

第 98 研 究 部 会

巨大船の運航性能に関する実験研究

報 告 書

昭和 4 4 年 3 月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

は し が き

本報告書は日本船舶振興会の昭和43年度補助事業「巨大船に関する調査研究」の一部として日本造船研究協会が第98研究部会においてとりまとめたものである。

第98研究部会委員名簿(敬称略,五十音順)

部会長	重川 渉(日本造船技術センター)		
幹事	安部 光弘(三井造船)	幹事	泉 晃(三菱重工業)
"	乾 崇夫(東京大学)	"	井上 正祐(九州大学)
"	岩田 達三(防衛庁)	"	岡本 洋(川崎重工業)
"	高橋 肇(船舶技術研究所)	"	笹島 秀雄(大阪大学)
"	島田 広二(石川島播磨重工業)	"	須藤 彰一(日立造船)
"	須藤 正信(日本鋼管)	"	田古里 哲夫(東京大学)
"	並松 正明(石川島播磨重工業)	"	野本 謙作(大阪大学)
"	本田 啓之輔(神戸商船大学)	"	松木 哲(神戸商船大学)
"	松岡 剛(防衛庁)	"	松岡 史香(佐世保重工業)
"	森 信篤(船舶技術研究所)	"	森山 茂男(日本造船技術センター)
"	矢崎 敦生(日本造船技術センター)	"	山崎 隆介(九州大学)
委員	石井 正夫(浦賀重工業)	委員	飯塚 正文(三菱重工業)
"	金井 一十三(昭和海運)	"	久津間 裕良(運輸省)
"	塚本 周吉(函館ドック)	"	土井 進一(大阪商船三井船舶)
"	藤井 斉(三菱重工業)	"	元良 誠三(東京大学)
討議参加者		討議参加者	
"	梶谷 尚(東京大学)	"	岸本 修(三井造船)
"	坂本 昭弘(佐世保重工業)	"	田中 陽(川崎重工業)
"	深瀬 彊(石川島播磨重工業)	"	渡辺 茂雄(浦賀重工業)

目 次

概 要	1
1. 推進性能に関するシリーズ試験	3
1.1 2軸船相似模型試験	3
1.1.1 相似模型船	3
1.1.2 試験状態	3
1.1.3 試験結果	3
1.1.4 考 察	4
2. 船首形状改善による馬力節減の研究	12
2.1 回流水槽による船首部における流水の観測	12
2.1.1 まえがき	12
2.1.2 供試模型	12
2.1.3 実験方法	12
2.1.4 試験状態	12
2.1.5 試験結果	12
2.1.6 むすび	13
2.2 抵抗試験	19
2.2.1 まえがき	19
2.2.2 船首バルブの計画	19
2.2.3 バルブの幾何形状	20
2.2.4 試験状態	20
2.2.5 推抗試験および結果	20
2.2.6 波形観測および結果	22
2.2.7 ま と め	22
3. 船尾形状改善による馬力節減の研究	41
4. 実船試験の資料収集と相関性	54
4.1 資料収集	54
4.2 相 関 性	54
4.3 むすび	57
5. 制限水路中の船体沈下と抵抗増加	60
5.1 目的および供試模型船	60
5.2 試験方法	60
5.3 試験結果	60
6. 実船操縦性試験の資料収集と解析	63
7. 旋回中船体に働く力の研究	66
7.1 目 的	66
7.2 実験方法	66
7.3 解析結果	66
8. 浅水中の相似模型船の試験	68
8.1 目 的	68
8.2 実験方法	68
8.3 試験結果	68

概 要

巨大船の運航性能に関しては、41年以來広幅・肥大型船型について、1軸船型および2軸船型の系統的推進性能試験を行ない、また船首、船尾の形状の改善の問題、浅水中の旋回性能、実船と模型船の推進および操縦性能の相関性、浅水中における船底沈下と抵抗増加の問題などを調査研究してきたが、43年度はさらにこれらを継続して成果の拡張をはかるために、次の試験研究を実施した。

(1) 推進性能に関するシリーズ試験

43年度は、次の主要目比を有する2軸船型について、8.0 mパラフィン模型船および10.9 m木製模型船を各1隻製作し、42年度同型船について製作した6.0 mおよび2.8 m模型船と組合せて、広幅・肥大2軸船型における抵抗および推進性能の尺度影響について水槽による試験を行なった。

$$C_B = 0.82 \quad L/B = 5.5 \quad B/d = 3.06 \quad l_{CB} = -2.5\%$$

(2) 船首形状改善による馬力節減の研究

43年度は、 C_B が0.84の船型について、バルブおよびフィレットの形状を改善して、満載およびバラスト両状態における船首バルブの効果の改善するために、下記のような理論的研究および流線観測を行ない、また抵抗試験を行なってその効果の確認をした。

(a) 回流水槽における流線観測試験

2.0 m木製模型船1隻および同用船首バルブ(木製)を3個製作し、回流水槽による流線観測を行なった。なお、バルブおよびフィレットの形状変更は合形4種である。

(b) 抵抗試験

2.8 m木製模型船1隻を母型として抵抗試験・船側波形、波紋撮影の各実験を行ない、さらにこの船首バルブを3種にかえて比較試験を行ない、これらの試験の結果を考慮して、2種類の良好な船首バルブを計画し、比較試験を行なった。なお、これと併行して、バルブの数式表示によるバルブ特性値、特性関数の変化によるバルブの形状をコンピューターにより求め検討を行なった。

(3) 船尾形状改善による馬力節減の研究

C_B が0.80の1軸船型および2軸船型の4.5 m模型船各1隻を製作し、船尾附近の流線観測、流速分布の計測を行ない、またプロペラ位置のこれらにおよぼす影響について調査し、昨年度までの試験結果と併せ研究し、船尾形状改善による抵抗および自航要素などの効果について明らかにした。

(4) 実船速度試運転の資料収集と相関性の研究

速度試運転結果と模型試験の結果とを比較解析して、粗度修正係数、伴流係数の尺度影響などについて調査した。

(5) 制限水路中の船体沈下と抵抗増加の研究

C_B が0.84の1軸船の1.5 m木製模型船を使用して、水深と吃水の比を最小1.1まで変えて浅水中の船体沈下と抵抗増加

などの関係を調査した。

(6) 実船旋回操縦試験の資料収集と相関性の研究

実船の旋回操縦性能に関する試験結果を収集し、うち2隻について4.5m木製模型船各1隻を製作し、実船性能と模型船性能の相関について研究した。

(7) 旋回時船体に働く力の研究

C_R が0.80, L/B が5.5の1軸船の模型により、旋回腕による試験を行ない、船体に働く力、モーメントなどを求め、肥大船の旋回に関する基礎性能を調査した。

(8) 浅水中の旋回性相似模型試験

昨年度までに行なわれた4.5m模型船による浅水中旋回性能模型試験の結果と本年度実施した相似の2.5m模型船による試験結果を比較検討し、旋回性能におよぼす尺度の影響を調べた。

上記の実験担当は、次の各担当場所で行なわれた。

項目	実施担当	とりまとめ担当
(1)	船舶技術研究所, 推進性能部	同 左
(2)-(a) (2)-(b)	東京大学工学部(船舶) "	同 左
(3)	大阪大学工学部(造船)	同 左
(4)	各造船所	船舶技術研究所, 推進性能部
(5)	神戸商船大学	同 左
(6)	大阪大学工学部 船舶技術研究所運動性能部	同 左 同 左
(7)	九州大学工学部	同 左
(8)	九州大学工学部	同 左

1. 推進性能に関するシリーズ試験

1.1 2軸船相似模型試験

1.1.1 相似模型船

母型として $C_B = 0.82$, $L/B = 5.5$, $B/d = 3.06$, $\ell_{CB} = -2.5\%$

の船型のもを採用した。

模型船群の構成は次表の通りである。

模型船番号	LPP (m)	備考
0089	10	43年度: F, B, 抵, 自 (船研三鷹)
0088	8	43年度: " (")
2128	6	42年度: " (船研目白)
184	4.5	42年度: F, 抵, 自 (阪大)
B1	2.8	42年度: F, B, 抵 (東大)

1.1.2 試験状態

(1) 試験排水量

満載状態および満載状態の50%排水量(バラスト)の2種

(2) トリムおよび喫水

満載状態.....Even Keel

50%満載排水量.....1.5%トリム

(3) 試験速度

$F_n = 0.2$ 付近まで測定

(4) 乱流促進

S. S. No. 9 $\frac{1}{2}$ およびBulbにStudsを植えた。

(5) 摩擦抵抗係数

シエーンヘルの式を用いることとし, 想定実船に対する ΔCF の値を -0.0003 とする。

1.1.3 試験結果

(1) 抵抗試験

M No. 0088および0089を解析するにあたって, 次のごとき修正を行なった。

(a) 船体の対水速度計におよぼす影響

(b) 対水速度計の船体抵抗におよぼす影響

(c) 側壁影響

Fig. 1.1.1(a)および(b)に剰余抵抗曲線を示す。

満載状態については, M No. 0089の r_R はM No. 0088の r_R より幾分高い程度で大きな差異は見られない。

また、Fig. 1.1.1(a)および(b)をもとにして、Kを求めるための図をFig. 1.1.2に示す。Fig. 1.1.2をもとにしてKを求めたものをFig. 1.1.3に示す。なお、同図中には参考のためにトリム曲線をも示した。

(2) プロペラ単独試験

プロペラ単独試験結果をFig. 1.1.4(a), (b), (c)および(d)に示す。

(3) 自航試験

抵抗試験時と同様の修正を行なったが、この際には、すべての修正を速度修正という形で行なった。

自航試験結果をFig. 1.1.5(a)および(b)に示す。

図中の r_s 曲線は、 t' 等との比較に便利のように $(r_s / 2)$ として描かれている。

自航要素をFig. 1.1.6(a)および(b)に示す。

1.1.4 考察

M No.0089, 0088, 2128, および184の4隻について比較検討すると ;

- (1) Fig. 1.1.2に示されるごとく、M No.0089, 0088および2128の3隻よりK値を求めることは出来ない。何となれば、M No.0089, 0088グループとM No.2128とでは試験法および結果の取り扱いに若干の差異があるからである。したがって、主としてM No.0089, 0088の2隻について考える。Fnに対するK値の個々の凹凸は、“求め方”の性質からしても論ずるに値しない。ただし、全般的な傾向としては、満載状態の場合にはFnの増加とともにK値も幾分増加し、バラスト状態においてはFnと余り関係なく、ほぼ一定の傾向がみられる。満載状態におけるKの値が負となっているが、この点実用上は問題ないとしても、今後この“K値の求め方”そのものについて再検討を加える必要があると思われる。
- (2) $(1-t)$ は、ほぼ一定である。(Fig. 1.1.7)
- (3) $(1-W_p)$ は、一般に予想されているごとく、可成急激に変化している。したがって、 $(1-W)S/(1-W)M$ 値を云々する場合には、当然模型船長を考慮に入れておかねばならない。(Fig. 1.1.7)
- (4) η_o は α の減少とともに幾分増加する。(Fig. 1.1.7)

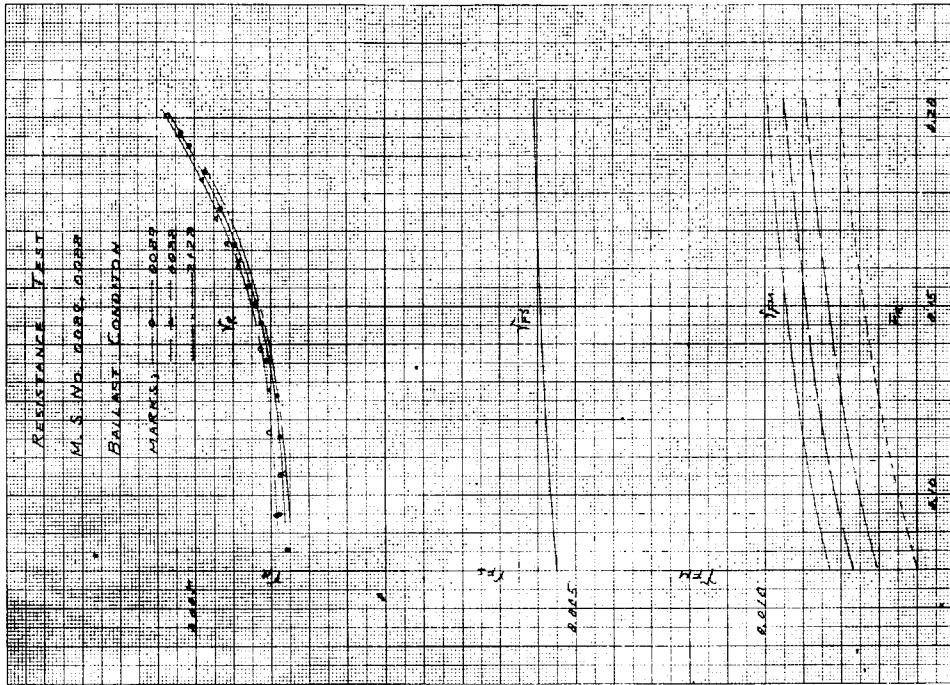


Fig 1.1.1 (b) 抵抗試験結果 (バラスト)

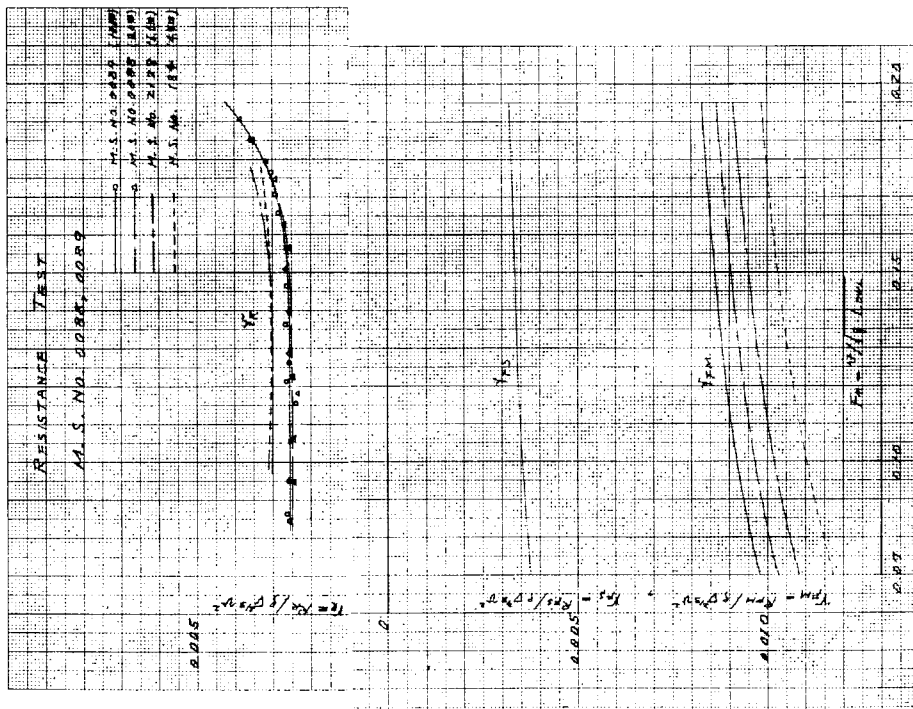


Fig 1.1.1 (a) 抵抗試験結果 (満載)

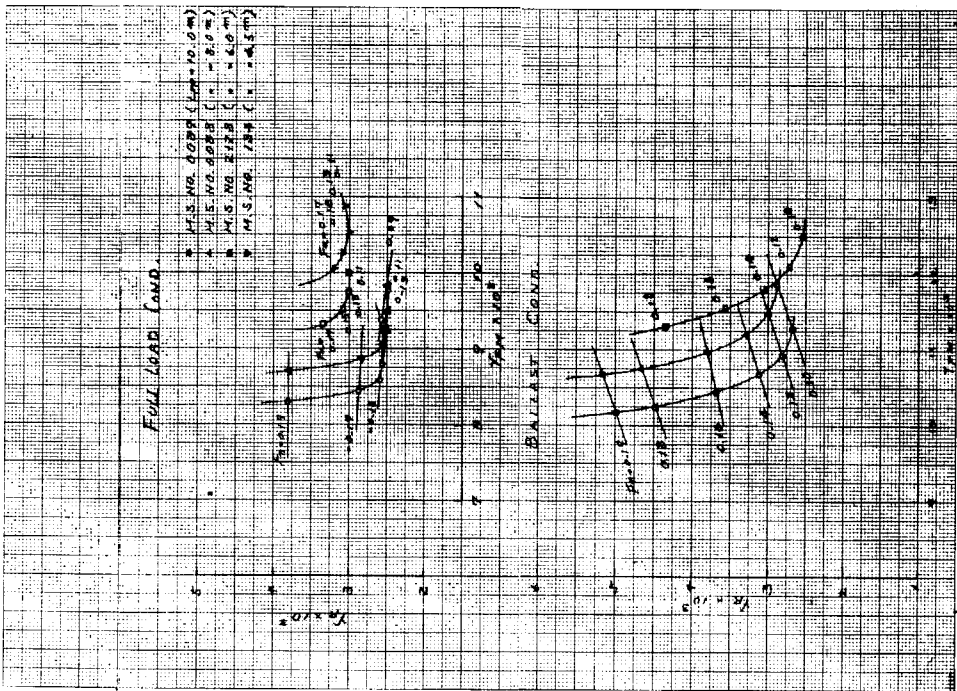


Fig 1.1.2 ($r_R \sim r_F$) 曲線

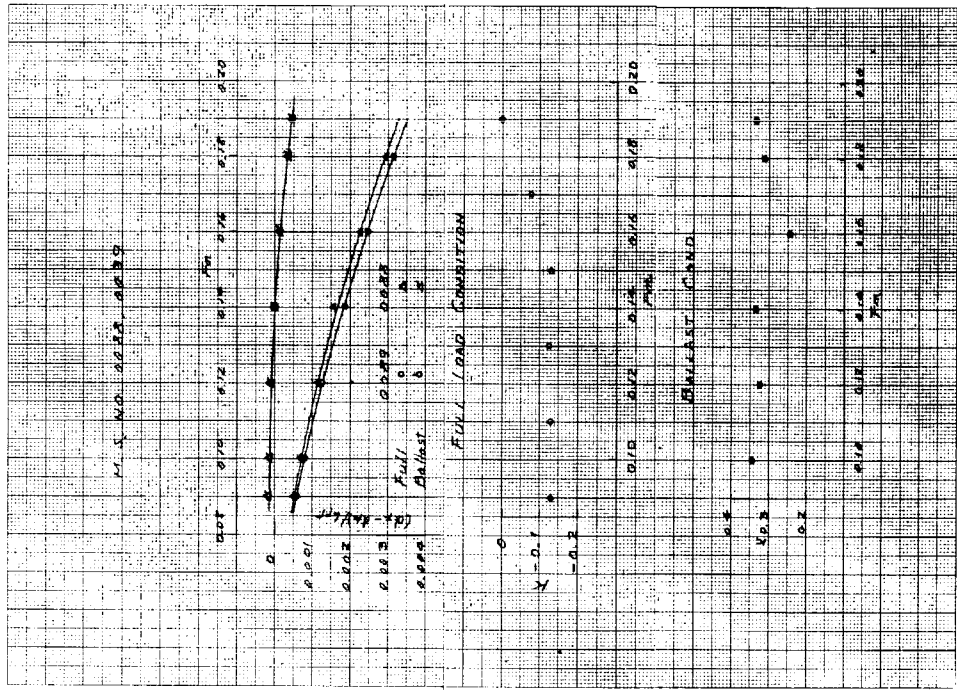


Fig 1.1.3 形状影響およびトリム曲線

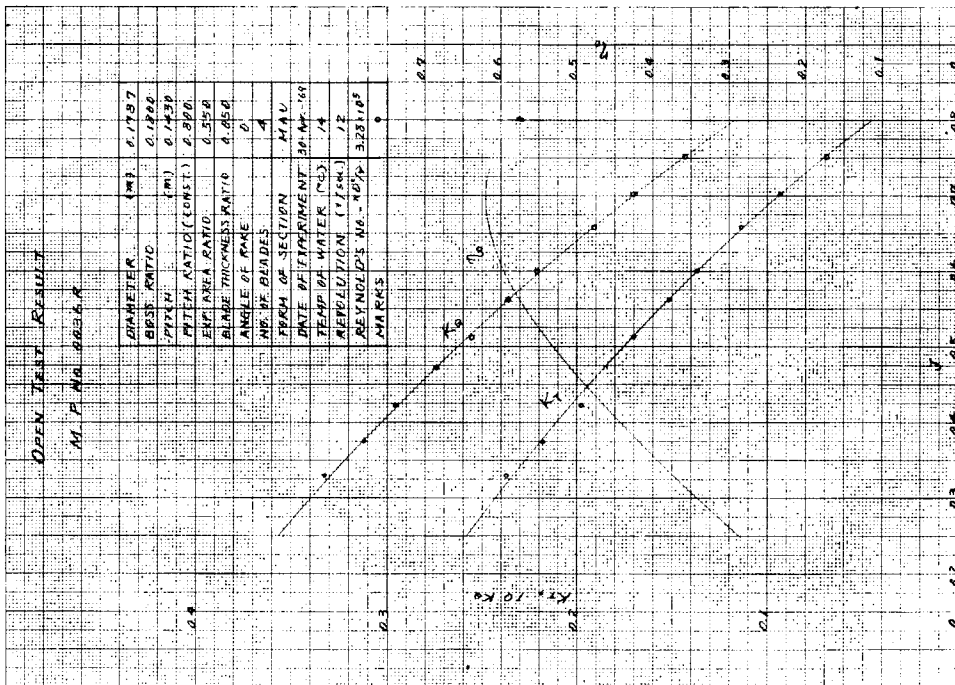


Fig 1.1.4 (a) プロベラ単独試験結果

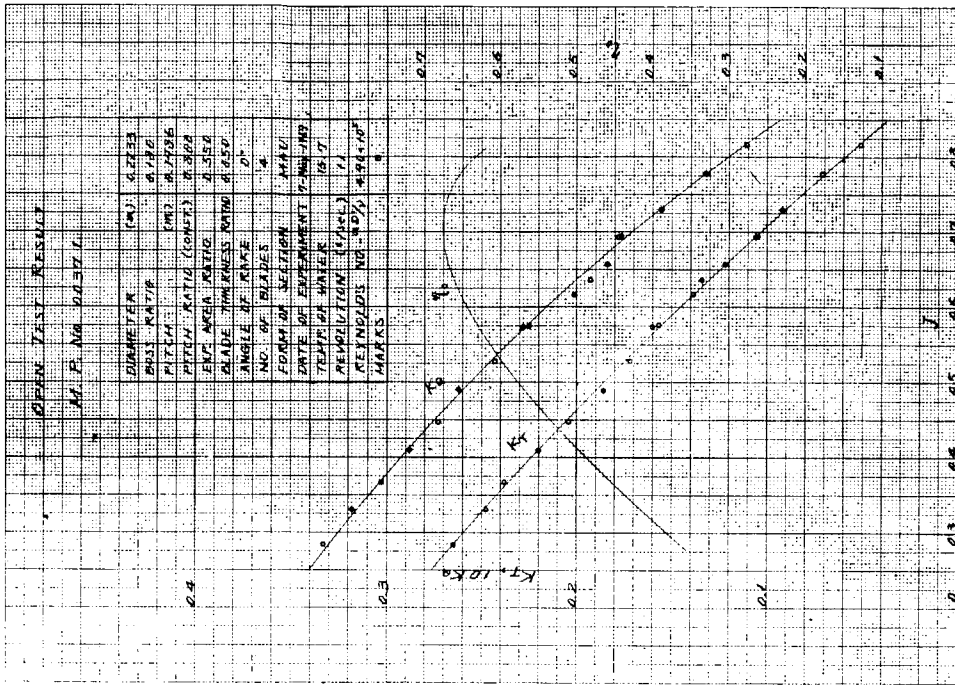


Fig 1.1.4 (b) プロベラ単独試験結果

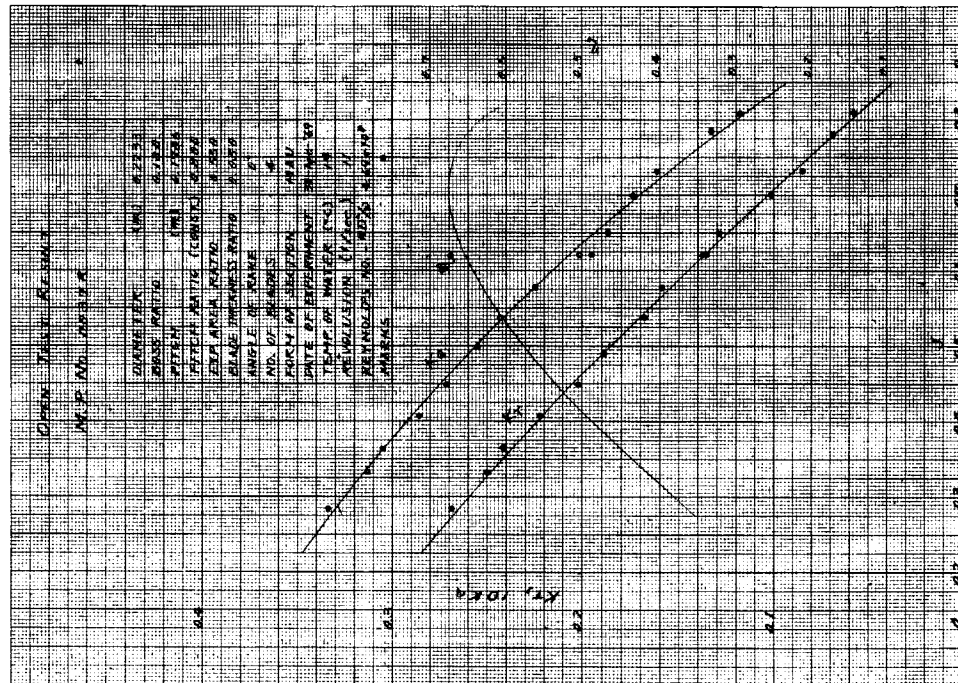


Fig 1.1.4 (c) プロペラ単独試験結果

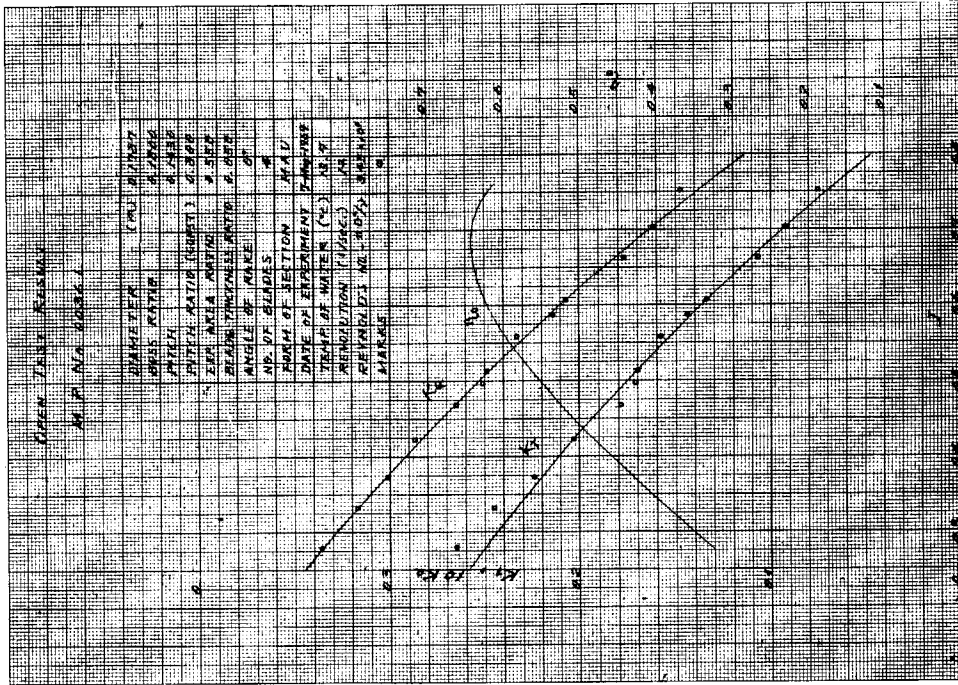


Fig 1.1.4 (d) プロペラ単独試験結果

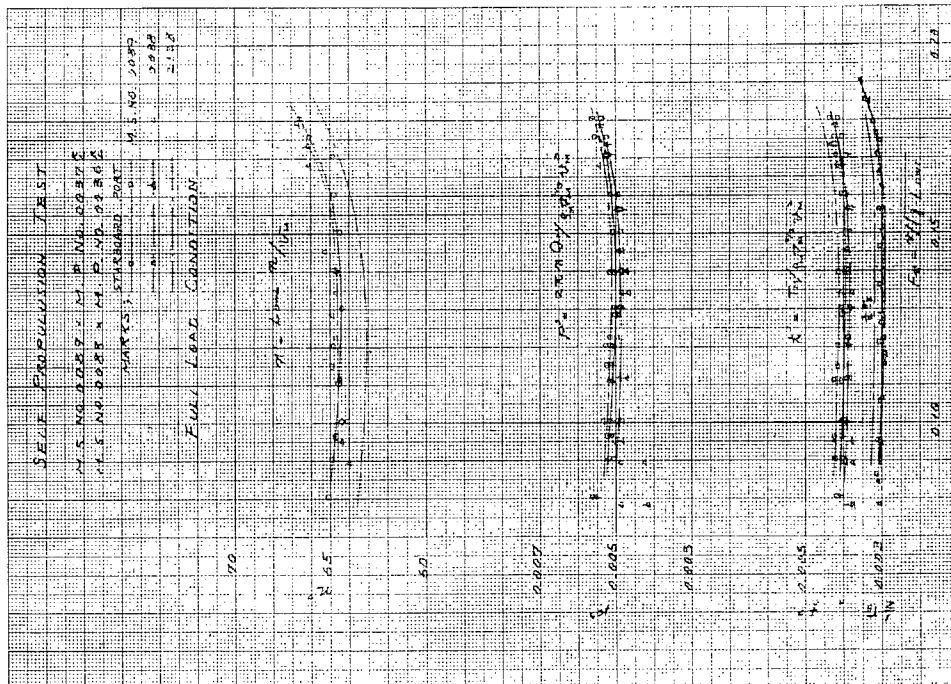


Fig 1.1.5 (a) 自航試験結果 (満載)

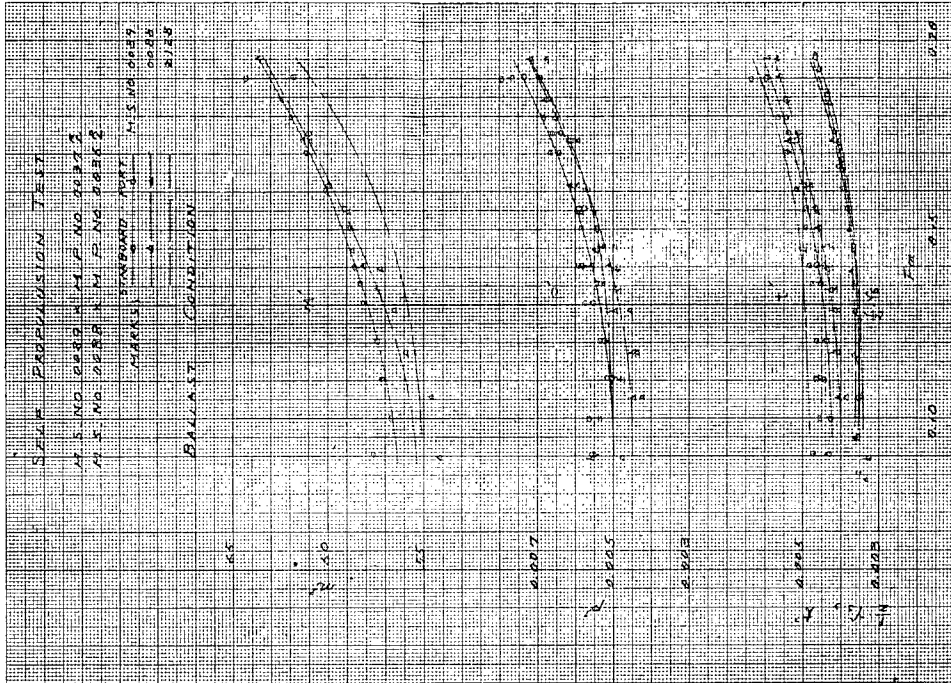


Fig 1.1.5 (b) 自航試験結果 (バラスト)

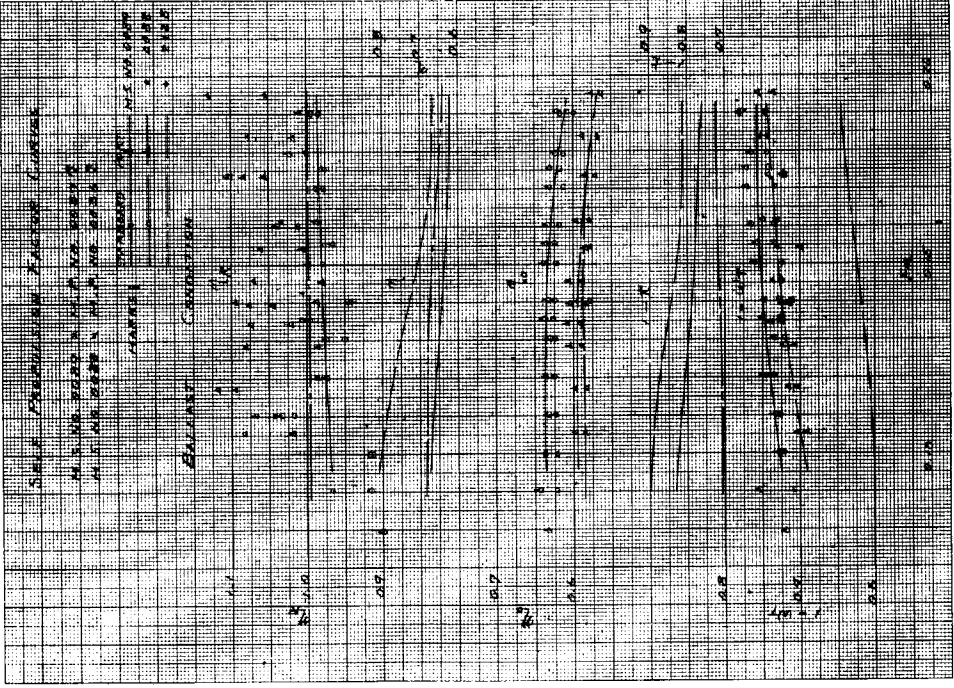


Fig 1.1.6 (b) 自航要素 (バランス)

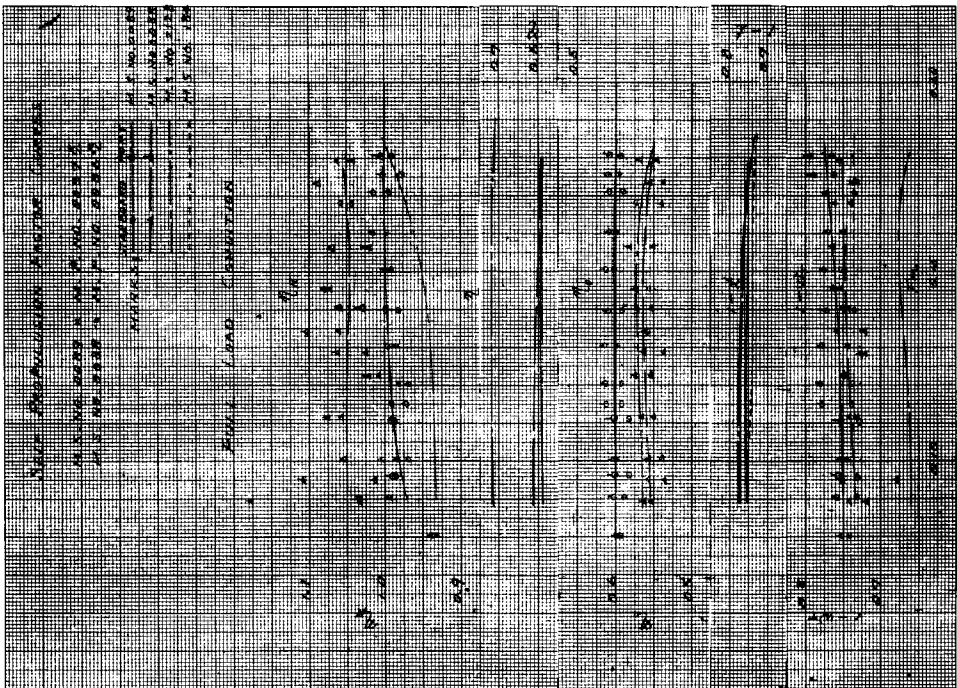


Fig 1.1.6 (a) 自航要素 (満載)

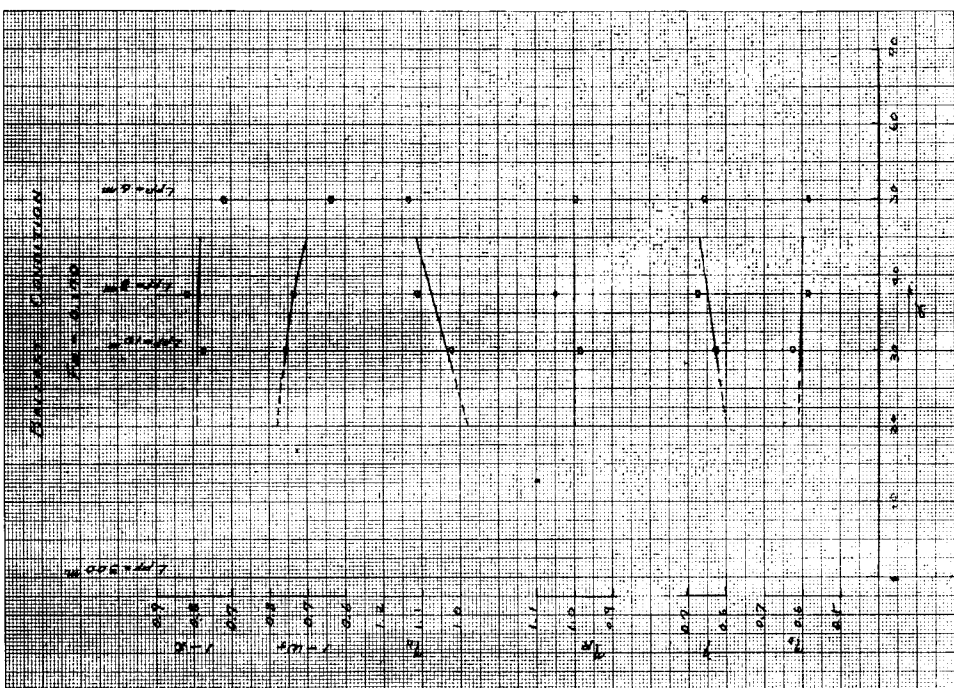


Fig 1.1.7 (b) 自航要素の比較 (バランス)

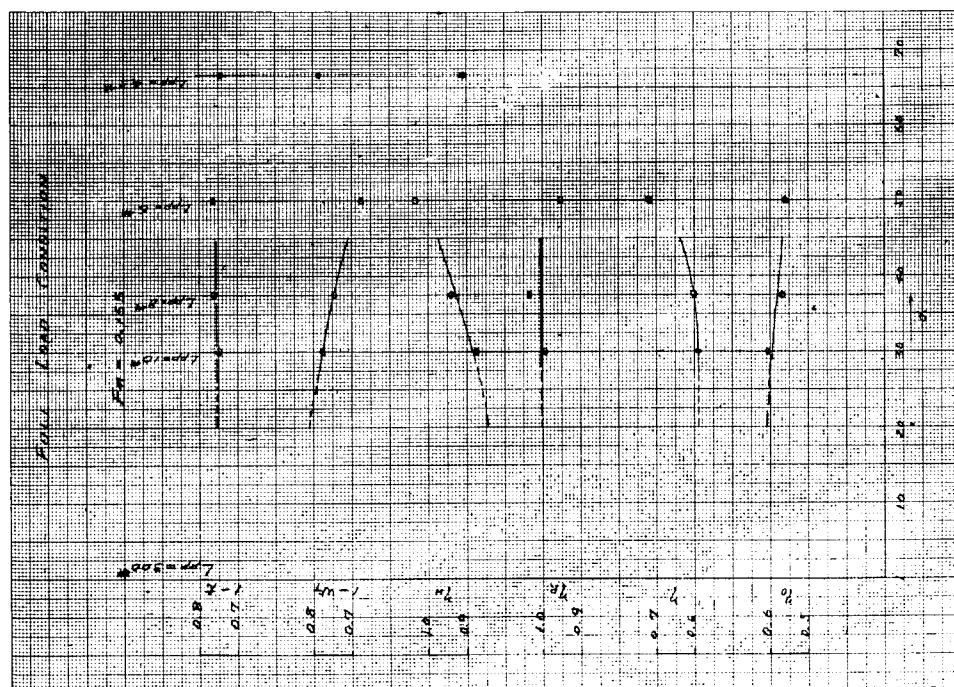


Fig 1.1.7 (a) 自航要素の比較 (満載)

2. 船首形状改善による馬力節減の研究

2.1 回流水槽による船首部における流水の観測

2.1.1 まえがき

41年度および42年度の実験結果によれば、母型船首部形状のわずかな変更によっては流線の大巾な改善は望めないようである。大巾に船首部肋骨線形状を変更し、たとえば双曲線の形状(M No. SR 982H)あるいはバルジ状(M No. SR 982R, SR 982RM)のような形状にすれば、船首部流線をより改善することができた。また、バルブ先端の半径を大きくすると流線がやや悪化し、バラスト状態ではバルブ後方の船側波形に深い谷と山が現われる結果をえた。

本年度は $C_B = 0.84$ 用の船首について実験を行なうこととし、41年度および42年度の結果を参考にして、船首部肋骨線形状がバルジ状でFP断面の形状を変更した船型3種を採用した。双曲線の肋骨線形状の船首は有望と思われるが、本部会の船型はバルブ付き船型となっているので本年度は省略した。

2.1.2 供試模型

供試模型は4種で、そのうち1種は $C_B = 0.84$ 用母型船首(M No. SR 9884P_A)のものである。他の3種はつぎに述べる形状のものである。すなわち、船首部プリズマ曲線、満載喫水線形状とFP断面面積を母型と同一に保ち、船底における横方向圧力勾配を小さくするため、肋骨線形状をバルジ状に変更し船底勾配を大きくした。バルブの形状はバラスト状態における造波に対する影響が大きいため、FP断面の形状が42年度のM No. SR 982RおよびSR 982RMと異なるものも実験することにし、FP断面面積中心の位置を母型と同一(M No. SR 9884P_AR, 略号P_AR型)、上(M No. SR 9884R, 略号R型)、下(M No. SR 9884B, 略号B型)と3種に変更した。これに伴ない船首側面形状も変化した。S No. 9 $\frac{1}{2}$ 付近より後方はこの3種の船型については正面線図を同一とした。なお、バルブ突出量は2.5% L_{pp} とし、バルブ先端の半径をなるべく小さくした。

船尾は $C_B = 0.80$ の母型とプリズマ曲線が同一の円弧の肋骨線のものを使用した。

Table 2.1.1に供試模型の主要目を、Fig. 2.1.1(a), (b), (c)に線図を示す。

2.1.3 実験方法

流線観測および船側波形測定の方法は昭和41年度の方法と同一である。

2.1.4 試験状態

試験状態は満載状態およびバラスト(2)状態で昭和41年度、42年度と同一である。速度は $V_m = 0.69 \text{ m/s}$

$$F_n = V / \sqrt{L_{LWL} g} = 0.155 \text{ とした。}$$

乱流促進も従来通り行なった。

2.1.5 試験結果

(1) 流線観測

流線が変動するので、1状態当り5~7枚写真撮影し、平均流向を求めた。その結果をFig. 2.1.2(a), (b), (c), (d)に示す。yはtuftの模型表面からの距離である。

母型は満載状態では船首船底における交叉流が非常に大きく、 $C_B = 0.80, 0.82$ の母型より一段と甚しくなっており、抵抗を増加させていると思われる。バラスト状態では満載状態より交叉流が減少しているが、これは他の船型でも一般に見られる現象である。しかし、バラスト状態における船底の交叉流は $C_B = 0.80, 0.82$ の母型よりやはり大きい。船側においては両状態ともS No.8 $\frac{1}{2}$ より前方に交叉流が見られ、 $C_B = 0.80, 0.82$ の母型よりかなり甚しい。 $C_B = 0.84$ ではS No.9 $\sim 8\frac{1}{2}$ の位置に船側波形のかなり深い谷があり、その影響により交叉流が大きくなっていると思われる。

$P_A R$ 型は、満載状態では船首船底における交叉流が母型に比較してかなり減少し、船体中止線に近い領域に現われている。バラスト状態では船底の交叉流は満載状態よりやや減少しているが、船体中心線に近い領域で見られる。船側においては両状態とも母型より交叉流が減少しているようである。

R型は、満載状態では船首船底における交叉流が今回実験を行なった形状のうち、最も少ないが、船体中心線に近い領域にわずかに現われている。バラスト状態では船底交叉流はほとんど見られない。船側においては両状態ともS No.8 $\frac{1}{2}$ より前方に交叉流が現われ、母型と同程度のものである。

B型は、満載状態では船首船底における交叉流はやや大きく、船体中心線に近い領域で甚しい。バラスト状態における船底の交叉流は $P_A R$ 型とほとんど同程度である。船側における交叉流は両状態とも $P_A R$ 型と同程度のものである。

以上により流線の最良の船型はR型で、次に $P_A R$ 、次にBの順であり、母型は非常に悪い。 $P_A R, R, B$ 型のようなバルジの肋骨線形状の場合、FP断面面積中心の位置が上の方が良いようである。

(2) 船側波形測定

船側波形は3～5枚写真撮影し、その結果を平均して求めた。その結果をFig. 2.1.3に示す。

満載状態では、母型は $C_B = 0.80, 0.82$ の場合に比較してS No.8 $\frac{3}{4}$ 付近の船側波形の谷がやや深く、位置が前進している。 $P_A R, R, B$ 型は波形が似ているが、S No.8 $\frac{3}{4}$ 付近の谷が母型より特に深いのが目立っている。この谷はB型が最も深く、R、 $P_A R$ の順になっている。また、 $P_A R, R, B$ 型はS No.8付近に山が現われ、母型より約2.5% L_{pp} ほど前進している。これは、プリズマ曲線を同一に保ち、肋骨線形状をバルジ状に変更し船底勾配を大きくしたので水面下の水線形状が肩を張ったためと思われる。

バラスト状態では、 $P_A R$ 型はS No.9 $\frac{1}{2}$ から前方では波形が母型と似ているが、S No.8 $\frac{3}{4}$ 付近の谷は母型より深い。B型はS No.9から前方の波形に山と谷が目立っている点が $P_A R$ 型と異なっている。R型の波形は $P_A R$ 型とB型の中間である。 $P_A R, R, B$ 型のS No.8 $\frac{3}{4}$ 付近に現われる波形の谷は母型より約2.5% L_{pp} 前進している。また、S No.8付近の山も母型より前進している。これは水綿形状が肩張りであるためであろう。 $P_A R, R, B$ 型のうち、B型が最も波高が高いようで、 $P_A R$ 型とR型は同程度である。

2.1.6 むすび

以上の流線観測と船側波形測定の結果では、母型の船首流線の状態は悪くこれを改善するためには、本実験のように肋骨線形状をバルジ的の形状にするのが一法と思われる。またFP付近の形状については、FP断面面積中心位置が上方にあり、切り上がった側面形状のものが良いようである。

本実験では、プリズマ曲線を母型と同一にして肋骨線形状を変更したので水線形状が肩張りとなり、船側波形の波高を増加させている。プリズマ曲線を変更すれば波形の改善も出来るのではないかと思われる。

Table 2.1.1 Principal Dimensions of SR9884 Series Models

Full Load

M. No.	$L_{PP} \text{ m}$	$B \text{ m}$	$T_{AP} \text{ m}$	$T_{FP} \text{ m}$	$\nabla \text{ m}^3$	$S \text{ m}^2$	C_B	Z_{CGFP}
SR9884P _A	2,000	0.3636	0.1188	0.1188	0.07127	1.0100	0.8250	0.392
SR9884P _A R	〃	〃	〃	〃	0.07122	1.0094	0.8244	0.400
SR9884R	〃	〃	〃	〃	0.07119	1.0108	0.8241	0.505
SR9884B	〃	〃	〃	〃	0.07122	1.0112	0.8244	0.354

Ballast (2)

M. No.	$L_{PP} \text{ m}$	$B \text{ m}$	$T_{AP} \text{ m}$	$T_{FP} \text{ m}$	$\nabla \text{ m}^3$	$S \text{ m}^2$	C_B
SR9884P _A	2,000	0.3636	0.0673	0.057	0.03579	0.7471	0.7918
SR9884P _A R	〃	〃	〃	〃	0.03572	0.7832	0.7903
SR9884R	〃	〃	〃	〃	0.03570	0.7813	0.7898
SR9884B	〃	〃	〃	〃	0.03564	0.7831	0.7885

注1. $Z_{CGFP} = [FP \text{断面面積中心のBaselineからの高さ}] / [満載喫水]$

注2. 船首のみ $C_B = 0.84$ 用船型で、船尾は $C_B = 0.80$ 用円弧船型であるから、 ∇ , S , C_B は $C_B = 0.84$ の真の母型とは異なる。

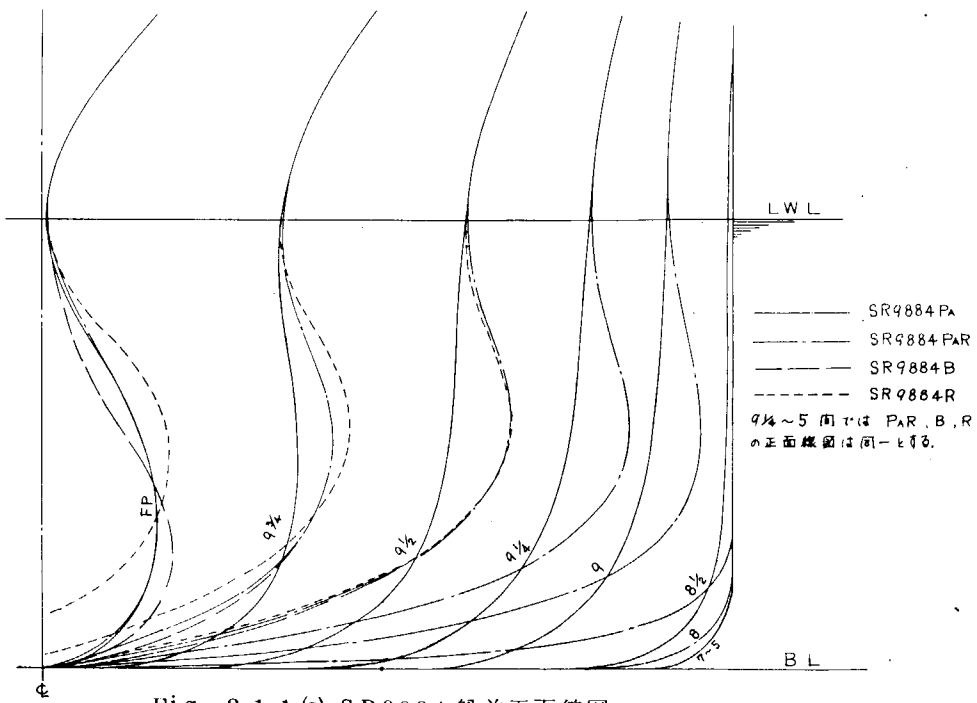


Fig 2.1.1 (a) SR9884 船首正面線図

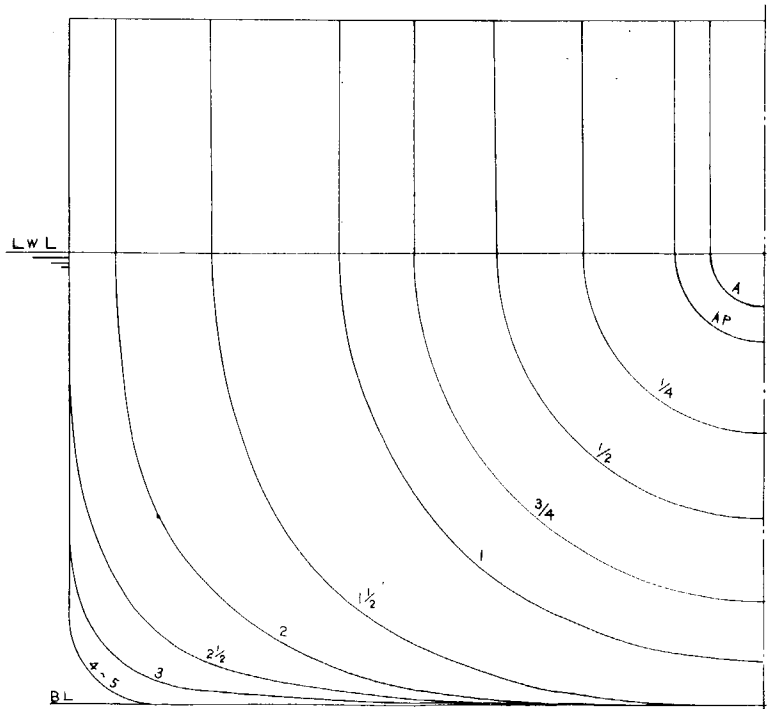


Fig 2.1.1 (b) Aft Body Plan of SR982 Series

- - - $\psi = 1mm$ tufts
 - - - $\psi = 10mm$ tufts

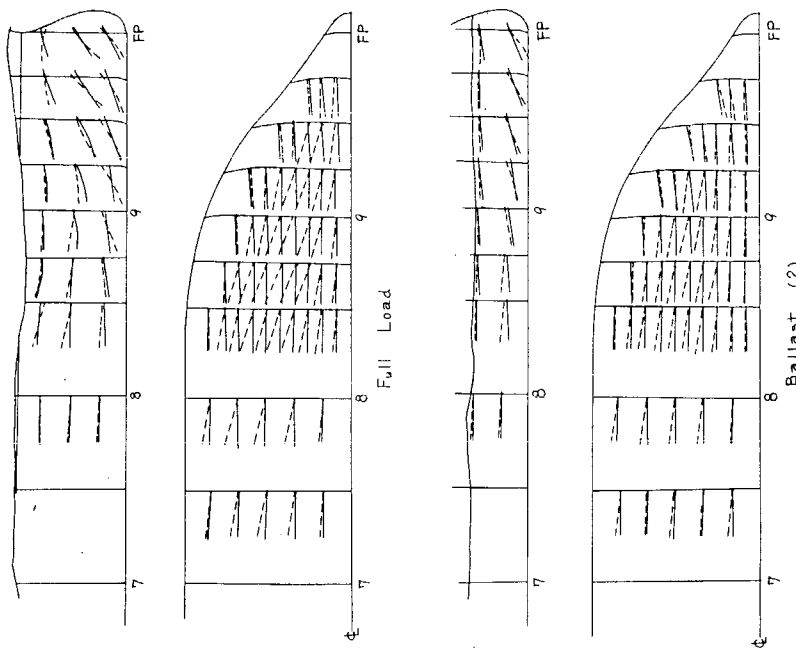
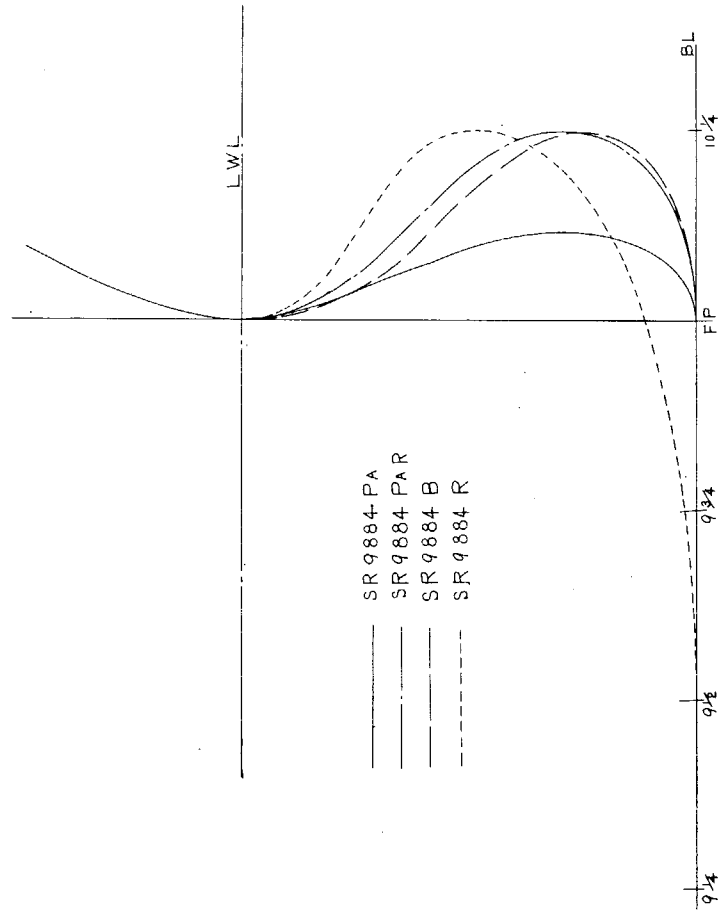


Fig. 2. 1. 2(a) M. No. SR 9884 PA



— SR 9884 PA
 ··· SR 9884 PAR
 - - - SR 9884 B
 - · - SR 9884 R

Fig 2. 1. 1 (c) SR 9884 船首側面形状

- - - 1 mm tufts
 - - - 10 mm tufts

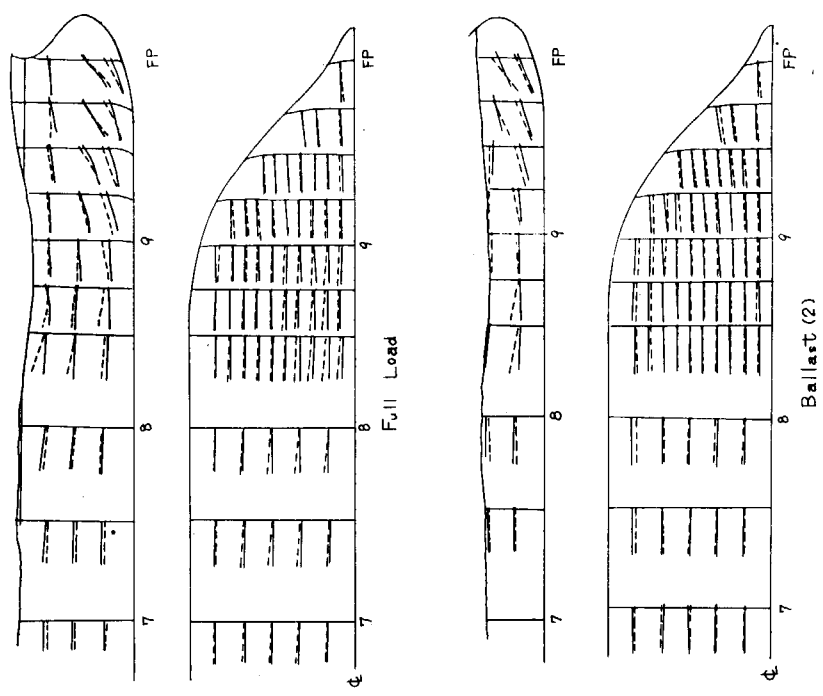


Fig. 2. 1. 2(c) M. No. SR 9884 R

- - - 1 mm tufts
 - - - 10 mm tufts

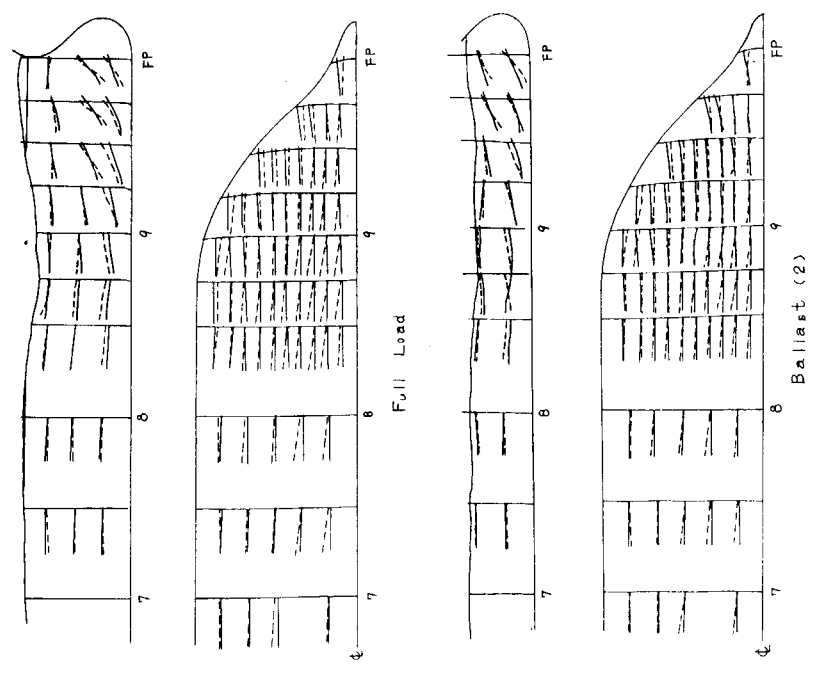


Fig. 2. 1. 2(b) M. No. SR 9884 PA R

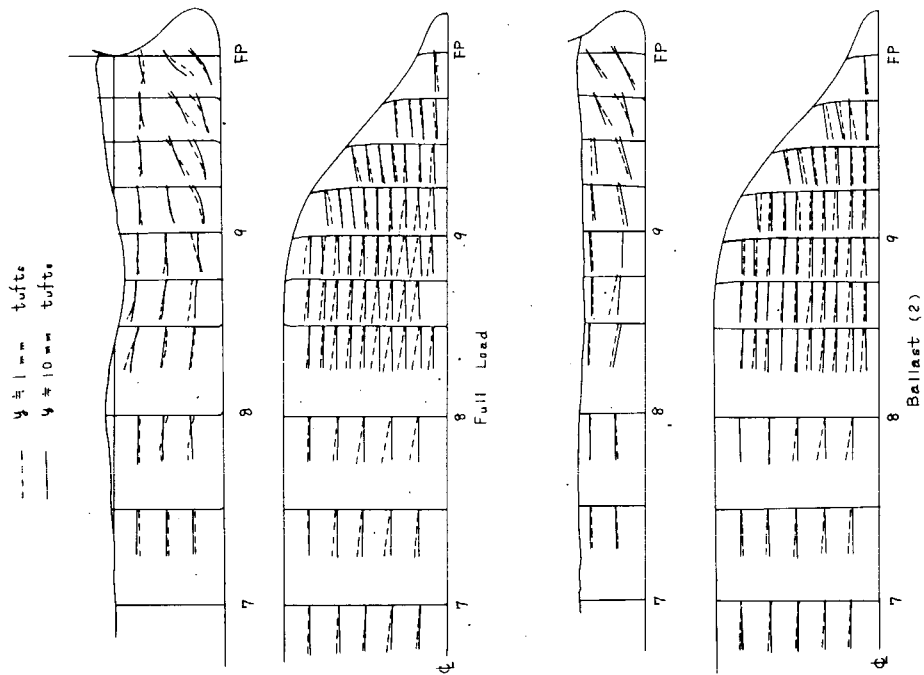


Fig. 2. 1. 2(d) M. No. SR 9884 B

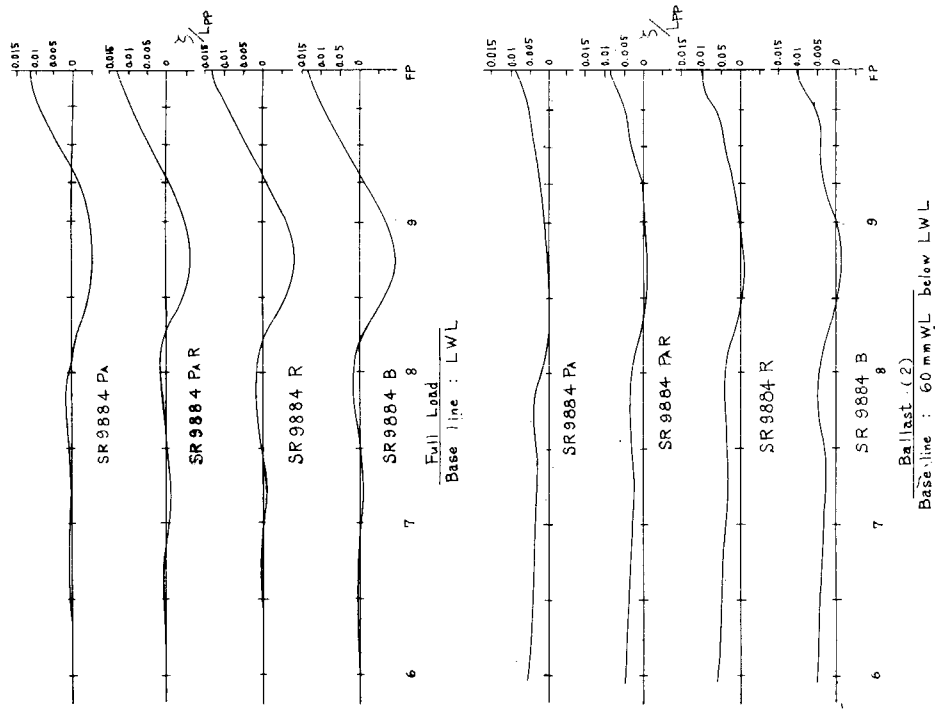


Fig. 2. 1. 3 Wave Profiles of SR 9884 Series
 $F_n = 0.155$ S : Wave Height

2.2 抵抗試験

2.2.1 まえがき

昭和43年度の研究実施計画にしたがい、 $C_B = 0.84$ の2軸船(SR9884×B1)を原型とし、計画船首バルブ5個について、馬力節減の見地から、主船体に適した船首形状を求める実験研究を実施した。まず、バルブ5個のうち3個(SR9884×B2, ×B3, ×B4)について計画し、母型も含めて抵抗試験、航走時姿勢計測、船側波形観測、波紋撮影を行なった。ついで、これらの結果、および昭和41年度、42年度の研究を参考に、残り2個(SR9884×R1, ×R2)のバルブを計画し、前述同様の実験を行なった。以下はこれら実験の計画および結果の経緯、考察である。

2.2.2 船首バルブの計画

巨大タンカーについて、その肥大度が増すにつれて船尾形状もフルとなり、いわゆる抵抗試験における不安定現象を誘引する恐れがある。本年度は過去3ケ年を通じて最も肥えた $C_B = 0.84$ の場合を扱うので、昨年同様2軸船を母型として選定した。すでにまえがきにふれたように、船首バルブの計画を2期にわけて実施することとし、まず、船首船底部をCut upしないBタイプのを3個、ついで船首船底部をCut upしたRタイプを2個計画した。これら5個(SR9884×B2, ×B3, ×B4, ×R1, ×R2)のバルブに関する要目をTable 2.2.1に原型(SR9884×B1)と対比する。

前々年、前年度の実験船、すなわち、 $C_B = 0.80 \times \text{Single Screw}$, $C_B = 0.82 \times \text{Twin Screw}$ の結果から判断すれば、F・P断面におけるBulb Size については $f = (A_{fp} / A) = 0.12$ 程度が最もよく、 C_B が増加しても、必ずしも f 値を増大させて良好な結果が得られないことが判明している。したがって、今回はBシリーズ、Rシリーズとも f 値は原型より僅かに大きい $f = 0.12$ とした。

また、バルブ突出量については、これまでの結果からすれば、従来の $\ell = 1.3\%L$ ($C_B = 0.80$)、 $\ell = 1.23\%L$ ($C_B = 0.82 \times \text{Twin}$)、 $\ell = 1.16\%L$ ($C_B = 0.84 \times \text{Twin}$)では不足で、 $\ell = 2 \sim 3\%L$ 程度に増加させた方が良好であることが判明している。ただ最適の ℓ 値については、勿論、主船体水線形状や、Sectional Area Curves によっても左右されるので、3通りに変えることにした。まず、B series について、実用上可能と考えられる最大突出量を3%Lにおさえ、B1も含めB2, B3, B4を0.6%きさみで、等間隔に配置した。ただし、主船体の水線入角が前年度までのものに比べ大きく、F・Pより手前の水線形状を若干ホローにした。そして各吃水位置での水線形状はなるべく母型の傾向を保つようにし、したがって、各水線を計画突出部のところまで自然に延長させる形状とした。この結果、最大突出部における高さの位置 Z_p は突出量の増大とともにふえ、つまり船底に近い方へ移行する。一方、R series においては後でふれるようB series でよかったB2の結果を参考にしR1, R2に対し、それぞれ $\ell = 1.8\%$, 2.4% を採用した。

さて、バルブのend profile における最大突出部の高さ Z_p および最大バルブ半径の高さ Z_r を最適になるよう計画しなければならない。これまではこれら Z_p , Z_r は当然同値になるものとして計画されたものが多かった。しかもバルブ半径が大きい場合 Z_r が水面に近いものは、とくにバラスト状態において悪い結果を与えていた。しかし、これらはバルブ半径が大きい場合であって、ある一定の限度内におさえた場合は必ずしも悪くない結果が報告

されている。つまりバルブの効果が過大にならぬようにして出来るだけ没水深度を浅くすることが考えられる。そこで今回はバルブの没水深度、バルブ半径の大きさの限界を擧げ意味で、 Z_p 、 Z_r を分離し、両者の影響がどのように抵抗性能に寄与するかを調べることにした。B-seriesのB2, B3, B4では Z_r がそれぞれ0.60, 0.55, 0.50と浅くなり、R seriesではB2をベースに $Z_r=0.60$ とした。一方、 Z_p については、すでに l の計画でもふれたようにB2, B3, B4となるにつれて深くなる。しかし、R seriesにおいては、Cut up (h)と Z_r の関係から $Z_p=0.6$ の同値となった。

Bシリーズの Z_p と Z_r の相対関係について、なお若干付言すれば、F・P断面の形状を同一($f=0.12$)におさえ、各W・LのF・Pまでの傾向をもたせた上で、上記突出量まで延長すると、バルブ半径は当然、 l の増大に伴って漸減し、 Z_p はすでにふれたように船底方向へ、また Z_r は水面に近づく。このように今回のB seriesはやや複雑な特性変化となっている。

2.2.3 バルブの幾何形状

船首バルブの幾何形状はすべて電子計算機によって計画を進めた。Fig. 2.2.1にF・P断面特性曲線、先端プロフィール特性曲線、半径分布曲線 $b(z)$ 、 $p(z)$ 、 $r(z)$ を示す。

計算式は、

$$F(z) = K \cdot Z^m \cdot (h-z)^n \cdot f(z)$$

によることとし、Table 2.2.1に示した諸値から、 m 、 n 、 k を求め、なお若干の補正2次関数 $f(z)$ を考慮して、上記 $b(z)$ 、 $p(z)$ 、 $r(z)$ を決定した。決定法の詳細は、すでに報告済みであるので、ここでは割愛する。このようにして決められた端部幾何形状を出来るだけ忠実に表現するよう船首形状を計画した。供試模型の正面線図をFig. 2.2.2(a), (b)に示す。ただし、Fig. 2.2.2のF・Pより先のordinates a 、 b 、 e はこの順にF・Pより0.6%Lおき3%Lまで立てたものである。

2.2.4 試験状態

試験状態は満載のほか、軽荷状態としてはBallast(2) - 50% ∇_{FULL} \times 0.5%Trim - 1種、合計2状態について行なうこととした。Fig. 2.2.3(a), (b)に満載および軽荷時のSectional Area Curvesを示す。Fig. 2.2.4には原型を例に、船首尾の吃水、およびバルブ、プロペラ軸心の高さの満載吃水に対する比を示している。なお、前年度の同様グラフFig. 2.2.4で記入数値に誤りがあるので訂正する。プロペラの高さ、半径は今年度の数値に、また、B(2)の d_A/d_{FULL} 、 d_F/d_{FULL} はそれぞれ0.570、0.486である。Table 2.2.2に本バルブシリーズの主要目を示す。また、Table 2.2.3には実験の期日と水温が示されている。これから明らかかなように各状態とも再現性を確認する意味で、日を変えて2回以上繰返し、抵抗測定を行なっている。

2.2.5 抵抗試験および結果

(1) B-Series

Fig. 2.2.5(a) : Full Cond $C_T \nabla \sim F$, Mean Sinkage & Trim

Fig. 2.2.5(b) : " $C_W \nabla \sim F$, Schoenherr With $K=0.26$

Fig. 2.2.6(a) : Ballast (2) $C_T \nabla \sim F$, Mean Sinkage & Trim

Fig. 2.2.6(b) : Ballast (2) $C_w \nabla \sim F$, Schoenherr with $K=0.17$

(2) R-Series

Fig. 2.2.7(a) : Full Cond $C_T \nabla \sim F$, Mean Sinkage & Trim

Fig. 2.2.7(b) : " $C_w \nabla \sim F$, Schoenherr with $K=0.26$

Fig. 2.2.8(a) : Ballast (2) $C_T \nabla \sim F$, Mean Sinkage & Trim

Fig. 2.2.8(b) : " $C_w \nabla \sim F$, Schoenherr with $K=0.17$

模型は $L_{pp} = 2.8 m$ 木製モデルとし、A・P～S・S No.9までを一体構造とし、船首バルブを取換えて、供試モデルとした。乱流促進には S・S No.9 中に巾 2 mm のプレートスタッドを 10 mm ピッチで値え、高さは田古里の方法で $F=0.10$ から乱流となるよう決定した。その結果を Table 2.2.3 に示す。

以上の図から次のような結果が得られる。

- (i) 満載状態においては全般的には B シリーズより R シリーズの方が B 2 を除けば、若干良好のようである。そして両シリーズとも形状因子 K 値を変えるほどの差はなさそうで、いずれも Schoenherr ベースで 0.26 となっている。これは $C_B = 0.82 \times \text{Twin Screw}$ の前年度値 0.25 にくらべ、 C_B の増加の割には増していないことがわかる。
- (ii) 差は僅かであるが造波抵抗係数に直すと $F=0.10 \sim 0.15$ 間で一番低いのが B 2、これとほとんど同じ程度なのが R 1, R 2、原型より僅かに良いと思われるものが B 3, B 4 である。この結果、従来よいと考えてきた 2.4 % 程度の突出よりも少ないもので、かつ B 型のものに良性能のものが見出された点、前年度までの傾向と異なる。シリーズの構成が若干複雑なため、原因は明確には把握されないが、 $C_B = 0.84$ では水線入角が大きく、それに応じて最適突出量も、主船体への無理のない接合を考えると、ある程度制限されるものと思われる。
- (iii) 満載における航走中のトリムは、B 型がほとんど変化なく、R 型が若干減少している。一方、平均沈下量は R 型に差がなく、B 型は θ の増大とともに若干増加している。原型に比し、R 型のトリム減少は前年度と同一の傾向である。
- (iv) つぎに軽荷状態 (Trim 0.5%) での抵抗性能を比較すると、B シリーズは原型を含め $F=0.12 \sim 0.15$ 間ではほとんど差がないが、 $F=0.15$ 以上で B 2, B 4 が僅かによい。しかし R シリーズは R 1, R 2 ともに原型より悪くなっている。なお、形状因子は Schoenherr ベースで $K=0.17$ としたが、前年の 2 軸船 $C_B = 0.82$ の場合の $K=0.18$ とほとんど同じである。
- (v) このように R 型が総じて悪い結果になったのは、バルブ中心を水面に近づけすぎたこと、バルブ半径が過大になったためと思う。
- (vi) 軽荷状態におけるトリム変化は、B シリーズ、R シリーズ共に、満載におけると同様の傾向を示し、B 型では変化せず、R 型では減るという常識的結果になっている。
- (vii) 以上を総合して、抵抗性能中最もよい結果を与えたのは B 2 である。B 型では Z_p と Z_r の開きが最も少なく Z_r を軽荷における船首吃水より下に押えたもの。線図上も無理のないバルブとなっている。

2.2.6 波形観測および結果

Bシリーズ, Rシリーズともに満載, 軽荷の各状態とも下記の3速力で船側波形ならびに波紋撮影を行なった。

Full Load $F_n = 0.14, 0.16, 0.18$

Ballast (2) $F_n = 0.15, 0.17, 0.19$

船側波形写真より, 平均沈下量, トリムの影響を除いて静止水面からの高さを求めた。すなわち

Fig. 2.2.5 (c) Bシリーズ満載

Fig. 2.2.6 (c) // 軽荷

Fig. 2.2.7 (c) Rシリーズ満載

Fig. 2.2.8 (c) // 軽荷

全体を通じて, 差が小さいため, これによって船首形状の優劣を判断することはむづかしいが, 強いて云えば,

Full の $F = 0.14$ における B2 などは, バルブの波消し効果が認められる。

波紋撮影の結果をみると, 満載, 軽荷の両方において船首波以外に前肩波が認められる。満載では, $S \cdot SNa 8 \frac{1}{2}$ 付近より, 軽荷においては明瞭ではないが船首波の第1の谷から山にかけての碎波とが重なり $S \cdot SNa 8 \frac{1}{2} \sim 9$ 付近より出ているようである。いづれにしても船首波に比べかなり小さい。計画バルブによる差はほとんど判定がでない程度であるが, 強いて判定すれば B3 が悪く, B2 が幾分良く, 抵抗試験と傾向的には一致するようである。

2.2.7 まとめ

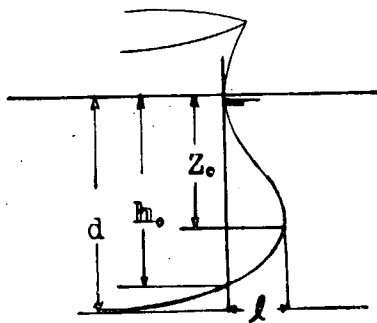
以上総合すると $C_R = 0.84 \times \text{Twin Screw}$ に対して, バルブ形状は B2 が最もよい。すなわち, 突出量は $1.8\% L$ 程度の控目とし, バルブ半径も小さめでおだやかなものがよい。

LIST OF TABLES & FIGURES

T 1	SR-9884 Bulb Characteristics
T 2	Principal Particulars of Model SR-9884 Bulb Series
T 3	Test Condition & Date (Model SR-9884)
F 1	Characteristic Curves of SR-9884 Bulb
F 2a	Fore Half Body Plan of SR-9884 (B Type)
F 2b	Fore Half Body Plan of SR-9884 (R Type)
F 3a	Sectional Area Curves of SR-9884 (Full Load)
F 3b	Sectional Area Curves of SR-9884 (Ballast (2))
F 4	Drafts at Ballast Condition SR-9884 B(1) , B(2)
F 5a	C_{TV} , Trim & Mean Sinkage versus F_n . (B Type , Full Load)
F 5b	$C_{wv} \sim F_n$. Curves (B Type , Full Load)
F 5c	Wave Profiles (B Type , Full Load)
F 6a	C_{TV} , Trim & Mean Sinkage versus F_n . (B Type , Ballast (2))
F 6b	C_{wv} F_n . Curves (B Type , Ballast (2))
F 6c	Wave Profiles (B Type , Ballast (2))
F 7a	C_{TV} , Trim & Mean Sinkage versus F_n . (R Type , Full Load)
F 7b	$C_{wv} \sim F_n$. Curves (R Type , Full Load)
F 7c	Wave Profiles (R Type , Full Load)
F 8a	C_{TV} , Trim & Mean Sinkage versus F_n . (R Type , Ballast (2))
F 8b	$C_{wv} \sim F_n$. Curves (R Type , Ballast (2))
F 8c	Wave Profiles (R Type , Ballast (2))

Table 2. 2. 1 SR-9884 Bulb Characteristics

Bulb No	f	100l/L	h	Zp	Zr
B-1	0.11	1.16	1.0	0.70	0.7
B-2	0.12	1.8	1.0	0.75	0.6
B-3	0.12	2.4	1.0	0.775	0.55
B-4	0.12	3.0	1.0	0.80	0.5
R-1	0.12	1.8	0.9	0.6	0.6
R-2	0.12	2.4	0.9	0.6	0.6



$$Z_p = Z_o / d$$

$$h = h_o / d$$

$$f = \frac{\text{Bulb Sect. Area}}{\text{Mid. Sect. Area}}$$

Table 2.2.2 Principal Particulars of Model SR 9884 Bulb Series

L_{pp} (m) 2.800 L_{CB} (%) -2.43
 L_{WL} (m) 2.856 L/B 5.5
 B (m) 0.5091 B/T 3.06

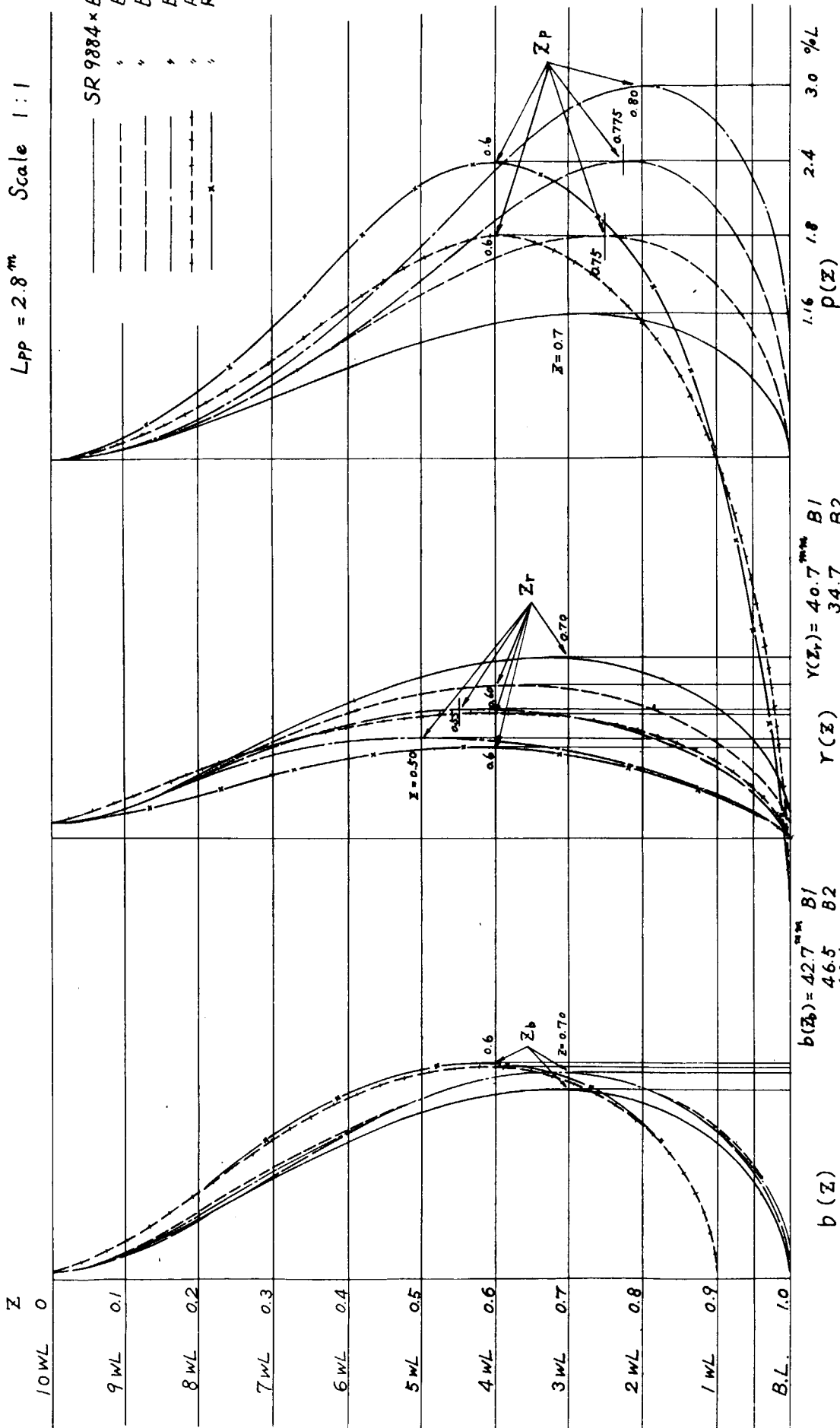
Bulb	Full Load								0.5% Trim Ballast Condition B(2)			
	B1	B2	B3	B4	R1	R2	B1	B2	B3	B4	R1	R2
AP (m)	.1664	.1664	.1664	.1664	.1664	.1664	.0944	.0944	.0944	.0944	.0945	.0945
Draft MS (m)	"	"	"	"	"	"	.0874	.0874	.0874	.0874	.0875	.0875
FP (m)	"	"	"	"	"	"	.0804	.0804	.0804	.0804	.0805	.0805
Trim (m)	0	0	0	0	0	0	.0140	.0140	.0140	.0140	.0140	.0140
Displacement(m ³)	.20019	.20026	.20030	.20033	.20028	.20029	.10010	.10013	.10015	.10017	.10014	.10015
Wetted Surface Area(m ²)	2.0525	2.0569	2.0599	2.0635	2.0551	2.0583	1.5825	1.5860	1.5887	1.5914	1.5829	1.5849
C _B	0.844											
C _F	0.848											
C _M	0.955											
C _B *B/L _{pp}	0.153											
L _{pp} /T*	16.83											

Table 2. 2. 3 Test Condition & Date (Model SR 9884)

Bulb	Condition	Dispt.(Kg)	Water Temp.	Stud (mm)	Date
B 1	Full Load	200.01	15.3°C	1.4	43.12.10
"	"	200.00	15.7°C		43.12.11
"	"	199.99	16.0°C		43.12.12
"	Ballast (2)	100.01	15.0°C		43.12.16
"	"	100.01	14.8°C		43.12.17
B 2	Full Load	200.23	8.2°C	1.6	44. 3. 7
"	"	200.23	8.4°C		44. 3. 8
"	Ballast (2)	100.11	8.6°C		44. 3.10
"	"	100.11	8.6°C		44. 3.11
B 3	Full Load	200.27	8.1°C	1.6	44. 3.14
"	"	200.27	8.2°C		44. 3.15
"	Ballast (2)	100.13	8.6°C		44. 3.18
"	"	100.13	8.9°C		44. 3.19
B 4	Full Load	200.30	8.0°C	1.7	44. 2.28
"	"	200.30	8.2°C		44. 3. 1
"	Ballast (2)	100.16	7.9°C		44. 3. 3
"	"	100.16	7.8°C		44. 3. 4
R 1	Full Load	200.15	13.4°C	1.4	44. 4.22
"	"	200.08	15.7°C		44. 4.25
"	"	200.02	17.5°C		44. 5.15
"	Ballast (2)	100.05	15.1°C		44. 4.24
"	"	100.00	17.8°C		44. 5.16
R 2	Full Load	200.08	16.0°C	1.3	44. 4.28
"	"	199.98	18.9°C		44. 5.19
"	Ballast (2)	100.02	17.3°C		44. 4.30
"	"	100.01	18.3°C		44. 5.20

$L_{pp} = 2.8^m$ Scale 1:1

SR 9884 × B1
 " B2
 " B3
 " B4
 " R1
 " R2



$b(Z_3) = 42.7^m$	$Y(Z_4) = 40.7^m$	$p(Z)$
B1	B1	3.0
46.5	B2	2.4
46.4	B3	1.8
46.5	B4	1.2
48.2	R1	0.6
48.6	R2	0.0

Fig. 2. 2. 1 Characteristics Curves of SR-9884

SR-9884 * B1
 ' B2
 ' B3
 ' B4

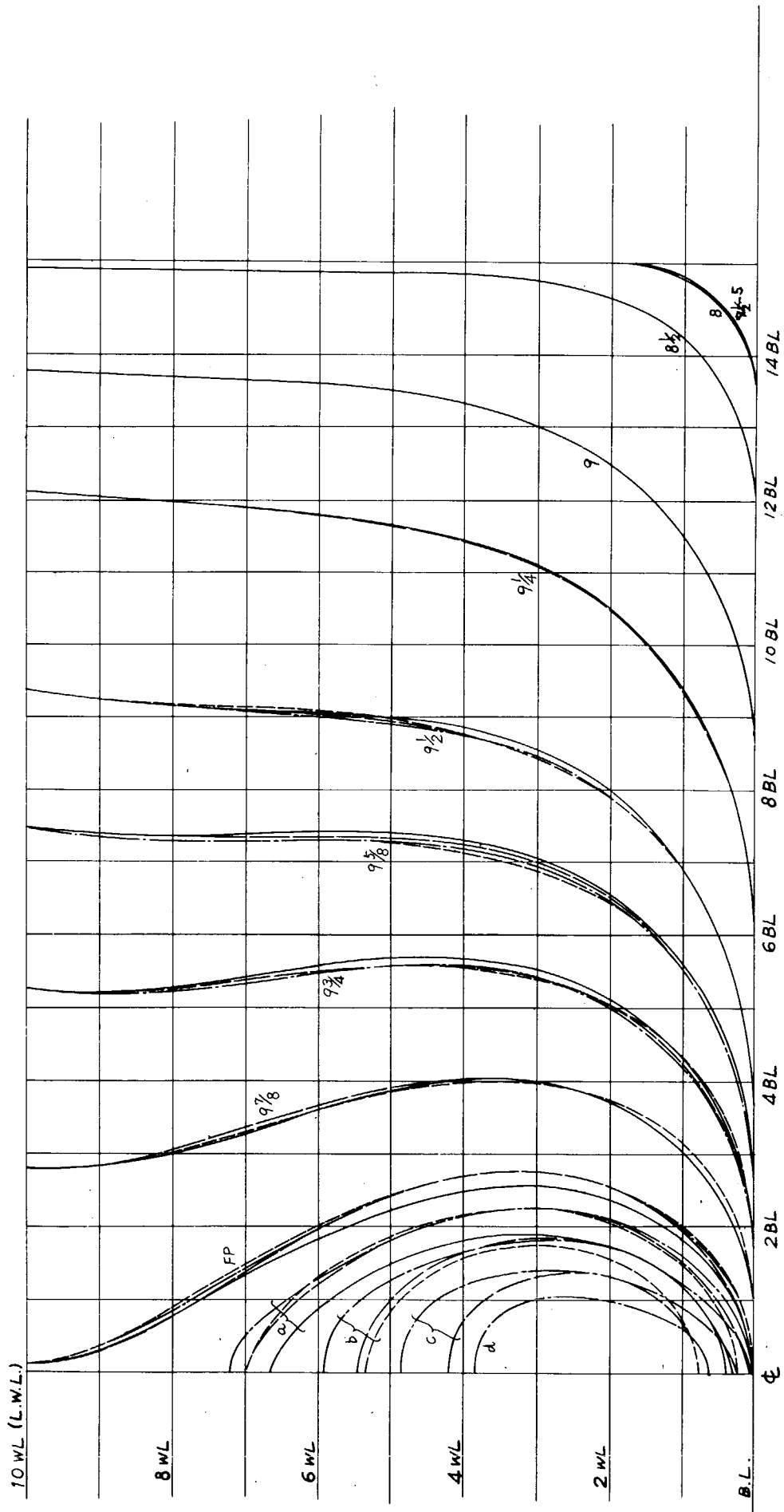
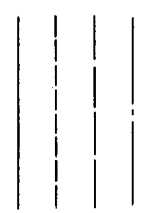


Fig. 2. 2. 2(a) Fore Half Body Plan of SR 9884 (B Type)

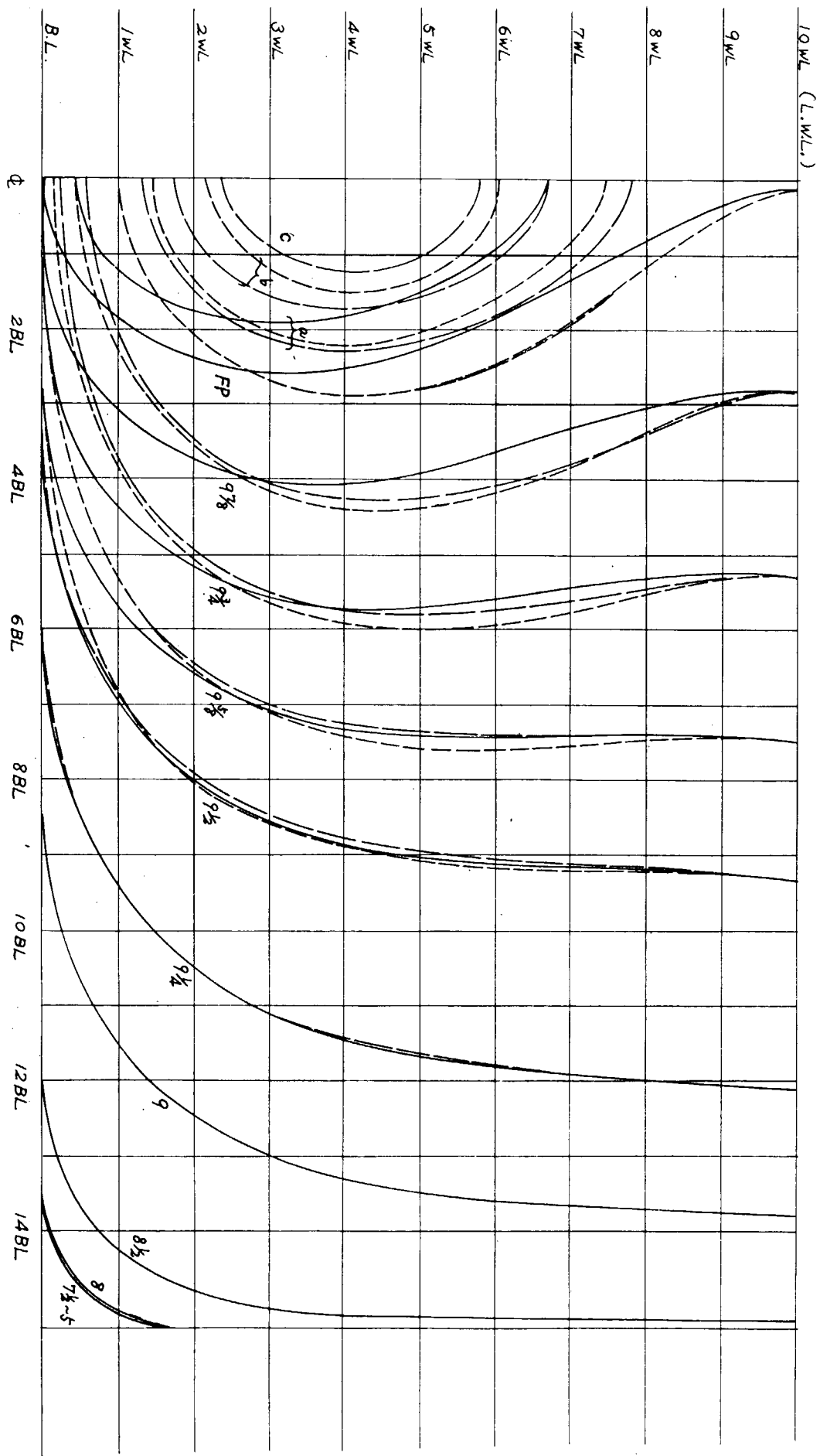


Fig. 2. 2. 2(b) Fore Half Body Plan of SR 9884 (R Type)

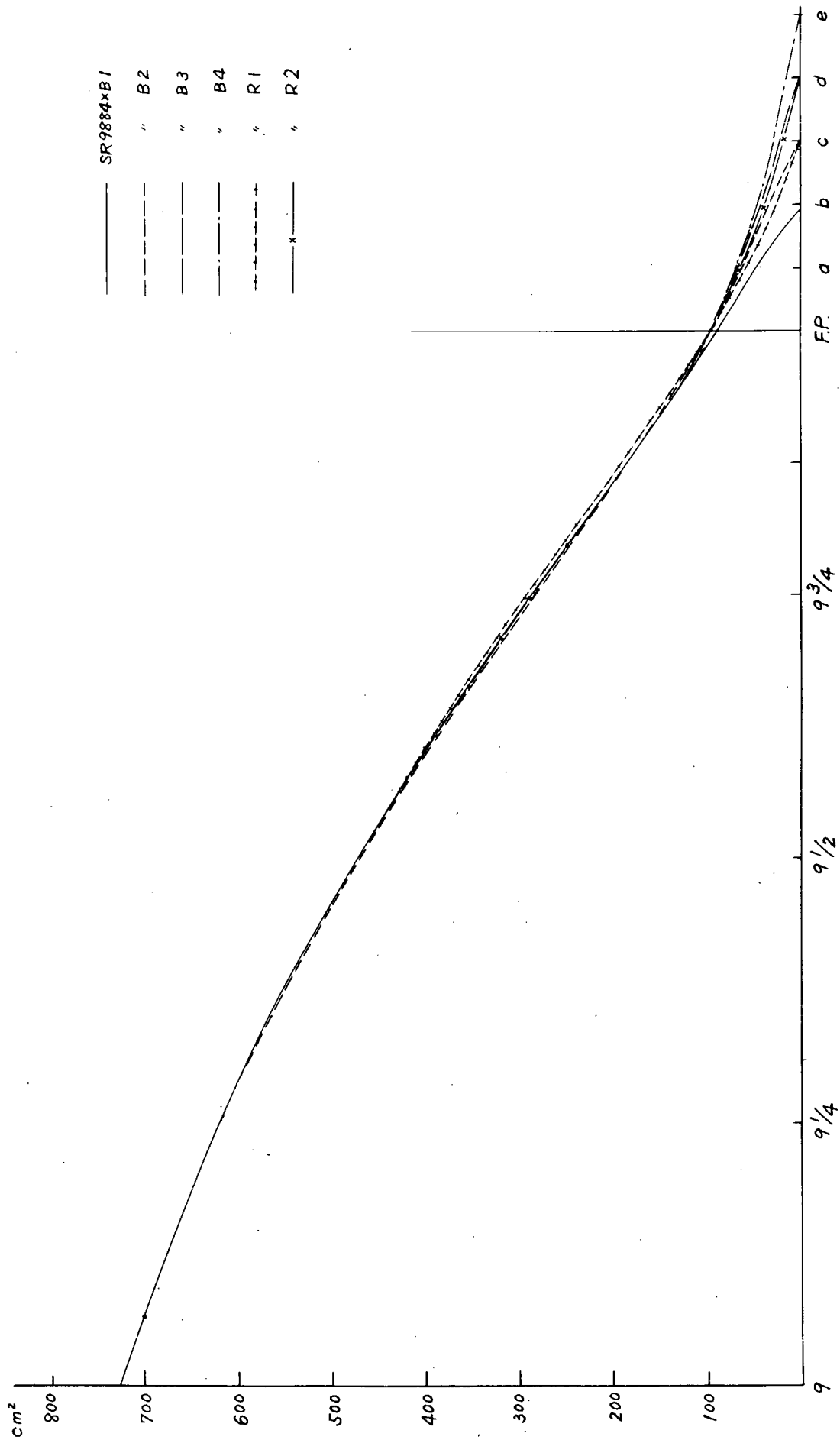


Fig. 2. 2. 3(a) Sectional Area Curves of SR 9884 (Full Load)

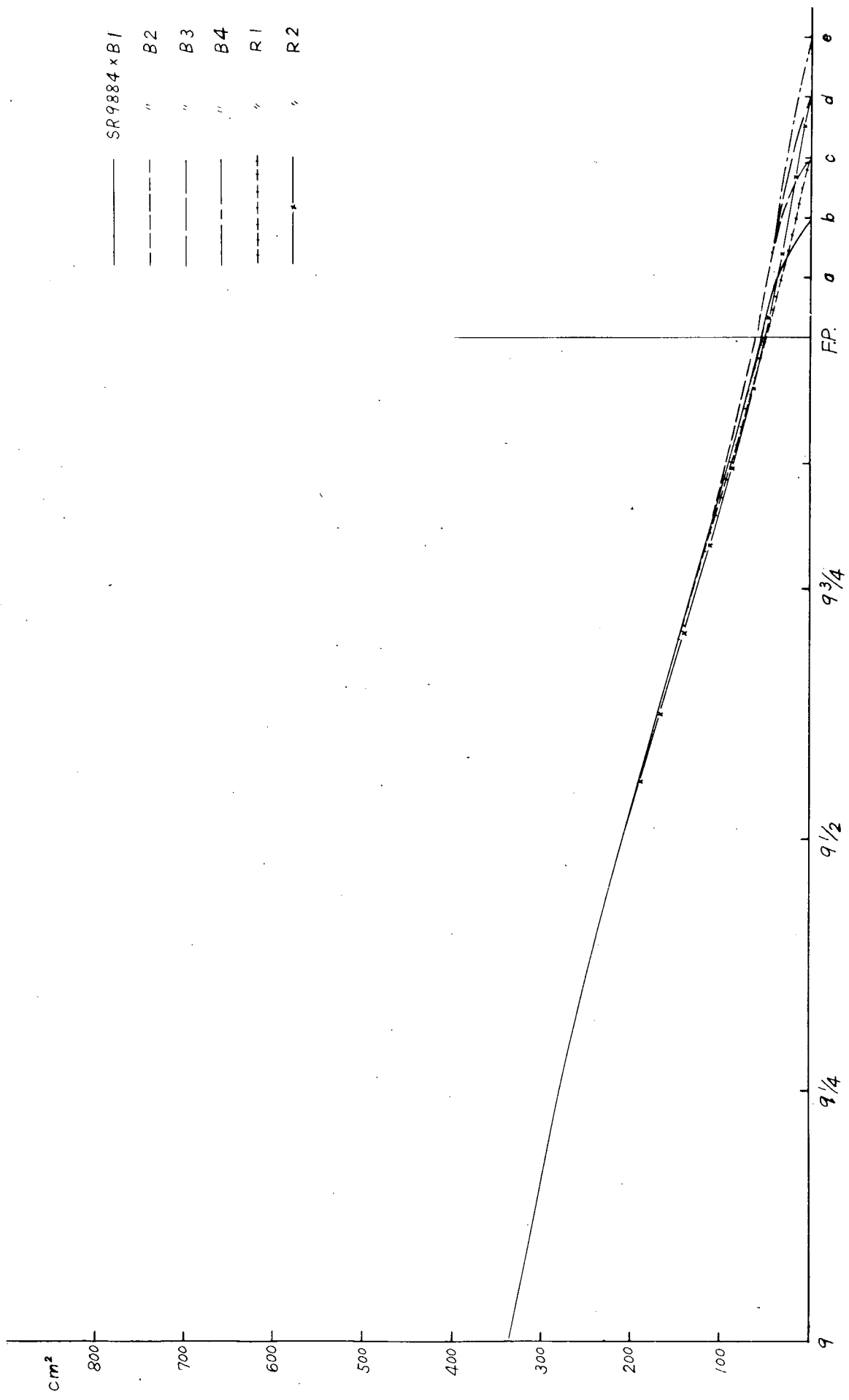


Fig. 2. 2. 3(b) Sectional Area Curves of SR-9884 (Ballast (2))

B Cond	TRIM	d_h/d_{full}	d_f/d_{full}
B(1)	1.5 %	0.653	0.401
B(2)	0.5 %	0.567	0.483

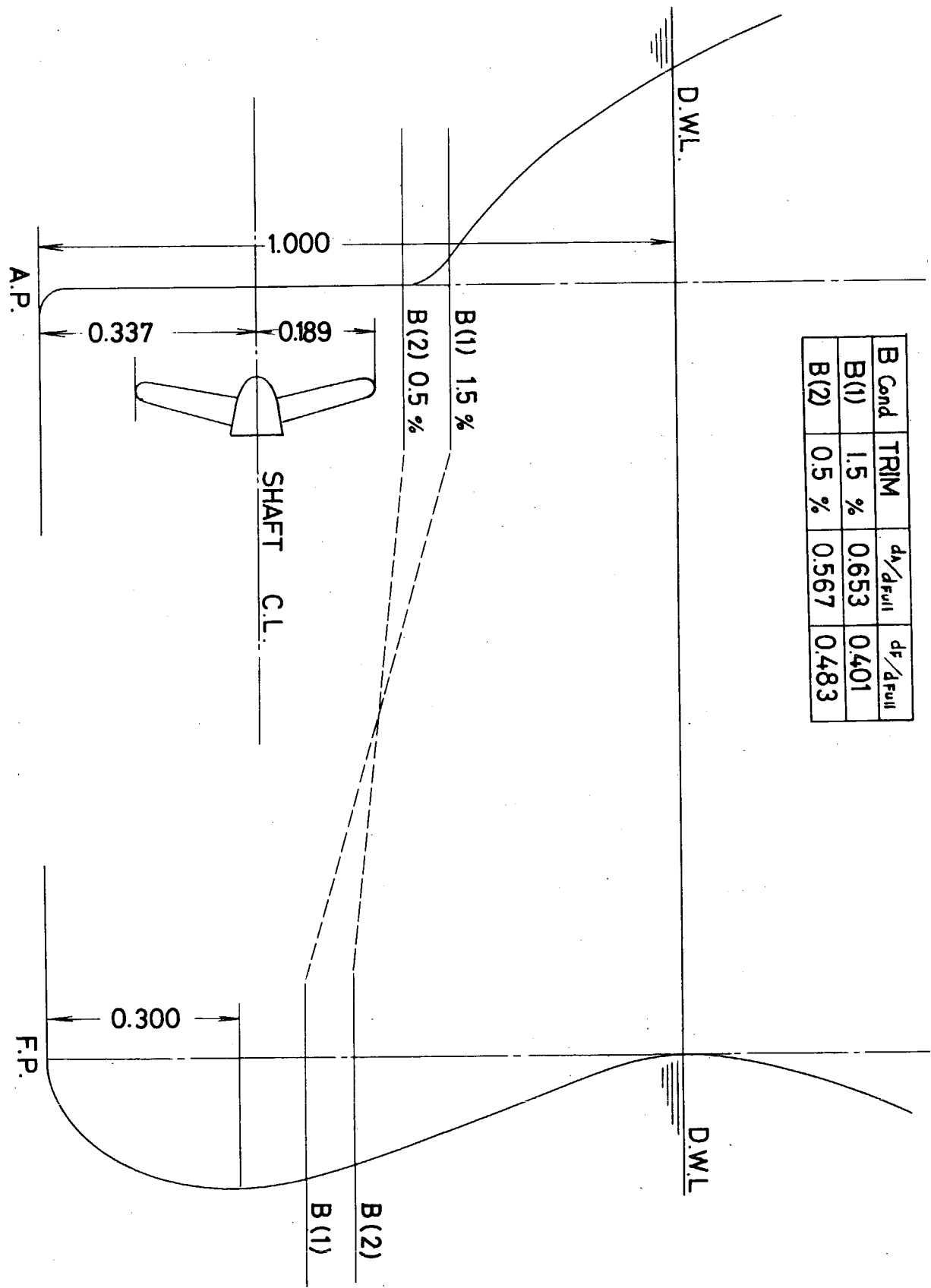


Fig. 2. 2. 4 Draft at Ballast Condition SR 9884 B (1) B(2)

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (M)	DRAFT (M)			DISPT.		WETTED S.A S (m ²)	WATER TEMP °C	MARKS
			A.P.	M.S.	FP	∇ (m ³)	S (m ²)			
SR-9884-B1	43-12-12	0	1664	1664	1664	0.20019	2.0525	16.0	O	
" " +B2	3-8	"	"	"	"	0.20026	2.0569	8.4	△	
" " +B3	3-15	"	"	"	"	0.20030	2.0594	8.2	□	
" " +B4	2-28	"	"	"	"	0.20033	2.0635	8.0	X	

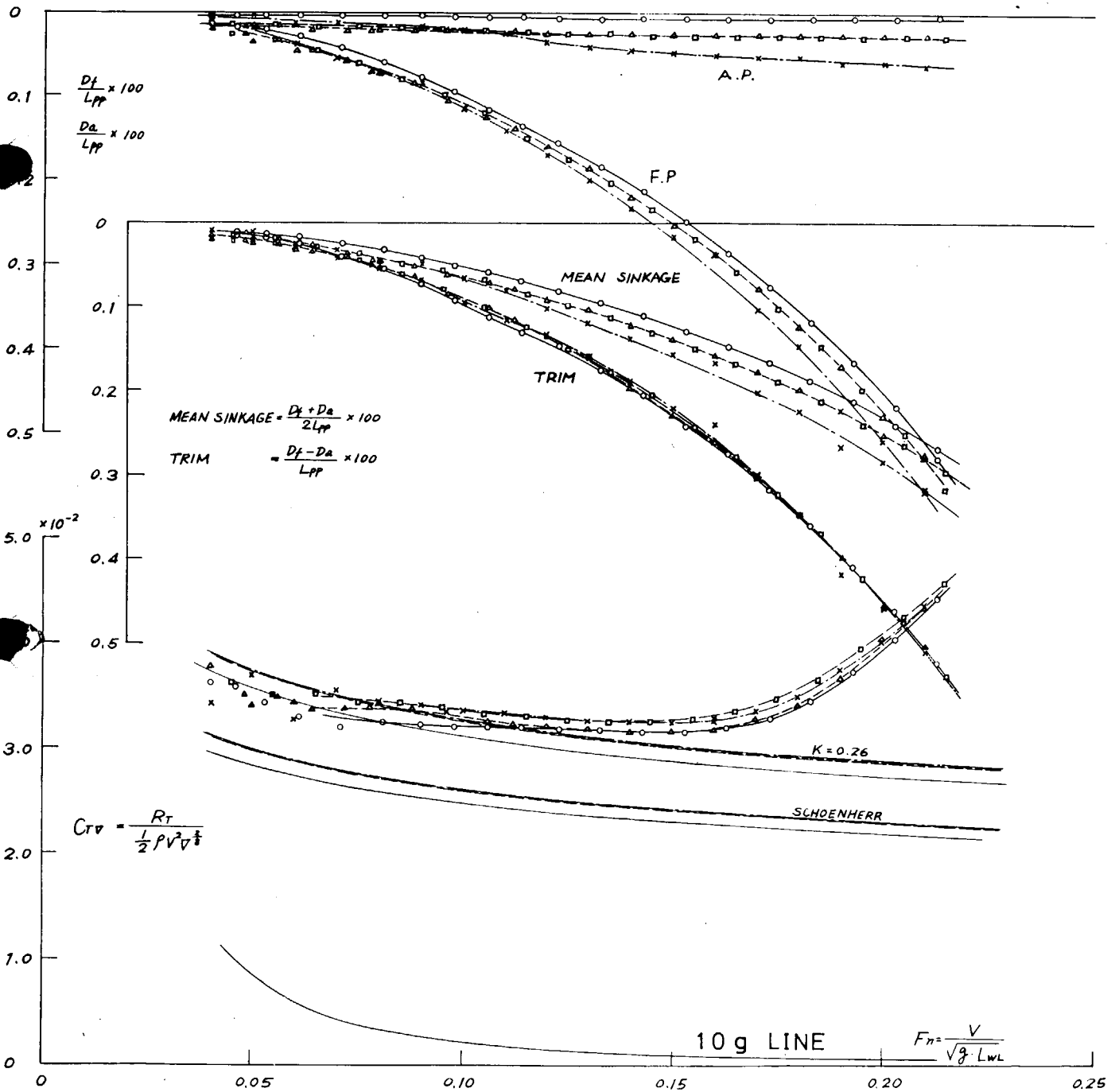


Fig. 2. 2. 5(a) C_{TV} Trim & Mean Sinkage Versus F_n (B Type, Full Load)

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (M)	DRAFT (m)			DISPT. V (m³)	WETTED S.A. S (m²)	FORM FACTOR K	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.				
SR-9884 *B1	43-12-12	0	1664	1664	1664	0.20019	2.0325	0.26	○
* * *B2	44-3-8	*	*	*	*	0.20026	2.0569	*	△
* * *B3	*-3-18	*	*	*	*	0.20030	2.0877	*	□
* * *B4	*-2-28	*	*	*	*	0.20033	2.0695	*	X

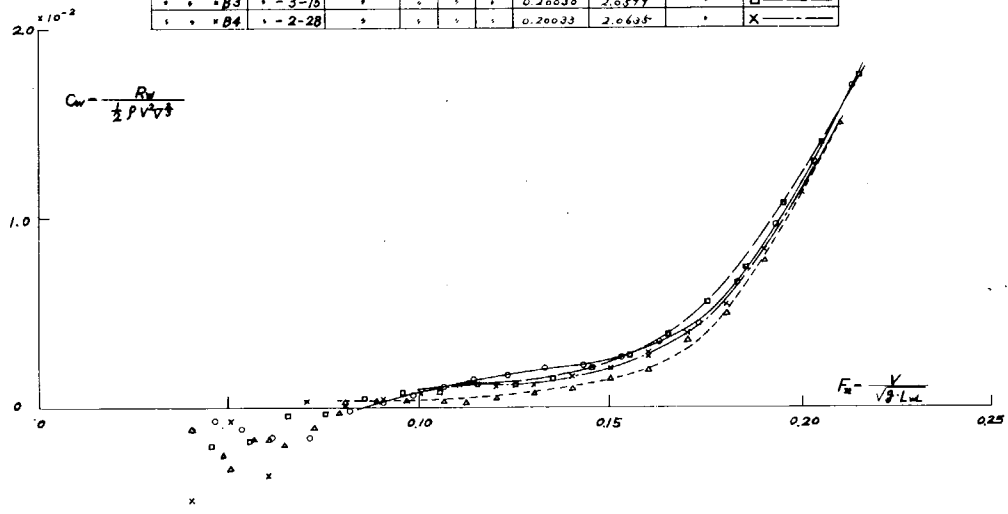


Fig. 2. 2. 5(b) C_{WV} F_n Curves (B Type, Full Load)

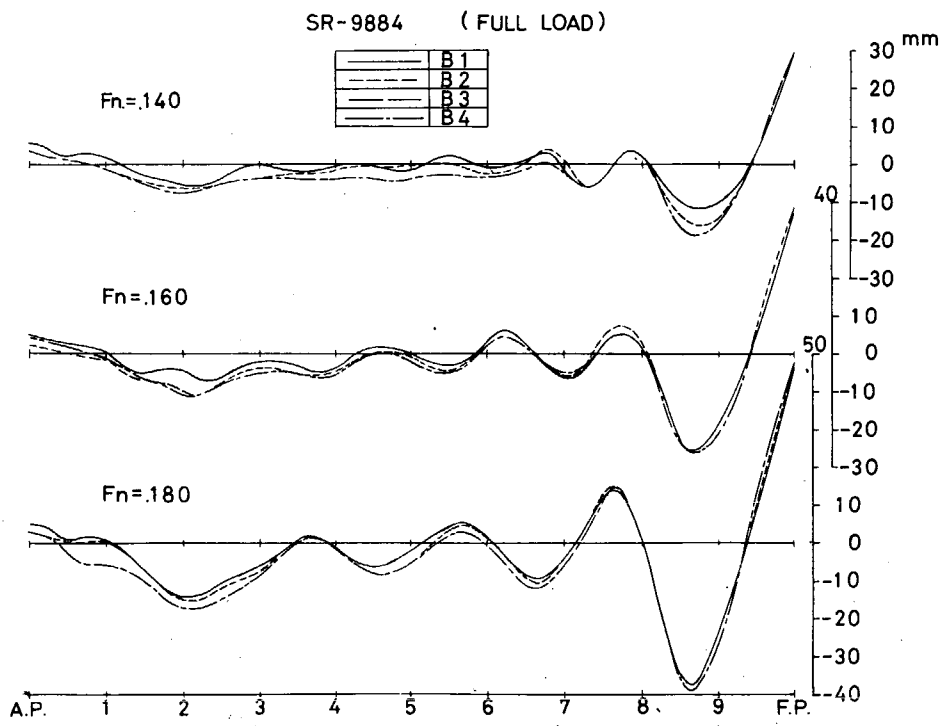


Fig. 2. 2. 5(c) Wave Profiles (B Type, Full Load)

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (m)	DRAFT (m)			DISPT. ∇ (m ³)	WETTED S.A. S (m ²)	WATER TEMP. °C	MARKS
			A.P.	M.S	F.P.				
SR-9884 * B1	43-12-16	0.014	.0944	.0874	.0804	0.10010	1.5825	15.0	○ ———
" " * B2	44-3-11	"	"	"	"	0.10013	1.5860	8.6	△ ———
" " * B3	"-3-14	"	"	"	"	0.10015	1.5887	8.9	□ ———
" " * B4	"-3-3	"	"	"	"	0.10017	1.5914	7.9	X ———

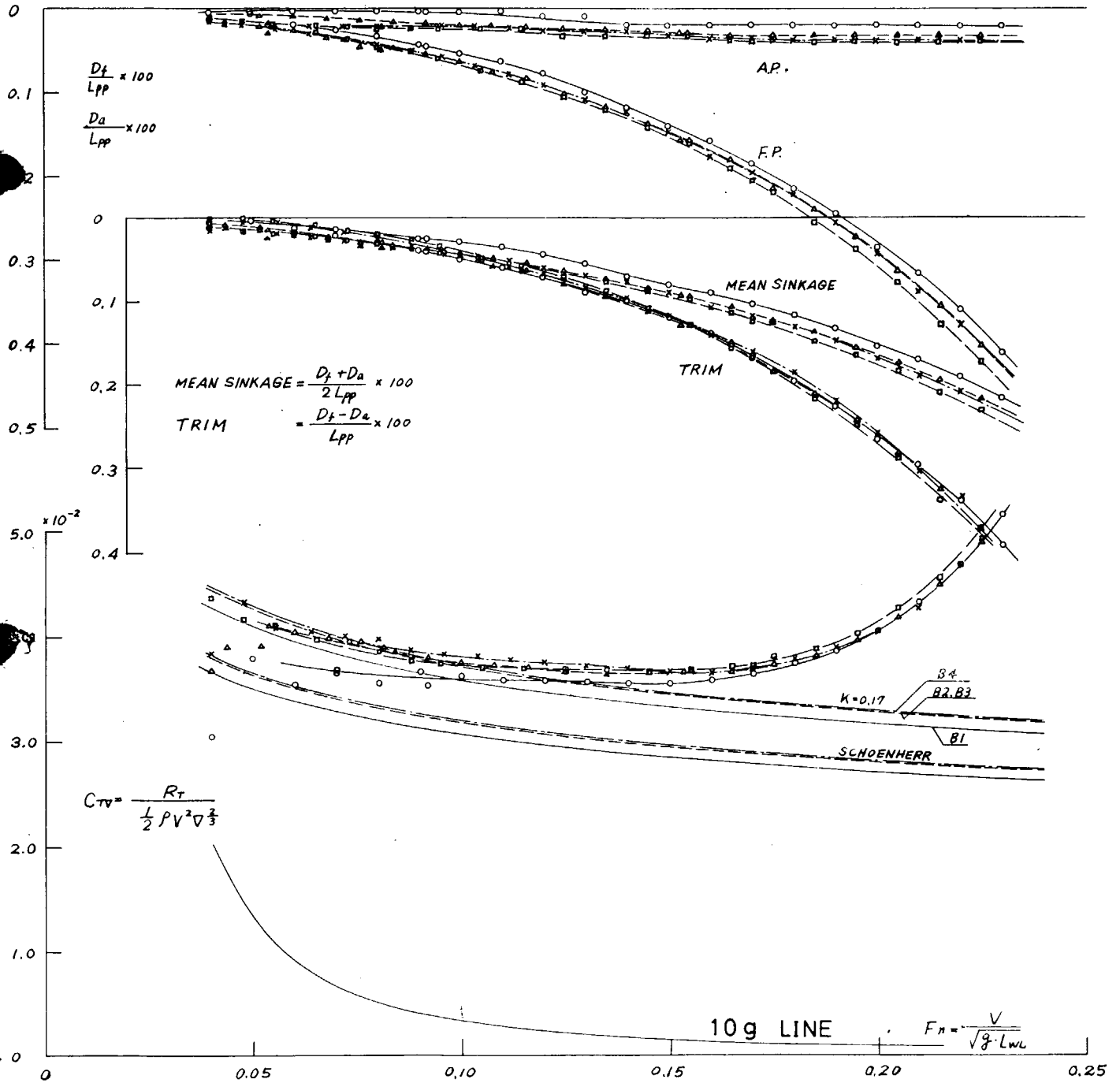


Fig. 2. 2. 6(a) C_{TV} Trim & Mean Sinkage Versus F_n (B Type, Ballast (2))

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (m)	DRAFT (m)			DISPT. ∇ (m ³)	WETTED S.A. S (m ²)	FORMFACTOR K	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.				
SR-9884-B1	43-12-16	0.014	0.744	0.874	0.804	0.10010	1.5825	0.17	O-----
" " B2	44-3-11	"	"	"	"	0.10013	1.5860	"	Δ-----
" " B3	"-3-19	"	"	"	"	0.10015	1.5887	"	□-----
" " B4	1-3-3	"	"	"	"	0.10017	1.5914	"	X-----

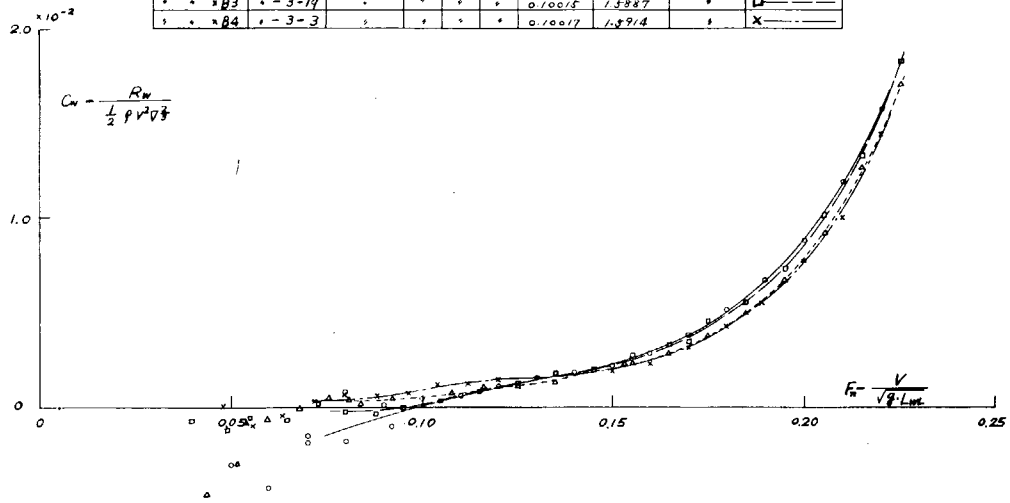


Fig. 2. 2. 6(c) Wave Profiles (B Type, Ballast (2))

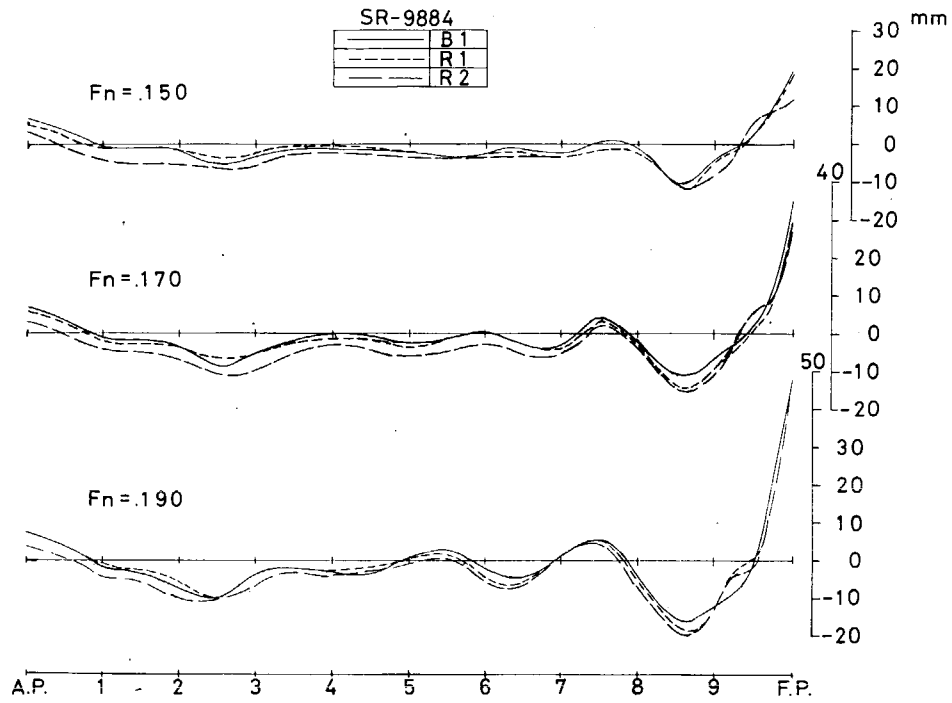


Fig. 2. 2. 6(b) C_{wV} F_n Curves (B Type Ballast (2))

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (m)	DRAFT (m)			DISPT.	WETTED S.A.	WATER TEMP.	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.	∇ (m ³)	S (m ²)	°C	
SR-9884*B1	43-12-12	0	.1664	.1664	.1664	0.20019	2.0525	16.0	○——
" *R1	44-5-15	"	"	"	"	0.20028	2.0551	17.5	△——
" *R2	44-5-19	"	"	"	"	0.20027	2.0583	18.9	□——

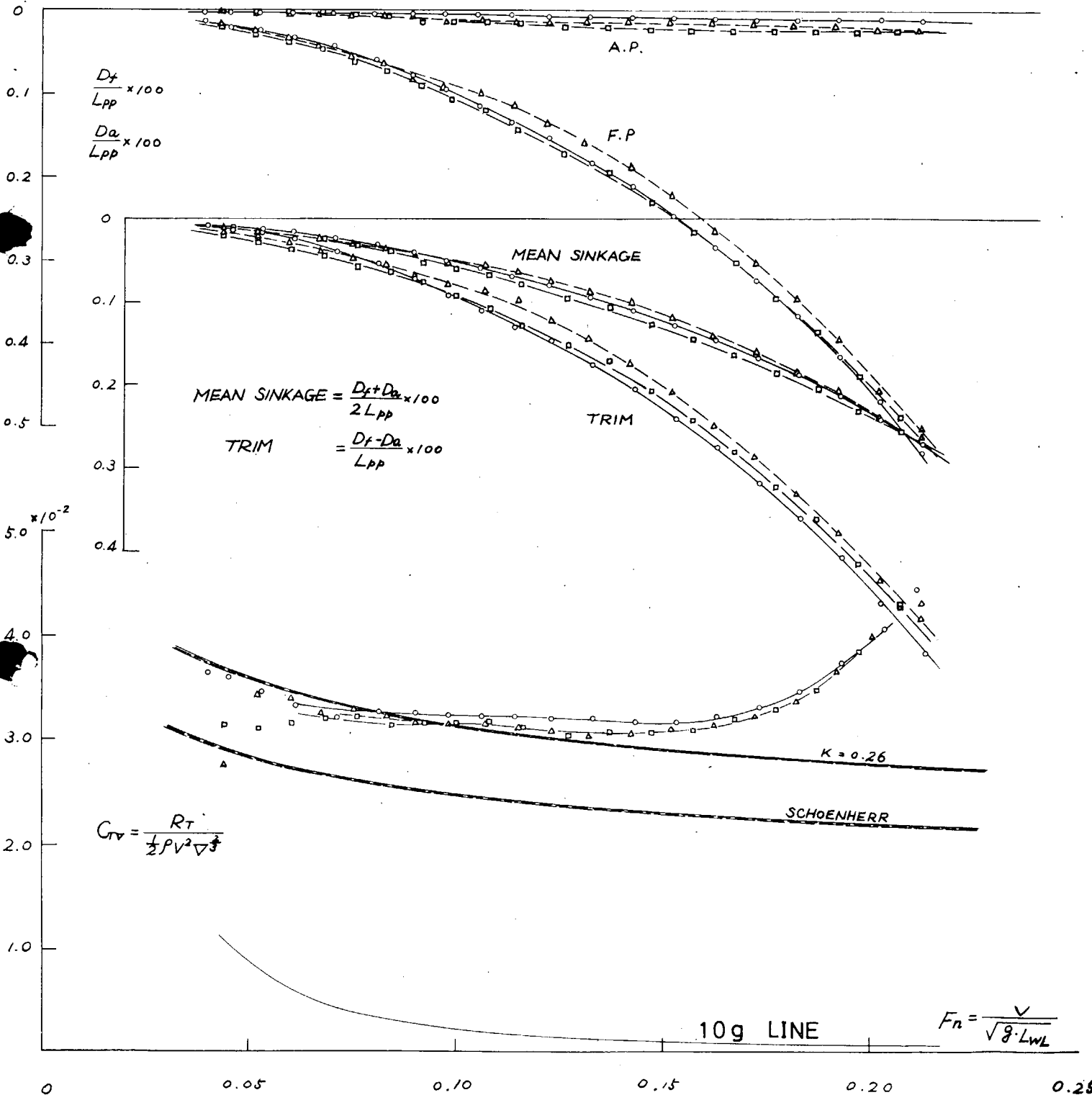


Fig. 2. 2. 7(a) C_{TV} Trim & Mean Sinkage Versus F_n (R Type, Full Load)

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (°)	DRAFT (m)			DISPT. ∇ (m³)	WETTED S.A. S (m²)	FORM FACTOR K	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.				
SR-9884-B1	43-12-12	0	.1666	.1664	.1664	0.20019	2.0525	0.26	○
" R1	44-5-15	"	"	"	"	0.20028	2.0551	"	△
" R2	44-5-19	"	"	"	"	0.20029	2.0583	"	□

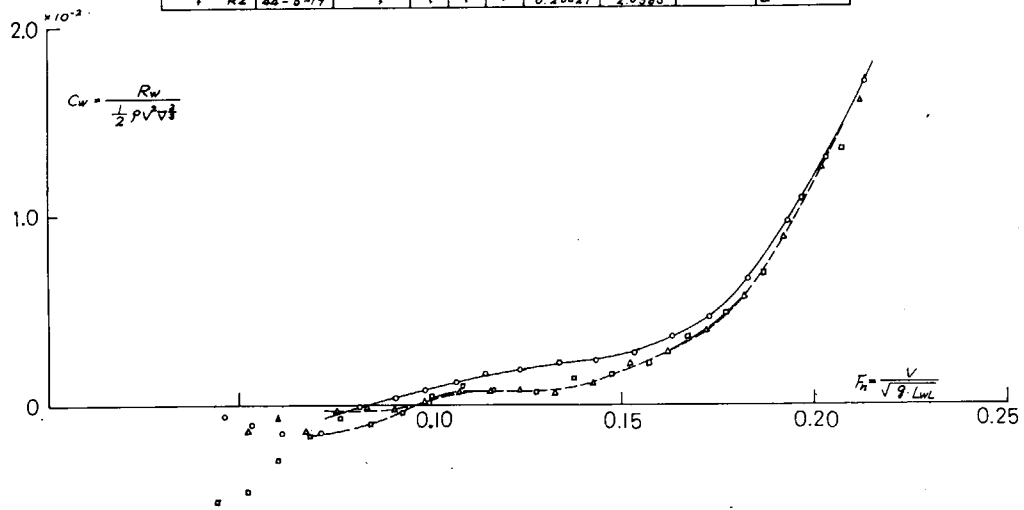


Fig. 2. 2. 7(b) $C_{WV} - F_n$ Curves (R Type, Full Load)

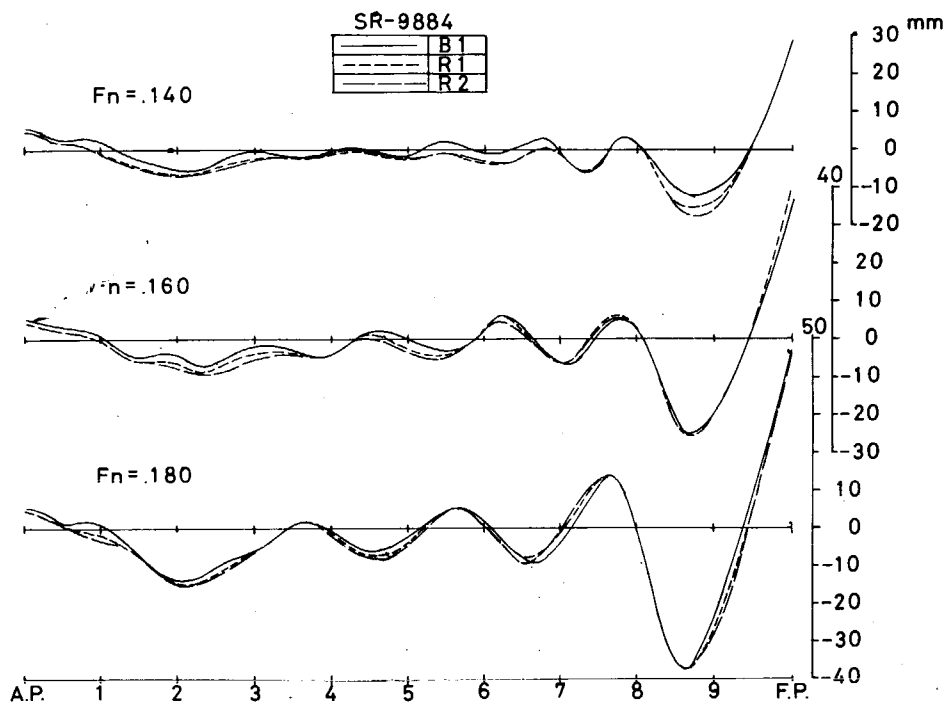


Fig. 2. 2. 7(c) Wave Profiles (R Type Full Load)

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (m)	DRAFT (m)			DISPT. ∇ (m ³)	WETTED S.A. S (m ²)	WATER TEMP. °C	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.				
SR-9884 x B1	43-12-16	0.014	.0744	.0874	.0804	0.10010	1.5825	15.0	○ ———
• *R1	44-5-16	•	.0745	.0875	.0805	0.10014	1.5829	17.8	△ ———
• *R2	44-5-20	•	•	•	•	0.10015	1.5849	18.3	□ ———

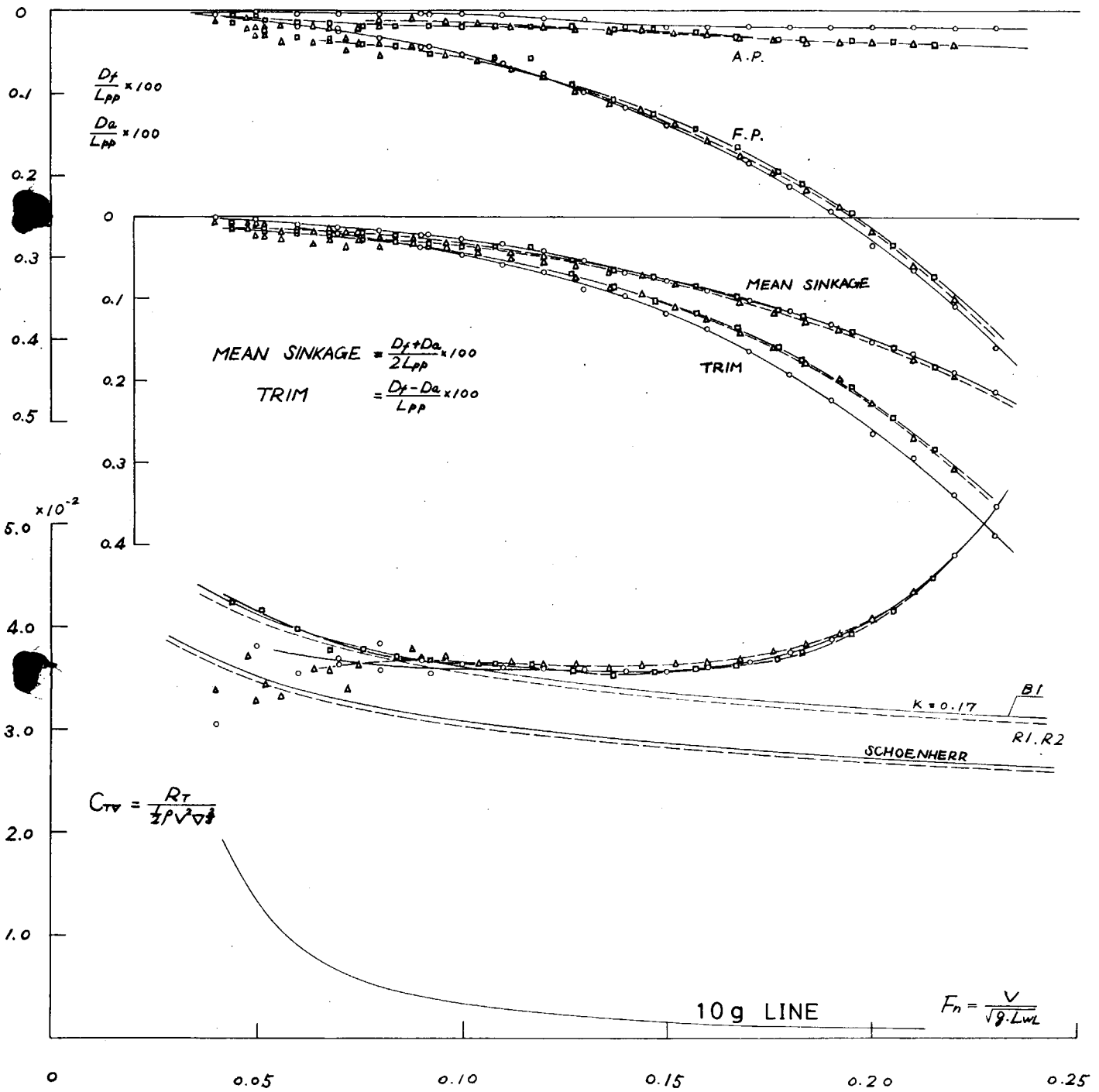


Fig. 2. 2. 8(a) C_{TV} Trim & Mean Sinkage Versus F_n (R Type, Ballast (2))

MODEL SHIPS	DATE	TRIM (m)	DRAFT (m)			DISPT. ∇ (m ³)	WETTED S.A. S (m ²)	FORM FACTOR K	MARKS
			A.P.	M.S.	F.P.				
SR-9884-B1	43-12-16	0.14	0.994	0.874	0.804	0.10010	1.5825	0.17	○
" R1	44-5-16	"	0.945	0.875	0.806	0.10014	1.5829	"	△
" R2	44-5-20	"	"	"	"	0.10015	1.5849	"	□

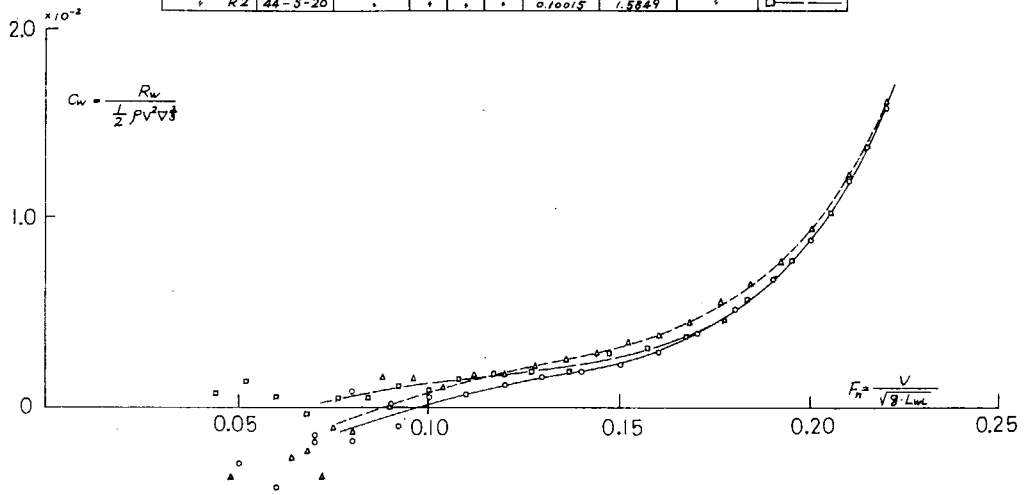


Fig. 2. 2. 8(b) C_{WV} - F_n Curves (R Type, Ballast (2))

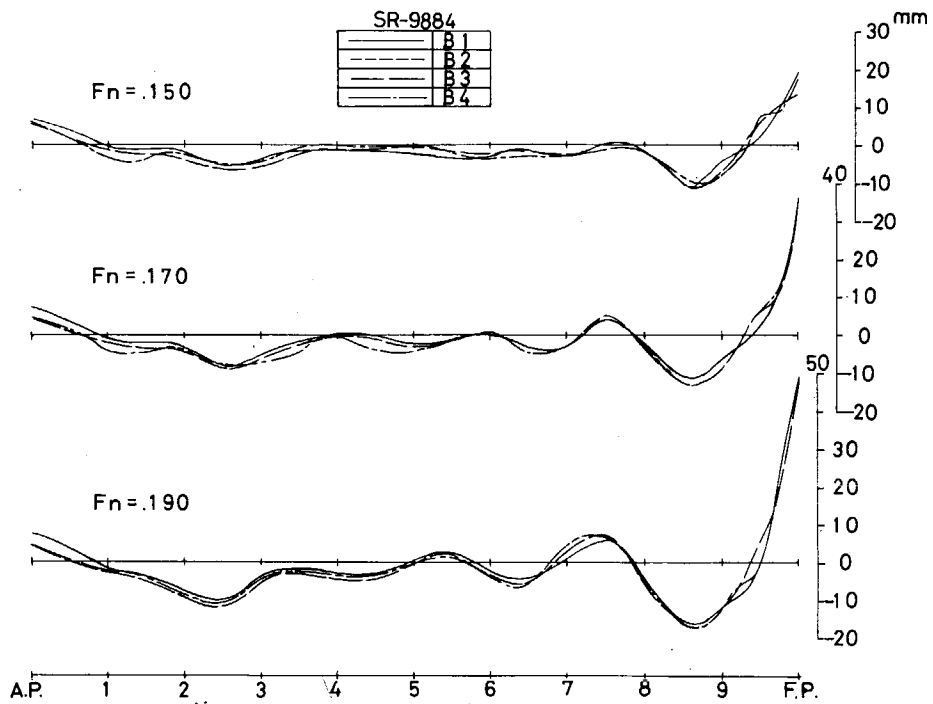


Fig. 2. 2. 8(c) Wave Profiles (R Type, Ballast (2))

3. 船尾形状改善による馬力節減の研究

今年度実験を行なった模型船の主要目をTable 3.1, 3.2にボディプランをFig. 3.1, 3.2に示す。

M. No 280は二軸船に近いブリズマカーブおよびフレームラインを有する一軸船である。これは船尾渦を小さくし、低抵抗船にすると共に、プロペラを船体より離し(1-t)の改善をねらった船型である。

M. No 229は、 $L/B=5.5$, $C_b=0.80$ が低抵抗肥大船の限度を越えているのではないかという考えより、後半部の C_b を約0.78とした二軸模型船である。また、昨年度の流線観測の資料等も参考にし、クルーザースターン部の紋りをゆるくし、プロペラ作動時の流れの乱れを小さくすることも目的とした。

これら二隻の抵抗試験結果をFig. 3.3に、自航試験結果をFig. 3.4に示す。これによるとM. No 280に見られるように(1-W)の値が二種であるなど、船尾流れの不安定が認められ、また、M. No 229のようにプロペラを離しても(1-t)の改善はできなかった。

以上の結果よりハイバボリック船型は概して不安定であり、一般の一軸船型に比べ特に良好な結果は望めないと思われる。

次に船尾流場観測の一環として行なった実験の結果をFig. 3.5~3.17に示す。

Fig. 3.5~3.8は剰余抵抗のうちの圧力抵抗成分の分離を目的とした船体表面上の圧力測定結果の一部である。これらの積分結果をFig. 3.9に示す。実験精度を考慮しても剰余抵抗のうち圧力抵抗が大部分を占めることが判明した。この図によれば2軸船の C_{pa} (後半部の圧力抵抗)は1軸船の C_{pa} の略 $\frac{1}{2}$ と小さな値になっている。これは2軸船型の船尾ビルジ渦が弱いためと考えられる。 C_{pf} (前半部の圧力抵抗)は約 0.4×10^{-3} の値を示しているが、この値は、半無限体が制限水路中におかれた場合、完全流体中で受ける力と略同じである。ただ、 C_{pf} には当然造波抵抗成分が入ると予想されたが、結果としては逆に C_{pa} に入っているような形となった。

Fig. 3.10, 3.11はプロペラ作動による圧力の変化分布図の一部であり、この積分結果を自航試験の結果と比較してTable 3に示す。Fig. 3.10, 3.11によるとプロペラの影響はその近傍に限られていることが確認され、また、推力減少のうちには、圧力以外の成分も有ることが予想される。なお、この積分においては、圧力の変化分が零となる線の決め方が問題となり、プロペラをシングル・シンドリカル・ホルテックスシートでおき替え、一様流体中においた時の圧力を計算して、積分領域を修正した結果がTable 3.3中の*印の値である。

Fig. 3.12~3.17は五孔管を利用した測定結果を示す。五孔管はFig. 3.12に示すような角度特性を有し、五個の孔における圧力より流れの角度および速度成分を算出できる。Fig. 3.13, 3.14はプロペラ面内の船長方向の伴流分布を、Fig. 3.15, 3.16はプロペラ面内の速度成分のベクトル表示を、各々プロペラなしおよびプロペラ作動の状態について計測した結果である。また、プロペラ面内の速度成分より求めた渦度の分布をFig. 3.17に示す。図により、渦の中心位置およびその強さ等が明らかとなる。これらの結果より、普通型船尾における渦の存在が明白となり、また、プロペラ作動により、クルーザースターン部における流場がかなり変化することが判明した。

Table 3.1 模型船主要目

M. No.	L	L/B	B/d	C b	lcb(%Lpp)	備考
167	4.5 ^M	5.5	3.06	0.800	-2.5	一軸原形 船首バルブ付
280	"	"	"	0.809	-2.4	" 変形 "
184	"	"	"	0.803	-2.1	二軸原形 "
229	"	"	"	0.794	-2.5	" 変形 "
167-N	"	"	"	0.797	-2.5	一軸 船首バルブなし

Table 3.2 プロペラ主要目

P. No.	直径	e.n.r	翼数	備考
32	0.126 ^M	0.650	5	MAU 右 一軸船用
33	0.100	0.550	4	" " 二軸船用
34	"	"	"	" 左 "

Table 3.3 推力減少

M. No.	圧力積分より	自航試験より	プロペラ回転数	備考
167	240 \mathcal{g}	380 \mathcal{g}	15.0 r.p.s	模型船 自航状態
	133 (165 [*])	200	11.3	対応実船 "
184	255	345	16.8	模型船 "
	141	190		対応実船 "

(* : 積分範囲を修正した場合)

——— Model No 184
 - - - " " 229

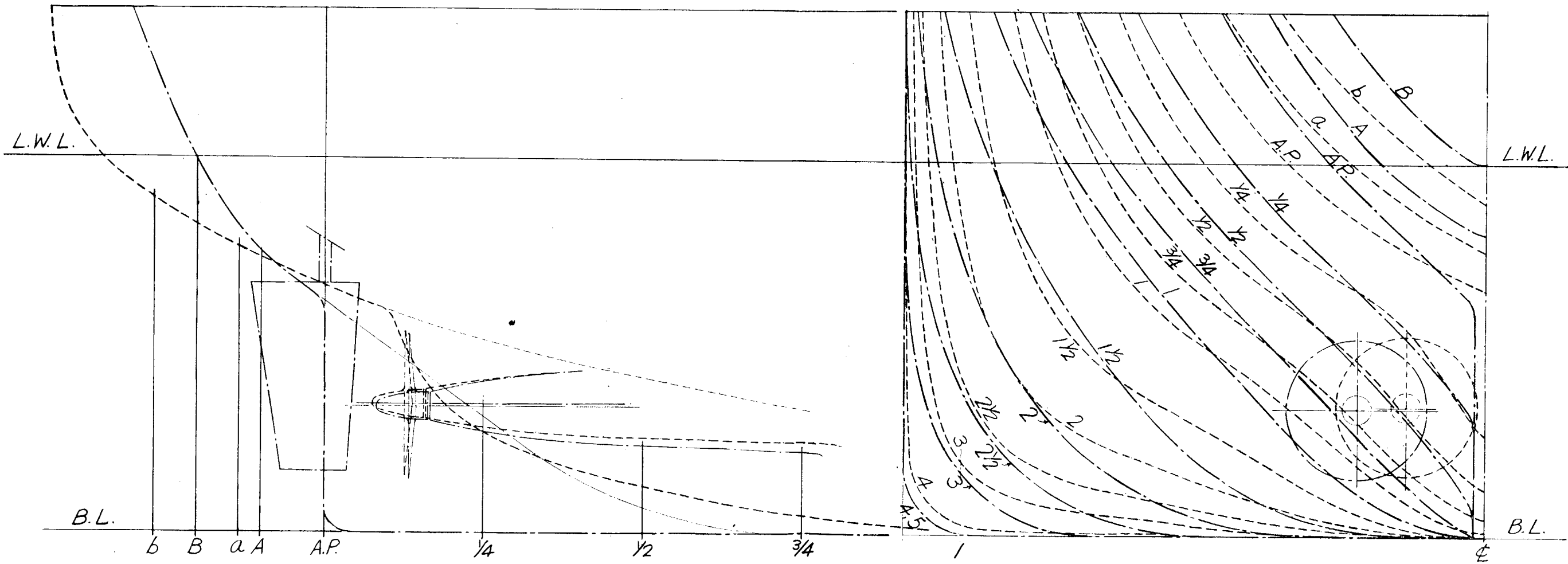


Fig. 3. 1

Model No 167
" " 280

Model No 167
" " 193-N

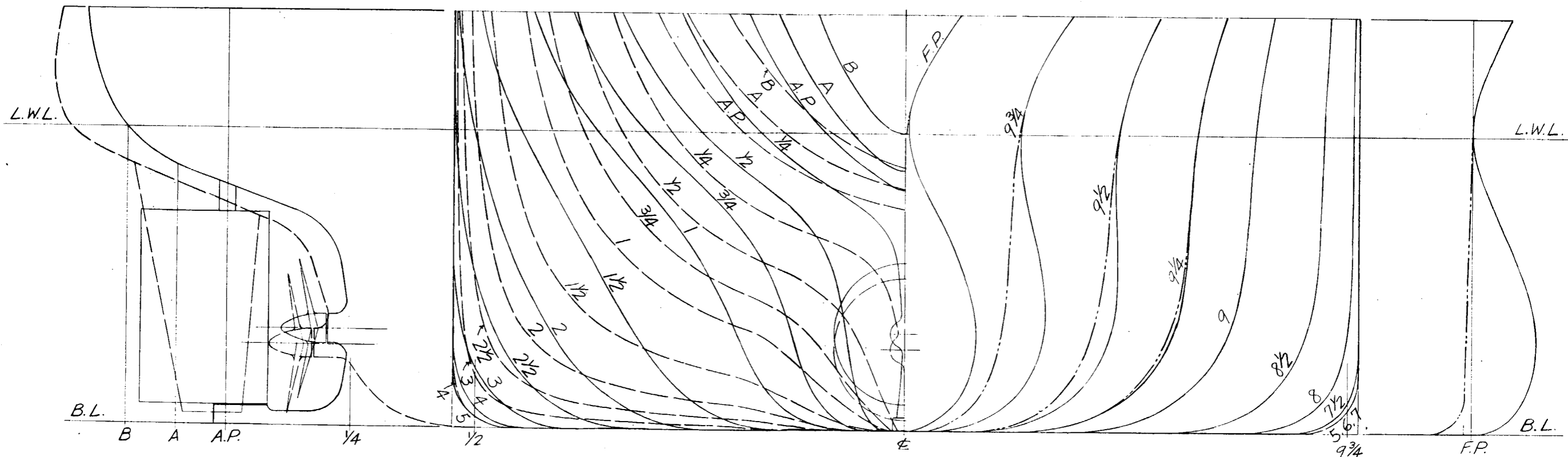


Fig. 3. 2

$$r_R = \frac{R_R}{\frac{1}{2} \rho V^2 V^2}$$

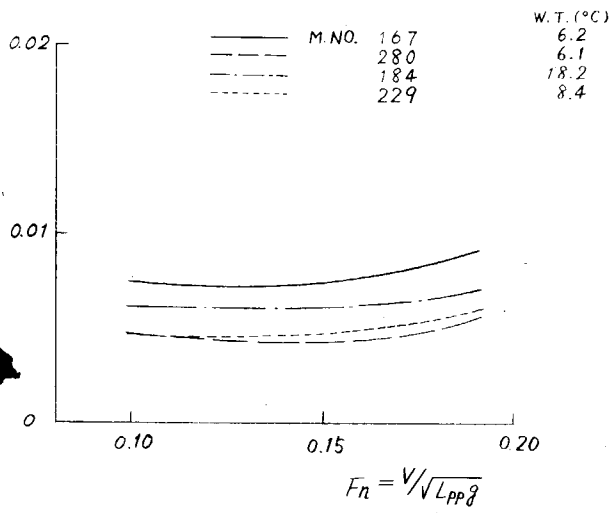


Fig. 3. 3 Residual Resistance Coefficient Full Load Condition

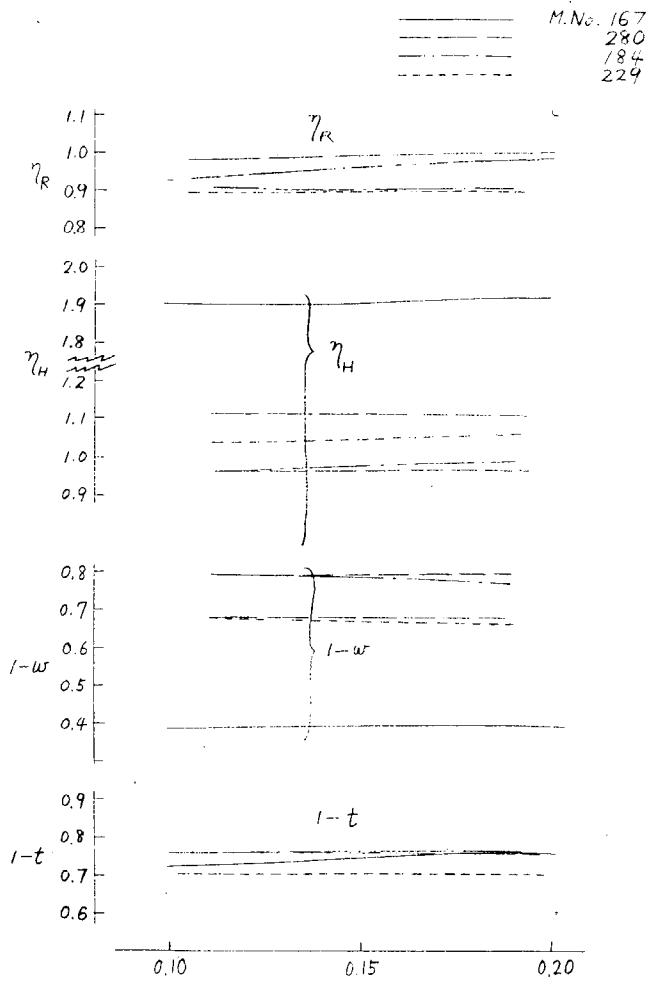


Fig. 3. 4 Coefficients of Propulsion Full Load Condition

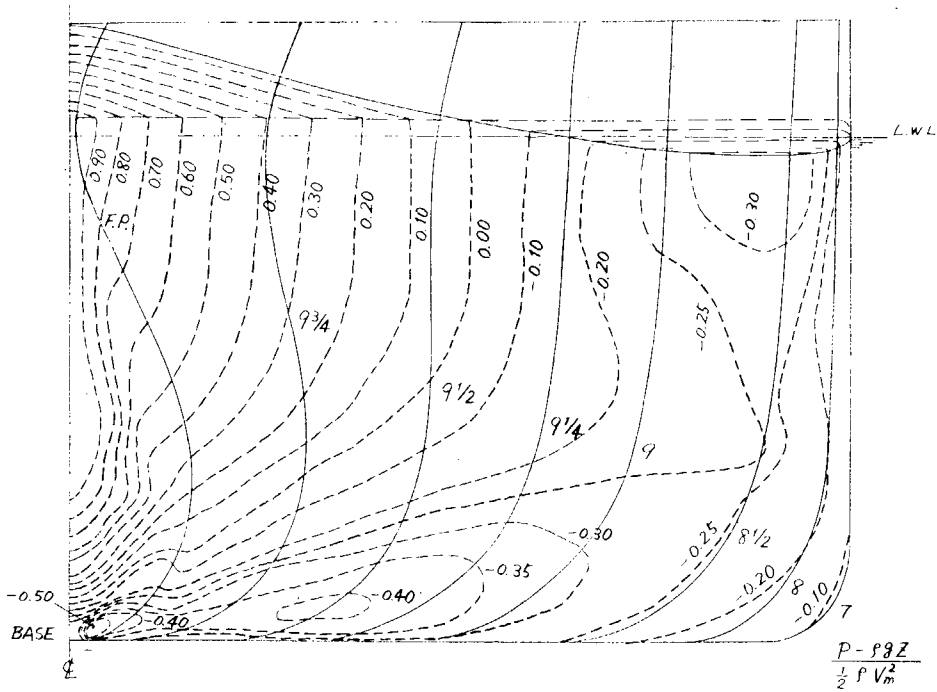


Fig. 3. 5 M. No. 167 Pressure Distribution $V_m = 1.0$ m/sec

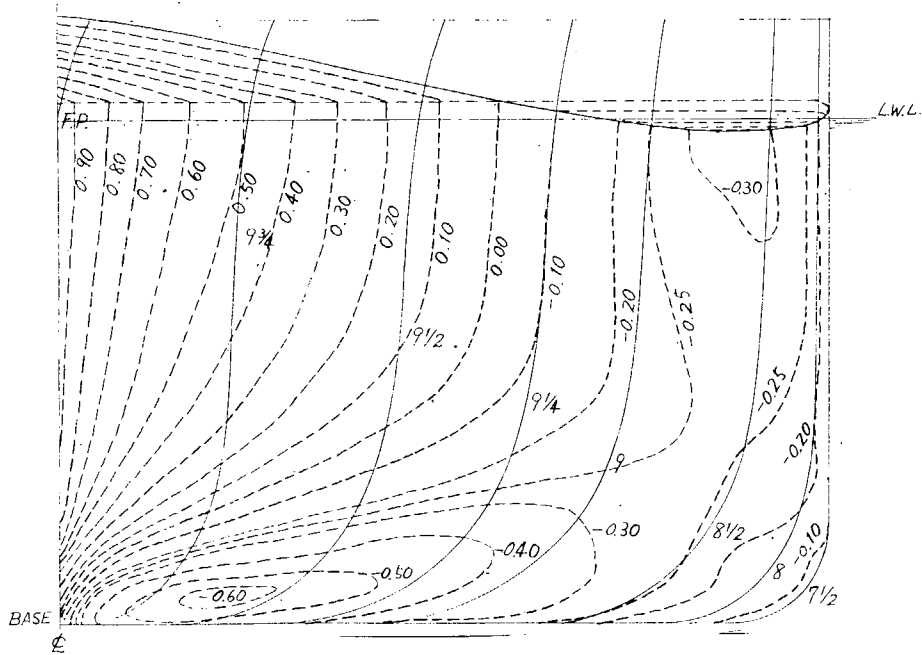


Fig. 3.6 M.No. 167-N Pressure Distribution $V_m=1.0 \text{ m/Sec}$ $\frac{P-\rho g z}{\frac{1}{2} \rho V_m^2}$

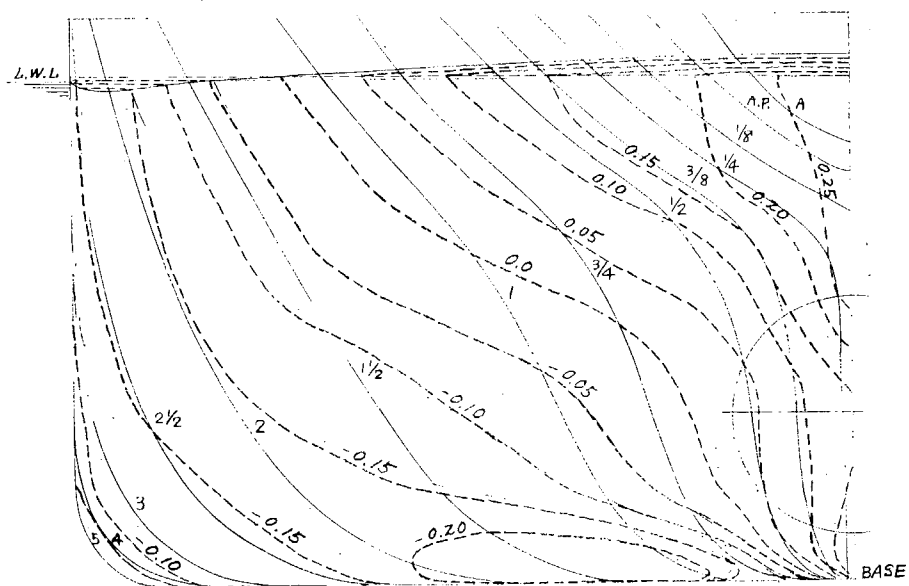


Fig. 3.7 M.No. 167 Pressure Distribution $V_m=1.0 \text{ m/Sec}$ $\frac{P-\rho g z}{\frac{1}{2} \rho V_m^2}$

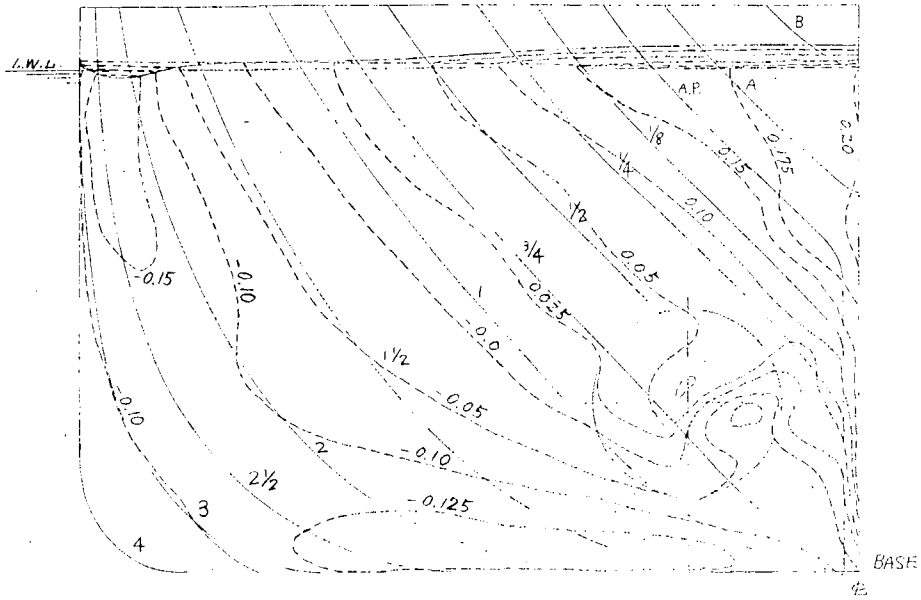


Fig. 3.8 M.No. 184 Pressure Distribution $V_m = 1.0 \text{ m/sec}$ $\frac{P - \rho g z}{\frac{1}{2} \rho V_m^2}$

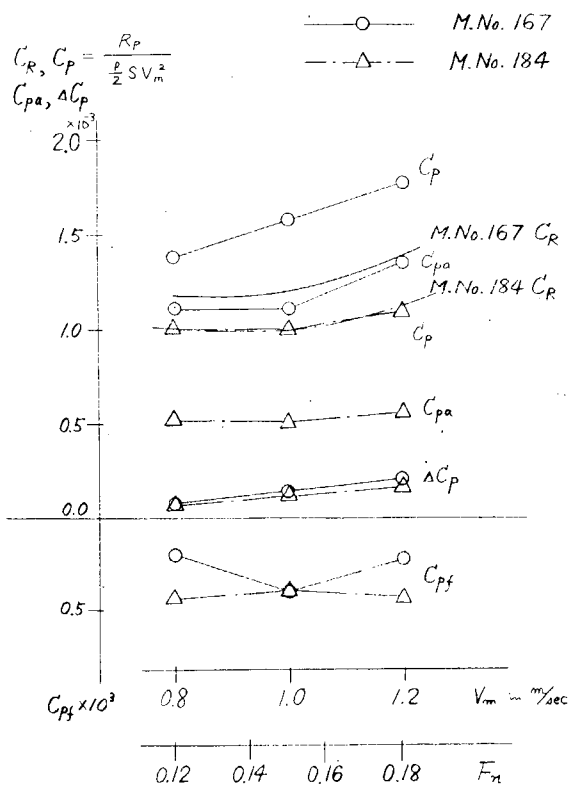


Fig. 3.9 Pressure Resistance

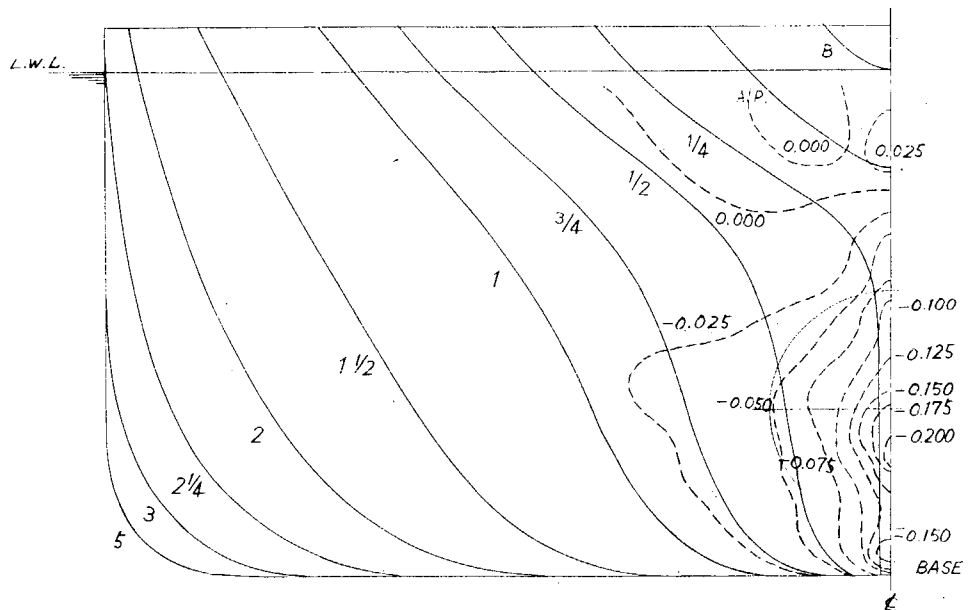


Fig. 3.10 M.No. 167 Pressure Distribution
 $V_m = 1.0 \text{ m/Sec}$
 $N = 11.3 \text{ r.p.s.}$
 P With - P Without Propeller
 $\frac{\rho}{2} V_m^2$

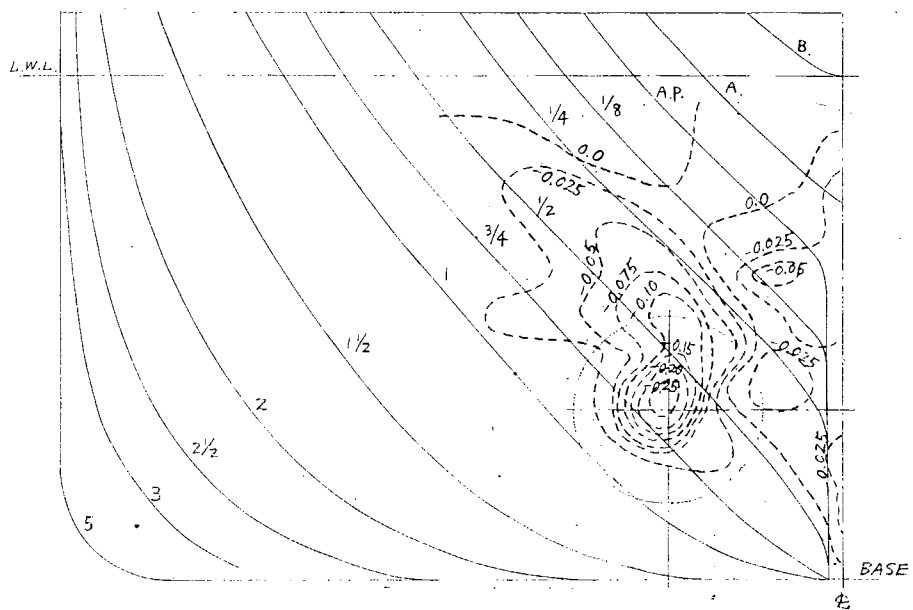
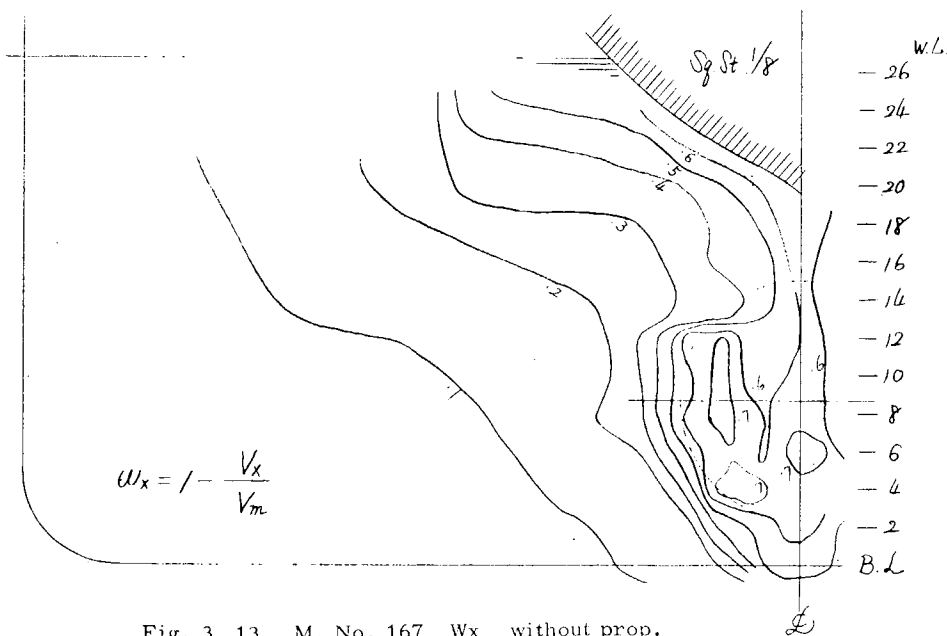
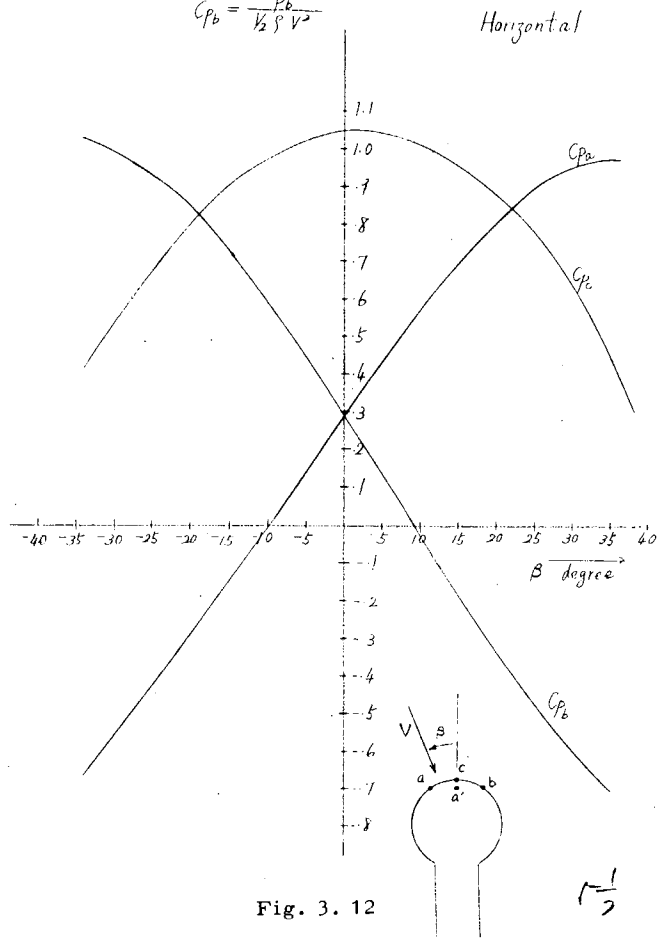


Fig. 3.11 M.No. 184 Pressure Distribution
 $V_m = 1.0 \text{ m/Sec}$
 $N = 13.0 \text{ r.p.s.}$
 P With - P Without Propeller
 $\frac{1}{2} \rho V_m^2$

$$C_{pe} = \frac{P_e}{\frac{1}{2} \rho V^2}$$

$$C_{pa} = \frac{P_a}{\frac{1}{2} \rho V^2}$$

$$C_{pb} = \frac{P_b}{\frac{1}{2} \rho V^2}$$



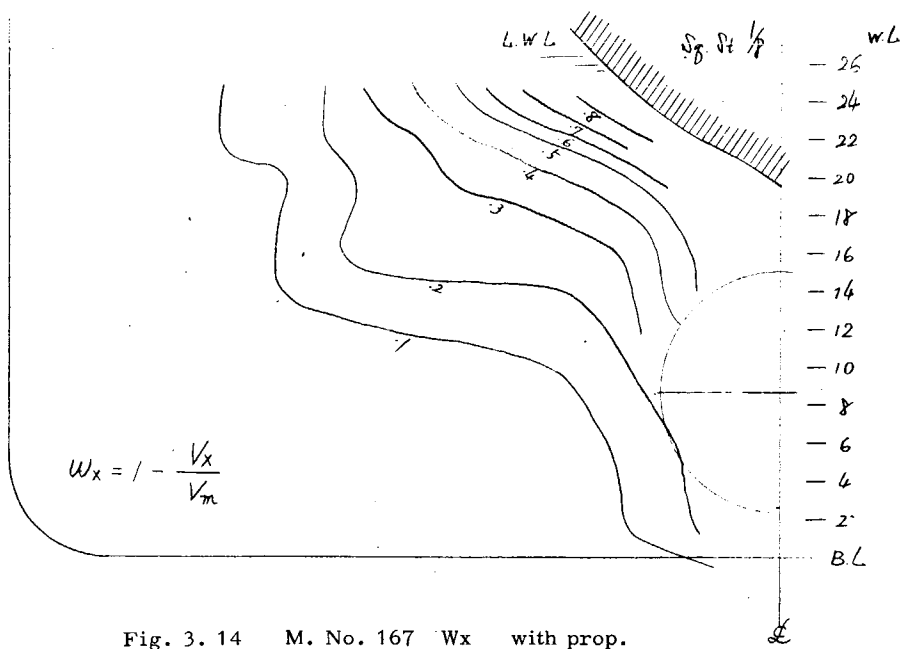


Fig. 3. 14 M. No. 167 Wx with prop.

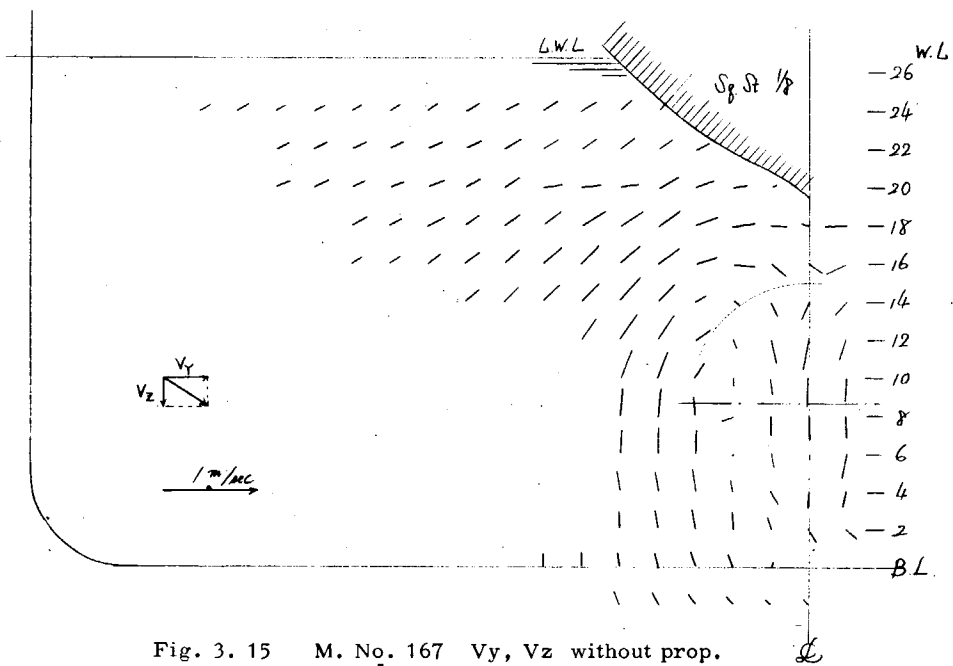


Fig. 3. 15 M. No. 167 Vy, Vz without prop.

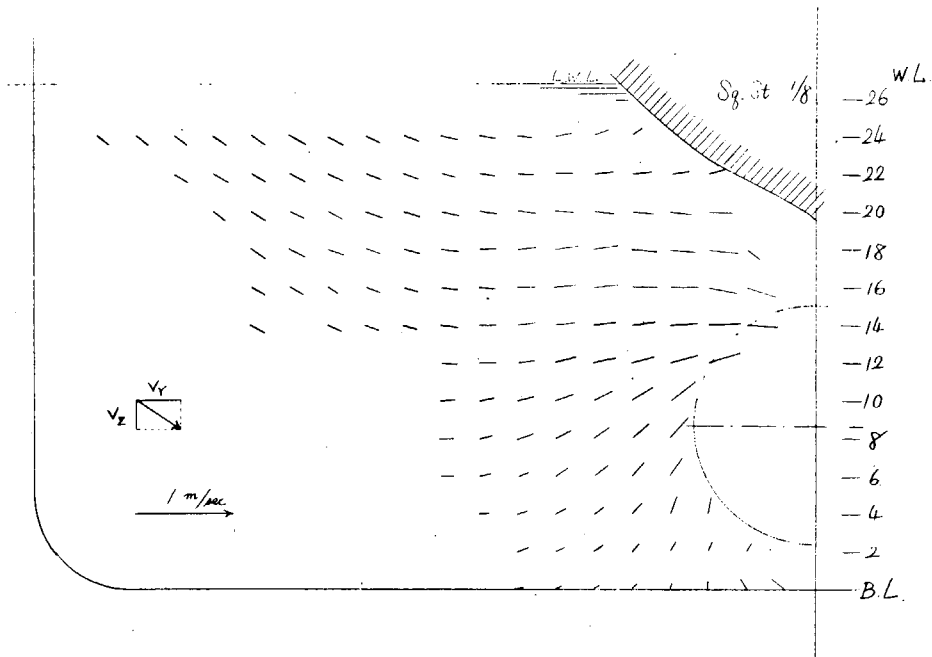


Fig. 3. 16 M. No. 167 V_y, V_z with prop.

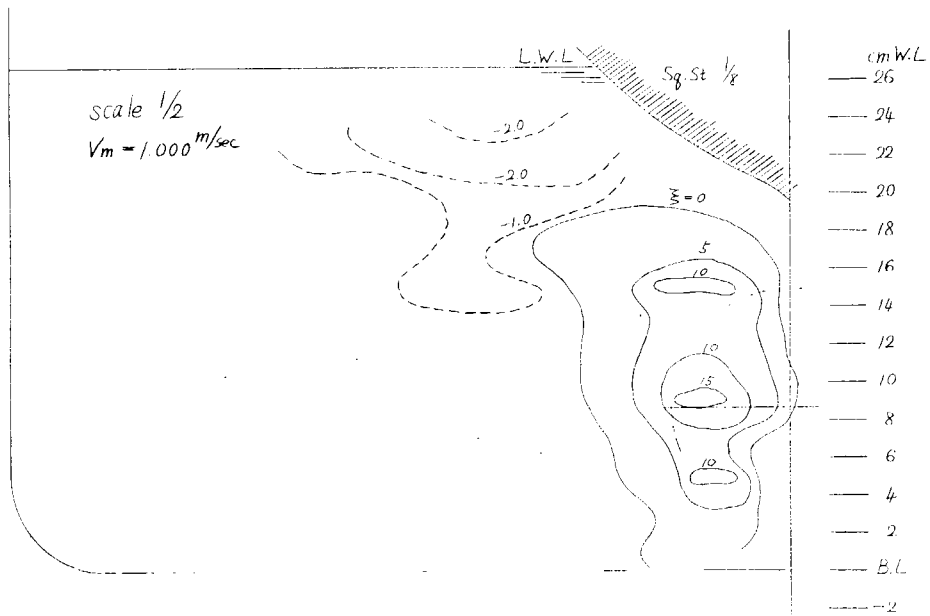


Fig. 3. 17 M. No. 167 Vorticity Distribution (1/sec)

4. 実船試験の資料収集と相関性

4.1 資料収集

本年度においては、Table 4.1に示す3隻の実船について資料が得られた。

Table 4.1

船名	Lpp	D.W	建造所
"A"	313m	210,826LT	佐世保重工
"B"	290m	195,570t	日立造船
"C"	244m	95,926t	川崎重工

SR98研究部会では、41年度は7隻、42年度は5隻、43年度は3隻、計15隻の資料が得られたわけであり、SRの巨大船に関する資料として、第41、第61両研究部会の13隻を加えると合計28隻となった。

最近の巨大化の傾向は真に驚くほかない。SRの資料から見ても、Table 4.2のようにこの傾向は急速である。

Table 4.2

SR	期間	最大供試船(D.W.)
41	S.33~S.35	約7万トン
61	S.38~S.39	約10万トン
98	S.41~S.43	約21万トン

本年度の実船の主要目等をTable 4.3に、試運転状態をTable 4.4に示す。

4.2 相関性

Table 4.3に示した3隻につき、それぞれの水槽試験結果と試運転結果から解析して求めた、 $\Delta C_f \cdot (1-W_s)/(1-W_m)$ をTable 4.5に示す。

Table 4.3

Name of Ship		" A "	" B "	" C "		
Kind of Ship			Tanker			
Ship Yard		Sasebo	Hitachi Sakai	Kawasaki		
Principal Particulars	Hull	Lpp(mld)	313.00 ^m	290.00 ^m	244.00 ^m	
		B (mld)	48.20 ^m	48.16 ^m	38.94 ^m	
		D (mld)	24.40 ^m	24.00 ^m	20.90 ^m	
		at Designed Load Draft	d(mld)	19.089 ^m	18.52 ^m	14.30 ^m
			C _B	0.8356	0.8347	0.8208
			C _P	0.842	0.8399	0.8255
			C _M	0.993	0.9938	0.9943
		ℓ.C.B	2.51%Lpp ^F	2.67%Lpp ^F	2.41%Lpp ^F	
		Lpp/B	6.494	6.022	6.266	
		B/d	2.525	2.467	2.723	
		Gross Ton	105,095LT	86,520t	56,809t	
		Dead Wt	210,826LT	195,570t	95,926t	
		Type of Bow	Bulb Bow	Buld Bow	Buld Bow	
		Type of Stern	Cruiser Stern	Cruiser Stern	Cruiser Stern	
	Rudder	Balanced Rudder	Stream Lined Balanced Rudder	Balanced Reaction		
	Eng	Type × no	Turbine × 1	Turbine × 1	Diesel × 1	
		Max Out Put	28,000 ^{SHP} × 90 ^{RPM}	29,000 ^{SHP} × 90 ^{RPM}	20,700 ^{BHP} × 115 ^{RPM}	
	Propeller	Type	Solid × 6BL	Solid × 5BL	Solid × 6 BL	
		Dia	8.100 ^m	8.100 ^m	6.500 ^m	
		P.Ratio	0.715	0.7148	0.7076	
B.Ratio		0.1815	0.1802	0.1846		
E.A.R.		0.580	0.5475	0.660		
Bl.Th.Fr.		0.060	0.05459	0.04928		
Shape of Section		MAU	Aero Foil	Aero Foil		

Table 4.4

Name of Ship		" A "	" B "	" C "	
Trial Condition	Date	June 7, 1967	May 22, 1968	Aug 3, 1968	
	Mile Post	Off Tomie	Off Hinomisaki	Off Hinomisaki (by Ratio Log)	
	Weather	Smooth	Fine	Fine	
	Sea Condition	Smooth	Calm	Smooth	
	Depth of Sea	150 m	100 m	1,000 m	
	Temp of Water	19°C	20°C	25.5°C	
	Spec Gr of Water		1.0248	1.0235	
	Draft	d_A	16 ^m .59	18 ^m .428	14 ^m .405
		d_M	16 ^m .54 *	18 ^m .555	14 ^m .430
		d_F	16 ^m .48	18 ^m .466	14 ^m .340
	Trim	^m 0.11 by the stern	^m 0.038 by the stern	^m 0.065 by the stern	
	Displacement	208,713 LT	221,666 t	115,261 t	
	C_B	0.826	0.835	0.8211	
	C_P	0.834	0.840	0.8259	
	C_M	0.990	0.994	0.9943	
Imm of Prop(L/D)	1.36		1.52		
Date Out of Dock	May 21, 1967	Mar 25, 1968	Aug 2, 1968		

* mean draft

Table 4.5

“ A ” 船

$Rn \times 10^{-9}$	2.432	2.418	2.528	2.532	2.593	2.613	2.663	2.671
$\frac{1-W_s}{1-W_m}$	1.320	1.327	1.304	1.299	1.286	1.279	1.289	1.287
ΔC_F (Schoenherr)	-0.218	-0.189	-0.276	-0.286	-0.250	-0.258	-0.222	-0.224
ΔC_F (Hughes)	0.211	0.240	0.140	0.140	0.176	0.161	0.191	0.190

$K=0.360$ (Hughes)

“ B ” 船

$Rn \times 10^{-9}$	1.483	1.504	1.900	1.921	2.274	2.298	2.354	2.378
$\frac{1-W_s}{1-W_m}$	1.350	1.350	1.357	1.355	1.340	1.346	1.365	1.360
ΔC_F (Schoenherr)	0.089	0.092	0.216	0.208	0.172	0.166	0.109	0.085

本船の ΔC_F は Schoenherr ベースの3次元解析により求めたものである ($K=0.33$)

“ C ” 船

$Rn \times 10^{-9}$	1.780	1.767	1.990	1.984	2.138	2.125	2.233	2.252
$\frac{1-W_s}{1-W_m}$	1.342	1.322	1.298	1.283	1.293	1.278	1.260	1.284
ΔC_F (Schoenherr)	-0.346	-0.324	-0.281	-0.266	-0.354	-0.314	-0.366	-0.412

Table 4.5 はすべて満載状態のものである。

第41, 第61, 両部会のものとおわせて図示したものが Fig 4.1 および Fig 4.2 であり, 両図とも満載状態のものである。

ただし, “ B ” 船の ΔG は Schoenherr ベースの3次元解析により求めたものであり, 他船と直接比較が出来ないので Fig 4.1 には図示されていない。

4.3 む す び

SR-98 としては15隻のデータを得たわけであるが, ΔC_F については41, 61 両部会ともあわせておおよそつきることがわかった。

ΔC_F (シェーンヘル式使用) : $-0.2 \times 10^{-3} \sim -0.4 \times 10^{-3}$

ただし, -0.1×10^{-3} 近辺とか, -0.5×10^{-3} 近辺の値を示したものもあるが $-0.2 \times 10^{-3} \sim -0.4 \times 10^{-3}$ の間にはいる軸が一番多い。

また, ΔC_F は Fig 4.1 に示されている限りでは Rn 数とあまり緊密な関連があるとは云いがたい。 ΔC_F のばらつきも原因の追求ができなかった。 $(1-W_s)/(1-W_m)$ については, おおよそ 1.1~1.5 の範囲で分布しているが, 分布密度の高いところはほとんどない。

したがって, 伴流の把握のしかたに当然問題が含まれている訳であるが, 現時点では, 伴流の要素分析が十分な段階に至っていない。 ΔC_F , $(1-W_s)/(1-W_m)$ その他の相関性について, 今後さらに高度な分析的検討が加えられなければならない。

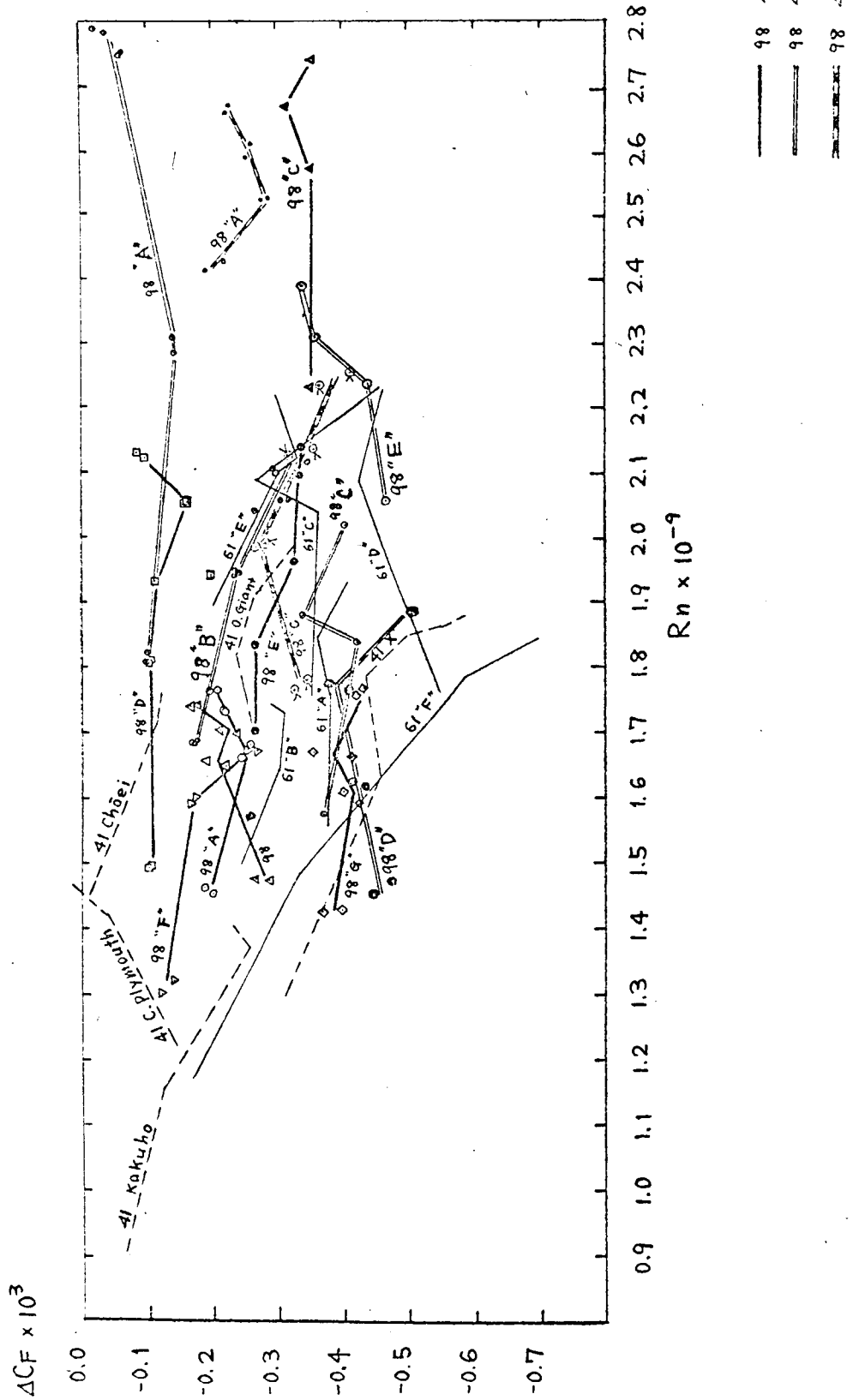
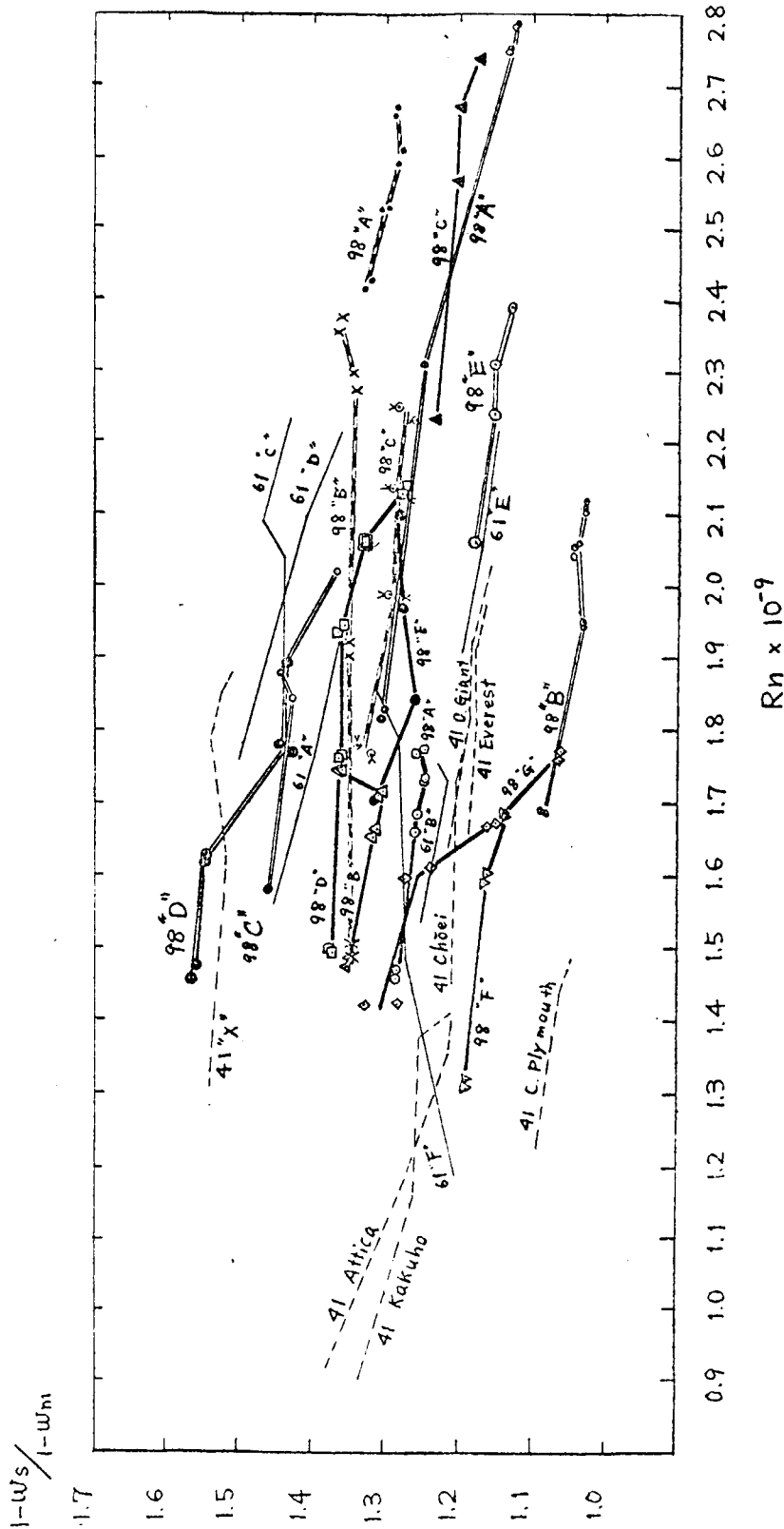


Fig. 4.1 CF values (Shoenherr) (Fully Loaded)



— 98 41年度資料より (7隻)
 - - 98 42年度 - - (5隻)
 - - 98 43年度 - - (3隻)

Fig. 4.2 Wake fraction (Fully Loaded)

5. 制限水路中の船体沈下と抵抗増加

5.1 目的および供試模型船

浅水航行中の船体沈下は可航水深、可航速力等に重大な影響を持っている。昨年度は制限水路航行中の沈下量を三通りの水路中について実験したが、本年度はますます大型化するタンカーに応じて、より full な船型について実験を行ない、昨年度の結果と比較することにより C_B の影響を見出すこととした。

実験に使用した模型船は昭和 41 年度に実施された C_B シリーズの MS No 212 と同型の 1.5 m 木製模型であって、その諸元は次の通りである。なお、比較のため昨年度の模型船についても諸元を記入してある。(詳細な数値については昭和 41 年度報告書参照)

	本年度 模型	昨年度 模型
L	1.50 m	1.50 m
B	0.2727 m	0.2727 m
d	0.0891 m	0.0891 m
L/B	5.5	5.5
B/d	3.06	3.06
C_B	0.8417	0.80

5.2 試験方法

実験方法は昨年度とは全く同様である。模型船は満載状態トリム 0 とし水深吃水比 (H/d) 6.0, 3.0, 2.5, 2.0, 1.5, 1.3, 1.2, 1.1 の 8 状態について実験を行なった。

なお、本年度はレールおよび水槽底の調整を行っていないため精度が昨年度よりやや悪くなっている可能性がある。

5.3 試験結果

船首 (FP) および中央における沈下量ならびに静止時と航走中とのトリムの差を L_{pp} のパーセンテージとして表わしたものが Fig 5.1, 5.2, 5.3 であって常に船首トリムの傾向が見られる。

また、船首沈下量と水深との関係を取出すと Fig 5.4 のごとくなり、水深が浅くなるに従って沈下量が急激に増加することがよく表われている。

昨年度行なった $C_B = 0.80$ の結果と本年度の $C_B = 0.84$ の結果を重ねて見ると Fig 5.5, 5.6 に見られるように多少の差が認められるようであるが、ここ 1 年間のレールおよび水槽底の水平精度の劣化を考慮に入れるならばこの程度の差 (実測値としては約 0.5 mm) が果して船型によって生じたものが疑問であって、むしろ $C_B = 0.04$ 程度の船型の差では沈下量に測定し得るような差は生じにくいと考えるべきであろう。

Fore sinkage

1.5 m Model Full load condition W/B : 7.334

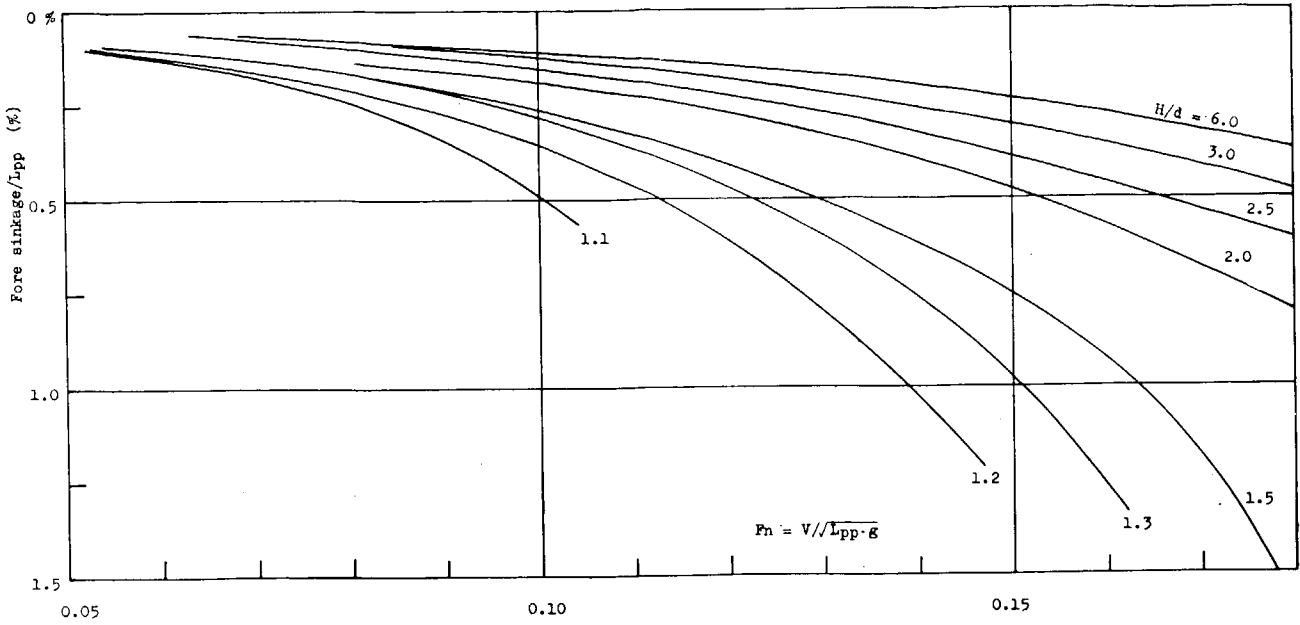


Fig. 5.1 船首沈下量

Mean sinkage

1.5 m Model Full load condition W/B : 7.334

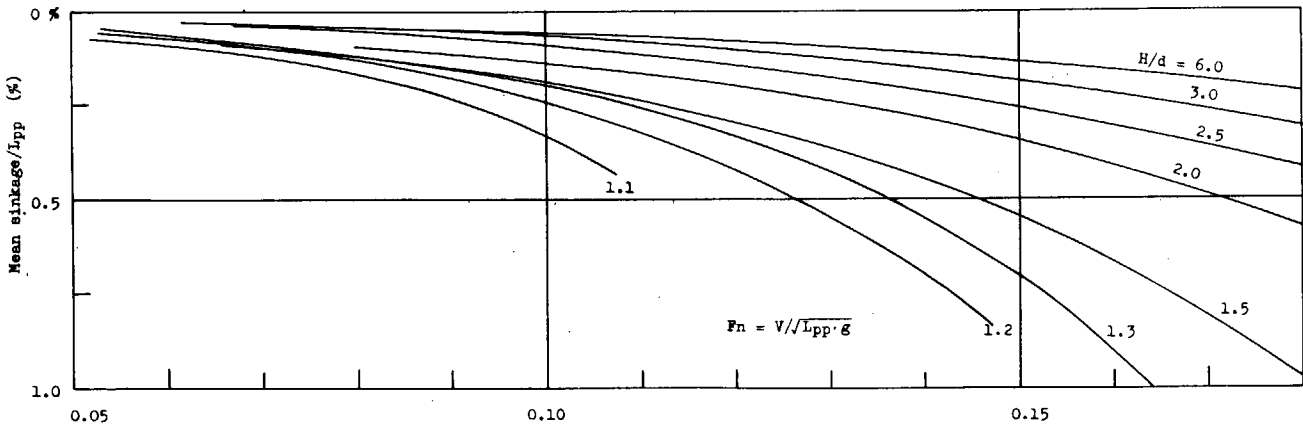


Fig. 5.2 平均沈下量

Change of trim

1.5 m Model Full load condition W/B : 7.334

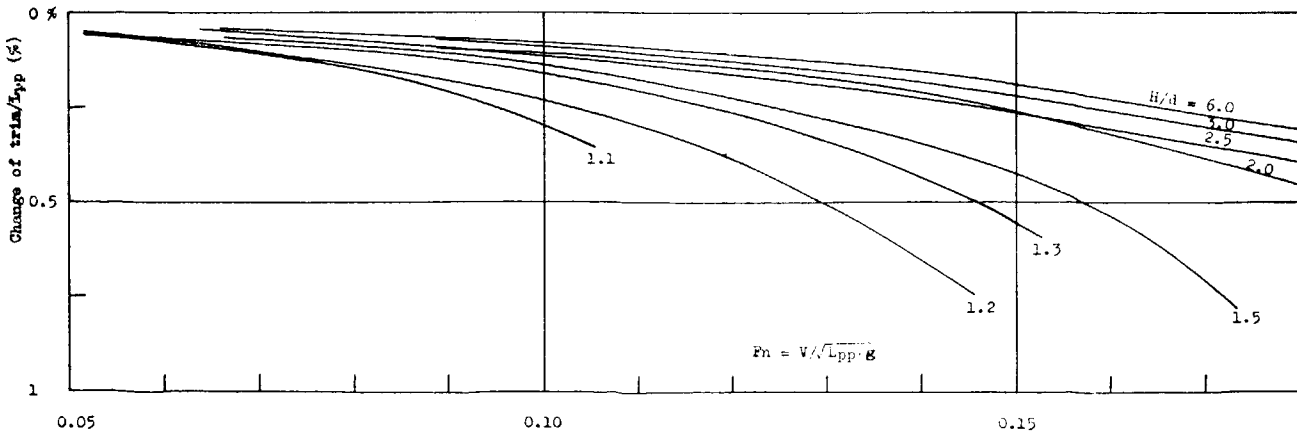


Fig. 5.3 トリム変化量

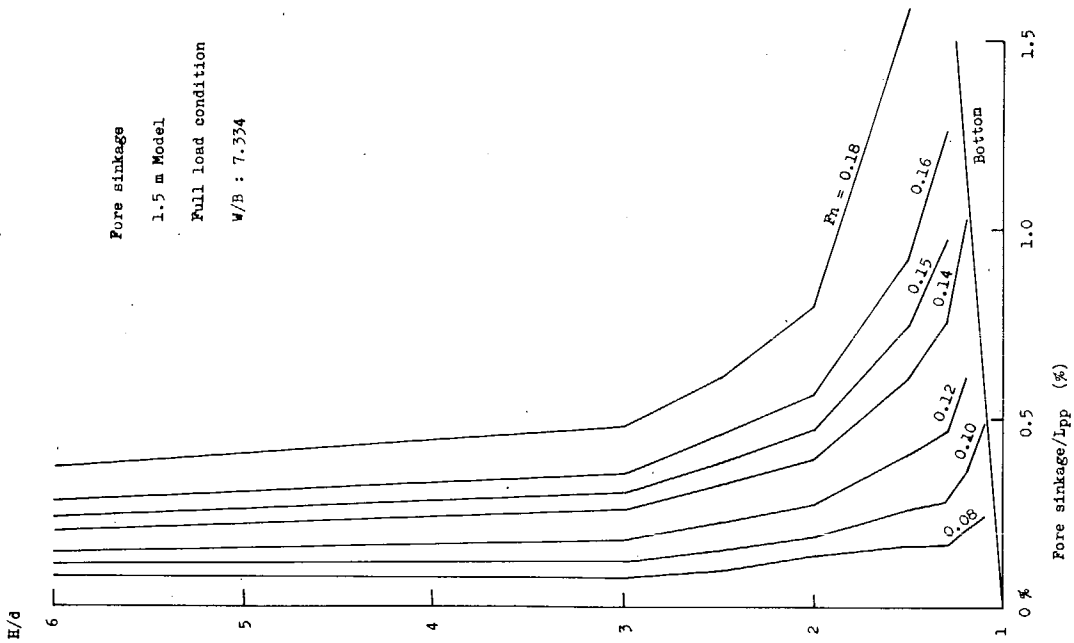


Fig. 5.4 船首沈下量

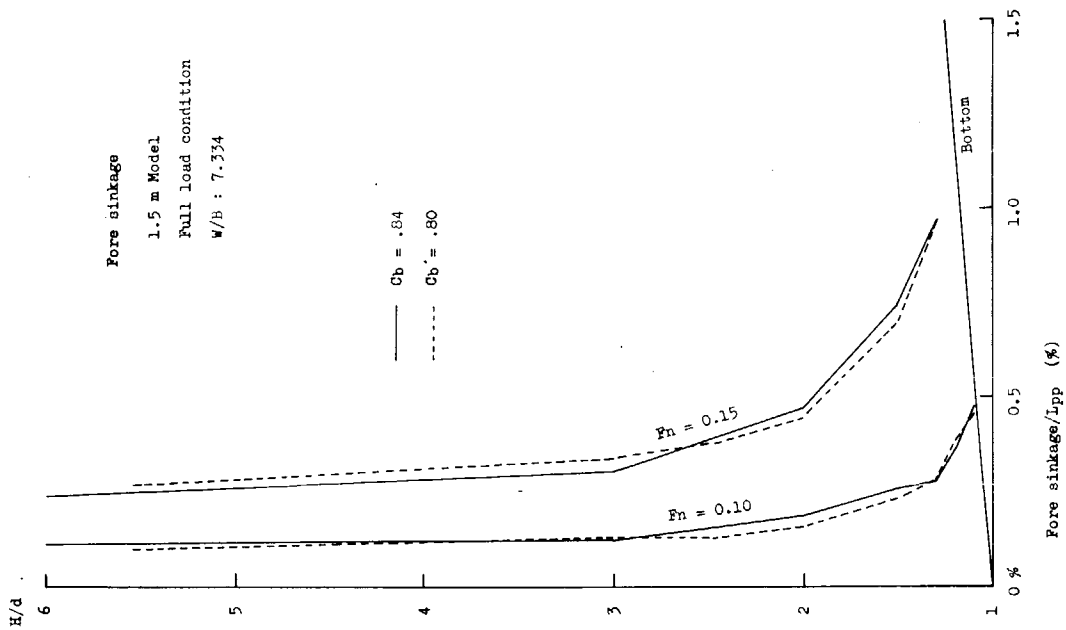


Fig. 5.5 船首沈下量 (C_b の影響)

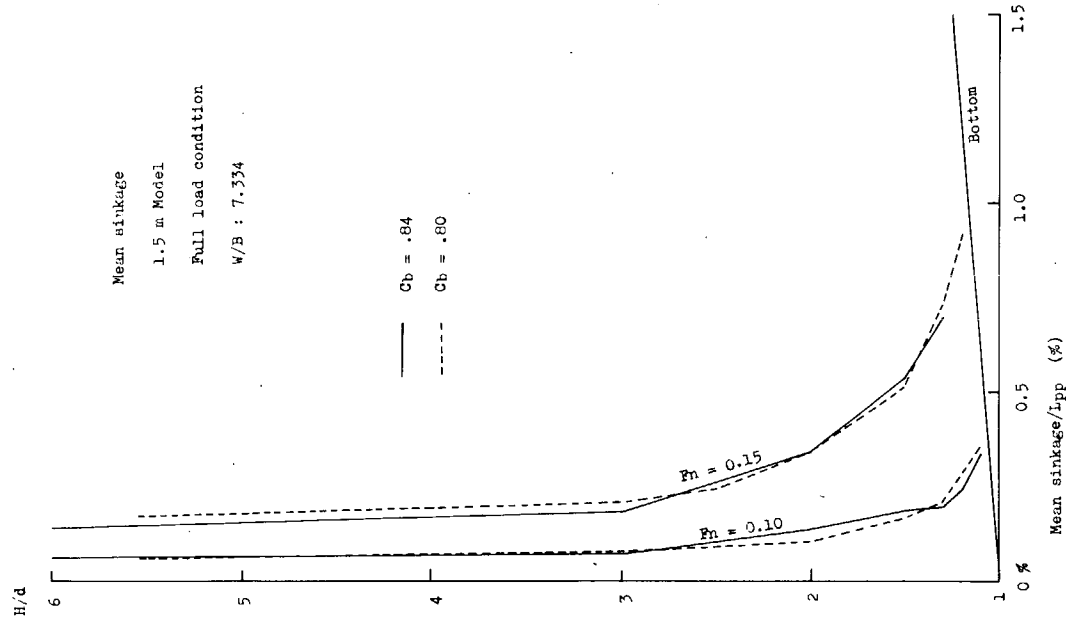


Fig. 5.6 平均沈下量 (C_b の影響)

6. 実船操縦性試験の資料収集の解析

本年度においてはTable 6.1に示す2隻の船型について実船と自航模型船の操縦性試験が行われた。

実船は日立造船および石川島播磨重工業，模型は阪大工学部および船舶技術研究所において実施された。

Table 6.1

	ニコラス・グランドリス	出光丸
L × B × D	290.0 × 48.16 × 24.0	326.0 × 49.8 × 23.2
d_m	18.53	17.55
C_B	0.835	0.825
L/B	6.02	6.55
$C_B / L/B = \nabla / L^2 d_m$	0.139	0.127
$A_R / L d_m$	1/71.7	1/63.44
TRIM	0	0.08% AFT
PROP. DIA	8.100	7.800
P/D	0.715	0.710
V_o	15.5 KT	15.5~16.4 KT
MODEL LENGTH	4.51	4.51
REMARKS	FULL LOAD	FULL LOAD

試験結果をFig 6.1~6.5に示す。

得られた主要な結論は次のごとくである。

- (1) 舵角 35° の旋回性能については実船模型船の相関はほぼ満足できるものであり，模型試験結果から実船の大舵角旋回性能を推定することは可能かと思われる。
- (2) 保針のための操舵とか緊急ならざる通常の操舵に使われる程度の舵角に対応する運動においては，実船は模型船に比べてはるかに進路不安定であり，操舵に対する追従がおそい。したがって，保進性が操舵に対する応答性を模型船から直接に推定すると，実船の性能を实际よりもはるか良好な方に誤って見積ることになる。これは今回のように実船では進路安定性が悪く，模型船では“異常現象”の生ずる例において特に著しい。
- (3) 模型船の方は両船とも“異常現象”を示す。一方実船ではニコラス・グランドリス号がわずかに，出光丸は約 2° 程度の不安定ループがあるように見うけられる。
- (4) 模型船から得られた操縦性指数は両船とも比較的良好なものとっており，“異常現象”のあらわれていることがはっきりわかる。そして， $r \sim \delta$ 曲線の原点での傾斜から求められた $1/K$ の点と 5% から得られた $1/K$ の点は素直に結べるようである。

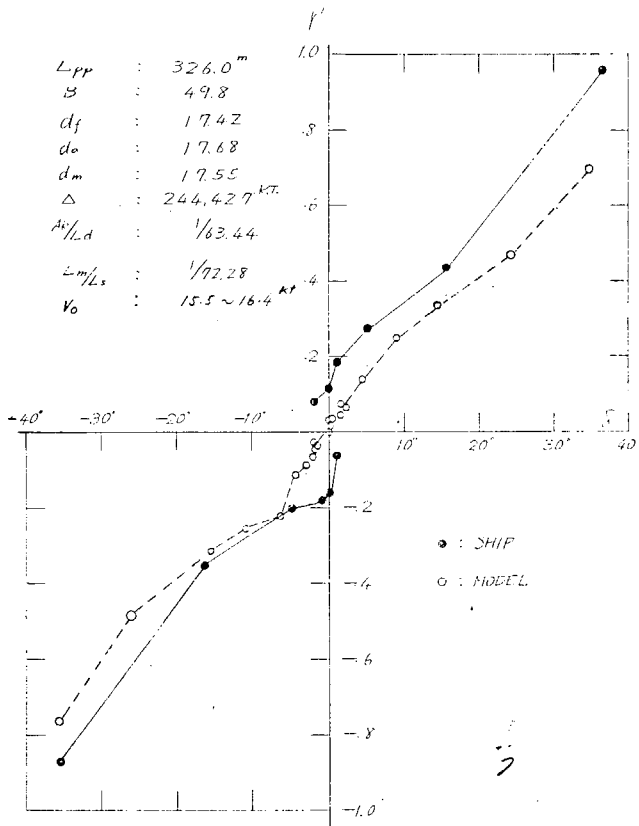


Fig. 6.1 Turning Test Results of
NICHOLAS J. GOULANDRI S

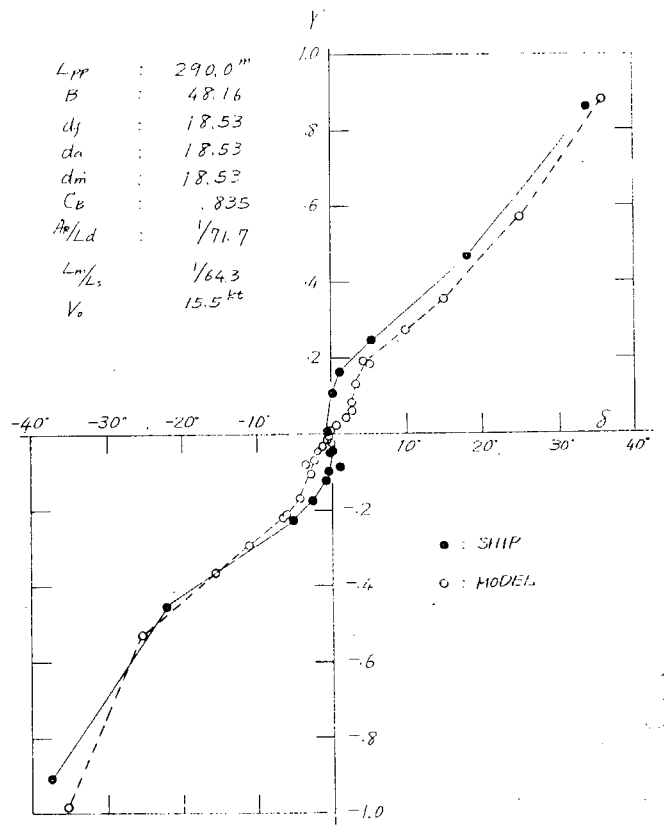


Fig. 6.2 Turning Test Results of
IDEMITSU-MARU

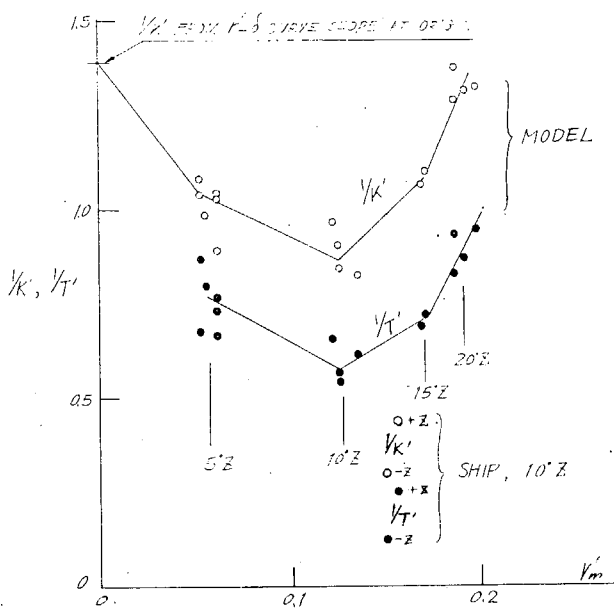


Fig. 6.3 Z Test Results of
NICHOLAS J. GOULANDRI S

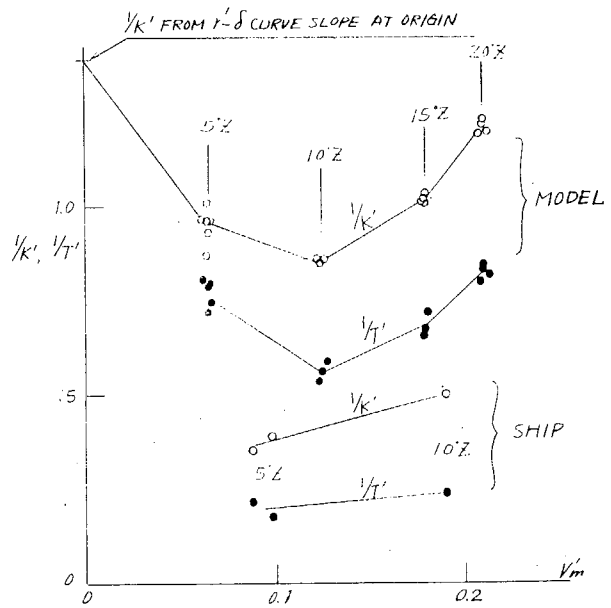


Fig. 6.4 Z Test Results of
IDEMITSU-MARU

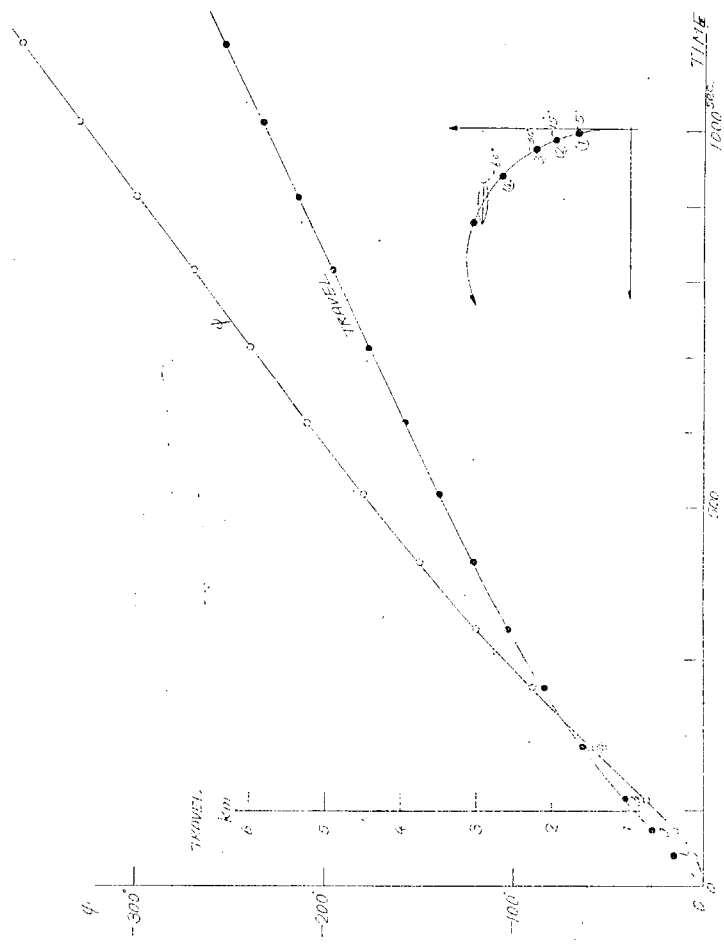


Fig. 6.5 IDEMITSU-MARU Full Load, Deep Water -15° Turn

7. 旋回中船体に働く力の研究

7.1 目的

41, 42年度の浅水中旋回実験において H/d 3~2の $r' \sim \delta$ 曲線が深水時の $r' \sim \delta$ 曲線と交叉し、浅くなるにつれ旋回性が悪く、進路安定性がよくなるという常識に反した事実が表われた。すなわち、 $H/d=3 \sim 2$ の時、深水時と比較し大角度旋回性は悪いが、また、同時に進路安定性も悪くなるという事である。そこでその原因をつきとめるため旋回中船体に働く力およびモーメントの計測を行なった。

7.2 実験方法

九大造船学設置の旋回水槽中にある半径10mの旋回腕をもって模型を回転し、船体に働く力および重心周りのモーメントを計測する。ただし模型は固定し沈下は自由でない。

- (1) 使用模型船 $L = 2.5 \text{ m}$ $L/B = 5.5$
 $B/d = 3.06$ $C_B = 0.80$
 $A_r/Ld = 1/70$ 推進器なし

(2) 実験状態

- 水深 H : $6d$ (深水), $3d$, $2.5d$, $2d$, $1.5d$, $1.3d$
 偏角 β : -15° , -10° , -5° , 0° , 5° , 10° , 15° , 20°
 旋回半径 R : $8m$, $6m$, $4m$, $2m$
 舵角 δ : -15° , 0° , 15° , 30°

以上の組合せで $Fn = 0.11$ で実験を行なっている。

7.3 解析結果

問題は進路安定性にあるので舵角0の値を主として取扱い、横方向の力を $\frac{\rho}{2}LdV^2$ で割った Y' 、重心周りのモーメントを $\frac{\rho}{2}L^2dV^2$ で割った N' の β , r' に関するderivativesを $Y'_{\beta H}$, $N'_{\beta H}$, $Y'_{r H}$, $N'_{r H}$ とした時、水深 $6d$ (深水)のderivativesとの比 $Y'_{\beta H}/Y'_{\beta \infty}$ 等を求めたのがFig 7.1, 7.2である。

進路安定性は Δ すなわち、

$$\Delta = Y'_{\beta H} N'_{r H} - N'_{\beta H} (m_x - Y'_{r H})$$

$$m_x = 2 C_B \frac{B}{L} (1 + e_x) \quad e_x \text{ は船首尾方向の増加質量係数}$$

により決定されるから、この値を H/d について計算したのが、Fig 7.3で、 $H/d=2.5$, 3においては $H/d=6$ の深水の場合の Δ より小さく進路安定性の減少が考えられる。なお、 e_x は10%とした計算を行ない、浅水影響は、 m_x としては小さいと考えている。

従って、一応このタンカー船型では $r' \sim \delta$ 曲線が深水の場合の曲線と交叉することが考えられる。

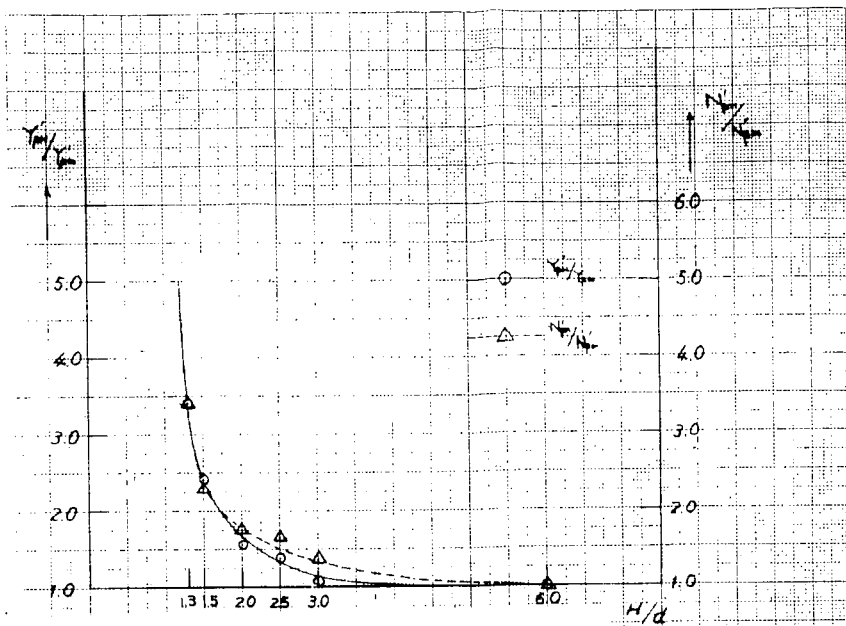


Fig. 7. 1

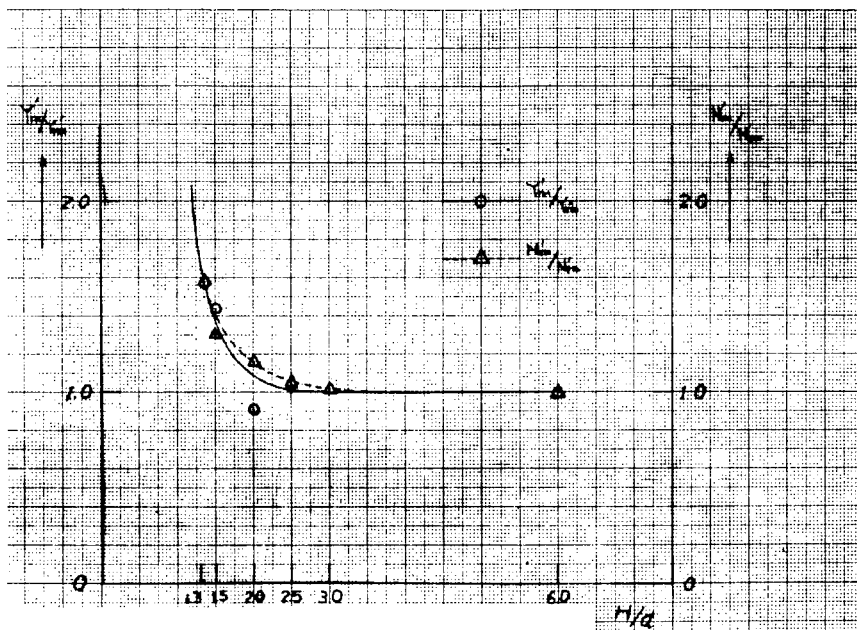


Fig. 7. 2

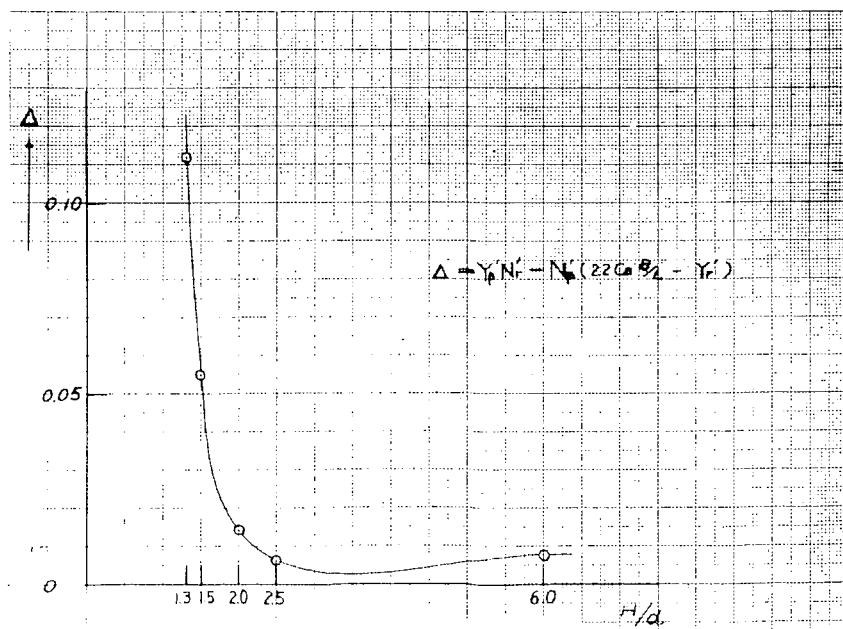


Fig. 7. 3

8. 浅水中の相似模型船の試験

8.1 目的

41, 42年度に引き続き肥えた船型による自航模型船で $r-\delta$ 曲線をもとめ比較検討するものである。

8.2 実験方法

九大造船学教室設置の旋回水槽でradio controlの模型船により旋回試験を行ない、 $r-\delta$, $\beta-\delta$ 曲線をもとめたものである。

使用模型船は

L/B 5.0 5.5 6.0
 C_R 0.80 0.84
 $B/d = 3.06$ $A_r/Ld = 1/70$ 推進器は
41, 42年度と同型 $Fn = 0.18$

の組合せの内41, 42年度で3隻の試験が終了したので、今年は

L/B	C_R
5.0	0.84
5.5	0.84
6.0	0.80

の3隻である。*

* 試験要求は、この内1隻であるが他の2隻は当方で追加した。

8.3 試験結果

通例のごとく、 $r-\delta$ 曲線と $\beta-\delta$ 曲線の整理している。 $r-\delta$ 曲線で $H/d = 2 \sim 3$ の時深水の値と交叉するのは41, 42年度の結果と同一である。 $\beta-\delta$ 曲線で水深が浅くなるにつれ β が減少している。($\delta = 5^\circ$ の値は不正確ゆえ考えない) 総合的にこの種の船型では、 $L/B = 5 \sim 6$, $C_R = 0.8 \sim 0.84$ の間では、進路安定性にも旋回性にも左程の差は認められない。

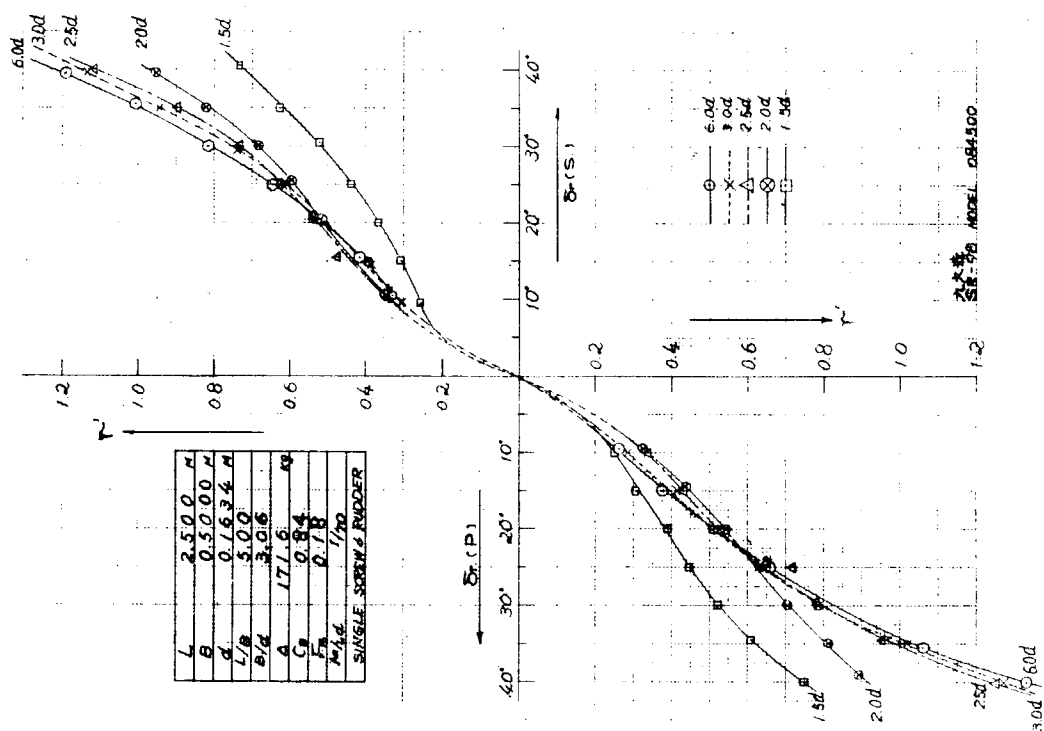


Fig. 8.1 $\gamma'-\delta$ 曲線 (MODEL 084500)

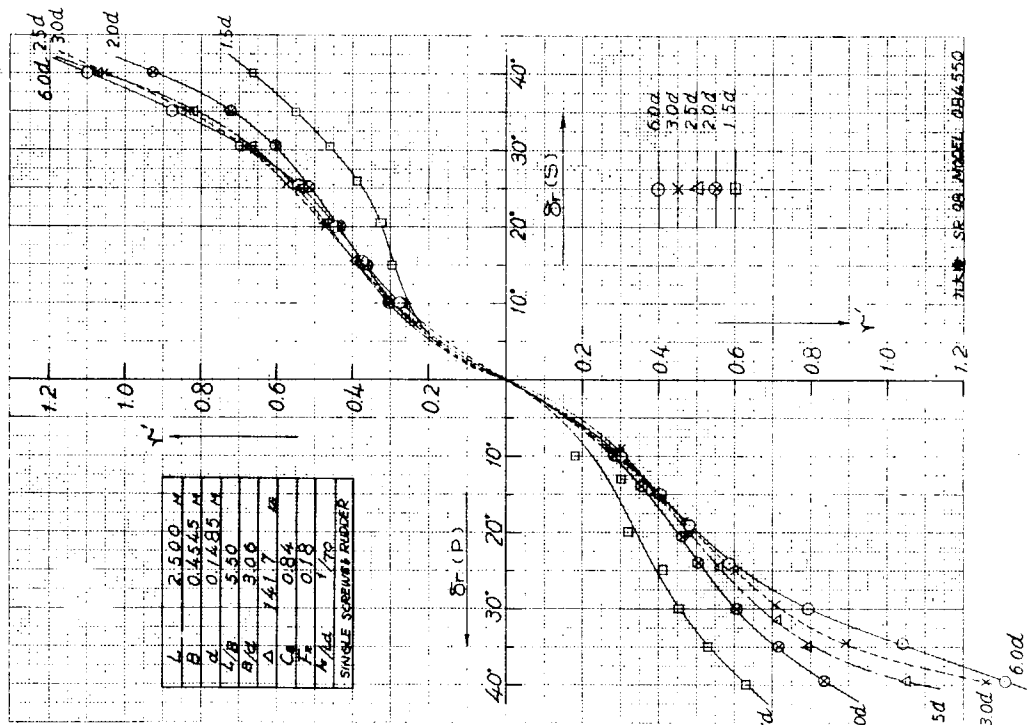


Fig. 8.2 $\gamma'-\delta$ 曲線 (MODEL 084550)

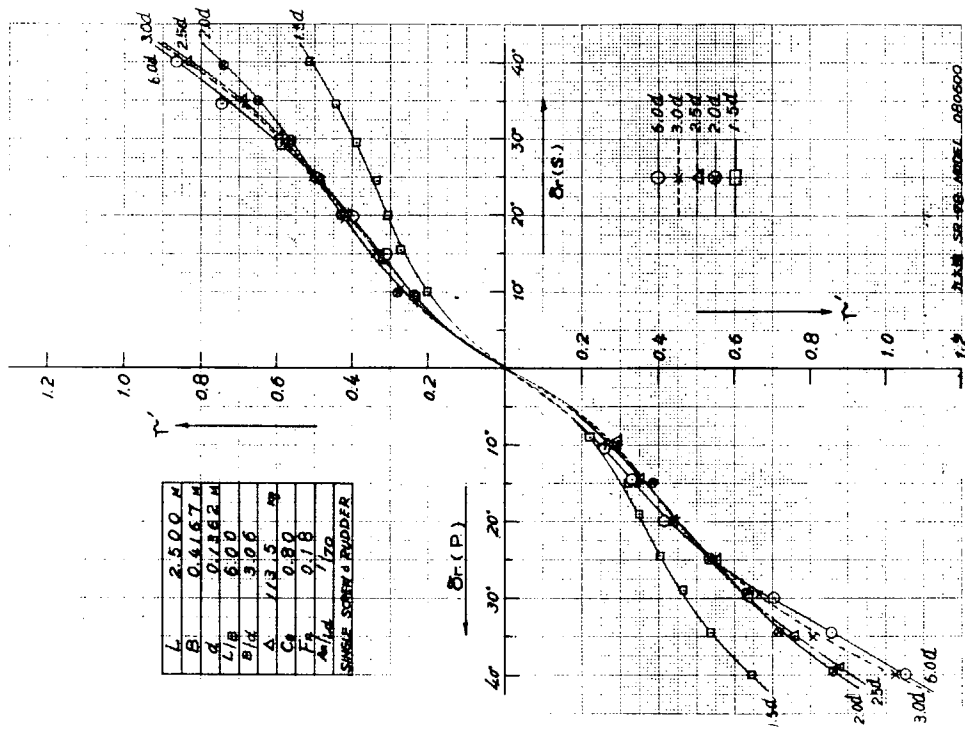


Fig. 8.3 $\gamma' - \delta$ 曲線 (MODEL 080600)