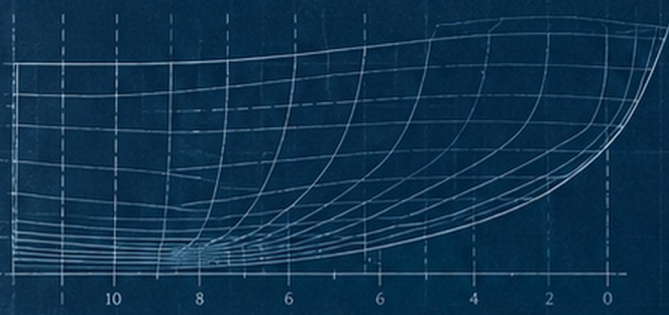
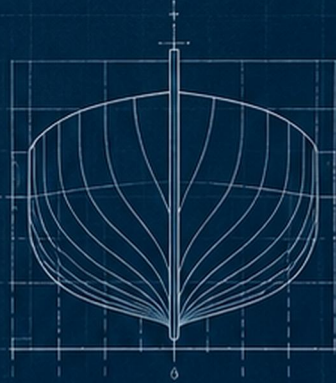


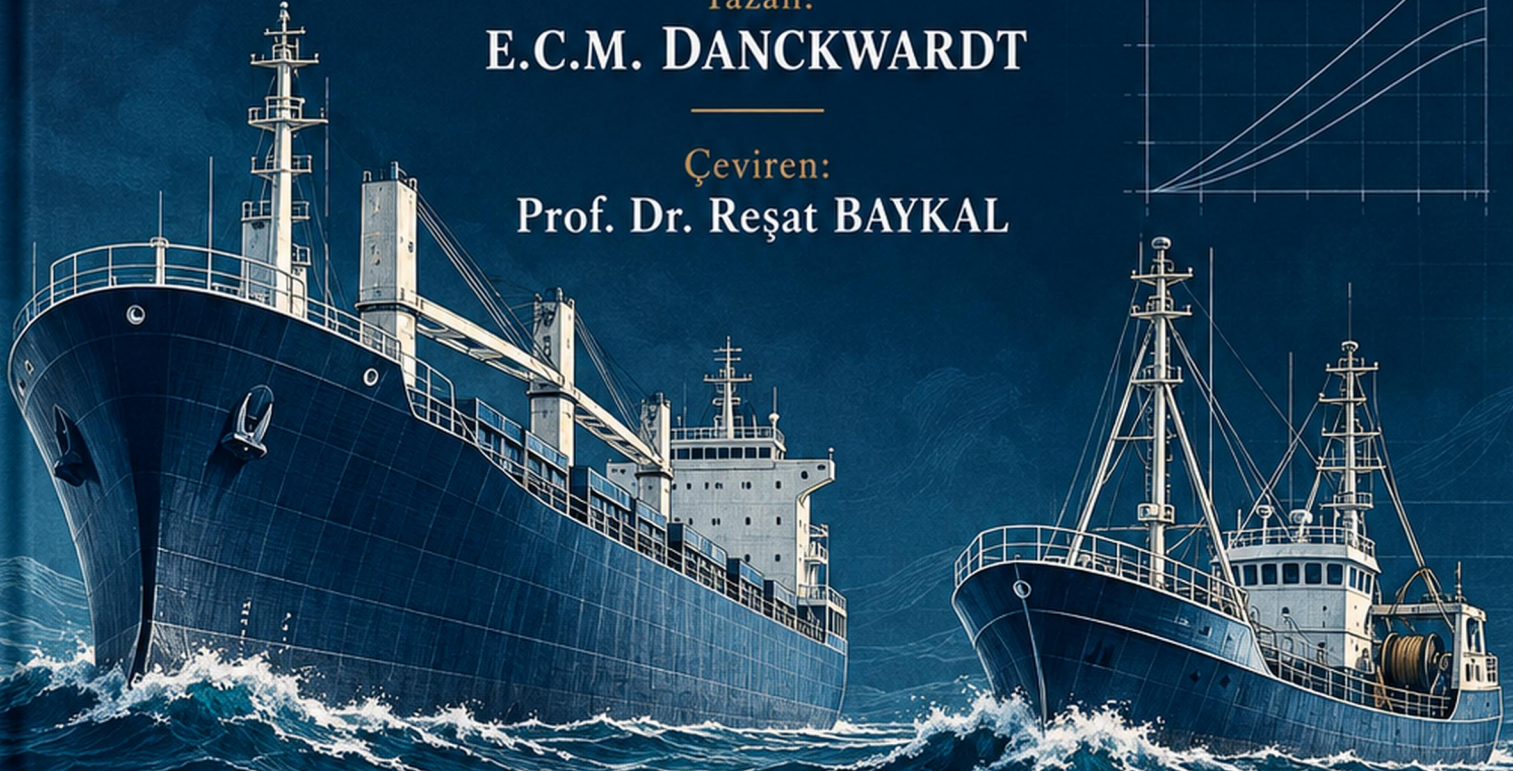


DİZAYN SIRASINDA YÜK VE BALIKÇI GEMİLERİNİN DİRENCİNİN BULUNMASI



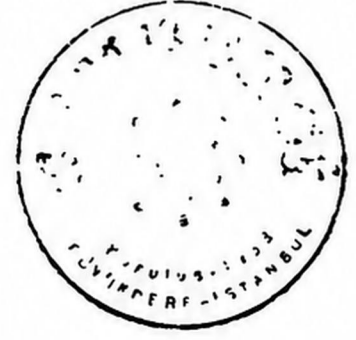
Yazan:
E.C.M. DANCKWARDT

Çeviren:
Prof. Dr. Reşat BAYKAL



T. C.
İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
KÜTÜPHANESİ

Sayı : 1220



DİZAYN SIRASINDA YÜK VE BALIKCI GEMİLERİNİN DİRENCİNİN BULUNMASI

Yazan :
E.C.M. DANCKWARDT

Çeviren :
Prof. Dr. Reşat BAYKAL

Istanbul Teknik Üniversitesi
Gemi İnşaatı ve Deniz Bilimleri Fakültesi
Ofset Baskı Atölyesi
İSTANBUL — 1982

İ Ç İ N D E K İ L E R

Sayfa No.

1.	Giriş	1
2.	Direnç datasının gösterimi	3
3.	Ana değerler	7
3.1.	Genel	7
3.2.	Yük ve yolcu gemilerinin ana değerleri	8
3.3.	Kıçtan ağ çekişli balıkçı gemileri için ana değer- ler	10
4.	Mumford üsleri	13
5.	Sürtünme direncine bağlı düzeltmeler	26
5.1.	Genel	26
5.2.	Boy düzeltmesi	27
5.3.	Pürüzlülük düzeltmesi	30
5.4.	Sıcaklık farkları için düzeltme	31
6.	Gemi formuna bağlı düzeltmeler	31
6.1.	Genel	31
6.2.	Yük ve yolcu gemileri için form düzeltmesi	34
6.2.1.	Gemi baş kısmında V posta formu için düzeltme	38
6.2.2.	Sephiye merkezinin yeri için düzeltme	41
6.2.3.	Gemi kıç posta formlarının etkisi	47
6.3.	Balıkçı gemileri için düzeltmeler	47
7.	Bulb için düzeltme	50
8.	Islak alanın büyüklüğü	55
9.	Hesapla bulunan değerlerin çekme deneyi sonuçlarıyla karşılaştırılması	56
	Kullanılan semboller	60
	Kaynaklar	63
	Ekler	65
	Balıkçı gemilerinin direncini veren algoritma	85
	Standart R_T/W_T oranlarının hesaplanması	87
	$L/B \neq 5$ ve $B/T \neq 2,5$ için düzeltme	87
	Boy, sıcaklık ve tekne formu düzeltmesi	89
	q Değerleri	89
	Seyir ve servis koşulları için ilaveler	93
	Algoritmanın geçerlilik alanı	95
	Balıkçı gemilerinin direncinin hesabı	99
	Algoritmada kullanılan semboller	101

DİZAYN SIRASINDA YÜK VE BALIKÇI GEMİLERİNİN DİRENCİNİN BULUNMASI

1. GİRİŞ

Bir geminin büyük ölçüde yakıt sarfiyatına bağlı olan işletme giderlerini düşük bir seviyede tutabilmek için, istenen hızda mümkün olduğu kadar direnci az bir gemi dizayn etmek gereklidir.

Bir geminin direnci, geminin büyüklüğüne (deplasmanı-na), boyuna, L_{pp}/B ve B/T gibi ana boyutların oranlarına, C_p veya C_B narinlik katsayılarına ve gemi formuna bağlıdır. Form ise deplasmanın gemi boyunca dağılımı (giriş, paralel gövde ve çıkış boyları), sephiye merkezinin konumu, su hatları giriş ve çıkış açıları, baş ve kıç posta formları, omuzlukların yeri ve yarıçapları, baş ve kıç bodoslama biçimleri, sintine kalkıntısı ve sintine yarıçapı ile belirlenir.

Proje mühendisleri öncelikle, ana boyutların bir geminin direncine etkisiyle ilgilenirler, bu nedenle L , B , T , V gibi boyutlarla veya bunların oranlarından ve tekne narinlik katsayısı C_B veya prizmatik katsayı C_p yardımıyla direnci verecek bir yöntem amaca uygundur. Ayrıca ilk anda sadece toplam direnç ile ilgilenilir. Zira örneğin seçilen boyutlar ve gemi formuna bağlı olarak artık dirençte elde edilen avantaj, yine aynı değerler yüzünden sürtünme direncindeki artma ile ortadan kalkabilir.

Örnek olarak boyu % 16,6 büyültülmüş, genişlik ve su

çekimi % 7,3 azaltılmış bir gemide sabit deplasman ve Froude sayısında artık dirençte % 22,6 bir azalma, sürtünme direncinde % 23,4 artma elde edilmiş, buna karşılık toplam direnç % 6,75 oranında artmıştır. Aynı hal için yalnız hızın sabit tutulmasıyla artık direnç % 37,8 azaltılmış, sürtünme direnci % 7,8 artmış ve toplam direnç ise % 8,5 oranında azaltılmıştır. Öyleyse bir projenin direnci en iyi toplam direnç esasına göre değerlendirilebilir.

Boyutlardan birinin etkisini çabuk olarak görebilmek için direnci direk olarak veren bir metod kullanmak ve direnci çeşitli büyüklüklerin kombinezonu hatta, ön dizayn safhasında henüz belli olmayan karakteristik büyüklüklerden sayılmayan değerlerle (ıslak alan, orta kesit alanı v.b) ifade etmemek lazımdır.

Bilinen yöntemlerin çoğu artık direnç ve sürtünme direncini ayrı ayrı hesapladığından, yukarda belirtilen istekleri ancak kısmen sağlamaktadırlar ve hatta Troost, Lackenby ve Telferin [1] [2] ve [3] gösterdikleri gibi seçilen direnç katsayıları ve hız sayılarında çeşitli gemilerin karşılaştırmasını yapmak güçleşmekte ve hatta yanılgılara sebep olmaktadır. Ayrıca bu yöntemler günümüzde inşa edilen gemilerin hepsinin tekne narinlik katsayılarını içermemekte ve balblı (yumru) baş gibi yeni tipleri de gözönünde bulundurmamaktadırlar.

Bu nedenlerle proje mühendisleri için direnci kolaylıkla buldurabilecek dökümanları vermek yararlı olacaktır.

Böyle bir yöntemde başlangıç için formu hesaba katmazken sadece ana ölçüleri dikkate almak yeterlidir. Belirlenen boyutlar için direnç yönünden uygun bir gemi formunu şekillendirmek genellikle her zaman mümkündür. Daha sonra yapılan model deneyleri, mevcut verilerle çıkarılan direnç değerinin fazlalığını gösterebilir. Bu gemi formunun daha düzeltilebileceği için bir kanıttır.

Ancak proje şartlarının dikte ettiği her bir ana boyut üzerinde etkisi olan form özellikleri duruma göre direnç hesabında gözönüne alınmalıdır. Örneğin posta formları seçimi, çünkü V formu seçilerek aynı metasantr yüksekliğini daha dar bir gemi genişliği ile sağlamak mümkündür. Ayrıca bir yumru baş varsa bu safhada direnç hesabında bu da gözönüne alınmalıdır, çünkü yumru baş izafi hıza göre direnci azaltmakta veya çoğaltmaktadır.

2. DİRENÇ DATASININ GÖSTERİMİ

Lackenbey [2] ve Telfer'in [3] araştırmalarının bir analizi ve yukarıdaki bölümde sıralanan şartları dikkate alan gemi direncini hesaplama yöntemlerinin incelenmesinden toplam direnci R_T/Δ değeri ile göstermek uygun olacağı aşikârdır. Çünkü gemi dizaynında genellikle hareket noktasını deplasman teşkil etmektedir. Ayrıca R_T/Δ değeri, hızın karesi ve gemi boyutları ile belirlenen bir alanla bağıntılı olarak verilen direnç katsayılarından daha iyi bir ekonomik kriter (tanımlama sayısı) olmaktadır.

R_T/Δ oranı, ya $V/\sqrt{gL}$ Froude sayısı veya boyutsuz

hız deplasman oranına $V/\sqrt{g \nabla^{1/3}}$ e göre verilebilir. Her iki gösterimde doğrudur. R_T/Δ ların $V/\sqrt{g \nabla^{1/3}}$ e karşılık gösteriminin üstünlüğü sadece deplasmana bağlı olmasındandır. Eğer R_T/Δ değerleri örneğin 10.000 tonluk sabit deplasman için bulunacak olsaydı, L_{pp}/B , B/T ve C_B gemi ana parametrelerinin etkileri direkt olarak mukayese edilebilirdi. Fakat deplasmanın diğer büyüklüklerine tahvilinde zorluk baş gösterir. Çünkü boyun sürtünme direnci üzerindeki etkisi için, her farklı bir $L/\nabla^{1/3}$ narinlik katsayısı için başka bir düzeltme değeri ortaya çıkar. Böylece belirli boyut kombinasyonlarının kalitesi hakkında sadece gidiş olarak bir değerlendirme yapmak mümkün olurken, belirli oran değerlerinin mutlak avantajlarını görmek ilave hesaplar yapmadan mümkün olmaz. Ayrıca diğer gemi büyüklüklerine geçiş biraz güç olacaktır.

R_T/Δ nin, $V/\sqrt{gL}$ e göre çizimi aynı boydaki gemilerde direk bir mukayese imkanını verir. Direncin diğer gemi büyüklüklerine göre tahvili oldukça basittir.

Dizayn değişkenlerinin mukayesinde sabit deplasmandan mı yoksa sabit boydan mı başlanacağını amaca uygunluğu dizayn şartlarına bağlı olarak çok değişiklik gösterir: Yolcu, konteyner ve balıkçı gemilerinde genellikle boy önemli bir rol oynar, buna karşın yük gemilerinde deplasman kullanılır. Fakat genede her iki büyüklük birbirinden bağımsız değildir. Örneğin narinlik katsayısı daha büyük bir geminin daha büyük tekne ağırlığı vardır. Basitliği ve dizaynların Froude sayısı, $F_n = V/\sqrt{gL}$ e, $V/\sqrt{g \nabla^{1/3}}$ e kı-

yasla daha fazla güvenmeleri nedeniyle, bu çalışmada $R_T/\Delta = f(V/\sqrt{gL})$ gösterimi tercih edilmiştir.

R_T/Δ oranının, boyutsuz gemi ana boyut oranları L_{pp}/B , B/T , tekne narinlik katsayısı C_B , prizmatik katsayı C_p ve $F_n = V/\sqrt{gL_{pp}}$ Froude sayısına bağıllılığı Dorin ve Wolkow'un yük gemilerinin direncini hesaplama yönteminde açık bir şekilde gösterilmiştir. [4] Tüm hesaplama çok basit ve çabuk yapılacağından, bu gösterim şeklini kullanmaya karar verilmiştir. Dorin ve Wolkow yöntemleri sadece $0,6 < C_p < 0,8$ ve $F_n < 0,28$ bölgelerini kapsadığından, fakat bugün yük gemilerinde prizmatik katsayı yaklaşık $0,54 < C_p < 0,83$ bölgesine kadar genişleyip ve Froude sayısı 0,32 ye ulaştığından, evvela bu yöntemi verilen değerlere kadar genişletmek denenmiş fakat büyük prizmatik katsayılarda R_T/Δ değerleri Dorin ve Wolkow'un verdiğiinden daha düşük çıktıkları görülmüştür. Bu nedenle esas itibariyle direncin gösterim şeklini aynen muhafaza ederken tüm değerleri yeniden hesaplama-ya karar verilmiştir.

Kıçtan ağ çeken balıkçı gemileri için şimdiye kadar hiç bir direnç hesaplama yöntemi bilinmediğinden, bunlar için değerler herhalde yeniden çıkarılması gereklidir. Bu tip tekneler içinde yük gemilerindeki aynı gösterim şekli seçildi.

Dorin ve Wolkow'un yönteminde direnç dataları 100 metre sabit boy ve dış kaplama pürüzlülük derecesi $C_A = \delta R_R / (g/2) SV^2 = 0,7 \times 10^3$ için $R_T/\Delta = f(F_n, L_{wl}/B, B/T, C_{pwL})$ şeklinde bir ana diyagramda verilmektedir. Farklı boylar

ve pürüzlülükler için düzeltme değerleri verilmektedir.

Pratik nedenlerle yük gemileri için $R_T/\Delta = f(F_n, L_{pp}/B, B/T, C_B)$ 100 m sabit boy için. Balıkçı gemileri için $R_T/\Delta = f(F_n, L_{pp}/B, B/T, C_p)$, $L_{pp} = 50$ m sabit boy için seçilmiştir. Her iki halde de R_T/Δ değerleri model durumundaki çıplak tekne için yani pürüzsüz hal için verilmiştir.

Kıçtan ağ çekişli balıkçı gemilerinde L_{wL} su hattı boyu ile, L_{pp} dikeylerarası boy arasındaki fark yüzde olarak çok değişik olacağından (küçük gemilerde % 10, büyük gemilerde % 3-4) bu tip gemilerde dikeyler arası boy $L_{pp} = L_{wL}/1.05$ olarak tarif edilmiştir. Bütün dolgunluk katsayıları ve oranlar dikeyler arası boya göre hesaplanmıştır.

Yük ve yolcu gemileri için R_T/Δ değerleri C_B ye bağlı olarak verilmektedir. Çünkü proje esnasında bu tip gemilerde C_B , C_p ye oranla daha fazla önem taşır ve bu gemilerde C_B genellikle C_M orta kesit katsayısının büyüklüğü nedeniyle C_p den sadece ehemmiyetsiz derecede farklıdır. Diğer taraftan C_M ve buna bağlı olarak C_p oldukça dar sınırlarda C_B ye bağlı olarak ifade edilebilmektedir.

Buna karşılık balıkçı gemilerinde C_M in seçiminde büyük bir serbestlik mevcut olduğundan C_p , C_B den oldukça bağımsız seçilebilmektedir. Bu nedenle balıkçı gemilerinde R_T/Δ değerlerini C_p ye bağlı olarak vermek daha doğru olmaktadır. R_T/Δ değerlerinin C_B ye karşılık çizimiyle gösterildiği gibi, C_p katsayısı, C_B ye kıyasla gemi direncini daha iyi karakterize etmektedir.

3. ANA DEĞERLER

3.1. GENEL

Seçilen bir gemi için R_T/Δ ana değerlerinin elde edilmesinde çeşitli bazlar ve farklı boyut oranları kullanıldığından her R_T/Δ değerini standart oran değerlerine çevirmek gereklidir. Bunun için 4. bölümde anlatılan Mumford-Üsleri kullanılmıştır. Aynı şekilde R_T/Δ değerlerini seçilen standart boy ve pürüzsüz haldeki direnç değerlerine getirmek gerekli olmuştur. Model deney sonuçları bulunduğunda, çevirme direkt olarak yapılmıştır. Literatürde raslanılan direnç data değerleri direkt olarak dönüşümle hesaplanmıştır. Örneğin çok sık raslanılan $L = 400$ ft için verilmiş $(C) = f(V/\sqrt{L})$ direnç katsayısı

$$[C]_{400} = \frac{250}{\pi} \frac{R_T}{\rho v^2 \nabla^{2/3}}$$

$$V/\sqrt{L} \sim F_n = v \sqrt{gL}; \quad v^2 = F_n^2 gL$$

$$\left(\frac{R_T}{\Delta} \right)_{400} = [C]_{400} \frac{\pi}{250} \rho v^2 \frac{\nabla^{2/3}}{g \nabla} = [C]_{400} \frac{\pi}{250} \frac{1}{g} \frac{v^2}{\nabla^{1/3}}$$

$$\left(\frac{R_T}{\Delta} \right)_{400} = [C]_{400} \frac{\pi}{250} F_n^2 \frac{g}{g} \frac{L}{\nabla^{1/3}} =$$

$$= 0.01255 [C]_{400} F_n^2 \frac{L}{\nabla^{1/3}}$$

Islak alana bağılı direnç katsayısı C_T için ise

$$\left(\frac{R_T}{\nabla}\right)_{400} = (C_{T400} \cdot 0,5 F_n^2 \frac{LS}{\nabla})$$

Ana değerlere dönüştürülmede aşağıdaki formül kullanılmıştır.

$$\left(\frac{R_T}{\Delta}\right)_L = \left(\frac{R_T}{\Delta}\right)_{400} \cdot b_1 \cdot t_1 + \left(q_n \frac{SL}{\nabla}\right),$$

Burada

b_1 ve t_1 L/B ve B/T oranlarının dönüştürülmesinde kullanılan katsayılar

$q_1 SL/\nabla$ - Boy düzeltmesi

$q_2 SL/\nabla$ - Pürüzlülük düzeltmesi

$q_3 SL/\nabla$ - Sıcaklık etkisi için düzeltme

q_4 ve q_5 - Gemi formunun etkisi için düzeltme

$q_6 SL/\nabla$ - Balb için düzeltme

Bu düzeltmelerin çıkarılışı ve değerleri ilerdeki bölümlerde verilmiştir.

3.2. YÜK ve YOLCU GEMİLERİNİN ANA DEĞERLERİ

Günümüzdeki yük ve yolcu gemilerinin L/B oranları genellikle 7,5 ile 6,5 arasında değişmektedir. İstisnai olarak küçük gemilerde $L/B < 6,5$ değerlerine raslanabilmektedir. Bu nedenle standart L_{pp}/B oranı 7 olarak alınmıştır. Tek pervaneli modern yük gemilerinde B/T oranı, eğilim büyük değerlere daha fazla olmak şartıyla 2,2 ile 2,6 arasındadır. Yolcu gemilerinde ise bu oran 2,5 ile 3.0 arasındadır. Bu

nedenle standart B/T oranını 2,5 olarak almak amaca uygun olmuştur. Daha önce söylendiği gibi standart boy olarak $L_{pp} = 100$ m seçilmiştir. Bu değer yaklaşık olarak dökme yük gemilerinin orta bölgesindeki boydur. (ortalama uzunludur.)

Standart oranlar için R_T/Δ değerleri Berlin-Potsdam gemi Enstitüsünün model deney havuzu sonuçlarından ve çeşitli tek ve seri deney sonuçları ve direnç hesaplama yöntemlerinin direnç değerleri hakkındaki yayınlarından alınmıştır.

Örneğin :

BSRA - Serileri RINA 1954, 1956, 1960, 1962

SSPA - Serileri SSPA Nr. 10, 14, 16, 23, 26, 29, 36, 37, 38
39, 41, 42, 44

Seri-60 SNAME 1953, 1954, 1956, 1957

Lindblad A. TINA 1953 ve On the Design of lines for Merchant Ships. Chalmers Tekniska Högskolas Handlingar Nr. 240, 1961

Moor D.J. Resistance, Propulsion and Motions of High Speed Single Screw Cargo Liners. Trans NECI 82(1965/66) S. 277

Guldhammer H.E. Harvald Sv.Aa Ship Resistance Effect of Form and Principal Dimensions. Akademisk Forlag, Copenhagen 1965.

Dorin W.S. Wolkow B.N. Diagramme zur Ermittlung der Schleppleistung von Frachtschiffen (russ.) Sudostroenie 56 (1966) H5, S11.

Stumpf aus Voitkunskij Ja. L Perschiz R. Ja. Handbuch für die Theorie des Schiffes, Leningrad 1960

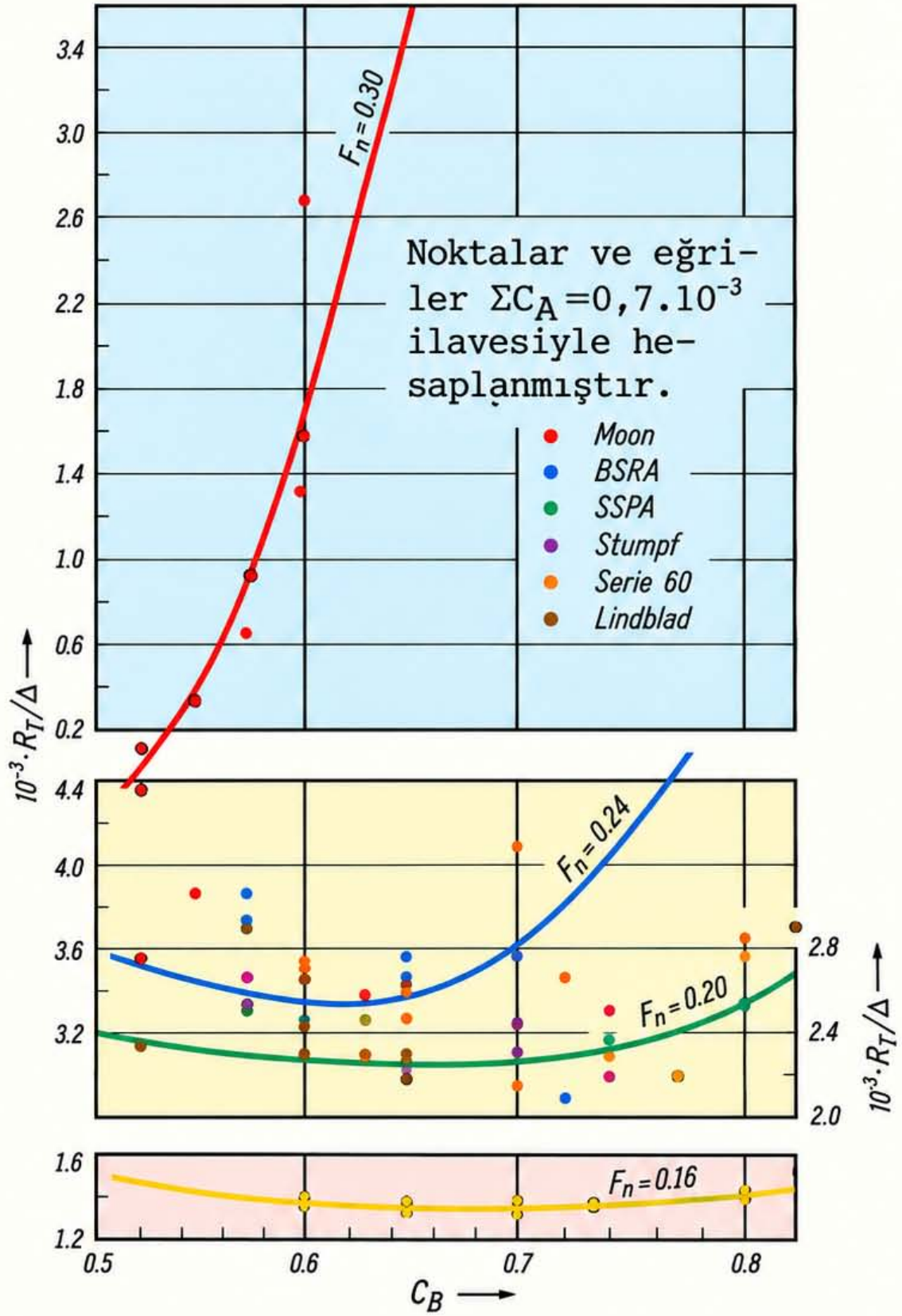
ve yararlanılan diğer dökümanlar.

Böylece elde edilen R_T/Δ değerleri, sabit Froude sayıları için C_B üzerine taşınmış ve minimum değerleri birleştiren zarf eğrisi çizilmiş, bu arada normal gidişten düşük R_T/Δ değerlerine doğru çok fazla sapan noktalar ihmal edilmiştir.

Burada ençok Lindblad'ın deney sonuçları söz konusudur, zira türbülans yapıcı kullanılmadan deneyler yapılmıştır. Şekil 1 bazı Froude sayıları için hesaplanan R_T/Δ değerleri ve bunlara göre çizilen eğrileri gösterir. Bu şekilde bulunan R_T/Δ değerleri Tablo 1 de birarada gösterilmiştir.

3.3. KIÇTAN AĞ ÇEKİŞLİ BALIKÇI GEMİLERİ İÇİN ANA DEĞERLER

Hahnel'in [5] gösterdiği gibi, trawlerin ortalama L/B değerleri $L_{pp}=30$ m için 3,8; 40 m için 4,5; 50 m ve daha büyük boylar için 5,5 civarındadır. B/T oranı ise 2,2 ile 2,8 arasında değişir. Bu nedenle standart oran değeri olarak $L_{pp}/B=5$, $B/T=2,5$ seçilmiştir. Kıçtan ağ çekişli balıkçı gemilerinin boyu $L_{pp}=25$ m ile 75 m arasında değiştiğinden standart boy olarak $L_{pp}=50$ m alınmıştır. Trawler'lerin model deneylerinin sonuçları henüz açıklanmadığından R_T/Δ değerleri SVA model deney havuzunun bireysel deneyleri ve Hahnel'in [5] küçük serisinden yararlanılarak hesaplanmıştır.



Şekil-1 Yük gemilerinin R_T/Δ ana değerlerinin gösterimi için örnek

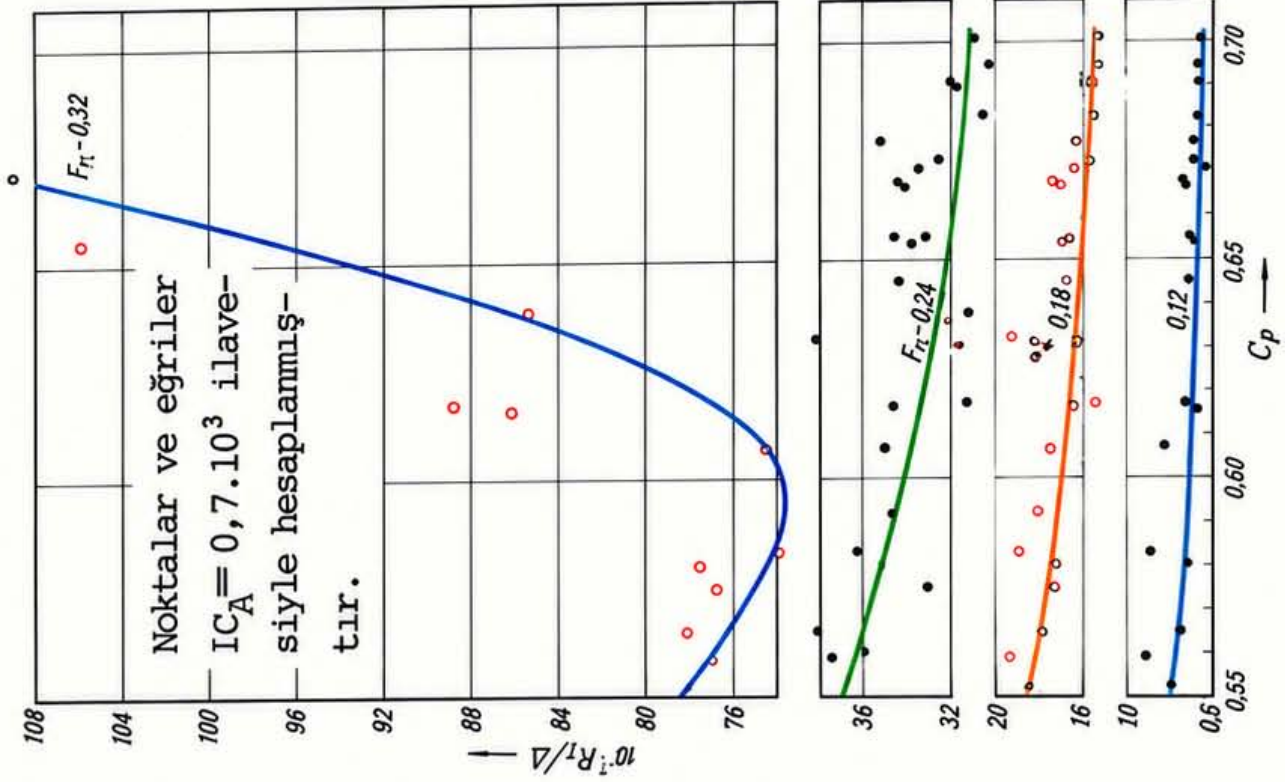
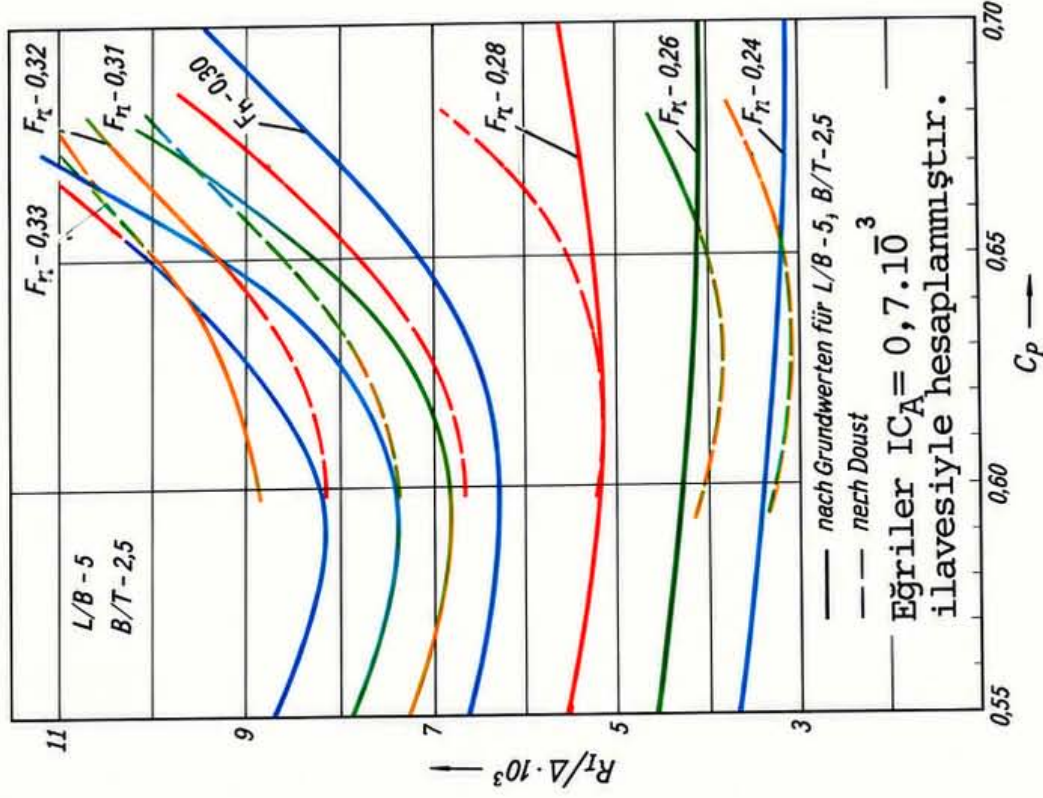
Sabit Froude sayıları için R_T/Δ değerleri, yük gemilerindeki işleme benzer olarak hesaplanmıştır. Şekil 2 de bazı Froude sayıları için R_T/Δ eğrilerinin bireysel değerlerden çıkarılışı gösteriliyor. Elde edilen değerler Tablo 2 de toplanmıştır. Doust [6] un C_p , giriş açısı $1/2\alpha_E$ ve sephiye merkezinin konumunu en uygun şekilde seçerek bulduğu direnç değerleriyle bir karşılaştırma yapılmıştır. Kıçtan ağ çekimi Kupras [7] tarafından verilen düzeltmelerle gözönüne alınmıştır. Bazı Froude sayılarında R_T/Δ değerlerinin Doust'un değerleri ile karşılaştırılması şekil 3 de görülmektedir. Doust'a göre R_T/Δ değerleri, $F_n < 0,28$ ve C_p 0,58 den 0,65 e kadar model deney sonuçlarına göre biraz daha elverişli değerler verir. Buna karşın diğer C_p değerlerinde oldukça daha elverişsiz olmakta ancak $C_p > 0,65$ ve $F_n > 0,32$ için tekrar daha elverişli değerler vermektedir.

4.MUMFORD ÜSLERİ

Bu ana diyagramların düzenlenmesi için her bir geminin R_T/Δ değerlerini standart boyutlara getirmek gerekmiştir. Bu amaçla Mumford üsleri kullanılmıştır. [8] [9] Mumford toplam direnç R_T yi, standart boy ve verilen bir Froude sayısında gemi genişliği ve su çekimi cinsinden ifade edilebileceği savından hareket etmektedir.

$$R_T = k B^x T^y$$

Farklı genişlik ve farklı su çekimindeki bir geminin direnci aşağıdaki gibi verilir.



Tablo-2 Balıkçı genlleri için R_T/Δ değerleri $L_{pp}/B=5$; $B/T=2,5$

F_n \ C_p	0,55	0,56	0,57	0,58	0,59	0,60	0,61	0,62	0,63	0,61	0,65	0,66	0,67	0,68	0,69	0,70
0,10	0,43	0,42	0,42	0,41	0,41	0,40	0,39	0,38	0,38	0,37	0,37	0,37	0,36	0,36	0,36	0,55
0,12	0,63	0,62	0,62	0,61	0,69	0,59	0,57	0,86	0,55	0,54	0,54	0,53	0,53	0,72	0,72	0,52
0,14	0,50	0,87	0,85	0,83	0,81	0,93	0,79	0,78	0,73	0,76	0,75	0,74	0,73	0,73	0,72	0,72
0,16	0,90	0,87	0,82	1,09	1,12	1,05	1,03	1,02	1,01	1,00	0,99	0,98	0,98	0,97	0,97	0,97
0,18	1,17	1,14	1,14	1,41	1,41	1,37	1,35	1,33	1,01	1,01	1,30	1,29	1,28	1,27	1,26	1,25
0,20	1,52	1,48	1,44	1,82	1,79	1,76	1,74	1,72	1,30	1,31	1,66	1,68	1,64	1,63	1,63	1,62
0,23	1,94	1,89	1,85	1,32	1,28	2,24	2,21	2,18	2,72	2,68	2,00	2,03	2,06	2,04	2,02	2,02
0,23	2,46	2,41	2,42	2,81	2,37	2,33	2,43	2,46	2,43	2,13	2,37	2,35	2,34	2,33	2,32	2,31
0,24	3,78	2,04	2,62	2,37	2,29	2,84	2,40	2,77	2,73	3,70	2,68	2,65	2,63	2,62	2,41	3,00
0,25	3,88	3,41	3,34	3,29	3,23	3,21	3,17	3,13	3,10	3,07	3,65	3,03	3,01	3,67	3,00	3,00
0,26	3,89	3,82	3,76	3,70	3,66	3,63	3,60	3,56	3,55	3,51	3,50	3,48	3,46	3,45	2,44	2,43
0,27	4,31	4,20	4,13	4,07	4,02	3,99	3,97	3,96	3,96	3,97	3,98	3,98	3,99	3,99	4,00	4,01
0,28	4,73	4,64	4,56	4,50	4,47	4,65	4,44	4,45	4,47	4,50	4,35	4,60	4,66	4,73	4,81	4,89
0,29	3,23	5,12	5,03	4,96	4,93	4,93	4,56	5,03	5,33	5,31	5,37	5,52	5,70	5,50	6,31	-
0,30	5,69	5,58	5,49	5,43	5,40	5,41	5,45	5,55	5,34	5,51	6,24	6,69	7,00	7,55	-	-
0,31	6,25	6,10	5,98	5,89	5,88	5,84	5,93	6,11	6,34	6,39	7,90	7,91	8,62	-	-	-
0,32	8,78	6,64	6,52	6,42	6,37	6,38	6,82	6,78	7,19	7,71	8,35	8,07	-	-	-	-
0,33	8,51	9,34	7,18	7,06	7,21	7,18	7,27	7,06	8,19	8,82	9,49	-	-	-	-	-
0,34	8,43	8,27	8,07	7,89	8,75	8,79	8,89	8,70	9,19	9,95	-	-	-	-	-	-
0,35	9,95	9,65	9,37	9,12	9,95	8,97	9,16	9,64	10,44	11,77	-	-	-	-	-	-
0,36	11,46	11,10	10,78	10,47	10,24	10,16	10,23	10,47	11,55	-	-	-	-	-	-	-

$$R_{T1} = R_T \left(\frac{B_1}{B} \right)^x \left(\frac{T_1}{T} \right)^y$$

veya

$$R_{T1} = R_T \left[\frac{(L/B)_1}{L/B} \right]^{-(x+y)} \left[\frac{(B/T)_1}{B/T} \right]^{-y}$$

Burada 1 endisi değişik boydaki gemiyi gösterir. L/B nin büyümesi oranında B ve T de büyüdüklerinden L/B için $-(x+y)$ üssü kullanılmıştır.

Direkt olarak direnç yerine, bağıl direncin hesaplanması istenirse formüller:

$$[C]_1 = [C] \left(\frac{B_1}{B} \right)^{x-2/3} \left(\frac{T_1}{T} \right)^{y-2/3}$$

veya

$$(R_T/\Delta)_1 = (R_T/\Delta) \left(\frac{B_1}{B} \right)^{x-1} \left(\frac{T_1}{T} \right)^{y-1} = (R_T/\Delta) \cdot h_1 \cdot t_1$$

ve

$$(R_T/\Delta)_1 = (R_T/\Delta) \left[\frac{(L/B)_1}{L/B} \right]^{2-(x+y)} \left[\frac{(B/T)_1}{B/T} \right]^{1-y}$$

olur.

Şimdi yapılacak iş x ve y üslerinin uygun değerlerini bulmak ve formüllerin hassasiyetini göstermektir. Telfer [3] Mumford endislerini incelerken bir geminin direncinin, atalet ve yerçekimi kuvvetlerine bağlı R_w dalga direnci bileşeni ve viskoziteye bağlı sürtünme ve basınç direnci R_v bileşeninde meydana geldiğini kabul etmiştir. Dalga direnci üzerindeki teorik çalışmalarda, dalga direncinin B ve T ile orantılı olduğu kabul edilmektedir.

Buna karşılık viskoz direnç ise, ıslak satıh ile orantılı olarak veya yaklaşık olarak $\nabla^{1/2}$ veya $B^{1/2}$ veya $T^{1/2}$

ile orantılı deęiřir. R_w dalga direncinin toplam direnç içindeki payı p ve viskoz direncine $1-p$ olursa, genişlik veya su çekimindeki deęişim için

$$\begin{aligned}\frac{\partial R_r}{R_T} &= np \frac{\partial B}{B} + \frac{1-p}{2} \frac{\partial B}{B} = \\ &= \frac{\partial B}{B} \frac{(2n-1)p+1}{2} = x \frac{\partial B}{B}\end{aligned}$$

geçerlidir.

Benzer şekilde

$$\begin{aligned}\frac{\partial R_r}{R_T} &= np \frac{\partial T}{T} + \frac{1-p}{2} \frac{\partial T}{T} = \\ &= \frac{\partial T}{T} \frac{(2n-1)p+1}{2} = y \frac{\partial T}{T}.\end{aligned}$$

Dalga direnci teorisindeki kabullere uygun olarak Telfer $n=2$ ve $m=1$ koymakta ve

$$\begin{aligned}\frac{\partial R_r}{R_T} &= \frac{\partial B}{B} \frac{3p+1}{2} \\ x &= \frac{3p+1}{2}\end{aligned}$$

benzer şekilde

$$\begin{aligned}\frac{\partial R_T}{R_T} &= \frac{\partial T}{T} \frac{p+1}{2} \\ y &= \frac{p+1}{2}.\end{aligned}$$

elde etmektedir.

Telfer, dalga direncinin toplam direnç içindeki payını aşağıdaki denklemle vermektedir.

$$p = \left(\frac{C_B}{2} + \frac{V/\sqrt{L}}{5} - \frac{1}{4} \right).$$

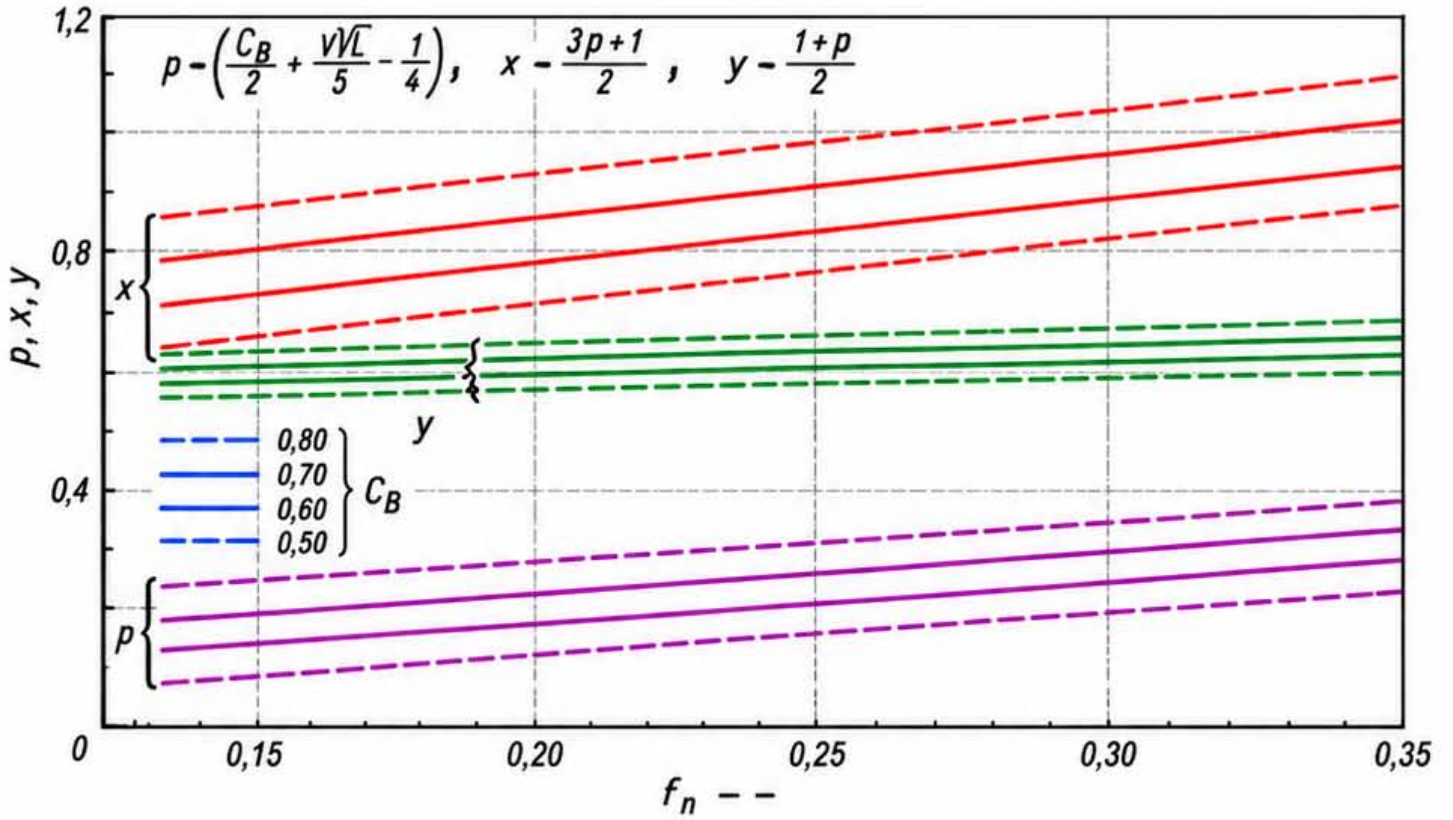
Böylece Froude sayısı F_n ve tekne narınlık katsayısı C_B ye bağlı olarak şekil 4 de verilen p değeri ve x, y üsleri elde edilmektedir. Yük gemilerinin normal hız ve C_B bölgesinde

$$\begin{array}{ll} F_n < 0,17 & C_B = 0,80 \text{ de} \\ 0,20 < F_n < 0,35 & C_B = 0,50 \text{ de} \end{array}$$

x ve y nin şekil 4 de verilen değerleri ile, şekil 5 de gösterilen b, ve t dönüşüm faktörleri saptanmakta ve genişlik ve su çekimi değişiminde yeni direnç değerleri hesaplanabilmektedir. Bu gösterim şeklinden $L/B=7$ ve $B/T=2,5$ dan, L/B 6 veya 8 ve B/T 2 veya 3'e geçişteki genellikle yük gemilerinin boyut oranları bu sınırlarda bulunur, dönüşüm faktörlerinin değişimi çok küçük olmaktadır. Geçişlerde x ve y nin ortalama değerlerinden sapmalar aşağıdaki gibidir.

$$\begin{array}{ll} L/B = 7 \text{ den} & L/B = 8 \text{ e } \% 1,3 \\ L/B = 7 \text{ den} & L/B = 6 \text{ ya } \% 1,7 \\ B/T = 2,5 \text{ dan} & B/T = 3 \text{ e } \% 0,7 \\ B/T = 2,5 \text{ dan} & B/T = 2 \text{ ye } \% 0,7 \end{array}$$

Gerçekte n, normal hız aralığındaki Froude sayılarında $0,30 < F_n < 0,34$ 2 den küçük, daha yüksek hızlarda ise 2 den büyüktür. Ayrıca n nin büyüklüğü su hattının formuna ve bazı diğer faktörlere bağlıdır. [Bak Inui 10] Aynı şekilde $m=1$ kabulüde tam sıhhatli değildir. $P = R_w/R_T$ oranıda hızın artması ile lineer değil, dalgalı parabol şeklinde bir artma gösterir. (şekil 6) Dalga direnci üzerindeki teorik çalışmalar henüz yeterli verileri sağlayamadığından bu inceleme sadece bir fikir verir. x ve y nin gerçek değerleri ampirik olarak bulunmalıdır. Belli bazı seriler için Mumford

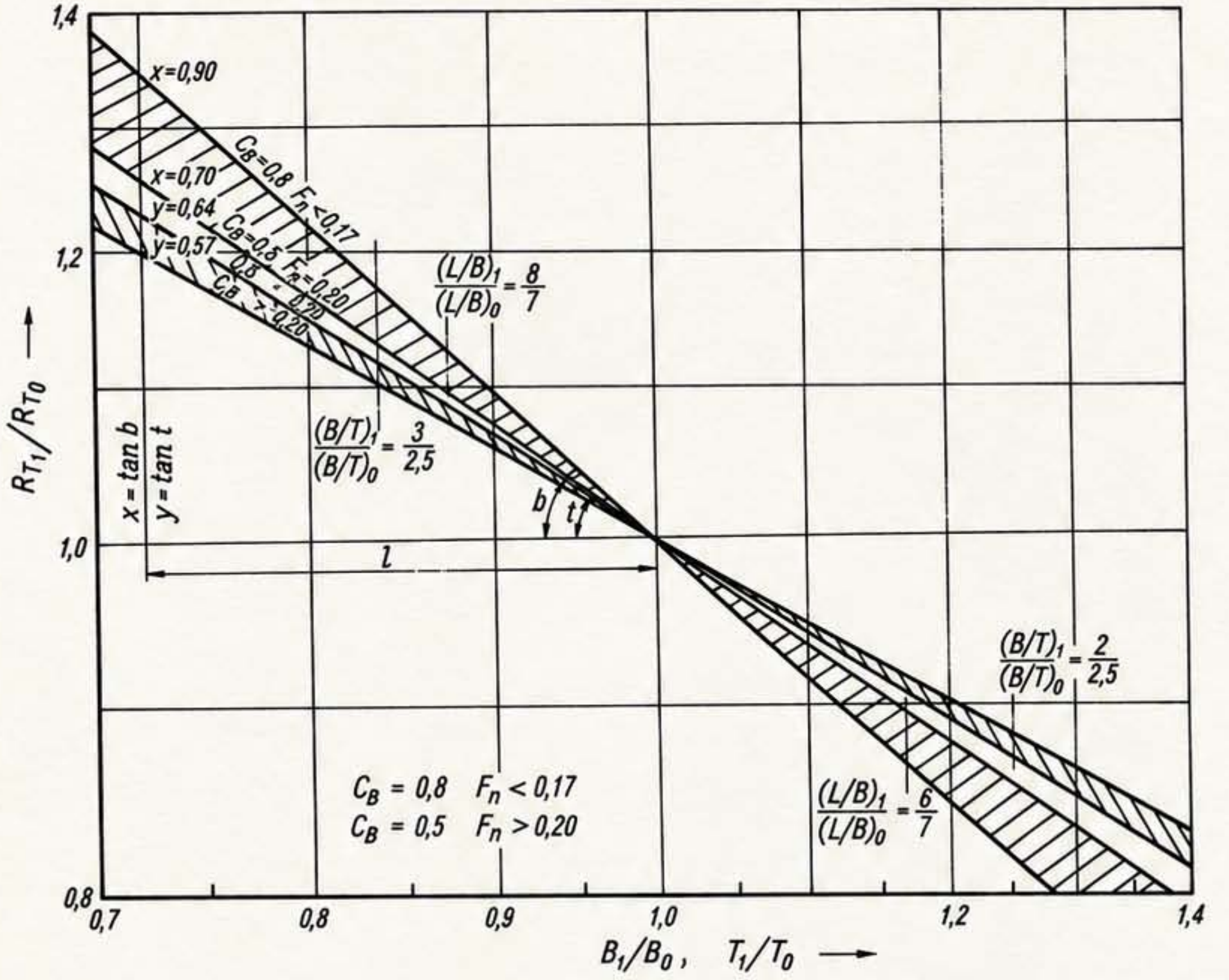


Şekil 4 $p = \text{Dalga direnci}/R_T$ ye bağlı olarak
Telfer'e göre Mumford-Üsleri

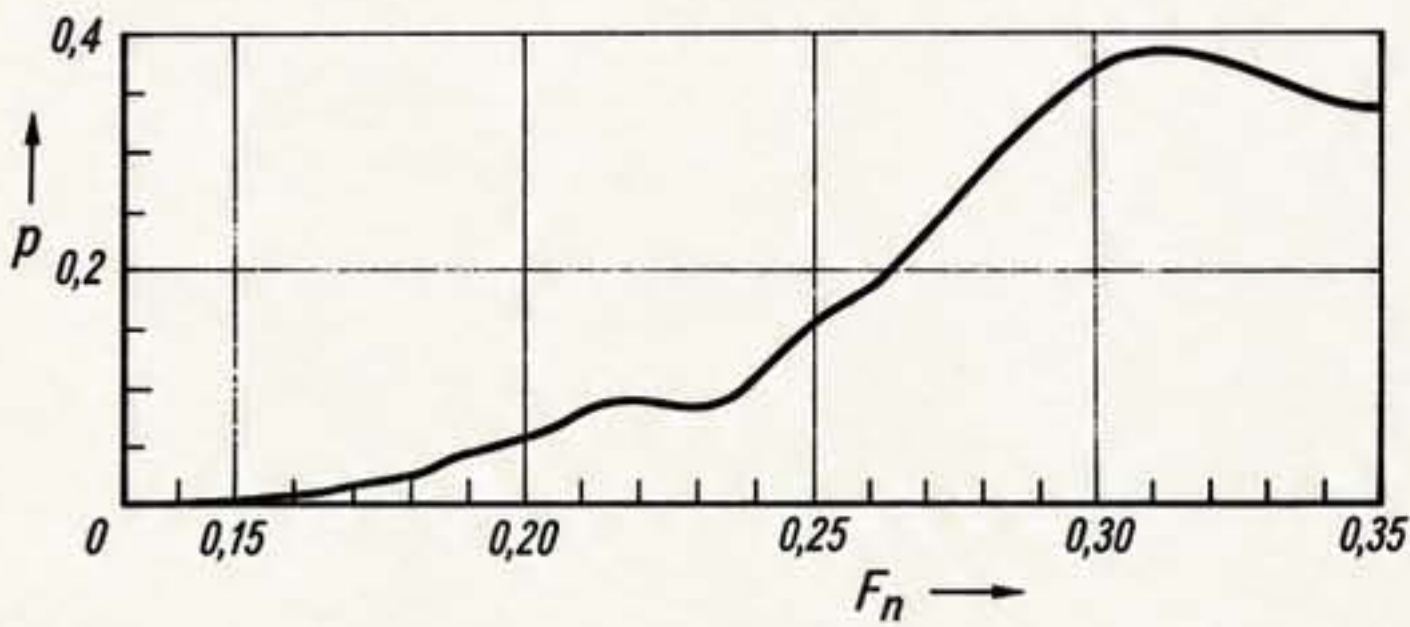
üsleri, Moor tarafından verilmiştir [9] [11] ve [12]. Bu x üsleri diğer bazı değerlerle birlikte şekil 8 de ve y değerleri şekil 7 de gösterilmiştir.

Buradan da görülmektedirki (şekil 7) B_1/B ve T_1/T nin dağılımları, şekil 9 da ayrıca gösterildiği gibi, çok fazla değildir. Şekil 9 da, logaritmik eksen üzerinde x ve y nin eğimleri şekil 7 ve 8 den alınan ve dağılımların en büyük olduğu Froude sayılarına bağlı olarak gösterilmiştir. B veya T nin raslanılan sınırlar içinde değiştirilmesi halinde x ve y nin ortalama sapışları

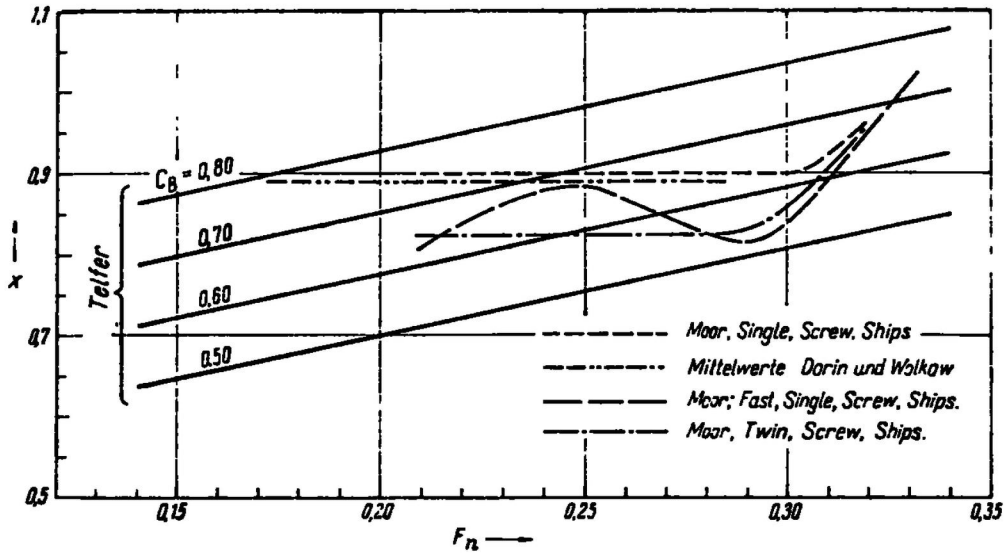
$L/B = 7$ den,	$L/B = 8$ e	% 0,2
$L/B = 7$ den,	$L/B = 6$ ya	% 0,7
$B/T = 2,5$ dan,	$B/T = 3$ e	% 2,1
$B/T = 2,5$ dan,	$B/T = 2$ ye	% 2,5



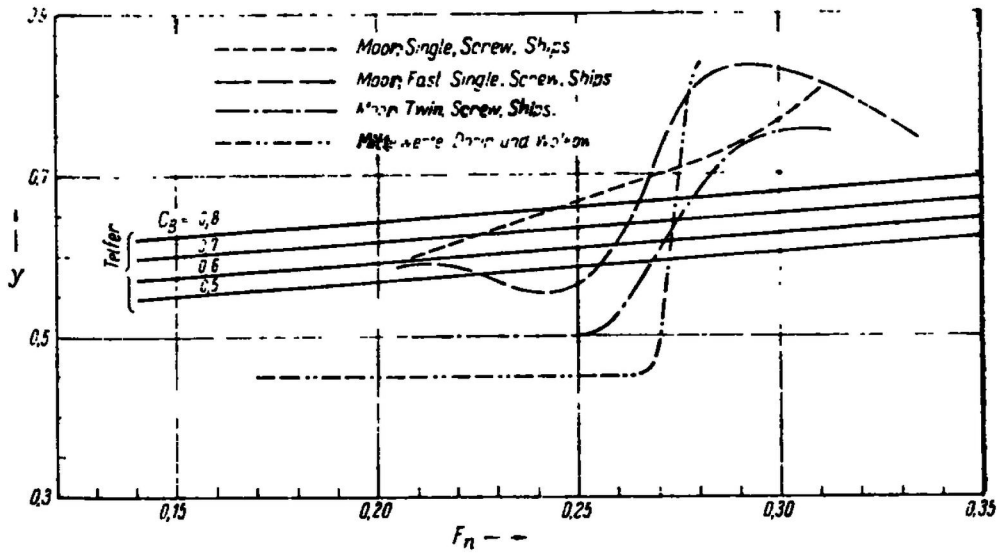
Şekil-5 Mumford-Üsleri x ve y
Telfer'e göre B_1/B ve T_1/T ye bağlı
olarak b ve t dönüşüm faktörleri



Şekil-6 P değerlerinin yaklaşık gidişi



Şekil-7 Moor'a göre Mumford üssü x in Telfer, Dorin ve Wolkow'un ortalama değerleriyle mukayesesi

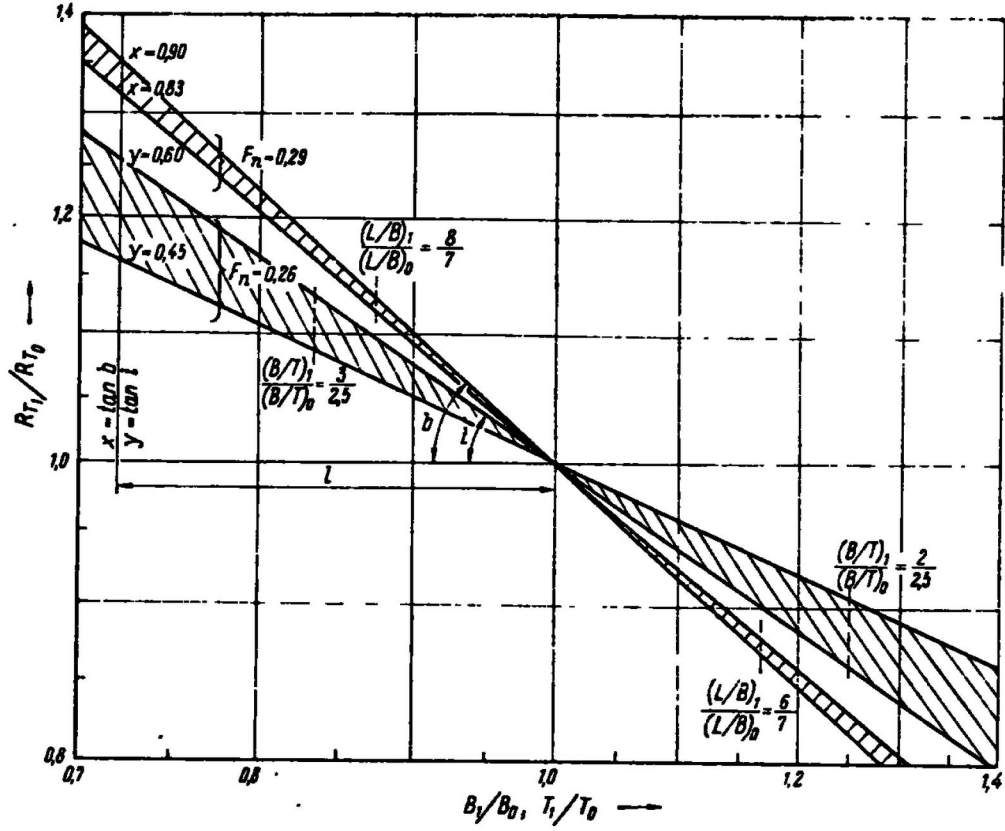


Şekil-8 Moor'a göre Mumford üssü y nin Telfer, Dorin ve Wolkow'un ortalama değerleriyle mukayesesi

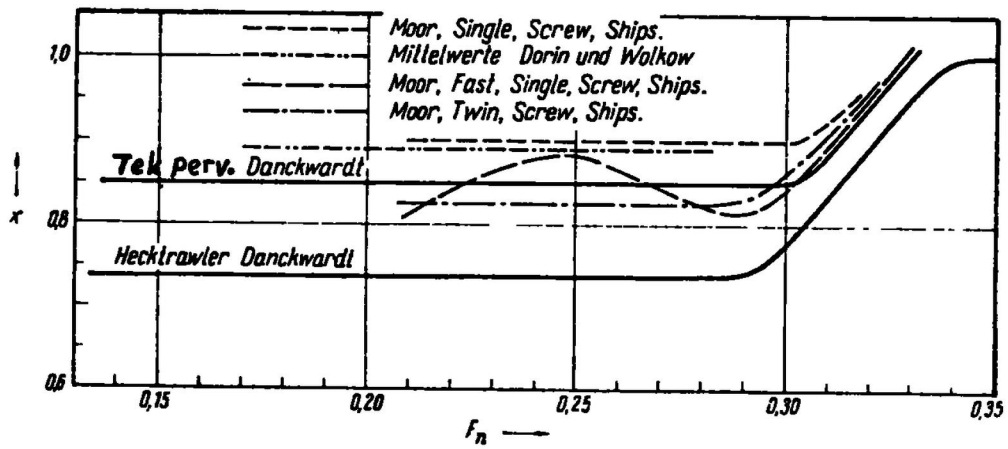
Buna göre Mumford üslerinin kullanılması ile yapılacak hatanın ihmal edilebilir sınırlarda olacağı kabul edilebilir. R_T/Δ ana değerleri, sistematik olarak değiştirilerek bulunan bir gemi formu için değil, bilakis tüm gemiler için geçerli olduğundan, şekil 7 ve 8 de verilen x ve y değerleri kullanılmamış onların yerine özel olarak tespit edilen değerler alınmıştır. Bu özel değerler, genellikle şekillerde verilmiş olan üslerin, tek değerlerle veya küçük serilerle düzeltilmiş ortalama büyüklükleridir. Şekil 10 bu x değerlerinin, şekil 11 de y değerlerinin Moor tarafından verilen değerlerle mukayesesini göstermektedir.

Telfer'in teorik olarak elde ettiği x değerlerinden farklı olarak, x üssü $F_n = 0,29$ a kadar yaklaşık sabit kaldığı, sonra artan Froude sayısıyla yükseldiği dikkati çekmektedir. Bunu n değerleri ile açıklayabiliriz. Inui ye ait şekil 12, n değerinin $F_n = 0,30$ a kadar düştüğünü daha sonra ise $F_n = 0,35$ e kadar çıktığını gösteriyor. n değerinin $F_n = 0,30$ a kadar iniş göstermesi, p oranının artan Froude sayısı ile şekil 6 ya uygun olarak yaklaşık parabolik artmasını dengelemektedir. Balıkçı gemilerinin x değerlerinin yük ve yolcu gemilerine kıyasla daha küçük olması bunların tekne narinlik katsayılarının ortalama olarak daha küçük olması ile açıklanabilir.

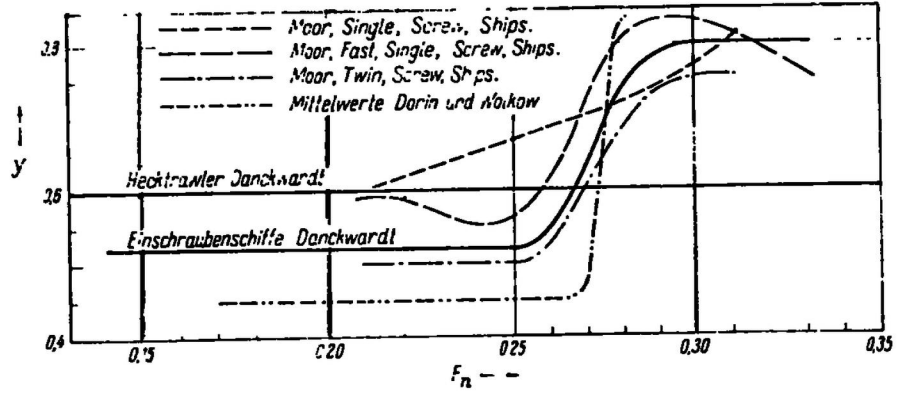
y değerleri genellikle Telfer'in değerlerinden daha küçüktür. Bu da Telfer'in $m=1$ kabulü ile açıklanabilir. Sonsuz büyüklükte su çekimli veya Froude sayısı çok düşük gemilerde $m=0$ dır. Ve $C_B = 0,70$ için y değerleri $F_n = 0,15$ de



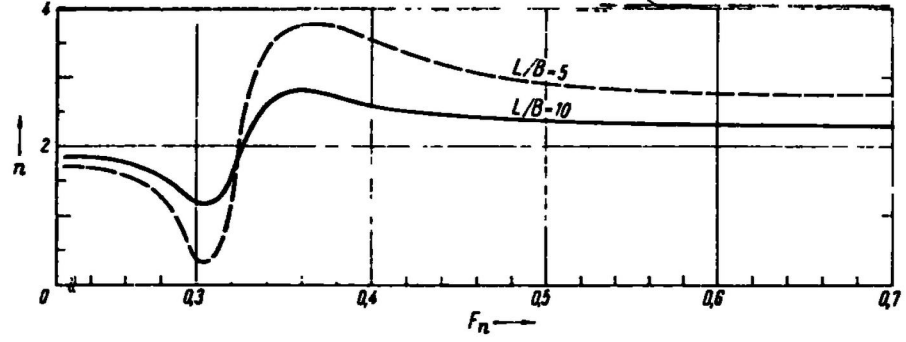
Şekil-9 Mumford Üsleri x ve y , B_1/B ve T_1/T ye bağlı olarak b ve t dönüşüm faktörleri



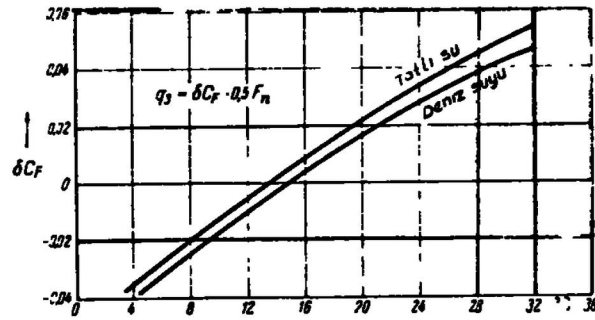
Şekil-10 Yük, yolcu ve balıkçı gemilerinde Mumford Üssü x



Şekil-11 Yük, yolcu ve balıkçı gemilerinde Mumford üssü y



Şekil-12 n Değerleri
(Inui'ye göre kosinüs formundaki su hatları için)



Şekil-13 Su sıcaklığına bağlı olarak δC_F - Değerleri

Tablo-3 Mumford-üsleri x f(F_n); y f(F_n)

F _n	0,24	0,25	0,26	0,27	0,28	0,29	0,30	0,31
Yük	x	0,85	0,85	0,85	0,85	0,85	0,855	0,880
Gemileri	y	0,52	0,52	0,55	0,64	0,74	0,80	0,80
Balıkçı ge-	x	0,74	0,74	0,74	0,74	0,745	0,76	0,84
mileri (Traw-	y	0,60	0,60	0,60	0,60	0,60	0,60	0,60
ler)								

F _n	0,32	0,33	0,34	0,35
Yük	x	0,945	-	-
Gemileri	y	0,80	-	-
Balıkçı ge-	x	0,90	0,95	1,00
mileri (Traw-	y	0,60	0,60	0,61
: r;				

0,40 ve $F_n = 0,29$ da 0,30 olmaktadır. Boyut oranları normal olan gemiler ise $m = 1$ ile $m = 0$ arasında bulunur. Hız arttıkça m yükselip 1 e yaklaşacak hatta 1 den büyük olacaktır. Bununla $F_n > 0,26$ için y deki artmada açıklanabilir. Trawlerlerin yüksek y değerlerine gemi formunun özellikle büyük döşek kalkımı ve büyük sintine dönümü yarıçaplarının, neden olduğu tahmin edilmektedir. Bu y değerleri, BSRA trawler serisi [13] için hesaplanan ve ortalama değerleri 0,65 civarında olan y değerleri ile gayet iyi uyushmaktadır. Buna göre düzenlenen Tablo 3 x ve y üslerini vermektedir.

5. SÜRTÜNME DİRENCİNE BAĞLI DÜZELTMELER

5.1. GENEL

Gemi boyu ve ıslak yüzey pürüzlülüğündeki farklılıklar sürtünme direnci katsayısını etkilemektedir.

Sürtünme direnci katsayısı

$$C_F = \frac{R_F}{\rho/2 v^2 S} = f(R_n)$$

olarak tarif edilmektedir.

Direnç/deplasman oranına dönüştürülerek

$$\frac{10^3 R_F}{\Delta} = \frac{C_F \rho/2 v^2 S}{\rho g \nabla}$$

$$\frac{10^3 R_F}{\Delta} = \frac{C_F F_n^2 g L}{2 g} \frac{S}{\Delta}$$

ve direnç katsayısının değişimi için

$$\frac{10^3 \delta R_F}{\Delta} = \frac{\delta C_F F_n^2 g}{2 g} \frac{SL}{\nabla} = q \frac{SL}{\nabla}$$

ve q ile

$$q = \frac{\delta C_F F_n^2 g}{2 g} = 0,5 \delta C_F F_n^2.$$

bulunur.

ve q ile

$$q = \frac{\delta C_F F_n^2 g}{2 g} = 0,5 \delta C_F F_n^2.$$

bulunur.

5.2. BOY DÜZELTMESİ

Standart boydan farklı boylarda ve sabit Froude sayısında Reynolds sayısı ve buna bağlı olarak direnç katsayısı C_F değişir.

$$R_n = \frac{L v}{\nu} = F_n \cdot L_{pp}^{3/2} \frac{\sqrt{g}}{\nu}$$

$$\nu = 1,191 \cdot 10^6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1} \quad t = 15 \text{ }^\circ\text{C} \quad \text{de deniz suyu için}$$

$$R_n = 2.6298 \cdot 10^6 F_n L_{pp}^{3/2}$$

Schoenherr'e göre

$$C_F \text{ (ATTC-1947)} = \frac{0,242}{\sqrt{C_F}} \lg(R_n \cdot C_F)$$

İlgilenilen bölgede trawlerler için Reynolds sayıları aralığı

L_{pp}	$F_n = 0,10$	$F_n = 0,36$
25 m	$R_n \quad 3,28 \cdot 10^7$	$R_n \quad 1.18 \cdot 10^8$
100 m	$R_n \quad 2,63 \cdot 10^8$	$R_n \quad 9,47 \cdot 10^8$

Yük gemileri için Reynolds sayıları aralığı

L_{pp}	$F_n = 0,14$	$F_n = 0,33$
50 m	$R_n \quad 1,305 \cdot 10^8$	$R_n \quad 3,08 \cdot 10^8$
300 m	$R_n \quad 1,90 \cdot 10^9$	$R_n \quad 4,48 \cdot 10^9$

Bu aralıklarda C_F değerleri, aşağıdaki basit denklem ile çok iyi ifade edilmektedir.

$$C_F = 2.27 \cdot 10^{-2} (R_n)^{-0.13}.$$

Böylece sabit Froude sayısında gemi boyundaki değişikliğin sürtünme direnci katsayısında meydana getirdiği değişiklik

$$\delta C_F = 2.27 \cdot 10^{-2} R_{n,pp}^{-0.13} - R_{n,L}^{-0.13}$$

$$\delta C_F = 2.27 \cdot 10^{-2} \left(F_n \frac{1}{v} \sqrt{g} \right)^{-0.13} \left\{ \left(L_{pp}^{1.5} \right)^{-0.13} - \left(L_{pp,Stand}^{1.5} \right)^{-0.13} \right\}$$

ve boy düzeltme faktörü $q_1 \frac{LS}{\nabla}$

$$q_1 = 0.5 \cdot 2.27 \cdot 10^{-2} \left(F_n \frac{1}{v} \sqrt{g} \right)^{-0.13} \left\{ L_{pp}^{-0.195} - L_{pp,Stand}^{-0.195} \right\} F_n^2$$

$$q_1 = 0.5 \cdot 2.27 \cdot 10^{-2} \left(\frac{g}{r} \right)^{-0.13} F_n^{1.87} \left\{ L_{pp}^{-0.195} - L_{pp,Stand}^{-0.195} \right\}$$

$$q_1 = 0.16654 \cdot 10^{-2} F_n^{1.87} \left\{ L_{pp}^{-0.195} - L_{pp,Stand}^{-0.195} \right\}.$$

Standart boy $L = 100$ m için

$$q_1 = 0,16654 \cdot 10^2 F_n^{1.87} (L_{pp}^{-0.195} - 0,40738)$$

Standart boy $L = 50$ m için

$$q_1 = 0,16654 \cdot 10^2 F_n^{1.87} (L_{pp}^{-0.195} - 0,46633)$$

Sürtünme direnç katsayısının hesabında yapılan basitleştirmeler ATTC nin verdiği C_F değerlerine göre sapmalar meydana getirir. İlgilenilen bölgedeki bu sapmalar Reynolds sayılarına bağlı olarak Tablo 4 de gösterilmiştir. Sapmalar $3.28, 10^7 < R_n < 4.48 \cdot 10^9$ ana değerler bölgesinde % 2 den daha küçük olmaktadır.

Tablo-4 C_F değerlerinin ATTC değerlerinden sapması

R_n	$C_F(ATTC)$	$C_F(Formül)$	Sapma %
10^7	$2,934.10^3$	$2,795.10^3$	-4,74
5.10^7	2,289	2,270	-0,80
10^8	2,072	2,070	-0,10
10^9	1,531	1,535	-0,26
5.10^9	1,266	1,240	-2,05
10^{10}	1,171	1,137	-2,90

Tablo-5 Boy düzeltmesi

L_{pp}	L_{pp}/B	B/T	C_B	F_n	R_n	Toplam dirençte boy düzeltmesi
25	5	2,5	0,55	0,10	$3,28.10^7$	-11,1 %
25	5	2,5	0,55	0,36	$1,18.10^8$	-4,76 %
300	7	2,5	0,55	0,14	$1,90.10^9$	-11,75%
300	7	2,5	0,55	0,33	$4,48.10^9$	-7,95 %

Şekil 5 de ATTC ve verilen formülle hesaplanan q_2 değerleri, bazı L değerleri için mukayese edilmiştir.

L = 25 m	$q_2 = 0,5 \cdot 10^1$
75 m	$0,4 \cdot 10^1$
150 m	$0,2 \cdot 10^1$
250 m	$0,0 \cdot 10^1$

Yukarıdaki q_2 ifadelerindeki düzeltiliük yüzdesi, C_F 'e bağlı olarak farklı q_2 değerleri için azaltılır. Örneğin:

L = 25 m	$q_2 = -0,5 \cdot 10^1$
75 m	$0,4 \cdot 10^1$
150 m	$0,2 \cdot 10^1$
250 m	$0,0 \cdot 10^1$

Görüldüğü gibi düşük hızlar için q_2 değeri negatif çıkmaktadır. Bu esas itibariyle çok düşük hızlarda pratik bir düzeltme yapmanın yersiz olduğunu gösterir. Daha yüksek hızlar için ise q_2 pozitif bir düzeltme verir.

çük olmaktadır.

Bu sapmalar sadece δC_F değerinin hesabında ortaya çıkmaktadır. Çünkü standart boylar için R_n/Δ değerleri, direkt olarak model deneyleri veya serilerden çıkarılan bilinen dönüşüm hesap yöntemleriyle elde edilmektedir. Standart boylar için verilen R_n/Δ değerlerine karşılık, boy düzeltmesi çok büyük boy farklarında bile Tablo-5 den de görüldüğü gibi küçük olmakta ve sonucu pratik olarak etkilememektedir.

$L_{pp} = 25$ m ve $F_n = 0,10$ için ATTC eğrisine göre hesaplanmış R_n/Δ oranından hakiki sapma % - 0,1 ve $L_{pp} = 300$ m ve $F_n = 0,14$ için ise sadece % 0,2 dir.

5.3. PÜRÜZLÜLÜK DÜZELTMESİ

R_T/Δ ana değerleri pürüzlülük v.s dikkate alınmadan verilmişlerdir. Gemi boyuna göre değişen pürüzlülük ilavesi amaca uygundur. Böylece C_F sürtünme direnci katsayısına eklenmek üzere C_A pürüzlülük katsayısı değerlerini tavsiye edebiliriz.

$L = 25$ m	$C_A = 0,5 \cdot 10^{-3}$
75 m	$0,4 \cdot 10^{-3}$
150 m	$0,2 \cdot 10^{-3}$
250 m	$0,0 \cdot 10^{-3}$

$q_2 \frac{L S}{V}$ ifadesindeki pürüzlülük düzeltmesi q değeri

$q_2 = 0,5 F_n^2 \cdot C_A$ dır.

Yukardaki, sadece pürüzlülüğe bağlı olarak verilen C_A değerleri yerine, bu formülde daha büyük C_A değerleri alına-

bilir. Böylece yalpa omurgası, dümen, rüzgar v.b. dirençlerin etkileride dikkate alınmış olur. Bak Lap [14]

5.4. SICAKLIK FARKLARI İÇİN DÜZELTME

Ana değerler 15°C standart sıcaklıkta % 3,5 tuz ihtiva eden yani kinematik viskozitesi $0,1191 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 / \text{s}$ olan deniz suyu için hesaplanmıştır. Kinematik viskozite değişince, Reynolds sayısı ve buna bağlı olarak sürtünme direnci katsayısı da değişir.

Standart kinematik viskozite için

$$C_F = 2,27 \cdot 10^{-2} (R_n)^{-0,13} \quad \text{formülü geçerlidir.}$$

Farklı kinematik viskozite için

$$C_{F1} = 2,27 \cdot 10^{-2} (R_n)^{-0,13} \frac{\nu_{\text{stand}}^{-0,13}}{\nu_1^{-0,13}}.$$

Böylece $\delta C_F = C_F - C_{F1} = 1 - \left(\frac{\nu_{\text{stand}}}{\nu_1} \right)^{-0,13}$

ve

$$q_3 = 0,5 F_n^2 \delta C_F = 0,5 F_n^2 \left\{ 1 - \left(\frac{0,1191 \cdot 10^{-5}}{\nu_1} \right)^{-0,13} \right\}.$$

Şekli 13 ve Tablo 6 da

$$\delta C_F \Rightarrow 1 - \left(\frac{0,1191 \cdot 10^{-5}}{\nu_1} \right)^{-0,13}$$

değeri farklı sıcaklıklar için deniz suyu ve tatlı su için verilmiştir.

6. GEMİ FORMUNA BAĞLI DÜZELTMELER

6.1. GENEL

Bölüm 3, tablo 1 ve 2 de verilen R_T/Δ değerleri direnç bakımından uygun gemi formları için geçerlidir. Bu değerler model deneyleriyle çeşitli boyut oranları, tekne na-

Tablo-6 Su sıcaklığına bağlı olarak δC_F değerleri

Sıcaklık	C	5	10	15
Deniz suyu	δC_F	-0,0361	-0,0170	0
Tatlı su	δC_F	-0,0321	-0,0122	-0,0056
		20	25	30
		-0,0153	-0,0295	-0,0425
		-0,0216	-0,0363	-0,0498

rinlik katsayısı veya prizmatik katsayısının optimizasyonu ile bulunmuştur:

Genellikle direnç bakımından uygun gemi formuna ulaşmak için çaba sarfedileceğinden, 3. bölümdeki ana değerler, 4. ve 5. bölümlerdeki düzeltmeleriyle yeterli olmaktadır. Uygun olmayan trimli halden kaçınmak gibi bazı dizayn şartlarında bu tür gemi formlarını (direnç bakımından uygun gemi formu) gerçekleştirmek mümkün olmaz. Bu nedenle, bu bölümde direnç bakımından en uygun gemi formundan ayrılma halinde direncin nasıl değişeceği hakkında bazı noktalara değinilecektir. Ancak şunu önemle belirtmek gerekirkki, bu sadece bir denemeden ibarettir. Burada gösterilen değişim temayülllerinin ve bunların büyüklüklerinin, model deneyi yardımıyla kontrolü veya diğer seri deneylerle mukayesesi yapıldığında, birtakım sapmalar ortaya çıkabilir. Zira gemi formunu tayin eden parametrelerin ve bunların mümkün olan kombinezonlarının çokluğu yanında, gemi formunun direnç üzerindeki etkisinin araştırılmasına ait yeni sistematik model serileri yok denecek kadar azdır.

Buna rağmen bazı sapmalar burada verilmiştir, çünkü bunlar genelde değişim temayülllerini doğru olarak gösterirler ve direnç düzeltmelerinin tahmininde faydalı olabilirler.

Bu düzeltmeler sürtünme direncine bağlı düzeltmelerle aynı formda verilirler.

$$\frac{10^3 \Delta R}{\Delta} = \eta_n \frac{SL}{\nabla} .$$

Böylece tüm düzeltmeler ve bunların büyüklüklerinin bir mukayesesi yapılabilir. (Örneğin pürüzlülük düzeltmesi

ile) Böylece bu düzeltmeleri dikkate alıp almamanın gerekli olup olmadığına, kolayca karar verilebilir.

Bu düzeltmeler literatürde verilen değerlerden ve farklı model serilerinden elde edilmiştir. Çok sayıdaki farklı kaynaklardan görünen genel değişim temayülü ve bunun büyüklüğü genelleştirilmiştir.

Yük ve yolcu gemileriyle, balıkçı gemilerinin formlarının çok farklı olmaları sebebiyle, forma bağlı düzeltmeleri her iki gemi tipi için birlikte vermek mümkün değildir.

6.2. YÜK ve YOLCU GEMİLERİ İÇİN FORM DÜZELTMESİ

Dizayna en çok etki eden ve dizayn şartlarından en çok etkilenen form parametreleri Sephiye merkezinin yeri (su altı hacim merkezinin yeri), Gemi baş kısmının posta formlarıdır. Makinası kıçta olan gemilerde, çeşitli yükleme durumlarında gemi trimini ayarlamak başa doğru trimden sakınmak, ayrıca ambar sahasını daha öne doğru kaydırmak için su altı hacim merkezi hidrodinamik bakımdan en uygun konumundan bağımsız olarak başa doğru alınabilir.

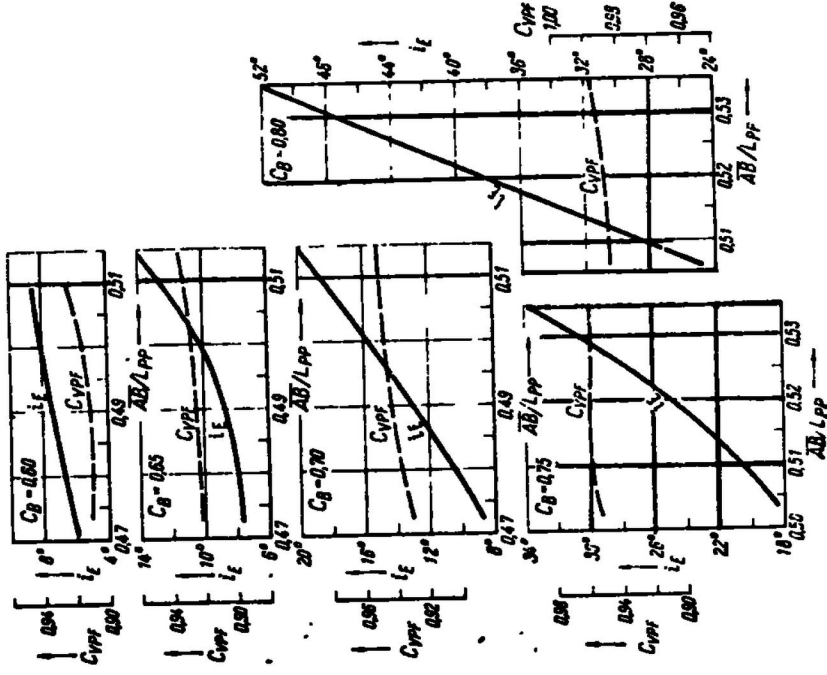
Sephiye merkezinin boyuna konumu, B sephiye merkezinin kıç dikmeye olan uzaklığının gemi boyuna oranı AB/L_{pp} şeklinde verilir. Gemi boyundan daha büyük boyda dalgalara raslama imkanı olan bölgelerde seyredecek küçük gemilerin baş tarafının V formunda yapılması, geminin denizciliğini artırır. Buzlu denizlerde çalışacak şekilde klaslanması istenen gemilerin baş tarafından V formunda postalar, normal ve U formundaki postalara kıyasla daha uygundur. Ayrıca baş tarafı V formunda inşa edilen gemiler, aynı boyutlar-

daki U ve normal formlu teknelere kıyasla daha büyük GM Metasantr yüksekliğine sahip olmaktadırlar. Gemi baş kısmının posta formları bu açıklamalar çerçevesinde düşey prizmatik katsayısı yardımıyla ifade edilebilir.

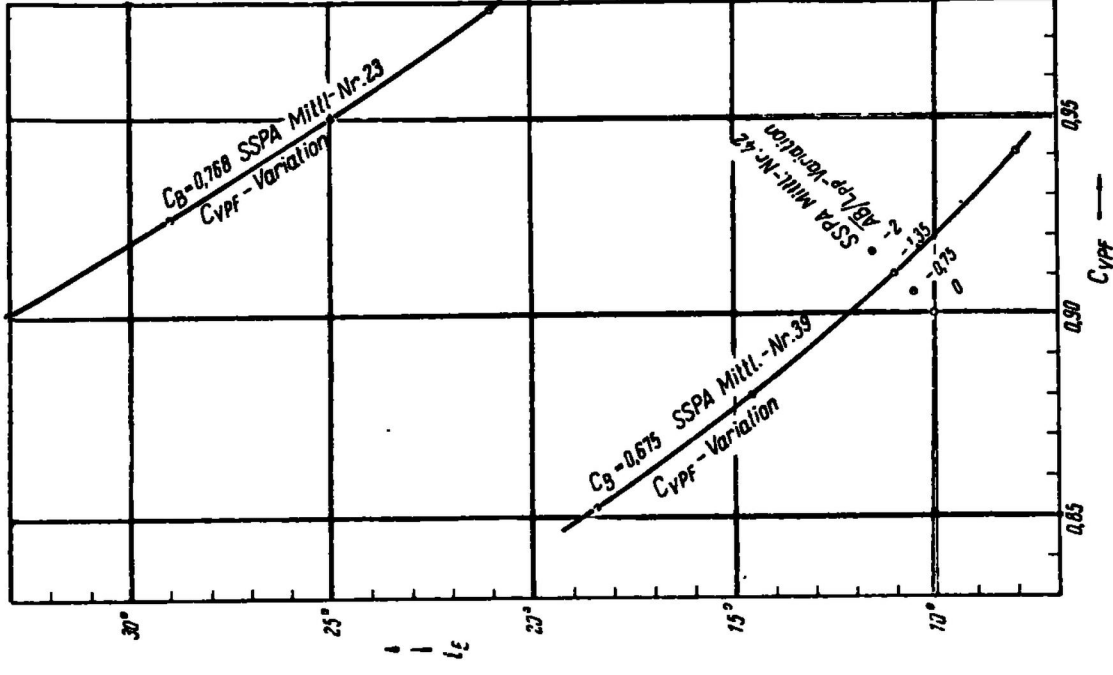
$$C_{vpf} = C_{BF} / C_{WF} = f(C_B)$$

Bu değer gerçekte baş formunun ifade etmek için tam yeterli olmasa bile basitliği nedeniyle kullanılmaktadır. Yukarıda adı geçen iki form faktörüne bağlı bir üçüncü form faktörü daha vardır ki, buda gemi baş formunu belirleyen su hattı giriş açısıdır. Bu bağıntı aşağıdaki şekillerde açıklanmaktadır: Şekil 14 den görüldüğü gibi seri-60 formu için sabit C_B ve posta formlarında sephiye merkezinin yeri, gemi baş kısmının düşey prizmatik katsayısını hemen hemen hiç etkilemezken, su hattı giriş açısı için çok etkili olmaktadır. Buna karşılık şekil 15 benzer şekilde eşit tekne narinlik katsayısı ve sephiye merkezlerinde, su hattı giriş açısı değerinin gemi baş bölgesinin düşey prizmatik katsayısına büyük ölçüde bağlı olduğunu gösterir. Bu müşterek bağıllık (su hattı giriş açısının sephiye merkezinin konumu ve düşey prizmatik katsayısı) nedeniyle su hattı giriş açısı için ayrıca bir düzeltme yapmaya lüzum yoktur. Şekil 16 da baş posta formu U, N (normal) ve V şeklinde olan gemilerde, C_B tekne narinlik katsayısı üzerine, baş kısmının düşey prizmatik katsayıları çizilmiştir.

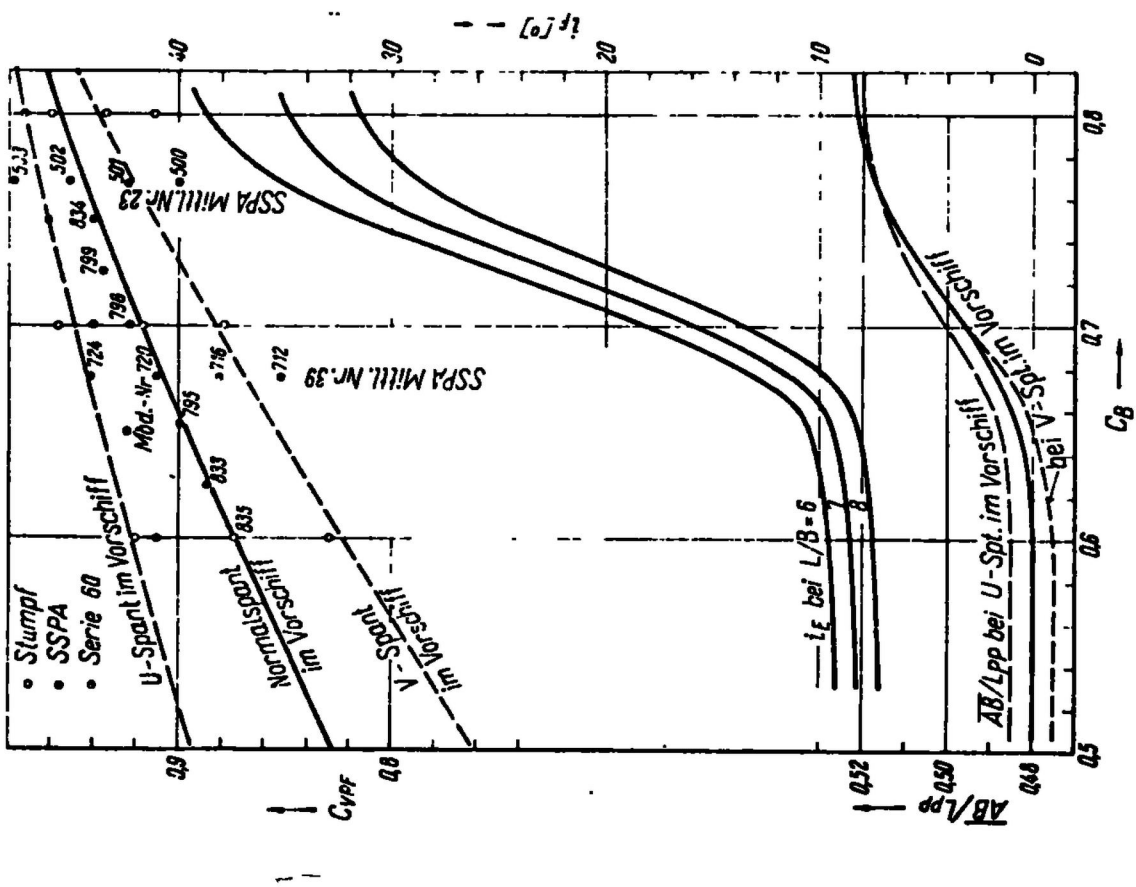
Aynı şekilde C_B ye karşılık direnç bakımından en uygun sephiye merkezi konumları ve ayrıca bu sephiye merkezleri ve normal formlar için, su hattı giriş açıları, değişik



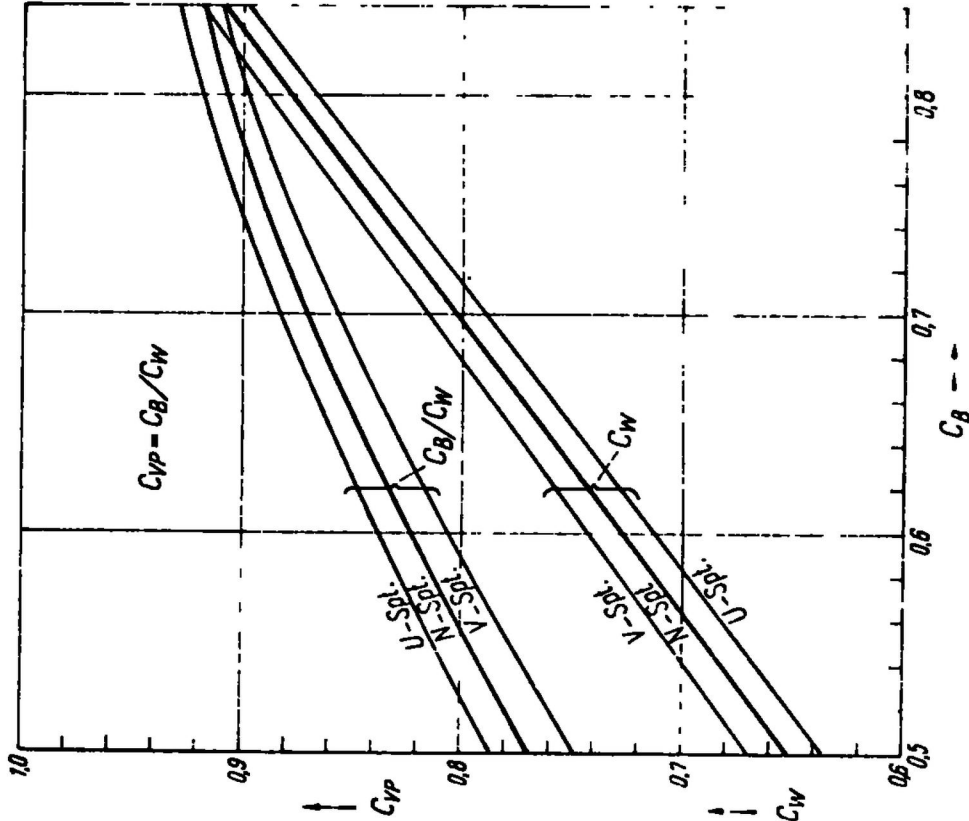
Şekil-14 Seri-60 örneğinde su altı hacim merkezinin, gemi baş kısmı düşey prizmatik katsayısı ve giriş açısına bağlı olarak değişimi



Şekil-15 SSPA serilerinde gemi baş kısmı düşey prizmatik katsayısının giriş açısına göre değişimi



Şekil-16 C_{VPF} ; i_E ; $AB/L_{pp} = f(C_B)$



Şekil-17 $C_{VP} = f(C_B)$, Posta şekli)

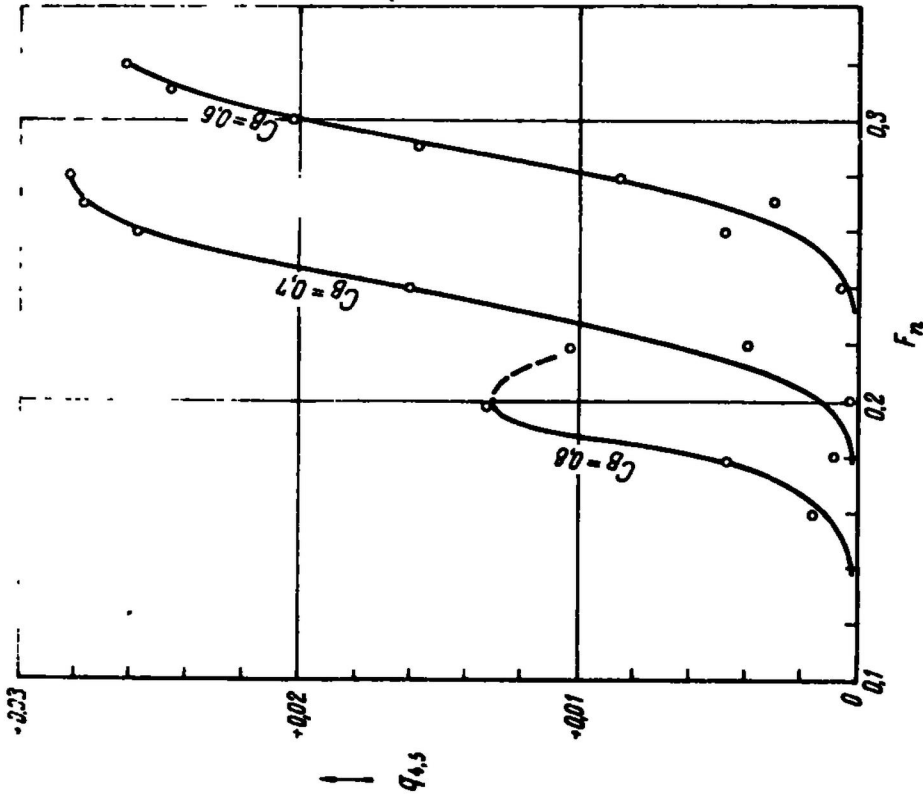
$C_W = f(C_B)$, Posta şekli)

L/B oranları için gösterilmiştir. Tablo 1 de verilen R_T/Δ ana değerleri şekil 16 da özellikleri verilen normal formlar için geçerlidir. Proje safhasında gemi baş kısmının dolgunluğu henüz bilinmediğinden ve diğer taraftan gemi kış formu, pervaneye iyi bir akış sağlamak için genellikle normal posta formlarından meydana geldiğinden, gemi baş kısmındaki posta formunu tanımlamak için tüm geminin düşey prizmatik katsayısını kullanmak ekseriyetle yeterlidir. Şekil 17 düşey prizmatik katsayısını C_B ye bağlı olarak çeşitli posta formları için göstermektedir.

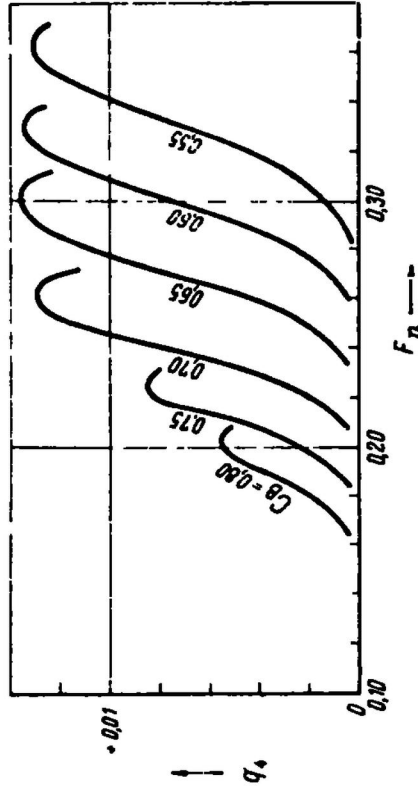
6.2.1 GEMİ BAŞ KISMINDA V POSTA FORMU İÇİN DÜZELTME

Normal ve U posta formu gemilerin dirençlerindeki farklılık genellikle çok küçük ve belirsizdir. U formlar, normal forma kıyasla biraz daha iyi direnç değerleri vermektedir. Düzeltmelerin çok küçük olması nedeniyle bu çoğu kez hiç hesaba katılmaz.

V formları ise belli bir Froude sayısından sonra, C_B ye bağlı olarak daha fazla direnç göstermektedirler. Yani pozitif q düzeltme değerleri elde edilmektedir. Tekne narinlik katsayısı ne kadar küçülürse düzeltmelerin kendisini hissettirdiği Froude sayıları o kadar büyür. Buna karşılık düşük Froude sayılarında düzeltme çok küçük olduğundan dizayn safhasındaki bir direnç hesabında ihmal edilebilir. Şekil 18 bazı gemiler için uygun q değerlerini göstermektedir. Bu şekildeki çizimden gemi baş kısmında V posta formları olması halinde q_u düzeltmesini veren şekil 19 elde edilmiştir. Bu



Şekil-18 $q_{4,5}$ - Değerlerinin elde edilmesi için örnek. Burada V-Postalar için su altı hacım merkezi optimum konumun 0,01 L_{pp} önünde alınmıştır.



Şekil-19 Başta V-Postalar AB/L_{pp} Optimum

radaki V postaformu şekil 16 ve 17 deki C_{vpf} değerleri ile tarif edilmiştir. q_4 -Eğrileri, çeşitli tekne narinlik katsayıları için değişik bir Froude sayısı tanımlanarak, bu düzeltmeyi tek bir eğri ile yapmak mümkündür. $C_B = 0,675$ tekne narinlik katsayısı için q_4 düzeltme değerleri Tablo-7 de verilmiştir.

Tablo-7 Gemi baş kısmında V-postalar ve $C_B = 0,675$ için q_4 - Değerleri

$F_n (C_B=0,675)$	0,20	0,21	0,22	0,23	0,24	0,25
q	0	0,0002	0,0008	0,0023	0,0046	0,0078
	0,26	0,27	0,28	0,29		
	0,0108	0,0130	0,0150	0,0070		

Diğer tekne narinlik katsayılarında bu q_4 değerleri farklı Froude sayıları için geçerli olmaktadır. Bu Froude sayıları $C_B = 0,675$ için Tablo 7 de verilen değerlerden aşağıdaki miktarlar kadar farklı olmaktadır.

$$C_B \leq 0,675$$

$$F_n (C_B \text{ mevcut}) = F_n (C_B = 0,675) + 0,666 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

$$C \geq 0,675$$

$$F_n (C_B \text{ mevcut}) = F_n (C_B = 0,675) + 0,40 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

Tabii ki ters olarak $C_B \neq 0,675$ de Tablo 7 de okunan q_4 değerleri aşağıdaki şekilde elde edilen Froude sayıları için geçerlidir.

$$C_B \leq 0,675 \text{ için, } F_n (C_B = 0,675) = F_n (C_B \text{ mevcut}) - 0,666 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

ve $C_B \geq 0,675$ için

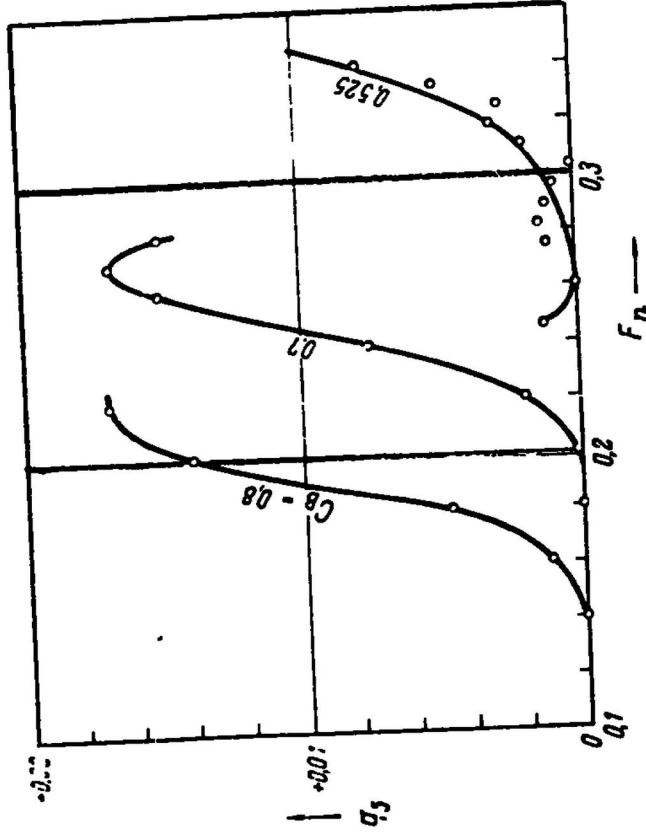
$$F_n (C_B = 0,675) = F_n (C_B \text{ mevcut}) - 0,4 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

yüksek tekne narinlik katsayıları için q eğrilerinin düşük C_B lere kıyasla kısmen daha erken olarak bükülmelerinin pratik hesaplar için bir anlamı yoktur. Çünkü bu bükülmeler buradaki tekne narinlik katsayıları için çok yüksek olan relatif hızlarda olur.

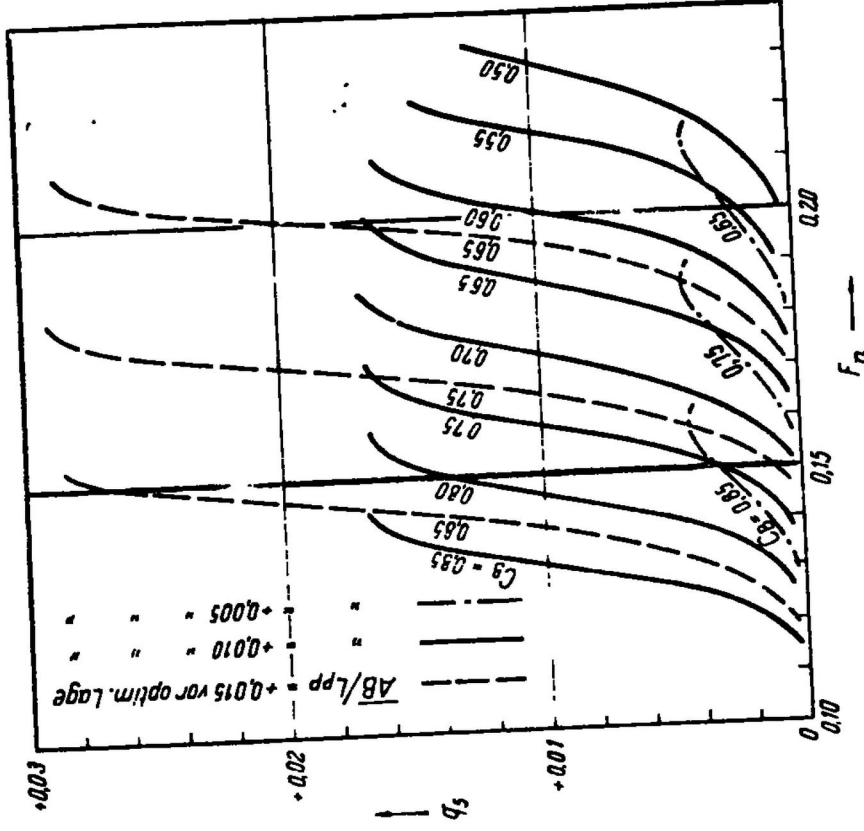
6.2.2. SEPHİYE MERKEZİNİN YERİ İÇİN DÜZELTME

Şekil 16 da verilen sephiye merkezi konumundan daha kıçta bir yer, çoğu kez direnci az da olsa artırması nedeniyle tavsiye edilmez. Böyle bir konum diğer dizayn faktörleri bakımından da gerekli olmadığından bu çalışmada direnç üzerine etkisi incelenmemiştir. Buna karşılık su altı hacmi merkezini daha öne almak dizayn şartları bakımından ekseriyetle gerekli olur. Böylece genellikle direnç artışı olur. Bu halde çeşitli tekne narinlik katsayıları için belirli bir Froude sayısından itibaren hissedilir bir q_5 düzeltmesi yapılır.

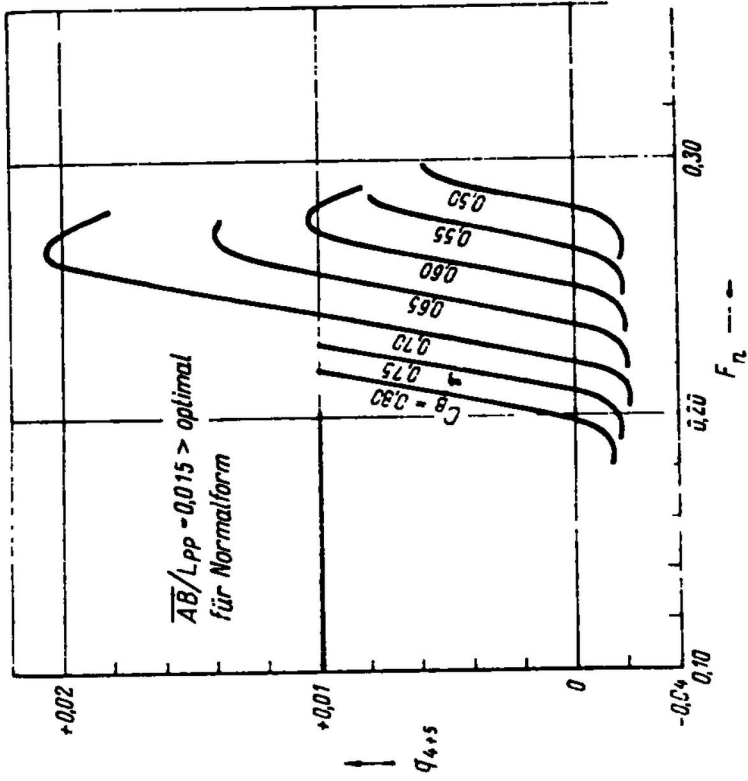
Normal posta formlarında, su altı hacim merkezinin optimum konumuna göre $0,01 AB/L_{pp}$ kadar bir sapma (fark) halinde bazı noktalar ve bunlardan geçen eğri şekil 20 de gösterilmiştir. Bundan ve su altı hacim merkezinin diğer konumlar için benzer çizimlerinden normal posta formları için q_5 düzeltmesi şekil 21 de verildiği gibi elde edilmiştir. V posta formları için yapılan çizimler şekil 22 de gösterilen q_{4+5} düzeltmelerini verir. U formu postalar için, su altı hacim merkezinin optimum konumuna göre $0,015 AB/L_{pp}$ kadar



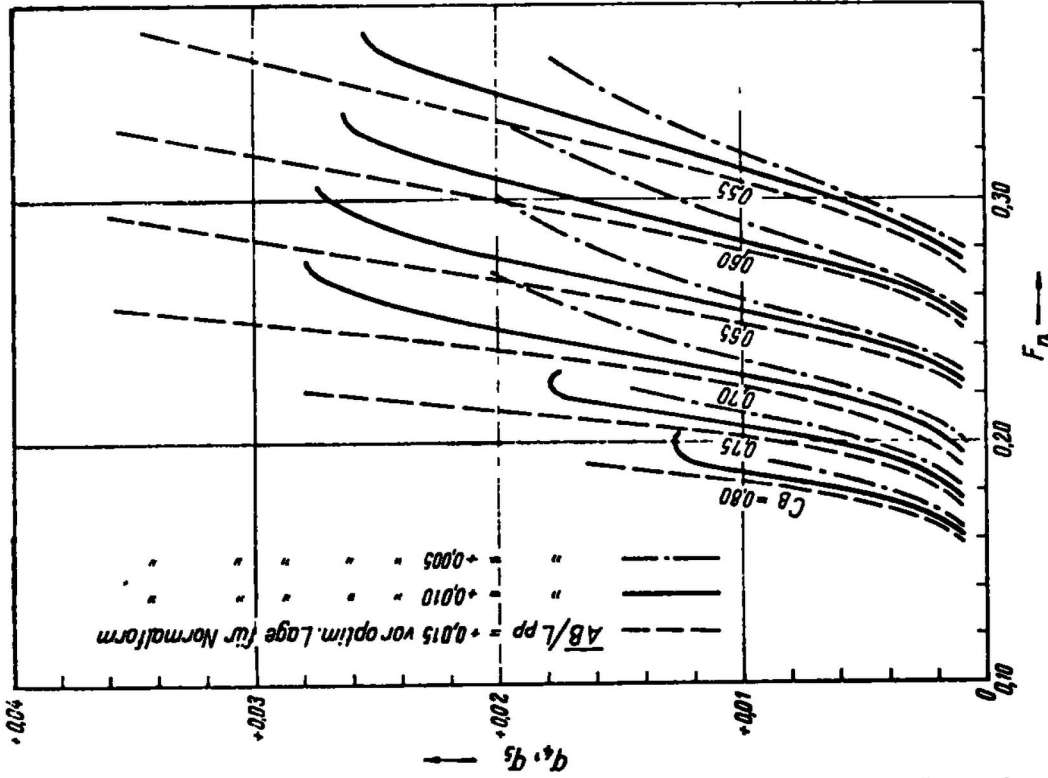
Şekil-20 q_5 Değerlerinin elde edilmesi için örnek. Burada Normal postalar için sualtı hacim merkezi optimum konumun 0,01 L_{pp} önünde alınmıştır.



Şekil-21 Gemi baş kısmında Normal post Su altı hacim merkezinin optimum konum farklı halleri için q_5 -Değerleri



Şekil-23 Gemi baş kısmında U-Postalar
Su altı hacim merkezinin, optimum konumunda
farklı olması halinde q -Değerleri (q_5 , q_4)



Şekil- 22 Gemi baş kısmında V-Postalar
Su altı hacim merkezinin optimum konumdan
farklı olması halinde q -Değerleri (q_5 ve q_4)

bir farklılık göstermesi halinde, q_{4+5} düzeltmeleri şekil 23 de gösterilmiştir. Küçük sapmalar (farklılıklar) için tablo 8 de verilen değerler geçerlidir.

Bunlar gerek normal N, gerekse V postaları için pozitif (direnç artımı) değerlerdir. Buna karşılık U postaları için önce küçük Froude sayılarında negatif, daha sonra Froude sayıları büyüyünce pozitif olmaktadır. Fakat bu düzeltmeler sadece yüksek bağıl hızlarda ortaya çıkmakta ve kritik hıza yakın ve üstündeki hızlarda önemli bir rol oynamaktadır.

Tüm posta formlarında su altı hacim merkezinin başlangıç konumu olarak, normal postaların optimum konumu seçilmiştir. Şekil 22 ve 23 de verilen q değerleri, posta şekline göre düzeltimi içermektedir, dolayısıyla şekil 22 nin kullanımında, şekil 19 un q_4 değerleri kullanılmamalıdır.

Posta formları için q_4 düzeltmesine uygun olarak, sehiye merkezinin optimum konumundan ayrılması halinde q_5 düzeltmesi içinde basitleştirilmiş bir gösterim mümkündür. Burada da tek bir tekne narinlik katsayısı için q_5 veya q_{4+5} değerlerinin gidişi çok benzer olduğundan bir tekne narinlik katsayısına göre q_4 veya q_{4+5} i vermek yeterlidir. Böylece, $C_B = 0,675$ için tablo 8 de verilen düzeltme değerleri geçerli olmaktadır.

$C_B \neq 0,675$ için q değerleri, aşağıdaki şekilde hesaplanan diğer Froude sayıları için geçerli olmaktadır.

Normal postalar için :

$$F_n(C_{B \text{ mevcut}}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,55 (0,675 - C_{B \text{ mevcut}})$$

V postaları için

$$C_B \leq 0,675$$

Tablo-8 $C_B = 0,675$ için su altı hacim merkezinin optimum konumdan farklı olması halinde q_5 ve $q_{4..5}$ Değerleri

Posta Formu	F_n	0,18	0,10	0,20	0,21	0,22	0,23	0,24	0,25	0,26	0,27	0,28	0,29	0,30	0,31	0,32
N	0,005				0,0003	0,0004	0,0005	0,0004	0,0013	0,0024	0,0035	0,0044	0,0044	0,0037	0,0024	0,0004
	0,010	0,0004	0,0005	0,0006	0,0004	0,0012	0,0020	0,0015	0,0005	0,0100	0,0138	0,0164	0,0170	0,0155	0,0125	0,0040
	0,015	0,0013	0,0015	0,0014	0,0023	0,0033	0,0048	0,0073	0,0137	0,0214	(0,0284)	(0,0312)	(0,0320)	(0,0312)	(0,0292)	(0,0261)
V	0,005	0,0001	0,0001	0,0002	0,0007	0,0014	0,0010	0,0073	0,0114	0,0150	0,0181	0,0196	0,0190			
	0,010	0,0001	0,0002	0,0005	0,0013	0,0032	0,0067	0,0118	0,0165	0,0210	0,0250	(0,0268)	(0,0272)			
	0,015	0,0003	0,0005	0,0003	0,0020	0,0043	0,0088	0,0150	0,0220	0,0307	0,0370	(0,0410)	(0,0400)			
U	0,005	—0,0004	—0,0010	—0,0024	—0,0011	—0,0010	—0,0025	0,0010	0,0040	0,0083	0,0100	0,0070	0,0055			
	0,010	—0,0004	—0,0010	—0,0024	—0,0011	—0,0030	—0,0025	0,0010	0,0040	0,0083	0,0100	0,0070	0,0055			
	0,015	—0,0012	—0,0015	—0,0014	—0,0021	—0,0014	0,0025	0,0070	0,0127	0,0179	0,0210	0,0195	0,0175		$C_B \geq 0,70$	
	0,015							0,0070	0,0108	0,0095	0,0070	0,0007	0,0005		$C_B = 0,60$	
	0,015							0,0062	0,0038	0,0040	0,0031	0,0012	0,0011		$C_B = 0,50$	

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,666 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

$$C_B \geq 0,675$$

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,4 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

Gemi baş tarafında U postaları için

a) AB/L_{pp} 0,005 den 0,01 e kadar optimum konumun önünde

$$C_B \leq 0,675$$

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,416 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

$$C_B \geq 0,675$$

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,30 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

b) AB/L_{pp} 0,015 optimum konumun önünde

$$C_B \leq 0,675$$

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,416 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

$$C_B \geq 0,675$$

$$F_n(C_B \text{ mevcut}) = F_n(C_B = 0,675) + 0,20 (0,675 - C_B \text{ mevcut})$$

Büyük tekne narinlik katsayısı ve küçük Froude sayılarında q eğrilerinin kırılmasının pratik hesaplar için hiç bir anlamı yoktur. Sadece baş kısmı U postalarından oluşan ve sephiye merkezinin aşırı derecede öne kaydığı hallerde bu durumun tersi ortaya çıkmaktadır.

q_{4+5} değerleri, küçük tekne narinlik katsayılarında büyük tekne narinlik katsayılarında olduğu gibi öyle büyük değerleri almaz, öyleki bu durum bu tipteki gemiler için enteresan olan düşük relatif hızlarda dahi ortaya çıkar.

6.2.3 GEMİ KİÇ POSTA FORMLARININ ETKİSİ

Daha önce söylendiği gibi kıç formu olarak bir normal U form esas alınmıştır. Örneğin şekil 24 de $C_B = 0,675$ için verilen q değerlerinden görüldüğü gibi V-posta formları direnci az olmaktadır. Fakat q değerleri sevk gücüne bağlı olduğu düşünüldüğünde

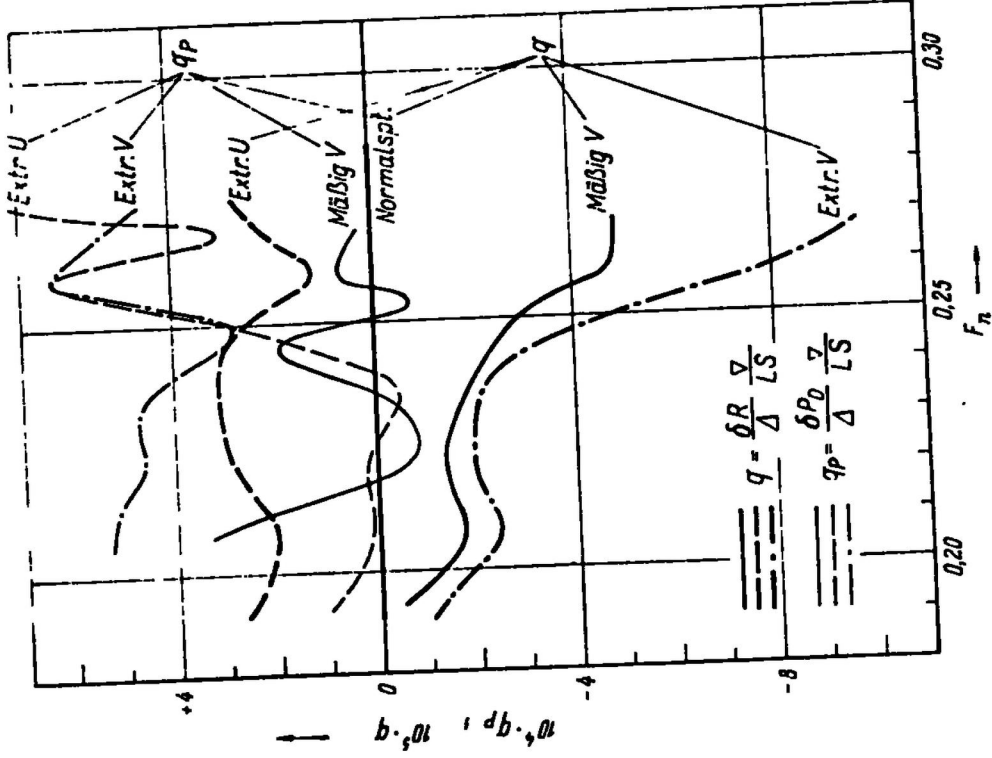
$$q_P = \frac{10^3 \delta P_D}{\Delta} \quad \frac{V}{SL}$$

V postaları tek pervaneli gemilerde en yüksek q değerlerini verir. Direnç bakımından uygun V postaları gemi kıçında kullanıldığında sevk gücü yönünden bir avantaj getirmezler. Bu nedenle kıç posta formlarının direnç üzerindeki etkisi daha fazla incelenmemiştir.

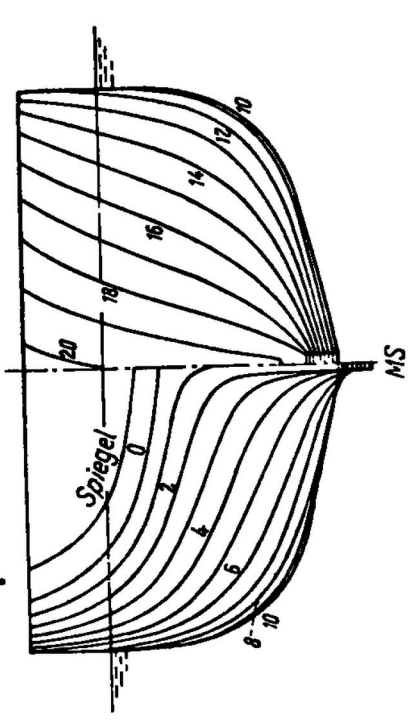
6.3. BALIKÇI GEMİLERİ İÇİN DÜZELTMELER

Tablo 2 deki ana değerlerin geçerli olduğu balıkçı gemileri genellikle V posta formları ile inşa edilirler. Şekil 25 de farklı tekne narinlik katsayısına haiz iki geminin tipik endazeleri verilmiştir.

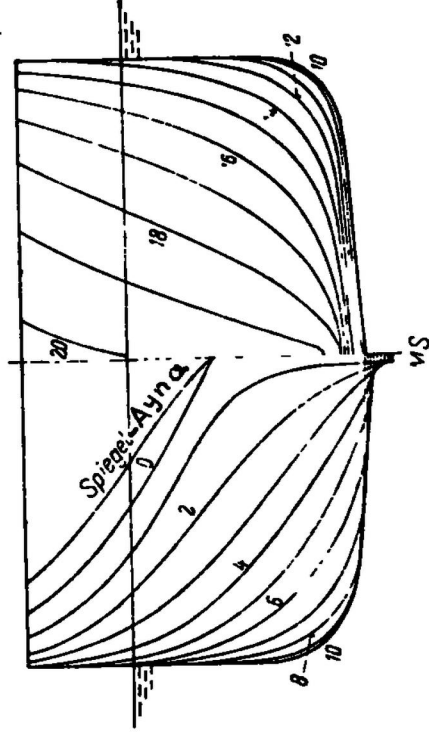
Posta formları için bir düzeltme yapmaya lüzum yoktur. Su altı hacim merkezinin kıç dikmeden uzaklığı genellikle $0,48 L_{pp}$ kadardır. Bu konum her zaman ortaya çıkar zira bu gemilerde düşük bir direnç elde etmek için sephiye merkezi mümkün olduğu kadar kıça kaydırılır. Fakat diğer taraftan dizayn şartları bakımından, sephiye merkezinin kıç dikmeye uzaklığı $0,48 L_{pp}$ den küçük olarak gerçekleştirilemez.



Şekil-24 Gemi kıç kısmında farklı
posta şekilleri için direnç ve sevk
gücüne göre q-Değerlerinin mukayese-
si ($C_R = 0,675$ için)



Küçük bir trawler postaları



Bir balıkçı fabrika çemisi postaları

Şekil-25 Trawler için tipik iki
posta şekli

Tablo-9 Balıkçı gemilerinde AB/L_{pp} ye bağlı olarak q , F_i değerleri

F_i AB/L_{pp}	0.12	0.14	0.16	0.18	0.20	0.22	0.24	0.26	0.30	0.32	0.34	0.36	0.38
0.15	0.0003	0.0004	0.0005	0.0006	0.0008	0.0004	0.0003	0	-0.0008	-0.0017	-0.0036	-0.0110	-0.0140
0.16	0.0003	0.0004	0.0005	0.0006	0.0008	0.0004	0.0003	0	-0.0005	-0.0013	-0.0024	-0.0043	0.0111
0.17	0.0003	0.0004	0.0005	0.0006	0.0008	0.0004	0.0003	0	-0.0004	-0.0009	-0.0017	-0.0040	-0.0058
0.18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.19	-0.0002	-0.0003	-0.0005	-0.0006	-0.0008	-0.0004	-0.0002	0	0.0003	0.0006	0.0016	0.0051	0.0058
0.20	-0.0007	-0.0008	-0.0010	-0.0010	-0.0008	-0.0007	-0.0004	0	0.0007	0.0014	0.0037	0.0078	0.0140

Bundan dolayı tablo 2 de verilen ana değerler su altı hacim merkezinin $AB = 0,48 L_{pp}$ konumu için geçerlidir. Bu konumdan büyük farklılık gösteren hallerde tablo 9 daki q_{5Fi} düzeltme değerleri kullanılmalıdır.

Eğer R_T/Δ ana değerleri için esas olan $L_{WL}/1.05 = L_{pp}$ boyu hakiki dikeyler arası boy L_{pp_0} den farklı ise, su altı hacim merkezinin yeri hesaplama boyu L_{pp} ye dönüştürülmelidir.

$$\frac{AB}{L_{pp}} = 1 - \frac{L_{pp_0}}{L_{pp}} \left(1 - \frac{AB_0}{L_{pp_0}} \right).$$

Burada o indisi hakiki dikeyler arası boyu, indissiz boy ise $L_{pp} = L_{WL}/1.05$ i göstermektedir.

7. BULB İÇİN DÜZELTME

Son senelerde bulb direnç azaltıcı çare olarak gittikçe artan bir anlam kazanmaktadır. Buna karşılık şimdiye kadar bulb'ın uygun büyüklüğü, formu ve yeri hakkında kesin bilgi verilememiştir. Bulb yardımıyla temin edilen direnç düzeltmeleri çekme deneyi sonuçları ile çelişkilidir. Bunun nedeni, hiçbir zaman bulb tek başına izole halde düşünülemediği bilakis sadece geminin tüm parametreleri (ana-boyut oranları, narinlik katsayısı ve formu) ile beraber incelenmesi gereğidir.

Bu nedenle bulb'ın pozitif etkisi üzerine genel halde bir fikir söylemek mümkün değildir. Ancak en müsait şartlarda sadece aynı form parametrelerine haiz bir gemi serisinde bazı yargılara varılabilir.

Bu zorluklara rağmen, hangi relatif hızlardan itibaren ve bulb etkisiyle ortalama olarak ne büyüklükte bir direnç düzeltmesi (azalımı) olacağı hakkında bazı fikirler söylenebilir. Böylece mevcut bir gemi için bulb'ı nazari itibare almanın yararlı olup olmayacağını tahmin için bir imkan verilir. Bunun için esas olarak, verilen bazı bulb'lı ve bulb'sız gemi tecrübelerinin yanında, SVA Berlin-Karls-horst gemi model havuzunun deneylerinden, Guldhammer ve Harvald'ın [5] , Moor [12] ve Silverleaf ile Dawson'un [6] çalışmalarından yararlanılmıştır. Bu ifadelerden, bulb nedeniyle dirençteki değişme önceki bölümlerde verilen düzeltmelere uygun olarak

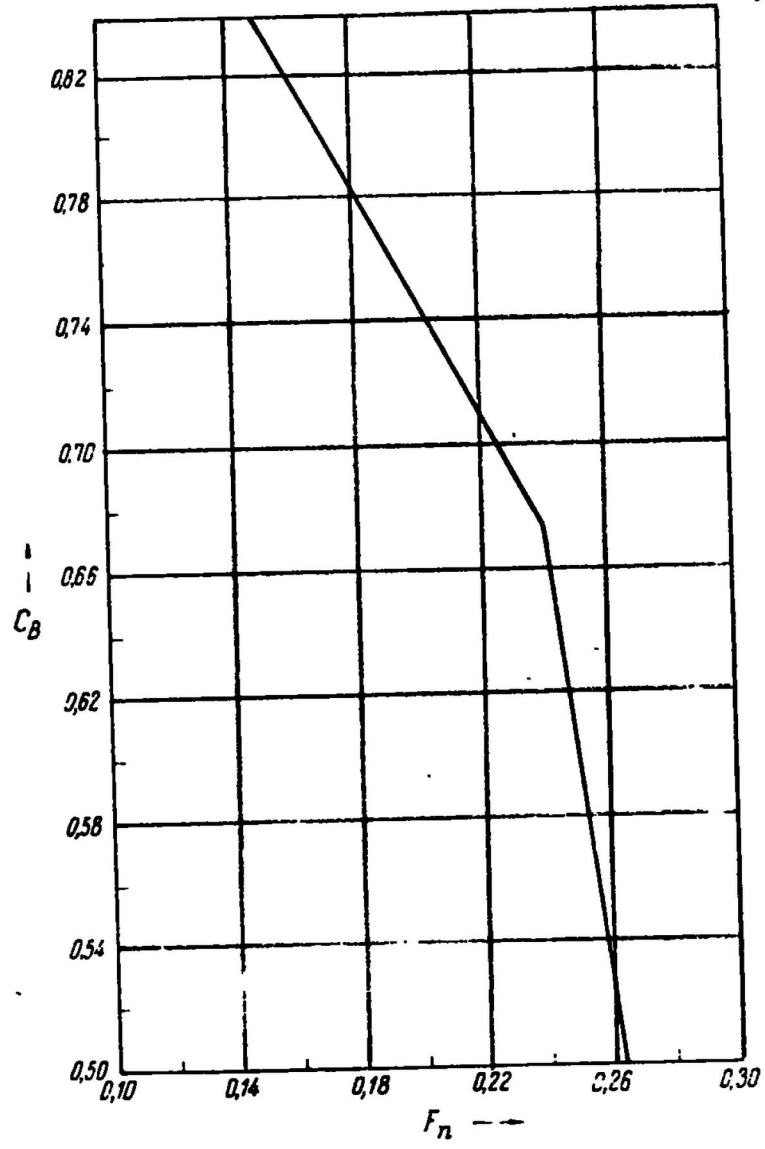
$$\frac{\delta R}{\Delta} = q_6 \frac{SL}{\nabla}$$

elde edilir.

Bu şekilde elde edilen q değerlerinin, değerlendirilmesi sonucu bulb' ın direnç azaltıcı etkisinin tekne narinlik katsayısına bağlı olarak farklı Froude sayılarında, yani genellikle kritik bağıl hız civarında olduğu görülmüştür. Kritik bağıl hız, her iki direnç bileşeni eğrisinin teğetlerinin kesiştiği nokta olarak tarif edilir. [17] de gösterildiği gibi pratikte raslanılan hız bölgesinde meydana gelen dalga sistemlerine göre değişen üç eğri elde edilmektedir.

$$F'_{n \text{ Krit}} = f(C_B)$$

Pratik nedenler ve R_T/Δ ana değerlerinin değerlendirilmesi sonucu bu inceleme çerçevesinde şekil 26 da verilen bağıntı esas alınmıştır. Gerçi bu bağıntı her şeyden önce yük



Şekil-26 $C_B = f(F_n)$

gemileri için geçerli olmasına rağmen balıkçı gemileri içinde kullanılabilir. Şekil 26 dan F_n Krit veya $C_B = f(F_n)$ için aşağıdaki bağıntılar elde edilir.

$$C_B \leq 0,675 \quad F_n \text{ krit} = (1.115 - C_B) / 1,833$$

$$C_B > 0,675 \quad F_n \text{ krit} = (2,535 - C_B) / 7,75$$

$$F_n \leq 0,24 \quad C_B = 1.115 - 1,833 F_n$$

$$F_n > 0,24 \quad C_B = 2,535 - 7,75 F_n$$

Tekne narinlik katsayısı $C_B = 0,675$ olan bir gemi için tablo 10 da verilen q değerleri, baş dikmedeki bulb alanının

A_{BT} , geminin en büyük kesit alanına A_x oranı 0,10 için tesbit edilmiştir.

Tekne narinlik katsayısı $C_B \neq 0,675$ için q değerleri, kritik hızlara bağlı olmak üzere her tekne narinlik katsayısına uygun olarak başka Froude sayılarına kaymaktadır. Yani, aşağıdaki şartlar sağlandığında, F_n için C_B mevcut q değeri, $C_B = 0,675$ için F_n deki q değerine eşdeğer olmaktadır.

$$C_B \leq 0,675$$

$$F_n(C_B = 0,675) = F_n(C_B \text{ mevcut}) - 0,1333 (0,675 - C_B)$$

$$C_B > 0,675$$

$$F_n(C_B = 0,675) = F_n(C_B \text{ mevcut}) - 0,5333 (0,657 - C_B)$$

Diğer A_{BT}/A_x alan oranları için q değeri, alan oranına orantılı olarak değişmektedir.

$$q = q(A_{BT}/A_x = 0,10) \cdot 10 \cdot (A_{BT}/A_x)$$

Bu q değerleri yolcu ve yük gemileri için olduğu gibi,

Tablo-10 Bulb için q_6 değerleri (A_{BT}/A_x 0,10 ve C_B 0,675)

F_n	0,10	0,12	0,14	0,16	0,18	0,20	0,22	0,24
q_6	0,0017	0,0020	0,0023	0,0025	0,0028	0,0028	0,0022	0
F_n	0,26	0,28	0,30	0,32	0,34	0,36	0,38	
q_6	-0,0051	-0,0119	-0,0181	-0,0210	-0,0187	-0,0130	-0,0100	

balıkçı gemileri için de geçerlidir.

8. ISLAK ALANIN BÜYÜKLÜĞÜ

$\delta R/\Delta$ düzeltme değerlerini hesaplayabilmek için q_n düzeltme faktöründen başka $\frac{SL}{\nabla}$ değeride bilinmelidir. Bu değer, ıslak alanı veren bilinen yöntemler yardımıyla bulunabilir.

Mevcut hal için Mumford formülünün $S = L(1,7 T + C_B B)$ tadil edilmiş şeklini kullanmak uygundur.

$$\frac{SL}{\nabla} = \frac{L}{B} \left(\frac{1,7}{C_B} - \frac{B}{T} \right).$$

Bu formülün model deney raporlarıyla belirli ıslak alanlarla kontrolü, bu formülün biraz daha tadil edilmesinin uygun olacağını göstermiştir.

Böylece yük ve yolcu gemileri için

$$\frac{SL}{\nabla} = \frac{L}{B} \left\{ \frac{1,7}{C_B - 0,20 (C_B - 0,65)} - \frac{B}{T} \right\}.$$

Kıçtan ağ çekişli balıkçı gemileri için ise, yapısı itibarıyla Mumford formülüne benzeyen aşağıdaki formül uygundur.

$$S = L(1,7 T + 0,92 B (C_B - 0,1))$$

Bundan tadil edilmiş şekil çıkar.

$$\frac{SL}{\nabla} = \frac{L}{B} \left\{ \frac{1,7}{C_B} - \frac{B}{T} \left(0,92 - \frac{0,092}{C_B} \right) \right\}.$$

Bu formülün hassasiyeti % 2 kadardır.

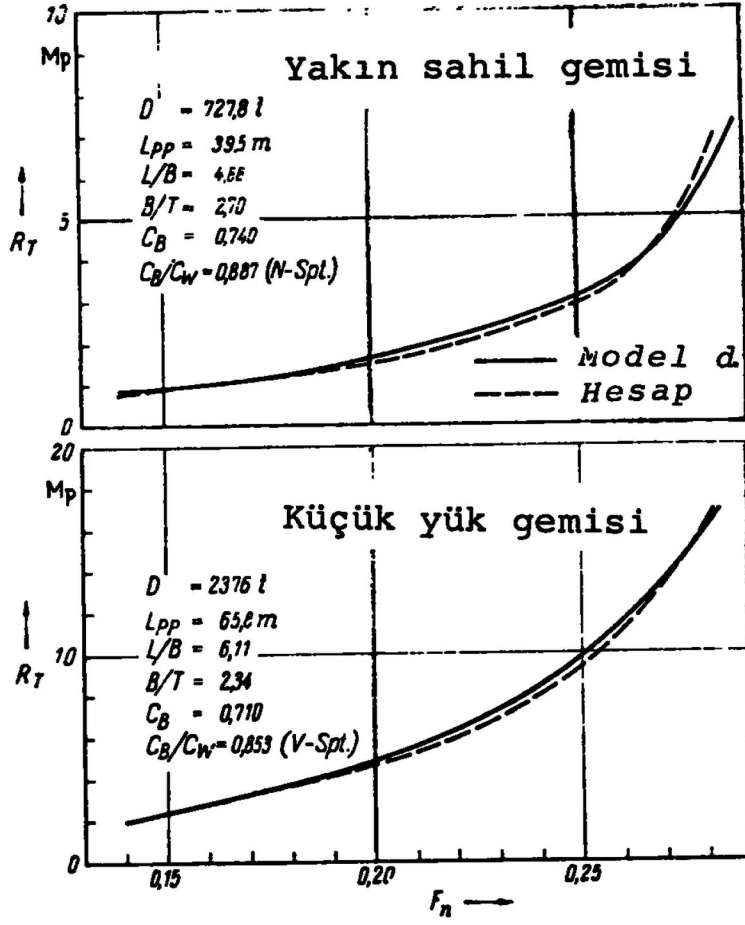
Fakat Bölüm 5,2 de gösterildiği gibi $\delta R/\Delta$ düzeltmesi sadece toplam direncin çok küçük bir kısmını meydana getirdiğinden,

bu belirsizliğin nihai sonucu etkisi çok küçüktür.

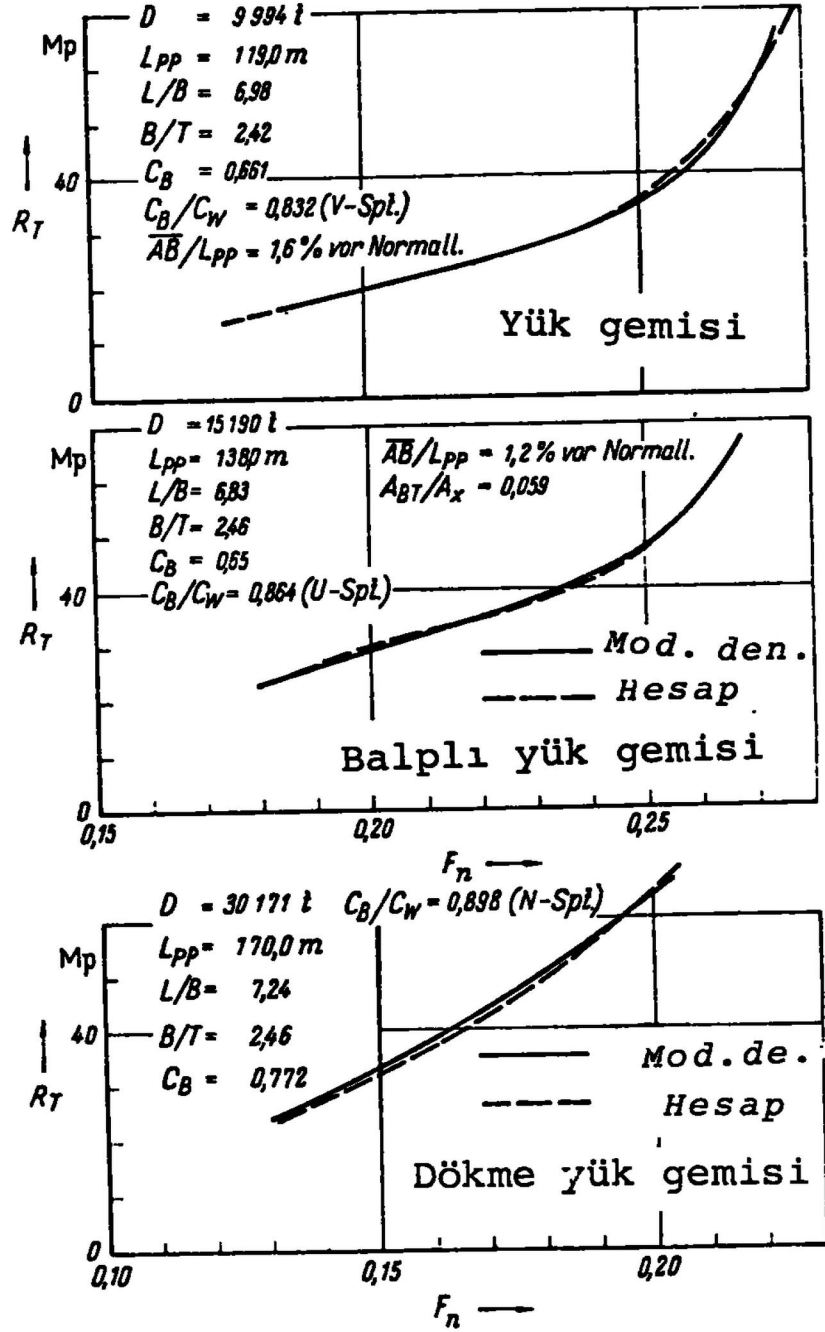
9. HESAPLA BULUNAN DEĞERLERİN ÇEKME DENEYİ SONUÇLARIYLA KARŞILAŞTIRILMASI :

Bu yöntemle bulunan direnç değerinin doğruluğunu kontrol etmek için SVA model deney havuzundaki deneylerle direnci belirli olan çok sayıda gemiler için hesap yapılmıştır. Hesap sonucu görülmüştür ki, ölçülen direnç değerleri ile olan farklılık hiçbir zaman % 6'yı geçmemektedir. Ancak bulb'lı ve çok hızlı gemilerde bilhassa su çekimleri, dizayn su çekimlerinden küçük ise farklılık artmaktadır. Şekil 27 de küçük yük gemilerinde bir toplam direnç eğrisi R_T görülmektedir.

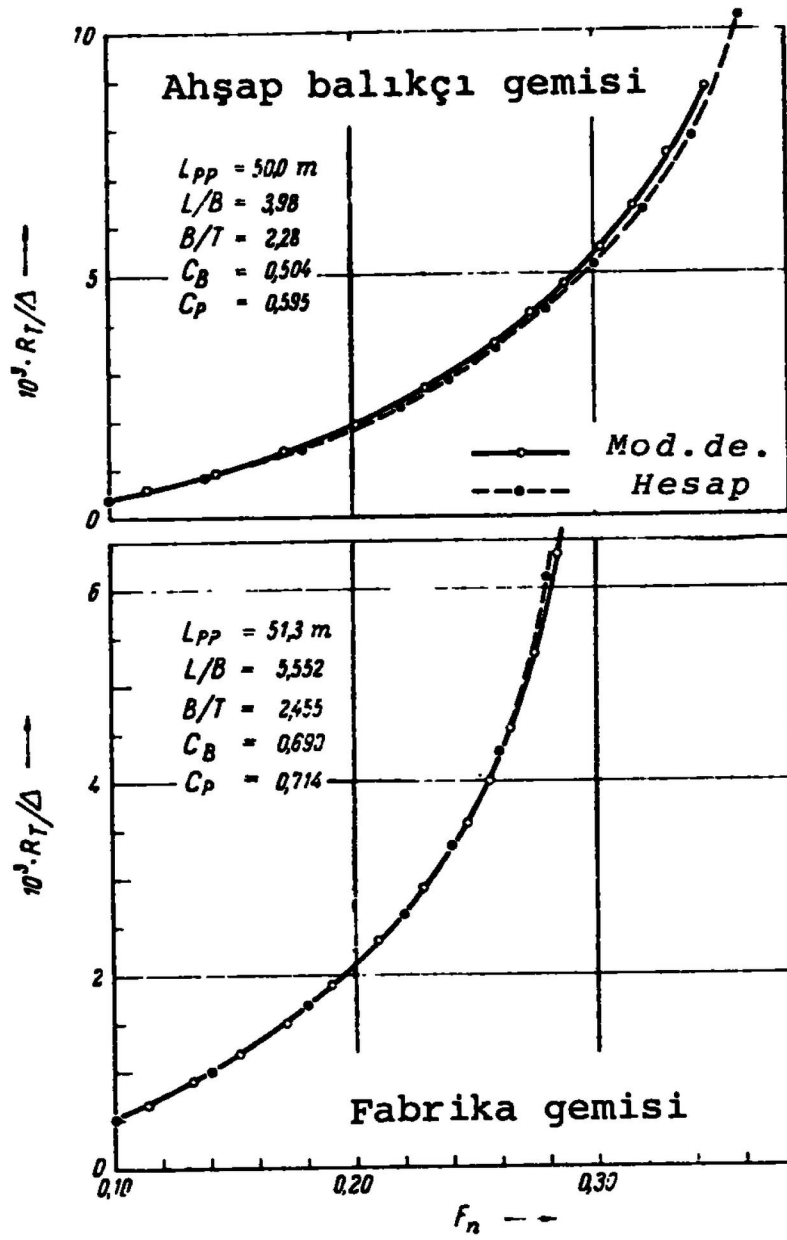
Bu münasebetle $L/B = 4,88$ oranında dahi kullanılabılır değerlerin elde edildiği göze çarpar. Şekil 28 bazı büyük yük gemileri için hesaplanan R_T değerlerinin model deney sonuçlarıyla mukayesesini vermektedir. Şekil 29 da balıkçı gemilerinin hesaplanan bazı R_T/Δ değerlerinin model deney değerleriyle mukayese edilmiştir. Balıkçı gemilerinde hesaplanan değerler, genellikle ölçü değerlerinden % 4 den fazla fark göstermez. Fakat bu relatif büyük hassasiyet posta karakteristikleri aynı olan SVA modellerinin kullanılmış olmasına bağlanabilir.



Şekil-27 Küçük yük gemilerinde hesaplanan direnç değerlerinin, model deney sonuçlarıyla mukayesesi



 ekil-28 Orta b y kl kte y k gemileri i in hesaplanan diren  de erlerinin model deneyi sonu larıyla mukayesesi



Şekil-29 Balıkçı gemilerinde hesaplanan direnç değerleriyle model deney sonuçlarının mukayesesi

KULLANILAN SEMBOLLER

Sembol	Boyut	İsim	Tarif
AB	L	Su altı hacim merkezinin kıç dikmeden uzaklığı	
A_{BT}	L^2	Balb enine kesit alanı	Baş dikmede ölçülür
A_M	L^2	Orta kesit alanı	$0,5 L_{pp}$ de
A_w	L^2	Su hattı alanı	
A_{WF}	L^2	Gemi baş kısmı su hattı alanı	Baş dikmeden $0,5 L_{pp}$ ye kadar
A_x	L^2	En büyük kesit alanı	
B	L	Gemi genişliği	
b		B nin değişiminde, R_T için dönüşüm faktörü	
b_1		B nin değişiminde, $R_{T/\Delta}$ için dönüşüm faktörü	
$[C]$		R.E. Froude direnç katsayısı	$[C] = \frac{250}{\pi} \cdot R_T \frac{g}{2} v^2 \cdot \nabla^{2,3}$
C_A		Ek direnç katsayısı	$C_A = R_A / \frac{1}{2} \rho v^2 \cdot S$
C_B		Tekne narinlik katsayısı	$C_B = \nabla / L_{pp} B \cdot T$
C_{BF}		Gemi baş kısmı için Tekne narinlik katsayısı	$C_{BF} = \nabla_F / 0,5 L_{pp} B \cdot T$
C_F		Sürtünme direnci katsayı- sı	$C_F = R_F / \frac{1}{2} \rho v^2 \cdot S$
C_M		Orta kesit narinlik katsayısı	$C_M = A_M / B \cdot T$
C_p		Prizmatik katsayısı	$C_p = \nabla / \Lambda \cdot L \quad C_B / C_A$
C_R		Artık direnç katsayısı	$C_R = R_R / \frac{1}{2} \rho v^2 \cdot S$
C_T		Toplam direnç katsayısı	$C_T = R_T / \frac{1}{2} \rho v^2 \cdot S$
C_{vp}		Düşey prizmatik katsayı	$C_{vp} = \nabla / \Lambda_w T = C_B / C_w$

Sembol	Boyut	İsim	Tarif
C_{vpF}		Gemi baş kısmı için düşey prizmatik katsayı	$C_{vpF} = C_{BF}/C_{WF}$
C_W		Su hattı narinlik kat- sayısı	$C_W = A_W/L_{PP} B$
C_{WF}		Gemi baş kısmı için su hattı narinlik kat- sayısı	$C_{WF} = A_{WF}/0.5 L_{PP} B$
C_x		En büyük kesit için narinlik katsayısı	$C_x = A_x/BT$
F_n		Froude sayısı	$F_n = v/\sqrt{g L_{PP}}$
g	LT^2	Yer çekimi	
i_E		Su hattı giriş açısının yarısı	
L_{pp}	L	Dikeyler arası boy	
L_{WL}	L	Su hattı boyu	
m	M	Kütle	
m		Dalga direncinin T ye bağlı olarak değişmesinde T nin üssü (T^m)	
n		R_w nin B ye bağlı olarak değişmesinde B nin üssü	
P_D	L^2MT^3	Pervanedeki güç	
P		R_w/R_T oranı	
q_n		Düzeltilme değeri	$q_n = \frac{\partial R_T}{L} \cdot \frac{\nabla}{S \cdot L_{PP}}$
R_A	LMT^2	Gemi-model korelasyonu için ek direnç	
R_F	LMT^2	Sürtünme direnci	

Sembol	Boyut	İsim	Tarif
R_n		Reynolds sayısı	$R_n = vL/\nu$
R_{pv}	LMT^2	Viskoziteye bağlı basınç direnci	
R_R	LMT^2	Artık direnç	$R_R = R_T - R_F$
R_T	LMT^2	Toplam direnç	
R_V	LMT^2	Toplam vizkoz direnç	$R_V = R_F + R_{PV}$
R_W	LMT^2	Dalga direnci	
S	L^2	Islak alan	
T	L	Su çekimi	
t		T nin değişiminde R_T için dönüşüm faktörü	
t_1		T nin değişiminde R_T/Δ için dönüşüm faktörü	
V	LT^1	Lineer hız	
x		R_T nin B ye bağlı değişiminde B nin üssü	
y		R_T nin T ye bağlı değişiminde T nin üssü	
ν	L^2T^1	Kinematik viskozite	
ρ	ML^3	Yoğunluk	$\rho = m/\nabla$
Δ	LMT^2	Deplasman	$\Delta = \eta \cdot \nabla$
∇	L^3	Deplasman hacmi	
∇_F	L^3	Gemi baş kısmı için deplasman hacmi	Baş dikmeden 0,5 L_{pp} ye kadar

KAYNAKLAR

1. Van Lammeren, W.P.A., Troost, L., Koning, J.G.: Resistance Propulsion and Steering of Ships. The Technical Publishing Company H.Steen-Haarlem-Holland 1948, S. 76 ff.
2. Lackenby, H.: On the Presentation of Ship-Resistance Data. Trans. Inst. Nav. Arch. 96 (1954) S. 471 bis 497.
3. Telfer, E.V.: The Design Presentation of Ship Model Resistance Data. International Shipbuilding Progress 10 (1963) S.215
4. Dorin, W.S. und Wolkow, B.N.: Diagramme zur Ermittlung der Schleppleistung von Frachtschiffen (russ.). Sudostroenie 56 (1966) H.5, S.11.
5. Hähnel, G.: Systematische Modellversuche für kleine Hecktrawler $C_B=0,50$. Schiffbauforschung 6 (1967) H.5/6. S. 193 bis 229.
6. Doust, D.J.: Optimized Trawler Forms. Trans. North-East-Coast Inst. of Eng. and Shipb. 79 (1962) S. 95
7. Kupras, L.K.: Analysis of Main Dimensions, Displacement. Blockkoeffizient and Speed of a Stern Factory Trawler. FAO-Fisheries, Reporst Nr.22, Vol.2, Rome 21. bis 25. Sept. 1964 S. 75 ff.
8. Mumford, E.R.: The Experiment Tank in Relation to Ship and Propeller Design. Engineering 120 (1925) S. 271.
9. Moor, D.I. and Small, V.F. The Effective Horsepower of Single Serew Ships, Average Modern Attainment with Particu-

lar Reference to Variation of C_B and LCB. Trans. Royal Inst. Nav. Arch. 102 (1960) S.269 bis 313.

10. Inui. T.: Study on Wave Making Resistance of Ships. The Society of Naval Architects of Japan 60 th Anniversary, Series Vol. 2, S.173

11. Turner. R.V. Harper, M. Moor, D.I.: Some Aspects of Passenger Liner Design. Trans. Royal Inst. Nav. Arch. 105 (196 S.379.

12. Moor, D.I.: Resistance, Propulsions and Motions of High Speed Single Screw Cargo Liners. Trans. North East Coast Inst. Eng. a. Shipb. 82 (1965/66) H.8,S. 277 ff.

13. Pattulo, R.N.M. And Thomson, G.R.: The BSRA Trawler Series (Part 1). Beam-Draught and Length-Displacement Ratio Series Resistance and Propulsion Test. Trans. Royal Inst. Nav. Arch. 107 (1965) S. 215

14. Lap, A.I. W.: Diagramms for Determining the Resistance of Single Screw Ships. Internat. Shipbuilding Progress 1 (1954) S. 179 bis 193.

15. Guldhammer, H.E. And Harvald, Sv. Aa.: Ship Resistance Effect of Form and Principal Dimensions. Danish Technical Press, Copenhagen 1965.

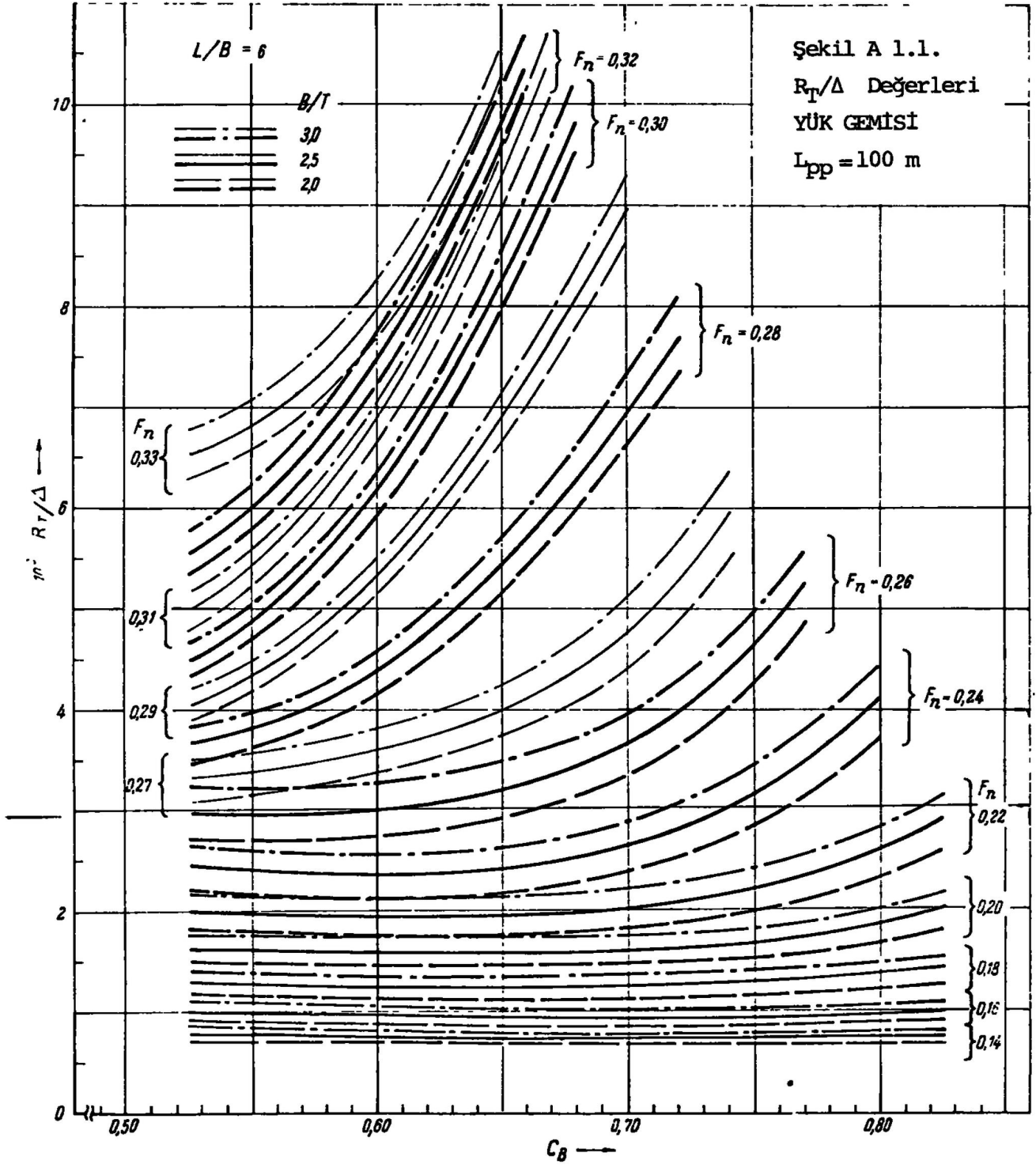
16. Silverleaf, A. and Dawson, I.: Hydrodynamic Design of Merchant Ships for High Speed Operation. Jahrbuch der Schiffbautechn. Gesellschaft 60 (1966) S. 14 ff.

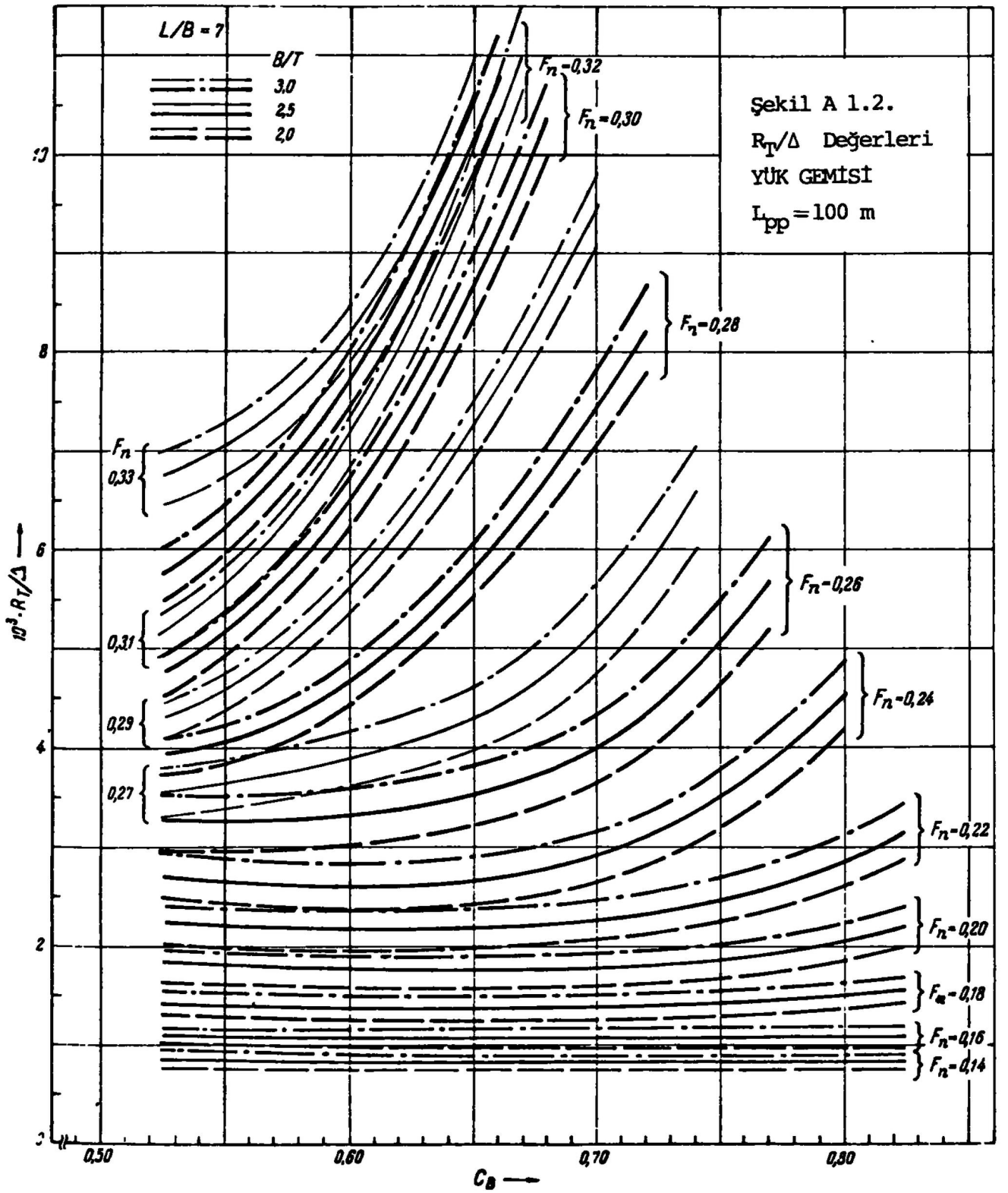
17. Danckwardt, E. Zusammenhang zwischen Blockkoeffizienten und Geschwindigkeit bei Einschraubenschiffen. Schiffbauforschung 4 (1965) H. 3/4, S. 150 ff.

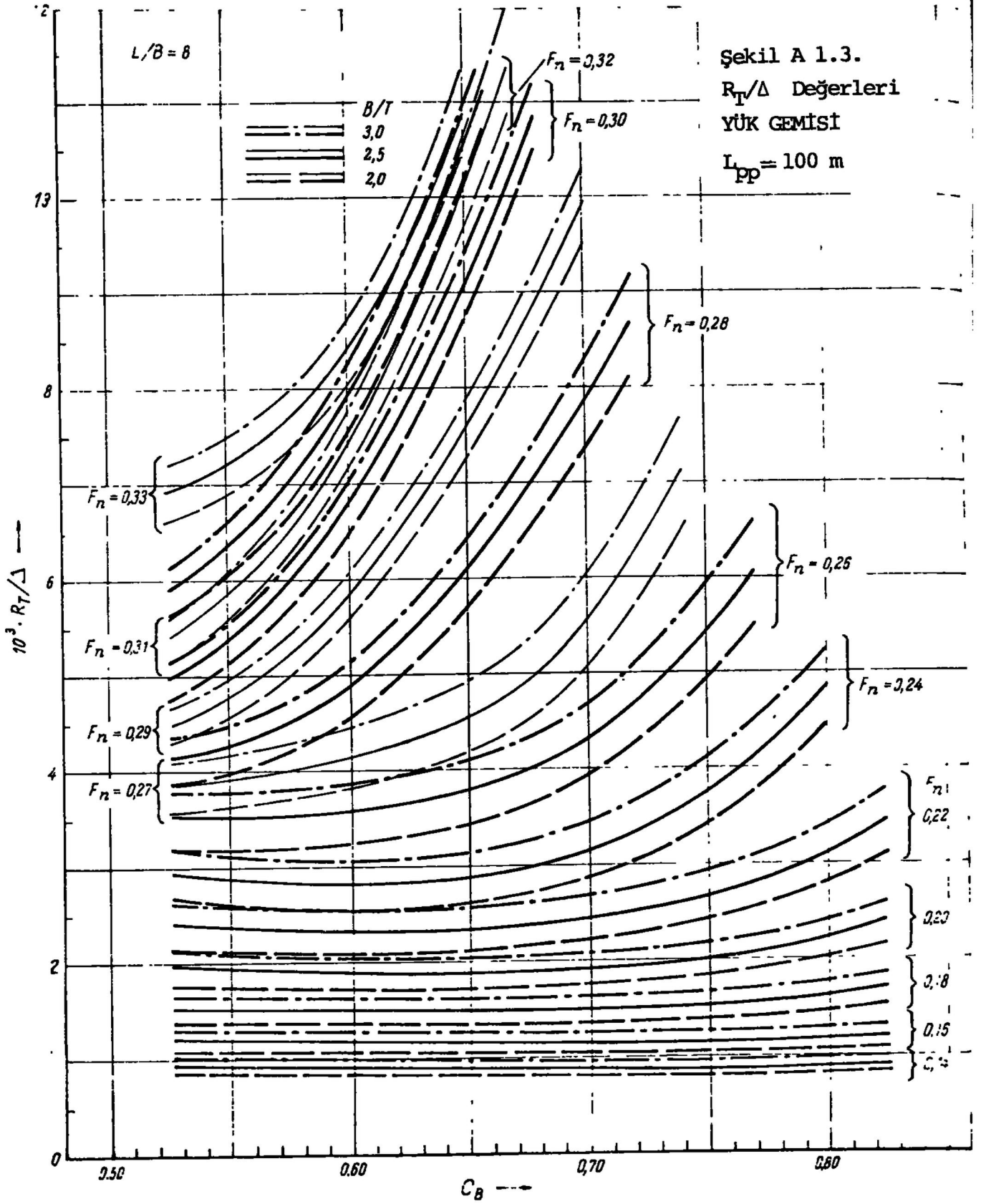
EKLER

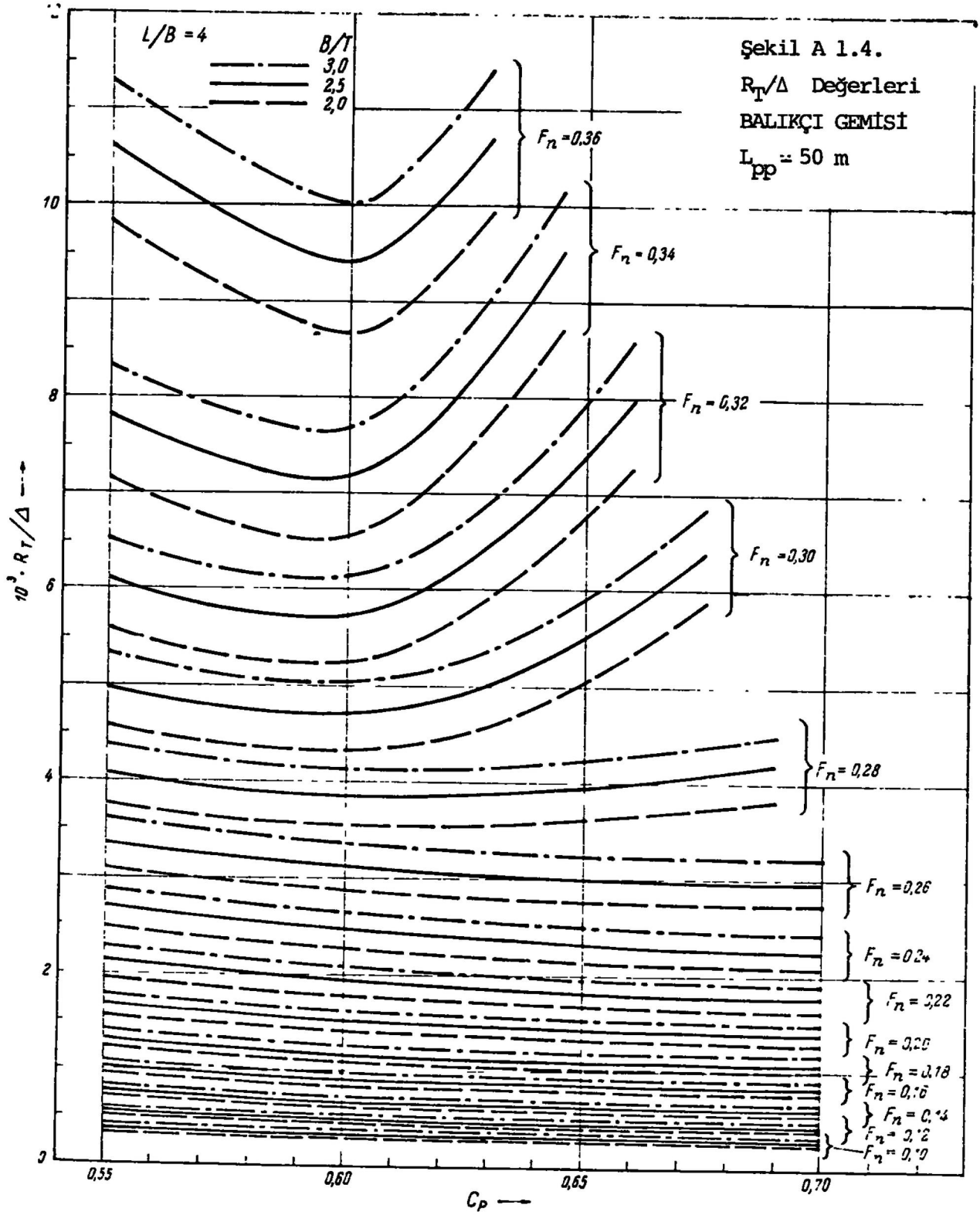
Metodun pratik uygulaması için çok defa verilmiş olan formüller ve tablo değerleri yerine diyagramlarla çalışmak daha basittir. Bu sebepten dolayı burada münferit değerler diyagram şeklinde verilmektedir.

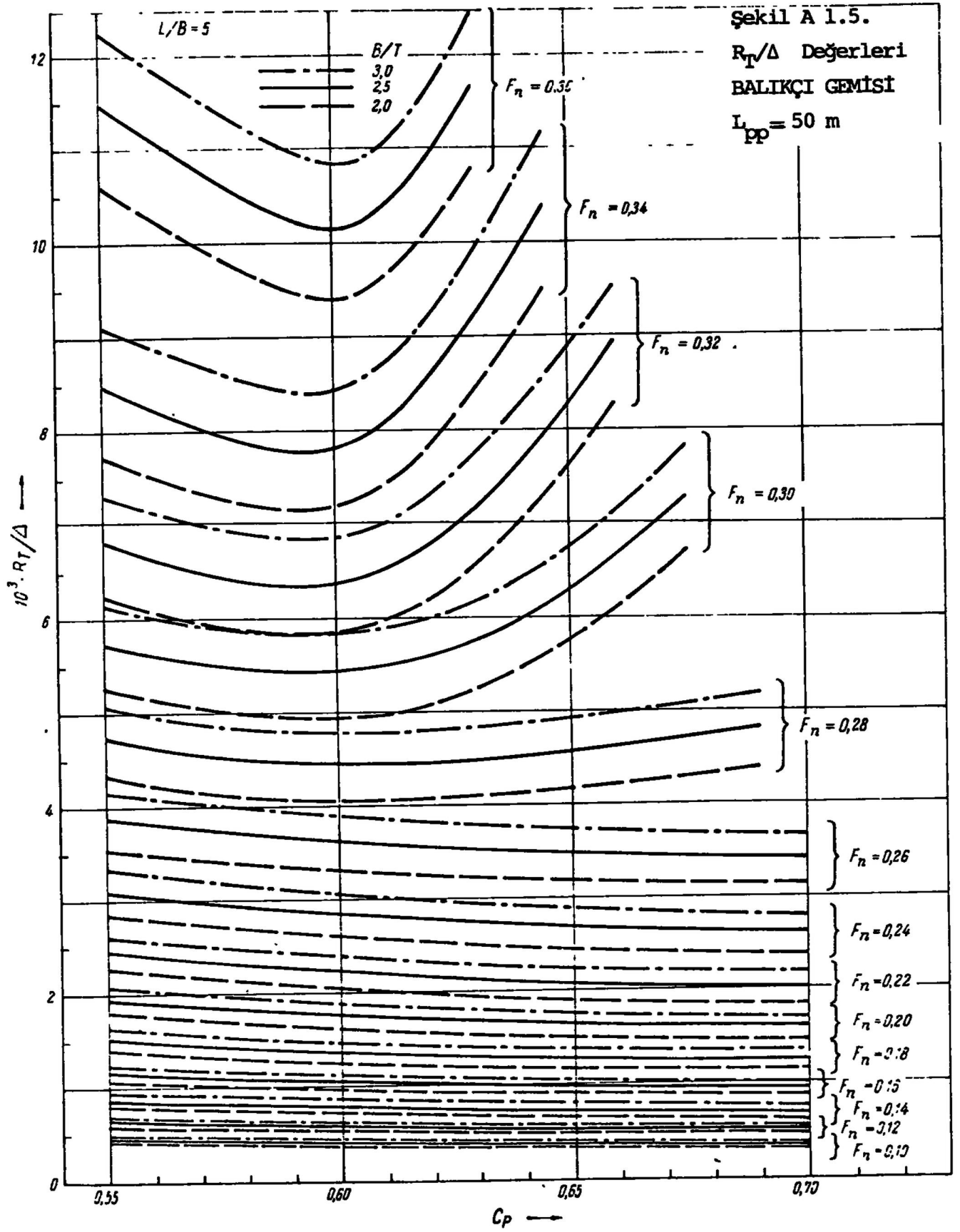
Şekil A 1.1 den şekil A 1.3 e kadar R_T/Δ ana değerleri 100 metre boydaki yük gemileri için, şekil A 1.4. den Şekil A 1.7. ye kadar R_T/Δ değerleri 50 metre boydaki balıkçı gemileri için verilmektedir.

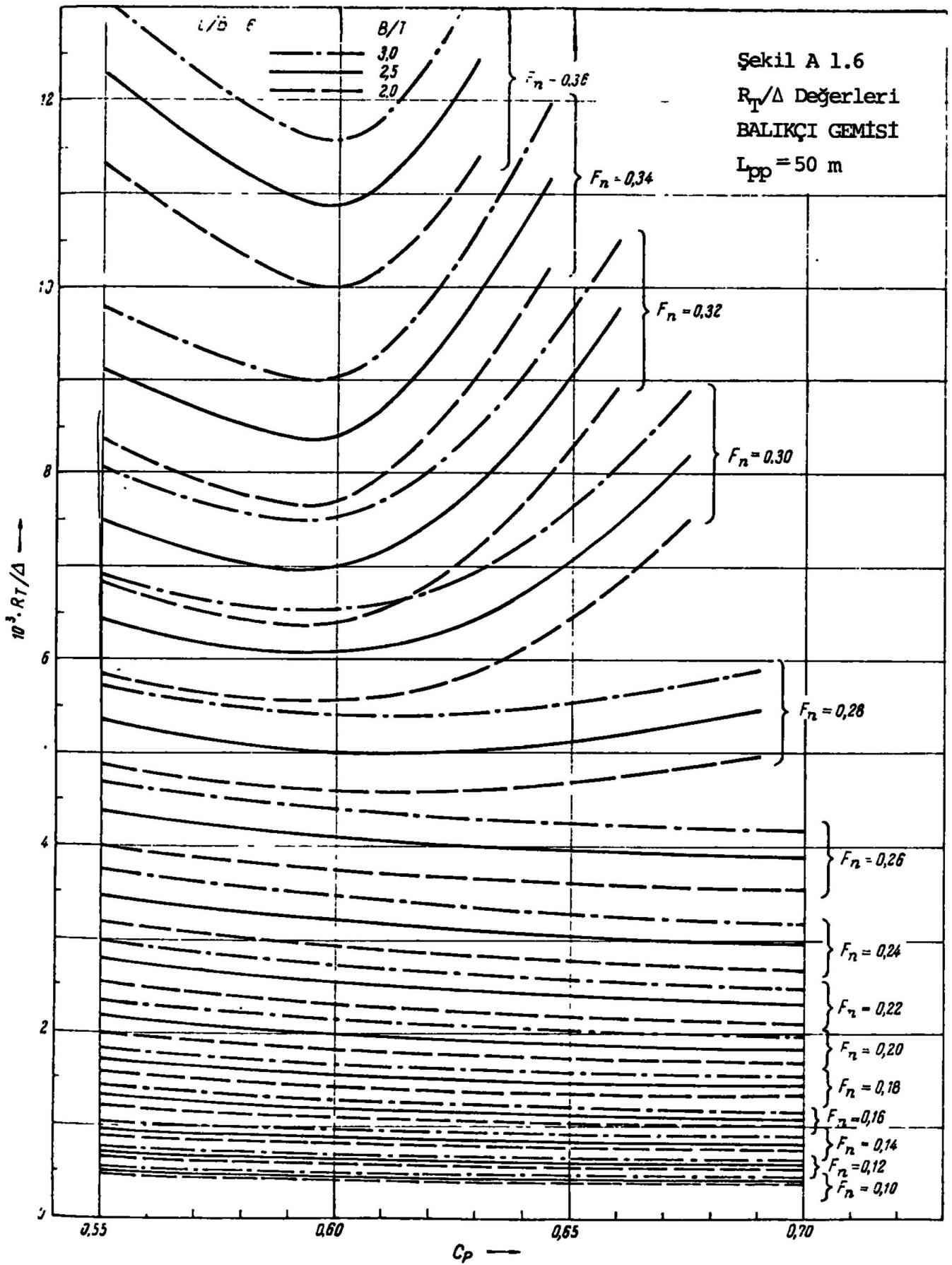


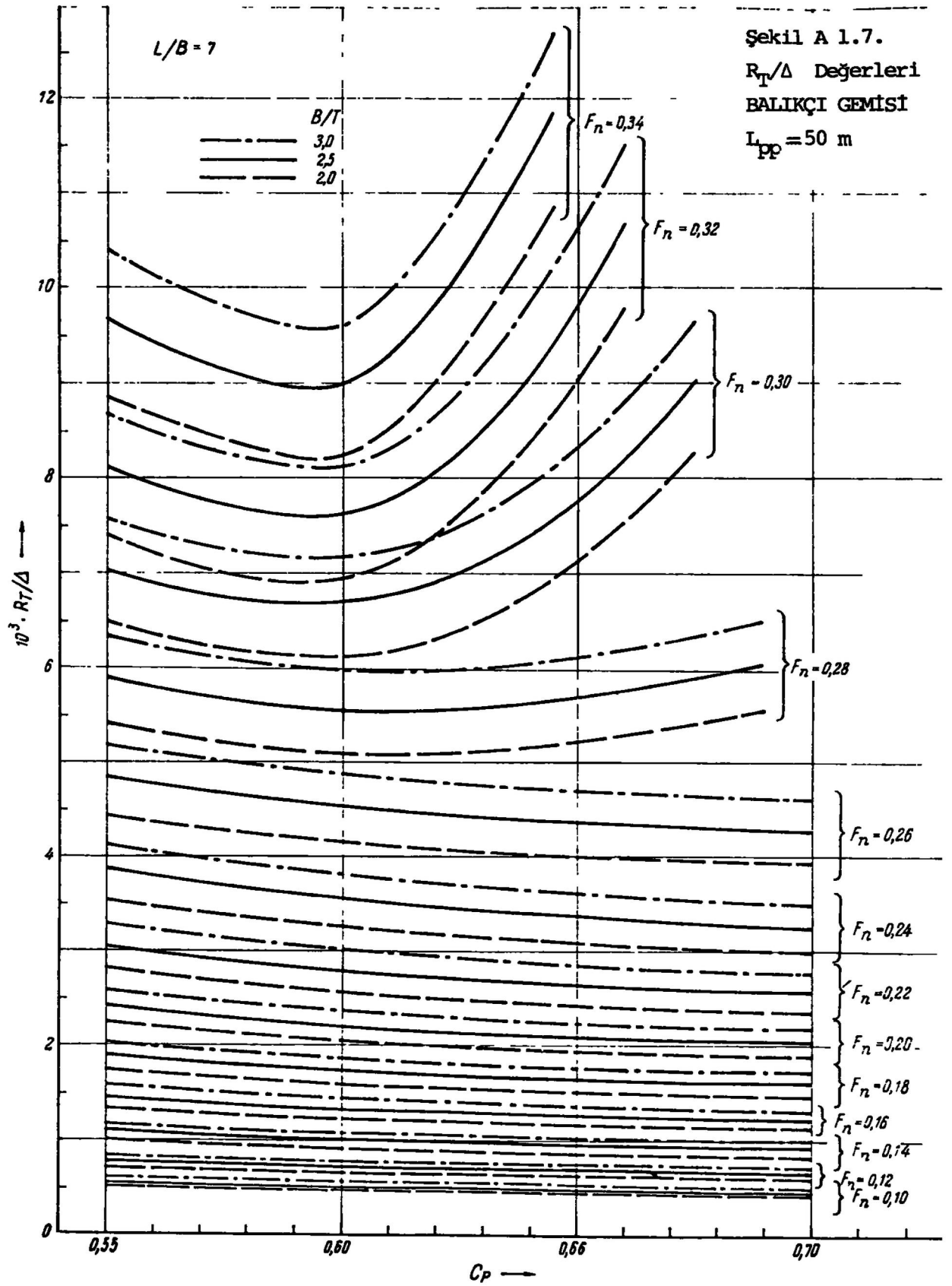






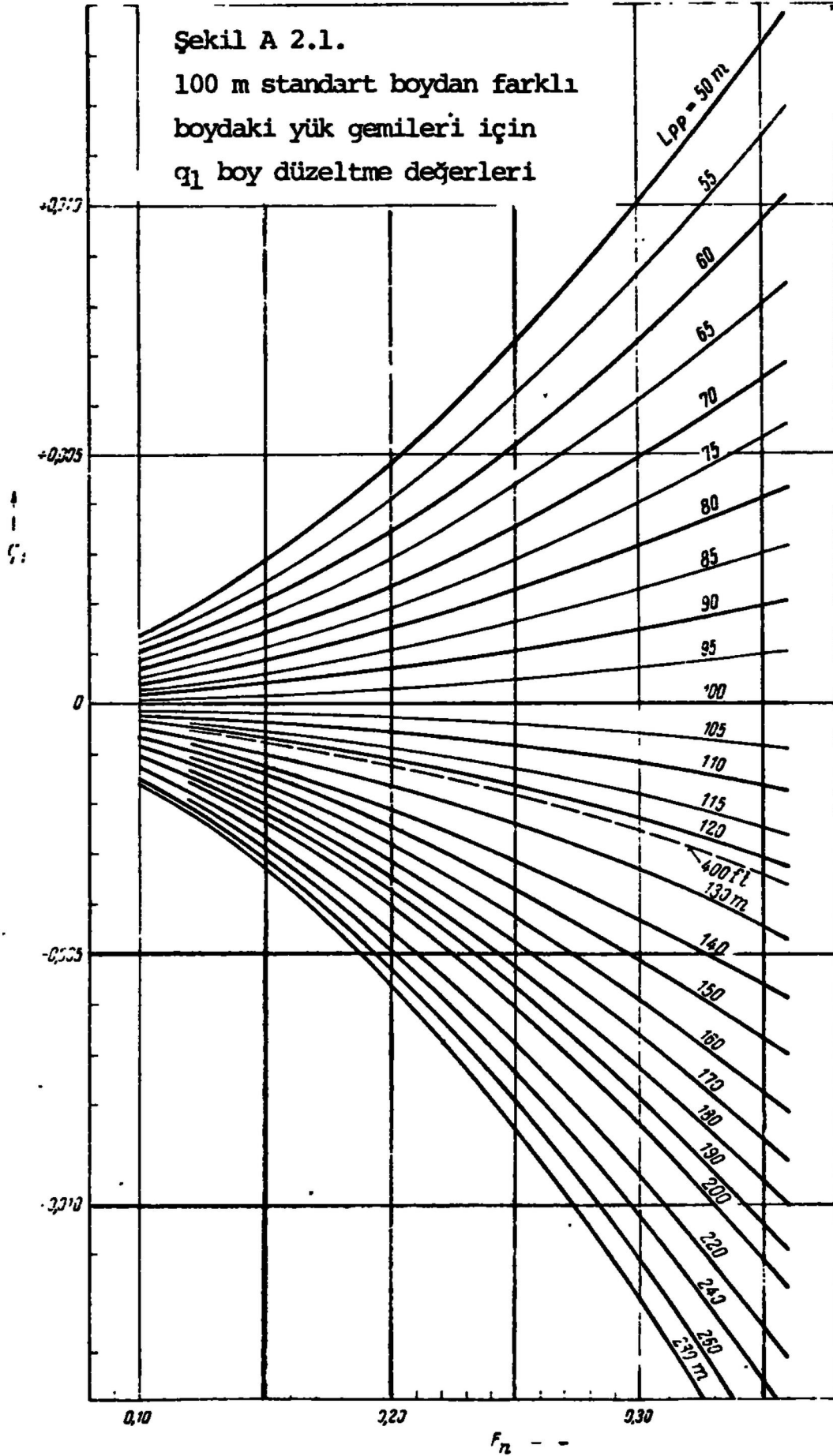


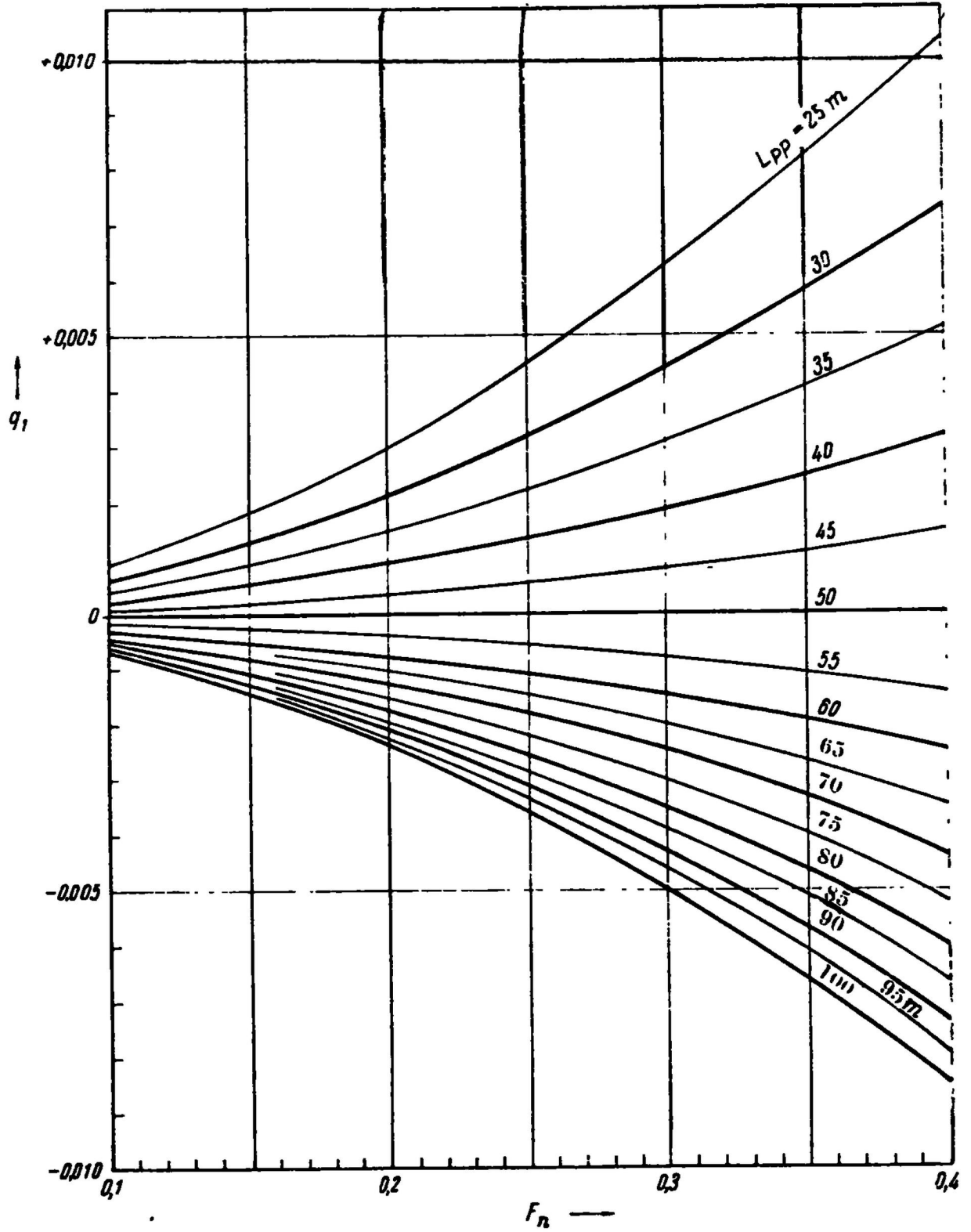




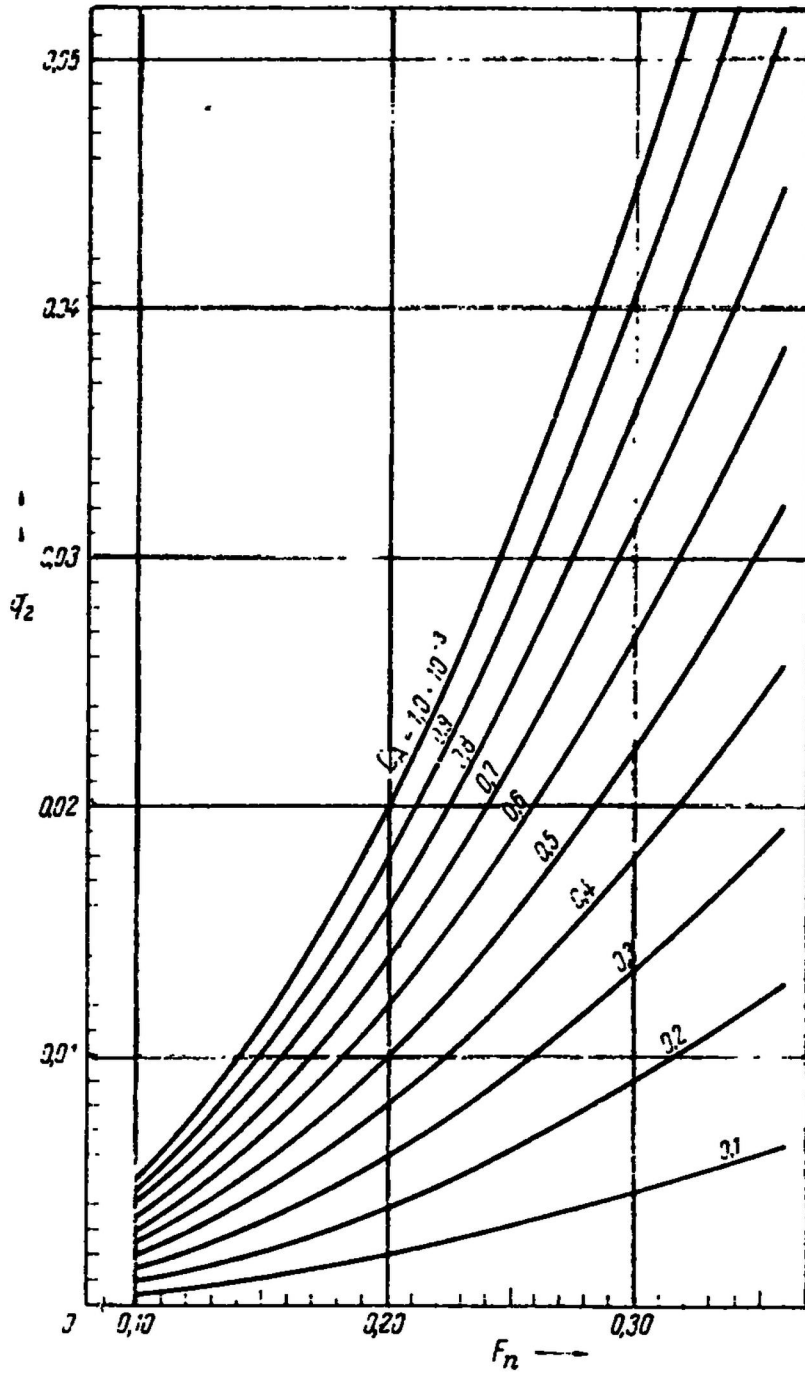
Şekil A 2.1.

100 m standart boydan farklı
boydaki yük gemileri için
 q_1 boy düzeltme değerleri

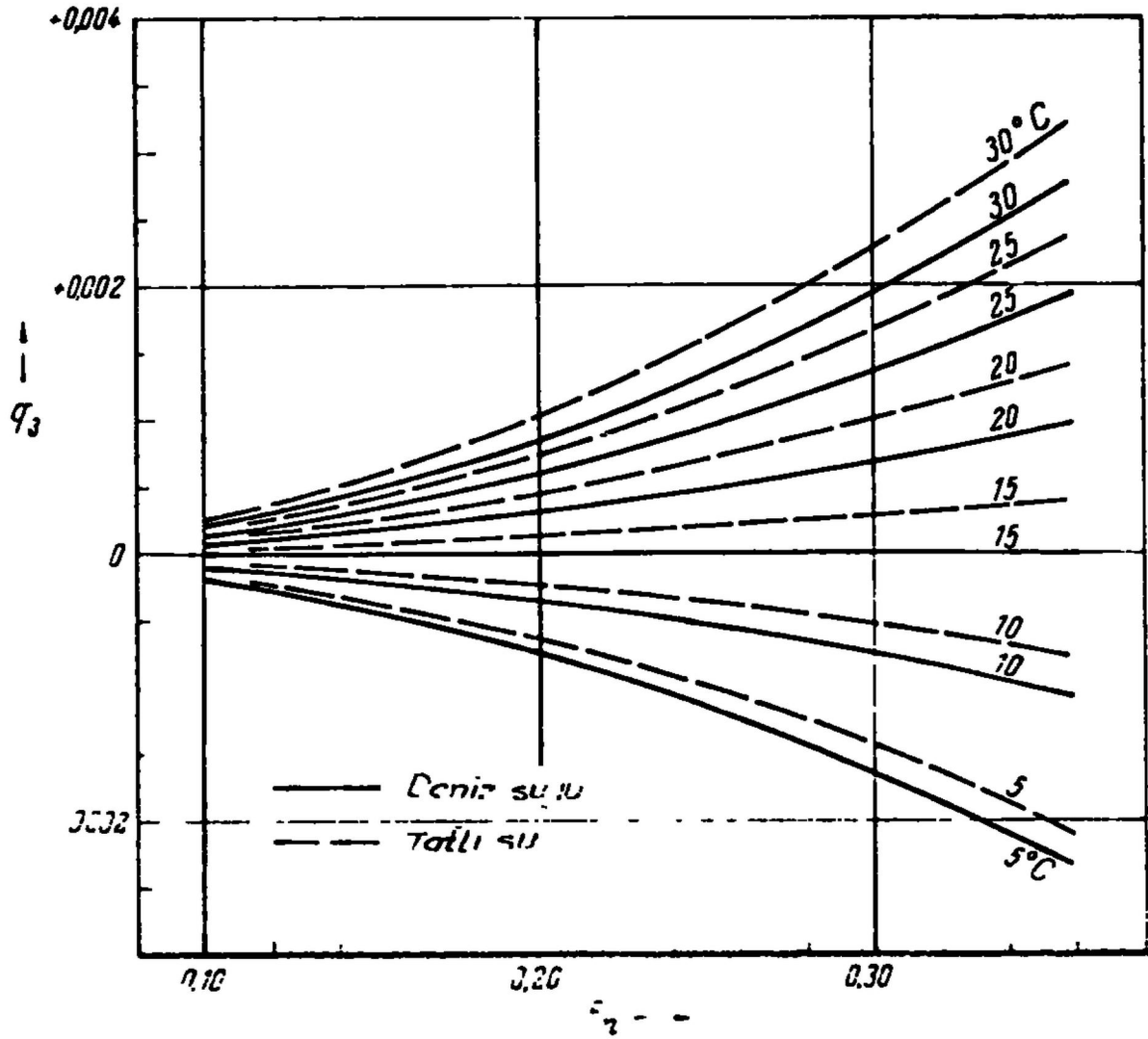




Şekil A 2.2 50 m standart boydan farklı boydaki balıkçı gemileri için, q_1 boy düzeltme değerleri

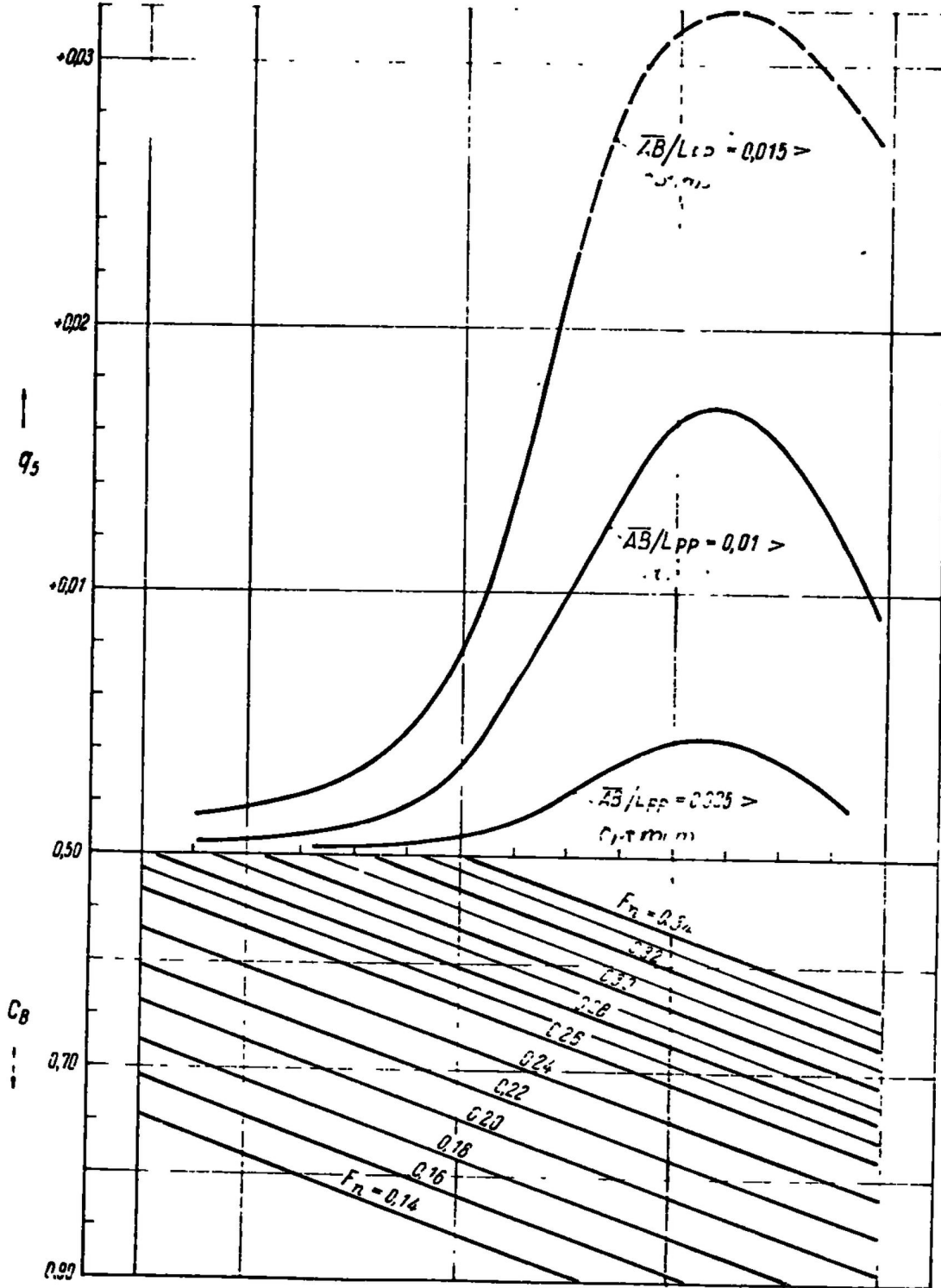


Şekil A3 Modelden gemiye geçişte gerekli olan, çeşitli C_A direnç ilaveleri için q_2 değerleri

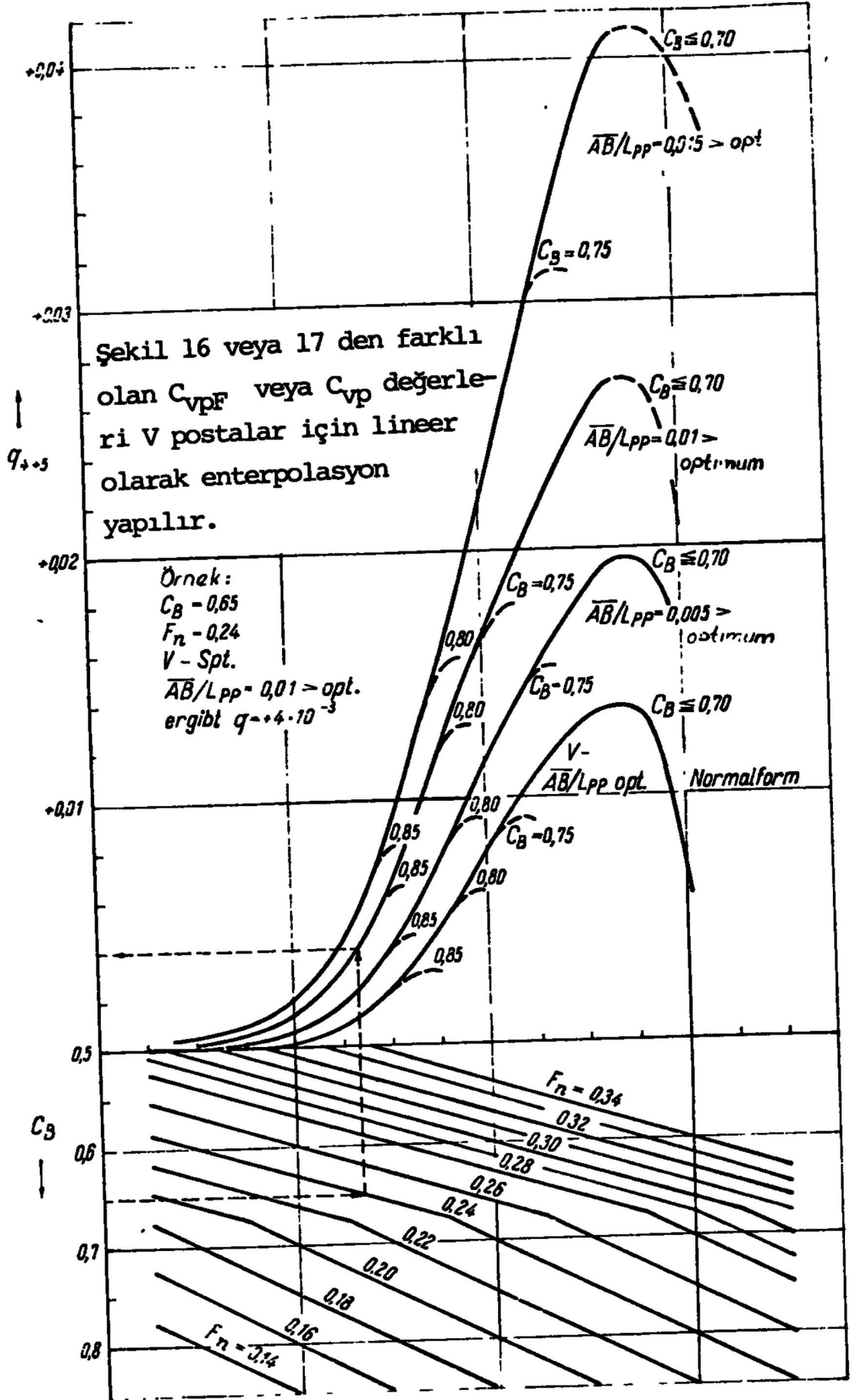


Şekil A4 Standart 15 °C den farklı sıcaklıklar için q_3 değerleri

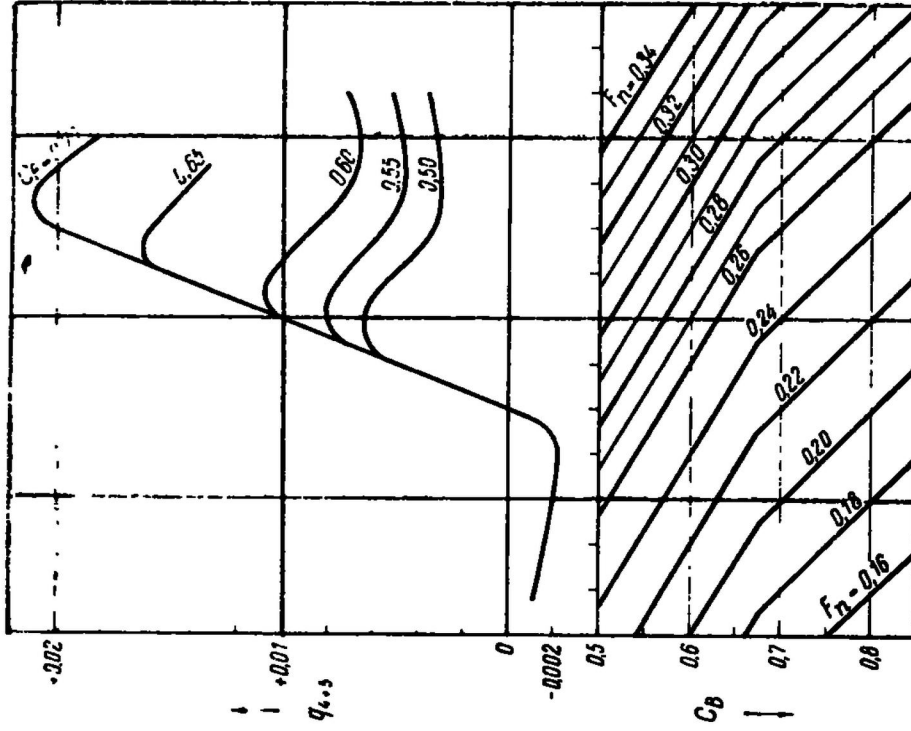
şekil A5.1 den A5.4 e kadar normal formdan farklı olan gemi baş posta şekilleri ve su altı hacım merkezinin optimumdan farklı konumlarda q_4 ve q_5 değerleri ve şekil A5.5 balıkçı gemilerinde su altı hacım merkezi konumunun gözönüne alınması için q_5 F_i değerleri



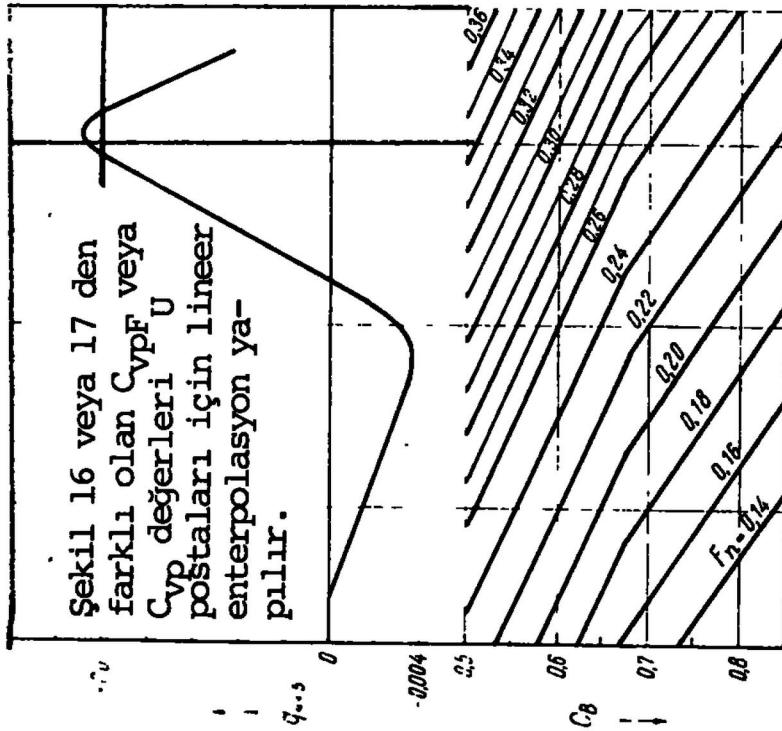
Şekil A5.1. Normal postalar için şekil 16 ya göre optimum konumdan farklı olan AB/L_{pp} llerde q değerleri



Şekil A 5.2 Gemi baş kısmında V-Postalar için q_{4+5} değerleri
 $\overline{AB}/L_{pp} > opt$ normal form için (Bak Şekil 16)

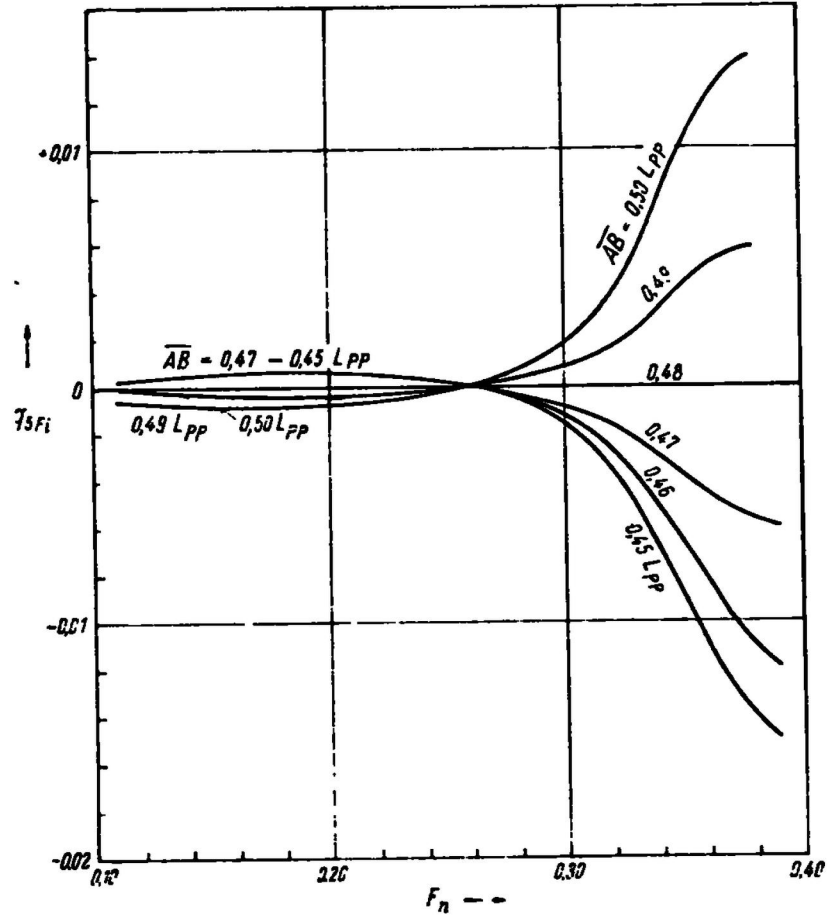


Şekil A 5.4 Gemi baş kısmında U-postalar için $q_{u,5}$ değerleri $AB/L_{pp} = 0,015 > \text{Normal postalar için opt.}$ (Bak Şekil 16)

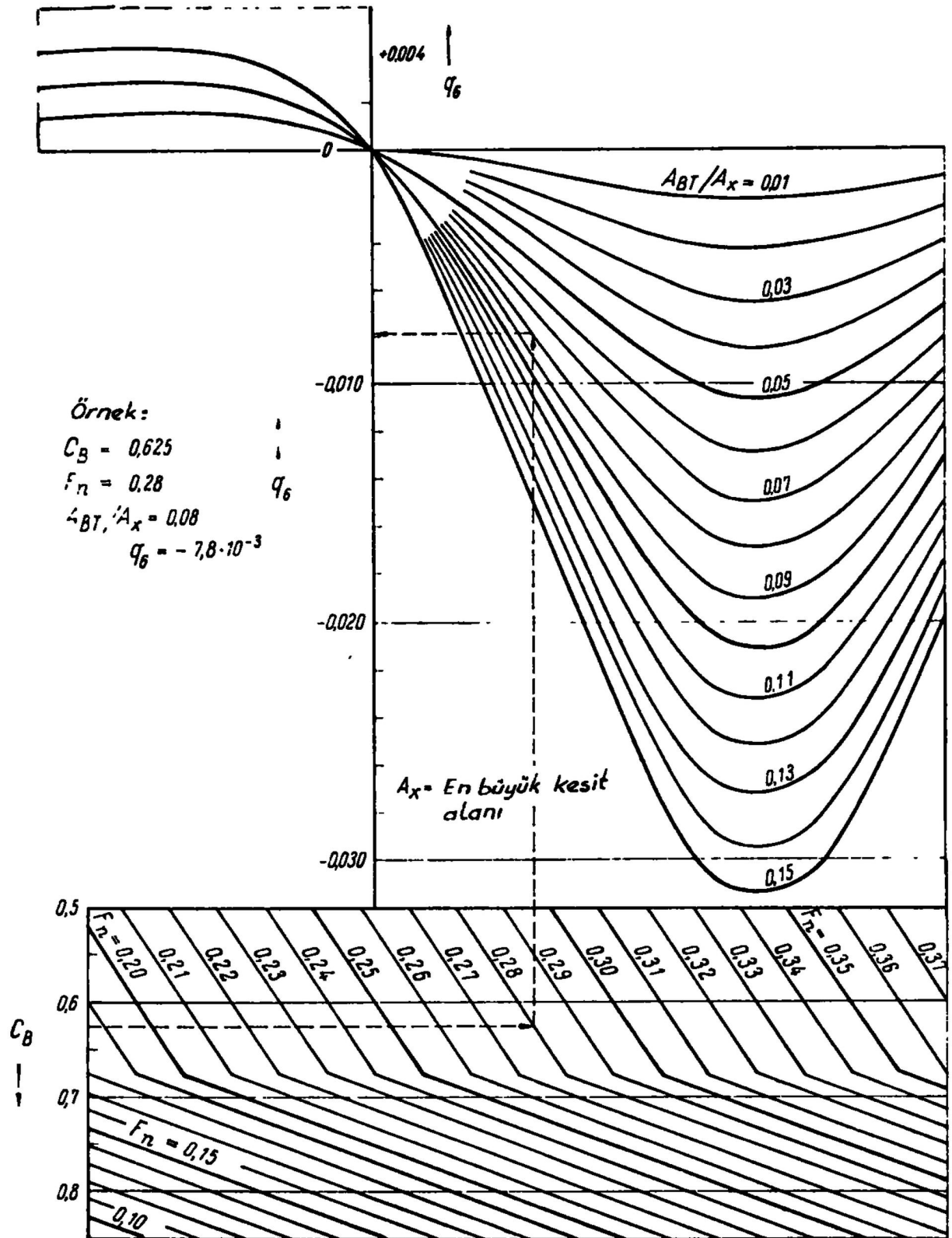


Şekil A 5.3 Gemi baş kısmında U-Postalar için $q_{u,5}$ değerleri $AB/L_{pp} = 0,005 \text{ den } 0,01 \text{ e kadar } > \text{opt}$ normal postalar için opt. (Bak Şekil 16)

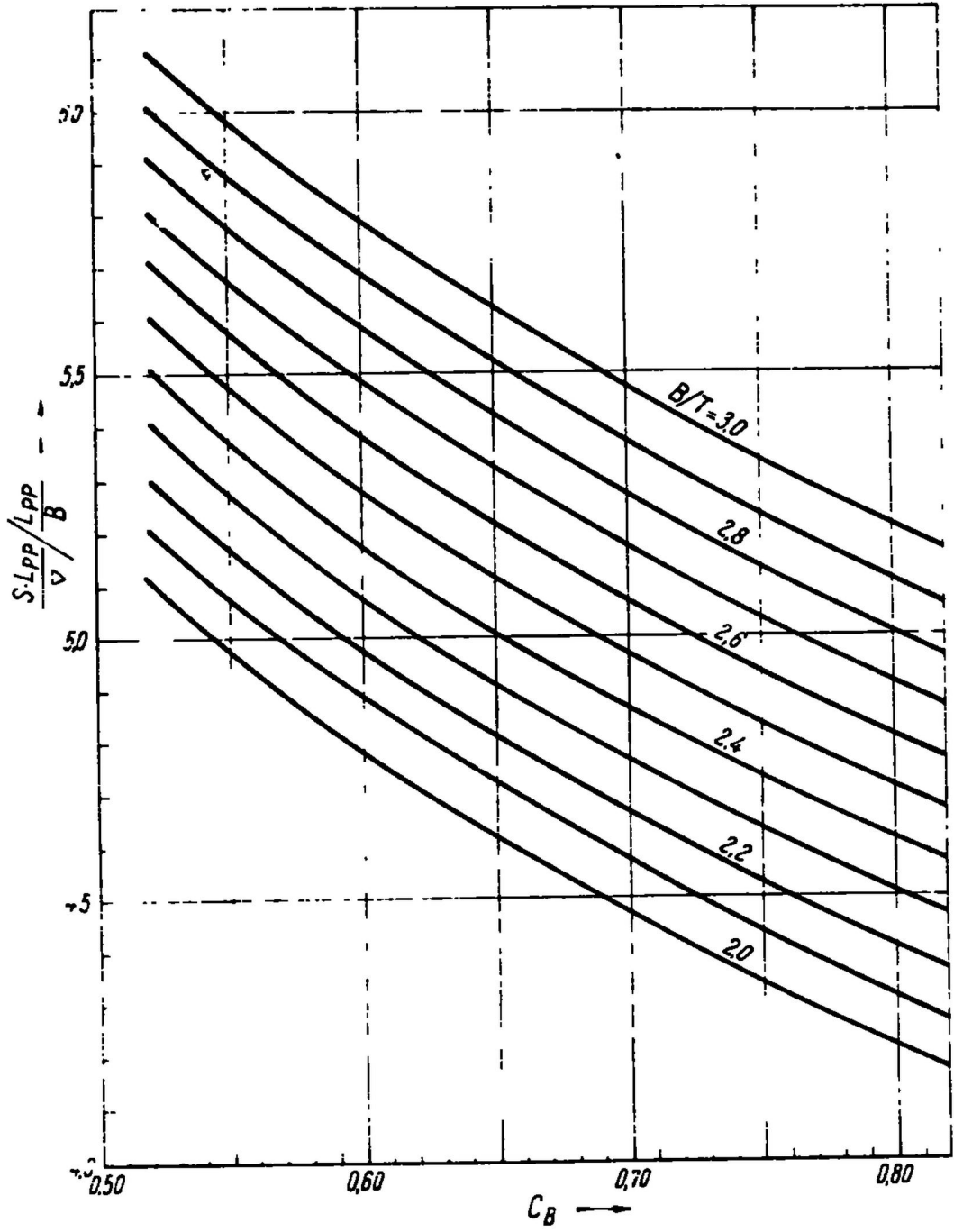
Şekil 16 veya 17 den farklı olan C_{vpF} veya C_{vp} değerleri U postaları için lineer interpolasyon yapılır.



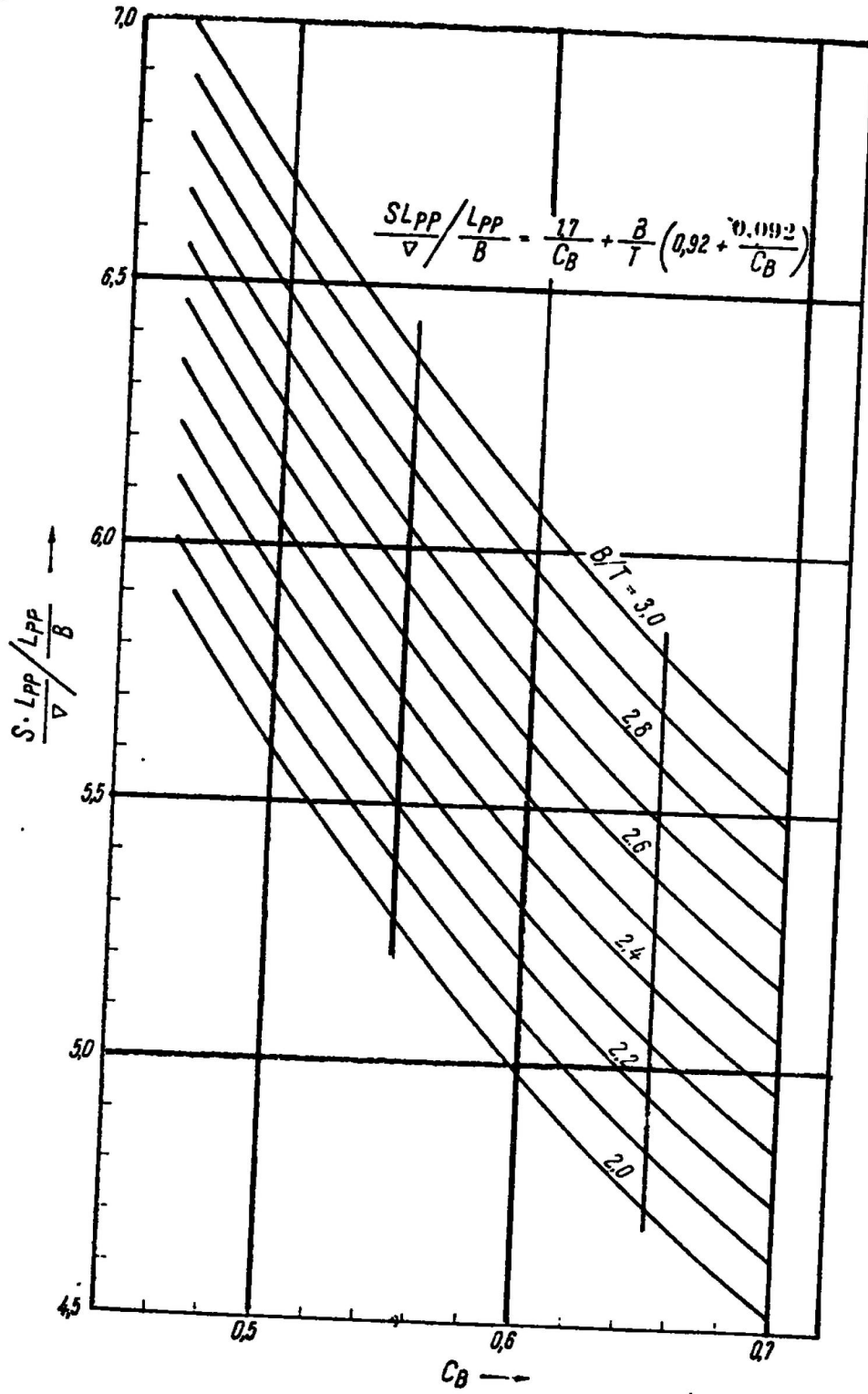
A 5.5 Balıkçı gemilerinde $\overline{AB}/L_{pp} = 0,48$ den farklı su altı hacim merkezi konumları için $q_5 F_i$ Değerleri



Şekil A 6 . Bulb için q_6 düzeltme değerleri



Şekil A 7.1 Yük gemileri için ıslak alan katsayısı



Şekil A 7.2. Balıkçı gemileri için ıslak alan katsayısı

L_{WL}	=	144,78	m	C_B	=	0,650	2)	C_A	Pürüz	=	10^{-3}	$(AB/L_{pp})_{\text{ep-h}}$	=	0,495
L_{pp}	=	138,00	m ³⁾	C_X	=	0,988		C_A	Dümen	=	10^{-3}	$(AB/L_{pp})_{pp\text{-om}}$	=	0,483
B	=	20,00	m	C_P	=	0,662	2)	C_A	makınth	=	10^{-3}	$\delta(AB/L_{pp})$	=	+0,012
T	=	8,20	m	C_W	=	0,751	2)	C_A	Küzgar	=	10^{-3}	$A_X = B \cdot T \cdot C_X$	=	162,7 m ²
$\nabla = L_{pp} \cdot B \cdot T \cdot C_B$	=	14 820	m ³	$L_{yp} = \frac{C_B}{C_W}$	=	0,865		$C_A = \Sigma C_{Ai}$		=	$0,3 \cdot 10^{-3}$	A_{B^*}	=	9,55 m ³
Δ	=	15 190,5	Mp (ton)	C_{BF}	=			L		=	15 °C	A_{BT}/A_X	=	0,059
L_{pp}/B	=	6,83		C_{WF}	=				Deniz veya Tatlı su		Deniz suyu	$\frac{S \cdot L_{pp}}{\nabla} \cdot \frac{L_{pp}}{B}$	=	5,08 .Şek.47
B/T	=	2,46		$C_{VWF} = \frac{C_{BF}}{C_{WF}}$	=				Boş posta formu		U - post	$S \cdot L_{pp}/\nabla$	=	34,7

①	F_n	—	0,14	0,16	0,18	0,20	0,22	0,24	0,26	0,27	0,28			
②	$V = F_n \cdot \sqrt{B \cdot L_{pp}} = F_n \cdot 36,8$	m/s ³⁾	5,15	5,88	6,62	7,36	8,10	8,82	9,57	9,93	10,30			
③	$V = \textcircled{2} \cdot 1,942$	kn	10,00	11,42	12,85	14,30	15,73	17,13	18,57	19,28	20,30			
④	$10^{-3} R_T / \Delta \text{ für } L_{pp}/B = 1$	3)	—	0,82	1,06	1,31	1,75	2,17	2,25	3,20	3,28	4,18		
⑤	$10^{-3} R_T / \Delta \text{ für } L_{pp}/B = 0$	Bild. A7	—	0,95	0,05	1,55	1,60	0,96	2,42	3,30	3,97	4,50		
⑥	$\textcircled{5} - \textcircled{6}$		—	0,07	0,11	0,12	0,15	0,21	2,23	0,93	0,98			
⑦	$\frac{L}{L_{pp}} \cdot \frac{B}{B_{ep-h}} \cdot k_1 \cdot \textcircled{6} = 0,83 \cdot \textcircled{6}$	2)	—	0,098	0,091	0,100	0,125	0,174	0,191	0,249	0,315			
⑧	$q_3 = f(F_n, L_{pp}) \cdot n \cdot \text{Bild. A2}$		—	-0,0010	-0,0010	-0,0030	-0,0034	-0,0084	-0,0033	-0,0033	-0,0037			
⑨	$q_4 = f(F_n, C_R) \cdot n \cdot \text{Bild. A3}$		—	+0,0030	+0,0038	+0,0064	+0,0030	+0,0072	+0,0086	+0,0102	+0,0109	+0,0111		
⑩	$q_5 = f(F_n, k) \cdot n \cdot \text{Bild. A4}$	2)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
⑪	$q_{q,8} = f(F_n, C_B, AB/L_{pp}, S_{pt-t}) \cdot n \cdot \text{Bild. A5}$		—	—	—	-0,0016	-0,0028	-0,0012	+0,0059	+0,0036	+0,0115			
⑫	$q_6 = (F_n, C_B, A_{BT}, A_X) \cdot n \cdot \text{Bild. A6}$		—	+0,0010	+0,0013	+0,0016	+0,0016	+0,0052	+0,0029	+0,0234	-0,0085			
⑬	Σq		—	+0,0030	+0,0037	+0,0056	+0,0052	+0,0036	+0,0056	+0,0104	+0,0124	+0,0130		
⑭	$10^{-3} \frac{q_{q,8}}{R_T} = \Sigma q \cdot (S \cdot L_{pp} \cdot \nabla)$		—	0,104	0,128	0,167	0,146	0,125	0,167	0,361	0,430	0,451		
⑮	$10^{-3} R_T \cdot \Delta = \textcircled{3} + \textcircled{7} + \textcircled{12}$		—	0,912	1,169	1,577	1,871	2,259	2,778	3,810	4,632	6,166		
⑯	$R_T = \textcircled{12} \cdot \Delta$	Mp	1,985	1,773	2,305	2,830	3,430	4,223	5,780	7,170	9,360			

1) Bahıkç+ gemisi' $L_{pp} = L_{WL} \cdot 133$ 3) L_{pp} 3) L_{pp}/B nin, büyüğü setir ④4) $k = L_{pp}/B$ satir ③3) q , 15° farklı sıcaklık

Şekil 1 A 8. Balblı bir yük gemisi için direnç hesaplama örneği

BALIKÇI GEMİLERİNİN DİRENCİNİ VEREN ALGORİTMA :

Yazar tarafından 1969'da yük ve balıkçı gemilerinin direncini hesaplayan bir yöntem yayınlanmış [1] ve bu yöntemin uygulanması için gerekli değerler diyagram ve tablolar şeklinde verilmişti. Bu şekilde gösterim çok sayıdaki data-
ların hafızada saklanması gerektirdiğinden masa kompüterleri ve programlanabilen cep hesap makineleri için kullanışlı değildir. Bu nedenle direnç hesabı için gereken değerlerin denklemler şeklinde verilmesine çalışılmıştır. Öte yandan yük gemileri için yeni model deney sonuçlarından yararlanmak için, mevcut yöntemin düzeltilmesi gerekmiştir. Ayrıca yöntemin daha geniş bir L/B ve B/T alanı ve aynı zamanda daha yüksek tekne narinlik katsayıları için geçerli olması sağlanmıştır.

Bu tür bir çalışma orta ve büyük boy kıçtan ağ çekişli trawler gibi balıkçı gemileri için sadece eğrilerde bir kaç düzeltme yapılarak tekrarlanmıştır. Yeni olarak kesit form-
larının direnç üzerine etkisini ortaya koyan bir düzeltme geliştirilmiştir.

Bağıl direnç ifadesi olan R_T/W_T şöyledir :

$$10^3 (R_T/W_T) = 10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}} k_{L/B} k_{B/T} + 10^3 \delta (R_T/W_T)$$

$10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}}$ için standart değerler :

$$\begin{array}{ll} L = 50 \text{ m} & C_{BT} = 0 \\ L/B = 5 \text{ m} & C_A = 0 \\ B/T = 2,5 & t = 15^\circ \text{ C} \end{array}$$

SF = 0 (Normal postalarda)

$$AB/L = 0,48$$

$k_{L/B}$, $k_{B/T}$ $L/B \neq 5$ ve $B/T \neq 2,5$ için düzeltme faktörleridir.
 $10^3 \delta (R_T/W_T)$ Düzeltmesi $L + 50$ m, $Sf + AB/L \neq 0,48$, $C_{BT} > C_A \neq 0$,
 $t \neq 15$ °C. içindir.

Direnç için şu eşitlik geçerlidir.

$$R_T = 10^3 (k_T/W_T) \cdot W_T \cdot 10^{-3} \quad \left[\text{kN} \right]$$

Ağırlık deplasmanı :

$$W_T = \nabla \cdot \rho \cdot k_A \cdot g \quad \left[\text{kN} \right], \quad k_A : \text{Dış kaplama için katsayı}$$

Hacim:

$$\nabla = L \cdot B \cdot T \cdot C_B = L^3 \cdot C_B / (L/B)^2 \cdot (B/T) \quad \left[\text{m}^3 \right]$$

Gemi boyu:

$L = L_{KWL}/l$, $l \approx 1.05$ büyük balıkçı teknelerinde ($L_{pp} \approx 90$ m)
 $l = 1,07$ orta büyüklükteki balıkçı gemilerinde ($L_{pp} \approx 42$ m)
 $l \approx 1,086 - 0,0004 L_{KWL}$

Balıkçı gemilerinde L_{KWL} ile alışıla gelmiş boy tanımı L_{pp} arasında % 2 - 12 mertebesinde farklar bulunduğu için yukardaki tanımın yapılması zorunludur. L' e bağlı olan L/B , C_B , C_p , AB/L ve Fn sayılarının tümünde yukardaki gemi boyu geçerlidir.

$$k_L = L/L_{pp}$$

$$(L/B) = (L_{pp}/B) k_L ; C_B = C_{BPP}/k_L$$

$$(AB/L) = 1 - \left[1 - (AB/L_{pp}) \right] / k_L ; Fn = Fn_{pp} / k_L .$$

Prizmatik katsayı:

$$C_p = C_B/C_M$$

Orta kesit narinlik katsayısı C_M bilinmediği takdirde balıkçı gemileri için aşağıdaki formülle yaklaşık olarak bulunabilir.

$$C_M = \sqrt[3]{C_B} - 3,5 (1 - C_B)^5$$

ALGORİTMA :

1. Standard R_T/W_T Oranlarının Hesaplanması:

$$10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}} = 10^3 (R_T/W_T)_{\text{MIN}} + u\delta C_p^b + c \quad (\text{Şekil 1})$$

$$10^3 (R_T/W_T)_{\text{MIN}} = 3,77 F_n - 36,63 F_n^2 + 598 F_n^3 - 2545 F_n^4 + 6001 F_n^5 - 3274,6 F_n^6 + 417 F_n^{5,7} \sin (F_n \pi/0,06)$$

$$a = 22080 |(F_n - 0,21)|^{8,1} + 7$$

$$\delta C_p = C_p - C_{\text{PMIN}}$$

$$C_{\text{PMIN}} = 1 - 0,412 e^{-\left[\tan(1/(0,38 - F_n)) \pi/0,66 \right]^{1,6}}$$

$$b = 300 (0,24 - F_n)^2 + 1,36 \quad F_n < 0,24$$

$$b = 1,36 \quad F_n \geq 0,25$$

$$C = 1625 |\delta C_p|^{2,4} \sin [(F_n - 0,06) \pi/0,11]$$

$$c = 0 \quad \delta C_p \text{ Poz. ve } F_n > 0,28$$

$$\delta C_p \text{ neg.ve/veya } F_n \leq 0,28$$

Yukardaki denklemden hesaplanan $10^3 (R_T/W_T)$ değerleri yeni model deney sonuçlarıyla karşılaştırıldığında alçak hızlarda, 1969 da verilen yönteme oranla daha yüksektir.

2. $L/B \neq 5$ ve $B/T \neq 2,5$ için Düzeltme Faktörü Hesabı

$$k_{L/B} = [(L/B)/5]^{2-(x+y)}$$

$$k_{B/T} = [(B/T)/2,5]^{(1-y)}$$

$$x = 0,74$$

$$= 5,2 F_n - 0,736$$

$$= 1,0$$

$$y = 0,8$$

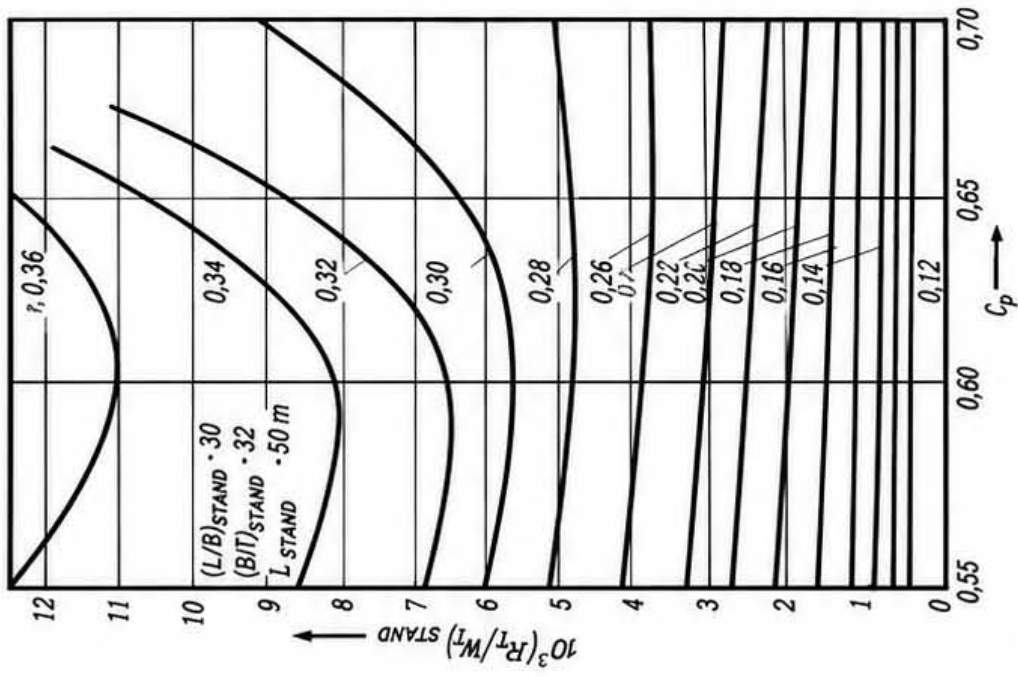
$$F_n \leq 0,29$$

$$0,29 < F_n < 0,34$$

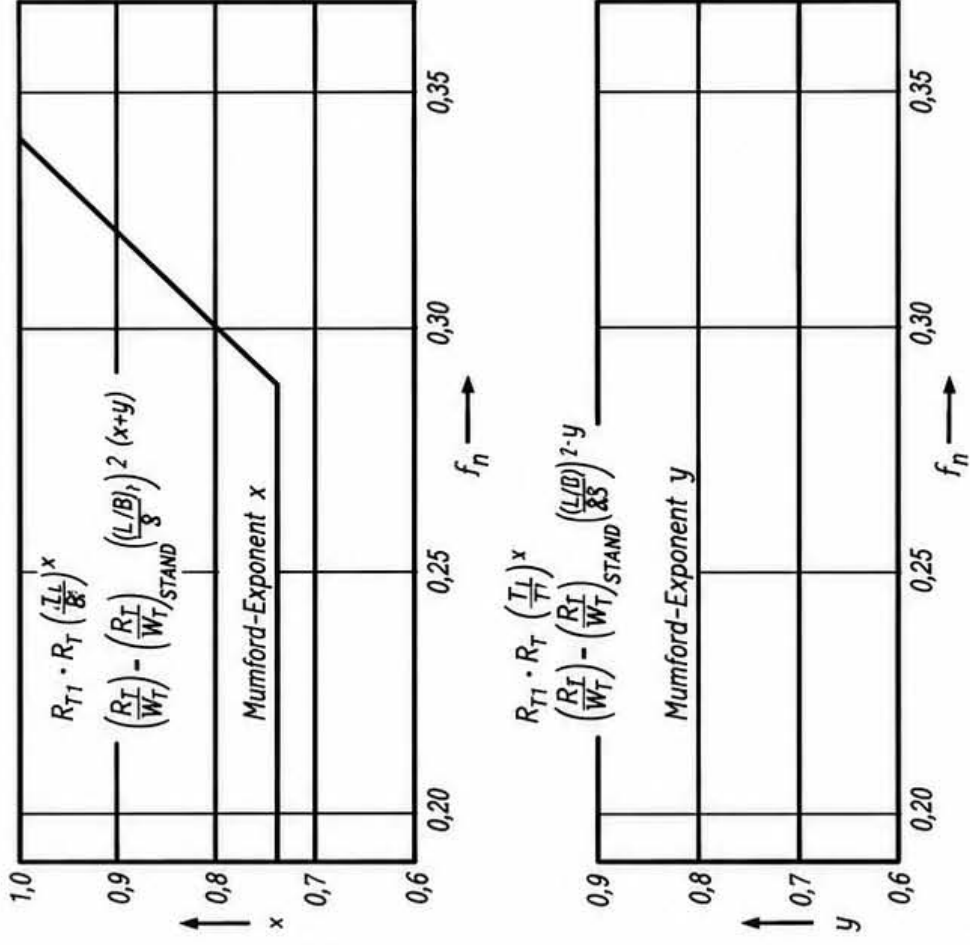
$$F_n \geq 0,34$$

(Şekil 2)

1969 da yayınlanan makalede $y=0,6$ olarak verilmiştir, ancak $y=0,8$ için daha gerçekçi sonuçlara ulaşılmaktadır.



Şekil-1 Balıkçı gemileri için $10^3 (R_T/W_T)_{STAND}$ değerleri



Şekil-2 Balıkçı gemileri için Mumford üsleri

3. Boyun, Sıcaklığın ve Tekne Formunun Değişmesi Halinde Düzeltmelerin Hesaplanması:

$$\delta 10^3 (k_\gamma/W_\gamma) = \Sigma q_i \cdot SL/\nabla$$

3.1. Fn Sayısına bağlı olmayan sabitler

$$S \cdot L/\nabla = (L/B) [(1,7/C_B) + (B/T) (0,92 - 0,092/C_B)] \quad (\text{Şekil 3})$$

$$C_B = C_P \cdot C_M$$

$$SF = C_{WP} - C_P^{0,4}$$

$$\begin{array}{ll} SF = 0 & \text{Normal Posta} \\ SF > 0 & V \text{ Posta} \\ SF < 0 & U \text{ Posta} \end{array}$$

3.2. q Değerleri

$$\Sigma q_i = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 + q_5 + q_6$$

Düzeltme $L \neq 50$ m

$$q_1 = 1,6611 F_n^{1,87} (L^{-0,195} - 0,40634) \quad (\text{Şekil 4})$$

Düzeltme $C_A \neq 0$

$$q_2 = 0,5 F_n^2 (10^3 \cdot C_A) \quad (\text{Şekil 5})$$

Başka değerler önerilmediği takdirde C_A katsayısı aşağıdaki gibi alınabilir.

$C_A = 0,0006 - 0,0000027 L$ yüklü su hattı draftı için

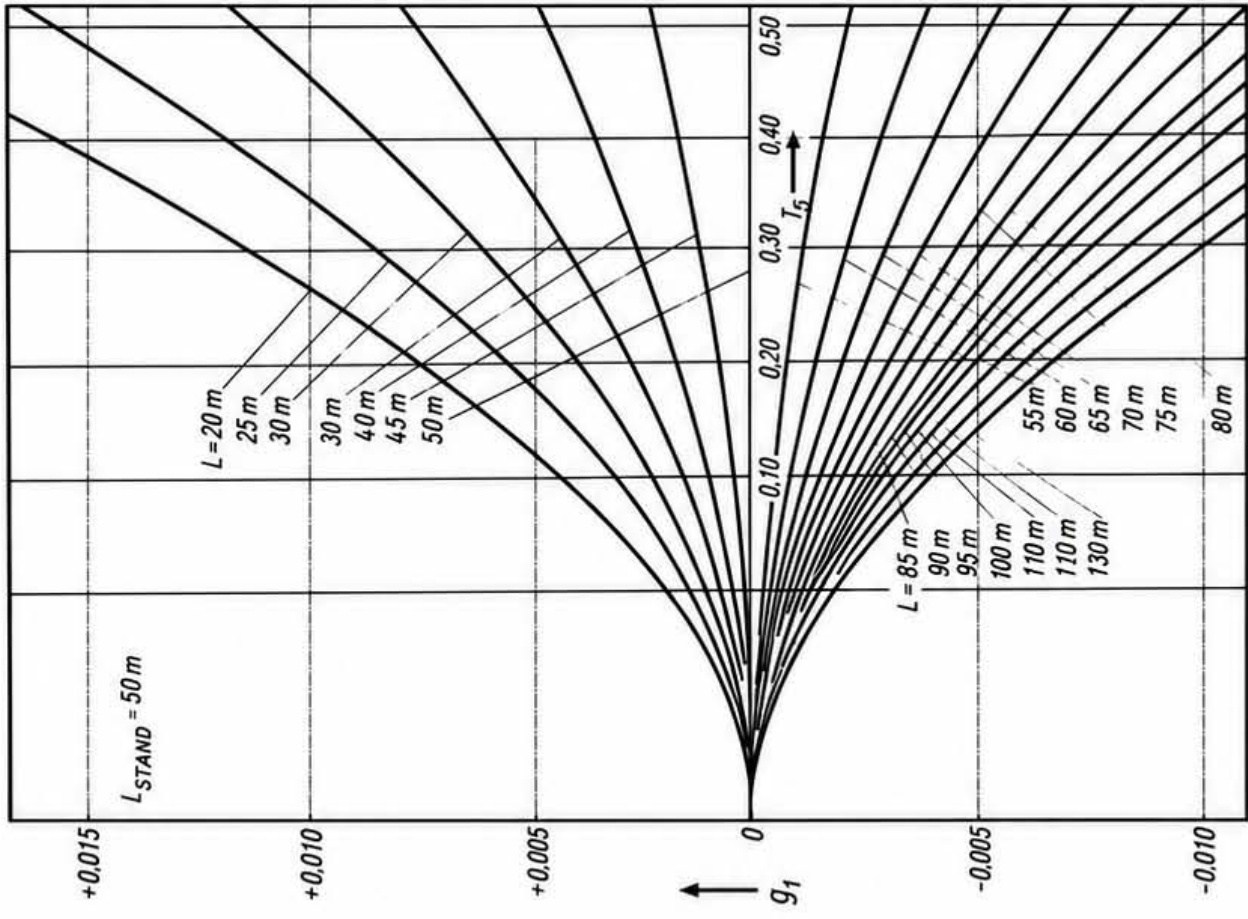
$C_A = 0,0007 - 0,0000027 L$ Balast draftı için

Deniz suyu sıcaklığı düzeltmesi $t \neq 15$ °C

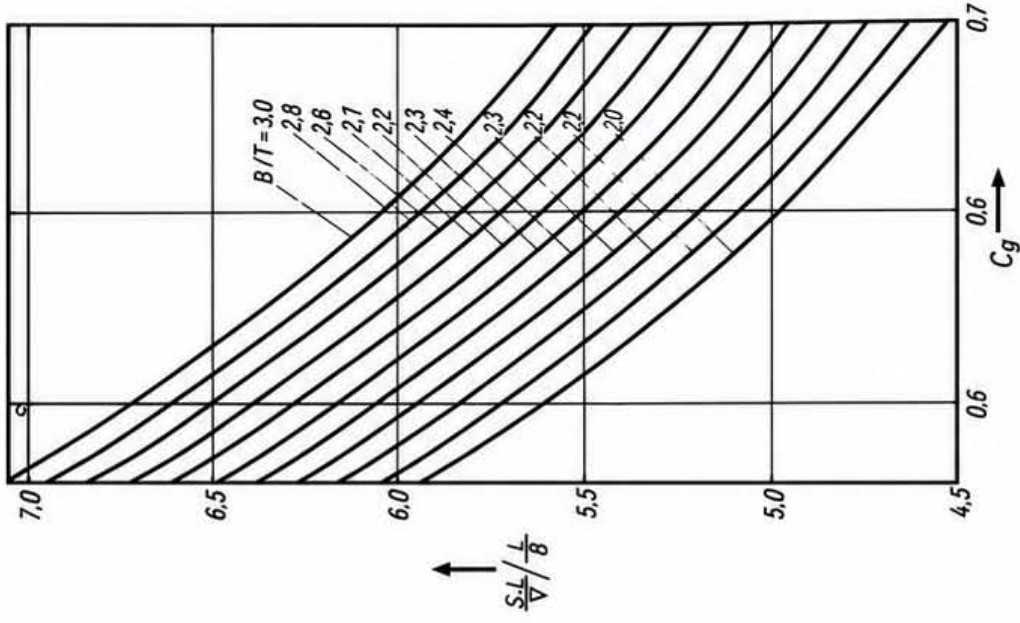
$$q_3 = 0,5 F_n^2 (-0,05739 + 0,00432 t - 0,0000332 t^2) \quad (\text{Şekil 6})$$

$SF \neq 0$ için düzeltme (U ve V postalar için)

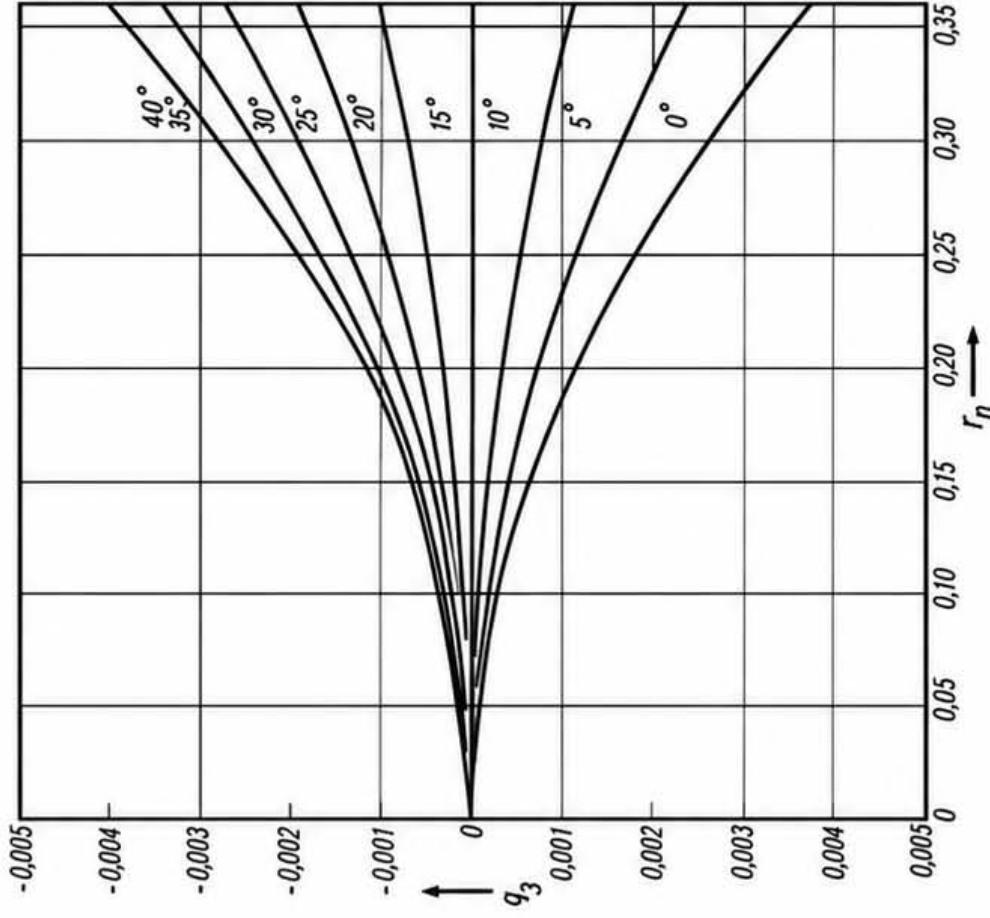
$$q_4 = \{(1,26 SF - 0,1 |SF|) 0,15/C_P^2 \cdot \exp - [160 |0,29 - (|F_n + 0,150 - 0,0714 C_P^{-1,63}|)]^2\} \quad \text{Şekil 7a ve 7b}$$



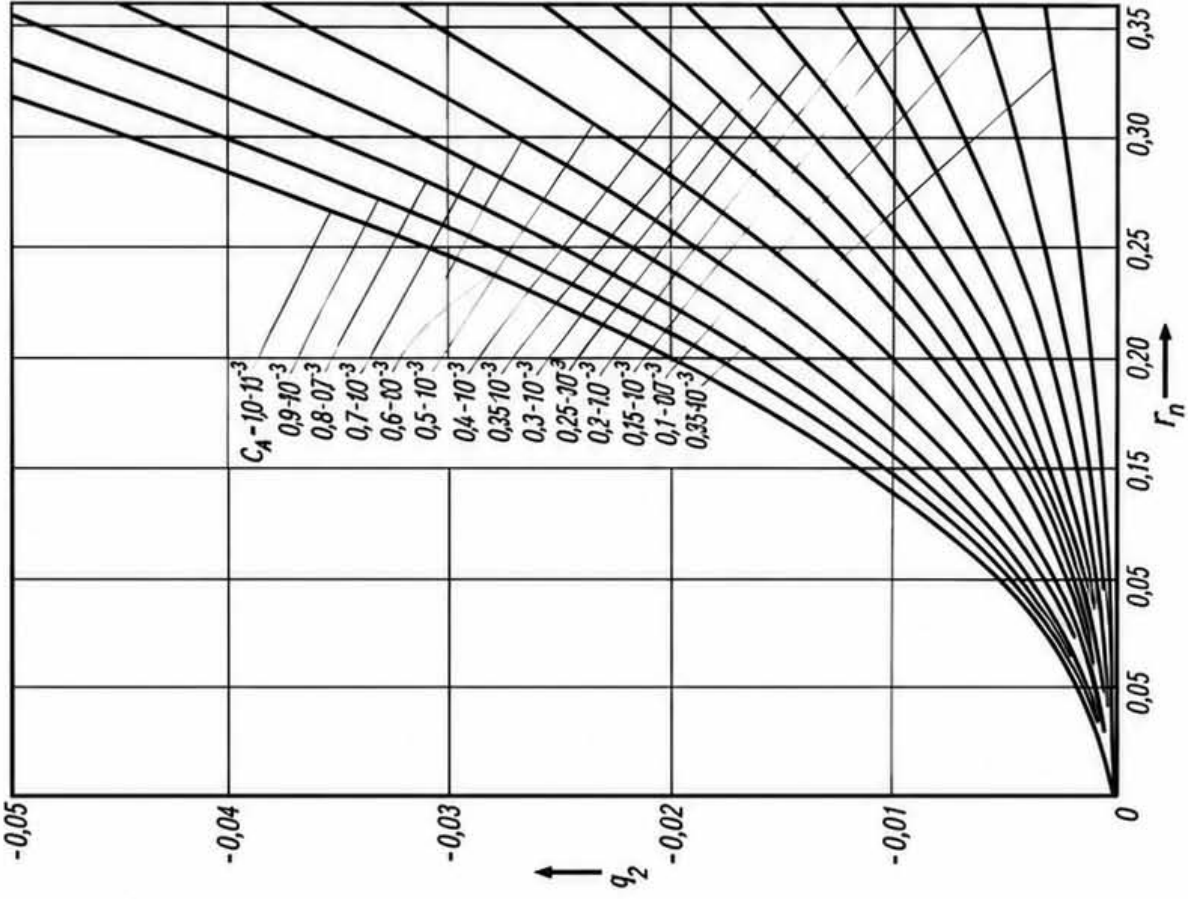
Şekil-4 Balıkçı gemileri için g_1 boy düzeltmesi



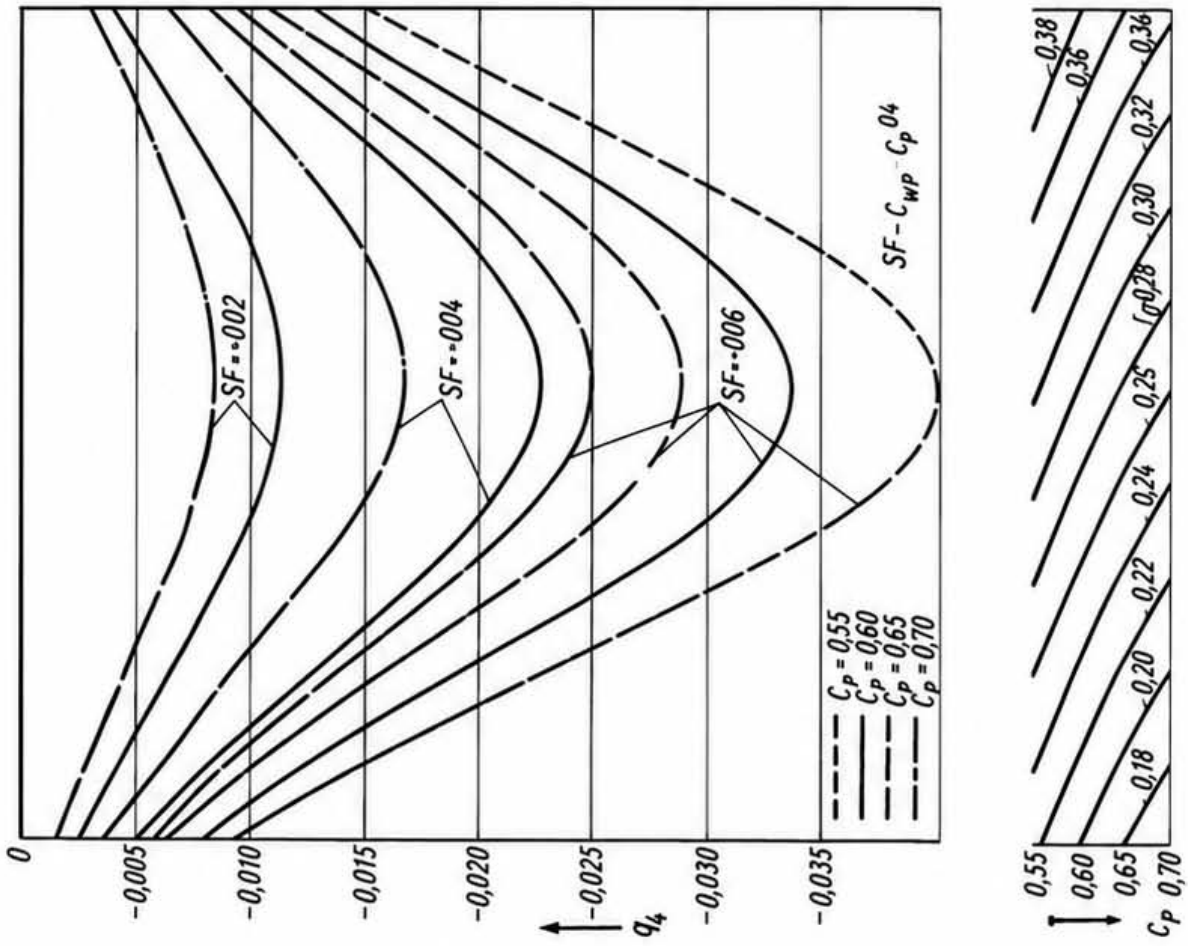
Şekil-3 Balıkçı gemilerinin ıslak alanları için SL/V değerleri



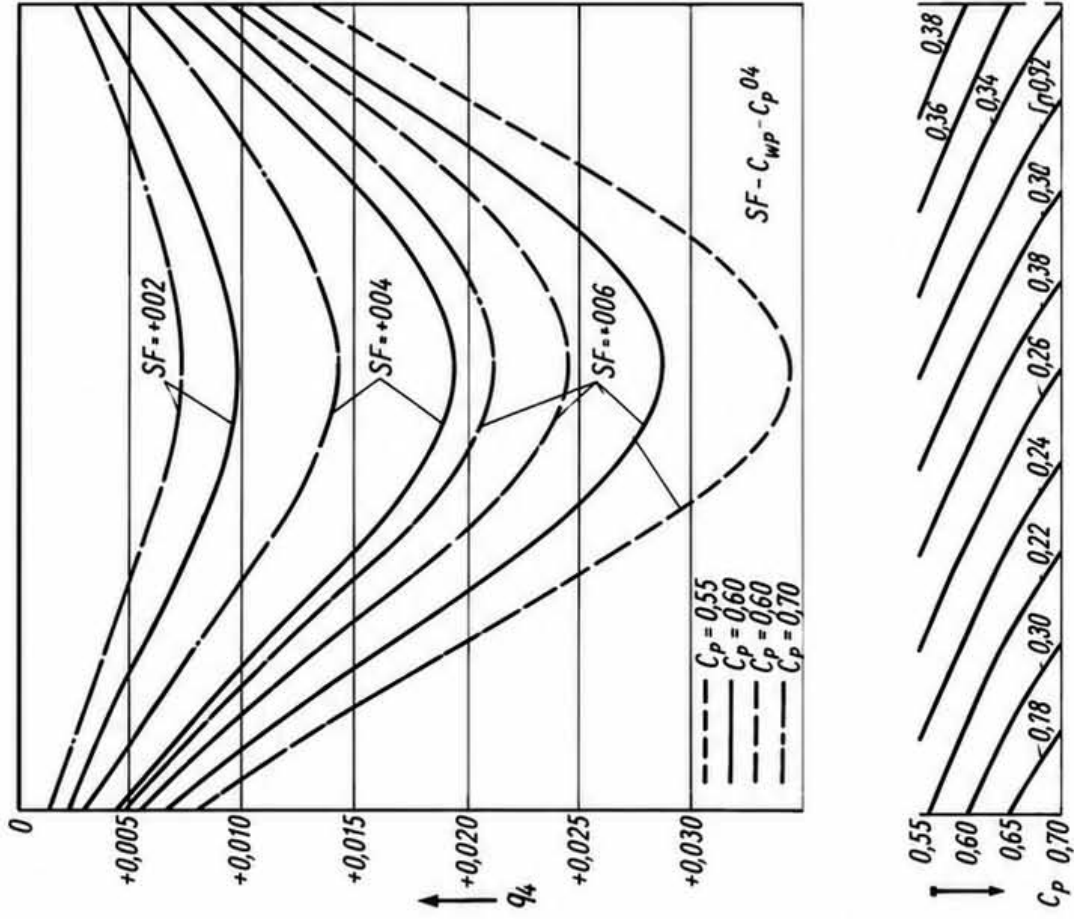
Şekil-6 $t = 15^\circ \text{C}$ dan farklı deniz suyu sıcaklığı için q_3 düzeltmesi



Şekil-5 Gemi-Model korelasyon katsayısı C_A için q_2 Düzeltmesi



Şekil-7a Balıkçı gemilerinde **V**-postalar için q_4 posta formu düzeltmesi



Şekil-7b Balıkçı gemilerinde **V**-postalar için q_4 posta formu düzeltmesi

Posta kesit formu düzeltilmesi gemi baş kısmı için mutlaka gereklidir. Gemi baş kısmında direnç bakımından U kesitler, V kesitlere oranla daha uygundur. Gemi kıç bölgesinde tersine olarak V kesitler daha uygundur. Balıkçı gemilerinde kıç posta formları genellikle çok fazla değişiklik göstermediğinden ve gemi kıç kesitlerinin direnç üzerine etkisini incelemek için yeterli data mevcut olmadığından gemi kıç formları için herhangi bir düzeltme gözönüne alınmamıştır. Gemi baş posta formlarını hesaba katmak için, geminin tamamı için verilen su hattı narinlik katsayısı C_{wp} ve prizmatik katsayı C_p yi ihtiva eden yukarda sözü edilen q_4 düzeltilmesi yeterli kabul edilmiştir.

(AB/L) $\neq$ 0,48 için düzeltme :

$$q_5 = [43,65 (AB/L)^{9,99} - 0,029] / 0,014 \\ \{0,016 \exp - [80(0,4 - F_n)^{1,7}] - 0,001\} \quad (\text{Şekil 8})$$

Balb için düzeltme $C_{BT} = A_{BT}/A_M > 0$

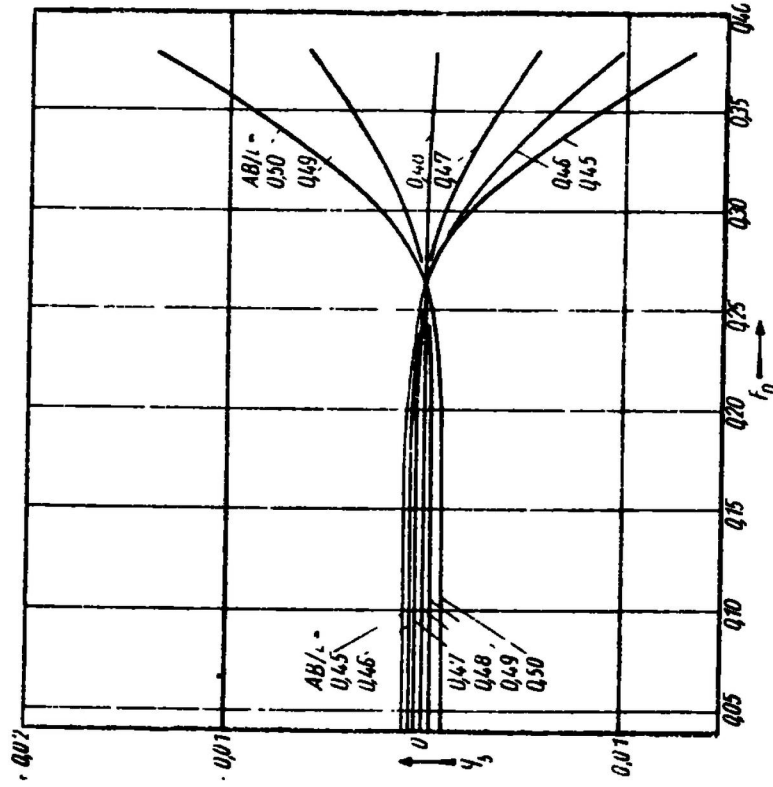
$$q_6 = 10 C_{BT} \{0,003 - 0,024 \exp - [300(0,31 - 0,48 C_B^{8,1} - F_n)^2]\} \quad (\text{Şekil 9})$$

4. Seyir ve Servis Koşulları için İlaveler

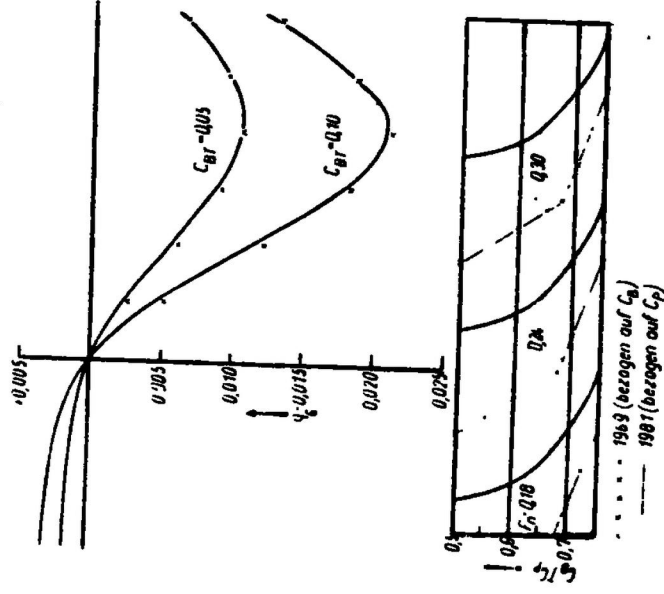
Yukarda belirtilen denklemlerle hesaplanan direnç için seyir tecrübelerinden hareketle aşağıdaki ilaveler yapılmalıdır.

Yalpa omurgası	% 1 ... 2
Buzkıran için	% 0,5
Baş sevk elemanı	% 2 ... 5
Hava direnci	% 3 ... 4

Çalışma koşulları için ayrıca % 20 - 30' a varan ilaveye gerek duyulmaktadır.



Şekil-8 Balıkçı gemilerinde sualtı hacim merkezinin konumu için q_f düzeltmesi



Şekil-13 Balıkçı gemilerinde q_6 balb düzeltmesinin 1969 ve 1981 değerlerinin mukayesesi

5. Algoritmanın Geçerlilik Alanı

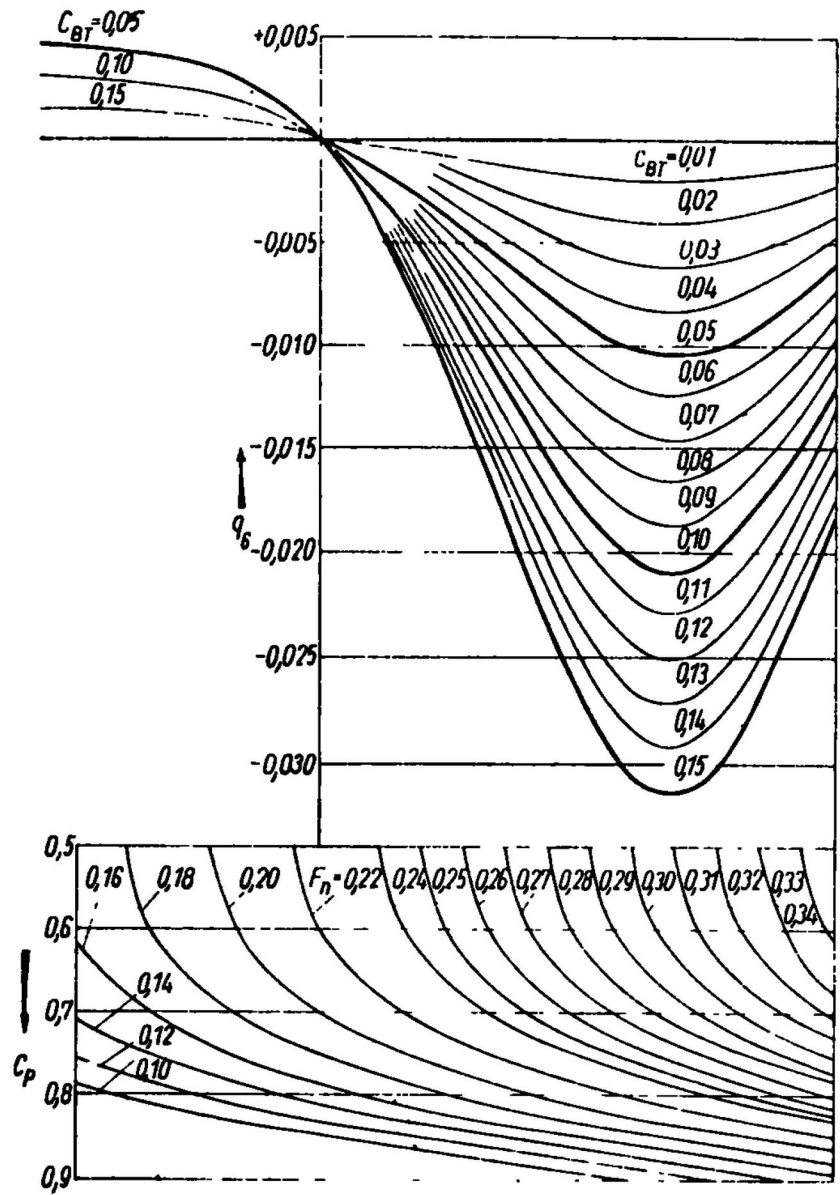
$$\begin{aligned}
 25 < L < 130 \text{ m} \\
 0,55 < C_P < 0,70 \\
 3,5 < L/B < 7 \\
 2 < B/T < 3,5 \\
 0,45 < (AB/L) < 0,50 \\
 0 < C_{BT} < 0,15 \\
 0^\circ \text{C} < t < 35^\circ \text{C} \\
 0 < F_n < (0,99 - C_P) < 0,38
 \end{aligned}$$

Yukarda verilen sınırların aşılması halinde elde edilecek sonuçlar, yöntemin geliştirilmesinde kullanılan datalar ve oluşturulan denklemler tarafından garanti edilemez.

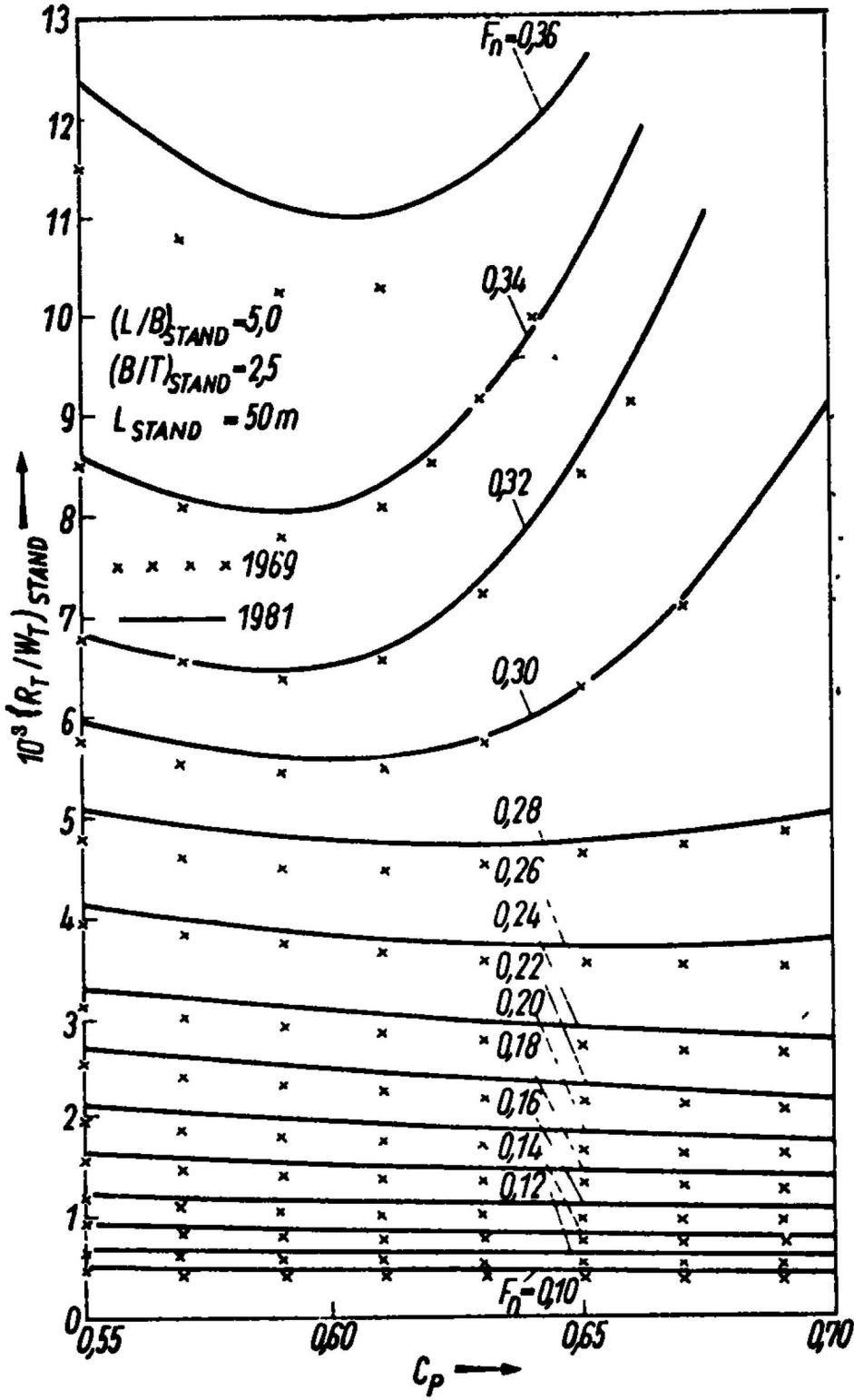
Şekil 10 dan 13'e kadar verilen diyagramlar, 1969 da verilmiş olan tablo değerleriyle, $10^3 (R_T/W_T)$ STAND için denklemlerden elde edilen değerleri eğriler halinde karşılaştırmaktadır. Parametreler (Mumford Üsleri) x, y hacim merkezinin değişik konumları için düzeltme ve balb düzeltmesidir. q_1 Düzeltmesi boydaki değişimler için., q_2 düzeltmesi C_A için ve q_3 , 15 C den farklı olan deniz suyu sıcaklıkları için düzeltmedir. Bu düzeltmeler, ilk makalenin yazılması sırasında denklem şeklinde verilmiş olup buradada aynı şekilde muhafaza edilmiştir. 10 dan 13 numaraya kadar olan şekiller ilk makalenin değerleriyle algoritma arasında iyi bir uyumun sağlandığını göstermektedir. Son olarak, balb etkisi için yapılan düzeltmedeki sıfır ekseni yeni deney sonuçlarından hareketle daha küçük Froude sayılarına ötelenmiştir.

Kaynaklar :

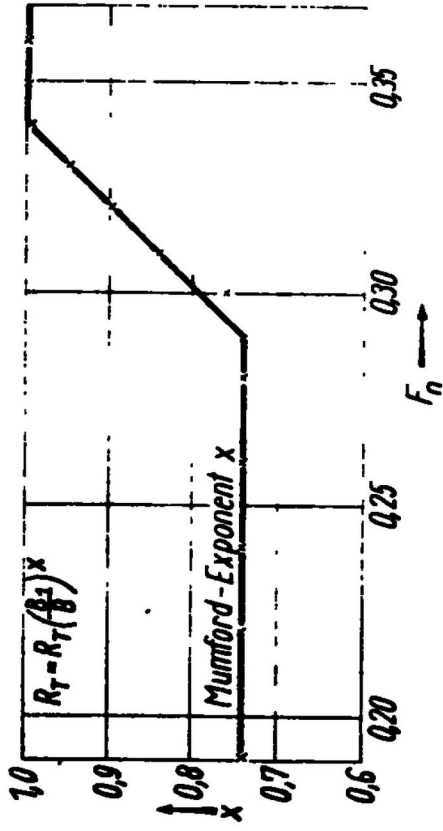
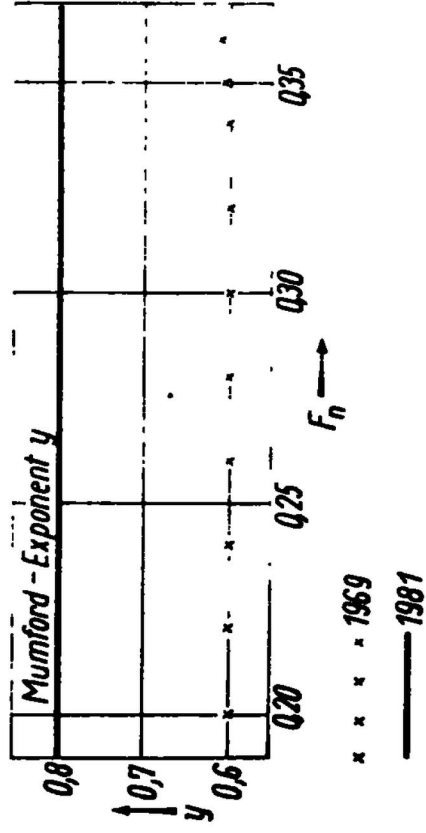
- [1] Dunkelhardt, E. C. M.: Ermittlung des Widerstandes von Frachtschiffen und Hecktrawlern beim Entwurf. Schiffbauforschung (1969) H. 3/4, S. 121 bis 160.
SWTA 4359



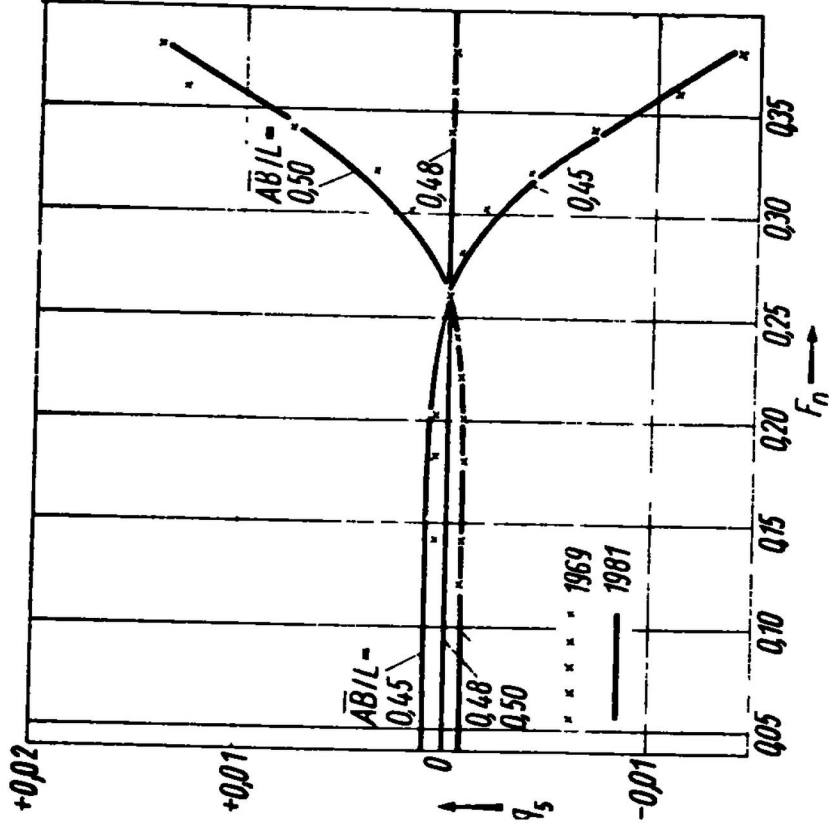
Şekil-9 Balıkçı gemilerinde balb için q_5 düzeltmesi



Şekil-10 $10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}}$ ın 1969 ve 1981 değerlerinin mukayesesi



Şekil-11 Mumford üslerinin 1969 ve 1981 değerlerinin mukayesesi



Şekil-12 Sualtı hacim merkezinin konumu için q_5 düzeltmesinin 1969 ve 1981 değerlerinin mukayesesi

BALIKÇI GEMİLERİNİN DİRENCİNİN HESABI

Yazar tarafından 1981 de (Seewirtschaft 13 11/1981 Sayfa 551-556) yayınlanan yöntemle göre balıkçı gemilerinin toplam direnç hesabı için gerekli olan tüm değerler denklemler şeklinde ifade edilmiş olduğundan bilgisayar programı çok kolay bir şekilde yapılabilir.

$$10^3 (R_T/W_T) = 10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}} \cdot k_{L/B} \cdot k_{B/T} + 10^3 \delta (R_T/W_T)$$

formülüyle ifade edilen toplam direncin bulunmasında hesapların sırasını belirtelim :

$$1) F_n = V / \sqrt{gL}$$

$$2) V = F_n \sqrt{gL}$$

$$3) 10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}} = 10^3 (R_T/W_T)_{\text{MIN}} + a \delta C_p b + c \quad (\text{Şekil 1})$$

$$10^3 (R_T/W_T)_{\text{MIN}} = 3,77 F_n - 36,63 F_n^2 + 598 F_n^3$$

$$-2545 F_n^4 + 6001 F_n^5 - 3274,6 F_n^6 + 417 F_n^{5,7} \sin (F_n \pi / 0,06)$$

a

C_{PMIN}

$$\delta C_p = C_p - C_{\text{PMIN}}$$

b

c

$$4) k_{L/B} = \left[(L/B) / 5 \right]^{2-(x+y)}$$

$$5) k_{B/T} = \left[(B/T) / 2,5 \right]^{1-y}$$

$$6) x = 0,74 \quad F_n \leq 0,29$$

$$x = 5,2 F_n - 0,736 \quad 0,29 \leq F_n \leq 0,34$$

$$x = 1.0 \quad F_n \geq 0,34 \quad (\text{Şekil (2)})$$

$$7) y = 0,8 \quad (\text{Şekil 2})$$

$$8) S.L/V = (L/B) \left[(1,7/C_B) + (B/T) (0,92 - 0,092/C_B) \right] \quad (\text{Şeki}$$

$$9) SF = C_{WP} - C_P^{0,4}$$

$$10) q_1 \quad \text{Formülden} \quad (\text{Şekil 4})$$

$$11) q_2 \quad " \quad (\text{Şekil 5})$$

$$12) q_3 \quad " \quad (\text{Şekil 6})$$

$$13) q_4 \quad " \quad (\text{Şekil 7a ve 7b})$$

$$14) q_5 \quad " \quad (\text{Şekil 8})$$

$$15) q_6 \quad " \quad (\text{Şekil 9})$$

$$16) \Sigma q_i = q_1 + q_2 + q_3 + q_4 + q_5 + q_6$$

$$17) 10^3 \delta (R_T/W_T) = \Sigma q_i \quad SL/V$$

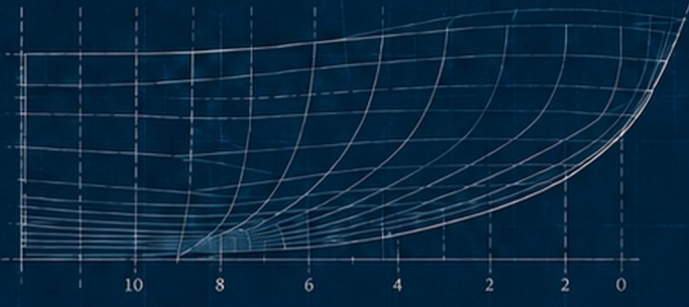
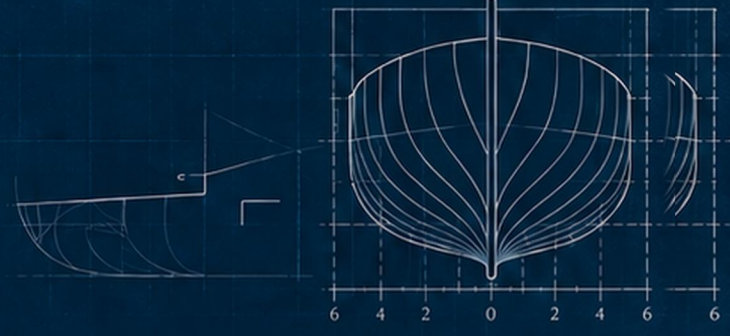
$$18) 10^3 (R_T/W_T) = 10^3 (R_T/W_T)_{\text{STAND}} k_{L/B} k_{B/T} + 10^3 \delta (R_T/W_T)$$

$$19) R_T = 10^3 (R_T/W_T) \cdot W_T \cdot 10^3$$

KULLANILAN SEMBOLLER

AB	Su altı hacim merkezinin kıç dikmeden uzaklığı (m)
A_{BT}	Baş dikmede balp enine kesit alanı (m^2)
A_M	Orta kesit alanı (m^2)
A_W	Su hattı alanı (m^2)
B	Su hattında gemi genişliği (m)
C_A	Gemi Model korelasyon katsayısı
C_B	Tekne narinlik katsayısı $= \nabla / (L.B.T)$
C_{BT}	A_{BT}/A_M
C_M	Orta kesit narinlik katsayısı, $A_M/(B.T)$
C_P	Prizmatik katsayı $= \nabla / (L.A_M)$
C_{WP}	Su hattı narinlik katsayısı $= A_{WL}/(L.B)$
g	Yer çekimi (m/s^2)
Fn	Froude sayısı $V / \sqrt{g.L}$
k_A	Dış kaplama faktörü
$k_{B/T}$	Farklı B/T oranları için düzeltme faktörü
K_L	Boy faktörü L/L_{pp} veya L/L_{KWL}
$k_{L/B}$	Farklı L/B oranları için düzeltme faktörü
L	Gemi boyu L_{KWL}/L (m)
L_{pp}	Dikeyler arası boy
l	Boy faktörü L_{KWL}/L
q_i	Standart değerlerden farklı hallerde düzeltme değerleri
R_T	Toplam direnç (kN)
S	Islak alan (m^2)
SF	Posta formu karakteristiği
T	Ortalama su çekimi (m)
t	Su sıcaklığı ($^{\circ}C$)
V	Hız (m/s)

∇	Deplasman hacmi (m^3)	
W_T	Ağırlık deplasman = $\nabla \cdot k_A \cdot P \cdot g$	(kN)
x	Mumford üssü	
y	Mumford üssü	
ρ	Su yoğunluğu	(t/m^3)



E.C.M. DANCKWARDT

Bu çalışma, yük gemileri ile kıçtan ağ çekişli balıkçı gemilerinin direnç hesabını sistematik bir yaklaşımla ele alır. Temel boyutlar, form etkileri, sürtünme ve sıcaklık düzeltmeleri, ıslak alan etkisi ve deneysel karşılaştırmalar üzerinden tasarım sürecine pratik bir çerçeve sunar.

E.C.M. Danckwardt'ın yaklaşımı, gemi direncinin erken tasarım safhasında öngörülmesi için önemli bir başvuru kaynağıdır. Eser; deniz mühendisleri, gemi tasarımcıları, araştırmacılar ve denizcilik öğrencileri için teknik değeri yüksek, klasik bir kaynak niteliğindedir.

