

**T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

DENİZALTI KIÇ FORMUNUN SAYISAL VE DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

YASEMİN ARIKAN ÖZDEN

**DOKTORA TEZİ
GEMİ İNŞAATI VE GEMİ MAKİNELERİ MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
GEMİ İNŞAATI VE GEMİ MAKİNELERİ MÜHENDİSLİĞİ PROGRAMI**

**DANIŞMAN
PROF. DR. FAHRİ ÇELİK**

İSTANBUL, 2017

T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

DENİZALTI KIÇ FORMUNUN SAYISAL VE DENEYSSEL OLARAK İNCELENMESİ

Yasemin ARIKAN ÖZDEN tarafından hazırlanan tez çalışması 04.12.2017 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Anabilim Dalı'nda **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Tez Danışmanı

Prof. Dr. Fahri ÇELİK
Yıldız Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri

Prof. Dr. Fahri ÇELİK
Yıldız Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Mesut GÜNER
Yıldız Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Ali Can TAKINACI
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Nurten VARDAR
Yıldız Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Emin KORKUT
İstanbul Teknik Üniversitesi



Bu çalışma, Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü'nün 2015-10-01-DOP01 numaralı projesi ile desteklenmiştir.

ÖNSÖZ

Türkiye’de milli gemi üretiminde katedilen yol gözleri milli denizaltı çalışmalarına çevirmiştir. Milli denizaltı tasarımı ve üretimi konusunda kendi akademik altyapımıza bir katkıda bulunmak amacı ile gerçekleştirilen bu tez ile hem deneysel hem de sayısal yöntemler kullanılarak açık literatürde yaygın olarak kullanılan bir denizaltı formunun sevk karakteristiklerinin elde edilmesine yönelik bir çalışma sunulmuştur. Özellikle deneysel sistemin tasarımı ve üretimi sırasında karşılaşılan zorluklar ve üretilen çözümlere ayrıntılı yer verilmiştir.

Bu tezin gerçekleşmesi aşamasında katkısı olan değerli hocalarıma ve çalışma arkadaşlarıma teşekkür etmeyi bir borç bilirim. Tez danışmanım Prof. Dr. Fahri Çelik’e, tez izleme jürimde bulunan Prof. Dr. Mesut Güner’e ve aynı zamanda İTÜ Ata Nutku Model Deney Laboratuvarının sorumlusu Prof. Dr. Ali Can Takinacı’ya, sevk deneyleri konusunda bilgi ve tecrübelerini paylaşan Prof. Dr. Emin Korkut’a, model üretimi ve model deneyleri konusunda bilgi ve tecrübelerini paylaşan Doç Dr. Devrim Bülent Danışman’a, İTÜ HIGHLAB’ı kullanmama izin veren Prof. Dr. Ömer Gören ve Doç Dr. Uğur Oral Ünal’a, tez çalışması kapsamında kullanılmak üzere bizimle INSEAN E1619 pervanesinin geometrisini ve deney verilerini paylaşan Mario Felli’ye, DARPA Suboff formu ve E1619 pervanesi ile ilgili sorularımızı cevaplayan Prof. Dr. Pablo Carrica’ya, model üretimi ve deneyler esnasında bizim de heyecanımızı paylaşarak özverili bir şekilde çalışan İTÜ Ata Nutku Model deney laboratuvarı teknisyenlerinden Sayın Seyfi Erim , Cemal Çelik, Öner Yiğit ve Mustafa Özer’e teşekkür ederim.

En büyük teşekkürü şüphesiz denizaltılar konusunda çalışmak üzere kendini adanmış sevgili eşim Münir Cansın Özden’e etmek istiyorum. Kurduğu DATUM firmasının AR-GE

alışmaları kapsamında desteklediği bu tez çalışmasına çok değerli katkılarından dolayı teşekkür ederim. Yine DATUM firmasından Ersin Demir'e deneysel sistemin tasarımı ve retimi, Sertaç Kurdoğlu'na elektrik sistemi kurulumu ve kontrolü, Azmi Ak'a üç boyutlu geometrilerin oluşturulması konusundaki katkılarından ötürü teşekkür ederim. Model pervane üretimi konusunda titizlikle çalışan ve projemize destek olan Sayın Mekki Kutlu'ya, Pointwise programı konusunda bilgi ve tecrübelerini paylaşan Ahmet Yusuf Gürkan'a, İTÜ'de araştırma görevlisi Bülent Fırat'a değerli katkılarından ve yardımlarından ötürü teşekkür ederim.

Gemi inşaatı mühendisliği okumam konusunda beni yönlendiren ve bu süreçte her türlü desteği sağlayan çalışkanlığı ve azmi ile örnek aldığım babam Operatör Dr. Ali şahin Arıkan ve her zor zamanımda yanımda olan annem Helga Arıkan, kardeşim Operatör Dr. Ali Ahmet Arıkan ve kayınvalidem Fatma Nilgün zden'e teşekkür ederim ve sevgili oğlum Yücel zden kreş çıkışı deney çalışmalarımıza eşlik ederek hepimizin neşe kaynağı oldun.

Bu çalışmanın ülkemizde yapılacak denizaltı çalışmalarında başvurulan bir kaynak olmasını dilerim.

Aralık, 2017

Yasemin ARIKAN ÖZDEN

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
SİMGE LİSTESİ.....	x
KISALTMA LİSTESİ.....	xii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xiii
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xvi
ÖZET.....	xvii
ABSTRACT.....	xx
BÖLÜM 1	
GİRİŞ.....	1
1.1 Literatür Özeti	2
1.2 Tezin Amacı	9
1.3 Orjinal Katkı.....	10
BÖLÜM 2	
DENİZALTILARDA TEKNE PERVANE ETKİLEŞİMİ	13
2.1 Denizaltı Geometrisi.....	13
2.2 Denizaltılarda Tekne Pervane Etkileşimi	14
2.3 İz Katsayısı	16
2.4 İtme Azalması Katsayısı	17
2.5 Tekne Verimi	17
2.6 Bağlı Dönme Verimi	18
2.7 Sevk Verimi.....	19
BÖLÜM 3	
DENİZALTILARDA DENEYSEL YÖNTEMLER	20
3.1 Model Havuzlarında Denizaltı Deneyleri	22
3.1.1 Rüzgar Tünellerinde Yapılan Denizaltı Deneyleri.....	25

3.1.2 Çubuğa Monteli (String Mounted) Deney Sistemi ile Yapılan Denizaltı Deneyleri	26
3.1.3 Kendinden Hareketli Model (Free Running Model) ile Yapılan Denizaltı Deneyleri	27
BÖLÜM 4	
GEMİLERDE ve DENİZALTILARDA GÜÇ TAHMİN YÖNTEMLERİ	28
4.1 ITTC 1978 Performans Tahmin Yöntemi	28
4.1.1 Direnç Deneyi	29
4.1.2 Form Faktörünün Belirlenmesi	31
4.1.3 Pervane Açık Su Deneyi	32
4.1.4 Sevk Deneyi	34
4.1.4.1 Değişken Yüklü (Sabit Hızlı) Sevk Deneyi Yöntemi	35
4.1.4.2 Sabit Yüklü Sevk Deneyi Yöntemi	39
4.1.4.3 Karışık Yükleme Sevk Deneyi Yöntemi	40
4.1.4.4 Değişken Yüklü Sevk Deneyi ile Sabit Yüklü Sevk Deneyinin Karşılaştırılması	40
4.2 Sadece Değişken Yüklü Sevk Deneyine göre Güç Tahmini	40
4.2.1 Teori	41
4.2.2 Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi	43
4.2.2.1 Kendi kendini sevk noktasında ($F=F_D$) model pervanesinin itmesinin belirlenmesi	43
4.2.2.2 Kendi kendini sevk noktasında ($F=F_D$) pervane itmesinin (T_S^*) belirlenmesi	44
4.2.2.3 Boyutsuz katsayılar K_{TM} , K_{QM} , J_M 'nin belirlenmesi ve tam ölçekli değerler K_{TS} , K_{QS} , J_S 'ye geçiş	45
4.2.2.4 Tam Ölçekli Geminin Sevk Noktasının ve Güç Tahmin Faktörlerinin Belirlenmesi	46
BÖLÜM 5	
SAYISAL YÖNTEMLER	48
5.1 Sayısal Hesaplamalarda Kullanılan Yöntemler	48
5.2 Sonlu Hacimler Yönteminde Yönetici Denklemler	50
5.2.1 Kütleinin Korunumu	50
5.2.2 Momentumun Korunumu	50
5.3 RANS Denklemleri	50
5.4 Türbülansın Modellenmesi	52
5.4.1 k- ϵ Türbülans Modeli	52
5.4.2 k- ω Türbülans Modeli	53
5.4.3 SST k- ω Türbülans Modeli	54
5.5 Çözücü Seçimi	57
5.6 Ayrıklaştırma	57
5.7 Basınç-Hız İlişkilendirmesi	58
5.8 Çözüm Ağı Oluşturulması	59

5.9 Türbülans Yoğunluğu ve Türbülans Viskozite Oranı	60
BÖLÜM 6	
KULLANILAN GEOMETRİLER.....	62
6.1 E1619 Pervanesi.....	62
6.2 DARPA Suboff Denizaltı Modeli	63
6.3 INSEAN E1619 ile Sevk Edilen DARPA Suboff Denizaltı Modeli	64
6.4 Farklı Kıç Konikliklere Göre Darpa Suboff Geometrisinin Türetilmesi	65
BÖLÜM 7	
DENİZALTI DENEY SİSTEMİ TASARIMI ve DARPA SUBOFF DENİZALTI DENEYLERİ	76
7.1 Denizaltı Test Düzeneği Tasarımı	77
7.1.1 Denizaltı Modeli	77
7.1.1.1 Dış Kaplama.....	78
7.1.1.2 Model Pervane.....	79
7.1.1.3 Basıncılı Kap	81
7.1.1.4 Yaylar ve Yük Hücresi	83
7.1.1.5 İç Çerçeve.....	84
7.1.1.6 Kurşun Ağırlıklar	84
7.1.2 Kontrol Sistemi.....	88
7.1.3 Asansör Sistemi.....	89
7.2 Kalibrasyon.....	91
7.3 Direnç ve Sevk Deneyleri	93
7.4 Sonuçlar	93
7.4.1 Direnç Deneyi.....	93
7.4.2 Sevk Deneyi.....	94
7.4.3 Belirsizlik Analizi.....	98
7.4.3.1 İtme Kuvveti (T) için Belirsizlik Analizi.....	98
7.4.3.2 Tork (Q) için Belirsizlik Analizi	102
BÖLÜM 8	
DARPA SUBOFF DENİZALTI MODELİ ve E1619 PERVANESİ HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMIĞI ANALİZLERİ.....	106
8.1 Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Analizleri	107
8.2 E1619 Pervanesi Açık Su Karakteristiklerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile Belirlenmesi	108
8.2.1 Yöntem.....	108
8.2.2 Sonuç.....	112
8.2.3 Ölçeklendirilmiş E1619 Pervanesinin HAD Analizi ve Sonuçları	115
8.3 Darpa Suboff Denizaltısı Direnç Karakteristiklerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile Belirlenmesi	116
8.3.1 Yöntem.....	116

8.3.2 Sonuç.....	119
8.4 INSEAN E1619 Pervanesi ile Sevk Edilen DARPA Suboff Denizaltısının Sevk Noktasının HAD ile Belirlenmesi	123
8.4.1 Yöntem.....	123
8.4.2 Sonuç.....	125
8.5 Farklı Kıç Konikliklerine göre Darpa Suboff Denizaltısının Direnç Karakteristiklerinin HAD ile Belirlenmesi.....	128
8.5.1 Yöntem.....	128
8.5.2 Sonuç.....	128
8.6 Farklı Kıç Konikliklerine göre INSEAN E1619 Pervanesi ile Sevk Edilen Darpa Suboff Denizaltı Formlarının Sevk Karakteristiklerinin HAD ile Belirlenmesi	131
8.6.1 Yöntem.....	131
8.6.2 Sonuç	131
8.7 DARPA Suboff Denizaltısında Farklı Boy-Genişlik (L/B) Oranları için Tekne Veriminin İncelenmesi	136
8.7.1 Yöntem.....	136
8.7.2 Sonuç	137
BÖLÜM 9	
SONUÇ VE ÖNERİLER.....	140
KAYNAKLAR.....	147
ÖZGEÇMİŞ.....	153

SİMGE LİSTESİ

a	Dirençteki artış
B	Genişlik
c	Pervane kanadının kord uzunluğu
C_{AA}	Hava Direnci Katsayısı
C_D	Direnç katsayısı
C_{DM}	Model pervane için direnç katsayısı
C_{DS}	Tam ölçek için direnç katsayısı
C_F	Sürtünme direnci katsayısı
ΔC_F	Pürüzlülük Etkisi
C_{FM}	Modelin Sürtünme Direnci Katsayısı
C_R	Artık Direnç Katsayısı
C_{RM}	Modelin Artık Direnç Katsayısı
C_{RS}	Geminin Artık Direnç Katsayısı
C_{TM}	Toplam Direnç Katsayısı
C_{TS}	Geminin Toplam Direnç Katsayısı
C_{VM}	Modelin viskoz direnç katsayısı
C_{VS}	Tam ölçekte viskoz direnç katsayısı
D	Pervane Çapı
DM	Model Pervane Çapı
DS	Gerçek boyutta Pervane Çapı
F	Çekme kuvveti
Fr	Froude Sayısı
$F_{T=0}$	Pervane itmesi sıfır olduğunda toplam direnç
J	İlerleme katsayısı
J_M	Model pervane için ilerleme katsayısı
J_S	Tam ölçekli pervane için ilerleme katsayısı
J_o	Açık su pervane ilerleme katsayısı
k	Form Faktörü
K_{FD}	J^2 'nin fonksiyonu olan çekme kuvveti katsayısı
K_{FDM}	Çekme kuvveti katsayısı
k_M	Modelin form faktörü
k_S	Tam ölçekte form faktörü
k_p	Kanat pürüzlülüğü
K_T	İtme Katsayısı
K_{TM}	Model pervane için itme katsayısı
K_{TBM}	Gemi arkası model pervane itme katsayısı

K_{ToM}	Açık Su Model Pervane İtme Katsayısı
K_{TS}	Tam ölçekte itme kuvveti katsayısı
K_Q	Tork Katsayısı
K_{QM}	Model pervane için tork katsayısı
K_{QBM}	Gemi arkası model pervane tork katsayısı
L	Uzunluk
L_{WL}	Gemi su hattı boyu
n	Pervane devri
n_M	Model pervanenin devri
P_D	Açık suda pervaneye verilen güç
P_{DS}	Pervaneye verilen güç
P_E	Efektif Güç
P/D	Pervane kanadının piç çap oranı
Q	Pervane Torku
Q_M	Model pervanenin torku
Q_S	Tam ölçek pervane torku
Q_o	Pervane Açık Su Torku
Re	Reynolds Sayısı
R_{nco}	0.75'deki kanat kesitinde lokal Reynolds sayısı
R_T	Toplam Direnç
R_{TM}	Model Toplam Direnci
S	Islak Yüzey Alanı
t	İtme Azalma Katsayısı
t^*	Değişken yüklü sevk deneyi yöntemine göre hesaplanan itme azalma katsayısı
t_{max}	Pervane kanadının maksimum kalınlığı
T	Pervane İtmesi
T_M	Model pervane itmesi
T_M^*	Tam ölçekteki kendi kendini sevk noktasında model pervane itmesi
T_S^*	Geminin kendi kendini sevk noktasında itmesi
T_M^{**}	Modelin kendi kendini sevk noktasında model pervane itmesi
V	Hız
V_M	Model hızı
w_T	Taylor İz Katsayısı
w_{TM}	Model için Taylor iz katsayısı
w_{TS}	Tam ölçekte Taylor iz katsayısı
Z	Pervane kanat sayısı
λ	Ölçek
η	Pervane Verimi
η_B	Gemi arkasında pervane verimi
η_D	Sevk Verimi
η_H	Tekne Verimi
η_o	Pervane Açık Su Verimi
η_R	Bağıl Dönme Verimi
ρ	yoğunluk
\emptyset	Skaler değişken
$\overline{\rho u_i' u_j'}$	Reynolds gerilme tensörü

KISALTMA LİSTESİ

AMC	Australian Maritime College
CNC	Computer Numerical Control
DARPA	Defence Advanced Research Projects Agency
DES	Detached-Eddy Simulation
DDES	Delayed Detached-Eddy Simulation
DKKA	Denizaltı Kıç Koniklik Açısı
DNS	Direct Numerical Simulation
DTMB	David Taylor Model Basin
DTRC	David Taylor Research Center
HAD	Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği
INSEAN	İtalyan Ship Model Basin
ITU	İstanbul Teknik Üniversitesi
ITTC	International Towing Tank CoConference
LCG	Longitudinal Center of Gravity
LDV	Laser Doppler Velocimetry
LES	Large Eddy Simulation
MRF	Moving Reference Frame
OERC	Ontario Educational Research Council
PISO	Pressure Implicit with Splitting of Operator
PMM	Planar Motion Mechanism
PRESTO	Pressure Staggering Option
QUICK	Quadratic Upwind Interpolation Scheme
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RNG	Re-Normalisation Group
SIMPLE	Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations
SST	Shear Stress Transport
STP	Submarine Technology Program

ŞEKİL LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 2.1 Denizaltının boy ve çapı.....	13
Şekil 2.2 Denizaltının yelken, pervane ve gövde kısımları	13
Şekil 2.3 Denizaltının kış yarı koniklik açısı ve dümenleri	14
Şekil 2.4 Denizaltı pervane düzleminde iz (Sol taraf X-form, sağ taraf artı formu temsil etmektedir.) [4]	15
Şekil 2.5 Pervaneye gelen akış (a) Yüksek aksenal hız (b) Düşük aksenal hız [4]	15
Şekil 2.6 Kış yarı koniklik açısına bağlı olarak taylor iz katsayısı [3], [19]	16
Şekil 2.7 Kış yarı koniklik açısına bağlı olarak itme azalma katsayısı [3], [5], [19]	17
Şekil 2.8 Kış yarı koniklik açısına bağlı olarak tekne verimi [3], [5], [19]	18
Şekil 3. 1 Konvansiyonel denizaltı deney düzeneği [17]	20
Şekil 3. 2 Değiştirilmiş denizaltı deney düzeneği [17].....	21
Şekil 3. 3 Morton Gertler tarafından hazırlanan denizaltı deney düzeneği [6]	23
Şekil 3. 4 Destek ayağı (Strut) Yerleşimi [6]	24
Şekil 3. 5 DTMB’de geliştirilen düzlemsel hareket mekanizmasının yerleşimi [47]	24
Şekil 3. 6 Qinetiq İngiltere’de düşey düzlemsel hareket mekanizması ile denizaltı deneyleri [4]	25
Şekil 3. 7 INSEAN’da yapılan deneylerden denizaltı modeli görüntüsü [48]	25
Şekil 3. 8 Rüzgar tüneline denizaltı modeli [49]	26
Şekil 3. 9 Çubuğa monteli deney sistemi ile denizaltı deneyleri [18]	26
Şekil 3. 10 SVA Potsdam’da hazırlanan bir denizaltı kendinden hareketli modeli [50]..	27
Şekil 3. 11 SVA Potsdam’da hazırlanan bir kendinden hareketli denizaltı modelinin pervanelerinin görüntüsü [50]	27
Şekil 4. 1 Gemilerin sevk performansı tahmini süreci [52]	29
Şekil 4. 2 Pervane açık su deney düzeneği [57]	32
Şekil 4. 3 Kendi kendini sevk noktası [13]	36
Şekil 4. 4 İtme benzerliği yönteminin uygulaması [13]	37
Şekil 4. 5 Tam ölçek için kendi kendini sevk noktası tayini [13]	38
Şekil 4. 6 Denizaltı üzerindeki kuvvetler	41
Şekil 4. 7 Çekme kuvveti ile itme arasındaki bağıntı.....	42
Şekil 4. 8 Pervane açık su diyagramındaki kayma [13]	46
Şekil 4. 9 Tam ölçek için kendi kendini sevk noktası tayini [13]	47
Şekil 6. 1 INSEAN E1619 Model Pervanesi	62
Şekil 6. 2 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonu	63
Şekil 6. 3 DARPA Suboff pervane yerleşiminin görünümü [44]	64
Şekil 6. 4 Kış koniklik açısının Burcher ve Rydill’deki gösterimi [3].....	65

Şekil 6. 5 Kıç yarı koniklik açısının Kormilitsin ve Khalizev'deki gösterimi [5]	65
Şekil 6. 6 Kıç yarı koniklik açısının Kormilitsin ve Khalizev'deki gösterimi [5]	65
Şekil 6. 7 Kıç formu değiştirilmiş 3000tonluk denizaltı [19].....	66
Şekil 6. 8 Denizaltılarda kıç yarı koniklik açılarının dağılımı [69]	66
Şekil 6. 9 Darpa Suboff Geometrisi [7].....	68
Şekil 6. 10 Darpa Suboff'ta kıç yarı koniklik açısının ölçüldüğü konum	68
Şekil 6. 11 Durum 1	71
Şekil 6. 12 Durum 2	71
Şekil 6. 13 Durum 3	71
Şekil 6. 14 Durum 4	71
Şekil 6. 15 Durum 5	71
Şekil 6. 16 Durum 6	72
Şekil 6. 17 Durum 7	72
Şekil 6. 18 Durum 8	72
Şekil 6. 19 Kıç yarı koniklik açılara bağlı olarak K_0 ve K_1 katsayılarının değişimi.....	73
Şekil 6. 20 Kıç yarı koniklik açılara göre elde edilen kıç formları	73
Şekil 6. 21 Farklı kıç konikliklere göre kıç formları	74
Şekil 6. 22 Nihai Seçilen Geometrilere	75
Şekil 7. 1 Denizaltı test sistemi, asansör tasarımı ve üretilmiş model	76
Şekil 7. 2 Darpa Suboff modeli tasarım görüntüsü	78
Şekil 7. 3 Darpa Suboff modeli üretilmiş model	78
Şekil 7. 4 Model imalat aşamaları	79
Şekil 7. 5 Pervanenin işleneceği alüminyum blok	80
Şekil 7. 6 Pervanenin CNC'de işlenmesi	80
Şekil 7. 7 İşlenmiş pervane	81
Şekil 7. 8 Basınçlı kap içinde dinamometre yerleşimi	81
Şekil 7. 9 Basınçlı kap içinde dinamometre ve motor yerleşimi	82
Şekil 7. 10 Basınçlı kap kablo girişleri	82
Şekil 7. 11 (a) örümcek (b) yaylar (c) yük hücresi yerleşimi	83
Şekil 7. 12 ESİT BB Lama tipi yük hücresi	84
Şekil 7. 13 Alüminyum iç çerçeve	84
Şekil 7. 14 Kurşun ağırlıkların hazırlanması	85
Şekil 7. 15 Hareket kontrol ünitesi ve kontrol paneli arayüzü	88
Şekil 7. 16 HBM veri toplama modülü	89
Şekil 7. 17 Veri okunan bilgisayarlar ve esit modülü	89
Şekil 7. 18 Asansör sisteminin deney arabasına yerleştirilmesi	90
Şekil 7. 19 Denizaltı modeli asansöre bağlanmadan önce	91
Şekil 7. 20 Denizaltı modeli asansör bağlantısı yapılmış durumda	91
Şekil 7. 21 Sevk dinamometresinin kalibrasyonu yapılırken	92
Şekil 7. 22 Atwood cihazı ve yük hücresinin sistem üzerinde kalibrasyonu	92
Şekil 7. 23 Yük hücresinin sistem üzerinde kalibrasyonu	93
Şekil 7. 24 Darpa Suboff direnç değerleri	94
Şekil 7. 25 Ortalama değerlere göre itme kuvveti vs çekme kuvveti	95
Şekil 7. 26 Kendi kendini sevk noktasının tespiti	96
Şekil 7. 27 Açık Su Pervane Karakteristikleri	97
Şekil 7. 28 İtme kuvveti (minimum ve maksimum ölçüm değerleri ile)	99

Şekil 7. 29 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı	101
Şekil 7. 30 Tork kuvveti (minimum ve maksimum ölçüm değerleri ile).....	103
Şekil 7. 31 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı	105
Şekil 8. 1 E1619 Pervanesi çözüm hacmi görünümü	109
Şekil 8. 2 Çözüm ağı ve sınır koşulları görünümü	110
Şekil 8. 3 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü	110
Şekil 8. 4 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü	111
Şekil 8. 5 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü	111
Şekil 8. 6 E1619 Pervanesi açık su karakteristikleri	112
Şekil 8. 7 E1619 Pervanesi farklı çözüm ağı yoğunluklarında $x=0.17R$ konumundaki boyutsuz hız dağılımları	113
Şekil 8. 8 Ölçekli E1619 pervanesi ile elde edilen pervane açık su özellikleri.....	115
Şekil 8. 9 Ölçekli E1619 pervanesinin $x=0.17R$ konumunda boyutsuz hız dağılımı	116
Şekil 8. 10 DARPA Suboff denizaltı modeli HAD'de kullanılan sınır koşulları	116
Şekil 8. 11 Burunda orta yoğunluklu çözüm ağı.....	117
Şekil 8. 12 Yelken etrafında orta yoğunluklu çözüm ağı	117
Şekil 8. 13 Dümen etrafında orta yoğunluklu çözüm ağı	118
Şekil 8. 14 Kıç bölümünde orta yoğunluklu çözüm ağı	118
Şekil 8. 15 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonunda direnç değerleri	120
Şekil 8. 16 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=0.978$ konumunda nominal iz dağılımı ...	122
Şekil 8. 17 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=1.04$ konumunda nominal iz dağılımı	122
Şekil 8. 18 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=1.20$ konumunda nominal iz dağılımı	122
Şekil 8. 19 E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff'un çözüm hacmi ve sınır koşulları	123
Şekil 8. 20 Pervane hacminin görünümü	124
Şekil 8. 21 Pervane bölgesinde çözüm ağı görünümü	124
Şekil 8. 22 Sevk noktasının belirlenmesi	125
Şekil 8. 23 Açık Su Pervane Karakteristikleri.....	127
Şekil 8. 24 Farklı kıç konikliklere göre direnç değerleri.....	129
Şekil 8. 25 DKKA-1 nominal iz dağılımları.....	129
Şekil 8. 26 DKKA-2 nominal iz dağılımları.....	129
Şekil 8. 27 DKKA-4 nominal iz dağılımları.....	130
Şekil 8. 28 DKKA-5 nominal iz dağılımları.....	130
Şekil 8. 29 Farklı kıç konikliklerine göre itme azalma katsayısı (t)	132
Şekil 8. 30 Farklı kıç konikliklerine göre iz katsayısı (w).....	132
Şekil 8. 31 Farklı kıç konikliklerine göre tekne verimi (η_H).....	133
Şekil 8. 32 Farklı kıç konikliklerine göre sevk verimi	133
Şekil 8. 33 Farklı kıç konikliklerine göre itme azalması regresyon eğrisi	134
Şekil 8. 34 Farklı kıç konikliklerine göre iz katsayısı regresyon eğrisi	134
Şekil 8. 35 Farklı kıç konikliklerine göre tekne verimi regresyon eğrisi	135
Şekil 8. 36 Farklı kıç konikliklerine göre sevk verimi regresyon eğrisi	135
Şekil 8. 37 Farklı boy-genişlik (L/B) oranlarına göre türetilen geometriler	136
Şekil 8. 38 Farklı boy-genişlik (L/B) oranlarına göre tekne verimi	138
Şekil 8. 39 Farklı boy-genişlik (L/B) oranlarına göre Taylor iz katsayısı	139
Şekil 9. 1 Taylor iz katsayısı	143
Şekil 9. 2 İtme azalma katsayısı.....	144
Şekil 9. 3 Tekne verimi	145

ÇİZELGE LİSTESİ

	Sayfa
Çizelge 6. 1 INSEAN E1619 Pervanesi Ana Boyutları.....	63
Çizelge 6. 2 DARPA Suboff AFF8'in ana boyutları	64
Çizelge 6. 3 Denizaltılarda kış yarı koniklik açı değerleri [69]	67
Çizelge 6. 4 K_0 ve K_1 katsayıları	70
Çizelge 6. 5 Kış koniklik açısı değiştirilmiş geometriler için elde edilen K_0 ve K_1 katsayıları	75
Çizelge 7. 1 Denizaltı modelinin ağırlık hesabı.....	86
Çizelge 7. 2 Kurşun ağırlıkların yerleşimi	87
Çizelge 7. 3 Ağırlık hesabı.....	87
Çizelge 7. 4 Darpa Suboff direnç deneyi sonuçları	94
Çizelge 7. 5 Sevk karakteristikleri.....	96
Çizelge 7. 6 Sevk deneyi itme kuvveti verileri	100
Çizelge 7. 7 Sevk deneyi itme kuvveti için belirsizlik analizi	100
Çizelge 7. 8 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı	101
Çizelge 7. 9 Sevk deneyi tork kuvveti verileri	103
Çizelge 7. 10 Sevk deneyi tork kuvveti için belirsizlik analizi	104
Çizelge 7. 11 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı	104
Çizelge 8. 1 Analizlerde kullanılan çözüm şemaları ve türbülans sınır şartları	108
Çizelge 8. 2 E1619 Pervanesi açık su karakteristikleri	113
Çizelge 8. 3 Açık su karakteristiklerinin deney sonuçlarına göre hata oranı	114
Çizelge 8. 4 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonunda direnç değerleri	120
Çizelge 8. 5 CFD'nin deneylere göre sapma miktarları	121
Çizelge 8. 6 DARPA Suboff'un sevk noktası hesabında analiz yapılan durumlar	125
Çizelge 8. 7 Deneysel ve sayısal olarak elde edilen sevk karakteristikleri	127
Çizelge 8. 8 Farklı kış konikliklere göre direnç değerleri.....	128
Çizelge 8. 9 Farklı kış konikliklere göre sonuçlar	132
Çizelge 8. 10 Farklı L/B oranlarına göre türetilen geometrilerin ana boyutları.....	137
Çizelge 8. 11 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre direnç ve sevk değerleri.....	137
Çizelge 8. 12 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre pervane açık su karakteristikleri.....	138
Çizelge 8. 13 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre verimler.....	138
Çizelge 9. 1 DARPA Suboff AFF8 konfigürasyonuna ait direnç değerleri.....	141
Çizelge 9. 2 E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin sevk karakteristikleri	142

DENİZALTI KİÇ FORMUNUN SAYISAL VE DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Yasemin ARIKAN ÖZDEN

Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Anabilim Dalı

Doktora Tezi

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Fahri ÇELİK

Denizaltı hidrodinamiği alanındaki bilimsel araştırmaların büyük kısmının akustik ve sevk sistemi verimi konularına odaklandığı görülmektedir. Sevk karakteristiklerini belirleme konusunda sayısal ve deneysel yöntemlerin birbirlerini doğrulayacak şekilde kullanılabilmesi önem taşımaktadır. Denizaltılar konusunda açık literatüre sunulan verilerin kısıtlı olması Amerika Birleşik Devletleri'nde DARPA (Defence Advanced Research Projects Agency)'nın Suboff projesini başlatmasına neden olmuştur. Böylece geometrisi açık literatüre sunulmuş jenerik bir denizaltı formu üstünde araştırmacılar sayısal ve deneysel çalışmalarını gerçekleştirebilmektedir. DARPA Suboff denizaltı model geometrisi kullanılarak birçok çalışma yayınlanmıştır. Bu çalışmalar arasında INSEAN (Italian Ship Model Basin) tarafından tasarlanan E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı geometrisinin sayısal olarak sevk karakteristiklerini belirlemeye yönelik çalışmalar bulunmasına rağmen bu verileri doğrulayacak deneysel bir çalışma mevcut değildir. Denizaltıların sevk karakteristiklerine etki eden en önemli faktörlerden biri de kış formu dolayısıyla kış koniklik açısıdır. Kış koniklik açısının sevk karakteristiklerine etkisi ile ilgili açık literatürde sınırlı kaynak bulunmaktadır. Bu kaynaklarda itme azalması katsayısı, iz katsayısı ve tekne verimi ifadeleri kış koniklik açısına ve denizaltı boy-genişlik oranına bağlı olarak sunulmaktadır. Bu kaynaklar incelendiğinde özellikle tekne verimi yönünden verilerde uyumsuzluk gözlemlenmektedir. Bu bilgiler doğrultusunda bu çalışma kapsamında E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin sevk karakteristikleri deneysel ve

sayısal olarak incelenerek elde edilen sonuçlar doğrulanmış ve kış koniklik ile boy-genişlik oranının sevk karakteristikleri üzerine etkileri sayısal olarak araştırılmıştır.

Deneysel çalışma kapsamında Türkiye’de ilk kez denizaltı sevk deneyleri gerçekleştirmek üzere bir denizaltı deney düzeneği tasarlanarak üretilmiştir. Yine denizaltı model pervanesi de yerli imkanlar ile model deneylerine uygun hassasiyette işlenerek üretilmiştir. DARPA Suboff model denizaltısı ve INSEAN E1619 pervanesi geometrileri kullanılarak üretilen denizaltı test düzeneği ile İTÜ Ata Nutku Gemi Model Deney Laboratuvarı’nda direnç ve sevk deneyleri gerçekleştirilmiştir. Direnç deneyleri üç farklı hız için gerçekleştirilmiş ve sonuçlar daha önce açık literatüre sunulmuş sonuçlar ile karşılaştırılarak iyi bir uyum gözlemlenmiştir. Sevk deneyleri değişken yüklemeli sevk deneyi yöntemine göre tek bir dizayn hızında farklı pervane yüklemelerine denk gelecek şekilde yedi farklı devir değeri için tekrarlanmıştır. Deney sonucunda denizaltının kendi kendini sevk noktası ve bu noktadaki devir, itme kuvveti, tork kuvveti değerleri belirlenmiştir. Sevk deneyi verileri itme benzerliği yaklaşımı kullanılarak düzenlenmiş, itme azalması katsayısı, Taylor iz katsayısı ve tekne verimi ifadeleri elde edilmiştir.

Sayısal hesaplamalar sonlu hacimler yöntemini kullanan ANSYS Fluent 14.5 yazılımı ile yapılmıştır. Analizler zamandan bağımsız olarak gerçekleştirilmiştir. Sayısal hesaplamalarda E1619 model pervanesi bir Chimera blok içinde modellenerek MRF (Moving Referans Frame) yöntemi ile dönme hareketi verilmiştir. Türbülans modeli olarak pervane analizlerinde kullanımı yaygın olan SST k-w türbülans modeli kullanılmıştır. Analizler farklı çözüm ağı yoğunlukları için yapılarak çözüm ağından bağımsızlık çalışması gerçekleştirilmiştir. Pervane açık su karakteristikleri ve pervane gerisi hızları elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar daha önce INSEAN tarafından sunulan sonuçlar ile karşılaştırılmış ve özellikle dizayn hızında iyi bir uyum yakalandığı görülmüştür. Pervane açık su karakteristikleri ve pervane gerisi hızları aynı zamanda pervanenin denizaltı arkasında kullanılan ölçeklendirilmiş boyutu için de analizler yapılarak elde edilmiştir. Yine aynı şekilde DARPA Suboff model denizaltısının direnci de farklı hızlar için sayısal olarak elde edilmiştir. Elde edilen direnç değerleri hem daha önce açık literatüre sunulan hem de tez çalışması kapsamında elde edilen deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Elde edilen sayısal sonuçların deneysel sonuçlar ile iyi bir uyum yakaladığı gösterilmiştir.

Sayısal olarak kendi kendini sevk noktasının belirlenmesi için E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff model denizaltısının dizayn hızında analizleri değişken yüklemeli sevk deneyi yöntemine uygun olarak tahmini sevk noktasının üstünde ve altında olacak şekilde iki farklı pervane yüklemesinde gerçekleştirilmiştir. Elde edilen itme kuvveti ve direnç değerlerinin pervane devrine bağlı olarak çizdirilmesi ile oluşan kesişim kendi kendini sevk devrini vermiş, bu devir için de bir daha analiz yapılarak bu noktadaki sevk karakteristikleri itme benzerliği yaklaşımı kullanılarak itme azalması katsayısı, iz katsayısı ve tekne verimi ifadeleri olarak elde edilmiştir. Elde edilen sayısal sonuçlar deneyde elde edilen veriler ile karşılaştırılmış ve özellikle kendi kendini sevk noktasındaki pervane devri ile itme kuvvetinin iyi bir uyum ile belirlendiği görülmüştür.

Sayısal olarak kendi kendini sevk noktasının deneysel sonuçlar ile uyum içinde elde edilmesinin ardından DARPA Suboff denizaltısının farklı kış koniklikleri ve orijinal durumdaki koniklik için farklı boy-genişlik oranları için sevk karakteristikleri

hesaplanmıştır. Farklı kış koniklik açısına sahip denizaltı geometrilerinin türetilmesi için denizaltı geometrisinin kış formu için verilen matematiksel formülasyondaki katsayılar sabit hacim prensibi sağlanacak şekilde değiştirilerek farklı kış koniklik açısına sahip denizaltı geometrileri türetilmiştir. Bunlar içinde anlamlı olan dört adet geometri belirlenerek direnç ve sevk karakteristikleri sayısal olarak elde edilmiştir. Elde edilen itme azalması katsayısı, Taylor iz katsayısı ve tekne verimi ifadeleri kış koniklik açısına bağlı olarak çizdirilmiş açık literatürde daha önce verilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Farklı boy-genişlik oranlarına sahip denizaltı geometrileri de pervaneli denizaltı kış formunun ölçeklendirilmesi ve sabit hacim koşulu sağlanacak şekilde paralel gövde uzunluğunun değiştirilmesi ile elde edilmiştir. Orijinal koniklik açısına göre türetilen formların direnç ve sevk analizleri yapılmıştır. Kendi kendine sevk noktaları belirlenerek bu noktalardaki iz katsayısı ve tekne verimi ifadeleri hesaplanarak açık literatürde verilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

Sonuç olarak bu tez çalışması ile E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff Denizaltı modelinin sevk deneyleri gerçekleştirilerek kendi kendine sevk noktası belirlenmiş ve sevk karakteristikleri açık literatüre kazandırılmıştır. Kış koniklik açısının sevk verimine etkisi araştırılarak açık literatürde bulunan sonuçlara bir katkı sağlanmıştır. Ve nihayetinde Türkiye’de milli denizaltı çalışmalarında hem deneysel hem de sayısal yönden denizaltı sevki konusunda gerçekleştirilecek çalışmalar için başvurulabilecek bir kaynak sağlanmıştır.

Anahtar Kelimeler: Denizaltı, sevk karakteristikleri, koniklik açısı, hesaplamalı akışkanlar dinamiği, deneysel akışkanlar dinamiği

**NUMERICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF SUBMARINE TAIL
FORM**

Yasemin ARIKAN ÖZDEN

Department of Naval Architecture and Marine Engineering

PhD. Thesis

Adviser: Prof. Dr. Fahri ÇELİK

Most of the scientific investigations on submarine hydrodynamics focus on the acoustics and efficiency of the propulsion systems. In order to determine the propulsion characteristics of a ship, it is very important to use both numerical and experimental methods collectively. Lack of experimental data on submarine hydrodynamics, lead DARPA (Defence Advanced Research Projects Agency) to start Suboff Project. Which enables researchers to validate their numerical and experimental studies on a generic submarine form. A number of different properties of DARPA Suboff form; including resistance, wake and maneuvering have been studied as a part of the Project. However propulsion characteristics of DARPA Suboff propelled by a generic submarine propeller model E1619, designed by INSEAN (Italian Ship Model Basin) has only been studied numerically and these studies seek experimental validation.

One of the major factors which effect the propulsion characteristics of a submarine is the half tail cone angle at the stern part. There are limited references concerning the influence of the tail cone angle. In these references, thrust deduction and Taylor wake fraction and hull efficiency terms relate to submarine's tail cone angle and length to beam ratio. However, comparison between these references shows diversity especially on prediction of the hull efficiency.

Within the scope of these differences and their contradiction, in this thesis it is decided to perform both experimental and numerical studies on DARPA Suboff generic

submarine model's propulsion characteristics while she is propelled by E1619 propeller. Studies cover the validation of resistance and self propulsion results and numerical investigation of the effect of the tail cone angle and length to beam ratio.

In order to experimentally investigate the submarine form, Turkey's first submarine self propulsion experimental setup is designed and manufactured. Moreover a precisely 5 axis manufactured model of E1619 propeller milled out of an aluminum block for the first time in Turkey. By using the designed experimental setup, resistance and self propulsion tests of DARPA Suboff and INSEAN E1619 were conducted in İTÜ Ata Nutku Ship Model Testing Laboratory. Resistance tests were done for three different speeds and results show good agreement with the published experimental results. Propulsion tests were conducted by load varying self propulsion for constant speed and seven different propeller rotation rates. Rotational speed, thrust force and torque rates at self propulsion point were investigated. Self propulsion test results organized by thrust identity approach and Taylor wake, thrust deduction fraction and hull efficiency terms are determined.

Commercial CFD code, ANSYS Fluent 14.5 was used for the numerical computations. Steady computations have been made. The E1619 propeller has been placed in a Chimera block and the rotation of the propeller has been provided with the moving reference frame (MRF) option. The SST k-w turbulence model which is widely used in propeller analysis has been selected for the computations. A mesh independence study has been conducted for different mesh densities. Propeller open water characteristics and non-dimensional velocities behind the propeller have been calculated. The results have been compared with those from INSEAN and it is seen that a good accordance is obtained. The propeller open water characteristics and non-dimensional velocities behind the propeller have also been obtained for the scaled propeller geometry behind the submarine.

The resistance characteristics for the fully appended AFF-8 configuration of the DARPA Suboff submarine model have been calculated by CFD for different speeds. The results have been compared with experimental results from open literature and results obtained from performed experiments. Results show good agreement.

To numerically determine the self-propulsion point of the DARPA Suboff submarine model propelled with INSEAN E1619 propeller, analysis have been carried out for two different propeller loadings, above and below the predicted self-propulsion point, depending the load varying self propulsion test method. The intersection generated by the drawing of the thrust force and resistance values in accordance the propeller rate of revolution gave the self propulsion point of the submarine. Another analysis for the obtained rate of revolution was carried out and the propulsion characteristics such as the thrust deduction fraction, Taylor wake fraction and hull efficiency have been calculated by the thrust identity method. The numerical results calculated have been compared with the results obtained from the experiment and it is seen that especially the propeller rate of revolution and thrust force is predicted with very good agreement.

After the prediction of the self-propulsion point, the generated geometries of the DARPA Suboff submarine model for different tail cone angles and length to beam

ratios have been analysed and the propulsion characteristics have been calculated. In order to derive geometries with different tail cone angles the submarine tail form's mathematical formulation has been used. The coefficients in this formulation have been varied systematically in order to obtain different tail shapes for constant displacement. Within these generated geometries four meaningful forms were selected and the resistance and self propulsion characteristics were calculated numerically. The obtained thrust deduction coefficient, Taylor wake fraction and hull efficiency expressions were compared with results from open literature. Submarine geometries derived for different length to beam ratios were obtained by scaling the tail form of the submarine with a scale ratio and by adjusting the parallel midbody so as to keep the constant displacement condition. The resistance and self propulsion analysis have been made for the geometries derived for the original tail cone angle for different length to beam ratios. The self propulsion points have been determined and the propulsion characteristics have been calculated and compared with those given in open literature.

As a result in this study the self-propulsion experiments for the DARPA Suboff submarine model propelled with INSEAN E1619 propeller have been made, the self propulsion point and propulsion characteristics have been calculated and presented to the open literature. The effects of the tail cone angle on the propulsion characteristics have been investigated. And finally a guide for experimental and numerical submarine propulsion studies for the national submarine projects in Turkey is provided.

Keywords: Submarine, propulsion characteristics, tail cone angle, computational fluid dynamics, experimental fluid dynamics

GİRİŞ

Denizaltıların tasarımı Dünya Savaşları ve Soğuk Savaş yıllarında yapılan çalışmalarla akustik, silah sistemleri, güvenlik, otomasyon, sualtı performansı gibi konularda büyük ilerleme göstermiştir. Başlangıçta “gerektiğinde dalabilen gemi” olarak tasarlanan ve form olarak da su üstü performansını hedefleyen denizaltılar II. Dünya Savaşı’nda Type XXI denizaltısı ile ilk defa kullanılan şnorkel sistemi sayesinde satıha çıkmadan hareket edebilme kabiliyeti kazanmıştır [1]. Su altı performans hedefleri gözetilerek tasarımı yapılan Amerikan deney denizaltısı Albacore ile ise bugün kabul görmekte olan su damlası formu ilk defa ortaya konmuştur [2]. Soğuk savaş döneminden başlayarak günümüze kadar ulaşan tüm denizaltı tasarımlarında bu dairesel kesitli formu görmek mümkündür. Denizaltılardaki hacim gereksinimi boy ve çap olarak bazı sınırlandırmalar getirerek ideal formdan sapmalara sebep olabilmektedir. Havuzlama problemleri ve artan inşaa maliyetleri denizaltılarda paralel bir orta gövde kullanılmasının tercih edilmesine sebep olmaktadır [3]. Paralel orta gövdeli formun toplam direnci su damlası formuna göre daha büyük bir toplam dirence sahip olacaktır. Genellikle önerilen bir alternatif, mukavim tekneyi orta gövdesi paralel olacak şekilde inşaa edip dış kaplamayı su damlası formunda yapmaktır [4].

Denizaltı ana boyutları belirlenirken en önemli kıstas denizaltının güç isterleridir. Denizaltının sevk performansında belirleyici faktörler denizaltının formu ve sevk sistemidir. Herhangi bir sevk sisteminin verimi ve akustik performansı ise belirgin bir şekilde ona gelen akışa bağlıdır. Bu da gövde formuna, özellikle de kış gövde formu ve koniklik açısı; denizaltı yüzeyinde herhangi bir sonar yansıtıcı kaplama bulunup bulunmadığı, yelkenin şekli ve boyutları ile kış takıntılarının konfigürasyonları ve

boyutlarıdır [4]. Sevk sistemi tasarlanırken göz önünde bulundurulmuş iki kıstas sevk sisteminin kendi performansı ve sevk sisteminin gövde ile etkileşiminden dolayı oluşan etkilerdir. Bu etkiler; efektif iz katsayısı, itme azalması katsayısı, bağlı dönme verimi ve sürtünme kayıplarıdır. Bir denizaltının ön tasarımı aşamasında sevk verimi belirlenirken bu değerlerin doğru olarak tahmin edilmesi önem taşımaktadır. Şu anda açık literatürde iz katsayısı, itme azalması katsayısı ve tekne verimi değerlerinin küçük koniklik açısı, boy-genişlik ve pervane çapının denizaltı çapına oranlarına bağlı olarak verildiği kaynaklardaki değerlerin aynı şartlar için farklılıklar göstermesi bu çalışmanın gerekliliğini oluşturmaktadır [3], [5], [19].

1.1 Literatür Özeti

Eksenel simetrik denizaltı formları ile ilgili ilk deneysel çalışmayı 1950 yılında Gertler gerçekleştirmiştir [6]. David Taylor Model Deney Havuzu'nda gerçekleştirilen incelemenin amacı verilen çalışma şartlarında minimum dirence sahip form tasarımı için genel kriterlerin belirlenmesidir. Çalışmada sistematik bir seriye bağlı olarak üretilen 24 adet eksenel simetrik denizaltı modelinin dalmış durumda direncinin seçilen beş geometrik özelliğe göre nasıl değiştiği incelenmiştir. Seçilen geometrik özellikler; narinlik katsayısı, prizmatik katsayısı, burun yarıçapı, kık yarıçapı ve maksimum kesitin konumudur. Çalışmada seri formlarının karakteristikleri, deney teknikleri, verilerin analizinde kullanılan prosedürler, prototip performanslarının tahmininde kullanılan yöntemler ve karşılaştırmalı performans verilerinin istatistiksel gösterimleri açıklanmaktadır. Aynı zamanda nihai optimum formun seçimi için dört adet modele ait yakın satıh ve şnorkel durumları da incelenmiştir. Seri formları eşit hacimde karşılaştırılmış olup doğrusal stabiliteyi sağlamak üzere kullanılan takıntıların oluşturduğu ek direnç de hesaplara dahil edilmiştir. Çalışmada yapılan karşılaştırmalar, üretilen formlar arasında dalmış durumdaki dirençte büyük değişimler olduğunu ve burun yarıçapı hariç her parametrenin değişimi ile bir minimum direnç noktasının bulunduğunu göstermektedir.

Denizaltı alanında yapılan çalışmaların doğrulanmasına yönelik açık literatürde deneysel verinin çok kısıtlı olması 1989 yılında DARPA'nın (Defence Advanced Research Projects Agency) Suboff projesini başlatmasını sağlamıştır. DARPA Suboff Projesi

kapsamında takıntılı ve takıntısız farklı konfigürasyonlarda gövde ve takıntılarının formu matematiksel formülasyonlar ile ifade edilen bir denizaltı modeli tasarlanmış ve geometrik özellikleri Groves vd. tarafından açık literatüre sunulmuştur [7]. Çalışma kapsamında aksel simetrik bir gövde, yelken, simetrik kık takıntıları, iki nozul ve nozul takviye elemanları tasarlanmıştır. Model deney havuzunda ve rüzgar tüneline eş zamanlı test yapabilmek üzere iki adet geometrik benzer model, benzerlik ölçeği (λ) 24 olacak şekilde üretilmiştir. Bütün bileşenlerin geometrik detayları ve ilgili bilgisayar kodları çalışmada verilmiştir. Denizaltılar ile ilgili yapılan çalışmalarda kullanılabilecek doğrulama verileri sağlamayı hedefleyen çalışmada hem model deneylerinin hem de hesaplamalı akışkanlar dinamiği çalışmalarının sonuçlarının karşılaştırılabilmesi için hız ölçümü yapılacak noktaların ve basınç sensörlerinin konumları da verilmiştir. DARPA Suboff deneylerinde kullanılan deneysel düzeneğin ayrıntılı tasarımı ve deneysel ekipmanlar Huang vd. çalışmasında sunulmuştur [8]. Groves vd.'nin çalışmasının ardından 1990'da Crook Darpa Suboff'un direnç, Roddy stabilite ve kontrol ile ilgili çalışmalarını yayınlamışlardır [9], [10]. 1998'de Liu ve Huang Darpa Suboff modelinin takıntılı ve takıntısız farklı konfigürasyonları için iz karakteristikleri, statik basınç dağılımları, sınır tabaka hız profilleri, basınç ve sürtünme ölçümlerini yayınlamışlardır [11]. Liu ve Huang'ın çalışması kapsamındaki direnç deneyleri model deney havuzunda, basınç ve iz ölçümleri rüzgar tüneline yapılmıştır. Sayısal yöntemlerdeki ilerleme DARPA Suboff geometrisinin denizaltı hidrodinamik çalışmalarında kullanımını yaygınlaştırmıştır. 1996 yılında Bull hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemleri ile DARPA Suboff'un nominal iz değerlerini hesaplayarak deneysel sonuçlar ile karşılaştırmışlardır [12]. Bull çalışmasında DARPA Suboff modelinin takıntısız ve takıntılı durumlarında SAUNA çözüm ağı programını kullanarak gövde için O-O ve takıntılar etrafında H-H, C-H, C-C, O-C tipi grid topolojilerini oluşturarak sonlu farklar yöntemini kullanan CFDS-FLOW3D, sonlu hacimler yöntemini kullanan FLUENT/UNS ve sonlu elemanlar yöntemini kullanan FIDAP akışkan kodları ile çözümler elde ederek farklı grid topolojilerinin sonuçlar üzerindeki etkisini incelemiştir. Pervane bölgesinde akış özellikleri yakalanarak oldukça iyi sonuçlar elde edilmiştir. Hız dağılımı yönünden deneysel verilere %5'lik bir hata ile yaklaşmayı başarmıştır.

Gerek denizaltı gerekse su altı araştırmalarına yönelik ilginin artması birçok ülkede bu konuda proje bazlı çalışmaların başlamasını sağlamıştır. Örneğin Ulusal Kanada Eğitim Araştırma Konseyi (OERC) ve Newfoundland Memorial Üniversitesi Deniz Bilimleri Araştırma Merkezi 2002 yılında bazı özel şirket ve üniversitelerin de desteği ile AUV C-Scout Projesi'ni başlatmıştır. Proje kapsamında torpido şeklinde 2.70 metre uzunluğunda ve 0.40 metre çapında bir sualtı aracı tasarlanmış ve bu aracın direnç ve sevk deneyleri OERC'nin çekme tankında gerçekleştirilmiştir. Sevk deneyleri değişken yüklü sevk deneyi kurallarına göre gerçekleştirilmiştir. Deneylerden elde edilen veriler ile aracın performans tahmini, sevk sisteminin ve gövde formunun optimizasyonu gerçekleştirilmiştir [13], [14]. Yine Kanada'da Kanada Bilimsel Araştırma Konseyi'nin bir parçası olan Uzay Araştırmaları Enstitüsü rüzgar tünelinde 1987-88 yılında yapılan denizaltı kı formunu araştırmaya yönelik deneylerin bir kısmı yayınlansa da [15] tüm sonuçlar ve prosedürler Mackay'ın 2003'teki çalışmasında bir araya getirilmiştir [16].

Mackay vd. daha sonra denizaltı model deney yöntemlerinin araştırıldığı ve farklı model deney havuzlarında yapılmış çalışmaları karşılaştırmışlardır [17]. 2007'de Victoria sınıfı bir denizaltı için deneysel olarak manevra türevlerini elde etmek üzere iki farklı model deney havuzunda deneyler gerçekleştirmişlerdir [18].

Güney Kore ve Avustralya'da da denizaltı tasarım ve mühendisliği konusunda kapsamlı çalışmalar yapılmaktadır. 2003 yılında Lee vd. Kore'deki Daewoo Tersanesi tarafından yürütülen 3000 tonluk bir denizaltı tasarımı geliştirilmesi konusunda tasarladıkları denizaltının direnç, sevk, iz dağılımı, pervane tasarımı, kavitasyon başlangıcı ve manevra gibi özelliklerini sayısal ve deneysel olarak incelemişlerdir [19]. 2008 yılında da Avusturalya Denizcilik Koleji (Australian Maritime College-AMC) ve Savunma Bilimleri ile Teknoloji Organizasyonu (Defence Science and Technology Organisation-DSTO) Ackermann'ın yürütücülüğünde Suboff Modelinin hesaplamalı akışkanlar dinamiği ile hidrodinamik özelliklerini incelemek üzere bir çalışma başlatmıştır [20]. zm aği üretilmesi, simülasyon düzeneği ve akış yapısının incelenmesi bu çalışmanın kapsamını oluşturmaktadır. Ackermann'ın çalışmaları deney sonuçları ile iyi bir uyum göstermiş olup çalışma 2009 yılında geliştirilmiş çözüm aği oluşturulması, yapılandırılmış çözüm aği kullanımı, zamandan bağımlı ve bağımsız hesapları ve deneysel olarak doğrulama çalışmalarını da kapsayacak şekilde genişletilmiştir [21].

Denizaltı pervanesi tasarımı yüksek uzmanlık gerektiren zor bir iştir [4]. Tasarım sürecinde sayısal ve deneysel yöntemlerden etkin bir şekilde faydalanılması gerekmektedir. Gemi pervanelerinin analizinde hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemlerinin kullanımı geçtiğimiz on senelik süreçte gittikçe önem kazanmıştır. HAD yöntemleri pervane karaktersitiklerinin incelenmesinin yanı sıra kavitasyon ve akustik analizleri için de kullanım alanı bulmaktadır. HAD yöntemlerindeki gelişmelere rağmen bu yöntemler ile elde edilen sonuçlardaki hata oranları hala model deneylerinin önemini korumasına neden olmaktadır [22]. Bunun yanında HAD yöntemleri akışın analizi ve anlaşılması için geleneksel model deneyleri ile mümkün olmayan yeni imkanlar sağlaması bakımından gemi pervaneleri etrafında daha ayrıntılı incelemeler yapılmasını sağlamaktadır [23].

HAD yöntemlerinde akışkan fiziğini modellemek için birçok yaklaşım geliştirilmiştir. Kavitasyonlu ya da kavitasyonsuz gemi pervaneleri etrafındaki akışı inceleyebilmek için kullanılan metodlar; Navier-Stokes (Reynolds Averaged Navier-Stokes) metodları, LES (Large Eddy Simulation) teknikleri, DES (Detached Eddy Simulations) ve DNS (Direct Numerical Simulations) metodlardır. Bu metodların kullanımı bilgisayar kapasitelerine bağlı olarak sınırlıdır. Bu bağlamda, RANS kodları çözüm zamanlarının daha kısa olması ile daha etkili bir kullanım sağlarlar. RANS metodları sonlu hacimler yöntemlerini kullanmaktadırlar. $k-\epsilon$, $k-\omega$ ve Reynolds stres modelleri gibi kullanılan türbülans modellerinden özellikle son ikisi deney sonuçları ile iyi eşleşme göstermektedir [22], [24].

Gemi pervanelerinin analizinde özellikle çözüm ağı oluşturulmasında zorluklar bulunmaktadır. Akım alanında bulunan shaft ve braketlerin modellenmesinde sadeleştirmeler yapılabilmektedir. Watanabe vd'nin çalışması pervane göbek ve shaftının tam olarak modellenmesinin basitleştirmeler yapılarak modellenmesine göre pervane performansının değerlendirilmesinde sadece %0.3 oranında iyileştirme sağladığını göstermiştir [25]. Bunun yanında Li çalışmasında değişik hub konfigürasyonlarının pervane performansı üzerinde belirgin bir rol oynayabileceğini göstermiştir [23]. Gemi pervanelerinin çözüm ağlarının oluşturulması sürecinde yapılandırılmış (structured) ağların kullanılması hem eleman sayısını arttırmakta hem de oluşturulmaları çok karmaşık ve zaman alıcıdır. Bundan dolayı karmaşık

geometrilerin çözüm ağlarının oluşturulmasında yapılandırılmamış (unstructured) ağların kullanımı yaygınlaşmıştır [24]. Rhee ve Joshi beş kanatlı bir pervanenin açık su pervane karakteristiklerini incelerken yapılandırılmamış bir çözüm ağı ile sınır tabakada prizmatik, akışın diğer bölgelerinde tetrahedral elemanlar kullanmışlardır. Türbülans modeli olarak k- ω türbülans modelini kullanmışlardır. Sayısal sonuçların deney sonuçları ile karşılaştırılması sonucunda K_T değerlerinde %8 ve K_Q değerlerinde %11 değerinde sapmalar gözlenmiştir. Ayrıca aksel ve teğetsel hızlarda uyum gözlenirken radyal hızlarda sapmalar tespit edilmiştir [26]. Li beş kanatlı yüksek çalıklı bir pervane için sayısal ve deneysel yöntemleri kullanarak pervane açık su karakteristiklerini elde etmeye yönelik bir doğrulama çalışması yapmıştır. RANS kullanarak elde ettiği sayısal sonuçları boya testi, kavitasyon testi ve PIV ölçüm sonuçları ile detaylı bir şekilde karşılaştırmıştır. Çalışmasında k- ω SST türbülans modelini “transitional flow option” seçeneği ile uygulamıştır. İki adet dizayn dışı yükleme durumu hariç HAD analizlerinde deney ile arasında K_T 'de %3 ve K_Q 'da %5'den az sapma olacak şekilde pervane açık su karakteristiklerini elde etmeyi başarmıştır [23].

Yüksek çalıklı ve yedi kanatlı temsili (jenerik) bir denizaltı pervanesi modeli olan E1619 pervanesi INSEAN model deney havuzu tarafından tasarlanmış ve açık su performans ve iz özellikleri 2009 yılında Di Felice vd. tarafından deneysel ve sayısal yöntemler kullanılarak elde edilmiştir. [27]. Akış hızları, lazer dopler hız ölçer (Laser Doppler Velocymetry (LDV)) ile ölçülmüş ve OpenFOAM programında Large Eddy Simulation (LES) yöntemi ile iki farklı çözüm ağı yoğunluğu için hesaplanmıştır. İz bölgesi pervane gerisindeki üç farklı düşey düzlem üzerinde ve üç farklı ilerleme hızı için hesaplanmıştır. Fiziksel yönden, yakın bölgede pervane izi, yükleme durumlarının iz deformasyonu üzerindeki etkisi ve düzensizlik başlangıçlarına değinilmiştir. Özellikle düzensizliklerin daha az kanatlı bir pervaneye göre pervane diskine daha yakın bölgede meydana geldiği tespit edilmiştir. LES tahminleri ve ölçüm sonuçlarının itme ve tork katsayıları ile iz değerleri yönünden iyi bir uyum sağladığı gösterilmiştir. Tüm pervane performans değerlerinin deneylere göre %5'lik bir sapma ile tahmin edilebildiği gösterilmiştir. Denizaltı pervaneleri konvansiyonel pervanelere göre daha hassas bir çözüm ağına ihtiyaç duyarlar. Bunun temel sebebi daha hassas akış özelliklerine sahip tasarımları ve daha fazla kanada sahip olmalarıdır. Bundan dolayı pervane kanat izi ve

uç girdabı gibi akım özelliklerinin daha iyi tahmin edilebilmesi için daha hassas bir çözüm ağı gerektiği belirtilmiştir.

Pervane karakteristikleri gemi arkası durumunda açık suya göre üzerine gelen bozulmuş akıştan dolayı farklılıklar göstermektedir. Bundan dolayı gemilerin performansını belirlemek için pervane-gemi etkileşiminin incelenmesi önem kazanmaktadır. Takıntılı durumda pervane ile sevk edilen bir gemi gövdesinin üzerine gelen kuvvetlerin doğru tahmin edilmesi önemlidir. Pervane-gemi etkileşimini incelemek için iki adet geleneksel yöntem bulunmaktadır. Birincisi gemi geometrisi ve çalışma koşulları bilgileri ile yarı ampirik yöntemlerin kullanılmasıdır. Diğer yöntem ise çekme tankında model deneyleri yapılmasıdır. 80'li yıllardan günümüze hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemlerindeki gelişmeler ile pervane-gemi etkileşiminin incelenmesi için birçok sayısal yöntem oluşturulmuş ve uygulanmıştır. Potansiyel teoriye dayanan yöntemlerin yanı sıra bilgisayar performansındaki gelişmeler özellikle RANS'a dayanan viskoz yöntemlerin kullanımını yaygınlaştırmıştır. Potansiyel teoriye dayanan kaldırıcı yüzey ya da panel metodlar ile RANS yöntemlerinin bir arada kullanıldığı birleşik yöntem uygulamalarına da sıklıkla rastlanmaktadır. Pervane-gemi etkileşimli akışların anlaşılabilmesi adına model deneylerinden elde edilmesi çok güç olan akış ile ilgili karakterler sayısal yöntemler ile elde edilebilmektedir. Bu da pervane-gemi etkileşimindeki akış bölgelerinin daha iyi anlaşılmasına katkı sağlamaktadır. Günümüzde gemi ve su altı araçlarının etrafındaki akışın incelenmesi için HAD ve model deneylerinin birlikte kullanımı en iyi yaklaşım olarak görülmektedir [28].

Pervane-gemi etkileşimi birçok makaleye konu olmuştur. Potansiyel tabanlı bir kodu RANS ile birleştirerek iteratif olarak gemi izinin tahmin edildiği Wilcox'un çalışması [29], pervane kuvvetinin gövde kuvveti olarak RANS'a girildiği Piquet [30], Dai vd [31] ve Hally ve Laurens [32], Chen ve Lee'nin [33] çalışmaları RANS denklemleri ile potansiyel tabanlı yöntemlerin birleştirildiği çalışmalara örnek gösterilebilir. RANS denklemlerinin kullanıldığı başlıca çalışmalara Stern [34], Sreenivas vd. [35], Pontanza ve Chen'in [36] çalışmaları gösterilebilir. McDonald ve Whitfield [37] tam takıntılı pervaneli bir su altı aracının menzilin hesabı için sayısal bir yöntem sunmuşlardır. Abdel-Maksoud vd [38] RANS denklemlerini kullanan CFX-TASCflow kodunda pervane-gemi etkileşimi problemini incelemişlerdir. 27. ITTC konferansından sonra tam ölçekli sevk

simülasyonlarının uygulanabilirliği araştırılmıştır [39]. Castro vd. KCS gemisi üzerinde DES modelini kullanarak direnç, pervane açık su karakteristikleri, sevk performansını model ölçeğindeki deney ve sayısal veriler ile karşılaştırmışlardır. Tam ölçek ile elde edilen verilerin model ölçeğine göre daha yüksek olduğu görülmüştür[40].

Açık literatürde E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltısı birçok araştırmada kullanılmıştır. 2010 yılında Alin vd. doğrusal hareketteki DARPA Suboff denizaltısının etrafındaki akımı DES ve LES yöntemlerini kullanarak incelemişlerdir [41]. Çalışmanın amacı oldukça kaba bir çözüm ağında denizaltılar etrafındaki akımın farklı simülasyon yöntemleri ile modellenmesinin etkilerinin araştırılması ve DES ve LES gibi çözüm yöntemlerinin incelenmesidir. Yine 2010 yılında Alin vd. denizaltı ve pervane arasındaki etkileşimi incelemişlerdir [42]. Bu çalışmalarında LES yöntemine dayanan bir hesap metodolojisi ile takıntılı DARPA Suboff denizaltı modelinin ve bir su üstü gemisinin etrafındaki akımı ve akımdan kaynaklanan gürültüyü incelemişlerdir. 2011’de Liefvendahl ve Troeng LES yöntemini kullanarak bir denizaltı pervanesindeki çevrimsel (cycle to cycle) pervane yükünü incelemişlerdir [43].

2012 yılında Iowa Üniversitesi’nden Nathan Chase E1619 ile sevk edilen DARPA SUBOFF denizaltısının akış simülasyonlarını CFDShip-Iowa V4.5 programı ile incelemiştir [44, 45]. Denizaltı doğrusal hareket ve sancak dönüşü durumlarında incelenmiştir. Pervane açık su diyagramları iki farklı çözüm ağı için ağır yüklerden hafif yüklü pervane durumlarına farklı ilerleme katsayıları için elde edilmiş ve deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Doğrulama çalışması dört adet çözüm ağı yoğunluğu ve üç zaman adımı için aynı ilerleme katsayısında yapılmıştır. Türbülans modelinin izdeki etkilerini göstermek amacıyla RANS, DES, DDES ve türbülans modeli kullanılmadan sonuçlar karşılaştırılmış RANS’ın izi yaydığı ve türbülans modelinin kullanılmadığı durumda da tip vorteksin kararsız bir hal aldığı görülmüştür. İz üzerindeki hızlar deneysel veriler ile karşılaştırılmış ve sonuçların uyum içinde olduğu gösterilmiştir. Takıntılı ve E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff temsili denizaltısının model ölçeğinde sayısal olarak sevk (self-propulsion) hesaplamaları yapılmış ve elde edilen pervane performans değerleri incelenmiştir.

1.2 Tezin Amacı

Dairesel kesitli denizaltıların sevk verimlerinin, denizaltının kık koniklik açısına bağlı olarak değişim gösterdiği bilinmektedir. “Denizaltı Kık Formunun Sayısal ve Deneysel olarak İncelenmesi” isimli tez ile amaçlanan; bu etkinin hesaplamalı ve deneysel olarak araştırılmasıdır.

Eksenel simetrik denizaltılarda iz ve itme azalmasının;

-Paralel gövdeden başlayarak pervaneye doğru azalarak devam eden “kık koniklik açısı”

-Pervane çapının maksimum gövde çapına oranı

-Eksenel simetrik gövde boyunun genişliğe oranı

değerlerine bağlı olarak ifade edildiği görülmektedir. Burcher ve Rydill “Concepts in Submarine Design” isimli kitaplarında tekne verimini (η_H) kık koniklik açısı ve pervane çapının gövde çapına oranı şeklinde ifade etmişler ve tekne veriminin kık koniklik açısı arttıkça lineer olarak arttığını göstermişlerdir [3]. Kormilitsin ve Khalizev ise “Theory of Submarine Design” isimli kitaplarında tekne verimini gövde uzunluğunun genişliğine oranının kık konikliği ile değişimi şeklinde göstermişlerdir [5]. Onlar da tekne veriminin kık koniklik açısı arttıkça azaldığını göstermişlerdir. Lee vd. de stok pervane ile sevk edilen bir denizaltı modelini 35-40 ve 45 derece olmak üzere farklı kık koniklik açıları için tekne verimi yönünden incelemişlerdir [19]. 35 ve 40 derece için neredeyse aynı tekne verimini buldukları çalışmada 45 derece için bir artış gözlemlemişlerdir. 2005 yılında MARIN’den araştırmacı Toxopeus DARPA Suboff denizaltısını kık koniklik açısının değişimi yönünden incelemiş ancak çalışması askeri gizli olduğundan açık literatürde yer almamaktadır [46].

Bu çalışmanın amacı denizaltılarda kık koniklik açısının ve boy-genişlik oranının sevk karakteristikleri üzerinde olan etkilerinin araştırılmasıdır. Bunun için E1619 pervanesi ile sevk edilen AFF8 tam takımlı konfigürasyondaki DARPA Suboff denizaltı modeli kullanılmıştır. DARPA Suboff denizaltı modeline ait daha önce açık literatürde herhangi bir sevk deney verisi bulunmadığından tez çalışması kapsamında sevk deneyleri yapılmış, kendi kendine sevk noktası belirlenerek sevk karakteristikleri hesaplanmıştır. Bunun için bir denizaltı test sistemi tasarlanarak üretilmiştir. İlk önce direnç deneyleri

yapılarak açık literatürde daha önce verilmiş sonuçlar ile karşılaştırılarak iyi bir uyum yakalandığı görülmüştür. Ardından değişken yüklemeli sevk deneyi prensiplerine uygun olarak sevk deneyleri yapılarak sevk karakteristiklerinden itme azalması katsayısı, iz katsayısı, tekne verimi ve sevk verimi ifadeleri elde edilmiştir. Deneysel sonuçlar daha sonra sayısal verilerin doğrulanması amacı ile kullanılmıştır.

Sayısal hesaplarda sonlu hacimler yöntemini kullanan ticari bir yazılım kullanılmıştır. İlk önce E1619 pervanesinin INSEAN tarafından yapılan deneylerden elde edilen pervane açık su karakteristikleri ve pervane gerisi hız değerleri farklı çözüm ağı yoğunlukları için elde edilmiştir. İyi bir uyum yakalandığı görülmüştür. Daha sonra AFF8 tam takıntılı DARPA Suboff denizaltı modelinin farklı hızlarda direnç analizleri gerçekleştirilmiştir. Direnç değerlerinin de hem daha önce verilmiş deneysel veriler hem de tez çalışması kapsamında elde edilen deneysel veriler ile uyum içinde olduğu görülmüştür. Ardından E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin kendi kendine sevk noktasını belirlemek üzere analizler gerçekleştirilmiş ve sevk karakteristikleri hesaplanarak deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Özellikle kendi kendini sevk noktasındaki devir ve itme kuvveti değerlerinin deneysel sonuçlar ile çok iyi bir uyum yakalandığı görülmüştür.

Farklı kık koniklikleri ve boy-genişlik oranlarına sahip geometrilerin sevk karakteristiklerinin belirlenmesi için doğrulaması yapılmış sayısal yöntem kullanılmıştır. İlk önce geometriler sabit hacim prensibine dayanarak türetilmiş ve anlamlı olan geometriler seçilmiştir. Farklı kık koniklik açıları ve boy-genişlik oranlarına göre türetilmiş geometrilerin direnç ve sevk analizleri yapılmıştır. Kendi kendine sevk noktaları belirlenerek sevk karakteristikleri hesaplanmıştır.

Sonuç olarak elde edilen veriler düzenlenerek açık literatürde daha önce sunulan değerler ile karşılaştırılarak yorumlanmıştır.

1.3 Orjinal Katkı

Ülkemizde 1970'li yıllardan beri modern denizaltı inşası gerçekleştirilmektedir ve bu durum Türkiye'yi denizaltı inşa edebilen az sayıda ülkeden biri yapmaktadır. Türkiye Cumhuriyeti Donanması'nda Ay, Preveze ve Gür sınıfı olmak üzere toplam 14 denizaltı

aktif görev yapmaktadır. Bu denizaltıların tamamı Almanya HDW Tersanesi lisansı ve tasarımı ile TC Deniz Kuvvetleri Komutanlığı'na bağlı olarak çalışan Gölcük Tersanesi Komutanlığı'nda yer alan Denizaltı İnşa Fabrikası tarafından inşa edilmiştir. Diğer taraftan, 2009 yılında yine HDW Tersanesi ile imzalanmış olan Yeni Tip Denizaltı Projesi (YTDP) ile Türk Deniz Kuvvetleri, Havadan Bağımsız Tahrik Sistemi özelliğine sahip denizaltı bulunduran az sayıdaki ülkelerden biri olacaktır.

İlerleyen süreçte denizaltı tasarımı ve denizaltılara has hesaplama ve deneysel kabiliyetlerin geliştirilmesinin ülkemizde yapılacak milli denizaltı çalışmalarına büyük katkıları olacağı değerlendirilmektedir. Bu amaçla denizaltı hidrodinamiği alanında akademik altyapıya bir katkı sağlamak üzere denizaltı sevk karakteristiklerine büyük bir etkisi olan kış koniklik açısının etkileri incelenmiştir. Kış koniklik açısının itme azalması katsayısı, iz katsayısı ve tekne verimi üzerindeki etkileri açık literatürde sınırlı sayıda kaynakta sunulmuş ve sunulan verilerde belirsizlikler ve çelişkiler bulunmaktadır. Bu amaçla çalışma kapsamında denizaltı hidrodinamiği ile ilgili çalışmalarda sıklıkla bir arada kullanılan DARPA Suboff model denizaltısı formu ile INSEAN E1619 pervanesi kullanılarak kış koniklik açısının ve boy-genişlik oranının sevk karakteristikleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Sayısal hesaplamaların deneysel veriler ile doğrulanması büyük önem taşıdığından ve DARPA Suboff denizaltısının açık literatürde herhangi bir sevk deneyi verisi bulunmamasından ötürü bir denizaltı deney düzeneği tasarlanarak üretilmiştir. Böylece Türkiye'de ilk kez denizaltı sevk deneyleri yapmak üzere bir denizaltı deney sistemi tasarlanarak üretilmiştir. Denizaltı model pervanesi de yerli imkanlar ile işlenerek üretilmiştir. Denizaltı direnç ve sevk deneyleri İTÜ Ata Nutku Model Deneyi Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir. Elde edilen deneysel veriler sayısal sonuçlar ile karşılaştırılarak iyi bir uyum yakalandığı gösterilmiştir. Daha sonra kış koniklik açısının ve boy-genişlik oranının sevk karakteristiklerine olan etkileri sayısal olarak incelenmiştir.

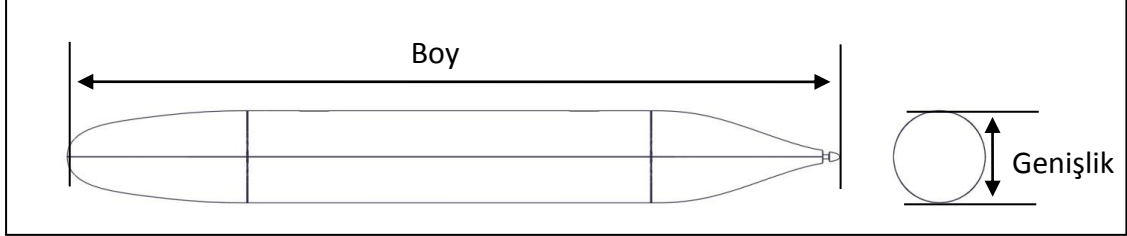
Denizaltı hidrodinamik çalışmalarında sıklıkla bir arada kullanılan E1619 pervaneli DARPA Suboff jenerik model denizaltısının kendi kendini sevk noktasının deneysel olarak elde edildiği bir çalışma bulunmaması bu çalışmanın açık literatüre bir katkısı olarak değerlendirilmektedir. Diğer yandan denizaltı sevk karakteristikleri üzerinde önemli etkisi olan kış koniklik açısı ile ilgili açık literatürde sınırlı kaynak bulunması ve

bu kaynaklardaki çelişkili sonuçları değerlendirebilmek adına elde edilen verilerin katkıları olacağı düşünülmektedir.

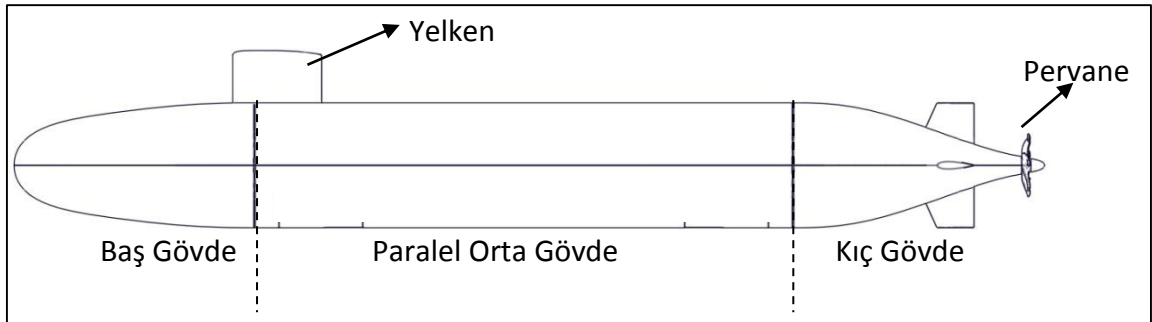


DENİZALTI LARDA TEKNE PERVANE ETKİLEŞİMİ**2.1 Denizaltı Geometrisi**

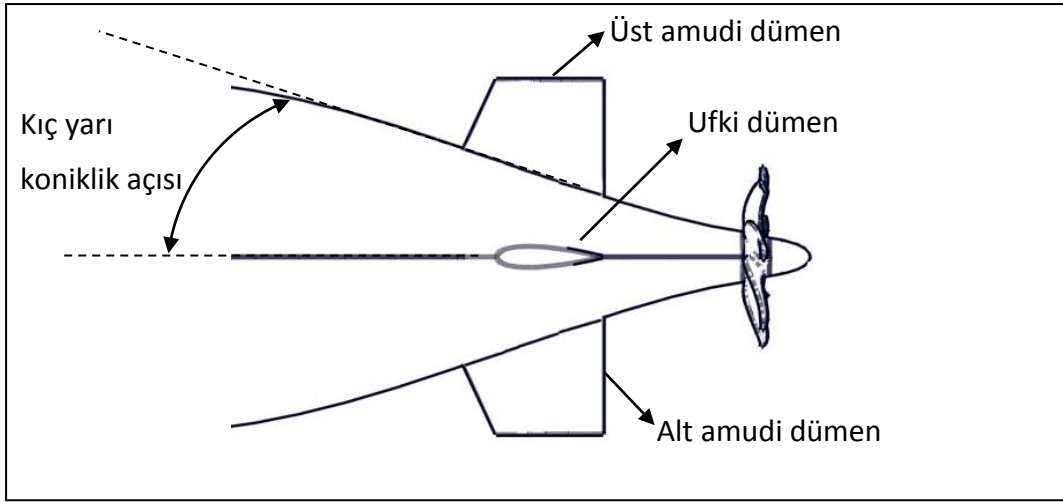
Denizaltı geometrisi ile ilgili gemi inşaatında kullanımı yaygın olan terimlerin yanı sıra sadece denizaltılara has özel terimler bulunmaktadır. Tez boyunca kullanılan denizaltı geometrisi ile ilgili terimler bu kısımda gösterilmiştir. Aksenal simetrik bir gövdenin boyu ve çapı Şekil 2.1’de, denizaltının yelken, pervane, baş, paralel orta ve kış gövdesi Şekil 2.2’de, dümenleri ve kış yarı koniklik açısı Şekil 2.3’te gösterilmektedir.



Şekil 2.1 Denizaltının boy ve çapı



Şekil 2.2 Denizaltının yelken, pervane ve gövde kısımları



Şekil 2.3 Denizaltının kıç yarı koniklik açısı ve dümenleri

2.2 Denizaltılarda Tekne Pervane Etkileşimi

Herhangi bir sevk sisteminin verimi ve akustik performansı belirgin bir şekilde ona gelen akışa bağlıdır. Bu da denizaltılarda gövde formu, özellikle de kıç gövde formu ve kıç koniklik açısı; herhangi bir yüzey yansıtıcı kaplama bulunup bulunmadığı, yelkenin şekli ve boyutları ile kıç takıntılarının konfigürasyonları ve boyutları ile belirlenir [4].

Pervane denizaltının arkasında çalışırken açık su durumuna göre farklı akış şartlarına maruz kalmaktadır. Bunun sebebi pervane çalışma şartları üzerinde büyük bir etkisi olan denizaltının oluşturduğu izdir. Denizaltılardaki iz su üstü gemilerindekinden oldukça benzemektedir [4].

Denizaltılarda pervaneye gelen iz şematik olarak Şekil 2.4'te görülmektedir. Şekilde kesik kesik ve düz çizgi sabit hız konturunu göstermekte, kontur hattının içindeki bölge düşük hızları, dışındaki bölge ise daha yüksek hızları temsil etmektedir. Şeklin solunda gösterilen X-şeklindeki dümen yerleşiminde üst tarafta yelkenin izinden kaynaklanan hızda bir azalma ve dümenler ile aynı hızda da daha düşük bir hız profili görülmektedir. Şeklin sağ tarafında artı şeklinde dümen yerleşiminde sabit hız konturu düz çizgiler ile temsil edilmiştir. Burada görüldüğü gibi üst tarafta yelken ve üst amudi dümenden kaynaklı daha düşük bir hız profili vardır. Aynı zamanda ufki ve alt amudi dümen hizasında da hız düşüktür [4].

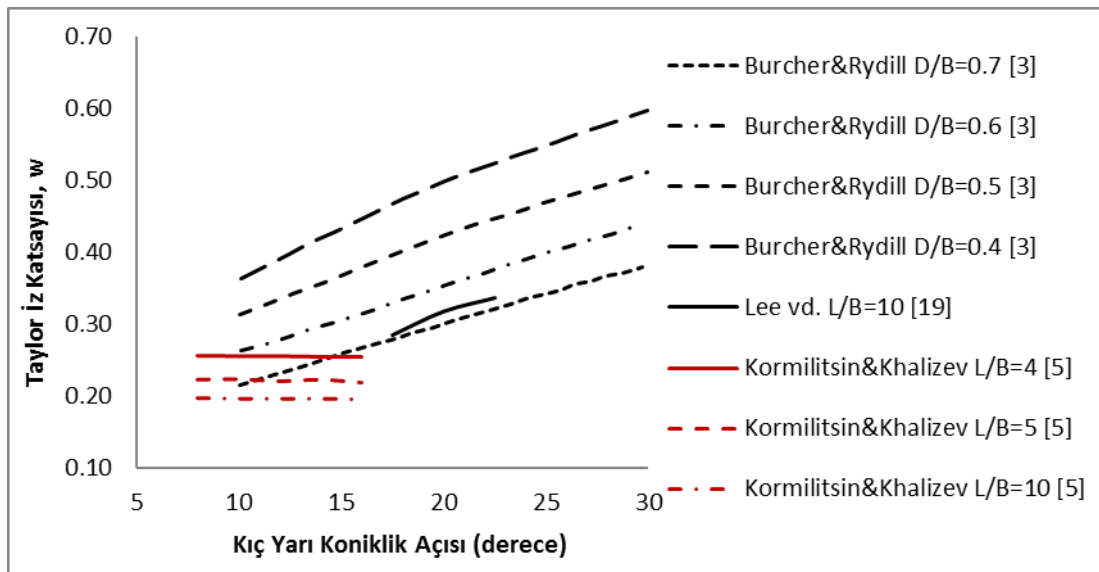
kanadın bir çember üzerindeki her konumunda pervanenin dönel hızına, kanat sayısına ve izin yüksek olduğu alanlara bağlı olan bir frekansta pervane titreşimine neden olarak değişir. Bu aynı zamanda tüm sevk sistemi üzerinde hatta gövdede titreşime sebep olabilecek şekilde şaftta da iletilebilir. Pervane kanat sayısı seçilirken çembersel iz bölgesinin göz önünde bulundurulması gerekmektedir. Pervane tasarımının bir parçası olarak pervaneye gelen izin belirlenmesi gerekmektedir. Bunun için genellikle eksenal ve teğetsel bileşenlerin elde edildiği pervaneli ve pervanesiz iz deneyleri yapılır. Bu ölçümler suda veya havada lazer dopler anemometri kullanılarak fiziksel bir model üzerinde yapılabilir. Alternatif olarak hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemleri kullanılarak da iyi sonuçlar alınabilmektedir [4].

2.3 İz Katsayısı

iz katsayısı w ile gösterilir ve aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$w = \frac{V - V_A}{V} \quad (2.1)$$

Bu denklemde, w , Taylor iz katsayısı olarak bilinmektedir. V tekne hızı, V_A pervanenin ilerleme hızıdır. Denizaltılar için Taylor iz katsayısı açık literatürde Burcher ve Rydill'de pervane çapının gövde çapına oranına göre ve Lee vd.'de tek bir denizaltı formu için yarı kış koniklik açısına bağlı olarak Şekil 2.6'daki gibi verilmektedir [3], [19].



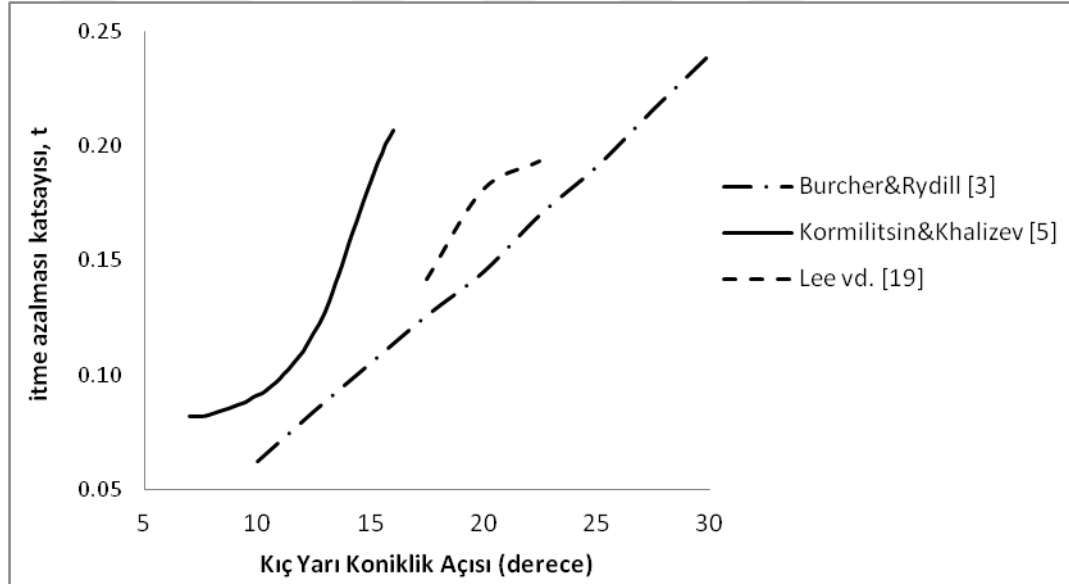
Şekil 2.6 Kış yarı koniklik açısına bağlı olarak Taylor iz katsayısı [3], [19]

2.4 İtme Azalması Katsayısı

Pervane önündeki alçak basınç denizaltının kışında bir emme etkisine yol açar. Bundan dolayı itmede bir azalma olduğu varsayılır. İtme azalması katsayısı denklem 2.2'deki gibi ifade edilmektedir:

$$t = \frac{T - R_T}{T} \quad (2.2)$$

Bu denklemde t itme azalması katsayısı, T pervane itmesi ve R_T toplam tekne direncidir. Burcher ve Rydill [3], Kormilitsin ve Khalizev [5] ve Lee vd.'deki [19] veriler kullanılarak Şekil 2.7'de itme azalması yarı kış koniklik açısına bağlı olarak ifade edilmiştir. Burada itme azalması katsayısı değeri pervanenin gövde çapına oranının 0.4 olduğu durum içindir, boy-genişlik oranı (L/B) ile ilgili ise bir bilgi verilmemiştir.



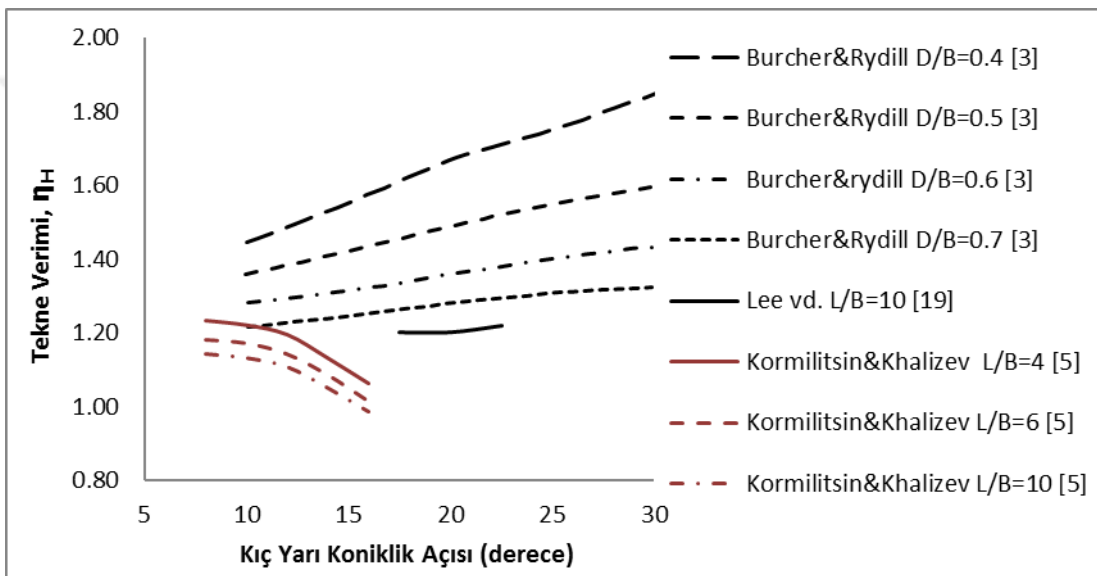
Şekil 2.7 Kış yarı koniklik açısına bağlı olarak itme azalma katsayısı [3], [5], [19]

2.5 Tekne Verimi

Tekne verimi η_H efektif gücün itme gücüne oranıdır. Tekne verimi kendi başına bir verimden çok verimlerin oranıdır. Bundan dolayı tekne veriminin değeri birden büyük olabilmektedir. Tekne verimi denklem 2.3'teki gibi ifade edilebilir:

$$\eta_H = \frac{P_E}{P_T} = \frac{(1-t)}{(1-w)} \quad (2.3)$$

Burada P_E efektif güç, P_T itme gücü, t itme azalması katsayısı ve w Taylor iz katsayısıdır. Burcher ve Rydill [3], Kormilitsin ve Khalizev [5] ve Lee vd. [19] kaynaklarında verildiği gibi tekne verimi Şekil 2.8’de gösterilmektedir. Burada görüldüğü gibi tekne verimi her zaman birden büyüktür. Bunun sebebi itme azalması katsayısına göre yüksek olan iz katsayısı değeridir. Bu şekilde sunulan değerler ön dizayn aşamasında tekne veriminin belirlenmesinde kullanılmakta ancak daha sonraki dizayn aşamalarında daha hassas hesaplamalar için genellikle sevk deneyi yapılması tercih edilmektedir [4]. Değişik kaynaklardan alınan tekne verimi değerlerinin merteye ve karakter olarak tam bir uyum içinde olmadığı görülmektedir.



Şekil 2.8 Kıç yarı koniklik açısına bağlı olarak tekne verimi [3], [5], [19]

2.6 Bağlı Dönme Verimi

Bağlı dönme verimi η_R , pervane denizaltı izinin arkasında çalışırkenki veriminin (η_B) pervane açık su verimi η_o 'a oranıdır.

$$\eta_R = \frac{\eta_B}{\eta_o} = \frac{Q_o}{Q} \quad (2.4)$$

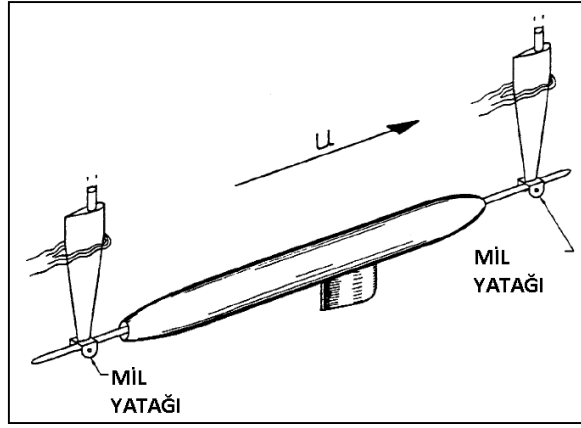
Tek pervaneli bir denizaltında η_R değeri denizaltının koniklik açısı ile tanımlanan kıç formuna ve takıntılara bağlıdır. Aynı zamanda pervane çapının gövde çapına olan oranına da bağlıdır. Pervane çapının gövde çapına oranının 0.4-0.7 değerleri aralığında olduğu ve tam koniklik açısının 20-50 derece olduğu aralıkta η_R yaklaşık olarak Burcher ve Rydill'e göre 1.05'tir [3], bu pervanenin denizaltının ardında açık suda olduğundan

daha verimli çalıştığını gösterir. Bunun sebeplerinden bir tanesi takıntıların akışı düzenlemesi ve bundan dolayı türbülansın meydana gelen kayıpların azalmasıdır. Dönel kayıpların azaltılması için pervanenin önüne statorlar yerleştirilebilir. Küçük çapta pervaneler ve büyük koniklik açıları için η_R değeri birim değere kadar düşürülebilir. Pervane çapının gövdenin çapından daha büyük olduğu ve koniklik açısının küçük olduğu uç durumlarda η_R değeri pervanenin açık su pervane durumuna yaklaşarak birim değere meyleder [4].

2.7 Sevk Verimi

Teknenin efektif gücünün pervaneye iletilen güce oranına sevk verimi denir ve aşağıdaki gibi gösterilir:

$$\eta_D = \frac{P_E}{P_D} = \eta_H \eta_o \eta_R \quad (2.5)$$



Şekil 3. 2 Değiştirilmiş denizaltı deney düzeneği [17]

Çekme tankında yapılan dalmış durumdaki denizaltı deneylerinde denizaltı modeli serbest yüzey etkileri oluşmayacak şekilde yeterince derinden çekilmelidir. Zhang vd. serbest yüzey etkilerinin denizaltının direnç ve sevki üzerindeki etkilerinin araştırılması konusunda sayısal ve deneysel olarak yaptıkları incelemede serbest yüzey etkilerinin denizaltı merkez eksen derinliği ile boyu arasındaki oranın $h/L=1/3$ değerinde önemini kaybettiğini belirtmişlerdir [28].

Denizaltı model deneylerinde tam ölçekli Reynolds sayısının sağlanması mümkün olmadığından ve Froude sayısı da dalmış durumdaki bir denizaltı için geçerli olmadığından prosedür genelde belirgin bir su üstü dalgası oluşturmadan mümkün olan en yüksek hızda test yapılmasıdır. Çoğu hidrodinamik laboratuvarın deneyleri yaptıkları standart bir hızları mevcuttur [4].

Su üstü gemilerinin model deneylerinde olduğu gibi model ölçeğindeki Reynolds sayısı tam ölçeğe göre çok daha düşük olacaktır ve böylece model üzerindeki akış kısmen laminar olacaktır. Su üstü gemilerinde olduğu gibi türbülanslı akış baş bölgesine yerleştirilen türbülans yapıcılar kullanılarak her laboratuvarın kendi test prosedürlerine uygun olarak sağlanmaktadır. Ancak, özellikle yelken ve dümen gibi takıntılar üzerinde türbülanslı akışın sağlanması bunların üzerindeki Reynolds sayısının ufak olmasından dolayı zordur. Gereğinden büyük akış bozucular akışı etkilemekte ve fazladan dirence sebep olabilmektedir. Bu durum büyük modellerin tercih edilmesinin sebeplerinden bir tanesidir. Buna rağmen 5 m uzunluğundaki modellerdeki yelken ve dümenlerin boyutları bile model deney havuzunda normal hızlarda oldukça düşük Reynolds sayılarına sebep olmaktadır [4].

Denizaltı deneylerindeki problemlerin temel sebeplerinden biri model deneyinden elde edilen sonuçlar ile tam ölçekli denizaltı arasındaki bağlantının belirlenmesidir. Benzer bir problem su üstü gemilerinde de mevcuttur, ancak bu durumda tam ölçekli gemiler için çok sayıda iyi raporlanmış sonuç bulunduğundan model deneyi ile tam ölçekli sonuçlar arasında güvenilir bir bağlantının oluşturulması mümkündür. Bu bağlantı kendi standart test prosedürünü uygulayan model deney havuzlarında uygulanmaktadır. Denizaltıların direncini tahmin etmedeki problem farklı gövdelere göre tam ölçekli durum için deney sonuçlarının eksikliğidir. Bundan dolayı, denizaltıların ampirik korelasyonlarının belirlenmesi güçtür ve model deneylerinden elde edilen sonuçların değerlendirilmesinde son derece titiz olunmalıdır. Dikkat edilmesi gereken noktalar [4]:

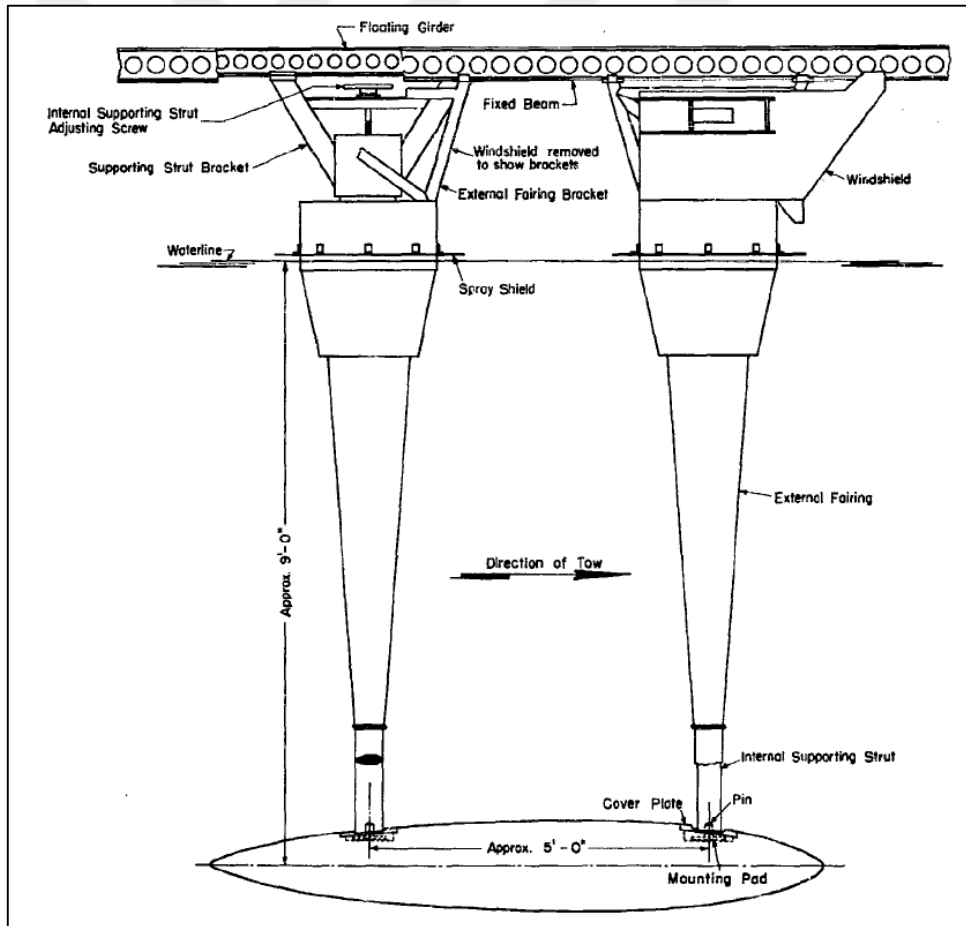
- (a) Model deneyinde bağlantı ayakları arasında oluşan etkileşim
- (b) Model havuzunda oluşan blokaj ve dalga direnci etkileri
- (c) Özellikle takıntılarda meydana gelen türbülanslı akımın seviyesi
- (d) Balast tankları için olan delikler ve ventillerden ya da diğer düzensizliklerden ötürü tam ölçekli durumda oluşan ek direnç olarak sıralanabilir.

Dalmış durumdaki denizaltı direncinin belirlenmesinde kullanılan bir diğer yaklaşım da rüzgar tünellerinde deney yapılmasıdır. Boyutuna ve azami hızına bağlı olarak rüzgar tüneline model deney havuzuna göre daha yüksek bir Reynolds sayısına ulaşılması mümkün olabilmektedir. Bunun haricinde su yüzeyinde dalgaların oluşması konusunda komplikasyonlar bulunmaz ve test aşamasında model üzerinde değişiklikler yapılması ve akış görüntülenmesi de daha kolaydır. Denizaltı model deneylerinde kullanılan deneysel yöntemler aşağıdaki bölümlerde tanıtılmaktadır.

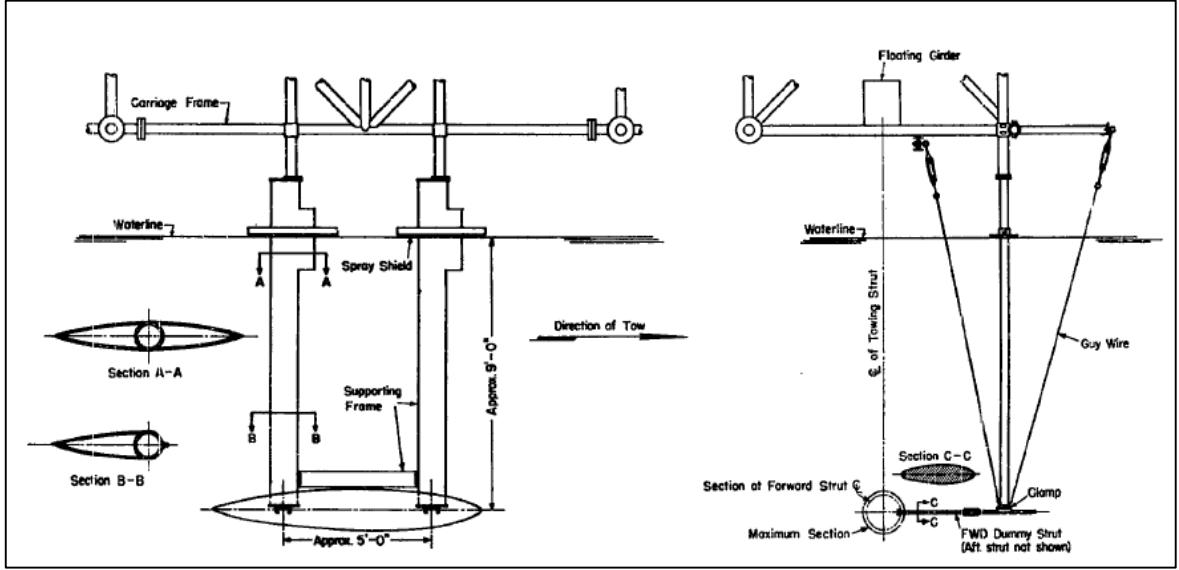
3.1 Model Havuzlarında Denizaltı Deneyleri

Denizaltıların direnç karakteristiklerini belirleme konusunda yapılmış en eski çalışma Morton Gertler'in 1950'de David Taylor Model Deney Havuzu'nda gerçekleştirdiği deneylerdir [6]. Yapılan ilk deneylerde kullanılan deney düzeneğinde model suyun altında bağlantı ayakları yardımıyla çekilmektedir (Şekil 3.3). Deneyler esnasında dinamometre ve diğer cihazlar suyun dışında tutulurken bağlantı ayakları suyun içinde

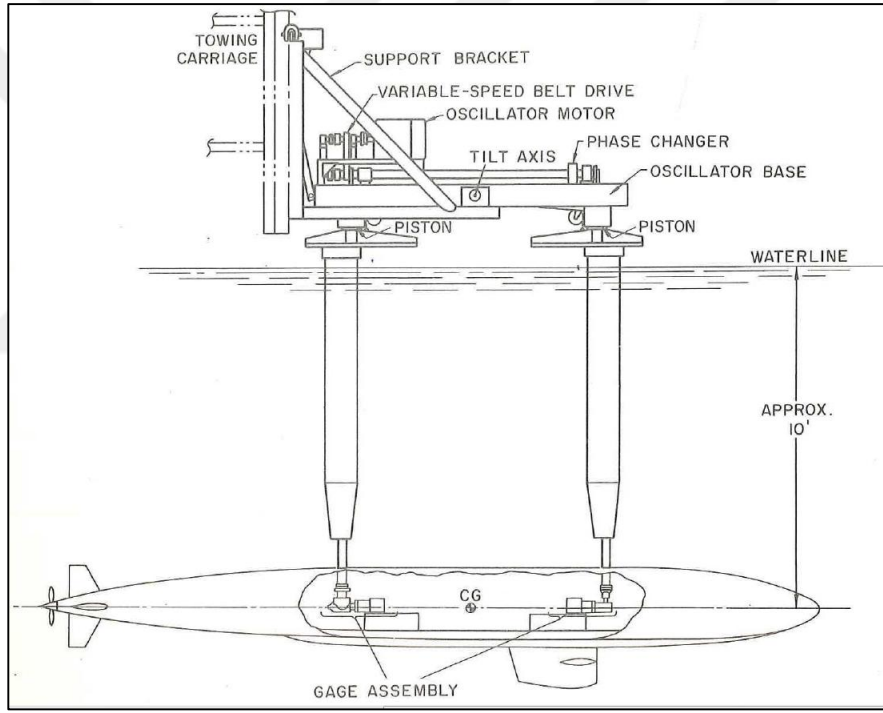
kaldığından direnç değerleri hem denizaltı modelinin hem de bağlantı ayaklarının viskoz direncini hem de bağlantı ayaklarının dalga direncini içermektedir. Bundan dolayı bağlantı ayaklarının dirence olan katkısını ve denizaltının tam olarak direncini ölçmek amacıyla sadece bağlantı ayaklarının direnci ayrıca ölçülmüştür (Şekil 3.4). Daha sonra Morton Gertler DTMB’de ilk Düzlemsel Hareket Mekanizması’nı (Planar Motion Mechanism) geliştirerek denizaltı deneylerinde kullanmıştır (Şekil 3.5) [47]. Düzlemsel Hareket Mekanizmaları’nda denizaltı modeli, hareketli bir tabla altında yer alan ayaklara monte edilerek su altında çekilmektedir (Şekil 3.6 ve Şekil 3.7). Model içine yerleştirilmiş sensörlerle model üzerine gelen kuvvet ve momentler ölçülmektedir. Bu sistemin benzerleri daha sonra Almanya ve Güney Kore gibi birçok ülkede de kullanılmaya başlanmıştır. Düzlemsel Hareket Mekanizmaları günümüzde denizaltı deneylerinde yaygın olarak kullanılmaktadır.



Şekil 3. 3 Morton Gertler tarafından hazırlanan denizaltı deney düzeneği [6]



Şekil 3. 4 Destek ayağı (Strut) Yerleşimi [6]



Şekil 3. 5 DTMB'de geliştirilen düzlemsel hareket mekanizmasının yerleşimi [47]



Şekil 3. 6 Qinetiq İngiltere’de düşey düzlemsel hareket mekanizması ile denizaltı deneyleri [4]



Şekil 3. 7 INSEAN’da yapılan deneylerden denizaltı modeli görüntüsü [48]

3.1.1 Rüzgar Tünellerinde Yapılan Denizaltı Deneyleri

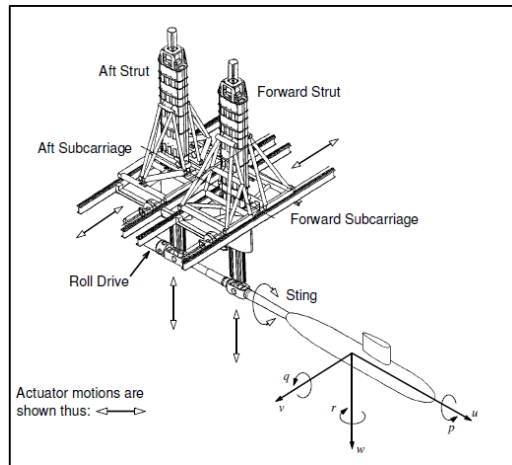
Denizaltılarda direnç karakteristiklerinin belirlenmesi için kullanılan bir başka yöntem de rüzgar tünelleridir (Şekil 3.8). Özellikle Mackay’ın çalışmasında ayrıntıları ile belirttiği gibi standart denizaltı model deneylerinin önemli bir kısmı rüzgar tünellerinde gerçekleştirilmiştir [17]. Çeşitli büyüklüklerdeki rüzgar tünellerinde, denizaltı modelleri tutucu kol üzerine yerleştirilmekte; ivme ölçer, jiroskop ve gerinim ölçerler (strain gauge) aracılığı ile denizaltı direnci ve hareket denklemlerindeki türevleri oluşturan kuvvet ve momentler deneysel olarak ölçülmektedir. Bu deneylerde, gerçekte su altında hareket eden denizaltı, Reynolds sayısı benzerliği yaratılarak ölçek ve akışkan etkileri ihmal edilebilir derecede tutularak ölçümler gerçekleştirilmektedir.



Şekil 3. 8 Rüzgar tüneline denizaltı modeli [49]

3.1.2 Çubuğa Monteli (String Mounted) Deney Sistemi ile Yapılan Denizaltı Deneyleri

Denizaltı deneylerinde kullanılan yöntemlerden biri de çubuğa monteli deney sistemi olarak isimlendirilmektedir. Bu deney düzeneğinde denizaltı modeli deney arabasına kılından monte edilmektedir. Suyun içinde nötr olarak durabilen denizaltı modeli kılından deney arabasına sabitlenmiş bir şekilde deney hızına göre ittirilerek direnç karakteristikleri belirlenebilmektedir (Şekil 3.9). Denizaltı manevrası çalışmalarında da kullanılmış olan bu düzenek açılı konumlarda özellikle 20 dereceden büyük açılarda titreşim oluşması sebebi ile tercih edilmeyen bir yöntem olmuştur [4].



Şekil 3. 9 Çubuğa monteli deney sistemi ile denizaltı deneyleri [18]

3.1.3 Kendinden Hareketli Model (Free Running Model) ile Yapılan Denizaltı Deneyleri

Denizaltı karakteristiklerini belirlemede bir başka yöntem de kendinden hareketli model ile yapılan deneylerdir (Şekil 3.10 ve Şekil 3.11). Özellikle denizaltı manevra karakteristiklerinin belirlenmesinde kullanılan bu yöntemde model bir pervane ile kendi kendini sevk eder. Model kendinden hareketli olduğu için hiçbir kol, ayak vb. takıntı etkileşimi olmaksızın hassas ölçümler gerçekleştirilebilmektedir. Model içine gömülü bir bilgisayar ve bu bilgisayara bağlı sevk ve servo motorlarına ek olarak çeşitli sensörler ile hareket ettirilmektedir. Verilen bir programlanmış güzergah üzerinde sevk ve dümen sistemleri aracı sevk etmekte ve aracın tecrübe ettiği kuvvet, moment ve yörünge kayıt altında tutulmaktadır.



Şekil 3. 10 SVA Potsdam'da hazırlanan bir denizaltı kendinden hareketli modeli [50]



Şekil 3. 11 SVA Potsdam'da hazırlanan bir kendinden hareketli denizaltı modelinin pervanelerinin görüntüsü [50]

GEMİLERDE ve DENİZALTI LARDA GÜÇ TAHMİN YÖNTEMLERİ

Bu bölümde gemiler ve denizaltılar için güç tahmininde yaygın olarak kullanılan ITTC 1978 performans tahmin yöntemi ve sadece değişken yüklemeli sevk deneyine göre güç tahmini yöntemi tanıtılmıştır. ITTC 1978 güç tahmini yönteminde üç farklı deneyin verilerine ihtiyaç duyulmaktadır. Bunlar direnç deneyi, pervane açık su deneyi ve sevk deneyleridir. Sevk deneyleri değişken yüklemeli, sabit yüklemeli ve karışık yüklemeli sevk deneyi yöntemlerini kullanarak yapılabilmektedir. Deneylerden elde edilen verilerden sevk karakteristikleri itme benzerliği veya tork benzerliği yaklaşımı ile hesaplanmaktadır. Pervane-gövde etkileşiminin çok yoğun olduğu nozullu pervane, podlu pervane gibi sevk sistemlerinin kullanımında sadece değişken yüklemeli sevk deneyi yöntemi tavsiye edilmektedir [13]. Bu yöntemden elde edilen veriler de itme benzerliği ve tork benzerliği yaklaşımları kullanılarak hesaplanmaktadır. Aşağıda her iki yönteme ait formülasyonlar verilmiştir.

4.1 ITTC 1978 Performans Tahmin Yöntemi

Deniz taşıtlarının performanslarının tahmininde günümüzde kullanılan en yaygın yöntem ITTC 1978 Performans Tahmin Yöntemidir. ITTC 1978 Performans tahmin yöntemi tek pervaneli bir geminin model deneyleri ile devrini ve gücünü tahmin etmek için kullanılan bir yöntemdir. Geminin viskoz ve artık direnci, form faktörünün ölçek ve hızdan bağımsız olduğu kabul edilerek, model direnç deneylerinden hesaplanmaktadır. Devir ve güç için standart ITTC tahminleri ölçek etkileri düzeltilmiş model değerlerinin tam ölçekli pervane karakteristiklerinden elde edilmesi ile belirlenir. Orijinal 1978 yöntemi 1984 ve 1987’de daha iyi ve uygun kullanım için yeniden düzenlenmiştir [51].

Elde edilen parametreler direnç katsayıları şeklinde boyutsuzlaştırıldıktan sonra tam ölçekli duruma geçiş yapılmaktadır.

Modelin toplam direnç katsayısı, C_{TM} :

$$C_{TM} = \frac{R_{TM}}{\frac{1}{2} \rho_M S_M V_M^2} \quad (4.1)$$

Modelin sürtünme direnci katsayısı C_{FM} (ITTC 1957):

$$C_{FM} = \frac{0.075}{(\log_{10} Re_M - 2)^2} \quad (4.2)$$

Modelin artık direnç katsayısı, C_{RM} :

$$C_{RM} = C_{TM} - C_{FM} (1 + k) \quad (4.3)$$

Gemi ve model için artık direnç katsayısı ve form faktörü aynı Froude sayısı için eşit kabul edilir.

$$C_{RM} = C_{RS} = C_R \quad (4.4)$$

$$k_M = k_S = k \quad (4.5)$$

Geminin toplam direnç katsayısı, C_{TS} :

$$C_{TS} = (1 + k)C_{FS} + C_R + \Delta C_F + C_{AA} \quad (4.6)$$

Burada k , form faktörü, C_{FS} , ITTC 1957'ye göre hesaplanan gemi sürtünme direnci katsayısı, C_R , artık direnç katsayısı, ΔC_F , pürüzlülük etkisi ve C_{AA} , hava direnci katsayısıdır.

Pürüzlülük etkisi

$$\Delta C_F = \left[105 \left(\frac{k_S}{L_{WL}} \right)^{\frac{1}{3}} - 0.64 \right] 10^{-3} \quad (4.7)$$

Pürüzlülük $k_S=150 \times 10^{-6}$ olacak şekilde ve hava direnci katsayısı;

$$C_{AA} = 0.001 \frac{A_T}{S} \quad (4.8)$$

olarak verilmektedir.

Geminin toplam direnci, R_{TS} :

$$R_{TS} = \frac{1}{2} C_{TS} \rho_S S_S V_S^2 \quad (4.9)$$

Efektif Güç, P_E :

$$P_E = R_{TS} V_S \quad (4.10)$$

olarak verilmektedir. Sürtünme direnç katsayısı ITTC 1957 model-gemi bağıntısına göre tahmin edilmesine rağmen Schlichting [54] veya Grigson [55] tarafından formüle edilmiş türbülanslı düz levha sürtünme direnç katsayısının kullanılması fiziksel olarak daha doğru olarak kabul edilir [13].

4.1.2 Form Faktörünün Belirlenmesi

Form faktörü bir geminin üç boyutlu geometrisi ile ilgili bir ölçüttür. Form faktörü $1+k$ genellikle düşük hızla yapılan direnç deneylerinden veya Prohaska'nın C_{FM} 'nin Fr^{4e} göre verildiği grafiğinden belirlenir [58].

Form faktörünün belirlenmesi amacıyla gerçekleştirilen düşük hızda direnç deneylerinde, form faktörü sürtünme direnci katsayısı C_F 'nin iki boyutlu değerinin üç boyutlu değere $(1+k)C_F$ çevrilmesinde kullanılır. Form faktörünün Reynolds sayısından bağımsız olduğu kabul edilmektedir, bundan dolayı $k_M=k_S=k$ olarak alınır.

Düşük hızda direnç deneyleri Froude sayısının 0.10 ile 0.20 arasında değiştiği değerler için yapılmaktadır. Düşük hızda direnç deneylerinde kaydedilen bilgiler şunlardır:

- Model Hızı (V_M)
- Toplam Direnç (R_{TM})
- Su Sıcaklığı (T°)

ITTC 1978 Metodu deney sonuçlarını değerlendirmek için Prohaska'nın metoduna benzer bir prosedür kullanılmaktadır. Her bir deney hızı için C_{FM} ve C_{TM} değerleri hesaplanmaktadır. Daha sonra C_{TM}/C_{FM} değerleri F_r^n/C_{FM} değerlerine bağlı olarak çizdirilmektedir. Değerlerden doğrusal bir çizgi geçirilmektedir. Bu çizginin denklemi aşağıdaki formdadır:

$$\frac{C_{TM}}{C_{FM}} = (1+k) + C \left(\frac{F_r^n}{C_{FM}} \right) \quad (4.11)$$

Burada $F_r=0$ iken C_{TM}/C_{FM} eksenlerinin kesiştiği nokta “1+k”yi vermektedir, “C” doğrunun eğimi, “n” 4 ve 6 arasında kuvvettir. “k” değeri kesişim noktasından belirlenmektedir [13].

4.1.3 Pervane Açık Su Deneyi

Pervane açık su deneyinin amacı pervanelerin açık su karakteristikleri olan itme katsayısı, tork katsayısı ve pervane verimini ilerleme katsayısına bağlı olarak elde etmektir. Bunun için pervanenin geometrik benzer ölçeklendirilmiş bir modeli ile düzgün akım altında farklı hızlarda deneyleri yapılmaktadır. Deneyler esnasında genelde deney havuzlarında pervane belirli bir devirde döndürülürken deney arabasının hızı değiştirilir. Pervane modeli üzerine gelen düzgün akım karakteristikleri bozulmayacak şekilde torpido formunda bir düzeneğe monte edilir (Şekil 4.2) [56].



Şekil 4. 2 Pervane açık su deney düzeneği [57]

Açık su pervane deneylerinde kaydedilen parametreler:

- Deney Arabası Hızı (V_M)
- Pervane İtmesi (T_M)
- Pervane Torku (Q_M)
- Pervane Devri (n_M)
- Su Sıcaklığı (T^0)

Elde edilen değerler daha sonra ilerleme katsayısı (J_o), itme katsayısı (K_{ToM}) ve tork katsayısı (K_{QoM}) şeklinde boyutsuz katsayılar ile ifade edilir.

$$J_o = \frac{V_M}{n_M D_M} \quad (4.12)$$

$$K_{ToM} = \frac{T_M}{\rho_M n_M^2 D_M^4} \quad (4.13)$$

$$K_{QoM} = \frac{Q_M}{\rho_M n_M^2 D_M^5} \quad (4.14)$$

Froude benzerliğine göre yapılan deneylerde gerçek pervanenin Reynolds sayısı ile model pervanenin Reynolds sayısı arasındaki fark pervane kanatları üzerindeki sürtünme katsayısında farklılara neden olur. Bu fark ΔK_T ve ΔK_Q gibi düzeltme faktörlerinin kullanılması ile düzeltilmektedir. Aşağıdaki gibi belirtilen K_{TS} ve K_{QS} değerleri tam ölçekli pervane için düzeltilmiş değerleri temsil etmektedir ve bu değerler geminin sevk noktasını tahmin etmede kullanılırlar [13].

$$K_{TS} = K_{ToM} - \Delta K_T \quad (4.15)$$

$$K_{QS} = K_{QoM} - \Delta K_Q \quad (4.16)$$

Burada;

$$\Delta K_T = -\Delta C_D 0.3 \frac{P}{D} \frac{cZ}{D} \quad (4.17)$$

$$\Delta K_Q = -\Delta C_D 0.25 \frac{cZ}{D} \quad (4.18)$$

Direnç katsayısındaki fark;

$$\Delta C_D = C_{DM} - C_{DS} \quad (4.19)$$

Şeklinde ifade edilir ve model pervane için aşağıdaki gibi hesaplanır;

$$C_{DM} = 2 \left(1 + 2 \frac{t}{c} \right) \left[\frac{0.04}{(Rn_{co})^{1/6}} - \frac{5}{(Rn_{co})^{2/3}} \right]$$

(4.20)

$$C_{DS} = 2 \left(1 + 2 \frac{t}{c} \right) \left[1.89 + 1.62 \cdot \log \frac{c}{k_P} \right]^{-5/2} \quad (4.21)$$

c =Pervane kanadının kord uzunluğu

t_{maks} =Pervane kanadının maksimum kalınlığı

P/D =Pervane kanadının piç çap oranı

R_{nco} $x=0.75$ 'deki lokal Reynolds sayısı (En azından 2×10^5 olmalı)

k_P = kanat pürüzlülüğüdür ve 30×10^{-6} alınır.

4.1.4 Sevk Deneyi

Bu deneyin temel amacı kendi kendini sevk edebilen geometrik benzer olarak ölçeklendirilmiş bir gemi modelinin sevk performansının tahmin edilmesidir. Bu deneyde aracın üstündeki takıntıların ve sevk sisteminin doğru bir şekilde konumlandırılması, pervane gemi gerisinde üniform olmayan bir akımda çalıştığından dolayı önem taşımaktadır. Deney esnasında model dalıp çıkma ve baş kış vurma açısından serbest ve yan ötelemeye maruz kalmayacak şekilde sınırlandırılmaktadır. Sevk deneyi esnasında kaydedilen parametreler:

- Model Hızı (V_M)
- Pervane İtmesi (T_M)
- Pervane Torku (Q_M)
- Pervane Devri (n_M)
- Çekme Kuvveti (F)
- Su Sıcaklığı (T°)
- Baş ve kıştaki batma veya trim

değerleridir [52]. Günümüzde kullanılan üç çeşit sevk deneyi bulunmaktadır [13], [52]:

- a) Değişken yüklü (Sabit hızlı) sevk deneyi yöntemi
- b) Sabit yüklü sevk deneyi yöntemi
- c) Karışık yüklemeli sevk deneyi yöntemi

Sevk deney sonuçlarını analiz etmek üzere de iki yaklaşım mevcuttur:

a) İtme benzerliği yöntemi

b) Tork benzerliği yöntemi

4.1.4.1 Değişken Yüklü (Sabit Hızlı) Sevk Deneyi Yöntemi

Değişken yüklü sevk deneyi yönteminde model taşıtın operasyon yapacağı hızlara karşılık gelecek farklı hızlarda çekilir. Her hızda pervane devri pervanenin farklı yüklemelerine karşılık gelecek şekilde sistematik olarak değiştirilir. Aracın her hızı için farklı devir değerleri geniş bir pervane yüklemesi aralığının sağlanması için kullanılır. Elde edilen değerler ilerleme hızı (J), gemi arkası itme katsayısı (K_{TBM}), gemi arkası tork katsayısı (K_{QBM}) ve model için çekme kuvveti katsayısı (K_{FDM}) olarak boyutsuz katsayılar şeklinde ifade edilir.

$$J = \frac{V_M}{n_M D_M} \quad (4.22)$$

$$K_{TBM} = \frac{T_M}{\rho_M n_M^2 D_M^4} \quad (4.23)$$

$$K_{QBM} = \frac{Q_M}{\rho_M n_M^2 D_M^5} \quad (4.24)$$

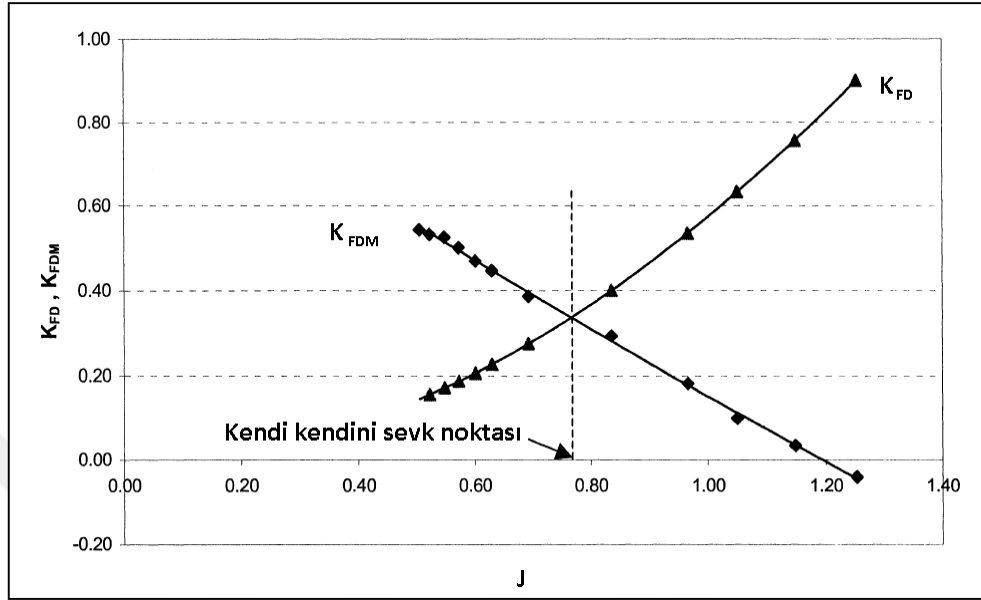
$$K_{FDM} = \frac{F}{\rho_M n_M^2 D_M^4} \quad (4.25)$$

Değişken yüklü sevk deneyi tam olarak gerçek sevk noktasında yapılmaz. Onun yerine sevk noktasının üstünde ve altında yer alan birçok değerde veriler elde edilir. Daha sonra elde edilen bu verilerden sevk noktası interpolasyon yöntemi ile hesaplanır. Bunun için çekme kuvveti katsayısı (K_{FDM}) ilerleme katsayısına (J) bağlı olarak çizdirilir.

Bu eğrinin üzerine J^2 'nin fonksiyonu olarak çekme kuvveti katsayısını tanımlayan K_{FD} eğrisi eklenir.

$$K_{FD} = \frac{C_{FD} S_M J^2}{2D_M^2} \quad (4.26)$$

Bu ek eğri kendi kendini sevk noktasındaki çekme kuvvetini temsil eder. K_{FDM} ve K_{FD} eğrilerinin kesişimi de kendi kendini sevk noktasını verir (Şekil 4.3). Bu noktadaki K_{TBM} , K_{QBM} ve J değerleri okunur.



Şekil 4. 3 Kendi kendini sevk noktası [13]

İtme azalması değerinin hesaplanması için belirlenen sevk noktasındaki itme ile pervanesiz durumda gövde üzerinde meydana gelen direnç değerleri kullanılır ve itme azalması değeri;

$$t = \frac{T_M^* - R_{TM}}{T_M^*} \quad (4.27)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Burada T_M^* modelin kendi kendini sevk noktasındaki itmesi, R_{TM} ise modelin toplam direncidir.

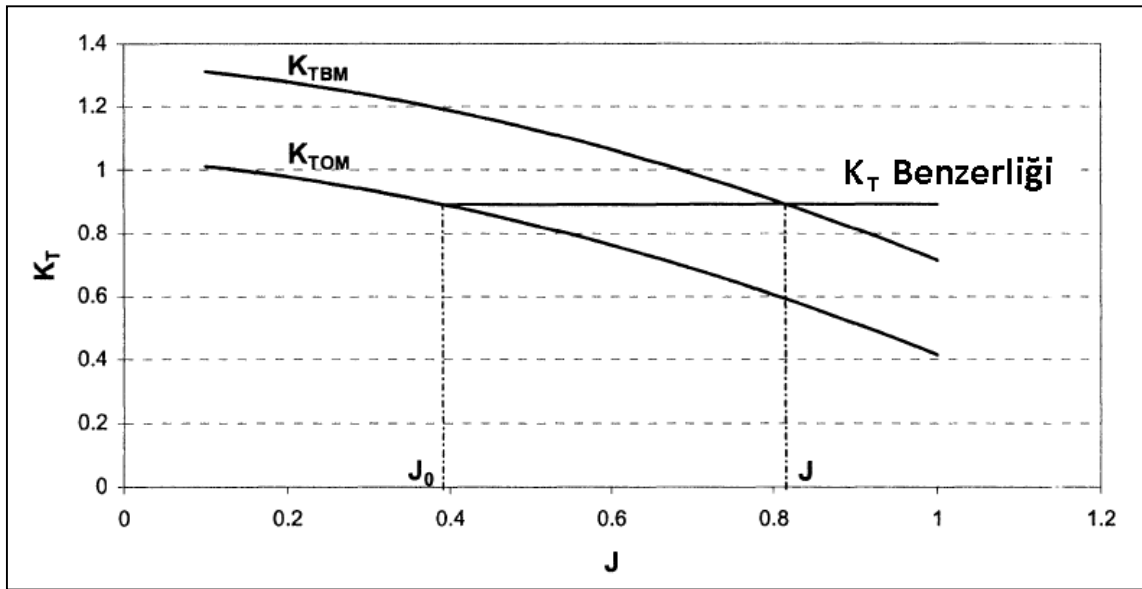
Modelden tam ölçekli gemiye geçişte itme azalmasının pervane yüklemesinden ve ölçek etkilerinden bağımsız olduğu düşünüldüğünden model ve geminin itme azalması değerleri eşittir.

$$t_{Model} = t_{gemi} = t \quad (4.28)$$

Efektif iz katsayısını belirlemek için K_{TM} , K_{QM} değerleri pervane açık su karakteristikleri diyagramında J 'ye karşılık gelen değerde işaretlenir, buradan K_{TOM} veya K_{QOM} eğrilerine uzatılarak pervanenin sevk noktasındaki açık su pervane karakteristikleri tespit edilir (Şekil 4.4). Efektif iz katsayısı belirlenirken K_{TOM} değerinin kullanımı itme benzerliği,

K_{QoM} değerinin kullanımı tork benzerliği yaklaşımı olarak isimlendirilmektedir. İtme benzerliği ile elde edilen efektif iz katsayısı w_T ve tork benzerliği yaklaşımından elde edilen efektif iz katsayısı w_Q ile temsil edilir. İtme benzerliğinde K_{TM} değerini temsil eden bir doğru pervane açık su diyagramı üzerinde sevk noktasının üzerinden çizilir. K_{ToM} ve K_{TM} eğrilerinin kesiştiği bu noktada J_0 ve J değerleri okunmaktadır. Efektif iz değeri daha sonra aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır:

$$w_{TM} = \frac{J - J_0}{J} \quad (4.29)$$



Şekil 4. 4 İtme benzerliği yönteminin uygulaması [13]

Benzer bir prosedür efektif iz katsayısının tork benzerliği yöntemi ile belirlenmesinde de kullanılmaktadır. Genellikle w_T değeri w_Q değerinden büyüktür. Pervanelerin iz katsayıları hesaplanırken genelde itme benzerliği yönteminin kullanılması tercih edilmektedir [13].

Bağıl dönme verimi ($\eta_R = \eta_B/\eta_0$) bağıntısından hesaplanmaktadır. J_{oM} 'ye karşılık gelen K_{QoM} değeri eğri üzerinden okunur ve sevk noktasındaki tork katsayısı değeri K_{QM} ile oranından bağıl dönme verimi tespit edilir:

$$\eta_R = \frac{K_{QoM}}{K_{QM}} \quad (4.30)$$

Burada K_{QoM} ve K_{QM} kendi kendine sevk noktasına denk gelen ilerleme katsayısı (J)'de belirlenir.

J_{oM}' 'de ölçülen η_o değeri ve

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w_T} \quad (4.31)$$

formülünden elde edilen tekne verimi değerleri kullanılarak sevk verimi;

$$\eta_D = \eta_H \eta_o \eta_R \quad (4.32)$$

olarak elde edilir.

Tam ölçeğe geçiş için ise itme azalması katsayısının tersine iz katsayısındaki ölçek etkileri oldukça büyüktür ve gözardı edilemez. Bundan dolayı ITTC 1978 metodunda model ölçeğindeki iz katsayısından tam ölçeğe aşağıdaki bağıntı ile geçiş yapılır:

$$w_{TS} = (t + 0.04) + (w_{TM} - t - 0.04)(C_{VS}/C_{VM}) \quad (4.33)$$

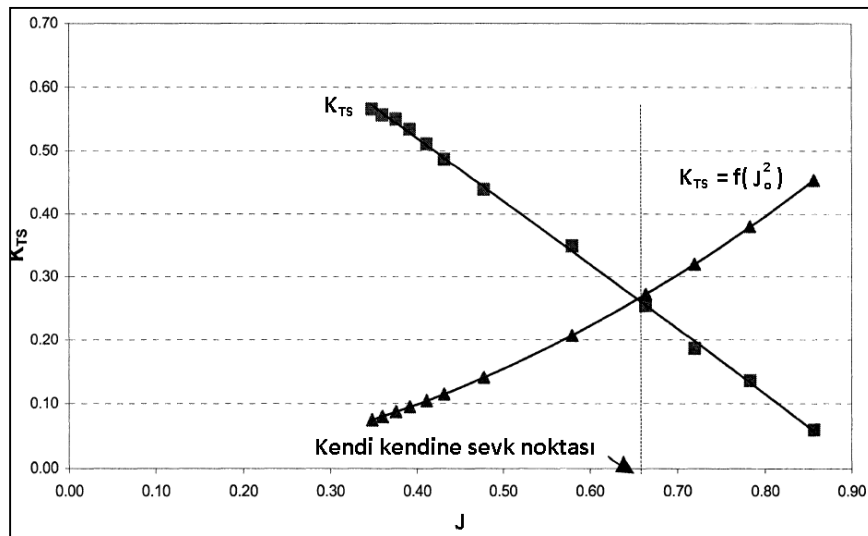
Buradaki viskoz direnç katsayıları aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$C_{VS} = (1+k)C_{FS} + \Delta C_F \quad (4.34)$$

$$C_{VM} = (1+k)C_{FM} \quad (4.35)$$

Tam ölçekte sevk noktasını belirlemek için (pervane operasyon noktası) K_{TS} , K_{QS} ve J çizdirilir. Buraya J_o^2 nin fonksiyonu olacak şekilde K_{TS} eğrisi eklenir (Şekil 4.5).

$$K_{TS} = \frac{S}{2D^2} \frac{C_{TS}}{(1-t)(1-w_{TS})^2} J_o^2 \quad (4.36)$$



Şekil 4. 5 Tam ölçek için kendi kendini sevk noktası tayini [13]

K_{TS} eğrilerinin kesiştiği nokta tam ölçekli geminin sevk noktasını vermektedir. Bu noktada J_{TS} , K_{TS} ve K_{QS} değerleri tam ölçekli gemi için okunur ve güç tahmin faktörlerinin hesaplanması için kullanılır.

Pervane devri:

$$n_s = \frac{(1-w_{TS})V_s}{J_{TS}D_s} \text{ (rad/s)} \quad (4.37)$$

Pervaneye verilen güç:

$$P_{DS} = 2\pi\rho_s D_s^5 n_s^3 \frac{K_{QTS}}{\eta_R} 10^{-3} \text{ (kW)} \quad (4.38)$$

Pervane itmesi:

$$T_s = \frac{K_T}{J^2} J_{TS}^2 \rho D^4 n_s^2 \text{ (N)} \quad (4.39)$$

Pervane torku:

$$Q_s = \frac{K_{QS}}{\eta_R} \rho D^5 n_s^2 \text{ (Nm)} \quad (4.40)$$

Efektif güç:

$$P_E = R_{TS} V_s = 1/2 C_{TS} \rho_s S_s V_s^3 10^{-3} \text{ (kW)} \quad (4.41)$$

Tekne verimi:

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w_{TS}} \quad (4.42)$$

Sevk verimi:

$$\eta_D = P_E / P_D \quad (4.43)$$

4.1.4.2 Sabit Yüklü Sevk Deneyi Yöntemi

Sabit yüklü sevk deneyinde model geminin değişik hız aralıklarını kapsayacak şekilde çekilir. Her hız için pervane devri, çekme kuvveti (F) ile sevk noktasındaki çekme kuvveti (F_D) birbirine denk oluncaya kadar değiştirilir. Bu durumda model kendi kendini

sevk ediyor denir. Veriler daha sonra değişken yüklü sevk deneyindeki gibi analiz edilmek üzere boyutsuz katsayılara dönüştürülür [13], [52].

4.1.4.3 Karışık Yüklemeli Sevk Deneyi Yöntemi

Değişken yüklü (sabit hız) sevk deneyi yöntemi ile sabit yüklemeli sevk deneyi yönteminin birleşimi şeklinde gerçekleştirilir. Sabit yükleme altında hız değiştirilerek deney gerçekleştirilirken tek hız için de yükleme değiştirilmesinin birlikte kullanılması örnek olarak gösterilebilir [52].

4.1.4.4 Değişken Yüklü Sevk Deneyi ile Sabit Yüklü Sevk Deneyinin Karşılaştırılması

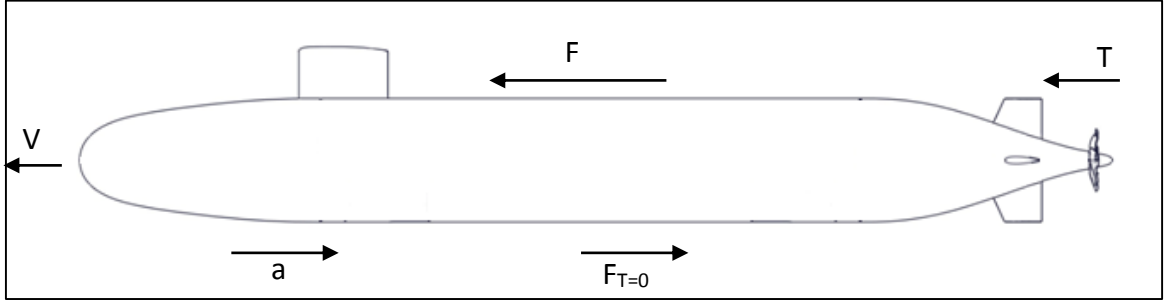
Değişken yüklü bir deneyde, geminin her hızı için model pervane farklı birçok çekme kuvvetine maruz kalır. Bundan dolayı bu deneylerde pervane ve gövdenin karşılıklı etkileşiminin pervane yüklemesi üzerindeki etkileri daha iyi gözlemlenir. Sabit yüklü sevk deneyinde model pervaneler spesifik tek bir çekme kuvvetine (F_D) maruz kalır [13]. Yukarıda bahsedilen sebeplerden dolayı bu çalışmada DARPA Suboff denizaltı modelinin sevk deneylerinde değişken yüklü sevk deneyi yöntemi tercih edilmiştir.

4.2 Sadece Değişken Yüklü Sevk Deneyine göre Güç Tahmini

ITTC 1978 Performans Tahmin Yöntemi [58] pervane ile gövde arasındaki etkileşim çok yüksek olmadığında daha doğru tahminlerde bulunulmasını sağlamaktadır. Pervane ve gövde arasında güçlü bir etkileşim olduğunda ise ITTC 1978 metodunun kullanılması uygun değildir. Güçlü pervane-gövde etkileşiminin olduğu durumlar podlu pervane, nozüllü pervane gibi birleşik sevk sistemlerinin kullanılması durumlarında meydana gelmektedir. Konvansiyonel pervanelerin aksine, birleşik sevk sistemleri gövde etrafındaki akımı güçlü bir şekilde etkileyebilirler. Bu durumlarda ITTC 1978 metodu gibi gövde ve sevk sistemini ayrı ayrı değerlendiren yöntemlerin güç tahmininde hatalı sonuçlar verebilmesi söz konusudur [13].

Kracht [59] ve Schmiechen [60] çalışmalarında güç tahmin yöntemi olarak değişken yüklü sevk yönteminin kullanılmasını tavsiye etmektedir. Bu deneylerde gövde ve sevk sistemi tek bir fiziksel ünite olarak kabul edilmektedir. Bu konudaki diğer öncü çalışmalar Holtrop [61], Bose [62] ve Molloy [63] tarafından yapılmıştır.

4.2.1 Teori



Şekil 4. 6 Denizaltı üzerindeki kuvvetler

Değişken yüklü sevk deneyinde denizaltı suyun altında sabit (V) hızı ile zamandan bağımsız olarak ilerlerken üzerine aşağıdaki kuvvetler etmektedir (Şekil 4.6):

Burada; F, çekme Kuvveti, T, pervane itmesi, $F_{T=0}$, pervanesiz toplam direnç (pervanesiz), t^* , itme azalması katsayısı (sevk deneyinden hesaplanır), a, dirençteki artış ($a=t^*T$)

Kuvvetlerdeki denge aşağıdaki bağıntıya götürür:

$$T + F = F_{T=0} + a \quad (4.44)$$

“a” terimi t^*T ile değiştirilir ve eşitlik yeniden düzenlenirse:

$$T - t^*T = F_{T=0} - F \quad (4.45)$$

ya da

$$T(1 - t^*) = F_{T=0} - F \quad (4.46)$$

Ya da Çekme kuvveti-itme eşitliği

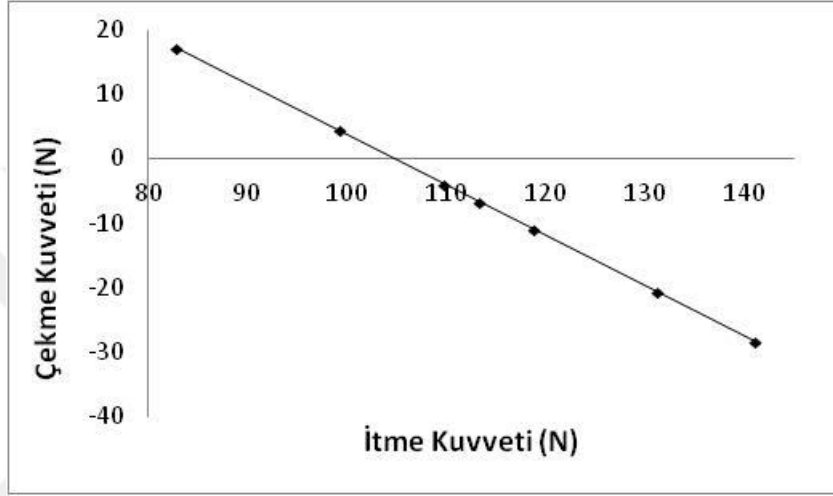
$$F = -(1 - t^*)T + F_{T=0} \quad (4.47)$$

Birçok gemi için itme azalması katsayısı (t^*) pervane yüklemesinden (itme) bağımsızdır. $F_{T=0}$ 'ın pervanenin değişik yükleme durumlarında sabit olduğu kabul edilirse, itmeye bağlı olarak çekme kuvveti-itme eşitliği arasındaki fark aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\frac{dF}{dT} = -(1 - t^*) = \text{sabit (değişken pervane yüklemesinde)} \quad (4.48)$$

Bu eşitlik çekme kuvveti ile itme eşitliğinin geniş bir pervane yüklemesi aralığında doğrusal olduğunu gösterir. Bundan dolayı düz bir doğru ve $y=mx+c$ şeklinde bir denklem ile temsil edilir. Bu denklemde “m” eğim, “c” doğrunun y eksenini keşişimidir.

Çekme kuvveti (F) ile itme (T) arasındaki lineer bağıntı genel olarak bütün gövde tipleri ve sevk sistemleri için bulunmaktadır (Şekil 4.7). Sadece küçük sevk sistemlerine sahip dolgun gövdeler için doğrusallıktan uzaklaşan bir eğilim olabilmektedir [13].



Şekil 4. 7 Çekme kuvveti ile itme arasındaki bağıntı

Sadece değişken yüklemeli sevk deneyinin sonuçları kullanılarak itme azalması katsayısı (t^*) aşağıdaki gibi tahmin edilir. Çekme kuvveti-itme grafiklerinden her bir doğrunun eğimi görülmektedir:

$$Eğim = \frac{-F_{T=0}}{T_M^{**}} \text{ olmak üzere burada } T_M^{**} \text{ modelin kendi kendini sevk noktasındaki itme}$$

kuvvetidir. Daha önce gösterildiği gibi doğrunun eğimi aynı zamanda aşağıdaki gibi de ifade edilebilir:

$$\frac{dF}{dT} = -(1-t^*) = eğim \quad (4.49)$$

İki ifadeyi eşitlediğimizde:

$$\frac{F_{T=0}}{T_M^{**}} = -(1-t^*) = \frac{dF}{dT} \quad (4.50)$$

Ya da

$$t^* = 1 - \frac{F_{T=0}}{T_M^{**}} = 1 + \frac{1}{dT/dF} \quad (4.51)$$

elde edilir. Aynı şekilde ITTC 1978 Metodundan itme azalması katsayısı aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

$$t = \frac{T_M^* - R_{TM}}{T_M^*} \quad (4.52)$$

Yukarıdaki iki denklemden görüleceği üzere ITTC 1978’de tanımlandığı şekilde itme azalması katsayısının (t) hesaplanması için direnç ve sevk deneyinden elde edilen verilere ihtiyaç duyulmaktadır. Diğer yandan değişken yüklü sevk deneyinde tanımlandığı şekilde itme azalması (t*) katsayısının hesap edilebilmesi için de sadece sevk deneyinin sonuçlarına ihtiyaç duyulmaktadır. t*'nin hesabında kullanılan $F_{T=0}$ ve T_M^{**} kuvvetleri aynı hız koşullarına ait olmalıdır.

4.2.2 Deney Sonuçlarının Değerlendirilmesi

4.2.2.1 Kendi kendini sevk noktasında ($F=F_D$) model pervanesinin itmesinin belirlenmesi

Değişken yüklü bir sevk deneyi gerçekleştirdikten sonra sonuçlar çekme kuvveti (ordinat) ve itme (absis) olacak şekilde her bir Froude sayısı için çizdirilir. Çekme kuvveti ve itme kuvveti arasında doğrusal bir ilişki vardır. Regresyon analizi yapılarak veri noktalarından geçirilen doğrunun denklemi belirlenir. Her bir doğrunun denklemi aşağıdaki gibidir:

$$y = mx + c \quad (4.53)$$

Burada “m” eğim ve “c” y ekseninden doğrunun yaptığı öteleme miktarıdır. Daha önceki bölümde anlatıldığı üzere her bir doğru için eşitliğin aynı zamanda aşağıdaki gibi de temsil edilmesi mümkündür:

$$F = -(1 - t^*)T + F_{T=0} \quad (4.54)$$

Her iki denklemi de karşılaştırdığımızda t* ve $F_{T=0}$ değeri aşağıdaki gibi belirlenir:

$$t^* = 1 + m \quad (4.55)$$

$$F_{T=0}=C \quad (4.56)$$

t^* ve $F_{T=0}$ değerleri daha sonra çekme kuvveti-itme eşitliğinde yerine yazılır. Sevk noktasında pervane itmesini (T_M^*) belirlemek için çekme kuvveti-itme eşitliğinde kendi kendini sevk noktasında (F_D) belirlenen çekme kuvvetini yerine yazmalıyız. Böylece kendi kendini sevk noktasındaki pervane itmesi (T_M^*) aşağıdaki gibi elde edilir:

$$T_M^* = \frac{F_{T=0} - F_D}{1-t}$$

(4.57)

Burada;

$$F_D = 1/2 \rho S_M V_M^2 C_{FD} \quad (4.58)$$

$$C_{FD} = (1+k)(C_{FM} - C_{FS}) - \Delta C_F - C_{AA} \quad (4.59)$$

“ ΔC_F ” ve “ C_{AA} ” değerleri model deney havuzunun tecrübelerine dayanarak hesapladığı değerlerdir. Sürtünme katsayıları C_{FM} ve C_{FS} genelde kullanılan ITTC 1957 model-gemi korelasyon yöntemi yerine Schlichting ya da Grigson tarafından formüle edilmiş türbülanslı düz levha sürtünmesi yöntemi kullanılarak belirlenir. Form faktörü k düşük hızlı değişken yüklü sevk deneyi ile belirlenmektedir.

4.2.2.2 Kendi kendini sevk noktasında ($F=F_D$) pervane itmesinin (T_S^*) belirlenmesi

Model pervanenin itmesinden (T_M^*) tam ölçekli pervanenin itmesine (T_S^*) aşağıdaki bağıntı ile geçiş yapılmaktadır:

$$T_S^* = T_M^* \lambda^3 \rho_S / \rho_M \quad (4.60)$$

Burada λ ölçek oranıdır ($\lambda = D_S / D_M$).

Yukarıdaki bağıntı Froude ölçeklendirmesinin hız için gerçekleştiği ($V_S / V_M = \lambda^{1/2}$) ve model ile gemi arasında ilerleme katsayısı (J) ile itme katsayılarının (K_{TBS} ve K_{TBM}) aynı oldukları kabul edilerek gemi pervanesinin itmesinin model pervanenin itmesine bölünmesi ile türetilmektedir.

4.2.2.3 Boyutsuz katsayılar K_{TM} , K_{QM} , J_M 'nin belirlenmesi ve tam ölçekli değerler K_{TS} , K_{QS} , J_s 'ye geçiş

Deney esnasında elde edilen değerler ilerleme katsayısı (J_M), itme katsayısı (K_{TM}), tork katsayısı (K_{QM}) ve çekme kuvveti katsayısı (K_{FDM}) şeklinde boyutsuzlaştırılır.

$$J_M = \frac{V_M}{n_M D_M} \quad (4.61)$$

$$K_{TM} = \frac{T_M}{\rho_M n_M^2 D_M^4} \quad (4.62)$$

$$K_{QM} = \frac{Q_M}{\rho_M n_M^2 D_M^5} \quad (4.63)$$

Modele ait bu katsayıların daha sonra tam ölçekteki değerleri olan K_{TS} , K_{QS} , J_s 'ye çevrilmeleri gerekmektedir. Bunun için aşağıdaki iki düzeltmenin yapılması gerekmektedir:

a) Pervane kanadı üzerindeki sürtünme katsayısındaki değişim için düzeltme katsayısı
Tam ölçekli geminin çalıştığı ve modelin test edildiği pervane Reynolds Sayısı (R_n) arasındaki fark pervane kanatları üzerindeki yüzeyde sürtünme katsayısında bir değişime neden olmaktadır. Düzeltme için aşağıdaki düzeltme katsayıları kullanılmaktadır [13]:

$$K_{TS} = K_{TBM} - \Delta K_T \quad (4.64)$$

$$K_{QS} = K_{QBM} - \Delta K_Q \quad (4.65)$$

ΔK_T ve ΔK_Q düzeltme katsayılarının değerleri daha önce Bölüm 4.1.3'te verilmiştir. Ancak bu düzeltme katsayıları pervane açık su değerlerine uygulandığı ITTC 1978 metodunun aksine pervanenin gövde arkasında bulunduğu durum için uygulanmaktadır. Bu düzeltmeler K_{TS} ve K_{QS} eğrilerinde düşey yönde aşağı doğru bir kaymaya sebep olmaktadır (Şekil 4.8).

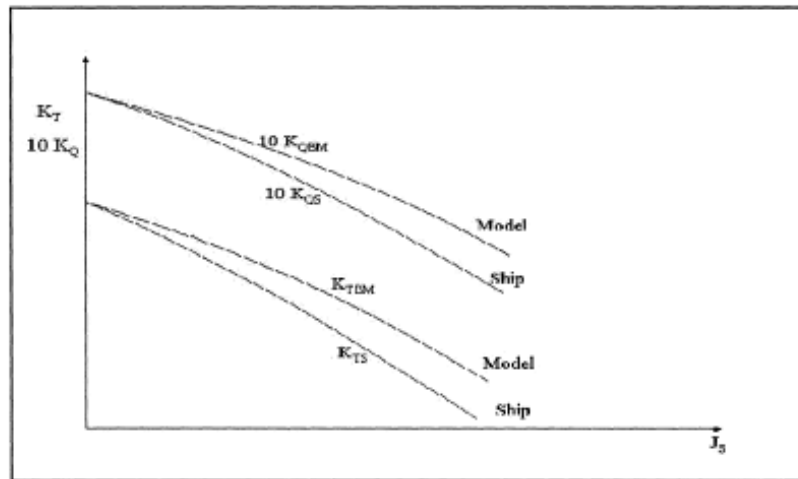
b) İz Ölçeklendirmesi için Düzeltme

Model deneyleri esnasında model pervane deney imkanlarının getirdiği kısıtlamalar sebebi ile gerçek gemi pervanesine göre çok daha düşük bir Reynolds Sayısında test

edilmektedir. Bundan dolayı model pervanedeki akış hızı (V_A) gerçek pervanedeki akış hızından daha düşüktür. Böylece gerçek pervanenin efektif iz katsayısı model pervaneninkinden daha düşüktür. Bundan dolayı kendi kenidine sevk noktasındaki itme değerinde (T_M^*) pervanenin itme yükleme katsayısı (C_{TH}) gemininkinden daha yüksektir. Bu da model pervanenin veriminin gemi pervanesinin veriminden daha düşük bir değere düşmesine sebep olur. Bu etkiyi düzeltmek için tam ölçekli gemi pervanesinin ilerleme katsayısı aşağıdaki şekilde düzeltilmektedir:

$$J_S = J_M (1 - w_M) / (1 - w_S) \quad (4.66)$$

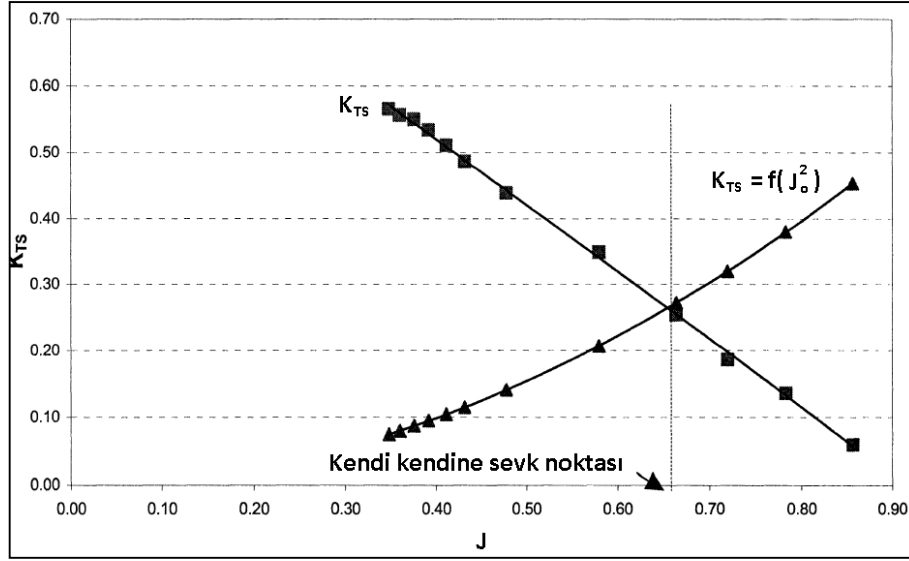
Bu düzeltme K_{TS} ve K_{QS} eğrilerinin sola doğru kaymalarına sebep olur. Bu düzeltme için kullanılan ölçek etkisinin değeri " $(1-w_M)/(1-w_S)$ " benzer gemi veya denizaltılar için model deney havuzunun veri bankasından tahmin edilmektedir.



Şekil 4. 8 Pervane açık su diyagramındaki kayma [13]

4.2.2.4 Tam Ölçekli Geminin Sevk Noktasının ve Güç Tahmin Faktörlerinin Belirlenmesi

K_{TS} , K_{QS} ve J_S eğrileri çizdirilerek bu grafik üzerine $J_S^{2'}$ 'nin fonksiyonu olacak şekilde K_{TS} eğrisi eklenir (Şekil 4.9).



Şekil 4. 9 Tam ölçek için kendi kendini sevk noktası tayini [13]

Burada;

$$K_{TS} = \frac{T_S^*}{\rho_S D_S^2 V_S^2} J_S^2 \quad (4.67)$$

Her iki K_{TS} eğrisinin kesişimi kendi kendini sevk noktasını vermektedir. Bu noktadaki K_{OS} ve J_S değerleri okunarak tam ölçekli geminin güç tahmini aşağıdaki formüller ile yapılmaktadır.

$$n_S = \frac{V_S}{J_S D_S} \quad (4.68)$$

$$Q = \rho_S n_S^2 D_S^5 K_{QS} \quad (4.69)$$

$$P_D = 2\pi \rho_S n_S^3 D_S^5 K_{QS} \quad (4.70)$$

$$P_E = \frac{1}{2} C_{TS} \rho_S S_S V_S^3 \quad (4.71)$$

$$\eta_D = P_E / P_D \quad (4.72)$$

SAYISAL YÖNTEMLER

E1619 pervanesi ile sevk edilen Darpa Suboff denizaltısının kış konikliğinin ve boy-genişlik oranının sevk karakteristikleri üzerindeki etkileri araştırılırken bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemi kullanılmıştır. Bu bölümde hidrodinamik alanında gemi inşaatında en sık kullanılan sayısal yöntemler ve bu çalışmada tercih edilen metotlar açıklanmıştır.

5.1 Sayısal Hesaplamalarda Kullanılan Yöntemler

Akışkan hareketlerinin karmaşıklığı yönetici denklemlerin geleneksel matematiksel yöntemler ile çözümünü imkansız kılmaktadır. Bundan dolayı diferansiyel denklem olarak ifade edilen akış rejimleri analitik ya da sayısal olarak çözülmeye çalışılır. Analitik çözümü bilinmeyen çoğu diferansiyel denklemin sayısal olarak çözülmesi modern bilgisayarlardan öncesine dayansa da bilgisayar teknolojisindeki gelişmeler daha hızlı ve güvenilir sonuçların alınmasını sağlamıştır [64].

Cisimlerin etrafındaki akışı tahmin etmek için ilk sayısal çalışmalarda potansiyel akış kabulü yapılmıştır. Akış sadeleştirilerek sıkıştırılmaz, dögüsüz ve viskozitesiz olarak kabul edilmiştir. Akış tahmininde yaygın bir kullanım alanı bulan ve potansiyel akış teorisine dayanan kanat elemanı teorisinde geometri iki boyutlu kesitler halinde temsil edilmekte ve kesitler entegre edilerek üç boyutlu geometri için sonuca ulaşılmaktadır. Viskoz etkilerin de dahil edilebildiği bu yöntemin zayıflığı geometrilerin üç boyutlu olarak temsil edilememesindedir. Bu yöntem alternatif geliştirilen bir başka potansiyel akış çözümü olan panel yöntemlerde yüzeyin tamamı üç boyutta kaynak, kuyu, dipol, kontrol noktası gibi potansiyel akış elemanları ile paneller halinde temsil

edilmektedir. Oluşturulan denklem sistemi her bir potansiyel akış elemanının kuvvetini bulmak için çözülür. Bu yöntem üç boyutlu olmak ile beraber akışın viskoz ya da döngülü etkilerini göz ardı eder. Özellikle pervane analizlerinde akışın döngüsel özelliklerinin yakalanması büyük önem taşıdığından son yıllarda özellikle dönel cisimlerin analizinde çözüm ağız vorteks yöntemler önem kazanmıştır. Panel yöntemler ile de birleştirilebilen bu yöntemlerde verimli sonuçların alınması mümkün olmaktadır. Sadece incelenecek geometrinin yüzeyinin temsil edildiği bu yöntemlerin hepsine sınır elemanları yöntemleri denilmektedir. Hesap yükü olarak büyük avantajlar sağlayan bu yöntemlerde karmaşık akış alanlarının özellikleri çok sınırlı olarak tahmin edilebilmektedir. Sonlu elemanlar, sonlu farklar ve sonlu hacimler yöntemlerinde ise bütün akış hacminin modellenmesi mümkün olmaktadır. Özellikle sonlu hacimler yöntemi ANSYS Fluent gibi birçok ticari hesaplamalı akışkanlar dinamiği yazılımlarında yaygın olarak kullanılmaktadır.

Sonlu hacimler yönteminde akış bölgesi sonlu küçük hacimler ile temsil edilmektedir ve her bir hacim için akış denklemleri çözülür. Sonlu hacimler yönteminde akışın viskoz ve döngüsellığı de modellenemediğinden türbülans etkilerinin değerlendirilmesi önem taşımaktadır. RANS, LES ve DNS (Direct Numerical Simulation) gibi hesaplama yaklaşımlarından DNS'de hiçbir model kullanılmadan tam Navier-Stokes Denklemleri çözülerek akış karakterleri belirlenmektedir. Oldukça zaman alıcı ve hesap yükü ağır olan bu yöntem endüstriyel uygulamalarda kullanılmamaktadır. RANS ve LES'te ise sırasıyla zaman ortalamalı ve konum (uzay) ortalamalı Navier-Stokes Denklemleri çözülür. Endüstriyel uygulamalarda en çok tercih edilen yöntem olan RANS'ta türbülans tüm ölçeklerde modellenirken LES yaklaşımında büyük girdaplar doğrudan hesaplanır, çözüm ağından daha küçük girdaplar ise modellenmektedir. LES hesap yükü olarak halen çok büyük hesaplama kaynaklarına ihtiyaç duyduğundan ticari uygulamalarda yaygın olarak kullanılmamaktadır. RANS temelli çözüm yaklaşımları doğruluk ve hesapların gereksinimleri açısından en uygun yaklaşımı sergiler. RANS denklemleri tam olarak kapanmış denklem sistemlerine sahip değildir ve tamamlanmaları için türbülans kapanma modellerine ihtiyaç duyarlar. Türbülans modeli seçiminin sonucun doğruluğu, kararlılığı ve hesaplama zamanı üzerinde büyük bir etkisi vardır.

5.2 Sonlu Hacimler Yönteminde Yönetici Denklemler

5.2.1 Kütleinin Korunumu

Kütleinin korunumu denklemi süreklilik denklemi olarak da bilinmektedir ve aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v}) = S_m \quad (5.1)$$

Bu denklemde ρ yoğunluk, t zaman, \vec{v} hız vektörü ve S_m kaynak terimini temsil eder.

5.2.2 Momentumun Korunumu

Momentumun korunumu denklemi aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla(\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla(\vec{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (5.2)$$

Burada p statik basınç, $\vec{\tau}$ gerilme tensörü, $\rho \vec{g}$ ve \vec{F} yerçekimi kuvveti ve dış gövde kuvvetleridir. Gerilme tensörü aşağıdaki şekilde verilmektedir.

$$\vec{\tau} = \mu \left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \vec{v} I \right] \quad (5.3)$$

Burada μ moleküler viskozite, I birim tensördür.

5.3 RANS Denklemleri

Zamandan bağımsız türbülanslı bir akımda belirli bir noktadaki anlık hız, ortalama akış hızı \bar{u}_i ve çalkantı u_i' olarak ayrılabilir.

$$u_i = \bar{u}_i + u_i' \quad (5.4)$$

Yukarıdaki denklem Reynolds ortalamalı Navier-Stokes denklemlerinin türetilmesi için başlangıç olan Reynolds ayrıklaştırmasını oluşturur. Aynı şekilde basınç ve yoğunluk da ortalama ve dalgalanan kısım olarak ayrıklaştırılır.

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (5.5)$$

Burada ϕ basınç ve enerji gibi skaler büyüklükleri temsil eder. Akış değişkenlerine ait bu ifadeleri anlık süreklilik ve momentum denklemlerine eklersek ve zaman ortalamalı olarak ifade edersek ensemble-averaged momentum denklemlerini elde ederiz. Kartezyen tensör notasyonunda Reynolds ortalamalı Navier-Stokes denklemleri (RANS) aşağıdaki gibi ifade edilirler:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0 \quad (5.6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j}) \quad (5.7)$$

Bu denklemlerin formülasyonu Navier-Stokes denklemleri ile aynı olmak ile birlikte hız ve diğer değişkenler ensemble ortalama (ya da zaman ortalamalı) değer olarak verilmektedir. Bu formda türbülansı tanımlayan ek terimler meydana çıkmaktadır. Denklem 5.7'nin kapanabilmesi için Reynolds Gerilmelerinin, $-\rho \overline{u'_i u'_j}$, modellenmesi gerekmektedir. Bunun için Boussinesq ve Reynolds Stress Model (RSM) olmak üzere iki yaklaşım mevcuttur. Boussinesq hipotezi Reynolds gerilmelerini ortalama hız gradyanları ile ilişkilendirerek çözer.

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (5.8)$$

Boussinesq hipotezi Spalart-Allmaras, $k-\varepsilon$ ve $k-\omega$ modelleri ile kullanılabilir. Spalart-Allmaras modelinde ek olarak sadece tek taşınım denklemi çözülürken $k-\varepsilon$ 'da türbülanslı kinetik enerji k ve türbülans yayılma oranı ε ve $k-\omega$ 'da k ve spesifik yayılma oranı ω olmak üzere iki taşınım denklemi daha çözülür. Türbülanslı viskozite μ_t , k ve ε 'nın ya da k ve ω 'nın fonksiyonu olarak hesaplanmaktadır. Reynolds Stress Modellerinde ise Reynolds gerilme tensörünün altı terimi için de çözüm yapılmaktadır. Bu da hesaplarda büyük bir yük oluşmasına sebep olmaktadır. Denklem sisteminin kapatılabilmesi için yine de bir türbülans kapanma modeline ihtiyaç duyulmaktadır.

5.4 Türbülansın Modellenmesi

Türbülans, içinde taşınan kütle, momentum ve skaler özelliklerin zaman ve uzayda kararsız ve düzensiz olarak dalgalandığı harekettir [65]. HAD'de RANS modellerinin kapatılması için birçok türbülans modeli mevcuttur. Ancak her bir türbülans modeli türbülansı eksiksiz bir şekilde temsil etmemektedir. Her türbülans modelinin akış özelliklerini tahmin etmede ve modellemede kuvvetli olduğu yönler vardır. Bundan dolayı incelenen probleme uygun türbülans modelinin seçilmesi önem taşımaktadır.

ANSYS FLUENT'te RANS için Boussinesq hipotezine dayanan tek denklemlilik Spalart-Allmaras, iki denklemlilik Standart $k-\varepsilon$, RNG $k-\varepsilon$, Realizable $k-\varepsilon$, Standart $k-\omega$, SST $k-\omega$ ve Reynolds Stress Transport denklemlerine göre RSM türbülans modelleri bulunmaktadır. Gemi hidrodinamiği ile ilgili çalışmalarda en sık kullanılan türbülans modelleri $k-\varepsilon$ ve $k-\omega$ türbülans modelleridir. Bu çalışmada incelenen akışı modellemek için dönen akımların modellenmesinde kullanımı önerilen SST $k-\omega$ modeli tercih edilmiştir.

5.4.1 $k-\varepsilon$ Türbülans Modeli

Standart $k-\varepsilon$ türbülans modeli Launder ve Spalding tarafından önerilmiştir [66]. $k-\varepsilon$ türbülans modeli tam türbülanslı akışlar için uygun olup en çok tercih edilen türbülans modelidir. $k-\varepsilon$ türbülans modelleri türbülans kinetik enerjisi, k , ve türbülans kinetik enerji yayma oranı (viskoz kayıp terimi) ε 'yi çözmeyi ve bu iki terimden hareketle türbülans girdap viskozitesi μ_t 'yi belirlemeyi temel alır. Sıkıştırılmaz zamandan bağımsız akış için türbülanslı kinetik enerji k aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (5.9)$$

Benzer şekilde türbülanslı kinetik enerji yayılma oranı ε aşağıdaki gibidir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k\varepsilon}} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (5.10)$$

Burada G_k ortalama hız gradyanlarına bağlı türbülans kinetik enerji üretimi G_b sepiyeye bağlı türbülanslı kinetik enerji üretimidir. Y_M sıkıştırılabilir türbülansla

toplam yayılma oranına göre dalgalanan genişlemedir. $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ ve $C_{3\varepsilon}$ sabitler ve σ_k ve σ_ε k ve ε için türbülanslı Pradtl sayılarıdır. S_k ve S_ε kullanıcı tanımlı kaynak terimleridir. Sistemin kapanması için son olarak skaler eddy vizkositesi k ve ε 'ye bağlı olarak ifade edilir.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5.11)$$

Bu model için birçok kalibrasyon katsayısı bulunmaktadır ve uygulamadan uygulamaya değişkenlik göstermektedir. Bunlar için örnek bazı değerler aşağıdaki gibidir:

$$C_{1\varepsilon} = 1.44 \quad C_{2\varepsilon} = 1.92 \quad C_\mu = 0.09 \quad \sigma_k = 1.0 \quad \sigma_\varepsilon = 1.3$$

ε denkleminde duvar üzerinde çözülemeyen bir terim bulunduğundan duvar fonksiyonlarının kullanılmasını gerektirir. Güçlü akım ayrılması olan yüksek basınç gradyanlı akışlarda kullanılması pek uygun değildir. Sıkıştırılabilir akım, sephiye ve yanma için alt modeller bulundurur. Standart model dışında RNG ve RKG $k-\varepsilon$ türbülans modelleri mevcuttur.

5.4.2 k- ω Türbülans Modeli

Türbülansın modellenmesi için önerilen ilk iki denklemlilik model Kolmogorov (1942) [67] tarafından önerilen k- ω türbülans modelidir. Ancak bu modelde bulunan hatalardan dolayı daha sonraki yıllarda Wilcox (1988) [29] tarafından geliştirilen k- ω türbülans modeli standart model olarak kabul edilmiştir. Model denklemlerinde yüzey yakınında tanımlanmamış terimlerin bulunmayışı k- ω modellerinin kullanımını yaygınlaştırmıştır. Böylece denklemlerin yüzeyden duvar fonksiyonları kullanılmadan entegre edilmesi mümkündür. $k-\varepsilon$ türbülans modeline benzer olarak $k-\omega$ türbülans modeli transport denklemlerini türbülanslı kinetik enerji k için çözmekte ancak ikinci terim spesifik türbülanslı kinetik enerji yayılma oranı ω 'nın seçiminde değişiklik göstermektedir. Bu fark ile türbülanslı kinetik enerji taşınım denklemleri aşağıdaki şekli alır:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - Y_k + S_k \quad (5.12)$$

Benzer olarak spesifik türbülanslı kinetik enerji yayılma oranı ω için taşınım denklemi :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + G_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (5.13)$$

Bu denklemlerde G_k ortalama hız gradyanlarına bağlı türbülanslı kinetik enerji üretimini, G_ω ω 'nın üretimini temsil etmektedir. Γ_k ve Γ_ω k ve ω 'nın efektif yayılımını temsil etmektedir. Y_k ve Y_ω k ve ω 'nın türbülansa bağlı yayılımını temsil eder. S_k ve S_ω kullanıcı tanımlı kaynak terimleridir.

$k - \omega$ için efektif yayılma;

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (5.14)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (5.15)$$

Burada σ_k ve σ_ω k ve ω için türbülanslı Prandtl sayılarıdır. Türbülanslı viskozite μ_t ise k ve ω 'ya bağlı olarak aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$\mu_t = \alpha^* \frac{\rho k}{\omega} \quad (5.16)$$

$k - \varepsilon$ türbülans modelinin kapanmasına benzer olarak $k - \omega$ modelinde de kalibrasyon katsayıları uygulamadan uygulamaya değişkenlik göstermektedir.

$$\alpha = \frac{5}{9} \quad \beta_1 = \frac{9}{100} \quad \beta_2 = \frac{3}{40} \quad \alpha_1 = \frac{1}{2} \quad \alpha_2 = \frac{1}{2}$$

5.4.3 SST $k-\omega$ Türbülans Modeli

$k-\omega$ SST türbülans modeli Menter [68] tarafından geliştirilmiştir ve standart $k-\omega$ modeli ile benzerlikler göstermektedir. $k-\omega$ ve $k-\varepsilon$ modellerinin güçlü yönlerini bir araya getirecek şekilde düzenlemeler içermektedir. Sınır tabakada $k-\omega$ formülasyonlarını kullanmakta ve duvar sınır şartları boyunca sönmüleme fonksiyonları kullanılmadan uygulanabilmektedir. Serbest akışta $k-\varepsilon$ modelini uygulamaktadır. $k-\omega$ SST türbülans modelinde türbülanslı kinetik enerji için taşınım denklemi aşağıdaki şekilde ifade edilir:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k \quad (5.17)$$

Spesifik türbülanslı kinetik enerji yayılma oranı ω standart $k-\omega$ modeline göre farklılık gösterir:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \omega u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (5.18)$$

Burada G_k ortalama hız gradyanına bağlı türbülanslı kinetik enerjinin üretimini, G_ω ω 'nın üretimini temsil eder. Γ_k ve Γ_ω k ve ω 'nın efektif yayılımını, Y_k ve Y_ω ise k ve ω 'nın türbülansa bağlı dağılımını temsil eder. S_k ve S_ω kullanıcı tanımlı kaynak terimleridir.

SST $k-\omega$ modelinde efektif yayılımlar aşağıdaki gibidir:

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (5.19)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (5.20)$$

σ_k ve σ_ω türbülanslı Prandtl sayıları, μ_t türbülans viskozitesidir ve aşağıdaki bağıntılardan hesaplanmaktadır:

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max \left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_1 \omega} \right]} \quad (5.21)$$

Burada S gerilme oranıdır.

$$\sigma_k = \frac{1}{F/\sigma_{k,1} + (1-F_1)/\sigma_{k,2}} \quad (5.22)$$

$$\sigma_\omega = \frac{1}{F/\sigma_{\omega,1} + (1-F_1)/\sigma_{\omega,2}}$$

(5.23)

$$F_1 = \tanh(\phi_1^4) \quad (5.24)$$

$$\phi_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right), \frac{4\rho k}{\sigma_{\omega,2} D_{\omega}^+ y^2} \right] \quad (5.25)$$

$$D_{\omega}^+ = \max \left[2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega,2}} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right] \quad (5.26)$$

$$F_2 = \tanh(\phi_2^2)$$

(5.27)

$$\phi_2 = \max \left[2 \frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right] \quad (5.28)$$

Burada y bir sonraki yüzeyden olan mesafe ve D_{ω}^+ çapraz yayılma teriminin pozitif kısmıdır.

SST k- ω modelinde, standart k- ω 'ya göre türbülans üretiminin modellenmesinde ω 'nin üretimini temsil eden G_{ω} 'nin tanımı yönünden fark vardır. Burada G_{ω} şu şekilde tanımlanmaktadır:

$$G_{\omega} = \frac{\alpha}{v_t} G_k \quad (5.29)$$

Aynı şekilde k- ω modelinde α bir sabit olarak tanımlanmış ancak SST k- ω modelinde α_{∞} aşağıdaki gibi tanımlanmıştır:

$$\alpha_{\infty} = F_1 \alpha_{\infty,1} + (1 - F_1) \alpha_{\infty,2} \quad (5.30)$$

Burada ;

$$\alpha_{\infty,1} = \frac{\beta_{i,1}}{\beta_{\infty}^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,1} \sqrt{\beta_{\infty}^*}} \quad (5.31)$$

$$\alpha_{\infty,2} = \frac{\beta_{i,2}}{\beta_{\infty}^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,2} \sqrt{\beta_{\infty}^*}} \quad (5.32)$$

Olarak yazılır ve $\kappa = 0.41$ dir. k- ω modelinin kapanmasına benzer olarak k- ω SST'ye ait kalibrasyon katsayıları uygulamadan uygulamaya fark göstermektedir. Yaygın olarak kullanılan değerler aşağıdaki gibidir:

$$\sigma_{k,1} = 1.176, \sigma_{\omega,1} = 2.0, \sigma_{k,2} = 1.0, \sigma_{\omega,2} = 1.168$$

$$\alpha_1 = 0.31, \beta_{i,1} = 0.075, \beta_{i,2} = 0.0828$$

5.5 Çözücü Seçimi

ANSYS FLUENT'te iki çeşit çözüm yöntemi bulunmaktadır. Birincisi basınç tabanlı çözüm yöntemi, ikincisi yoğunluk tabanlı çözüm yöntemidir. Basınç tabanlı çözüm yönteminde momentum ve basınç düzeltmesi birincil değişkenler olarak alınmaktadır ve süreklilik denkleminin tekrardan oluşturulması ile türetilmektedirler. Basınç tabanlı çözücülerde ardışık (segregated) ve birleşik (coupled) olmak üzere iki çeşit algoritma bulunmaktadır. Yoğunluk tabanlı çözüm yönteminde ise süreklilik, momentum, enerji denklemleri vektör formunda çözülmektedir. Basınç, durum denklemleri ile elde edilmektedir. Ek skaler denklemler ardışık bir şekilde çözümlenerek elde edilirler. Yoğunluk tabanlı çözücü implicit ve explicit olmak üzere iki çözüm yaklaşımı içermektedir. Basınç tabanlı çözüm yöntemleri düşük hızlı sıkıştırılabilir akışlardan yüksek hızlı sıkıştırılabilir akışlara çok çeşitli akış rejimleri için kullanılmakta olup yoğunluk tabanlı çözüm yöntemleri genelde yüksek hızlı sıkıştırılabilir akışlarda, hipersonik akışlarda ve şok etkileşimlerinde kullanılmaktadır. Bu çalışmada basınç tabanlı çözüm yöntemi kullanılmaktadır.

5.6 Ayrıklaştırma

ANSYS FLUENT'te genel skaler transport denklemlerinin nümerik olarak çözülebilen matematiksel denklemlere dönüşmesi için kontrol hacimlerine dayanan bir yöntem kullanılmaktadır. Bu yöntemde her bir kontrol hacminde taşınım denklemleri entegre edilmektedir. Skaler bir büyüklük olan ϕ 'nin taşınımını için yönetici denklemlerin ayrıklaştırılmasını yazacak olursak:

$$\int_V \frac{\partial \rho \phi}{\partial t} dV + \oint \rho \phi \vec{v} dA = \oint \Gamma_\phi \nabla_\phi dA + \int_V S_\phi dV \quad (5.33)$$

Burada; ρ yoğunluk, \vec{v} hız vektörü, \vec{A} yüzey alanı vektörü, Γ_ϕ için difüzyon katsayısı $\nabla_\phi \phi$ 'nin gradyanı, S_ϕ 'nin birim hacim için kaynağıdır.

4.33 numaralı denklem hesap hacmindeki her bir kontrol hacmine uygulanmaktadır. Bu denklemin ayrıklaştırılması ile aşağıdaki denklem yazılmaktadır:

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} V + \sum_f^N \rho_f \bar{v}_f \phi_f A_f = \sum_f^N \Gamma_\phi \nabla \phi_f + S_\phi V \quad (5.34)$$

Burada; N hücreyi çevreleyen yüzey sayısı, ϕ_f f yüzeyinden konveksiyona uğrayan ϕ değeri \bar{A}_f f yüzeyinin alanı, $\nabla \phi_f$ f yüzeyinde ϕ 'nin gradyanı, V hücrenin hacmidir.

Ayrıklaştırılmış skaler taşınım denklemi bilinmeyen skaler değişken ϕ ve komşu hücrelerdeki bilinmeyen değerleri hücre merkezinde tutar. Bu denklem genellikle lineer değildir ve lineerleştirilmiş formda Denklem 5.35'teki gibi ifade edilir:

$$\alpha_{p\phi} = \sum_{nb} a_{nb} \phi_{nb} + b \quad (5.35)$$

Burada; nb komşu hücreyi, a_p ve a_{nb} , ϕ ve ϕ_{nb} için lineerleştirilmiş katsayıları temsil etmektedir.

Her hücre için komşu yüzey sayısı çözüm ağının topolojisine bağlıdır ve sınırlarda bulunan hücreler hariç hücreyi çevreleyen yüzey sayısına eşittir. Benzer denklemler çözüm ağındaki her hücre için yazılmaktadır. Bu da seyrek katsayılar matrisine sahip cebirsel denklemler takımını meydana getirir. ANSYS FLUENT'te skaler ϕ değerleri hücrelerin merkezinde depolanır. Yüzeydeki ϕ_f değerleri Denklem 5.35'teki konveksiyon terimleri için gereklidir ve hücre merkezindeki değerler için interpolasyon yapılır. Bunun için ileri yönlü (upwind) bir şemaya ihtiyaç duyulmaktadır. Normal hız v_n 'nin yönüne öndeki veya arkada kalan hücrenin merkezindeki değerlerin bir sonraki hücreye taşınmasına ileri yönlü (upwind) ayrıklaştırması denilmektedir. ANSYS FLUENT'te birinci dereceden, ikinci dereceden ileri yönlü şemalar ile kuvvet serisi ve QUICK şemaları bulunmaktadır. Bu çalışmada ikinci dereceden ileri yönlü şemalar ile QUICK şeması kullanılmıştır.

5.7 Basınç-Hız İlişkilendirmesi

Basıncı bilmeden hızı belirleyemeyeceğimiz gibi hızı bilmeden de basıncı belirleyemeyiz. İki terim için bir çözüme ulaşabilmek için biri hakkında tahminde

bulunup diğeri çözmeli ardından geri dönerek diğeri için bir düzeltme yapmamız gerekmektedir. İşlemlere basıncı tahmin ederek başlırsak, hız için tahmini bir değer bulur ve bu değeri daha sonra tekrar basıncı hesaplamak için kullanır ve işlemlere bu şekilde devam ederiz. Hesaplamalı akışkanlar dinamiğinde bu işlemleri uygulayabilmek için iki yöntem vardır. Bunlar zamana bağlı çözümler için PISO ve zamandan bağımsız çözümler için SIMPLE algoritmalarıdır.

5.8 Çözüm Ağı Oluşturulması

Türbülanslı sınır tabakalar modellenirken çözüm ağı yoğunluğunun ve yüzeylere yakın bölgelerdeki çözüm ağı mesafesinin türbülans modeline uygun olarak seçilmesi önem taşımaktadır. Türbülanslı sınır tabaka iç ve dış bölge olmak üzere iki kısma ayrılabilir. Hız ve mesafe u^+ ve y^+ olmak üzere duvar birimlerine göre normalize edilirse iç tabaka her türbülanslı akışta aynı hız profilini göstermektedir:

$$u^+ = \frac{u}{u_\tau}, \quad y^+ = \frac{yu_\tau}{\nu} \quad (5.36)$$

Burada y duvardan olan mesafe ve u_τ sürtünme hızıdır.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (5.37)$$

Türbülanslı sınır tabakanın iç bölgesi üç alt tabakaya bölünebilmektedir. Duvara en yakın olan ilk tabakada girdapların büyüklükleri duvara olan yakınlığa göre sınırlandırılmaktadır. Viskoz alt tabaka $0 \leq y^+ \leq 5$ konumunda bulunmakta ve hız profili aşağıdaki gibidir:

$$u^+ = y^+ \quad (5.38)$$

Viskoz alt tabadan sonra viskoz hız profilinin log-law bölgesi olarak bilinen üçüncü tabakaya kadar değişime uğradığı tampon bölge yer alır. Bu bölgeye ait bir çözüm henüz bulunmamıştır. $y^+ = 30$ değerinden iç tabakanın bitimine kadar log-law bölgesi bulunmaktadır. Bu bölgede hız profili aşağıdaki gibi tanımlanır:

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + A \quad (5.39)$$

Burada κ Karman sabiti olup $0.38 \leq \kappa \leq 0.43$ değerleri arasında yer alır ve mühendislik problemlerinde genellikle 0.41 olarak alınmaktadır. A için de genellikle 5.5 değeri kullanılmaktadır. Log-law bölgesinden sonra tamamen akışın özelliklerine bağlı olan dış tabaka gelmektedir. Türbülanslı sınır tabakalar Reynolds sayısının düşük ya da yüksek olmasına bağlı olarak modellenmektedir. Reynolds sayısı düşük olduğunda tüm türbülanslı sınır tabakanın modellenmesi anlamlı olmakta bundan dolayı $y^+ = 1$ olarak alınması tavsiye edilmektedir. Reynolds sayısı yüksek olduğunda ise log-law bölgesinde çözüm yapmak anlamlı olduğundan $30 \leq y^+ \leq 50$ değeri tercih edilir. Bu çalışmadaki akım da yüksek Reynolds sayısında (12×10^6) olduğundan y^+ değeri 50 olarak alınmıştır.

5.9 Türbülans Yoğunluğu ve Türbülans Viskozite Oranı

Türbülans yoğunluğu türbülanslı hızdaki dalgalanmaların seviyesinin bir ölçüsüdür. Türbülanslı hızdaki dalgalanmaların karekökünün, u' , ortalama hız U 'ya oranı olarak ifade edilir:

$$I = \frac{u'}{U} \quad (5.40)$$

Türbülans yoğunluğu, I , türbülanslı kinetik enerji ile aşağıdaki şekilde eşitlenir:

$$u' = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (5.41)$$

Ve belirli bir türbülans yoğunluğu için de k değeri aşağıdaki denklem ile belirlenmektedir:

$$k = \frac{3}{2}u'^2 = \frac{3}{2}\left(\frac{U}{I}\right)^2 \quad (5.42)$$

Türbülans yoğunluğu için kullanılan değerler akışın karakterine göre değişmektedir. Düşük seviyedeki türbülanslı akışlar için %1, orta seviyedeki akışlar için %5 ve yüksek seviyede türbülanslı akışlar için %20'ye kadar bir değer kullanılması önerilmektedir.

Türbülans viskozite oranı, efektif türbülans viskozitesinin, μ_t , sıvının dinamik viskozitesine oranı olarak tanımlanır. ε ve ω değerleri aşağıdaki formüllerden belirlenmektedir.

$$\varepsilon = C_{\mu} \frac{k^2}{\mu_t} \quad (5.43)$$

$$\omega = \frac{l}{\mu_t} \quad (5.44)$$

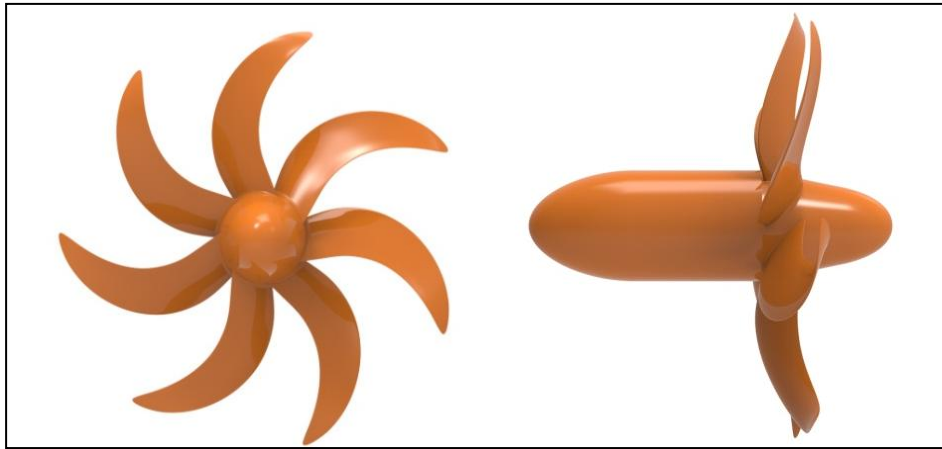


KULLANILAN GEOMETRİLER

Bu bölümde tez çalışması esnasında kullanılan pervane ve denizaltı geometrileri tanıtılmaktadır. Pervane, denizaltı ve pervane ile sevk edilen denizaltının ana boyutları ve geometrik özellikleri verilmekte, kış koniklik açısının tanımı yapılarak DARPA Suboff geometrisinin farklı kış konikliklerine göre nasıl elde edildiği sunulmaktadır.

6.1 E1619 Pervanesi

E1619 pervanesi INSEAN model deney havuzu tarafından tasarlanmış yüksek çalıklı yedi kanatlı bir denizaltı pervanesidir (Şekil 6.1). Pervanenin açık su deneyleri INSEAN Model Deney Havuzu'nda yapılmış olup, iz ölçümleri ise LDV tekniği ile sirkülasyon tankında yapılmıştır. INSEAN'da yapılan model deneylerinde model pervane tek parça olarak alüminyumdan üretilmiş olup dışı lazer yansımaları azaltmak amacı ile siyah anod kaplama ile kaplanmıştır [27]. Pervane ana boyutları Çizelge 6.1'de verilmektedir.



Şekil 6. 1 INSEAN E1619 Model Pervanesi

Çizelge 6. 1 INSEAN E1619 Pervanesi Ana Boyutları

Pervane Kanat Sayısı	7
Çap (mm)	485
Göbek Çap Oranı	0.226
0.7R'de Hatve	1.15
0.75R'de Kord Uzunluğu (mm)	68.6

6.2 DARPA Suboff Denizaltı Modeli

Çalışmada temsili (jenerik) denizaltı modeli Darpa Suboff'un Groves vd. tarafından AFF8 olarak belirttiği takıntılı konfigürasyonu kullanılmıştır [7]. Geometri ön kısım 1.016m, orta kısım 2.229m ve kış kısım 1.111m olmak üzere toplamda 4.356m'dir. Maksimum çapı 0.508m olan silindirik kesitlerden oluşmuştur. AFF8 konfigürasyonunda baştan $x=0.924m$ 'den başlayarak $x=1.293m$ 'ye kadar devam eden bir yelken bulunmaktadır. Artı şeklinde yerleştirilen dümenlere sahiptir ve ufki dümenler ile amudi dümenler $x=4m$ 'de bulunurlar [7]. Gövde ve takıntıların yerleşimi Şekil 6.2'de görülmektedir. Model denizaltının ana boyutları Çizelge 6.2'de verilmiştir.



Şekil 6. 2 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonu

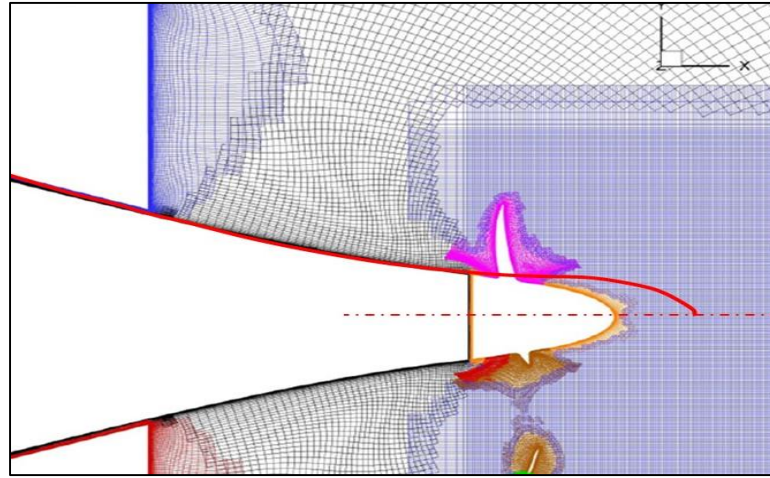
DARPA Suboff AFF8 konfigürasyonunun direnç deneyleri Liu ve Huang tarafından Reynolds sayısı $Re=12 \times 10^6$ için yapılmıştır [11].

Çizelge 6. 2 DARPA Suboff AFF8'in ana boyutları

Toplam Boy	L_{OA}	4.356 m.
Kaideler arası Boy	L_{PP}	4.261 m.
Maksimum Gövde Yarı Çapı	R_{MAX}	0.254 m.
Hacim Merkezi (Burundan kıç)	LCB	0.4621 L_{OA}
Deplasman Hacmi	∇	0.718 m ³
Islak Alan	S_{WS}	6.338 m ²

6.3 INSEAN E1619 ile Sevk Edilen DARPA Suboff Denizaltı Modeli

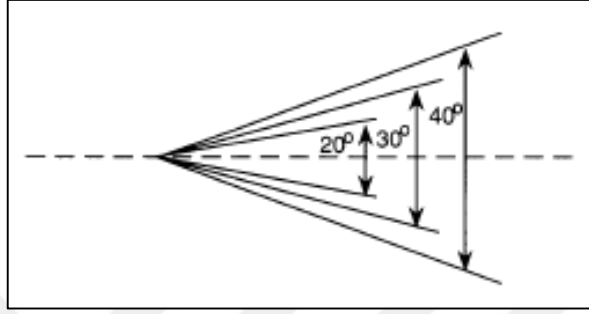
E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltısı modelinde E1619 pervanesi ölçeklendirilerek 0.262 m çapında kullanılmaktadır. Açık literatürdeki çalışmalarda [42, 44] E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff konfigürasyonunda denizaltı boyunun orijinal duruma göre küçük bir miktar daha kısa olduğu görülmektedir [44] (Şekil 6.3). Şekilde kırmızı çizgi ile gösterilen denizaltının pervanesiz normal kıç formudur. Pervane göbek çapı boyutunun muhafaza edilmesi amacıyla kıç kısmında bir miktar kısalma olmaktadır. Bu çalışmada da sevk deneyleri ve sayısal hesaplamalarında E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltısının boyu açık literatürdekine uygun olacak şekilde kullanılmıştır. Direnç için yapılan deneyler ve sayısal hesaplamalarda ise orijinal form kullanılmıştır.



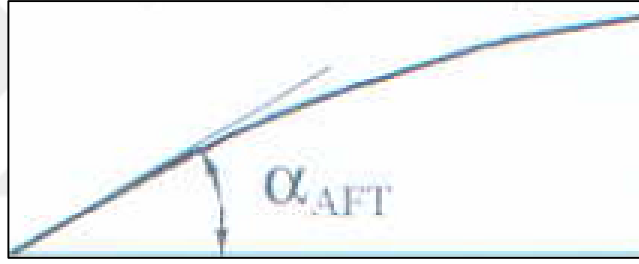
Şekil 6. 3 DARPA Suboff pervane yerleşiminin görünümü [44]

6.4 Farklı Kıç Konikliklere Göre Darpa Suboff Geometrisinin Türetilmesi

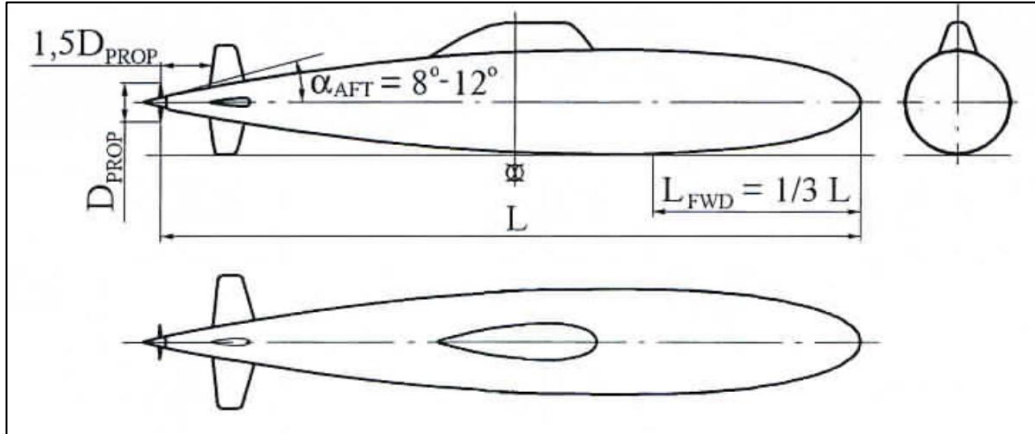
Denizaltı kıç koniklik açısı, denizaltıların kıç formunun eğimini veren bir tanımdır. Genel olarak denizaltılarda pervane bosasının başlangıcından gövdeye çizilen bir teğet ile tanımlanır ve maksimum eğim açısını ifade eder. Burcher ve Rydill [3] ile Kormilitsin ve Khalizev'de [5] kıç koniklik ifadesi aşağıdaki resimlerdeki gibi tanımlanmıştır (Şekil 6.4 - 6.6).



Şekil 6. 4 Kıç koniklik açısının Burcher ve Rydill'deki gösterimi [3]

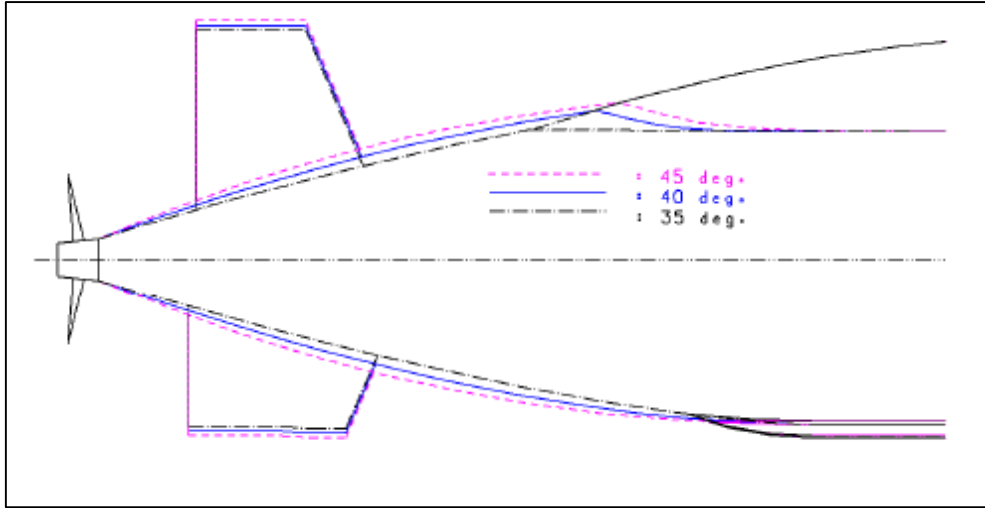


Şekil 6. 5 Kıç yarı koniklik açısının Kormilitsin ve Khalizev'deki gösterimi [5]



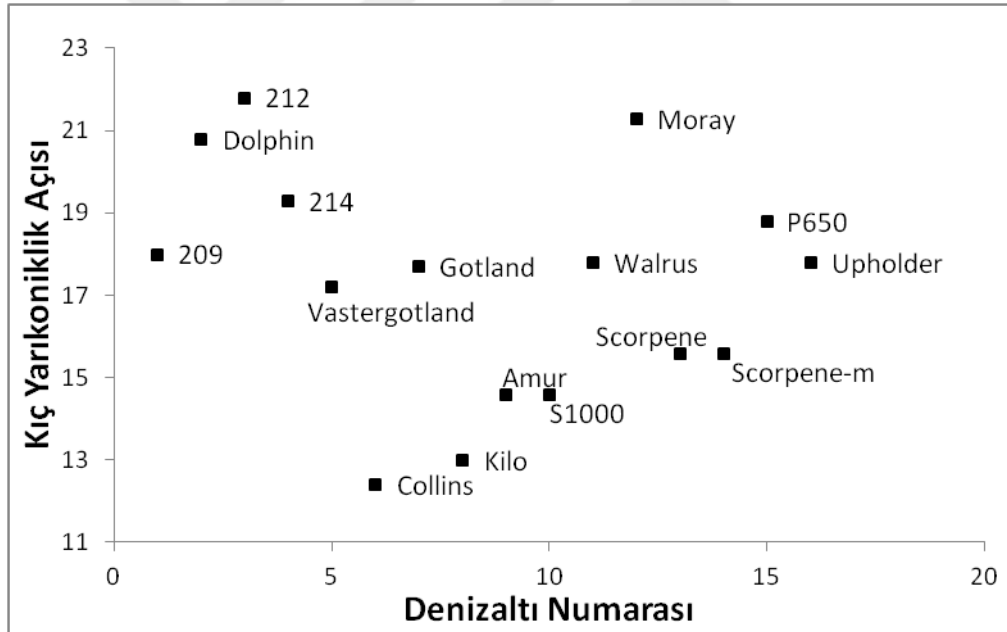
Şekil 6. 6 Kıç yarı koniklik açısının Kormilitsin ve Khalizev'deki gösterimi [5]

Won Lee vd. ise "A Development of 3000-ton Class Submarine and the Study on its Hydrodynamic Performances" adlı makalelerinde 3000 tonluk bir denizaltıyı üç farklı koniklik açısı için incelemişlerdir (Şekil 6.7) [19].



Şekil 6. 7 Kıç formu değiştirilmiş 3000tonluk denizaltı [19]

1980'den bu yana Almanya, İsveç, Rusya, Fransa, Hollanda, İspanya ve İngiltere'de inşa edilmiş olan 16 denizaltının ölçülen kıç yarı koniklik açılarının 12.4 ile 21.8 derece arasında değiştiği görülmektedir (Şekil 6.8) (Çizelge 6.3) [69].



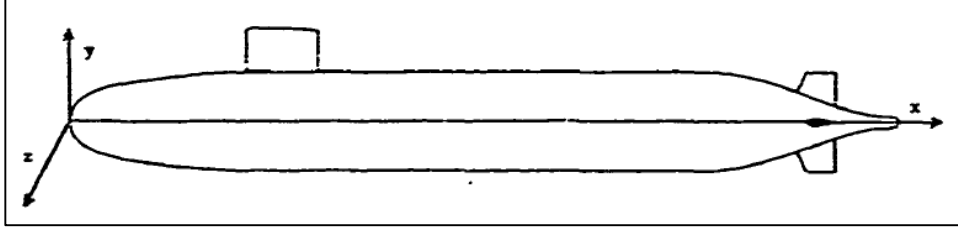
Şekil 6. 8 Denizaltılarda kıç yarı koniklik açılarının dağılımı [69]

Çizelge 6. 3 Denizaltılarda kış yarı koniklik açı değerleri [69]

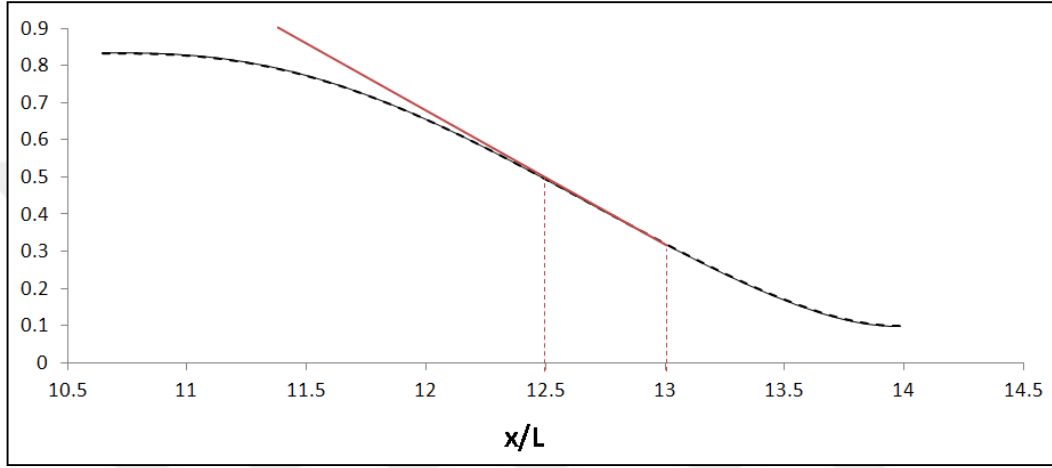
DENİZALTI İSMİ	AÇI (derece)
209	18.0
DOLPHIN	20.8
212	21.8
214	19.3
VASTERGOTLAND	17.2
COLLINS	12.4
GOTLAND	17.7
KILO	13.0
AMUR	14.6
S1000	14.6
WALRUS	17.8
MORAY	21.3
SCORPENE	15.6
SCORPENE-M	15.6
P650	18.8
UPHOLDER	17.8

Darpa Suboff jenerik denizaltı formu Groves vd.'nin "Geometric Characteristics of Darpa Suboff Models" çalışmasında tanıtılmaktadır. Darpa Suboff denizaltı formunun kış kısmı dış bükey olarak başlamakta ve pervane bosasına iç bükey olarak bağlanmaktadır (Şekil 6.9) [7]. Geometrideki bu değişim Darpa Suboff geometrisinde pervane bosasından gövdeye çizilen teğetin tam olarak kış koniklik açısını ifade etmemesine sebep olmaktadır. Bundan dolayı gövdenin dış bükey olarak devam ettiği (13feet) lokasyonundan maksimum eğimi elde edecek şekilde teğet çizilerek kış

koniklik açısı elde edilmiştir. Denizaltı modeli için kış yarı koniklik açısı 19.22 derece olarak tespit edilmiştir (Şekil 6.10).



Şekil 6. 9 Darpa Suboff Geometrisi [7]



Şekil 6. 10 Darpa Suboff'ta kış yarı koniklik açısının ölçüldüğü konum

Baş, paralel gövde, kış koniklik ve takıntıları matematiksel olarak ifade edilen DARPA Suboff formunun kış gövdesi aşağıdaki gibi belirtilmiştir:

Kış dikme $x = 4.26085\text{m}$. (13.979167 ft)'den itibaren geçerli

$3.2448 \leq x \leq 4.26085$ metre ($10.645833 \leq x \leq 13.979167$ ft)

$$R = R_{MAX} \left\{ \begin{aligned} & r_h^2 + r_h K_o l^2 + \left(20 - 20r_h^2 - 4r_h K_o - \frac{1}{3} K_1 \right) \varepsilon^3 + \left(-45 + 45r_h^2 + 6r_h K_o + K_1 \right) \varepsilon^4 + \\ & + \left(36 - 36r_h^2 - 4r_h K_o - K_1 \right) \varepsilon^5 + \left(-10 + 10r_h^2 + r_h K_o + \frac{1}{3} K_1 \right) \varepsilon^6 \end{aligned} \right\}^{1/2}$$

[5.1]

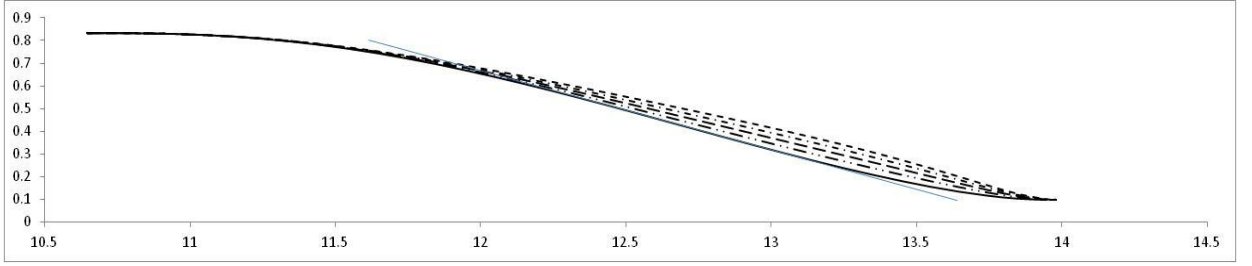
$$\varepsilon = \frac{13.979167 - x}{3.333333}, x(\text{feet}) \quad [5.2]$$

$R_{MAX} = 0.254\text{m}$ (0.8333 feet) ve $r_h = 0.1175\text{m}$ değerleri sabittir. Darpa Suboff formu için $K_o = 10$ ve $K_1 = 44.6244$ şeklinde alınmaktadır. K_o ve K_1 katsayıları değiştirilerek

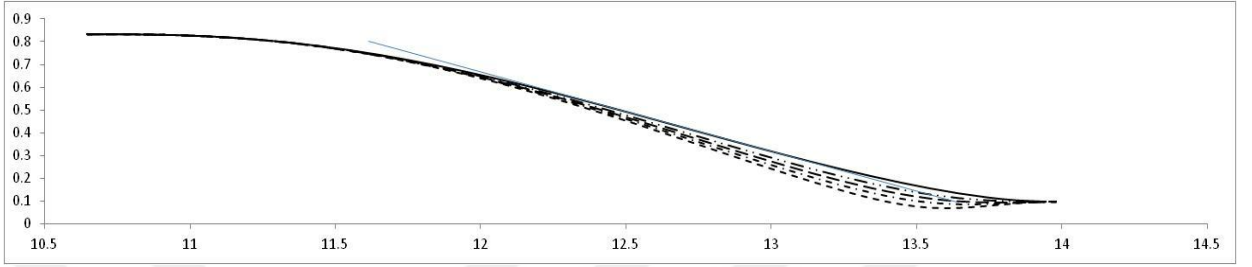
yapılan incelemelerde (Çizelge 6.4), bu katsayıların değişimi ile kış gövde formunun kontrol edilebildiği saptanmıştır. Toplam hacim sabit kalacak şekilde kış koniklik açılarının değişimi K_0 ve K_1 katsayıları değiştirilerek incelenmiştir. Önce K_1 katsayısı sabit tutularak K_0 katsayısı değiştirilmiştir (Şekil 6.11 ve Şekil 6.12). K_0 'ın artan değerleri için kış koniklik açısının azaldığı, K_0 'ın azalan değerleri için ise kış koniklik açısının arttığı görülmüştür. K_0 katsayısı sabit tutularak K_1 katsayısı (Şekil 6.13 ve Şekil 6.14) değiştirildiğinde koniklik açısında ciddi değişikliklerin meydana gelmediği ancak K_1 katsayısının arttığı durumda eğikliğin dışa doğru paralel kaydığı, azaldığı durumda ise içe doğru paralel kaydığı görülmüştür. Daha sonra K_1 değeri azalırken K_0 değeri arttırılmış (Şekil 6.15) ve azaltılmış (Şekil 6.16) ve K_1 değeri artarken K_0 değeri arttırılıp (Şekil 6.17) azaltılarak (Şekil 6.18) kış koniklik açısındaki değişimler incelenmiştir. Grafiklerden K_0 'ın kış konikliğin eğimini kontrol ettiği, K_1 'in ise şekilde eğikliği paralel öteleyerek hacmi kontrol ettiği tespit edilmiştir.

Çizelge 6. 4 K_0 ve K_1 katsayıları

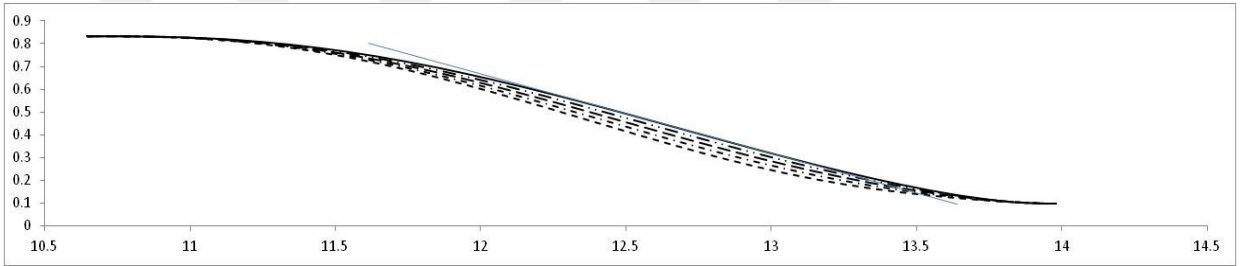
Durum 1	K_0	10	20	30	40	50
Şekil 6.11	K_1	44.6244	44.6244	44.6244	44.6244	44.6244
Durum 2	K_0	10	0	-5	-10	-15
Şekil 6.12	K_1	44.6244	44.6244	44.6244	44.6244	44.6244
Durum 3	K_0	10	10	10	10	10
Şekil 6.13	K_1	44.6244	50	55	60	65
Durum 4	K_0	10	10	10	10	10
Şekil 6.14	K_1	44.6244	40	35	30	25
Durum 5	K_0	10	15	20	25	30
Şekil 6.15	K_1	44.6244	40	35	30	25
Durum 6	K_0	10	0	-10	-20	-30
Şekil 6.16	K_1	44.6244	40	35	30	25
Durum 7	K_0	10	0	-10	-20	-30
Şekil 6.17	K_1	44.6244	50	55	60	65
Durum 8	K_0	10	20	30	40	50
Şekil 6.18	K_1	44.6244	50	55	60	65



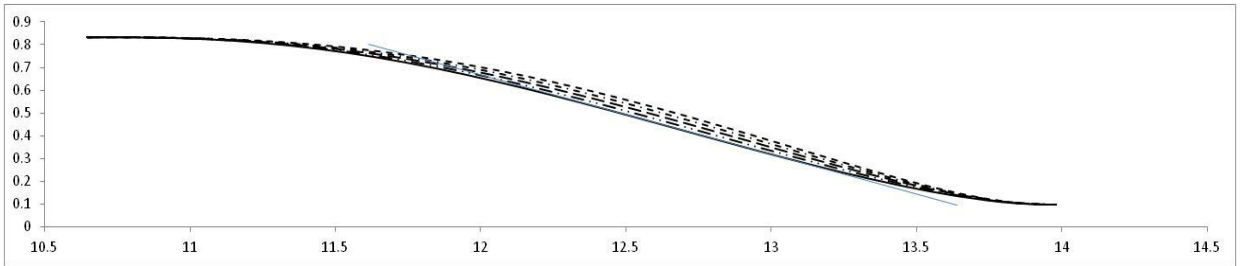
Şekil 6. 11 Durum 1



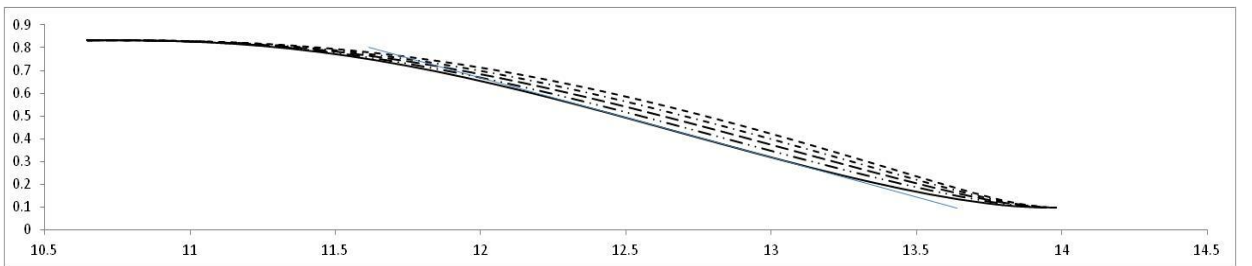
Şekil 6. 12 Durum 2



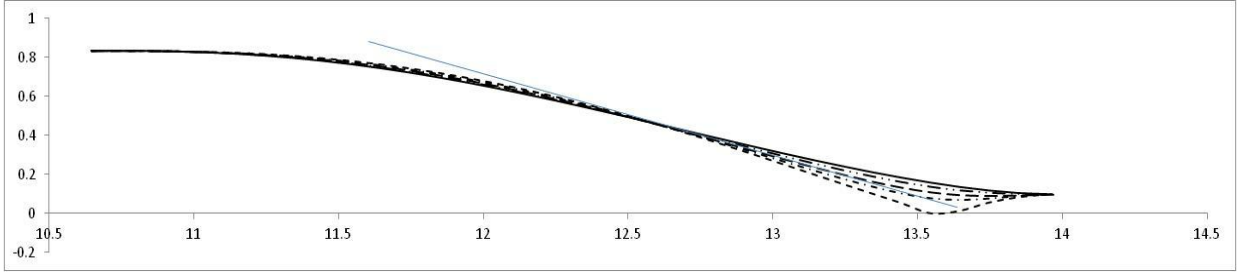
Şekil 6. 13 Durum 3



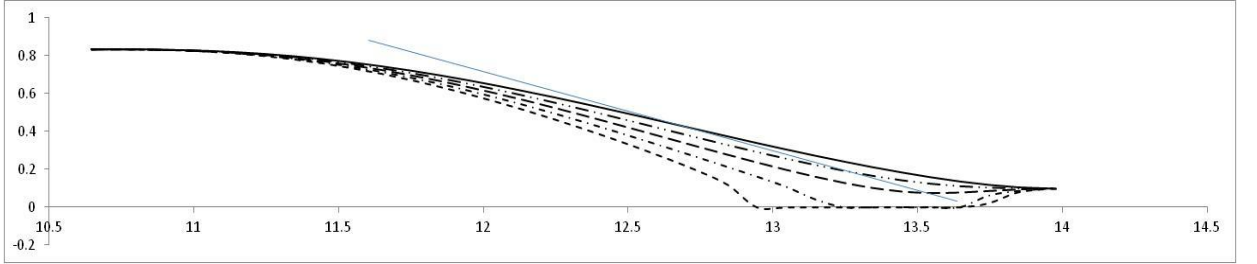
Şekil 6. 14 Durum 4



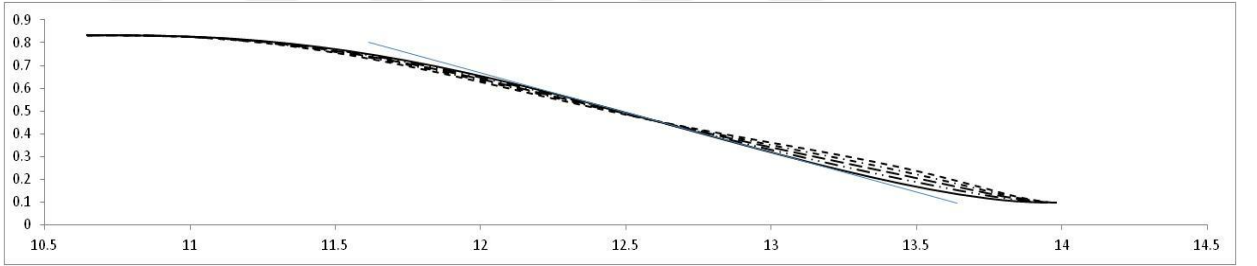
Şekil 6. 15 Durum 5



Şekil 6. 16 Durum 6

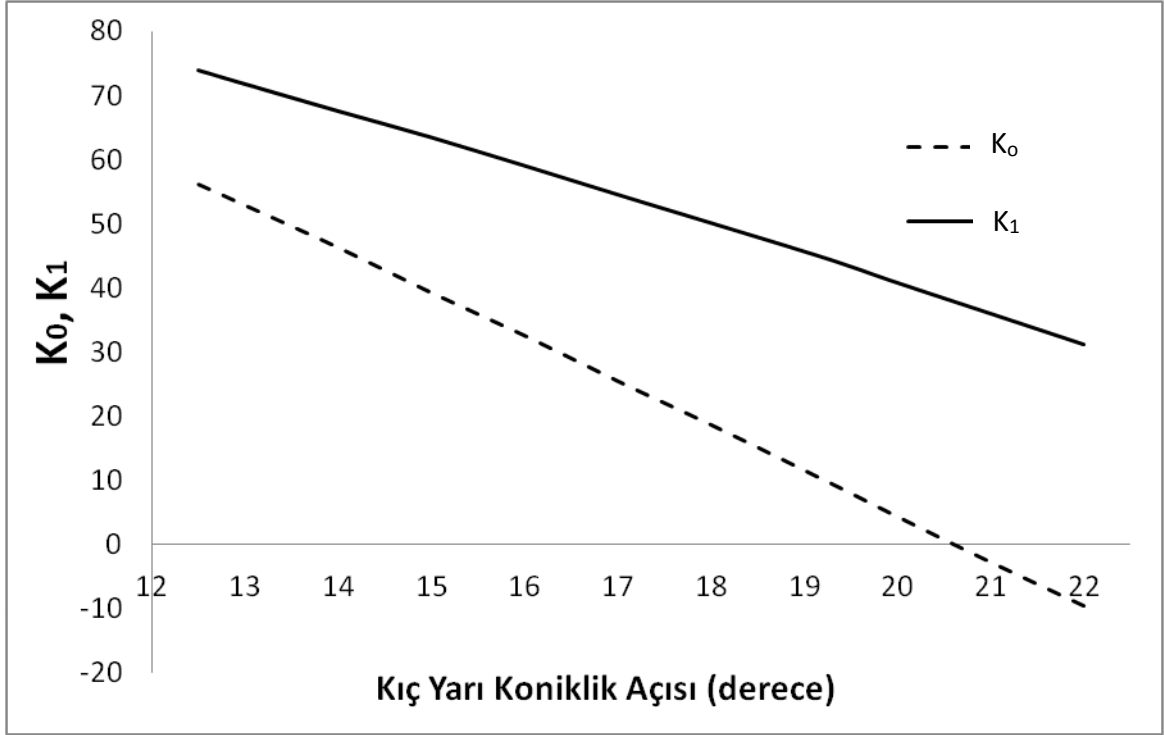


Şekil 6. 17 Durum 7

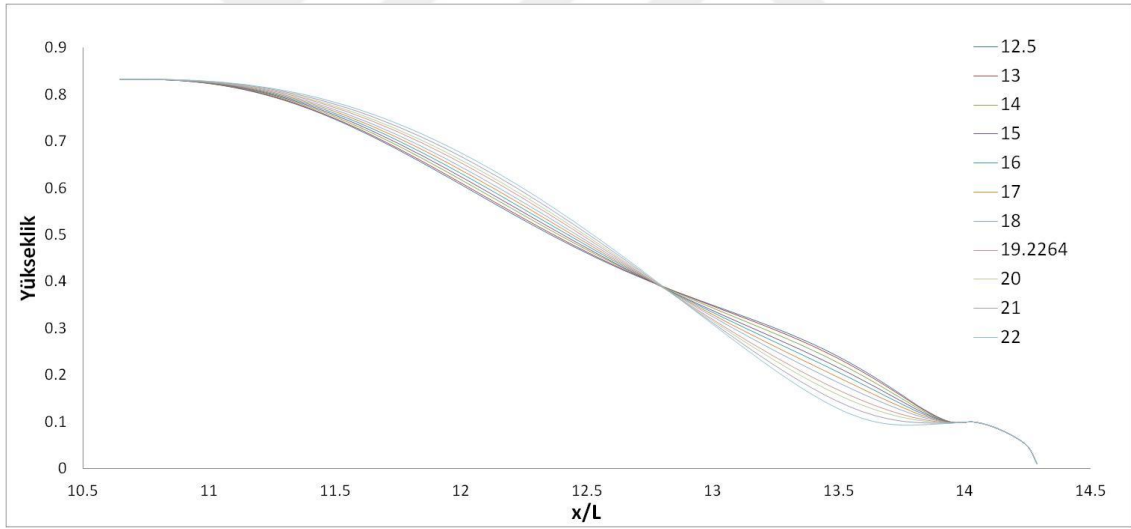


Şekil 6. 18 Durum 8

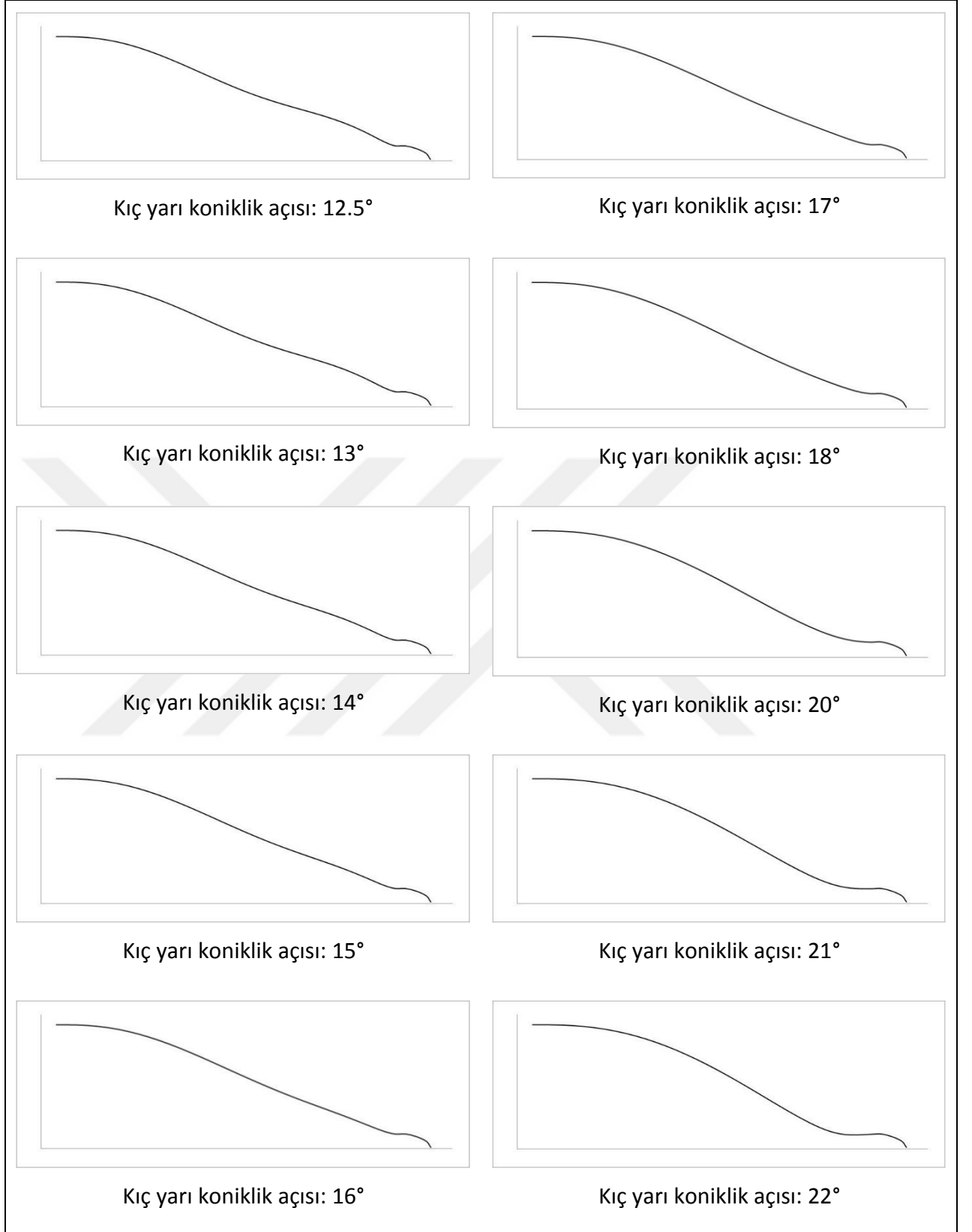
Yapılan inceleme sonucunda kık yarı koniklik açıları 12.5 ile 22 derece arasında olacak şekilde K_0 ve K_1 katsayıları kık formun hacmi sabit olacak şekilde değiştirilmiştir. Elde edilen K_0 ve K_1 katsayılarının yarı koniklik açıları değıştikçe doğrusala yakın bir uyum içinde değıştiği gösterilmiştir (Şekil 6.19). Elde edilen farklı kık geometrileri Şekil 6.20’de üst üste ve Şekil 6.21’de tek tek gösterilmektedir. Bunlar içinden anlamlı olan dört durum, kık yarı koniklik açısı 16, 18, 20 ve 22 dereceler incelenmek üzere seçilmiştir (Şekil 6.22) (Çizelge 6.5).



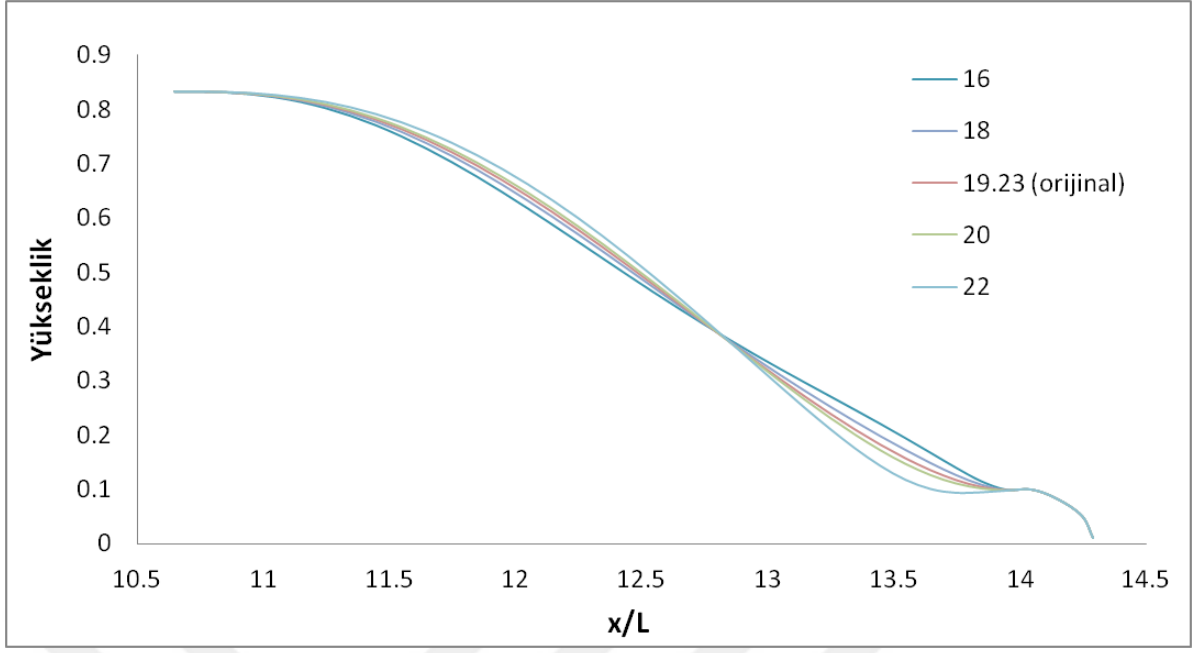
Şekil 6. 19 Kıç yarı koniklik açılarına bağlı olarak K_0 ve K_1 katsayılarının değişimi



Şekil 6. 20 Kıç yarı koniklik açılarına göre elde edilen kıç formları



Şekil 6. 21 Farklı kıç konikliklere göre kıç formları



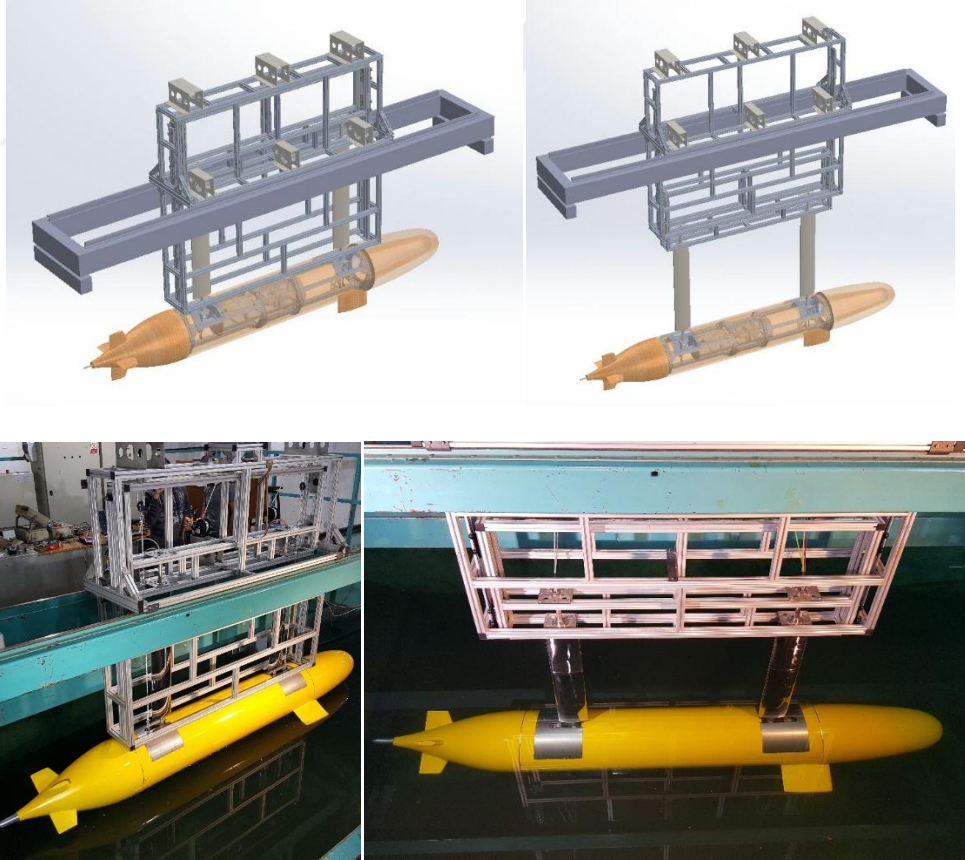
Şekil 6. 22 Nihai Seçilen Geometriler

Çizelge 6. 5 Kıç koniklik açısı değiştirilmiş geometriler için elde edilen K_0 ve K_1 katsayıları

	Kıç Yarı Koniklik Açısı (derece)	K_0	K_1
DKKA_1	16	32.60	59.00
DKKA_2	18	18.70	50.10
Orijinal	19.23	10	44.6244
DKKA_4	20	4.40	40.80
DKKA_5	22	-9.50	31.20

DENİZALTI DENEY SİSTEMİ TASARIMI ve DARPA SUBOFF DENİZALTI DENEYLERİ

Denizaltı deneyleri İstanbul Teknik Üniversitesi Ata Nutku Gemi Model Deney Laboratuvarı'nda yapılmıştır. Model deney havuzu 160 metre uzunluğunda, 6 metre genişliğinde ve 3.4 metre derinliğindedir. Model deney arabasının maksimum hızı 6 m/s olup, havuzda direnç ve sevk deneyleri ile iz ölçümleri yapılabilmektedir.



Şekil 7. 1 Denizaltı test sistemi, asansör tasarımı ve üretilmiş model

Tez kapsamında DARPA Suboff denizaltısının direnç ve sevk deneyleri gerçekleştirilmiştir. Sevk deneylerinde INSEAN E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff AFF-8 konfigürasyonu kullanılmıştır (Şekil 7.1). Darpa Suboff Denizaltısı sevk performansı değişken yüklü sevk deneyi yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. DARPA Suboff denizaltı modeli, modelin orijinal boyutlarına uygun olarak 4.356m boyda inşa edilmiş, kullanılan E1619 model pervanesi ise açık literatürdeki çalışmalara uygun olarak 0.262m çapında ölçeklendirilmiştir [44]. Sevk deneyleri için denizaltı modelinin içine bir sevk sistemi yerleştirilmiştir ve su yüzeyinden $h/L=1/3$ metre derinlikte çekilerek deneyler yapılmıştır [28].

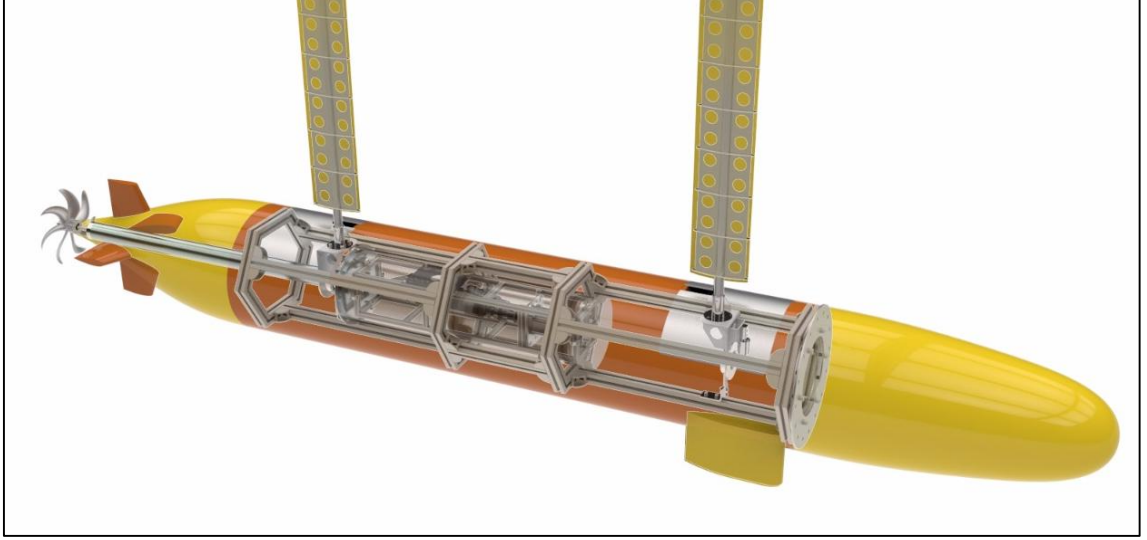
7.1 Denizaltı Test Düzeneği Tasarımı

Deneyler için DARPA Suboff denizaltısının AFF-8 konfigürasyonu INSEAN E1619 model pervanesi ile beraber kullanılmıştır. Darpa Suboff model denizaltısının boyu 4.356m ve çapı 0.508m dir. Denizaltının 0.368 m uzunluğunda olan yelkeni baştan $x=0.924$ m konumunda bulunmaktadır. Kışta 0, 90,180 ve 270 derecedelerde dört adet dümen bulunmaktadır. Model pervanesinin çapı 0.262m dir. Denizaltı direnç ve sevk deney sistemi üç kısımda incelenebilir:

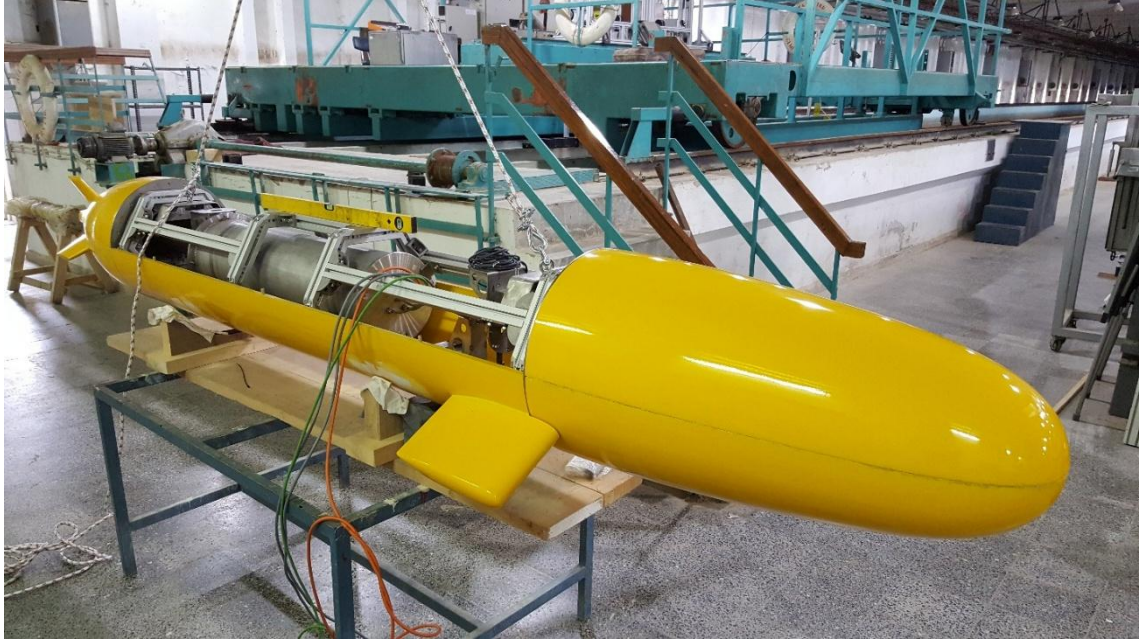
- Denizaltı modeli,
- Kontrol sistemi,
- Denizaltı modelini dibe indirip yukarı çıkaran asansör sistemi

7.1.1 Denizaltı Modeli

Denizaltı modeli, DARPA Suboff denizaltısının direnç ve sevk deneylerini gerçekleştirebilmek için tasarlanmıştır (Şekil 7.2 ve Şekil 7.3). Ancak benzer boyutlarda farklı denizaltı modellerinin testleri için de kullanılabilir. Sistem genel olarak altı kısımdan oluşmaktadır. Bu kısımlar; dış kaplama, pervane, iç çerçeve, basınçlı kap, yaylar ve yük hücresi ile kurşun safralardır.



Şekil 7. 2 Darpa Suboff modeli tasarım görüntüsü



Şekil 7. 3 Darpa Suboff modeli üretilmiş model

7.1.1.1 Dış Kaplama

Dış kaplama paralel gövde, baş, kış ve takıntılardan oluşmaktadır. Paralel gövde öncelikle paslanmaz çelik sacdan bükülerek imal edilmek istenmiştir. Büküm işlemiyle yeterli hassasiyete ulaşılamamasından ötürü hazır borular incelenmiş ancak hazır boruların da özellikle beklemekten ötürü elipsleşmelerin olduğu görülünce bu kısmın Ata Nutku Gemi Model Deney Laboratuvarı'nda bulunan 5 eksenli CNC tezgahta ayavuz ağacından imal edilmesine karar verilmiştir (Şekil 7.4). Baş ve kış kısımlar ikişer parça olarak ve takıntılar da yekpare olacak şekilde yine ahşap olarak imal edilmiştir. Modelin

suya dayanıklılığını arttırmak için macun ve boyadan önce laminasyon verniği sürülmüştür. Bu sayede modelin suya dayanımı artırılmıştır. Modelin baş ve kış kısmı üzerlerinde bulunan paslanmaz çelik flençlerle iç çerçevede bulunan flence civatalarla sabitlenmektedir. Bu civatalara ulaşabilmek amacıyla destek ayaklarının (strutların) bağlandığı örümceklerin ve modeli kaldırmaya yarayan mapaların bulunduğu kısım modelin üst kapağında açık bırakılmıştır. Bu açıklık model suya indirildikten sonra açıklığı sadece destek ayaklarının bağlantı kısmının geçeceği kadar küçük bir hale getiren ve o bölgedeki forma sadık olarak üretilmiş iki paslanmaz çelik sac parça ile kapatılmaktadır.



Şekil 7. 4 Model imalat aşamaları

Denizaltının paralel gövdesinin alt kısmı iç çerçeveye vidalanmıştır. Üst kısım ise dört başta ve dört kışta bulunan kelepçeler ile alt çerçeveye içeriden bağlanmaktadır. Paralel gövdenin alt kısmında model sudan çıkarılırken içeri dolan suyun dışarı akmasını sağlayan üç adet 20mm çapında delik yer almaktadır.

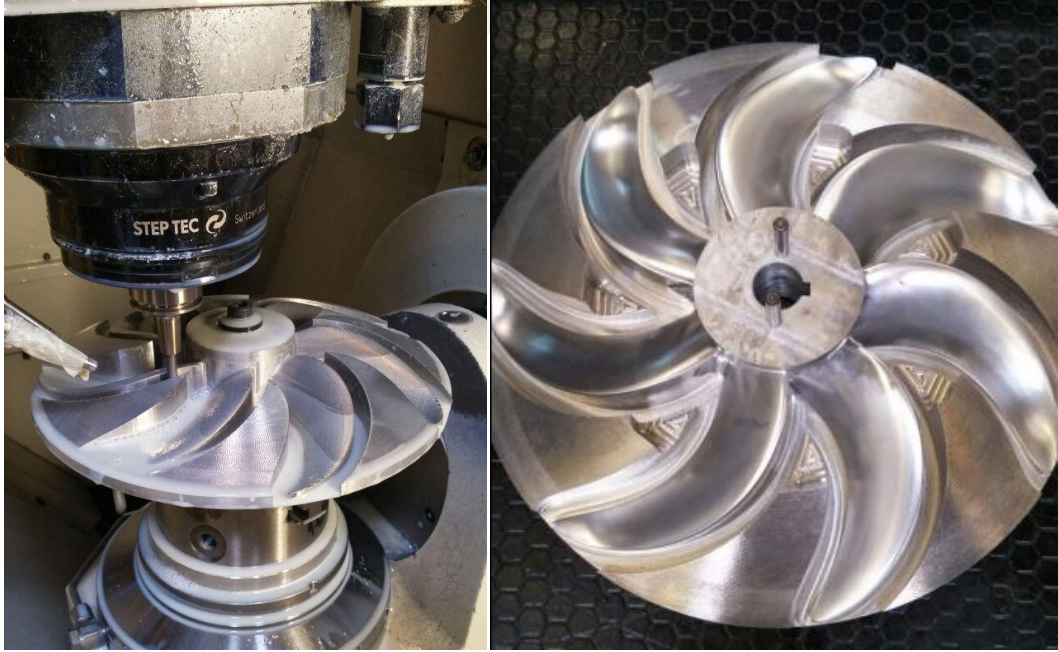
7.1.1.2 Model Pervane

Pervane açık su ve sevk deneyleri için 150mm ile 300mm çap aralığındaki model pervanelerinin imalatında ITTC tarafından belirlenen üretim toleransları Çap (D) ve kanat kalınlığı(t) için $\pm 0.10\text{mm}$ ve kanat genişliği (c) için $\pm 0.20\text{mm}$ dir. Her kesitteki piç değeri (P/D) için dizayn değerinin ± 0.5 değerinde bir sapma kabul edilebilir olarak değerlendirilmektedir [70]. Dikkat edilmesi gereken en önemli nokta kanat kesitlerinin giriş ve çıkış kenarlarında geometrik benzerliğin ve kalınlık dağılımlarının korunmasıdır. Pervane işlenirken CAD-CAM yazılımlarının kullanımıyla bu toleransların içinde kalınması sağlanır. Pervane parlatılmış bir yüzey olarak son haline getirilir. Bu tez

alışması için üretilen E1619 model pervanesi 0.262m çapında olup beş eksenli bir CNC tezgahında alüminyumdan üretilmiştir (şekil 7.5 - 7.7). Özellikle pervanenin uç kısımlarının çok ince olması üretimde zorluklara sebep verdiğinden pervanenin yüzü işlendikten sonra sırtı kestamitten imal edilen bir destek yuvası fikstürü içine yerleştirilerek işlenmiştir. Böylece imalat sırasında esnemenen dolayı oluşabilecek hataların ve kırılmaların önüne geçilmiştir.



şekil 7. 5 Pervanenin işleneceği alüminyum blok



şekil 7. 6 Pervanenin CNC'de işlenmesi



Şekil 7. 7 İşlenmiş pervane

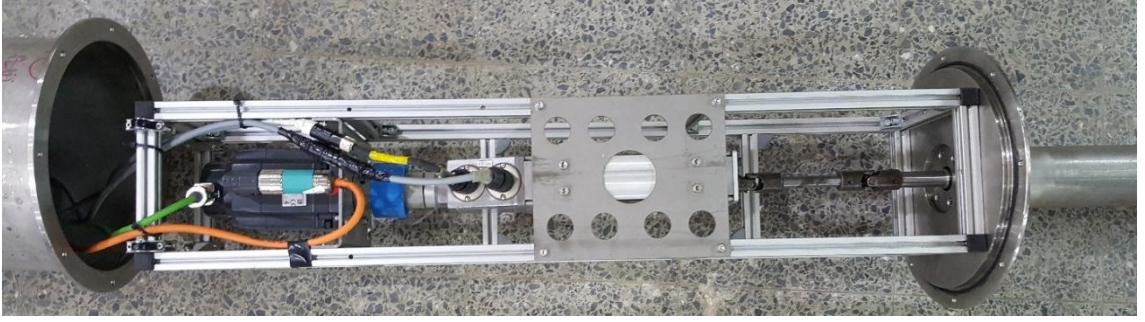
Pervane, denizaltı içinde yer alan motor şaftına kamalı olarak takılmakta ve ardından içine dış çekilmiş bir dom ile yerine sabitlenmektedir. Pervanenin modele takılmadığı direnç deneylerinde ise modelin kış formunu Suboff formuna tamamlayan ikinci bir dom yer almaktadır.

7.1.1.3 Basınçlı Kap

Basınçlı kap, denizaltı modeli içinde yer alan tek kuru kısımdır (Şekil 7.8). 316 kalite paslanmaz çelikten imal edilen bu kabın içerisinde alüminyum sigma profillerden imal edilmiş bir çerçeve üzerine sabitlenmiş olarak Cussons marka R-25-1 model sevk dinamometresi ve tahriki sağlayan Siemens Simotics 1FK7042-2AF71-1RA0 servo motoru yer almaktadır (Şekil 7.9). Servo motorun gücü 0.82kW, maksimum torku 3Nm ve maksimum devir sayısı 3000RPM'dir. Sisteme daha yüksek güçte servo motorlar da takılabilmektedir.



Şekil 7. 8 Basınçlı kap içinde dinamometre yerleşimi



Şekil 7. 9 Basınçlı kap içinde dinamo metre ve motor yerleşimi

Basınçlı kabın içinde yer alan servo motor bir kaplinle sevk dinamo metresine, o da kardan şaft ile basınçlı kabın dışına çıkan denizaltı şaftına bağlıdır. Basınçlı kabın duvarını teşkil eden borunun uç kısmında bir flenç yer almakta ve bu flence sızdırmazlığı sağlamak amacıyla bir kapak oturmaktadır. Kapağın üzerinde yer alan faturada bir oring kanalı ve içinde de oring yer almaktadır. Kapak üzerinde yataklaması bulunan denizaltı şaftı ve kovani dışarı uzanmaktadır. Şaftın yataklaması iki tarafta yer alan karbon burçlar ile yapılmıştır. İtmenin pervaneden doğrudan dinamo metreye aktarılabilmesi için itme yataklaması yapılmamıştır. Şaft ucu sızdırmazlığı tek keçe ile ve basınçlı kabın içine gaz azot basılarak gerçekleştirilmektedir.



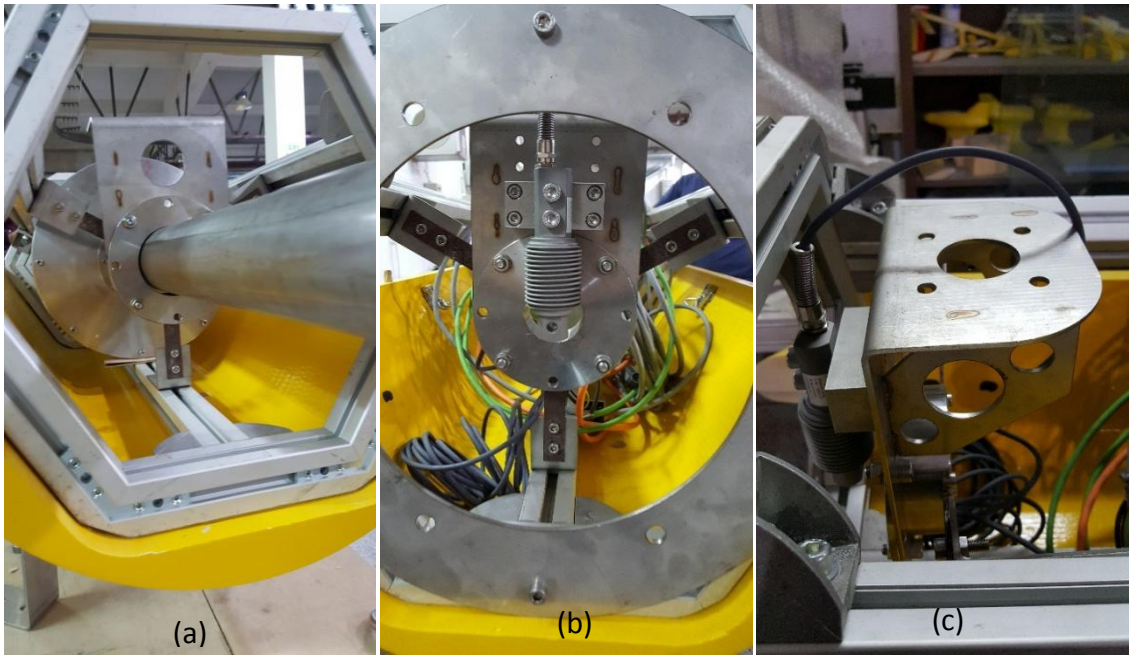
Şekil 7. 10 Basınçlı kap kablo girişleri

Basınçlı kabın arka kısmında ise dinamo metreye ait itme ve moment kabloları, servo motora ait güç ve kontrol (Drive-Cliq) kablolarının geçişlerinde sızdırmazlığı sağlayan 5 bar basınca kadar dayanıklı kablo rekorları yer almaktadır (Şekil 7.10). Bir de basınçlı

kabın içerisini sızdırmazlık takviyesi olarak basınçlandırmaya yarayan azot geçişi için otomatik rekor yer almaktadır.

7.1.1.4 Yaylar ve Yük Hücresi

Denizaltı modelinin arabaya bağlantısını sağlayan destek ayakları denizaltıya örümcek adı verilen birbiriyle 120 derece açı yapan 3 adet yay ile bağlanmaktadır. Bu yayların amacı denizaltının aksenel yönde (x eksen) yük hücresinin ölçüm yapabileceği kadar bir harekete serbestlik tanınması ancak yana (y eksen) ve yukarı aşağı (z eksen) hareketinin kısıtlanmasının sağlanmasıdır (Şekil 7.11). Her yay 5 adet 0.5mm kalınlığına sahip yay çeliğinden plakanın birleştirilmesiyle oluşturulmuştur ve iç çerçeveye bir paslanmaz çelik L ile bağlanmaktadır. Yaylar orta kısımda bulunan içi delik bir paslanmaz çelik parçaya sabitlenmektedir. Bu parçanın içinde bulunan delikte kışkırmada denizaltının şaft kovani geçmektedir. Baş kısımda ise bu kısma kesme yükünü ölçen ESİT marka Lama tipi 20 kg kapasiteli bir yük hücresi yerleştirilmiştir (Şekil 7.12) ve yük hücresinin üst delikleri destek ayaklarına bağlanan paslanmaz plakaya sabitlenmiş yük ise model içindeki bir ayağa sabitlenen bir saplama ile yük hücresine iletilmektedir. Denizaltı modeli bu yayların yer aldığı örümcekler dışında başka hiç bir noktadan deney arabasıyla temas etmemektedir.



Şekil 7. 11 (a) örümcek (b) yaylar (c) yük hücresi yerleşimi



Şekil 7. 12 ESİT BB Lama tipi yük hücresi

7.1.1.5 İç Çerçeve

İç çerçeve, 45x45 alüminyum sigma profillerden imal edilmiş altıgen kesitli bir faundeyşindir (Şekil 7.13). Denizaltı modelinin iskeletini temsil eder. Modeli kaldırmaya yarayan mapalar bu sistemin üzerine bağlanmaktadır. Modelin deneyler sırasında arabaya bağlantısını sağlayan destek ayaklarının bağlandığı örümcekler burada yer almaktadır. Modele ait pervaneyi çeviren servo motor ve ölçümlerde kullanılan sevk dinamometresini içinde bulunduran basınçlı kap da bu kısımda yer almaktadır. İç çerçevenin baş ve kış kısımlarında birer flenç bulunmakta ve ahşaptan imal edilen denizaltı baş ve kış kısımları bu flençlere paslanmaz civatarla bağlanmaktadır. Denizaltının paralel gövdesinin alt kısmı iç çerçeveye vidalanmıştır. Üst kısım ise dört adet başta ve dört adet kışta bulunan kelepçe ile alt çerçeveye içeriden bağlanmaktadır.



Şekil 7. 13 Alüminyum iç çerçeve

7.1.1.6 Kurşun Ağırlıklar

Denizaltı modelinin sephiye dengesi büyük önem arz etmektedir. Destek ayaklarına bağlantı sadece yaylı örümcek sistemi ile sağlandığından ve bu kısımların yük taşımaması gerektiğinden denizaltının suyun altında nötr sephiyede kalması

gerekmektedir. Bu sayede z ekseninde yaylara yük gelmemesi sağlanmaktadır. Denizaltı modelinin ahşap dış kaplaması ve basınçlı kabı pozitif sephiyeye sahiptir ancak bunun dışındaki metal aksam negatif sephiyeye sahip de olsa modeli nötr hale getirmeye yeterli olmamaktadır. Bu amaçla kurşun külçeler hazırlanması ihtiyacı doğmuştur (Şekil 7.14). Bu külçelerin denizaltı modeli içinde sabit kalabilmesi için orta kısımda iç çerçeveye geçirilebilecek şekilde bir oyuk yer almaktadır. Hurda kurşun malzemeler bir potada eritilerek şekilde gösterilen kalıbın içine dökülmüş ve donmaya bırakılmıştır. Bunun ardından çıkarılarak ağırlığı hassas şekilde ölçülmüştür.



Şekil 7. 14 Kurşun ağırlıkların hazırlanması

Darpa Suboff modelinin toplam hacmi $707.6352m^3$, boyuna hacim merkezinin yeri de baştan $2.0159 m'$ dir [10]. Tamamen kapalı bir denizaltı modelinin kullanılması modelin çok ağır olmasına neden olacağından, motor ve dinamometreyi barındıran kapalı sızdırmaz bir bölme kullanılmış diğer kısımlara su girişi sağlanmıştır. Aynı zamanda kurşun ağırlıklar da kullanılarak nötr sephiyeye için gerekli denge durumu elde edilmiştir. Hem tasarım hem de üretim aşamasında ağırlık gruplarının ağırlığı ve yerleşimi titizlikle takip edilmiştir. Model montajı esnasında tüm ağırlık gruplarının tek tek ölçülmesi ile elde edilen nihai ağırlık tablosu Çizelge 7.1'de ve kurşun ağırlıkların yerleşimi Çizelge 7.2'de verilmiştir. Modelin trimsiz bir şekilde durması önem taşıdığından sadece boyuna ağırlık merkezi (LCG) hesaplanmıştır. Referans eksenini olarak modelin başı kullanılmıştır.

Çizelge 7. 1 Denizaltı modelinin ağırlık hesabı

	Ağırlık (kg)	X(m)	MX
Baş (flençsiz)	29.60	0.6170	18.2629
Kıç (flençsiz)	22.00	3.5441	77.9711
Orta gövde üst	17.75	2.1385	37.9582
Orta gövde alt+ Alüminyum iskelet+yelken	49.45	2.1110	104.3884
Dümenler	0.85	3.8960	3.3116
Sızdırmaz tüp+şaft	64.35	2.6460	170.2694
Pervane+hub	0.90	4.2460	3.8214
Ön kapak	3.05	1.28.60	3.9223
Arka kapak	3.05	2.9660	9.0463
Tutamaç 1	1.85	1.3260	2.4531
Tutamaç 2	1.80	2.9810	5.3658
Yük hücresi bağlantı aparatı	0.95	1.3160	1.2502
Yük hücresi	0.40	1.1060	0.4424
Ön örümcek	4.40	1.1760	5.1744
Arka Örümcek	3.40	3.1060	10.5604
Kıç flenç	5.50	3.2620	17.9409
Arka flenç	2.90	3.2410	9.3989
Baş flenç	5.50	1.0160	5.5879
Ön flenç	2.90	1.0350	3.0015
Σ	220.60		490.1270

Çizelge 7. 2 Kurşun ağırlıkların yerleşimi

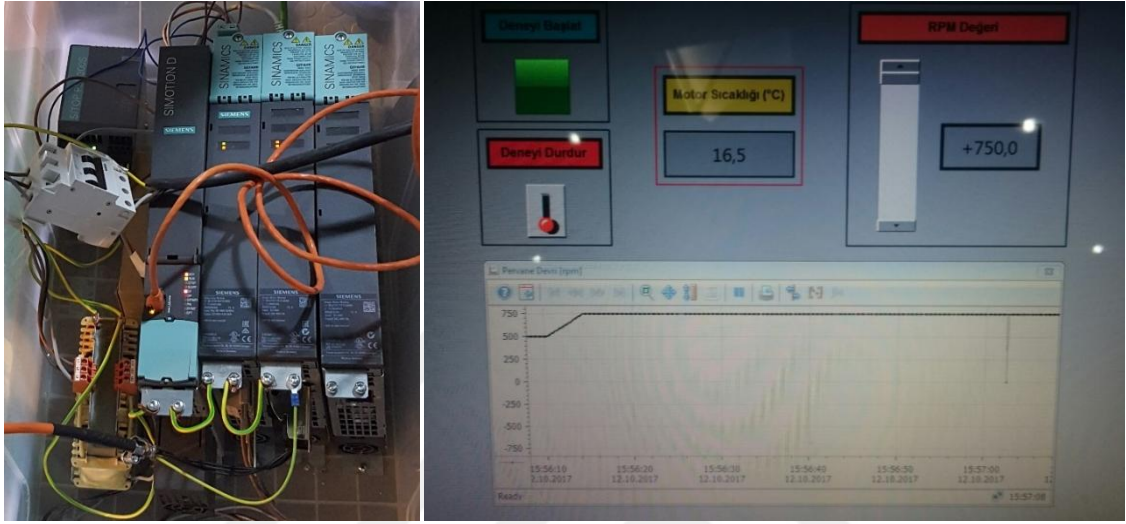
Kurşun no	Ağırlık (kg)	Hacim (m ³)	Sephiye (kg)	X (m)	MX	MX (sepiyeden)
1	9.70	0.00085	0.85	1.6610	16.1116	1.4133
2	10.70	0.00094	0.94	3.2960	35.2671	3.0936
3	10.40	0.00091	0.91	1.1560	12.0223	1.0546
4	11.15	0.00098	0.98	0.9410	104920	0.9204
5	8.55	0.00075	0.75	1.6060	13.7312	1.2045
6	10.65	0.00093	0.93	3.3360	35.5283	3.1165
7	10.20	0.00089	0.89	1.2610	12.8621	1.1283
8	7.85	0.00069	0.69	3.1260	24.5390	2.1525
9	8.60	0.00075	0.75	3.0260	26.0235	2.2828
10	10.75	0.00094	0.94	0.9160	9.8469	0.8638
11	9.20	0.00081	0.81	3.0710	28.2531	2.4783
12	10.25	0.00090	0.90	1.2060	12.3614	1.0843
13	11.45	0.00100	1.00	0.9910	11.3468	0.9953
Σ	129.45		11.36		248.3854	21.7882

Çizelge 7. 3 Ağırlık hesabı

	Ağırlık (kg)	X(m)	MX
Denizaltı	220.60		490.1270
İçeri giren su	376.00	1.9805	744.6642
Kurşun ağırlıklar	129.45		248.3854
İçeri giren su farkı	-11.36		21.7882
Σ	714.69		1461.3884
	LCG=	2.0448	

7.1.2 Kontrol Sistemi

Denizaltı modeline ait pervaneyi çeviren Siemens marka Simotics S-1FK7 senkron motorunun sürülmesinde Sinamics S120 Single Motor Modülü kullanılmıştır. Hassas devir kontrolü ise Simotion Drive Based D425-2 DP/PN Hareket Kontrol ünitesi kullanılarak sağlanmıştır (Şekil 7.15).

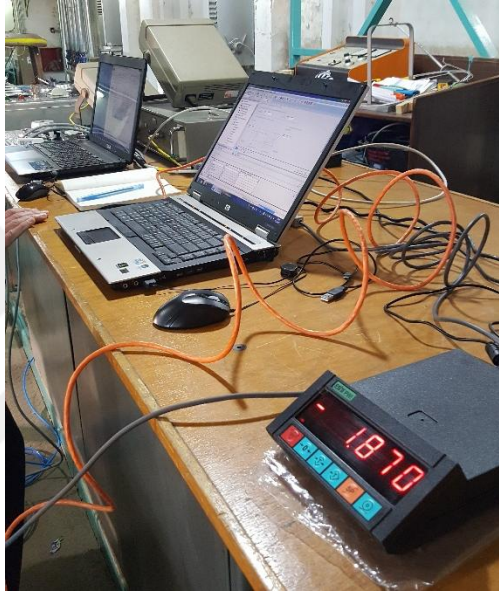


Şekil 7. 15 Hareket kontrol ünitesi ve kontrol paneli arayüzü

R-25-1 model sevk dinamometresi kullanılarak itme ve tork değerleri ölçülmüştür. Bu değerlerin ölçümünde Catman easy veri işleme programı ve HBM veri toplama modülü kullanılmıştır (Şekil 7.16 ve Şekil 7.17). Servo motorun basınçlı kabın içinde bulunuyor olması, basınçlı kabın deney sırasında 18 derece olan havuz suyu ile temas ediyor olmasına rağmen mükerrer deneylerin ertesinde sıcaklık hatası vermesine neden olmuştur. Bunun üzerine hazırlanan motor kontrol arayüz programına motora ait Drive-Cliq kablosu aracılığıyla alınan verilerden biri olan motor sıcaklık değerinin de eklenmesi ile kontrol edilebilir olmuştur. Deneyler arasında motorun sıcaklığı kontrol edilerek araya gerekli soğuma süresi konulmuştur. Arayüzde deney başlatma, ani durdurma ve rpm kontrolü için kullanıcı girişleri bulunmaktadır.



Şekil 7. 16 HBM veri toplama modülü



Şekil 7. 17 Veri okunan bilgisayarlar ve esit modülü

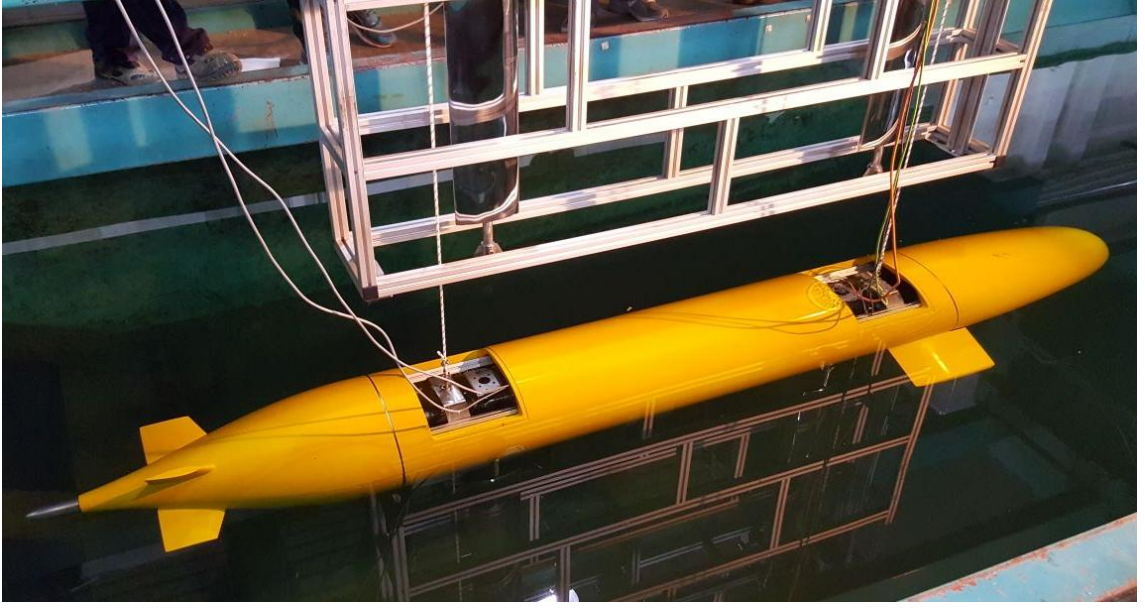
7.1.3 Asansör Sistemi

Denizaltı deney sisteminin aşılması en zor engellerinden biri İTÜ Ata Nutku Gemi Model Deney Laboratuvarı'nda yer alan rıhtım ve bu rıhtımın çok düşük su derinliğiydi. Denizaltı modelini bu sığ suya indirebilmek, buradan deney sistemi üzerindeki destek ayaklarına bağlamanın oldukça zorlu bir mücadele olacağı öngörülerek bir asansör sistemi tasarlanmıştır (Şekil 7.18). Bu sistem, üzerindeki üç makara ile modeli ve destek ayaklarını yukarı çekecek ve deney başlayacağı zaman da istenilen derinliğe indirebilecek bir yapıya sahiptir. Üç makaradan ikisi birer palanga sistemi ile denizaltı modeli üzerinde bulunan açıklıktan, model içerisindeki mapalara bağlanabilmekte ve bu sayede modeli rıhtım içerisine girebileceği düşük su çekimlerine kadar yukarı çekebilmektedir. Model bu şekilde yukarı çekildiğinde, denizaltı modelini suyun içine

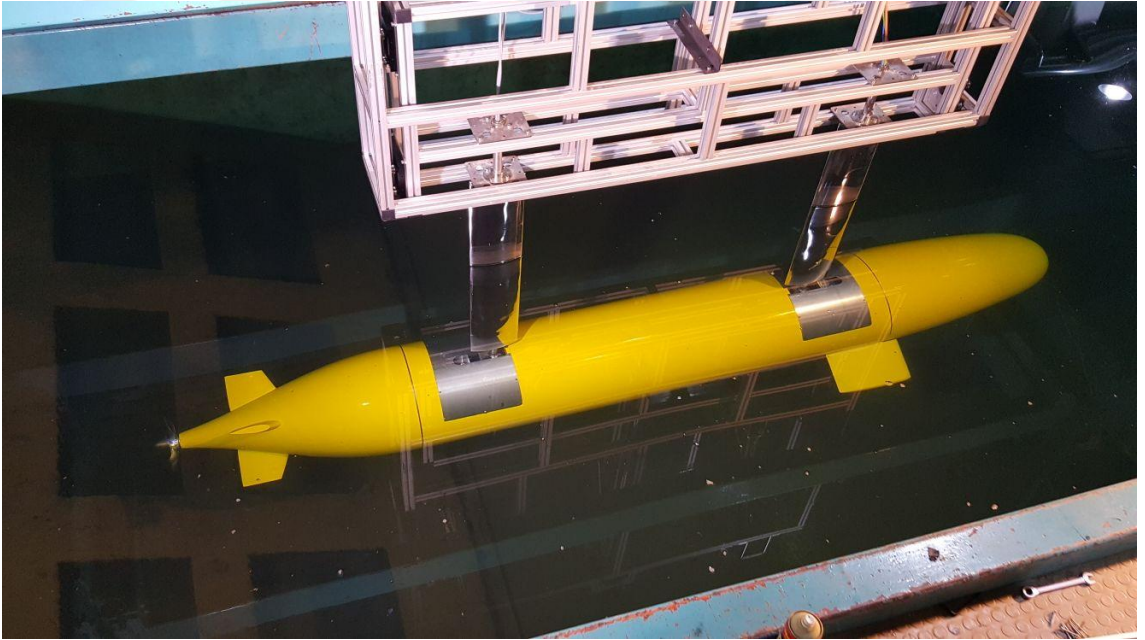
daldırmaya yarayan destek ayaklarına bağlanabilmektedir. Asansör sistemine ikişer noktadan bağlı olan destek ayakları 1.5m uzunluktadır ve bu sayede modeli merkezi su seviyesinden $h=L/3$ kadar derine dalmış olarak indirebilmektedir. Destek ayakları tamamı 316L paslanmaz çelik malzemedendir olmak üzere, CNC lazerde kesilerek hazırlanmış kemerelerin üzerine yerleştirildiği birer borunun üzerine kaplanmış sacdan imal edilmişlerdir ve düşük direnç yaratacak şekilde formlandırılmıştır. Destek ayakları model örümcek adı verilen yay bağlantılarına dörder civata ile monte edilerek kullanılmaktadır. Kontrol sistemine ait sevk dinamometresinin kablolarından gri renkli itme ve moment kabloları kıştaki destek ayaklarının içindeki borudan yukarı çıkarılmaktadır. Motor güç (turuncu) ve drive cliq (yeşil) kabloları, ESIT yük hücresi kablosu (açık gri) ve basınçlı kabın sızdırmazlığına yardımcı olan azot gazı borusu (mavi) ise baş kısımdaki destek ayaklarının içindeki borudan yukarı çıkmaktadır (Şekil 7.19 ve Şekil 7.20).



Şekil 7. 18 Asansör sisteminin deney arabasına yerleştirilmesi



Şekil 7. 19 Denizaltı modeli asansöre bağlanmadan önce



Şekil 7. 20 Denizaltı modeli asansör bağlantısı yapılmış durumda

7.2 Kalibrasyon

Deney sisteminde kullanılan sevk dinamometresi ve yük hücresi modele bağlanmadan önce kalibre edilerek ölçüm hassasiyetleri belirlenmiştir. Sevk dinamometresi hem itme hem de moment için kalibre edilmiştir (Şekil 7.21). Yük hücresi ise sistem kurulduktan sonra deney düzeneği ile beraber Ata Nutku Gemi Model Deney

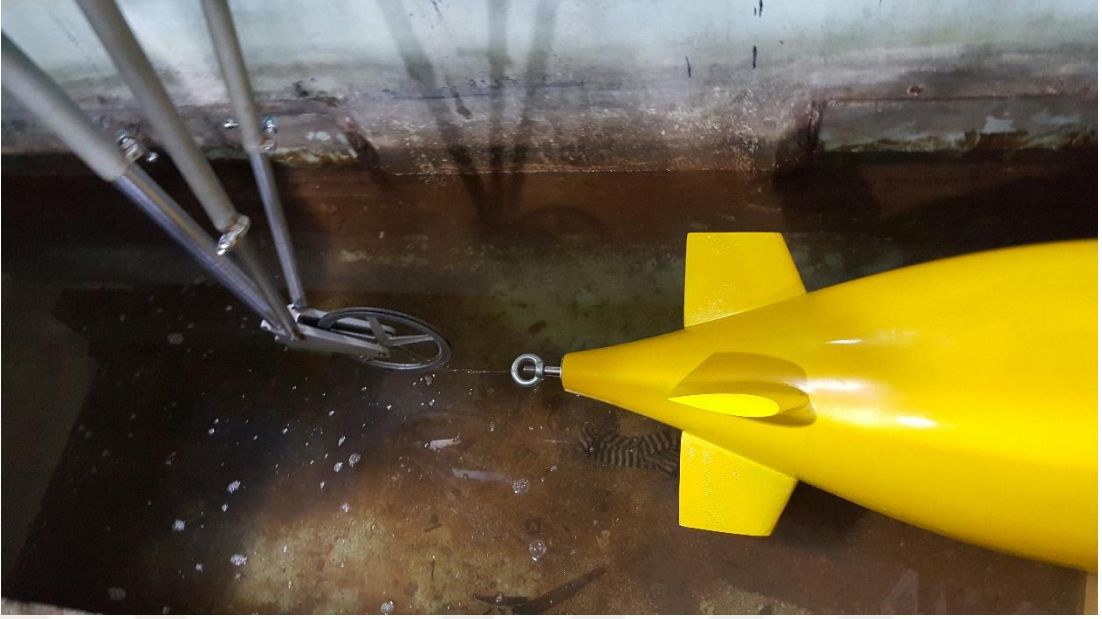
Laboratuvarı'nda bulunan Atwood'a bağlanarak her gün model suyun altına indirilirken tekrar kalibre edilmiştir (Şekil 7.22 – Şekil 7.23).



Şekil 7. 21 Sevk dinamometresinin kalibrasyonu yapılırken



Şekil 7. 22 Atwood cihazı ve yük hücresinin sistem üzerinde kalibrasyonu



Şekil 7. 23 Yük hücresinin sistem üzerinde kalibrasyonu

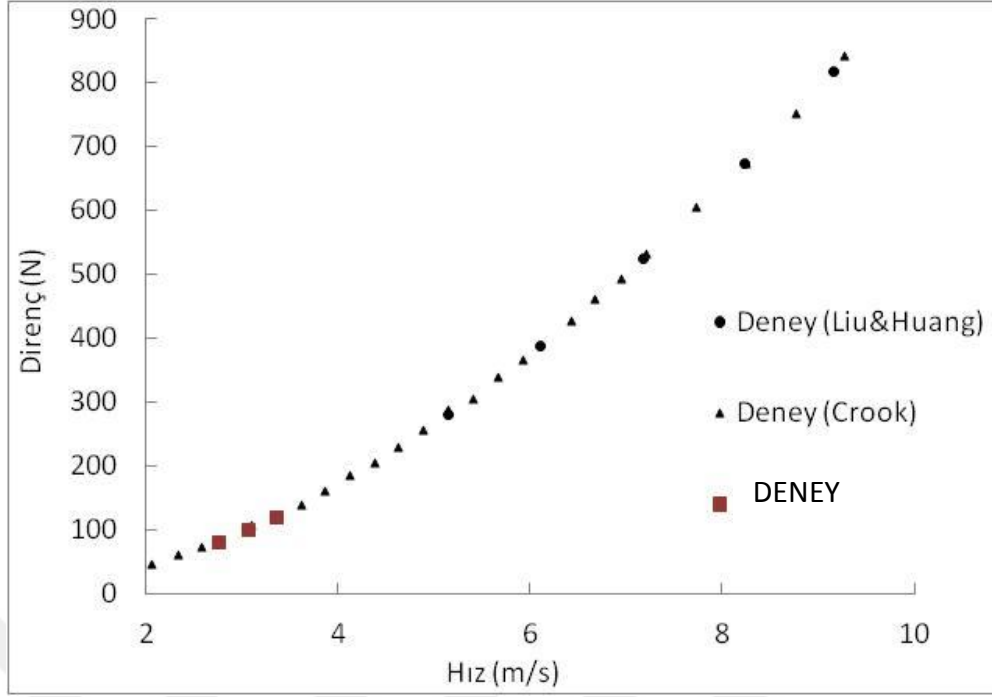
7.3 Direnç ve Sevk Deneyleri

Deneylere modelin daha önce açık literatürde sunulmuş direnç değerleri ile doğrulaması yapılarak başlanmıştır. Daha sonra değişken yüklemeli sevk deneyi yöntemlerine göre 12×10^6 Reynolds sayısı için sevk deneyleri gerçekleştirilerek bu hızdaki sevk noktası belirlenmiştir. Model hızı $V=2.75$ m/s için devir 500, 530, 545, 555, 563, 580, 600 rpm değerleri kullanılarak deneyler her devir için altı kere tekrar edilmiştir. ITTC prosedürlerine uygun olarak deneylerin tekrarlanabilirliği ve belirsizliği hesaplanmıştır.

7.4 Sonuçlar

7.4.1 Direnç Deneyi

Direnç deneyleri 2.75, 3.05 ve 3.34 m/s hızları için yapılmıştır. Açık literatürde daha önce yapılmış deneyler ile karşılaştırmalı olarak Şekil 7.24 ve sayısal değerleri Çizelge 7.4'te verilmektedir.



Şekil 7. 24 Darpa Suboff direnç değerleri

Çizelge 7. 4 Darpa Suboff direnç deneyi sonuçları

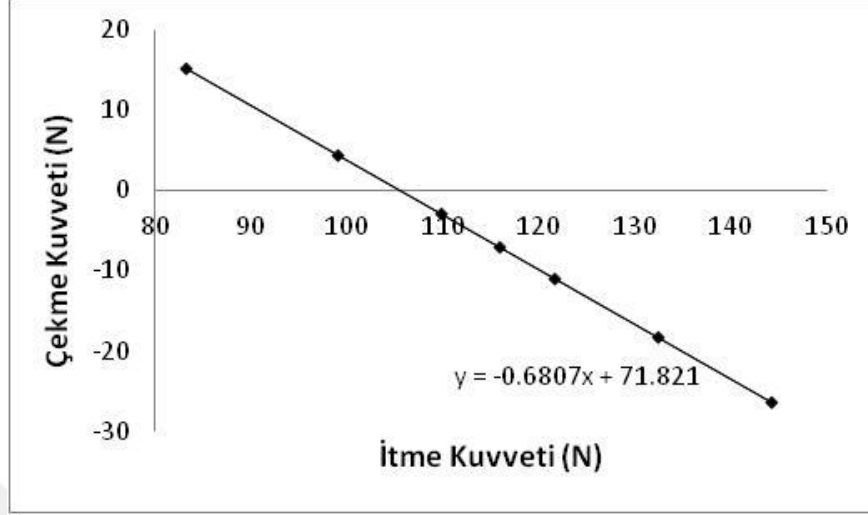
Hız (m/s)	Direnç (N)		
	(Deney)	(Liu&Huang)	(Crook)
2.75	82.98	-	86
3.05	103.19	102.3	106
3.34	121.61	126	122

Direnç deneyinden elde edilen sonuçlar daha önce açık literatüre sunulmuş veriler ile uyum içindedir. Liu&Huang'ın deney sonuçlarına göre sapma miktarı $V=3.05$ m/s için %0.87, $V=3.34$ m/s için %3.5'tir. Crook'a göre sapma miktarı $V=2.75$ m/s için %3.5, $V=3.05$ m/s için %2.7, $V=3.34$ m/s için %0.3'tür.

7.4.2 Sevk Deneyi

Değişken yüklemeli sevk deneyi yöntemine göre $V=2.75$ m/s hız için 500, 530, 545, 555, 563, 580, 600 rpm'lerde sevk deneyi yapılmıştır. Sevk dinamometresinden alınan itme kuvveti (absis) ve yük hücresinden alınan çekme kuvveti (ordinat) değerleri karşılıklı

çizdirilerek değerlerden regresyon analizi yöntemi ile lineer doğrular geçirilmiştir. Deneyler 6 set olarak tekrar edilmiştir. Ortalama değerlere göre elde edilen sevk noktası ve bu değerdeki karakteristikler aşağıda gösterilmektedir.



Şekil 7. 25 Ortalama değerlere göre itme kuvveti vs çekme kuvveti

$$F = -(1-t^*)T + F_{T=0} \quad (7.1)$$

şeklindedir. Burada “F” ölçülen çekme kuvveti, “T” ölçülen pervane itmesi ve “F_{T=0}” ise pervane itmesi sıfır olduğunda ölçülen çekme kuvvetidir. Şekil 7.25’te doğrunun ordinat eksenini ile kesişimi F_{T=0}’ı verir.

İtme katsayısı

$$K_T = T / \{\rho n^2 D^4\} \quad (7.2)$$

Tork katsayısı

$$K_Q = Q / \{\rho n^2 D^5\} \quad (7.3)$$

Çekme Kuvveti katsayısı

$$K_{FD} = F / \{\rho n^2 D^4\} \quad (7.4)$$

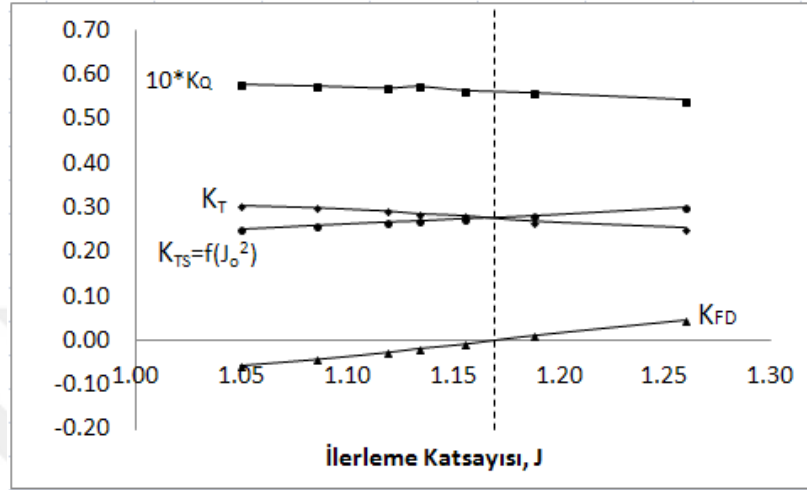
İlerleme katsayısı

$$J = V / \{nD\} \quad (7.5)$$

Denizaltının sevk noktası bu eğrilerin çizdirildiği grafiğe K_{TS} isminde J^2 'nin fonksiyonu olan ek bir itme katsayısı eğrisinin eklenmesi ile tayin edilir.

$$K_{TS} = T_s J^2 / \{ \rho D^2 V^2 \} \quad (7.6)$$

Burada; "Ts" sevk noktasındaki pervane itmesidir.



Şekil 7.26 Kendi kendini sevk noktasının tespiti

Burada (Şekil 7.26) K_T ve K_{TS} eğrisinin kesişimi ve K_{FD} eğrisinin x-eksenini kestiği nokta sevk noktasını vermektedir. Bu değer için grafikten $J=1.168$ olarak okunur. Okunan ilerleme katsayısından "n" pervane devri belirlenir.

$$n = \frac{V}{\{JD\}} = 8.971 \text{ rps} \quad (7.7)$$

Buradan sevk noktasındaki pervane devri 538.27 rpm olarak hesaplanır.

Sevk noktası için elde edilen karakteristikler Çizelge 7.5'te verilmektedir.

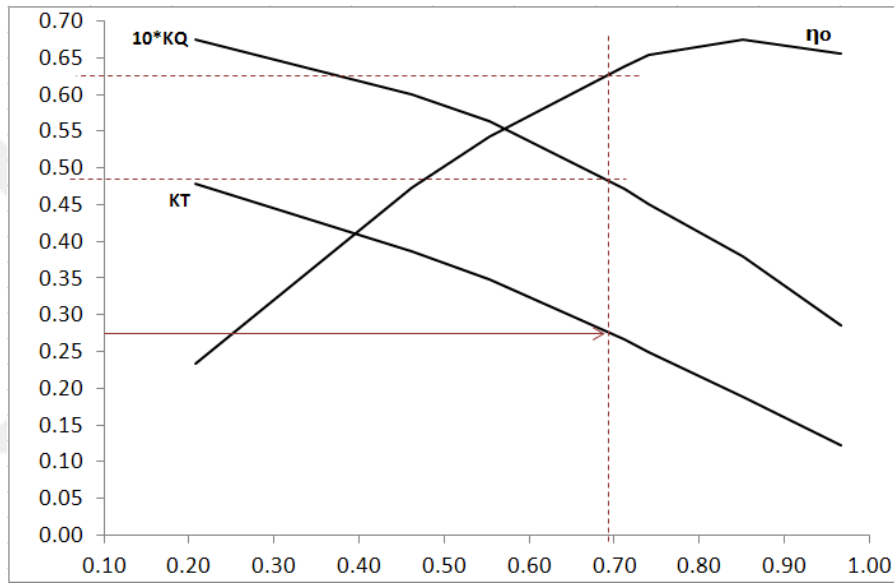
Çizelge 7.5 Sevk karakteristikleri

K_T	0.275
T (N)	104.261
K_Q	0.056
Q (Nm)	5.557
n (rpm)	538.27

Darpa Suboff denizaltı modelinin $V=2.75$ m/s için direnç deneylerinden elde edilen Direnç değeri:

$R_T=82.9817$ N'dur.

Denizaltı arkası durumda pervaneye gelen akış hızındaki koşullarda pervane açık su karakteristiklerini belirlemek için itme benzerliği yaklaşımı kullanılmıştır. Bunun için hesaplanan $K_T=0.275$ değeri pervane açık su diyagramına yerleştirilmiştir. Hesaplamalarda E1619 pervanesinin deneysel verileri kullanılmıştır.



Şekil 7.27 Açık Su Pervane Karakteristikleri

Yerleştirilen bu değerlerden ilerleme hızı (J_0), tork katsayısı (K_{Q0}) ve verim (η_0) değerlerine birer dikme çıkılarak bu değerler okunmuştur (Şekil 7.27). Böylece denizaltı arkası durumda pervaneye gelen akış hızına karşılık gelen hızda pervane açık su karakteristikleri okunmuş olur. İtme benzerliği yaklaşımı kullanılarak K_T değeri pervane açık su diyagramına yerleştirildiğinde ilerleme hızı $J_0=0.693$; tork katsayısı $K_{Q0T}= 0.049$ ve pervane verimi $\eta_0=0.622$ olarak okunur.

Buradan Taylor iz katsayısı;

$$w_T = \frac{J_P - J_{oT}}{J_P} = \frac{1.168 - 0.693}{1.168} = 0.4067 \quad (7.8)$$

olarak hesaplanır. İtme azalma katsayısı ise;

$$t = \frac{T_{TP} + F_D - R_m}{T_{TP}} = \frac{104.133 - 82.9817}{104.133} = 0.2031 \quad (7.9)$$

olarak bulunur.

Tekne verimi;

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w_T} = \frac{1-0.2031}{1-0.4067} = 1.3432 \quad (7.10)$$

Bağıl dönme verimi;

$$\eta_R = \frac{K_{Qot}}{K_{QP}} = \frac{0.049}{0.056} = 0.875 \quad (7.11)$$

Bu sonuçlar doğrultusunda sevk verimi değeri:

$$\eta_D = \eta_{ot} \eta_H \eta_R = 0.622 \times 1.3432 \times 0.875 = 0.73 \quad (7.12)$$

olarak hesaplanır.

7.4.3 Belirsizlik Analizi

Deneylerdeki itme kuvveti ve tork kuvvetindeki belirsizlik miktarını tespit etmek için belirsizlik analizi gerçekleştirilmiştir. Analiz ITTC prosedürlerinden “Sevk, Performans Belirsizlik Analizi, Sevk Deneyi için Örnek” 7.5-02-03-01.2 [56] kullanılarak yapılmıştır.

7.4.3.1 İtme Kuvveti (T) için Belirsizlik Analizi

Sevk deneyleri esnasında ölçülen itme kuvveti değerleri ve ortalamaları Çizelge 7.6’da verilmektedir. Ortalama değerlere göre minimum ve maksimum elde edilen değerler hata barı olarak Şekil 7.28’de verilmektedir. Bunlara bağlı olarak aşağıdaki formüllere göre hesaplanan belirsizlik ifadeleri Çizelge 7.7 ve Çizelge 7.8’de verilmektedir. Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı Çizelge 7.9’da verilmiş, grafik olarak da Şekil 7.29’da gösterilmiştir.

$$P(\text{mean}) = \frac{KSDev}{\sqrt{M}} \quad (7.13)$$

$$P(\text{sin gle}) = KSDev \quad (7.14)$$

Burada K=2 dir.

İtme kuvveti için toplam hata:

$$(U_T) = \left((B_T)^2 + (P_T)^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.15)$$

İtme kuvveti için Bias hataları:

$$B_T = \left(B_1^2 + B_2^2 + B_3^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.16)$$

İtme kuvveti için yüzde olarak belirsizlik:

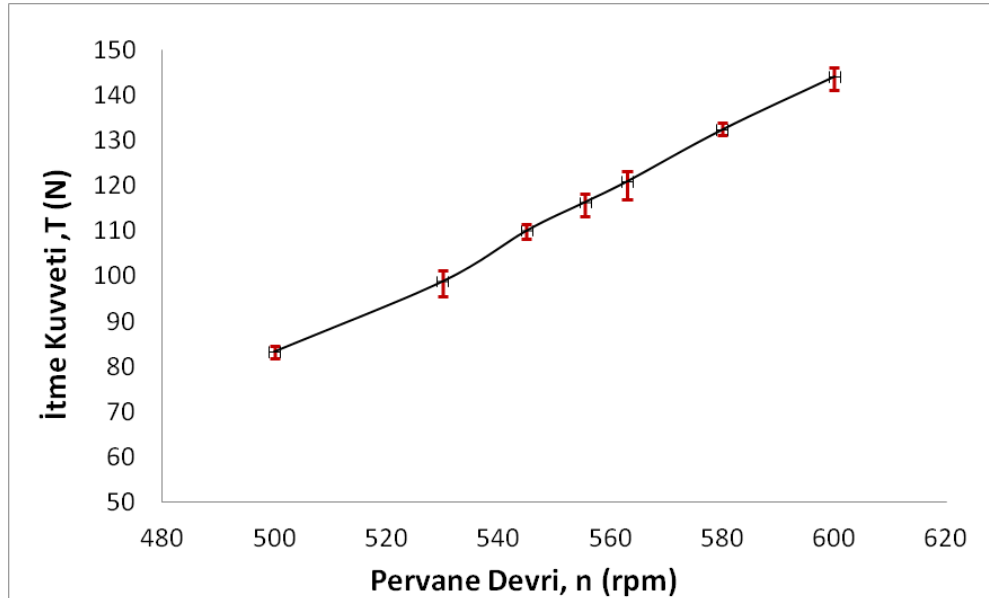
$$\%Unc = (U_T / T) \times 100 \quad (7.17)$$

Burada B_1 , kalibrasyondan kaynaklanan bias hataları, B_2 , data acquisitiondan kaynaklanan bias hataları ve B_3 , veri reductiondan kaynaklanan bias hatalarıdır.

$$B_1 = 0.00005 \times T \quad (7.18)$$

$$B_2 = 2 \times S.E.E. \quad (7.19)$$

$$B_3 = (AD_{hata} \times AD_{merete}) / (AD_{kesinlik}) \quad (7.20)$$



Şekil 7. 28 İtme kuvveti (minimum ve maksimum ölçüm değerleri ile)

Çizelge 7. 6 Sevk deneyi itme kuvveti verileri

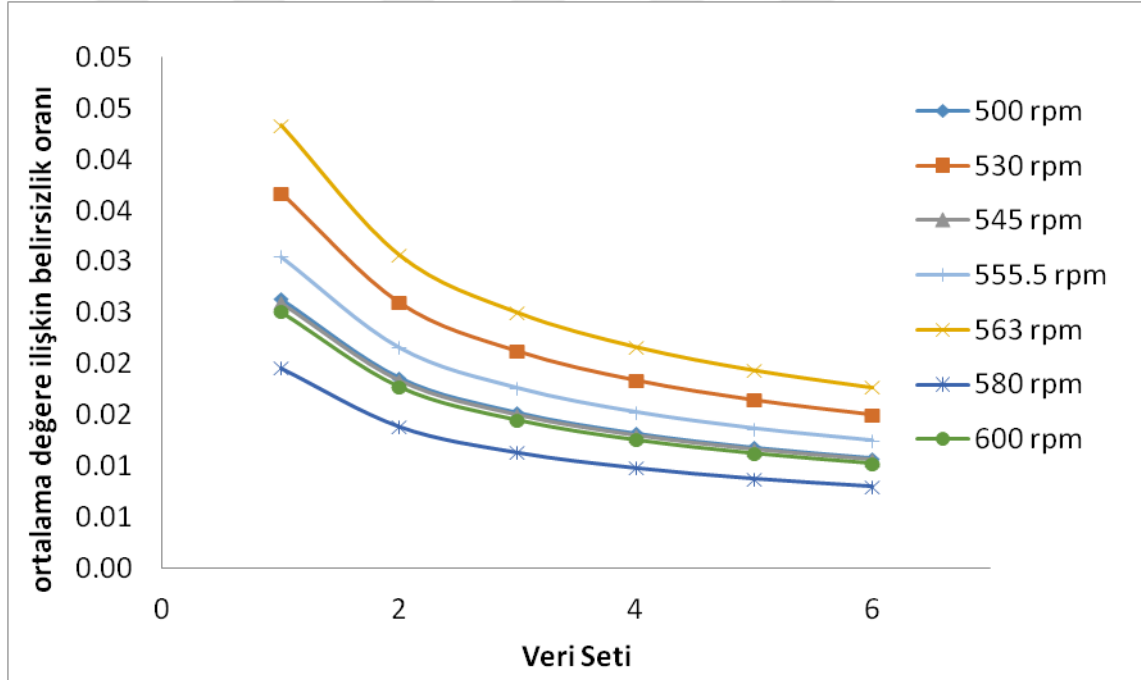
rpm	1	2	3	4	5	6	ortalama
500	82.77	82.49	81.84	84.54	84.05	84.23	83.32
530	99.22	98.80	99.01	101.29	95.66	99.25	98.87
545	109.84	111.62	111.21	111.05	108.15	108.72	110.10
555.5	113.37	116.70	118.27	118.11	116.11	116.22	116.46
563	118.83	123.36	122.85	123.01	121.23	116.93	121.04
580	131.20	133.98	131.12	133.13	131.79	133.80	132.51
600	141.11	144.18	143.57	144.55	145.80	146.14	144.23

Çizelge 7. 7 Sevk deneyi itme kuvveti için belirsizlik analizi

rpm	min	max	Sdev	P(S)	P(M)	Total Uncertainty	%Unc
500	1.48	1.22	1.10	2.19	0.90	0.90	1.08
530	3.22	2.42	1.82	3.63	1.48	1.48	1.50
545	1.95	1.52	1.43	2.86	1.17	1.17	1.06
555.5	3.09	1.80	1.78	3.55	1.45	1.45	1.25
563	4.11	2.33	2.62	5.24	2.14	2.14	1.77
580	1.38	1.48	1.29	2.59	1.06	1.06	0.80
600	3.11	1.91	1.81	3.62	1.48	1.48	1.02

Çizelge 7. 8 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı

rpm	1	2	3	4	5	6
500	0.0263	0.0186	0.0152	0.0132	0.0118	0.0108
530	0.0367	0.0260	0.0212	0.0184	0.0164	0.0150
545	0.0259	0.0183	0.0150	0.0130	0.0116	0.0106
555.5	0.0305	0.0216	0.0176	0.0153	0.0136	0.0125
563	0.0433	0.0306	0.0250	0.0217	0.0194	0.0177
580	0.0195	0.0138	0.0113	0.0098	0.0087	0.0080
600	0.0251	0.0177	0.0145	0.0125	0.0112	0.0102



Şekil 7. 29 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı

Bu grafiklerden görüleceği gibi itme kuvveti için belirsizlik 500 rpm için %1.08, 530 rpm için %1.50, 545 rpm için %1.06, 555.5 rpm için %1.25, 563rpm için%1.77, 580 rpm için %0.80 ve 600 rpm için %1.02 olarak belirlenmiştir. Her veri seti için olan ortalama belirsizlik oranı ise örneğin 500 rpm için tek deney için %2 iken deney sayısı arttıkça %1 mertebesine inmektedir.

7.4.3.2 Tork (Q) için Belirsizlik Analizi

Sevk deneyleri esnasında ölçülen tork kuvveti değerleri ve ortalamaları Çizelge 7.9'da verilmektedir. Ortalama değerlere göre minimum ve maksimum elde edilen değerler hata barı olarak Şekil 7.30'da verilmektedir. Bunlara bağlı olarak aşağıdaki formüllere göre hesaplanan belirsizlik ifadeleri Çizelge 7.10 ve Çizelge 7.11'de verilmektedir. Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı Çizelge 7.12'de verilmiş, grafik olarak da Şekil 7.31'de gösterilmiştir.

Tork kuvveti için toplam hata:

$$(U_Q) = \left((B_Q)^2 + (P_Q)^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.21)$$

Tork kuvveti için Bias hataları:

$$B_Q = \left(B_1^2 + B_2^2 + B_3^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.22)$$

Çekme kuvveti için yüzde olarak belirsizlik:

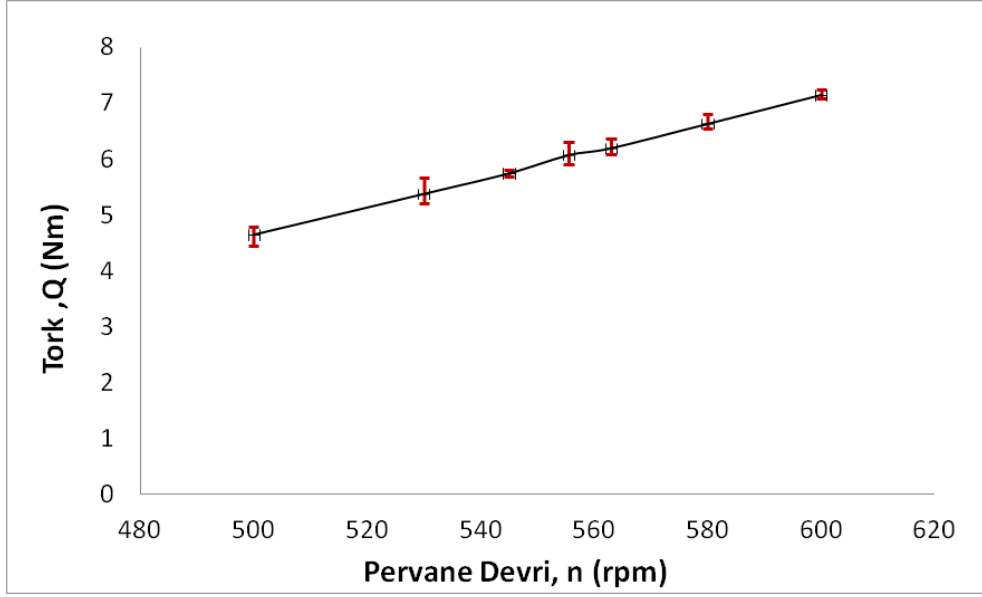
$$\%Unc = (U_Q / Q) \times 100 \quad (7.23)$$

Burada B_1 , kalibrasyondan kaynaklanan bias hataları, B_2 , data acquisitiondan kaynaklanan bias hataları ve B_3 , veri reductiondan kaynaklanabilecek bias hatalarıdır.

$$B_1 = \left((\delta Q / \delta F \cdot B_F)^2 + (\delta Q / \delta R \cdot B_R)^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (7.24)$$

$$B_2 = 2 \times S.E.E \quad (7.25)$$

$$B_3 = (AD_{hatası} \times AD_{meretebe}) / (AD_{kesinlik}) \quad (7.26)$$



Şekil 7. 30 Tork kuvveti (minimum ve maksimum ölçüm değerleri ile)

Çizelge 7. 9 Sevk deneyi tork kuvveti verileri

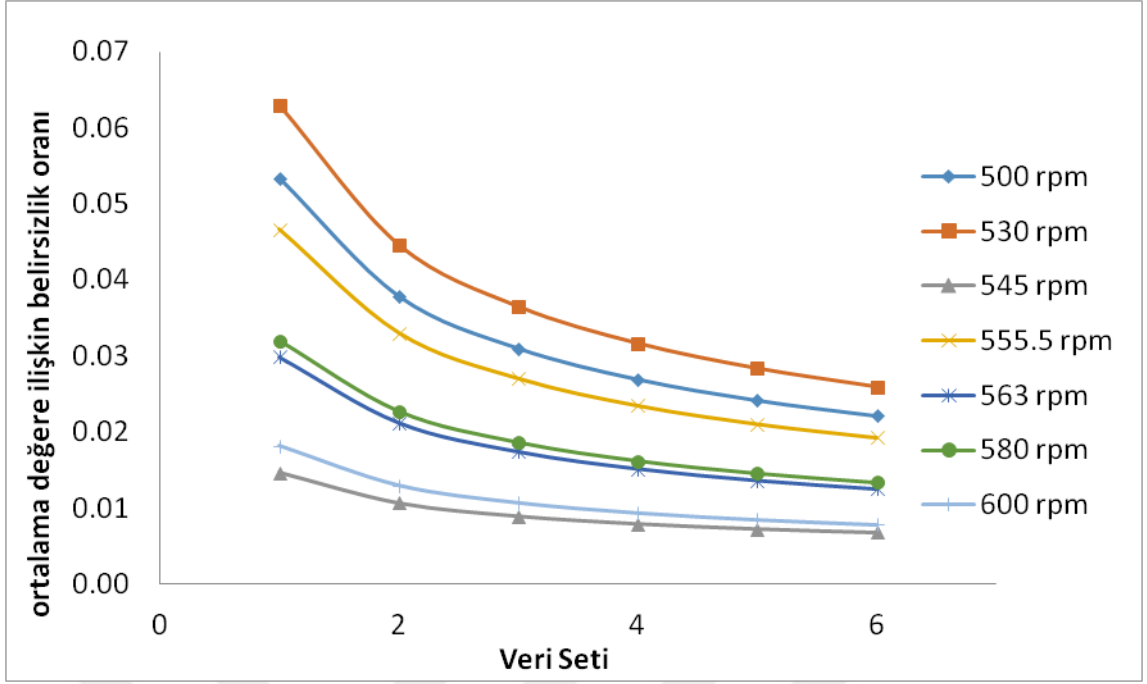
rpm	1	2	3	4	5	6	ortalama
500	4.7828	4.7548	4.6632	4.6664	4.4498	4.5649	4.6470
530	5.6687	5.4282	5.3352	5.3920	5.2328	5.1972	5.3757
545	5.7606	5.8059	5.7240	5.7520	5.6837	5.7313	5.7429
555.5	6.1656	6.0611	6.0049	5.9789	5.9040	6.2939	6.0681
563	6.3547	6.1991	6.1931	6.1269	6.0849	6.1921	6.1918
580	6.7984	6.6920	6.6417	6.5355	6.5521	6.5386	6.6264
600	7.2484	7.1773	7.1501	7.0878	7.1027	7.0842	7.1418

Çizelge 7. 10 Sevk deneyi tork kuvveti için belirsizlik analizi

rpm	min	max	Sdev	P(S)	P(M)	Total Uncertainty	%Unc
500	4.8051	2.5927	0.1236	0.2471	0.1009	0.1028	2.2132
530	1.5260	1.3216	0.1690	0.3380	0.1380	0.1394	2.5936
545	1.8156	2.7181	0.0409	0.0818	0.0334	0.0389	0.6777
555.5	2.6086	2.0294	0.1410	0.2820	0.1151	0.1169	1.9259
563	2.7132	4.7203	0.0919	0.1838	0.0750	0.0777	1.2542
580	1.6943	1.8078	0.1055	0.2109	0.0861	0.0884	1.3341
600	2.5465	2.1414	0.0640	0.1279	0.0522	0.0559	0.7830

Çizelge 7. 11 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı

rpm	1	2	3	4	5	6
500	0.0534	0.0378	0.0310	0.0269	0.0242	0.0221
530	0.0630	0.0446	0.0365	0.0317	0.0284	0.0259
545	0.0147	0.0107	0.0089	0.0079	0.0073	0.0068
555.5	0.0466	0.0330	0.0270	0.0235	0.0210	0.0193
563	0.0299	0.0212	0.0174	0.0152	0.0137	0.0125
580	0.0320	0.0227	0.0186	0.0162	0.0146	0.0133
600	0.0181	0.0130	0.0107	0.0094	0.0085	0.0078



Şekil 7. 31 Her veri seti için ortalama değere ilişkin belirsizlik oranı

Bu grafiklerden görüleceği gibi tork kuvveti için belirsizlik 500 rpm için %2.2, 530 rpm için %2.59, 545 rpm için %0.67, 555.5 rpm için %1.93, 563rpm için%1.25, 580 rpm için %1.33 ve 600 rpm için %0.78 olarak belirlenmiştir. Her veri seti için olan ortalama belirsizlik oranı ise örneğin 500 rpm için tek deney için %5 iken deney sayısı arttıkça %2 mertebesine inmektedir.

DARPA SUBOFF DENİZALTI MODELİ ve E1619 PERVANESİ HESAPLAMALI AKIŞKANLAR DİNAMIĞI ANALİZLERİ

Bu bölümün amacı E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff model denizaltısının kendi kendini sevk noktasının bir hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemi ile belirlenmesi ve bu yöntem kullanılarak denizaltı sevk karakteristikleri üzerinde kış koniklik açısının ve boy-çap oranının etkilerinin incelenmesidir. Hesaplamalara INSEAN E1619 pervanesinin açık su pervane karakteristikleri ve pervane gerisi boyutsuz hız özelliklerinin belirlenmesi ve daha önce açık literatürde verilen sonuçlar ile karşılaştırılması ile başlanmaktadır. Hesaplar farklı çözüm ağı yoğunluklarına göre yapılarak çözüm ağı bağımsızlığı çalışması yapılmıştır. Tam boyuttaki model pervanesinin yanında denizaltı arkasında kullanılan ölçeklendirilmiş geometri için de HAD analizleri gerçekleştirilmiş pervane açık su karakteristikleri ve pervane gerisi boyutsuz hız dağılımı elde edilmiştir. Daha sonra Darpa Suboff denizaltısı direnç karakteristikleri hesaplamalı akışkanlar dinamiği yöntemleri ile elde edilerek deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır.

Pervane ve denizaltı modeli için yapılan doğrulama çalışmalarının ardından E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modeline ait sevk analizleri yapılmış ve kendi kendini sevk noktası tespit edilmiştir. Sevk analizlerinde E1619 pervanesinin ölçekli modeli kullanılmıştır. Kendi kendini sevk noktası HAD yöntemi ile belirlendikten sonra deneysel olarak elde edilen sevk karakteristikleri ile karşılaştırılmıştır. İyi bir uyumun sağlandığı görülüp sayısal yöntem daha sonraki hesaplamalarda kullanılmaya devam edilmiştir.

Farklı kış koniklik açlarına göre türetilmiş DARPA Suboff geometrilerinin hem direnç hem de E1619 pervanesi ile kendi kendini sevk analizleri gerçekleştirilmiştir. Her geometri için sevk karakteristikleri hesaplanarak sunulmuştur. Farklı boy-çap oranlarına sahip türetilmiş geometriler için de aynı şekilde direnç ve pervaneli sevk analizleri yapılarak sevk karakteristiklerinden iz katsayısı, itme azalma katsayısı ve tekne verimleri hesaplanmıştır. Sonuçlar daha önce açık literatüre sunulan sonuçlar ile karşılaştırılmıştır.

8.1 Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği Analizleri

Hesaplamalı akışkanlar dinamiği analizleri sonlu hacimler yöntemini kullanan ticari bir yazılım olan ANSYS Fluent 14.5 ile yapılmıştır. Çözüm ağları yapılandırılmamış elemanlardan meydana gelecek şekilde Pointwise programında oluşturulmuştur. Geometrilerin etrafında sınır tabakayı modellemek için T-REX elemanlar kullanılmıştır. T-Rex elemanlar, anisotropik tetrahedral yapıda yapılandırılmamış çözüm ağlarında yapılandırılmış ağ kalitesinde sınır tabaka çözüm ağları oluşturulmasında kullanılan bir yöntemdir. Tetrahedral yapıdaki bu elemanlar prizmaya dönüştürülebilmektedir. Geometrilerin etrafında duvardan boyutsuz uzaklık $y^+=50$ sağlanacak şekilde T-REX elemanlar kullanılmış çözücüye transfer ederken prizmatik yapıya dönüştürülmüştür. Pervanenin çözüm ağı bağımsızlığı üç farklı yoğunluktaki ağ için $\sqrt[3]{2}$ oranında değiştirilerek oluşturulmuştur. ITTC kuralları çözüm ağı bağımsızlığı araştırılırken en azından üç farklı çözüm ağı için hesapların yapılmasını tavsiye etmektedir [71]. Çözüm ağı değiştirilirken bütün parametreler sabit tutulurken sadece Δx değeri değiştirilmektedir. Çözüm ağı bağımsızlığı çalışmalarından elde edilen en uygun çözüm ağı boyutları sevk analizi ve konikliği değiştirilmiş denizaltı modeli geometrilerinin analizlerinde de kullanılmaktadır. Hesaplarda pervane gibi dönel akımlar için tercih edilen SST (Shear Stress Transport) k- ω türbülans modeli kullanılmıştır. Çözüm şeması olarak zamandan bağımsız çözümlerde tercih edilen SIMPLE (Semi Implicit Methods for Pressure Linked Equations) şeması seçilmiştir. Gradyan ayrıklaştırması daha doğru çözümler almayı sağlayan ve yanlış difüzyonu azaltan Green-Gauss nod tabanlıdır. Pervane analizinde yüksek derecede dönen akımlar için tercih edilen PRESTO metodu kullanılmıştır. Denizaltı direnç ve sevk analizlerinde ise ikinci mertebe şema tercih

edilmiştir. Pervane için momentum denklemleri, türbülans kinetik enerjisi ve spesifik yayılma oranı dört ve altı yüzlü çözüm elemanları ve dönel akımlar için tercih edilen QUICK şeması ile çözülmüştür. Denizaltı ve pervaneli denizaltı için ise momentum denklemleri ikinci mertebeden, türbülans kinetik enerjisi ve spesifik yayılma oranı ise QUICK metodu olarak seçilmiştir. Sınır şartlarında türbülans girişte ve çıkışta türbülans yoğunluğu ve viskozite oranı ile tanımlanmıştır. Çıkışta basınç çıkış şartı sıfır olarak kabul edilmiştir. Türbülans yoğunluğu pervane için 2.5, denizaltı ile pervaneli denizaltı için 2 olarak, türbülans viskozite oranı da pervane için 10 ve denizaltı ile pervaneli denizaltı için 5 olarak kabul edilmiştir. Analizlerde kullanılan çözüm şemaları ve türbülans sınır şartları Çizelge 8.1’de listelenmiştir.

Çizelge 8. 1 Analizlerde kullanılan çözüm şemaları ve türbülans sınır şartları

	E1619 Pervanesi	DARPA Suboff	Pervaneli DARPA Suboff
Basınç Ayırıklaştırması	PRESTO	İkinci mertebe	İkinci mertebe
Momentum Denklemleri	QUICK	İkinci mertebe	İkinci mertebe
Türbülans Kinetik Enerjisi	QUICK	QUICK	QUICK
Spesifik Yayılma Oranı	QUICK	QUICK	QUICK
Türbülans Yoğunluğu (ρ)	2.5	2	2
Türbülans Viskozite Oranı (μ_t/μ)	10	5	5
Türbülans Kinetik Enerjisi	0.002646	0.004537	0.004537
Spesifik Yayılma Oranı	263.3337	903.157	903.157

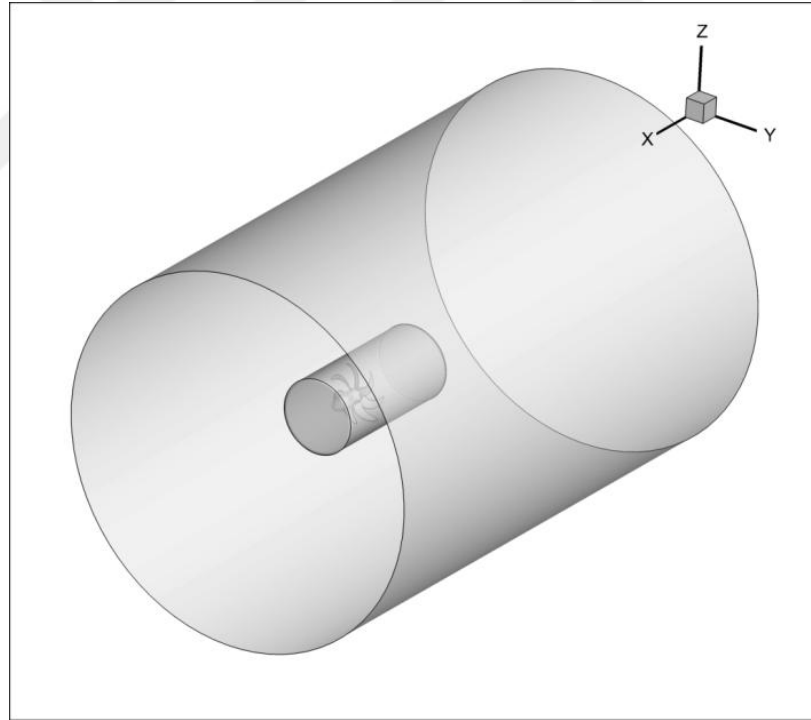
8.2 E1619 Pervanesi Açık Su Karakteristiklerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile Belirlenmesi

8.2.1 Yöntem

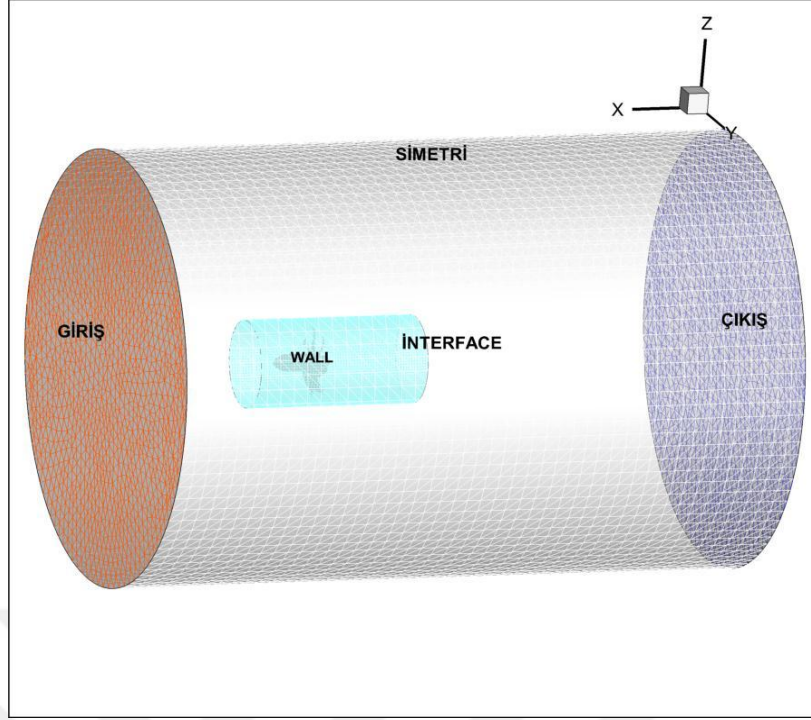
E1619 pervanesi $-6.2 < x/D < 3.09$ uzunluğunda ve $r/D < 6.2$ çapında silindirik bir çözüm hacmi içine yerleştirilmiştir. Çözüm hacminin içine pervanenin içinde bulunduğu ve

pervaneye dönme hareketinin verildiği 2.5D uzunluğunda ve 1.5D çapında silindirik bir Chimera blok yerleştirilmiştir (Şekil 8.1).

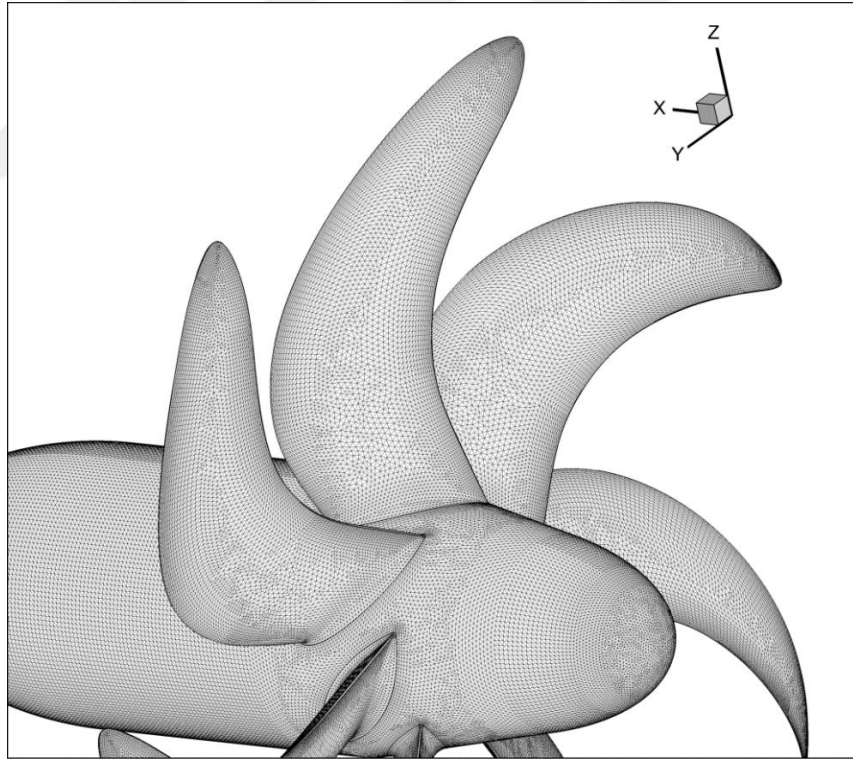
Pervaneye dönme hareketi zamandan bağımsız hesaplar için kullanılması önerilen hareketli referans eksen (Moving Reference Frame - MRF) yöntemi ile verilmiştir. Pervaneye gelen akım, hız girişi ile verilerek akım hızı $V=1.68\text{m/s}$ olarak alınmıştır (Di Felice'nin çalışmasında belirtilen hız değeri [27]). Farklı ilerleme hızları için akış hızı sabit tutulmuş ve pervane devri değiştirilmiştir. Pervane ve pervane göbeğinin yüzeyi kaydırmaz duvar olarak, en dıştaki silindirik yüzey simetri ve iç silindirik yüzey ara yüzey olarak seçilmiştir (Şekil 8.2). Çözüm ağı bağımsızlığının araştırılması için üç farklı çözüm ağı yoğunluğuna göre hesaplar yapılmıştır. Mesh yoğunluğu pervane kenarlarındaki eleman sayısı $\sqrt[3]{2}$ oranında arttırılarak değiştirilmiştir [44]. Kaba olan çözüm ağı 3.8×10^6 , orta yoğunluklu çözüm ağı 6.6×10^6 , sık olan çözüm ağı 11.8×10^6 elemandan oluşmaktadır (Şekil 8.3-8.5).



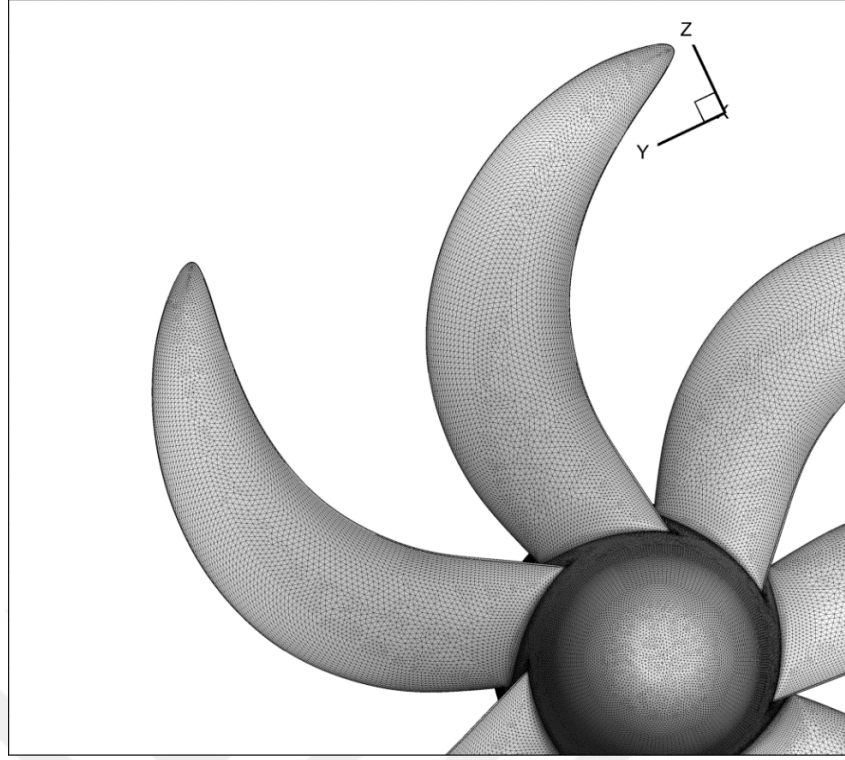
Şekil 8. 1 E1619 Pervanesi çözüm hacmi görünümü



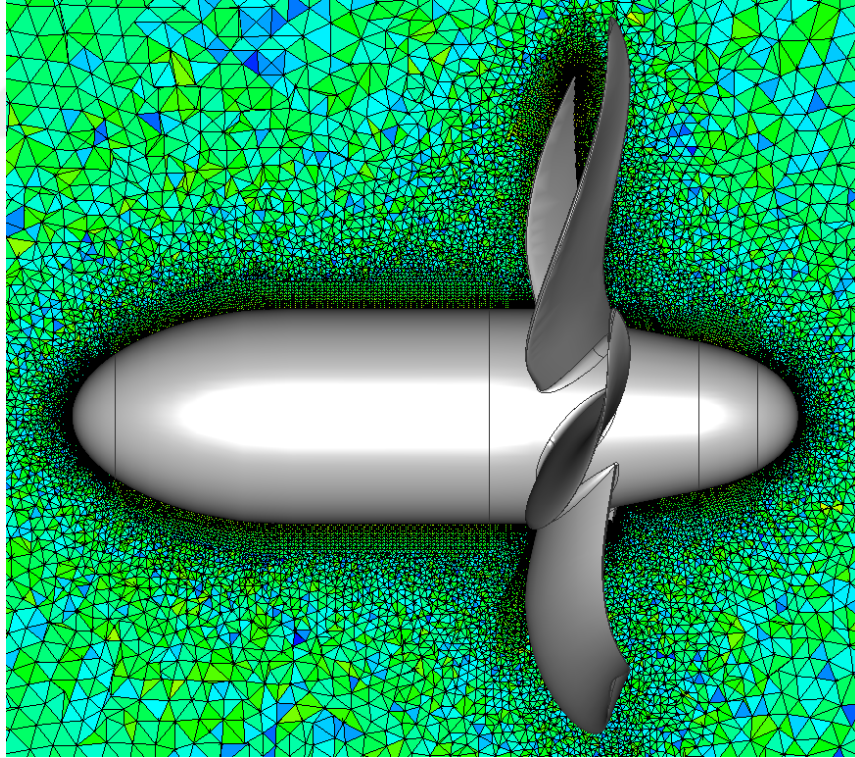
Şekil 8. 2 Çözüm ağı ve sınır koşulları görünümü



Şekil 8. 3 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü



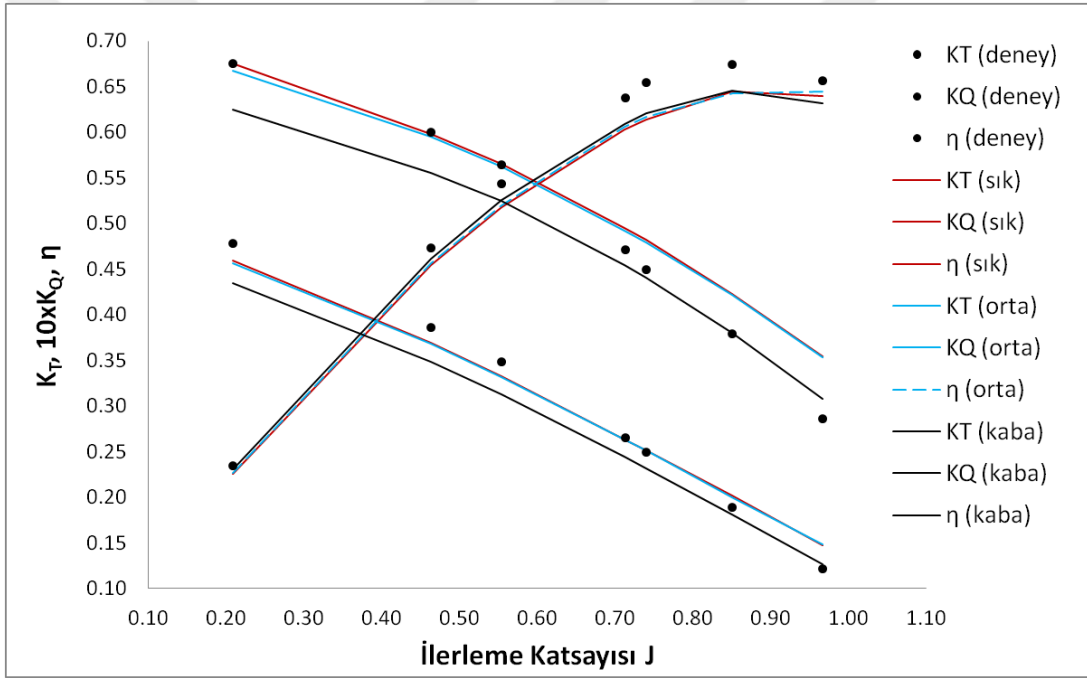
Şekil 8. 4 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü



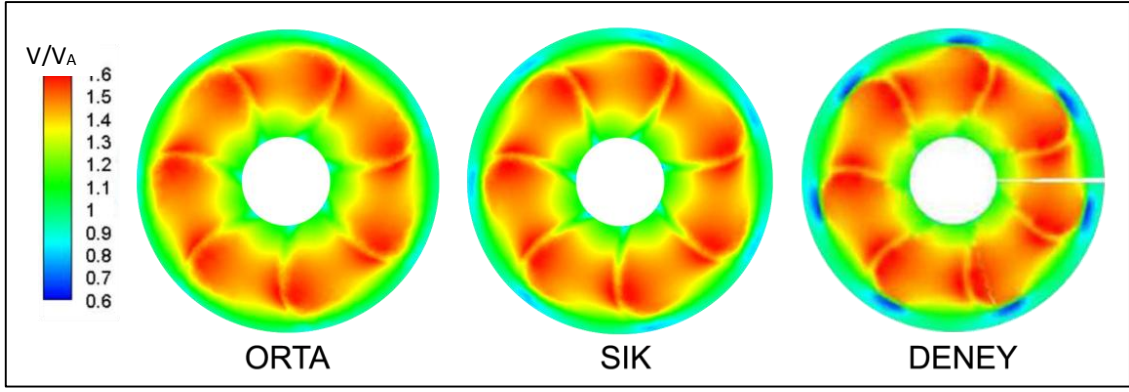
Şekil 8. 5 E1619 pervanesi orta yoğunluklu çözüm ağı görünümü

8.2.2 Sonuç

Üç farklı çözüm ağı yoğunluğuna göre elde edilen pervane açık su diyagramı Şekil 8.6'da verilmiştir. Kaba çözüm ağı için K_T %2, K_Q %5, orta yoğunluklu çözüm ağı için K_T %0.3 ve K_Q %6 ve sık çözüm ağı için K_T %0.4 ve K_Q %6 hata ile hesaplanmıştır. Çözüm ağı yoğunluğuna göre elde edilen pervane açık su değerlerinden K_T ve K_Q değerleri Çizelge 8.2'de, K_T ve K_Q değerlerinin deneye göre olan hata değerleri de Çizelge 8.3'te verilmiştir. Pervane gerisi $x=0.17R$ 'de elde edilen pervane gerisi boyutsuz hız dağılımı görünümü deneysel veriler ile karşılaştırılmış ve yüksek bir uyum içinde olduğu görülmüştür (Şekil 8.7). Sevk hesaplarında pervanenin orta yoğunluklu çözüm ağı için olan özellikleri kullanılmıştır.



Şekil 8. 6 E1619 Pervanesi açık su karakteristikleri



Şekil 8. 7 E1619 Pervanesi farklı çözüm ağı yoğunluklarında $x=0.17R$ konumundaki boyutsuz hız dağılımları

Çizelge 8. 2 E1619 Pervanesi açık su karakteristikleri

İLERLEME KATSAYISI	DENEY		KABA ÇÖZÜM AĞI		ORTA ÇÖZÜM AĞI		SIK ÇÖZÜM AĞI	
	KT	10xKQ	KT	10xKQ	KT	10xKQ	KT	10xKQ
0.2081	0.4780	0.6757	0.4343	0.6244	0.4567	0.6669	0.4592	0.6752
0.4625	0.3863	0.6004	0.3486	0.5557	0.3687	0.5946	0.3693	0.5982
0.5533	0.3483	0.5645	0.3129	0.5243	0.3319	0.5619	0.3327	0.5653
0.7123	0.2657	0.4719	0.2440	0.4543	0.2631	0.4925	0.2632	0.4953
0.7400	0.2500	0.4500	0.2320	0.4404	0.2509	0.4790	0.2511	0.4818
0.8505	0.1891	0.3795	0.1812	0.3800	0.2002	0.4219	0.2015	0.4231
0.9661	0.1221	0.2860	0.1266	0.3080	0.1482	0.3534	0.1473	0.3543

Çizelge 8. 3 Açık su karakteristiklerinin deney sonuçlarına göre hata oranı

J	KABA ÇÖZÜM AĞI		ORTA ÇÖZÜM AĞI		SIK ÇÖZÜM AĞI	
	K_T	$10 \times K_Q$	K_T	$10 \times K_Q$	K_T	$10 \times K_Q$
0.2081	0.1006	0.0822	0.0465	0.0132	0.0410	0.0008
0.4625	0.1081	0.0804	0.0477	0.0098	0.0461	0.0036
0.5533	0.1132	0.0767	0.0493	0.0046	0.0470	-0.0014
0.7123	0.0891	0.0387	0.0100	-0.0417	0.0093	-0.0472
0.7400	0.0776	0.0219	-0.0036	-0.0605	-0.0043	-0.0660
0.8505	0.0434	-0.0014	-0.0555	-0.1005	-0.0615	-0.1030
0.9661	-0.0356	-0.0715	-0.1759	-0.1906	-0.1713	-0.1927

8.2.3 Ölçeklendirilmiş E1619 Pervanesinin HAD Analizi ve Sonuçları

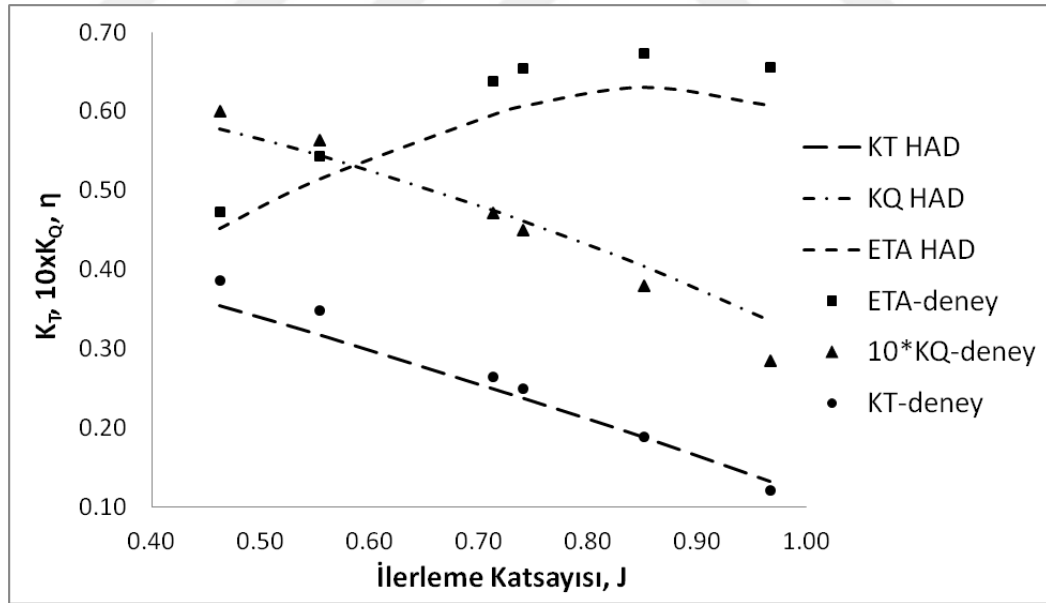
DARPA Suboff modeli ile beraber kullanılan E1619 pervanesinin çapı $D=0.2620$ metredir. Ölçeklendirilmiş olarak analizi yapılan pervanenin açık su performansı Şekil 8.8'deki gibi elde edilmiştir. Bu analizler için devir pervane benzerliğinden ve aynı V_A ilerleme hızı için aşağıdaki şekilde $8.665rps$ yani $519.9092 rpm$ olarak hesaplanmıştır.

Aynı ilerleme katsayısı $J=0.74$ için devir;

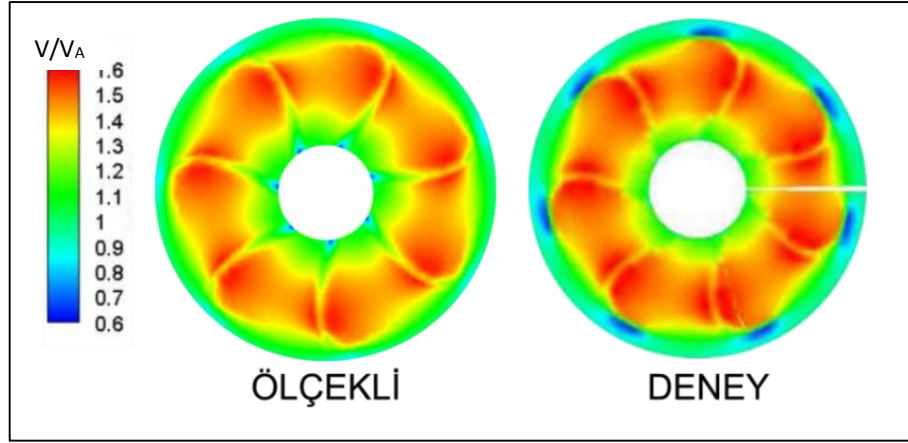
$$\frac{V_A}{nD} = \frac{V_{AM}}{n_M D_M} \quad (8.1)$$

$$n = \frac{n_M D_M}{D} = \frac{4.681 \times 0.262}{0.485} = 8.665 rps = 519.909 rpm \quad (8.2)$$

olarak hesaplanmaktadır. 5 milyon eleman için akış hızı $V_A=1.68 m/s$ için yapılan analizlerde K_T yüzde 2, K_Q yüzde 5 ve verim değeri yüzde 7 hata ile elde edilmiştir. Pervane gerisi $x/R=0.17$ konumunda elde edilen boyutsuz hız değerleri de daha önce INSEAN tarafından verilen deney sonuçları ile uyum içindedir (Şekil 8.9).



Şekil 8. 8 Ölçekli E1619 pervanesi ile elde edilen pervane açık su özellikleri

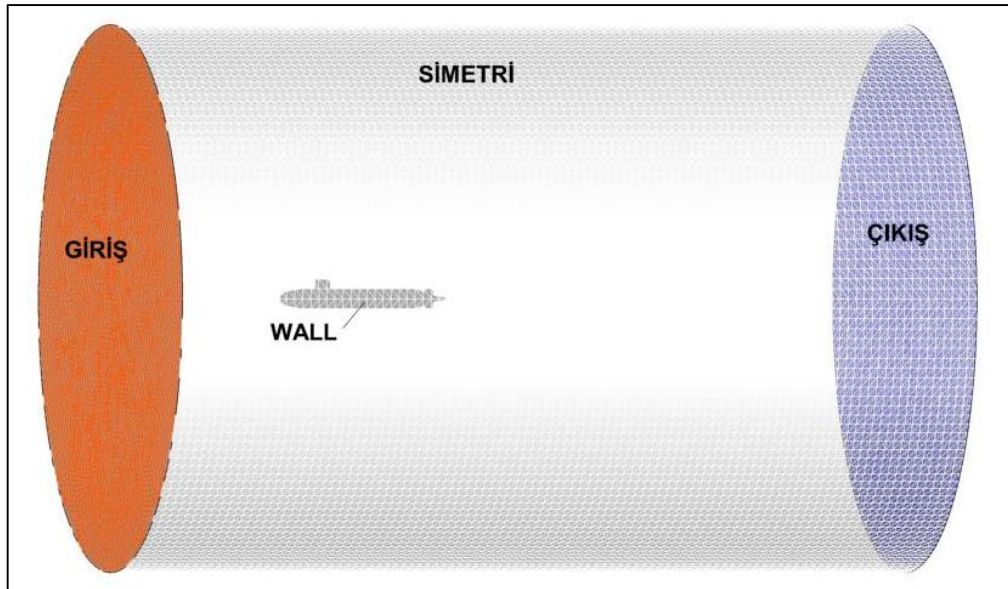


Şekil 8. 9 Ölçekli E1619 pervanesinin $x=0.17R$ konumunda boyutsuz hız dağılımı

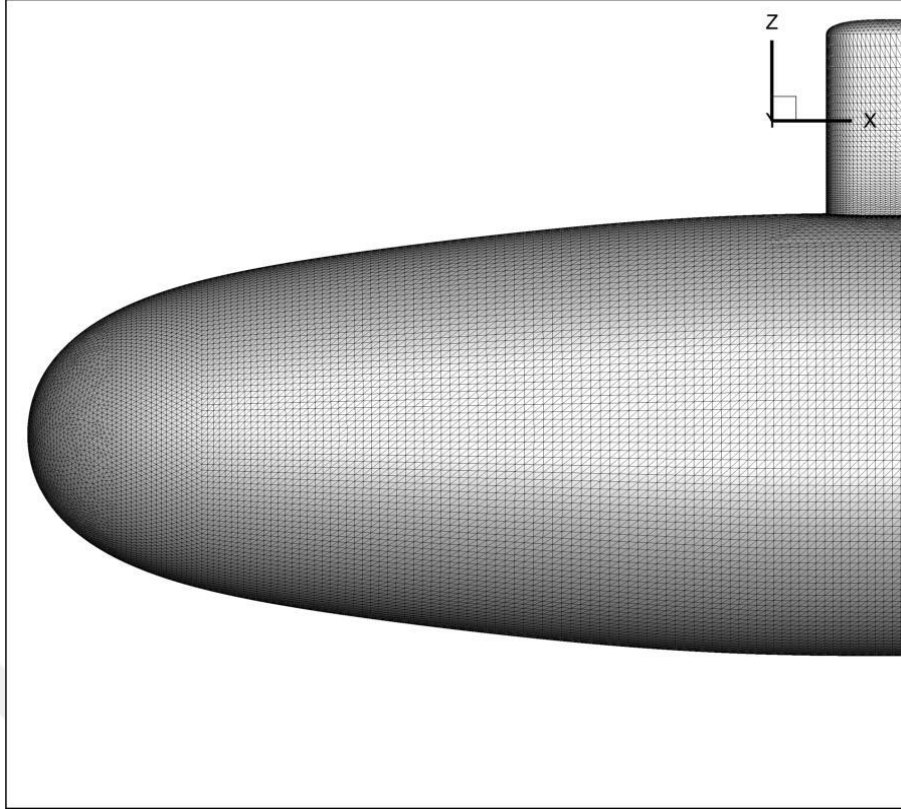
8.3 Darpa Suboff Denizaltısı Direnç Karakteristiklerinin Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği ile Belirlenmesi

8.3.1 Yöntem

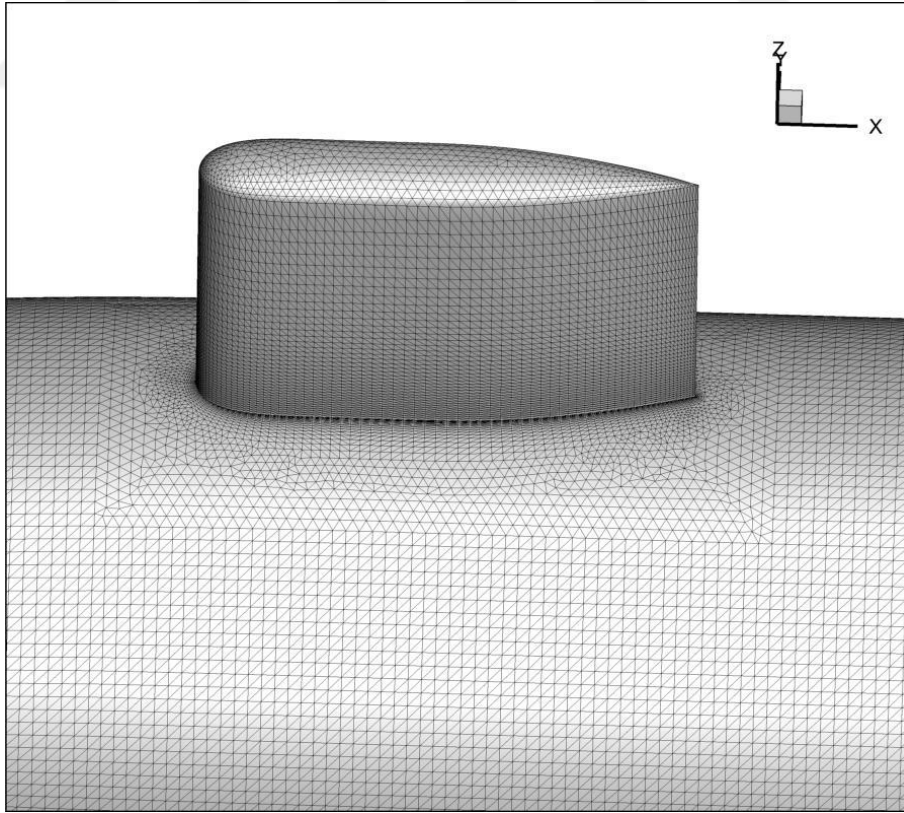
Darpa Suboff modeli AFF8 konfigürasyonu uzunluğu $-1.03 < x/L < 3.78$ ve çapı $r/L < 1.6$ boyutlarında silindirik bir çözüm hacminin içine yerleştirilmiştir (Şekil 8.10). Denizaltının yüzeyi kaydırmaz duvar olarak, dış silindirik yüzey simetri olarak seçilmiştir. Hesaplarda Reynolds sayısı, modelin uzunluğu baz alınarak 12×10^6 'dır.



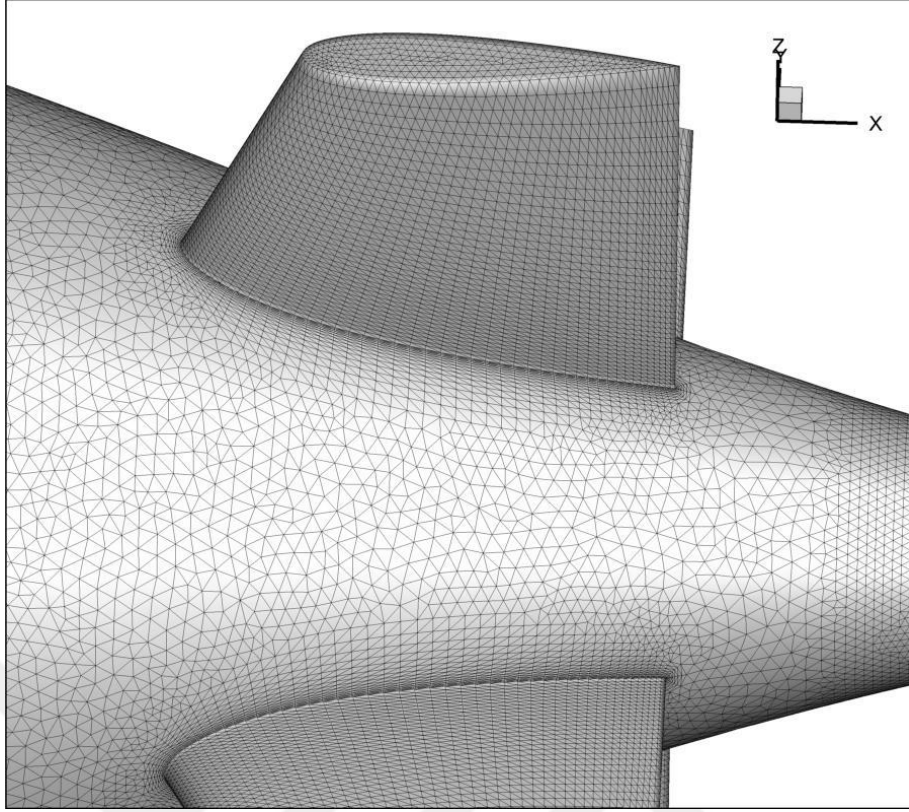
Şekil 8. 10 DARPA Suboff denizaltı modeli HAD'de kullanılan sınır koşulları



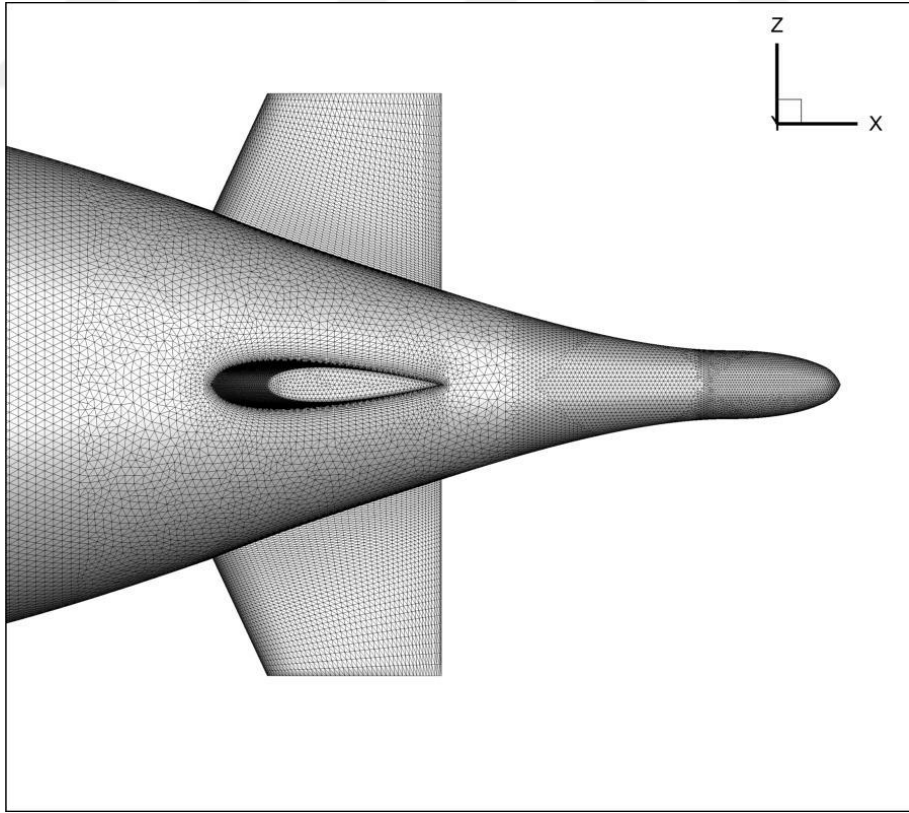
Şekil 8. 11 Burunda orta yoğunluklu çözüm ağı



Şekil 8. 12 Yelken etrafında orta yoğunluklu çözüm ağı



Şekil 8. 13 Dümen etrafında orta yoğunluklu çözüm ağı

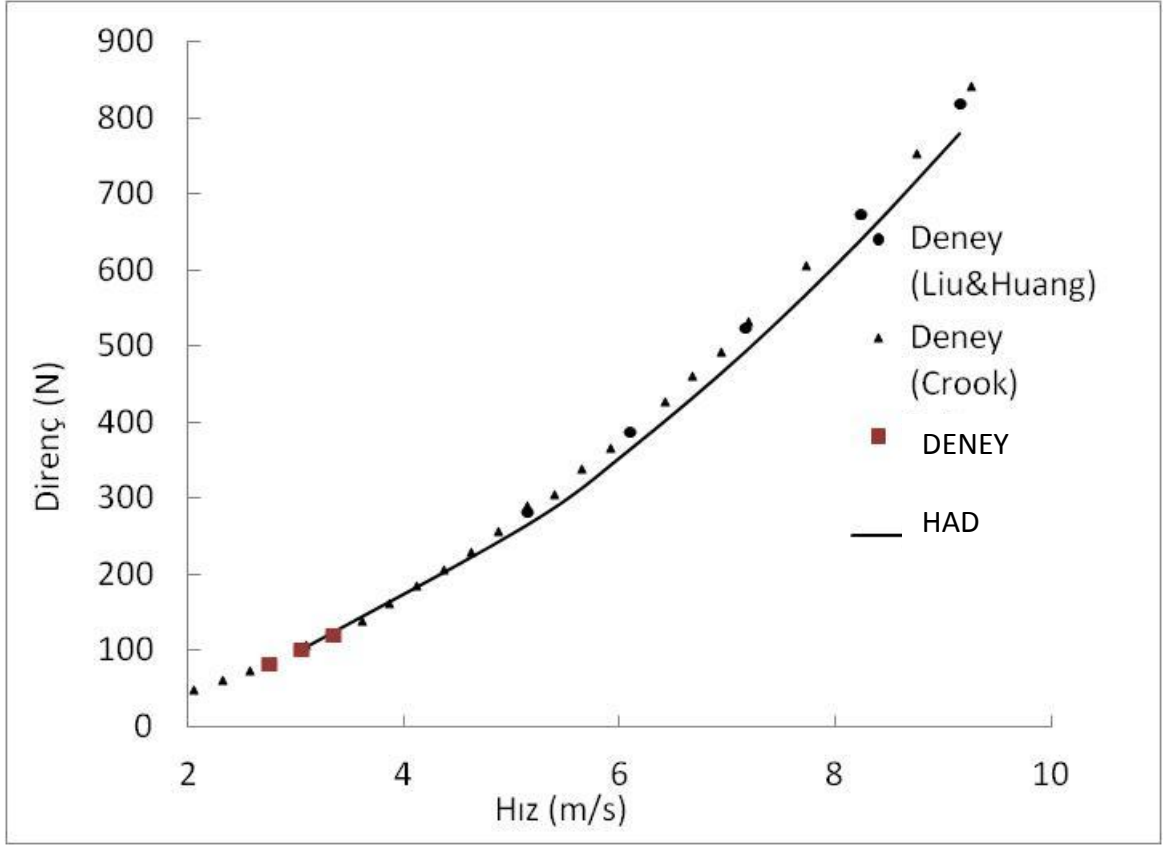


Şekil 8. 14 Kıç bölümünde orta yoğunluklu çözüm ağı

8.3.2 Sonuç

DARPA Suboff model denizaltısının direnç karakteristikleri HAD yöntemleri ile belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar tez kapsamında elde edilen deneysel veriler ve daha önce Crook [9] ve Liu&Huang [11] tarafından elde edilen deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır (Şekil 8.15). Deneysel veriler ile HAD'den elde edilen değerlerin yüksek bir uyum içinde olduğu görülmektedir. Elde edilen direnç değerlerinin deneye göre sapma miktarı Reynolds sayısının 12×10^6 ile 18×10^6 aralığında %1 ve 18×10^6 'dan büyük değerlerde %6 mertebesinde (Çizelge 8.4 ve Çizelge 8.5).

Darpa Suboff Denizaltısının AFF8 tam takıntılı ve pervanesiz konfigürasyonunda hesaplamalı akışkanlar dinamiği ile nominal iz dağılımı $x/L=0.978$, $x/L=1.04$ ve $x/L=1.20$ konumları için elde edilmiş ve Chase'in çalışmasında verilen deneysel iz dağılımları ile karşılaştırılmıştır (Şekil 8.16 - 8.18) [44]. Şekillerden görüleceği üzere ortadaki boşluk denizaltı kesitidir. Hız profilinin takıntıların bulunduğu konumlarda azaldığı görülmektedir. Yapılan deneylerde denizaltı modeli ters olduğundan denizaltının alt kısmında destekleyici ayaklardan ötürü düşük hız bölgeleri bulunmaktadır. Hesaplamalı akışkanlar dinamiği analizinde ise denizaltının kendisi modellendiğinden böyle bir bölgeye rastlanmamaktadır. Denizaltının üst kısmında bulunan yelkenin izinde "V" şeklinde bir yüksek hızlı akış bölgesi gözlemlenmektedir. Bunun sebebi yelkenden dolayı oluşan girdapların sınır tabakaya doğru kayması ve düşük momentumlu akışları kenarlara doğru ittirmesidir [44].



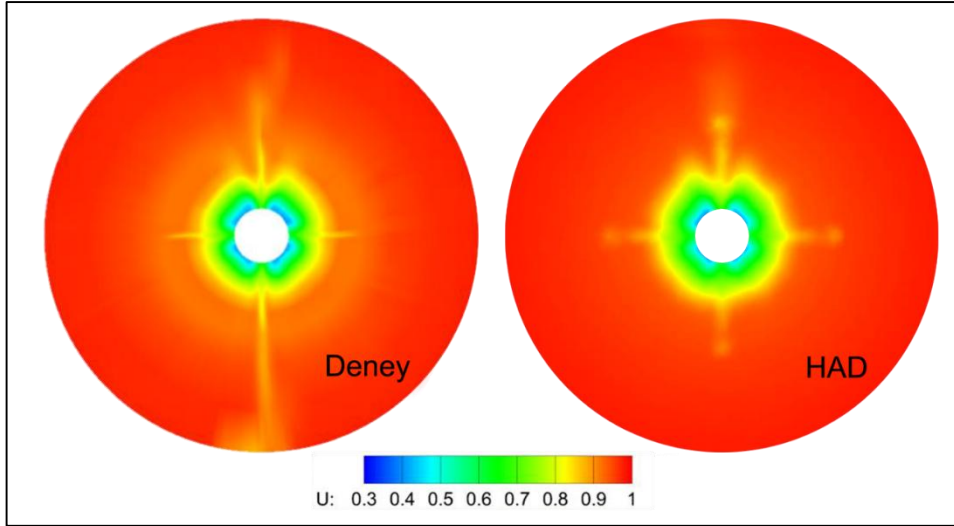
Şekil 8. 15 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonunda direnç değerleri

Çizelge 8. 4 Darpa Suboff AFF8 konfigürasyonunda direnç değerleri

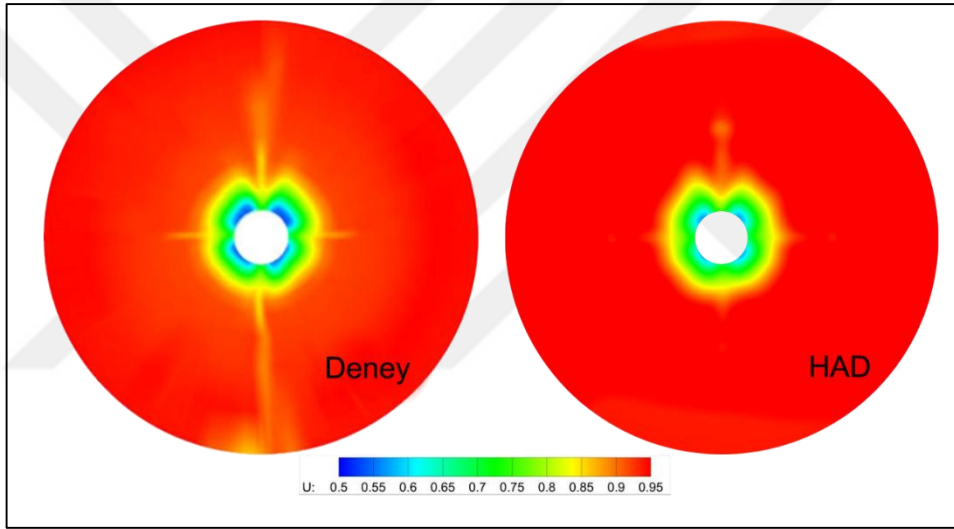
Model hızı (m/s)	Crook [9]	Liu ve Huang [11]	Deney	CFD
2.75	86		82.98	82.60
3.05	106	102.3	103.19	101.27
3.34	122		121.61	
5.144	291.18	283.8		265.53
6.096	368.82	389.2		364.86
7.160	534.71	526.6		492.98
8.230	675.88	675.6		639.87
9.151	843.53	821.1		780.36

Çizelge 8. 5 CFD'nin deneylere göre sapma miktarları

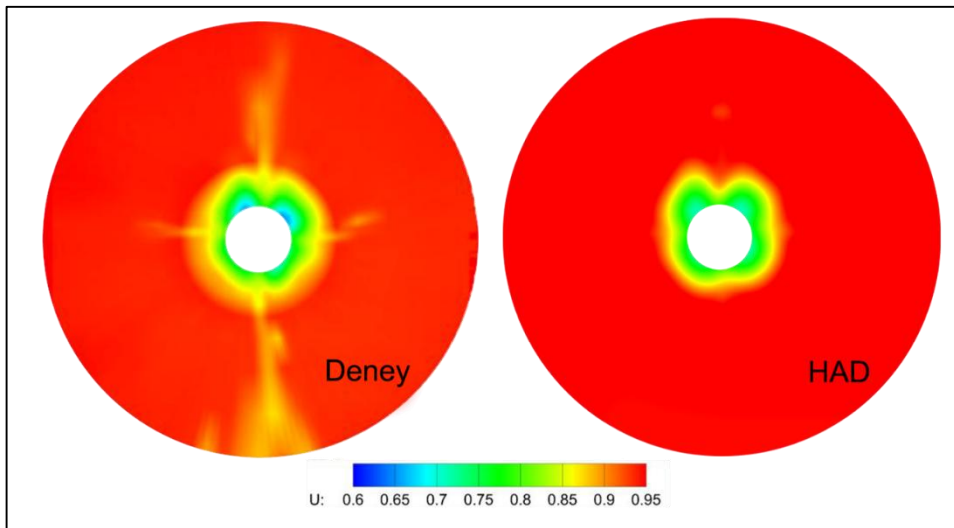
Model hızı (m/s)	Crook [9]	Liu ve Huang [11]	Deney
2.75	0.04		0.005
3.05	0.05	0.01	0.02
5.144	0.08	0.06	
6.096	0.01	0.06	
7.160	0.08	0.06	
8.230	0.05	0.05	
9.151	0.07	0.05	



Şekil 8. 16 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=0.978$ konumunda nominal iz dağılımı



Şekil 8. 17 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=1.04$ konumunda nominal iz dağılımı

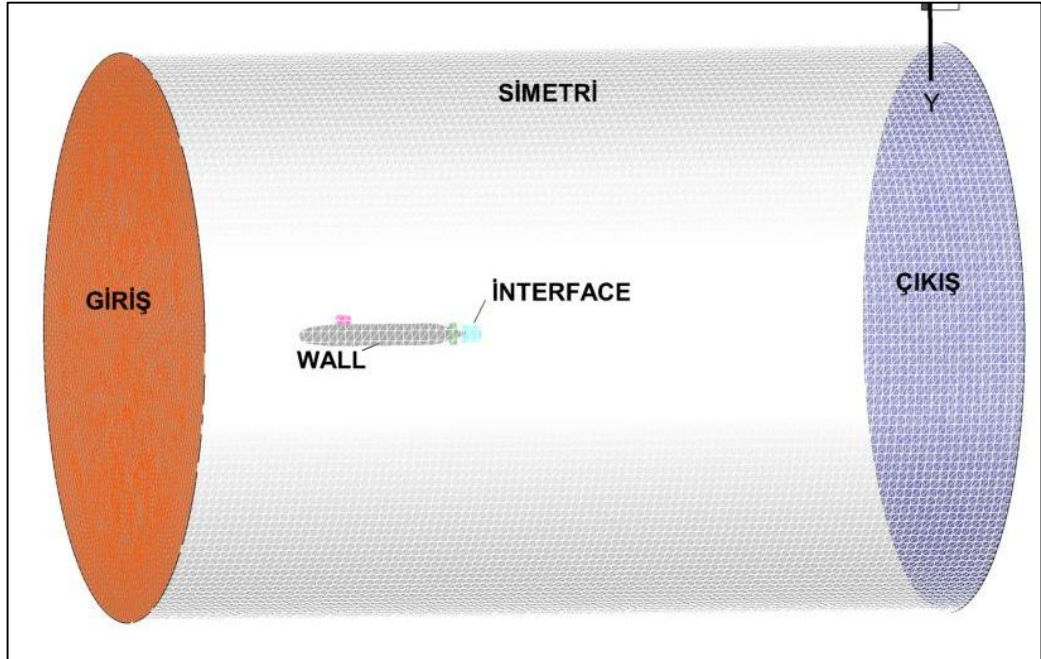


Şekil 8. 18 DARPA Suboff denizaltısının $x/L=1.20$ konumunda nominal iz dağılımı

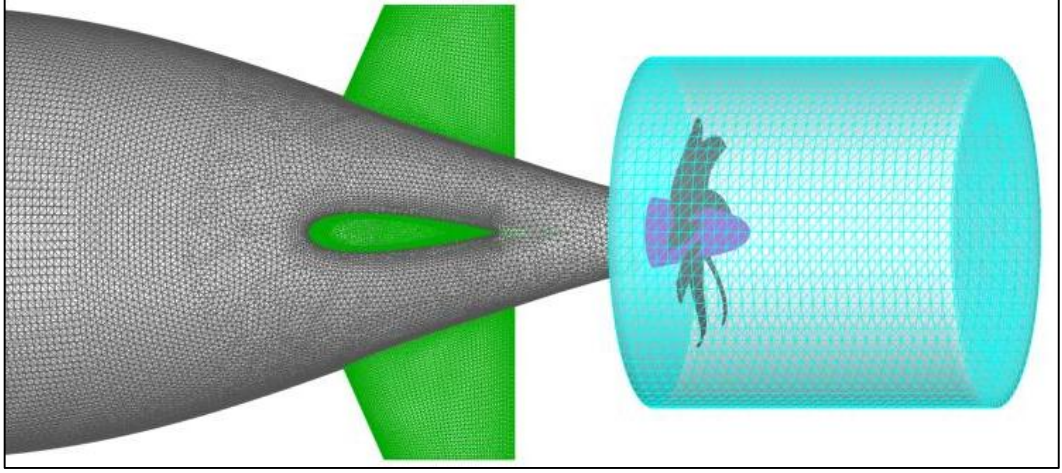
8.4 INSEAN E1619 Pervanesi ile Sevk Edilen DARPA Suboff Denizaltısının Sevk Noktasının HAD ile Belirlenmesi

8.4.1 Yöntem

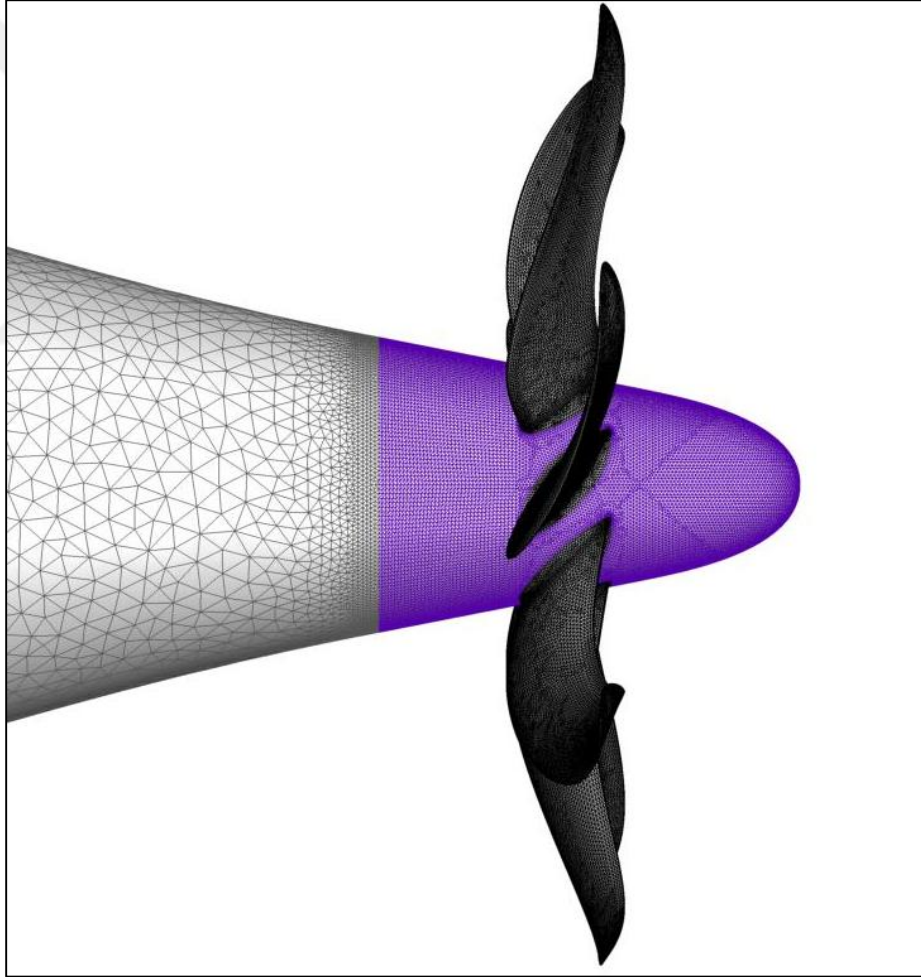
Pervaneli denizaltı için gerçekleştirilen sevk noktası (Sabit denizaltı hızında denizaltı toplam direncinin pervane itmesine eşit olacağı pervane devir sayısı) belirleme analizlerinde pervane ve denizaltı için yapılan çözüm ağından bağımsızlık çalışmaları sonucu belirlenen çözüm ağı özellikleri kullanılmıştır. Denizaltının yüzeyi kaydırmaz duvar olarak, dış silindirik yüzey simetri olarak seçilmiştir (Şekil 8.19). E1619 pervanesi 3R uzunluğunda ve 1.5R çapında silindirik bir Chimera blok içine yerleştirilmiş ve MRF yöntemi ile dönme hareketi verilmiştir (Şekil 8.20). Sevk noktası değişken yüklü sevk deneyi prensiplerine göre belirlenmiştir. Pervaneli denizaltı modeline akış hızı 2.75 m/s olarak gönderilmiş ve pervane devri farklı pervane yüklemelerine denk gelecek şekilde tahmini sevk noktasından büyük ve küçük olacak şekilde değiştirilmiştir. Her iki durum için elde edilen pervane itmesi ve denizaltı direnci değerlerinin kesişiminden ortaya çıkan devir değeri sevk noktası olarak belirlenerek bu değer için de analiz yapılmıştır (Şekil 8.22). Elde edilen itme ve tork değerlerinden itme benzerliği yaklaşımı ile Taylor iz katsayısı, itme azalma katsayısı ve tekne verimi hesaplanmıştır



Şekil 8. 19 E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff'un çözüm hacmi ve sınır koşulları



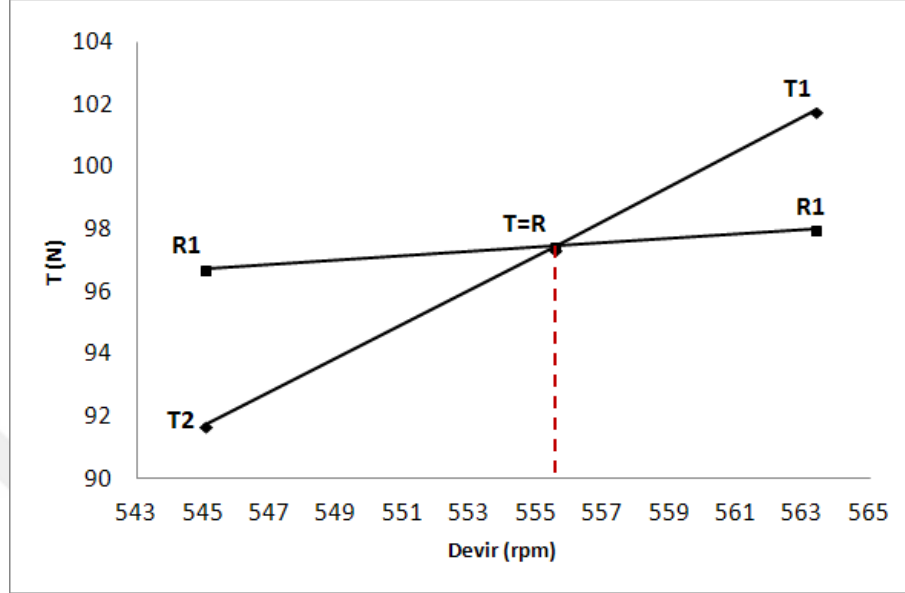
Şekil 8. 20 Pervane hacminin görünümü



Şekil 8. 21 Pervane bölgesinde çözüm ağı görünümü

8.4.2 Sonuç

$V=2.75$ m/s hızındaki sevk noktası için belirlenen pervane devri $n=555.48$ rpm'dir (9.258 rps). Buradan ilerleme katsayısını $J_p = \frac{V_s}{nD} = 1.1337$ olarak hesaplarız.



Şekil 8. 22 Sevk noktasının belirlenmesi

Çizelge 8. 6 DARPA Suboff'un sevk noktası hesabında analiz yapılan durumlar

DURUM	n (rpm)	T (N)	R (N)
1	563.33	101.0934	97.7996
2	545.00	91.0272	96.5209
Sevk Noktası	555.48	97.4013	97.4577

Bu devirde hesaplanan itme kuvveti $T=97.4013$ N ve moment $Q=4.8882$ Nm'dir. Bu değerlerden itme kuvveti katsayısı, tork kuvveti katsayısı aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır:

$$K_{TP} = \frac{T}{\rho n^2 D^4} = \frac{97.4013}{998.2 \times 9.2741^2 \times 0.262^4} = 0.2404 \quad (7.3)$$

$$K_{QP} = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} = \frac{4.8882}{998.2 \times 9.2741^2 \times 0.262^5} = 0.0461 \quad (7.4)$$

Denizaltı arkası durumda pervaneye gelen akış hızındaki koşullarda pervane açık su karakteristiklerini belirlemek için itme benzerliği yaklaşımı kullanılmıştır. Bunun için

hesaplanan K_{TP} değeri sayısal olarak elde edilen pervane açık su diyagramına yerleştirilir. Hesaplamalarda sonuçların tam tahmine dayalı olması için (fully-predicted) açık su pervane karakteristiklerinde sayısal olarak elde edilen sonuçlar kullanılmıştır. Yerleştirilen bu değerlerden ilerleme hızı (J_o), tork katsayısı (K_{Qo}) ve verim (η_o) değerlerine birer dikme çıkılarak bu değerler okunur (Şekil 8.23). Böylece denizaltı arkası durumunda pervaneye gelen akış hızına karşılık gelen hızda pervane açık su karakteristikleri okunmuş olur. İtme benzerliği yaklaşımı kullanılarak K_{TP} değeri pervane açık su diyagramına yerleştirildiğinde ilerleme hızı $J_o = 0.7280$; tork katsayısı $K_{Qot} = 0.0470$ ve pervane verimi $\eta_{ot} = 0.6030$ olarak okunur.

Buradan efektif iz katsayısı;

$$w_T = \frac{J_P - J_{oT}}{J_P} = \frac{1.1337 - 0.7280}{1.1337} = 0.3579 \quad (7.5)$$

olarak hesaplanır. İtme azalma katsayısı ise;

$$t = \frac{T_{TP} + F_D - R_m}{T_{TP}} = \frac{97.4013 - 82.6032}{97.4013} = 0.1519 \quad (7.6)$$

bulunur. Tekne verimi;

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w_T} = \frac{1-0.1519}{1-0.3579} = 1.3207 \quad (7.7)$$

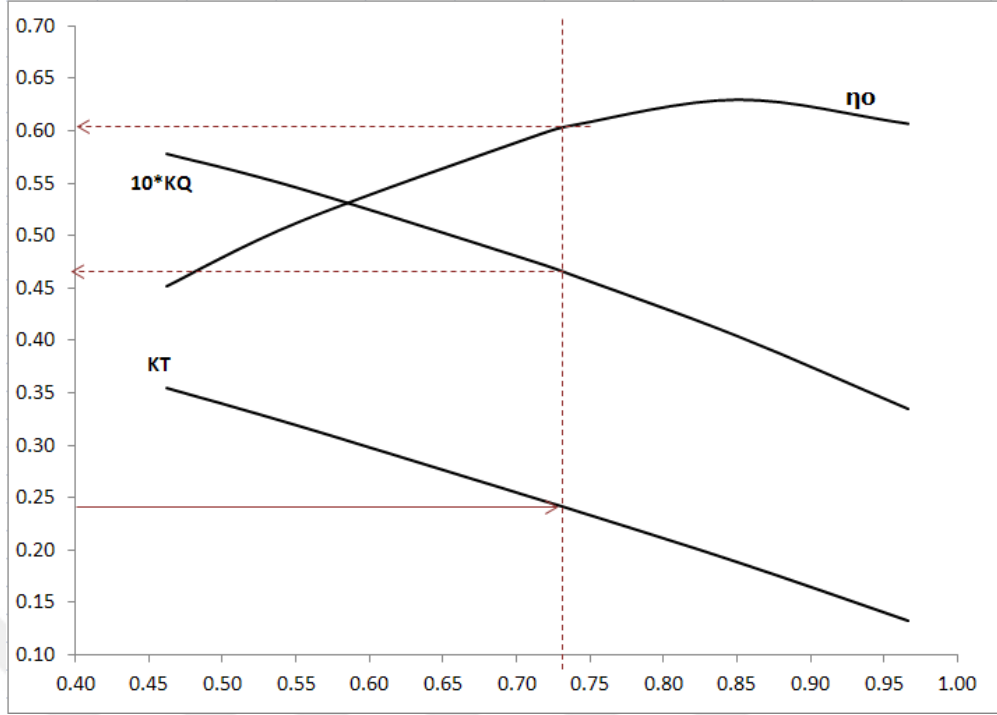
Bağıl dönme verimi;

$$\eta_R = \frac{K_{Qot}}{K_{QP}} = \frac{0.044}{0.046} = 1.0125 \quad (7.8)$$

Bu sonuçlar doğrultusunda sevk verimi değeri:

$$\eta_D = \eta_{oT} \eta_H \eta_R = 0.6030 \times 1.3207 \times 1.0125 = 0.8064 \quad (7.9)$$

olarak hesaplanır.



Şekil 8. 23 Açık Su Pervane Karakteristikleri

Çizelge 8. 7 Deneysel ve sayısal olarak elde edilen sevk karakteristikleri

		DENEY	HAD	HATA
İtme	T (N)	104.1327	97.4013	%6.5
Tork	Q (Nm)	5.557	4.8882	%12
Devir	n (rpm)	538.27	555.48	%3
Pervane ilerleme katsayısı	J	1.168	1.134	%3
Taylor İz katayısı	w_T	0.4067	0.3579	%12
İtme azalması	t	0.2031	0.1519	%25
Tekne Verimi	η_H	1.3432	1.3207	%1.6
Bağıl Dönme Verimi	η_R	0.875	1.0125	%15
Sevk Verimi	η	0.73	0.8064	%10

8.5 Farklı Kıç Konikliklerine göre Darpa Suboff Denizaltısının Direnç Karakteristiklerinin HAD ile Belirlenmesi

8.5.1 Yöntem

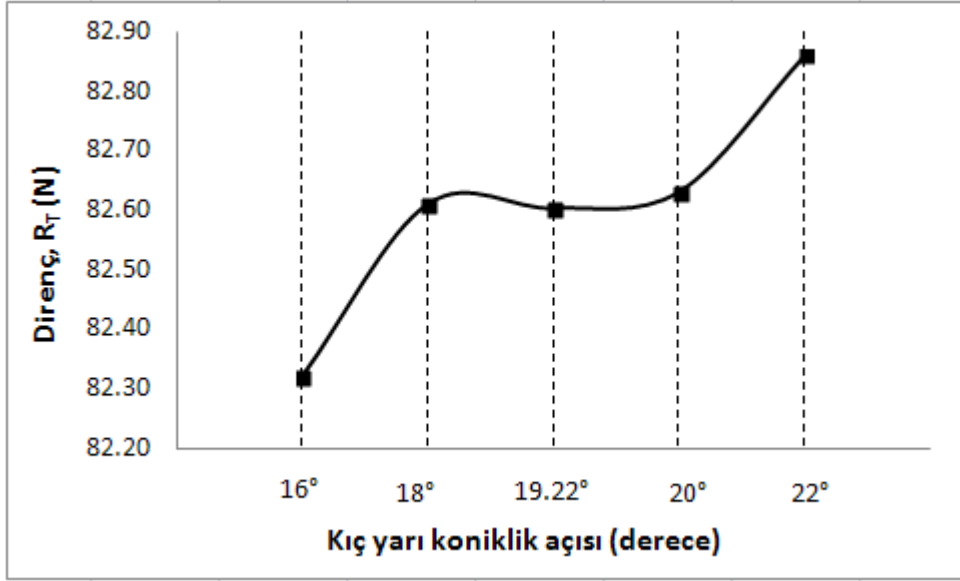
E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin kıç yarı koniklik açısı sırası ile 16° (DKKA_1), 18° (DKKA_2), 20° (DKKA_4) ve 22° (DKKA_5) olmak üzere değiştirilmiş geometrilerinin sevk karakteristikleri orijinal geometri için aynı sınır şartlarında $V=2.75$ m/s için tespit edilmiştir.

8.5.2 Sonuç

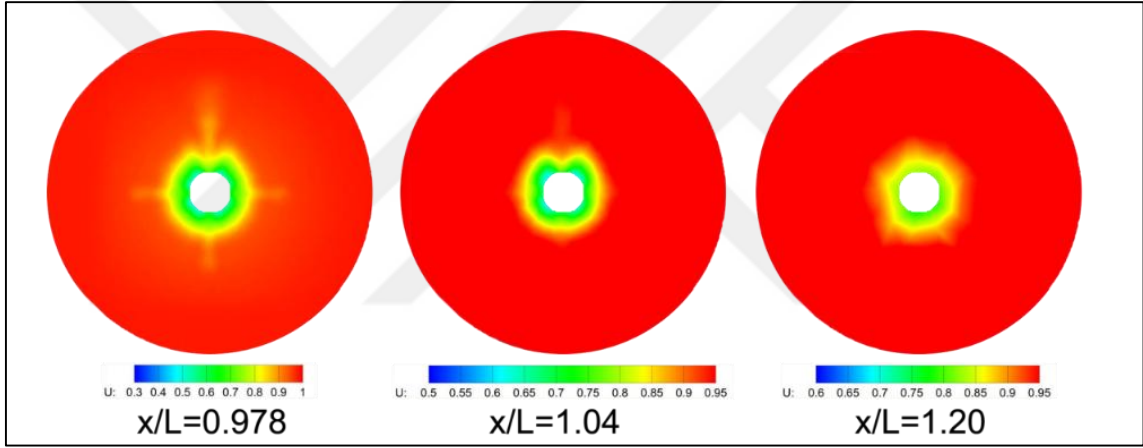
Kıç yarı koniklik açıları değiştirilmiş denizaltı geometrilerinin $V=2.75$ m/s'de farklı kıç koniklikleri için HAD analizlerinden elde edilen direnç değerleri Çizelge 8.7'de ve grafik olarak Şekil 8.24'te verilmektedir. Farklı koniklikler için $x/L=0.978$, $x/L=1.04$ ve $x/L=1.20$ konumlarında elde edilen iz değerleri de Şekil 8.25 ile Şekil 8.28 arası verilmiştir.

Çizelge 8. 8 Farklı kıç konikliklere göre direnç değerleri

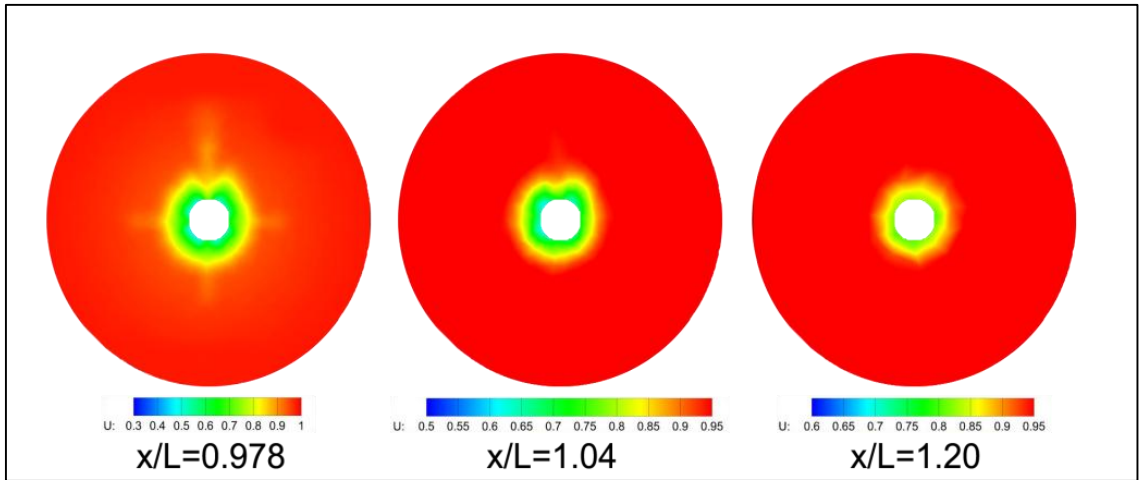
	Kıç yarı koniklik açısı (derece)	Direnç $R_T(N)$
DKKA_1	16	82.3201
DKKA_2	18	82.6107
DARPA Suboff	19.22	82.6032
DKKA_4	20	82.6311
DKKA_5	22	82.8612



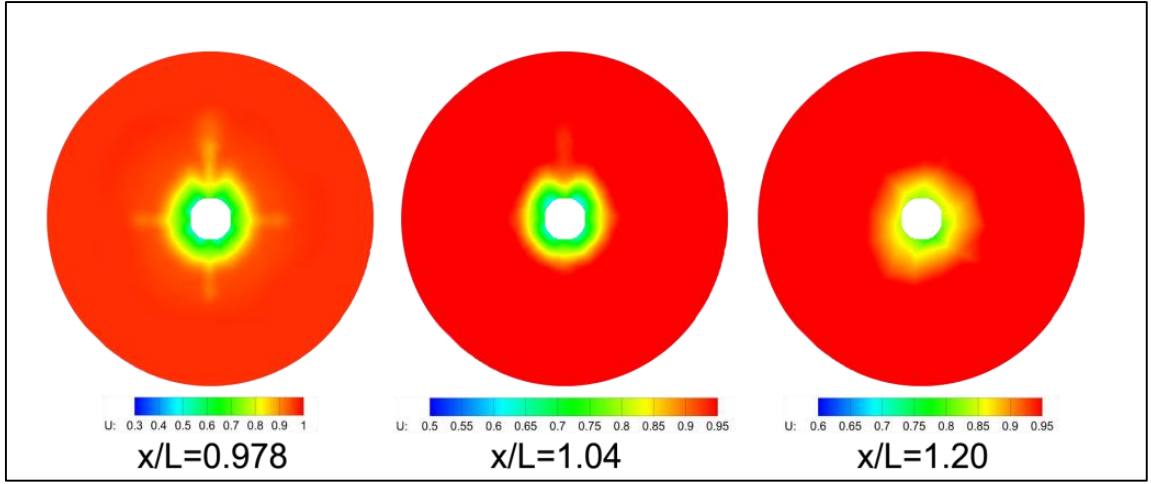
Şekil 8. 24 Farklı kıç konikliklere göre direnç değerleri



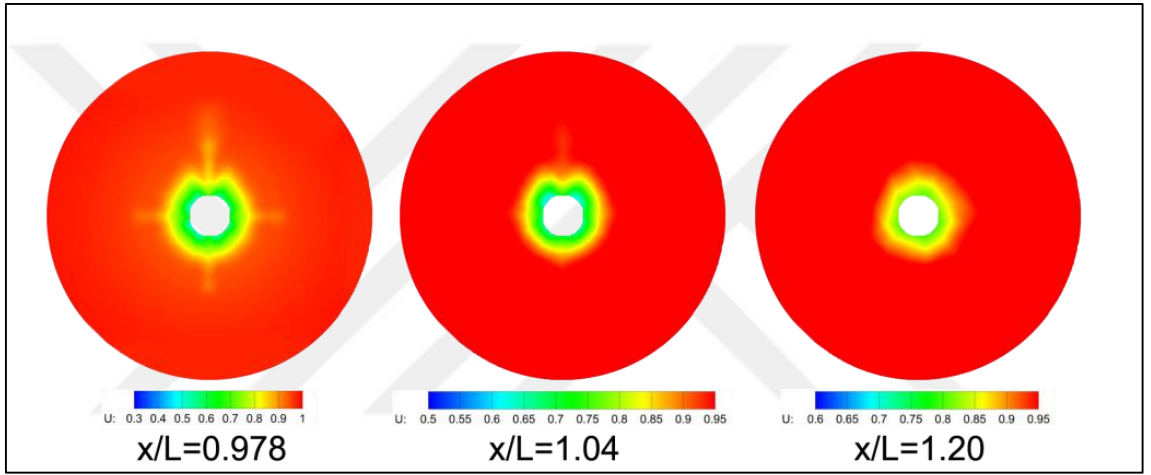
Şekil 8. 25 DKKA-1 nominal iz dağılımları



Şekil 8. 26 DKKA-2 nominal iz dağılımları



Şekil 8. 27 DKKA-4 nominal iz dağılımları



Şekil 8. 28 DKKA-5 nominal iz dağılımları

8.6 Farklı Kıç Konikliklerine göre INSEAN E1619 Pervanesi ile Sevk Edilen Darpa Suboff Denizaltı Formlarının Sevk Karakteristiklerinin HAD ile Belirlenmesi

8.6.1 Yöntem

Kıç koniklik açısı değiştirilmiş Darpa Suboff modelleri sevk analizlerindeki ile benzer şekilde uzunluğu $-1.03 <x/L < 3.78$ ve çapı $r/L < 1.6$ boyutlarında silindirik bir çözüm hacminin içine yerleştirilmiştir. E1619 pervanesi $3R$ uzunluğunda ve $1.5R$ çapında silindirik bir Chimera blok içine yerleştirilmiştir. Daha önce kullanılmış çözüm ağı özelliklerine uygun bir şekilde Pointwise programında yapılandırılmamış elemanlardan bir çözüm hacmi oluşturulmuştur.

Her bir koniklik açısı için değişken yüklü sevk deneyi prensibine göre sevk noktası belirlenmiştir. E1619 pervanesi ile sevk edilen Darpa Suboff modeline akış hızı $V=2.75$ m/s ile gönderilmiş ve pervane devri farklı pervane yüklemelerine denk gelecek şekilde tahmini sevk noktasından büyük ve küçük olacak şekilde değiştirilmiştir. Her iki durum için elde edilen pervane itmesi ve denizaltı direnci değerlerinin kesişiminden ortaya çıkan devir değeri sevk noktası olarak belirlenerek bu değer için de analiz yapılmıştır. Elde edilen itme ve tork değerlerinden itme benzerliği yaklaşımı ile Taylor iz katsayısı, itme azalma katsayısı ve tekne verimi değerleri hesaplanmıştır.

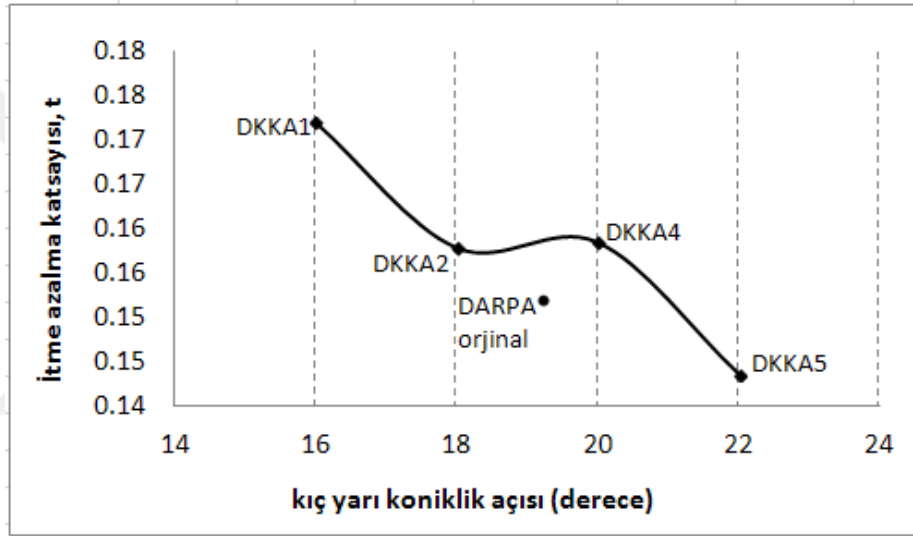
8.6.2 Sonuç

E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin kıç yarı koniklik açısı sırası ile 16° , 18° , 20° ve 22° olmak üzere değiştirilmiş geometrilerinin sevk noktaları HAD yöntemi ile tespit edilmiştir. Sevk noktası değişken yüklü sevk deneyi prensiplerine göre $V=2.75$ m/s giriş hızında $n=545$ rpm ve $n=563$.rpm olmak üzere iki farklı devirde analiz yapılarak buradan elde edilen direnç ve itme değerlerinin kesişiminden elde edilen devirlerden, tekrar analiz yapılması suretiyle elde edilmiştir. Belirlenen devirler ve elde edilen itme değerleri Çizelge 8.8'de verilmiştir. Daha önce direnç analizlerinden elde edilen direnç değerleri de kullanılarak itme azalma katsayısı (t) ve sayısal olarak hesaplanmış pervane açık su karakteristiklerinin de kullanılması ile itme benzerliği yaklaşımından Taylor iz katsayısı (w) hesaplanmıştır. Bu değerlerden

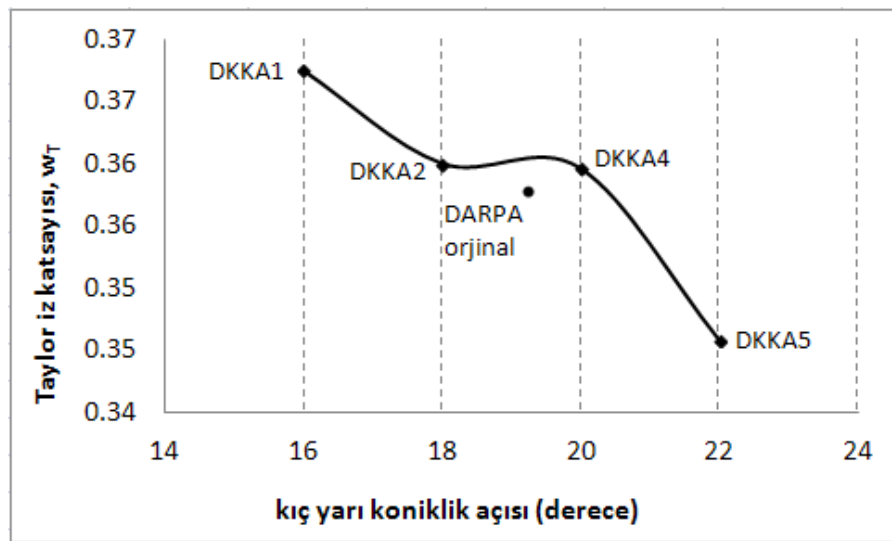
tekne verimi, bağıl dönme verimi ve sevk verimi ifadesi daha önce Bölüm 8.4.2’de açıklandığı şekilde hesaplanmıştır.

Çizelge 8. 9 Farklı kış konikliklere göre sonuçlar

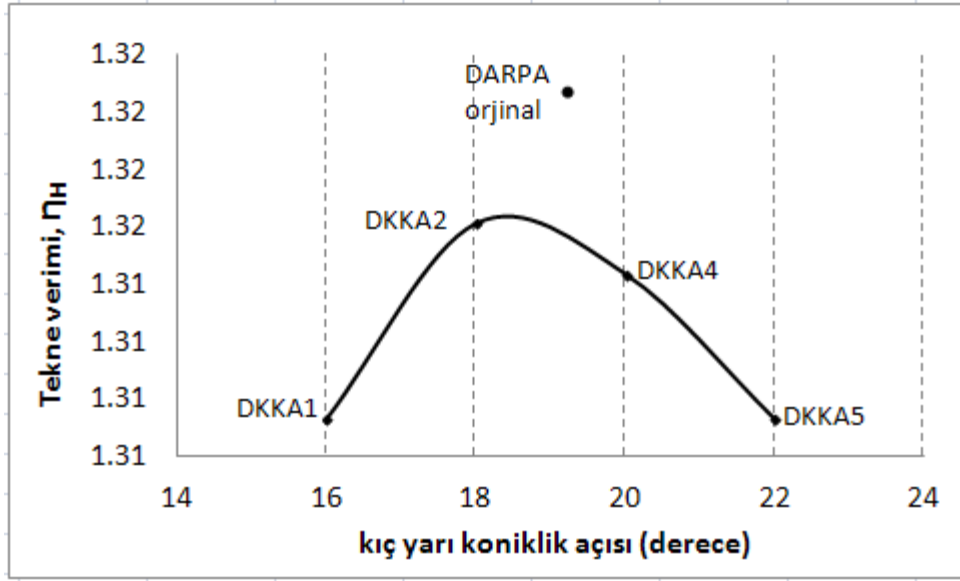
Durum	Derece	R (N)	T (N)	devir (rpm)	t	w	η_H	η_R	η
DKKA_1	16	82.3200	99.7693	555.28	0.1749	0.3669	1.3033	1.0122	0.7902
DKKA_2	18	82.6107	98.1817	555.32	0.1586	0.3598	1.3143	1.0084	0.8019
DKKA_4	20	82.6311	98.1810	555.45	0.1584	0.3597	1.3144	1.0097	0.8029
DKKA_5	22	82.8613	96.7473	556.70	0.1435	0.3459	1.3093	1.0015	0.7973



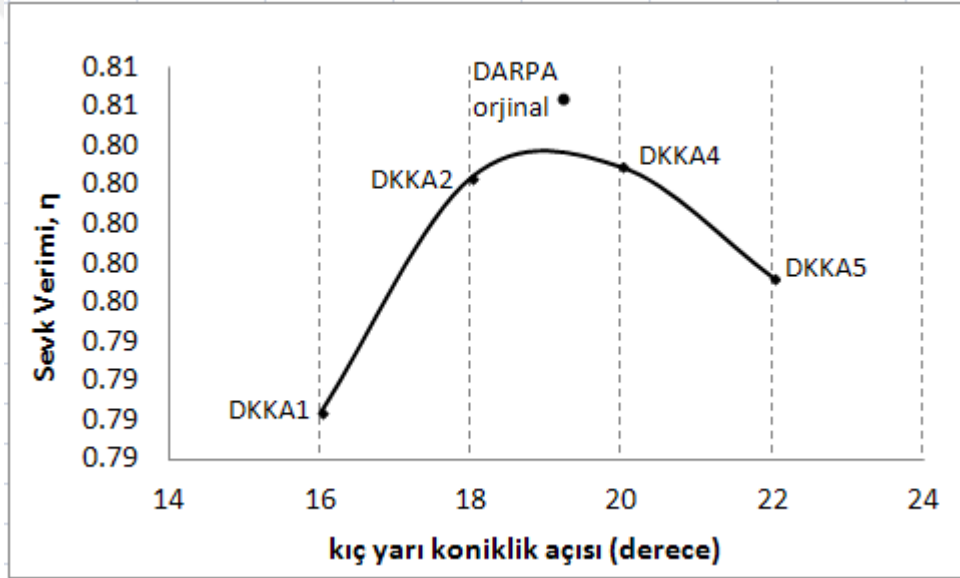
Şekil 8. 29 Farklı kış konikliklerine göre itme azalma katsayısı (t)



Şekil 8. 30 Farklı kış konikliklerine göre iz katsayısı (w)

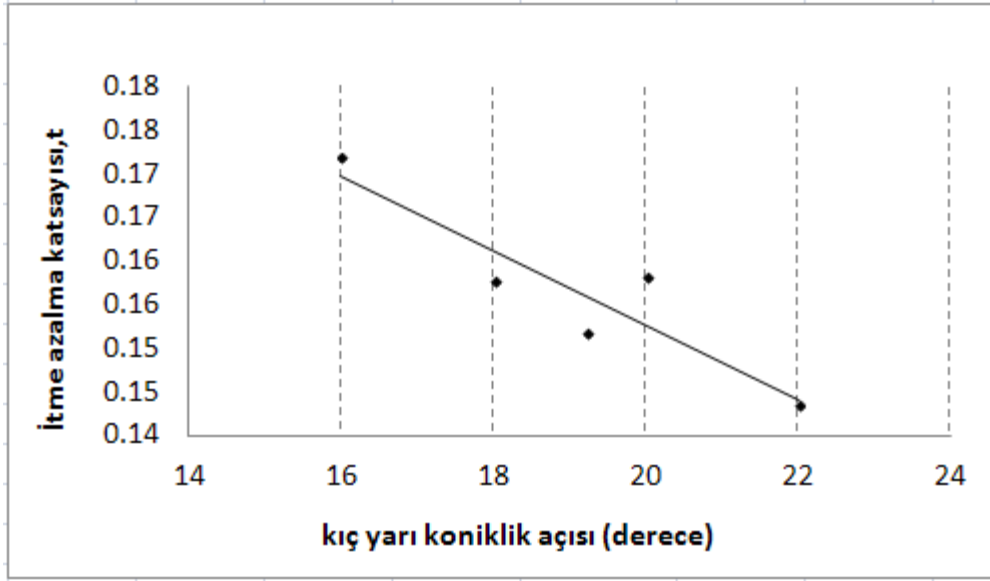


Şekil 8. 31 Farklı kıç konikliklerine göre tekne verimi (η_H)

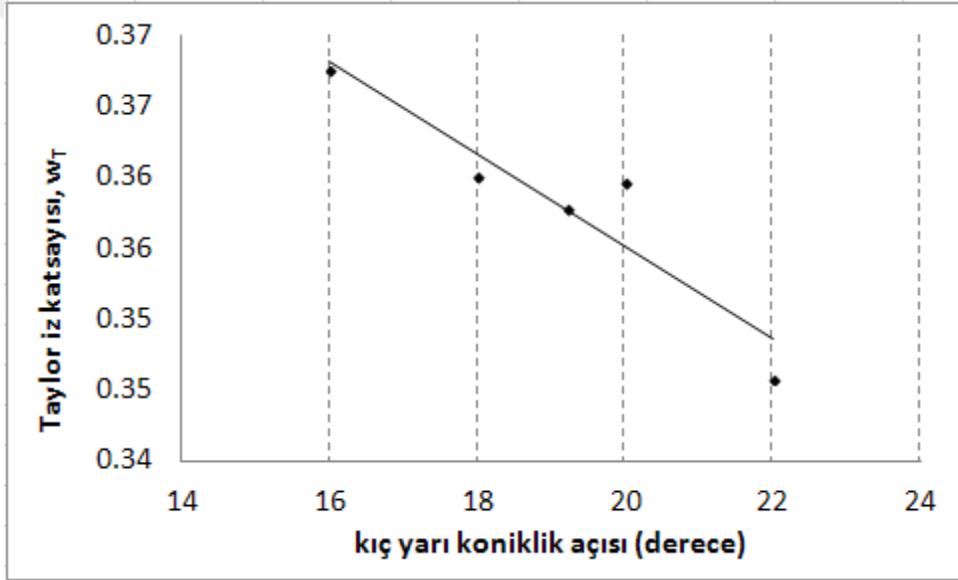


Şekil 8. 32 Farklı kıç konikliklerine göre sevk verimi

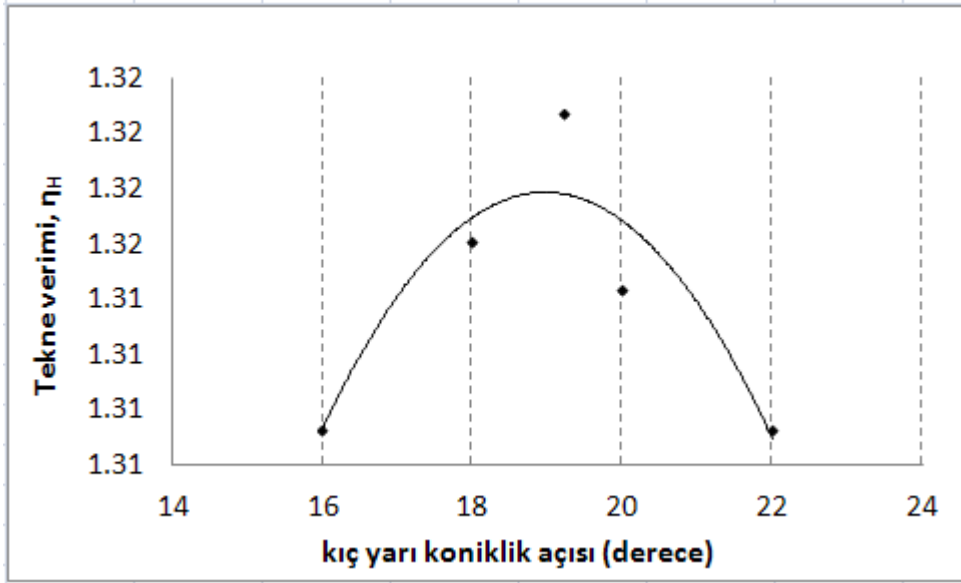
Farklı kıç konikliklerine göre hesaplanan itme azalma katsayısı Şekil 8.29'da, Taylor iz katsayısı Şekil 8.30'da, tekne verimi Şekil 8.31'de ve sevk verimi Şekil 8.32'de verilmiştir. Çalışmada elde edilen verilerden denizaltının tekne verimini etkileyen optimum bir koniklik açısı olduğu görülmektedir. Kıç yarı koniklik açısının DARPA Suboff geometrisi için 19-20° değerlerinde en iyi sonucu verdiği görülmektedir. DARPA Suboff denizaltısı ve E1619 pervanesi konfigürasyonunda kıç koniklik açısı arttıkça itme azalması ve iz katsayısı değerinde bir azalma gözlemlenmektedir.



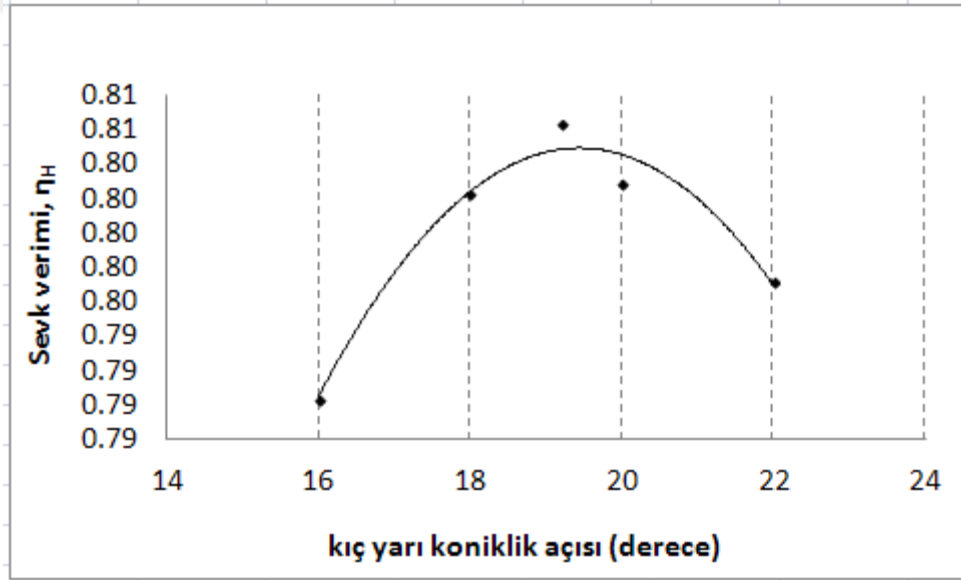
Şekil 8. 33 Farklı kış konikliklerine göre itme azalması regresyon eğrisi



Şekil 8. 34 Farklı kış konikliklerine göre iz katsayısı regresyon eğrisi



Şekil 8. 35 Farklı kıç konikliklerine göre tekne verimi regresyon eğrisi



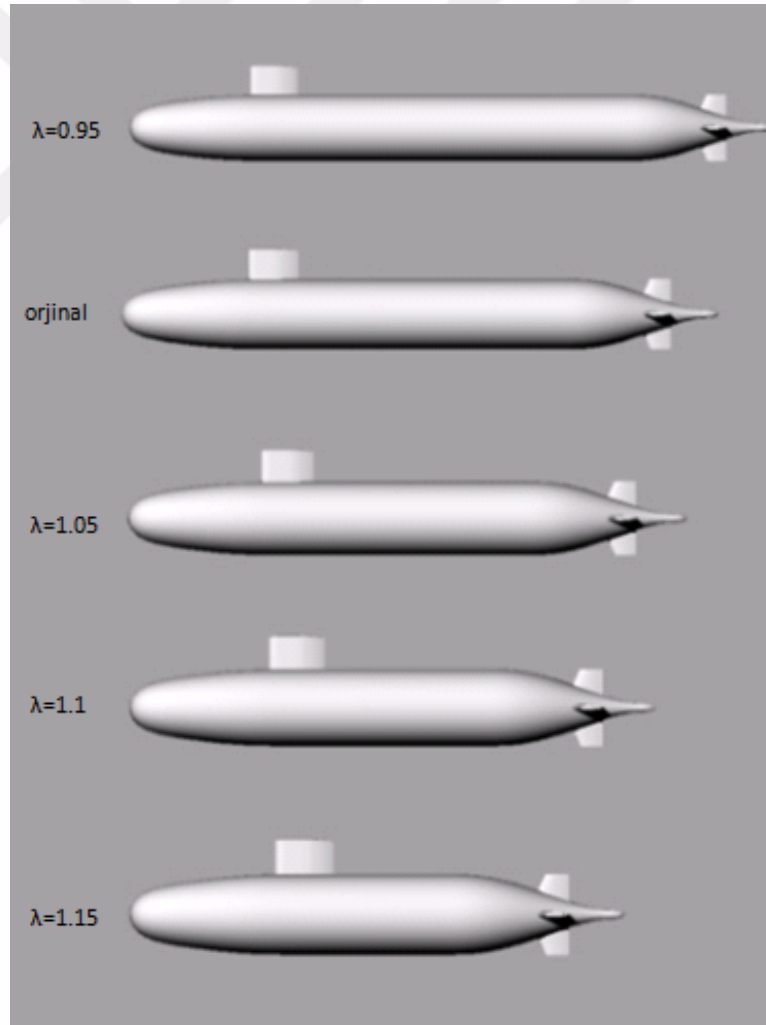
Şekil 8. 36 Farklı kıç konikliklerine göre sevk verimi regresyon eğrisi

Farklı kıç konikliklere göre hesaplanan sevk karakteristikleri için elde edilen değerlerden regresyon eğrisinin geçirilmesi elde edilen grafikler Şekil 8.33 ile Şekil 8.36 arası verilmektedir. Bu grafiklerden de sevk verimi karakteristiklerinin nasıl bir trend içinde olduğu görülmektedir. İtme azalma katsayısı ve Taylor iz katsayısı koniklik açısı artarken azalmakta, tekne verimi ve sevk verimi ise 19-20 derece aralığında maksimum değerini vermektedir.

8.7 DARPA Suboff Denizaltısında Farklı Boy-Genişlik (L/B) Oranları için Tekne Veriminin İncelenmesi

8.7.1 Yöntem

Denizaltı tekne verimi üzerinde en büyük etken şüphesiz denizaltının ana boyutları ve formudur. Kıç konikliğinin yanı sıra farklı boy-genişlik (L/B) oranlarının da itme azalma katsayısı, Taylor iz katsayısı ve tekne verimi üzerinde etkileri bulunmaktadır. Bu etkilerin incelenmesi amacı ile orijinal durumdaki DARPA Suboff modelinin L/B oranları değiştirilerek karşılaştırılmıştır. Darpa Suboff denizaltı modelinin farklı boy-genişlik oranlarına göre elde edilmesi için orijinal durum 0.95, 1.05, 1.1 ve 1.15 oranlarında ölçeklendirilmiştir (Şekil 8.37). Pervane ile beraber ölçeklendirilen geometrilerin sabit deplasman koşulu paralel gövde boyutlarının değiştirilmesi ile sağlanmıştır.



Şekil 8. 37 Farklı boy-genişlik (L/B) oranlarına göre türetilen geometriler

Çizelge 8. 10 Farklı L/B oranlarına göre türetilen geometrilerin ana boyutları

Ölçek	Boy, L(m)	Genişlik, B (m)	L/B
0.95	4.690	0.483	9.7101
1.00	4.356	0.508	8.5748
1.05	4.070	0.530	7.6792
1.10	3.830	0.560	6.8393
1.15	3.612	0.584	6.1849

8.7.2 Sonuç

Farklı Boy-genişlik değerlerine göre oluşturulmuş denizaltı modellerinin direnç analizleri $V=2.75$ m/s için yapılmıştır. Ardından her geometri için E1619 pervanesi ile sevk noktaları değişken yüklemeli sevk deneyi prensiplerine göre tayin edilmiştir. Elde edilen direnç ve sevk değerleri Çizelge 8.11’de verilmiştir. Farklı boy genişlik oranlarına göre elde edilen sevk karakteristikleri ise Çizelge 8.11 ile Çizelge 8.12’de verilmektedir. Boy genişlik oranı arttıkça tekne verimi ve Taylor iz katsayısı değerlerinin daha önce Kormilitsin ve Khalizev’de [5] verilen değerler ile aynı karakterde olduğu ve konikliin artması ile azaldığı gözlemlenmektedir.

Çizelge 8. 11 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre direnç ve sevk değerleri

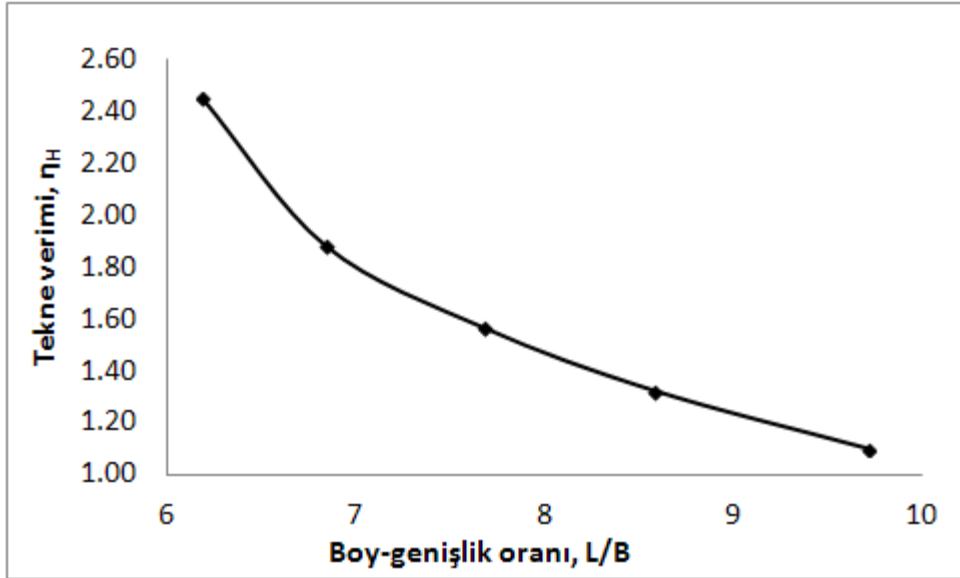
Ölçek	L	B	L/B	R (N)	T (N)	n (rpm)	n (rps)	Q (Nm)
0.95	4.69	0.483	9.7101	82.2038	96.8197	598.2000	9.9700	4.5409
1.00	4.356	0.508	8.5748	82.6032	97.4013	555.4800	9.2580	4.9030
1.05	4.07	0.53	7.6792	83.0253	96.9719	517.0000	8.6167	4.2319
1.10	3.83	0.56	6.8393	83.6348	98.6291	487.0000	8.1167	5.6650
1.15	3.612	0.584	6.1849	84.3154	97.5086	457.0000	7.6167	5.9899

Çizelge 8. 12 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre pervane açık su karakteristikleri

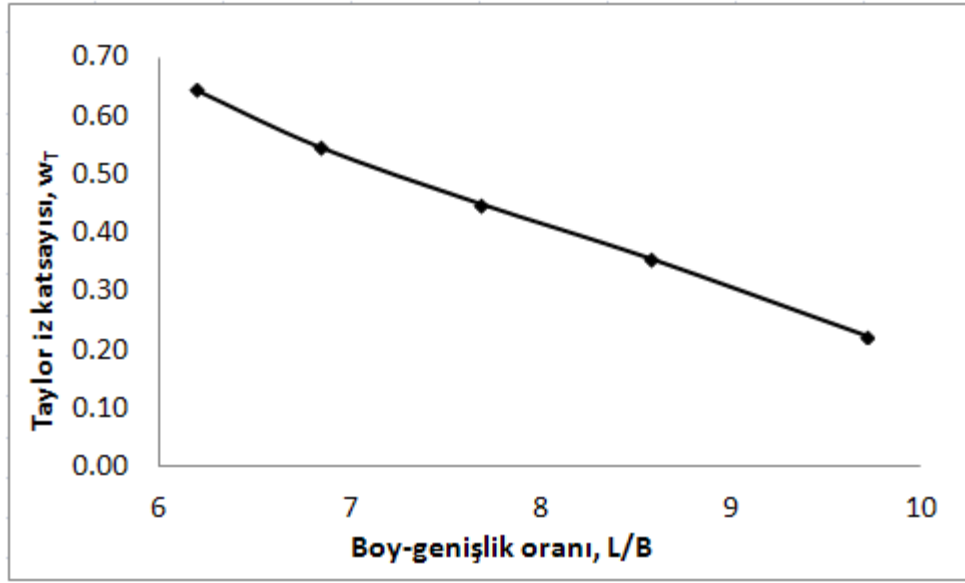
Ölçek	J	K_{TP}	K_{QP}	J_{OT}	K_{QOT}	w_T	t
0.95	1.0527	0.2071	0.0371	0.815	0.0430	0.2259	0.1510
1.00	1.1337	0.2416	0.0464	0.728	0.0470	0.3579	0.1519
1.05	1.2181	0.2777	0.0463	0.668	0.0512	0.4516	0.1438
1.10	1.2932	0.3183	0.0698	0.584	0.0547	0.5484	0.1520
1.15	1.3781	0.3574	0.0838	0.487	0.0588	0.6466	0.1353

Çizelge 8. 13 Boy-genişlik (L/B) oranlarına göre verimler

Ölçek	J	η_H	η_{OT}	η_R	η_D
0.95	1.0527	1.0967	0.6400	1.1600	0.8142
1.00	1.1337	1.3207	0.6030	1.0125	0.8064
1.05	1.2181	1.5613	0.5800	1.1070	1.0059
1.10	1.2932	1.8777	0.5320	0.7839	0.7978
1.15	1.3781	2.4468	0.4800	0.7018	0.8208



Şekil 8. 38 Farklı boy-genişlik (L/B) oranlarına göre tekne verimi



Şekil 8. 39 Farklı boy-geñişlik (L/B) oranlarına göre Taylor iz katsayısı

SONUÇ VE ÖNERİLER

Çalışma kapsamında DARPA Suboff denizaltı modeli ve E1619 denizaltı pervanesi kullanılarak denizaltının sevk noktası deneysel ve HAD yöntemleri ile belirlenmiştir. Deneyler İTÜ Ata Nutku Gemi Model Deney Havuzu'nda gerçekleştirilmiştir. Denizaltı deneyleri için DARPA Suboff modelinin tam ölçekli modeli kullanılarak bir denizaltı test düzeneği tasarlanmış ve üretilmiştir. Denizaltının direnç deneyleri yapılarak açık literatüre daha önce sunulmuş deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Daha sonra denizaltının E1619 pervanesi ile değişken yüklemeli sevk deneyi prensiplerine göre sevk deneyleri gerçekleştirilmiş sevk karakteristiklerinden itme azalma katsayısı, Taylor iz katsayısı, bağıl dönme verimi, tekne verimi ve sevk verimi itme benzerliği yaklaşımına göre hesaplanmıştır.

Sayısal hesaplamalarda ilk önce E1619 pervanesi HAD yöntemleri ile çözülerek INSEAN model deney havuzu tarafından sunulan deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçların pervane açık su karakteristikleri ve pervane gerisi hız dağılımı yönünden uyum içinde olduğu görülmüştür. Daha sonra AFF8 konfigürasyonundaki DARPA Suboff denizaltısının direnç karakteristikleri HAD yöntemleri ile elde edilerek deneysel veriler ile karşılaştırılmıştır. Direnç değerleri ve denizaltı gerisinde elde edilen nominal iz değerlerinin deneysel veriler ile uyum içinde olduğu görülmüştür. E1619 pervanesi ile sevk edilen DARPA Suboff modelinin sevk noktası HAD yöntemleri ile sevk deneyi prensiplerine göre belirlenerek sevk karakteristikleri hesaplanmıştır.

Kıç koniklik açısının tekne verimi ve sevk verimi üstündeki etkilerini incelemek amacı ile geometrisi matematiksel olarak fomüle edilmiş DARPA Suboff geometrisi sabit hacim prensibi ile formülü içinde geçen K_0 ve K_1 katsayılarının değiştirilmesi ile modifiye

edilmiştir. Buradan dört farklı koniklik açısına sahip geometri türetilmiştir. Türetilmiş geometrilerin de HAD yöntemi ile direnç karakteristikleri ve E1619 pervanesi konfigürasyonu ile sevk noktaları tespit edilmiştir.

Denizaltılarda tekne verimi ile ilgili daha önce açık literatürde sunulan değerler karşılaştırıldığında Kormilitsin ve Khalizev'de [5] bu değer arttığı, Burcher ve Rydill'de [3] ise azaldığı görülmektedir.

Bu çalışma kapsamında elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibi sıralanabilir:

HAD ile E1619 pervanesi için elde edilen pervane açık su karakteristikleri orta ve sık çözüm ağında K_T için %0.3, %0.4 ve K_Q için %6 mertebesinde hata ile tahmin edilebilmektedir. Pervane gerisi hız dağılımı da $J=0.74$ 'de çok iyi bir şekilde tahmin edilebilmektedir.

DARPA Suboff denizaltı modelinin AFF8 tam takıntılı durumu için direnç karakteristikleri hem deneysel hem de sayısal olarak elde edilmiştir. Denizaltı modeline ait daha önce açık literatürde Liu ve Huang [11] ile Crook'un [9] yaptığı deneyler neticesinde elde edilen direnç karakteristikleri ve denizaltı arkasındaki nominal iz dağılımları açık literatüre sunulmuştur. Bu çalışma kapsamında deneysel olarak 2.75, 3.05 ve 3.34 m/s hızları için elde edilen direnç değerleri ile HAD'den elde edilen direnç değerleri açık literatür ile karşılaştırmalı olarak Çizelge 9.1'de verilmektedir. Direnç deneyinden elde edilen sonuçlar daha önce ölçülen veriler ile uyum içindedir. Liu ve Huang'ın deney sonuçlarına göre hata değerleri $V=3.05$ m/s için %0.87, $V=3.34$ m/s için %3.5'tir. Crook'a göre hata değerleri $V=2.75$ m/s için %3.5, $V=3.05$ m/s için %2.7, $V=3.34$ m/s için %0.3'tür.

Çizelge 9. 1 DARPA Suboff AFF8 konfigürasyonuna ait direnç değerleri

V (m/s)	Liu&Huang	Crook	Deney	HAD
2.75		86	82.98	82.6032
3.05	102.3	106	103.19	101.27
3.34	126	122	121.61	

HAD ile elde edilen direnç karakteristikleri Reynolds sayısının 12×10^6 ile 18×10^6 aralığı için %1 ve daha yüksek Reynolds sayılarında %6 hata ile tahmin edilebilmektedir. Denizaltı arkası nominal iz dağılımları açık literatürde sunulan iz dağılımları ile karşılaştırılmış ve çok iyi bir uyumun yakalandığı görülmektedir. Deneysel sırasında çekme ayaklarının varlığından kaynaklı hız değişimi HAD’de sadece denizaltı modeli bulunduğu gözlemlenmemektedir.

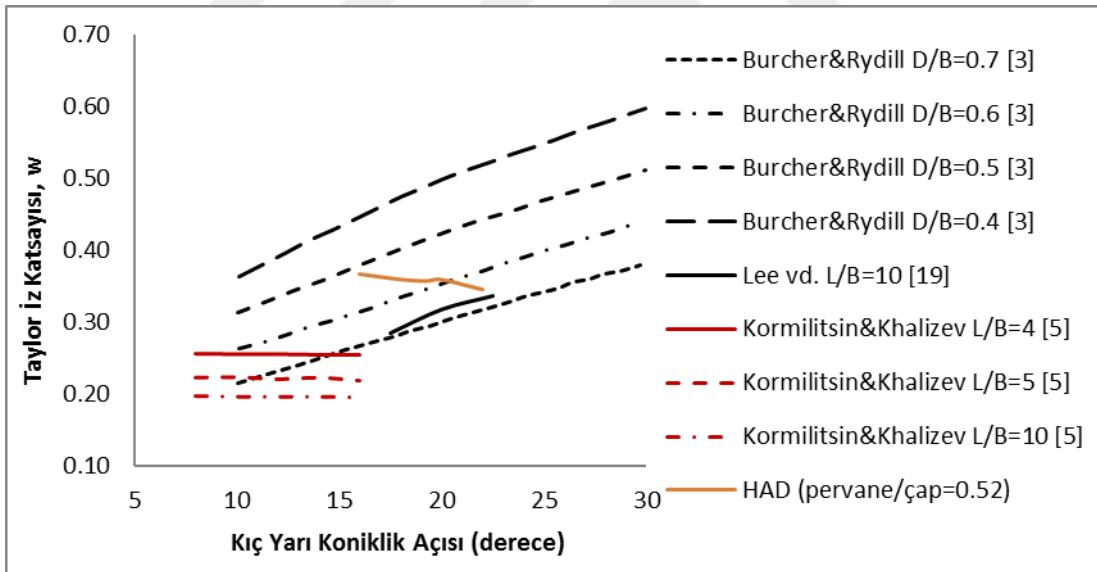
DARPA Suboff modelinin sevk noktasının tahmini ile ilgili daha önce açık literatürde sayısal hesaplar bulunmak ile birlikte deneysel bir veri bulunmamaktadır. Bu çalışma kapsamında elde edilen deneysel ve sayısal sonuçlar karşılaştırmalı olarak Çizelge 9.2’deki gibidir. Çizelge 9.2’den görüldüğü gibi denizaltının sevk devri %3 hata mertebesinde tahmin edilirken itme ve tork değerleri de %6.5 ve %12 hata mertebesinde tahmin edilmektedir. Sevk karakteristiklerinden Taylor iz katsayısı %12, itme azalması %25, tekne verimi %1.6, bağıl dönme verimi %15 ve sevk verimi %10 mertebesinde hata ile tahmin edilmiştir.

Çizelge 9. 2 E1619 ile sevk edilen DARPA Suboff denizaltı modelinin sevk karakteristikleri

		DENEY	HAD	HATA
İtme	T (N)	104.1327	97.4013	%6.5
Tork	Q (Nm)	5.557	4.8882	%12
Devir	n (rpm)	538.27	555.48	%3
Pervane ilerleme katsayısı	J	1.168	1.134	%3
Taylor İz katsayısı	w_T	0.4067	0.3579	%12
İtme azalması	t	0.2031	0.1519	%25
Tekne Verimi	η_H	1.3432	1.3207	%1.6
Bağıl Dönme Verimi	η_R	0.875	1.0125	%15
Sevk Verimi	η	0.73	0.8064	%10

Sevk noktasının tahmininden sonra denizaltı farklı kış koniklikleri için sayısal olarak incelenmiştir. 16, 18, 20 ve 22 derece kış yarı koniklik açıları için kış formu değiştirilen DARPA Suboff geometrisinin direnç ve E1619 pervanesi ile sevk karakteristikleri belirlenmiştir. Çalışmada elde edilen verilerden denizaltının tekne verimini etkileyen optimum bir koniklik açısı olduğu görülmektedir. Kış yarı koniklik açısının DARPA Suboff geometrisi için 19-20° değerlerinde en iyi sonucu verdiği görülmektedir. DARPA Suboff denizaltısı ve E1619 pervanesi konfigürasyonunda kış koniklik açısı arttıkça itme azalması ve iz katsayısı değerinde bir azalma gözlemlenmektedir.

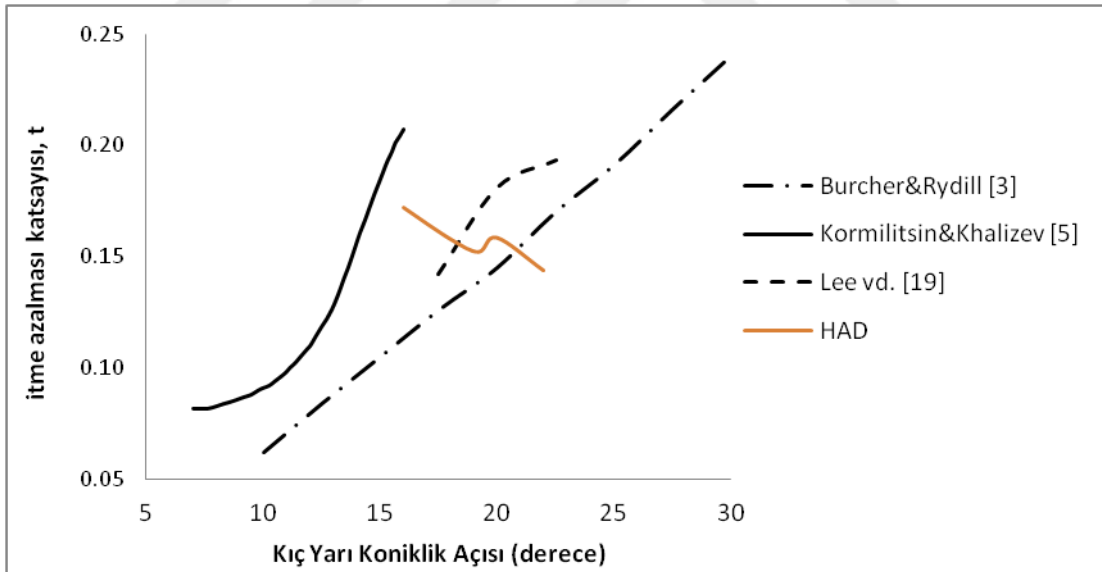
Daha önce verilmiş sonuçların tersine itme azalması katsayısının kış koniklik açısı arttıkça azaldığı görülmektedir. Bunun sebebinin DARPA Suboff geometrisinin kışının standart bir denizaltı kışına göre farklı bir formunun olması ve dış bükeyden iç bükeye doğru değişen geometrisinden kaynaklandığı düşünülmektedir. Bu amaçla kış koniklik açısının etkisinin incelenmesi için farklı bir geometri üzerinde daha incelenmesi planlanmaktadır.



Şekil 9. 1 Taylor iz katsayısı

Şekil 9.1'de açık literatürden derlenmiş Taylor iz katsayısının kış koniklikle değişimi ve tavsiye edilen iz değerleri verilmiştir. Burcher ve Rydill [3] iz değerinin pervane çapının denizaltı çapına (D/B) göre değiştiği durumdaki iz değerlerini vermiş ve pervane çapı arttıkça iz değerlerinin azalacağı ve kış konikliğin artmasının izi de arttıran bir doğası olduğunu belirtmektedir. Ancak bu çalışmada denizaltı boyunun denizaltı çapına olan

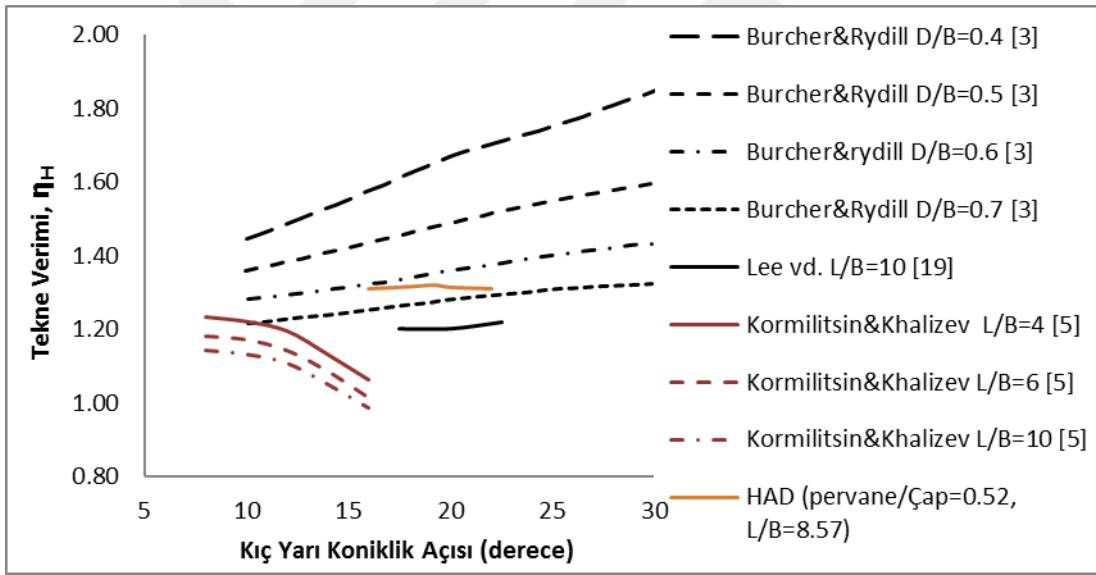
oranının iz üzerine etkisinin önemsenmediği dikkati çekmektedir. Kormilitsin ve Khalizev [5] pervane çapının denizaltı çapına oranı 0.4 olan bir denizaltı için boy-genişlik oranı (L/B) arttıkça izin azalacağını ancak kış koniklik arttıkça izin çok düşük bir eğimle azalmakta olduğunu önermektedir. Bu kaynakta ise pervane çapının denizaltı çapına olan oranının ize oranı üzerinde durulmamıştır. Lee vd. [19] tarafından, boy-genişlik oranı (L/B) 10 olan bir denizaltı modeli ile yapılan çalışmada pervane çapının denizaltı çapına oranına dair bir bilgiye rastlanmamıştır. Bu çalışmada Taylor iz katsayısının kış koniklik ile artış gösterdiği görülmektedir. Sayılan referansların hiç birinde deneylerin sabit deplasman için yapıp yapılmadığına ise değinilmemiştir. Bu tez kapsamında yapılan hesaplamalı çalışmanın ardından kış koniklikte yapılan değişimin Taylor iz katsayısı üzerine olan etkisinin açık literatürde verilen kış konikliğe bağlı iz değerleriyle kıyaslandığında Taylor iz katsayısının form olarak Kormilitsin ve Khalizev [5] tarafından önerildiği üzere koniklik arttıkça yavaşça azalan bir yapı sergilediği ama merteye olarak Burcher ve Rydill [3] tarafından önerilen değerlere yakın olarak hesap edildiği görülmektedir.



Şekil 9. 2 İtme azalma katsayısı

Burcher ve Rydill [3], denizaltı kış koniklik açısı arttıkça itme azalması katsayısı değerinin doğrusal artış gösterdiğini belirtmektedir. Kormilitsin ve Khalizev [5], kış koniklik değerinin artması ile itme azalmasının parabolik artan bir artış eğrisini takip ettiğine değinmiştir. Lee vd [19]'nin çalışmalarında ise parabolik azalan bir artış sergilediği görülmektedir. Çalışmaların hiç birinde deney veya hesabın sabit deplasman

için mi yoksa kık konikliğinin artırılması ile artan bir deplasman için mi yapıldığına dair bilgiye rastlanamamıştır. Bu tez kapsamında yapılan çalışmada ise 16 ve 18 derece azalan itme azalması değerinin 20 derece bir artış sergilediği ve sonra 22 dereceye varıldığında yine azaldığı görülmektedir (Şekil 9.2). Çizelge 8.9 incelendiğinde kık koniklik açısı arttıkça dirençte çok az bir artış olduğu ancak itmede azalma olduğu görülmektedir. Bu sonucun DARPA Suboff geometrisinin kık kısmının konkav ve konveks kısımlardan oluşmasının ve kık konikliği arttırmak için, Şekil 6.22’de görüleceği gibi, yapılan değişikliğin paralel gövde ile kık formunun birleşimini yumuşatması sonucunda akımı iyileştirdiği şeklinde yorumlanabilmektedir. Bu durum dirençte küçük bir artışa neden olurken pervaneli durumda daha düşük bir itmeye ihtiyaç duyularak denizaltının sevkini sağlanmasına neden olmuştur. Kık koniklik incelemesinin konveks yapıya sahip bir kık formuna sahip olan bir denizaltı için tekrar edilmesinin sonucun irdelenmesi açısından faydalı olacağı değerlendirilmektedir.



Şekil 9.3 Tekne verimi

Taylor iz katsayısı ve itme azalması değerlerine bağlı olarak hesap edilen tekne verimi açısından açık literatürde verilen değerler incelendiğinde; Burcher ve Rydill [3] pervane çapı azaldıkça tekne veriminin arttığını ve tekne veriminin kık koniklikle doğrusal bir artış sergilediğini belirtmektedir. Bunun yanında, Kormilitsin ve Khalizev [5] tekne veriminin denizaltı boyunun denizaltı çapına oranının artmasıyla ve konikliğinin artmasıyla düştüğünü göstermektedir. Bu tez kapsamında DARPA Suboff denizaltı modeli ile yapılan hesaplarda ise Lee vd’nin [19] çalışmasında kullanılan denizaltı

formunda olduğu gibi tekne veriminin kıç konikliğin artışından çok etkilenmediği ancak bu çalışmada verilenden daha yüksek değerlere sahip olduğu görölmektedir (Şekil 9.3).

Boy-genişlik oranının (L/B) sevk verimi üzerindeki etkilerini incelemek amacı ile denizaltının orijinal durumundaki kıç konikliği için L/B oranları değiştirilmiştir. Bu işlem pervaneli denizaltı geometrisinin istenilen çap değerini elde etmek üzere ölçeklendirilmesi ile yapıldığı için denizaltının kıç koniklik açısı değişmemiş ama ölçek faktörü kadar genişlik ve dolayısıyla kıç geometrisi, dümenler ve pervane büyütölmüş veya küçöltölmüştür. Deplasmanı sabit tutmak için ise bu ölçeklendirmeden ötürü oluşan deplasman farkı denizaltının paralel gövdesini uzatarak veya kısaltarak düzenlenmiştir. Bu şekilde türetilmiş L/B oranları farklı olan geometrilerin sevk noktaları tayin edilerek sevk karakteristikleri hesaplanmıştır. Bu hesaplamalar L/B oranı arttıkça denizaltının itme azalması katsayısı ile tekne verimi değerlerinin azalma eğiliminde olduğu görölmüştür. İlerleyen dönemde yapılacak çalışmalarda L/B oranının artması ancak pervane ve dümen geometrilerinin sabit tutulması durumundaki etkinin de incelenmesi planlanmaktadır.

KAYNAKLAR

- [1] Torkelson, O.K., (2005). Comparative Naval Architecture Analysis of Diesel Submarines, Master of Science Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- [2] Arentzen, E.S. ve Mandel, P., (1960). Naval Architecture Aspects of Submarine Design, SNAME.
- [3] Burcher R. ve Rydill, L. (1994). Concepts in Submarine Design, Cambridge University Press.
- [4] Renilson Martin (2015). Submarine Hydrodynamics, Springer Briefs in Applied Sciences and Technology.
- [5] Kormilitsin, Y.N. ve Khalizev, O.A., (2001). Theory of Submarine Design, Riviera Maritime Media.
- [6] Gertler, M., (1950). Resistance Experiments on a Systematic Series of Streamlined Bodies of Revolution-for Application to the Design of High-Speed Submarines, David Taylor Model Basin Navy Department, Report C-297.
- [7] Groves, N.C., Huang, T.T. ve Chang, M.S., (1989) Geometric Characteristics of Darpa Suboff Models, David Taylor Research Center, Ship Hydromechanics Department, Report Number DTRC/SHD-1298-01.
- [8] Huang T., Liu H. ve Groves N., (1989). "Experiments of the DARPA SUBOFF Program", David Taylor Research Center, Ship Hydromechanics Department, Report Number DTRC/SHD-1298-02.
- [9] Crook, L.B., (1990). Resistance for DARPA SUBOFF as Represented by Model 5470, DTRC/SHD-1298-07.
- [10] Roddy, R.F., (1990). Investigation of the Stability and Control Characteristics of Several Configurations of the DARPA SUBOFF Model (DTRC 5470) from Captive-Model Experiments, DTRC/SHD-1298-08.
- [11] Liu, H., and Huang, T., (1998). Summary of DARPA SUBOFF experimental program data. Report No. CRDKNSWC/HD-1298-11.
- [12] Bull, P., (1996). "The validation of CFD predictions of nominal wake for the SUBOFF fully appended geometry". 21st Symposium on Naval Hydrodynamics, Trondheim, Norway, 1061–1076.

- [13] Thomas, R., (2003). Performance Evaluation of the Propulsion System for the Autonomous Underwater Vehicle C-Scout, Master of Engineering Thesis, Faculty of Engineering and Applied Science Memorial University of Newfoundland.
- [14] Thomas, R., Bose, N. ve Williams, D., (2003). "Propulsive Performance of the Autonomous Underwater Vehicle C-Scout", OCEANS 2003, San Diego, ABD.
- [15] Mackay, M., (1988). Flow Visualization Experiments with Submarine Models in a Wind Tunnel, Defence Research Establishment Atlantic, Technical Memorandum 88/204.
- [16] Mackay, M. (2003). Wind Tunnel Experiments with a Submarine Afterbody Model. Defence Research and Development Canada, Technical Memorandum, DRDC Atlantic.
- [17] Mackay, M. (2003). The Standart Submarine Model: A Survey of Static Hydrodynamic Experiments and Semiempirical Predictions, Defence Research and Development Canada, Technical Memorandum, DRDC Atlantic TR 2003-079.
- [18] Mackay, M., Williams, C. D. ve Derradji-Aouat, A. (2007). "Recent Model Submarine Experiments with the MDTF". 8th Canadian Marine Hydrodynamics and Structures Conference, St John's, NL.
- [19] Lee, S.W., Hwang, Y.S., Ryu, M.C., Kim, I.H. ve Sin, M.S., (2003). "A Development of 3000 ton Class Submarine and the Study on its Hydrodynamic Performances", The Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Honolulu, Hawaii, A.B.D.
- [20] Ackermann, S. (2008). Prediction of Suboff Hydrodynamics using ANSYS CFX Software. Launceston: National Centre of Maritime Engineering and Hydrodynamics.
- [21] Fell, B. J., (2009). Structured Mesh Optimisation and CFD Simulation of the Fully Appended DARPA Suboff Model. BSc Thesis. University of Tasmania, National Centre for Maritime Engineering and Hydrodynamics.
- [22] Arıkan, Y. (2010). Podlu Sevk Sistemlerinin Performans Analizi ve Çevreye Olan Etkilerinin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- [23] Li, D. (2006). "Validation of RANS Predictions of Open Water Performance of A Highly Skewed Propeller with Experiments", Conference of Global Chinese Scholars on Hydrodynamics, 520-528.
- [24] Carlton, J. (2007). Marine Propellers and Propulsion, Second Edition, Elsevier, Oxford.
- [25] Watanabe, T., Kawamura, T., Takekoshi, Y., Maeda, M. ve Rhee, S.H., (2003), "Simulation of Steady and Unsteady Cavitation on a Marine Propeller Using a RANS CFD Code", 5th International Symposium on Cavitation (CAV 2003), Osaka, Japan.

- [26] Rhee, S.H. ve Joshi, S., (2003), "CFD Validation for a Marine Propeller Using an Unstructured Mesh Based RANS Method", Proc. FEDSM'03, Honolulu.
- [27] Di Felice F., Felli M., Liefvendahl M. ve Svennberg U. (2009). "Numerical and experimental analysis of the wake behavior of a generic submarine propeller". First International Symposium Marine Propulsors, Trondheim, Norway.
- [28] Zhang, N., Zhang, S., (2014) "Numerical Simulation of Hull/Propeller Interaction of Submarine in Submergence and Near Surface Conditions". Journal of Hydrodynamics, 26(1):50-56.
- [29] Wilcox, D.C., (1998). Turbulence Modeling for CFD, DCW Industries, Inc., La Canada, California.
- [30] Piquet, J., Queutey, P. ve Visonneau, M., (1987). "Computation of Viscous Flows Past Axisymmetric Bodies with and without a Propeller in Operation". Num. Meth. In Laminar and Turbulent Flow, 5, 644.
- [31] Dai, C.M.H., Gorski J.J. ve Haussling, H.J. (1991). "Computation of an Integrated Ducted Propulsor-stern Performance in Axisymmetric Flow", Proc. Propeller/shafting Symposium.
- [32] Hally, D., Laurens, J.-M., (1998). "Numerical Simulation of Hull-Propeller Interaction Using Force Fields Within Navier-Stokes Computations", Ship Technology Research, 45(1).
- [33] Chen, H.C., Lee, S.K., (2004). "Time-domain Simulation of Four-quadrant Propeller Flows by a Chimera Moving Grid Approach", Proc. ASCE Conf. Ocean Eng. in the Oceans VI.
- [34] Stern, F., Kim, H.T., Patel, V.C. ve Chen, H.C., (1998). "A Viscous Flow Approach to the Computation of Propeller-Hull Interaction". Journal of Ship Research, 32, 263.
- [35] Sreenivas, K., Cash, A., Hyams, D. ve Taylor D. (2003). "Computation Study of Propulsor Hull Interactions", AIAA 2003-1262.
- [36] Pontanza, J.P., Chen, C., (2006). "Chimera Reynolds-Averaged Navier Stokes Simulations of Coupled Ship and Propeller Flows", Proc. 16th Int. Offshore and Polar Eng. Conf. San Fransisco.
- [37] McDonald, H., Whitfield, D. (1996). "Self-Propelled Maneuvring Underwater Vehicles". 21st Symposium on Naval Hydrodynamics, Trondheim.
- [38] Abdel-Maksoud, M., Menter, F. ve Wuttke, H., (1998). "Numerical Computation of the Series 60 CB=0.6 Ship with Rotating Propeller", Third Osaka Colloquium on Advanced CFD Applications to Ship Flow and Hull Form Design, Osaka.
- [39] International Towing Tank Conferences, (2014). "27. ITTC Propulsion Committee Final Report and Recommendations to the 27th ITTC".
- [40] Castro, A. M., Carrica, P.M. ve Stern F., (2011). "Full Scale self-propulsion computations using discretized propeller for the KRISO container ship KCS". Computers&Fluids, 51, 35-47.

- [41] Alin, N., Bensow, R., Fureby, C. ve Huuva, T., (2010). "Current Capabilities of DES and LES for Submarines at Straight Course", Journal of Ship Research, Vol. 54, 184-196.
- [42] Alin, C., Chapius, M., Fureby, C., Liefvendahl, M., Svennberg, U. ve Troeng, C., (2010). "A Numerical Study of Submarine Propeller-Hull Interactions", 28th Symposium on Naval Hydrodynamics Pasadena, A.B.D.
- [43] Liefvendahl, M., Troeng, C., (2011). "Computation of Cycle-to-cycle Variation in Blade Load for a Submarine propeller using LES", Second International Symposium on Marine Propulsors smp'11, Hamburg, Almanya.
- [44] Chase, N., (2012). Simulations of the DARPA Suboff Submarine including self-propulsion with the E1619 Propeller, Master of Science Thesis, University of Iowa.
- [45] Chase, N., Carrica, P. M., (2013). "Submarine Propeller Computations and Application to Self-Propulsion of DARPA Suboff", Ocean Engineering, 60: 68-80.
- [46] Toxopeus, S.L., (2005). Tail Angle Investigation for Darpa Suboff Submarine: Intermediate Report, Maritime Research Institute Netherlands.
- [47] Gertler, M., (1967). The DTMB Planar Motion Mechanism System, Naval Ship Research and Development Center, Hydromechanics Laboratory Test and Evaluation Report, Report Nr. 2523.
- [48] 3EMMEGI hydraulic bench for testing of models of submarines and surface ships in the towing tank, <http://www.3emmegi.com/pmm.htm>, 10 Mayıs 2015
- [49] NASA, Submarine in a Wind Tunnel, http://www.nasa.gov/multimedia/imagegallery/image_feature_916.html, 13 Mart 2015
- [50] Schiffbau Versuchsanstalt Potsdam, <http://www.sva-potsdam.de/subpmm-en.html>, 13 Mart 2015
- [51] Wartsilia, Encyclopedia of Ship Technology, ITTC Performance Prediction Method, <http://www.shippingencyclopedia.com/term/itcc-performance-prediction-method>, Haziran 2016.
- [52] International Towing Tank Conferences, (2014). "ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Propulsion/Bollard Pull Test 7.5-02-03-01.1".
- [53] International Towing Tank Conferences, (2011). "ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Resistance Test 7.5-02-02-01".
- [54] Schlichting, H. (1987). Boundary Layer Theory, Mc Graw Hill.
- [55] Grigson, C., (1999). "A Planar Friction Algorithm and its Use in Analyzing Hull Resistance", Trans. RINA, London.

- [56] International Towing Tank Conferences, (2008). "ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Testing and Extrapolation Methods Propulsion, Propulsor Open Water Test, 7.5-02-03-02.1".
- [57] Krüger, S. (2004). Grundlagen der Propulsion, TU Hamburg Vorlesungsunterlagen, http://www.ssi.tuharburg.de/doc/webseiten_dokumente/ssi/vorlesungsunterlagen/Grundlagen_der_Propulsion.pdf, 10 Haziran 2016
- [58] International Towing Tank Conferences, (1999). "ITTC Recommended Procedures, Performance, Propulsion 1978 ITTC Performance Prediction Method, 7.5-02-03-01.4".
- [59] Kracht, A.M., (1991). "Load Variation Tests Improve the Reliability of Ship Power Predictions Based on Model Test Results", Schiffstechnik 38, Germany.
- [60] Schmiechen M., (1987). Wake and Trust Deduction from Quasisteady Ship Model Propulsion Tests Alone, VWS Report No. 1100/87, Germany.
- [61] Holtrop, J., (2001). "Extrapolation of Propulsion Tests for Ships with Appendages and Complex Propulsors", Marine Technology, SNAME, 38(3), USA.
- [62] Bose, N., Molloy, S., (2001). "Powering Prediction for Ships with Compound Propulsors", International Conference on Ocean Engineering, IIT Madras, India.
- [63] Molloy, S., (2001). Ship Powering Prediction Using Load Varying Self-Propulsion Tests, Masters Degree Thesis, Faculty of Engineering and Applied Science, Memorial University of Newfoundland, Canada.
- [64] Dubas, A., J., (2004). Robust Automated Computational Fluid Dynamics Analysis and Design Optimisation of Rim Driven Thrusters, Thesis for the degree of Doctor of Philosophy, University of Southampton, Faculty of Engineering and the Environment.
- [65] Introductory Fluent Notes, www.fluentusers.com, 12 Haziran 2013.
- [66] Launder, B.E., Spalding, D.B. (1974). "The numerical computation of turbulent flows", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 3 (2): 269-289.
- [67] Kolmogorov, A.N. (1942). "Equations of turbulent motion of an incompressible fluid", Izv Akad Nauk SSR Ser Phys, 1(2): 56.
- [68] Menter, F. R. (1993). "Zonal Two Equation k- ω Turbulence Models for Aerodynamic Flows", AIAA Paper 93-2906.
- [69] Özden, M.C., (2010). Dizel/Elektrik Denizaltıların Dizayn Açısından Karşılaştırmalı Analizi, Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Gemi İnşaatı ve Gemi Makineleri Mühendisliği Bölümü, İstanbul.
- [70] International Towing Tank Conferences, (2011). "ITTC-Recommended Procedures and Guidelines, Ship Models, 7.5-01-01-01".

- [71] International Towing Tank Conferences, (2008). "ITTC Recommended Procedures and Guidelines, Uncertainty Analysis in CFD Verification and Validation Methodology and Procedures, 7.5-03-01-01".



ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı : Yasemin ARIKAN ÖZDEN

Doğum Tarihi ve Yeri :20.04.1982, Almanya

Yabancı Dili :Almanca, Fransızca, İngilizce

E-posta :yarikan@yildiz.edu.tr

ÖĞRENİM DURUMU

Derece	Alan	Okul/Üniversite	Mezuniyet Yılı
Y. Lisans	Gemi İnş. Ve Gemi Mak. Müh. Böl.	Yıldız Teknik Üniversitesi	2010
Lisans	Gemi İnş. Ve Gemi Mak. Müh. Böl.	Yıldız Teknik Üniversitesi	2008
Lise	Fen Bilimleri	İzmir Özel Tefvik Fikret Lisesi	2000

İŞ TECRÜBESİ

Yıl	Firma/Kurum	Görevi
2009-...	Yıldız Teknik Üniversitesi	Araştırma Görevlisi
2007-2009	Dearsan Tersanesi Askeri Projeler Dizayn Ofisi	Dizayn Mühendisi

YAYINLARI

Makale

1. Arıkan Özden, Y., Çelik F., (2017). "Denizaltı kış koniklik açısının ve boy-genişlik oranının tekne verimi üzerine etkilerinin sayısal olarak incelenmesi", Gemi ve Deniz Teknolojisi Dergisi, 71-87.
2. Özden, M.C., Gürkan, A.Y., Arıkan Özden, Y., Canyurt, T.G. ve Korkut, E., (2016)ç "Underwater radiated noise prediction for a submarine in different flow conditions", Ocean Engineering, 126, 488-500.
3. Doğrul, A., Arıkan Özden, Y. ve Çelik, F.,(2016). "A numerical investigation of SO2 emmission in the strait of Istanbul", Fresenius Environmental Bulletin, 25, 5795-5803.
4. Celik, F., Ozden, Y. A. ve Bal, S., (2014). "Numerical simulation of flow around two- and three-dimensional partially cavitating hydrofoils", Ocean Engineering, 78, 22-34.
5. Celik, F., Özden, Y. A. ve Bal, S., (2014). "Numerical Simulation of Flow around Two- Dimensional Partially Cavitating Hydrofoils", Journal of Marine Science and Application, 13(3):245-254.
6. Arıkan, Y., Doğrul, A., ve Çelik, F., (2012). "Performance Analysis and Investigation of the Slipstream Flow of Podded Propellers", Brodogradnja Journal of Naval Architecture and Shipbuilding Industry, 63(3):226-233.
7. Doğrul, A., Arıkan, Y. ve Çelik, F., (2011). "A Numerical Investigation of Multiphase Flow and Oil Spill in Istanbul Strait", The Online Journal of Science and Technology, 1(2):8-15.
8. Ekinci, S., Arıkan, Y. ve Çelik, F., (2010). "Numerical Analysis of Sheet Cavitation for two Dimensional Hydrofoils", Ovidius University Annual Scientific Journal Mechanical Engineering Series (1), 7-14.
9. Türkmen, S., Şener, B. ve Arıkan, Y., (2010). "Türkiye Karasularında Petrol Sızıntısı Tehlikesine Karşın Petrol Temizleme Gemisi İhtiyacı ve Petrol Gemisi Dizayn Gerekləri", Gemi ve Deniz Teknolojisi Dergisi, 182.:7-12.
10. Arıkan, Y., Doğrul, A. ve Çelik, F., (2010). "Podlu Sevk Sistemlerinin Çevreye Olan Etkilerinin Sayısal Olarak İncelenmesi", Gemi ve Deniz Teknolojisi Dergisi, 186, 4-12.
11. Arıkan, Y., Doğrul, A. ve Çelik, F., (2010). "Gemi Sevk Sistemleri Tarihine Bakış", Gemi ve Deniz Teknolojisi Dergisi, 186, pp.13-19.

Bildiri

1. Burunsuz, S., Özden, M.C., Arıkan Özden, Y. ve Helvacıoğlu, İ.H., (2017). “Four quadrant thrust and torque prediction of INSEAN E-1619 generic submarine propeller for submarine maneuvering simulations”, Fifth International Symposium on Marine Propulsors (SMP 2017), Helsinki.
2. Arıkan Özden Y., Özden, M.C. ve Çelik, F., (2017). “Numerical investigation of submarine tail form on the hull efficiency”, Fifth International Symposium on Marine Propulsors (SMP 2017), Helsinki.
3. Arıkan Özden, Y., Çelik F.,(2016). “Denizaltı kış koniklik açısının ve boy-genişlik oranının tekne verimi üzerine etkilerinin sayısal olarak incelenmesi”, 1st International Congress on Ship and Marine Technology, İstanbul.
4. Özden, M. C., Gürkan, A. Y., Özden, Y. A., Canyurt, T. G. ve Korkut, E., (2014). “Underwater Radiated Noise Prediction for a Submarine Propeller in Different Flow Conditions”. A. Yücel Odabaşı Colloquim Series 1st International Meeting - Propeller Noise & Vibration, İstanbul.
5. Çelik, F., Bal, Ş. ve Arıkan Özden, Y., (2014). “Optimal Geometry for 3D Supercavitating Hydrofoils”, INT-NAM 2014 - 2nd International Symposium on Naval Architecture and Maritime, İstanbul.
6. Arıkan Özden, Y, Çelik, F. ve Bal, Ş., (2012). “İki Boyutlu Hidrofoiller Üzerindeki Kısmi Kaviteyonun Sayısal Olarak İncelenmesi”, Gemi İnşaatı ve Deniz Teknolojisi Teknik Kongresi, İstanbul.
7. Ekinci, S., Çelik, F. ve Arıkan, Y.,(2012). “4 Kanatlı Wageningen B Serisi Pervanelerin Dizaynı İçin Pratik Yaklaşımlar”, Gemi İnşaatı ve Deniz Teknolojisi Teknik Kongresi, İstanbul.
8. Arıkan, Y., Çelik, F., Doğrul, A. ve Bal, Ş., (2012). “Prediction of Cavitation on Two- and Three-Dimensional Hydrofoils by an Iterative BEM”, 8th International Symposium on Cavitation (CAV2012), Singapur.
9. Arıkan, Y., Doğrul, A., Çelik, F. ve Alkan, A. D., (2011). “Energy Efficient Hull Form Design for a Pleasure Boat Powered by A Solar-Hydrogen Energy System”, 9th Symposium on High Speed Marine Vehicles (HSMV 2011), Napoli.
10. Çelik, F., Doğrul, A. ve Arıkan, Y., (2011). “Investigation of the Optimum Duct Geometry for A Passenger Ferry”, 9th Symposium on High Speed Marine Vehicles (HSMV 2011), Napoli.
11. Arıkan, Y., Güneş, Ü. ve Çelik, F., (2011). “Cooling System Design for a Fuel Cell Powered Pleasure Boat”, 1st International Symposium on Naval Architecture and Maritime (INT-NAM 2011), İstanbul.

12. Ekinci, S., Çelik, F.ve Arıkan, Y., (2011). "Investigation of the Influence of Skew and Rake into the Propeller Performance and Cavitation", 1st International Symposium on Naval Architecture and Maritime (INT-NAM 2011), İstanbul.
13. Ekinci, S., Çelik, F. ve Arıkan, Y., (2011). "Practical Approaches for Design of 4 Bladed Wageningen B Series Propellers", 1st International Symposium on Naval Architecture and Maritime (INT-NAM 2011), İstanbul.
14. Arıkan, Y., Turan, E. ve Alkan, A. D., (2010). "An Investigation and Assessment of the Importance of Research Project Studies and Team Work in the Naval Architecture Education", International Conference on New Horizons in Education Famagusta.
15. Turan, E., Arıkan, Y. ve Bayraktar, S., (2010). "Current Naval Arcitecture Education, Demand and Expectations of Sector", International Conference on New Horizons in Education, Famagusta.
16. Doğrul, A., Arıkan, Y. ve Çelik, F., (2010). "A Numerical Investigation of Air Lubrication Effect on Ship Resistance", International Conference On Ship Drag Reduction (SMOOTH-Ships), İstanbul.

Proje

1. Denizaltı Kıç Formunun Sayısal ve Deneysel olarak Optimizasyonu-Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projesi. Proje No:2015-10-01-DOP01
2. Zıt Dönüslü Pervane Sistemi-Bilim Sanayi ve Teknoloji Bakanlığı, Teknogirişim Sermayesi Desteği. Proje No: 0819.TGSD.2013 (2014, tamamlandı)
- 3 İki ve Üç Boyutlu Hidrofoiller Üzerinde Tabaka Kavıtasyonunun BEM'e dayalı İteratif bir Yöntem ile Tahmini-Yıldız Teknik Üniversitesi Bilimsel araştırma Projesi. Proje No: 2012-10-01-KAP02 (2013, tamamlandı)
- 4 Hidrojen ve Güneş Enerjili Tekne Projesi, Uluslararası Hidrojen Merkezi UNIDO-ICHET destekli öğrenci projesi (2012, tamamlandı)

Ödüller

1. Tübitak Formula-G 2006 Güneş Enerjili Araba Yarışları üçüncülük derecesinden öğrenci başarı ödülü
2. Tübitak Formula-G 2005 Güneş Enerjili Araba Yarışları en hızlı tur zamanı derecesinden öğrenci başarı ödülü