

## 第171研究部会

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

### 報 告 書

昭和54年3月

社団法人  
日本造船研究協会

カーフェリーや中速コンテナ船のような幅広浅吃水船について、  
船型理論による計算、模型船3隻による水槽試験および形状影響  
係数の調査等を行ない、このような船型の $C_B$ 、 $L/B$ 、 $B/d$ 、横  
截面積曲線形状等が推進性能に及ぼす影響を検討した結果の報告  
である。

## はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「船舶の省エネルギー対策に関する研究」の一部として、日本造船研究協会が第171研究部会においてとりまとめたものである。

本研究部会の委員および討議参加者は次のとおりである。

### 第171研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部会長	乾 崇夫(東京大学)
副部会長	横尾 幸一(日本造船技術センター)
幹事	今堀 健三(三井造船)
委員	田中 一朗(大阪大学) 寺井 芳男(日本造船技術センター) 池畠 光尚(横浜国立大学) 山口 真裕(船舶技術研究所) 川口 昇(三菱重工業) 村橋 達也(日立造船) 国米 昭久(日立造船) 福田 正篤(日本鋼管) 山野 惟夫(川崎重工業) 高橋 洋二(石川島播磨重工業) 山崎 芳嗣(佐世保重工業) 永松 秀一(住友重機械工業) 久田 靖二(函館ドック) 内田 徹(尾道造船) 荻野 繁之(佐野安船渠) 高津 浩治(来島どっく) 藤原 芳夫(名村造船所) 東 哲朗(大阪造船所) 羽田 知所(大阪商船三井船舶) 渡辺 明(山下新日本汽船) 二宮 鎮男(日本無線) 奥山 義勝(神戸製鋼所) 笠原 良和(日本鋼管)
協力者	多賀野 寛(三菱重工業) 高橋 雅之(東京大学) 川村 典雅(東京大学)

### 第171研究部会第1小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

部会長	乾 崇夫(東京大学)
副部会長	横尾 幸一(日本造船技術センター)
委員長	梶谷 尚(東京大学)
幹事	今堀 健三(三井造船) 寺井 芳男(日本造船技術センター)
委員	池畠 光尚(横浜国立大学) 山口 真裕(船舶技術研究所) 村橋 達也(日立造船) 川口 昇(三菱重工業) 山野 惟夫(川崎重工業) 国米 昭久(日立造船) 山崎 芳嗣(佐世保重工業) 高橋 洋二(石川島播磨重工業) 渡辺 明(山下新日本汽船) 永松 秀一(住友重機械工業)
協力者	多賀野 寛(三菱重工業) 高橋 雅之(東京大学) 川村 典雅(東京大学)

第 1 7 1 研究部会第 2 小委員会委員名簿

(敬称略 順不同)

部会長	乾 崇夫(東京大学)
副部会長	横尾 幸一(日本造船技術センター)
委員長	田中 一朗(大阪大学)
幹事	田中 秀信(日立造船)
委員	梶谷 尚(東京大学) 池畠 光尚(横浜国立大学) 山口 真裕(船舶技術研究所) 寺井 芳男(日本造船技術センター) 須藤 彰一(明石船型研究所) 三嶋 聰紀(三井造船) 高橋 洋二(石川島播磨重工業) 笠原 良和(日本鋼管) 永松 秀一(住友重機械工業) 野沢 和男(川崎重工業) 山崎 芳嗣(佐世保重工業) 武隈 克義(三菱重工業)

第 1 7 1 研究部会委員以外の討議参加者名簿

(敬称略、順不同)

鶴岡 正敬(東京大学)	川隅 一道(佐世保重工業)
山口 誠之(日本鋼管)	山崎 裕作(名村造船所)
伊藤 政光(神戸製鋼所)	岡本 洋(川崎重工業)
家永 積威雄(佐世保重工業)	中山 一夫(住友重機械工業)
右近 良孝(船舶技術研究所)	岡田 利治(尾道造船)
谷林 英毅(三菱重工業)	向井 正治(佐野安船渠)

## 目 次

第1章 緒 言 .....	1
第2章 船型計画 .....	2
2.1 船型計画基本方針 .....	2
2.2 傾斜ピエノイド法による船型の検討 .....	3
2.2.1 傾斜ピエノイド法 .....	3
2.2.2 SR171Bに対する検討 .....	3
2.2.3 SR171E, D, Cに対する検討 .....	4
2.3 統計解析による船型の検討 .....	5
2.3.1 SR171Bに対する検討 .....	5
2.3.2 SR171Dの船型計画 .....	6
2.3.3 統計解析データの整備 .....	7
2.3.4 SR171E, Cの船型計画 .....	7
2.4 研究対象船の選定 .....	8
2.4.1 Sectional Area Curves の決定 .....	8
2.4.2 Body Plan の決定 .....	8
第3章 水槽試験 .....	43
3.1 模型船および模型プロペラ .....	43
3.2 試験状態 .....	43
3.3 試験結果および考察 .....	43
第4章 幅広船の造波抵抗に関する考察 .....	75
4.1 E, D, O船の造波抵抗と波 .....	75
4.2 東大における幅広船の造波解析 .....	76
4.3 幅広船に対する今後の課題 .....	78
第5章 形状影響係数の推定 .....	87
5.1 序 .....	87
5.2 推定法の現状と関連文献 .....	87
5.3 軽荷状態におけるKの推定法の問題点 .....	108
5.4 統計解析による方法 .....	110
5.5 造波抵抗理論を利用する方法(造波理論的アプローチ) .....	124
5.5.1 緒 言 .....	124
5.5.2 造波抵抗理論に基づく回帰方程式を用いたKの算定法 .....	124
5.5.3 バルブ付船型の軽荷状態を対象としたアプローチ .....	127
5.5.4 結 言 .....	131
5.6 粘性抵抗理論を利用する方法(粘性理論的アプローチ) .....	147
5.7 総 括 .....	149
第6章 結 言 .....	150

## 第1章 緒 言

近年内航海運の近代化、省力化が強く要請され、しかも陸上輸送を含めた一つのシステムとしての能率化が要望されている。総合輸送効率の向上を目指した場合には、多少推進性能が落ちても荷役に便利な幅広浅喫水の船型が望まれるが、そのような船型にしても推進性能が優れているようなものが見出されれば、それに越したことはない。

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、カーフェリや中速コンテナ船のような幅広浅喫水船型に関する研究資料は少い。そこで本部会としては、理論的検討を十分加えた上で必要最小限の系統的模型試験を行うこととし、3年計画で11隻の模型試験を行い、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、幅吃水比、横載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。

本研究の系統的模型試験においては、それぞれの主要目をもった模型船に対して、各設計速力での最適船型を理論的検討によって求めて、最適船型によって構成される系統的模型試験を行うことにした。

昭和52年度には、この新構想の系統的模型試験の母型を理論計算によって求めるとともに水槽試験を行ったが、昭和53年度には、他の船型要因を一定として、長さ幅比を2種類変えた模型船と方形係数を1種変えた模型船との合計3隻についての水槽試験を行った。

幅広浅喫水船の船尾の流れは非常に複雑であることが予想されるので、代表的の2船型について伴流分布の計測を行った。

また、このような船型は船尾流れの様子と関連して、粘性抵抗も問題となるので、粘性抵抗調査の一手段として形状抵抗係数の船型要素による変化についての調査を行った。

本報告書は、以上に述べてきた船型理論による計算、模型による水槽試験および形状影響係数の調査等の結果について報告するものである。

## 第2章 船型計画

### 2.1 船型計画基本方針

主要目シリーズ7隻(右図)のうち、昭和52年度に実施したB船の計画および試験に続いて、昭和53年度はL/BシリーズE、D、C3船の船型計画を進め模型実験を実施することになった。

船型計画は統計解析(多賀野方式)による検討を基本とするが、幅広船の統計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、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)のパイロット・リサーチの結果も参考にして進めることとした。

計画の時間的経過を追うとつきのようになる。

- a. SR171B船型計画の反省
- b. SR171D船型計画
- c. SR171Bの類型船"B'"(SRC R009)船の検討
- d. タイプII( $C_B = 0.575 \sim 0.625$ )データの整備
- e. 幅広船(東大M42A、M42、M42B)の予備実験
- f. SR171E、C船型計画

#### (1) D船の計画

B船型は在来の経験的方法による類似船に比し抵抗性能が劣ることがわかった。その原因としては、第1に統計資料が $L/B=6.0 \sim 7.0$ であるため、B船( $L/B=5.25$ )の計画には幅広化に伴う影響が充分には考慮されていない。第2に、B船にはRoRo船として期待される水線面積係数を必要以上に確保したため、船首部がVフレームになり、計画母船型のフレームラインと相異した。

本年度は幅広船のデータ追加(b)に努めるとともに、B船の船型計画を傾斜ピエノイド法で実施し、幅広化に伴う影響が $C_P$ -カーブにどう現われるかを検討した。同様に船首Vフレーム形状をU型にした場合の影響調査を行なった(c)。D船の計画は、統計解析をベースに傾斜ピエノイド法による幅広の影響を加味し、さらに船首Uフレーム船(SRC R009)を母型として設計することとした。

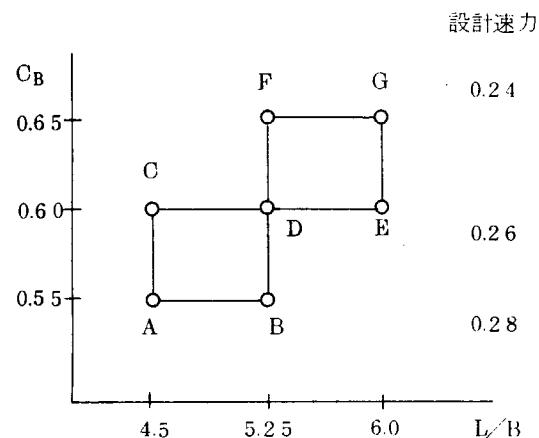
#### (2) E、C船の計画

E船は $L/B=6.0$ で、統計資料の幅広の境界にある。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 $L/B=4.5$ で、最も幅広く既存のデータは皆無に近いので、次の方針で計画した。

- (i) 統計解析データを幅広のものと幅狭のものと二つ用意し両者による最適 $C_P$ カーブの相異を $L/B$ に応じて外挿する。
- (ii) 傾斜ピエノイド法でさらに非線型修正( $\mu$ 修正)を強くして計画する。
- (iii) 設計現場の経験から来る意見を集約する。
- (iv) これら(i)、(ii)、(iii)の結果の不明の部分について東大水槽で小型模型による実験解析を行い、これらを総合してC船型を計画する。

なお船体後半部はE、D、Cともすべて相似とした。



## 2.2 傾斜ピエノイド法による船型の検討

SR171B の計画は、幅広船のデータが少ないので、幅広化に伴う最適船型の形状の変化は考慮されていないと考えられる。そこで前節の計画基本方針に従って、傾斜ピエノイド法によっても試設計を行い、幅広化の影響を検討する。

### 2.2.1 傾斜ピエノイド法

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. Side Source : SS、2. Bottom Doublet = BD、3. Vertical Line Source/Doublet 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で船底の内側に配し、VLS/VLD はバルブを表わし FP、AP に線状に分布させる。これらの特異点分布密度は三角級数の和で表示する。

船型計画プログラムは 3 段階に分かれる。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をもとに、これら特異点要素の 2 次形式で与えられる。2. BD は付帯条件として与え、VLS/VLD は強さをパラメータとして変え、主船体 SS に排水量・中央断面積一定の拘束条件を付して変分をし、SS の最適特異点分布を求める。3. 得られた SS とすでにわかっている BD、VLS/VLD 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型理論をベースにした式によって求めているが、線型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無視した、云わば薄い船の理論である。<sup>1)</sup> 薄い船から通常の船図、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所流が波の発生・伝播に影響し、非線型影響が強くなる。そこで傾斜ピエノイド法では、中間積分表（造波特性計算）作成の段階に非線型影響としての  $\mu$ -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を  $m(\xi)$  とすると、波・造波抵抗に対する特異点  $m(\xi)$  は  $\mu$ -修正された強さが対応すると考える。式にすると、

$$m(\xi) = \mu(\xi) \cdot \bar{m}(\xi) \quad (1)$$

$$\mu(\xi) = 1 - \mu_s(1 + |\xi|) \quad (2)$$

で、船体中央部にかけ造波特異点の強さが弱まる形である。通常のやせ型船については  $\mu_s = 0.4$  位が適当とされている。船幅が零のとき、線型理論が成立して  $\mu_s = 0$  となる。

### 2.2.2 SR171Bに対する検討

以上のように SR171B の船体前半部に対する設計を試みた。主要目を Table 2.2.1 にしめす。計画の  $C_M = 0.97$ 、前後排水量配分  $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$  をもとに、SR171B の船体前半部から求めた前後対称船 SR171BA を対象に計画を進めた。

#### (1) 特異点分布面

SS の傾斜分布面の上下端を  $\eta_{s0}$ 、 $\eta_{s1}$  とし、BD の分布縁を  $\eta_B$  とし、形状を Fig. 2.2.1 a にしめす。

SS、BD の分布深度は  $\zeta = 2Z/L = 0.08$  であるが、バルブは  $\zeta = 0.09$  である。

#### (2) 計画速力： $K_o L = 1.3$ ( $F_n = 0.2774$ )

#### (3) $\mu$ (Fig. 2.2.2)

茂里によれば SS に対する  $\mu = \mu_s$  は M20 ( $B/L = 0.074$ ) で 0.1、M21 ( $B/L = 0.118$ ) で 0.4 が適当としている。この 2 隻に対し SR171B の  $B/L = 0.19$  はかなり幅広であり、 $\mu_s$  としていくらが妥当か、またどのような修正式が適当かは明らかでないが、幅が増加するにつれて、修正係数は大きくなるだけは確かである。本研究では  $\mu_s = 0.4$  の場合 (SR171BII) と 0.6 の場合 (SR171BIV) を試み  $\mu_s = 0.4 \rightarrow 0.6$  の幅広化の影響がプリズマ曲線にどう異って現われるかを検討した。BD に対する修正は、 $M_{BD}(\xi) = \mu_B \cdot \bar{M}_{BD}(\xi)$  で、 $\mu_B = 0.4$  とした。

#### (4) BD、VLS、VLD

BDおよびVLS/VLDの基本形をFig. 2.2.3にしめす。SR171Bの計画用としてはBDについてはそのまま、VLS/VLDについては図示した基本量より3割強い1.3{Fn}を用いた。

#### (5) 変分ならびに結果

拘束条件 $\nabla_1 = 0.0210$ 、 $\nabla_0 = 0.0215$ のもとに変分した。Fig. 2.2.4に特異点分布、Fig. 2.2.5、2.2.6にCp曲線とLWL曲線、Fig. 2.2.7に正面線図をしめす。また得られた船型BII、BIVの主要目をTable 2.2.1にしめす。

Cp曲線についてみると、 $\mu_s = 0.4$ のBIIは母型SR171Bに比べ、SS9<sup>1/2</sup>、6で小さく、その間では逆に大きく、差が明瞭である。しかし $\mu_s = 0.6$ のBIVになると船首がいくらか母型より小さい他は、母型に非常に似てくることがわかる。L/B=5.25の船の適正な $\mu_s$ 修正値は不明であるが、もしこの程度とすれば、統計解析によるSR171BはCpカーブに関する限り妥当であったといえる。

### 2.2.3 SR171E、D、Cに対する検討

本年度研究船についても全様の検討を行なった。いづれも $C_B = 0.60$ 、 $B/d = 3.4$ であるが $L/B$ はE、D、Cに対し6.0、5.25、4.5と幅が広くなる。 $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$ 、 $C_M = 0.97$ としTable 2.2.2に計画船の主要目（母型E、D、C、前後対称船EA、DA、CA）をしめす。

#### (1) 特異点分布面

D船についてはB船と同様の分布面とし、E、Cについては、Fig. 2.2.1 bに示す。VLS、VLDの分布深さはEが0.08、Cが0.105である。

#### (2) 計画速力： $KoL = 1.5$ ( $F_n = 0.2582$ )

#### (3) $\mu$ (Fig. 2.2.2)

DはBと同じ幅であるが、 $C_B = 0.60$ で、B( $C_B = 0.55$ )より大きい。したがって非線型影響も大きいと考えられ $\mu_s = 0.6$ (SR171d4)と0.8(SR171d6)の場合を検討した。E、C船についても $\mu_s = 0.4 \rightarrow 0.8$ の影響を見るべきであるが、経費の都合により $\mu_s = 0.6$ のみを行い、Dの結果を加味する方針とした。

#### (4) BD、VLS、VLD

BDにはB船と同じ強さの分布を付帯条件として用いた。VLS VLDは、D、EともBと同じ強さ1.3{Fn}を用い、C船についてはさらに強いもの1.8{Fn}を用いた。

#### (5) 変分ならびに結果

E、D、Cそれぞれについて、Table 2.2.2に示す。拘束条件 $\nabla_1$ 、 $\nabla_0$ を用いて変分した。得られた結果をFig. 2.2.4～2.2.8に示す。

$\mu_s$ を0.6から0.8にした場合の影響はFig. 2.2.5、2.2.8により、非常に小さいことがわかる。したがって $\mu_s = 0.6$ としてのE、D、Cの計画結果をみると以下のようになる。Cp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、SS9より前方では太らせる方がよい。バルブの大きさも幅広船になるに応じて大きくする必要がある。

今回傾斜ピエノイド法を幅広船に応用したが、幅広船に対する非線型修正は明らかでない。どの程度の $\mu_s$ 値がよいかはもちろん、どのような形の修正が適当かも検討の余地がある。そのためには、このような修正が抵抗だけでなく、実際の波をどの程度よく表わしているかを波紋解析的に検討していくことが必要である。とくに粘性影響の少ない船体前半部の波をよく表わすような修正関数を見出すこと、適性修正値が幅広化に伴ってどのように変わるかを調べることが必要である。

## 2.3 統計解析による船型の検討

### 2.3.1 SR171Bに対する検討

前年度研究船SR171Bは統計解析(多賀野の方法)によって船型計画が進められ、塙氏の方法による検討を参考に設計されたものである。SR171Bのブリズマ曲線は日本造船技術センターの統計資料(タイプI:  $CB = 0.525 \sim 0.575$ 、81隻うちバルブ船型70隻)から求められ、船首肋骨形状はRoRo船に要求される水線面積を満たすようV型になっている。

統計データを構成している船の $L/B$ 、 $B/d$ の平均は $L/B = 6.82$ 、 $B/d = 2.83$ となっており、SR171Bの $L/B = 5.25$ 、 $B/d = 3.4$ とはかなり相違している。主要目的相違が最適ブリズマ曲線におよぼす影響ならびに肋骨線におよぼす影響を調査することとした。SR171Bのブリズマ曲線の妥当性を検討するため、タイプIのデータを幅広用、幅狭用に分け、データの相異による最適ブリズマ曲線の変化をみるという意図のもとに調査を行なった。喫水、 $B/d$ についても同様の方法を採用した。

#### (1) ブリズマ曲線

##### (a) データの区分

タイプIのデータを区分し、つぎの5ケースのデータを用意した。

case 1 : {  $L/B < 7.0$  (38隻) }  
case 2 : case 1 + {  $L/B = 7.0$ かつ $B/d = 3.0$  (15隻) } (53隻)  
case 3 : case 2 + {  $L/B = 7.0$ かつ $B/d = 2.4$  (20隻) } (73隻)  
case 4 : {  $L/B \geq 7.0$  (43隻) }  
case 5 : case 1 + {  $L/B = 7.0$ かつ $B/d = 2.4$  } (58隻)

Fig.2.3.1に各ケースの $CB \sim L/B$ 、 $B/d \sim L/B$ 分布を、Fig.2.3.2にヒストグラムを示す。

##### (b) 解析データの $L/B$ の相違による影響

SR171Bの母型M5ブリズマ曲線を変形し、 $C_w$ 推定値の変化をみると、データの母集団の船の幅広化に伴う最適ブリズマ曲線がどう変化するかを調査した。

Fig.2.3.3にM5の5ケースによる $C_w$ 推定を示す。どのケースも水槽試験結果に近い推定となっているので、各ケースとも有効とみなし、ケース毎にブリズマ曲線を変形し、 $C_w$ の推定を行った。その結果、計画速力 $F_n = 0.28$ 付近で $C_w$ が最も小さくなるブリズマ曲線をFig.2.3.4に示す(M5A、E、H、Lはケース1、2、3、4に対応)。

ケース1(38隻)を除いて考えると、幅広のデータになる程SS6が落ち(以後肩落ちといふことがある。)、SS7～FPにかけて肥える傾向がみられる。SR171Bは肩張りでSS7～FPにかけてhollowでありこれらの幅広・浅喫水船の特徴とは逆の傾向にあることがわかる。

同様のことをSR171Bをベースに試みた。M5と同様、SR171Bの $C_w$ を推定した結果(Fig.2.3.5)、ケースによる推定の差が顕著に現われた。これはM5のブリズマ曲線がどのケースにおいても分布の中央にあったのに対し、SR171Bは平均線からはずれ、ケースによっては信頼限界 $f_i \pm \sigma_{f_i}$ を超えていたためと思われる。このうちケース2による推定が実験結果に近いので、当初の趣旨とはずれるが、以下ケース2の情報をもとに考える。

ブリズマ曲線の変形をFig.2.3.6に、 $C_w$ の推定をFig.2.3.7に示す。この結果肩を落とし、バルブを増大させるのがよいことがわかる。

##### (c) 解析データの $B/d$ の相違による影響

データの $B/d$ の相違による最適ブリズマ曲線の変化をみるために、ケース2とケース5による相違をみると、M5のブリズマ曲線を変形させ、ケース2についてはMSE(前出)、ケース5についてはM5Pが計画速力 $F_n = 0.28$ で低い $C_w$ 推定値を示した。これらM5E、M5PとSR171Bの

ブリズマ曲線を Fig. 2.3.8 に比較する。M5E、M5Pともケース 1 のデータにおける  $B/d$  のバラツキを含むので、本図は  $B/d$  の影響のみをとり出しているとは言い難いが、 $B/d$  の増加による影響はほとんどないことがわかる。したがって SR171B については統計データの  $B/d$  の差の影響はないと考えられる。

## (2) フレームライン

一般に RoRo 船は排水量があるから、広い甲板面積が要求される。このことは結果として船首を V 型肋骨にする傾向をもたらす。しかし船の推進性能からすると、船首の水線をふくらませることは、 $r_R$  を大きくする要因となることがよく知られている。そこで RoRo 船として要求される甲板面積を極度に抑え SR171B と同じ主要目、同じブリズマ曲線で U 型フレームラインの船型 R009 と SR171B との性能比較が行なわれた。<sup>3)</sup> Fig. 2.3.9、10 に正面線図ならびに  $r_R$  の比較をしめす。R009 の  $r_R$  曲線は  $F_n = 0.14 \sim 3.1$  の全域にわたり、SR171B より低く、とくに計画速力  $F_n = 0.28$  では曲線が Hollow となり船型計画上望ましい結果を与えている。このように水線（肋骨形状）の影響は無視できないことがわかった。以上の検討から本年度研究船 E、D、C には R009 のフレームラインを採用することとした。

### 2.3.2 SR171D の船型計画

本年度研究船として D 船の計画を第一にとりあげた。計画主要目は  $L/B = 5.25$ 、 $B/d = 3.4$ 、 $C_B = 0.60$ 、 $C_M = 0.97$ 、設計速力  $F_n = 0.26$  である。

#### (1) 解析データ

前年度用意した 3 種の統計解析データ、

タイプ I ( $0.50 \leq C_B \leq 0.575$ )	81 隻 ( 内バルブ付 70 隻 )
タイプ II ( $0.575 \leq C_B \leq 0.625$ )	36 隻 ( " 31 隻 )
タイプ III ( $0.625 \leq C_B \leq 0.675$ )	48 隻 ( " 13 隻 )

より、タイプ II のデータを用いるが、隻数が不足しているのでタイプ I より 13 隻、タイプ III より 15 隻、タイプ II に近いものを加え、改めてタイプ II ( 64 隻、内バルブ付 44 隻 ) データとした。 $C_B$ 、 $L/B$ 、 $B/d$  の分布については後述する。

#### (2) 設計条件

排水量の前後配分率  $C_{BA}/C_{BF}$ 、LCB は船体前半部における造波と、後半部における粘性抵抗・推進性能に対する配慮により決定される。通常設計速力が低い場合は造波のウェイトがひくくなり、より船体後半部の設計が重くなる。しかし本船型は幅広船のため、造波を優先して考える必要がある。そこで設計速力は前年度 B 船より  $F_n = 0.28 \rightarrow 0.26$  と下ったにも拘らず、前半部を抑え B 船と同じ配分率  $C_{BA}/C_{BF} = 1.16$ 、LCB = 1.566% Aft とした。

#### (3) 船型計画

タイプ II 64 隻から、船型改良の対象となる母型 3 隻 ( M1、M2、M3 ) を選出した。M1 ( Cargo ) は幅狭のデータのうちで最適と思われるもの、M2 ( Sea Coaster )、M3 ( RoRo ) の幅広のデータのうちで主要目が SR171D に近いものである。これら 3 隻のブリズマ曲線を変化させ、 $C_w$  推定値が下ったものを M1-A、M2-A、M3-A とし、ブリズマ曲線、 $C_w$  推定値を Fig. 2.3.11、12 に示す。M2-A、M1-A は M3-A に比し肩落ちである点は B の設計の場合と同じである。

このうち M2 は  $L/B = 5.46$ 、 $B/d = 3.46$  で SR171D に近く、 $C_w$  の推定も水槽試験結果とよく対応している。変形後の M2-A は船体前半部で、タイプ II データの平均線にも近く、 $C_w$  推定の結果は信頼度が高いと思われる。このような根拠から M2-A を D 船の候補とし、傾斜ピエノイド法による結果を加味して船型を決定することにした。

### 2.3.3 統計解析データの整備

Dに統いてE、C船の計画を進めるべきである。しかしC船は $L/B = 4.5$ であり、統計解析データからかなりズレた位置にある。このギャップを少しだけ埋めて信頼のおける資料を用意しないと前年度と同じ結果になる恐れがある。そこで、その後利用できる幅広船のデータを出来るだけ多く追加し、データの整備を行なった。すなわち日本造船技術センターから幅広船13隻のデータを加え、幅狭船13隻のデータを除き、新しくタイプII\*（6.4\*モデル）なるものを用意し、従来のタイプII（6.4モデル）による解析と比較しながら計画を進めることにした。

Fig. 2.3.13、14に両タイプの船の主要目分布、ヒストグラムを示す。Fig. 2.3.15にはブリズマ点列の平均値 $\bar{f}_i$ とその標準偏差値 $\sigma_{\bar{f}_i}$ を図示する。その結果タイプIIからタイプII\*になるにつれ $L/B$ の平均は6.76から6.52になること、 $\bar{f}_i$ は肩落ちとなり、逆に船首は肥える方向に移っていくことがわかる。

### 2.3.4 SR171E、Cの船型計画

E、C船の計画にあたっては、タイプII（ $L/B = 6.76$ ）とタイプII\*（ $L/B = 6.52$ ）を同一のブリズマ曲線に対し適用し両者の影響をE（ $L/B = 6.0$ ）、C（ $L/B = 4.5$ ）に外挿する方針で始めた。まずタイプII\*の平均ブリズマ点列 $f_i$ をFairingし、ブリズマ曲線MEAN1（ $C_{PF} = 0.5722$ ）を求めた。続いて、 $C_{PF}$ を計画船型と同じ（ $C_{PF} = 0.5792$ ）にするため、MEAN1を修正しMEAN2を求めた（Fig. 2.3.16）。造波の問題を検討するので、船体後半部はSR171Dと同じものを全てに適用することとした。

#### (1) 肩落・肩張りブリズマカーブの検討

$C_{PF} = 0.5792$ と、バルブ寸法 $f = 5\%$ を一定にし、Fig. 2.3.17に示す肩落・肩張り変形に対する $C_w$ 推定変化を調べた（Fig. 2.3.18図中の番号は前図Fig. 2.3.17の番号に対応する。以下同様）。この結果両タイプ共、MEAN2より肩張りのブリズマ曲線が、 $C_w$ を下げることがわかった。ただし幅広のデータからは肩張り度に限界があることがわかった。

#### (2) バルブ寸法 $f$ の検討

MEAN2をベースにSS8~FP間を排水量の変化がないようにFig. 2.3.19の変形（図中□印後の数字は $f$ の%を示す。）を考え、 $C_w$ の変化をみた（Fig. 2.3.20）。この結果、バルブの寸法 $f$ が増大すると $C_w$ が急激に下ることが認められた。なおタイプII\*では $f = 7\sim9\%$ で $F_n = 0.2\sim0.25$ に負の $C_w$ が現われ、この付近では適用範囲を超えていることがわかった。

#### (3) 組合せ変形の検討

前記(1)と(2)を組合せた変形について検討した。Fig. 2.3.21、22に肩張り□3、肩落ち▽3とバルブの $f$ を3%~9%に変えて組合せた場合の $C_w$ の変化を示す。図中右側の数字はバルブの $f$ 値を示す。

この結果、 $C_w$ 推定値に対しては肩落ち、肩張りの影響よりもバルブの影響が強く働き、 $f$ の増大とともに $C_w$ が下ることがわかる。すなわち肩を張らせ、バルブを大きくする（その結果 $SS7 \sim 9 \frac{1}{2}$ が $Hollow$ になる。）のがよいことがわかる。この傾向はタイプIIより、タイプII\*の方が顕著であることがわかる。しかし、タイプIIとタイプII\*による解析結果は後者の方が全体的に大きく変動するのみで傾向的には同じであり、両者の差をE、C船型に外挿するという当初の意図は実現不能である。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計画することとし、E船は幅広でないので、統計解析の結果に重点をおいて計画することにした。

## 2.4 研究対象船の選定

### 2.4.1 Sectional Area Curves の決定

2.2 および 2.3 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. 2.4.1 に示す。比較のため全図には M2-A、SR171d4 の結果も示す。M2-A は M 2 の船型改良によって得られたもので統計解析のデータはタイプ II (64 隻) である。したがって M2-A 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、傾斜ピエノイドの結果の方向に SS 6 ~ 7 を落とし、SS 8<sup>1/2</sup> ~ 9<sup>3/4</sup> をふくらませた。バルブ寸法は控え目とし、傾斜ピエノイドの結果に近い 6 % とした。

E 船は  $L/B = 6.0$  であるから、ほぼタイプ II<sup>\*</sup> の統計解析が有効であると考えられる。そこで後半部は D 船と相似のものを採用することとし、前節 Fig. 2.3.2.1 の組合せ変形 V37, V38 をもとに前半部を決定した。Fig. 2.4.2 に示す。SS9 より前方はタイプ II<sup>\*</sup> の信頼上限線  $f_i + \sigma_{f_i}$  に近い曲線となっている。この傾向を延長しバルブ寸法は  $f = 7.5\%$  とした。

$L/B = 4.5$  の C 船については類似船の統計資料が皆無に近い。傾斜ピエノイドの結果では同一の CB、計画速力に対して、幅が広くなるにつれ、肩落ち・前端ふくらみの傾向があるのに対し、統計解析の方法では明瞭な方向づけが得られていない。そこで、船の幅広化に応じ肩張り肩落ちいづれの傾向がよいか、またバルブ寸法はどうなるかについて、設計サイドの意見を集めるとともに、一方東大で並行して進められている幅広船の実験結果を参考にすることとした。アンケートでは肩落ちでバルブを大きくするのがよいという見方が多かった。しかし東大の実験では後述（第 4 章）のようにバルブの小さい肩張り船型がよいたこと、 $L/B < 5$  では、船首の波崩れや、空気力学における衝撃波に類似した特異波が造波抵抗増加の原因となることがわかった。従って SS 8 前方を Fine にし、バルブ寸法に対しても単に中央断面積との比  $f$  だけでなく、絶対値を抑えることが必要と考えられる。このような検討によって C 船のバルブ寸法は  $f = 4.5\%$  とし、SS 8 前方をやせさせた横截面積曲線とした (Fig. 2.4.2)。

### 2.4.2 Body Plan の決定

2.4.1 にて選定された C、D、E 船型の Sectional Area Curve を基に Body Plan を作成した。前節で述べられているように昨年度水槽試験を実施した B 船は極端な V 型船首形状をもっていたために抵抗<sup>3)</sup> が非常に高かったので日本造船技術センターで実施された試験結果を参考として上記 3 船型の前半部フレームライン形状を U 型とした。

以下に各部設計の概要を示す。

#### (1) 船体形状

船体前半部については、U 型 B 船型のフレームライン形状をステーション移動法により、C、D、E 船型に適用した。船体後半部については  $L/B = 5.25$  の D 船に対して前述の方法をそのまま適用した。E、C 船に対しては幅と深さのみが D 船と異なるので、D 船の船体寸法表に一定の値を乗じて相似型とした。

船尾形状はマリナー型とし、LWLにおいて船尾の張り出しを各船とも 4 % LPP とした。

#### (2) 船体副部

本計画船の船体副部（ビルデキール、舵）の形状および取付<sup>4)</sup>、位置については、これらによる抵抗增加を小さくするよう文献等を参考にして決めた。

##### (a) ビルデキール

文献および類似船等を参考にして各船とも長さは 25 % LPP とし、幅は 0.60 m とした。

##### (b) 舵

船尾形状がマリナー型なのでハンギング舵を採用した。文献および現在就航中のこの種の船を参考にして舵面積比、バランス比等を決めた。<sup>5)</sup>

## 参考文献

- 1) T. Inui and H. Kajitani : Hull Form Design, Its Practice and Theoretical Background, ISWR, Tokyo 1976
- 2) 茂里一紘・乾崇夫・梶谷尚・江口義夫：船側波形による造波持性解析とその船型計画への応用、日本造船学会論文集、第132号、昭和47年12月
- 3) 寺井芳男他「幅広凌喫水船の船首フレームライン形状が抵抗に及ぼす影響」日本造船技術センター技報第7号 昭和54年秋発表予定
- 4) 日本中型造船工業会：カーフェリー建造マニュアル 昭和53年3月
- 5) 関西造船協会：造船設計便覧第3版 海文堂 昭和51年3月

Table 2.2.1 Principal Particulars (1)

Model Item	SR171B	SR171BA*	SR171B II	SR171BIV
$L_{PP}$ (m)	2.00	2.00	2.00	2.00
B (m)	0.3809	0.3809		
d (m)	0.1120	0.1120		
$V_{pp}$ ( $m^3$ )	0.04714	0.04362	0.04406	0.04396
$V_F$ ( $m^3$ )	0.02181	0.02181	0.02203	0.02198
$A_{WL}$ ( $m^2$ )	0.5573	0.4834	0.4370	0.4422
$A_M$ ( $m^2$ )	0.04140	0.04140	0.04152	0.04180
L/B	5.25	5.25		
B/L	0.1905	0.1905		
B/d	3.4	3.4		
$2V_F/0.1L)^3$	5.453	5.453	5.508	5.495
$A_M/0.1L)^2$	1.035	1.035	1.038	1.045
$C_B$	0.5524	0.5112	0.5164	0.5152
$C_{BF}$	0.5112	0.5112	0.5164	0.5152
$C_P$	0.5692	0.5269	0.5306	0.5258
$C_W$	0.7315	0.6345	0.5737	0.5805
$C_{WF}$	0.6345	0.6345	0.5737	0.5805
$C_M$	0.9704	0.9704	0.9733	0.9798
f (%)	6.23	6.23	5.1	5.2
Design $F_n$	0.28	0.28	0.2774	0.2774
$\mu_s$		0.4	0.6	
$V_1$			0.0210	0.0210
$V_0$			0.0215	0.0215
$F/F_0^{**}$			1.3	1.3

\* Symmetrical model taking the fore part of SR171B

\*\* Ratio of strength of bulb singularities to a fundamental unit  $F_0$

Table 2.2.2 Principal Particulars (2)

Model	SR171d	SR171da	SR171d4	SR171d6	SR171e	SR171ea	SR171e5	SR171c	SR171ca	SR171c7
L <sub>pp</sub> (m)	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00
B (m)	0.3809	0.3809			0.3333	0.3333		0.4444	0.4444	
d (m)	0.1120	0.1120			0.9804	0.9804		0.1307	0.1307	
V <sub>pp</sub> (m <sup>3</sup> )	0.05119	0.04737	0.04739	0.04765	0.03922	0.03648	0.03666	0.06971	0.06484	0.06476
V <sub>F</sub> (m <sup>3</sup> )	0.02369	0.02369	0.02369	0.02382	0.01824	0.01824	0.01833	0.03242	0.03242	0.03238
A <sub>WL</sub> (m <sup>2</sup> )	0.5888	0.5107	0.4418	0.4422	0.5320	0.4560	0.3896	0.7093	0.6080	0.5094
A <sub>M</sub> (m <sup>2</sup> )	0.04138	0.04138	0.04140	0.04154	0.03170	0.03170	0.03190	0.05635	0.05635	0.05612
L/B	5.25	5.25			6.0	6.0		4.5	4.5	
B/L	0.1905	0.1905			0.1667	0.1667		0.2222	0.2222	
B/d	3.40	3.40			3.40	3.40		3.40	3.40	
2V <sub>F</sub> /({0.1L}) <sup>3</sup>	5.921	5.921	5.924	5.956	4.560	4.560	4.583	8.105	8.105	8.095
A <sub>M</sub> '/({0.1L}) <sup>2</sup>	1.037	1.037	1.035	1.039	0.7925	0.7925	0.7975	1.409	1.409	1.403
C <sub>B</sub>	0.6000	0.5552	0.5554	0.5585	0.6000	0.5581	0.5609	0.6000	0.5581	0.5575
C <sub>BF</sub>	0.5552	0.5552	0.5554	0.5585	0.5581	0.5581	0.5609	0.5581	0.5581	0.5575
C <sub>P</sub>	0.6186	0.5724	0.5723	0.5735	0.6186	0.5754	0.5746	0.6186	0.5754	0.5770
C <sub>W</sub>	0.7729	0.6704	0.5799	0.5805	0.7980	0.6840	0.5845	0.7980	0.6840	0.5731
C <sub>WF</sub>	0.6704	0.6704	0.5799	0.5805	0.6840	0.6840	0.5845	0.6840	0.6840	0.5731
C <sub>M</sub>	0.9700	0.9700	0.9704	0.9737	0.9700	0.9700	0.9762	0.9700	0.9700	0.9662
f (%)	6.23	6.23	5.6	5.7			6.1			6.5
Design F <sub>n</sub>	0.26	0.26	0.2582	0.2582	0.26	0.26	0.2582	0.26	0.26	0.2582
$\mu_s$			0.6	0.8			0.6		0.6	
V <sub>1</sub>		0.02265	0.02265				0.01715			0.03087
V <sub>0</sub>		0.0209	0.0209				0.0158			0.0287
F/F <sub>0</sub>	1.3	1.3					1.3			1.8

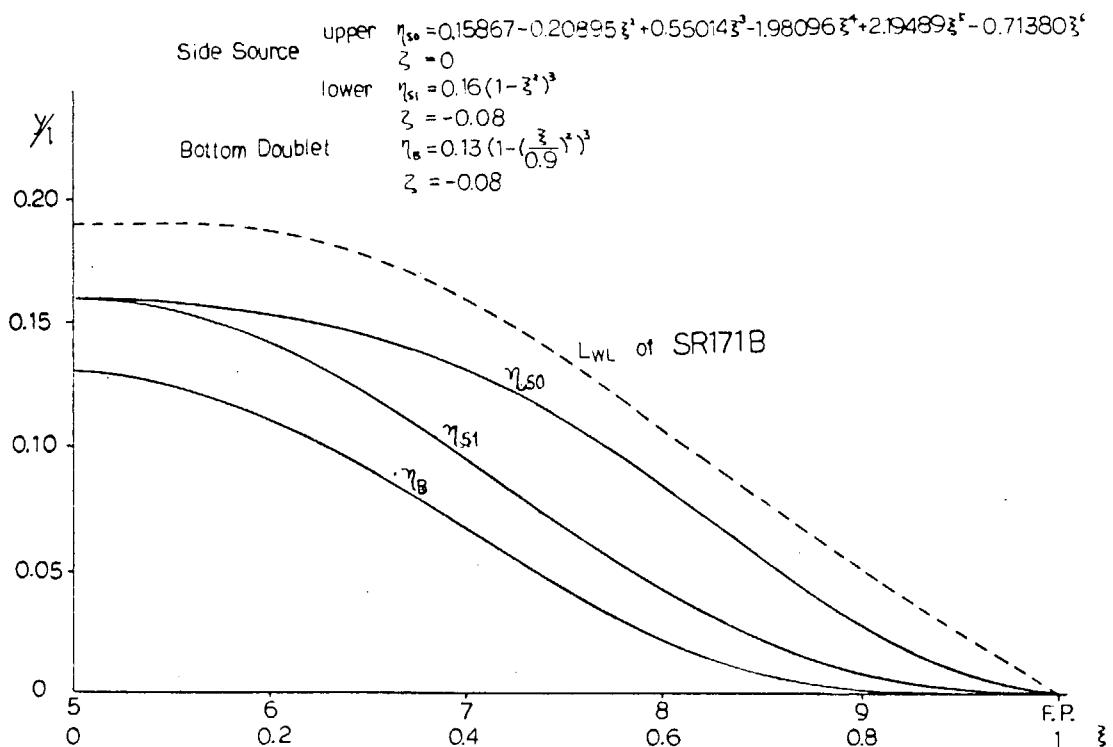


Fig. 2.2.1 a  $\eta_{s0}$ ,  $\eta_{s1}$ ,  $\eta_B$  (SR171B II, BIV, d4, d6)

Side Source      upper  $\eta_{s0} = 0.1863243 - 0.3027787\zeta^1 + 1.0184803\zeta^3 - 3.2706375\zeta^4 + 3.568222\zeta^5 - 1.1996088$ ,  $\zeta = 0$   
 lower  $\eta_{s1} = 0.187(1 - \zeta^2)^3$ ,  $\zeta = -0.0934$   
 Bottom Doublet     $\eta_s = 0.152(1 - (\frac{\zeta}{0.9})^2)^3$ ,  $\zeta = -0.0934$

Side Source      upper  $\eta_{s0} = 0.13884 - 0.18283\zeta^1 + 0.48137\zeta^3 - 1.73334\zeta^4 + 1.92053\zeta^5 - 0.62458\zeta^6$ ,  $\zeta = 0$   
 lower  $\eta_{s1} = 0.14(1 - \zeta^2)^3$ ,  $\zeta = -0.07$   
 Bottom Doublet     $\eta_s = 0.12(1 - (\frac{\zeta}{0.9})^2)^3$ ,  $\zeta = -0.07$

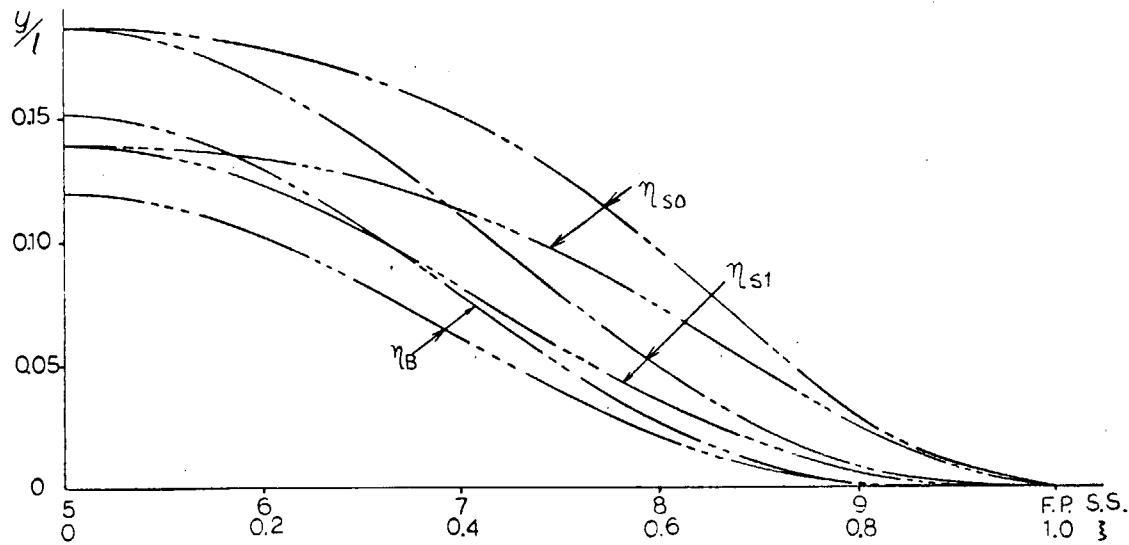


Fig. 2.2.1 b  $\eta_{s0}$ ,  $\eta_{s1}$ ,  $\eta_B$  (SR171e5, c7)

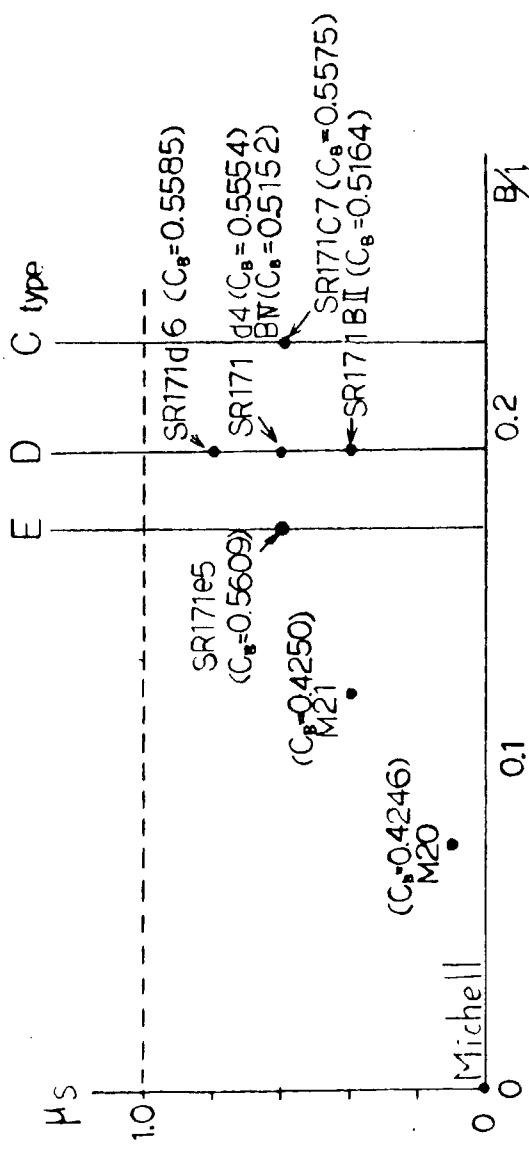
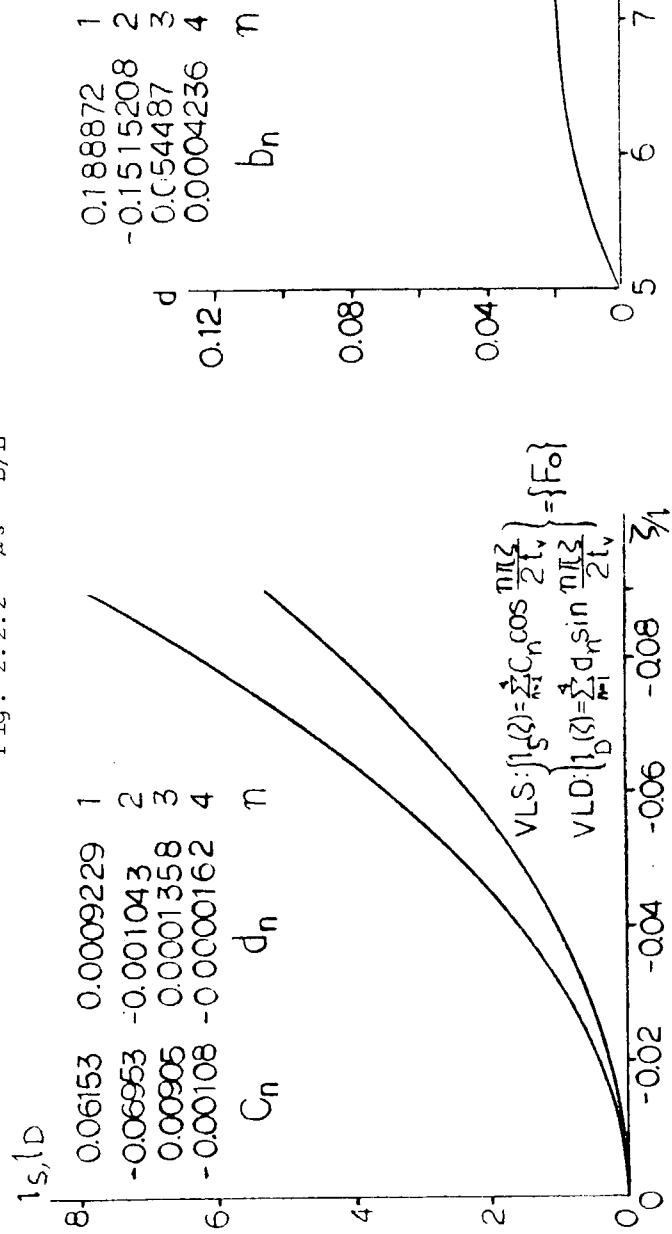


Fig. 2.2.2  $\mu_s \sim B/L$



- 13 -

Fig. 2.2.3 VLS, VLD, BD

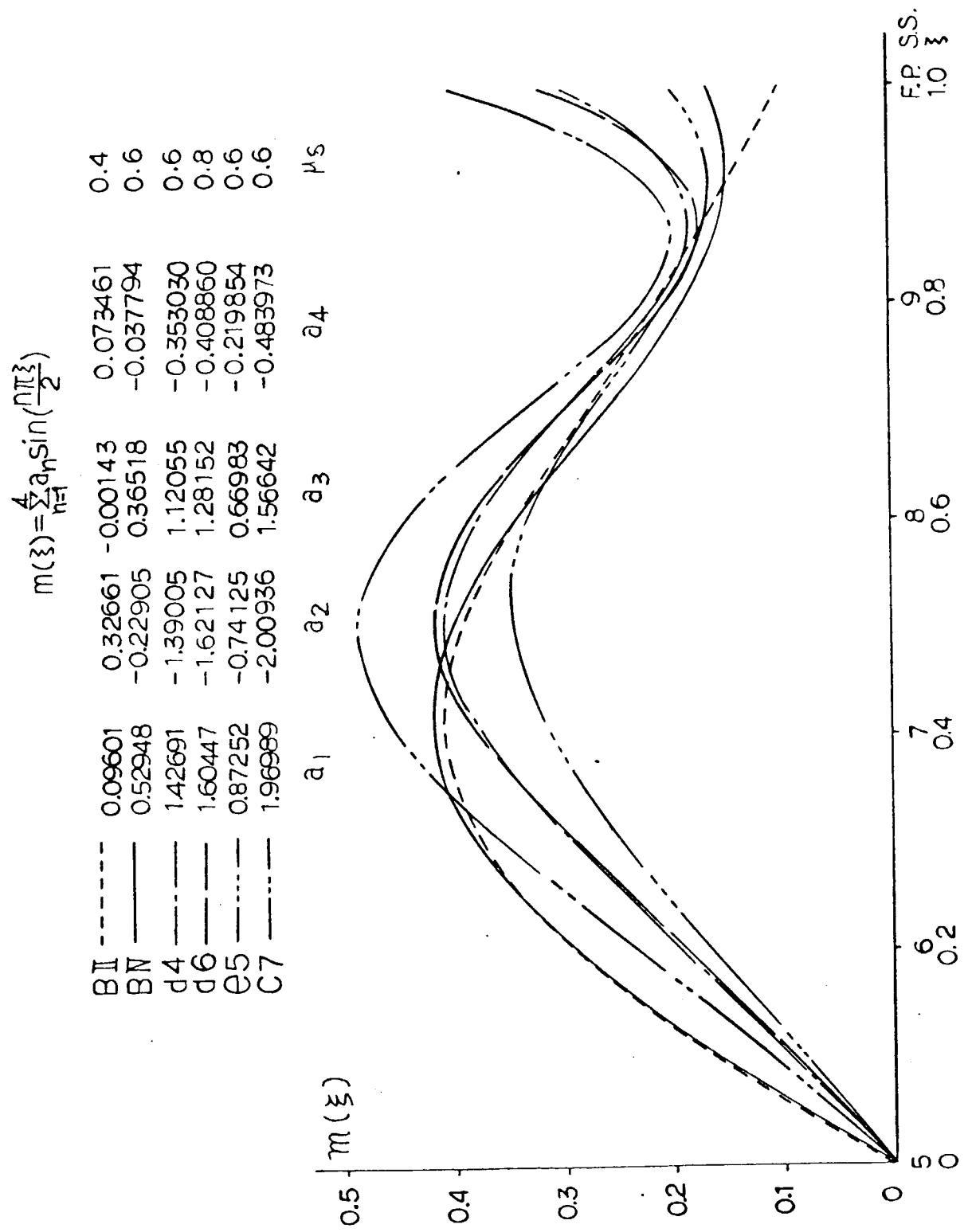


Fig. 2.2.4 Optimum Side Source

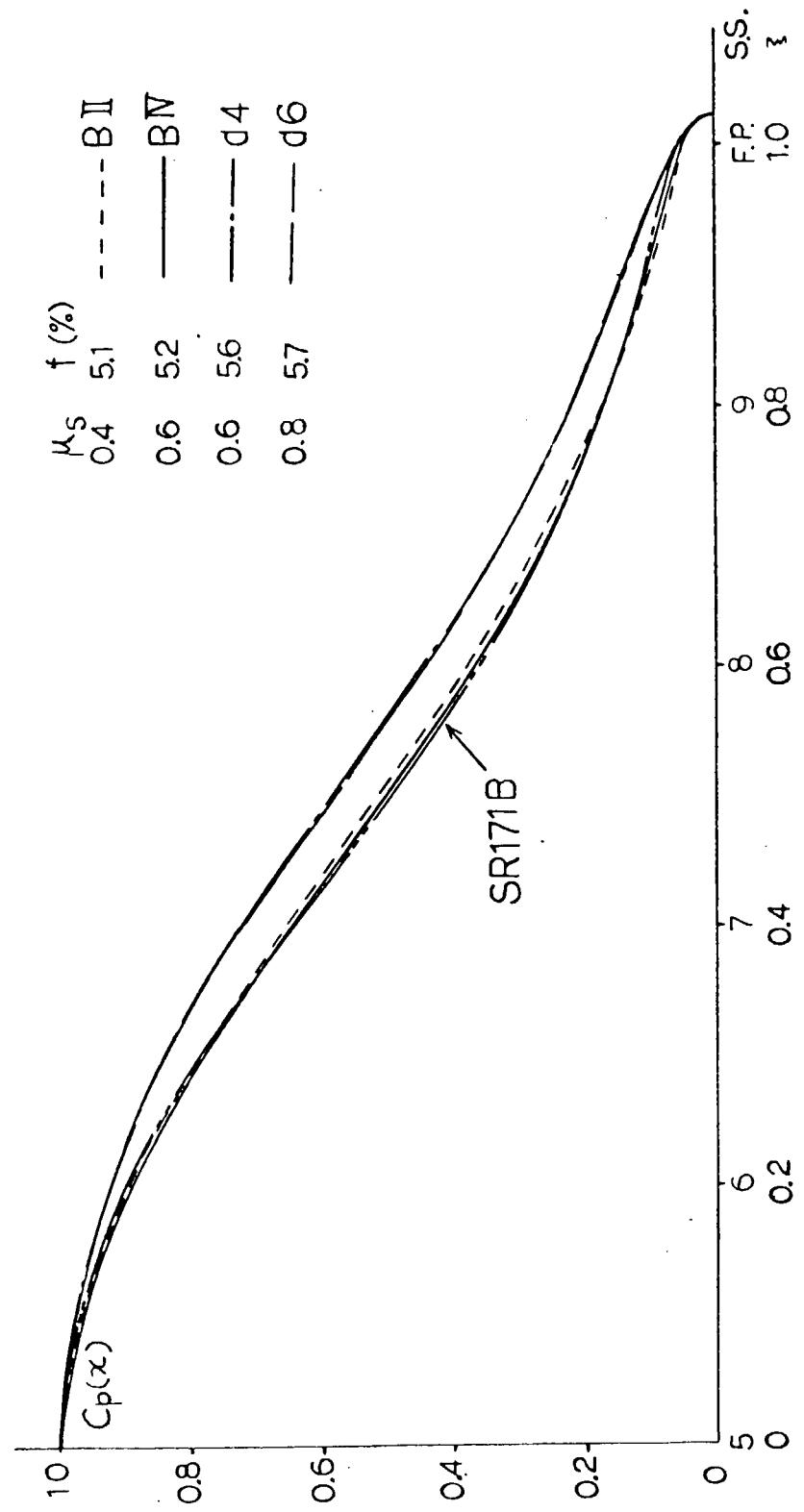


Fig. 2.2.5 Cp-Curves

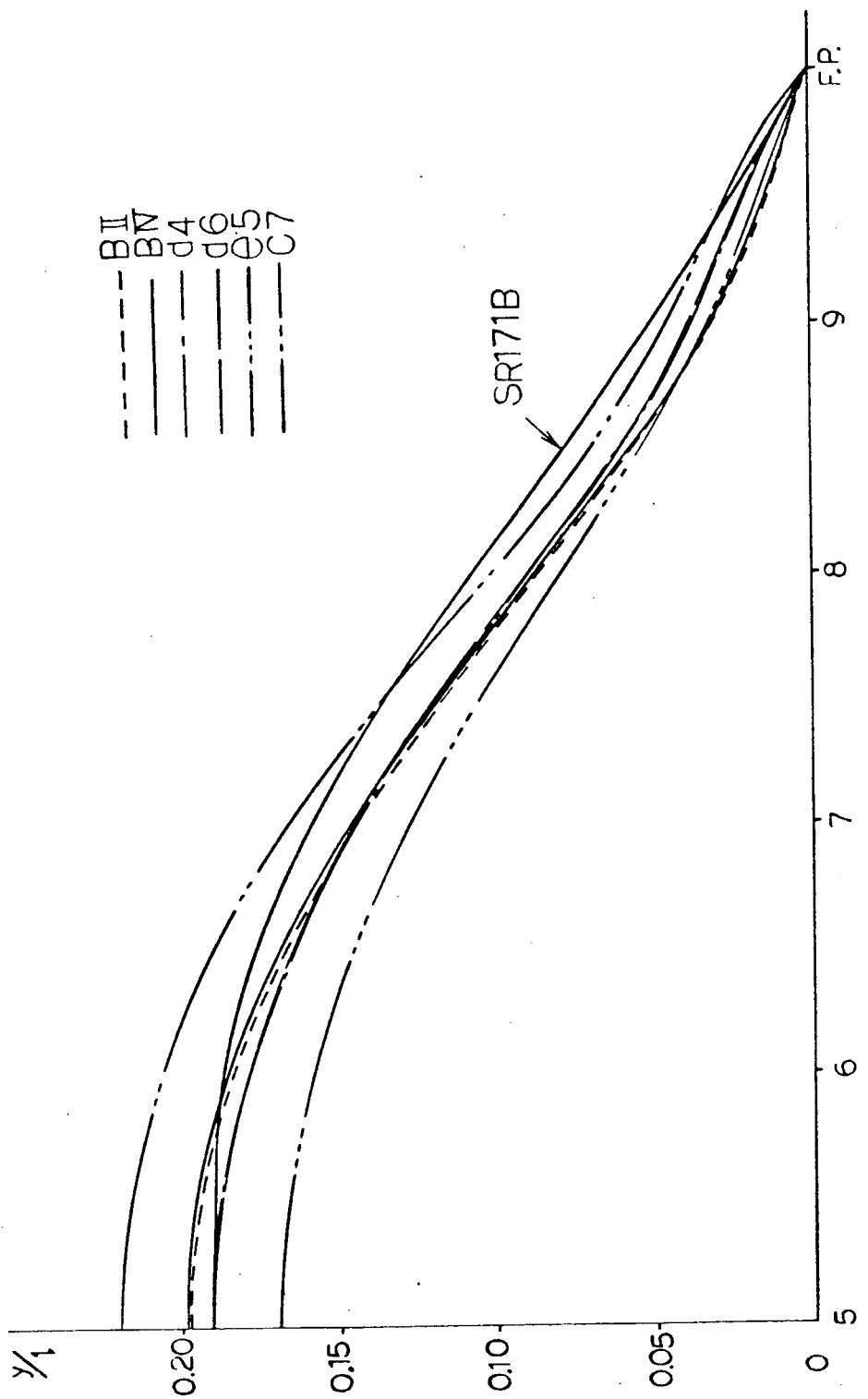


Fig. 2.2.6 LWL-C Curves

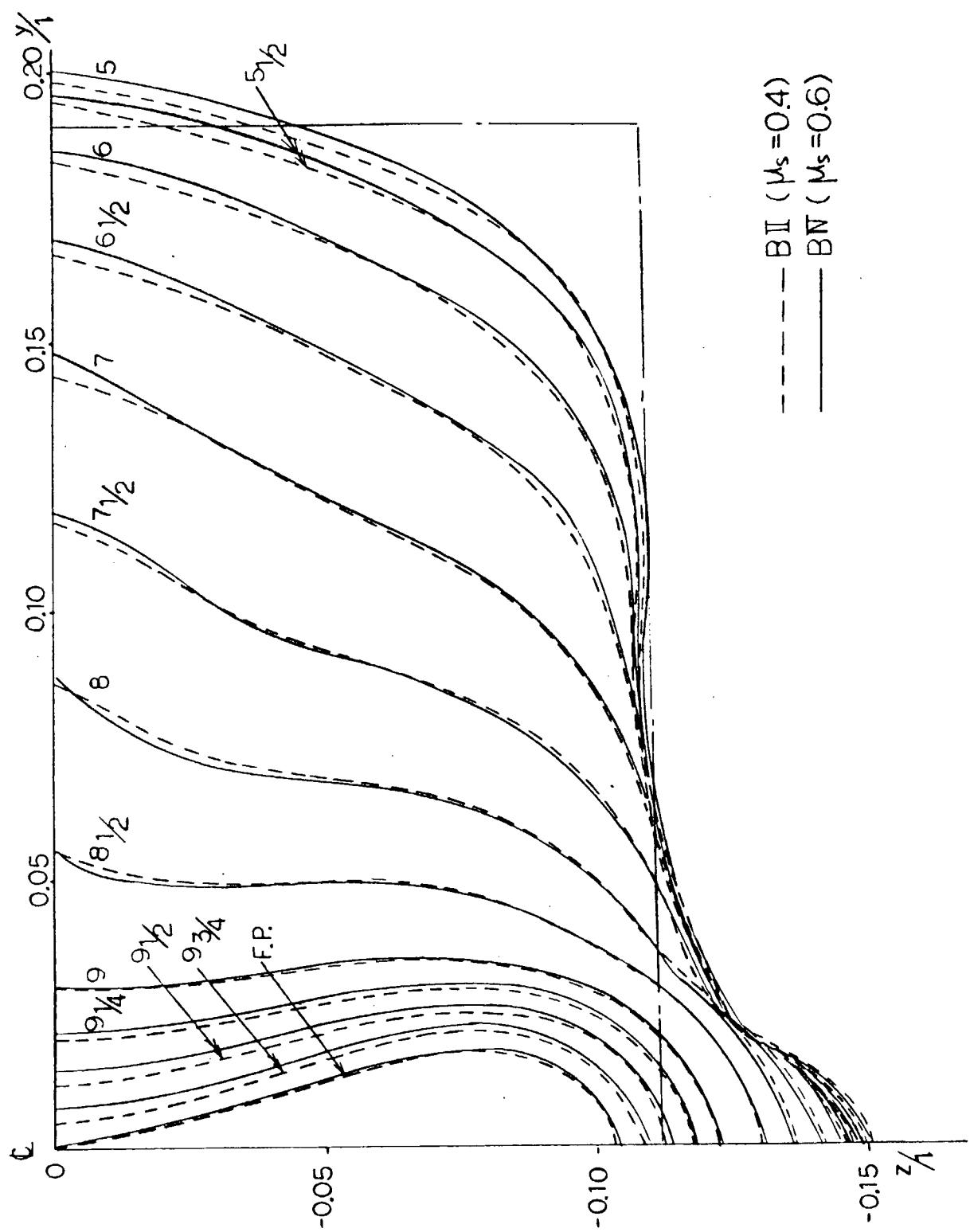


Fig. 2.2.7 Body Plans (SR171 BII, BIV)

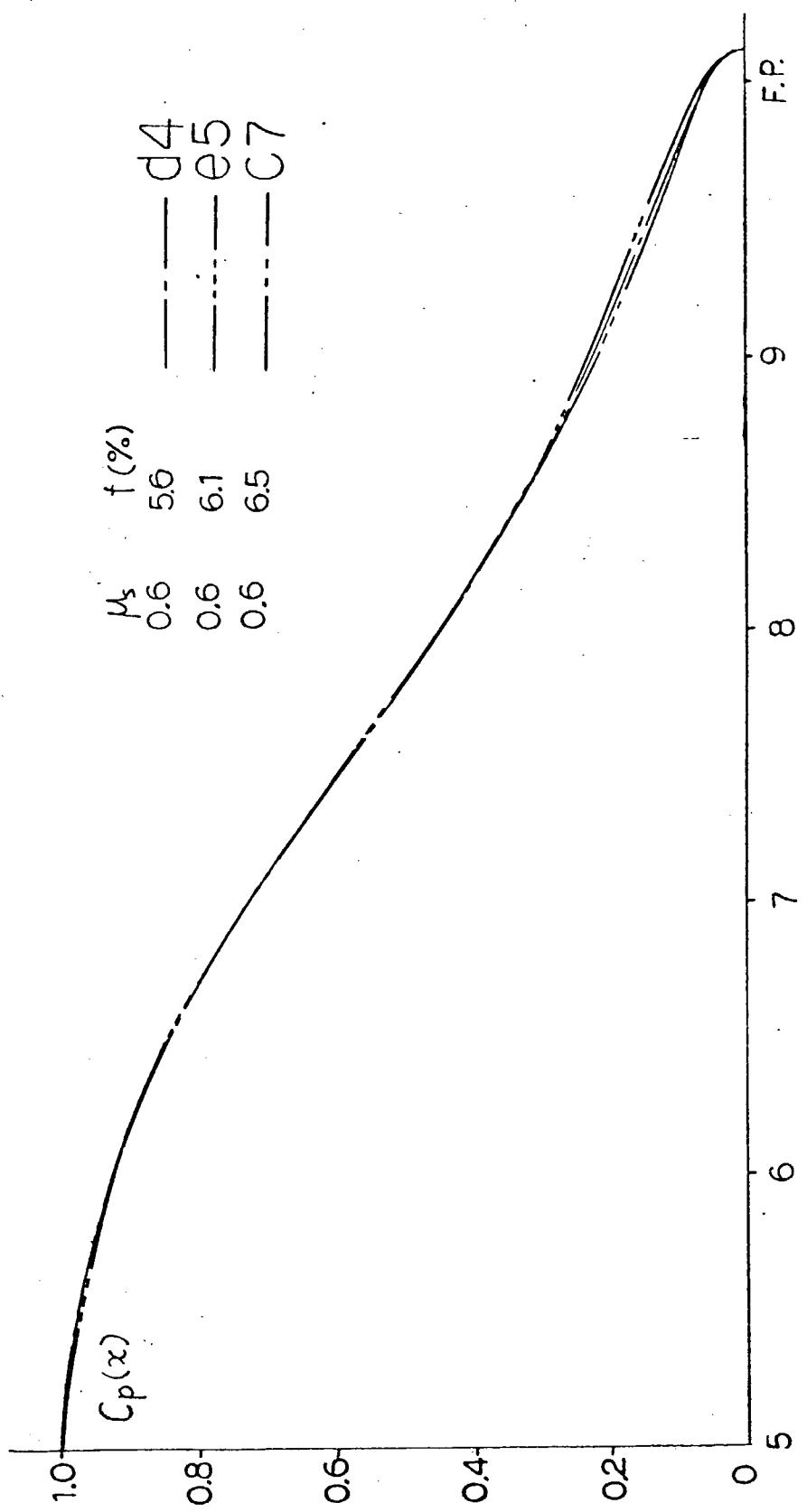


Fig. 2.2.8 Cp-Curves

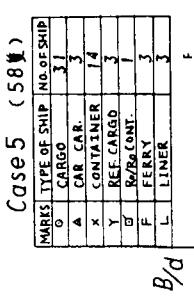
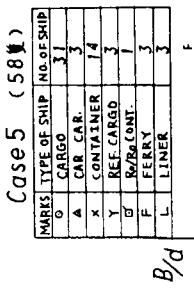
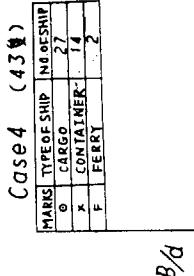
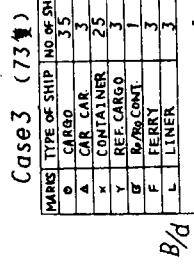
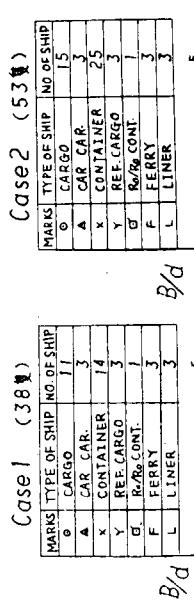


Fig. 2.3.1  $CB \sim L/B$ ,  $B/d \sim L/B$

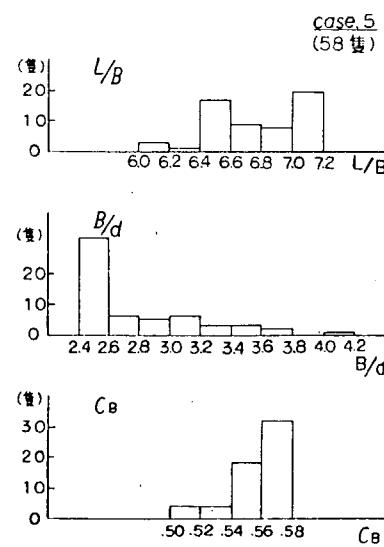
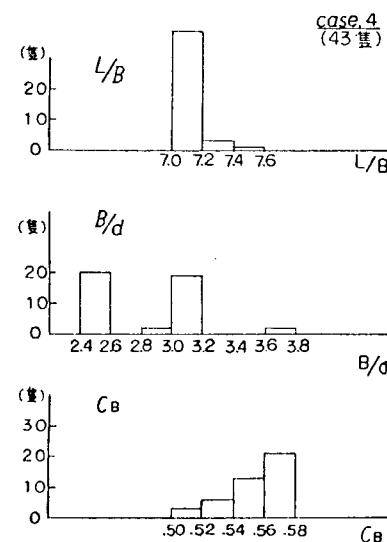
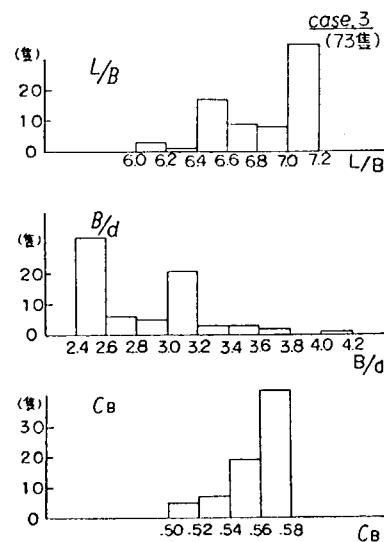
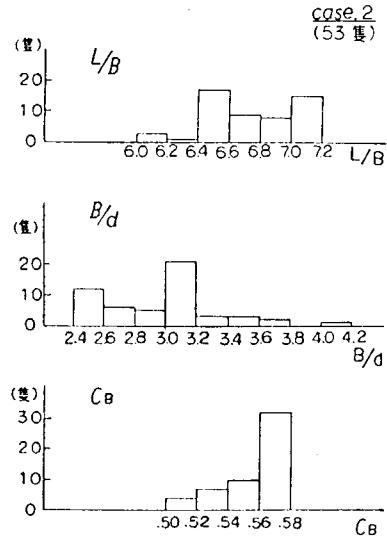
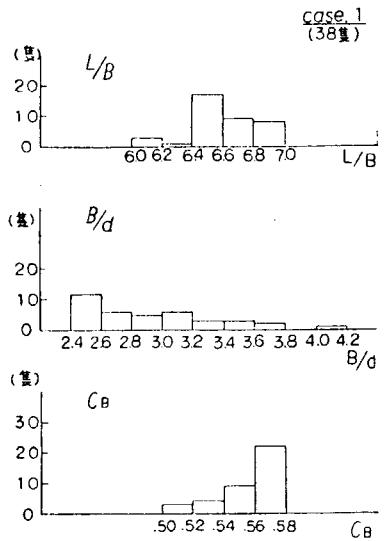


Fig. 2.3.2 Histograms ( $L/B$ ,  $B/d$ ,  $C_B$ )

M 5 ( TANK TEST )		( $K = K_C = 0.19$ )
$D_0$	( ESTIMATED )	( 38 MODELS )
○	( " )	( 43 " )
X	( " )	( 53 " )
△	( " )	( 73 " )
□	( " )	( 81 " )
■	( " )	( 58 " )
▲		

$$\times 10^{-3} \quad C_w = \frac{R_w}{\frac{1}{2} \rho V^2 \Delta^{2/3}}$$

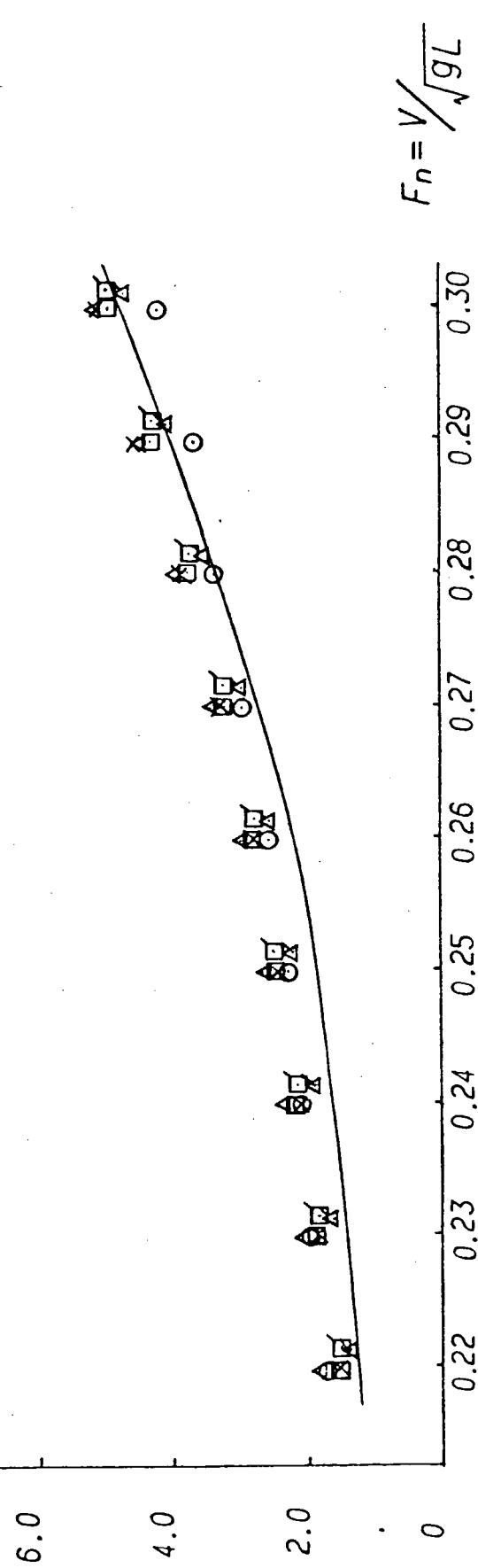


Fig. 2.3.3  $C_w \sim F_n$  Curves (M5)

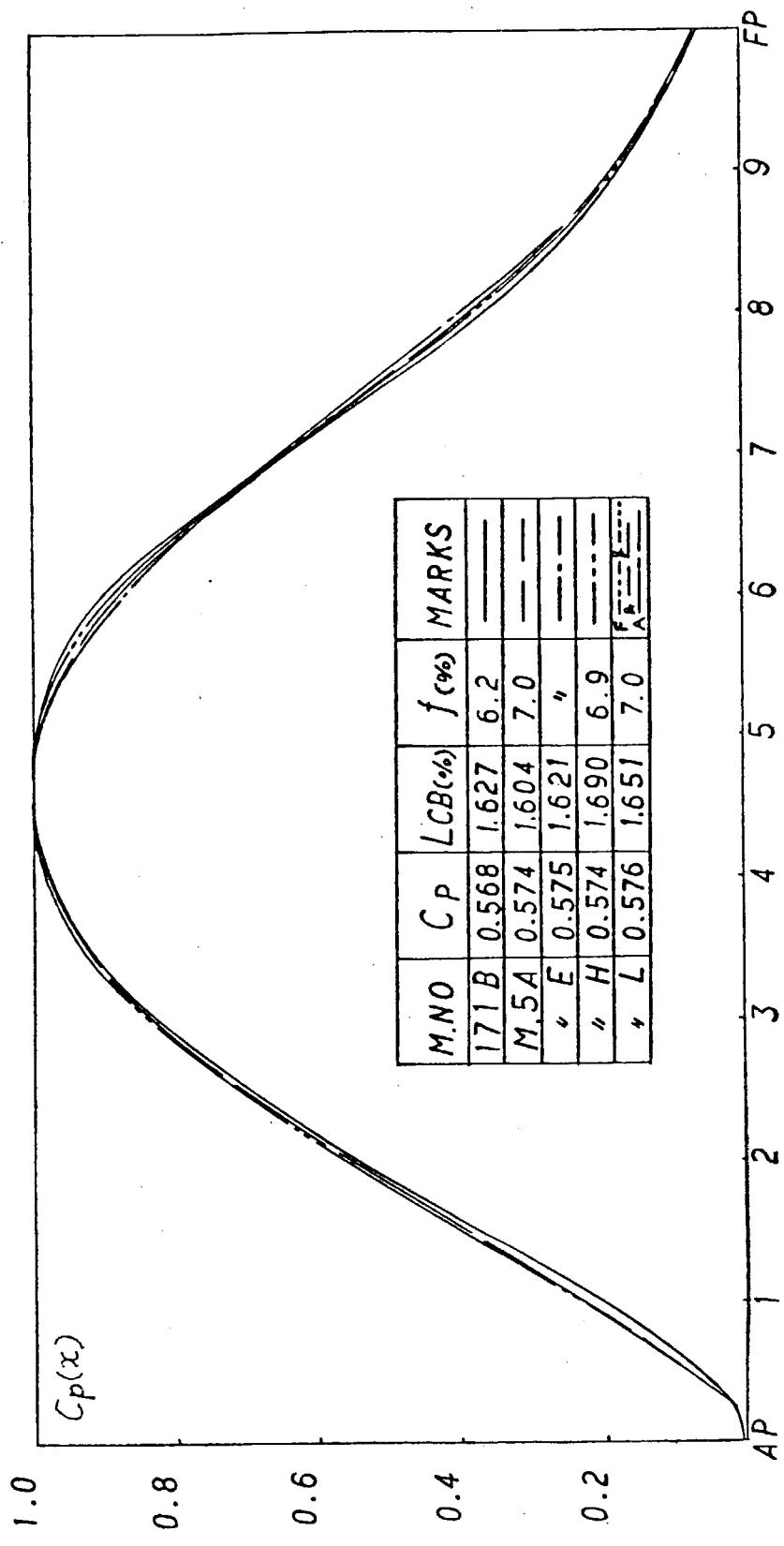


Fig. 2.3.4 Optimum  $C_p$ -Curves (M5)

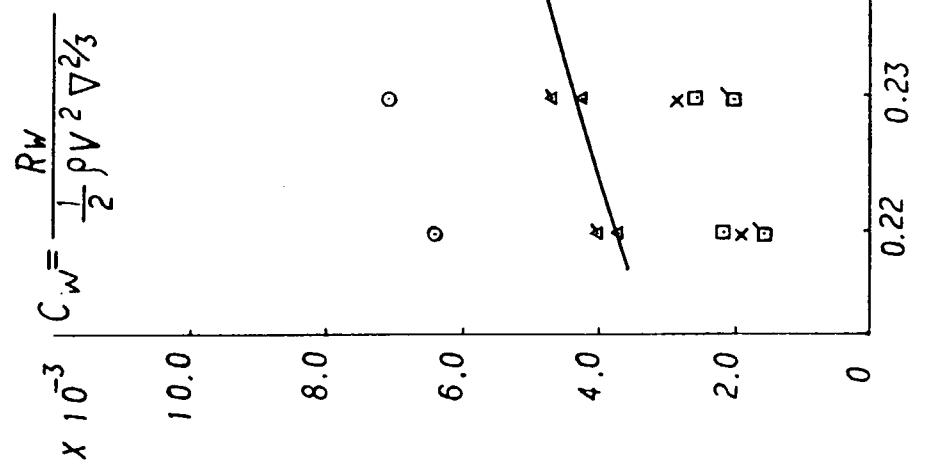
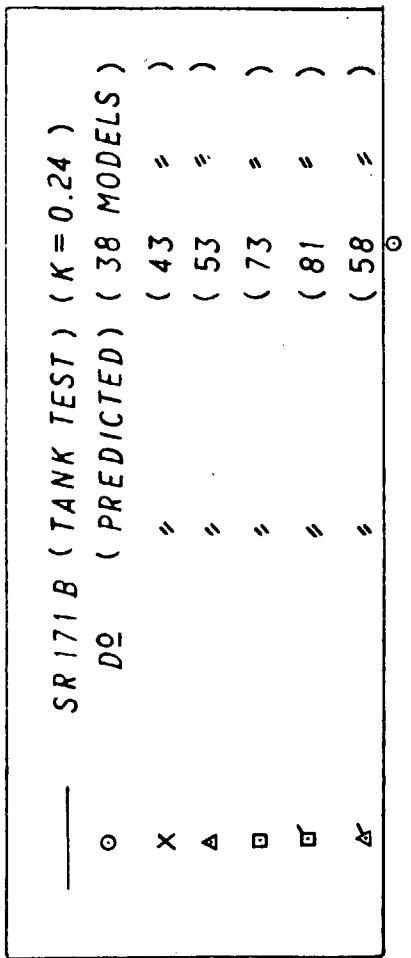


Fig. 2.3.5  $C_w \sim F_n$  Curves (SR171B)

$B1$  : Bufl を 7% に増大.  
 $B2$  : 前半部肩落ち, 後半部大きいた.  
 $B3$  : 前半部肩落ち, S.S.8附近大きくしBufl 7% に増大.  
 $B4$  : 前半部肩落ち, S.S.8附近大きいた.

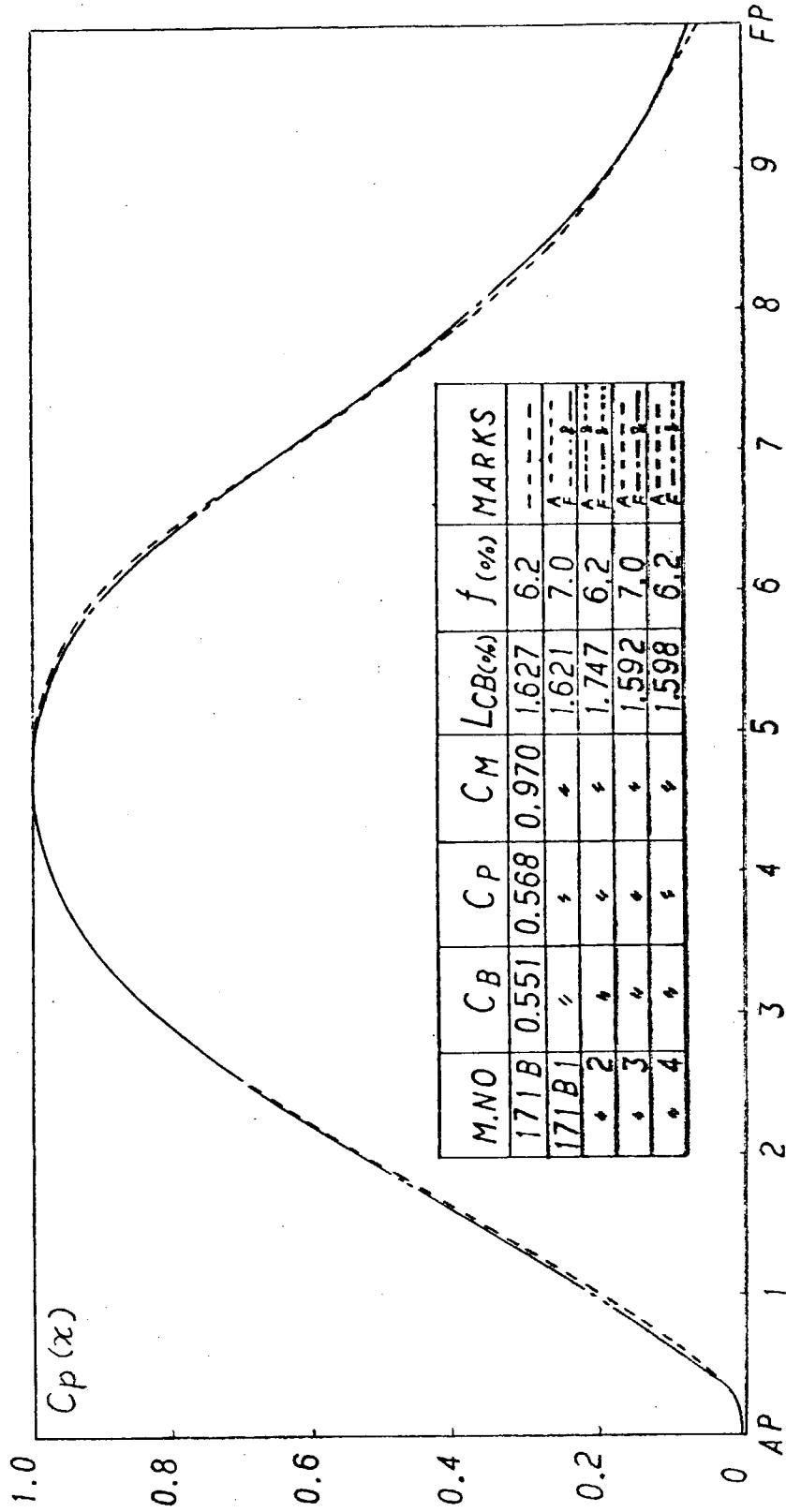


Fig. 2.3.6 Cp-Curves

$$C_w = \frac{R_w}{\frac{1}{2} \rho V^2 \sqrt{2/3}}$$

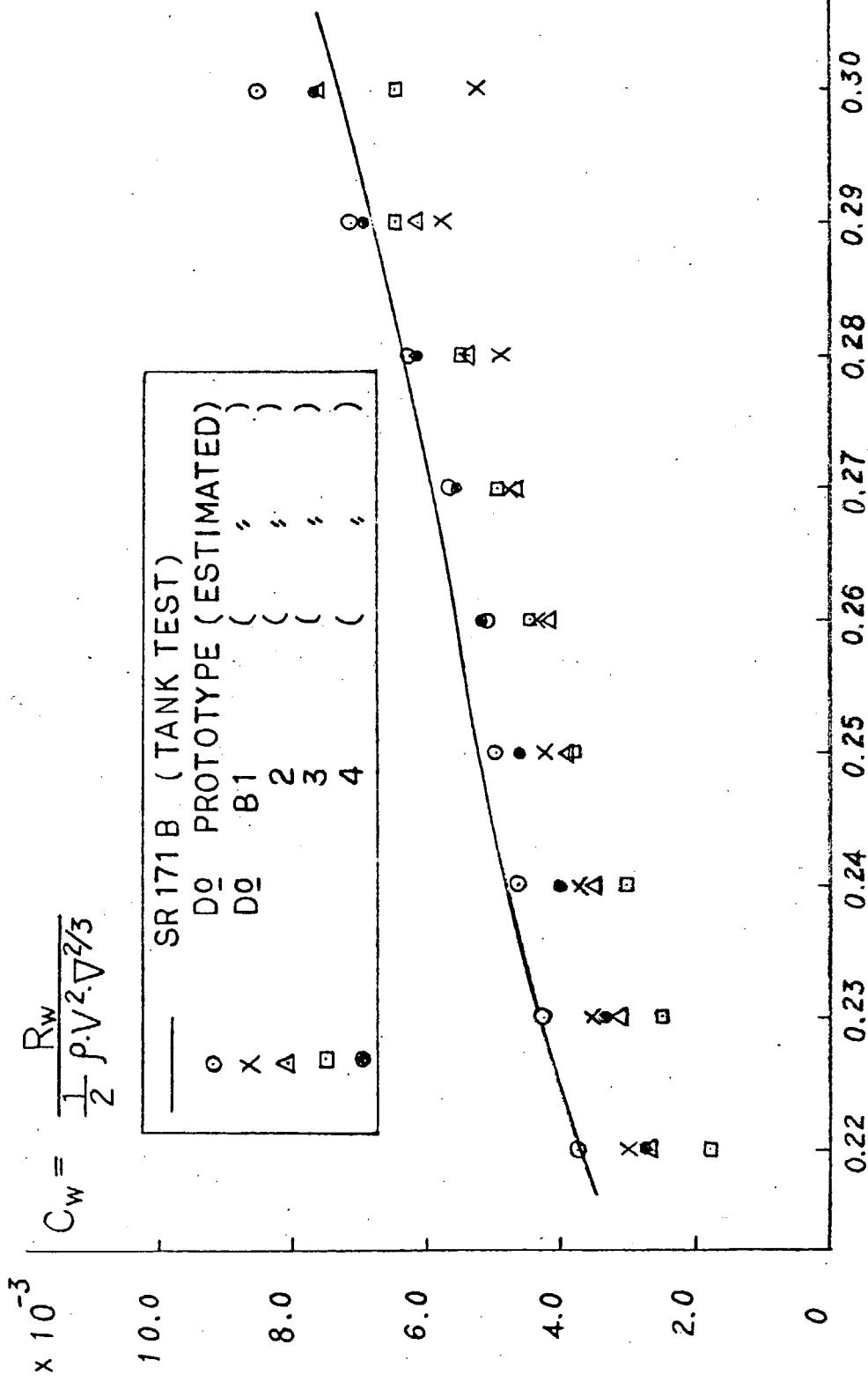


Fig. 2.3.7  $C_w \sim F_n$  Curves

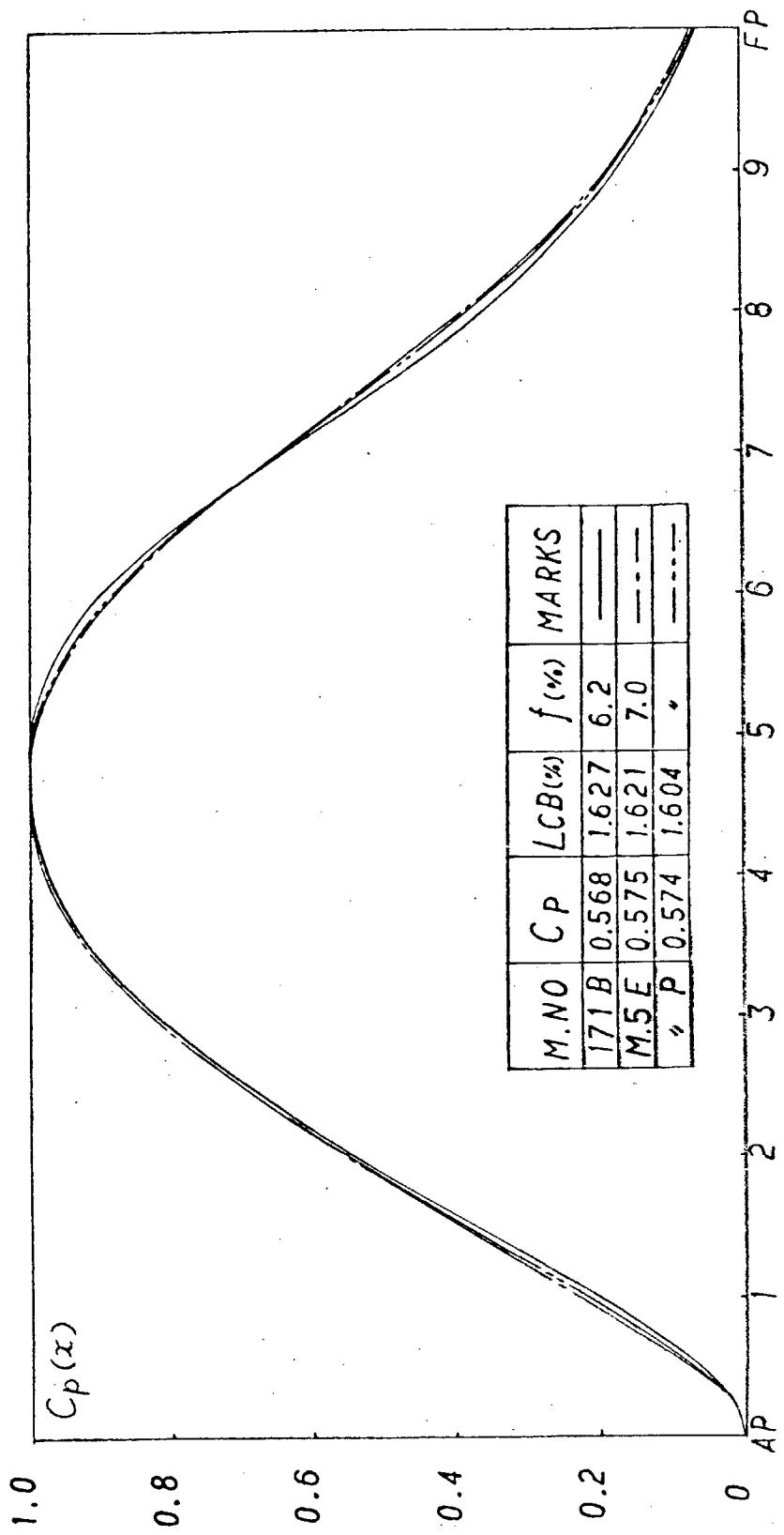


Fig. 2.3.8 Cp-Curves

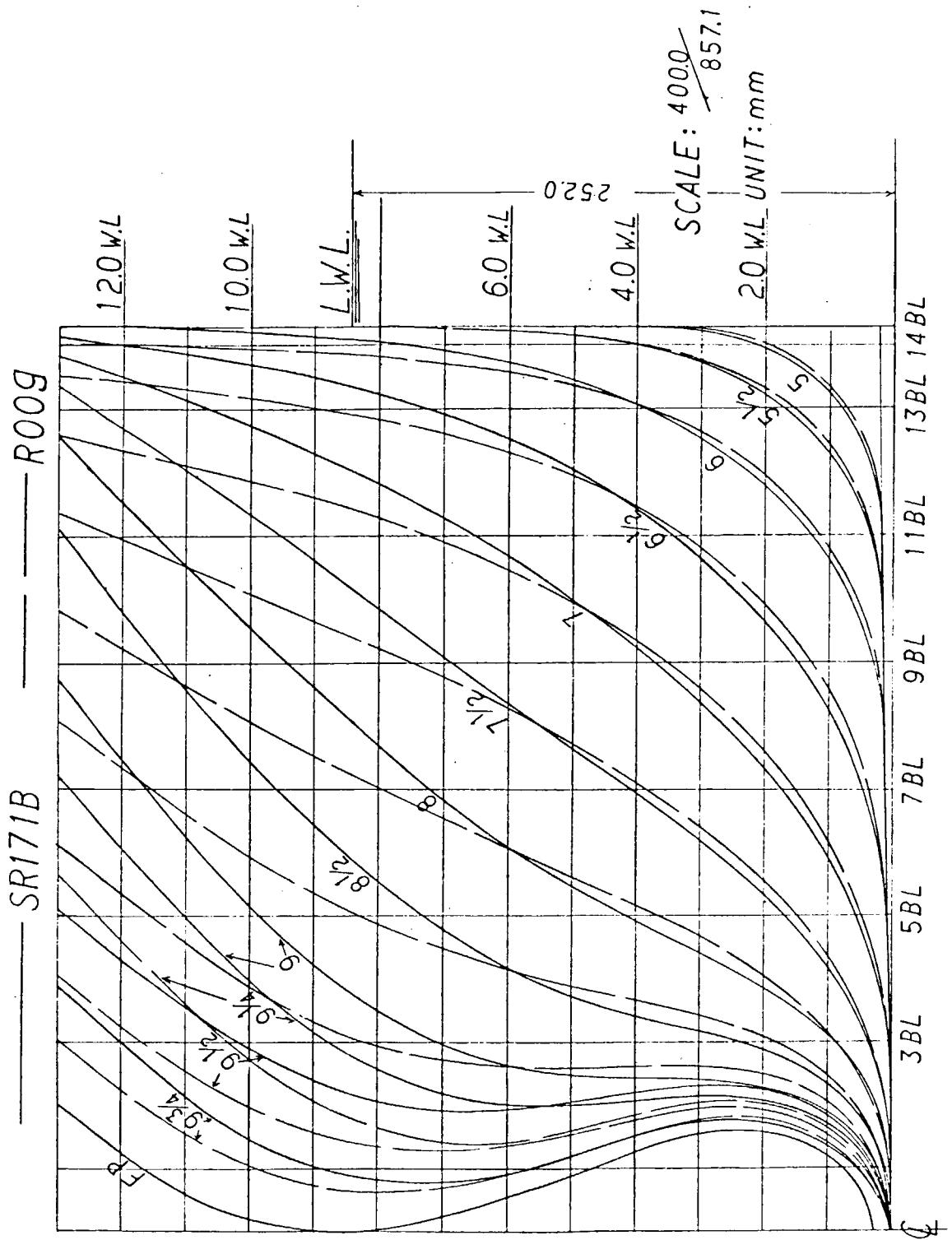


Fig. 2.3.9 Body Plan (SR171B, R009)

$$f_R = \frac{R_R}{\rho \cdot V^2}$$

SR171B (FULL LOAD) —○—  
 R009 ( " ) —□—

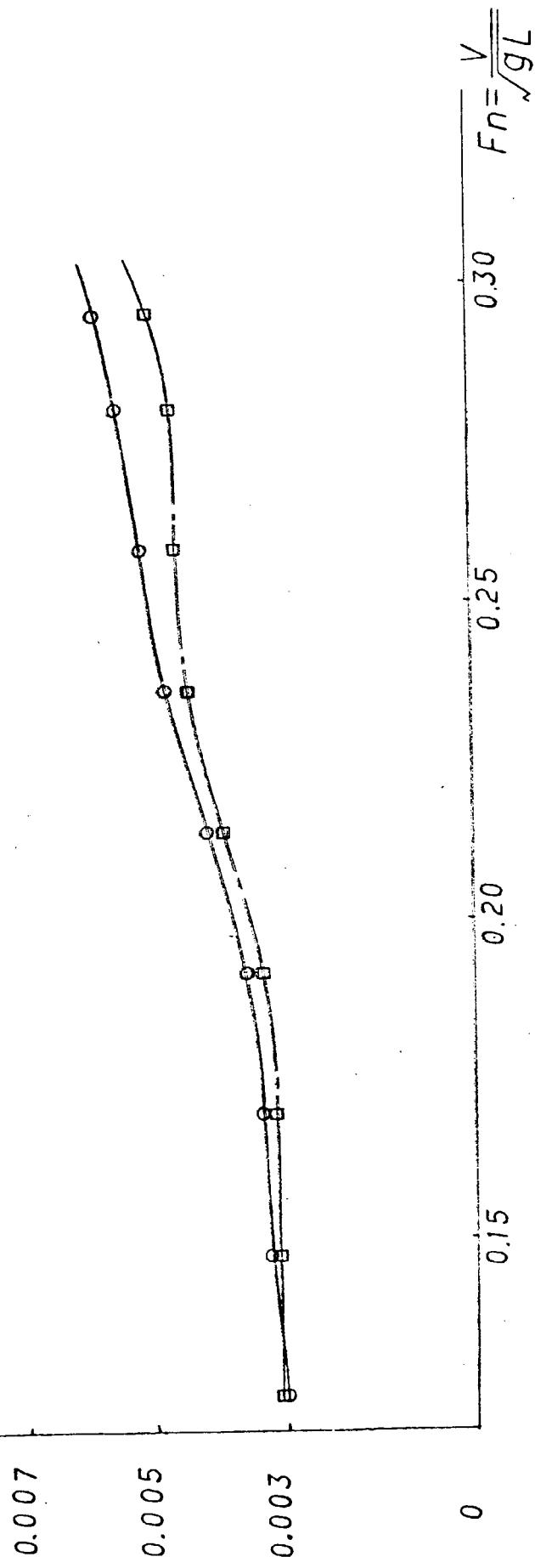


Fig. 2.3.10  $Y_R \sim F_n$  Curves (SR171B, R009)

M.NO	$L/B$	$B/d$	$C_B$	$C_P$	$C_M$	$C_{PF}$	$C_{PA}$	$LCB\%$	$f(\%)$	MARKS
M1-A	7.00	2.40	0.602	0.623	0.966	0.592	0.653	1.382	5.5	
M2-A	5.46	3.46	0.619	0.631	0.981	0.580	0.681	2.020	7.0	
M3-A	6.35	3.59	0.618	0.634	0.975	0.603	0.666	1.51	2.6	

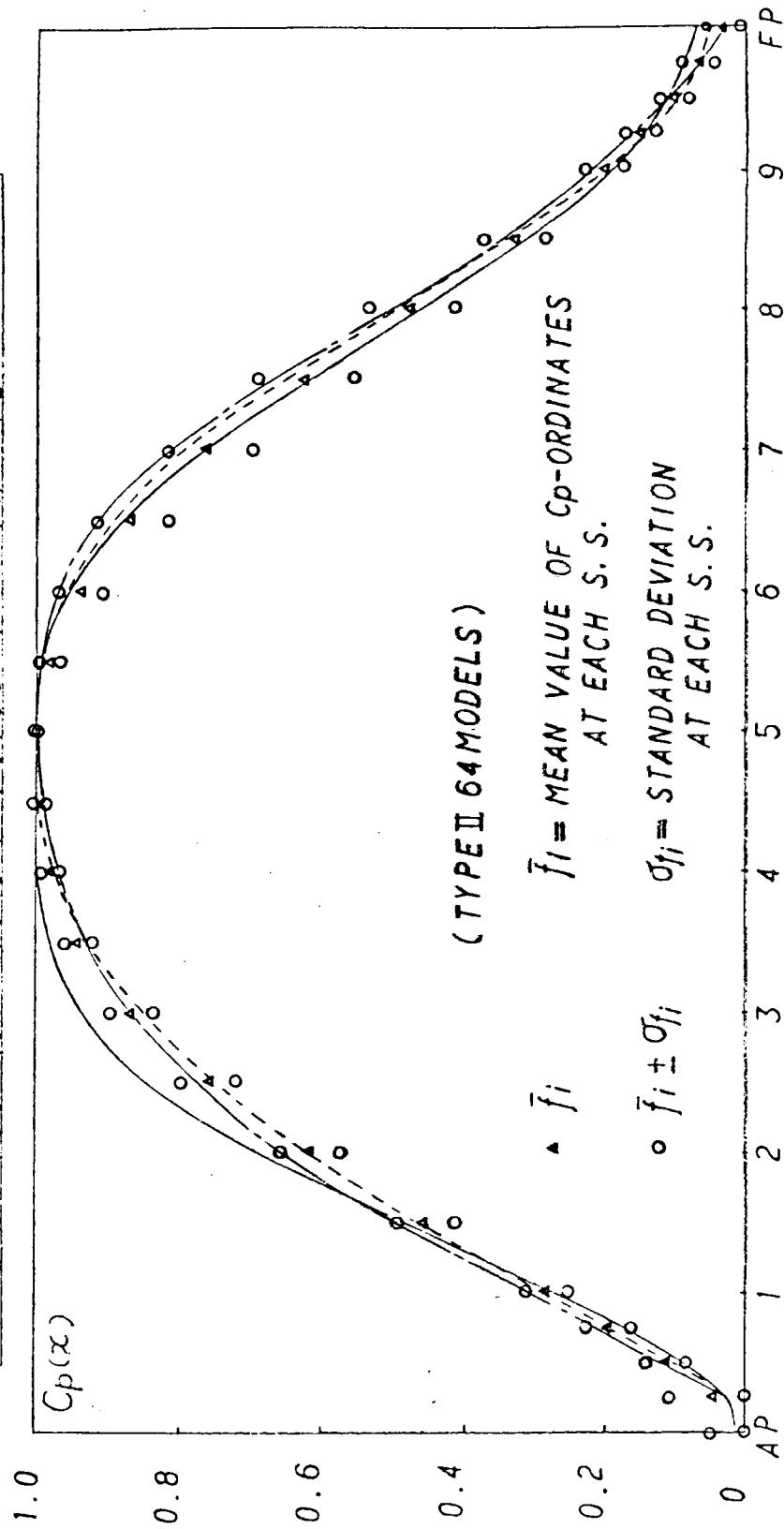


Fig. 2.3.11 Cp-Curves

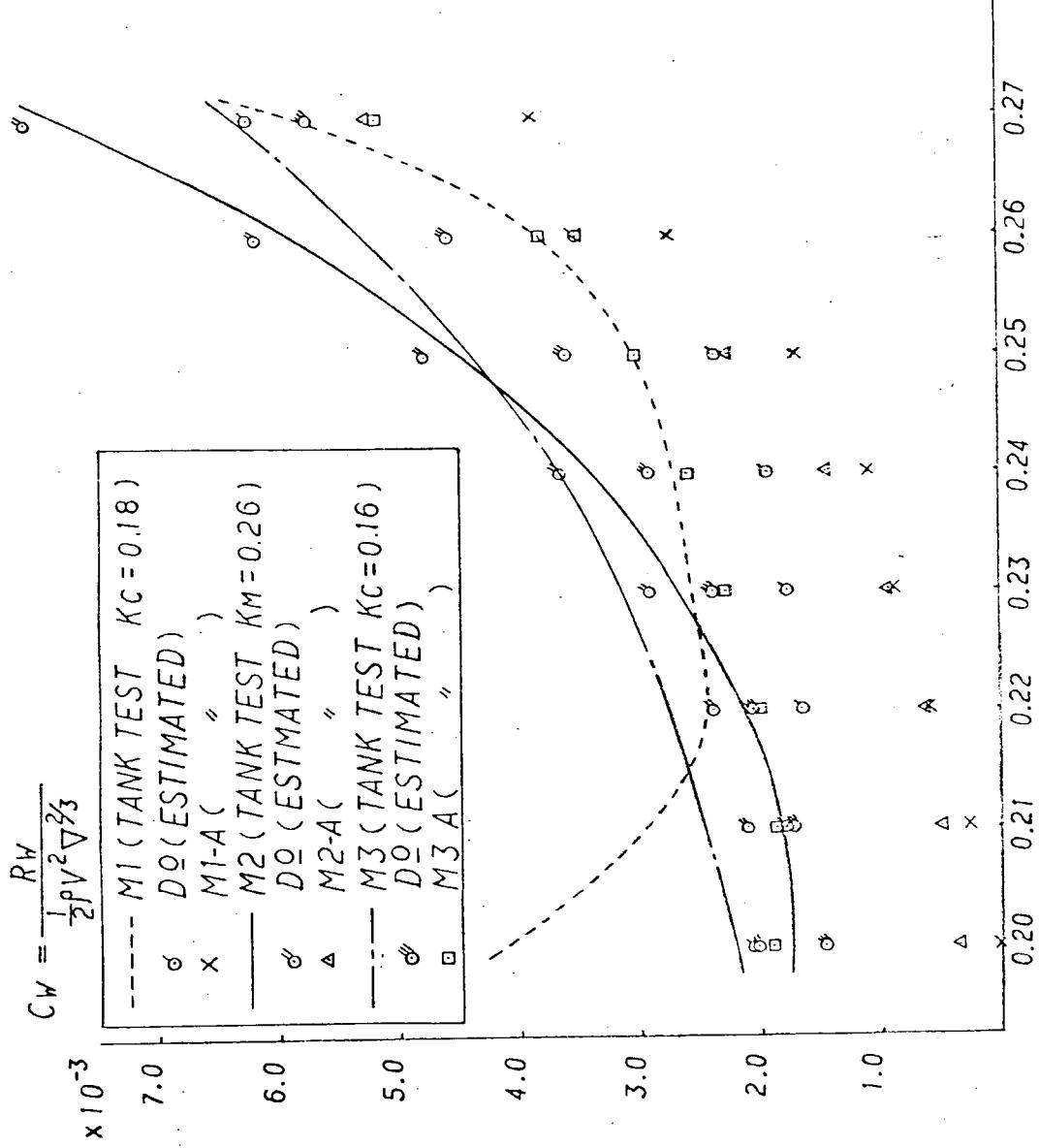


Fig. 2.3.12  $C_W \sim F_n$  Curves

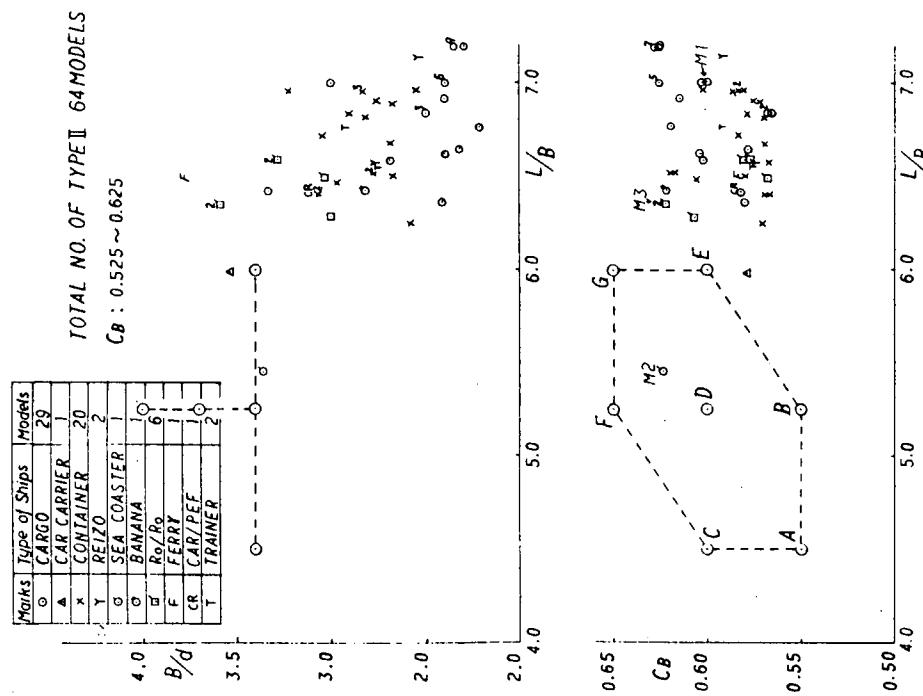
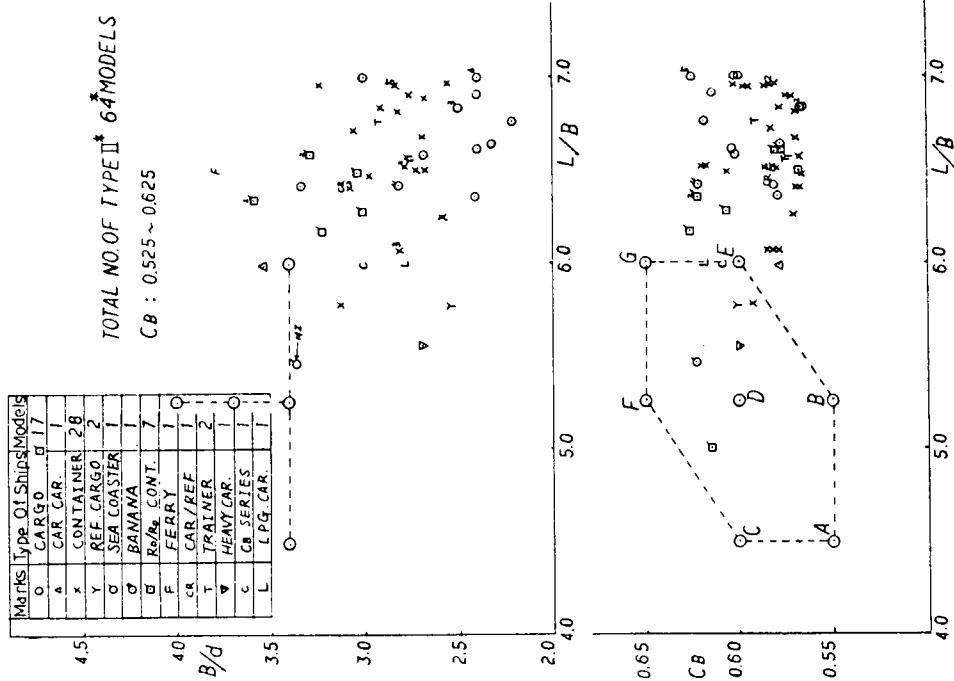


Fig. 2.3.13  $CB \sim L/B$ ,  $B/d \sim L/B$

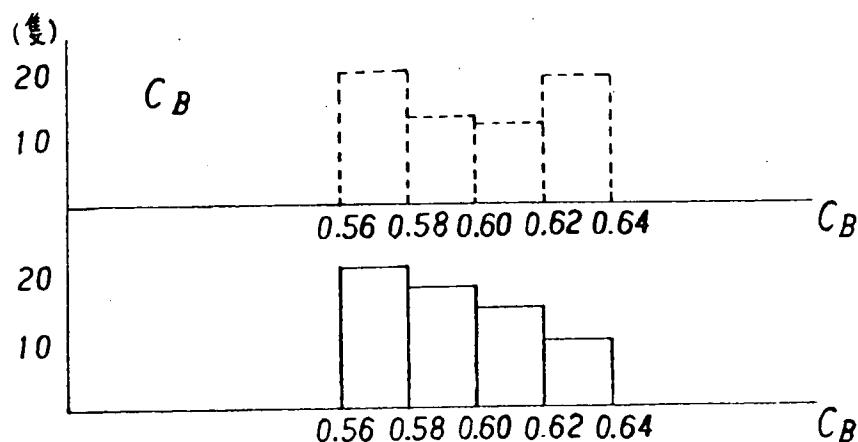
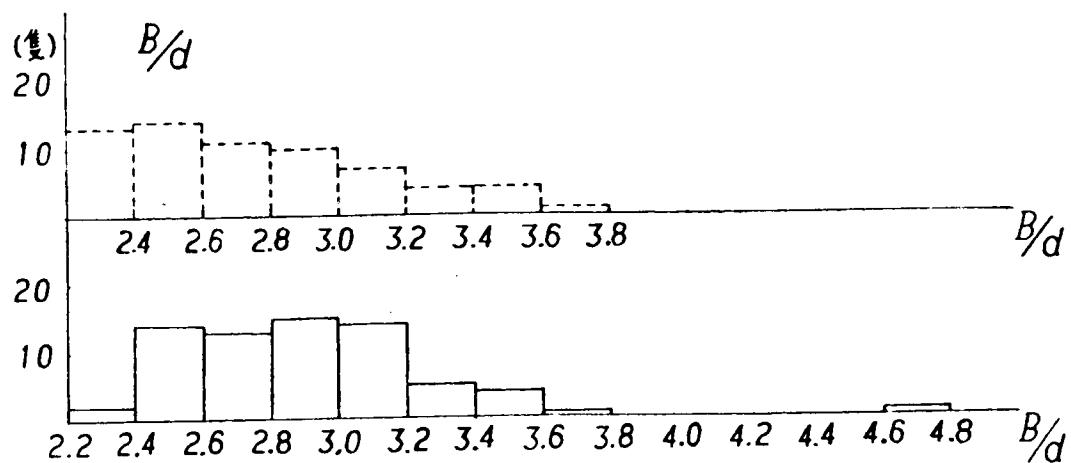
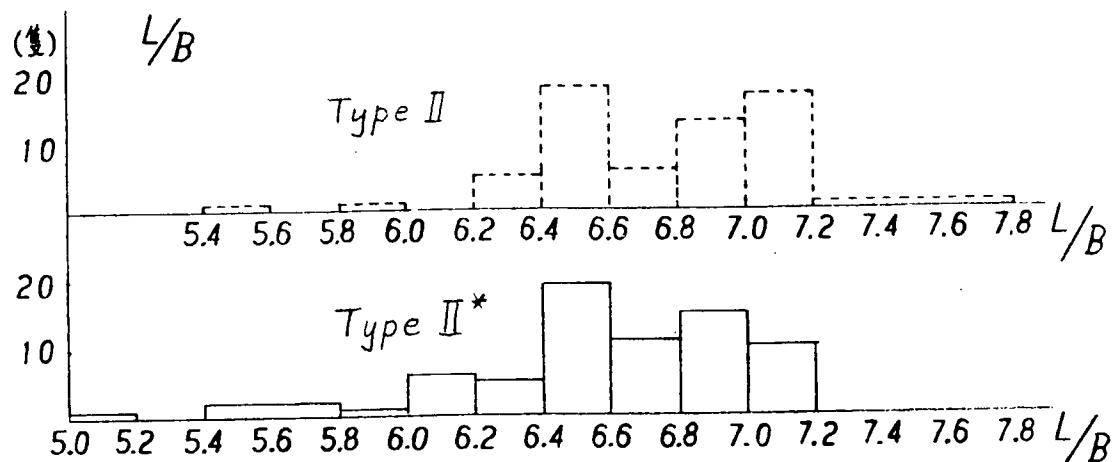


Fig. 2.3.14 Histograms ( $L/B$ ,  $B/d$ ,  $C_B$ )

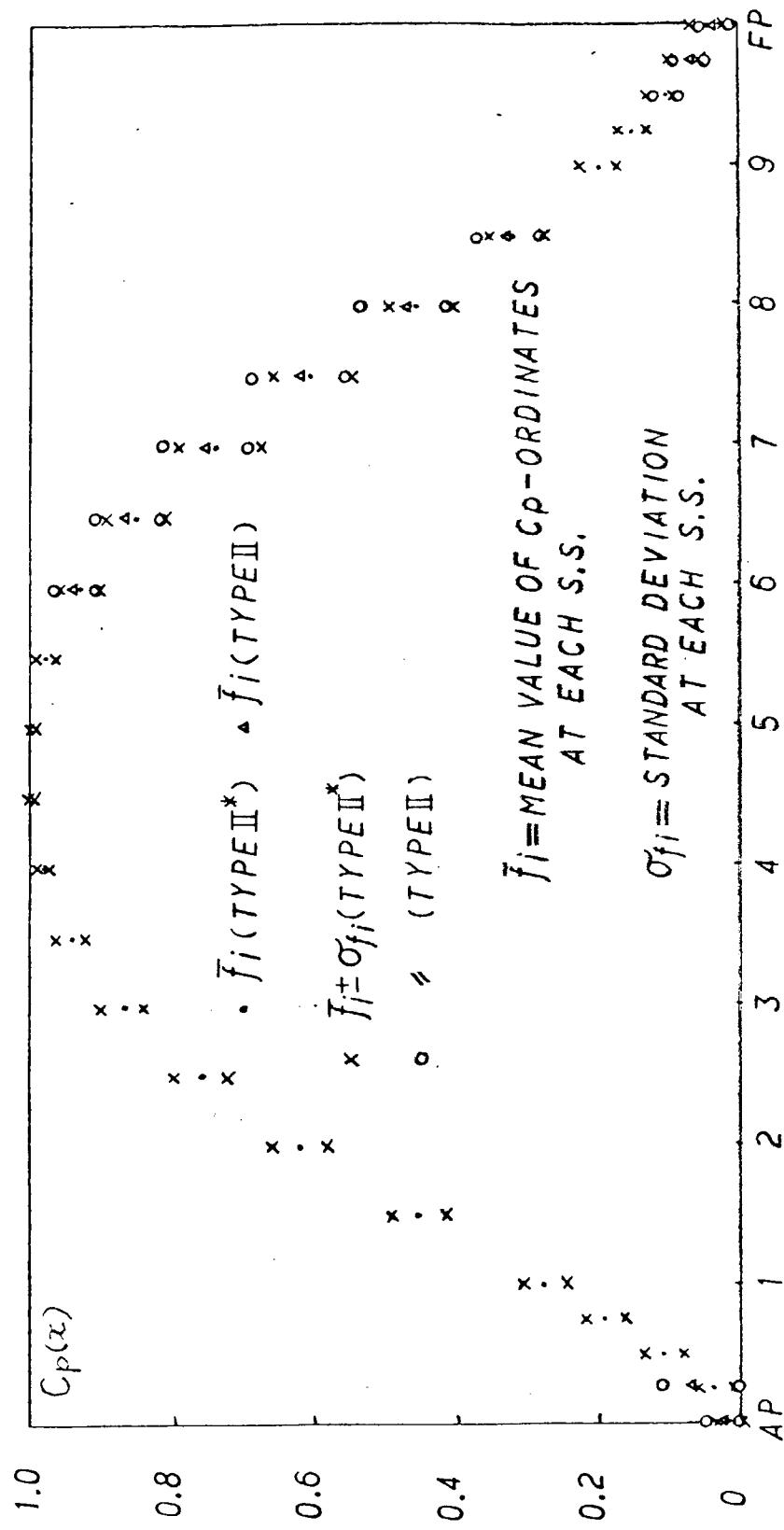


Fig. 2.3.15 Standard Deviation of  $C_p$ -Curves (Type II , Type II \*)

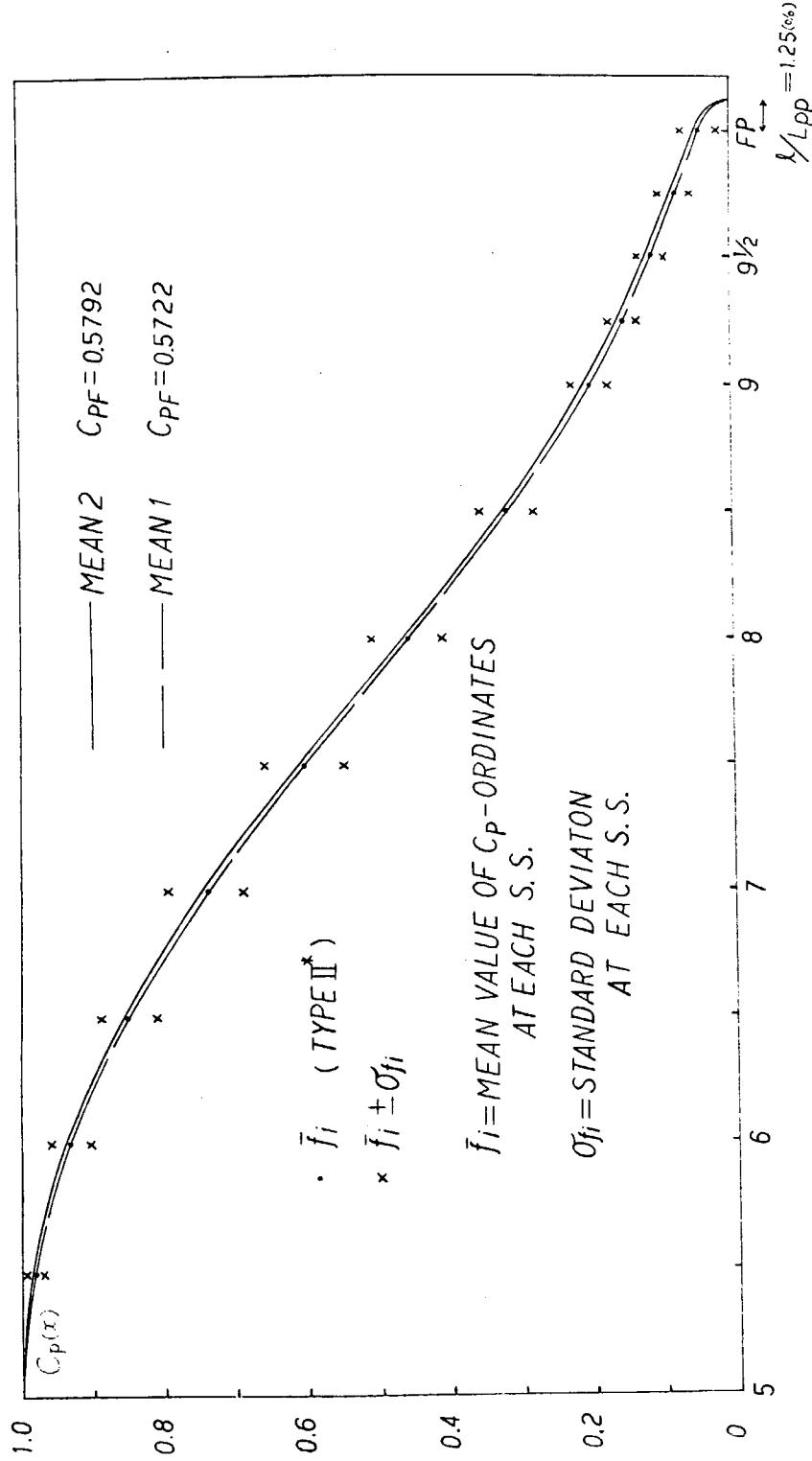


Fig. 2.3.16 Cp-Curves

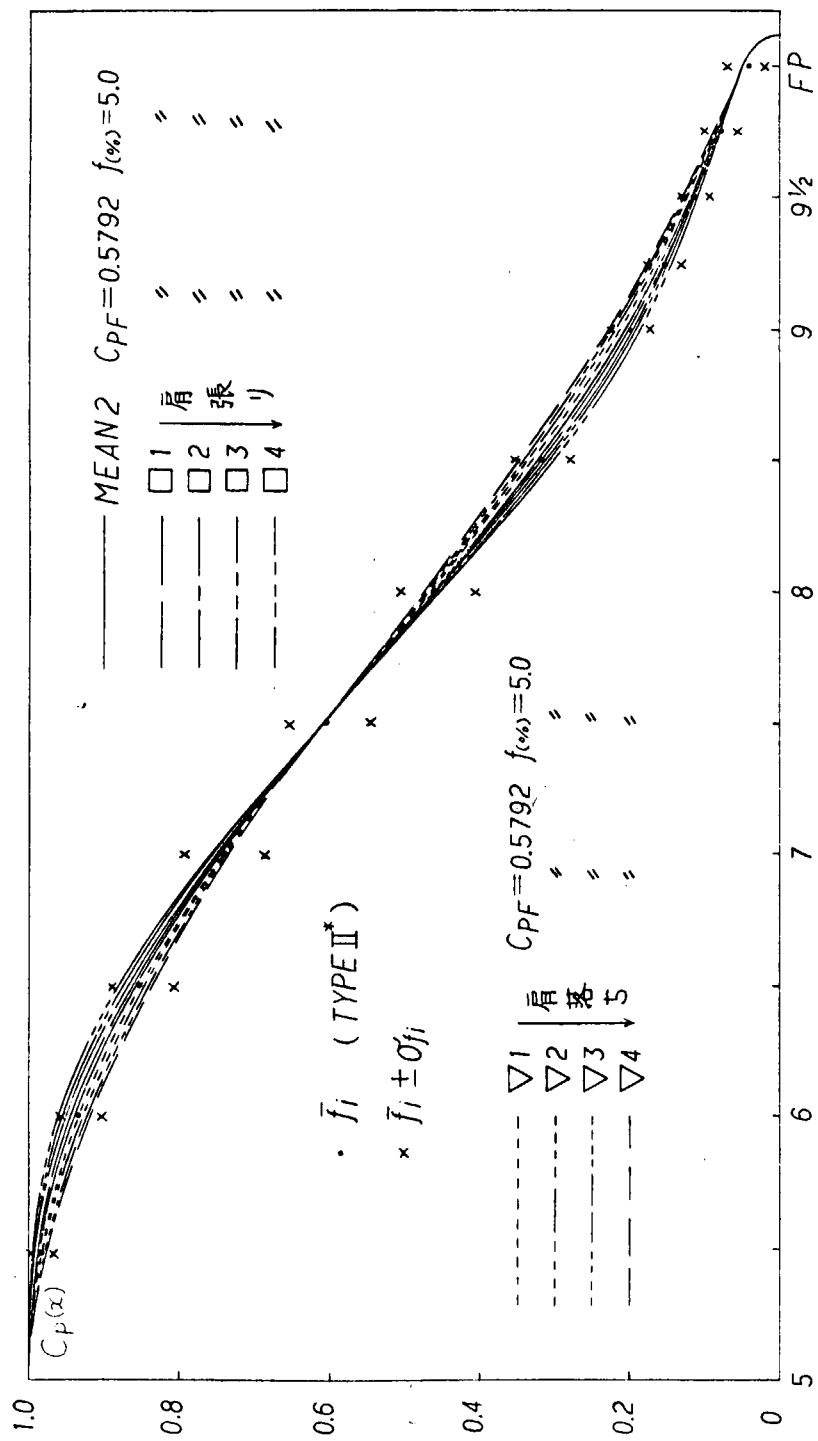


Fig. 2.3.17 Cp-Curves

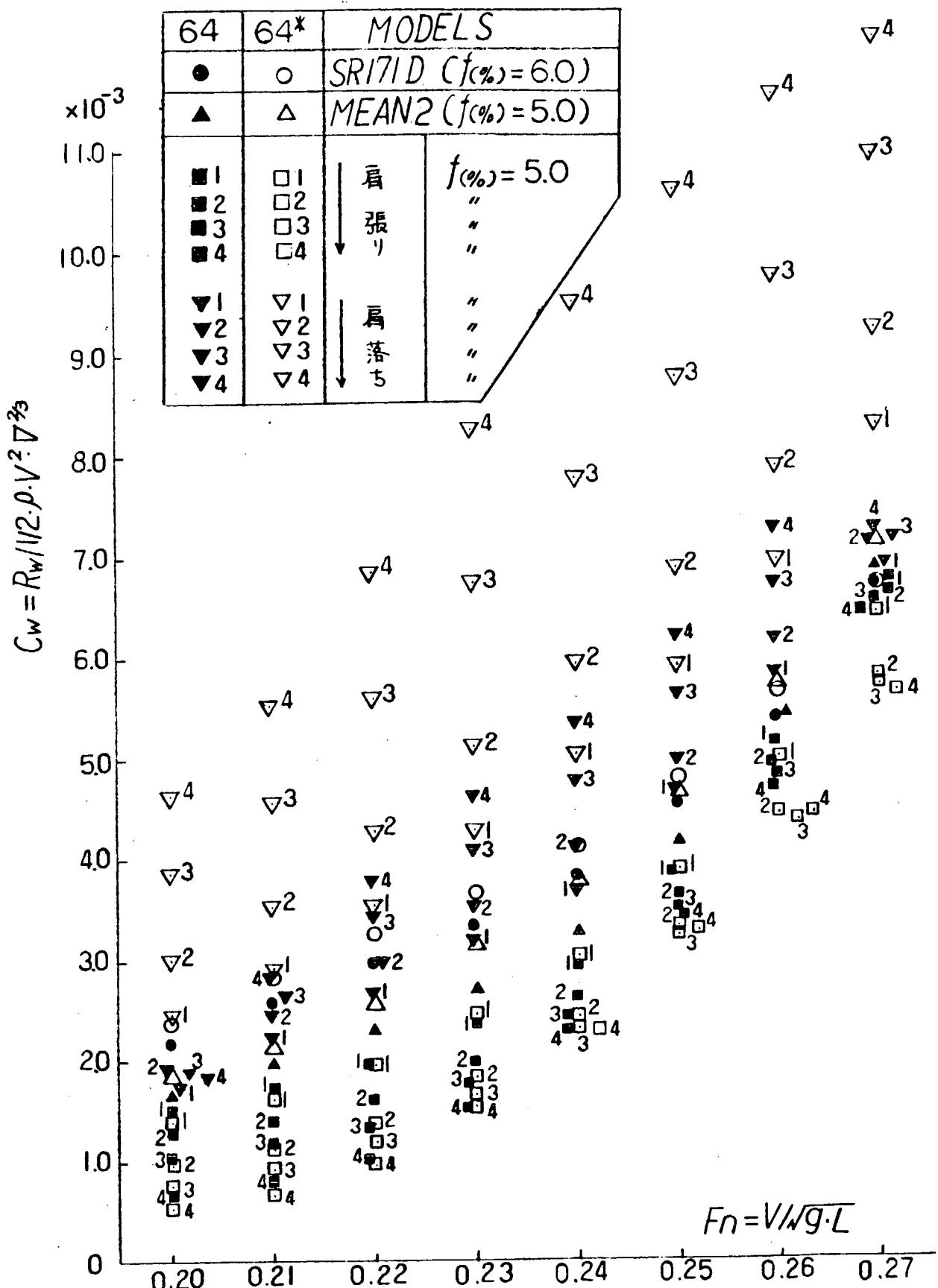


Fig. 2.3.18  $C_w \sim Fn$  Curves

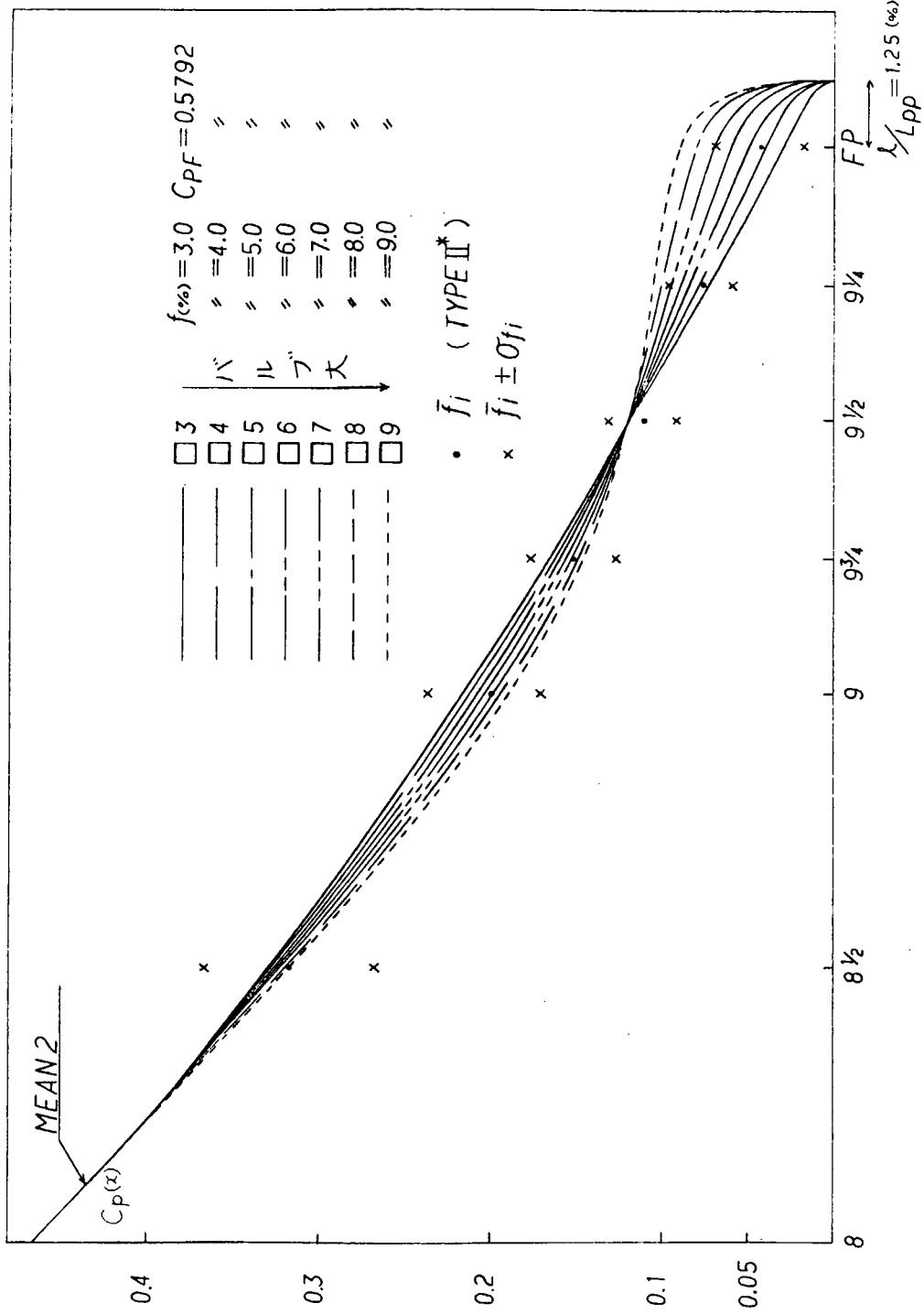


Fig. 2.3.19 Cp-Curves

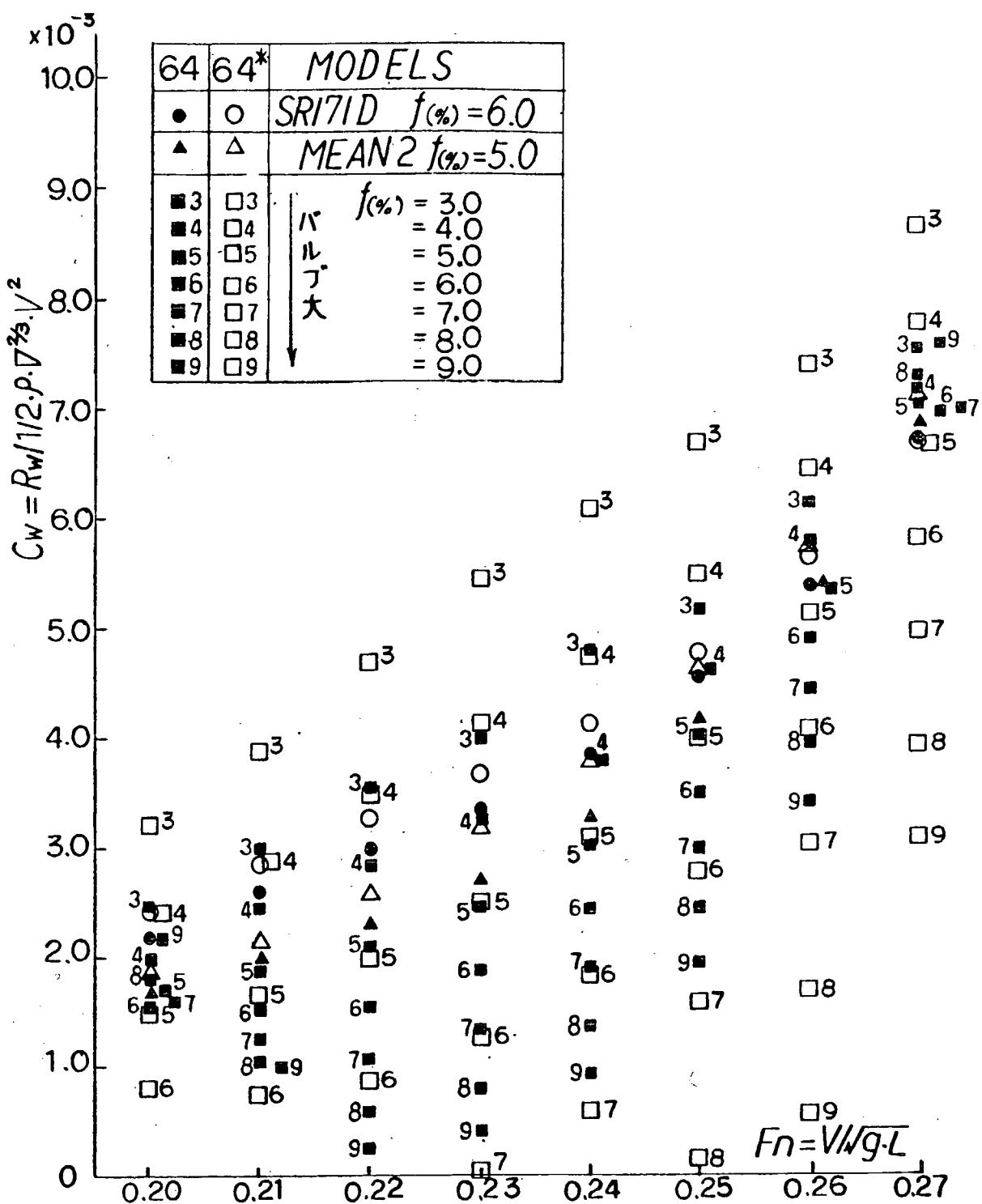


Fig. 2.3.20  $C_w \sim F_n$  Curves

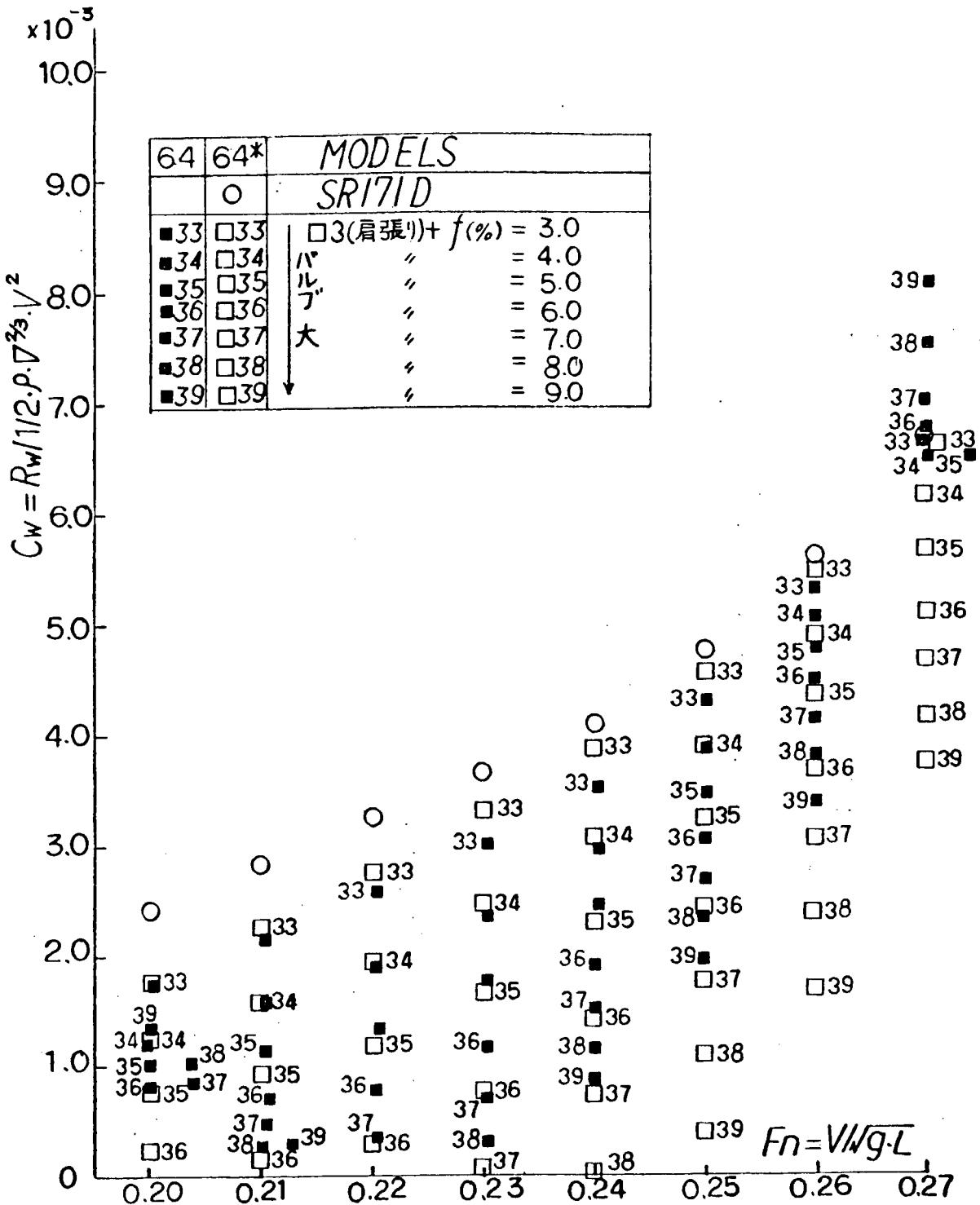


Fig. 2.3.21  $C_w \sim Fn$  Curves

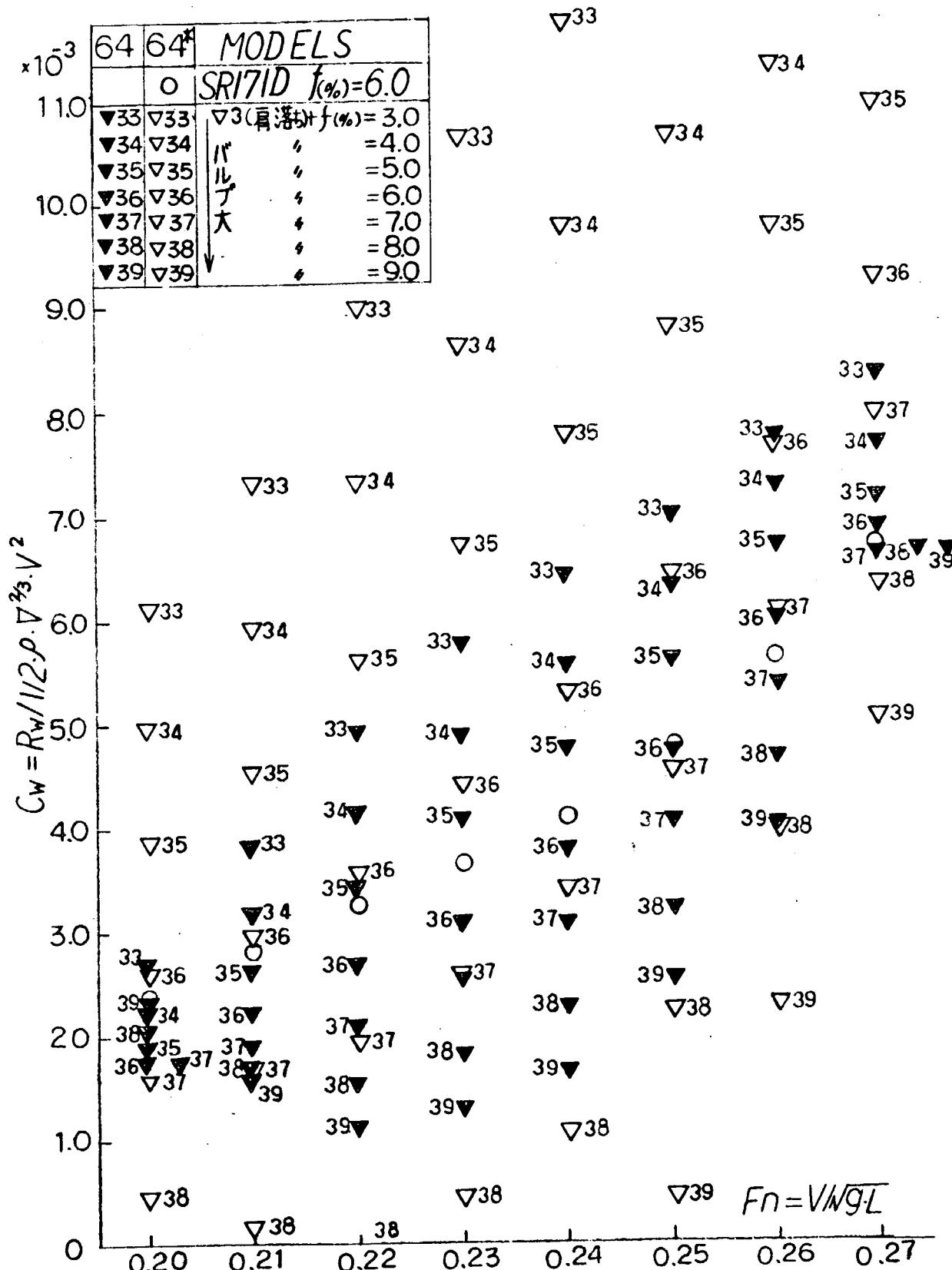


Fig. 2.3.22  $C_w \sim F_n$  Curves

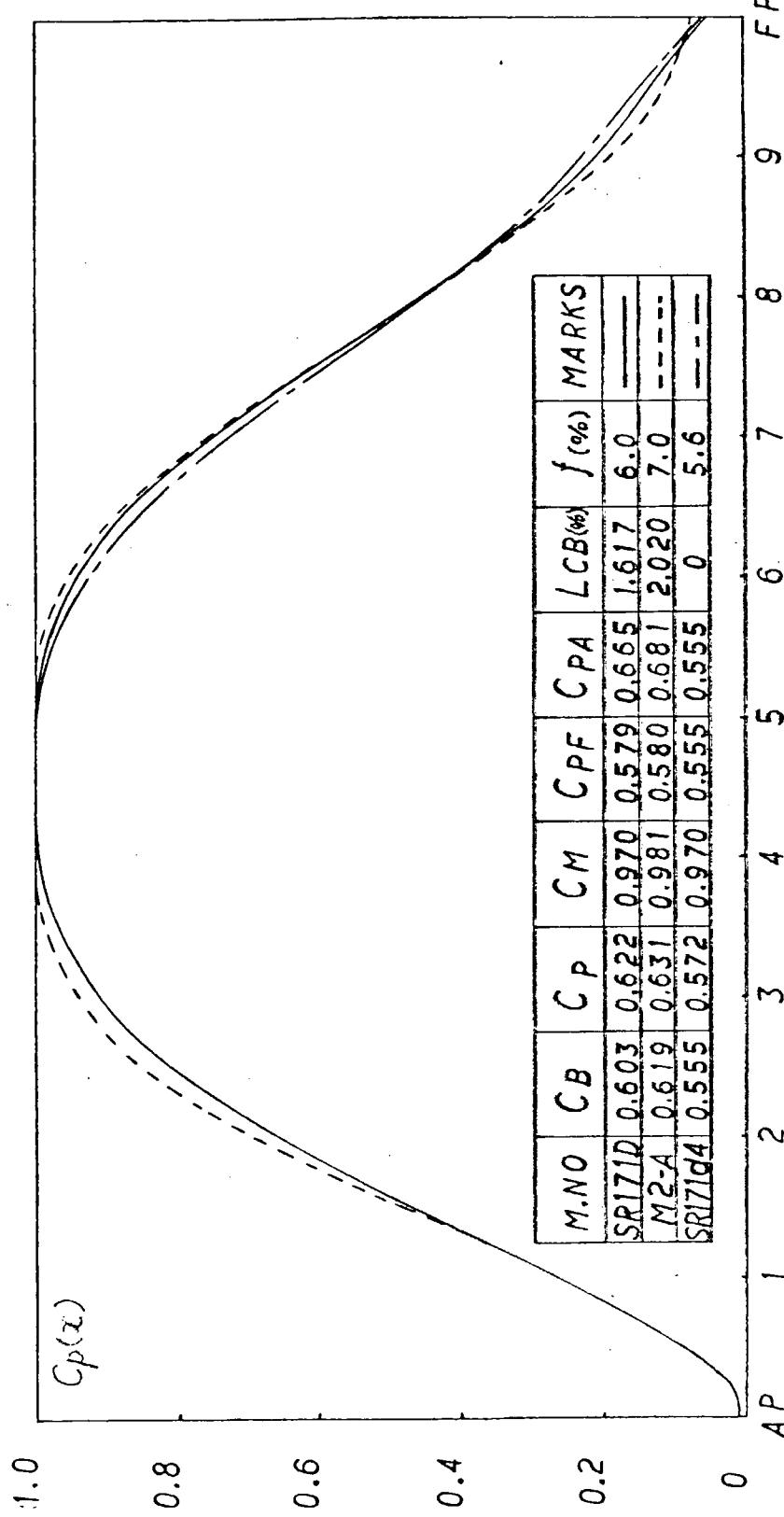
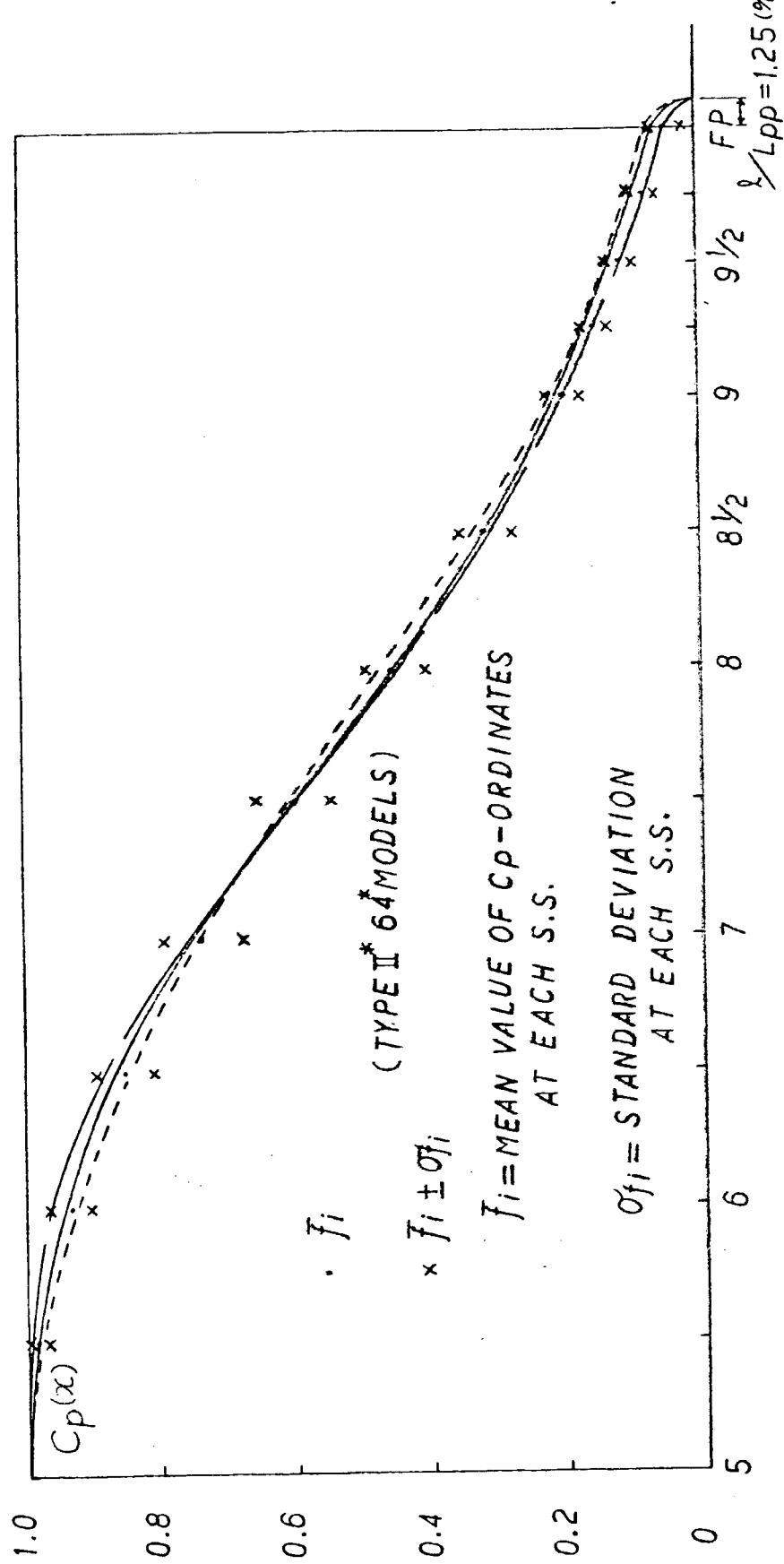


Fig. 2.4.1 Cp-Curves

M.NO	$L/B$	$B/d$	$C_B$	$C_P$	$C_M$	$C_{PF}$	$C_{PA}$	$\frac{C_{AFT}}{LCB(\%)}$	$f(\%)$	MARKS
SRI71E	6.00	3.40	0.603	0.622	0.970	0.579	0.665	1.509	7.5	-----
SRI71D	5.25	"	"	"	"	"	"	1.617	6.0	-----
SRI71C	4.50	"	"	"	"	"	"	1.741	4.5	-----



## 第3章 水槽試験

### 3.1 模型船および模型プロペラ

模型船はすべて  $L_{PP} = 4.50\text{ m}$  で、C船およびD船はパラフィン製、E船は木製である。その主要目を Table 3.1.1 に船体寸法表を Table 3.1.2、3.1.3、3.1.4 に正面線図、船首尾形状および船体副部を Fig. 3.1.1、3.1.2、3.1.3 に、横截面積曲線を Fig. 3.1.4(a)(b) に水線面積曲線を Fig. 3.1.5(a)(b) に示す。Fig. 3.1.4、3.1.5 の(a)は縦軸を係数 ( $A/A_{\infty}$ 、 $B/B_{\infty}$ ) で(b)は縦軸を実際の面積 ( $A \text{ m}^2$ 、 $B/2\text{ m}$ ) で示している。

なお各模型船には乱流促進のため、F.P. より前方  $30.0\text{ mm}$  および S.S. №  $9\frac{1}{2}$  の位置に  $10\text{ mm}$  間隔で高さ  $1\text{ mm}$  の台形スタッズを植えつけている。船体副部はビルデキールおよび舵である。

模型プロペラは本研究対象船に装備するプロペラに近い代用プロペラで、その要目を Table 3.1.5 にその輪郭を Fig. 3.1.6、3.1.7 に示す。

### 3.2 試験状態

抵抗および自航試験は3隻とも満載状態(イーブン・キール)および65%排水量状態(1%  $L_{PP}$  船尾トリム)の2状態について実施した。自航試験に使用した代用プロペラは、M.P. № 2136 ( $D_M = 0.180\text{ m}$ ) と M.P. № 2154 ( $D_M = 0.155\text{ m}$ ) で C、D船は M.P. № 2136 を E船は M.P. № 2154 を使用した。また、D船については上記の外に満載状態のみ M.P. № 2154 を装備しての試験を行い、プロペラ直径の大、小による自航要素の比較を行った。

抵抗試験結果の解析は水抵抗を剩余抵抗と摩擦抵抗に分ける、いわゆる二次元解析法により、摩擦抵抗の算定にはシェンヘルの算式を使用した。また自航試験時の摩擦抵抗修正量は実船の垂線間長さを  $150.0\text{ m}$  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  $0.00015$  として算定したものを用いた。

なお水抵抗を造波抵抗と粘性抵抗に分離する、いわゆる三次元解析法も行なうことができるよう造波現象を生じない、きわめて低い速度域における抵抗を計測して、形状影響係数を求めた。

5孔ピトー管による伴流試験はC、D船の満載状態について実施した。

### 3.3 試験結果および考察

#### (1) 模型プロペラ単独試験結果

試験に使用された模型プロペラ (M.P. № 2136、2154) の単独試験結果を Fig. 3.3.1、3.3.2 に示す。模型プロペラ 2136、2154 の没水深度と直径の比  $I/D$  は  $1.39$ 、 $1.42$  でレイノルズ数は  $6.25 \times 10^5$  および  $6.19 \times 10^5$  である。

#### (2) 抵抗試験結果

抵抗試験により得られたC、D、E船型の全抵抗係数 ( $C_{TM}$ ) をそれぞれ Fig. 3.3.3～3.3.5 に示す。低速における抵抗試験によって求められた形状影響係数 ( $K$ ) の値および幾つかの推定式より算定した  $K$  の値を Table 3.3.1 に示す。これによれば満載状態では  $C_B = 0.60$ 、 $L/B = 6.00$  のE船は試験結果  $0.19$  に対し、推定式 Gross and Watanabe  $K = 0.20$ 、多賀野の脊型船対象の式  $K = 0.18$ 、日立造船データ + PRC データを解析して求めた式  $K = 0.18$  といずれもよく合っているが、B、C、D船は Gross and Watanabe の式は合っているが他は推定値が小さめである。バラスト状態の推定値は試験結果に比べいずれもかなり小さな値を示している。

剩余抵抗係数 ( $r_R$ ) および造波抵抗係数 ( $r_W$ ) を載貨状態別に Fig. 3.3.6～3.3.9 に示す。これらの  $r_R$  および  $r_W$  は類似船の水槽試験結果等と比較して妥当な値を示しているようである。Fig. 3.3.6 に示す U型肋骨の B' 船は V 型肋骨の B 船型に比べ  $r_R$  が低くなり、かなりの改善がみられる。ただし両船と

も  $F_n = 0.24$  から  $0.25$  にかけて明瞭なハンプがみられる。このようなハンプは C、D、E 船には認められない。B、B' 船 ( $C_B = 0.55$ ) は計画速力  $F_n = 0.28$  で最適化されており、船首付近のブリズマ曲線がふくらんだ傾向にあるのに対し、本年度研究船 ( $C_B = 0.60$ ) は計画速力が  $F_n = 0.26$  であり、相対的に fine な船首形状となっている。この違いが抵抗曲線に現われたのではないかと考えられる。このようなハンプは設計速力が高い場合に起ることがあり、ハンプを起さないような船型設計法を確立することが望まれる。

$L/B$  の  $r_R$  に及ぼす影響をみるために、代表的な  $F_n$  に対して  $L/B$  の横軸上に  $r_R$  を置点したクロスカーブを Fig. 3.3.10 に示す。<sup>1)</sup> 満載状態に対してティラーおよびグルドハンマーのチャートより求めた値を参考のために点線及び破線で図中に示したが本試験の結果はこれらの推定値と異り  $L/B$  が小さくなると抵抗が急激に増加している。

以上の抵抗試験結果より、長さ  $150m$  の実船に対して求めた有効馬力曲線を Fig. 3.3.11 に示す。ただし実船に対する  $\Delta C_F$  は  $0.00015$  とした。

#### (3) 自航試験結果

試験に用いた模型プロペラ M.P. № 2136 および 2154 の単独試験結果 Fig. 3.3.1、3.3.2 を用い自航試験データについてスラスト一致法により求めた自航要素を各載貨状態ごとに Fig. 3.3.12、3.3.13 に示す。

プロペラ効率比 ( $\eta_R$ ) は満載状態で C 船  $1.01$ 、D(A) 船  $1.005$ 、D(B) 船  $1.000$ 、E 船  $0.985$ 、バラスト状態では C および D 船は  $1.005$ 、E 船は  $0.978$  となっている。類似船の  $\eta_R$  は  $1.00$  程度なので、この試験結果の数値は妥当なものと思われる。

伴流係数( $w$ )およびスラスト減少係数( $t$ )も類似船等の値から考えて妥当な値と思われる。また D 船の満載状態について行われたプロペラ直径の大小による比較試験結果も文献 2) 等より検討するとほぼ妥当な値である。また  $L/B$  の自航要素に及ぼす影響をみるために  $F_n = 0.26$  において、 $L/B$  の横軸上に  $\eta_R$ 、 $1-t$ 、 $1-W_T$  を置点したクロスカーブを Fig. 3.3.14 に示す。この図によれば満載、バラスト状態とも同じような傾向を示し、 $\eta_R$  は  $L/B$  が大きくなるとやや小さな値を示し、 $1-t$  は逆にやや大きな値を示し、 $1-W_T$  は  $1-t$  と同じ傾向でさらに大きな変化を示している。

これらの結果に基づき、C、D、E 船の実船の伝達馬力等を算定したものを載貨状態別に Fig. 3.3.15 ~ 3.3.16 に示す。なお伝達馬力等曲線は代用プロペラとして用いた M.P. № 2136 および 2154 と全く同一の寸法比、形状をもつ実船のプロペラを装備したものである。また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。馬力曲線は類似船等より比較しほぼ妥当な値と思われる。

#### (4) 5 孔ピトー管による伴流試験結果

C、D 船の満載状態における 5 孔ピトー管による伴流試験結果は、模型船速度  $1.76 m/s$  ( $F_n = 0.26$ ) ピトー管位置は A.P. より  $90.1 mm$  前方で行われた。プロペラ位置周辺の伴流分布および流向、流速の模様を Fig. 3.3.17、3.3.18 に半径方向の平均伴流分布を C、D 船共 Fig. 3.3.19 に示す。

これらの図より流向、流速はプロペラボス真上及真下付近を除き比較的よく合っている。また、プロペラ位置周辺の伴流分布をみると、W の等しい値は幅の広い C 船が少しづつ外側に寄っている。また公称伴流と自航試験結果より求めた  $F_n = 0.26$  における満載状態の有効伴流の関係は文献 3) 等よりほぼ妥当なものと思われる。

#### 参考文献

- 1) H.E.CULDHAMMER and Sv.Aa HARVALD 「SHIP RESISTANCE」 1965  
Akademisk Forlag
- 2) (社) 日本中型造船工業会 中小型貨物船馬力推定図表 昭和 48 年 10 月

3) 佐藤和範・日本造船技術センター技報第4号 「有効伴流と公称伴流」昭和51年7月

Table 3.1.1 Hull Particulars etc. of Models C, D, E

模 型 船 番 号	3 6 0 5 (C)		3 6 0 6 A・B (D)		3 6 0 7 (E)	
	模 型 船	実 船	模 型 船	実 船	模 型 船	実 船
垂 線 間 の 長 さ L <sub>P P</sub> (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 <sub>DWL</sub> (m)	4.6800	156.000	4.6800	156.000	4.6800	156.000
幅 B (m)	1.0000	3.3333	0.8571	2.8570	0.7500	2.5000
深 さ D (m)	—	—	—	—	—	—
中 央 部 船 底 勾 配 (m)	0.0087	0.2900	0.0075	0.250	0.0066	0.2200
中 央 部 平 底 半 幅 (m)	0.0263	0.8767	0.0225	0.750	0.0197	0.6567
中 央 部 船 底 曲 部 半 径 (m)	0.1068	3.5600	0.0900	3.000	0.0801	2.670

載 貨 状 態	満 載		満 載		満 載	
	奥 水 d ※ 1 (m)	9.800	0.2520	8.400	0.2205	7.350
ト リ ム ※ 2 (m)	0		0		0	
排 水 容 積	▽ <sub>N</sub> ※ 3 (m <sup>3</sup> )	0.79908	29595.4	0.58714	21745.9	0.45094
	▽ <sub>A</sub> ※ 4 (m <sup>3</sup> )	"	"	"	"	"
排 水 量 △ <sub>A</sub> ※ 4 (ton)		30335.4		22289.6		17119.0
浸 水 表 面 積	S <sub>N</sub> ※ 3 (m <sup>2</sup> )	5.1055	5672.8	4.3550	4838.9	3.8297
	S <sub>A</sub> ※ 4 (m <sup>2</sup> )	5.2421	5824.6	4.4836	4981.8	3.9524
方 形 係 数 C <sub>B</sub> ※ 3		0.6040		0.6041		0.6060
船体前半部の方形係数 C <sub>BF</sub> ※ 3		0.5614		0.5635		0.5651
船体後半部の方形係数 C <sub>BA</sub> ※ 3		0.6466		0.6447		0.6468
柱 形 係 数 C <sub>P</sub> ※ 3		0.6227		0.6225		0.6248
船体前半部の柱形係数 C <sub>PF</sub> ※ 3		0.5787		0.5806		0.5827
船体後半部の柱形係数 C <sub>PA</sub> ※ 3		0.6666		0.6643		0.6669
水 線 面 積 係 数 C <sub>W</sub>		0.7583		0.7549		0.7583
船体前半部の水線面積係数 C <sub>WF</sub>		0.6562		0.6539		0.6563
船体後半部の水線面積係数 C <sub>WA</sub>		0.8604		0.8559		0.8603
中央横截面積係数 C <sub>M</sub>		0.9700		0.9705		0.9699
浮力中心位置(L <sub>P P</sub> の%にて) ℓ <sub>Cb</sub> ※ 5		1.7805		1.5640		1.4949
長 さ — 幅 比 L <sub>P P</sub> /B		4.5000		5.2503		6.000
幅 — 喫 水 比 B/d		3.4014		3.4012		3.4014
排水容積—長さ比(▽ <sub>A</sub> /L <sub>P P</sub> )×10 <sup>3</sup> ※ 4		8.769		6.4432		4.949
バ ル ブ	大きさ(中央横截面積の%にて) f	4.48		6.14		7.50
	突出量(L <sub>P P</sub> の%にて) ℓ/L <sub>P P</sub>	1.25		1.25		1.25
	没水深度(満載喫水の%にて)	70.1		68.4		70.0
載 貨 状 態	6 5 % 排 水 量		6 5 % 排 水 量		6 5 % 排 水 量	
奥 水 d ※ 1 (m)	0.2039	6.797	0.1747	5.823	0.1529	5.097
ド リ ム ※ 2 (m)	0.0450	1.500	0.0450	1.500	0.0450	1.500
排 水 容 積	▽ <sub>N</sub> ※ 3 (m <sup>3</sup> )	0.51941	19237.4	0.38164	14134.8	0.29311
	▽ <sub>A</sub> ※ 4 (m <sup>3</sup> )	"	"	"	"	"
排 水 量 △ <sub>A</sub> ※ 4 (ton)		19718.3		14488.2		11127.3
浸 水 表 面 積	S <sub>N</sub> ※ 3 (m <sup>2</sup> )	4.0412	4490.2	3.4687	3854.1	3.0373
	S <sub>A</sub> ※ 4 (m <sup>2</sup> )	4.1750	4638.9	3.5962	3995.8	3.1593
方 形 係 数 C <sub>B</sub> ※ 3		0.5662		0.5662		0.5682
柱 形 係 数 C <sub>P</sub> ※ 3		0.5918		0.5914		0.5940
水 線 面 積 係 数 C <sub>W</sub>		0.6599		0.6626		0.6662
中央横截面積係数 C <sub>M</sub>		0.9568		0.9574		0.9565
浮力中心位置(L <sub>P P</sub> の%にて) ℓ <sub>CB</sub> ※ 5		2.2780		2.2622		2.3659
幅 — 喫 水 比 * 1 B/d		4.9044		4.9061		4.9052
排水容積—長さ比(▽ <sub>A</sub> /L <sub>P P</sub> )×10 <sup>3</sup> ※ 4		5.700		4.1881		3.217

※ 1 喫水は船体中央における数値を示す。

※ 2 トリムは船尾トリムを示す。

※ 3 裸船状態の数値を示す。

※ 4 全副部つき状態の数値を示す。

※ 5 ℓ<sub>cb</sub>の符号「+」は船体中央より船尾側の位置を示す。

Table 3.1.2 Offsets  
Model Ship No. 3605 (SR. NO. C)

Length between Perpendiculars		4.500 m	Rise of Floor	0.0087 m
Length on Designed Load Water Line		4.680 m	Radius of Bilge Circle	0.1068 m
Breadth		1.000 m	Starting Point of Rise of Floor from Center Line	0.0263 m
Draft above Base Line, Designed Full Load		0.294 m	Water Line, Bow and Buttck Lines Apart	0.0300 m
Square Station Apart				0.4500 m

No. of Station	Flat Bottom	Half Breadth (mm)													
		0.5WL	1WL	2WL	3WL	4WL	5WL	6WL	7WL	8WL	9WL	10WL	11WL	12WL	13WL
0	15	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330	360	390	420
A.E.											35.5	146.5	212.0	255.8	288.5
A.P.											143.5	226.8	282.0	321.2	350.0
1/4											13.5	196.5	274.3	323.3	359.0
1/2	1.6	12.4	19.2	25.0	26.0	25.2	23.5	23.0	26.5	40.5	122.5	250.5	319.0	394.2	418.3
3/4	6.4	27.5	37.7	49.5	56.4	60.3	63.0	67.8	81.2	112.6	210.7	301.3	359.8	398.2	426.3
1	15.7	44.8	59.6	78.3	90.9	100.2	109.2	122.5	145.2	190.3	277.5	348.7	396.4	429.3	453.3
1 1/2	54.0	95.7	117.2	148.3	177.2	193.5	216.7	241.7	279.0	329.0	379.7	421.2	451.8	474.2	498.0
2	114.7	166.2	194.0	233.5	265.7	295.2	324.6	354.8	384.7	417.0	445.0	467.5	483.8	494.5	500.0
2 1/2	187.3	246.3	278.7	322.2	355.3	384.3	410.3	433.2	453.0	469.5	482.5	491.9	497.6	500.0	500.0
3	264.9	321.7	354.4	395.2	424.2	446.4	463.7	477.0	486.7	493.3	497.4	499.5	500.0	500.0	500.0
4	380.4	424.7	451.3	478.3	491.6	498.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0
5	396.7	434.0	459.5	485.4	497.2	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0	500.0
6	329.7	385.2	416.0	449.2	467.5	478.6	485.2	489.5	492.0	493.7	495.2	496.3	497.2	498.0	499.5
7	161.7	232.5	267.5	313.5	345.5	369.4	387.7	402.6	415.2	425.2	433.7	440.6	446.0	451.6	456.3
7 1/2	82.5	154.5	186.5	231.0	262.7	288.5	309.7	328.0	344.0	357.7	370.4	381.5	391.8	401.4	410.2
8	37.5	99.5	126.5	162.5	188.5	209.6	227.9	244.5	259.7	274.6	289.2	303.5	317.5	331.8	346.0
8 1/2	16.2	71.2	90.6	115.3	132.0	144.6	155.2	165.5	176.2	188.0	201.2	214.6	231.7	249.5	268.3
9	6.2	51.5	68.0	86.0	95.0	99.0	100.0	100.8	102.8	108.1	116.6	129.0	145.0	164.5	186.2
9 1/4	3.6	43.2	58.0	73.5	80.0	81.3	77.6	74.0	71.5	71.8	76.8	87.7	103.8	123.5	144.8
9 1/2	1.8	34.8	48.5	62.0	66.5	65.2	58.8	51.4	45.3	42.0	43.7	52.3	66.5	84.6	104.2
9 3/4	1.2	27.0	39.4	51.6	54.6	51.4	42.5	32.7	24.0	17.8	17.0	22.3	32.5	46.5	63.5
F.P.	18.0	30.8	41.8	43.5	37.6	28.0	17.5	9.0	3.5	1.0	0.2	3.2	11.2	23.2	40.0

Table 3.1.3 Offsets

Model Ship No. 3606A. B (SR.NO.D)

Length between Perpendiculars                    4.500m  
 Length on Designed Load Water Line            4.680m  
 Breadth    0.8571m  
 Draft above Base Line, Designed Full Load    0.2520m  
 Square Station Apart

Rise of Floor                                        0.0075m  
 Radius of Bilge Circle                            0.0900m  
 Starting Point of Rise of Floor from Center Line    0.0225m  
 Water Line, Bow and Buttock Lines Apart      0.0300m  
 Square Station Apart                                0.4500m

No. of Station	Flat Bottom	Half Breadth (mm)											
		0.5WL	1WL	2WL	3WL	4WL	5WL	6WL	7WL	8WL	9WL	10WL	11WL
A.E.	0	15	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330
A.P.										10.8	164.7	226.4	268.9
1/4										86.0	205.0	260.8	299.0
1/2	1.7	11.3	17.3	21.6	21.8	20.9	19.6	22.4	38.2	150.6	244.5	294.5	329.1
3/4	4.3	24.1	34.1	43.8	49.1	51.6	55.9	66.6	98.0	208.0	282.8	327.4	358.5
1	11.7	39.9	53.4	69.6	80.0	88.8	100.3	119.9	165.0	258.2	317.6	357.1	384.2
1 1/2	36.3	83.2	104.1	133.2	156.4	178.2	203.0	236.7	283.9	336.4	373.7	400.0	416.6
2	89.6	145.1	170.7	207.4	239.2	268.9	298.4	329.3	360.3	386.5	406.8	420.0	426.8
2 1/2	155.8	213.2	242.4	283.4	315.4	343.2	366.2	386.5	400.2	414.7	422.6	427.1	428.6
3	230.5	279.2	309.0	346.2	373.1	392.7	406.6	416.6	422.8	426.6	428.6	428.6	428.6
4	333.0	367.1	390.6	413.4	424.1	428.3	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6
5	345.4	377.6	399.4	420.2	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6	428.6
6	266.0	322.9	350.3	381.2	398.2	408.5	414.8	418.5	421.3	422.8	423.9	425.3	426.4
7	118.5	200.6	235.2	277.0	305.2	325.9	341.3	354.1	364.1	372.4	379.2	384.8	389.7
7 1/2	62.3	138.5	169.7	209.8	239.0	262.3	280.2	296.4	310.3	322.9	333.6	343.2	351.9
8	32.9	92.2	117.4	150.2	173.7	193.6	211.1	226.9	241.8	256.1	270.2	284.1	298.4
8 1/2	19.2	65.5	85.2	108.0	123.4	135.1	146.2	157.5	169.9	184.2	199.5	216.8	235.2
9	12.0	50.4	66.2	81.1	87.3	90.1	92.4	96.3	102.4	112.3	125.7	143.4	164.1
9 1/4	7.9	44.4	59.1	71.9	74.9	73.4	71.1	70.6	73.0	79.4	90.7	106.7	127.2
9 1/2	3.4	38.2	52.1	63.4	64.5	59.5	53.8	48.4	47.2	50.2	58.1	71.7	90.1
9 3/4	0.6	30.3	45.0	55.1	55.1	48.0	39.3	30.3	25.2	24.1	28.2	38.6	54.0
F.P.	20.9	36.9	46.5	45.2	38.2	26.0	14.9	6.0	0.6	1.9	6.8	18.8	

Table 3.1.4 Offsets  
Model Ship No. 3607 (SR. NO.E)

Length between Perpendiculars  
Length on Designed Load Water Line  
Breadth  
Draft above Base Line, Designed Full Load

4.5000m	Rise of Floor	0.0066m
4.6800m	Radius of Bilge Circle	0.0801m
0.7500m	Starting Point of Rise of Floor from Center Line	0.0197m
0.2205m	Water Line, Bow and Buttock Lines Apart	0.0300m
	Square Station Apart	0.4500m

No. of Station	Flat Bottom	Half Breadth (mm)										
		0.5WL	1WL	2WL	3WL	4WL	5WL	6WL	7WL	8WL	9WL	10WL
0	15	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330
A.E.										87.9	159.0	200.6
A.P.									21.0	152.5	211.5	248.8
1/4									76.2	190.0	242.5	276.7
1/2	1.2	11.2	16.4	19.4	18.8	17.6	18.5	30.0	131.8	225.5	271.7	302.4
3/4	4.8	23.4	31.7	40.8	45.2	48.2	56.6	84.2	183.2	257.8	298.5	325.5
1	11.8	37.7	49.8	65.5	75.2	85.0	102.0	142.8	227.7	287.0	322.0	345.0
1 1/2	40.5	77.5	96.3	123.7	145.5	168.5	198.5	246.5	296.3	332.0	355.9	370.0
2	86.0	132.5	156.2	191.8	221.5	251.0	281.4	313.0	340.0	359.3	370.9	375.0
2 1/2	140.5	194.0	220.8	258.8	288.3	313.8	335.0	352.2	364.4	372.2	375.0	375.0
3	198.7	251.0	277.5	311.6	335.0	351.6	363.2	370.0	373.6	375.0	375.0	375.0
4	285.3	326.8	347.0	366.2	373.6	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0
5	299.0	333.3	352.8	370.7	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0	375.0
6	223.5	276.0	302.5	331.2	346.8	356.3	362.5	366.0	368.5	370.0	371.3	372.5
7	110.2	175.5	209.3	248.0	273.2	290.7	304.2	314.5	323.2	330.0	335.5	340.3
7 1/2	67.2	128.3	158.8	196.5	222.6	242.5	258.7	272.0	283.5	293.5	302.3	310.3
8	36.7	90.0	114.7	145.7	168.2	186.2	202.0	216.5	230.4	243.5	256.3	269.2
8 1/2	18.0	64.2	83.3	104.3	118.6	130.2	141.7	153.8	167.4	182.4	198.8	216.7
9	8.2	47.5	62.2	76.5	80.5	82.3	85.6	92.2	102.4	116.2	133.6	154.4
9 1/4	5.3	41.5	55.5	67.0	67.5	62.7	62.0	64.6	71.8	83.6	100.4	121.6
9 1/2	3.5	38.0	50.3	59.8	57.3	47.6	42.4	41.5	45.0	53.3	67.7	88.5
9 3/4	1.8	35.2	46.8	54.6	49.8	37.3	26.8	21.2	20.5	25.6	37.0	54.0
F.P.		33.0	44.7	51.2	44.0	30.0	16.0	5.3	0.5	1.2	8.2	21.0
												38.7

Table 3.1.5 Model Propeller

M.P. No.	2136	2154
DIAMETER (mm)	180.0	155.0
PITCH (CONST.) (mm)	138.6	108.5
PITCH RATIO (CONST.)	0.770	0.700
BOSS RATIO	0.180	0.180
EXPANDED AREA RATIO	0.650	0.650
MAX. BLADE WIDTH RATIO	0.294	-
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

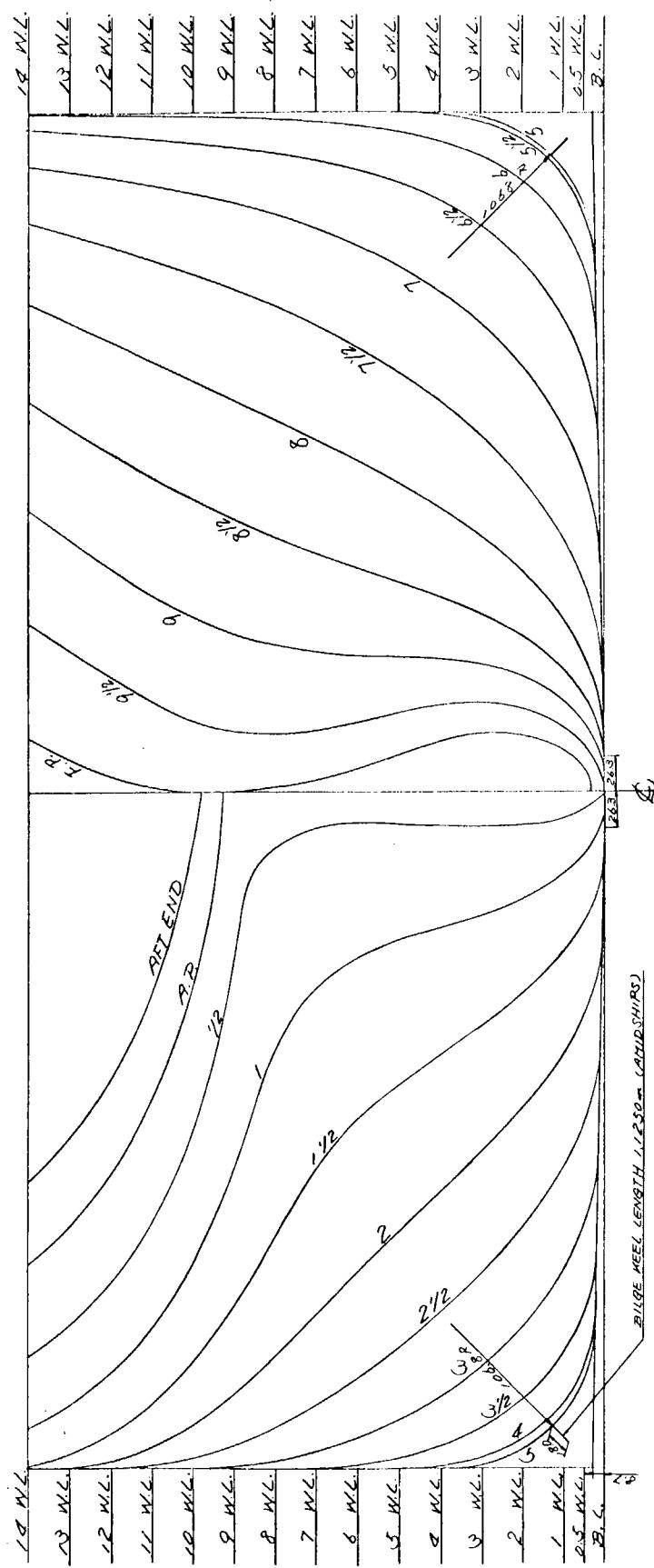


Fig. 3.1.1 (a) Body Plan (M.S. No. 3605 SR.NO.C)

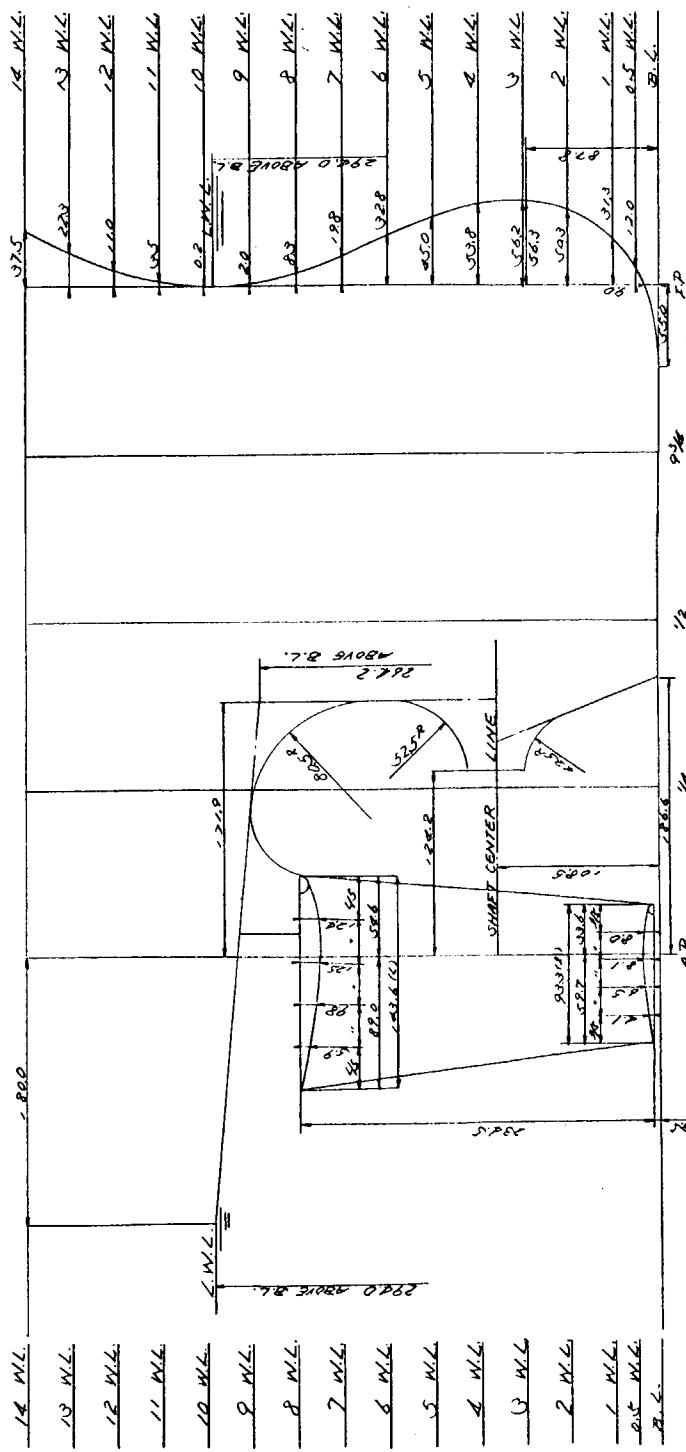


Fig. 3.1.1 (b) Fore and Aft (M.S. NO. 3605 SR.NO.C)

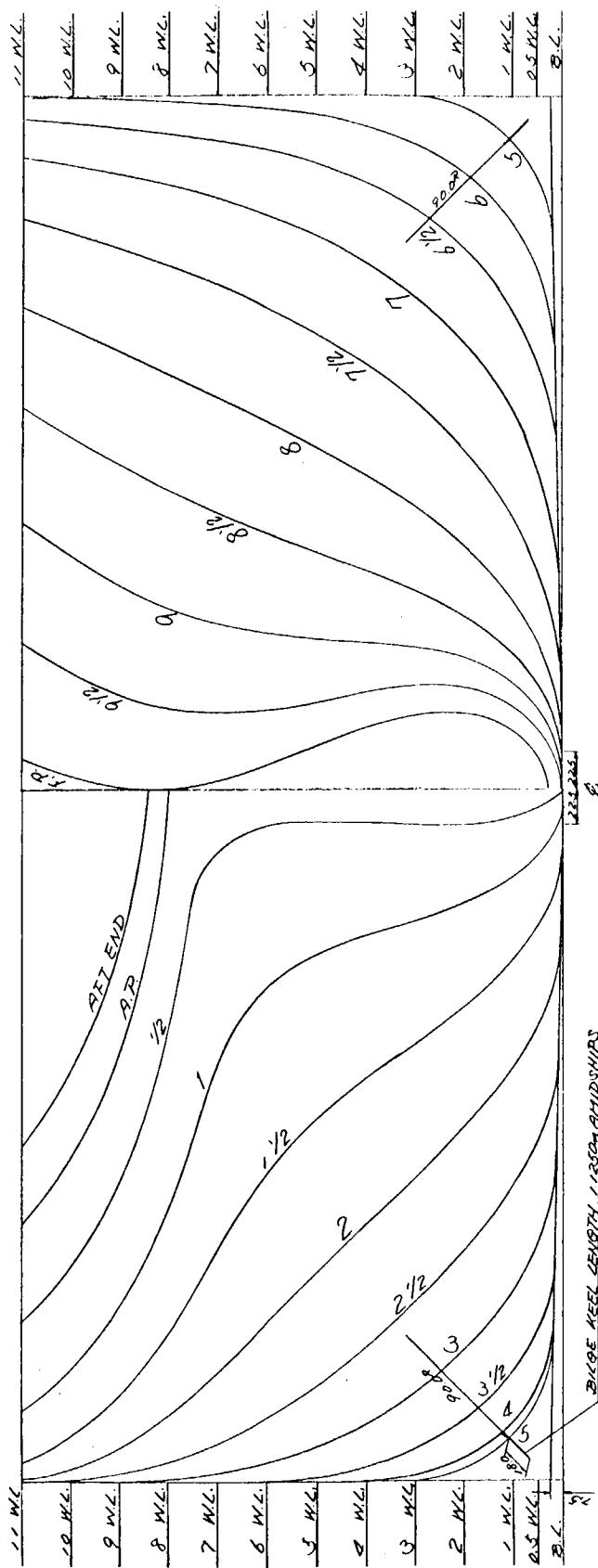


Fig. 3.1.2 (a) Body Plan (M.S. NO. 3606 A,B SR.NO.D)

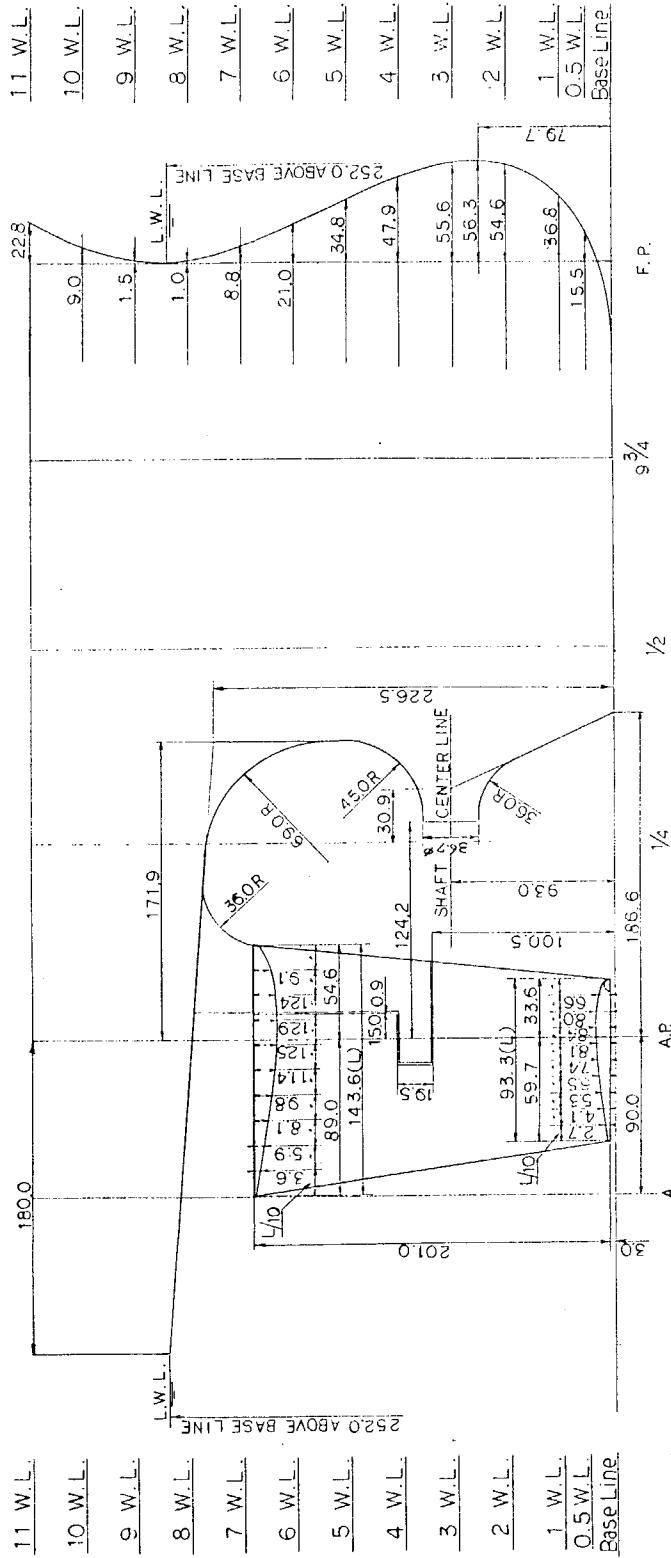


Fig. 3.1.2 (b) Fore and Aft (MS. NO. 3606 A, B SR. NO.D)

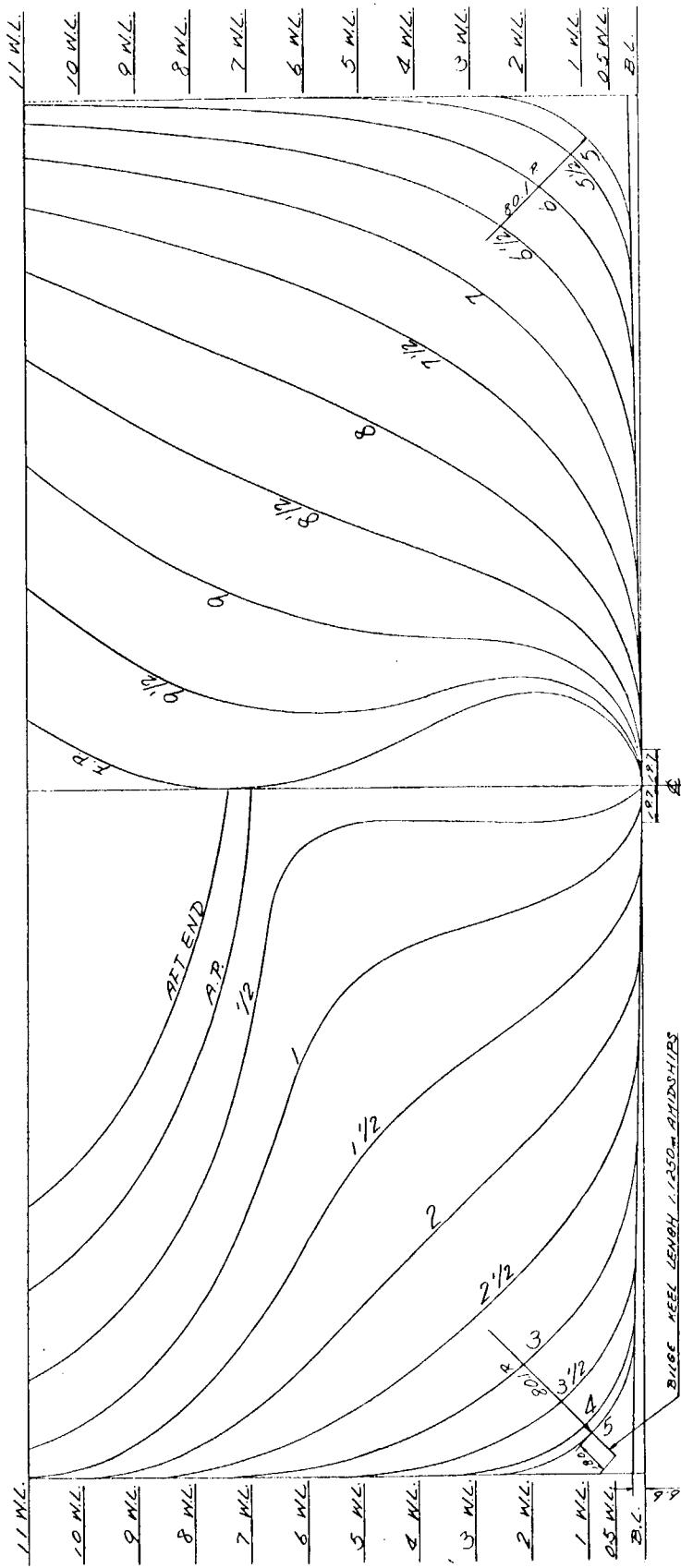


Fig. 3.1.3 (a) Body Plan (M.S. NO. 3607 SR.NO.E)

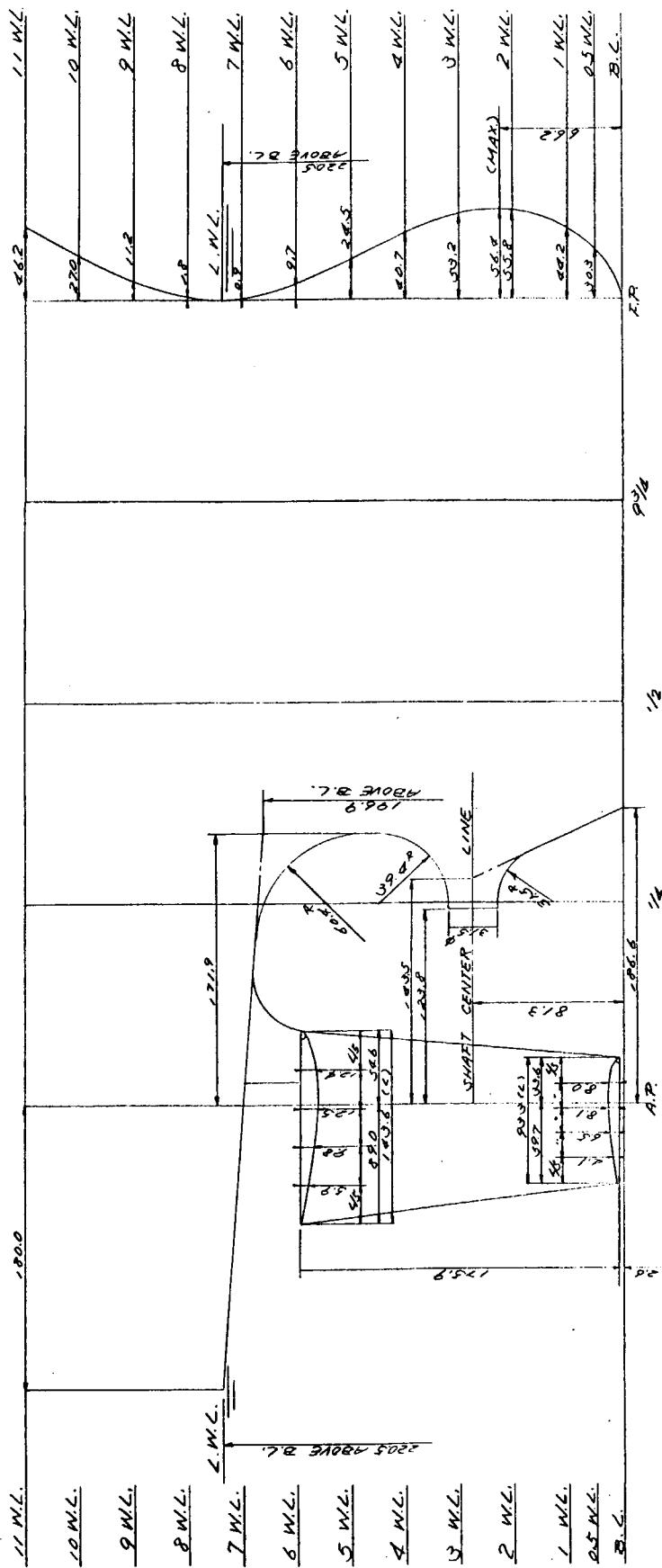


Fig. 3.1.3 (b) Fore and Aft (M.S. NO. 3607 SR.NO.E)

SR.No.	M.S.No.	CONDITION	MARKS	S.S. No.	A.E.	A.P.	1/4	1/2	3/4	1	1 1/2	2
C	3605	FULL LOAD	—	0	0.008	0.019	0.090	0.177	0.273	0.471	0.657	
		BALLAST		0	0	0	0.036	0.088	0.148	0.285	0.424	
D	3606 A B	FULL LOAD	—	0	0.007	0.018	0.089	0.172	0.266	0.467	0.652	
		BALLAST		0	0	0	0.030	0.085	0.148	0.288	0.428	
E	3607	FULL LOAD	—	0	0.008	0.019	0.090	0.177	0.273	0.471	0.657	
		BALLAST		0	0	0	0.037	0.092	0.156	0.296	0.437	

2 1/2	3	4	5	6	7	7 1/2	8	8 1/2	9	9 1/4	9 1/2	9 3/4	F.P.
0.806	0.908	0.995	1.000	0.960	0.754	0.600	0.444	0.306	0.196	0.148	0.107	0.072	0.045
0.543	0.625	0.694	0.683	0.631	0.457	0.343	0.243	0.166	0.112	0.091	0.072	0.056	0.040
0.800	0.905	0.993	1.000	0.944	0.749	0.605	0.452	0.318	0.210	0.166	0.127	0.093	0.061
0.545	0.629	0.695	0.684	0.616	0.450	0.344	0.244	0.169	0.117	0.097	0.082	0.067	0.052
0.807	0.908	0.995	1.000	0.930	0.741	0.613	0.472	0.335	0.217	0.169	0.130	0.099	0.075
0.555	0.636	0.699	0.684	0.601	0.440	0.346	0.253	0.175	0.118	0.098	0.083	0.073	0.065

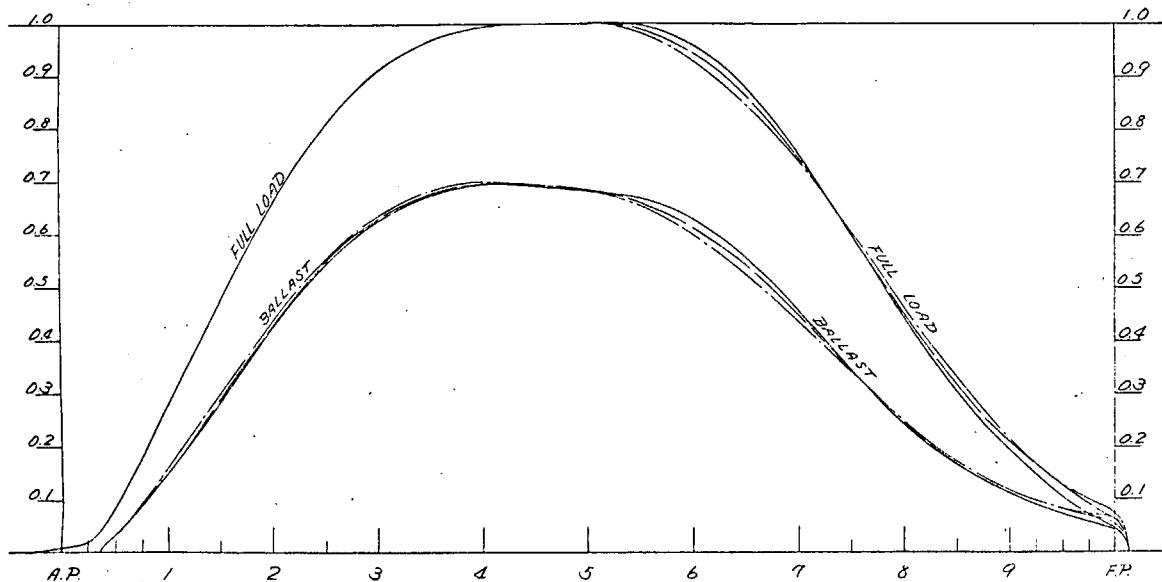


Fig. 3.1.4 (a) Sectional Area Curves

SECTIONAL AREA ( $m^2$ )

SR.NO.	M.S.NO.	CONDITION	S.S. NO. MARKS	A.E.	A.P.	1/4	1/2	3/4	1	1 1/2	2
C	3605	FULL LOAD	—	0	2.5	6.0	28.5	56.1	86.5	149.2	208.2
D	3606A.B		— —	0	1.6	4.2	20.7	40.1	62.0	108.8	151.9
E	3607		— —	0	1.4	3.4	16.0	31.5	48.7	83.9	117.1

2 1/2	3	4	5	6	7	7 1/2	8	8 1/2	9	9 1/4	9 1/2	9 3/4	F.P.
255.4	287.7	315.3	316.8	304.2	238.9	190.1	140.7	97.0	62.1	46.9	33.9	22.8	14.3
186.3	210.8	231.3	232.9	219.9	174.4	140.9	105.3	74.1	48.9	38.7	29.6	21.7	14.2
143.8	161.8	177.3	178.2	165.7	132.1	109.2	84.1	59.7	38.7	30.1	23.2	17.6	13.4

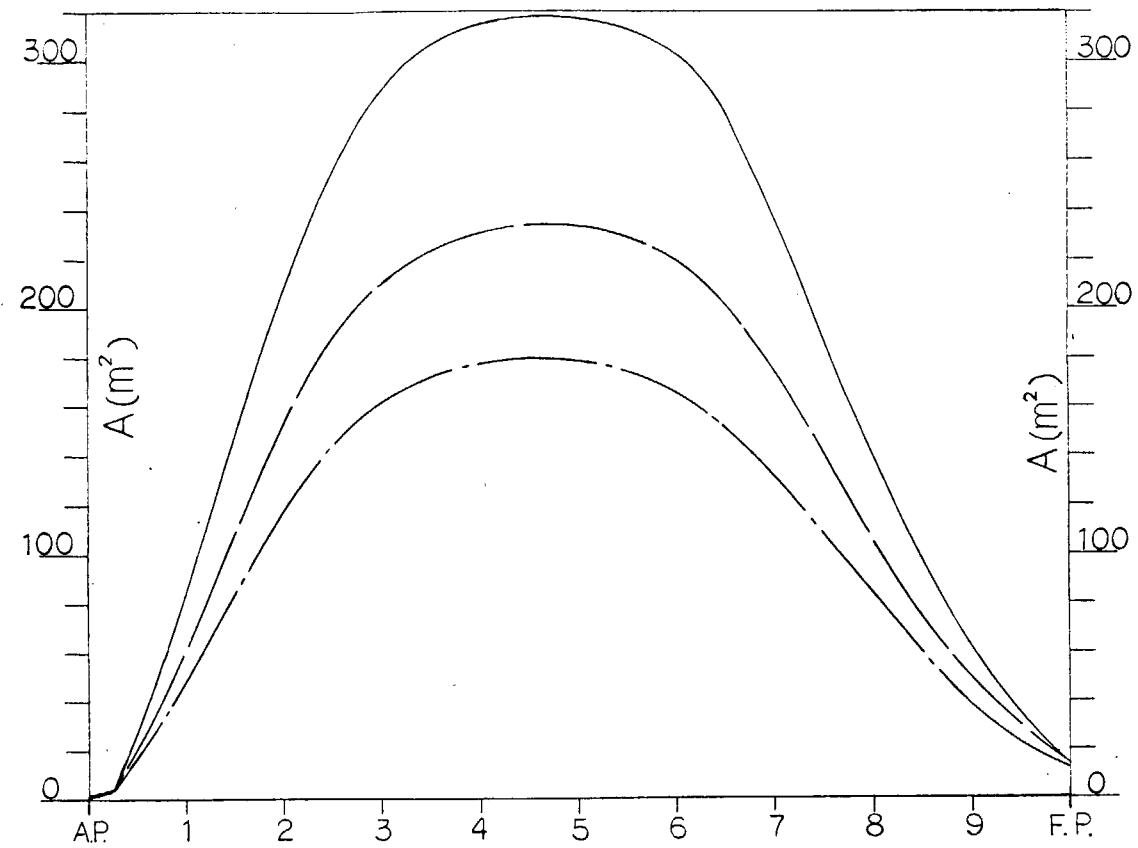


Fig. 3.1.4 (b) Sectional Area Curves

SR. NO.	M.S. NO.	CONDITION	S.S. MARKS NO.	A.E.	A.P.	1/4	1/2	3/4	1	1 1/2	2
C	3605	FULL LOAD	—	0	0.233	0.349	0.465	0.575	0.673	0.828	0.927
		BALLAST		0	0	0	0.062	0.185	0.321	0.589	0.786
D	3606A,B	FULL LOAD	—	0	0.252	0.358	0.466	0.571	0.667	0.824	0.923
		BALLAST		0	0	0	0.067	0.184	0.319	0.590	0.790
E	3607	FULL LOAD	—	0	0.233	0.349	0.465	0.575	0.673	0.828	0.927
		BALLAST		0	0	0	0.070	0.201	0.343	0.608	0.798

2 1/2	3	4	5	6	7	7 1/2	8	8 1/2	9	9 1/4	9 1/2	9 3/4	F.P.
0.980	0.998	1.000	1.000	0.992	0.879	0.759	0.601	0.423	0.253	0.170	0.100	0.042	0
0.912	0.975	1.000	1.000	0.982	0.818	0.670	0.499	0.337	0.202	0.147	0.101	0.064	0.034
0.976	0.999	1.000	1.000	0.988	0.876	0.764	0.611	0.444	0.274	0.195	0.123	0.058	0
0.908	0.974	1.000	1.000	0.974	0.813	0.672	0.507	0.349	0.217	0.165	0.123	0.089	0.059
0.980	0.998	1.000	1.000	0.984	0.869	0.766	0.627	0.460	0.285	0.201	0.126	0.058	0
0.917	0.977	1.000	1.000	0.966	0.805	0.679	0.524	0.365	0.223	0.165	0.120	0.087	0.066

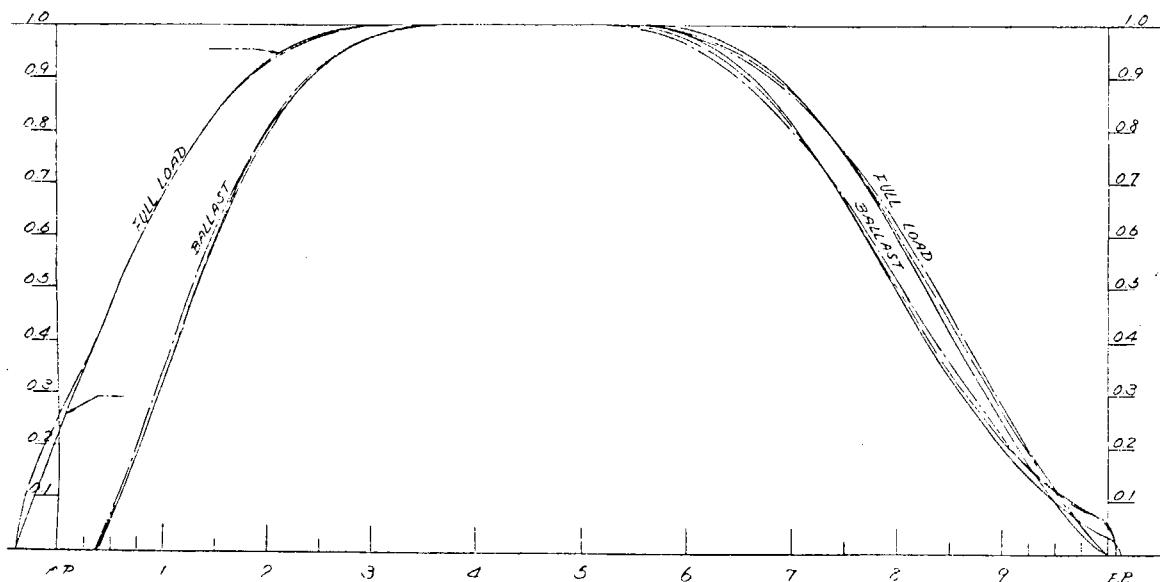


Fig. 3.1.5 (a) Water Plane Curves

SR.NO.	M.S.NO.	CONDITON	S.S. MARKS NO.	A.E.	A.P.	1/4	1/2	3/4	1	1 1/2	2
C	3605	FULL LOAD	—	0	3.89	5.82	7.75	9.59	11.22	13.80	15.45
D	3606AB		— —	0	3.60	5.12	6.66	8.16	9.53	11.77	13.19
E	3607		— - -	0	2.92	4.37	5.82	7.19	8.42	10.35	11.59

2 1/2	3	4	5	6	7	7 1/2	8	8 1/2	9	9 1/4	9 1/2	9 3/4	F.P.
16.34	16.64	16.67	16.67	16.54	14.65	12.65	10.02	7.05	4.22	2.84	1.67	0.70	0
13.94	14.27	14.29	14.29	14.12	12.52	10.92	8.73	6.35	3.92	2.79	1.76	0.83	0
12.25	12.48	12.50	12.50	12.30	10.87	9.58	7.84	5.75	3.56	2.52	1.58	0.73	0

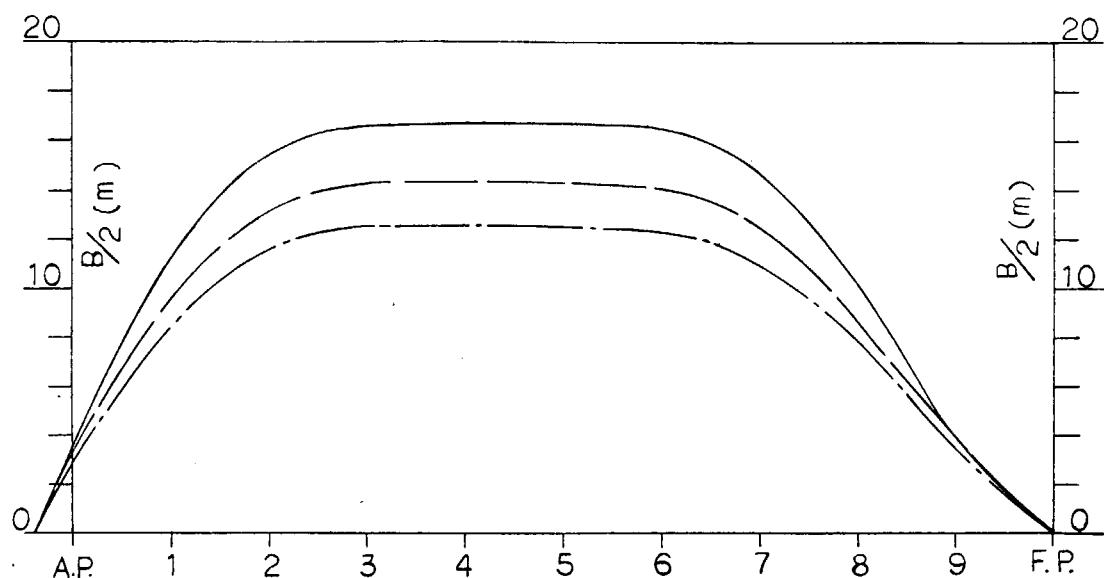


Fig. 3.1.5 (b) Water Plane Curves

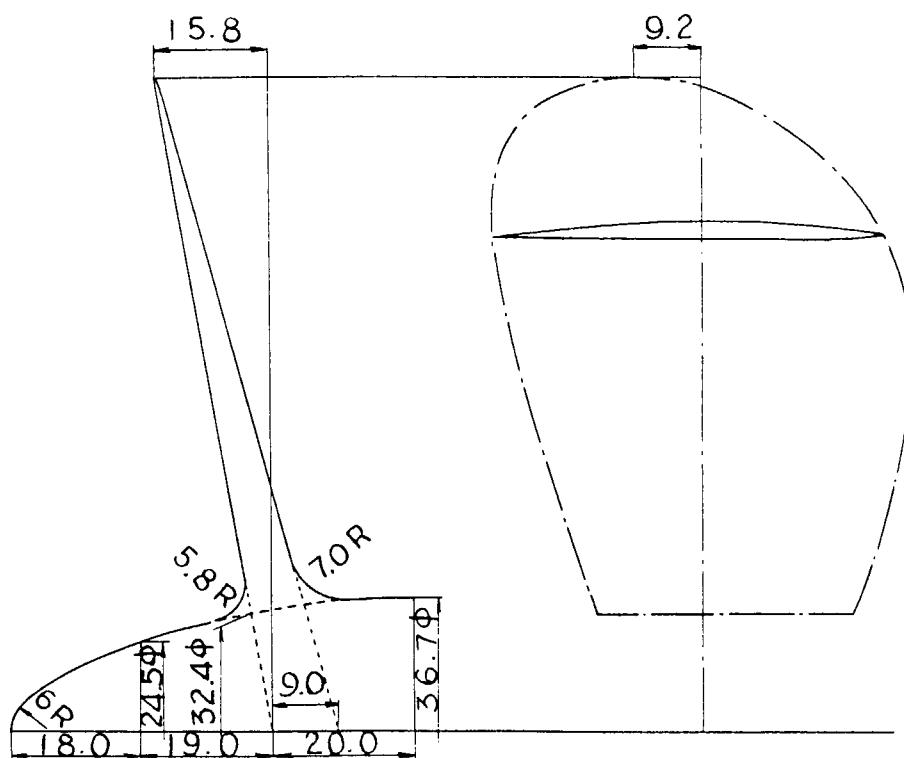


Fig. 3.1.6 Model Propeller  
(M.P. NO. 2136)

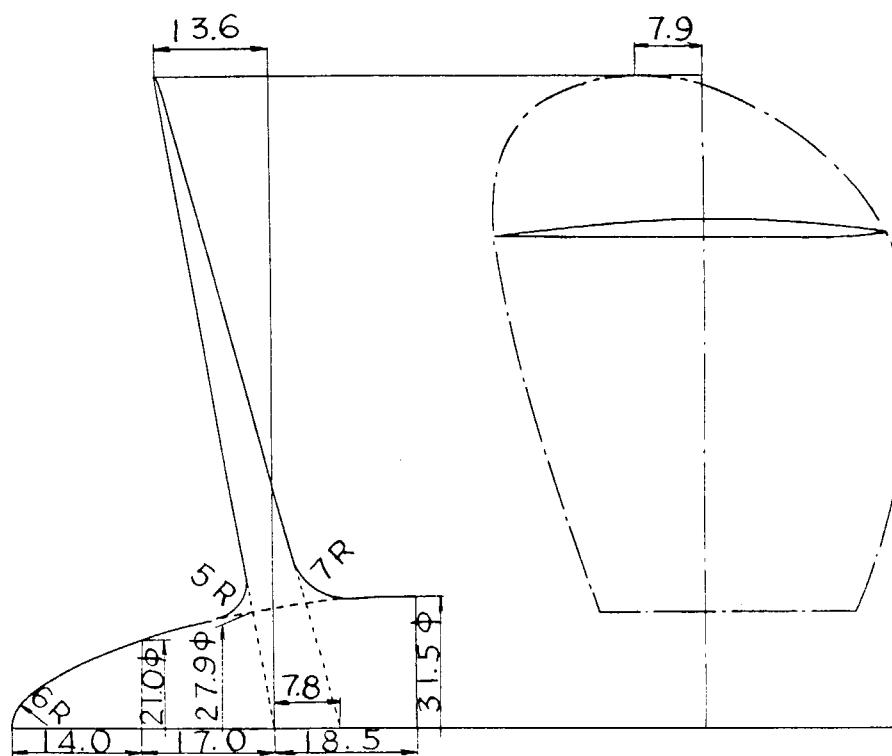


Fig. 3.1.7 Model Propeller  
(M.P. NO. 2154)

Table 3.3.1 Form Factor (K) of Tank Test and Estimation

CONDITION	S.R.NO.	M.S.NO.	$C_B$	L/B	B/d	K obtained by Tank Test	K Estimated by		
							GROSS & WATANABE	TAGANO for Fine Hull Forms	HITACHI DATA + PRC
FULL	B	3537	0.5524	5.25	3.40	0.24	0.23	0.21	0.19
	B'	R009	0.5523			0.27	0.23	0.21	0.19
	C	3605	0.6040	4.50	5.25	0.36	0.34	0.23	0.23
	D	3606	0.6041	5.25		0.26	0.25	0.20	0.21
	E	3607	0.6060	6.00		0.19	0.20	0.18	0.18
BALLAST (65% $V_F$ 1% $V_L$ )	B	3537	0.5072	5.25	4.83	0.34	0.19	0.19	0.15
	B'	R009	0.5104		4.87	0.37	0.20	0.19	0.15
	C	3605	0.5662	4.50	4.904	0.44	0.28	0.20	0.19
	D	3606	0.5662	5.25	4.906	0.34	0.21	0.18	0.17
	E	3607	0.5682	6.00	4.905	0.34	0.17	0.16	0.15

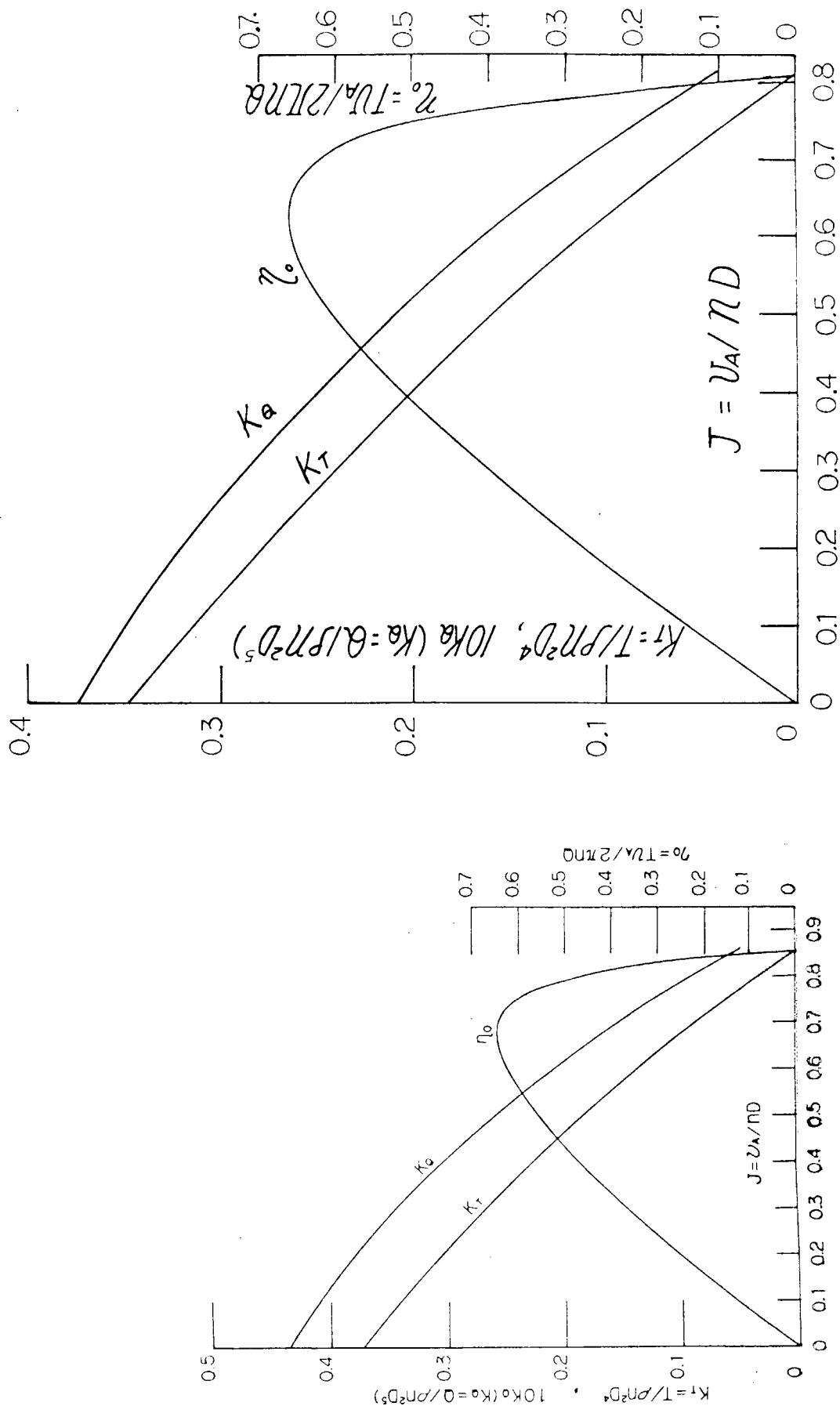
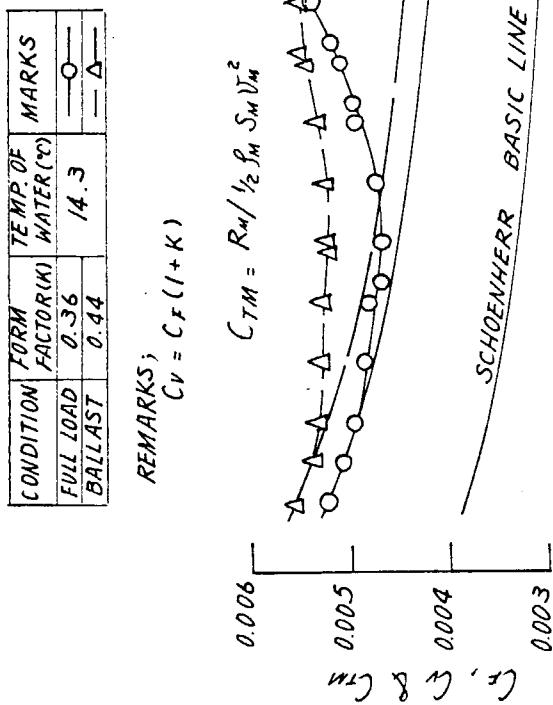


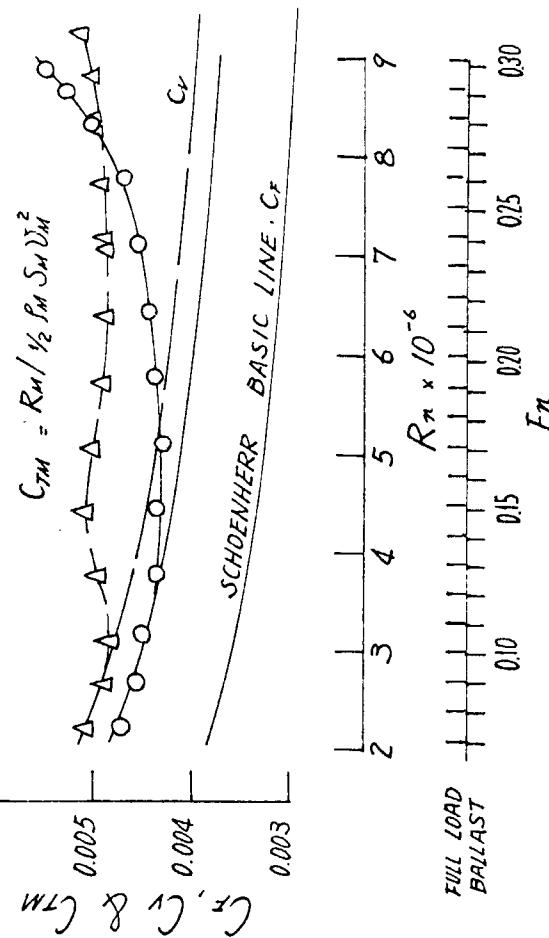
Fig. 3.3.1 Open Test Results  
(M.P. NO. 2136)  
Fig. 3.3.2 Open Test Results  
(M.P. NO. 2154)



CONDITION	FORM FACTOR (K)	TEMP OF WATER (°C)	MARKS
FULL LOAD	0.36	14.3	—○—
BALLAST	0.44	—Δ—	

*REMARKS;*

$$C_V = C_F (1 + K)$$



*REMARKS;*

$$C_V = C_F (1 + K)$$

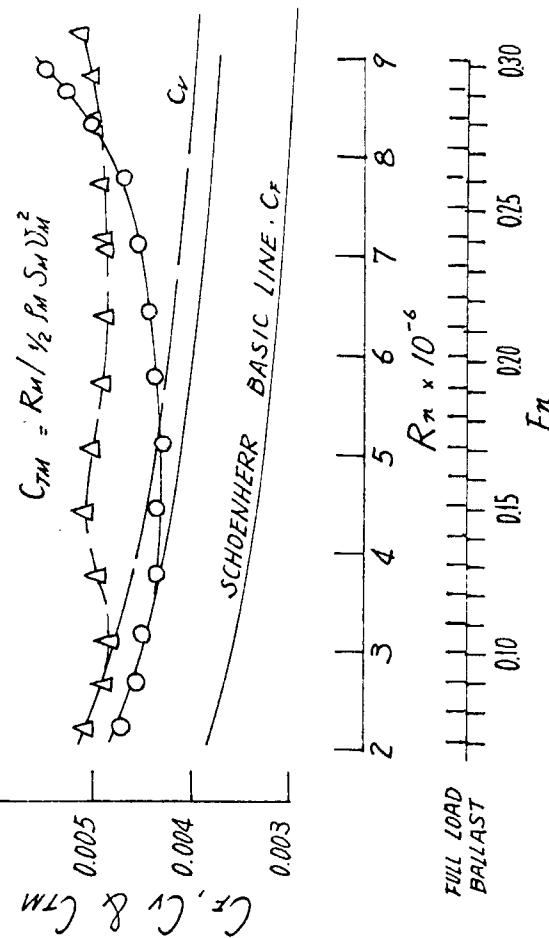


Fig. 3.3.3 Resistance Test  
(M.S. NO. 3605, SR. NO. C)

Fig. 3.3.4 Resistance Test  
(M.S. NO. 3606A. SR. NO. D)

FULL LOAD CONDITION

CONDITION	FORM FACTOR (K)	TEMP. OF WATER (°C)	MARKS
FULL LOAD	0.19	14.3	—○—
BALLAST	0.34	14.3	—△—

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

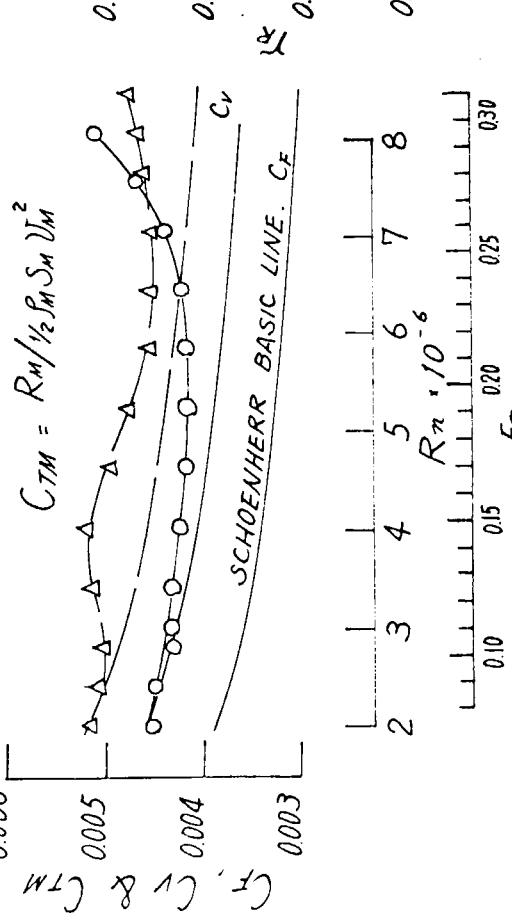


Fig. 3.3.5 Resistance Test  
(M.S. NO. 3607, SR. NO. E)

S.R.NO	M.S.NO.	$C_B$	$L/B$	$B/d$	MARKS
C	3605		4.50		—
D	3606A	0.60	5.25		—
E	3607	6.00	3.40		—
B	3537	0.55	5.25		—
B'	R009				—

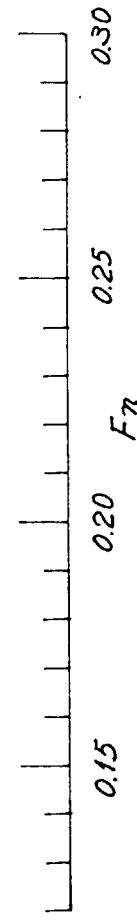


Fig. 3.3.6 Resistance Test

### BALLAST CONDITION

S.R.NO.	M.S.NO.	L/B	MARKS
C	3605	4.50	—
D	3606A	5.25	— —
E	3607	6.00	— - -
B'	R009	5.25	- - -

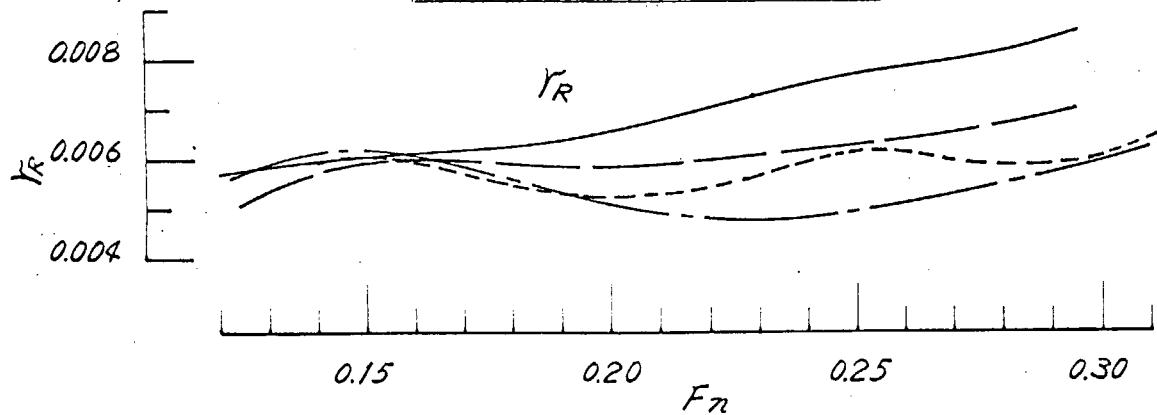


Fig. 3.3.7 Resistance Test

### FULL LOAD CONDITION

S.R.NO.	M.S.NO.	$C_d$	L/B	B/d	MARKS
C	3605		4.50		—
D	3606A	0.60	5.25	3.46	— —
E	3607		6.00		— - -

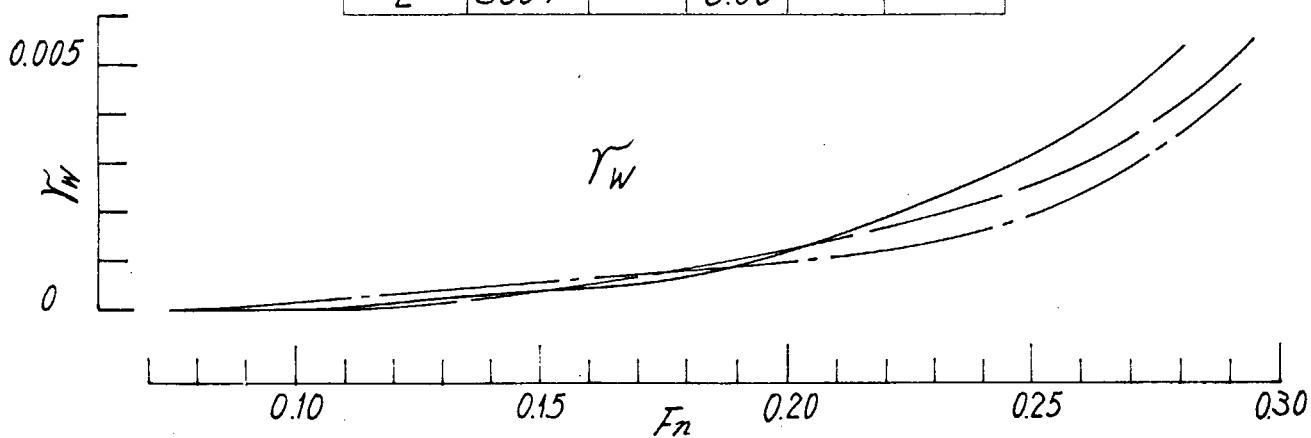


Fig. 3.3.8 Resistance Test

### BALLAST CONDITION

S.R.NO.	M.S.NO.	L/B	MARKS
C	3605	4.50	---
D	3606A	5.25	- - -
E	3607	6.00	- - - -

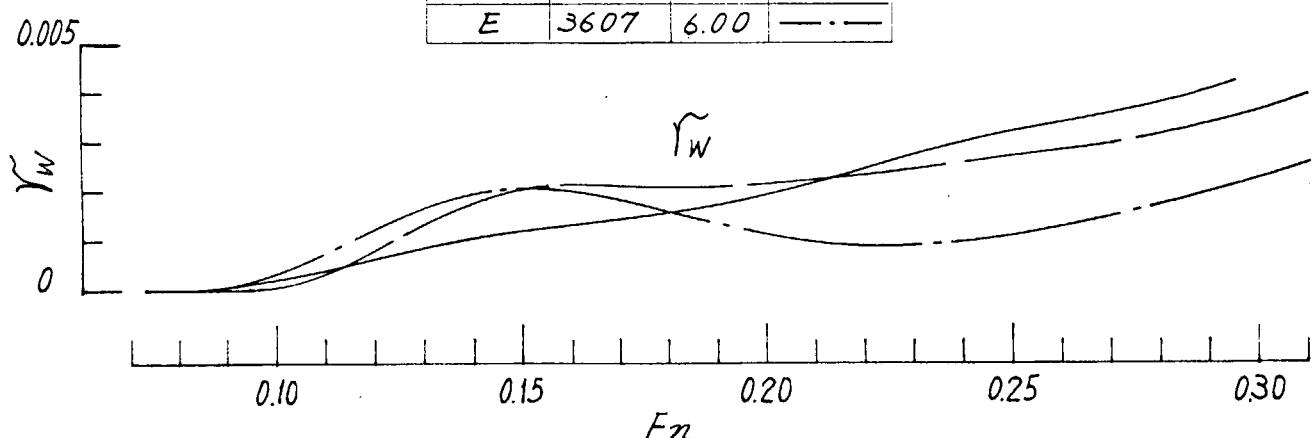


Fig. 3.3.9 Resistance Test

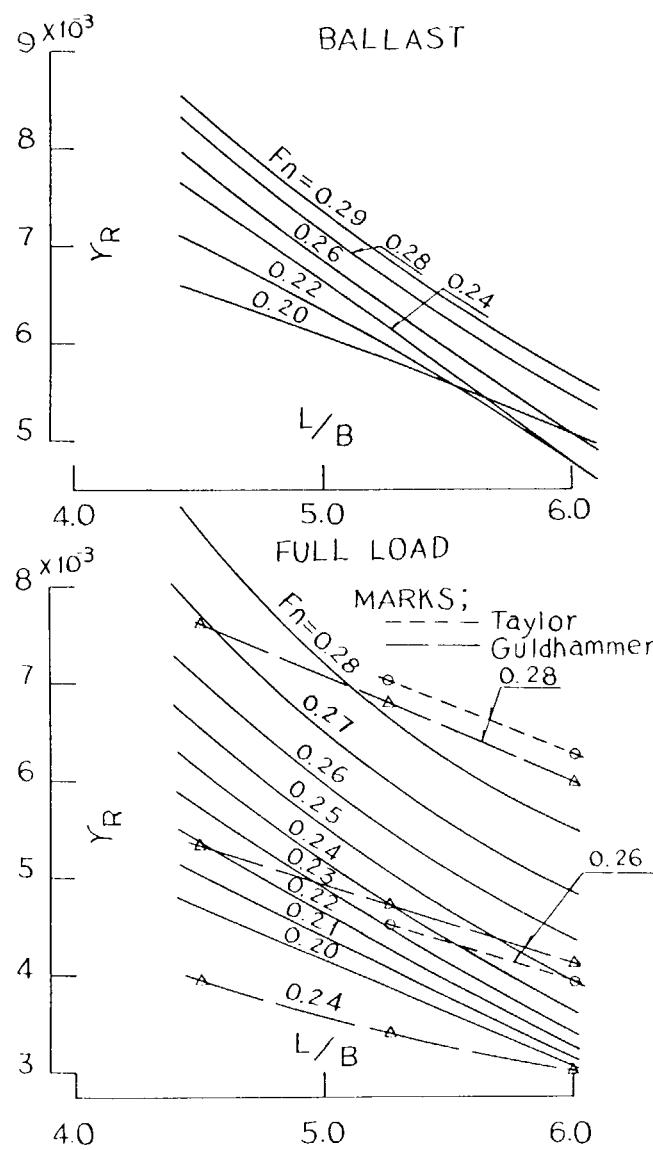


Fig. 3.3.10

$L/B \sim \gamma_R \sim F_n$  Cross Curves

## FULL LOAD CONDITION

S.R.NO	M.S.NO	CONDITION	DRAFT (m)	T.R.M	DISPLACEMENT	MARKS
C	3605	FULL LOAD	9.800	F.P.	0	30335
C	3605	BALLAST	7.547	6.797	6.047	1.500
D	3606A	FULL LOAD	8.400	5.823	5.073	1.500
E	3607	FULL D.D.	7.350	5.847	5.097	1.500
E	3607	BALLAST	5.847	5.097	4.347	1.500

S.R.NO	M.S.NO	CONDITION	A.P.	M.S.	F.P.	T.R.M	DISPLACEMENT	MARKS
C	3605	FULL LOAD	7.547	6.797	6.047	1.500	29596	30335
C	3605	BALLAST	7.547	6.797	6.047	1.500	19237	19718
D	3606A	FULL LOAD	8.400	5.823	5.073	1.500	21746	22290
E	3607	FULL D.D.	7.350	5.847	5.097	1.500	1435	14488
E	3607	BALLAST	5.847	5.097	4.347	1.500	16702	17719

REMARK;  
 $\Delta C_f = 0.00015$

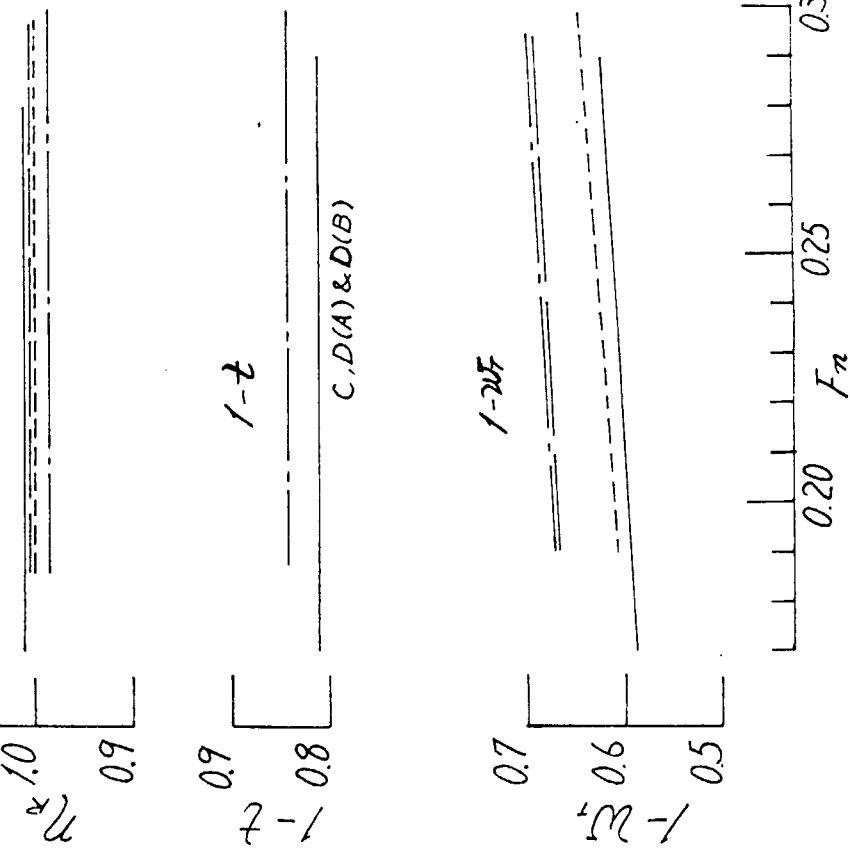
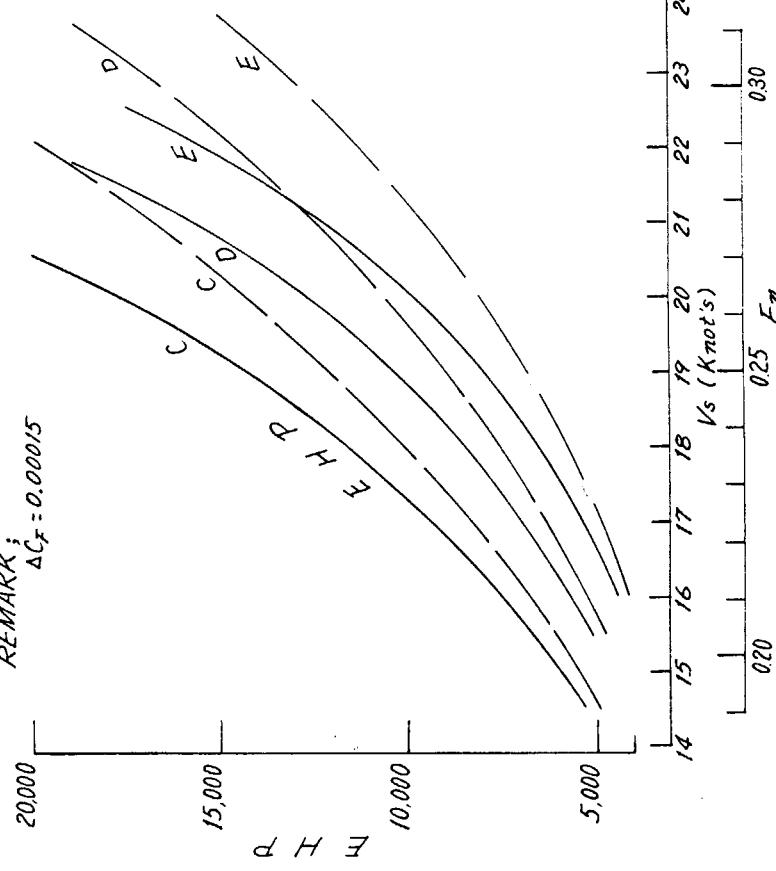
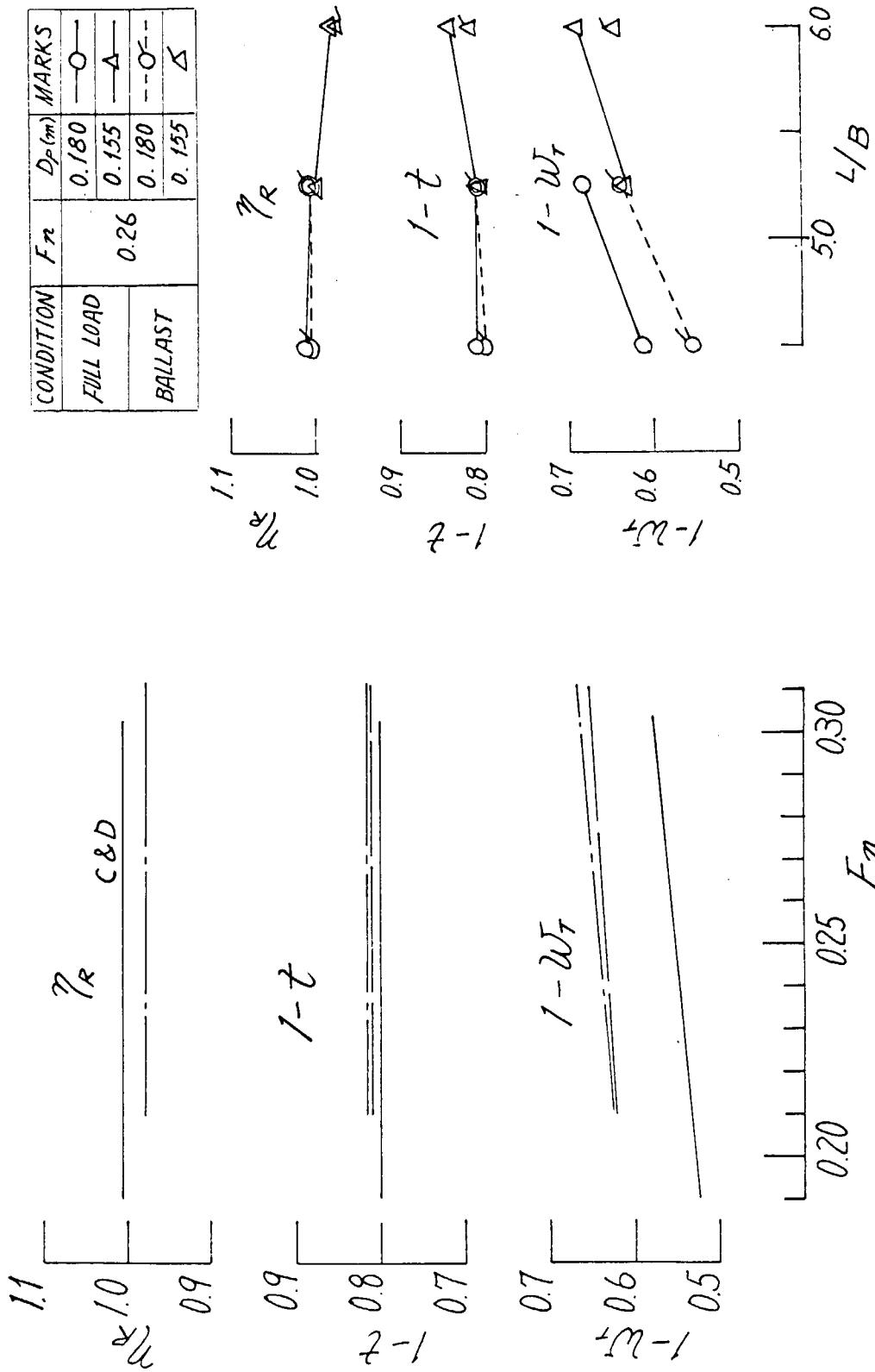


Fig. 3.3.11 EHP Curves

Fig. 3.3.12 Self Propulsion Factors

### BALLAST CONDITION

S.R.NO	M.S.NO	$L/B$	$D_p(m)$	MARKS
C	3605	4.50	0.180	—
D	3606A	5.25	—	—
E	3607	6.00	0.155	—



FULL LOAD CONDITION

SR.NO.	M.S.NO.	D <sub>P</sub> (m)	DRAFT (m)	TRIM (m)	DISPLACEMENT Δ <sub>s</sub> (m <sup>3</sup> )	Δ <sub>s</sub> (ton)	MARKS
C	3605	6.000	9.800		29596	30335	—
D(A)	3606A	6.000	8.400	0.0	21746	22290	—
D(B)	3606B	5.167	7.350		16702	17119	---
E	3607						---

REMARKS:

$$\Delta C_F = 0.00015$$

$$1 - w_s / 1 - w_m = 1.00$$

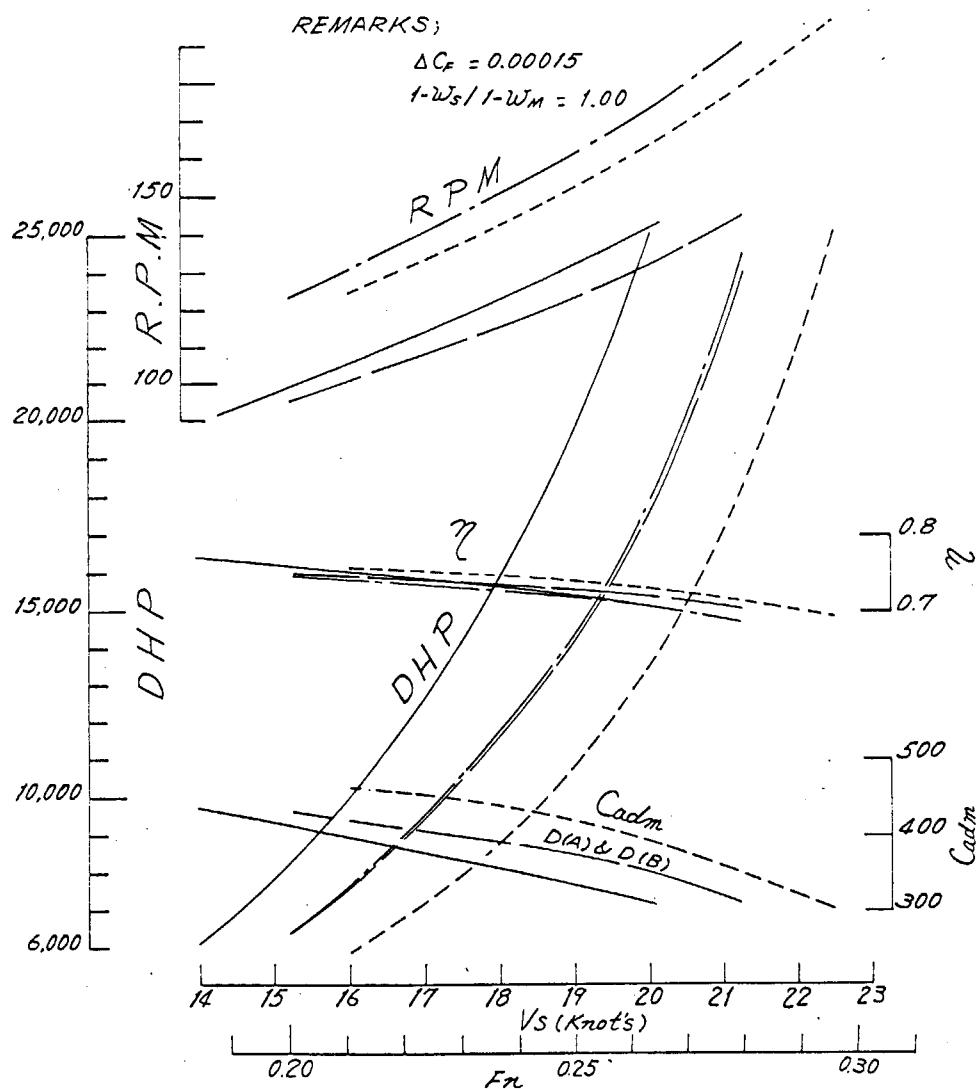


Fig. 3.3.15 DHP Etc. Curves

### BALLAST CONDITION

S.R.NO.	M.S.NO.	DRAFT (m)		TRIM (m)	DISPLACEMENT		D <sub>P</sub> (m)	MARKS
		A.P.	M.S.		F.P.	V <sub>s</sub> (mt)	Δ <sub>s</sub> (ton)	
C	3605	7.547	6.797	6.047		19237	197716	
D	3606A	6.573	5.823	5.073	1.500	14135	14488	6.000
E	3607	5.847	5.097	4.347		10856	11127	5.167

REMARKS:

$$\Delta C_F = 0.00015$$

$$1 - \omega_s / 1 - \omega_m = 1.00$$

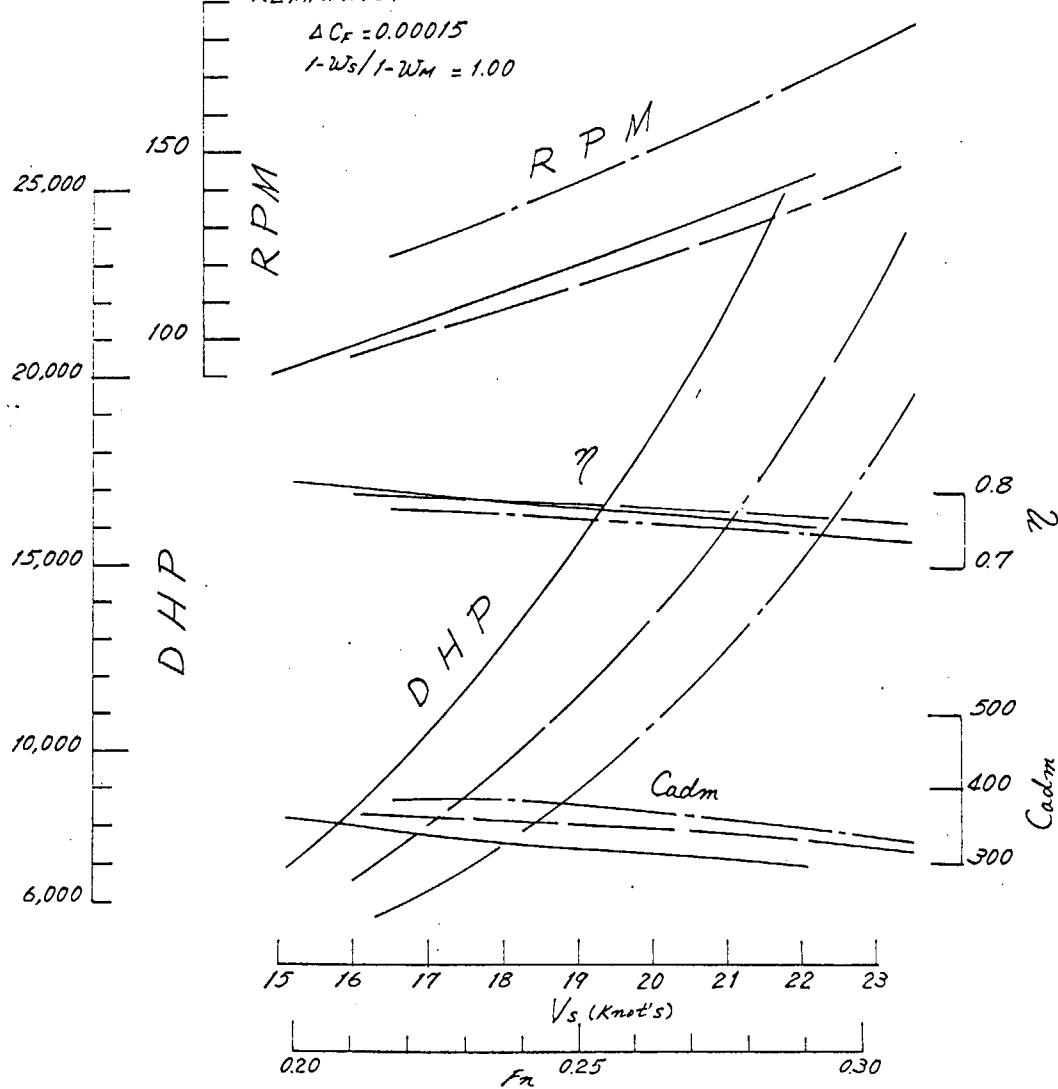


Fig. 3.3.16 DHP Etc. Curves

MODEL SHIP NO. 3606A (SR NO. D)

FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION  
PORT SIDE

REMARKS:

- 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PITOT TUBE AT 90.1 mm BEFORE A.P.
- 2) TEMP. OF WATER ( $^{\circ}\text{C}$ ) = 17.5
- 3)  $V_M (\text{m/sec}) = 1.760$ ,  $F_n = 0.260$
- 4) ———; DIRECTION OF FLOW
- 5)  $W$ ; WAKE FRACTION

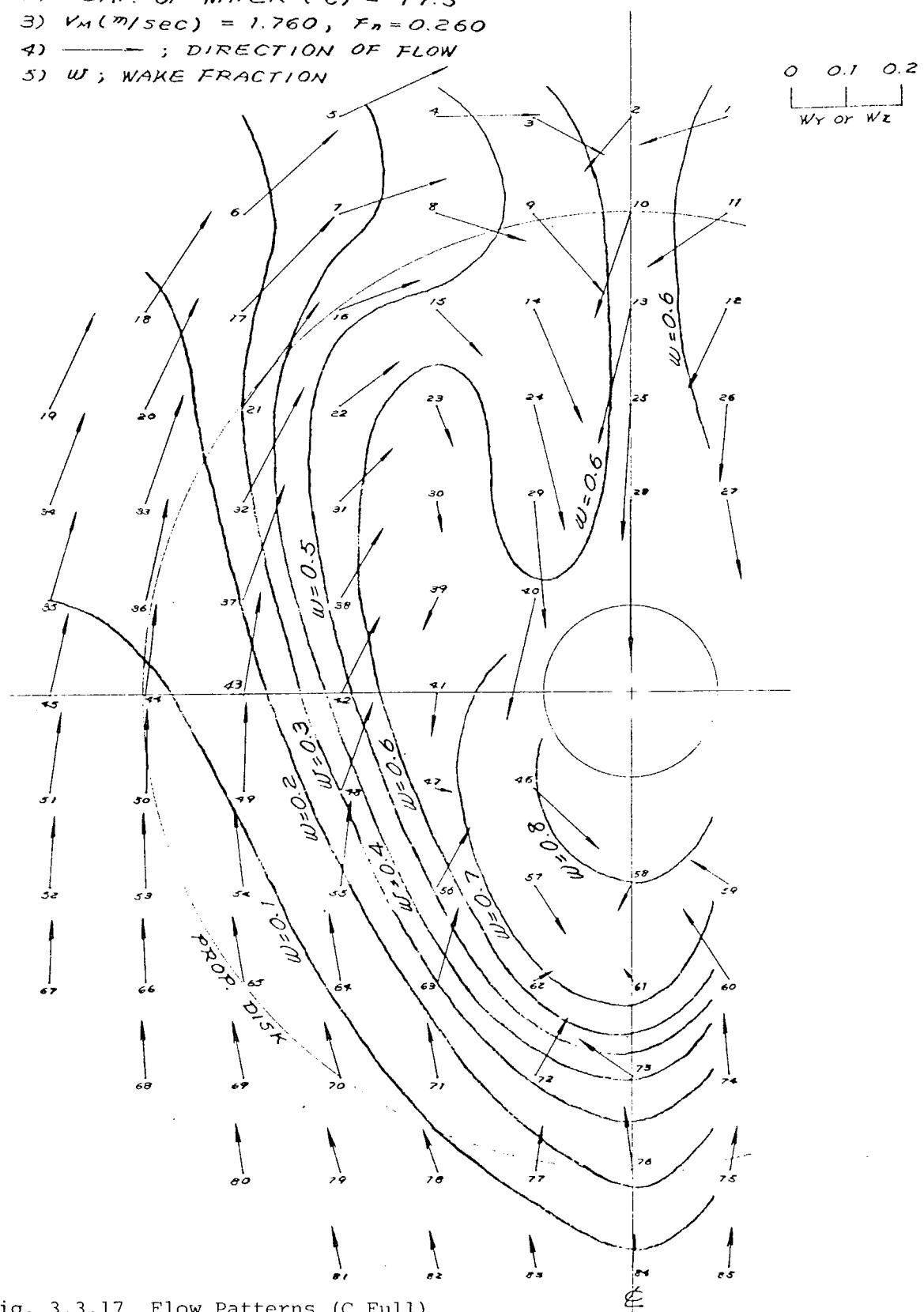


Fig. 3.3.17 Flow Patterns (C Full)

MODEL SHIP NO. 3605 (SR NO. C)

FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION  
PORT SIDE

REMARKS:

- 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PITOT TUBE AT 90.1 mm BEFORE A.P.
- 2) TEMP. OF WATER ( $^{\circ}\text{C}$ ) = 14.0
- 3)  $V_M$  (m/sec) = 1.760,  $F_H$  = 0.260
- 4)  $\rightarrow$ ; DIRECTION OF FLOW
- 5)  $W$ ; WAKE FRACTION

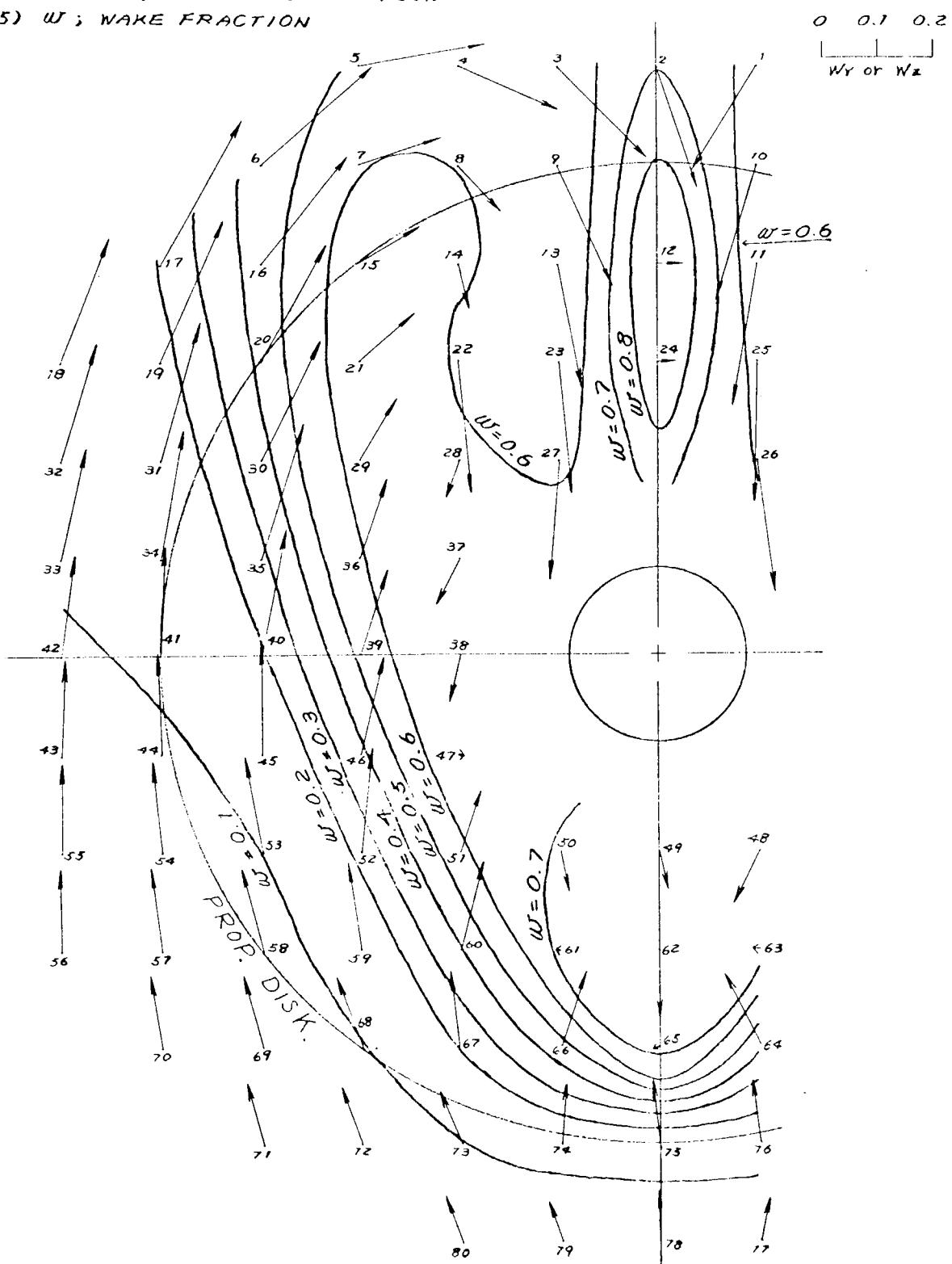


Fig. 3.3.18 Flow Patterns (D Ballast)

FULL LOAD CONDITION

SR.NO.	M.S.NO.	$V_s$ (m/sec)	$F_n$	TEMP. OF WATER ( $^{\circ}$ C)	MARKS
C	3605			14.5	—○—
D	3606A	1.76	0.260	17.5	—△—

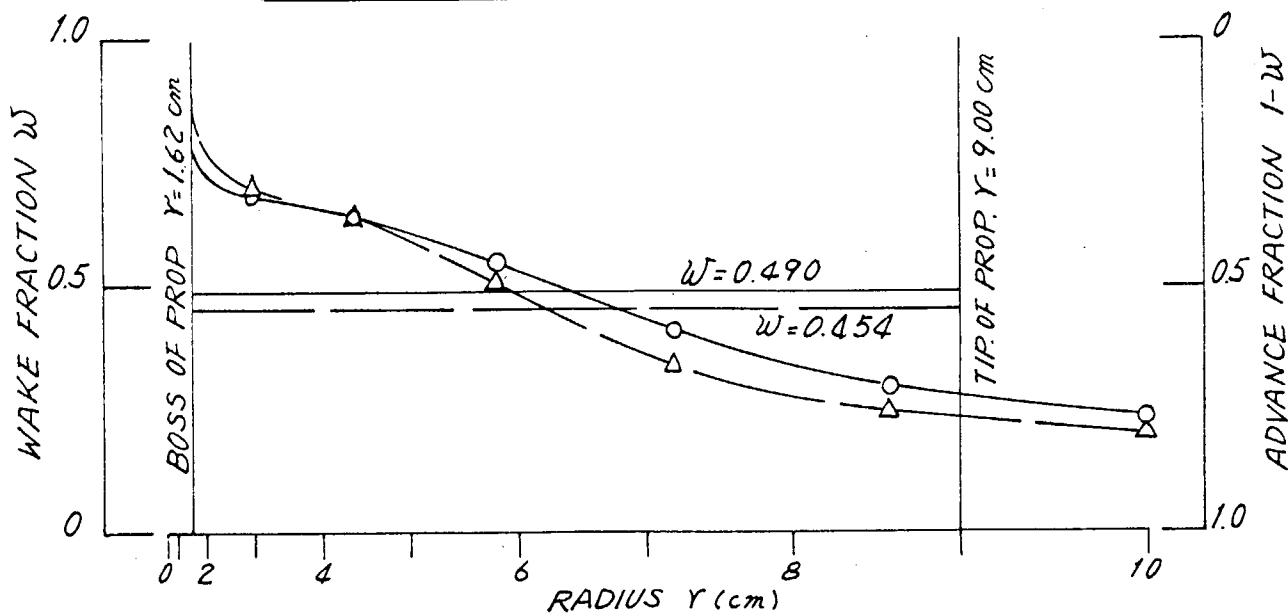


Fig. 3.3.19 Axial Distribution of Circumferential Mean Wake

## 第4章 幅広船の造波抵抗に関する考察

### 4.1 E・D・C船の造波抵抗と波

前章3.3で試験結果の全般にわたる考察をおこなったが本章では幅広船の造波抵抗および波をとりあげ考察する。現有の統計資料には $L/B \leq 6.0$ の幅広船のデータは僅かしか含まれておらず、このデータを用いてE、D、C船の造波抵抗を推定すると、3船とも外挿となる。幅広船に対する外挿がどの程度有効であるかを検討し、この検討を通じて幅広船の造波の特徴を探る。

E、D、C船の全抵抗曲線からSchoenherrベースの3次元解析で造波抵抗を求め、統計解析による推定値と比較する（Fig. 4.1.1）。 $F_n = 0.20 \sim 0.27$ を通じて、外挿量が最も大きいC船が実験結果とよく対応し、つぎのD船がこれに準じた対応となっている。 $L/B = 6.0$ のE船はかなり差がある。われわれはE船がよく合い、D、C船と幅広になるに応じて差が出てくるものと予想していたが結果は逆の傾向となった。図には、幅狭データ64隻からの推定（黒ぬり）と、幅広船を含むデータ64隻（\*印、白抜き）からの推定が示されている。C、D船についてはデータの相異による推定差は殆んどなく、しいていえば幅広船データの方が実験値に近い。E船についてはデータの相異による推定差が大きくしかも幅狭船データの方が実験値に近く、ここでも予想しない結果となっている。

水槽試験結果の造波抵抗係数は形状係数Kのとり方によって変わる。本解析には低速抵抗から得られたKが用いられている。結果は渡辺-Grossの推定式とよく一致しているので実験結果の造波抵抗に問題はないと考えられる。とすれば問題は推定の側にあると考えられる。問題は2つあると考えられる。一つは統計解析以前の問題として船の幅広化とともに、幅狭船ではない性質の異なる造波現象が生じること、他は統計解析を適用するにあたって、データの信頼性・適用限界を看過することである。

まず後者の点を検討するため、E、D、C船のブリズマ曲線をタイプII\*の平均ブリズマ曲線と比較すると、その上下標準偏差曲線の帯の中におさまっている。ただE船のみは $SS9 \sim 9\frac{3}{4}$ にかけ、標準偏差の上限線に重なるようになり、バルブ寸法 $f = 7.5\%$ は僅かに標準偏差 $f_i + \sigma_{f_i} = 7.0\%$ を超えている。結果論ではあるが船首部およびバルブ寸法の過大が推定を誤った第1の原因と考えられる。第2には統計解析データの信頼度が必ずしも高くないことがあげられる。これはもとになっている統計データの実験精度が劣るということではなく、データになっている船型群がいろいろの要素をふくむことで、データに乱れを与える、これが影響していると思われる。本質的にはブリズマ曲線として表現される造波特性を統計解析では有限7個のブリズマ点列で代表させるのであるから、曲線としても特徴が一定の傾向にあるデータを集めることが望ましい。しかし複数の設計者が異なった考えのもとに線図を作成し、模型実験を進めれば結果的にはブリズマ点列以外の要素が統計データの外乱となる。とくに船首部・バルブ形状には相異なる設計者の意図が反映されていて、 $f$ だけでは表現しきれない影響が、かえって外乱として大きく働くと考えられる。第3に、データ船の主要目的分散度が影響すると考えられる。タイプII ( $C_B = 0.60$ 用) はタイプI ( $C_B = 0.55$ 用) より散らばりが広く、またタイプIIのなかでも幅広船のデータを含む64\*Modelより主要目がちちらばっている。Fig. 2.3.20~2.2の64\*Modelによる推定は、ブリズマ曲線の変形に対する変化が大きいのに対し、64 Modelの推定は落着いていて、より信頼度が高いと考えられる。これらが重なってE船については船首付近を過大にし、統計解析データの適用限界を超えたのが推定を誤らせた原因と考えられる。

C、D船についてはブリズマ曲線に関する限りデータ適用範囲を超えていない。しかしこの推定は同じブリズマ曲線の幅狭 ( $L/B = 6.76$ ) の船型に対するものと考えられる。ただしこの場合は $C_W$ の推定式

$$C_W = \frac{R_W}{\frac{1}{2} \rho V^2 \nabla^{2/3}} = \frac{2 C_M^{2/3} B^2}{\pi \nabla^{2/3}} \cdot F_1(d) \cdot F_2(f_i)$$

$$F_1(d) = \{ 1 - \exp(-K_{od}) \}^2$$

$$F_2(f_i) = \text{Effect of Prismatic Curves}$$

で主要目的影響  $k = B^2 / \Delta^{2/3}$  を除いてやる必要がある。 $F_n = 0.26$  で E 船と同じ  $L/B$  船に改めると図のようになる。逆に考えると、幅広の主要目的影響がこれだけあるということである。本計算では幅の影響は 2 乗で効くという線型理論によっているが後述の幅広船の実験によれば、3 乗の影響があるといわれている。幅広船の統計データが多く集まつくると、C、D 船の推定値はもっと大きくなることが予想され、むしろ今回の実験値が予想より少ない造波抵抗を示すとも考えられる。C 船には幅広船の抵抗を増大させないよう一応の工夫がなされており、このような予想はあり得ることと考えられる。つまり幅狭船のデータによる推定とくに C 船に対する推定は一見合っているように見えるだけのことかも知れない。

C 船の計画は統計解析から得られる結論とは逆の小型バルブを採用し、特異な波による造波抵抗の増大を抑えることが出来たとする見方もできよう。東大では幅広船の造波特性解析が進められ幅の増大とともに船首 (A 波) の波崩れや、次の  $SS8^{1/2}$  付近から出る波 (B 波) が顕著になることが示され、この結果が C 船型の計画に反映された。

そこで定性的ではあるが、B、C、D、E 船の満載状態での船側波形写真をとり A、B 波の出来具合を判定すると Fig. 4.1.2 のようになる。

A 波、B 波とも E 船がもっとも高速 ( $F_n = 0.24$ ) まで崩れないか、目立たないので対し、前年度研究の V フレームの B 船はかなり低速から船首波崩れが強く抵抗増大の原因となっている。D 船は B 船の教訓を活かして U フレームになっているので、 $C_B$  は増大したにも拘らず、船首波崩れが B 船より改善されている。C 船についてもバルブの寸法を抑えため D 船程度となっている。ただし B 波はかなり低速から明瞭に認められて、まだ改善の余地があることがわかる。

## 4.2 東大における幅広船の造波解析

東大では昭和 52 年度より幅広浅吃水船の船型計画法に関する研究が行なわれ、各種のシリーズ船を作つて理論・実験にわたる造波解析が進められている。そこで本研究部会の関連の深い部分を紹介したい。

### (1) 供試シリーズ模型

これまでに行なわれた解析シリーズの中で興味深いのは次の 3 つである。

- (a) 幅シリーズ (M40, M41, M42)
- (b) バルブシリーズ (M41, M41B1, B2, B3)
- (c)  $C_P$ -カーブシリーズ (M42, M42A, M42B)

バルブシリーズを除き、これら船型の主要目を Table 4.2.1 に示す。(a)において M40 は SR138 の船体前半部を前後対称にした船型 ( $L/B = 6.5$ ) であり、これを幅方向に幾何学的に拡大していったのが M41 ( $L/B = 5.5$ )、M42 ( $L/B = 4.5$ ) である。(b)においては M41 を原型にバルブをつけ、その突出量 ( $x = \ell/L_{PP}$ ) と大きさ ( $f = A_{FP}/A_M$ ) を 3 段階に削って試験した。突出量の大きい方から B1 ( $x = 4\%$ 、 $f = 14.9\%$ )、B2 ( $x = 3\%$ 、 $f = 11.1\%$ )、B3 ( $x = 2.5\%$ 、 $f = 8.7\%$ ) である。(a)、(b)シリーズ船の  $C_P$ -曲線を Fig. 4.2.1 に示す。(図中 M43 はフレームラインの影響を調査するための船型)。(c)では M42 を母型に  $C_P$  を同一に保ち、プリズマ曲線とバルブ寸法を変えて影響調査を行なった。母型より肩を落とし、バルブを大きくしたもの M42A、逆に肩張り・バルブ小が M42B である (Fig. 4.2.1)。

### (2) 抵抗試験結果

模型はいづれも 2 m のバラフィン製である。これら 3 シリーズ船の抵抗試験から得られた造波抵抗係数を Fig. 4.2.2 に示す。図には低速造波理論による推定結果および、Newman 法による波形造波抵抗結果も入れてある。

幅シリーズ船の実験より、幅広化にともなって  $C_W$  が急激に増大することがわかる。増加率は  $F_n = 0.25 \sim 0.28$  付近で幅の 2.7 乗から 3 乗に比例する。これに対し理論計算結果はかなり小さく、実測値にみら

れないハンブルローが認められる。さらに波形解析の結果は水槽試験結果よりはるかに小さい値となりM42などは水槽試験結果のC<sub>W</sub>の数パーセントになっている。

M41バルブシリーズについてはB1が最も悪く、B2が母型程度、B3が若干の改善バルブとなっている。従来と異なり、幅広船ではバルブを過大にしないこと、突出量もあまり大きくしない方がよいらしいことがわかる。低速造波理論による計算にはかなり大きなハンブルローがみられる。波形解析結果は幅シリーズ船と同様かなり小さい。

M42のC<sub>p</sub>カーブシリーズは興味深い。抵抗試験結果ではまずF<sub>n</sub> = 0.22付近までは3隻とも同じであるが、F<sub>n</sub> = 0.22をすぎるとM42Aが急激に増大し、M42Bは母型より小さくなっていく。理論計算もF<sub>n</sub> = 0.25までは実験結果と同じ大小関係を示すが、値や位相は大巾に異なっている。これらの結果を総合すると幅広船には特有の問題があり、悪くするとM42Aのように造波抵抗を大きくさせる要因がある。とくに波形解析結果は実験値と大きく異り、従来の造波理論や非線型影響を一部とり入れた低速造波理論では説明できない現象が起っているのではないかと考えられる。

#### (3) 波紋・船側写真

造波抵抗におけるこのような特異現象を“波”的面から捉え、船型の良否を区別するものは何かをさぐるために波紋および船側写真を撮った。1例としてFig. 4.2.3、4にM42AとM42BのF<sub>n</sub> = 0.289の結果を示す。これより次のことがいえる。

- I) M42、M42Aは船首で波崩れを起しているのにに対しM42Bはおこしていない。
- II) 船首波は3船型間でそれ程ちがわないが、注意してみるとM42Bが一番小さく、M42A、M42の順に大きくなる。
- III) 3船型間で波紋が最も異なる点はSS8~8<sup>1/2</sup>から出ている第2の波(B波)である。とくにM42AのB波は強くかつ外方に立っている。B波の峯線に向って流体が集ってくる運動が水表面のアルミ粉末の動きでわかる。

結局M42Aの造波抵抗を増大させた原因は第1にB波、第2に船首の波崩れにあるのではないかと考えられる。抵抗の少ない幅広浅吃水船を計画するためにはこの2つの原因を除くことが必要である。いわゆる船首の波崩れについては従来のバルブ寸法f値のほかにその絶対値の指標も一つの判定尺度になると考えられる。Fig. 4.2.5に本年度研究船も含め図示した。M42Aはスケールアウトしているので示していない。いづれにしても今後詳細な検討が必要である。

#### (4) D(x, y)関数による検討

これまでの研究を通じて低速理論による造波抵抗計算は実測値と合わないこと、従って低速理論には問題があることは既にみた通りである。しかしこのことは低速造波理論の全てが有効でないということではない。問題点の一つとしては線型理論のKochin関数を応用することの矛盾があげられるが、それ以前の自由表面条件における非線型項を含む自由表面特異点D(x, y)関数にはB波あるいは波崩れを誘発させる曙光が見出されるかも知れない。Fig. 4.2.6に自由表面上のD(x, y)関数の等高線図を、Fig. 4.2.7に船体中心線から2y/L = 0.1だけ離れた長さ方向のD(x, 0.1)の変化を示す。等高線からは明瞭でないが、断面図からはM42、M42AのFPでの深い落ち込み、ならびにx = 0.7(SS8<sup>1/2</sup>)におけるさらに強い落ち込みがみてとれる。船体近くのこのような|D(x, y)|の強さがA波、B波の発生と何らかの関係を有するのではないかと考えられる。

A波、B波は従来のKelvin Patternとは異なり、空気力学で考えられる衝撃波のようないわばFree Surface Shock Waveと考えられる。船型、とくに船首付近がおとなしい形状ではこのShock Waveは自立たないが、ある程度以上の流れを攪乱させる形状になると、目立ってくるのである。Shock Wave前線は流体が寄り集まつてくる線で流れの不連続線と考えられる。この不連続量が大きいと波崩れをおこすのではないか。波崩れを起きない場合でもこの不連続線は渦成分となって後流

Wake に転化していくのであろう。すなわち抵抗試験結果の造波成分の大部分は Wake 成分に入って、僅かな部分が波形抵抗の形をとっていると考えればつじつまが合う。このように幅広浅吃水船は造波現象に新たな問題を提起し、これを解明することが、幅広船の船型計画を進める道に通じているといえよう。

#### 4.3 幅広船に対する今後の課題

幅広船に対する今後の研究課題としてつきの3点があげられる。

- 1) 研究面では流場解析を通じて Free Surface Shock Wave の実体を明らかにする。自由表面上の不連続・渦層の確認。後流計測を通じて、抵抗試験結果から得られる造波成分の大半が波形抵抗ではなく後流の Head Loss になっていることを確かめる。さらに Shock Wave の成因を追求すること。
- 2) 設計面ではバルブと主船体を分け、船首水線 ( $C_p$  一曲線) 変形シリーズのテスト、バルブ寸法を固定した突出量シリーズおよびその逆のシリーズのテスト。
- 3) 幅広浅吃水船に対する流力モデルを確立すること。

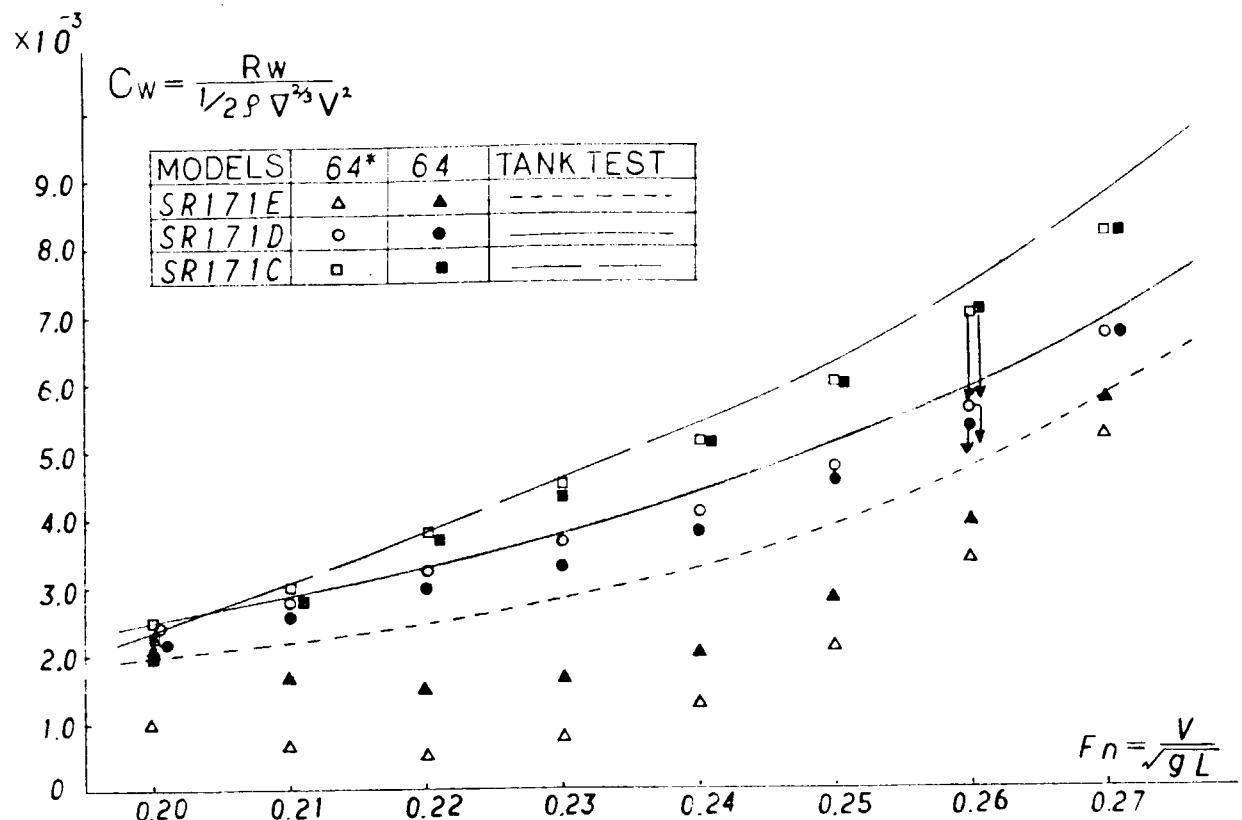


Fig. 4.1.1  $C_w \sim Fn$  Curves

Fn.	SR171C		SR171D		SR171E		SR171B	
	A	B	A	B	A	B	A	B
0.19	○	△	—	—	○	○	○	○
0.21	○	△	○	○	○	○	○	○
0.24	△	△	△	△	○	○	✗	△
0.26	✗	✗	△	✗	△	△	✗✗	△
0.28	✗	✗	✗	✗	✗	△	✗✗	✗
0.30	✗	—	✗	✗	✗	✗	✗✗	✗

ITEM	○	△	✗
A : Breaking of bow waves	no	weak	remarkable
B : Shoulder waves	weak	medium	strong

Fig. 4.1.2 Photo Observation

Table 4.2.1 Particulars of Wide Beam Models

Model	M40	M41	M42	M42A	M42B
L <sub>pp</sub> (m)	2.000	"	"	"	"
B(m)	0.308	0.364	0.444	"	"
d(m)	0.105	0.105	0.105	"	"
L/B	6.5	5.5	4.5	"	"
B/d	2.94	3.47	4.25	"	"
C <sub>M</sub>	0.984	"	"	"	"
C <sub>B</sub>	0.543	0.543	0.543	0.545	0.540
C <sub>P</sub>	0.552	0.557	0.552	0.554	0.551
V(m <sup>3</sup> )	0.0350	0.0417	0.0505	0.0507	0.0503
f(%)	6.0	6.0	5.9	8.7	4.6
A <sub>FP</sub> (cm <sup>2</sup> )	19.0	22.5	27.0	39.8	21.1
I(%)*	1.0	1.0	1.0	2.0	1.0
K**	0.20	0.25	0.28	0.26	0.25

\* I = protruding of bulb in L<sub>pp</sub> percentage

\*\* K = Form factor (Schoenherr base)

M40 : Winter time test

M41 ~ M42B : Summer time test

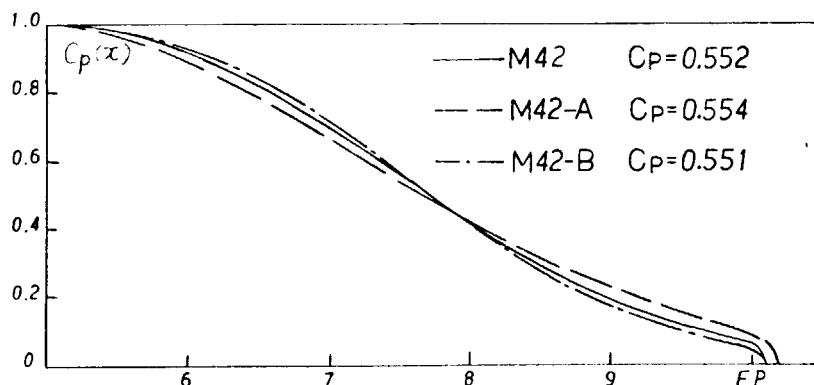
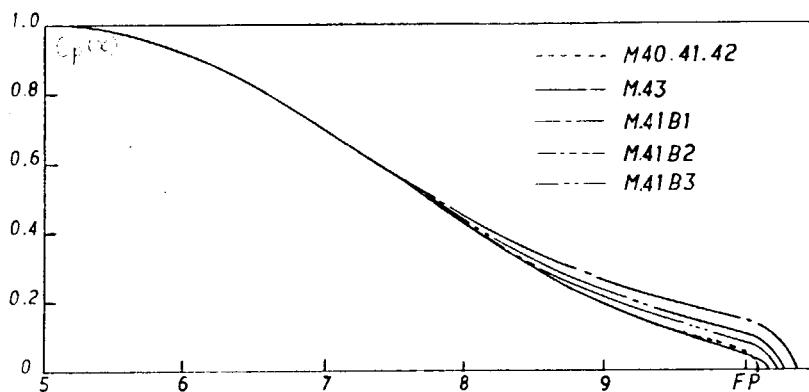


Fig. 4.2.1 Cp-Curves

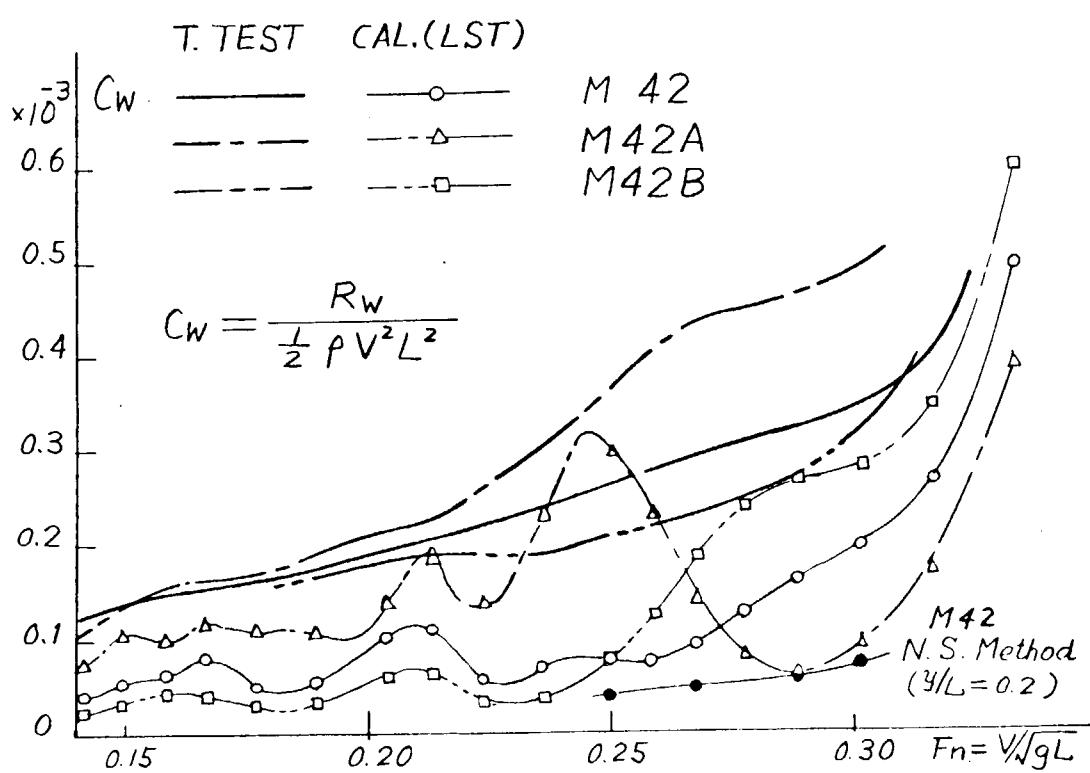
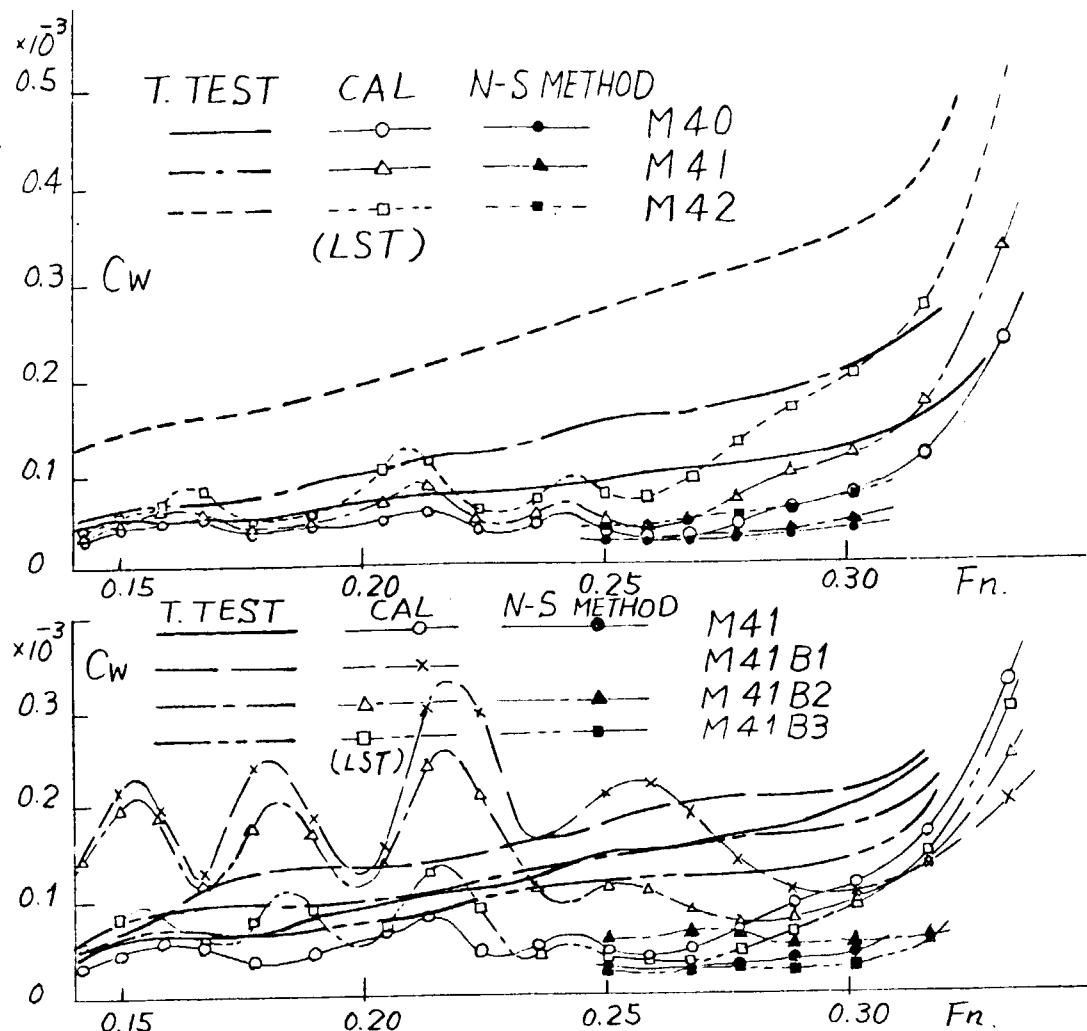
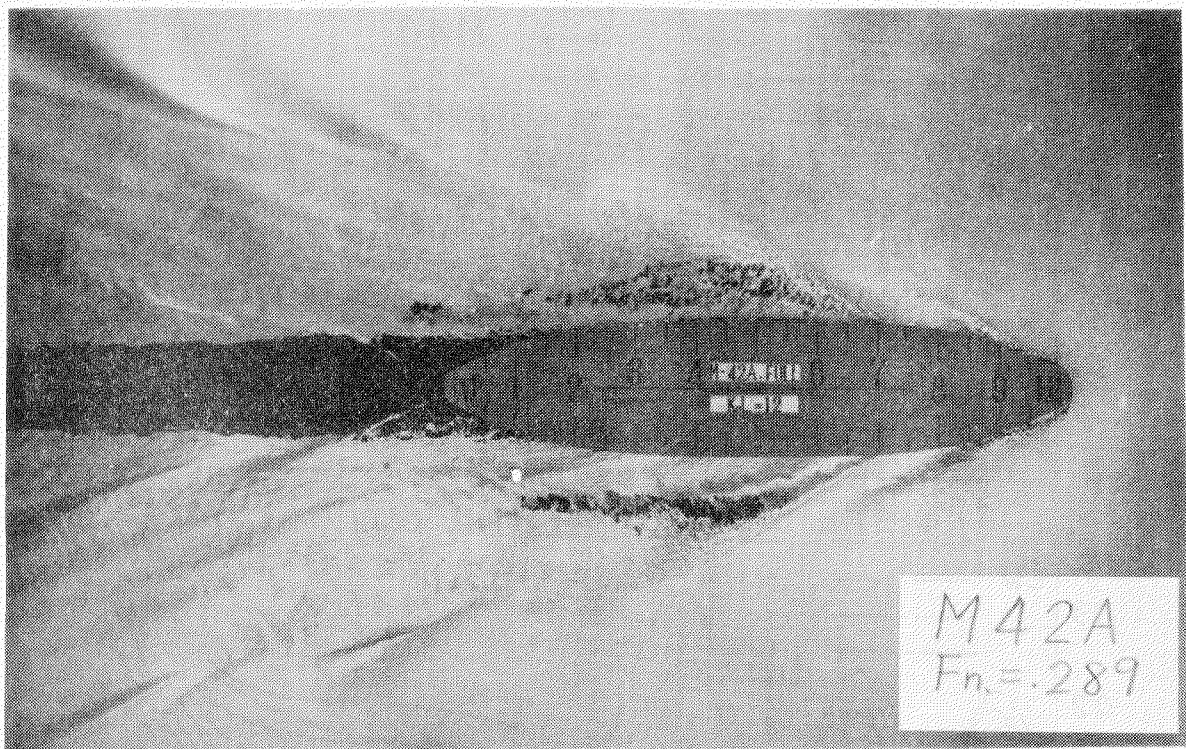
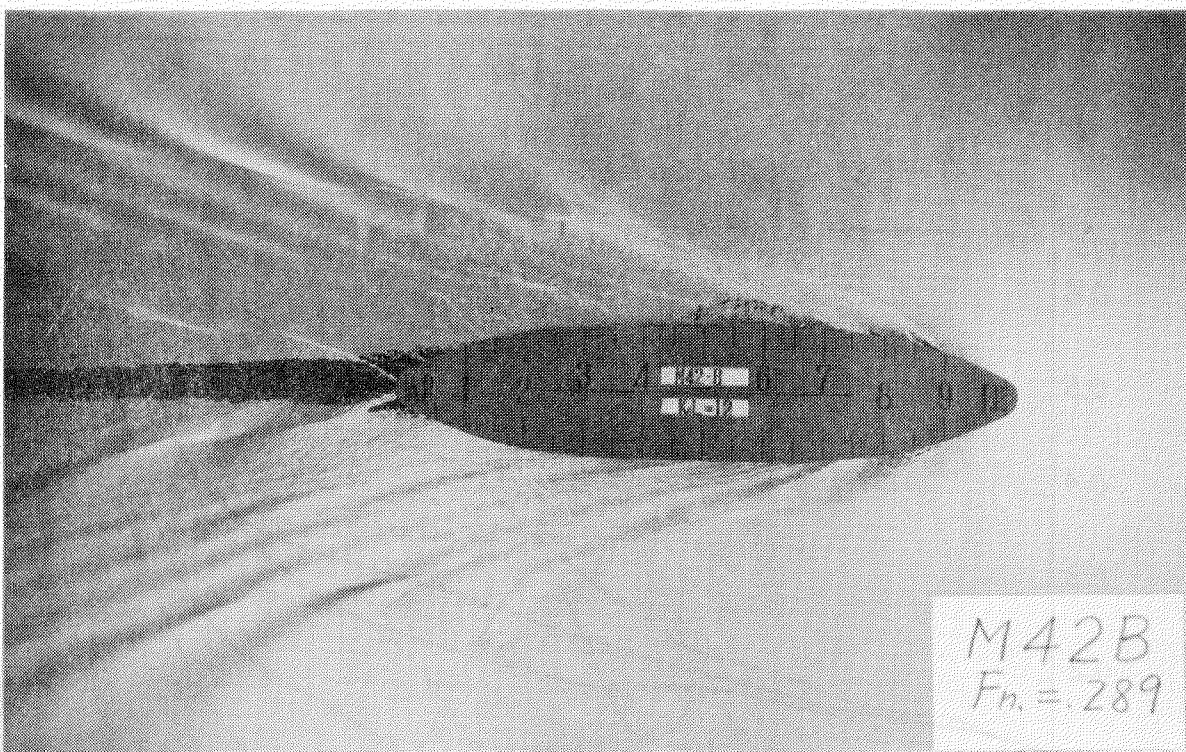


Fig. 4.2.2  $C_w \sim F_n$  Curves



M42A  
 $F_n = .289$



M42B  
 $F_n = .289$

Fig. 4.2.3 Wave Patterns

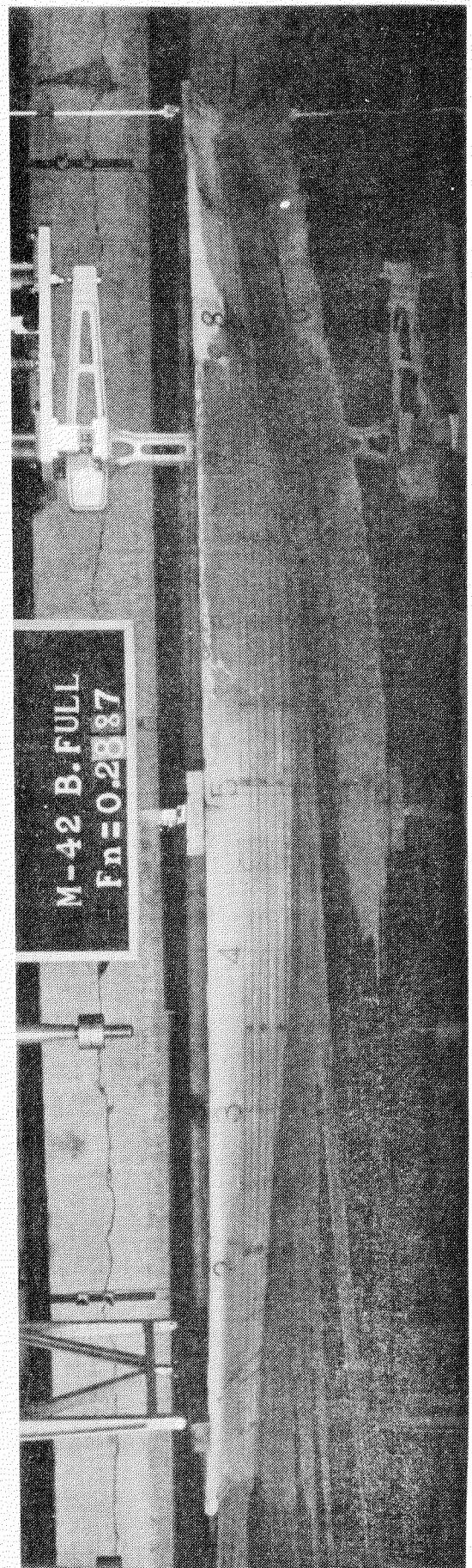
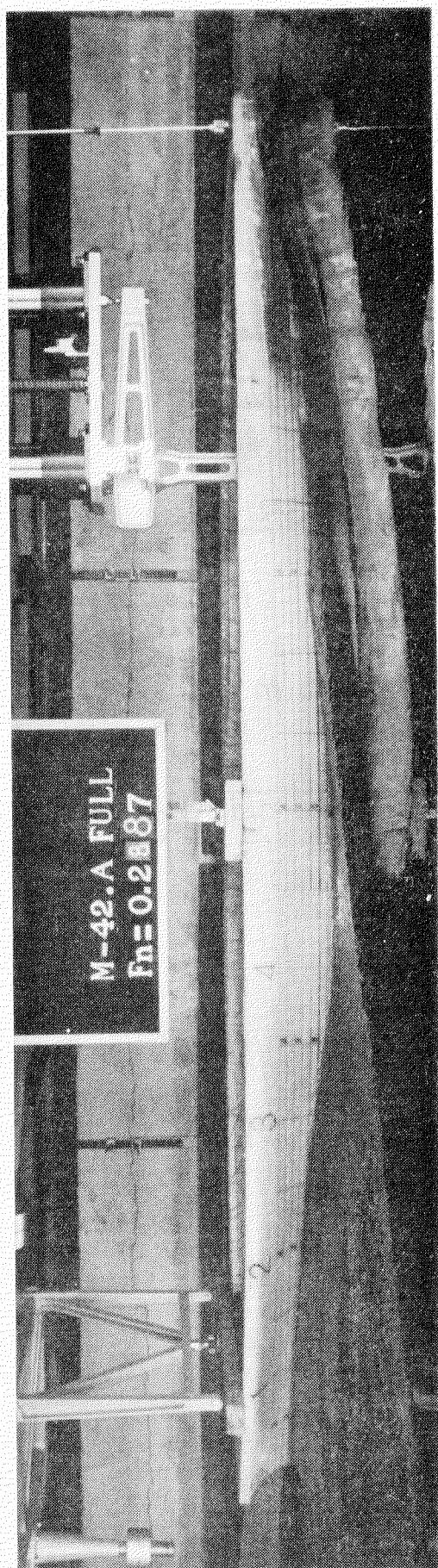


Fig. 4.2.4 Wave Profiles

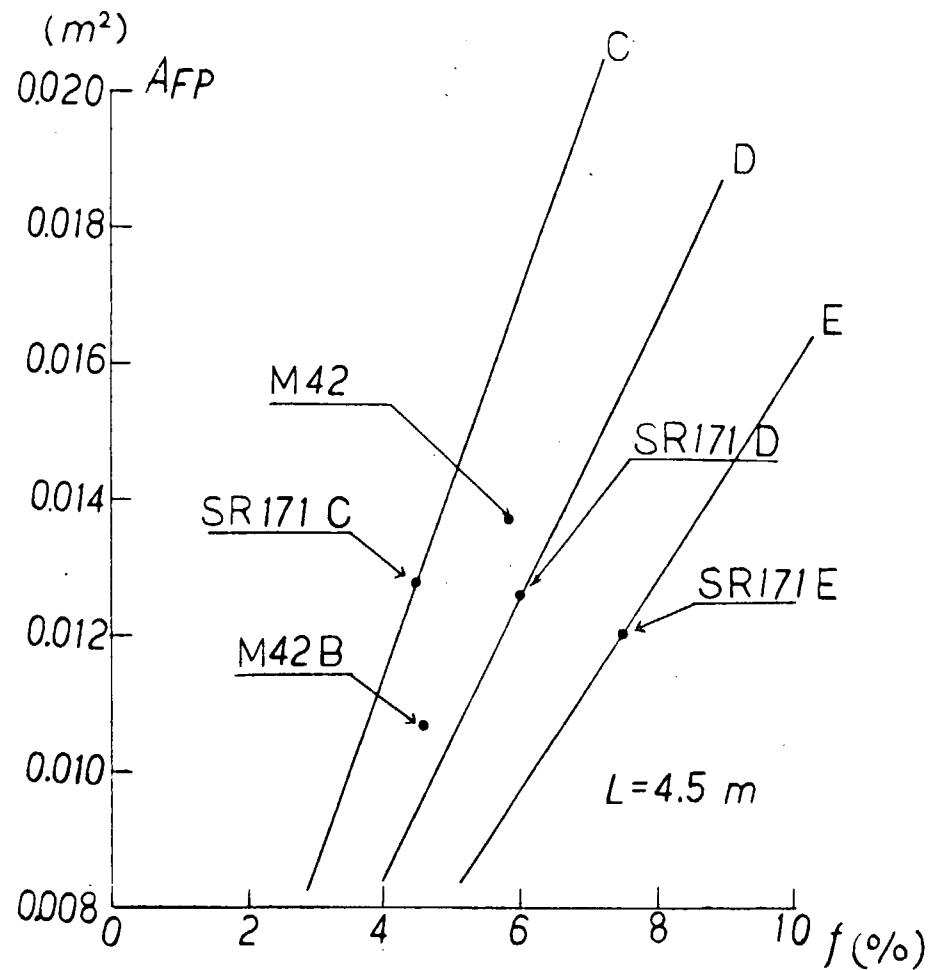


Fig. 4.2.5 Sectional Area of Bulbs

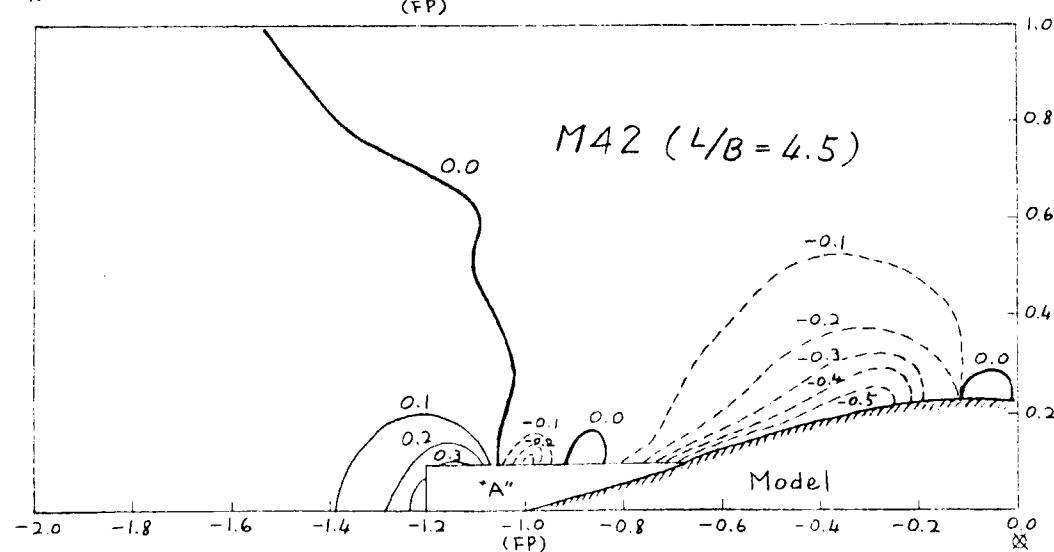
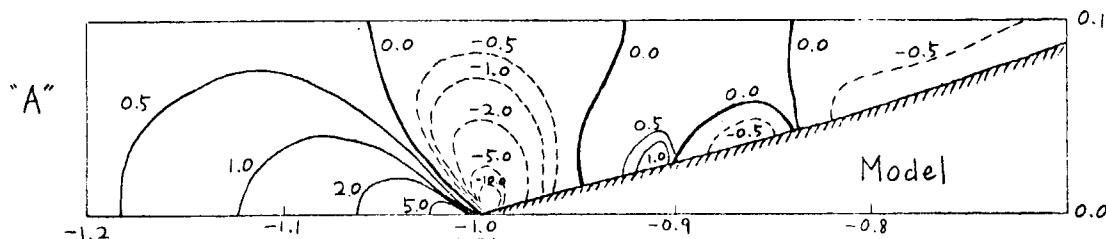
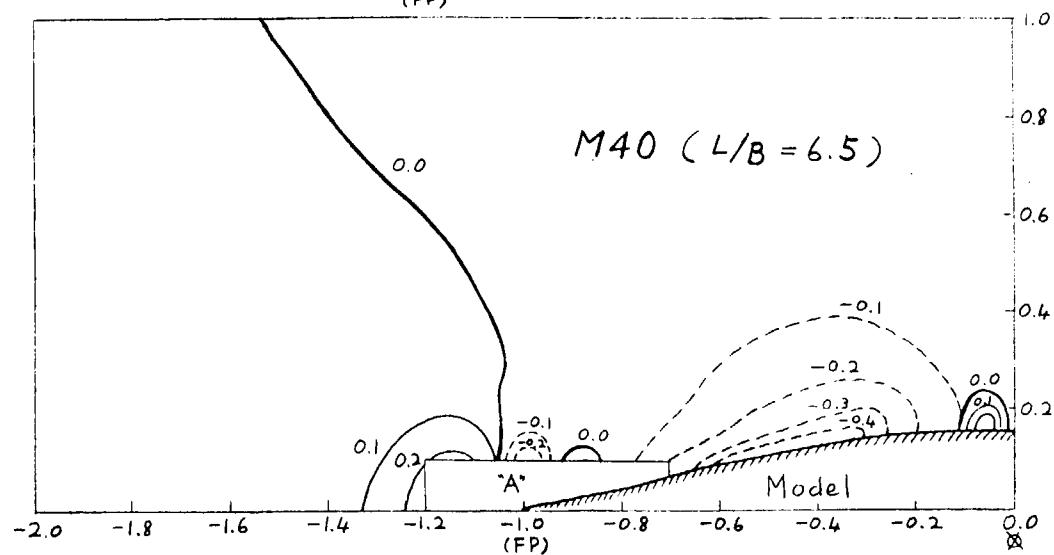
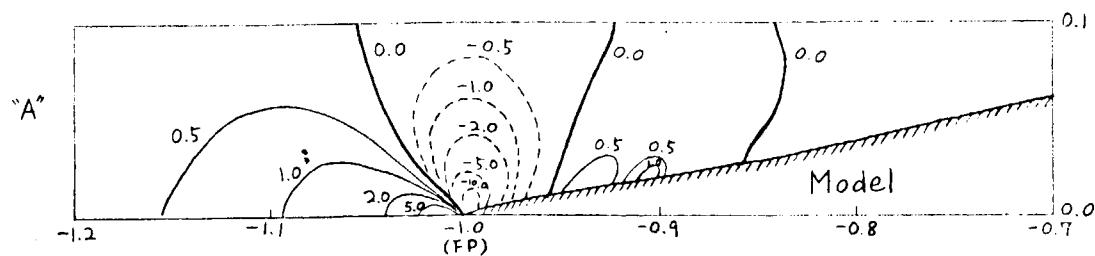


Fig. 4.2.6 Contours of D-Function

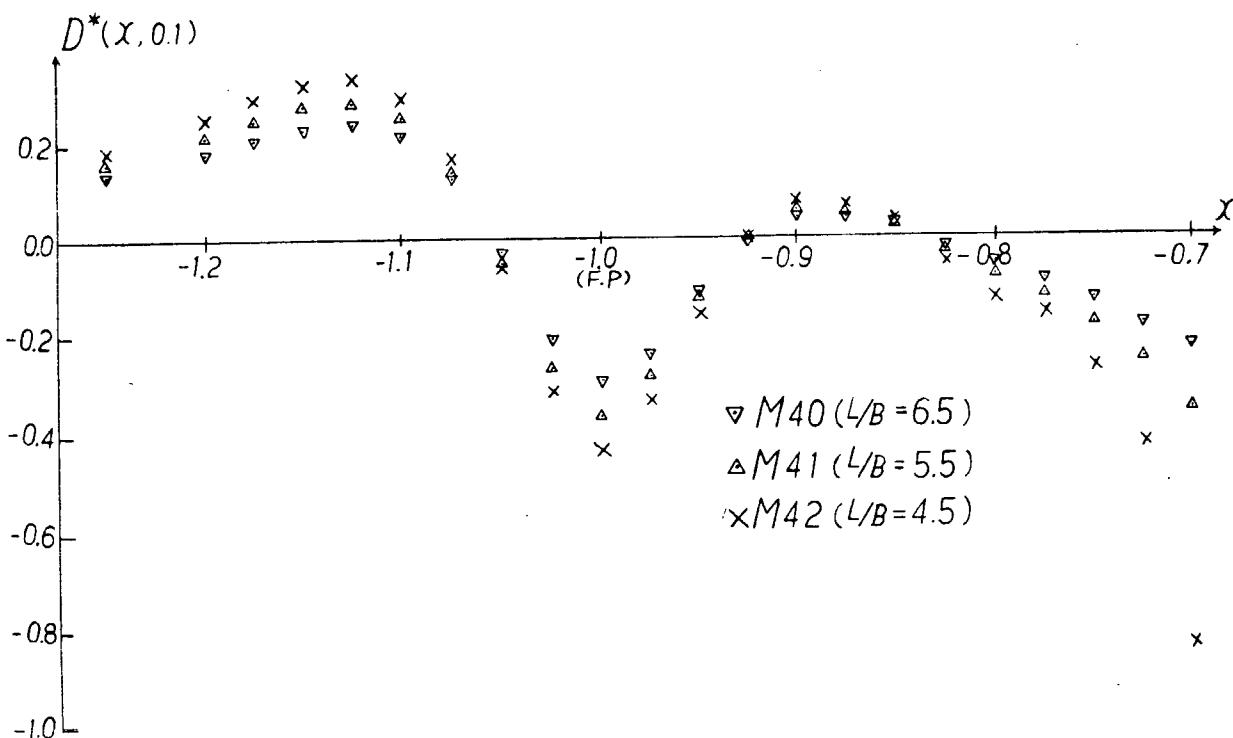
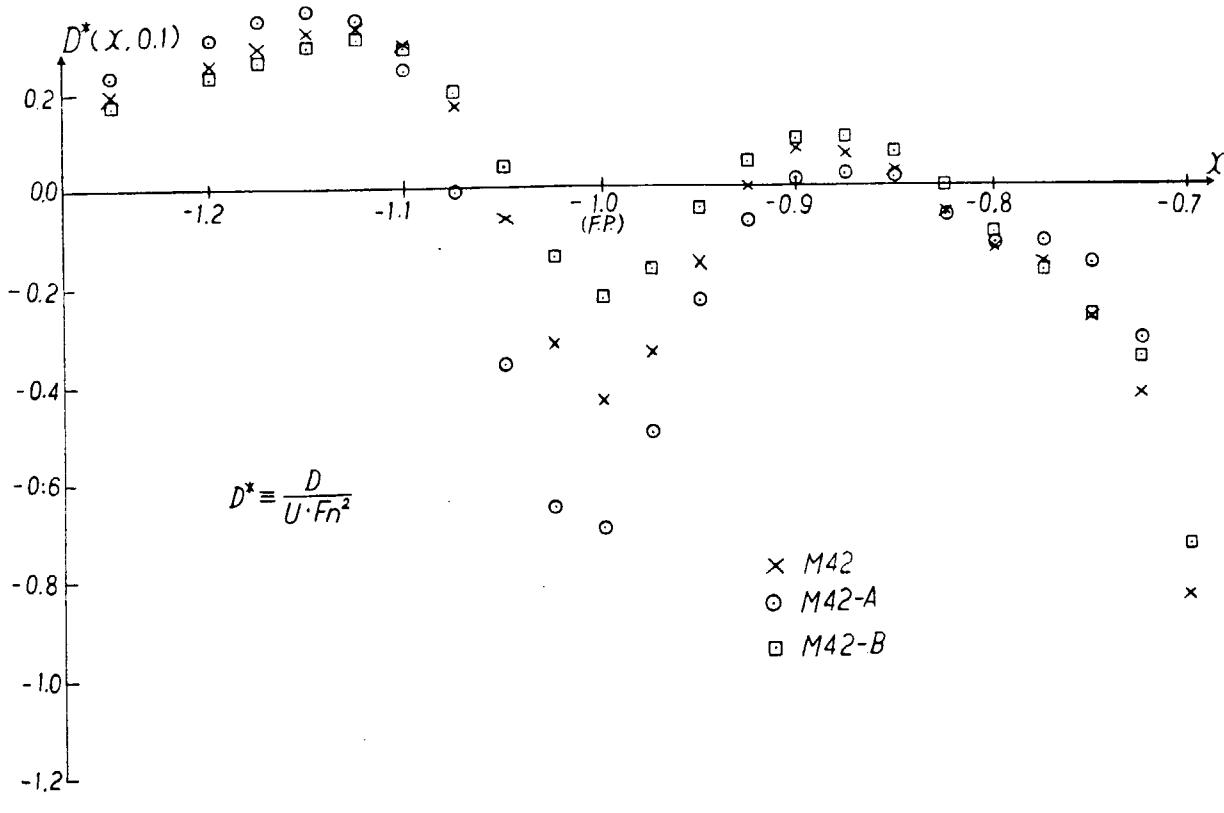


Fig. 4.2.7 Profiles of D-Function

## 第5章 形状影響係数の推定

5.1 序

幅広浅奥水船の船型開発におけるもう一つの重要な要素は粘性抵抗に対する形状影響係数の問題である。これは模型段階の成果を実船状態で確認するためには必要不可欠な要素であり、特に本部会の船型のような場合船首バルブの存在と相まって、造波抵抗特性と並ぶ重要な検討項目となる。このような立場から、53年度の初めに新たにこの問題を考察する第2小委員会が組織され、本年一年間種々の調査研究を行った。本章では以下それらについて報告する。

幅広浅喫水船は、肥せき係数が小さいため形状影響係数Kは小さいことが予想されるが、従来のやせた船型と異なり、幅広で浅く、水面付近に排水量の集中があるということから、船体まわりの流れは従来のものとはかなり異なることが考えられ、Kを定める粘性流的特性が果して通常の深い船型、あるいは満載時の流場と同種のものか否か大変疑問である。又、水面の造波現象との干渉も大きく、この点も通常のものとは異なっている。従って、現在肥大した船型では一応定式化されているKの概念が統一的にこのような船型でも適用しうるものか否かを検討することは極めて大切であり、これは又、単に幅広浅喫水船の問題だけではなく、K自体の問題の意味から大変重要である。

この上更にバルブ付幅広浅喫水船の特例な事情として、低速における造波特性の問題があり、これがKの議論の必要性を更に増している。Fnが0.1程度の低速でも造波抵抗に著しい変化が認められることは従来からよく知られており、又、本部会でもすでに多くの報告がなされている。従って低速の抵抗からKを求める方法を考察する場合、造波特性を無視する訳にはいかない。しかし、このことは又ひるがえって、低速の造波抵抗を論ずるにはKの正しい評価なしには行い得ないことを意味している。結局造波特性の検討とKの検討とは表裏一体の関係になっており、両者の並行した研究がなされてはじめて低速における抵抗の性質が明らかになるものと考えられる。

このような観点から、本小委員会では次のような研究方針を立て、今年度の研究に着手した。すなわち

- (1) Kの推定法の現状の調査と関係文献リストの作成
  - (2) Kの推定法に関する新しい研究

(a) 統計解析によるアプローチ (a1) マクロな(主要目程度)船型要素に基づくもの  
 (b) 造波特性理論に基づく " (a2) ミクロな(トリム、肋骨線形状などを加えた)船型要素に基づくもの  
 (c) 粘性 "

について作業を進めた。その結果、以下に報告するように、(1)については完了、(2)の内(a)、(b)についてはほぼ所期の目的を達成し、重要な資料を得ることができた。しかし(c)については研究半ばのまゝ打切りとなり、今後再び機会を得て研究を続行することが望まれる。

## 5.2 推定法の現状と関連文献

まず推定の現状を述べ、後で関連文献のリストと内容の概要をまとめて示す。

最初に推定法であるが、これは細かくいえば2段になり、まず実船抵抗推定法があり、ついでKの推定法が来る。このことは勿論周知のことであり、又、Kについても詳細な解説は不要と思われる所以、以下簡単に述べる。

- ### (1) 寂船抵抗推定法の現状

船が満載状態であれば  $K$  を用いる推定法（以下本節では  $K$  法という。俗稱三次元外挿法）が利用されているが、軽荷状態であれば  $K$  を用いず、剩余抵抗係数  $C_R$  を用いる方法（以下必要があれば、本節では  $C_R$  法という。俗稱二次元外挿法）が使用されているようである。つまり式で書けば

$$\text{前者は } C_{TS} = (1 + K) C_{FS} + \Delta C_F + C_W \quad (1)$$

$$\text{後者は } C_{TS} = C_{FS} + \Delta C_F + C_R \quad (3)$$

$$( \text{又は } C_{TS} = (1 + K) (C_{FS} + \Delta C_F) + C_W \quad (2)$$

の表現もあり得るが、(1)と大差ないのでここでは使用しない。)

ただし、 $C_{FS}$  は実船の相当平板の摩擦抵抗係数

$\Delta C_F$  は粗度係数

$C_{TS}$  は実船の全抵抗係数

$C_W$  は造波抵抗係数である。

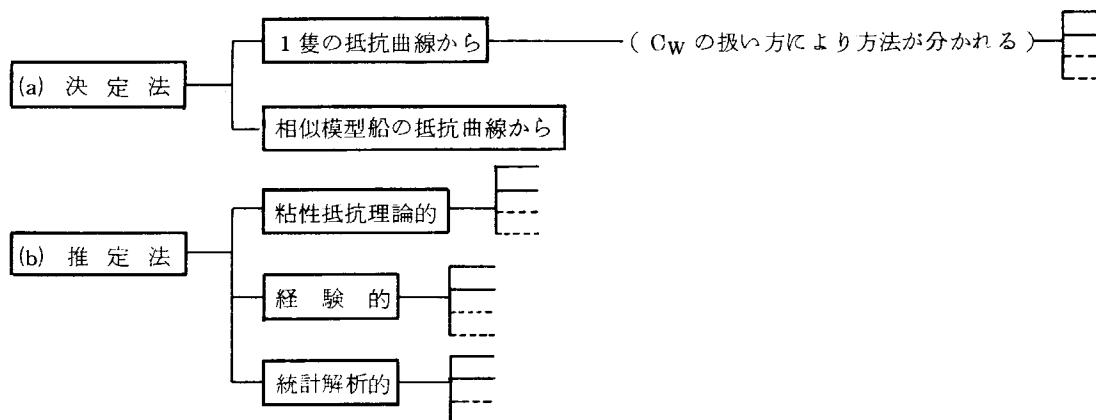
現在この二つの方法が用いられている背景には、次のようなことが考えられる。まず、 $K$ についての理論的裏付けはまだ十分ではなく、論旨に若干甘さがある。従って数値が合うか合わぬかが重じられており、その意味からいえば、満載状態では $K$ を用いる方がよく合い、軽荷状態ではそうではないという経験的事実が優先している。又、そのこと自体軽荷では $K$ が小さく、 $C_W$ が大きいことを表すと考えられ、 $K$ による方法を採用する意味がうすれてくることを示すとも見られる。しかし、これらによても、軽荷時に $K$ の検討が不要ということにはならないことは 5.1 でも述べたとおりで、それを調査検討することが本部会の目的である。

## (2) $K$ の推定法の現状

上述のように $K$ は満載時にのみ使用されているのが現状であるから、 $K$  自体の推定法についても満載時の船型に対する方法、資料しかないので実状である。勿論その中には軽荷状態に対しても適用し得るものもあるようであるが、それはあまり明確でない。

$K$  推定法という言葉を広義のものと解釈すると、これを(a)決定法と(b)真の意味の推定法の二つに分けることができる。(a)は模型実験の抵抗曲線がある場合に、それから $K$ の値を求める方法であり、1隻の模型のデータから求める場合とがあり得る。普通は前者であるが、 $C_W$ をどのように取り扱うかにより種々の方法(Hughes, Prohaskaなど)に分かれる。(b)は線図のような詳細な船型資料が与えられている場合、あるいは主要目程度の資料が与えられている場合など色々な場合があるが、いずれにせよ何らかの形で船型が与えられているだけで実験結果がない場合に $K$ の値を求める方法を意味するものとする。これには、粘性抵抗理論的なものから統計解析的なものまで広がりがあるが、どの方法においても実験的及経験的要素を含んでおり、完全に理論的なものは見当らない。又、各方法の精度もまちまちで、それぞれの適用範囲、適用可能船型などにも差があるため、万能のものはないようである。たゞ、この辺になると実験との比較そのものが十分行われていない場合も考えられ、調査をもっと詳細に行えば各方法の精度が更に明らかになるものと期待される。これらの資料は次の関連文献リストの中に収録しておく。

以上をあらためてブロック図に示しておくと次のようになる。



5.1 で本年度の研究項目を(a)(b)(c)の3種に分けたのはこのような事情によるものである。

(3) 関連文献の調査

形状影響係数の考え方並びにその決定法、推定法に関する文献を調査収集したので、それを一覧表の形にまとめて次に示す。調査した出版物は、日本造船学会論文集、関西造船協会誌、西部造船会会報、Trans. SNAME、Trans. RINA、Proc. ITTC、各研究機関からの出版物である。又、大部分の論文については便利のため要約を作ったので、それを題目リストの後につけた。

形状影響係数に関する文献リスト

No	表題	著者	出典	要約	年代
1	摩擦抵抗に対する Form Effect (1)	田宮 真	造論 8 8 号	有	1955
2	The viscous resistance of surface vessels and the skin friction of flat plates	P.S.Granville	SNAME 1956	有	1956
3	船の摩擦抵抗に対する形状影響と大型油槽船の馬力推定について	笛島秀雄 他	造論 103 号	有	1958
4	形状抵抗の一計算法	笛島秀雄 他	" 104 号	有	1959
5	Scale effect experiment on some ship forms	横尾幸一	" 106 号	有	1960
6	Effect of sinkage and trim on form factor of resistance	"	" 108 号	有	"
7	Form effects on viscous resistance and their estimation for full ship	笛島秀雄 他	10th ITTC		1963
8	船の粘性抵抗に対する形状影響について(その1)	田中一朗	造論 113 号	有	"
9	" (その2)	"	" 114 号	有	"
10	船の粘性抵抗に及ぼす形状の影響について	別所正利	防衛大理工学研究報告第2巻第3号別刷	有	1964
11	Study on scale effect of propulsive performance by use of geosims of a tanker	谷口 中	造論 120 号	有	1966
12	A simple method for the evaluation of the form factor and the low speed wave resistance	Prohaska	11th ITTC	有	"
13	高速貨物船の尺度影響実験の一例	横尾幸一 他	第9回船研発表会	有	1967
14	Buttock Flow 船尾の研究	渡辺四郎 他	造論 122 号		"
15	抵抗成分の分離	乾 崇夫	抵抗推進シンポ(S43)		1968
16	風洞試験による摩擦抵抗形状影響係数の系統的計測	津田達雄 他	日立造船技報(S43.8)	有	"
17	船尾バルブ形状変化の推進性能に及ぼす影響	高橋 肇 他	船研発表会(S43)		"
18	没水体の形状抵抗について(その1)	水野俊明 他	関西 133 号		1969
19	" (その2)	"	"		"
20	バルブ付肥大船の推進性能に関する研究(第4報)	横尾幸一 他	船研発表会(S44)	有	"
21	肥大船の尺度影響について	"	"	有	"
22	On smooth ship resistance from model results	J.R.Scott	RINA 1969	有	"
23	Inuid 相似模型による波形解析の研究	田中 拓 他	造論 128 号	有	1970
24	On blockage correction and extrapolation to smooth ship resistance	J.R.Scott	SNAME 1970	有	"

No	表題	著者	出典	要約	年代
25	Some aspects of the resistance of full ships	J.R.Shearer他	RINA 1970		1970
26	Note on the interaction between the viscous and wave-making component resistance	W.B. Amfilokhiev	RINA 1971	有	1971
27	肥大船型の水槽試験結果の整理に関する一つの試み	笹島秀雄 他	関西 139 号		"
28	没水体の形状抵抗について(その3)	水野俊明 他	" 143 号		"
29	回転体の粘性抵抗に関する風洞実験	田中一朗 他	" 145 号		1972
30	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	" 146 号	有	"
31	Study on flow pattern around the stern of full ship form by use of the geosims	渡辺恭二 他	造論 131 号	有	"
32	肥大船のバラスト状態における抵抗とトリムとの関係について	矢崎敦生 他	造論 131 号	有	"
33	Form factor	A.Gross 他	13th ITTC	有	"
34	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
35	水槽試験結果の統計解析による一軸船の満載状態における形状影響係数の推定	住吉弘己	造技セ技報 (S49.3)	有	1974
36	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	" (S50.3)	有	1975
37	A statistical analysis of performance test results	Ir.J.Holtrop	I.S.P.Feb.1977	有	1977

# 形状影響係数に関する文献要約

## 1. 摩擦抵抗に対する Form Effect(1)

造船 88 号, 1955

田宮 真

摩擦抵抗に対する船型の影響を乱流境界層理論をもとにして計算した。船体まわりの流れは 2 次元流れとし、鉛直方向の流れを無視している。

形状影響は、船体の摩擦係数 ( $C_f$ ) と平板の摩擦抵抗係数 ( $C_{f0}$ ) の比で表わす。 $k = C_f/C_{f0}$ 。計算は、写像関数を使って円を 2 次元船型に変換し、外部流れを解析的に求め、Buri の考えに従って、境界層の計算をする方法をとっている。

計算対象は  $L/B = 7.0$  で保ち、 $C_w$  を 4 種変化させた  $C_w$  シリーズと  $C_w$  を似た値に保ち、 $L/B$  を 3 種変化させた  $L/B$  シリーズの計 7 船型である。

計算の結果次の結論が得られた。

- (1) 2 次元流れにおいて境界層が乱流の場合、 $L/B$  が 6 より大ならば形状影響は大体  $L/B$  と  $C_w$  で推定することができる。その値は平板の抵抗値に比べ 10 ~ 20 % 大きい。
- (2)  $L/B < 6$  なる範囲では形状影響を表わすには、上記のほか、他の因子が必要である。

## 2. The Viscous Resistance of Surface Vessels and the Skin Friction of Flat Plates

SNAME 1956

P. S. Granville

回転体の粘性抵抗が直径と長さの比および形状の肥大度によって変化するという事実から、 $n_1 = (C_v - C_f)/C_f$  で定義された形状抵抗係数を表わすパラメータとして、 $C_B(L/B)$  を選び、Nordströmらが行った実験結果に最小 2 乗法を適用し、 $n_1 = 18.7(C_B \frac{B}{L})^2 \quad 0 < C_B \frac{B}{L} < 0.11$  という経験式を導いた。(Fig. 8 参照)

またこの式と Lucy Ashton 及び Coaster Model の結果を比較してみると  $C_B \frac{B}{L}$  が 0.11 を越える範囲でもきわめて良く一致する。(Fig. 9 参照)

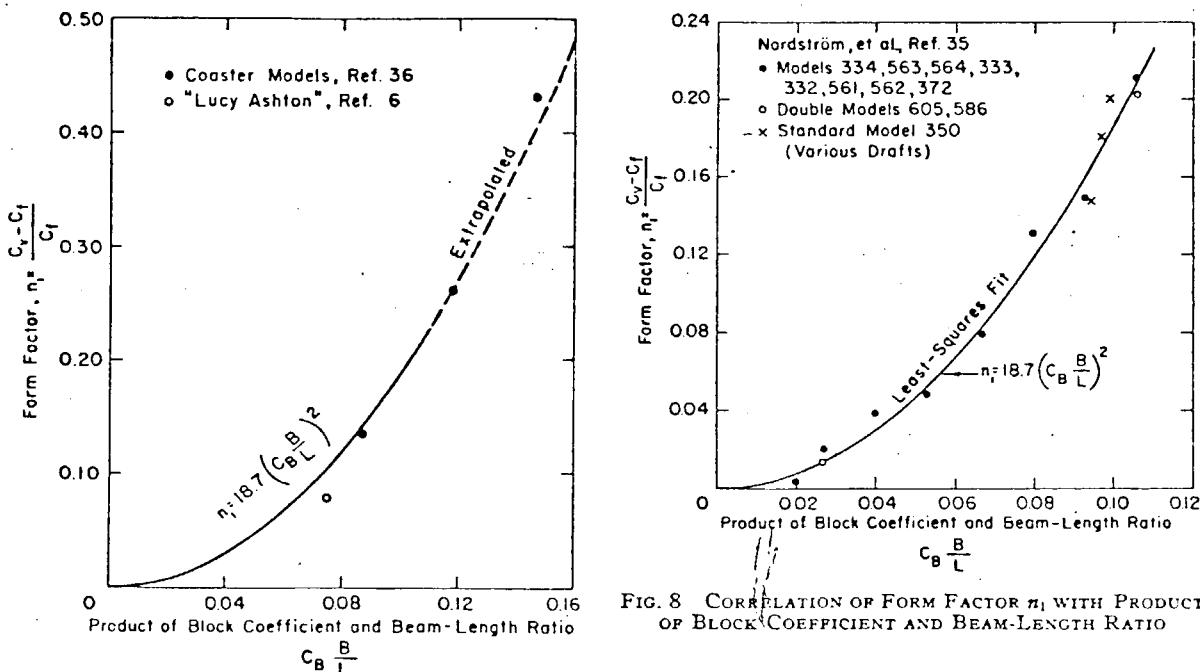


FIG. 8 CORRELATION OF FORM FACTOR  $n_1$  WITH PRODUCT OF BLOCK COEFFICIENT AND BEAM-LENGTH RATIO

FIG. 9 COMPARISON OF FORM-FACTOR FORMULA WITH TEST DATA

### 3. 船の摩擦抵抗に対する形状影響と大型油槽船の馬力推定について

船論、103号、1958

笠島他3

- (1) 形状影響係数Kは摩擦抵抗分 $K_f$ と圧力抵抗分 $K_p$ とに分けられる。
- (2)  $K_f$ は $Re$ に無関係で、船体周りの速度の2乗増加量の平均値で近似できる。
- (3)  $K_p$ も $Re$ に無関係で、排除厚さに比例するという考え方から導かれる。
- (4) 肥えた船型に対し、二次元物体の資料から量的な検討を行った。

### 4. 形状抵抗の一計算法

船論、104号、1959

笠島他3

- (1) 圧力抵抗の計算法を、剥離がない場合について論じた。
- (2) 剥離がない時には圧力厚さを導入し、圧力抵抗がこれに比例するとした。 $K_p$ は $Re$ に無関係である。  
注) 排除影響を追加する必要あり
- (3) 剥離のある場合は、境界層の式が使用できるとして、速度分布の変化の仕方に一つの近似を入れることにより、圧力分布を求めうることを示した。この場合も $K_p$ は近似的に $Re$ に無関係である。

### 5. Scale Effect Experiments on Some Ship Forms

造船協会論文集106号、昭35年1月、1960

K. Yokoo

#### (1) まえがき

若干の船型に対して相似模型を製作して、抵抗試験を行い、相似模型船のテストにより形状影響係数を求められることを示した。

#### (2) 模型船および試験状態

1) 巡視艇  $20.00m \times 4.508m \times 0.906m$

模型船の長さ  $3.085m, 1.333m, 0.700m$

試験状態 満載 ( $3.085m$  模型で  $\nabla = 0.1610m^3, S = 2.295m^2$ )

常備 "  $\nabla = 0.1432m^3, S = 2.222m^2$ )

2) ハイドロブレン  $L = 2.65m, B = 1.211m, W = 132.8kg$

模型船の長さ  $1.40m, 1.00m, 0.59m$

試験状態 実艇の競争状態に対応する1状態(重心の位置で規定)

3) 貨物船  $122.0m \times 17.60m \times 7.308m \quad 0.714 \times 0.724 \times 0.986 \times -2.2\% L_{PP}$

模型船の長さ  $6.0m, 4.2m, 2.5m$

6m模型の試験状態 Full  $d = 0.3595$  トリム = 0m

Half  $0.2540$  0.06m

4) タンカー  $190.5m \times 26.0m \times 10.535m \quad 0.800 \times 0.808 \times 0.990 \times -1.54\% L_{PP}$

模型船の長さ  $6.0m, 4.5m, 3.0m$

6m模型の試験状態 Full  $d = 0.3318m$  トリム = 0m

1/2 Load  $d = 0.2167m$  トリム = 0.06m

Trial  $d = 0.1551m$  トリム = 0.12m

#### 5) 試験結果

下図に示すようにKは $F_n$ によって大幅に変化する。

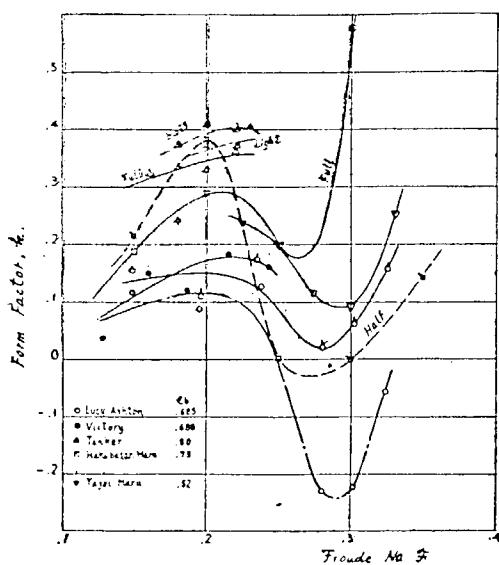


Fig. 12 Variation of Form Factor due to Ship Speed (range of low Froude No.)

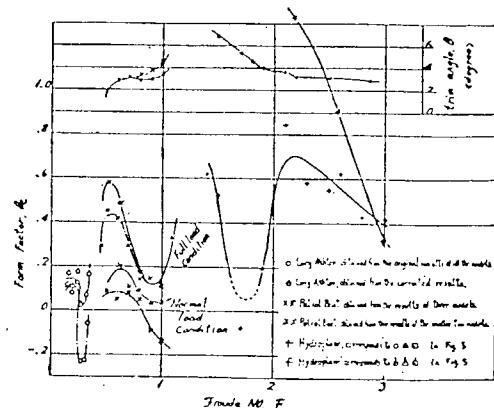


Fig. 13 Variation of Form Factor due to Ship Speed (range of high Froude No.)

## 6. Effect of Sinkage and Trim on Form Factor of Resistance、

造船学会論文集108号、昭35年12月

K. Yokoo

- (1) タンカー模型と実験艇模型のScale Modelを作り、相似模型試験法により各状態の形状影響係数Kを求めた。
- (2) Tanker Models

対応実船の寸法  $190.50 \times 25.067 \times 10.176 \times .800 \times .808 \times .9904$

$$\nabla s = 38.874 m^3 \quad \ell_{CB} = -1.50\%$$

模型は  $4.500m$ 、 $6.00m$

- (3) Experiment Boat Models

対応実船の寸法  $11.80 \times 3.25 \times 0.616 \times 0.409$

模型は  $2.00m$  と  $4.00m$

- (4) 試験状態および試験方法

喫水およびトリムを変化させた8状態で姿勢を一定に保って抵抗を測定した。ただし積載状態としては満載状態基準

- (5) 試験結果

タンカー模型では船尾トリムがふえるにつれてKが減少する。実験艇模型では  $F_n = 0.25 \sim 0.31$  の低速部分と  $F_n = 0.53 \sim 0.60$  の高速部分で傾向が異なる。低速部分では排水量が増加するとKは増加し、トリムについてはKが最小となるトリムがある。

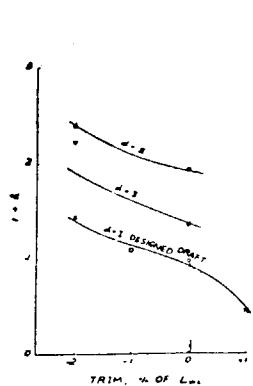


Fig. 12 Effect of Trim and Sinkage on Form Factor (Oil Tanker)

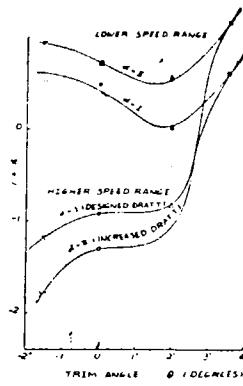


Fig. 13 Effect of Trim and Sinkage on Form Factor (Experiment)

#### 8. 船の粘性抵抗に対する形状影響について(その1)

船論、113号、1963

田中 一朗

- (1) 粘性抵抗の形状影響を、長手方向の圧力勾配によるものと、ガース方向の曲率によるものとに分けた。
- (2) ガース方向の曲率による分の代表的なものとして、細長い円柱が軸方向に進む解を境界層理論で求め、形状影響係数  $K_{\text{f}}$  は  $Re$  に無関係ではなく  $C_f$  に比例することを見出した。
- (3) 長手方向の形状影響係数の内摩擦による分  $K_{\text{zf}}$  を速度 2 乗増加量の平均から求め、守屋の公式を援用して船型と  $K_{\text{zf}}$  との関係を調べた。 $K_{\text{zf}}$  は  $B/L$  に比例し、又  $C_w$  (水線面積係数) にも依存するとした。

#### 9. 船の粘性抵抗に対する形状影響について(その2)

船論、114号、1963

田中 一朗

- (1) 後端付近を除けば、圧力抵抗は排除厚さと圧力厚さの両影響を考慮すれば求められる。圧力抵抗係数  $K_p$  は  $Re$  に無関係。
- (2) 後端付近が鋭角的である場合、圧力抵抗は力の釣合いの式で粘性項を考慮して論ずる必要がある。
- (3) 後端の開き角を  $α$ 、後端での境界層厚さを  $\delta_L$  とすると圧力抵抗は  $α^2 \delta_L / L$  に比例する。 $K_p$  は  $Re$  にほど無関係である。
- (4)  $α$  を  $B/L$  と  $C_w$  (水線面積係数) で表している。

#### 10. 船の粘性抵抗に及ぼす形状の影響について

防衛大学理工学研究報告第2巻第3号、1964

別所 正利

粘性抵抗に及ぼす形状影響係数について田中の得た式〔文献紹介リスト(7)(8)参照〕を別の面から検討を加え、次のような結論を得た。

- (1) 摩擦抵抗の形状影響係数は進行方向の見掛け質量係数あるいは平均沈下量と密接な関連を持つ。
- (2) 粘性に起因する圧力抵抗によるそれは、船体後半部特に、後端附近の形状に大きく依存する。換言すれば、A・P・付近の Run Angle を小さくすることによって、圧力抵抗を小さくし得る可能性があり、このことは2次元翼型で実験的にも進められている。

#### 11. Study on Scale Effect of Propulsive Performance by Use of Geosims of a Tanker

造船協会論文集 第120号 昭和41年12月

又は Mitsubishi Technical Bulletin No. 39 (1966)

谷口 中

46,000 DWT タンカーの Geosim ( $L_{\text{PP}} = 4.2 \text{ m}, 7 \text{ m}, 10 \text{ m}$ ) を用いて抵抗試験や、プロペラ単独試

験及び自航試験を行った。その結果を解析、検討して得られた結論は次のとおり。

- (1) 抵抗成分の分離にあたって、特に肥大船については Froude の方法（摩擦+剩余抵抗）に伴って Hughes の方法（粘性+造波抵抗）が用いられるべきである。
- (2) Geosim 模型船によって得られた Form Factor は低速ではほぼ一定だが高速 ( $F_n > 0.15$ ) では速度によって変化する。
- (3) 船首端が Blunt な船型の Ballast Condition では低速域の造波抵抗がゼロにならず有限の値をとる可能性がある。このような場合には Geosim 又は抵抗成分の直接計測を行って Form Factor 又は造波抵抗を定める必要がある。

（自航要素及びプロペラ単獨特性に関する項目は省略）

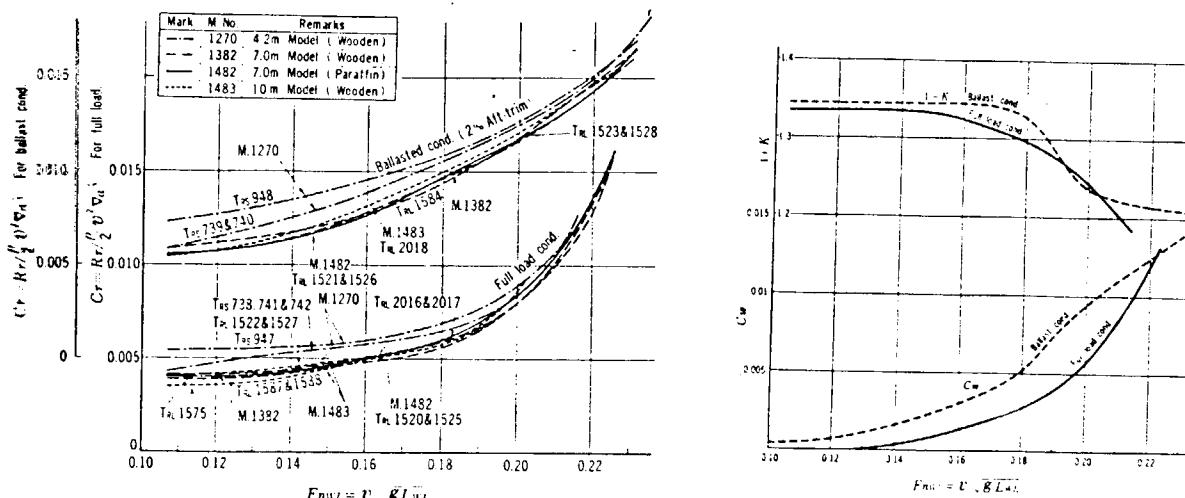


Fig. 10. Analyzed  $C_T$  &  $(1 + K)$

## 12. A SIMPLE METHOD FOR THE EVALUATION OF THE FORM FACTOR AND THE LOW SPEED WAVE RESISTANCE

11th ITTC, 1966

Prohaska

◦ 削離がなく、造波抵抗がフルード数の 4 乗に比例するとして、

$$C_T / C_F = (1 + K) + y F^4 / C_F \quad C_W : \text{造波抵抗係数} \quad C_T : \text{全抵抗係数}$$

$$C_F : \text{摩擦抵抗係数} \quad F : \text{フルード数}$$

$C_T / C_F \sim y F^4 / C_F$  図を作成すると  $1 + K$  が図より求まる。

HYA の 200 隻の模型試験結果では大多数が  $0.1 < F < 0.2$  で直線上に並び、 $1 + K$ 、 $y$  を精度よく決定できる。

◦  $C_B \geq 0.75$  では  $C_T / C_F \sim y F^4 / C_F$  カーブは Concave Curve になる。これは Speed によるトリムの増加として説明できる。

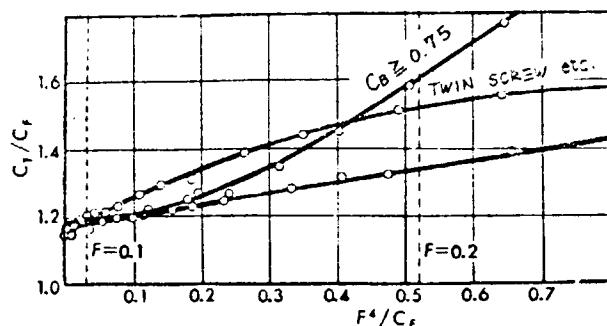
◦ 2 軸船、付加物が付いた船、肥えた船尾の船では  $C_T / C_F \sim y F^4 / C_F$  カーブは Convex Curve になる。これは削離抵抗があるためと説明できる。即ち、削離抵抗係数を  $C_S = a + b C_F$  とすると

$$C_T / C_F = (1 + K + b) C_F + (a / F^4 + y) F^4 / C_F$$

となり  $F$  の増加により  $a / F^4$  が減少し、カーブがねてくるからである。

◦ タンカーの試験（横尾： Scale Effect Experiment on Tanker Model ）を再分析すると、満載では削離影響は有意な量として現われていないが、バラストでは Geosim Model 間で系統的な変化のし方をしておらず、多分、削離のちがいと Speed によるトリム変化の影響が現われたものであろう。

- トリムと Sinkage は  $1 + K$  の決定には関係ないが、重要な量である。



### 13. 高速貨物船の尺度影響実験の一例

船研究会、第9回、1967

横尾幸一、塩沢政夫、瀬尾敏一

#### (1) まえがき

3種の高速船型に対して相似模型を作り、抵抗試験を行った。

#### (2) 模型船

長さ 145 m の高速貨物船に対して普通バルブ、持上げバルブ、球状バルブの3種の船型を採用し、それぞれに對して 6 m と 4 m の2隻の模型船を製作した。

6 m 模型船の主要寸法は  $6.00m \times 9.034m \times 0.3917m$   $0.574 \times 0.592 \times 0.970$

#### (3) 試験状態

満載状態のほか、2/5 載貨状態 ( $d = 0.247m$ , トリム 1%)

および 1/5 載貨状態 ( $d = 0.194m$ , トリム 1.5%)

#### (4) 試験結果

相似模型の方法によって求めた  $K$  の値を右図に示す。

1) 高速船の  $K$  は非常に小さく、普通 0.1 の前後にあ

る。

2) 船首形状の変化による  $K$  の変化は概して僅かであ

る。

3) 特殊の場合を除き、船速の変化による  $K$  の変化も

小さい。

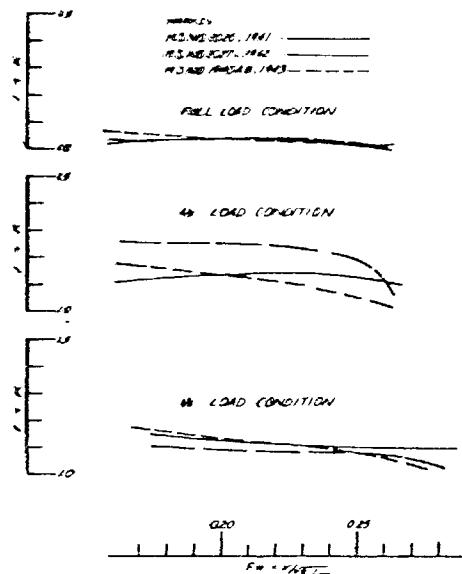


図 8 形状影響係数

## 16. 風洞試験による摩擦抵抗形状影響係数の系統的計測

日立造船技報 昭43.8

津田、高木

### (1) 概 要

大型タンカー（バルブ無し）の水面下鏡像模型を使用し、風洞試験で系統的に粘性抵抗を計測して、船型要素とKとの関係を求めた。他に伴流分布計測、流線観測、低抵抗船型の提案をしている。

### (2) 供試模型

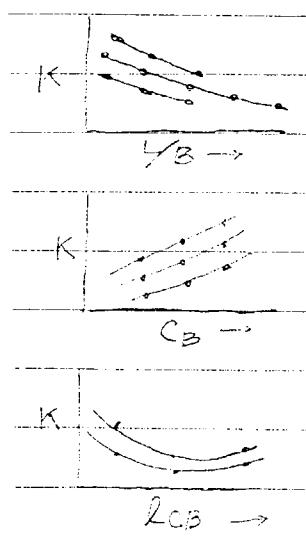
$L_{PP} = 2.0\text{ m}$  21隻で、そのうち17隻が船型要素を系統的に変化させたものである。その範囲は、

$C_B = .78 \sim .80 \sim .82$ ;  $\ell_{CB} = -(0 \sim 2 \sim 4)\%$ ;  $L/B = 5.5 \sim 6.0 \sim 6.5 \sim 7.0 \sim 7.5$ ;  $B/T =$

$2.4 \sim 2.7 \sim 3.0$  に及び  $C_B = .80$ ,  $B/T = 2.7$ ,  $\ell_{CB} = 0\%$  をシリーズの中心とする。

1) M.Na 1, 2, 3	$C_B$ シリーズ	$L/B = 5.5$	5) M.Na 7, 9, 10	$\ell_{CB}$ シリーズ	$L/B = 6.0$
2) M.Na 6, 7, 8	"	$L/B = 6.0$	6) M.Na 7, 11, 12	$B/T$ シリーズ	$L/B = 6.0$
3) M.Na 13, 14, 15	"	$L/B = 6.5$	7) M.Na 2, 7, 14, 16, 17,	$L/B$ シリーズ	
4) M.Na 2, 4, 5	$\ell_{CB}$ シリーズ	$L/B = 5.5$	M.Na 1, 6, 13; M.Na 2, 7, 14	$L/B$ シリーズ	

### (3) 実験の結果



抵抗係数は  $R_N > 3 \times 10^6$  ではほぼ一定になつたのでその平均値をとり、Hughes の摩擦抵抗式を基にKを算定した。左図のようにKの値をシリーズ毎に整理すると、 $\ell_{CB}$ に関しては極値をもつので2次式を仮定し、最終的には次のような Product Formula にてまとめた。

$$K(H) = \left(\frac{L}{B}\right)^{-2.09} \left(\frac{B}{T}\right)^{-0.157} C_B^{6.60} (6.64 \ell_{CB}^2 + 3.23 \ell_{CB} + 139.2)$$

なお、Schoenherr 式を基にしたKを  $K(S)$  で示せば  $K(H)$  と  $K(S)$  とは次のように関係づけられる。

$$K(H) = K(S) + 0.12$$

## 20. バルブ付肥大船の推進性能に関する研究（第4報）

### - 1軸船の船尾形状および2軸船の尺度影響の研究 -

船研発表会、第14回、1969および船研報告8巻2号、1971

横尾幸一、高橋 篤、川上善郎、市原良夫、

矢崎敦生

### (1) まえがき

石川島播磨、浦賀、川重、佐世保、日本鋼管、日立造船、三井造船の7社の共同受託として行われた研究の一部である。こゝではその中の2軸船の尺度影響についての概要を述べる。

### (2) 模 型 船

9mと12mの相似模型船およびそれぞれに対応する模型プロペラが作られた。9m模型船の主要寸法は  $9.000\text{ m} \times 1.565\text{ m} \times 0.511\text{ m}$   $0.846 \times 0.850 \times 0.995 \times -2.55\%$

### (3) 試験状態

満載およびバラスト（55%排水量、1%船尾トリム）の2状態

両模型船について、各水温の異なる時を選んで2回ずつ抵抗、自航試験を行い、最後に串型ピトー管を使用してWake Surveyを行った。

#### (4) 試験結果

試験の結果得られた $C_T \sim C_F$  曲線および、この図より得られた $K$ の値を下図に示す。この場合はバラスト状態の $K$ の方が小となっている。トリムが1%と比較的小さかったせいとも思われる。

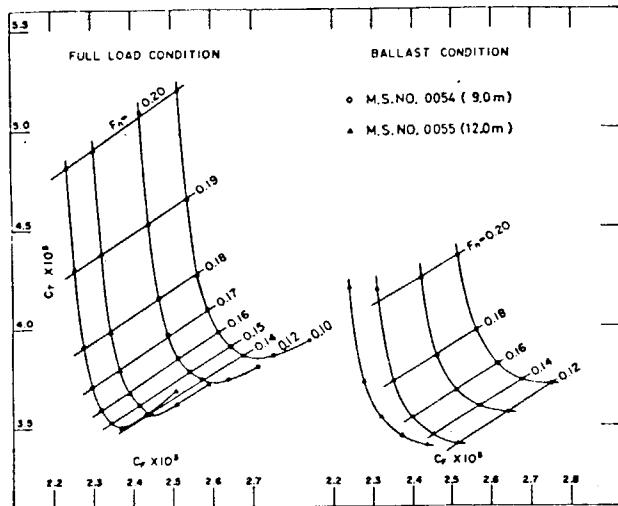


図 11  $C_T \sim C_F$

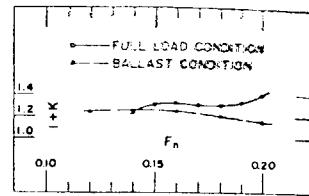


図 12  $1 + K$

### 21. 肥大船の尺度影響について

船研発表会、第14回、1969

横尾幸一、高橋 筆、上田隆康、岡本 洋

#### (1) まえがき

大型相似模型および対応実船の試験結果より肥大船の尺度影響を調査した。

#### (2) 模型船

対応実船の要目  $24.500\text{m} \times 40.045\text{m} \times 15.102\text{m}$   $0.810 \times 0.816 \times 0.992 \times -0.23\%$

模型船の長さ  $7.949\text{m}$ 、 $12.000\text{m}$ 、 $14.500\text{m}$

#### (3) 試験状態

Full Load 及び Ballast 状態、実船に対する後者の喫水  $d = 8.055\text{m}$

諸係数は  $0.761 \times 0.772 \times 0.986 \times 0.014\%$

#### (4) 試験結果

##### 1) 低速抵抗から求めた $K$ の値

		8 m 模型	12 m 模型	14.5 m 模型
満載	シェンヘルベース	0.25	0.27	0.20
	ヒューズベース	0.37	0.39	0.32
バラスト	シェンヘルベース	0.31	0.37	0.25
	ヒューズベース	0.43	0.50	0.38

##### 2) $C_T \sim C_F$ 法より求めた $K$ の値

下図に示す結果が得られた。自航要素についても尺度影響を求めていたが今日の目的から外れているのでその結果については省略した。

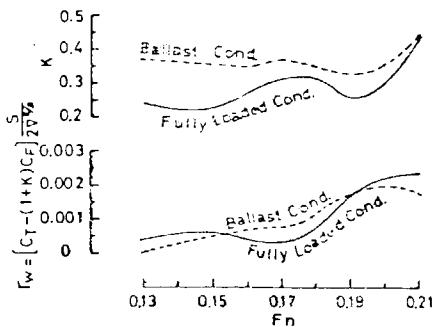


Fig. 2 Form factor K and wave resistance coefficient  $r_w$

## 22. On Smooth Ship Resistance from Model Results

RINA 1969

J. R. Scott

要約 バルブのない  $C_B$  0.706、0.685、0.688 の 3 船型おののおの 6 隻の相似模型の抵抗試験結果より、Tank Blockage の修正後、 $Rn \geq 2 \times 10^6$  以上  $Fn \geq 0.17$  以上のデータを、 $(\log_{10} Rn - 4)^{-1}$  と  $Fn^4$  の線型関数を使って解析した。その結果、 $Rn \geq 4 \sim 15 \times 10^6$ 、 $Fn \leq 0.22$  以下で全抵抗係数が簡単な式で正確に表わされた。

### データの解析

試験データを  $(\log_{10} Rn - 4)^{-1}$  をベースにプロットすると、Fig. 1～3 のように  $C_T$  は  $10^{ft}$  以下の模型を除き各  $Fn$  において直線となり、この平均傾斜は Simon Boliver で 10.9、Lucy Ashton で 9.5、Victory で 11.0 となる。 $(\log Rn - 4)^{-1} = 0.34$  における  $C_T$  を  $Fn^4$  をベースにプロットしたのが Fig. 4 である。この結果より  $Fn = 0.0$  における値を  $C_V$  の近似値として、この値を通り、上記平均傾斜を持つ直線が Fig. 1～3 の Estimate of  $C_V$  (破線) である。この直線の式は以下の通りである。

Simon Boliver :

$$10^3 C_V = 10.9 / (\log Rn - 4) - 0.33$$

Lucy Ashton :

$$10^3 C_V = 9.5 / (\log Rn - 4)$$

Victory :

$$10^3 C_V = 11.0 / (\log Rn - 4) - 0.16$$

また平水中の船の外挿を考え、上記の式が原点を通ること等を考えると、全抵抗係数の解析式は Fig. 4 の結果を使い次式となる。

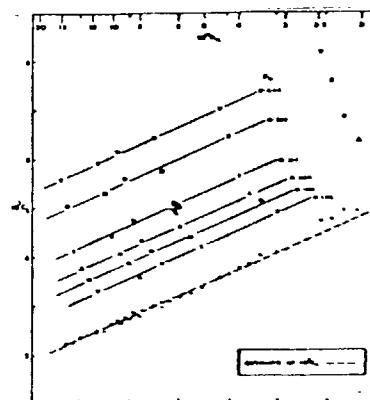


Fig. 1 'Simon Boliver' model resistances

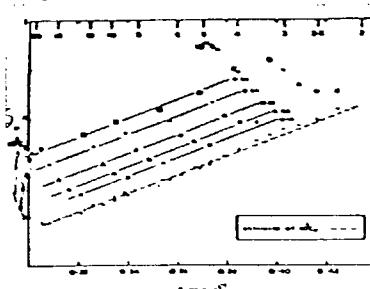


Fig. 2 'Lucy Ashton' model resistances

Simon Boliver :

$$10^3 C_t = 10.2 / (\log R_n - 4.1)^{1.06} + 423 F_n^4$$

Lucy Ashton :

$$10^3 C_t = 9.5 / (\log R_n - 4) + 177 F_n^4$$

Victory :

$$10^3 C_t = 11.0 / (\log R_n - 4)^{1.04} + 157 F_n^4$$

### 結論

$(\log R_n - m)^{-n}$  は  $4 \times 10^6$  以上の  $R_n$  における  $C_v$  を表わす為に必要な妥当な函数であり、少くとも今回研究されたような船型では  $n$  は、ほぼ 1、 $m$  はほぼ 4 程度の値となる。

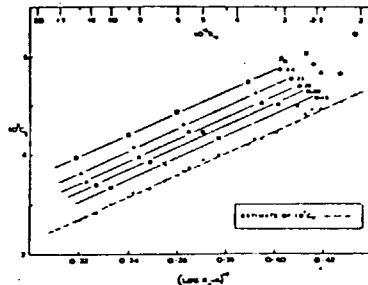


Fig. 3. "Victory" model resistances

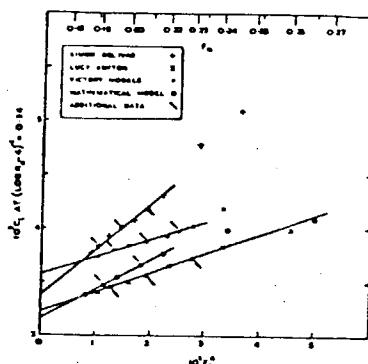


Fig. 4. Model resistances at constant Reynolds number

### 23. INUID 相似模型による波形解析の研究

造船学会論文集 128号、昭和45年12月

田中 拓、足達宏之 他

- (1) S-201型INUIDの相似模型(2隻)を用いて、抵抗試験、波形解析を行い、各  $F_n$  数に対する形状影響係数  $K$  を求めている。
- (2) 模型船主要目  
右表参照。
- (3) 試験状態及び試験方法
  - $F_n$  数を 0.15～0.35 まで変化させた。
  - 同じ速度を 2 回以上反復実験。
  - 両相似模型は、ほぼ同一時期、水槽の水温分布等の条件が同じになる様に実験を行った。
  - S.S. 9 1/2 に高さ 1 mm の乱流促進用ピンを 10 mm 間隔に付けた。
- (4) 試験結果
  - 抵抗試験は、3.5 m 模型の低速 ( $F_n$  数 < 0.18) を除き満足な結果が得られた。再現性は非常に良い。

Table 1 Nondimensional characteristics of S-201 INUID

Length between Perpendiculars	L	2.07
Breadth at Midship	B	0.24587
Draft at Midship	T	0.19577
Displacement volume	V	0.0513673
Wetted surface area	S	0.0130472

Note

Number of Model and Length	
M. No. 0053	$l=3.5 \text{ m}$ ( $L=7.0 \text{ m}$ )
M. No. 0095	$l=1.75 \text{ m}$ ( $L=3.5 \text{ m}$ )

- 両模型の剩余抵抗係数は一致していない。
- 右図は、大小の模型間の全抵抗係数 ( $C_T$ ) の差、  
波形解析による造波抵抗係数 ( $C_w$ ) の差、 $C_T - C_{F_0}$  線図 ( $C_{F_0}$ : Schoenherr) から求めた Form Factor ( $1 + K$ ) を示す。
- ( $1 + K$ ) の値は、 $F_n$  数ベースで波を打つ現象が得られた。これは、相似模型間の  $C_w$  の差を無視した結果によるものと考えられる。(造波抵抗と粘性抵抗の相互影響)

#### 24. On Blockage Correction and Extrapolation to Smooth Ship Resistance

SNAME 1970

J. R. Scott

要約 パルプのない7種類の船型の相似模型群に対する8個所の曳航水槽の抵抗試験結果を、粘性抵抗係数を  $8.6x + kx^2$  とする新しい表現式を使って解析した。ここで、 $x = (\log_{10} Rn - 4)^{-1}$   $k$  は Form Factor で低フルード数における抵抗試験結果より求められる。また、 $k$  を  $C_B$ 、 $\nabla/L^3$ 、船尾の U-ness の項で表わすと、パルプの有無によらず平水中の船体抵抗を 3% 以内の誤差で推定出来る。

##### (1) 模型船要目

Table 2 Model Data

	$C_B$	$10^3 v/L^3$	$B^2/\nabla$	$(C_T - C_F)/C_T \times 10^3$	$v_A$	$10^3 C_w(x)$	$k$
BRITISH ADMIRAL (BALLAST)	0.774	3.552	41.2	1.0	-	-	-
BRITISH ARGOSY (LOAD)	0.814	4.622	22.1	0.2	-	-	-
* * (BALLAST)	0.729	3.443	42.5	1.4	-	-	-
STANDARD MODEL	0.452	5.825	23.6	0	-	-	-
LUCY ASHTON	0.485	1.974	56.0	0	0.730	3.84(0.40)	2.5
WAGENINGEN FORM A	0.774	5.633	24.6	0	0.720	4.20(0.40)	4.8
* * *	*	*	*	*	0.830	4.3(0.40)	3.4
* * C	*	*	*	*	0.699	4.10(0.40)	4.1
BRITISH ADMIRAL (LOAD)	0.912	6.639	22.0	0.2	0.770	4.26(0.40)	5.0
* * * (N.P.L.)	*	*	*	*	*	5.92(0.38)	5.6
SIMON BOLIVAR	0.706	5.876	24.7	0	0.644	3.88(0.38)	4.3
VICTORY MODEL	0.668	6.377	22.3	0	0.674	4.02(0.38)	4.4
LIGHTER MODEL	0.871	8.746	23.8	0	0.953	4.87(0.4117)	7.0
MATHEMATICAL MODEL	0.444	2.782	36.0	0	0.668	3.07(0.3333)	1.8
FLAT SURFACE	-	-	-	-	-	3.01(0.35)	0

##### (2) 抵抗試験結果の解析式

$$10^3 C_T = 8.6x + kx^2 + 10^3 C_w$$

8.6x : 平板摩擦抵抗係数

k : Form Factor

##### (3) Form Factor k の実験式 (Fig 13)

$$k = 1.64f - 4.7(10f)^4 \quad : f < 0.04$$

$$= 7.1f + 2.55 \quad : f > 0.04$$

$$\text{ここで } f = U_{1/2}^2 C_B (\nabla/L^3)^{1/2}$$

$$U_{1/2} = S \text{ (浸水断面積) } / B'd' \text{ at S.S. } 1/2$$

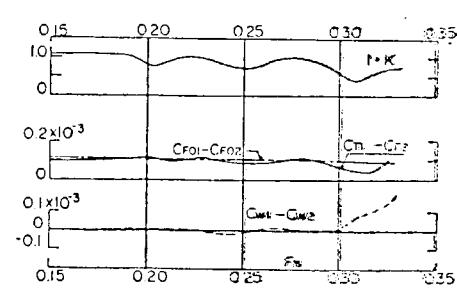
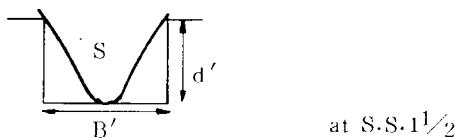


Fig. 27 Form Factor and Differences of Resistance Coefficients

SNAME 1970

J. R. Scott

要約 パルプのない7種類の船型の相似模型群に対する8個所の曳航水槽の抵抗試験結果を、粘性抵抗係数を  $8.6x + kx^2$  とする新しい表現式を使って解析した。ここで、 $x = (\log_{10} Rn - 4)^{-1}$   $k$  は Form Factor で低フルード数における抵抗試験結果より求められる。また、 $k$  を  $C_B$ 、 $\nabla/L^3$ 、船尾の U-ness の項で表わすと、パルプの有無によらず平水中の船体抵抗を 3% 以内の誤差で推定出来る。

##### (1) 模型船要目

Table 2 Model Data

	$C_B$	$10^3 v/L^3$	$B^2/\nabla$	$(C_T - C_F)/C_T \times 10^3$	$v_A$	$10^3 C_w(x)$	$k$
BRITISH ADMIRAL (BALLAST)	0.774	3.552	41.2	1.0	-	-	-
BRITISH ARGOSY (LOAD)	0.814	4.622	22.1	0.2	-	-	-
* * (BALLAST)	0.729	3.443	42.5	1.4	-	-	-
STANDARD MODEL	0.452	5.825	23.6	0	-	-	-
LUCY ASHTON	0.485	1.974	56.0	0	0.730	3.84(0.40)	2.5
WAGENINGEN FORM A	0.774	5.633	24.6	0	0.720	4.20(0.40)	4.8
* * *	*	*	*	*	0.830	4.3(0.40)	3.4
* * C	*	*	*	*	0.699	4.10(0.40)	4.1
BRITISH ADMIRAL (LOAD)	0.912	6.639	22.0	0.2	0.770	4.26(0.40)	5.0
* * * (N.P.L.)	*	*	*	*	*	5.92(0.38)	5.6
SIMON BOLIVAR	0.706	5.876	24.7	0	0.644	3.88(0.38)	4.3
VICTORY MODEL	0.668	6.377	22.3	0	0.674	4.02(0.38)	4.4
LIGHTER MODEL	0.871	8.746	23.8	0	0.953	4.87(0.4117)	7.0
MATHEMATICAL MODEL	0.444	2.782	36.0	0	0.668	3.07(0.3333)	1.8
FLAT SURFACE	-	-	-	-	-	3.01(0.35)	0

##### (2) 抵抗試験結果の解析式

$$10^3 C_T = 8.6x + kx^2 + 10^3 C_w$$

8.6x : 平板摩擦抵抗係数

k : Form Factor

##### (3) Form Factor k の実験式 (Fig 13)

$$k = 1.64f - 4.7(10f)^4 \quad : f < 0.04$$

$$= 7.1f + 2.55 \quad : f > 0.04$$

$$\text{ここで } f = U_{1/2}^2 C_B (\nabla/L^3)^{1/2}$$

$$U_{1/2} = S \text{ (浸水断面積) } / B'd' \text{ at S.S. } 1/2$$

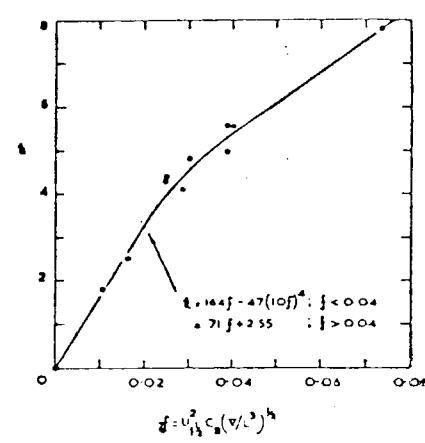
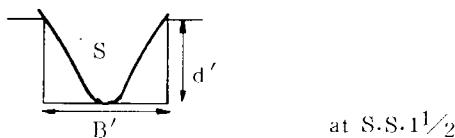


Fig. 13 A variation of k with form

(4) 平板摩擦抵抗の比較 (Fig 18 参照)

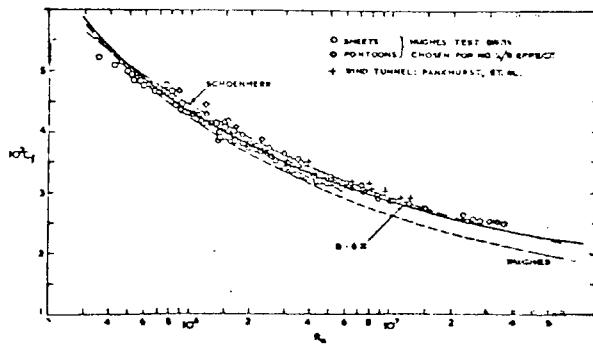


Fig. 18  $10^3 C_d = 8.6 \times$  drawn in Granville's Fig. 5

#### 26. Note on the Interaction between the Viscous and Wavemaking Component Resistance

R. I. N. A. 1971

Dr. W. B. Amfilokhiev 他

$R$ をレイノルズ数、 $F$ をフルード数、 $C_t$ を全抵抗係数、 $k$ を常数、 $m$ および $n$ を指數とすると、

$$C_t = k R^m \cdot F^n$$

と表現できることを示し、粘性抵抗係数 $C_v$ がフルード数によって変化すること、および造波抵抗係数 $C_w$ がレイノルズ数により変化することを示す。

また、粘性成分と造波成分の相互作用を見出すために必要な、いろいろの導関数を求めている。

Series 60の相似模型実験結果により、導関数の数値を計算し、グラフに示している。それによれば粘性成分と造波成分の間に相互作用があるのは明白である。

#### 30. 肥大船の粘性抵抗に対する形状影響に関する研究

関西造船協会誌 第146号 昭和47年12月

多賀野 寛

肥大船のForm Factorに関する理論的考察並びにForm Factor推定法に関する検討を行った。その結果を要約すると次のとおりである。

(1) 粘性抵抗に対するForm Factorは摩擦抵抗に対応するForm Factor  $K_f$ と粘性圧力抵抗に対応する

Form Factor  $K_p$ とに大別されるが、肥大船の場合には後者の  $K_p$  が支配的である。

(2)  $K_f$ は次式によって表される。

$$K_f = -0.013 + 0.79 \frac{C_b}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}}}$$

(3)  $K_p$ は次式によって表される。

$$K_p = a_0 + a_1 \frac{C_w}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} C_b}} \cdot f$$

$a_0$ 、 $a_1$ は係数、 $f$ は船尾形状の関数

(4) これらをもとに肥大船50隻に対して求めた実験式は次のとおりである。

$$K = -0.087 + 8.91 \frac{C_w}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} C_b}} \quad \frac{L_v}{B} \quad L_v \text{は Run の長さ} \quad 0.024$$

これまでに発表されている推定式との比較を下表に示す。

Table 3. Comparison of form factor estimation formulae.

Name	Formula	Mean of $K_{exp}/K_{cal}$	$\sigma^{**}$ of $K_{exp}-K_{cal}$
Granville	$18.7 (C_b \cdot B/L)^2$	1.107	0.042
Modified Granville	$-0.07 + 25.4 (C_b \cdot B/L)^2$		0.036
Prohaska*	$0.11 + 0.128 \frac{B}{d} - 0.0157 \left( \frac{B}{d} \right) - 3.10 \frac{C_b}{L/B} + 28.4 \left( \frac{C_b}{L/B} \right)^2$	1.083	0.037
Modified Prohaska	$1.728 - 1.512 \frac{B}{d} + 0.2446 \left( \frac{B}{d} \right)^2 + 5.40 \frac{C_b}{L/B} + 13.9 \left( \frac{C_b}{L/B} \right)^2$		0.032
SSPA*	$0.355 - 8.580 \frac{C_b}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}}} + 126.8 \left( \frac{C_b}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}}} \right)^2$	1.009	0.039
Modified SSPA	$-0.884 + 18.00 \frac{C_b}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}}} - 24.6 \left( \frac{C_b}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d}}} \right)^2$		0.038
Sasajima	$\sqrt{\frac{V}{L^3}} \left( 2.2 C_b + \frac{P}{C_b} \right)$	1.036	0.028
Modified Sasajima	$-0.206 + \sqrt{\frac{V}{L^3}} \left( 6.13 C_b + 0.705 \frac{P}{C_b} \right)$		0.022

\*Based on Hughes' basic line, \*\*Standard deviation

### 31. Study on Flow Pattern Around the Stern of Full Ship Form by Use of the Geosims

造船学会論文集 131、昭和47年6月、1972

K.Watanabe、K.Yokoo、T.Fujita and

H.Kitagawa

#### (1) まえがき

船尾の流れが下、或はS型であるような肥大船の抵抗および自航要素のScaling Lawを調査する目的で、船研と三菱長研とが共同研究を行った。

#### (2) 模型船

$L/B = 6.0$ 、 $B/d = 2.76$ 、 $C_B = 0.802$ 、 $C_P = 0.809$ 、 $C_M = 0.990$ の主要目比をもつ船型に対し $L = 9$ 、 $6$ 、 $4 m$ の相似模型を作り、 $9$ 、 $6 m$ のテストを船研で、 $6$ 、 $4 m$ のテストを長崎研で行った。

#### (3) 試験状態

満載、 $6.5\% \Delta_F$  (1%トリム)、 $4.4\% \Delta_F$  (2%トリム)の3状態

#### (4) 試験結果

相似模型試験法で求めた $K$ の値および造波抵抗係数 $C_w$ の値をFig.3に示す。

Full Load および 6.5% Load の場合は  $F_n$  に無関係に  $K$  は一定であるが、4.4% load の場合は  $F_n$  の増加とともに  $K$  は減少している。

6.5% $\Delta_F$  のとき  $B/d = 4.12$

4.4% " 5.96

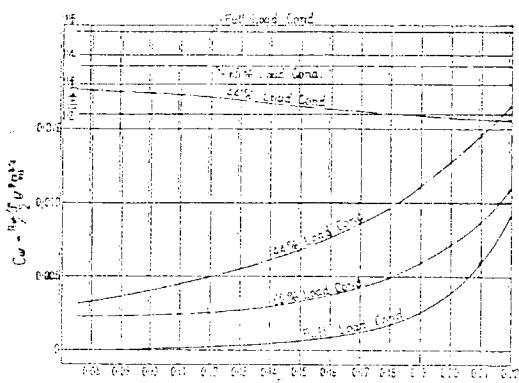


Fig. 3 Analyzed  $C_w$  and  $(1+k)$

### 32. 肥大船のバラスト状態における抵抗とトリムの関係について

造船学会論文集 131号、1972

矢崎敦生、大橋誠三、菅原一美

#### (1) 模型船主要目

M. 1	$6.00 \times 1.00 \times 0.40$	6.5	$.837 \times .841 \times .995 \times -2.57$	Bulbous Bow
M. 2	"	"	$.821 \times .826 \times .995 \times -2.39$	"
M. 3	"	"	$.818 \times .823 \times .995 \times -2.23$	Cylindrical B

#### (2) 試験状態

喫水、トリムを変化させた各の状態、載貨状態はバラスト状態

#### (3) 試験結果（3船型とも殆んど同様）

##### 1) 船体中央部喫水を一定にしてトリムを変化させた場合

40、50、60%排水量状態とも、船尾トリムが大となるにつれてKは大となる。

ラン・アングル  $\alpha_R$ 、船首端の曲率半径  $r$  の増大とともにKは大となるともいえる。

##### 2) 船尾喫水を一定にしてトリムを変化させた場合

Kは殆んど変化していない。

##### 3) 船首喫水を一定にしてトリムを変化させた場合

トリムが増大するにつれてKは大となる。

#### (4) Kを求める図

最終的に試験結果をとりまとめたものを Fig. 18

として示している。排水量が増大するほど、また船尾喫水が増大するほどKは大となっている。

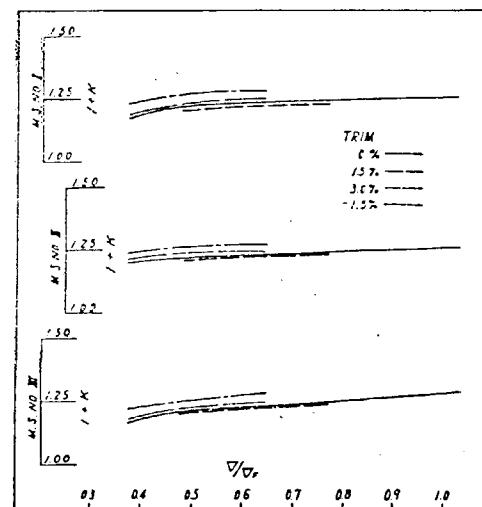


Fig.18 Relation between  $D/D_F$ , trim and form factor

### 33. Form Factor

13 th ITTC Rep. of Performance Com. Appendix 4

A.Gross and K.Watanabe

- (1) Form Factor は通常、低速域の抵抗結果から求められる。
- (2) Form Factor による3次元外挿法の有用性は Geosim 試験及び繰返し(水温変更)抵抗試験によっても確かめられている。
- (3) しかし低速域の試験によるForm Factorの決定法については実験誤差の影響を除去するのが困難である。これを補うために Revised Hughes 法 (10th ITTC)、Prohaska 法 (11th ITTC) 等が提案されている。
- (4) 特殊な船首形状に対しては低速域における  $V^2$ に比例する造波抵抗成分が存在する可能性がある。この場

合には低速域の抵抗試験から Form Factor を決定することはできない。

(5) Form Factor の実験N(船型パラメータによる)は実験上の問題点を補う 1 つの有力な方法である。

これまでに次の諸実験式が提案されている。

Granville、Prohaska、SSPA、日立、笠島、Jborowski、谷口、Scott

(6) 新しい Form Factor の式として次を提案する。

$$K = 0.017 + 20 \frac{C_b}{\left(\frac{L}{B}\right)^2 \sqrt{\frac{B}{d}}}$$

又は簡略式

$$K = 23 \frac{C_b}{\left(\frac{L}{B}\right)^2 \sqrt{\frac{B}{d}}}$$

### 35. 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

造技セ 技報No 2 ( S . 4 9 . 3 )

住吉 弘己

すでに発表されている、多賀野および A . Gross & K . Watanabe の形状影響係数の推定式をもとに、造技セで試験が実施された 344 隻の 1 軸船の抵抗試験結果を整理し、満載状態の形状影響係数の推定式を求めたものである。

$K_1$  = 多賀野の  $K$  の推定式をもとにしたもの

$K_2$  = 多賀野の  $K$  の推定式のうち  $K_p$  をもとにしたもの

$K_3$  = A . Gross & K . Watanabe の推定式をもとにしたもの

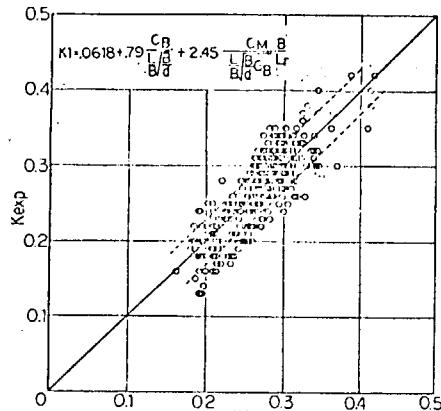


図-2 推定値  $K_1$  と試験結果から求めた形状影響係数の比較

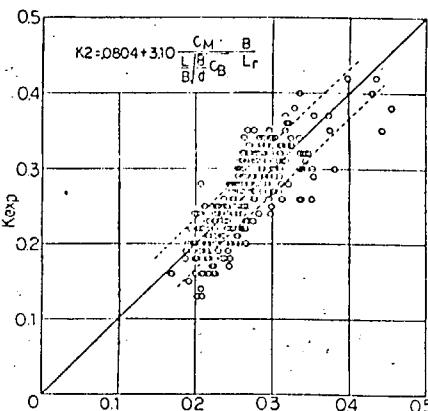


図-3 推定値  $K_2$  と試験結果から求めた形状影響係数の比較

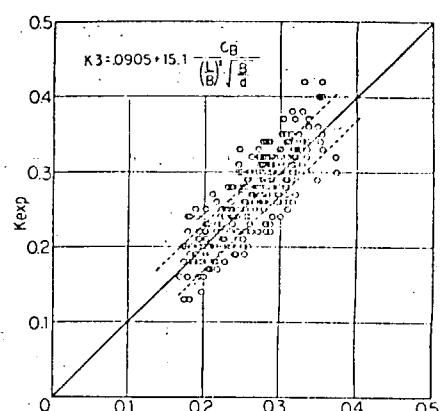


図-4 推定値  $K_3$  と試験結果から求めた形状影響係数の比較

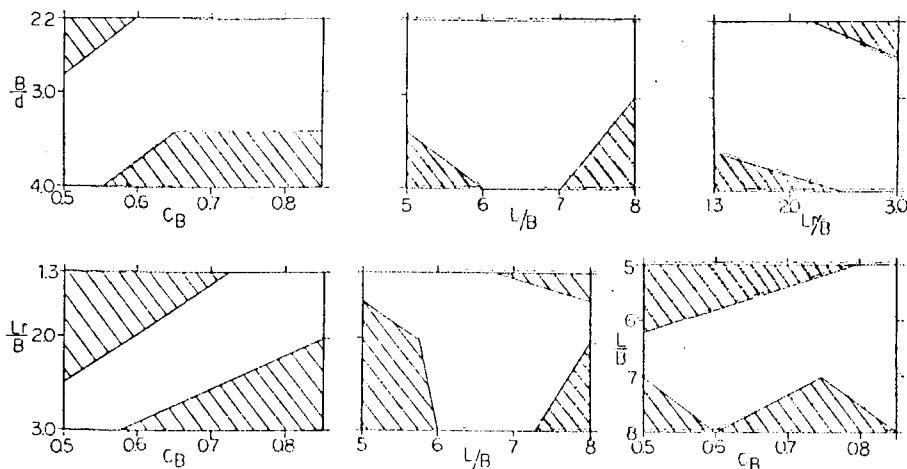


図-7 推定式 [(6)(7)(8)(9) および (10) 式] の使用可能範囲 (斜線部を除く)

### 36. 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

造技セ技報№2 S.5.0.3

大野 勝利

最近の日白水槽における水槽試験資料のうちから、5種を選びその船型要素と抵抗・推進性能の関係について統計的調査を行なったものである。形状影響係数( $K$ )に関しては、船尾肥大度係数( $r$ )との関係を示している。

$$r = \frac{B/L}{1.3(1 - C_B) + 3.1 \ell_{cb}}$$

なお、抵抗に関する資料はすべてシェーンヘルの摩擦抵抗をベースにしてある。

1例として大型タンカーグループ(D.W. 10万トン以上のタンカー、オイル／オアキャリア等177隻)を示す。

•印は自航試験時に不安定現象を示したもの。

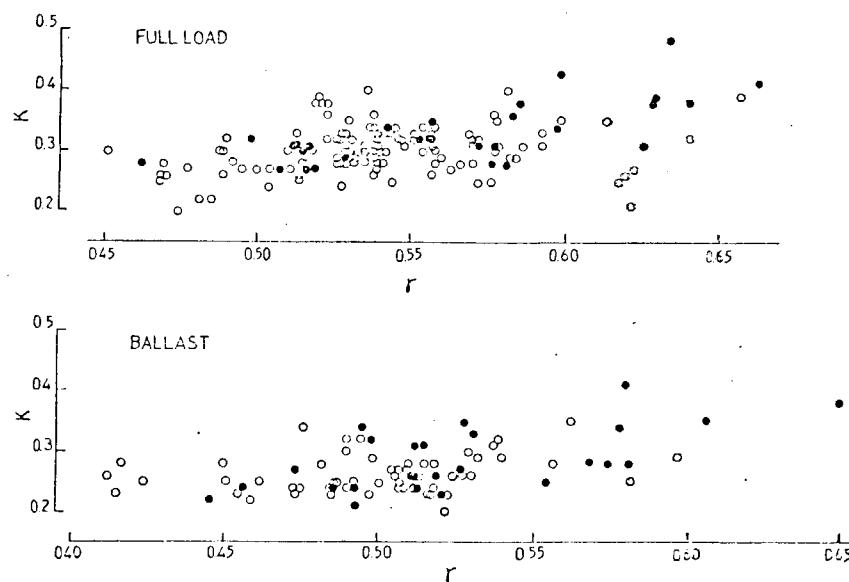


Fig. 4 満載状態およびバラスト状態における  $r$  係数と形状影響係数 ( $K$ ) の関係

37. A Statistical Analysis of Performance Test Results

I.S.P. Feb. 1977

Ir. J. Holtrop

$$1 + K = 0.93 + \left( \frac{T}{L} \right)^{0.22284} \left( \frac{B}{L_R} \right)^{0.92497} (0.95 - C_P)^{-0.521448}$$

$$\times (1 - C_P - 0.0225 \ell_{cb})^{0.6906}$$

$L$  : Waterline Length

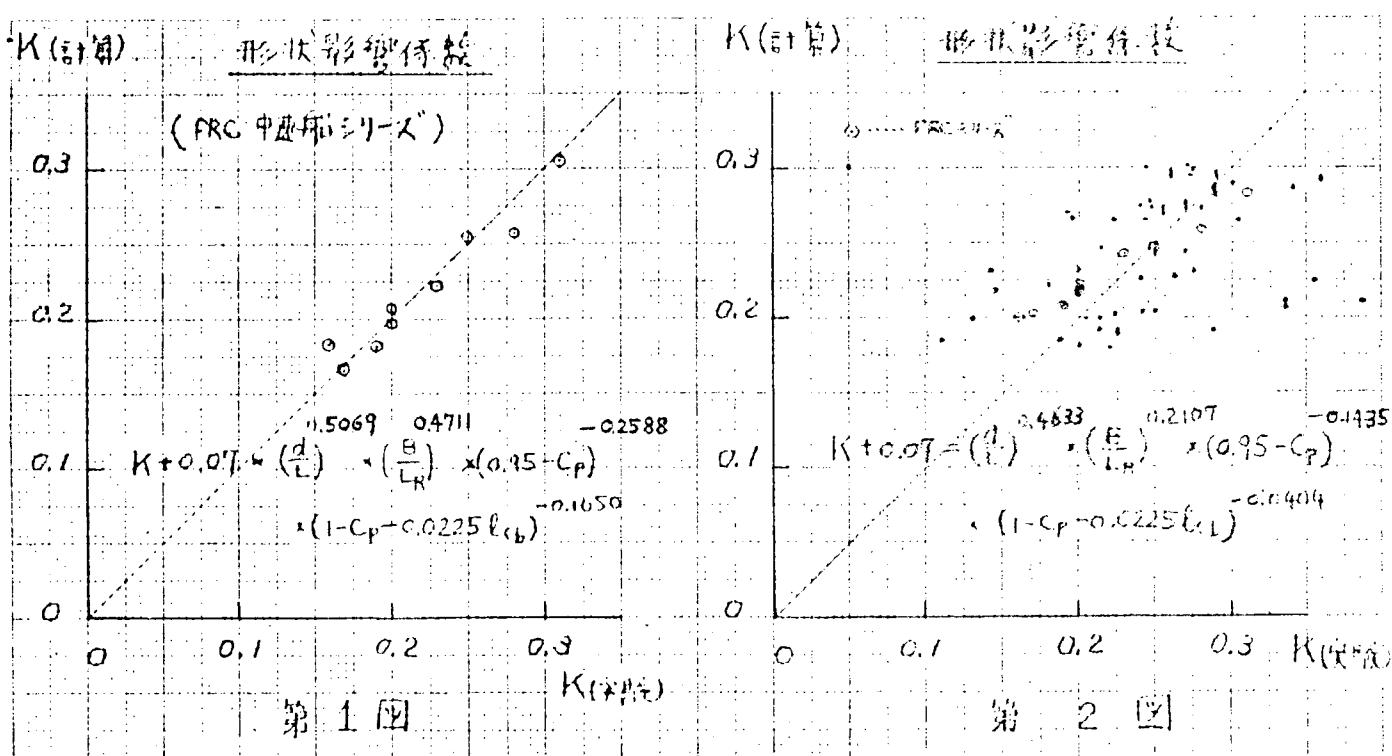
$C_P$  : Based on Waterline Length

$L_R = L \times \{ 1 - C_P - 0.06 C_P \ell_{cb} / (4C_P - 1) \}$

$C_F$  : ITTC 1957 使用

図1 PRCデータ } を用いて再解析を行った。

図2 PRC&日立データ



### 5.3 軽荷状態におけるKの推定法の問題点

#### (1) 問題の所在

現行の3次元外挿法は5.2の(1)式に準拠している。即ち、全抵抗をレイノルズ数の関数である成分とフルード数の関数である成分とに分ける点は、従来の2次元外挿法と変わらないが、粘性抵抗の取扱を改めて合理化し、同時に両成分に対する量的配分を変更することによって、模型試験結果と実船試運転結果とのフルードの相似則による一致をはかったものである。その結果、低速肥大船型の満載状態については、より合理的で、かつ実用上も満足できる精度のPoweringが可能となった。具体的にKの値を決定するには、<sup>(1)</sup>Hughesの方法、<sup>(2)</sup>Prohaskaの方法などが提案されているが、 $F_N \leq 0.1$ の低速域では $C_w = 0$ と仮定し、 $C_T = (1 + K) C_F$ とおいて求めたKの値と大差なく、いずれも満足すべき結果を与えていた。大型油槽船の場合は、満載状態で速力保証がされるので具体的なKの決定が比較的容易なことと相俟って、3次元外挿法がほぼ定着したように思われる。

しかしながら大型肥大船においても、この方法をそのままバラスト状態に適用すると、結果として実船抵抗を過小評価することになるのは間違いない事実のようである。換言すれば、模型船の低速抵抗値から、満載状態の場合と同様に決定したKの値を使用すると、模型試験結果と実船試運転結果とを合わせる目的からはKの値を大きくとり過ぎたことになるわけで、結果的に $F_N \lesssim 0.1$ の低速域においても、なお若干の $C_w$ を残さなければならないことになる。この認識は、(1)式に基づいて相似模型船群の抵抗試験結果を解析した模型実験の結果と一致する。更に、最近の船首バルブを有する船型の場合には、水面近くを走行するバルブの造波のために低速抵抗曲線が特異な形状を呈するので、図上で簡単にKの値を決定することが困難になり、またHughesやProhaskaの簡便な計算法を適用することができなくなる。(1)式を前提とする以上は、文献(3)に示されたように相似模型群によるのが最も確実なKの決定法と思われるが、試験に要する費用と時間の大きいこと、試験の困難さなどを想い合わせると、日常試験に適用することはできない。このように、満載状態における成果を通じて、バラスト状態の場合にも3次元外挿法を適用する方が合理的であることは理解されているが、実用的なKの値を決定することの困難さが、全面的に3次元外挿法を採用することの障害になっているものと云えよう。

コンテナ船、RoRo船などの高速貨物船については、模型船と実船の双方について数値的に検証された例は少ないが、基本的な問題は肥大船バラスト状態の場合と変わらないものと考えられる。特に実船実績として検証される試運転状態において、SR138或はSR171で低速抵抗値から得た $K \gtrsim 0.3$ という値は、Poweringの手法のKの値としては考え難いことである。本研究部会の初年度に実施したアンケート調査の結果を見ても、3次元外挿法を採用している造船所が皆無となっているのは、上述の結果の具体的な現われであろう。

#### (2) 考察

Poweringの方法は、船種船型或は載貨状態の如何を問わず、すべての場合に適用できる普遍的合理的方法であることが望ましいのは云うまでもない。船体抵抗を構成する各成分が定性的にも定量的にも完全に解明されれば、当然この普遍的方法が見出されるはずで、それが終極の目標であることは勿論である。しかしながら実用上の方法としては、現在なお所謂2次元外挿法から漸く3次元外挿法に進みかけた段階にすぎない。各抵抗成分の精密化は、重要な学問上の課題ではあるが、当面するPoweringという実用目的からは物理的に見た合理性と、精度と簡便さから見た実用性との両面から、なお暫くは(1)式が限界のように思われる。2次元外挿法から3次元外挿法への推移は、模型船と実船との相関関係を妥当化することが重要な目的であるから、(1)式を適用するに当って注意すべきことは、2次元外挿法より理論的に一步進めたものであるとは云うものの、(1)式もまだ近似的な工学的方法に過ぎないということである。また $C_w$ についても同様である。(1)式における $C_w$ は、2次元外挿法における剩余抵抗と区別するために、便宜的に主成分と思われる造波抵抗で代表させているが、実際には全抵抗から $(1 + K) C_F$ を引去った残り、

即ち剩余抵抗的なものとして考えるのが適当であろう。大型肥大船のバラスト状態において実験可能な最低速域においてもなお  $C_w = 0$  になりきれることは、その実験的裏付であると考えられ、満載状態に於てのみ剩余抵抗的な  $C_w$  を実用上無視できるものと考える方が妥当であろう。

以上の観点から(1)式における  $K$  の推定法を考えると、初期計画の段階など船型要素のみから  $K$  を推定する場合には、軽荷状態には特有の資料整理の困難さの問題（後記）が別に存在するが、それ以前の基本的な問題として、一応の成果を得ている肥大船満載状態の場合も含めて、 $K$  の定義（何をもって  $K$  とするか、どうして求めるか）をあらためて見直す必要がある。要するに問題の中心は、全抵抗  $C_T$  をレイノルズ数成分とフルード数成分とに如何に配分するかにあり、またそれらに対して物理量としてどこまで裏付ができるかにある。

### (3) まとめ

以上の考察のもとに Powering の手法としての  $K$ （特に軽貨状態）の推定をする上で問題点をまとめると次のようなことと思われる。

#### a) 資料整理の問題

基本計画における初期 Powering などのように、船型要素のみから  $K$  を推定する場合には、既存の模型船・実船の資料が十分に利用できる形で整理されていなければならない。満載状態の場合には、方形肥瘦係数  $C_B$ 、長さ幅比  $L/B$  など基本的船型要素だけを基にしても、資料はある程度のまとまりを見せるものであるが、軽荷状態の場合は、排水量およびトリムが千差万別である上に、船首尾形状やフレームライン形状等の影響が顕著に現われるので、少数の基本的要素だけに基づく解析では有効な資料整理が困難である。即ち球状船首の形状のような微視的要素もとり入れる必要があって基本変数が多くなり、しかもこれらの変数の適確な量的表示がきわめて難かしいことが最大の難点である。

#### b) $K$ の定義の問題

更に基本的な問題として、(1)式に適用して有効な  $K$  の定義（何をもって  $K$  とするか、どうして求めるか）を確定して、均質の  $K$  の値を定めることが先行する。模型船の低速抵抗値から  $C_w = 0$  と仮定して求めた  $K$  の値は、肥大船の満載状態以外の場合は量的に問題があると思われ、実験解析の難かしさも考え合わせて、現行の方法が最善のものとは思われない。一応の成果を得ている肥大船満載状態の場合も含めて、 $K$  の定義を見直す必要がある。

#### c) 実船との相関の問題

前項に述べたように、(1)式に適用して有効な  $K$  の値を検証するには、模型船と実船との相関関係が妥当か否かによって判断されなければならないが、高速肥瘦型船については 3 次元外挿法で解析された実船資料が少ない。特に資料の整理・解析がしやすい満載状態については、模型船と厳密に対比して検証ができる実船試運転成績の得られないことが、大型油槽船と同等の論議をし難くしている一つの理由である。また軽荷状態については、前述のアンケート調査の結果が示すようにすべての造船所が未だ 2 次元外挿法によっているが、それは剩余抵抗  $C_R$  を用いて外挿して大過がないということの証左と見られる。 $C_R$  によるということは摩擦抵抗に対して  $K = 0$  ということであるから、それで大過がないということは、たとえ  $K$  を入れるにしてもその値はごく小さいであろうということである。その値が試運転実績による  $\Delta C_F$  のばらつきの幅と同等なものになって来ると、数値的な検証はかなり難かしくなる懼れも感ぜられる。いずれにせよ、従来の方法で求められた  $K$  の値を何等かの方法で整理し、2 次元外挿法による結果とも対比しつつ、模型船と実船との相関を検証してゆくことが必要であろう。

## 参考文献

- (1) Hughes : The influence of form and scale on model and ship resistance.

Proc. of 10 th ITTC (1963, London)

- (2) Prohaska : A simple method for the evaluation of the form factor and the low speed wave resistance. Proc. of 11th ITTC(1966, Tokyo)
- (3) 谷口：造船学会造波抵抗シンポジウム（昭40.6）或は造船学会誌No436、P17~18（昭40.11）

#### 5.4 統計解析による方法

##### (1) 既存の推定式による方法

5.2の推定法の現状と関連文献に掲載してある多くの推定式の中からいくつかを使用して計算したものと、日本造船技術センターで実施した水槽試験結果より求められた形状影響係数(K)とを満載状態( $\nabla/\nabla_F \geq 0.80$ )及びバラスト状態( $\nabla/\nabla_F < 0.80$ )とに分けて比較してみた。この計算に使用したModelは54隻148状態で、 $\nabla/\nabla_F \geq 0.8$ が87状態、 $\nabla/\nabla_F < 0.8$ が61状態である。これらの $C_B$ 、 $L/B$ 、 $B/d$ の分布図をFig. 5.4.1 ~ 5.4.3に示す。計算に使用した船の長さは $L_{PP}$ で $\ell_{cb}$ は船体中央より前を-、後を+とした。

ここに採用した推定式を以下に示す。（シェンヘルベース）

##### 1) Gross and Watanabe

$$K = 0.017 + 20 \frac{C_B}{\left(\frac{L}{B}\right)^2 \sqrt{\frac{B}{d}}}$$

##### 2) 多賀野（瘦型船 $C_B = 0.55 \sim 0.75$ 未満対象）

$$K = \frac{1.55 C_M}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} \cdot C_B}}$$

##### 3) 日立造船データ+PRCデータを解析して求めた式

$$K = \left(\frac{d}{L}\right)^{0.4633} \times \left(\frac{B}{L_R}\right)^{0.2107} \times (0.95 - C_P)^{-0.1435} \\ \times (1 - C_P - 0.0225 \ell_{cb})^{-0.0404} - 0.07 \\ L_R = L \times \{ 1 - C_P + 0.06 C_P \times \ell_{cb} / (4 C_P - 1) \}$$

##### 4) 住吉

$$K = 0.0905 + 15.1 \frac{C_B}{\left(\frac{L}{B}\right)^2 \sqrt{\frac{B}{d}}}$$

##### 5) 笹島

$$K = \sqrt{\frac{\nabla}{L^3}} \left( 2.2 C_B + \frac{P}{C_B} \right)$$

$$P = 3.89r - 10.11r^2 - 1.29r^3 + 38.5r^4$$

$$r = \frac{B/L}{1.3(1-C_B) - 0.031 \times \ell_{cb}}$$

各種の式を用いて計算したKの値と実験値との比較を横軸に計算値、縦軸に実験値を示す。Fig. 5.4.4～5.4.8は満載状態( $\nabla/\nabla_F \geq 0.80$ )、Fig. 5.4.9～5.4.13及びFig. 5.4.14～5.4.18はバラスト状態( $\nabla/\nabla_F < 0.80$ )に対するものである。ただしバラスト状態においては、前のグループはトリムを3種に分けたもので後のものはCVPを3種に分けたものである。図中 $K_1$ 、 $K_2$ 、 $K_3$ 、 $K_5$ 、 $K_6$ はそれぞれの式で求めたKを示す。

## (2) 船尾断面形状による検討(バラスト状態)

次にバラスト状態の形状影響係数に船尾形状がどのような影響を与えるかを船尾U、V度により調査してみた。Table 5.4.1に水槽試験結果13隻18状態の計算結果を示す。Table中G/a、S/AはS・S・No1及び $1\frac{1}{2}$ における横断面のGは図心、aは喫水、Sは横断面積、Aは喫水(a)×幅(b)である。G/a～S/Aの関係をFig. 5.4.19に示す。図中実線は横断面を図のような幾何学的图形にしたときの値を示す。また△はS・S・No1 $1\frac{1}{2}$ 、○はS・S・No1の断面の値である。

Fig. 5.4.20、5.4.21はS・S・No1および $1\frac{1}{2}$ におけるS/AとKの関係を示し○印は実験値を、△印はGross and Watanabe、□印は多賀野の式で計算したものと示した。

Fig. 5.4.22、5.4.23はS・S・No1および $1\frac{1}{2}$ におけるG/aとKの関係を示したもので、○印は実験値を、△印はGross and Watanabe、□印は多賀野の式で計算したものと示した。

以上の解析結果より満載状態( $\nabla/\nabla_F \geq 0.80$ )においては、Fig. 5.4.4～5.4.8に示すようにおおむね妥当な値である。

バラスト状態( $\nabla/\nabla_F < 0.80$ )では、いずれの推定値も合っていない。Fig. 5.4.9～5.4.13に示すトリム別の分類ではトリムの少ない所では比較的実験値に近く、トリムが大きい所で大きくはずれているように見える。またFig. 5.4.14～5.4.18のCVP別の分類では明確な傾向は見出せない。

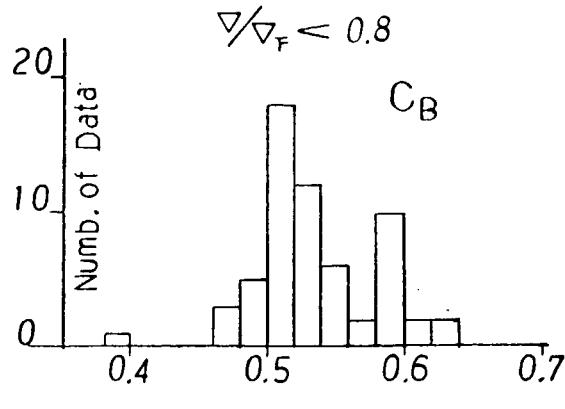
Fig. 5.4.19のG/a～S/Aの関係はS・S・No1及び $1\frac{1}{2}$ とも同じような傾向を示している。またFig. 5.4.20、5.4.21によるS/A～Kの関係をみるとS/Aが大きくなるに従いKの値も大きくなる右上りの傾向を示している。

またFig. 5.4.22、5.4.23のG/a～Kの関係をみると、G/aが大きくなるに従いKの値が小さくなる右下りの傾向を示している。満載状態の推定式で比較的よく合っていたGross and Watanabe及び多賀野の式で求めたものはS/A及びG/aの値に関係なく概略一定の値を示している。これらの傾向を何らかの方法で修正すればある程度Kの実験値に推定値を近づけることができると思われるが今回の調査では修正量を求めるまでには至らなかった。

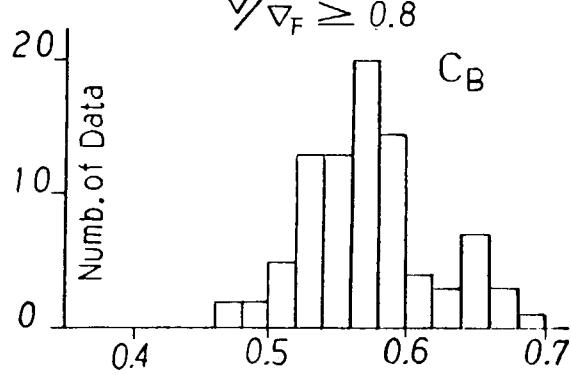
Table 5.4.1 Model Particulars and K Values  
( $V/\gamma F < 0.80$ )

	$C_B$	$C_P$	$C_M$	L/B	B/d	Trim (% of $L_{pp}$ )	$C_V$	* G/a	* S/A	K Values Obtained		
										by TAGANO	by GROSS & WATANABE	by TANK TEST
1	0.513	0.576	0.890	5.68	4.26	0.56	0.731	0.630 0.650	0.490 0.406	0.170	0.176	0.190
2	0.489	0.559	0.875	5.68	4.90	1.22	0.733	0.641 0.652	0.523 0.443	0.167	0.165	0.220
3	0.506	0.530	0.954	6.50	5.15	3.64	0.824	0.596 0.606	0.610 0.538	0.151	0.179	0.270
4	0.590	0.606	0.973	5.80	5.95	2.00	0.873	0.585 0.596	0.686 0.641	0.161	0.184	0.260
5	0.620	0.628	0.987	6.061	3.80	1.00	0.870	0.605 0.626	0.628 0.541	0.174	0.200	0.200
6	0.588	0.600	0.980	6.061	5.57	2.00	0.871	0.599 0.613	0.639 0.583	0.160	0.174	0.230
7	0.515	0.568	0.907	6.58	4.32	0.03	0.785	0.595 0.603	0.635 0.589	0.144	0.132	0.160
8	0.580	0.602	0.964	6.96	3.58	0	0.824	0.611 0.631	0.571 0.462	0.149	0.144	0.200
9	0.551	0.578	0.953	6.96	4.74	0.71	0.843	0.598 0.610	0.613 0.561	0.139	0.128	0.250
10	0.477	0.506	0.942	6.96	4.37	0.71	0.773	0.629 0.658	0.516 0.456	0.153	0.116	0.210
11	0.505	0.537	0.940	6.40	5.05	1.00	0.818	0.604 0.609	0.605 0.571	0.154	0.135	0.200
12	0.587	0.613	0.957	7.05	5.23	2.15	0.877	0.569 0.588	0.697 0.624	0.142	0.139	0.240
13	0.516	0.547	0.944	6.83	4.27	0.52	0.853	0.581 0.581	0.662 0.645	0.150	0.128	0.320
14	0.506	0.541	0.935	6.83	4.98	1.49	0.848	0.581 0.581	0.662 0.645	0.150	0.126	0.340
15	0.511	0.544	0.940	6.83	4.59	1.00	0.849	0.581 0.581	0.662 0.645	0.150	0.127	0.300
16	0.501	0.530	0.946	6.50	4.40	1.00	0.836	0.605 0.627	0.629 0.557	0.162	0.138	0.240
17	0.521	0.543	0.959	6.475	4.55	1.00	0.840	0.612 0.603	0.612 0.596	0.160	0.142	0.190
18	0.501	0.527	0.949	6.494	5.133	2.00	0.861	0.594 0.608	0.633 0.582	0.163	0.138	0.310

\* Figures of upper column correspond to S.S. No. 1 1/2 and those of lower column to S.S. No. 1.

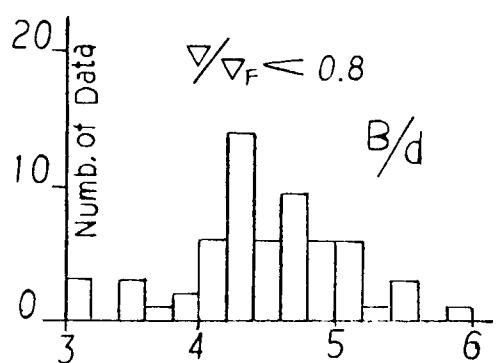
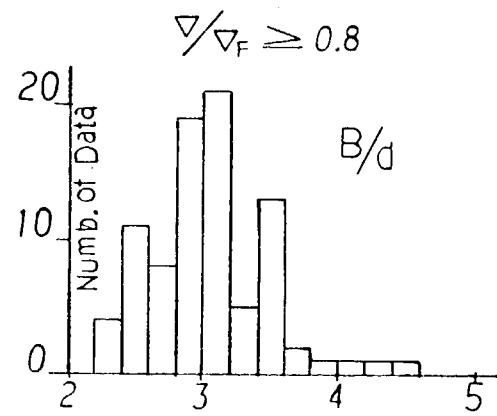


$\nabla/\nabla_F \geq 0.8$



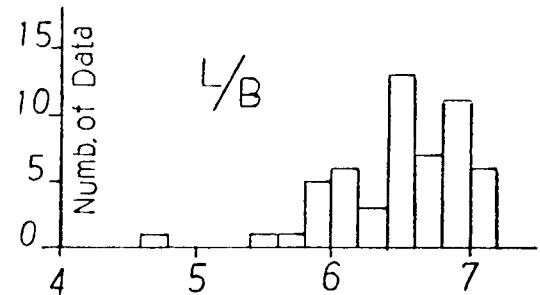
Histograms of  $C_B$

Fig. 5.4.1



Histograms of  $B/d$

Fig. 5.4.3



Histograms of  $L/B$

Fig. 5.4.2

A. GROSS AND K. WATANABE METHOD

TAGANO METHOD

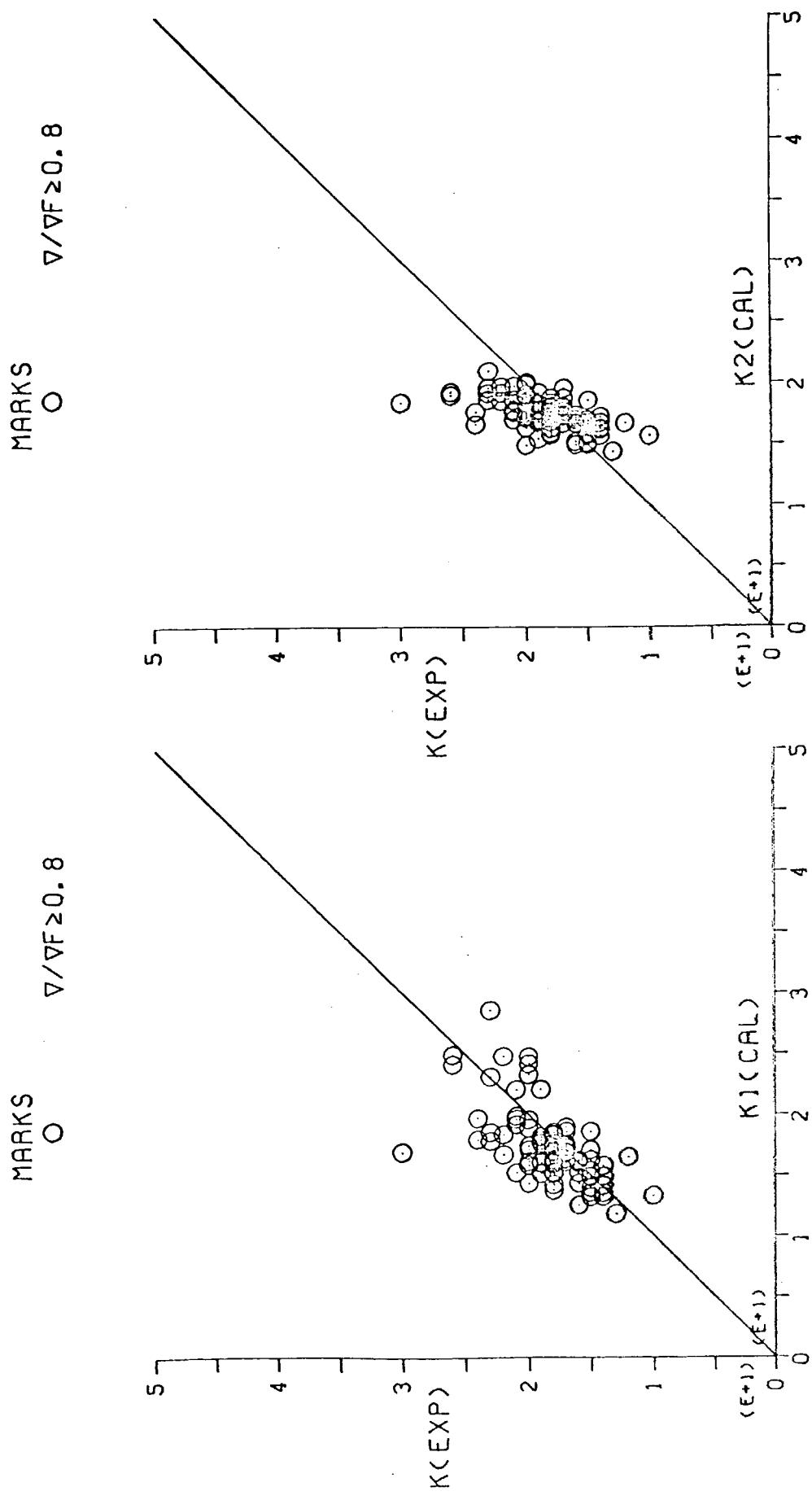


Fig. 5.4.4

Fig. 5.4.5

HITACHI - DATA AND PRC PROC. METHOD

MARKS  
O  $\nabla/\nabla F \geq 0.8$

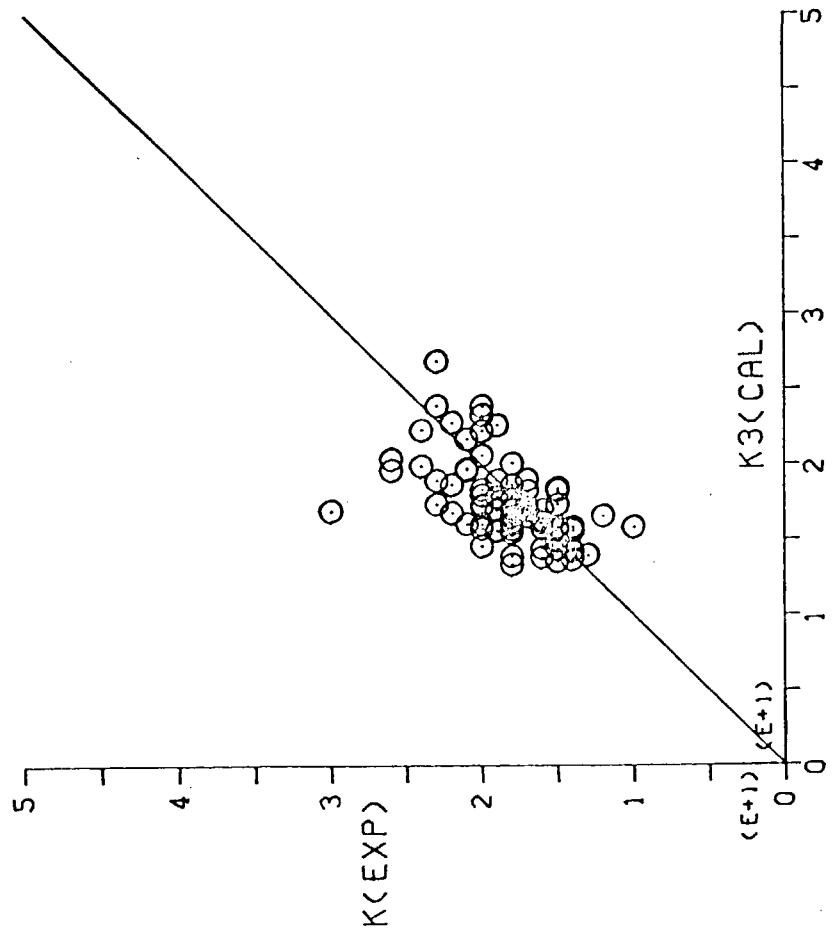


Fig. 5.4.6

SUMIYOSHI METHOD

MARKS  
O  $\nabla/\nabla F \geq 0.8$

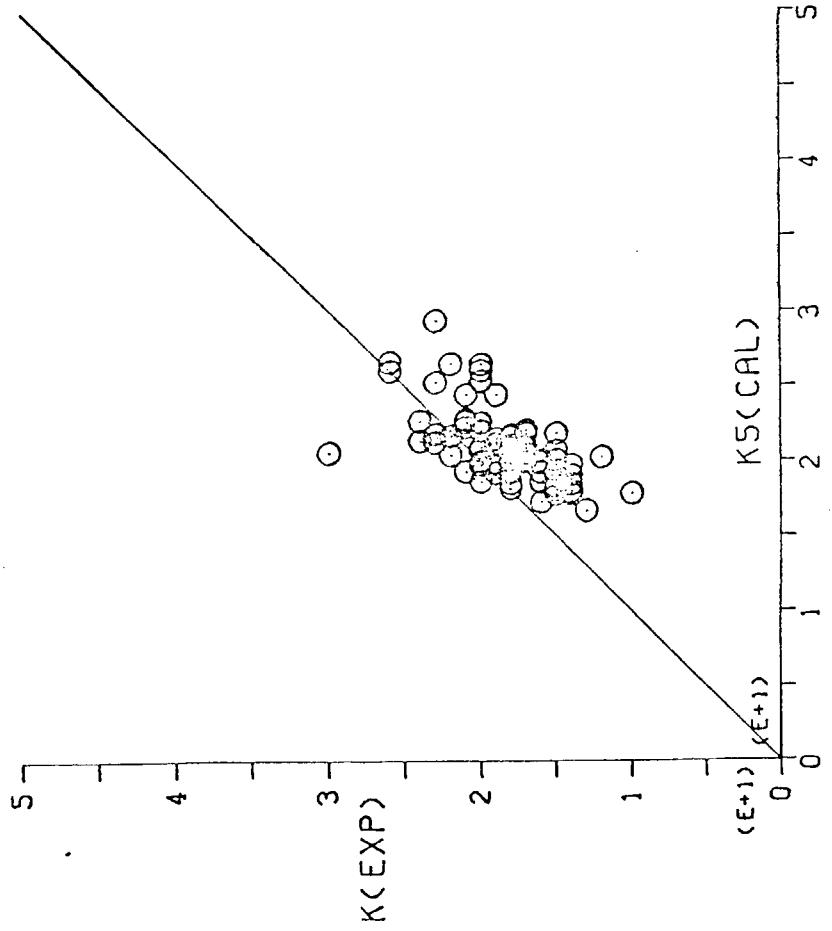


Fig. 5.4.7

SASAJIMA METHOD

A. CROSS AND K. WATANABE METHOD

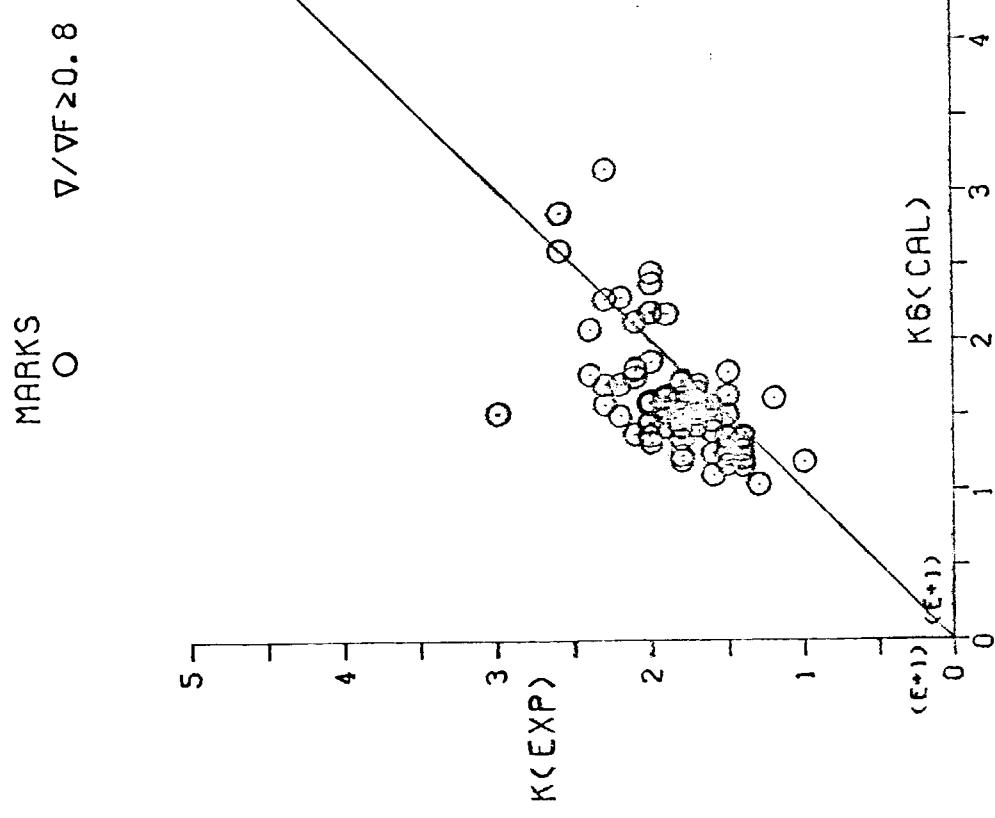


Fig. 5.4.8

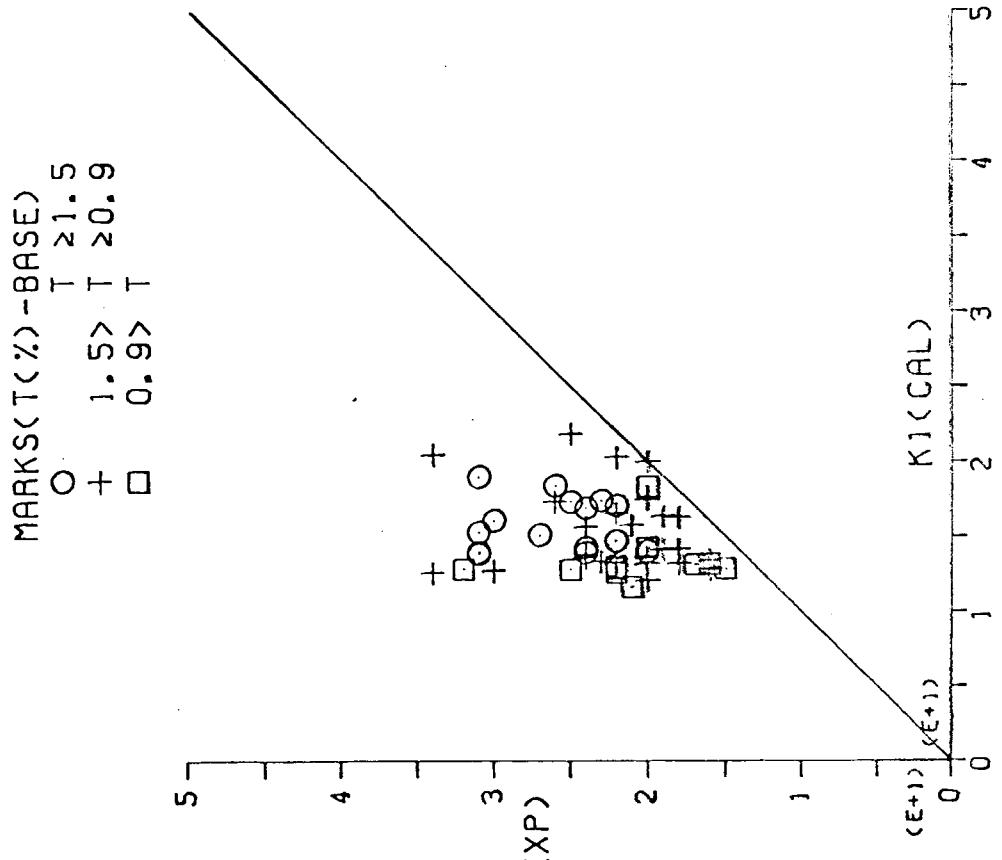
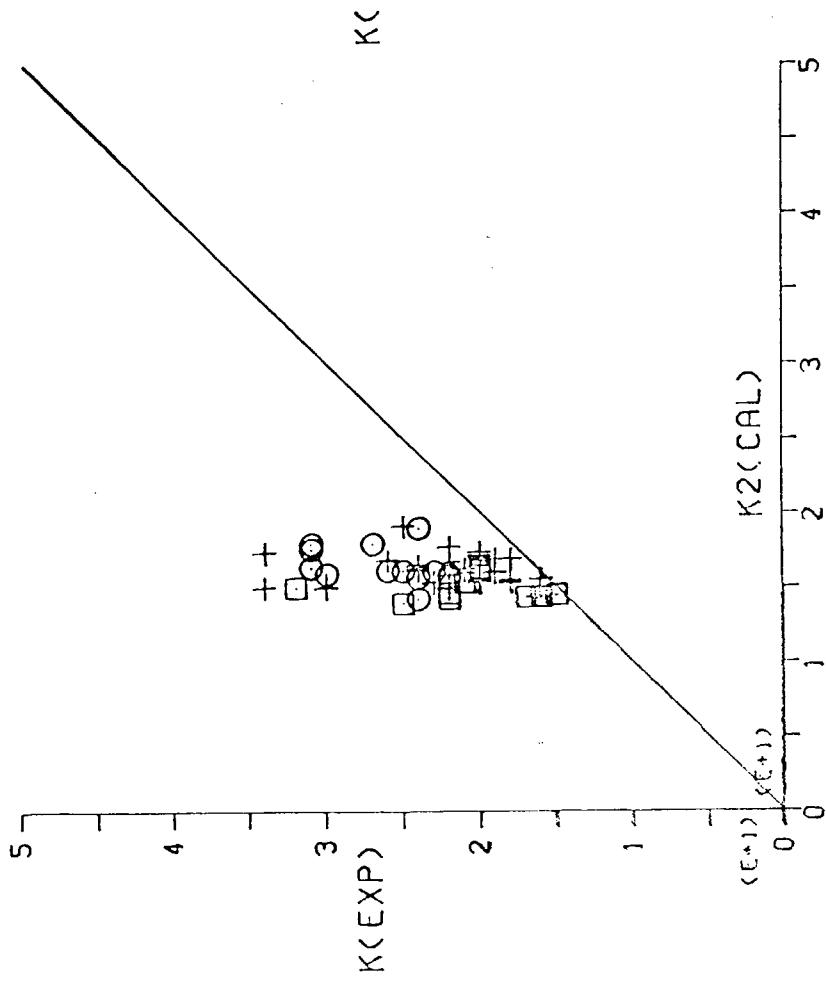


Fig. 5.4.9

### TAGANO METHOD

MARKS( $T(\%)$ -BASE)  
 O  $T \geq 1.5$   
 +  $1.5 > T \geq 0.9$   
 □  $0.9 > T$



### SUMIYOSHI METHOD

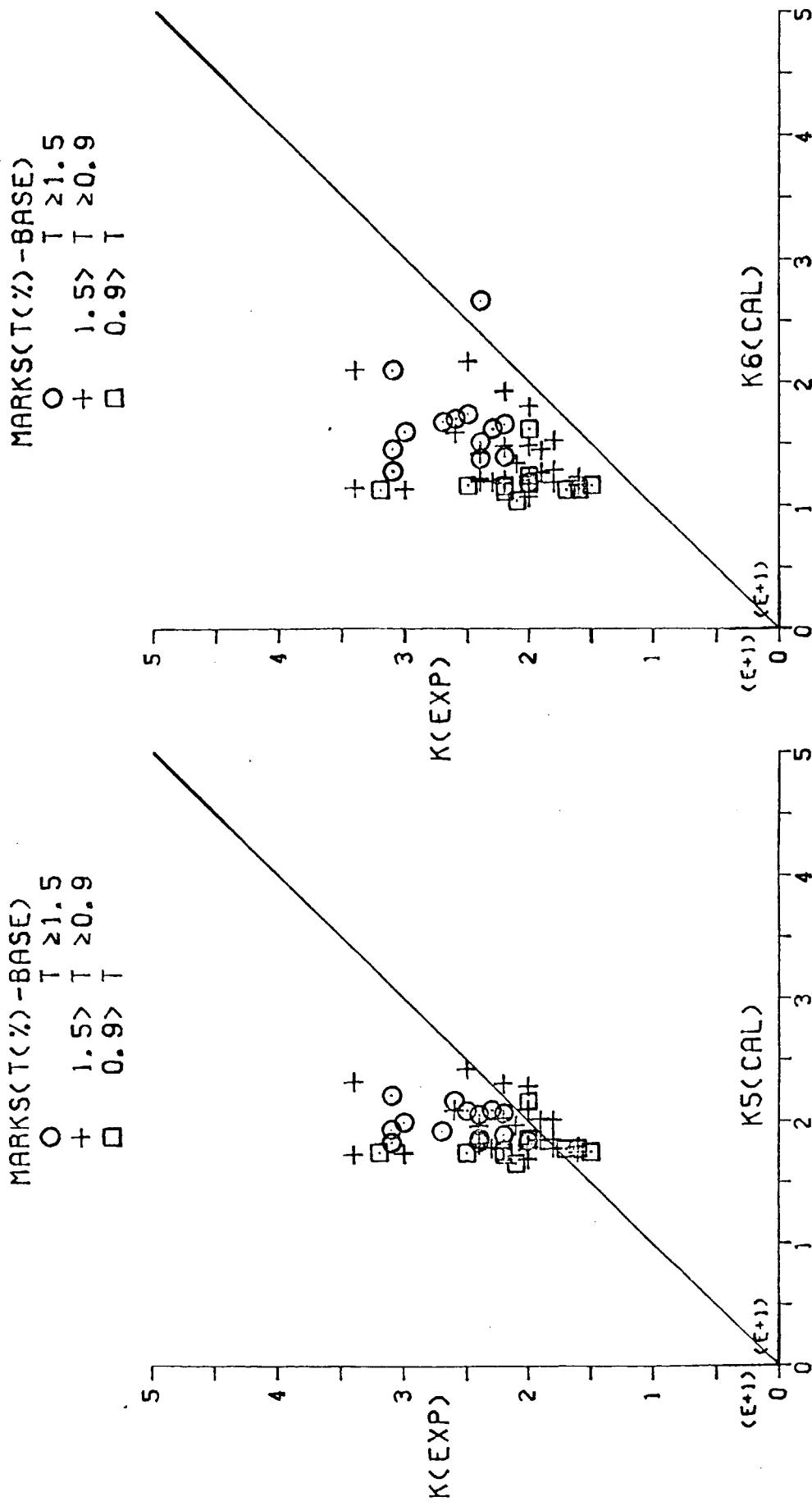


Fig. 5.4.12

### SASAJIMA METHOD

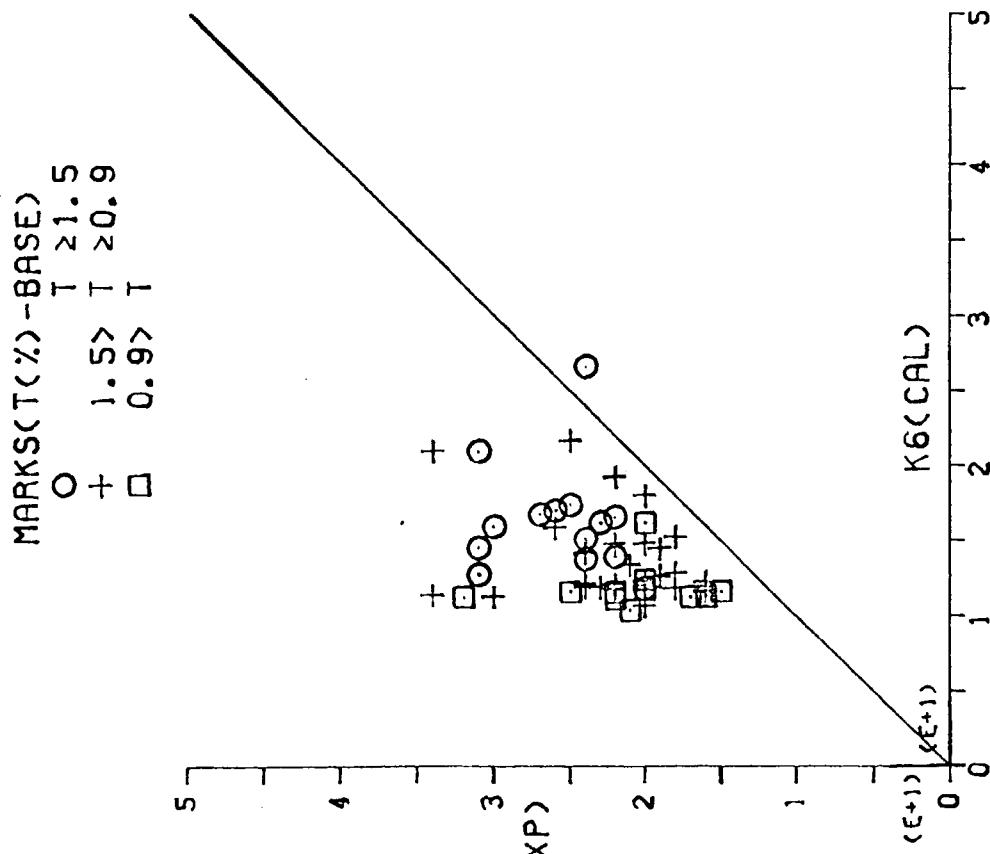
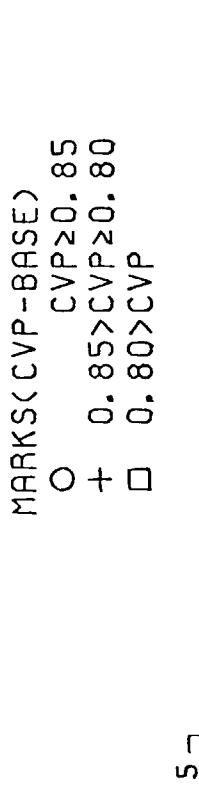


Fig. 5.4.13

A. GROSS AND K. WATANABE METHOD



TAGANO METHOD

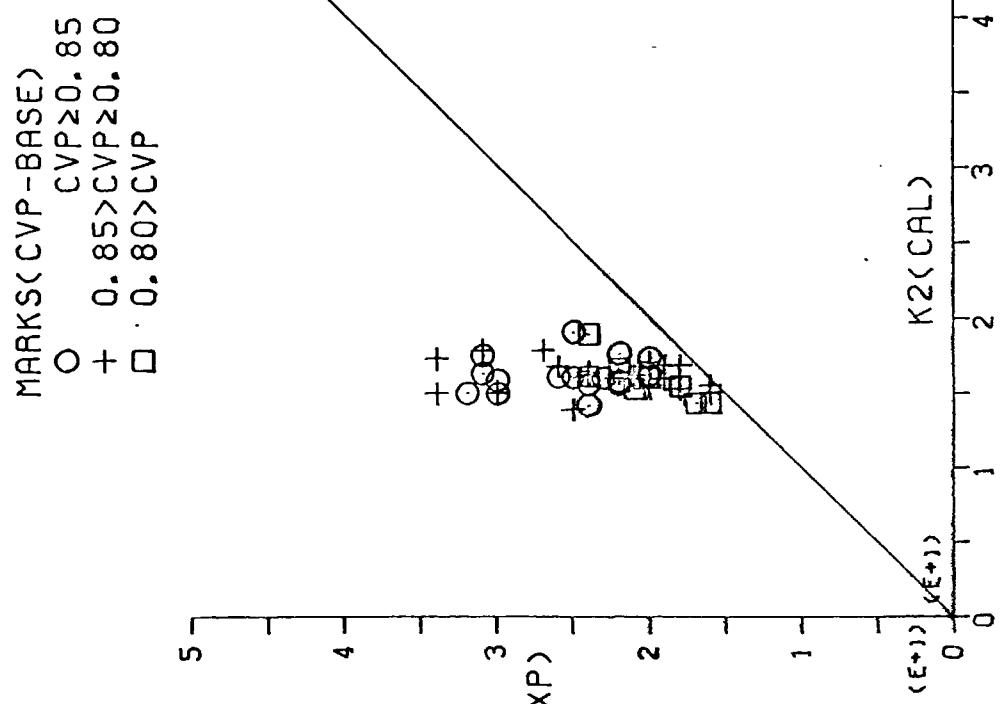
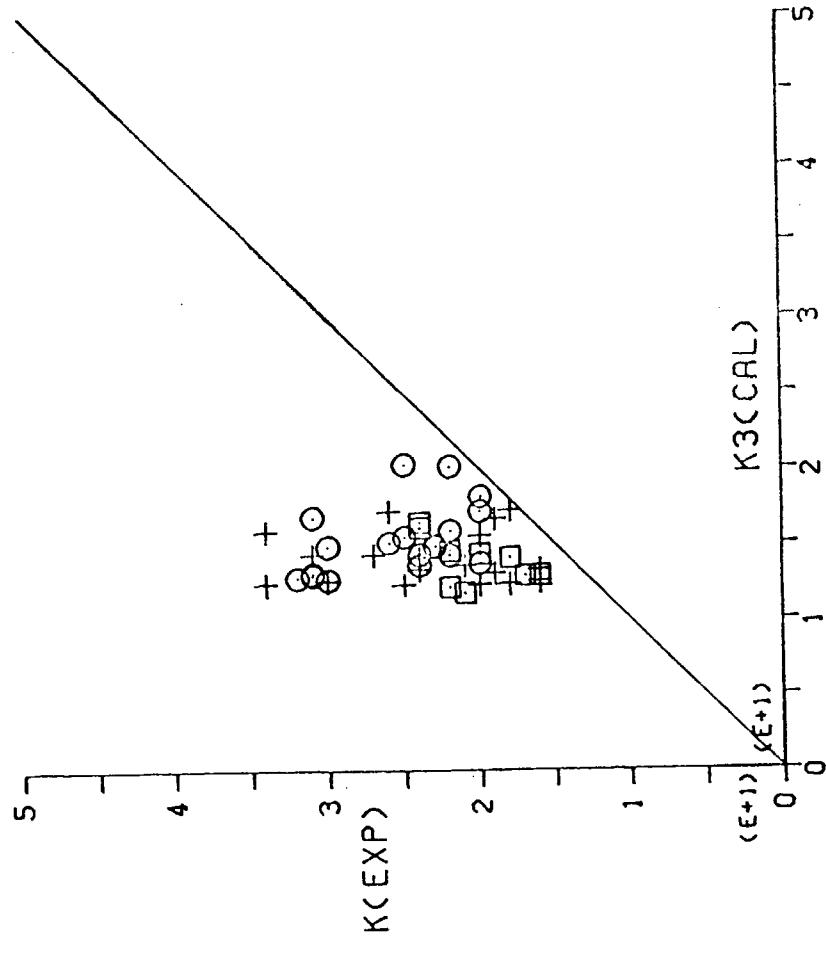


Fig. 5.4.14

Fig. 5.4.15

### HITACHI-DATA AND PRC PROC. METHOD

MARKS(CVP-BASE)  
 ○ CVP≥0. 85  
 + 0. 85>CVP≥0. 80  
 □ 0. 80>CVP



- 120 -

### SUMIYOSHI METHOD

MARKS(CVP-BASE)  
 ○ CVP≥0. 85  
 + 0. 85>CVP≥0. 80  
 □ 0. 80>CVP

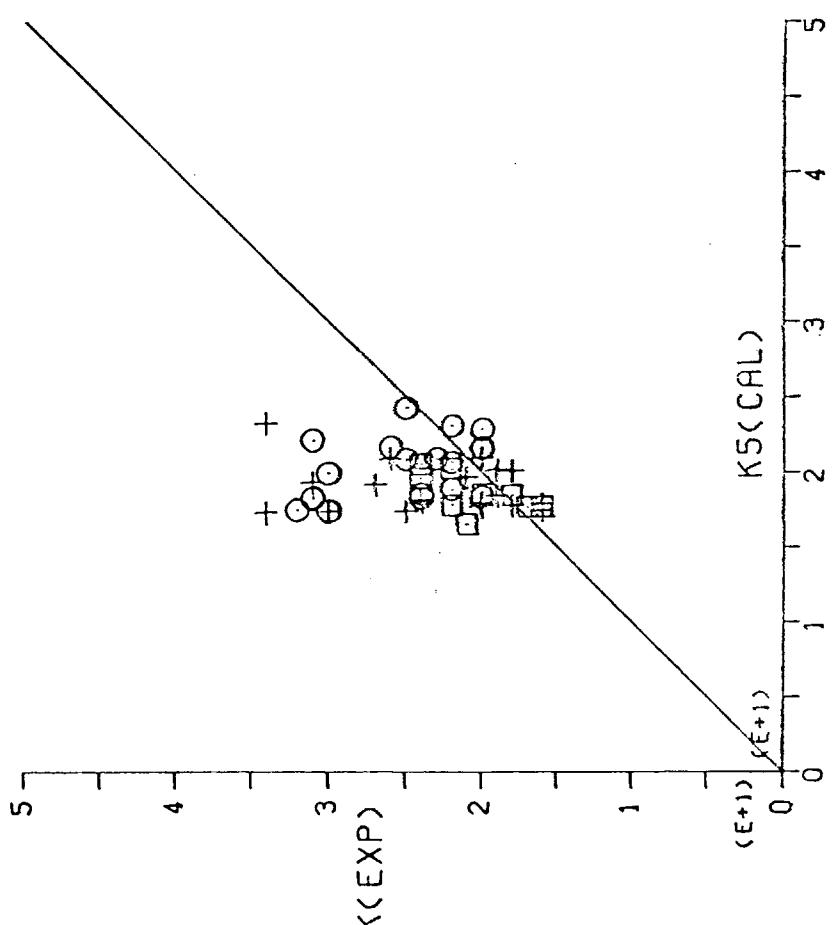


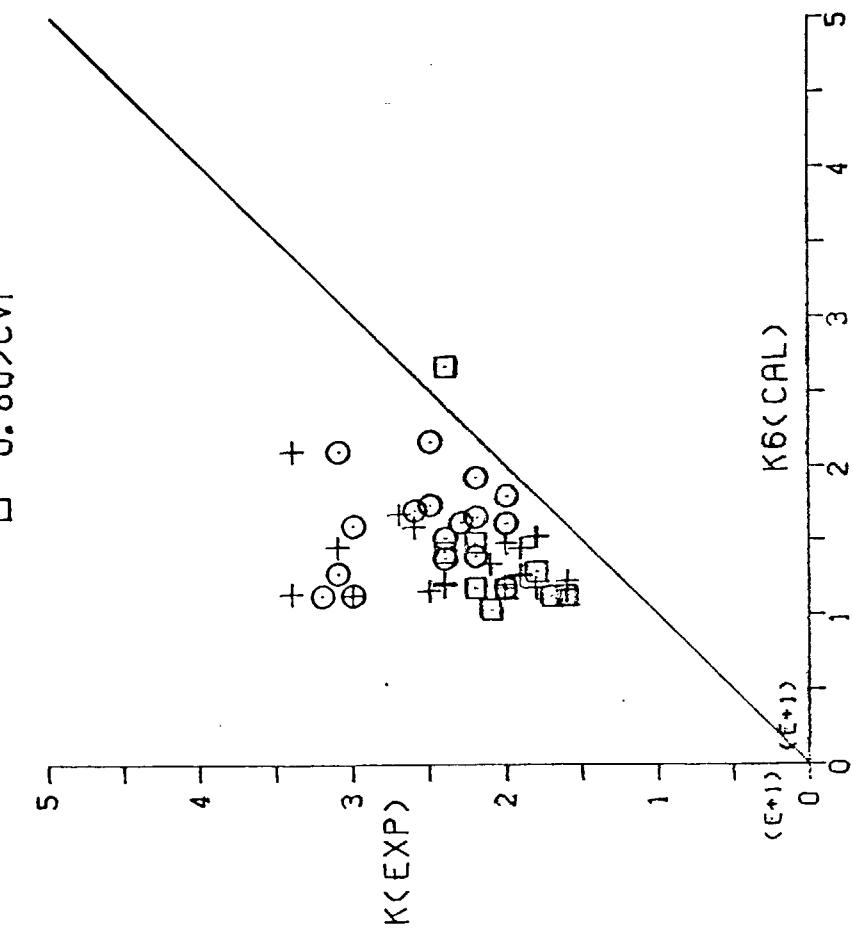
Fig. 5.4.16

Fig. 5.4.17

### SASAJIMA METHOD

MARKS(CVP-BASE)

- $\circ$  CVP  $\geq 0.85$
- $+$   $0.85 > \text{CVP} \geq 0.80$
- $\square$   $0.80 > \text{CVP}$



- 121 -

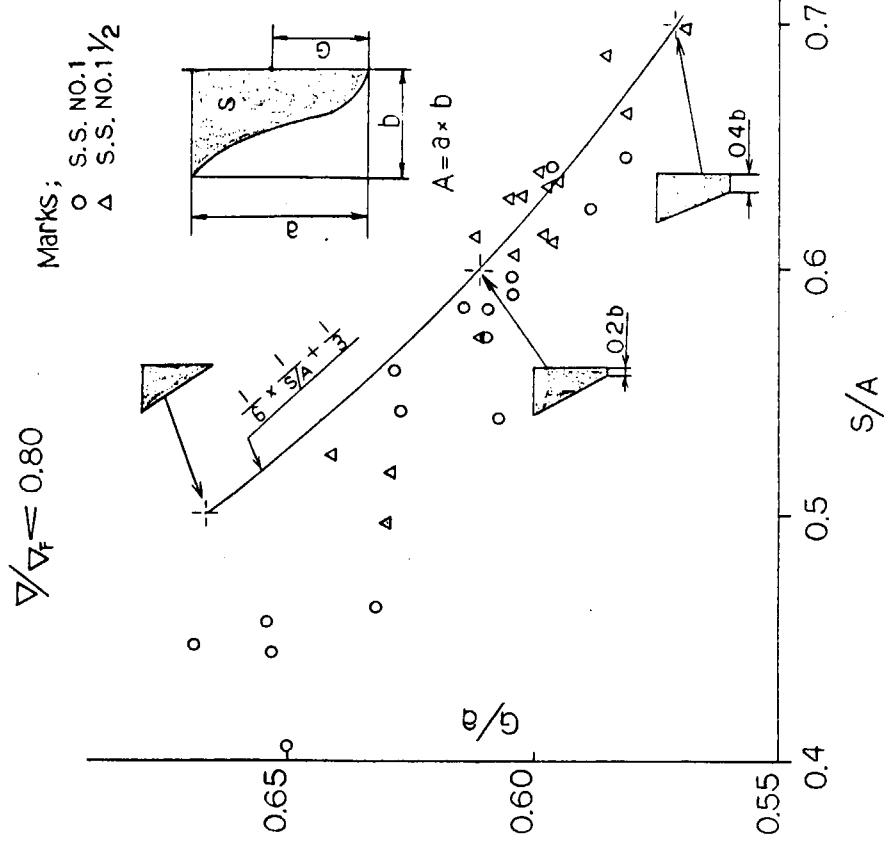


Fig. 5.4.18

Fig. 5.4.19  $S/A \sim S/S$

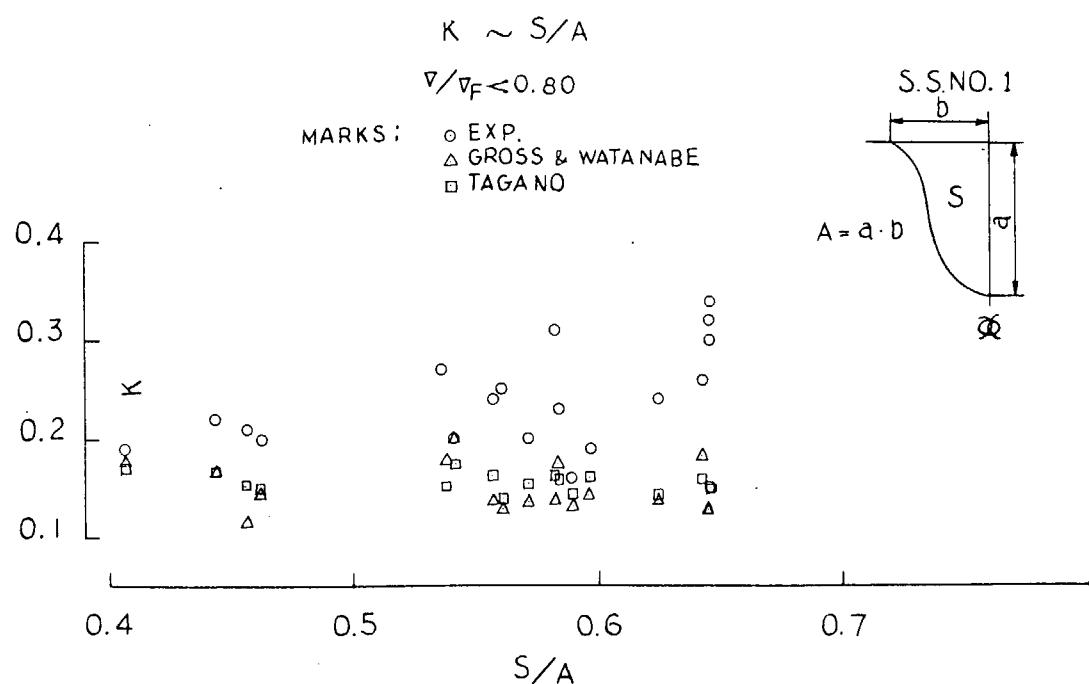


Fig. 5.4.20

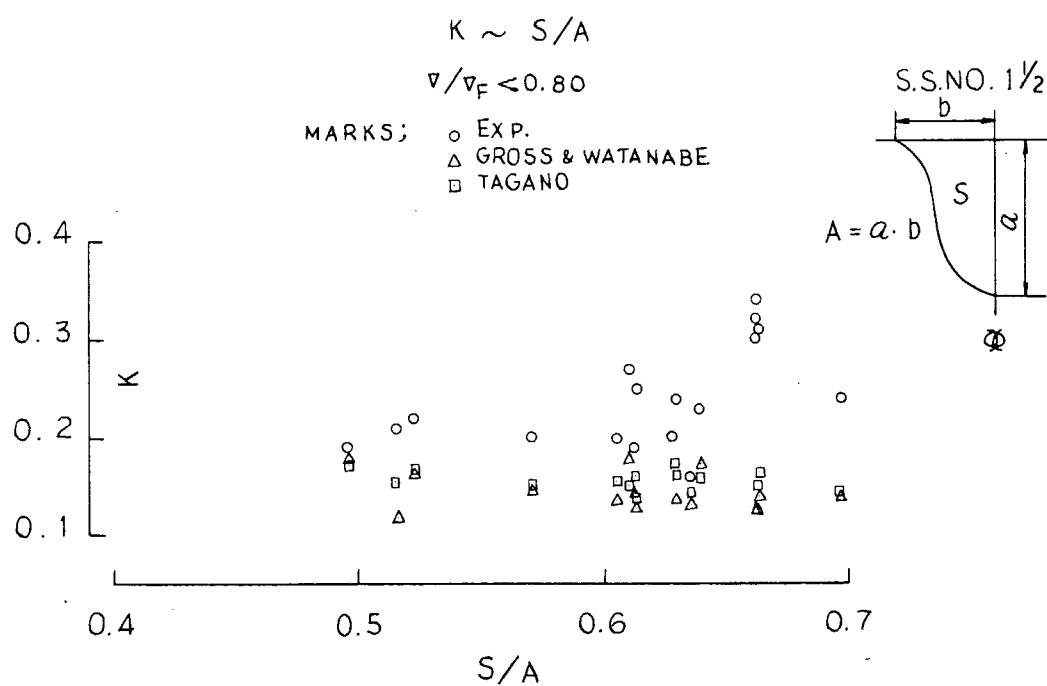


Fig. 5.4.21

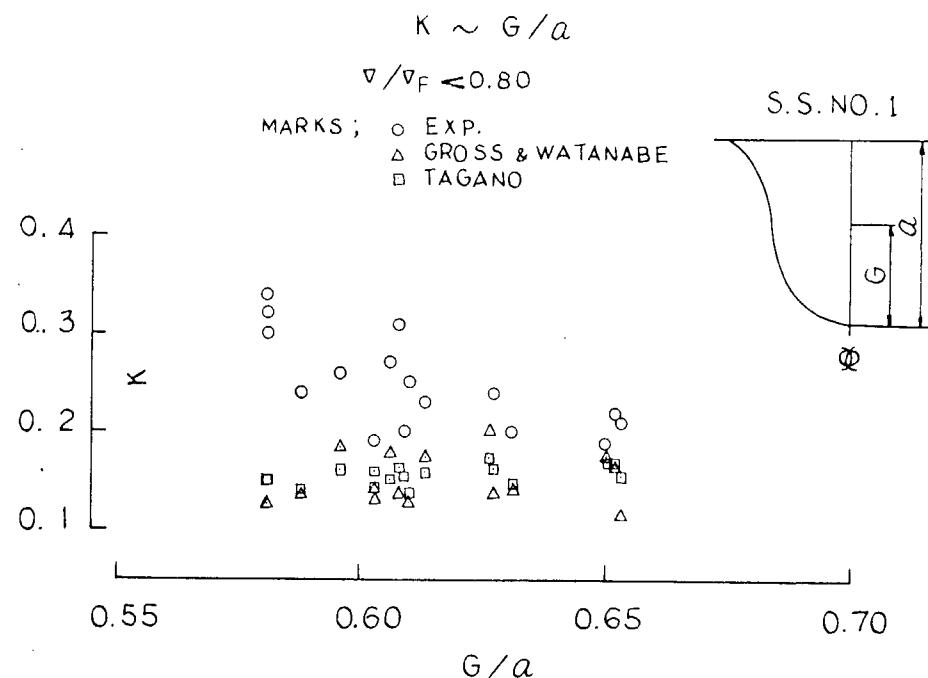


Fig. 5.4.22

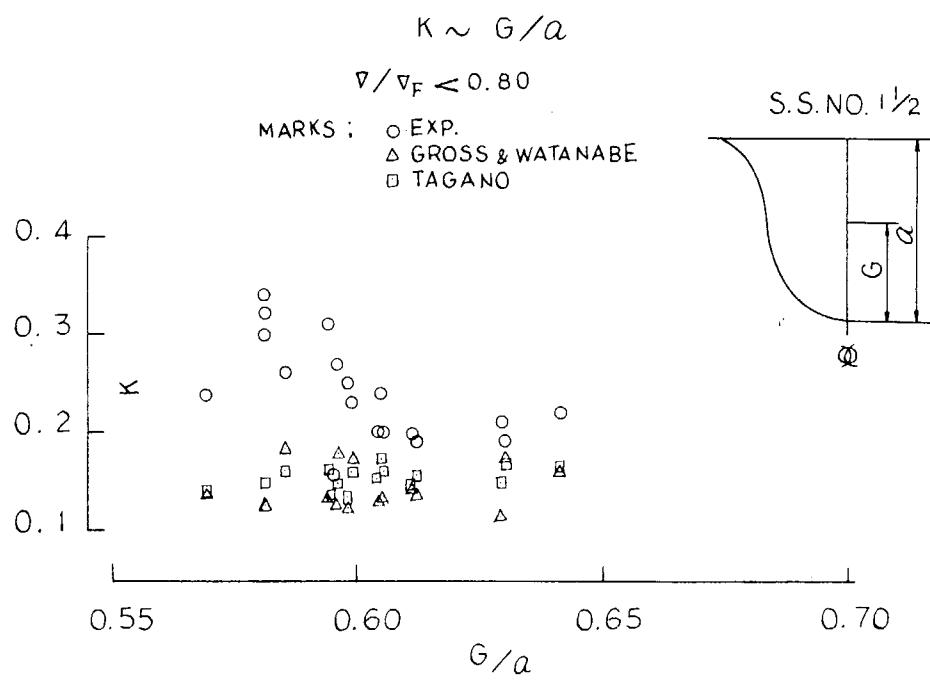


Fig. 5.4.23

## 5.5 造波抵抗理論を利用する方法（造波理論的アプローチ）

### 5.5.1 緒 言

単独の抵抗試験結果から形状影響係数( $K$ )を決定する際、広く実用されている方法には(i)低速接線法(従来法)、(ii)Hughes の方法、(iii)Prohaska の方法、(iv)津田の方法、などがある。これらは、いづれも低フルード数領域における造波抵抗係数( $C_w$ )に関する簡単な表示式を前提としている。すなわち、(i) $C_w = 0$ 、(ii)～(iv) $C_w = A \cdot F_n^m$  ( 単項近似 ) である。(ii)、(iii)では $m$ 固定としているが、(iv)では $m$ を未定として最小自乗法で決定している。)しかるに、バルブ付船型の軽荷状態などでは、全抵抗係数( $C_T$ )に低速で山が現われる場合がしばしば起る。このような場合、上記の方法の適用が困難となる。また、やむをえず、極低速において、(i)の従来法を適用しても、その $K$ 値の精度に対して、常に疑問が残る。SR171B の結果にも同様の事がみられ、その $K$ の決定に端を発して、より信頼できる $K$ の決定法をさぐるために、種々のアプローチを試みることになった。本節では、そのうちの造波抵抗理論的アプローチについて、方法論の概要と計算例の結果について述べる。

考え方の粗筋は、造波抵抗理論を利用して、バルブ効果も入った $C_w$ の表示式をできるだけ簡単な形で求め、それに $(1+K)C_F$ を加えて、 $C_T$ の回帰方程式を設定して、抵抗試験結果の $C_T$ によりよく当てはまるようにこの回帰方程式の未定定数を、最小自乗法で決めるというもので、 $K$ にも未定定数の一つとして決定される。その際、最近の低速造波抵抗理論の成果を活かし、かつ、碎波抵抗成分も包含できる余地を残すために、造波抵抗の基本項に相当する $A \cdot F_n^m$ の項の指数 $m$ も未定定数の一つとして、解に含めることにした。5.5.2節は、バルブ効果が有る場合と無い場合の両方を包括できる形で、議論を開いたが、バルブは単純な球(流力的には二重吹出し)で表わせると考えてバルブの効果を取り扱った。次の5.5.3節では、バルブ付船型の軽荷状態に焦点を絞って、さらに、バルブの取扱を精密化し、バルブ後方のフェアリング部分の効果も考慮できるように、球+回転体(流力的には、二重吹出し+吹出し)でバルブを表わすことによって、精度向上を図ったが、 $C_w$ の基本項の指数 $m$ は、予備調査で判明した最適値 $m=6$ に固定することによって解法を簡易化した。

### 5.5.2 造波抵抗理論に基づく回帰方程式を用いた $K$ の算定法

船首バルブ付船型の造る波系も、船首波と船尾波の2波系から構成されていると考え、それぞれの波系の素成波の振幅関数を $A_F(\theta)$ =バルブ無主船体の船首波振幅関数、 $A_A(\theta)$ =船尾波振幅関数とし、又、バルブ単独の振幅関数を $B(\theta)$ とおくと、バルブが最適位置にあれば、造波抵抗係数 $C_w$ は次式で表わせる。

$$C_w \propto \int_0^{\pi/2} \left[ \left\{ \frac{A_F(\theta)}{L} - \frac{B(\theta)}{L} \right\}^2 + \left\{ \frac{A_A(\theta)}{L} \right\}^2 + 2 \left\{ \frac{A_F(\theta)}{L} - \frac{B(\theta)}{L} \right\} \frac{A_A(\theta)}{L} \cos \{ K_0 (L + 2h(\theta)) \sec \theta \} \right] \cos^3 \theta d\theta, \quad (1)$$

ただし、 $L$ =船の長さ、 $K_0 = g/V^2$  ( $V$ =船速)、 $\theta$ =素成波の進行方向

第1項は、バルブ効果によって消波された船首波自体の造波抵抗、第2項は船尾波自体の造波抵抗、第3項は船首波と船尾波の干渉の項を表わしている。乾の造波抵抗式を応用し、 $A_F(\theta)/L$ 、 $A_A(\theta)/L$ に関する $(K_0 L)^{-n}$ 展開の初項をとって近似できるとし、さらに、主船体は前後対称とみなすと、

$$A_F(\theta)/L = A_A(\theta)/L = m_0 (1 - e^{-K_0 d}) / (K_0 L) \quad (2)$$

とおける。一方、 $B(\theta)/L$ は、バルブを単純な球とみなすと、

$$B(\theta)/L = 2 (a_0/L)^3 (K_0 L)^2 \sec^4 \theta \cdot \exp(-K_0 f \sec^2 \theta) \quad (3)$$

ただし、 $m_0$  = 主船体を表わす吹出分布の前端における値

$d$  = 奥水、 $a_0$  = バルブ半径、 $f$  = バルブ中心没水深度

と与えられる。(2)、(3)を(1)に代入して、次の漸近式

$$\int_0^{\pi/2} f(\theta) \cos\{K_0(L+h(\theta)) \sec\theta\} d\theta \approx \sqrt{\frac{\pi}{2K_0 L}} f(0) \cos\left\{K_0(L+h(0)+\frac{\pi}{4})\right\} \quad (4)$$

を用い、 $\int_0^{\pi/2} \cos^3 \theta d\theta = C_3$

とおくと、 $K_0 L = 1/F_n^2$ 、( $F_n$  = フルード数) の関係を用いて、次式が得られる。

$$C_w \propto A \cdot F_n^4 (1 - e^{-K_0 d})^2 + B \cdot F_n^{-2} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} + D \cdot F_n^{-8} e^{-2 K_0 f} \\ + \{ E \cdot F_n^5 (1 - e^{-K_0 d})^2 + G \cdot F_n^{-1} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} \} \cos\{K_0 L(1 + 2h(0)/L) + \pi/4\}, \quad (5)$$

ただし、 $A = m^2 \cdot C_3$ 、 $B = -2m_0(a_0/L)^3 \cdot C_3$ 、 $D = 2(a_0/L)^6 C_3$   
 $E = m^2 \cdot \sqrt{\pi/2}$ 、 $G = -2m_0(a_0/L)^3 \sqrt{\pi/2}$  } (6)

(5)式の各係数は、(6)式で与えられるが、 $m_0$ 、 $a_0$  が未知なので未定にしてある。そこで A、B、D、E、G を未定定数と考え、(5)式を  $C_w$  に関する回帰方程式とすることができる。又、第1次の  $F_n^4$  は、低速造波抵抗理論によると、高次の指數をもつべきであるし、単項近似の  $n$  - 檢定の実例でも 4 より高次になる事が示されているので、 $F_n^m$  の形にして  $m$  指数も未定とする。さらに、G の項は、船首バルブと船尾との干渉項故、影響は小さいと思われるので、E の項に含めて考えられるとすると、結局、全抵抗係数  $C_T$  に関する回帰方程式は次式で与えられている。

$$C_T = (1 + K) C_{F_0} + A \cdot F_n^m (1 - e^{-K_0 d})^2 + B \cdot F_n^{-2} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} + D \cdot F_n^{-8} e^{-2 K_0 f} \\ + E \cdot F_n^5 (1 - e^{-K_0 d})^2 \cos\{K_0 L(1 + 2h(0)/L) + \pi/4\} \quad (7)$$

未定定数：K、A、m、B、D、E、 $2h(0)/L$  (7 個)

但し、次の条件を満たす必要がある。

$$K > 0, m > 0, D > 0 \\ B \cdot F_n^{-2} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} + D \cdot F_n^{-8} e^{-2 K_0 f} > 0 \quad } \quad (8)$$

(8)の条件の下に、(7)式が抵抗試験結果の  $C_T$  曲線と最もよく合うように最小自乗法によって、7個の未定定数を決めればよい。ところが(7)式は未定定数に関して線型でないだけでなく、(8)のような制約条件もついているので、普通の最小自乗法による解法(正規方程式の連立解)では、解は得られない。そこで、非線型計画法の解法を応用することにする。解法については後述するとして、バルブ効果の無い場合の回帰方程式を以下に示す。

バルブ効果の無い場合は、(1)式で  $B(\theta) = 0$  とおけばよいから、結局(7)式で  $B = D = 0$  とした式に等しくなる。すなわち

$$C_T = (1 + K) C_{F_0} + (1 - e^{-K_0 d})^2 (A \cdot F_n^m + E \cdot F_n^5 \cos\{K_0 L(1 + 2h(0)/L) + \pi/4\}) \quad (9)$$

で与えられる。 $K_0 h(0) \ll 1/(K_0 L) = F_n^2 \ll 1$  の関係があるので、

$$\cos\{2K_0 h(0)\} = 1, \sin\{2K_0 h(0)\} \propto F_n^2$$

として、干渉項の部分を書き換えると、結局

$$C_T = (1+K) C_{F_0} + (1 - e^{-K_0 d})^2 [A \cdot F_n^m + E \cdot F_n^5 \cos \{ K_0 L(1+\delta) + \pi/4 \} \\ + S \cdot F_n^7 \sin \{ K_0 L(1+\delta) + \pi/4 \}] \quad (10)$$

となる。未定定数:  $K$ ,  $A$ ,  $m$ ,  $E$ ,  $S$ ,  $\delta$  (6個)  
(ただし  $\delta$  は  $h(0)/L$  の補足として新たに入れた位相修正)

$$\text{制約条件 } K > 0, m > 0 \quad (11)$$

従って、バルブ効果が無いと思われる場合（船首バルブ付船型でも、G曲線に低速のハンプが生じない場合—満載状態には多い）には、(10)式を(11)の条件下で適用すればよい。解法はやはり非線型計画法になる。

#### ○解法と応用例

バルブ効果のある場合は(7)式、無い場合は(10)式を回帰方程式とし、両辺の差の2乗の総和を目的関数として、それを(8)又は(11)の条件下で最小にするように、未定定数を決める問題である。

SUMT法と呼ばれる非線型計画法の一方法によると、目的関数を  $0(\mathbf{x})$  (但し、 $\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$ ) は設計変数ベクトル (未定定数に相当) とし、制約条件を  $C_j(\mathbf{x}) \geq 0$  ( $j = 1, 2, \dots, J$ ) とする

$$\text{ると、 } 0(\mathbf{x}) \text{ の代りに、 } F(\mathbf{x}, r_k) = 0(\mathbf{x}) + r_k \sum_{j=1}^J \frac{P_j}{C_j(\mathbf{x})} \quad \begin{cases} r_k : \text{攝動パラメーター (予め} \\ P_j : \text{ペナルティ係数 る。} \end{cases}$$

を、制約条件なしで、最小化する  $\mathbf{x}$  を求めれば所要の解である、という。

$F(\mathbf{x}, r_k)$  の最小解を求めるには、共役傾斜法等種々の方法があるが、今回の計算は Zangwill の方法によった。実際の計算は、横浜国立大学樋口研究室所蔵の "SUMT法による非線型最適化汎用プログラム" を借用して、それを本問題に適用できるようVC、プログラムを補足して行なった。

試算の応用例には、SR138の10m模型、SR171B、SR171B'の3隻を選び、各々満載と軽荷の2状態について計算した。試験状態のデータを Table 5.5.2.1 に、計算結果を Table 5.5.2.2 および Fig. 5.5.2.1 ~ 5.5.2.3 に示す。低速から高速迄の全域の  $C_T$  データを  $F_n$  数 0.0 1 おきに入力データとした。 $F_n$  数の範囲は、0.05~0.34 (SR138)、0.07~0.30 (SR171B, SR171B') で、状態によって若干違いがあるが、データ数にして約 25 隻ぐらいである。又、 $F_n$  数 0.1 以下の低速データを省いた場合についても計算して比較した。回帰方程式には SR138 の Full (  $C_T$  曲線に低速の山が全然見られない) を除いて、他の全てに対してバルブ効果の有る場合の(7)式を適用した。SUMTによる非線型最適化計算は、反復計算で解に近づくものなので、初期値をなるべく解の近傍に設定した方が計算効率もよいか、求めるものと異なる別解を得るという事が避けられる。そこで、次のような初期値を用いた。

$$K = 0.1, m = 4$$

$$A = \{ C_T - (1+K) C_{F_0} \} / F_n^4 \quad (\text{最大下の数にて})$$

$$B = \{ C_T - (1+K) C_{F_0} \} / F_n^{-2} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} \quad (F_n = 0.14 \text{ にて})$$

$$D = \{ C_T - (1+K) C_{F_0} \} / F_n^{-8} e^{-2 K_0 f} \quad (F_n = 0.14 \text{ にて})$$

$$E = 0, h(0)/L = 0$$

計算結果をみると、Fig. 5.5.2.1 ~ 5.5.2.3 の如く、全データを用いた場合でも  $F_n$  数 0.1 以下の低速データを省いた場合でも、 $C_T$  の回帰の具合はほぼ良好である。しかし、 $K$  の値は図中や Table 5.5.2.2

にみるとおり、SR171BのBallastの全データ使用時とSR171B'のBallastの $F_n \geq 0.1$ の場合の2ケースで、従来法のK値とかなりかけ離れた値になった。このように、Ballastのバルブ効果の大きい場合は今一歩、安定性が不足するようであるが、次節に述べるような方法によれば、かなり改善されることが分る。Fullの場合には、本法のK値も妥当であり、 $F_n$ 数0.1以下の低速データをカットした場合でも、十分実用できる値が得られることが分った。他の未定定数のうち、mについてTable 5.5.2.2をみると、全て4以上あって、単項近似のn-検定の結果や低速造波抵抗理論の傾向に近づいている。

以上の結果を得て後、Ballast状態の不安定性を何とか改善することを試みた。(6)式による相互関係では、係数Bは独立でなく、AとDに依存しているので、その点を考慮して(7)式のBの項を

$$BF_n^{-2} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f} \longrightarrow \sqrt{2AD} \cdot F_n^{\frac{m}{2}-4} (1 - e^{-K_0 d}) e^{-K_0 f}$$

と書き換えた回帰方程式を用いることを試みた。さらに、バルブの没水深度fを未定とし、条件：  
 $f_0 = (d - f_0) \leq f \leq d$  を付けた。計算結果は表5.5.2.2の最下欄にK値だけを示すが、かなりの改善が見られる。低速～高速の全データを使えばほど妥当な値が得られるが、 $F_n < 0.1$ の低速データを省いた場合は、従来法の値と差がひらく。しかし、零に近い極端に低いKとなることはなくなつた。  
 今後さらに、この方向で改良を続けるつもりである。

### 5.5.3 バルブ付船型の軽荷状態を対象としたアプローチ

前節の一般的取扱いに統いて、本節では、バルブ付船型の軽荷状態をとりあげ、中低速における造波抵抗を考慮してKを算定する一方法を提案する。前年度研究船SR171B(SRC M.N.3537)、B'(同R009)のバルスト状態の抵抗試験結果に本法を適用し、Kを試算する。つぎにL/B = 5.0～7.0、 $C_B = 0.65 \sim 0.75$ の中速貨物船模型11隻の水槽試験結果に応用し、低速接線法(在来法)の結果と比較する。

#### (1) 造波成分

Fig. 5.5.3.1にしめす直交座標系を考える。一様流Vはx軸に沿って、正から負の方向に、船は座標系に対して静止してみえるものとする。X(x', 0, z')にある点吹き出し、二重吹き出しによる後流自由波 $\zeta_s$ 、 $\zeta_d$ は次式で表わされる。

$$\zeta_s(x, y) = \frac{m K_0}{\pi V} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \sec^3 \theta \cdot e^{K_0 z' \sec^2 \theta} \cos [K_0 p \sec^2 \theta] d\theta \quad (1)$$

$$\zeta_d(x, y) = \frac{M K_0^2}{\pi V} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \sec^4 \theta \cdot e^{K_0 z' \sec^2 \theta} \sin [K_0 p \sec^2 \theta] d\theta \quad (2)$$

$$\text{ここで } p = (x - x') \cdot \cos \theta + y \cdot \sin \theta$$

m、Mは点吹き出し、二重吹き出しの強さでFig. 5.5.3.2に示す対応回転体、球の半径s、aとつきの関係にある。

$$m = 2\pi \cdot s^2 \cdot V, M = 2\pi \cdot a^3 \cdot V$$

(1)、(2)とも自由波 $\zeta$ は振幅関数A( $\theta$ )と位相関数の積を積分した形で表わされる。

$$\zeta(x, y) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} A(\theta) \cdot \frac{\cos \{ K_0 p \sec^2 \theta \}}{\sin} d\theta \quad (4)$$

船(主船体)は吹き出し分布  $m(x', 0, z')$  に置き換えて考える。船の波は、これら個々の吹き出しによる波の重ね合わせであると考えられる。すなわち  $z'$ 、 $x'$  方向に積分することにより船首波と船尾波が得られる。その結果、船首尾波振幅関数は  $1/K_0$  つまり  $K_0^{-1} = V^2/g \propto F_n^2$  に比例する。造波抵抗  $R_w$  ならびに全係数  $C_w$  は、

$$R_w = \pi \rho V^2 \int_0^{\pi/2} A^2(\theta) \cdot \cos^3 \theta \cdot d\theta \quad (5)$$

$$C_w = \frac{R_w}{\frac{1}{2} \rho V^2 L^2} = 2\pi \int_0^{\pi/2} [A(\theta)/L]^2 \cos^3 \theta \cdot d\theta = \int_0^{\pi/2} [\bar{A}^*(\theta)]^2 d\theta, \quad (6)$$

で与えられ、 $\theta$  に関する変化について平均値的考え方を導入すれば

$$C_w = \int_0^{\pi/2} [\bar{A}^*(\theta)]^2 d\theta = \bar{A}^2 \quad (7)$$

$\bar{A}$  は平均振幅である。速力ベースにみれば、先述の通り、 $F_n^2$  に比例する。Hughes、Prohaska が、船の中低速における  $C_w$  を

$$C_w = a F_n^4 \quad (8)$$

と仮定したのはこのためであるが、最近の低速造波理論では、 $F_n^6$  に比例するし、また吹き出し分布の吃水方向の変化によっては在来線型理論でも  $F_n^4$  からずれ、細かくみれば船長方向の吹き出し分布強さいかんによって、またフルード数に応じて複雑に変化する。しかし問題を低速に限れば主要項は大体  $F_n^4 \sim F_n^6$  に比例するとみられる。

バルブを有する船の  $C_T \sim F_n$  曲線には、低速 ( $F_n < 0.2$ ) に一つの“山”が現われる (Fig. 5.5.3.3)。とくに山は軽荷状態で顕著に現われる。これはバルブによる造波抵抗係数が、通常  $F_n = 0.1 \sim 0.2$  の低速域でピークになること、またバルブの没水深度が浅くなるにつれて造波効果が著しく増大するためである。

バルブは、没水球：二重吹き出し (Point Doublet) またはその鉛直分布で置き換えられるが、実際のバルブはふくらみの後方を球のように絞らず、剥離を防ぐ形状となっているので、補助的に点吹き出し (Point Source) またはその鉛直分布が組合わされて出来ていると考えられる。これら Point Doublet (PD)、Point Source (PS)、(没水深度を  $z_1$  とする。) が単独にあるときの造波抵抗係数は (1)、(2) の振幅関数を (6) に代入して

$$C_w \text{ PD} = \frac{R_w(\text{PD})}{\frac{1}{2} \rho V^2 L^2} = 8\pi \left(\frac{a}{L}\right)^6 F_n^{-8} \int_0^{\pi/2} \sec^5 \theta \cdot e^{-2K_0 z_1} \sec^2 \theta \cdot d\theta \quad (9)$$

$$C_w \text{ PS} = \frac{R_w(\text{PS})}{\frac{1}{2} \rho V^2 L^2} = 8\pi \left(\frac{s}{L}\right)^4 F_n^{-4} \int_0^{\pi/2} \sec^3 \theta \cdot e^{-2K_0 z_1} \sec^2 \theta \cdot d\theta \quad (10)$$

Fig. 5.5.3.3 の低速における  $C_w$  のピーク (P 点) を与えるフルード数  $F_{n_p}$  は (9)、(10) の  $F_n^{-8}$  または  $F_n^{-4}$  と没水深度  $z_1$  による  $\exp(-2K_0 z_1 \sec^2 \theta)$  のかね合いでできる。同一の  $z_1$  では Point Doublet の方が Point Source より低速でピークになる。

P点付近では主船体の波は無視できる程小さいが、高速側( $P \rightarrow Q \rightarrow R$ )へ移るにつれて徐々に大きくなり、逆にバルブの波は小さくなる。

R点は主船体とバルブがよく造波干渉を起している速力である。このようにバルブ付船型の $C_T \sim F_n$ 曲線は低速域に $C_w$ の際立った物理的特性を示す。この特徴を活かして $C_T$ から $C_w$ を除けば、 $C_v$ したがってKの推定が可能となる。

バルブの造波特性を把握するため、没水深度 $z_1/L$ を変化させてバルブの $C_w$ を計算した(Fig. 5.5.3.4)。P Dバルブはピークが低速側にあり、ピークをすぎた後の下降が急である。P Sバルブはピークが高速側に、またピーク後は緩やかに下降する。実際のバルブは、これらP DとP Sがある比率で合わさったものと考えられる。以上は振幅についての検討であるが、P DとP Sを組合せることは結果的には $C_w$ 曲線の位相についても前節5.5.2の位相差修正 $h$ に含まれる船首波の起点修正を行なったことに対応する。

解析対象船の $C_T \sim F_n$ 曲線(Fig. 5.5.3.6~20)から、バルブによる $C_w$ のピークを与えるフルード数 $F_{np}$ を推定し、一方バルブの幾何形状からバラスト状態でのバルブの没水深度 $z_1$ を線図より求め、 $F_{np} \sim z_1/L$ の関係をTable 5.5.3.1に整理した。この結果はFig. 5.5.3.4の理論計算結果よりかなり高速側で実際の $C_w$ のピークが起っていることをしめす。つまり造波に関与する没水深度は幾何形状の $|z_1|$ より大きく、ほぼF Pの吃水深に相当することがわかる。原因は種々考えられる。1) 航走中は船首部で水が盛上ること。2) 航走時は静止時に比べ、Sinkage、Trimが働き、低速では船首沈下となるので航走時の $z_1$ は大きくなっていることが考えられる。また多様な実際のバルブ形状をP DとP Sの組合せで単純化して表現しようとするところにも問題がある。このように考えてくると、個々のバルブの幾何形状と特異点分布・造波特性との対応に関する些細な検討が必要となり、問題は急激にむつかしくなってしまう。

それの問題は今後の検討課題とし、本解析ではFig. 5.5.3.4を基に作成した $F_{np} \sim z_1/L$ の関係図(Fig. 5.5.3.5)で、実際の $C_w$ のピークに合う有効没水深度を採用して造波成分のあてはめを行うことにした。

## (2) 解析式

浸水面積Sで無次元化した全抵抗係数 $C_T$ を粘性と造波の成分に分ける。

$$C_T = \frac{R_T}{\frac{1}{2} \rho V^2 S} = C_v + C_w \quad (11)$$

$C_v$ はSchoenherrの摩擦抵抗係数 $C_F$ を用いて

$$C_v = (1 + K) C_F = a_1 \cdot C_F \quad (12)$$

$C_w$ については(7)にしめす平均振幅を用いてあらわすことにする。単位強さのP D、P Sによる平均振幅を $B_{PD}$ 、 $B_{PS}$ 、主船体船首波、船尾波のSin波、Cos波の平均振幅を( $S_F$ 、 $C_F$ )、( $S_A$ 、 $C_A$ )とすれば、 $C_w$ は次式で近似的に表わされる。

$$C_w = (b B_{PD} - a S_F)^2 + (b' B_{PS} - a' C_F)^2 + O^2 S_A^2 + O'^2 C_A^2 \quad (13)$$

ここに船首波と船尾波の干渉項がないのは通常の船型の抵抗試験で中低速域にハンプホールーが殆んど観測されないこと、また最近の船体造波における局所非線型影響の考察からも理論的にハンプホールーが少なくなるためである。

解析式は単純なものが望ましいので、低速を条件に簡略化する。第1段階は(13)式そのままとする。第2段階として船首尾cos波を省略する。さらに解法技術とも関連するが、さきに有効没水深度という考

えを採用するに当って、PD、PSの比率を仮定しているので、これに対応した簡略式とする（第3段階）。

$$C_w(1) = b^2 B_{PD}^2 - 2abS_F \cdot B_{PD} + a^2 S_F^2 + b^2 B_{PS}^2 - 2b' B_{PS} \cdot C_F \\ + a'^2 C_F^2 + C^2 S_A^2 + C'^2 C_A^2 = a_2 C_{wPD} + a_3 C_{wPS} \\ + a_4 F_n^2 \sqrt{C_{wPD}} + a_5 F_n^m + a_6 F_n^{\frac{m+2}{2}} \sqrt{C_{wPS}} + a_7 F_n^{m+4} \quad (14)$$

$$C_w(2) = a_2 C_{wPD} + a_3 C_{wPS} + a_4 F_n^2 \sqrt{C_{wPD}} + a_5 F_n^m \quad (15)$$

$$C_w(3) = a_2 (P \cdot C_{wPD} + q \cdot C_{wPS}) + a_3 F_n^2 \sqrt{P \cdot C_{wPD}} + a_4 F_n^m \quad (16)$$

これらを(16)式に加え、 $C_T$ の回帰式とし、未知数  $a_1 \sim a_7$  を最小2乗法で求める。

$C_w(3)$  の  $p$ 、 $q$  は PD、PS の比較をしめす。この式で問題を低速に限り、船尾波を省略することが考えられる。その場合は  $a_2 = b^2$ 、 $a_3 = -2ab$ 、 $a_4 = a^2$  となるので  $a_2$ 、 $a_3$ 、 $a_4$  は独立でない。そこで  $a_1 \sim a_3$  を未知数とするつぎの回帰式を採用する。

$$C_T' = a_1 C_{F_0} + a_2 (p \cdot C_{wPD} + q \cdot C_{wPS}) + a_3 \sqrt{P \cdot C_{wPD}} \cdot F_n^2 \quad (17)$$

$$C_T = C_T' + a_4 \cdot F_n^m \quad (18)$$

$$\text{ただし } a_4 = a_3^2 / 4 a_2 \quad (19)$$

プログラムはまず適当に  $a_4$  を仮定して  $C_T' = C_T - a_4 \cdot F_n^m$  から  $C_T' \sim F_n$  曲線を求め、回帰式(17)で  $a_1 \sim a_3$  を求める。つぎに(19)式から  $a_4$  を求める。初めに仮定した  $a_4$  が算出結果の  $a_4$  と異なるとき、その差をへらすように繰返し計算を進める。両者の差が 5% 以下になったところで計算を打ち切る。

本解析ではこれら 3 種の回帰式を試みることにした。

### (3) 応用例

予備的検討の結果、主船体の平均振幅はフルード数の 3 乗 ( $m = 6$ ) がよいこと、(16)における point Doublet と Point Source の比率は  $a/L = 0.008$ 、 $s/L = 0.006$  を用いるのが今回の解析対象船に適していることがわかった。解析対象船は SR171B および B' (昭和 52 年度船型) と中速貨物船 11 隻計 13 隻である。主要目を Table 5.5.3.1 に、抵抗試験結果の  $C_T$  および低速接線法で決めた形状係数  $K_M$  を用いて得た  $C_w$  を Fig. 5.5.3.6～20 に実線で示す。最小 2 乗法適用区域は船型によって異なるが大体  $F_n = 0.07 \sim 0.25$  区間のもの (高速カット近似) と  $F_n = 0.27, 0.28$  まで延長した (全域近似) 2 種類について試みた。

Fig. 5.5.3.6～20 に高速カット型の  $C_w(2)$  回帰式 (5 項近似)、 $C_w(3)$  回帰式 (3 項近似) の結果を示す。Fig. 5.5.3.6～9 には  $C_w(1)$  (7 項近似) 回帰式の結果も示す。

この結果、 $C_w(2)$  の 5 項近似が  $C_T$ 、 $C_w$  の両者についてよいあてはめとなっていることがわかる。7 項近似でも  $C_T$  のあてはめは 5 項近似と同程度によいが  $C_w$  については必ずしも良くない場合 (特に低速) がある。 $C_w(3)$  の 3 項近似では他の 2 つに比べかなり見劣りがする。PD と PS の比率になお適当な点があるためと思われる。ただ 3 項近似で求めた未知係数は物理的特性を反映してバルブの造波干渉を表わした係数になっているのに対し、5 項または 7 項近似になるにつれ、干渉のメカニズムにそぐわない係数や、PD の係数が負になる場合があって物理的特性に則さない場合もある。

これらのあてはめの結果、得られた形状影響係数を在来法から得られる  $K_M$  とともに Table 5.5.3.2 に示す。 $C_w$  (2) の 5 項近似で高速を除いたあてはめはもっとも  $K_M$  に近く、SR171B' を除いては全て  $K_M$  との差が 0.02 以下である。これに対し高速を含めた近似では 5 項、7 項近似でも  $K_M$  からずれる場合がある。また 3 項近似では全般的に小さい  $K$  を与えている。適用例もまだ少ないが、本解析からすれば 5 項の中低速近似で、ほぼ満足できる解析が進められることがわかる。

#### 5.5.4 結 言

本節に述べた方法によって、満載状態に対しては、ほど満足いく  $K$  の決定が可能となり、バルブ影響の大きい軽荷状態でも低速～中速のデータを用いて 5.5.3 の 5 項近似を行なえば、ほど満足いく結果が得られることが明らかになった。満載では、低速のデータを入れなくとも妥当な  $K$  値が得られるが、軽荷では低速データを省くと妥当な  $K$  が得られなくなることが多く、信頼度に欠けたものとなる点が今一つ惜しい所である。しかし従来の決定法のように、低速だけのデータに依存するわけではないので、低速データがばらついて  $K$  の決定が従来法では困難な場合でも、本法によれば可能となることは、一つの前進とみてよいだろう。今後、さらに改良の余地はあるので、より一層洗練して実用できる方法となるよう期待している。

#### 参 考 文 献

- 1) 乾 崇夫 : 抵抗成分の分離、抵抗・推進シンポジウムテキスト ( 1968.6 )
- 2) 乾 崇夫 : Study on Wave-Making Resistance of Ships, 60 th Anniversary Series, Vol.2 ( 1957 )
- 3) 馬場栄一、武隈克義: A Study on Free-Surface Flow around Bow of Slowly Moving Full Forms 日本造船学会論文集、Vol.137 ( 昭 50 )

Table 5.5.2.1 試験状態主要データ

MODEL	COND.	L <sub>PP</sub> (m)	L <sub>WL</sub> (m)	△ (kg)	S (m <sup>2</sup> )	d (m)	f (m)	C <sub>b</sub>	TEMP. (°C)
SR138	FULL	10.0	10.2	4738.7	18.564	0.5385		0.572	15.1
	TRIAL			2843.2	14.275	0.3526	0.184	0.524	15.3
SR171B	FULL	4.5	4.68	536.9	4.319	0.2520	0.1767	0.552	15.0
	BALLAST			349.0	3.399	0.1773	0.0795	0.507	15.1
SR171B'	FULL	4.5	4.68	536.9	4.303	0.2520	0.1767	0.552	21.7
	BALLAST			349.0	3.397	0.1761	0.0783	0.510	21.7

Table 5.5.2.2 回帰方程式定数計算結果

MODEL	SR 138				SR 171 B				SR 171 B'			
COND.	FULL		TRIAL		FULL		BALLAST		FULL		BALLAST	
INPUT DATA Fn RANGE	0.05 ~0.31	0.10 ~0.31	0.05 ~0.34	0.10 ~0.34	0.07 ~0.3	0.10 ~0.3	0.08 ~0.31	0.10 ~0.31	0.07 ~0.29	0.10 ~0.29	0.07 ~0.31	0.10 ~0.31
K (Prac. Det.)	0.155	0.155	0.249	0.249	0.240	0.240	0.340	0.340	0.270	0.270	0.370	0.370
K (Regress.)	0.168	0.167	0.217	0.323	0.233	0.211	0.154	0.358	0.263	0.248	0.308	0.000
m	5.78	5.75	5.18	9.22	4.68	4.20	4.39	4.15	5.19	5.36	4.07	4.21
A	4.76	4.59	3.18	253.0	1.66	1.02	2.10	0.876	2.24	2.83	0.942	2.45
B			$\times 10^{-5}$ 2.32	$\times 10^{-5}$ 1.18	$\times 10^{-5}$ -1.31	$\times 10^{-5}$ -3.59	$\times 10^{-5}$ 5.26	$\times 10^{-5}$ 1.57	$\times 10^{-10}$ -7.40	$\times 10^{-6}$ 8.50	$\times 10^{-5}$ 1.74	$\times 10^{-5}$ 6.67
D			$\times 10^{-16}$ 4.90	$\times 10^{-18}$ 1.01	$\times 10^{-10}$ 6.35	$\times 10^{-9}$ 1.74	$\times 10^{-17}$ 2.97	$\times 10^{-19}$ 1.27	$\times 10^{-14}$ 5.49	$\times 10^{-14}$ 5.61	$\times 10^{-17}$ 4.52	$\times 10^{-13}$ 1.40
S	-2.744	-2.785										
E	-0.0001	-0.0001	-0.616	0.381	-0.058	-0.053	-0.153	0.126	-0.143	-0.149	-0.095	0.334
$\delta/L$	-0.0962	-0.0960										
$\delta_{10}/L$			-0.323	-0.135	-0.042	-0.047	-0.006	0.615	-0.040	-0.039	0.585	-0.144
$B \cdot F_n^{-2} \rightarrow -\sqrt{2AD} \cdot F_n^{\frac{m}{2}-4}$ の場合												
K (Regress.)			0.247	0.369	0.230	0.215	0.305	0.291	0.259	0.204	0.315	0.258

SR 138

Full Load

$C_T$  by Experiment —————

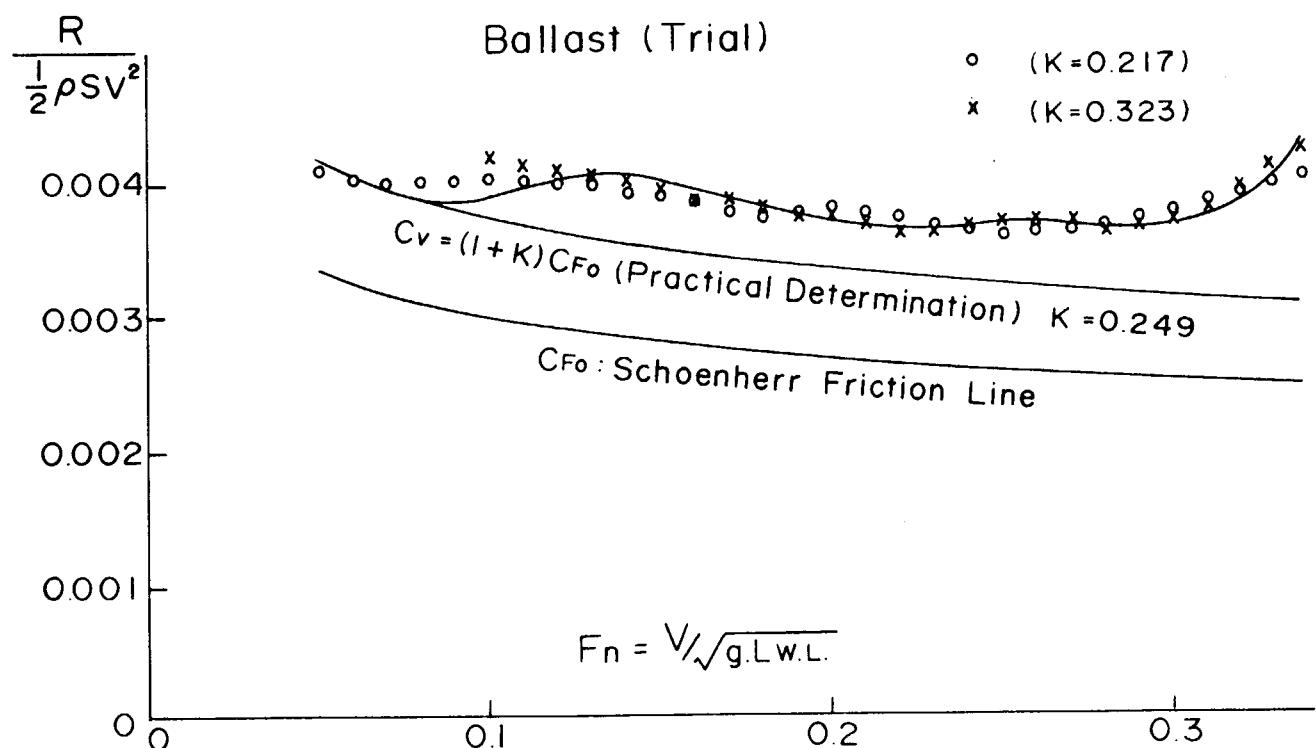
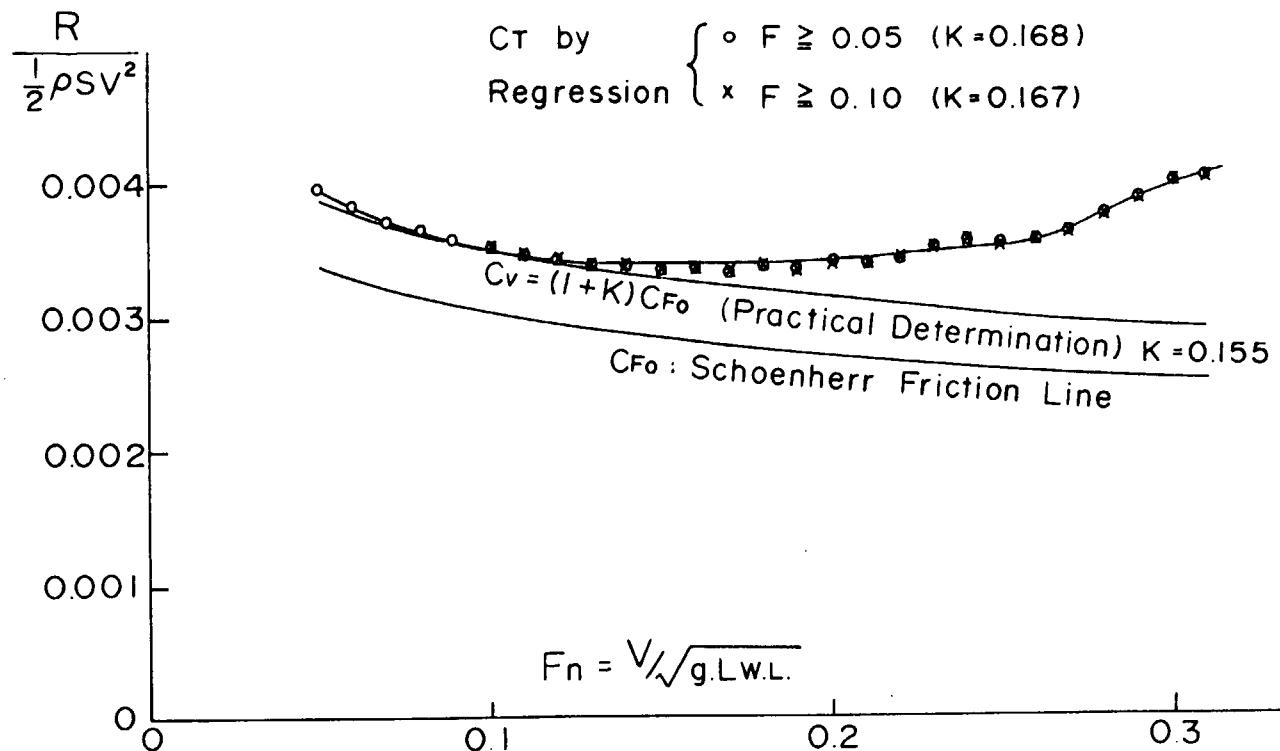


Fig. 5.5.2.1 抵抗係數比較 (SR138)

SR171B

Full Load

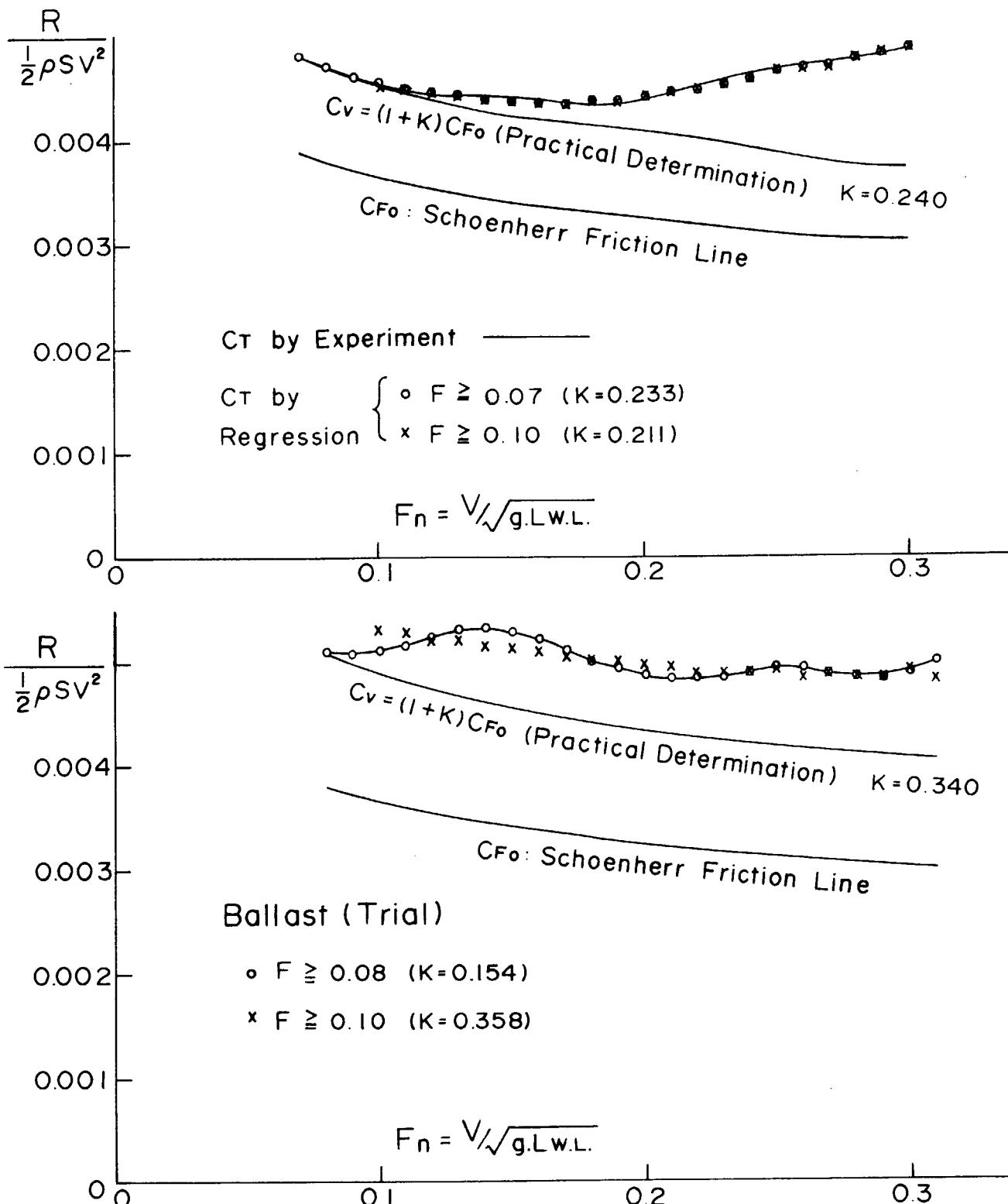


Fig. 5.5.2.2 抵抗係数比較 (SR171B)

SR171B'

Full Load

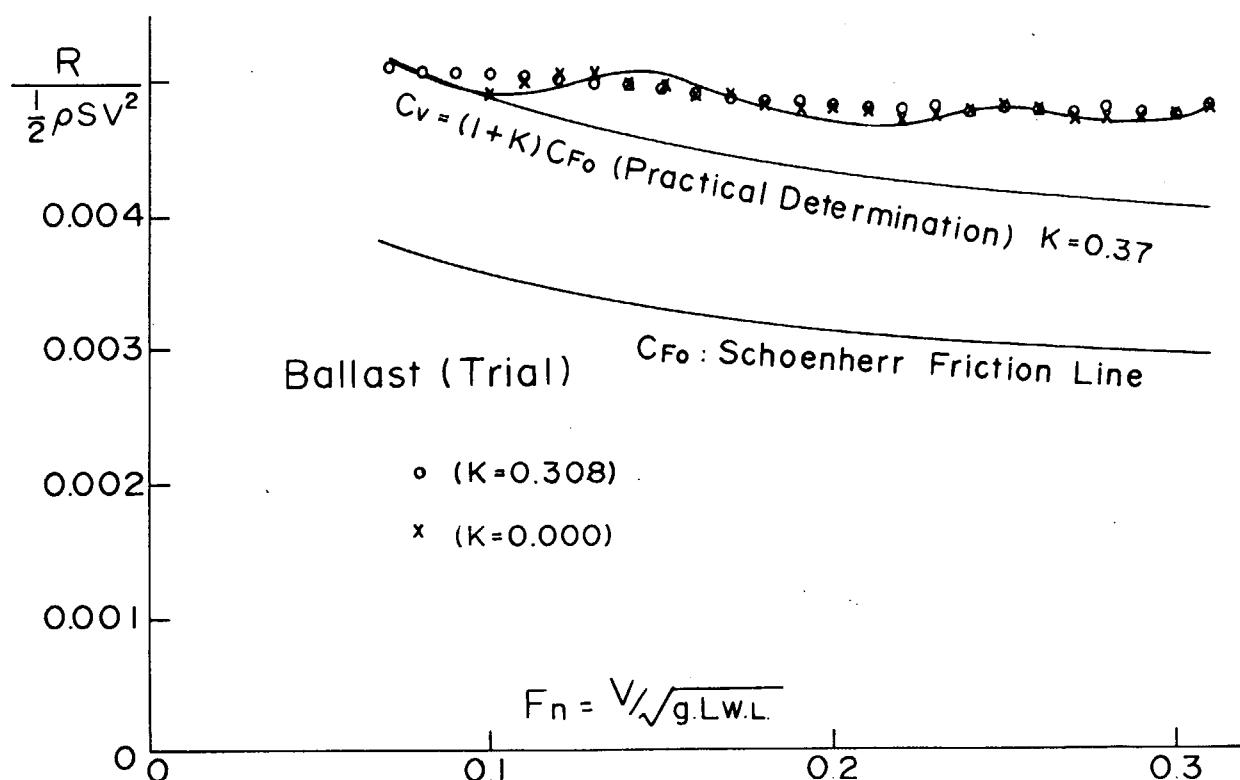
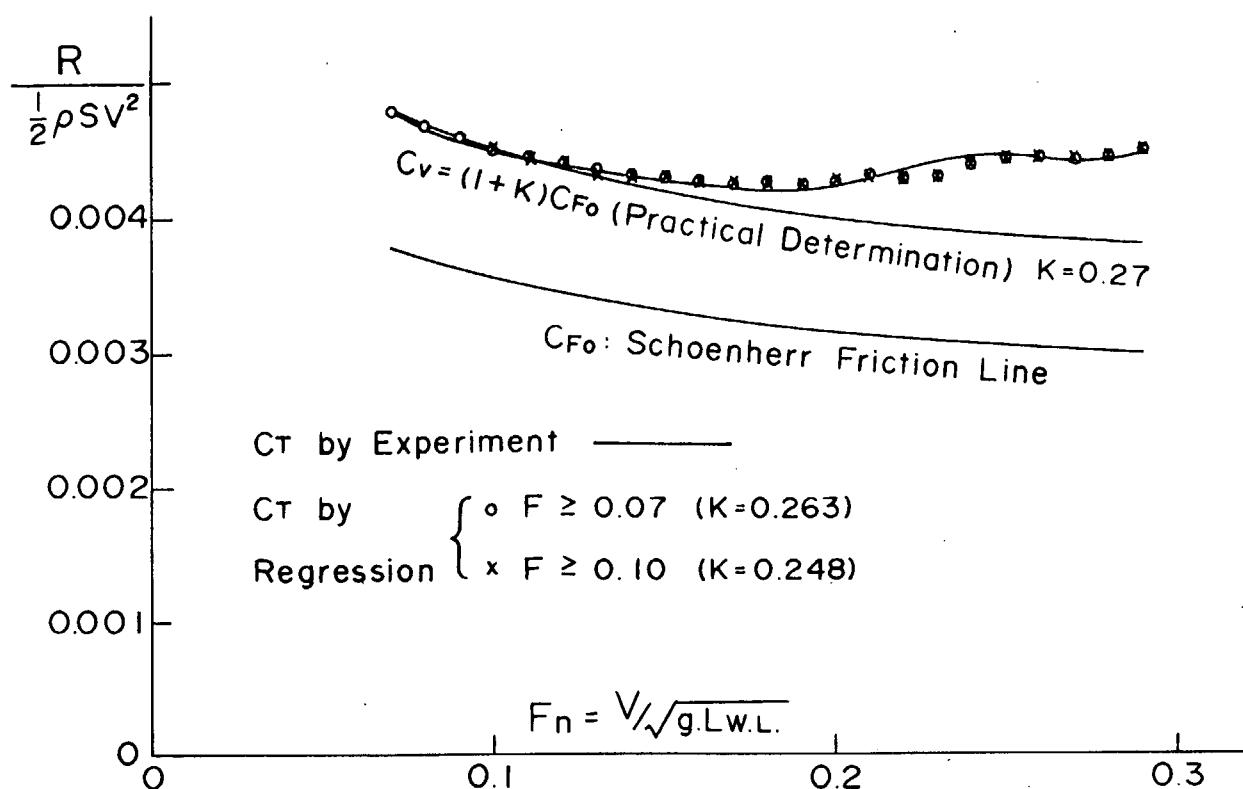


Fig. 5.5.2.3 抵抗係数比較 (SR171B')

Table 5.5.3.1 Principal Particulars of Analyzed Models

M No.	L <sub>PB</sub>	L/B	B/d	C <sub>B</sub>	LCB	F <sub>nP</sub> d/L	Full Ballast d <sub>FP</sub>	Z <sub>1</sub>	K <sub>OZ1</sub>	Z <sub>1</sub> /L	d <sub>FP/L</sub>	(Z <sub>1</sub> /L)c	W.T.	S/L <sup>2</sup>	K <sub>M</sub>	
SR 171B	4.5	5.25	3.4	0.55	2.24	.0560	.1548 <sup>m</sup>	0.146	0.0795 <sup>m</sup>	0.829	0.0177	0.0344	0.0218	15.1	.1679	0.34
SK 171B	4.5	5.25	3.4	0.55	2.02	.0560	.1536	0.148	0.0783	0.794	0.0174	0.0341	0.0222	21.7	.1677	0.37
1	6.0	6.0	3.0	0.65	-0.05	.0556	.1213	0.145	0.0413	0.327	0.0069	0.0202	0.0216	19.4	.1512	0.21
2	6.0	6.0	3.0	0.70	-0.63	.0556	.1196	0.160	0.0429	0.280	0.0072	0.0199	0.0245	19.5	.1593	0.22
3	7.0	7.0	3.0	0.70	0.29	.0476	.1083	0.141	0.0250	0.179	0.0036	0.0155	0.0209	16.5	.1361	0.19
4	6.0	6.0	3.0	0.75	-1.05	.0556	.1183	0.171	0.0350	0.199	0.0058	0.0197	0.0267	17.5	.1685	0.27
5	6.0	6.0	3.0	0.65	-0.33	.0556	.1227	0.134	0.0284	0.271	0.0049	0.0205	0.0195	15.8	.1510	0.21
6	5.0	5.0	3.0	0.65	-0.69	.0667	.1322	0.158	0.0489	0.394	0.0098	0.0264	0.0240	15.4	.1808	0.28
7	6.0	6.0	3.0	0.65	-1.57	.0556	.1236	0.137	0.0369	0.328	0.0062	0.0206	0.0200	15.1	.1513	0.20
8	6.0	6.0	3.0	0.65	1.49	.0556	.1196	0.139	0.0363	0.313	0.0061	0.0199	0.0205	15.3	.1495	0.23
9	5.0	5.0	3.0	0.70	-1.28	.0667	.1308	0.172	0.0475	0.321	0.0095	0.0262	0.0268	16.5	.1911	0.33
10	5.0	5.0	3.0	0.75	-1.67	.0667	.1291	0.179	0.0458	0.285	0.0092	0.0258	0.0283	15.6	.1998	0.37
11	6.0	6.0	3.0	0.75	-0.85	.0556	.1172	0.194	0.0339	0.150	0.0057	0.0195	0.0313	15.5	.1690	0.26

LCB : \* L<sub>PB</sub> + aft, - fore  
L<sub>WL</sub> : 1.04 L<sub>PB</sub> for 171B, B,  
1.025 L<sub>PB</sub> for MNO.1 11K<sub>M</sub> : Schoenherr Base  
z<sub>1</sub> : Bulb Immersion in Ballast Condition  
F<sub>nP</sub> : Fn at Cw-peak in Low Fn Range

Table 5.5.3.2 Form Factors

M No.	$K_M$	$K_{3L}$	$K_{5L}$	$K_{7L}$	$K_{3T}$	$K_{5T}$	$K_{7T}$
SR171B	0.34	0.26	0.34	0.31	0.27	0.31	0.33
SR171B'	0.37	0.30	0.40	0.36	0.29	0.36	0.40
1	0.21	0.15	0.19	0.21	0.16	0.19	0.20
2	0.22	0.18	0.21	0.20	0.18	0.21	0.20
3	0.19	0.15	0.18	0.19	0.15	0.18	0.20
4	0.27	0.22	0.26	0.24	0.21	0.28	0.22
5	0.21	0.14	0.19	0.21	0.14	0.19	0.21
6	0.28	0.20	0.29	0.26	0.20	0.30	0.28
7	0.20	0.13	0.20	0.23	0.13	0.20	0.22
8	0.23	0.17	0.23	0.26	0.17	0.23	0.25
9	0.33	0.24	0.34	0.23	0.24	0.37	0.22
10	0.37	0.31	0.36	0.35	0.29	0.40	0.33
11	0.26	0.23	0.24	0.26	0.22	0.26	0.25

L : Least Square Fitting in the Range  $F_n \doteq 0.07 \sim 0.25$

T : DO  
 $F_n \doteq 0.07 \sim 0.28$

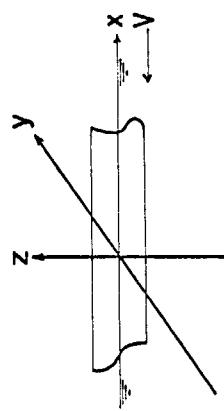


Fig. 5.5.3.1 Coordinates

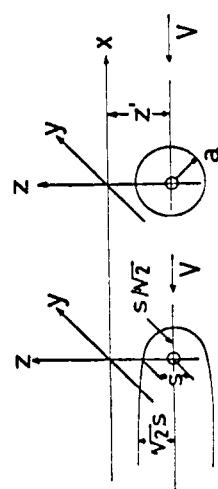


Fig. 5.5.3.2 Point Source and Point Doublet

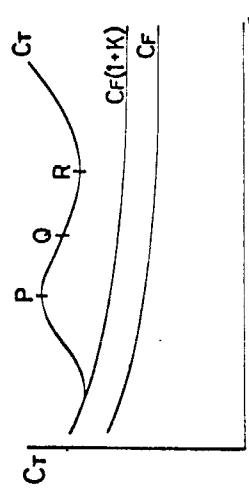


Fig. 5.5.3.3  $C_T \sim Fn$  Curves of With-Bulb Ship Models

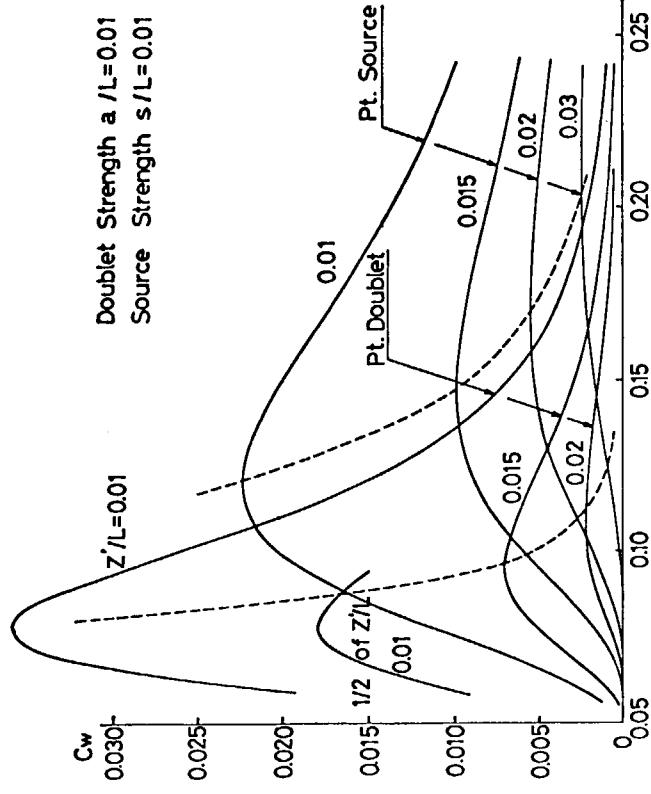
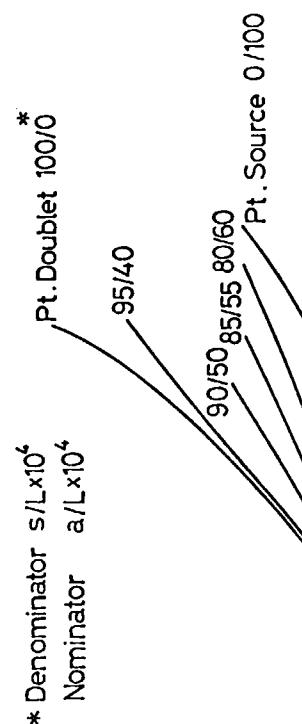


Fig. 5.5.3.4  $C_w \sim Fn$  Curves of PS and PD



\* Denominator  $s/L \times 10^4$   
Nominator  $a/L \times 10^4$



Fig. 5.5.3.5  $F_{np} \sim Z'/L$

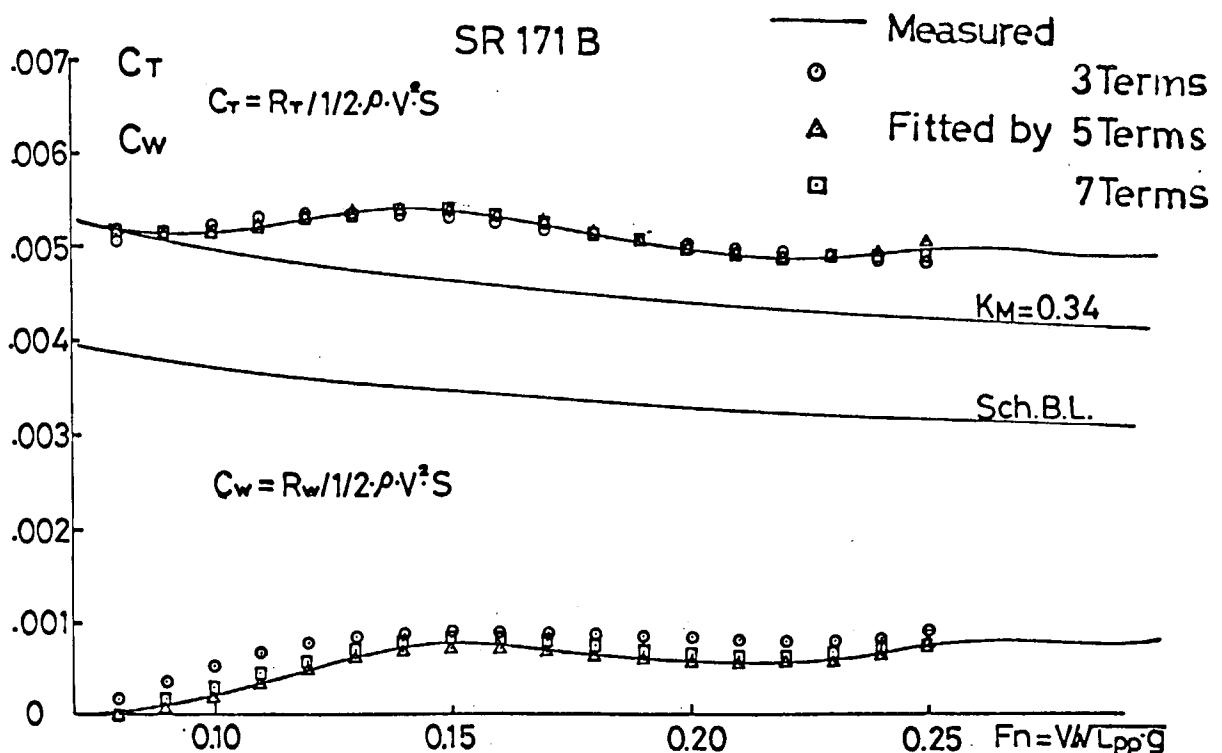


Fig. 5.5.3.6  $C_T, C_w \sim Fn$  (SR171B)

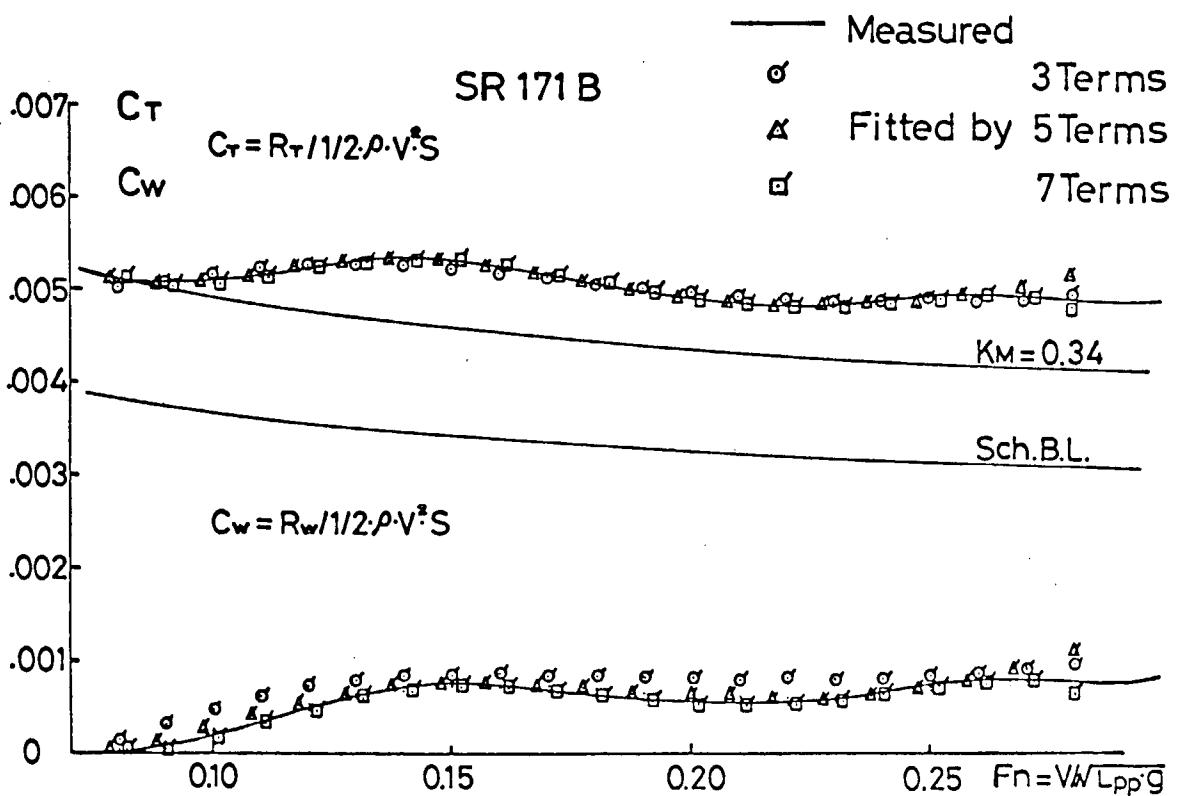


Fig. 5.5.3.7  $D\Omega$  (SR171B)

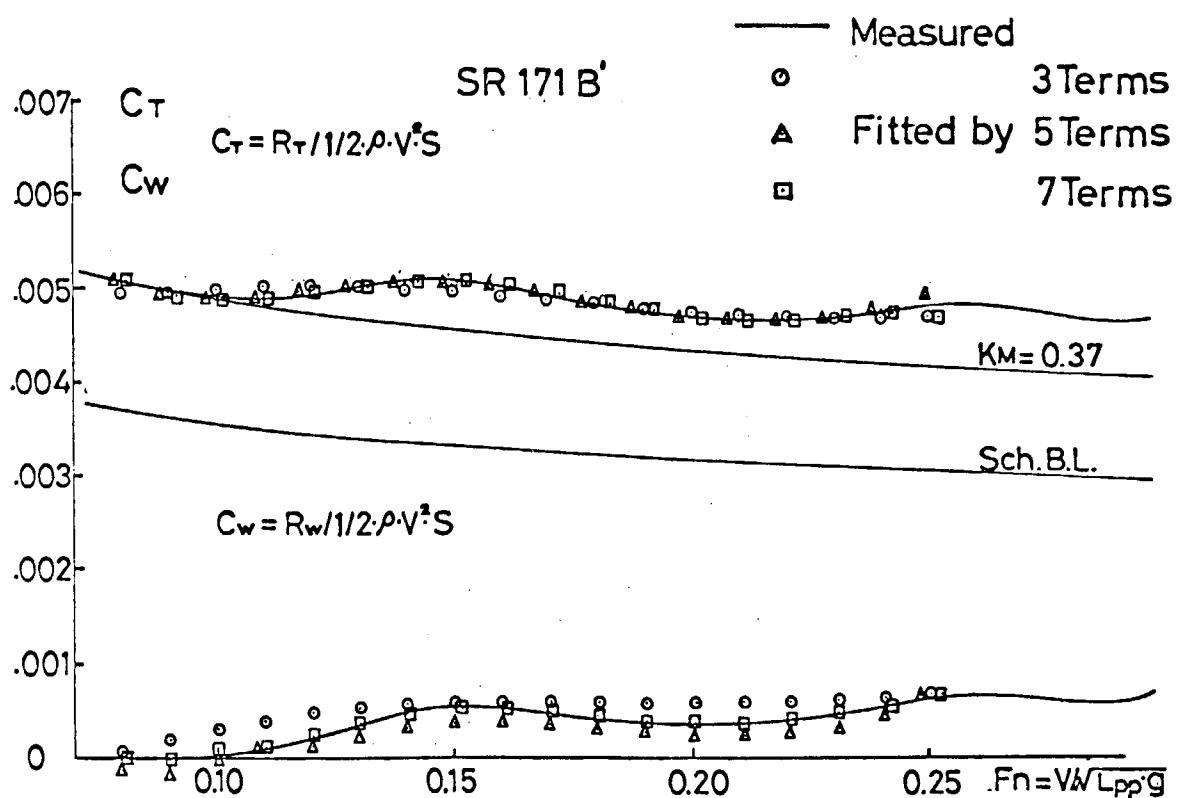


Fig. 5.5.3.8 D<sub>0</sub> (SR171B')

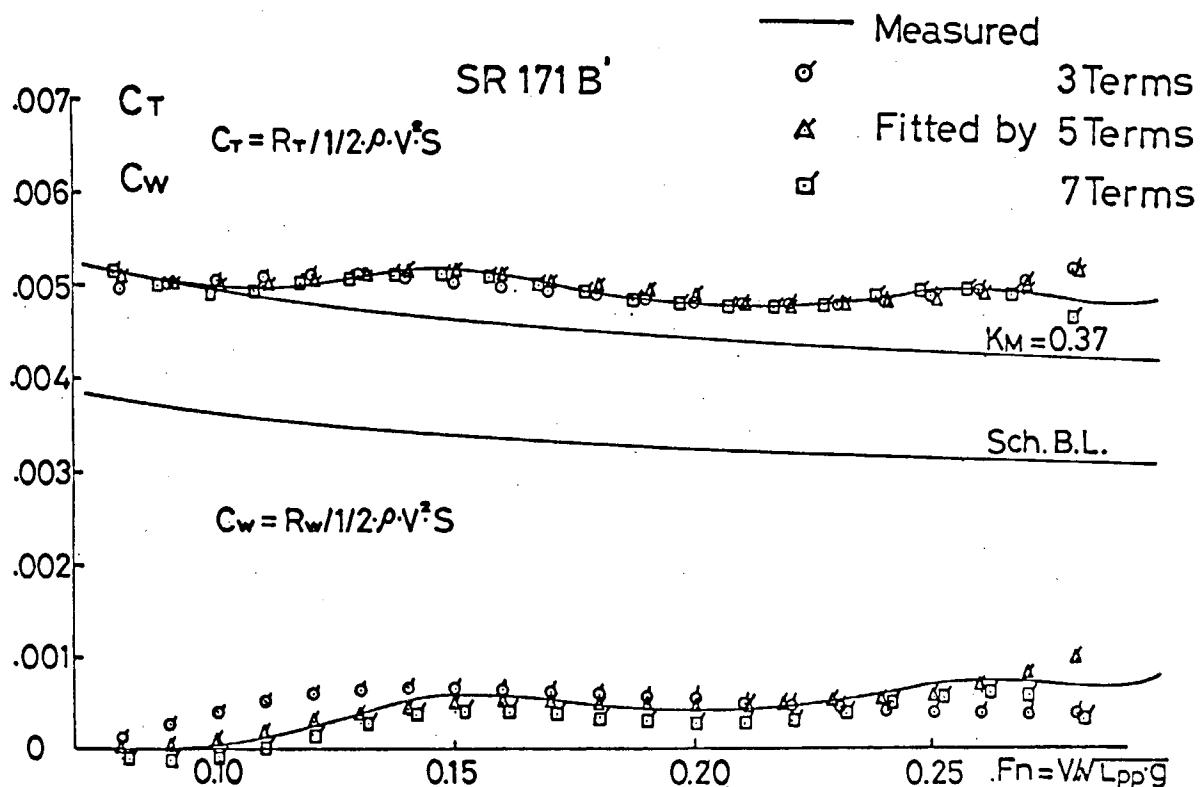


Fig. 5.5.3.9 D<sub>0</sub> (SR171B')

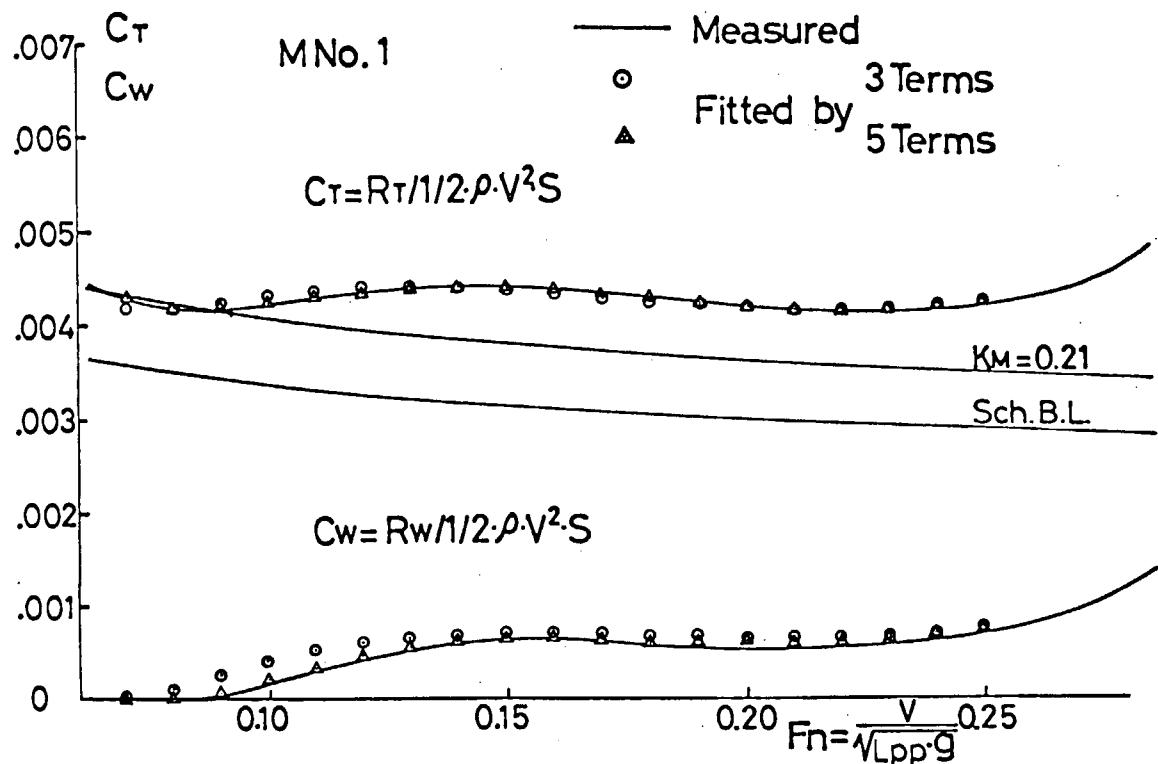


Fig. 5.5.3.10 DΩ (M<sub>No</sub>1)

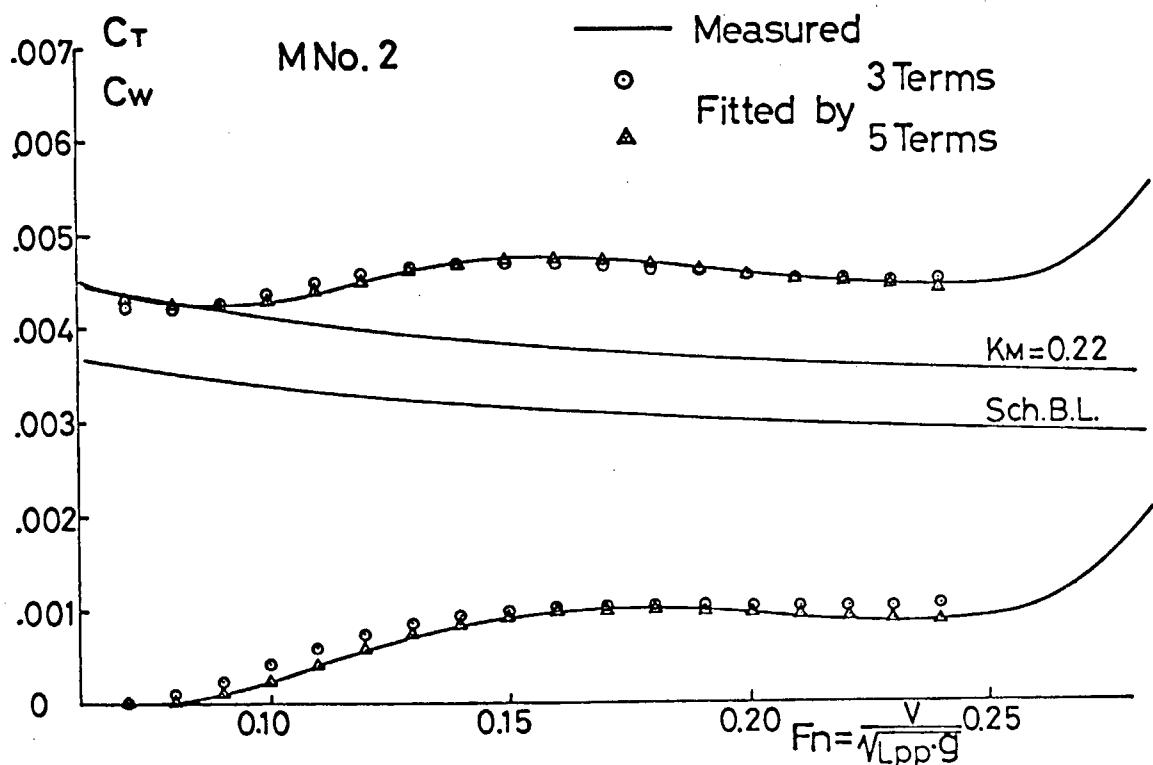


Fig. 5.5.3.11 DΩ (M<sub>No</sub>2)

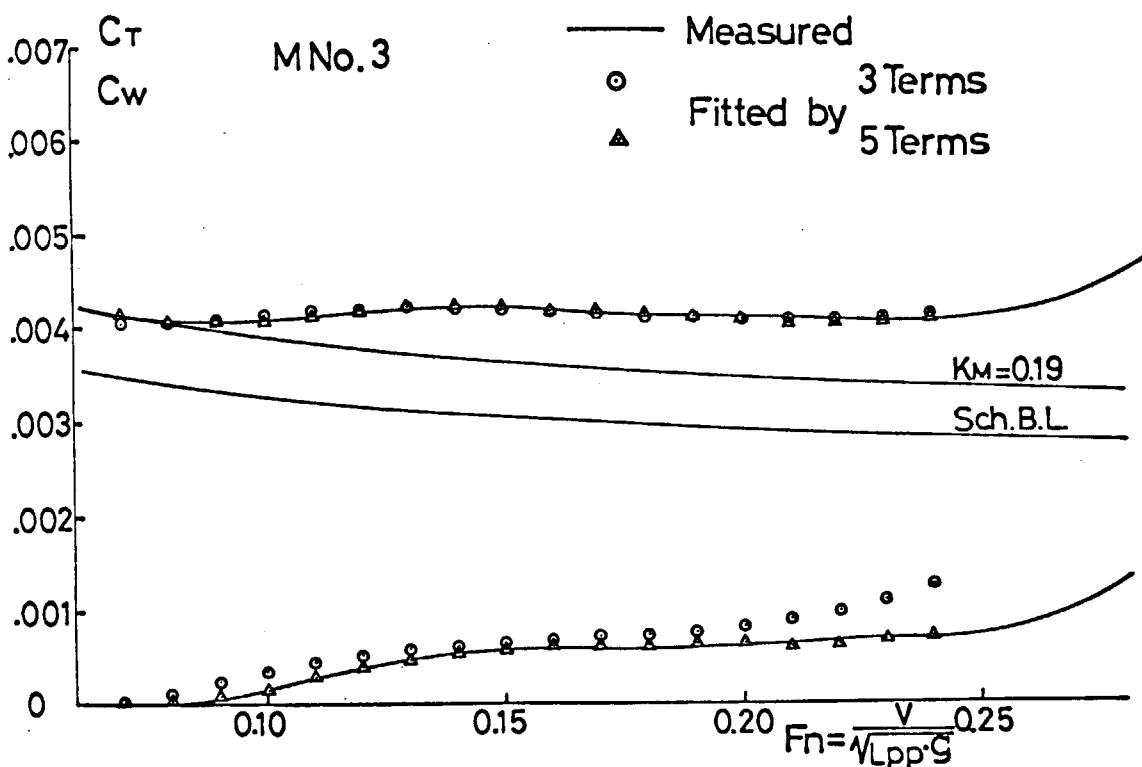


Fig. 5.5.3.12 D<sub>2</sub> (M No. 3)

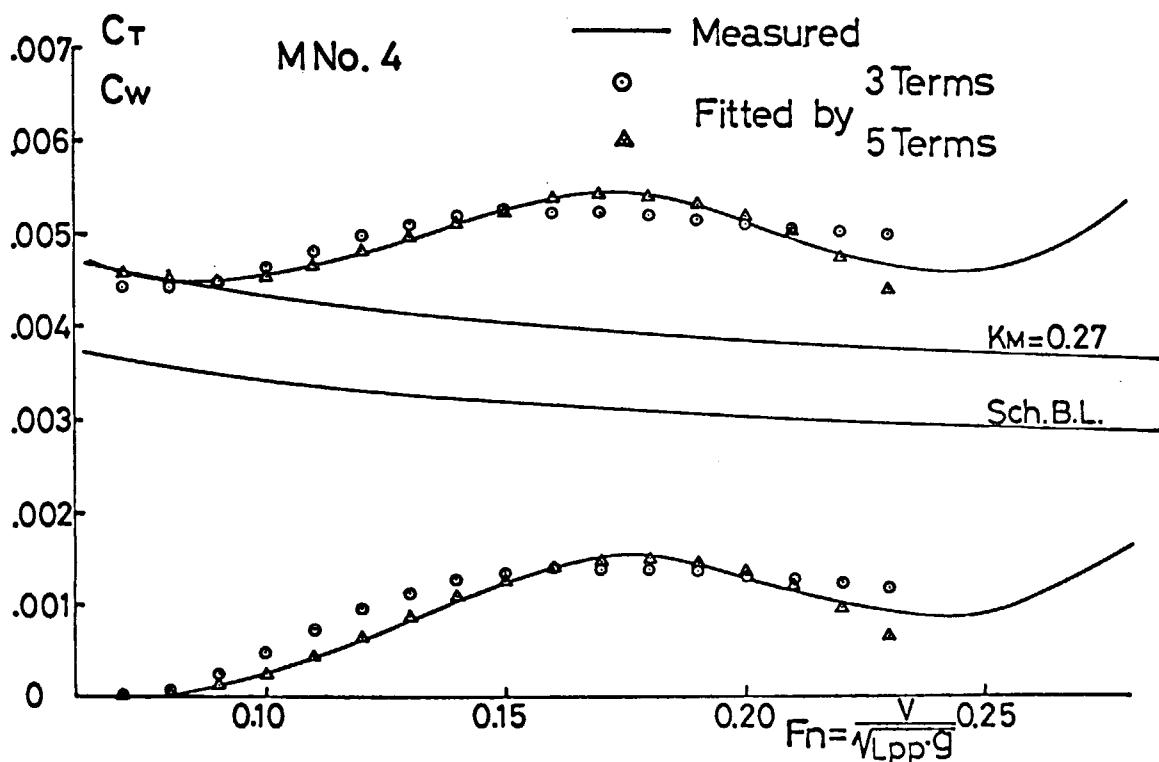


Fig. 5.5.3.13 D<sub>2</sub> (M No. 4)

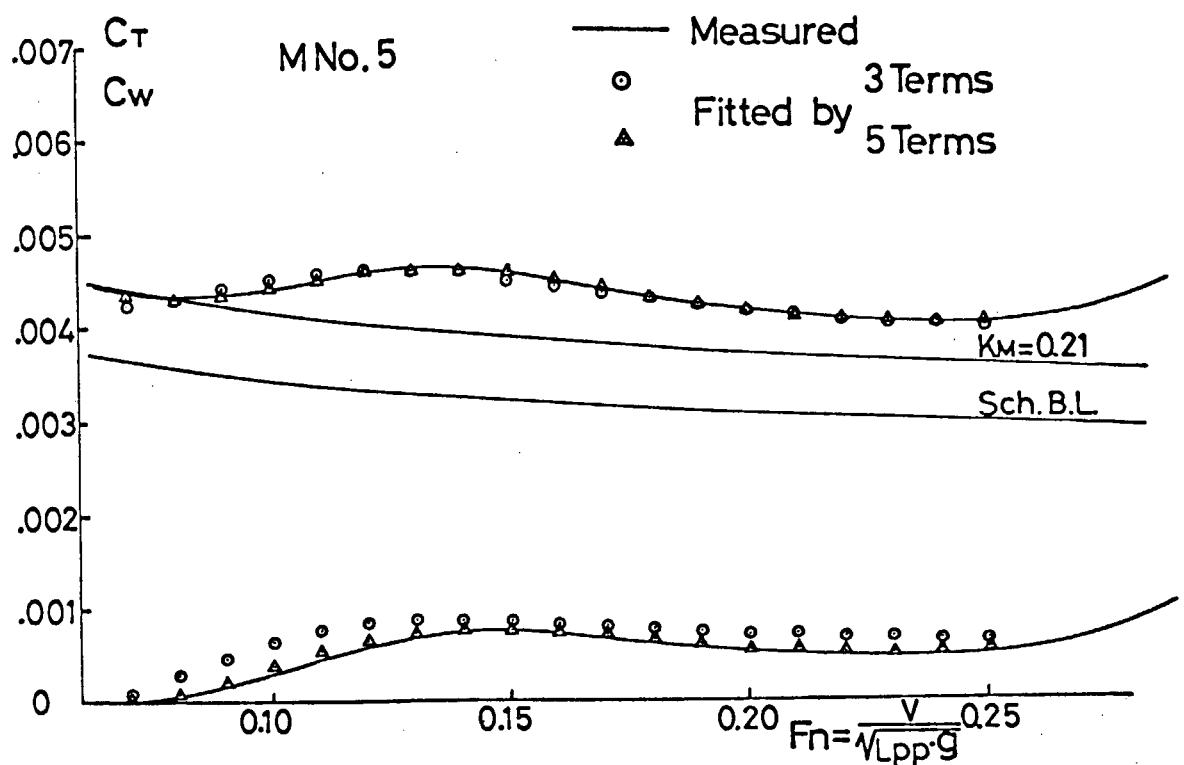


Fig. 5.5.3.14 D<sub>0</sub> (M No. 5)

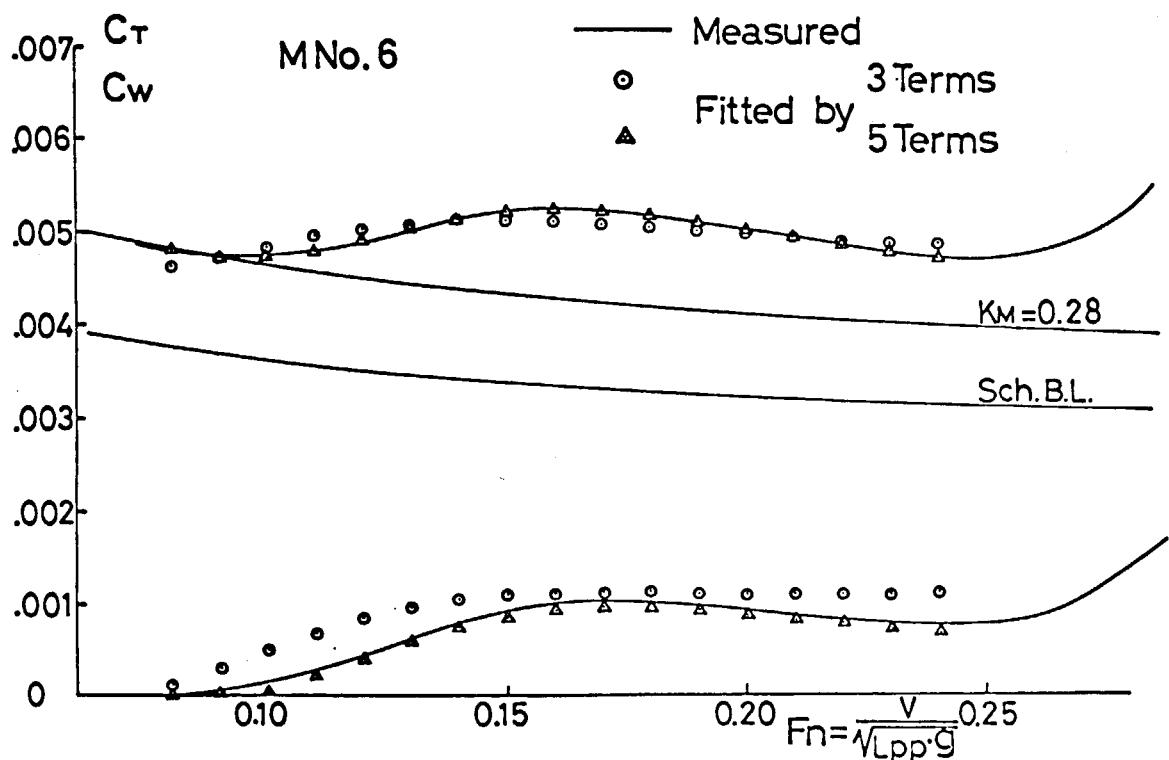


Fig. 5.5.3.15 D<sub>0</sub> (M No. 6)

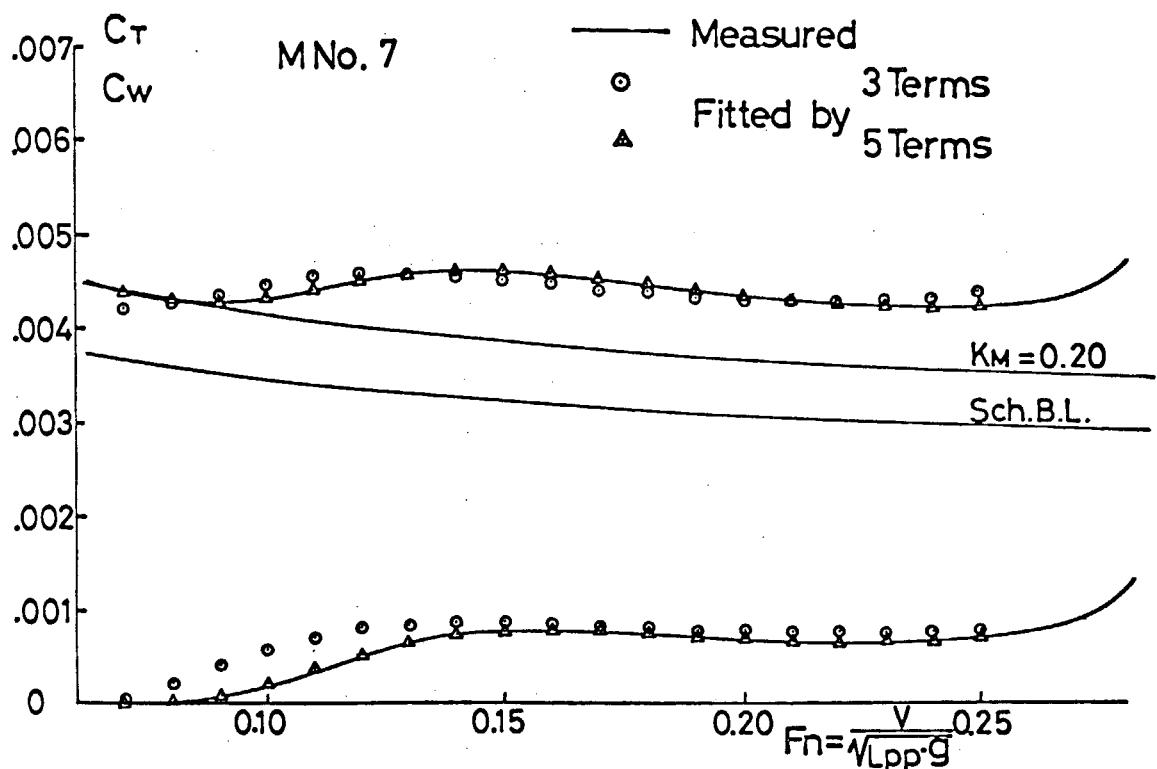


Fig. 5.5.3.16 D<sub>2</sub> (M<sub>7</sub>)

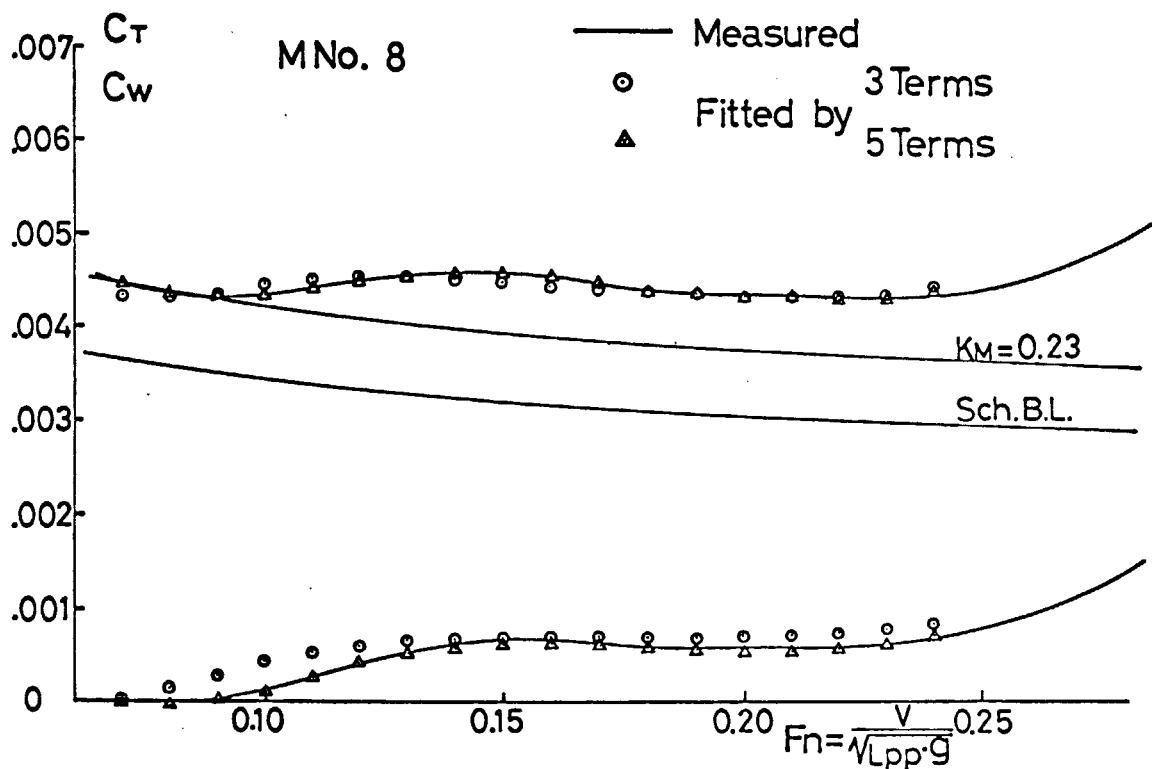


Fig. 5.5.3.17 D<sub>2</sub> (M<sub>8</sub>)

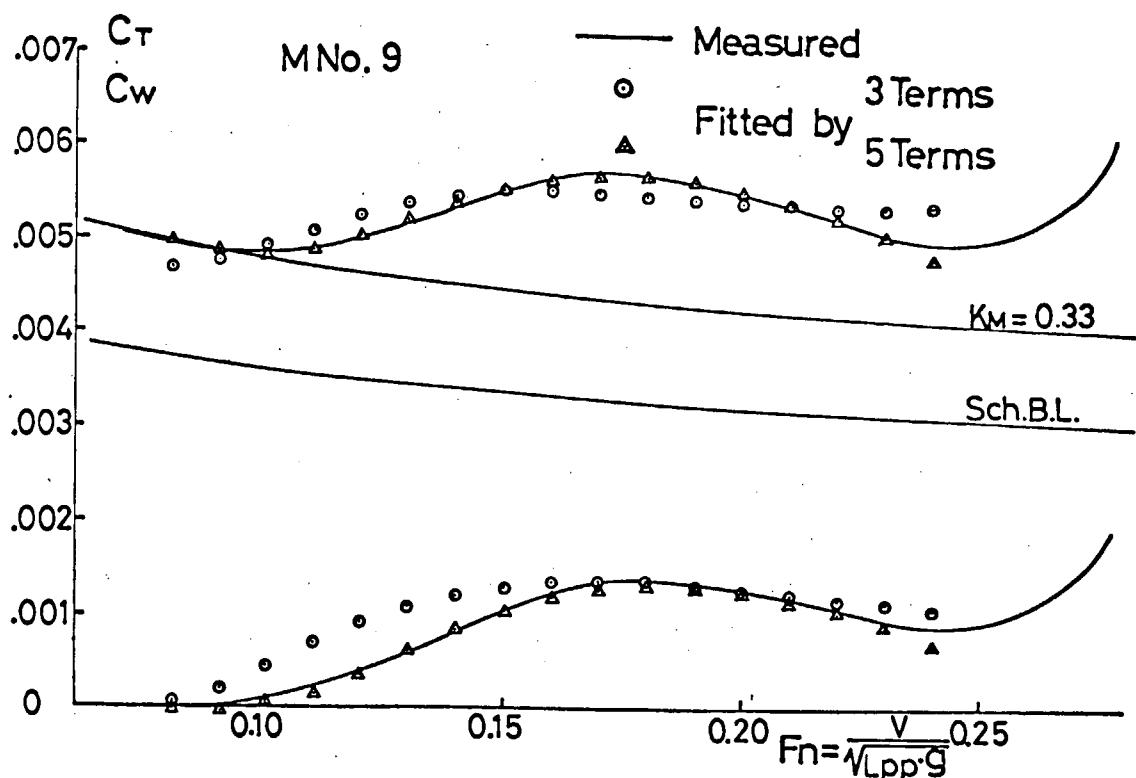


Fig. 5.5.3.18 D<sub>2</sub> (M<sub>No</sub>9)

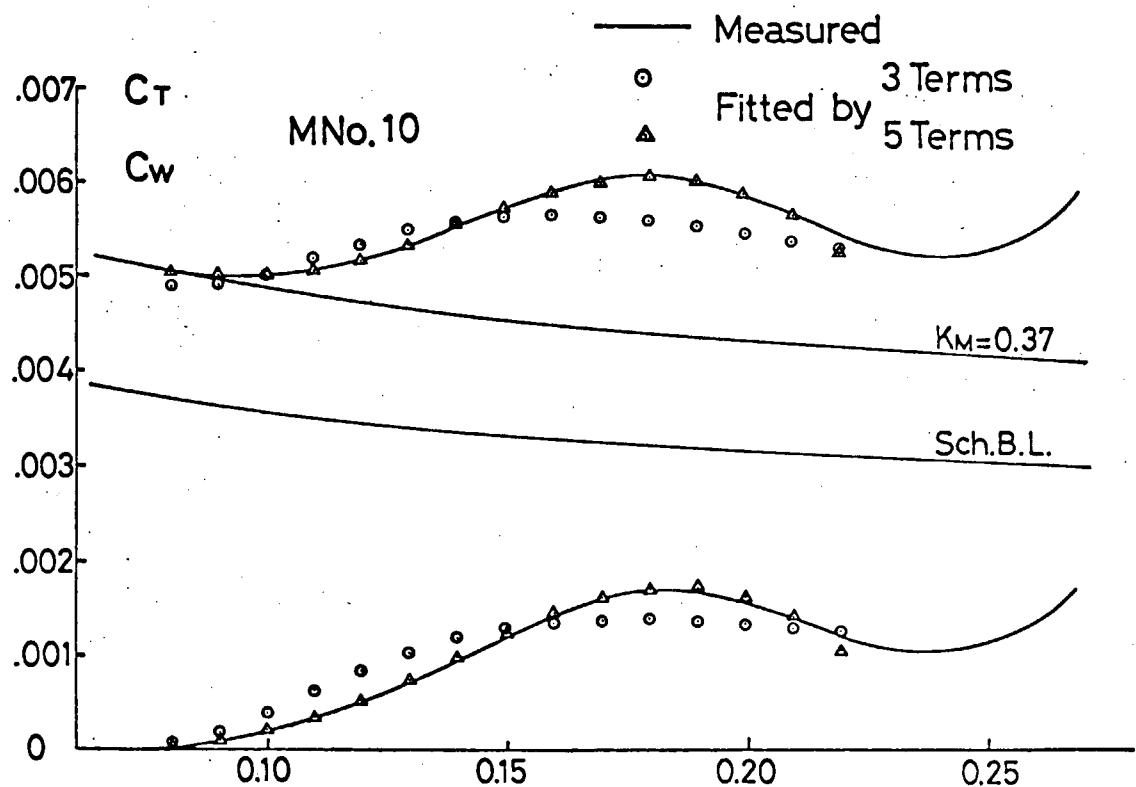


Fig. 5.5.3.19 D<sub>2</sub> (M<sub>No</sub>10)

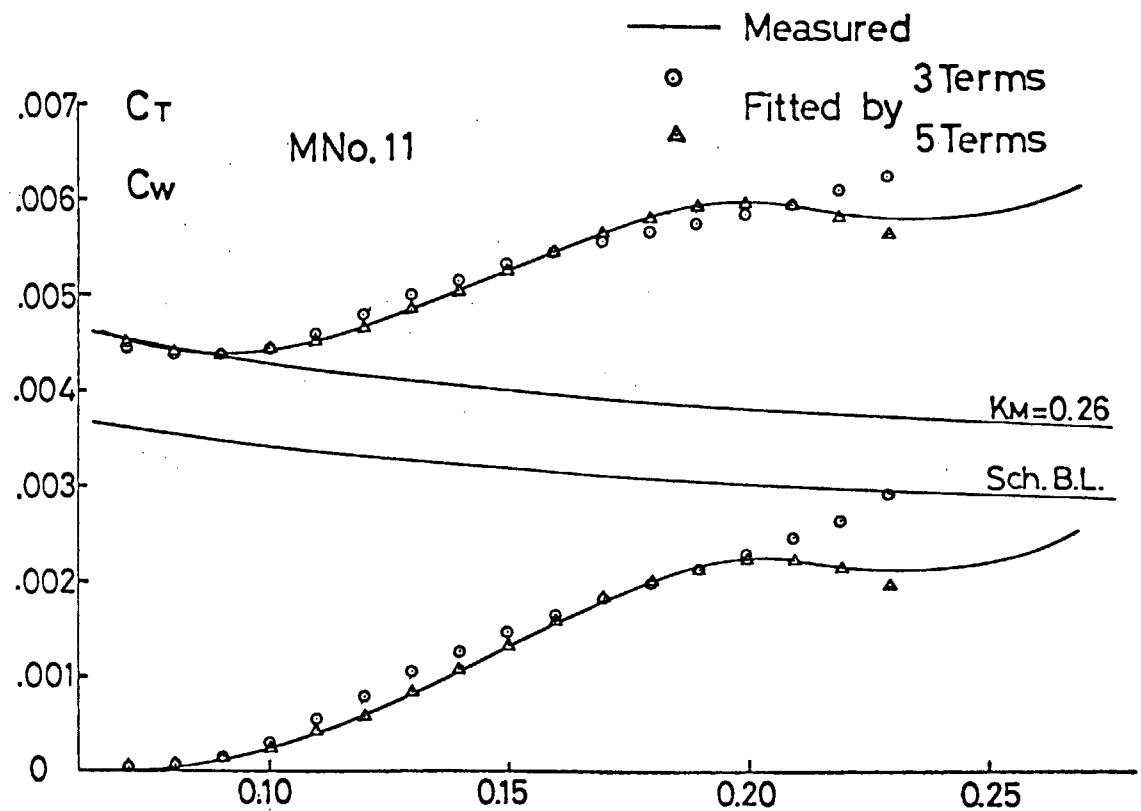


Fig. 5.5.3.20 D<sub>2</sub> (MNo. 11)

## 5.6 粘性抵抗理論を利用する方法（粘性理論的アプローチ）

### (1) 目的

形状影響係数Kと船型との関係（載荷状態も含めて）並びに尺度影響などを粘性抵抗理論を土台にして考察する。

### (2) 前提

前提1 波はないとする。

前提2 抵抗の各成分の相互の干渉は小さいとする。  
すなわち、

全抵抗R、造波抵抗R<sub>w</sub>、粘性抵抗R<sub>v</sub>とすると

$$R = R_w + R_v \quad (1)$$

ここで以下R<sub>v</sub>のみ考え

$$R_v = R_f + R_p \quad (2)$$

ただしR<sub>f</sub>は摩擦抵抗、R<sub>p</sub>は粘性圧力抵抗とする。

ここで更にビルジ渦による抵抗R<sub>vort</sub>を導入する。これはR<sub>p</sub>の中に含まれても良いが、渦のないときの素直な境界層から出て来るR<sub>p</sub>とは性質がちがうと思われる所以一応区別して

$$R_v = R_f + R_p + R_{vort} \quad (3)$$

とする。又、右辺各項の間には相互干渉がある筈であるが、今はこれを無視する。

### (3) 載荷状態の差による流れの差

載荷状態が満載の場合と軽荷の場合とでは、船体周りの流れ、特にビルジ渦の性状について次のような差異があると考えられる。

まず発生点については、満載の場合は良く調べられているように普通は船尾S.S.1前後であるが、軽荷状態ではトリムがあることから考えて船体中央部付近からの発生が考えられる。又、その付近はビルジ半径が小さいための供給渦度も強く、船尾に至る長いビルジ部分からの集積として現れる船尾ビルジ渦は、軽荷状態の方が強いものになることが予想される。渦の位置についても差があり、満載では渦対の間隔はプロペラ直径の程度であるが、軽荷では恐らく船幅程度であろうと思われる。

以上を表にして示せば下のようになり、以後の解析にはこれらの差異を反映させることを望ましい。もっとも今年度はこれに深く立ち入ることができなかったので、後日機会を得て検討することにし、今回は特徴を指摘するにとどめる。

載荷状態 ビルジ渦の特徴	満 載	軽 荷
発 生 点	船 尾	中 央 部
深 さ	深	浅
相 互 の 間 隔	狭	広
強 さ	弱	強

### (4) K

(3)式を相当平板の摩擦抵抗R<sub>f0</sub>で割ってKの出る形にすると

$$K = K_f + K_p + K_{vort} \quad (4)$$

$$\text{ただし、 } K = \frac{R_v}{R_{f_0}} - 1, \quad K_f = \frac{R_f}{R_{f_0}} - 1, \quad K_p = \frac{R_p}{R_{f_0}}, \quad K_{vort} = \frac{R_{vort}}{R_{f_0}}$$

現在の知識では  $K_f$ 、 $K_p$  は船型のみの関数で  $Re$  には無関係である ( $F_r$  については前述のように無視)。

#### (5) $K_f + K_p$

$K_f$  と  $K_p$  の和がビルジ渦のない時の  $K$  に相当する。普通の船型では  $K_f \ll K_p$  らしいので、 $K_p$  又は  $K_p + K_f$  を一番関係の深いパラメーターで整理するのが良い。 $K_p$  は船尾粘性流場の圧力分布により発生する抵抗成分であるから、船尾肥大度を示すパラメーター  $r$  (篠島、田中、1963) を横軸としてプロットするのが第一近似になる。今の所は関数関係まで導くことができないので、図上で点がまとまれば満足せねばなるまい。この考えはすでに 5.4 で用いられている。

#### (6) 渦対の誘導抵抗 $R_{vort}$ を求める式

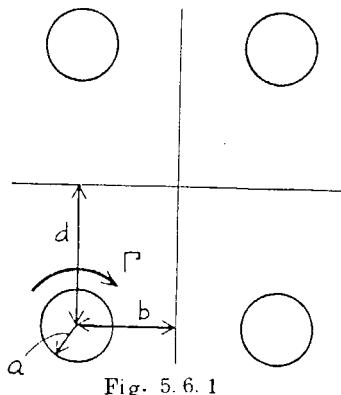


Fig. 5.6.1

ビルジ渦はある範囲に分布しているので正確に論ずるのは面倒である。ここでは簡単のため、左図のように配置された 1 対の渦対とその鏡像を考える。渦核の半径を  $a$ 、1 対の渦の相互間隔を  $2b$ 、鏡像との間隔を  $2d$  とする。実際の船尾後方の流場の横断面がこの図のような流れで表されると仮定し、この系の持つ運動エネルギーを計算すればそれから誘導抵抗が求められる。計算の際の近似などにより若干異なる結果が得られるが、大体は

$$R_{vort} = C_1 \rho \Gamma^2 \quad (5)$$

ただし  $\Gamma$  は循環の強さ、 $C_1$  は渦核の大きさと配列状態の関数である。一例として Tatinaclaux<sup>\*</sup> の計算したものを見せてみよう。

$$C_1 = \frac{1}{8} + \frac{1}{2} \ell_n \left( \frac{b}{a} + \sqrt{\frac{b^2}{a^2} - 1} \right) + \frac{1}{4} \ell_n \frac{(1 - \frac{b}{a} + \sqrt{\frac{b^2}{a^2} - 1})^2 + 4 \frac{d^2}{a^2}}{(\frac{b}{a} - 1 + \sqrt{\dots})^2 + 4 \frac{d^2}{a^2}} \quad (6)$$

$a$ 、 $b$ 、 $d$  により  $C_1$  が変化する。

#### (7) $R_{vort}$ の尺度影響

$R_{vort}$  をきめる四つの量  $\Gamma$ 、 $a$ 、 $b$ 、 $d$  の尺度影響について考える。先ず  $a$  は、剥離線付近の境界層内の粒子が渦核を構成していると考えられるので、 $a$  の大きさは恐らく境界層厚さ  $\delta$  に比例すると思われる。従って尺度影響としては  $a/L$  の形でいいべきであるから、 $\delta/L$  すなわち大体は相当平板の摩擦抵抗係数  $C_{F_0}$  に比例する。つまり  $Re$  が大きいほど渦度の集中が烈しい。しかし渦核が小さければその運動エネルギーは 2 次的で、その外側のポテンシャル流部分のもつエネルギーが主要項であろうから、 $a$  に対する尺度影響は無視しても差支えないと思われる。

$\Gamma$  の尺度影響についても必ずしも明確でない所もあるが、境界層近似に従い、船体横切面内における境界層内の渦度が寄り集まつたものが、ビルジ渦であるとすれば肋骨線方向の速度  $v$  を、関係する領域上で線積分することにより  $\Gamma$  が求められる。

すなわち

$$\Gamma = \int_{S_1}^{S_2} v \, ds = C_2 V L \quad (7)$$

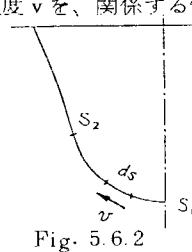


Fig. 5.6.2

ただし  $C_d$  は船型の関数である。又  $V$  は船速、 $L$  は船長。従って第 1 近似として  $Re$  の影響は受けないと考えられる。

$b$ 、 $d$  については、 $\Gamma$  が同一であり、又  $a$  の尺度影響が小さければ、 $b/L$ 、 $d/L$  の尺度影響はないと考えてよいと思われる。

#### (8) 今後の問題点

以上に述べたように粘性抵抗理論からのアプローチは未完に終ったが、その中で今後検討を要する点が明らかとなった。これらは次のとおりである。

- a)  $K_f$  は  $K_p$  に比して小さいか否か確かめること。
- b)  $K_p$  と船型要素との関係を調べること。
- c)  $K_p$  の尺度影響を検討すること。現在  $K_p$  は定数と考えられているが、これの正しさを考察すること。
- d)  $R_{vort}$  と船型との関係を調べること。
- e)  $R_{vort}$  の尺度影響について検討を続けること。今回の研究では  $R_{vort} \propto V^2$  となるが、この精度を調べること。
- f)  $R_p$  と  $R_{vort}$  の数値の大小関係、又それが船型に応じ、どう変化するか調べること。

### 5.7 総 括

粘性抵抗に対する形状影響を求める問題は今年度始まったばかりであり、かつ諸般の情勢により 1 年間の研究期間しか得られなかつたため、全部の計画を達成することはできなかつたが、一部については所期の目的を達して重要な資料が得られた。それらを列挙すると次のとおりである。

- (1) 形状影響係数  $K$  を推定する方法に関する文献を調査収集した。その結果、大部分のものが満載状態に対応するものであり、軽荷状態のものはほとんどないこと、又、満載状態でも理論的基礎が十分でなく、今後更に研究を要することなどが明らかとなつた。
- (2)  $K$  を推定する一つの方法として統計解析に基づくものの有用性を調べるために、多数の水槽試験結果から  $K$  を求め、それを既存の推定式と比較検討した。その結果、満載状態でのまつまりは良好であったが、軽荷状態ではばらつきが見られ、トリム、船尾断面形状などのパラメーターを追加すると整理の具合が改善されたが、なお研究を必要とすることがわかった。
- (3)  $K$  の決定法（抵抗試験から  $K$  を求める）についても検討を加え、従来の低速接線法の欠点を改良することを試みた。その方法は、造波抵抗理論を応用し、バルブの効果も取り入れた回帰方程式を用いたもので、低速接線法ではデータのばらつきや低速におけるハンプなどのため  $K$  の決定が難しい軽荷状態についても、かなり妥当と思われる値が一義的に決定できることが判明した。
- (4) 粘性抵抗理論からのアプローチで  $K$  を求める方法も検討したが、これは未完に終つた。今後  $R_p$  と  $R_{vort}$  につき、その大きさ、船型要素との関係、尺度影響などを解明すれば、満載と軽荷の両状態を統一的に論ずることが可能となることが期待される。

## 第6章 結 言

以上に詳細に述べてきたように、本研究においては、系統的模型船の船型を選ぶに当っては、実用船型の試験結果と造波抵抗理論とを結合させた統計解析の手法で、与えられた主要目および計画速力に対して最適の横截面積曲線形状を求めるとともに、造波抵抗理論による船型計画法で検討を行うというように、慎重な調査の結果をふまえて船型計画を行った。

本研究で対象とした船種がロールオン・ロールオフ船であるために、 $B/d$  が大きいほどに甲板面積を大きくとる必要があり、船型としては好ましいものではないが、このような制約のもとになるべく抵抗が小となる船型を選んだ。

本年度に試験を行った模型船が3隻であり、昨年度に試験を行った模型船が1隻なので、まだ4隻の試験結果しか分っていない。当初計画の11隻に比べて余りに少い隻数であるが、最近の非常にきびしい造船界の事情から、本研究は3年目をまたずして本年度で打切られることになってしまった。

当初計画の約  $1/3$  を実行したのみで終ってしまうので、主要船型要素の推進性能に及ぼす影響を十分には明らかにすることはできなかったが、幅広浅喫水船の  $C_B$  および  $L/B$  の推進性能に及ぼす影響の大略の傾向は明らかにすることができたものと思われる。

ただ、このまゝで本研究が打切になってしまうのは大変残念でもあるし、中途半端でもったいないと思われる所以、各方面で行われた研究資料の収集、解析などを行って、大きな経費はかけなくても本研究の目的を不十分ながらも達成できるような取まとめがSR200の第9分科会として来年度から2ヶ年計画で行われることになった。