cases and samples are included in Chapter 4.4.

S/L takes place as the first changing parameter, which is included in Chapter 4.4.1. In these cases, the other constant parameters are chosen as conventional, co-rotating and 16^0 angle of attack. In the range of S/L parameters, S/L = 2.5 configured case GY2516KE, which includes 6 number of the vortex generator gives the best results in efficiency. In comparison between GY2516KE and M1, it can be seen that the flow separation is almost vanished and resistance components are decreased by 4.6%. The most inefficient results are taken from GY1016KE and GY3516KE. In the changes of S/L parameter, except GY3516KE case, which includes only three vortex generators, all cases, are successful in controlling flow separations. By the prospection of GY1016KE case which includes 15 number of the vortex generators, it can be seen that vortexes which are generated by the vortex generators reach towards transom stern of the tanker according to the surface pressure coefficient contours and vorticity contours at designated stations.

Investigated second parameter α is objected in Chapter 4.4.2. Additional to the 16^0 angle of attack, 10^0 and 23^0 angle of attacks are examined. Three successful S/L ratios in Chapter 4.3.1 are implemented with these two angles of attack. There are 2.5, 2 and 1.5. Examined angles of attack with all these S/L values which are 10^0 and 23^0 give no results better than $\alpha = 16^0$ angle of attack at any S/L ratios. The reason is figured out that stronger vortexes which are generated by the $\alpha = 10^0$ and $\alpha = 23^0$ angles of attack vortex generators reach towards transom stern of the tanker.

Examined third parameter, which is profile height, is investigated in Chapter 4.3.2. Two kind of vortex generators which are conventional and low profile are exist in terms of profile height in this study. Low profile vortex generator heights are taken 0.2 times boundary layer of the hull (δ). Moreover, the length of the vortex generators are taken same as the conventional vortex generators for making reasonable comparisons with conventional vortex generator cases. Until Chapter 4.3.2, conventional vortex generator applications cases are included. For comparison low profile vortex generators 2.5, 2, 1.5 and 1.0 S/L ratios with 16^0 angle of attack examined. Along all results of low profile vortex generator cases, GY1016DE with S/L = 1.0 is the most efficient configuration in terms of flow separation control and low hull resistance. The reduction of hull resistance is about 4.21% in configuration GY1016DE. For only S/L = 1.0 low profile vortex generators with 10^0 angle of attack is tested in GY1010DE case. However, it can be seen that GY1010DE is less efficient than GY1016DE likewise conventional vortex generator cases. In comparison between low profile and conventional vortex generator cases, low profile vortex generators are not successful as conventional vortex generators in terms of separation control on stern of the tanker. Despite of that, low profile vortex generator cases give almost as favorable as conventional vortex generator cases in terms of reduction of hull resistance. This can be occurred due to vortexes which are generated low profile vortex generators are weakened towards transom stern of the tanker unlikely conventional vortex generators.

The last parameter that is examined, which is vortex rotation directory of vortex generators, is investigated in Chapter 4.4.4. This parameter leads to two kind of vortex generators. They are co-rotating and counter-rotating vortex generators. Regarding the results of cases until Chapter 4.4.4, the most efficient configurations with conventional profile, S/L = 2.5 and $\alpha = 10^0$, 16^0 are investigated in counter-rotating variations. In contrast of co-rotating vortex generator cases, GY2510KK which has $\alpha = 10^0$ gives a result more efficient than GY2516KK which has $\alpha = 16^0$. However, it is determined that the two counter-rotating cases does not give better

results than S/L = 2.5, angle of attack $\alpha = 10^0$ co-rotating conventional GY2516KE case.

1. GİRİŞ

Günümüzde deniz taşımacılığında önemli bir yer tutan tankerler gibi dolgun formlu gemilerde görülebilen akım ayrılması, gemi hidrodinamiği açısından istenmeyen bir hadisedir. Akım ayrılması, ters basınç gradyanı ve bunun yarattığı düşük duvar kayma gerilmesi neticesinde ortaya çıkmaktadır. Bu hadise, yüzen ya da dalmış cisimlerde direnç artışı, kaldırma kuvveti büyüklüğünü azaltması gibi pek çok istenmeyen etkiler yaratmaktadır. Akım ayrılması, gemilerde büyük enerji kayıplarına ve dolayısıyla ekstra yakıt tüketimine neden olmaktadır.

Hidrodinamik ve aerodinamik açıdan ele alınmış pek çok aracın gerek sayısal gerekse deneysel yöntemlerle performansları açısından akım ayrılmalarının yeri tespit edilebilmektedir. Akım ayrılmalarının yarattığı enerji kayıpları sebebiyle akım ayrılmaların kontrolü hem ekonomik olarak hem de önemli bir araştırma konusu olarak mühendislerin ilgisini çekmektedir. Tespiti yapılan akım ayrılmaların engellenmesi ve geciktirilmesi ile kontrolü üzerine sayısız uygulamalar geliştirilmiştir.

Kara ve hava araçlarının aerodinamik dizaynında sıklıkla kullanılan girdap yapıcılar ile akım ayrılması hadisesinin önemli ölçüde önüne geçilebilmesi sağlanmıştır. İmalatları ve uygulamaları kolay, düşük maliyetli girdap yapıcılar basit geometrilere sahip akış araçları olarak literatürde yer almaktadır. Girdap yapıcılar, oluşturdukları girdaplar ile sınır tabaka içerisindeki akımın enerjisini yükseltirler. Bunun neticesinde akım ayrılmasını geciktirerek duvar üzerindeki akımın ayrılması hadisesinin önlenmesi veya geciktirilmesi girdap yapıcılar ile olanaklı hale gelmiştir. Akım karakteristiklerini iyileştirdiği ve en önemlisi enerji tasarrufu sağladığı için girdap yapıcılar, günümüzde özellikle havacılık teknolojisinde yaygın bir akış aracı olarak karşımıza çıkmaktadırlar.

Bu çalışmada, girdap yapıcıların sağladığı avantajlar temel alınarak, akım ayrılması açısından sorunlu olan dolgun formlu bir tankerin kıçına girdap yapıcılar, belirlenen parametreler ile uygulanarak akım ayrılmasının kontrolü yapılmıştır.

1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı

Bu çalışmada, kuvvetli akım ayrılması gözlemlenen dolgun formlu bir tankerin kıç bölgesine girdap yapıcılar uygulanarak akım ayrılmasının kontrol edilmesi amaçlanmıştır. En etkili ve efektif girdap yapıcı konfigürasyonunun belirlenebilmesi için girdap yapıcı yüksekliği, girdap yapıcılar arası olan mesafeler, girdap yapıcıların hücum açıları gibi temel parametreler sistematik olarak ele alınmıştır. Bütün çalışmalar sayısal olarak hesaplamalı akışkanlar dinamiği (HAD) yöntemiyle yapılmıştır. Yapılan çalışmaların güvenilir olarak sürdürülebilmesi için elde edilen çıktıların deney verileri ile geçerlemesi ve ağdan bağımsızlık çalışmaları yapılmıştır.

Çalışmanın hesaplamalı akışkanlar dinamiği açısından en az maliyetli bir şekilde uygulanması da amaçlanmıştır. Bunu sağlayabilmek adına geminin sadece ilgili bölümünün çözüm ağı oluşturulmasıyla, ilgili bölümün çözüm ağının daha az hücreyle daha sık örülmesi mümkün olmuştur. Bu yöntem Bölüm 3'te daha ayrıntılı anlatılmıştır.

Hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemi yapılan çalışmalarda türbülans modeli denklemleri, günümüzde hala geçerli olan, sıklıkla kullanılan ve özellikle diğer diğer matematiksel modellere göre maliyeti oldukça az olan Reynolds-Ortalaması-Alınmış-Navier-Stokes (RANS) matematiği temelli bir türbülans modeli tercih edilmiştir. RANS temelli iki denklemli eddy viskozite modeli olan ters basınç gradyanı ve akım ayrılması hadiseli akışlarda etkili sonuç veren SST (Shear Stress Transport) k-ω türbülans modeli kullanılmıştır (Menter,1993).

1.2 Literatür Araştırması

Akım ayrılması hadisesi büyük enerji kayıplarına yol açması sebebiyle, hidrodinamik ve aerodinamik açıdan pek çok hava, kara ve deniz aracının performanslarını doğrudan etkilemektedir. Bu hadisenin kontrolü üzerine çeşitli yaklaşımlar geliştirilmiştir. Akım ayrılmalarının kontrolü üzerine geliştirilen yaklaşımların ortak paydası sınır tabaka hız profilinin olabildiğince korunması üzerinedir. Bunun sağlanabilmesi için form optimizasyonları, türbülans yapıcılar, emme uygulamaları ve duvar ısı transferi yöntemi gibi pek çok yöntem ve uygulamalar temel alınarak çeşitli akım ayrılması kontrolü araçları geliştirilmiştir (Gad-el-Hak ve Bushnell, 1991). Genel olarak hava ve kara araçlarının aerodinamik dizaynında oldukça sık

olarak kullanılan girdap yapıcıları, akım ayrılmaları kontrolü açısından başarılı, düşük maliyetli akım düzenleyici araçları olarak literatürde yer almaktadır. Girdap yapıcılar akış yönünde ürettikleri girdaplar ile sınır tabakaya ekstra momentum indükleyerek, sınır tabaka enerji seviyesinin arttırılmasını sağlamaktadır (Lin, 1999).

Akım ayrılmaların kontrolü üzerine ilk olarak Taylor (1948) tarafından geliştirilmiş girdap yapıcılar, sınır tabakanın 1-1.5 katı (δ) yüksekliğinde ve düz levha veya kanat şekline sahiptir. Konvansiyonel tipteki bu girdap yapıcılar, yüzeyin normaline sıralanmış bir şekilde uygulanarak ürettikleri girdaplar ile akım ayrılmalarını geciktirmeyi başarmıştır. Rao ve Kariya (1988) ise sınır tabakanın 0.1-0.5 katı (δ) yüksekliklerine sahip düşük profil girdap yapıcıları ilk olarak öne sürmüşlerdir. Bu girdap yapıcılar, konvansiyonel tipteki muadillerine göre daha düşük şiddetli girdaplar üretse de daha düşük parazitik dirençlere sebep olmalarından dolayı faydalı görülmüştür. Lin (1999) konvansiyonel ve düşük profil yüksekliklerine sahip girdap yapıcıların dikdörtgen veya delta şekline sahip levha (vane-type), Wheeler lades kemiği (Wishbone), Wheeler dublesi (Doublet), geriye doğru eğimli rampa (backward-facing ramp) ve takoz (wedge) tipi gibi çeşitli girdap yapıcı tiplerinin karşılaştırmalarını yapmıştır. Aynı zamanda düz levha şeklindeki girdap yapıcıların eş yönde ya da karşıt yönde girdaplar üretecek şekilde konumlandırarak akım ayrılmalarına etkilerini karşılaştırmalı olarak araştırmıştır. Karşılaştırmalar sonucu en verimli girdap yapıcı konfigürasyonlarından dikdörtgen düz levha tipli, konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcı olarak belirtilmektedir (Lin, 1999).

Calarese ve diğ. (1985), C-130 uçak modelinde tespit edilen akım ayrılmalarına açısından riskli, ters basınç gradyanları yüksek bölgelere değişken parametrelere sahip çeşitli girdap yapıcılar uygulanmış ve elde edilen konfigürasyonların birçoğunda ters basınç gradyanı yüksek bölgelerin küçülerek uçak modelinin direnç bileşen değerlerinin kayda değer oranda düştüğünü kaydetmişlerdir. Nickerson (1986), NACA 0024 kanat profili kesiti üzerine karşıt yönde dönen girdaplar üreten girdap yapıcılar uygulanarak düşük Reyonolds sayılardaki akışları deneysel olarak incelemiştir. Girdap yapıcıların kanat profilinin kaldırma kuvveti oranını yükselttiği saptamıştır. Krzyiak (2008) ise ilk olarak Wallis (1956) ve Stuart ve Wallis (1958)'in ortaya koyduğu hava jeti tip girdap yapıcıları NACA 0012 kanat profili üzerine uygulayarak akım ayrılmalarının kontrolü üzerine çalışmıştır. Elde edilen sonuçlara göre hava jeti tip girdap yapıcıların kritik kanat profili üzerinde akım ayrılmalarını

geciktirerek ve kritik hücum açıları ve kaldırma kuvveti katsayısında artış kaydedilmiştir. Canepa ve diğ. (2006) yapay yolla ters basınç gradyanı bölgeleri oluşturulmuş düz bir levha üzerine girdap yapıcıların çeşitli konfigürasyonları denenerek akım ayrılmaları kontrolüne etkileri araştırılmıştır ve girdap yapıcıların ürettikleri girdapların sınır tabaka ile momentum ve enerji etkileşimlerini Parçacık Görüntülemeli Akış Ölçüm Cihazı (PIV) ile görüntülemişlerdir. Diaa ve diğ. (2015) havacılıkta yaygın olarak kullanılan aksiyal kompresörlere girdap yapıcılar uygulanmıştır. Wheeler lades kemiği (Wishbone), Wheeler dublesi (Doublet) girdap yapıcı tiplerinin uygulanmakla birlikte karşılaştırmaları yapılmıştır ve duvar yüzey katsayılarında ciddi derecede düşüşler elde etmişlerdir. Wheeler lades kemiği tipi %32 oranında bu değeri düşerken Wheeler dublesi %46 oranında düşürmüştür. Kuya ve diğ. (2010) girdap yapıcılarını bir yarış arabasının arka kanadına uygulayarak akım ayrılmalarının kontrolü çalışmaları hesaplamalı olarak yapmışlardır. Yarış arabasının arka kanadına eş yönlü girdaplar üreten düşük profil girdap yapıcı yerleştirerek Spalart-Allmaras türbülans modeli ile analizlerine göre girdap yapıcıların akım ayrılma kontrolü üzerine faydalarını araştırmışlardır.

Girdap yapıcılar ısı transferi alanında da kullanılmaktadır. Lei ve diğ. (2010) sıkıştırmalı ısı eşanjörü düzeneğine girdap yapıcıları uygulayarak, girdap yapıcıların farklı hücum açılarının ve yan oranlarının ısı transferine etkilerini araştırmışlardır. Elde ettikleri bulgulara göre ısı transferi ve sürtünme faktörü katsayılarının girdap yapıcıların hücum açıları ve yan oranlarının artışına paralel yükselmektedir. Ayrıca, en ideal ısı transferi artışı ve basınç kaybı bakımından en ideal girdap yapıcı yan oranının 2 olarak belirlemişlerdir. Wu and Tao (2008) ise boyuna girdap yapıcıların, dikdörtgen bir kanal içine konumlandırarak, konumlandırılan girdap yapıcıların kanal içindeki yerleri, girdap yapıcıların boyutları ve şekillerinin ısı transferi ve akış direnci üzerine etkilerini araştırmışlardır.

Lin ve diğ. (1989), pasif teknik olarak sınıflandırılan yüzeye açılmış enine ve boyuna oyuklar, gözenekli yüzeyler ve girdap yapıcı uygulamalarının, akım ayrılmasının kontrolüne etkileri karşılaştırmaları olarak incelenmiştir. Girdap yapıcıların diğer yöntemlere göre daha yüksek parazitik dirençlere sahip olmalarına rağmen başarılı akım ayrılmaları kontrolü performansları neticesinde diğer yöntemlere göre daha verimli oldukları vurgulanmıştır. Wendt ve diğ. (1993) karşıt yönlü girdap üreten dört adet kanat profili kesitli girdap yapıcıları düz levha üzerine her bir vaka için

girdap yapıcılar arası mesafelerini değiştirerek uygulamışlardır. Ölçümler sıcak tel anemometresi ile yapılmış olup, elde edilmiş sonuçlara göre birbirlerine yakın girdap yapıcıların ürettikleri girdaplar daha yüksek oranda sınır tabakaya nüfuz ederlerken daha çabuk sönümlenmektedirler. Yao ve diğ. (2002), düz bir levha üzerine tek bir girdap yapıcı uygulanan yapıya akım göndererek Stereoskopik Dijital Parçacık Görüntülemeli Akış Ölçüm Cihazı (Stereo Digital Particle Imaging Velocimetry (SDPIV)) ile üç boyutlu hız ölçümlerini yapmışlardır. Girdap yapıcı arkasındaki izden çeşitli kesitler alınarak girdaplılık, sirkülasyon, girdap yörüngeleri incelenmiştir. Çalışmada 10^0, 16^0 ve 23^0 hücum açılarına sahip düşük profil ve konvansiyonel girdap yapıcıların ölçümleri yapılarak ele alınmıştır. Yao ve diğ. (2002) yaptığı çalışma Allan ve diğ. (2002) tarafından çeşitli HAD türbülans modellerinin performanslarını karşılaştırmak üzere referans alınmıştır. Çalışmada Spalart-Allmaras (S-A) ve SST (Shear-Stress-Transport) k-ω modellerinin karşılaştırılmıştır. Referans alınan Yao ve diğ. (2002) yaptığı çalışmadaki gibi düz plaka üzerine tek bir girdap yapıcı modellenerek, 5 milyon elemanlı çözüm ağı elde edilmiştir. Sonuçlara göre girdap yapıcı çözüm ağları için SST k-ω türbülans modelinin S-A türbülans modelinden daha başarılı olduğu kaydedilmiştir ve HAD çalışmalarında girdap yapıcıların ürettikleri girdapların Yao ve diğ. (2002) tarafından yapılan çalışmadaki girdaplara göre daha süratli biçimde zayıflayarak sönümlendiği belirtilmiştir. Waithe (2004) birden fazla girdap yapıcıların uygulandığı modellerin hesaplamalı olarak analizleri için oluşturulan çözüm ağlarının yüksek sayıda eleman içermesi gerekliliğini ortadan kaldırmak adına yazdığı Navier-Stokes çözücü yazılımı içerisinde girdap yapıcıları bir kaynak terimi olarak tanımlamıştır. Bunun sonucu olarak girdap yapıcı uygulanan modelin çözüm ağı elaman örgüsü eleman sayılarını %70 oranlarında azaltabilmiştir. Elde ettikleri sonuçlar Yao ve diğ. (2002)'nin deneysel sonuçları ile karşılaştırmış ve daha eleman sayılarını azalttığı çözüm ağı örgüsü ile yüksek başarım elde ettiğini karşılaştırmalar sonucu ortaya koymuştur. Wik ve Shaw (2004) yaklaşık 1.6 milyon sayıda ağ örgüsü elemanı ile düz levha üzerine uygulanan dikdörtgen levha tipi girdap yapıcı modeli elde etmiştir. Bu çözüm ağı örgüsü ile S-A, SST k-ω ve Reynolds Stress türbülans modellerinin deterministik bir şekilde HAD sonuçlarını karşılaştırarak SST k-ω türbülans modelinin S-A türbülans modeline göre daha doğru sonuçlar verdiğini kaydetmişlerdir.

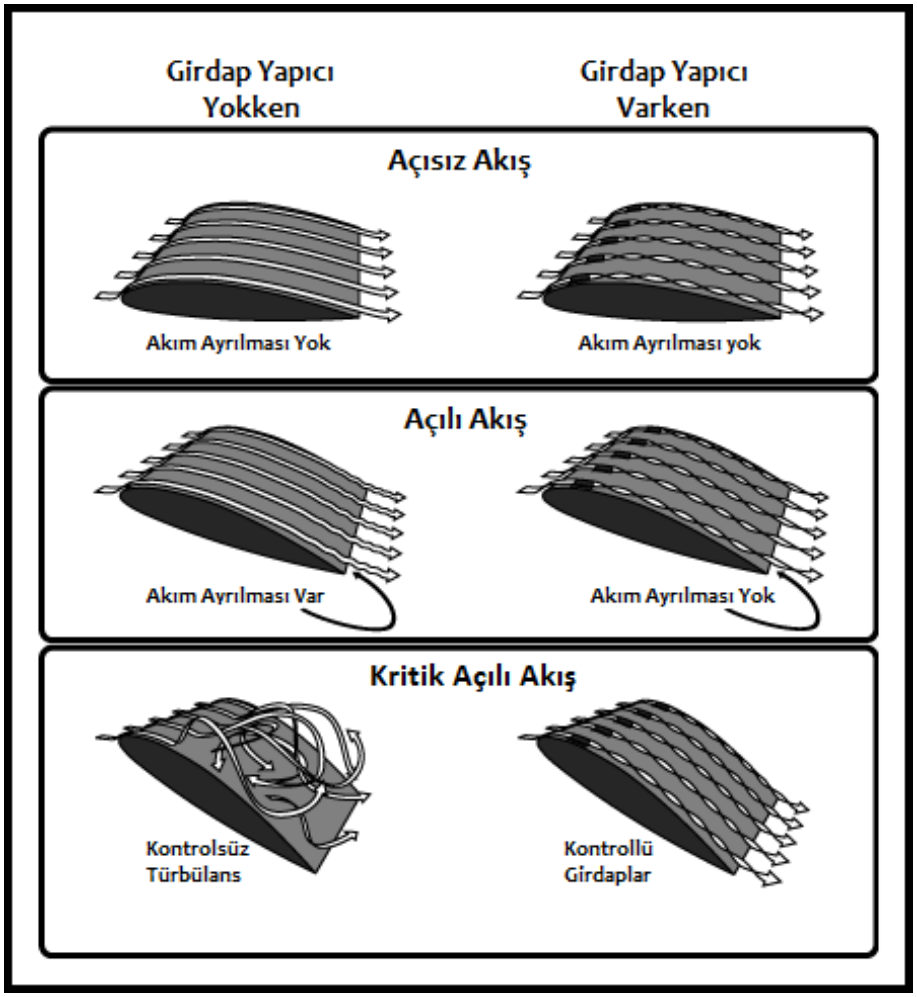
Girdap yapıcıların akım ayrılmaları kontrolü konularında hidrodinamik alanında yapılan çalışmalar mevcuttur. Ünal (2007), dolgun formlu dairesel silindir etrafına karşıt dönüşlü girdap yapıcılar ekleyerek, karşıt dönüşlü girdap yapıcıların yan oranlarını, birbirlerine mesafeleri ve hücum açılarını sistematik olarak değiştirerek akım ayrılmaların kontrolü açısından efektif girdap yapıcı konfigürasyonu eldesi gayesiyle girdap yapıcıların akım ayrılmaları kontrolüne etkilerini deneysel ve hesaplamalı olarak incelemiştir. Hesaplamalı olarak yaptığı çalışmalarda türbülans modellerini ayrı olarak Spalart-Allmaras (S-A) ve iki denklemli Realizable k-ε (RKE), Wilcox k-ω (WKO), Shear-Stress-Transport k-ω kullanarak elde ettiği sonucu deney sonuçları ile karşılaştırarak, girdap yapıcıların hesaplamalı analizleri açısından türbülans modellerinin başarısını test ederek en başarılı sonuçları SST k-ω türbülans modeli ile elde etmiştir. Ahmed ve diğ. (2014) DTMB 5415 gemi formu üzerine düşük profil girdap yapıcı uygulayarak geminin viskoz basınç direnci bileşen değerleri üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Girdap yapıcıların uygulanması gemi formunun maruz kaldığı viskoz basınç direnci değerlerini düşürürken geminin sürtünme direncinde artışa neden olduğu sonucunu elde etmişlerdir. Dymarski ve Kraskowski (2011) gemi kıçına uygulanan girdap yapıcıların gemi izine ve pervane verimine olan etkilerini araştırmışlardır. Araştırmaları sonucu girdap yapıcıların pervane verimine ve ize etkilerini doğrudan olarak saptayamasalar da bu konu hakkında daha kapsamlı çalışmaların yapılmasına işaret ederek girdap yapıcıların önemini vurgulamışlardır.

1.3 Girdap Yapıcılar

Girdap yapıcılar akım ayrılması kontrolü alanında pasif yöntemlerden biri olarak yer almaktadır. Girdap yapıcılar ürettikleri girdaplar ile sınır tabakanın enerjisini artırarak ters basınç gradyanı etkisindeki sınır tabaka ayrılmalarını engelleyen veya geciktiren bir mekanizmaya sahiptir. 1940'lı yılların sonuna doğru ilk olarak Taylor (1948) tarafından öne sürülmüştür. Bu akım düzenleyici araçlar sağladıkları akım ayrılmaları kontrolü ile sağladıkları akım ayrılmaları kontrolü ile kanat profillerinin kritik açılarını yükseltmeleri nedeniyle havacılık alanında yaygın olarak kullanılmaktadır (Calarese ve diğ., 1985). Şekil 1.1'de örnek bir girdap yapıcı konfigürasyonu yer alırken, Şekil 1.2'de ise girdap yapıcıların örnek bir kanat profili üzerindeki akım ayrılmaları kontrolü görüntüsü bulunmaktadır.



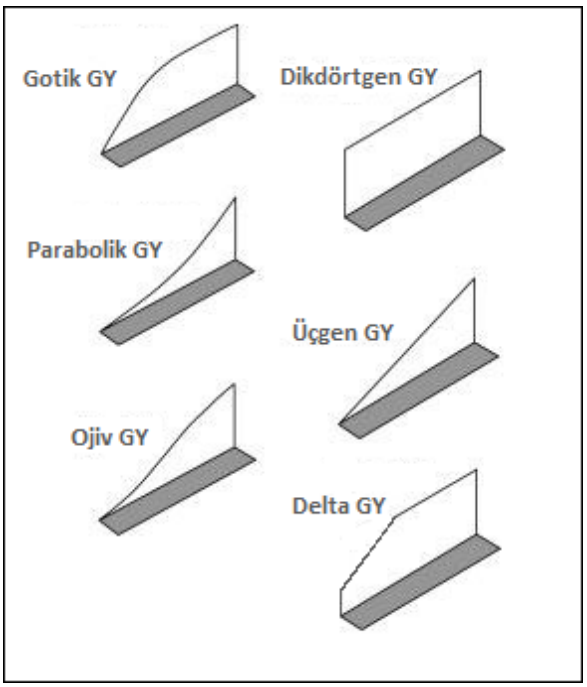
Şekil 1.1 : Örnek bir girdap yapıcı konfigürasyonu.



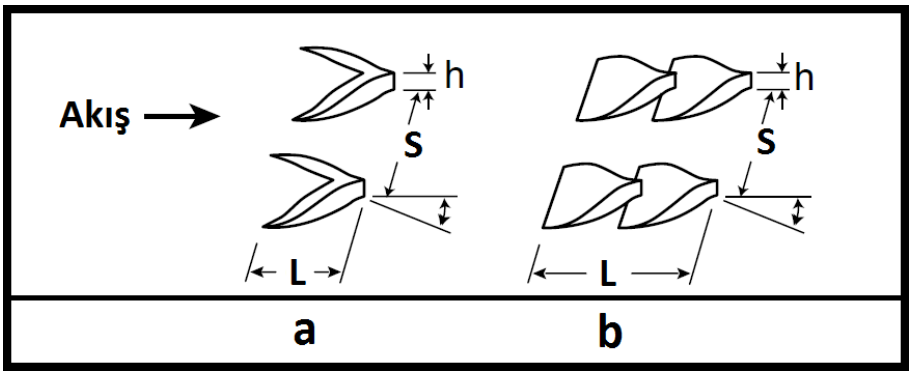
Şekil 1.2 : Girdap yapıcıların örnek bir kanat profili üzerindeki akım ayrılmaları kontrolü

Lin (2002) girdap yapıcıların tipleri, parametreleri ve referans gösterdiği çalışmaları ile girdap yapıcılar hakkında geniş terminoloji bilgileri içermektedir.

Akım ayrılmalarının kontrolünü sağlayan girdap yapıcılar için çeşitli şekiller ortaya konulmuştur. Bunlardan sıklıkla kullanılanlar arasında düz plaka (levha) tipi girdap yapıcılar, (Şekil 1.3), Wheeler lades kemiği (Wishbone), Wheeler dublesi (Doublet) (Şekil 1.4), geriye doğru eğimli rampa (backward-facing ramp) ve takoz (wedge) tipleridir.



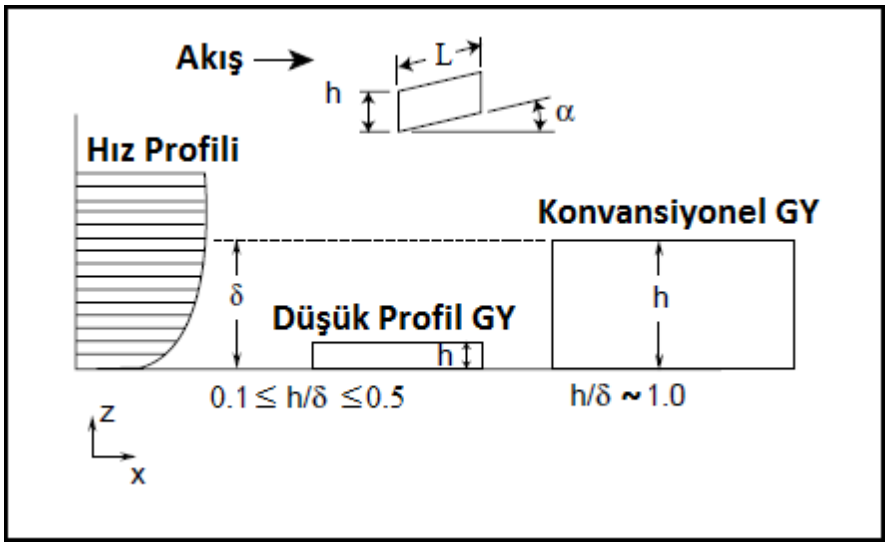
Şekil 1.3 : Düz plaka tipi girdap yapıcılar.



Şekil 1.4 : Girdap yapıcı şekilleri a) Wheeler lades kemiği (whisbone) b) Wheeler dublesi (Doublet).

Girdap yapıcılar profil yüksekliklerine göre iki çeşide ayrılmaktadır. Bunlar konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcılardır. Girdap yapıcıların h profil yükseklikleri sınır tabaka kalınlığı δ mertebesine göre h/δ olarak ifade edilmektedir.

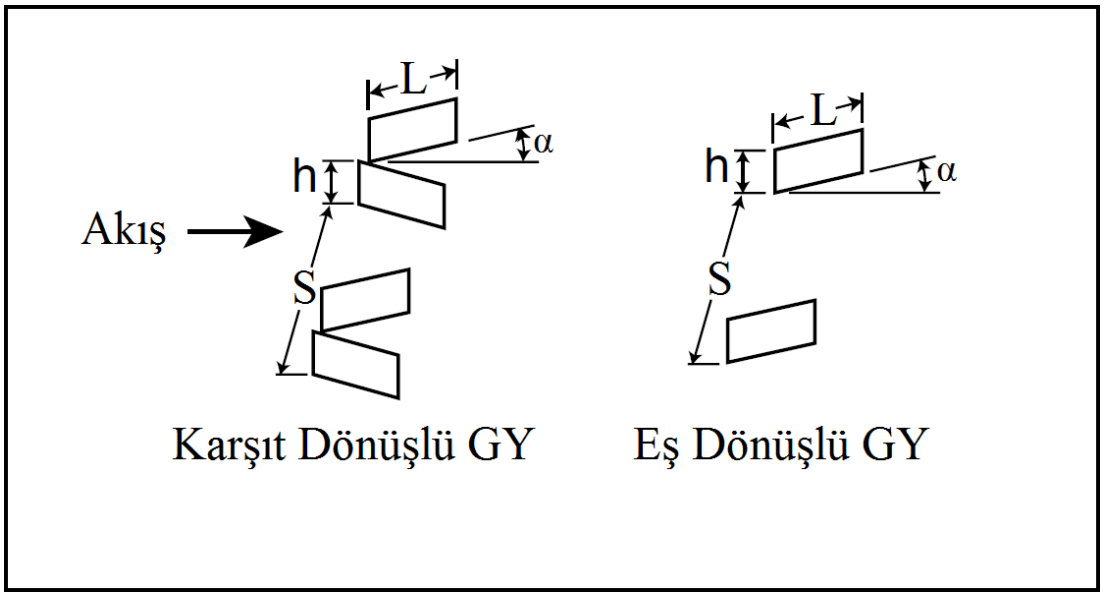
Konvansiyonel girdap yapıcılarda profil yükseklikleri h/δ~1 iken, düşük profil girdap yapıcılarda $0.1 \leq h/\delta \leq 0.5$'tir (Lin, 2002). Konvansiyonel girdap yapıcıların ürettikleri girdaplar düşük profil girdap yapıcılarınkine oranla daha güçlü iken, düşük profil girdap yapıcıların daha düşük parazitik dirençlere neden olmaktadır (Rao ve Kariya, 1988). Şekil 1.5'te konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcıların görüntüleri yer almaktadır.



Şekil 1.5 : Konvansiyonel ve düşük profil girdap yapıcılar.

Özellikle düz plaka tipi girdap yapıcılarda girdapların akım düzenleme etkilerinde önemli rol oynayan parametrelerden biri de hücum açılarıdır. Yerleştirilen girdap yapıcıların serbest akış yönüyle yaptığı açıya girdap yapıcı hücum açısı olarak tanımlanmıştır. Bu çalışmada α olarak ifade edilmiştir. Girdap yapıcıların hücum açılarının her bir ayrı girdap yapıcı vakaları için etkileri doğrudan ifade edilememektedir. Bu yüzden literatürde yer alan parametrik girdap yapıcıların çalışmalarında, girdap yapıcıların hücum açısı parametresi önemli bir yer tutmaktadır.

Girdap yapıcılar ürettikleri girdapların dönüş yönüne göre iki çeşide ayrılmaktadır. Bunlar eş dönüşlü ve karşıt dönüşlü girdap yapıcılardır. Eş dönüşlü girdap yapıcı konfigürasyonuna sahip girdap yapıcılar paralel olarak konumlandırılarak isminden de anlaşılacağı gibi birbirleriyle aynı yönde dönen girdaplar üreterek akım düzenlerken, karşıt dönüşlü girdap yapıcılar ise hücum açıları birbirlerine zıt olarak konumlandırılarak girdap yapıcı çiftinin birbirlerine göre ters yönde girdap üreterek akımı düzenlemektedir (Şekil 1.6).



Şekil 1.6 : Eş dönüşlü ve karşıt dönüşlü girdap yapıcılar.

2. AKIŞ DENKLEMLERİ VE SAYISAL ÇÖZÜM YÖNTEMİ

2.1 Yönetici Denklemler

Akış problemlerinin hesaplamalı olarak çözülebilmesi için yönetici denklemlerine ihtiyaç duyulur. Bunlar, süreklilik (kütle korunumu) denklemi, momentum korunumu denklemi ve enerji korunumu denklemidir. Bu denklemlerin bütünü Navier-Stokes denklemleri olarak adlandırılır.

Sıkıştırılamaz akış için süreklilik denklemi Einstein notasyonu kullanılmış haliyle aşağıdaki gibidir.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{2.1}$$

u_i hız vektörüdür.

Sıkıştırılamaz akış için momentum korunumu denklemi aşağıdaki Einstein notasyonu kullanılmış haliyle gibidir.

$$\rho \frac{Du_i}{Dt} = \rho g_i + \frac{\partial \tau_{ij}}{dx_j} \tag{2.2}$$

Denklemde ρ yoğunluğu, g yer çekimi ivmesini, τ_{ij} ise gerilme tensörünü ifade eder. Newtonian akış için gerilme tensörü aşağıdaki gibidir.

$$\tau_{ij} = -p\delta_{ij} + \mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right) + \delta_{ij}\lambda\nabla.u \tag{2.3}$$

Denklemde p basıncı, δ_{ij} Kronecker delta fonksiyonunu, μ dinamik viskoziteyi, λ ise hacimsel viskoziteyi ifade eder. λ hacimsel viskozite, Stokes hipotezine göre aşağıdaki gibi tanımlanmıştır.

$$\lambda = -\frac{2}{3}\mu \tag{2.4}$$

$\nabla . \mathbf{u}$ teriminin sıkıştırılamaz akış için süreklilik denklemindeki karşılığı 0'dır. Tüm bu veriler kullanıldığında sıkıştırılamaz akış için momentum korunumu denklemi son haline gelir.

$$\rho \frac{Du_i}{Dt} = \rho g_i - \nabla p + \mu \nabla^2 u \tag{2.5}$$

Denklemdeki sol terim atalet kuvvetlerini, sağ ilk terim yer çekimi kuvvetini, sağ ikinci terim basınç kuvvetini, son terim ise viskoz kuvvetleri ifade eder.

Navier-Stokes denklemlerinin analitik bir çözüm yöntemi bulunmamaktadır. Bu yüzden, Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği yöntemlerinde sonlu hacim yöntemi gibi nümerik yöntemler ağırlıklı olarak kullanılmaktadır. Özellikle kaotik bir akış çeşidi türbülanslı akışların nümerik olarak çözülmesi başlıca bir çalışma alanı olarak günümüzde yer almaktadır. Akış denklemlerini çözmek için kullanılan HAD yöntemlerinden başlıcaları DNS, LES, DES ve RANS olarak yer almaktadır.

2.2 DNS

Doğrudan-Sayısal-Simülasyon (DNS) herhangi bir türbülans modeli kullanmaksızın Navier-Stokes denklemini doğrudan sayısal olarak çözen bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği analiz yöntemidir. DNS hesaplamalı akışkanlar analiz yöntemleri arasında en doğru sonuç veren yöntemdir. DNS ile aşırı küçük eddyleri bile incelemek mümkündür. DNS kullanılarak deney düzeneği hazırlanması imkânsız derecede zor olan deneylerin sayısal olarak neredeyse yüzde yüze yakın doğrulukta hesaplanabilmesi mümkündür. DNS türbülanslı akışın fiziğinin anlanabilmesi için en önemli araştırma alanlarından biridir.

DNS metrik birime göre oldukça küçük olan bir uzunluk birimi olan Kolmogrov birimini (η) kullanır. η birimi aşağıdaki gibidir.

$$\eta = (\upsilon^3/\varepsilon)^{1/4} \tag{2.6}$$

υ kinematik viskozite, ε ise türbülans kinetik enerjisi disipasyon oranıdır.

Çözüm ağında her bir doğrultunun uzunluğuna L her bir doğrultudaki ağ noktalarının sayısına N, bu noktaların aynı doğrultudaki birbirlerine uzaklıklarına h olarak

tanımlanırsa, DNS'nin çalışabilmesi için çözüm ağının aşağıdaki şartları sağlaması gerekmelidir.

$$Nh > L \tag{2.7}$$

$$h \leq \eta \tag{2.8}$$

Bu şartların sağlanabilmesi için çözüm ağının oldukça fazla sık olmalıdır. DNS algoritmasının akışı doğrudan sayısal olarak çözdüğü de göz önünde bulundurulduğunda, DNS'nin gerek işlemci gücü gerekse kapladığı hafıza bakımından çok maliyetli bir hesaplamalı analiz yöntemi olduğu yadsınamaz bir gerçektir. Ayrıca DNS'nin maliyeti Re sayısının küpü (Re^3) oranında artmaktadır. Bü yüzden DNS günümüzde maalesef yüksek Re sayılı akışların çözümü için kullanılamamaktadır (Moin ve Mahesh, 1998).

2.3 LES

LES, 1963 yılında Smagorinsky tarafından öne sürülen bir matematiksel türbülans modelidir. Türbülansı süreklilik ve momentum korunum (Navier-Stokes) denklemlerine filtreleme ve Ağ-Altı-Ölçek (SGS) uygulayarak akışı sayısal olarak çözer. LES matematiksel türbülans modeli, akışı filtreleyerek akışın içindeki küçük eddyleri akıştan ayrıştırır ve Ağ-Altı-Ölçek(SGS) modelleri kullanarak filtrelenen küçük eddylerin etkileri sayısal olarak hesaplar, kalan büyük eddylerin bulunduğu akışı ise doğrudan sayısal olarak çözer. Bu sebeple, LES DNS'ye göre oldukça daha az maliyetli bir matematiksel türbülans modelidir. Duvar yakınındaki eddy boyutlarının çok küçük olması nedeniyle LES çözüm ağının oldukça sık olması gerekmektedir.

Filtreleme işleminin gerçekleşebilmesi için hız basınç gibi büyüklüklerin yeniden tanımlanması gereklidir. Filtrelenmiş büyüklük üst çizgiyle ifade edilir, filtrelenmemiş ağ altı ölçekli büyüklük kesme işareti ile ifade edilir. Filtrelenmiş büyüklük aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$\bar{\boldsymbol{\phi}}(\mathbf{x},\mathbf{t}) = \int \mathbf{G}(\mathbf{x},\mathbf{x}',\Delta)\,\boldsymbol{\phi}(\mathbf{x}',\mathbf{t})\,\mathbf{dx}' \tag{2.9}$$

$$\boldsymbol{\phi} = \bar{\boldsymbol{\phi}} + \boldsymbol{\phi}' \tag{2.10}$$

G filtreleme fonksiyonudur. Δ, G filtreleme fonksiyonunun kullandığı filtre genişliğidir. Δ'den genişliğinden büyük eddy'ler büyük eddy olarak doğrudan sayısal analizi yapılırken, Δ'den genişliğinden küçük olan eddy'ler Ağ-Altı-Ölçek(SGS) modelleri ile modellenerek sayısal analizi yapılır.

Filtreleme işlemi hız ve basınç büyüklüklerine uygulanırsa;

$$\bar{\mathbf{u}}_\mathbf{i}(\mathbf{x},\mathbf{t}) = \int \mathbf{G}(\mathbf{x},\mathbf{x}',\Delta)\,\mathbf{u}_\mathbf{i}(\mathbf{x}',\mathbf{t})\,\mathbf{dx}' \tag{2.11}$$

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + \mathbf{u}' \tag{2.12}$$

$$\bar{\mathbf{p}}_\mathbf{i}(\mathbf{x},\mathbf{t}) = \int \mathbf{G}(\mathbf{x},\mathbf{x}',\Delta)\,\mathbf{p}_\mathbf{i}(\mathbf{x}',\mathbf{t})\,\mathbf{dx}' \tag{2.13}$$

$$\mathbf{p} = \bar{\mathbf{p}} + \mathbf{p}' \tag{2.14}$$

Sıkıştırılamaz akış için süreklilik ve momentum (Navier-Stokes) denklemlerine üstteki denklemler entegre edilirse;

$$\frac{\partial(\rho\bar{\mathbf{u}}_\mathbf{i})}{\mathbf{x}_\mathbf{i}} = \mathbf{0} \tag{2.15}$$

$$\frac{\partial(\rho\bar{\mathbf{u}}_\mathbf{i})}{\partial\mathbf{t}} + \frac{\partial(\rho\overline{\mathbf{u}_\mathbf{i}\mathbf{u}_\mathbf{j}})}{\partial\mathbf{x}_\mathbf{j}} = -\frac{\partial\bar{\mathbf{p}}}{\partial\mathbf{x}_\mathbf{i}} + \frac{\partial(\overline{\boldsymbol{\tau}_\mathbf{ij}} + \boldsymbol{\tau}_\mathbf{ij}^\mathbf{S})}{\partial\mathbf{x}_\mathbf{j}} \tag{2.16}$$

$$\overline{\boldsymbol{\tau}_\mathbf{ij}} = \boldsymbol{\mu}\left(\frac{\partial\bar{\mathbf{u}}_\mathbf{i}}{\partial\mathbf{x}_\mathbf{j}} + \frac{\partial\bar{\mathbf{u}}_\mathbf{j}}{\partial\mathbf{x}_\mathbf{i}}\right) \tag{2.17}$$

$\overline{\boldsymbol{\tau}_\mathbf{ij}}$ filtrelenmiş gerilme tensörüdür. $\boldsymbol{\tau}_\mathbf{ij}^\mathbf{S}$ ise Ağ-Altı-Ölçeklendirilmiş Reynolds gerilmesidir. Bu gerilme Ağ-Altı-Ölçeklendirme (SGS) modelleri kullanılarak hesaplanır. Bunun için literatürde çeşitli modeller mevcuttur. Önemli SGS modellerinden bazıları;

- Smagorinsky-Lilly Modeli
- Germano Dinamik Modeli (Dinamik Smagorinsky-Lilly Modeli)
- WALE (Duvara-Uyarlanmış Lokal Eddy-Viskozite) Modeli
- Dinamik Kinetik Enerji Taşınım Modeli

2.4 RANS

Reynolds-Ortalaması-Alınmış-Navier-Stokes süreklilik ve momentum korunum (Navier-Stokes) denklemlerini, Reynolds Ayrıştırması kullanarak akışı çözen bir türbülans matematik yöntemidir. DNS ve LES'e göre doğruluğu daha düşük olmasına rağmen, maliyeti diğerlerine göre oldukça az olması nedeniyle RANS, günümüzde DNS ve LES'e göre daha fazla tercih edilen bir türbülans matematik yöntemidir.

RANS'ın temel aldığı Reynolds Ayrıştırması yöntemi ilk olarak 1895 yılında Osborne Reynolds tarafından ortaya atılmıştır. Reynolds Ayrıştırması, akış denklemlerinin içerdiği parametreleri Reynolds ortalaması alınmış değer ve çalkantılı değer olarak ayrıştırır.

$$\boldsymbol{\phi}(\mathbf{x},\mathbf{t}) = \overline{\boldsymbol{\phi}}(\mathbf{x}) + \boldsymbol{\phi}'(\mathbf{x},\mathbf{t}) \tag{2.18}$$

Yukarıdaki gibi Reynolds Ayrıştırması örneği vardır. İlgili parametre ($\boldsymbol{\phi}$), reynolds ortalaması alınmış değer ($\overline{\boldsymbol{\phi}}$) çalkantılı değer ($\boldsymbol{\phi}'$) olarak ayrıştırılmıştır. Yukarıdan da anlaşılacağı reynolds ortalaması alınmış değer üst çizgi ile ifade edilirken, çalkantılı değer kesme işareti ile ifade edilir. Reynolds Ayrıştırması hız ve basınç büyüklüklerine uygulanırsa;

$$\mathbf{u} = \overline{\mathbf{u}} + \mathbf{u}' \tag{2.19}$$

$$\mathbf{p} = \overline{\mathbf{p}} + \mathbf{p}' \tag{2.20}$$

Reynolds Ayrıştırması sıkıştırılamaz akış için süreklilik ve momentum korunum (Navier-Stokes) denklemlerine uygulanırsa;

$$\frac{\partial(\rho\overline{\mathbf{u}_i})}{\partial \mathbf{x}_i} = \mathbf{0} \tag{2.21}$$

$$\frac{\partial(\rho\overline{\mathbf{u}_i})}{\partial \mathbf{t}} + \frac{\partial(\rho\overline{\mathbf{u}_i}\overline{\mathbf{u}_j})}{\partial \mathbf{x}_j} = -\frac{\partial \overline{\mathbf{p}}}{\partial \mathbf{x}_i} + \frac{\partial(\overline{\boldsymbol{\tau}_{ij}} - \boldsymbol{\tau}_{ij}^{\mathbf{R}})}{\partial \mathbf{x}_j} \tag{2.22}$$

$\boldsymbol{\tau}_{ij}^{\mathbf{R}}$ reynolds gerilmesidir. $-\rho\overline{\mathbf{u}_i'\mathbf{u}_j'}$ ye eşittir. Boussinesq yaklaşımı ile aşağıdaki gibi ifade edilir.

$$\tau_{ij}{}^{R} = -\rho\overline{u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \tag{2.23}$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}\right) \tag{2.24}$$

$$\tau_{ij}{}^{R} = -\rho\overline{u_i' u_j'} = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \tag{2.25}$$

μ_t eddy viskozitesi, S_{ij} ortalama kayma gerilmesi oranı, δ_{ij} Knocker delta fonksiyonudur. k türbülans kinetik enerjisidir. k aşağıdaki gibi ifade edilebilir;

$$k = (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})/2 \tag{2.26}$$

RANS ile ayrıştırılan Navier-Stokes denklemi, içerisinde yer alan Reynolds gerilmesi ($-\rho\overline{u_i' u_j'}$)'nin 9 tane bilinmeyen içermesi nedeniyle türbülans model kullanılmadan çözülebilmesi olanaklı değildir.

2.4.1 SST k-ω modeli

Kayma Gerilmesi Taşınımı (SST) k-ω modeli Menter tarafından geliştirilmiş RANS matematiği ile çalışan bir türbülans modelidir. Wilcox tarafından ortaya konan k-ω modelinin geliştirilmiş modelidir. k türbülans kinetik enerjisi, ω ise spesifik disipasyon oranıdır. İki denklemli bir modeldir. Denklem 2.27 ve 2.28 ana denklemlerdir.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{P}{\rho} - \beta^* \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\nu + \sigma_k \nu_t)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{2.27}$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + u_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\gamma P}{\rho \nu_t} - \beta\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\nu + \sigma_\omega \nu_t)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] + 2(1 - F_1)\frac{\sigma_{\omega 2}}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \tag{2.28}$$

$$\nu_t = \frac{\alpha_1 k}{\max(\alpha_1 \omega)} \tag{2.29}$$

$$S = \sqrt{S_{ij} S_{ij}} \tag{2.30}$$

$$F_1 = \tanh\left(\arg_1^4\right) \tag{2.31}$$

$$\mathbf{arg_1} = \mathbf{min}\left[\mathbf{max}\left(\frac{\sqrt{\mathbf{k}}}{\boldsymbol{\beta}^{*}\boldsymbol{\omega}\mathbf{y}}, \frac{\mathbf{500v}}{\mathbf{y^2\omega}}\right), \frac{\mathbf{4\sigma_{\omega 2}k}}{\mathbf{CD_{k\omega}d^2}}\right] \tag{2.32}$$

$$\mathbf{arg_1} = \mathbf{min}\left[\mathbf{max}\left(\frac{\sqrt{\mathbf{k}}}{\boldsymbol{\beta}^{*}\boldsymbol{\omega}\mathbf{y}}, \frac{\mathbf{500v}}{\mathbf{y^2\omega}}\right), \frac{\mathbf{4\sigma_{\omega 2}k}}{\mathbf{CD_{k\omega}d^2}}\right] \tag{2.33}$$

$$\mathbf{CD_{k\omega}} = \mathbf{max}\left(\mathbf{2\sigma_{\omega 2}}\frac{\mathbf{1}}{\boldsymbol{\omega}}\frac{\partial \mathbf{k}}{\partial \mathbf{x_j}}\frac{\partial \boldsymbol{\omega}}{\partial \mathbf{x_j}}, \mathbf{10^{-10}}\right) \tag{2.34}$$

$$\mathbf{F_2} = \mathbf{tanh}(\mathbf{arg_2^2}) \tag{2.35}$$

$$\mathbf{arg_2} = \mathbf{max}\left(\frac{\sqrt{\mathbf{k}}}{\boldsymbol{\beta}^{*}\boldsymbol{\omega}\mathbf{y}}, \frac{\mathbf{500v}}{\mathbf{y^2\omega}}\right) \tag{2.36}$$

$$\mathbf{P} = \mathbf{min}\left(\boldsymbol{\tau}_{\mathbf{ij}}\frac{\partial \mathbf{u_i}}{\partial \mathbf{x_j}}, \mathbf{10}\boldsymbol{\beta}^{*}\mathbf{k}\boldsymbol{\omega}\right) \tag{2.37}$$

$\mathbf{v_t}$ kinematik eddy viskozitesi, S değişmez kayma gerilmesi, $\mathbf{F_1}$ ve $\mathbf{F_2}$ karma fonksiyonlar ve $\mathbf{arg_1}$ ve $\mathbf{arg_2}$ $\mathbf{F_1}$ ve $\mathbf{F_2}$ fonksiyonları argümanlarıdır. P ise k ve ω denklemleri için üretim limitleyicisidir. y ise duvardan normal yöndeki uzaklığı ifade eder.

Model katsayıları aşağıdaki Çizelge 2.1'de yer almaktadır.

Çizelge 2.1 SST k-ω model katsayıları.

γ_1 = 5/9	γ_2 = 0.44	σ_{k1} = 0.85	$\sigma_{\omega 1}$ = 0.5	β_1=0.075	σ_{k2} = 1.0
$\sigma_{\omega 2}$ = 0.856	β_1=0.0828	β^{*}=0.09	κ = 0.41	α_1=0.31	

Model katsayıları k ve ω denklemlerine tayini yapılarak akış çözülmektedir.

2.5 DES

DES, 1997 yılında Spalart ve diğerleri tarafından geliştirilen türbülans matematik yöntemidir. Hibrit bir yöntemdir. DES'in hibrit yöntem olarak tanımlanmasının sebebi, RANS ve LES yöntemlerini tek bir çözüm yöntemi olarak harmanlamasıdır. DES algoritması, akış çözüm ağının duvara yakın olan kısmını RANS yöntemi ile çözerken geri kalan kısmı LES yöntemiyle çözer. DES'in çözüm ağında algoritma değişimi yapması nedeniyle DES için çözüm ağı oluşturulması LES ve RANS yöntemlerine göre daha karmaşıktır.

2.6 Duvar Kuralı

HAD analizlerinde duvar tanımı yapılan bölgeler, türbülanslı akışları çözümünü önemli derecede etkilemektedir. Duvar yüzeyinin normalinden alınan hız profillerinden yola çıkılarak, duvar yüzeyinden uzaklaştıkça hız gradayanının değişimine bağlı türbülans kinetik enerjisi artışı gözlemlenirken, duvara yakın bölgelerde viskoz kaynaklı sönümleme türbülans dalgalanmalarında azalmalar görülmektedir. Bu yüzden HAD çözümlerinde duvara yakın bölgelerin sayısal olarak hassas bir şekilde modellenmesi gerekmektedir. Bunun için von Kármán (1930) duvar kuralını öne sürmüştür.

Denklem (2.5)'te yer alan Navier-Stokes momentum korunumu eşitliğinde, duvar yüzeyine yaklaşıldıkça eşitliğin sağında yer alan viskoz kuvvetleri temsil eden terimler, eşitliğin solundaki atalet kuvveti terimlerine baskın hale gelmektedir. Bunun sonucu olarak bu bölgede serbest akım parametreleri ihmal edilebilir düzeye gelmektedir. Bununla beraber, ortalama hızlar yalnızca kinematik viskozite ve duvar kayma gerilmesine, τ_w bağlı olmaktadır. Çünkü duvar yüzeyinde laminar ve türbülanslı akışlar sonucu oluşan toplam gerilmeler duvar kayma gerilmesine eşit olmaktadır. Bu ilişki aşağıdaki denklemde sayısal olarak ifade edilmektedir.

$$\mathbf{u^+ = f(y^+)} \tag{2.38}$$

u^+ duvar yüzeyindeki boyutsuz hızı, y^+ duvar yüzeyine olan boyutsuz uzaklığı temsil etmektedir. u^+ ve y^+ aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

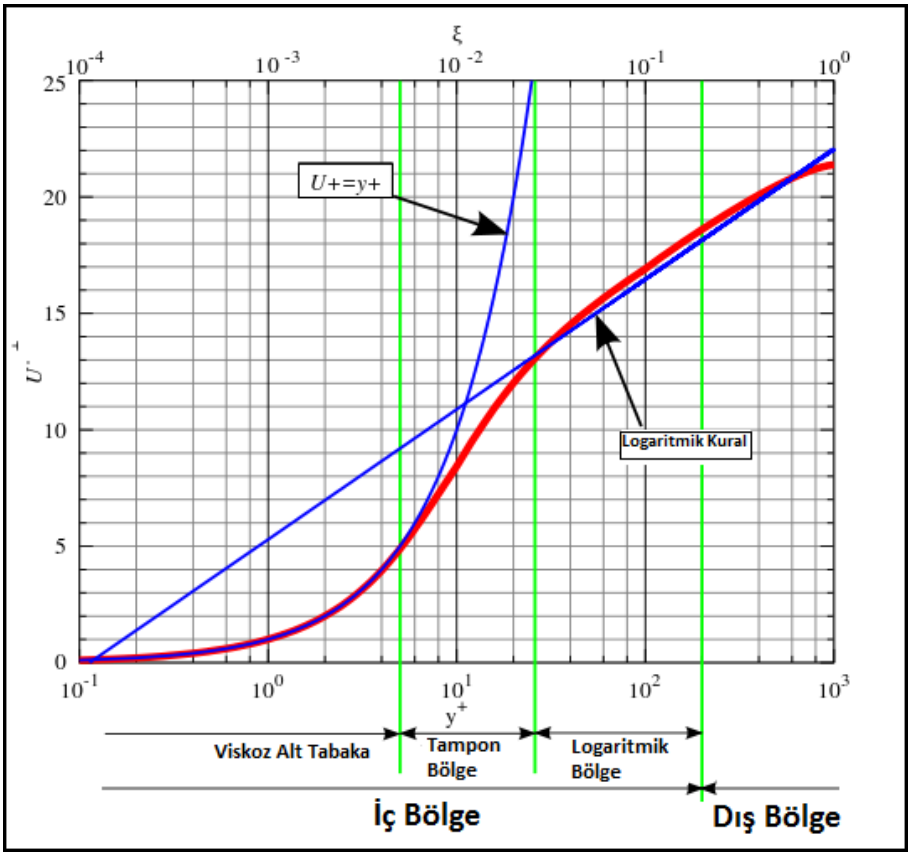
$$\mathbf{u^+ = \frac{u}{u_\tau}} \tag{2.39}$$

$$\mathbf{y^+ = \frac{\rho u_\tau y}{\mu}} \tag{2.40}$$

Denklem (2.39 ve 2.40)'ta yer alan $\mathbf{u_\tau}$ boyutsuz sürtünme hızıdır. Aşağıdaki denklemdeki gibi ifade edilmektedir.

$$\mathbf{u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}} \tag{2.41}$$

Yukarıdaki denklemlerde verilen bağıntılar "Duvar Kuralı" olarak adlandırılmaktadır. Duvar akışlarında iki ana bölge olarak incelenir. Bunlar iç bölge ve dış bölge olarak tanımlanmıştır. İç bölge ise kendi içinde viskoz alt tabaka, tampon bölge ve logaritmik bölge olarak üçe ayrılır (Şekil 2.1).



Şekil 2.1 : Duvar kuralı bölgeleri.

Duvar kuralı denklemleri iç bölge içerisinde tanımlanan üç bölgeye göre değişiklik göstermektedir. $\mathbf{y^+} \leq 5$ aralığı viskoz viskoz alt tabaka, $5 \leq \mathbf{y^+} \leq 30$ tampon bölge, $30 \leq \mathbf{y^+} \leq 500$ logaritmik bölge olarak tanımlanmaktadır.

$\mathbf{y^+} \leq 5$ aralığında yani viskoz alt tabakada $\mathbf{y^+ = f(y^+)}$ olarak ifade edilebilir. Yani $\mathbf{u^+ = y^+}$ eşitliği geçerli olmaktadır.

Logaritmik bölge ise tamamen türbülansın ve neden olduğu gerilmelerin etkili olduğu bölgedir. Bu bölgede u^+ duvar yüzeyindeki boyutsuz hızı aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$\mathbf{u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + C^+} \tag{2.41}$$

Bu eşitlik logaritmik duvar fonksiyonu olarak bilinmektedir. Eşitlikteki C^+ sabiti deneysel çalışmalara göre pürüzsüz yüzeyler için yaklaşık 5 iken von Kármán sabiti olarak bilinen κ ise yaklaşık 0.41'tir (Schlichting ve Gersten, 2000).

$5 \leq \mathbf{y^+} \leq 30$ aralığı tampon bölge olarak isimlendirilmekte olup bu bölgede akış bağıntıları viskoz alt tabaka ve logaritmik bölge bağıntıları arasında kararsız bir biçimde değişmektedir. Bu yüzden bu bölgedeki akışların modellenmesi oldukça zordur.

Duvar sınır koşulu ile tanımlanan bölgelerin türbülanslı akış ile modellenen çözüm ağlarının dikkatli bir şekilde hazırlanması gerekmektedir. Çünkü duvar kenarındaki ilk ağ örgüsünün logaritmik bölgede olması ile viskoz alt tabakada olması durumunda türbülans değişkenleri birbirinden farklı olmakta olup çözüm ağının buna göre modellenmesi gerekmektedir.

Duvar kuralı açısından k-ω türbülans modelinin sönümleme fonksiyonu gerektirmeksizin duvar yüzeyine kadar çözülebilir olmasından dolayı k-ω türbülans modeli büyük avantajlara sahiptir. Türbülans kinetik enerjisi (k) duvar yüzeyi üzerinde sıfır iken Wilcox (1988a) ve Wilcox (1988b) pertürbasyon analizleri ile spesifik disipasyon oranı (ω) aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.

$$\boldsymbol{\omega = \frac{6\upsilon}{\beta_1 y^2}} \tag{2.42}$$

Menter (1994) SST k-ω modelinde ise spesifik disipasyon oranını (ω) aşağıdaki gibi ifade etmiştir.

$$\boldsymbol{\omega = 10\frac{6\upsilon}{\beta_1 (\Delta y)^2}} \tag{2.43}$$

Burada, Δy duvar ağ örügüsündeki ilk eleman ile ikinci eleman arasındaki mesafeyi temsil etmektedir.

2.7 Sayısal Çözüm Yöntemleri

Akışkanlar dinamiğinde yönetici denklemler olarak Navier-Stokes denklemlerinin analitik bir çözüm yolu yoktur. Bu sebeple akışın hesaplamalı olarak çözülebilmesi için sayısal çözüm tekniklerine başvurulur. Sayısal çözüm yöntemlerinin başlıcaları aşağıda verilmiştir.

- Sonlu Hacim Yöntemi
- Sonlu Farklar Yöntemi
- Sonlu Eleman Yöntemi
- Sınır Eleman Yöntemi

Hesaplamalı akışkanlar dinamiği yönteminde kullanılan yönetici denklemler genellikle sonlu hacimler yöntemiyle ayrıklaştırılma yoluna gidilir.

2.7.1 Sonlu hacim çözücü algoritmaları

Hesaplamalı akışkanlar dinamiği yönteminde sonlu hacim yöntemiyle ayrıklaştırılan N-S denklemleri için belirli bir algoritma edilememektedir. Çünkü süreklilik ve N-S denklemleri doğrudan ayrıklaştırıldığında, çözüm ağının her bir noktasındaki basınç büyüklüklerinin hesabı için belirli bir denklem edilememektedir. Bu sorunun aşılabilmesi için çeşitli yaklaşımlar geliştirilmiştir.

Basınç-hız yaklaşımları bu sorunun çözülmesine olanak tanır. Tüm bu yaklaşımların ortak noktası basınç ile hız büyüklükleri arasında bir bağıntı kurularak basınç değerlerinde düzeltme yapılmasıdır. Böylece devamlı işleyen bir algoritma elde edilerek yönetici denklemlerinin çözülmesi mümkün olmuştur.

Basınç-hız yaklaşımı yapan çözücü algoritmaların bazıları;

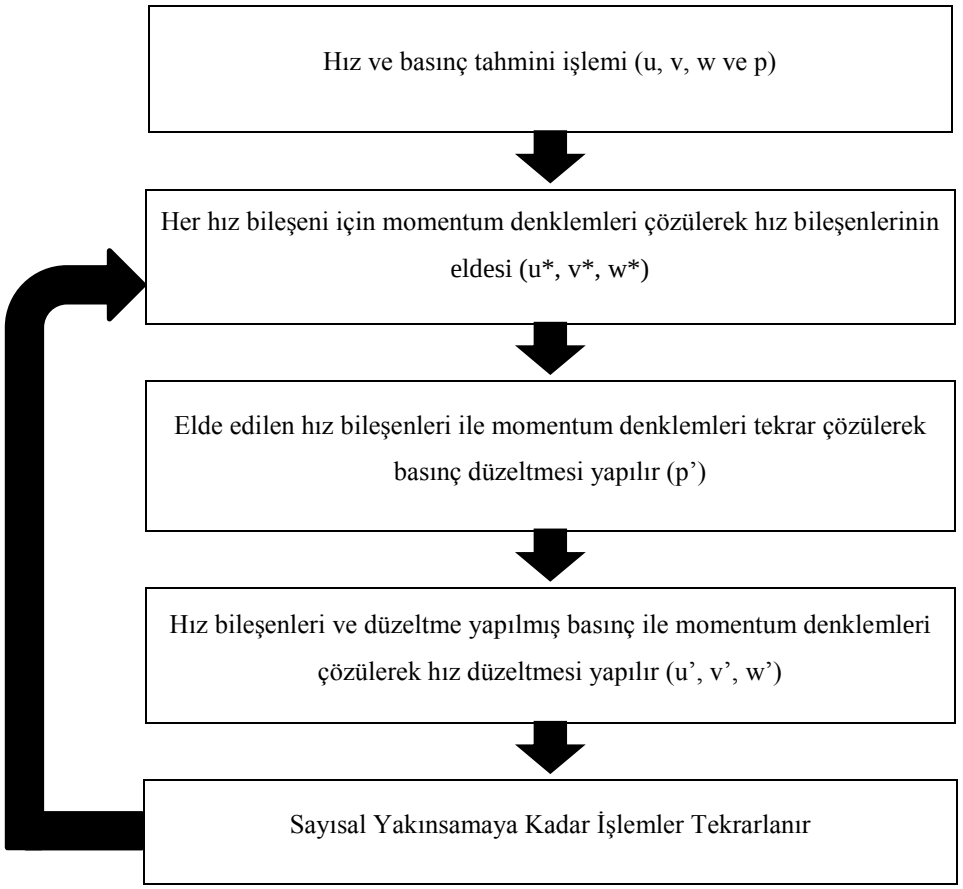
- SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations)
- SIMPLER (SIMPLE-Revised)
- SIMPLEC (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations-Consistent)
- PISO (Pressure Implicit with Split Operator)

2.7.1.1 SIMPLE algoritması

SIMPLE N-S denklemlerini çözmek için kullanılan bir sayısal algoritmadır. Spalding ve Patankar tarafından 1972 yılında geliştirilmiştir. SIMPLE, yarı kapalı bir yöntem olarak tanımlanır. Çünkü SIMPLE basınç düzeltme denklemlerini kapalı yöntemle elde ederken, hız düzeltme denklemlerini açık yöntemle elde eder. İteratif bir yöntemdir.

SIMPLE algoritması, ilk iterasyonda her bir noktada sınır koşulları dikkate alınarak hız, basınç ve diğer değişkenler için tahmini değerler atar. Bu değerler ile

ayrıklaştırılmış N-S denklemi çözer. Bulunan değerlere hız ve basınç düzeltmesi yapar. Düzeltmesi yapılmış hız ve basınç değerlerini, türbülans model taşınım denklemleri ve süreklilik denklemlerine uygular. Sonraki iterasyonlarda değişmeyen sınır koşulları dikkate alarak hız, basınç ve diğer değişken değerleri bir önceki iterasyondan alır ve aynı prosedürü devam ettirir. Sayısal yakınsama sağlanana kadar iteratif döngüye devam ettirir. Aşağıdaki Şekil 2.2'de SIMPLE algoritmasının akış diyagramı örneği yer almaktadır.



Şekil 2.2 : Laminar akım için SIMPLE algoritması akış diyagramı.

2.8 Hesaplama Süreci Koşulları

Bu çalışma boyunca yüksek Reynolds sayılı gemi etrafındaki akışlar incelenmiştir. Dolayısıyla, akış türbülanslı olarak alınmıştır. Türbülanslı akışlar, Reynolds Ortalaması Alınmış Navier Stokes (RANS) temelli SST k-ω modeli ile modellenmiştir. Akış fiziği izotermal alınarak enerji denklemleri hesaba katılmamıştır. Bu çalışmada yer alan sonlu hacim tabanlı HAD çözümleri daimi (zamandan bağımsız) olarak çözülmüş olup basınç-hız dengelemesi için SIMPLE algoritması kullanılmıştır.

Sonlu hacim tabanlı HAD çalışmalarının tümü ANSYS Fluent yazılımı kullanılarak yapılmıştır. Çözüm ağı örme işlemleri de Pointwise yazılımı üzerinde gerçekleştirilmiştir.

Bu çalışmada yer alan gemi çözüm ağı modellerinin tamamında gemi modelinin boyuna simetri ekseninden bölünerek çözüm ağı örülmüş ve HAD analizleri yapılmıştır. Oluşturulan çözüm ağları gemi boyu (L) mesafesine göre yapılmış olup, gemi ile giriş arasındaki mesafe 1.5 L, gemi ile çıkış arasındaki mesafe 3.5 L, derinlik dâhil bütün simetri düzlemlerinin birbirine mesafesi gemini 1.5 L kadar alınarak örülmüştür. Çözüm ağlarının giriş koşulları belirlenmiş hız büyüklüğü ile tanımlanmış hız girişi, çıkış koşulları belirlenmiş basınç büyüklüğü ve hız gradyanı bileşenleri sıfır olarak tanımlanmış basınç çıkışı, simetri düzlemleri haraketli duvar prensibiyle çalışan ve düzlem normaline hız ve bütün değişkenlerin büyüklüklerinin grdayanlarını yansıtmayan simetri koşulu ve duvar yüzeylerine kaymazlık koşulu tanımlanmıştır.

Yapılan tüm çalışmalarda gemi çözüm ağları çift model yaklaşımıyla, sonsuz derinlik kabulü yapılarak analizleri gerçekleştirilmiştir ve serbest yüzey etkileri ihmal edilmiştir. Ayrıca, analizi yapılan bütün çözüm ağlarında, gemi sabit tutularak geminin dinamik hareketleri ihmal edilmiştir. Analizler pervanesiz ve dümensiz koşturularak çıplak form kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Çift model yaklaşımlı akış, tek fazlı olarak modellendiği için geminin su seviyesinin üstündeki yapısının maruz kaldığı aerodinamik etkiler de yok sayılmıştır. Yer çekimi kuvveti etkileri ihmal edilmiştir.

Analizler, İstanbul Teknik Üniversitesi Gemi İnşaatı ve Deniz Bilimleri Fakültesi Hesaplamalı Hidrodinamik Laboratuvarında bulunan yüksek başarımlı hesaplama sistemi ile yapılmıştır. Çözüm ağlarının hazırlanması ve analiz sonuçların işlenmesi işlemleri ise bu çalışmanın İTÜ BAP desteği ile karşılanmış olan iş istasyonu ile gerçekleştirilmiştir.

3. GEÇERLEME ÇALIŞMALARI

HAD, çok çeşitli çözüm yöntemleri, zengin türbülans modelleri, pek çok sayısal ağ örgü yapıları vb. ile geniş seçenekler barındırmaktadır. Hesaplama tekniklerinin seçimi için literatürde yer alan benzer çalışmalar referans alınsa da, gerçekleştirilen analizin güvenilirliğinin sağlanması ancak geçerleme çalışmalarıyla mümkün olabilmektedir. Geçerleme, çözüm modelinin fiziksel veya gerçek verilerle uyuşup uyuşmadığını anlamak adına yapılan işlemlerin bütününe verilen addır. Girdap yapıcıların uygulandığı geminin dolgun forma sahip bir tanker olması sebebiyle geçerleme çalışmalarında da "Maritime and Ocean Engineering Research Institute" (MOERI) tarafından geliştirilmiş U formlu kıç geometrisine sahip KVLCC2 (KRISO Very Large Crude Oil Carrier) tankerinin kullanılması uygun bulunmuştur. Tam ölçekli üretimi gerçekleştirilmemiş olan KVLCC2 araştırma amaçlı olarak geliştirilmiş bir tanker formudur. Bu form üzerine yapılmış olan deneysel ve hesaplamalı çalışmalara literatürde sıkça rastlamak mümkündür (Stern ve Agdrup, 2008). Forma ait en kapsamlı deneysel veriler, Kim ve diğ. (2001) ve Lee ve diğ. (2003)'te bulunmaktadır. Ayrıca, 2010 yılında Numerical Ship Hydrodynamics Göteborg Çalıştayı'na ait raporda, geniş HAD sonuçlarına da yer verilmektedir (Larsson ve diğ, 2010). Bu çalışmada öncelikli olarak KVLCC2 formu analiz edilerek sonuçlar söz konusu referanslar ile karşılaştırılmıştır.

3.1 KVLCC2 Geçerleme Çalışmaları

KVLCC1 formunun bir versiyonu olarak geliştirilmiş olan KVLCC2, oldukça dolgun, kıç bölgede U hatlara sahip, çok büyük bir tanker formudur. INSEAN, MOERI ve NMRI tarafından ölçekli modelleri oluşturulan ve test edilen KVLCC2 formunun geometrik ve hidrostatik detaylarına Url-1'den ulaşmak mümkündür. Formun tam ölçekteki ve MOERI tarafından üretilen model ölçeğindeki ana değerleri Çizelge 3.1'de sunulmuştur. Ayrıca formun üç boyutlu (3B) bir görünüşü Şekil 3.1'de görülebilir.

HAD vasıtasıyla analiz edilecek olan bir formun, sayısal ağ örme işlemi başlamadan önce 3B katı modelinin oluşturulması gerekmektedir. KVLCC2 formuna ait katı model dosyasının Url-1'den eldesi mümkündür. Ancak, ne yazık ki model, söz konusu adreste mevcut haliyle, ağ örgüsü oluşturmasına engel teşkil edecek pek çok sorun içermektedir. Bu sorunların başında, sızdırmazlık olarak adlandırılan ve yüzeylerin birbirleri arasında boşluk oluşturmaksızın örtüşmesi anlamına gelen özelliğin söz konusu modelde bulunmaması gelmektedir. Bu nedenle modelin bazı noktalarında orijinal forma olabildiğince sadık kalmak koşuluyla çok küçük modifikasyonlar yapılması zorunluluğu doğmuştur. Çizelge 3.1'de verilmiş olan iki farklı ıslak alan değerinin nedeni, bahsi geçen zorunlu küçük modifikasyonlardır. Ancak, ıslak alan değerlerinin arasındaki küçük fark, ağ örme işlemine hazır hale getirilen nihai katı modeldeki geometrik farklılığın ihmal edilebilecek kadar küçük olduğunu yansıtmaktadır.

Çizelge 3.1 : KVLCC2 formuna ait bilgiler.

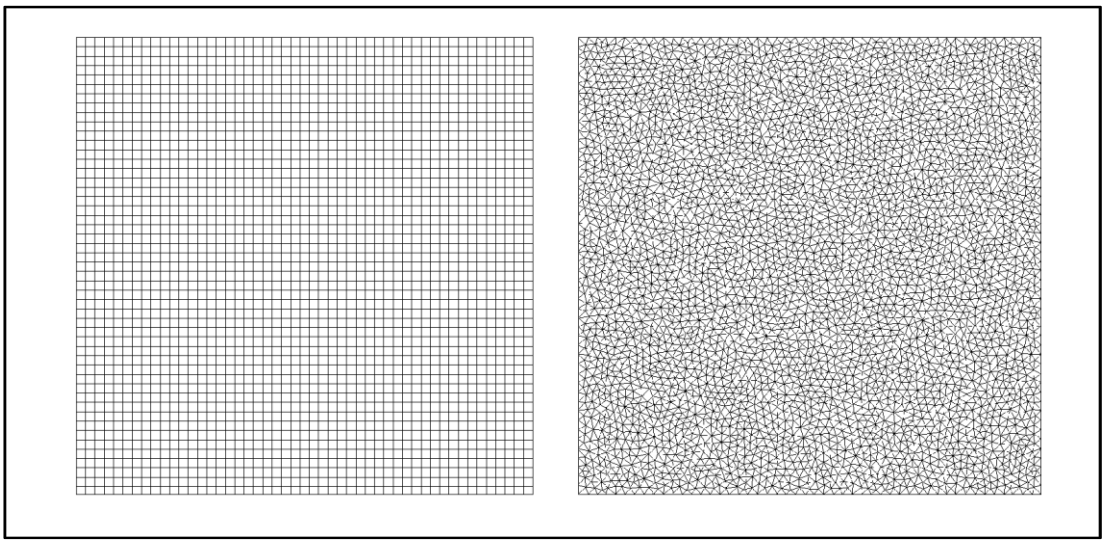
Geminin Ana Özellikleri	Geometri	
	Tam Ölçek	Model Ölçeği
Ölçek	1	58
L_{wl} [m]	325.5	5.61
L_{pp} [m]	320	5.5172
B [m]	58	1
T [m]	20.8	0.3586
Desplasman Hacmi [m^3]	312622	1.6023
Islak Alan HAD/ Deney [m^2]	27194	8.22/8.0838
C_B	0.8098	0.8098
Servis Hızı [m/s]	7.716	1.047
Fr	0.1423	0.1423
Re HAD/ Deney	2.1×10^9	$4.93 \times 10^6/4.6 \times 10^6$
ρ/μ [m^3/kg, kg/m$*$s]	$999.3/1.17 \times 10^{-3}$	$999.3/1.17 \times 10^{-3}$



Şekil 3.1 : MOERI KVLCC2 formu.

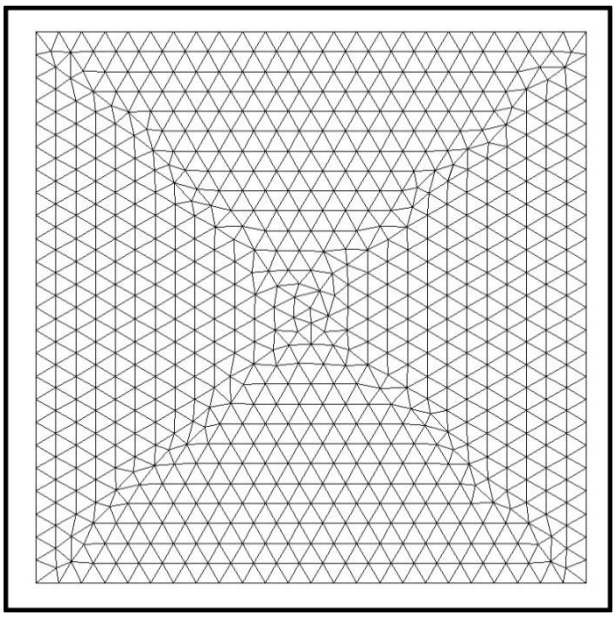
3.1.1 Sayısal ağ örgüsü

Çözüm ağı düzenli ve düzensiz ağ yapıları içeren hibrit bir karaktere sahiptir. Düzenli ve düzensiz ağ yapılarına örnek Şekil 3.2'de sunulmaktadır.



Şekil 3.2 : Düzenli (solda) ve düzensiz ağ yapıları.

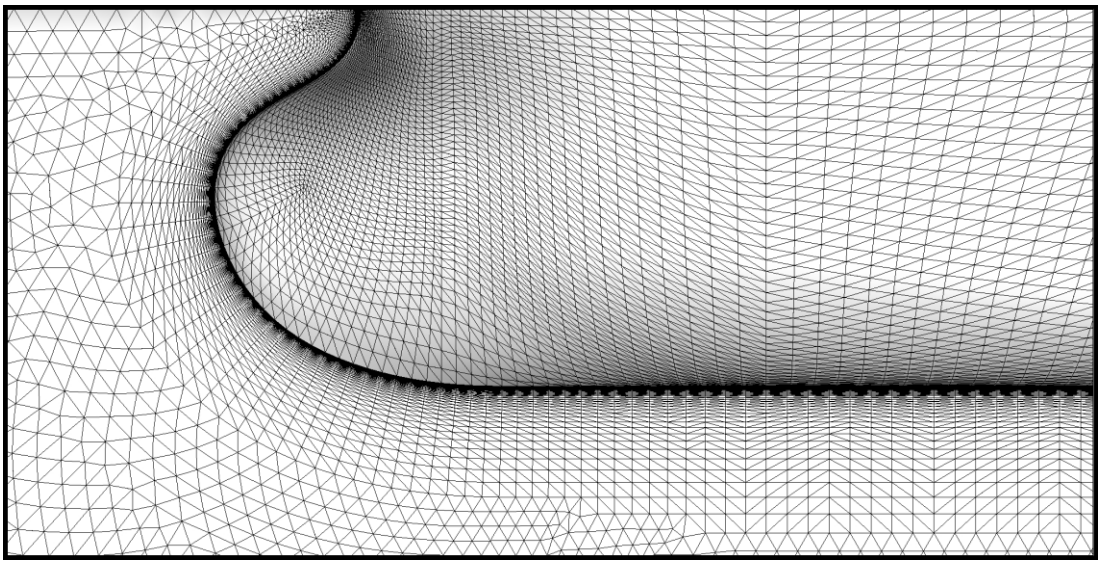
Ağ örgüsü öncelikli olarak düzensiz yapıda oluşturulmuştur. Tüm yüzeyler ve hesaplama hacmi, daha sistemli, tertipli bir yapı sergilemesinden dolayı, "advancing front" yöntemi (Mavriplis, 1995) kullanılarak eşyönlü hücreler ile biçimlendirilmiştir Şekil 3.3'te eş yönlü hücreler ile oluşturulmuş ağ yapısı örneği bulunmaktadır.



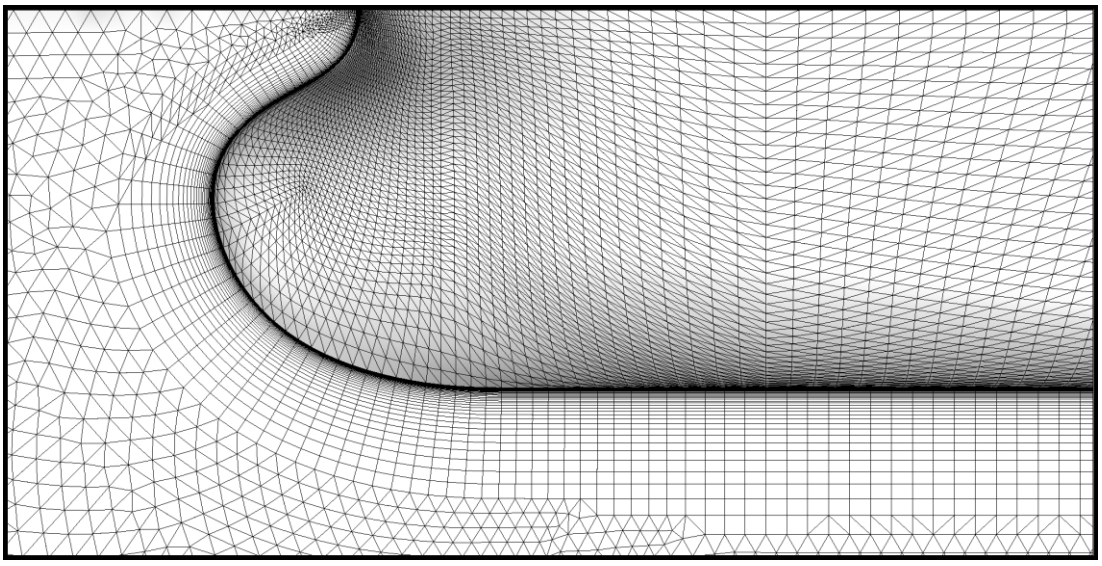
Şekil 3.3 : Eş yönlü hücreler ile oluşturulmuş ağ yapısı örneği.

Ancak gemi etrafında oluşacak sınır tabakanın tam olarak çözümlenebilmesi ve/veya duvar yasası koşullarının doğru biçimde sağlanabilmesi adına, gemi cidarındaki ağ

yapıları eşyönsüz hücrelerle düzenlenmiştir (Şekil 3.4). Bu teknik, sınır tabaka içeresindeki hücrelerin daha iyi derecede kontrol edilebilmelerini sağlamıştır. Eşyönsüz hücreler duvara normal yönde 1.1 oranı ile genişleyecek biçimde ayarlanmışlardır. Böylece sınır tabaka içerisinde en az 15-20 adet hücre bulunması sağlanmıştır. Örme işlemi tamamlandıktan sonra, eşyönsüz yapıda olan hücrelerin birbirleriyle birleştirilmesi neticesinde sınır tabaka içerisinde düzenli yapıda hücre grupları oluşturulmuş ve hibrit yapıdaki çözüm ağı elde edilmiştir (Şekil 3.5).

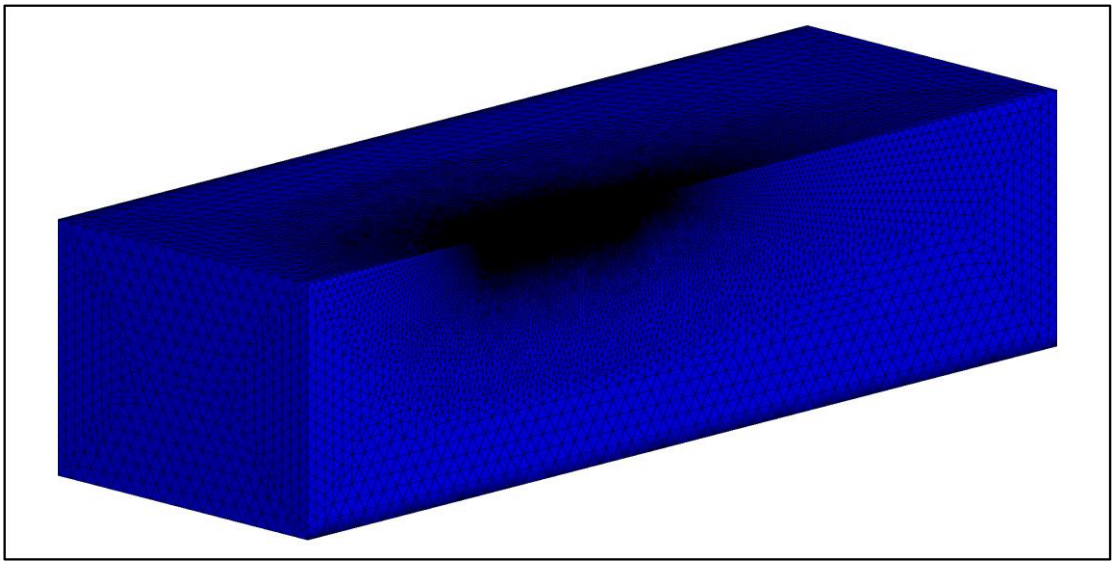


Şekil 3.4 : Gemi cidarındaki eşyönsüz hücrelerle örülmüş ağ yapıları.



Şekil 3.5 : Hibrit yapıdaki çözüm ağı.

Belirtilen yöntemlerle örülen hesap bölgelerinin genel görünümü Şekil 3.6'daki gibi yer almaktadır.



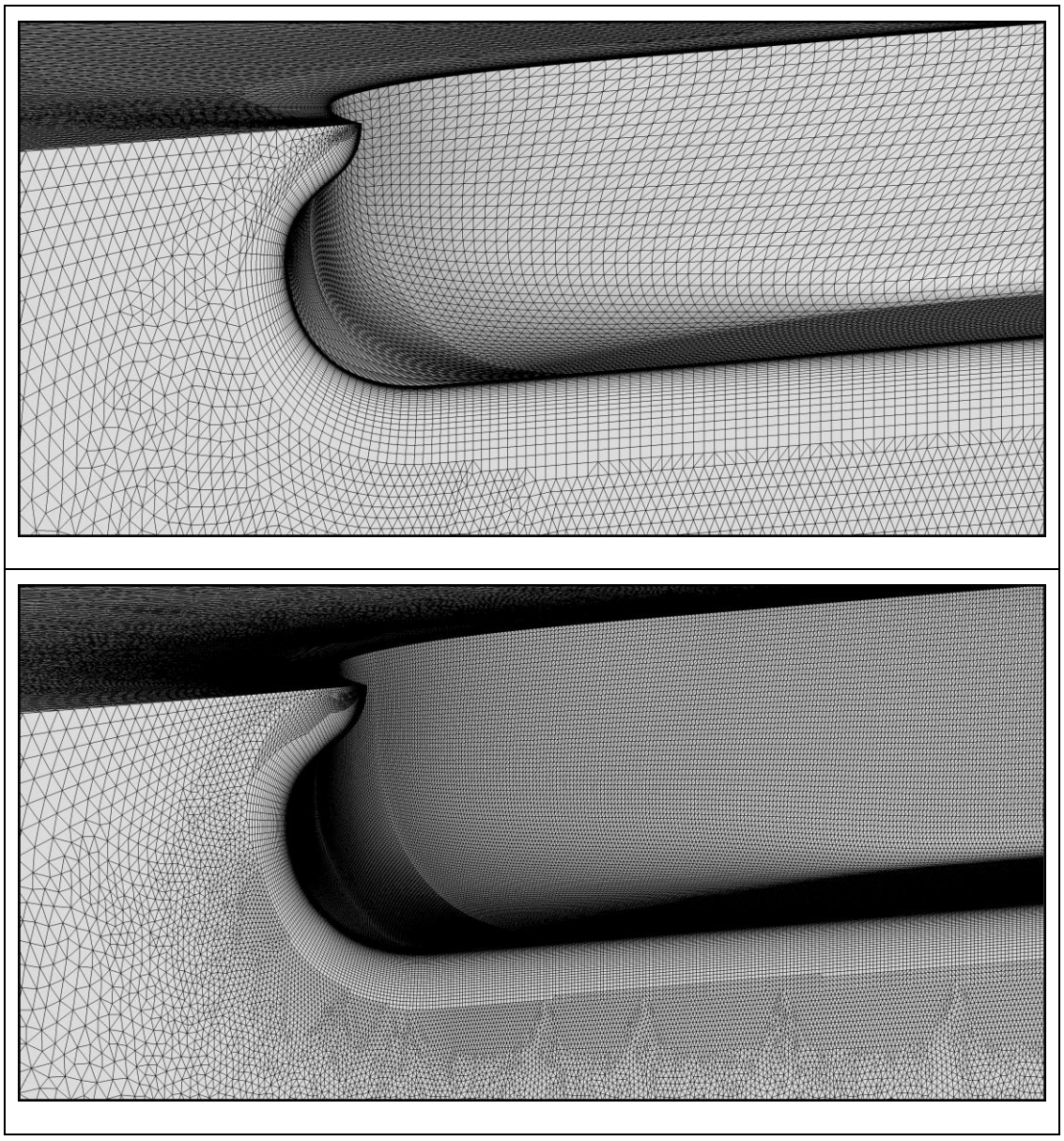
Şekil 3.6 : Örnek hesap bölgesi.

3.1.2 Ağdan bağımsızlık çalışmaları

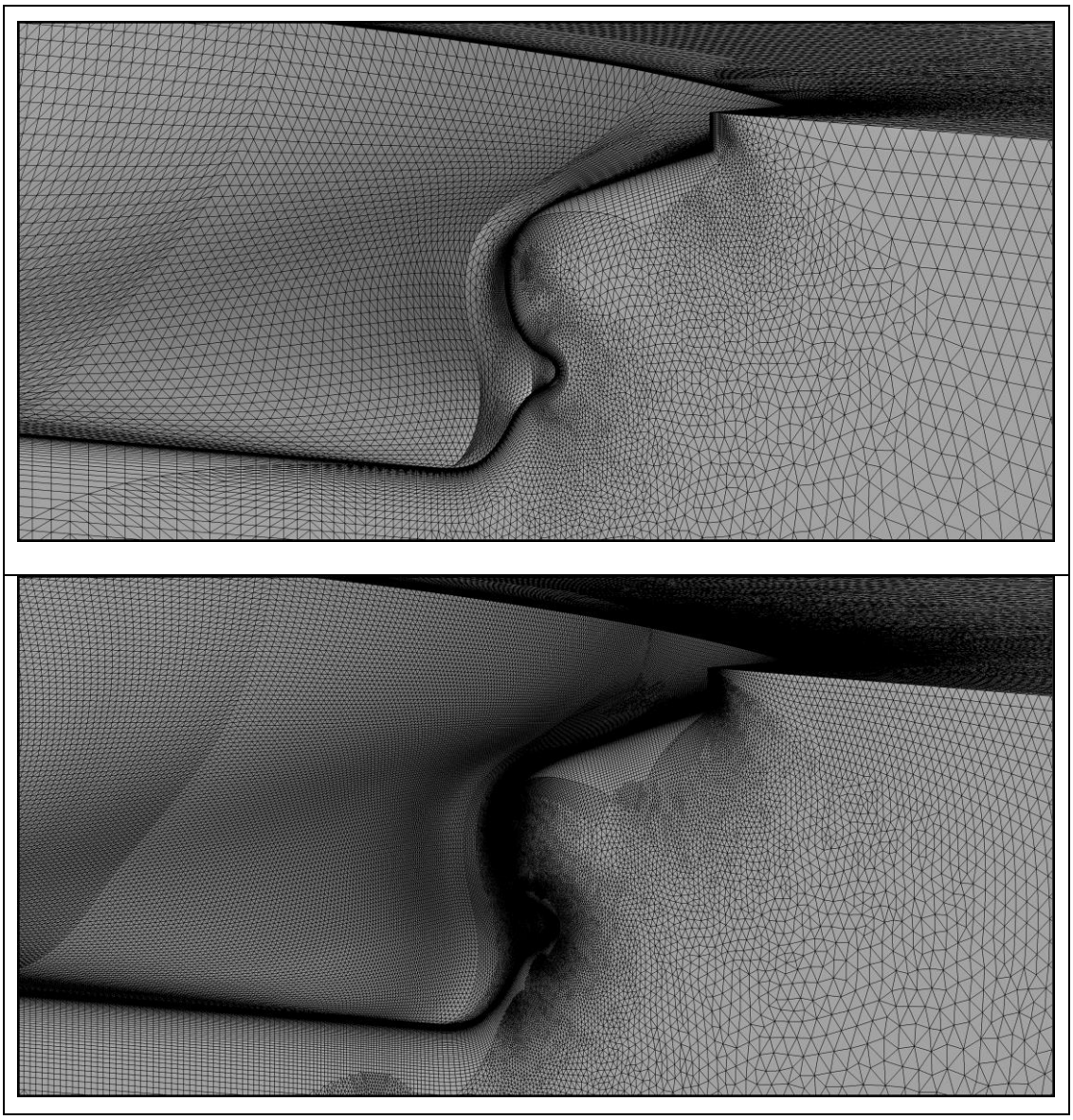
Analiz sonuçlarının literatürde bulunan deneysel veriler ile karşılaştırılmak suretiyle geçerlemesinin yapılmasından önce, seçilen ağ yoğunluğunun sonuçları etkilemediğinin gösterilebilmesi amacıyla KVLCC2 formunun HAD simülasyonları için ağdan bağımsızlık çalışması yürütülmüştür. Ağdan bağımsızlık çalışmalarında dikkate alınan en önemli husus çözüm ağı sıklığı ve çözüm ağı eleman sayısıdır. Çalışmada 4 adet çözüm ağı oluşturulmuştur. Çözüm ağları; çok seyrekten çok sıka doğru S1, S2, S3 ve S4'tür. Dolayısıyla, eleman sayısı ve çözüm ağı kalitesi S1'den S4'e doğru artmaktadır. Çözüm ağı kalitesini bozmamak kaydıyla yapılan çözüm ağı sıklaştırma işlemleri, her bir eleman çizgisinde yer alan nokta sayısı $\sqrt{\mathbf{2}}$ ile çarpılıp tam sayıya yuvarlanarak artırılarak yapılmıştır. Ağlar hakkında genel bilgiler Çizelge 3.2'de yer almaktadır. KVLCC2 gemi yüzeyindeki nokta sayısı N ile ifade edilirken, hücre sayısı C ile ifade edilmiştir. Ağ örgüleri arasındaki yoğunluğun daha iyi anlaşılabilmesi amacıyla, S1 ve S3 çözüm ağlarına ait bazı görüntüler Şekil 3.7 ve Şekil 3.8'de karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

Çizelge 3.2 : Çözüm ağlarına ait bilgiler.

Çözüm Ağı	Eleman Sayısı	N	C	Maksimum Yan Oran	Maksimum Çarpıklık	y^+_{min}	y^+_{maks}	y^+_{ort}
S1	$3.3x10^6$	16984	33145	679	0,74	0.13	3.61	0.84
S2	$5.8x10^6$	34712	68238	476	0,81	0.12	4.60	0.86
S3	$12x10^6$	67369	133145	356	0,85	0.05	4.33	0.86
S4	$27x10^6$	130807	259226	254	0,86	0.05	4.40	0.84



Şekil 3.7 : S1 (üstte) ve S3 çözüm ağları için karşılaştırmalı baş form örgüleri.



Şekil 3.8 : S1 (üstte) ve S3 çözüm ağları için karşılaştırmalı kıç form örgüleri.

Çözüm ağlarına ait diğer bilgiler, elde edilen direnç değerleri ve hesaplanan form faktörleri aşağıdaki Çizelge 3.3' te yer almaktadır. R_F sürtünme direnci, R_{VP} viskoz basınç direnci, R_T toplam direnci ve 1+k form faktörünü temsil eder.

Çizelge 3.3 : Çözüm ağları HAD sonuçları.

Çözüm Ağı	R_{vp} [N]	R_F [N]	R_T [N]	1+k
S1	1.91	7.21	9.12	1.19
S2	1.79	7.28	9.07	1.18
S3	1.71	7.33	9.04	1.18
S4	1.68	7.34	9.02	1.18

Çizelge 3.3'te görüldüğü üzere sonuçlar bağıl olarak S1 ile S2 arasında bağıl olarak %6 oranında, S2 ile S3 arasında %3.5 oranında değişim gösterirken S3 ile S4 arasındaki bağıl olarak %2 oranında değiş göstermektedir. S4'ün de eleman sayısının fazlasıyla yüksek olması sebebiyle ve S3 ile S4 arasındaki değişimin fazla olmaması sebebiyle S3 çözüm ağı geçerleme için uygun olan ağ modelidir.

3.1.3 Sonuçlar

Geçerleme çalışmaları Kim ve diğ. (2001) ve Lee ve diğ. (2003)'de yer alan deneysel veriler kullanılmıştır. Ayrıca Larsson ve diğ. (2010)'da yer alan HAD değerlerinin karşılaştırılması yapılmıştır. Karşılaştırmalar tam batırılmış sonsuz derinlikteki geminin direnç bileşenleri ve form faktörü hata analizi, akım hatları karşılaştırmaları ve belirli postalardan alınmış hız konturları ile yapılmıştır.

Toplam direnç katsayısı (C_T) ve 1957 korelasyon düzeltmesi katsayısı (C_F) ve form faktörü hesabı aşağıda yer almaktadırlar.

$$\mathbf{C_F = \frac{0.075}{(\log_{10}Re - 2)^2}} \tag{3.1}$$

$$\mathbf{C_T = C_F(1 + k) + C_W} \tag{3.2}$$

$$\mathbf{C_{VP} = kC_F} \tag{3.3}$$

$$\mathbf{C_T = C_F + C_{VP} + C_W} \tag{3.4}$$

3.4 numaralı denklemde bulunan C_W çift model analizinde 0'dır. Bu bilgiler doğrultusunda form faktörü ve direnç katsayısı karşılaştırmaları yapılmıştır. Bir önceki bölümde en ideal çözüm ağı olarak belirlenen S3'ten elde edilen form faktörü ile Lee ve diğ. (2003)'teki deneyinden elde edilen form faktörlerinin karşılaştırması Çizelge 3.4'te yer almaktadır.

Çizelge 3.4 : Form faktörü değeri karşılaştırmaları.

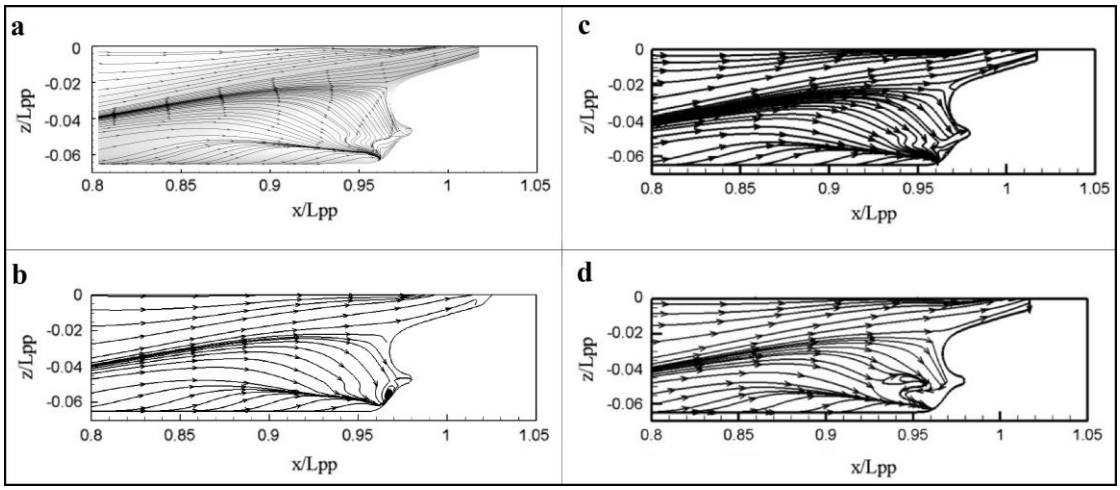
Çözüm Ağı ve Deney Verileri	1+k	Hata%
S3	1.18	1.67
KVLCC2 form faktörü Lee ve diğ. (2003)	1.16	

Direnç katsayıları karşılaştırmaları Çizelge 3.5'te yer almaktadır.

Çizelge 3.5 : KVLCC2 direnç katsayıları ve bağıl hatalar.

Çözüm Ağı	C_F ITTC	C_F HAD	C_F Fark [%]	C_T Deney	C_T HAD	C_T HAD	C_T Hata [%]
S1	3.39E-03	3.20E-03	5.94	4.09E-03	4.05E-03	4.27E-03	4.52
S2	3.39E-03	3.23E-03	5.03		4.03E-03	4.21E-03	3.04
S3	3. 39E-03	3.26E-03	4.37		4.02E-03	4.17E-03	2.06
S4	3. 39E-03	3.26E-03	4.24		4.01E-03	4.16E-03	1.71

Şekil 3.9'da KVLCC2'nin limit durumundaki akım hatlarının Larsson ve diğ. (2010)'da yer alan limit durumundaki akım hatları ile karşılaştırmaları yer almaktadır. Soldaki üstteki görüntü bu çalışmaya ait olup diğer görüntüler Larsson ve diğ. (2010)'de yer alan çalışmalar bulunmaktadır.



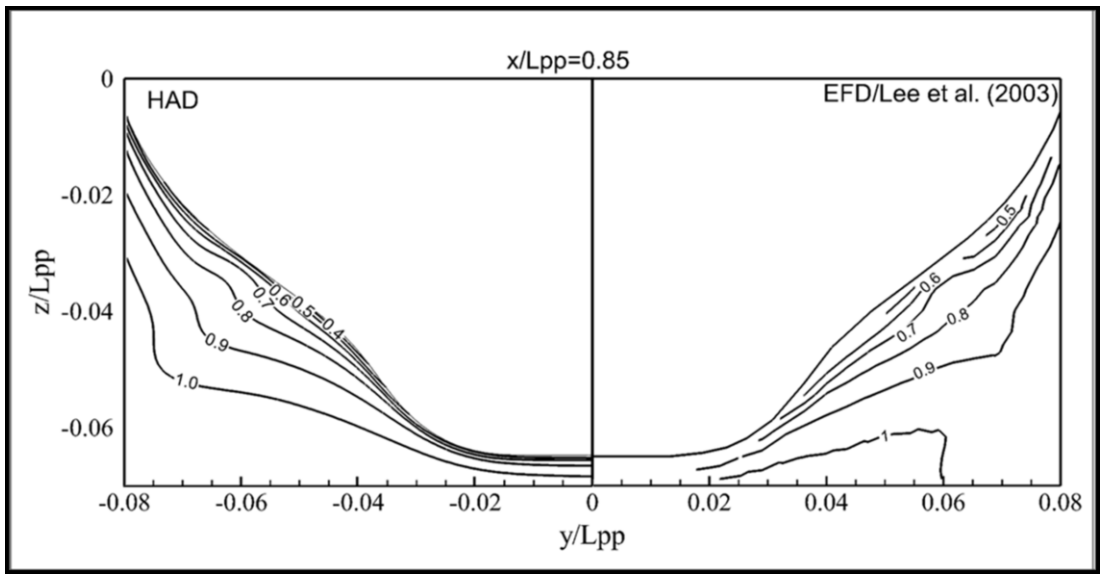
Şekil 3.9 : Akım hatları karşılaştırmaları a) Bu çalışma, b) CHALMERS/SHIPFLOW4.3, c) ARS-Grid1, d) BKW-DDES-FD4-Grid0 (Larsson ve diğ., 2010).

Bu çalışmadaki HAD verilerinin geçerlemesi Lee ve diğ. (2003)'nin deney verilerinden elde edilmiş x yönündeki hız konturları ile karşılaştırmalar ile devam ettirilmiştir.

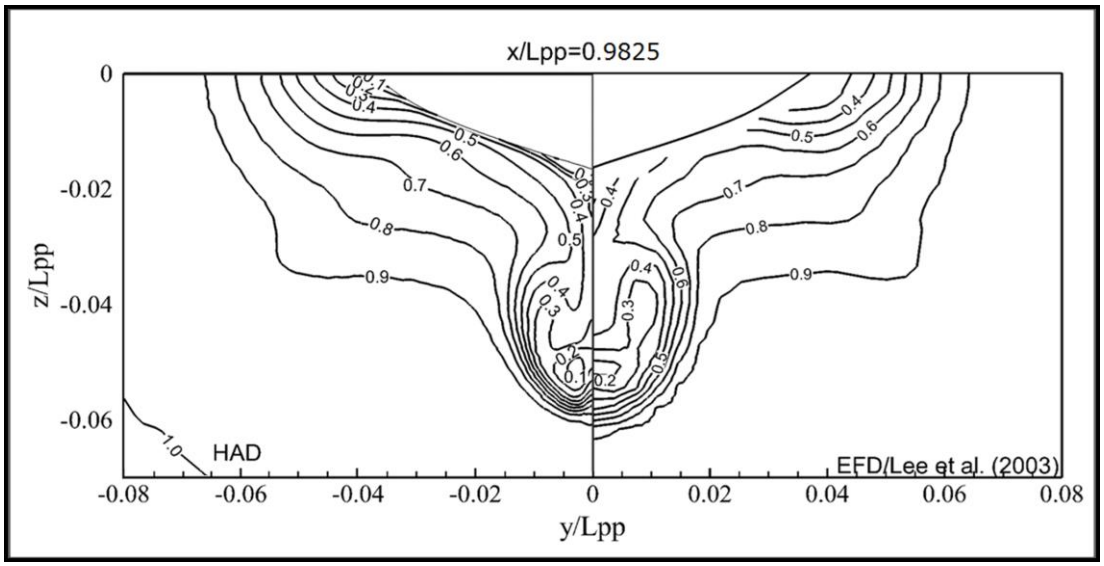
Hız kontur karşılaştırmaları geminin kıç bölümüne denk gelmekte olup kesitler enine alınmıştır. Kesitlerin boyutsuz mesafeleri x/L_{pp} olup bunlar 0.85, 0.9825, 1.1'dir. Hız kontur karşılaştırmaları Şekil 3.10, Şekil 3.11 ve Şekil 3.12'de yer almaktadır. Soldaki konturlar bu tezdeki HAD çalışmaları, sağdaki konturlar ise Lee ve diğerleri (2003)'nin deney çalışmalarına aittir. Şekil 3.12'de ise bu çalışma ile Larsson ve diğ.

(2010)'daki HAD çalışmalarının x/L_{pp} = 0.85 istasyonu hız konturlarının karşılaştırması yer almaktadır.

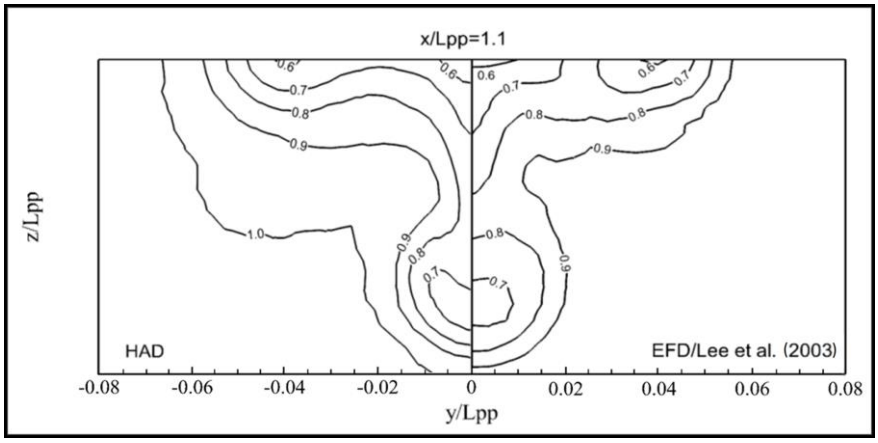
Şekil 3.9'da yer alan boyutsuz hız konturlarından 1.0 büyüklüğe sahip konturun Lee ve diğ. (2003)'le uyuşmadığı görülmektedir. Fakat Şekil 3.13'te görüldüğü üzere Chalmers Üniversitesi'nin yaptığı HAD çalışmalarında da bu kontur yapısı yakalanamamıştır. Yapılan HAD çalışmalarından alınan sonuçların deney verileriyle ve yapılan diğer HAD sonuçlarıyla yüksek oranda benzerlik elde edilmiştir.



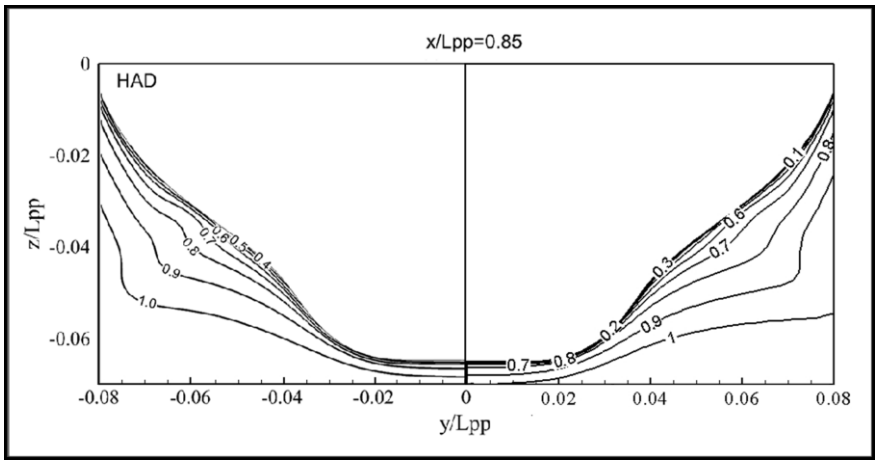
Şekil 3.10 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması.



Şekil 3.11 : x/L_{pp} = 0.9825 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması.



Şekil 3.12 : x/L_{pp} = 1.1 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Lee ve diğ. (2003) karşılaştırılması.



Şekil 3.13 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonu hız konturlarının bu çalışma ile Larsson ve diğ. (2010) ile karşılaştırılması.

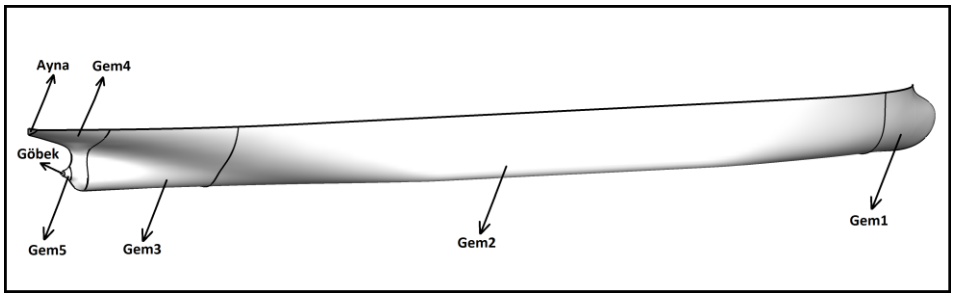
Yapılan geçerleme çalışmaları sonucu uygun çözüm ağı yöntem ve modeli elde edilmiştir.

3.2 Modelin Kesilmesi

Yapılan HAD çalışmalarında sayısal hesaplama maliyetini düşürmek adına bu yöntem kullanılmıştır. Bu yöntemin doğruluğundan emin olunması için kesilmemiş model sonuçları ile geçerlemesi yapılmıştır.

3.2.1 Yöntem

Model baştan dikmeden itibaren kıç dikmeye doğru 4.55 m ileriden kesilmiştir. Kesilmemiş model 7 bölgeye ayrılmış olup Gem1, Gem2,Gem3, Gem4, Gem5, Ayna ve Göbek olarak isimlendirilmiştir. Şekil 3.14'te isimlendirilmiş bölgelerin görüntüleri bulunmaktadır.

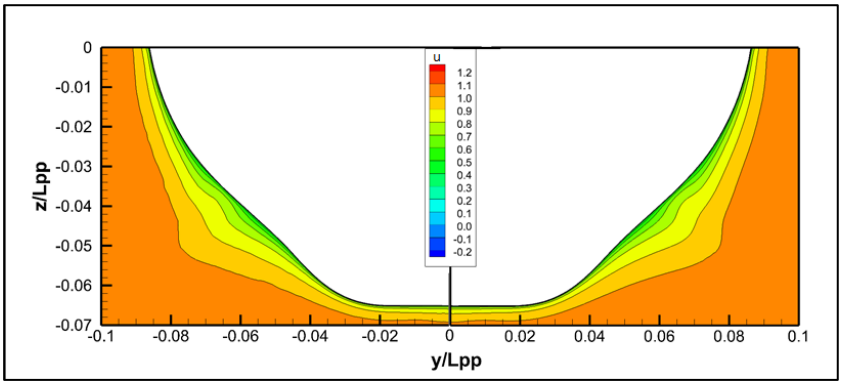


Şekil 3.14 : KVLCC2 dilimlenmiş bölgeleri.

Kesme işlemi soncunda baş ve ortadaki kısımlar (Gem1 ve Gem2) silinmiştir. Geriye Gem3, Gem4, Gem5, Ayna ve Göbek isimli bölgeler kalmıştır. Kesilmiş model için oluşturulan ağ yapısı, kesilmemiş model referans alınarak hazırlanmıştır. Özellikle sınır tabaka ve yakın bölgesinin benzer olmasına dikkat edilmiştir. Kesilmiş Model'in giriş koşulu, ağdan bağımsızlık çalışmaları sonucu elde edilen en ideal çözüm ağı olan S3'ün HAD analizinden elde edilerek hız, basınç, türbülans parametreleri dâhil analize dair tüm değişkenlerin dışa aktarılmış olan kesit profili alınmıştır. Kesilmemiş model K0 olarak kodlanırken, kesilmiş model K1 olarak kodlanmıştır.

3.2.2 Karşılaştırmalı sonuçlar

Öncelikle dışa aktarılan profil dosyasındaki kesit ile K0'ın referans kesit üzerindeki ileri yani x yönündeki hızlarının konturları karşılaştırılmıştır. Bu şekilde iki formun kıç bölgesinin aynı ya da benzer akış yapısına olup olmadığına bakılmıştır. Soldaki konturlar K1'e sağdaki konturlar K0'a aittir. Şekil 3.15'te görüldüğü üzere giriş kesiti olarak verilen hız profili ile kesilmiş model için giriş hız profili tamamen benzerlik göstermektedir.



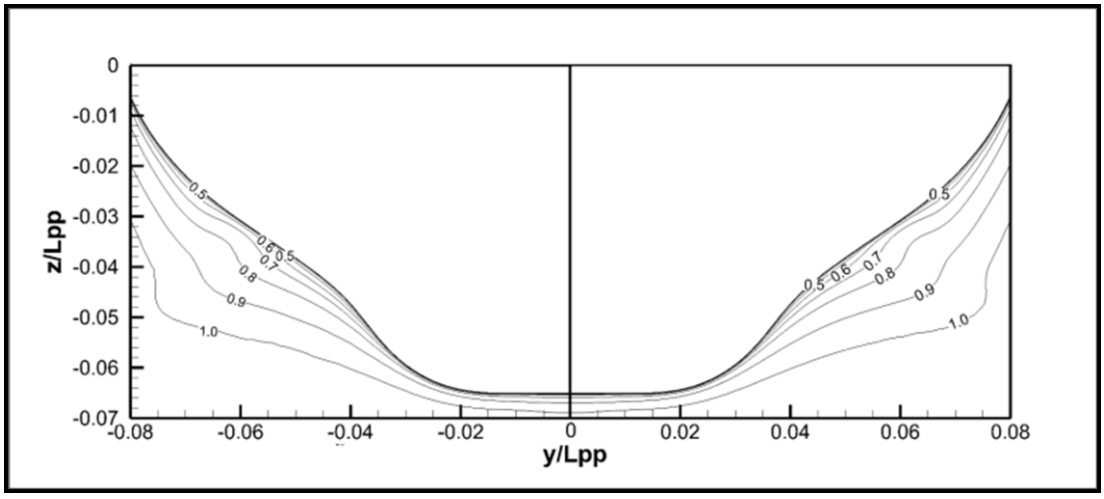
Şekil 3.15 : K1'in giriş hızı konturları (solda) ile K0'ın kesilen yerinin kesit hız konturlarının karşılaştırılması.

Çizelge 3.6'da kesilmemiş ile kesilmiş model arasındaki gemi bölgeleri direnç verileri ve Kesilmiş Model'deki farklar yer almaktadır.

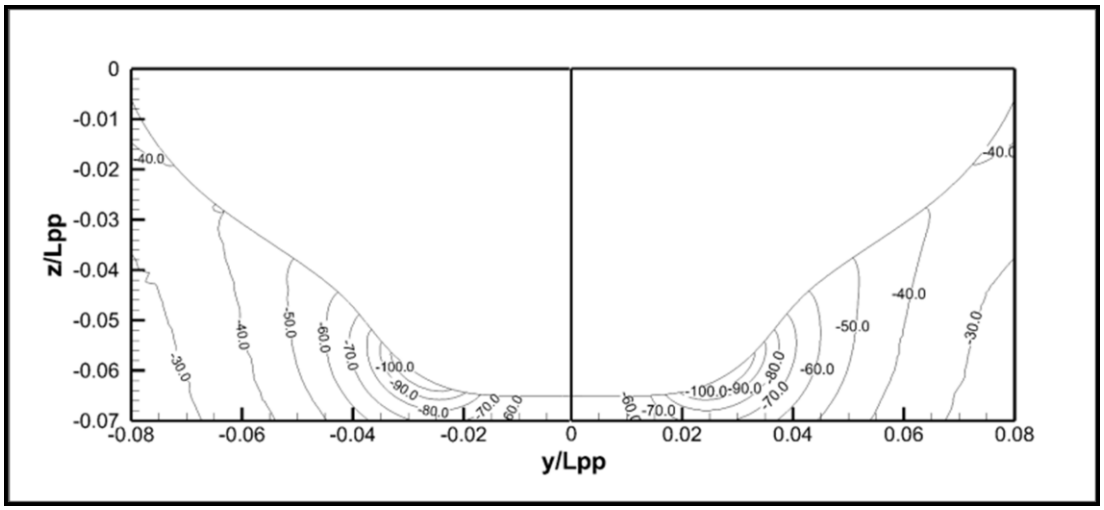
Çizelge 3.6 : K0 ile K1'in HAD sonuçlarının karşılaştırılması.

Gemi Bölge İsimleri	K0			K1			Fark		
	R_{VP} (N)	R_F (N)	R_T (N)	R_{VP} (N)	R_F (N)	R_T (N)	R_{VP} %	R_F %	R_T %
Gem3	0.98	0.49	1.47	0.95	0.49	1.44	2.88	0.45	2.07
Gem4	-2.92	0.048	-2.87	-2.91	0.047	-2.87	0.24	2.17	0.20
Gem5	-0.082	4.2E-04	-0.082	-0.08	3.9 E-04	-0.083	1.60	6.25	1.64
Göbek	-0.026	1.3E-04	-0.026	-0.03	1.3E-04	-0.026	1.40	2.36	1.42
Ayna	-0.27	0	-0.27	-0.28	0	-0.28	2.91	0.00	2.91

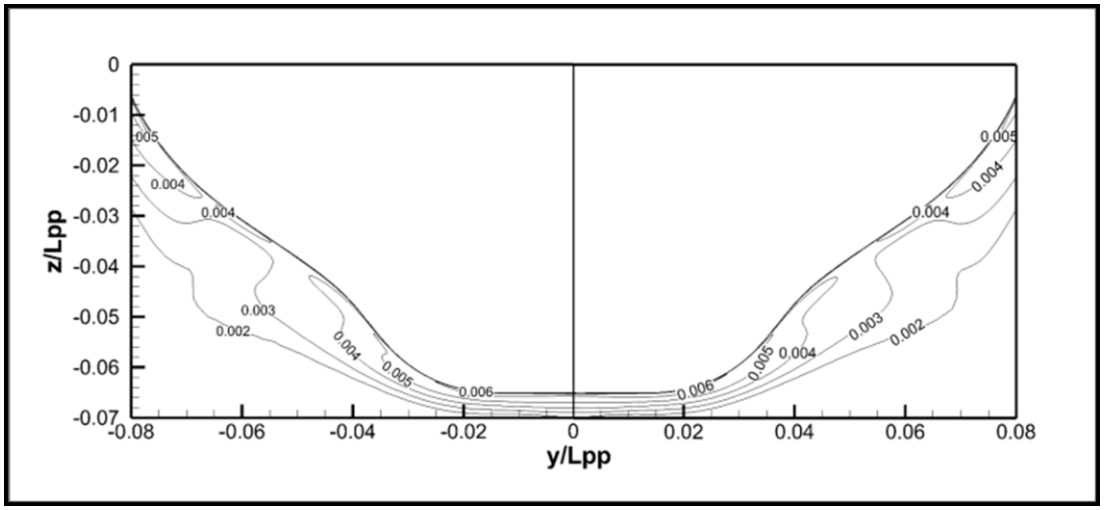
K0 ile K1 için daha detaylı incelemeler yapılabilmesi adına, x/L_{pp}=0.85 istasyonundaki basınç ve x yönündeki hız dağılımları karşılaştırılmıştır. Şekil 3.16, x yönündeki hız konturları (m/s), Şekil 3.17'de basınç konturları (Pa), Şekil 3.18 ve 3.19'da sırasıyla türbülans kinetik enerjisi (k) ve spesifik disipasyon oranı (ω) yer almaktadır. Soldaki konturlar K1'e aitken sağdaki konturlar K0'a aittir.



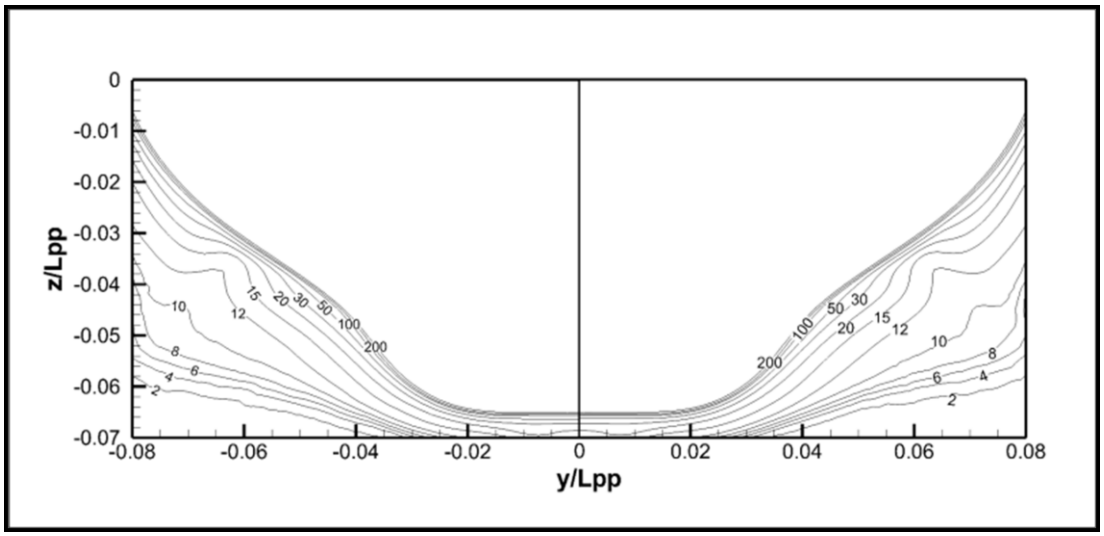
Şekil 3.16 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın x yönündeki hızların konturları.



Şekil 3.17 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın basınç konturları.



Şekil 3.18 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın türbülans kinetik enerji (k) konturları.



Şekil 3.19 : x/L_{pp} = 0.85 istasyonundaki K1 (solda) ile K0'ın spesifik dispasyon oranı (ω) konturları.

Çizelge 3.6'da yer alan K1'in direnç değerleri K0'ınkilerle ile çok yüksek oranda uyuşmaktadır. Bununla beraber $x/L_{pp} = 0.85$'ten alınan hız, basınç, türbülans kinetik enerjisi ve spesifik disipasyon katsayıları konturları neredeyse birebir uyuşmaktadır. Bütün bu sonuçlar ışığında modelin kesilmesi yönteminin geçerlenmesi başarı ile tamamlanmıştır.

4. AKIM AYRILMASININ GİRDAP YAPICILAR İLE KONTROLÜ

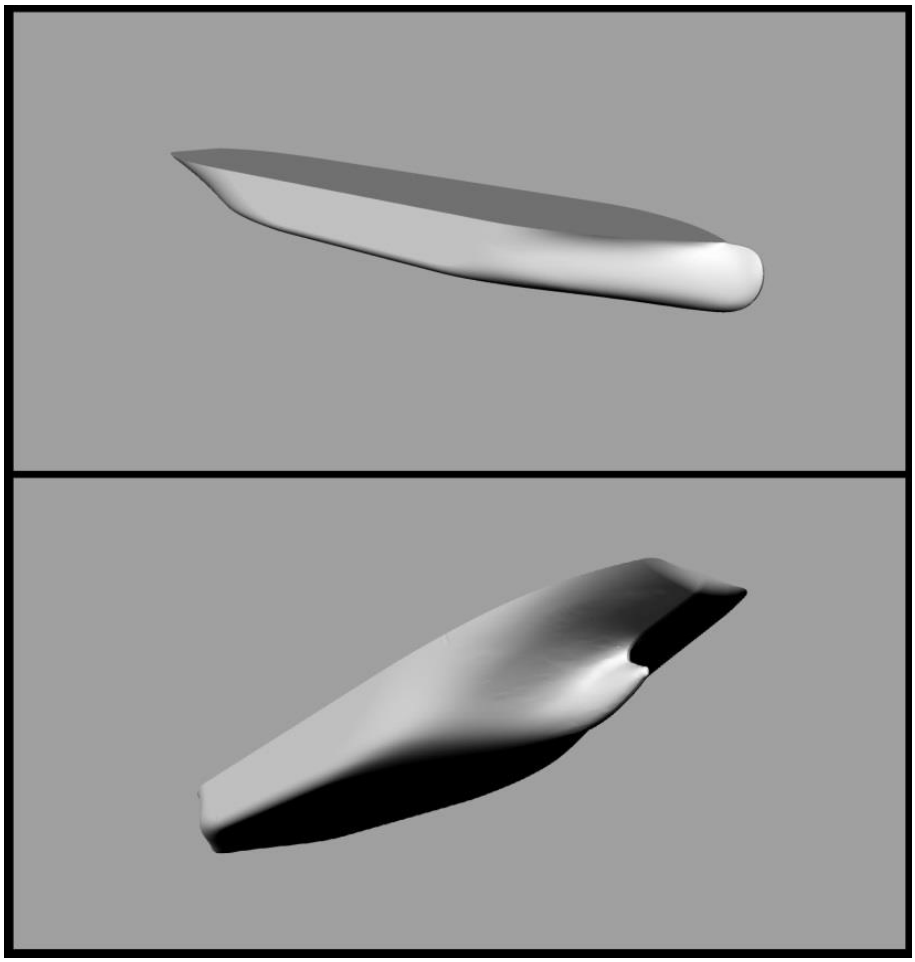
Bu bölümde, HAD kullanılarak girdap yapıcılar ile gemi kıçındaki akım ayrılmasının kontrolü incelenmiştir. Girdap yapıcıların etkilerinin görülebilmesi için dolgun formlu, kıç tarafında güçlü akım ayrılması hadiselerinin oluştuğu bir tanker formu kullanılmıştır. Değişken parametrelere sahip girdap yapıcılar belirlenen tanker modelinin kıç bölgesine uygulanmıştır. Çalışılan tanker model formu ve akış özellikleri Çizelge 4.1'de yer almaktadır.

Çizelge 4.1 : Tanker formuna ait bilgiler.

Geminin Ana Özellikleri	Tam Ölçek	Model Ölçeği
Ölçek	1	4
L_{wl} [m]	87.008	21.752
B [m]	7.5	1.875
T [m]	6.124	1.531
Desplasman Hacmi [m^3]	6207.68	96.995
Islak Alan [m^2]	1010.65	63.166
Servis Hızı [m/s]	5.401	2.701
Fr	0.185	0.185
Re	4.25E+08	5.31E+07

Girdap yapıcı uygulamaları da dâhil bütün modeller tam batırılmış şekilde çözülmüştür. Modeller tam batırılmış çözüldüğü için geminin trim, batma hareketleri, dalga etkileri ve aerodinamik etkiler ihmal edilmiştir. Ayrıca akış özellikleri izotermal alınmıştır. Bu yüzden, akışı çözmek için kullanılan denklemler arasında ısı denklemleri yer almamıştır. HAD çalışmaları Bölüm 3'te doğrulaması yapılan çözüm ağı örme teknikleri, çözücü türü, türbülans modeli ve HAD yazılımı ile yürütülmüştür.

Tankerin tam batırılmış model görüntüleri Şekil 4.1'de tankerin tam batırılmış model görüntüleri yer almaktadır. Üstteki resim tam batırılmış geminin baş formu alttaki resimde de geminin kıç formu yer almaktadır.



Şekil 4.1 : İncelenen tanker modeli su altı formu.

HAD yöntem ve tekniklerinin doğrulama ve geçerlemesi çalışılan tankere benzer bir deney formu olan KVLCC2 formu üzerinde yapılsa da çalışılan tanker için doğrulama yapılmasına ihtiyaç duyulmuştur. Ayrıca bu tanker için modelin kesilmesi yönteminin geçerlemesi yapılmıştır.

4.1 Ağdan Bağımsızlık Çalışmaları

Bölüm 3'teki ağdan bağımsızlık çalışmalarında anlatıldığı gibi HAD çalışmalarında, yapılan çalışmanın güvenilirliğinden emin olmak ve ideal çözüm ağı sayısı belirlemek adına ağdan bağımsızlık çalışmaları yapılmalıdır. Ağdan bağımsızlık çalışmasında artış ve azalış oranı olarak $\sqrt{2}$ belirlenmiştir. Çözüm ağları en seyrek çözüm ağından en sık çözüm ağına doğru sırasıyla; T1, T2, T3 ve T4 olarak isimlendirilmişlerdir.

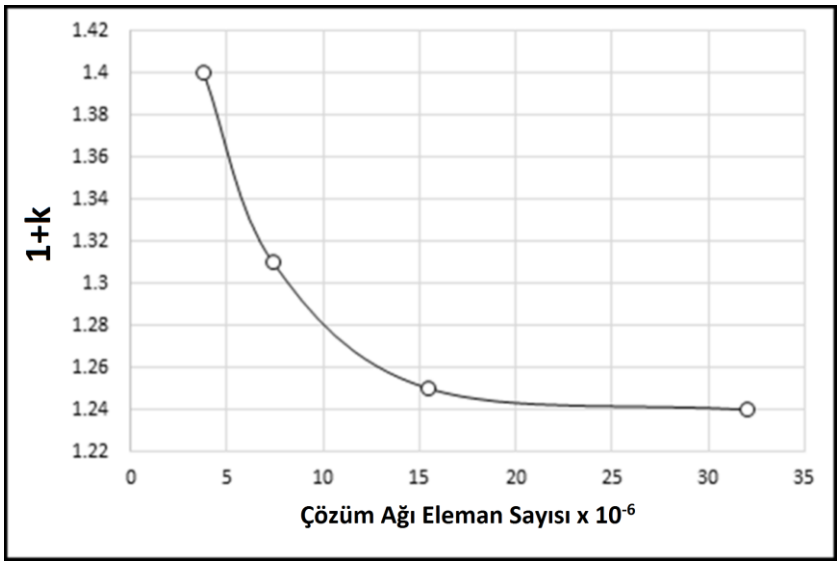
Bütün çözüm ağlarının analizleri hata vermeden, yakınsayarak sonlandırılmıştır. Çözüm ağlarına ait diğer bilgiler, elde edilen direnç değerleri ve hesaplanan form

faktörleri aşağıdaki Çizelge 4.2' de yer almaktadır. R_F sürtünme direnci, R_{VP} viskoz basınç direnci, R_T toplam direnci ve 1+k form faktörünü temsil eder. C_F. C_F ITTC 1957 korelasyonuna göre hesaplanmıştır.

Çizelge 4.2 : Tanker çözüm ağlarına ait bilgiler ve HAD sonuçları.

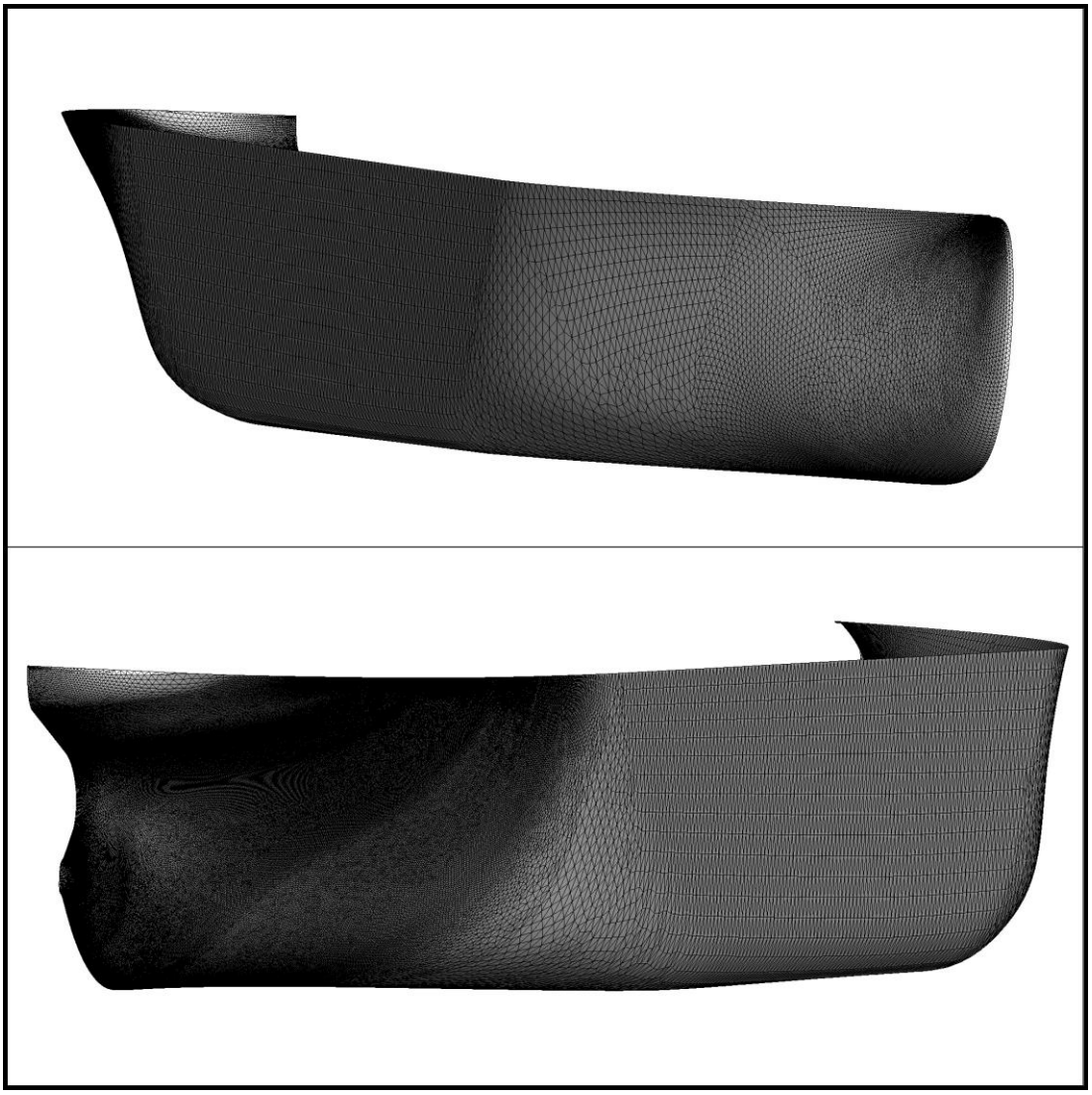
Çözüm Ağı	T1	T2	T3	T4
Eleman Sayısı	3.8 Milyon	7.4 Milyon	15.5 Milyon	32 Milyon
y^+_{min}	0.63	1.20	1.67	1.72
y^+_{max}	87.70	71.50	67.49	65.87
y^+_{ort}	36.91	37.95	38.89	39.08
R_{VP}[N]	232.60	174.41	135.81	132.78
R_F[N]	505.87	514.46	519.77	518.69
R_T[N]	738.47	688.87	655.58	651.47
C_F (ITTC)		2.29E-03		
C_F	2.20E-03	2.24E-03	2.26E-03	2.25E-03
Fark % (C_F)	3.92	2.28	1.28	1.48
C_T	3.21E-03	2.99E-03	2.85E-03	2.85E-03
1+k	1.40	1.31	1.25	1.24

Şekil 4.2'deki grafikte dört adet çözüm ağından elde edilen, çözüm ağı sayısına karşılık hesaplanan form faktörü yer almaktadır. Çizelge 4.2 ve Şekil 4.2'den de Görüldüğü üzere sonuçlar bağıl olarak T3 ile T4 arasında pek değişmemektedir. 10^{-6}



Şekil 4.2 : Hazırlanan dört adet çözüm ağının hesaplanan form faktörleri.

T4'ün hücre sayısının günümüz bilgisayar koşullarınca oldukça fazla olması nedeniyle en ideal çözüm ağı T3'tür. T3 çözüm ağının form üzerindeki ağ görüntüleri Şekil 4.3'te yer almaktadır.



Şekil 4.3 : T3 çözüm ağının tanker formu yüzeyindeki ağ örgüleri.

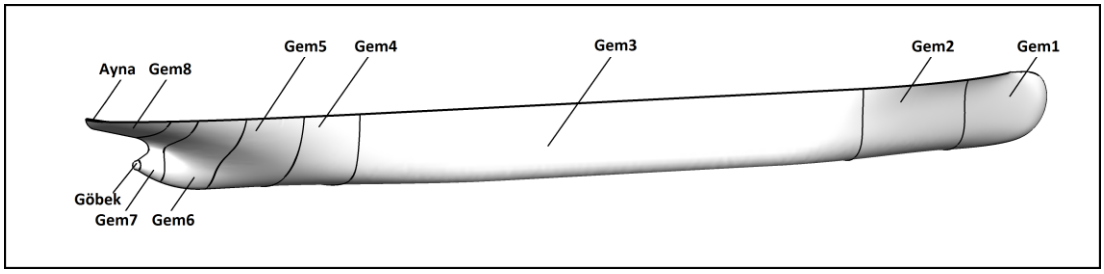
HAD hesaplanan tanker modeline ait daha fazla çıktı ilerleyen bölümlerde yer alacaktır.

4.2 Modelin Kesilmesi

Girdap yapıcıların akım ayrılmaların gözlendiği bölgeye uygulanacak olmasından dolayı, hesaplamalı çalışmalar için modelin yalnızca kıç geometrisinin ele alınması yeterli olmaktadır. Buna bağlı olarak, ağ eleman sayılarından tasarruf edilebilmesi maksadıyla, hesaplamalı çalışmalar, daha önceki bölümlerde bahsi geçtiği üzere, orijinal modelin (M0) belirlenen bir en kesiti boyunca kesilmesinden sonra yalnızca

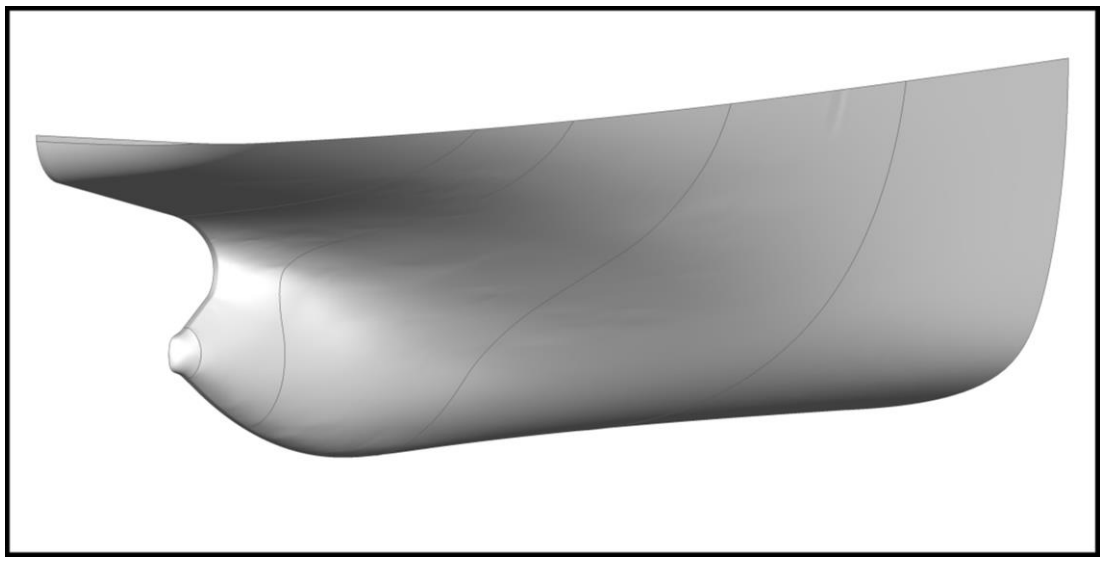
geride kalan kıç geometrisi ile yürütülmüştür. M0 modelinin kıç dikmesi x = 0 m koordinatı üzerinde olup, baş dikme x = -21.75 m koordinatında üzerindedir. M0, x = -4.83 m koordinatından kesilerek M1 kesilmiş model elde edilmiştir. Kesilmiş model (M1) için oluşturulan ağ yapısı, M0 referans alınarak hazırlanmıştır. Özellikle sınır tabaka ve yakın bölgesinin benzer olmasına dikkat edilmiştir. Her iki modelde de düzensiz ağ örgüsü kullanıldığı için düğüm noktaları ve hücrelerin yerlerinin, çarpıklık, vb. parametrelerin tamamen aynı olması beklenmemelidir.

M0, Gem1, Gem2, Gem3, Gem4, Gem5, Gem6, Gem7, Gem8, Ayna ve Göbek olarak Şekil 4.4'te görüldüğü gibi 10 farklı bölgeye ayrılmıştır.



Şekil 4.4 : M0'ın dilimlenmiş bölgeleri

Kesme işlemi soncunda baş ve ortadaki bölgeler (Gem1, Gem2, Gem3) silinerek geriye Gem4, Gem5, Gem6, Gem7, Gem8, Ayna ve Göbek isimli bölgeler kalmıştır. Şekil 4.5'te M1 modelinin görüntüsü bulunmaktadır. Çizelge 4.3'te ise M0 ile M1'in çözüm ağı özellikleri bulunmaktadır.



Şekil 4.5 : M1 modeli

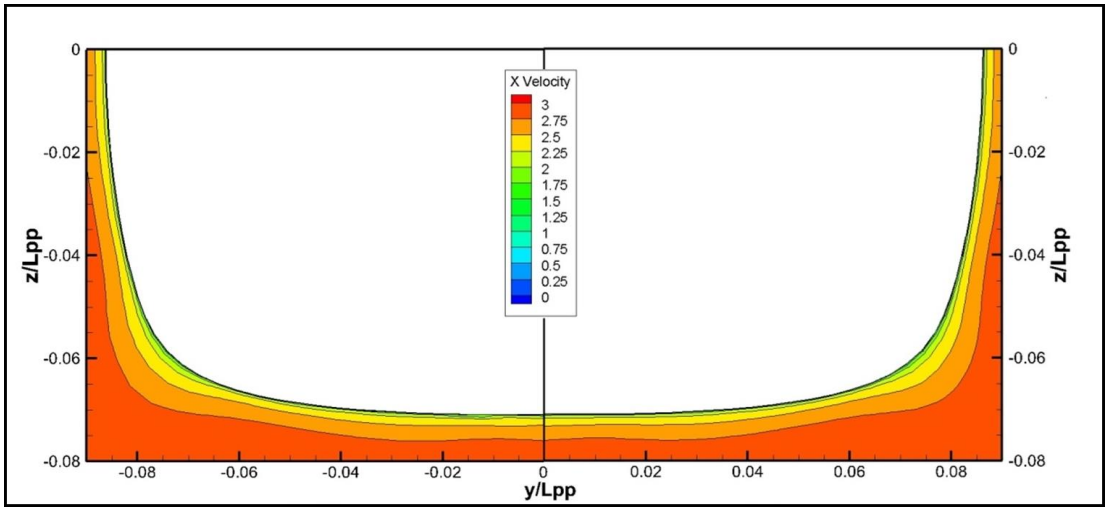
Çizelge 4.3 : M0 ve M1 çözüm ağlarının özellikleri

Çözüm Ağı	Eleman Sayısı
M0	$16.5x10^6$
M1	$6.1x10^6$

Kesilmiş modelin giriş koşulu olarak ANSYS Fluent yazılımına içe aktarılan "profil" dosyası, kesilmemiş modelin $y^+ = 40$ değerindeki bir önceki alt başlıkta en ideal çözüm ağı olarak ifade edilen T3 çözüm ağından alınarak M1'in HAD çözümü yapılmıştır.

4.2.1 Sonuçlar

Şekil 4.4'te dışa aktarılan profil dosyasındaki kesit ile M0'dan alınan referans kesit üzerindeki x yönündeki hızlarının konturları karşılaştırılmıştır. Bu şekilde iki formun kıç bölgesinin aynı/benzer akış yapısına olup olmadığına bakılmıştır. Soldaki konturlar M1'e sağdaki konturlar M0'a aittir. Şekil 4.6'da görüldüğü üzere giriş kesiti olarak verilen hız profili ile M1için giriş hız profili tamamen benzerlik göstermektedir. y ile z koordinatları tanker boyu 21.752 m'ye bölünerek y/L_{pp} ve z/L_{pp} olarak isimlendirilerek boyutsuzlaştırılmıştır.



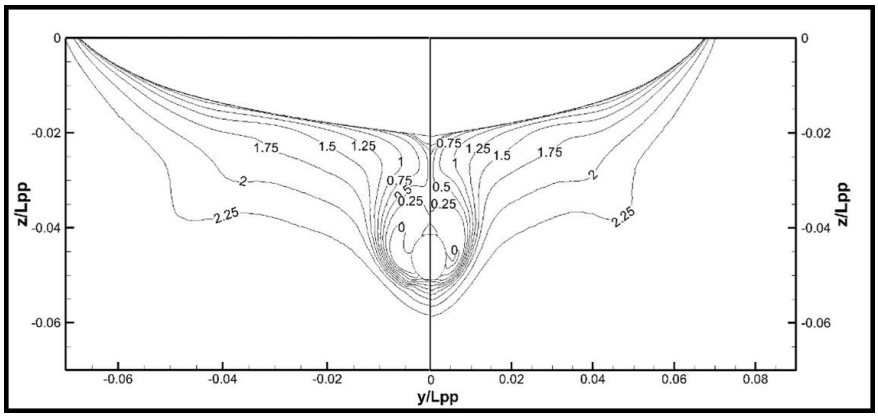
Şekil 4.6 : M1'in giriş hız konturları (solda) ile M0'ın kesilen yerinin kesit hız konturlarının karşılaştırılması.

M0 ile M1 olarak isimlendirilen çözüm ağlarının bölgesel olarak isimlendirilmiş her bir gemi yüzeyi için hesaplanan direnç değerleri karşılaştırılıp birbirleri arasındaki farklar incelenmiştir. Çizelge 4.4'te bu bölgelerin direnç verileri ve bu değerlerden hesaplanan hatalar yüzdesel olarak yer almaktadır.

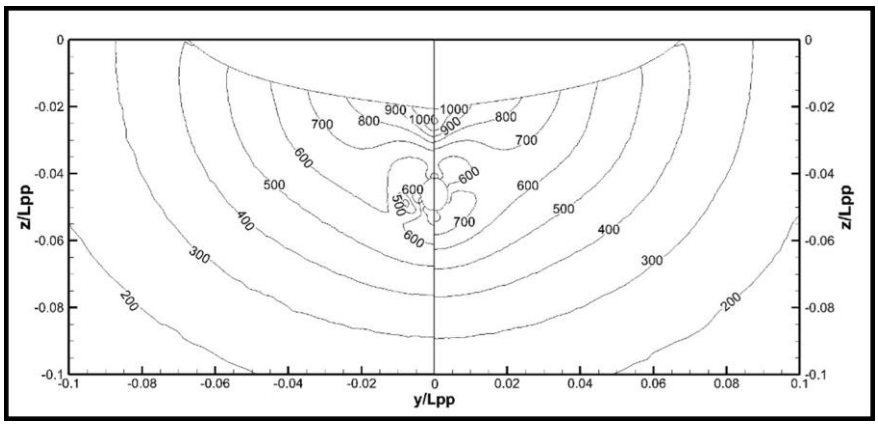
Çizelge 4.4 : M0 ile M1 HAD sonuçlarının karşılaştırılması.

Gemi Bölge İsimleri	R_T (N)		
	M0	M1	Fark (%)
Gem4	317.75	318.61	0.27
Gem5	360.89	361.02	0.04
Gem6	15.95	16.12	1.08
Gem7	-216.58	-217.15	-0.26
Gem8	-315.15	-315.74	-0.19
Göbek	-10.19	-9.91	-2.83

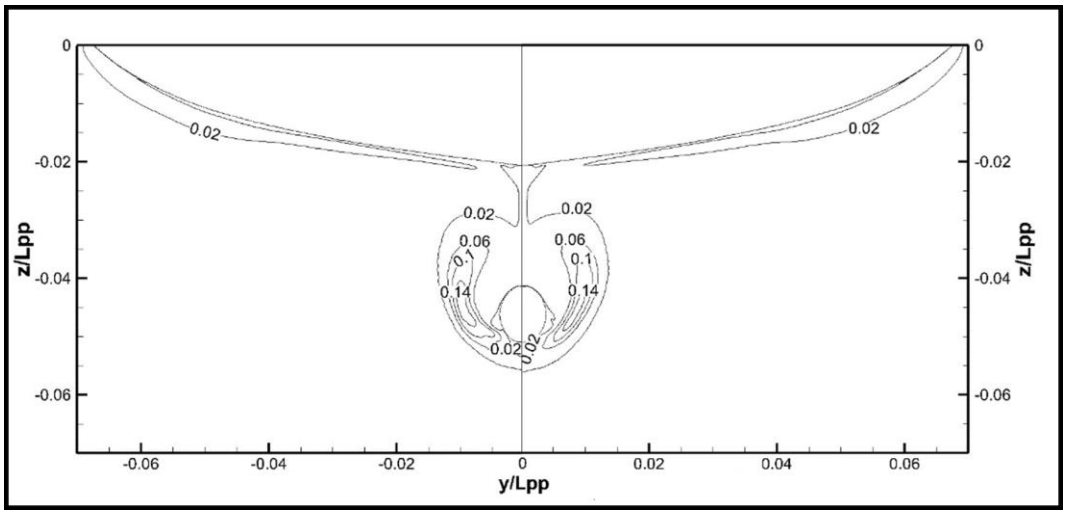
Modeller arasında daha detaylı bir karşılaştırma yapmak için, x = -0.7 m kesitindeki basınç ve x yönündeki hız dağılımları yapılmıştır. x = -0.7 m'den alınan kesit tankerin pervane düzlemine denk gelmektedir. Şekil 4.7, x yönündeki hız konturları, Şekil 4.8'de basınç konturları, Şekil 4.9 ve 4.10'da sırasıyla türbülans kinetik enerjisi (k) ve spesifik disipasyon oranı (ω) yer almaktadır. Soldaki konturlar M1'e sağdaki konturlar M0'a aittir.



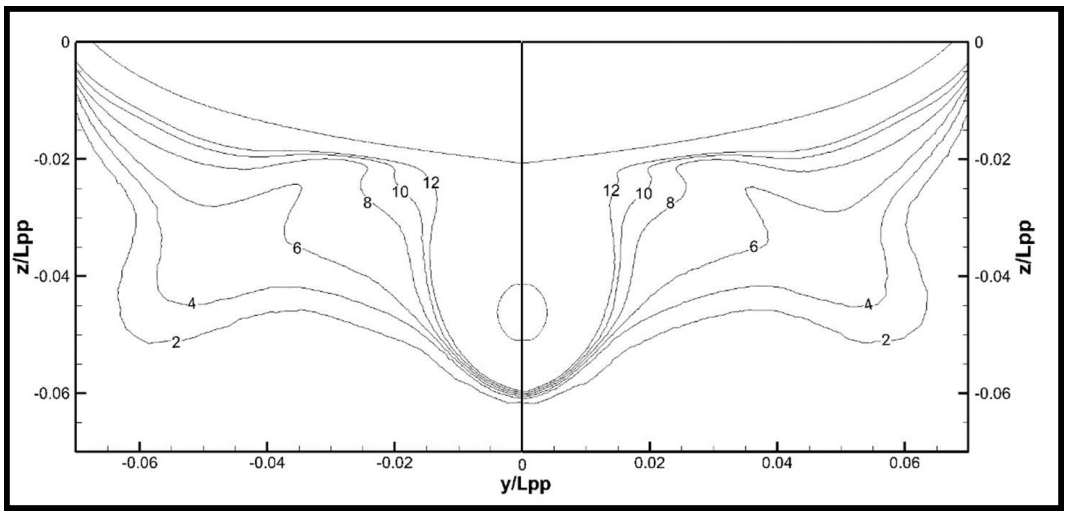
Şekil 4.7 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin x yönündeki hızlarının konturları.



Şekil 4.8 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin basınç konturları.



Şekil 4.9 : M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin türbülans kinetik enerjisi (k) konturları.



Şekil 4.10: M1 (solda) ile M0'ın x = -0.7 m kesitinin spesifik disipasyon oranı (ω) konturları.

Şekil 4.7, 4.8, 4.9 ve 4.10'daki konturlardan görülebildiği üzere kesilmiş model ile kesilmemiş modelin hız, basınç alanları ve türbülans parametreleri yüksek oranda benzerlik göstermektedir.

4.3 M1 Formu Ağ Örgüsü İyileştirilmesi ve Hidrodinamik Özellikleri

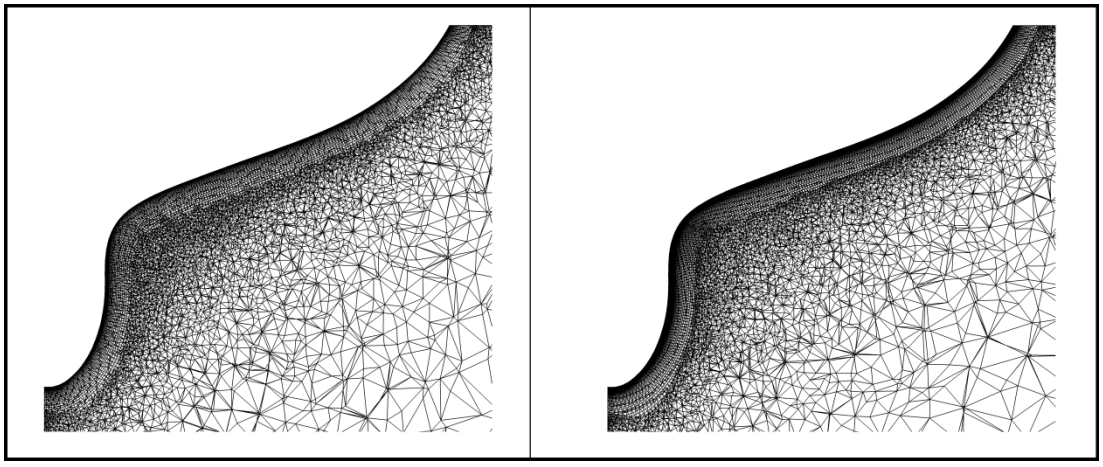
4.3.1 Ağ örgüsü iyileştirilmesi

Bölüm 2.6'da değinildiği üzere; y^+ >30 değerlerine sahip duvar akışlarının HAD analizlerinde, duvara yakın akış bölgeleri duvar fonksiyonu ile hesaplanmakta olup akım ayrılmaları bu fonksiyonla sağlıklı bir şekilde hesaplanabilmesi güçtür. Tampon bölge olarak ifade edilen $5 < y^+ < 30$ değerlerine sahip duvar akışlarında ise

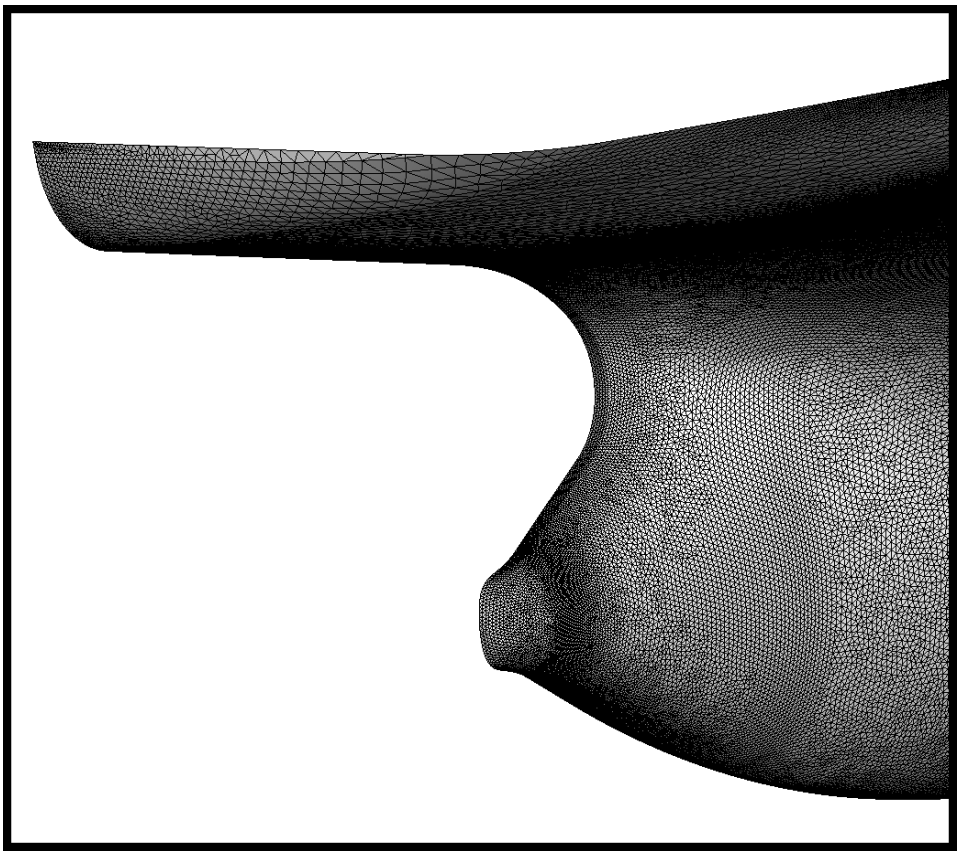
akış denklemlerinin kararsız bir şekilde değişmekte olduğundan duvardan boyutsuz uzaklık y^+'ın bu değerler arasında olması istenmemektedir. $y^+ < 5$ değerlerine sahip duvar akışlarında ise duvar akışları duvar fonksiyonu olmadan doğrudan hesaplanmakta olup bu bölgede oluşabilecek akım ayrılmalarının da doğrudan hesaplanması mümkündür. Bu sebeple, kesilmiş model ağ örgüsü sıklaştırılarak ve duvara en yakın ilk ağ yüksekliği daraltılarak y^+ boyutsuz değeri 2'nin altına indirilmiştir. y^+'nin 2'ye düşürülmesi sonucu çözüm ağında yer alan yüksek yan oranlı ve çarpıklığa sahip hücreler oluşmuştur. Bunun azaltılması için M1'in formunun yüzey ağındaki çizgilerin nokta sayısında artırıma gidilerek çözüm ağı sıklaştırılmıştır (Şekil 4.11). Ayrıca sonraki bölümlerde yer alan girdap yapıcıların uygulanmak üzere tespit edilmiş bölgenin yüzey ağı çizgileri sıklaştırılmıştır. Şekil 4.12'de $y^+ = 40$ değerine sahip M1'in yüzey ağ örgüsü yer alırken Şekil 4.13'te $y^+ = 2$ değerine sahip M1'in yüzey ağ örgüsü yer almaktadır. Çizelge 4.5'te ise $y^+ = 40$ ve $y^+ = 2$ değerlerine sahip M1 çözüm ağlarının özellikleri yer almaktadır.

Çizelge 4.5 : $y^+ = 40$ ve $y^+ = 2$ değerlerine sahip M1 çözüm ağlarının özellikleri

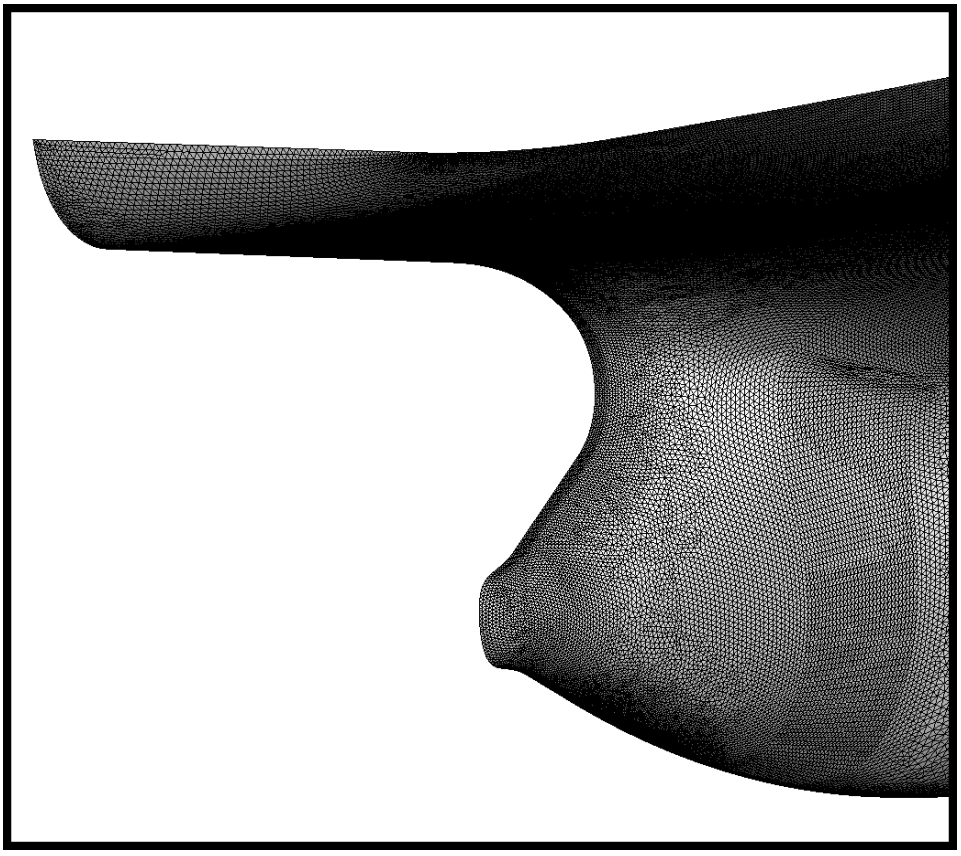
Çözüm Ağı	Eleman Sayısı	Maksimum Yan Oranı	Maksimum Çarpıklık
M1 ($y^+ = 40$)	6.1×10^6	72.9	0,57
M1 ($y^+ = 2$)	10.1×10^6	918.4	0,69



Şekil 4.11 : $y^+ = 40$ (solda) ve $y^+ = 2$ değerlerine sahip M1 çözüm ağlarının x = 1.4 m'deki kesit görünüşleri.



Şekil 4.12 : M1 (y^+ = 40) tanker formu yüzey ağları.



Şekil 4.13 : M1 (y^+ = 2) tanker formu yüzey ağları.

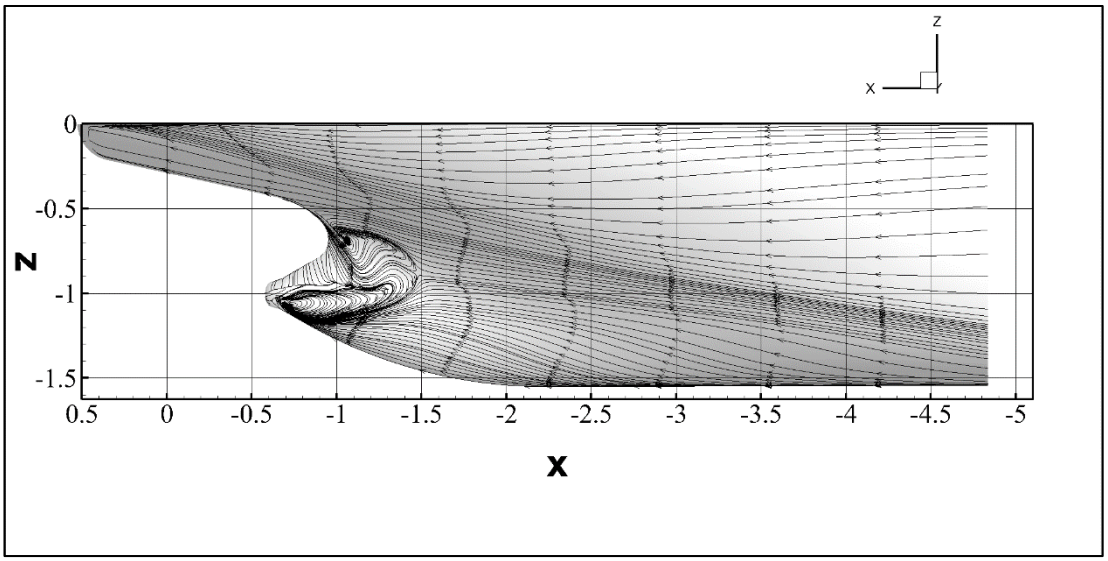
4.3.2 M1 formu hidrodinamik özellikleri

M1 geçerlemesi yapılmış yöntemlerle giriş koşulu olarak modelin kesilmesi yöntemi geçerlemesinde kullanılan y^+ = 40 değerine sahip çözüm ağının giriş profili kullanılarak HAD analizi yapılmıştır. Hesaplama sonucu, Çizelge 4.6'da yer alan direnç verileri elde edilmiştir.

Çizelge 4.6 : M1 direnç verileri.

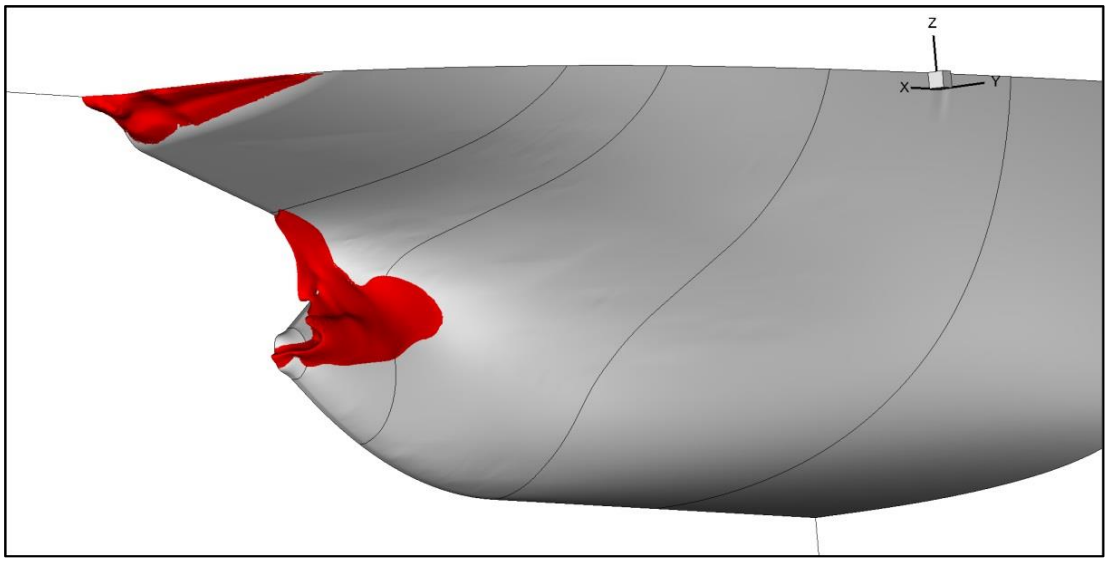
Çözüm Ağı	R_T (N)	R_F (N)	R_{VP} (N)
M1	146.10	79.57	66.54

Akım ayrılmaları, duvar kayma gerilmeleri akım hatları olarak çizdirilerek (limit durumundaki akım hatları) -x yönüne doğru eğilimli olanları takip edilerek tespit edilebilmektedir. Şekil 4.14'te gösterilen limit durumundaki akım hatlarına göre, akım ayrılması hadisesi x koordinatında -1.4 m'den itibaren, z koordinatında -0.6 m ile -1.2 m arası oluşmuştur. Büyük iki adet alanda ayrılma hadiselerine rastlanmıştır.



Şekil 4.14 : M1 limit durumundaki akım hatları.

Akım ayrılmaları üç boyutlu olarak görselleştirilmiştir. Bunun için akımın x yönündeki hızının sıfırın altına ulaştığı bölgeler yüzey olarak çizdirilmiştir. Çizdirilen alanlar Şekil 4.15'te yer almaktadır.

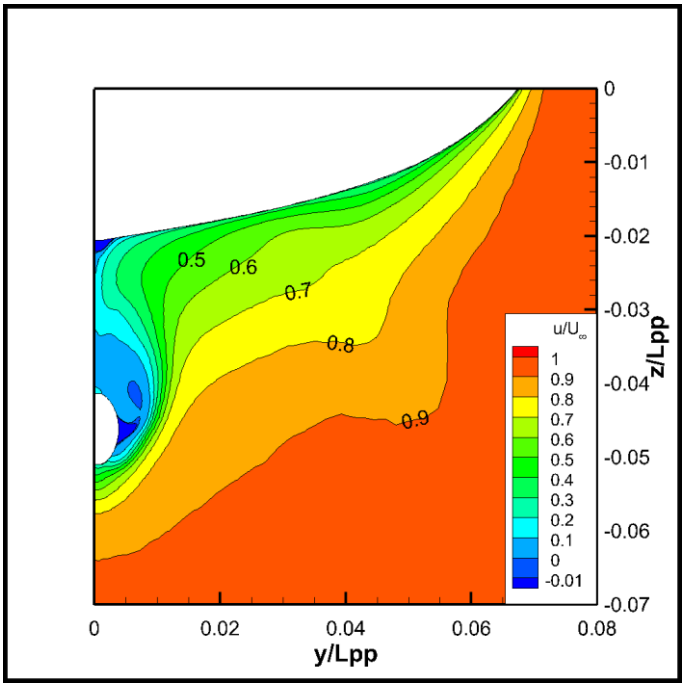


Şekil 4.15 : M1 akım ayrılması bölgeleri.

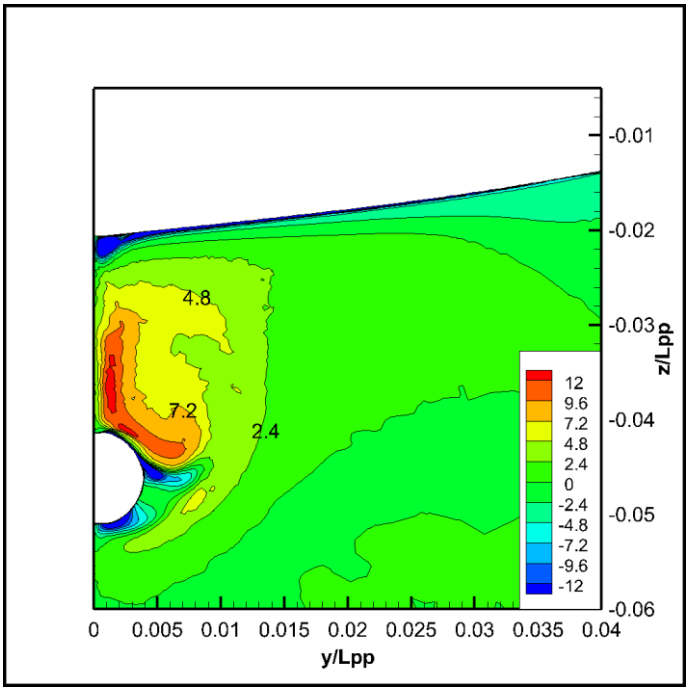
Şekil 4.15'te tanker akım ayrılmalarını üç boyutlu olarak görselleştirilmiştir. Bunun için akımın x yönündeki hızının sıfırın altına ulaştığı bölgeler yüzey olarak çizdirilmiştir. Ayrıca, geminin ayna kıçındaki ters akış da görüntü de yer almıştır. Görüldüğü üzere akım ayrılması tanker akımına etkilediği alan tankerin kıçını büyük oranda kaplamaktadır. Bu etkiler gemi arkası ize kadar etkisini sürmektedir.

Tankerin pervane düzlemine karşılık gelen x = -0.7 m'deki izi alınmıştır. İzde yer alan hızlar tanker model hızı olan 2.701 m/s'ye ye bölünerek u/U_∞ olarak boyutsuzlaştırılmıştır. y ile z koordinatları tanker boyu 21.752 m'ye bölünerek y/L_{pp} ve z/L_{pp} olarak isimlendirilerek boyutsuzlaştırılmıştır. İz konturları Şekil 4.16'da yer almaktadır. Konturlardan $-0.48 < z/L_{pp} < -0.38$ ile $0.5 < y/L_{pp} < 1.0$ bölgesinde yer alan koyu mavi rengi ile ifade edilen bölge hızın 0'ın altına indiği -0.01 değerine sahip hız konturunu temsil etmektedir. Bu bölge akım ayrılmaları etkilerinin izde etkili olduğunu göstermektedir. Şekil 4.17'de yer alan izdeki girdaplılık konturlarında görüldüğü üzere Şekil 4.16'daki bahsi geçen bölgelerde görülen girdaplılık yoğunluğu bu durumu destekler niteliktedir.

Sonuç olarak çalışılan tankerin kıçında negatif basınç grdayanına bağlı olarak sınır tabakanın duvar yüzeyinde ayrılması sonucu meydana gelen güçlü akım ayrılmaların oluştuğu hesaplamalı analizler sonucu ortaya konulmuştur.



Şekil 4.16 : M1 pervane düzlemi kesitindeki u/U_{∞} konturları.

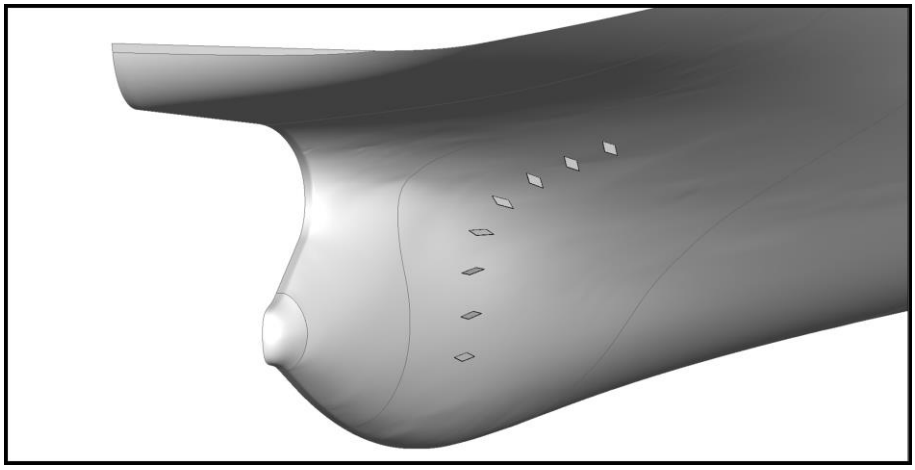


Şekil 4.17 : M1 pervane düzlemi kesitindeki girdaplılık konturları.

4.4 Girdap Yapıcıların Uygulanması

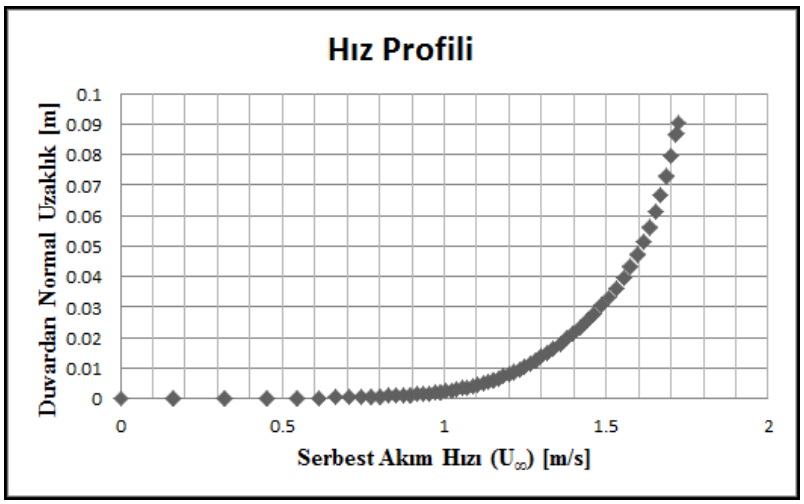
Orijinal formda mevcut olan akım ayrılmaların giderilmesi veya geciktirilmesi adına, önceden de sözü edildiği üzere, tankerin kıç bölgesine sistematik biçimde temel parametrelerin değiştirilmesi yoluyla farklı konfigürasyonlarda girdap yapıcılar uygulanmıştır. Sayısal simülasyonlarda ve fiziksel uygulamada sağladıkları kolaylık

nedeniyle, düz levha tipindeki girdap yapıcıların seçilmesi uygun bulunmuştur. Tüm girdap yapıcı vakalarında, girdap yapıcıların tümü, izler kenarları aynı x koordinatına denk gelecek şekilde yerleştirilmişlerdir. Akım ayrılması hadisesi gemide x = -1.4 m'den itibaren başladığından tüm vakalarda girdap yapıcıların izler kenarları x = -1.45 m'de konumlandırılarak akım ayrılması başlangıcının hemen öncesine yerleştirilmiştir. Örnek bir girdap yapıcı yerleşimi Şekil 4.18'de görülmektedir.



Şekil 4.18 : Örnek girdap yapıcı yerleşimi.

Uygulanacak olan girdap yapıcılıların yüksekliklerinin belirlenebilmesi adına, M1 formu için, gemi yüzeyi üzerinde x = -1.45 m ve -1.2 m < z < -0.6 m arası belirlenen bir noktadan, yüzeye normal doğrultudaki hız profili belirlenmiştir. Sözü geçen hız profilinin büyüklüğü ile hız profil büyüklüğüne karşılık gelen duvar mesafelerinin grafiği Şekil 4.19'da yer almaktadır.



Şekil 4.19 : Serbest akım hız profili.

Şekil 4.19'da görülen serbest akım hız profili ile doğrudan sınır tabaka kalınlığı tayini kolay olmamaktadır. Bunun nedeni bütün gemilerde olduğu gibi formun

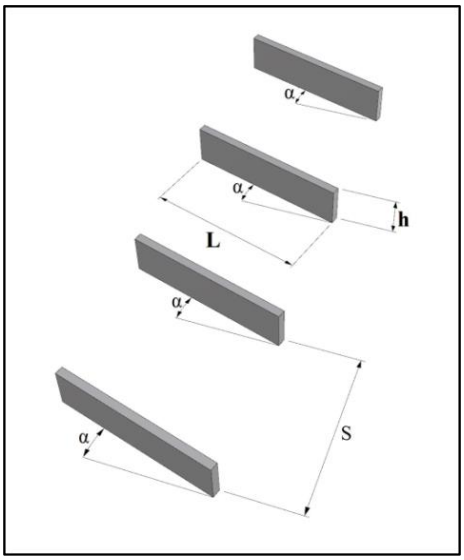
kavisli bir yüzeye sahip olmasıdır. Duvardan alınan normal uzaklık olabildiğince büyük alındığında hız profilinin istikrarlı bir şekilde gemi hızı 2.701 m/s'ye doğru artacaktır. Ancak Şekil 4.19'da görüldüğü üzere 30 mm'ye kadar serbest akım hızı polinomik bir artış gösterirken bu uzaklıktan sonra lineer bir artış göstermektedir. Böylece sınır tabaka kalınlığı (δ) yaklaşık olarak 30 mm olarak tespit edilmiştir.

Uygulanacak olan girdap yapıcı konfigürasyonu literatürde bulunan örneklerden yola çıkılarak (Lin 1999; Lin, 2002; Yao ve diğ., 2002) dört temel parametre ile kontrol edilmiştir. Bunlardan ilki, girdap yapıcılar arası mesafelerdir. Hesaplamalı analizlerde, girdap yapıcılar arası mesafeler (S), girdap yapıcı boyu, L ile boyutsuzlaştırılarak kullanılmıştır (Şekil 4.20).

Girdap yapıcı performansında etkili olan ikinci temel parametre girdap yapıcıların hücum açılarıdır. Yao ve diğ. (2002)'nin çalışmaları referans alınarak bu açılar $\alpha=10^0$, 16^0 ve 23^0 olarak belirlenmiştir (Şekil 4.20).

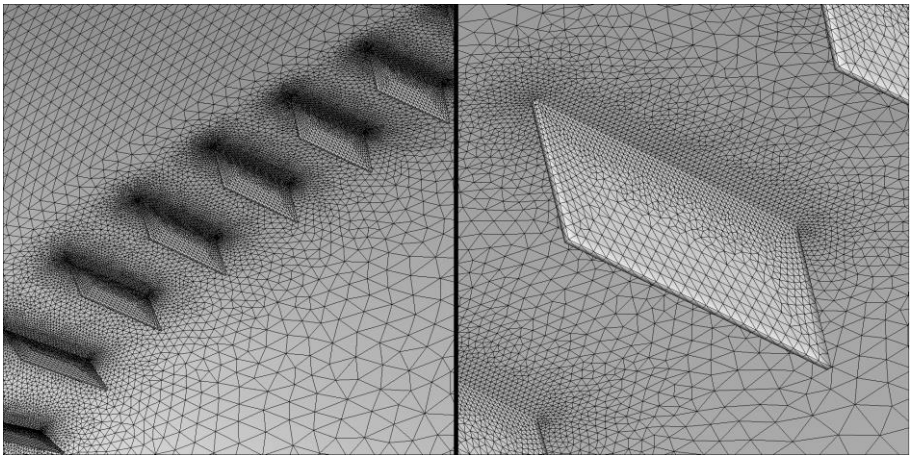
Ele alınan üçüncü parametre profil yüksekliğine bağlı girdap yapıcı tipidir. Bölüm 1'de anlatıldığı üzere, profil yüksekliğine göre temel iki tip girdap yapıcı türü mevcuttur. Bunlardan konvansiyonel girdap yapıcıların profil yükseklikleri δ mertebesinde iken, düşük profilli olanların yüksekliği ise 0.2δ civarındadır. Girdap yapıcıların boyutlandırmaları Yao ve diğ. (2002) referans alınarak yapılmıştır. Buna göre $h/\delta = 1$ olan konvansiyonel GY'ler için $L/h = 2$ olarak alınmıştır. Dolayısıyla konvansiyonel GY'lerin yüksekliği h = 30 mm olup boyları L = 60 mm'dir. Düşük profil girdap yapıcılarının yükseklikleri 6 mm olup boyları 60 mm'dir. Buna göre düşük profil girdap yapıcıların boyutsuz oranlarından $h/\delta = 0.2$ iken $L/h = 10$'dur. Yao ve diğ. (2002)'deki düşük profil GY'lerin L/h oranı 7 olarak yer almaktadır. Fakat düşük profil GY'lerin boylarının konvansiyonel GY'lerinkiler ile aynı olması için bu oran 10 alınmıştır.

Dördüncü ve son parametre salgılanan girdapların dönüş yönleridir. Bu parametreye göre iki tip girdap yapıcı vardır; bunlar eş dönüşlü ve karşıt dönüşlü girdap yapıcılardır. Karşıt dönüşlü GY çiftlerinin kendi içlerinde birbirlerine olan mesafeleri olup 40 mm'dir. Bu mesafe, çiftlerin önder kenarlarından alınmıştır.



Şekil 4.20 : Girdap yapıcı parametreleri; girdap yapıcı boyu L, yüksekliği h, hücum açıları α ve birbirlerine mesafeleri S.

Girdap yapıcıları üç boyutlu modellenmiş olup profil kalınlıkları bütün analizlerde 1 mm olarak alınmıştır. Bütün analizlerde girdap yapıcıların ağ yoğunluğu eşit tutulmaya çalışılmıştır. Girdap yapıcıların uygulandığı bir önceki bölümde Gem6 olarak isimlendirilen yüzey dışında tanker yüzeyinin ağ yapısı değiştirilmemiştir. Girdap yapıcıların yüzey ağ örgüsü gemi yüzeyindeki olduğu gibi "advancing front" (Mavriplis, 1995) yöntemi kullanılarak örülmüş olup, GY yüzeylerinin çevresindeki hücreler eş yönsüz olarak biçimlendirilerek düzenli hücrelere dönüştürülerek hibrit hücre yapısı sağlanmıştır. GY'lerin ilk ağ uzaklığı boyutsuz y^+ uzaklığı 2'nin altında olacak şekilde örülmüştür. Şekil 4.21'de analizi yapılan vakalardan birinin girdap yapıcı yüzey ağı görülmektedir. Bütün vakalardaki girdap yapıcı yüzeylerinin ağ yapısı ve ağ yoğunluğu genel olarak Şekil 4.21'deki gibidir.



Şekil 4.21 : Girdap yapıcı yüzey ağ örgüleri.

Bütün vakalarda giriş koşulu olarak $y^+ = 40$ değerine sahip çözüm ağının giriş profili kullanılmıştır.

Toplam 18 adet vaka koşturulmuştur. Vakaların her biri, ismi belirlenmiş kurallar doğrultusunda kodlanmıştır. Bütün vakaların ismi GY ile başlamakta olup ilk iki rakam girdap yapıcılar arası mesafeleri temsil eder. Temsil edilen mesafe S/L'dir. Üçüncü ve dördüncü rakam hücum açıların temsil eder. Beşinci karakter harf olup K harfi konvansiyonel girdap yapıcıyı temsil ederken, D harfi düşük profil girdap yapıcıyı temsil eder. Son karakter E veya K'dır. E eş dönüşlü girdap yapıcıyı temsil ederken K karşıt dönüşlü girdap yapıcıyı temsil eder. Örneğin GY2510KE vakasında kullanılan girdap yapıcıların birbirlerine olan boyutsuz mesafe S/L = 2.5, hücum açıları 10^0, profil yüksekliklerine göre tipleri konvansiyonel, girdap dönüşlerine göre tipleri eş dönüşlüdür. Çıplak gemi vakası ise M1 olarak isimlendirilmiştir.

EK A'da M1 vakası ve 18 adet vakanın akım ayrılma bölgeleri üç boyutlu eş-yüzeyler biçimindeki görüntüleri yer almaktadır.

4.4.1 Girdap yapıcılar arası mesafe

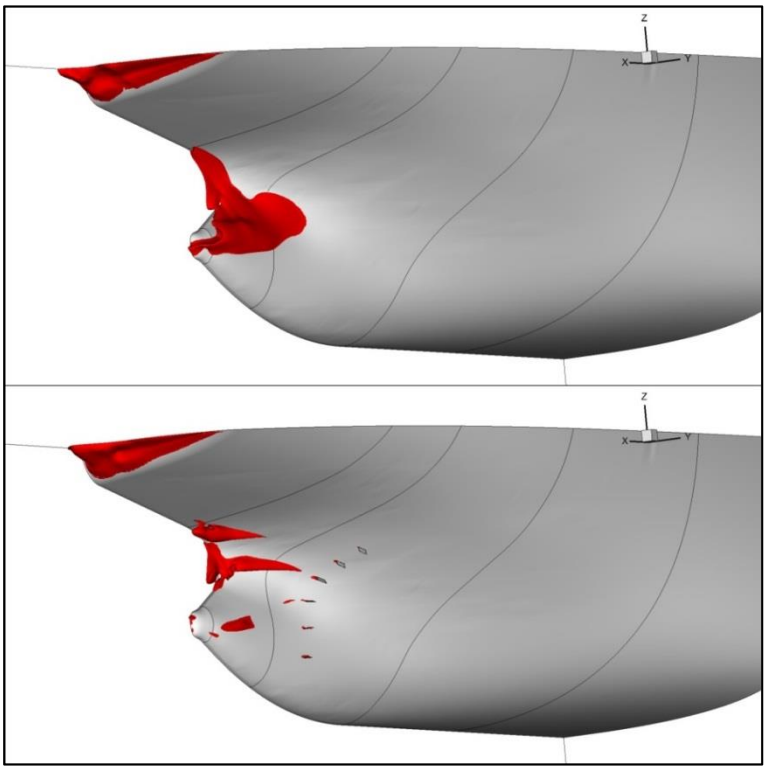
İncelenen ilk parametre olması sebebiyle çalışma bu parametre üzerinden şekillenmiştir. Başlangıç olarak bütün girdap yapıcıların hücum açısı 16^0, profil yüksekliklerine göre tipleri konvansiyonel, girdap dönüş yönlerine göre tipleri eş dönüşlü olarak seçilmiştir. Girdap yapıcılar, beş adet vakada farklı S/L değerleri ile M1 formuna uygulanmıştır. S/L değerleri sırasıyla 3.5, 2.5, 2, 1.5 ve 1 olarak seçilmiştir. Vakaların özellikleri ve HAD ile analizleri sonucunda elde edilen direnç bileşenleri Çizelge 4.7'de yer almaktadır.

Çizelge 4.7 : Değişen S/L parametrelerine göre konvansiyonel eş dönüşlü girdap yapıcılı gemi direnç değerleri.

Vaka	S/L	α	GY Sayısı	R_T [N]	R_F [N]	R_{VP} [N]	Toplam Parazitik Direnç [N]	R_T Fark [%]
M1	-	-	-	146.1	79.6	-	-	-
GY3516KE	3.5	16^0	3	146.4	79.6	66.9	0.45	0.22
GY2516KE	2.5	16^0	6	139.4	79.7	60.1	0.4	-4.60
GY2016KE	2	16^0	8	141.1	79.6	61.5	0.49	-3.45
GY1516KE	1.5	16^0	10	142.5	79.3	63.2	0.57	-2.46
GY1016KE	1	16^0	15	147.7	79.2	68.5	0.81	1.08

Toplam parazit değerleri girdap yapıcı yüzeylerinin direncini ifade etmektedir. R_T fark ise M1 vakasının toplam direncinin, girdap yapıcı uygulanması sonucu elde edilen direnç farkının yüzdesidir. Elde edilen yüzdenin negatif olması vakanın hesaplanan direncinin M1 vakasının toplam direncinden daha az olduğunu göstermektedir.

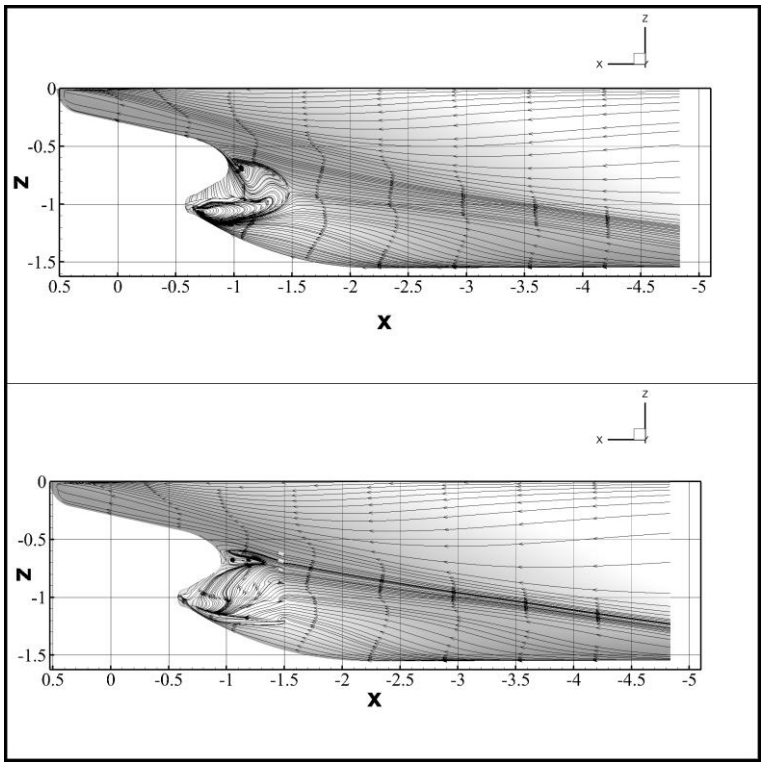
Çizelge 4.6'daki direnç bileşenleri karşılaştırıldığında en başarısız sonuçlar S/L = 3.5 ve S/L = 1 değerine sahip girdap yapıcılardır. S/L = 3.5 mesafesine göre uygulanan girdap yapıcıların sayısı etkisiz derecede az olması sebebiyle akım ayrılmaların kontrolü ve direnç bileşen değerleri açısından verimsiz sonuçlar vermiştir. Direnç bileşen değerleri düşürmesi açısından en verimli S/L mesafesi 2.5'tur. S/L = 2.5 mesafe GY konfigürasyonuna sahip GY2516KE vakasının akım ayrılmalarına etkileri araştırılmıştır. Şekil 4.22'de GY2516KE'nin ile M1 vakalarının x yönündeki hızlarının sıfırın altına indiği bölgeler yüzey olarak görüntüleri karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Bu bölgeler akım ayrılma bölgelerini göstermektedir. Şekil 4.22'de yer alan yukarıdaki görüntü M1'e aitken aşağıdaki görüntü GY2516KE vakasına aittir.



Şekil 4.22 : M1 (yukarıda) ile GY2516KE vakası akım ayrılması bölgeleri.

Şekil 4.22'de GY2516KE vakasında M1 vakasında şaft çıkışı civarındaki akım ayrılma bölgesini büyük oranda küçülttüğü görülmektedir. Şekil 4.23'te limit durumundaki akım hatları çizgileri ile 4.22'deki akım ayrılması bölgelerini

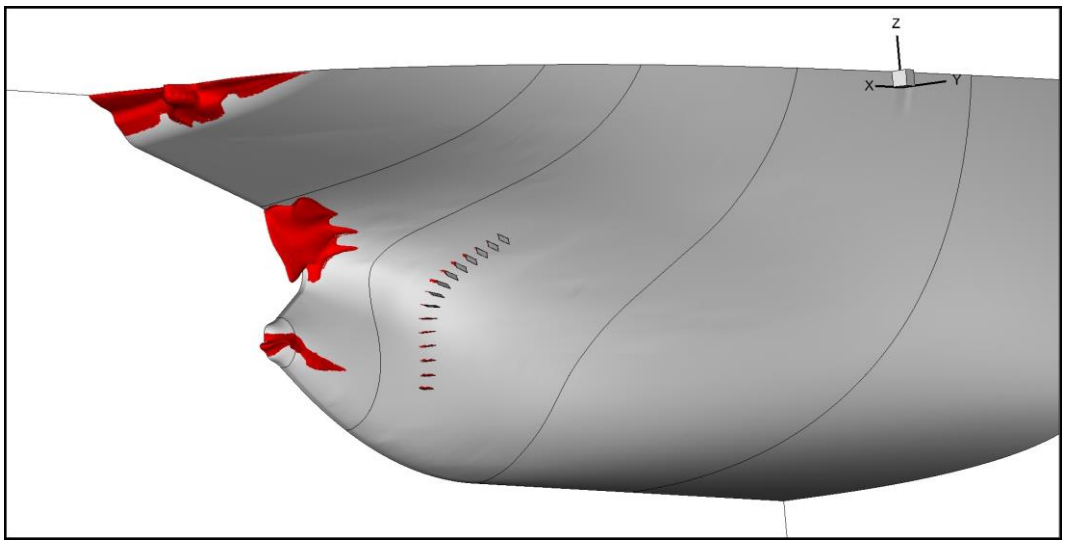
desteklenmektedir. Şekil 4.23'te görüldüğü üzere M1'de z koordinatı doğrultusunda -0.6 m ve -1.2 m mesafeleri arası iki adet büyük alanda akım ayrılması gerçekleşmektedir. GY2516KE vakasının limit durumundaki akım hatlarına göre akım ayrılma hadisesinin oluştuğu saptanan iki büyük alandan aşağıda kalan bölgenin akım ayrılması neredeyse tamamen giderilirken diğer bölgede akım ayrılması z koordinatı doğrultusunda -0.6 m ile -0.7 m mesafeleri arasındaki alanda görülmektedir.



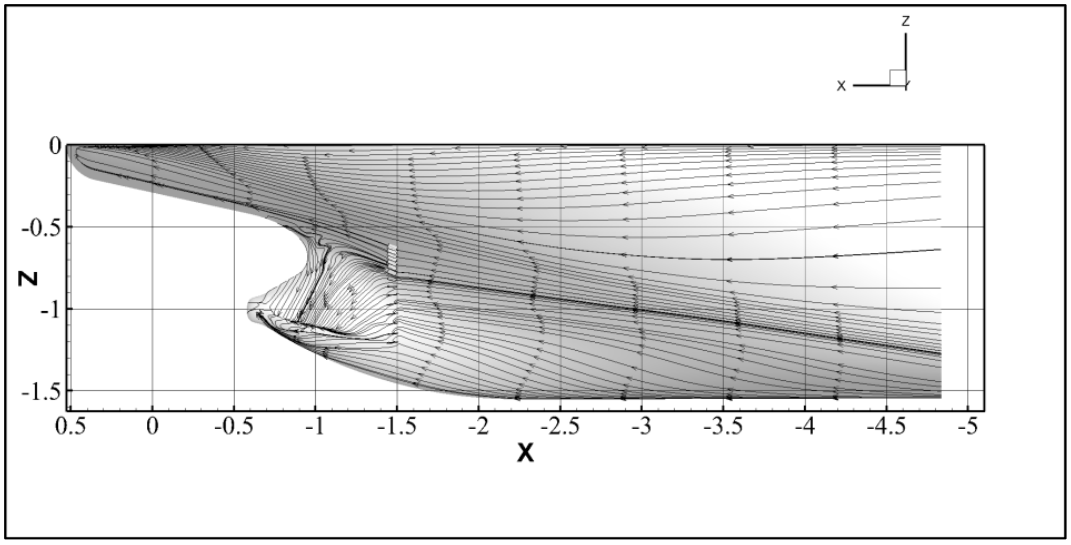
Şekil 4.23 : M1 (yukarıda) ile GY2516KE vakasının limit durumundaki akım hatları.

Direnç bileşenleri açısından en başarısız sonuç S/L =1 değerine sahip GY1016KE vakasından alınmıştır. Bu vakanın akım ayrılma bölgeleri üç boyutlu eş-yüzeyler biçiminde Şekil 4.24'te, limit durumundaki akım hatları ise Şekil 4.25'te yer almaktadır. Şekil 4.24 ve Şekil 4.25'te görüldüğü üzere GY1016KE vakası akım ayrılmaların giderilmesi konusunda esasen oldukça başarılı olmuştur. Şekil 4.25'teki limit durumundaki akım hatlarına göre GY1016KE vakasında akım ayrılması hadisesinin oluştuğu iki büyük alanda da büyük küçülmeler gözlemlenmiştir. Yukarı bölgenin akım ayrılmasının başlangıcı x koordinatı doğrultusunda, -1.3 m'de başlasa da z koordinatı doğrultusunda -0.54 m ile -0.63 m mesafeleri arasında küçük bir alanda görülmektedir. Aşağı bölgenin akım ayrılmasının başlangıcı, x koordinatı

doğrultusunda -0.95 m'de başlamış olup z koordinatlarındaki mesafeleri oldukça küçük olup akım ayrılması alanı nerdeyse ip şekline benzemektedir.



Şekil 4.24 : GY1016KE vakasının akım ayrılması bölgeleri.

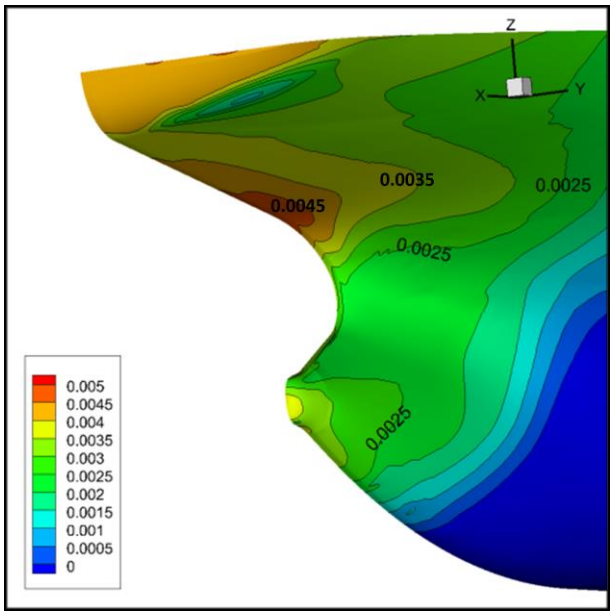


Şekil 4.25 : GY1016KE vakası limit durumundaki akım hatları.

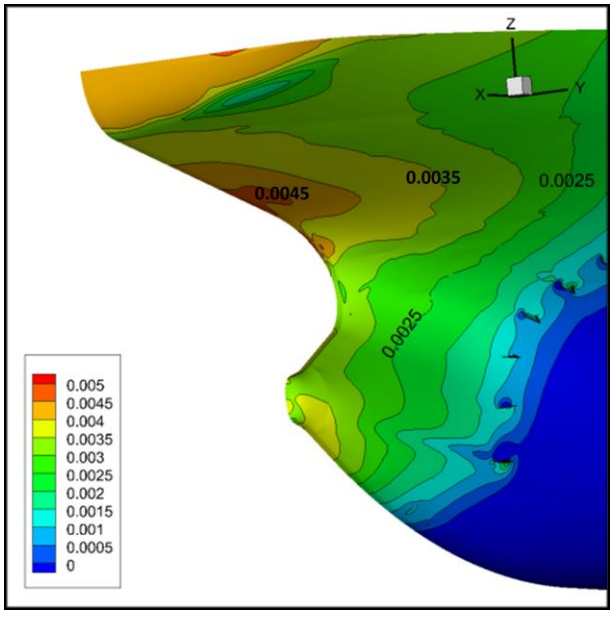
GY1016KE vakasının akım ayrılmalarını büyük oranda giderirken direnç değerleri açısından en başarısız vaka olması ilginçtir. Ancak Şekil 4.24 ile Şekil 4.22 karşılaştırmalı olarak incelendiğinde ayna kıçtaki ayrılma bölgelerinin büyük oranda değiştiği gözlemlenmektedir. Buna göre GY'lerin ayna kıç civarındaki akıma kadar etkili oldukları anlaşılmaktadır. Bu hususun daha net olarak ortaya konabilmesi için gemi yüzeyi üzerindeki basınç katsayısı dağılımları karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Bilindiği gibi basınç katsayısı aşağıdaki biçimde ifade edilmektedir.

$$C_P = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho S u^2} \tag{4.1}$$

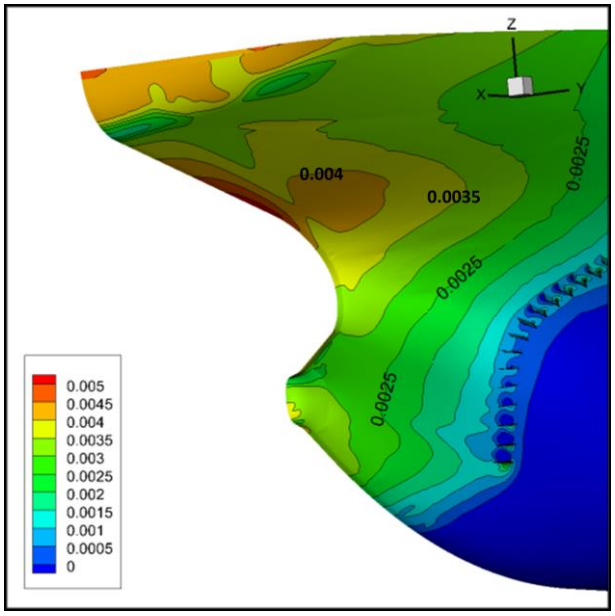
Denklemde yer alan P, ρ, S, U değerleri sırasıyla, basınç, yoğunluk, ıslak alan ve gemi hızını temsil etmektedir. Şekil 4.26, 4.27 ve 4.28'de, sırasıyla, M1, GY2516KE ve GY1016KE vakaları için elde edilen gemi yüzeyi basınç katsayısı dağılımları yer almaktadır.



Şekil 4.26 : M1 vakasının C_P konturları.



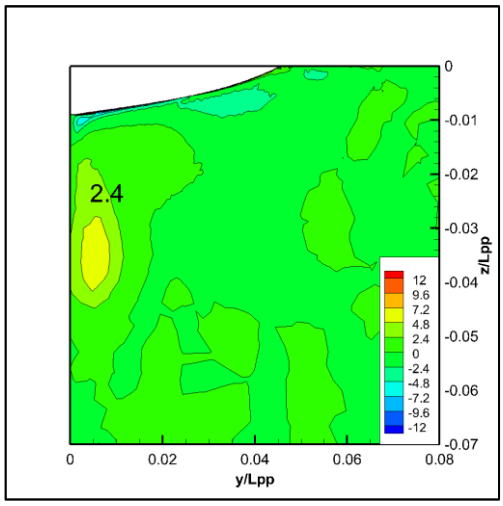
Şekil 4.27 : GY2516KE vakasının C_P konturları.



Şekil 4.28 : GY1016KE vakasının C_P konturları.

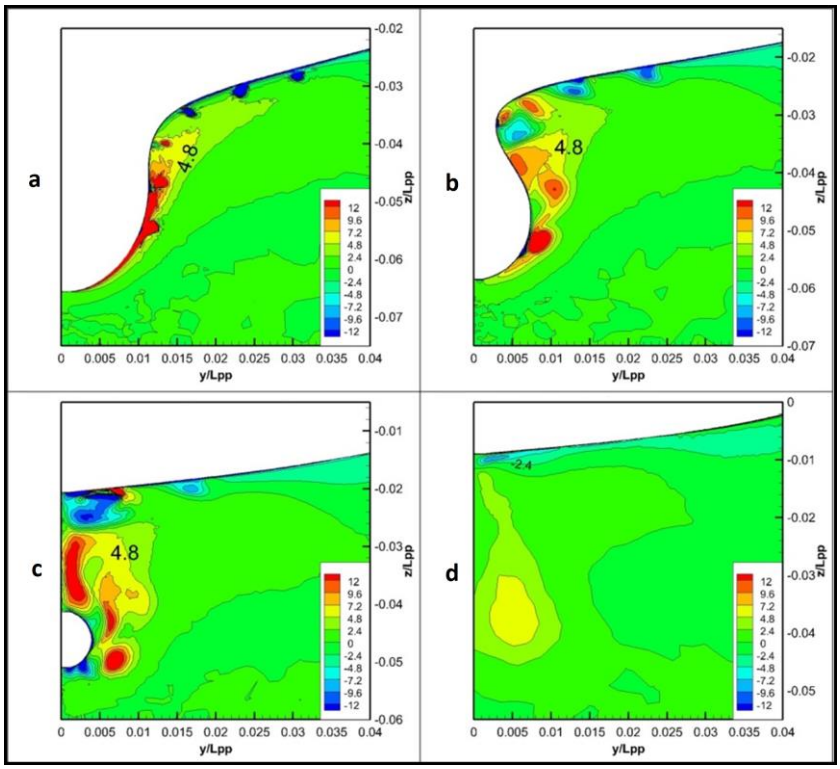
Şekil 4.27 ve Şekil 4.28'de yer alan GY'lerin ürettikleri girdaplar GY'lerin önündeki basınç azalımı olarak açık bir şekilde görülmektedir. Şekil 4.27'de yer alan GY2516KE'nin basınç katsayıları konturlarından görüldüğü üzere; geminin ayna kıçına doğru basınç katsayısı Şekil 4.26'da görülen M1'in basınç katsayısına göre daha düşüktür. Şekil 4.28'de yer alan GY1016KE'nin basınç katsayısı konturlarının M1 vakasının basınç konturlarına göre basınç azalımı oldukça fazladır. Geminin ayna kıçındaki basıncının azalması gemi direnç değerlerini oldukça olumsuz etkileyen bir durumdur. GY1016KE vakasındaki direnç değerleri diğer vakalara göre daha verimsiz olmasında bu durum etkili olmuştur.

Şekil 4.27 ve Şekil 4.28'deki C_P konturlarından görüldüğü üzere geminin ayna kıçına doğru basınç düşmeye devam etmektedir. O halde girdap yapıcıların özellikle yukarıdaki girdap yapıcılarının ürettikleri girdaplar geminin ayna kıçına doğru ulaştığı kanısına varılmıştır. Bu sebeple tüm vakalardaki girdap yapıcıların girdapları takip edilmiştir. Şekil 4.29'da M1 vakasının x koordinatı doğrultusunda tankerin ayna kıçına yakın bir mesafe olan x = 0.4 m'den alınmış kesitin girdaplılık konturları yer almaktadır.

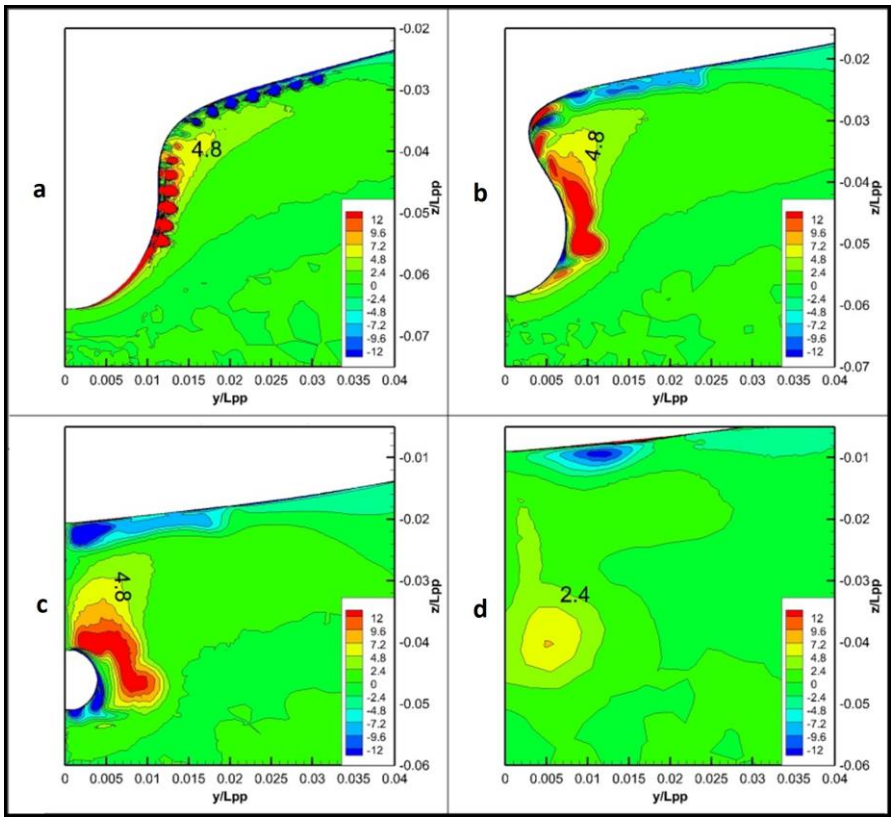


Şekil 4.29 : M1 vakasının x = 0.4 m koordinatından alınmış girdaplılık konturları.

Tüm vakalardaki girdap yapıcıların ürettikleri girdapların takibi x koordinatı doğrultusunda -1.4 m, -1m, -0.7m ve 0.4 m mesafelerinden alınan kesitlerden yapılmıştır. Bunlardan x= -0.7 m'ye karşılık gelen kesit pervane düzlemi olup x = 0.4 m kesiti ayna kıça yakın konumlandırılmıştır. Kesitlerde girdaplılık değerlerinin konturları alınmıştır. Şekil 4.30'da GY2516KE'nin kesitleri, Şekil 4.31'de GY1016KE'nin kesitleri yer almaktadır.



Şekil 4.30 : GY2516KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.



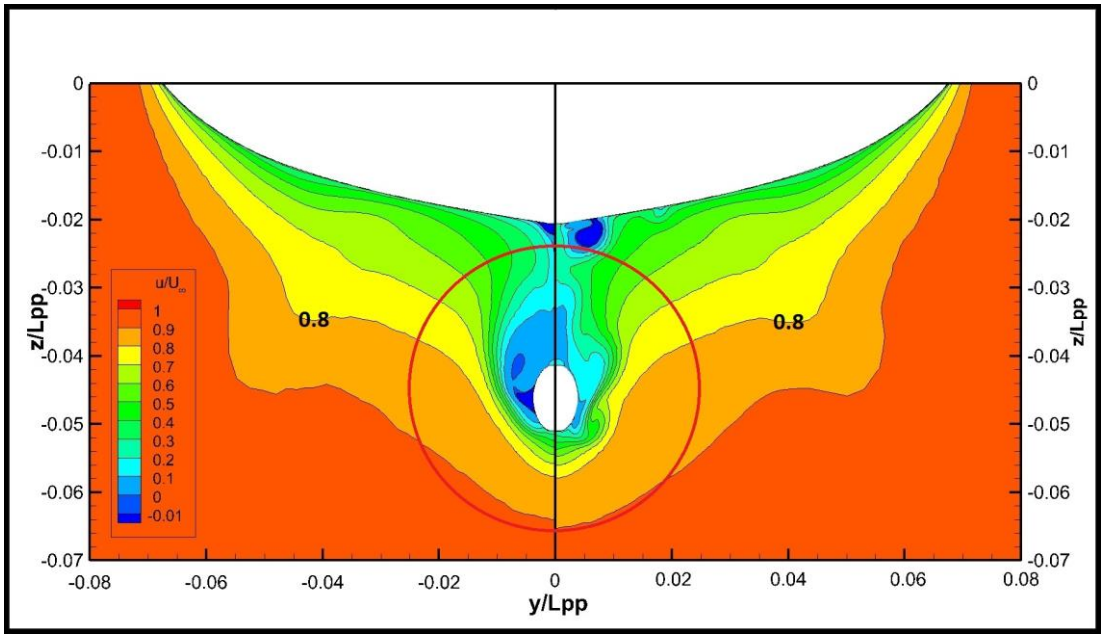
Şekil 4.31 : GY1016KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.

Şekil 4.30 ve Şekil 4.31'de x = -1.4 m kesitlerinde girdap yapıcıların ürettiği tekil girdaplar rahatlıkla görülebilmektedir. x = -1 m kesitlerinde girdap yapıcıların ürettiği girdaplar akım yönünde dağılmakta iken, x = -0.7 m kesitinde bu girdapların birleşerek güçlü girdaplar haline geldikleri görülmektedir.

Şekil 4.30 ve Şekil 4.31'de görüldüğü üzere Şekil 4.29'daki M1 vakasına ait x = 0.4 m kesitindeki girdaplılık konturlarıyla kıyaslandığında GY2516KE ve GY1016KE vakalarındaki girdap yapıcılarının ürettiği girdaplarının bir veya birkaçı geminin kıçına kadar ulaştığı görülmektedir. Gemi ayna kıçına ulaşan en güçlü girdaplar GY1016KE vakasında görülmüştür. Girdap takibi görüntülerine göre girdap yapıcıların ürettiği girdaplar gemi yüzeyine yakın ilerleyip girdapların doğrultuları istenen şekildedir. Fakat geminin boyutsuz z/L_{PP} -0.035 m koordinatındaki kesitindeki kıvrımı nedeniyle bu bölgede konumlandırılmış girdap yapıcıların girdapları birbirlerini zayıflattığı x = 1.4 m kesitlerinde görülebilmektedir.

Bütün bu veriler ışığında GY2516KE S/L açısından en başarılı vakadır. Şekil 4.32'de GY2516KE vakasında uygulanan girdap yapıcıların gemi izine etkileri yer almaktadır. Soldaki görüntü M1 vakasına aitken sağdaki görüntü GY2616KE'ye

aittir. İz kesiti pervane düzlemi olan x = -0.7 m koordinatından alınmış olup hızlar tanker hızı olan 2.701 m/s'ye bölünerek boyutsuzlaştırılmıştır. Ayrıca, pervane diskine karşılık gelen sınırlar kırmızı renkle gösterilmiştir.



Şekil 4.32 : M1 vakası (solda) ile GY2516KE vakasının izlerinin karşılaştırılması.

Şekil 4.32'de, solda bulunan M1 vakasında pervane diskine karşılık gelen bölgelerde bulunan negatif hızların, GY2516KE vakasında neredeyse tamamen giderildiği görülmektedir. GY'lerin uygulanması ile elde edilen düzgün hız dağılımının gemi arkasındaki pervane verimini arttıracak olması da muhtemeldir. Ancak buna karşılık GY2516KE vakasında -0.025 < z/Lpp < -0.02 ve 0 < y/Lpp < 0.01 bölgesinde GY'lerden kaynaklanan bir negatif hız bölgesi göze çarpmaktadır.

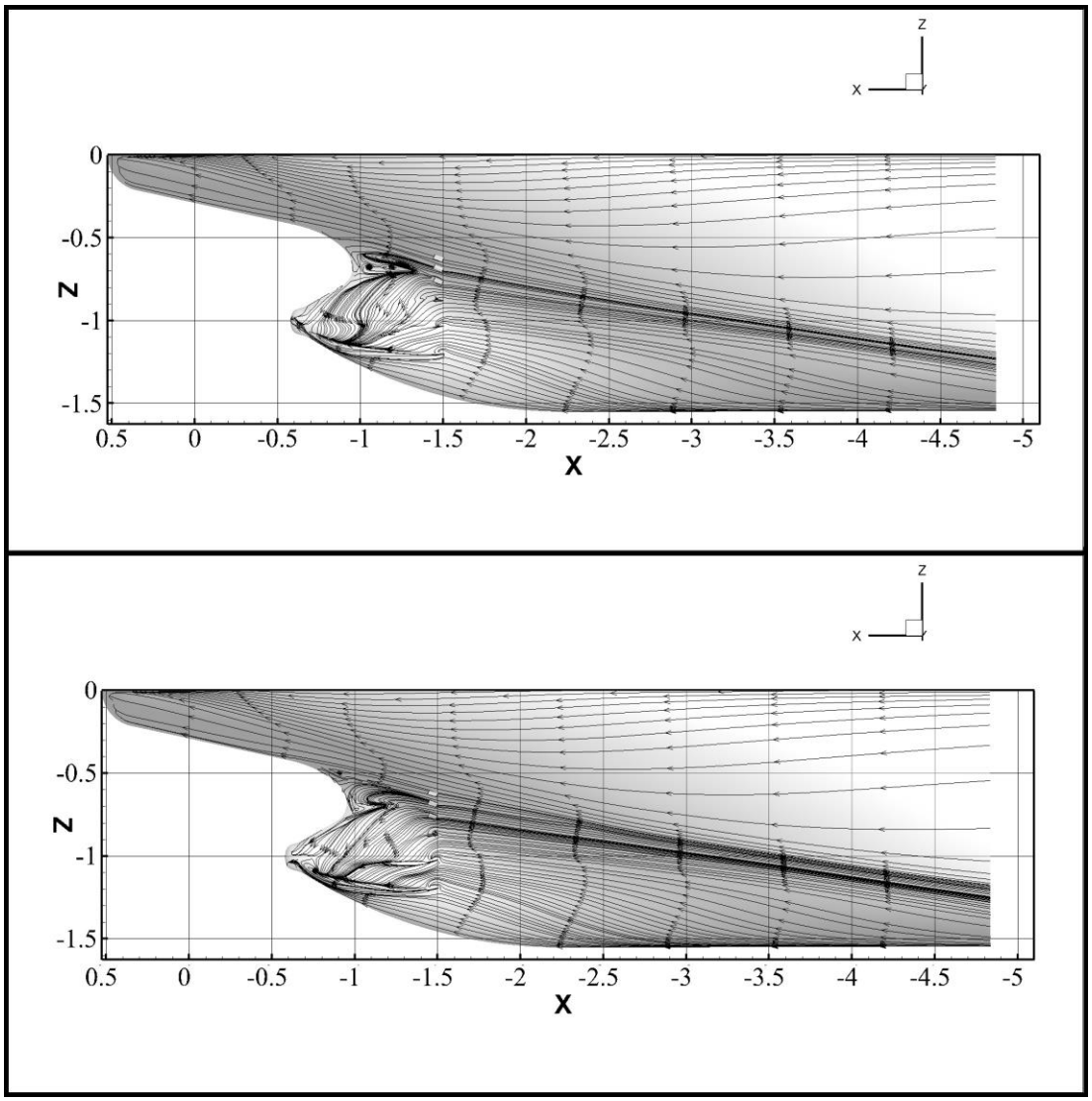
4.4.2 Hücum açıları

Takip eden çalışmalarda, GY'lerin hücum açılarının akışa ve dirence olan etkisi ele alınmıştır. Bir önceki bölümde ifade edildiği gibi, konvansiyonel, eş dönüşlü, 16^0 hücum açılı girdap yapıcılar için, S/L=2.5, 2 ve 1.5 değerlerinden daha başarılı sonuçlar elde edilmiştir. Buna göre, farklı hücum açıları için yapılan çalışmalar yalnızca sözü edilen S/L değerleri ile yürütülmüştür. Böylece her S/L değeri için daha önce $\alpha=16^0$ ile yapılmış olan analizlere ek olarak $\alpha=10^0$ ve 23^0 hücum açıları için hesaplamalar gerçekleştirilmiştir. Etkin olması beklenen bu hücum açıları Yao ve diğ. (2002)'ye göre belirlenmiştir. Çizelge 4.8'de farklı hücum açılarının uygulanması ile elde edilen HAD analizi sonuçları yer almaktadır.

Çizelge 4.8 : Değişen α ve S/L parametrelerine göre eş dönüşlü konvansiyonel girdap yapıcılı gemi direnç değerleri.

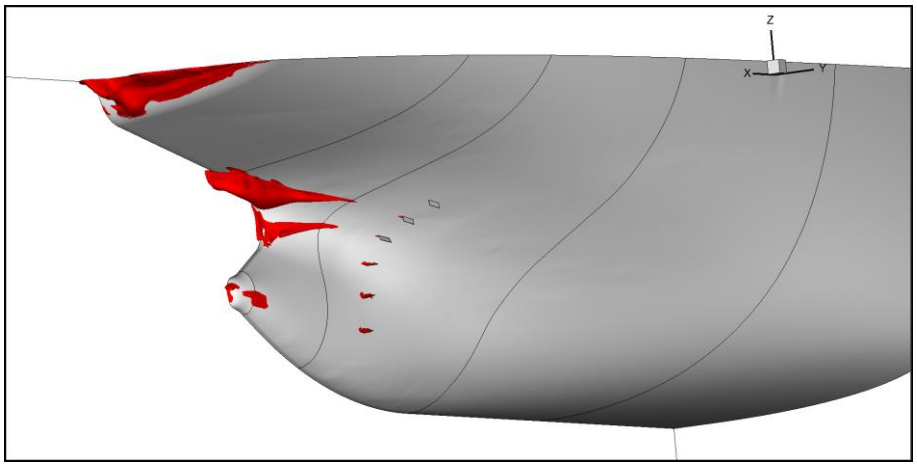
Vaka	S/L	α	GY Sayısı	R_T [N]	R_F [N]	R_{VP} [N]	Toplam Parazitik Direnç [N]	R_T Fark [%]
M1	-	-	-	146.1	79.6	-	-	-
GY2510KE	2.5	10^0	6	139.8	79.9	59.9	0.53	-4.33
GY2516KE	2.5	16^0	6	139.4	79.7	59.7	0.4	-4.60
GY2523KE	2.5	23^0	6	142.5	79.8	62.8	1.01	-2.46
GY2010KE	2	10^0	8	142.0	79.6	62.4	0.67	-2.79
GY2016KE	2	16^0	8	141.1	79.6	61.5	0.49	-3.45
GY2023KE	2	23^0	8	144.5	79.6	64.9	1.09	-1.11
GY1510KE	1.5	10^0	10	143.1	79.5	63.6	0.84	-2.05
GY1516KE	1.5	16^0	10	142.5	79.3	63.8	0.57	-2.46
GY1523KE	1.5	23^0	10	147.2	79.5	67.7	1.33	0.74

Çizelgeye göre tüm S/L değerlerinde direnç bileşenlerini düşürmede en etkili hücum açısının 16^0 olduğu gözlenmektedir. En düşük parazit direnç değerleri de yine $\alpha = 16^0$ uygulanan vakalardan elde edilmiştir. Ayrıca farklı S/L değerlerinden alınan etki hücum açılarına göre farklılık göstermemiş ve direnç yönünden en başarılı sonuçlar S/L = 2.5 olan vakalardan elde edilmiştir. Dirence olan etki açısından en verimsiz hücum açısının ise 23^0 olduğu görülmektedir. Hatta, GY'ler bu hücum açıda S/L = 1.5 konfigürasyonu ile uygulandığında, GY içermeyen M1 vakasına kıyasla daha yüksek direnç değerleri elde edilmiştir. 10^0 hücum açısına sahip vakalar ise 16^0 hücum açılı vakalara daha yakın direnç değerleri vermektedir. Tüm sabit S/L değerlerinde, girdap yapıcıların hücum açılarının artması ile önce direnç daha da düşmüş, daha sonra ise artış göstermiştir. Buna göre, öncelikle, hücum açısının artmasının GY'lerden çıkan girdapları güçlendirdiği ve buna bağlı olarak da ayrılmayı daha etkili bir biçimde azalttığı, ancak açının daha da artması neticesinde aşırı kuvvetlenen girdapların kıç bölgedeki basıncın fazla düşürülmesine neden olduğu akla gelmektedir. Bu savı desteklemek adına Şekil 4.33'te 23^0 hücum açılı GY2523KE vakası ile 16^0 hücum açılı GY2516KE vakasının limit durumundaki akım hatları karşılaştırılırken, Şekil 4.35'te ise GY2523KE vakasında yer alan gemi yüzeyi üzerindeki basınç katsayısı dağılımları incelenmiştir.



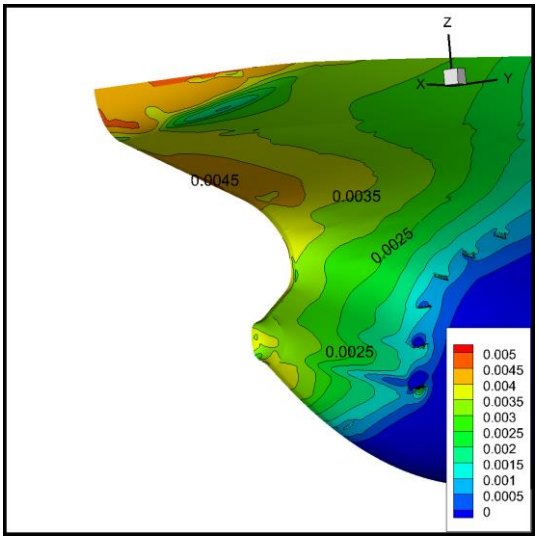
Şekil 4.33 : GY2516KE (yukarıda) ile GY2523KE vakasının limit durumundaki akım hatları.

Şekil 4.33'te görülen limit durumundaki akım hatları karşılaştırmalarına göre akım ayrılmalarının giderilmesi adına GY2523KE vakasından, GY2516KE vakasına göre daha başarılı sonuç alınmıştır. M1 vakasında görülen iki büyük akım ayrılması alanlarından, GY2516KE vakasında yukarı bölgede küçülmüş ve geciktirilmiş akım ayrılmaların başlangıcı x koordinatı doğrultusunda, -1.3 m'de başlamaktayken, GY2523KE vakasında da z koordinatı doğrultusunda -0.54 m ile -0.63 m mesafeleri arasında küçülmüş akım ayrılma bölgeleri -1.2 m'ye kadar geciktirilmiştir. Aşağı bölgenin akım ayrılması ise x = -0.75 m koordinatında neredeyse yok denecek kadar küçük bir alanda görülmektedir. Şekil 4.34'te yer alan GY2523KE vakasının akım ayrılmaları bölgelerinin üç boyutlu görüntüsü ile bu bölgeler daha net anlaşılmaktadır.



Şekil 4.34 : GY2523KE vakası akım ayrılma bölgeleri.

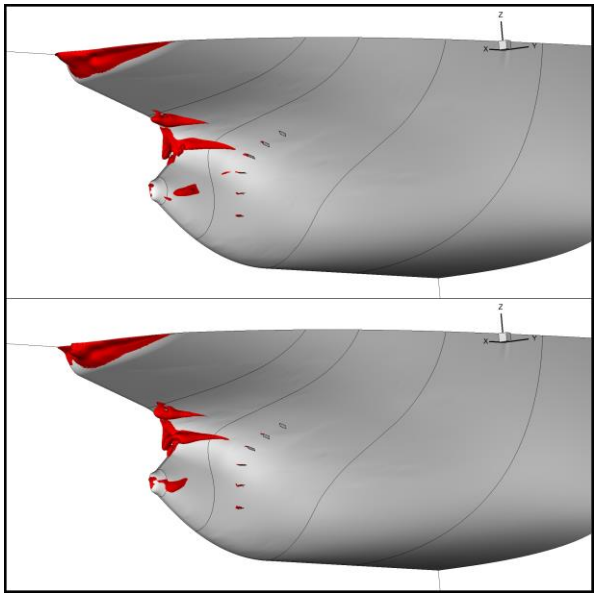
GY2523KE vakasında akım ayrılmaları bakımından GY2516KE vakasına göre daha iyi sonuç alınsa da GY2523KE'nin ürettiği güçlü girdaplar geminin ayna kıçına ulaşarak dirençte artışa neden olmaktadır. Örnek olarak Şekil 4.34'te geminin ayna kıçında yer alan ters akış bölgelerinde Şekil 4.15'te yer alan M1 vakasının ayna kıçındaki ters akış bölgelerine göre büyük farklılıklar gözlemlenmektedir. Bu hususun daha net olarak ortaya konabilmesi için GY2523KE vakasının gemi yüzeyi üzerindeki basınç katsayısı dağılımları incelenmiştir. Şekil 4.35'te ilgili basınç katsayısı dağılımının görüntüsü bulunmaktadır.



Şekil 4.35 : GY2523KE vakasının C_P konturları.

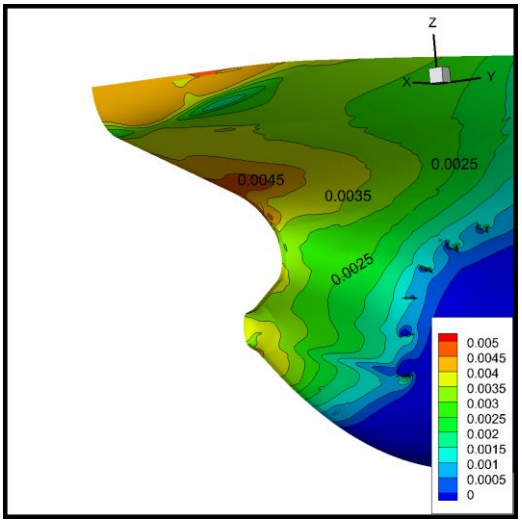
Şekil 4.35'te yer alan GY'lerin ürettikleri girdaplar GY'lerin önündeki basınç azalımı olarak açık bir şekilde görülmektedir. Şekil 4.35'te yer alan basınç katsayısı konturlarının Şekil 4.26'daki M1 vakası basınç konturlarına göre basınç azalımı oldukça fazla olduğu görülmektedir.

10^0 hücum açılı vakalar ise 16^0 hücum açılı vakalara daha yakın direnç değerleri vermektedir. Şekil 4.36'da GY2516KE ile GY2510KE vakalarının akım ayrılma bölgelerinin karşılaştırması yer almaktadır. Yukarıdaki görüntü GY2516KE'ye aitken aşağıdaki görüntü GY2510KE'ye aittir.



Şekil 4.36 : GY2516KE (yukarıda) ve GY2510KE vakalarının akım ayrılma bölgeleri.

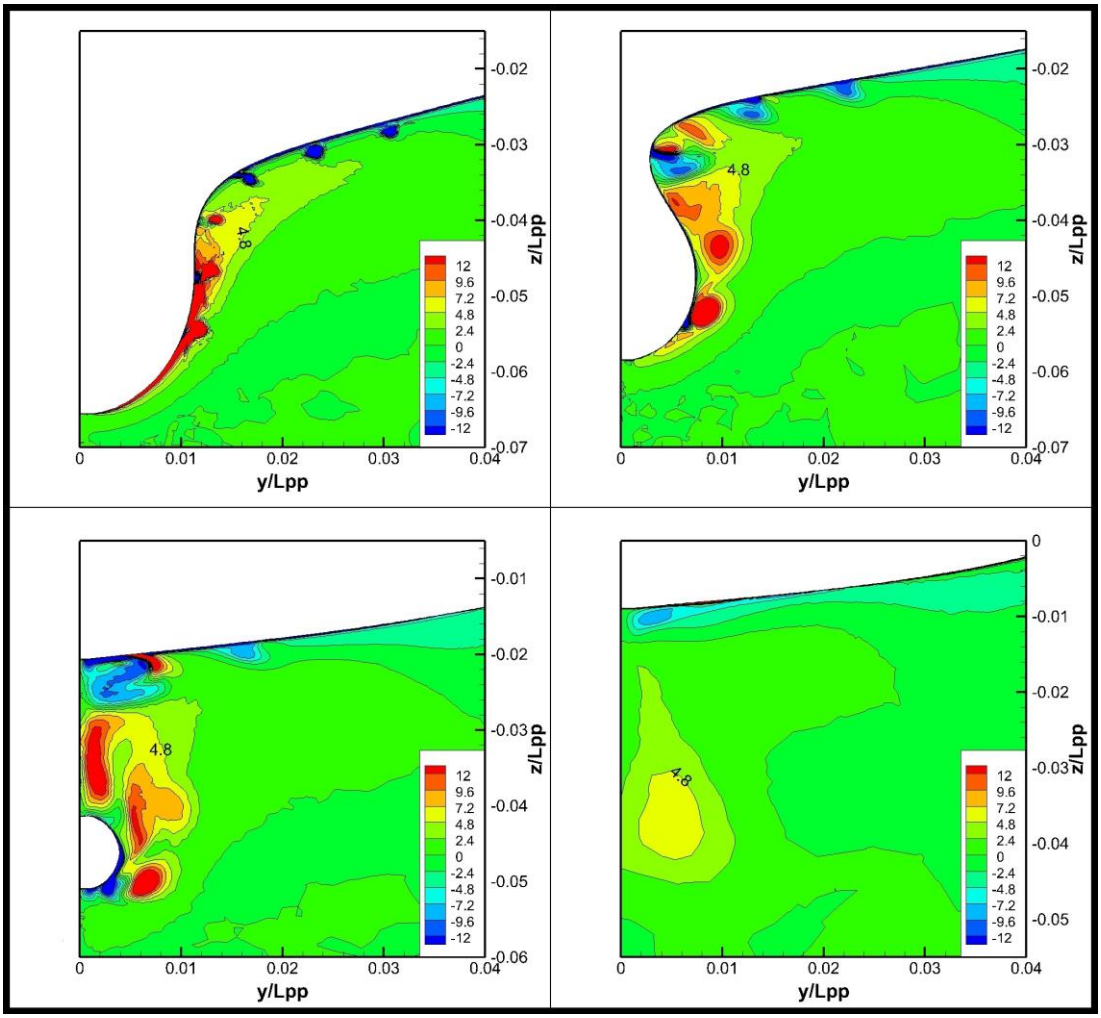
Şekil 4.36'da görüldüğü üzere iki vaka arasında akım ayrılmaları bölgeleri bakımında pek fark bulunmaktadır. Fakat Şekil 4.15'teki M1 vakası ile GY2516KE vakasında geminin ayna kıçının arkasındaki ters akış görüntüsü farkının GY2510KE'ninkine göre daha fazla olduğu gözlemlenmiştir. Bu durumun daha net anlaşılabilmesi adına Şekil 4.37'de GY2510KE vakasının gemi yüzeyi üzerindeki basınç katsayısı dağılımları incelenmiştir.



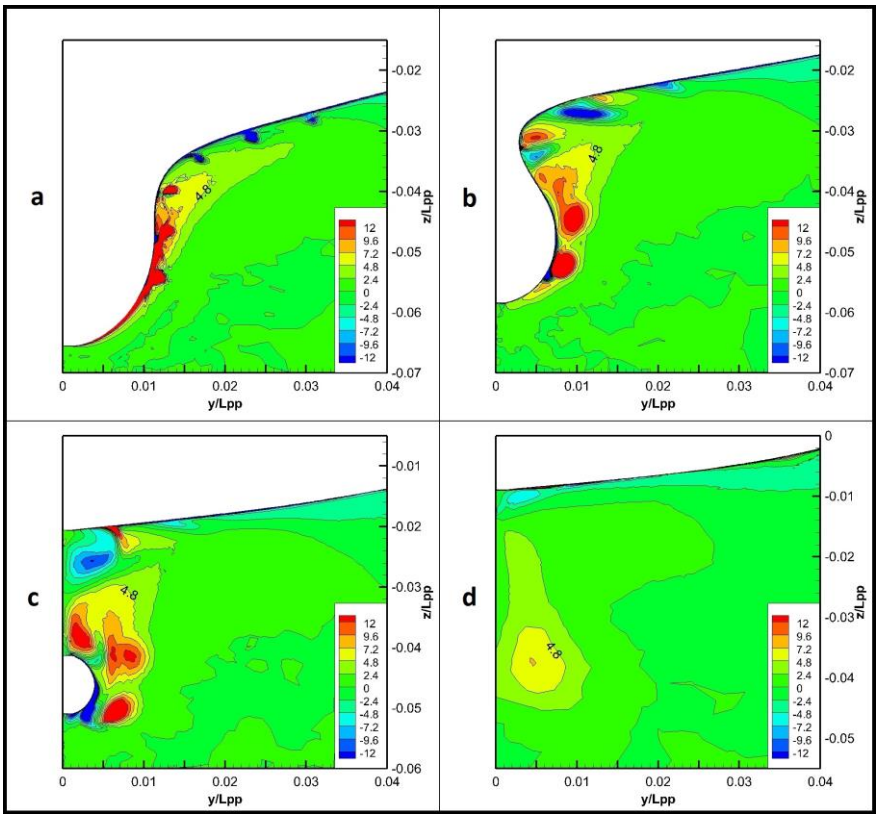
Şekil 4.37 : GY2510KE vakasının C_P konturları.

Şekil 4.37'de görüldüğü üzere GY2510KE vakasındaki GY'lerin gemi kıçındaki akımı etkileyerek gemi kıçının arkasındaki basıncı GY2516KE'ye göre daha fazla düşürmektedir. Bu durum da tankerin direnç değerlerini olumsuz yönde etkilemektedir.

GY2510KE ve GY2523KE vakasındaki girdap yapıcıların ürettikleri girdaplar geminin ayna kıçına doğru ulaştığı kanısına varılmıştır. Bu sebeple tüm vakalardaki girdap yapıcıların girdapları takip edilmiştir. Şekil 4.38'de GY2510KE'nin girdap takibi görüntüsü yer alırken, Şekil 4.39'da GY2523KE'nin farklı kesitlerdeki girdaplılık dağılımları görüntüleri bulunmaktadır.



Şekil 4.38 : GY2510KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.



Şekil 4.39 : GY2523KE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.

Şekil 4.38'de görüldüğü üzere GY2510KE'nin ürettiği girdaplar gemi yüzeyine daha yakın bir şekilde daha az güç kaybederek ilerlemektedir. Bu yüzden GY2510KE'nin deki GY'lerin ürettiği girdaplardan ayna kıça ulaşanların şiddeti GY2516KE vakasındaki ayna kıça ulaşan girdap şiddetine göre daha büyük olduğu görülmektedir. Şekil 4.39'da ise GY2523KE'nin ürettiği güçlü girdaplar geminin ayna kıçına, GY2510KE ve GY2516KE vakalarınınkilere göre şiddeti çok daha yüksek bir biçimde ulaşmaktadır. Bütün bu bulgular ışığında, en verimli girdap yapıcı hücum açısı olarak 16^0 olarak belirlenmiştir.

4.4.3 Profil yükseklikleri

Daha önce bahsi geçtiği üzere temel olarak GY'leri profil yüksekliklerine göre konvansiyonel ve düşük profilli olarak ikiye ayırmak mümkündür. Konvansiyonel GY'ler δ mertebesinde yüksekliğe sahipken, düşük profilli GY'lerin yüksekliği 0.2 δ civarında olmaktadır. Bu noktaya kadar hesaplamalı analizler konvansiyonel h/δ = 1 boyutsuz yüksekliklerine sahip GY'ler ile gerçekleştirilmiştir. Profil yüksekliğinin etkisinin görülebilmesi amacıyla h/δ = 0.2 yüksekliğine sahip düşük profil girdap yapıcı konfigürasyonları M1 formuna uygulanmıştır.

İncelenen ilk iki parametrede konvansiyonel girdap yapıcıların uygulaması yapılmıştı. Düşük profil girdap yapıcıların uygulaması için ilk iki parametrelerden başarılı olanları uygulanmıştır. Buna göre öncelikle S/L = 2.5, 2 ve 1.5 ve $\alpha = 16^0$ ele vakaları alınmıştır. Elde edilen veriler sonucunda ve düşük profil girdap yapıcıların mekanizmalarının konvansiyonel girdap yapıcılardan farklı olması sebebiyle aynı hücum açısında S/L = 1 vakası da incelenmiştir. Ancak uygulanan düşük profil girdap yapıcılarda hücum açıları etkilerinin de konvansiyonel girdap yapıcılardakine benzer etkilere sahip olup olmadığını gözlemleyebilmek adına da 10^0 hücum açılarına sahip düşük profil girdap yapıcıların analizi gerçekleştirilmiştir. Düşük profil girdap yapıcı vakalarının hesaplanan direnç değerleri Çizelge 4.9'da yer almaktadır.

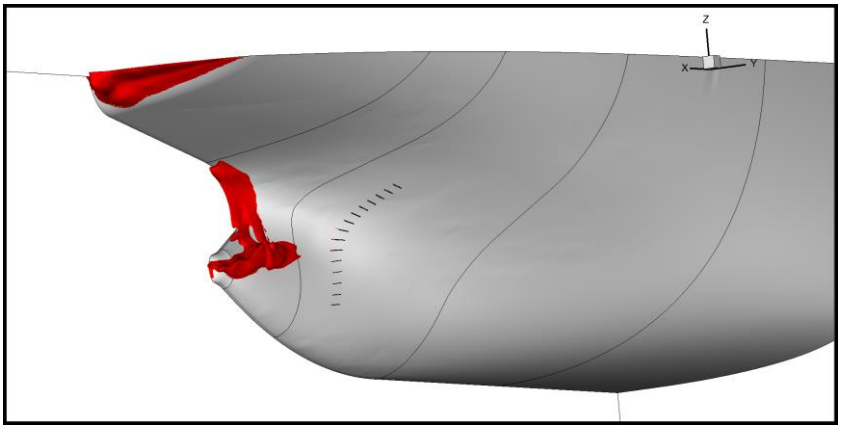
Çizelge 4.9 : Eş dönüşlü düşük profil girdap yapıcı vakaları direnç değerleri.

Vaka	S/L	α	GY Sayısı	R_T [N]	R_F [N]	R_{VP} [N]	Toplam Parazitik Direnç [N]	R_T Fark [%]
M1	-	-	-	146.1	79.6	-	-	-
GY2516DE	2.5	16^0	6	143.8	79.7	64.1	0.01	-1.61
GY2016DE	2	16^0	8	142.5	79.7	62.8	0.01	-2.48
GY1516DE	1.5	16^0	10	143.0	79.6	63.4	0.01	-2.13
GY1010DE	1	10^0	15	141.3	79.8	61.5	0.02	-3.30
GY1016DE	1	16^0	15	139.9	79.8	60.1	0.02	-4.21

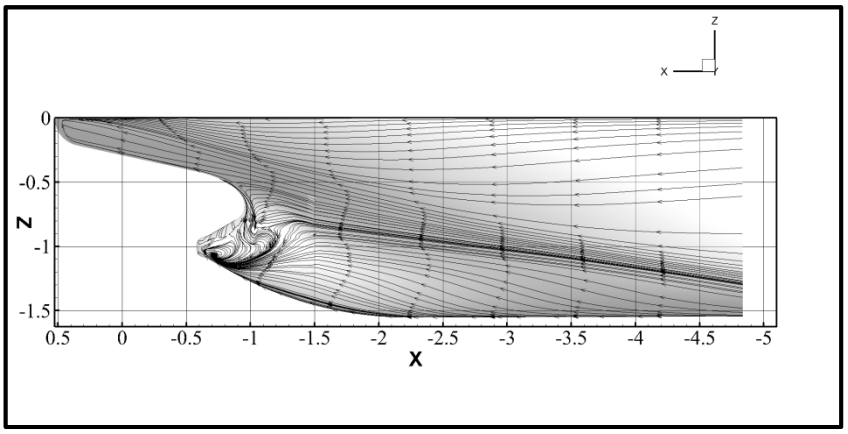
Çizelge 4.9'a göre düşük profil girdap yapıcılar, konvansiyonel girdap yapıcı vakalardaki kadar olmasa da M1 formunun direnç değerlerini düşürdüğü görülmüştür. Ancak, düşük profil girdap yapıcıların parazit dirençlerinin oldukça az olduğu dikkat çekmektedir. En başarılı düşük profil girdap yapıcı vakası GY1016DE olduğu gözlemlenmiştir. Konvansiyonel girdap yapıcı vakalarında S/L = 1.0 mesafesinde direnç bileşenleri açısından en başarısız sonuçlar alınırken düşük profil girdap yapıcı vakalarında bu durum tam tersi olmuştur. Bunun nedeni olarak düşük profil girdap yapıcıların akım ayrılmasını önlemede ve geciktirmede konvansiyonel girdap yapıcılara göre daha yetersiz kalmasıdır. S/L = 2.5' tan S/L = 1.5 hariç S/L = 1'e doğru GY sayısı artmasıyla düşük profil girdap yapıcıların akım ayrılmalarının önlenmesi ve geciktirilmesi ile beraber direnç değerleri bakımından daha iyi sonuç verdiği gözlemlenmiştir. Fakat M1 formuna uygulanan S/L = 1 konfigürasyonuna

sahip 15 GY ile belirlenmiş girdap yapıcı boyutları sebebiyle limit değere ulaşılmıştır. Bu demek oluyor ki, düşük profil girdap yapıcılar için daha düşük S/L = 1'den küçük boyutsuz mesafelerde sayısı artan girdap yapıcılar M1 formunun belirlenmiş bölgesi içine sığdırılamamaktadır. Sonuç olarak S/L = 1.5 istisna tutularak, GY'lerin S/L boyutsuz mesafesi küçüldükçe daha iyi sonuçlar alınmıştır. S/L = 1.5 konfigürasyonuna sahip GY1516DE vakasının, S/L = 2 konfigürasyonuna sahip GY2016DE vakasına göre neden daha kötü sonuç verdiği konusunda belirli bir argüman geliştirilememiştir. Konvansiyonel girdap yapıcı vakalarında olduğu gibi 16^0 hücum açılı GY1016DE vakasından 10^0 hücum açılı GY1010DE vakasına göre daha iyi sonuç alınmıştır.

En başarılı düşük profil vakası olan GY1016DE vakasının M1 formu akım ayrılmalarının kontrolü incelenmiştir. Şekil 4.40'ta akım ayrılma bölgeleri yer alırken Şekil 4.41'de limit durumundaki akım hatları bulunmaktadır.



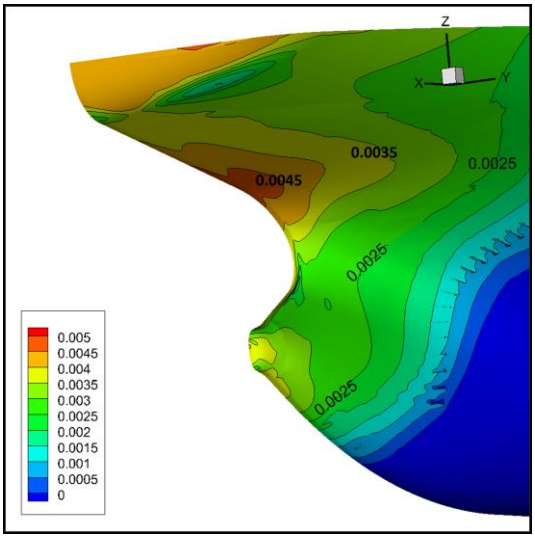
Şekil 4.40 : GY1016DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



Şekil 4.41 : GY1016DE vakasının limit durumundaki akım hatları.

Şekil 4.41'deki GY1016DE vakasına ait limit durumundaki akım hatlarına göre Şekil 4.14'te yer alan M1 vakasının limit durumundaki akım hatlarında görülen akım ayrılma hadisesinin oluştuğu iki büyük alanlardan yukarıda kalan bölgenin akım ayrılması tam olarak giderilmese de geciktirilmiştir. Yukarı bölgenin akım ayrılmasının başlangıcı, x koordinatı doğrultusunda M1 vakasında -1.4 m'de iken GY1016DE vakasında -1.05 m'de başlamıştır. Aşağı bölgenin akım ayrılmasının başlangıcı ise, x koordinatı doğrultusunda M1 vakasında -1.4 m'de iken GY1016DE vakasında -1.2 m'de başlamıştır.

GY1016DE vakasının akım ayrılmasını konvansiyonel GY vakaları kadar başarılı olmasa da M1'in direnç değerlerini düşürmesi açısından etkili sonuç vermesi dikkat çekmektedir. Bunun üzerine, düşük profil girdap yapıcıların ürettikleri girdapların gemi yüzeyine yakın akımlara etkilerini incelemek adına gemi kıçının basınç katsayısı konturları incelenmiştir. Şekil 4.42'de yer almaktadır.

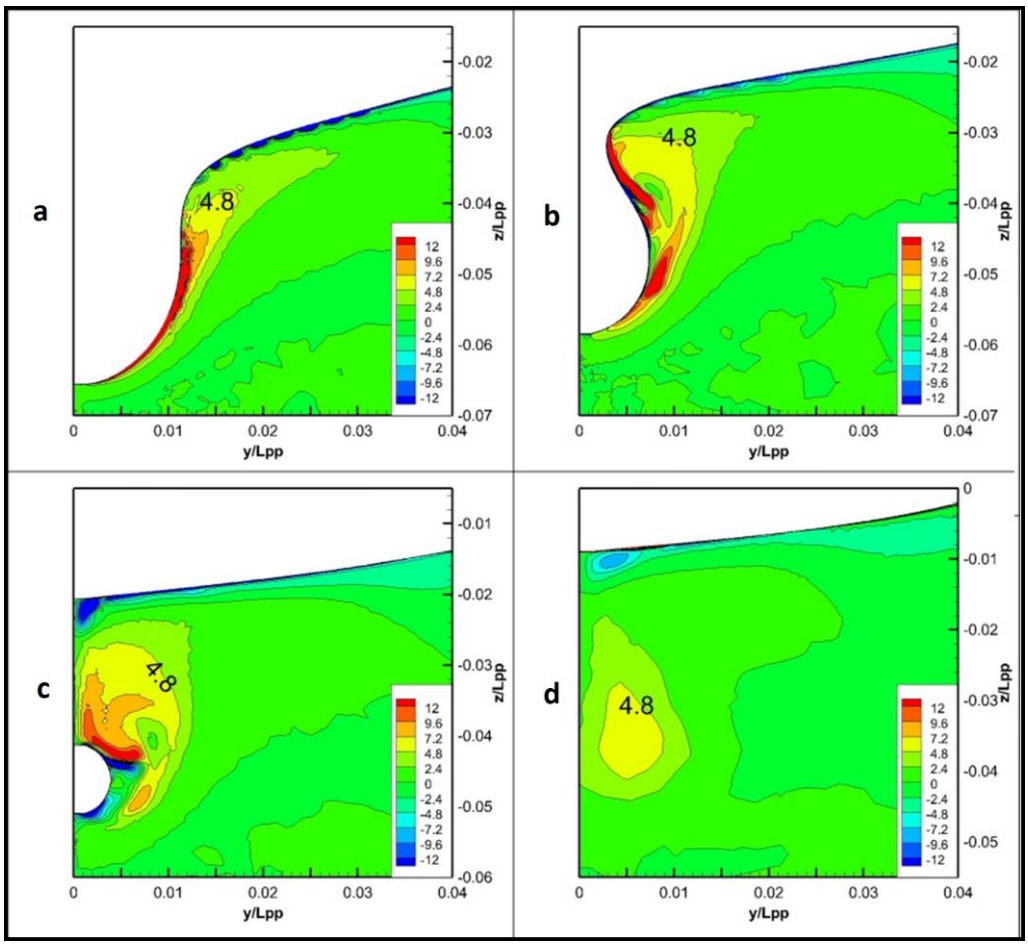


Şekil 4.42 : GY1016DE vakasının C_P konturları.

M1 vakasının basınç katsayısı konturlarının yer aldığı Şekil 4.26 ve en başarılı vaka olan GY2516KE'nin basınç konturlarının yer aldığı Şekil 4.27 ile GY1016DE'nin basınç konturlarının yer aldığı Şekil 4.42 karşılaştırıldığında; GY1016DE'nin geminin ayna kıçındaki basıncı GY2516KE vakasına kıyasla fazla düşürmediği görülmektedir. Böylece, düşük profil GY vakaları, akım ayrılması hadiselerini gidermede konvansiyonel GY vakalarına göre daha başarısız olsalar da ürettikleri girdapların gemi direncine olumsuz etkileri daha az olduğu sonucu çıkarılmaktadır.

Düşük profil girdap yapıcıların ürettikleri girdapların geminin ayna kıçına etkileşimlerini incelemek adına, GY1016DE vakasındaki GY'lerin ürettiği

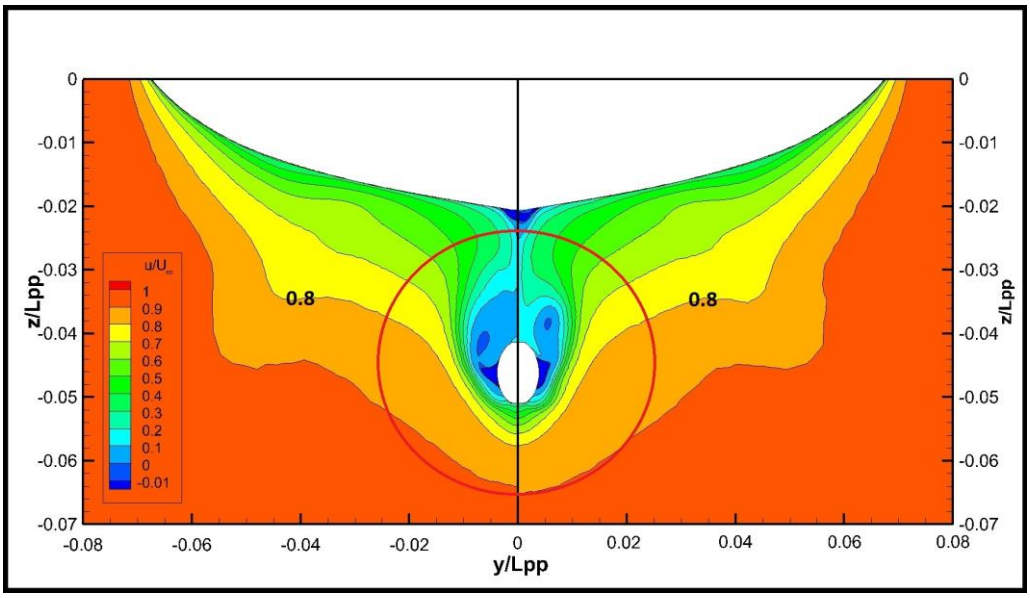
girdapların takibi yapılmıştır. GY1016DE vakasından belirli kesitler alınarak Şekil 4.43'te incelenmiştir.



Şekil 4.43 : GY1016DE vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.

Şekil 4.43'te görülen girdap takibi görüntülerine göre girdap yapıcıların ürettiği girdaplar gemi yüzeyine yakın ilerleyip girdapların doğrultuları istenen şekildedir. Ayrıca girdap yapıcıların ürettiği girdaplardan birinin geminin ayna kıçına ulaştığı görülmektedir. Geminin boyutsuz z/L_{PP} -0.035 m koordinatındaki kesitindeki kıvrımı nedeniyle bu bölgede konumlandırılmış girdap yapıcıların girdapları konvansiyonel girdap yapıcı vakalarında olduğu gibi düşük profil girdap yapıcı vakası GY1016DE'de birbirlerini zayıflatmışlardır.

En başarılı düşük profil girdap yapıcı vakası olan GY1016DE vakasındaki girdap yapıcıların gemi izine etkisi incelenmiştir. Şekil 4.44'te yer alan gemi izlerinden soldaki M1 vakasına aitken sağdaki iz GY1016DE'ye aittir. Görüldüğü üzere pervane disk bölgesindeki negatif hızlar bir miktar azalsa da Şekil 4.30'daki GY2516KE vakasındaki gibi tamamen yok olmamıştır.



Şekil 4.44 : M1 vakası (solda) ile GY1016DE vakasının izlerinin karşılaştırılması.

4.4.4 Girdap dönüş yönleri

Bu bölüme kadar ele alınan vakalarda eş dönüşlü GY konfigürasyonları incelenmiştir. GY'lerin girdap dönüş yönlerinin gemi kıçındaki akım ayrılmalarının kontrolüne etkileri, karşıt dönüşlü girdap yapıcıların en çok fayda görülen profil yüksekliği, S/L mesafesi ve hücum açısı α parametreleri ile konfigürasyonlarının analizleri yapılarak araştırılmıştır.

Yalnızca 2 vaka koşturulan karşıt dönüşlü girdap yapıcıların belirlenen parametreleri profil yüksekliği bakımından konvansiyonel tipli, S/L = 2.5, hücum açıları $\alpha = 10^0$ ve $\alpha = 16^0$'dır. Çizelge 4.10'da karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakalarının hesaplanan direnç değerleri yer almaktadır.

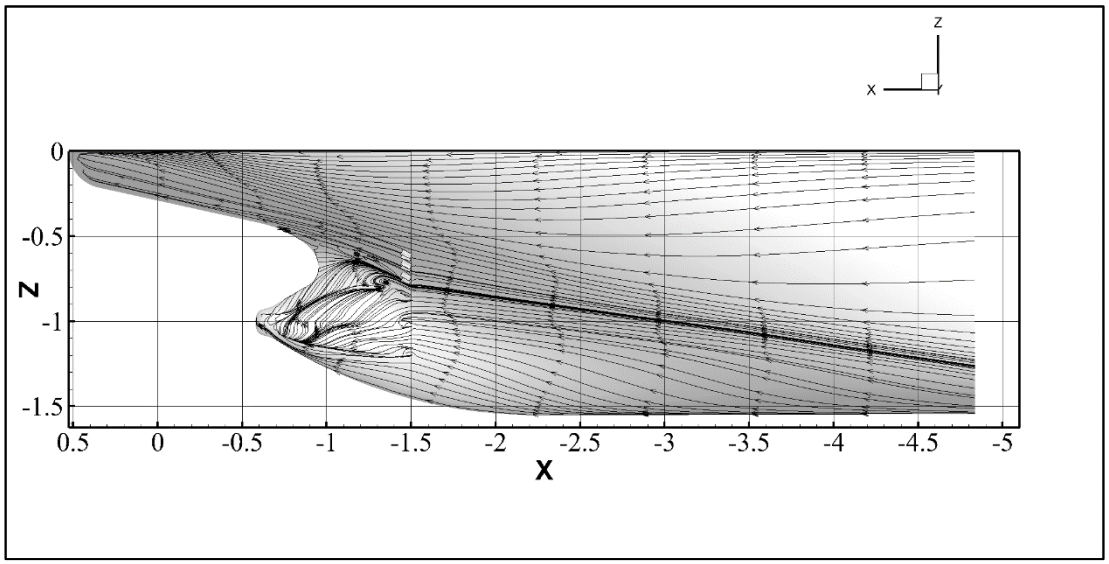
Çizelge 4.10 : Karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakalarının direnç değerleri.

Vaka	S/L	α	GY Sayısı	R_T [N]	R_F [N]	R_{VP} [N]	Toplam Parazitik Direnç [N]	R_T Fark [%]
M1	-	-	-	146.1	79.6	-	-	-
GY2510KK	2.5	10^0	6	141.0	79.7	61.3	1.7	-3.49
GY2516KK	2.5	16^0	6	141.4	79.7	61.7	1.3	-3.22

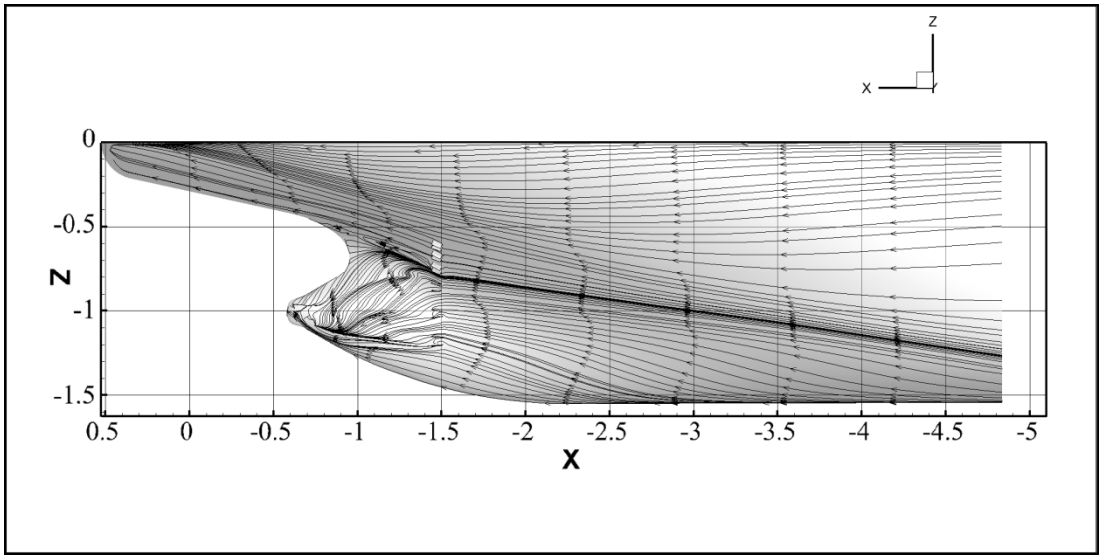
Çizelge 4.10'da görüldüğü üzere direnç değerleri 10^0 hücum açılı vaka olan GY2510KK'da daha düşüktür. Karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakalarındaki parazit

direncin eş dönüşlü girdap yapıcı vakalarının parazit dirençlerine göre dikkat çekici derecede fazla olduğu saptanmıştır.

Karşıt dönüşlü girdap yapıcı konfigürasyonlarına sahip GY2510KK ve GY2516KK vakalarının limit durumundaki akım hatları incelenmiştir, sırasıyla Şekil 4.45'te ve Şekil 4.46'da yer almaktadır.



Şekil 4.45 : GY2510KK vakası limit durumundaki akım hatları.

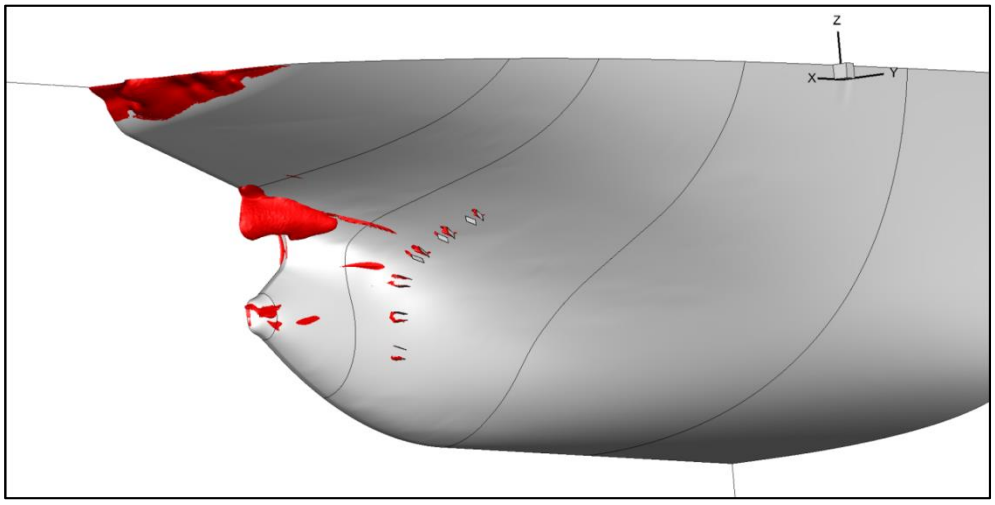


Şekil 4.46 : GY2516KK vakası limit durumundaki akım hatları.

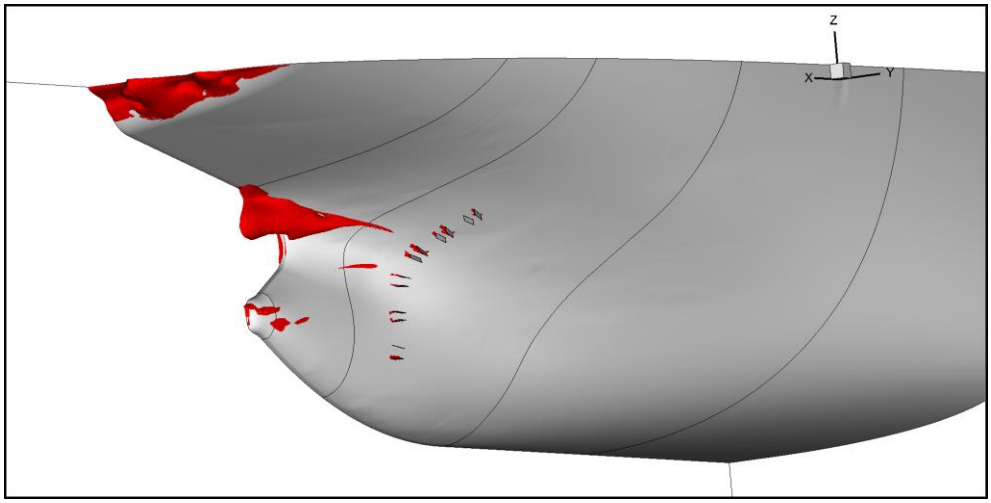
Şekil 4.45 ve Şekil 4.46'da görüldüğü üzere her iki karşıt dönüşlü GY vakalarında Şekil 4.14'te yer alan M1 vakasının limit durumundaki akım hatlarında görülen akım ayrılma hadisesinin oluştuğu iki büyük akım ayrılması alanlarından aşağıda kalan alandaki akım ayrılmasının neredeyse tamamını giderildiği gözlemlenmiştir. Karşıt dönüşlü girdap yapıcılar, üstteki alanda ise akım ayrılmaları yer yer giderip azaltsalar

da ürettikleri girdapların birbirlerini sönümlemeleri nedeniyle bazı bölgelerde pek başarılı olamamışlardır. Şekil 4.45'te ve kısmen Şekil 4.46'da, üstten üçüncü ve dördüncü sıradaki karşıt dönüşlü girdap yapıcı çiftlerinin hemen önünde akım ayrılması görülebilmektedir. Bunun sebebi bu iki çiftin girdapları bahsi geçen bölgede sönümlenmesidir.

GY2510KK ve GY2516KK vakalarının akım ayrılma bölgelerinin üç boyutlu görüntüleri incelenmiştir. Sırasıyla Şekil 4.47'de ve Şekil 4.48'de yer almaktadırlar.



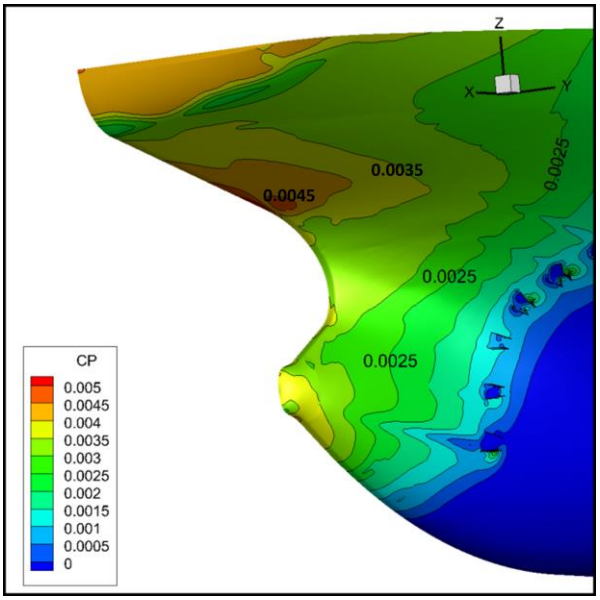
Şekil 4.47 : GY2510KK vakası akım ayrılma bölgeleri.



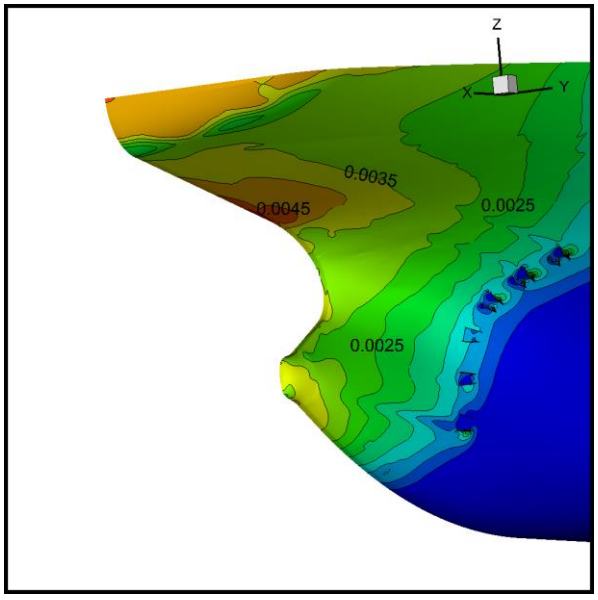
Şekil 4.48 : GY2516KK vakası akım ayrılma bölgeleri.

Çizelge 4.10'daki direnç değerlerine göre GY2510KK vakasının GY2516KK vakasına göre daha etkili sonuç vermektedir. Fakat, bu vakaların Şekil 4.45 ve Şekil 4.46'daki limit durumundaki akım hatları arasında belirgin bir fark görülmemekle birlikte Şekil 4.47 ve Şekil 4.48'deki akım ayrılma bölgelerinin 3 boyutlu görüntüleri için bu durum benzer olduğu gözlemlenmektedir. Ayrıca, Şekil 4.47 ve Şekil 4.48'de

görüldüğü üzere gemi kıçındaki ters akışları ifade eden yüzeyler Şekil 4.15'tekine göre büyük oranda değişmiş olduğu görülmektedir. Bu sebeple GY2510KK ve GY2516KK vakalarının basınç katsayısı konturları incelenmiştir ve birbirleriyle karşılaştırılmıştır.



Şekil 4.49 : GY1010KK vakasının C_P konturları.

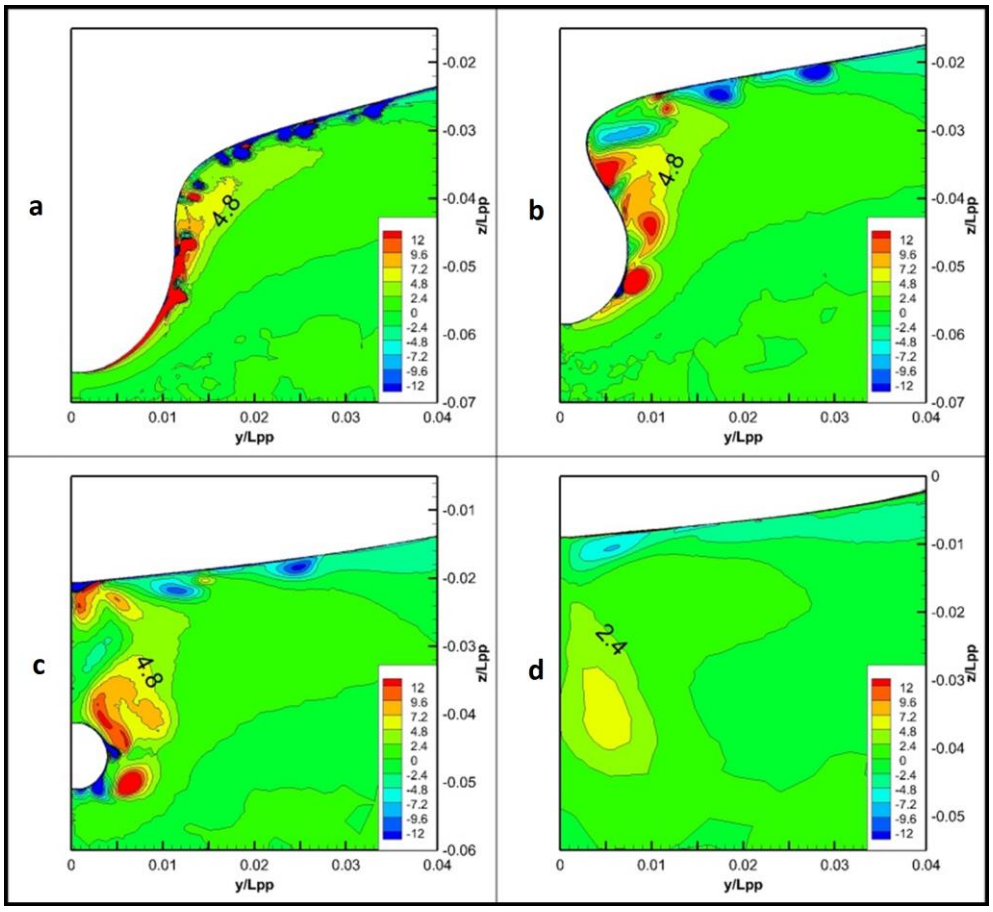


Şekil 4.50 : GY1016KK vakasının C_P konturları.

Şekil 4.49'de ve Şekil 4.50'de görüldüğü üzere GY2510KK ve GY2516KK vakalarında Şekil 4.26'daki M1 vakası basınç katsayısı konturları ile karşılaştırıldıklarında geminin ayna kıçına doğru basınç katsayısı değerlerinde göze çarpan düşüşler gözlemlenmektedir. Ayrıca, Şekil 4.49 ve Şekil 4.50'de bu vakaların geminin ayna kıçına doğru basınç konturları yapısı ve değerlerinin benzer olduğu

görülmektedir. Bu iki vakanın akım ayrılma kontrolü açısından da benzer etkileri gözlemlenmeleri de göz önünde bulundurulduğunda GY2510KK'nın GY2516KK'ya göre M1'in direncini düşürmeleri bakımından daha iyi sonuç vermesinin sebebi, GY2510KK'nın GY2516KK'ya göre daha düşük parazitik dirençlere neden olması olarak ortaya konulmuştur.

GY2510KK vakasında Şekil 4.19'da görüldüğü üzere geminin ayna kıçına doğru ciddi derecede basınç düşüşleri gözlemlenmekte olup, GY2510KK vakasındaki GY'lerin ürettiği girdapların gemi ayna kıçına kadar ulaştığı kanısına varılmıştır. Bu sebeple bu vakadaki GY'lerin girdapları takip edilmiş olup Şekil 4.51'de yer almaktadır.

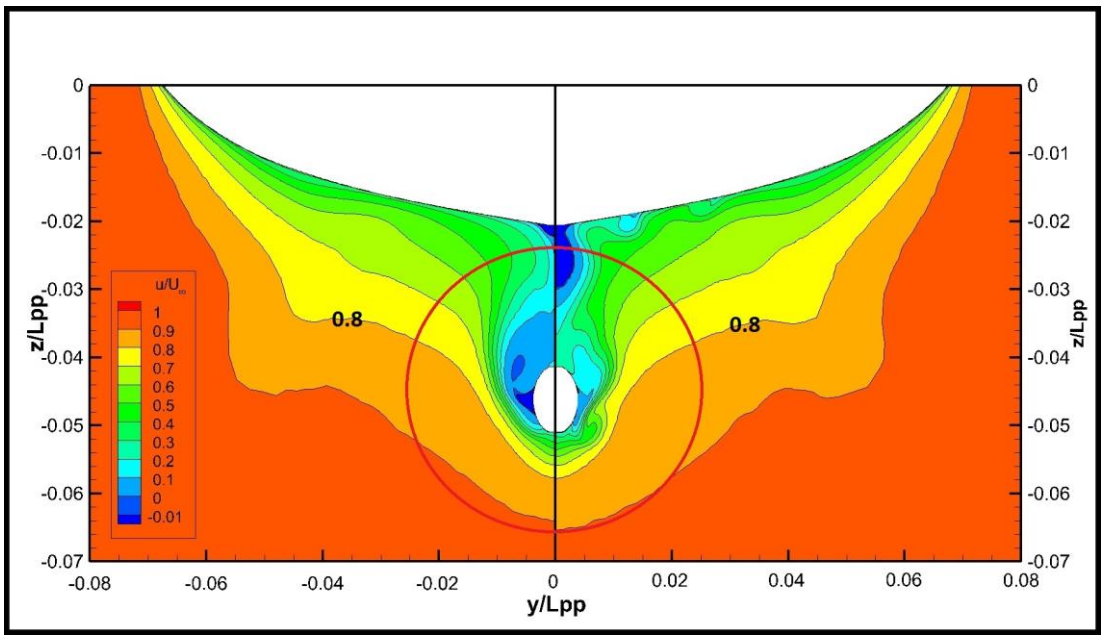


Şekil 4.51 : GY2510KK vakasının belirli koordinatlardan alınmış girdaplılık konturları a) x = -1.4 m, b) x = -1 m, c) x = -0.7 m d) x = 0.4 m.

Şekil 4.51'de görülen girdap takibi görüntülerine göre girdap yapıcıların ürettiği girdaplar gemi yüzeyine yakın ilerleyip girdapların doğrultuları istenen şekildedir. Fakat, girdap yapıcıların ürettiği girdaplardan birinin geminin ayna kıçına ulaştığı açıkça görülmektedir. Geminin boyutsuz z/L_{PP} = -0.035 m koordinatındaki kesitindeki kıvrımı nedeniyle bu bölgede konumlandırılmış girdap yapıcıların

girdapları tüm girdap yapıcı vakalarında olduğu gibi karşıt dönüşlü girdap yapıcı vakası GY2510KK'da da birbirlerini zayıflatmışlardır.

Şekil 4.52'de GY2510KK vakasında uygulanan GY'lerin gemi izine etkileri yer almaktadır. Soldaki görüntü M1 vakasına aitken sağdaki görüntü GY2510KK'ya aittir.



Şekil 4.52 : M1 vakası (solda) ile GY2510KK vakasının izlerinin karşılaştırılması.

Şekil 4.52'de görüldüğü üzere solda bulunan M1 vakasının pervane şaft çıkışı çevresindeki bölgelerde negatif hızlar mevcutken, GY2510KK vakasında bu bölgedeki negatif hızlar görülmemektedir. Ancak, GY2510KK vakasında pervane diski sınırları içerisinde $-0.03 < z/Lpp < -0.02$ ve $0 < y/Lpp < 0.01$ bölgelerinde negatif hız büyüklüğünün M1 vakasındakine göre daha büyük olduğu görülmektedir. Bunun nedeni, geciktirilen akım ayrılmaları büyüklüğünün bu bölgede yoğunlaşmasıdır.

5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada, güçlü akım ayrılmalarının meydana geldiği dolgun formlu bir tanker modelinin kıç bölgesine girdap yapıcılar uygulanarak kontrolü hesaplamalı olarak yapılmıştır. Çalışmada gemi hidrodinamiği açısından en başarılı ve en verimli girdap yapıcı dizayn kriterlerinin belirlenebilmesi adına girdap yapıcıların birbirlerine olan mesafeleri, girdap yapıcıların hücum açıları, girdap yapıcı yüksekliği ve girdap dönüş yönleri parametreleri ele alınmıştır.

Çalışmada girdap yapıcılar ile gemi kıçında oluşan kuvvetli akım ayrılmalarının kontrolünü ve girdap yapıcıların gemi direnç bileşenlerine etkilerinin incelenmesi amaçlanmıştır.

Çalışmalar sayısal olarak yapılmıştır. Sayısal çalışmalarda, geliştirilen matematiksel yöntemler ve artan bilgisayar işlemci güçleri ile birlikte kullanım alanları giderek çoğalan ve yaygınlaşmakta olan HAD yöntemi kullanılmıştır.

HAD kullanılarak dolgun form yapısına sahip bir tankerin akım ayrılmaları tespit edilmiştir. Geminin boyunu ifade eden x koordinatına göre akım ayrılmasının başladığı yer -1.4 m ve akım ayrılması etkilerinin yoğun olduğu alan geminin derinlik koordinatı olan z koordinatına göre -0.6 m ile -1.2 m arası olarak belirlenmiştir. Literatürdeki girdap yapıcı uygulamaları temel alınarak girdap yapıcılar, akım ayrılmalarının başlama mesafesine oldukça yakın olan -1.45 m mesafesine izler kenarları konumlandırılarak uygulanmıştır. Tüm girdap yapıcı uygulamalarında girdap yapıcılar tanker kıçına, en yukarıdaki girdap yapıcı z = -0.6 m koordinatında olup en aşağıdaki girdap yapıcı z = -1.2 m koordinatında olmak üzere uygulanmıştır.

5.1 Sonuç

Yapılan çalışmalar neticesinde GY'lerin birbirlerine olan mesafesinin akım ayrılması ve toplam direnç bakımından etkisinin yüksek olduğu belirlenmiştir. Tüm GY tiplerinde, S/L mesafesinin arttırılması suretiyle, uygulanan GY'lerin belirli bir

sayının altına indirilmesi, akım ayrılmasına olan etkinin neredeyse kaybolması nedeniyle dirence olumsuz olarak yansımıştır. Ancak konvansiyonel tipteki GY sayısının fazla miktarda arttırılması ise akım ayrılmasının giderilmesi hususunda pozitif bir etki yaratsa da, üretilen girdapların, gemi kıçı ile etkileşimleri neticesinde, düşük basınç bölgeleri meydana getirdikleri ve buna bağlı olarak da toplam direnci olumsuz yönde etkiledikleri ortaya konmuştur. Konvansiyonel GY'ler için en verimli sonuç S/L = 2.5 değeri ile elde edilmiştir.

Bu çalışmada düşük profil tipteki GY'lerin akım ayrılmaları kontrolü açısından konvansiyonel tipteki girdap yapıcılara nazaran daha başarısız olarak görülseler de, düşük profil tipteki GY'lerin ürettikleri girdapların konvansiyonel tipteki GY'lerinkilere göre, gemi kıçı ile çok daha düşük şiddette etkileşimleri olduğu gözlemlenmiştir. Bunun neticesinde, düşük profil tipteki GY sayılarının artırılması, akım ayrılmasının kontrolünü ve toplam direnci olumlu yönde etkilemektedir. Düşük profil tipteki GY'ler için en verimli sonuç S/L = 1.0 değeri ile elde edilmiştir.

Gemi kıçına uygulanan GY'lerin hücum açılarının değişmesi ise GY'lerin ürettiği girdap şiddetlerini ciddi ölçüde etkilemektedir. Bunun sonucunda GY'lerin hücum açılarının değişmesi gemi kıçında oluşan akım ayrılmaların kontrolüne ve geminin direnç değerlerine önemli ölçüde etkilemektedir. Eş dönüşlü GY'lerin hücum açılarının artması başlangıçta geminin direnç değerlerini daha da düşürmekte iken bu açının daha fazla arttığı analizlerde direnç düşüş değerinin azaldığı kaydedilmiştir. Dahası daha düşük S/L değerlerinde yüksek hücum açıları geminin direnç değerlerini arttırmakta olduğu gözlemlenmiştir. Buna göre, öncelikle, hücum açısının artmasının GY'lerden çıkan girdapları güçlendirdiği ve buna bağlı olarak da ayrılmayı daha etkili bir biçimde azalttığı, ancak açının daha da artması neticesinde aşırı kuvvetlenen girdapların kıç bölgedeki basıncın fazla düşürülmesine neden olduğu akla gelmektedir. Ayrıca düşük hücum açılı GY'lerin ürettiği girdaplar geminin yüzeyine daha yakın seyrederek kıç bölgedeki basıncı düşürmekte olduğu belirlenmiştir. Eş dönüşlü GY'ler için en verimli hücum açısı $\alpha = 16^0$ değeri olarak belirlenmiştir. Karşıt dönüşlü GY'lerin hücum açılarının değişmesi gemi kıçındaki akım ayrılmalarının kontrolü açısından pek bir farklılık gözlemlenmemiştir. Fakat, hücum açılarının düşmesi karşıt dönüşlü GY'lerin parazitik dirençlerini düşürmekte olduğu kaydedilmiştir. Karşıt dönüşlü GY'ler için en verimli hücum açısı $\alpha = 10^0$ değeri olarak belirlenmiştir.

Sonuç olarak girdap yapıcılar dört farklı parametreye göre tanker formunun kıç bölgesine konfigürasyonları yapılan uygulamaların HAD analizi yapılmıştır. Girdap yapıcılar akım ayrılmasının kontrolü açısından etkili oldukları görülmüştür. Fakat özellikle konvansiyonel girdap yapıcı uygulamalarında görüldüğü üzere girdap yapıcıların girdapları tankerin ayna kıçına kadar ulaşıp direnç değerlerini olumsuz etkilemektedir. Bu yüzden, girdap yapıcıların direnç büyüklüklerini düşürme konusundaki faydaları azalmaktadır. En efektif girdap yapıcı konfigürasyonu; S/L = 2.5, $\alpha = 16^0$, konvansiyonel ve eş dönüşlü olarak belirlenmiştir. Bu konfigürasyona sahip girdap yapıcılar, tanker kıç bölgesi direncini %4.6 oranında düşürmekle beraber akım ayrılmalarını büyük oranda gidermiştir.

5.2 Öneriler

Tanker kıçına uygulanan girdap yapıcıların akım ayrılmaların kontrolü açısından faydalı olduğu saptansa da girdap yapıcıların ürettiği girdapların geminin ayna kıçı gibi bölgelere ulaşarak direnç bileşenlerine negatif etkileri görülmüştür. İleride yapılacak çalışmalarda bu çalışmanın aksine, gemi kıçına uygulanan girdap yapıcıların hepsinin ya da belli bir kısmının farklı parametrelerle uygulanarak girdap yapıcıların direnç bileşenlerine olumsuz etkileri önlenebilir olarak öngörülmektedir. Örnek olarak; tanker kıçına uygulanan girdap yapıcılardan, tankerin kaide hattına yakın olanlar konvansiyonel, tankerin su hattına yakın olanlar düşük profil girdap yapıcılar şeklinde bir uygulamanın analizi önerilebilir.

Gemi kıvrımlı yapıya sahip bir taşıttır. Gemi kıçına uygulanan girdap yapıcıların gemi kıçında dış bükey kavisin arttığı bölgelerde ürettiği girdaplar birbirlerini sönümleyebilmektedirler. Bu bölgelerde dış bükey kavislere daha uygun girdap yapıcı konfigürasyonların hazırlanması gereklidir.

Girdap yapıcı uygulanan tankerin sevk verimine etkileri incelenmemiştir. İleriki çalışmalarda girdap yapıcı uygulanmış geminin arkasına pervane eklenerek sevk analizleri yapılmalıdır.

Bu çalışmada uygulaması yapılan girdap yapıcıların hepsi düz plaka tipi girdap yapıcılardır. Lin (1999) ve Lin (2002)'de yer alan Wheeler lades kemiği (Wishbone), Wheeler dublesi (Doublet), geriye doğru eğimli rampa (backward-facing ramp) ve takoz (wedge) tipi girdap yapıcıların konfigürasyonu yapılamamıştır. Gelecek

çalışmalarda literatürde yer alan bu tiplerin de gemi kıçlarına belirli parametrelerle sistematik olarak analizleri yapılmalıdır.

KAYNAKLAR

Ahmed, Y.M., Elbatran, A.H. and Shabara, H.M. (2014). Study of the Effect of Low Profile Vortex Generators on Ship Viscous Resistance, *Journal of Ocean, Mechanical and Aerospace,* Vol. 1, January

Allan, B.,G., Yao, C-S., ve Lin, J.C. (2002). Numerical Simulations of Vortex Generator Vanes and Jets on a Flat Plate, *1st Flow Control Conference,* AIAA-2002-3160, St.Luis, Missouri.

Calarese, W., Crisler, W.P. and Gustafson, G.L. (1985). Afterbody Drag Reduction by Vortex Generators, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Report,* 85-0354, Boston, USA.

Canepa, E., Lengani, D., Satt, F., Spano, E., Ubaldi, M. and Zunino, P. (2006). Boundary Layer Separation Control on a Flat Plate with Adverse Pressure Gradients Using Vortex Generators, *ASME Turbo Expo 2006: Power for Land,* Sea, and Air Volume 3: Heat Transfer, Parts A and B**,** May 8-11, Barcelona, Spain.

Diaa, A.M., El-Dosoky M.F., Ahmed M.A. and Abdel-Hafez, O.E. (2015). Boundary Layer Control of an Axial Compressor Cascade Using Nonconventional Vortex Generators, *Proceedings of the ASME 2015 IMECE*, Houston, Texas, November, IMECE2015-52310

Dymariski P., Krawskovski M. (2011). Numerical and Experimental Investigation of the Possibility of Forming the Wake Flow of Large Ships by Using the Vortex Generators, *Second International Symposium on Marine Propulsors*, Hamburg, Germany, June

Gad-el-Hak, M. and Bushnell, D.M. (1991). Separation Control: Review, *Journal of Fluids Engineering,* 113, 5-30.

Kim, W.J., Van, S.H., Kim, D.H. (2001). Measurement of flows around modern commercial ship models. Experiments in Fluids 31, 567-578.

Krzysiak, A. (2008) On the control of Shock-Induced Boundary-Layer Separation with Discrete Jets. AIAA Journal, Vol. 46, No. 9, pp. 2229-2234, September

Kuya, Y., Takeda, K. and Zhang, X. (2010) Computational Investigation of a Race Car Wing With Vortex Generators in Ground Effect. Journal of Fluid Dynamics, Vol. 132, 021102-1, February

Larsson L., Stern F. and Visonneau M. (2010). Gothenburg 2010 a workshop on numerical ship hydrodynamics, *Proceedings of Gothenburg 2010 Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics.* Gothenburg, Sweden, 2010.

Lee S.J., Kim H.R., Kim W.J., Van S.H. (2003). Wind Tunnel Tests On Flow Characteristics of the KRISO 3,600 TEU Containership and 300K VLCC DoubleDeck Ship Models, *Journal of Ship Research*, Vol. 47, pp. 24-38.

Lei, Y.G., He, Y.L., Tian, L.T., Chu, P., Tao, W.Q. (2010). Hydrodynamics and heat transfer characteristics of a novel heat exchanger with delta-winglet vortex generators, Chem. Eng. Sci. 65 1551–1562.

Lin, J.C. (1999). Control of Turbulent Boundary Layer Separation Using Micro-Vortex Generators, 30th AIAA Fluid Dynamics Conference, A99-33593, Norfolk, VA.

Lin, J.C. (2002). Review of Research on Low-Profile Vortex Generators to Control Boundary Layer Separation, *Progress in Aerospace Sciences*, 38, 389-420.

Lin, J.C., Howard, F.G., ve Selby, G.V. (1989). Turbulent Flow Separation control Through Passive Techniques, *AIAA 2nd Shear Flow Conference*, AIAA-89-0976, Tempe, AZ.

Mavriplis, D. J. (1995). An Advancing Front Delaunay Triangulation Algorithm Designed for Robustness, *Journal of Computational Physics*, Vol. 117, pp. 90-101.

Menter, F.R. (1993). Zonal Two Equation k-ω Turbulence Models for Aerodynamic Flows, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Report*, AIAA-93-2906, Orlando, Florida, USA.

Menter, F.R. (1994). Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications, *AIAA Journal*, 32(8), 1598-1605.

Moin P, Mahesh K (1998) Direct numerical simulation: a tool in turbulence research. Ann. Rev. Fluid Mech., 30: 539 - 578.

Nickerson, J.D. (1986)., A Study of Vortex Generators at Low Reynolds Number, AIAA-86-0155, AIAA Paper, Reno, Nevada.

Rao, D.M., Kariya, T.T. (1988). Boundary-Layer Submerged Vortex Generators for Separation Control– An Exploratory Study, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Report*, 88-3549-CP, Boston, USA.

Stern, F., Agdrup, K. (2008). SIMMAN 2008. Workshop on Verification and Validation of Ship Manoeuvring Simulation Methods, April 14th - 16th 2008: *preprints of workshop proceedings: volume 1. Summary;* test cases, methods and papers. Force Technology: Brøndby, Copenhagen, Denmark

Schlichting, H. and Gersten, K. (2000), Boundary-layer Theory (8th revised ed.), Springer, ISBN 3-540-66270-7

Taylor, H.D. (1948). Application of Vortex Generator Mixing Principles to Diffusers, *United Aircraft Corporation Research Department*, Report no. R-15064-5, East Hartford, CN.

Ünal, U.O. (2007). Girdap Yaratıcıların Dairesel Silindir Etrafındaki Akışa Etkisinin Deneysel ve Hesaplamalı Olarak İncelenmesi. (Doktora tezi). İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

Von Kármán, T. (1930). Mechanische Ähnlichkeit und Turbulenz. Gött. Nachr. 68, 58–76.

Wallis, R.A. (1956)**.** "A Preliminary Note on a Modified Type of Air Jet for Boundary Layer Control." Current paper No. 513, Aeronautical Research Council, Australia

Wallis, R.A., and Stuart, C.M. (1958)**.** "On the control of Shock-Induced Boundary-Layer Separation with Discrete Jets." Current paper No. 595, Aeronautical Research Council, Australia

Waithe, K.A. (2004). Source Term Model for Vortex Generator Vanes in a Navier-Stokes Computer Code, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Paper*, 2004-1236, Reno, Nevada, USA.

Wendt, B.J., Greber, I. and Hingst, W.R. (1993). Structure and Development of Streamwise Vortex Arrays Embedded in a Turbulent Boundary Layer, *AIAA Journal*, 31(2), 319-325.

Wik, E., Shaw, S.T. (2004). Numerical Simulation of Micro Vortex Generators, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Paper*, 2004-2697, Portland, Oregon.

Wilcox, D.C. (1988a). Multiscale Model for Turbulent Flows, *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal*, 26(11), 1311-1320.

Wilcox, D.C. (1988b). Reassessment of the Scale-Determining Equation for Advanced Turbulence Models, *American Institute*.

Wu, J.M., Tao, W.Q. (2008). Numerical study on laminar convection heat transfer in a channel with longitudinal vortex generator. Part B: parametric study of major influence factors, Int. J. Heat Mass Transf. 51 3683–3692.

Yao, C-S., Lin, J.C., ve Allan, B.,G. (2002). Flow Field Measurement of Device-Induced Embedded Streamwise Vortex on a Flat Plate, *1st Flow Control Conference*, AIAA-2002-3162, St.Luis, MO.

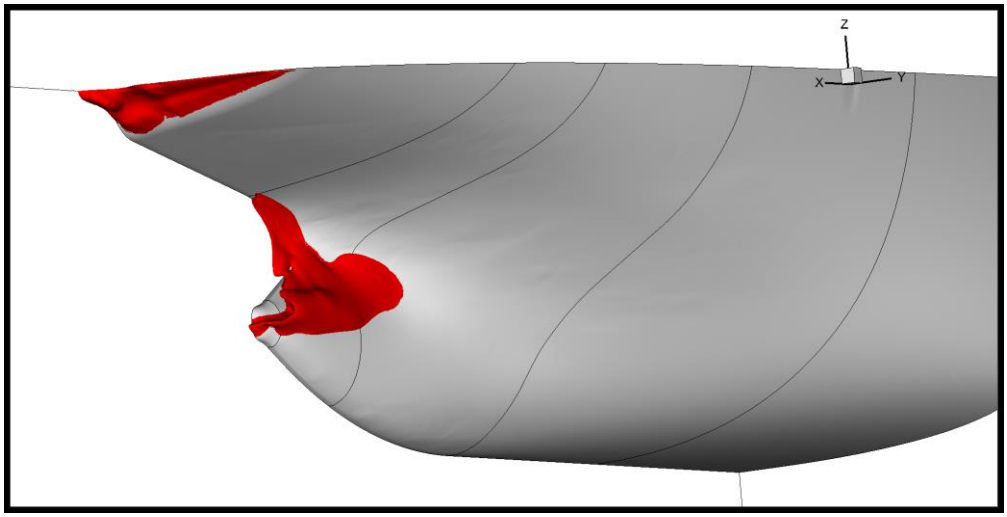
Url-1 < *http://www.simman2008.dk/KVLCC/KVLCC2/tanker2.html*>, alındığı tarih: 21.02.2016

EKLER

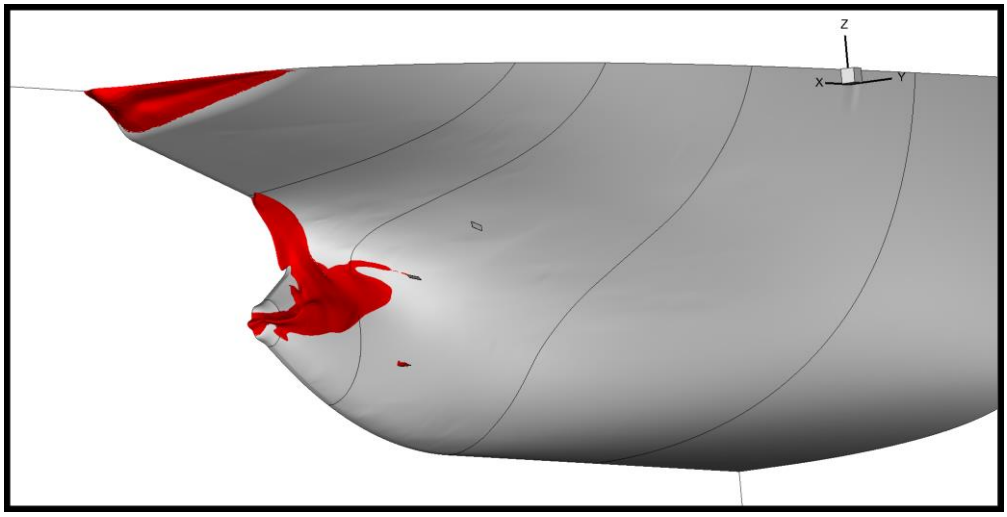
EK A: M1 vakası ve 18 adet vakanın akım ayrılma bölgelerinin üç boyutlu eş-yüzeyler biçimindeki görüntüleri.

Şekil A.1 : M1 vakası akım ayrılma bölgeleri 92
Şekil A.2 : GY3516KE vakası akım ayrılma bölgeleri 92
Şekil A.3 : GY2510KE vakası akım ayrılma bölgeleri 92
Şekil A.4 : GY2516KE vakası akım ayrılma bölgeleri 93
Şekil A.5 : GY2523KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 93
Şekil A.6 : GY2010KE vakası akım ayrılma bölgeleri 93
Şekil A.7 : GY2016KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 94
Şekil A.8 : GY2023KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 94
Şekil A.9 : GY1510KE vakası akım ayrılma bölgeleri 94
Şekil A.10 : GY1516KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 95
Şekil A.11 : GY1523KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 95
Şekil A.12 : GY1016KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 95
Şekil A.13 : GY2516DE vakası akım ayrılma bölgeleri. 96
Şekil A.14 : GY2016DE vakası akım ayrılma bölgeleri. 96
Şekil A.15 : GY1516KE vakası akım ayrılma bölgeleri. 96
Şekil A.16 : GY1010DE vakası akım ayrılma bölgeleri. 97
Şekil A.17 : GY1016DE vakası akım ayrılma bölgeleri. 97
Şekil A.18 : GY2510KK vakası akım ayrılma bölgeleri. 97
Şekil A.19 : GY2516KK vakası akım ayrılma bölgeleri. 98

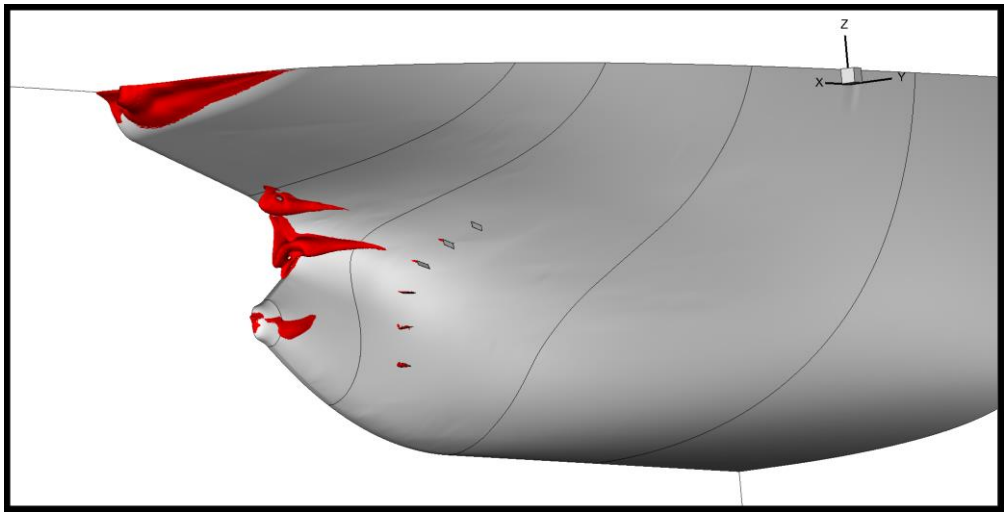
EK A



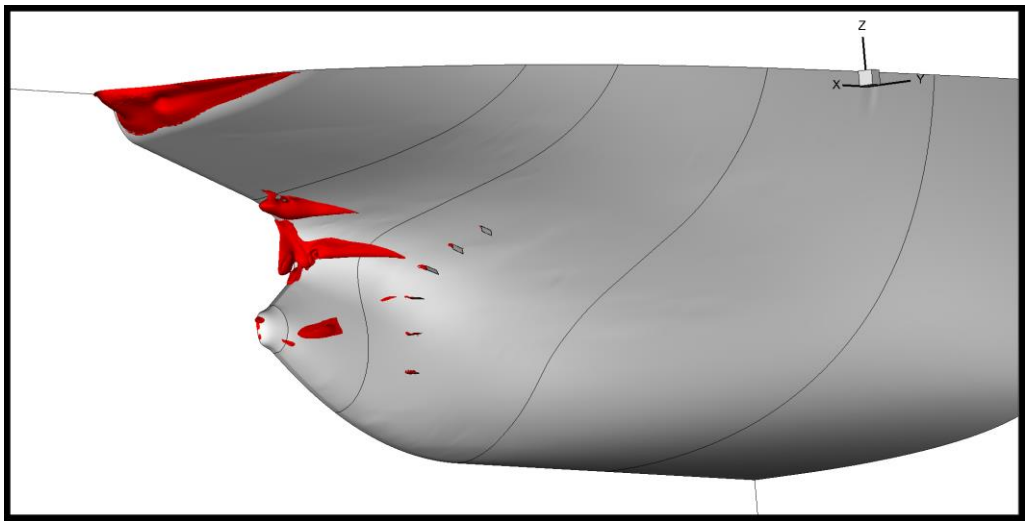
Şekil A.1 : M1 vakası akım ayrılma bölgeleri.



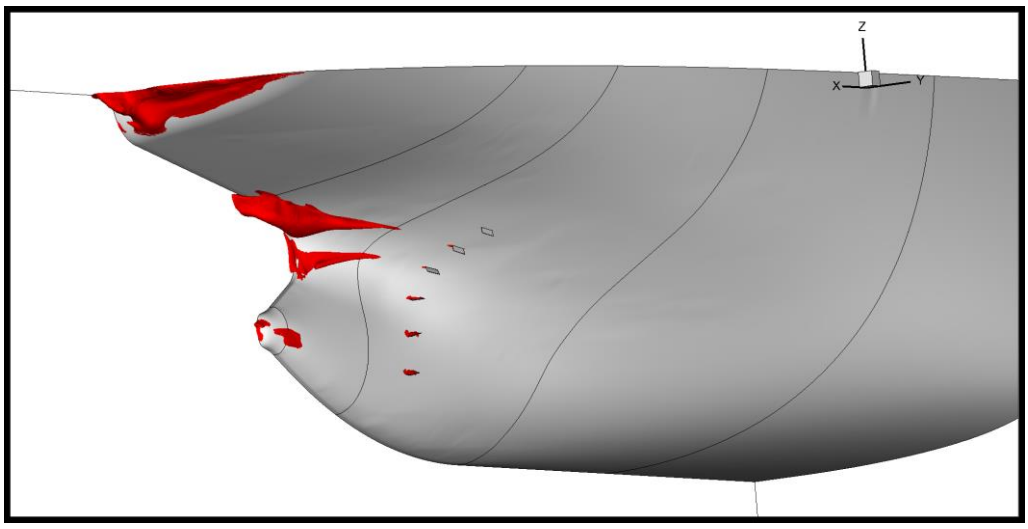
Şekil A.2 : GY3516KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



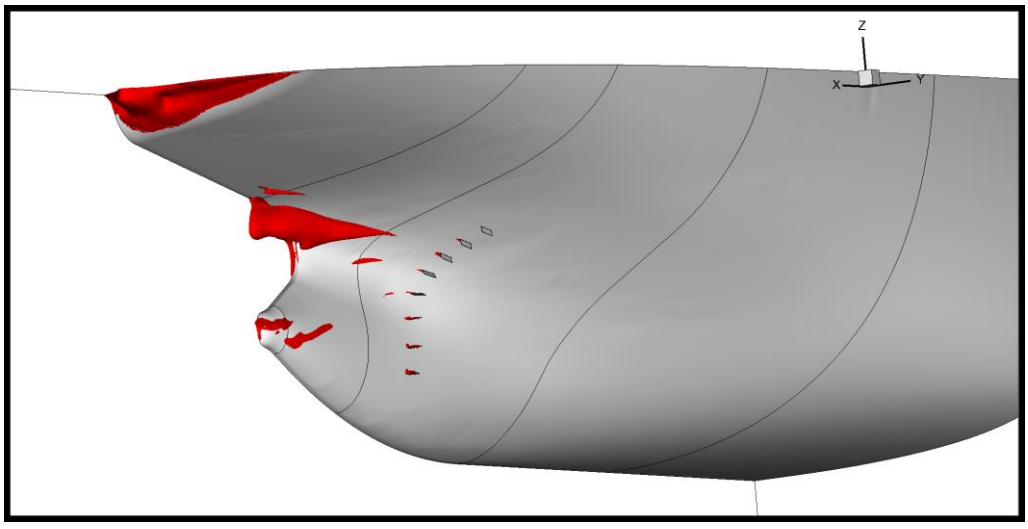
Şekil A.3 : GY2510KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



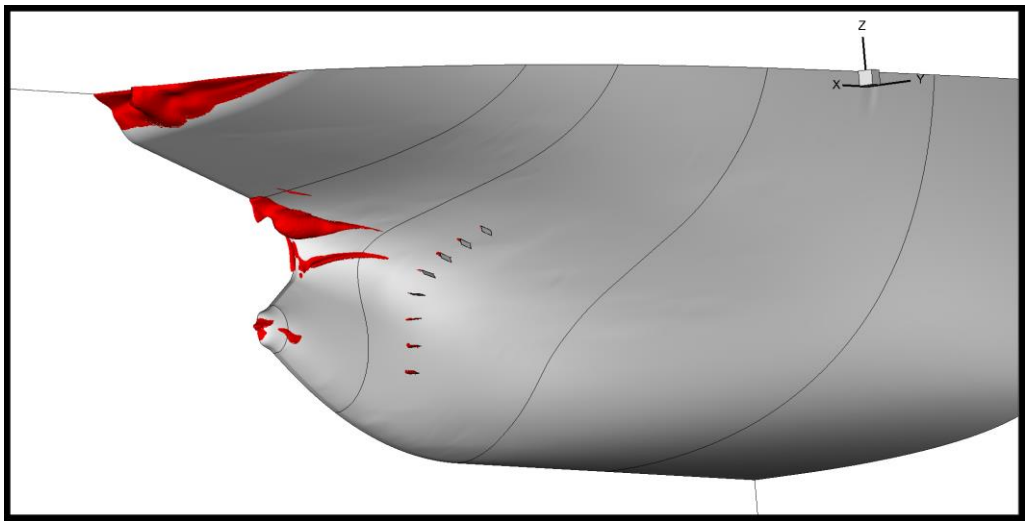
Şekil A.4 : GY2516KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



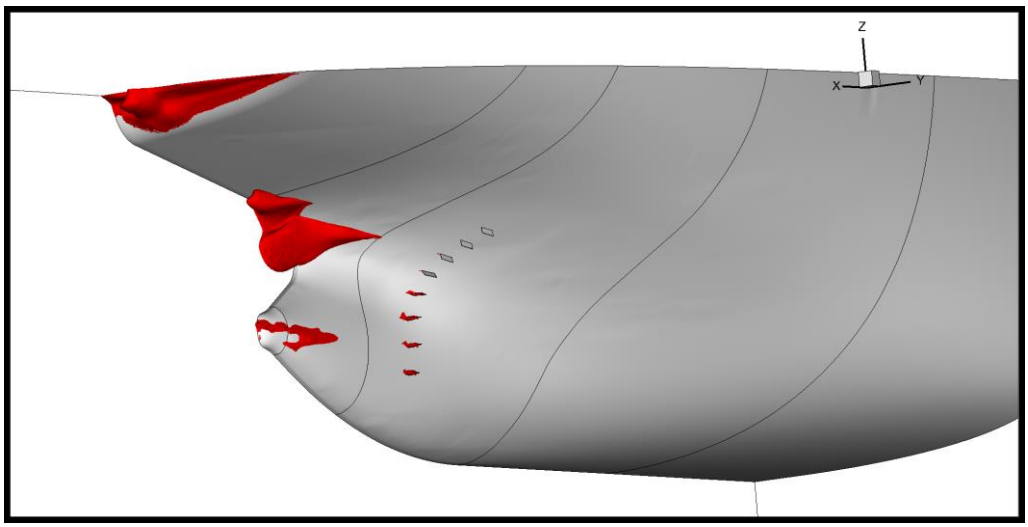
Şekil A.5 : GY2523KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



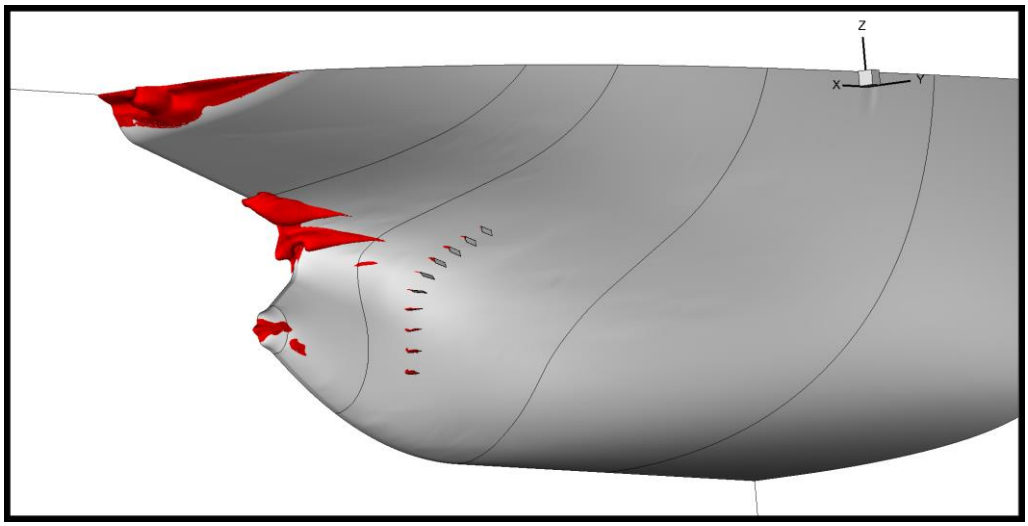
Şekil A.6 : GY2010KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



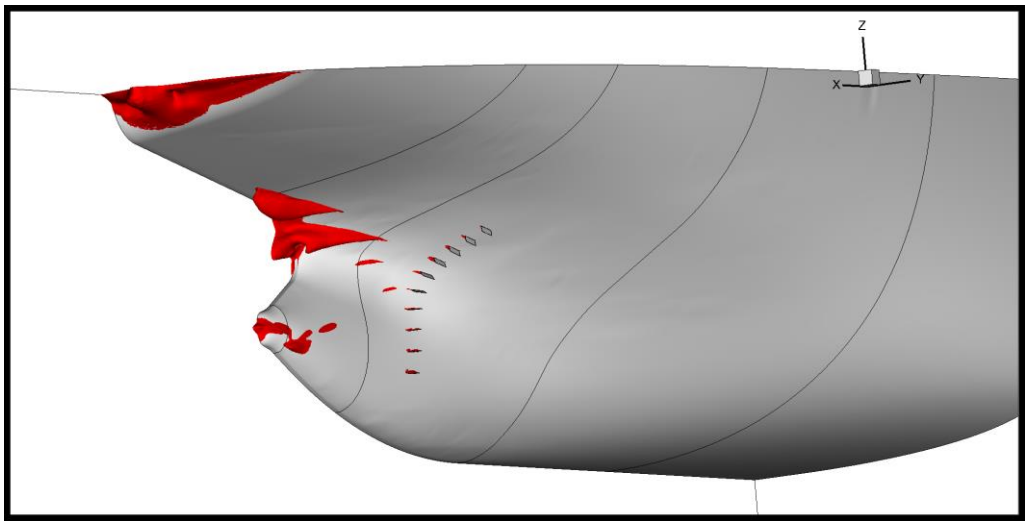
Şekil A.7 : GY2016KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



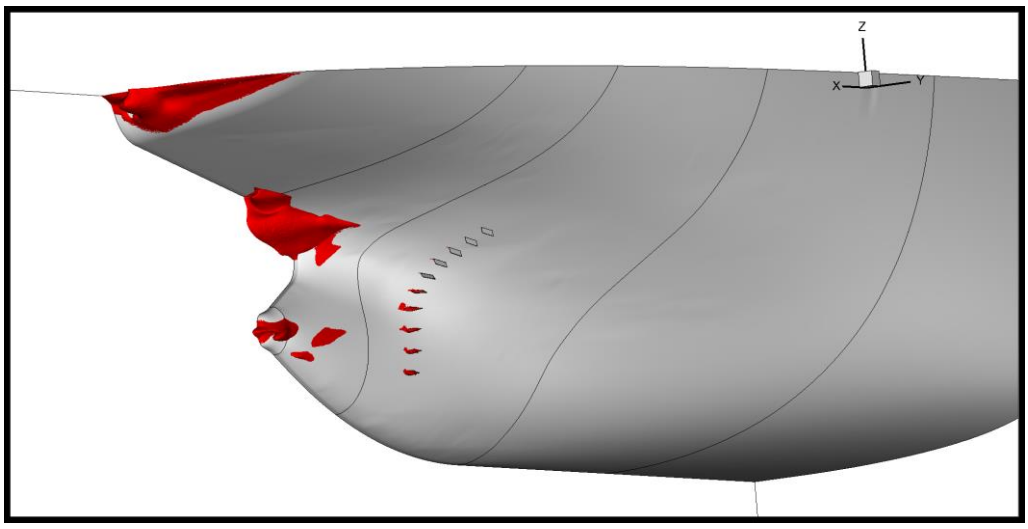
Şekil A.8 : GY2023KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



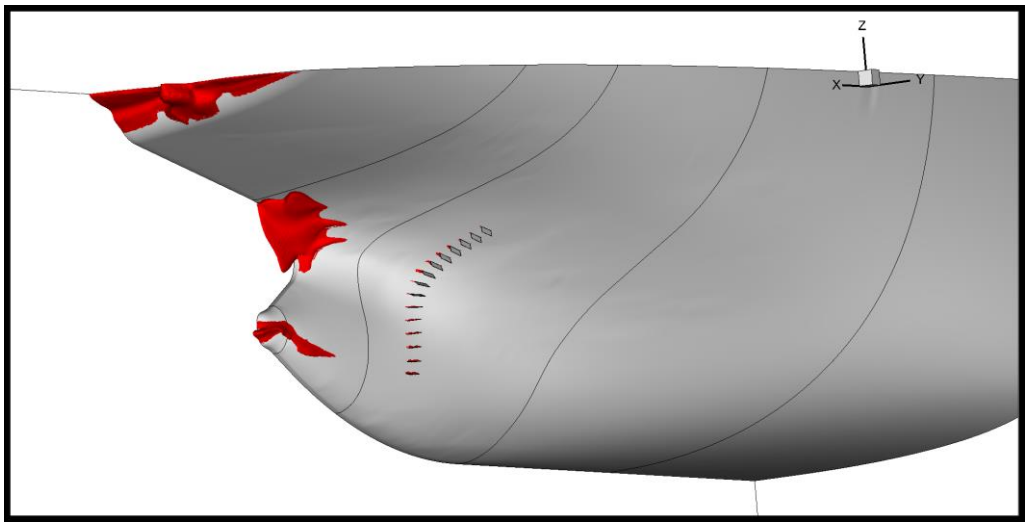
Şekil A.9 : GY1510KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



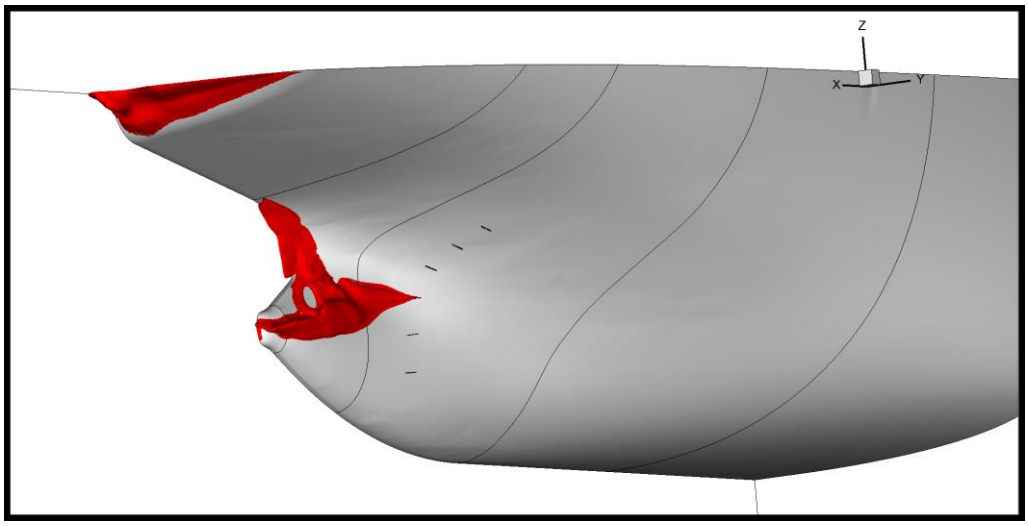
Şekil A.10 : GY1516KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



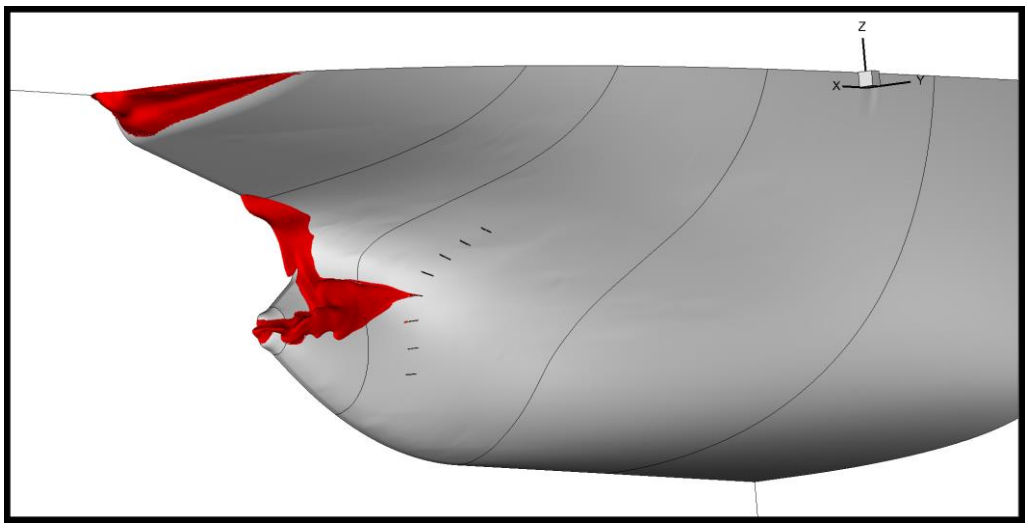
Şekil A.11 : GY1523KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



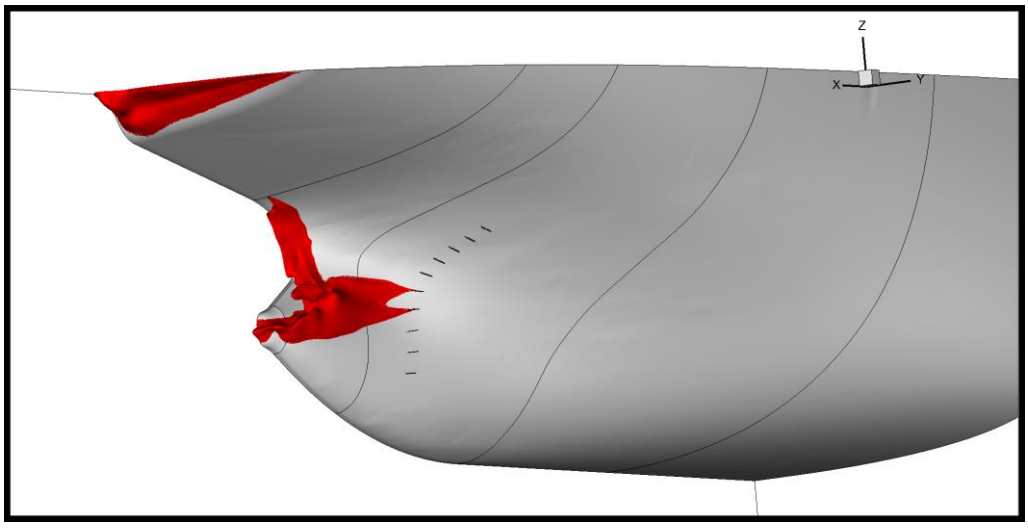
Şekil A.12 : GY1016KE vakası akım ayrılma bölgeleri.



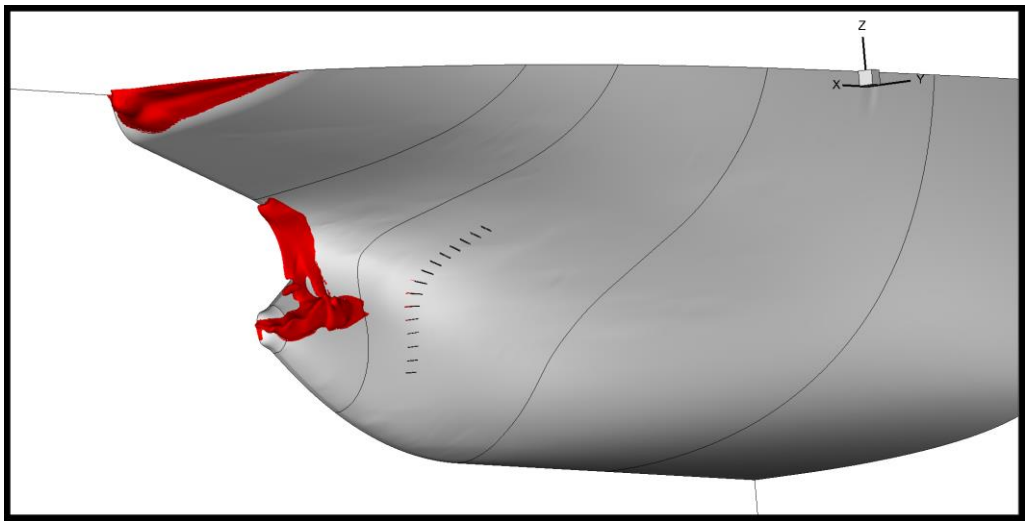
Şekil A.13 : GY2516DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



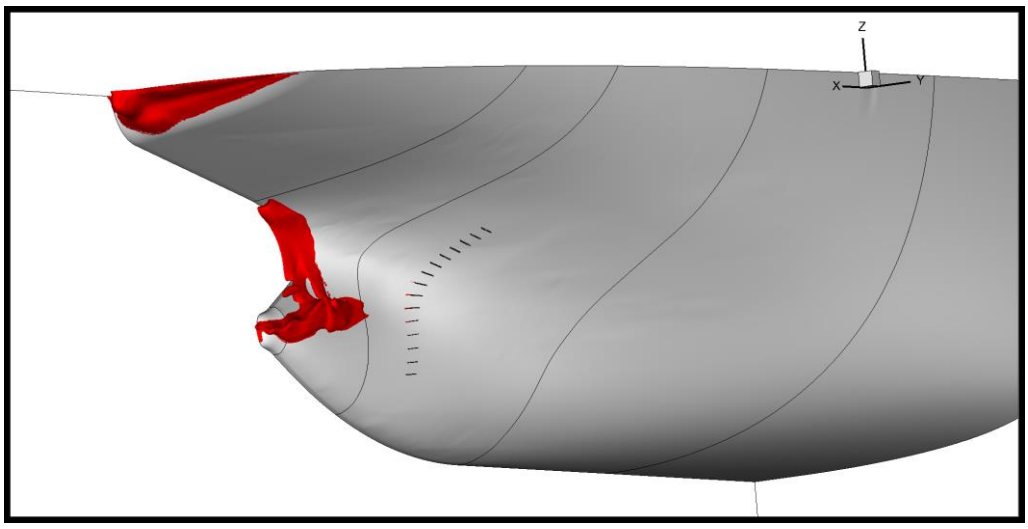
Şekil A.14 : GY2016DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



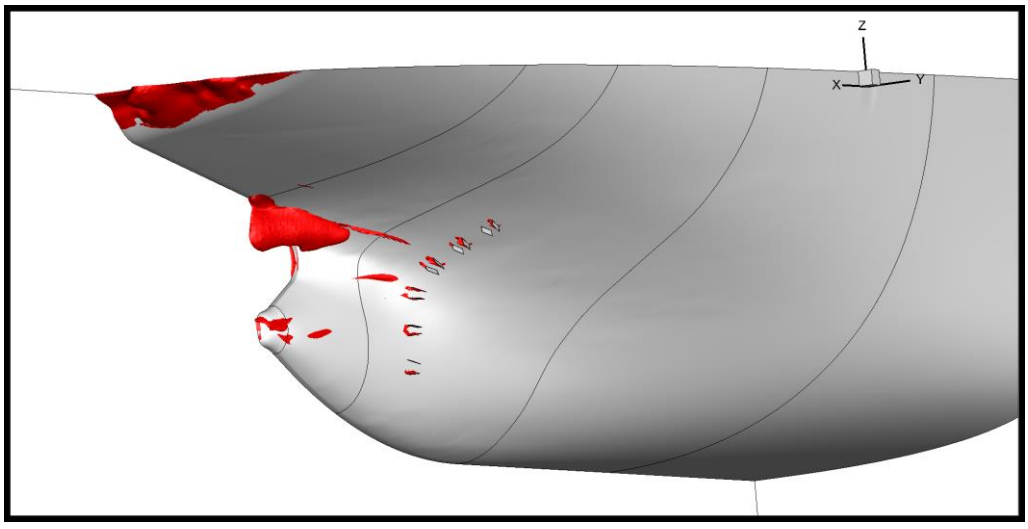
Şekil A.15 : GY1516DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



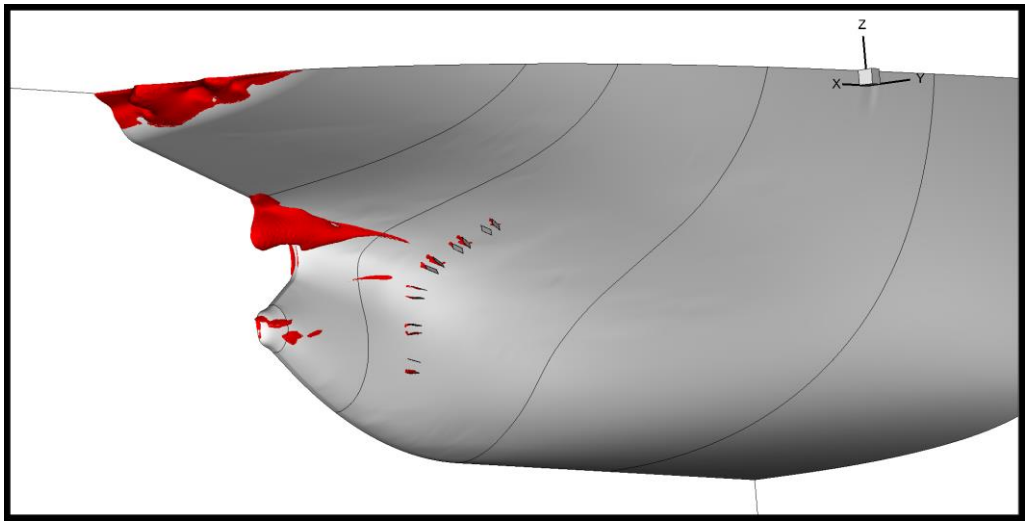
Şekil A.16 : GY1010DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



Şekil A.17 : GY1016DE vakası akım ayrılma bölgeleri.



Şekil A.18 : GY2510KK vakası akım ayrılma bölgeleri.



Şekil A.19 : GY2516KK vakası akım ayrılma bölgeleri.



ÖZGEÇMİŞ

Ad Soyad **: Talat Gökçer Canyurt**

Doğum Yeri ve Tarihi **: Diyarbakır 22/05/1990**

E-Posta **: gokcer.canyurt@gmail.com**

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** **:** 2013, İstanbul Teknik Üniversitesi, Gemi İnşaatı ve Deniz Bilimleri Fakültesi, Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Bölümü

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- Aralık 2015'ten beri MESH Mühendislik ve Yazılım A.Ş.'de CFD mühendisi olarak çalışmaktadır.

DİĞER YAYINLAR, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- Özden M. C., Gürkan A.Y., Özden Y. A., Canyurt T. G., Korkut E., 2014. Underwater Radiated Noise Prediction for a Submarine Propeller in Different Flow Conditions. *International Meeting – Propeller Noise & Vibration*, November 6-7, 2014 Istanbul, Turkey.