

## 幅広船型の開発に関する調査

第200研究部会 第9分科会

昭和56年3月

社団法人

日本造船研究協会

## はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和55年度補助事業「船舶設計資料の作成に関する調査研究」の一部として日本造船研究協会第200研究部会第9分科会において実施した「幅広船型の開発に関する研究のとりまとめ」の成果をとりまとめたものである。

### 第200研究部会委員名簿（敬称略、順不同）

部会長	寺沢一雄（大阪大学）	大江卓二（日本造船技術センター）
委員	秋田好雄（日本海事協会） 石井正夫（住友重機械工業） 川上益男（広島大学） 高橋久雄（石川島播磨重工業） 赤津誠章（三菱重工業） 仁瓶廉三（川崎重工業） 浜野和夫（三井造船） 高橋幸伯（東京大学） 真能創（防衛大学校） 山越道郎（九州大学） 佐伯宗治（船舶技術研究所） 田添英士（大阪造船所） 磯貝信（三保造船所） 三島尚三（名村造船所） 乾崇夫（玉川大学） 横尾幸一（日本造船技術センター）	金沢武（東京大学） 松岡史香（佐世保重工業） 酒井利夫（日立造船） 伊藤剛平（日本造船工業会） 渡辺虎年（日本钢管） 藤田讓（東京大学） 元良誠三（東京大学） 八木順吉（大阪大学） 山本善之（東京大学） 岡田弘昭（佐野安船渠） 石井信夫（日本郵船） 飯田治男（昭和海运） 福田淳一（九州大学） 矢崎敦生（日本造船振興財團）

### 第200研究部会第9分科会委員名簿（敬称略、順不同）

分科会長	横尾幸一（日本造船技術センター）	山口真裕（船舶技術研究所）
幹事	梶谷尚（東京大学） 今堀健三（三井造船）	池畠光尚（横浜国大）
委員	田中一朗（大阪大学） 乾崇夫（玉川大学） 仁藤雅夫（東京大学） 田中秀信（日立造船） 笠原良和（日本钢管） 高橋洋二（石川島播磨重工業） 内田徹（尾道造船） 東哲朗（大阪造船所） 伊藤政光（神戸製鋼所）	土井康明（東京大学） 川口升（二俣里土木） 福田正篤（日本钢管） 山野惟夫（川崎重工業） 永松秀一（住友重機械工業） 荻野繁之（佐野安船渠） 津田達雄（明石船型研究所） 寺井芳男（日本造船技術センター）
協力者	塙友雄（佐野安船渠）	堤孝行（石川島播磨重工業）
討議参加者	沖明雄（三菱重工業） 井上盛夫（日本钢管）	岡田利治（尾道造船）

# 目 次

緒 言	1
第 1 章 船型計画法	3
1. 1 統計解析による船型計画法	3
1. 2 傾斜ピエノイド法による船型計画法	7
1. 3 素成波理論設計法による船型計画法	8
1. 3. 1 計画法の概要	8
1. 3. 2 船首部 $C_p$ 曲線の数式表示	8
1. 3. 3 未定係数の決定	9
1. 3. 4 $C_{PE}$ , $F_{nE}$ および中央部長さ ( $\ell_p$ ) の決定	9
1. 3. 5 非線形修正 ( $\mu'$ 修正)	10
1. 3. 6 波位相の修正	11
1. 3. 7 $C_p$ 曲線 (バルブなし) の決定	11
1. 3. 8 球状船首の大きさおよび突出値	12
1. 3. 9 球状船首の取付けおよび $C_p$ 曲線肩部のフェアリング	13
第 2 章 船型計画法の応用例	20
2. 1 船型計画基本方針とその推移	20
2. 2 B, B' 船の船型計画	21
2. 2. 1 統計解析による検討	21
2. 2. 2 傾斜ピエノイド法による検討	22
2. 3 C, D, E 船の船型計画	27
2. 3. 1 統計解析による検討	27
2. 3. 2 傾斜ピエノイド法による検討	28
2. 3. 3 船型計画	29
2. 4 統計解析による F, G および H 船の船型計画	36
2. 5 統計解析による A, I 船の船型計画	48
2. 6 素成波理論設計法による船型の検討	58
2. 6. 1 船型の検討	58
2. 6. 2 比較および考察	58
2. 6. 3 本節のまとめ	59
第 3 章 水槽試験	77
3. 1 研究対象船の選定	77
3. 1. 1 横截面積曲線の決定	77
3. 1. 2 線図の決定	77
3. 2 模型船, 模型プロペラおよび試験状態	78
3. 3 F, G および H 船の試験結果	91
3. 3. 1 抵抗試験	91

3.3.2 自航試験	91
3.4 A, I 船の試験結果	99
3.4.1 抵抗試験	99
3.4.2 自航試験	99
3.4.3 後流計測及び船尾波高計測	100
3.5 考察および総合とりまとめ	114
3.5.1 船型要素	114
3.5.2 造波抵抗および剩余抵抗	114
3.5.3 形状影響係数	116
3.5.4 H' 船の船型計画および水槽試験結果	116
3.5.5 自航要素	116
3.5.6 研究対象船の馬力推定	117
3.5.7 主機の制動馬力および回転数	118
3.5.8 総合とりまとめ	118
第4章 水槽試験結果の船型学的応用（素成波理論設計法の拡大）	137
4.1 形状影響係数の検討	137
4.1.1 新しい形状影響係数、自航要素推定法の概要	137
4.1.2 K, 1 - W <sub>T</sub> 推定式	138
4.1.3 推定式と実験値の比較・考察	140
4.2 C <sub>w'</sub> 値の比較	140
4.3 肋骨線傾斜が r <sub>w</sub> に与える影響の分析	141
4.4 素成波理論設計法と多賀野法の関係	141
4.5 推定式による r <sub>w</sub> 曲線	142
4.6 本章のまとめ	142
第5章 船型計画における波形解析の応用	151
5.1 波形解析の応用の現状と基本方針	151
5.1.1 現状	151
5.1.2 基本方針	151
5.2 研究対象船	152
5.3 水槽試験	152
5.3.1 供試模型	152
5.3.2 抵抗試験	152
5.3.3 波形解析	152
5.3.4 波紋解析	153
5.4 波形解析を利用した船型改良	153
5.4.1 明石船型研究所の方法	153
5.4.2 船型改良	155
5.4.3 確認試験結果と考察	156
5.5 幅広船に対する船型計画の問題点	156
5.5.1 船型と速度の変化による造波抵抗変化量の成分	156

5.5.2 幅広船に対する船型計画	158
5.6 自由表面衝撃波を考慮した $C_p$ カーブの最適化	158
5.6.1 自由表面衝撃波抵抗と水線入角との関連	158
5.6.2 最適化手法	159
5.6.3 M 46 シリーズに対する応用	160
5.6.4 設計 $F_N$ による最適 $C_p$ カーブの相違	161
第 6 章 造波成分に関する一相似則模型実験	177
6.1 模型船・実験種目	177
6.2 実験結果と考察	177
6.2.1 抵抗試験	177
6.2.2 波・波形解析	178
6.2.3 まとめ	178
第 7 章 関連文献	184
結　　言	190

## 緒 言

従来の船型開発は大型タンカーや高速コンテナ船を対象として行われたものが殆んどであり、カーフェリーや中速コンテナ船のような幅広浅喫水船型に関する資料は極めて少なかったが、近年このような船型の建造要求が多くなり、その開発研究が要望されてきたので、この船型を対象として3ヶ年計画で研究開発を行うこととなり、SR171が昭和52年度に発足した。

SR171の当初計画としては、理論的検討を十分加えた上で必要最少限の系統的模型試験を行うこととし、11隻の模型船によって、高速から中速に至るまでのロールオン・ロールオフ船型の方形係数、長さ幅比、幅喫水比、横截面積曲線の形状がその推進性能に及ぼす影響を明らかにしようとした。

しかるに、最近の非常にきびしい造船界の事情から、SR171の研究は予算の大幅の削減に加えて、2年目で終了するのやむなきにいたり、4隻の模型船の試験しかできなかつた。これは当初計画の11隻に比べて余りに少ない隻数であり、幅広浅喫水船の方形係数及び長さ幅比の推進性能に及ぼす影響の大略の傾向を明らかにしたにすぎず、主要船型要素の推進性能に及ぼす影響を十分には求められなかつた。従つて、造船関係設計者の資料としては非常に中途半端なものとなってしまった。

このままでは不十分な資料で、利用価値も少ないとと思われる所以、船舶技術研究所、日本造船技術センター及び東京大学に必要最少限の追加実験をそれぞれの機関の予算で行って貰つて、それらの試験結果を収入れたほか、各方面で行われた研究資料の収集などを行つて、大きな経費をかけなくても幅広浅喫水船研究の目的を不十分ながら達成できるよう SR200 の第9分科会が発足した。

この調査研究は昭和54年度からの2ヶ年計画であり、54年度には  $C_B = 0.65$  の船型に対する  $\frac{L}{B}$  の影響に関する調査及び船型計画における波形解析の応用に関する調査を、55年度には  $C_B = 0.55$  の船型に対する  $\frac{L}{B}$  の影響に関する調査、造波抵抗の尺度影響に関する調査及び各種関連文献に関する調査を行つた。

SR171における船型計画法としては統計解析による解析法を主としたが、この解析法のもとになる水槽試験データ中には長さ幅比が小さく幅喫水比が大きい船型の資料は極めて少ないので、長さ幅比の大きいものや幅喫水比の小さいものの資料がデータ中の大部分を占めざるを得なかつた。統計解析の手法としてはかなりの数のデータが必要なので、このようなことはやむを得なかつた。したがつて、幅広浅喫水船の船型計画としては統計解析による船型計画だけでは心配な点があるので、この方法によって求めた船型が適当なものであるかどうかを確認するために、傾斜ピエノイド法による船型計画法及び素成波理論による図式設計法によっての船型計画法も使用した。幅広浅喫水船のデータが少なかつたので、このように慎重な検討を重ねたうえで  $C_B = 0.60$  に対して  $\frac{L}{B} = 4.5, 5.25, 6.0$  の3船型及び  $C_B = 0.55$  に対して  $\frac{L}{B} = 5.25$  の1船型を設計し、この4隻の模型についての水槽試験を行つた。それらの詳細については SR171 の報告書を参考して下さい。

SR200の第9分科会が発足した時点においては、2年が経過したためデータ数のかなりの増加があり、幅広浅喫水船の資料としてもかなりのデータ数の追加があつた。今回の系統的模型試験の模型船は従来のような幾何学的変更によって求めるのではなく、それぞれの主要目に対して最適の横截面積曲線形状をとるように計画したので、統計解析のもとになるデータ数の多い方がより良い横截面積曲線形状を与える可能性がある。したがつて、昭和54年度から55年度の初めにかけて船舶技術研究所及び日本造船技術センターで試験が行われる  $C_B = 0.65$  に対して  $\frac{L}{B} = 4.5, 5.25, 6.0$  とした3船型及び  $C_B = 0.55$  に対して  $\frac{L}{B} = 4.5, 6.0$  とした2船型に対する船型計画は、増加したデータを基にして行うことになった。その結果、船型計画の手法は変わらないが、統計解析に用いたデータの内容が変化したため、求められた横截面積曲線の形状は若干変化することになった。また SR200 の第9分科会においても、図式設計法による船型の検討を行うことになった。

正しい船型計画法としては、以上に述べたような造波抵抗を対象としたものだけでなく、粘性抵抗に対する考慮も払ったものでなければならないが、現時点においては粘性抵抗を含めた総合的な船型計画法としてまとまったものがないので、粘性抵抗については形状影響係数の値を参考にするにとどめた。なお、形状影響係数に関する詳細な調査は SR 171 の場で行われ、53年度報告書にその成果が示されているので、SR 200 第 9 分科会の今回の報告書にはその調査報告は含まれていない。ただし、幅広浅喫水船の形状影響係数が非常に大きく、在来の推定式は実験値に合わないので、船尾肋骨線形状の影響を含めた推定式を案出し、提示した。

本報告書には、各種の船型計画法の説明、船型計画法の応用例として  $C_B$  及び  $\lambda_B$  を異にする 9 隻の模型船の船型計画、5 隻の模型船の水槽試験結果及び考察、船型計画における波形解析の応用、造波抵抗に及ぼす尺度影響の調査研究等が章ごとに詳細に述べられている。また、参考のために巻末に関連文献のリストを分類のうえ示した。

# 第1章 船型計画法

## 1.1 統計解析による船型計画法

優秀な抵抗推進性能を有する船型を設計するためには、水槽試験資料あるいは設計図表を利用するとともに、造波抵抗理論等の理論を活用することも重要である。船舶の基本計画ではその船舶の使用する岸壁あるいは通航する海峡や運河等によってその主要目を限定し、機関配置や積載重量・容積あるいは波浪中の運航・耐航性能を配慮しつつ、その主要目と船速との関連において最適の横截面積曲線形状や肋骨線形状を選定するが、その段階においては、特に資料の数が少ない幅広船型に対して、理論によって種々に検討し、その検討結果を水槽試験の方法により確認することによって、比較的短期間にて最適の船型を求めることができる。今回の系統的模型試験を実施するに当り、それぞれの主要目において理論的に最適の船型を求め、それらの模型船群による水槽試験を行うこととした。

従来の方法である系統的模型試験においては、蓄積された資料の中から、一つの母船型として最適のものを求め、その母船型を幾何学的に変化させていた。この方法では、幾何学的船型変化以外の他の要素を変えておらず、よって、船型の主要目変化のみによる抵抗推進性能への影響を明らかにできる。しかし、母船型以外の主要目の模型船が、その主要目に対して最適船型となっているという保証はなく、大方は母船型に比較して劣る性能を示すこととなった。

本研究の系統的模型試験では、従来の系統的模型試験法とは異なり、それぞれの主要目に対して設計速度を変化させて、その設計速度に応じた最適の船型を理論的な方法によって求めることとした。<sup>1)</sup> <sup>2)</sup> 最適船型を求める理論的な方法として、流線追跡法および細長船理論等が考えられるが、本研究では、現在までに実施した水槽試験資料を利用する統計解析の方法（多賀野氏の提案による）<sup>3)</sup> を軸にして傾斜ピエノイド法<sup>4)</sup> および図式素成波理論（塙氏の提案による）<sup>5)</sup> を活用することにした。

ここで重要な問題は、理論的な方法で最適として求められた船型が水槽実験において最適であるかどうかである。現在の理論的方法では船型の定性的な優劣を比較するときには威力を発揮するが、比較する値の大小の差が僅かであるときあるいは全く船型が異なるもの同志を比較するときなどに利用するには必ずしも十分な精度で予測することは難しく有意な結果を示すことが甚だ困難である。この問題を解決するためには、理論的な方法で推定した値と実験値とを比較し、もし両者に差があるならば、その差の原因を追求し、理論的方法を修正し改良していくかねばならない。すなわち、理論的方法の理論モデルを可能な限り実際の現象に適合するように改良・発展する必要がある。

本研究では、現存の理論的方法を利用して船型を求ることとしたが、今回の理論的方法によって得られた船型が実験的に最適であるという保証は必ずしも十分ではなく、この点に注意しておく必要がある。

さて、本研究で理論的方法として主に利用することにした統計解析の方法<sup>6)</sup>（現在までに実施した水槽試験資料を利用する統計解析の方法）を実施するに当って作業順序を次に示す。

- 1.・資料の収集
- 2.・資料の選別
- 3.・解析
  - 3.1・全資料による解析
  - 3.2・資料の層別による解析
  - 3.3・期待値の精度向上

「1・資料の収集」は、統計解析の方法で求めようとする値（これを目的変数と称す）とこれを表わす要素（これを説明変数と称す）を定めて、それらの資料を収集する。「2・資料の選別」では、異常な値をもつ資料を除外したり、対象とするグループからかけ離れている資料を除いたりする。また、「3・解析」において判明することである

が、収集された資料が妥当なものかどうか、すなわち、資料が不十分であるかあるいは余計な資料が含まれているかどうかなどを検討する作業も含まれる。3.3についてはある説明変数の値をもつ資料の目的変数がいくつになるか予想あるいは期待するときのその期待値の精度を向上させるために全資料から如何なる資料を選び出すかの資料の構成ならびに如何なる要素を取り入れるかの因子の選択が重要な点である。

以上のような作業を全て実施することが望ましいが、本研究では、「3.1・全資料による解析」の段階まで実施した。

なお、統計解析の方法ではあくまでも収集した資料の性質によって最終的な結果が左右されるのであり、表現を変えると収集した資料の性質あるいは特性がまとめて示されるのである。したがって、統計解析の方法を予測に用いた場合、その予測値すなわち期待値はその基礎となっている収集した資料に左右されるのであって、その推定値の有意な範囲を求めておくことが大切であるが、本報告ではそこまでは達していない。

本研究に関して、第171研究部会（SR171）と本第200研究部会第9分科会（SR200-9）の作業を総合的に検討すると、SR171研究部会での作業では、当研究の対象の幅広船型であるロールロン・ロールオフ船（RO-RO船）、自動車運搬船およびカー・フェリー等の船種を限って、「1・資料の収集」を実施しており、その際に抵抗・推進性能の劣る資料は除外するという「2・資料の選別」も同時に実施されていて、さらに  $C_B$  の値によって層別する作業まで実施した。これに対し、SR200-9分科会では、収集する資料の対象を拡大し、油槽船と  $C_B$  が0.8を越える船型は除外することを原則として作業を進めた。よって SR200-9 の最終的に収集された資料と SR171 の資料とは異なり、前述したように、それらから統計解析の方法で得られた結果も異なる可能性がある。解析された結果が異なるかどうかは統計学的に検討する必要があろう。収集された資料が SR171 では  $0.5 < C_B < 0.7$  の 160 余隻に対し、SR200-9 では  $0.4 < C_B < 0.82$  の延べ 830 余隻であり、後者は前者の資料をほとんど含んでいる。なお、収集した資料の項目は、目的変数の剩余抵抗係数あるいは造波抵抗係数および説明変数の船体主要目ならびに20余点の横截面積と水線の片幅等である。

「2・資料の選別」については SR171 では前述の通り「1・資料の収集」の作業に並行して行われたのに対して、SR200-9 では収集した資料の中から、水槽試験結果の解析上問題があると考えられるものあるいは船体副部が特異な形状をしているもの等を選んで除外した。

以上のような時間のかかる作業を行うとともに、その作業の段階で「3・解析」を随時行った。本研究では統計解析の方法として多賀野氏の提案による重回帰方程式（SR171では回帰方程式と称しているが、説明変数として採用する因子が2以上であるものを統計学上では重回帰方程式と称する。）を利用することにしたが、重回帰方程式は一般に次のように表わすことができる。

$$y = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + \dots + a_n x_n \quad (1.1.1)$$

$x_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) は説明変数で、 $y$  が目的変数で、 $a_i$  ( $i = 0, 1, \dots, n$ ) が回帰係数である。収集した資料から最小二乗法を使用して回帰係数  $a_i$  ( $i = 0, 1, \dots, n$ ) を求める。

重回帰方程式としては、英国のトロール船のシリーズテストに対する Doust の式<sup>7)</sup>、B.S.R.A. シリーズおよびシリーズ 60 の Shaher Sabit の式<sup>8)</sup> および漁船に対する土屋の式<sup>9)</sup> 等<sup>10)</sup> があるが、これらは船体の主要寸法等によって表示する方法である。これに対して Holtrop は Havelock の造波抵抗理論を応用した式を導いた<sup>11), 12)</sup> さらに、多賀野氏は薄い船の理論を活用して、横截面積曲線の形状変化を考慮することも可能とした式を導いた<sup>3)</sup>。すなわち、次式で示されるように船型の主要目で表わされる部分と横截面積曲線で表示できる部分とに分けて、両者を相乗することによって造波抵抗係数が得られることを示した。

$$\begin{aligned} r_w &= \frac{R_w}{\rho V^2 \Delta^{2/3}} \\ &= \frac{C_M^2}{\pi} \cdot \left( \frac{1}{C_B} \cdot \frac{B}{L} \cdot \frac{d}{B} \right)^2 \left( 1 - e^{-k_0 L} \cdot \frac{B}{L} \cdot \frac{d}{B} \right)^2 \times \\ &\quad \times (H_{00} f_0 f_0 + H_{01} f_0 f_1 + \dots + H_{ij} f_i f_j + \dots + H_{nn} f_n f_n) \quad (1.1.2) \end{aligned}$$

ここに

$$k_0 L = g L / V^2 = 1 / F_n^2, \quad f_i = A(x_i) / A_m \quad (1.1.3)$$

であり、説明変数  $x_i$  は  $f_l f_m$  の積で、回帰係数  $a_i$  は  $H_{lm}$  と表わされている。但し、(1.1.1) 式の右辺の初項  $a_0$  を零としている。回帰係数  $H_{ij}$  は造波抵抗の純理論に従えば既知のものとなるが、この理論の結果を実用船型に直接適用し造波抵抗の実験値と推定値とを比較すると、オーダーも異なることもある。重回帰方程式では、これらの係数  $H_{ij}$  を、それぞれのフルード数毎に最小二乗法によって求めて、逆にその回帰係数から予測値を得る。これは理論で表示することができない部分を回帰係数に負担させており、解析に供される水槽試験資料の性質により回帰係数を決め、その同じ性質の船型の場合の予測値を与えることとなる。したがって、種々の性質をもつ水槽試験資料を収集しそれぞれの性質毎に層別して重回帰方程式を求めることが望ましい。SR 171 では資料を層別して解析を試みたが、必ずしも十分な結果が得られなかった。

そこで、最初に膨大な資料を集積することにし、本研究ではそれを第 1 の目標とした。

統計解析によって重回帰方程式の回帰係数  $H_{ij}$  を求めれば、これを船型の改良に利用できる。

- (1) 横截面積曲線を種々に変化させ、それらの船型に対する造波抵抗を推定し、いわば、数値実験を行うことができる。
- (2) Hogner の影響線 (influence line)<sup>13)</sup> に相当する値を (1.1.2) 式から求め、それを参照して造波抵抗を小さくするように横截面積曲線を改良する。

すなわち、横截面積の  $f_i$  が  $\delta f_i$  だけ変化した場合、 $r_w$  が  $r_{wo}$  から  $\delta r_{wo}$  だけ変化したとすると、

$$r_w = r_{wo} + \delta r_{wo} \quad (1.1.4)$$

$$\approx r_{wo} + \frac{\partial r_{wo}}{\partial f_i} \cdot \delta f_i \quad (1.1.5)$$

ここに (1.1.2) 式より

$$\begin{aligned} \frac{\partial r_{wo}}{\partial f_i} &= \frac{C_M^2}{\pi} \left( \frac{1}{C_B} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \left( 1 - e^{-k_0 L} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \times \\ &\quad \times (H_{0i} f_0 + H_{1i} f_1 + \dots + H_{i-1i} f_{i-1} + 2H_{ii} f_i + H_{i+1i} f_{i+1} + \dots + H_{ni} f_n) \end{aligned} \quad (1.1.6)$$

となる。(1.1.6) 式の正負の大小を考慮し、(1.1.5) 式の  $r_w$  が小さくなるように、回帰係数  $H_{ij}$  の有効な範囲内で  $f_i$  を変更すれば良い。

- (3) (1)あるいは(2)の作業をして、抵抗のより小さい船型を求めて、それが極小造波抵抗の船型であるかどうかの保証がまだ理論的に証明されていないことが問題として残されている。

なお、多賀野氏の (1.1.2) 式に対して、山口らは新たに (1.1.7) 式で表示される造波抵抗の係数  $C_w'$  ("造波係数") を定義して、この係数で整理することを提案している。<sup>14)</sup>

$$C_w' = r_w / \left\{ \frac{C_M^2}{\pi} \left( \frac{1}{C_B} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \left( 1 - e^{-k_0 L} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \right\} \quad (1.1.7)$$

$$= H_{00} f_0 f_0 + H_{01} f_0 f_1 + \dots + H_{ij} f_i f_j + \dots + H_{nn} f_n f_n \quad (1.1.8)$$

(1.1.2) 式の  $r_w$  は排水量  $\Delta$  を基準にして造波抵抗を無次元化したものであり、他方、(1.1.7) 式の "造波係数"  $C_w'$  は  $r_w$  を船型の主要寸法の比  $\frac{B}{L}$  と  $\frac{d}{B}$ 、および諸係数  $C_M$  と  $C_B$  と、さらに速度の係数  $k_0 L$  からなる係数で除している。本質的には船の幅を基準にしていて、肋骨線形状は垂直の U 型と仮定している係数であり、船型の横截面積曲線の  $f_i$  によって決まる。また、統計学からこれらの式を検討すると、重回帰方程式の係数  $H_{ij}$  は本来 (1.1.8) 式で与えられるから、(1.1.2) 式の  $r_w$  の場合を考えると、 $C_w'$  に次式の重率  $h$  を乗じた、いわゆる「重み付き最小二乗法」とみなすことができる。

$$h = \frac{C_M^2}{\pi} \left( \frac{1}{C_B} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \left( 1 - e^{-k_0 L} \frac{B}{L} \frac{d}{B} \right)^2 \quad (1.1.9)$$

本分科会の研究のように、研究対象船が広幅で、かつ、浅喫水である場合では、これらの水槽試験資料が少なく、また、重率  $h$  がこの船型に対して大きくなるので、(1.1.2) 式の  $r_w$  で最小二乗法を利用すると、あたかも広幅浅喫水船の資料が多くなったかのようになり、造波抵抗が精度良く推定できる可能性が生じるが、逆に、幅が広くない  $\frac{B}{L} \geq 6$  の船型に対して、必ずしも精度良く抵抗を推定できるとは限らず、実験値と推定値との対応が悪くなる危険性がある。重み付回帰のこの問題点については、統計学上からの検討が必要であり、その検討の結果を待たねばならない。SR200-9 の本分科会では、 $r_w$  および  $C_w$  のどちらの式の表示にするかについて討論がなされて、「 $C_w$  の表示を利用することは、あたかも、船型の主要目等の影響が (1.1.5) 式の重率  $h$  で表示でき、かつ、造波抵抗が幅の 2 乗に比例するという薄い船の理論が十分成立つかの如き錯覚を与える危険性がある。」という意見に従い、 $r_w$  の表示式を使用した方が良いという結論に至った。

多賀野氏は (1.1.2) 式の  $f_i$  をとる位置として、 $0.55 \leq C_B \leq 0.65$  の範囲で S.S. No 1, 3½, 6½, 8, 9, 9½ および F.P. の 7 点を、また、 $0.65 \leq C_B \leq 0.75$  の範囲では、S.S. No 1, 3, 7½, 9¾ および F.P. の 6 点を提案しているが、今回の収集した水槽試験資料においても、これらの点を採用するのが良いのか統計解析上検討する必要がある。本分科会では、資料収集に手間どり、検討する間がなく、今後の課題として残された。

なお、今回の水槽試験資料を収集するとき、S.S. No 3½ と 6½ の横断面積係数の値が明示されていないものが多い数あり、図に示された横断面積曲線から読みとるにしても 0.002 前後の誤差が生じ、精度が良くないことが判明した。そこで、これら 2 点 (S.S. No 3½ と 6½) の値を読みとることは避けて、内挿法による推定値で置き換えることとした。よって、本分科会での統計解析の方法による船型計画の計算では、前半では、S.S. No で 1, 3, 7, 8, 9, 9½ および F.P. の 7 点での  $f_i$  を使用していたが、後半では S.S. No 3 と 7 の分を内挿法による S.S. No 3½ と 6½ での推定値で解析した。この内挿法利用についても統計解析上からの検討が必要であろう。

以上のように、本分科会では多賀野氏の重回帰方程式を採用するに当って、そのための水槽試験資料の収集に努力した。資料の収集に手間どり、統計解析上の検定等を実施することができなかった。また、重回帰方程式の回帰係数の信頼区間あるいは重回帰方程式による予測値の信頼限界などについても将来に検討する問題として残されたが、今後これらの問題を解決して収集された資料から物理現象を把握し、より良い船型を設計できる船型計画法の確立が望まれる。

## 参考文献

- 1) 第 171 研究部会 報告書、研究資料 No 299 昭和53年 3月
- 2) 第 171 研究部会 報告書、研究資料 No 317 昭和54年 3月
- 3) 多賀野 寛：統計解析による実用船型の造波抵抗推定法に関する研究、関西造船協会誌、第 147 号 昭和48年 3月
- 4) カーフェリー建造のための技術指導書、日本中型造船工業会 (1976)
- 5) 堀 友 雄：図式船型設計法 —— 横断面積曲線について —— 関西造船協会誌、第 167 号 昭和52年12月  
堀 友 雄：素成波理論を応用した図式船型設計法について、関西造船協会誌、第 169 号 昭和53年 6月
- 6) Draper & Smith (中村慶一 訳) : 応用回帰分析 森北出版 1973
- 7) Doust, D. J. : Optimized Trawlers Forms. Trans. N.E.C. Inst. 1962/1963 P 95-136,  
D 23 - D 36.
- 8) Shaher Sabit, A. : Regression Analysis of the Resistance Results of the B.S.R.A. Series, I. S. P.  
Vol. 18 Jan. 1971  
Shaher Sabit, A. : An Analysis of the Series 60 Results Part I Regression Analysis of Forms and  
Resistance, I. S. P. Vol. 19 mar. 1972

- Shaher Sabit, A. : An Analysis of the Series 60 Results Part II Regression Analysis of the Propulsions Factors, I.S.P. Vol. 19 Sept. 1972
- Shaher Sabit, A. : The SSPA Cargo Liner Series Regression Analysis of the Resistance and Propulsive Coefficients, I.S.P. Vol. 23 June. 1976
- 9) 土屋 孟：漁船船型の有効馬力に関する統計解析，日本造船学会論文集 第132号 昭和47年
- 10) 永井 保他：高速艇に関する平水中水槽試験結果の統計解析，日本造船学会論文集 第137号 昭和50年
- 11) Holtrop, J. : A Statistical Analysis of Performance Test Results, I.S.P. Vol. 24 No. 270  
1977
- Holtrop, J. and Mennen G.G.J. : A Statistical Power Prediction Method, I.S.P. Vol. 25 Oct.  
1978
- 12) Oortmerssen, G. van : A Power Prediction Method and its Application to Small Ships,  
I.S.P. Vol. 18 No. 207 1971
- 13) Hogner, E. : Influence Lines for the Wave Resistance of Ships - I, P.R.S. - A  
Vol. 155 1938
- 14) 山口 真裕 他：広幅浅喫水船の水槽試験，第34回船舶技術研究所研究発表会講演集，昭和54年12月

## 1.2 傾斜ピエノイド法による船型計画法

本部会における船型計画は多賀野の方法による統計解析を基本に検討を進めるが、幅広船の水槽試験資料が少ないため、造波理論による計画法（傾斜ピエノイド法）によっても検討し、幅広化ひいては浅喫水化が進むのに対し、最適形状は傾向としてどのように変化するかを調査する。

傾斜ピエノイド法は、逆解析法・流線追跡法の一種でイヌイドは船体縦中心面に、ピエノイドは船体表面の内側の両鉛直面に、主船体を表わす特異点分布を配置する。傾斜ピエノイドは、この鉛直面を傾斜させたものである。実用船型に近い船型を得るために、さらに他の特異点系を付加し、低造波抵抗の船型を計画する。

傾斜ピエノイド法では船体を表わす特異点分布として

1. 側面吹き出し分布 (Side Source) : SS
2. 底面二重吹き出し分布 (Bottom Doublet) : BD
3. 鉛直線吹き出し／二重吹き出し分布 (Vertical Line Source / Doublet) : VLS / VLD

を考える。SS は主船体を表わし、BD は平底化のための鉛直軸二重吹き出し分布で船底の内側に配し、VLS / VLD はバルブを表わし、FP, AP に沿って線状に吹き出し、水平軸二重吹き出しを分布させる。これらの特異点分布密度は三角級数の和で表示する。

船型計画はプログラム化され、3段階に分かれ。

1. 各特異点級数の造波特性（含相互干渉）を表わす中間積分表を用意する。造波抵抗は中間積分表と船体特異点要素の2次形式による積和で求められる。
2. BD の特異点強さは予め与えておき（付帯条件）、VLS / VLD は強さをパラメータとして変えるようにしておき、主船体を表わす SS に、排水量・中央断面積一定の拘束条件を課し、SS の最適特異点分布を造波抵抗の変分によって求める。
3. 得られた SS とすでにわかっている BD, VLS / VLD の特異点系による船体表面の流線を追跡し、船型を求める。

中間積分表は従来の線形理論をベースにした式によって求めているが、線形造波理論は均一流での波の伝播を前提とし、船が流体を排除して進む影響を波動の面で無視しているため、たとえ、SS によって、ふくらみのある船型が

得られても、波自身は薄い船の理論の枠内にとどまっている。薄い船から通常の船幅、さらに本研究の対象とする幅広船型になるにつれ、船体自身の排除効果による局部流が波の発生・伝播に影響し、非線形影響がでてくる。そこで傾斜ピエノイド法では、中間積分表（造波特性計算）作成の段階に非線形影響としての  $\mu$ -修正を導入している。すなわち船型を与える特異点分布密度（流線追跡用）を  $\bar{m}(\xi)$  とすると、波・造波抵抗に対する特異点分布密度  $m(\xi)$  は  $\mu$ -修正を受けた強さが対応すると考える。式では

$$m(\xi) = \mu(\xi) \cdot \bar{m}(\xi) \quad (1.2.1)$$

$$\mu(\xi) = 1 - \mu_s(1 - |\xi|) \quad (1.2.2)$$

となる（ここに  $\xi$  は船長方向の独立変数、 $\xi = 1$  は FP に  $\xi = -1$  は AP に対応）。(1.2.2) の  $\mu(\xi)$  は造波抵抗に関するこれまでの線形理論と実験結果を対比することによって思考解析的に得られた式であるが、この考えが正しいことは、その後の波形解析によって検証された。(1.2.2) 式の  $\mu_s$  は船型要素をパラメータとした定数と考えられる。 $\mu(\xi)$  は船体中央部にかけ造波特異点の強さが弱まる形をしている。通常のやせ型船では  $\mu_s = 0.4$  位が適当とされている。船幅が増大するに応じて、非線形修正も強く  $\mu_s$  が大きくなると予想される。逆に、船幅が零の薄い船においては線形理論が成立し、 $\mu_s = 0$ 、 $m(\xi) = \bar{m}(\xi)$  となる。

### 1.3 素成波理論設計法による船型計画法

#### 1.3.1 計画法の概要 (Fig. 1.3.1)

素成波理論設計法は half body concept により船体を前半部と後半部に二分し、前半部  $C_p$  曲線を造波抵抗の見地から最適化しようとするもので、また、船体前半部  $C_p$  曲線は、船型可分原理に基づいて船首部と中央部（平行部）に分けられ、船首部はまず球状船首をもたない主船体について素成波理論が応用され、与えられた船体前半部柱形係数 ( $C_{pp}$ ) に対する最適の船首柱形係数 ( $C_{pe}$ )、船首部長さ ( $\ell_e = 1 - \ell_p$ ) が決められる。また、この船首部  $C_p$  曲線の形状は最小造波抵抗をもつように定められ、しかる後、最適な大きさの球状船首が複合される。船首バルブの附加によって排水量は増加するが、これと対照的に船首部と中央部の  $C_p$  曲線接続箇所の不連続部分はフェアリングによって削りとられ所要の船体前半部  $C_p$  曲線ができる。船体後半部  $C_p$  曲線は造波抵抗よりも粘性抵抗に対する配慮が重要であり別途決定されるものとする。

この設計法は計画フルード数が  $0.18 \sim 0.35$ までの広範囲な船型に対し、造波抵抗減少のため一様に適用できる。設計法により与えられる  $C_p$  曲線の形状は、やせ型高速船においては丸尾、山越の極小造波抵抗理論船型（有限喫水、非線形修正なし）に小型船首バルブを付した形状に、 $C_b > 0.73$  の中低速船では最近の実績の船型形状に近似したものとなる。

本設計法には線形造波抵抗理論（素成波理論）が応用されており、実船に適合させるには非線形性修正が必要である。ここでは SR171 部会においても検討された  $\mu$  修正法（東大）が実用的に取扱いやすくその適用結果もよいので、この考え方を導入した非線形性修正を行う。

#### 1.3.2 船首部 $C_p$ 曲線の数式表示

船首部  $C_p$  曲線（バルブなし）を次の (1.3.1) 式で、そのスロープカーブを (1.3.2) 式で表わし、これに素成波理論を応用すれば最小造波抵抗船型が求められる。この 2 式は第 2 項どまりの簡単な形式であるが、球状船首部を取り除いた主船体を対象とする場合、実用船型設計で取扱う計画フルード数  $F_n \leq 0.35$  の範囲では、第 2 項までで十分な造波減少がえられる。このように三角関数級数の高次項が省略された形式でも前述のとおり精密計算結果にはほぼ等しい最小造波抵抗の  $C_p$  曲線をうることができる。

$$\varphi(\xi) = A \cos a \xi + B \cos 2a \xi + C \quad \dots \quad (1.3.1)$$

$$\dot{\varphi}(\xi) = -Aa \sin a \xi - 2Ba \sin 2a \xi \quad \dots \quad (1.3.2)$$

ここに

$$\left\{ \begin{array}{l} A = b(1 - K_2 + 2bK_2) \\ B = -\frac{b^2 K_2}{2} \\ C = (1 - b)(1 + bK_2) + B \\ b = \frac{1}{1 - \cos a}, \quad a = \frac{\pi}{K_1} \end{array} \right.$$

$\varphi(\xi)$  :  $C_P$  曲線の縦座標値

$\dot{\varphi}(\xi)$  : スロープカーブの縦座標値

$\xi$  : 船体中央部を0, FPを1とした船体の無次元座標値

### 1.3.3 未定係数の決定

Fig. 1.3.2 は素成波理論による数値計算結果から求められたもので、船首フルード数 ( $F_{nE}$ ) をベースに船首部柱形係数 ( $C_{PE}$ ) をパラメータとし、造波抵抗が最小となる  $K_1$  値を求めるようになっており、(1.3.3) 式は同図を数式化したものである。 $K_2$  は (1.3.4) 式によって求められる。(1.3.3) 式の  $K_1$  (計算値) が  $K_1 > 1.6$  のときは  $K_1 = 1.6$  とする。

$$\left\{ \begin{array}{l} K_1 = (2.8C_{PE} - 1.23)\left(\frac{X - F_n}{0.04}\right)^{1.9} + 100X^2 - 49.25X + 7.13 \\ \text{又は} \\ K_1 = (1.83 - 2.75C_{PE})\left(\frac{F_n - X}{0.04}\right)^{1.9} + 100X^2 - 49.25X + 7.13 \end{array} \right. \quad X - F_n > 0 \text{ の場合} \quad (1.3.3)$$

$X - F_n < 0$  の場合

ここで  $X = 0.361C_{PE} + 0.0984$

$$K_2 = C_{PE} \left\{ \frac{bK_1}{\pi} (2b - 1) \sin a - \frac{b^2 K_1}{4\pi} \sin 2a + b(1 - \frac{3}{2}b) \right\} + \frac{bK_1}{\pi} \sin a + 1 - b \quad (1.3.4)$$

なお、Fig. 1.3.3(a)(b) は  $F_{nE}$  をベースに、 $C_{PE}$  ごとに造波抵抗係数 (計算値) を図化したものである。図の係数  $R^*$  と造波抵抗との関係は次のとおりである。

$$\begin{aligned} C_w &= \frac{R_w}{\rho V^2 L^2} = \pi M^2 R^*, \quad M = \int_0^L m(\xi) \cdot \xi d\xi \approx a \left( \frac{\nabla}{L^3} \right) \\ r_w &= \frac{R_w}{\rho V^2 \nabla^{2/3}} = \pi M^2 \left( \frac{L^3}{\nabla} \right)^{2/3} R^* \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (1.3.5)$$

$m(\xi)$  : 等価吹出し分布

Fig. 1.3.2 又は (1.3.3) 式から  $K_1$  (1.3.4) 式から  $K_2$  が求められると (1.3.1) (1.3.2) 式の未定係数  $A, B, C$  は既知となり、最小造波抵抗の  $C_P$  曲線 (バルブなし) およびスロープカーブが決定される。

### 1.3.4 $C_{PE}$ , $F_{nE}$ および中央部長さ ( $\ell_p$ ) の決定

前節で述べた  $K_1$  を求めるには、その前に、与えられた  $C_{PF}$  および計画フルード数 ( $F_n$ ) を満足し、造波抵抗が最小となるように  $C_{PE}$ ,  $F_{nE}$  および  $\ell_p$  が決められなければならない。これは Fig. 1.3.4 を使用し  $C_{PF}$  (バルブなし) と計画フルード数  $F_n$  から縦軸の  $C_{PE}$  (Optimum) を読みとることができる。また、(1.3.6) 式は Fig. 1.3.4 を数式化したもので、この式によって最適  $C_{PE}$  を求めることができる。

$$C_{PE} = 0.677 + 0.195(C_{PF} - 1.02)\left(\frac{F_n}{0.36}\right)^{-\left\{1.95 + 1.38\left(\frac{F_n - 0.19}{0.18}\right)^2\right\}} \quad \dots \dots \dots \quad (1.3.6)$$

$C_{PF}$  値（バルブなし）は、通常バルブ部分面積と肩部フェアリングのための削除面積がほぼ等しく相殺できないとみなして計画  $C_{PF}$  値をそのまま用いてもよい（多少の差は最終段階で  $1 - C_p$  法で補正する）。次に、 $\ell_p$ ,  $F_{nE}$  はそれぞれ（1.3.7）式、（1.3.8）式によって求められる。

$$\ell_p = \frac{C_{PF} - C_{PE}}{1 - C_{PE}} \quad \dots \quad (1.3.7)$$

$$F_{nE} = \frac{F_n}{\sqrt{1 - \ell_p}} \quad \dots \quad (1.3.8)$$

なお、Fig.1.3.4 は次のようにしてつくられた。 $C_{PF}$  を一定として、中央部長さ ( $\ell_p$ ) を増大させると、それに応じて  $C_{PE}$  は減少し船首造波が少なくなるが、対応する船首フルード数 ( $F_{nE}$ ) は逆に増大する。そして  $F_{nE}$  が造波抵抗臨界速力を超過すると急激な抵抗増加が生じる。臨界速力の直前に造波抵抗が最小となる点が存在するのでそのときの  $F_{nE}$  を最適値とするようになされている。このことを Fig. 1.3.3 の上で説明すると  $\ell_p$  の増大により、 $F_{nE}$  が増すと P 点は Q 点に移り抵抗が最小になり、それ以上  $F_{nE}$  が増すと抵抗が急増することが示されている。  $F_n$ ,  $C_{PF}$  の値を種々に変えて  $C_{PE}$  の最適値を求め図化したのが Fig. 1.3.4、数式化したのが（1.3.6）式である。 Fig. 1.3.4 には参考のために（1.3.7）、（1.3.8）式による  $\ell_p$ ,  $F_{nE}$  値をパラメータ線として記入した。●印でプロットされているのが委員会の船型である。図中に太く塗られている線は一般に最も適当と思われる  $C_{PF}$  と  $F_n$  の関係を示すもので、この線上では  $F_{nE}$  はほぼ 0.28 となる。Fig. 1.3.3 をみてわかるように  $C_{PE} = 0.50 \sim 0.51$  の範囲となり、種々の  $C_{PE}$  の抵抗曲線群のなかで  $F_{nE} = 0.28$ ,  $C_{PE} = 0.5 \sim 0.51$  の船型は最低の抵抗値を有し、計画速力以下の速力範囲でフラットな低抵抗をもつ船型であるといえる。委員会船型もほぼこれに近いものが選ばれている。Fig. 1.3.4において  $C_{PF}$  が約 0.765 まで大きくなると  $\ell_p$  は 0.50 近くに達する。船型設計の重点は造波抵抗から粘性抵抗に移り、長大な平行部は肩波が発生するから好ましくなく、主船体の造波は大型船首バルブとの干渉効果で減少を図らなければならない。したがって、本論の最適  $C_{PE}$  値は  $C_{PF} < 0.765$  の船型に対して適用するのが妥当である。 $C_{PF} \geq 0.765$  の船型に対して、本法を適用する場合は  $\ell_p$  値が 0.50 を超さないように限定して肩波発生の防止を図る。そのため Fig. 1.3.4 の斜太線のように  $C_{PE}$  の選定値を大とし、満載時の造波は球状船首効果によって、また、バラスト状態における碎波現象は球状船首の突出等で対処するというように設計法を変換する。

### 1.3.5 非線形修正 ( $\mu'$ 修正)

$\mu'$  修正法の考え方を船体スロープカーブに適用し、あらかじめスロープカーブを線形理論によるものから変形し変形されたスロープカーブが非線形影響をうけると、原カーブに一致すると考える。そうすると変形後のスロープカーブは次の（1.3.9）式で表わされる。

$$\bar{\phi}(\xi) = \frac{\dot{\phi}(\xi)}{\left\{1 - \mu'(1 - \xi)\right\} \int_0^1 \frac{\dot{\phi}(\xi)}{1 - \mu'(1 - \xi)} d\xi} \quad \dots \quad (1.3.9)$$

ここに

$\dot{\phi}(\xi)$  : (1.3.2) 式により求められるスロープカーブ

$\bar{\phi}(\xi)$  : 設計に用いるスロープカーブ（変形後のカーブ）

$\mu'$  :  $\mu$  修正に匹敵する非線形修正係数

「注」 積分項はスロープカーブの面積を 1 に保つためのものである。

$\mu'$  値は Fig. 1.3.5 のものを使う。図の縦軸に  $\mu'(1 - \ell_p)$  あるのは  $\mu'$  は船首入射角に比例して増加するものとし、船首入射角は  $1 - \ell_p$  に逆比例するからである。Fig. 1.3.5 の値は SR 171 報告書記載の内容を参考として決定されている。Fig. 1.3.6 は Fig. 1.3.5 を委員会船型に当てはめた場合の  $\mu'$  値を示すもので、M 20, M 21 は東大のモデル番号である。

### 1.3.6 波位相の修正

実用船型の船首波を  $\sin$  波としてみた場合、バルブ中心が FP にあるときは、その波発生点は FP から若干後方へずれる。その量を Fig. 1.3.2, Fig. 1.3.3 の最小造波抵抗船型について計算し、まとめられたのが Fig. 1.3.7 で波発生点のずれる量が  $L$  に対する比率で与えられている。図は  $d_L = 0.06$  について示したものであるが、造波減少がえられる範囲では、 $d_L$  が図と異なっても大差なくこの図を用いても実用上支障がない。なお、 $\frac{h(40)}{L}$  の 40 は  $\theta = 0 \sim \frac{\pi}{2}$  の素成波の  $\theta$  のうち、 $40^\circ$  のものを代表として選んでいることを意味する。Fig. 1.3.7 を数式化したもののが次式である。

$$-\frac{h(40)}{L} = 0.07 \left( \frac{|F_n - X|}{Y} \right)^n - 0.938 X + 0.249 \quad \dots \quad (1.3.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} X = 0.827 C_{PE}^2 - 0.685 C_{PE} + 0.37 \\ Y = 2.419 C_{PE}^2 - 1.838 C_{PE} + 0.383, \quad \text{ただし, } 0.56 \geq C_{PE} \geq 0.48 \\ \text{又は } Y = 2.419 C_{PE}^2 - 1.838 C_{PE} + 0.383 \\ \quad + \left( \frac{C_{PE} - 0.56}{0.04} \right)^{27} \times 0.049 \quad \text{ただし, } C_{PE} > 0.56 \\ n = -53.91 C_{PE}^2 + 44.58 C_{PE} - 5.6 \end{array} \right.$$

$\frac{h(40)}{L}$  は FP から後方向が負号を示すようになっている。球状船首の波位相は  $-\sin$  波のものに近いから適切な造波キャンセルをうるためには、球状船首中心を上述の  $\frac{h(40)}{L}$  だけ FP から後方へずらさなければならない。この不合理をなくし、球状船首中心を FP の位置に置けるように逆に主船体を前方へ移動させる。すなわち、Fig. 1.3.8 のスロープカーブのピーク P 点は  $P'$  点へ移される。横座標の移動は  $1 - C_P$  法に従って  $\xi$  から新しい  $\xi'$  に次の (1.3.11), (1.3.12) 式に従って変換され  $\bar{\phi}(\xi)$  曲線から  $\bar{\phi}(\xi')$  曲線がつくられる。

$$\left\{ \begin{array}{l} P \text{ 点より後方 : } \xi' = \xi + \frac{\xi \cdot k_2}{\xi_p} \\ P \text{ 点より前方 : } \xi' = \xi + \frac{(1 - \xi) k_2}{1 - \xi_p} \end{array} \right. \quad \dots \quad (1.3.11)$$

$\xi'$  :  $1 - C_P$  法で変換される新しい座標

$\xi_p$  :  $\bar{\phi}(\xi)$  曲線のピーク P 点の横座標値

$$k_2 = 2 \times \left( \frac{-h(40)}{L} \right) - \frac{F_{nE}^2}{8} \quad \dots \quad (1.3.12)$$

$\frac{h(40)}{L}$  : Fig. 1.3.7 又は (1.3.10) 式から求める値

船首バルブの波はそれ自体が非線形性によって波発生点は線形理論値より前方へずれるがその量はそれほど大きくない。一方、バルブ後方の主船体ヘフェアな形状でつながる部分はライン・シンクの役目を果たしバルブの波発生点は後方へ移る。以上の両者を含めて (1.3.12) 式の第 2 項が  $k_2$  の補正項としてつくられた。これにより、 $k_2$  の値は Fig. 1.3.7 のものよりやや小さくなる。

### 1.3.7 $C_P$ 曲線（バルブなし）の決定

$\mu'$  修正、 $k_2$  修正がなされたスロープカーブ  $\bar{\phi}(\xi')$  をシンプソン法で数値積分し  $C_P$  曲線を求め、次に中央部船体 ( $\ell_p$ ) を複合する。けれども非線形修正により  $C_{PE}$  は若干 (0.02 度程) 減少している。これを  $C_{PE}'$  とすると

$C_{PE}'$  は (1.3.13) 式、又は  $C_p$  曲線をシンプソン積分して求められる。

$$C_{PE}' = \int_0^1 \xi' \bar{\phi}(\xi') d\xi' \quad \dots \dots \dots \quad (1.3.13)$$

$C_{PE}$  から  $C_{PE}'$  への減少量は微小として  $1 - C_p$  法を使用しても造波特性への影響は少ないとする。そして計画  $C_{PF}$  値を保ちうるよう  $1 - C_p$  法で  $\ell_p$  を  $\ell_p'$  に次式のどおり修正する。

$$\ell_{P'} = \frac{C_{PE} - C_{PE'}}{1 - C_{PE'}} \quad \dots \dots \dots \quad (1.3.14)$$

あるいはタイプシップが与えられ、それと比較検討する場合（今回のような場合）、本法の  $C_p$  曲線をタイプシップのものに重ね合わせたとき、本法の  $C_p$  曲線が変曲点でタイプシップの  $C_p$  曲線上にクロスするように  $\ell_p'$  を決める。

新しい  $C_p$  曲線の横座標  $\xi''$  は次の (1.3.15) 式となる。

$$\xi'' := 1 - (1 - \xi') (1 - \ell_p') \quad \dots \quad (1.3.15)$$

$\ell_p'$  : 修正後の中央部長さ

### 1.3.8 球状船首の大きさおよび突出値

本法の球状船首の大きさは Fig. 1.3.9 又は (1.3.16) 式により決められる。同図は  $\frac{d}{L} = 0.06$  に対するものであるが、 $\frac{d}{L}$  がこれと異なっても、実用範囲内では誤差が少ないから、この図をそのまま使用する。同図を数式化したのが (1.3.16) 式である。

$$\frac{A_0}{A_{\infty}} = \left\{ (17.77C_{PE}^2 - 14.508C_{PE} + 2.926)(F_{nE})^{24} + 0.025 + 0.2(\frac{V_B}{V_B} - 5.25) \right\} \\ + (1.328C_{PE} + 0.368) \left( \frac{F_n - X}{0.7 - 2X} \right)^2 \left( 1 - \frac{F_n - X}{0.7 - 2X} \right)^2 \quad \dots \quad (1.3.16)$$

$$X = -0.111 C_{PE}^2 + 0.013 C_{PE} + 0.28$$

$F_n - X \leq 0$  の場合は上式の第2項を0とする

$A_0$  : バルブ中心における横断面積

$A_x$  : 中央橫斷面積

この図は次のようにしてつくられた。丸尾・石井半没水船理論の主船体は本論船型の  $k_1 = 1$ ,  $k_2 = 0$  の場合に相当し、そのときの最適没水体直径は半没水理論で計算できる。そこで本論船型の造波抵抗計算値と半没水船理論の主船体の造波抵抗計算値の比率を求め、本法船型の最適球状船首大きさは、半没水理論船型の没水体最適断面積に上記比率を乗じたものであるとみなし、えられた結果を  $A_0/A_{\text{最}}$  に直し実船修正値として 0.025 を加算しまとめられたものである。

バルブ中心からバルブ尖端までの突出値は(1.3.17)式を用いる。

$$b = 0.785 \sqrt{\frac{4}{\pi} \left( \frac{A_o}{A_{\infty}} \right) \left( \frac{B}{L} \right) \left( \frac{d}{L} \right) C_M} \quad \dots \dots \dots (1.3.17)$$

b : バルブ突出値 ( $\frac{L}{2}$  に対する比率)

$\frac{A_0}{A_\infty}$  : バルブ中心の断面積（中央最大断面積との比）

本設計法は垂直舷側のU型の肋骨線形状、いわゆる elementary Ship を想定してつくられたもので、 $C_B$ の大きな船型 ( $C_B \geq 0.7$ ) では肋骨線の傾斜が少ないので、今までに求められた  $C_P$  曲線をそのまま最適形状として扱って

も実用上大差ないが、やせ型船では肋骨線傾斜の度合が強くなるので、そのために最適  $C_p$  曲線の形状修正が必要である。この方法として別所の波なし分布の応用法がある。具体的にこれを適用してみると、 $C_p$  曲線の船首部形状のホローの度合いが強められる。従って、別所の方法を次の方法に置き換えることにした。すなわち  $C_p$  曲線の形状をそのままにして、取付ける船首バルブ中心を FP から前方へずらせる。 $C_p$  曲線の S.S.  $9\frac{1}{2}$  より前部の形状を移動したバルブ中心に接続すれば、結果的に  $C_p$  曲線の船首ホロー度合が強められることになり、波なし分布応用の肋骨線傾斜修正が行なわれたのと同じ結果がえられる。この方法はまた、肋骨線傾斜によって水面附近の非線形性が強まることへの対応策となり、自由表面衝撃波が発生し易くなることに対し、船首入射角を減じてこれを防止しようとの措置にも通じるものである。波なし分布応用の  $C_p$  曲線修正法は手順が複雑であるから、本法ではこれをバルブ中心移動の方法に置きかえ、次式によって移動量  $k_3$  を求める。

$$k_3 = 0.1 (\triangle \eta_{\max}) \quad \dots \quad (1.3.18)$$

$k_3$  : FP から前方、バルブ中心までの水平距離、( $\frac{L}{2}$  に対する比)

$\triangle \eta_{\max}$  : L.W.L. 曲線と  $C_p$  曲線の値の差の最大値

船首バルブの FP からの突出値  $\ell_B$  ( $\frac{1}{2}$  に対する比率) とすると  $\ell_B$  は次式となる。(Fig. 1.3.1 参照)

$$\ell_B = k_3 + b \quad \dots \quad (1.3.19)$$

### 1.3.9 球状船首の取付けおよび $C_p$ 曲線肩部のフェアリング

Fig. 1.3.1 に示される球状船首のくさび状に  $C_p$  曲線に附加される部分は、FP からフェアーナ曲線で原  $C_p$  曲線に切るように決められる。球状船首とその後方の附加部分は (1.3.20) 式で表わすことができる。この式を計算し主船体の  $C_p$  曲線に重ね合わせる。

$$\phi_B(\xi'') = 16.339 x^2(1-x)^2 \left( \frac{A_0}{A_\infty} \right) \quad \dots \quad (1.3.20)$$

$$\dot{\phi}_B(\xi'') = 34.639 x(x-0.5)(x-1) \frac{A_0}{A_\infty} / (0.925 + k_3 - \xi_q) \quad \dots$$

$$\xi'' = \xi_q + 0.075 + 1.887 (0.925 + k_3 - \xi_q) x$$

ただし  $0 \leq x \leq 0.53$

$\phi_B(\xi'')$  : 船首バルブ  $C_p$  曲線の縦座標値

$\dot{\phi}_B(\xi'')$  : 同スロープ曲線の縦座標値

$\xi''$  : 同横座標値

$\xi_q$  : 主船体  $C_p$  曲線変曲点の横座標値

(1.3.20) 式は主船体  $C_p$  曲線の変曲点前方 0.075 の位置で主船体に接し、船首バルブ中心の少し手前がピークとなる 4 次曲線である。

$C_p$  曲線の肩部はスロープ曲線をみて明らかなように不連続点が存在するから、中央平行部長さ ( $\ell_p''$ ) が Fig. 1.3.4. 記載の標準値、もしくは設計的に決められた任意の長さになるように、変曲点から後方の  $C_p$  曲線を修正(フェアリング)しなければならない。スロープ曲線の形状を図示のように、その面積が不变なように変更し、もっともフェアーナ曲線に変え、所要の  $C_p$  曲線が求められる中央平行部長さが大きい船ではスロープ曲線のピークが尖鋭となるので、フェアリングに際し、スロープ曲線の尖端が若干削されることもある。以上の方法は慣れると容易であるが、個人差によるフェアリング結果の変動をなくすため、数式によりこれを行うことも考慮した。新しく決めた中央平行部長さを  $\ell_p''$  とし、 $\ell_p''$  の前端点と  $C_p$  曲線変曲点の間に次の (1.3.21) の高次式を当てはめる。

$$\phi_{sh}(\xi'') = (1 - \phi_Q)x^4 - 2(1 - \phi_Q)x^3 + 1 \quad \dots \quad (1.3.21)$$

$$\dot{\phi}_{sh}(\xi'') = \frac{2(1 - \phi_Q)x^2(2x - 3)}{-2(1 - \phi_Q) + kn(1-x)^{n-1}}$$

$$\xi'' = \frac{-2(1 - \phi_Q)x}{\dot{\phi}_Q} - k(1-x)^n + \xi_Q + \frac{2(1 - \phi_Q)}{\dot{\phi}_Q}$$

ただし  $0 \leq x \leq 1$

$$\text{ここに } k = \xi_Q + \frac{2(1 - \phi_Q)}{\dot{\phi}_Q} - \ell_p'' \quad \dots \quad (1.3.22)$$

$$n = 1.15 + 1.15 \left( \frac{0.5 - \ell_p''}{0.5} \right)^2 \quad \dots \quad (1.3.23)$$

$\phi_{sh}(\xi'')$  :  $C_p$  曲線（肩部）の縦座標値

$\dot{\phi}_{sh}(\xi'')$  : スロープ曲線（肩部）の縦座標値

$\phi_Q$  :  $C_p$  曲線変曲点の縦座標値

$\dot{\phi}_Q$  : スロープ曲線ピークの縦座標値

$\xi_Q$  :  $C_p$  曲線変曲点の横座標値

$\xi''$  : 求める肩部曲線の横座標値

(1.3.21) 式の係数は、この曲線が  $C_p$  曲線変曲点および中央平行部端において原  $C_p$  曲線にフェアーに接するよう条件付けて決められており、かつ平行部長さが任意の  $\ell_p''$  を満足するよう4次式を  $\xi$  方向へ  $(1-x)^n$  に比例して非線形に引伸ばし高次曲線としたものである。この  $n$  の次数が大きくなると曲線は肩張りとなる。また  $\ell_p''$  が大きい（中央平行部が長い）場合、肩部曲線の曲率の変化率が大となり、いわゆる肩波発生のおそれがある。これを防止するため、(1.3.23) のように  $\ell_p''$  を変数とし、実績値を根拠に  $n$  値を決めるようにした。以上のようにして数式によるフェアリングが行えるが、変曲点の位置が S.S. 8 より前方にある場合は、前述のとおりスロープ曲線のピーク値を 0.03~0.05 程度小さくして計算すると曲線はよりフェアーとなる。

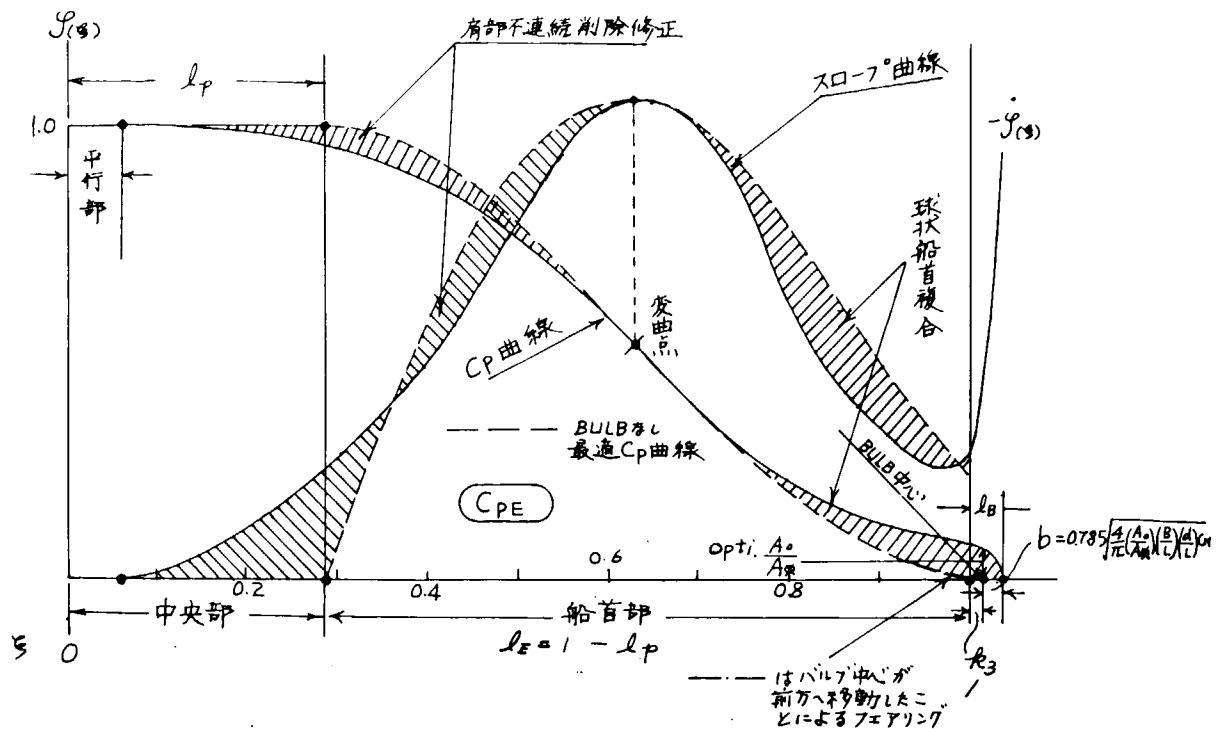


Fig. 1.3.1  $C_p$  曲線の書き方

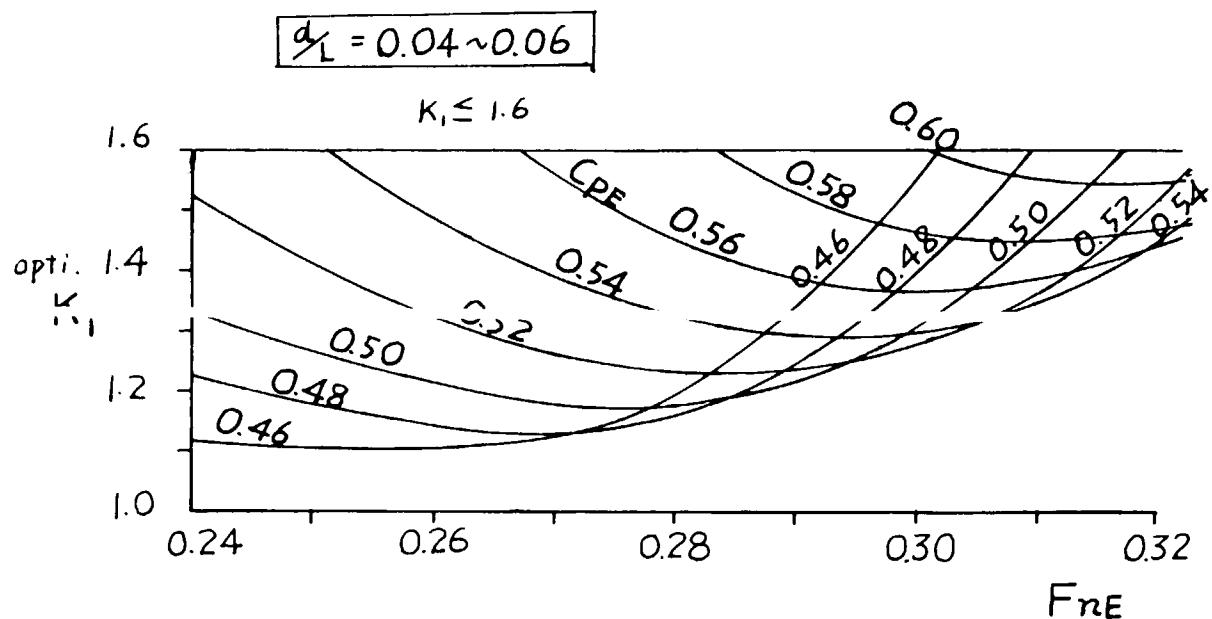


Fig. 1.3.2 Opti  $K_1 \sim F_{nE}$  Curves

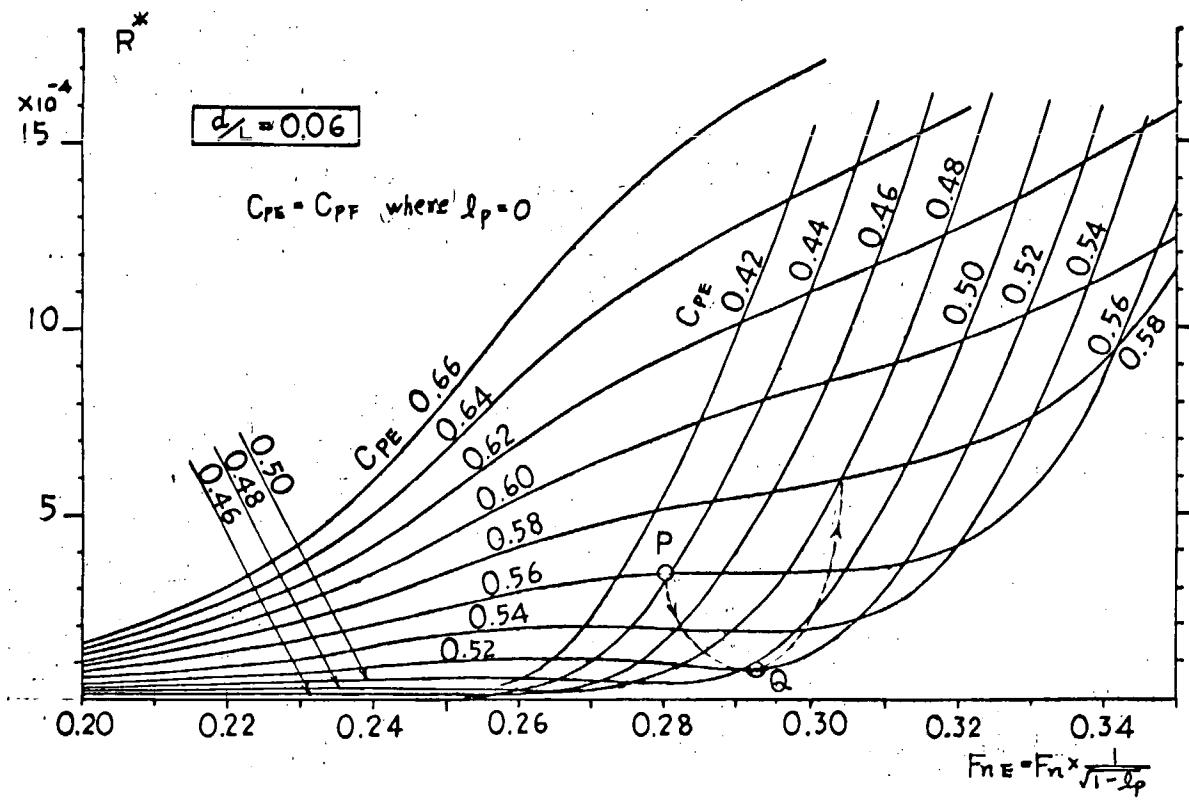


Fig. 1.3.3 (a)  $R^* \sim F_{nE}$  Curves

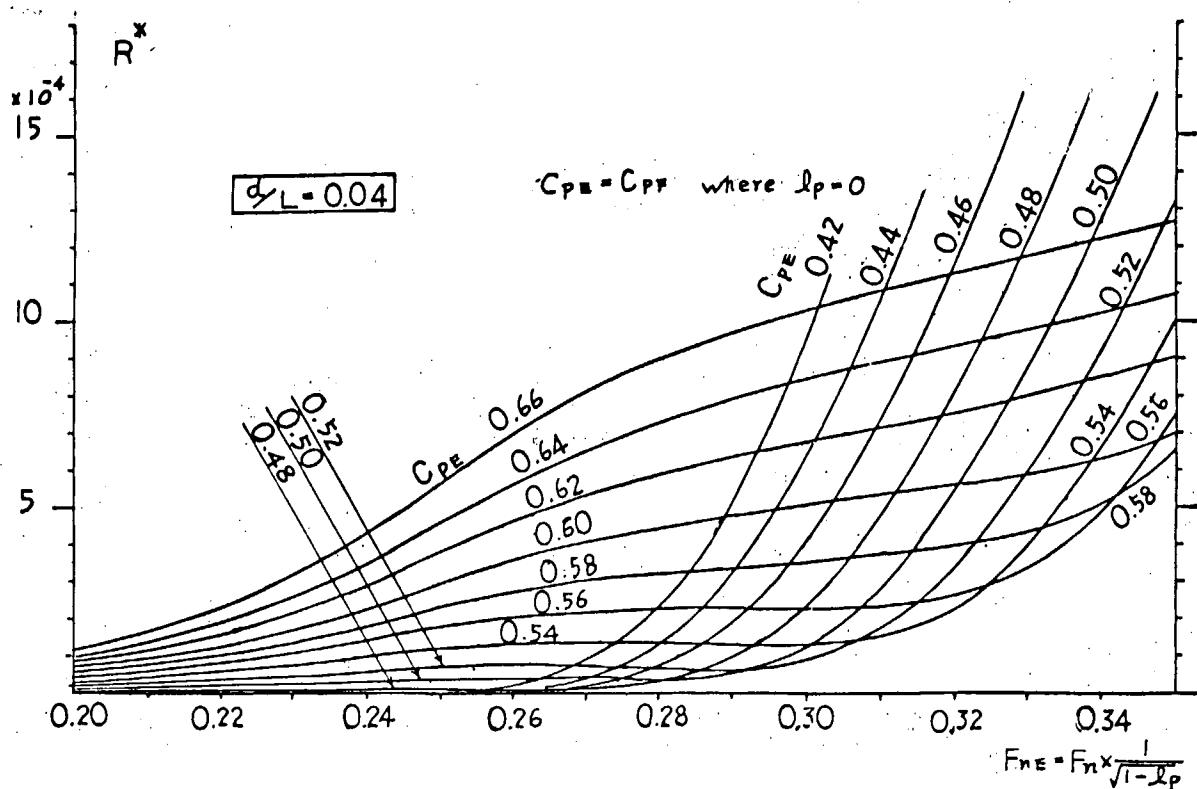


Fig. 1.3.3 (b)  $R^* \sim F_{nE}$  Curves

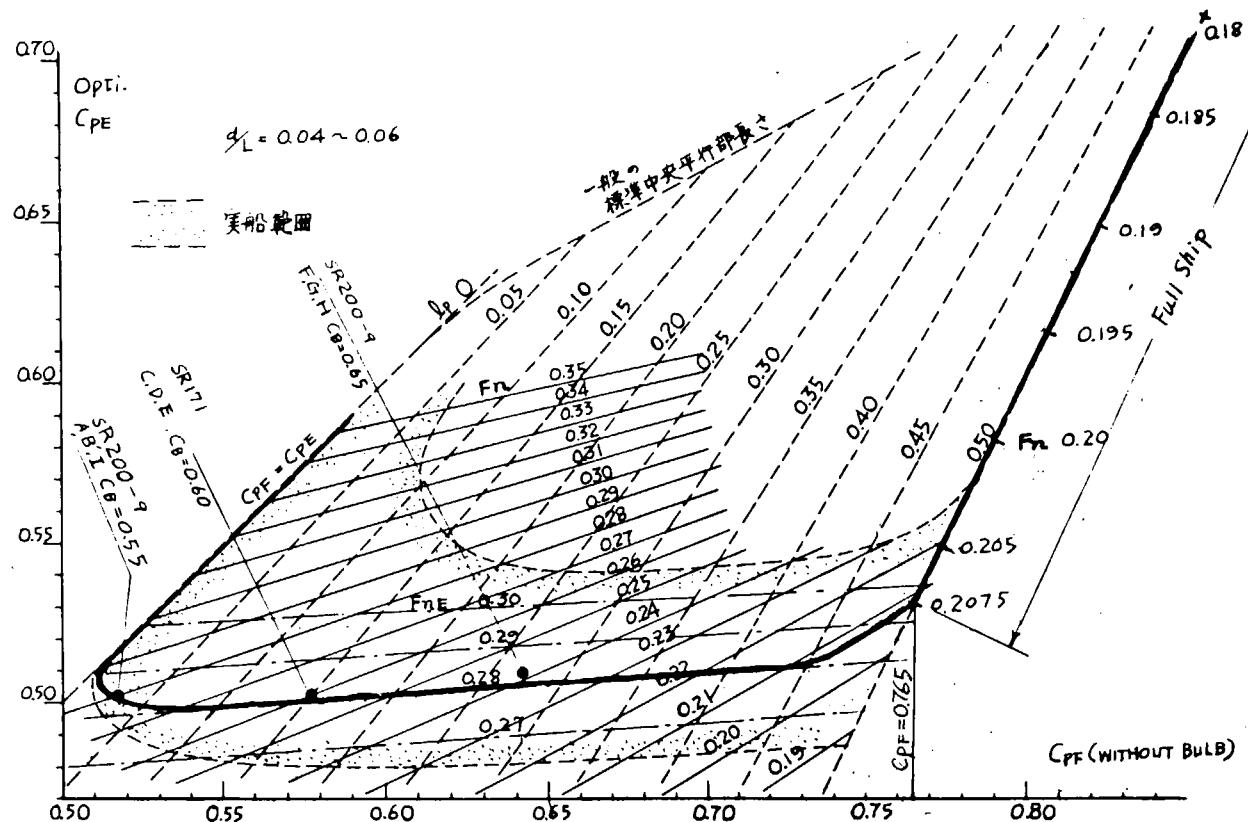


Fig. 1.3.4 Opti  $C_{pE}$  ~ Designed  $C_{pF}$  (WITHOUT BULB) Curves

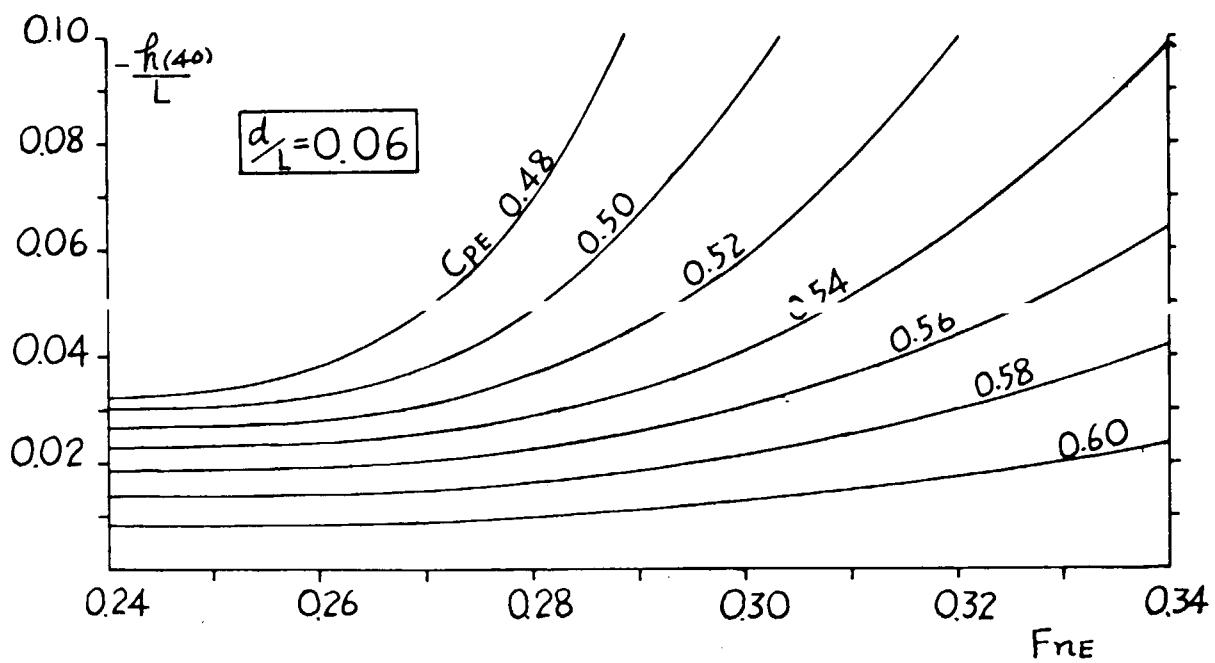


Fig. 1.3.7  $\frac{-h(40)}{L} \sim F_{nE}$  Curves

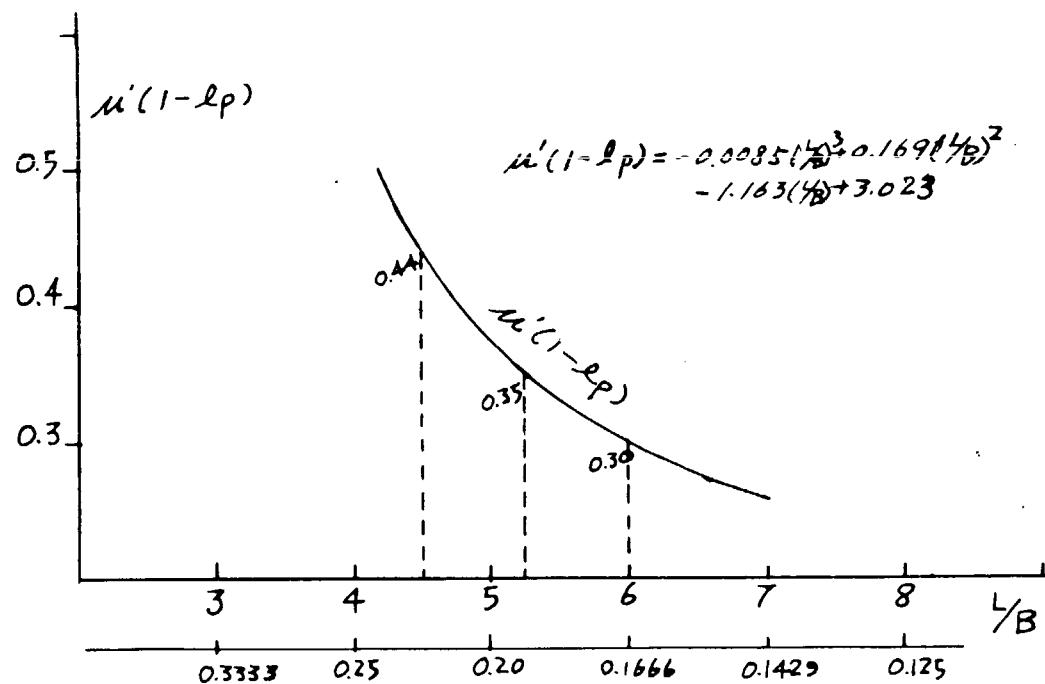


Fig. 1.3.5  $\mu' (1-\ell_p) \sim L/B$  Curve

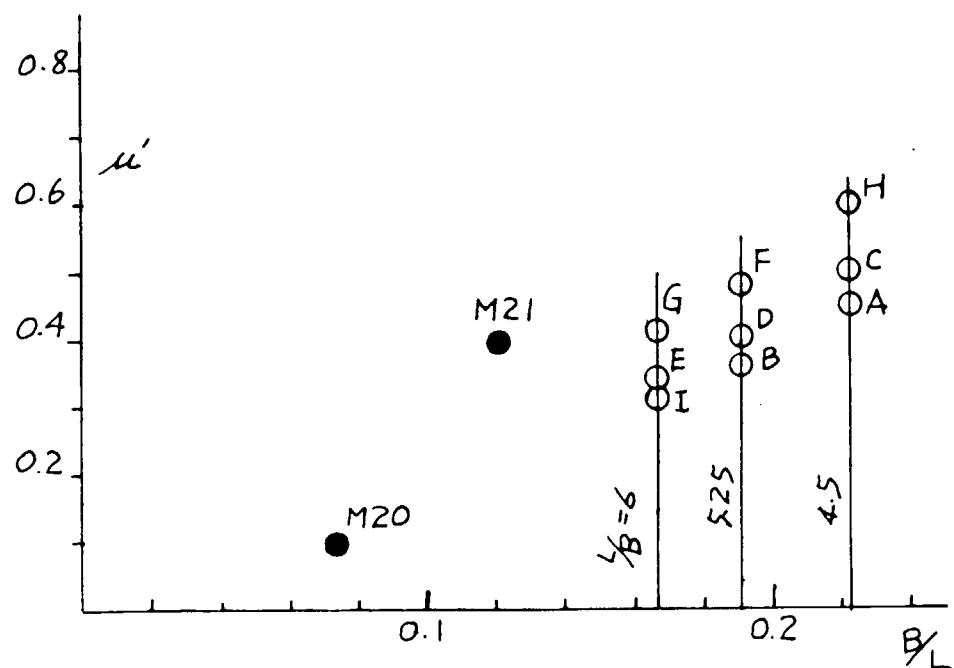


Fig. 1.3.6 本部会船型の  $\mu'$  値

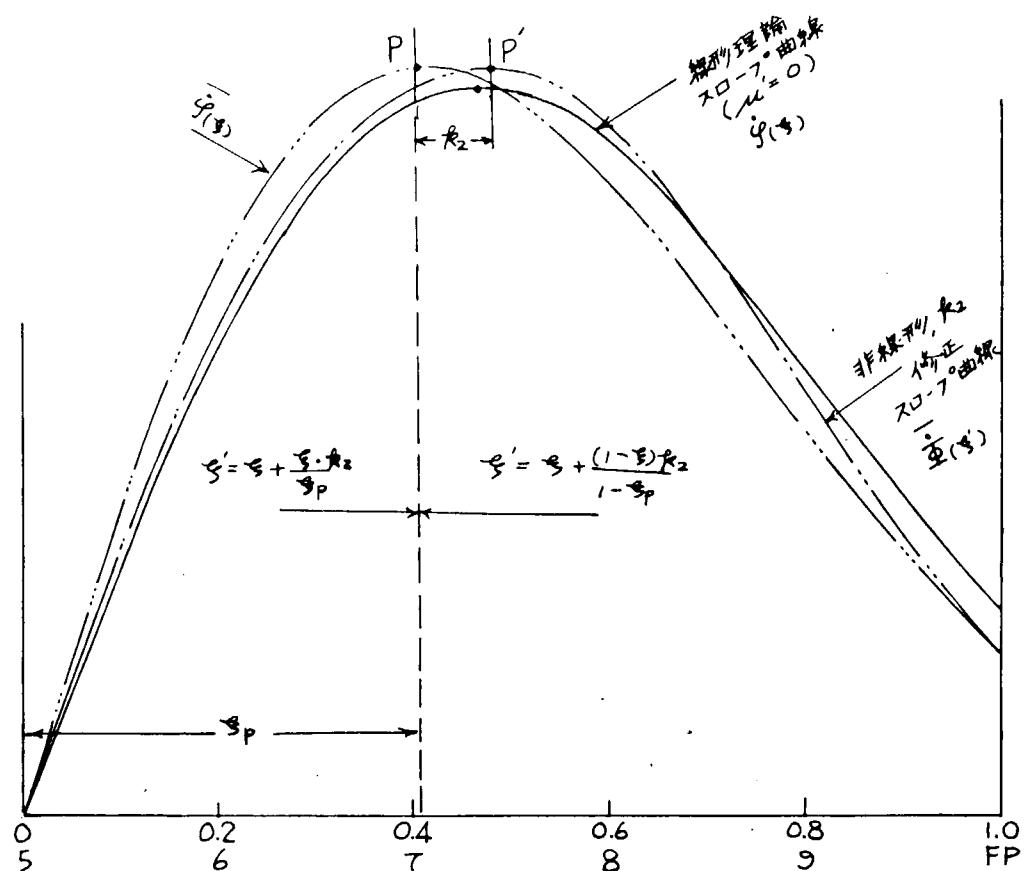


Fig. 1.3.8 スロープ曲線の非線形性修正法

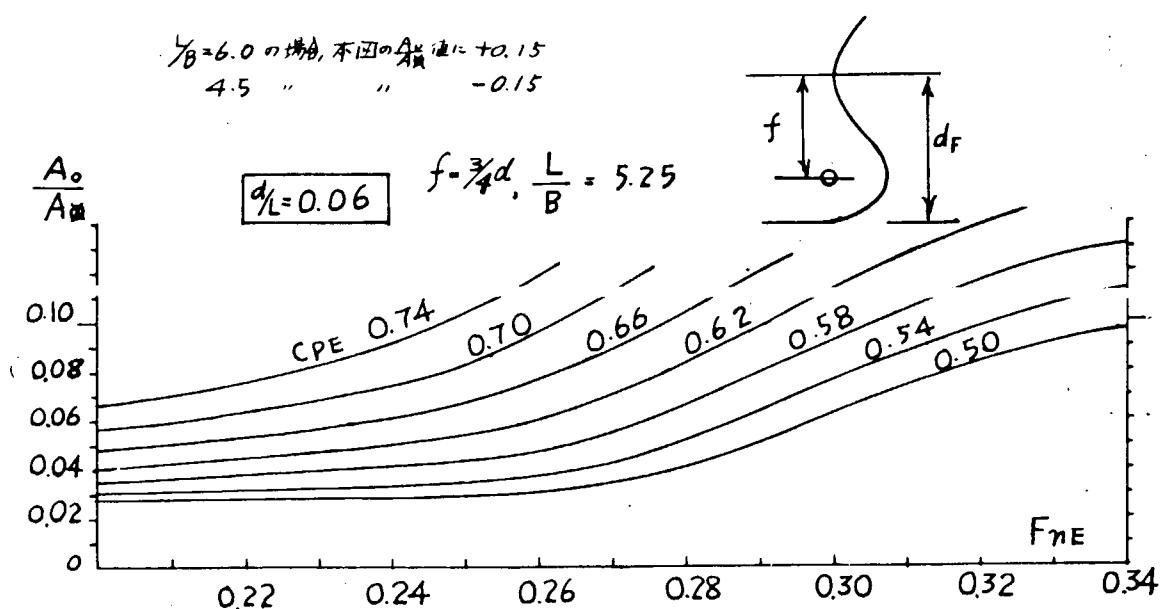


Fig. 1.3.9  $\frac{A_o}{A_{\infty}} \sim F_{nE}$  Curves

## 第2章 船型計画法の応用例

### 2.1 船型計画基本方針とその推移

幅広浅喫水船で、抵抗・推進性能の優秀な船型を設計するにはそれらの船型の特徴を考慮した設計図表あるいは水槽試験資料が必須である。しかし、既存の設計図表および水槽試験資料の中には、幅広浅喫水船の例は極めて少なかった。そこで、SR 171 研究部会では、新たに系統的模型試験を実施することにし、次のような計画を立案した。

基本シリーズとして、 $\frac{B}{d} = 3.4$  と一定して、 $C_B = 0.55, 0.60$  および  $0.65$  と変化させるとともに、 $\frac{L}{B} = 6.0, 5.25$  および  $4.5$  と変化させたものを組み合せた A から G までの 7 隻 (Fig. 2.1.1) を考えた。 $C_B$  の値に応じて  $C_B$  の大きい方から  $F_n = 0.24, 0.26$  および  $0.28$  と設計速力を変化させることとした。さらに、この 7 隻の中から 1 船型を選び、 $\frac{B}{d} = 3.7$  および  $4.0$  と変化させた 2 隻と、横截面積曲線を変化させた 2 隻の合計 4 隻の模型船を追加して、総計 11 隻からなる系統的模型船の水槽試験を実施することとした。

その後の造船事情によって研究計画の見直し作業が実施され、SR 171 としては Fig. 2.1.1 に示すように  $B$  (52 年度)、 $C, D$  および  $E$  船 (53 年度) の 4 隻の水槽試験を実施したところで中止することとなった。

SR 171 の研究中止を受けて、SR 200-9 では最初の水槽試験計画を再検討し、今回は  $\frac{B}{d} = 3.4$  の場合のみと限り、また  $C_B$  および  $\frac{L}{B}$  の残りの交差点上の 2 隻 ( $H$  と  $I$  船) を加えて合計 9 隻の系統的模型船の水槽試験を実施するよう計画を変更し、運輸省船舶技術研究所と日本造船技術センターの協力を得ることとした。

これら 9 隻の船型は、前章の船型計画法で述べた方法によって、幅広・浅喫水でかつ造波抵抗が計画速度小さいとして求めた。しかし、その時々の作業段階において最適と考えて求めており、9 隻の船型計画を全て同じ作業段階で実施したのではなく、以下に示すように、その折々において最適と考えた船型を求めて水槽試験を実施した。

#### (1) $B, B'$ 船の船型計画 (昭和 52 年度 SR 171)

$\frac{L}{B} = 5.25, C_B = 0.55$  の  $B$  船を第 1 船と考えて、多賀野氏の統計解析の方法によって、最適船型を求めた。この際に収集した水槽試験資料は 160 余隻であるが、当時では幅広船の資料が少なかった。得られた船型について、傾斜ピエノイド法及び図式素成波理論設計法によって吟味した。

#### (2) $C, D, E$ 船の船型計画 (昭和 53 年度 SR 171)

$C_B = 0.60$  で  $\frac{L}{B} = 4.5, 5.25$  および  $6.0$  の 3 隻の船型計画を前記  $B, B'$  船の水槽試験結果を考慮して、実施した。

#### (3) $F, G, H$ 船の船型計画 (昭和 54 年度 SR 200-9)

$C_B = 0.65$  の  $\frac{L}{B} = 4.5, 5.25$  および  $6.0$  の 3 隻の船型計画は、新たに水槽試験資料収集の作業から始めた。SR 171 当時は幅広船の資料が少なく、その後 13 隻程の資料を加えたが、それでも十分な数ではなかった。

また、 $C_B = 0.65$  附近の資料も少なかったので、資料収集に励んだ。約 400 隻程度のとき模型製作の工程から、統計解析の方法を使用して、最適船型を決定した。

#### (4) $A, I$ 船の船型計画 (昭和 54 年度 SR 200-9)

$F, G, H$  船の船型計画に引き続き、 $C_B = 0.55, \frac{L}{B} = 4.5$  と  $6.0$  の  $A, I$  船の船型計画を統計解析の方法で実施

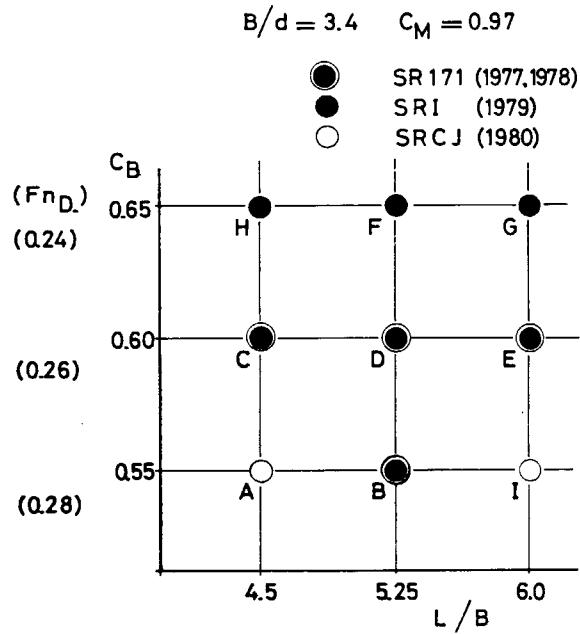


Fig. 2.1.1 Principal Dimensions

した。日本中型造船工業会「内航船推進委員会」の模型船の水槽試験結果を活用して、船型を決定した。

## 2.2. B, B' 船の船型計画

B, B' 船の主要目は、 $C_B = 0.55$ ,  $\frac{L}{B} = 5.25$ ,  $\frac{B}{d} = 3.4$  で計画速力は  $F_n = 0.28$  である。船型計画の詳細は SR 171 研究部会報告（研究資料 № 299 と № 317）にある。SR 171 で最初に選んだ研究対象船が B ( SRC 模型番号 3537  $L_{pp} = 4.5 \text{ m}$  ) であった。本船の横截面積曲線は統計解析による検討を主に、橘氏の素成波理論を応用した図式設計法による検討を一つの check method として決定され、 $R_0 R_0$  船に要求される水線面積係数を充分に確保した、V型肋骨船として水槽試験が行われた。その結果は他の類似の要目船に比べ抵抗性能が劣ることが判った（SR 171 昭和52年度研究）。性能悪化の原因を調査する目的も含めて、翌年度傾斜ピエノイド法によって、最適横截面積曲線を再検討した。その結果、最適の横截面積曲線は、統計解析から得られたものとほぼ一致することがわかった。

一般に  $R_0 R_0$  船は排水量に余裕がある反面、広い甲板面積を要求される。その結果船首は V 型肋骨になりがちである。V 型肋骨によって船首の水線形状をふくらませることは、推進性能を悪化させることはよく知られている。そこで  $R_0 R_0$  船として要求される甲板面積を極度に抑え、SR 171 B と同じ主要目、同じ横截面積曲線で U 型肋骨の船型 B' の水槽試験が日本造船技術センター（SRC）の自主研究として実施された（SRC 模型番号 R009  $L_{pp} = 4.5 \text{ m}$ ）。その結果の剩余抵抗係数  $r_R$  は  $F_n = 0.14 \sim 0.31$  の全計測域で、SR 171 B より低く、とくに計画速力  $F_n = 0.28$  では  $r_R \sim F_n$  曲線が hollow となり船型計画上望ましい結果を与えていた。このように水線（肋骨形状）の影響は無視できないことが判った。

統計解析による造波抵抗の推定は横截面積曲線を 7 個の coordinate における値で代表させ、それらの影響という形で表現されるので上記肋骨形状または水線の違いは表現し得ない。その場合統計解析は、そのデータが生まれた船型母集団のもつ平均的な肋骨形状に対し推定を行うことになる。逆に言えば、肋骨形状をそろえた統計母集団を用いないと推定はあやしくなるし、また統計母集団と異なる肋骨形状船の推定は実際と異なる結果を与えるので注意しなければならない。

### 2.2.1 統計解析による検討

統計解析は SRC ならびに日立時代の船舶技術研究所（SRI）で試験されたやせ型模型船 165 隻のデータによることとし、対象は 1 軸船に限定し、しかも極端な形状、結果を与えたものは除外した。収集の範囲は  $C_B = 0.50 \sim 0.675$ ,  $\frac{L}{B} = 5.0 \sim 7.8$ ,  $\frac{B}{d} = 2.2 \sim 4.6$  である。これらのデータ船を、 $C_B$  別に 3 区分し、B 船型の計画には、 $C_B$  の最も小さいグループ、タイプ I, 81 隻 ( $C_B = 0.50 \sim 0.575$ , 内バルブ付 70 隻) のデータを用いることとした。試験結果を Schoenherr ベースの 3 次元解析に統一、低速抵抗試験による Form Factor の採用に努め、出来ないものは、多賀野のやせ型船に対する推定式

$$k = 1.55 C_M / (\frac{L}{B} \cdot \sqrt{C_B \cdot \frac{B}{d}}) \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.1)$$

を用い、造波成分を抽出した ( $k_M$  方式)。なお全データを (2.2.1) 式で解析したものを  $k_C$  方式と呼ぶことにする。造波抵抗係数  $C_w$  の推定に用いたプリズマ点列は 7 点、F.P.,  $9\frac{1}{2}$ , 9, 8,  $6\frac{1}{2}$ ,  $3\frac{1}{2}$ , 1 の位置のものである。

SR 171 B の計画に先立ち、タイプ I 81 隻データ群について、(1)プリズマ点列の相互相関分析、(2)船型要素と造波特性に関する一般的チェック、(3)母集団の規模、(4)幅広・浅喫水船に本データを応用した場合の既存チャートによる推定結果との比較等を行い、本データの有効性を確認した。

SR 171 B の横截面積曲線を選定するにあたり、データの主要目分布平均を求め、これに近い船を抽出、中でも  $C_B$  が 0.55 に近く、プリズマカーブも平均に近いもの M5 ( $C_B = 0.559$ ,  $\frac{L}{B} = 7.0$ ,  $\frac{B}{d} = 2.4$ ,  $C_P = 0.576$ ,  $C_M = 0.970$ ,  $L_{ch} = 1.67 \% L_{pp}$ ) を選出し、M5 の変形によって船型改良を進めた。

変形は M5 - A から K まで11種、設計速力  $F_n = 0.28$  における影響線関数（第1変分、第2変分）の他、 $C_w$  の直接推定により考察し、変形パターン M5 - B が有利であると判断した。Fig. 2.2.1 にタイプIの平均プリズマ点列とその標準偏差点列、Fig. 2.2.2 に M5 および M5 - B のプリズマ変形パターンを示す。また、Fig. 2.2.3 にこれらの  $C_w \sim F_n$  曲線を示す。

その後 SRC において供試模型の線図が検討され、その2次修正案が SR171B 供試船型となった。Fig. 2.2.4, Fig. 2.2.5 に、プリズマ曲線、 $C_w$  推定結果を示す。図中 DEFORM B OF M5 は M5 - B に、MODIFIED BY SRC (2nd) が SR171B に対応する。

## 2.2.2 傾斜ピエノイド法による検討

傾斜ピエノイド法により SR171B の船体前半部の計画を試みた。SR171B の  $C_M = 0.97$  に合わせ、かつ排水量の前後配分  $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$  をもとに計画速力を  $K_0 L = 13$  ( $F_n = 0.277$ ) とし、SR171B の船体前半部から求めた前後対称船 SR171BA を母型として計画した。

計画に際し、問題となったのは  $\mu_s$  をいかに選ぶかである。東大水槽における従来の研究によれば、 $\mu_s$  は  $\frac{B}{L} = 0.074$  の薄い船 M20において 0.1,  $\frac{B}{L} = 0.118$  の M21において 0.4 が適当としている。SR171B では  $\frac{B}{L} = 0.19$  と幅広で、いくらにとるべきか、またどのような修正式が適当か明らかでない。しかし前章にもふれたように  $\mu_s$  が大きくなる傾向にあると考えられる。そこで SR171 研究では  $\mu_s = 0.4$  の場合 (SR171BII) と 0.6 の場合 (SR171BN) を試み、 $\mu_s = 0.4 \rightarrow 0.6$  の幅広化の影響を定性的傾向として調査した。なお、後述するように SR171 では C, D, E 船の計画についても傾斜ピエノイド法の結果を参考にした。これらの計画で採用した  $\mu_s$  を Fig. 2.2.6 に示す。

変分結果の特異点を用い、流線追跡を行い、さらに横截面積曲線を求めた結果の  $C_p$ -曲線を Fig. 2.2.7 に、また水線を Fig. 2.2.8 に示す。 $C_p$ -曲線についてみると、 $\mu_s = 0.4$  の BII は母型 SR171B に比べ、SS 9 1/2, 6 で小さく、その間では逆に大きく、差が認められる。 $\mu_s = 0.6$  の BN においてもほぼ同様の傾向にあるが、SR171B の結果に接近することが判る。水線に関しては BII, BN ともに甲板面積に特別の条件を付さなかつたため SR171B とはかなり小さいもの、U型の船型となっている。

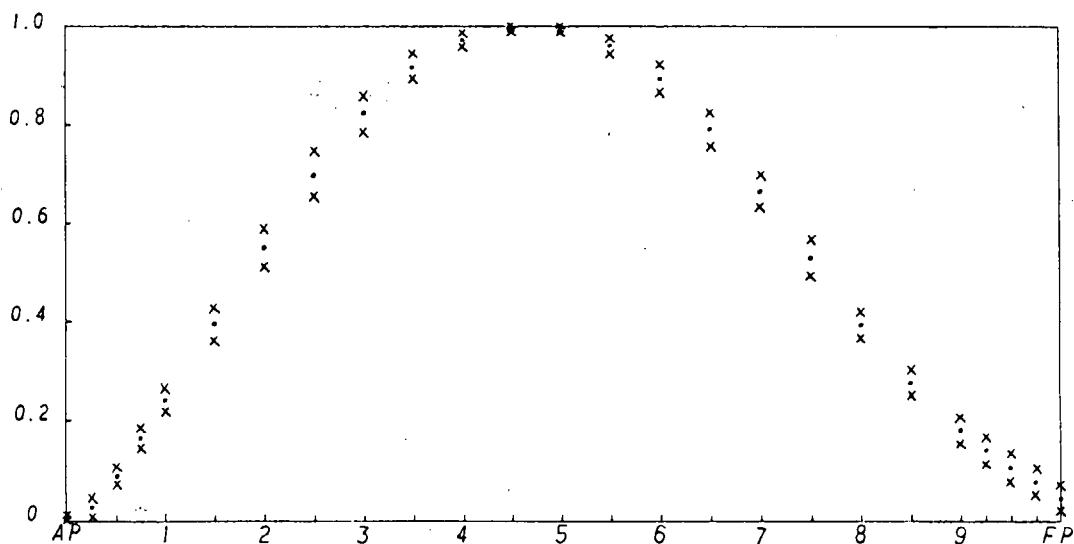
以上をまとめると傾斜ピエノイド法によっても、 $C_p$ -曲線においては SR171B とほぼ同様の結果が得られ、幅広化に応じて一層 B に近づくことが判った。しかし、その差を強調すれば、SR171B は 9 1/4 より前がいくらか過大であると考えられる。

したがって SR171B の性能悪化の原因は直接的には  $C_p$ -曲線ではなく、肋骨形状にあったと考えられる。しかし SR171B' の  $r_R$  も必らずしも良好なものではない。結論からいえば、上記の  $C_p$ -曲線は船首部で過大であったと考えられる。その原因が衝撃波抵抗にあったということは後述の通りである。傾斜ピエノイド法は、船のはるか後方に伝播する波から生ずる波形造波抵抗成分を対象にしたものであり、衝撃波抵抗（および波形造波抵抗との干渉成分）を含んでいない。また統計解析結果（最適横截面積曲線）が、傾斜ピエノイド法による結果と一致したからといって、にわかに統計解析法を否定する必要はないと考えられる。何故なら、今回のデータが幅狭のものからなり、衝撃波抵抗成分を含まない実験結果のデータが支配的であったとすれば、両者がたまたま一致しても不思議はないからである。ただし、幅広船の抵抗を統計解析で推定するには、少なくとも幅広船のデータを用意し、自由表面衝撃波と船型の関係を充分反映させるものでなければならないこと、統計解析とは別に薄い船、幅広船を通じて、この間に起きる物理現象の質的変遷（広く非線形影響と呼ばれる。）を知っておくことが重要である。

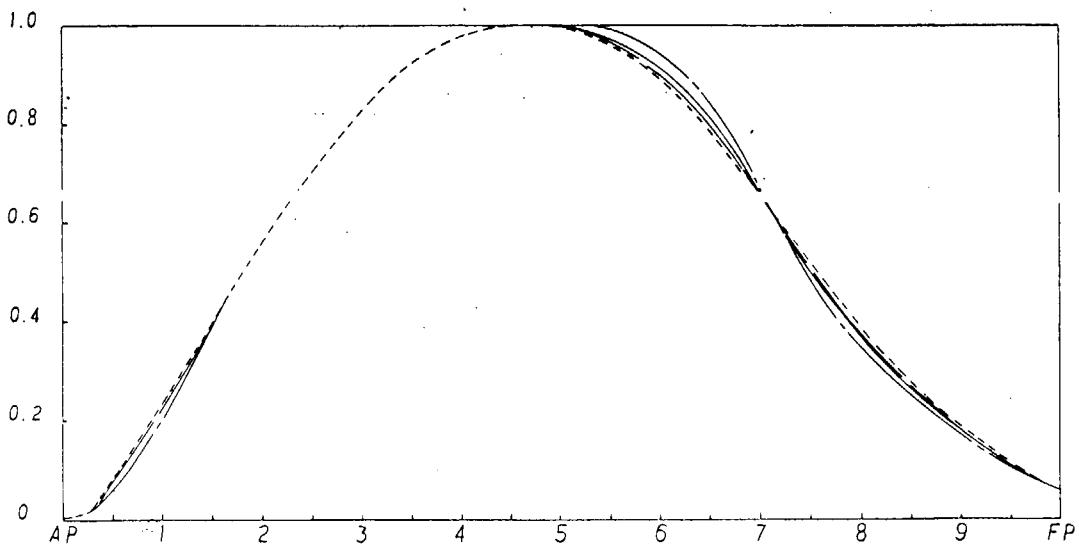
54

•  $\bar{f}_i$   
 X  $\bar{f}_i \pm \sigma_{f_i}$

$\bar{f}_i$  = MEAN VALUE OF  $C_p$ -ORDINATES  
 AT EACH S.S.  
 $\sigma_{f_i}$  = STANDARD DEVIATION  
 AT EACH S.S.

Fig. 2.2.1 Standard Deviations of  $C_p$ -Ordinates

M. NO	$C_B$	$C_p$	$C_M$	$L_{CB}$ (%)	$f$ (%)	MARKS
M. 5	0.559	0.576	0.970	1.668	6.0	-----
M. 5-A	0.558	0.575	"	1.695	"	----
" B	0.557	0.574	"	1.723	"	---
" C	"	"	"	1.727	"	-----

Fig. 2.2.2 Alternative  $C_p$ -Curves of M.5

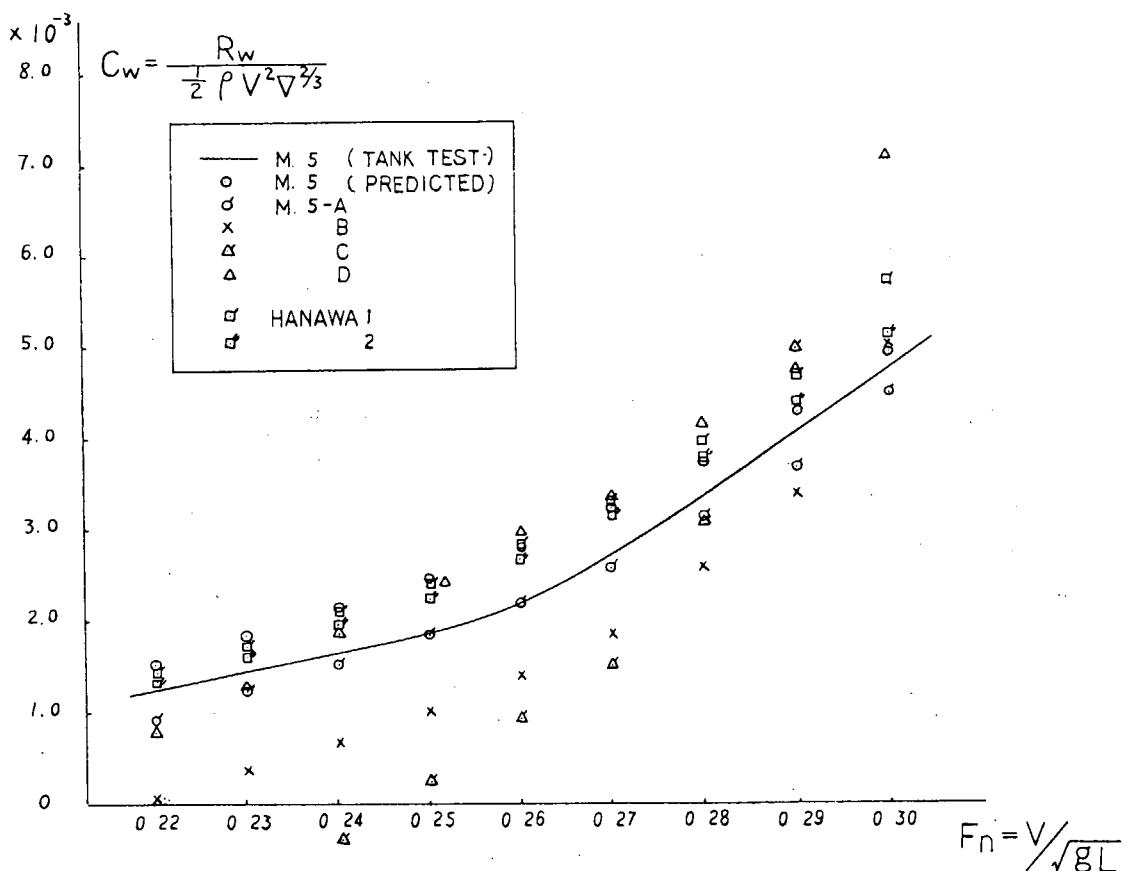


Fig. 2.2.3 Predicted  $C_w \sim F_n$  Curves

Type I

- $\bar{f}_i$   $\bar{f}_i$  = MEAN VALUE OF  $C_p$ -ORDINATES AT EACH S.S.
- $\times \bar{f}_i \pm \sigma_{f_i}$   $\sigma_{f_i}$  = STANDARD DEVIATION AT EACH S.S.
- DEFORM B OF M.5
- - - MODIFIED BY S.R.C.
- $\Delta$  CALCULATED

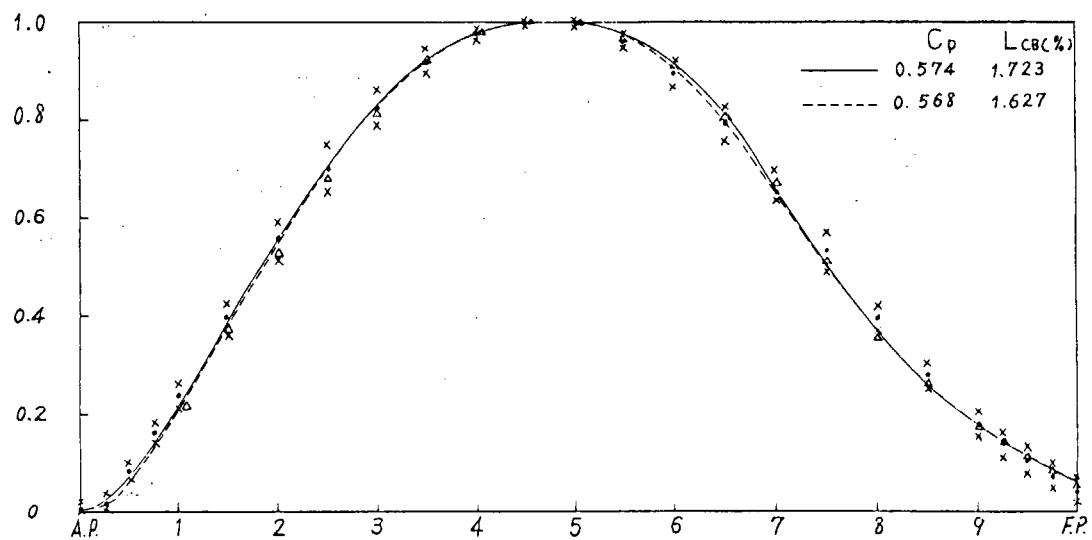


Fig. 2.2.4 The 2nd Plan of  $C_p$ -Curve for SR171B

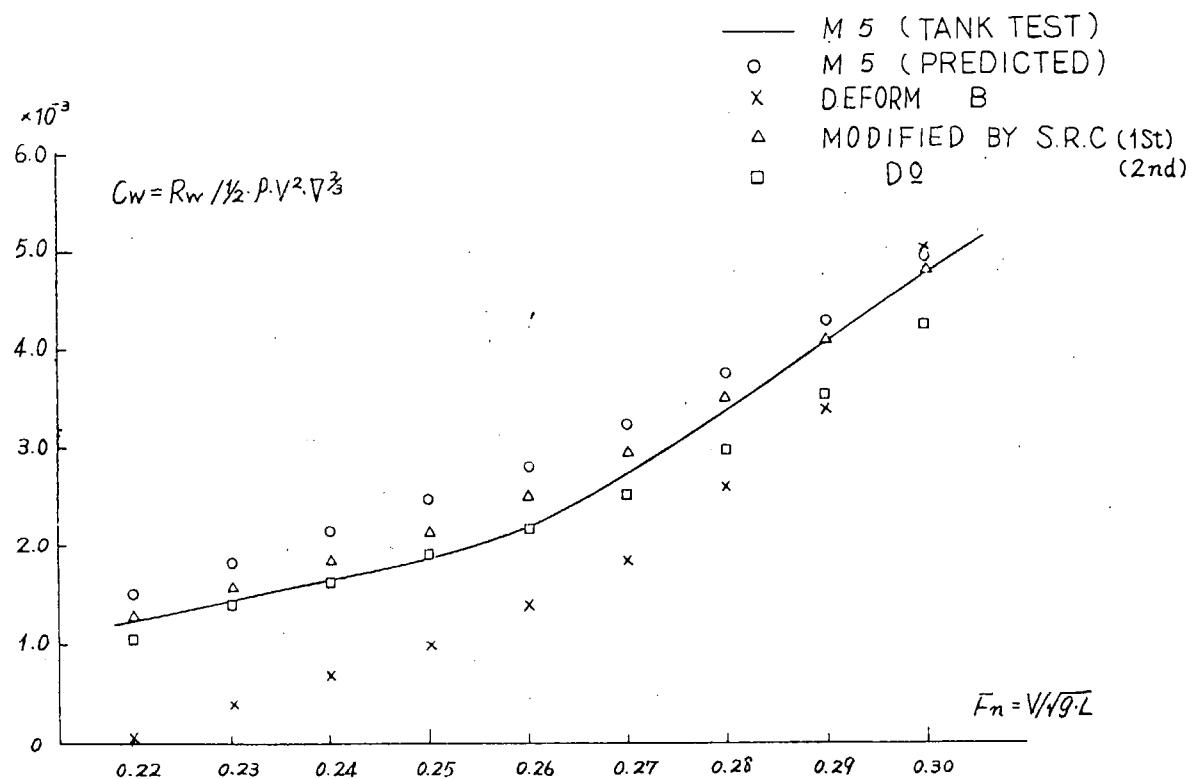


Fig. 2.2.5 Predicted  $C_w \sim F_n$  Curves

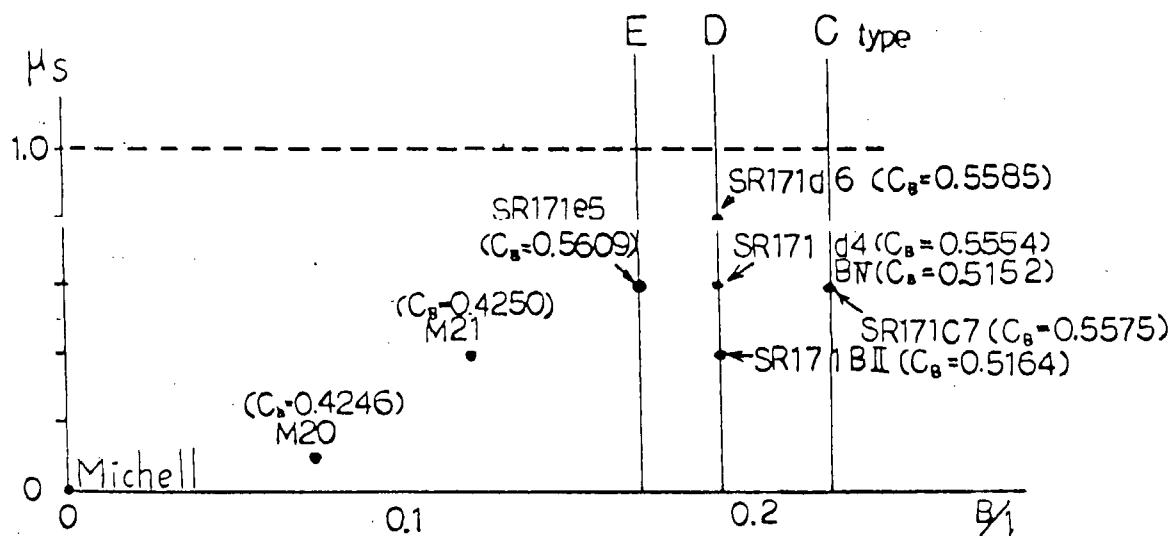


Fig. 2.2.6  $\mu_s \sim B/L$

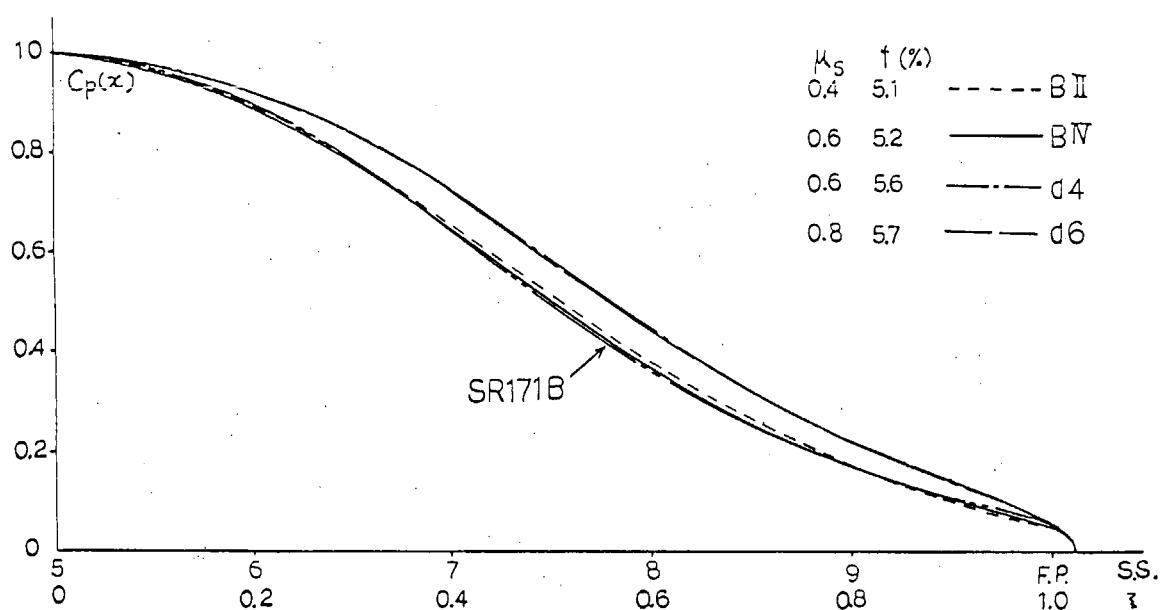


Fig. 2.2.7  $C_p$ -Curves

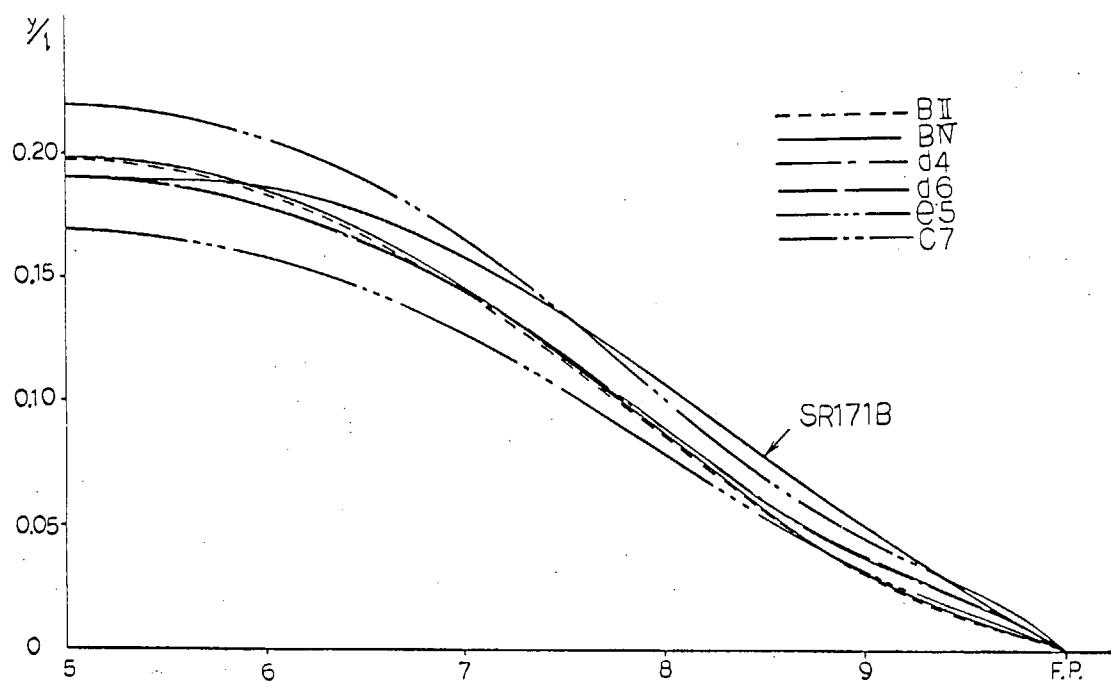


Fig. 2.2.8 LWL-Curves

## 2.3 C, D, E 船の船型計画

SR 171 研究部会では次年度（昭和53年度）研究として  $C_B = 0.60$ ,  $\frac{B}{d} = 3.4$  の  $\frac{L}{B}$ -シリーズの3船, C ( $\frac{L}{B} = 4.5$ ), D ( $\frac{L}{B} = 5.25$ ), E ( $\frac{L}{B} = 6.0$ ) を設計速力  $F_n = 0.26$  で計画, 水槽試験を実施することになった。

しかし初年度の研究対象船 B が良好な推進性能を示さなかったため、船型計画に当っては、より多角的検討を行うことになった。船型計画は初年度に合わせて、統計解析（多賀野方式）を基本とするが、傾斜ピエノイド法も参考にし、さらに東大水槽で並行して進められている幅広船（M40, M41, M42, それぞれ  $\frac{L}{B} = 6.5, 5.5, 4.5$  および M42A, M42B, いずれも  $\frac{L}{B} = 4.5$ ）の研究結果もとり入れ進めることとした。

計画の時間的経過を追うとつぎのようになる。

- a. SR 171 B 船型計画の反省
- b. SR 171 D の初期計画
- c. SR 171 B の類似船 B' 船の研究調査
- d. タイプ II ( $C_B = 0.575 \sim 0.625$ ) データの整備
- e. SR 171 D の最終計画
- f. 幅広船（東大 M42A, M42, M42B）の予備実験
- g. SR 171 E, C の船型計画

a.については傾斜ピエノイド法による検討と、統計解析による再検討を行った。前者についてはすでにふれた通りである。後者については、統計解析に用いるデータ一群を同一  $C_B$  グループの中でも  $\frac{L}{B}, \frac{B}{d}$  に応じて区分し、データの相異による最適プリズマ曲線の変化をみるとした。とくに解析データの  $\frac{L}{B}$  の相違による影響を調査した。

Fig. 2.3.1 は SR 171 B の  $C_w$  推定結果である。データの区分は

- case 1 : 38隻  $\{\frac{L}{B} < 7.0\}$
- case 2 : 53隻 case1+ $\{\frac{L}{B} = 7.0 \text{かつ} \frac{B}{d} = 3.0 \text{ (15隻)}\}$
- case 3 : 73隻 case2+ $\{\frac{L}{B} = 7.0 \text{かつ} \frac{B}{d} = 2.4 \text{ (20隻)}\}$
- case 4 : 43隻  $\{\frac{L}{B} \geq 7.0\}$
- case 5 : 58隻 case1+ $\{\frac{L}{B} = 7.0 \text{かつ} \frac{B}{d} = 2.4\}$
- 全 体 : 81隻

となっている。case 1, 4 はデータ数が不足のようであるが、幅狭のデータは低い予測、幅広のデータは高い予測を与えるようである。水槽試験結果に近いのは case 2, 5 である。Fig. 2.3.2, 2.3.3 に SR 171 B, B' の正面線図ならびに水槽試験結果の  $r_R$  を示す。両船とも横截面積曲線は同一であるが、これらの結果を総合すれば、case 2 のデータが良い結果を与えるようにみえる。したがって設計に用いるデータは計画船の主要目に近いものを選ぶことが望ましいがデータ数としても 60 隻程度の確保が必要である。

そこで 船の計画にあたってはタイプ II ( $C_n = 0.575 \sim 0.625$ ) のデータ（36隻）を用いるが隻数を 60 隻程度にするためタイプ I, III よりタイプ II に近いものを加え 64 隻で解析することにした。さらに傾斜ピエノイド法による幅広の影響を加味し、肋骨形状には B' 船を母型として、これにならう方針が採用された。

続いて E, C 船を計画した。E はシリーズ中最も幅の狭い船 ( $\frac{L}{B} = 6.0$ ) で、かろうじて今回用いる統計資料の幅広の境界にあるので計画は統計解析の結果を重視して進めることとした。C 船は  $\frac{L}{B} = 4.5$  で最も幅広の船型で、既存のデータは皆無に近い。そこで D 船と同じ方針で計画を進めるが設計現場の経験から来る意見を集約とともに、東大水槽の幅広船に対する予備実験の結果を参考にして総合的に進めることになった。

なお船体後半部は C, D, E 全て相似とした。

### 2.3.1 統計解析による検討

前節に述べたように D 船の計画を最初に行った。統計データはタイプ II (64 モデル) である。この中から船型

改良の対象となる母型3隻（M1, M2, M3）を選んだ。M1 ( $\frac{L}{B} = 7.0$ ), M3 ( $\frac{L}{B} = 6.35$ )は比較的幅の狭い方, M2 ( $\frac{L}{B} = 5.46$ )は幅広のものである。これら3隻の  $C_p$ -曲線を変化させ,  $C_w$  推定値の下がったものを M1-A, M2-A, M3-A とし,  $C_w$ -曲線,  $C_w$  推定値を Fig. 2.3.4 ~ 2.3.5 にしめす。

このうち M2 は主要目が SR171D に近く,  $C_w$  の推定も, 水槽試験結果とよく対応し, 变形 M2-A もタイプ II の平均  $C_p$ -曲線に近く,  $C_w$  推定の結果は信頼度が高いと思われる。したがって M2-A を D 船の候補とした。

D に続いて E, C 船の計画を行う予定であったが, C 船は  $\frac{L}{B} = 4.5$  であり, 統計解析データからかなりズレる。このズレを少しでも埋めて信頼のおける資料を用意したいと考え, その後利用できる幅広船のデータ 13 隻分を追加し, 幅狭船 13 隻分を除き, タイプ II\* (64\* モデル) なるものを用意した。その結果タイプ II からタイプ II\* になるにつれ  $\frac{L}{B}$  の平均は 6.76 から 6.52 に, また  $C_p$ -曲線 ( $\bar{f}_i$ ) は肩落, 船首は肥える方向に移っていくことがわかった。

E, C 船を計画するにあたってタイプ II ( $\frac{L}{B} = 6.76$ ) とタイプ II\* ( $\frac{L}{B} = 6.52$ ) を同一のプリズマ曲線に適用し両者の影響を E ( $\frac{L}{B} = 6.0$ ), C ( $\frac{L}{B} = 4.5$ ) に外挿する方針で始めた。まずタイプ II\* の平均  $C_p$ -曲線 MEAN 1 ( $C_{pp} = 0.5722$ ) を得た。続いて  $C_{pp}$  を C, D, E 船の計画値 ( $C_{pp} = 0.5792$ ) にするため, MEAN 1 を修正し MEAN 2 を求め, これの変形パターンを検討することにした。

変形パターンは3段階に分けて進めた。

- (1) 肩張・肩落ちプリズマ変形
- (2) バルブ寸法  $f (= A_{pp}/A_M)$
- (3) 上記(1), (2)の組合せ変形

(1)については両タイプ共, MEAN 2 より肩張りの  $C_p$ -曲線が,  $C_w$  を下げることがわかった。ただしタイプ II\* からは肩張り度に限度があることがわかった。(2)については MEAN 2 をベースに, SS 8~FP 間を排水量が変化しないようバルブの  $f$  を 3%~9%間に変化させて  $C_w$  を推定した。この結果, バルブ寸法  $f$  の増大とともに  $C_w$  が急激に下がることが認められた。このうちタイプ II\* では  $f = 7 \sim 9\%$  で  $F_n = 0.2 \sim 0.25$  に負の  $C_w$  が現われ信頼度を疑わせる結果となった。最後に(3)として, (1)と(2)を組合せた変形について検討した。Fig.2.3.6, 2.3.7 に肩張り・肩落ち度3位のものとバルブの  $f$  を 3~9%に変えて組合せた場合の  $C_w$  推定の変化をしめす。図中2桁の数字で左十位の数3は肩張り・落ち度3を, 一位の数はバルブの  $f$  を表わす。

この結果,  $C_w$  推定値に対しては肩張り・肩落ちよりもバルブの影響が強いこと,  $f$  の増大とともに  $C_w$  が下がることがわかった。すなわち肩を張らせ, かつバルブを大きくする(その結果 SS 7~9½ はプリズマ値が下がり, 形状としては hollow となる。)のがよい。この傾向はタイプ II よりタイプ II\* の方が顕著である。しかしタイプ II とタイプ II\* による解析結果の差が開きすぎ, 両者の差を E, C 船型に外挿するという意図は実現できないことがわかった。このため C 船は後述するように, 東大で進めている幅広船の造波特性解析を参考に, E 船は幅広でないので, 本統計解析結果に重点をおいて計画することとした。

### 2.3.2 傾斜ピエノイド法による検討

2.2.2 に述べた B 船に対する検討に続いて, E, D, C の船型計画を試みた。 $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$ ,  $C_M = 0.97$ , 設計速力  $K_0 L = 15$  ( $F_n = 0.2582$ ), E, D, C の船体前半部のみを対象にした計画である。

D 船を主とし, E, C を従として計画した。D は B と同一船幅であるが,  $C_B$  が大きいため, 非線型影響も強いとみて  $\mu_s = 0.6$  (SR171d4) と 0.8 (SR171d6) の場合を検討した。E, C 船については単に  $\mu_s = 0.6$  のみを行い, D の結果を加味する方針とした。

D 船計画のための SR171d4, d6 について得られた最適  $C_p$ -曲線を Fig. 2.2.7 にしめす。 $\mu_s$  を 0.6 から 0.8 にした場合の影響は非常に小さい。 $\mu_s = 0.6$  とした場合の E, D, C の最適  $C_p$ -曲線を Fig. 2.3.8 にしめす。この結果,

- 1)  $C_p$  カーブは船の幅が広くなるにつれ僅かながら肩落ちになり、SS 9 より前方では太らせる方がよい。
  - 2) バルブの  $f$  も幅広船になるに応じて大きくする必要がある。
- 以上2点の結論が得られた。

### 2.3.3 船型計画

前節までの検討結果をもとに D 船の横截面積曲線を決定した。結果を Fig. 2.3.9 にしめす。図中 M2-A はタイプ II (64 モデル) による統計解析結果、SR171d4 は傾斜ピエノイドによる結果である。M2-A に対しては幅広化に伴う修正が必要と考えられ SR171B に対する検討結果を参考に、SS 6 ~ 7 を落とし、SS  $8\frac{1}{2}$  ~  $9\frac{3}{4}$  をふくらませた。バルブ寸法は不確定要素が強いため控目の  $f = 6\%$  とした。

E 船はタイプ II\* (64\* モデル) の組合せ変形 37, 38 をもとに決定した。SS 9 より前方はタイプ II\* のプリズマ信頼上限線  $\bar{f}_i + \sigma_{f_i}$  ギリギリとし、バルブも  $f = 7.5\%$  となっている。結果を Fig. 2.3.10 にしめす。

C 船については、傾斜ピエノイドの結果が同一の  $C_B$ 、計画速力に対し、幅広に応じ、肩落ち、前端ふくらみの傾向に対し、統計解析ではデータ不足もあって、明瞭な方向づけが困難である。そこで肩張り肩落ちいずれがよいか、最適バルブ寸法はいくらか、設計サイドの意見を求めた。その結果は肩落ちでかつバルブを大きくするという見方が多数であった。一方、東大における幅広船の実験ではバルブの小さい肩張り船型がよいことがわかった。

$\gamma_B$  が 5 以下になると船首その他の位置から自由表面衝撃波が発生しやすいことがわかった。衝撃波は、通常船首 SS  $8\frac{1}{2}$ 、船尾等から主流に直角（垂直衝撃波で主として船首前端に生じやすい。）または斜め（船首・ $8\frac{1}{2}$ 、船尾に発生、斜め衝撃波という。）方向に伸び、波頂線の前後において流速が不連続的に変化している。しかも波頂線が進行軸に対して立てば立つ程抵抗をきたす。衝撃波は従来の後続自由波と性質を異にするため、船型との対応も異なり、船の幅広化に応じて衝撃波にもとづく造波抵抗が波形造波抵抗以上になることが明らかになった。一般に船首衝撃波は水線入角が大きい程、喫水が深い程大きいようであるが、肩部に生ずる衝撃波抵抗は水線形状・喫水・速力と複雑な関係にある。従って C 船としては SS 8 前方を相対的にへらし、バルブも小さく ( $f = 4.5\%$ )、肩を張らせた船型とした。Fig. 2.3.10 は、これら C, D, E 船の横截面積を比較したものである。

以上 C, D, E 船計画の経緯は複雑であるが、2 年を経た現在からみれば、C, D, E いずれも相対的に船首部が過大であったように思われる。衝撃波を考慮に入れれば B 船も含めて、水線入角のより小さい船型が選定されたと思われる。この意味から、波形造波抵抗のみを対象とした造波理論による船型計画や、衝撃波を含まない幅狭船の統計データによる計画は適当でないといえよう。

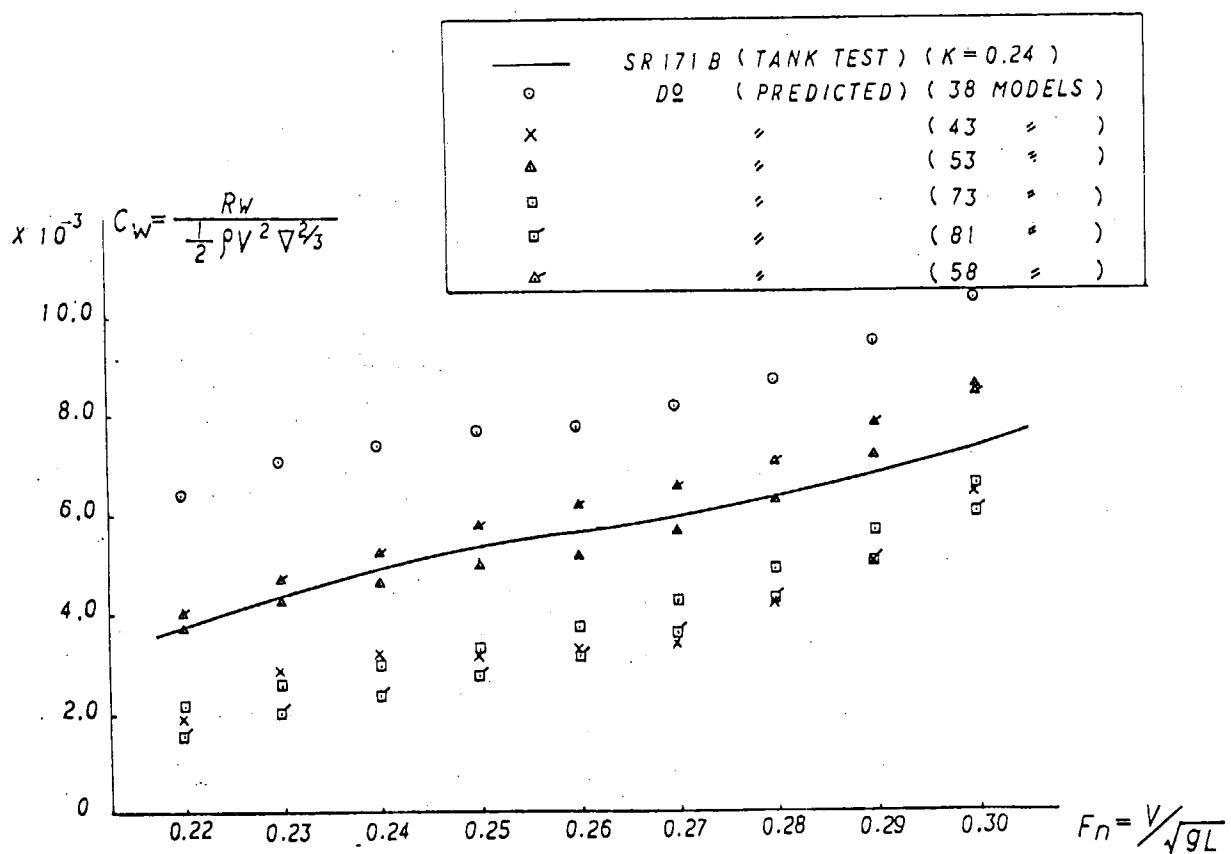


Fig. 2.3.1  $C_w \sim F_n$  Curves (SR171B)

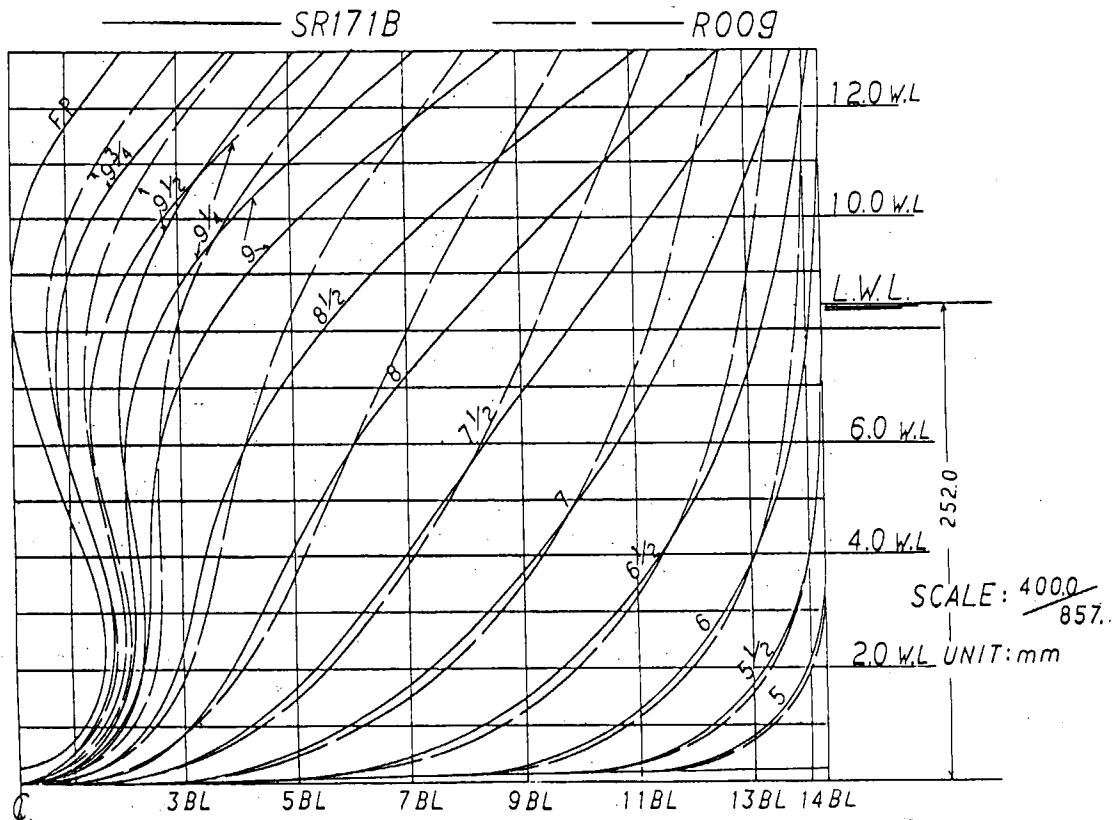


Fig. 2.3.2 Body Plan (SR171B, R009)

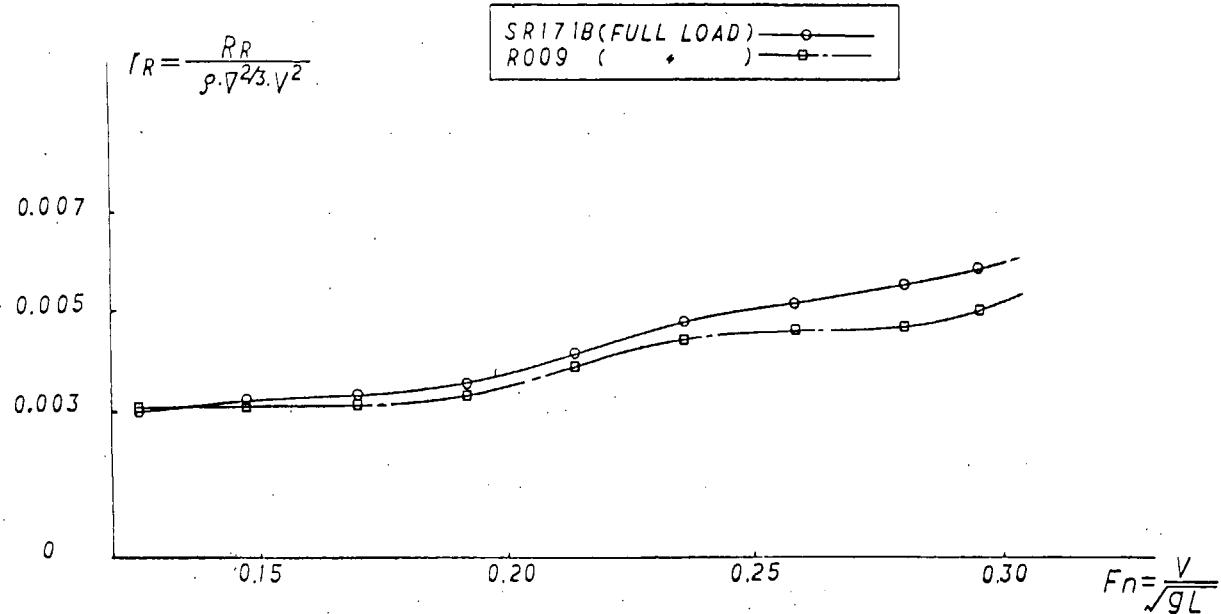


Fig. 2.3.3  $r_R \sim F_n$  Curves (SR171B, R009)

M.NO	$L/B$	$B/d$	$C_B$	$C_P$	$C_M$	$C_{PF}$	$C_{PA}$	$LCB(m)$	$f(\%)$	MARKS
M 1-A	7.00	2.40	0.602	0.623	0.966	0.592	0.653	1.382	5.5	-----
M 2-A	5.46	3.46	0.619	0.631	0.981	0.580	0.681	2.020	7.0	-----
M 3-A	6.35	3.59	0.618	0.634	0.975	0.603	0.666	1.51	2.6	-----

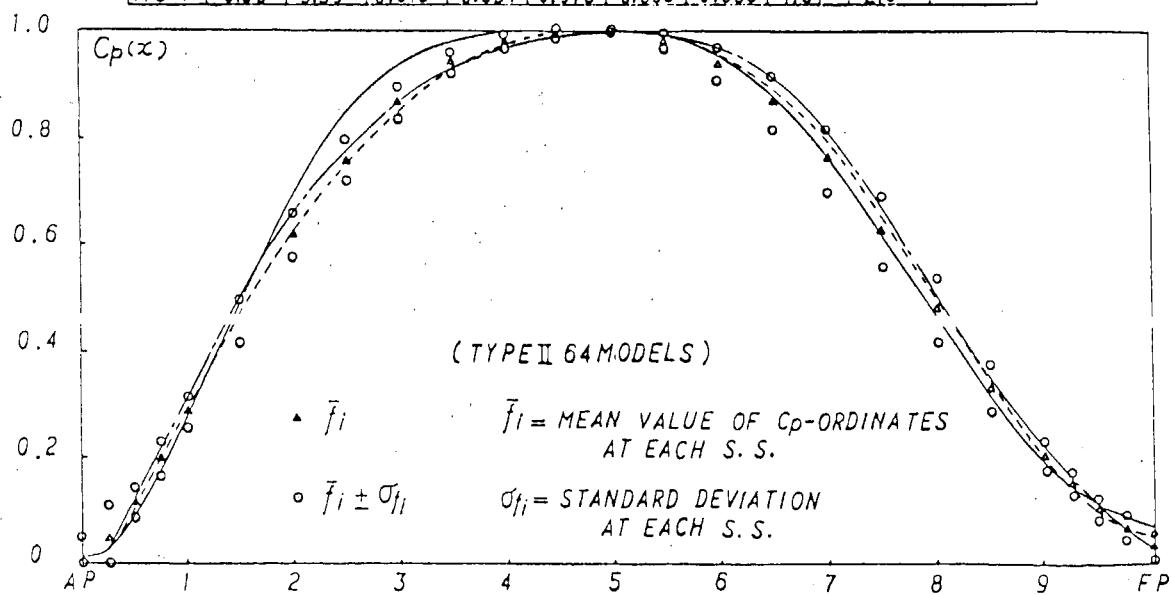


Fig. 2.3.4  $C_p$ -Curves

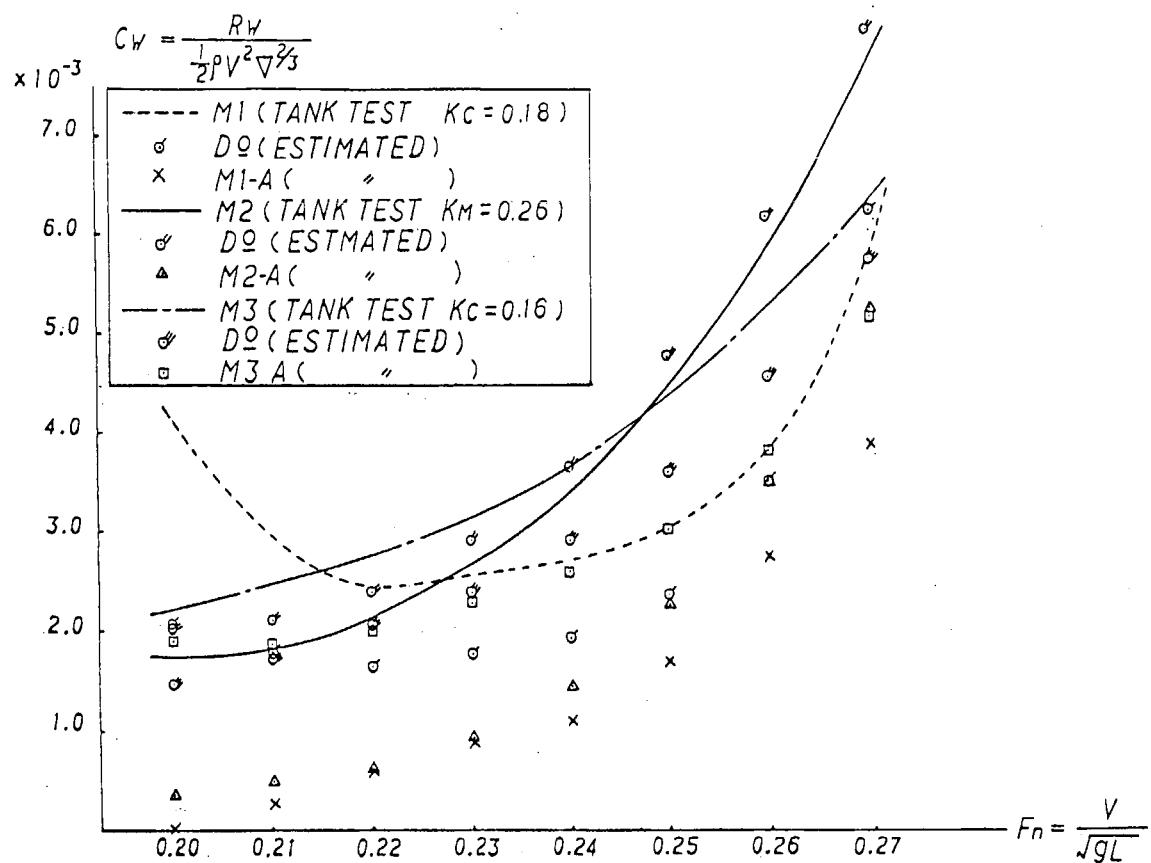


Fig. 2.3.5  $C_w \sim F_n$  Curves

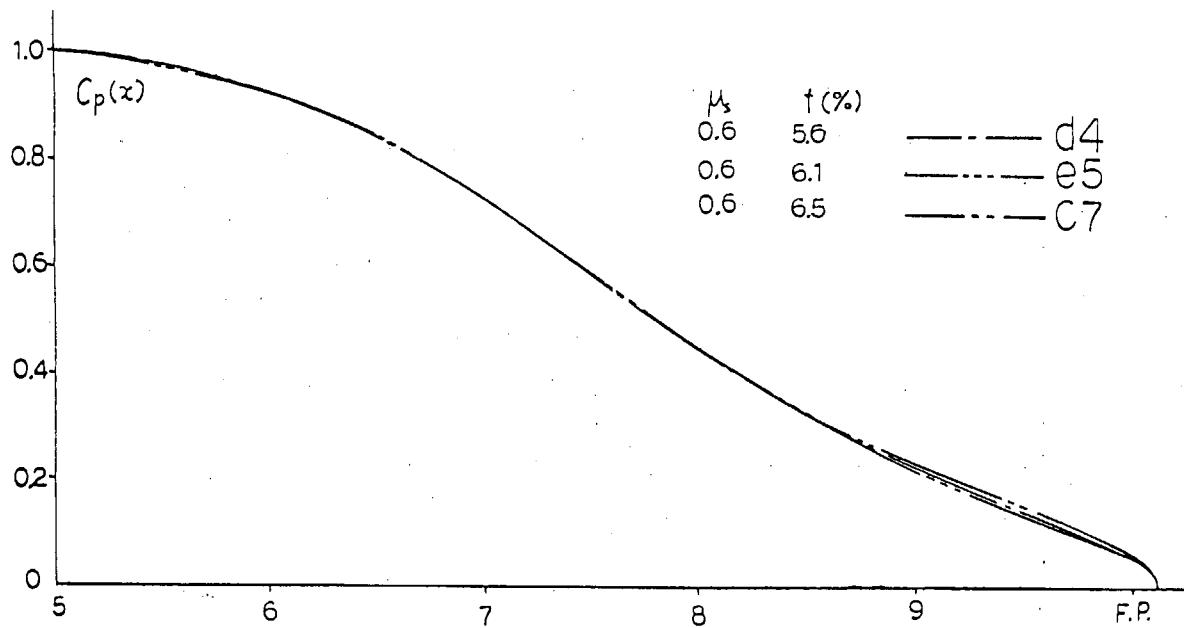


Fig. 2.3.8  $C_p$ -Curves

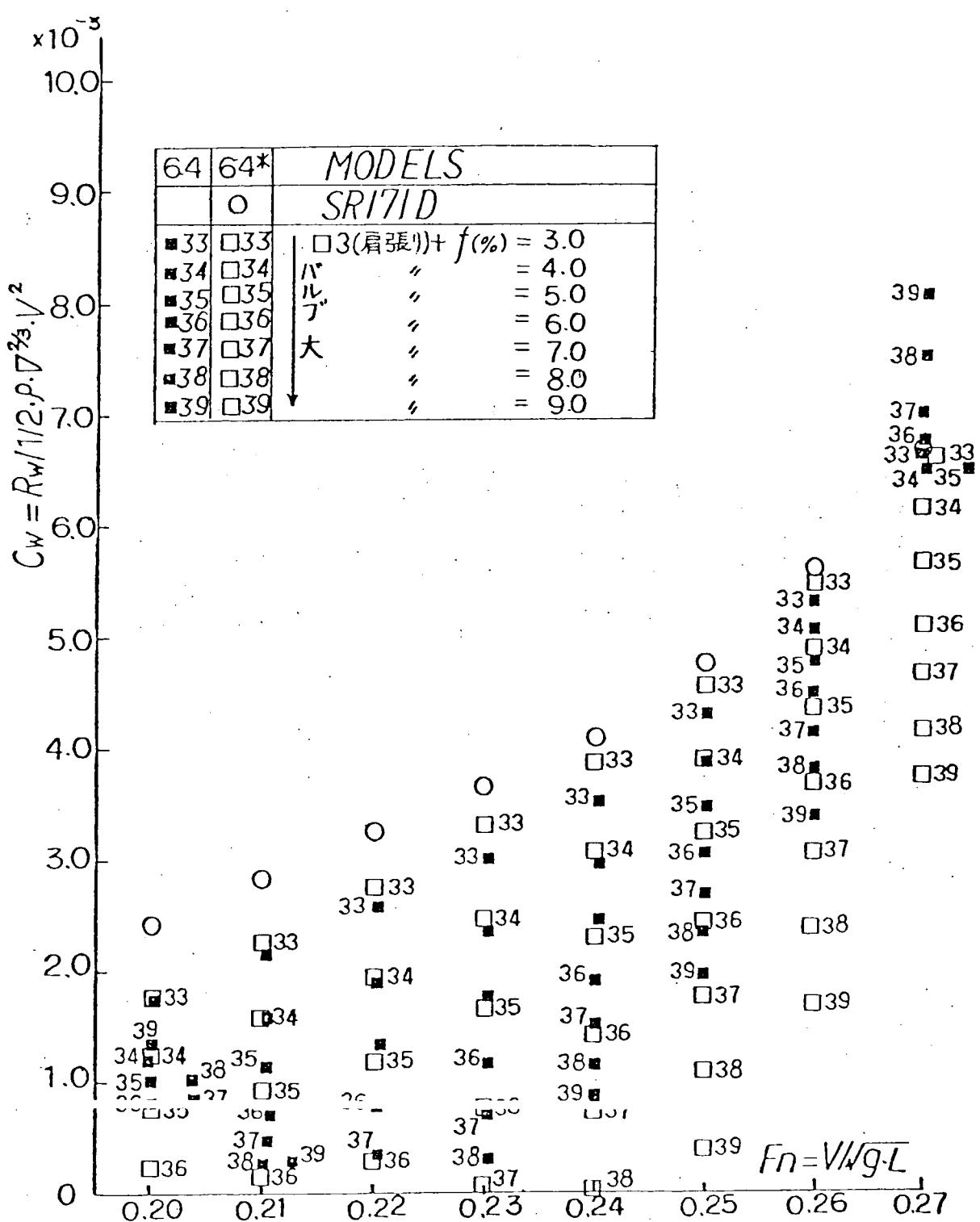


Fig. 2.3.6  $C_w \sim F_n$  Curves

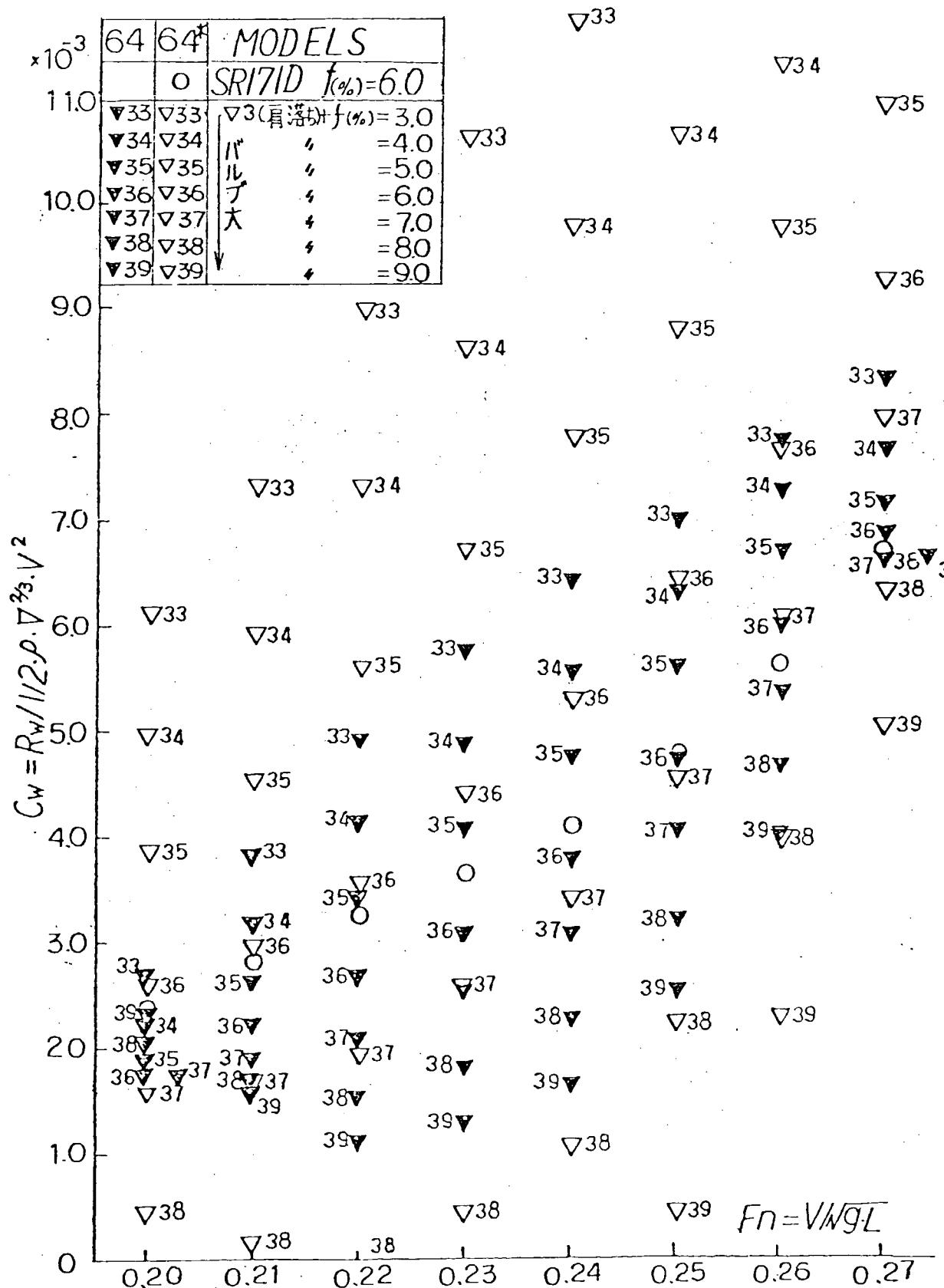


Fig. 2.3.7  $C_w \sim F_n$  Curves

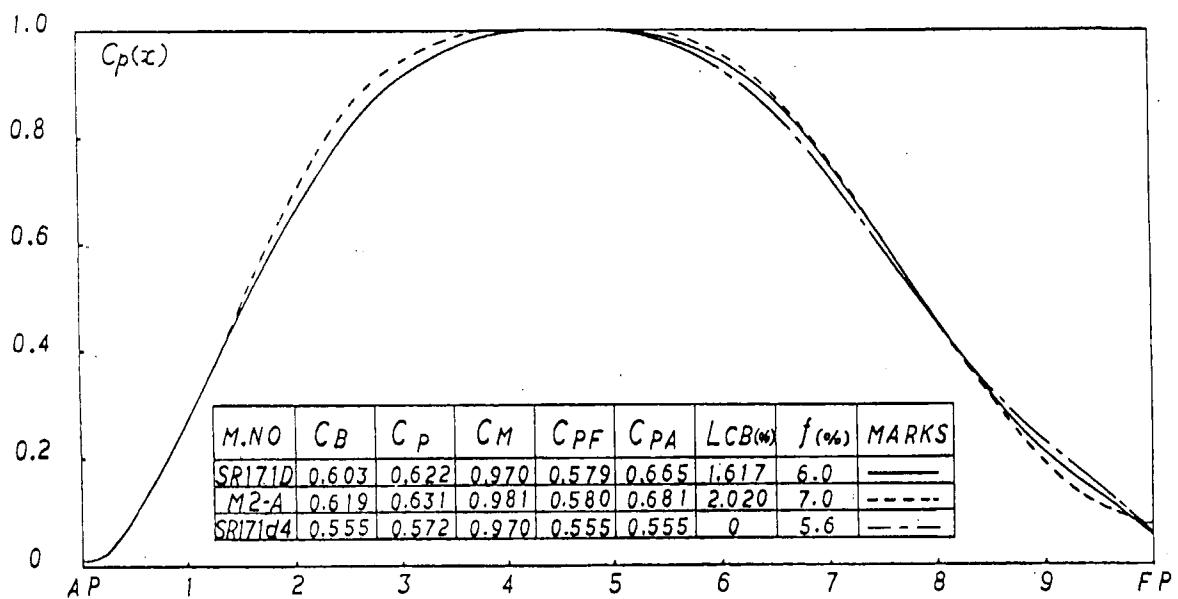


Fig. 2.3.9  $C_p$ -Curves

M.NO	$L/B$	$B/d$	$C_B$	$C_P$	$C_M$	$C_{PF}$	$C_{PA}$	$L_{CB}^{(AFT)}$	$f(\%)$	MARKS
SR171E	6.00	3.40	0.603	0.622	0.970	0.579	0.665	1.509	7.5	---
SR171D	5.25	"	"	"	"	"	"	1.617	6.0	—
SR171C	4.50	"	"	"	"	"	"	1.741	4.5	— —

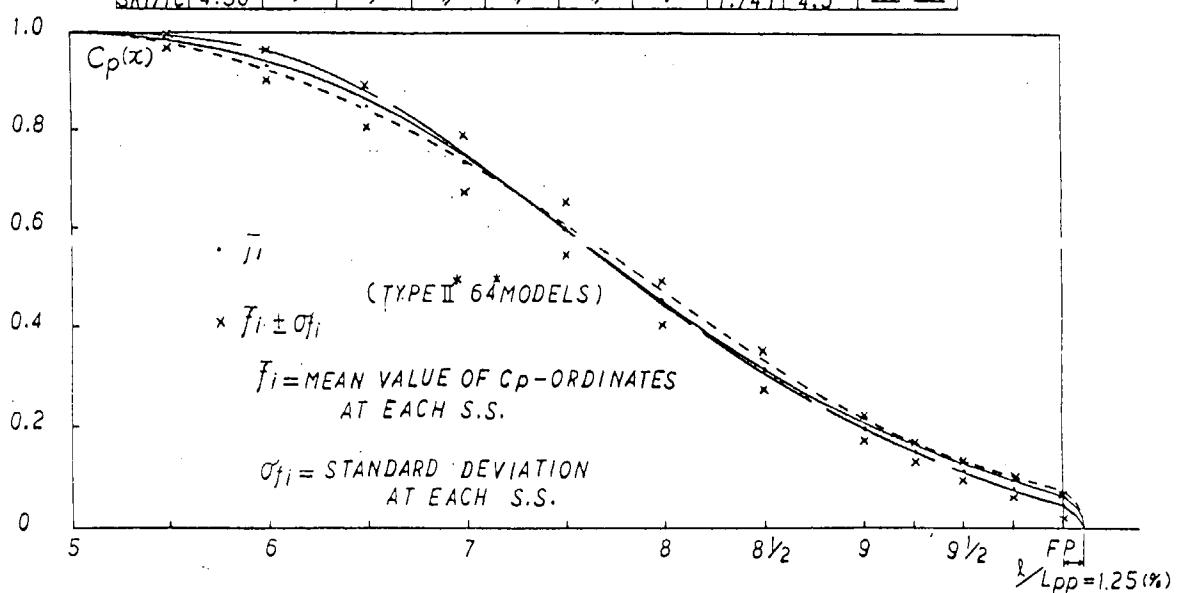


Fig. 2.3.10  $C_p$ -Curves

## 2.4 統計解析による F, G および H 船の船型計画

$C_B = 0.65$ ,  $\beta_d = 3.4$  で,  $\beta_B$  の値を 5.25 を中心として 6.0 および 4.5 と変化させた模型船シリーズ F, G および H 船の船型について、統計解析の方法で検討した。

F, G および H 船の船型計画に当って、SR171 の報告書<sup>1)</sup>を参考にして、次のような船型の幾何条件をまず最初に考えた。

- (1) 目標値  $C_B = 0.65$ ,  $C_M = 0.9704$  よって  $C_P = 0.67$ 。また設計速力  $F_n = 0.24$  (実船  $L_{PP} = 150 \text{ m}$  で  $V'_s = 18.2 \text{ knots}$ )
- (2)  $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$  とおくと  $C_{BF} = 0.6019$ ,  $C_{BA} = 0.6981$ 。このとき収集した資料より  $1.2 \leq \ell_{CB} \leq 2.2$ 。
- (3) 肋骨線形状は SR171 で検討され、日本造船技術センターで水槽試験が行われた B' 船 (M.S. No R 009)<sup>2)</sup> の船型を母型船として考える。この条件を厳しく守ると、横截面積曲線が決まると、自動的に水線面形状も定まってしまう。

これらの船型を決定する前に、前節までの SR171 の統計解析の結果を検討した。その結果から、次のことが判明した。

- (a) SR171 では  $C_B = 0.55$  を中心に水槽試験資料を収集してあり、 $C_B = 0.65$  の資料は少ない。
- (b) 統計解析に使用している水槽試験の資料の中に、幅広浅喫水船の数が少なく、また、資料収集をした後に数多くの幅広浅喫水船の水槽試験が実施されている。
- (c) 統計解析の方法で推定した造波抵抗値は、その母集団である水槽試験資料を少し取捨選択することによって大きく変化する。Fig. 2.4.1 に示すように、SR171 の初めの資料の 64 隻の場合と、その後幅広船 13 隻分を入れ替えた 64 隻分 (図では 64\* と表示してある。) の場合、C, D および E 船の推定値が、特に  $\beta_B = 6$  の E 船が、変化し、また、実験値とも異なる。

そこで、改めて水槽試験資料を収集することにした。

統計解析用の水槽試験資料を収集しつつ、折々に、そのときまでに収集した資料を使って SR171 の 5 隻の船型 (B, B', C, D および E) について造波抵抗を推定した。Fig. 2.4.2 には資料数が約 100 のときの C, D および E 船の結果を示した。 $\beta_B \geq 5$  かつ、 $\beta_d \geq 3$  の条件を与えた場合の結果も示してあるが、 $\beta_B = 4.5$  の C 船の推定値がやや大きく、かつ、 $F_n = 0.23$  に山がある。

Fig. 2.4.3 と 2.4.4 は資料数が約 150 と増加したときの結果である。横截面積曲線がほぼ同一である B と B' 船では、推定の抵抗値が大略一致しているのに対して、実験値では差が存在する。これは、統計解析の重回帰方程式が、(1.1.2) 式あるいは (1.1.7) 式で表わされる限りでは、水線面形状あるいは肋骨線形状を表わす因子が説明変数として考慮されておらず、したがって、この 2 船間の水線面形状と肋骨線形状の差によるものと考えられる。

これらの実験値と推定値と比較してみると、B' 船の方が両者の一致性が良く、しかも実験値でも B' 船の方が B 船よりも小さい。のことより、B' 船の船型あるいは抵抗性能に近い資料がより多く収集されているとも、あるいは偶然一致したとも考えられる。また、抵抗の小さい船型を求める際には抵抗のより大きい B 船の資料は、除く必要がある。今回は資料数が必ずしも十分ではなく、資料を任意に選択できるように十分な数となるように資料を収集することを第 1 の目標とし、このような資料の取捨選択は実施しないこととした。Fig. 2.4.4 は  $C_B = 0.60$  の C, D, および E の 3 船について抵抗を推定した結果であり、同図には  $\beta_B = 5.25$  の D 船から、横截面積曲線をそのまま維持して、 $\beta_B$  を変えた場合の (2.4.1), (2.4.2) の両式で表わせる  $r_w(C)$  あるいは  $r_w(E)$  をも示してある。

$$\begin{aligned} r_w(C) &= [r_w]_D \times \frac{[h]_d}{[h]_D} \\ &= [C'_w]_D \times [h]_C \end{aligned} \quad \dots \quad (2.4.1)$$

$$r_w(E) = (r_w)_D \times \frac{(h)_E}{(h)_D} \\ = (C'_w)_D \times (h)_E \quad \dots \dots \dots (2.4.2)$$

主要寸法等によって得られる係数  $h$  を“造波係数”  $C_w'$  に乗じたのが  $r_w$  であり、主要寸法等の造波抵抗への寄与が (1.1.8) 式のように横截面積曲線だけで与えられる“造波係数”  $C_w'$  で表わすことができる。この係数  $h$  についても、収集した資料によって検定する必要があるが、今後の作業を待つことにした。なお、造波抵抗の表示については、第 1 章に記述した理由により、可能な限り  $r_w$  の表示を使用するようにした。

資料総数が200を越えたときの推定値の結果がFig. 2.4.5であり,  $F_n$ で0.27付近から高速側で特にDおよびE船の実験値と推定値との対応が良くないことを示している。さらに資料数を殖やして250近くになると(Fig. 2.4.6),  $F_n=0.27$ までのC, DおよびEの3隻の抵抗の大小関係の対応が良くなるが,  $F_n \geq 0.28$ の高速側は依然として改善されていない。これは資料総数が増しても、実質的には $F_n \geq 0.28$ での資料が殆んど増加しなかつたためである。

$F_n \geq 0.28$  の高速側では未だ資料数が十分ではなかったが、 $\%_B$  の値による資料の層別による試計算を実施した。 $\%_B = 6$  に資料が割合多くあったので、その分が両者に入るよう、 $4 \leq \%_B \leq 6.1$  と  $5.9 \leq \%_B \leq 8$  と層別したが、図からだけではこの  $\%_B$  による層別の有意性は明確でない。また、 $\%_B$  ではなく  $C_p$  を資料の層別の因子として考えて、 $C_p$  によるグループに分けて、それぞれのグループによる C, D および E の 3 船について推定してみた。(Fig 2.4.7)

一番上の図は、C, D および E の  $C_p$  値よりも小さい資料群のグループによる推定であるが、推定値は実験値と全く対応していない。これに対して、他の 2 つの資料群のグループによる結果は実験値との対応が良くなっている。しかし、Fig. 2.4.6 の層別をしない結果 ( $4 \leq \gamma_B \leq 8.1$ ) と比較すると必ずしも良い一致とは言えない。これらは C, D および E の 3 船の実験値と推定値との対応を示しているが、これら 3 船による検討には一般性がなく、よって、統計学的検定によって一般性のある吟味が必要である。(なお、B および B' 船についての層別をしない資料による推定値を Fig. 2.4.8 に示す。) 統計学的検定を行うためには、資料をできるだけ多く収集し、収集した資料自体に一般性を持つように心掛け、そして資料の選別を行う必要があり、これらの作業は次の機会に行うこととした。

Fig. 2.4.9 には資料総数約400のときの全部の資料による結果を示す。さらに資料収集を行い、昭和54年12月末までに資料総数が600となった。そのときの B (M.S. № 3537), B' (M.S. № R009), C (M.S. № 3605), D (M.S. № 3606) および E (M.S. № 3607) の推定値を Fig. 2.5.15 に示す。この図と、資料の数が少なかったときの結果の Fig. 2.4.2 と比較すると、明らかに実験値と推定値との対応が資料数の増加によって良くなっていることがわかる。

なお、収集した資料のヒストグラムの1例として、資料総数601のときの  $F_n = 0.28$  のものを Fig. 2.4.10 に示す。このときの資料数は279であり、これに  $0.525 \leq C_B \leq 0.575$  の条件を与えると、資料数が116と半分以下になり、 $\frac{1}{n} = 1.5$ 付近には資料がないことがわかる。

Fig. 2.4.11 には資料総数が約 300 のときの、 $1 \leq C_{BA}/C_B \leq 1.1$  の条件のもとで  $C_P$  の値で 0.65 から 0.69 までと、0.60 から 0.64 までと、0.55 から 0.59 までの 3 種にグループ分けにして、それぞれの資料のグループの横截面積曲線の S.S Na における平均値  $m$  と標準偏差  $\sigma$  を求めて、領域  $m \pm \sigma$  を示した。

F, G および H 船の船型計画の作業は前述のような資料の収集作業と並行して実施した。Fig. 2.4.12 には資料数約 150 の初期の収集時における  $\frac{L}{B} = 5.25$  の F 船について試計算した結果を示した。ある船型「F 1」を想定し、それを母船型として Hogner の影響線に従い抵抗が小さくなるように横截面積曲線を変化させた船型「F 3」の結果も示してある。図中の「MODEL」は前述の(1)の条件をほぼ満足する実存の船型 ( $\frac{L}{B} = 6$ ,  $\frac{B}{d} = 3$ ) の横截面積曲線から重回帰方程式で“造波係数”  $C_w'$  を求めて、F の主要目 ( $\frac{L}{B} = 5.25$ ,  $\frac{B}{d} = 3.4$ ) に換算した造波抵抗である。「MODEL」の横截面積曲線が最適のものに近いための理由であろうか、「F 3」は「MODEL」と設計速力  $F_n = 024$

で比較して余り抵抗が小さくならない。

収集した資料の数が約200になった段階で、 $C_B = 0.65$  かつ形状影響係数  $K$  も造波抵抗係数  $r_w$  (あるいは“造波係数”  $C_w'$ ) も小さい船型を2隻選び (資料番号「166」と「191」), それらを母船型にして検討した。Fig. 2.4.13 に資料番号「166」の船型についての結果を示す。Fig. 2.4.14 には資料番号「191」の船型の水槽試験の結果を  $F$  の主要目からなる函数  $h$  で修正して求めた造波抵抗係数と, その船型の横截面積曲線を変えて抵抗をより小さくしたときの推定値「191F4」の結果を示す。

母船型「191」の造波抵抗が比較的小さいにもかかわらず横截面積曲線を変化させることによって, 造波抵抗をさらに小さくする余地があることが判る。Fig. 2.4.15 に横截面積曲線と水線面形状の比較を示す。Fig. 2.4.16 と 2.4.17 に  $C_B \sim C_w$  および  $\ell_{CB} \sim C_{wa}/C_{wf}$  の関係を示す。ロールロン・ロールオフ船等のこれらの条件を十分に満足することがわかる。分科会での討論を経て, 資料番号「191」の場合の水槽試験結果では, 形状影響係数  $K$  がやゝ大きい傾向であることから, 資料番号「166」を主に考えていくこととした。(以下, 資料番号「166」を省略する。)

母型船が決定したので, それを基準にしてバルブの大きさを含めた横截面積曲線を Hogner の影響線<sup>3)</sup>によって修正し, より抵抗の小さい船型を求めた (Fig. 2.4.13 および 2.4.18)。この解析の段階で水槽試験の実施予定から横截面積曲線等を決定する時期となった。これらの図より,  $\ell_B = 5.25$ ,  $C_B = 0.65$  の  $F$  船の場合は 6.5% バルブが良いとし, 船型を決定することにした。(Fig. 2.2.13 の「F4」ないしは「F5」の横截面積曲線を採用することとなった。)

$\ell_B = 5.25$  の  $F$  船を決定したので, SR 171 研究部会の系統的模型試験 ( $C, D$  および  $E$  船) の結果を考慮して,  $\ell_B = 6$  の  $G$  船および  $\ell_B = 4.5$  の  $H$  船についてはバルブの大きさをそれぞれ 8% と 5% に決めて, 横截面積曲線を検討していくこととなった。

Fig. 2.4.19 と 2.4.20 には  $G$  船について, Fig. 2.4.21 と 2.4.22 には  $H$  船についての造波抵抗係数の推定値と船体前半部の横截面積曲線をそれぞれ示す。 $G$  船 ( $\ell_B = 6$ ) については, 設計速度  $F_n = 0.24$  では造波抵抗が小さくなり, 設計速度より低速側の  $F_n = 0.23$  前後に造波抵抗係数の山が現われる「G3」を避けて, 余り抵抗の変わらない「G2」の横截面積曲線を採用することとした。また,  $\ell_B = 4.5$  の  $H$  船については S.S.  $9\frac{1}{2}$  でやゝ細い「H3」を設計速度  $F_n = 0.24$  で造波抵抗が小さいという理由で採用することにした。これらの横截面積曲線と“造波係数”  $C_w'$  の推定値を Fig. 2.4.23 と 2.4.24 に示す。

以上のように横截面積曲線を決定したが, 水槽試験のスケジュールの期限のために, 統計学的吟味を十分にはせずに決定を下したきらいがある。それを補うために, 水槽試験データの収集が了えた段階で, これら  $F, G$  および  $H$  船の横截面積曲線を検討することとした。

なお, 統計解析の方法で採用した S.S. No の位置は, ここでは 1, 3, 7, 8, 9,  $9\frac{1}{2}$  及び E.P. の 7 点であったが, 後に, S.S. No  $3\frac{1}{2}$  と  $6\frac{1}{2}$  での横截面積を内挿法で求めて, S.S. No 3 と 7 と置き換えて造波抵抗を推定したが顕著な差はなかった。

### 参 考 文 献

- 1) 第 171 研究部会 報告書 研究資料 No.299 昭和53年3月, No.317 昭和54年3月。
- 2) 寺井 芳男: 幅広浅喫水船の船体前半部フレーム・ライン形状が抵抗に及ぼす影響の試験例。日本造船技術センター技報 第7号 昭和54年10月。
- 3) Hogner, E.: Influence Lines for the Wave Resistance of Ships — I. P.R.S. — A Vol. 155 1938.

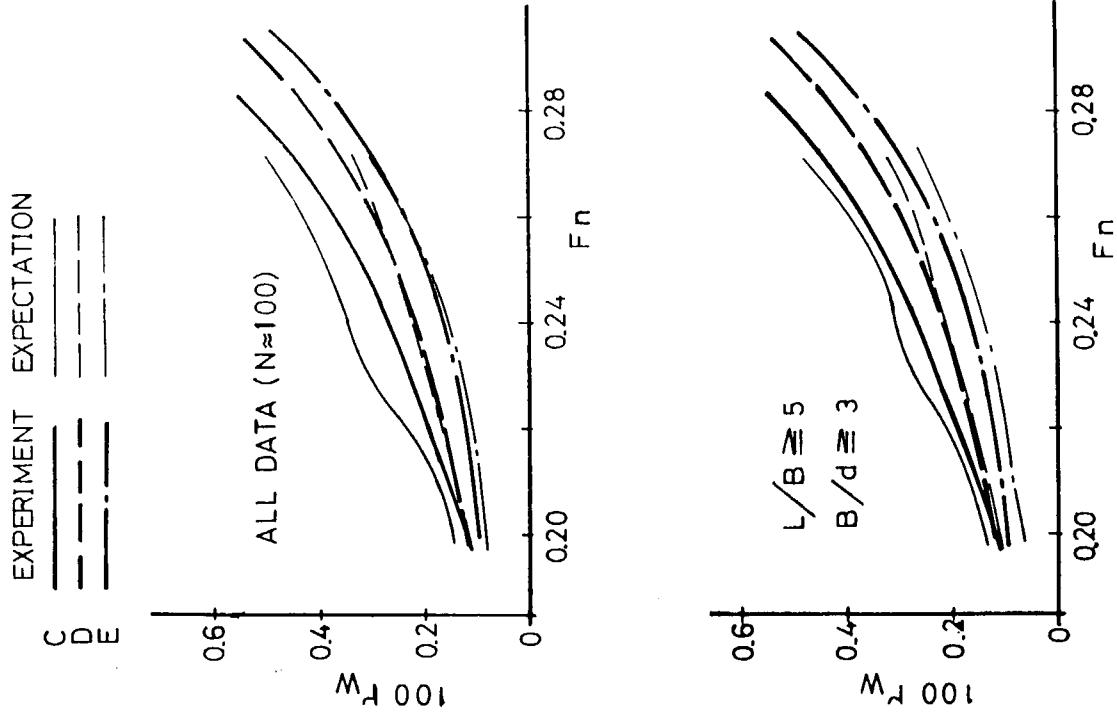


Fig. 2.4.2 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation of C, D & E ( $N \approx 100$ )

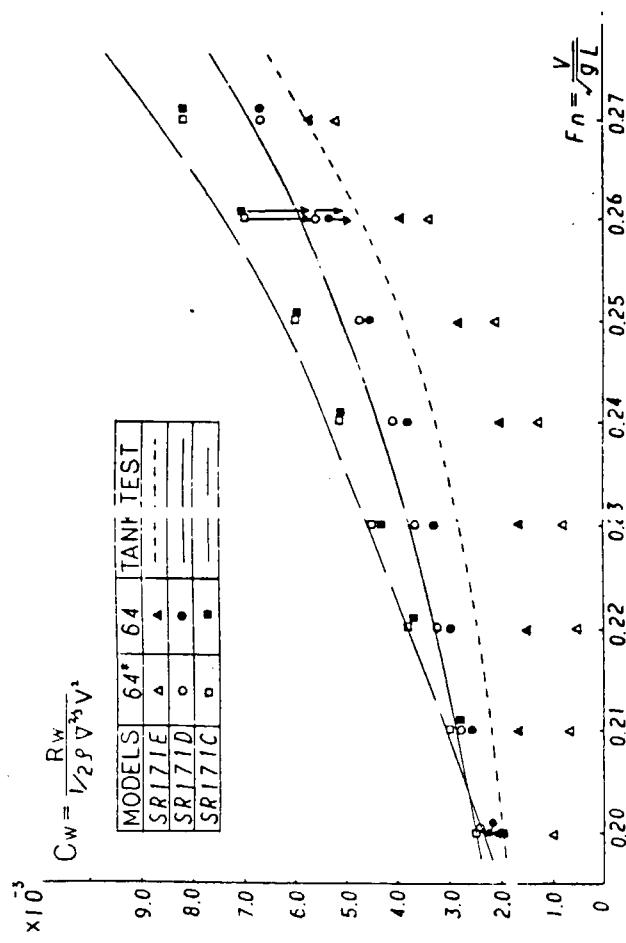


Fig. 2.4.1  $C_w$  Curves of C, D & E (SR171)

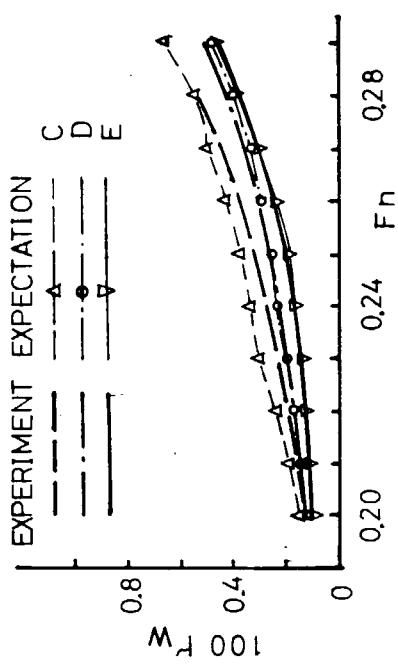


Fig. 2.4.3 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation of B & B' ( $N = 150$ )

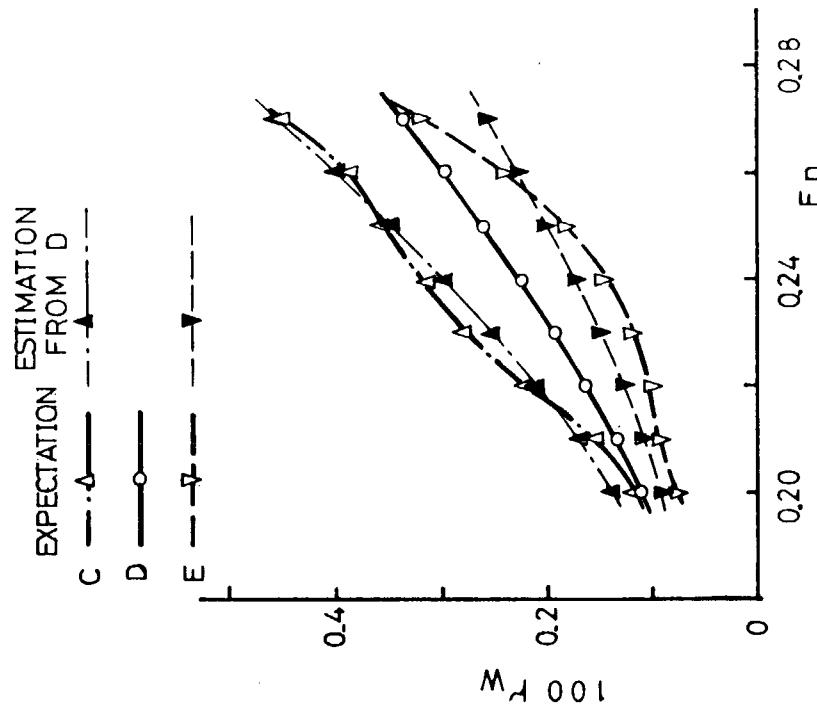


Fig. 2.4.4 Comparison of  $r_w$  by Expectation (C, D & E;  $N = 150$ )

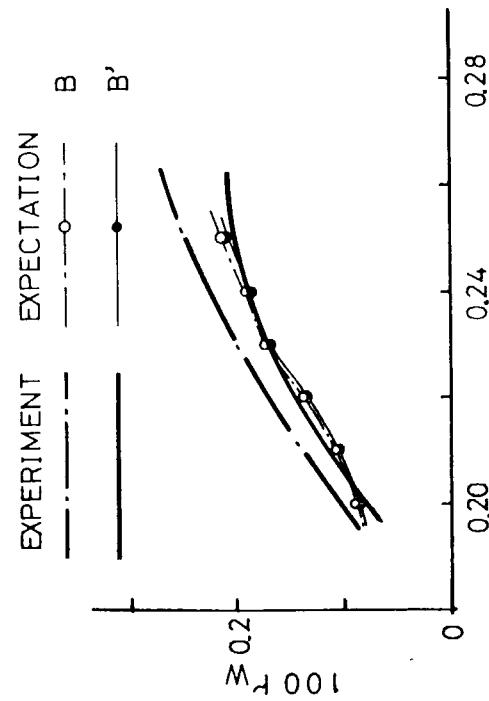


Fig. 2.4.5 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation of C, D & E ( $N = 200$ )

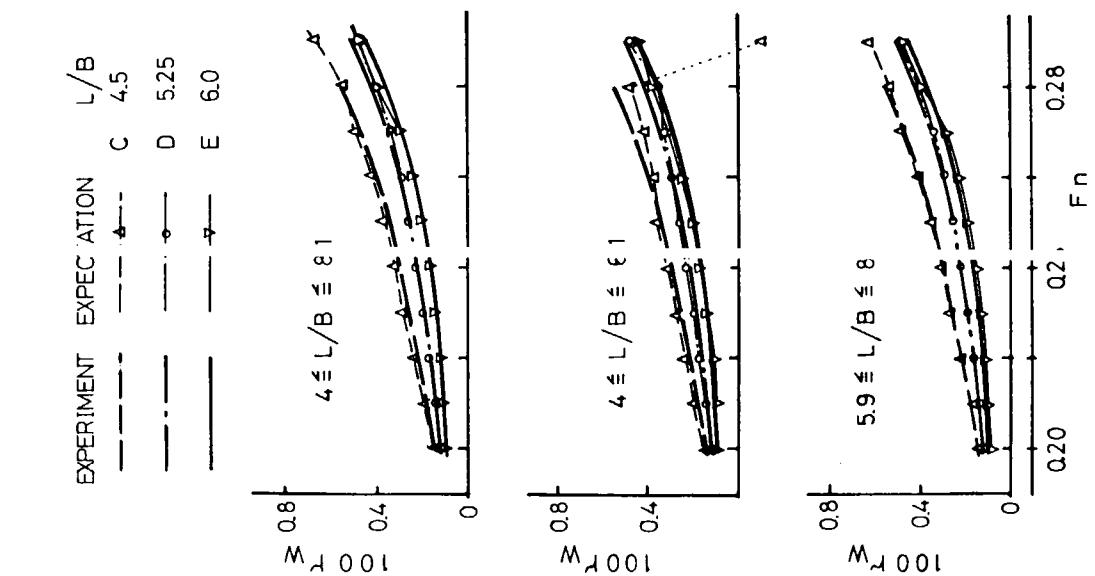


Fig. 2.4.6 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation of C, D & E ( $L/B; N \approx 250$ )

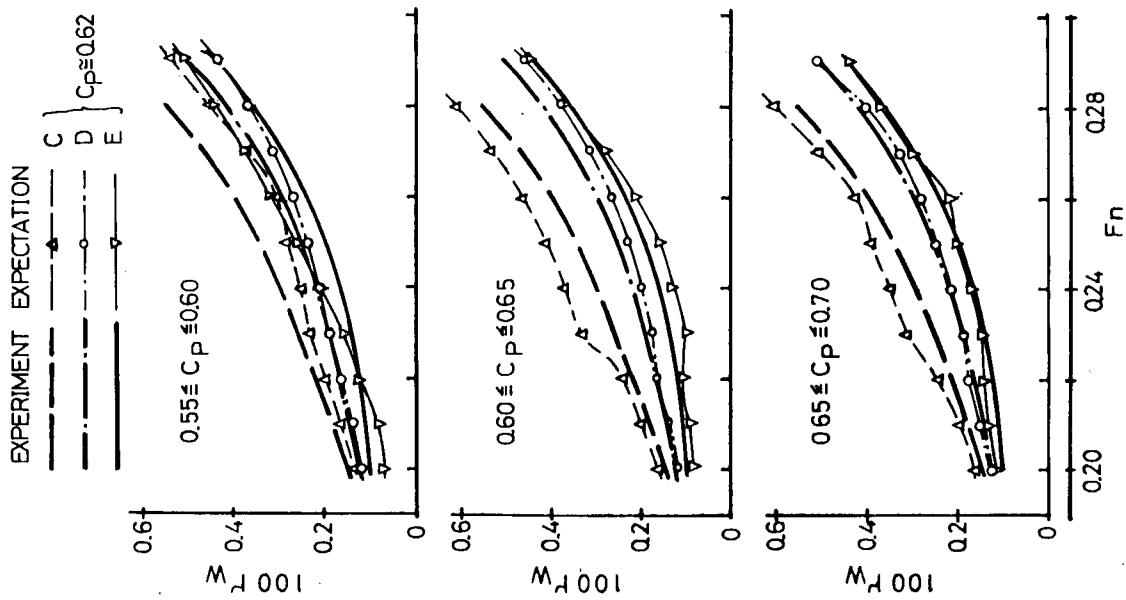
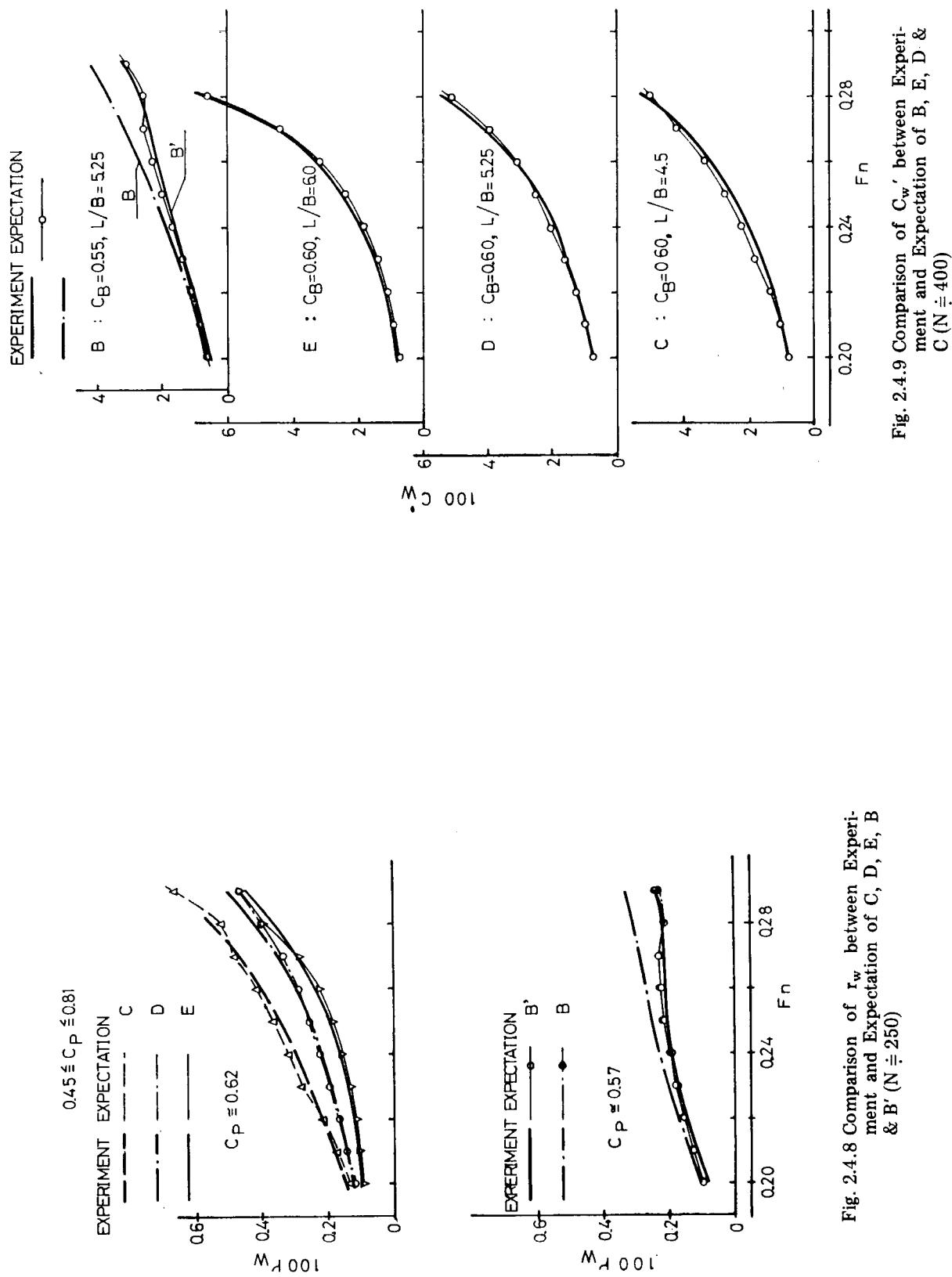


Fig. 2.4.7 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation of C, D & E ( $C_p; N \approx 250$ )



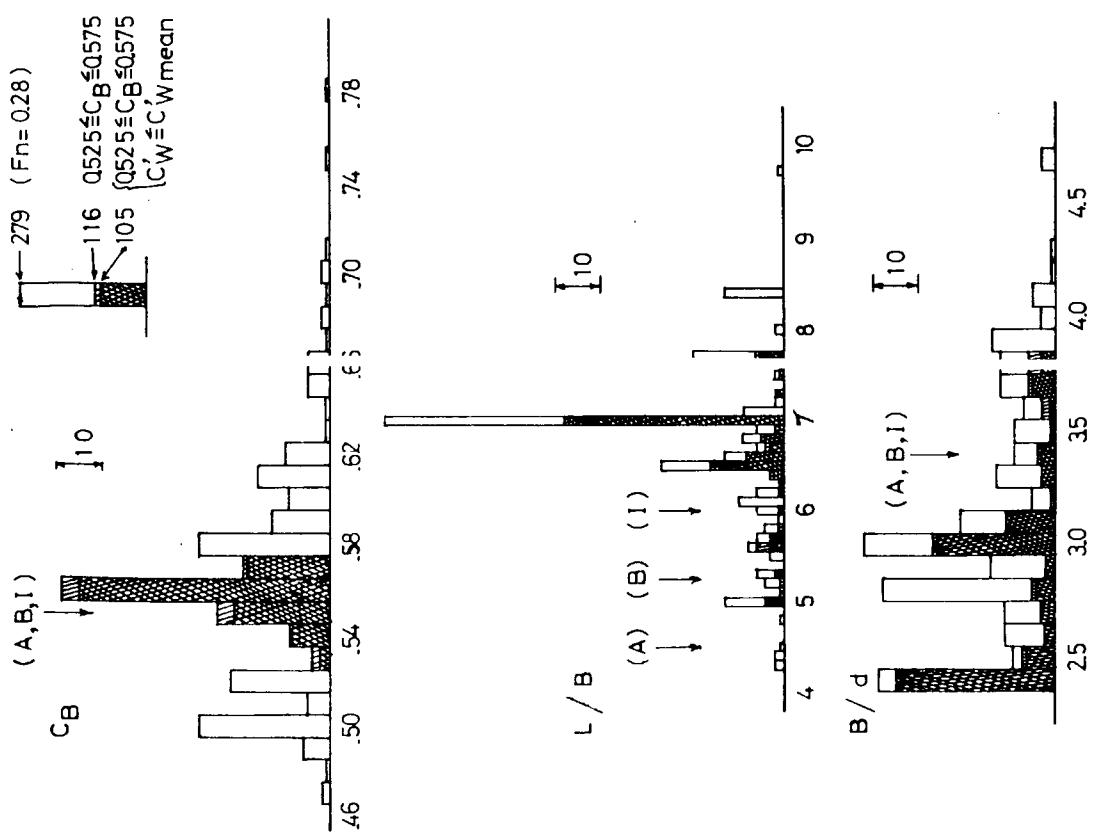


Fig. 2.4.10 Histograms of  $C_B$ ,  $L/B$  &  $B/d$   
( $N = 601$ )

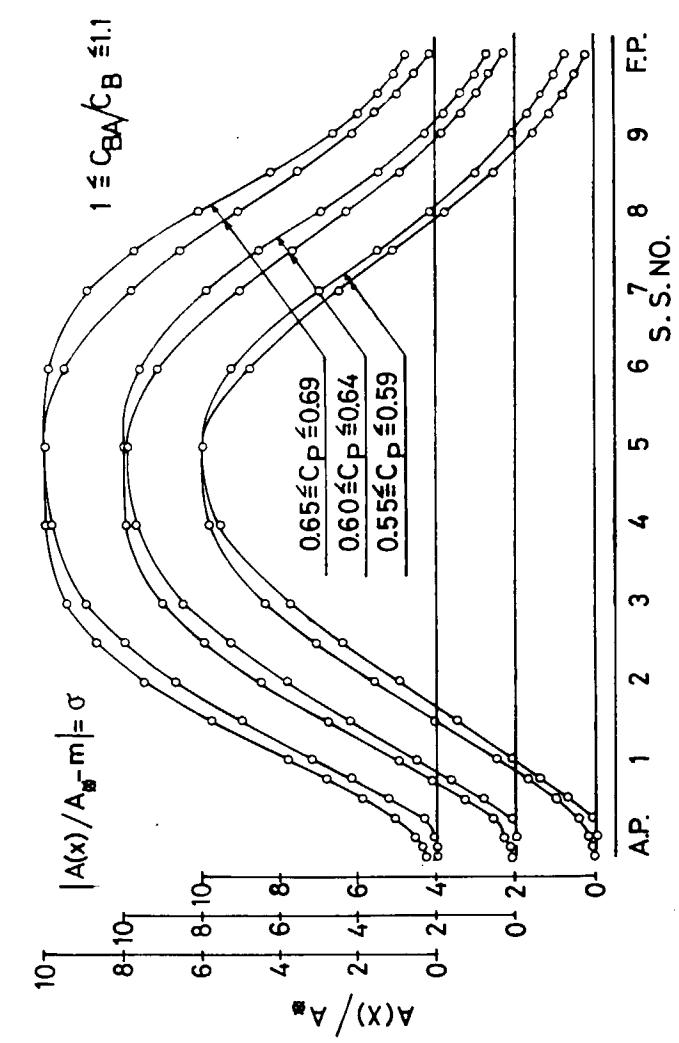


Fig. 2.4.11 Standard Deviation of  $C_p$  Curves ( $N = 300$ )

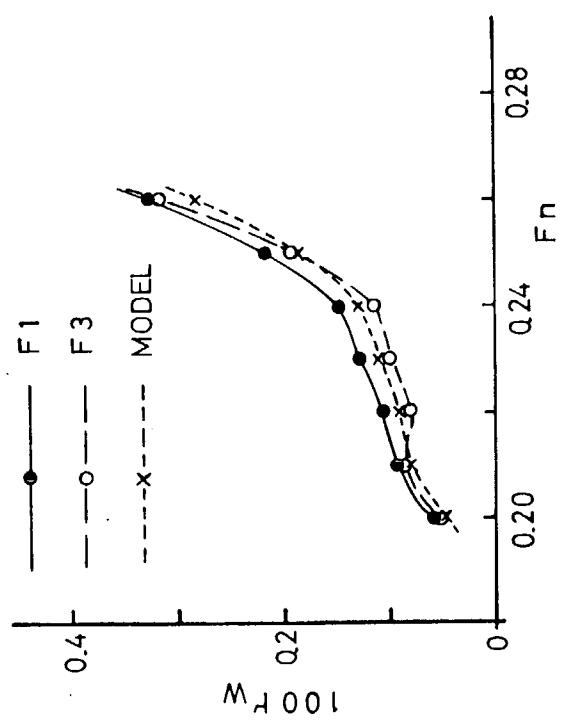


Fig. 2.4.12 Expected  $r_w$  for  $F$  ( $N \div 150$ )

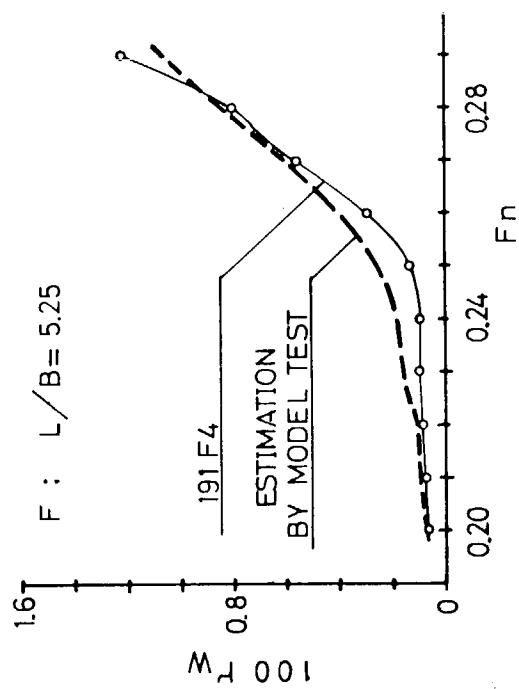


Fig. 2.4.14 Comparison of Expected  $r_w$  for  
'191' and '191F4' ( $N \div 200$ )

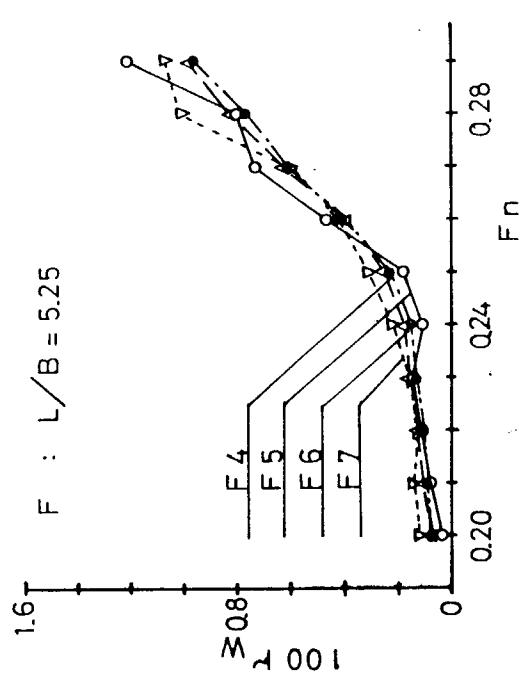


Fig. 2.4.13 Expected  $r_w$  for  $F$  ( $N \div 200$ )

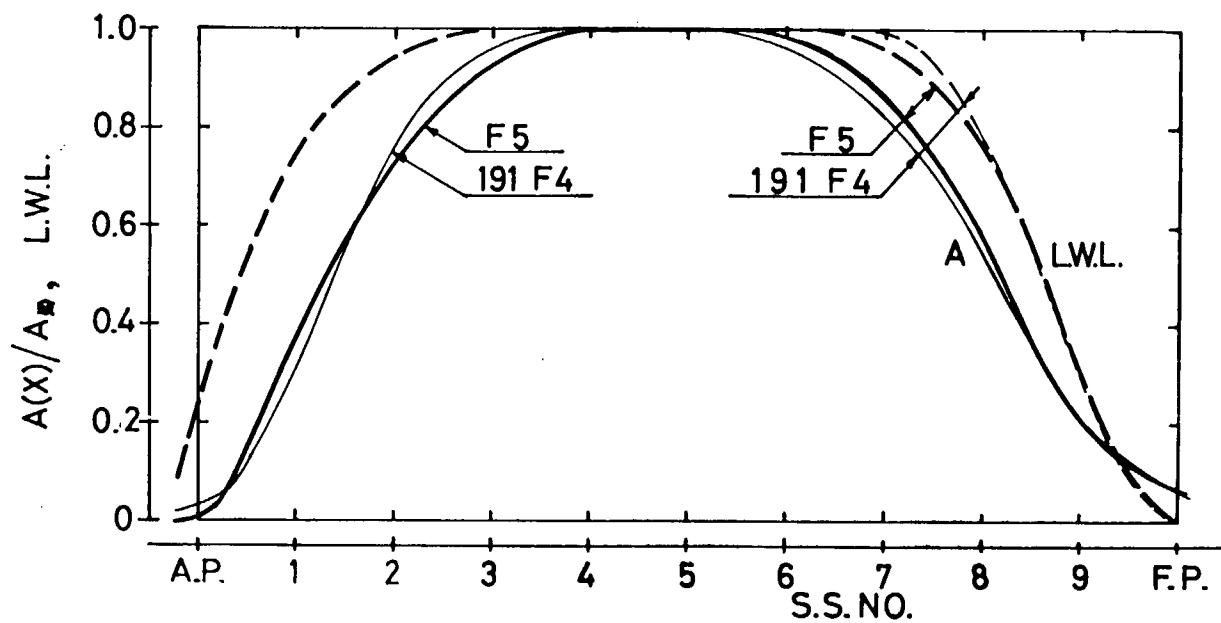


Fig. 2.4.15 Comparison of  $C_p$  & L.W.L. Curves of '191F4' and 'F5'

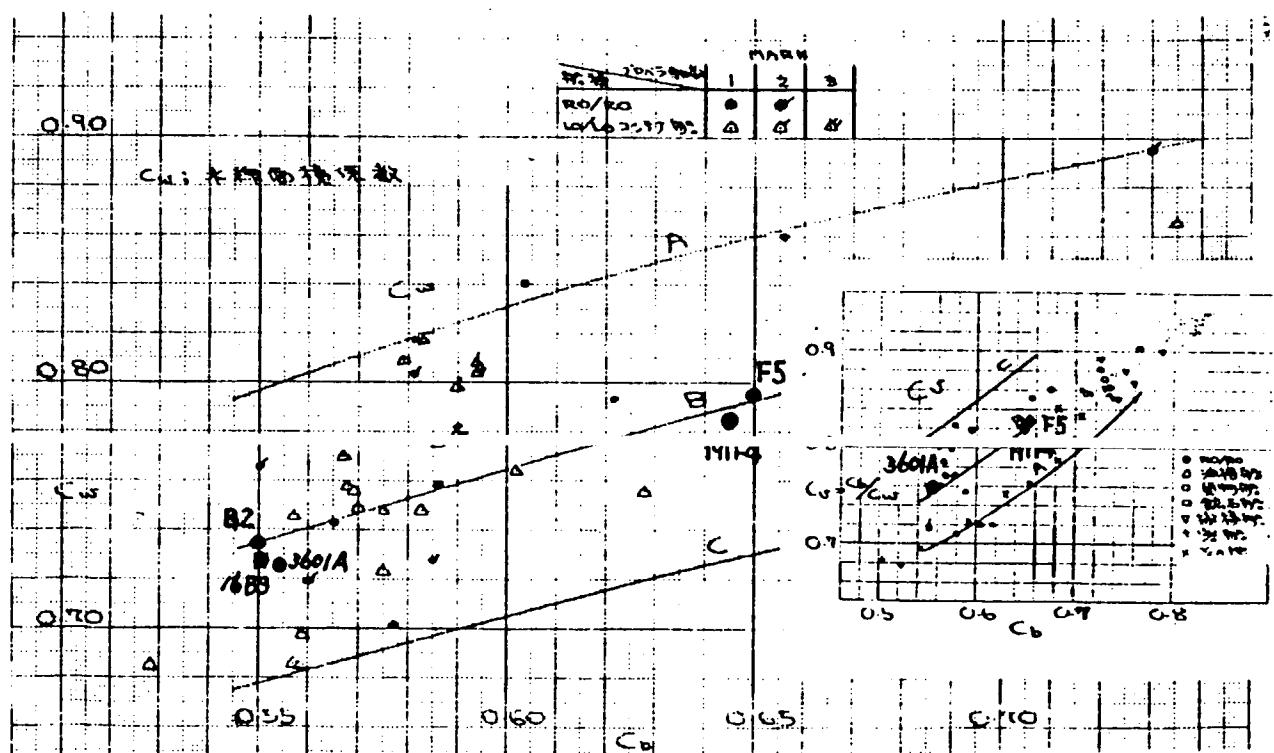


Fig. 2.4.16  $C_B \sim C_w$ ,  $C_B \sim C_v$

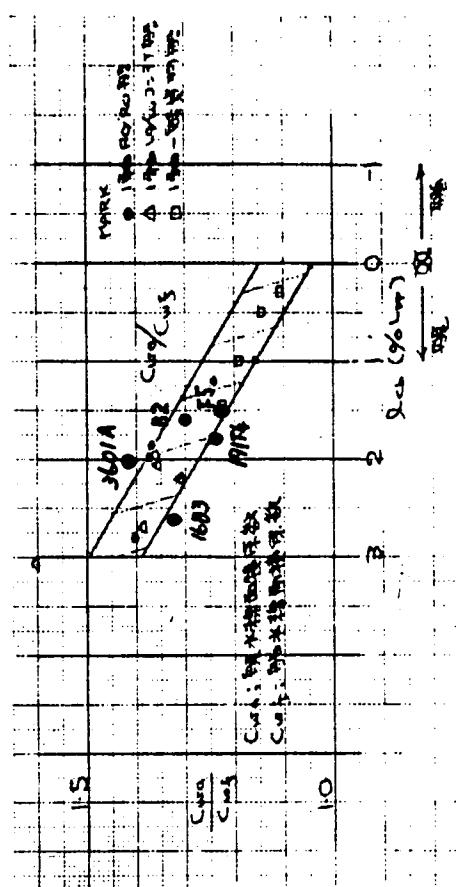


Fig. 2.4.17  $\ell_{CB} \sim C_{wa}/C_{w0}$

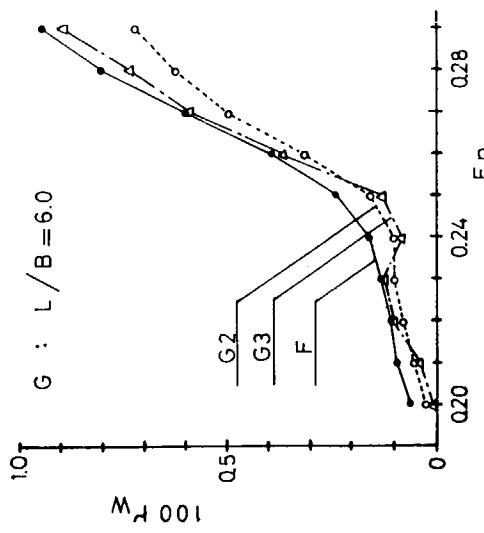


Fig. 2.4.19 Comparison of Expected  $r_w$  for G ( $N = 400$ )

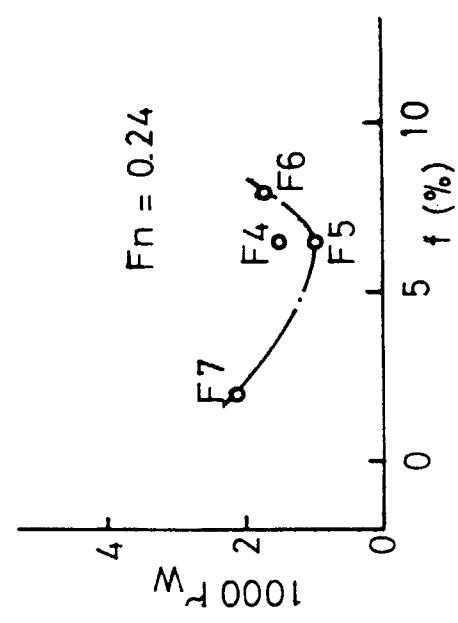


Fig. 2.4.18  $f \sim r_w$  Curves

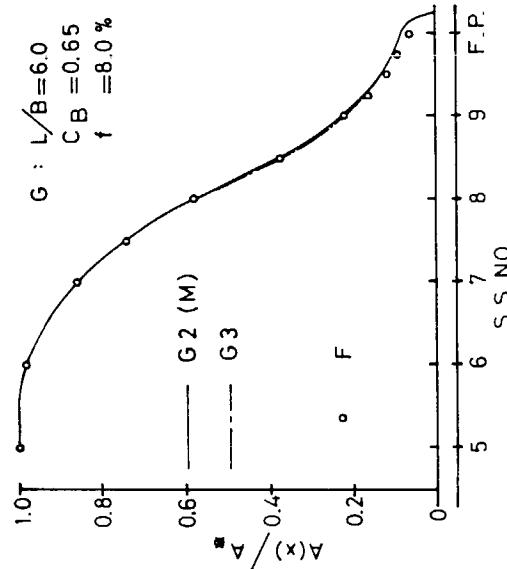


Fig. 2.4.20 Comparison of  $C_p$  Curves for G

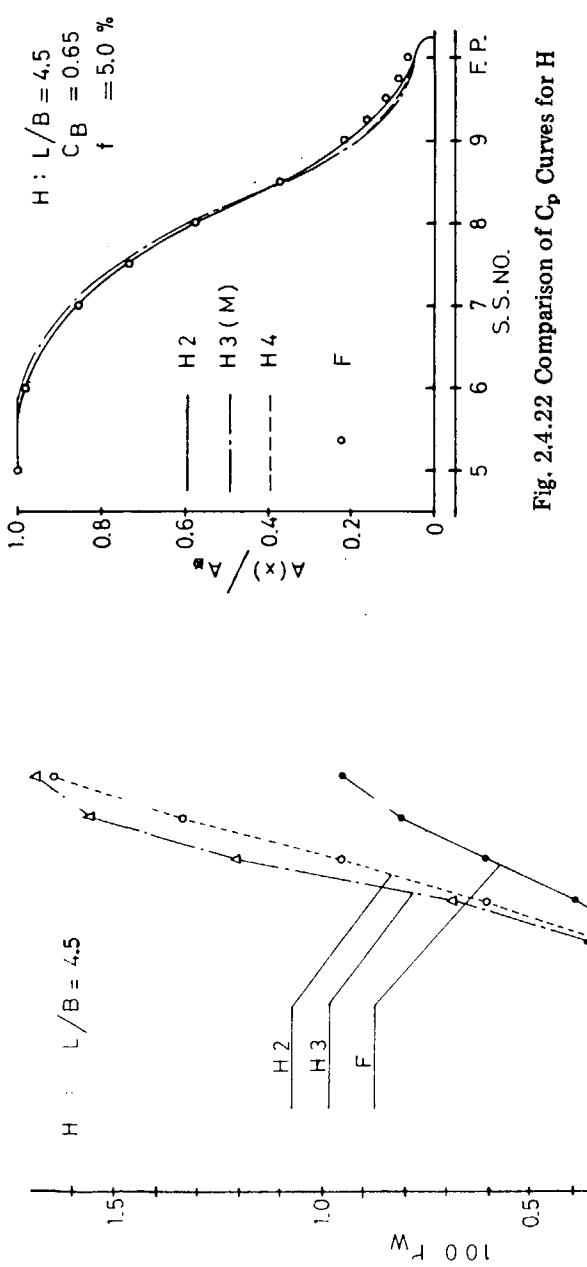


Fig. 2.4.21 Comparison of Expected  $r_w$  for H  
( $N = 400$ )

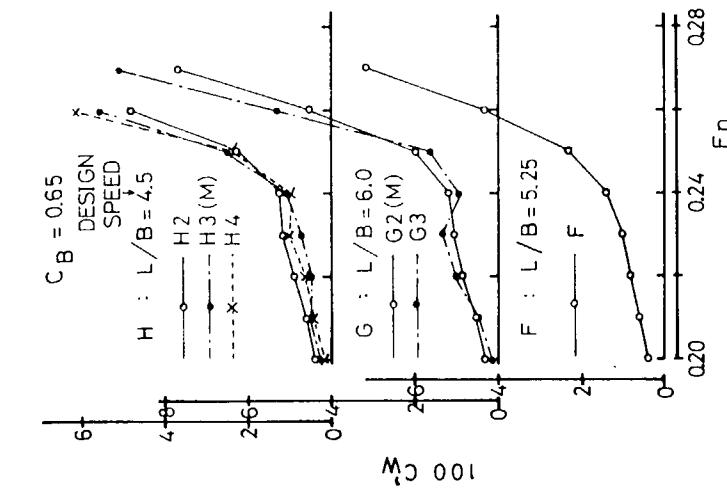


Fig. 2.4.22 Comparison of  $C_p$  Curves for H

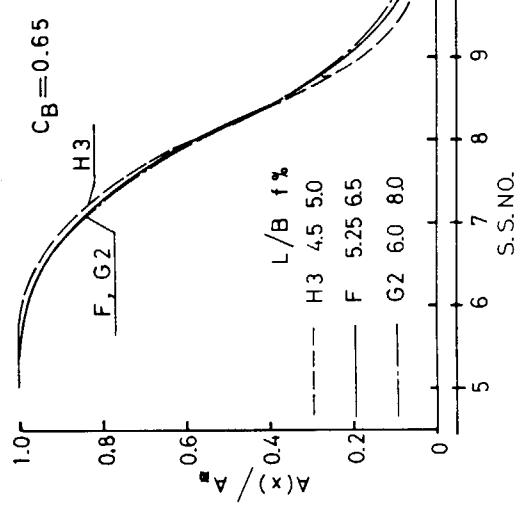


Fig. 2.4.23 Comparison of  $C_p$  Curves (F, G2 &  
H3)

Fig. 2.4.24 Expected  $C_w'$  Curves of F, G & H  
( $N = 400$ )

## 2.5 統計解析による A, I 船の船型計画

$C_B = 0.55$  の A, I 船についての統計解析の方法による検討は、前節の  $C_B = 0.65$  の場合と同時に実行してきた。まず母船型として、SR171 研究部会の M.S. No 3537 の B 船と、日本造船技術センターによって発表された M.S. No R009 の B' 船および収集した資料の中から選んだ資料番号「16」の 3 隻を選び、それらの船型から、種々に横截面積曲線等を変化させた。 $\frac{L}{B} = 5.25$  の場合について B あるいは B' 船よりも造波抵抗が小さくなるかどうか最初に確かめてみた。その結果の例を Fig. 2.5.1 および 2.5.2 に示す。これらの値と Fig. 2.4.8 の造波抵抗の小さい B' 船の実験値と比較すると、横截面積曲線等を変更することによって造波抵抗を B' 船よりさらに減らすことができると思われる。なお、Fig. 2.5.2 に示すように、水線面形状を変化させ、特に F.P. における水線入角を小さくした方が、船首波への影響が少なくなると考えた。また、船体後半部の横截面積曲線が異なる船型「16 - B3」では、Fig. 2.5.1 のように、設計速度  $F_n = 0.28$  より低速側で造波抵抗係数の山が消滅する可能性もあることも判明した。

これらのこと考慮しつつ、 $\frac{L}{B} = 4.5$  の A 船および  $\frac{L}{B} = 6$  の I 船の横截面積曲線を、統計解析の方法による、Hogner の影響線の結果を利用して、さらに検討した。バルブの大きさは SR171 研究部会の結果との関連から、 $\frac{L}{B} = 4.5$  の A 船は 4.5% とし、 $\frac{L}{B} = 6$  の I 船は 7.5% とした。このバルブの条件を考慮しつつ、母船型 M.S. No R009 (B') から変形した横截面積曲線を使用して造波抵抗を推定した結果の「B2」と「B3」を Fig. 2.5.1 に示す。図の「B3」のように  $F_n = 0.28$  での推定値が異常に変っているが、その原因としては資料数が不足していると考えて、さらに資料を収集した。資料数がやゝ増加した段階でもまだ  $F_n = 0.28$  で異常な値を示していた。この異常な値については今後の統計学的検討に待つことにして、A, I 船の横截面積曲線を決定することにした。Fig. 2.5.3 ~ 2.5.6 に示した「A2」と「I1」を模型船として考えることにした。Fig. 2.5.7 にそれらの横截面積曲線を、Fig. 2.5.8 には「造波係数」 $C_w'$  を示した。

これより、 $\frac{L}{B}$  を横軸にとり「造波係数」 $C_w'$  を  $C_B$  每に示したのが Fig. 2.5.9 である。

今までの計算は B 船あるいは B' 船を基本船型として考えて、船型を変化させてきたが、日本中型造船工業会「内航船の推進性能委員会」の依頼で日本造船技術センターで実施された  $\frac{L}{B} = 5$ ,  $\frac{B}{T} = 3$ ,  $C_B = 0.554$  の M.S. No 3601A の水槽試験の結果が発表され、<sup>1)</sup> その抵抗が極めて小さいことが公表された。そこで、この船型について統計解析の方法を用いて造波抵抗を推定した。その結果を Fig. 2.5.10 に示す。実験値は推定値の約  $\frac{2}{3}$  と造波抵抗が小さい船型が存在することを確認した。

そこで、 $\frac{L}{B} = 4.5$  の A 船の船体前半部に M.S. No 3601A の横截面積曲線を取り入れて船体後半部の形状は B 船を母船型として採用して抵抗を推定したのが、Fig. 2.5.11 の「M.S. No 3601A + B」である。この船型は、 $C_{PF}$  が大きく、全体の  $C_B$  が 0.55 を越えるので、 $C_B = 0.55$  となるようにこの船型から横截面積曲線を変えた。その結果を、「A - M」の記号で同図に示した。Fig. 2.5.9 までに考えてきた「A2」あるいはそれを参考にして線図を描いて得られた「A - O」と比較すると、船型「A - M」は低速側で船型「A2」あるいは「A - O」のほぼ  $\frac{1}{2}$  の抵抗であり、設計速度  $F_n = 0.28$  でほぼ一致する。同図には、 $\frac{L}{B} = 6$  の I 船についても示したが、造波抵抗係数  $r_w$  で比較すると、I 船の「I - O」と A 船の「A - M」が同程度となると予想される。

以上のように、B' 船の M.S. No R009 よりも抵抗の小さい船型「M.S. No 3601A」を母船型にして検討すると、抵抗のさらに小さい船型があるという可能性が判明した。現在の統計解析の手法では、最適の船型を見い出すのは甚だ困難であり、しかも、統計解析の方法に採り入れた資料の性質に全て解析結果が支配されることにも問題がある。今後はこの船型の極小の造波抵抗を求める統計解析の方法について研究する必要がある。

「A - M」の船型が極小造波抵抗の船型であるかどうかの問題から、薄い船理論の極小造波抵抗理論等<sup>2)</sup>による横截面積曲線を検討した。Fig. 2.5.12 は無限喫水の場合の  $C_B = 0.55$  (設計速度  $F_{nD} = 0.28$ ),  $C_B = 0.60$  ( $F_{nD} = 0.26$ ) および  $C_B = 0.65$  ( $F_{nD} = 0.24$ ) の横截面積曲線を示す。同図には、比較のため、C 船、H 船及び船型「A - M」の曲線も示してある。極小造波抵抗理論では船首端部の  $A_{FD}/A_{FP}$  の値が不確定であるので、今回は、F.P. における値

を0（バルブなし）と0.045（バルブあり）として取扱った。これらの船型による“造波係数” $C_w'$ の推定値をFig. 2.5.13に示す。極小造波抵抗理論によるものは、SR 171 研究部会のC船等よりもやゝ抵抗が大きく、船型「A-M」に比較して大略1.5倍と大きい。

ここで、収集した水槽試験の資料総数が600を越え、 $F_n = 0.28$ での資料数が279となつたので、試みに $F_n = 0.28$ での“造波係数” $C_w'$ で整理してみた。抵抗の小さい船型を求める作業では“造波係数” $C_w'$ の大きい船型の資料を除き、小さい“造波係数” $C_w'$ のものを集めた方が良いが、この選択によって横截面積曲線の適用範囲が限定され、しかも、統計解析に使用した因子以外の重要な因子の影響を見落して、推定を誤る危険性がある。ここでは、“造波係数” $C_w'$ の平均値（算術平均）を求め、試みにその値よりも小さい資料群を選んでみた。その資料群は200弱の船型からなり、全体の $\frac{1}{3}$ が平均よりも大きく、しかも最頻数は平均よりも小さいことがわかった。全データを使用した場合（N=601）と上述のようにデータを限定して、抵抗の小さいデータを利用した場合（N=191）の統計解析の結果を比較した。それをFig. 2.5.14に示す。 $C_w'$ の小さいデータ群によって推定した場合の方が $C_w'$ の推定値が小さく現われる傾向があるが、今、検討の対象としている船型「A-O」「A-M」および「I-O」は $F_n \geq 0.28$ で逆転して $C_w'$ が大きくなっている。

このような2通りの資料群を使用して、極小造波抵抗理論等による横截面積曲線を検討した。Fig. 2.5.15に統計解析による推定の“造波係数”を、Fig. 2.5.16に横截面積曲線を示す。図中には、無限喫水の場合の極小造波抵抗理論の結果と、それにバルブを付加えた前述の結果と、さらに、有限喫水でバルブなしの極小計算の結果と、バルブありの極小計算の結果をも示してある。<sup>3)</sup> Fig. 2.5.15から船型「A-M」の抵抗が小さいことが予想される（図中のバルブの項でADDは1963の船型に附加的にバルブを加えたものである。）

また、 $F_n = 0.28$ のときの資料（N=279）を、 $0.525 \leq C_B \leq 0.575$ の条件を満足するものに分けてみた。そのときの $C_B$ 、 $\frac{B}{d}$ 、 $\frac{B}{L}$ のヒストグラムをFig. 2.4.10に示してある。図には前述の“造波係数” $C_w'$ の平均値よりも大きい船型をも除いた $0.525 \leq C_B \leq 0.575$ のデータ（N=105）をも示してある。Fig. 2.5.17にはこのデータ群と全データの場合の、 $\frac{B}{d} = 4.5$ のAの船型の $r_w(A)$ の推定値を示す。

$$r_w(A) = r_w \times \frac{[h]_A}{[h]} = C_w' \times [h]_A \quad (2.5.1)$$

ただし

$$h = \frac{C_M^2}{\pi} \left( \frac{1}{C_B} \cdot \frac{B}{L} \cdot \frac{B}{d} \right)^2 \left( 1 - e^{-K_0 L} \frac{B}{L} \cdot \frac{d}{B} \right)^2 \quad (2.5.2)$$

図中には、B（M.S. № 3537）、B'（M.S. № R 009）とM.S. № 3601Aの実験値 $r_w(A)$ も示してあるが、N=105とN=279の2つの資料群による、これらの船型の抵抗の推定値と実験値との一致度における差は顕著ではない。M.S. № 3601A 船型は N=105 の場合、抵抗係数の平均値は上下の（標準偏差）内にない。これらのデータが正規分布に従うとするならば、M.S. № 3601Aのデータは“異常値”であり、この資料群をさらに検討する必要がある。また、船型の開発の点から考えれば、できる限り抵抗の小さい船型を求める方法を確立することが望まれ、M.S. № 3601Aのような抵抗の小さい船型の資料を重要視する必要がある。N=279の全部の資料の場合、抵抗係数の標準偏差値が大きく、よってM.S. № 3601Aは平均値の±2σの内に収まっているが、それも下限に近い。また、それぞれの資料の実験値と推定値との差、いわゆる残差の分数の平方根 $\sigma_{\text{ERROR}}$ もN=105の場合約2倍もあり、検討を要する問題である。このような問題がデータの選別・層別に付帯して生じるが、これらは統計学上から吟味するしか方法がない。今後の検討に待つことにした。

前述のようにN=105とN=279の資料群について、いろいろと問題が残されているが、船型「A-O」と「A-M」の2隻について限ると、船型「A-O」はN=105のデータ群では比較的抵抗が大きく、N=279の全部の資料の

場合は抵抗が小さくなつており、資料の群を変えることによる推定値の変化が大きい。他方、船型「A-M」は、 $N=105$  と  $N=279$  の資料群による造波抵抗の推定の差は少なく、かつ、その抵抗値も小さい。そこで、A 船として、船型「A-M」を採用する方向で、次節 2.6 の図式素成波理論による検討の結果を待つこととした。

$\frac{L}{B} = 6$  の I 船については、M.S. No 3601A の結果を利用することが考えられたが、 $\frac{L}{B}$  がさほど小さくなく、 $\frac{L}{B}$  の抵抗への影響は小さいと予想してまた模型製作の工程の関係から Fig. 2.5.7 の船型「I 1」の横截面積曲線を採用する方向とした。

### 参 考 文 献

- 1) 大橋誠三、大野勝利：高速幅広浅喫水船の船首バルブ形状が推進性能におよぼす影響 日本造船技術センター  
技報 第 7 号 昭和54年10月
  - 2) 丸尾 孟、別所正利：極小造波抵抗の船型 造船協会論文集 第 114 号 昭和38年12月
  - 3) 丸尾 孟、山越康行：有限喫水を持つ極小造波抵抗船型の計算 日本造船学会論文集 第 130 号 昭和46年12  
月
- Maruo, H. and others : Ship Forms of Minimum Wave Resistance with Bulbs. JSNAJ  
Vol. 135 1974.

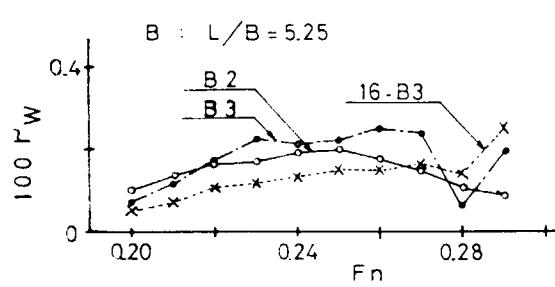


Fig. 2.5.1 Comparison of Expected  $r_w$  for B

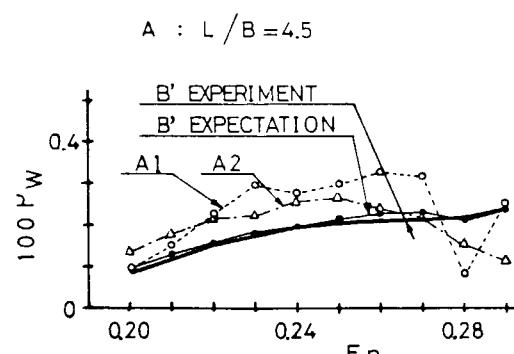


Fig. 2.5.3 Comparison of Expected  $r_w$  for A

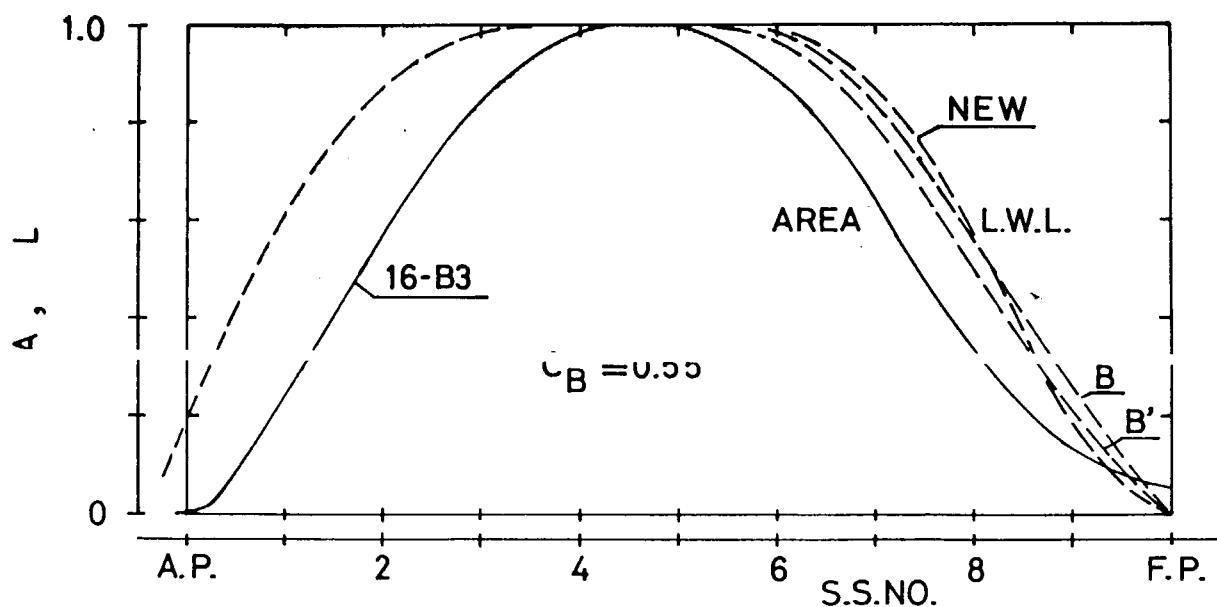


Fig. 2.5.2 Comparison of  $C_p$  and L.W.L. Curves of '16-B3'

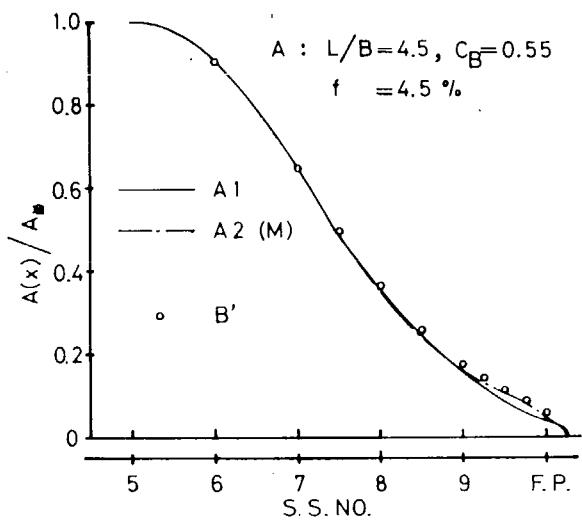


Fig. 2.5.4 Comparison of  $C_p$  Curves for A

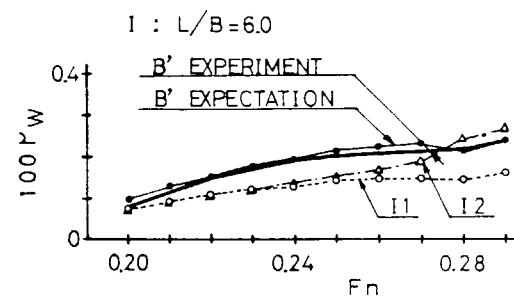


Fig. 2.5.5 Comparison of Expected  $r_w$  for I

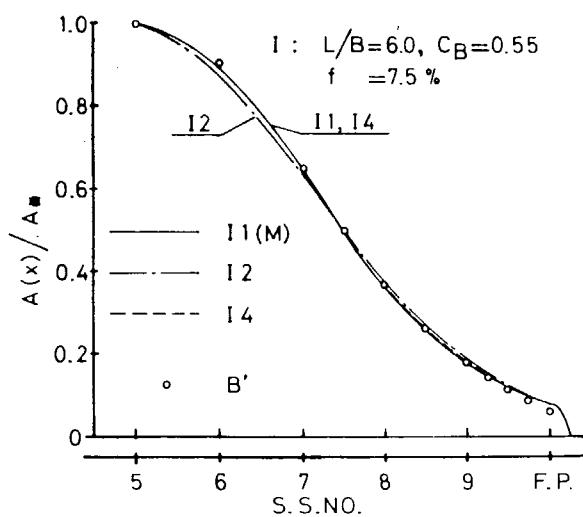


Fig. 2.5.6 Comparison of  $C_p$  Curves for I

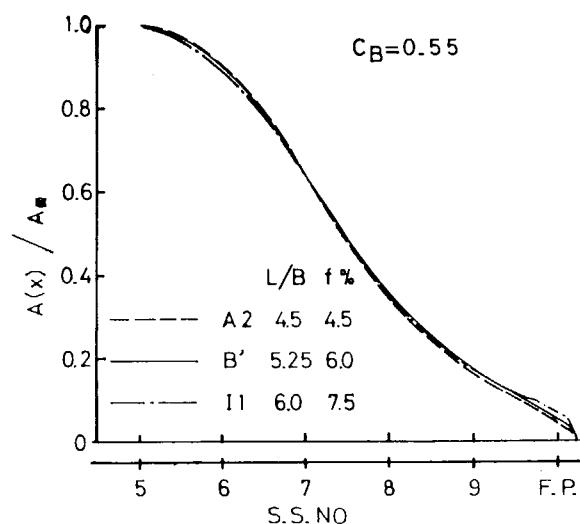


Fig. 2.5.7 Comparison of  $C_p$  Curves (A2, B')

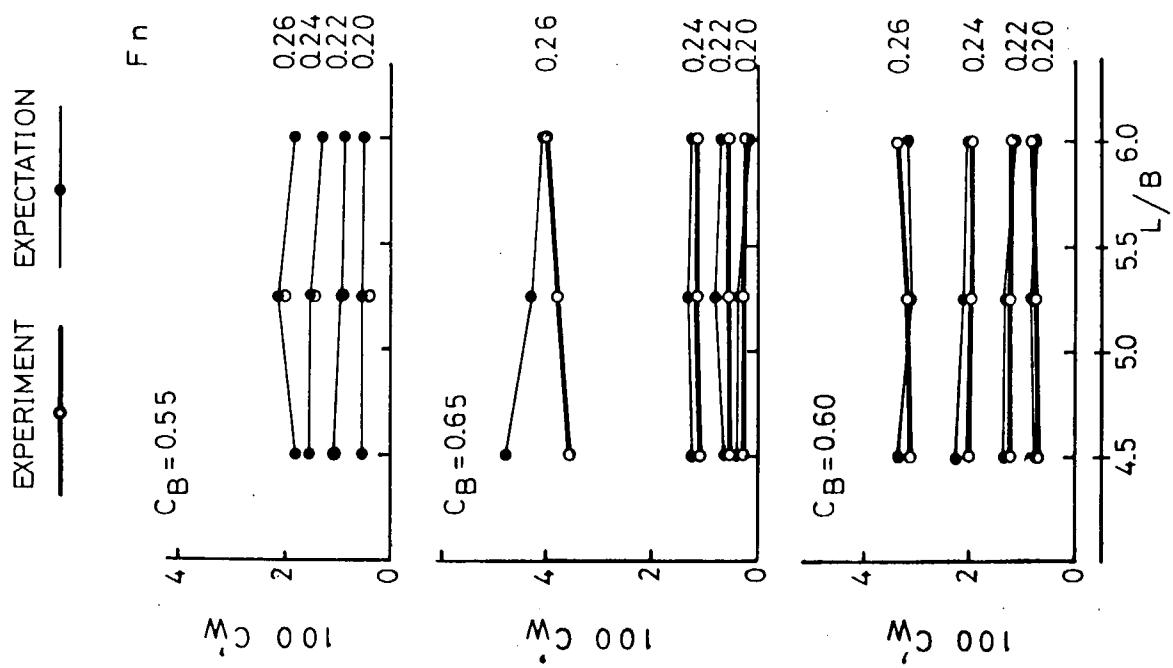


Fig. 2.5.9  $L/B \sim C'_w$

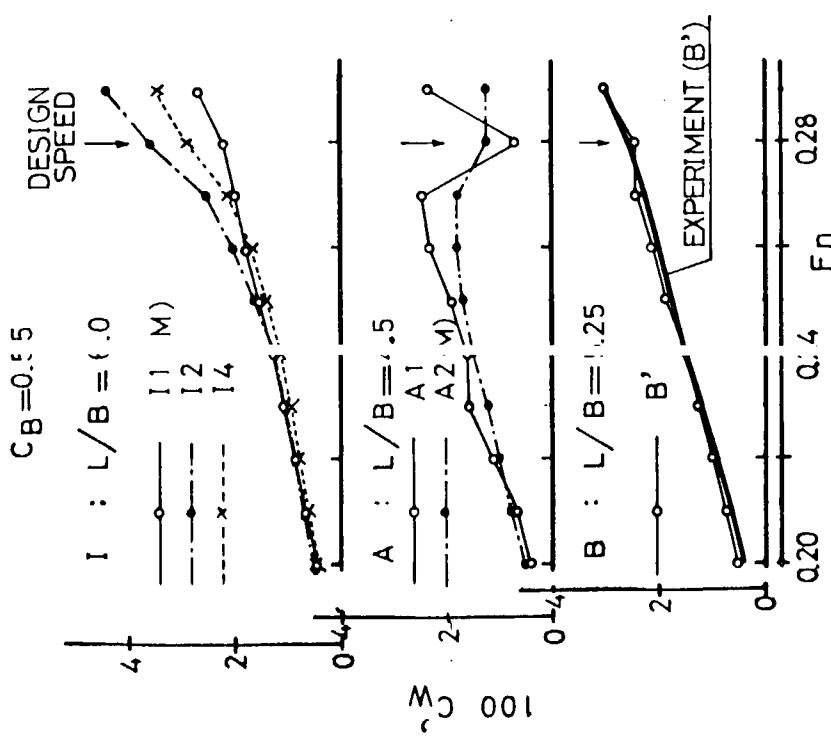


Fig. 2.5.8 Expected  $C'_w$  Curves of A, B & I

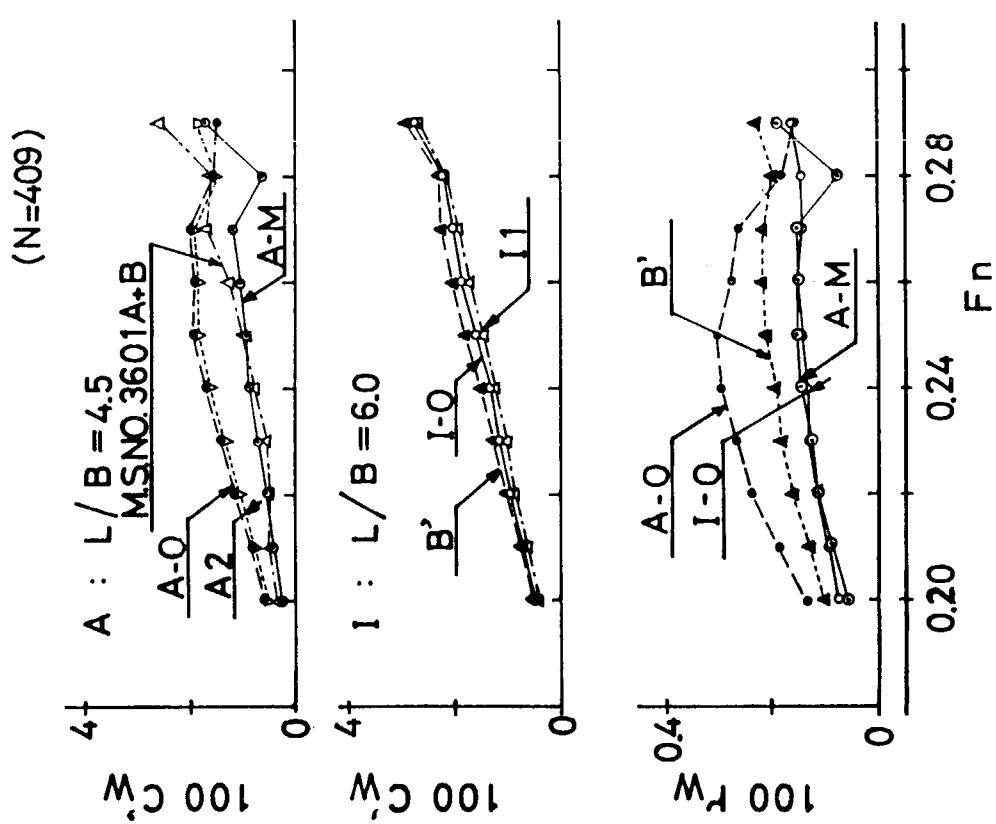


Fig. 2.5.11 Comparison of Wave Resistance for  
A & I (N = 409)

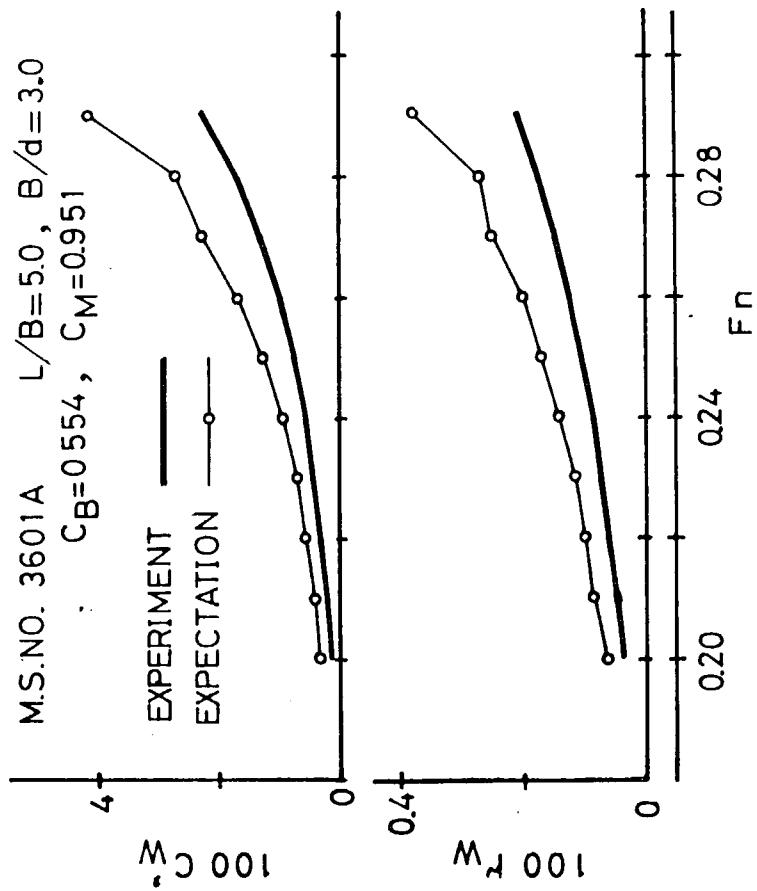


Fig. 2.5.10 Comparison of Wave Resistance of  
M.S. No. 3601A between Experiment and Expectation

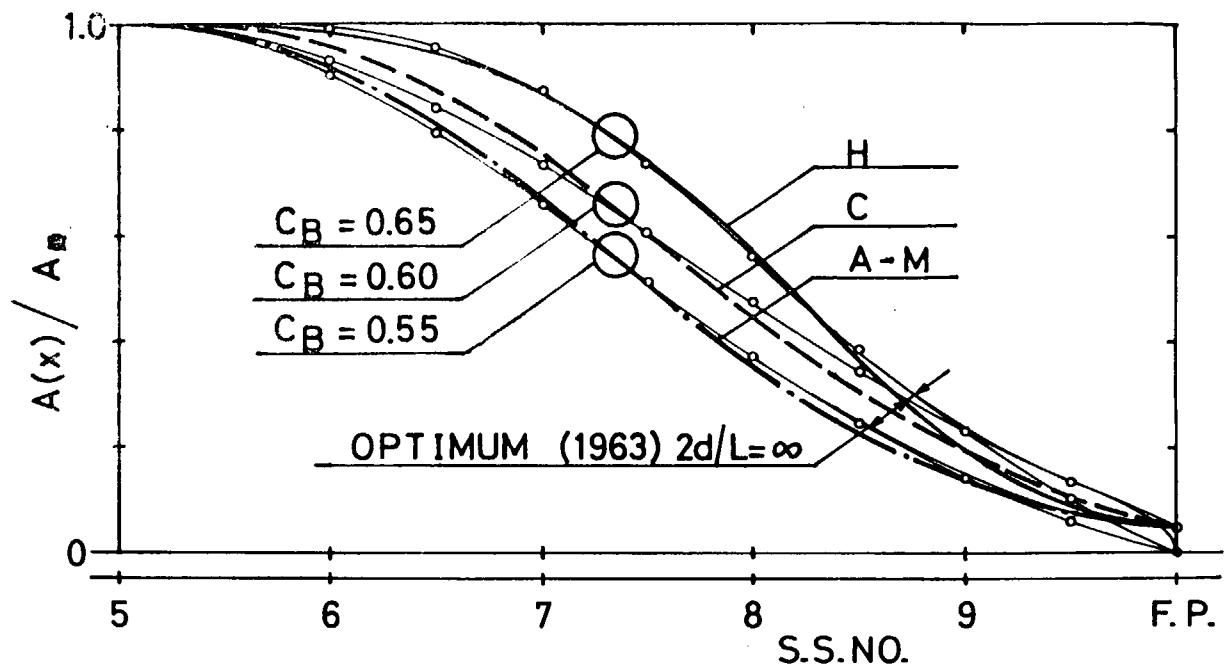


Fig. 2.5.12 Comparison of  $C_p$  Curves with Minimum Wave Resistance Theory (1963)

BULB	$2d/L$	$C_{PF}$	
OPT.	NO	$\infty$	● - (1963)
DO	ADD	$\infty$	△ -
DO	NO	0.1	* - (1971)
DO	INCLUDE	0.1	- □ - (1974)
DO	NO	0.1	▽ - (1974)
B'		0.112	- ▲ -
A-M		0.131	○ -

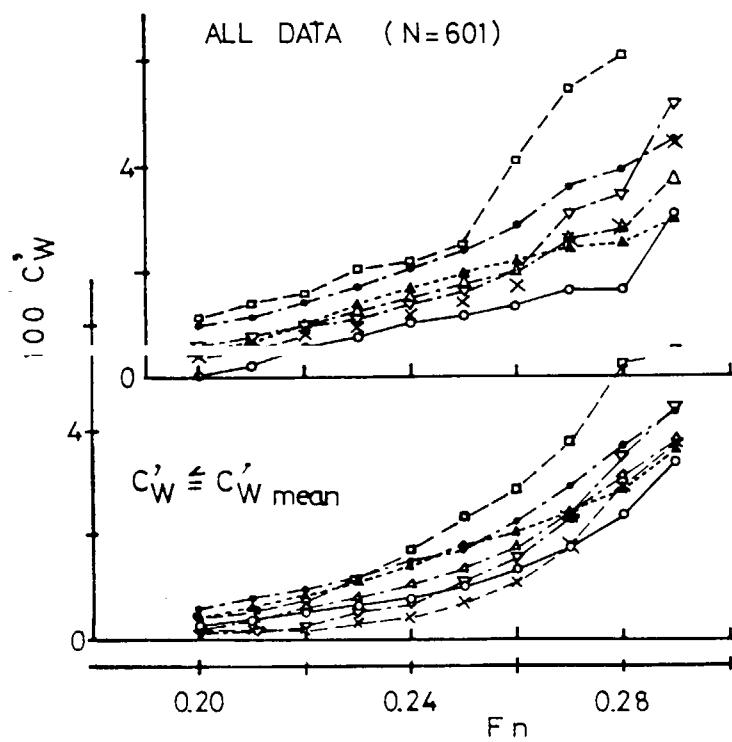


Fig. 2.5.13 Comparison of Expected  $C'_W$  ( $C_B = 0.65, 0.60 \& 0.55$ )

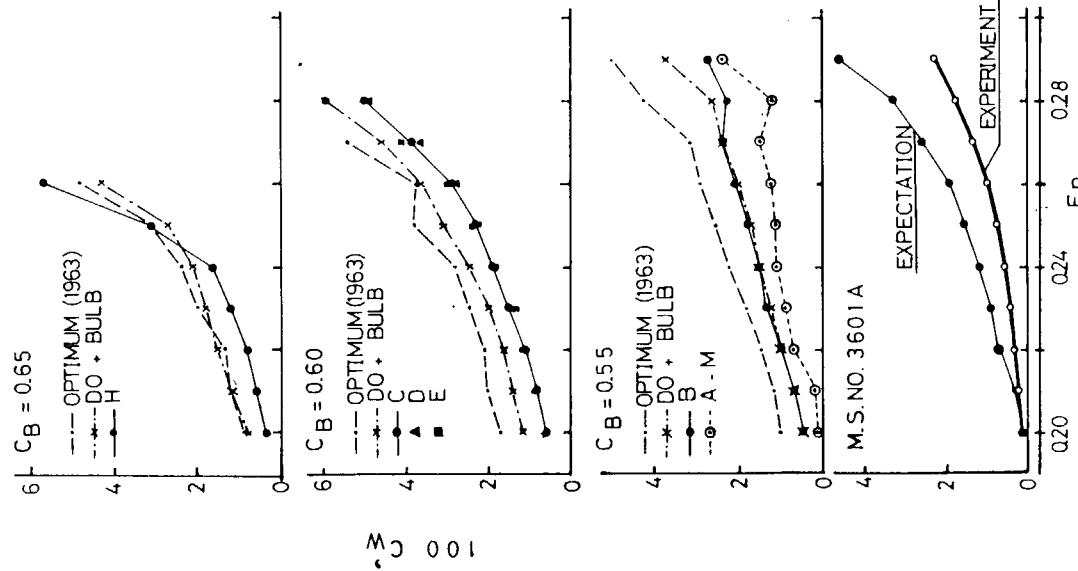


Fig. 2.5.14 Comparison of  $C'_w$  between Experiment and Expectation (B, C, D, E, 3601A, A-O, I-O & A-M)

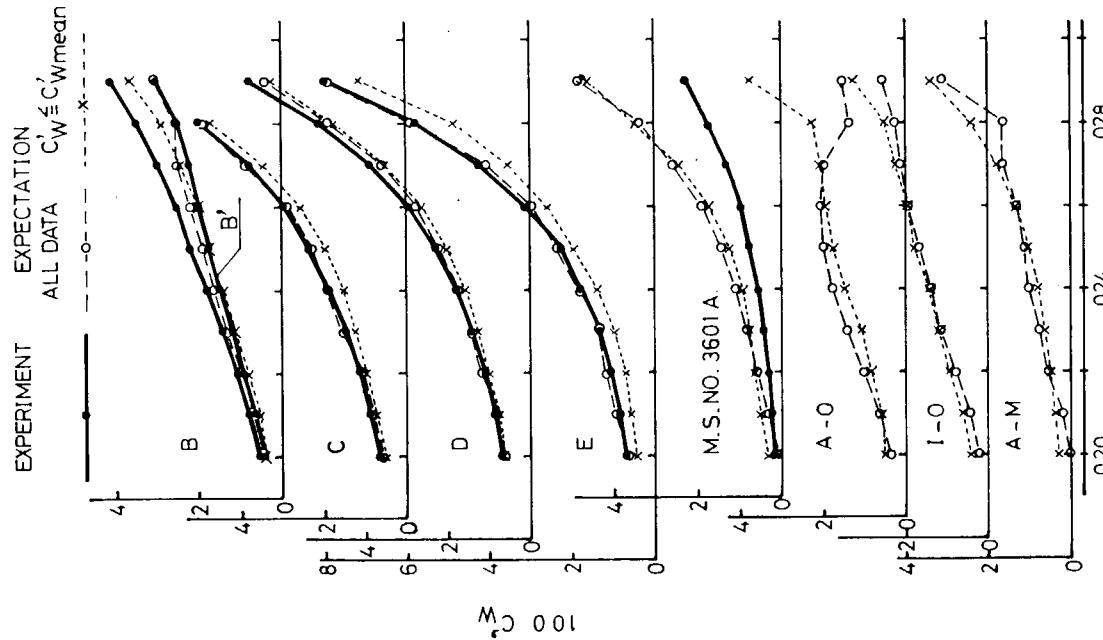


Fig. 2.5.15 Comparison of Expected  $C'_w$  (N = 601)

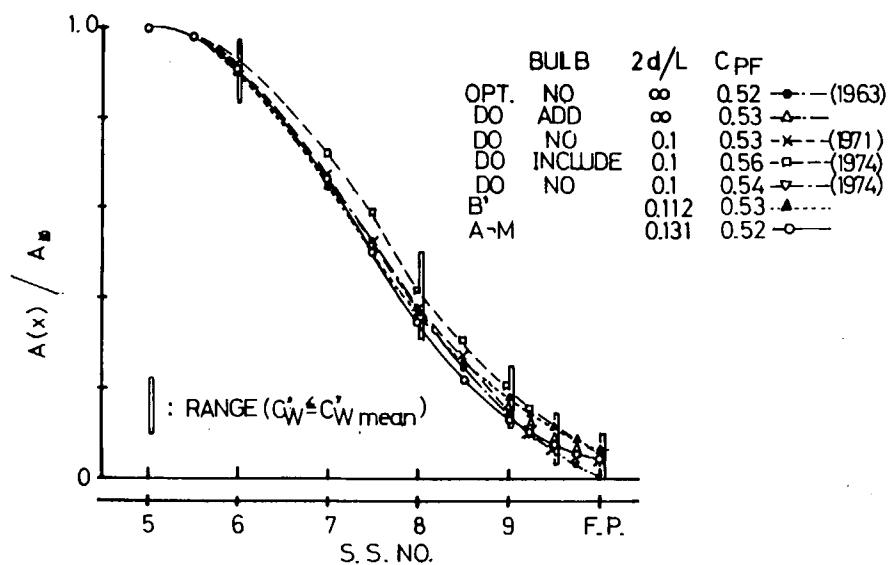


Fig. 2.5.16 Comparison of  $C_p$  Curves

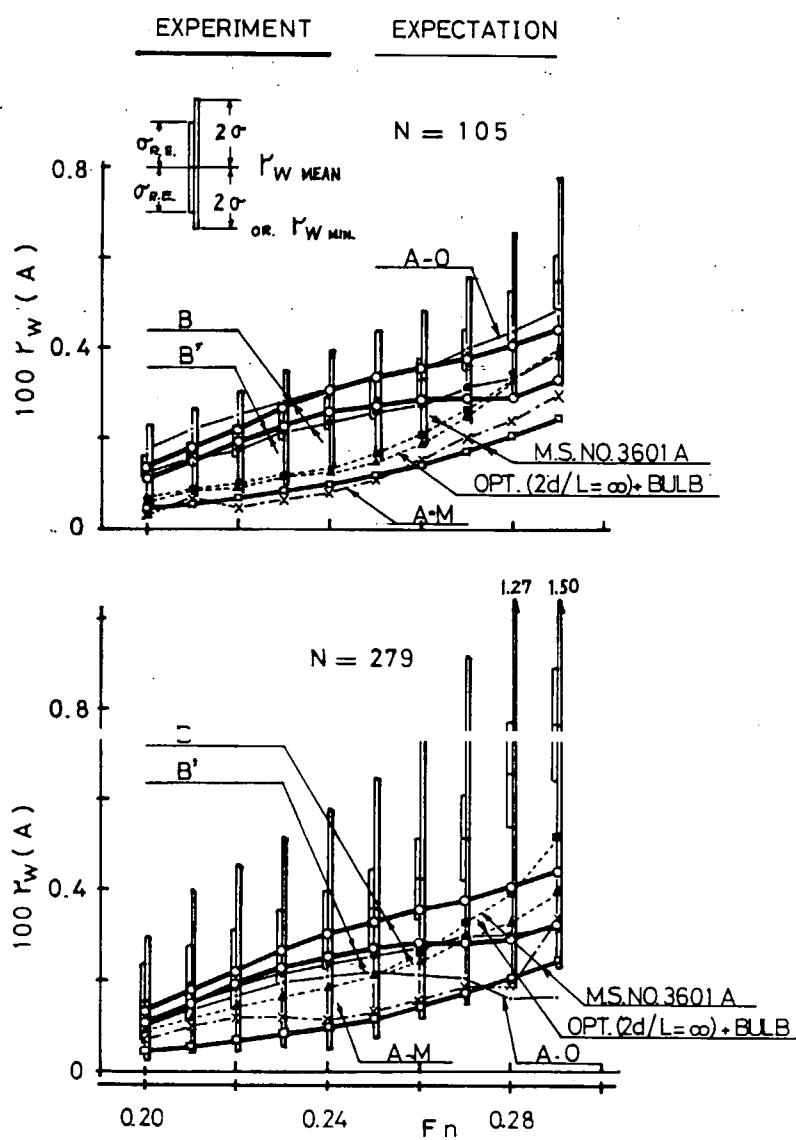


Fig. 2.5.17 Comparison of  $r_w (A)$  ( $N = 279$ )

## 2.6 素成波理論設計法による船型の検討

### 2.6.1 船型の検討

SR171, SR200-9 部会船型は、統計解析による船型計画法（多賀野）を主に、傾斜ピエノイド法（東大）による検討を併用しながら、昭和52年から昭和54年の3ヶ年にわたってその都度計画検討された。上記方法を縦糸にたとえるなら横糸を通すような方法で各船型間の相互関係をチェックし、船型が妥当であることを再確認することが望まれる。素成波理論設計法は広範囲な船型に定形的に応用できるので、この役目を果すのに適している。よって、各船型について同法により  $C_p$  曲線を求め委員会船型と比較し、考察する。なお、一部船型 ( $A, B', I, C_B = 0.55, F_n = 0.28$ ) については丸尾・山越有限喫水を有する極小造波抵抗理論によって求められた  $C_p$  曲線ともあわせ比較した。

Fig. 2.6.1 ~ Fig. 2.6.10 は  $A-O, A-M, B', I, C, D, E, H, F, G$  10隻についての比較図、TABLE 2.6.1 ~ 2.6.10 はその根拠となった計算表である。

### 2.6.2 比較および考察

#### (1) $A, B', I$ ( $C_B = 0.55, F_n = 0.28$ ) グループ

$A-M$  型（この船型が  $A$  船型として決定された）では素成波理論設計船型と委員会船型がほとんど一致した。他の船型は後半部 (S.S.  $7\frac{1}{2}$  より後方) はよく一致しているが、船首部では素成波理論設計船型がホローな形状であるのに対し、委員会船型は太っている。この差異は  $B'$  型が最も大きい。丸尾・山越極小造波抵抗理論船型（非線形修正なし）は、素成波理論設計船型の主船体  $C_p$  曲線形状に近似している。以上のことから  $A-M$  型を除く  $A-O, B', I$  型は高速船型の性質をもっていることが推定されるので、次の検討を行った。また 1.3 で述べた素成波理論設計の  $\mu'$  修正および肋骨線傾斜による船首バルブ中心移動がどのように  $C_p$  曲線形状を変えるかを調べるために調査をした。

#### (2) 低速優位船型と高速優位船型

素成波理論設計法による  $C_p$  曲線は 1.3 で述べたように、船首フルード数の臨界値直前の  $C_{pe}$  が選ばれるようになっているから、船速が計画フルード数を上回ると造波抵抗が急増する性質をもっている。この船型を仮に本法における低速優位船型と称すると、計画フルード数より低速では造波抵抗は大きいが、計画フルード数より高速において造波抵抗が急増しない船型を高速優位船型と呼ぶことができる。素成波理論設計において、 $C_{pe}$  を決める際に、Fig. 1.3.4 (または、1.3.6 式) から求められる値に 0.01 ~ 0.02 を加算した大きめの  $C_{pe}$  値を採用し、設計を進めると本法の高速優位船型がえられる（計画フルード数においては船首バルブの最適化が必要）。 $B'$  型を例にとって  $C_{pe}$  に約 0.016 を加え、計画速力 0.28 の  $C_p$  曲線を求め、委員会船型と比較したのが Fig. 2.6.11 である。 $C_{pe}$  の変更によって本法の  $C_p$  曲線は委員会船型に、船首部 S.S.  $9 \sim S.S. 9\frac{1}{2}$  のわずかの差異を除いて一致した。これをもって委員会船型は高速優位船型とみなすことができる。また、次の例として、Fig. 2.6.12 は  $M 49$  型との比較を示すものである。 $M 49$  は SR138 を前後対称化し、球状船首部分が削りとられ、船首部  $C_p$  曲線の形状がそれぞれ異なる  $M 46, M 47, M 48$  ( $M 46$  が母型) 3隻の波形解析から明石船型研究所の  $\Delta C_p$  法によって最適化されたものである。素成波理論設計法による  $C_p$  曲線は図示のとおり  $M 49$  に近似している。素成波理論設計法の  $C_{pe}$  はオリジナルの値に 0.01 を加算したので、やはり高速優位船型といふことができる。以上の高速船型に対し  $A-M$  船型はオリジナルの  $C_{pe}$  を用いた船型で低速優位船型である。両船型のいずれがよいかは、航海速力の使用範囲を考慮に入れた設計思考によって決められるべき問題であろう。

#### (3) 非線形修正による $C_p$ 曲線の変形について

$\mu'$  修正法により  $C_p$  曲線がどのように変わるかを  $A$  型を例にとって Fig. 2.6.13 に示す。本図は非線形修正 ( $\mu'$  修正) によって  $C_{pe}$  が減少するのを  $1 - C_p$  法を使ってもとの大きさに戻し、 $\mu' = 0$  の曲線と比較したもの

ので、図示のよう、同一  $C_p$  値の場合、非線形修正によって肩張り、および船首部ホローの度合いが強くなる。従来、非線形修正のために計画速力を予め低目（フルード数 0.02 程度）に設定して船型計画を行う方法がとられたが、この従来の方法と本方法とは微細な相異は別として類似した結果を示すことになる。

#### (4) 肋骨線傾斜と $C_p$ 曲線について

1.3 で既述のとおり、素成波理論は舷側垂直な U 型肋骨線形状を想定しており、RORO 船のように水線面積係数が  $C_p$  値に比し大きい船型では船首肋骨線形状は大きく傾斜し V 型化する。これに対し本法では球状船首重心を前方に移動させるという方法をとっている。Fig. 2.6.14 は F 型について、舷側垂直の場合、及び  $\Delta \theta_{max} = 0.165$  で肋骨が傾斜した場合、さらに、後者のとき、船首バルブを 0.65% FP から前方へ移した場合について主船体  $C_p$  曲線を比較したものである。肋骨線傾斜による  $C_p$  曲線の修正は別所の波なし分布の応用の方法を使った。肋骨線傾斜に対応して最適  $C_p$  曲線の形状は船首部分がホロー化されるが、船首バルブ中心を前方に移動させるとはほ舷側垂直の場合の  $C_p$  曲線の船首端のみを引伸ばしたものに近い形状となる。

#### (5) C, D, E ( $C_B = 0.60$ , $F_n = 0.26$ ) グループ

この船型で素成波理論設計法の計画フルード数を  $F_n = 0.26$  とする場合、 $C_p$  曲線は委員会船型と一致しない。Fig. 2.6.5, Fig. 2.6.6 の  $F_n = 0.26$  の主船体  $C_p$  曲線をみればこのことがわかる。そこで計画速力を便宜上  $F_n = 0.27$  に変更し、素成波理論設計を行った。 $C_p$  曲線肩部の形状は素成波理論設計法の方が肩張りである。船首形状は委員会船型の方が S.S. 8 ~ 9½ の範囲が太っている。したがって、A, B', I グループの検討結果で述べたように、委員会船型はさらに高速に適した船型といえる。計画速力  $F_n = 0.27$  のオリジナル  $C_{pe}$  を 0.014 程度大きくすると素成波理論船型と委員会船型は一致するようである。

#### (6) H, F, G ( $C_B = 0.65$ , $F_n = 0.24$ ) グループ

素成波理論設計の  $C_p$  曲線は肩張りであるが船首部は H, F 型では委員会船型に全く一致、F 型はほぼ一致している。肩部に差異があるが、この程度ではいずれも肩波は発生せず、造波抵抗上の差は微少と考えられる。これらの船型は低速優位型で、素成波理論設計法と統計解析による検討の両船型が合致し、船型計画に縦糸と横糸を通すことができたといえる。両方法とも基本的に造波抵抗理論が船型を支配し、非線形性に関しては、適切な母集団を使用した場合の多賀野法では統計資料内にそれが内蔵され、素成波理論設計では  $\mu'$  修正がそれを行ってともに同一結果を導いたことになる。この船型の  $C_p$  曲線変曲点の位置は FP からはかった計画速力における半波長の位置と一致（非線形修正の影響で若干の変動はあるが）するのが一つの特徴である。

### 2.6.3 本節のまとめ

$\mu'$  修正および船首バルブ中心移動による肋骨線傾斜修正を行った素成波理論設計法は統計解析による検討結果に近似した最適船型を与えるようである。よい母集団を使用すれば多賀野法の結果にも一致するであろう。また、素成波理論設計法は  $C_{pe}$  を若干増加させ高速化するか、或いは傾斜ピエノイド法の非線形性修正をきつくすれば、両者同一の船型を導きうることが示唆された。この結果 SR200-9 部全 SR171 部全 9 隻のシリーズ船型の特性および相互関係を定性的に説明することができたと考える。そして、次の結論が見出される。

A - M, H, F, G 型は低速優位船型で、計画フルード数より低い速力範囲で造波抵抗が少ない船型である。

B', I, C, D, E 型は高速優位船型で、計画フルード数より高い速力範囲で造波抵抗が他船型より低い。

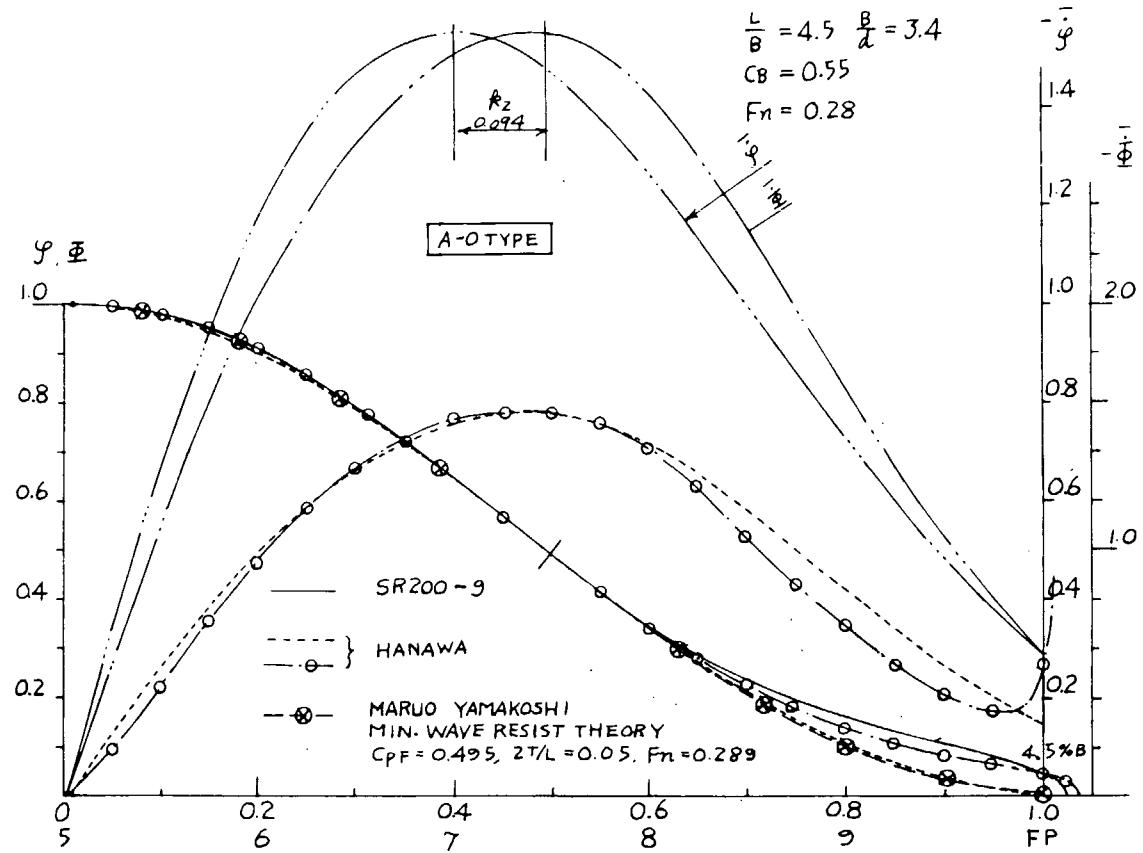


Fig. 2.6.1  $C_D$  Curves of A Type

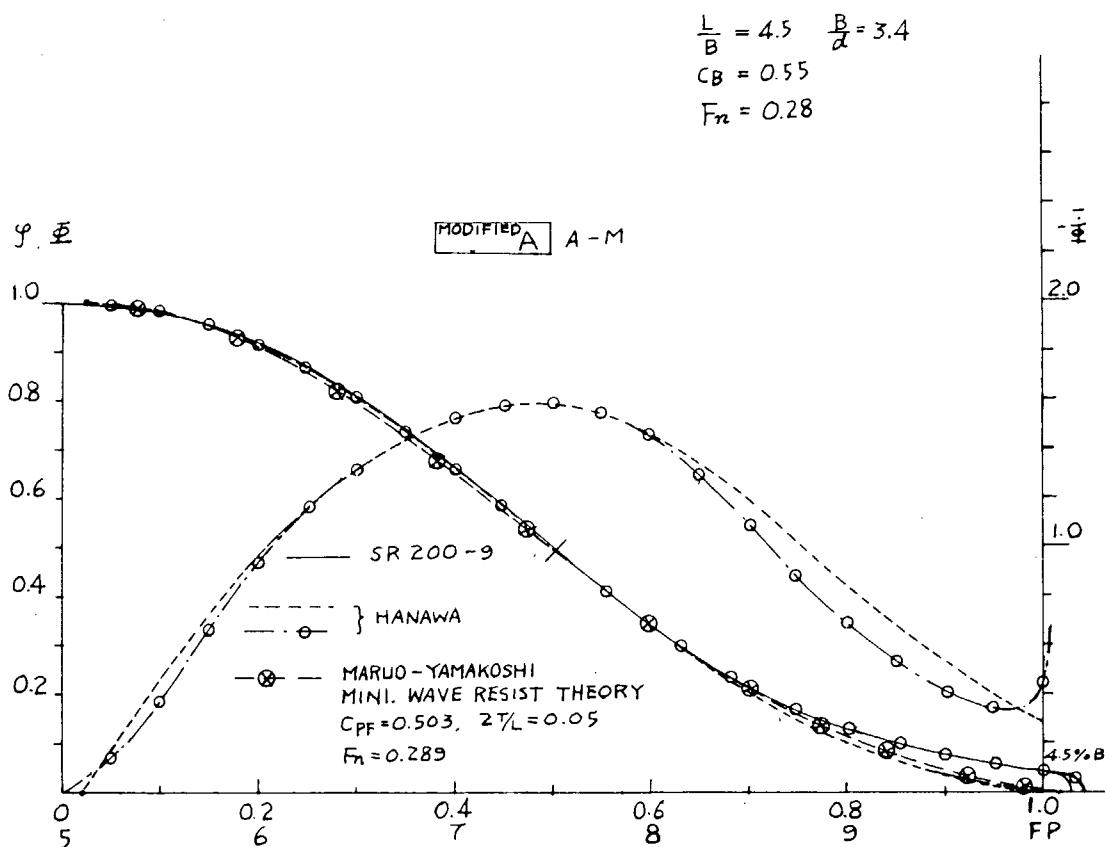


Fig. 2.6.2  $C_D$  Curves of A' Type

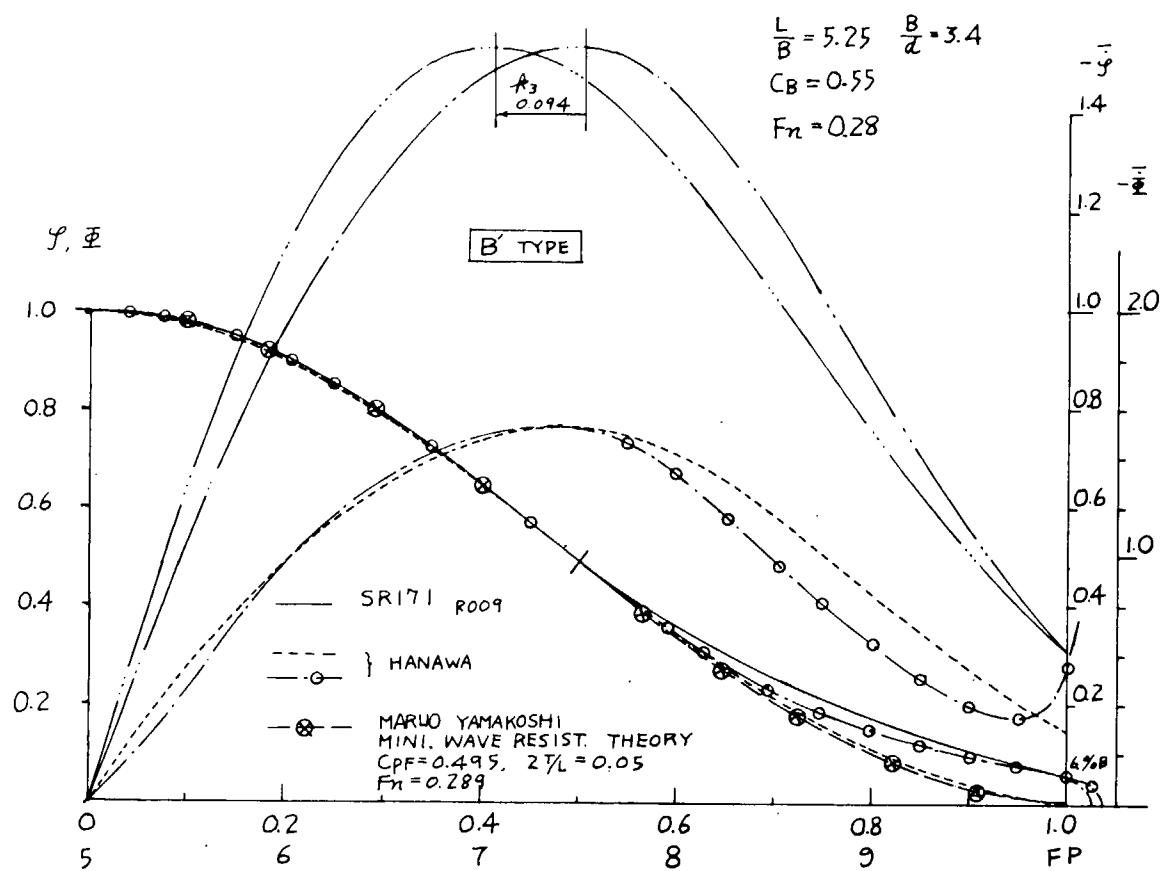


Fig. 2.6.3  $C_p$  Curves of  $B'$  Type

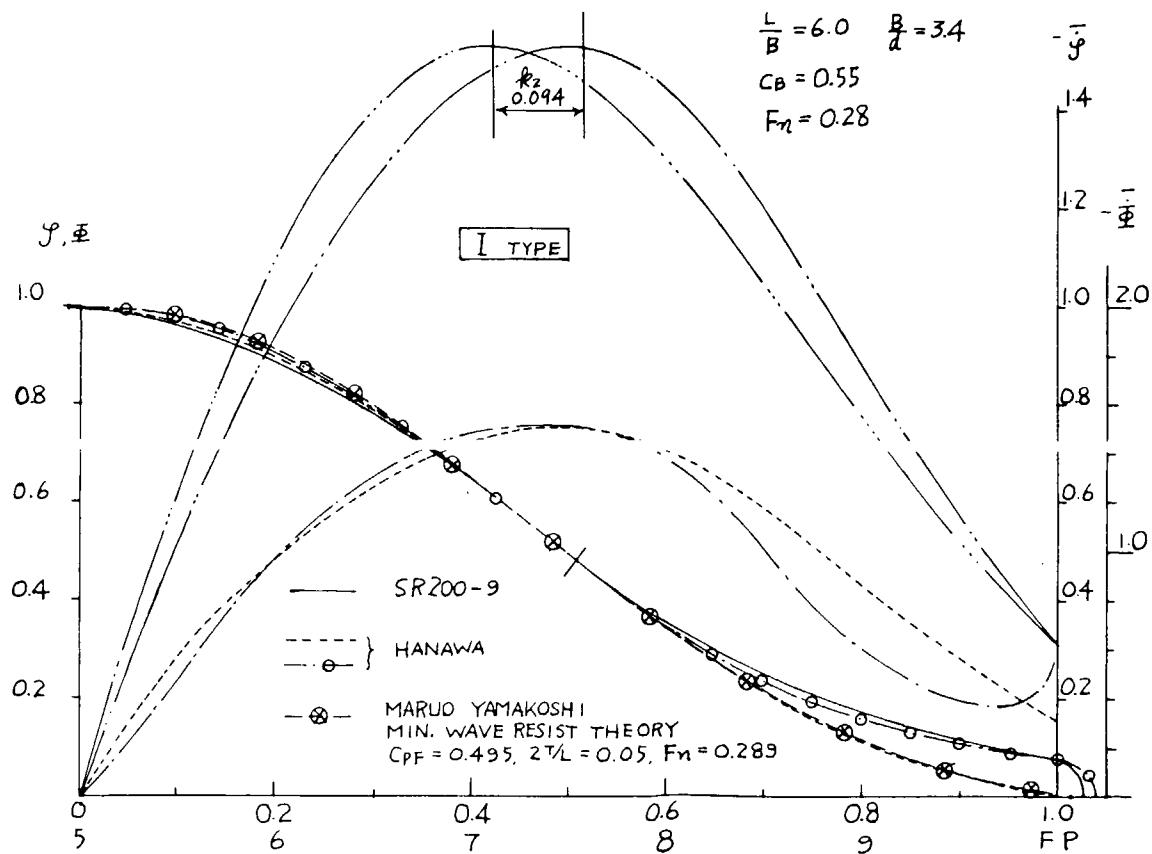


Fig. 2.6.4  $C_p$  Curves of  $I$  Type

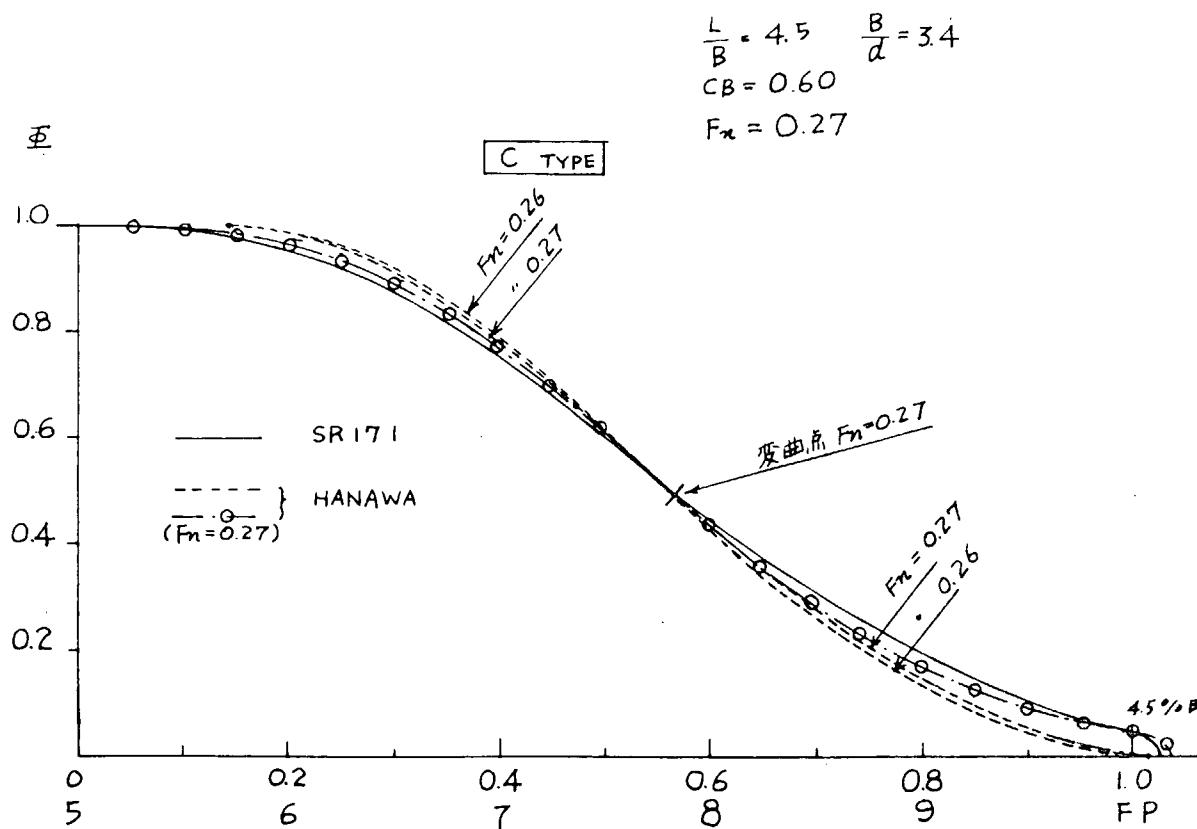


Fig. 2.6.5  $C_p$  Curves of C Type

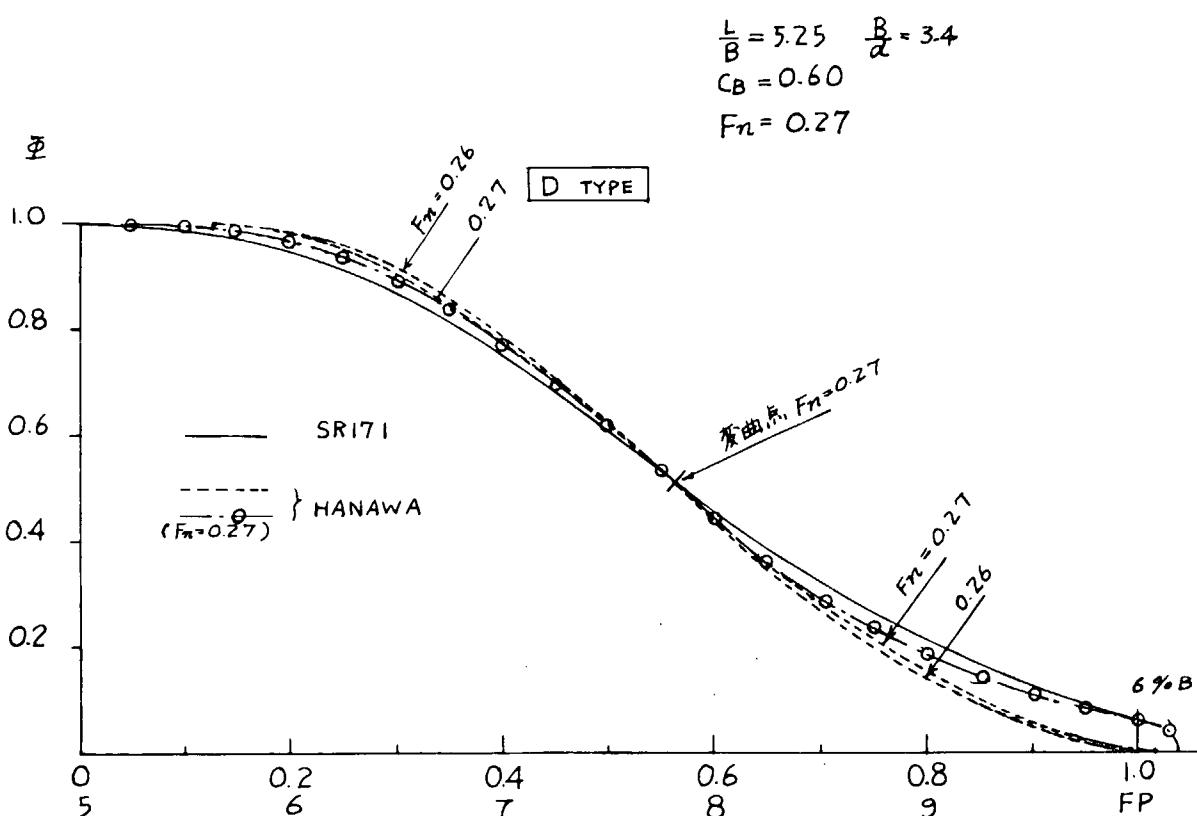


Fig. 2.6.6  $C_p$  Curves of D Type

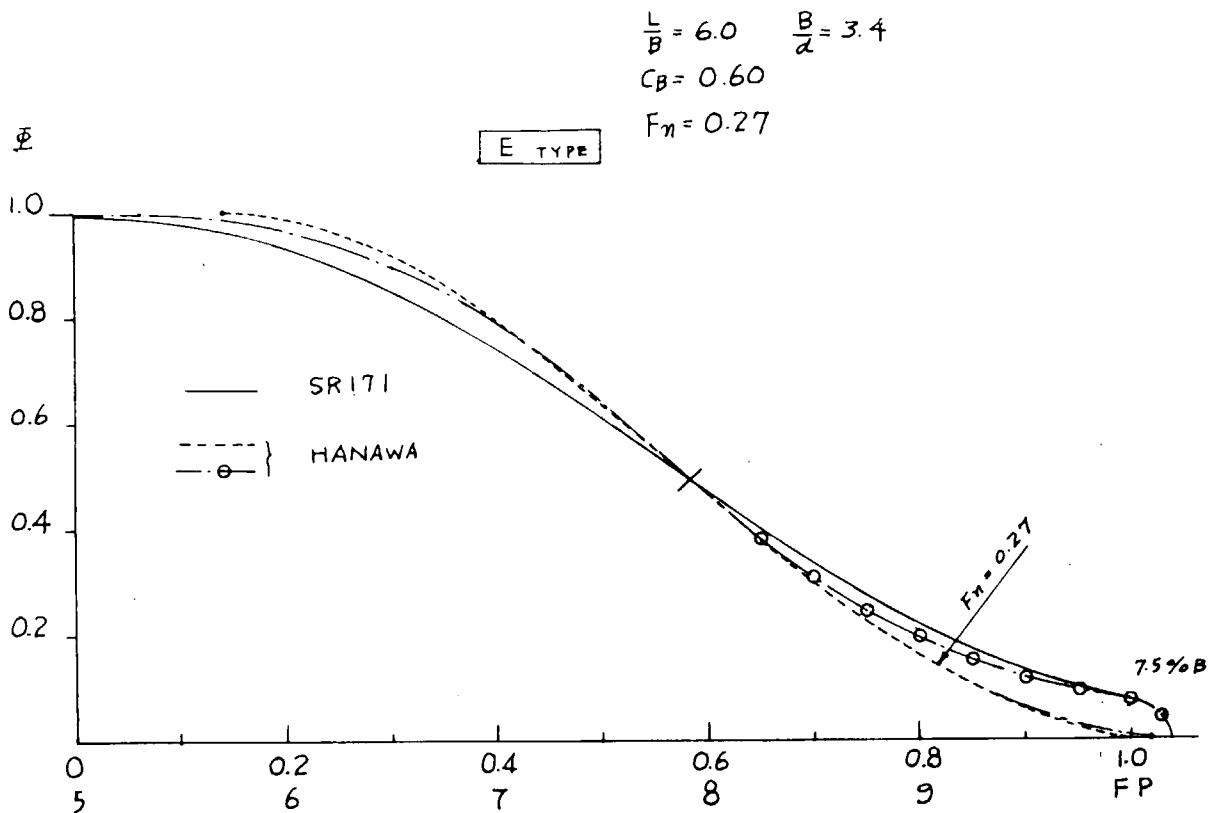


Fig. 2.6.7  $C_p$  Curves of E Type

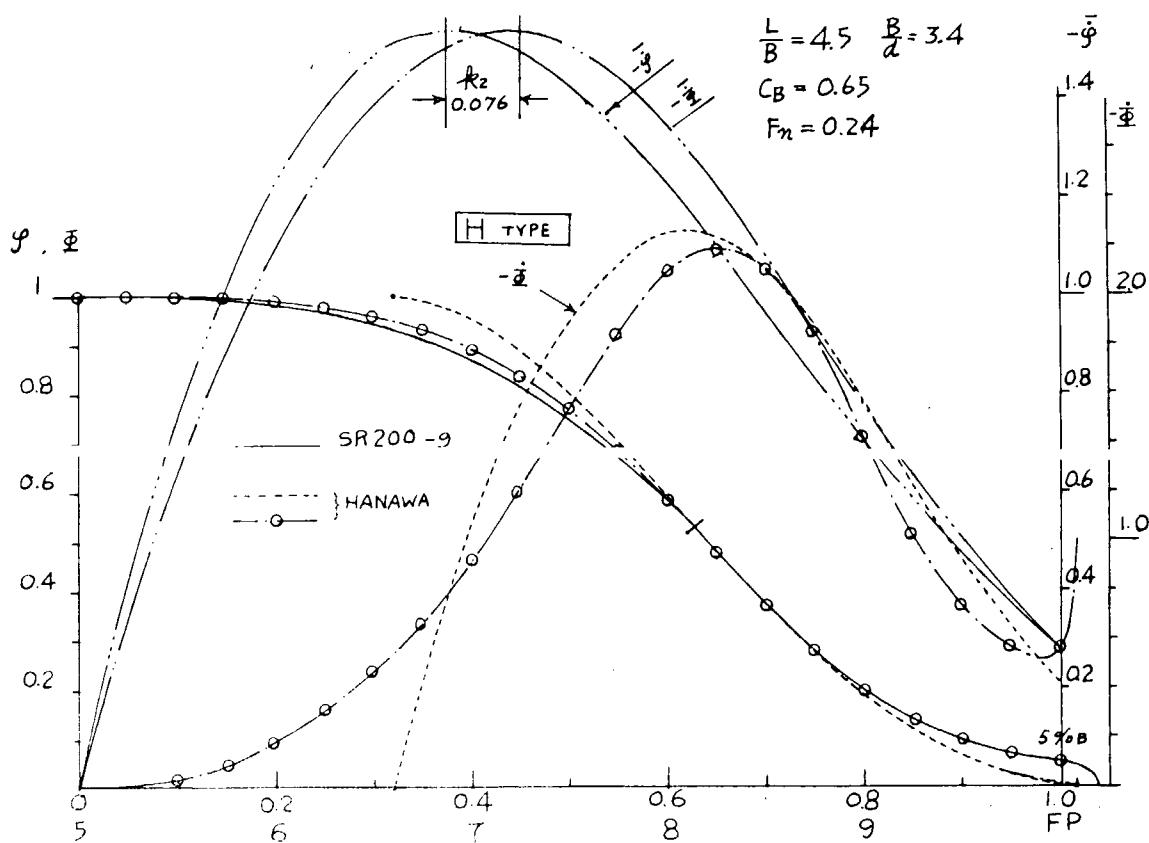


Fig. 2.6.8  $C_p$  Curves of H Type

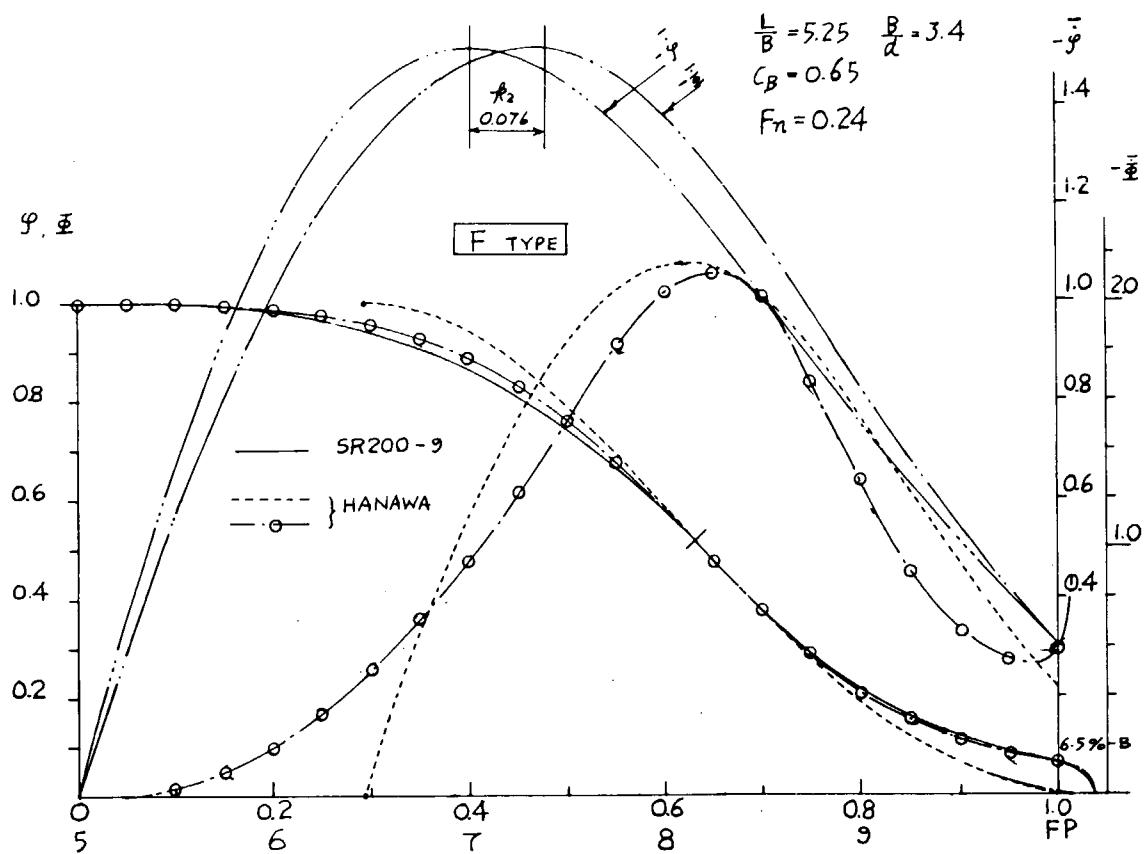


Fig. 2.6.9  $C_p$  Curves of F Type

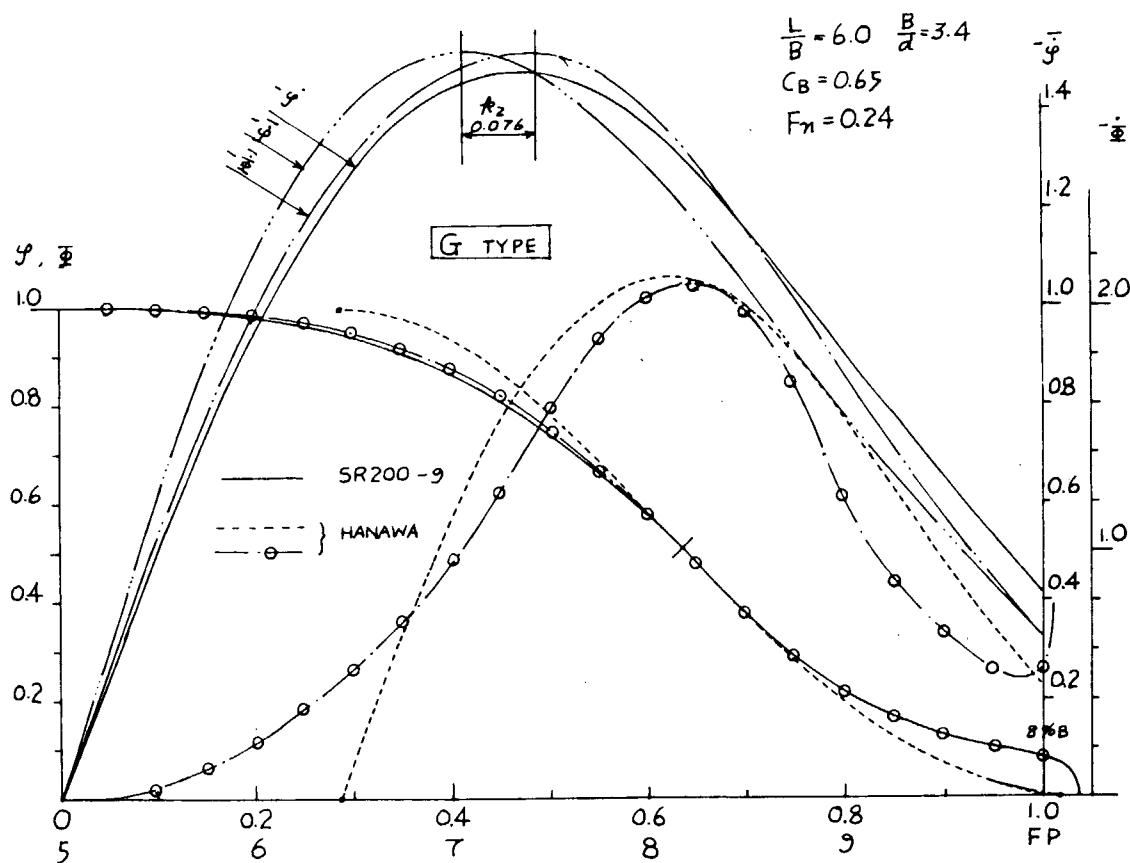


Fig. 2.6.10  $C_p$  Curves of G Type

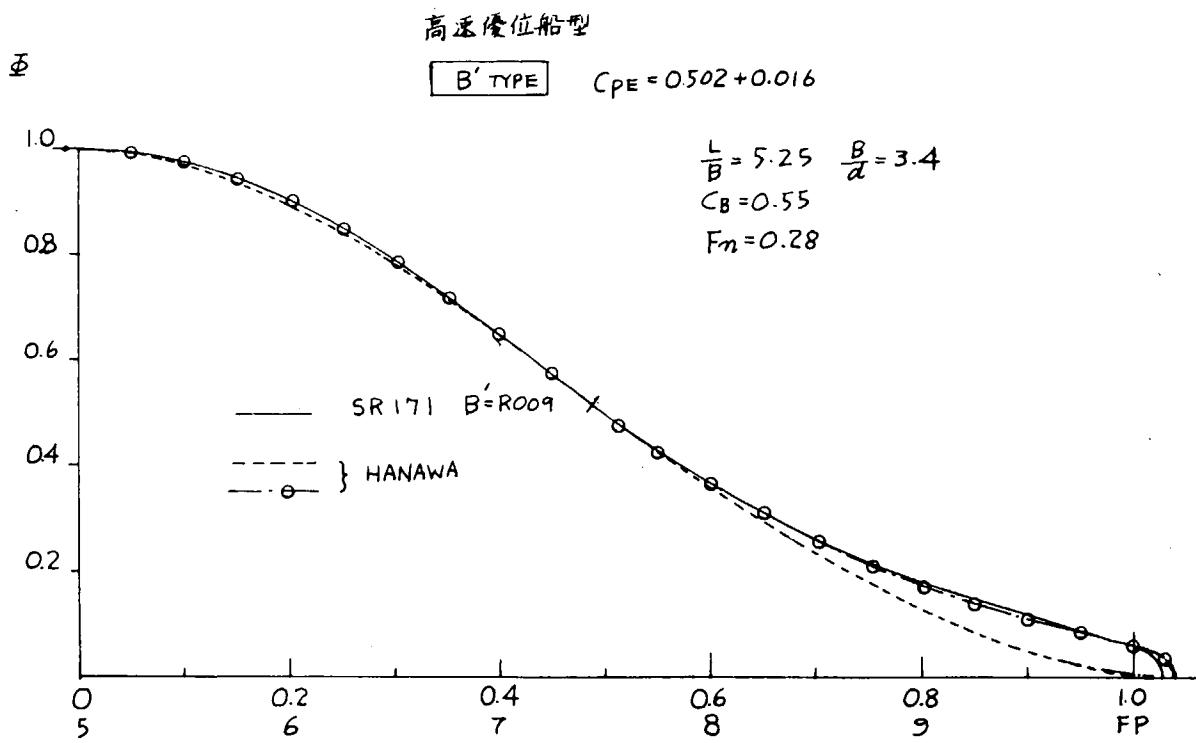


Fig. 2.6.11 Transformation of  $C_p$  Curve of B' Type to High Speed Form

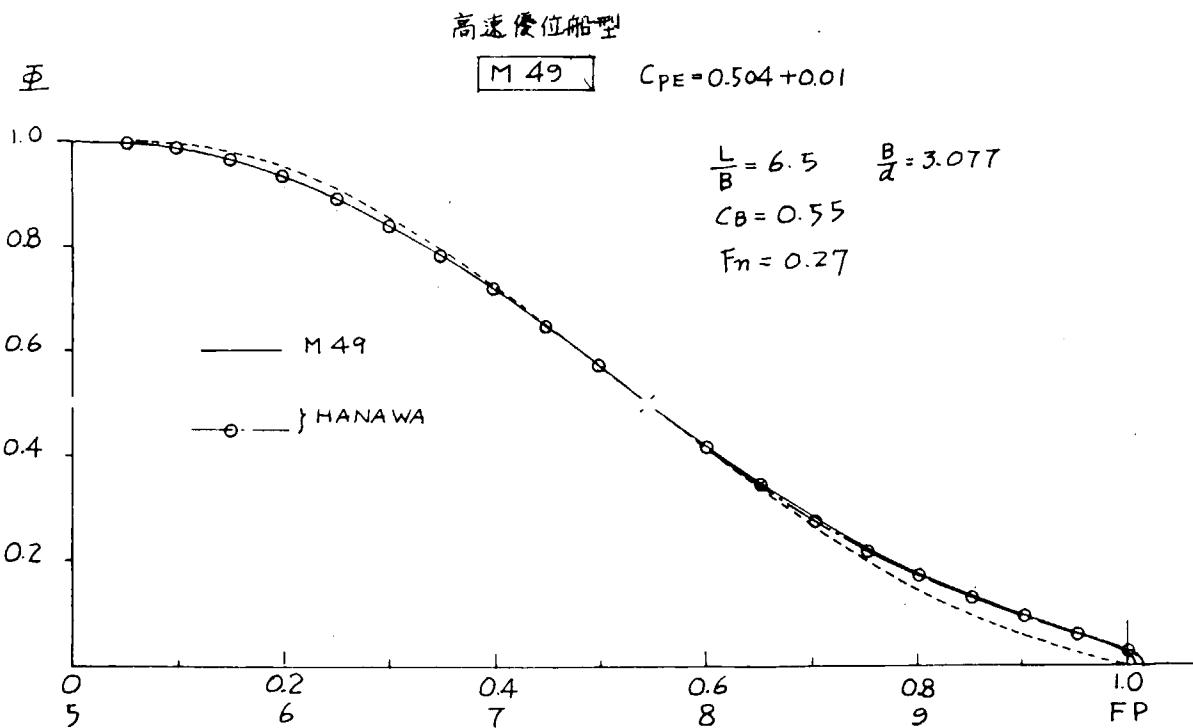


Fig. 2.6.12 Transformation of  $C_p$  Curve of M49 Type to High Speed Form

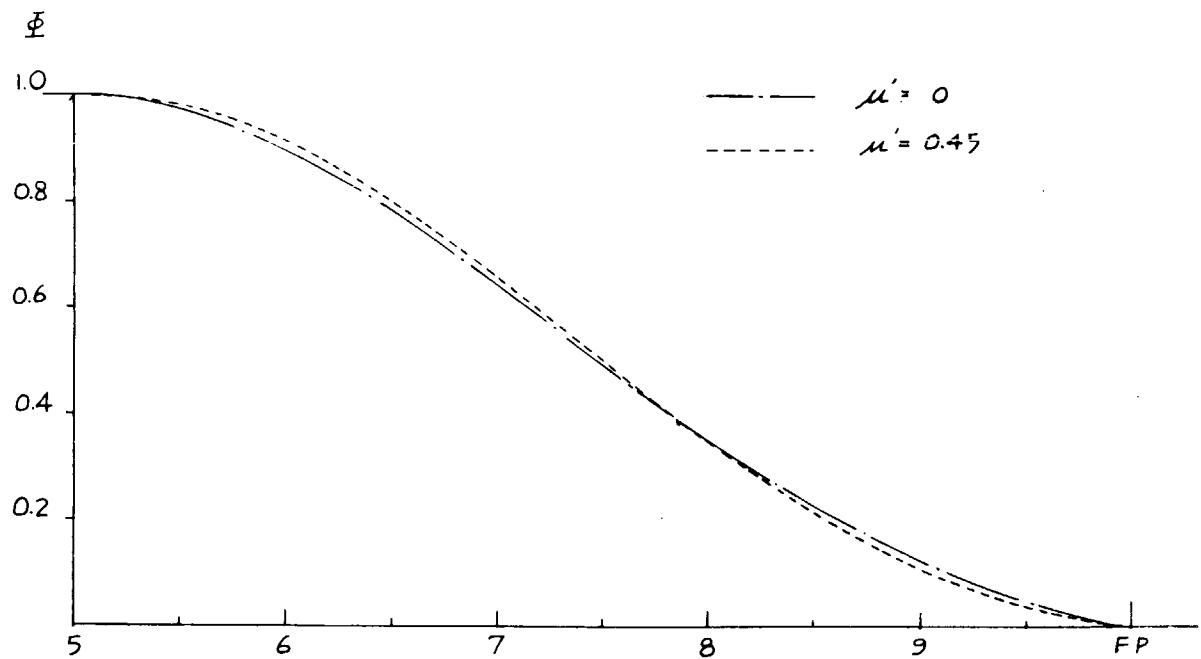


Fig. 2.6.13 Deformation of  $C_p$  Curve by Non-Linear Effect

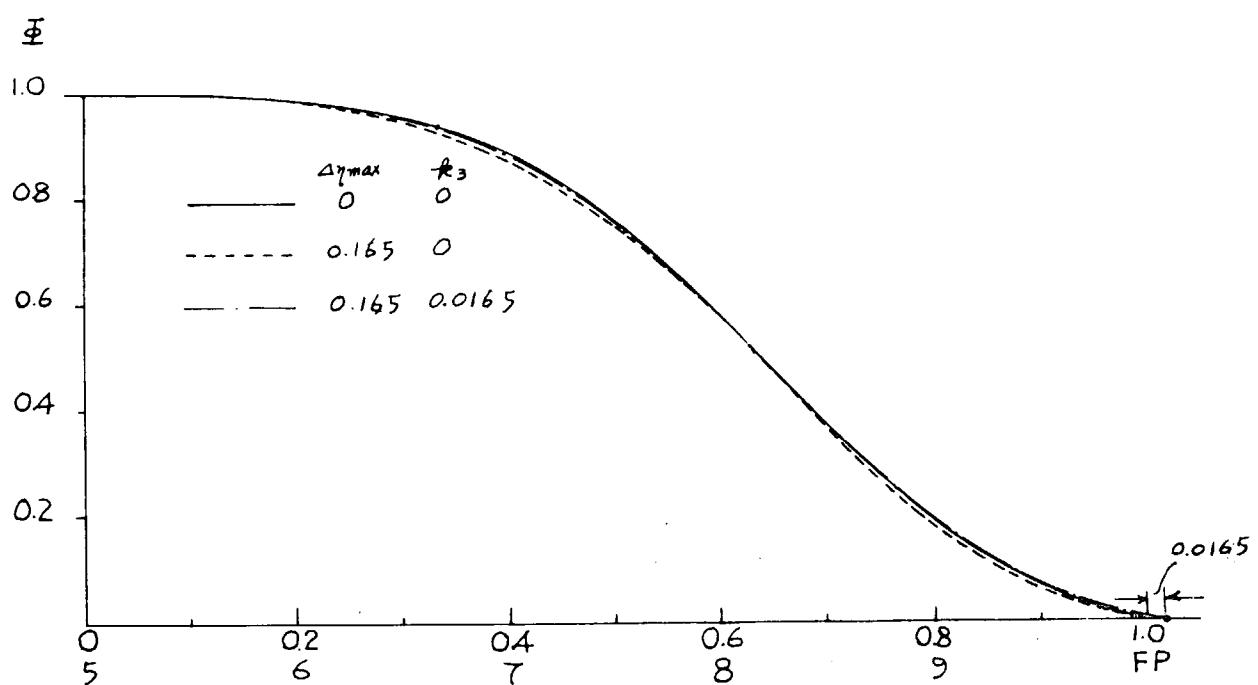


Fig. 2.6.14 Deformation of  $C_p$  Curve by Large Water Plane

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 A-0		$\mu = 0.45$	$L/B = 4.5$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.0653$
$CPF = 0.5183$	$CPE = 0.5020$	$lp = 0.0327$	$FnE = 0.285$	$Fn = 0.28$	
$K_1 = 1.220$	$K_2 = -0.5028$	$a = 2.5751$	$a' = 147.541000 \frac{V}{L}$	$= 7.99$	
$A = 0.5193$	$B = 0.0740$	$C = 0.4068$			
$\xi$	$A\xi + \xi + k_2$ $F\xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{3p} \frac{k_1}{k_2}$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{\dot{\varphi} + \frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}}$	$-\dot{\varphi}$
0	0	0	0	0	$k_2 = 0.0938$
0.05					$\xi_p = 0.400$
0.1	0.1235	0.5283	0.8879	0.6764	$k_2 + \xi_p = 0.4938$
0.15					$A - \int \frac{1}{1-\mu(1-\xi)} d\xi = 1.3127$
0.2	0.2461	0.9854	1.5397	1.1730	
0.25					$\frac{A}{AF} = 0.040$
0.3	0.3704	1.3143	1.9187	1.4617	
0.35					$b = 0.021$
0.4	0.4938	1.4828	2.0312	1.5474	$\Delta \eta_{max} = 0.170$
0.45					$k_3 = 0.017$
0.5	0.5782	1.4885	1.9206	1.4631	
0.55					$l_B = 0.038$
0.6	0.6625	1.3564	1.6541	1.2601	
0.65					
0.7	0.7469	1.1311	1.3076	0.9961	
0.75					
0.8	0.8313	0.8642	0.9497	0.7235	
0.85					
0.9	0.9156	0.6014	0.6297	0.4797	
0.95					
1.0	1	0.3725	0.3725	0.2838	
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-\frac{1}{p})$	$-\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$	$\dot{\varphi}_{se}$
0	0.006	0	1	0.001	1
0.05		0.275		0.2	0.993
0.1	0.1054	0.554	0.9726	0.4	0.948
0.15		0.808		0.6	0.256
0.2	0.2048	1.017	0.8964	0.8	0.371
0.25		1.190		0.999	0.496
0.3	0.3042	1.333	0.7786		
0.35		1.439			
0.4	0.4036	1.514	0.6361		
0.45		1.551			
0.5	0.5030	1.552	0.4825	$x$	$\xi''$
0.55		1.512			$\dot{\varphi}_B$
0.6	0.5524	1.428	0.3247		$-\dot{\varphi}_B$
0.65		1.303			
0.7	0.7018	1.158	0.2037	0.001	0.573
0.75		0.992		0.2	0.740
0.8	0.8012	0.827	0.1051	0.4	0.908
0.85		0.669		0.5	0.992
0.9	0.9006	0.524	0.0384	0.53	1.017
0.95		0.400			
1.0	1	0.286	-0.0016		
$CPE' = 0.4919$ $lp' = 0.006$ $CPF' = 0.4949$ $\dot{\varphi}_Q = 0.495$ $-\dot{\varphi}_Q = 1.559$ $\xi_Q = 0.497$					

CALCULATION OF  $C_p$  CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 A-M		$\mu = 0.45$	$L/B = 4.5$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.0653$
$CPP = 0.5183$	$CPE = 0.5020$	$lp = 0.0327$	$FnE = 0.285$	$Fn = 0.28$	
$K_1 = 1.220$	$K_2 = -0.5028$	$a = 2.5751$	$a' = 147.5411000 \frac{V}{L} = 7.99$		
$A = 0.5193$	$B = 0.0740$	$C = 0.4068$			
$\xi$	$A \cdot \xi + \frac{\xi}{3} k_2$ $F \cdot \xi = \xi + (1-\xi) A$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)M}$	$-\dot{\varphi}$
0					0
0.05	0.1235	0.5283	0.8879	0.6764	0.273
0.1	0.2461	0.9854	1.5397	1.1730	0.551
0.15	0.3704	1.3143	1.9187	1.4617	0.803
0.2	0.4938	1.4828	2.0312	1.5474	1.011
0.25					1.183
0.3					1.325
0.35					1.430
0.4					1.505
0.45	0.5782	1.4885	1.9206	1.4631	1.542
0.5	0.6625	1.3564	1.6541	1.2601	1.543
0.55					1.503
0.6					1.419
0.65	0.7469	1.1311	1.3076	0.9961	1.295
0.7					1.151
0.75	0.8313	0.8642	0.9497	0.7235	0.986
0.8					0.822
0.85	0.9156	0.6014	0.6297	0.4797	0.665
0.9					0.521
0.95					0.398
1.0	1	0.3725	0.3725	0.2838	0.284
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-\dot{\varphi})$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$
0	0.0220	0	1	0.001	0
0.05	0.279	0.279	0.9726	0.2	0.993
0.1	0.1200	0.563	0.821	0.4	0.948
0.15	0.2176	1.034	0.8964	0.6	0.847
0.2	0.3154	1.210	0.7786	0.8	0.690
0.25				0.999	0.496
0.3					1.583
0.35					
0.4	0.4132	1.539	0.6361		
0.45	0.5110	1.577	0.4825		
0.5	0.578				
0.55	1.537				
0.6	0.6088	1.451	0.3329	0.001	0.581
0.65	1.324			0.2	0.746
0.7	0.7066	1.177	0.2037	0.4	0.912
0.75	1.008			0.6	0.995
0.8	0.8044	0.840	0.1051	0.53	1.021
0.85	0.680				
0.9	0.9022	0.533	0.0384		
0.95	0.407				
1.0	1	0.290	-0.0016		
$CPE' = 0.4919 \quad lp' = 0.022 \quad CPP' = 0.5031 \quad \bar{\Phi}_a = 0.495 \quad -\dot{\Phi}_a = 1.583 \quad \xi_a = 0.505$					

CALCULATION OF  $C_p$  CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 B'		$\mu = 0.36$	$L/B = 5.25$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.056$
CPP = 0.5183	CPE = 0.5020	$l_p = 0.0327$	$F_{nR} = 0.285$	$F_n = 0.28$	
$K_1 = 1.2200$	$K_2 = -0.5028$	$a = 2.5751$	$a' = 147.5411000 \frac{V}{L}$	$= 5.869$	
$A = 0.5193$	$B = 0.0740$	$C = 0.4068$			
$\xi$	$A \cdot \xi + \frac{\xi}{\mu} k_2$ $F \cdot \xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{\mu} A$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{\dot{\varphi} + (1-\mu(1-\xi))A}$	$-\dot{\varphi}$
0	0	0			0
0.05					0.266
0.1	0.1229	0.5283	0.7815	0.6347	0.522
0.15					0.758
0.2	0.2458	0.9854	1.3840	1.1241	0.960
0.25					1.135
0.3	0.3686	1.3143	1.7571	1.4271	1.278
0.35					1.393
0.4	0.4915	1.4828	1.8913	1.5361	1.476
0.45					1.528
0.5	0.5795	1.4885	1.8152	1.4743	1.537
0.55					1.511
0.6	0.6636	1.3564	1.5846	1.2870	1.434
0.65					1.322
0.7	0.7477	1.1311	1.2680	1.0298	1.181
0.75					1.023
0.8	0.8318	0.8642	0.9312	0.7563	0.860
0.85					0.702
0.9	0.9159	0.6014	0.6239	0.5067	0.554
0.95					0.422
1.0	1	0.3725	0.3725	0.3025	0.303
$\xi'$	$\xi = 1 - (1 - \xi) \mu \cdot l_p$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$
0	-0.004	0	1	0.001	0
0.05		0.265		0.2	0.069
0.1	0.0964	0.520	0.9736	0.4	0.155
0.15		0.755		0.6	0.257
0.2	0.1968	0.956	0.8984	0.8	0.374
0.25		1.130		0.999	0.501
0.3	0.2972	1.273	0.7854		
0.35		1.387			
0.4	0.3976	1.470	0.6466	$x$	$\xi''$
0.45		1.522			
0.5	0.4980	1.531	0.4945	$\xi_a$	$-\dot{\varphi}_{\xi_a}$
0.55		1.505			
0.6	0.5984	1.422			
0.65		1.317			
0.7	0.6988	1.176	0.2125	0.001	0
0.75		1.019		0.2	0.208
0.8	0.7992	0.857	0.1103	0.4	0.052
0.85		0.699		0.5	0.056
0.9	0.8996	0.552	0.0399	0.53	0.056
0.95		0.420			0.032
1.0	1	0.302	-0.0025		
$CPE' = 0.498$ $l_p' = -0.004$ $CPP' = 0.4957$ $\Phi_a = 0.495$ $-\dot{\varphi}_a = 1.532$ $\xi_a = 0.502$					

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 I		$\bar{u} = 0.31$	$L/B = 6.0$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.049$
$C_{PF} = 0.5183$	$C_{PE} = 0.5020$	$l_p = 0.0327$	$F_n E = 0.285$	$F_n = 0.28$	
$K_1 = 1.2200$	$K_2 = -0.5028$	$a = 2.5751$	$a' = 147.5411000 \frac{\Delta}{L^3}$	$\Delta = 4.492$	
$k = 0.5193$	$B = 0.0740$	$c = 0.4068$			
$\xi$	$A: \xi = \xi + \frac{3}{4} k_2$ $F: \xi = \xi + \frac{(1-k)}{1-k_p} k_2$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-k(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-k(1-\xi)(1-\dot{\varphi})M}$	$-k_2$
0	0				$k_2 = 0.0938$
0.05				0	$\xi_p = 0.425$
0.1	0.1223	0.5283	0.7327	0.6151	$k_2 + \xi_p = 0.5188$
0.15				0.514	
0.2	0.2447	0.9854	1.3104	1.1000	$A = \frac{\int \dot{\varphi} d\xi}{1-k(1-\xi)} = 1.1913$
0.25				0.941	
0.3	0.3670	1.3143	1.6785	1.4090	$\frac{A}{AF} = 0.070$
0.35				1.260	
0.4	0.4893	1.4828	1.8216	1.5292	$b = 0.021$
0.45				1.462	
0.5	0.5809	1.4885	1.7615	1.4787	$\Delta \eta_{max} = 0.170$
0.55				1.530	
0.6	0.6647	1.3564	1.5484	1.2998	$k_3 = 0.017$
0.65				1.444	
0.7	0.7485	1.1311	1.2471	1.0496	$l_B = 0.038$
0.75				1.197	
0.8	0.8323	0.8642	0.9213	0.7734	
0.85				0.880	
0.9	0.9162	0.6014	0.6206	0.5216	
0.95				0.571	
1.0	1	0.3725	0.3725	0.3127	0.433
					0.313
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1 - \xi)(1 - \dot{\varphi})$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$
0	-0.014	0	1	0.001	0
0.05		0.255		0.20	0.066
0.1	0.0874	0.507	0.9742	0.4	0.153
0.15		0.730		0.6	0.257
0.2	0.1888	0.928	0.9006	0.8	0.378
0.25		1.097		0.999	0.511
0.3	0.2902	1.243	0.7899		
0.35		1.358			
0.4	0.3916	1.442	0.6526		
0.45		1.492			
0.5	0.4930	1.509	0.5019	$x$	$\xi''$
0.55		1.489			$\xi_B$
0.6	0.5944	1.424	0.3517	0.001	0.588
0.65		1.318		0.2	0.749
0.7	0.6958	1.180	0.2186	0.4	0.912
0.75		1.026		0.5	0.993
0.8	0.7972	0.868	0.1146	0.53	0.071
0.85		0.711			0
0.9	0.8986	0.563	0.0423		
0.95		0.427			0.042
1.0	1	0.309	-0.0012		
$C_{PE}' = 0.5011$ $l_p' = -0.014$ $C_{PF}' = 0.5163$ $\Phi_Q = 0.478$ $-\dot{\Phi}_Q = 1.51$ $\xi_Q = 0.512$					

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR171 C		$\mu = 0.50$	$L/B = 4.5$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.0654$
$CPF = 0.5763 \quad CPE = 0.5140 \quad l_p = 0.1282 \quad F_n E = 0.289 \quad F_n = 0.27$					
$K_1 = 1.2100 \quad K_2 = -0.4003 \quad a = 2.5964 \quad a' = 148.761 \quad \frac{1000 \nabla}{L^3} = 8.713$					
$A = 0.5222 \quad B = 0.0582 \quad C = 0.4196$					
$\xi$	$A\xi + \xi^2 k_2$ $F\xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{1-\mu(1-\xi)}$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$
0	0	0	0	0	0
0.05	0.1216	0.4981	0.9056	0.6689	0.277
0.1	0.2433	0.9332	1.5553	1.1488	0.560
0.15	0.3649	1.2547	1.9303	1.4258	0.796
0.2	0.4865	1.4326	2.0466	1.5118	0.998
0.25					1.170
0.3					1.303
0.35					1.402
0.4					1.475
0.45					1.509
0.5	0.5736	1.4625	1.9500	1.4404	1.510
0.55	0.6589	1.3636	1.7045	1.2591	1.472
0.6	0.7442	1.1717	1.3785	1.0183	1.392
0.65					1.282
0.7					1.125
0.75					0.990
0.8	0.8294	0.9294	1.0327	0.7628	0.846
0.85					0.701
0.9	0.9147	0.6752	0.7107	0.5250	0.565
0.95					0.436
1.0	1	0.4351	0.4351	0.3214	0.321
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-\dot{\varphi})$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	'x	$\xi''$
0	0.1440		L	0.001	0
0.05				0.2	0.112
0.1	0.2296		0.9722	0.4	0.225
0.15				0.6	0.338
0.2	0.3152		0.8932	0.8	0.452
0.25				0.999	0.565
0.3	0.4008		0.7768		
0.35					
0.4	0.4864		0.6370		
0.45					
0.5	0.5720		0.4866	x	$\xi''$
0.55					$\xi_B$
0.6					$-\dot{\varphi}_{sA}$
0.65			0.3401	0.001	0
0.7	0.7432		0.2123	0.2	-0.002
0.75				0.4	-0.177
0.8	0.8288		0.1131	0.5	-0.089
0.85				0.53	0
0.9	0.9144		0.0428		0.028
0.95					
1.0	1		-0.0010		
$CPE' = 0.4941 \quad l_p' = 0.144 \quad CPF' = 0.5669 \quad \Phi_A = 0.495 \quad -\dot{\varphi}_A = 1.772 \quad \xi_A = 0.566$					

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR171 D		$\mu = 0.40$	$L/B = 5.25$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.056$		
$CPP = 0.5763 \quad CPE = 0.5140 \quad l_p = 0.1282 \quad F_n S = 0.289 \quad F_n = 0.27$							
$K_1 = 1.2100 \quad K_2 = -0.4003 \quad a = 2.5964 \quad a' = 148.761 \frac{1000 \nabla}{L} = 6.402$							
$A = 0.5222 \quad B = 0.0582 \quad C = 0.4196$							
$\xi$	$A \cdot \xi + \frac{\xi - K_2}{F_p}$ $F \cdot \xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{F_p}$	$-\dot{\xi}$	$\frac{-\dot{\xi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\xi}}{1-\mu(1-\xi) \cdot \eta}$	$-\dot{\xi}$	$K_2 = 0.0876$	
0	0	0	0	0	0	$\xi_p = 0.415$	
0.05	0.1211	0.4981	0.7783	0.6185	0.275	$K_2 + \xi_p = 0.5026$	
0.1	0.2422	0.9332	1.3724	1.0906	0.519	$A \cdot \int \frac{1-\dot{\xi}}{1-\mu(1-\xi)} d\xi = 1.2584$	
0.15	0.3633	1.2547	1.7426	1.3848	0.740	$A \cdot \frac{1}{AF} = 0.055$	
0.2	0.4844	1.4326	1.8850	1.4979	0.945	$b = 0.021$	
0.25					1.170	$\Delta \eta_{max} = 0.161$	
0.3					1.256	$K_3 = 0.016$	
0.35					1.362	$l_B = 0.037$	
0.4					1.441		
0.45					1.489		
0.5	0.5749	1.4625	1.8281	1.4527	1.500		
0.55	0.6599	1.3636	1.6233	1.2900	1.479		
0.6	0.7449	1.1717	1.3315	1.0581	1.414		
0.65	0.8299	0.9294	1.0102	0.8028	1.306		
0.7	0.9150	0.6752	0.7033	0.5589	1.180		
0.75					1.041		
0.8					0.893		
0.85					0.747		
0.9					0.602		
0.95					0.469		
1.0	1	0.4351	0.4351	0.3458	0.346		
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-\dot{\xi})$	$-\dot{\xi}$	$\dot{\xi}$	x	$\xi''$	$\Phi_{st}$	$-\dot{\Phi}_{st}$
0	0.1282		-1	0.001	0	1	0
0.05	0.2154		0.9732	0.2	0.113	0.993	0.181
0.1	0.3026		0.8995	0.4	0.225	0.950	0.610
0.15	0.3897		0.7883	0.6	0.339	0.852	1.120
0.2	0.4769		0.6525	0.8	0.452	0.699	1.545
0.25				0.999	0.565	0.511	1.721
0.3							
0.35							
0.4							
0.45							
0.5	0.5641		0.5042	x	$\xi''$	$\Phi_{st}$	$-\dot{\Phi}_{st}$
0.55							
0.6	0.6513		0.3570	0.001	0.642	0	-0.003
0.65				0.2	0.783	0.023	-0.244
0.7	0.7388		0.2267	0.4	0.924	0.052	-0.122
0.75				0.5	0.995	0.056	0
0.8	0.8256		0.1228	0.53	1.016	0.050	0.038
0.85							
0.9	0.9128		0.0481				
0.95							
1.0	1		0.001				
$CPE' = 0.5012 \quad l_p' = 0.1282 \quad CPP' = 0.5651 \quad \Phi_{st} = 0.510 \quad -\dot{\Phi}_{st} = 1.721 \quad \xi_Q = 0.566$							

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SRL71 E		$\mu = 0.34$	$L/B = 6.0$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.049$		
$CPE = 0.5763$	$CPE' = 0.5140$	$l_p = 0.1282$	$FnE = 0.289$	$F_n = 0.27$			
$K_1 = 1.2100$	$K_2 = -0.4003$	$a = 2.5964$	$a' = 148.761000 \frac{V}{L}$	$= 4.902$			
$A = 0.5222$	$B = 0.0582$	$C = 0.4196$					
$\xi$	$A \cdot \xi = \xi + \frac{\xi}{\xi_p} k_2$ $F \cdot \xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{1-\xi_p} k_2$	$-\dot{\varphi}$	$-\dot{\varphi} \cdot \frac{1}{1-\mu(1-\xi)}$	$-\dot{\varphi} \cdot \frac{1}{1-\mu(1-\xi)} A$	$-\dot{\varphi} \cdot \frac{1}{1-\mu(1-\xi)} F$		
0	0	0	0	0	0		
0.05				0.252	$k_p = 0.430$		
0.1	0.1204	0.4891	0.7048	0.5838	$k_2 + k_p = 0.5176$		
0.15				0.498			
0.2	0.2407	0.9332	1.2819	1.0618	0.710		
0.25				0.908			
0.3	0.3611	1.2547	1.6466	1.3639	1.091		
0.35				1.240			
0.4	0.4815	1.4326	1.7997	1.4907	1.349		
0.45				1.430			
0.5	0.5768	1.4625	1.7620	1.4595	1.476		
0.55				1.494	$A \cdot \int \dot{\varphi} d\xi = 1.2073$		
0.6	0.6615	1.3636	1.5782	1.3073	$A \cdot \dot{\varphi} = 0.070$		
0.65				1.426	$b = 0.021$		
0.7	0.7461	1.1717	1.3048	1.0808	$\Delta \eta_{max} = 0.161$		
0.75				1.208	$k_3 = 0.016$		
0.8	0.8307	0.9294	0.9972	0.8260	$l_B = 0.037$		
0.85				0.912			
0.9	0.9154	0.6752	0.690	0.5790			
0.95				0.622			
1.0	1	0.4351	0.4351	0.3604	0.482		
				0.360			
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-\dot{\varphi})$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$	$\Phi_{st}$	$-\dot{\varphi}_{st}$
0	0.1400		1	0.001	0	1	0
0.05				0.2	0.118	0.993	0.178
0.1	0.226		0.9748	0.4	0.236	0.948	0.607
0.15				0.6	0.353	0.847	1.122
0.2	0.312		0.9037	0.8	0.469	0.690	1.558
0.25				0.999	0.584	0.496	1.744
0.3	0.398		0.7948				
0.35							
0.4	0.484		0.6599				
0.45							
0.5	0.570		0.5123	$x$	$\xi''$	$\Phi_s$	$-\dot{\varphi}_s$
0.6	0.656		0.3641	0.001	0.661	0	-0.004
0.65				0.2	0.794	0.029	-0.327
0.7	0.742		0.2309	0.4	0.929	0.066	-0.163
0.75				0.5	0.996	0.071	0
0.8	0.828		0.1243	0.53	1.016	0.070	0.051
0.85							
0.9	0.914		0.0473				
0.95							
1.0	1		0				
$CPE' = 0.5060$		$l_p' = 0.140$	$CPF' = 0.5752$	$\Phi_a = 0.495$	$-\dot{\varphi}_a = 1.744$	$\xi_a = 0.585$	

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 H		$\mu = 0.60$	$L/B = 4.50$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.0653$
$CPF = 0.6425$	$CPE = 0.51$	$lp = 0.2704$	$FnE = 0.281$	$Fn = 0.24$	
$K_1 = 1.200$	$K_2 = -0.4144$	$a = 2.6180$	$a' = 150.0$	$1000 \frac{\nabla}{L} = 9.40$	
$A = 0.5200$	$B = 0.0595$	$C = 0.4205$			
$\xi$	$A: \xi = \xi + \frac{3}{3} k_2$ $F: \xi = \xi + \frac{(1-k_2)}{3}$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)M}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1}$
0					$k_2 = 0.0761$
0.05					$\xi_p = 0.375$
0.1	0.1203	0.5081	1.1040	0.7484	$k_2 + \xi_p = 0.4511$
0.15					$A = \int \frac{\dot{\varphi} d\xi}{1-\mu(1-\xi)} = 1.476$
0.2	0.2460	0.9505	1.8279	1.2384	$\frac{A}{AF} = 0.045$
0.25					$b = 0.022$
0.3	0.3609	1.2742	2.1969	1.4884	$\Delta \eta_{max} = 0.165$
0.35					$k_3 = 0.017$
0.4	0.4731	1.4488	2.2638	1.5338	$lb = 0.039$
0.45					
0.5	0.5609	1.4707	2.1010	1.4235	
0.55					
0.6	0.6487	1.3614	1.7913	1.2136	
0.65					
0.7	0.7365	1.1592	1.4137	0.9578	
0.75					
0.8	0.8244	0.9092	1.0332	0.7000	
0.85					
0.9	0.9122	0.6511	0.6927	0.4693	
0.95					
1.0	1	0.4109	0.4109	0.2784	0.278
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)(1-f)$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$
		$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	$x$	$\xi''$
0	0.3204	0	1	0.001	0.021
0.05		0.515		0.2	0.175
0.1	0.3884	0.943	0.9664	0.4	0.311
0.15		1.307		0.6	0.431
0.2	0.4563	1.608	0.8783	0.8	0.536
0.25		1.875		0.999	0.627
0.3	0.5243	2.041	0.7528		
0.35		2.167			
0.4	0.5922	2.246	0.6061		
0.45		2.263			
0.5	0.6602	2.222	0.4530		
0.55		2.122			
0.6	0.7282	1.978	0.3093	0.001	0.703
0.65		1.798		0.2	0.821
0.7	0.7691	1.582	0.1875	0.4	0.940
0.75		1.352		0.5	0.999
0.8	0.8641	1.133	0.0955	0.53	1.017
0.85		0.927			
0.9	0.9320	0.736	0.0323		
0.95		0.563			
1.0	1	0.409	0.0060		
$CPE' = 0.4794$ $lp' = 0.3204$ $CPF' = 0.6462$ $\Phi_Q = 0.525$ $-\dot{\Phi}_Q = 2.263$ $\xi_Q = 0.627$					

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 P		$\mu = 0.48$	$L/B = 5.25$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.056$		
$CPF = 0.6425$	$CPE = 0.5100$	$lp = 0.2704$	$FnE = 0.281$	$Fn = 0.24$			
$K_1 = 1.200$	$K_2 = -0.4144$	$a = 2.6180$	$a' = 150.0 \cdot 1000 \frac{\nabla}{L} = 6.939$				
$A = 0.5200$	$B = 0.0595$	$C = 0.4205$					
$\xi$	$A \cdot \xi + \frac{1}{3} k_2$ $F \cdot \xi = \xi + \frac{(1-\xi)}{1-3p}$	$-\dot{\varphi}$	$\frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$-\dot{\varphi} \cdot \frac{-\dot{\varphi}}{1-\mu(1-\xi)A}$	$-\dot{\varphi}$	$k_2 = 0.0761$	
0					0	$\dot{\varphi}_p = 0.400$	
0.05					0.298	$k_2 + \dot{\varphi}_p = 0.4761$	
0.1	0.1190	0.5081	0.8945	0.6693	0.570	$A \cdot \int \frac{\dot{\varphi} d\xi}{1-\mu(1-\xi)} = 1.3365$	
0.15					0.808		
0.2	0.2381	0.9505	1.5430	1.1545	1.014		
0.25					1.191		
0.3	0.3571	1.2742	1.9190	1.4359	1.321	$A \cdot \dot{\varphi} = 0.06$	
0.35					1.422	$b = 0.022$	
0.4	0.4761	1.4488	2.0348	1.5225	1.491	$\Delta \eta_{max} = 0.165$	
0.45					1.519		
0.5	0.5634	1.4707	1.9351	1.4479	1.512	$k_3 = 0.017$	
0.55					1.462	$l_B = 0.039$	
0.6	0.6507	1.3614	1.6849	1.2607	1.379		
0.65					1.264		
0.7	0.7381	1.1592	1.3542	1.0133	1.131		
0.75					0.980		
0.8	0.8254	0.9092	1.0058	0.7526	0.823		
0.85					0.678		
0.9	0.9127	0.6511	0.6839	0.5117	0.543		
0.95					0.421		
1.0	1	0.4109	0.4109	0.3074	0.307		
$\xi'$	$\xi = 1 - (1-\xi) \cdot \frac{1}{1-\dot{\varphi}}$	$-\dot{\varphi}$	$\dot{\varphi}$	'x	$\xi''$	$\dot{\varphi}_{sk}$	$-\dot{\varphi}_{sk}$
0	0.2944	0	1	0.001	0.021	1	0
0.05		0.422		0.2	0.170	0.993	0.142
0.1	0.3650	0.808	0.9708	0.4	0.305	0.950	0.535
0.15		1.145		0.6	0.426	0.823	1.102
0.2	0.4355	1.437	0.8905	0.8	0.534	0.702	1.709
0.25		1.688		0.999	0.630	0.515	2.100
0.3	0.5061	1.872	0.7722				
0.35		2.015					
0.4	0.5766	2.113	0.6305				
0.45		2.153					
0.5	0.6472	2.143	0.4792	'x	$\xi''$	$\dot{\varphi}_s$	$-\dot{\varphi}_s$
0.55		2.074					
0.6	0.7178	1.954	0.3335	0.001	0.706	0	-0.003
0.65		1.791		0.2	0.823	0.025	-0.320
0.7	0.7883	1.603	0.2074	0.4	0.941	0.056	-0.160
0.75		1.389		0.5	1	0.061	0
0.8	0.8589	1.166	0.1905	0.53	1.017	0.061	0.050
0.85		0.961					
0.9	0.9294	0.770	0.0415				
0.95		0.597					
1.0	1	0.435	0				
$CPE' = 0.4896$ $lp' = 0.2944$ $CPF' = 0.6399$ $\Phi_Q = 0.515$ $-\dot{\varphi}_Q = 2.157$ $\xi_Q = 0.6303$							

## CALCULATION OF CP CURVE

SHIP'S TYPE SR200-9 G		$\mu = 0.41$	$L/B = 6.0$	$B/d = 3.4$	$d/L = 0.049$
$CPF = 0.6425$	$CPE = 0.5100$	$lp = 0.2704$	$FnE = 0.281$	$Fn = 0.24$	
$K_t = 1.200$	$K_a = -0.4144$	$a = 2.6180$	$a' = 150.8 \cdot 1000 \frac{V}{L^3} = 5.30$		
$A = 0.5200$	$B = 0.0595$	$C = 0.4205$			
$\xi$	$A \cdot \xi = \xi + \frac{\xi}{1-\xi} k_2$	$-\dot{\xi}$	$\frac{-\dot{\xi}}{1-\mu(1-\xi)}$	$\frac{-\dot{\xi}}{1-\mu(1-\xi)} \cdot \frac{A}{B}$	$\frac{-\dot{\xi}}{1-\xi}$
0	0				$k_2 = 0.0761$
0.05					$\xi_p = 0.4125$
0.1	0.1184	0.5081	0.8052	0.6341	$k_2 + \xi_p = 0.4886$
0.15					$A \cdot \int \frac{y \cdot A}{1-\mu(1-y)} = 1.2697$
0.2	0.2369	0.9505	1.4144	1.1139	
0.25					
0.3	0.3553	1.2742	1.7871	1.4075	$\frac{A}{AF} = 0.075$
0.35					
0.4	0.4738	1.4488	1.9215	1.5133	$b = 0.022$
0.45					
0.5	0.5648	1.4707	1.8499	1.4569	$\Delta \gamma_{max} = 0.165$
0.55					
0.6	0.6518	1.3614	1.6285	1.2825	$k_3 = 0.017$
0.65					
0.7	0.7389	1.1592	1.3218	1.0410	$l_B = 0.039$
0.75					
0.8	0.8259	0.9092	0.9904	0.7800	
0.85					
0.9	0.9130	0.6511	0.6789	0.5347	
0.95					
1.0	1	0.4109	0.4109	0.3236	
$\xi'$	$\xi' = 1 - (1-\xi)x - \dot{\xi}$	$-\dot{\xi}$	$\dot{\xi}$	$x$	$\xi''$
0	0.2854	0	1	0.001	0.021
0.05		0.371		0.2	0.168
0.1	0.3569	0.743	0.9735	0.4	0.303
0.15		1.096		0.6	0.425
0.2	0.4283	1.395	0.8959	0.8	0.535
0.25		1.637		0.999	0.634
0.3	0.4998	1.825	0.7796		
0.35		1.968			
0.4	0.5712	2.064	0.6396		
0.45		2.109			
0.5	0.6427	2.109	0.4895	$x$	$\xi''$
0.55		2.061			
0.6	0.7142	1.959	0.3429	0.001	0.710
0.65		1.804		0.2	0.826
0.7	0.7856	1.618	0.2144	0.4	0.942
0.75		1.418		0.5	1.000
0.8	0.8571	1.206	0.1133	0.53	1.017
0.85		0.996			
0.9	0.9285	0.798	0.0420		
0.95		0.617			
1.0	1	0.453	-0.0023		
$CPE' = 0.4964$ $lp' = 0.2854$ $CPF' = 0.6401$ $\Phi_Q = 0.505$ $-\dot{\Phi}_Q = 2.121$ $\Xi_Q = 0.6346$					

## 第3章 水槽試験

### 3.1 研究対象船の選定

#### 3.1.1 横截面積曲線の決定

$C_B = 0.65$  の F, G および H 船の横截面積曲線は、2.4節の統計解析による方法によって得られた検討結果に基づいて決定した。 $\frac{L}{B}$  の値に応じて、バルブの大きさを変えて、 $\frac{L}{B} = 5.25$  の F 船で  $f (= A_{FP}/A_{\infty})$  の 6.5% を中心にし、 $\frac{L}{B} = 6.0$  の G 船で  $f = 8\%$ 、 $\frac{L}{B} = 4.5$  の H 船で  $f = 5\%$  とした。 $C_B = 0.60$  の C, D および E のシリーズに比較して、それぞれ 0.5% バルブが大きい。

F と G 船はバルブが異なるため、F.P. から S.S. № 9 付近まで F 船の方が横截面積の係数が小さいが、全体の柱形肥満係数  $C_P$  は同じになるようにした。他方、 $\frac{L}{B} = 4.5$  と一番小さい H 船では、バルブの 5% の F.P. から、S.S. № 8 まではやや肥満させて、その分を S.S. № 8 から後方にかけて肥らせた。なお、船体後半部の横截面積曲線は 2.4 節の(2)および(3)の条件を考慮し、かつ  $C_b \sim C_w$  および  $\ell_{CB} \sim C_{wa}/C_{wf}$  (Fig. 2.4.16 と 2.4.17) を考慮して、決定した。最終的な横截面積曲線を Fig. 2.4.23 に示す。

これらの横截面積曲線を採用したときの“造波係数”  $C_w'$  を Fig. 2.4.24 に示す。設計速力  $F_n = 0.24$  での“造波係数”はどれも 1.1~1.4 となっている。

$C_B = 0.55$  の A と I 船の横截面積曲線は、2.5 節の統計解析の方法の結果と、2.6 節の(図式)素成波理論設計法で検討された結果に基づいて決定した。バルブの大きさは  $C_B = 0.60$  の C, D と E 船の場合と同様にし、 $\frac{L}{B} = 6$ , 5.25 および 4.5 の値に応じて、7.5%, 6% および 4.5% とした。

$\frac{L}{B} = 4.5$  の A 船については、 $\frac{L}{B} = 6$  の I 船と同様に模型船 M.S. № R009 (B') を母船型と初期の段階は考えていたが、中型造船工業会と日本造船技術センターによる水槽試験結果 M.S. № 3601A を新たに母船型に代えて、改めて横截面積曲線 (Fig. 2.5.16) を決定した。母船型の M.S. № 3601A の場合の推定値と実験値との差があり、また、図の横截面積曲線でもかなり造波抵抗が小さいので、多賀野の統計解析の Hogner の影響線を利用して横截面積曲線を変化させ造波抵抗をより小さくする作業は実施しないことにした。また、この曲線は、2.6 節の図式素成波理論設計法によって検討しても、かなりよく一致しているので、この曲線を採用することに決定した。

I 船については、 $\frac{L}{B} = 6$  で特に広幅という船型ではないことと、 $\frac{L}{B}$  の抵抗への影響が比較的小さいことを予想して、模型船製作との都合で、模型船 M.S. № R009 (B') を母船型として検討した段階で、最終的な横截面積曲線 (Fig. 2.5.7 の「I 1」船型) を採用することに決めた。

なお、A および I 船の船体後半部の横截面積曲線は SR171 研究部会の M.S. № 3537 の B 船と同一である。

#### 3.1.2 線図の決定

SR171 研究部会で実施された B, C, D および E 船と、さらに日本造船技術センターで実施された B' 船の結果は、設計速度よりも低速側で造波抵抗が大きい傾向があり、その原因として、この系統的模型試験が広幅で浅喫水という船型の幾何条件を満たすだけでなく、水線面形状を大きくする条件も影響していると考えられる。 $\frac{L}{B} = 6$  の E 船 ( $C_B = 0.60$ ) は現在では余り広幅という船型でないにも限らず、この水槽実験の結果の伝達馬力が SR171 研究部会でティラー図表等によって推定した制動馬力に対して大きく、同じ馬力数で、0.2 ノットから 0.4 ノットも速度が遅い。 $\frac{L}{B} = 5.25$ ,  $\frac{L}{B} = 4.5$  と D 船および C 船になるにつれて、ティラー図表等による推定の制動馬力と、水槽試験の解析による伝達馬力との差が、さらに大きくなっている。(Fig. 3.5.26 および 3.5.27)

以上の結果を踏まえ、今回利用した解析の手法に含まれていない因子を考慮することが必要だと思われる。SR171 研究部会において B 船の水槽試験後、その船型を検討しているが、その中で水線面形状の勾配に特に水線入角について触れている。横截面積曲線の勾配だけでなく、水線面形状の勾配も造波抵抗に関係があり、横截面積が

同じでもその水線入角を大きくすると、そのために船首から生じる波が大きくなり、あるときは波崩れまで生じて抵抗が増大する。水線面形状は今回の統計解析の方法に直接的には取り入れられていないが、それは本来、第1.1節で述べた「2 資料の選別」あるいは「3.2 資料の層別による解析」の段階で、資料の選択を行うべきものである。あるいは実際に重回帰方程式を求める際に、一因子として F.P. における水線入角を考えてもよい。SR171 研究部会の B, C, D および E 船の線図の決定の際に、この点に注意を払ったが、全体の水線面積を保つために、水線入角を余り小さくすることができなかった。そこで、 $C_B = 0.65$  の F, G および H 船と  $C_B = 0.55$  の A 船の線図を決めるとき、可能な限り水線入角を小さくし、また、F.P. の位置以外の水線面形状の勾配が大きくならないように注意しつつ、この船型のロールオン・ロールオフ船としての条件の水線面積を保つこととした。 $C_B = 0.55$  の I 船は前述の事情で B' 船の水線形状に近いままで線図を決めた。

船体前半部の肋骨線形状については、統計解析の方法にしても図式素成波設計法にしても直接的には求めることができないので、母船型として選んだ線図を参考にして決めた。すなわち、 $C_B = 0.65$  の F, G および H 船は資料番号 166 の船型より、 $C_B = 0.55$  の A, I 船は M.S. № R009 (B') の船型より決定することにした。船体後半部の肋骨線形状は SR171 の B 船に準じた。

### 3.2 模型船、模型プロペラ及び試験状態

$C_B = 0.65$  の F, G 及び H の模型船は  $L_{PP} = 6\text{ m}$  のパラフィン製であり、それらの主要目を Table 3.2.1 に、正面線図を Fig. 3.2.1 に、横截面積曲線と水線面曲線を満載状態と 65 %のバラスト状態についてそれぞれ Fig. 3.2.2 と Fig. 3.2.3 に示す。 $\frac{L}{B}$  のそれぞれ 4.5, 5.25 および 6 の順に M.S. № 0328 (H), M.S. № 0326 (F) および M.S. № 0327 (G) とした。

$C_B = 0.55$  の A 及び I の模型船は  $L_{PP} = 4.5\text{ m}$  のパラフィン製でありそれらの主要目を Table 3.2.2 に、正面線図及び船首尾形状を各々 Fig. 3.2.4(a)(b), Fig. 3.2.5(a)(b) に横截面積及び水線面曲線を各々 Fig. 3.2.6 及び Fig. 3.2.7 に示す。 $\frac{L}{B}$  の 4.5 及び 6 の順に M.S. № R013 (A) および M.S. № R014 (I) とした。また、日本造船技術センター技報<sup>3)</sup>で報告されている  $C_B = 0.55$ ,  $\frac{L}{B} = 0.25$  の M.S. № R009 (B') についても参考のために掲載した。

なお、各模型船にはビルデ・キールと舵の船体副部をつけた状態で抵抗・自航試験を行ない、 $C_B = 0.65$  の F, G 及び H 船は S.S. № 9½ と F.P. に、 $C_B = 0.55$  の A 及び I 船は S.S. № 9½ と F.P. より前方 30.0 mm の 2箇所に乱流促進用スタッドを高さ 1 mm 間隔 10 mm で植えた。模型プロペラは本研究対象船 ( $L_{PPS} = 150\text{ m}$  を想定した) に装備すると考えられるプロペラに近い代用プロペラで  $C_B = 0.65$  のグループは M.P. № 1736 (実船寸法  $D = 5\text{ m}$ ) と M.P. № 2062 (実船寸法  $D = 5.75\text{ m}$ ) で、 $C_B = 0.55$  のグループは M.P. № 2154 (実船寸法  $D = 3.44\text{ m}$ ) と M.P. № 1707 N (実船寸法  $D = 4.53\text{ m}$ ) で、それらの主要目を Table 3.2.3 及び Table 3.2.4 に示す。

$C_B = 0.65$  の F, G 及び H 船の水槽試験は抵抗、自航及び抵抗試験時の波形計測の 3 項目である。自航試験に使用したプロペラは M.P. № 1736 ( $D_M = 0.20\text{ m}$ ) と M.P. № 2062 ( $D_M = 0.23\text{ m}$ ) であり、 $\frac{L}{B} = 4.5$  の M.S. № 0328 (H) と  $\frac{L}{B} = 5.25$  の M.S. № 0326 (F) には直徑の大きい M.P. № 2062 を使用し、 $\frac{L}{B} = 6.0$  の M.S. № 0327 (G) には直徑の小さい M.P. № 1736 を使用した。これらのプロペラ形状を Fig. 3.2.8 及び Fig. 3.2.9 に単独試験結果を Fig. 3.2.10 及び Fig. 3.2.11 に示す。また、M.S. № 0326 (F) については上記の試験以外に、満載状態のみ M.P. № 1736 のプロペラを装備して試験を行い、プロペラ直徑の大小による自航要素の比較ができるようにした。

また、 $C_B = 0.55$  の A 及び I 船の水槽試験は抵抗、自航試験、後流計測及び船尾波高計測である。自航試験に使用したプロペラは、M.P. № 2154 ( $D_{PM} = 0.155\text{ m}$ ) と M.P. № 1707 N ( $D_{PM} = 0.204\text{ m}$ ) で  $\frac{L}{B} = 4.5$  の M.S. № R013 (A) にはプロペラ直徑の大きい M.P. № 1707 を使用し、 $\frac{L}{B} = 6.0$  の M.S. № R014 (I) にはプロペラ

直徑の小さい M.P. No 2154 を使用した。これらのプロペラ形状及び単独試験結果は SR 171 の報告書<sup>1,2)</sup>に掲載のもとの同じである。

試験状態は各船とも抵抗及び自航試験に対しては満載状態（オープン・キール）及び 65 % 排水量状態（1 %  $L_{PP}$  船尾トリム）の 2 状態について行ない、後流及び船尾波高計測は  $C_B = 0.55$ （A 及び I 船）の満載状態について実施した。これらの試験状態を Table 3.2.1 及び Table 3.2.2 に示す。

抵抗試験の結果は、抵抗を摩擦抵抗と剩余抵抗とに分ける二次元解析法によって解析することにし、摩擦抵抗の算定にはシェンヘルの算式を使用した。また自航試験のときの摩擦抵抗修正量は実船の  $L_{PP}$  を 150 m とし、かつ、実船に対する粗度修正量 ( $\Delta C_F$ ) を各試験状態とも 0.00015 として算出したものを用いた。

なお、抵抗を造波抵抗と粘性抵抗に分離する三次元解析法も行うことができるよう、低速度域における抵抗を計測して形状影響係数 K を求めた。

Tab. 3.2.1 Principal Dimensions of Model Ship

	G	F	H	H'	
M.S.NO.	0327	0326	0328	0336	
L <sub>pp</sub> ( m )	6.000	6.000	6.000	6.000	
L <sub>DWL</sub> ( m )	6.240	6.240	6.240	6.240	
B ( m )	1.000	1.1429	1.3333	1.3333	
<b>FULL LOAD CONDITION</b>					
d <sub>M</sub> ( m )	0.2941	0.3361	0.3921	0.3921	
TRIM ( m )	0.0	0.0	0.0	0.0	
V ( m <sup>3</sup> )	1.1481	1.4989	2.0333	2.0264	
S ( m <sup>2</sup> )	7.239	8.280	9.632	9.627	
C <sub>B</sub> *	0.6502	0.6500	0.6480	0.6458	
C <sub>BA</sub> *	0.6820	0.6823	0.6824	0.6779	
C <sub>BF</sub> *	0.6185	0.6178	0.6136	0.6136	
C <sub>P</sub> *	0.6700	0.6697	0.6676	0.6653	
C <sub>W</sub>	0.7945	0.7980	0.7976	0.7976	
C <sub>WA</sub>	0.8813	0.8875	0.8883	0.8882	
C <sub>WF</sub>	0.7077	0.7084	0.7069	0.7069	
C <sub>M</sub>	0.9704	0.9707	0.9706	0.9706	
l <sub>CB</sub> * ( % AFT + )	1.39	1.45	1.65	1.52	
B/d	3.4	3.4	3.4	3.4	
L <sub>pp</sub> /B	6.0	5.25	4.5	4.5	
V / L <sub>pp</sub> <sup>3</sup> x 10 <sup>3</sup>	5.315	6.939	9.413	9.381	
BULB	AREA ( % OF A <sub>M</sub> )	8.21	6.55	4.84	4.84
	LENGTH ( % OF L <sub>pp</sub> )	2.0	2.0	2.0	2.0
	IMMERSION ( % OF d <sub>FULL</sub> )	70.2	70.2	70.2	70.2
<b>65 % LOAD CONDITION</b>					
d <sub>M</sub> ( m )	0.2022	0.2314	0.2702	0.2704	
TRIM ( m )	0.06	0.06	0.06	0.06	
V ( m <sup>3</sup> )	0.7465	0.9746	1.3219	1.3174	
S ( m <sup>2</sup> )	5.896	6.7073	7.793	7.770	
C <sub>B</sub> *	0.6147	0.6136	0.6112	0.6086	
C <sub>BA</sub> *	0.6742	0.6687	0.6639	0.6588	
C <sub>BF</sub> *	0.5551	0.5585	0.5584	0.5585	
C <sub>P</sub> *	0.6423	0.6410	0.6384	0.6358	
C <sub>W</sub>	0.7055	0.7040	0.7003	0.6975	
C <sub>WA</sub>	0.7561	0.7538	0.7506	0.7450	
C <sub>WF</sub>	0.6549	0.6541	0.6499	0.6500	
C <sub>M</sub>	0.9570	0.9573	0.9573	0.9573	
l <sub>CB</sub> * ( % AFT + )	2.32	2.18	2.23	2.07	
B/d	4.946	4.939	4.933	4.931	
V / L <sub>pp</sub> <sup>3</sup> x 10 <sup>3</sup>	3.456	4.512	6.120	6.099	

\* : Naked Hull

Tab. 3.2.2 Particulars and Conditions of Models

模型船番号	R013 (A)		R009 (B')		R014 (I)	
	模型船	実船	模型船	実船	模型船	実船
垂線間の長さ $L_{PP}$ (m)	4.5000	150.000	4.5000	150.000	4.5000	150.000
計画満載喫水線上の長さ $L_{DWL}$ (m)	4.6800	156.000	4.6800	156.000	4.6800	156.000
幅 $B$ (m)	1.000	33.333	0.8571	28.570	0.7500	25.000
深さ $D$ (m)	—	—	—	—	—	—
中央部船底勾配 (m)	0.0087	0.2900	0.0075	0.2500	0.0066	0.2200
中央部平底半幅 (m)	0.0263	0.8767	0.0225	0.7500	0.0197	0.6567
中央部船底彎曲部半径 (m)	0.1068	3.5600	0.0900	3.0000	0.0801	2.6700
載貨状態		満載				
喫水 $d^{*1}$ (m)	0.2940	9.800	0.2520	8.400	0.2205	7.530
トリム $*2$ (m)	0		0		0	
排水容積	$V_N^{*3}$ (m³)	0.72765	26,950	0.53689	19,885	0.40956
	$V_A^{*4}$ (m³)	“	“	“	“	“
排水量 $\Delta_A^{*4}$ (ton)	27,624		20,382		15,548	
浸水表面積	$S_N^{*5}$ (m²)	4.8590	5,399	4.1743	4,638	3.6357
	$S_A^{*5}$ (m²)	4.9986	5,554	4.3029	4,781	3.7607
方形係数 $C_B^{*3}$	0.5497		0.5523		0.5499	
船体前半部の方形係数 $C_{BF}^{*3}$	0.5058		0.5112		0.5061	
船体後半部の方形係数 $C_{BA}^{*3}$	0.5936		0.5935		0.5937	
柱形係数 $C_P^{*3}$	0.5667		0.5692		0.5671	
船体前半部の柱形係数 $C_{PF}^{*3}$	0.5214		0.5268		0.5219	
船体後半部の柱形係数 $C_{PA}^{*3}$	0.6119		0.6116		0.6123	
水線面積係数 $C_W$	0.7117		0.7143		0.7124	
船体前半部の水線面積係数 $C_{WF}$	0.5950		0.6003		0.5963	
船体後半部の水線面積係数 $C_{WA}$	0.8283		0.8284		0.8286	
中央横截面積係数 $C_M$	0.9700		0.9704		0.9697	
浮力中心位置 ( $L_{PP}$ の % にて) $l_{cb}^{*5}$	+1.9404		+1.5715		+1.6494	
幅 — 喫水比 $B/d$	3.40		3.40		3.40	
排水容積 — 長さ比 $(V_A/L_{PP}) \times 10^3$ $^{*4}$	7.985		5.892		4.494	

Tab. 3.2.2 (Continued)

模型船番号		R013 (A)		R009 (B')		R014 (I)	
		模型船	実船	模型船	実船	模型船	実船
バルブ	大きさ(中央横截面積の % にて) $f$	4.83		6.23		7.33	
	突出量 ( $L_{PP}$ の % にて) $l/L_{PP}$	1.25		1.25		1.25	
	没水深度(満載喫水の % にて)	69.39		70.12		69.98	
載貨状態		65% 排水量					
喫水 $d^{*1}$ (m)		0.2055	6.850	0.1761	5.870	0.1540	5.133
トリム $*2$ (m)		0.0450	1.500	0.0450	1.500	0.0450	1.500
排水容積	$V_N^{*3}$ (m³)	0.47310	17,520	0.34898	12,925	0.26633	9,864
	$V_A^{*4}$ (m³)	"	"	"	"	"	"
排水量 $\Delta_A^{*4}$ (ton)			17,960		13,248		10,111
浸水表面積	$S_N^{*3}$ (m²)	3.8192	4,244	3.2696	3,633	2.8588	3,176
	$S_A^{*4}$ (m²)	3.9558	4,395	3.3967	3,774	2.9832	3,315
方形係数 $C_B^{*3}$		0.5084		0.5104		0.5080	
柱形係数 $C_P^{*3}$		5.311		0.5328		0.5308	
水線面積係数 $C_W$		0.6087		0.6126		0.6116	
中央横截面積係数 $C_M$		0.9574		0.9580		0.9570	
浮力中心位置 ( $L_{PP}$ の % にて) $l_{ob}^{*5}$		+2.1601		+2.0228		+2.2736	
幅—喫水比 $B/d^{*1}$		4.8661		4.8671		4.8701	
排水容積—長さ比 $(V_A/L_{PP}^3) \times 10^3^{*4}$		5.192		3.830		2.923	

<sup>\*1</sup> 嘱水は船体中央における数値を示す。<sup>\*2</sup> トリムは船尾トリムを示す。<sup>\*3</sup> 裸殻状態の数値を示す。<sup>\*4</sup> 全副部つき状態の数値を示す。<sup>\*5</sup>  $l_{ob}$  の符号 [+] は船体中央より船尾側の位置を示す。

Tab. 3.2.3 Principal Dimensions of Model Propellers

M.P.NO.	1736	2062
DIAMETER (m)	0.200	0.230
BOSS RATIO	0.180	0.180
PITCH RATIO	0.750	0.870
EXPANDED AREA RATIO	0.550	0.550
NUMBER OF BLADES	4	4
BLADE SECTION	AU TYPE	AU TYPE

Tab. 3.2.4 Model Propeller

M.P. No.	1707N	2154
DIAMETER (mm)	204.0	155.0
PITCH (CONST.) (mm)	157.1	108.5
PITCH RATIO (CONST.)	0.770	0.700
BOSS RATIO	0.181	0.180
EXPANDED AREA RATIO	0.610	0.650
MAX. BLADE WIDTH RATIO	—	—
BLADE THICKNESS RATIO	0.050	0.050
ANGLE OF RAKE	10°	10°
DIRECTION OF TURNING	RIGHT HANDED	RIGHT HANDED
NUMBER OF BLADE	5	5
BLADE SECTION	AU	AU

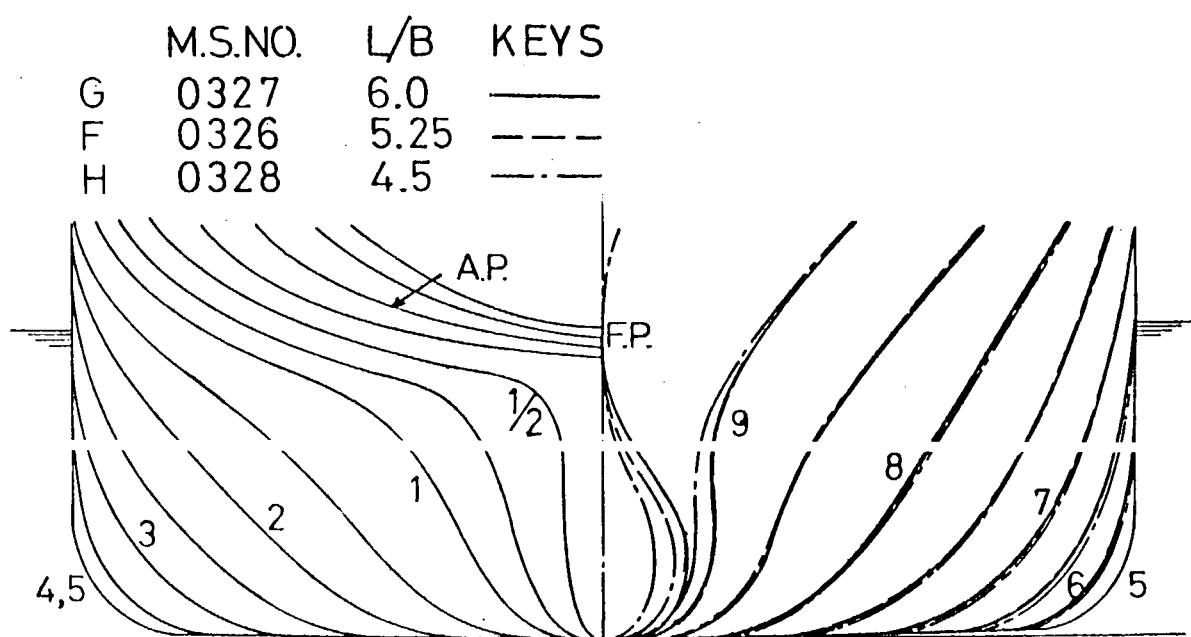


Fig. 3.2.1 Body Plan of F, G & H

FULL LOAD CONDITION

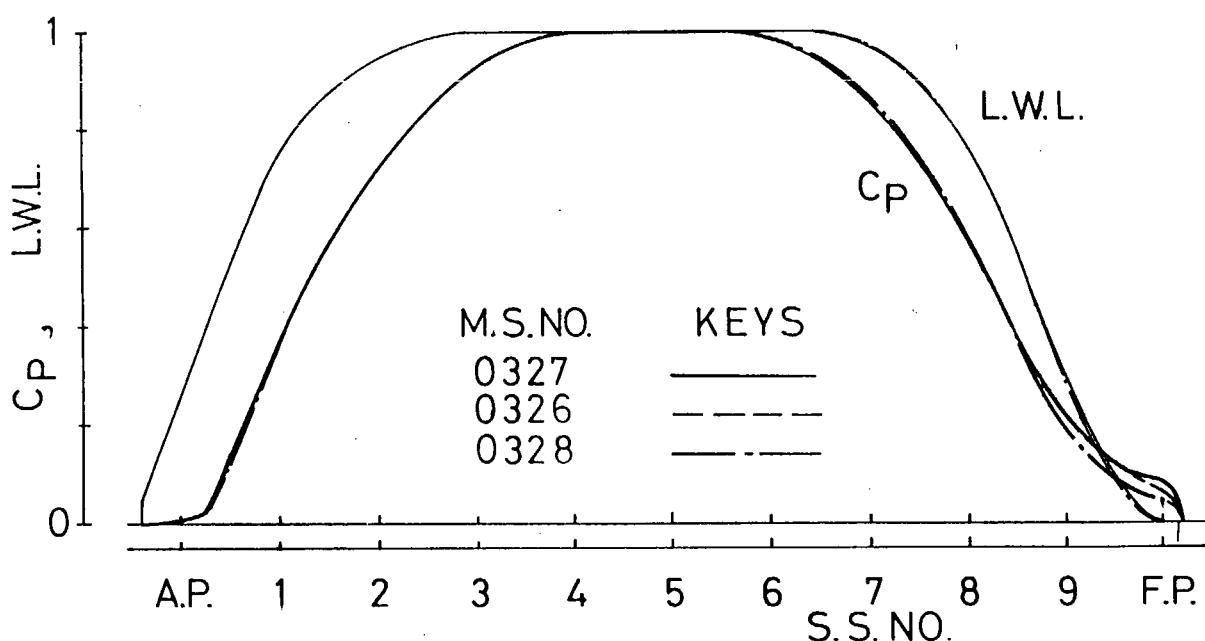


Fig. 3.2.2 C<sub>p</sub> and L.W.L. Curves at Full Load Condition (F, G & H)

65 % LOAD CONDITION

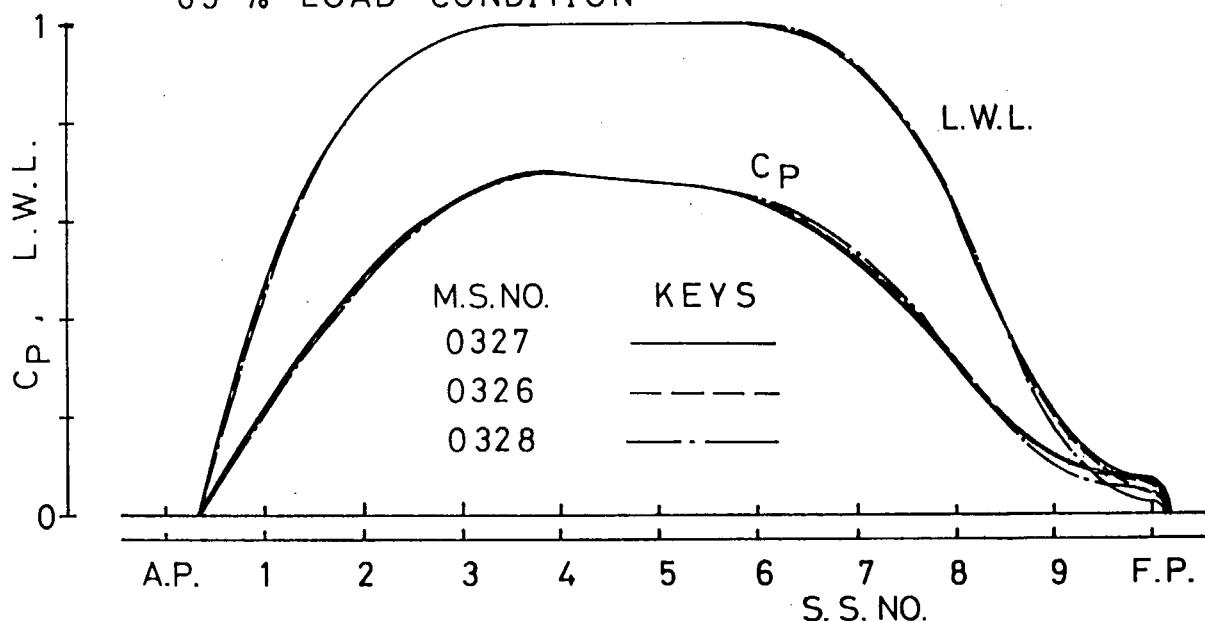


Fig. 3.2.3 C<sub>p</sub> and L.W.L. Curves at 65% Load Condition (F, G and H)

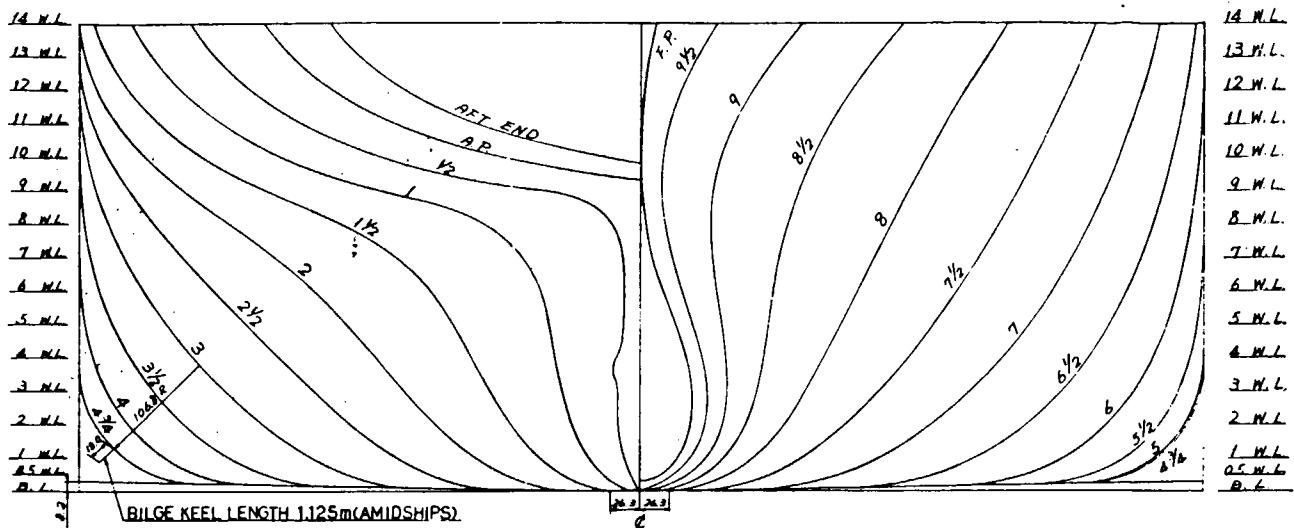


Fig. 3.2.4 (a) Body Plan (M.S. No. R013)

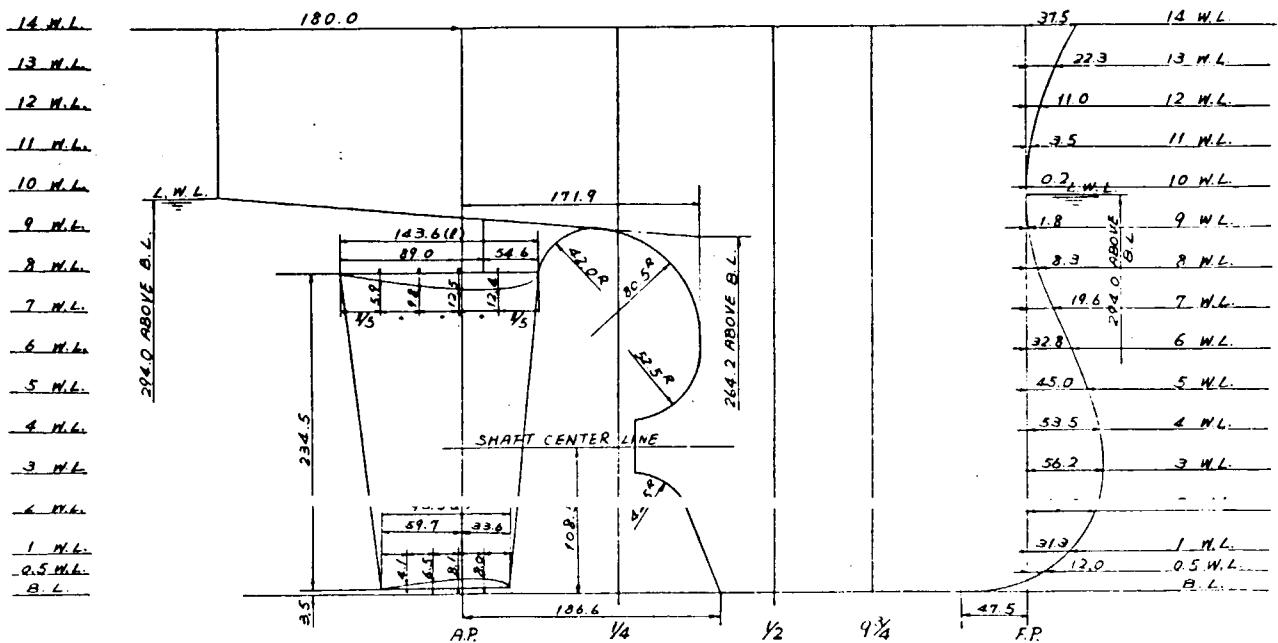


Fig. 3.2.4 (b) Fore and Aft (M.S. No. R013)

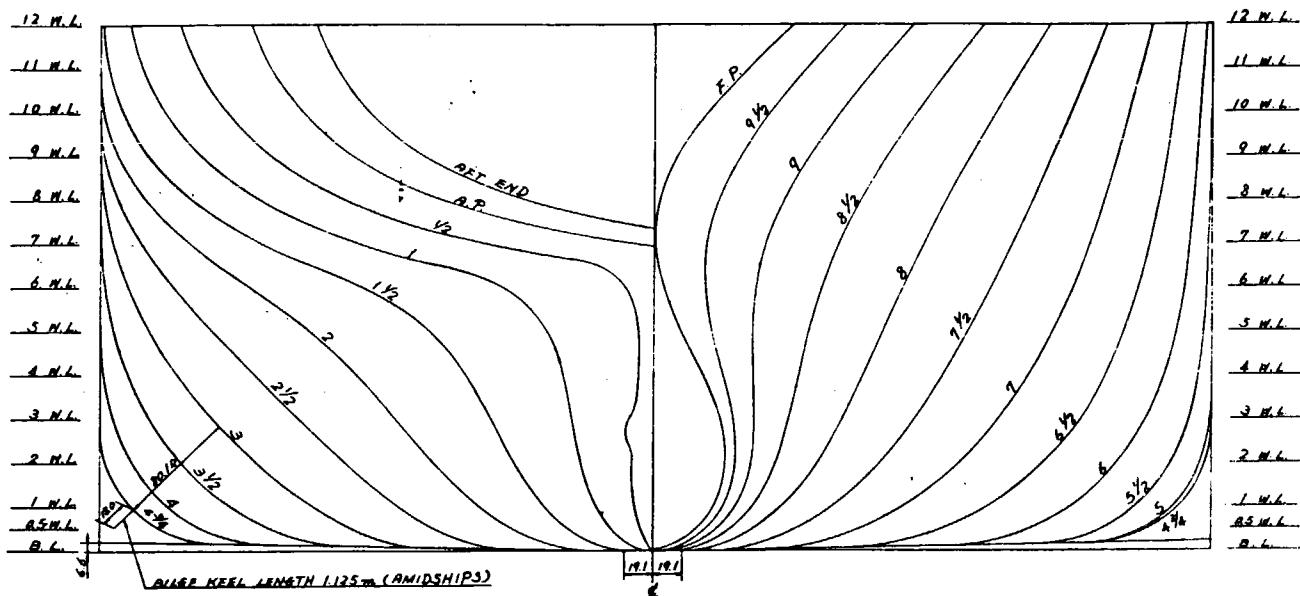


Fig. 3.2.5 (a) Body Plan (M.S. No. R014)

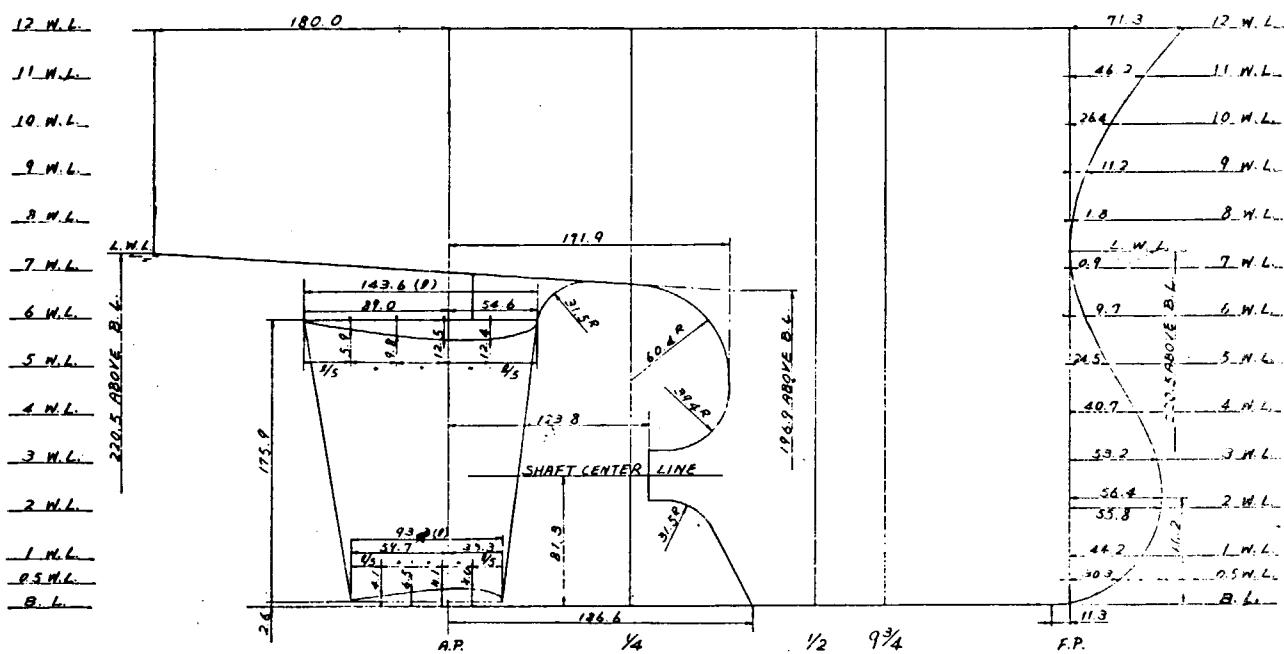


Fig. 3.2.5 (b) Fore and Aft (M.S. No. 014)

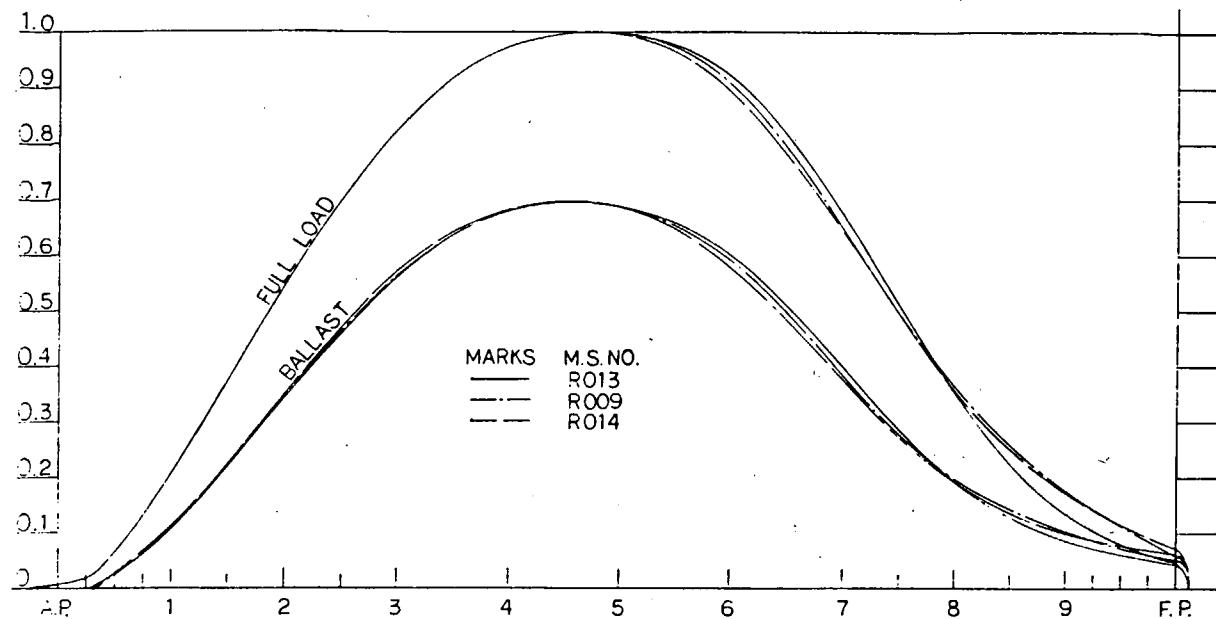


Fig. 3.2.6 Sectional area Curves

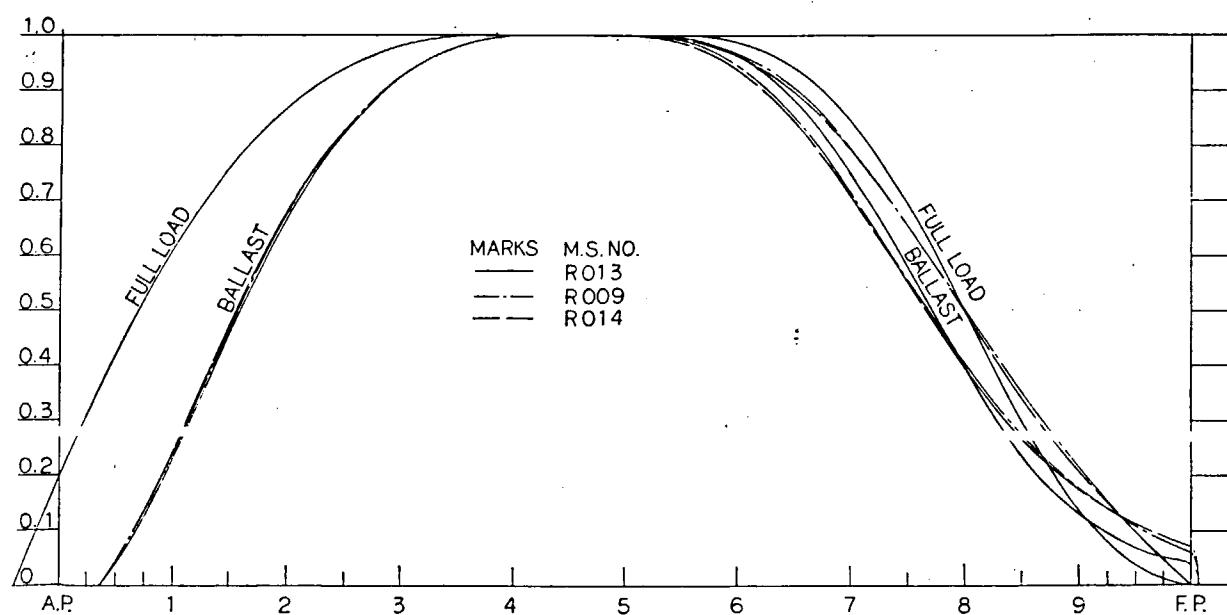


Fig. 3.2.7 Water Plane Curves

M.P. NO. 1736

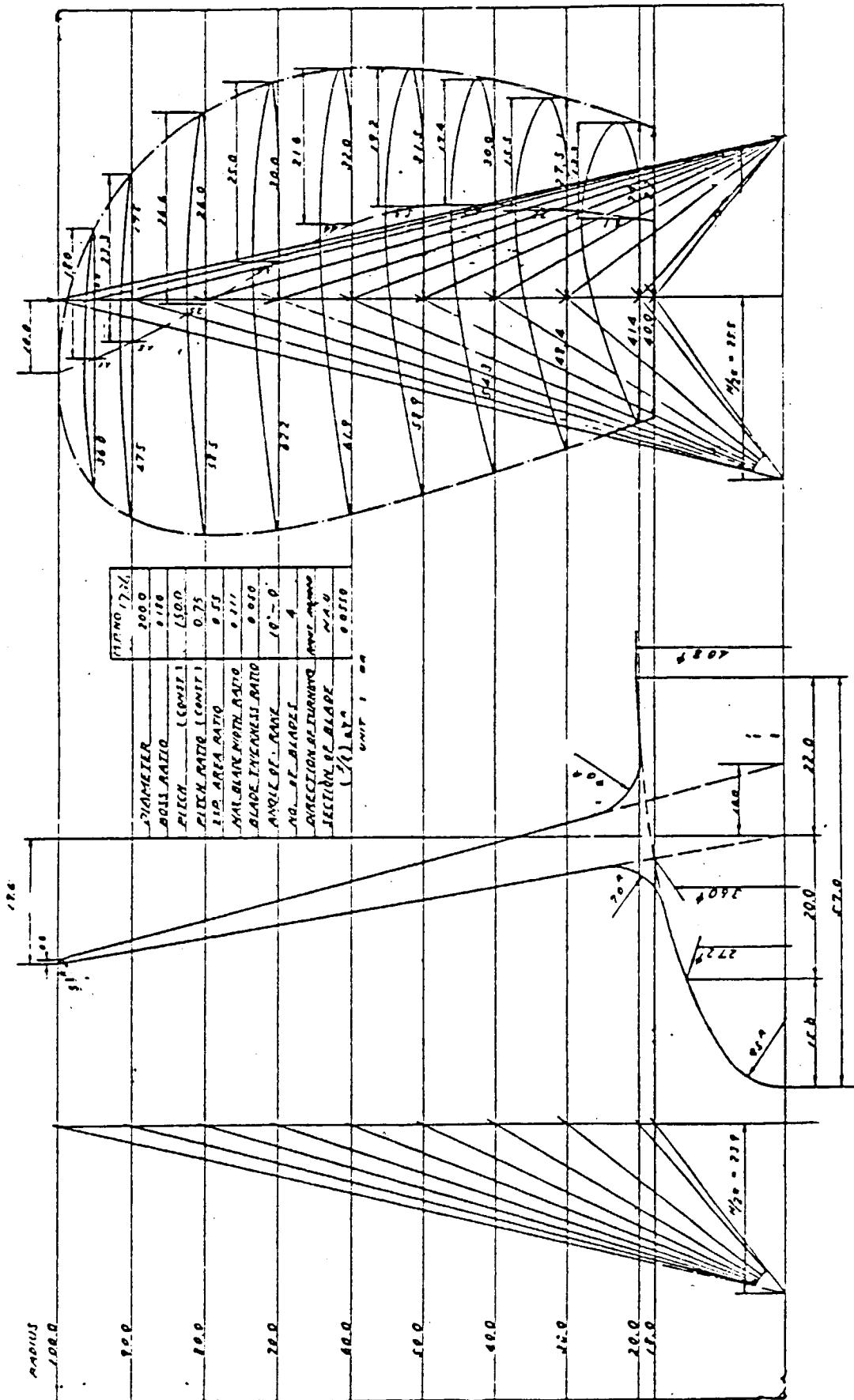


Fig. 3.2.8 Model Propeller (M.P. No. 1736)

MODEL PROP. NO. 2062

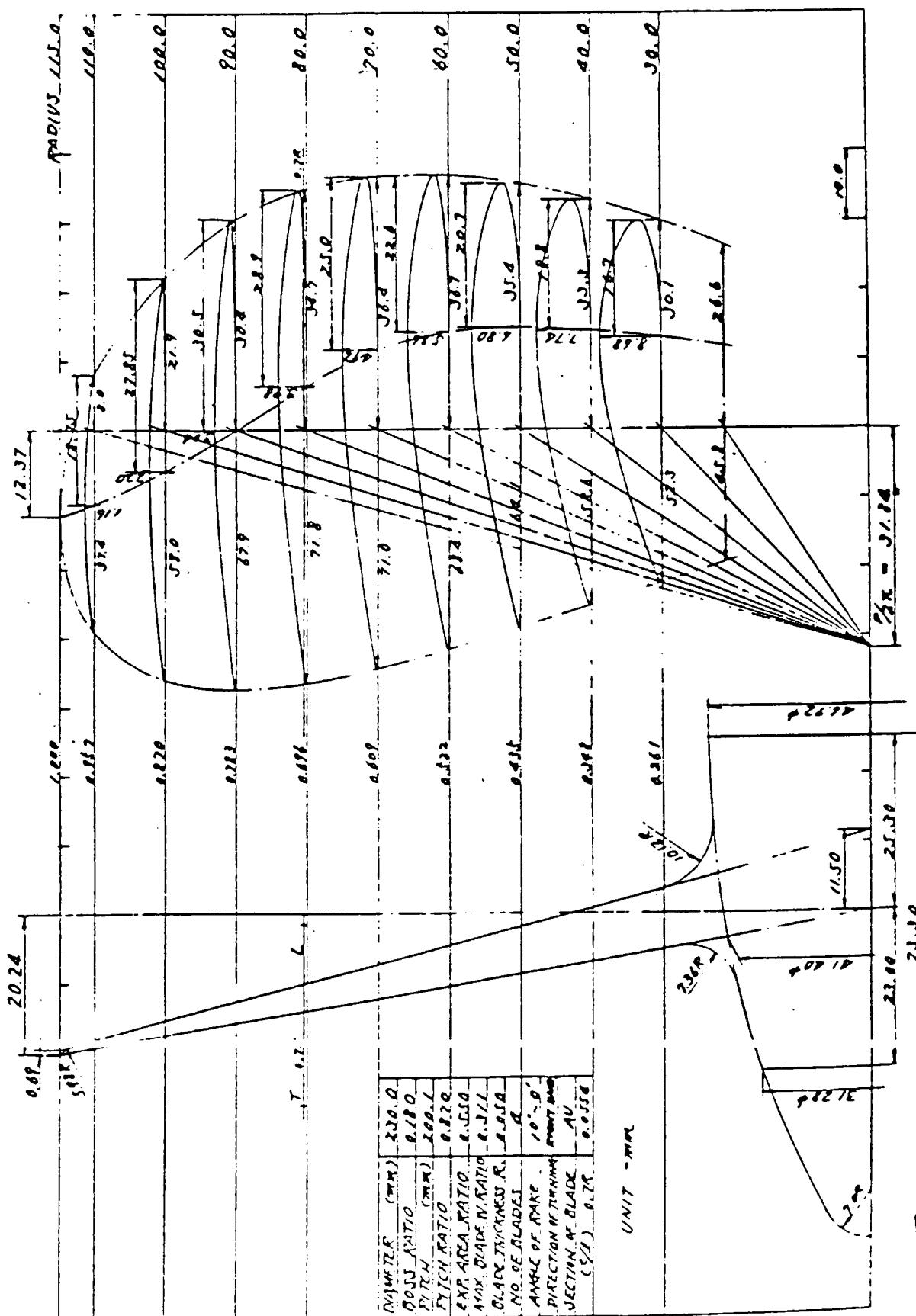


Fig. 3.2.9 Model Propeller (M.P. No. 2062)

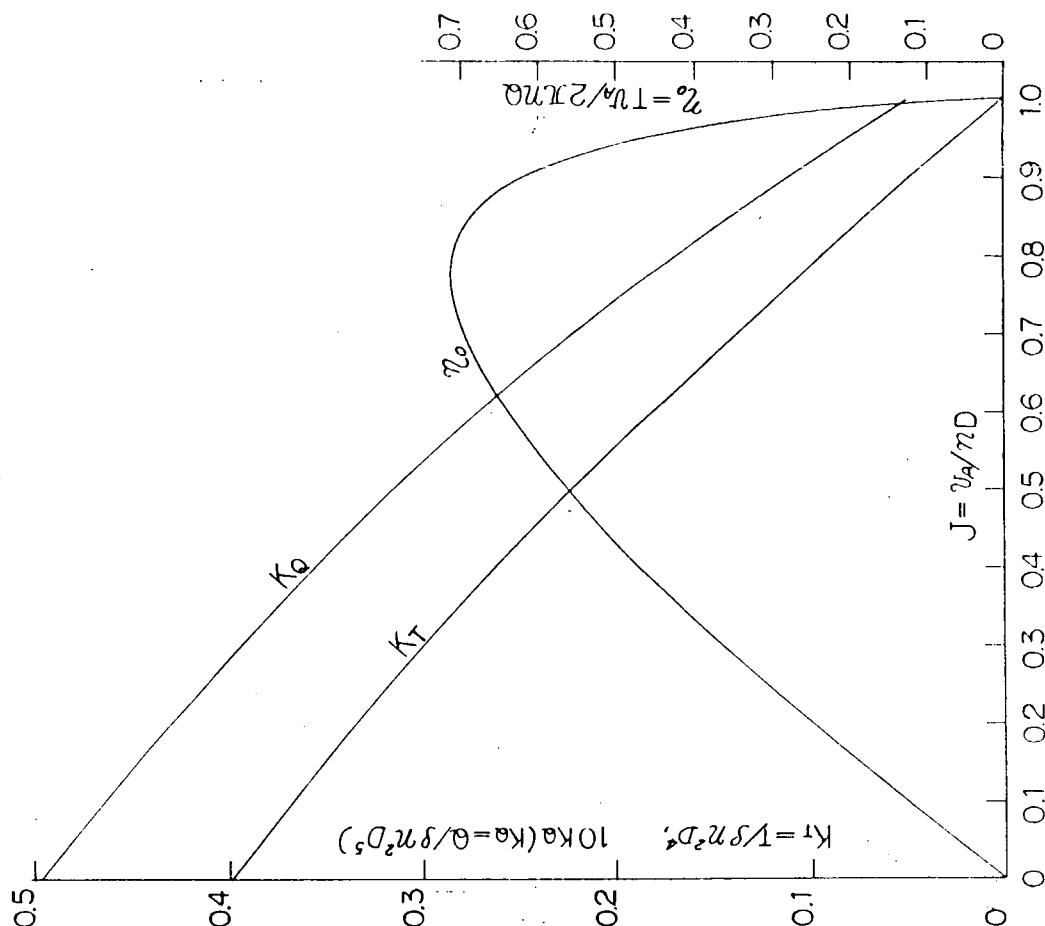


Fig. 3.2.11 Open Test Results (M.P. No. 2062)

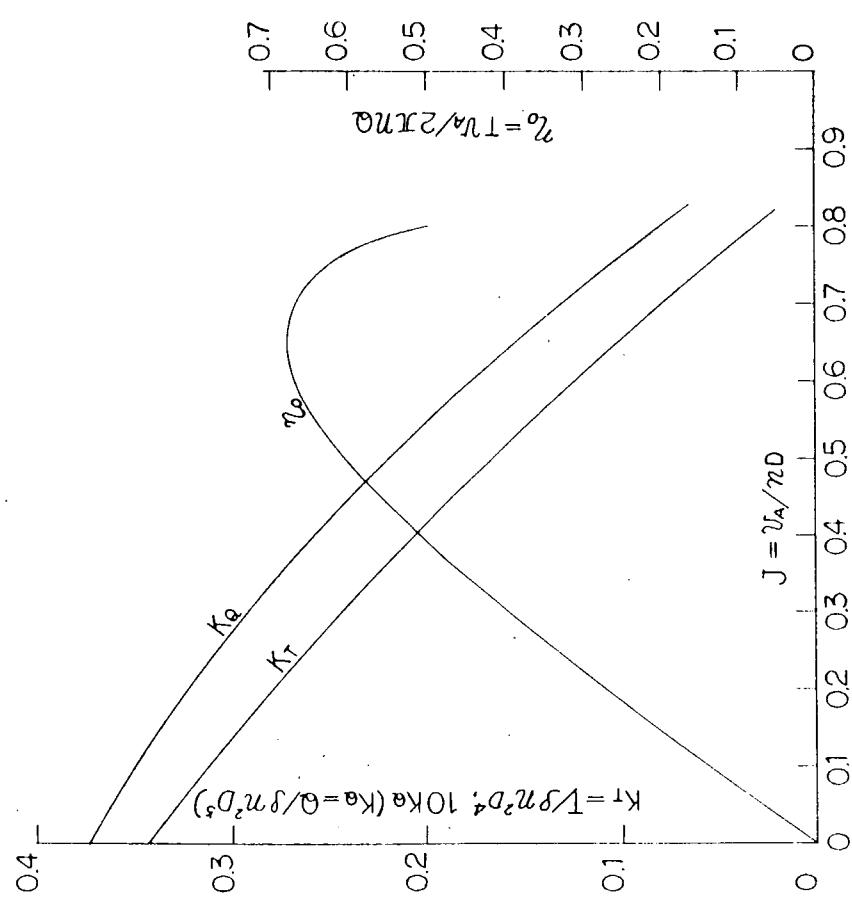


Fig. 3.2.10 Open Test Results (M.P. No. 1736)

### 3.3 F, G および H 船 ( $C_B = 0.65$ ) の試験結果

F, G および H 船水槽試験は運輸省船舶技術研究所三鷹第 2 船舶試験水槽 (400m × 18m × 8m) で実施した。

#### 3.3.1 抵抗試験

3 隻の抵抗試験の結果から得られた全抵抗係数  $C_T$  および剩余抵抗係数  $r_R$  をそれぞれ Fig. 3.3.1 と 3.3.2 に示す。満載状態では  $\frac{L}{B}$  が小さくなるにつれて全抵抗係数も剩余抵抗係数も増大している。低速における抵抗より形状影響係数  $K$  を求め、かつ、幾つかの推定式より  $K$  を推定した結果を Table 3.3.1 に示す。笠島の式の 1 例を除いて、推定値よりも実験値の方が大きい。推定値が通常の船型の平均値を表わしていると考えると、この原因の 1 つには、S.S. No. 1 から S.S. No. 1/4 付近までやや肥えていることにより圧力抵抗が増大するためかとも考えられる。なお、65 % 排水量のバラスト状態ではバルブの大きさがそれぞれ異なっているために、 $K$  の大小関係は複雑である。造波抵抗係数  $r_w$  を Fig. 3.3.3 に示す。満載状態では 3 隻とも低速から  $F_n = 0.24$  の設計速度附近までは造波抵抗係数が小さく、その速度域を越すと急増する。 $\frac{L}{B}$  の値が小さくなるにつれて、造波抵抗係数  $r_w$  は大きくなり、その傾向は低速から  $F_n = 0.26$  附近まで変らない。他方、65 % 排水量のバラスト状態では、 $F_n = 0.16$  から  $F_n = 0.21$  の範囲で 3 隻の造波抵抗係数  $r_w$  の大小関係が変化し、その範囲を越えた高速側では、満載状態の大小関係と一致する。低速側での造波抵抗係数  $r_w$  の複雑な大小関係は形状影響係数  $K$  の大小関係の場合と同じく、バルブの大きさに起因していると思われる。

1.1 節で述べた (1.1.7) 式の“造波係数”  $C_w'$  で満載状態の結果を示したのが Fig. 3.3.4 である。同図には、統計解析の方法によって求めた係数  $H_{ij}$  (データの個数約 400) を使い、(1.1.8) 式より推定した値をも示してある。全般的に 3 隻とも実験値と推定値とが一致している。

Fig. 3.3.5 に  $\frac{L}{B}$  を横軸にして満載状態の剩余抵抗係数  $r_R$ 、造波抵抗係数  $r_w$  および“造波係数”  $C_w'$  を示す。 $\frac{L}{B}$  が大きくなるにつれて剩余抵抗係数  $r_R$  も造波抵抗係数  $r_w$  も小さくなることは従来の水槽試験の結果と変わらないが、“造波係数”  $C_w'$  ではほぼ一定となっている。Table 3.2.1 の主要目に示すように、 $\frac{L}{B}$  の大きさに応じてバルブの大きさを変化させているので、バルブの大きさの造波抵抗への影響があるにもかかわらず、この 3 隻のバルブの変化程度以内では  $\frac{L}{B}$  の大小は“造波係数”  $C_w'$  にほとんど影響を与えていない。従って造波抵抗係数  $r_w$  は  $\frac{L}{B} = 4.5$  でも (1.1.2) 式で表示できるとも考えられる。なお、(1.1.8) 式による推定値も実験値と同様な傾向を示しているが、設計速度  $F_n = 0.24$  を越えた高速側で  $\frac{L}{B}$  が小さくなるにつれて、実験値との一致度が劣っている。

65 % 排水量のバラスト状態については、今後水槽試験結果のデータの整備ができた段階で、形状影響係数  $K$  と造波抵抗係数  $r_w$  の推定法として、検討する必要があろう。

抵抗試験時における船の姿勢を示す沈下量とトリムを自航試験時を含めて Fig. 3.3.6 に示す。

抵抗試験時に波形を計測した。波形は模型船の縦中心から半船長 ( $\frac{L}{2} = 3\text{ m}$ ) 離れた点に設置された容量型波高計で、船の進行方向いわゆる longitudinal Line 上で計測した。計測速度は  $F_n$  で 0.20, 0.22, 0.24 および 0.26 であり、さらにそれらの中間の速度においても計測することに努めた。計測した波形より New man - Sharma 法にて解析して得た造波抵抗を Fig. 3.3.7 に示す。この波形による造波抵抗を、同図に示してある抵抗試験による造波抵抗と比較すると、これの約  $\frac{1}{4} \sim \frac{1}{3}$  の値である。また、波形による造波抵抗は係数  $r_{wp}$  の表示では  $\frac{L}{B}$  の比の大小によって異なっているが、“造波係数”  $C'_{wp}$  では 3 隻ともよく一致してまとまっている。

#### 3.3.2 自航試験

自航試験の結果は、模型プロペラの単独試験結果を利用して、スラスト一致法にて解析した。実船長さを 150 m と考えた解析で得られた自航要素を Fig. 3.3.8 および 3.3.9 に示す。プロペラ効率比  $\eta_R$  は各載貨状態とも 1.0 前後であり、伴流係数  $w$  およびスラスト減少係数  $t$  とともに、SR 171 研究部会の報告書<sup>1)</sup>に示されている値と大略一致している。また、 $\frac{L}{B} = 5.25$ ,  $C_B = 0.65$  の M.S. No. 0326 (F) の満載状態におけるプロペラ直径の大小による

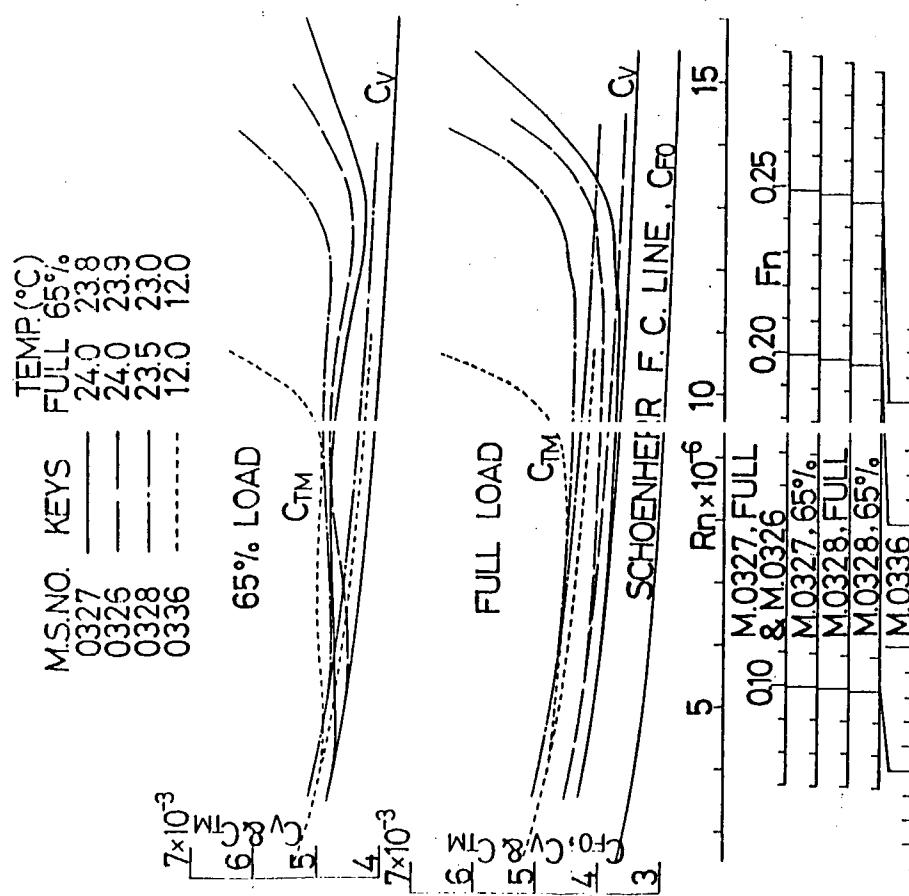
比較試験結果も SR171 研究部会の報告書<sup>2)</sup>の  $C_B = 0.60$  の場合と同じ傾向を示している。Fig. 3.3.10 に  $\frac{L}{B}$  に対する自航要素の変化を示す。

これらの結果より、 $\frac{L}{B} = 6, 5.25, \text{ および } 4.5$  の 3 隻の実船 ( $L_{PP} = 150 \text{ m}$ ) として算出した有効馬力曲線を Fig. 3.3.11 および 3.3.12 に試験状態に分けて示した。65 % 排水量のバラスト状態では、バルブが水面に突出するためか、低速において速度があまり出ないことがわかる。

Fig. 3.3.13 に水槽試験結果から求めたアドミラルティ係数  $C_{ADM}$  と  $\eta$  を示す。

Tab. 3.3.1 Form Factor K of Experiment and Estimation

M.S.NO.			0327	0326	0328	0336
FULL LOAD	EXPERIMENT	GROSS & WATANABE	0.24	0.30	0.45	0.41
	CALCULATION	TAGANO	0.21	0.27	0.36	0.36
		SASAJIMA	0.17	0.19	0.23	0.23
			0.20	0.28	0.49	0.47
65 % LOAD	EXPERIMENT	GROSS & WATANABE	0.38	0.38	0.47	0.44
	CALCULATION	TAGANO	0.17	0.22	0.29	0.29
		SASAJIMA	0.14	0.15	0.20	0.20
			0.18	0.21	0.33	0.32



-93 -

Fig. 3.3.1 Total Resistance Coefficients of F, G, H & H'

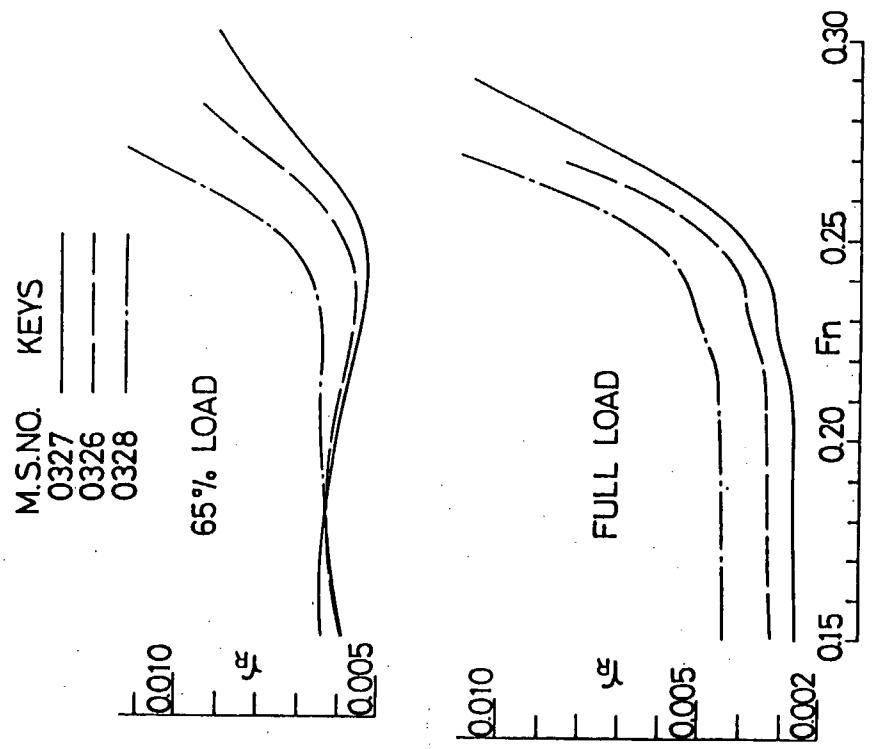


Fig. 3.3.2 Residuary Resistance Coefficients of F, G & H

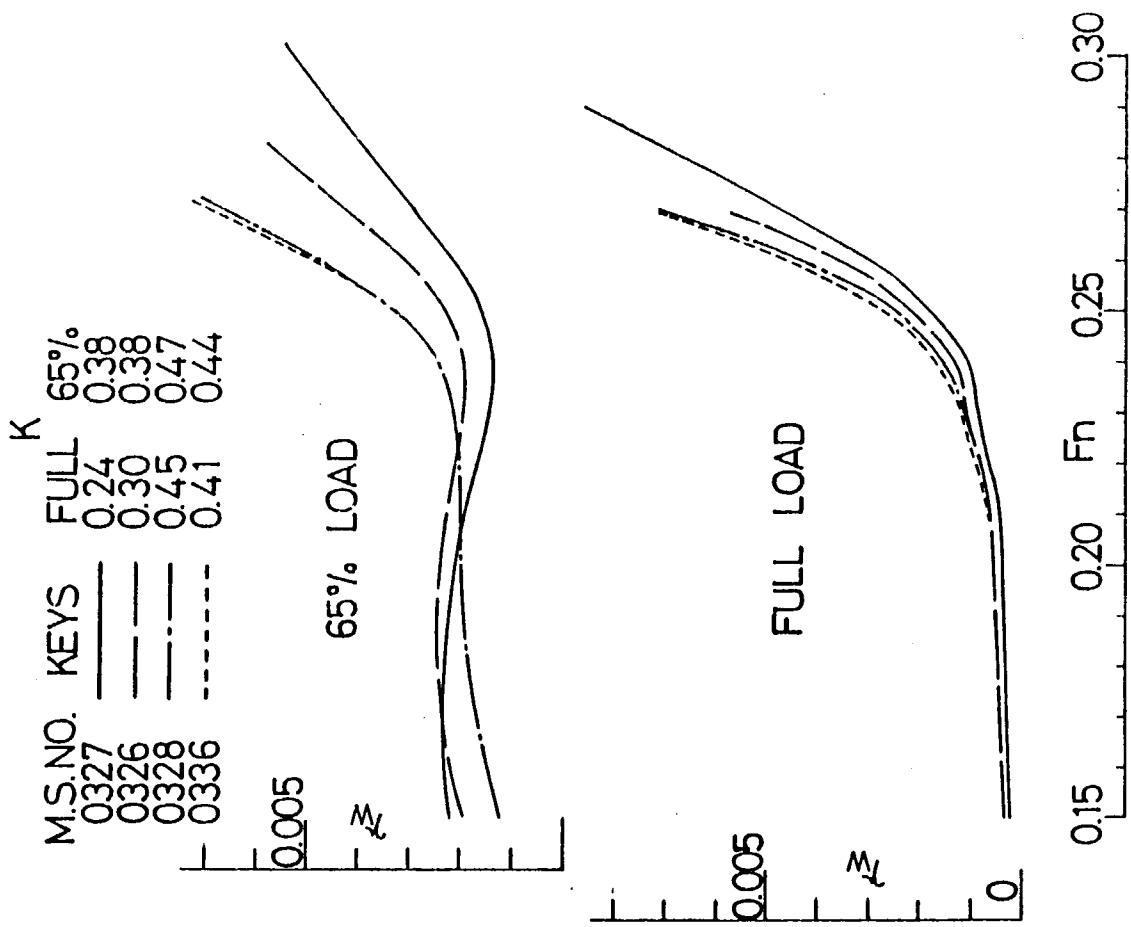
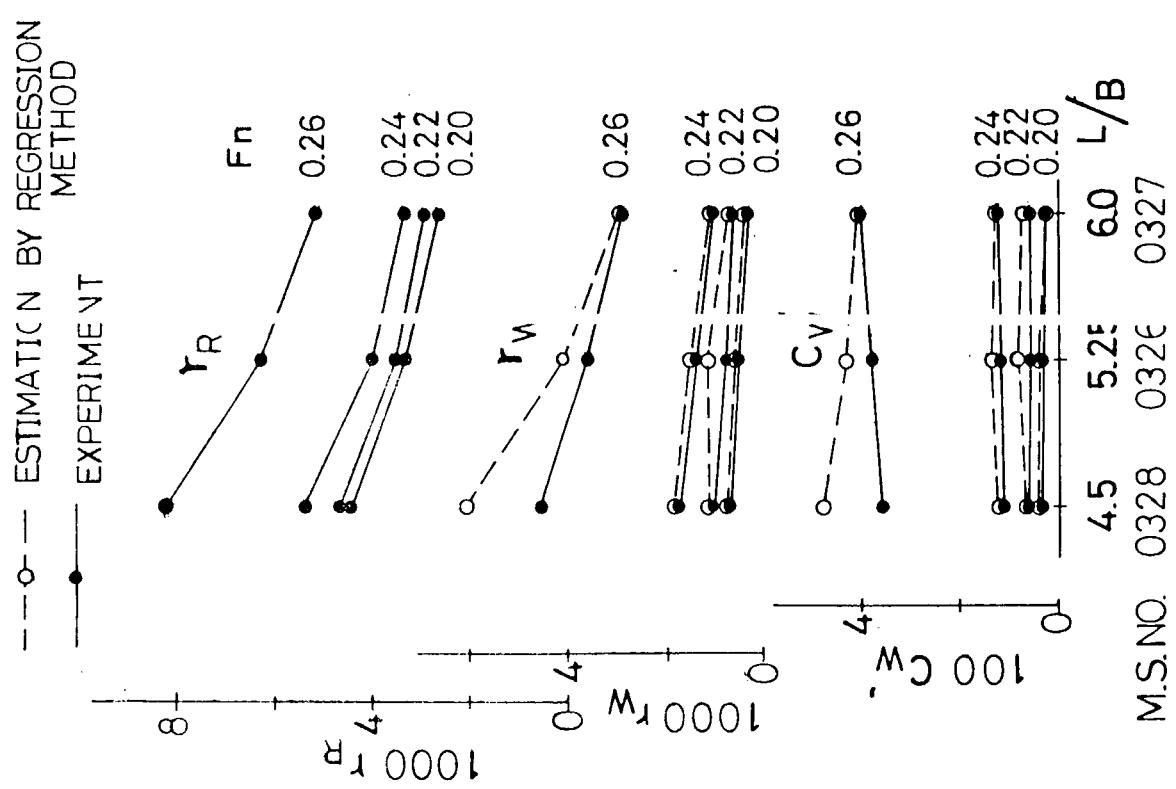


Fig. 3.3.3 Wave Resistance Coefficients of F, G, H & H'

Fig. 3.3.4 Comparison of  $C_w'$  between Experiment and Expectation (F, G & H)



-95 -

Fig. 3.3.5  $L/B \sim r_R, r_w$  &  $C_v$  at Full Load Condition (F, G & H)

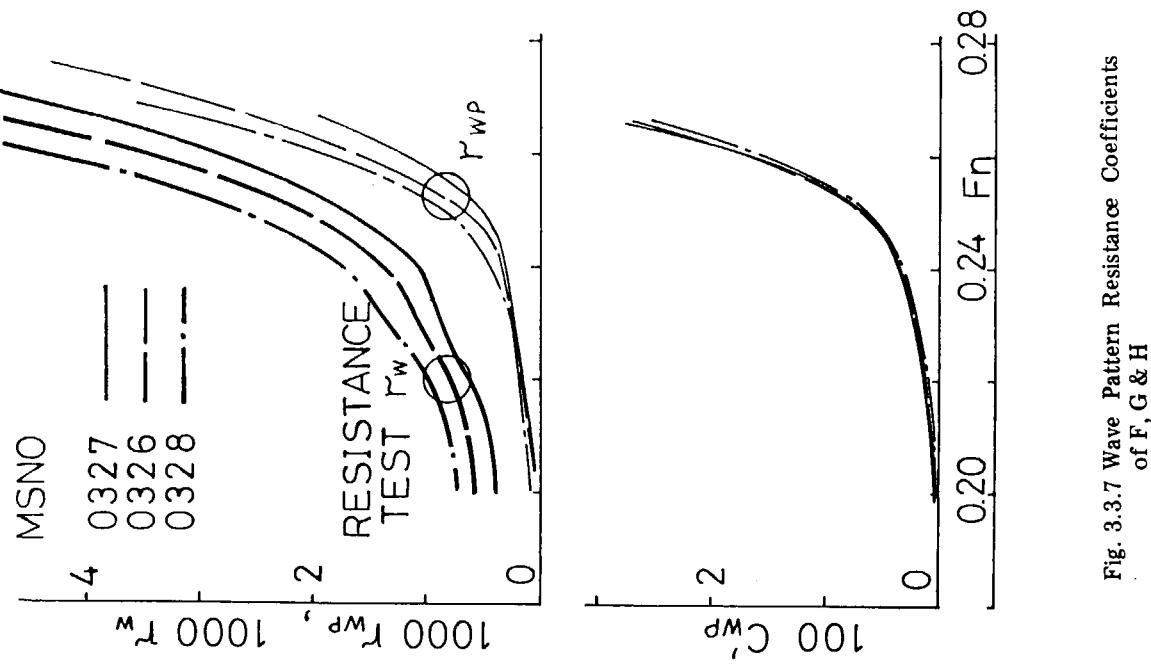


Fig. 3.3.7 Wave Pattern Resistance Coefficients of F, G & H

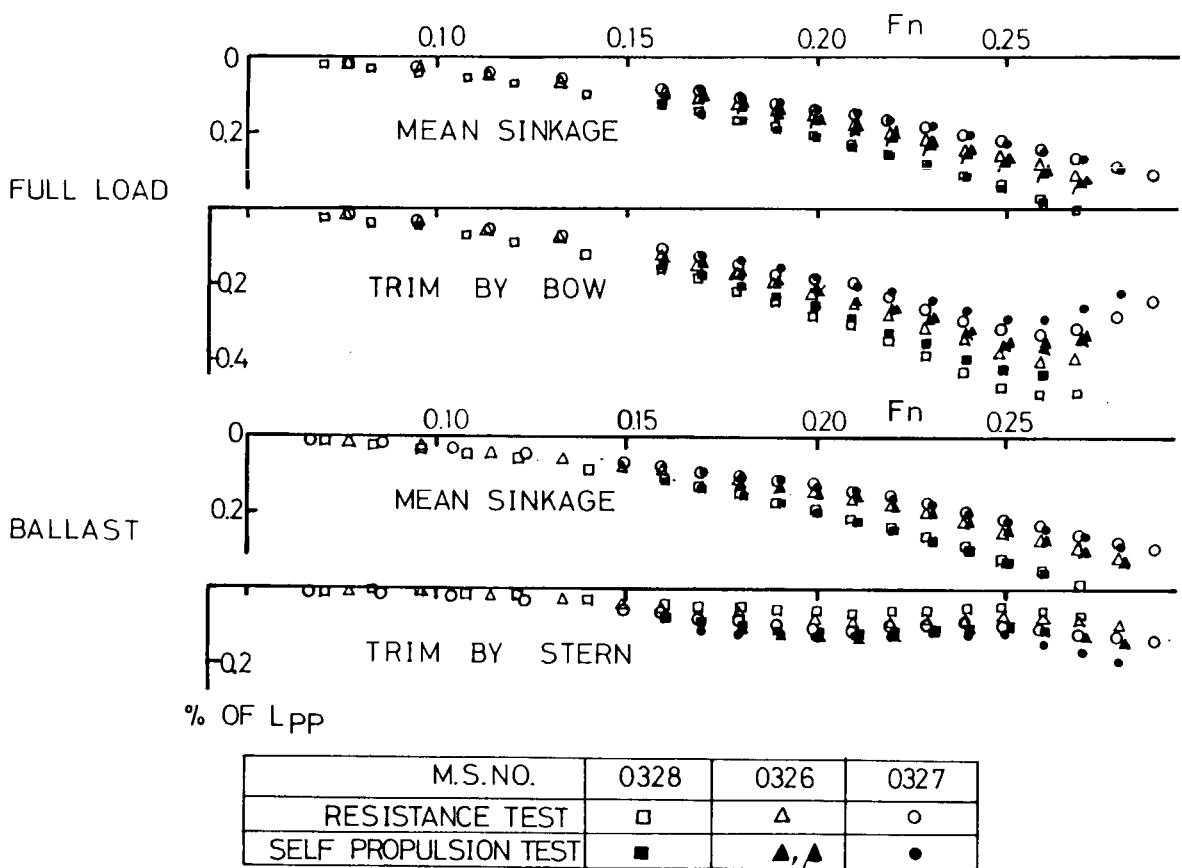


Fig. 3.3.6 Mean Sinkage and Trim of F, G & H at Resistance Test and Self Propulsion Test

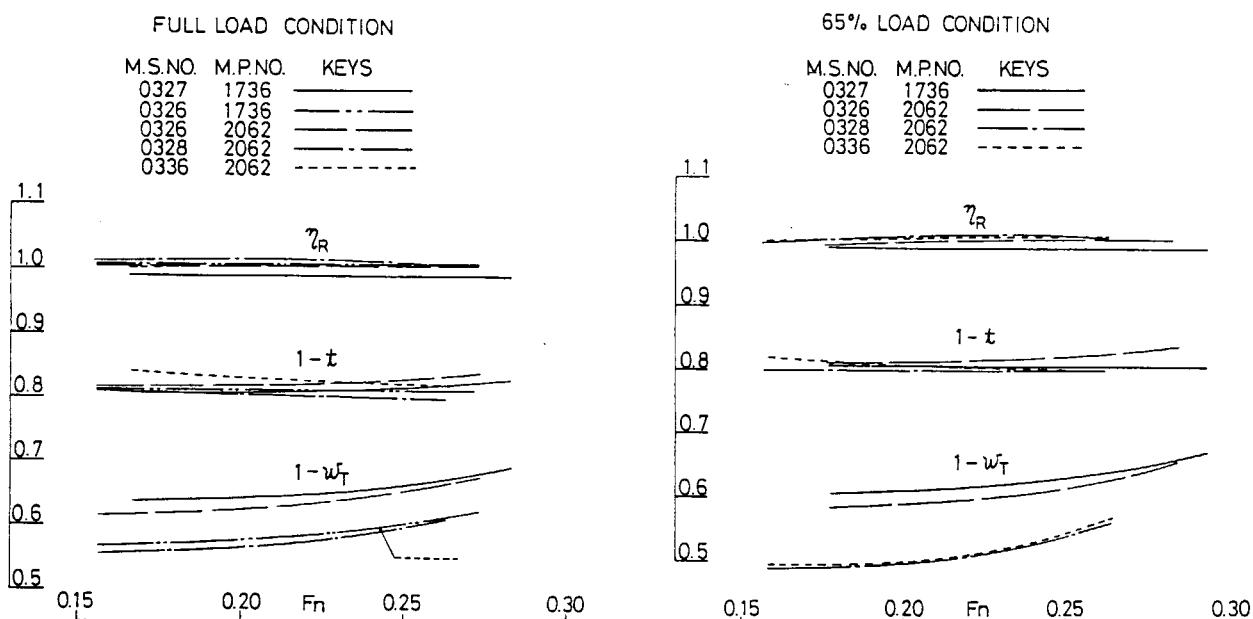
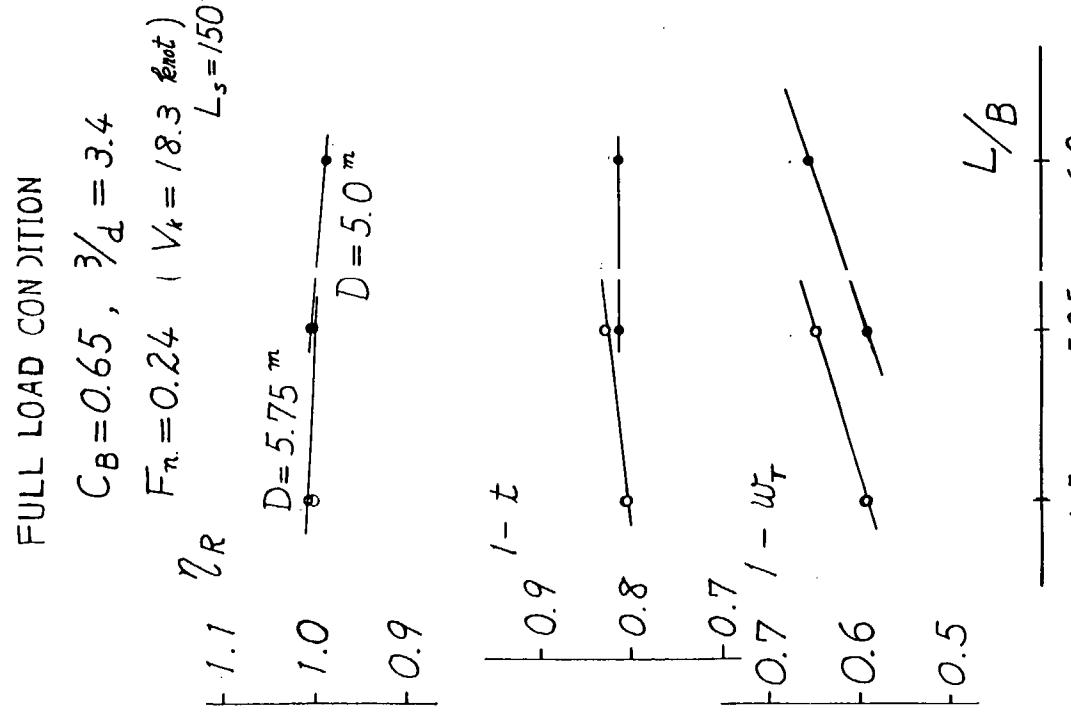


Fig. 3.3.8 Self Propulsion Factors of F, G, H and H' at Full Load Condition

Fig. 3.3.9 Self Propulsion Factors of F, G, H and H' at 65% Load Condition



-97 -

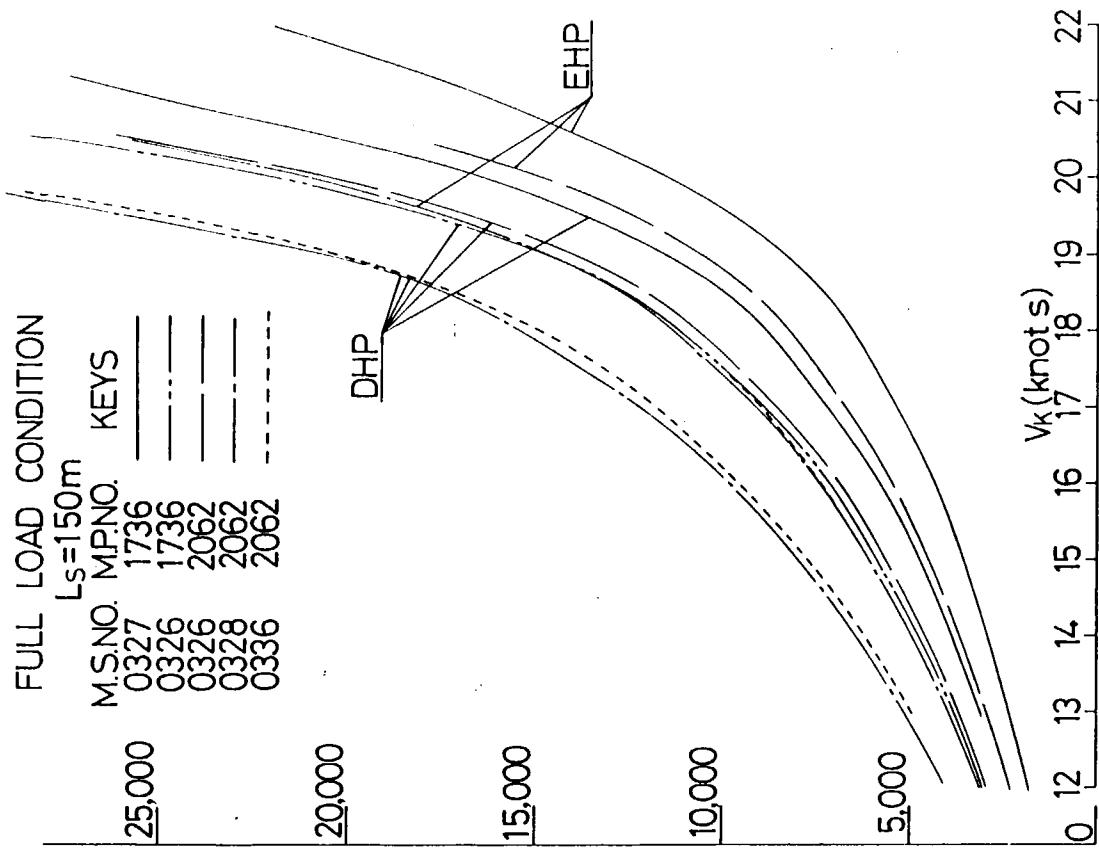


Fig. 3.3.10  $L/B \sim \eta_R$ ,  $1-t$  &  $1-w_T$

Fig. 3.3.11 EHP and DHP Curves of F, G, H and H' at Full Load Condition

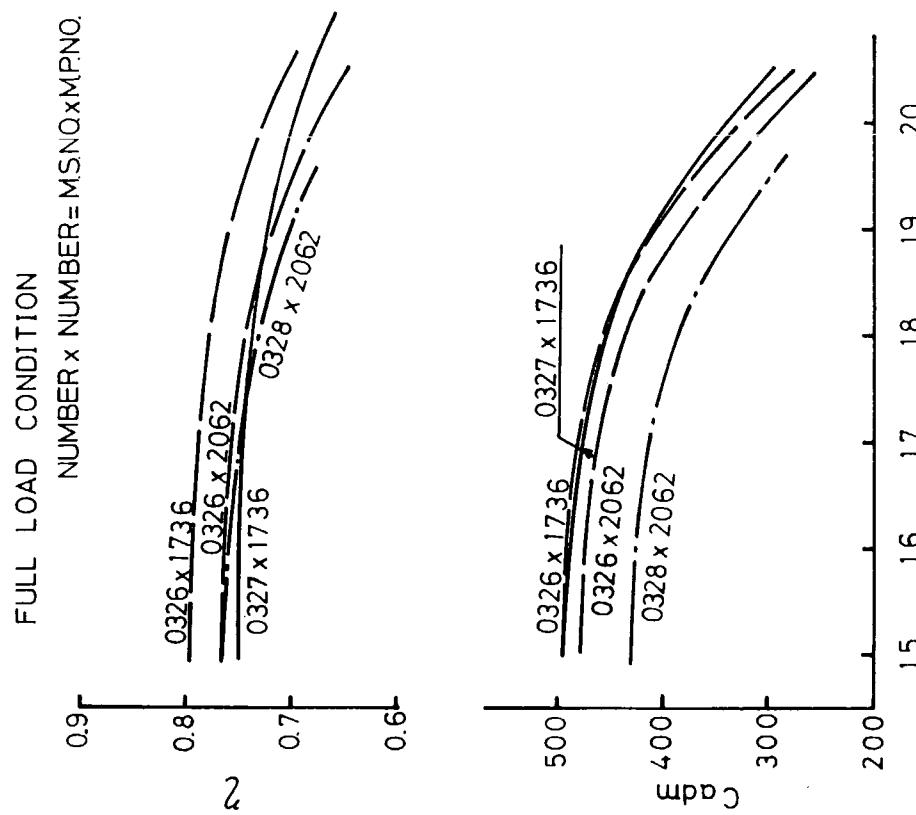
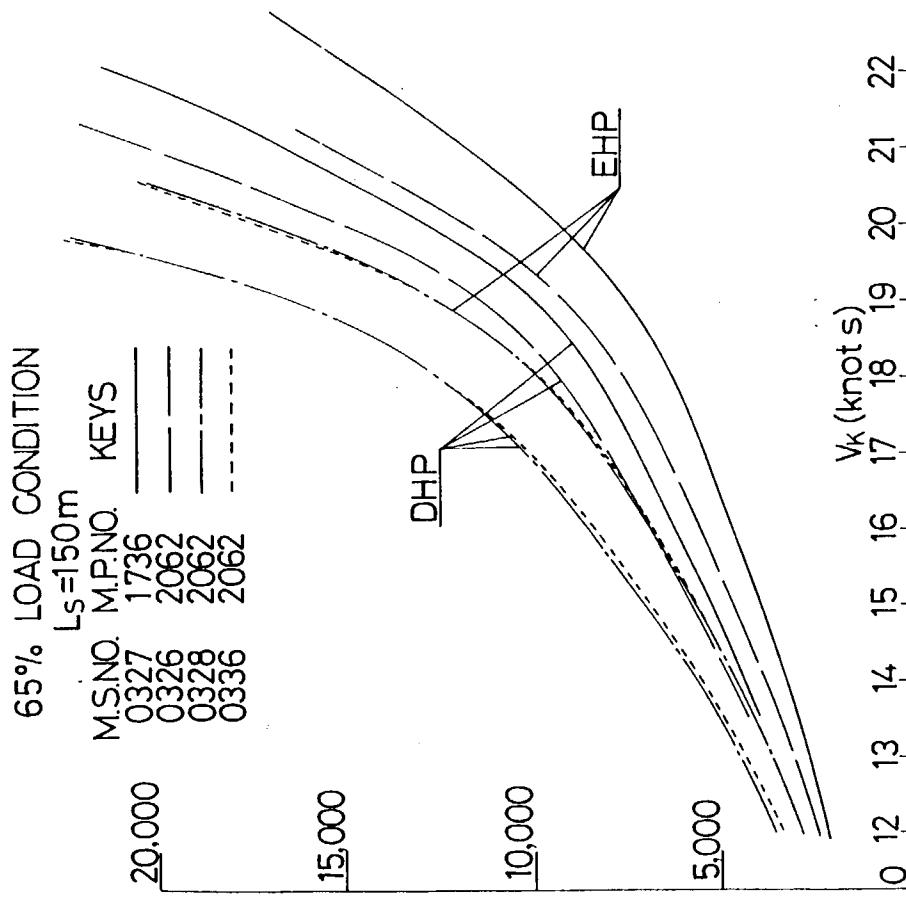


Fig. 3.3.12 EHP and DHP Curves of F, G, H and H' at 65% Load Condition

Fig. 3.3.13  $\eta$  and  $C_{adm}$  at Full Load Condition

### 3.4 A, I 船 ( $C_B = 0.55$ ) の試験結果

A 及び I 船の水槽試験は日本造船技術センター第 2 水槽 (207 m × 8 m × 4.15 m) で実施した。

#### 3.4.1 抵抗試験

抵抗試験により得られた全抵抗係数 ( $C_{TM}$ ) の曲線を各々 Fig. 3.4.1 及び Fig. 3.4.2 に示す。また、低速における抵抗試験によって求めた形状影響係数 (K) を、幾つかの推定式より推定した結果とともに Table 3.4.1 に示す。これをみると満載状態では  $\lambda_B = 6.0$  の M.S. No. R014 は実験値と推定値とで比較的合っているが、他の船型は推定値と比較し、実験値は高めの値を示している。また、65 % 排水量のバラスト状態では推定値に比べ実験値はいずれも高い値を示している。

剩余抵抗係数 ( $r_R$ ) を載貨状態別に Fig. 3.4.3 及び Fig. 3.4.4 に示す。これらをみると既報告<sup>3)</sup>の  $\lambda_B = 5.25$  の M.S. No. R009 の船型では満載状態の  $F_n = 0.23 \sim 0.25$  付近にハンプがみられる。これは船首付近の横截面積曲線のふくらんだ傾向及びエントランス・アングルの大きいこと等に起因していると考えられたので、 $\lambda_B = 4.5$  (M.S. No. R013) の船型を、これらの点を考慮して作成したが、期待したようにこのハンプを消すことができたようである。また剩余抵抗係数  $r_R$  の値は  $\lambda_B$  が小さくなるにつれて増大している。65 % 排水量のバラスト状態では、 $F_n \approx 0.12 \sim 0.19$  の速度範囲で 3 隻の剩余抵抗係数  $r_R$  の大小関係が変化し、その範囲を越えた高速側では満載状態と同じように  $\lambda_B$  が小さくなるにつれて  $r_R$  は増大している。

造波抵抗係数  $r_w$  を載貨状態別に Fig. 3.4.5 及び Fig. 3.4.6 に示す。満載状態の Fig. 3.4.5 中には統計解析手法 (多賀野の方法)<sup>4)</sup> による推定値 (データの個数約 300 を使用) を M.S. No. R013 は○印、R009 は△印、R014 は□印で示した。

Fig. 3.4.7 には満載状態について  $\lambda_B$  を横軸に代表的な  $F_n$  に対して剩余抵抗係数  $r_R$  のクロスカーブを示した。剩余抵抗係数  $r_R$  については、参考のためにグルドハンマー及び山県チャートより推定した値を各々一点鎖線及び点線で図中に示した。本試験の結果は推定値とやゝ異なり、 $\lambda_B$  が小さくなっても推定値ほど  $r_R$  は増大していない。これは各  $\lambda_B$  について最適の  $C_p$  カーブを採用したことによるものと思われる。

以上の抵抗試験結果より、 $L_{PP} = 150$  m の実船に対して求めた有効馬力曲線を各船型の満載、バラスト状態に対して Fig. 3.4.8 に示す。ただし、実船に対する粗度修正量 ( $\Delta C_F$ ) は 2 次元解析法で 0.00015 とした。Fig. 3.4.9 は満載状態について試験結果と推定計算をした結果とを比較したものである。推定計算としては日本造船技術センターで最近行われた水槽試験結果から類似船を各 4 隻選びこれを用いたもの、グルドハンマーチャート、山県チャート及び統計解析手法 (多賀野の方法) によりデータ数約 710 にて  $r_R$  を推定したもの) から推定した 4 種が示されている。M.S. No. R013 の曲線はグルドハンマー以外の方法で推定した曲線より全速度範囲において低い値を示している。 $\lambda_B = 5.25$  及び 6.00 の M.S. No. R009 及び R014 の試験結果は、統計解析手法 (多賀野の方法) で求めたもの以外では、 $F_n \approx 0.27$  より低速では推定曲線より高い値を示し、それより高速では低い値を示している。 $\lambda_B = 4.5$  の M.S. No. R013 の試験結果が全速度範囲で比較的良好な結果を示したのは、非常に小さいエントランス・アングルをもつことで、うまく自由表面衝撃波を低減しているためのように思われる。

抵抗試験と自航試験のときの船体沈下量を Fig. 3.4.10 及び Fig. 3.4.11 に示す。

#### 3.4.2 自航試験

試験に用いた模型プロペラ M.P. No. 1707 N 及び M.P. No. 2154 の単独試験結果を用い、スラスト一致法にて解析し、得られた M.S. No. R013 及び M.S. No. R014 の自航要素を Fig. 3.4.12 及び Fig. 3.4.13 に示す。プロペラ効率比  $\eta_R$ 、伴流係数  $W_t$  及びスラスト減少係数  $t$  とも類似船等から推定した値と大略一致している。

これらの結果に基づき  $\lambda_B = 4.5$  及び 6.0 の M.S. No. R013 及び R014 の実船 ( $L_{PP} = 150$  m) の伝達馬力曲線を算定したものを Fig. 3.4.14 及び Fig. 3.4.15 に示す。なお、伝達馬力曲線は代用プロペラとして用いた M.P. No. 2154 及び 1707 N と同一の寸法比、形状をもつ実船のプロペラを装備したものと仮定して求めたものである。ただ

し、実船と模型船間の伴流係数の尺度影響については修正していない。伝達馬力曲線は類似船等と比較し、ほぼ妥当な値と思われる。

### 3.4.3 後流計測及び船尾波高計測

M. S. No R013 及び R014 の満載状態における後流計測及び船尾波高計測は、模型船速度  $1.81 \text{ m/s}$  ( $F_n = 0.2673$ ) で実施した。後流計測における一様流中の総圧計測のための標準ピトー管の設置位置は F.P. より  $\frac{1}{2} L_{PP}$  前方、船体中心線より右舷側へ  $2.5 \text{ m}$ 、深さ方向は水面下  $150 \text{ mm}$  の場所に設置した。(Fig. 3.4.16 参照) また、後流計測用の橢型ピトー管の設置位置は A.P. より後方  $\frac{1}{2} L_{PP}$  ( $2.25 \text{ m}$ ) で、走査領域は模型船の後方左舷側で、横方向及び深さ方向は、Fig. 3.4.17 のとおりである。船尾水面の計測位置は後流計測時における、橢型ピトー管の総圧孔の位置と同じ位置で計測を行なった。

Fig. 3.4.18 及び Fig. 3.4.19 には両船の各計測点における Head Loss ( $H_o - H$ ) の値を各水深毎に船の幅方向の分布として図示した。図中の  $H_o$  は標準ピトー管によって計測される総水頭 ( $\text{mm}$ )、 $H$  は橢型ピトー管の走査面における各位置の総水頭である。これらの図より自由表面衝撃波の影響は M.S. No R014 (I) の幅  $350 \text{ mm}$  位の所にわずかに出ていているようである。Fig. 3.4.20 及び Fig. 3.4.21 に両船の計測値を順整して得られた走査面における  $H_o - H$  の等価線群と船尾波高計測の結果を、Fig. 3.4.22 には縦軸に水深を、横軸には  $H_o - H$  の面積を示した。また Fig. 3.4.23 には曳航試験から求めた抵抗値との比較を示した。なお、 $R_{wp}$  は波高計測 (long-cut 法) により求めたものである。

$H_o - H$  の計測範囲は、両舷を計ることが望ましいと思われるが、今回は左舷側及び船体中心線より右舷側  $100 \text{ mm}$  の範囲しか計測していない。粘性抵抗  $R_{vM}$  の計算は船体中心線より左舷側で行ない、これを 2 倍して求めている。

Fig. 3.4.19 及び Fig. 3.4.21 の M.S. No R014 (I) は  $H_o - H$  の分布図のピーク位置はほぼ船体中心線上に乗っているが、Fig. 3.4.18 及び Fig. 3.4.20 の M.S. No R013 (A) の  $H_o - H$  の分布図のそれは船体中心線よりやや右舷側にずれている。このため M.S. No R013 (A) の Fig. 3.4.22 及び Fig. 3.4.23 中には  $H_o - H$  のピーク位置を船体中心線として計算したものも示した。Fig. 3.4.23 の曳航試験から求めた抵抗値との比較では曳航試験から求めた粘性抵抗値に比べ、M.S. No R013 (A) の  $H_o - H$  のピーク位置を修正したもの及び M.S. No R014 (I) は高い値を示し、M.S. No R013 (A) の  $H_o - H$  のピーク位置を修正しないものは低い値を示している。

Tab. 3.4.1 Form Factor (K) of Tank Test and Estimation

M.S. No.		R013 (A)	R009 (B')	R014 (I)
FULL LOAD	EXPERIMENT	0.34	0.27	0.19
	GROSS & WATANABE	0.31	0.23	0.18
	TAGANO	0.24	0.21	0.18
	SASAJIMA	0.25	0.19	0.15
	SUMIYOSI	0.31	0.25	0.22
	EXPERIMENT	0.40	0.37	0.32
65% LOAD	GROSS & WATANABE	0.26	0.19	0.15
	TAGANO	0.22	0.19	0.17
	SASAJIMA	0.19	0.14	0.12
	SUMIYOSI	0.27	0.22	0.19

M. S. NO. R013

CONDITION	FOR I FA( T )	TEMP OF WATER (°C)	MARKS
FULL LOAD	0.34	13.6	—○—
BALLAST	0.10		—△—

REMARKS;  
 $C_v = C_F(1 + K)$

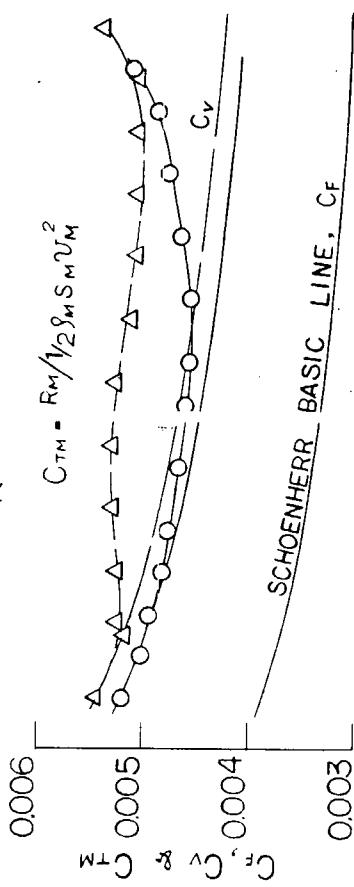


Fig. 3.4.1 Total Resistance Coefficient of M.S. No. R013 (A)

M. S. NO R014

CONDITION	FOR I FA( T )	TEMP OF WATER (°C)	MARKS
FULL LOAD	0.19	13.5	—○—
BALLAST	0.32	16.1	—△—

REMARKS;  
 $C_v = C_F(1 + K)$

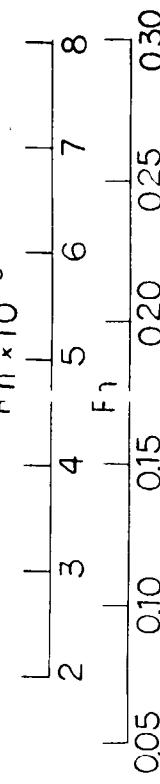
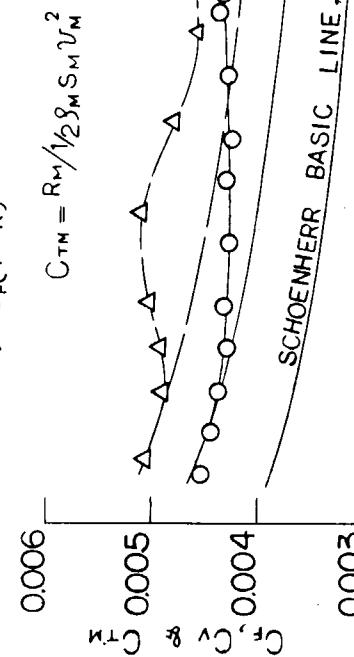


Fig. 3.4.2 Total Resistance Coefficient of M.S. No. R014 (I)

M.S.NO.	$L/B$	$B/d$	$C_B$	MARKS
R013	4.50		0.550	—
R009	5.25	3.40	0.552	— —
R014	6.00		0.550	— - -

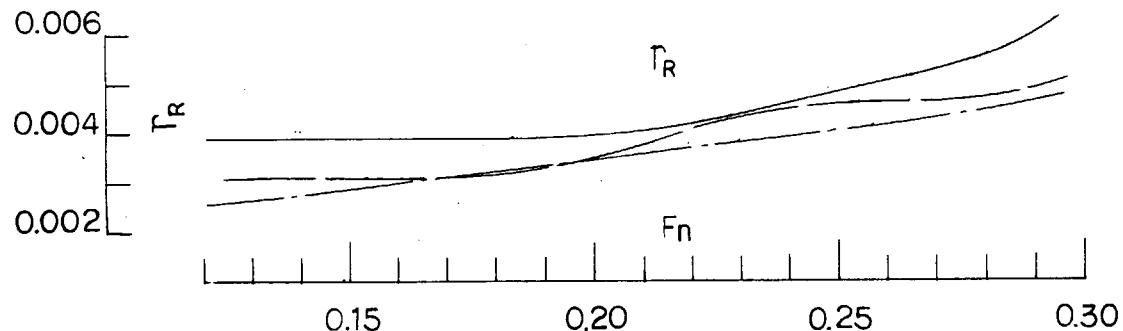


Fig. 3.4.3 Residuary Resistance Coefficient at Fully Loaded Condition

M.S.NO.	$L/B$	$B/d$	$C_B$	MARKS
R013	4.50		0.508	—
R009	5.25	4.87	0.510	— —
R014	6.00		0.508	— - -

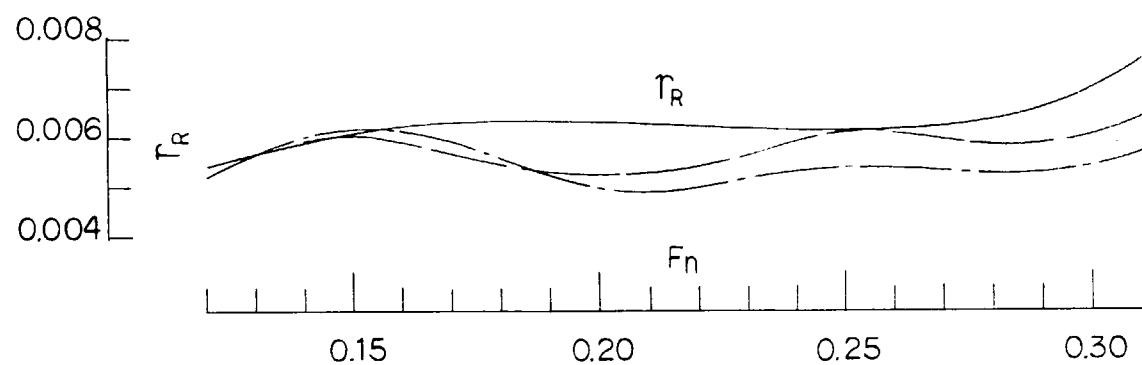


Fig. 3.4.4 Residuary Resistance Coefficient at Ballast Condition

M.S.NO.	$L/B$	$B/d$	$C_B$	MARKS	
		3.40	0.550	*	1
R013	4.50		0.550	—	○
R009	5.25		0.552	—	△
R014	6.00	0.550	—	—	□

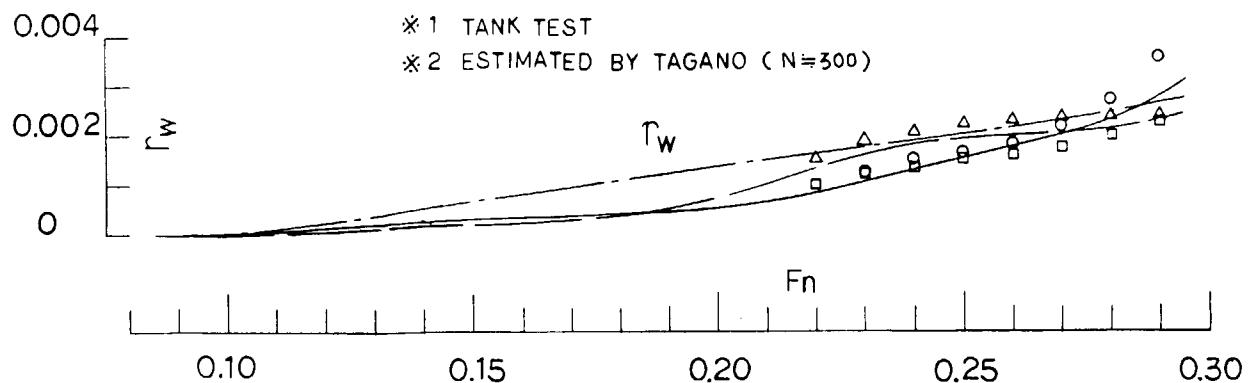


Fig. 3.4.5 Wave Resistance Coefficient at Fully Loaded Condition

M.S.NO.	$L/B$	$B/d$	$C_B$	MARKS
R013	4.50		0.508	—
R009	5.25		0.510	—
R014	6.00		0.508	—

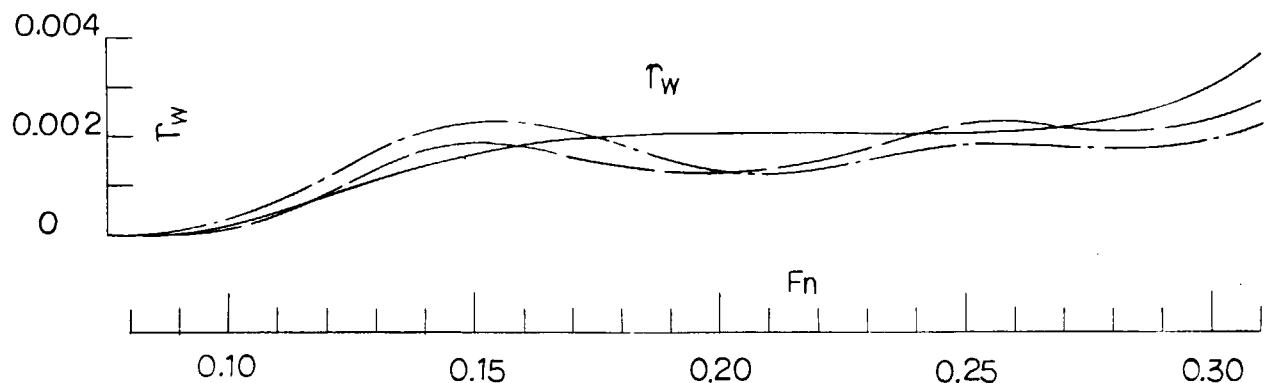


Fig. 3.4.6 Wave Resistance Coefficient at Ballast Condition

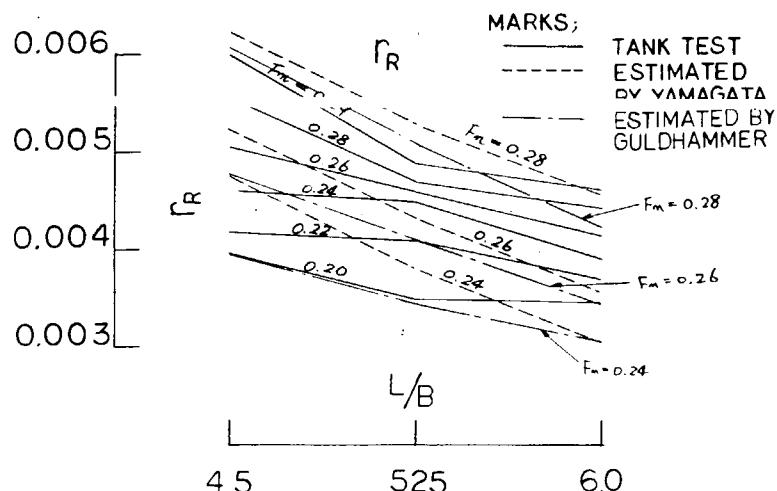


Fig. 3.4.7  $L/B \sim r_R \sim F_n$  Cross Curves at Full Load Condition

M.S.NO.	CONDITION	$\Delta C_F$	DISPL. MOULDED ( $t_{\text{on}}$ )	MARKS
R 013	FULL LOAD		27624	
	BALLAST		17960	
R 009	FULL LOAD	0.00015	20382	—
	BALLAST		13243	—
R 014	FULL LOAD		15548	—
	BALLAST		10118	—

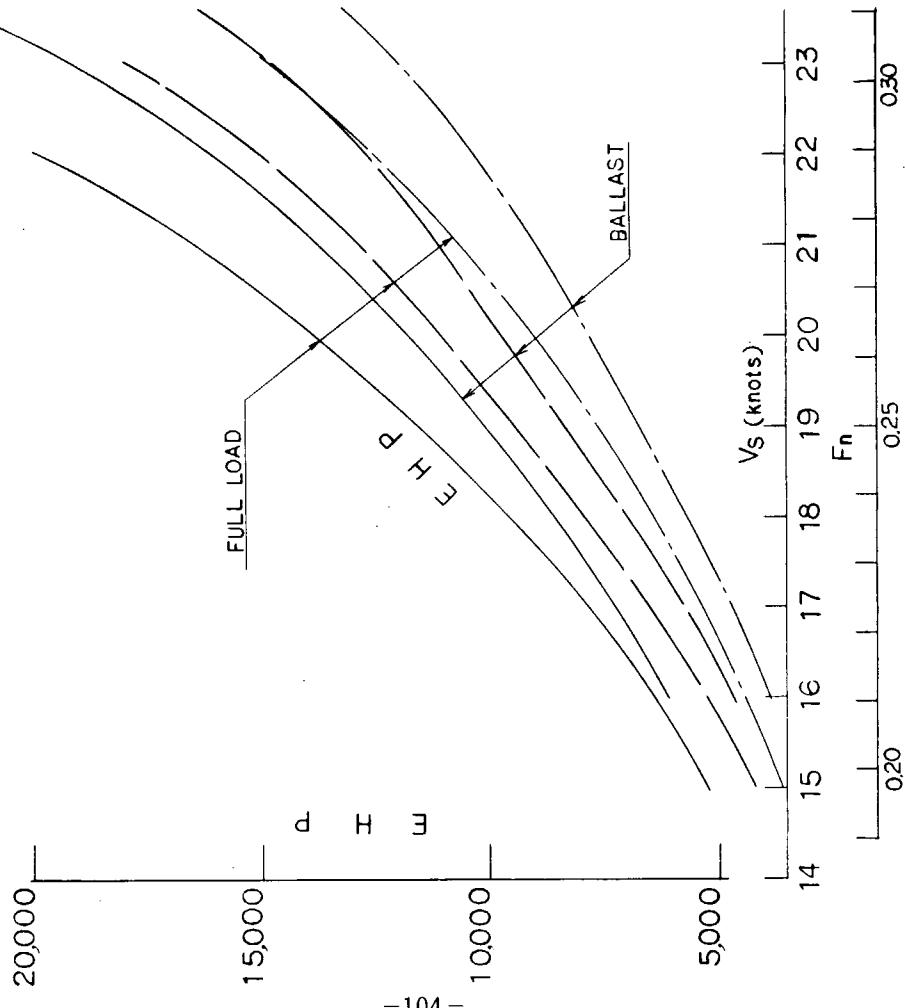


Fig. 3.4.8 EHP Curves

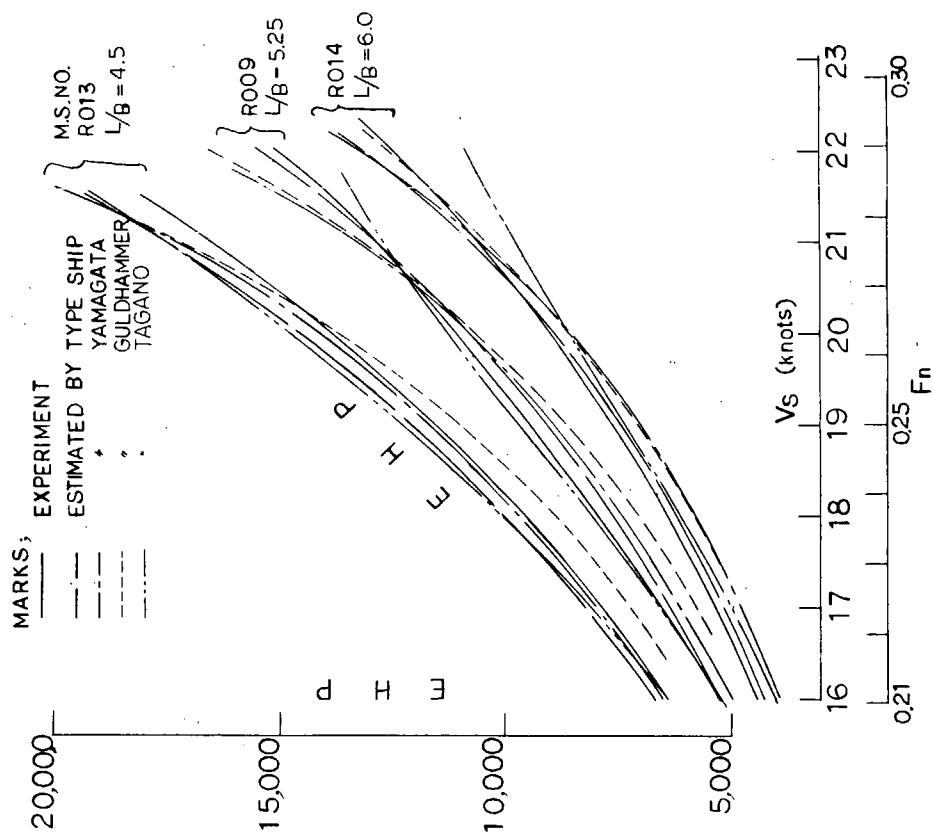


Fig. 3.4.9 EHP Curves Experiment and Estimation

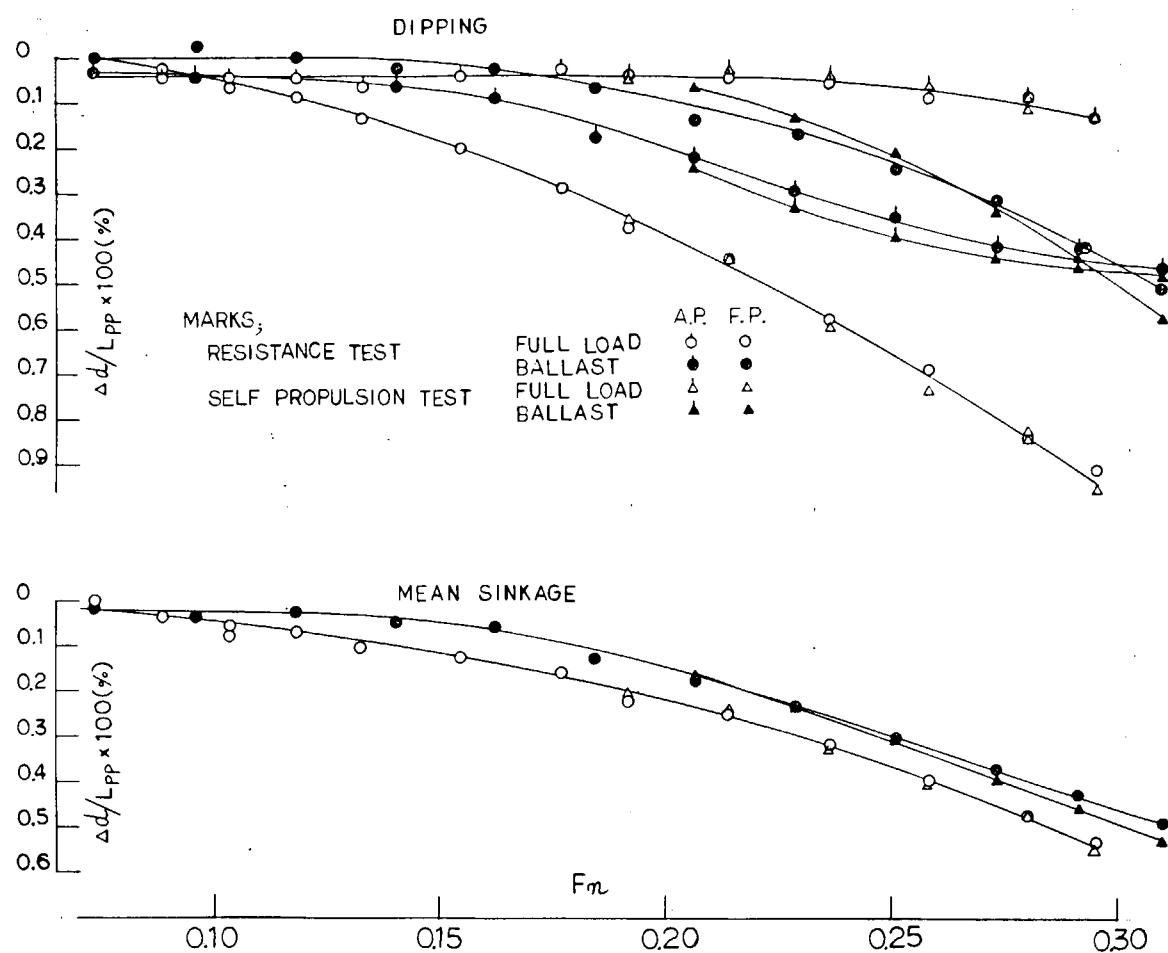


Fig. 3.4.10 Dipping and Mean Sinkage of M.S. No. R013 (A)

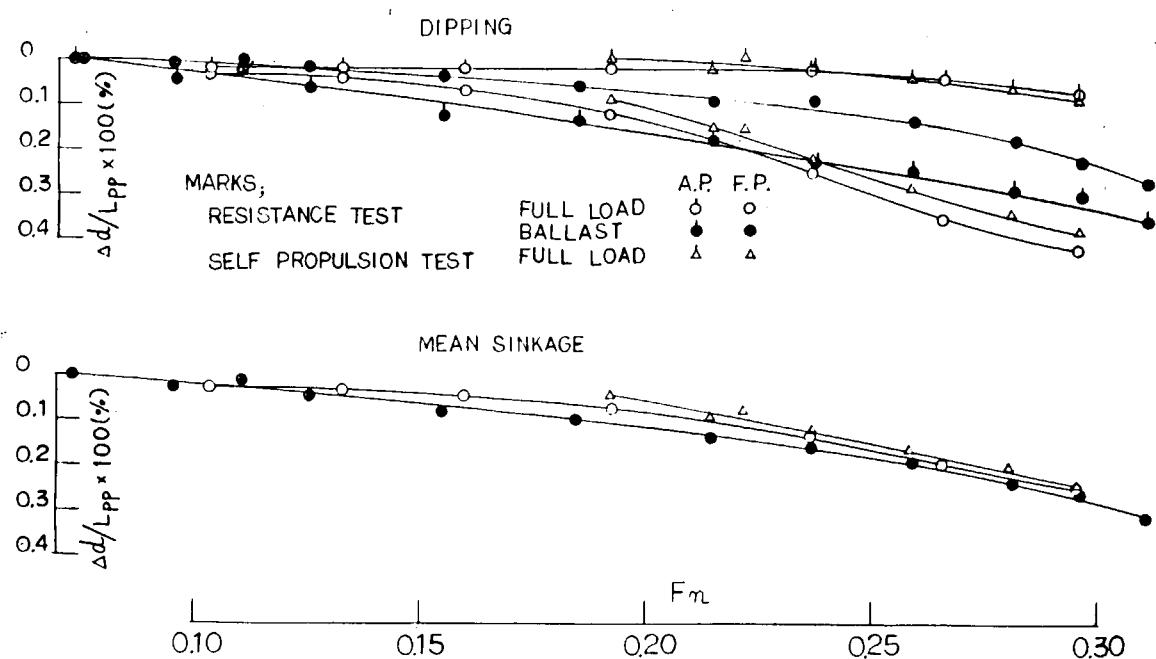


Fig. 3.4.11 Dipping and Mean Sinkage of M.S. No. R014 (I)

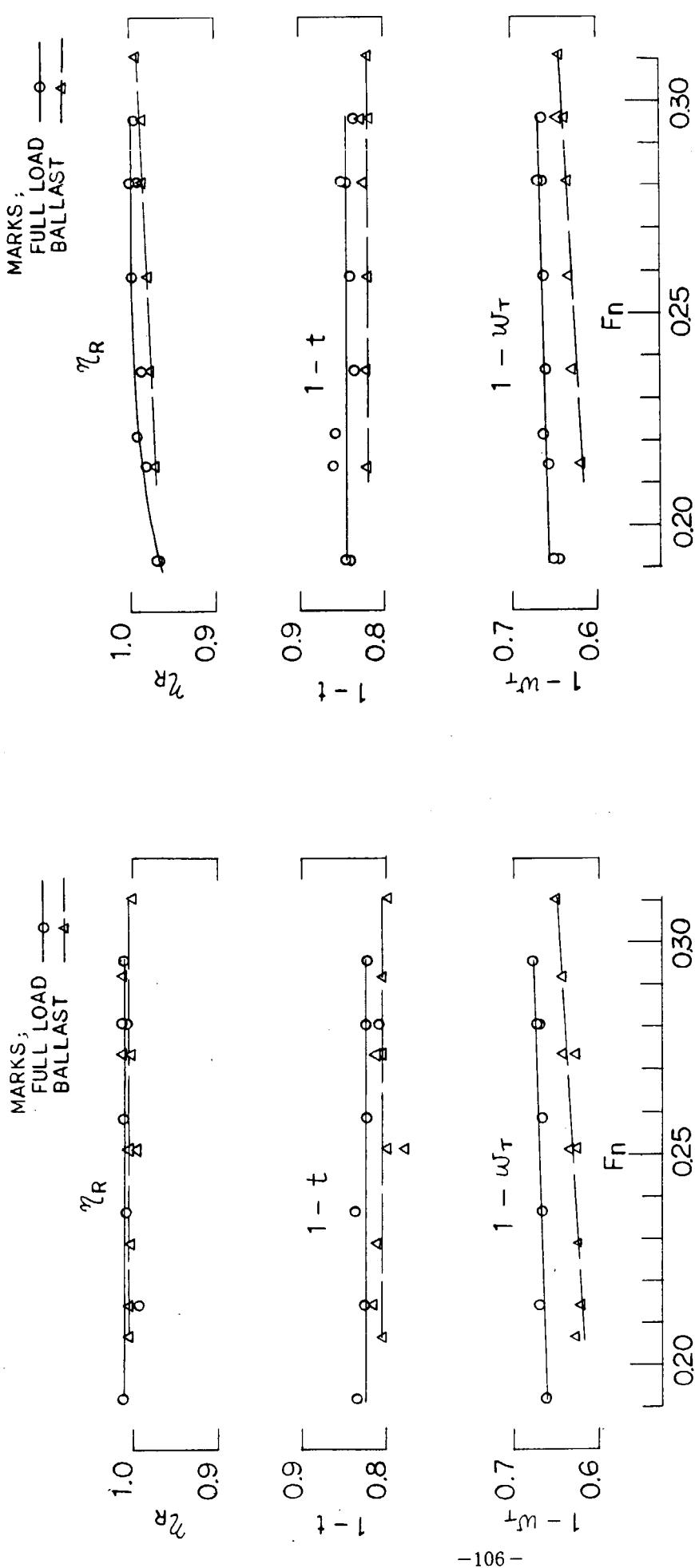
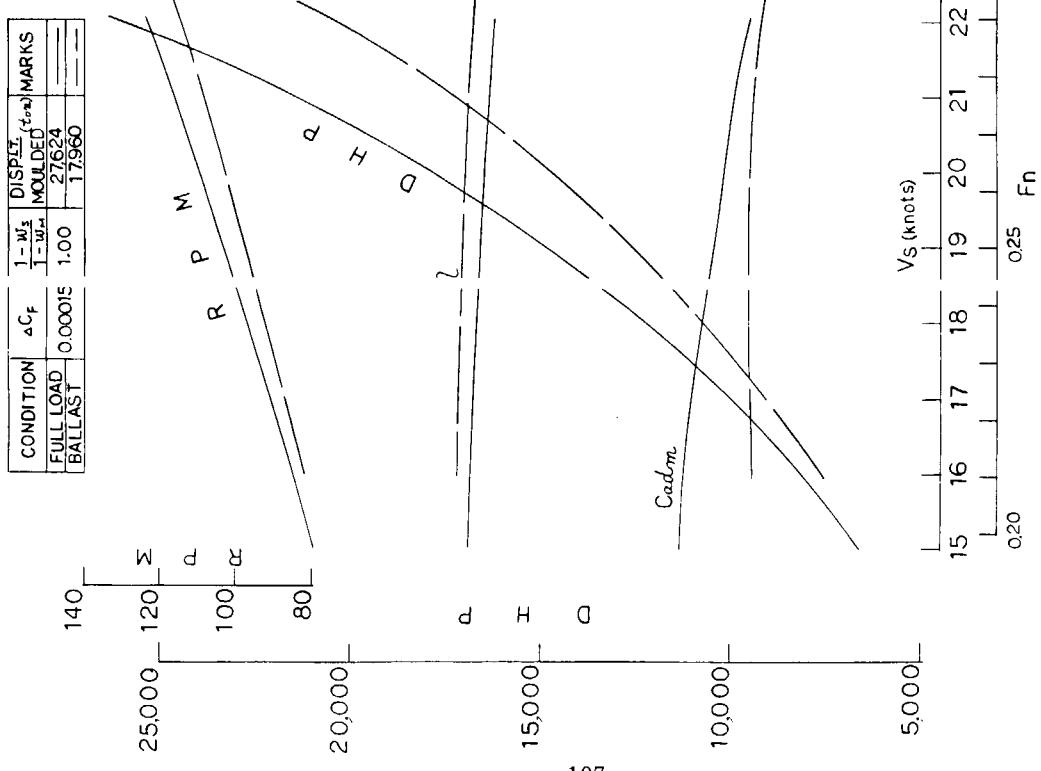
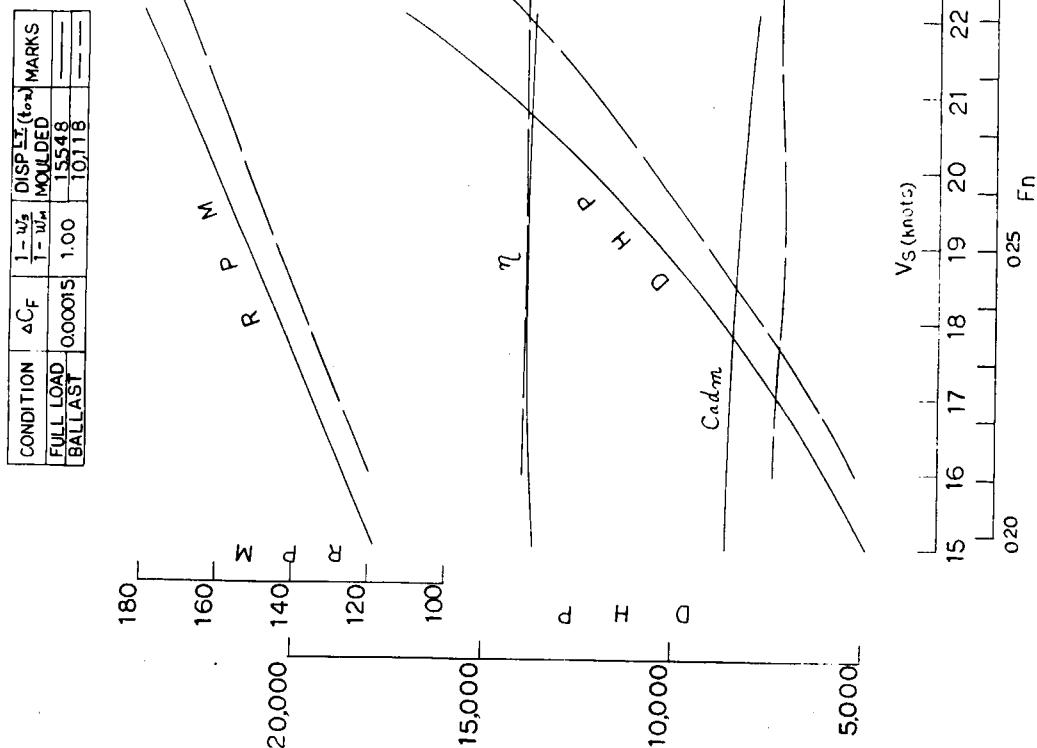


Fig. 3.4.12 Self Propulsion Factors of M.S. No. R013 (A) x M.P. No. 1707N

Fig. 3.4.13 Self Propulsion Factors of M.S. No. R014 (I) x M.P. No. 2154



-107-



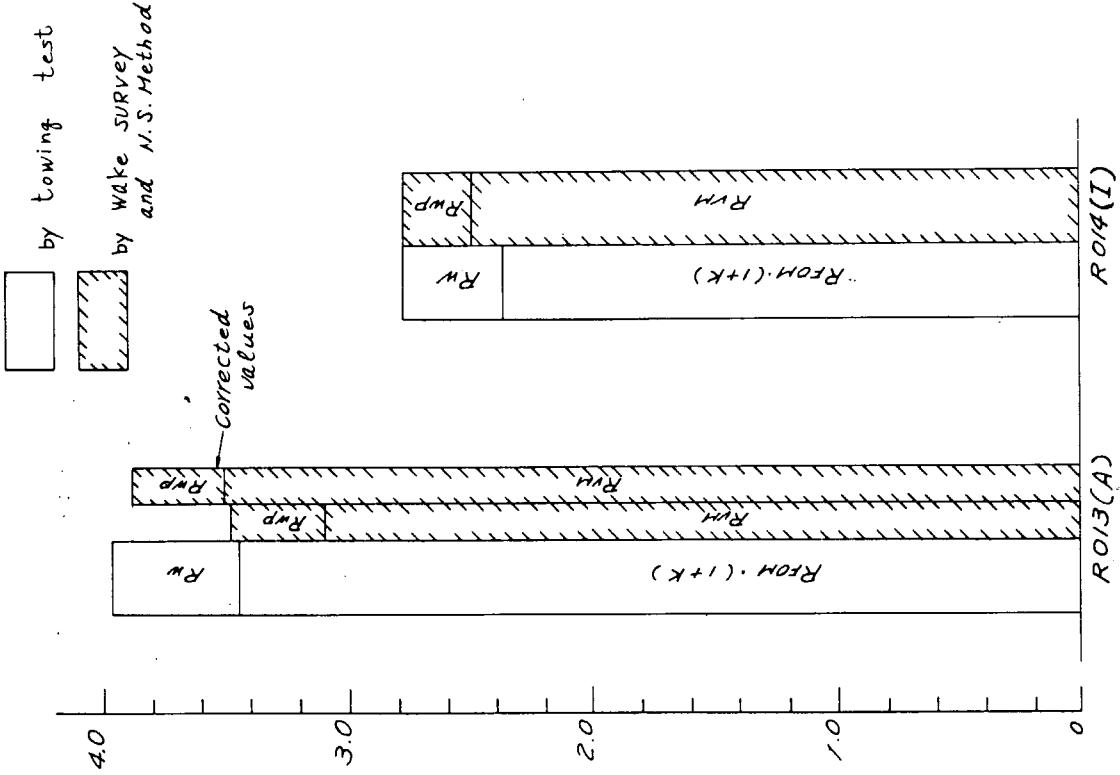


Fig. 3.4.23 Components of Resistance

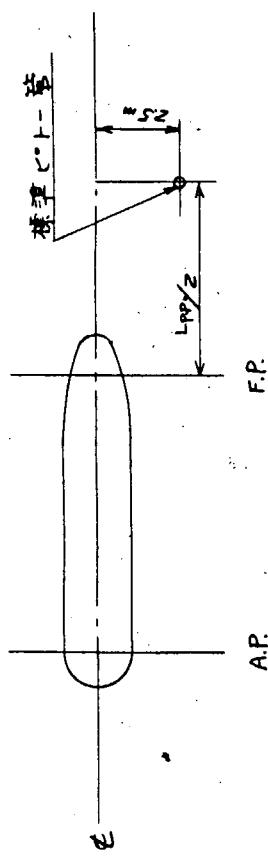


Fig. 3.4.16 Location of Standard Pitot Tube

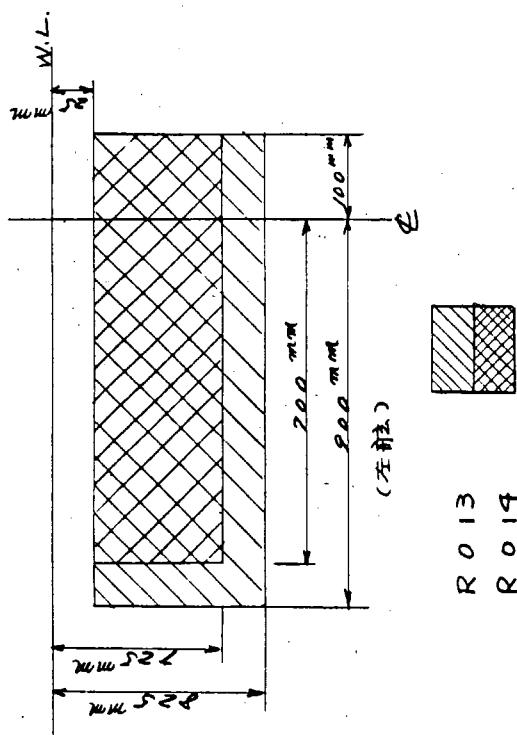


Fig. 3.4.17 Area Measured by Pitot tube rake

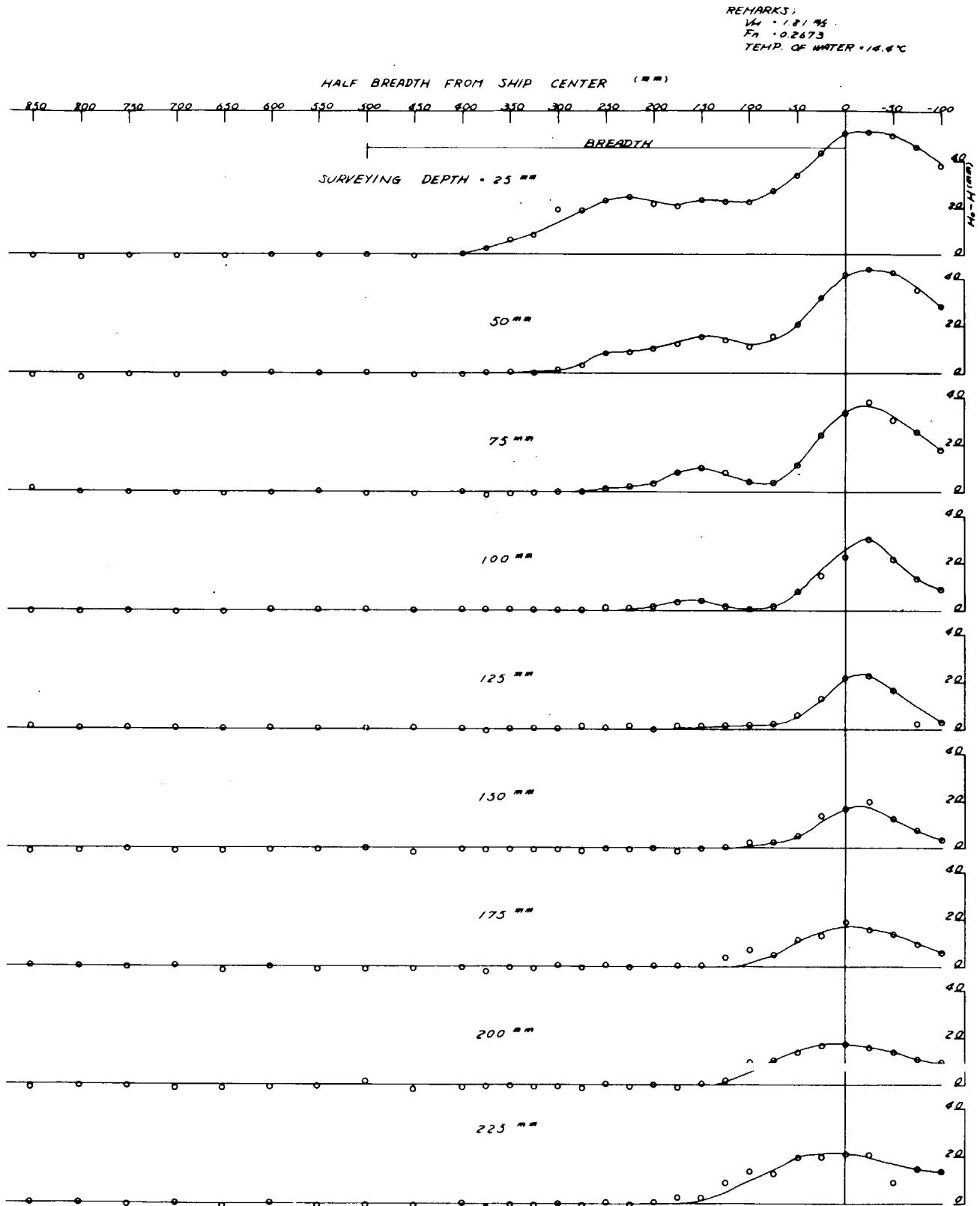


Fig. 3.4.18 Distribution of Head Loss of M.S. No. R013 (A) (Full Load Condition)

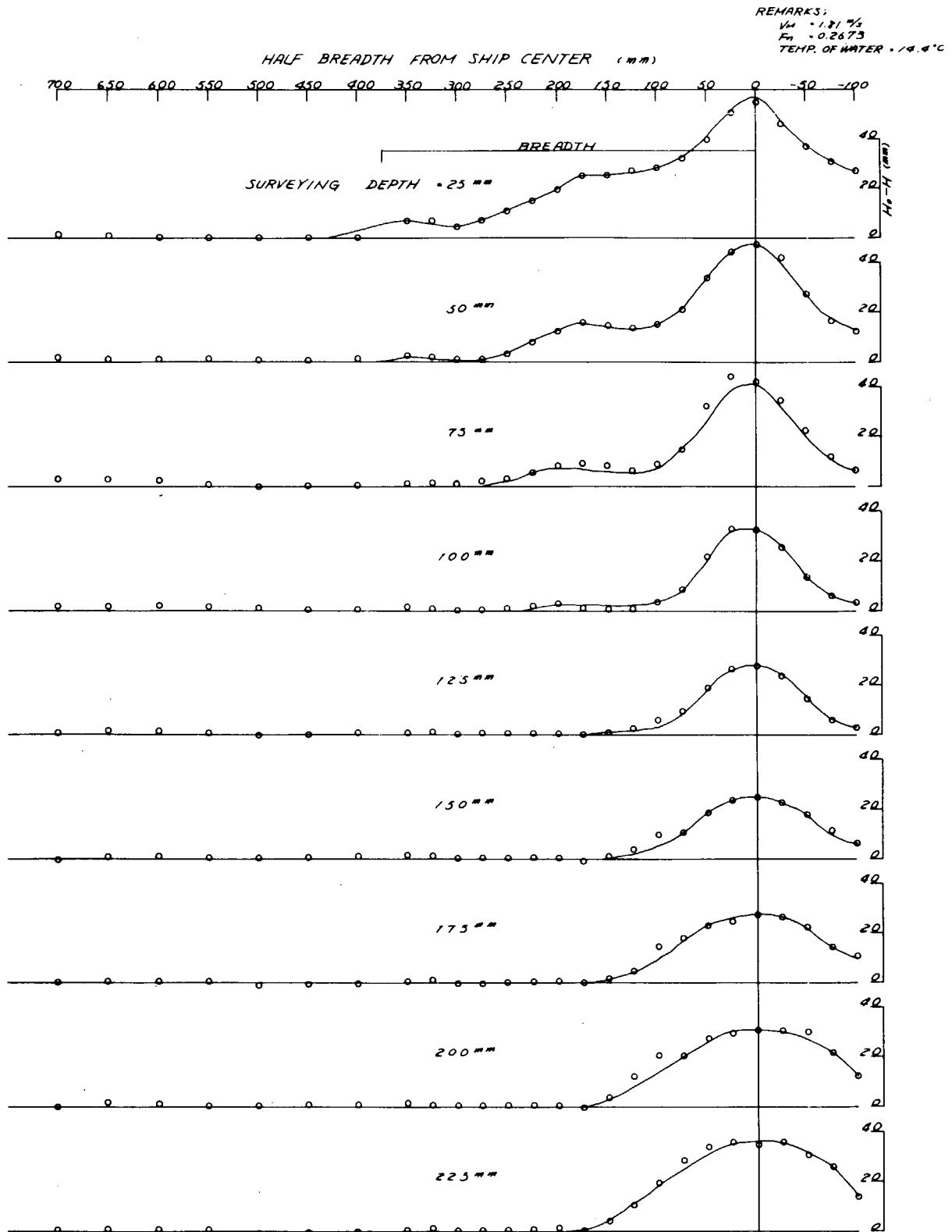


Fig. 3.4.19 Distribution of Head Loss of M.S. No. R014 (I) (Full Load Condition)

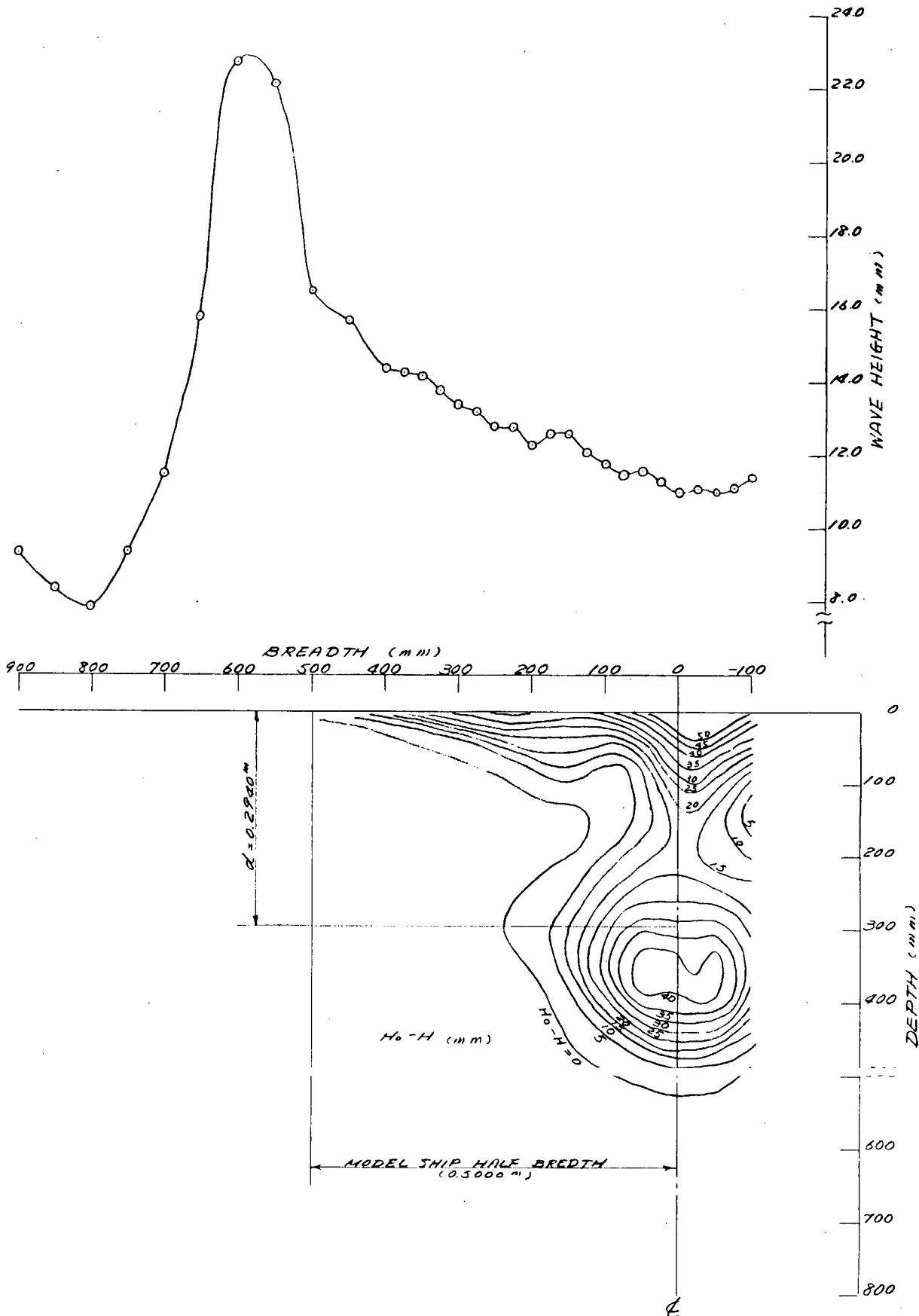


Fig. 3.4.20 Wave Height and Head Loss Distribution of M.S. No. R013 (A)

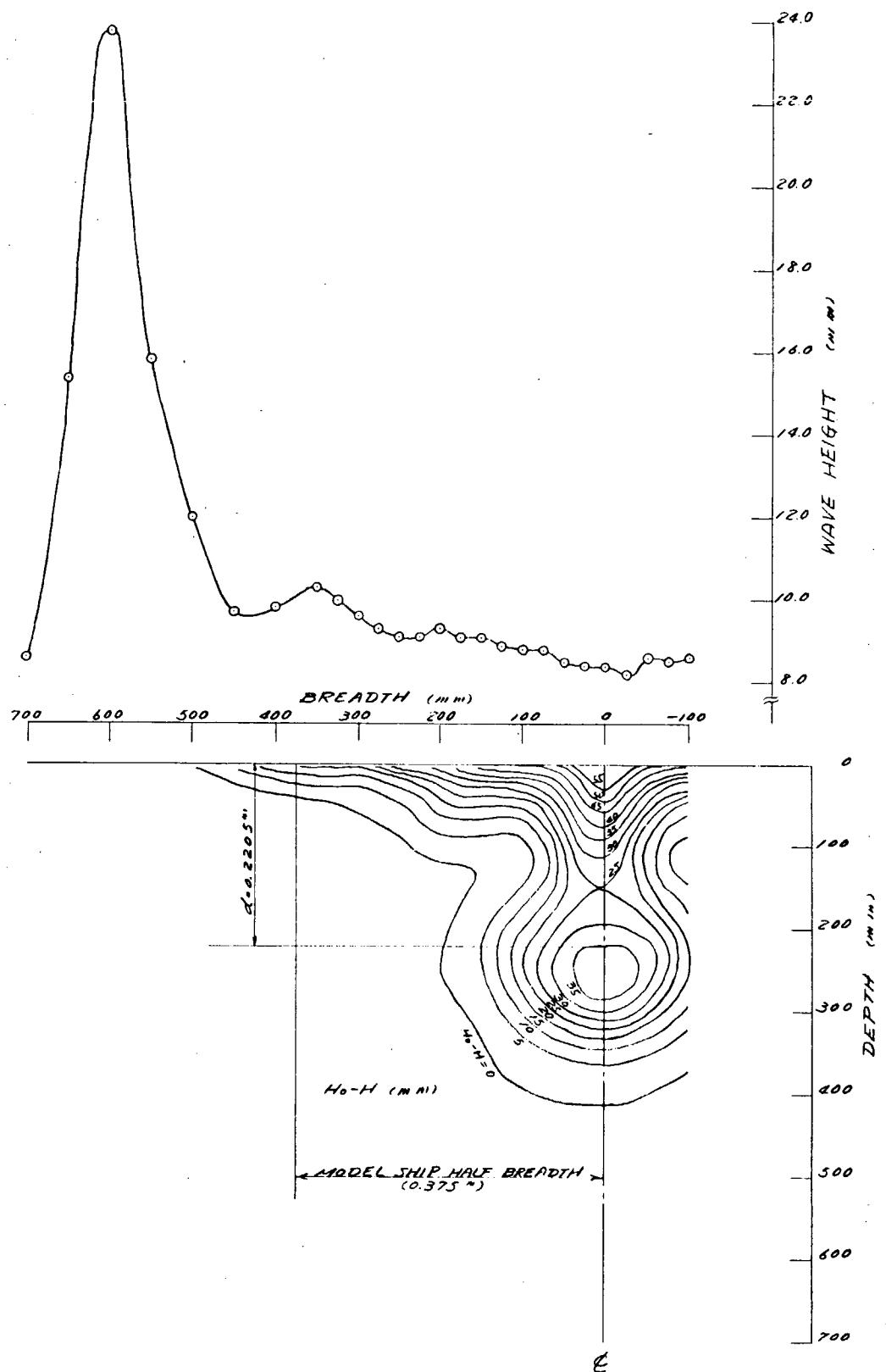


Fig. 3.4.21 Wave Height and Head Loss Distribution of M.S. No. R014 (I)

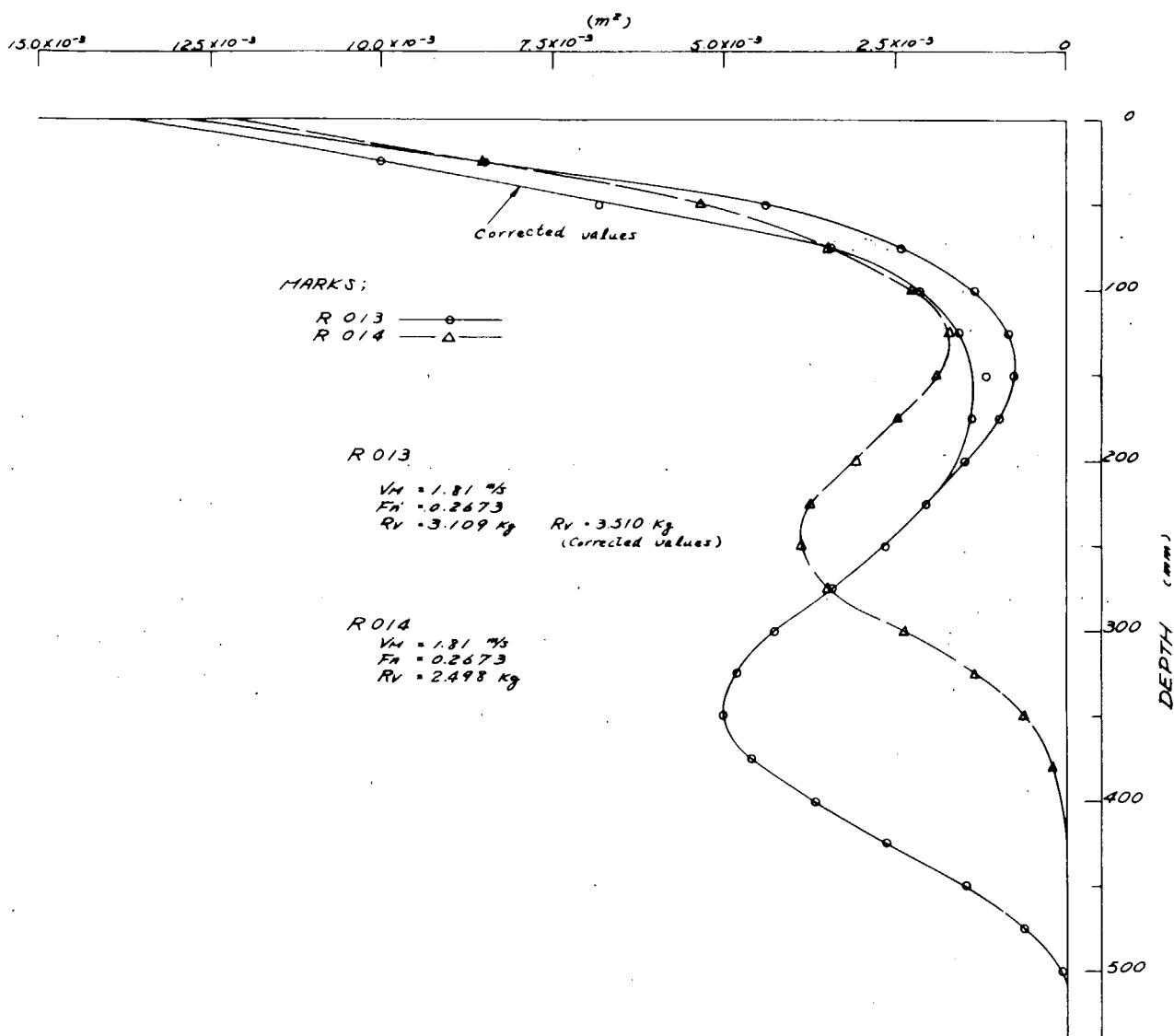


Fig. 3.4.22 Distribution of Head Loss Integrated of M.S. No. R013, R014

### 3.5 考察および総合まとめ

SR171研究部会および本分科会(SR 200-9)で水槽試験によって得られた9隻の結果を総合的に考察しよう。

#### 3.5.1 船型要素

Fig. 3. 5. 1にこれらの模型の横截面積曲線を、Fig. 3. 5. 2に方形係数 $C_B$ に対する水線面積係数 $C_w$ の関係を示す。本系統試験ではFig. 3. 5. 2のB線に一致することを目的としたが、 $C_B = 0.55$ のA, B, 及びIの3船がやや水線面積が小さかった。また、 $l_{CB}$ に対する水線面積の前後比 $C_{wa}/C_{wf}$ を示すFig. 3. 5. 3でも、B'及びI船は目標とした範囲から少しづれた。

#### 3.5.2 造波抵抗および剩余抵抗

以上のように船型自身に変化があり、これらが抵抗・推進性能に与える影響を直接的に知ることは甚だ難しいので、本分科会で船型を決定する際に利用した方法で見直しをした。

まず、最初に水槽試験資料を使用した統計解析の方法で検討した。第2章で述べた船型決定を行った後も、水槽試験資料の収集作業を続けて、最終的には延べ830余隻に達した。その資料の中から実際に利用できる700余隻の $C_B$ ,  $L/B$ 及び $B/d$ のヒストグラムをFig. 3. 5. 4に示す。図中にはSR 171の作業のときのヒストグラムをも示してある。これと比較すると $C_B$ の0.7以上の資料が殖え、また、 $L/B$ の小さい資料、あるいは $B/d$ の大きい資料も殖えたことがわかる。

Fig. 3. 5. 5には、全部の資料の場合と、 $C_B$ の値に層別した場合 ( $0.525 < C_B < 0.575$ ,  $0.575 < C_B < 0.625$  及び  $0.6 < C_B < 0.7$ ) の平均横截面積曲線を中心にして、それらの資料の標準偏差の分だけ加減して得た領域 ( $m \pm \sigma$ ) を示した。ここで特に注目されることは全部の資料の場合、船体後半部分の標準偏差よりも船体前半部分の方が大きく、すなわち、船体前半部の方が横截面積曲線の変化が大きいことである。

これらの資料を使用して統計解析の方法で9隻の造波抵抗を推定して、水槽試験結果と比較した。Figs. 3. 5. 6と3. 5. 7は形状影響係数Kを水槽試験の結果を使用して資料の造波抵抗を計算した場合の結果であり、Fig. 3. 5. 6に全部の資料を使用した場合を、Fig. 3. 5. 7には $C_B$ の値で層別した場合を示した。全部の資料の場合、全部の資料の平均値に近い $C_B = 0.60$ のC, DおよびE船は実験値と推定値とよく一致しているが、 $C_B = 0.65$ のH, FおよびG船は実験値の方が低く、逆に $C_B = 0.55$ のBおよびI船は実験値の方が高い。 $C_B = 0.55$ のAおよびB'船は実験値と推定値と交差している。 $C_B$ の値によって層別した場合、 $C_B = 0.65$ の3隻は $L/B$ が6から5.25, 4.5となるにつれて、設計速度 $F_n = 0.24$ での差が大きくなっている。 $C_B = 0.60$ の3隻は $F_n \leq 0.22$ および $F_n \geq 0.28$ の範囲で、C, DおよびE船の推定の造波抵抗の大小が一部逆転しており、実験値と異なる。(0.575 <  $C_B < 0.625$ と層別した資料について統計学的に検討する必要がある。) $C_B = 0.55$ のBおよびI船は実験値が大きく、B'およびA船は推定値も実験値と全般的に一致している。

水槽試験結果から求めた形状影響係数Kを用いるのではなく、何らかの推定式による形状影響係数Kを使用することも考えられる。それは船型計画を行う際に利用できる方法である。そこで、形状影響係数Kを多賀野氏の式(3. 5. 1)で計算してそれから造波抵抗を算出した場合の結果を、Fig. 3. 5. 8と3. 5. 9に示す。

$$K = 1.55 \frac{C_M}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}} \cdot C_B} \quad (3 \cdot 5 \cdot 1)$$

推定値と実験値とを比較すると、水槽試験結果から求めた形状影響係数の場合の結果とは異なり、 $C_B = 0.65$ の場合設計速度 $F_n = 0.24$ を越えた高速側でも一致しており、 $C_B = 0.60$ のCおよびD船ならびに $C_B = 0.65$ のA, BおよびI船の場合では実験値の方が大きめである。 $C_B$ の値によって層別した資料の場合でも同じ傾向がある。0.575 <  $C_B < 0.625$ のときの $F_n = 0.27$ より高速側ではFig. 3. 5. 7と同様にD船とE船の大小が逆転している。また、H船の $F_n = 0.20$ 附近の実験値と推定値との差がFおよびG船の場合に比して大きい。

水槽試験結果から求めた形状影響係数Kを統計解析に利用した場合と、多賀野の式による形状影響係数Kを利用した場合とを比較すると、 $L/B = 4.5$  の A, C および H 船の実験値が、多賀野の式を利用した場合大きくなり、統計解析の方法による推定値は余り変化がなく、よって H 船を除いた A 船及び C 船の実験値の方が推定値よりも大きくなっている。これは  $L/B$  に 4.5 となった場合の形状影響係数 K を多賀野の式は小さく推定するためかと思われる。この傾向は  $L/B = 5.25$  の場合にも見られる。この形状影響係数について 3.5.3 節で検討する。

以上は全部の資料あるいは  $C_B$  の値によって層別した資料による統計解析の方法の結果である。本研究では最適船型による系統的模型試験を行う方針であったが、その最適船型を統計解析の方法で求める一つの方法として、抵抗の小さい船型からなる資料を利用する方法が考えられる。今回は、Fn で 0.20, 0.22, 0.24, 0.26 および 0.28 の 5 点の速度で、「造波系数  $C_w'$ 」の表示の平均値より小さいものを選んだ。この際、水槽試験を実施している範囲で選別したので、本来、高速側を実施すれば高速の点で平均値より大きくなることが予想されるものでも、その高速水槽試験を実施しておらず、かつ実施している範囲で平均値以下であれば資料としてとり入れた。よって、 $C_B \geq 0.75$  のものも資料の中に入っている。これらの群による  $C_B$ ,  $L/B$  および  $B/d$  のヒストグラムを Fig. 3.5.4 に示した。この資料による造波抵抗の推定値を Fig. 3.5.10 に示す。形状影響係数 K は水槽試験の結果を用いている。また、Fig. 3.5.11 に縦軸に実験値を、横軸に推定値をとった場合の結果を示す。

$45^\circ$  の斜線を示したが、この斜線より上側に置点されているものは実験値が高かった場合であり、この斜線より下側にあるものは、その逆で実験値が低かった場合である。 $C_B = 0.65$  は設計速度 Fn = 0.24 までは実験値の方が低く、 $C_B = 0.60$  は全般的に実験値の方が高く、 $C_B = 0.55$  の I と B 船は実験値の方が高いが、B' 船あるいは A 船となると実験値は推定値と等しいかあるいは推定値よりも低い。Fig. 3.5.6 の全部の資料を用いた場合および Fig. 3.5.7 の全部の  $C_B$  の値による層別の資料による場合の推定値と比較すると、 $C_B = 0.65$  および 0.60 の 6 隻とも Fig. 3.5.10 の方が小さく推定しており、 $C_B = 0.55$  の場合はほぼ同じ値を推定しており、これは Fig. 3.5.4 のヒストグラムで示されているように  $C_B = 0.55$  附近の資料が多いためと思われる。よって、 $C_B = 0.60$  および 0.65 附近の資料が少ないので、必ずしも Fig. 3.5.10 に示されるような船型が存在するとは限らない。しかし、この推定値と比較すると、 $C_B = 0.65$  の設計速度 0.24 までは実験値の方が小さい。従ってこの推定値よりも良い船型がありうることがわかったが、このような問題については統計解析の方法における検定の問題であり、本研究以後の問題として今後の検討を期待する。

統計解析の方法によって解析する目的函数として、造波抵抗を今まで検討してきたが、Figs. 3.5.6 ~ 3.5.9 に示したように解析のときの形状影響係数 K の値によって、残差（実験値と推定値との差）が調整されたり、あるいは片寄る危険性がある。そこで次式で示される重回帰方程式を考えてみることにした。

$$C'_R = r_R / h \quad (3.5.2)$$

$$= H'_{00} f_0 f_0 + H'_{01} f_0 f_1 + \dots + H'_{ij} f_i f_j + \dots + H'_{nn} f_n f_n \quad (3.5.3)$$

ここに

$$r_R = \frac{R_r}{\rho V^2 \nabla^{2/3}} \quad (3.5.4)$$

$$h = \frac{C_M^2}{\pi} \left( \frac{1}{C_B} - \frac{B}{L} \cdot \frac{d}{B} \right)^2 \left( 1 - e^{-K \cdot L \frac{B}{L} \cdot \frac{d}{B}} \right)^2 \quad (3.5.5)$$

この式は第 1 章で述べた統計解析の方法の目的函数の造波抵抗係数を剩余抵抗係数に置き換えたものであり、(3.5.3) 式の回帰係数  $H'_{ij}$  に形状影響係数 K による寄与分を荷なわせている。これは形状影響係数 K の一部とされる圧力抵抗は船体の特に後半部形状に左右されることがあると思われるからである。しかし、このことが、(3.5.2) 式の表現で十分であるかどうかは統計学的検討が必要である。この方法で Series 60 の船型の剩余抵抗を推定し

た例<sup>1)</sup>があるが、Figs. 3.5.12と3.5.13に9隻の場合の結果を全部の資料の場合と $C_B$ の値による層別の資料の場合とに分けて示す。全般的に実験値と推定値とは一致しているが、残差等に対する検討は今後の課題としたい。

以上の造波抵抗および剩余抵抗の結果を、横軸に $L/B$ をとって表示した(Figs. 3.5.14と3.5.15)。 $C_B = 0.60$ および0.65の場合、実験値の方がやや小さいか、あるいはほぼ同じであるかであり、 $L/B$ の値に対して $r_w$ が右下りとなっているのに対し、 $C_B = 0.55$ はあまり悪く、特に $L/B = 6$ のI船の実験値は推定値よりも甚だしく大きい。

造波抵抗あるいは剩余抵抗から検討した結果では、I船の実験値が推定値に対して非常に大きく、B', C, DおよびE船の実験値は推定値に対して同じか、やや大きく、A, F, GおよびH船の実験値は同じか、やや小さかった。

## 参考文献

- 1) Yamaguchi, M.: On Wave Making Resistance of the Model Series 60 '4210 W' by Regression Analysis, Proc. of the Workshop on Ship Wave - Resistance Computations DTNSRDC Vol. 2, NOV. 1979

### 3.5.3 形状影響係数

形状影響係数KについてFig. 3.5.16に実験値と3つの推定式による推定値の比較を示す。Gross & Watanabeの式も多賀野の式も実験値よりも小さく推定しているが、笹島の式は $L/B = 4.5$ のH船の場合実験値よりも大きく、C船の場合、実験値と一致している。しかし、他の船は実験値よりも小さく推定されている。

形状影響係数Kについて、今後の研究の成果に待つところが多い。

### 3.5.4 H'船の船型計画および水槽試験結果

3.5.2節および3.5.3節で示したように、 $C_B = 0.65$ で $L/B = 4.5$ のH船は $F_n = 0.20$ 附近で実験値の造波抵抗も大きく、また、形状影響係数KもGross & Watanabeの式および多賀野の式と比較して大きいことが判明した。これらの原因として船体後半部形状がやや凸形であり、 $L/B = 4.5$ という条件と重なって圧力抵抗が増大したと予想された。そこでS. S. NO. 2より後方の横截面積を小さくした模型船による水槽試験を行うことにした。統計解析の方法で、S. S. NO. 1との横截面積曲線を検討して、Fig. 3.5.17に示す模型船を作成した。模型船をM. S. NO. 0336(H')とした。その主要目をTable 3.2.1に示す。横截面積曲線と水線面積曲線を満載状態と65%バラスト状態についてそれぞれFig. 3.5.18および3.5.19に示す。ビルジ・キールと舵の船体副部を付けた状態で抵抗試験および自航試験を運輸省船舶技術研究所で行った。模型プロペラとしてはH船(M. S. NO. 0328)の場合と同じM. P. NO. 2062(Table 3.2.3とFig. 3.2.9参照)を使用した。

抵抗試験および自航試験は3.2節および3.3節に述べられている手順で実施されかつ解析された。Fig. 3.3.1に全抵抗係数 $C_T$ をFig. 3.3.3に造波抵抗係数を示す。また試験から求めた形状影響係数KをTable 3.3.1に示す。H船のM. S. NO. 0328の0.45より、0.41と小さくなつたが、Gross & Watanabeの式や多賀野の式による値よりも依然として大きい。自航試験の結果をFigs. 3.3.13および3.3.14に示す。満載状態における $1-t$ の値がM. S. NO. 0328(H)に比較してやや大きくなつた。

これらの結果より $L_{PPS} = 150$ mの実船の場合の有効馬力曲線と伝達馬力曲線をFigs. 3.3.16および3.3.17に示す。M. S. NO. 0328(H)に比して僅かながら、速度が出ることがわかった。

以上の結果より、船体後半部を修正したH'船はH船に比較して、造波抵抗はほぼ同じで、形状影響係数Kがやや小さくなつたことと、自航要素 $1-t$ がやや大きくなつたことで、僅かながらも推進性能が良くなつた。

### 3.5.5 自航要素

$L/B$ を横軸に、自航試験結果の $\eta_R$ 、 $1-t$ および $1-W_T$ を $C_B$ 毎にFigs. 3.5.20~22に示す。 $\eta_R$ はほぼ1.0で一定であるが、 $1-t$ および $1-W_T$ は右上りの傾向を示している。

笹島による船尾肥大度係数 $\tau$ に対する自航要素 $1-t$ および $1-W_T$ をFig. 3.5.23に示す。

$$r = \frac{1}{\frac{L}{B} \{ 1.3(1 - C_B) - 0.031 l_{CB} \}} \quad (3.5.6)$$

図中の推定値は通常船舶の実績から  $C_B$  と  $l_{CB}$  の関係と  $r$  と  $1 - t$  および  $1 - W_T$  の関係より求めたものである。(3.5.6 節参照)。この推定値の  $r$  と本模型船の  $r$  との差は主として  $l_{CB}$  の値が異なったために生じたものである。自航要素には模型船と実船との尺度影響があるが、この図から、本系統的模型船の水槽試験結果の自航要素  $1 - t$  および  $1 - W_T$  は大略、通常船舶の実績の線上にあることがわかる。

### 3.5.6 研究対象船の馬力推定

2.1 船型計画基本方針とその推移で述べたように、SR 200-9 では SR 171 初期の  $B/d = 3.4$  を一定とし、 $C_B - L/B$  シリーズの A 船から G 船までの 7 隻に H および I 船の 2 隻を加えた合計 9 隻を研究対象船とすることとした。(Fig. 2.1.1 参照)。SR 171 報告書(研究資料 No. 299、昭和 53 年 3 月)に A～G 船 7 隻の馬力推定を報告してあるがこれに H、I 船を追加して 9 隻の比較図表にまとめた。

馬力推定では、実船の主要寸法、ファインネス諸係数、主機馬力等を仮定し、テーラーの図表より  $C_R = R_R / \rho S V^2$  を求めて計算した。ただし、テーラーの図表は  $\nabla/L^3$  が  $7.0 \times 10^{-3}$  までであり、A、C および H 船は  $\nabla/L^3$  が  $7.0 \times 10^{-3}$  を大きく超過しているため、外挿法で大抵に推定したので、他の船に比べて推定誤差は大きい。

馬力推定は実船寸法を

(1) 排水容積  $\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3$  一定の場合

(2)  $L_{PP} = 150 \text{ m}$  一定の場合

の 2 つの場合について下記の仮定のもとに行った。

(1)  $C_M = 0.97$

テーラー図表の対象船は  $C_M = 0.925$  であるが、本推定では主要寸法を  $C_M = 0.97$  を用いて仮定したので、この値を使って  $C_P$  を計算し、テーラー図表より  $C_R$  を求めた。従って、例えば  $C_B = 0.55$  の A、B および I 船はテーラー図表では  $C_B = 0.524$  に対応していることに注意する必要がある。

(2)  $l_{CB}$

通常船舶の実績から  $C_B$  との関係より推定した。

テーラー図表の対象船は  $l_{CB} = 0$  であるが、 $C_R$  値には推定  $l_{CB}$  の修正は考慮していない。

自航要素を推定するためのベースとして笹島による船尾肥大度係数

$$r = \frac{1}{L/B \{ 1.3(1 - C_B) - 0.031 l_{CB} \}} \quad \text{を求めるのに使用する。}$$

(3) 主機馬力及び回転数

連続最大 (M. C. O.)  $15,000 \text{ BHP} \times 130 \text{ RPM}$

(4) プロペラ直径及びピッチ

MAU 4 翼の設計図表より最適効率のものを選定し、喫水によるプロペラ直径の制限は考慮していない。

(5)  $C_F$  及び  $\Delta C_F$  (2 次元)

$C_F$  : シェーンヘルの摩擦式より推定。

$\Delta C_F$  (2 次元) = 0

(6) 自航要素

$1 - t$  及び  $1 - W_s$  : 通常船舶の実績から船尾肥大度係数  $r$  との関係より推定。

$\eta_R = 0$

(7) 伝達効率  $\eta_T = 0.97$

以上による対象船 9 隻の主要目及び馬力推定計算結果の比較を、(1) 排水容積  $\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3$  一定の場合、(2)

$L_{pp} = 150\text{ m}$ 一定の場合について夫々 Table 3.5.1 及び 3.5.2 に示す。アドミラルティ係数は C. S. O. No sea margin における値で  $C_{adm} = \frac{\Delta^{2/3} V_s^{1/3}}{DHP}$  にて計算した。又、各船の速力一馬力推定曲線を Fig. 3.5.24 及び 3.5.25 に示す。

### 3.5.7 主機の制動馬力および回転数

水槽試験結果より得られた実船 ( $L_{pp} = 150\text{ m}$ ) の伝達馬力 DHP に伝達効率  $\eta_T$  を 0.97 と考えて計算した制動馬力 BHP と回転数 RPM を Fig. 3.5.26 ~ 3.5.28 に示す。図には D および F 船のプロペラ直径を変えた場合の結果も示しているが、制動馬力には余り大きな差はない、回転数では大きく異なっている。しかし、プロペラ直径の変化量から考えるとこの回転数の差は妥当であると思われる。

また、同図には SR 171 で報告されている推定値を、  $C_B = 0.65$  で  $L/B = 4.5$  の H 船と  $C_B = 0.55$  で  $L/B = 6$  の I 船の場合をも加えて示してある。この推定値は、 Taylor の図表から剩余抵抗  $r_R$  を推定し、 MAU 4 翼の設計図表から最適効率のプロペラ直径とピッチを求めて、さらに船尾肥大度係数  $\tau$  より自航要素  $1-t$  および  $1-w_T$  を通常船舶の実績から推定し (Fig. 3.5.23)、伝達効率  $\eta_T = 0.97$  として得られたものである。これら推定値と水槽試験の結果の制動馬力 BHP と比較すると、  $C_B = 0.65$  の F および G 船の場合はよく両者一致しており、  $L/B = 4.5$  の A および H 船の場合は水槽試験結果の方がやや大きく、他の  $C_B = 0.55$  の B' および I 船ならびに  $C_B = 0.60$  の C, D および E 船の場合は水槽試験結果が非常に大きくなっている。自航要素  $1-t$  および  $1-w_T$  の推定値は Fig. 3.5.23 に示すように、水槽試験結果とは余り異なっていないので、この制動馬力 BHP の両者の差の大きい 5 つの船型の場合は抵抗が大きかったためと予想される。水槽試験結果の形状影響係数 K は多賀野の式等の推定値と比較してやや大きい程度であるので、主として造波抵抗が大きかったと予想される。3.5.2 節の Fig. 3.5.10 から、 C, D および E 船の場合は推定値よりも水槽試験結果の造波抵抗が大きく、また、  $C_B = 0.55$  の B および I 船の場合については A 船の結果から B および I 船の主要目的のものを推定してみれば試験結果の造波抵抗が大きいことは明白である。今回 Taylor の図表の結果の  $r_R$  とを比較していないが、同様なことが示されると思う。なお、 Taylor の図表は母船型として巡洋艦を基本にして変形しており、その肋骨線形状が U 線であり、また、排水量長比  $\nabla/L^3$  の値が  $7 \times 10^{-3}$  までである。これらに対して本研究対象船型が RO-RO 船の商船で、 V 型肋骨線形状であり、  $L/B = 4.5$  の船型は  $C_B = 0.55$  から 0.60, 0.65 となるにつれて排水量長比  $\nabla/L^3$  がそれぞれ  $7.99 \times 10^{-3}$  (A),  $8.71 \times 10^{-3}$  (C) および  $9.41 \times 10^{-3}$  (H) となっている。これらのことから、 A および H 船は Fig. 3.5.10 の統計解析の結果による造波抵抗で比較的良い船型であったにもかかわらず、 Fig. 3.5.24 および 3.5.26 では推定値より大きめとなった理由は、 F および G 船の場合が両者一致していることを考慮すると、 Taylor の図表から外挿して A あるいは H 船の場合を推定した剩余抵抗がやや小さかったためか、あるいは、試験の形状影響係数 K が Gross & Watanabe の式や多賀野の式などの推定値と比較して大きかったためと思われる。剩余抵抗および形状影響係数の検討・研究が待たれる。

回転数の比較については、プロペラ直径およびプロペラ・ピッチ等の問題があるが、大略推定値と一致しているとみてよいであろう。

### 3.5.8 総合とりまとめ

本研究の系統的模型試験は、船型の幾何的形状を保ち主要目を変えて、いわゆる相似的な船型群からなる従来の系統的模型試験と異なり、  $C_B$  の大きさに応じて設計速力を変更し、かつ、  $L/B$  の値に応じて水線面形状および横截面積曲線を変える方法を採用し、  $C_B$  および  $L/B$  の値に応じた最適の船型群からなるように努力した。しかし、前述のように必ずしも全ての船型が最適の船型とはならなかった。今後はその原因をさらに検討し、より良い船型が設計できるような方法を研究していく必要があろう。

Table 3.5.1 Comparison of Power Estimation

(▽ 20,000 m<sup>3</sup> const.)

船名	A	B	I	C	D	E	H	F	G						
L <sub>pp</sub> (m)	135.8	150.5	164.5	131.9	146.2	159.8	128.4	142.3	155.6						
B (m)	30.17	28.66	27.42	29.31	27.84	26.63	28.54	27.11	25.93						
d (m)	8.87	8.43	8.06	8.62	8.19	7.83	8.39	7.97	7.63						
L/B	4.50	5.25	6.00	4.50	5.25	6.00	4.50	5.25	6.00						
B/d	← 3.40 →														
C <sub>B</sub>	0.55			0.60			0.65								
C <sub>p</sub>	0.567			0.619			0.670								
C <sub>M</sub>	← 0.97 →														
I <sub>CB</sub> (%)	2.36			1.85			0.84								
▽ (m <sup>3</sup> )	← 20,000 →														
△ (t)	← 20,500 →														
M. C. O.	← 15,000 BHP × 130 RPM →														
C. S. O.	← 13,700 BHP × 126 RPM →														
D <sub>p</sub>	6.0	5.9	5.9	6.0	6.0	5.9	6.1	6.0	5.9						
H/D	0.764	0.830	0.857	0.739	0.770	0.831	0.690	0.751	0.806						
r	0.434	0.372	0.326	0.480	0.412	0.360	0.518	0.444	0.388						
1 - W <sub>s</sub>	0.661	0.710	0.746	0.625	0.679	0.719	0.596	0.654	0.697						
1 - t	0.807	0.817	0.827	0.806	0.813	0.821	0.806	0.811	0.819						
η <sub>R</sub>	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00						
V' <sub>s</sub> (KTS) (at C.S.O.)	19.7	20.3	20.6	19.1	19.7	20.2	18.5	19.2	19.5						
F <sub>N</sub> (at C.S.O.)	0.278	0.272	0.264	0.273	0.268	0.262	0.268	0.264	0.257						
Cadm (at C.S.O.)	431	472	493	393	431	465	357	399	418						
(▽/L <sup>3</sup> ) × 10 <sup>3</sup>	7.99	5.87	4.49	8.71	6.40	4.90	9.44	6.94	5.31						

Table 3.5.2. Comparison of Power Estimation

(L<sub>pp</sub> = 150 m const.)

船名	A	B	I	C	D	E	H	F	G
L <sub>pp</sub> (m)	← 150.0 →								
B (m)	33.33	28.57	25.00	33.33	28.57	25.00	33.33	28.57	25.00
d (m)	9.80	8.40	7.35	9.80	8.40	7.35	9.80	8.40	7.35
L/B	4.50	5.25	6.00	4.50	5.25	6.00	4.50	5.25	6.00
B/d	← 3.40 →								
C <sub>B</sub>	0.55			0.60			0.65		
C <sub>P</sub>	0.567			0.619			0.670		
C <sub>M</sub>	← 0.97 →								
l <sub>CB</sub> (%)	2.36			1.85			0.84		
▽ (m)	26,950	19,800	15,160	29,400	21,600	16,540	31,850	23,400	17,920
△ (t)	27,620	20,290	15,540	30,130	22,140	16,950	32,650	23,980	18,360
M.C.O.	← 15,000 BHP × 130 RPM →								
C.S.O.	← 13,700 BHP × 126 RPM →								
D <sub>P</sub> (m)	6.0	5.9	5.8	6.0	5.9	5.9	6.1	6.0	5.9
H/D	0.748	0.825	0.899	0.728	0.796	0.829	0.685	0.746	0.804
r	0.434	0.372	0.326	0.480	0.412	0.360	0.518	0.444	0.389
1 - W <sub>S</sub>	0.661	0.710	0.746	0.625	0.679	0.719	0.596	0.654	0.697
1 - t	0.813	0.817	0.824	0.809	0.813	0.820	0.808	0.812	0.819
η <sub>R</sub>	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
V <sub>s'</sub> (KTS) (at C.S.O.)	18.7	20.3	21.1	18.3	19.6	20.3	17.9	18.9	19.6
F <sub>N</sub> (at C.S.O.)	0.251	0.272	0.283	0.246	0.263	0.272	0.240	0.254	0.263
Cadm (at C.S.O.)	450	468	440	447	447	415	441	422	394
(▽/L <sup>3</sup> ) × 10 <sup>3</sup>	7.99	5.87	4.49	8.71	6.40	4.90	9.44	6.94	5.31

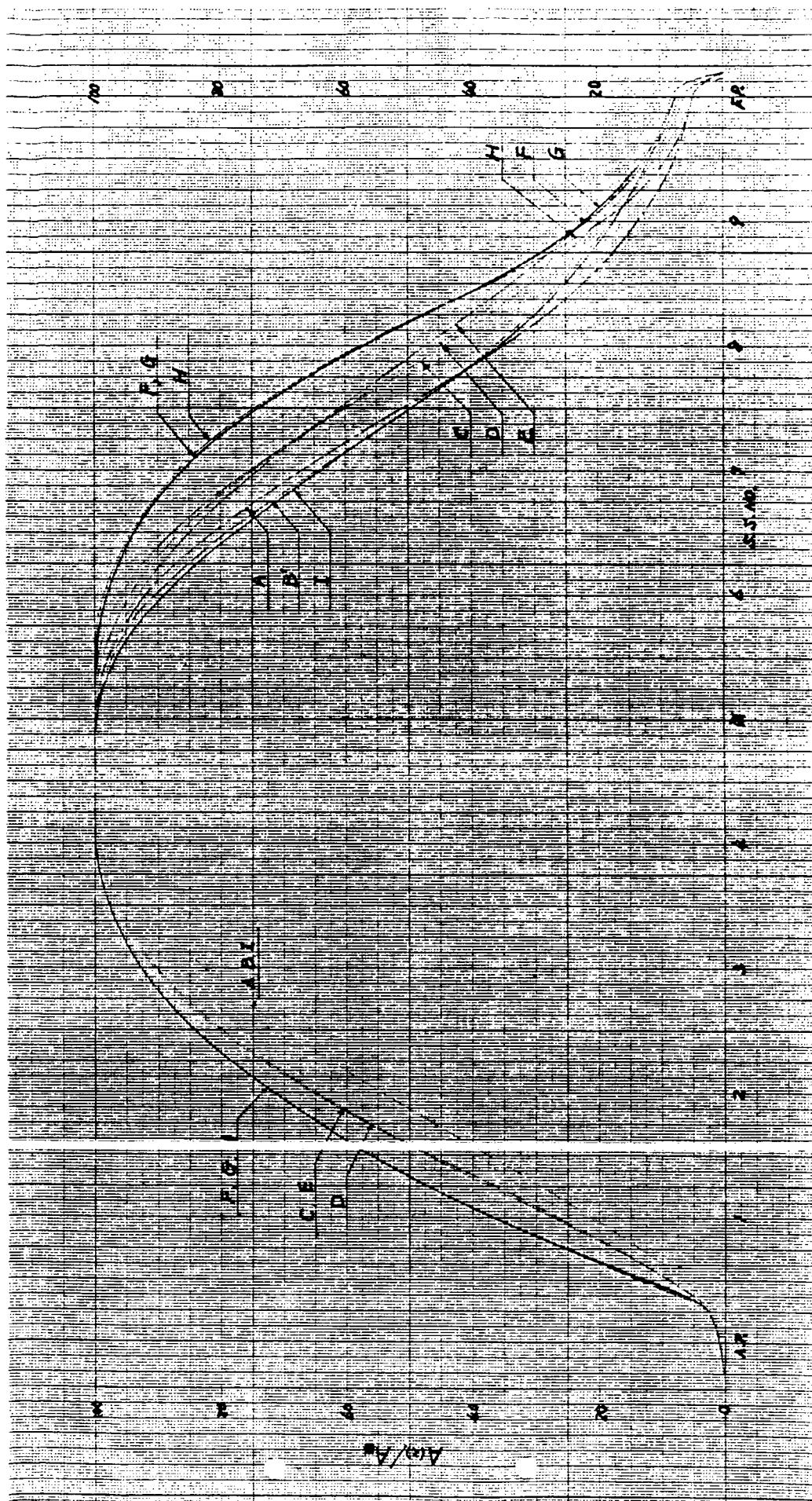
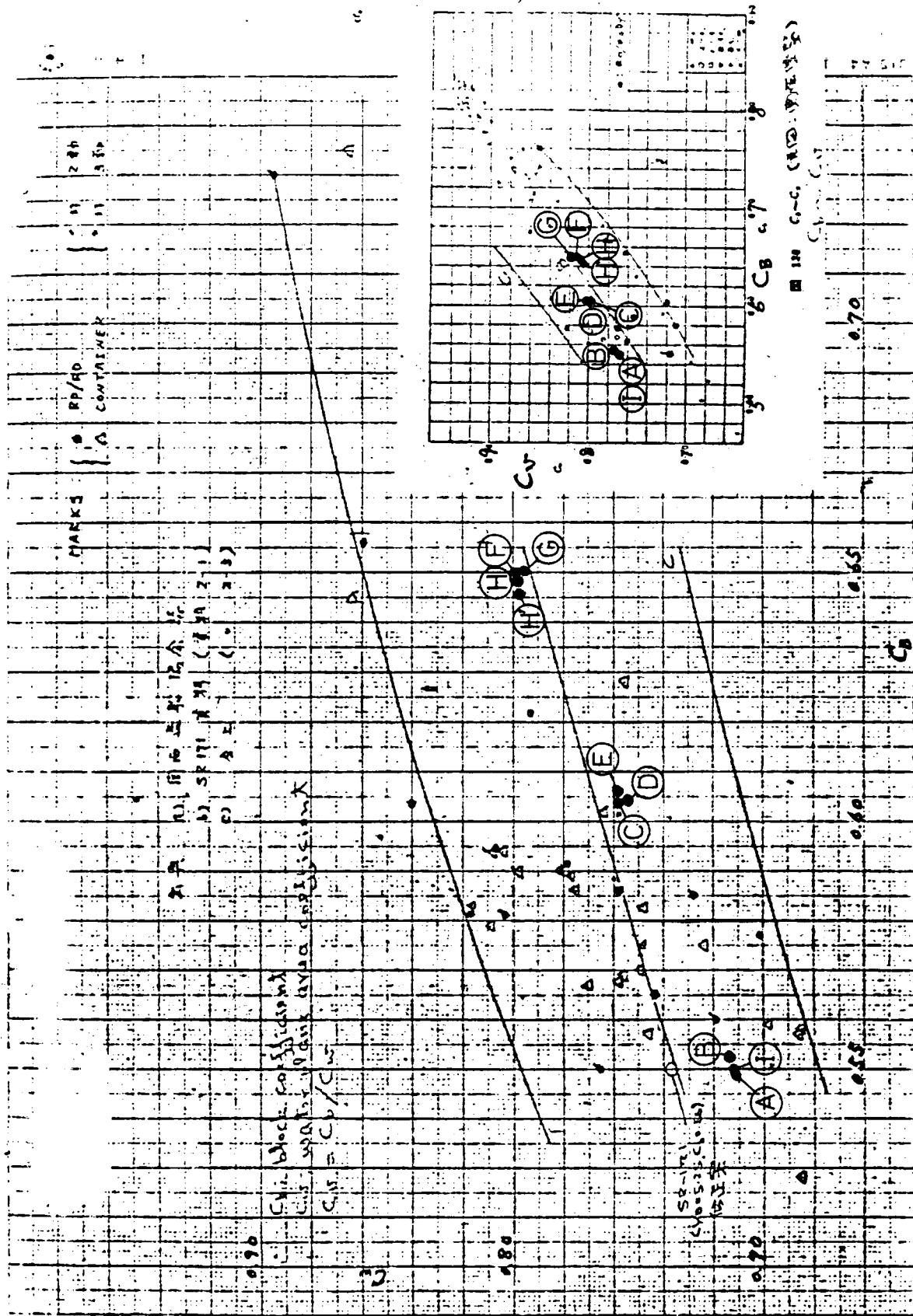


Fig. 3.5.1  $C_p$  Curves ( $C_B = 0.55, 0.60 \& 0.65$ )



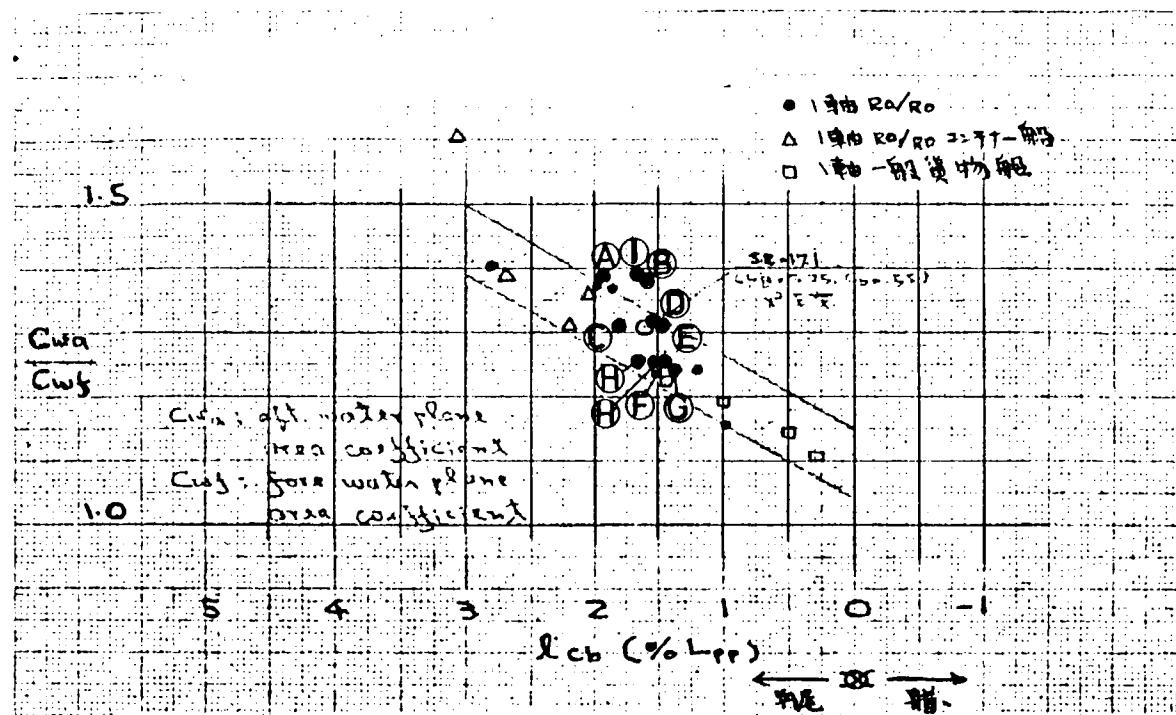


Fig. 3.5.3  $\ell_{CB} \sim C_{wa}/C_{wf}$  ( $C_B = 0.55, 0.60 \& 0.65$ )

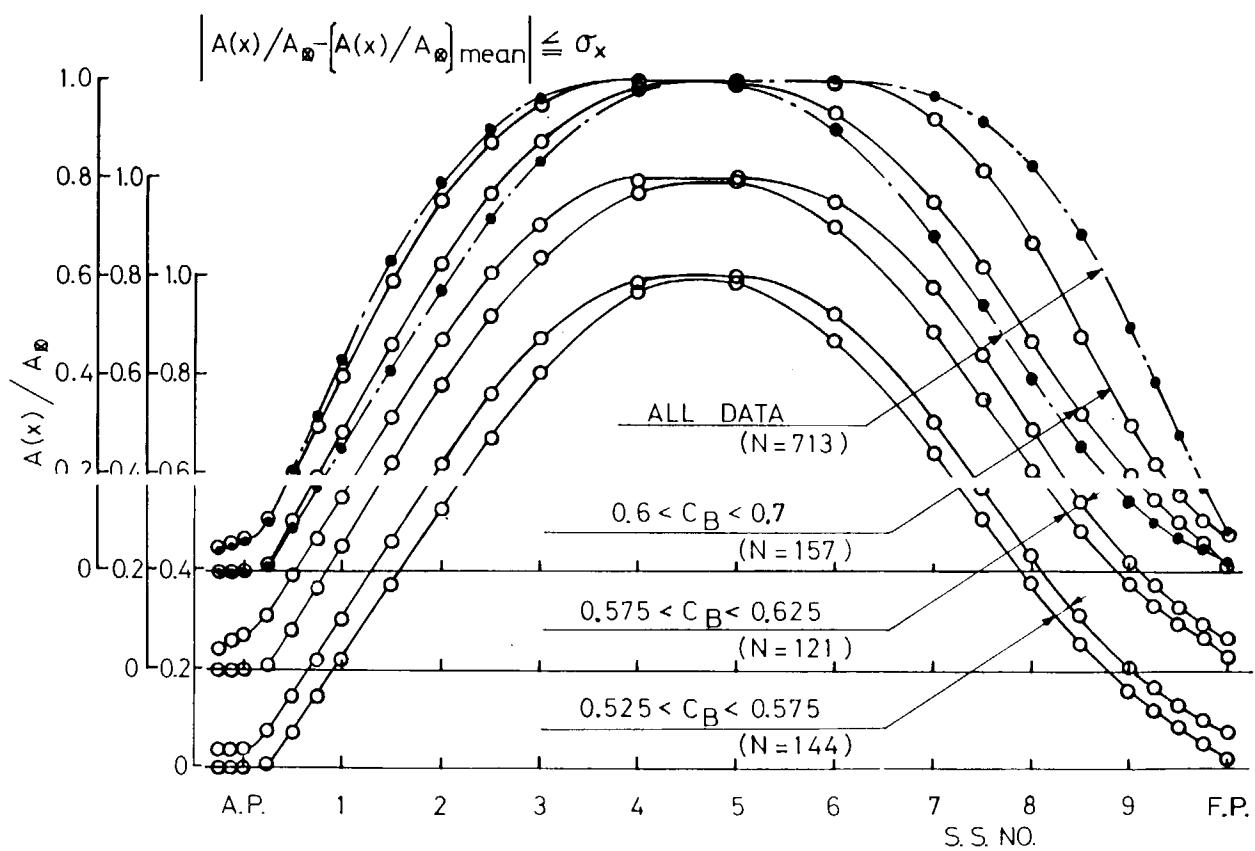


Fig. 3.5.5 Standard Deviation of  $C_p$  Curves (N = 713)

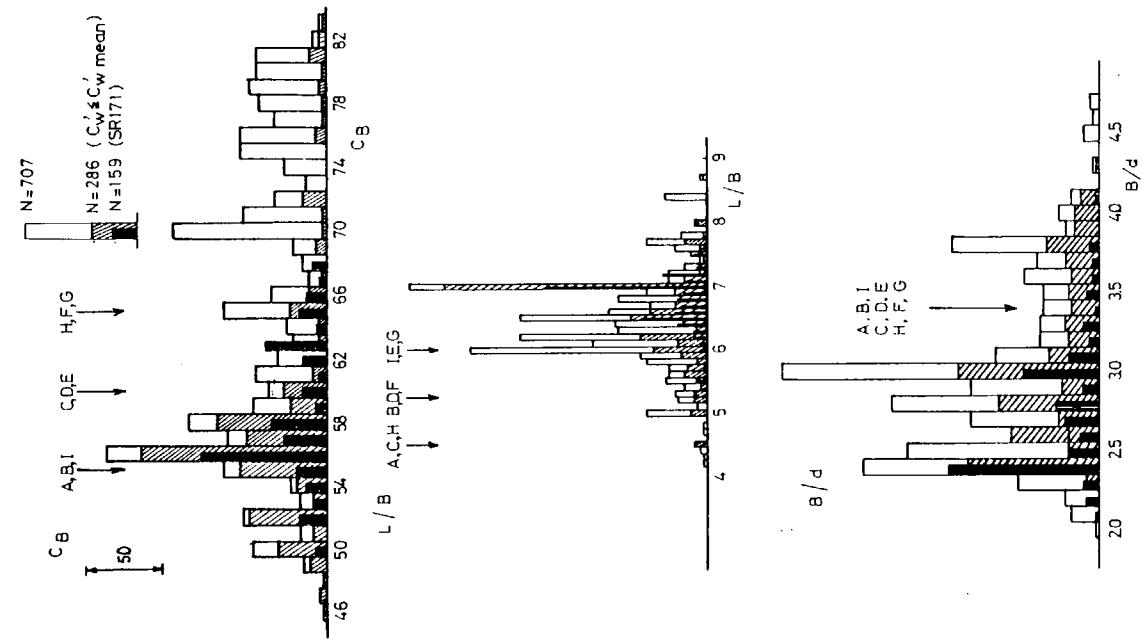


Fig. 3.5.4 Histograms of  $C_B$ ,  $L/B$  and  $B/d$  ( $N = 707$ )

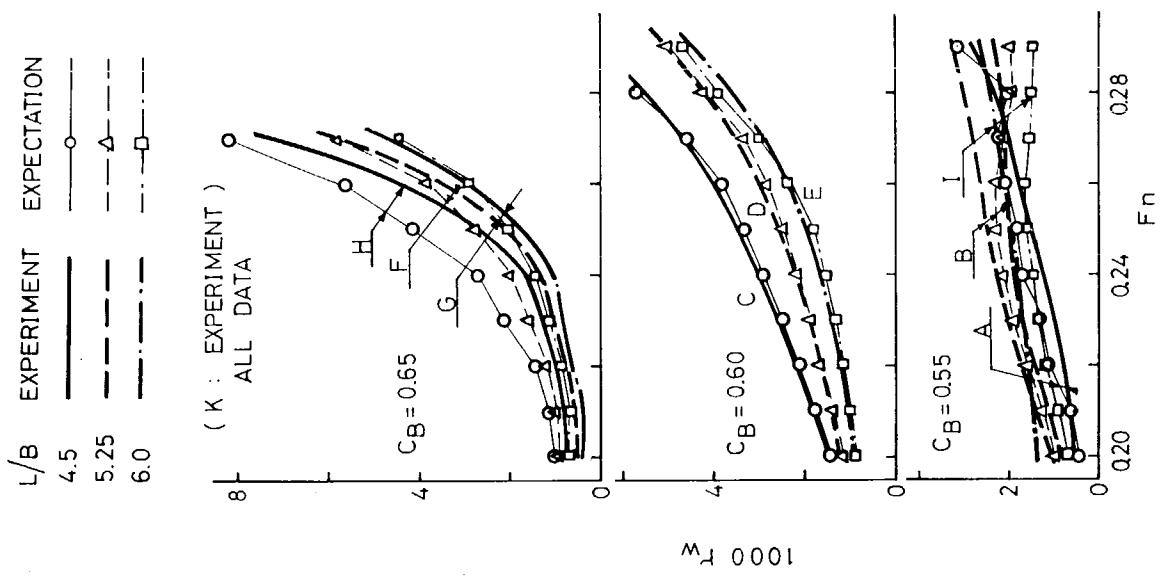


Fig. 3.5.6 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation ( $K$ : Experiment; All Data)

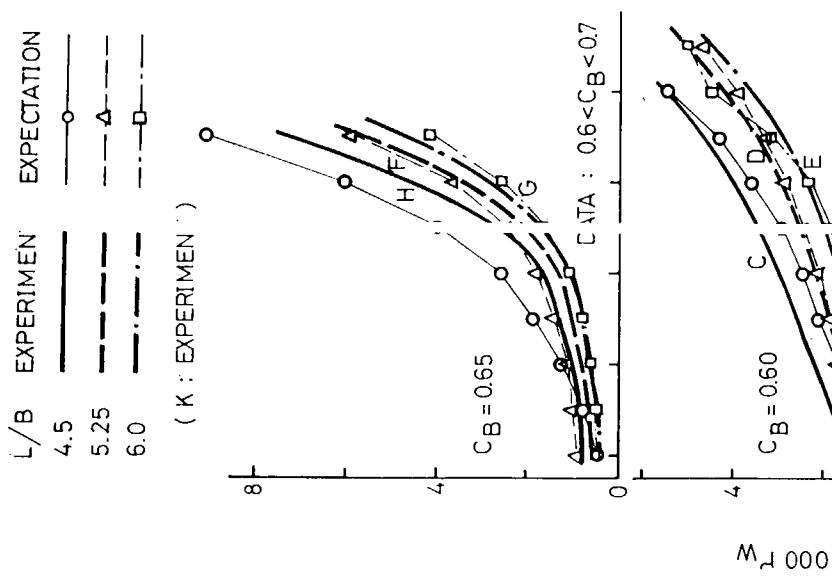


Fig. 3.5.7 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation (K: Experiment;  $0.525 < C_B < 0.575$ ,  $0.575 < C_B < 0.625$ ,  $0.625 < C_B < 0.7$ )

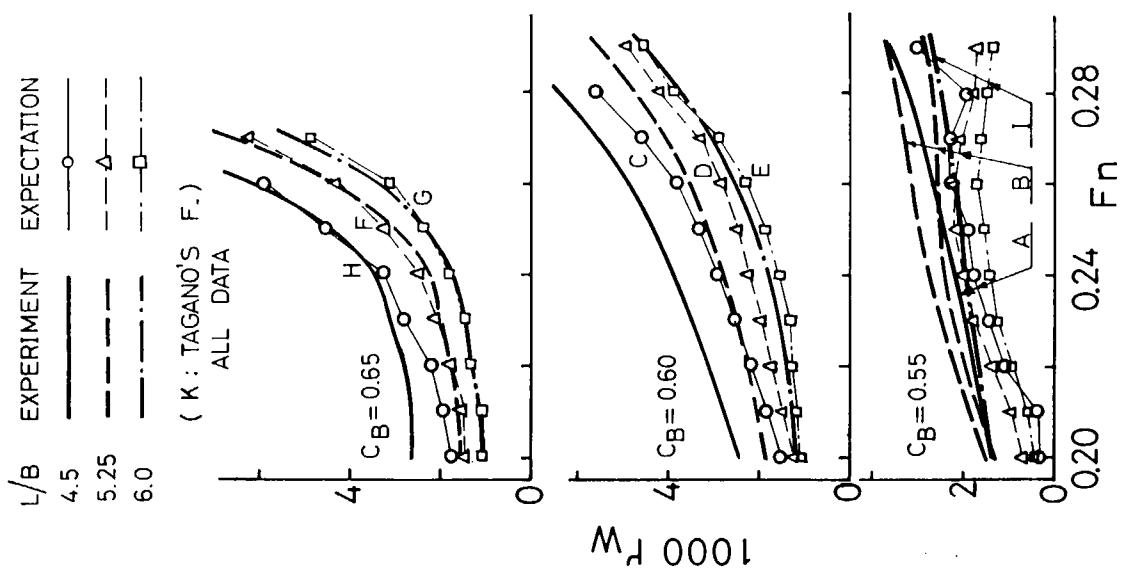


Fig. 3.5.8 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation (K: Tagano's Formula; All Data)

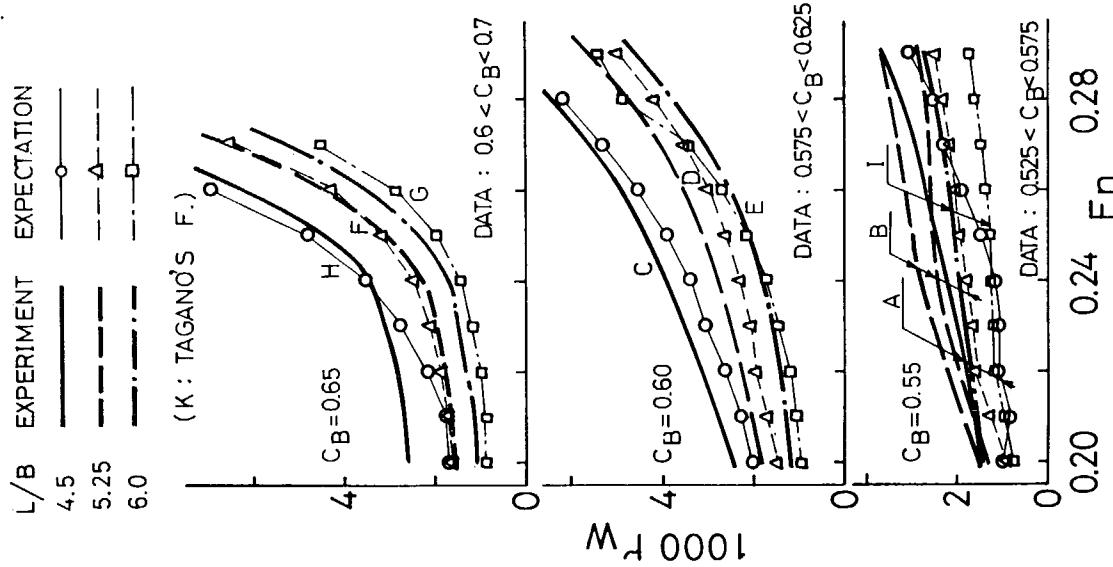


Fig. 3.5.9 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation (K: Tagano's Formula;  $0.525 < C_B < 0.575$ ,  $0.575 < C_B < 0.625$ ,  $0.6 < C_B < 0.7$ )

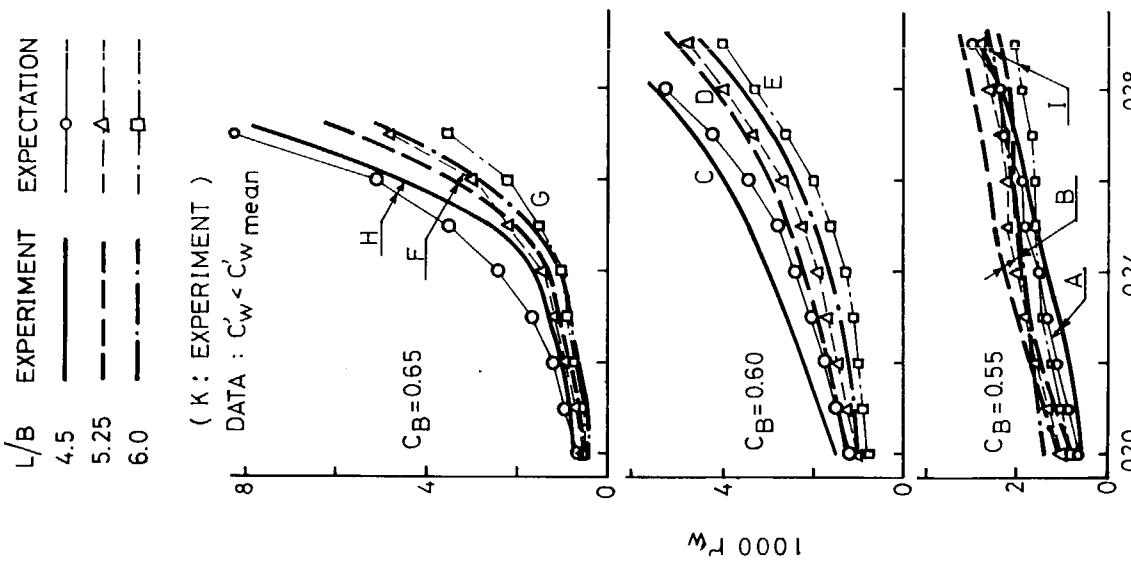


Fig. 3.5.10 Comparison of  $r_w$  between Experiment and Expectation (K: Expectation; Data  $C'_w < C_w$  mean)

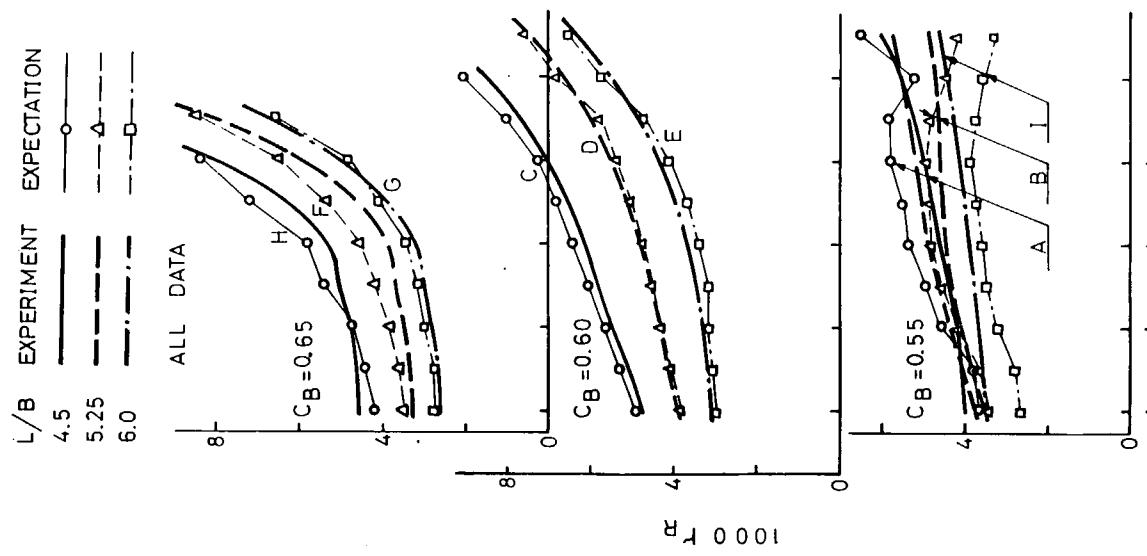


Fig. 3.5.12 Comparison of  $r_R$  between Experiment and Expectation (All Data)

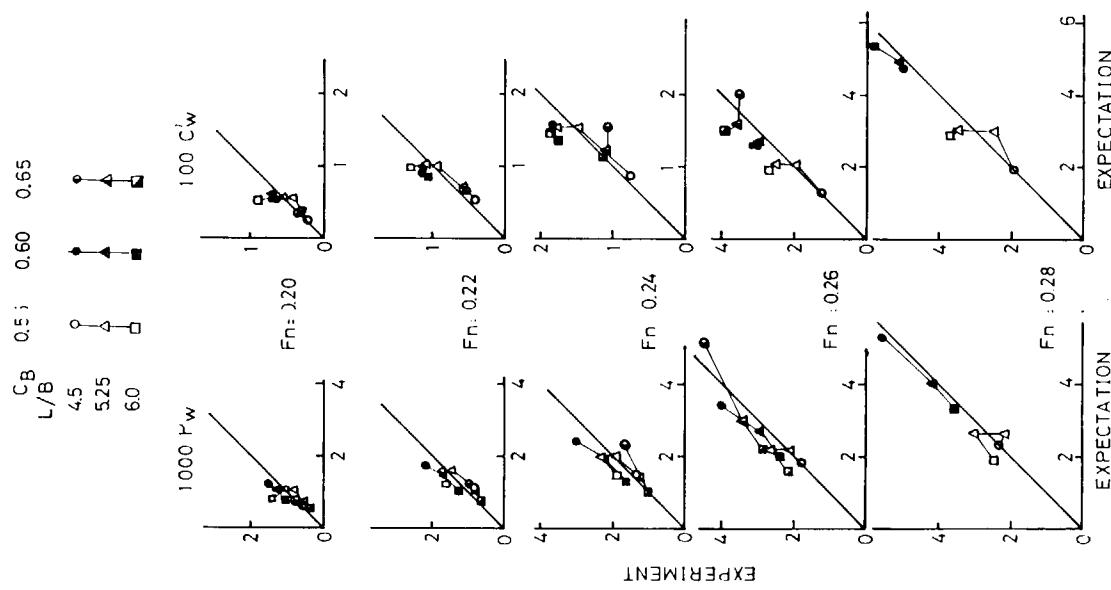


Fig. 3.5.11 Comparison of  $r_w$  and  $C'_w$  between Experiment and Expectation (K: Experiment, Data  $C'_w \leq C'_w$  mean)

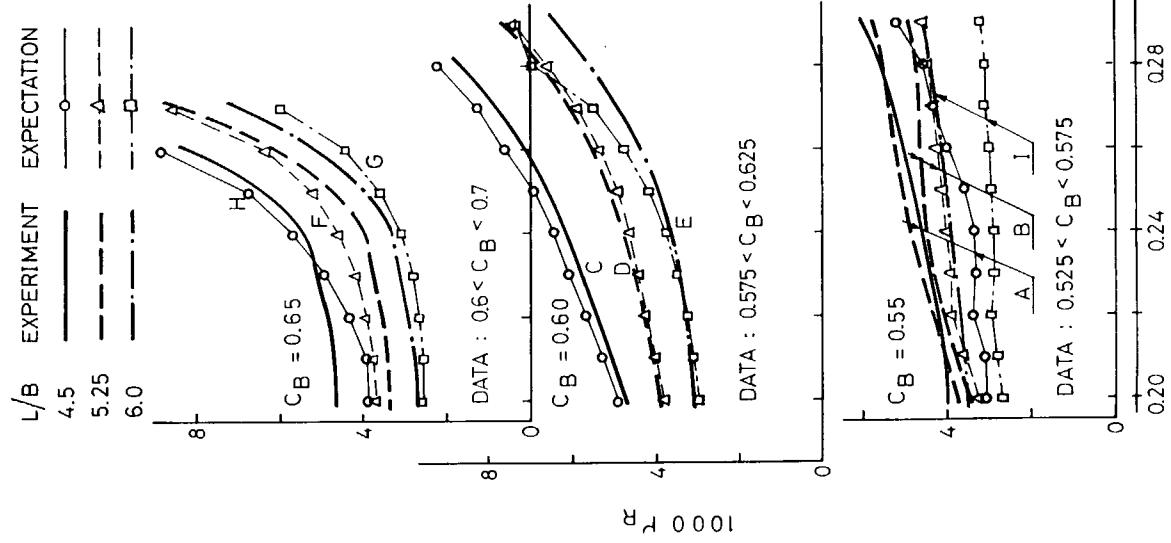


Fig. 3.5.13 Comparison of  $r_R$  between Experiment and Expectation ( $0.525 < C_B < 0.575$ ,  $0.575 < C_B < 0.625$ ,  $0.6 < C_B < 0.7$ )

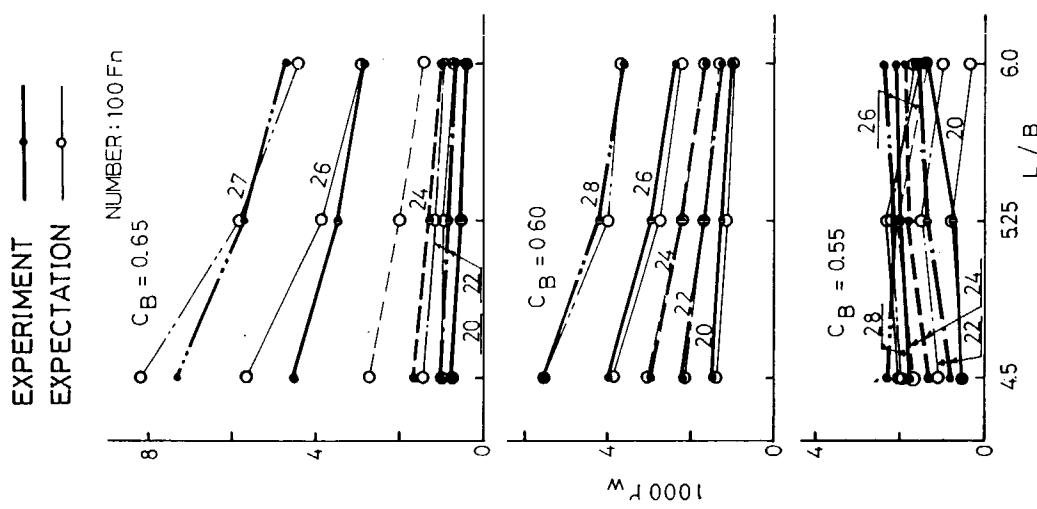


Fig. 3.5.14 Comparison of  $L/B \sim r_w$  Curves between Experiment and Expectation ( $K$ : Experiment; All Data)

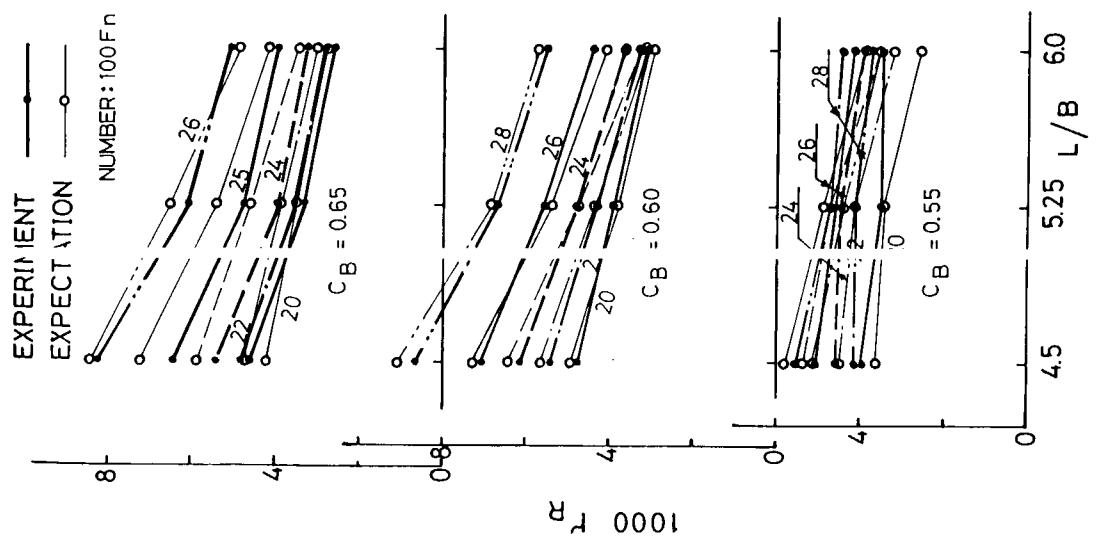


Fig. 3.5.15 Comparison of  $L/B \sim r_R$  Curves between Experiment and Expectation (All Data)

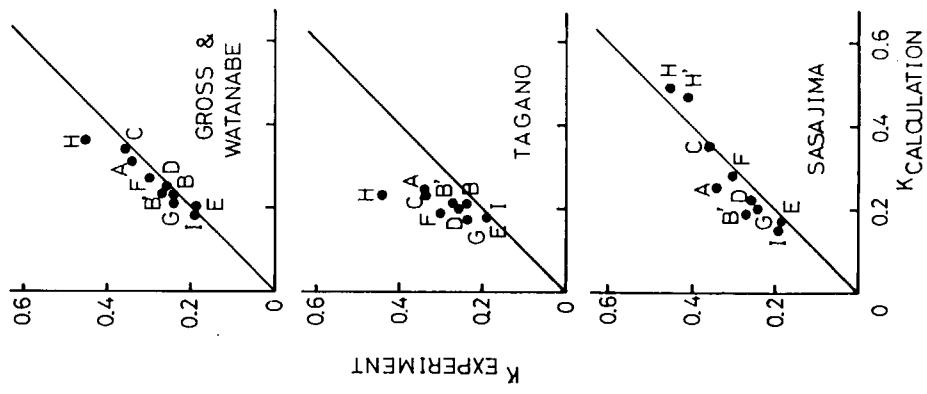


Fig. 3.5.16 Comparison of Form Factor K between Experiment and Estimation

M.S.NO. KEYS  
 H 0328 ———  
 H' 0336 - - -

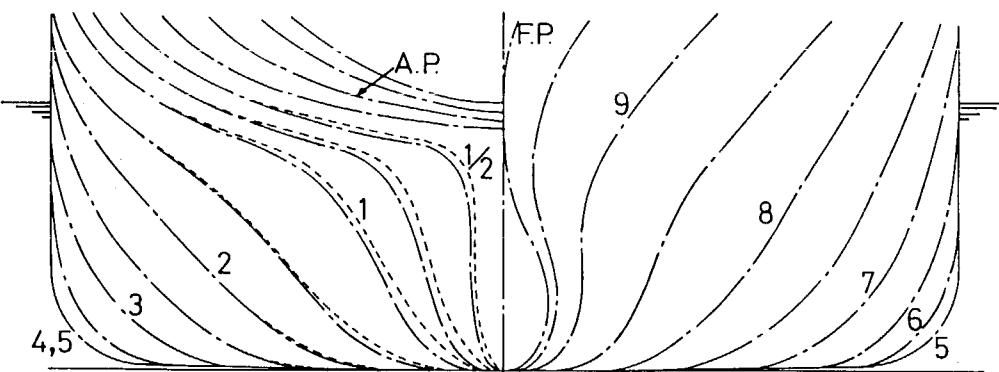


Fig. 3.5.17 Body Plan of H and H'

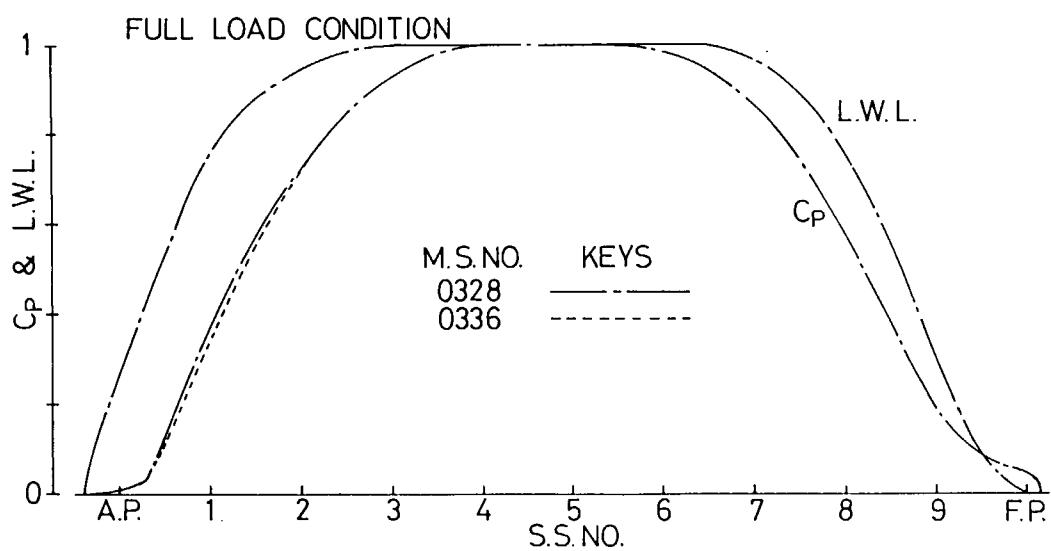


Fig. 3.5.18  $C_p$  and L.W.L. Curves of H and H' at Full Load Condition

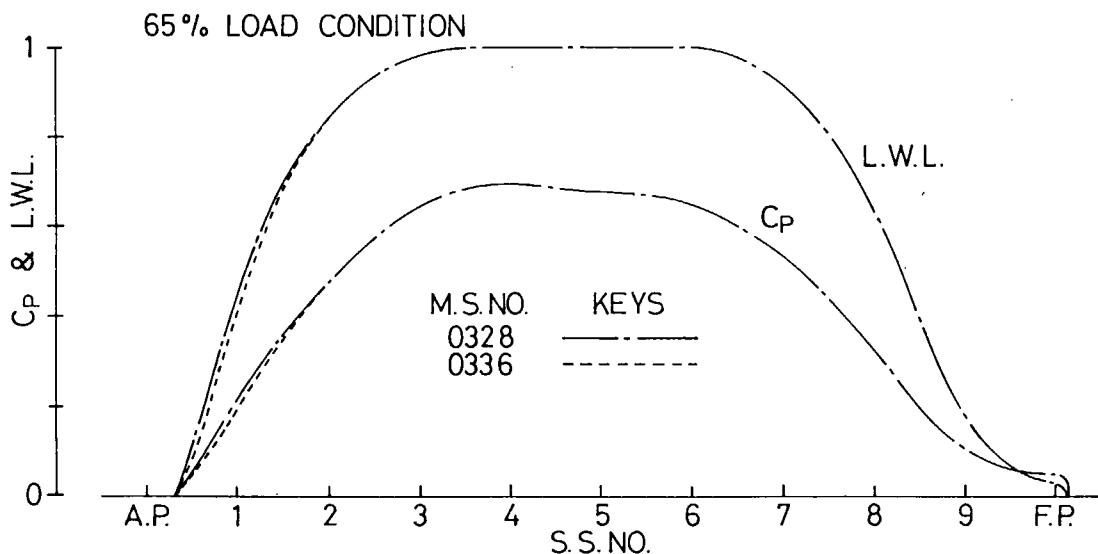


Fig. 3.5.19  $C_p$  and L.W.L. Curves of H and H' at 65% Load Condition

$C_B = 0.60$        $Fn = 0.26$

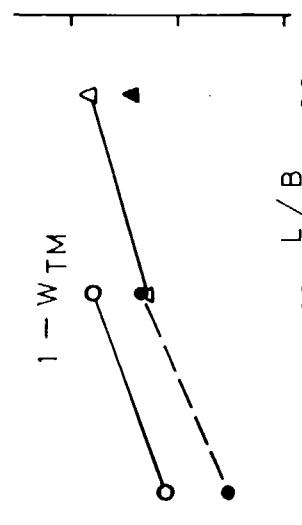
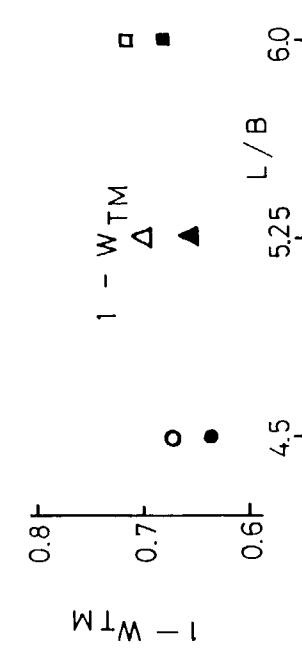
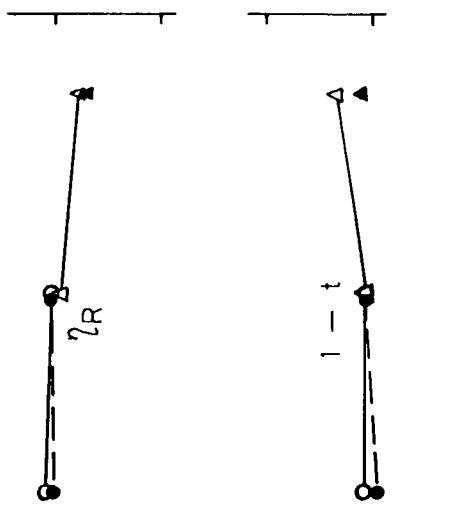
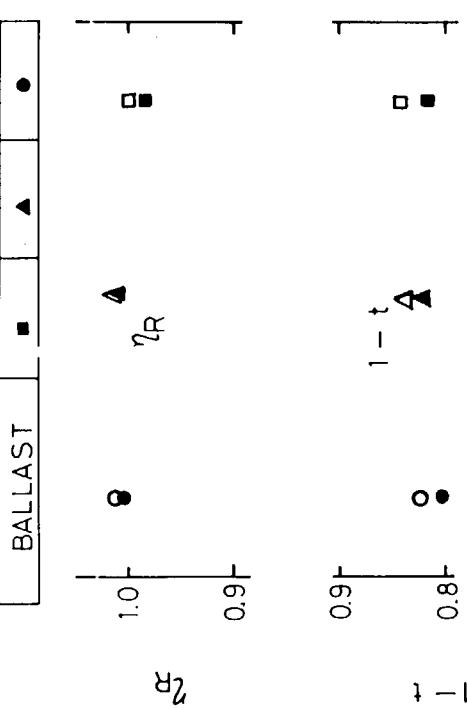
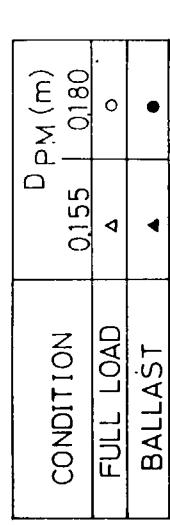
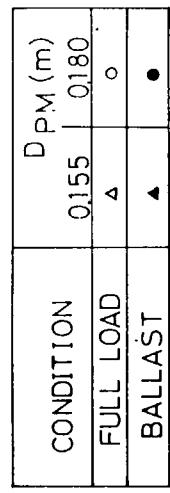
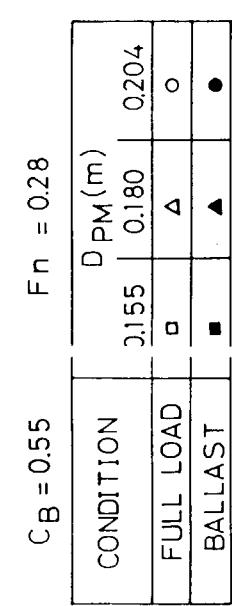


Fig. 3.5.20  $L/B \sim \eta_R, 1-t, 1-W_{TM}$  of  $C_B = 0.55$

Fig. 3.5.21  $L/B \sim \eta_R, 1-t, 1-W_{TM}$  of  $C_B = 0.60$

$C_B = 0.65$

$F_n = 0.24$

CONDITION	$D_{PM} (m)$
FULL LOAD	0.200
BALLAST	0.230

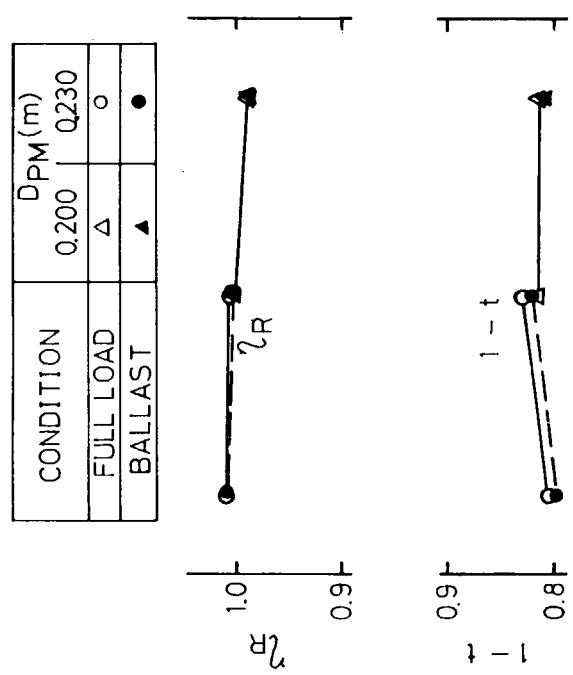


Fig. 3.5.22  $L/B \sim \gamma_R, 1-t, 1-W_{TM}$  of  $C_B = 0.65$

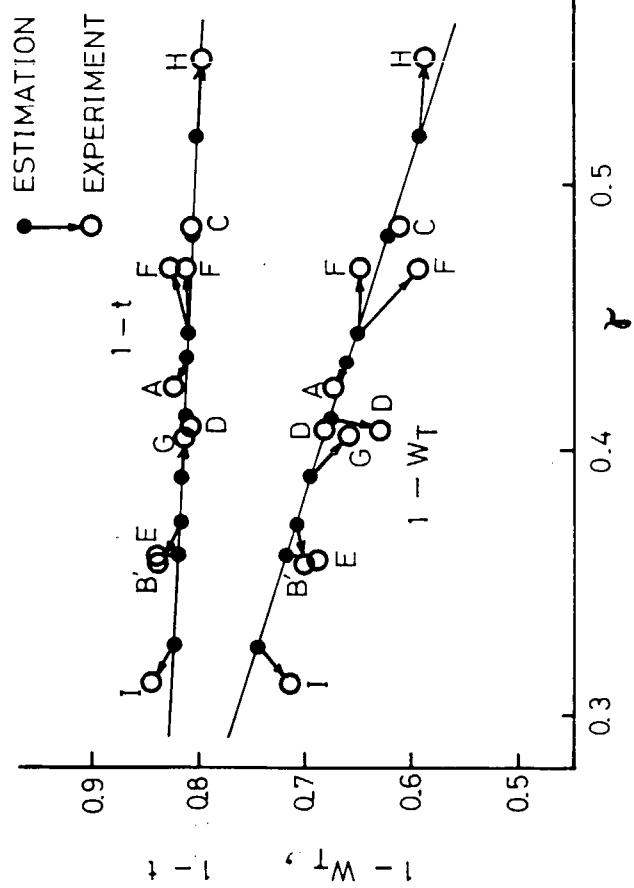


Fig. 3.5.23  $\gamma = \frac{1}{B \{1.3 (1-C_B) \cdot 0.031 \ell_{CB}\}} \sim 1-t, 1-W_{TM}$

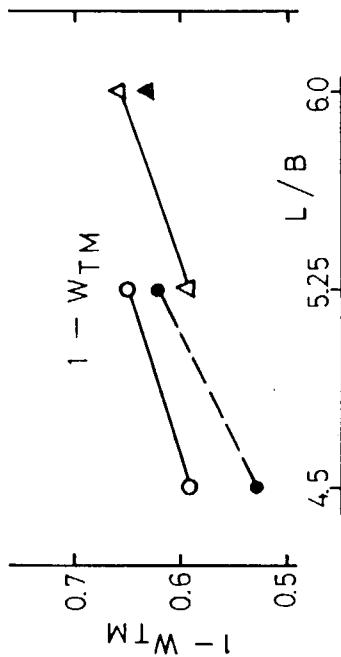
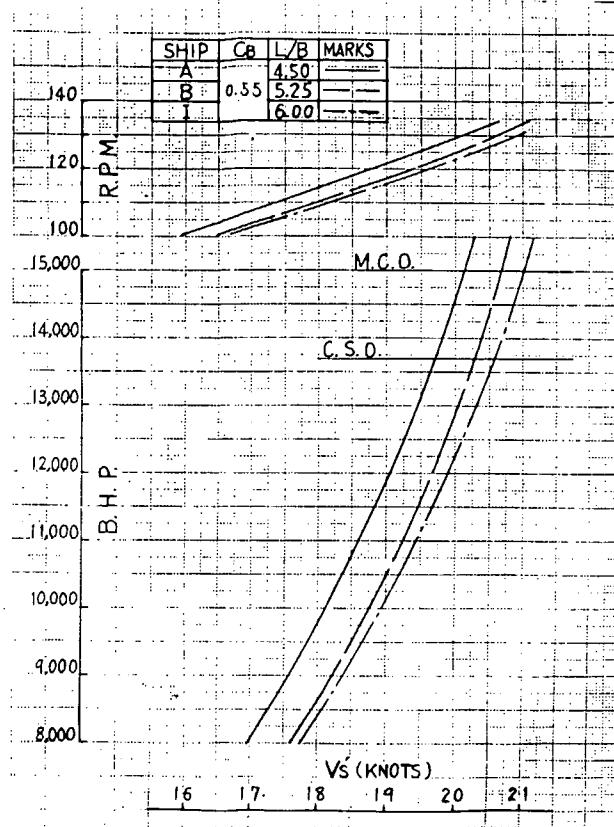


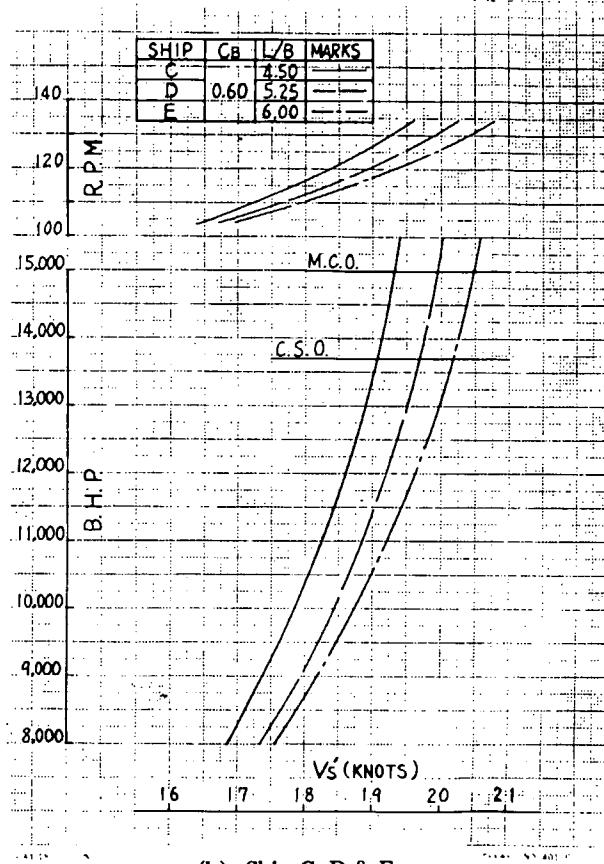
Fig. 3.5.22  $L/B \sim \gamma_R, 1-t, 1-W_{TM}$  of  $C_B = 0.65$

$\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3 \text{ CONST.}$



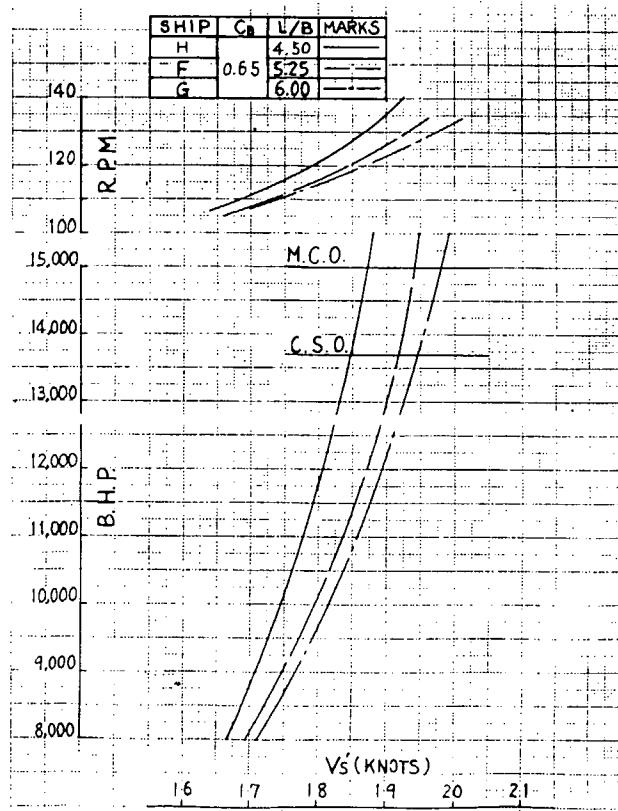
(a) Ship A, B & I

$\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3 \text{ CONST.}$



(b) Ship C, D & E

$\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3 \text{ CONST.}$

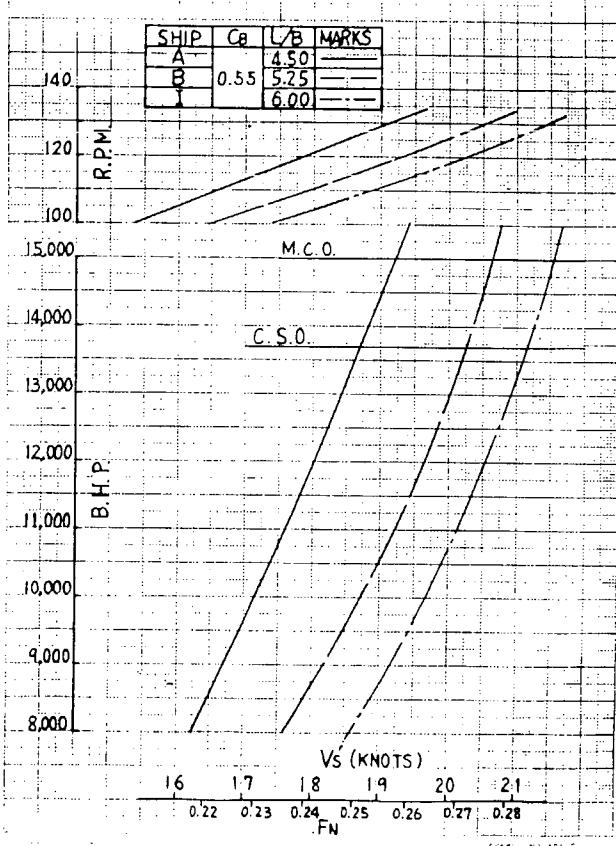


(c) Ship H, F & G

Fig. 3.5.24 Estimated B.H.P. etc. Curves

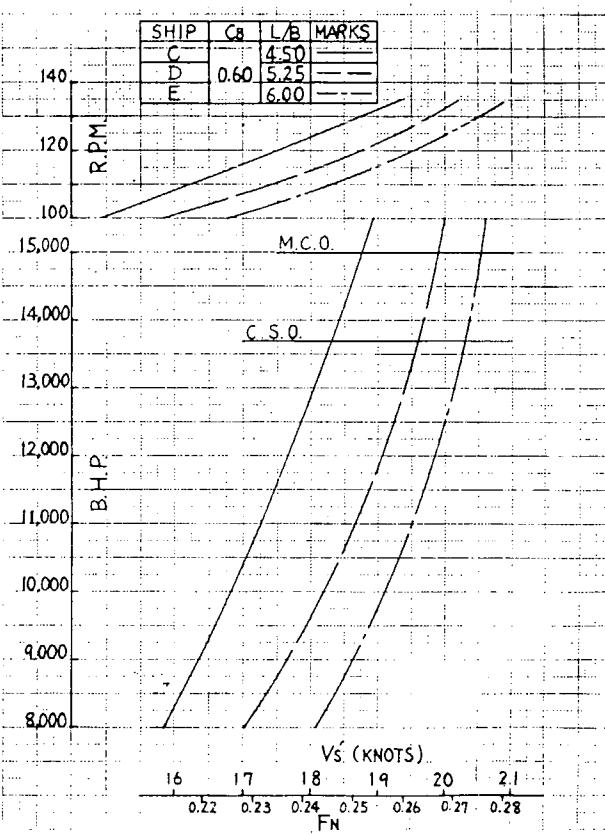
( $\nabla_s = 20,000 \text{ m}^3 \text{ const.}$ )

$L_{PP} = 150\text{m}$  CONST.



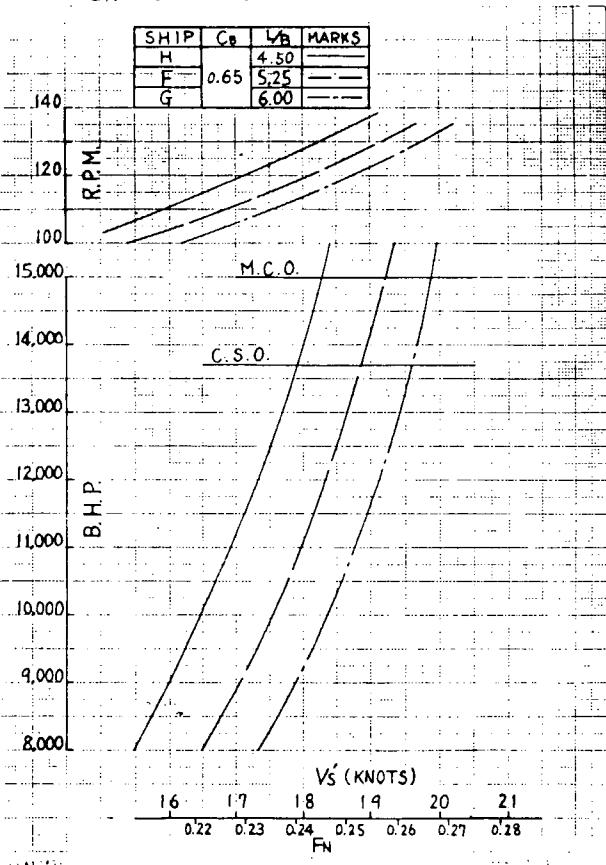
(a) Ship A, B & I

$L_{PP} = 150\text{m}$  CONST.



(b) Ship C, D & E

$L_{PP} = 150\text{m}$  CONST.



(c) Ship H, F & G

Fig. 3.5.25 Estimated B.H.P. etc. Curves

( $L_{PP} = 150\text{m}$  const.)

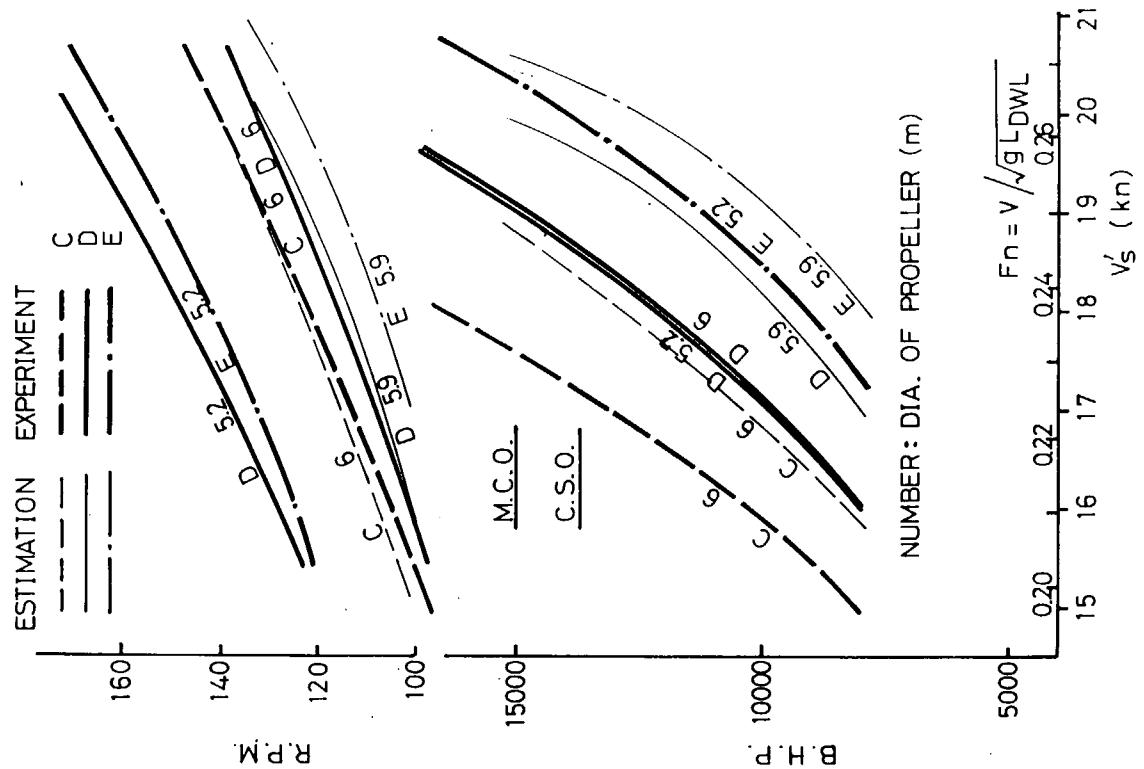
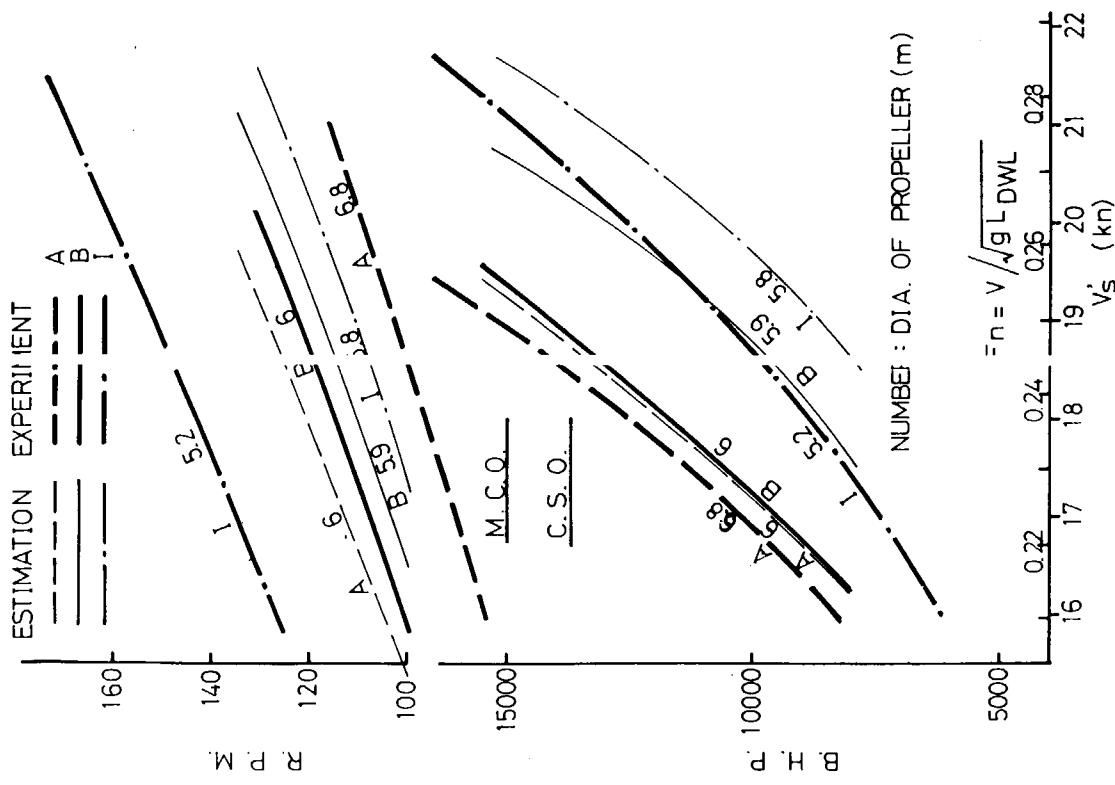


Fig. 3.5.26 Comparison of B.H.P. and R.P.M. between Estimation and Experiment ( $C_B = 0.55$ )

Fig. 3.5.27 Comparison of B.H.P. and R.P.M. between Estimation and Experiment ( $C_B = 0.60$ )

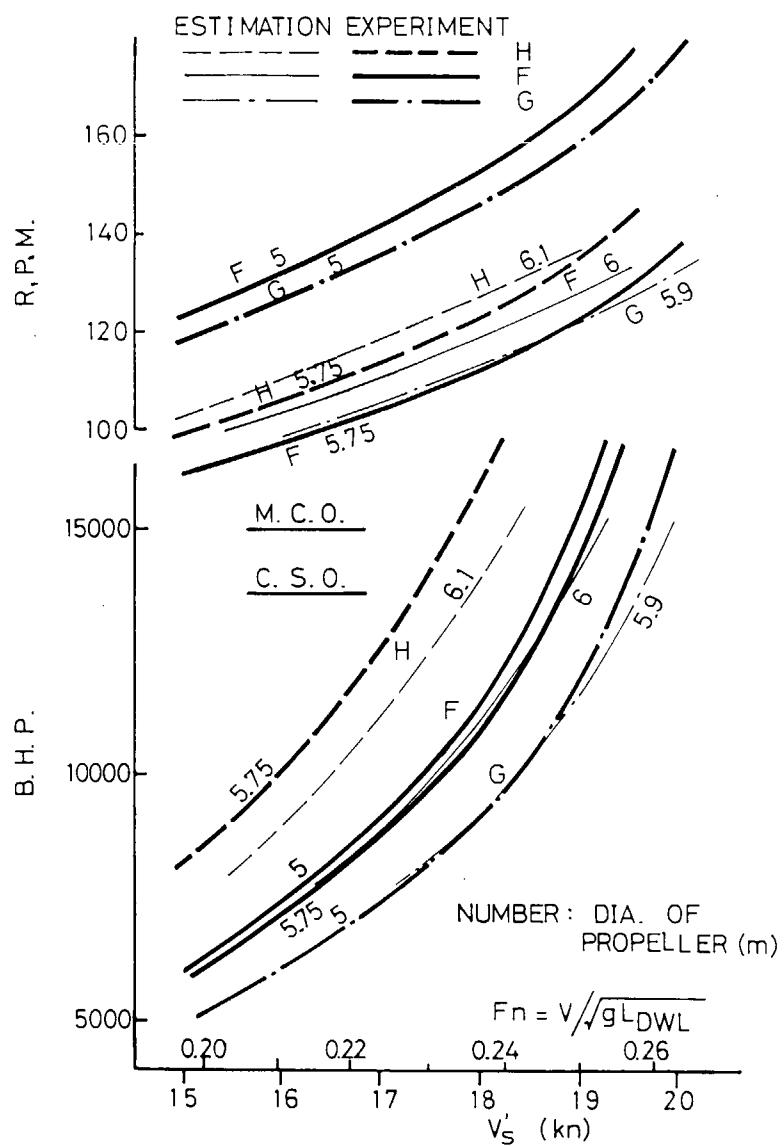


Fig. 3.5.28 Comparison of B.H.P. and R.P.M. between Estimation and Experiment  
( $C_B = 0.65$ )

## 第4章 水槽試験結果の船型学的応用(素成波理論設計法の拡大)

SR 171 部会以来、船型の検討が多年にわたったため、途中において船型設計思考に変化があり、シリーズテストに用いられた各船型の性状は同一のものに統一されなかった。したがって水槽試験結果を一概に比較してもその考察が難しい。けれども 2.6 で述べたように、船型検討の段階で素成波理論設計法という尺度を使って比較がなされたので、水槽試験結果もこの尺度で総括的に比較考察すれば試験結果に内蔵されている特性を判別できる可能性がある。また、素成波理論設計は造波抵抗計算を扱いながら、これを最適船型選定の目的にのみ使用し、造波抵抗推定は行うようになっていないので、今回のシリーズテスト結果を分析し、これを船型学的に応用し、現在の計算式に改善を加えることができれば新たに素成波理論による最小造波抵抗推進式を導くことができると考えられる。この章はこれらについて述べる。

#### 4.1 形状影響係数の検討

SR 171部会では形状影響係数の推定法につき検討がなされ、従来使用されている諸算式（ 笹島・田中、多賀野、WATANABE・GROSS、住吉他）の比較考察が行なわれた。これらの諸式はいづれも  $B/L_T$  又は  $L/B$ ,  $C_B$ , さらに  $B/d$  等の船型要素に従って  $K$  が算出されるようになっているが、実験値と計算値を比較すると普通型船型の満載状態の場合はよく適合するがバラスト状態では適合しない。また肥大船、バトックフロー船型については満載状態でも適合しない。本部会の船型については満載状態においても過半数の実験値は計算値を大きく上回ることがわかった。そこで  $r_w$  の検討を行う前に形状影響係数について再度検討を必要とする。今回は従来の推定式にかわるものとして文献(1)-33記載の方法を用い、 $K$  のほか  $1-w_T$  についても実験値と計算値を比較し、さらにタンカー、バルクキャリア、コンテナ船等の他船種についてもあわせ考察することにした。

#### 4.1.1 新しい形状影響係数、自航要素推定法の概要

文献(1)－33の推定法は船尾肋骨線形状がその船の形状影響係数、自航要素の優劣に大きく影響することに着目し、従来の推定式の適合性を改善し、船型設計法を改良する目的で、肋骨線形状を定量的なものに要素化し、推定式中に取入れたのが特徴で、肋骨線形状の取扱いを容易とするために船型可分原理によって船尾船体を上下に分離、すなわち、三次元的な形状をもつ主船体部分と二次元的な形状をもつスケグ部分に分割し、それぞれの部分に既知の理論と実験結果から判明している特性を当てはめ、さらに各種船型の水槽試験結果を使用して諸係数を決め、実用的な推定式として導かれたものである。肥大船型、バトックフロー船型、大直径プロペラ船型等の特殊な船尾形状を有する船型についても満載状態のみならずバラスト状態に対しても比較的よく適合する。詳細は文献参照とし、ここではその要約を述べる。

肋骨線形状の表示は横断面積  $1/3$  (最大横断面積を  $1$  ノットのヤクションで行なわれスケーリング) における  
 $0.80, 0.58$  の船型において SS.  $1/2$  と  $3/4$  の間、 $3/4$  附近、 $1$  と  $1\cdot1/2$  の間と船型によって S. ステーションの位置が変わるが、このセクションは肋骨線形状をよく代表し、このセクション附近から後方で境界層が厚くなり、渦成分が拡散して内縦渦となる等形状影響係数や自航要素に最も密接な関係を有することがわかる。Fig. 4.1.1 はその一般形を示すものである。図のように船体を主船体部分とスケグ部分に分割し、 $\theta, Y, Z, \beta$  が肋骨線形状を示すパラメータとされ、これらの値が決まると肋骨線形状は定形される。 $\theta$  はビルジコーナから基線に対し  $45^\circ$  の傾斜で引いた斜線と肋骨線の交点 P'において外向きにたてた垂線が基線となす角で、 $\theta = 45^\circ$  のとき、主船体の横断面廻りの二次流れ量が最小となり形状抵抗が最低になるものとみなされる。 $Y$  はスケグの幅で、これが大きくなると船体表面上の圧力勾配が高まり  $K, W_T$  が増大する。 $Y = 0$  の場合は、スケグがなくなり船型は V 型か U 型 (バトックフロー型) で、主船体のみとなり、船尾部のキール線は後方へ切り上る。V, U 型船型の  $K$  値は普通型船型と

比較してV型はその約70%, U型は約64%と低抵抗であることが知られている。 $\beta$ はスケグの傾斜量を示し、スケグの変曲点における切線の水平に対する傾斜角が用いられるが、 $\beta$ が小さくなると横断面廻りの二次流れが増し、かつ流れに内渦が助成されるよう回転モーメントが与えられる。この成分は境界層内に既に内蔵されている渦成分と合成され、内渦を形成してプロペラ円内に拡散導入され、伴流分布に丘状をつくる。したがってK,  $W_T$ の値は低くなる。肥大船においてビルジの曲率半径がとくに小さい場合は、ビルジ部分から三次元剥離を伴う内渦成分が強く伝播され、大きな船尾縦渦が生じることが知られているが、この場合のK,  $W_T$ の増大量については現在の理論と実験の結果では定量的扱いがなお困難のようであり、こういう船型については本法の計算結果に修正が加えられなければならない。またSS 3/4より後方はプロペラ吸引力が作用し、船体形状の変化により $1-t$ ,  $1-W_T$ は微妙に影響されるので、この附近の船体形状が特殊な船型についても本法の計算式の結果に修正が必要である。図のP点は、正面線図上数セクションで肋骨線を内側へフェヤーに延長し、船体中心線と交わるC点をつなぐセンタバトックラインをフェヤリングし、所要の1/3セクションのC点を求めるこによりえられる。

Zはスケグの深さを示し、これが十分大きいときはプロペラ円内への伴流分布の導入は円滑に行なわれるが、Zが小さくなるにつれて、伴流分布の導入は不十分となり $W_T$ は低減する。

次にプロペラ直径 $D_p$ は、従来は船種別に船に対する大きさがほぼ一定であった。したがって伴流推定に $D_p$ を要素化する必要がなかったが、最近はプロペラの大径化傾向から同一船種でも $D_p$ が異なる場合が増えた。これらを考慮して本法では実績分析の結果、 $D_p/B \cdot C_B$ を伴流値を計算する場合のパラメータとしている。また、 $1-W_T$ の推定式はこれと最も関係の深いK(計算値)を変数として $1-W_T$ を求めるようにしている。

以上の肋骨線形状と抵抗・自航要素の間の諸性質を組み合わせ次の基本関係式がつくられた。

#### 4.1.2 K, $1-W_T$ 推定式

$$K \propto f(\theta) f(Y, \beta) f(C_{Pr}) B/L_r \sqrt{d/B} + f(T/L) \quad \dots \quad (4.1.1)$$

$f(\theta)$  : 主船体二次流れに関する係数

$f(Y, \beta)$  : スケグの幅および傾斜に関する係数

$f(C_{Pr})$  : 船尾柱形係数が二次曲線と異なる場合の修正係数

$f(T/L)$  : トリム影響の修正項、 $T/L$ は船長に対するトリム比。

バラスト状態においてのみ使用する。

KはSchoenherrをベースとしている。

1軸船について

$$1 - W_T \propto f\left(\frac{D_p}{B \cdot C_B}, \frac{1}{f(C_{Pr})}, K\right) + W_T f(Z) \quad \dots \quad (4.1.2)$$

SR 138(コンテナ船), SR 159, SR 174(バルクキャリア)等のように肋骨線が標準的な形状の船型では、横断面積 $\frac{1}{3}$ のセクションの肋骨線を幅および喫水に対し無次元表示で比較するとこれがほとんど同一の形状となる。この場合各パラメータ値は $\theta \approx 35^\circ$ ,  $Y \approx 0.333$ ,  $Z \approx 0.65$ ,  $\beta \approx 66^\circ$ である。これらの船型で $f(\theta) = f(Y, \beta) = 1$ となるよう(4.1.1)式の係数を決めれば、これは従来の諸推定式と同じものになる。 $\theta$ ,  $Y$ ,  $Z$ ,  $\beta$ が標準船型と異なる場合は(4.1.1) (4.1.2)式の計算値は変動し従来の算式で適合しえなかった船型に対しても、K,  $1-W_T$ の計算値、実験値がよく合うようになる。

(4.1.1) (4.1.2) の基本関係式に基づき、各種船型の水槽試験結果を整理して具体的な推定式が導かれた。使用された水槽試験資料は公表されたものを主として、 $C_B = 0.84$ 肥大船タンカー,  $C_B = 0.78 \sim 0.82$ バルクキャリア,  $C_B = 0.58$ コンテナ船,  $C_B = 0.55 \sim 0.70$ RO-RO船計27隻、ほかに数式検定のため、タンカー、バルクキャリア、鉱石船、貨物船約180隻の資料が用いられた。

求められた推定式は次のとおりである。

$$K = 0.98 f(\theta) f(Y, \beta) f(C_{Pr}) \frac{B}{Lr_o} \sqrt{\frac{d}{B}} + 0.5 (T/L) (B/d) (9.24 - 10.7 C_B) \quad \dots(4.1.3)$$

(T/L)の項はバラスト状態の場合にのみ使用する。

ここに

$$f(\theta) = \begin{cases} 0.94 + \left\{ 1.16 + 0.45 \left( \frac{B}{d} - 2 \right) \right\} \left( \frac{45-\theta}{45} \right)^2, & \theta < 45^\circ \text{ の場合} \\ 0.94 + \left\{ 1.16 - 0.45 \left( \frac{B}{d} - 2 \right) \right\} \left( \frac{\theta-45}{45} \right)^4, & \theta \geq 45^\circ \text{ の場合} \end{cases} \quad \dots(4.1.4)$$

$$f(Y, \beta) = (0.834 Y + 0.708) \{ 1 - 0.004 (\beta - 66) \} \quad \dots(4.1.5)$$

$$f(C_{Pr}) = \frac{C_{Pr} - a}{0.667} \left( \frac{1-\ell}{2 r_o} \right) \quad \dots(4.1.6)$$

上記の計算結果  $K > 0.3$  の場合は次の  $\Delta K$  を  $K$  に加算する。

$$\Delta K = 1.25 K^2 - 0.375 K \quad \dots(4.1.7)$$

T/L : トリムの船長に対する比率

(4.1.3) (4.1.6)式中の  $r_o$ ,  $C_{Pr}$ ,  $a$  は Fig. 4.1.2 に示されるものである。

$C_P$  曲線を 2 次曲線に当てはめるとき実際の  $C_P$  曲線肩部はフェアリングが行なわれていて起点がわかり難い。それで  $C_P$  曲線の縦座標値が 0.84 となる B 点と、プロペラアパーチャ前端の C 点を求め B, C を通る 2 次曲線の延長線の基線と交わる E 点が決められる。E 点と B 点の水平距離を 0.6 で除して  $Zr_o$  を求め 2 次曲線の起点 D 点をうる。 $C_P$  曲線の横座標は船体中央部を O とし AP を 1 で表示している。 $C_{Pr}$  は図に実線で示される実際の  $C_P$  曲線の面積、 $a$  は斜線部の面積、 $\ell$  は平行部長さである。

$K_{Ballast}$  を求めるのは (4.1.3) 式によるが、 $B/Lr_o$ ,  $B/d$ ,  $C_B$  はバラスト状態のものを使用する。けれども計画の初期段階にこれらを求めるのは困難であるから満載状態の  $B/Lr_o$  を使って次の (4.1.8) からバラスト状態の  $B/Lr_o$  を求めることができる。

$$B/Lr_{o(Ballast)} = B/Lr_{o(FULL)} \times \left[ \left\{ 1 - 2.778 \left( \frac{V_B}{V_F} - 0.4 \right)^2 \right\} (0.151 - 0.122 C) + 1 \right] \dots(4.1.8)$$

$\frac{V_B}{V_F}$  : バラスト状態と満載状態の排水容積比

$$C = \frac{Q_o}{Q_o'} \quad \text{(Fig. 4.1.1 に記載のとおり)}$$

1 軸船について

$$(1 - W_T)_{FULL} = (1 - W_T)_o + \Delta (1 - W_T) \quad \dots(4.1.9)$$

$$(1 - W_T)_o = 1.05 \left( \frac{D_p}{B \cdot C_B} \cdot \frac{1}{f(C_{Pr})} \Big/ 0.178 \right)^{0.124} K^{0.1-1.8} \left( \frac{D_p}{B \cdot C_B} \cdot \frac{1}{f(C_{Pr})} \Big/ 0.178 \right)^{-0.289} K^{1.1} \quad \dots(4.1.10)$$

$$\Delta (1 - W_T) = W_T \left\{ 0.187 - 0.187 \left( \frac{Z}{0.7} \right)^3 \right\} \quad \dots(4.1.11)$$

ただし  $Z > 0.7$  の場合は  $\Delta (1 - W_T) = 0$  とする。

また、 $1 - W_T$  の計算に用いる  $K$  は  $\Delta K = 0$  として用いる。

$$(1 - W_T)_{\text{Ball a}} = (1 - W_T)_{\text{FULL}} + \Delta(1 - W_T)_{\text{Ball a}} \quad \dots \quad (4.1.12)$$

$$\Delta(1 - W_T)_{\text{Ball a}} = -0.325 \left(1 - \frac{\nabla_B}{\nabla_F}\right) \left(\frac{W_T_{\text{FULL}}}{0.55}\right)^{2.7} \quad \dots \quad (4.1.13)$$

$1 - t$  は満載状態、バラスト状態それぞれの  $K$ 、 $C_B$  を用い次式で求める。

$$1 - t = 0.877 - (0.37 C_B - 0.014) K \quad \dots \quad (4.1.14)$$

#### 4.1.3 推定式と実験値の比較・考察

Table 4.1.1 は各種船型について前述の推定計算を行った例である。\*印の数値を除き、満載状態、バラスト状態とも推定値はよく実験値に適合している。SR 200-9 の H 型も記載しているが  $K$  値が大幅に計算値を外れている (\*印)。Fig. 4.1.3 ~ Fig. 4.1.6 は本部会の船型を他船種とともに満載状態およびバラスト状態につき計算値と実験値を比較したものである。他船型では推定値と実験値がよくあっていている。本部会の船型は団印の記号が附されているが、 $L/B = 4.5$ 、 $L/B = 5.25$  の船型の  $K$  値は満載状態の場合でも実験値が計算値を大きく上回り、 $L/B$  が小さいほどずれ方がひどい。けれども  $L/B = 6.0$  の場合は実験値は計算値によく一致している。他船種でも  $L/B = 5.0$  のものは計算値より外れているものがあるが、本部会の船型の  $K$  値急騰は異常でこれは広幅、浅喫水化と大型プロペラのため、剥離現象が発生しているものと推定される。図で計算値と実験値がよく一致している RORO 船があるが、これは  $L/B = 5.0$  である。したがって剥離発生の原因は幅広・浅喫水のほかに船尾肋骨線形状が起因していることが考えられる。本部会の船型は Table 4.1.1 に示されるように、 $Y$ 、 $Z$  の値は標準貨物船なみであり、この肋骨線形状を改良すれば剥離発生がなくなり、 $K$  値は計算値に近似することが示唆される。 $1 - W_T$  は本部会船型においても計算値と実験値がよく合っている。一般に  $K$  値が大きい場合は  $1 - W_T$  も減少する筈であるが、本船型ではそのようになっていない。幅広と太い肋骨線スケグのため剥離が発生し形状抵抗が増大したが、プロペラ圏外で起っているようである。

バラスト状態では本部会船型は全船  $K$  値が計算値より大幅に大きい。これも剥離のためと考えられ、 $1 - W_T$  は比較的計算値に近いことも満載状態と同様である。以上のとおりであるから、 $r_w$  を検討するに際しては、本部会船型には計算値の  $K$  を使用するのは好ましくないと判断される。 $K_{\text{exp}}$  を使用して剥離成分を剩余抵抗から除外し、剥離の影響が造波成分に混入しないようにする必要がある。

#### 4.2 $C_w'$ 値の比較

実験結果を造波抵抗係数  $C_w'$  係数で比較したのが Fig. 4.2 である。

ここに

$$C_w' = \frac{R_w}{\frac{C_M^2}{\pi} \left(\frac{B}{L}\right)^2 \left(\frac{L^3}{\nabla}\right)^{2/3} \left(1 - \ell\right)^{-Kod^2}}$$

これは多賀野の造波抵抗式の右辺の級数項の値を示すもので  $C_w'$  は  $C_p$  曲線の性質によって決まるものである。

A, B, I グループでは  $C_p$  曲線形状が不均一であるから  $C_w'$  曲線も不統一であるが、H, F, G および C, D, E グループでは  $L/B$ ,  $d/L$  が相異しても  $C_w'$  曲線はよく一致している。実験における  $r_w$  成分中には自由表面衝撃波等が含まれているが、H, F, G および C, D, E グループでは、それらを包含して  $r_w$  を主要寸法比の項と  $C_p$  曲線の項に分離できることが示されている。

#### 4.3 肋骨線傾斜が $r_w$ に与える影響の分析

肋骨線傾斜が  $r_w$  に大きく影響することはよく知られているがこの量を把握しないと  $r_w$  の比較、考察が難しい。少數の実験資料ながら、それらを使用して肋骨線傾斜の影響を求める試みを試みた。

1.3 で述べたように  $\Delta \eta_{\max}$  を水線面積曲線と  $C_p$  曲線の差の最大値とし、 $\Delta \eta_{\max}$  は肋骨線傾斜を示すパラメータであるとする。Fig. 4.3 は横軸に  $\Delta \eta_{\max}$  をとり縦軸に  $C_w'$  をとって実験値をプロットしたものであるが、図示のとおり船型グループ別に次式で近似できる。

$$C_w' = C_{w0'} \left\{ 1 + 2.7 \left( \frac{\Delta \eta_{\max}}{0.25} \right)^2 \right\} \quad (4.3)$$

$C_{w0'}$  : 肋骨線が垂直 ( $\Delta \eta_{\max} = 0$ ) の場合の  $C_w'$  値

$C_{w0'}$  は  $C_p$  曲線の形状によって異なり、 $C_w'$  値は  $C_{w0'}$  の大小に支配されるが、 $\Delta \eta_{\max}$  の値によっても大きく変動する。 $\Delta \eta_{\max}$  の増大で  $C_w'$  値が増加するのは水線部の造波現象とともに自由表面衝撃波成分が増大することに起因するものと考えられる。

#### 4.4 素成波理論設計法と多賀野法の関係

H, F, G グループにおいては、素成波理論設計法と多賀野法とで同一の最適船型が与えられた (2.6 既述)。素成波理論設計法における  $C_{PE} = 0.51$ ,  $F_{nE} = 0.281$  の船首部分に中央部船体が複合整形されたものである。船型検討に当って、 $\mu'$  法を使用して非線形性の修正がなされ  $C_p$  曲線は理論のものよりホロー型に変形された。ところが実験の結果では、最適フルード数は約 0.238 と判断される (計画値 0.24)。これは修正量がやや過大であったと考えられ、H グループは最適値  $C_{PE} = 0.50$ ,  $F_{nE} = 0.281$  の理論船型であるとみなされる。次に B 船型においては、 $C_{PE} = 0.518$ , C, D, E 船型において  $C_{PE} = 0.528$  (2.6 既述) とそれぞれ  $C_{PE}$  が最適値より 0.018 および 0.014 大きいものを採用すれば素成波理論船型は本部会船型に一致することが確かめられた。Fig. 4.4 は  $d/L = 0.06$  の場合に換算した各船型の素成波理論造波抵抗係数  $R^*$  (1.3.5) 式を示す図である。

ここで、素成波理論設計の造波抵抗式と多賀野式を比較すると、

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{多賀野} \quad r_w = \frac{R_w}{\rho \nabla^{2/3} V^2} = \frac{C_M^2}{\pi} \left( B/L \right)^2 \left( \frac{L^3}{\nabla} \right)^{2/3} \left( 1 - e^{-Kod^2} \right) C_w' \\ \text{堺} \quad r_w = \pi M^2 \left( \frac{L^3}{\nabla} \right)^{2/3} R^* \end{array} \right. \quad (1)$$

多賀野式は Michell 型、堺式は Havelock 型であるが内容は両者同一である。(2)式の  $R^*$  の中味は  $C_p$  値で除したものであり、(2)式は  $C_p$  が  $\nabla^{2/3}$  で比例する。よって  $R^*$  は  $\nabla^{2/3}$  で比例する。したがつて  $R^*$  は  $V/L$  に比例する常数である。けれども(2)式の  $R^*$  の代りに、これを船首造波 ( $R_o^*$ ) および船首フルード数 ( $F_{nE}$ ) で置換すると、 $M$  は  $M = a B/L$  ( $a$  : 比例常数) となる。また多賀野式の  $\left( 1 - e^{-Kod^2} \right)$  は  $\left( 1 - e^{-Kodsec^2\theta} \right)$  を近似的に  $\theta = 0$  としたものであるが、素成波理論の数値計算結果を検討すると、造波抵抗のホローがえられる最適速力附近では  $(1 - e^{-Kodsec^2\theta})^2 \approx (1 - e^{-Kod})^{1.4}$  とした方が妥当である。以上の事柄を考慮に入れて(2)式は次の (4.4.1) 式に替える。

$$r_w = a^2 \pi \left( \frac{B}{L} \right)^2 \left( \frac{L^3}{\nabla} \right)^{2/3} \left\{ \frac{1 - e^{-\frac{(KoL)'}{L}}}{1 - e^{-0.06(KoL)'}} \right\}^{1.4} R_o^* \quad \dots \dots \dots \quad (4.4.1)$$

$$(KoL)' = -\frac{1}{F_{nE}^2} \quad R_o^* : d/L = 0.06 \text{ の場合の船首造波計算値}$$

$R_o^*$  は船首造波の計算値であり、船尾造波、干渉波、球状船首の影響等を推定するのに  $R_o^*$  のみでは不満足と考えられるが、最適速力附近では干渉波が少なく、この船型の船首バルブは小型でその影響も少ない。本法の最適船型に関しては  $R_o^*$  の値が主導的となり、それを変数として、実際との関係を修正係数  $a^2$  で補うことができると仮定し  $a^2$  を実験値から求めることを試みる。

(1), (4.4.1) 式から次式が導かれる。

$$a^2 = \frac{C_M^2 (1 - e^{-\frac{(KoL)'}{L}})^2 C_w'}{\pi^2 \left\{ \frac{1 - e^{-\frac{(KoL)'}{L}}}{1 - e^{-0.06(KoL)'}} R_o^* \right\}^{1.4}}$$

H船型を例にとって、 $C_M = 0.97$ ,  $d/L = 0.0654$ ,  $C_w' = 0.485 \times 10^{-2}$ ,  $F_n = 0.238$ ,  $F_{nE} = 0.281$ ,  $R_o^* = 0.9 \times 10^{-4}$  を上式に代入し、 $a^2$  を求めると  $a^2 = 4.007 \div 4$  となる。また肋骨線傾斜の影響(4.3)式を組入れると(4.4.1)式は次のように変形される。

$$r_w = 4 \pi \left( \frac{B}{L} \right)^2 \left( \frac{L^3}{\nabla} \right)^{2/3} \left\{ \frac{1 - e^{-\frac{(KoL)'}{L}}}{1 - e^{-0.06(KoL)'}} \right\}^{1.4} \left\{ 1 + 2.7 \left( \frac{\Delta \eta_{max}}{0.25} \right)^2 \right\} R_o^* \dots \dots \quad (4.4.2)$$

#### 4.5 推定式による $r_w$ 曲線

(4.4.2)式を使って  $r_w$  曲線を求める方法をFig. 4.5.1に示す。肋骨線傾斜の度合に従って、LWLが太型化するので、それに対応して高速域では  $r_w$  が低減するよう実績判断から決められている。図のO, Hの位置における  $r_w$  を計算し、この2点を通って  $F_n = 0.1$ において  $r_w = 0$  とし、低速部は2次曲線近似として、所要の  $r_w$  曲線を求めることができる。

この方法を使って9隻の委員会の船型の  $r_w$  を推定し、Table 4.5.1に示す。参考のためにコンテナ船SR138, GUILLOTON法によったその改良船型M38についても適用してみた。以上の結果を Fig. 4.5.2, Fig. 4.5.3に図示する。B', I船型を除き、推定値と実験値は概ね一致している。B'船型は船首バルブの複雑な干渉が生じており、I船型実験値は低速域でかなり大きい。けれどもB', Iは計画速力よりも高速域の造波抵抗が低く、C, D, E船型も同様である。これらのこととは2.6で述べた事項を裏付けている。

#### 4.6 本章のまとめ

本部会の水槽試験結果に、他船種の試験結果を加え、船型学的に分析した結果次の結論を得た。

- 1) 本部会の  $L/B = 4.5, 5.25$  の船型は満載状態において形状影響係数が他船種に比しきりに大きく、バラスト状態においては全船型がそうであり、これは幅広浅喫水とスケグ部分の幅が広い船尾肋骨線形状に起因するものと考えられる。
- 2)  $r_w$  成分のうち、船首肋骨線傾斜による抵抗増加成分は従来考えられていたものより大きく、 $C_p$  曲線の形状の相異によって生じる抵抗増と同程度に重要である。したがって、船型計画に当っては最適  $C_p$  曲線の選定と同時に

船首部水線面積が太型にならないよう(肋骨線傾斜が大きくならないよう)工夫することが必要である。

3) 実験結果を応用して、素成波理論設計法の造波抵抗式の修正係数を求めることができた。これに船首肋骨線傾斜のパラメータを導入し、新しく造波抵抗推定式を導いた。この推定式を本部会各船型に適用したところ、実験結果とよい対応を示し、 $C_P$ 曲線が不統一である各船型の特性を明確にすることことができた。

この推定式は一般の船型計画にも使用できるものと考えられる。

なお、本章の造波抵抗推定式は  $C_B = 0.7$  ( $F_n = 0.22$ )よりやせ型、高速の船型に対し適合する。それより肥型低速の船型に対しては  $R_0^* = \text{const.} \doteq 0.8 \times 10^{-4}$  と置くと実情に合うようである。

### 参 考 文 献

- 1) 船型可分原理により船尾肋骨線形状影響を考慮した形状影響係数・自航要素推定法と船型設計法について、関西造協、昭56年春季講演会(予定)

Tab. 4.1.1 Calculated Values of K, 1-t, 1-W<sub>T</sub> on Various Ship

	TANKER (V-shape)	BULK C. (SR159)	BULK C. (SR174B-4)	BULK C. (SR174B-4H)	CONTAINER (SR138)	RO-RO (SR200H)
C <sub>b</sub>	0.84	0.80	0.82	0.82	0.58	0.65
r <sub>o</sub>	0.313	0.297	0.297	0.297	0.483	0.377
L/B	5.75	6.00	6.52	6.52	6.50	4.50
B/d	3.06	2.76	2.60	2.60	2.86	3.40
B/L <sub>r</sub>	0.555	0.561	0.516	0.516	0.319	0.589
Y	0.020	0.330	0.335	0.300	0.340	0.333
Z	0.150	0.647	0.680	0.740	0.670	0.738
θ	45	35	45	45	36	73
β	56	68	68	87	66	70
f(C <sub>P</sub> )	0.98	0.99	1.00	1.00	0.99	1.00
f(θ)	0.94	1.00	0.94	0.94	1.00	1.05
f(Y, β)	0.754	0.975	0.979	0.878	0.992	0.970
K { cal.	0.216	0.320	0.289	0.259	0.181	0.319
{ exp.	0.216	0.330	0.290	0.260	0.180	0.450
D <sub>p</sub> /B.C <sub>b</sub> × $\frac{1}{f(C_P)}$	0.182	0.221	0.326	0.326	0.401	0.354
(1-w <sub>T</sub> ) <sub>o</sub>	0.572	0.478	0.614	0.647	0.761	0.600
Δ(1-w <sub>T</sub> )	0.079	0.021	0.006	0	0.006	0
1-w <sub>T</sub> { cal.	0.651	0.499	0.620	0.647	0.767	0.600
{ exp.	0.65	0.51	0.62	0.645	0.77	0.59
1-t { cal.	0.81	0.79	0.79	0.80	0.84	0.80
{ exp.	0.79	0.82	0.77	0.785	0.76	0.80
c	0.53	0.48	0.49	0.46	0.44	0.41
B/L <sub>r</sub> balla.	0.600	0.609	0.560	0.562	0.348	0.638
T/L	0.01	0.01	0.02	0.02	0.01	0.01
C <sub>b</sub> balla.	0.81	0.77	0.77	0.77	0.524	0.61
Δ <sub>B</sub> /Δ <sub>F</sub>	0.55	0.65	0.44	0.44	0.60	0.65
B/d	5.25	4.11	5.53	5.53	4.36	4.93
K { cal.	0.199	0.305	0.270	0.249	0.240	0.354
{ exp.	0.190	0.45	0.27	0.21	0.246	0.47
Δ(1-w <sub>T</sub> ) balla.	-0.043	-0.088	-0.067	-0.055	-0.013	-0.048
1-w <sub>T</sub> { cal.	0.61	0.41	0.56	0.59	0.75	0.55
{ exp.	0.60	0.41	0.58	0.595	0.74	0.55
1-t { cal.	0.82	0.80	0.80	0.81	0.83	0.80
{ exp.	0.77	0.81	0.79	0.83	0.82	0.80

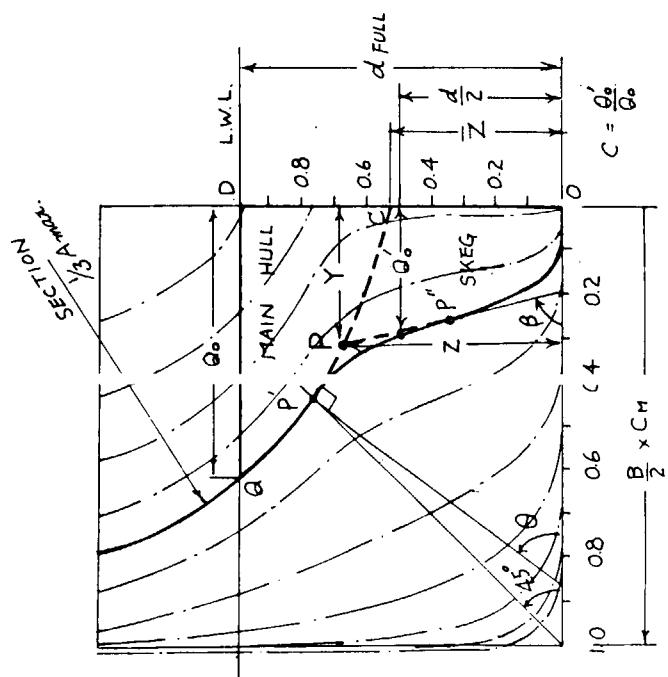
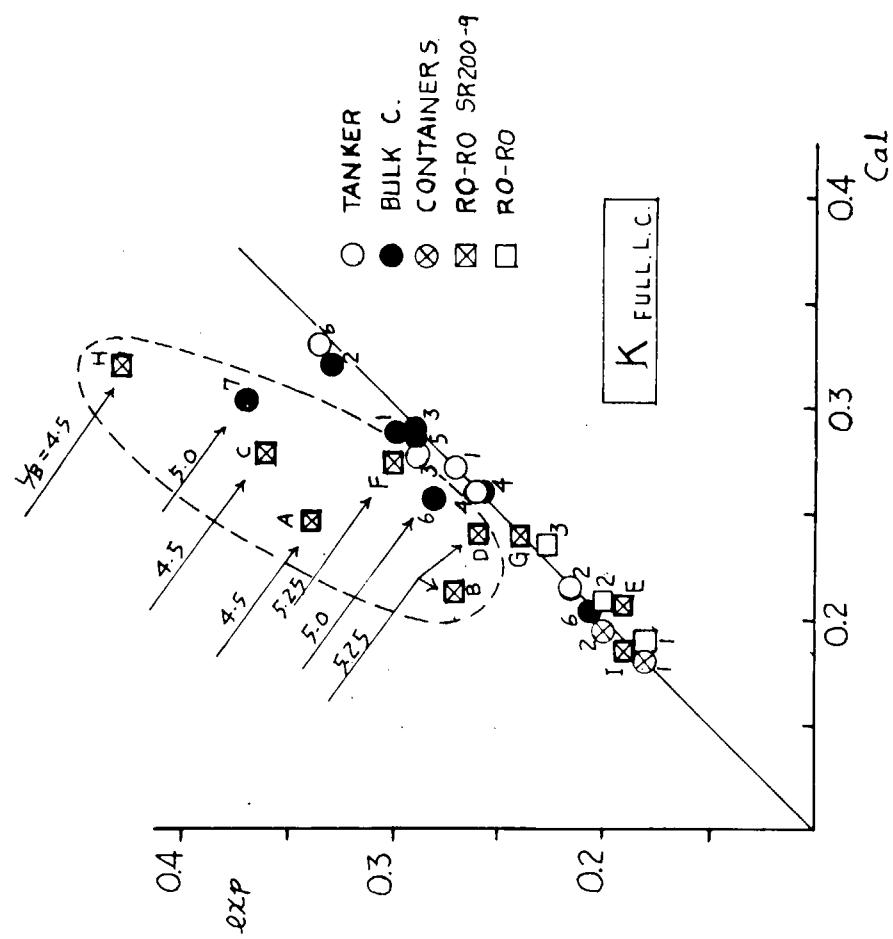
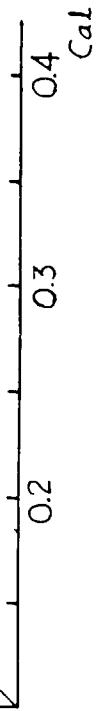


Fig. 4.1.3 Comparison of  $K_{exp}$ ,  $K_{cal}$  at Full L. Condition



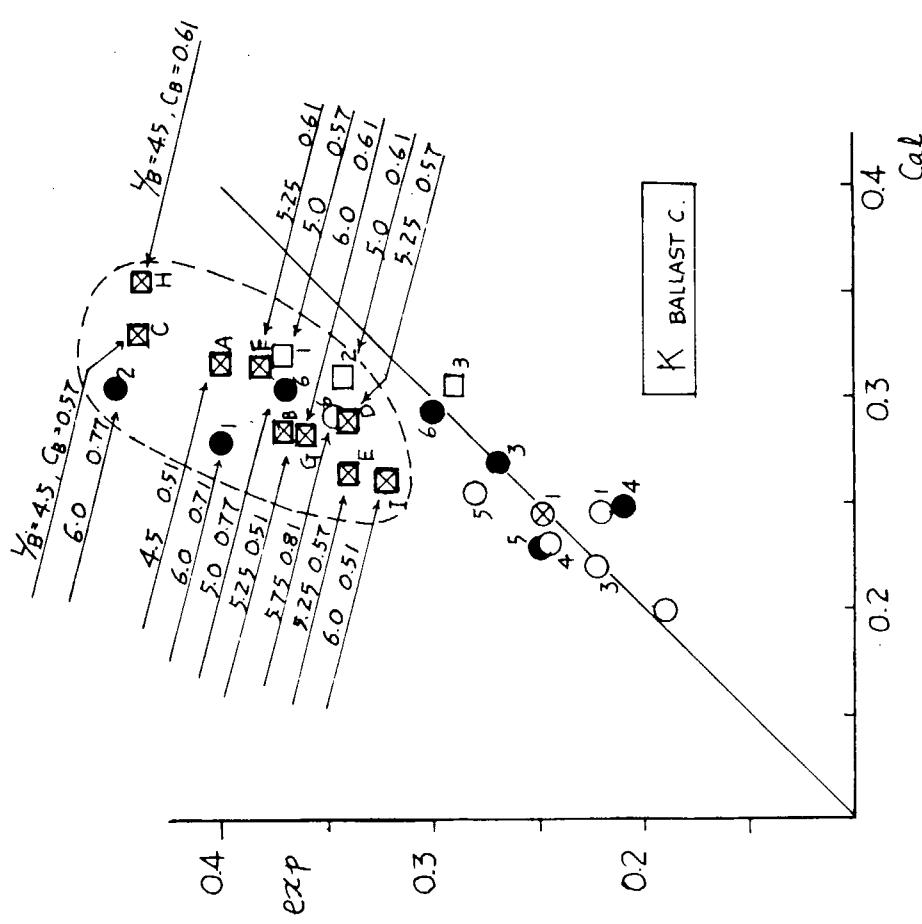


Fig. 4.1.4 Comparison of  $K_{exp}$ ,  $K_{cal}$  at Ballast Condition

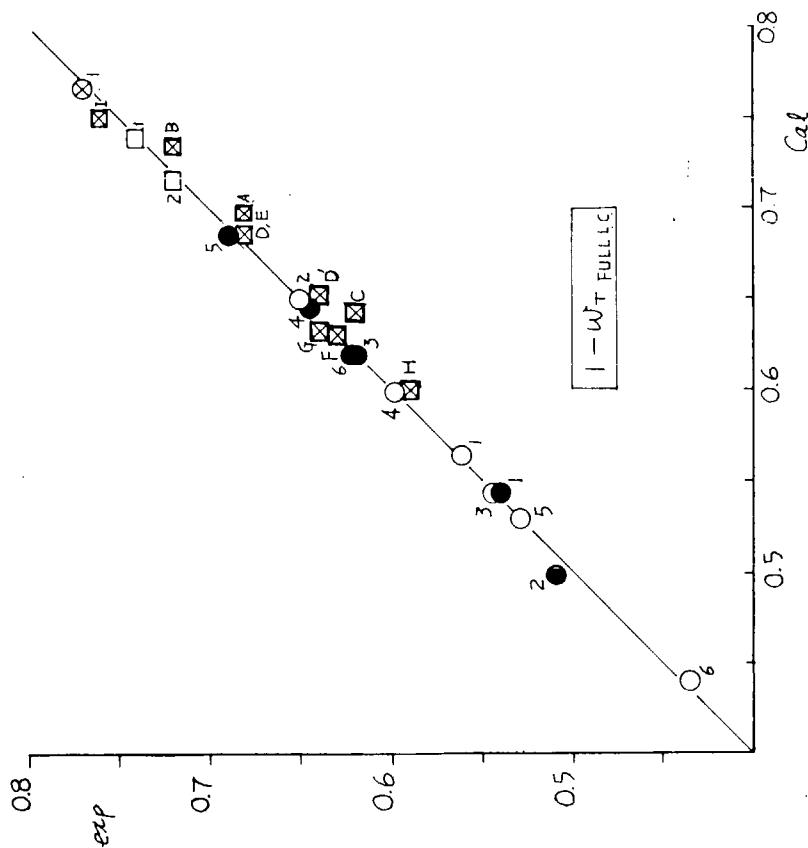


Fig. 4.1.5 Comparison of  $(1-W_T)_{exp}$ ,  $(1-W_T)_{cal}$  at Full L. Condition

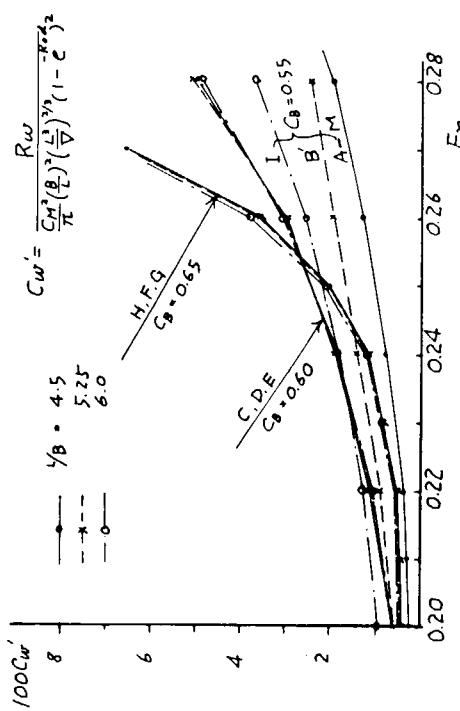


Fig. 4.2  $C_w' \sim F_n$  of Various Ship Forms.

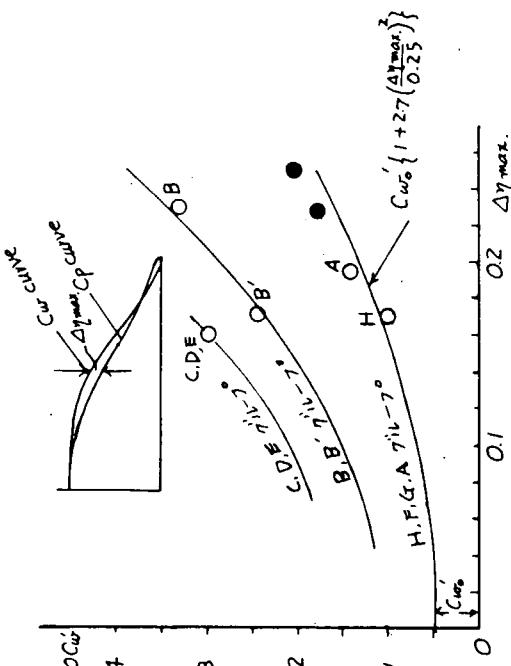


Fig. 4.3  $C_w' \sim \Delta \eta_{max}$ .

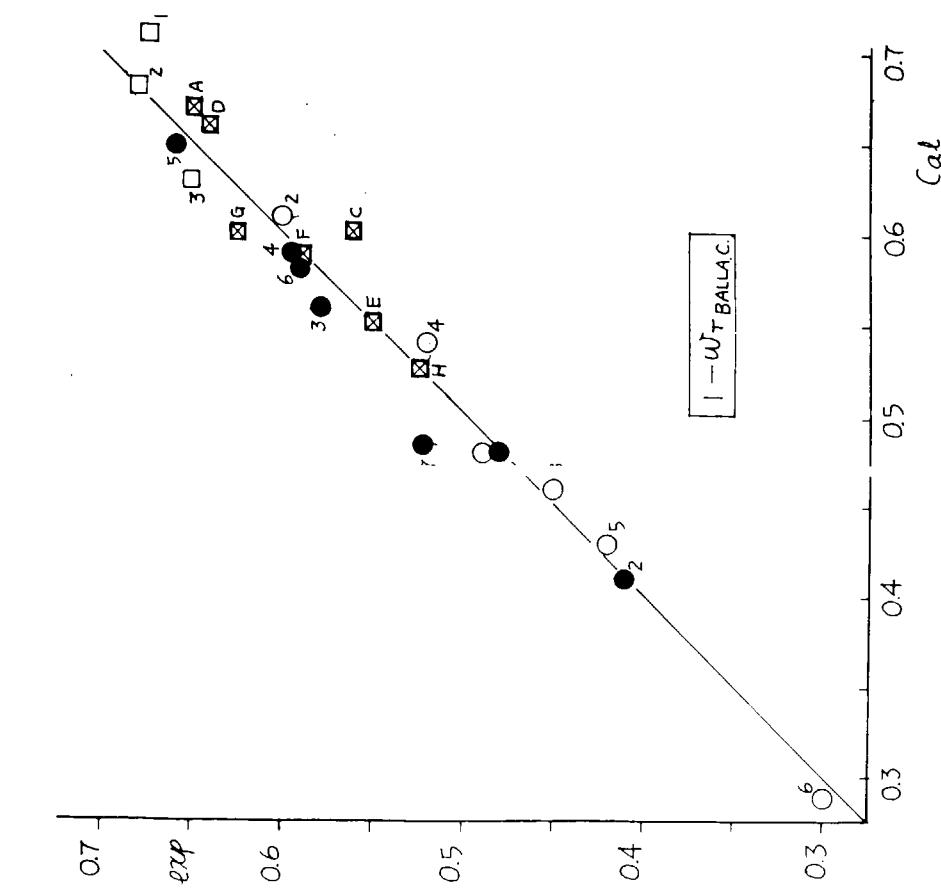


Fig. 4.1.6 Comparison of  $(1 - u/T)_{exp}$ ,  $(1 - W_T)_{cal}$  at Ballast Condition

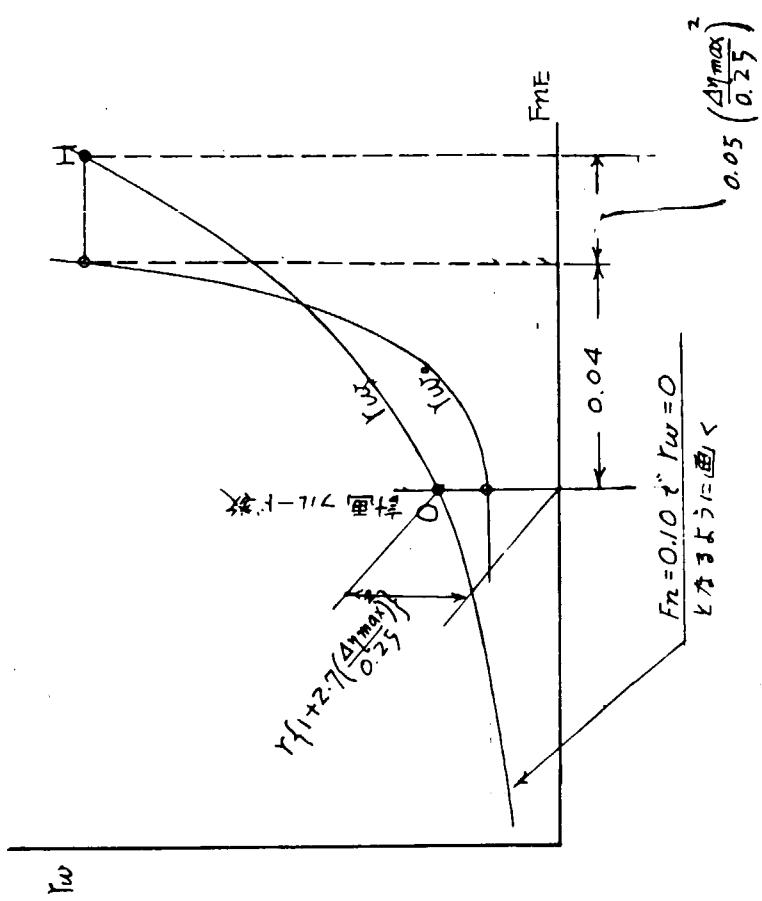


Fig. 4.5.1  $r_w$  曲線の書き方

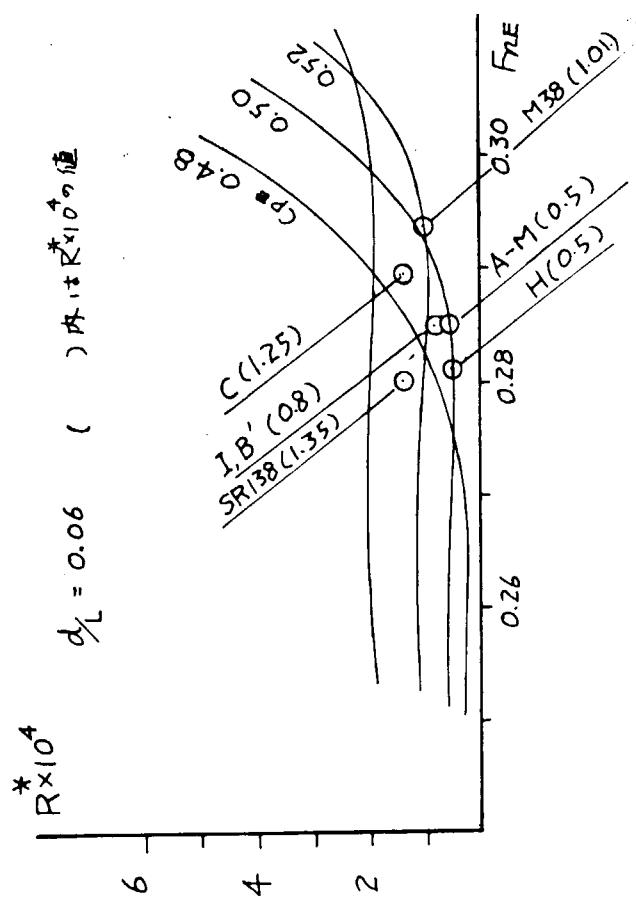


Fig. 4.4  $R_o^*$  Values of A, B', I, C, H, SR138 & M38 Forms

Tab. 4.5 Calculation of  $r_w$ 

SHIP'S TYPE	$k_p$	$\frac{L}{B}$	$\frac{1200V}{L}$	$\frac{d_L}{L}$	$F_{NE}$	$\frac{\Delta \eta_{max}}{1+2\sqrt{\frac{L}{a^2}}}$	$\frac{-\frac{1}{2}(\rho_0)^2 g}{1-\frac{c}{c_{0.07}}(F_{lw})}$	$\frac{1.4}{1-\frac{c}{c_{0.07}}(F_{lw})}$	$O$	$1000F_{lw}$	$1000R_o$	$\left  \frac{1-\frac{c}{c_{0.07}}(F_{lw})}{1-\frac{c}{c_{0.07}}(F_{lw})} \right ^4$	$H$	$1000R_o^*$	$F_{lw}$	$1000F_{lw}$	
H	0.28	4.05	0.413	0.065	0.281	0.165 2.176	1.082 0.937	0.50 0.50	0.238 0.238	1.63 (1.62)	0.840 0.716	30.80 30.80	0.291 0.291	14.089 11.43			
P	0.28	5.25	1.939	0.056	0.281	0.165 2.176	0.937 0.821	0.50 0.50	0.238 0.238	1.27 (1.28)	0.716 0.620	30.80 30.80	0.291 0.291	11.43			
G	0.28	6.0	1.315	0.049	0.281	0.165 2.176	0.821 1.084	0.50 1.25	0.238 0.266	1.02 (0.95)	0.620 0.843	30.80 29.76	0.291 0.322	9.06 14.36			
C	0.15	4.05	1.769	0.065	0.289	0.161 2.120	1.084 0.935	1.25 1.25	0.266 0.266	4.17 (4.30)	0.843 0.717	29.76 29.76	0.322 0.322	14.36			
D	0.15	5.25	1.443	0.056	0.289	0.161 2.120	0.935 0.818	1.25 1.25	0.266 0.266	3.24 (3.29)	0.717 0.620	29.76 29.76	0.322 0.322	11.02			
E	0.15	6.0	1.949	0.049	0.289	0.161 2.120	0.818 0.936	1.25 0.80	0.266 0.281	2.59 (2.65)	0.620 0.716	29.76 29.01	0.322 0.350	8.70 20.57			
A	0.03	4.05	1.985	0.065	0.285	0.195 2.640	1.083 0.936	0.50 0.80	0.281 0.281	2.14 (2.35)	0.841 0.716	39.08 29.01	0.350 0.343	11.70 11.70			
B	0.03	5.25	1.892	0.056	0.285	0.170 2.248	0.936 0.819	0.80 0.80	0.281 0.281	2.35 (2.10)	0.841 0.620	39.08 29.01	0.350 0.343	20.57 8.18			
I	0.03	6.0	1.494	0.049	0.285	0.170 2.248	0.819 0.918	1.35 1.35	0.281 0.28	1.89 (2.42)	0.620 0.699	29.01 17.17	0.343 0.337	5.20 11.85			
SRL38	0	6.5	1.735	0.054	0.28	0.144 1.896	0.918 0.901	1.01 1.01	0.289 0.289	2.44 (2.38)	0.699 0.689	17.17 40.70	0.337 0.337	11.85			
M 38	0.03	6.5	1.418	0.054	0.293	0.124 1.664	0.901 1.664	1.68 (1.68)	0.289 0.289	1.68 (1.68)	0.689 0.689	40.70 30.80	0.337 0.291	11.85 14.089			

( ) shows 1000  $r_w$  exp.

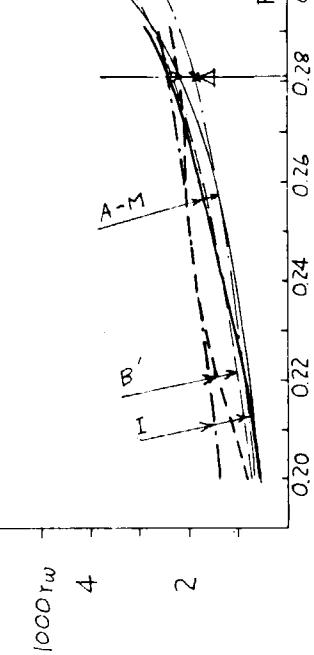
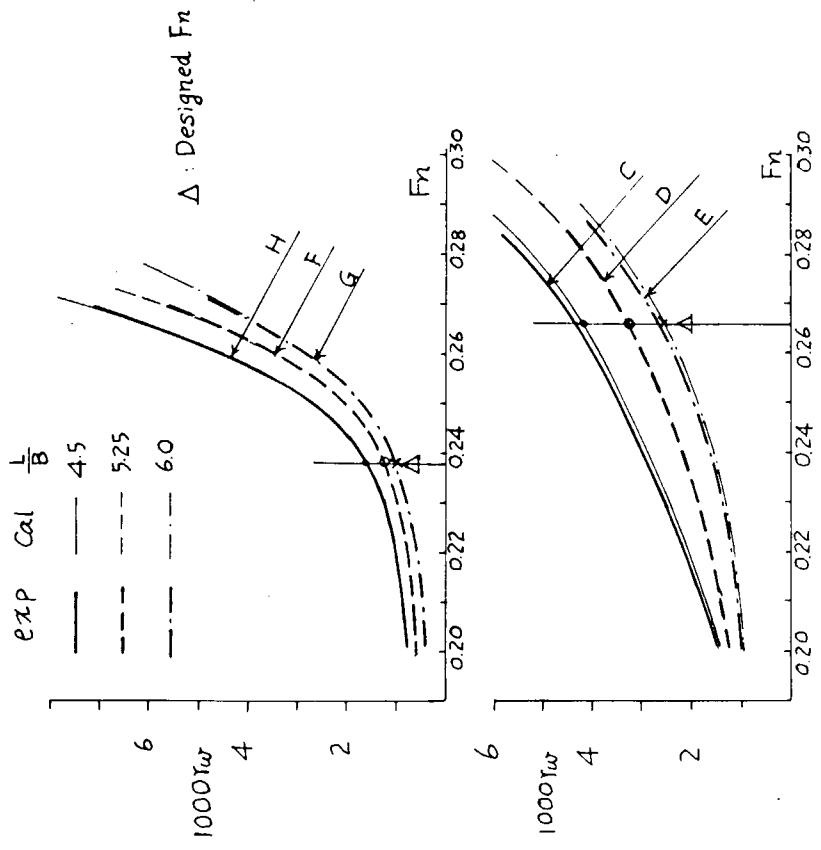


Fig. 4.5.3 Comparison of  $r_{wexp}, r_{wcal}$

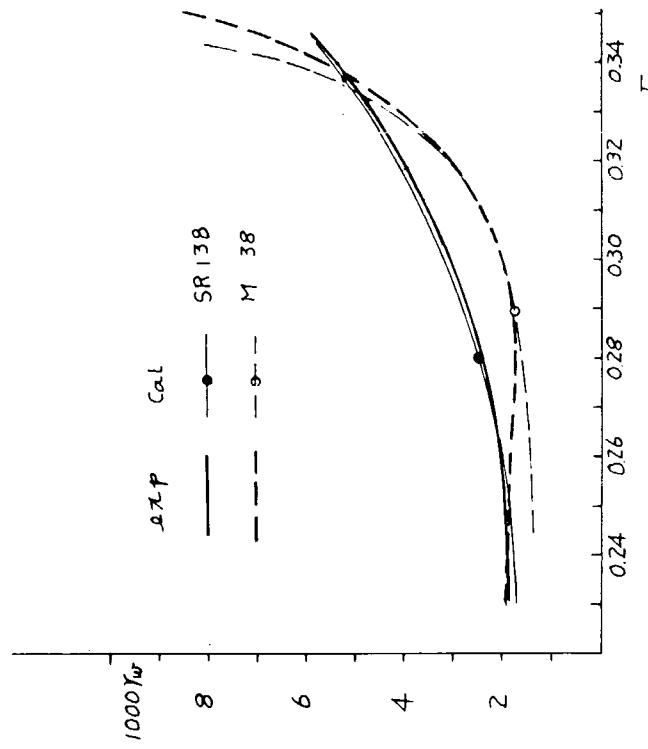


Fig. 4.5.3 Comparison of  $r_{wexp}, r_{wcal}$

Fig. 4.5.2 Comparison of  $r_{wexp}, r_{wcal}$

## 第5章 船型計画における波形解析の応用

### 5.1 波形解析の応用の現状と基本方針

#### 5.1.1 現 状

線型理論ベースに実流場の非線型性をとり入れて船型計画を行なう最近の方法には、多賀野の統計的方法や、堤あるいは馬場らの提唱した波形解析を応用した方法などがある。SR 171では、多賀野法を主に解析が行なわれてきた。本法が最終積分値である造波抵抗値を使用したものであるのに対し、波形解析を応用した方法では、「波」からの情報を利用することになり、船型と波との対応を見る上では、より多くの情報をベースにしている点が第1の特徴となっている。波形解析を利用した船型計画法は、後述するようなもののがあげられるが、いずれも実験と理論のhybrid的な構成になっており、理論と実験のweightの置き方によって異なった方法となるのが、第2の特徴で、実用的であると考えられる。

本章では波形解析データをもとにした船型計画法を実行し、考察を行なうこととする。

現在提案されている方法には次の4つがある。

#### a) 馬場の方法<sup>1)</sup>

母船型の振幅関数を波形解析により実験的に求める。最適船型は、母船型の横切面積曲線をわずかに変更して得られるとする。変化分に対しては、薄い船の理論を適用し、更に実験と理論の比較から位相修正関数と、有限幅修正関数を導入する。最適な横切面積曲線の変化量は、薄い船を付加したことによる造波抵抗係数の変化分が停留する条件から求められる。

#### b) 萩原の方法<sup>2)</sup>

馬場の方法における横切面積曲線の代わりに、半幅関数の最適化を行なうようにしたもので、母船型からの変化分の振幅関数に有限幅修正を施した理論式から求め、摩擦抵抗を含めて、全抵抗を最小にするように、半幅の変化分を求める。

#### c) 堤の方法<sup>3)</sup>

M 330 数学船型の系統シリーズテストを行ない実測との比較から、素成波の位相修正関数等の経験関数を導入し、重率振幅関数の推定式を与える。この推定式を用いて、排水量一定の条件のもとで造波抵抗値が最小となるように、横切面積曲線および水線半幅曲線を決定する。計画船と相当M 330シリーズ船との重率振幅関数の差は理論式で補正される。本法はL/B = 8.0程度の船型を扱う上では有効な補正と考えられる。

#### d) 明石船型研究所の方法<sup>4)</sup>

母船および排水量一定の条件下で、横切面積曲線を変えたデータ船の波形解析を行なう。横切面積曲線の変化分を薄い船と考えるが、微小変化分の振幅関数には理論による推定を用いず、実験値を用いその際線形重ね合わせができると仮定している。改良船型を得るために変化分は、データ船の変化分の一次結合として表わし、造波抵抗係数が最小となる条件から求める。

#### 5.1.2 基本方針

東大では、理論と実測とを結ぶ一般的な経験補正関数が得られるほど多くの隻数のデータを得ることは困難である。したがって今回は、数少ないデータで船型計画が実行できる明石船型研究所の方法を用いることとする。

SR 171研究部会の報告書にあるように、幅広船型ではFig. 5.1.1に見るような自由表面衝撃波が顕著に現われる場合が多く、それによる抵抗の全抵抗に占める割合が増大し、波形造波抵抗の割合は、相対的に小さくなる。幅広船の船型計画に際しては自由表面衝撃波の問題は避けて通ることができないが、非線型造波現象の著しい船型に対しては、波形解析を用いた船型計画法の基礎的な考え方が成立しなくなる恐れがある。このため今回は、高速用

船型のうち自由表面衝撃波抵抗の比較的少ないと考えられる  $L/B = 6.5$  程度の船型を対象とすることにし、幅広化に伴なって増大すると思われる衝撃波抵抗と船型要素の関係については、定性的にまた実験的に検討を加えて、徐々に  $L/B = 5$  程度の船型計画に備えることとした。

自由表面衝撃波による抵抗の近似的な取り扱い方、船型要素と速度との関係は、今回の供試模型以外のデータも含めて、本章の最後で触れたい。

## 5.2 研究対象船

5.1.2 の基本方針により、SR 138 研究船とほぼ同等の  $L/B = 6.5$ ,  $C_B = 0.542$  の高速船型を研究対象船にする。

船首バルブの自由表面衝撃波抵抗に及ぼす影響は大きく、また複雑であるため、本テーマは改めて次年度の研究とする。そこで、SR 138 の船体前半部からバルブを除いた船型を母型 (M46) とし、横切面積曲線のみが変わる代替船型 2 種 (M47, M48), 合計 3 隻を用意する。これらのデータに基づく船型の改良を試み、その結果をもとに模型 (M49)を作製し、水槽試験を行なって、本法の有効性を確認する。

## 5.3 水槽試験

### 5.3.1 供試模型

船型計画を行なう母船 (M46), ならびに船型計画のためのデータ船 (M47, M48) の主要目を Table 5.3.1 に、Sectional Area Curve を Fig. 5.3.1, Water Line Curve を Fig. 5.3.2 に、Body Plan を Fig. 5.3.3 に示す。

母船 (M46) の前半部形状は、SR 138 船型の船首バルブを落としたものである。後半部形状は SR 138 前半部形状と同じである。

データ船 M47, M48 の前半部形状は次のようにして決めた。

5.4 にも述べられるように、データ船の母船からの  $C_P$  カーブの変化量は、互いに独立であることが望ましい。そのため Fig. 5.3.4 に示したように、M47 と M46 との  $C_P$  の変化量  $\Delta C_{P1}$  を一節とし、M48 と M46 との  $C_P$  の変化量  $\Delta C_{P2}$  を二節として、排水量一定の条件のもとに M47, M48 の  $C_P$  カーブを決定した。フレームライン形状は、各セクションにおける  $C_P$  の母船に対する比は一律に母船の幅に掛けて決定した。

M47, M48 の後半部形状は、M46 の後半部と同一である。

また供試模型はすべてパラフィン製である。

### 5.3.2 抵抗試験

抵抗試験は満載状態 (even keel) で行ない、トリムを許さない平行ガイドを用いた。

抵抗試験結果の全抵抗係数  $C_T$ 、および沈下量を Fig. 5.3.5 に示す。3 次元解析法により得た造波抵抗係数  $C_w$  を Fig. 5.3.6 に示す。形状係数  $K$  は、フルード数  $F_n = 0.10$  で低速接線法により定めたものである。

Fig. 5.3.6 より、 $F_n = 0.15 \sim 0.30$  間で  $C_w$  の大小関係は、船首部の  $C_P$  の大小関係と同じで、先端部が他に比べ肥えている M48 の  $C_w$  の値が最も大きい。 $F_n = 0.30$  付近で  $C_w$  カーブは互いに交差しており、更に高速では  $C_w$  の大小関係が入れ替わっている。このような  $C_P$  と  $C_w$  の関係は、SR451, SR452, SR453 と同じである<sup>51)</sup>。

Fig. 5.3.6 には、多賀野法による推定値も記載しておいた。(係数  $Hij$  決定のための模型船群は、 $L/B = 6 \sim 7$ ,  $C_B = 0.525 \sim 0.6$  程度の 93 models である。) 値そのものは計測値より大きいが、大小関係は同じであり、統計的にも上述の傾向があることがわかる。

### 5.3.3 波形解析

N-S 法により得た波形造波抵抗係数  $C_{wp}$  を Fig. 5.3.6 に示す。longitudinal cut の波高計測位置は水槽側壁 ( $y/L = 0.872$ ) である。抵抗試験から求めた  $C_w$  カーブに見られる M46, M48 の hump, hollow は、 $C_{wp}$  カーブに見られるものの、 $C_{wp}$  は  $C_w$  に比べてかなり値は小さく、また  $F_n = 0.27$  を境に船型間の  $C_{wp}$  の大小が入れ替ってお

り、造波抵抗  $C_w$  と波形造波抵抗  $C_{wp}$  の関係は決して比例按分的でない。

Fig. 5.3.7-a, b, c に  $F_n = 0.27$ において  $y/L = 0.2, 0.872$  で計測して得た重率振幅関数を線型理論(Hess-Smith 法による double model source)と比較して示した。また、Fig. 5.3.8-a, b, c に  $F_n = 0.24, 0.27, 0.30$  での重率振幅関数を示した。Fig. 5.3.7 より、計測位置(y line)の違いによる振幅関数の差は少ないことがわかる。M46, M48の振幅関数は線型理論値に比べ、低  $\theta$  域はかなり小さく、高  $\theta$  域では同程度である(位相のズレは別にして)。M47の理論値は実測値よりかなり大きい。しかし、M46, M48に見られるような低  $\theta$  低目、高  $\theta$  高目という傾向でないことがわかる。局所流の影響があるとすれば、M46, M48はM47に比べ強く影響を受けているものと考えられる。局所流は、船体による流体排除効果に依るものであり、特に船首部の肥溝度に強く作用されると考えられるわけで、上述のことと合致する。

Fig. 5.3.8 より、M46, M48の振幅関数は互いに似た傾向であるがM47のとは異なっている。特に  $F_n = 0.30$  が顕著である。

#### 4.3.4 波紋解析

$F_n = 0.27$  でのM46, M47, M48の計測波紋図を Fig. 5.3.9-a, b, c に示す。M46, M48の波紋は互いによく似ているが、M47のものはそれらとかなり異なっている。そして、M46, M48の波紋は、M47のものに比べ波の峯の線が船の進行軸の方向に寝て見えることがわかる。これらの傾向も上述の局所流の影響ということを考えると、船型との関連を対応づける一要素となる。ただM48はM46よりも船首波が肥えているにも拘らず、M48の波紋の寝方は、M46のものとはほとんど同じであるため、局所流の影響は、波紋の寝方に関しては、それ以上強く現われないと思われる。

Fig. 5.3.9-d に参考までにM46の理論計算による波紋図を示す。(Hess-Smith 法による double source から計算)。Fig. 5.3.10に  $F_n = 0.27$  での波紋写真を示す。これより  $L/B = 6.5$  の船においても、M46, M48 のように自由表面衝撃波が強く現われていることがわかる。

### 5.4 波形解析を利用した船型改良

#### 5.4.1 明石船型研究所の方法<sup>4)</sup>

母船およびデータ船の波形解析を行ない、振幅関数を求める。母船の重率振幅関数を  $C_o^*(\theta), S_o^*(\theta)$  とし、データ船の重率振幅関数と母船のそれを差し引いたものを  $a_j^*(\theta), b_j^*(\theta)$  とする( $j = 1, N, N$  はデータ船の数)。また、データ船の  $C_p$  カーブから母船の  $C_p$  カーブを差し引いたものを  $\Delta C_{pj}(x)$  とする。

いま、一般的の  $\Delta C_p(x)$  カーブを  $\alpha_j$  を定数として、

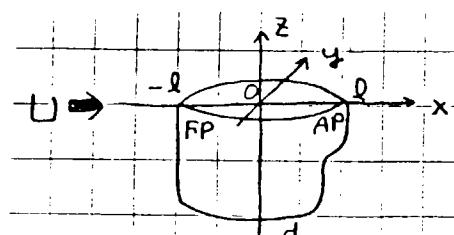
$$\Delta C_p(x) = \sum_{j=1}^N \alpha_j \Delta C_{pj}(x) \quad \dots \dots \dots \quad (5.4.1)$$

のかたちで表わす。このとき  $\Delta C_{pj}(x)$  は互いに独立であること  
が望ましい。

さて、 $\Delta C_{pj}(x)$  を母船に付加された垂直舷側の薄い船と考え、Michell 近似を用いると、 $\Delta C_p(x)$  と重率振幅関数の関係は、

$$\left[ \frac{a^*(\theta)}{L} + i \frac{b^*(\theta)}{L} \right]_{Theory} = - \frac{i K_0 BC_M}{\pi L}$$

$$- \sec^{1/2} \theta (1 - e^{-k_0 \sec^2 \theta}) \times \int_{-\ell}^{\ell} \Delta C_p(x) e^{i(k_0 \sec \theta \cdot x)} dx \quad \dots \dots \dots \quad (5.4.2)$$



のように表わせる。ここで  $K_0 = g/U^2$ ,  $B = \text{全幅}$ ,  $L = 2\ell = \text{全長}$ ,  $C_M = \text{midship coefficient}$  である。

薄い船  $\Delta C_p(x)$  については、それ自身の排除影響は無視できると考え、実測の振幅関数も(5.4.2)式のような関係が成り立つとすれば、(5.4.1)式で表わされる  $\Delta C_p(x)$  の重率振幅関数は、実測の重率振幅関数を用いて、

$$\frac{a^*(\theta)}{L} + i \frac{b^*(\theta)}{L} = \sum_{j=1}^N \alpha_j \frac{a_j^*(\theta)}{L} + i \frac{b_j^*(\theta)}{L} \quad \dots \quad (5.4.3)$$

とかくことができる。 $\Delta C_p(x)$  を付加したことによって得られる波形造波抵抗係数の増分  $\Delta C_{wp}$  は、

$$\begin{aligned} \Delta C_{wp} &= 4 \pi \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[ \sum \alpha_j \left\{ \left( \frac{C_o^*}{L} \right) \left( \frac{a_j^*}{L} \right) + \left( \frac{S_o^*}{L} \right) \left( \frac{b_j^*}{L} \right) \right\} \right] d\theta \\ &\quad + 2 \pi \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[ \left\{ \sum \alpha_j \left( \frac{a_j^*}{L} \right) \right\}^2 + \left\{ \sum \alpha_j \left( \frac{b_j^*}{L} \right) \right\}^2 \right] d\theta \quad \dots \quad (5.4.4) \end{aligned}$$

$\Delta C_{wp}$  を最小にするように  $\alpha_j$  を求める。このとき排水量一定の条件

$$\int_{-\ell}^{\ell} \Delta C_p(x) dx = 0 \quad \dots \quad (5.4.5)$$

をつけておく。

$\Delta C_{wp}$  の極値条件は、

$$\frac{\partial \Delta C_{wp}}{\partial \alpha_j} = 0 \quad \dots \quad (5.4.6)$$

である。 $\Delta C_{pj}(x)$  を選ぶ際に各  $\Delta C_{pj}(x)$  が

$$\int_{-\ell}^{\ell} \Delta C_{pj}(x) dx = 0$$

を満たすようにしておけば、(5.4.5)はつねに満たされている。

よって、最適な  $\Delta C_p(x)$  を与える  $\alpha_j$  は(5.4.6)式によって決定される。

具体的には、次の連立方程式を解くことになる。

$$\begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \vdots \\ \alpha_N \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & \cdots & C_{1N} \\ C_{21} & C_{22} & \cdots & C_{2N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ C_{N1} & C_{N2} & \cdots & C_{NN} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ \vdots \\ B_N \end{Bmatrix} \quad \dots \quad (5.4.7)$$

ここに

$$C_{kj} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left\{ \left( \frac{a_k^*}{L} \right) \left( \frac{a_j^*}{L} \right) + \left( \frac{b_k^*}{L} \right) \left( \frac{b_j^*}{L} \right) \right\} d\theta$$

$$B_k = - \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left\{ \left( \frac{C_o^*}{L} \right) \left( \frac{a_k^*}{L} \right) + \left( \frac{S_o^*}{L} \right) \left( \frac{b_k^*}{L} \right) \right\} d\theta$$

$$(k = 1, 2, \dots, N ; j = 1, 2, \dots, N)$$

#### 5.4.2. 船型改良

##### 1) $\Delta C_{Pj}(x)$ の独立性\*

前述のように各  $\Delta C_{Pj}(x)$  は独立していることが望ましいため  $\Delta C_{Pj}(x)$  間の直交性を調べた。

$\Delta C_{P1}(x)$ (M47-M46),  $\Delta C_{P2}(x)$ (M48-M46) をそれぞれ

$$\Delta C_{P1}^*(x) = \Delta C_{P1}(x) / \left[ \int_{-\ell}^0 \{ \Delta C_{P1}(x) \}^2 dx \right]^{1/2}$$

$$\Delta C_{P2}^*(x) = \Delta C_{P2}(x) / \left[ \int_{-\ell}^0 \{ \Delta C_{P2}(x) \}^2 dx \right]^{1/2}$$

と正規化し、これらを用いると、

$$\left| \int_{-\ell}^0 \Delta C_{P1}^*(x) \cdot \Delta C_{P2}^*(x) dx \right| = 0.0958 \quad \dots \quad (5.4.8)$$

となり独立性は比較的良好と考えられる。

##### 2) 改良船型M49

設計フルード数  $F_n = 0.27$ において側壁 ( $y/L = 0.872$ ) で計測した波形より求めた振幅関数を用いて (5.4.

7)式より、 $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ を求める

$$\alpha_1 = 0.4725, \quad \alpha_2 = 0.6106$$

となる。改良された  $\Delta C_P(x)$  カーブは Fig. 5.3.4 中に示す曲線となる。また  $C_P$  カーブは Fig. 5.3.1 に示すようになる。この  $C_P$  カーブを採用することによって減少する波形造波抵抗係数  $C_{WP} (= R_{WP} / \frac{1}{2} \rho U^2 L^2)$  の推定値は、 $0.011 \times 10^{-3}$  で、母船の  $C_{WP}$  が  $0.025 \times 10^{-3}$  であることから 44 % の波形造波抵抗の減少が期待される。

また減少した  $C_{WP}$  の内訳は、

母船型と付加部分の interaction によるもの =  $-0.0223 \times 10^{-3}$

付加部分単独の造波抵抗と付加部分どおし =  $+0.0111 \times 10^{-3}$

の干渉項であった。

改良船型の重率振幅関数  $C^*(\theta)/L$ ,  $S^*(\theta)/L$  を、

$$\begin{Bmatrix} C^*(\theta)/L \\ S^*(\theta)/L \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} C_o^*(\theta)/L \\ S_o^*(\theta)/L \end{Bmatrix} + \sum_{j=1}^2 \begin{Bmatrix} a_j^*(\theta)/L \\ b_j^*(\theta)/L \end{Bmatrix} \quad \dots \quad (5.4.9)$$

で推定し、これを新たに母船の重率振幅関数とみなし、同じデータ船(M47, M48)を用いて、2度目の改良を実行すると、

$$\alpha_1 = 0.00005, \quad \alpha_2 = 0.00005$$

となり、これらのデータを用いる限り、最適化は収束しているものと考えられる。

次に  $y/L = 0.2$  での波形より求めた重率振幅関数で改良を行なった結果と、側壁でのデータから得たものとを比べると Fig. 5.3.4 に示すようになり、若干のズレは生ずるが、傾向は同じであることがわかる。

一方、 $\Delta C_{Pj}(x)$  の重率振幅関数を実験によって求めるのではなく、(5.4.2) 式より理論的に求め、これを用いて改良を行なった場合は、Fig. 5.3.4 に見られるとおり、原形と大差のない  $C_P$  カーブが得られた。

\* 本来は、 $\Delta C_{Pj}(x)$  による振幅関数の独立性が問題であるが、ここではそのもとになる  $\Delta C_{Pj}(x)$  の独立性のみについて検討する。

更に、設計フルード数  $F_n = 0.27$  よりやや低速の  $F_n = 0.26, 0.24$  で同様の改良を試みた。結果を Fig. 5.4. 1 に示す。全体の傾向は M47 と似ている。これは  $F_n < 0.27$  では M47 の波形造波抵抗が、他の 2 隻に比べて小さいことと符合する。この 3 速度での改良  $C_P$  カーブは、ほぼ同じ形になったことから、 $F_n = 0.27$  での改良船型は、若干速度を落としても抵抗値が急増することはない判断した。

以上の解析の結果、改良船型 M49 は、 $F_n = 0.27$  の側壁における波形から得た  $\Delta C_P$  カーブを用いて決定された。Body Plan は、Fig. 5.4. 2 に示すとおりである。

### 5.4.3 確認試験結果と考察

前節で述べた改良船型 M49 に対して抵抗試験、波形解析を行なった。M49 の抵抗試験結果を Fig. 5.3. 5 に示す。M49 の試験時の水温は他船の場合の水温に比べ  $5^{\circ}\text{C}$  あまり低いため、Schoenherr Line が上昇し、比較試験を行なうのには最適の状態ではなかった。形状係数 ( $F_n = 0.10$  における値) は、M47, M48 とはほぼ同じである。

3 次元解析により得た M49 の造波抵抗係数  $C_w$  を Fig. 5.3. 6 に示す。M49 の  $C_w$  は、設計フルード数 ( $F_n = 0.25$ ) で最も  $C_w$  の小さかった M47 よりも、わずかながら低くなり、それより高速側の  $F_n = 0.27 \sim 0.32$  の間では、M49 の  $C_w$  が最も小さくなっている。

波形解析 (N・S 法) の結果得た M49 の波形造波抵抗を Fig. 5.3. 6 に示す。また、重率振幅関数を Fig. 5.4. 3 に示す。Fig. 5.4. 3 には、M49 の重率振幅関数の推定値 ((5.4.3) 式および (5.4.9) 式より計算) も示しておいた。本方法による船型改良は、波形造型抵抗の低減を目的としたものである。改良船型の波形造波抵抗が、母船を含め改良のために用いたすべての船のどの波形抵抗より低くなるかにより、この改良法の有効性が決まる。Fig. 5.3. 6 より M49 の波形造波抵抗は、設計フルード数付近では他のどの船よりも小さく、かつ設計フルード数においては波形造波抵抗を 50% あまり低減している。予測では波形造波抵抗低減量は 44% であったが、実際はそれを上回っている。Fig. 5.4. 3 の重率振幅関数を比較すると、低  $\theta$  域で若干の違いはあるものの、実測値は予測推定曲線によく合っている。このことは、 $C_P$  カーブが変化したときの振幅関数の差分は、ほぼその線型結合で表わされることを意味しており、本方法で用いた仮定 (5.4.3) 式が妥当であったことがわかる。

ところで、M47 に比べ M49 の波形抵抗はかなり低減されたにも拘らず造波抵抗  $C_w$  はわずかしか減っていない。N・S 法による波形解析結果が波形造波抵抗を正しく表わしているとするならば、 $C_w$  と  $C_{wp}$  の差は主に自由表面衝撃波による抵抗であると思われる。一般に自由表面衝撃波は主に head loss として抵抗に効いており、その大きさは、船首形状 (水線面形状、水線入角) に強く影響されるようである。水線入角が M47, M46, M48 の順に大きくなっているが、波紋写真を見ると自由表面衝撃波もこの順になっているようである。しかし、M47 と M46, M48 の間には、その強さに大きな違いがあり、船首形状との関係は単純ではない。

本供試模型のようなタイプの船型に対して、本方法により波形抵抗を低減させ得ることが明らかになったが、自由表面衝撃波が増加し、全体として造波抵抗が増加する可能性もあるので、船型改良には両方の影響を考慮していくことが必要である。

## 5.5 幅広船に対する船型計画の問題点

M46  $C_P$  カーブシリーズは、 $L/B = 6.5$  程度のモデルでも水線面形状によっては、自由表面衝撃波が顕著に現われ、抵抗を増大させることを物語っている。更に幅広になればこの傾向は強まり、幅広船では、抵抗のかなりの部分が自由表面衝撃波による抵抗によって占められていると考えられる。

そこでまず、船型要素の変更および速度の変化による造波抵抗の増減を近似的に波形造波抵抗と自由表面衝撃波抵抗の 2 成分の増減に分け、互いの量的関係を簡単な調査を通して見てみることにする。

### 5.5.1 船型と速度の変化による造波抵抗変化量の成分

曳航試験から得られる  $C_w$  と、波形解析から得られる  $C_{wp}$  との差については、未だ明快な説明が与えられていない

いが、後流中に head - loss として現われる自由表面衝撃波による抵抗がその中で大きな要素を占めている<sup>6)</sup>。波形解析は、波を直接測定しているわけであるから、波形造波抵抗の増減に対して、ほぼ正しく対応すると考えられる。

一方、 $C_w$ に関しては、form factor の問題があるが、その考え方には大きな誤りがないと仮定し、 $C_w - C_{wp}$  を自由表面衝撃波抵抗の第一次近似と考えることは、現段階では許される。ある船型要素を変更した場合の波形造波抵抗の増減量を N - S 法による  $C_{wp}$  値の増減  $\Delta C_{wp}$  で表わし、 $\Delta C_w - \Delta C_{wp}$  は、近似的な自由表面衝撃波抵抗の増減を表わすとする。

これを、横軸に  $\Delta C_{wp}$ 、縦軸に  $\Delta C_w - \Delta C_{wp}$  をとり、2 次元的にプロットしたものが Fig. 5.5.1 と Fig. 5.5.2 である。

Fig. 5.5.1 からは、バルブを装着することによって減少する抵抗の成分がわかる。

記入されているモデルの概要は、下記のとおりである。

M 331, M 331 - B 2 : 堤氏の用いた  $L/B = 8.0$ ,  $C_B = 0.50$  の数学モデル, M 331 - B 2 は 10% のバルブ付き

M 41, M 41 - B 3 :  $L/B = 6.5$ ,  $C_B = 0.548$ , M 41 には 6% のバルブ, M 41 - B 3 には 8.7% のバルブが付いている。

M 1656, M 1656 - 5C : Sharma の用いたタンカーモデル ( $L/B = 6.578$ ), M 1656 はノルマルバウ ( $C_B = 0.758$ ), M 1656 - 5C はバルブ付き ( $C_B = 0.762$ ) ただし 50% ▽

一方、東大で開発中の船尾端バルブ<sup>7)</sup>に関しては、

SR138, SR138X, SR138X1, SR138X2 : 船尾端バルブの幅シリーズ X 1, X 2, X 3 の順に幅が増大

バルブの効果は M 331 → M 331 - B 2 では主に波形造波抵抗の減少という形で現われており、タンカーモデルでは全く逆に自由表面衝撃波の減少に大きく寄与していることがわかる。一方、その中間の船型では抵抗減少は両成分にまたがっているが、一般的な傾向として、速度を上げていくと、初めは波形造波抵抗の減少という方向をたどり、次に縦軸の負の方向、すなわち自由表面衝撃波抵抗の減少が顕著になってくる。このように、船首バルブあるいは船尾バルブは、それを装着する船体の形状や速度によって、異なった結果を発揮しているものと思われる。

Fig. 5.5.2 は、その他の船型要素について同様の整理をしたものである。モデルの概要は、

M 40, M 41, M 42 : 幅シリーズ、それぞれ  $L/B = 6.5, 5.5, 4.5$ ,  $C_p$  カーブは同一。

M 331, M 383, M 384 : 堤氏の用いた M 330 船型の  $C_p$  カーブシリーズ

M 43 VU, M 43UV : フレームラインシリーズ M 43 VU は前半部が V 形状、後半部が U 形状。M 43UV はその後進状態。 $L/B = 5.5$ ,  $C_B = 0.533$

この図からも M 型では、 $C_p$  カーブの変化や速度の変化に対して、波形造波抵抗の増減が支配的であることがわかる。

また、M 40, M 41, M 42 からは、幅広化に伴なう造波抵抗の増加は主に自由表面衝撃波抵抗の増加となっていることがわかる。

また、今回使用した M 46, M 47, M 48 に対して、 $C_w$ ,  $C_w - C_{wp}$  そのものを 2 次元的にプロットしたものが、Fig. 5.5.3 である。M 47 では速度の増加とともに波形造波抵抗の増加が目立ち、M 48 では逆に自由表面衝撃波による抵抗の増加が支配的となっている。M 46 は、その中間的な位置を占めている。この例からもわかるように、主要目がほとんど同じモデルでも、横切面積曲線あるいは水線面形状で抵抗成分の内わけが異なってくるものと思われる。

### 5.5.2 幅広船に対する船型計画

先に述べたように、 $L/B = 8.0$  のモデルでは波形造波抵抗が支配的であるため、波形解析を用いた船型計画法が有効であると思われる。しかし、波形造波抵抗の占める割合が相対的に小さくなる幅広船では、伝播性の波に着目するだけでは当然不十分となる。また  $L/B = 6.5$  程度の船型でも、自由表面衝撃波が顕著に現われる場合があり、船首近くの形状がかなり敏感であることがわかる。したがって、幅広船を対象とする場合、波形解析データからの吟味のみならず、自由表面衝撃波と船首尾形状の関係を併せ考慮することが不可欠である。

一般に entrance angle を小さくすれば、自由表面衝撃波が減少する傾向があるが、船首尾バルブも見かけの entrance angle を小さくする効果があると思われ、自由表面衝撃波に対するバルブのはたらきを調べ、最も有効なバルブ形状を探すことが今後の課題と思われる。

一方、自由表面衝撃波を発生している時の遠方流場での波の振幅関数の特徴、波紋の特徴を調べ、両者の相互関連性の有無についても研究調査を行なうべきであると考えられる。

## 5.6 自由表面衝撃波を考慮した $C_p$ カーブの最適化

### 5.6.1 自由表面衝撃波抵抗と水線入角との関連

前節では、波形解析を用いて、波形造波抵抗  $C_{wp}$  を最小とする  $C_p$  カーブを求めたが、本節では更に自由表面衝撃波による抵抗を考慮して、 $C_p$  カーブの最適化を試みる。

前節と同様 M46～M48 のデータと、M49 のデータを一部使用する。最適化手法の前に、自由表面衝撃波抵抗と水線入角との関連を M46～M49 の実験結果から統計的に調べてみる。

自由表面衝撃波抵抗係数  $C_{ws}$  を近似的に  $C_w - C_{wp}$  であると考える。M46～M49 は、各 section での  $C_p$  の値を offset に乗じて body plan が決定されているので、water line の座標の大小はそのまま  $C_p$  値の大小とみなせる。

いま、

$$\begin{aligned} \eta_{ik} &= y_{ik} / b \\ C_{ws} &= C_w - C_{wp} \end{aligned} \quad \left. \right\} \quad (5.6.1)$$

とかくことにする。ここに  $i$  は  $i$  番目の Square Station、 $k$  は  $k$  番目のモデルを表わし、 $\eta$  は load line の座標、 $b$  は半幅である。

船首部の  $\eta_{ik}$  と  $C_{ws}$  の関係を次式に示されるような相関係数で表わす。

$$r_{C_{ws} \eta i} = D_{C_{ws}} \eta i / (D_{C_{ws}} C_{ws} \cdot D \eta i \eta i)^{\frac{1}{2}} \quad (5.6.2)$$

ここで、

$$D_{C_{ws}} \eta i = \sum_{k=1}^N (C_{ws} \cdot k - \bar{C}_{ws})(\eta_{ik} - \bar{\eta}_i) \quad \left. \right\} \quad (5.6.3)$$

$$D_{C_{ws}} C_{ws} = \sum_{k=1}^N (C_{ws} \cdot k - \bar{C}_{ws})^2 \quad \left. \right\} \quad (5.6.3)$$

$$D \eta_i \eta i = \sum_{k=1}^N (\eta_{ik} - \bar{\eta}_i)^2 \quad \left. \right\} \quad (5.6.4)$$

$$\bar{C}_{ws} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N C_{ws} \cdot k \quad \left. \right\} \quad (5.6.4)$$

$$\bar{\eta}_i = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \eta_{ik} \quad \left. \right\} \quad (5.6.4)$$

M46～M49の実験結果から得られた  $r C_{ws} \eta_i$  をFig. 5.6.1 に示す。この図より、船首部の water line の座標が大きい程、すなわち水線入角が大きい程  $C_{ws}$  が大きく、しかも s.s. 9 より前ではたいへん強い正の相関をもつことがわかる。

更に重要なことは、 $F_n$  の変化に対しても  $C_{ws} \sim \eta_i$  の関係は常に正の相関であり、水線入角の小さい船は、 $F_n = 0.20 \sim 0.30$  のすべての範囲で自由表面衝撃波抵抗では優位に立つことがわかる。これは高橋ら<sup>3)</sup>によって調べられた wedge model の船首自由表面衝撃波の特性の示すところでもある。

一方、波形造波抵抗係数  $C_{wp}$  と水線入角の関係も(5.6.1)～(5.6.4)式で  $C_{ws}$  を  $C_{wp}$  に変えたものによって調べることができ、これをやはり Fig. 5.6.1 に示してある。

$C_{wp} \sim \eta_i$  の関係は、 $F_n$  によって大きな違いが現われる。すなわち、 $F_n = 0.20 \sim 0.24$  では船首を細くした方が  $C_{wp}$  を小さくできるが  $F_n = 0.27, 0.28$  では先をやや太めに、 $F_n = 0.30$  では先を太らせて肩を落とす方が良いことになる。この関係は従来の船型計画法で良く言われる傾向である。

Fig. 5.6.1 から分かるように、 $F_n = 0.20 \sim 0.26$  では  $C_{ws}, C_{wp}$  と船首形状の関係は同方向であり、先細肩張りの船型が確実に良いと思われる。しかし、 $F_n \geq 0.27$  では 2 つの抵抗成分と船首形状との関係は相反するものとなるので、どちらか一方しか考慮しない船型計画では最適なものとならない可能性が強く、同時に 2 成分を考慮して妥協点を見い出す必要がある。

さて、自由表面衝撃波と強い相関のあるのは s.s. 9 3/4, 9 1/2, 9 1/4, 9 の 4 点であるから、これらの点の  $\eta$  と、自由表面衝撃波抵抗の統計的関係を、最適化の際に利用することにする。

## 5.6.2. 最適化手法

1) 船首部 S.S. での load water line の座標  $\eta$  と  $C_{ws}$  との関係を  $C_p$  カーブシリーズと他の類似した船型に対して調べ、

$$C_{ws} = a_0 + a_1 \eta + a_2 \eta^2 \quad \dots \quad (5.6.5)$$

のように、最小二乗法により 2 次式近似する。

S.S. を 4 つとすれば 4 個の関係式が求められる。

2) 前節と同様に波形解析を行ない、付加部分に関してはそれによる振幅関数の線型重ね合わせが許されるとする。

また、body plan は、母船の off set にその位置での  $C_p$  の比を乗じて決定されるものとすれば、前節と同じ記号を用いて最適形状の load water line の座標は、

$$\eta_i = \eta_{0i} + \alpha_1 \Delta \eta_{1i} + \alpha_2 \Delta \eta_{2i} + \dots + \alpha_{N-1} \Delta \eta_{N-1,i} \quad \dots \quad (5.6.6)$$

で与えられる。ただし  $\eta_{0i}$  は母船の  $\eta$ 、 $\Delta \eta$  はデータ船と母船の  $\eta$  の差分、suffix i は i 番目の S.S. を表す。

3) 排水量一定の条件も前節同様データ船をつくる際に満たしておく。

さて、母船の  $C_p$  カーブを(5.4.1)式のように変形した場合、造波抵抗係数  $C_w (= C_{ws} + C_{wp})$  の増分  $\Delta C_w$

は

$$\begin{aligned} \Delta C_w &= 4 \pi \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[ \sum \alpha_j \left\{ \left( \frac{C_{0j}^*}{L} \right) \left( \frac{a_{j*}}{L} \right) + \left( \frac{S_{0j}^*}{L} \right) \left( \frac{b_{j*}}{L} \right) \right\} \right] d\theta \\ &\quad + 2 \pi \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[ \left\{ \sum \alpha_j \left( \frac{a_{j*}}{L} \right) \right\}^2 + \left\{ \sum \alpha_j \left( \frac{b_{j*}}{L} \right) \right\}^2 \right] d\theta \\ &\quad + a_1 \sum \alpha_j \Delta \eta_j + \alpha_2 (\eta_0 + \sum \alpha_j \Delta \eta_j)^2 - \alpha_2 \eta_0^2 \quad \dots \quad (5.6.7) \end{aligned}$$

第 3 項は自由表面衝撃波抵抗の増分を表わすもので、前述のように関係式は複数個ある。

### 停留条件

$$\frac{\partial \triangle C_w}{\partial \alpha_i} = 0 \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.8)$$

より  $\alpha_j$  を求め、最適  $C_p$  カーブ形状を得る。

4)  $\alpha_j$ が求まると、各  $s_i, s_j$  での  $\gamma$  が与えられるから、これを用いて  $C_{ws}$  が求まる。しかし最適化に用いた関係式(5.6.5)が  $M$  個あるとすれば、 $M-1$  個の他の  $s_i, s_j$  での関係式があるわけで、それに当該  $\gamma$  を入れて  $C_{ws}$  を計算する。

したがって、 $m$ ， $n$  を

$m$  : 最適化を行なった関係式は  $m$  番目の  $s_i, s_j$  のものであること

$n$ ：その最適船型を用いて  $n$  番目の  $s_s, s_w$  での  $C_{ws}$  ～  $\eta$  の関係式より  $C_{ws}$  を推定すること

を表わすとすれば、 $C_{ws}(m, n)$  は、

$C_{ws}(1, 1) \dots C_{ws}(1, M) \rightarrow$  ひと組の  $\{ \alpha_j \}$ , ひとつの  $C_{wp}$

$$C_{ws}(2, 1) \dots C_{ws}(2, M) \rightarrow "$$

$$C_{ws}(M, 1) \longrightarrow C_{ws}(M, M) \rightarrow$$

のように  $M \times M$  個の  $C_{ws}$  の推定値が得られる。

この中で、ひと組の $\{\alpha_j\}$ を選ぶわけであるが、M個の $C_{ws}$ の中でとびぬけて大きな値を示すものがある場合、その $\{\alpha_j\}$ を採用するのは危険であると思われる。

また、 $C_{ws}$ ～ $\eta$ の関係を2次式近似したときの、データのバラつきを、その曲線まわりの相関比

$$r = \left[ 1 - \frac{S_0^2}{S^2} \right]^{1/2} \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.7)$$

$$S_{O^2} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (C_{ws_i} - f(\eta))^2$$

$$S^2 = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (C_{ws,k} - \bar{C}_{ws})^2$$

$N$  : データ数,  $f(\eta)$  : 2次曲線による近似式

で表わしておくと選択の際の参考になる。

これらを参考に、おしなべて小さな $C_w$  ( $= C_{ws} + C_{wp}$ ) を与える  $\{\alpha_j\}$  の組を定め、最適 $C_p$  カーブを決定する。

### 5.6.3 M46シリーズに対する応用

設計フルード数  $F_n = 0.27$  で、上記の方法により M46 シリーズの最適  $C_p$  カーブを求めてみる。

M46シリーズでは、 $C_{ws}$ との関連を見るのはs.s. 9 ¾, 9 ½, 9 ¼, 9の4点である。 $C_w$ ～?の関係と2次近似式をFig. 5.6.2に示す。s.s. 9では若干まとまりが悪い。最適化計算の結果s.s. 9 ¾と、s.s. 9 ¼での関係式を用いた場合が平均的に小さい $C_w$ を与えたが、どの関係式を用いても最適 $C_p$ カーブ自体あまり差はない。9 ¾での関係式を用いると、

$$\alpha_1 = 0.7062, \quad \alpha_2 = 0.2732$$

で最適  $C_p$  カーブは Fig. 5.6.3 に示すようになる。

すなわち、波形造波抵抗だけを対象にして最適化されたM49よりも先細肩張りであり、これはFig. 5.6.1からも推察されるとおりである。データ船中  $F_n = 0.27$  で最も  $C_w$  の小さかったM47は逆に先細肩張りにしそぎたため  $C_{wp}$

が増大したわけである。この方法による最適 $C_p$ カーブを採用すると、M49より8%前後の $C_w$ 軽減が見込まれる。もちろんデータ船のどれよりも小さな $C_w$ を示すことが予想される。

#### 5.6.4 設計 $F_n$ による最適 $C_p$ カーブの相違

自由表面衝撃波を考慮した場合としない場合の最適 $C_p$ カーブを $F_n = 0.20 \sim 0.32$ の間の数点を設計 $F_n$ として求めて比較した結果、次のようなことが言える。

$F_n = 0.20 \sim 0.22$ では、自由表面衝撃波を考慮した場合としない場合でほとんど同一の形状となるが、 $F_n = 0.24$ より両者に差が現われはじめ、高速になるにしたがって、自由表面衝撃波を考慮した場合の方が先細肩張りの傾向をとどめるため両者の差は開いていく。

Fig. 5.6.4には、2種の最適化の結果を $F_n$ ごとに重ねて示してある。

$C_p$ カーブシリーズモデルの試験結果では、 $C_w$ と $C_{wp}$ の大小関係が必ずしもどの $F_n$ でも一致するわけではなく、 $C_w$ では先細肩張りの船型がより高速側まで優位を保っている場合が多い。

M46シリーズもそうであるし、ref. 1)のM25, M27, M29も $C_w$ ではなく $C_r$ であるが同様の傾向を示している。

これは、今まで述べてきたように、自由表面衝撃波抵抗は常に先細の方が小さい値となるからであり、 $C_w$ の低減を計るのであれば自由表面衝撃波を考慮することが極めて重要であることを示していると考えられる。

### 参 考 文 献

- 1) Baba, E : An Application of Wave Pattern Analysis to Ship Form Improvement, Jour. Soc. Nav. Arch. of JPN (vol. 132).
- 2) 荻原誠功：船型試験における波形解析法の実用化に関する研究、石川島播磨技報、第14巻第3号
- 3) Tsutsumi, T : An Application of Wave Resistance Theory to Hull Form Design, Jour. Soc. Nav. Arch. of JPN (vol. 144)
- 4) 津田他：波形解析データに基づいた船型計画法について、第50回JTTC 第1部会資料
- 5) 日本造船研究協会報告 第45号(1964) P. 38.
- 6) Inui, T et al : Non-Linear Properties of Wave Making Resistance of Wide-Beam Ship, Jour. Soc. Nav. Arch. of JPN (vol. 146)
- 7) 乾, 宮田：舵の総合性能の最適化に関する研究(第2報), 日本造船学会論文集第145号
- 8) Takahashi, M et al : Characteristics of Free Surface Shock Waves around Wedge Models, Jour. Soc. Nav. Arch. of JPN (vol. 148)

Tab. 5.3.1 Principal Particulars

Model	M46	M47	M48	M49
Lpp (m)		2.0		
B (m)		0.3077		
d (m)		0.1047		
L/B		6.5		
Cm		0.984		
Cb		0.542		
Cp		0.551		
$\nabla$ ( $m^3$ )	0.03482	0.03482	0.03483	0.03484
S ( $m^2$ )	0.6951	0.6961	0.6959	0.6963

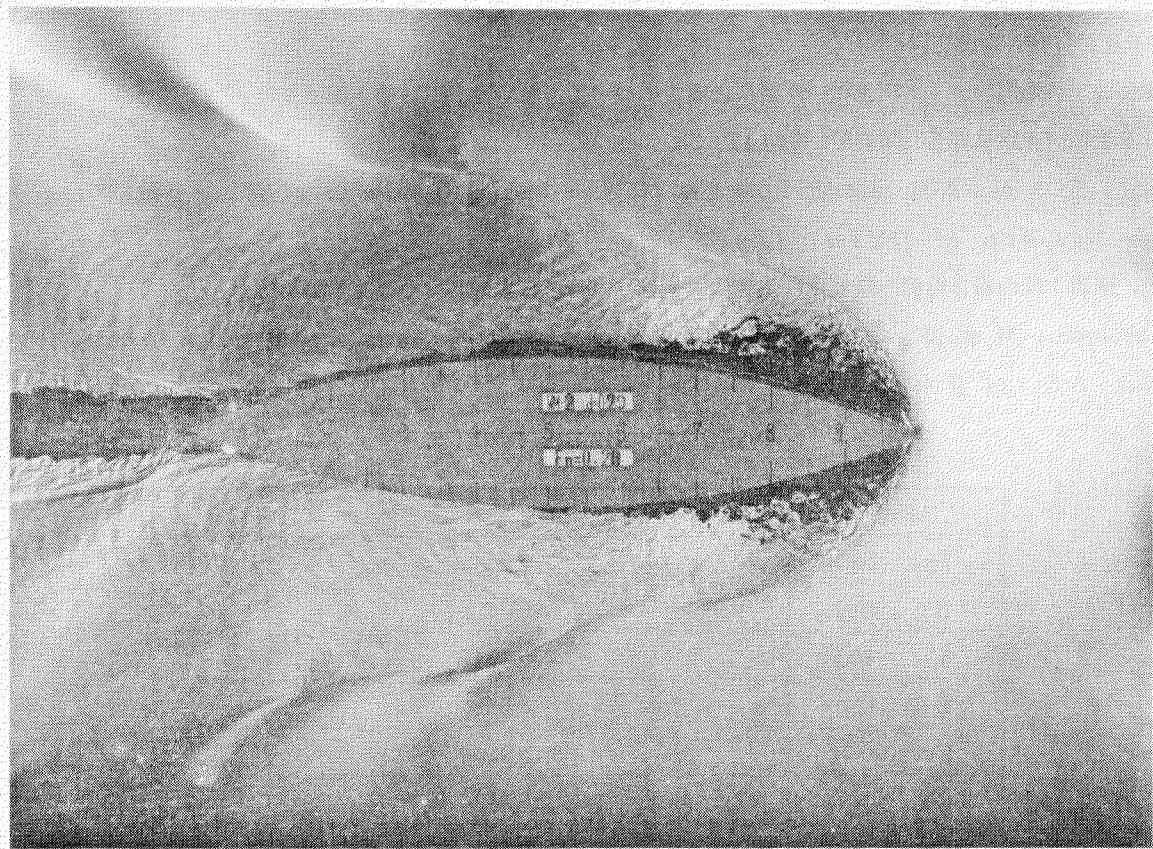
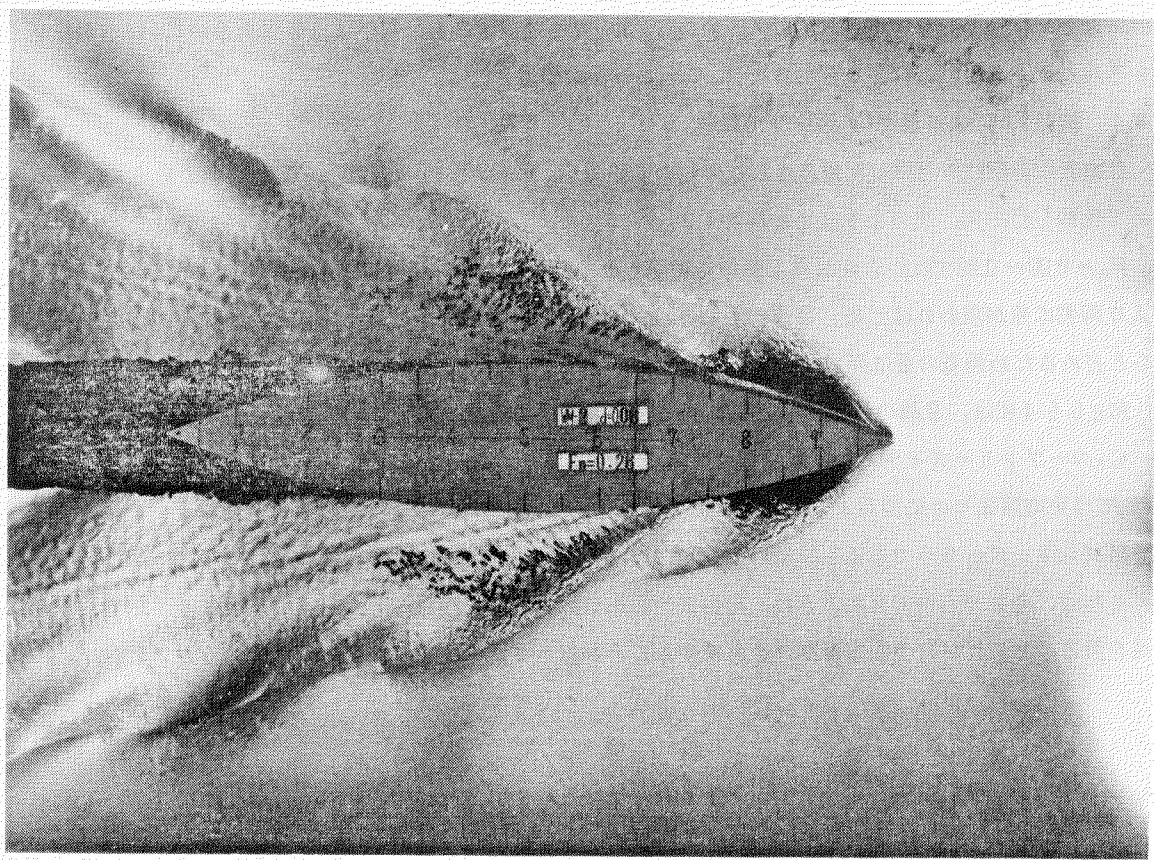


Fig. 5.1.1 Wave Patterns of WM-2

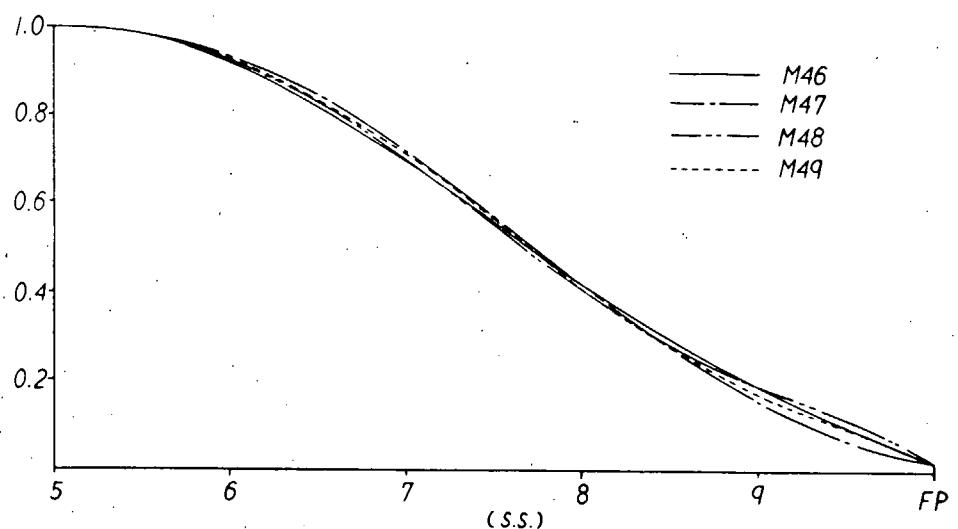


Fig. 5.3.1.a Sectional Area Curves

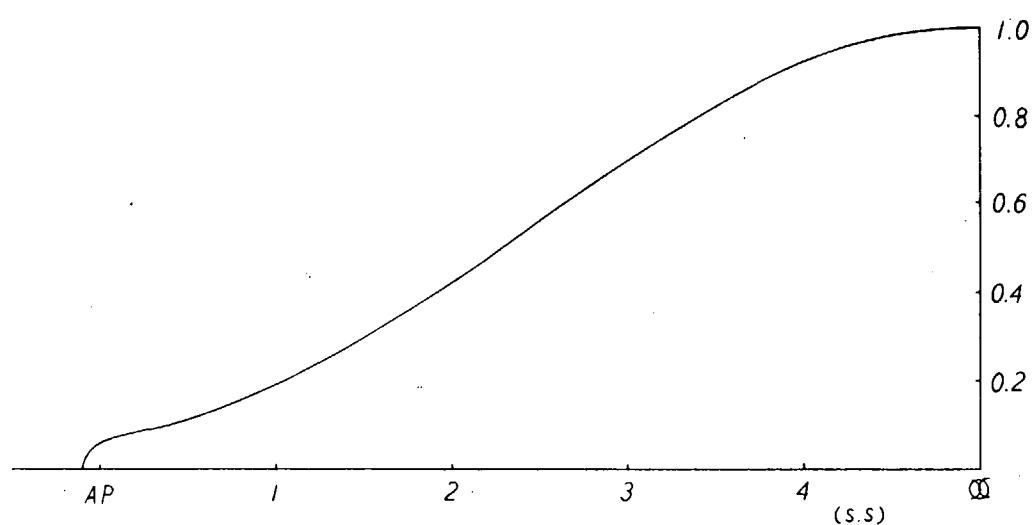


Fig. 5.3.1.b Sectional Area Curve

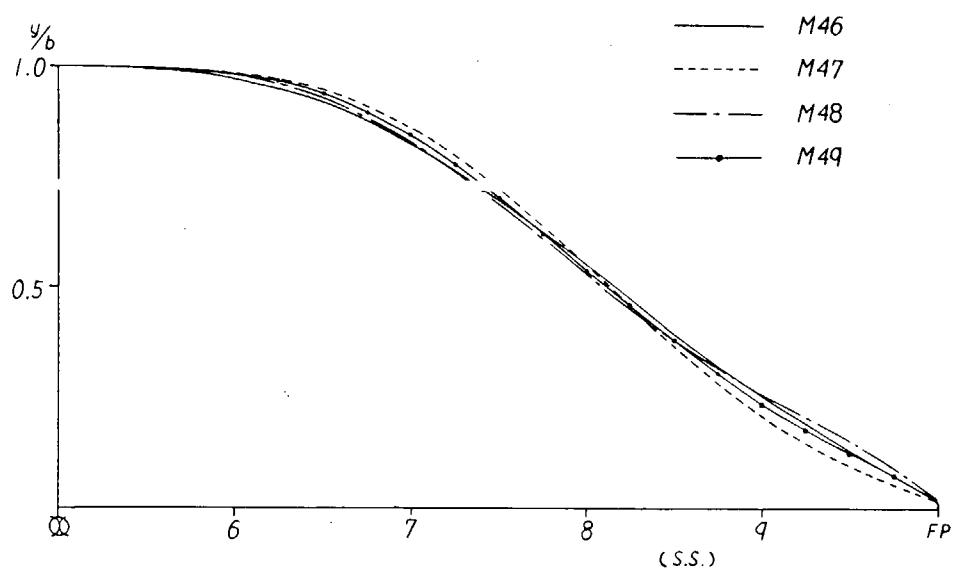


Fig. 5.3.2 L.W.L. Curves

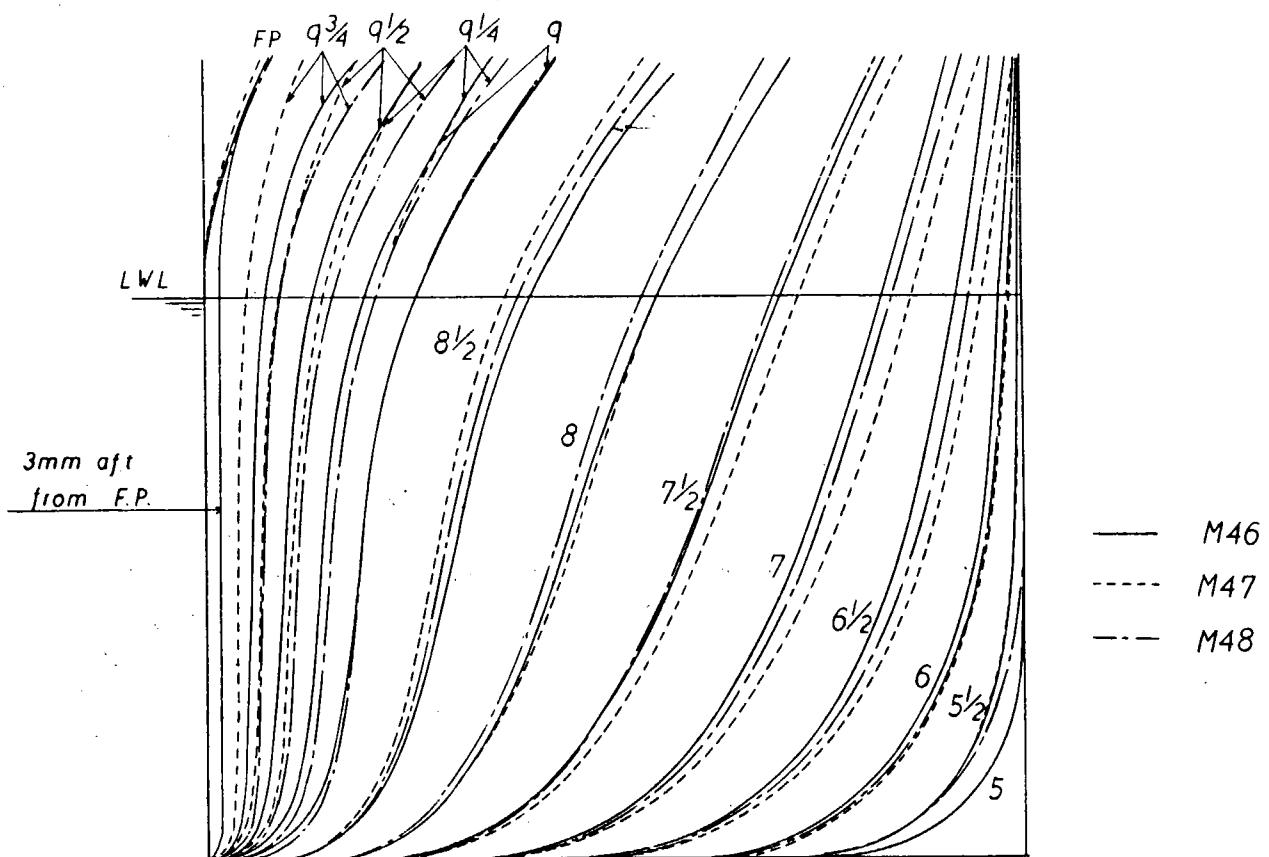


Fig. 5.3.3.a Body Plans

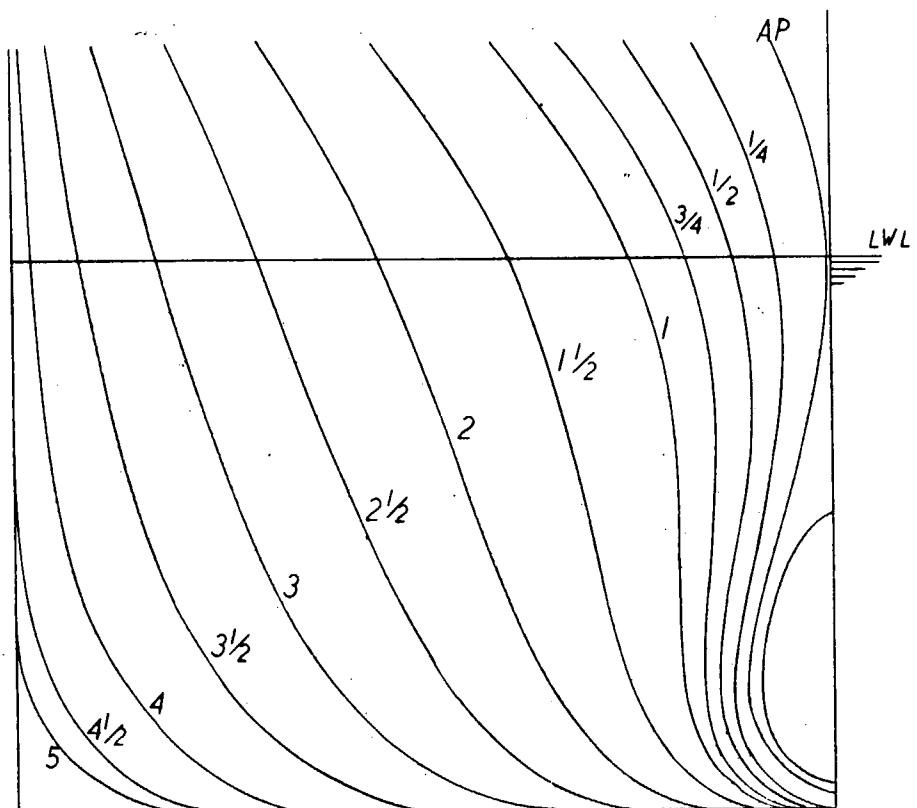


Fig. 5.3.3.b Body Plan M46 ~ M49 Aft

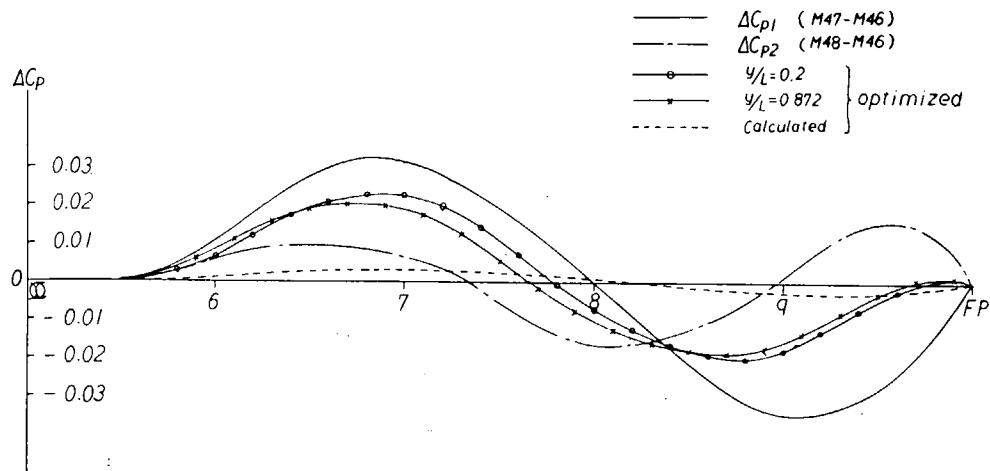


Fig. 5.3.4  $\Delta C_p$  Curves

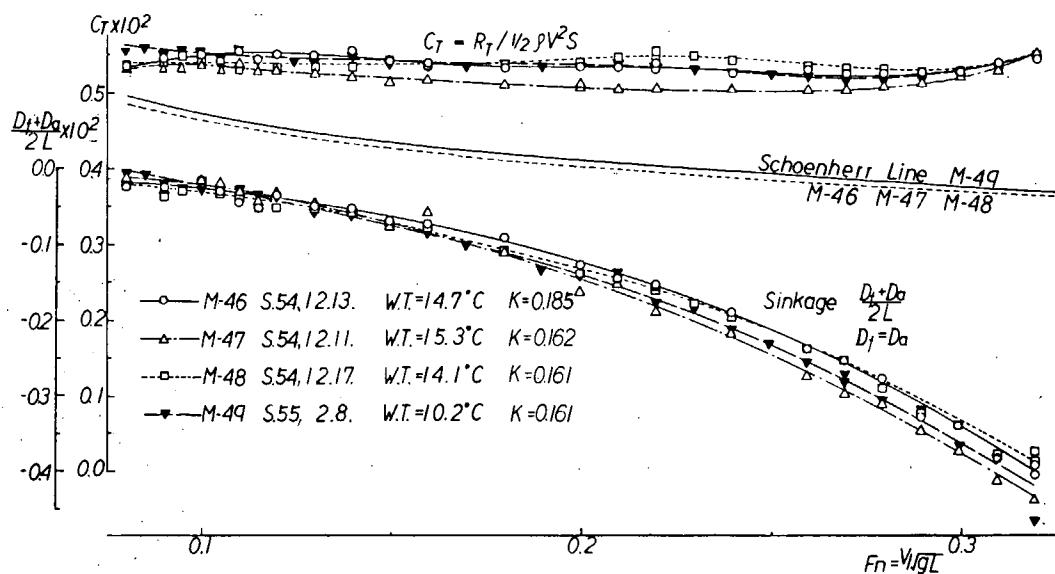


Fig. 5.3.5 Resistance Test Results

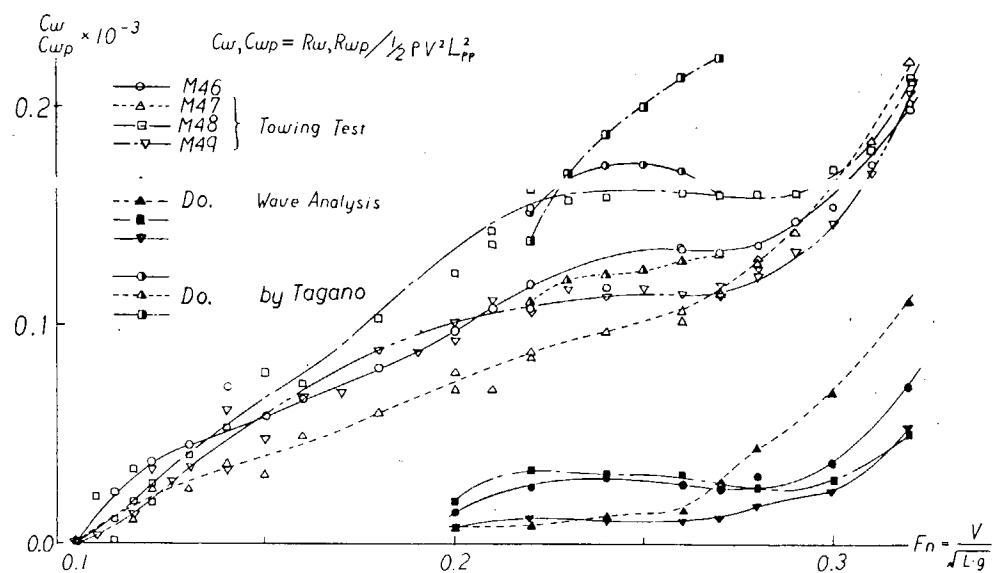


Fig. 5.3.6  $C_w, C_{wp}$  Curves

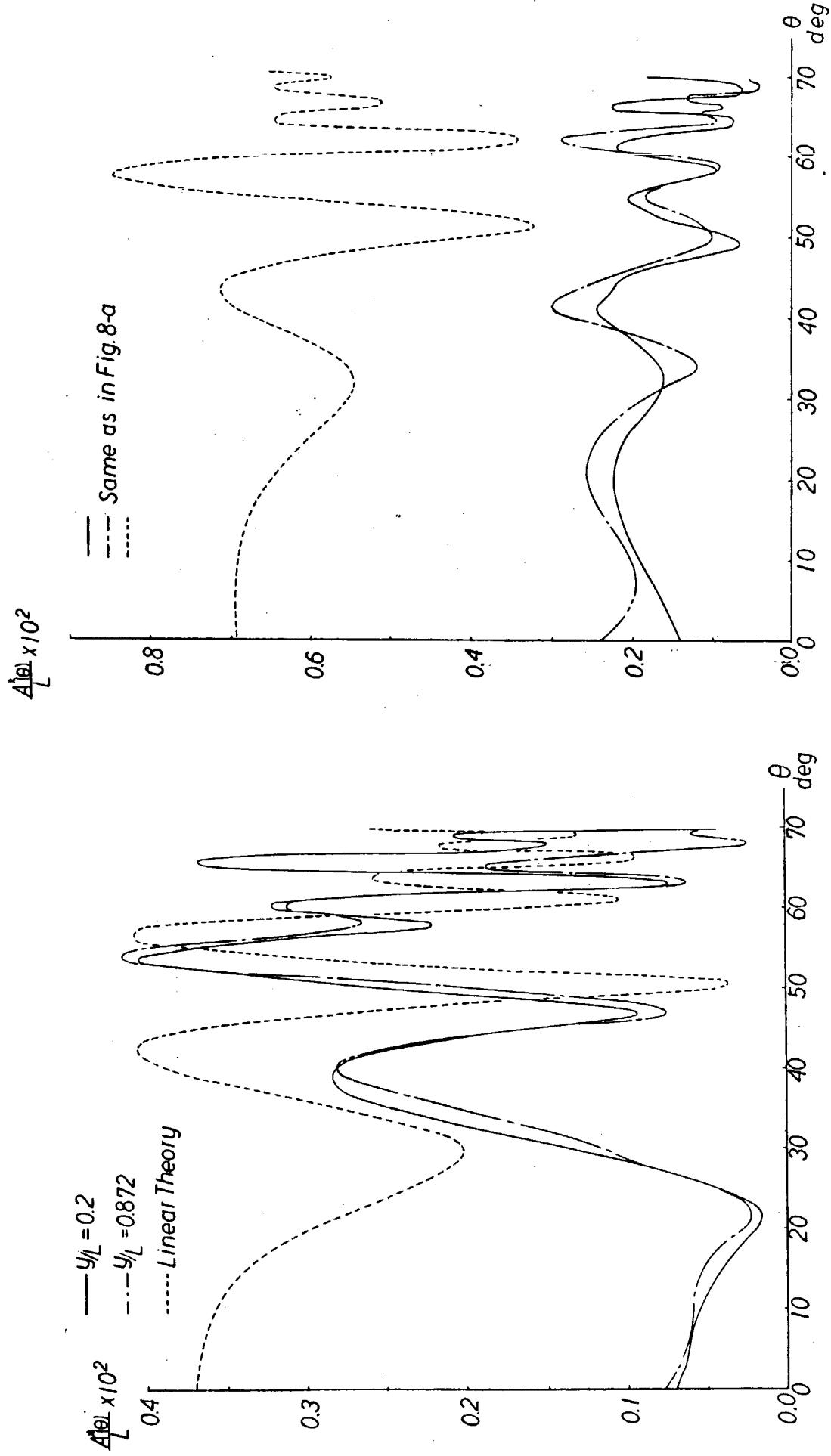


Fig. 5.3.7.a Weighed Amplitude Functions M-46  $F_n = 0.27$

Fig. 5.3.7.b Weighed Amplitude Functions M-47  $F_n = 0.27$

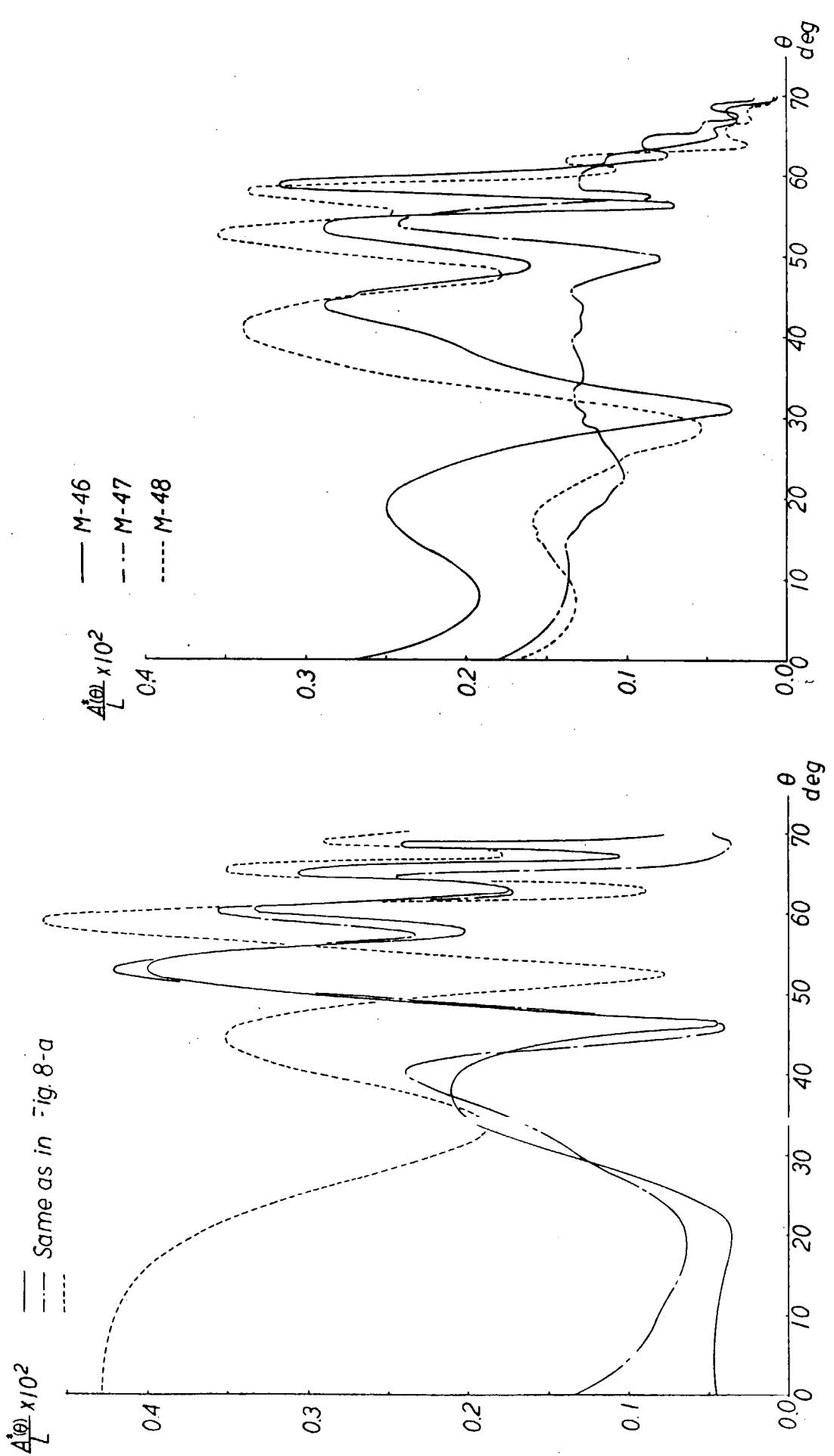


Fig. 5.3.7.c Weighed Amplitude Functions  $M-48$   $F_n = 0.27$

Fig. 5.3.8.a Weighed Amplitude Functions  $Y/L = 0.872$ ,  $F_n = 0.24$

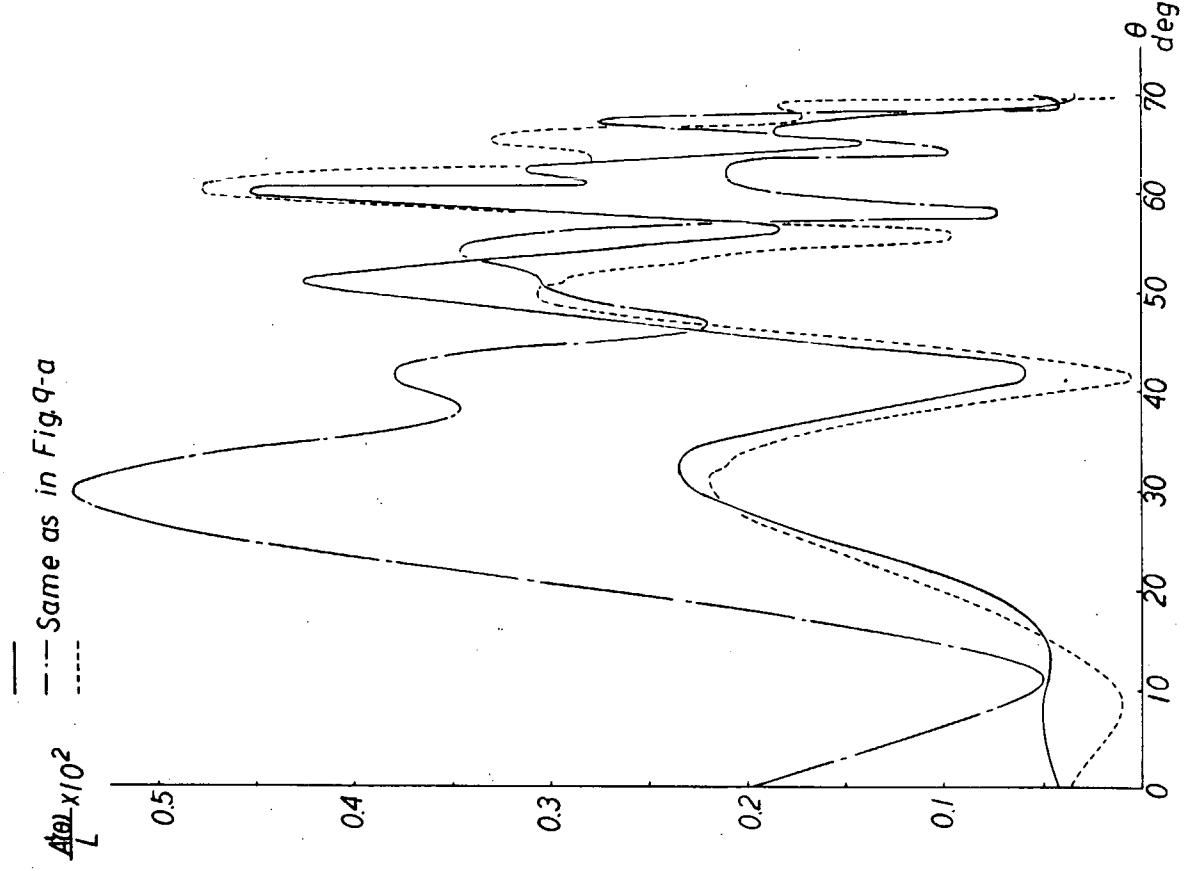


Fig. 5.3.8.c Weighed Amplitude Functions  $Y/L = 0.872$   $F_n = 0.30$

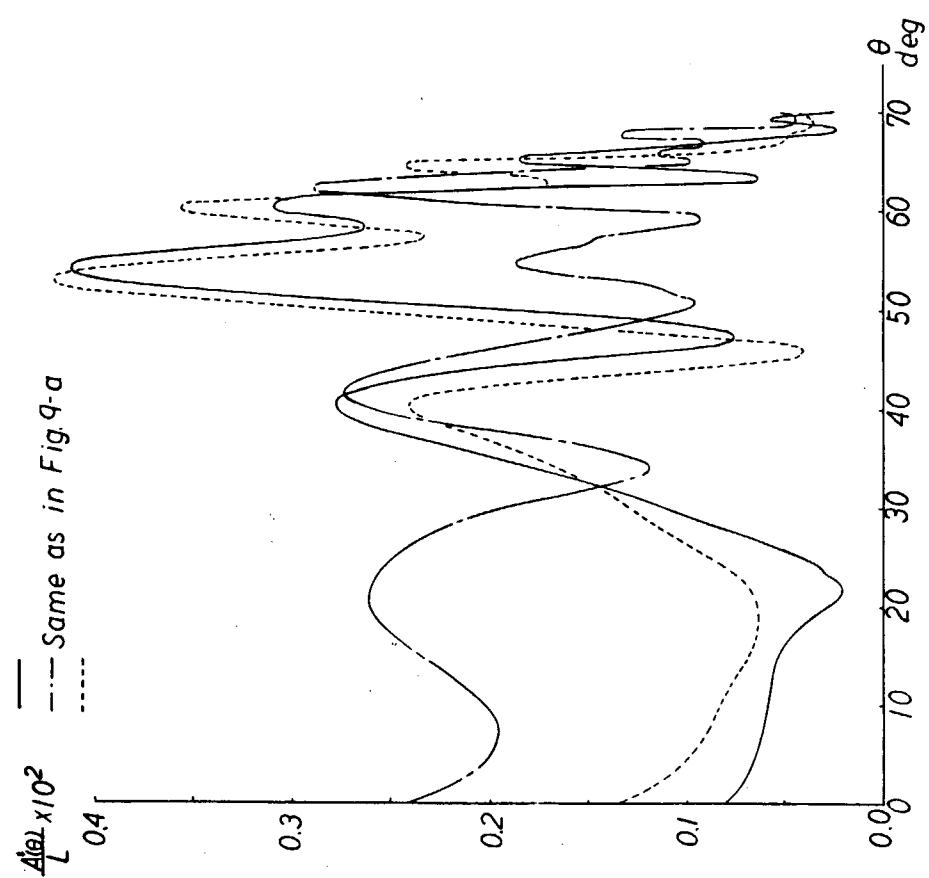


Fig. 5.3.8.b Weighed Amplitude Functions  $Y/L = 0.872$   $F_n = 0.27$

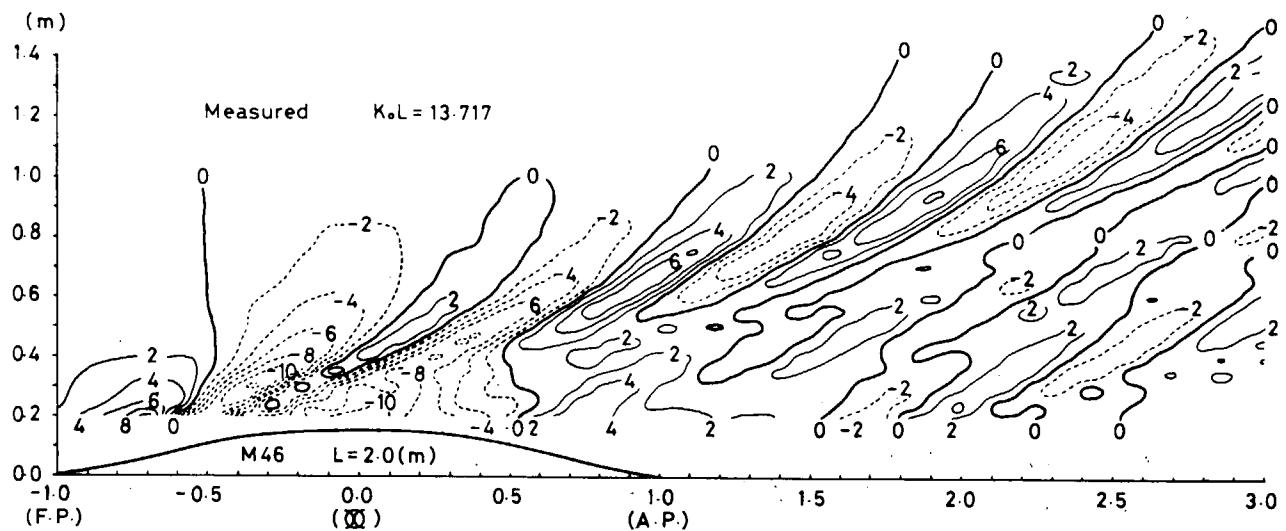


Fig. 5.3.9.a Wave Contours of M46 (in mm)

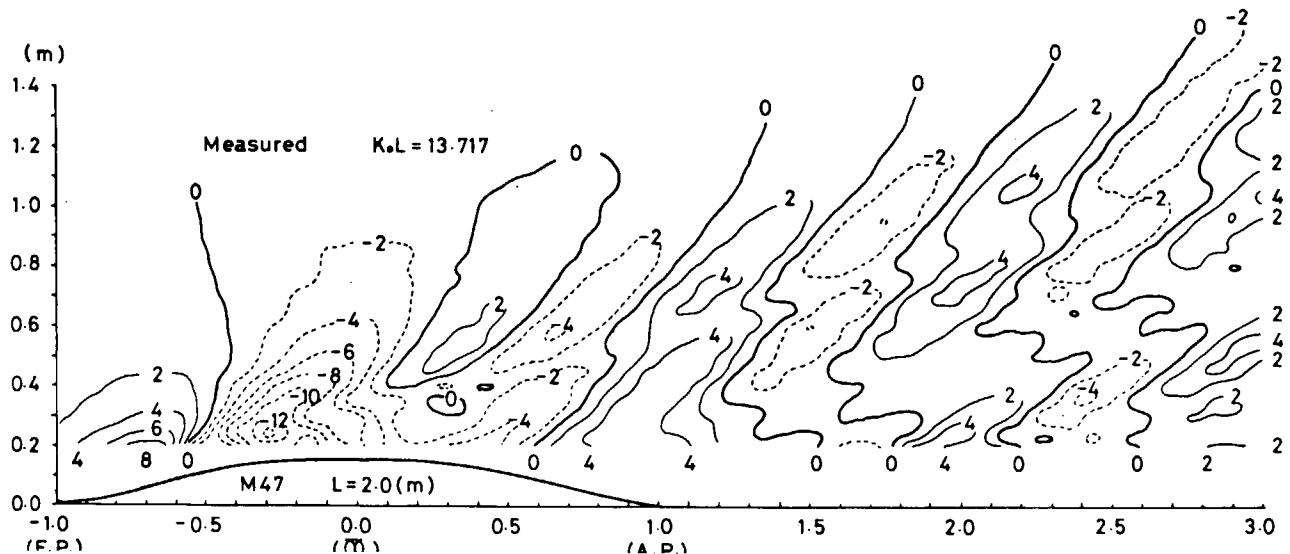


Fig. 5.3.9.b Wave Contours of M47 (in mm)

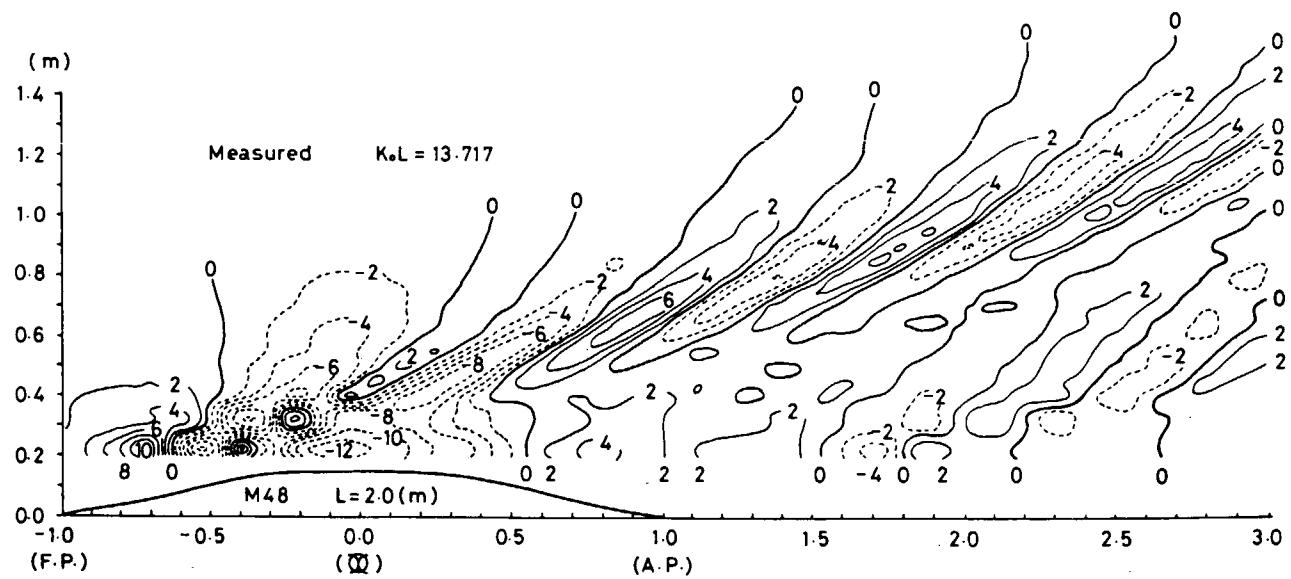


Fig. 5.3.9.c Wave Contours of M48 (in mm)

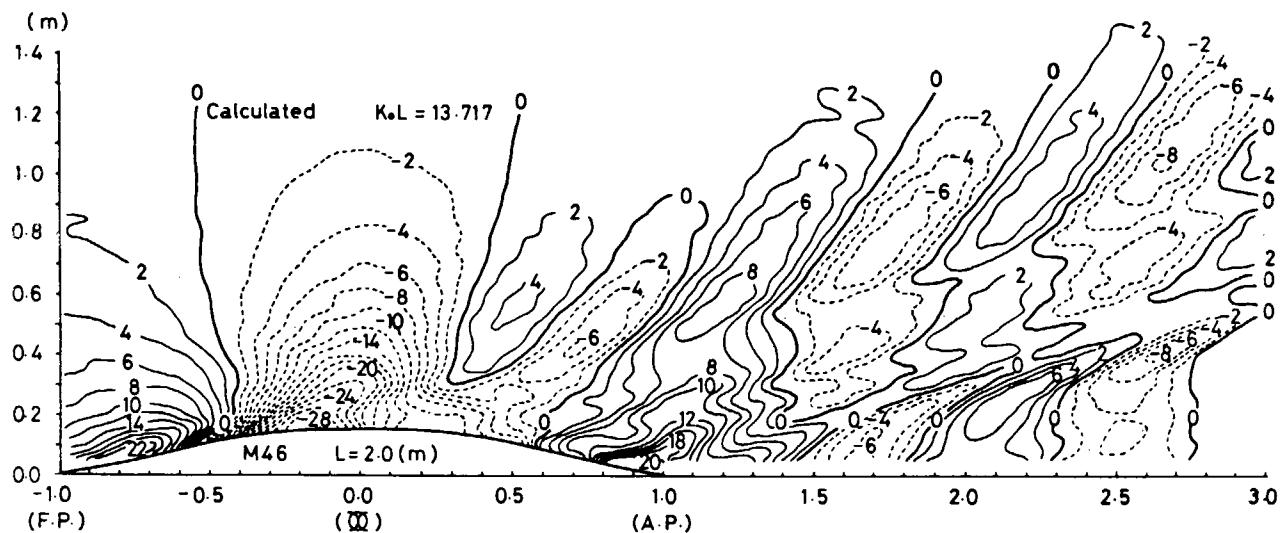


Fig. 5.3.9.d Wave Contours of M46 (in mm)

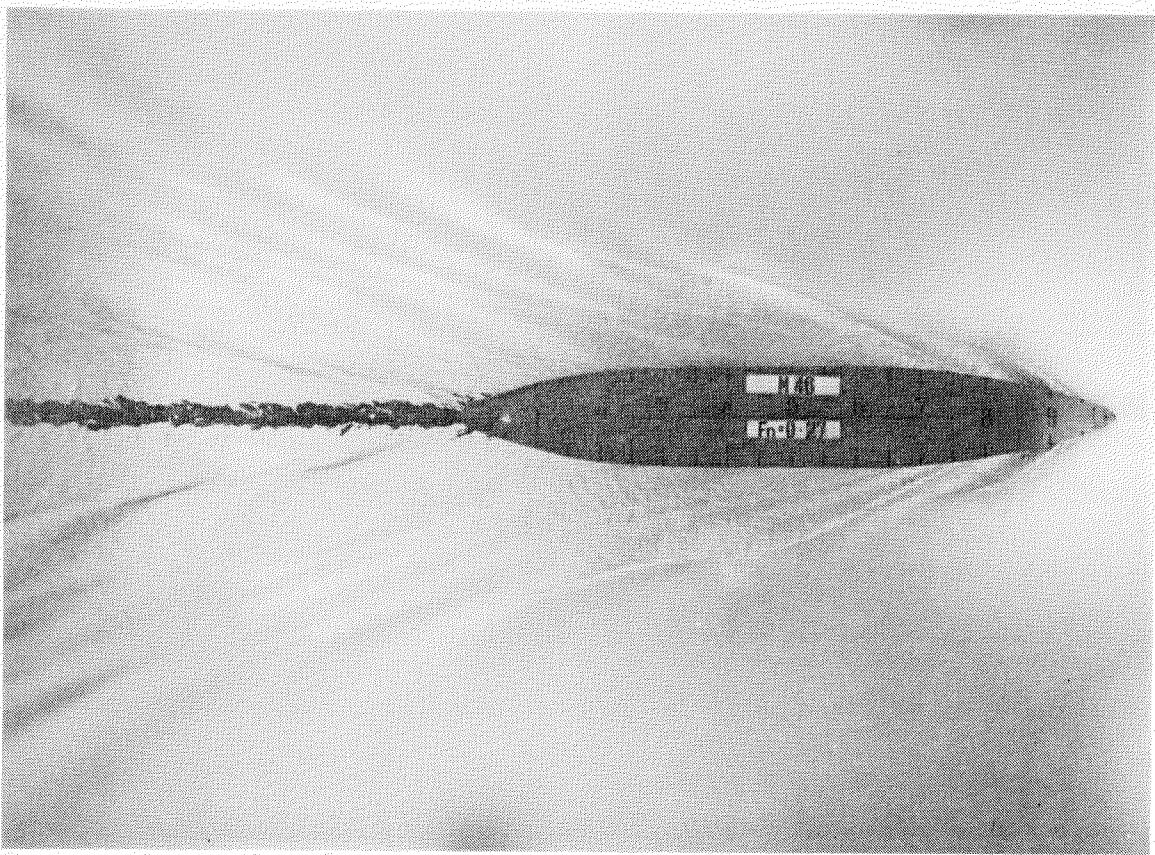


Fig. 5.3.10.a M46  $F_n = 0.27$

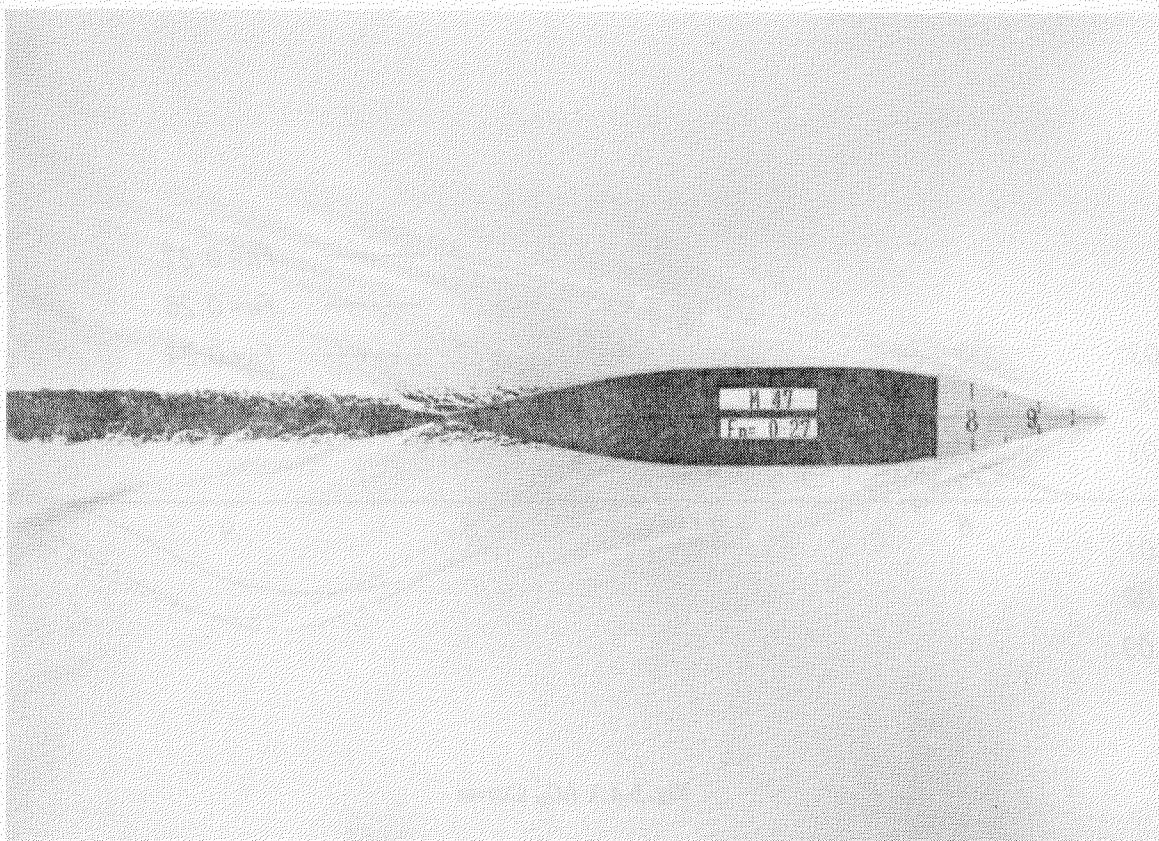


Fig. 5.3.10.b M47  $F_n = 0.27$

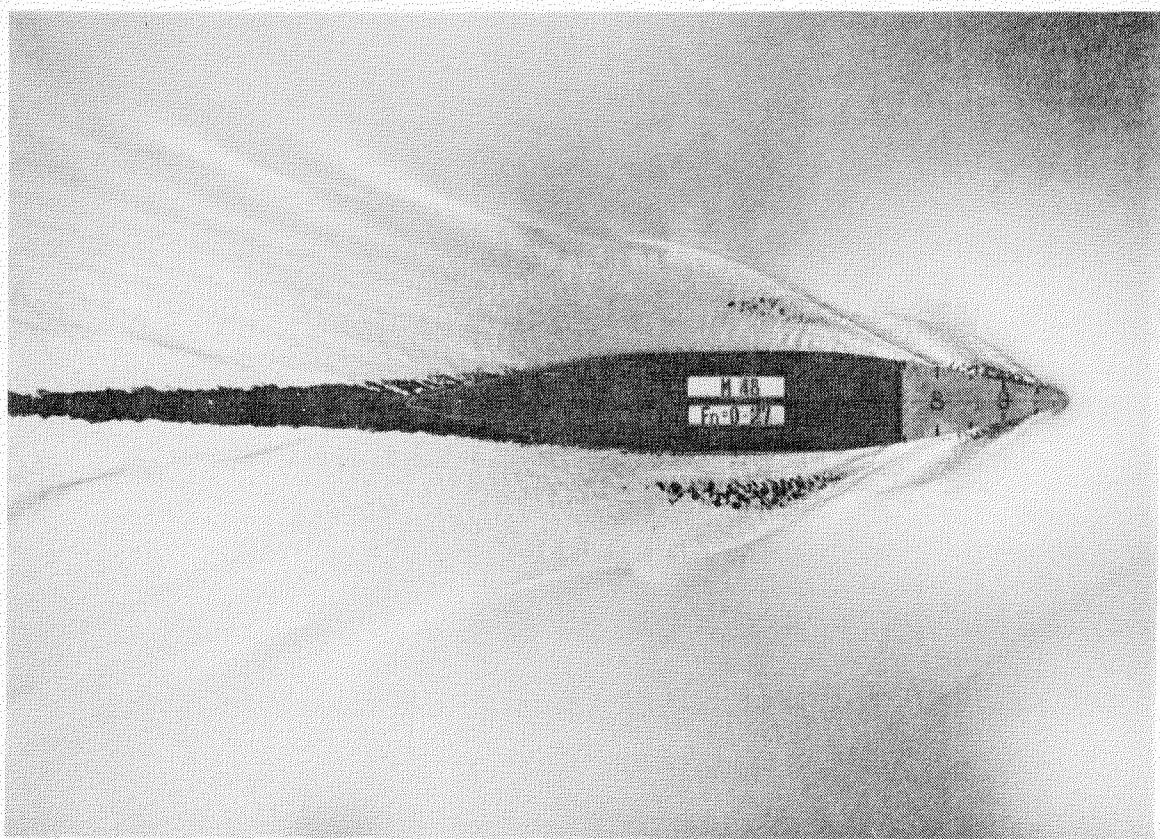


Fig. 5.3.10.c M48  $F_n = 0.27$

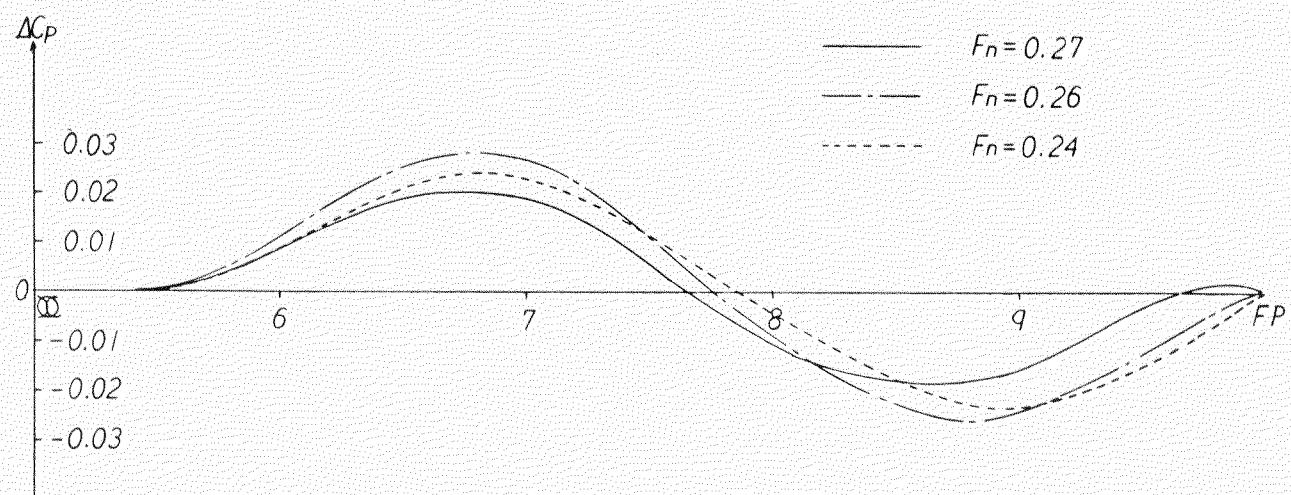


Fig. 5.4.1  $\Delta C_p$  Curves

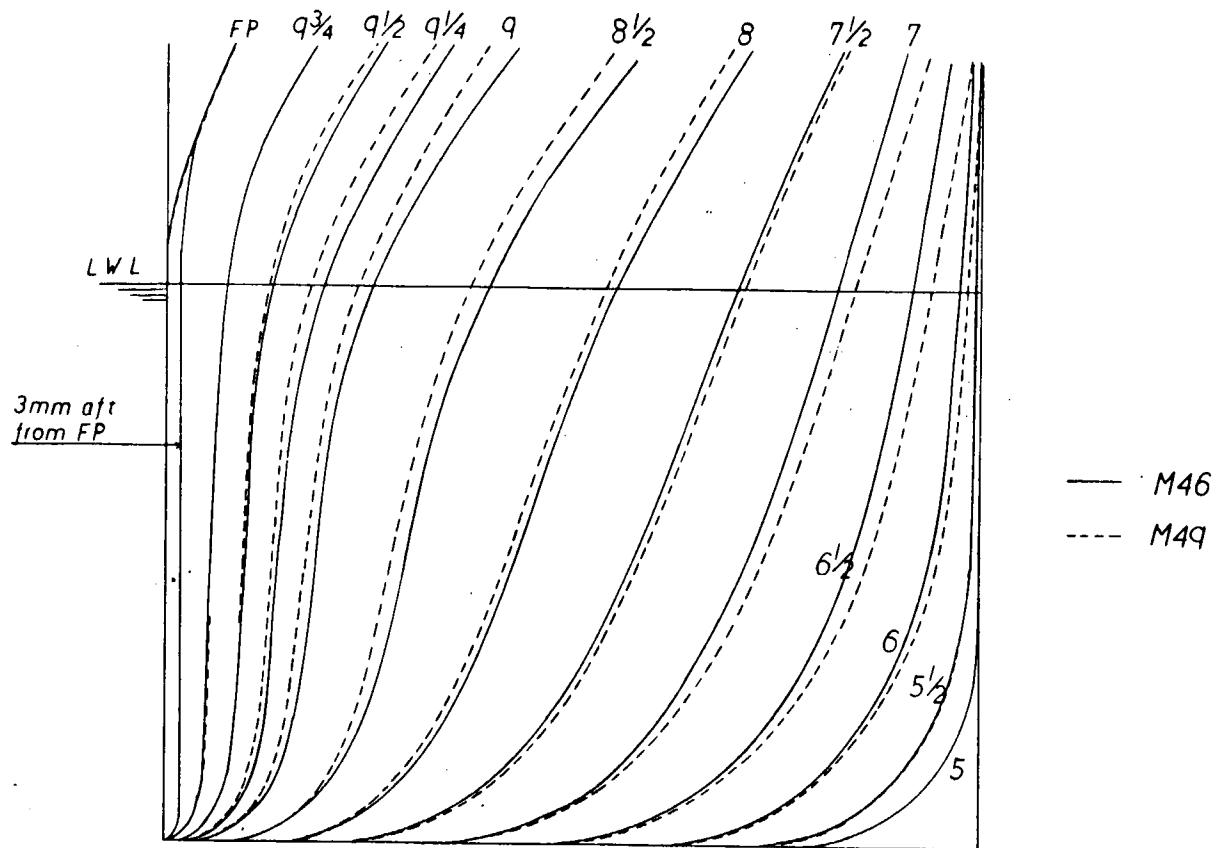


Fig. 5.4.2 Body Plans

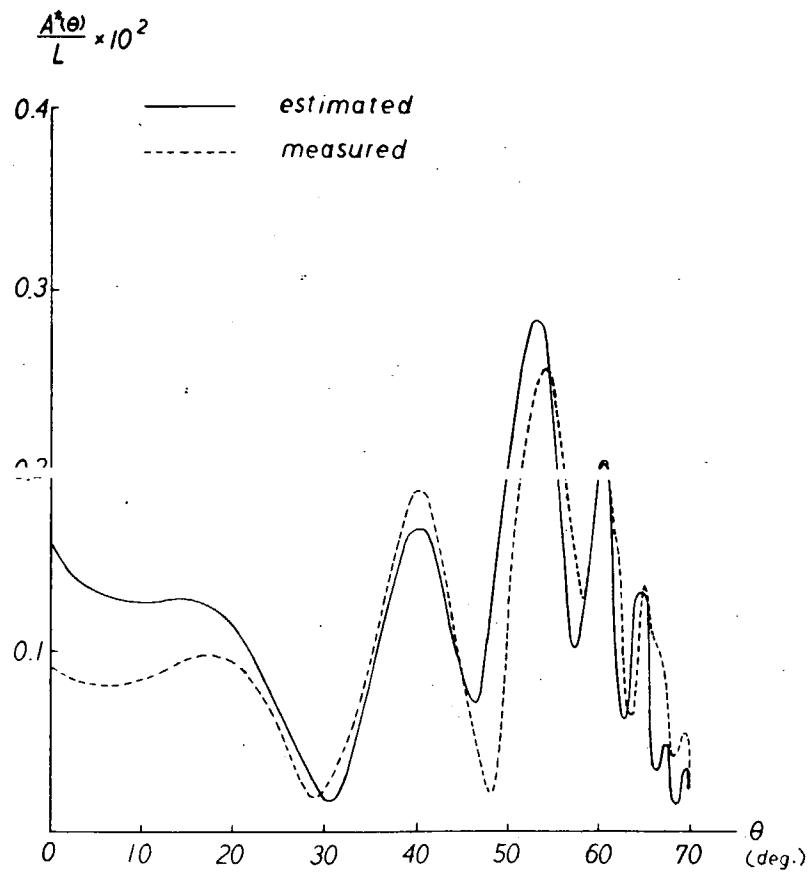


Fig. 5.4.3 Weighed Amplitude Functions  $F_n = 0.27$

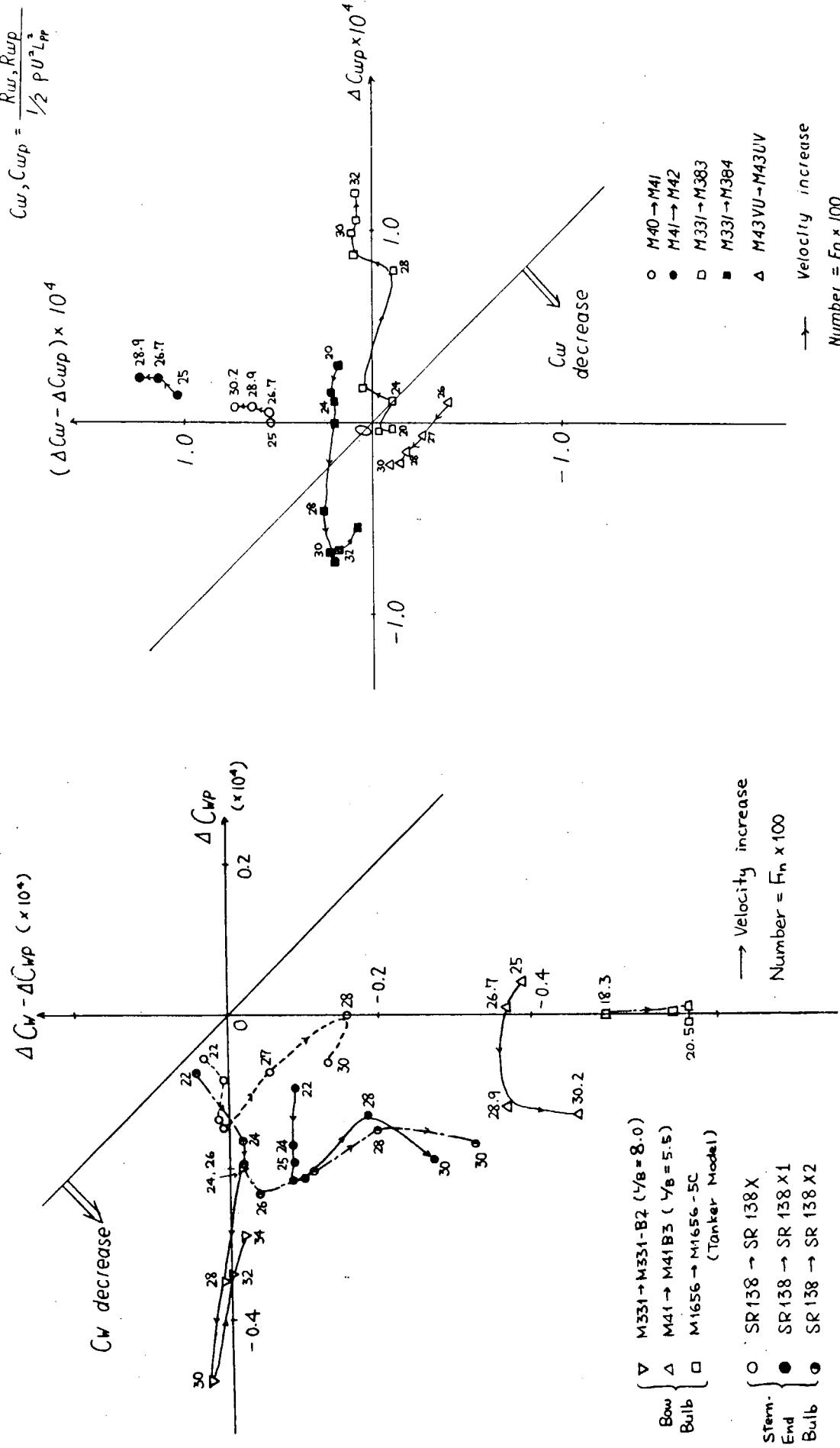


Fig. 5.5.2 Components of Wave Resistance

Fig. 5.5.2 Components of Wave Resistance

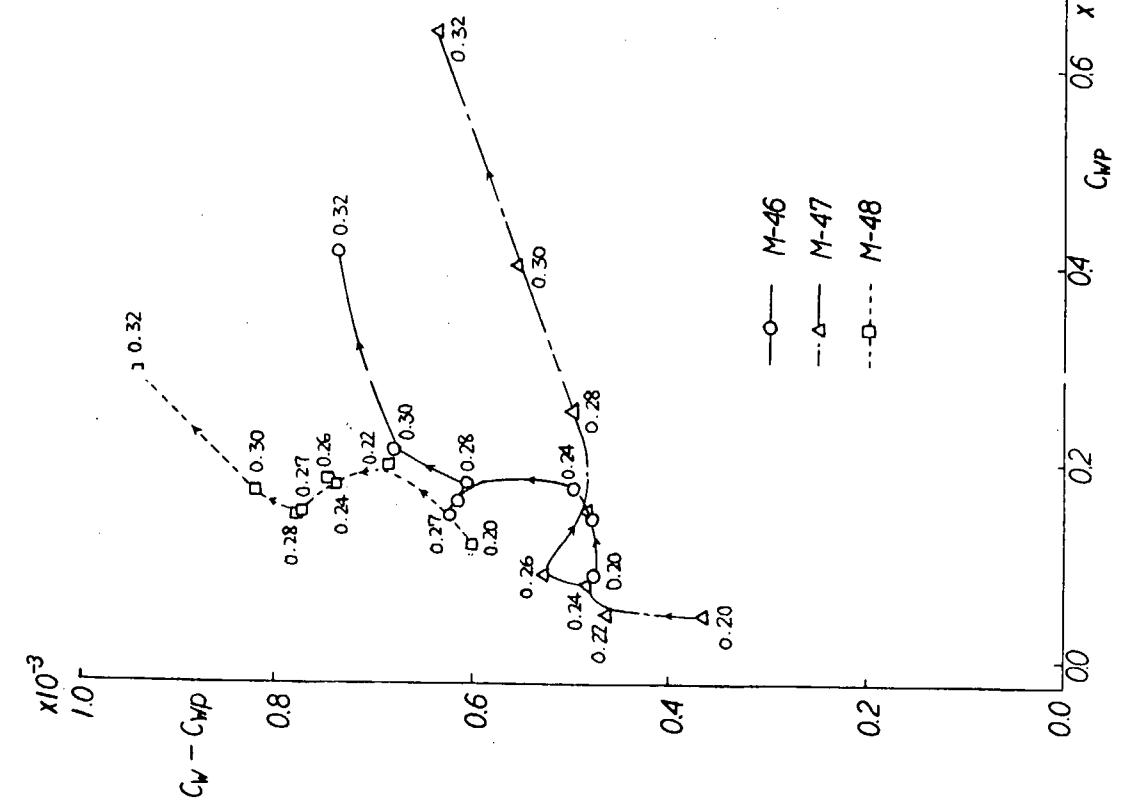


Fig. 5.5.3  $C_w - C_{wp}$  -  $C_w \cdot C_{wp}$  Curves

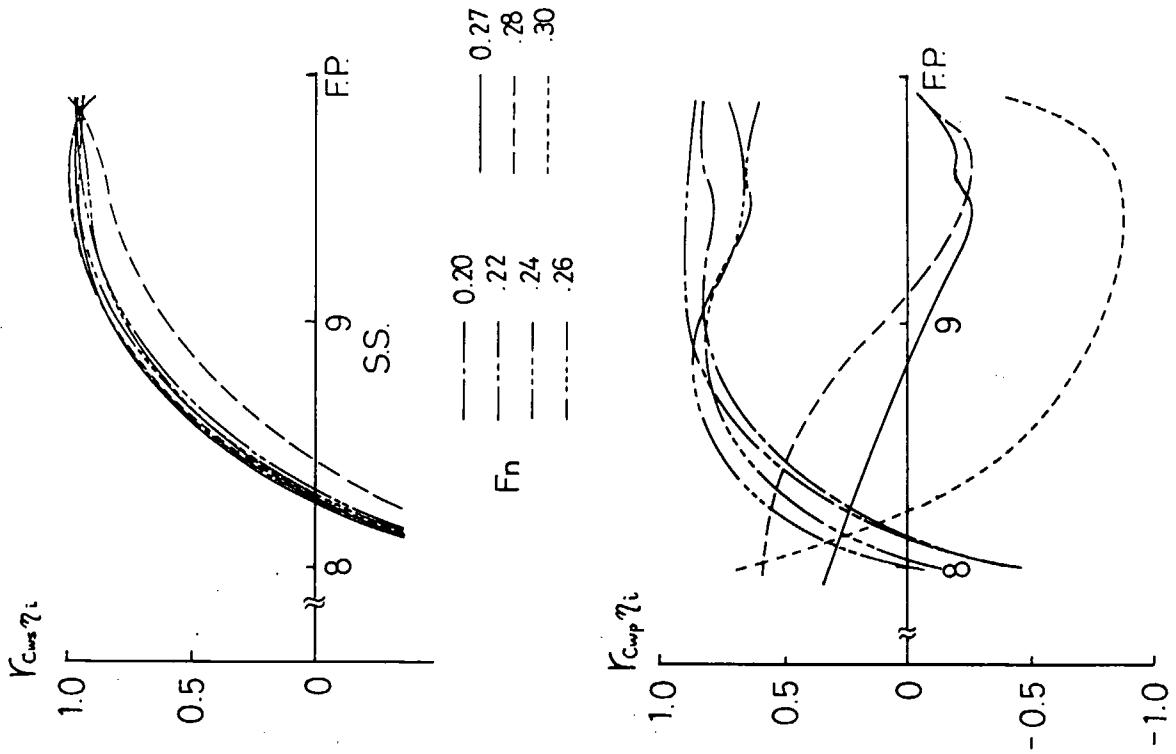


Fig. 5.6.1 Correlation Coefficients

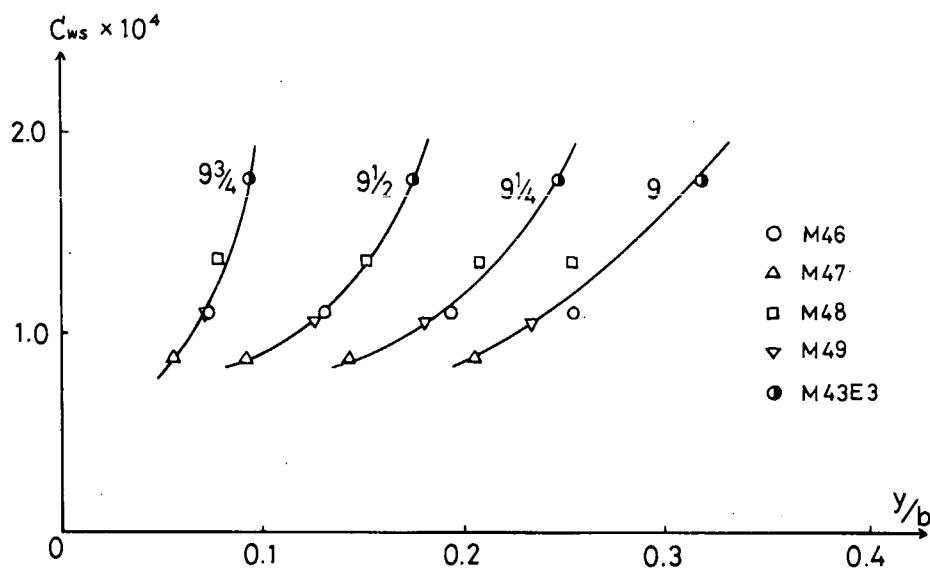


Fig. 5.6.2  $C_{ws} \sim y/b$

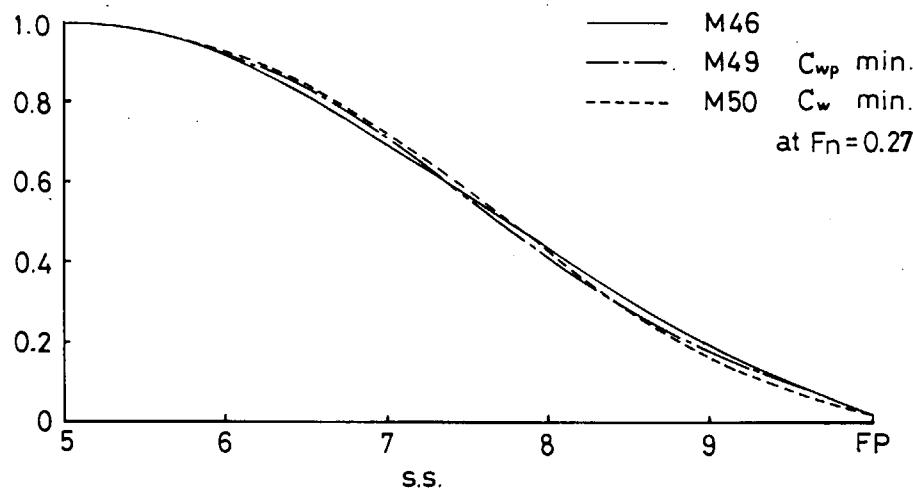


Fig. 5.6.3 Sectional Area Curves

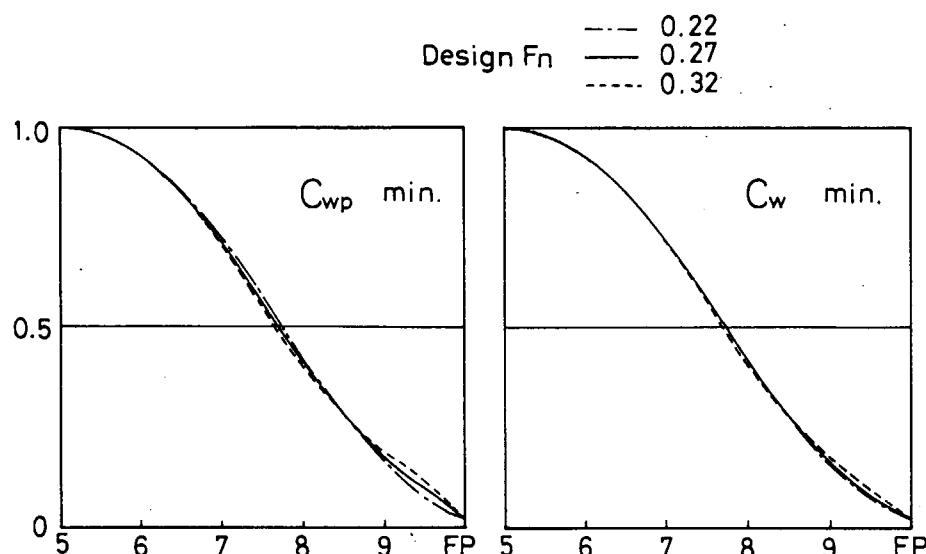


Fig. 5.6.4 Optimum  $C_p$  Curves

## 第6章 造波成分に関する一相似模型実験

第5章で明らかなように、幅広浅喫水船には自由表面衝撃波が発生しやすく、造波抵抗にも衝撃波抵抗に基づくものと、後続自由波からくる波形造波抵抗の2成分があることがわかった。

自由表面衝撃波の物理的特徴については実験的解明が進みつつある。船体まわりの波動流場には衝撃波と後方に伝播する自由波とが共存し、相互に影響しているのか独立に存在しているのか明確ではない。また模型船と実船とで両者の成分比、相互の関わりがどのようになるのかも不明である。前章においては、波形解析的手段によって衝撃抵抗と波形抵抗の両者を考慮した場合の造波抵抗最適化の試みをしめたが、これは模型段階での議論であって、もし両者の成分比、関わり具合が船の寸法によって変ってくるとすれば、その影響も加味した船型計画が必要になってくる。このため、日本造船技術センターと東大において、本研究分科会の幅広浅喫水船の相似模型船を用意し、尺度効果に関する実験を試みた。

### 6.1 模型船・実験種目

昭和54年度の本分科会で調査した $C_B = 0.55$ 、 $L/B = 6.0$ のI船と $L/B = 4.5$ のA船についても、波形解析と船体近傍波形観測を日本造船技術センター(SRC)で実施した。このうち視察によって衝撃波抵抗が大きいと判断されたI船の小型相似模型船を東大(UT)で用意し、共同実験することとなった。

Table 6.1に両模型の寸法・要目を比較する。横截面積曲線、水線の形状については、既出の図を参照されたい。実験は抵抗試験については満載と65% $\nabla_F$ のバラスト状態について、波形解析・船体近傍波形観測については満載状態のみについて行った。

### 6.2 実験結果と考察

#### 6.2.1 抵抗試験

Fig. 6.2.1, 6.2.2に抵抗試験結果をしめす。 $L_{PP} = 4.5\text{m}$ のSRC模型R 014については高さ1mmの台形スタッダードを10mm間隔で9/2に、 $L_{PP}=20\text{m}$ のUT、M51については高さ2mmの台形スタッダードを同間隔、同位置に植えて、乱流促進を行っている。得られた全抵抗係数曲線に低速接線法を適用し、Schoenherrベースの形状係数Kを求め、造波抵抗係数を図示した。

低速における実験精度には問題もあるが、本結果によれば両模型ともほぼ同一の形状係数があるが、僅かながら小模型の方が小さい。同種の実験はSR 138において $C_B = 0.57$ 、 $L/B = 6.5$ 、 $B/d = 2.86$ の1軸コンテナ船の相似模型(2, 4, 7, 10m)によって試みられ、その結果によると、満載ではほぼ同一、試運転状態(60% $\nabla F$ ,  $B/d = 4.36$ )では小模型の方が小さいKを与えていた。今回の結果はSR 138の結果を大局的に見れば同じ傾向にある。しかし本質的には船尾の渦流れ、圧力抵抗に照らして検討されるべきで今後の研究課題である。

水槽試験から得られた造波抵抗係数曲線は、両模型間で大小、形ともに同じとみなせる。しかし詳細に比較すれば、満載・バラスト共に小模型の方が全体的に僅かに大きく、ハンプホールは、大模型の方が幾分強調されている。SR 138によれば満載状態では大模型程 $C_w$ が大きいが、試運転状態では小模型程 $C_w$ が大きくなっている。今回の結果は満載・バラスト共に、SR 138の試運転状態と同一傾向にある。このことは、今回の研究対象船が幅広、浅吃水船であるため、SR 138の試運転状態の結果に類似の傾向をしめたものと判断される。 $C_w$ はKのとり方によって異なるので、M51のKをR 014のそれに合わせて $C_w$ を求めてみた。その結果はM51の $C_w$ がR 014にかなり接近し、とくに満載では、ほぼ重なることがわかった。

一般に小模型程、船尾造波に対する粘性影響は大きいと予想され、したがって小模型程、 $C_w$ は小さめになると

考えられているが、今回の結果はそうなっていない。その一つの原因としては、 $C_w$ が、後続自由波による波形造波抵抗 $C_{wp}$ 以外の衝撃波抵抗を含み、衝撃波抵抗に別の尺度効果があるためと考えられる。

### 6.2.2. 波・波形解析

衝撃波の影響を調査するため、船体近傍の波形観測、および波形解析を行った。当初は等高波紋図を作成する予定であったが、衝撃波を検討するには波頂線の比較がより適当と判断し、波の山谷(crest, trough)のパターンのみを図示した(Fig. 6.2.3)。ただし、船体に近く、衝撃波が強いと思われる縦切り線( $y = \frac{B}{2} + 2\text{ cm}$ )上の波形をFig. 6.2.4にしめす。Fig. 6.2.3およびFig. 6.2.4において、両模型の波のパターンは相対的に同一と考えられる。両者の差を取り出すとすればFig. 6.2.3において、B波の波頂線(およびその直前の谷の線)は小模型M51の方が進行軸に対して立っており、衝撃角 $\beta$ が大きい。これに対応してFig. 6.2.4では $y/L_{pp} = 0.088$ での波形で、R 014がA波、B波の位置で僅かに位相が前進し、船体中央部より後方では、位相差は殆んど認められない。さらに外側の縦切り線上で上記B波の位相差を追跡すると徐々にR 014の位相の前進はなくなり、逆転する。 $y/L_{pp} = 0.088$ 上の両模型の波高については相対的にM51が僅かに小さい。

今回の模型船ではA波は観察に関する限り、弱くかつながらかな形状で、衝撃波抵抗の大部分はB波によると考えられる。小模型の $C_{wp}$ は後述するように大模型より小さく、逆に全造波抵抗は小模型の方が大きいという今回の抵抗試験結果を受入れるならば、衝撃波抵抗は小模型の方が大きいことになる。B波の衝撃波抵抗を支配する要素としては前記 $\beta$ の大小、不連続流の波頂線の長さ、波高が考えられる。 $\beta$ は両模型間で妥当な結果となっている。波高については逆の方向にある。波頂線の長さについては不明である。

波形造波抵抗における尺度効果をみるために、Newman法による波形解析を行った。Fig. 6.2.5に $y/L = 0.189$ 上の波形を用いてA船も含めた $C_{wp}$ を、Fig. 6.2.6, 6.2.7に船体に近いところと遠いところでの波形のFourier解析結果、振幅関数をしめす。

$C_{wp}$ は予想通り小模型M51の方が僅かに小さいことがわかる。またA船とI船とでは、A船が高速になるにつれて $C_{wp}$ が急増することがわかる。これはA船の水船入角が小さく、低速で $C_{wp}$ が小さく、高速で急増する形状となっているからと考えられる。振幅関数については、 $F_n = 0.224$ と $F_n = 0.267$ の結果をしめす。相似的に小模型の方が $\theta$ の小さい方で大きく、 $\theta$ の大きい方で小さい結果となっている。振幅の変動については明らかに小模型の方が小さく、とくに高 $\theta$ の領域で、その傾向が強い。また両模型間に明らかな位相のずれが認められる。今回は船尾波の計測を行っていないので明瞭ではないが、おそらく船尾波の有効起点が異なっているためと考えられる。

### 6.2.3 まとめ

以上を要約すると、つぎのようになる。大小模型によって造波抵抗は僅かながら尺度影響を受ける。造波抵抗は主として波形造波抵抗と衝撃波抵抗に分けられるが、一般に波形造波抵抗は小模型程小さくなる。今回の結果からすると衝撃波抵抗は大模型において小さくなる傾向が認められる。造波現象に対する尺度効果としては粘性に起因するものと、衝撃波自身に対するものが考えられる。粘性の影響はさらに圧力抵抗ひいては形状係数に対する理論面・実験面からの本質的解明は未だなされておらず今後の課題と考えられる。

Tab. 6.1 Principal Particulars of R014 and M51

CONDITION	FULL		BALLAST (65% $\nabla F$ )	
	R014	M51	R014	M51
L <sub>PP</sub> (m)	4.500	2.000	4.500	2.000
LWL (m)	4.680	2.080	4.680	2.080
B (m)	0.750	0.333	0.750	0.333
d <sub>M</sub> (m)	0.2205	0.0980	0.1540	0.0684
Trim (m)	0	0	0.0450	0.0200
$\nabla$ (m <sup>3</sup> )	0.4096	0.0360	0.2663	0.0234
S (m <sup>2</sup> )	3.761	0.743	2.983	0.589
C <sub>B</sub>	0.550		0.508	
C <sub>BA</sub>	0.594		0.570	
C <sub>BF</sub>	0.506		0.446	
C <sub>P</sub>	0.567		0.531	
C <sub>W</sub>	0.712		0.612	
C <sub>WA</sub>	0.829		0.670	
C <sub>WF</sub>	0.596		0.553	
C <sub>M</sub>	0.970		0.957	
$l_{cb}$ (%)	1.65 AFT		2.27 AFT	
B/d	3.40		4.81	
L <sub>PP</sub> /B	6.00		6.00	
$\nabla/L_{PP}^3 \times 100$	4.49		2.92	

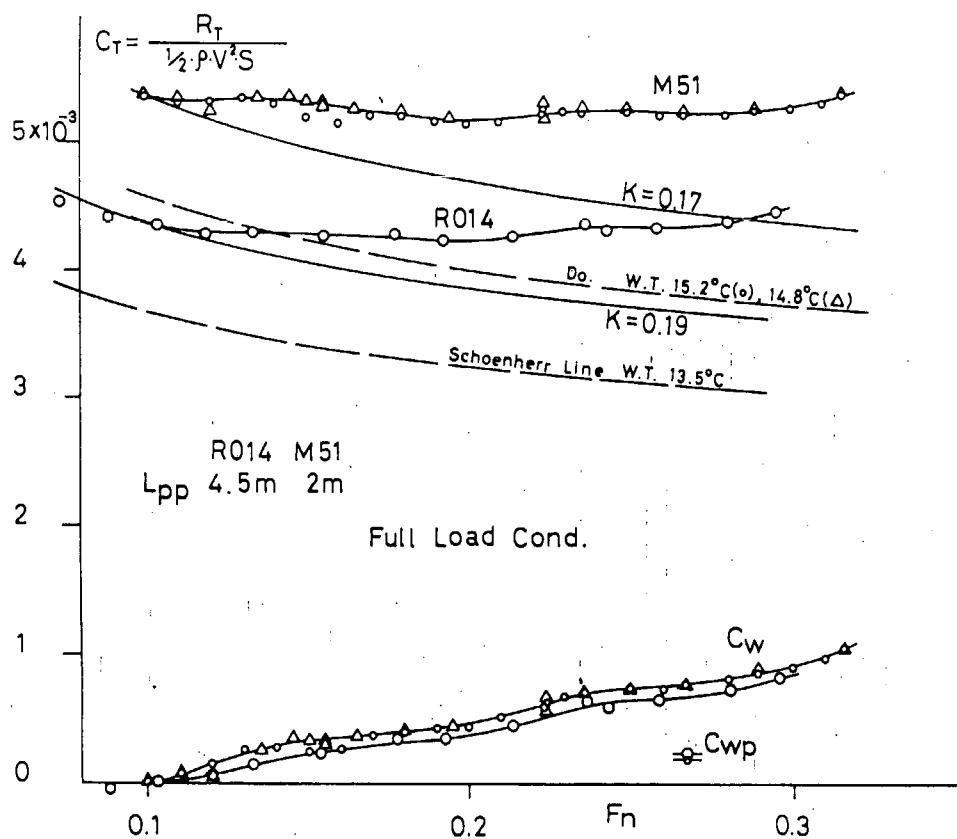


Fig. 6.2.1  $C_T, C_w \sim F_n$  Curves (1)

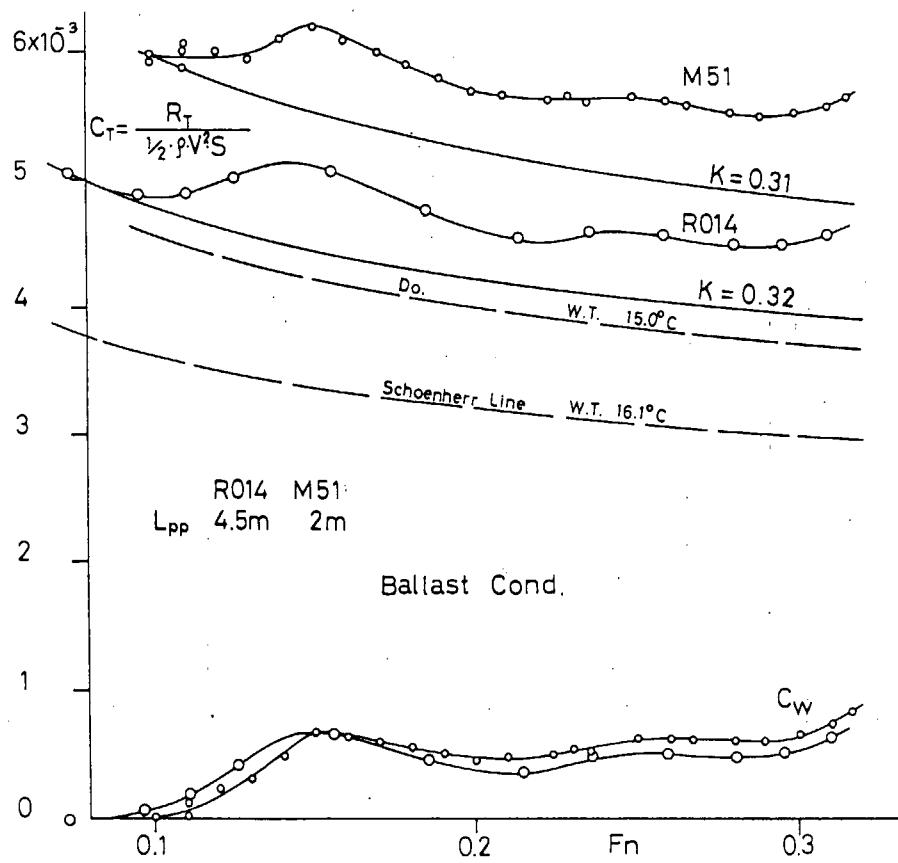


Fig. 6.2.2  $C_T, C_w \sim F_n$  Curves (2)

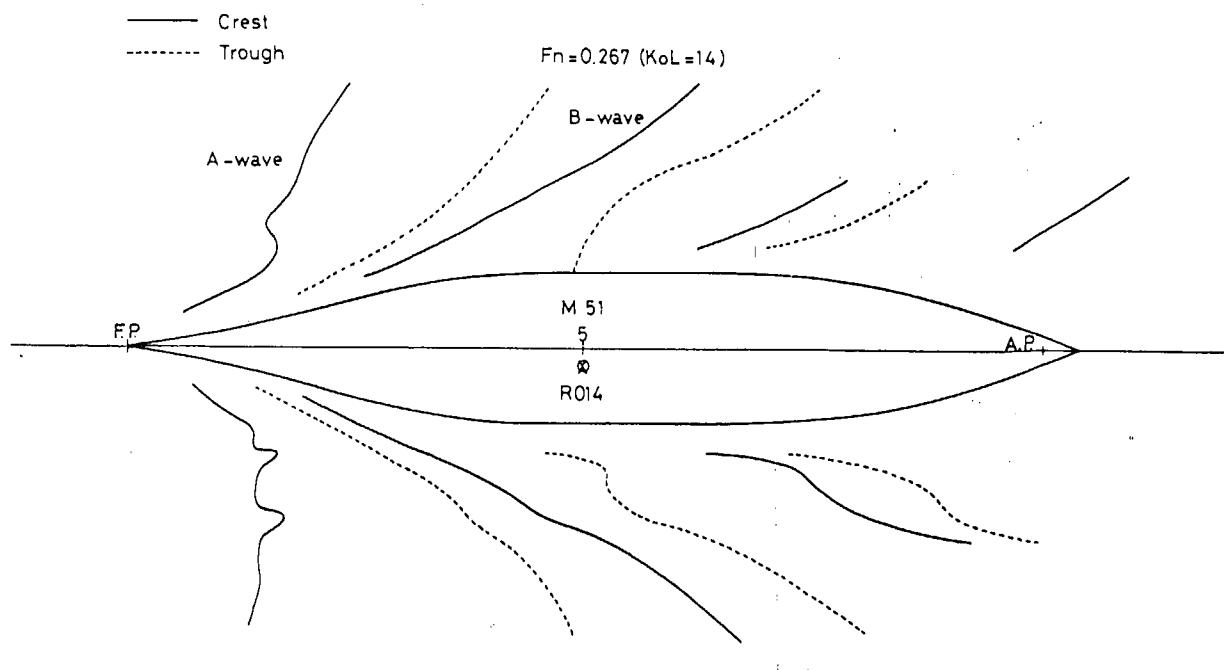


Fig. 6.2.3 Wave Crest (Trough) Pattern

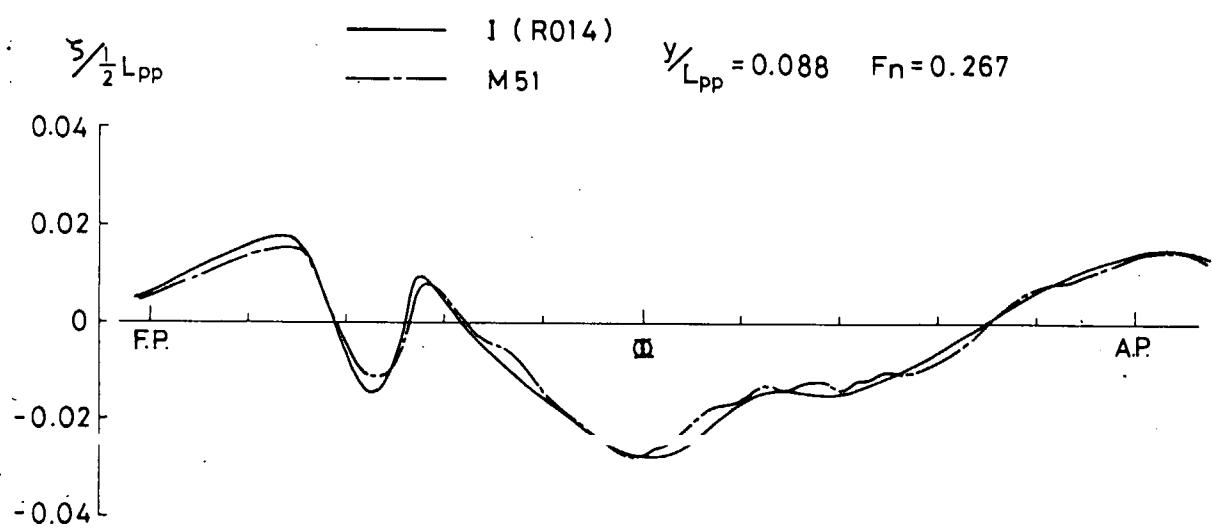


Fig. 6.2.4 Longitudinal Wave Height

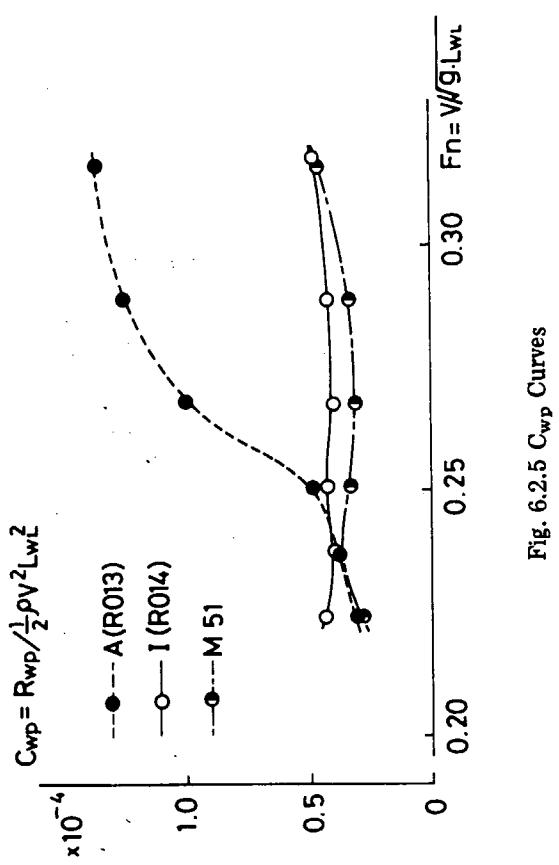


Fig. 6.2.5  $C_{wp}$  Curves

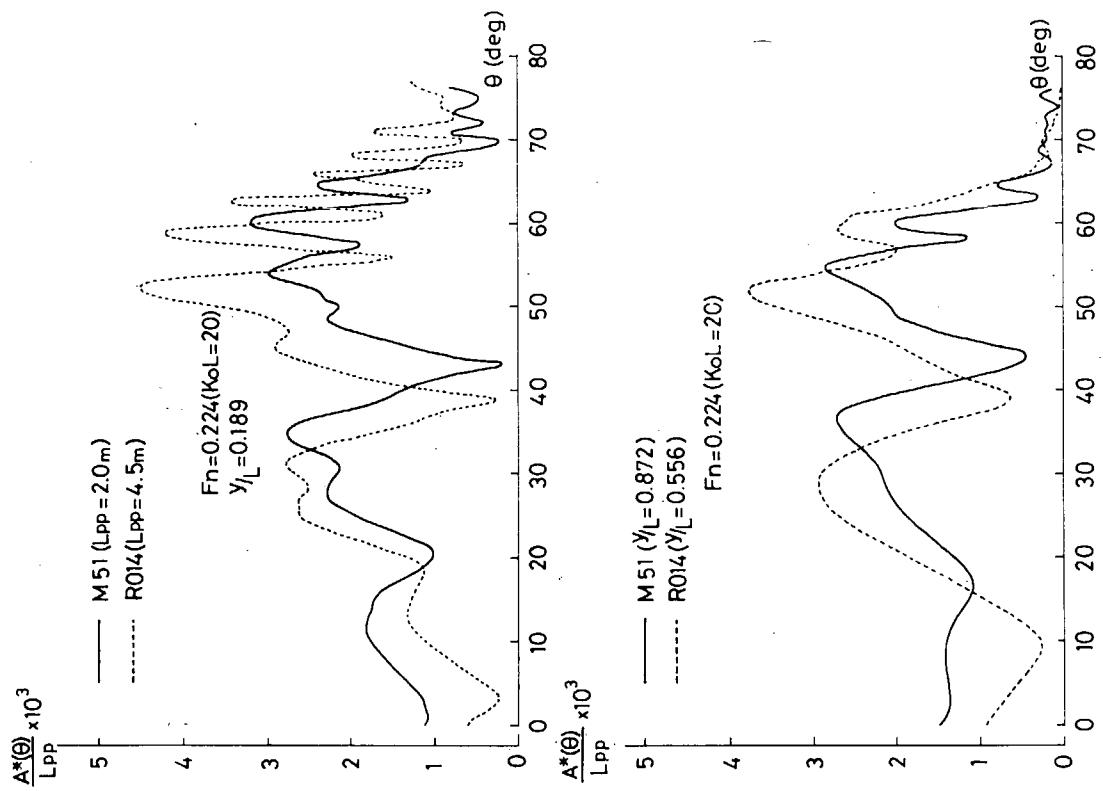


Fig. 6.2.6  $C_{wp}$  Curves

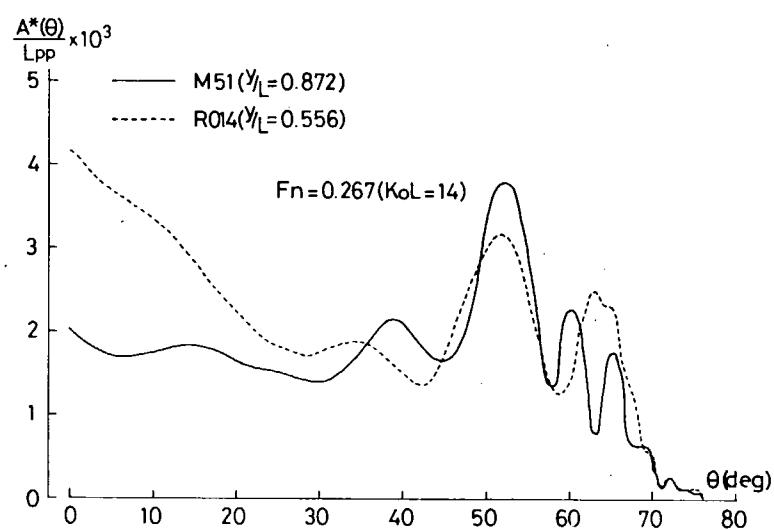
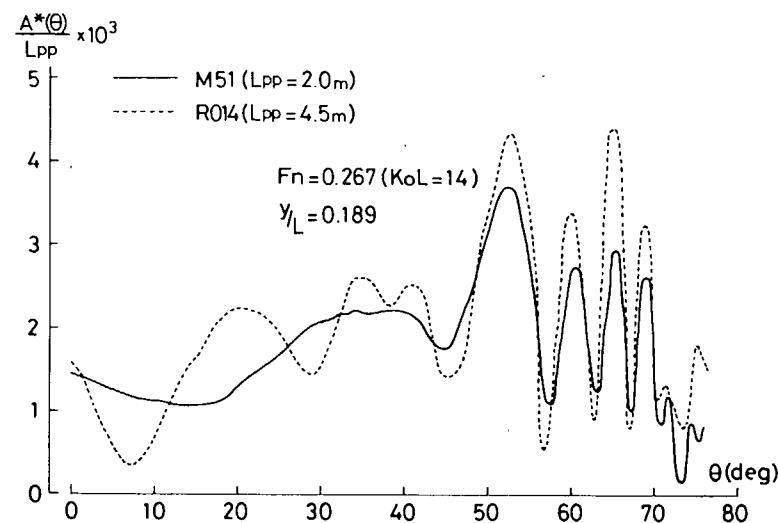


Fig. 6.2.7 Amplitude Function

## 第7章 関連文献

第171研究部会および第200研究部会第9分科会に関する文献を一覧表の形にまとめて次に示す。掲載した文献は、日本造船学会論文集、関西造船協会誌、西部造船会会報、船舶技術研究所報告および講演集、日本造船技術センター技報、日本造船研究協会報告書、および三菱重工からの出版物に昭和40年(1965年)以降発表されたものである。

参考に便利なように、(1)基本設計／船型計画、(2)造波抵抗／波形解析、(3)粘性抵抗、(4)推進／プロペラ、(5)模型試験に分類し、表題で複数部類に関係するものは、いずれの類別にも入れてある。ただし、日本造船研究協会報告書は(6)にまとめて記載した。

なお、粘性抵抗では主として形状影響係数に関するものとしたが、これらについては、第171研究部会報告書(研究資料No.317、昭和54年3月発行)に更に詳しく調査されているので参照されたい。

(出典略語)

造論：日本造船学会論文集

関西：関西造船協会誌

西部：西部造船会会報

船研報：船舶技術研究所報告

船研講：船舶技術研究所講演集

技セ：日本造船技術センター技報

造研資：日本造船研究協会研究資料

三技報：三菱重工技報

MTB: MITSUBISHI TECHNICAL BULLETIN

MTB: " " REVIEW

### (1) 基本設計／船型設計

No.	表題	著者	出典	年代
1	船型計画における造波抵抗理論の応用例	安部 光弘他	造論 119号	1966
2	コンテナ船設計上の諸問題	編集委員会	関西 130号	1968
3	コンテナ船の最適船型決定の一手法について	塙 中勝他	" "	"
4	高速フェリーの船型要素と静水中推進性能について	塙 友雄	関西 142号	1971
5	カーフェリー設計上の諸問題	編集委員会	" "	"
6	航洋カーフェリーの基本計画について	渡辺 俊夫他	" "	"
7	船側波形による造波特性解析とその船型計画への応用	茂里 一紘他	造論 132号	1972
8	An Application of Wave Pattern Analysis to Ship Form Improvement	馬場 栄一	" "	"
9	やせ型高速船型の一設計法について	塙 友雄	関西 147号	1973
10	統計解析による実用船型の造波抵抗推定法に関する研究	多賀野 寛	" "	"
11	超高速船型の理論設計について	山口 真裕	船研講 22回	"
12	超高速船型の理論設計(第2報)	松田 登	船研講 24回	1974
13	" (第3報)	田中 拓	" "	"

No.	表題	著者	出典	年代
14	Prediction of the Wave Resistance of Ships by Statistical Analysis	多賀野 寛	三T.B. 90号	1974
15	最近の水槽試験資料を整理して得られた主要船種別の船型要素と抵抗・推進性能に関する資料	大野 勝利	技セ 3号	1975
16	超高速船型の理論設計(第4報) — 波形計測例 —	山口 真裕	船研講 26回	"
17	自航要素等の船型要素等による回帰分析	佐藤 和範	技セ 4号	1976
18	超高速船型の理論設計(第5報) — 実用船尾船型の水槽試験 —	山口 真裕他	船研講 28回	"
19	Speed and Power Prediction Techniques for High Block Ships Applied in Nagasaki Experimental Tank	田村 欣也他	三T.B. 103号	"
20	A Power Prediction Method for High Block Coefficient Ships with Transam Stern	田村 欣也	三T.B. 115号	"
21	自白水槽で水槽試験を実施した建造船の主要目等に関する調査	大野 勝利他	技セ 5号	1977
22	図式船型設計法 — 横断面積曲線について —	塙 友雄	関西 167号	"
23	素成波理論を応用した図式船型設計法について(続報)	"	関西 169号	1978
24	An Application of Wave Resistance Theory to Hull Form Design	堤 孝行	造論 144号	"
25	非線型計画法による船型設計の基本的研究(第1報)	樋口道之助他	造論 145号	1979
26	Guilloton 法による船型改良法	林 允進他	関西 172号	"
27	統計解析による形状影響係数の推定	三嶋 総紀他	関西 176号	1980
28	波形解析データに基づいた船型計画法について	松井 政博他	造論 147号	"
29	Power Prediction Based on Modified Yamagata Resistance Chart and Newly Introduced Thrust Deduction and Wake	高城 清	関西 177号	"
30	On the Optimization of the Aft - Part of Fine Hull Forms (First Report)	宮田 秀明他	"	"
31	" "	林 允進他	関西 179号	"
32	(Second Report)			
33	模型船と実船の相関等についての調査(第2報)	平井 実他	技セ 8号	"
	船型可分原理により船尾肋骨線形状影響を考慮した形状影響係数・自航要素推定法と船型設計法について	塙 友雄	関西(予定)	1981

## (2) 造波抵抗／波形解析

No.	表題	著者	出典	年代
1	The Second Order Theory of Wave-Making Resistance	池畠 光尚	造論 117号	1965
2	Effect of a Bulbous Bow upon the Resistance of Ships with Small Length-Beam Ratio and Large Block Coefficient	佐藤 茂他	造論 118号	"
3	造波抵抗理論における船型の2次近似	梶谷 尚	造論 118号	"
4	船型計画における造波抵抗理論の応用例	安部 光弘他	造論 119号	1966
5	水線および肋骨線形状と造波抵抗	乾 崇夫他	造論 120号	"
6	波形解析による造波抵抗の算定	池畠 光尚他	造論 121号	1967
7	Buttock Flow船尾の研究	渡辺 四郎他	造論 122号	"

No	表題	著者	出典	年代
8	肋骨線に関する考察	別所 正利	造論 122号	1967
9	高次船型の造波機構	乾 崇夫他	造論 124号	1968
10	単純船型の船首波波形解析	"	"	"
11	水線および肋骨線形状と造波抵抗(その2)	"	"	"
12	波形解析による造波抵抗の算定(続報)	池畠 光尚他	"	"
13	造波抵抗直接計測の研究(第1報)——解析プログラムおよび計測例——	田中 拓他	船研講 12回	"
14	波形解析による造波抵抗の算定(第3報)	丸尾 孟他	造論 125号	1969
15	Study on Separation of Ship Resistance Components	馬場 栄一	"	"
16	単純船型の波形解析 — 幅の影響(その1)	大楠 丹	造論 126号	"
17	" — 肋骨線形状の影響(その1)	乾 崇夫他	"	"
18	造波抵抗直接計測の研究(第2報 計測位置の影響)	田中 拓他	船研講 14回	"
19	高次造波抵抗理論に関する二三の問題について(その1. 平水中の造波抵抗)	高木 又男	関西 136号	1970
20	静水中の船の推進理論について — 薄い船の場合(その1)	山崎 隆介他	西部 40号	"
21	単純船型の波形解析 — 肋骨線形状の影響(その2)	乾 崇夫他	造論 128号	"
22	INUID相似模型による波形解析の研究	田中 拓他	"	"
23	静水中の船の推進理論について — 薄い船の場合(その2)	山崎 隆介他	西部 41号	1971
24	" — " (その3)	"	西部 42号	"
25	粘性流体における造波抵抗	姫野 洋司他	造論 130号	"
26	有限喫水をもつ極小造波抵抗船型の計算	丸尾 孟他	"	"
27	船首バルブの波形解析	足達 宏之	船研講 18回	"
28	二次元スペクトルを用いた波形解析について	池畠 光尚他	関西 143号	1972
29	Study on the Non - Linear Free Surface Problems around Bow	武隈 克義	造論 132号	"
30	船側波形による造波特性解析とその船型計画への応用	茂里 一紘他	"	"
31	An Application of Wave Pattern Analysis to Ship Form Improvement	馬場 栄一	"	"
32	高次船型の造波機構に対する平底影響	山口 真裕他	"	"
33	Reduction of Wave Breaking Resistance by "MHI - BOW"	谷口 中他	三T.B. 9巻 1号	"
34	高次船型の造波機構に対する平底影響(第2報)	乾 崇夫他	造論 133号	1973
35	統計解析による実用船型の造波抵抗推定法に関する研究	多賀野 寛	関西 144号	"
36	造波抵抗理論による高速船の抵抗性能解析	有井 俊彦	関西 149号	"
37	粘性流体における船の波及び造波抵抗	丸尾 孟他	造論 134号	"
38	高次船型の流場解析	北沢 孝宗他	造論 135号	1974
39	Ship Forms of Minimum Wave Resistance with Bulbs	丸尾 孟他	"	"
40	Analysis of Bow Near Field of Flat Ships	馬場 栄一	"	"
41	船の主要目と造波抵抗(I)	堤 孝行他	造論 136号	"
42	Prediction of the Wave Resistance of Ships by Statistical Analysis	多賀野 寛	三T.B. 90号	"
43	A Study on Free - Surface Flow Around Bow of Slowly Moving Analysis	馬場 栄一他	造論 137号	1975

No	表題	著者	出典	年代
44	船の主要目と造波抵抗(Ⅱ)	堤 孝行他	造論 137号	1975
45	" (Ⅲ)	"	"	"
46	船側波形と造波抵抗	中武 一明他	西部 50号	"
47	船首バルブ付極小造波抵抗船型について	丸尾 孟他	造論 138号	"
48	局部流れを考慮した航走波の解析	岡村 英邦他	"	"
49	カーフェリー模型船の造波抵抗直接計測例	伊藤 譲他	技セ 3号	"
50	超高速船の抵抗および波形解析結果について—浮心位置の影響—	田中 拓他	船研講 28回	1976
51	流場データを用いた船の推進性能推定法	池畠 光尚	関西 163号	"
52	Wave Resistance of Ships in Low Speed	馬場 栄一	三T.B.109号	"
53	Wave Breaking Resistance of Ships	"	三T.B.110号	"
54	極小造波抵抗理論による高速実用船型選定の試み	丸尾 孟他	造論 141号	1977
55	Wave Resistance of Ship of Finite Beam Predicted by the Low Speed Theory	"	造論 142号	"
56	船尾波の少ないトランサムスターント形状に関する研究	馬場 栄一他	三技報14号1号	"
57	Wave Resistance of a Full Ship in Medium Speed	北沢 孝宗他	関西 170号	1978
58	An Application of Wave Resistance Theory to Hull Form Design	堤 孝行	造論 144号	"
59	Numerical Evaluation of a Wave - Resistance Theory for Slow Ships	馬場 栄一	造T.B.125号	"
60	Guilloton 法による船型改良法	林 允進他	関西 172号	1979
61	Experimental Investigations on the Wave Making in the Near-Field of Ships	乾 崇夫他	関西 173号	"
62	Non-Linear Property of Wave Making Resistance of Wide-Beam Ships	"	造論 146号	"
63	船体表面条件を厳密化した低速造波抵抗理論	下村 劳弘他	"	"
64	Free Surface Shock Waves around Ships and Their Effects on Ship Resistance	宮田 秀明他	造論 147号	1980
65	波形解析データに基づいた船型計画法について	松井 政博他	"	"
66	Characteristics of Free Surface Shock Waves around Wedge Models	高橋 雅之他	造論 148号	"
67	Resistance Reduction by Stern-End-Bulb (1st Report)	宮田 秀明他	"	"
68	Experimental Investigation on the Resistance Component Due to Free Surface Shock Waves on Series Ship Models	川口 義正他	関西 175号	

### (3) 粘性抵抗

No	表題	著者	出典	年代
1	A New Component of Viscous Resistance of Ships	馬場 栄一	造論 125号	1969
2	肥大船型の水槽試験結果の整理に関する一つの試み —主として形状影響係数について—	笛島 秀雄他	関西 139号	1971
3	肥大船の粘性抵抗に対する形状影響に関する研究	多賀野 寛	関西 146号	1972

No	表題	著者	出典	年代
4	粘性抵抗の小さいU型V型船尾形状の実験	仲渡道夫他	関西 151号	1973
5	水槽試験結果の統計解析による1軸船の満載状態における形状影響係数の推定	住吉弘巳	技セ 2号	1974
6	統計解析による形状影響係数の推定	三嶋総紀他	関西 176号	1980
7	A Study on Local Roughness Effect on Ship Resistance	徳永啓三他	西部 59号	"
8	船型可分原理により船尾肋骨線形状影響を考慮した形状影響係数・自航要素推定法と船型設計法について	塙友雄	関西(予定)	1981

(4) 推進／プロペラ

No	表題	著者	出典	年代
1	静水中の推進理論について — 薄い船の場合 — (その1)	山崎 隆介他	西部 40号	1970
2	" " (その2)	"	西部 41号	1971
3	" " (その3)	"	西部 42号	1972
4	自航要素等の船型要素等による回帰分析	佐藤 和範	技セ 4号	1976
5	流場データを用いた船の推進性能推定法	池畠 光尚	関西 163号	"
6	Speed and Power Prediction Techniques for High Block Ships Applied in Nagasaki Experimental Tank	田村 欣也	三T.B.105号	"
7	A Power Prediction Method for High Block Coefficient Ships With Transam Stern	"	三T.B.115号	"
8	幅広浅吃水船の推進性能とプロペラ起振力への船尾形状およびハイスクープロペラの影響	齊藤 泰夫他	造論 146号	1979
9	Power Prediction Based on Modified Yamagata Resistance Chart and Newly Introduced Thrust Deduction and Wake	高城 清	関西 177号	1980
10	船型可分原理により船尾肋骨線形状影響を考慮した形状影響係数・自航要素推定法と船型設計法について	塙 友雄	関西(予定)	1981

(5) 模型試験

No	表題	著者	出典	年代
1	超高速貨物船のフレームライン形状が推進性能におよぼす影響	森山 茂男他	船研講 7回	1966
2	高速貨物船のL/B およびB/d の変化が推進性能におよぼす影響	田崎 亮他	船研講 8回	1967
3	C <sub>B</sub> = 0.56 高速貨物船の系統的模型試験	横尾 幸一他	"	"
4	高速貨物船(C <sub>B</sub> = 0.56)の系統的模型試験(第2報)	"	船研講 12回	1968
5	高速貨物船のC <sub>B</sub> およびバルブの大きさの推進性能におよぼす影響	田崎 亮他	"	"
6	2軸船における Twin Skeg Stern の推進性能におよぼす影響	伊藤 達郎他	"	"
7	船首バルブ付高速ライナー船型(C <sub>B</sub> = 0.56, L/B = 7.0)に関する系統的模型試験 第1報 l <sub>CB</sub> , フレームライン, L/B, 船尾形状の影響	横尾 幸一他	船研報 6卷5号	1969
8	高速貨物船の系統的模型試験(第3報)(L.C.42) — 船体中央部および船体後半部形状の影響 —	"	船研講 14回	"

No.	表題	著者	出典	年代
9	船首バルブ付高速ライナー船型( $C_B = 0.56$ , $L/B = 7.0$ )に関する系統的模型試験 第2報 船首横截面積曲線形状, 船首バルブおよび $C_p \times C_M$ の影響	横尾 幸一他	船研報 7巻1号	1970
10	高速コンテナ船型の推進性能に関する研究(その1) — 2軸船の船尾肋骨線形状と附加物の影響 —	"	船研講 18回	1971
11	" (その2) — 2軸船の $L/B$ および $C_B$ の影響 —	斎藤 勇他	船研講 20回	1972
12	内航船の推進性能に及ぼすバルブの影響	斎藤 勇	船研講 22回	1973
13	カーフェリーの推進性能に及ぼす船尾形状の影響	"	船研講 26回	1975
14	内航船の推進性能に及ぼすバルブの影響(第2報)	"	" "	"
15	内航船の推進性能に及ぼすフレームラインの影響	斎藤 勇他	船研講 28回	1976
16	内航船の推進性能に及ぼす浮心位置の影響	"	船研講 32回	1978
17	広幅浅吃水2軸船のボッシング取付角度が推進性能におよぼす影響	堀 利文他	" "	"
18	広幅浅喫水船の水槽試験	山口 真裕他	船研講 34回	1979
19	幅広浅喫水船の船体前半部フレーム・ライン形状が抵抗に及ぼす影響の試験例	寺井 芳男	技セ 7号	"
20	高速幅広浅喫水船の船首バルブ形状が推進性能におよぼす影響	大橋 誠三他	" "	"
21	2軸高速コンテナ船に関する馬力推定要素の尺度影響とボッシング外力についての実験的研究	上田 隆康他	船研報 17巻4号	1980
22	広幅浅喫水船の水槽試験(第2報)	山口 真裕他	船研講 36回	"
23	広幅浅喫水船の水槽試験結果について	寺井 芳男	技セ 8号	"
24	広幅肥大中型船の船首形状及び船尾形状の推進性能に及ぼす影響に関する試験例	大橋 誠三他	" "	"

(6) 日本造船研究協会報告書

No.	表題	著者	出典	年代
1	高速コンテナ船の馬力推定法の精度向上に関する研究	SR138	造研資 183	1973
			" 199	1974
			" 220	1975
2	幅広肥大船の運航性能に関する研究	SR154	造研資 235	1975
			" 250	1976
3	新経済船型開発のための肥大船船尾まわり流場に関する研究	SR159	造研資 268	1977
			" 273	1977
			" 289	1978
			" 309	1979
4	総合輸送効率向上を目指した幅広船型の開発に関する研究	SR171	造研資 299	1978
			" 317	1979
5	馬力節減を目的とした1軸中型船の船尾形状の開発に関する研究	SR174	造研資 302	1978
			" 320	1979
			" 329	1980

## 結 言

以上に章ごとに詳細に述べてきたように、昭和54及び55年度の2ヶ年にわたる調査研究の結果、幅広船型についての特徴がかなり明瞭に分ってきた。解明された主な点について列記すると、

1. 統計解析法による船型計画法は、内容の相応わしい基礎データが十分あれば、幅広船型についてもかなり良い結果を与えることができる。
2. 傾斜ピエノイド法による船型計画は、幅広浅喫水船の特徴を考慮した上で適当なμ修正を行えば、ある程度実用に近い結果を与えることができる。
3. 素成波理論設計法による船型計画は、大部分の船型に対して統計解析法によって求めた船型と類似の結果を与えた。
4. 幅が極端に広くなると、その抵抗増加は将来考えられていたものより遥かに大きい。造波抵抗が大きくなるだけでなく、形状抵抗も大となる。
5. それぞれの主要目に対して最適と思われる横截面積曲線を採用したので、方形係数及び幅の増加による抵抗増加は従来の幾可学的変形で導かれたものに比べて小さかった。
6. 幅広浅喫水船においては船首付近に水面衝撃波を生じるが、水線入射角を小にすれば、この波を消滅させ、従って抵抗を減少させることができた。
7. 幅広浅喫水船の $C_B$ 及び $L/B$ の推進性能に及ぼす影響を明らかにできた。
8. 波形解析を2隻の相似模型に対して行った結果、造波抵抗に関する尺度影響の資料が得られた。
9. 形状影響係数及び伴流係数に対して若干の考察を加えることによって、幅広浅喫水船にも良い近似値を与える推定式を提案した。

等であり、幅広浅喫水船の流体力学的特性がかなりの程度まで明らかになり、この種の船にも大いに役立つ資料が得られたものと思われる。

しかし、この種の船の研究の歴史はまだ浅い上に、今回の研究、調査についても十分な費用と時間をかけたわけではないので、解明すべき問題点は数多く残っているものと思われる。殊に横截面積曲線形状、幅喫水比等の影響を実験的に確かめることができなかったことは残念であった。また、この種の船に限らず、一般に船尾の問題についてはまだ未解決の点が多く、十分な検討を要するものと思われる。

なお、船型計画法としては、造波抵抗に関しても一般の改良を加えることが必要と思われるが、さらに粘性抵抗も加味した推定式あるいは計画法を案出することが望ましい。これは個々の研究者の今後の努力に期待したい。