

日本船舶振興会昭和54年度補助事業  
“船舶の省エネルギー対策に関する研究”

研究資料 No. 329

## 第174研究部会

馬力節減を目的とした1軸中型船  
の船尾形状の開発に関する研究

報 告 書

昭和55年3月

社 団 法 人

日本造船研究協会

本報告書は船型、プロペラ及び急速停止の3種の研究結果をとりまとめたものである。概要是次のとおり。

1. 船型に関する研究

1) 特殊船尾形状船型2種の小型模型試験とそのうち成績良好な1船型の大型模型試験

2) プロペラ回転数を65 R P Mとした船型(ホグナー型)の大型模型試験

2. プロペラに関する研究

1) キャビテーション発生範囲推定法調査とそれによるプロペラの設計及び製作

2) キャビテーション観測及び変動圧力計測

3) 模型プロペラのエロージョン試験

4) 後航水槽におけるプロペラ起振力計測と計算結果の比較

5) 自航推進性能の計算

3. 急速停止性能の模型試験

2船型による試験と計算結果の比較

## はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和54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174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174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	矢崎 敦生（日本造船技術センター）	
委員	田中一朗（大阪大学）	加藤 洋治（東京大学）
	中武一明（九州大学）	高橋 肇（船舶技術研究所）
	寒河江喬（日本造船技術センター）	谷林 英毅（三菱重工業）
	須藤正信（日本钢管）	岸本 修（三井造船）
	並松正明（石川島播磨重工業）	大久保廣海（日本郵船）
	松尾 稔（大阪商船三井船舶）	門井 弘行（船舶技術研究所）
	山崎隆介（九州大学）	田古里 哲夫（東京大学）
	右近良孝（船舶技術研究所）	小山 鴻一（船舶技術研究所）
	相原和樹（三菱重工業）	宮本 雅史（日立造船）
	高木又男（日立造船）	芦立 熟（日本钢管）
	岡本 洋（川崎重工業）	片桐 徳二（石川島播磨重工業）
	永松秀一（住友重機械工業）	伊藤 哲（佐世保重工業）
	久田靖二（函館ドック）	川口 昇（三菱重工業）
	井手一平（尾道造船）	荻野繁之（佐野安船渠）
	渡辺豊徳（三保造船所）	高津浩治（来島どっく）
	田中孝司（大阪造船所）	須藤彰一（明石船型研究所）
	森川 卓（日本船主協会）	布村信昭（昭和海运）
	伴辰也（山下新日本汽船）	菅野博志（ナカシマプロペラ）
	山崎正三郎（神戸製鋼所）	絹川隆一（阪神内燃機工業）
	三浦富雄（かもめプロペラ）	永松宣雄（川崎重工業）
	小丸 振（明石船型研究所）	

### 第174研究部会プロペラ小委員会委員名簿（敬称略、順不同）

部会長	乾 崇夫（東京大学）	
副部会長	矢崎 敦生（日本造船技術センター）	
委員長	加藤 洋治（東京大学）	
委員	山崎隆介（九州大学）	石田駿一（石川島播磨重工業）
	門井弘行（船舶技術研究所）	田中一朗（大阪大学）
	小山 鴻一（船舶技術研究所）	右近良孝（船舶技術研究所）
	岡本 洋（川崎重工業）	谷林英毅（三菱重工業）

委 員 須 藤 正 信 (日 本 鋼 管) 山 崎 正 三 郎 (神 戸 製 鋼 所)  
岸 本 修 (三 井 造 船) 菅 野 博 志 (ナカシマプロペラ)  
永 松 秀 一 (住 友 重 機 械 工 業)

第 174 研究部会討議参加者名簿 (敬称略, 順不同)

山 野 惟 夫 (川 崎 重 工 業)	国 米 昭 久 (日 立 造 船)
小 竹 寿 朗 (船 舶 局)	佐 々 木 紀 幸 (住 友 重 機 械 工 業)
佐 藤 和 範 (日本 造 船 技 術 セン タ ー)	河 内 房 之 助 (ナカシマプロペラ)
鈴 木 成 男 (日 本 船 主 協 会)	沖 明 雄 (三 菱 重 工 業)
白 木 東 (日 本 鋼 管)	更 田 康 夫 (日 本 鋼 管)
家 永 稜 威 雄 (佐 世 保 重 工 業)	田 村 欣 也 (三 菱 重 工 業)
向 井 正 治 (佐 野 安 船 港)	海 津 源 治 (ナカシマプロペラ)

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 特殊船尾形状船型の水槽試験 .....	2
2.1 計 画 .....	2
2.2 小型模型船の水槽試験 .....	3
2.2.1 供試模型船 .....	3
2.2.2 抵抗試験 .....	3
2.2.3 伴流計測 .....	3
2.2.4 流線観測 .....	4
2.2.5 考 察 .....	4
2.3 大型模型船の水槽試験 .....	24
2.3.1 供試模型船 .....	24
2.3.2 抵抗・自航試験 .....	24
2.3.3 伴流計測 .....	25
2.3.4 考 察 .....	25
3. 改良船型（ホグナー型）の水槽試験 .....	36
3.1 概 要 .....	36
3.2 水槽試験 .....	36
3.2.1 船型及び模型船 .....	36
3.2.2 試験状態及び試験方法 .....	36
3.2.3 試験及び試験結果 .....	36
3.3 試験結果の考察 .....	37
3.3.1 抵抗及び自航要素 .....	37
3.3.2 馬力及び速力 .....	38
3.3.3 伴流分布 .....	38
4. プロペラに関する研究 .....	38
4.1 キャビテーションの推定法とそれによるプロペラの設計 .....	46
4.1.1 キャビテーション発生範囲の推定法 .....	46
4.1.2 キャビテーション発生範囲推定法を利用したプロペラの設計 .....	46
4.2 船後におけるキャビテーション試験 .....	52
4.2.1 試験の実施 .....	52
4.2.2 供試模型 .....	52
4.2.3 試験状態 .....	52
4.2.4 キャビテーション観測 .....	52
4.2.5 キャビテーション観測の結果と発生範囲の推定との比較 .....	52
4.2.6 變動圧力計測 .....	53
4.3 キャビテーション・エロージョン試験 .....	68
4.3.1 ソフト・サーフェスによる試験法 .....	68

4.3.2 エロージョン試験結果	68
4.3.3 大直径プロペラのエロージョン量の考察	69
4.4 長水槽におけるプロペラ起振力の計測と計算	74
4.4.1 プロペラ起振力の計測	74
4.4.2 理論計算	74
4.5 自航推進性能の理論計算	80
4.6 まとめ	84
4.6.1 キャビテーションの推定とプロペラの設計	84
4.6.2 変動圧力	84
4.6.3 エロージョン	84
4.6.4 ベアリング・フォース	84
4.6.5 自航推進性能の理論計算	84
5.急速停止性能に関する準定常的な水槽試験	85
5.1 水槽試験	85
5.2 考察	85
5.3 急速停止性能の比較計算	86
6.結言	95

## 1. 緒 言

昭和54年度は、本研究部会の第3年度目であり、かつ最終年度であった。従って、過去3ヶ年に亘る研究部会のまとめも実施したいと考えたが、今年度の研究内容が盛り沢山であり、時間的余裕もないところから、まとめについては、55年度に実施されるS R 200第10分科会にゆずられた。

本研究部会で、今年度実施された研究内容の大綱は、次のとおりである。

まず、船型に関する研究としては

- (1) 過去2ヶ年の研究の成果を踏まえて、特殊船尾形状船型のうち、B V船型とT B V-T船型について、改良形を設計し、小型模型船により、回流水槽において、抵抗試験、伴流計測、流線観測等を行い、その結果、この種特殊船尾形状船型として、比較的好成績のえられたB V船型の改良型であるB V-II船型をベースにして、大型模型船による試験用の船型B V-IIIを設計し、これについて、曳航水槽において、抵抗試験、自航試験、伴流計測等を実施し、推進性能の全般的調査を行った。
- (2) 在來のパナマックス型バルクキャリア船型について、プロペラ回転数を順次減少させた船型について、水槽試験を行ってきたが、本年度は、プロペラ回転数を65RPMとした船型、すなわちB-4船型について、その船体後半部形状を、大直径プロペラ採用による伴流利得の回復をねらったホグナー形とした船型に改善し、これをB-4H船型として、これについて大型模型船により、曳航水槽において、抵抗試験、自航試験、伴流計測等を実施した。

次に、プロペラに関する研究としては

- (1) プロペラのキャビテーション発生範囲の推定法について調査し、その結果に基づいて、B-4船型、B-4H船型用として設計された模型プロペラについて、船後のキャビテーション発生範囲に関し、理論的推定結果と、キャビテーション試験結果との比較を行った。
- (2) B-4船型の船後におけるキャビテーションの観測および変動圧力の計測を、ピッチ分布の異なる2種のプロペラについて、大型キャビテーション試験水槽において実施した。
- (3) 各種のソフトサーフェスにより、模型プロペラのエロージョン試験を、大型キャビテーション試験水槽において実施し、各種ソフトサーフェス法の特長、大直径プロペラにおけるエロージョン量の推定法等について考察した。
- (4) B-4H船型について、曳航水槽において、プロペラ起振力の計測を行うとともに、B-1船型に生ずるプロペラ起振力との比較をプロペラ揚力面理論による理論計算により実施した。
- (5) B-1、B-4、B-4H船型の満載状態について、自航推進性能の理論計算を行い、実験によって求められた自航性能と比較することにより、低回転大直径プロペラ装備船の推進性能が理論計算により予測される程度を調査した。

さらに、急速停止性能に関する研究としては

- (1) B-1およびB-4船型について、曳航水槽において準定常的な水槽試験を行い、それを基に準定常的な計算を実施して、装備するプロペラの大小と船尾形状の相違が、停止性能に及ぼす影響を調査した。
- 過去3ヶ年にわたり本研究部会で実施した試験研究は、今日の省エネルギー時代にうまくマッチした内容を持っており、具体的な実船やプロペラの計画に当り、本研究部会の内容を基に、応用研究、実用化試験、詳細考察を加えることにより、現代の要求に適合した船舶を設計する方針を得ることができるものと思われる。

## 2. 特殊船尾形状船型の水槽試験

### 2.1 計画

昨年度は特殊船尾形状の PT, BV, TBV-T 3 m 模型について水槽試験を行なったが、前例のない特殊な形状のため改良を要する点があった。本年度は大型模型船による水槽試験が予定され、これに特殊船尾形状の採用を検討するため、昨年度の供試船型のうち、伴流の点から BV 船型と TBV-T 船型について引続いて船尾形状の改善を小型模型船 ( $L_{PP}$  3 m) で研究することになった。

最終年度でありまた 3 m 模型船隻数も限られるので、形状変更方針をたてる参考にするため、まず 2 m 模型 3 隻でタフト法により簡単な予備試験を行ない、この結果により BV 船型改として BV-I, TBV-T 船型改として TBV-T 改の 2 種の 3 m 模型が決められた。この 2 船型 3 m 模型のタフト法による流線観測をまず行ない、必要があれば若干の改造を行なって以後所定の水槽試験を行なうことにした。BV 船型改および TBV-T 改の船尾形状は下記の通りである。

#### (a) BV 船型改 (BV-I, BV-II)

BV-I は、ビルジ部稜線を BV よりやや弱くし稜線部で剥れる流れが上向きになるような肋骨線形状とし、伴流分布を同心円状に近付けるためホグナー船尾を採用し、さらにプロペラ上部での伴流分布を同心円状にし、空気吸込みを防止するためトンネル状にした船型である。

BV-II は、BV-I 3 m 模型のタフト法流線観測結果により、稜線、船尾バルブを若干改造したものである。

#### (b) TBV-T 改

2 m 模型予備試験では逆縦渦を強めるため切上げ角を TBV-T より増した船底切上げにより逆縦渦を発生させ、さらにその後方にビルジ渦を発生させプロペラ部へ導くことを狙った船型を試みたが所期のようにならなかった。そこで水線を Wall Side 的に後方にしばりビルジ渦を発生させ、その後方に船底を切上げ逆縦渦を発生させトンネル状としプロペラ部へ導くことを狙った船型を試みた。この結果から後者の形状を TBV-T 改として採用した。TBV-T 改については 3 m 模型のタフト法流線観測の結果による改造は行なわなかった。

以上の BV-II, TBV-T 改 3 m 模型について昨年度と同様に抵抗試験、伴流計測、流線観測を行ない、その結果により抵抗、伴流係数、伴流分布、空気吸込みの有無などを考慮して大型模型船 ( $L_{PP}$  6 m) の船型を選定し、抵抗・自航試験、伴流計測を行なうこととした。3 m 模型船の水槽試験は(財)日本造船技術センターの減圧可能回流水槽で行ない、6 m 模型船の水槽試験は同所の試験水槽で行なうことにした。

## 2.2 小型模型船の水槽試験

### 2.2.1 供試模型船

本年度計画されたTBV-T改型、BV-I型の2船型（3.0 m模型船）についてまず流線観測を行った結果、BV-I型ではプロペラ先端上部に比較的広い範囲にわたって死水域が観察された為、船体後半部を次の要領で改造した。

- ・プロペラ先端と船体とのクリアランスをプロペラ直径の10%とする。
- ・船尾バルブを小さくする。

改造した船型をBV-II型とし、以後所定の試験観測を行なうこととした。TBV-T改型の正面線図、船尾形状図をFig. 2.2.1に、BV-I、BV-II型をFig. 2.2.2に示す。また横載面積曲線図をFig. 2.2.3に、主要寸法をTable 2.2.1に示した。

### 2.2.2 抵抗試験

#### (1) 試験法及び結果

供試2船型の抵抗試験を行なうとともに、昨年度実施したTBV-T型、BV型についても試験水槽の相違を確認するため、FULL LOAD 1状態の試験を実施した。

TBV-T改、BV-II型の試験状態は、FULL LOAD、0%TRIM、 $F_n = 0.06 \sim 0.20$ 、65% $\nabla_F$ 、1%TRIM、 $F_n = 0.06 \sim 0.22$ 、44% $\nabla_F$ 、2%TRIM、 $F_n = 0.06 \sim 0.22$ の3状態である。計測は舵及びダミー・ボスを取り付けた状態で行なった。計測データの解析は、流速に対してブロッケージの修正を行なっている。また摩擦抵抗はシェーンヘルの摩擦抵抗係数より計算した。これらの計算結果を全抵抗係数で表わし、Fig. 2.2.4～6に示す。Fig. 2.2.4の図中には、TBV-T、BV型の同一試験水槽での試験結果を示した。これらのグラフは同一試験状態で抵抗性能を比較したものである。

#### (2) 考察

同一試験水槽における53年度船型（TBV-T、BV）と54年度船型（TBV-T改、BV-II）のFULL LOADにおける全抵抗係数を $F_n = 0.172$ で比較して見ると、54年度船型のTBV-T改型は約15%、BV-II型は約10%低い値を示した。TBV-T改、BV-II型の各載荷状態における比較では抵抗値の差はそれ程大きくないが、65% $\nabla_F$ 、44% $\nabla_F$ の高速域でBV-II型が徐々に高くなる傾向を示している。

TBV-T改、BV-II型と53年度船型及びSR 159（50年度船型、曳航水槽にて試験実施）の各状態における剩余抵抗係数 $C_R$ をTable 2.2.2に示した。

TBV-T改、BV-II型の $C_R$ はともに53年度船型より低下した。またSR 159の通常船型よりも低下しているが、これには試験水槽の特性の影響も含んでいるものと考える。

### 2.2.3 伴流計測

#### (1) 試験方法及び結果

伴流計測は曳航状態で、各船型ともFULL LOAD、0%TRIM、 $F_n = 0.176$ 、65% $\nabla_F$ 、1%TRIM、 $F_n = 0.181$ 、44% $\nabla_F$ 、2%TRIM、 $F_n = 0.193$ の3状態について実施し、計測位置はA.P.前方、46mm（プロペラの0.7Rスラスト面）の面内とし、附加物は2船型とも舵なし、ダミー・ボス付きの状態である。計測に際しては、球型5孔ピトー管を使用し、左舷側について計測を行った。計測の結果をFig. 2.2.7～2.2.12に示す。計測結果より求めた公称伴流の値をTable 2.2.3に示す。

#### (2) 考察

TBV-T改型の載荷状態ごとの伴流パターンはTBV-T型より船側接線の影響を受けているのが認められる。公称伴流はTBV-T型より各載荷状態とも低くなっている。BV-II型はビルヂ渦が強化され、伴流パターンに、いわゆる目玉が大きく認められる。また伴流パターンは比較的単純であるが、所期の狙いである同心円

状のパターンになっていない様である。公称伴流は各載荷状態とも低下し伴流利得は小さい。

#### 2.2.4 流線観測

##### (1) 試験状態

TBV-T改、BV-II型の2船型について、FULL LOAD, 0%TRIM,  $F_n = 0.176$ , 65% $\nabla_F$ , 1%TRIM,  $F_n = 0.181$ , 44% $\nabla_F$ , 2%TRIM,  $F_n = 0.193$  の状態について Ship Point の自航状態で流線観測を行なうこととした。Ship Point のプロペラ荷重度は以下の様にして定めた。抵抗試験結果（プロッケージの修正済みのもの）を  $L_{PP} = 210$  m の実船に換算し、さらに  $1-t \neq 0.8$  と仮定して所要スラスト  $T_M$  を求めた。このスラストになる様にプロペラ回転数を整定させた。流線観測時のスラスト値と整定回転数を Table 2.2.4 に示す。模型プロペラは、53年度船型に用いたプロペラを大阪大学より借用して試験を行った。

##### (2) 実験方法および結果

###### (a) 油膜法による限界流線の観察

流動パラフィン、オイル・レッド、オレイン酸を混合した油材を用い、エンジン・オイルを下塗りした船体表面上にその油材を塗布して観察を行った。その結果を Fig. 2.2.13~18 に示す。TBV-T改型については各載荷状態とも船側上部の流れは比較的単純な流れとなっているが、船側下部では小さなビルヂ渦が発生し、トンネル内に流入している様である。BV-II型については、各状態とも船体下部の稜線により船底からの流れが完全に剥離し、大きなビルヂ渦を発生している。

###### (b) 2段糸による船体表面近傍の流れの観察

Fig. 2.2.19~24 に観察結果を示す。図中の実線は外側タフト、破線が内側タフトを示す。

TBV-T改型では船側下部でビルヂ渦の発生が見られ、またトンネル部稜線で内側のタフトがトンネル内に巻き込む様子が見られた。

BV-II型では限界流線の観察と同様に船体下部の稜線より大きなビルヂ渦の発生が観察された。

###### (c) 色素流脈法による観察

注入パイプにより船体内部より、船体表面上の種々の位置で色素を流出させ、流れの様子を観察した。そのスケッチを Fig. 2.2.25 ~ 30 に示す。両船とも油膜、2段糸によるものと同様な流れが観察された。

#### 2.2.5 考 察

TBV-T改、BV-II型とも抵抗値は低くなった。しかし通常船型の SR 159 (50年度船型) より剩余抵抗係数が低い値を示した事は試験水槽による影響とも考えられるが原因は不明である。

油膜法による結果は、流動パラフィンの粘度が不足している様であり、また流線から見て流動パラフィンの浮力が作用している様である。粘性の高い材質のものを使用すべきであった。

TBV-T改型は2段糸、色素流脈法の結果でビルヂ渦の発生は見られる。また逆縦渦の発生も見られる様であるが、それ程強くはない様である。

BV-II型は大体期待した流れに近いものが得られた様であるが、船体下部の稜線部より発生する比較的大きな剥離は認められるが、プロペラ面への伴流の集中と均一化は期待した程ではない。

Table 2.2.1 Particulars of Small Models

MODEL		TBV-T 改			B V - II	
$L_{PP}$ (m)		3.0000				
B (m)		0.4600				
CONDITION		FULL	65%	44%	FULL	65%
DRAFT (m)	A. P.		0.1331	0.1123		0.1349
	M. S.	0.1770	0.1181	0.0823	0.1770	0.1199
	F. P.		0.1031	0.0523		0.1049
TRIM (m)	0	0.03	0.06	0	0.03	0.06
	$\%L_{PP}$	0	1	2	0	1
$\nabla_M$ ( $m^3$ )	HULL	-	-	-	-	-
	APPENDAGE	-	-	-	-	-
	TOTAL	0.19963	0.12976	0.08783	0.20176	0.13114
$S_M$ ( $m^2$ )	HULL	2.1491	1.7599	1.5296	2.1398	1.7687
	APPENDAGE	0.0188	0.0171	0.0141	0.0188	0.0171
	TOTAL	2.1679	1.7770	1.5437	2.1586	1.7858
$C_B$		0.817	0.797	0.773	0.826	0.793
$C_P$		0.821	0.802	0.780	0.830	0.797
$C_M$		0.996	0.994	0.991	0.996	0.995
$\ell_{eb}$ ( $\%L_{PP}$ )		-3.119	-2.536	-0.243	-2.557	-2.607
WITHOUT BILGE KEEL						

Table 2.2.2 Comparison of Resistance Test Results  
 $C_R \times 10^3$  Residual Resistance Coefficients

SHIP \ COND.	FULL	65% $\nabla_F$	44% $\nabla_F$
B V	1.89 (1.98)	2.10	2.24
T B V - T	1.54 (1.60)	1.66	1.73
S R 159	1.45	1.64	1.94
B V - II	1.36	1.38	1.83
T B V - T 改	1.32	1.34	1.53
F <sub>n</sub>	0.176	0.181	0.193

( )内の値は B V - II, T B V - T 改型と同一試験水槽で実施した時の値である。

Table 2.2.3 Nominal Wake Fraction

船型 \ COND.	FULL	65%	44%
T B V - T 改	0.339	0.369	0.369
B V - II	0.418	0.418	0.385

Table 2.2.4 Test Cond.

船型	COND.	$\nabla_M$ (m')	スラスト (kg)	回転数 (rps)
T B V - T 改	FULL	0.19963	0.344	10.3
	65%	0.12976	0.305	10.1
	44%	0.08783	0.321	10.3
B V - II	FULL	0.20176	0.350	10.0
	65%	0.13114	0.314	9.7
	44%	0.08877	0.348	10.5

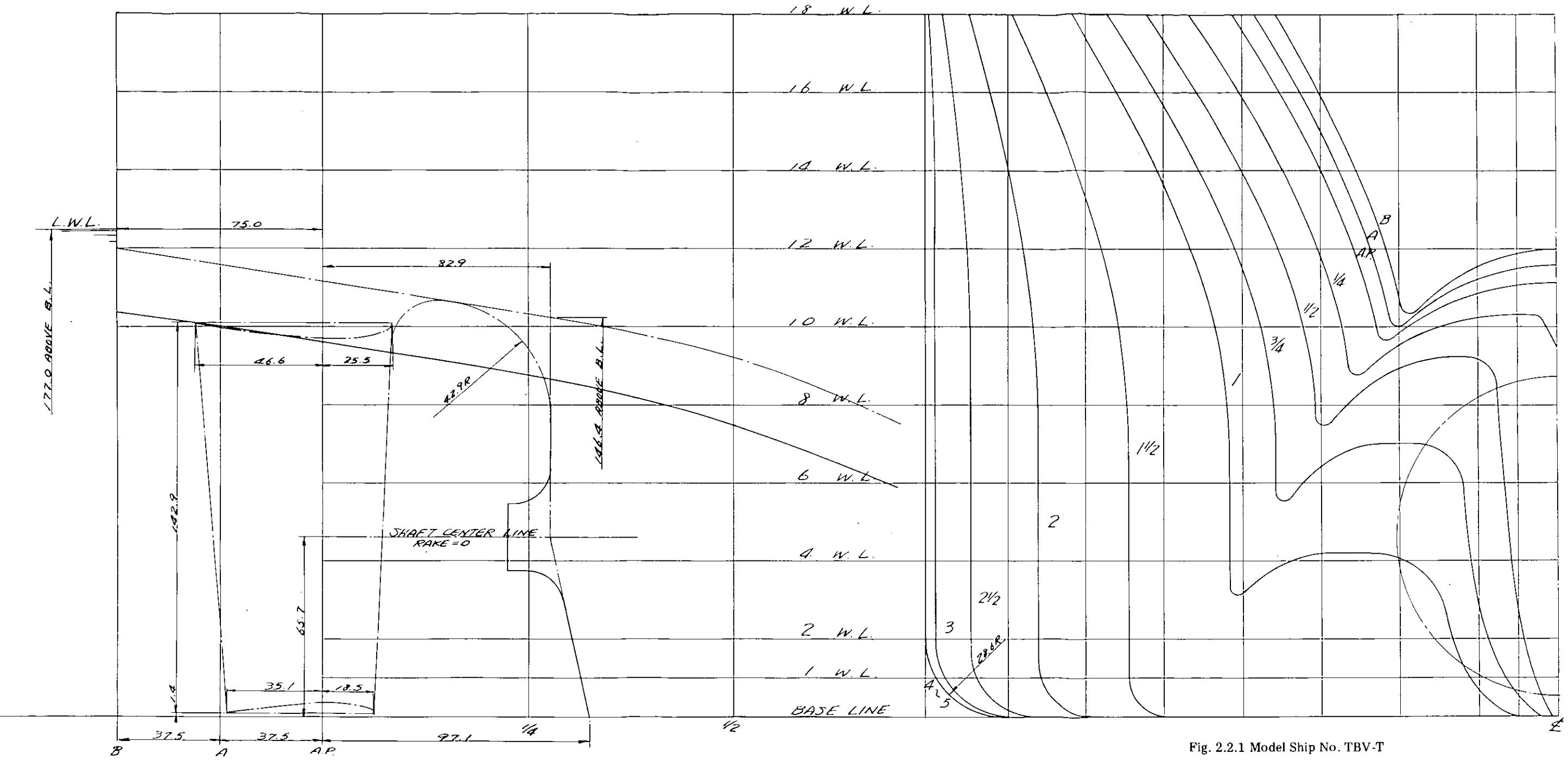
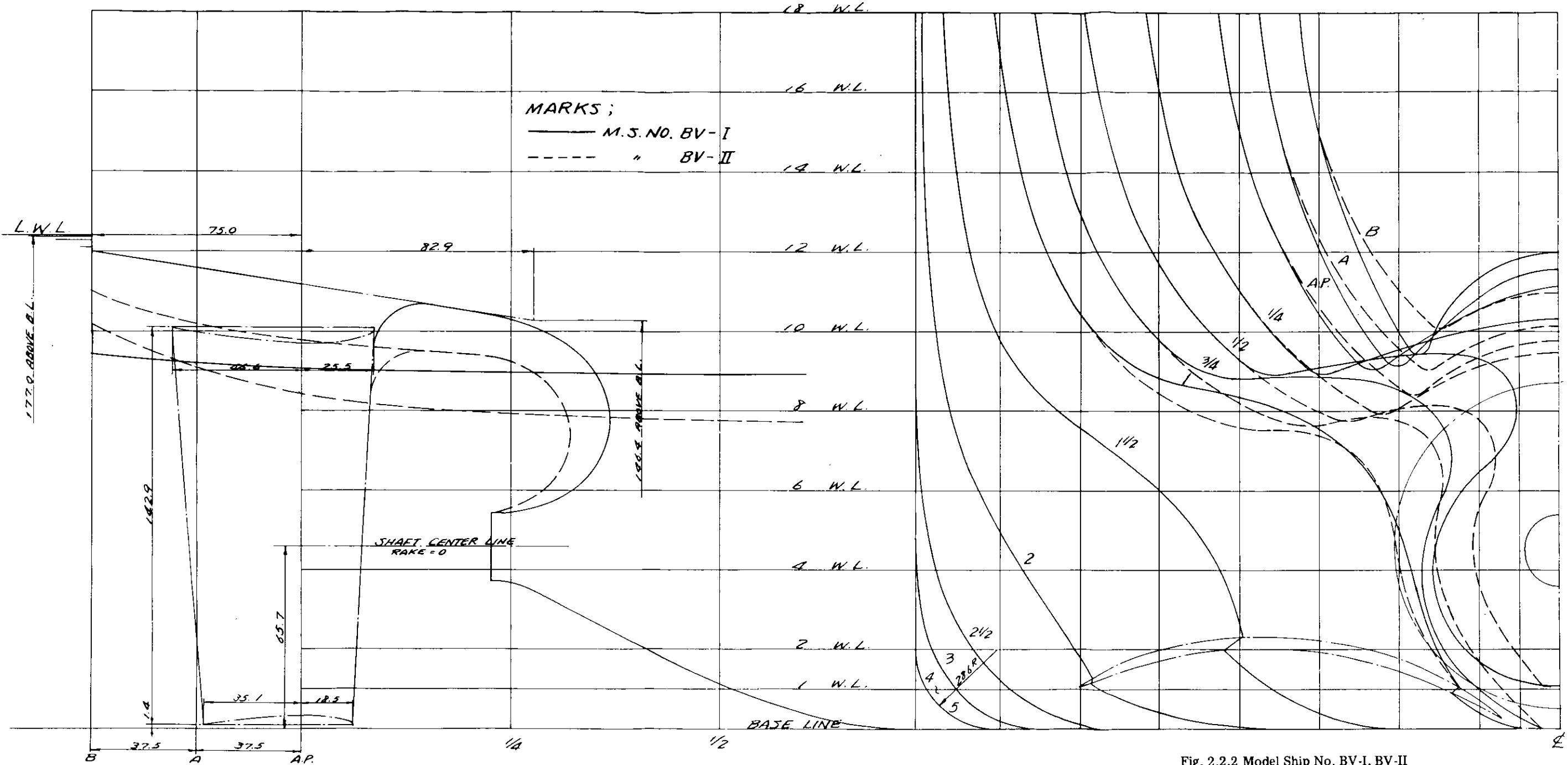


Fig. 2.2.1 Model Ship No. TBV-T



**Fig. 2.2.2 Model Ship No. BV-I, BV-II**

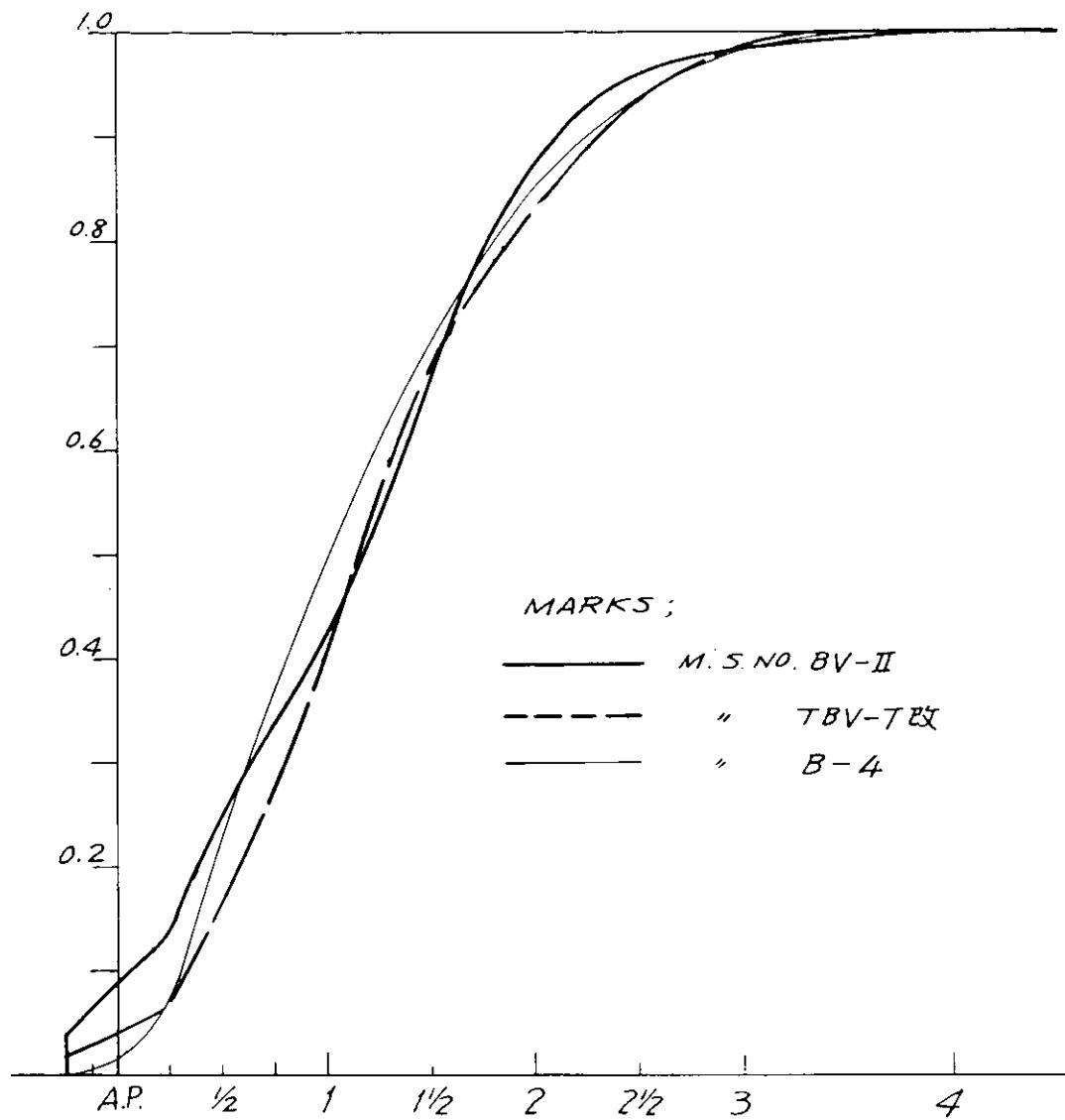


Fig. 2.2.3 Sectional Area Curves

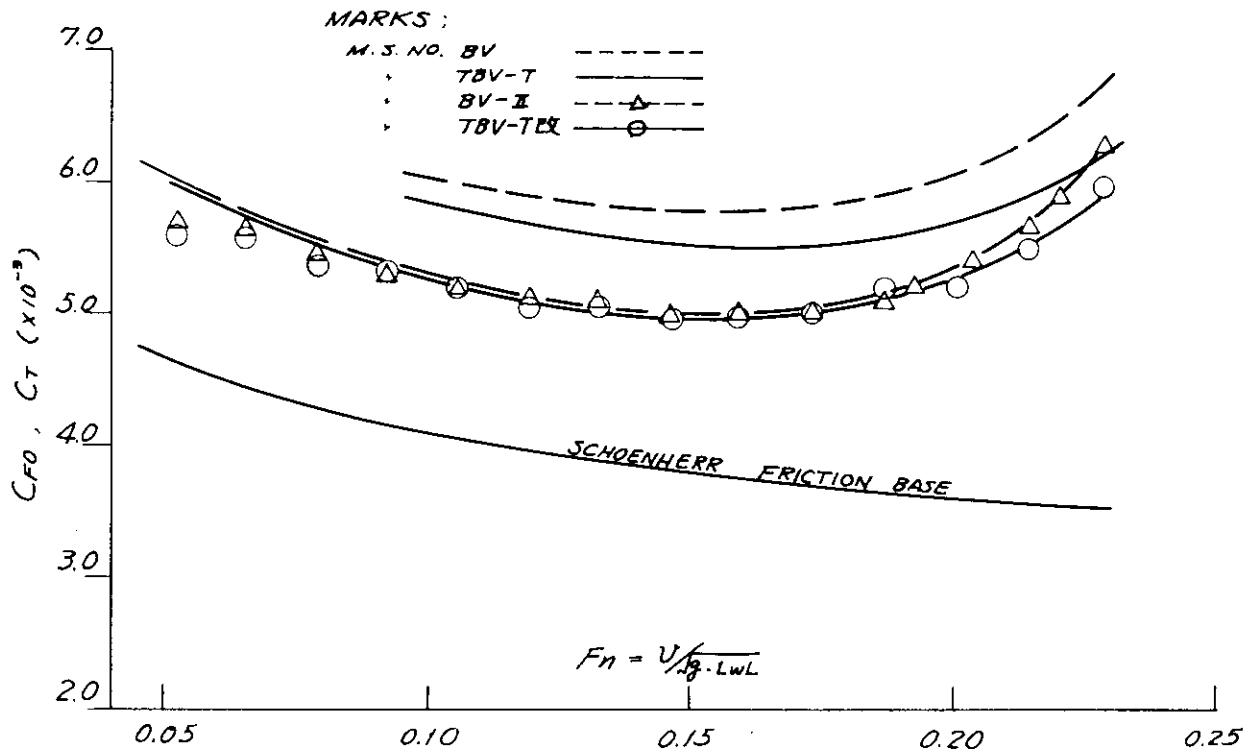


Fig. 2.2.4 Total Resistance Coefficient Curves (Full Load)

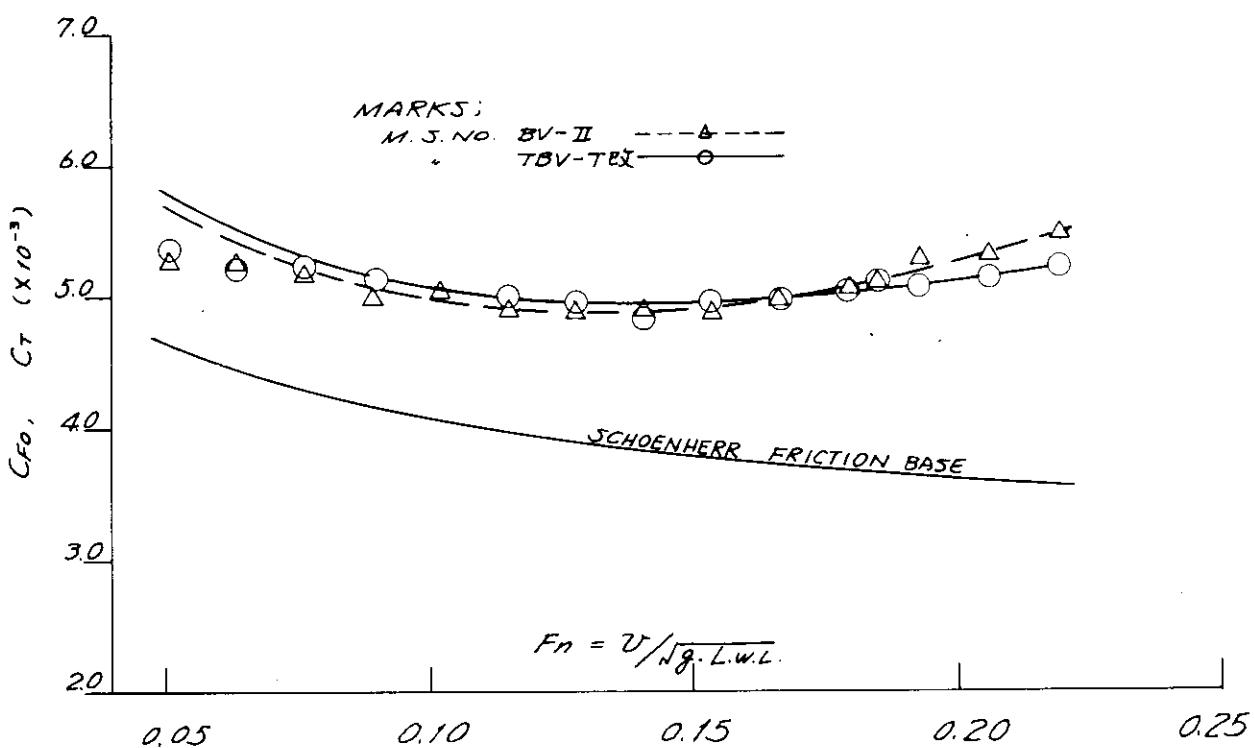


Fig. 2.2.5 Total Resistance Coefficient Curves (65%  $\Delta_P$ )

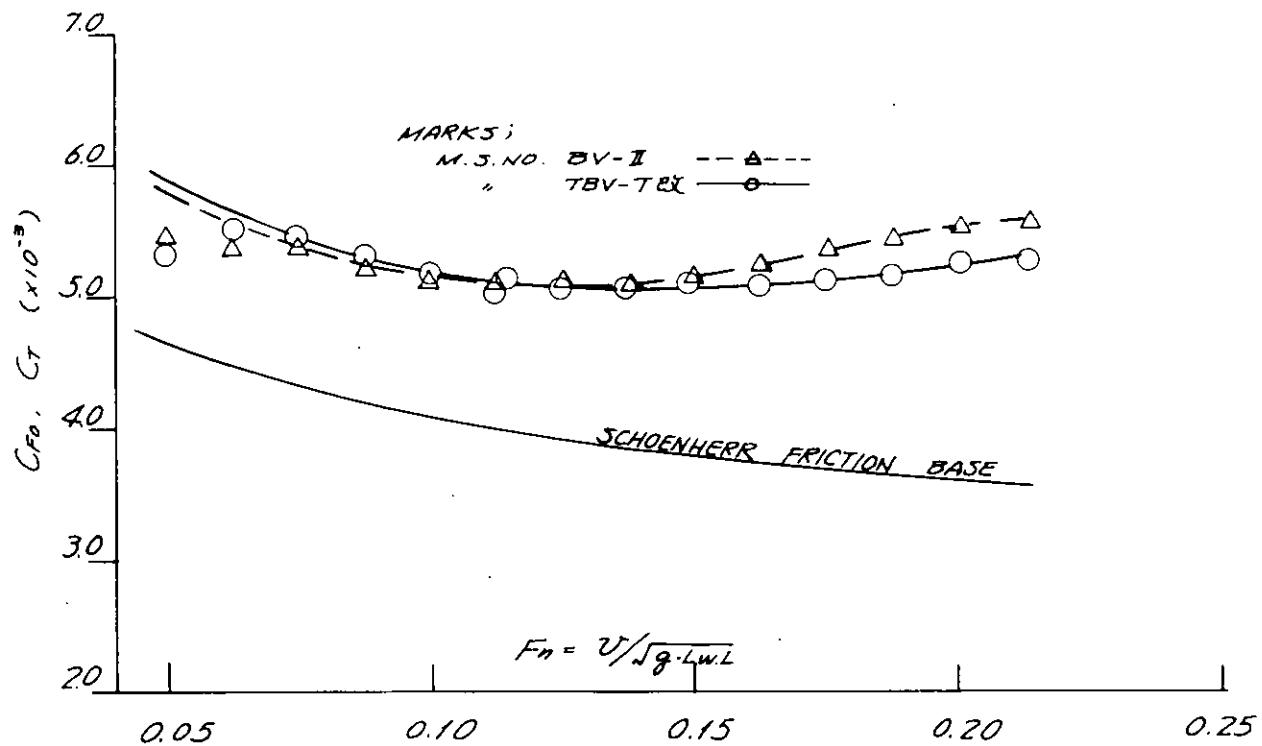


Fig. 2.2.6 Total Resistance Coefficient Curves (44%  $\nabla_F$ )

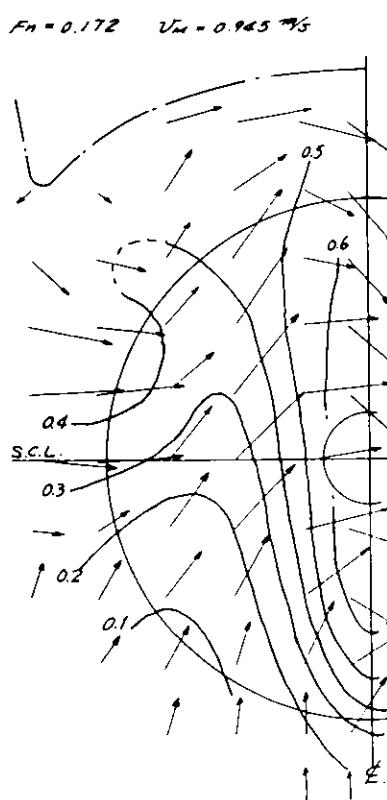


Fig. 2.2.7 Wake Patterns, Full Load (M.S. No. TBV-Tex)

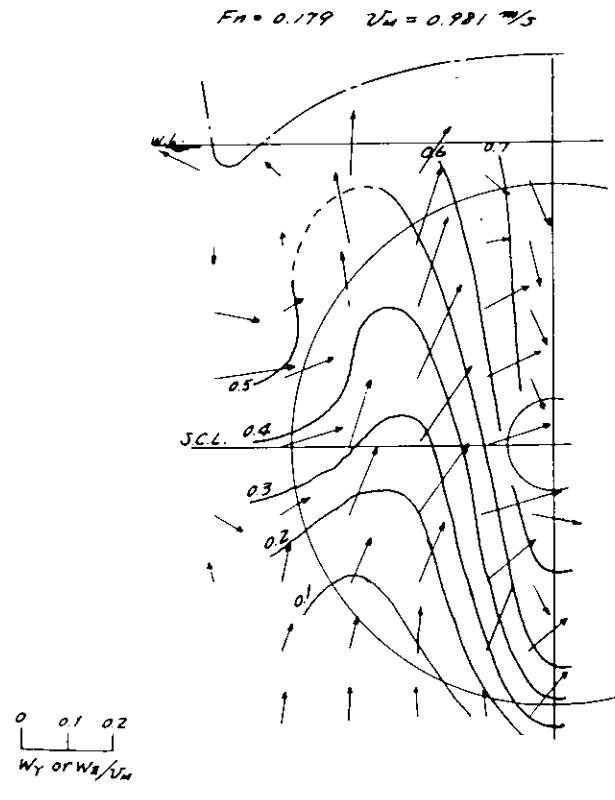


Fig. 2.2.8 Wake Patterns, 65%  $\nabla_F$  (M.S. No. TBV-Tex)

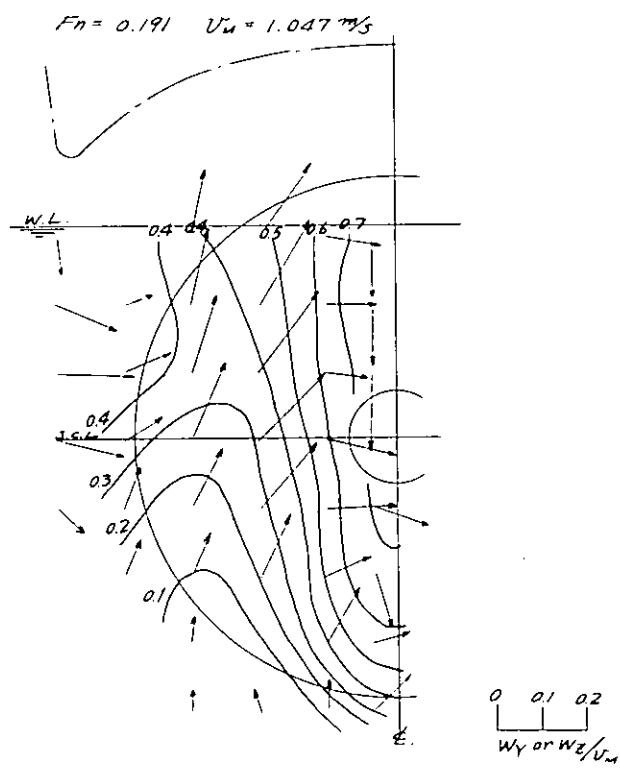


Fig. 2.2.9 Wake Patterns, 44%  $\nabla_F$  (M.S. No. TBV-T)

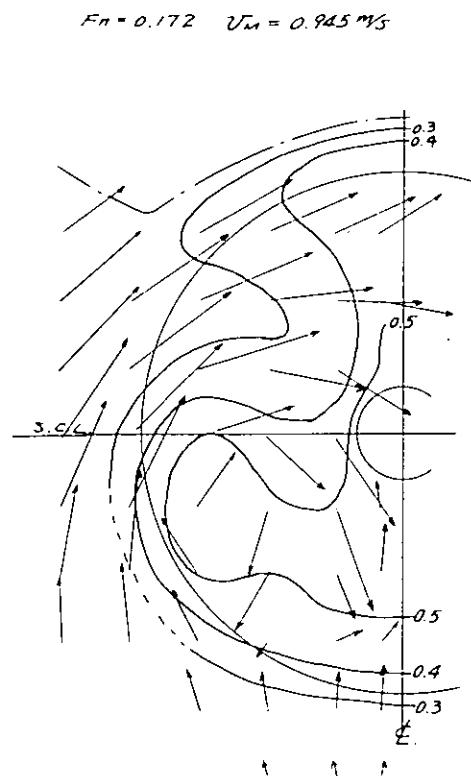


Fig. 2.2.10 Wake Patterns, Full Load (M.S. No. BV-II)

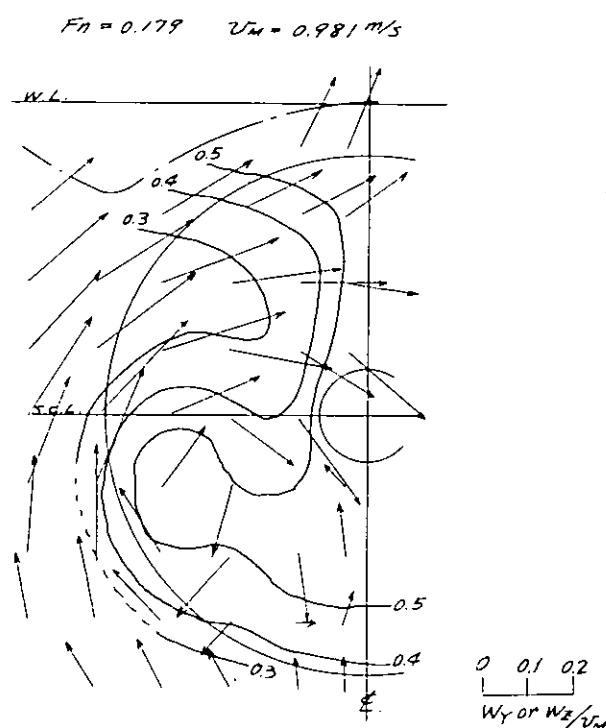


Fig. 2.2.11 Wake Patterns, Full Load (M.S. No. BV-II)

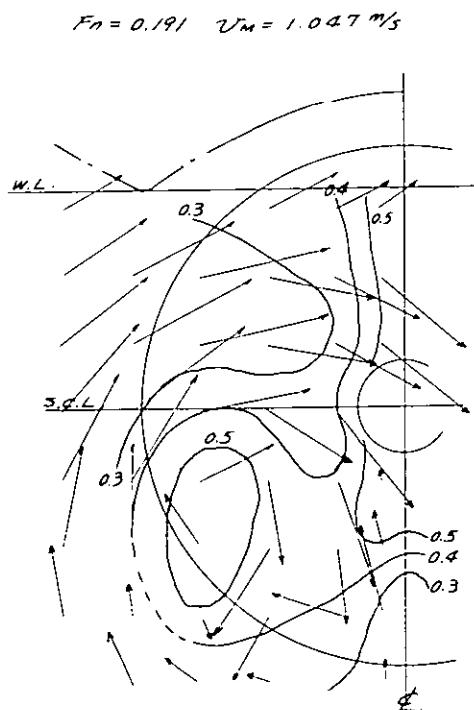


Fig. 2.2.12 Wake Patterns, 65%  $\nabla_F$  (M.S. No. BV-II)

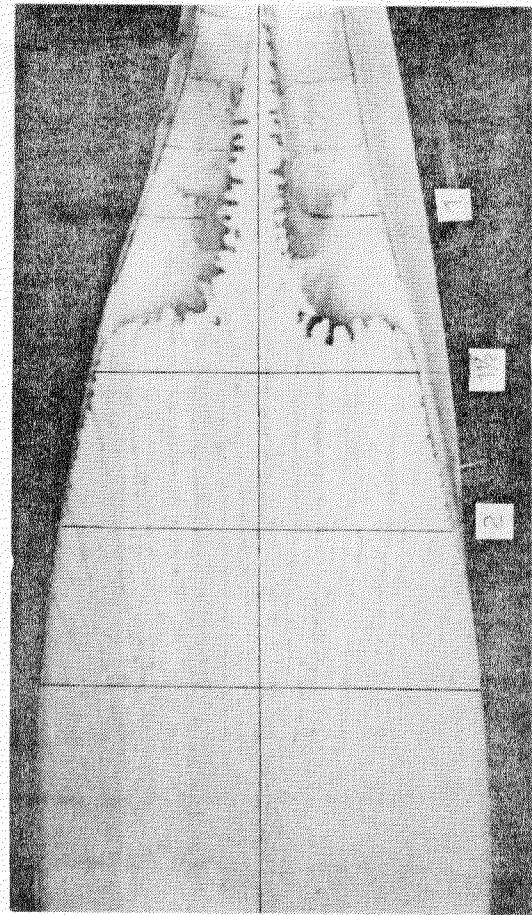
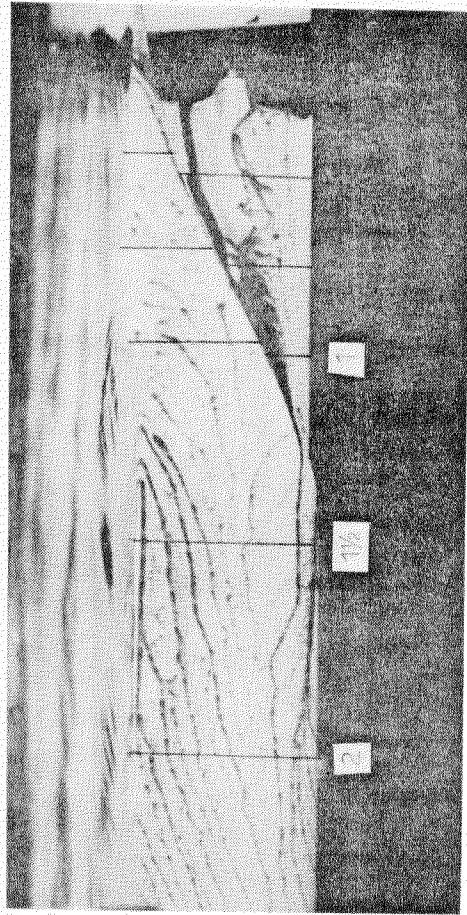


Fig. 2.2.14 Limiting Stream Line (M.S. No. TBV-TEx, 65%  $\nabla_F$ )

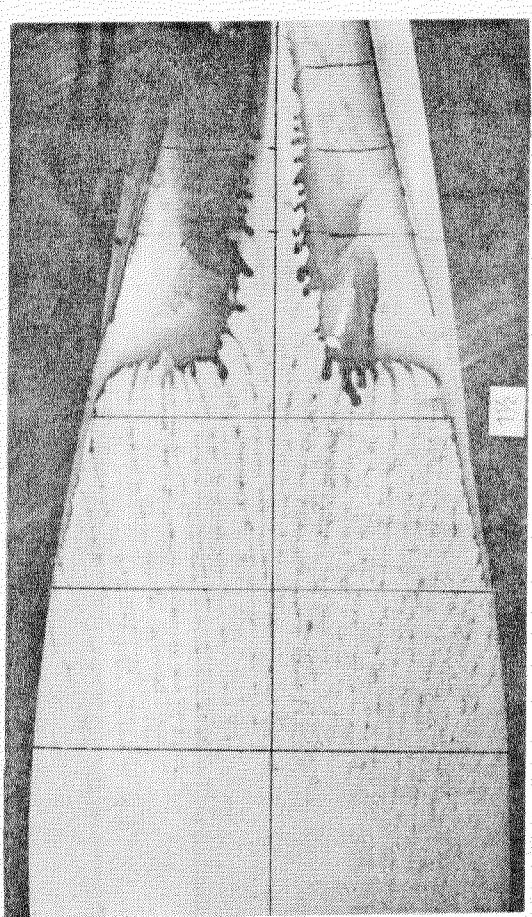
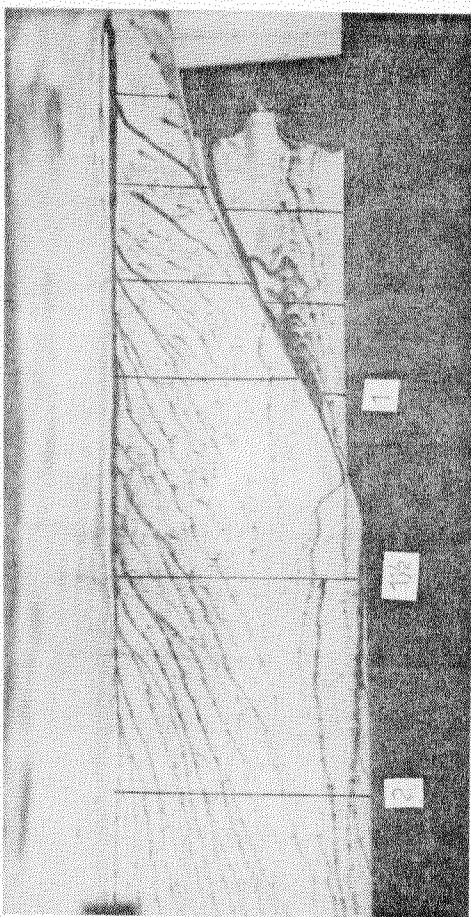


Fig. 2.2.13 Limiting Stream Line (M.S. No. TBV-TEx, Full Load)

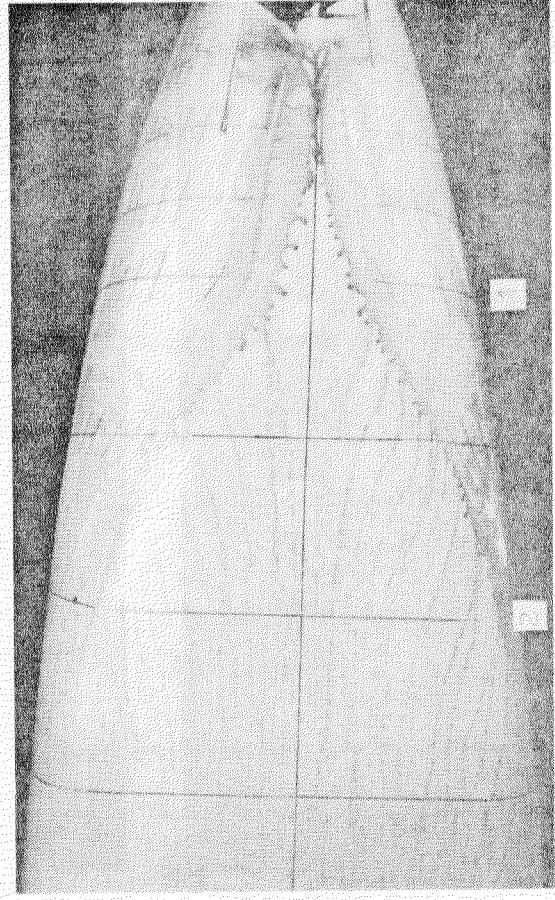
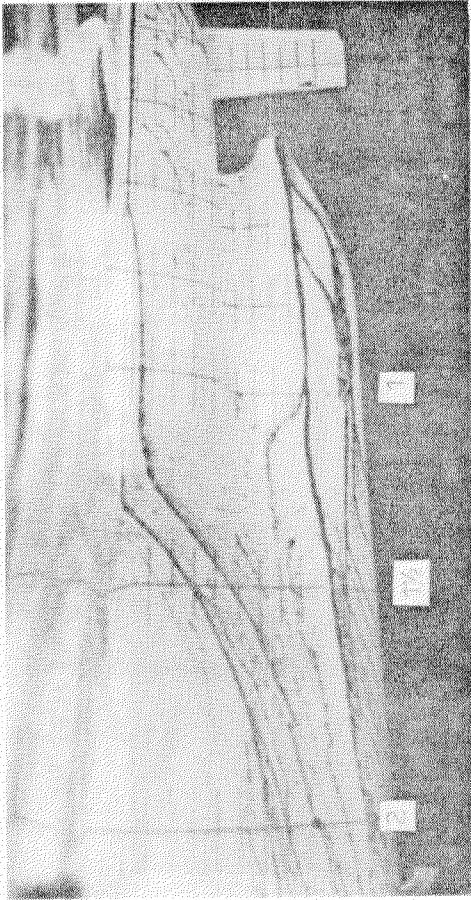


Fig. 2.2.16 Limiting Stream Line (M.S. No. BV.II Full Load)

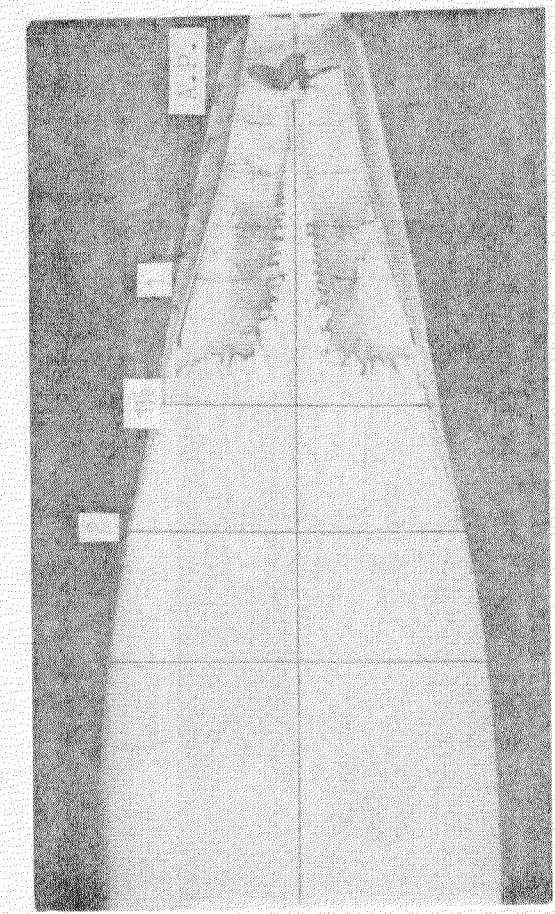
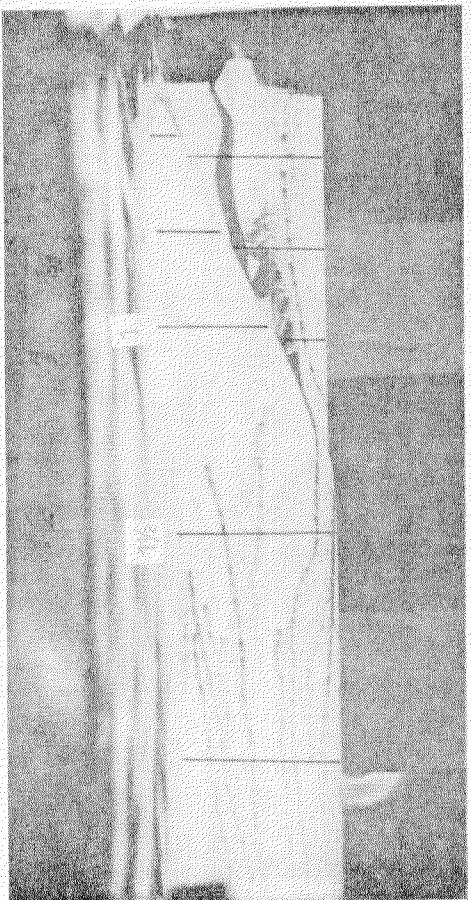


Fig. 2.2.16 Limiting Stream Line (M.S. No. TBV.III 44%  $\nabla_p$ )

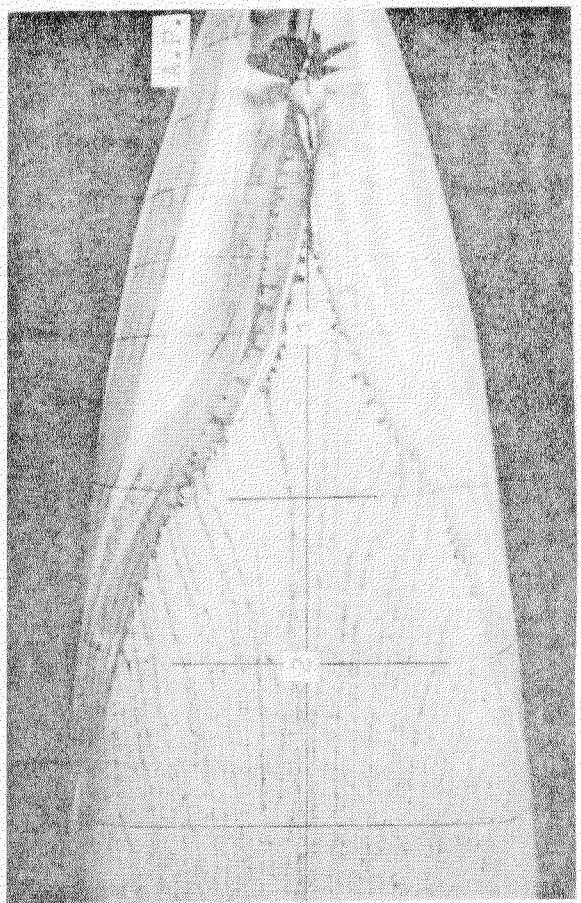
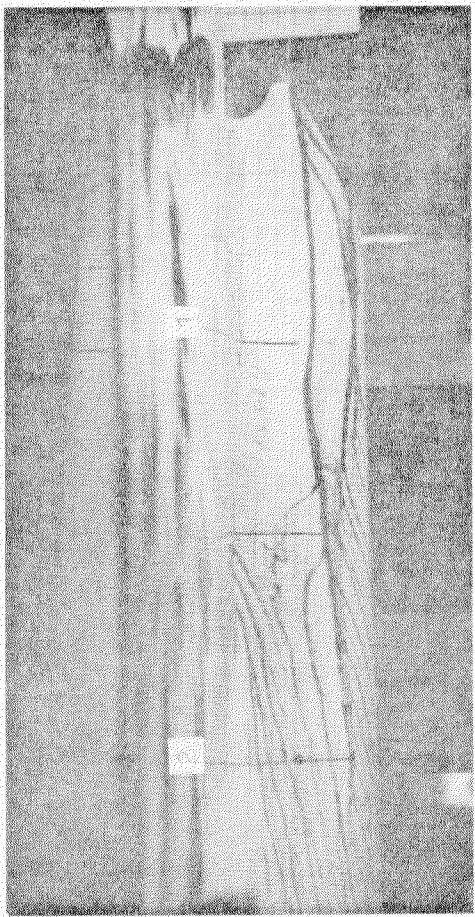


Fig. 2.2.18 Limiting Stream Line (M.S. No. BV-II, 44%  $\nabla_r$ )

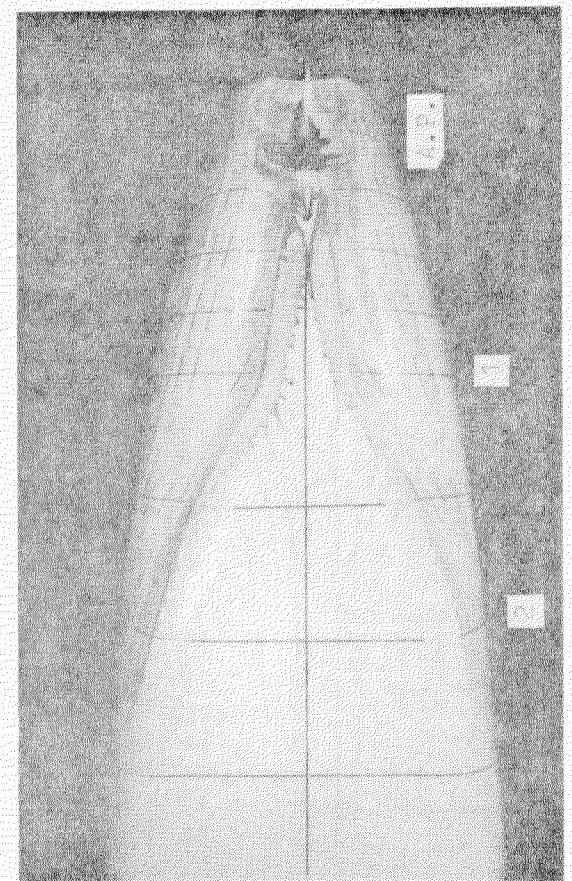
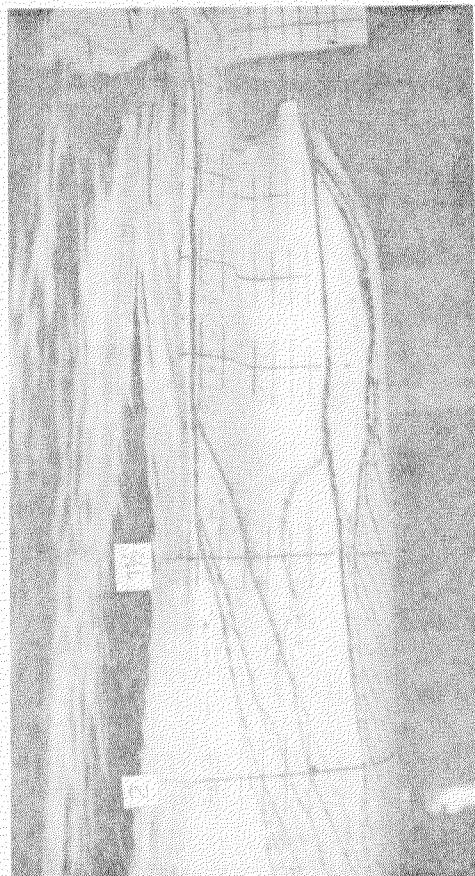
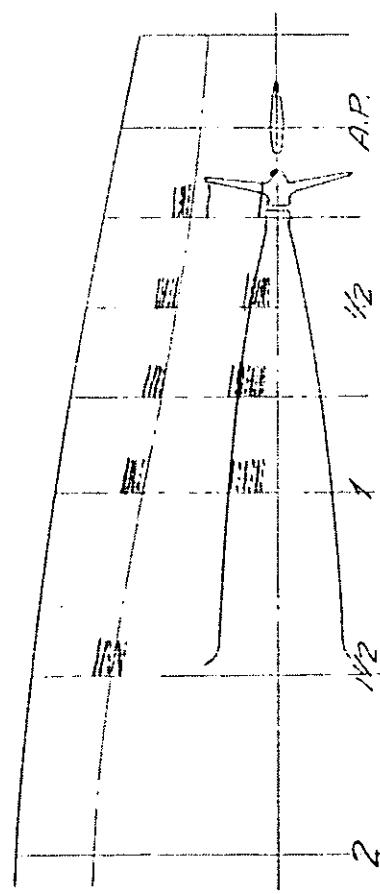
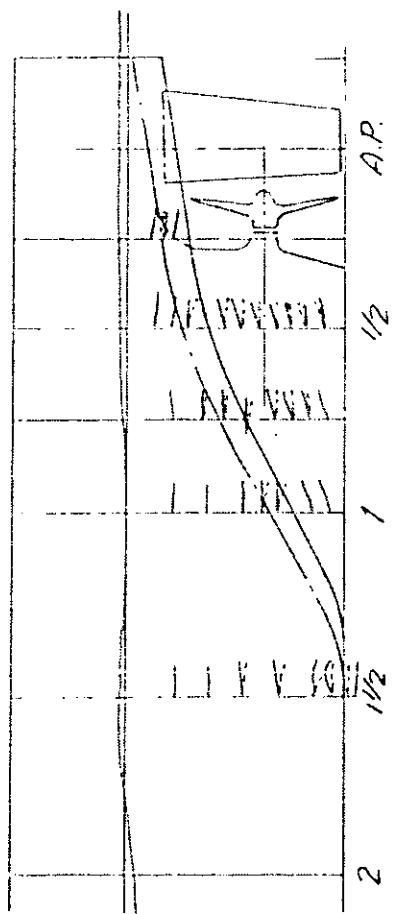
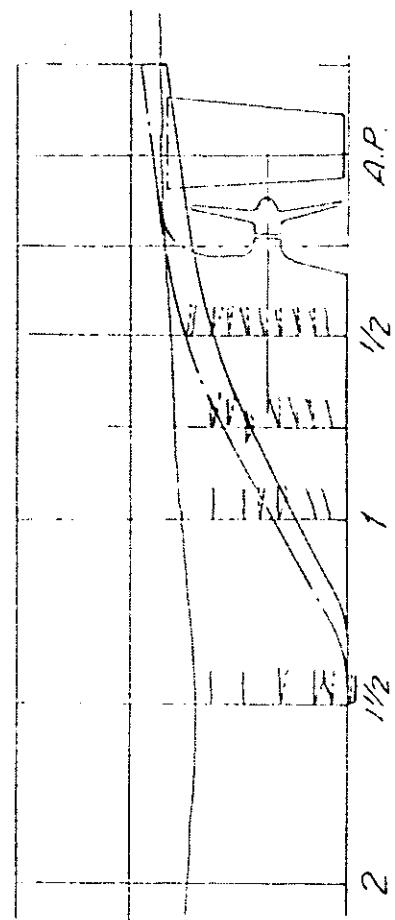


Fig. 2.2.17 Limiting Stream Line (M.S. No. BV-II, 65%  $\nabla_r$ )



- 18 -

Fig. 2.2.19 Depth Tuft Method (M.S. No. TBV-T&E, Full Load)

Fig. 2.2.20 Depth Tuft Method (M.S. No. TBV-T&E, 65%  $\Delta_f$ )

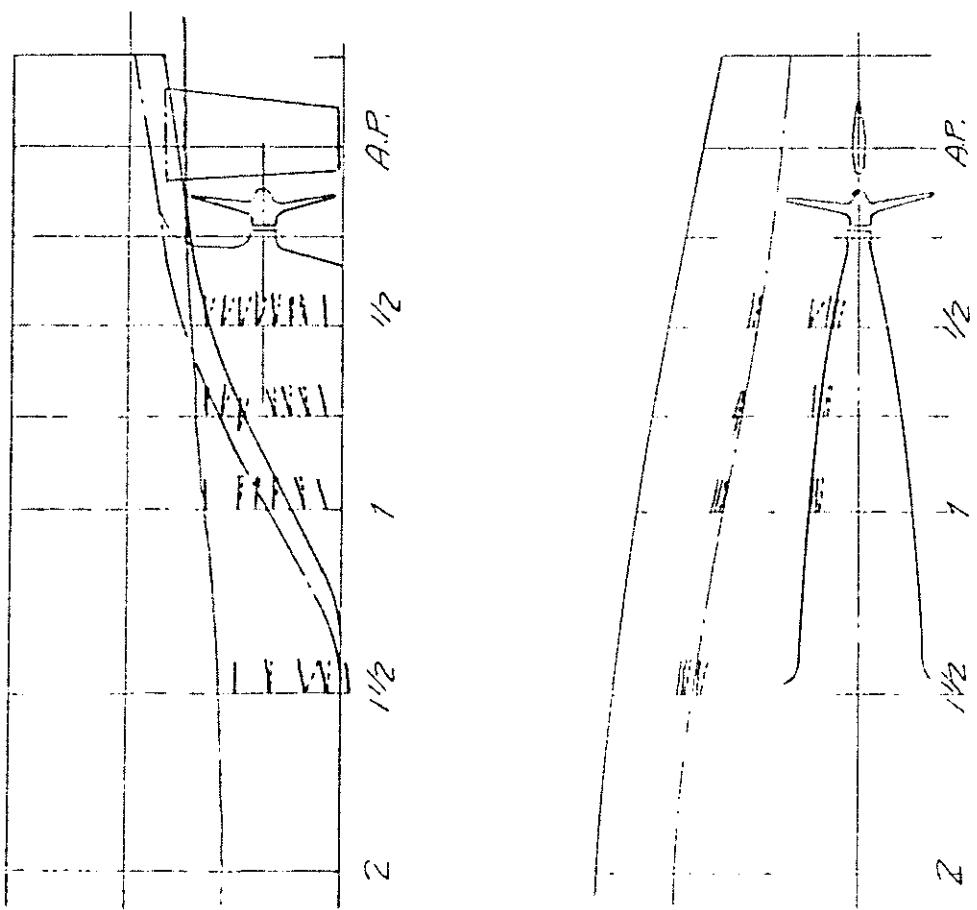


Fig. 2.2.21 Depth Tuft Method (M.S. No. TBV.T&F, 44%  $V_f$ )

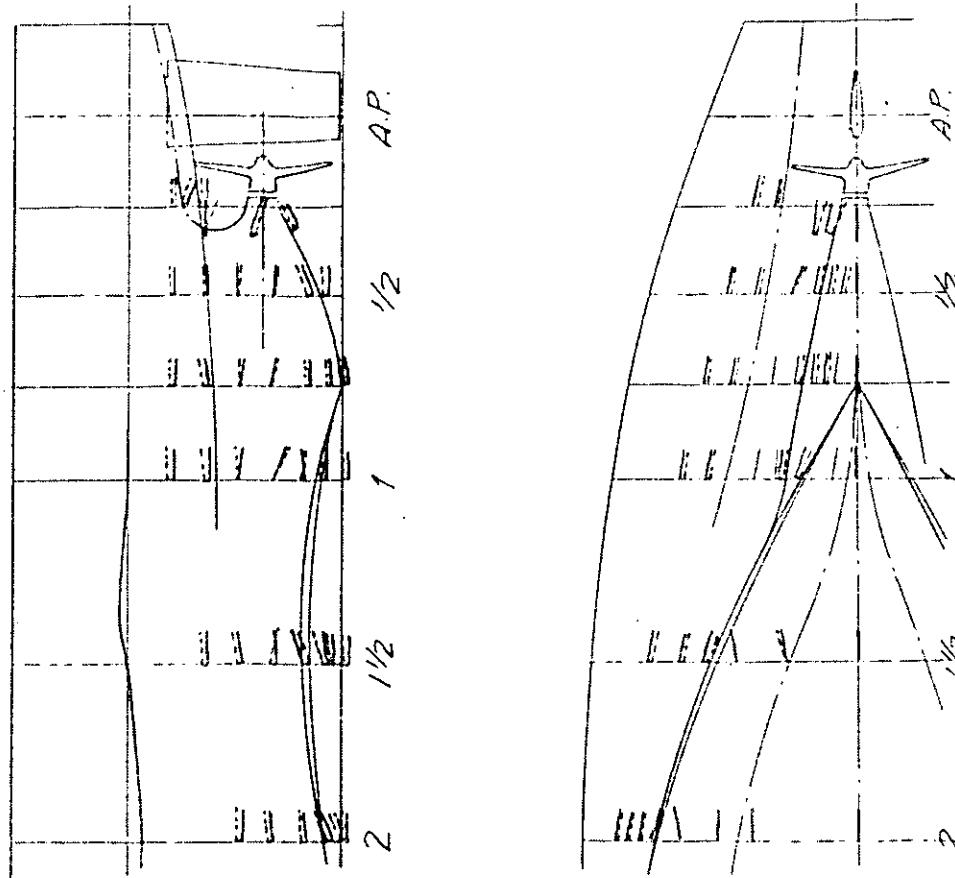
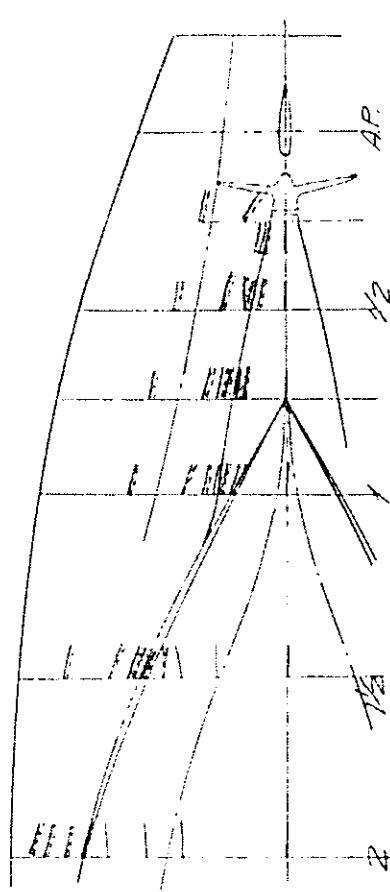
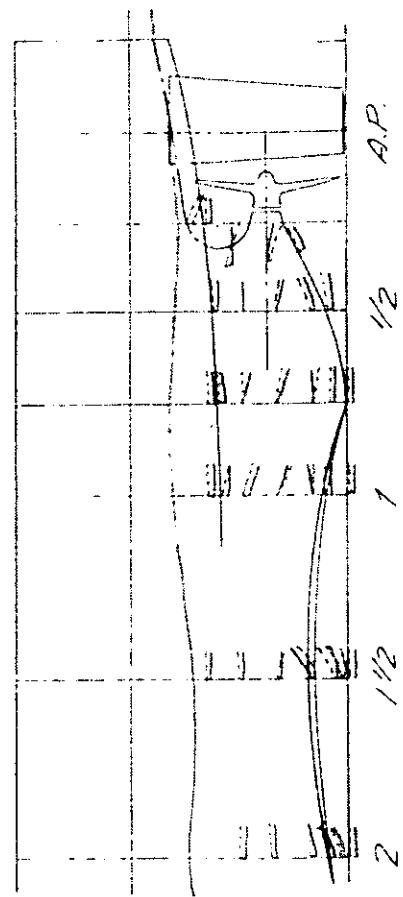
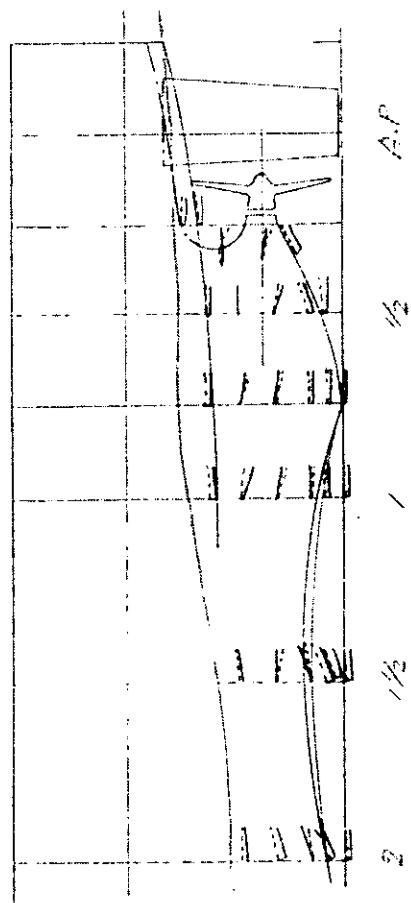


Fig. 2.2.22 Depth Tuft Method (M.S. No. BV-II, Full Load)



-20 -

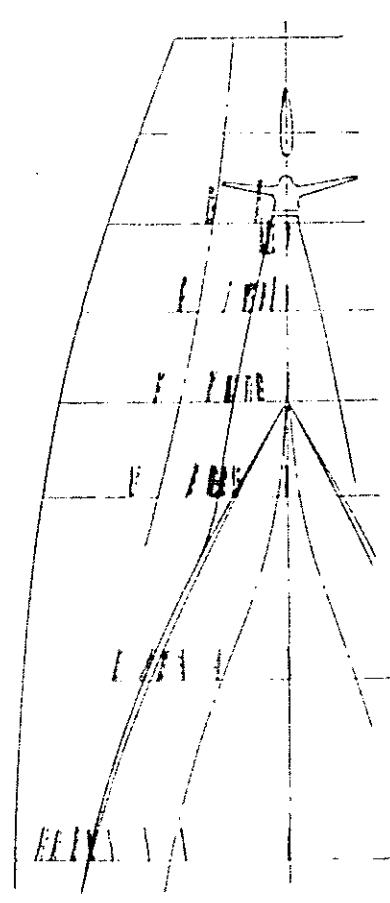


Fig. 2.2.23 Depth Tuft Method (M.S. No. BV-II, 65%  $\nabla_f$ )

Fig. 2.2.24 Depth Tuft Method (M.S. No. BV-II, 44%  $\nabla_f$ )

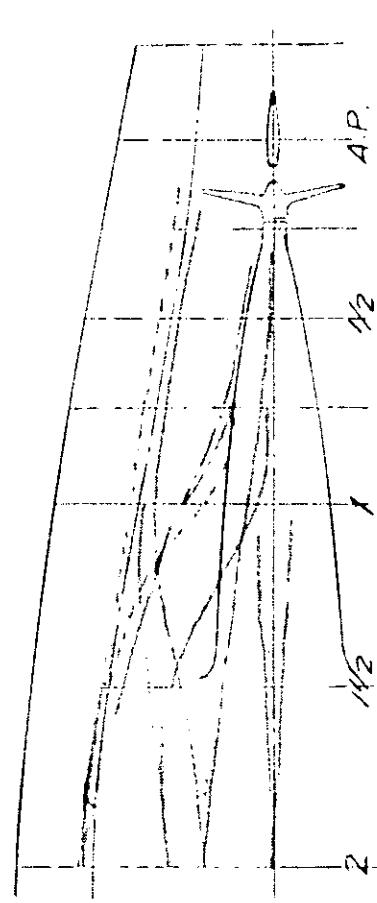
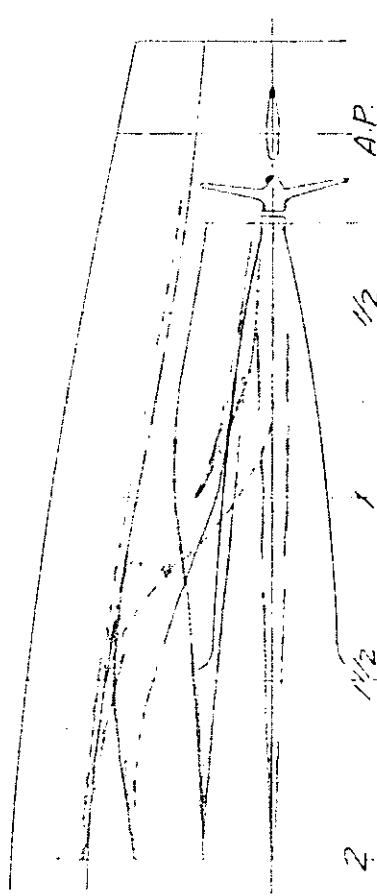
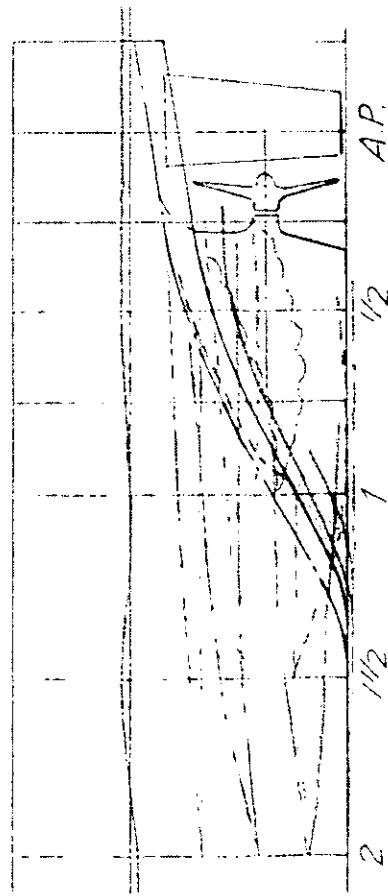
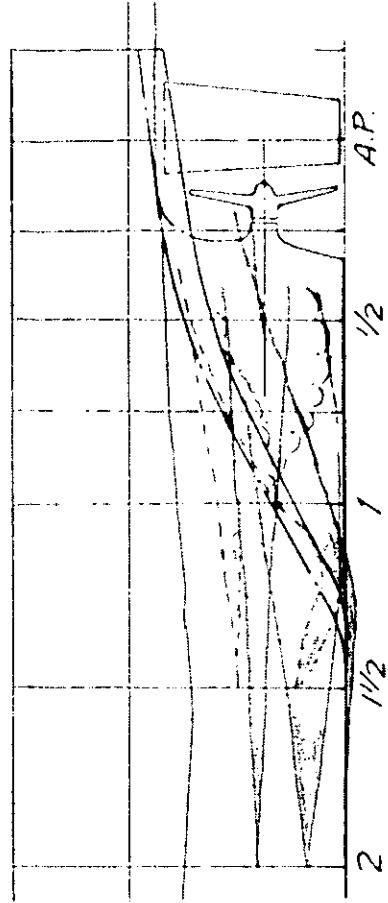


Fig. 2.2.25 Ink Method (M.S. No. TBV-T&T) Full Load)

Fig. 2.2.26 Ink Method (M.S. No. TBV-T&T 65%  $\nabla_F$ )

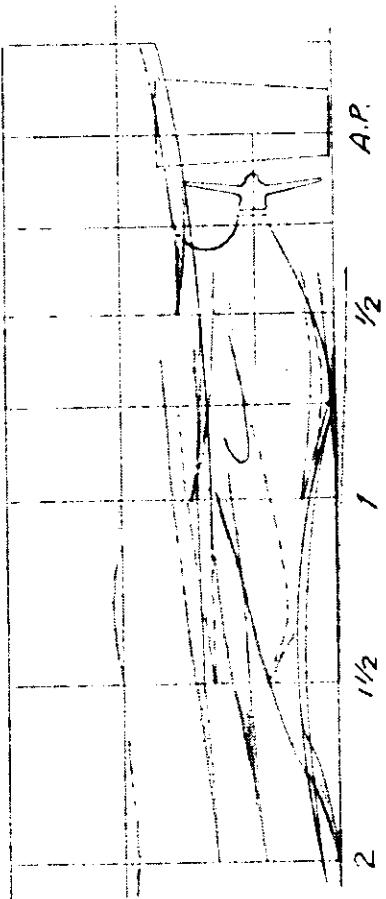
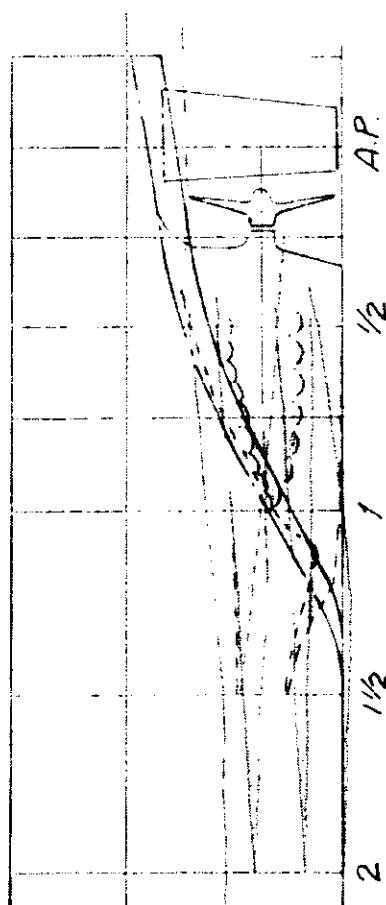


Fig. 2.2.27 Ink Method (M.S. No. TBV-T55, 44%  $\nabla_f$ )

Fig. 2.2.28 Ink Method (M.S. No. BV-II, Full Load)

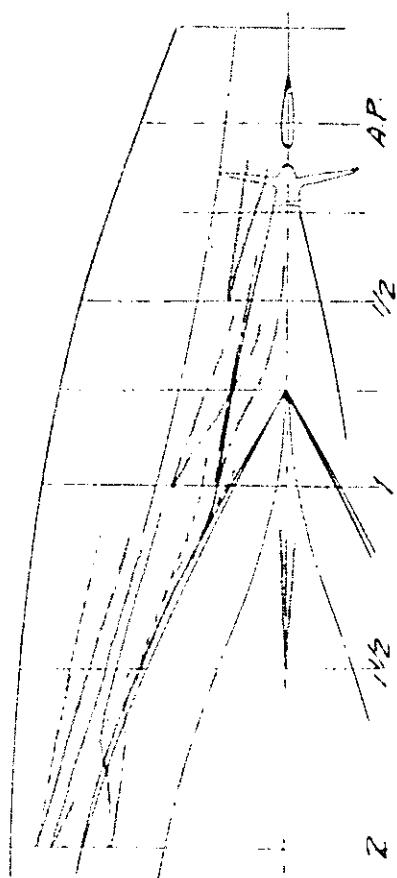
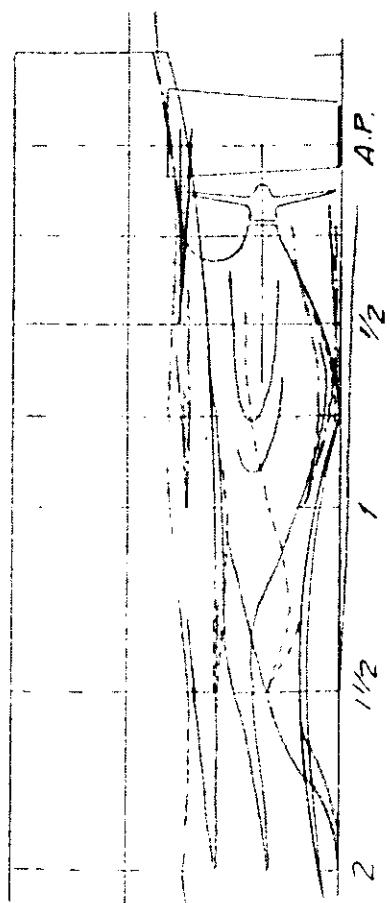
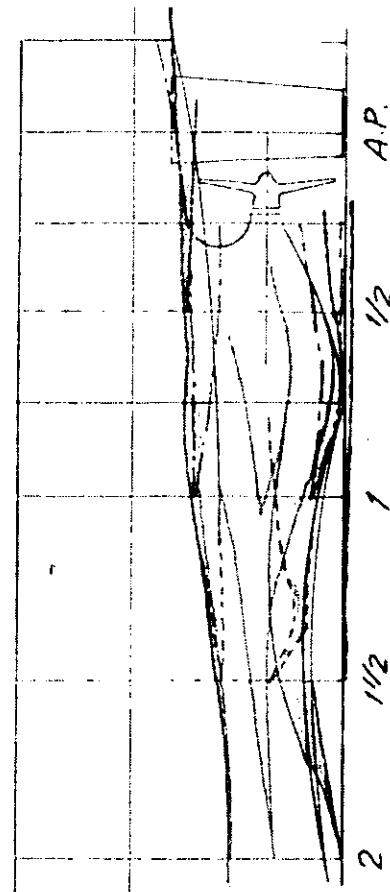


Fig. 2.2.29 Ink Method (M.S. No. BV-II, 65%  $\nabla_f$ )

Fig. 2.2.30 Ink Method (M.S. No. BV-II, 44%  $\nabla_f$ )

## 2.3 大型模型船の水槽試験

### 2.3.1 供試模型船

小型模型船の水槽試験の結果、BV-II型とTBV-T改型の抵抗値は大差がなく、若干BV-II型が高い程度であり、伴流は差が大きく、BV-II型の方が大きかった。そこで大型模型船による水槽試験はBV系の船型とし、BV-II型の伴流分布の改善を狙ってBV-II型の船体後半部を次の様に変更した。

1. 船体下部の稜線の長さをS.S.No 1 1/4近傍で消去する。（旧S.S.No 3/4）
2. S.S.No 1/2近傍より船尾にかけての水線（8 W.L.）を無理なくしづらし、伴流分布が同心円状になる様に考慮する。

この船尾形状BV-III型について大型模型船による水槽試験を実施することにした。模型船の長さは6.0m木製模型船で船体前半部は53年度船型のものを利用した。試験に用いた船型の正面線図、船尾形状図をFig. 2.3.1に、横截面積曲線図をFig. 2.3.2に示し、主要目、試験状態等はTable 2.3.1に示した。

### 2.3.2 抵抗・自航試験

#### (a) 抵抗試験結果

Fig. 2.3.3に抵抗試験の結果を造波抵抗係数 $r_w$ の形で示した。また試験より得られた形状影響係数Kの値を53年度船型B-4と比較してTable 2.3.2に示した。

Table 2.3.2 Values of Form Factor K

M. S. No	COND.	FULL LOAD	44% $\nabla_F$
B V - III		0.29	0.34
B - 4		0.29	0.27

摩擦抵抗はシェーンヘルの摩擦抵抗係数より計算した。通常、船体前半部の船型が同一であると、造波抵抗は変化しない傾向が見られるが、BV-III型の44% $\nabla_F$ の造波抵抗曲線はB-4型とは異なった傾向を示している。

#### (b) 自航試験結果

53年度B-4船型に用いたものと同一のプロペラを使用して自航試験を行なった。その結果をFig. 2.3.4に示す。Table 2.3.3にFULL LOAD, 44% $\nabla_F$ の自航要素をB-4型と比較して示す。 $\eta_R$ はFULL LOADで約5%, 44% $\nabla_F$ で約3%低下している。

$1-t$ ,  $1-W_T$ はともに上昇しているが、 $\eta_H$ は各載荷状態ともほどB-4型に近い値を示している。 $\eta_o$ はFULL LOAD, 44% $\nabla_F$ とも約5%, 3%の改善が見られる。 $\eta$ についてはFULL LOADで約3%改善されたが44% $\nabla_F$ では約3%低下している。自航試験結果においては、各状態とも、空気吸込み、不安定現象と思われるものは見られなかった。なお各載荷状態とも実船の粘性抵抗に対する粗度修正係数 $\Delta C_f$ は+0.00020を仮定し、かつ形状影響係数Kを考慮して計算した。

#### (c) 有効馬力

Fig. 2.3.5に有効馬力曲線図を示す。実船に対する粗度修正量としてFULL LOAD +0.00020, 44% $\nabla_F$  +0.00030を用いて計算した。

#### (d) 実船のプロペラ回転数、制動馬力等

Fig. 2.3.6に実船換算の制動馬力等を示した。実船装備のプロペラは、模型船試験に使用したプロペラを実船に換算したものである。伝達係数 $\eta_t$ は1/1.03と仮定した。対応実船の長さを210mとした伴流係数の尺度影響の比をTable 2.3.4に、実船の $\eta$ をB-4型 $\eta$ と比較してTable 2.3.5に示した。

Table 2.3.4 Values of  $(1 - W_T)_S / (1 - W_T)_M$ 

FULL LOAD	1.10
44% $\nabla_F$	1.12

Table 2.3.5 Values of  $\eta$  for Actual Ship

M. S. No CONDITION	B V - III	B - 4
FULL LOAD ( $F_n = 0.174$ )	0.788	0.757
44% $\nabla_F$ ( $F_n = 0.191$ )	0.782	0.791

### 2.3.3 伴流計測

Fig. 2.3.7 に FULL LOAD, Fig. 2.3.8 に 44%  $\nabla_F$  の伴流計測の結果を示し, Fig. 2.3.9 に各載荷状態の半径方向の平均伴流を示す。図中には公称伴流係数  $W_N$  の値を記入した。計測は球型 5 孔ピトー管を使用して行なった。

### 2.3.4 考 察

#### (1) 抵抗、自航試験

抵抗試験の結果は  $r_w$  で示したが、参考として剩余抵抗  $r_R$  を Fig. 2.3.10 に示した。FULL LOAD では通常船型に想像以上に近づいているが、44%  $\nabla_F$  では通常船型より大巾に高い値を示している。これは船体後半部の特異な船型の影響を、FULL LOAD より 44%  $\nabla_F$  の船側波形、船体沈下量等に与えているのではないかと考えられる。横截面積曲線の形状を通常船型に近い形にする事によって、抵抗の減少を期待することが出来るのではないかと思われる。

自航試験の結果は  $\eta_R$  が所期より低い値を示した。 $1 - W_T$  は期待した様には減少せず逆に B - 4 型より若干高い値を示した。しかし  $1 - t$  が増大したことにより、 $\eta_H$  は B - 4 型と同程度の値となった。 $\eta_o$  はトンネル船型の効果か若干の改善のあとが見られる。

#### (2) 伴流計測

伴流分布のパターンは比較的単純である。FULL LOAD, 44%  $\nabla_F$  とも大きなビルヂ渦がプロペラ面内に存在しているが、所期の同心円状の伴流パターンには今一歩の感がある。またビルヂ渦による大きな「目玉」は、BV - II 型 (3 m 模型) よりプロペラ中心に若干近づいて現われている。プロペラ半径方向の平均伴流は比較的平たんである。

#### (3) 推進性能等の比較

実船換算した推進性能等を 53 年度 B - 1 型を基準として比較したものを Table 2.3.6 に示す。

FULL LOAD については、特殊船尾形状をもつ船型として、それなりの効果があったと評価出来るが、44%  $\nabla_F$ においては抵抗値の増大のため、自航要素の若干の改善では馬力節減に対する利得は小さい。実型搭載想定主機を B - 4 型と同じとして、BHP 曲線より FULL LOAD, 44%  $\nabla_F$  速力を次に記した。

FULL LOAD (85% M C R, 15% シーマージン)	15.65 K <sub>t</sub>
44% $\nabla_F$ ( ) " )	16.49 K <sub>t</sub>

Table 2.3.1. Principal Dimensions etc.  
(Model Ship No. BV- III)

$L_{PP}$	(m)	6.0000 (210.0)	
B	(m)	0.9200 (32.20)	
CONDITION		FULL LOAD	44% $\nabla_F$
DRAFT (m)	A. P.	0.3539 (12.386)	0.2296
	M. S.		0.1696
	F. P.		0.0600
TRIM (% $L_{PP}$ )		0	1.0
$\nabla/\nabla_F$ (%)		100	44
$\nabla_M$ (WITHOUT SKIN) (m <sup>3</sup> )		1.61261	0.70955
$J_M$ (NAKED) (m <sup>2</sup> )		8.5400	6.0414
APPEN -DAGES	RUDDER (m <sup>2</sup> )	0.0712	0.0553
	BILGE KEEL (m <sup>2</sup> )	0.1296	0.1296
$S_M$ (WITH ALL APP.) (m <sup>2</sup> )		8.7408	6.2263
$L/B$		6.522	
B/d MIDSHIP		2.600	5.425
$C_B$		0.826	0.760
$C_P$		0.829	0.766
$C_M$		0.996	0.991
$\ell_{cb}$ (% $L_{PP}$ )		-2.568	0.020
PROP. IMMERSION (I/D)		0.906	0.400
RANGE OF SPEED (F <sub>n</sub> )	R. T.	0.06~0.19	0.06~0.21
	S. P. T.	0.11~0.19	0.11~0.21
TEMP. OF WATER (°C)		16.9	16.9

Table 2.3.3 Comparison of Self-propulsion  
Factors etc.

M. S. NO.	BV - III		B - 4	
	CONDITION (F <sub>n</sub> = 0.174)	44% $\nabla_F$ (F <sub>n</sub> = 0.191)	CONDITION (F <sub>n</sub> = 0.174)	44% $\nabla_F$ (F <sub>n</sub> = 0.191)
$\eta_R$	0.980	0.980	1.025	1.010
1-t	0.870	0.845	0.772	0.785
1-W <sub>T</sub>	0.675	0.650	0.619	0.588
$\eta_H$	1.289	1.300	1.247	1.335
$\eta_o$	0.668	0.670	0.639	0.652
$\eta$	0.842	0.855	0.817	0.879

Table 2.3.6

船型	B - 4		B V - III	
プロペラ直径	約37%増			
載荷状態	FULL	44%▽ <sub>F</sub>	FULL	44%▽ <sub>F</sub>
船速	約15ノット	約16ノット	約15ノット	約16ノット
プロペラ回転数	約50%減			
EHP	約2%增加	0	約6%增加	約13%增加
BHP	約10%減少	約12%減少	約10%減少	約2%減少
$\eta$	約12%改善	約16%改善	約16%改善	約15%改善
$\eta_H$	約9%低下	約3%低下	約3%低下	約2%低下
$\eta_o$	約24%改善	約22%改善	約27%改善	約26%改善
$\eta_R$	約3%低下	約4%低下	約7%低下	約6%低下

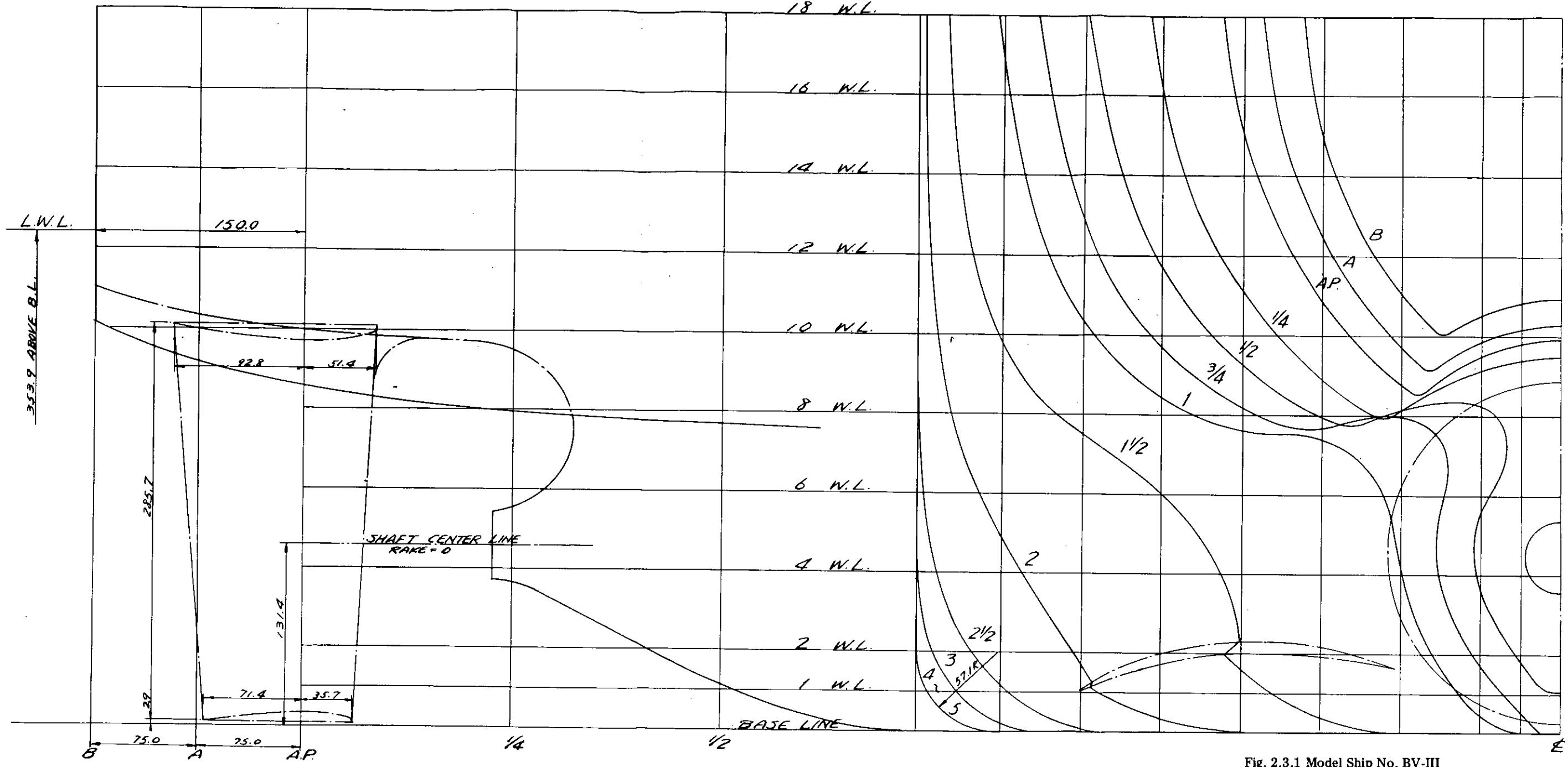


Fig. 2.3.1 Model Ship No. BV-III

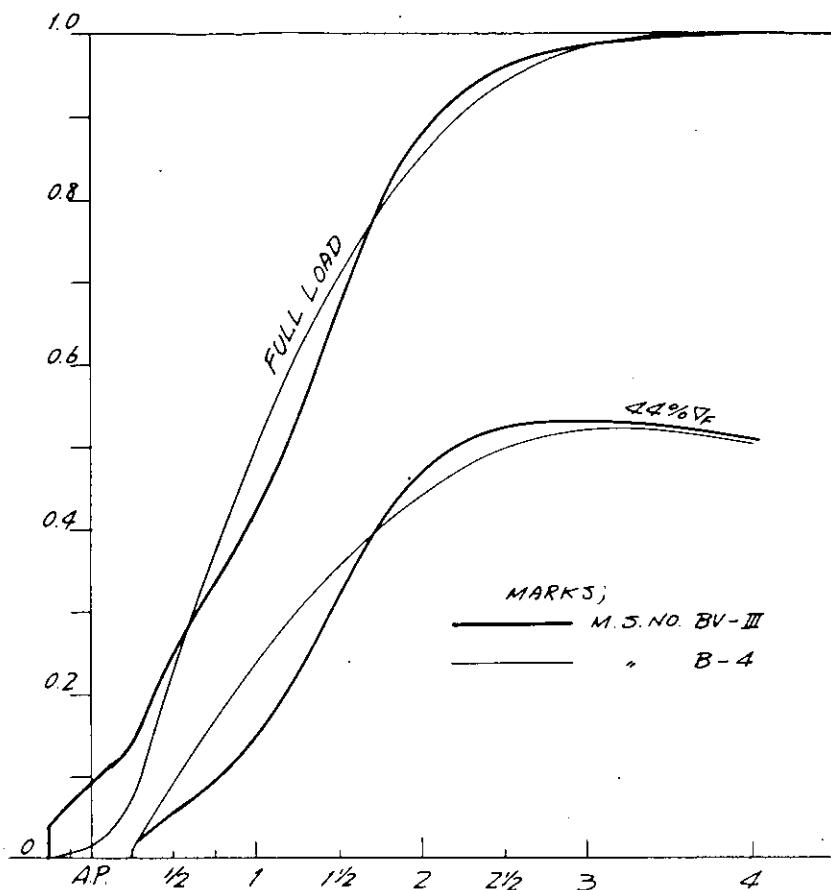


Fig. 2.3.2 Sectional Area Curves

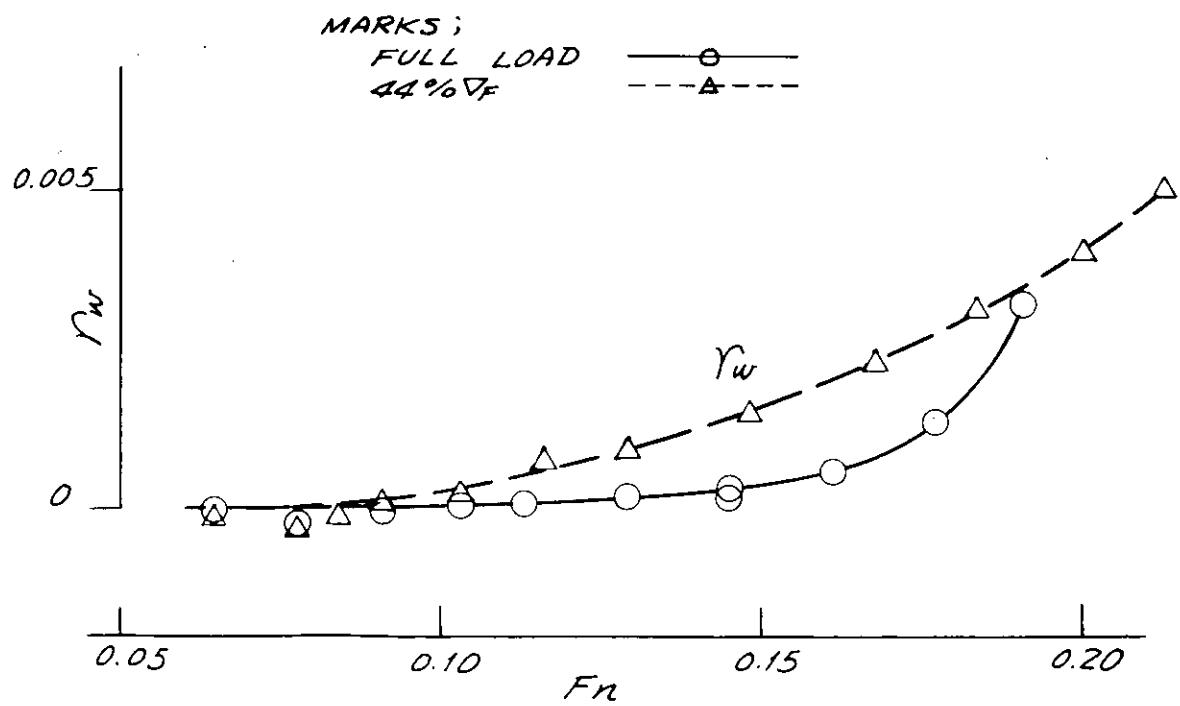


Fig. 2.3.3 Result of Resistance Test ( $r_w$ )

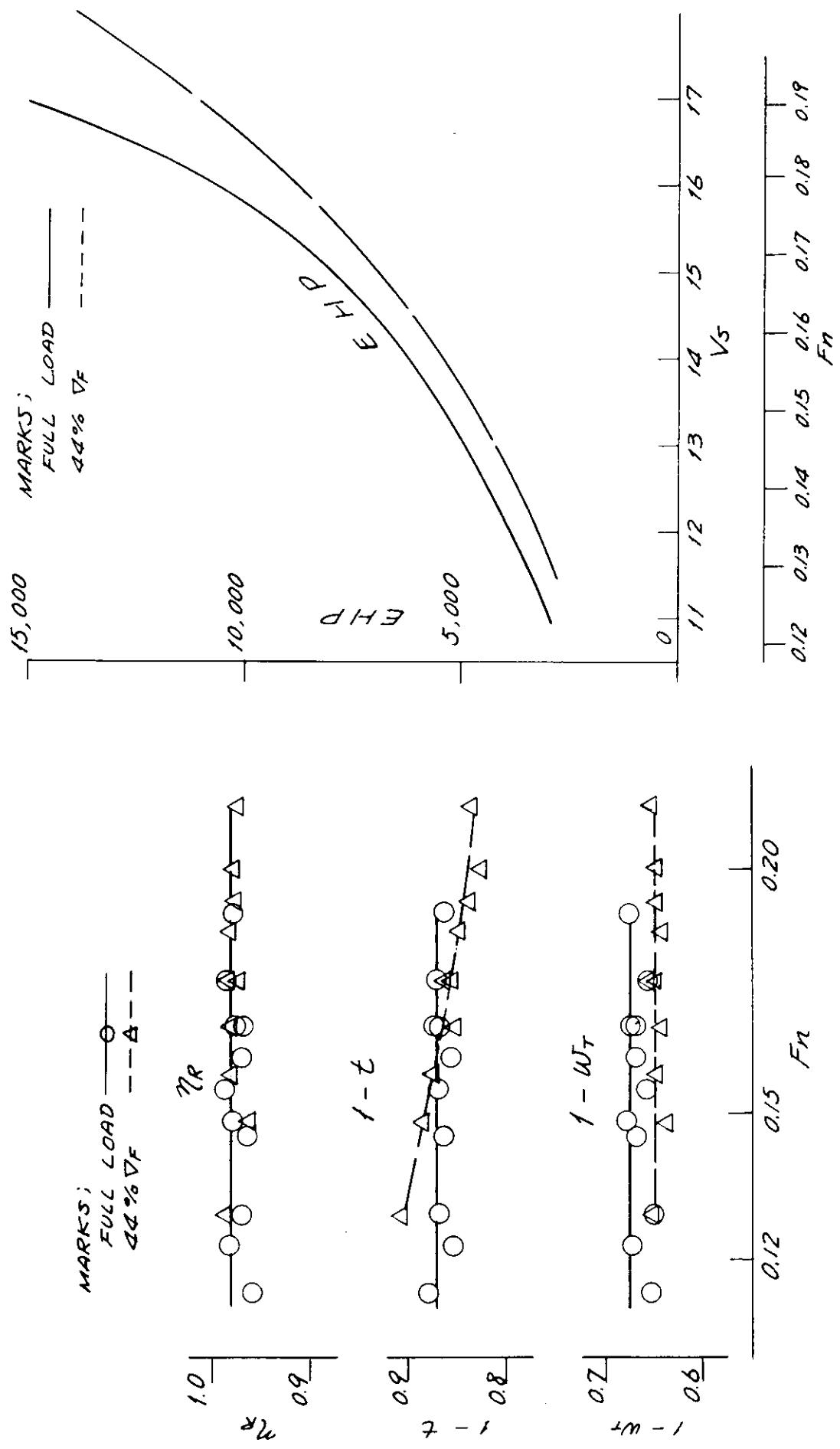


Fig. 2.3.4 Result of Self-propulsion Test (M.S. No. BV-III x M.P. No. B-4)

Fig. 2.3.5 EHP Curves

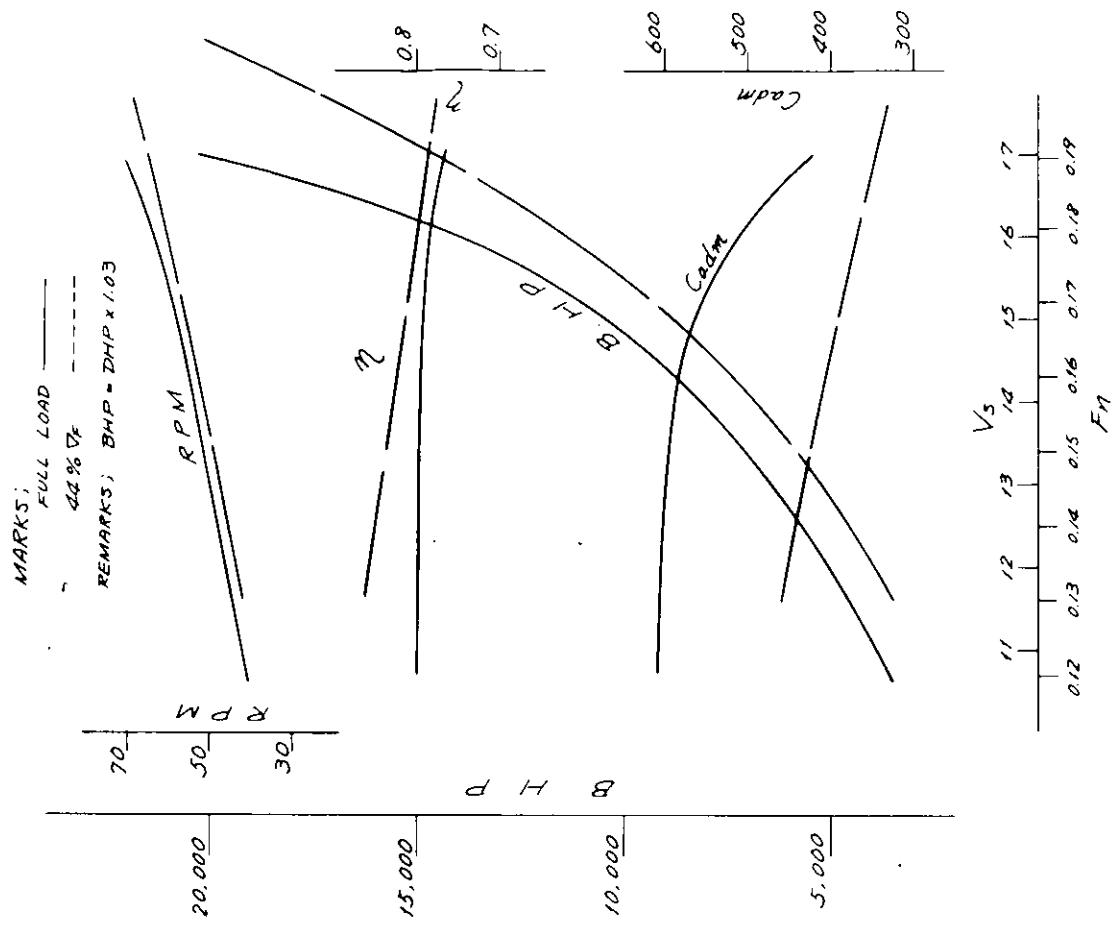


Fig. 2.3.6 BHP etc. Curves (M.S. No. BV-III x M.P. No. B-4)

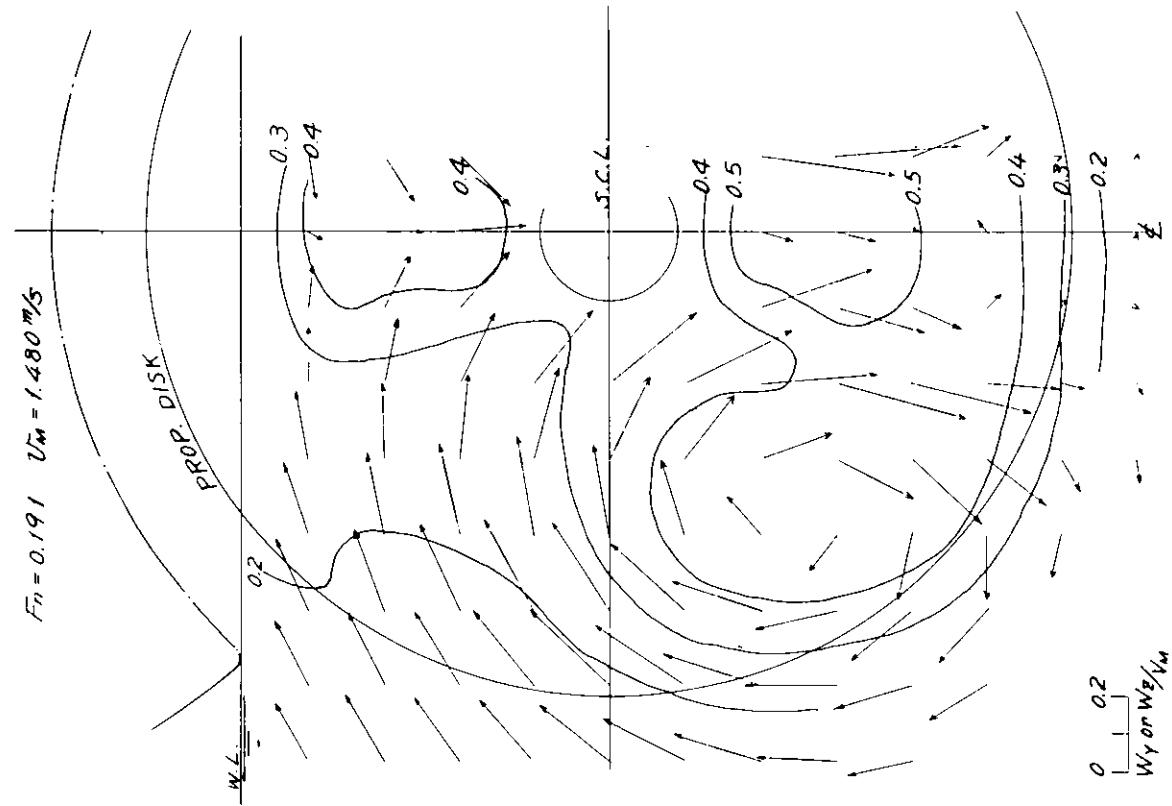


Fig. 2.3.8 Wake Patterns, 44%  $\nabla_F$ )

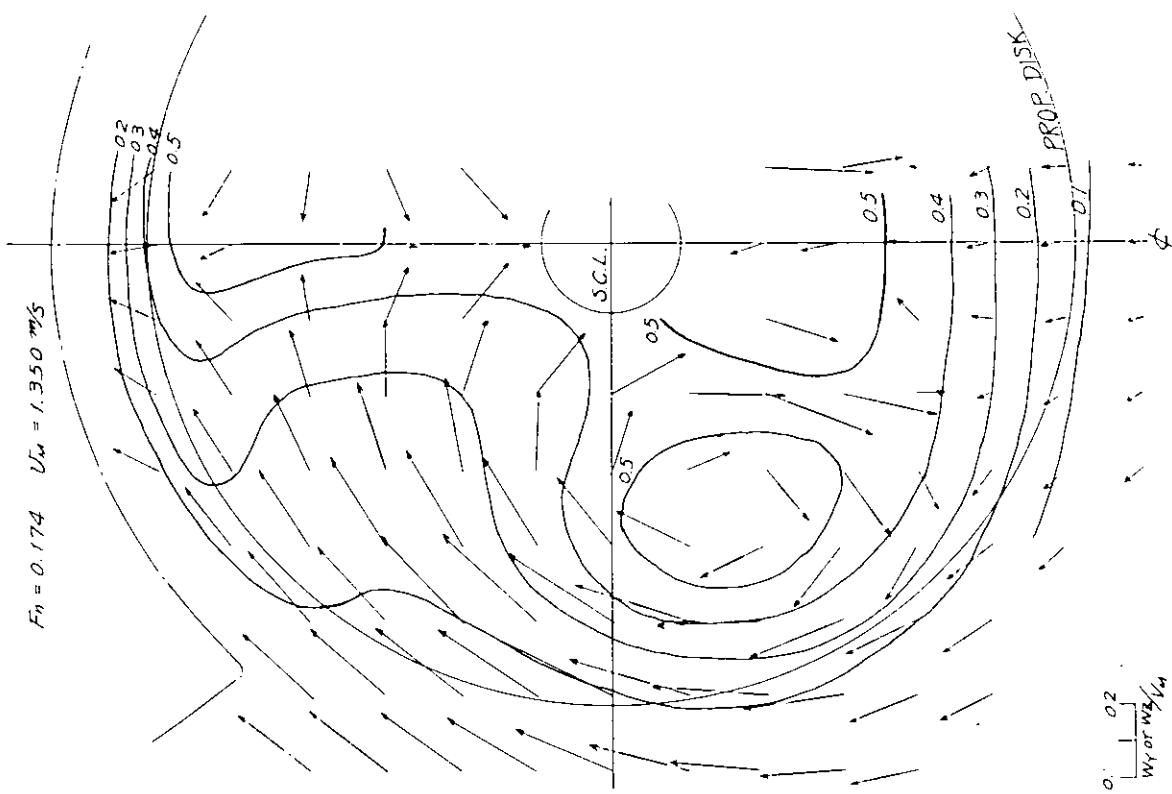


Fig. 2.3.7 Wake Patterns, Full Load

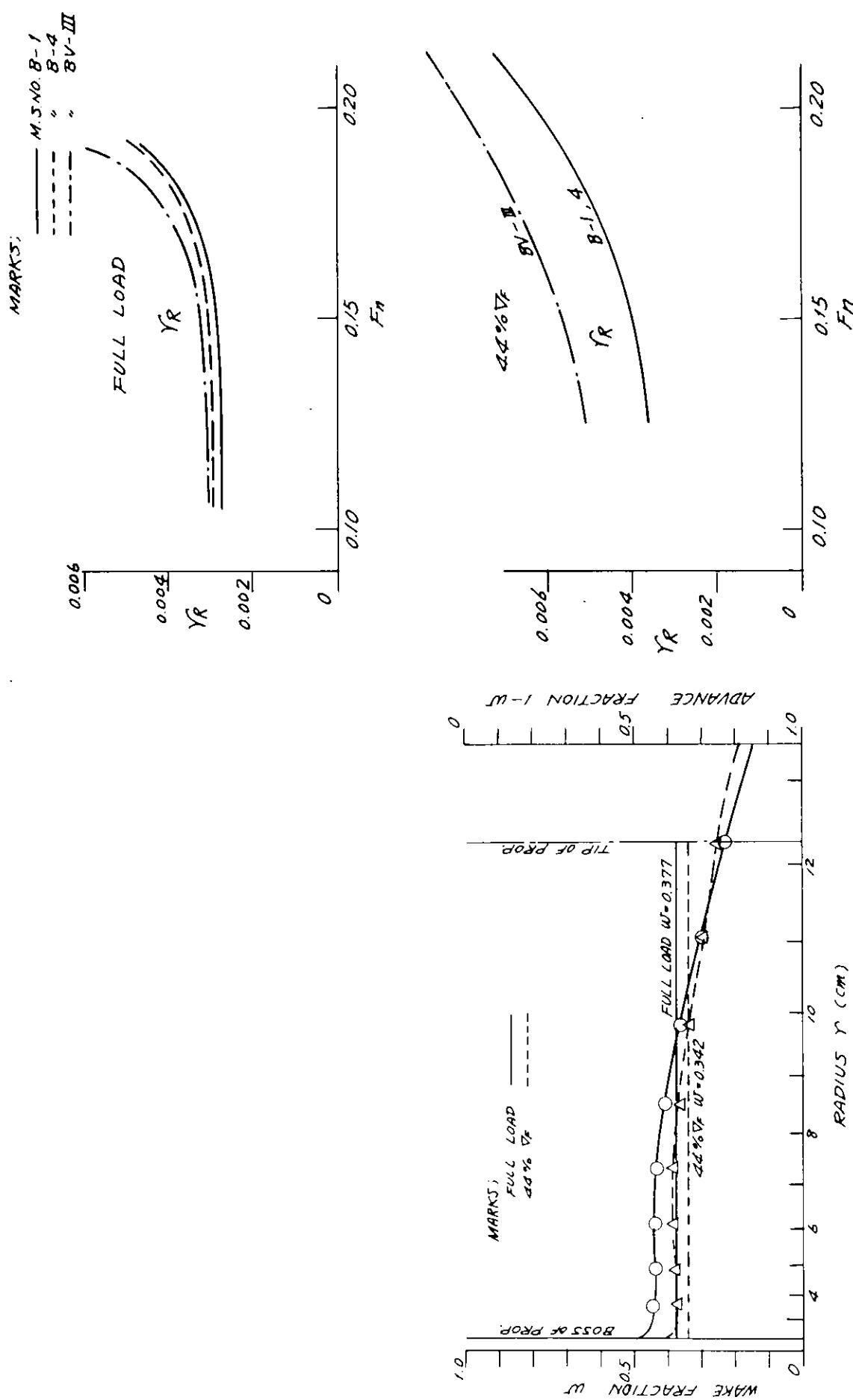
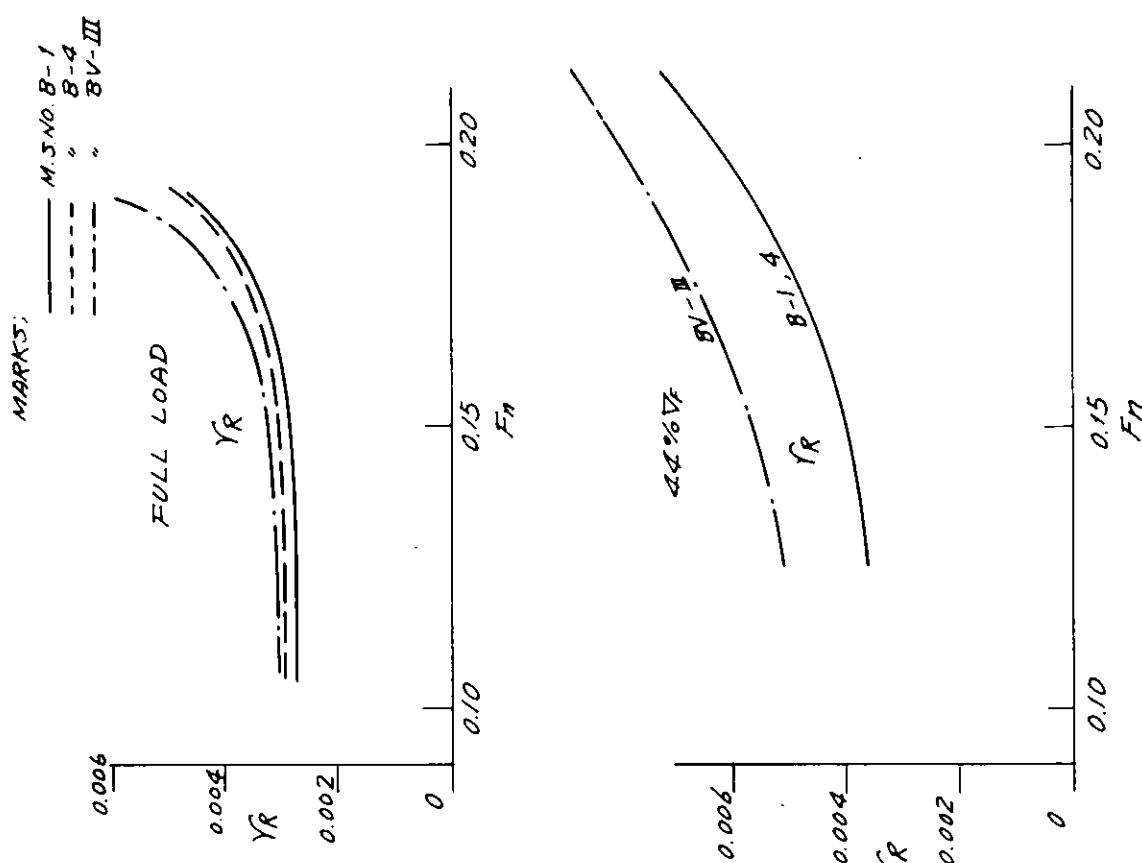


Fig. 2.3.9 Axial Distribution of Circumferential Mean Wake

Fig. 2.3.10 Result of Resistance Test ( $\gamma_R$ )



### 3. 改良船型（ホグナー型）の水槽試験

#### 3.1 概要

昭和53年度に下記の要目のパナマックス型バルクキャリアー船を研究対象として、2種類の船型を試設計し6m模型船による試験研究を実施した。

$$L \times B \times d \times C_B = 210 \text{ m} \times 32.2 \text{ m} \times 12.38 \text{ m} \times 0.826$$

$$MCR = 17,000 \text{ PS}$$

1つは、MCRにおけるプロペラの回転数を従来の平均的な値の122RPMとした場合（B-1船型）で、他の1つはプロペラ効率の向上をねらって65RPMとした場合（B-4船型）の2船型である。試験の結果からB-4船型はB-1船型より約10%馬力が節減出来ることがわかった。然しながらB-4船型はプロペラ回転数を65RPMに下げたため大直徑となったプロペラを配置するためにプロペラアパー・チャーとその前方を若干B-1船型より変更しただけの船型であった。今年度は、このB-4船型の船体後半部形状を大直徑プロペラに適したものに再改良することを目的とする船型（B-4H船型）を設計し、抵抗試験、推進試験、プロペラ単独試験、波形解析および伴流計測を実施した。なお、この船型について4.5に述べるペアリングフォース、サーフェイスフォースの計測も実施した。

これらの実験は昭和54年8月から11月にかけて石川島播磨重工業技術研究所の船型試験水槽で実施された。

#### 3.2 水槽試験

##### 3.2.1 船型及び模型船

B-4H船型の設計には、次の諸点を考慮した。

- (1) 主要寸および船体前半部線図は、B-4船型と同一とした。
- (2) A.P.の位置と舵軸中心の位置（A.P.'）との関係はB-4船型と同一とした。
- (3) B-4船型は、従来のプロペラ回転数に対応する小直徑プロペラ船のB-1船型より伴流利得が悪くなっていた。そこでB-4H船型では、伴流利得を改善するために、ホグナー船型を採用した。

ホグナー型の船尾形状の選定については、日本造船技術センターの資料にもとづいて作成された線図をベースとした。

模型船は木製とし、乱流促進のためのスタッドをSS.No.9 1/2とF.P.より前方1.6%L<sub>PP</sub>の2ヶ所に台形断面のものを10mm間隔に打った。高さは1.0mmとしたが低速域における抵抗曲線に横流影響がみとめられたので、1.5mmに変更して抵抗試験を再度実施した。

模型プロペラは、B-4船型との性能比較を簡単にするために、先づ昭和53年度に使用したM.P.（B-4）を用いて試験し、後日、本年度設計のM.P.（B-4W）を用いて再試験した。

##### 3.2.2 試験状態及び試験方法

試験状態は満載状態、バラスト状態(44% $\nabla_F$ )の2状態で各状態の吃水排水量等を表3.1に示す。なお同表中には、比較のためB-4船型の状態の数値も合せて示してある。

本試験の計測、解析に当っては、実験した石川島播磨重工業の船型試験水槽の標準的方法により行った。

##### 3.2.3 試験及び試験結果

###### (1) プロペラ単独試験

※1 後述の如くHogner型船尾を採用したのでHを附すことにする。

※2 4.1参照

※3  
M.P. (B - 4 W) の単独試験はレイノルズ数,  $R_N = 2.5 \times 10^5$ で行われた。試験結果を Fig. 3.2 に示す。

前述の如く, B - 4 船型との性能比較のために最初に M.P. (B - 4) を用いて B - 4 H 船型の推進試験を実施したが, この解析には M.P. (B - 4) の日本造船技術センターにおけるプロペラ単独試験の性能曲線（研究資料 No. 320 の Fig. 2.2.8）を用いた。その値が参考のために Fig. 3.2 中に点線で示してある。

#### (2) 抵抗試験, 推進試験, 波形解析

Fig. 3.3 に抵抗試験の結果を剩余抵抗係数,  $r_R$  で推進試験の結果を自航要素,  $1 - t$ ,  $1 - W$ ,  $\eta_R$  で示す。 $r_R$  の図中の△印はスタッドの高さを 1.5 mm に変更した後の値であるが, 低速域での値は変更前の○印より正しい値と思われる。然しながら B - 4 H 船型の評価を左右する程の差ではない。これらの図中には, 昭和53 年度に日本造船技術センターで実施した B - 4 船型の試験結果が点線で記入してある。

抵抗試験と同時に, 水槽壁面に設置した波高計を用いて船の造る波形を計測し, Newman-Sharma の方法で解析して造波抵抗係数,  $r_w$  を求めた。結果は Fig. 3.3 の一部に示す。

#### (3) 実船の馬力曲線

Fig. 3.4 に実船の馬力曲線及び回転数曲線を示す。この計算に当っては, 比較検討をやり易くするために B - 1 船型の計算となるべく同一の係数を使用した。即ち模型と実船の相関係数は, B - 1 船型と同じく  
満載状態に対して  $\Delta C_t = +0.0002$ ,  $(1 - W)_s / (1 - W)_M = 1.13$   
バラスト状態に対して  $\Delta C_t = +0.0003$ ,  $(1 - W)_s / (1 - W)_M = 1.16$   
とした。また伝達効率 ( $\eta_t$ ) =  $1 / 1.03$  とした。

実船のプロペラは, 最適要目のものを特に再設計せず M.P. (B - 4) を単に実船寸法 (直径 = 8.60m) に換算した。また, 昭和54年度設計の M.P. (B - 4 W) による試験の結果は馬力計算には直接使用せず, 模型プロペラの違いによる自航要素の違いを参考のため比べることと, 後述 (4.5) するプロペラ起振力の実験のための作動点を求めるためにのみ用いられた。

#### (4) 伴流計測

5 孔ピトー管を用いてプロペラ面における伴流分布を計測した。結果を Fig. 3.5 に示す。また, Fig. 3.6 にはプロペラの代表的半径として 0.9 R, 0.7 R, 0.5 R を選び, この半径における伴流の回転方向の変化を B - 4 船型との比較に於て示す。さらに Fig. 3.7 に, 半径方向の平均伴流を示す。

### 3.3 試験結果の考察

#### 3.3.1 抵抗及び自航要素

Fig. 3.3 及び Table 3.2, 3.3 に示した試験結果から次のことが推察される。B - 4 H 船型は B - 4 船型と船体前半部形状が同一で船体後半部形状が異なるが,  $r_R$  曲線の傾向からみて造波抵抗成分は殆んど変わらない。然しながらバラスト状態では若干異っている。これは船尾の水面近くの水線形状が変化した為に造波抵抗が変化したのか, 低速域の抵抗値の変化によるための見かけ上のことなのか明確でない。

形状影響係数, K は B - 4 H 船型の方が低い値を示している。これは B - 4 H 船型は船尾にふくらみを有するにしかかわらず, 全体的には流線に沿った流れが B - 1 船型よりスムースなのであろう。

伴流利得の改善は, B - 4 H 船型の計画に当って目的としたことの 1 つであるが,  $1 - W$  値の比較からみると残念ながら期待に反して, 原型の B - 4 船型よりも幾分悪くなっている。これについては伴流計測の結果と共に検討する。

一方,  $1 - t$  は数% 改善されている。この原因としては, プロペラから船体が離れた (Fig. 3.1 の船尾側面

※3 ) IHI M.P.341, 4.1 と同一形状のものを別に製作したもの

図とプロペラ上半部前方の正面線図参照) ために、プロペラ吸引力による後部船体表面圧力の降下が減ったことが考えられる。 $\eta_R$  は M.P.(B-4) を使用した試験では B-4 H 船型が若干低い値である。しかし、この解析に使用した単独曲線は別時期に別水槽で実施したものであること、及び M.P.(B-4 W) では逆に若干高めの値であることを合せ考えると、 $\eta_R$  は B-4 船型とは $\neq$  同一と考えられる。

### 3.3.2 馬力及び速力

前節に述べたように B-4 H 船型は改善された部分と期待通りでなかった部分があるが、実船馬力に換算して B-4 船型と比較すると Fig. 3.4, Table 3.4 の如くである。B-4 H 船型の方が馬力にして約 3 %、速力で約 0.1 K notes 優れている。

### 3.3.3 伴流分布

Fig. 3.5 における B-4 H 船型の伴流分布を一見すると大きなビルジ渦がプロペラ面に存在し伴流利得が大きくなっているように見える。推進試験の結果は前述の如く B-4 H 船型の伴流利得は小さい。即ち 1-W は大きい。

そこで、伴流分布図よりプロペラ軸方向の平均伴流を求めてみると Fig. 3.7 のようになる。同図中には昭和 43 年に単孔ピトー管を用いて計測した B-4 船型の値が記入してある。両者は $\neq$  同じ値であり、伴流の等高線から直感するほど伴流がプロペラ面に集まっていることがわかる。

次にプロペラの一回転中の伴流の変化について比較してみる。Fig. 3.6 における比較から、全体的にみて特に 0.7 R から 0.9 R にかけて B-4 H 船型の方が回転軸  $\theta$  に対して変化がゆるやかである。これは、プロペラキャビテーションやプロペラ起振力の点で有利と思われる。

Table 3.1 Particulars of Model Ships

MODEL SHIP		B-4H		B-4	
$L_{PP}$ (m)		6 000			
$B$ (m)		0.920			
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAST
DRAFT (m)	F.P.	0.3544	0.9200	0.3539	0.1065
	M.S.	0.3544	0.1665	0.3539	0.1665
	A.P.	0.3544	0.2265	0.3539	0.2265
TRIM (% $L_{PP}$ )		0	2.0	0	2.0
$\nabla/\nabla_F$ (%)		100	44	100	44
$\Delta M$ (WITHOUT SKIN) ( $m^3$ )		1.6105	0.7086	1.6103	0.7085
$S_M$ (MAKED) ( $m^2$ )		8.3991	5.9881	8.4053	6.0837
$S_M$ (WITH ALL APP.) ( $m^2$ )		8.6001	6.1721	8.6067	6.2677
$C_B$		0.824	0.771	0.824	0.771
$C_W$		0.893	0.835	0.892	0.843
$\ell_{cb}$ (% $L_{PP}$ )		-2.708	1.041	-2.652	1.021

Table 3.2 Comparison of Resistance Test Results

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST	
MODEL	B-4	B-4H	B-4	B-4H
K	0.29	0.26	0.27	0.21
$C_w$	0.0009 ( $F_N = 0.174$ )	0.0009	0.0026 ( $F_N = 0.191$ )	0.0030

Table 3.3 Comparison of Propulsion Test Results

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST	
MODEL	B-4	B-4H	B-4	B-4H
$1-t$	0.772	0.820	0.785	0.825
$1-w$	0.619	0.645	0.588	0.595
$\eta_R$	1.025	1.015	1.010	1.010
$\eta_{OM}$	0.639 ( $F_N = 0.174$ )	0.655	0.652 ( $F_N = 0.191$ )	0.656

Table 3.4 Comparison of BHP etc.

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST	
MODEL	B-4	B-4H	B-4	B-4H
$\Delta C_f$	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003
$(1-W)_S(1-W)_M$	1.13	1.13	1.16	1.16
EHP	11,400HP	11,500HP	11,250HP	11,350HP
BHP	15,900HP	15,350HP	16,600HP	16,100HP

( $V_s = 16.5$  knots)

( $V_s = 18.0$  knots)

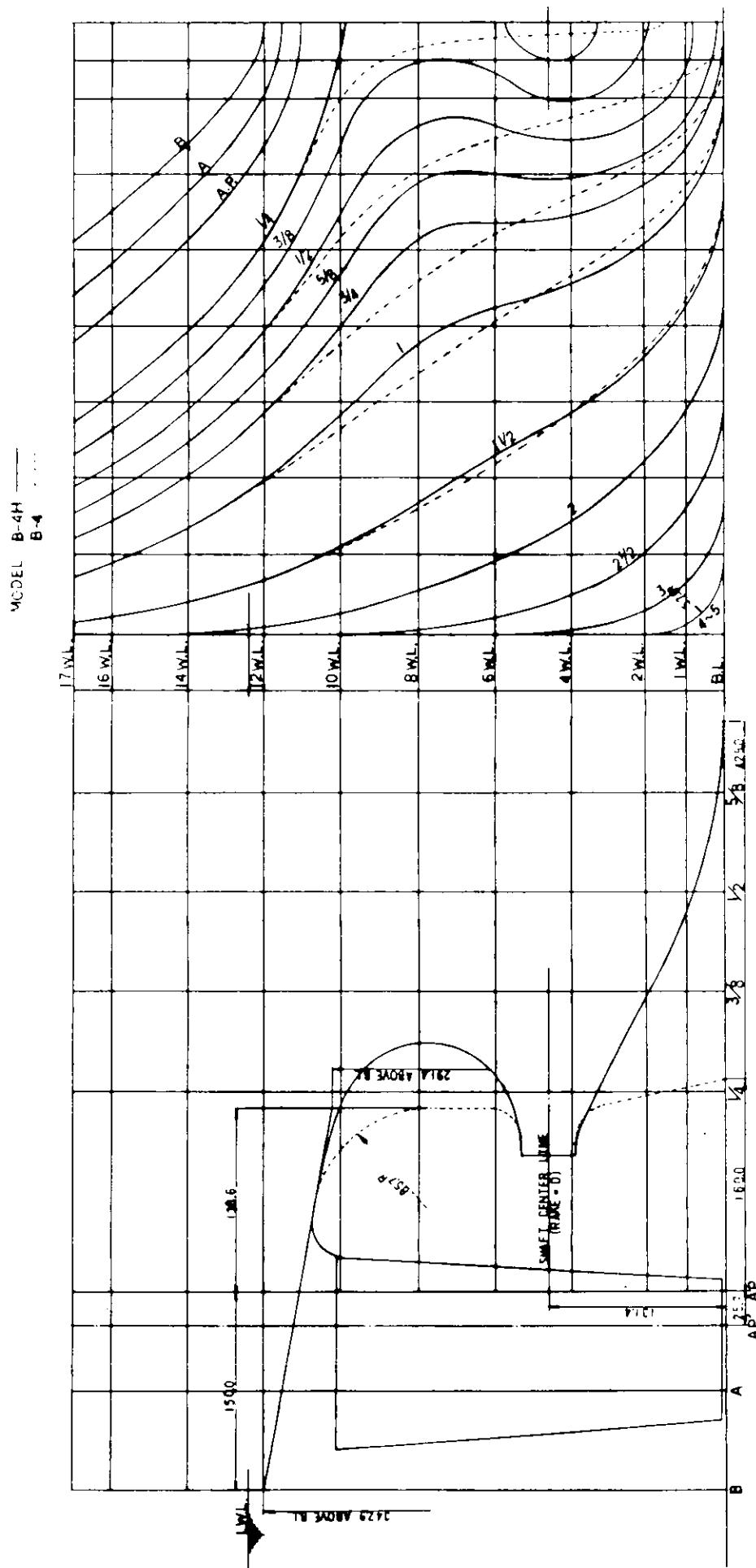


Fig. 3.1 Lines of Model Ship (Model B-4H)

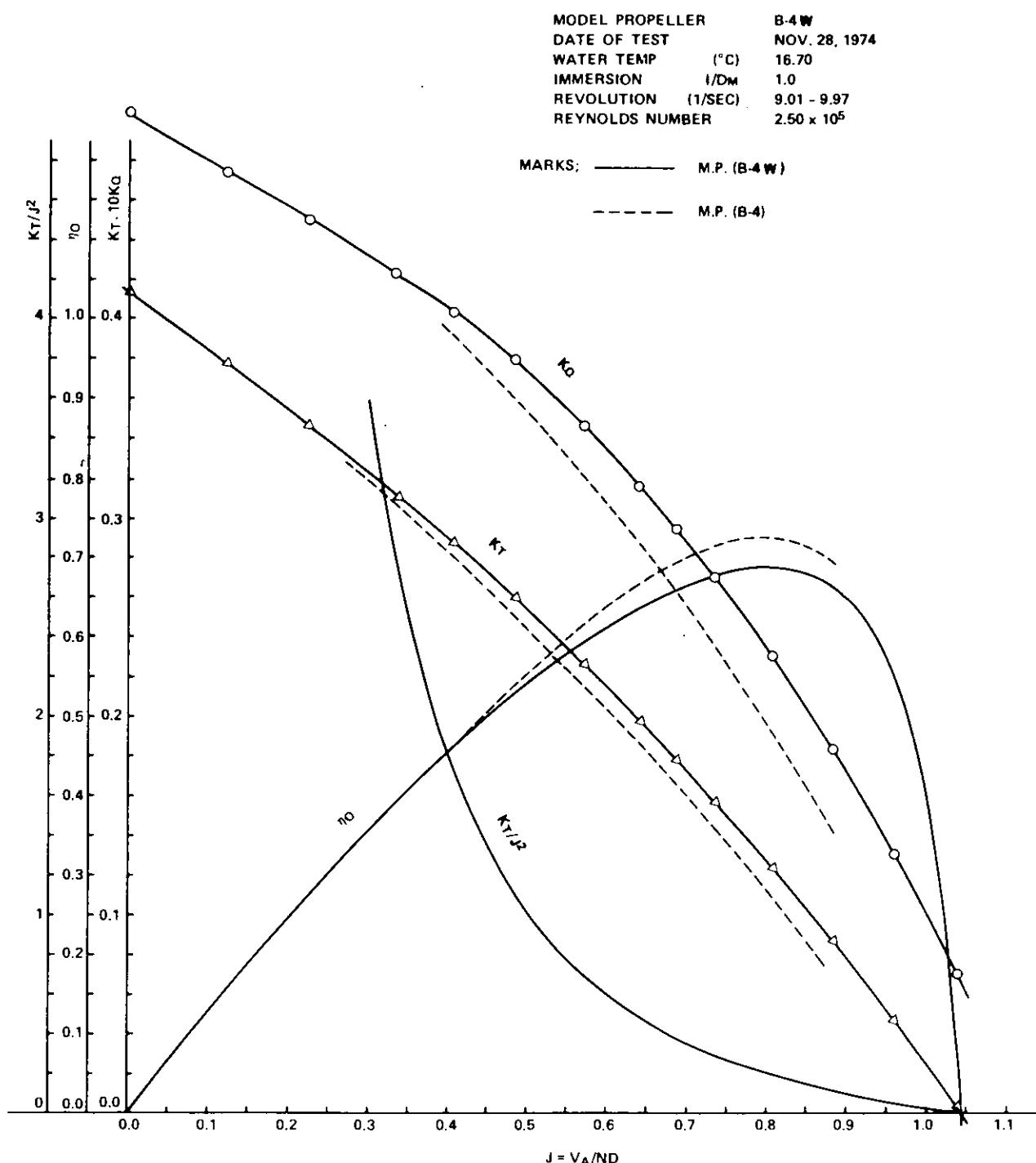


Fig. 3.2 Results of Propeller Open Test (Model Prop. B-4W)

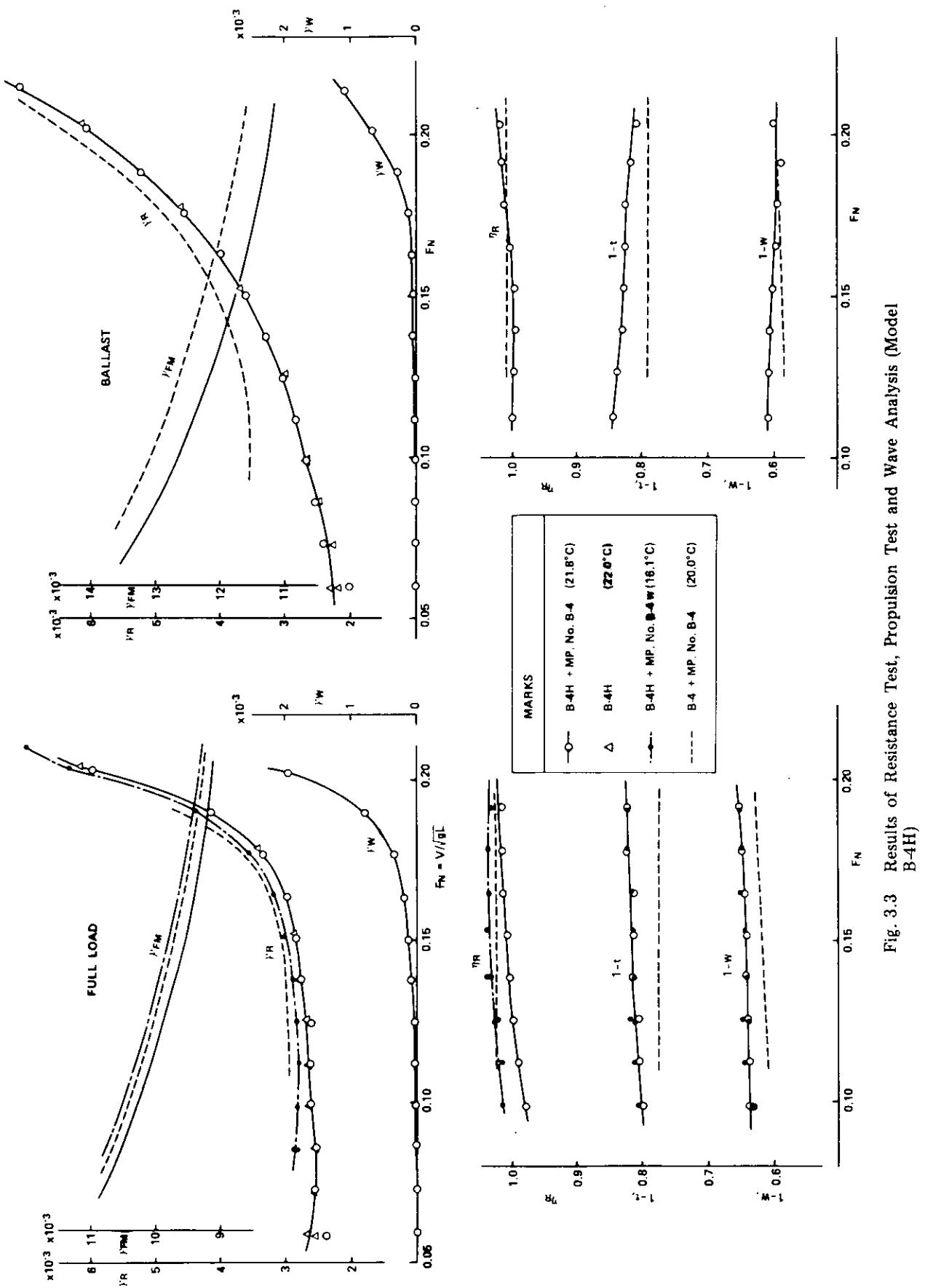


Fig. 3.3 Results of Resistance Test, Propulsion Test and Wave Analysis (Model B-4H)

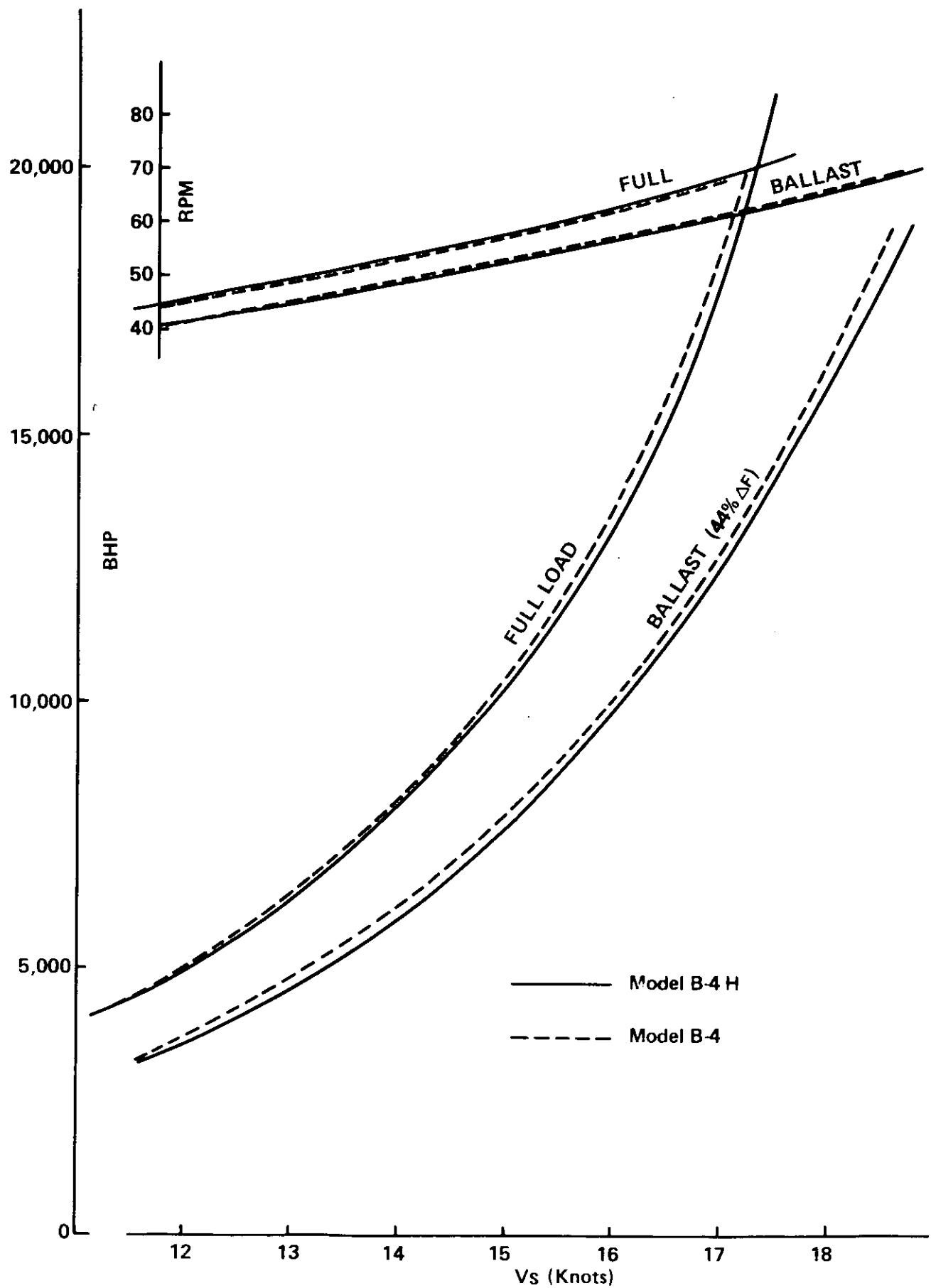
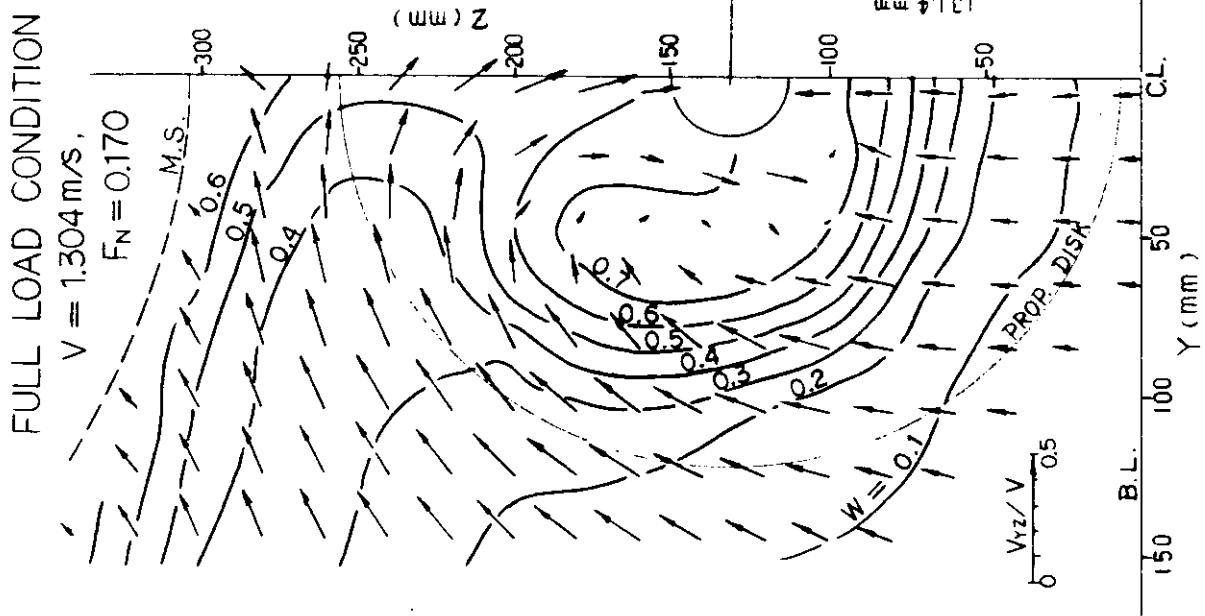


Fig. 3.4 BHP etc. Curves



BALLAST CONDITION

$V = 1.459 \text{ m/s}$ ,  $F_N = 0.190$

Meas. Section : 685 mm Forward of A.P.  
Water Temp. : 21.7°C

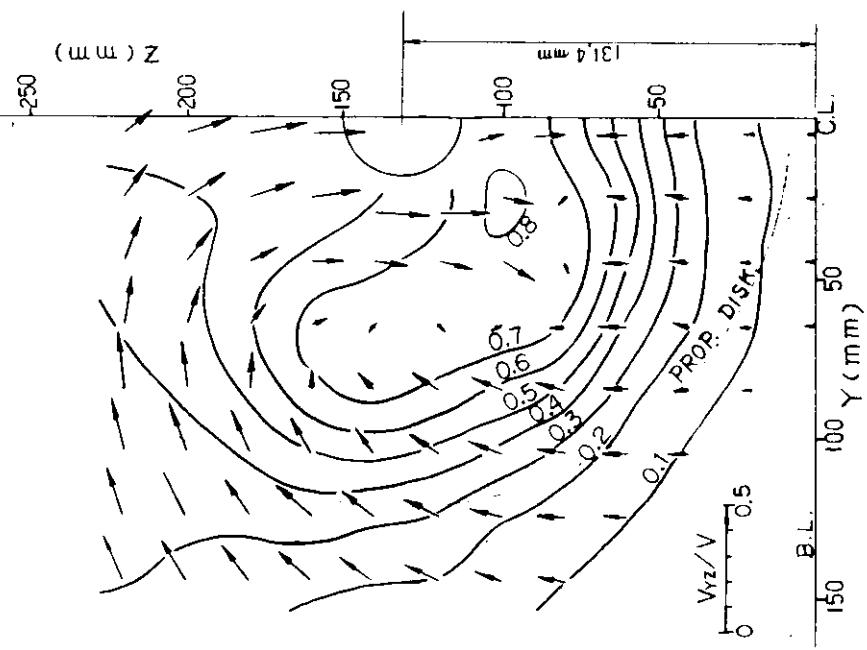


Fig. 3.5 Vector Pattern of Wake (Model B-4H)

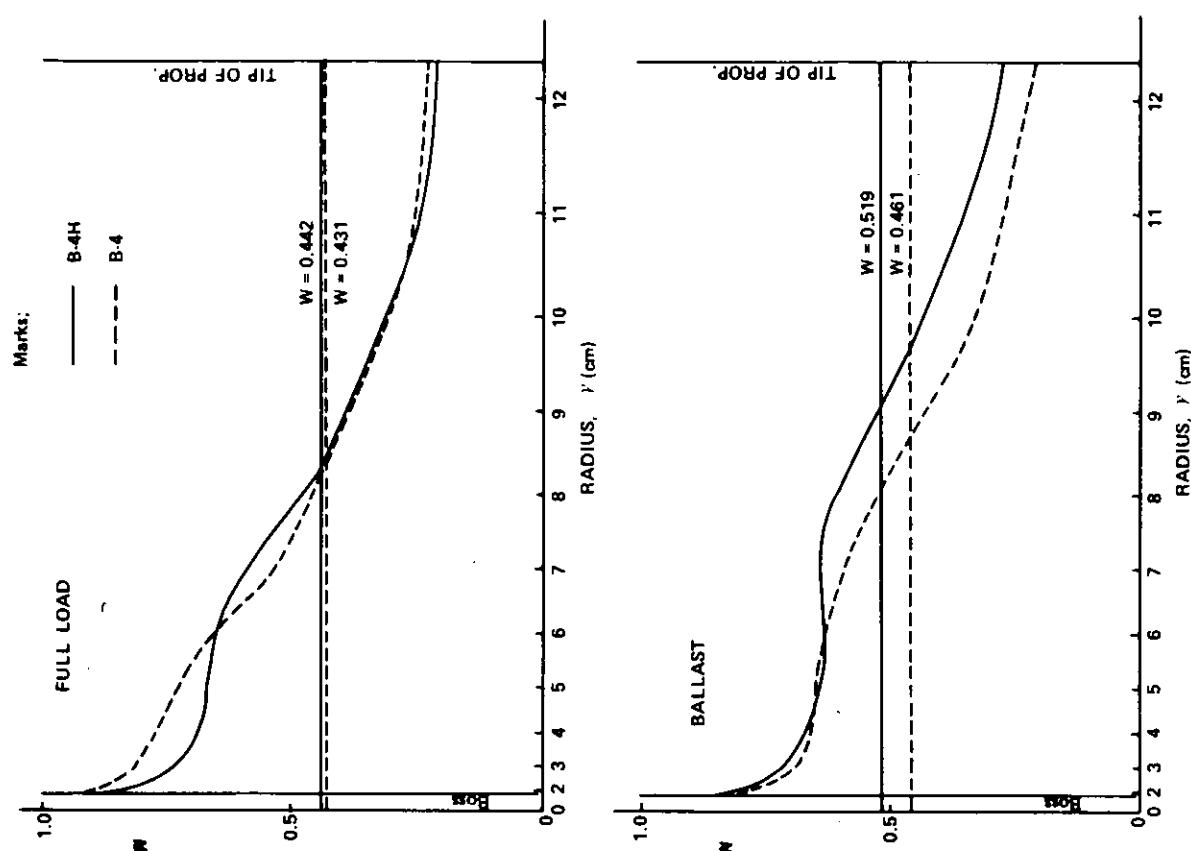


Fig. 3.7 Axial Distribution of Circumferential Mean Wake

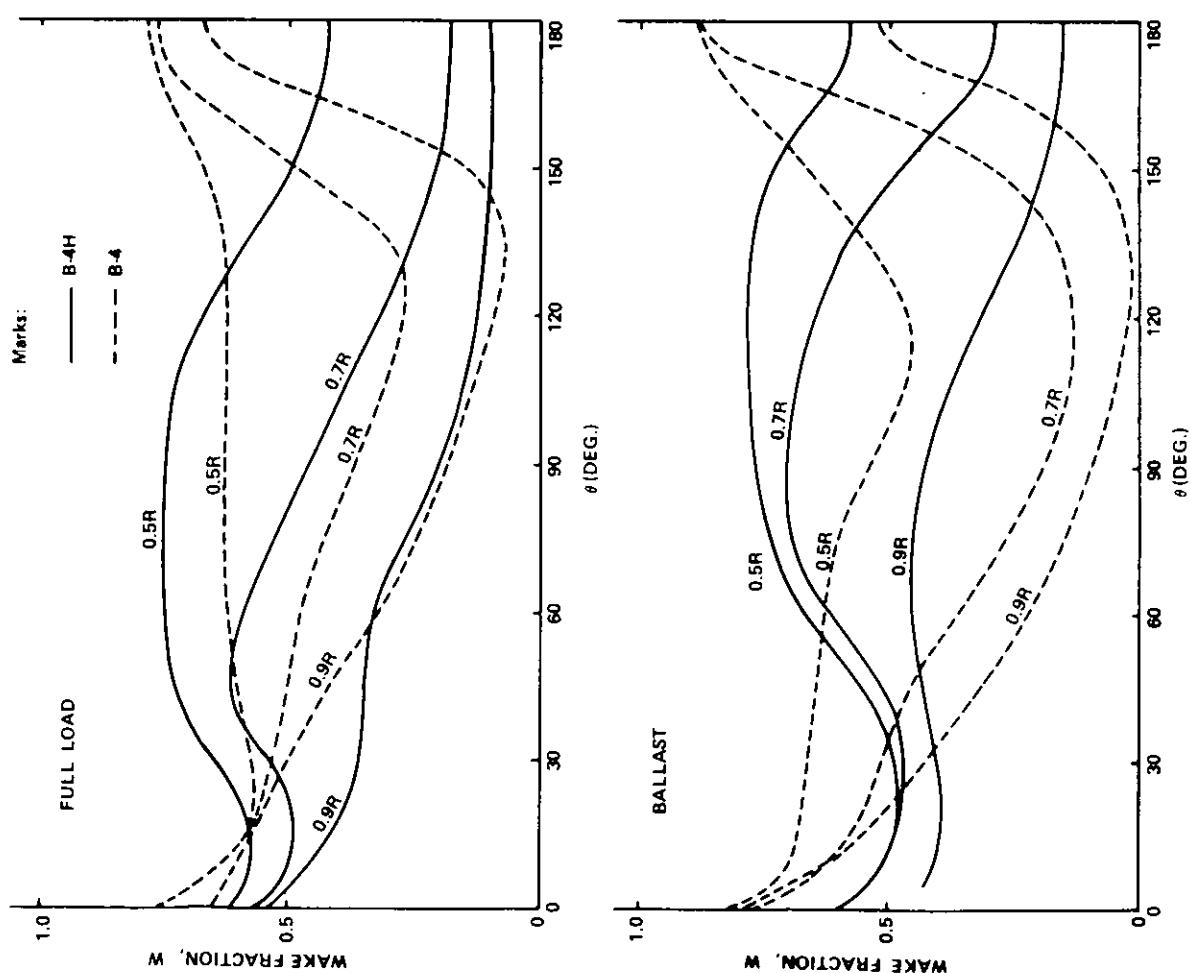


Fig. 3.6 Comparison of Wake Distribution on Typical Radius

## 4. プロペラに関する研究

### 4.1 キャビテーションの推定法とそれによるプロペラの設計

#### 4.1.1 キャビテーションの発生範囲の推定法

前年度における2次元翼型でのキャビテーション試験の結果、翼面圧分布の実験値を用いた“揚力等価法 Lift Equivalent Method”によって、キャビテーション発生範囲をある程度推定できることが示された。これらはかなり厚い翼型(15%)であった。その後、薄い翼型についてのキャビテーションの発生範囲を調べた結果、翼厚が4%以下の翼型ではキャビティの長さが閉塞型(Closed Type)の空洞理論と非常に良く一致することが分った。この一例をFig. 4.2.1に示す。また、6%の翼厚の場合は揚力等価法が、4~6%の翼厚の場合はそれらの平均値が有効であった。一方、現在非定常プロペラ揚力面理論計算により、伴流中を作動するプロペラの圧力分布がストリップ法的にもとめられる。これと上記の2次元定常翼理論のキャビテーションの結果を組み合わせることによって、キャビテーションの発生範囲の推定を行う。但し、これらの2次元翼型の結果をプロペラでのキャビテーションの発生範囲の推定に利用する際には、翼型が3.5%以下の場合は空洞理論、5%以上は揚力等価法、3.5~5%はそれとの平均値をとる方が実験と計算との一致はより良い様である。本報告ではこの推定法によりキャビテーションの発生範囲の推定を行うこととする。この手順をFig. 4.2.2に示す。

#### 4.1.2 キャビテーション発生範囲推定法を利用したプロペラの設計

前年度のプロペラ(B-4)は、キャビテーション・パターン、エロージョンの点では問題がなかったが、船尾変動圧力の点で通常プロペラより悪い結果が得られた。そこで、54年度のプロペラ(B-4W)に対しては、変動圧力の減少を狙って53年度のプロペラの改良を試みた。このため、翼展開面積比、ピッチ分布、翼平面形状などの変更を検討した結果、効率があまり低下しない範囲でB-4プロペラのチップでのピッチ分布を減少させることとし、他の要目は変更しないこととした。このピッチ分布減少の目安は前述のキャビテーション発生範囲の理論計算により求めることとし、キャビテーション量特にチップ近傍で減少させることを目指した。検討されたピッチ分布をTable 4.1.1, Fig. 4.1.3に示す。この表においてピッチ分布No.5は模型プロペラにおいて良い結果が得られたWake Adapted Pitchから求められたピッチ分布No.5'を実用的に修正したものである。この結果、No.5のModified Wake Adapted Pitch分布が最良であろうという結論に達した。このピッチ分布をTable 4.2.2に示す。

53年度B-4プロペラ(Const. Pitch)と54年度B-4Wプロペラ(Modified Wake Adapted Pitch)のキャビテーションの発生範囲をそれぞれFig. 4.1.4, Fig. 4.1.5に示す。計算に用いた伴流分布は、前年度の曳航水槽における計測値(日本造船技術センター)である。計算は100% MCR, Full Load Condition,  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$ なる条件について行われている。これらを比較すると、全体としてはキャビテーションの発生量はほとんど減らないが、翼端では減少が期待できそうである。

### 参考文献

- ① 沼地福三郎他：東北大高速研報告、第1号、2号、6号(1949)
- ② 小山鴻一：不均一流中のプロペラ揚力面の実用計算法と計測例、日本造船学会論文集、第137号(1975)
- ③ 加藤洋治、右近良孝：プロペラ・キャビテーションの推定法、船型設計のための抵抗推進理論シンポジウム、日本造船学会(1979)  
または、右近良孝：プロペラ・キャビテーションの発生範囲の推定法、船研研究報告、第16卷第6号(1979)

Table 4.1.1

	ピッチ分布の種類	翼端での ピッチ比	0.7 Rでの ピッチ比	K <sub>T</sub>	$\eta$
①	定ピッチ (53年度 B - 4 プロペラ)	.894	.894	.217 (.192)	.639 (.631)
②	翼端で①のピッチの10%減ピッチ	.821	.935	.217	.632
③	“ の20%減ピッチ	.730	.939	.219	.629
④	“ の30%減ピッチ	.638	.953	.218	.625
⑤	Modified Wake Adapted Pitch	.708	.894	.218	.622

注：( )内は粘性修正による値

Table 4.1.2

半径比	ピッチ比
0.2	0.948
0.3	1.013
0.4	1.023
0.5	0.994
0.6	0.945
0.7	0.894
0.8	0.838
0.9	0.776
0.95	0.743
1.0	0.708

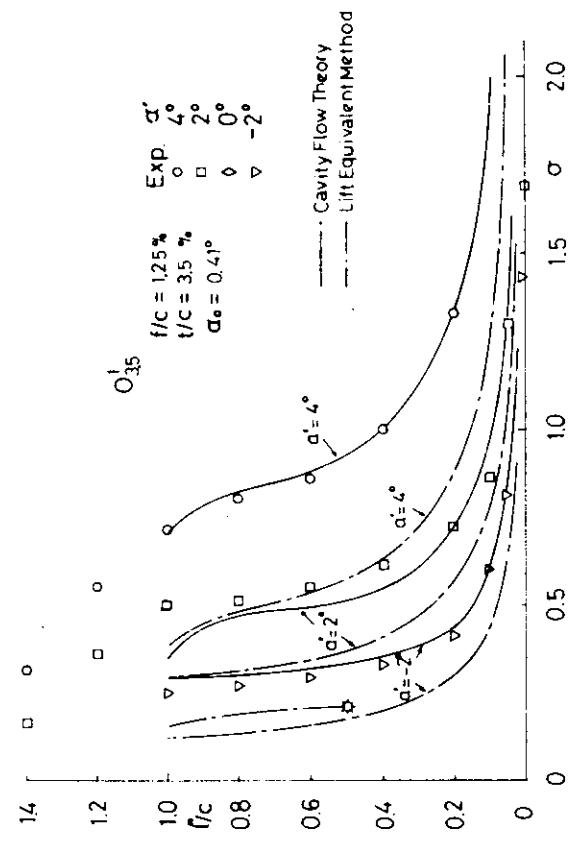
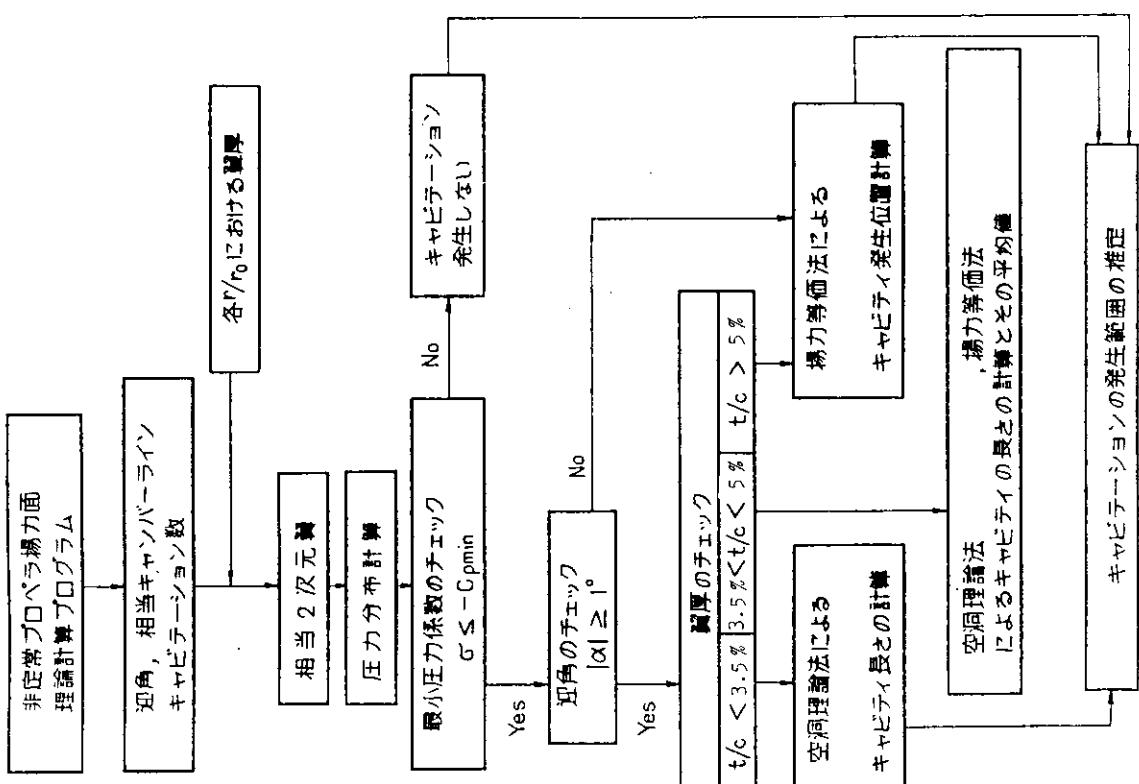


Fig. 4.1.1 Comparison of Cavity Length between Experiments and Calculations

Fig. 4.1.2 Procedure for Estimation of Cavitation Extent by the Present Method

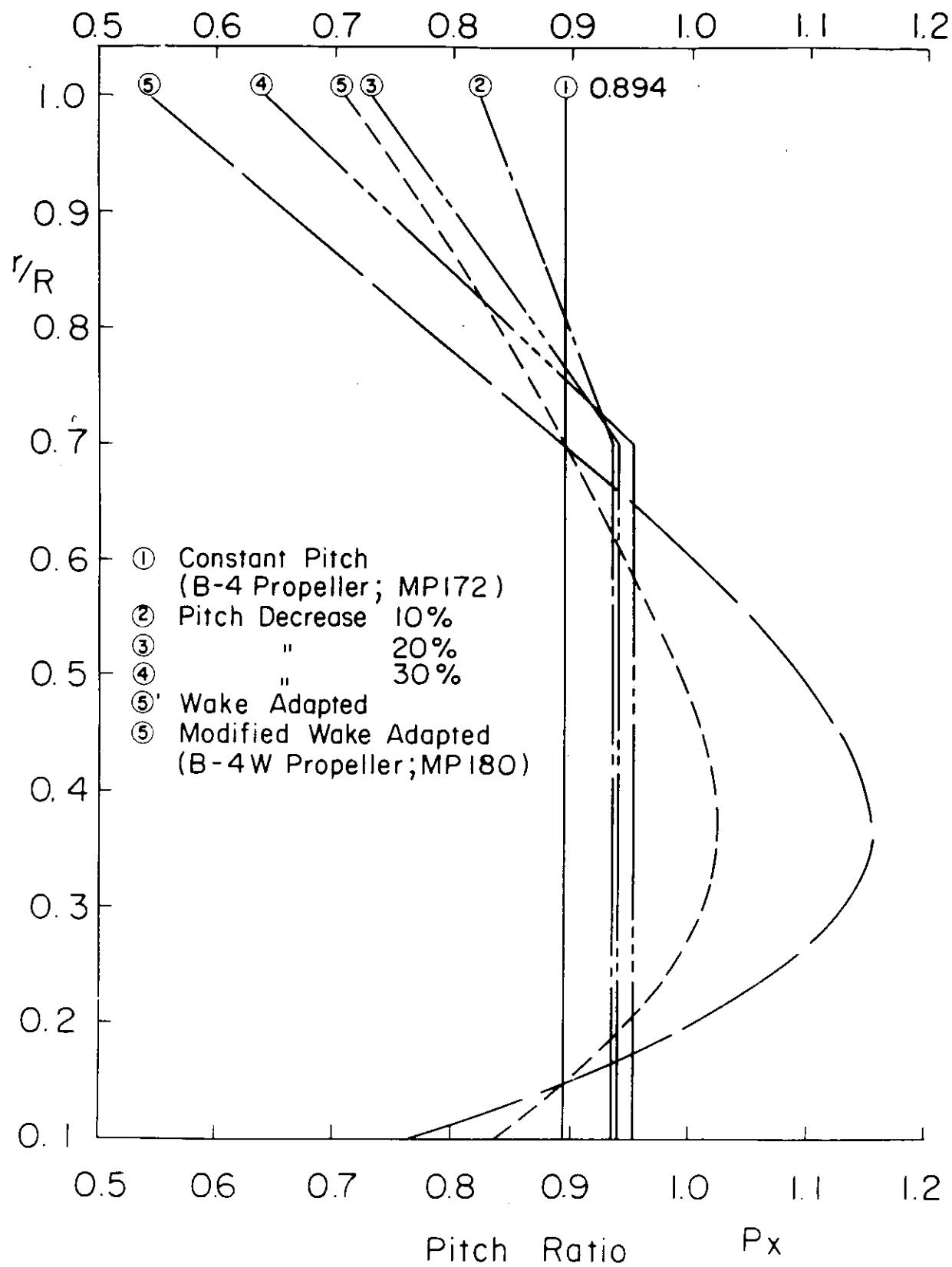
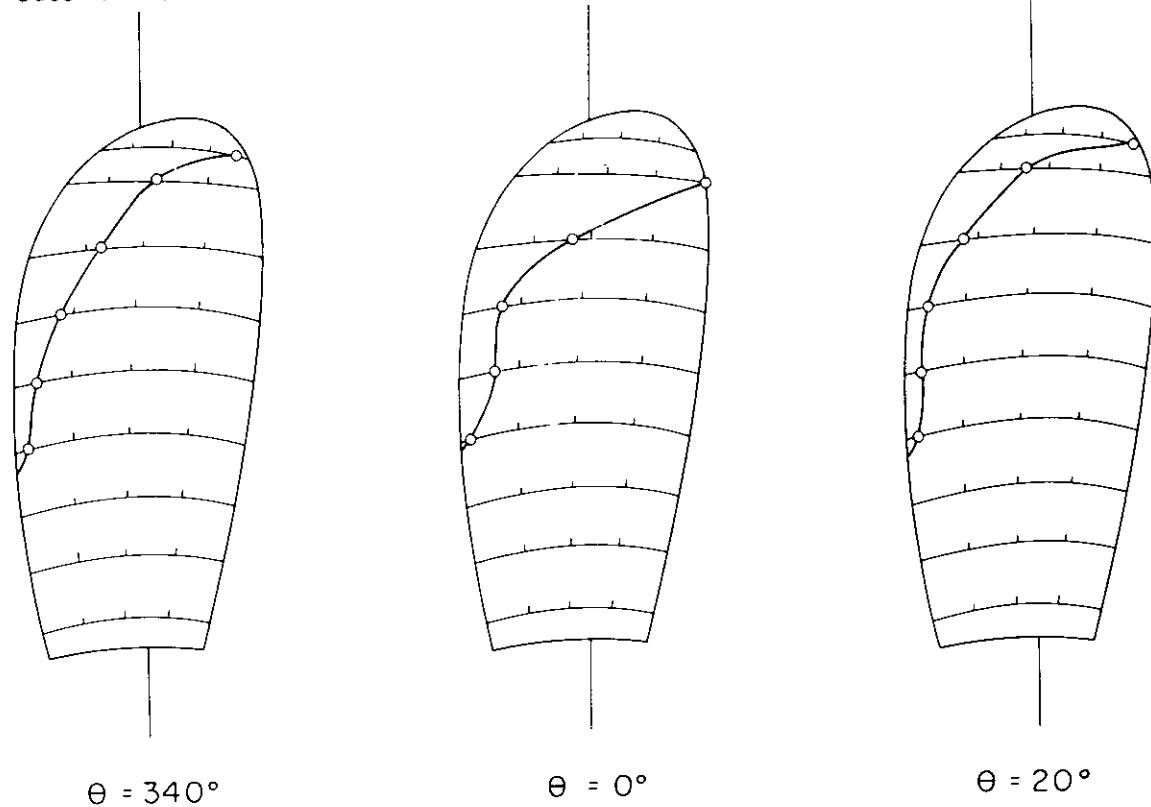


Fig. 4.1.3 Pitch Distributions Examined by the Present Prediction Method in Design

Case I Constant Pitch



Case I Constant Pitch

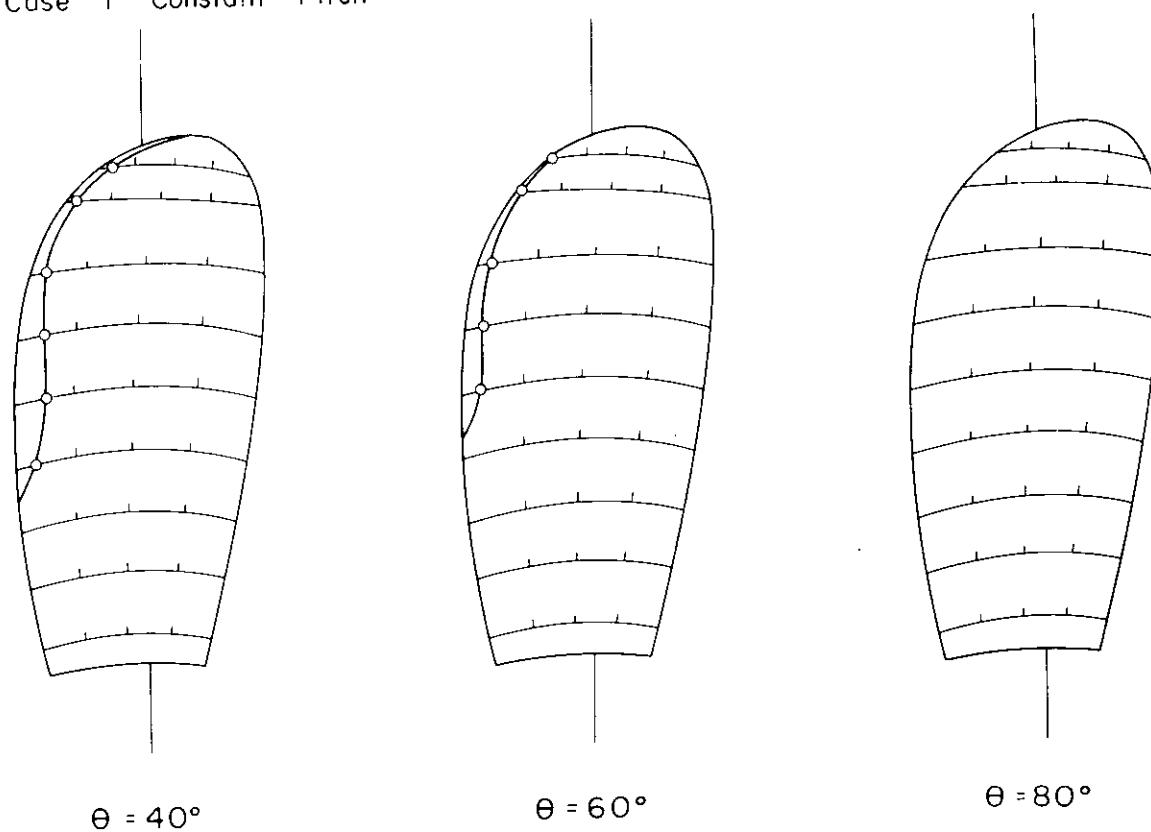
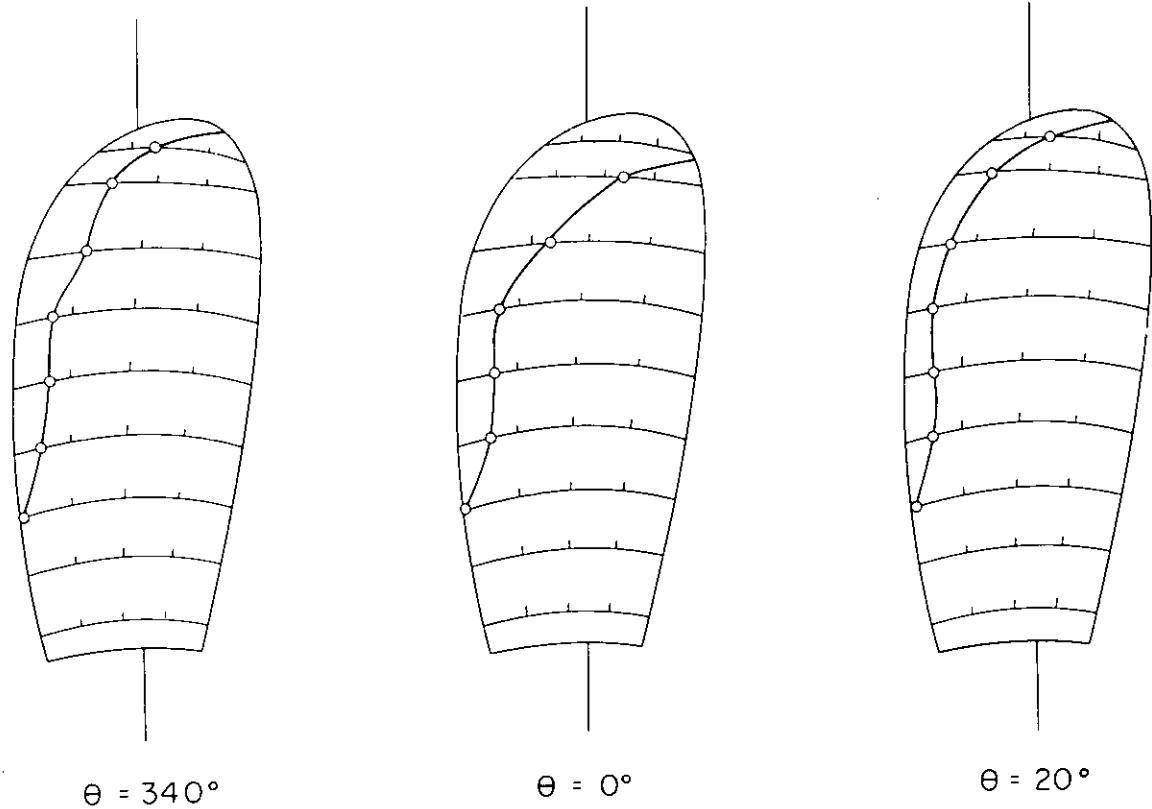


Fig. 4.1.4 Predicted Cavitation Extent on B-4 Propeller (Constant Pitch Distribution)

Case 5 Wake Adapted Pitch



Case 5 Wake Adapted Pitch

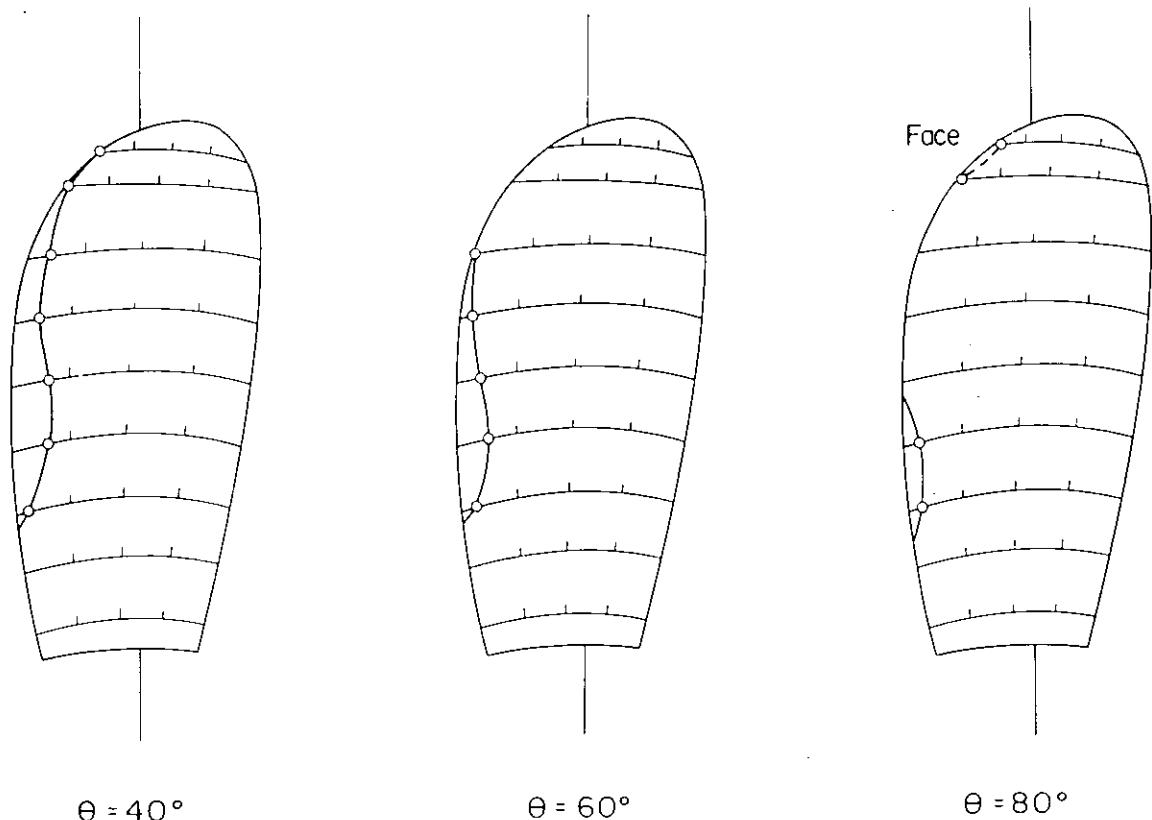


Fig. 4.1.5 Predicted Cavitation Extent on B-4W Propeller (Wake Adapted Pitch Distribution)

## 4.2 船後におけるキャビテーション試験

### 4.2.1 試験の実施

船舶技術研究所の大型キャビテーション試験水槽において、船後におけるキャビテーション・エロージョン試験を実施し、また、キャビテーション発生範囲の推定を行った。このうち、キャビテーション・エロージョン試験に関しては次節4.3において記述する。キャビテーション観測および変動圧力計測は、[B-4船型、B-4プロペラ]および[B-4船型、B-4Wプロペラ]に対して試験を行い、キャビテーション・エロージョン試験およびキャビテーション発生範囲の推定は、[B-1船型、B-1プロペラ]、[B-4船型、B-4プロペラ]および[B-4船型、B-4Wプロペラ]に対して行った。キャビテーション試験に先だって伴流分布計測（キャビテーション水槽内の模型船）およびプロペラ単独試験を行った。

### 4.2.2 供試模型

B-4船型の模型船は、昨年度の模型船 (M S No 319,  $L_{PP} = 6.0\text{ m}$ )において平行部を一部取り去った形の短縮模型船 (M S No 332,  $L_{PP} = 4.8\text{ m}$ )であり、昨年度に経験した伴流分布の非対称性を改善するために、AP前方56cm船底上方5cmの船体表面両舷に（ほぼSS 1, 2 w.1），剥離促進用の小さな突起板を取り付けたものである。（Fig. 4.2.1）キャビテーション水槽に設置された模型船のプロペラ円板内伴流分布の計測結果をFig. 4.2.2に示す。左右対称性は良化されている。

B-4Wプロペラの模型プロペラ M P No 180については、前節4.1に記述されている。キャビテーション試験を行ったB-1プロペラ (M P No 171), B-4プロペラ (M P No 172), およびB-4Wプロペラ (M P No 180)のプロペラ単独試験結果をFig. 4.2.3に示す。B-4プロペラとB-4Wプロペラの $K_T$ は設計点近傍においてほとんど一致しており、性能面ではB-4Wプロペラの設計が満足できるものであることが分かる。

### 4.2.3 試験状態

キャビテーション観測および変動圧力計測の試験状態は、 $K_T$  3 状態、 $\sigma_n$  3 状態の計 5 状態であり、それをTable 4.2.1に示す。このうち、B-4, [  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$  ] と B-4W, [  $K_T = 0.188$ ,  $\sigma_n = 4.09$  ] は Full Load Cond. 100% MCRに対応し、B-4, [  $K_T = 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$  ] と B-4W,  $K_T = 0.177$ ,  $\sigma_n = 3.07$  ] は Ballast Cond. 100% MCRに対応しており、B-4に関しては、昨年度の試験状態と同一である。なお、B-4Wの作動状態は  $K_T / J^2$  を B-4 に合わせて決定している。

### 4.2.4 キャビテーション観測

キャビテーション観測の結果は、Fig. 4.2.4, 5のスケッチの通りである。キャビテーションの平均的な発生範囲を実線で、最大の発生範囲を点線で示してある。また両プロペラの翼位置  $\theta = 40^\circ$  における Full Load Cond. と Ballast Cond. での写真を Photo 4.2.1 に示す。

$K_T$  变化、 $\sigma_n$  变化に対するキャビテーションの变化を見ることができる。 $\sigma_n = 2.10$  では激しいキャビテーションが起ることが分かる。

B-4の[  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$  ] および[  $K_T = 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$  ] に関しては、昨年の観測結果とはほぼ同様である。

B-4WプロペラがB-4プロペラに比べて、キャビテーションが翼端寄りで起きにくく、翼中央で起きやすいという傾向は、キャビテーションの発生時や消滅時に見ることができる。特に、B-4Wは翼端附近のキャビテーションの消滅が早い。両プロペラのピッチ分布の違いを考えると、当然の結果といえる。

### 4.2.5 キャビテーション観測の結果と発生範囲の推定との比較

4.1.1で述べたキャビテーション発生範囲の推定計算と模型船の船後のキャビテーション試験との比較をFig. 4.2.6～10に示す。

推定計算による発生範囲は斜線部分、観測結果の平均は実線、最大の範囲は点線で示してある。

Fig. 4.2.6 は、B-1 模型船の船後における B-1 プロペラ (MP 171) のキャビテーション発生範囲の実験結果 (53年度) と計算値の比較である。作動条件は Full, 85% MCR,  $K_T = 0.188$ ,  $\sigma_n = 2.71$  である。角度位置  $0^\circ \sim 30^\circ$  での一致は非常に良い。しかし  $30^\circ$  から発生範囲は減少するものの、 $40^\circ \sim 50^\circ$  における一致は良くなくなる。キャビティは  $70^\circ$  を過ぎてから消えるので、消える時の位相は実験の方が進んでいる。

Fig. 4.2.7 は、54年度 B-4 模型船 (平行部短縮模型) の船後における B-4 プロペラ (MP 172) 満載MCR でのキャビテーション発生範囲の比較である。発生、消滅の位相はほぼ合っているが、発生範囲の計算値は  $-10^\circ$ ,  $0^\circ$  では大きく、 $10^\circ \sim 40^\circ$  ではかなり小さ目となっている。

Fig. 4.2.8 はバラスト MCR でのキャビテーション発生範囲である。角度位置によっては一致する場合も見られるが、全体として発生範囲の計算値は小さ目である。一方、bottom 付近では逆に計算値が大き目になっている。

Fig. 4.2.9 は54年度 B-4 模型船の船後における B-4 W プロペラ (MP 180) の満載MCR での発生範囲の比較である。これも、上記と同様全体として計算値による発生範囲は小さい。しかしながら、キャビティ消滅時の  $40^\circ \sim 50^\circ$  では良く一致し、発生時の発生範囲のパターンは位相は進んでいるが定性的には一致している。Fig. 4.2.10 はバラスト状態における発生範囲の比較であり、一致は良くない。

以上のようなキャビテーション観測の結果と本推定法による発生範囲の比較の結果が得られたが、まず第 1 に、本推定法により設計された B-4 W プロペラのキャビテーションの発生範囲は B-4 プロペラのそれと比較して、最大時においてはほとんど変わらないもののキャビテーションが消える位相が早く、全体としてかなりキャビテーション発生量が少なくなったといえる。このことから今回の設計の目的は達せられたといえよう。また推定法による発生範囲は全体として観測結果と定性的にはかなり良い一致が得られている。

本推定法が上記の様に実験結果との一致を示さない場合があるが、今後改良する点として次の様な点が考えられる。

- 非定常プロペラ揚力面理論計算では、プロペラ後流渦による吹き出し成分の伴流の変形は考慮されているが、プロペラの suction 効果およびプロペラ後流渦のねじり効果による伴流の変形は考慮されていない。
- プロペラ表面での境界層の剥離、遷移が考慮されていない。
- 圧力分布、キャビティ長さの計算がストリップ法的に計算されており、キャビティ自身による 3 次元影響が含まれていない。
- 非定常キャビテーションが考慮されていない。

以上の点のうち、後者の 3 つは上記の不一致を説明できるほどの量になるとは思われない。一方、第一の点については、特に B-4 船型は船尾の流れが複雑な剥離した流れになっているので、プロペラの suction 効果により伴流が大きく変形（均一化）するためと思われる。このことは、本推定法がメッシュによる不均一流中での発生範囲と良く一致することからも説明できる。今後キャビテーションの発生範囲の推定の精度を上げるためにも、プロペラに流入する有効伴流の計算が今後の重要な研究のテーマとなるであろう。

#### 4.2.6 変動圧力計測

変動圧力計測は、プロペラ上方の船体表面に 11 個の圧力計を Fig. 4.2.11 のように配置して行った。昨年度との違いは、前にあった F3 を除いて、後に A2 を加えたことである。計測システム等は昨年度と全く同一である。

計測された変動圧力の波形の例を Fig. 4.2.12~14 に示す。キャビテーション現象に対応した変動圧力の負圧の山が blade frequency で現われている。負圧の山の後では、キャビティ崩壊に対応した圧力変動が比較的激しいが、その時、Fig. 4.2.14 のように、高圧の深い谷がヒゲ状に現われることがある。B-4 プロペラ、[  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 2.10$  ] の場合のようにキャビテーションが激しくなると、Fig. 4.2.13 に見られるとおり、負圧の山は高くなると同時に幅を広げるので、波形全体としては正弦波に近い形状となり、定常キャビテーションにおける変動圧力波形に似てくる。

Fig. 4.2.15~18 は、変動圧力の計測波形の単振幅 $\Delta_P$ (single)を

$$K_p = \frac{\Delta_p (\text{single})}{\rho n^2 D^2}$$

のように無次元化した値を示している。Fig. 4.2.15, 16 の  $K_{ps}$  は、変動圧力波形の blade frequency の成分の単振幅に対する無次元値であり、Fig. 4.2.17, 18 の  $K_p (\frac{p-p}{2})$  は peak-to-peak の値の半分に対する無次元値である。

Fig. 4.2.15 は B-4 プロペラの  $K_{ps}$  を示したものである。図によると  $K_{ps}$  は一様に、 $\sigma_n$  の減少とともに増大し、 $K_T$  の増大とともに増大する。これは、変動圧力の低周波成分の大きさは、キャビテーションの大きさ(Fig. 4.2.4)に比例することを示している。Fig. 4.2.16 は B-4 W プロペラの  $K_{ps}$  を示したものであるが、変動圧力と  $K_T$ 、 $\sigma_n$  の相関関係は Fig. 4.2.15 の場合とほとんど同様である。Fig. 4.2.15 と Fig. 4.2.16 を比較すると、B-4 に比べて B-4 W の方が  $K_{ps}$  が小さい。これは、B-4 W の方が翼端部のキャビティが小さいためと考えられる。

Fig. 4.2.17 は B-4 プロペラの  $K_p (\frac{p-p}{2})$  である。 $K_T$  変化や  $\sigma_n$  変化に対する大小関係は、 $K_{ps}$  の場合のように依然としていない。[  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$  ] や [  $K_T = 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$  ] に対する値は不自然に大きい。Fig. 4.2.18 は B-4 W プロペラの  $K_p (\frac{p-p}{2})$  である。 $K_{ps}$  の場合は、B-4 W の方が B-4 より小さな値を示しているにもかかわらず、Fig. 4.2.17 と Fig. 4.2.18 を比較すると、 $K_p (\frac{p-p}{2})$  は B-4 W の方が必ずしも小さな値となっていない。

このような  $K_p (\frac{p-p}{2})$  における不自然さは何によるものであろうか。それは変動圧力波形におけるヒゲ状の高い深い谷 (Fig. 4.2.14) で説明される。その高周波成分によって波形の peak-to-peak の値が大きくなっている。このヒゲは B-4 の [  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$  ] と [  $K_T = 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$  ] の場合、また、B-4 W の場合に比較的多く現われている。更に、波形にこの様なヒゲが現われるのは、共通して、翼端のキャビテーションが比較的早く消えはじめる場合となっている。従って、キャビティの崩壊が船体外板の近くで起こる場合、変動圧力波形にこの様なヒゲが現われ、波形の peak-to-peak の値を大きくしていると考えることができる。

Fig. 4.2.17, 18 から変動圧力における両プロペラを比較すると、B-4 W は、B-4 に比べて、Ballast Cond. MCR では小さくなっています、Full Load Cond. MCR では大きくなっています。

変動圧力の減少を達成するには、キャビテーションの容積を小さくするとともに、キャビティの消滅が船体から離れたところで起こるように工夫をすることも必要と考えられる。

Table 4.2.1 Test Condition

$M_p$ No	$K_T$	$n$ (rps.)	$\sigma_n$	$p$ (mmHg)	
172 (B-4)	0.192	12.60	4.09	159	Full Load, MCR
	0.192	12.60	3.07	123	
	0.192	12.60	2.10	88	
	0.181	11.95	3.07	112	Ballast, MCR
	0.203	13.20	3.07	133	
180 (B-4W)	0.188	12.75	4.09	163	Full Load, MCR
	0.188	12.75	3.07	125	
	0.188	12.75	2.10	89	
	0.177	12.10	3.07	114	Ballast, MCR
	0.197	13.40	3.07	137	

M S No 332 (B-4),  $V_M = 3.0 \text{ m/s}$ ,  $t_w = 14^\circ\text{C}$ ,  $\alpha / \alpha_s = 0.5$

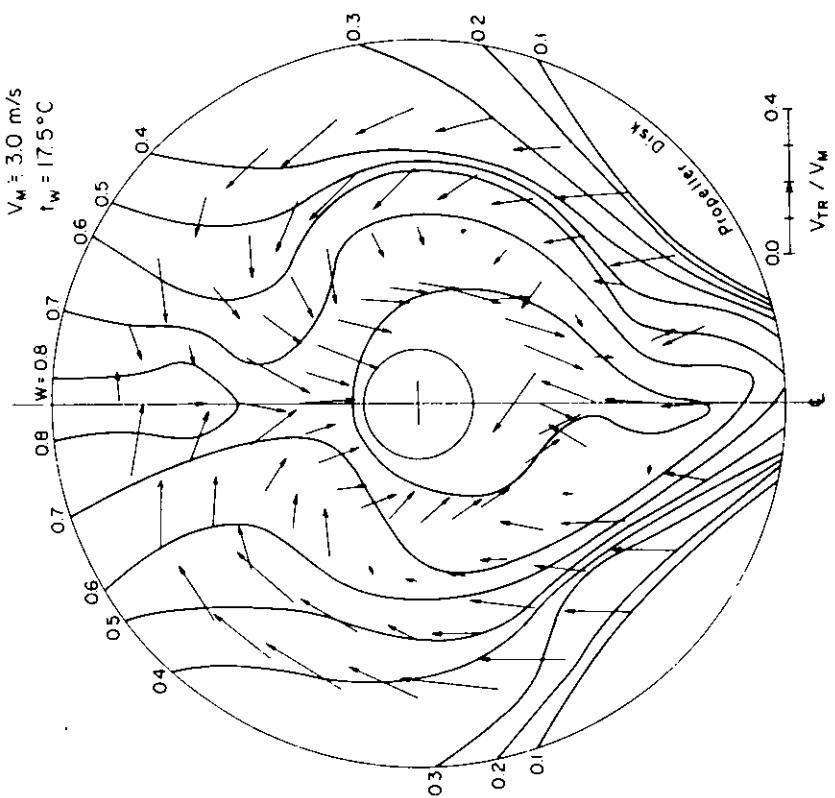


Fig. 4.2.2 Wake Fraction Contour Curve (M.S. No. 332)

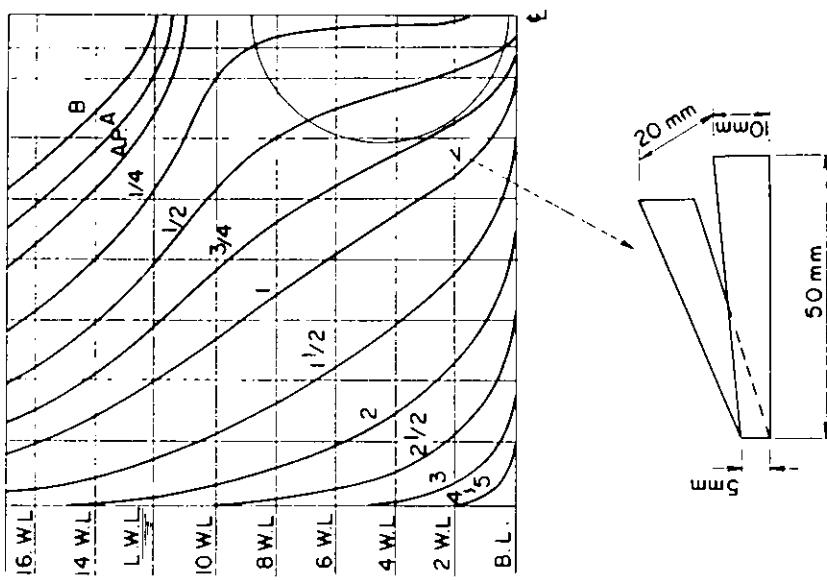


Fig. 4.2.1 Vortex Generator

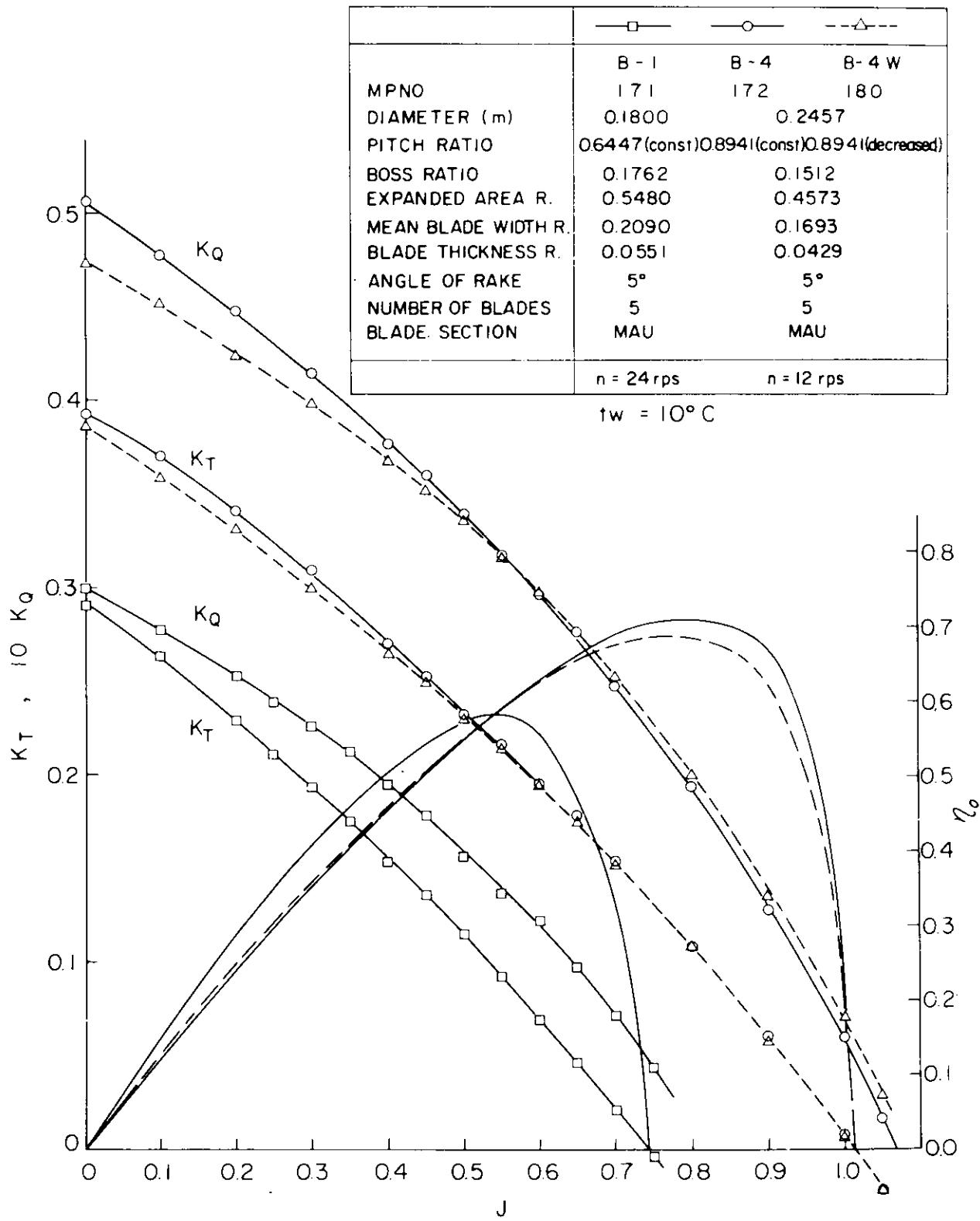


Fig. 4.2.3 Result of Propeller Open Test

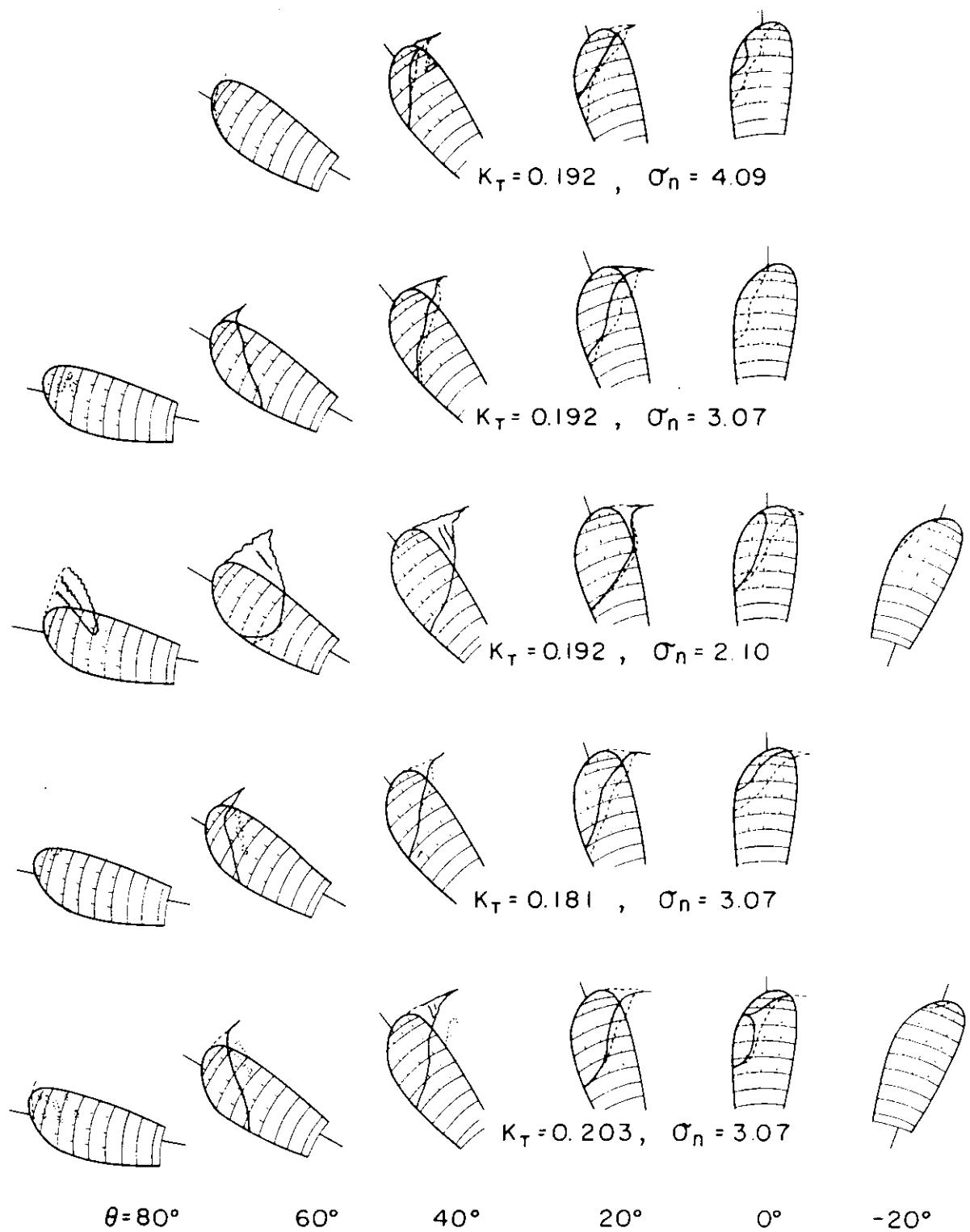
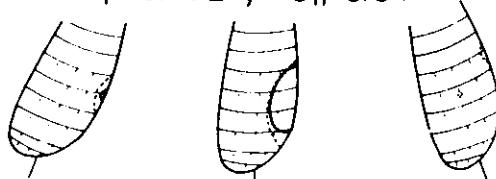


Fig. 4.2.4(a) Cavitation Patterns (B-4)

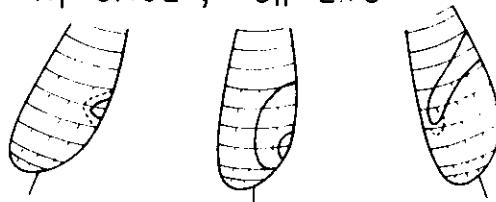
$$K_T = 0.192, \sigma_n = 4.09$$



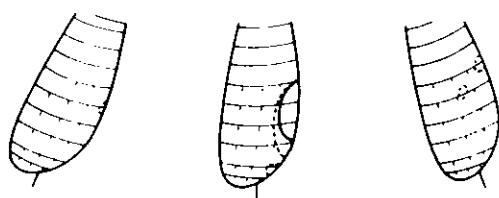
$$K_T = 0.192, \sigma_n = 3.07$$



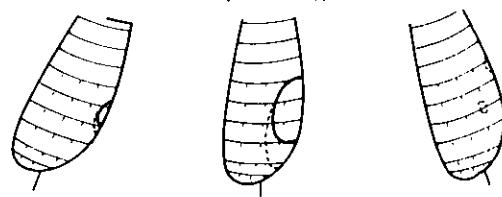
$$K_T = 0.192, \sigma_n = 2.10$$



$$K_T = 0.181, \sigma_n = 3.07$$



$$K_T = 0.203, \sigma_n = 3.07$$



$\theta = 160^\circ$

$180^\circ$

$200^\circ$

Fig. 4.2.4(b) Cavitation Patterns (B-4)

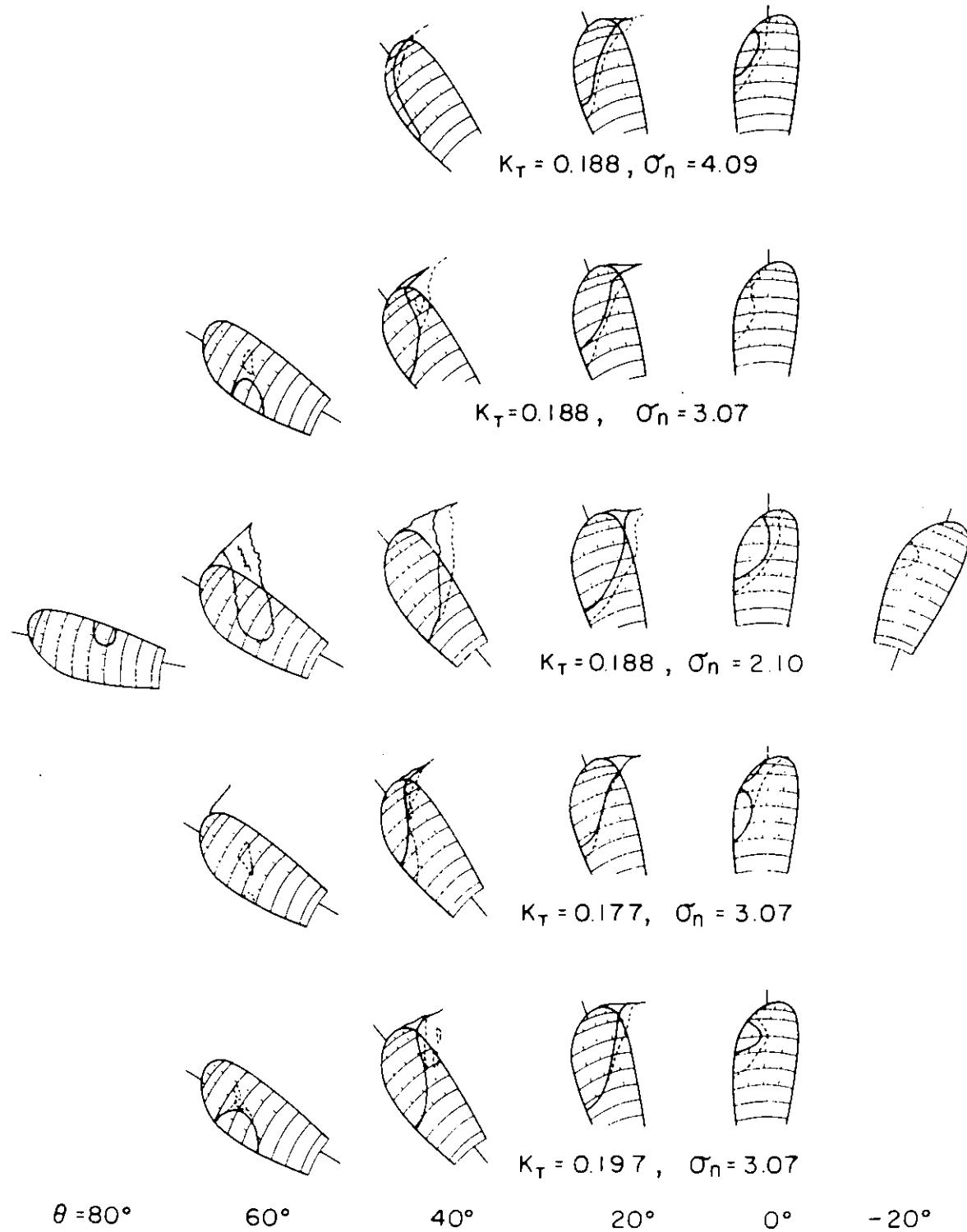
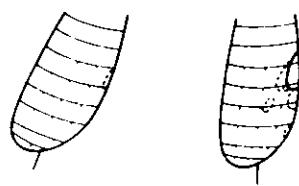
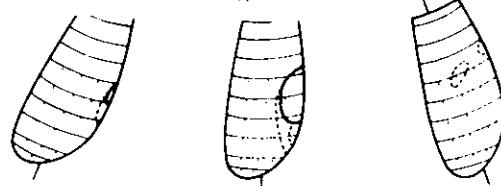


Fig. 4.2.5 (a) Cavitation Patterns (B-4W)

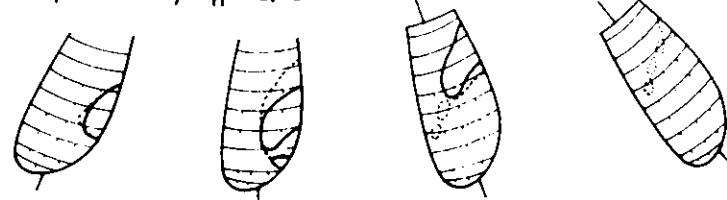
$K_T = 0.188, \sigma_n = 4.09$



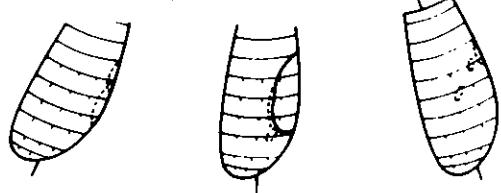
$K_T = 0.188, \sigma_n = 3.07$



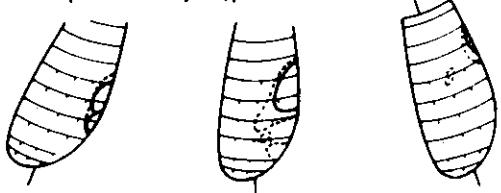
$K_T = 0.188, \sigma_n = 2.10$



$K_T = 0.177, \sigma_n = 3.07$



$K_T = 0.197, \sigma_n = 3.07$

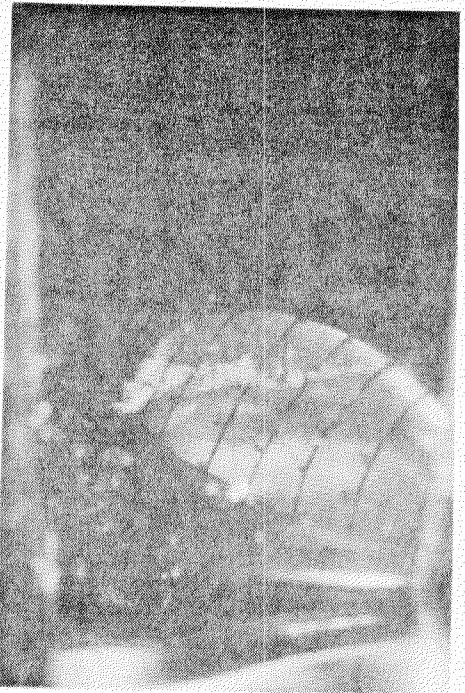


$\theta = 160^\circ$

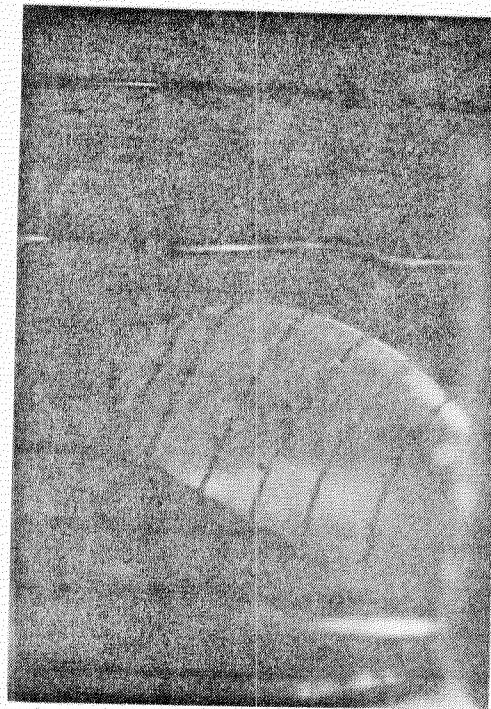
$180^\circ$

$200^\circ$

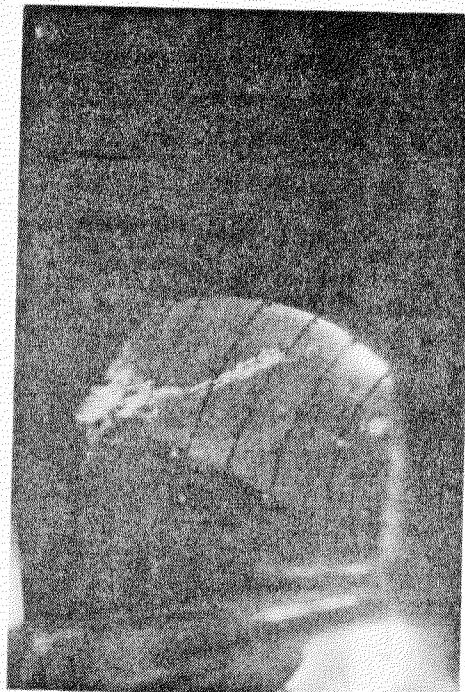
Fig. 4.2.5(b) Cavitation Patterns (B-4W)



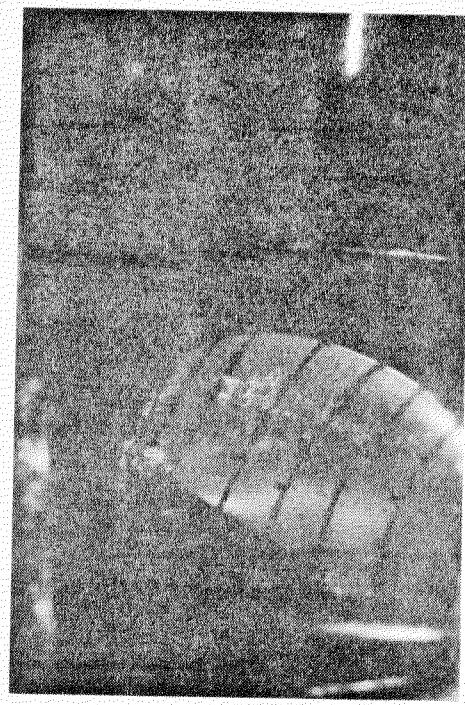
B-4 Propeller, Ballast Condition



B-4W Propeller, Full Load Condition



B-4 Propeller, Ballast Condition



B-4W Propeller, Ballast Condition

Photo 4.2.1 Appearance of Cavitation on B-4 and B-4W Propeller at an Angular position of 40° from Upright

B-1 Propeller (MP 171): Full Load, 85% MCR,  $K_T = 0.188$ ,  $\sigma_n = 2.71$

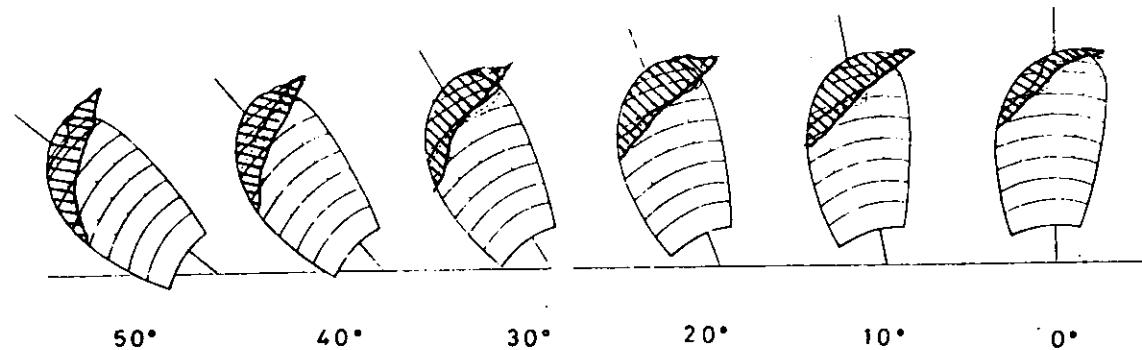


Fig. 4.2.6 Comparison of Cavitation Extent on B-1 Propeller

B-4 Propeller (MP 172): Full Load, 100% MCR,  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.09$

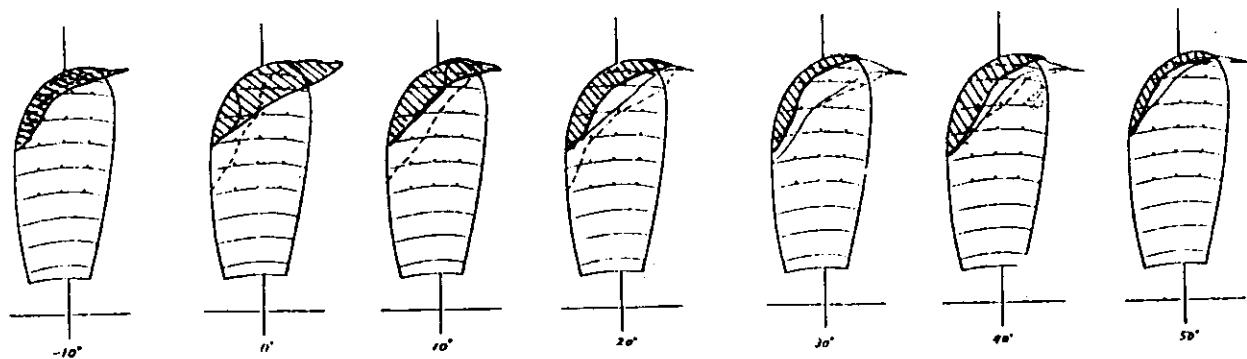


Fig. 4.2.7 Comparison of Cavitation Extent on B-4 Propeller

B-4 Propeller (MP 172): Ballast, 100% MCR,  $K_T = 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$

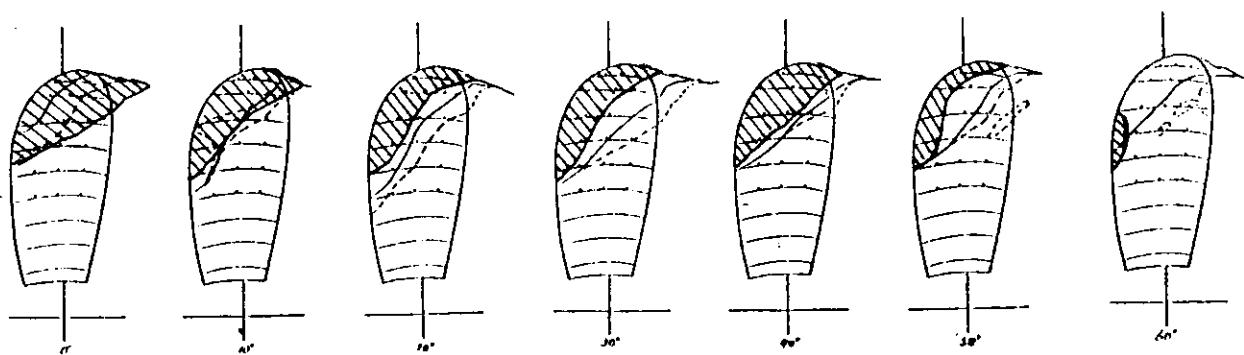


Fig. 4.2.8 Comparison of Cavitation Extent on B-4 Propeller

B-4W Propeller (MP 180): Full Load, 100% MCR,  $K_T \cong 0.192$ ,  $\sigma_n = 4.07$

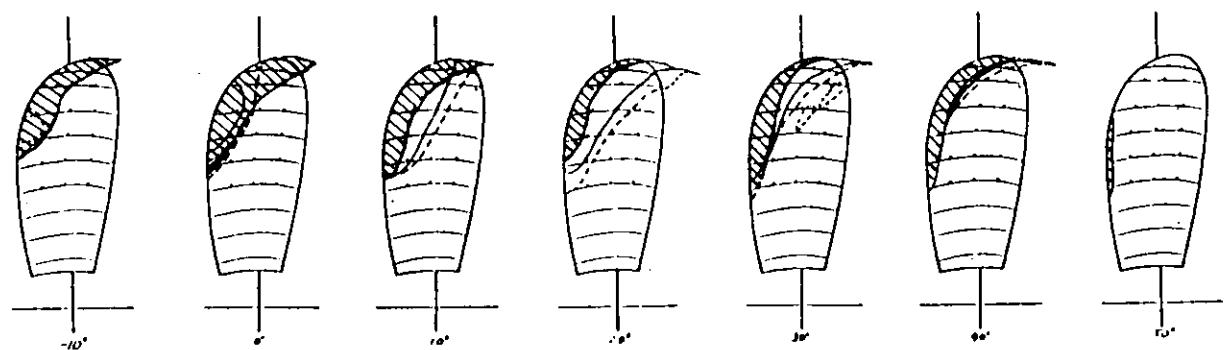


Fig. 4.2.9 Comparison of Cavitation Extent on B-4W Propeller

B-4W Propeller (MP 180): Ballast, 100% MCR,  $K_T \cong 0.181$ ,  $\sigma_n = 3.07$

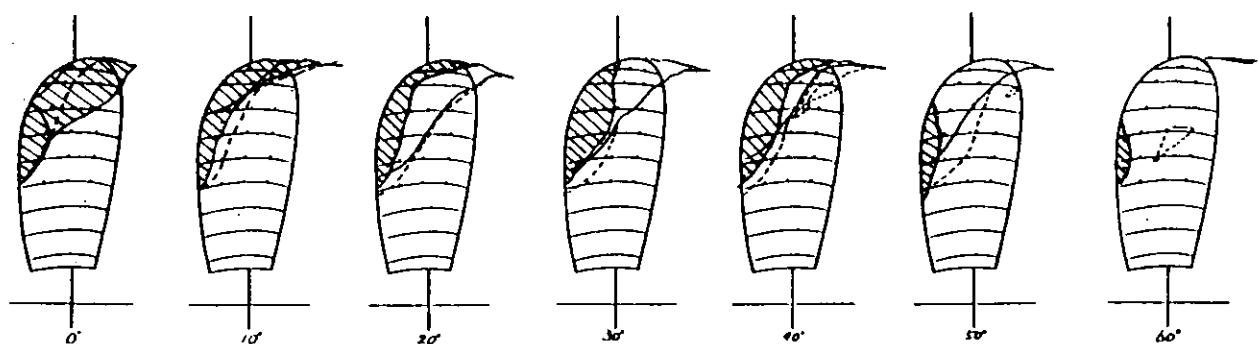


Fig. 4.2.10 Comparison of Cavitation Extent on B-4W Propeller

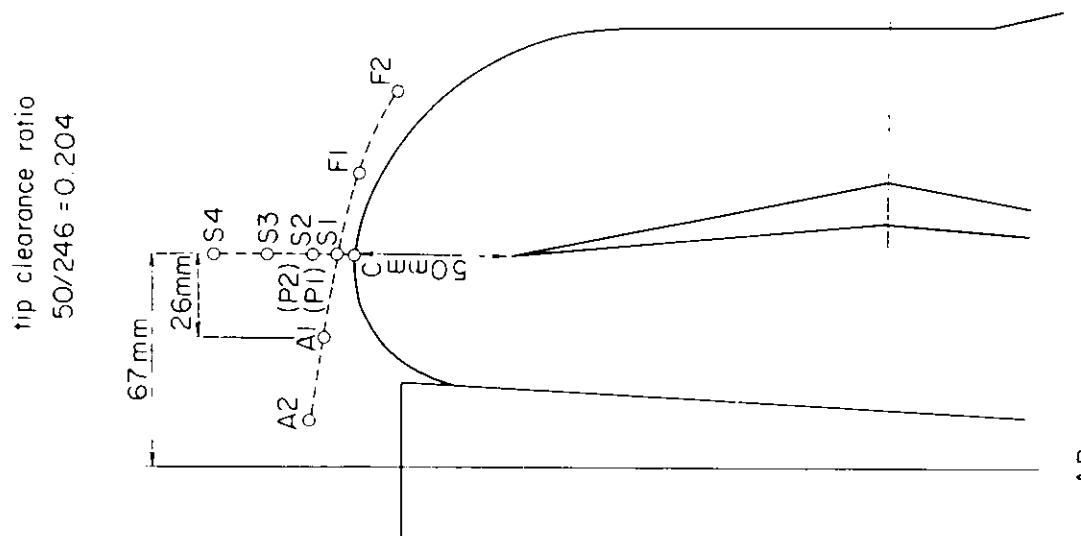


Fig. 4.2.11 Position of Pressure Gauges

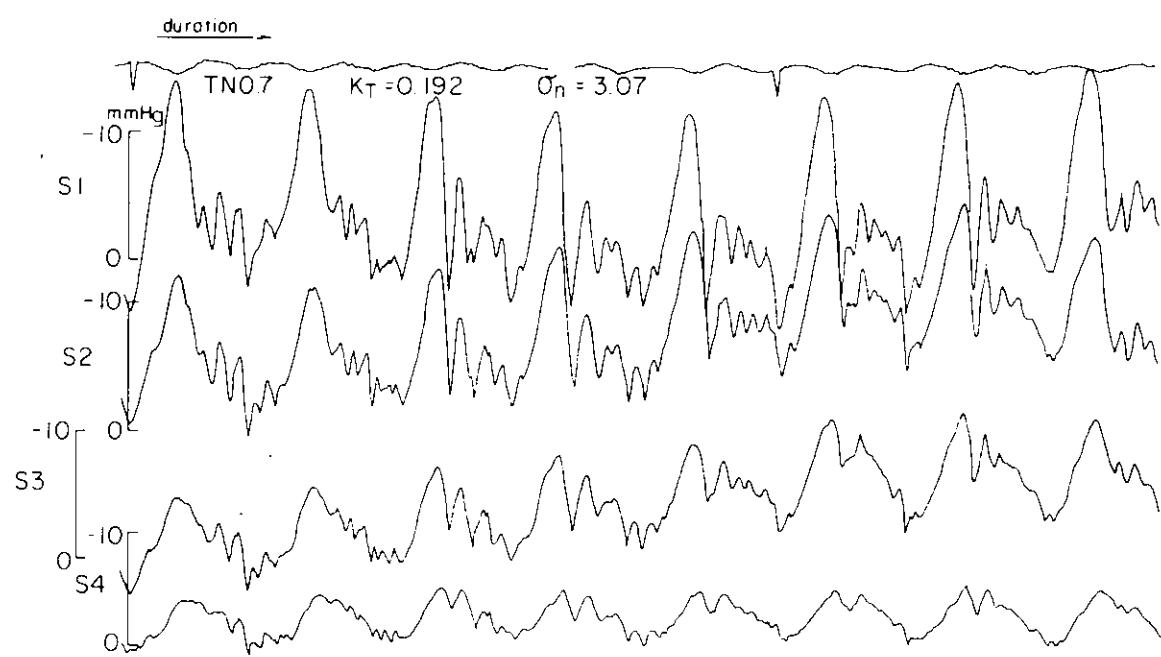


Fig. 4.2.12 Pressure Fluctuations ( $B-4$ ,  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 3.07$ )

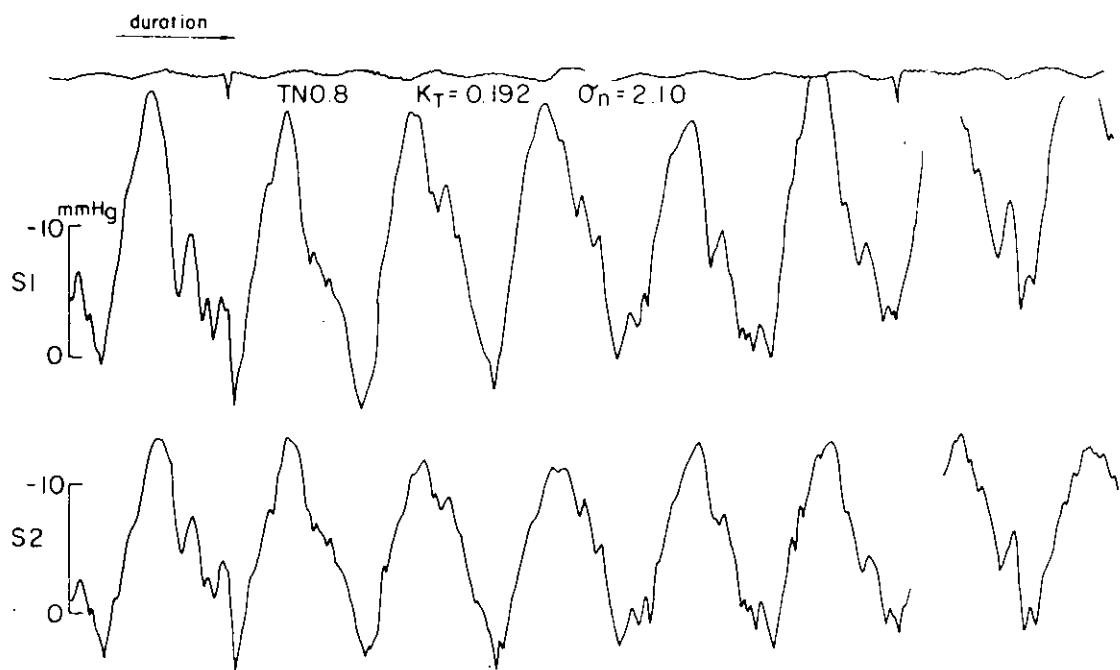


Fig. 4.2.13 Pressure Fluctuations (B-4,  $K_T = 0.192$ ,  $\sigma_n = 2.10$ )

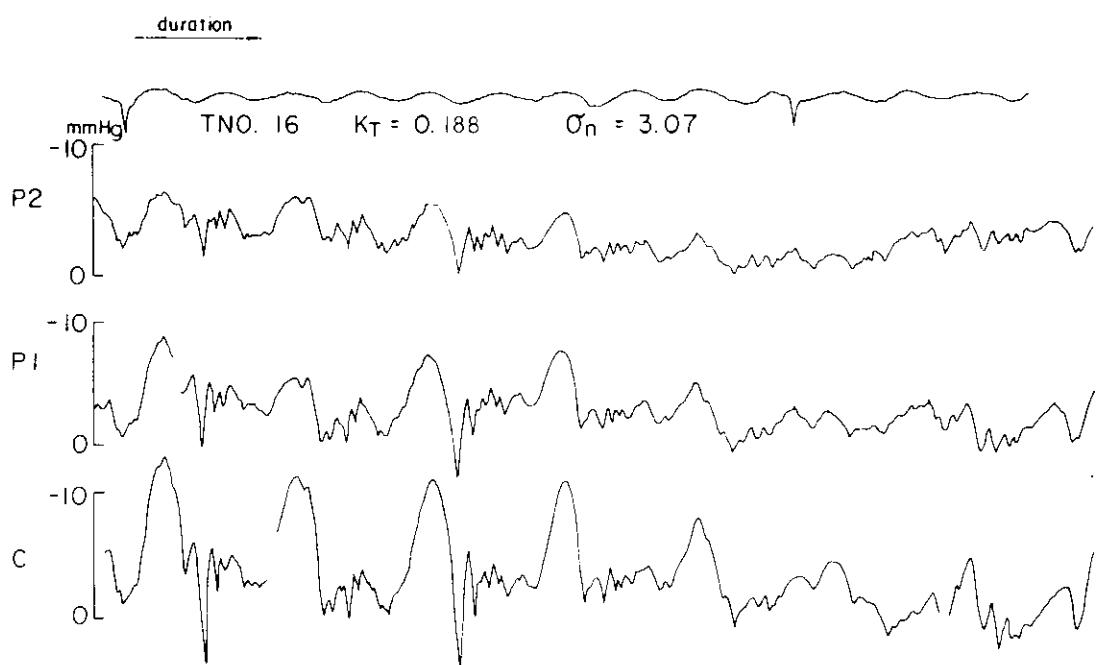


Fig. 4.2.14 Pressure Fluctuations (B-4W,  $K_T = 0.188$ ,  $\sigma_n = 3.07$ )

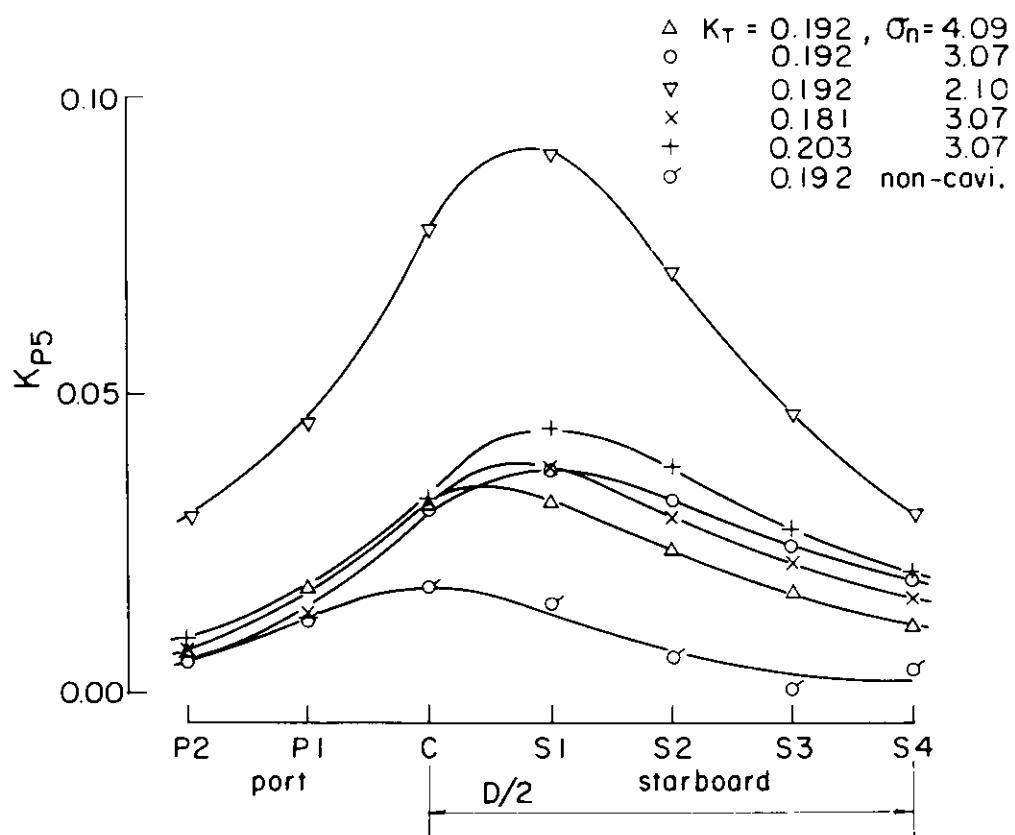


Fig. 4.2.15 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4)

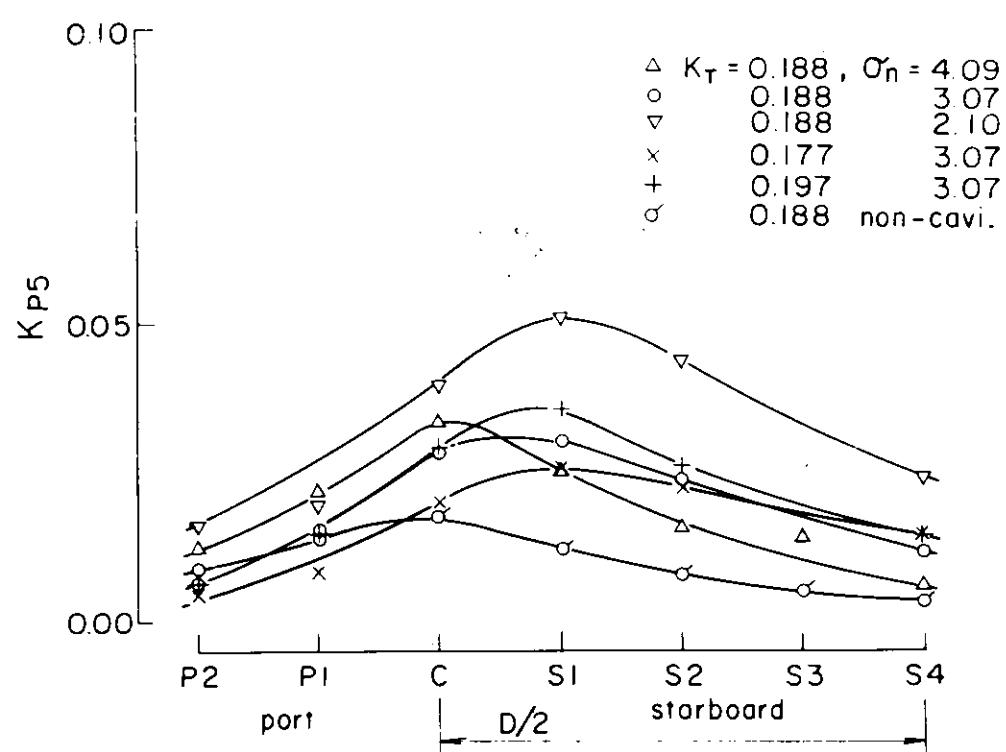


Fig. 4.2.16 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W)

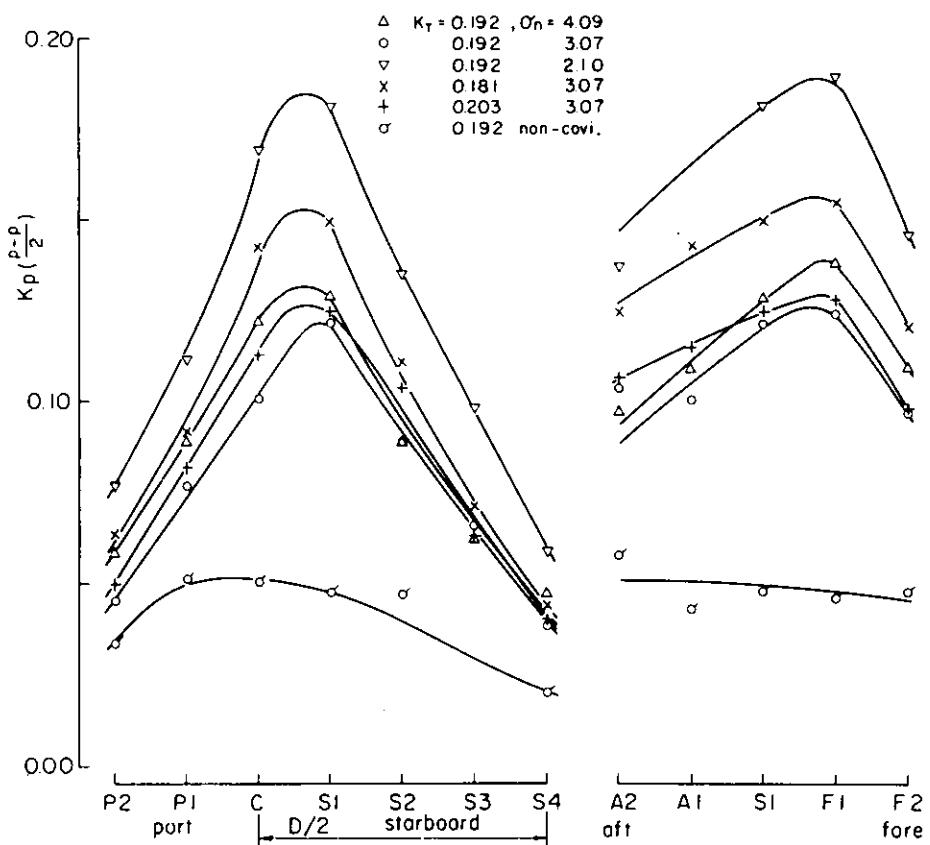


Fig. 4.2.17 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4)

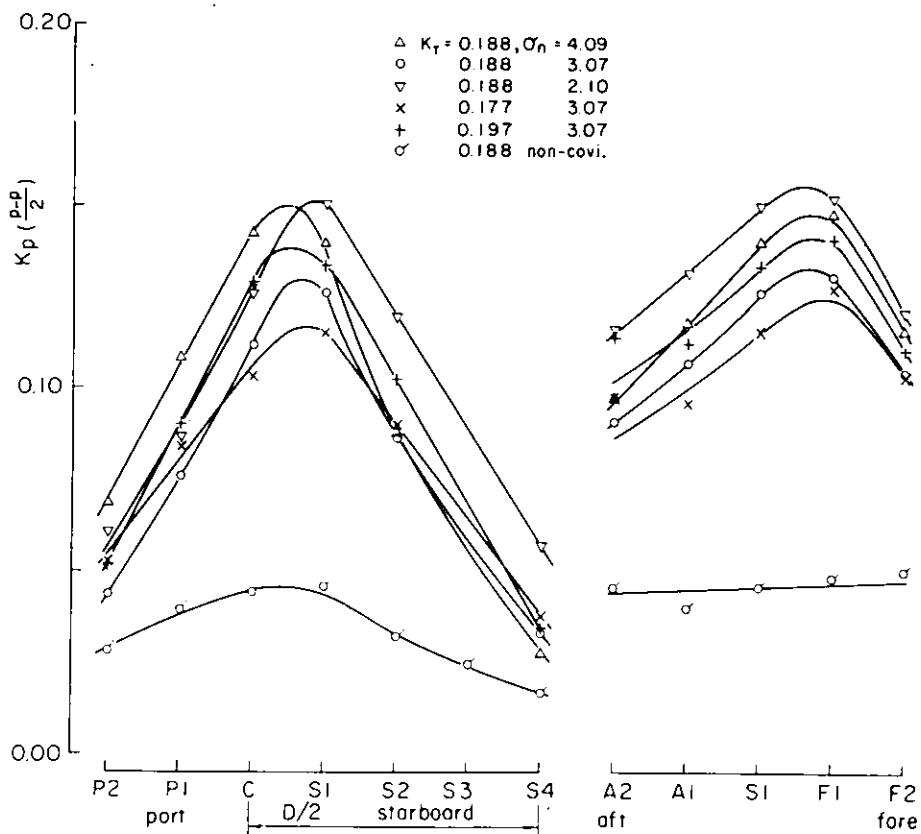
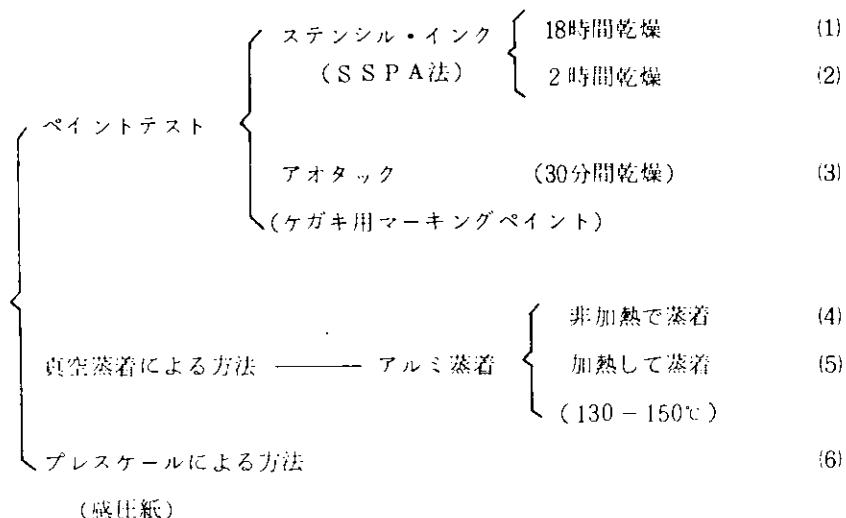


Fig. 4.2.18 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W)

## 4.3 キャビテーション、エロージョン試験

### 4.3.1 ソフト・サーフェスによる試験法

4.2で述べたキャビテーション試験に続いて、エロージョン試験を実施した。試験したプロペラはB-1 (M.P. 171), B-4 (M.P. 172), B-4W (M.P. 180) の3種である。用いた試験法は次に示すソフト・サーフェス法である。



(1)はS S P Aで開発された方法で、15回 I T T Cで試験の結果が報告されている。(2)は乾燥時間を短かくして、感度を上げた（はがれやすくした）ものである。(3)は船舶技研で、通常のエロージョン試験に使われている。(4)(5)は純アルミまたは純銅などを模型プロペラ表面に蒸着させて、うすい皮膜を形成させる方法で、本実験では膜厚は $0.3 \sim 0.7 \mu\text{m}$ であった。ここではペイント・テストと同様、皮膜のはがれ具合で、エロージョンの強さを推定する方法をとったが、蒸着量を増し膜厚を厚くすれば、アルミニウムの表面に実際にエロージョンを起させ、それにより判定する方法も可能性がある。(6)は最近富士フィルムで開発された感圧紙による方法で、それぞれ発色剤と顕色剤を表面に塗布してある2枚の紙（厚さは計 $0.7 \text{ mm}$ 程度）を重ねて、プロペラ表面に張り、圧力を発色の程度で判断するものである。 $\pm 15\%$ 程度の誤差はあるが、プロペラ面に働くキャビティの崩壊圧を測定出来る。しかし、計測された圧力の値がどのような意味を持っているかは、明確でない。

試験条件をTable 4.3.1に示す。Fig. 4.3.1は実験条件を図示したものである。試験流速は $3.0 \text{ m/s}$ （低速、(L)と略記する）と $3.9 \text{ m/s}$ （高速、(H)と略記する）の2種である。これはプロペラの真横で中心から約70cm離れた位置での流速で、一般流の流速（船の前進速度）より若干高い値である。試験条件の内特に⑥⑦⑧は仮想の条件であり、低速の場合①～⑤の試験条件ではペイントのはがれなどが測定出来ないほど少なかったので、実際とは格段に異ったきびしい条件で試験したものである。したがって、この条件でペイントがはがれても、ただちに実船でその場所にエロージョンが発生するわけではない。なお高速状態にしたものを試験条件をきびしくしエロージョンを検知しやすくしたもので、バラスト、M C R（試験条件③）についてのみ行った。試験時間はプレスケールでは5分、他は30分である。

### 4.3.2 エロージョン試験結果

バラスト、M C R状態（③状態）における3種のプロペラの試験結果をFig. 4.3.2～5に示す。Fig. 4.3.2は低速状態で、普通プロペラ（B-1）にアオタックを塗布した場合で、 $0.9 \text{ R}$ 附近の後縁でペイントがわずかにはがれた。同じ試験状態では大直徑プロペラ（B-4, B-4W）にはいずれも変化が生じなかったので、図は省略した。

Fig. 4.3.3～5は高速（ $V = 3.9 \text{ m/s}$ ）での結果である。B-4, B-4Wでアオタック塗布の場合 $0.5 \text{ R}$

から  $0.8 R$  にかけて、前縁よりやや後方で大きな剥離が認められる。この状態でのキャビテーション・パターンを観察すると、プロペラ翼面が  $0^\circ$  附近にある時には、この剥離の原因となるようなキャビテーションの発生は認められない。 $180^\circ$  附近を通過する時、翼の前縁やや中央よりでキャビティの崩壊が見られるが、ペイントの剥離位置とは若干異っている。またペイントと翼面とのなじみが悪い場合には、キャビティによる負圧や流れの摩擦によって剥離する場合もある。以上の結果から実船ではこの位置にエロージョンの起きる可能性は少ないと考えられる。

上に示したバラスト、MCRでの結果をまとめて Fig. 4.3.6 に示す。黒丸はペイントのはがれなど変化があったもの、白丸はまったくなかったもの、半黒丸はその中間のものである。この図にも見られるように、大直径プロペラと普通プロペラでは、エロージョンの危険性はほとんど差がなく、大直径にしたことによる危険性の増大はないと言つてよい。一般的な考察については次節で述べる。

B-4 プロペラと B-4W プロペラを詳細に比較してみると、Fig. 4.3.5 に見られるように、B-4W プロペラでは  $0.8 \sim 0.9 R$  の後縁附近に点状のペイントの剥離が認められる。これはキャビテーション・パターンから考えて、エロージョンにつながるものである。一方 B-4 プロペラではこの附近での剥離は起きていない。B-4W ではこのあたりのピッチは減少しており、キャビティ量は減少している。それにもかかわらずエロージョンの危険性が増大している。詳細な観察によれば、B-4 プロペラではクラウド状のキャビティがプロペラ後縁よりやや後方で発生したのに対し、B-4W プロペラでは発生が少し前に来て、ちょうど後縁附近で発生したためと思われる。

次に各種試験法による結果の差異について簡単に述べる。Fig. 4.3.7 は B-4, B-4W の両プロペラについて、Fig. 4.3.1 に示した条件で試験をした結果をまとめたものである。図中の実験点の位置は Fig. 4.3.1 のそれぞれの位置に対応している。 $\alpha$  が低い時およびプロペラ回転数の増加 ( $\Delta n$ ) が大きい時にエロージョンがはげしい。また 3 種の試験法について比較すると、オタックとアルミ蒸着はほぼ同じ程度はがれやすく、ステンシル・インクはずっとはがれにくい。

Fig. 4.3.8 は本研究でこころみた試験法の感度を比較したもので、感度のよいものほど、低い衝撃圧で剥離しやすい。またペイントテストや真空蒸着による方法では、プロペラ表面の状態や塗布法のわずかなちがいによって結果が大きく異なることがある。プレスケールによる方法は、感圧紙の存在によりキャビテーション・パターンが変化する可能性があること、附着法の関係で後縁のすぐ近くが計れないなど、若干の問題がある。

#### 4.3.3 大直径プロペラのエロージョン量の考察

ここで一般的に普通プロペラを大直径プロペラにしたことにより、エロージョンの危険性がどのように変化するかを考察してみる。Table 4.3.2 は B-1 船型と B-4 船型についてエロージョンに関係する因子を比較したものである。エロージョンに関係が深いと思われる  $0.9 R$  での値を示してある。

まず没水深度は当然ながら B-4 の方が小さいが、プロペラの周速が小さいため、 $0.9 R$  の  $\alpha$  は B-4 の方が大きくなっている。一方  $K_T$  はほぼ同じになっている。またプロペラの展開面積は、パリルの図表から決定されるが、これはプロペラ面上に発生するキャビティの量が同じになるように設計するのと同じことになる。伴流分布はここで取り上げた SR 174 船型に関する限り、B-4 船型の方が  $\theta$  方向の変化がゆるく、キャビティが激しくつぶれる度合が少ないことが予想される。

一方、キャビティが崩壊する時、エロージョン量 (ER) は流速 (V) と寸法 (L) に対し

$$ER \propto V^n L^m \quad n = 5 \sim 11 \quad (1)$$

$$m = 1 \sim 2$$

の関係があることが知られている。ここでは  $n = 6$ ,  $m = 2$  として、表 4.3.2 の値から両者のエロージョン量の比較をしてみる。上述のようにキャビティの量は両者で平均的には等しく、伴流分布によっても B-4 の方が崩壊が弱いことが想像されるから(1)式による結果は B-4 に対し安全側となる。(1)式によれば、B-4 の ER は B-1 の値の  $1/6$  となる。 $1/6$  の値自身は、キャビティのパターンや変化を考えたものでないので確実でない。しかし

一般に大直徑プロペラはキャビティの量自身は同じであっても、周速が低いことによりエロージョンの危険は減少すると結論づけられよう。

Table 4.3.1 試験条件

試験条件	模 型 船 プロペラ	B - 1 (M S 318)		B - 4 (M S 332)	
		B - 1 (M P 171)		B - 4 (MP 172) 及 B - 4W (MP 180)	
		K <sub>T</sub>	σ <sub>n</sub>	K <sub>T</sub>	σ <sub>n</sub>
① Full, MCR		0.160	2.21	0.192	4.09
②				0.192	3.07
③ Ballast, MCR		0.151	1.65	0.181	3.07
④				0.203	3.07
⑤				0.192	2.10
⑥				0.250	3.07
⑦				0.250	2.10
⑧				-	3.07

Table 4.3.2 エロージョンに影響する因子

因 子	B - 1	B - 4	影 韵
没 水 深 度 (Full, 0.9 R)	6.101 m	3.916 m	⊖
コ ー ド 長 さ (0.9 Rにおける)	1.20 m	1.37 m	⊖
プロペラ周速 (MCR, 0.9 R)	37.11 m/s	26.34 m/s	⊕
キャビテーション数 ( " )	0.228	0.391	⊕
荷 重 度 K <sub>T</sub> (MCR)	0.188	0.189	-
キャビティの量	同じになるように設計		-
伴 流 分 布	変化大	変化小	⊕

⊕:有利 ⊖:不利

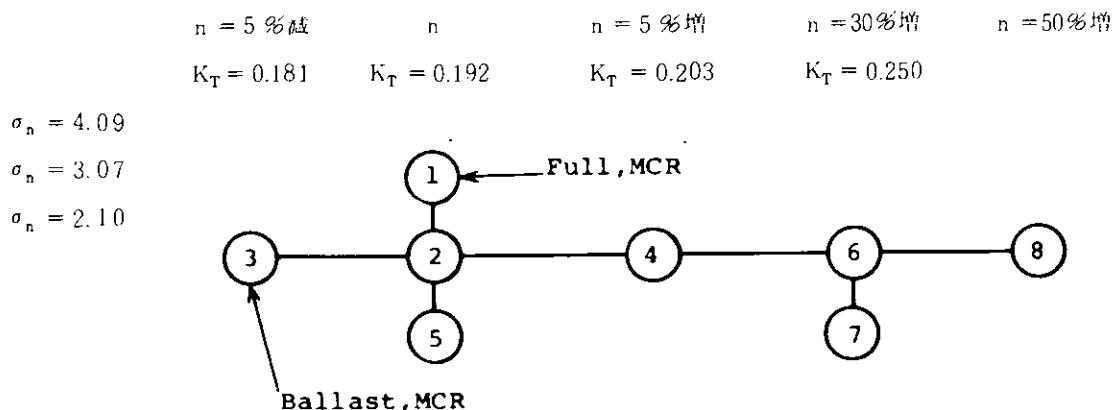


Fig. 4.3.1 Test Condition

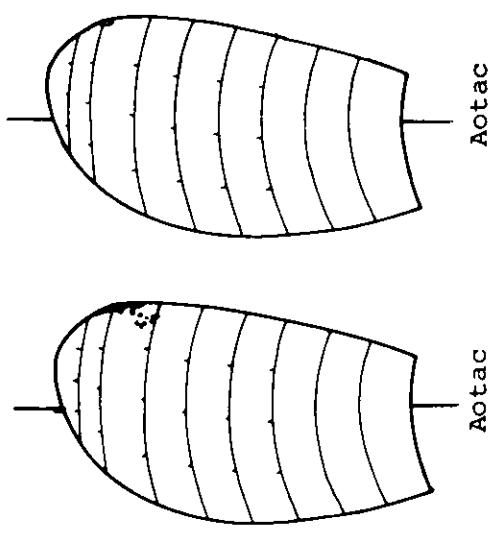


Fig. 4.3.2 B-1 (L) Ballast, MCR

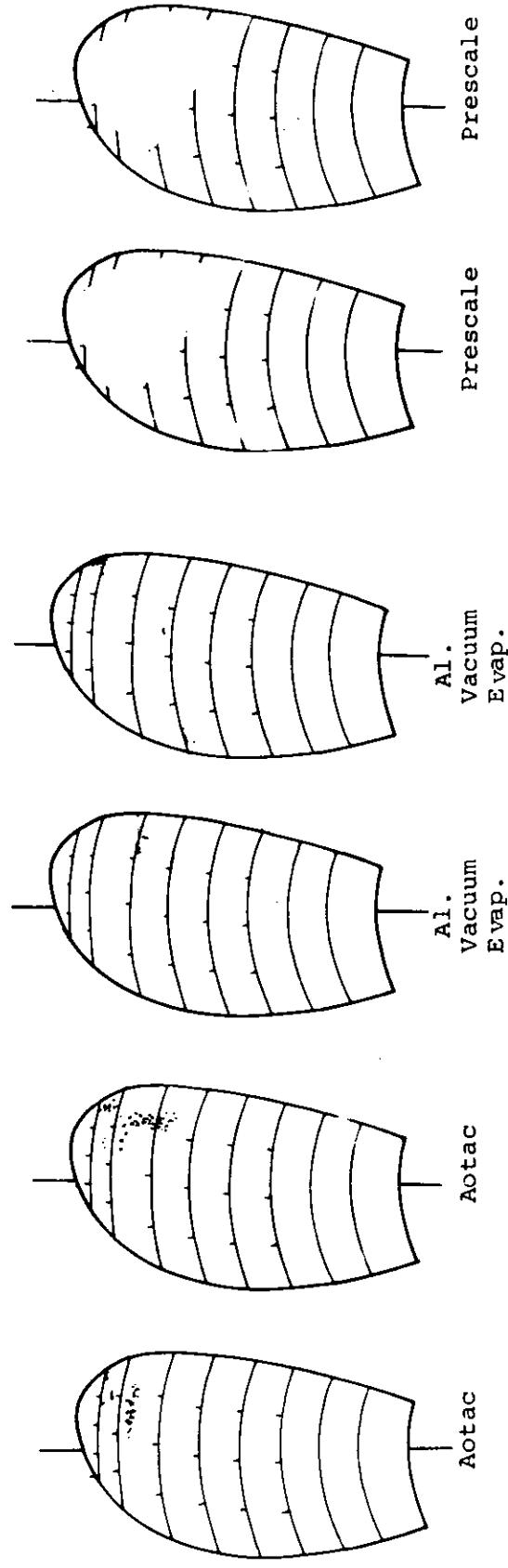


Fig. 4.3.3 B-1 (H) Ballast, MCR

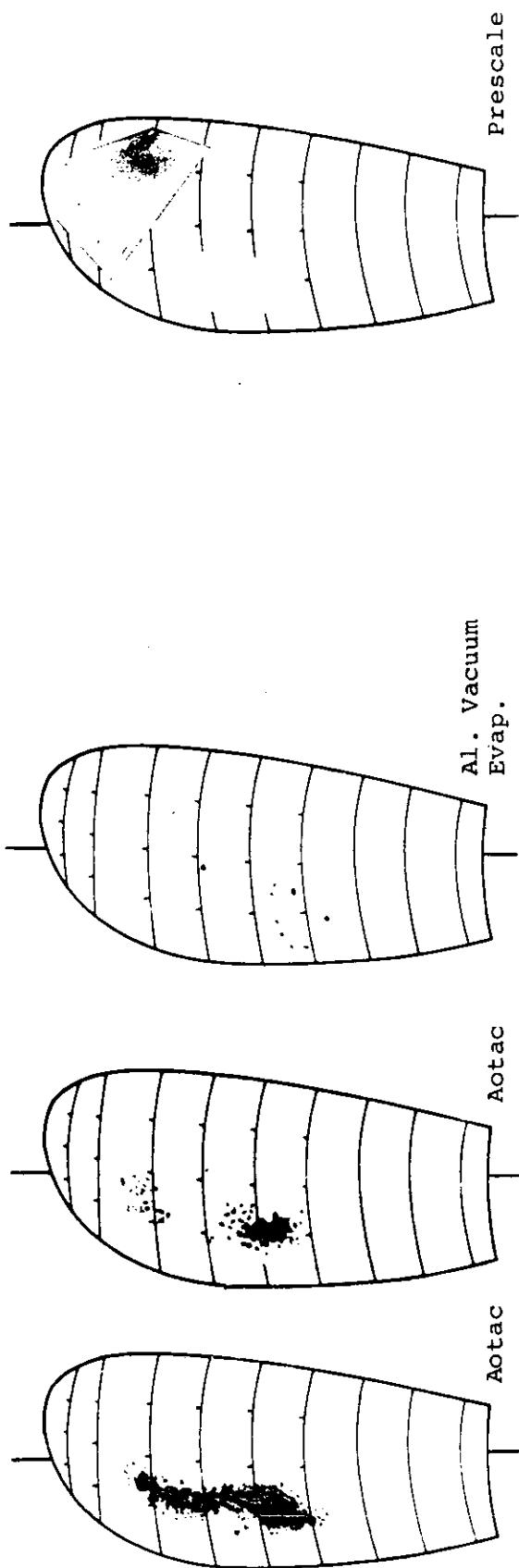


Fig. 4.3.4 B-4 (H) Ballast, MCR

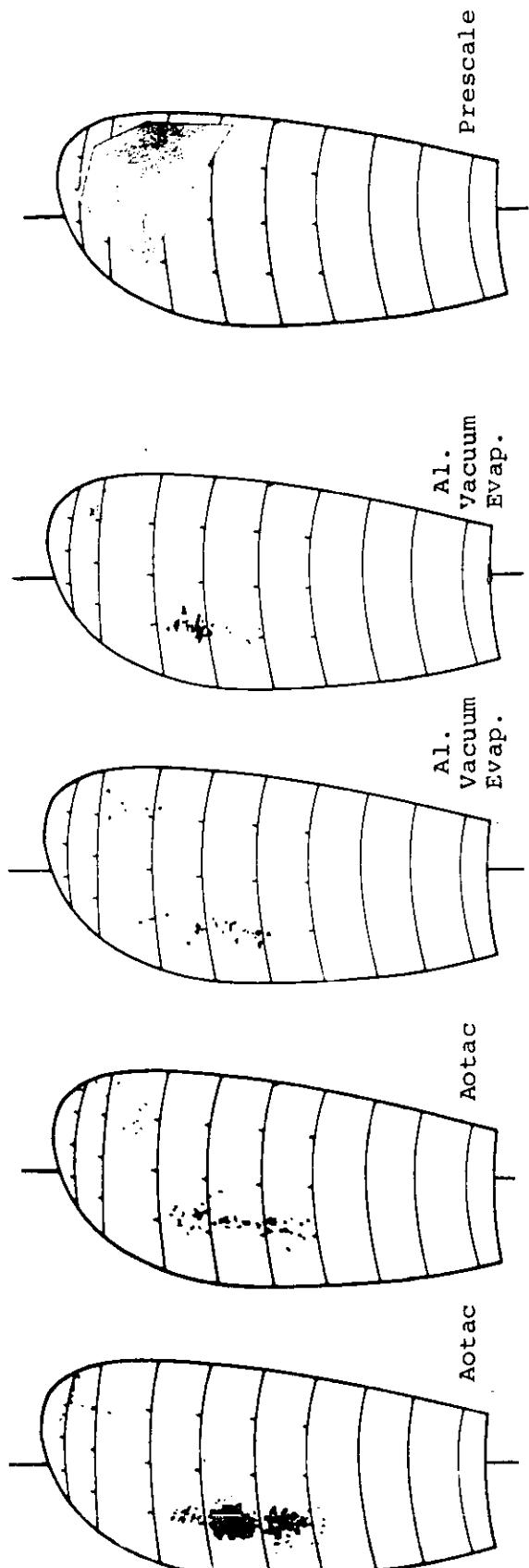


Fig. 4.3.5 B-4W (H) Ballast, MCR

● peeled off  
● slightly peeled off  
○ no change

Test Condition ③  
(Ballast, MCR)

	Aotac	Stencil Ink	Al. Vacuum Evaporation	Prescale
B-1 (L)	○ ●		○	
B-4 (L)	○	○		
B-4W (L)	○	○	●	
B-1 (H)	● ● ● ○		● ● ●	9~12, 10
B-4 (H)	● ●	●	○	1.0~12
B-4W (H)	● ● ○	●	●	10~19

[Stencil Ink: ○ ● 18h drying, ● ● 2h drying ]

Fig. 4.3.6 Test Results at Ballast, MCR

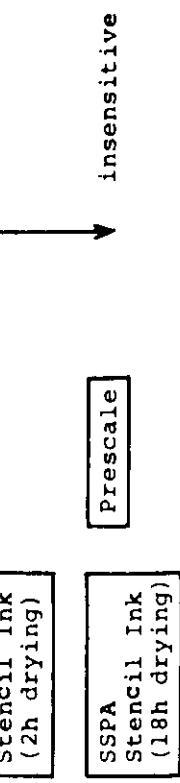
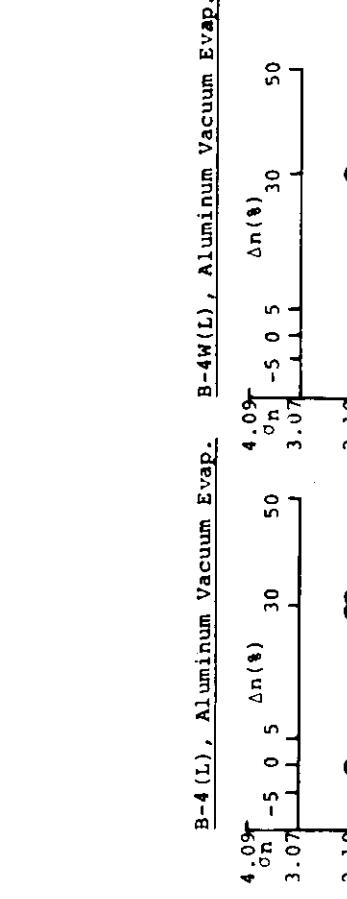
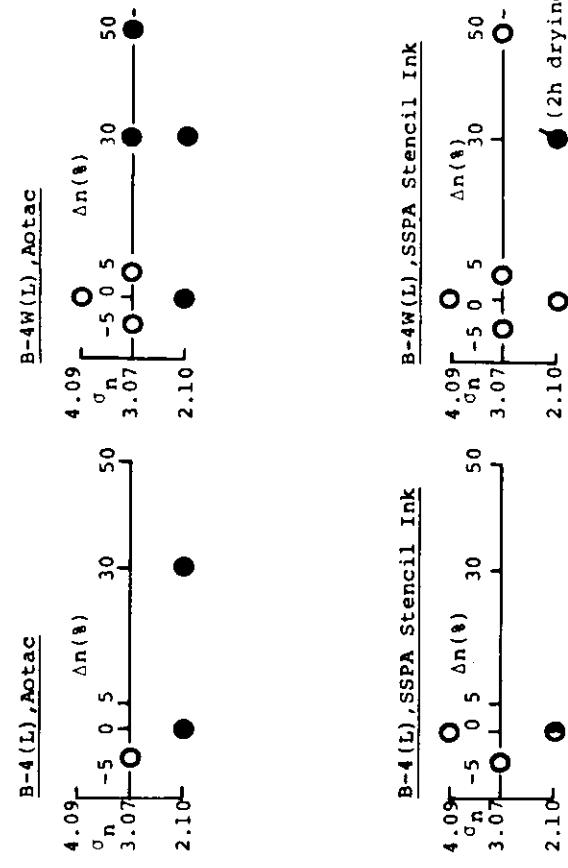


Fig. 4.3.7 Comparison of Various Soft Surface Technique  
 ● peeled off  
 ○ slightly peeled off  
 ○ no change

Fig. 4.3.8 Sensitivity of Various Soft Surfaces

#### 4.4 長水槽におけるプロペラ起振力の計測と計算

B-4H船型に生ずるプロペラ起振力（主としてペアリングフォース）を推定するために、長水槽において、模型船に発生するプロペラ起振力を計測した。また、従来型のB-1船型に生ずるプロペラ起振力との比較検討を行うために、プロペラ揚力面理論による理論計算を行った。なお、この節での検討では、キャビテーションによるプロペラ起振力への影響は考慮されていない。

##### 4.4.1 プロペラ起振力の計測

実験は石川島播磨重工業㈱、技術研究所の長水槽で実施した。この実験では6.0m模型船を用いて、ペアリングフォースとプロペラ直上の船体面の1点における水圧変動を同時に計測した。

###### (1) 供試模型

供試模型船はB-4H船型（IHI-M S588）であり、6.0mの木製模型船である。供試模型プロペラはB-4Wプロペラ（IHI-M P341）であり、直径0.2457m、5翼の右まわりプロペラである。両者の詳細はFig. 3.1, Fig. 3.2に示してある。

###### (2) 実験方法

FULL状態の模型船において、Table 4.4.1に示す作動条件でペアリングフォースと水圧変動を計測した。水圧変動の計測点はFig. 4.4.1に示してある。

ここでのペアリングフォース計測法は、53年度報告書に述べてある方法である。すなわち動力計ではプロペラ軸に固定した座標系の各軸について、プロペラに発生する6分力を歪みゲージを用いて電気的信号に変換して求める方式を採用している。そして、動力計からの出力信号をデジタルデータ収録装置に収録し、電子計算機により解析し、船体に固定した座標系に対する6分力を求めている。また、水圧変動の計測は圧力変換器を船体面に埋め込み、出力信号をペアリングフォースの信号と同期してデータ収録装置に記録している。

このように、計測方法は昨年度の方法と変化していないが、動力計は前回と較べて模型船との関係からより小型なものを用いている。Fig. 4.4.2は動力計の組立図である。また、プロペラ回転数が前回の場合10RPS前後であったが、今回は5RPS前後と半減しているので、1実験点あたりのデータ収録時間を約3秒間から約7秒間にし、それにともなって1チャンネルあたりのサンプリング周波数を1kHzから500Hzに変更している。

###### (3) 実験結果

船体に固定した座標系と6分力の関係をFig. 4.4.3に示してある。すなわち、 $F_x$ は船の前進方向を、 $F_y$ は垂直方向を、 $F_z$ は水平左舷方向を正の方向としている。また、 $M_x$ はプロペラ回転方向を、 $M_y$ は船首を左舷に回頭する方向を $M_z$ は船首を沈める方向を正の方向にしている。水圧変動Pは船体面を押す方向を正にしている。

Fig. 4.4.4にフルード数 $F_n$ に対して6分力とPの第1次翼振動数に対する変動量（片振幅）を示してある。各実験点に付してある数字は変動が正で最大になるプロペラ翼の角度位置を示しており、角度はTopからプロペラ回転方向を正としている。また同一の記号で表わされている実験点群は、ほぼ同一の時間に行なわれた計測によるものであることを示している。この図に現われている実験点のバラツキの原因は、主として、非常に小さな変動量を計測しなければならない技術上の困難さによると考えられるが、その他にも、船尾流場の不安定さなど現象そのものに原因することもあると考えられる。

##### 4.4.2 理論計算

ペアリングフォースについて、B-4H船型と従来型船型B-1との比較を行うために石川島播磨重工業㈱、技術研究所で開発した非定常プロペラ計算プログラムを用いて理論計算を行った。このプログラムは山崎の理論を基礎にしたものである。

ここではまず、このプログラムによる計算結果と実験値との比較を行い、つぎにB-4H船型と従来型船型につ

いて計算を行い、両者のペアリングフォースの大きさを比較している。

### (1) 実験値との比較

まず、ペアリングフォースの理論計算を行った。その時のプロペラ作動条件は Table 4.4.2 に示してある。ここで伴流データは回転方向成分も考慮し、Fig. 3.5 に示したもの用いた。そして前進定数  $J$  は伴流計測速度に近い  $F_n = .177$  に対して自航試験法の推力一致法から求めた  $J = .636$  を用いた。さらに水圧変動についても理論計算を行った。このようにして求めた計算値と比較する実験値として Fig. 4.4.4 で  $F_n = .177$  の 4 実験点の中から、平均的なものを選んだ。Fig. 4.4.5 に両者の比較が示されている。両者の対応はほぼ妥当であると考えることが出来る。

### (2) 従来型船型との比較

ペアリングフォースについて、従来型船型との比較を行うために B-1, B-4 及び B-4 H 船型について、Table 4.4.3 に示す作動条件で計算を行った。ここで、B-1, B-4 船型の各プロペラは 53 年度報告書の中で Table 2.2.2, Table 2.2.3 に示されており、また模型船伴流で B-1, B-4 船型については同じく Fig. 2.2.18 Fig. 2.2.21 に示されている。さらにここでの計算では 3 船型とも模型船伴流の軸方向成分のみを考慮している。計算結果を用いて 6 分力の値を実船スケールに換算し比較対照したものが Table 4.4.4 に示してある。この表には、B-4 H 船型について、前節の実験値から求めた実船の換算値も示してある。ここで B-4 H 船型の実験値と計算値の比較で前節の場合より対応が悪いのは、計算値に回転方向伴流の効果が考慮されていないからである。また、Table 4.4.5 に 3 船型の伴流の調和成分の 4, 5, 6 次成分で半径方向に平均した値が示してある。この表から B-4 H 船型では従来型より大体において 6 分力が少なめになっていることが明らかである。

最後に B-1, B-4 H 船型について、模型船伴流を筆島の方法で実船に換算し得られた相当実船伴流を用いて計算を行なった。その結果が Table 4.4.6 に、また伴流の調和成分が Table 4.4.7 に示してある。ここでも B-4 H 船型のはうが少なめに出ていることがわかる。以上の結果からペアリングフォースについては、B-4 H 船型は B-1 船型よりも少なめになると予想出来る。

Table 4.4.1 Operating Condition I (Calculation)

$V_M$ (m/s)	1.162	1.262	1.361	1.461
$\eta$ (R.P.S)	4.85	5.30	5.82	6.42
$J^{(*)}$	.635	.633	.636	.620

(\*) Thrust Identity

Table 4.4.2 Operating Condition II (Experiment)

$J$	.636
Wake Distribution	Model (MS 588), Full

Table 4.4.3 Operating Condition III (Calculation)

Ship	B - 1	B - 4	B - 4 H
Prop. Dia (m)	6.3	8.6	8.6
No. of Prop. (RPM)	128	67	67
V <sub>S</sub> (K <sub>t</sub> )	16.3	16.7	16.7
Wake distribution	Model	Model	Model
J	.390	.630	.636

Table 4.4.4 Calculation of Single Amplitude of Vibratory Shaft Force I  
(Model Wake)

Ship	B - 1	B - 4	B - 4 H	B - 4 H *
F <sub>X</sub> (ton)	10.0	4.1	1.6	4.9
F <sub>Y</sub> (" )	.6	3.0	2.3	1.3
F <sub>Z</sub> (" )	2.2	6.2	1.0	.6
M <sub>X</sub> (ton-m)	6.9	5.2	1.9	3.6
M <sub>Y</sub> (" )	5.1	19.1	9.7	15.1
M <sub>Z</sub> (" )	13.1	42.5	.9	3.6

(\*) is calculated by using the experimental value

Table 4.4.5 Harmonic Component of Wake I (Model Wake)

Harmonic No	Ship	B - 1	B - 4	B - 4 H
0		.547	.424	.431
4		.013	.053	.009
5		.035	.011	.0003
6		.028	.029	.011

Table 4.4.6 Calculation of Single Amplitude of Vibratory Shaft Force II  
(Ship Wake)

Ship	B - 1	B - 4 H
F <sub>X</sub> (ton)	15.0	3.2
F <sub>Y</sub> (" )	1.1	1.3
F <sub>Z</sub> (" )	1.9	2.6
M <sub>X</sub> (ton-m)	11.1	4.5
M <sub>Y</sub> (" )	9.3	2.1
M <sub>Z</sub> (" )	14.6	5.6

Table 4.4.7 Harmonic Component of Wake II (Ship Wake)

Harmonic No	Ship	B - 1	B - 4 H
0		.375	.307
4		.053	.006
5		.073	.007
6		.015	.002

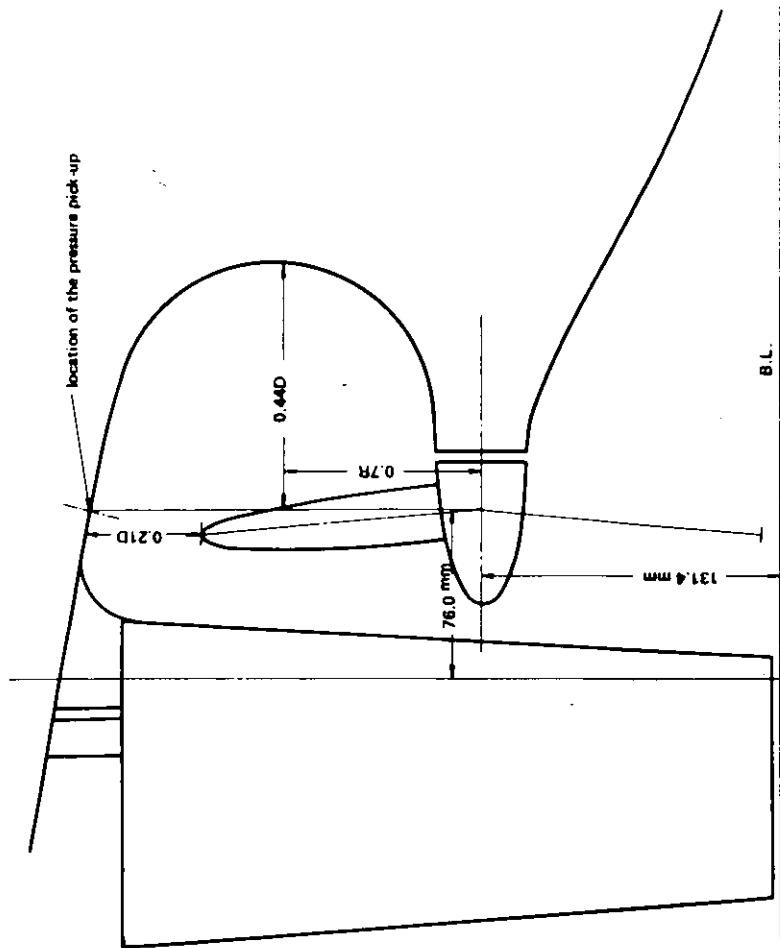


Fig. 4.4.1 Rudder and Stern Arrangement

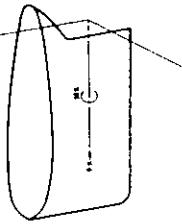


Fig. 4.4.3 Definition of Forces and Moments

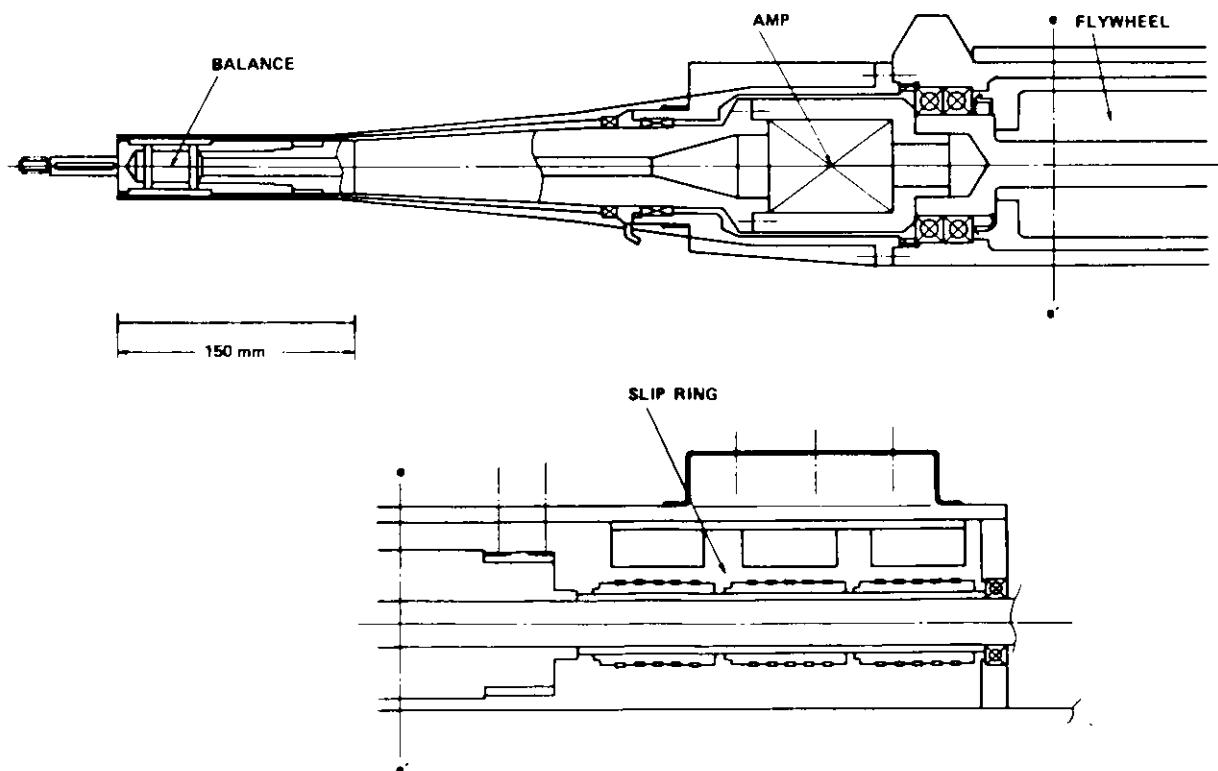


Fig. 4.4.2 Drawing of Dynamometer

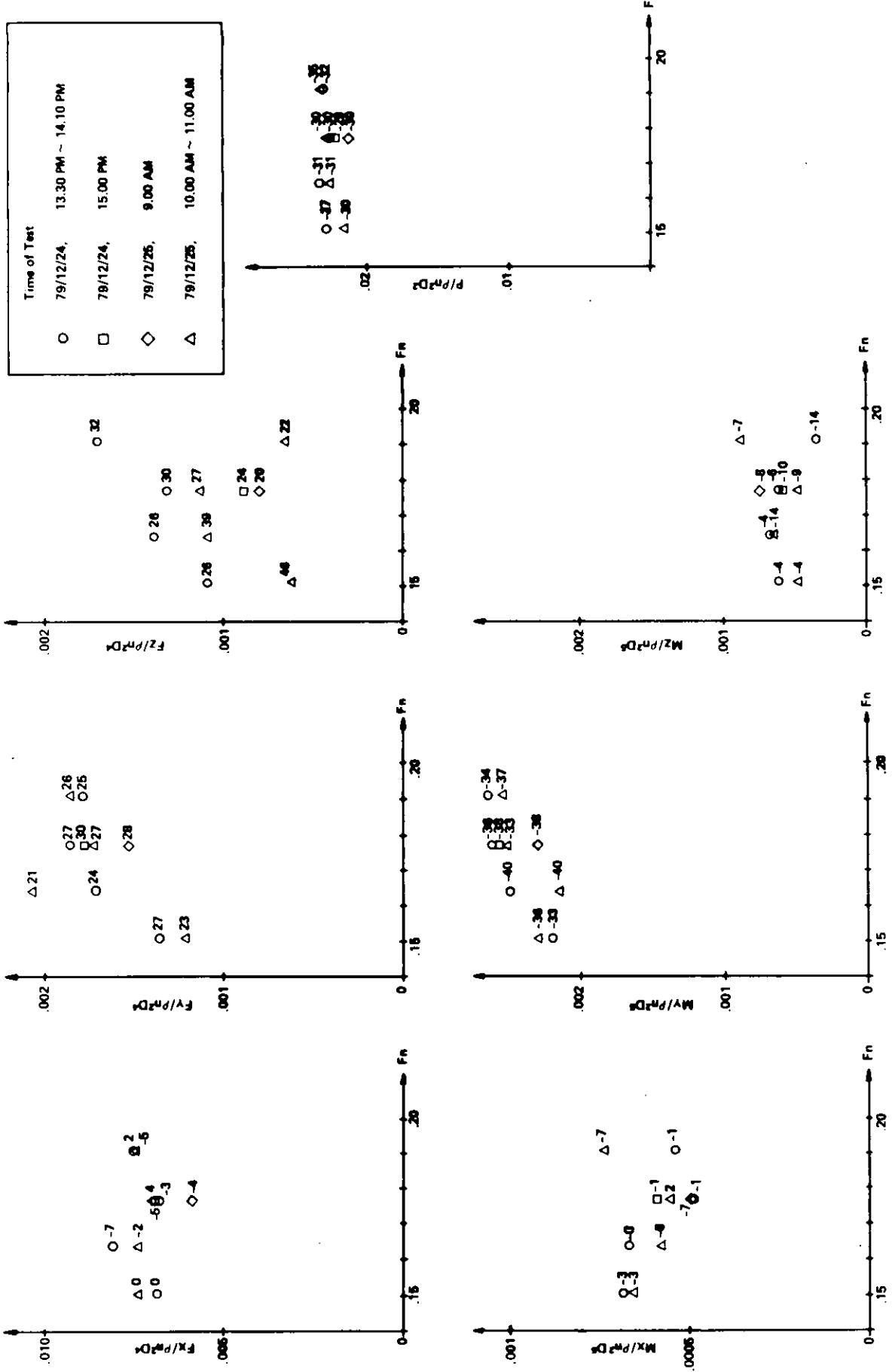


Fig. 4.4.4 Experiment of Propeller Vibratory Shaft Force

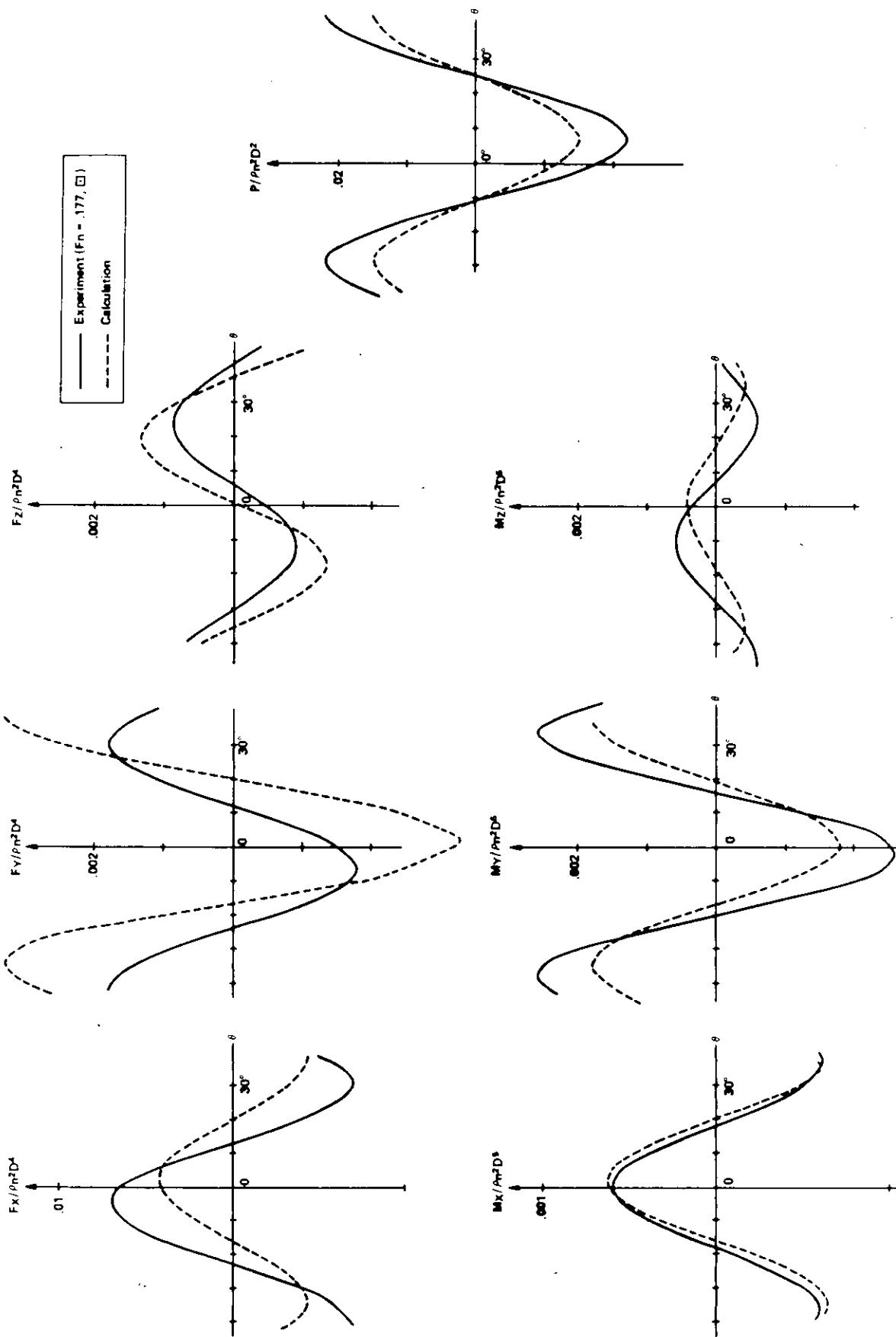


Fig. 4.4.5 Comparison between Experiment and Calculation

#### 4.5 自航推進性能の理論計算

本年度は、昭和53年度 S R - 174 模型船 B - 1, B - 4 及び昭和54年度模型船 B - 4 H (ただし、プロペラは B - 4 のプロペラを代用する) の満載状態を対象にして、九大のプログラム<sup>1)</sup>を用いて自航推進性能の理論計算を行ない、実験によって求められた自航推進性能と比較することにより、極端な大直径プロペラを装備した船の推進性能が、どの程度理論計算によって予測されうるかを明らかにすることが本節の目的である。

模型船はいずれも  $L_{PP} = 6 \text{ m}$  で、想定実船は  $L_{PP} = 210 \text{ m}$  のパナマックス型撒穀船である。プロペラは、実船の連続最大出力 17,000 PS に対して、122 rpm (B - 1) 及び 65 rpm (B - 4, B - 4 H) となるように設計されており、B - 4 プロペラの直径 (8.6 m) は B - 1 の直径 (6.3 m) より約 37% 大きくなっている。B - 4 と B - 4 H の船型の差は、前者のプロペラ面における伴流の周方向不均一性と伴流利得を改善するために、後者にホグナー型船尾を採用したことにある。このため、伴流分布の周方向不均一性の度合は、B - 1, B - 4 H, B - 4 の順に大きくなっているものと思われる。

船体、プロペラ形状及び船体の抵抗性能、伴流分布等については、SR - 174 研究資料<sup>2)</sup>及び本報告第3章に示されているので、これらから必要な入力データを作成する。Table 4.5.1 にプロペラの有効ピッチ比及び翼数  $N$  と翼弦長  $c(r_i)$  との積  $Nc(r_i)$  の分布を示す。

Table 4.5.1 Effective Pitch Ratio and Radial Distribution of  $Nc(r_i)$

Effective Pitch Ratio	Nc( $r_i$ )				
	i = 1	2	3	4	5
B - 1 Prop.	0.748	0.1615	0.1970	0.2175	0.2150
B - 4 Prop.	1.018	0.1384	0.1929	0.2322	0.2419

Table 4.5.2 に、日本造船技術センターで行なわれた B - 1, B - 4 に対する自航試験<sup>2)</sup> ( $F_n = 0.1739$ ) 及び石川島播磨重工業技術研究所で行なわれた B - 4 H に対する自航試験 ( $F_n = 0.1627$ ) の結果を示す。

大直径プロペラをつけた B - 4, B - 4 H の推進効率  $\eta$  は、B - 1 より約 12% 良くなっている。これは船殻効率  $\eta_H$  の減少以上に増加したプロペラ効率  $\eta_p$  のためであることが分かる。この傾向は、昨年度の計算対象の A - 1, A - 2 についても云えることであった。

Table 4.5.2 Experimental Propulsion Factors

	B - 1	B - 4	B - 4 H
1 - t	0.800	0.772	0.813
1 - w <sub>T</sub>	0.577	0.619	0.646
$\eta_p$	0.505	0.639	0.650
$\eta_R$	1.045	1.025	1.012
$\eta_H$	1.386	1.247	1.259
$\eta$	0.731	0.817	0.828

Table 4.5.3 ~ 4.5.5 に、フルード数  $F_n (= V \sqrt{g L_{LWL}}) = 0.14, 0.16, 0.18$  の場合の 3 船型に対する計算結果を示す。これらの計算において、伴流分布に対して次のような操作を行なう。曳航状態の伴流分布をプロペラ面内で平均した公称伴流率  $w_n$  は、それぞれ 0.551 (B - 1), 0.431 (B - 4), 0.451 (B - 4 H) である。一方 Table 4.4.2 の有効伴流率  $w_T$  は、0.423 (B - 1), 0.381 (B - 4), 0.350 (B - 4 H) となり、 $w_n$  と  $w_T$  の間によなりの差がある。そのため計測された伴流分布をそのまま入力データとすると、実験結果と計算結果との間にかなりの差を生じ、性能の比較がしつぶいたため、計算においては入力の  $w_n$  が  $w_T$  に一致するように、これらの比 0.768 (B - 1), 0.884 (B - 4), 0.776 (B - 4 H) を入力データの伴流分布に乗じて計算を行なっている。

Table 4.5.3 は、上述の操作をほどこした不均一伴流分布を用いて計算した模型船の結果で、Table 4.5.4 は、不

均一伴流を平均的な均一伴流と仮定して計算した結果である。模型船がフルード数  $F_n$ 、船速  $V$  で進行するときの曳航抵抗から摩擦修正 SFC を差引いた抵抗が  $R_T$  で、その状態で自航するときのプロペラの推力とトルクが  $T$ 、 $Q$  である。SFC は Schoenherr Line をベースにして、形状影響係数  $K$  ( $= 0.27 [B-1], 0.29 [B-4], 0.26 [B-4H]$ ) と粗度修正係数  $\Delta C_f$  ( $= 0.00020$ ) を用いて求められている。 $F_{Rx}$  ( $= D_2 + D_3 - F_s$ ) は舵に働く抗力で、 $J \sim \eta$  が推力一致法によって解析された諸係数である。またプロペラ回転数  $n$  及び伝達馬力 DHP は想定実船へ換算したものである。

Table 4.5.3 と 4.5.4 との比較から、不均一伴流とした場合は、舵に作用する抗力が、B-1 の場合には均一伴流の場合と大差ないが、B-4 と B-4H の場合には、わずかながら推力となっており、また  $\eta$  の傾向は 3 船の間で同じであるが、 $\eta$  の値そのものにはかなりの差があることが分る。この点伴流分布の周方向不均一性を考慮する場合、現在の計算法に難点があるのかもしれない。そのため、ここでは均一伴流分布と仮定した場合に対して、想定実船の自航推進性能計算を行なうこととする。

想定実船の推進性能の計算において、伴流率は  $(1 - w_s) / (1 - w_m) = 1.15 (B-1), 1.13 (B-4, B-4H)$  より、 $w_s = 0.336 (B-1), 0.301 (B-4), 0.266 (B-4H)$  と求めて、均一伴流分布として計算する。その結果を Table 4.5.5 に示す。この場合も模型船と同様な推進諸係数の傾向があり、B-4, B-4H の方が B-1 より約 15 % 程度  $\eta$  が良くなっている。Table 4.5.6 に、計算と実験値からの推定による、 $F_n = 0.16$  における  $\eta$ 、 $n$  及び DHP を比較して示す。わずかな差を無視すれば、B-4 と B-4H は推進性能上の差はほとんど無く、B-1 より推進効率で 10% 以上改善されており、 $\eta$ 、 $n$ 、DHP の計算値も実験からの推定値にかなり近いことが分る。

以上の比較により、実験値を部分的に利用するこのような計算によっても、通常のプロペラより 37% も大きな直徑のプロペラを装備した船の推進性能をかなり良く推定しうることが分った。

Table 4.5.6 Comparison of  $\eta$ ,  $n$  of DHP

		B-1	B-4	B-4H
$\eta$	EXP.	0.688	0.764	0.780
	CAL.	0.665	0.782	0.762
$n$ H.P. (r.p.m.)	EXP.	107.8	54.8	55.0
	CAL.	108.3	54.0	55.1
DHP (PS)	EXP.	9409	8583	8350
	CAL.	9656	8337	8491

### 参考文献

- 1) 中武一明、『自航推進性能の計算法』船型設計のための抵抗推進理論のシンポジウム、昭和54年7月
- 2) S R - 174, 研究資料 No 320, 昭和54年3月

Table 4.5.3 Calculated Results for Three Models (Non-Uniform Wake)

	B - 1			B - 4			B - 4 H		
F <sub>n</sub>	0.14	0.16	1.18	0.14	0.16	0.18	0.14	0.16	0.18
V (m/sec)	1.0869	1.2421	1.3974	1.0869	1.2421	1.3974	1.0869	1.2421	1.3974
R <sub>T</sub> ° (kg)	1.0416	1.3962	1.9370	1.0626	1.4238	1.9735	1.0500	1.3973	1.9624
SFC (kg)	1.0204	1.2918	1.5910	1.0381	1.3143	1.6187	1.0063	1.2740	1.5689
T (kg)	1.3394	1.7927	2.4742	1.2878	1.7244	23.841	1.2786	1.7007	2.3809
Q (kg · m)	0.028281	0.037779	0.051791	0.044498	0.059501	0.081842	0.046336	0.061529	0.085342
F <sub>Rx</sub> (kg)	0.0564	0.0743	0.0969	-0.0055	-0.0086	-0.0173	-0.0002	-0.0011	-0.0077
D <sub>2</sub> (kg)	0.0248	0.0329	0.0442	0.0175	0.0231	0.0305	0.0185	0.0244	0.0321
D <sub>3</sub> (kg)	0.0815	0.1081	0.1451	0.0531	0.0701	0.0924	0.0387	0.0510	0.0679
F <sub>s</sub> (kg)	0.0499	0.0668	0.0924	0.0761	0.1018	0.1402	0.0574	0.0764	0.1078
J	0.394	0.390	0.378	0.651	0.647	0.631	0.665	0.662	0.644
1 - t	0.778	0.779	0.783	0.825	0.826	0.828	0.821	0.822	0.824
1 - w <sub>T</sub>	0.567	0.566	0.565	0.636	0.636	0.635	0.659	0.659	0.658
η <sub>o</sub>	0.517	0.514	0.503	0.675	0.672	0.663	0.683	0.681	0.671
η <sub>R</sub>	1.033	1.032	1.030	1.092	1.090	1.084	1.052	1.051	1.047
η <sub>H</sub>	1.372	1.375	1.385	1.298	1.299	1.303	1.247	1.247	1.252
η	0.733	0.729	0.717	0.957	0.952	0.936	0.895	0.893	0.879
w <sub>n</sub>	0.423			0.381			0.350		
n (r.p.m.)	88.162	101.59	117.73	43.786	50.385	58.111	44.414	51.005	58.989
DHP (PS)	5224.1	8041.4	12775	4082.4	6281.5	9965.1	4312.0	6575.6	10548
EHP/η (PS)	5740.0	8799.9	13873	4465.4	6844.8	10781	4768.5	7244.0	11514

Table 4.5.4 Calculated Results for Three Models (Uniform Wake)

	B - 1			B - 4			B - 4 H		
F <sub>n</sub>	0.14	0.16	0.18	0.14	0.16	0.18	0.14	0.16	0.18
V (m/sec)	1.0869	1.2421	1.3974	1.0869	1.2421	1.3974	1.0869	1.2421	1.3974
R <sub>T</sub> ° (kg)	1.0416	1.3962	1.9370	1.0626	1.4238	1.9735	1.0500	1.3973	1.9624
SFC (kg)	1.0204	1.2918	1.5910	1.0381	1.3143	1.6187	1.0063	1.2740	1.5689
T (kg)	1.3440	1.7990	2.4830	1.3636	1.8244	2.5156	1.3352	1.7752	2.4793
Q (kg · m)	0.029157	0.038927	0.053264	0.050565	0.067457	0.092068	0.050247	0.066656	0.091972
F <sub>Rx</sub> (kg)	0.0638	0.0841	0.1103	0.0247	0.0315	0.0362	0.0246	0.0316	0.0361
D <sub>2</sub> (kg)	0.0242	0.0322	0.0431	0.0192	0.0254	0.0334	0.0195	0.0256	0.0338
D <sub>3</sub> (kg)	0.0703	0.0935	0.1260	0.0420	0.0556	0.0736	0.0390	0.0515	0.0687
F <sub>s</sub> (kg)	0.0308	0.0415	0.0589	0.0366	0.0495	0.0708	0.0339	0.0455	0.0664
J	0.388	0.384	0.372	0.626	0.622	0.606	0.648	0.644	0.626
1 - t	0.775	0.776	0.780	0.779	0.780	0.784	0.786	0.787	0.792
1 - w <sub>T</sub>	0.555	0.555	0.554	0.610	0.610	0.610	0.641	0.641	0.641
η <sub>o</sub>	0.512	0.508	0.497	0.660	0.657	0.647	0.673	0.671	0.660
η <sub>R</sub>	1.000	1.000	1.001	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
η <sub>H</sub>	1.397	1.399	1.408	1.278	1.280	1.287	1.227	1.229	1.236
η	0.715	0.711	0.700	0.844	0.841	0.833	0.826	0.825	0.816
w <sub>n</sub>	0.423			0.381			0.350		
n (r.p.m.)	87.696	101.07	117.19	43.707	50.302	58.046	44.382	50.973	58.973
DHP (PS)	5357.4	8243.3	13079	4630.6	7109.7	11198	4672.6	7119.0	11364
EHP/η (PS)	5886.4	9020.8	14202	5065.0	7747.3	12114	5167.4	7842.5	12405

Table 4.5.4 Calculated Results for Three Full-Scale Ships (Uniform Wake)

	B - 1			B - 4			B - 4 H		
F <sub>n</sub>	0.14	0.16	0.18	0.14	0.16	0.18	0.14	0.16	0.18
V (m/sec)	6.430	7.348	8.267	6.430	7.348	8.267	6.430	7.348	8.267
V <sub>s</sub> (k t)	12.499	14.283	16.069	12.499	14.283	16.069	12.499	14.283	16.069
R <sub>T</sub> ° (kg)	49061	65507	90217	49832	66520	91538	49783	66000	91838
T (kg)	61749	82362	112980	62649	83526	114400	62090	82250	113860
Q (kg · m)	48000	63867	86815	83099	11050	149860	83519	110430	151120
F <sub>Rx</sub> (kg)	2612.6	3440.2	4496.4	1019.1	1303.3	1503.7	1019.3	1313.3	1505.5
D <sub>2</sub> (kg)	1136.6	1504.0	2003.8	923.07	1215.6	1589.6	946.2	1242.4	1629.1
D <sub>3</sub> (kg)	2786.9	3698.1	4979.5	1645.6	2174.0	2878.1	1529.4	2013.5	2684.9
F <sub>s</sub> (kg)	1310.9	1761.9	2486.8	1549.6	2086.2	2964.1	1456.3	1942.7	2808.5
J	0.417	0.414	0.403	0.656	0.653	0.638	0.675	0.673	0.657
1 - t	0.795	0.795	0.799	0.795	0.796	0.800	0.802	0.802	0.807
1 - w <sub>T</sub>	0.641	0.641	0.640	0.688	0.688	0.688	0.723	0.723	0.723
$\eta_0$	0.538	0.536	0.526	0.676	0.675	0.667	0.687	0.686	0.678
$\eta_R$	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
$\eta_H$	1.239	1.241	1.247	1.157	1.158	1.163	1.110	1.110	1.116
$\eta$	0.667	0.665	0.656	0.783	0.782	0.776	0.762	0.762	0.756
w <sub>ns</sub>	0.336 (Uniform)			0.301 (Uniform)			0.266 (Uniform)		
n (r.p.m.)	94.107	108.28	125.06	47.017	54.034	62.137	48.012	55.071	63.453
DHP (PS)	6307.2	9655.6	15159	54553	8336.9	13002	5598.9	8491.4	13389

## 4.6 まとめ

54年度も53年度に引き続きプロペラに関する研究を行ったが、その結果をまとめると次のようになる。

### 4.6.1 キャビテーションの推定とプロペラの設計

53年度に試験したB-4プロペラはチップクリアランスが普通プロペラより小さいこともあって、キャビテーションによる変動圧力が大きかった。そこで54年度はプロペラのチップ附近のキャビテーション量を減らす目的で、チップでのピッチを減少させたプロペラを設計した。その際、54年度に船舶技研で開発されたキャビテーション推定法を活用し、ピッチ分布を決定している。このプロペラをB-4Wと呼ぶことにした。

B-4, B-4Wの両プロペラをキャビテーション・タンネルで試験したところ、予想通りB-4Wプロペラではチップ附近でのキャビティが減少し、かわりに0.6R～0.7Rでのキャビティが増加した。また推定法によるキャビティ・パターンと実測とを比較すると、傾向はかなりよく一致しているが、一般に実測の方がキャビティの大きさが大きかった。不一致の原因として特にプロペラ・サクションによって伴流分布が変る影響が考えられるが、今後の研究課題として残された。

### 4.6.2 変動圧力

プロペラ上方の外板での変動圧力の測定結果は次のようにあった。変動圧力の内 blade frequency の成分については、B-4Wプロペラの方がB-4プロペラより振巾が小さかった。ところが、full loaded, MCR状態ではpeak to peakの振巾を単純に比較するとB-4Wプロペラの方が振巾が大きくなる。これはB-4Wプロペラではキャビティの崩壊が比較的はやく起き、崩壊による衝撃圧が外板に伝わり、衝撃的な高圧のピークが観測されるためである。この現象はプロペラ・キャビテーションによる変動圧力の減少を達成しようとする際、注意すべきことの一つである。

### 4.6.3 エロージョン

ステンシル・インク、アオタック（マーキングペイント）、真空蒸着、プレスケール（感圧紙）の4種の試験法を使用してプロペラ・エロージョン試験を行った。実験によれば、大直徑プロペラ（B-4, B-4W）と普通プロペラ（B-1）ではエロージョンの危険性はほとんど差がなく、大直徑にしたことによる危険性の増大はないと言つてよい。またB-4とB-4Wを比較すると、B-4Wの方がエロージョンの危険性が若干大きい。これはB-4プロペラではクラウド状のキャビティが翼後縁よりうしろで発生したのに対し、B-4Wでは、やや前によつたためである。

一般的に大直徑プロペラのエロージョンを考察してみると、主としてプロペラ周速の減少により、エロージョンの危険性は普通プロペラにくらべ減少することが考えられる。

### 4.6.4 ベアリング・フォース

長水槽においてキャビテーションが発生していない状態で、B-4H船型にB-4Wプロペラを装着して、ベアリング・フォースと、サーフェス・フォース（プロペラ直上の外板の変動圧力）を計測し、計算結果と比較した。ベアリング・フォースの $F_y$ 成分（上下成分）を除いて、計算は実験とよく一致している。

B-1, B-4, B-4Hの3船型を対象として、ベアリング・フォースを計算した。その結果B-4船型ではB-1船型にくらべ起振力が増加したのに、ホグナー型船尾のB-4H船型では、起振力は大巾に減少し、在来型のB-1船型よりも小さくなった。実船を想定した伴流分布を使った計算でも同じ結果となった。

### 4.6.5 自航推進性能の理論計算

B-1, B-4, B-4Hの3船型を対象とし、満載状態で自航推進性能の理論計算をおこない実験と比較した。計算によれば、大直徑プロペラを装備したB-4, B-4H船型ではB-1にくらべ約15%推進効率が向上しており、これは実測（約12%上昇）とかなりよく一致している。また回転数、DHP等についても理論計算によりかなりよく推定出来ることがわかった。

## 5. 急速停止性能に関する準定常的な水槽試験

船舶の急速停止性能については、停止性能全般について巾広く調査、研究することが必要であろうが、今回は通常回転プロペラ装備の場合と低回転大直径プロペラ装備の場合について、急速停止までの計算に必要なデータを準定常的な水槽試験より求め、比較計算を行なうことにした。

### 5.1. 水槽試験

#### (1) 供試模型船等

本試験に使用した模型船と模型プロペラの要目を Table 5.1.1, 2 に示す。

Table 5.1.1 PRINCIPAL DIMENSIONS  
OF MODEL SHIP

M.S.No	B - 1		B - 4	
L <sub>PP</sub> (m)	6.0000 M			
B (m)	0.9200 M			
COND.	FULL	44%▽ <sub>F</sub>	FULL	44%▽ <sub>F</sub>
d (m)	0.3539	0.1666	0.3539	0.1665
TRIM(%)	0	2.0	0	2.0
C <sub>B</sub>	0.825	0.771	0.824	0.771
ℓ <sub>c,b</sub> (%L)	-2.619	0.997	-2.652	1.021
L/B	0.6522		0.6522	
B/d	2.60	5.53	2.60	5.53

Table 5.1.2  
MODEL PROP.

M.P. No	B - 1	B - 4
DIA (m)	0.180	0.2457
H/D	0.645	0.894
A <sub>e</sub>	0.548	0.457
Z	5 MAU	

#### (2) 抵抗試験

抵抗試験は53年度に実施したものを使用した。その結果を Fig. 5.1.1 に示す。

#### (3) プロペラ単独試験

第1象限は53年度に実施している。今回は第3, 4象限について実施した。その結果を Fig. 5.1.2, 3 に示す。

#### (4) プロペラ固縛の抵抗試験

定常航走より急速停止に至る過程で、プロペラが停止した時のプロペラによる抵抗増加を水槽試験により計測したもので、その結果を Fig. 5.1.4 に示した。

#### (5) プロペラ荷重度変更試験

試験状態は FULL LOAD, 44%▽<sub>F</sub> について実施した。船速及びプロペラ荷重度は定格出力時の船速に対し、船速3種、プロペラ荷重度5種とした。定格出力時の船速、プロペラ回転数は M.S.No B - 1, B - 4 の B H P 曲線より求めた。また前進中後進回転時のプロペラ回転数は文献等より推定した結果、定格出力時の約80%位を想定し、これをカバーする範囲で試験を実施した。試験は自航状態の模型船を曳引車で曳航し、船速とプロペラ回転数を組み合せた状態で、プロペラのスラスト (T), トルク (Q) を自航動力計で、また船速を一定に保つための拘束力 (F) を抵抗動力計で計測した。計測結果より算出した M.S.No B - 1 の自航要素等を Fig. 5.1.5 ~ 8 に、M.S.No B - 1 の自航要素等を Fig. 5.1.9 ~ 12 に示した。これらの図は船の見掛けの前進常数 (J) で表わしたものである。

### 5.2 考 察

M.S.No B - 1, B - 4 のプロペラ正回転時の自航要素は、比較的安定している。プロペラ逆転時の自航要素は、

船速の速い領域の実験点は安定しているが、低速域の実験点は大きく乱れている。これは船尾流場の複雑さが大きく影響していると考えられる。また44%▽<sub>F</sub>では空気吸い込みが発生している事も考えられる。

### 5.3 急速停止性能の比較計算

定常航走中の船がプロペラを逆転させて停船するまでの動作は次のステップに分けて考えることが出来る。

1. 定常航走中
  2. 回転が低下し始めたがプロペラはなお正のスラストを出している期間
  3. 回転がさらに低下し、回転方向は正であるが負のスラストを発生している期間
  4. 回転が逆方向になりスラストが負の期間
  5. 回転数はほぼ一定、スラストもほぼ一定となり船が停止するまでの期間

本報告書では上記の作動条件を考慮し、下記に示す運動方程式により水槽試験結果をもとに船体の停止時間と停止距離を求めた。

R = 船体の全抵抗 (kg)

T = スラスト (kg)

$v$  = 船速 (m/s)

$\tau$  = 時間 (sec)

$t$  = スラスト減少係数

$m$  = 船の質量

$m_x$  = 船の前進方向の附加質量（元良チャートを使用）

計算は(1)式を用い微少時間間隔における変化を時間を追って実施する。すなわち後進発令時を時間の原点にとって、その時の軸トルク、回転数および船速を初期値として微少時間間隔  $\Delta\tau$  におけるそれらの変化量を求ることになる。しかし定常航走中の船舶が停船するまでの船体、プロペラの挙動には非定常運動が入るため停止性能の計算にはいくつかの仮定を設けた方が実際的であり、また計算も容易であると思われる。

本船の搭載想定主機特性、定常航走より急速停止に至るまでのスケジュール等、比較計算上種々の方式が考えられる。今回は、これらの調査が間に合わなかったので比較計算の結果については、55年度のSR 200 第10分科会の紙面に報告することにしたい。なおM.S.Na B-1, B-4の船体停止時間を既略計算した結果ではM.S.Na B-4がM.S.Na B-1の約30%増となる様である。

## 参 考 文 献

- 1) 関西造船協会誌 第168号  
山崎裕作：船の停止性能に関する基礎的研究
  - 2) 日本造船技術センター技報第5号  
小松原信雄：間接逆転装置を有する小型船の停止性能の一計画法
  - 3) 日本造船研究協会報告第57号 1966年

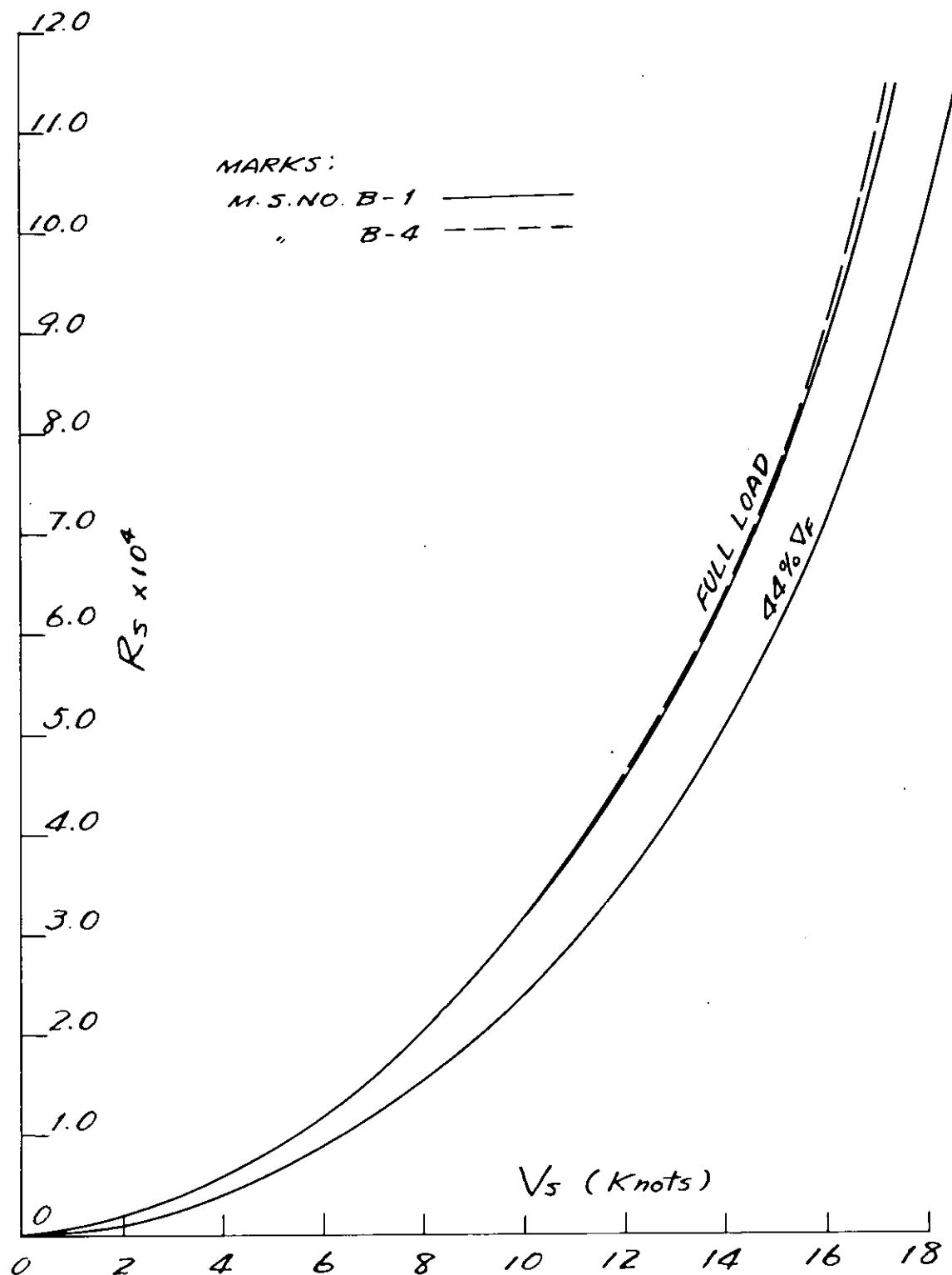


Fig. 5.1.1 Resistance Curves

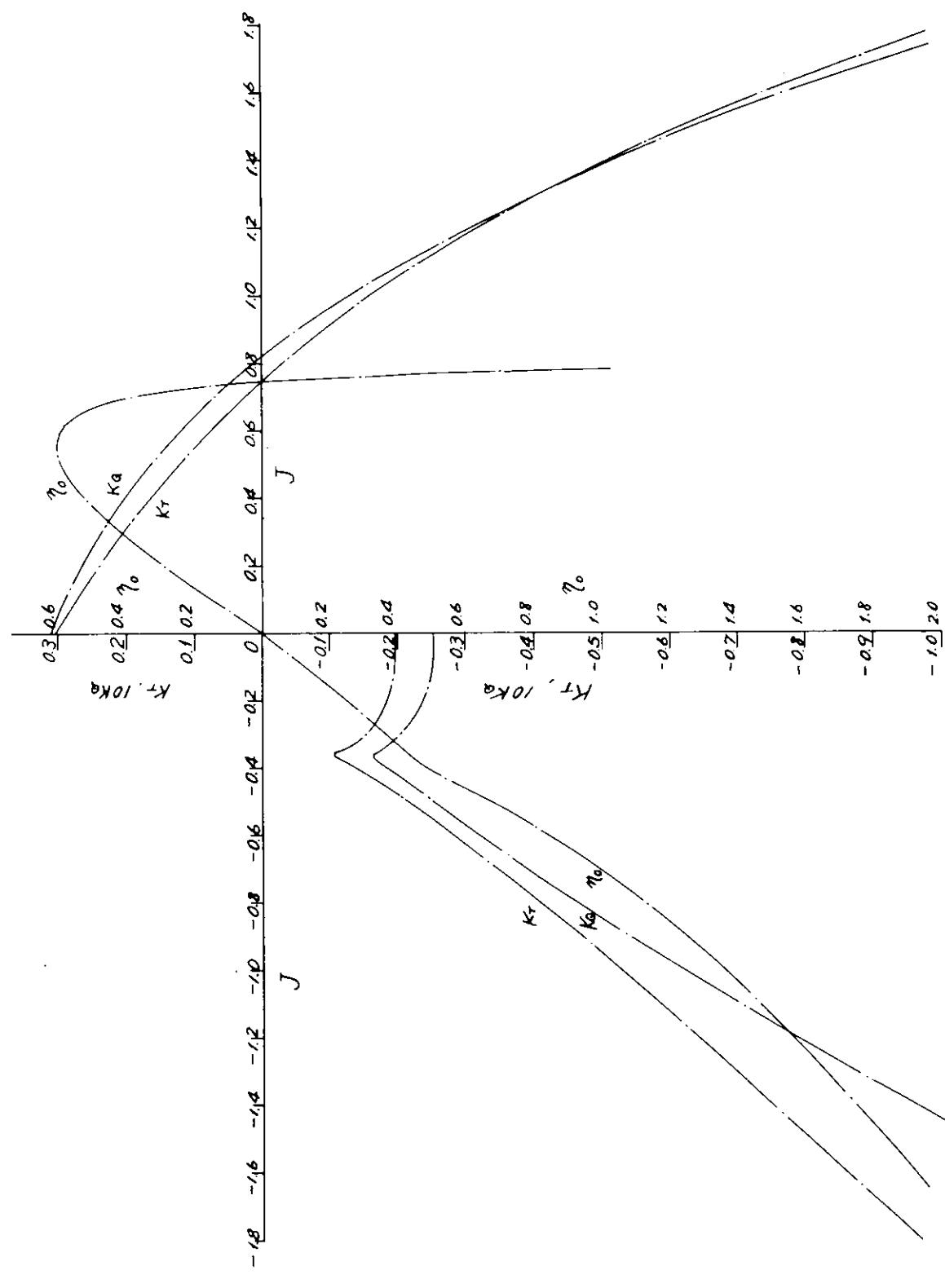


Fig. 5.1.2 P.O.T. Curves (M.P. No. B-1)

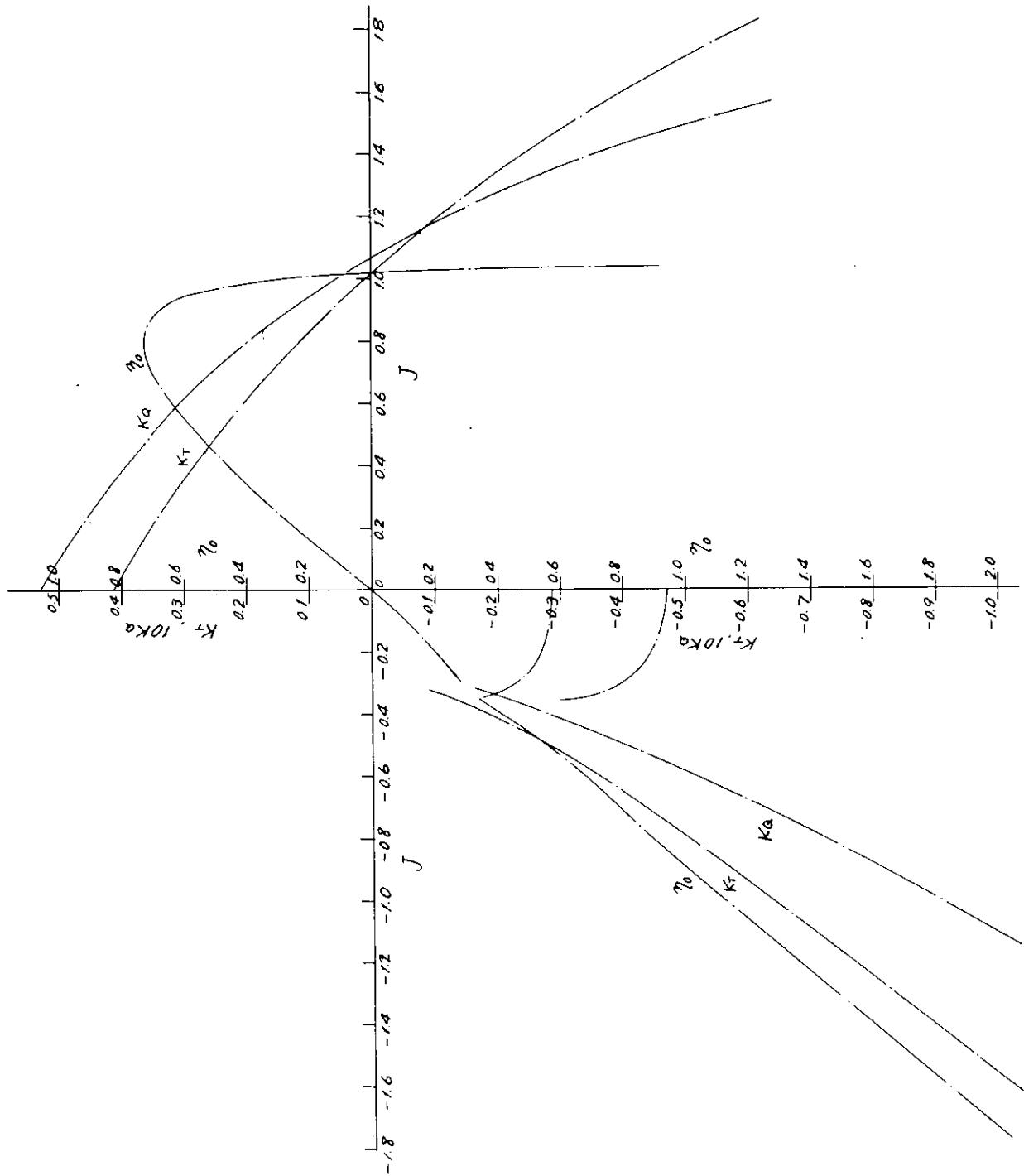


Fig. 5.1.3 P.O.T. Curves (M.S. No. B-4)

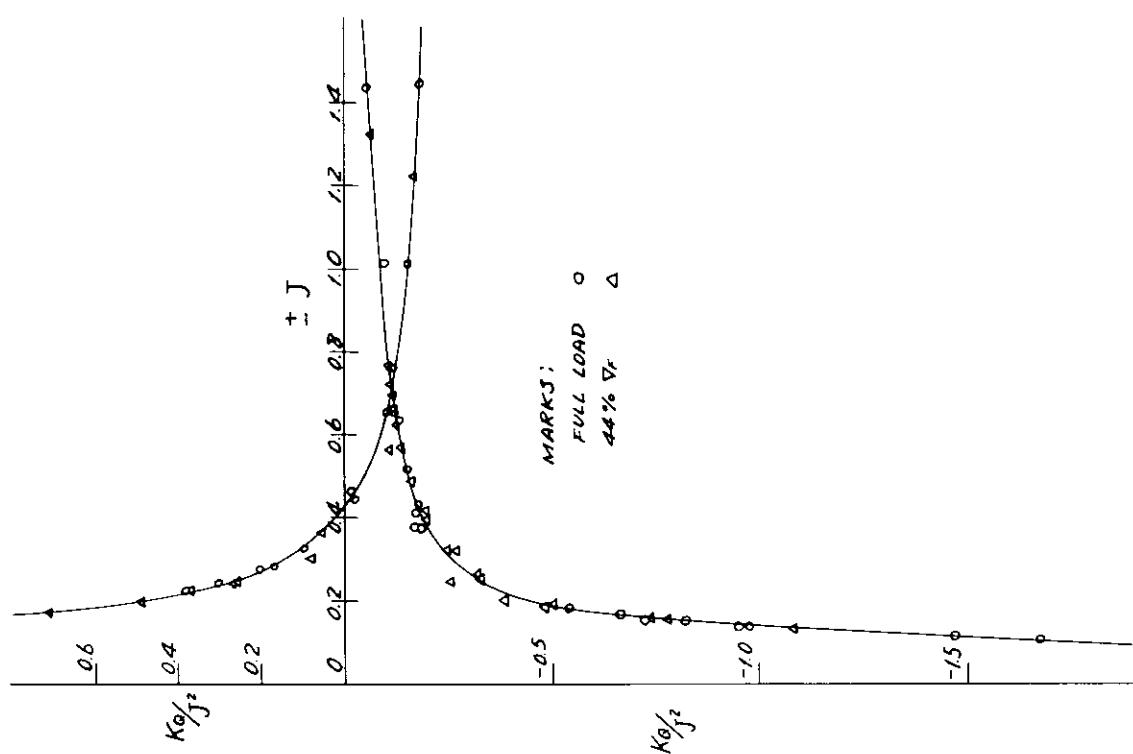


Fig. 5.1.5  $KQ/J^2$ -J Curves (M.S. No. B-1)

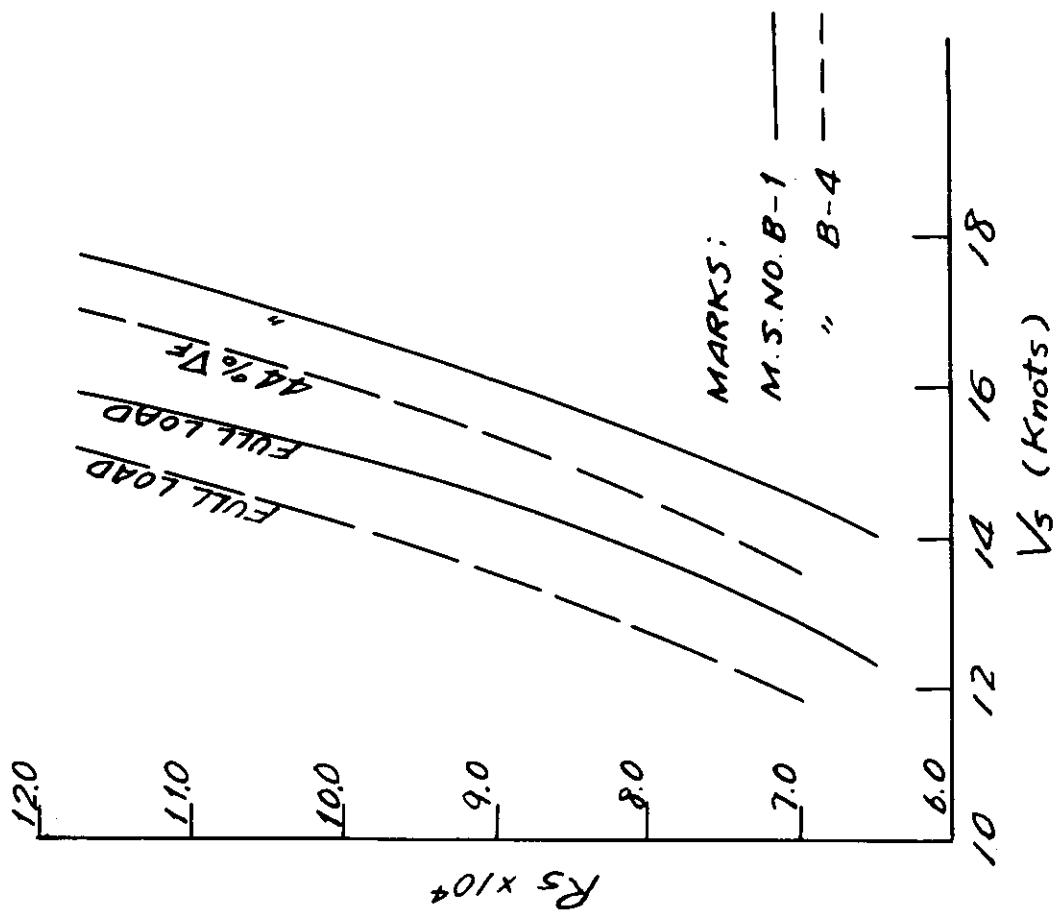


Fig. 5.1.4 Resistance Curves ( $R_{SHFP} + R_{PORP}$ )

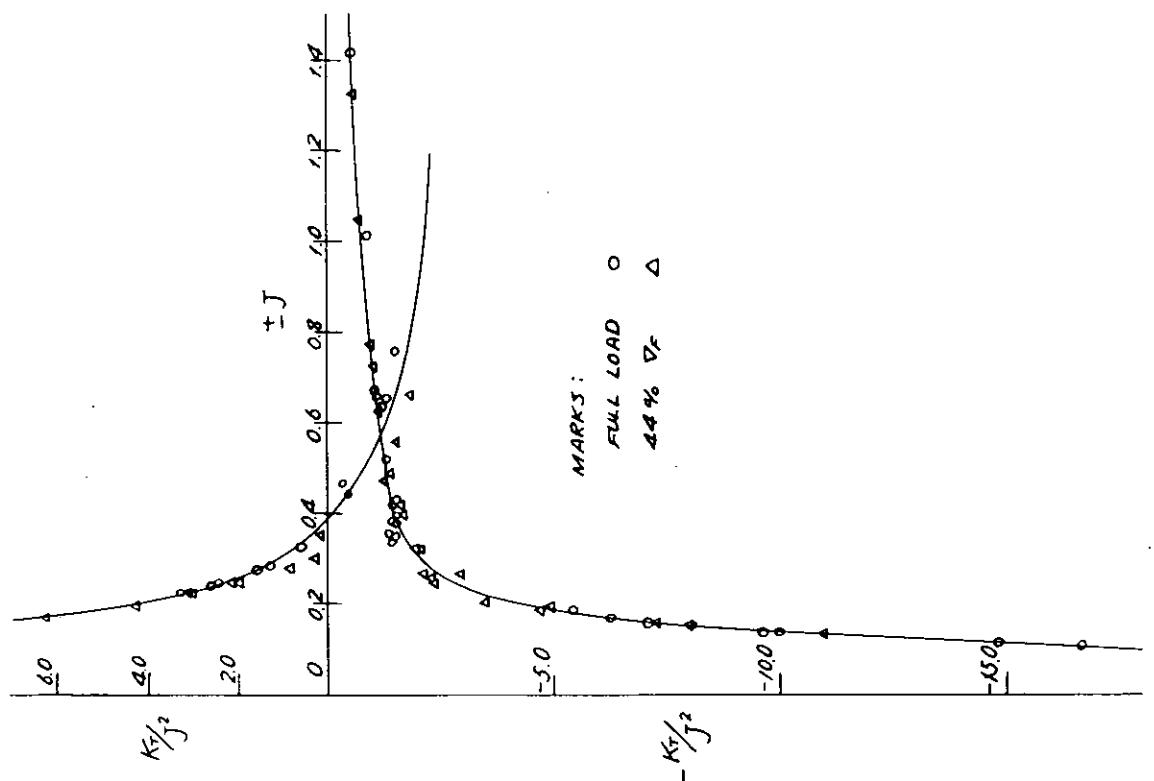


Fig. 5.1.6  $K_r/J^2$ - $J$  Curves (M.S. No. B-1)

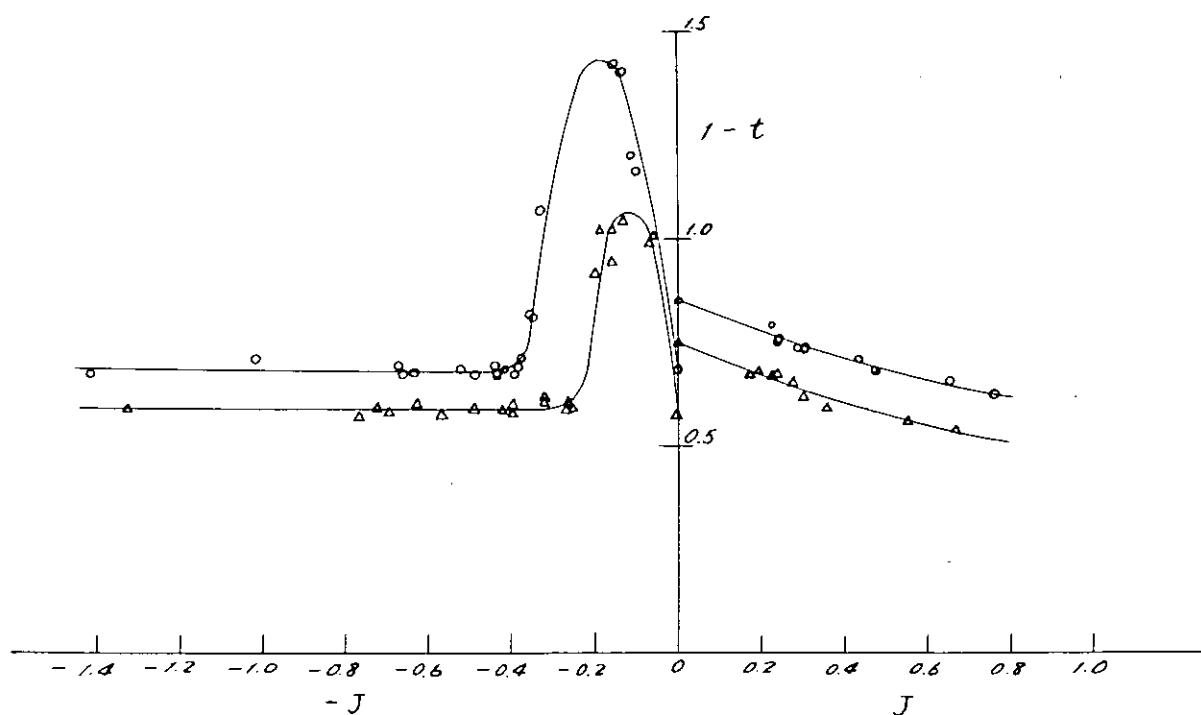


Fig. 5.1.7  $(1-t)$ - $J$  Curves (M.S. No. B-1)

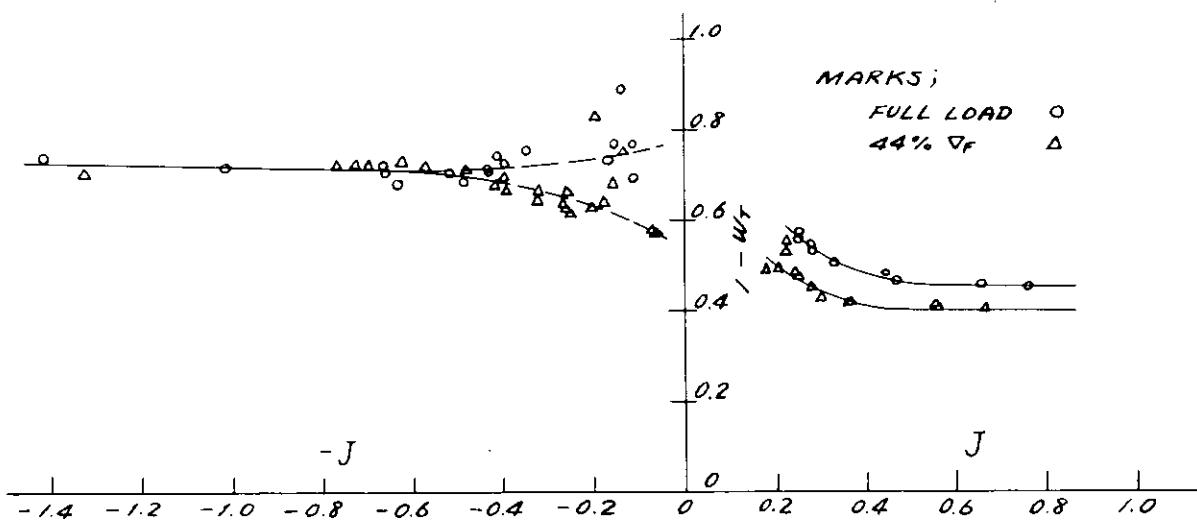
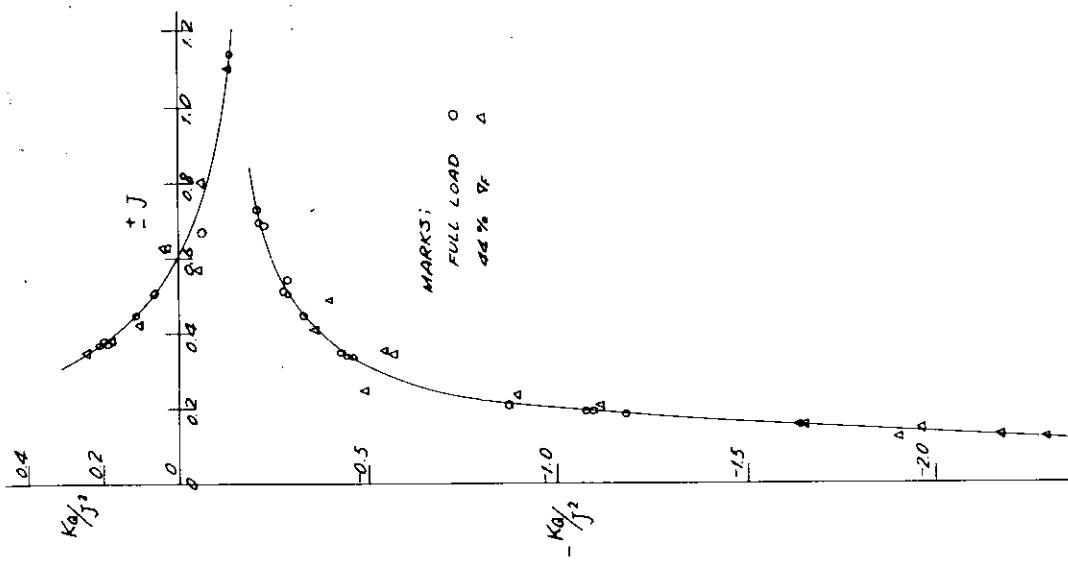


Fig. 5.1.8  $(1 - W_T)J$  Curves (M.S. No. B-1)

Fig. 5.1.9  $KQ/J^2 - J$  Curves (M.S. No. B-4)



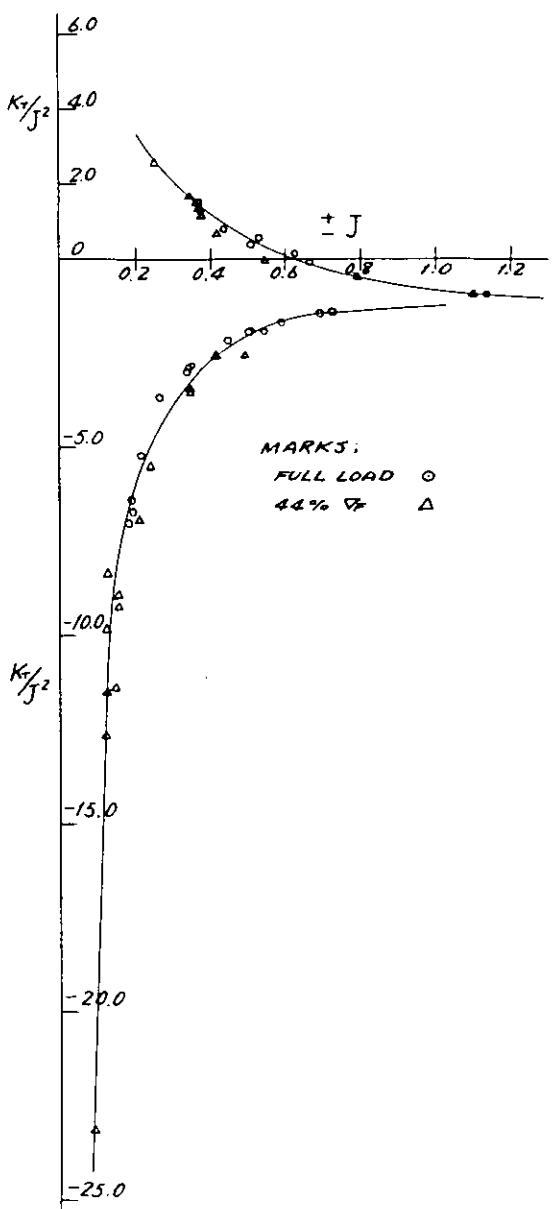


Fig. 5.1.10  $K_T/J^2$  Curves (M.S. No. B-4)

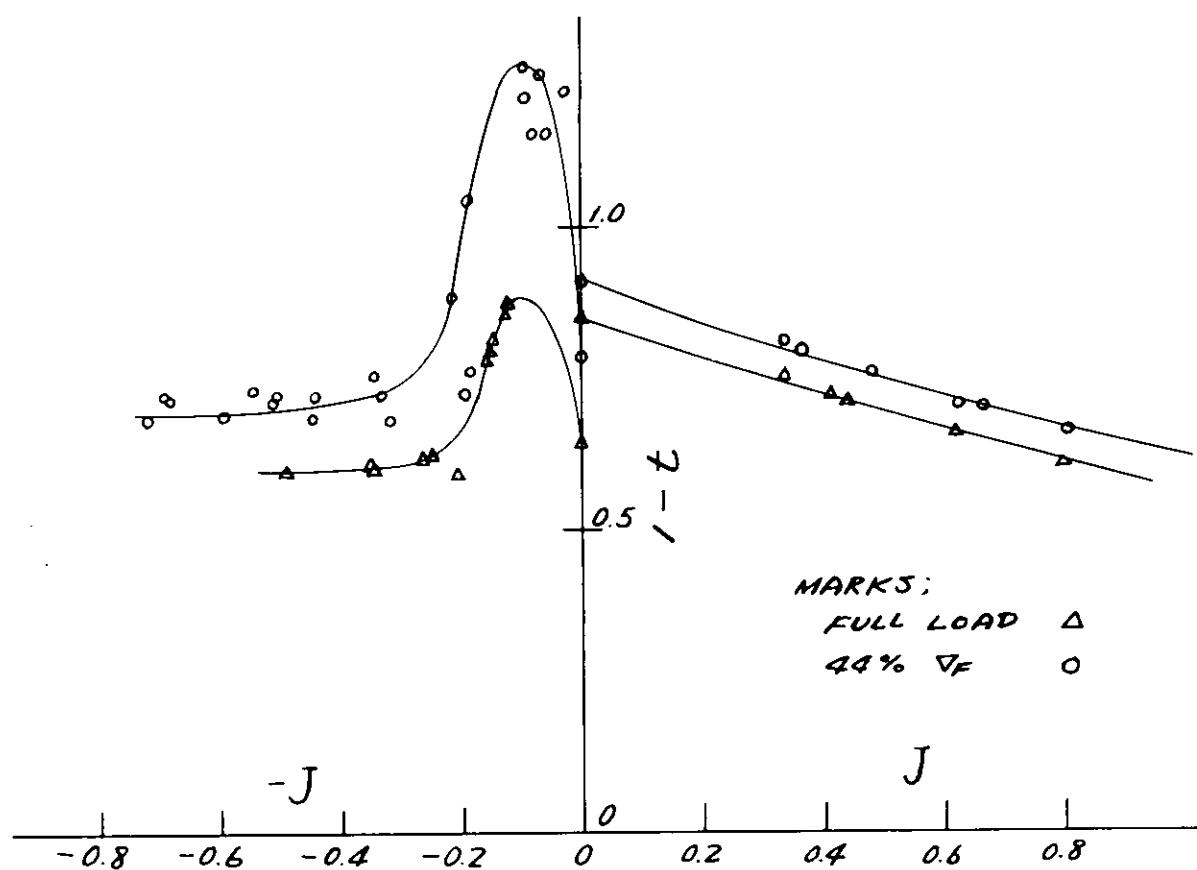


Fig. 5.1.11 (1-t)-J Curves (M.S. No. B-4)

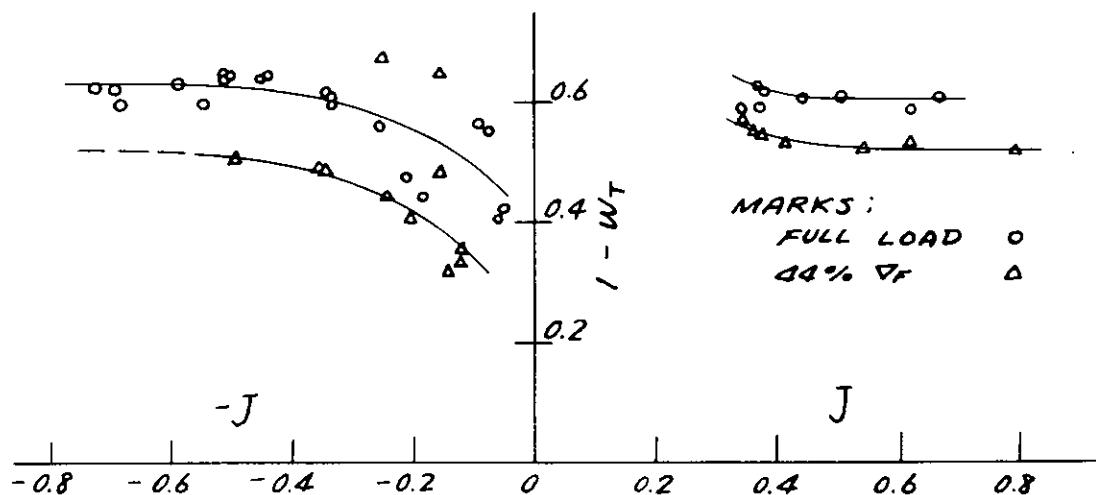


Fig. 5.1.12 (1-W<sub>T</sub>)-J Curves (M.S. No. B-4)

## 6. 結 言

本研究部会は、馬力節減を目的とした1軸中型船の船尾形状の開発を目的として、3ヶ年にわたって、各種の試験研究を実施してきた。

報告書中にも述べられているように、馬力節減の手段としては、低回転大直徑プロペラの採用を考え、それに適する船尾形状の開発を、パナマックス型バルクキャリアを対象として行った。

船型の開発に当っては、従来船型の設計思想を大幅に変えない方向における開発手法と、新船型で予想される伴流利得の損失を大幅に回復することをねらった特殊船尾形状による開発手法の二つの技法を、本研究部会における試験研究に採用した。

大直徑プロペラの開発に当っては、キャビテーションおよび起振力が問題の主要な部分を占めることに着目し、船後におけるキャビテーション試験、変動圧力計測、ペアリングフォース計測、プロペラエロージョン試験を実施し、二次元翼型に関する試験結果や理論的解析法と比較して、キャビテーション発生範囲の推定法に関し調査するとともに、大直徑プロペラのエロージョン量の推測方法を考究した。

また、通常の船型に関しては、理論的計算によって、自航推進性能を割合に精度よく推定することが出来るが、その方法が大直徑プロペラ装備船にも適用できるかを、水槽試験結果と比較することによって調査した。

大直徑プロペラ装備船では、急速停止性能が問題になるので、準定期的水槽試験の手法によって、従来船型と実験的に比較した。

これらの各研究項目の内容や成果については、本文中の各論に詳しく述べられている。

本研究部会の成果を応用することにより、低回転大直徑プロペラ装備船の設計を、船型およびプロペラの両面から、大過なく行うことが出来るが、具体的な実船の設計に当っては、本研究部会の主旨を基にして、その都度、考察を加へ、また応用試験等を行うことが好ましい。