

日本船舶振興会昭和55年度補助事業
“船舶設計資料の作成に関する調査研究”

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
総合報告書

第200研究部会第10分科会

昭和56年3月

社団法人
日本造船研究協会

は し が き

本報告書は、日本船舶振興会昭和55年度補助事業「船舶設計資料の作成に関する調査研究」の一部として日本造船研究協会第200研究部会第10分科会において実施した「1軸中型船船尾形状の開発に関する研究のとりまとめ」の成果をとりまとめたものである。

第200研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部会長	寺 沢 一 雄	(大阪大学)			
委 員	秋 田 好 雄	(日本海事協会)	大 江 卓 二	(日本造船技術センター)	
	石 井 正 夫	(住友重機械工業)	金 沢 武	(東京大学)	
	川 上 益 男	(広島大学)	松 岡 史 香	(佐世保重工業)	
	高 橋 久 雄	(石川島播磨重工業)	酒 井 利 夫	(日立造船)	
	赤 津 誠 章	(三菱重工業)	伊 藤 剛 平	(日本造船工業会)	
	仁 瓶 廉 三	(川崎重工業)	渡 辺 虎 年	(日本鋼管)	
	浜 野 和 夫	(三井造船)	藤 田 讓	(東京大学)	
	高 橋 幸 伯	(東京大学)	元 良 誠 三	(東京大学)	
	真 能 創	(防衛大学校)	八 木 順 吉	(大阪大学)	
	山 越 道 郎	(九州大学)	山 本 善 之	(東京大学)	
	佐 伯 宗 治	(船舶技術研究所)	岡 田 弘 昭	(佐野安船渠)	
	田 添 英 士	(大阪造船所)	石 井 信 夫	(日本郵船)	
	磯 貝 信	(三保造船所)	飯 田 治 男	(昭和海運)	
	三 島 尚 三	(名村造船所)	福 田 淳 一	(九州大学)	
	乾 崇 夫	(玉川大学)	矢 崎 敦 生	(日本造船振興財団)	
	横 尾 幸 一	(日本造船技術センター)			

第200研究部会第10分科会委員名簿

(敬称略、順不動)

分科会長	乾 崇 夫	(玉川大学)		
副分科会長	矢 崎 敦 生	(日本造船振興財団)		
副分科会長代行	田古里 哲 夫	(東京大学)	加 藤 洋 治	(東京大学)
委 員	山 崎 隆 介	(九州大学)	田 中 一 朗	(大阪大学)
	中 武 一 明	(九州大学)	門 井 弘 行	(船舶技術研究所)
	小 山 鴻 一	(船舶技術研究所)	右 近 良 孝	(船舶技術研究所)
	寒河江 喬	(日本造船技術センター)	須 藤 正 信	(日本鋼管)
	芦 戸 勲	(日本鋼管)	並 松 正 明	(石川島播磨重工業)
	谷 林 英 毅	(三菱重工業)	永 松 宣 雄	(川崎重工業)
	萩 野 繁 之	(佐野安船渠)	山 崎 正 三 郎	(神戸製鋼所)
討議参加者	白 木 東	(日本鋼管)	埴 友 雄	(佐野安船渠)

目 次

1 緒 言	1
2 低回転大直径プロペラを装備した船型の研究	2
2.1 主要寸法等の選定	2
2.1.1 A船型(昭和52年度船型)とそのプロペラ等について	2
2.1.2 B-1, B-4船型(昭和53年度船型)とそのプロペラ等について	3
2.1.3 B-4H船型(昭和54年度船型)とそのプロペラ等について	4
2.2 プロペラ直径を変えた船型の水槽試験	5
2.2.1 A船型の試験	5
2.2.2 B船型の試験	7
2.2.3 考 察	9
2.3 自航推進性能の理論計算	27
2.3.1 計算結果のまとめ	27
2.3.2 自航推進性能の簡易計算法	28
2.4 船尾流場	33
2.4.1 船尾流場計算の実用法	33
2.4.2 実用法における問題点	34
2.5 急速停止性能に関する準定常的な水槽試験	35
2.5.1 水槽試験	35
2.5.2 急速停止性能の比較計算	36
2.6 まとめ	43
3 特殊船尾形状船型の水槽試験	45
3.1 特殊船尾形状資料調査	45
3.2 小型模型船による水槽試験	50
3.2.1 計 画	50

3.2.2	供試模型船	54
3.2.3	抵抗試験	54
3.2.4	伴流計測	55
3.2.5	流線観測	56
2.5.6	考 察	57
3.3	大型模型船による水槽試験	59
3.3.1	供試模型船	59
3.3.2	抵抗・自航試験	59
3.3.3	伴流計測	61
3.3.4	考 察	61
3.4	船尾流場の調査	61
3.5	まとめ	63
4	プロペラに関する研究	98
4.1	プロペラの計画とキャビテーション	100
4.1.1	プロペラの計画とキャビテーション	100
4.1.2	キャビテーションの発生範囲の推定法	102
4.1.3	プロペラキャビテーション試験	103
4.2	プロペラ起振力	123
4.2.1	ベアリング フォース	123
4.2.2	船尾変動圧力	136
4.3	エロージョン	145
4.3.1	模型プロペラによるエロージョン試験	145
4.3.2	大直径プロペラのエロージョン量の考察	147
4.4	まとめ	164
5	結 言	166

1 緒 言

本報告書は、SR174「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」を、総合的にレビューし、かつ取りまとめたものである。

SR174は、昭和52、53、54年度の3ケ年にわたって実施された研究事業である。本SR174は、発足当初は、4ケ年計画として研究が定められていたが、事業実施の途次において、造船界の大不況の影響をこうむり、研究予算の減少に伴う研究計画の見直しを行い、3ケ年計画に変更されたものである。このために、本来のSR174の事業として行予定であった。事業全般の総合的レビューと取りまとめを、SR174の枠内で行うことができず、このSR200の第10分科会で行うことになった。

従って、まず、SR174の事業内容の概要について、緒言で触れておく必要がある。

SR174は「船舶の省エネルギー対策に関する研究」の一環として、低回転大直径プロペラの採用による推進性能の向上を狙って実施されたものである。その研究内容は、低回転大直径プロペラの採用に伴う、船型上の諸問題とプロペラに関する諸問題であった。

まず、船型に関しては在来の経験によれば、船型を大幅に変更することなく、低回転大直径プロペラが装備しうるように船尾形状を改造すると、船体抵抗におよぼす影響はそれほど大きくないが、船体効率の低下のために、プロペラ低回転化に伴うプロペラ効率の上昇を十分に生かすことができないという問題点があり、また急速停止性能に関しても、機関性能面以外にも船型上の問題を考察する必要があることが認められていたので、パナマックスの条件を考慮した5～6万トン級のバルクキャリア船型を対象として、次のような試験研究を行った。

- (1) 船尾形状に大幅な変更を加えず、大直径プロペラが装備しうるように改造した船型についての抵抗、推進性能に関する実験的研究
- (2) 上記の船尾形状の変更に対応した推進性能の理論的計算法
- (3) 上記の船尾形状の変更に対応した船尾周り流場の計算法
- (4) 上記の船尾形状の変更に対応した急速停止性能に関する実験的研究
- (5) 大直径プロペラの採用に伴う船尾形状変更に由来する船体効率低下の回復を狙った新形式の特殊船尾形状の開発と、その船型についての伴流、流線観測、抵抗、自航試験等による実験的研究

また、プロペラに関しては、大直径化に伴い、船尾形状、スクルーアパーチュア形状、プロペラ軸位置等の関連から、チップクリアランスが減少する傾向があり、このために、在来プロペラの場合にくらべて、キャビテーション発生範囲の増大、船尾変動圧力の増加、プロペラ起振力の増加、エロージョンに対する影響等が考えられるので、前述のバルクキャリア船型用のプロペラを対象として、次のような試験研究を行った。なお、この試験研究のなかには、55年度に東大および船研で独自の研究として実施されたものも含まれている。

- (1) 各種の設計理念に基づいて設計された数種の大直プロペラについての、キャビテーション予測と実験的研究
- (2) 2次元翼型による実験を伴うプロペラキャビテーションの理論的推定法
- (3) プロペラの低回転大直径化によるベヤリングフォースに関する船尾形状の改造に伴う理論的比較研究と実験的研究
- (4) 大直径プロペラを装備した模型船についての、長水槽および大型キャビテーション水槽におけるプロペラ上方の外板の変動圧力の実験的研究
- (5) 模型船にプロペラを装備した状態およびそれをシミュレートした状態におけるプロペラ翼面上のエロージョンに関する実験的研究

なお、SR174では、プロペラ回転数を、定格出力における通常の122RPMから、その約53%である65RPM迄低回転化させた場合までを扱った。

試験研究の内容および得られた成果等の詳細については、次章以下に記述されているが、SR174の研究

成果を総合してみると、プロペラの低回転大直径化に伴う船型およびプロペラ改善の方向、その効果ならびに問題点が、かなりはっきりしてきており、造船所において、個々に具体的船舶の設計やプロペラの計画を行う上で参考にすべき点が多い。

2 低回転大直径プロペラを装備した船型の研究

馬力節減を目的として、プロペラの回転数を大巾に減速し大直径プロペラを採用した船型について種々の検討を行った。

昭和52年度にはA船型、昭和53、54年度にはB船型について、それぞれ従来の回転数に対応する小直径プロペラ装備船と低回転数用の大直径プロペラ装備船型の6m模型船による水槽試験を実施した。

A船型は、本研究の第一着手としてSR159の船型を本研究用に修正した船型であり、B船型はSR174用として新しく設計した船型である。A船型、B船型ともバナマックスの条件を考慮した5～6万トン級のバルクキャリアー船型を対象としている。本章に述べる供試船型は5種類であるが、その中の一隻はSR159の試験結果を本研究用に換算したもので再試験は実施していない。

次に、この5種の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って予測される程度を調査した。

さらに大直径プロペラを装備するために船尾形状を変化させた場合の船尾流場の理論的予測に関する問題点について考察した。

また、低回転大直径プロペラを採用したときの急速停止性能上の諸問題についても、曳航水槽において準定常的な水槽試験を実施して基本的な特性を検討した。

まず、供試模型船の船型選定について述べて次に試験結果を含む検討結果の概略について説明する。

2.1 主要寸法等の選定

2.1.1 A船型(昭和52年度船型)とそのプロペラ等について

昭和52年度の研究の対象船型としては、従来の造研の研究部会で、船尾流場の性質が詳細に調査されており、また各種水槽試験も実施されているものが、本研究の第一着手としては好ましいとの判断のもとに、SR159で使用された船型MSN3330を母型として採用することとし、その船尾形状を、低回転大直径プロペラを装備するのに適当な形状に変更したものとした。

対応実船は、載貨重量約5万～6万トン程度のバルクキャリアーを考え、その実船長は、Fig 2.1.1を参考にし、かつ、バナマックスの条件も考慮しながら192mとした。

なお、載貨重量約5万～6万トン程度の大きさのものを対象船型として選定したのは、Table 2.1.1に、3万トン程度の船型との比較を示すように、本研究成果の活用性の大小ならびに省エネルギーの効果の大小から、前者の船型を選定する方が有効であると考えたためである。

Table 2.1.1 Ship Size and Effects of Research

対象船	運航状態 (特に喫水)	プロペラ 荷重量	船体寸法に 対する直径 の割合	プロペラ 流体力 の変動度合	船尾形状 の変化	プロペラ 回転数 (RPM)	実用化	研究結果 の活用性	省エネ ルギー-効果
3万トン	多様	小	大	大	比較的 困難	150 120	早い	小	小
6万トン	ほぼ一定	大	小	小	比較的 困難	120 (90) *	おそい	大	大

*中速エンジン遊星歯車採用の場合

船尾形状の変更の際には下記の諸点を考慮して線図を作成した。

- (1) 低回転大直径プロペラを装備するのに適当な船尾形状にする。
- (2) 船尾形状はマリナー船尾とし、M.S.No.3330のプロペラの0.7Rの線を水平に延長し、M.S.No.3330船尾ラインの交点にマリナー船尾ラインを合せる。(Fig.2.2.2参照)
- (3) 主船体の線図をあまり変えない。
- (4) 満載喫水線長さは変えない。
- (5) A.P.,F.P.間の長さを基準とし、A.P.は単に舵軸中心とする。
- (6) 舵面積、舵の厚さ、巾比はM.S.No.3330と同じにする。

以上の点を考慮して設計した昭和52年度船型をA-2船型と呼ぶことにした。

プロペラの設計に当っては下記の諸点を考慮し、プロペラ番号をM.P.(A-2)とした。

- (1) 母型(M.S.No.3330)をもとにして、 $L_{pp}=192.0\text{m}$ $B=32.0\text{m}$ として、運輸省方式による計画満載スピード(85%MC R 15%SM)14ノットの条件で、それに対応した馬力、回転数を求め、44% ∇F でプロペラ先端が水面上にあまり出ない様にプロペラ直径をきめる。
- (2) 13,700BHP×85RPM用のプロペラとする。
- (3) キャピテーションに対しては船研ライン(バールの5%ラインにほぼ一致)を使用する。
- (4) 自航状態を満足するように船速、伴流係数、プロペラ効率比等を修正する。
- (5) 翼数は5翼を基準とし展開面積比は0.5程度までは小さくてもよい。
- (6) プロペラは模型船自航試験用とする。

なお、母型としたSR159船型(M.S.3330)をA-1船型と呼ぶこととし、プロペラ番号も改めてM.P.(A-1)とした。A船型グループの呼称をまとめて示すと下記の表の通りである。

	M.S	M.P
SR159船型(M.S.No.3330)	A-1	A-1
SR174(S.53年度船型)	A-2	A-1

2.1.2 B-1, B-4船型(昭和53年度船型)とそのプロペラ等について

昭和53年度は、パナマックス型バルクキャリアー船型として最も一般的な主要寸法を改めて選定し、その船体に従来直径プロペラと大直径プロペラを装備した船型を設計した。

即ち主機関の出力17,000pSに対して、プロペラ回転数を122RPMとした場合のB-1船型と65RPMとした場合のB-4船型である。

(注) 船型の呼称の-1, -2, ……-4は下記のようにプロペラ回転数と対応している。

船型呼称添字	プロペラ回転数
1	122~125 RPM
2	85 //
3	75 //
4	65 //

昭和52年度のA船型もこれに対応する。但し-3船型の試験は、A、B船型とも実施されていない。船型及び主要目の選定は次の条件によった。

- (1) 載貨重量約5万~6万トン程度のバルクキャリアーでパナマックスの条件を考慮した。
- (2) 低回転大直径プロペラを装備することを考え、船尾形状はマリナー形とした。
- (3) B-1, B-4の船型は主船体の線図をあまり変えず、昭和52年度試験船A-1, A-2と同じように、B-4のA.P.の位置を後方に移動させることにした。(Fig.2.2.1参照)
- (4) A.P.,F.P.間の長さを基準とし、B-4におけるA.P.は単に舵軸中心とした。

(5) 計画満載喫水線長さはB-1、B-4とも同一とする。

これらの諸条件にもとずいて、日本造船技術センターで最近水槽試験を行なった載貨重量約5万～6万トン程度のパナマックス型バルクキャリア船型の資料により、どこの造船所の船型にもとられない船型として作成した。

またプロペラの設計は、次の諸点を考慮して設計を行なった。

(1) 想定主機関

想定主機関は、B-1、B-4とも中速ディーゼル・エンジンを考えた。この場合、回転はギヤ・ダウンとし、両船とも η_t は1/103とした。両船の連続最大出力(MCR)および回転数(RPM)を下表に示す。

M.S NO ps etc	B-1	B-4
BHP (MCR)	17,000	17,000
RPM (//)	122	65

(2) 設計条件

i プロペラ翼数および断面形状

5翼を採用し、断面形状はMAUとした。

ii 直径およびピッチ

MAU型プロペラ設計図表により、下表の設計条件で計算を行なった。

	B-1プロペラ	B-4プロペラ
BHP (NOP) PS	14,450	14,450
RPM (//) RPM	115.57	61.57
η_t	1/1.03	1/1.03
RPMマージン (%)	3	3
シ-マージン (%)	15	15
1-Ws (推定)	0.611	0.697
η_R (//)	0.995	0.995

iii 展開面積比

キャビテーション防止に対する考慮は船研ライン(バレルの図表中の約5%ラインに相当)を使用。

iv 翼厚

NKルールに10%増のマージンを含め、強度計算のもとになる出力は、連続最大出力(MCR)を使用した。

以上により昭和53年度船型およびプロペラの設計を実施した。通常回転数のプロペラを装備した船型およびプロペラ、低回転大直径プロペラを装備した船型及びプロペラ呼称は次の通である。

	M.S	M.P
通常回転数のプロペラを装備した船型	B-1	B-1
低回転大直径プロペラ //	B-4	B-4

2.1.3. B-4H船型(昭和54年度船型)とそのプロペラ等について

昭和54年度は、前年度に実施されたB-4船型の結果をもとにB-4H船型が設計された。それは、伴流利得の改善をねらって船尾をホグナー船型としたもので、船尾部船体以外はB-4船型と同一である。B-4HのHはHognerのHである。

この船型に対して、キャビテーション性能等も考慮して改めてプロペラ B-4W が設計された。

(4.1 参照)

B-4H 船型の自航試験の模型プロペラは B-4 及び B-4W が使用された。

船型とプロペラの呼称を改めて下記に示す。

	M. S.	M. P.
低回転数プロペラを装備した hoguna-船尾船型	B-4H	B-4 B-4W

2.2 プロペラ直径を変えた船型の水槽試験

2.2.1 A 船型の試験

(1) 供試模型と試験

前節に述べた如く本研究の第一着手として、SR159 で使用された船型 M. S. 3330 を母型として採用することとした。

その対応実船を $L \times B \times d \times C_b = 192\text{m} \times 32.2\text{m} \times 11.59\text{m} \times 0.801$

$MCR = 13700\text{PS} \times 125\text{RPM}$ とする A-1 船型である

これに対して、 $MCR = 13700\text{PS} \times 85\text{RPM}$ 用のプロペラを装備するのに適した船尾形状を変更したものを設計し、A-2 船型とした。この A-2 船型について日本造船技術センター(目白水槽)で試験を実施し、前と同水槽で実施した A-1 船型(M. S. 3330)の結果と比較した。両船型の主要寸法及び試験状態を Table 2.2.1 に、後半部線図及びプロペラ・舵配置図を Fig. 2.2.1 と 2.2.2 に示す。なお前半部はバルブなしの所謂普通型船首形状である。(研究資料 No. 302 P. 9 参照) また小直径及び大直径プロペラを M. P. (A-1) 及び M. P. (A-2) と呼ぶこととし、その要目を Table 2.2.2 に示す。

(2) 試験結果とその比較

試験結果は A-1 船型と A-2 船型の比較図として次の各図に示す。

プロペラ単独試験結果 Fig. 2.2.3

抵抗試験結果 Fig. 2.2.4

自航試験結果(自航要素) Fig. 2.2.5

馬力等曲線(EHP, BHP, RPM) Fig. 2.2.6

伴流分布(プロペラ位置) Fig. 2.2.7 & 2.2.8

A-2 船型の Ballast の試験は Ballast (1) 及び (2) の 2 状態実施されているが Ballast (2) に対応する A-1 船型の試験は実施されていない。また試験は船体沈下量、船首尾の横力、トルク・スラップ等よりなるが、プロペラ重量変更試験も行われ、本報告の図には示していない。

(研究資料 No. 302 参照)

抵抗試験及び EHP は Correlation line として ITTC 1957 line を使用し $\Delta C_f = -0.0001$ として解析、計算されている。代表的な速力に於ける試験結果の比較を Table 2.2.3 に示す。

Table 2.2.1

MODEL SHIP		A-1 (M.S. 3330)		A-2 (M.S. 3522)		
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAST (1)	BALLAST (2)
L _{pp} (m)		7.0000 (SHIP: 192.0)		6.0000 (SHIP: 192.0)		
B (m)		1.1667 (SHIP: 32.0)		1.0000 (SHIP: 32.0)		
DRAFT (m)	F.P.	0.4227 (SHIP: 11.59)	0.1280	0.3622 (SHIP: 11.59)	0.1096	0.1242
	Ø		0.1980		0.1696	0.1692
	A.P.		0.2680		0.2296	0.2142
∇/∇ _F (%)		100.0	44.0	100.0	44.0	44.0
∇ _M (m ³)		2.7680	1.2179	1.74239	0.76665	0.76665
TRIM (% L _{pp})		0	2.0	0	2.0	1.5
L _{pp} /B		6.0		6.0		
B/d		2.760	5.892	2.761	5.896	5.910
C _B		0.801	0.753	0.802	0.753	0.755
C _p		0.810	0.769	0.810	0.769	0.771
C _M		0.990	0.980	0.990	0.980	0.980
C _w		0.875	0.812	0.875	0.812	0.810
x _{cb} (%L _{pp})		- 1.480	2.135	- 1.489	2.135	1.029
PROP. IMMERSION I/D		1.400	0.642	1.109	0.511	0.442
TEMP OF WATER (°C)		17.7	17.6	18.5	18.5	18.5
MODEL PROPELLER		A-1 (M.P. 2171)		A-2 (M.P. 2185)		
DIAMETER (mm)		204.2 (SHIP: 5.60 m)		221.9 (SHIP: 7.10 m)		

Table 2.2.3

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST (1)		BALLAST (2)	
MODEL	A-1	A-2	A-1	A-2	A-1	A-2
K	0.49	0.49	0.48	0.48		0.46
C _w	0.00020	0.00019	0.00063	0.00064		0.00057

F_N = 0.166

F_N = 0.180

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST (1)		BALLAST (2)	
MODEL	A-1	A-2	A-1	A-2	A-1	A-2
l - t	0.805	0.795	0.820	0.800		0.790
l - W	0.518	0.625	0.460	0.540		0.525
η _R	0.985	1.005	0.974	1.015		1.010
η _{OM}	0.475	0.604	0.466	0.587		
η	0.727	0.772	0.809	0.882		

F_N = 0.166

F_N = 0.180

CONDITION	FULL LOAD		BALLAST (1)		BALLAST (2)	
MODEL	A-1	A-2	A-1	A-2	A-1	A-2
ΔC _F	-0.0001	-0.0001	-0.0001	-0.0001		-0.0001
(1-W) _S /(1-W) _M	1.180	1.125	1.280	1.200		1.170
EHP (ps)	5,850	5,850	6,300	6,250		5,000
BHP (ps)	8,900	8,300	8,750	8,000		7,600

V_S = 14.0 Knots

V_S = 15.2 Knots

Fig. 2.2.7 に両A船型の伴流分布を示す。但しA-1船型の伴流分布は、SR159の研究時に三菱重工業㈱船型試験場に於て計測された結果である。

2.2.2 B船型の試験

(1) 供試模型及び試験

供試船は、 $L \times B \times d \times C_b = 210\text{m} \times 32.2\text{m} \times 12.38\text{m} \times 0.826$

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

のパナマックス・バルクキャリアー船型に対して、MCRのプロペラ回転数を122RPMとしたB-1船型、65RPMとしたB-4船型、回転数はB-4船型と同じであるが、船尾部をホグナー型船尾としたB-4H船型の3種類である。即ちB-1船型は従来型であり、B-4船型はプロペラ回転数を低回転として大直径プロペラを装備するためにスクリュアバーチャーとその前方を若干B-1船型より変更したものである。B-4H船型は船尾をさらに大直径プロペラに適したものにすることを目的とした改良船型である。

これらの船型の主要目及び試験状態をTable 2.2.4に、船体後半部線図及びプロペラ・舵配置図をFig 2.2.10に比較図として示す。なお前半部は球状船首型である。

(研究資料 No 320 P. 11 参照)

プロペラはMAU型プロペラ設計図表により前記(2.1.2)の条件で設計された。

またB-4型のプロペラはキャビテーション対策を考慮して54年度に改めて設計されB-4Wプロペラが製作されB-4H船型の自航試験にも使用された。

試験は昭和53年～54年度に、B-1船型、B-4船型は日本造船技術センター(目白水槽)、B-4H船型は石川島播磨重工業㈱技術研究所・船型試験水槽に於て実施された。

Table 2.2.4

MODEL SHIP		B-1		B-4		B-4H	
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAST	FULL	BALLAST
Lpp (m)		6.0000 (SHIP: 210)					
B (m)		0.9200 (SHIP: 32.2)					
DRAFT (m)	F.P.	0.3539	0.1066	0.3539	0.1065	0.3544	0.9200
	$\bar{\sigma}$	(SHIP: 12.386)	0.1666		0.1665		0.1665
	A.P.		0.2266		0.2265		0.2265
TRIM (% Lpp)		0	2.0	0	2.0	0	2.0
∇/∇_T (%)		100	44	100	44	100	44
∇_M (m ³)		1.61134	0.70899	1.61029	0.70853	1.6105	0.7086
S_M (NAKED) (m ²)		8.4061	6.0489	8.4053	6.0837	8.3991	5.9881
S_M (WITH APP) (m ²)		8.6069	6.2391	8.6067	6.2677	8.6001	6.1721
L/B		6.522					
B/d MIDSIP		2.60	5.526	2.60	5.526	2.60	5.526
C_B		0.825	0.771	0.824	0.771	0.824	0.771
C_P		0.828	0.778	0.828	0.778	0.828	0.778
C_M		0.996	0.991	0.996	0.991	0.996	0.991
C_W		0.892	0.843	0.892	0.843	0.892	0.843
ρ_{cb} (%LPP)		-2.619	0.997	-2.652	1.021	-2.708	1.041
PROP. IMMERSION, I/D		1.418	0.711	0.906	0.387	0.907	0.387
TEMP OF WATER (°C)		20.3	20.3	20.0	20.0	21.8	21.8

MODEL PROPELLER	B-1 (M.P. NO. 171)	B-4 (M.P. NO. 172)	B-4 & B-4W (M.P. NO. 172 & 180)
DIAMETER (mm)	180 (SHIP: 6.3 m)	245.7 (SHIP: 8.6 m)	245.7 (SHIP: 8.6 m)

(2) 試験結果とその比較

試験結果は全て B-1、B-4、B-4H の 3 船型の比較図として下記に示す。

プロペラ単独試験結果 Fig. 2.2.11
抵抗試験結果 Fig. 2.2.12
自航試験結果 (自航要素) Fig. 2.2.13
馬力等曲線 (EHP、BHP、RPM) Fig. 2.2.14
伴流分布 (プロペラ位置) Fig. 2.2.15

抵抗・自航試験及び馬力曲線は、Schoenherr の摩擦抵抗係数を用い模型一実船の相関係数は次の値により解析された。

$$\text{Full Load} : \Delta C_f = 0.0002, \quad 1 - W_s / 1 - W_M = 1.13$$

$$\text{Ballast} : \Delta C_f = 0.0003, \quad 1 - W_s / 1 - W_M = 1.16$$

なお、実船のプロペラは最適要目のものを特に再設計せず、さきに示した設計法によるそれぞれの模型プロペラ特性を単に実船寸法に換算した。(Table 2.2.5) また、M.P.B-4W による試験の結果は馬力曲線の推定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比べることと、後述するプロペラ起振力の実験の作動点を求めるために用いられた。

Fig. 2.2.11 に示すプロペラ単独試験結果は、本シリーズの自航試験を実施した前記の水槽で試験されたもので、自航試験の解析に用いられた。Fig. 4.1.2 に示す同様のプロペラに対する単独試験結果は、船舶技術研究所 (三鷹水槽) で実施された試験の結果であり、使用模型プロペラは要目、形状は上記自航試験用のものと同一であるが、キャビテーションの研究用として別途に製作されたものである。

伴流分布計測結果 (Fig. 2.2.15) から求めたプロペラ半径方向の平均伴流を Fig. 2.2.16 に、B-4 と B-4H 船型については 0.9 R、0.7 R、0.5 R の位置における伴流のプロペラ回転方向の変化を Fig. 2.2.17 に比較してある。

なお、これらの試験のほか B-1 船型はトルク・スラスト等のアナログ記録、プロペラ荷重度変更試験、B-4H 船型は波形解析等も実施されているが本報告書の図には示していない。

(研究資料 No 320、329 参照)

Table 2.2.6

CONDITION	FULL LOAD			BALLAST			
	MODEL	B-1	B-4	B-4H	B-1	B-4	B-4H
K		0.27	0.29	0.26	0.27	0.27	0.21
γ_w		0.0009	0.0009	0.0009	0.0026	0.0026	0.0030

 $(F_N = 0.174)$ $(F_N = 0.191)$

CONDITION	FULL LOAD			BALLAST			
	MODEL	B-1	B-4	B-4H	B-1	B-4	B-4H
1 - t		0.800	0.772	0.820	0.785	0.785	0.825
1 - W		0.577	0.619	0.645	0.555	0.588	0.595
η_R		1.045	1.025	1.015	1.045	1.010	1.010
η_{OM}		0.505	0.639	0.655	0.514	0.652	0.656

 $(F_N = 0.174)$ $(F_N = 0.191)$

CONDITION	FULL LOAD			BALLAST			
	MODEL	B-1	B-4	B-4H	B-1	B-4	B-4H
ΔC_F		0.0002	0.0002	0.0002	0.0003	0.0003	0.0003
$(1-W)_S/(1-W)_W$		1.15	1.13	1.13	1.19	1.16	1.16
EHP (ps)		11,350	11,400	11,500	12,700	12,650	12,700
BHP (ps)		18,150	15,900	15,350	19,400	16,600	16,100

 $(V_S = 16.5 \text{ Knots})$ $(V_S = 18.0 \text{ Knots})$

2.2.3 考 察

(1) A船型

SR159で使用されたM.S.3330の船尾形状を、低回転(85RPM)大直径(従来型の直径の27%増)プロペラを装備可能な形状に変更した船型による予備試験結果からは次のことがわかった。即ち船体の抵抗は殆んど変化せずにプロペラ効率が向上したために、結果的には馬力が約8%改善された。然しながら1-tと1-Wが悪くなり船殻効率 η_H は約20%悪くなっており、折角のプロペラ効率向上のかなりの部分が失われていることがわかった。(Table 2.2.3参照)

(2) B船型

主要寸法をSR174で改めて選定したB船型について、A船型よりさらに低回転(65RPM)、大直径(従来型の37%増)プロペラとした場合を検討した。

先づ、原型として設計したB-1船型と、その船尾の一部を変更して大直径プロペラが装備出来るようにしたB-4船型の比較試験を実施し、その結果から次のことがわかった。

船尾部の変更により船体の抵抗は若干(EHPで約0.5%)増加したが、推進効率が向上したため馬力(BHP)は約12%低減した。推進効率の内訳をみるとA-2船型の場合同様にプロペラ効率の大巾な上昇にもかかわらず船体効率の低下がいちじるしく、期待した程推進効率が良くならなかった。

(Table 2.2.6 参照)

そこで、船尾部を hogner 型に改良して伴流利得の向上を期した B-4H 船型が設計された。その結果は B-4 船型よりさらに馬力(BHP)が約3%改善された。内訳はねらいと異なり 1-W は原型 B-1 船型より幾分悪くなったが代りに 1-t が数%改善されている。また、プロペラ1回転中の伴流の変化を考えると、Fig. 2.2.17における比較から全体的にみて特に 0.7R から 0.9R にかけて B-4H 船型の方が回転軸 θ に対して変化がゆるやかである。これはプロペラキャピテーションや起振力の点で有利と思われる。

(3) 低回転・大直径にした場合の推進性能上の効果、プロペラ効率の向上をねらってプロペラ回転数を下げた場合に、どれ程の馬力低減が期待出来るかを検討してみる。そのためにMAUプロペラの設計図表を用いB船型の要目に準じた条件で算出すると、回転数(N)を変えた場合の最適プロペラ直径(D_p)はFig.2.2.18に、ブタプロペラ効率(η_p)はFig.2.2.19に示すようになる。同図中には馬力を17,000PSから15,000PSに変えた場合の値も参考のために記入してある。これらの図から、Nを下げた場合の最適D_pとη_pの概略値を知ることが出来る。

一般に、プロペラ直径が増加するとプロペラの伴流の外に出る部分が増すので有効伴流は減少する。即ち1-Wは大きくなる。上記のD_pやη_pの図表は、1-W_s=一定としてあるから、この点は考慮されていない。そこで、1-W_sを変化したときのD_pとη_pの値をFig.2.2.20に示す。1-W_sが変化すると当然、

$$\text{全効率}\eta = \eta_p \frac{1-t}{1-W_s} \cdot \eta_R$$

中の1-W_sも変化する。従って1-t=一定、η_R=一定と仮定しη∝η_p/1-W_s≡η'としてη'を同図中に示す。

さらに、さきの図表作成の際仮定したプロペラの展開面積比(Exp.A.R)馬力(P)、船速(V_s)を変えた場合のη_pの変化をFig.2.2.21,2.2.22,2.2.23に示す。

いずれを変えた場合もη_pに及ぼす影響はNや1-W_sを変えた場合に比較して少ないことがわかる。また、これらの図中には基準とした条件(添字:0を付す)からの変化率を各縦軸に記入してある。

これらの図から明らかなように1-Wが全効率ηに及ぼす影響は大きい。プロペラ直径を増した場合の1-Wの変化は例えばFig.2.2.16に示した半径方向の平均伴流の分布から傾向は推測出来る。然しながら伴流分布図から求めた所謂公称伴流W_nと自航試験から求めた有効伴流W_eとは必ずしも一致しない。(Fig.2.2.24)このことは、実船伴流の正確な推定さらに実船馬力、回転数の正確な推定にもかゝらわってくる。

以上のように細かな問題は残されているが、本シリーズの結果を大局的にみると、次のようになっている。

プロペラ回転数を122回転から、ほぼ半分の65回転にした場合、プロペラ直径は約40%増加し、プロペラ効率は単独状態で13%~18%増加する。一方伴流係数1-Wが5~10%増加し、そのためにプロペラ効率がさらに3~7%増し、船殻効率が5~10%減少する。推力減少率1-tと船殻効率比η_Rとは、それぞれ増減の割合はほぼ等しくなっており、全効率では10~15%の増加となる。

船体抵抗は、ほぼ変化がないので、全効率の変化分だけ軸馬力が減少している。

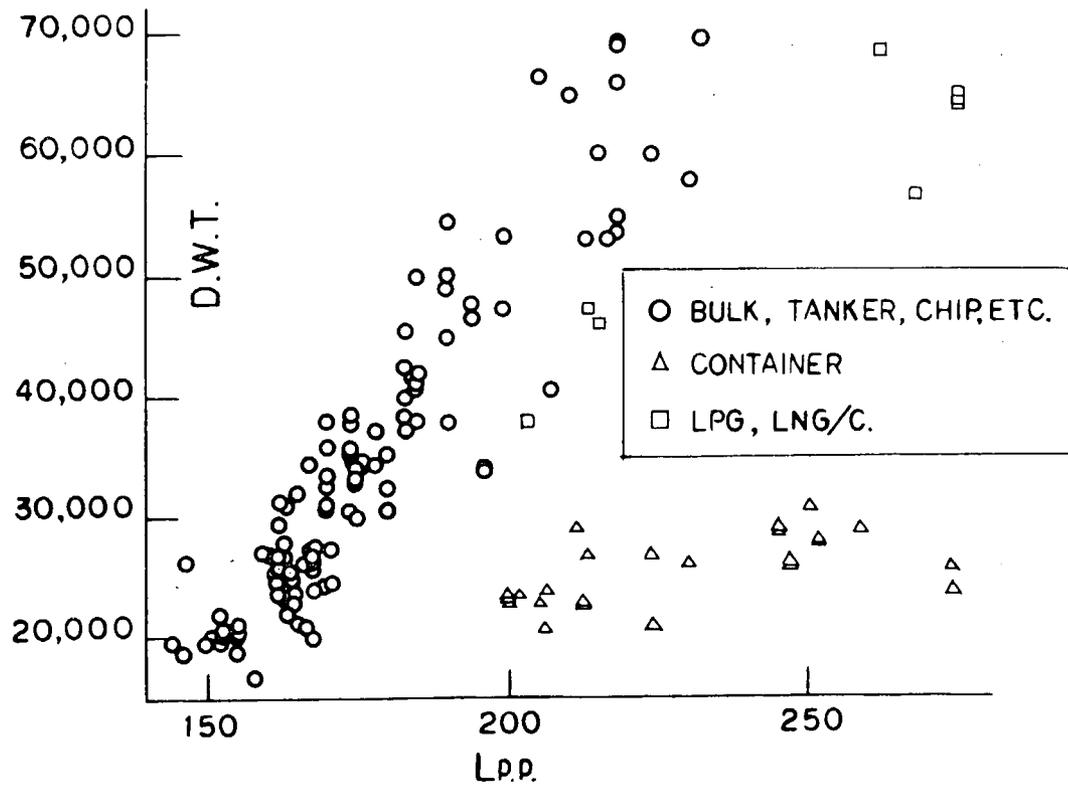


Fig. 2.1.1 Relation of Dead Weight and Lpp

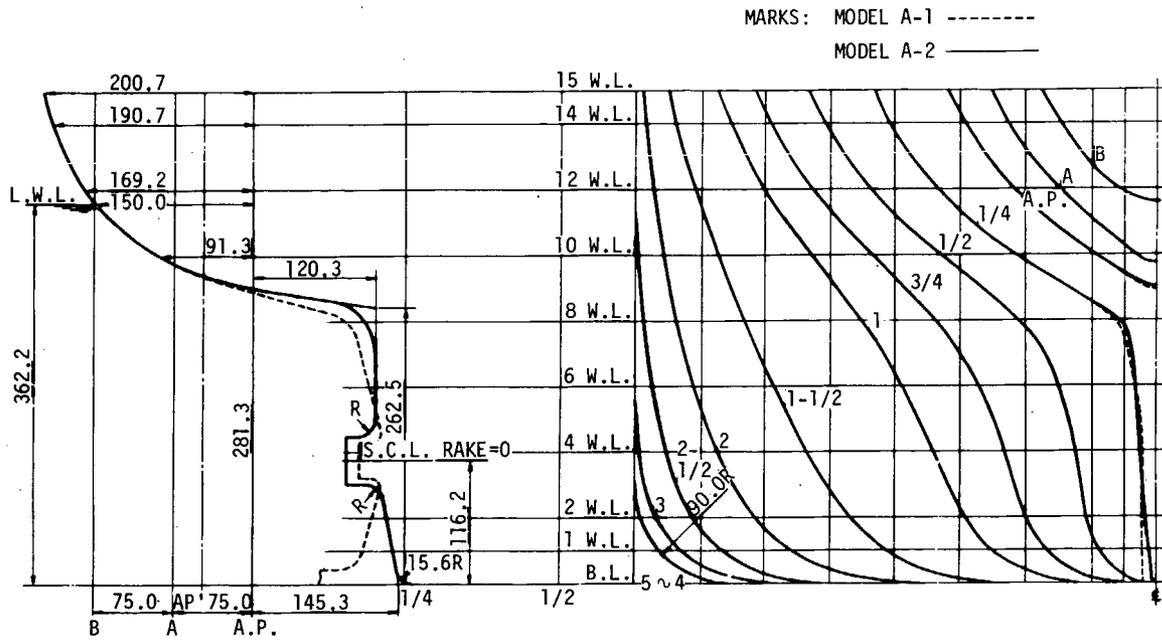


Fig. 2.2.1

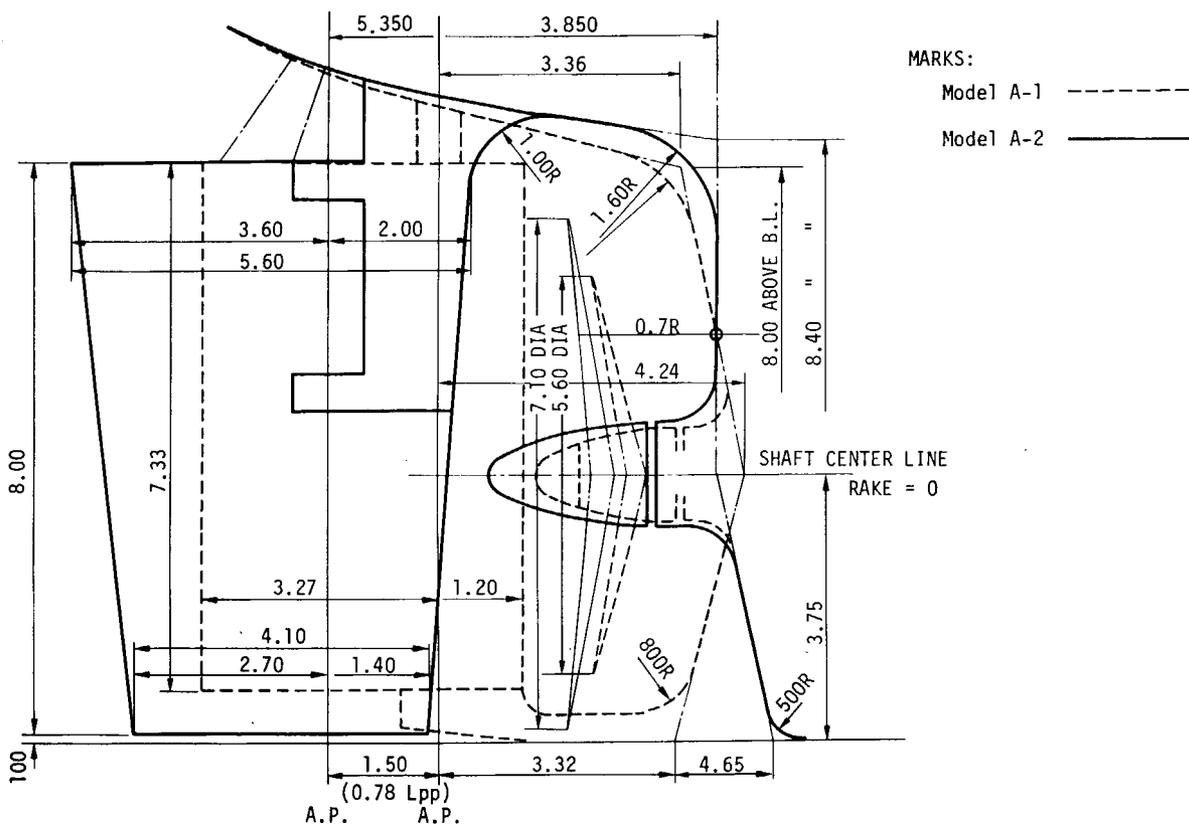


Fig. 2.2.2

Table 2.2.2

MODEL PROPELLER	A-1 (M.P. 2171)	A-2 (M.P. 2185)
DIAMETER (m)	0.2042 (SHIP: 5.60)	0.2219 (SHIP: 7.10)
PITCH RATIO	0.7143 COST.	0.812 CONST.
BOSS RATIO	0.180	0.180
EXPANDED AREA RATIO	0.665	0.492
MAX. BLADE WIDTH RATIO	0.301	0.223
BLADE THICKNESS ARATIO	0.050	0.0465
ANGLE OF RAKE	10°-0	5°-0
NUMBER OF BLADE	5	
BLADE SECTION	MAU	
DIRECTION OF TURNING	RIGHT-HANDED	

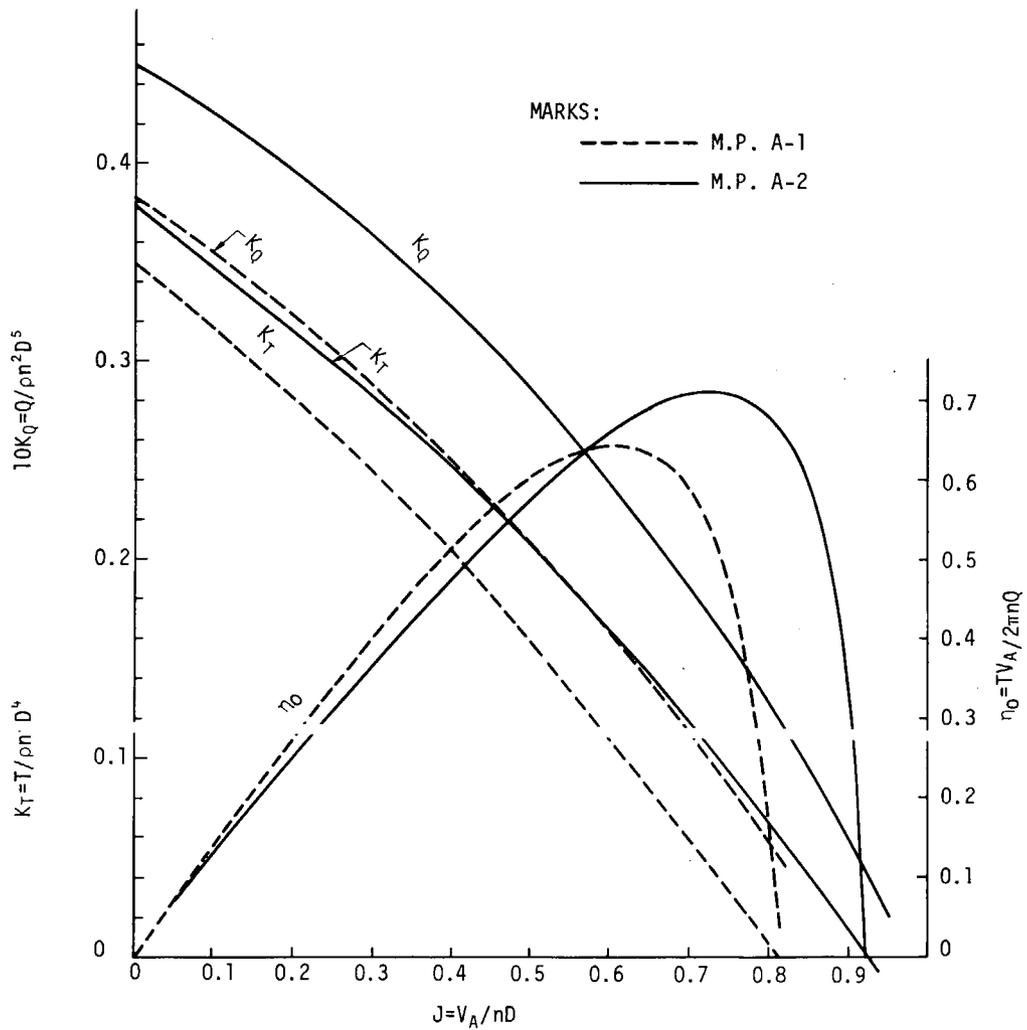


Fig. 2.2.3

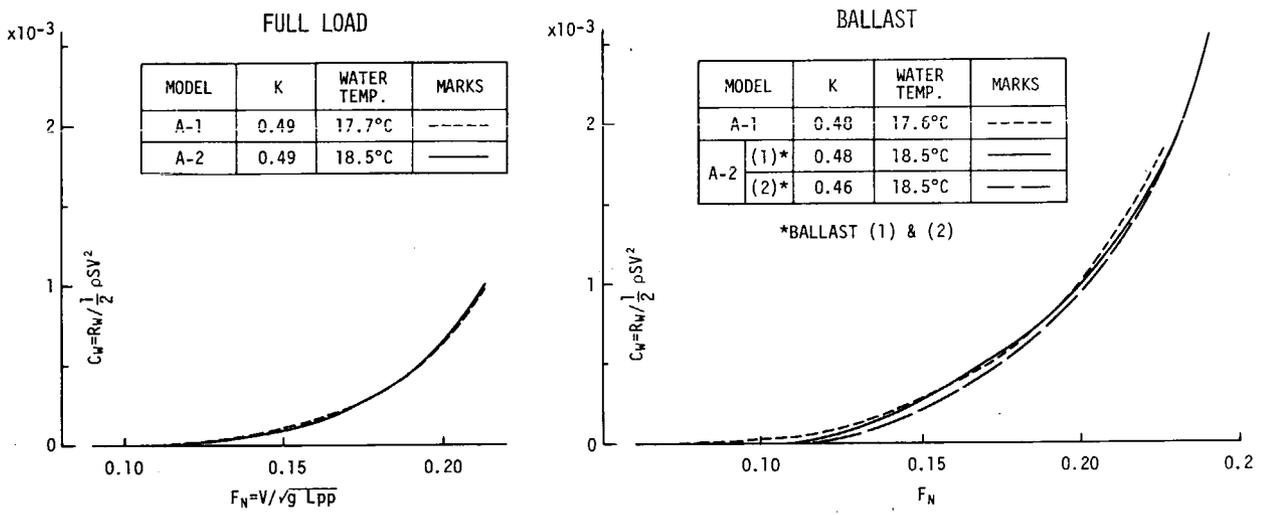


Fig. 2.2.4

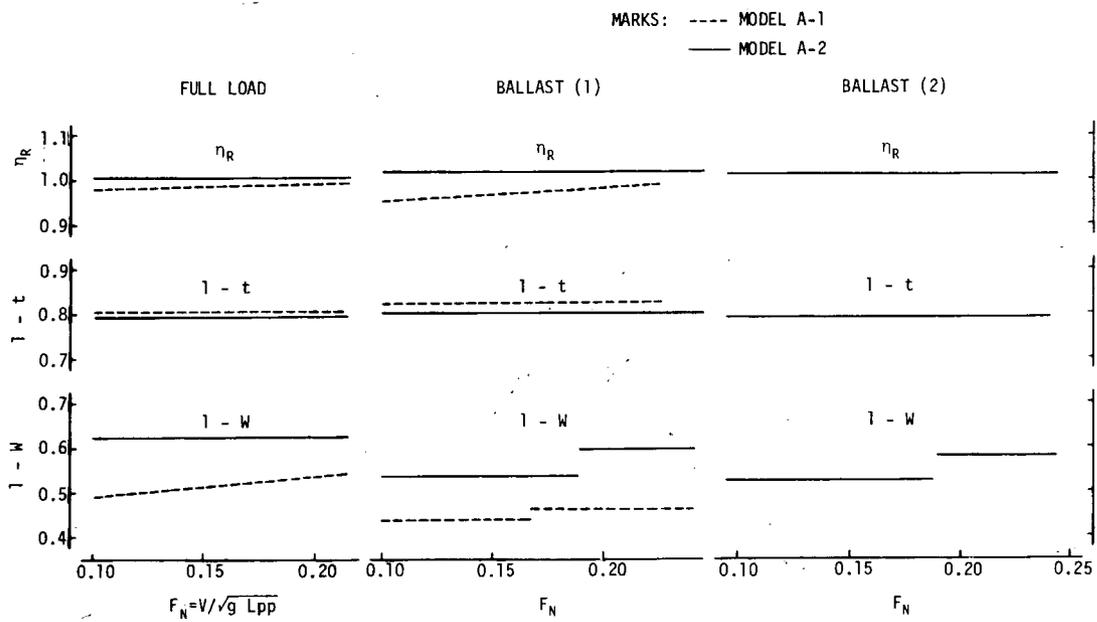


Fig. 2.2.5

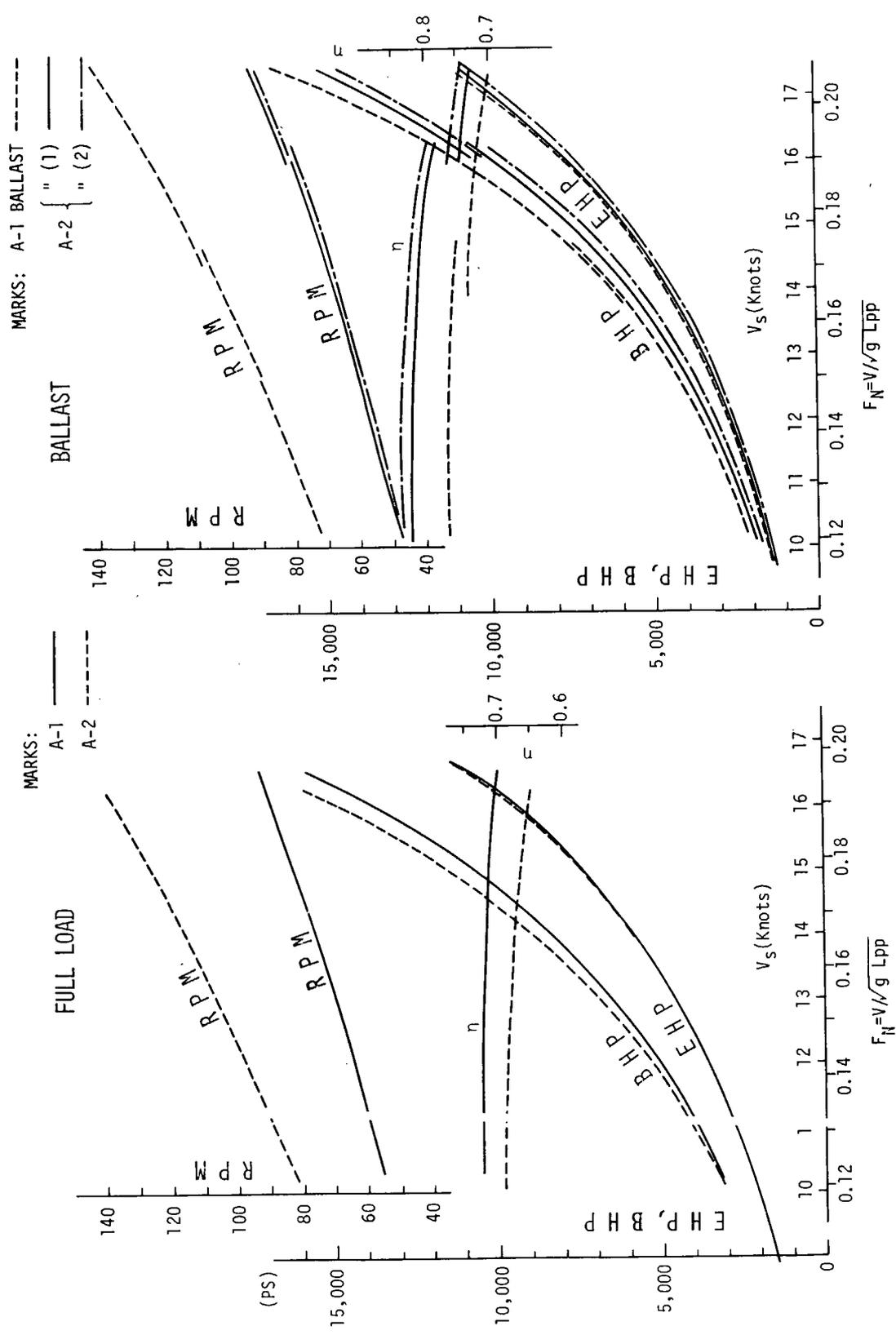
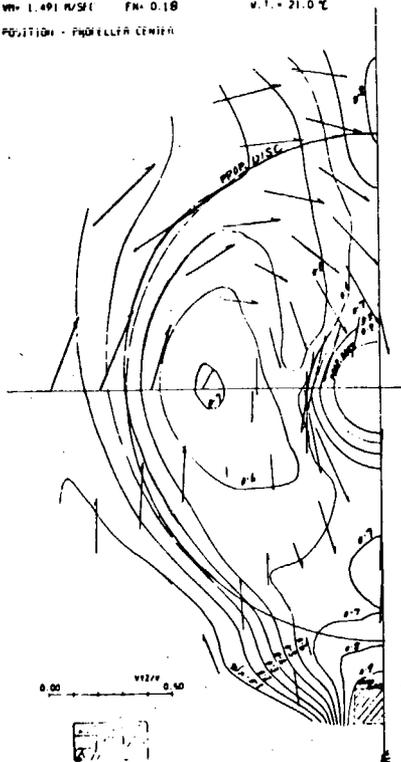


Fig. 2.2.6

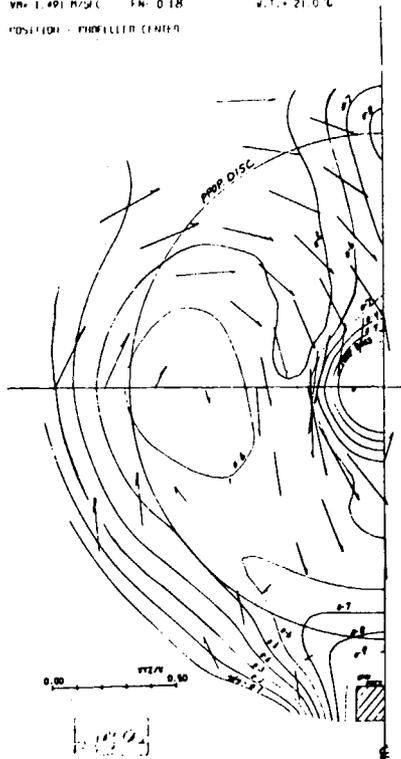
FULL LOAD

M. 2401 FULL LOAD EVEN KEEL
 TWS. 691 SMPH DATE - 1976.10.14
 VM = 1.491 M/SEC FN = 0.18 W.T. = 21.0°C
 POSITION - PROPELLER CENTER



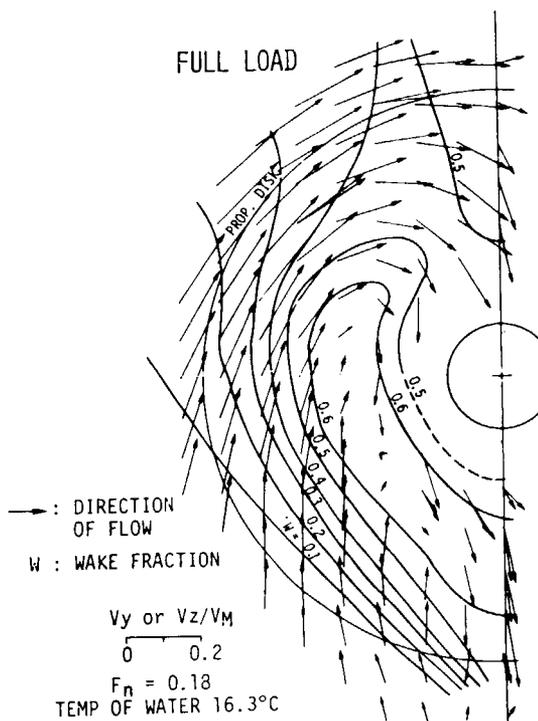
BALLAST

M. 2401 44Z FULL LOAD
 TWS. 691 SMPH DATE - 1976.10.14
 VM = 1.491 M/SEC FN = 0.18 W.T. = 21.0°C
 POSITION - PROPELLER CENTER

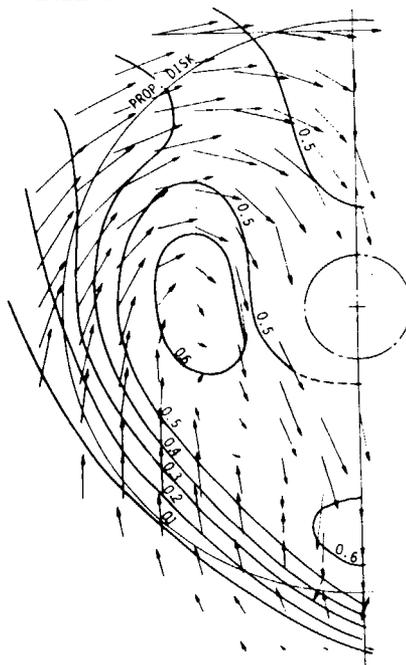


A - 1

FULL LOAD



BALLAST (2)



A - 2

Fig. 2.2.7

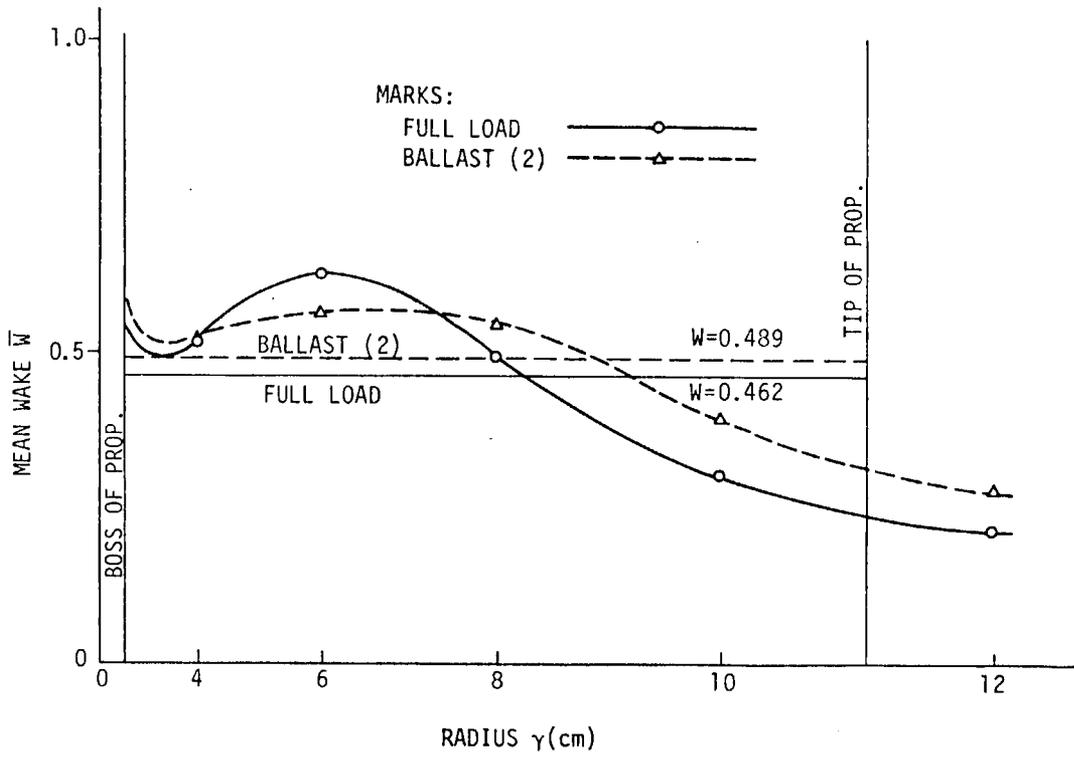


Fig. 2.2.8

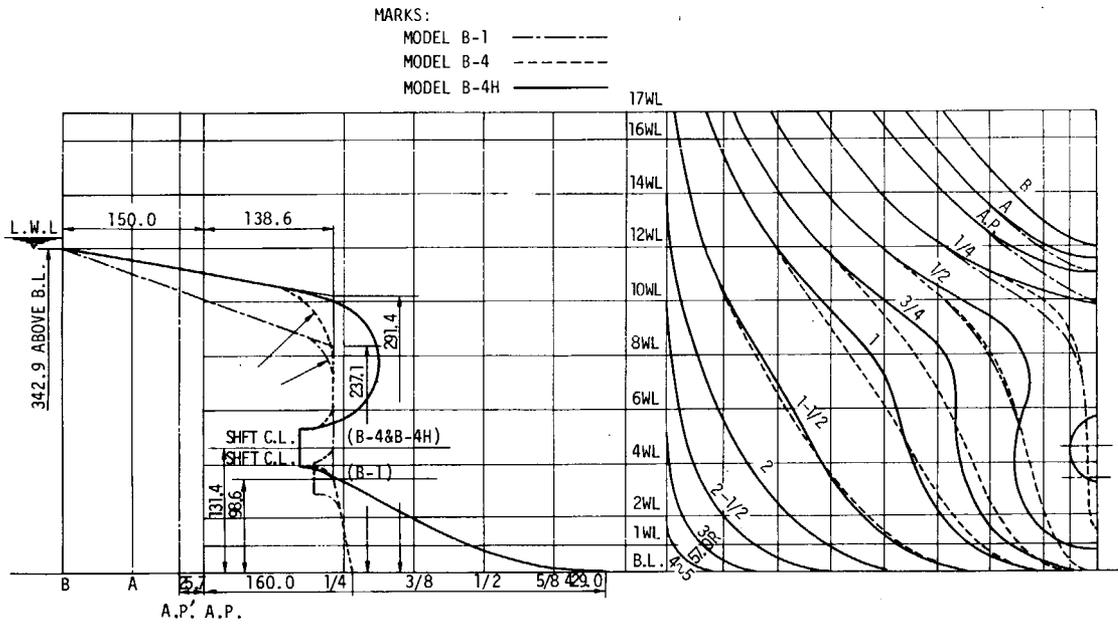


Fig. 2.2.9

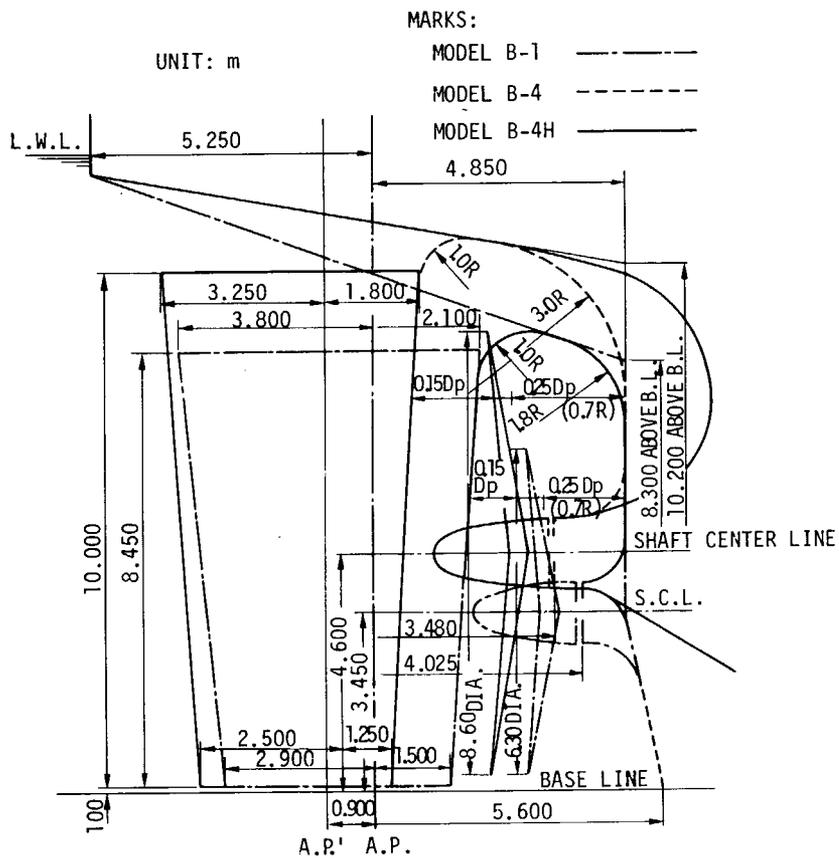


Fig. 2.2.10

Table 2.2.5

MODEL PROPELLER	B-1 M.P. No. 171	B-4 M.P. No. 172	B-4W M.P. No. 180
DIAMETER (m)	0.1800 (SHIP: 6.300)	0.2457 (SHIP: 8.600)	
PITCH RATIO	0.6447 (CONST.)	0.8941 (CONST.)	0.8941 (DECREASED)
BOSS RATIO	0.1762	0.1512	
EXPANDED AREA RATIO	0.5480	0.4573	
MEAN BLADE WIDTH RATIO	0.2090	0.1693	
BLADE THICKNESS RATIO	0.0551	0.0429	
ANGLE OF RAKE	5°		
NUMBER OF BLADE	5		
BLADE SECTION	MAU		
DIRECTION OF TURNING	RIGHT - HANDED		

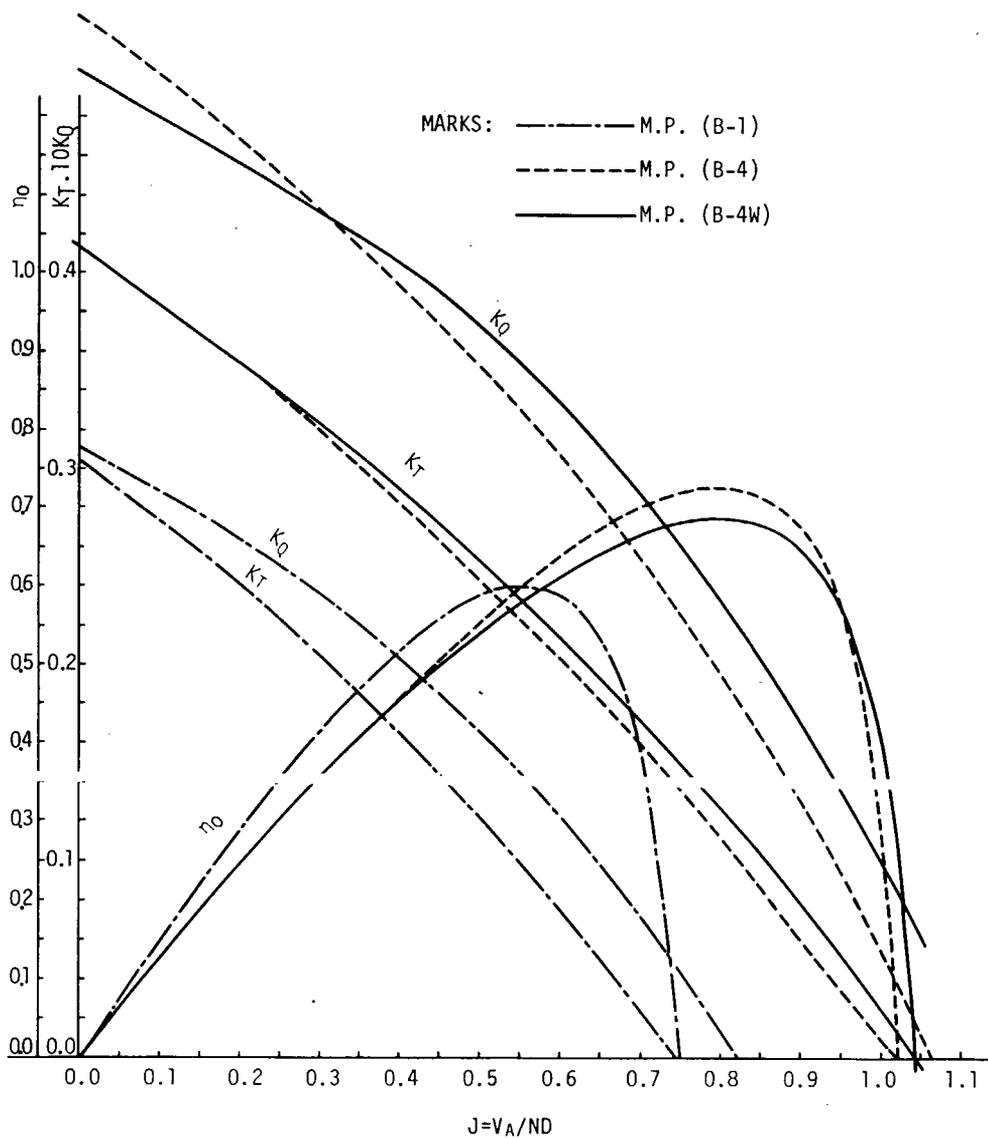


Fig. 2.2.11

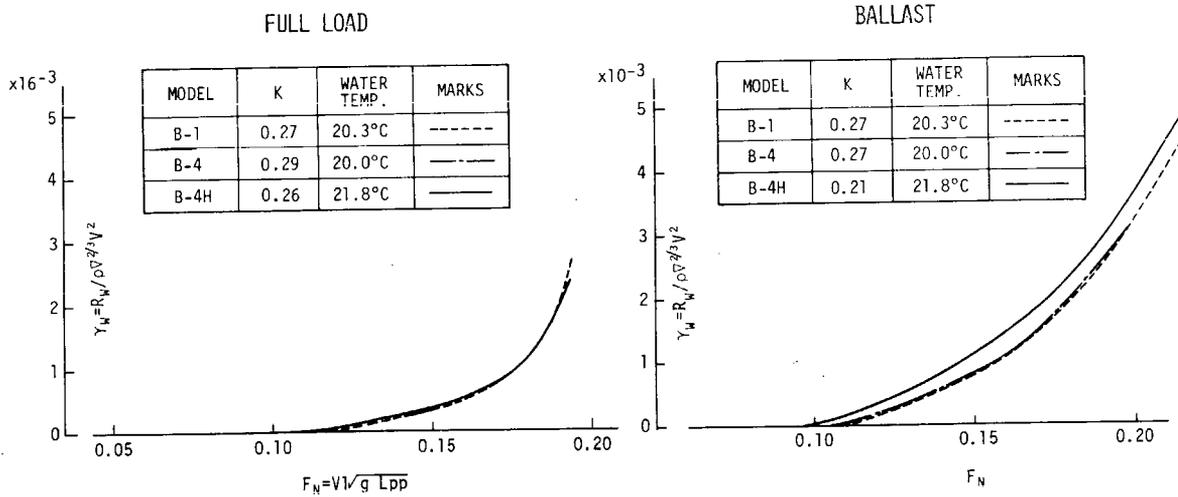


Fig. 2.2.12

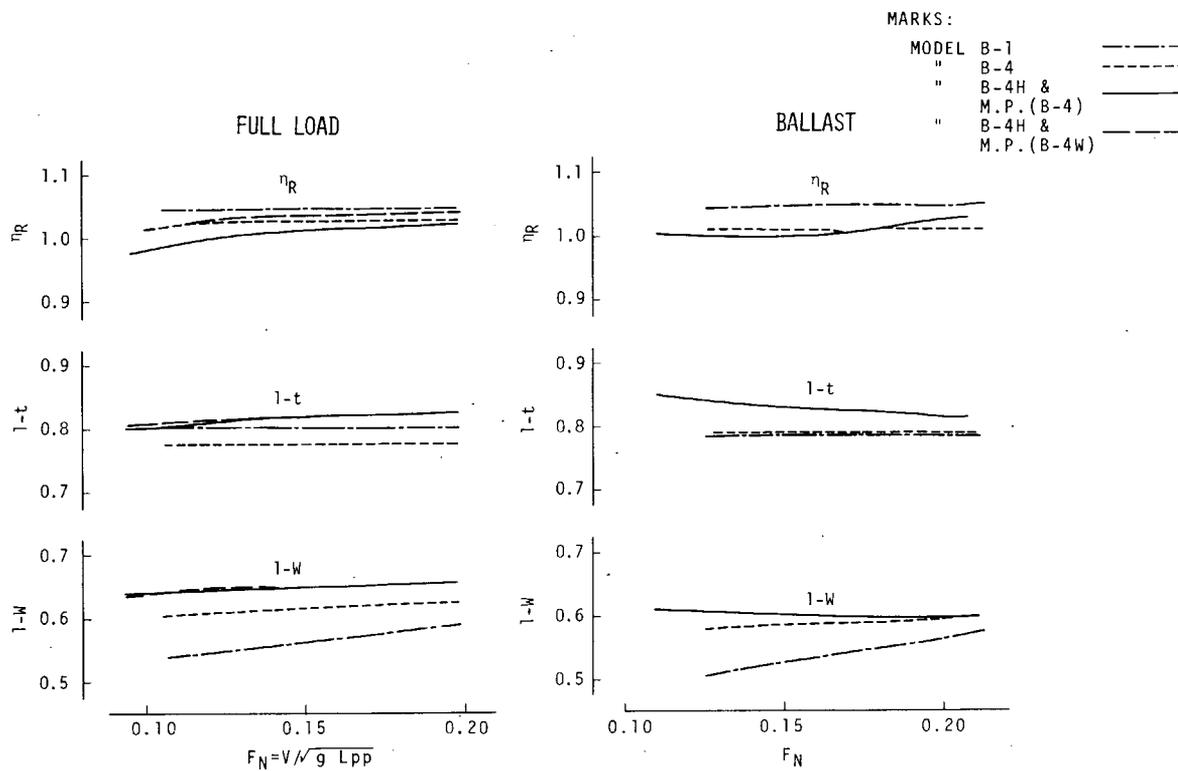


Fig. 2.2.13

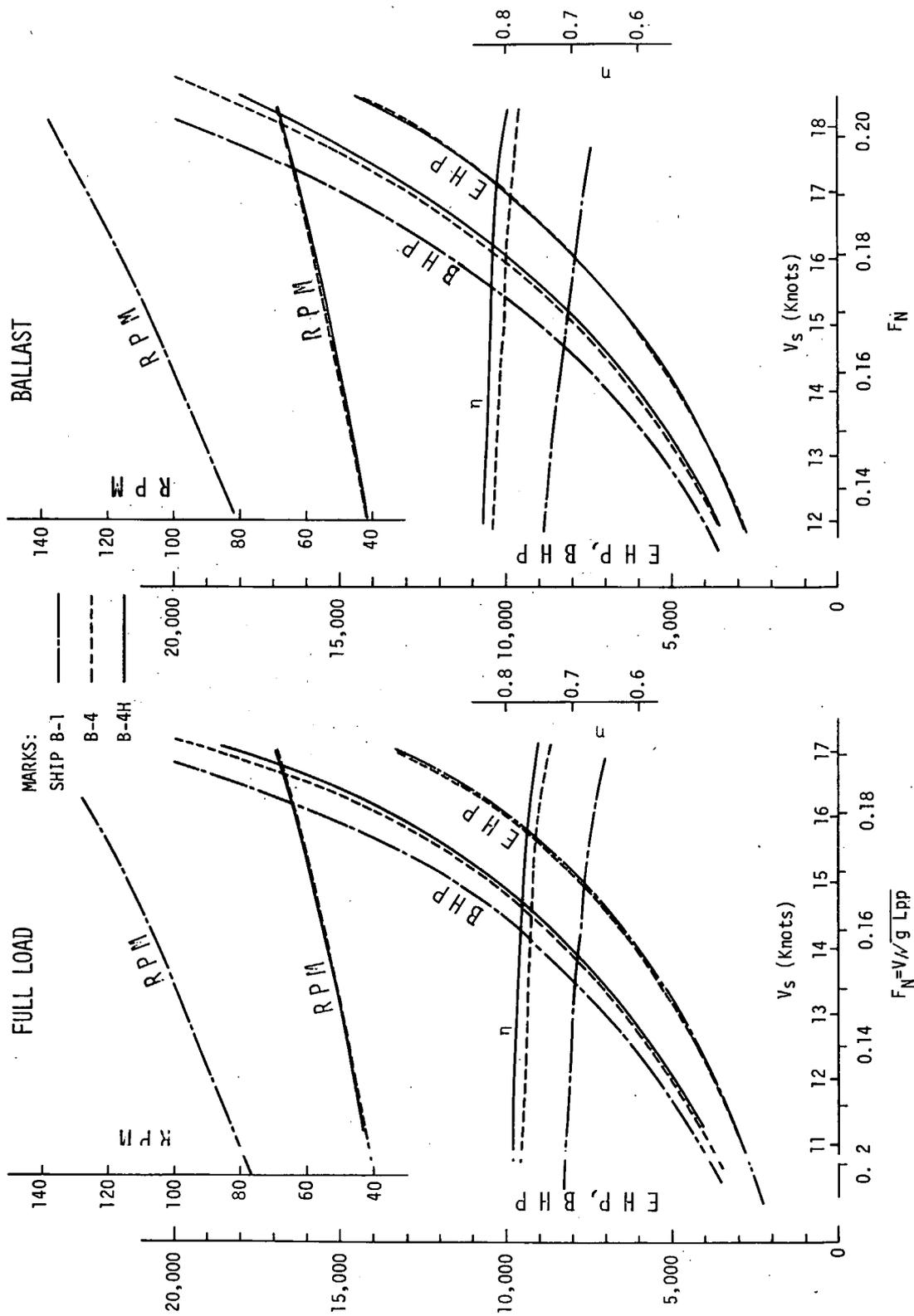
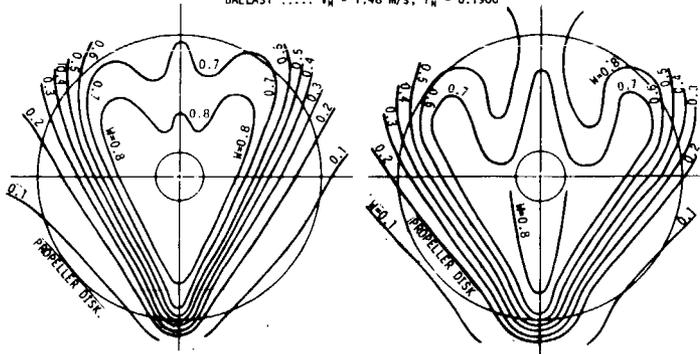


Fig. 2.2.14

MODEL B-1

REMARKS:

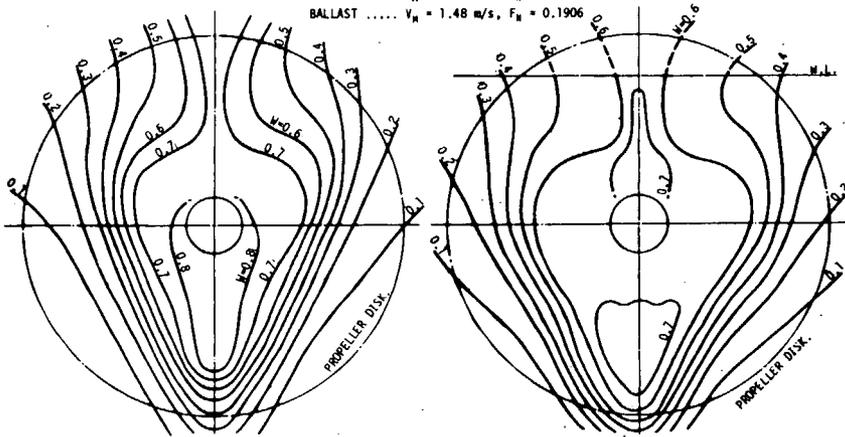
- 1) LOCATION OF PITOT TUBE AT 86.8 mm BEFORE A.P.
- 2) TEMP. OF WATER = 22.0°C
- 3) FULL LOAD ... $V_H = 1.35$ m/s, $F_N = 0.1739$
- BALLAST $V_H = 1.48$ m/s, $F_N = 0.1906$



MODEL B-4

REMARKS:

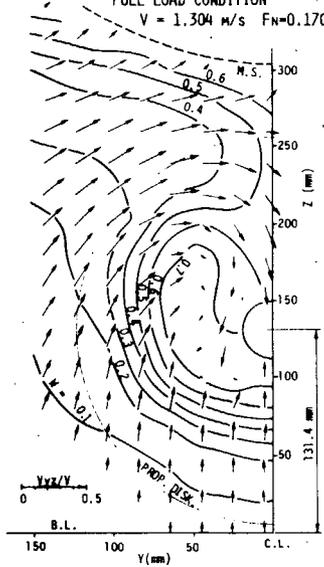
- 1) LOCATION OF PITOT TUBE AT 67.3 mm BEFORE A.P.
- 2) TEMP. OF WATER = 20.5°C
- 3) FULL LOAD ... $V_H = 1.35$ m/s, $F_N = 0.1739$
- BALLAST $V_H = 1.48$ m/s, $F_N = 0.1906$



MODEL B-4H

FULL LOAD CONDITION

$V = 1.304$ m/s $F_N = 0.170$



BALLAST CONDITION

$V = 1.459$ m/s $F_N = 0.190$

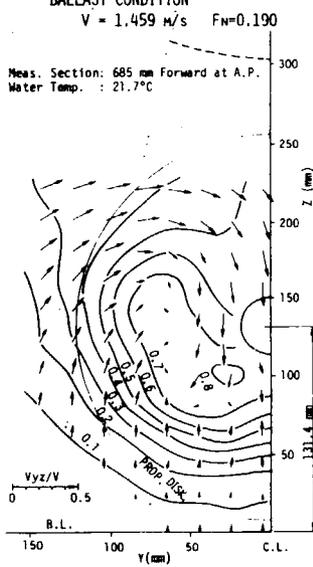


Fig. 2.2.15

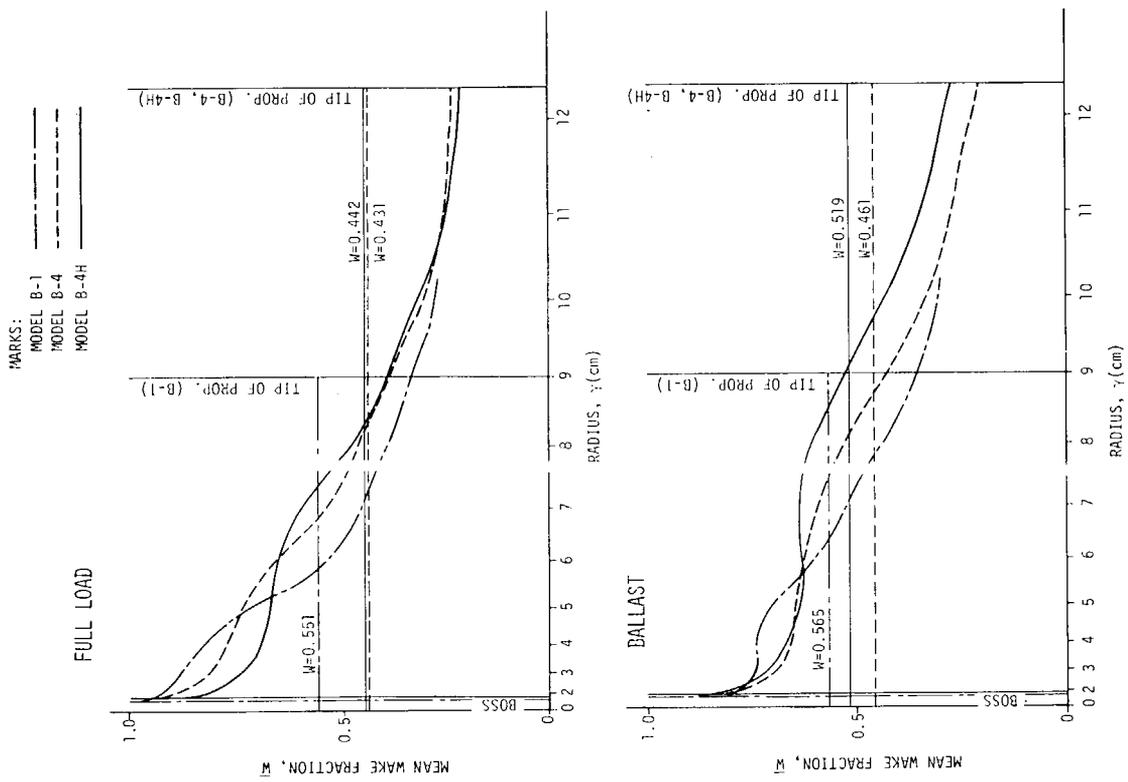


Fig. 2.2.16

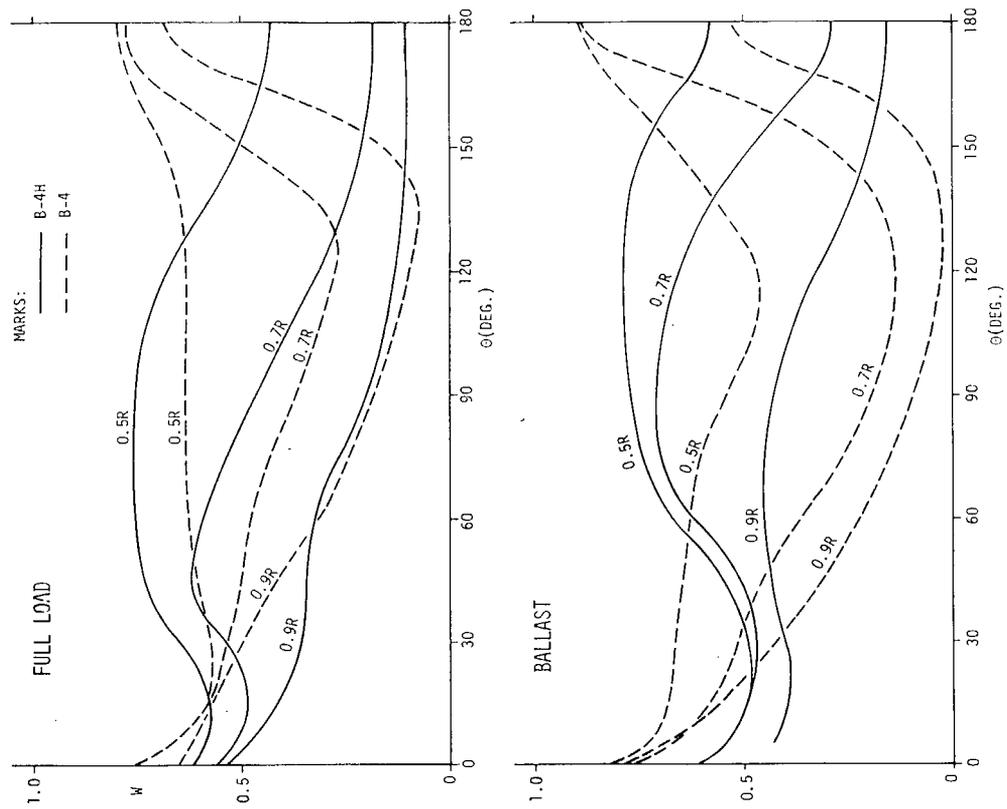


Fig. 2.2.17

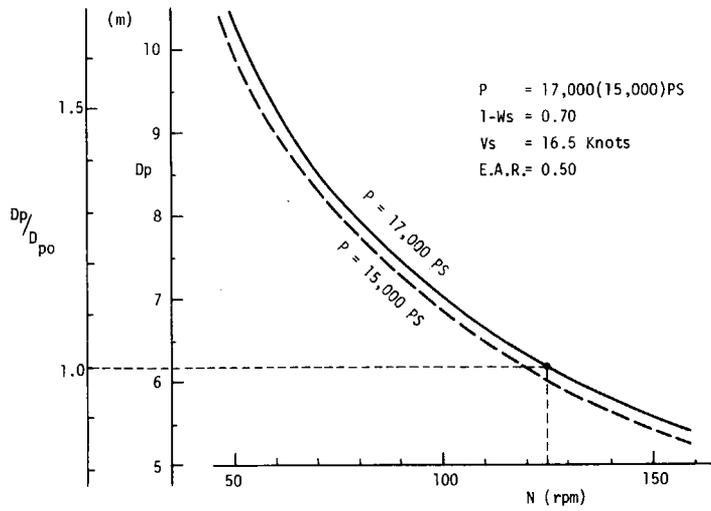


Fig. 2.2.18

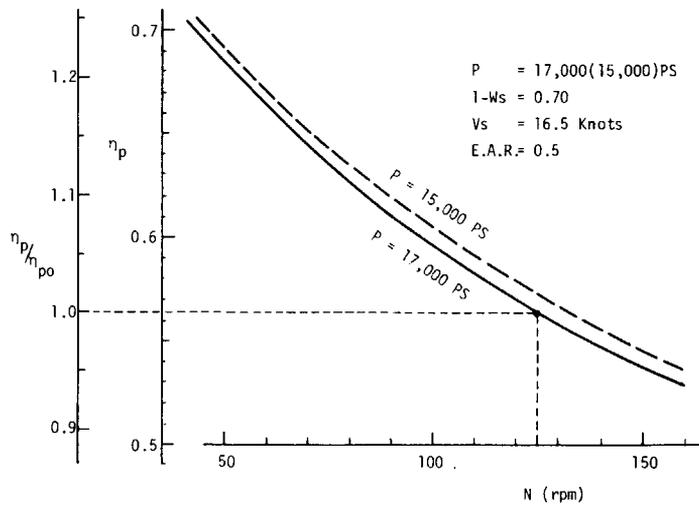


Fig. 2.2.19

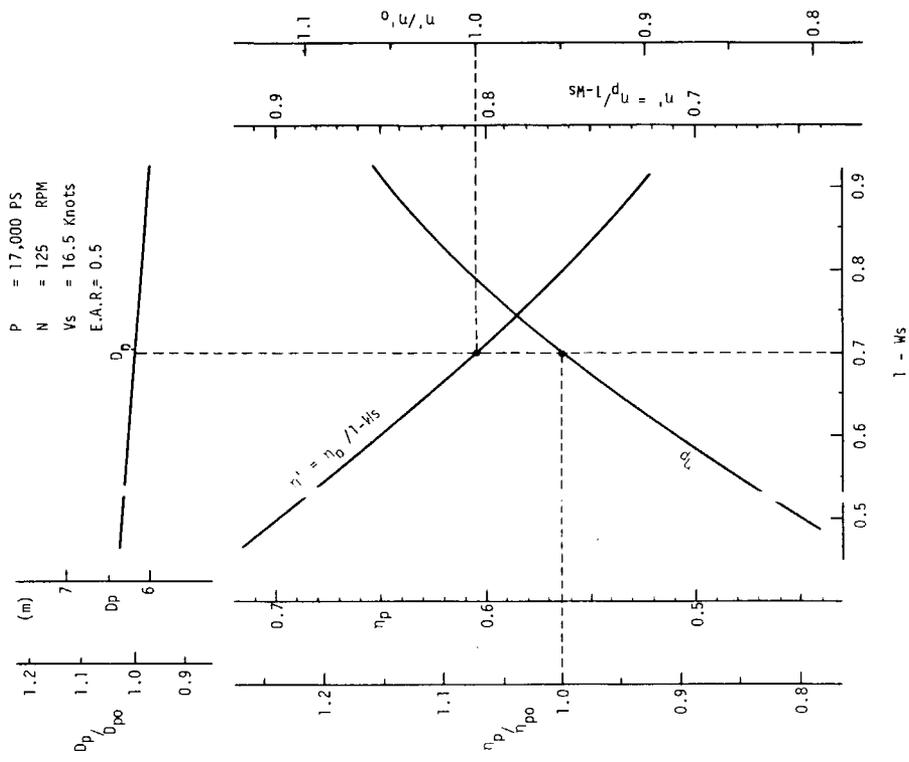


Fig. 2.2.20

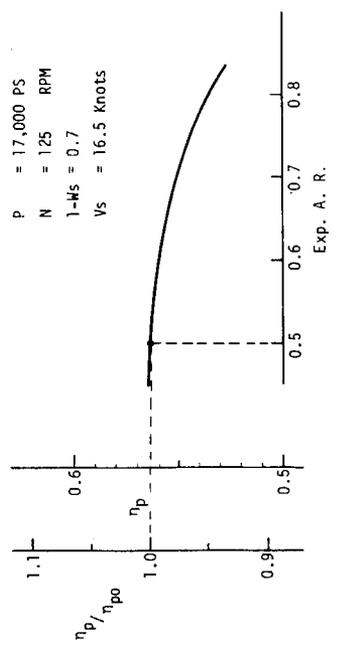


Fig. 2.2.21

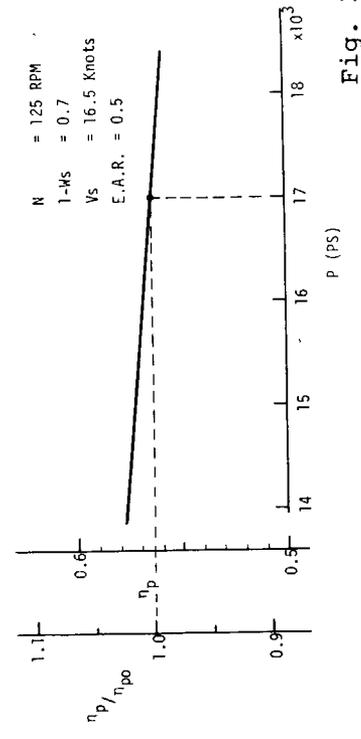


Fig. 2.2.22

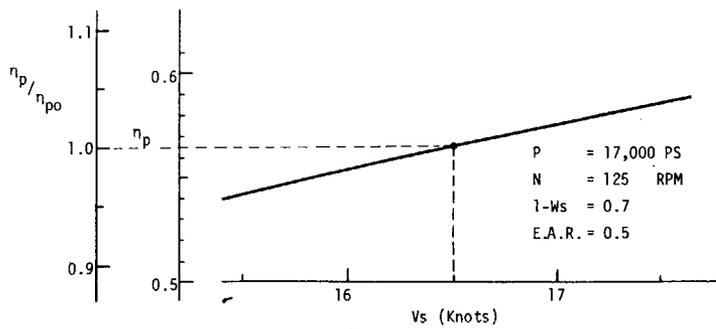


Fig. 2.2.23

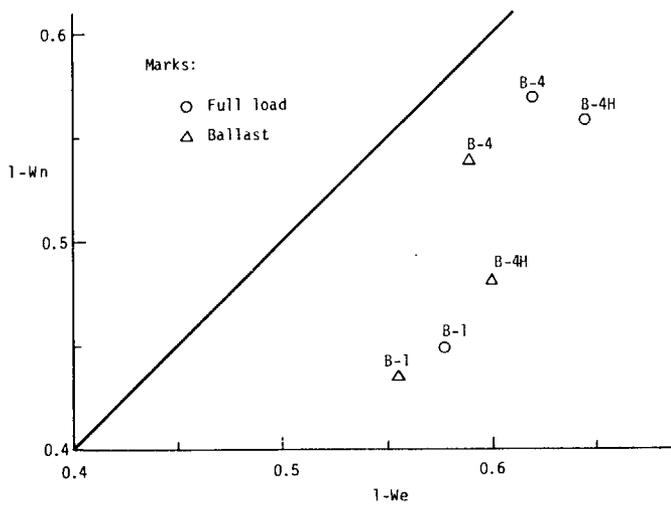


Fig. 2.2.24

2.3 自航推進性能の理論計算

2.3.1 計算結果のまとめ

昭和53、54年度に合計5隻の船について、推進性能の理論計算を行なった。日本造船技術センター及び石川島播磨重工業(株)技術研究所における実験から得られた推進諸係数をTable 2.3.1に示す。A-1はSR-159型船型($L_{pp}=7m$, $C_B=0.8017$)で、A-2はA-1を母型として、船尾をわずかに切り上げて、相対的に26.8%大きな直径のプロペラを装備した船型($L_{pp}=6m$, $C_B=0.802$)であ、A-1、A-2の想定実船は $L_{pp}=192m$ である。B-1は、パナマックス型撒積船型($L_{pp}=6m$, $C_B=0.825$)で、普通の直径のプロペラを装備した船であり、B-4はB-1のプロペラ直径の36.5%増のプロペラを装備し、船尾を大きく切り上げた船型($L_{pp}=6m$, $C_B=0.824$)となっている。またB-4Hは、B-4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、ホグナー型船尾を採用した船型($L_{pp}=6m$, $C_B=0.824$)で、B-4と同じプロペラを使用しており、B-1、B-4、B-4Hの想定実船は $L_{pp}=210m$ となっている。

Table 2.3.1 から、大直径プロペラをつけると、 $1-W_T$ が増加するため、 η_H が減少するにも拘らず、 η_0 の増加の方が大きいために、推進効率 η は向上していることが分る。A-2はA-1より η で6.2%良くなり、B-4、B-4HはB-1より約12%程良くなっている。これは、A-2の船尾改良がわずかであったため、 η_H の減少が大きかった事に原因があり、B-4、B-4Hでは船尾改良がかなりうまく達成されているためと考えられる。

次に理論計算法について簡単に述べる。Fig. 2.3.1 は自航推進性能計算の流れ図を示す。入力データは、船体、プロペラ及び舵の形状、更に船速V、模型船の全抵抗からSFCを引いた抵抗 R_T^0 及びプロペラ面の伴流率分布 $\bar{w}_n(r, \theta)$ である。まず船体を表わす吹出し分布 $m(\xi, \eta)$ とプロペラ単独性能を計算する。単独性能の結果を用いて、予想推力 $T (=R_T^0 + \Delta R)$ に対応するプロペラの回転角度 Ω とプロペラ面から出る自由渦のピッチ h を求め、境界条件からプロペラの渦分布 $\Gamma(r, \theta)$ と舵面の渦分布 $r(y, u)$ を求め、プロペラの推力T、トルクQ、船体に作用する全抵抗 R_H 、舵に働く抗力 F_{RX} を求め、自航条件が満足されると推進諸係数やDHPから計算される。

Table 2.3.2 及び 2.3.3に、均一伴流分布として計算された $F_n=0.180$ における各船の模型船と想定実船の推進性能の比較を示す。これらの記号の中で、 D_2 は舵の粘性抗力、 D_3 は厚みのある舵がプロペラ後流の中にあるために生ずる抗力 F_s は前縁推力であり、 $F_{RX}=D_2 + D_3 - F_s$ の関係がある。模型船の場合の n とDHPは、想定実船と模型船の寸法比 α と模型船の自航状態におけるプロペラ回転数 $N_m(r.p.m)$ を用いて、次式

$$n = \Omega_m / \sqrt{\alpha}$$

$$DHP = 1.025 \times 2\pi \Omega_m \theta \alpha^{3.5} / 75$$

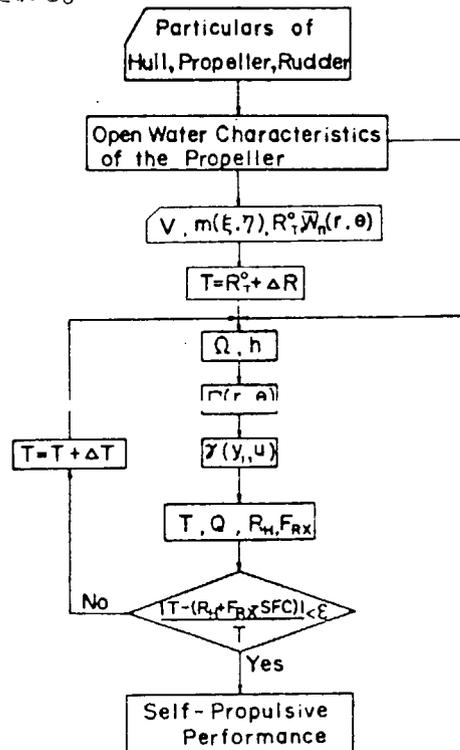


Fig. 2.3.1 Flow Chart for Calculating propulsive performance

によって、実船の場合に換算された値を示している。また模型船の W_n （均一）は、比較しやすいように Table 2.3.1 の W_T と一致させ、実船の W_n は矢崎の図³⁾を用いて推定された値である。

A-1とA-2を比較すると、A-2の方が約13%効率が良くなっている。 η_H の減少より、 η_0 の増加が大きいためであることは、実験値と同様であるが、実験値より誇張された形で得られている。B-1とB-4、B-4Hを比較すると、B-4、B-4Hは推進性能上の差はわずかで、B-1より η で約18%向上している。本理論計算法は、船の全抵抗及び伴流率を実験又は何らかの推定法によって求めて、これらを入力データとして用いているが、以上の計算例からも分るように、大直径プロペラを持つ船の推進性能を、少なくとも定性的には、かなり良く推定しうることが分った。また理論計算は、舵の抗力等、普通の自航試験では計測できない量も求められるという利点もある。

2.3.2 自航推進性能の簡易計算法

従来用いてきた推進性能計算プログラムは、九大のFACOM M-200計算機を用いれば、1船速に対して、計算時間約5分間、2,000円程度の費用で推進性能を求めることが可能であるが、これを企業のIBM 370-168の計算費用に換算すると約15万円に当るそうである。これでは初期設計の段階で、手軽に計算しにくいと、いくつかの単純化を行なって、簡易計算法のプログラムを作成した。これによると九大の計算機で約30秒間、400円で1船速に対する計算が可能となる。この計算法では次のような点で簡易化または改良されている。

- ① プロペラ面の伴流分布を均一分布とする。このため $\eta_R \equiv 1.0$ となるが、計算は非常に早くなり、伴流分布の入力が不要となる。
- ② 船体の吹出し分布は、船体後半部だけを考慮する。推進性能の問題では船体前半部は、ほとんど影響しないためである。
- ③ 舵がプロペラに及ぼす影響は、舵の厚みだけとし、舵の荷重の影響は小さいために考慮しない。
- ④ 舵の厚みの影響が、従来の計算法では過小評価されていたことが分ったため⁴⁾、NACA翼型表示式を用いて厚み曲線を表わし、最大厚みの1.5倍を最大厚さとして与える。
- ⑤ 流線舵の場合のみを考え、舵の荷重を各ストリップ上で3項のmode functionで表わす。

Table 2.3.4に、この計算プログラムを用いて、B-1模型船に対して、プロペラ直径を±5%変えた場合の推進性能の比較を示す。直径 $D = 0.18$ mで、舵の最大厚み t_0 をそのまま入力データとした場合と、 $1.5 t_0$ とした場合とでは、後者の方が舵の航力が71%増し、 W_T 、 t が増加し、 η_0 が減少して、 η は約2%悪くなる。また $D = 0.171$ m、 0.180 m、 0.189 mと変えるにつれて、 η_H は少しずつ減少するが、 η_0 の増加の方が大きいために、 η は約2.7%ずつ良くなる。これらの定性的傾向は、大直径プロペラ装備船でも同じであった。またTable 2.3.3のB-1模型船に対する計算結果と簡易計算法による結果を比較すると略一致していることが分る。

結局、直径の大きなプロペラを装備することは、プロペラの作動点をJの大きい方へずらし、 η_0 を向上させるが、一方では W_n と η_H を減らすので、かなり大直径のプロペラをつけても、 η の改善は大体10%止りと考えられる。船型設計の立場からは、 η_H をあまり減らさずに、 η_0 を向上させればよい訳で、A1からA2へ（ η_H は18%の低下よりも、B-1からB-4、B-4Hへ（ η_H は10%以下の低下）の船型改良の方がうまく行なわれていることになる。 η_H のこれらの傾向は、理論計算においても、夫々17%（A1→A2）、約10%（B1→B-4、B-4H）の低下というように得られている。

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シンポジウム
テキスト 昭和54年7月

- 2) SR-174 研究資料 No.302 昭和53年3月
SR-174 研究資料 No.320 昭和54年3月
SR-174 研究資料 No.329 昭和55年3月
- 3) 関西造船協会編：造船設計便覧 第3版 P409
- 4) 中武一明、古賀隆典、山崎隆介：プロペラと舵の相互干渉について、
西部造船会会報 第61号 昭和56年3月

Table 2.3.1 Experimental Propulsion Factors

	A-1	A-2	B-1	B-4	B-4H
l-t	0.805	0.795	0.800	0.772	0.813
l-W _T	0.518	0.625	0.577	0.619	0.646
η_0	0.475	0.604	0.505	0.639	0.650
η_R	0.985	1.005	1.045	1.025	1.012
η_H	1.554	1.272	1.386	1.247	1.259
η	0.727	0.772	0.731	0.817	0.828

Table 2.3.2 Calculated Results of Propulsive Performance for A-1 and A-2 Ships (Fn=0.180, Uniform Wake)

	Model Ship		Full-Scale Ship	
	A-1	A-2	A-1	A-2
V (m/sec)	1.4910	1.3803	7.807	7.808
Vs (kt)	2.7408	2.5373	15.178	15.178
R _T ^o (kg)	3.9606	2.5929	76082	76258
SFC (kg)	1.8012	1.1419	0	0
T (kg)	4.9726	3.1865	94339	93092
Q (kg.m)	0.12664	0.096457	68175	93643
FRX (kg)	0.0692	0.0279	1590.0	1254.3
D ₂ (kg)	0.0656	0.0401	1341.5	1331.8
D ₃ (kg)	0.1568	0.0666	2831.8	1944.3
F _S (kg)	0.1526	0.0788	2583.3	2021.8
J	0.327	0.490	0.388	0.547
l-t	0.796	0.814	0.806	0.819
l-W _T	0.496	0.612	0.594	0.686
η_0	0.418	0.572	0.478	0.615
η_R	1.000	1.000	1.000	1.000
η_H	1.607	1.329	1.359	1.194
η	0.672	0.760	0.650	0.734
Wn	0.482	0.374	0.384	0.300
n (r.p.m.)	126.74	82.43	128.05	82.73
DHP (PS)	12664	11640	12189	10818

Table 2.3.3 Calculated Results of Propulsive Performance
for B-1, B-4 and B-4H Ships ($F_n=0.180$, Uniform Wake)

	Model Ship			Full-Scale Ship		
	B-1	B-4	B-4H	B-1	B-4	B-4H
V (m/sec)	1.3974	1.3974	1.3974	8.267	8.267	8.267
Vs (kt)	2.7166	2.7166	2.7116	16.069	16.069	16.069
R_T° (kg)	1.9370	1.9735	1.9624	90217	91538	91838
SFC (kg)	1.5910	1.6187	1.5689	0	0	0
T (kg)	2.4830	2.5156	2.4793	1112980	114400	113860
Q (kgm)	0.05326	0.09207	0.09197	86815	149860	151120
FRX (kg)	0.1103	0.0362	0.0361	4496	1504	1506
D ₂ (kg)	0.0431	0.0334	0.0338	2004	1590	1629
D ₃ (kg)	0.1260	0.0736	0.0687	4980	2878	2685
Fs (kg)	0.0589	0.0708	0.0664	2487	2964	2809
J	0.372	0.606	0.626	0.403	0.638	0.657
l-t	0.780	0.784	0.792	0.799	0.800	0.807
l-W _T	0.554	0.610	0.641	0.640	0.688	0.723
η_O	0.497	0.647	0.660	0.526	0.667	0.678
η_R	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
η_H	1.408	1.287	1.236	1.247	1.163	1.116
η	0.700	0.833	0.816	0.656	0.776	0.756
Wn	0.423	0.381	0.350	0.336	0.301	0.266
n (r.p.m)	117.19	58.05	58.97	125.06	62.14	63.45
DHP (PS)	13079	12114	11364	15159	13002	13389

Table 2.3.4 Comparison of Propulsive Performance for B-1 Ship
 When the Propeller Diameter is Changed by $\pm 5\%$
 ($F_n = 0.180$, Uniform Wake)

	t_0	1.5 t_0		
D (m)	0.180	0.171	0.180	0.189
T (kg)	2.4701	2.5282	2.5250	2.5206
Q (kgm)	0.053183	0.050851	0.054026	0.057235
F_{RX} (kg)	0.08412	0.15298	0.14398	0.13503
D_2 (kg)	0.03056	0.03387	0.03147	0.02944
D_3 (kg)	0.11205	0.18201	0.17355	0.16553
F_s (kg)	0.05849	0.06290	0.06104	0.05993
J	0.377	0.353	0.368	0.383
l-t	0.784	0.766	0.767	0.768
l- W_T	0.562	0.547	0.550	0.553
η_O	0.501	0.478	0.493	0.507
η_R	1.000	1.000	1.000	1.000
η_H	1.394	1.401	1.394	1.389
η	0.699	0.669	0.687	0.704
n (r.p.m)	117.48	128.42	117.67	108.36
DHP (PS)	13091	13682	13320	12995

2.4 船尾流場

船尾形状が与えられたとき、その船尾流場を粘性と自由表面を考慮して理論的に予測することはまだ不可能である。現在はこれにかわるものとして模型試験により流場を計測する方法が用いられているが、これはここ当分続くものと思われる。しかし、本部会の目的をより十分に、より早く達成するためには、船型が与えられたとき、その船尾粘性流場を的確に把握すること、更には船型の変化に応ずる流場の変化の性質とその大きさについて確かな資料を持つことが極めて重要な要素となる。本節では、そのような立場から船尾流場の理論的予測について行った研究結果について述べる。なお、同類の題目について3.4においても再び述べるが、両方で重なる所がないようにするため、本節では一般的な考え方と、船尾端付近の船型変化に伴う流場の変化について述べ、3.4では特殊船尾形状に特徴的な、フレームラインが外部に対して凹になる場合の問題点について記述する。

2.4.1 船尾流場計算の実用法

(i) 問題の設定とその前提

問題は、船尾形状を与えて、その周囲の粘性流場、すなわち粘性域の厚さ、速度の大きさと方向、摩擦応力分布、圧力分布を求めることとする。

前提として

- (1) 波は考えない。
- (2) とりあえずプロペラ及び舵のない場合とする。
- (3) 大きな剝離(たとえば2次元的なバルブ型剝離)はないとする。ただしビルジ溜のような3次元剝離は第1次近似として取扱いうるものと仮定する。

(ii) 計算方法

- (1) 3次元境界層理論に基づくものとする。ただし、最初は第1近似として、微小2次流れを仮定する。
- (2) 境界層計算への入力の特異点表面分布法(Hess - Smith法)で求める。排除厚さの影響は考慮しない。後端での値は適宜丸める。

この2点が方針の骨子である。最初は第1近似レベルのもので検討し、その結果に応じて順次精度を上げることにすればよい。

3次元境界層の式で微小2次流れを仮定すれば、次のような基礎方程式の性質が得られる。すなわち

- (a) ポテンシャル表面流線方向を主流、それに直交する方向を2次流れ方向とすれば、主流方向の運動量の式は2次元の圧力勾配のある場合と同一になる。
- (b) 2次流れ方向の式には、主流、2次流れ、圧力勾配の外に、流線の拡大縮小率と曲率とが入ってくる。
- (c) 連続の式には2次流れ成分は入らず、流線の拡大縮小率のみ入る。

従って、(a)(c)を連立させれば、ある流線ストリップにおいて、主流の流速成分は2次流れに無関係に定まり、その際、2次元圧力勾配のある流場と異なる点は流線の拡大縮小率が関係する点だけである。従って、船型が与えられたとき、その周りのポテンシャル流場をHess - Smith法で求めておけば、それにより圧力勾配と流線の拡大縮小率は容易に与えられるから、後はそれを取り入れた境界層計算を行えば主流方向の境界層厚さ、速度分布、摩擦応力分布などが求められる。第1近似の立場に立てば、2次流れがこれらに及ぼす影響をすべて考えないことになるから、これらはそのまま第1近似解として採用出来、流線の船の前後軸に対する傾きが小さいとすると、摩擦抵抗の第1近似もこれから求まる。又、いわゆる伴流分布の第1近似もこのレベルで与えられる。

次に船体横断面内の流速分布であるが、これについては主流の傾斜による成分が入ってくる外に、2次流れを計算して加える必要がある。これは(b)の式を解くことにより得られる。

抵抗成分と船型との関係も調べる必要があるが、抵抗の内摩擦抵抗について既に述べた。圧力抵抗は最も不明確な量であるが、最も単純な計算法は、文献(田中一朗:造船学会論文集114号、1963)を用いるものである。すなわち、厚い境界層の中では厚さ方向の圧力分布を問題にする必要があるが、非粘性流場では遠心力に釣り合う圧力勾配があるために壁面の値は境界層外の値より、かなり高くなるのに対して、粘性流場ではその要因による効果が粘性項の効果と打消し合っ、結局はほとんど厚さ方向に圧力は変化せず、結果的には層外の圧力と壁面圧力とはほぼ同一であるという普通の境界層理論の考え方と同一の結論が得られている。この結論は第1近似レベルでは壁面圧力条件として使用しようと考えられ、ここでもこれを用いることにする。従って具体的には上述のようにして求めた主流方向の境界層厚さを利用しその位置におけるポテンシャル流場の圧力を求め、それが壁面上の粘性圧力と考えれば良い。

2.4.2 実用法における問題点

実用法は簡便であるだけに問題点を含んでいる。一つは原理的、他は計算実行上の問題点である。本項においては低回転大直径プロペラを装備した船型に関連する問題点を考察する。

- (i) 計算実行上の問題点として船尾端付近の発散性がある。一般に S.S. 1/2 から後端付近になると数値解が発散することが多い。これは剥離が発生するというのではなく、数値自体が出て来ないという意味である。この理由は、一つには船体前後方向の境界層計算入力にポテンシャル流速を用いるため後端における特異性をもたらすものである。これに対しては、もちろん何らかの粘性修正を施し平滑化すれば一応解決される筈で、その一つの方法が排除厚さをつけ加えた新しい船型について、入力すべきポテンシャル流速値を求める方法である。しかし、このようにしてもなお発散する場合が考えられる。それは計算結果がフレームラインのガス方向に変化するために生じる現象である。普通、喫水の真中付近のフレームライン上の点で境界層の計算値が厚くなるが、このピークは一旦発生すれば、数値計算を上手にやらなければ下流に向かうにつれて次第にピークは高くなり、遂に発散する、これは精度の高い境界層計算法においても経験される現象であり、船尾端付近の伴流分布の予測を極めてむづかしいものになっている原因である。このような状況下では、本部会のように船尾端を一部変更した船型において母型との間に伴流分布などに差異があるかどうか計算するのは容易なことではない。今回計算を見あわせざるを得なかった理由はこのためであった。
- (ii) 原理的問題として厚い境界層及び近傍伴流の問題、船尾端付近は、良く知られているように、厚い境界層であり、かつ遙か下流の伴流へ移行する前の近傍伴流の問題をかゝっている。この方面の研究は最近いろいろ試みられているが、まだ原理的に未熟であり、船型に応用しうるレベルには達していない。特に本項の対象とするような、母型のアバーチャ付近を変更して大直径プロペラを装備しうる船型にした場合の、形状変化に対応する船尾流場変化を計算する問題においては、厚い境界層の取扱いの開発が切望される。
- (iii) もう一つの原理的問題は表面圧力分布を計算する方法の確立である。前項で述べた実用法における圧力分布計算法は勿論一つの答を与えるけれども、このような計算が果してどの程度の精度をもつものかについては、まだ十分研究がなされていない。実用法は第1近似的なものであるので、これに対応する船型の変化は第1近似的に取扱いうるほど大きい場合でなければならない。(ii)で述べたと同趣旨で、今問題にしている程度の船型変化に対しては、境界層の厚さ方向の圧力変化も考慮した方法が望ましく、このことは実は(ii)の事柄と同じカテゴリーの問題であることを意味することに外ならない。一般的には、圧力抵抗に対する船尾端のきき方は大きいので、その点でも、正確な圧力分布の求め方を研究する必要性は大きいといえる。
- (iv) 同じく原理的問題としてプロペラの作動の影響の考慮が残っている。大直径プロペラによる吸引を正確に流場計算に反映させて、流れの剥離の有無、あるいはその変化、有効伴流と公称伴流との関係、推

力減少率の問題などを求めなければならない。しかし、これらの問題はすべて船尾端付近の、局所的性質の強いものであり、結局は前述の(i)、(ii)、(iii)の問題が取扱われない限り、理論的に(計算的に)説明することは不可能である。このような状況を考えると、船型変化に対する船尾流場特性の対応を調べる問題は、理論計算に基づく方法で説明することはまだむづかしいといわざるを得ない。この他にも原理的問題点は残っているが、特殊船尾形状との関連の強いものについて3.4で追加記述する。

2.5 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幅広く調査、研究することが必要であろうが、今回は通常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停止時間、停止距離についても比較計算を行なうことにした。

2.5.1 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 2.5.1及び2に示す。

Table 2.5.1 PRINCIPAL DIMENSIONS
OF MODEL SHIP

M.S.No	B-1		B-4	
L_{PP} (m)	6.0000 M			
B (m)	0.9200 M			
COND.	FULL	44% ∇_F	FULL	44% ∇_F
d (m)	0.3539	0.1666	0.3539	0.1665
TRIM(%)	0	2.0	0	2.0
C_B	0.825	0.771	0.824	0.771
$\rho_{c,b}$ (%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 2.5.2
MODEL PROP.

M.P.No	B-1	B-4
DIA (m)	0.180	0.2457
H/D	0.645	0.894
A_e	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.2.5.1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.2.5.2及び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、プロペラが遊転または停止した時のプロペラによる抵抗増加を想定し、プロペラ固縛の抵抗試験をFULL、44% ∇_F について実施した。その結果をFig.2.5.4に示した。

(5) プロペラ荷重度変更試験

試験状態はFULL LOAD、44% ∇_F 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BHP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わせた状態で、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。これらの試験により求めた船速、プロペラのスラスト、回転数の関係を Fig. 2.5.5 及び 6 に示す。また $1-t$ の値を $J = Va/nD$ をベースに表したものを Fig. 2.5.7 及び 8 に示す。

(6) 考 察

プロペラ固縛による抵抗試験の結果 (R_s 曲線図) を見ると FULL LOAD で M. S. No. B-4 が M. S. No. B-1 より約 17% 高く、44% ∇ F では M. S. No. B-4 が約 14% 高い値を示した。自航試験結果では船速の速い領域では比較的安定しているが、低速域のプロペラ回転数が高い領域では実験点に乱れが見られた。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 M. S. No. B-4 の 44% ∇ F では空気吸込みの発生が見られた。

2.5.2 急停止性能の比較計算

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を求めて両者の停止性能の比較を行った。

$$(m + m_x) \frac{\Delta V}{\Delta \tau} = \pm T(1-t) - R \dots \dots (1)$$

R = 船体の全抵抗 (kg)

T = スラスト (kg)

V = 船速 (m / s)

τ = 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)式を用い微少時間々隔における変化を時間を追って実行する。すなわち後進発令時を時間の原点にとって、その時のプロペラ回転数および船速を初期値として微少時間々隔 $\Delta \tau$ におけるそれらの変化量を求めることになる。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のであり、また計算も容易であると思われる。

(1) 比較計算

本船は中速ディーゼル機関を想定しているので計算は Fig. 2.5.9 に示すディーゼル・モードにより、Table 2.5.3 に示す計算基準を設定して計算を行なった。Fig. 2.5.9 に示すディーゼル・モードはエンジン停止 (t_0) と同時にプロペラ遊転としているが、模型船による水槽試験でのプロペラ遊転と実船におけるプロペラ遊転ではプロペラ軸系の機構、フリクション等が異なるためそのまま使用出来ないと考え、エンジン停止 (t_0) によりプロペラ逆転開始 (t_1) までの速力減少の計算にはプロペラ固縛の抵抗試験結果を使用した。プロペラ逆転開始 (t_1) よりプロペラ逆転最大回転数になるまでの時間 (t_2) は Table 2.5.3 に示す値を使用し、船速、プロペラ回転数、プロペラ・スラスト等を図表より読みとり(1)式を使用して計算を実施した。

(2) 計算例

計算を行なったプロペラ正転、逆転回転数、プロペラ逆転開始時間等の計算基準を Table 2.5.3 に示す。

Table 2.5.3 計算基準

FULL LOAD					
計算基準	初速をB-1、B-4同一プロペラ逆転開始時間同一とした場合				
M.S.No	初速	n_o	n_a	t_1	t_2
B-1	15.5 kt	119 RPM	102 RPM	20 sec	50 sec
B-4	//	60.4	53.6	//	//
44%▽F					
B-1	16.5	121	105	20	50
B-4	//	60	54.4	20	50
FULL LOAD					
計算基準	B-4船型について、 t_1 、 t_2 の時間を替えた場合。				
B-4	15.5	60.4	53.6	30	75

上表中

- n_o = 15.5 kt で前進中のプロペラ回転数
 n_a = プロペラ逆転最大回転数 (MCR×0.8)
 t_1 = プロペラ逆転開始時間
 t_2 = プロペラ逆転最大回転数到達時間

なお、 t_1 、 t_2 の時間は日本造船研究協会報告第57号等を参考にして決めた。これにより計算した結果をFig.2.5.11、及び12に示す。また停船時間、距離等を推定チャートよりの値と比較してTable 2.5.4に示した。

Table 2.5.4 計算結果

FULL LOAD				
M.S.No	船体停止時間 分 - 秒	船体停止距離 L_s (m)	L_s/L_{pp}	推定チャート L_s/L_{pp}
B-1	9-22	2313	11.0	10.6
B-4	8-17	2006	9.6	10.4
44%▽F				
B-1	6-41	1653	7.9	9.0
B-4	9-01	1770	8.4	8.8
FULL LOAD				
B-4	8-20	2048	9.8	10.4

(3) 考察

Table 2.5.4に示ように同一初速より急速停止を行った計算結果はFULL LOADにおける低回転大直径プロペラ装備のM.S.No B-4船型の停止時間、停止距離が短くなった。これは停船発令よりプロペラ逆転開始までの計算に使用したプロペラ回転による抵抗増加の影響が大直径プロペラ装備の方に大きく作用していることが考えられる。また低速域におけるスラストの上昇がM.S.No B-1船型と比較して大きいことも影響を与えていると思われる。44%▽Fの結果はFULL LOADと異なりM.S.No B-4船型の停止時間、距離とも大きくなっている。これはFULL LOADで見られた様な低速域のスラストの上昇がM.S.No B-4で見られず船速低下とともにスラストも減少していることの影響と思われる。このスラストの減少の原因は低速域で空気吸込みが発生した影響と考えられる。FULL LOADの逆転開始時間等を考えたM.S.No B-4船型の結果は変える前の結果とほとんど差がない。この程度の逆転開始時間の差では停止時間、距離に余り大きく影響しないとも考えられる。停止距離の計算結果は「日本造船研究協会報告第57号」の推定チャートより推定した L_s/L_{pp} と大差はない様である。

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) 財団法人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) 財団法人日本造船研究協会報告第57号 1966年

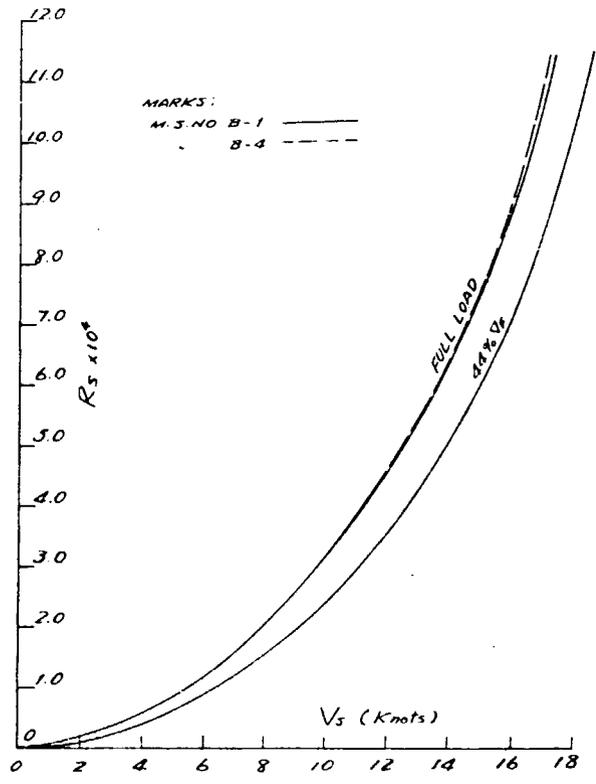


Fig. 2.5.1 Resistance Curves

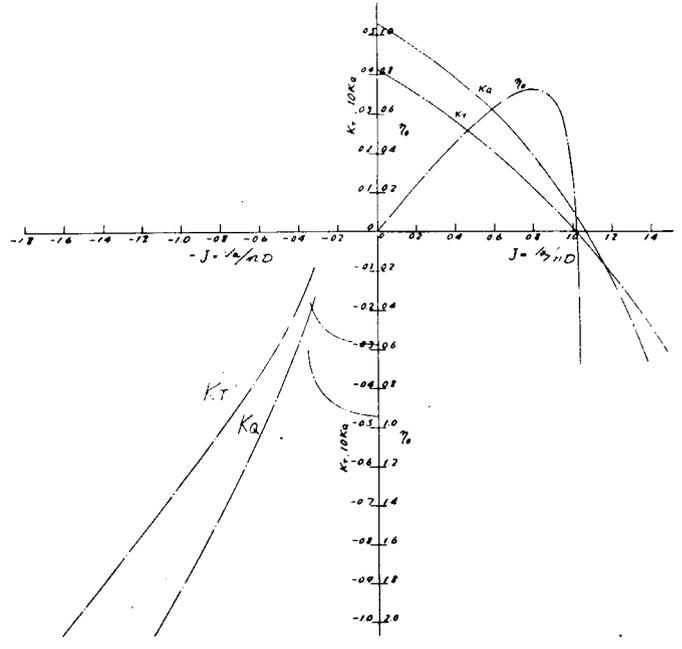


Fig. 2.5.3 P.O.T. Curves
(M.P. NO. B-4)

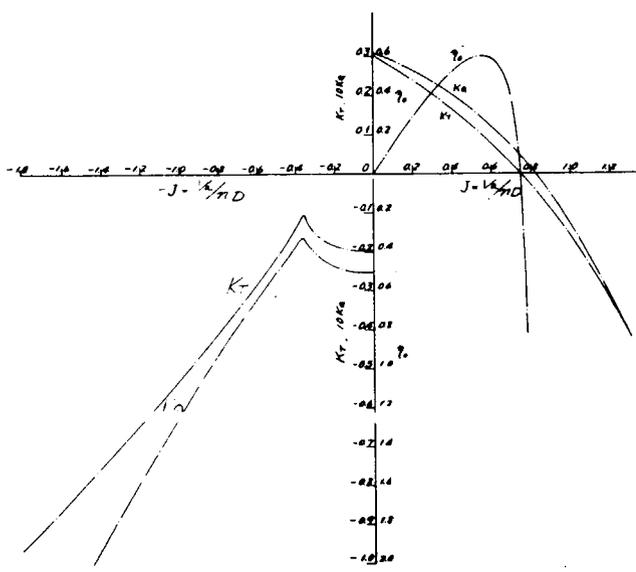


Fig. 2.5.2 P.O.T. Curves
(M.P. NO. B-1)

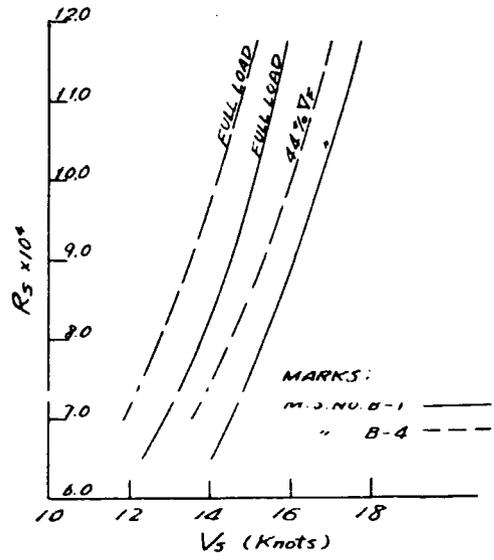


Fig. 2.5.4 Resistance Curves
($R_{SHIP} + R_{PROP.}$)

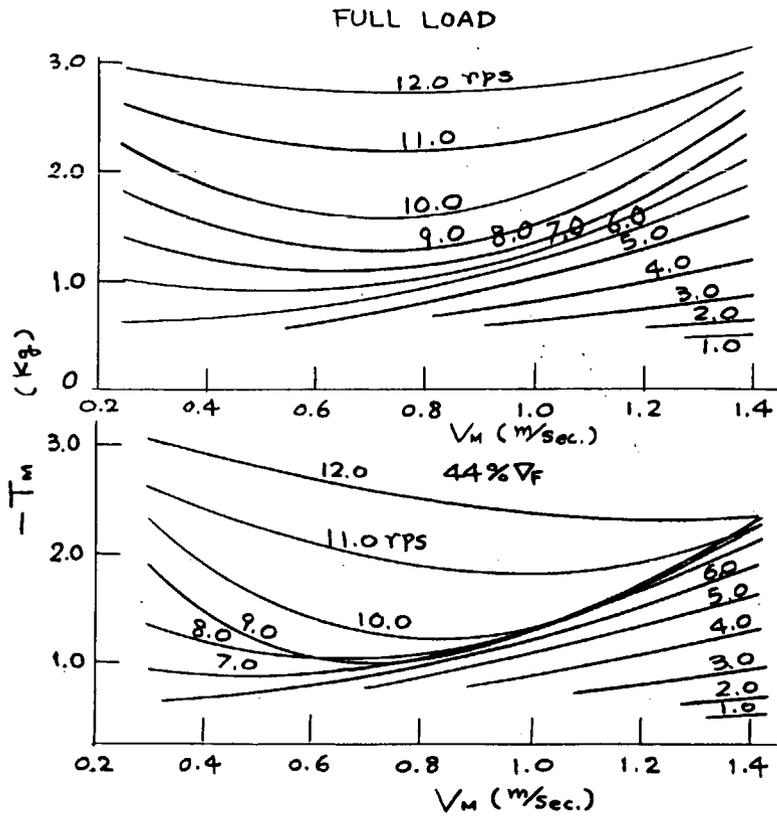


Fig. 2.5.5 M.S. NO. B-1 T_M - V_M - n_M Curves

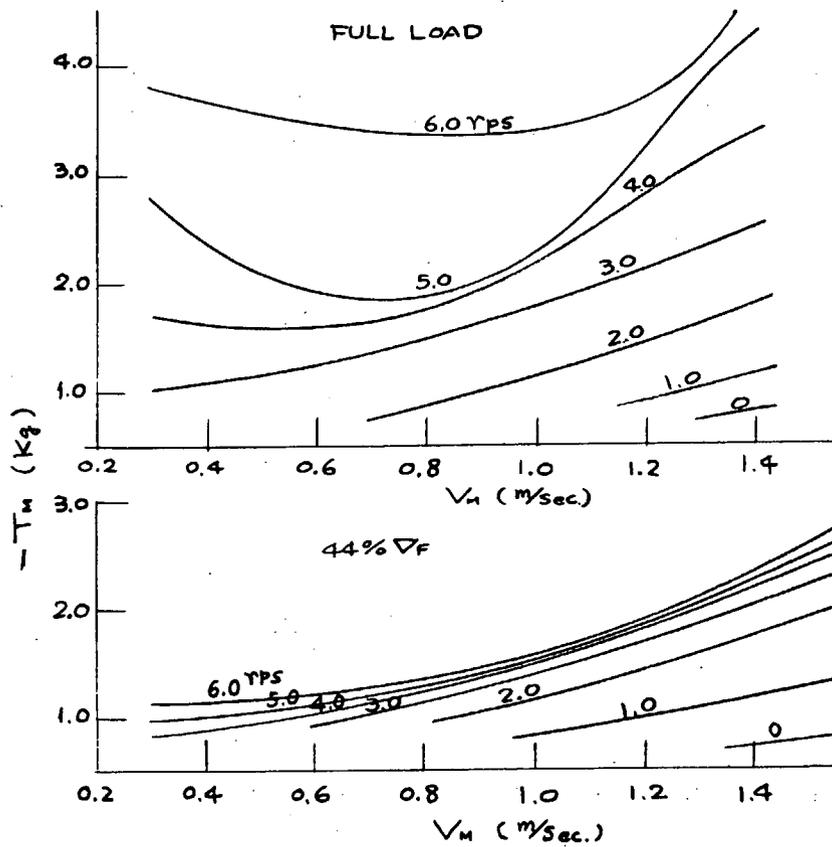


Fig. 2.5.6 M.S. NO. B-4 T_M - V_M - n_M Curves

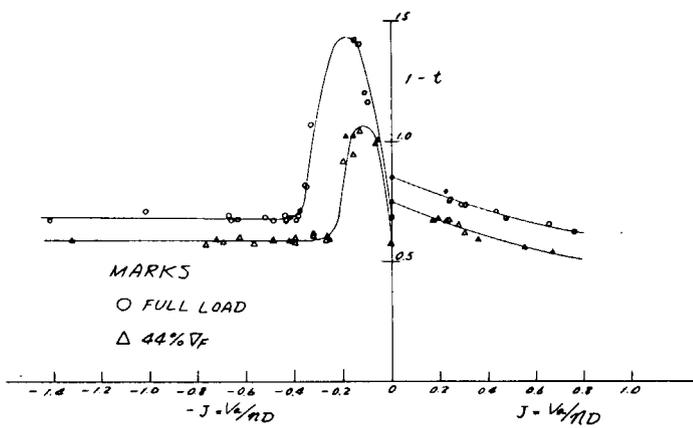


Fig. 2.5.7 (1-t)~J Curves
(M.S. NO. B-1)

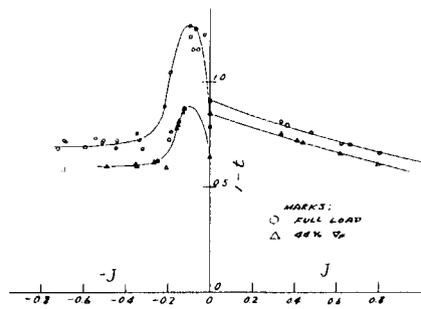


Fig. 2.5.8 (1-t)~J Curves
(M.S. NO. B-4)

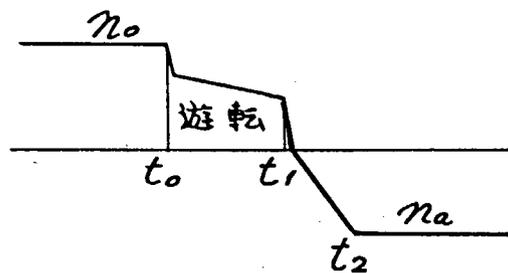


Fig. 2.5.9 ディーゼル・モード

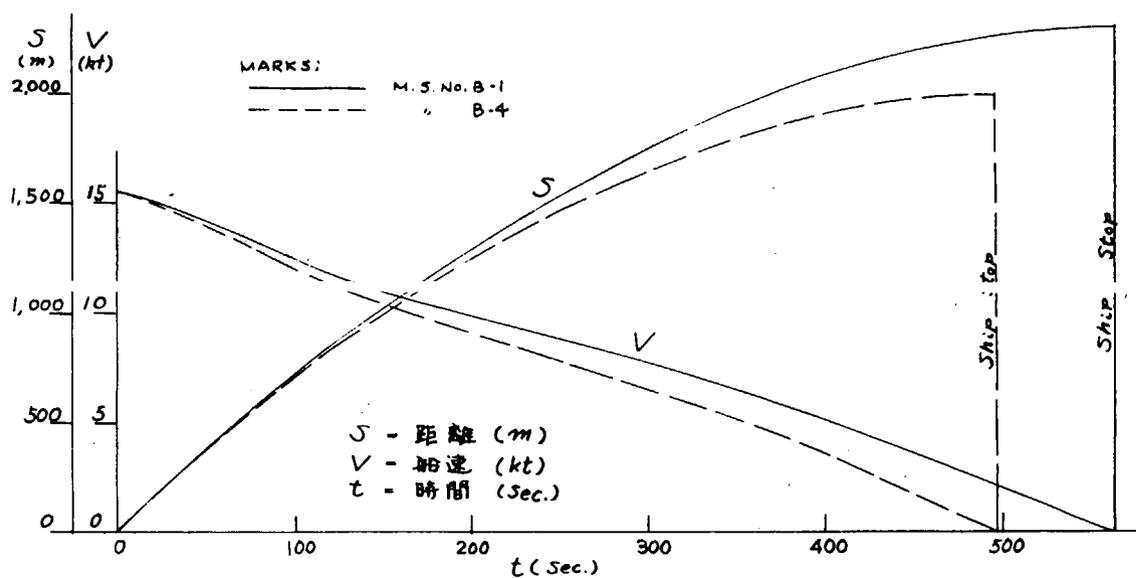


Fig. 2.5.10 M.S. NO. B-1 & 4 Full Load
(初速、逆転開始、逆転最大回転数到達時間一定)

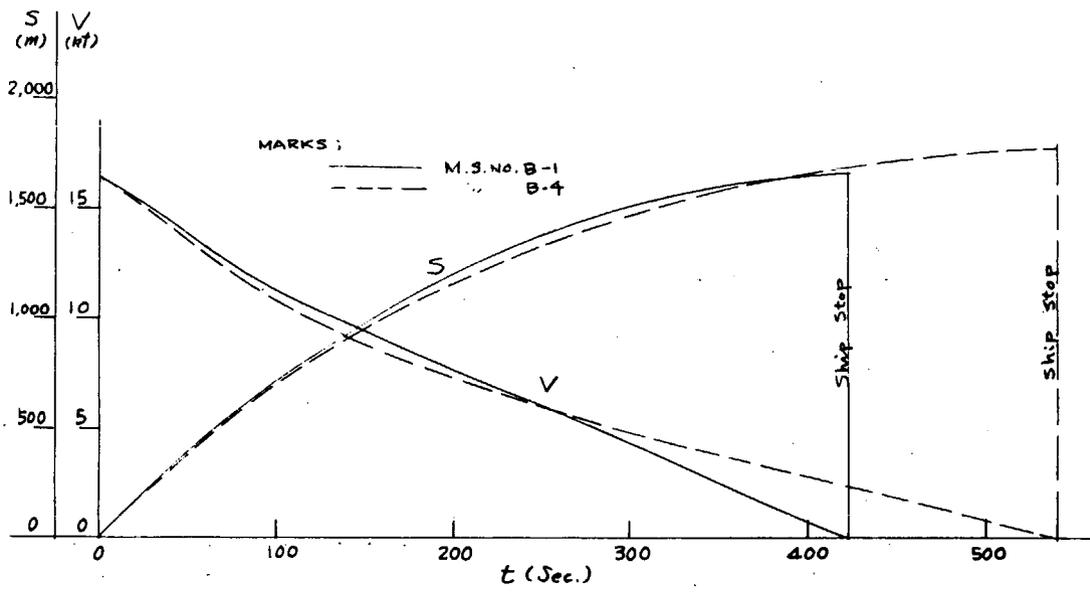


Fig. 2.5.11 M.S. NO. B-1 & 4 44%VF

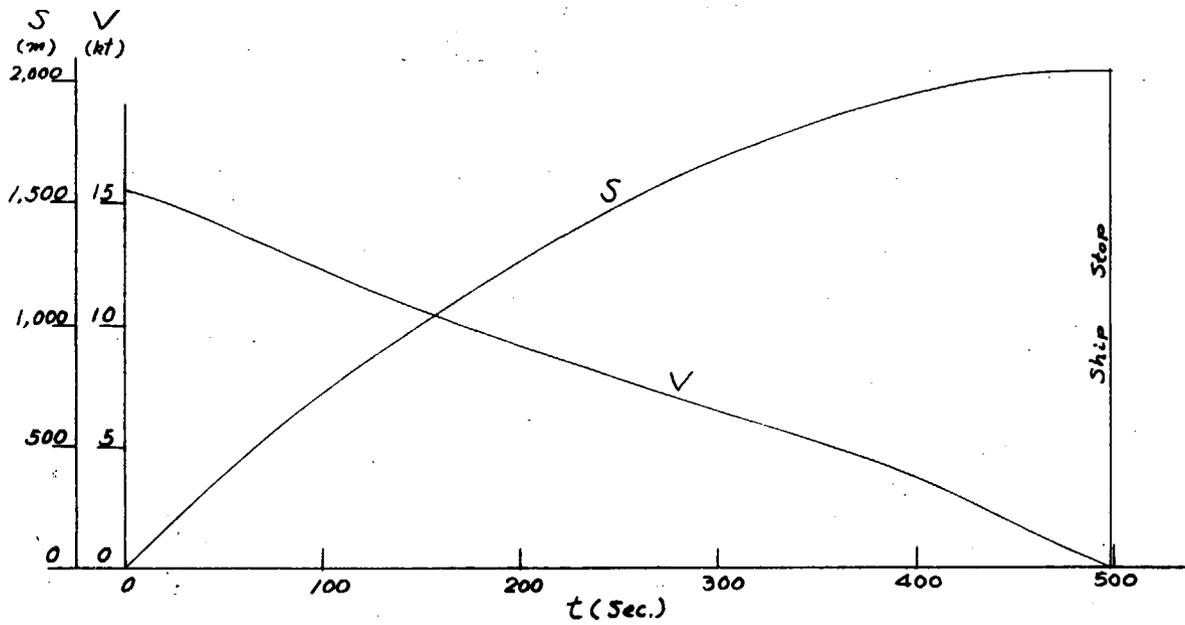


Fig. 2.5.12 M.S. NO. B-4 Full Load

2.6 ま と め

推進効率の向上を目的として、プロペラの回転数を従来より下げた場合の効果とそれに関連する問題について、パナマックス型船型を対象として検討した。その結果の概要を次に列記する。

- (1) SR159船型を母型とするA船型による予備的試験の結果から次のことが分かった。プロペラ回転数を母型(A-1船型)の125RPM相当から85RPMに下げた場合、プロペラ直径は約27%増加し、そのプロペラを装置するために船尾部を改造した船型(A-2船型)は、母型に比較し船体の抵抗は殆んど変化せず推進効率が約8%増加し、その分だけ馬力が減少する。
- (2) 次にSR174船型として新たにプロペラ回転数122RPMのパナマックス型バルクキャリアーを設計し、(B-1船型)、プロペラ回転数を65RPMまで低くした船型(B-4船型)と比較した。B-4船型はB-1船型に比較し、プロペラ直径は37%増加し、推進効率は約12%向上するが、船体抵抗はほぼ変わらない。従って馬力が約12%節減となる。改善された効率の内訳から、プロペラ効率は予期した通り大巾に良くなったが、 $I-t$ 、 $I-W$ が共に悪くなったために船殻効率が、かなり悪化したことが分かった。
- (3) そこで伴流利得が比較的少ないと考えられたB-4船型の欠点を補うために船尾部をホグナー船型に修正したB-4H船型が試験された。B-4H船型はB-4船型よりも、さらに約3%の馬力節減となった。この場合の改善は主に $I-t$ が向上したことによるもので、B-4Hの計画に当って期待した伴流利得即ち $I-W$ の方はむしろ改悪となった。但しプロペラ回転中の同一半径位置における伴流の変化は少くなっており、キャビテーションや起振力の点ではB-4H船型の伴流分布が優れていると云える。
- (4) プロペラ回転数が変化した場合のプロペラの直径や効率の変化及び有効伴流が変わったときの推進効率…などの大きさの程度を推察するために、適当な条件のもとでの効率概算図表を作成した。これにより例えば、回転数を低くしたときのプロペラ効率の変化や、伴流を増したときの船体効率の向上とプロペラ効率の低下の様子がわかる。
- (5) 上記の実験に使用した5種の船型の満載状態について、自航推進性能の理論計算を行った。その結果、推進効率はA-2船型はA-1船型に比較して約13%増加し、B-4、B-4H船型はB-1船型より約18%増加となった。プロペラ効率の向上が船体効率の減少を上まわるとは実験値と同様であるが、実験値より誇張された形でえられている。

また、従来用いられてきた推進性能の理論計算プログラムはかなりの計算時間を要していたので、今回いくつかの単純化を行って簡易計算法のプログラムを作成した。

- (6) さらに大直径プロペラを装備した船型の検討のために、船尾流場の理論的予測に関する諸問題について調査した。船尾形状が与えられたとき或は船尾形状が変化したときの船尾流場を求める実用的な計算法の問題点を明らかにした。

この問題点は、計算実行上の問題点と原理的な問題点に分けて考察した。前者として、船尾端付近で数値解が発散する可能性があること、後者として船尾端付近の厚い境界層を計算する新しい計算方法の開発が必要であること、さらに圧力分布の計算やプロペラの吸引力を正確に流場に反映させること、剝流がある流れの解明……等の必要性を指摘した。

また、船尾に凹面があることも別の困難さの一つであるが、これについては3.4に述べる。

- (7) また、低回転大直径プロペラを装備した場合の急速停止性能を調査するために、B-1船型とB-4船型について準定常的な水槽試験を実施した。そのデータを用いて、両船型に対して同一のディーゼル機関モードで急速停止した場合について、停止時間と停止距離を計算した。

実際の問題としては、今回検討した流体力だけでなく、例えば、中速エンジンから低回転にするためのギヤの比率や、エヤーブレーキを入れるタイミング等をも考慮する必要がある。

以上の検討は、ホグナー船尾を含む通常形状を有するパナマックス型船型について行われたものであるが、少なくともプロペラ回転数65RPMまでは回転数を下げることは馬力節減上から有効であることが確

認された。

そしてさらに馬力節減率を良くするには、大直径プロペラの採用で減少した伴流利得を向上させることが考えられ、船尾部の大巾な改造案が検討された。これについては、次章に述べる。

3 特殊船尾形状船型の水槽試験

通常の船尾形状の模型船に大直径プロペラを装備した場合通常直径のプロペラ装備に比して、一般に船殻効率が低下し、プロペラ効率の大幅な上昇にも拘らず推進効率の上昇は期待する程には大きくならない。プロペラ効率の上昇を十分に生かし推進効率を大幅に上昇させ、しかもキャビテーション、起振力への悪影響を減らすため、伴流のプロペラ面への集中とプロペラ面内での均一化を船体抵抗の増加なしに実現できるような大直径プロペラに適した船尾形状の開発が要望される。

従来、各国で大直径プロペラ用に種々の新船型の提案がなされ、例えばB & W社の船型¹⁾や我が国ではT船型²⁾などがある。また大直径プロペラ用には限らない船型として、推進効率の大幅な上昇をめざした蝸牛殻型船型³⁾⁴⁾プロペラ起振力減少を目的としたブラム型船型、伴流の均一化をはかったホグナー船尾などがある。これら特殊船尾形状の資料についてまとめた例は殆んどないようであるので、特殊船尾形状公刊文献を調査し、線図、伴流分布図の蒐集を行なった。

上記のような既存の船型以外にも大直径プロペラに適した特殊な船型があるかも知れない。そこで従来研究例がない形状を含む特殊船尾形状の抵抗推進性能の研究を行なうことになった。

新船型、特に本研究のように船尾形状の研究を行なう場合、船尾周辺の流れ、プロペラ部へ流入状態の観察測定が特に重要である。そこで、本研究では、普通型や従来の特殊船型とは異なる数種の特殊船尾形状の小型模型船による水槽試験を予備的に実施し各種船型の流れの状態、特徴を把握し抵抗性能も比較し、供試船型をさらに改善する方向を捕え、ついで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の船型を選定し、大型模型船による水槽試験を実施し抵抗推進性能を確認し、大直径プロペラ用特殊船尾形状船型の資料をえることにした。

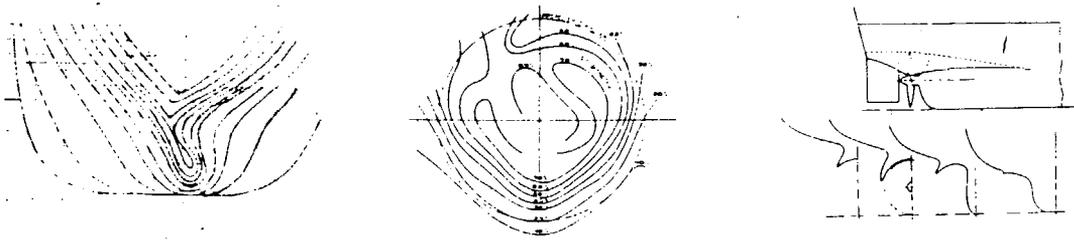
回流水槽は流れの観察や流速分布、圧力分布計測に使で、従来から多く使用されている。抵抗試験・自航試験に関しては、回流水槽における試験結果から実船の推進所要馬力を求めるには回流水槽試験の現状から精度上問題がある。しかし、抵抗試験は各種船型間の優劣傾向の比較には使用できる。そこで回流水槽において小型模型船による試験を行なうことになった。

試験種目は小型模型船については抵抗試験、伴流計測、流れの観察で、模型寸法等を考慮して昭和53年度は抵抗試験、伴流計測は日本鋼管・神津研究所回流水槽(測定部幅2.5m、水深1.3m)で、流れの観察は川崎重工業(株)技術研究所回流水槽(測定部幅2.0m、水深1.3m)で実施し、昭和54年度は財団法人造船技術センターの減圧可能回流水槽(測定部幅1.4m、水深0.84m)で行ない、大型模型船の水槽試験は同所の試験水槽で昭和54年度抵抗・自航試験、伴流計測について行なうことにした。

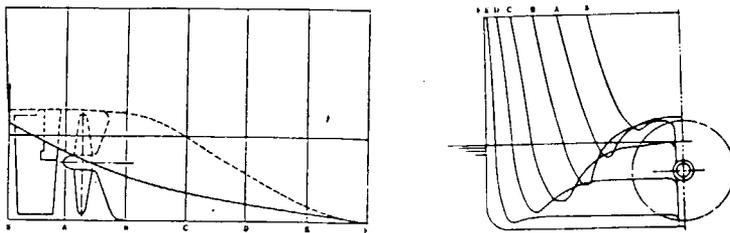
3.1 特殊船尾形状資料調査

従来の特殊船尾形状公刊文献を調査したが、線図や伴流分布を記載していない例があり、文献数はあまり多くはない。蒐集した線図、伴流分布図を1)~10)に示す。

- 1) Gallin, C : Inventiveness in Ship Design, North East Coast Institution of Engineers and Shipbuilders Transactions Vol.94, No. 1 (1977)

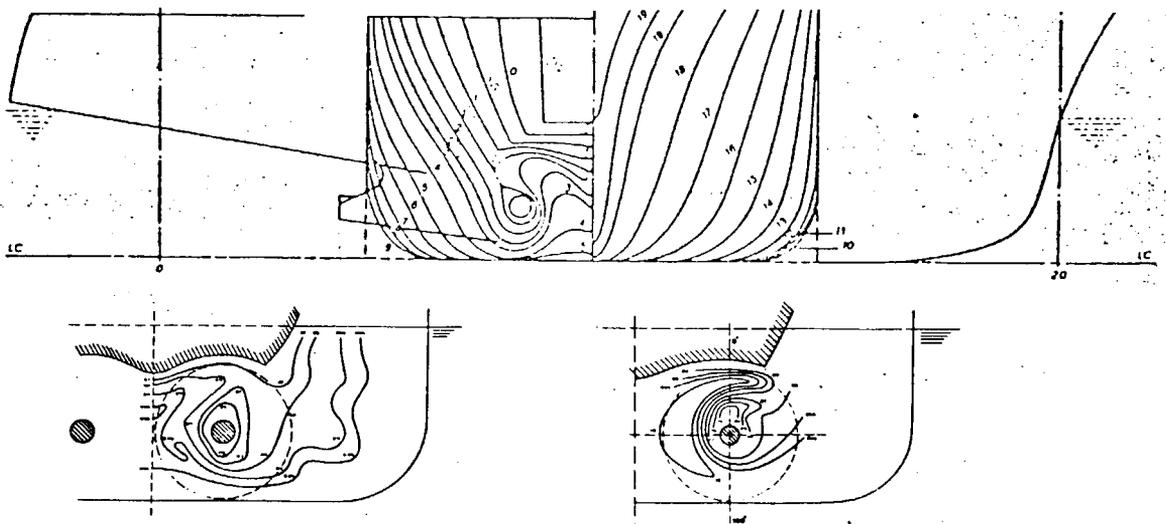


- 2) 浜田昇: 省エネルギー時代に最適なT船型、船舶 Vol. 50, No 5 (1977)

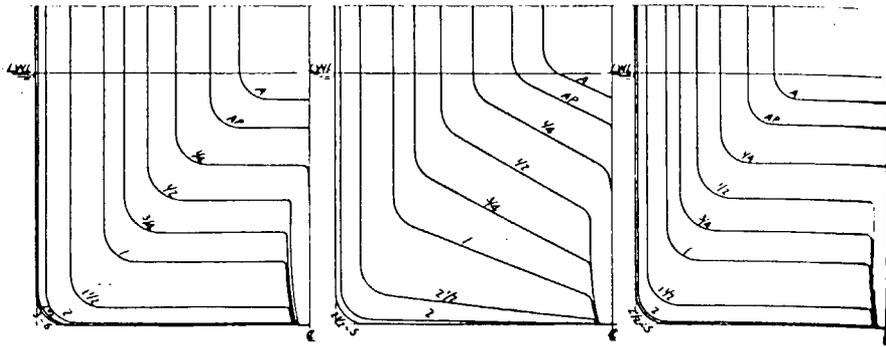


- 3) Tomasi G.B.: Experimental Evaluation of a New Stern Shape, International Shipbuilding Progress, Vol.23, No.258 (1976)

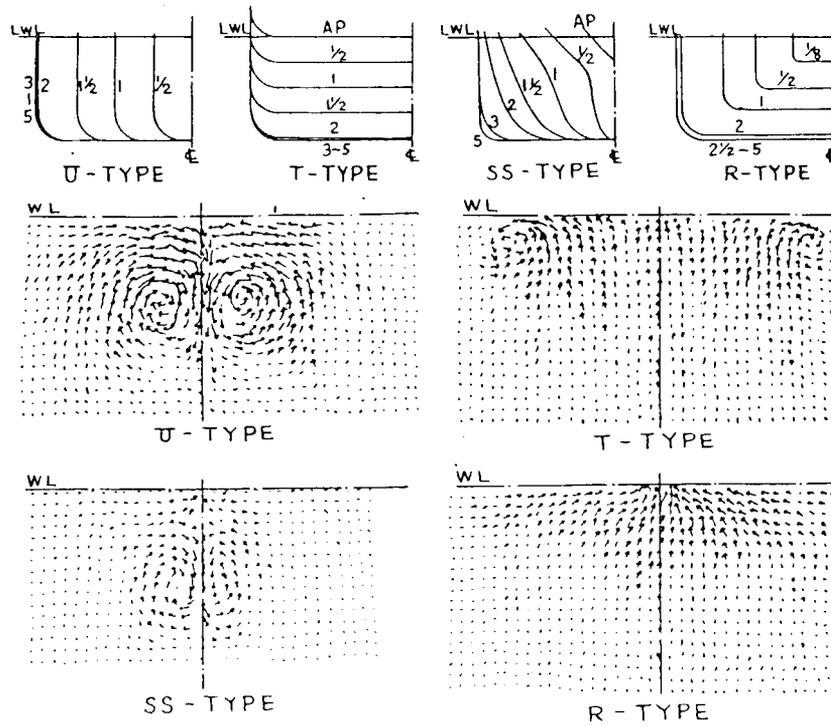
- 4) Tomasi G.B. A Hydrodynamic Study of the Cochlea - Channeled Stern, International Shipbuilding Progress, Vol.24, No.277 (1977)



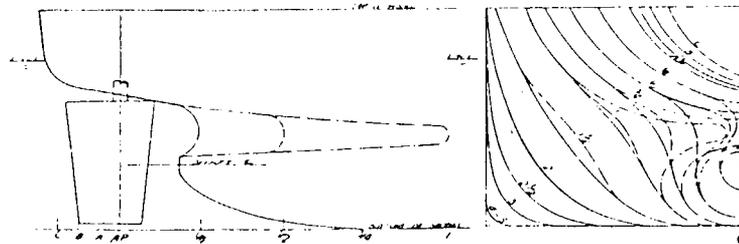
- 5) Nönnecke, E.A.: Reduction of Fuel Consumption and Running Costs of Sea-going Vessels Resulting from Improved Propulsive Efficiency, HANSA - Schiffbau - Hafen, Vol. 115, No. 2 (1978)
- 6) 渡辺四郎、坂尾稔、小丸 捧、小西績男: Buttock Flow 船尾の研究、造船協会論文集第122号 (1967)



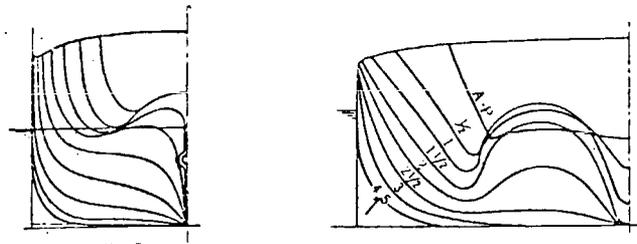
- 7) 田古里哲夫: 肥大船の渦、抵抗推進シンポジウム 日本造船学会 (1968)



- 8) 高橋肇、門井弘行: 推進性能改善法、肥大船の推進性能に関するシンポジウム, 日本造船学会 (1975)



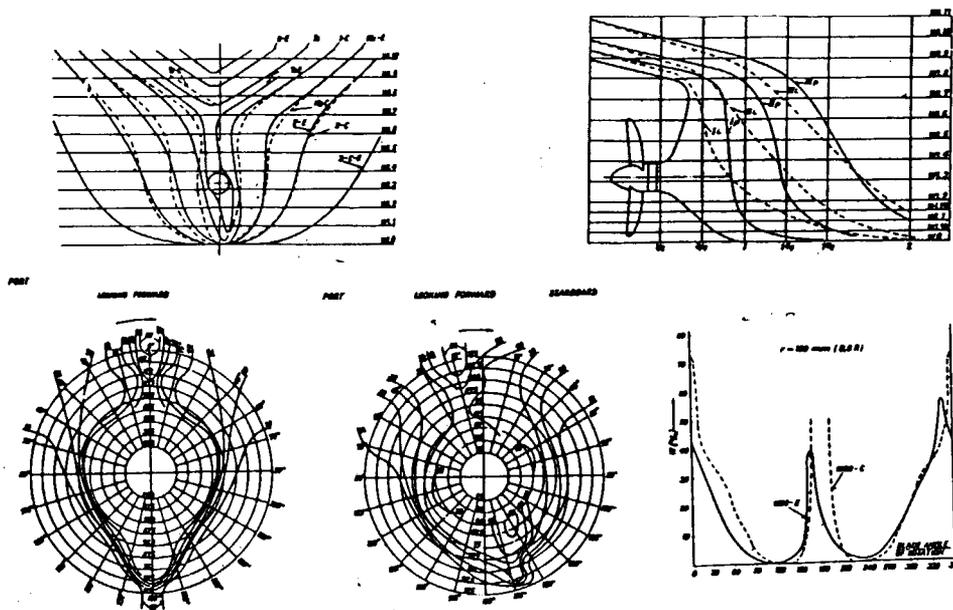
9) 船舶工学便覧(造船協会編)



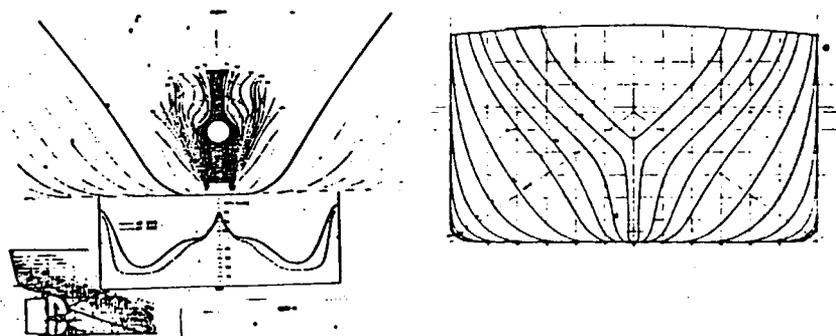
10) J.W. Piskorz - Najcki:

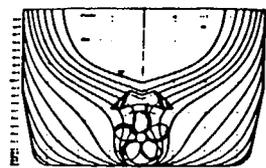
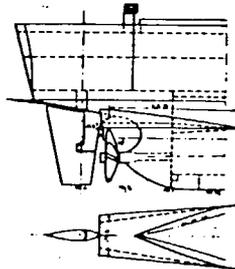
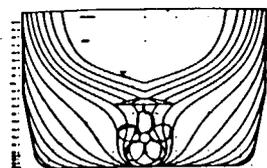
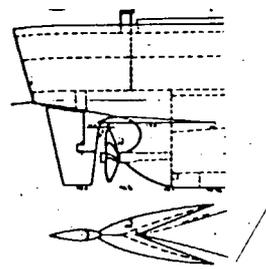
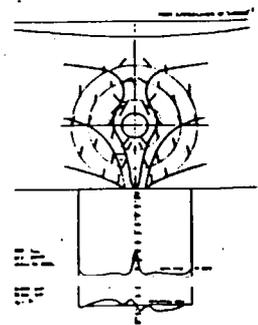
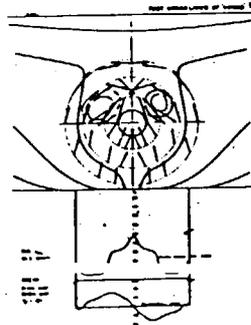
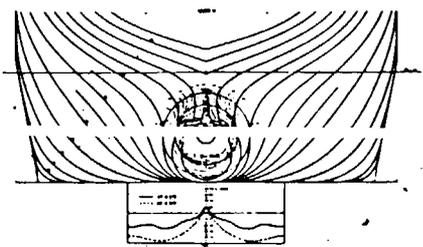
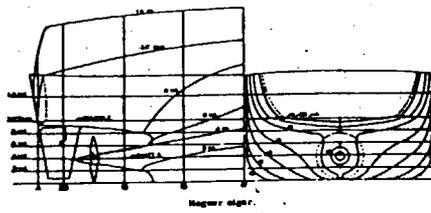
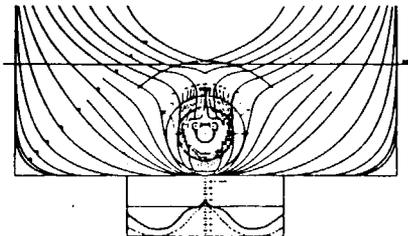
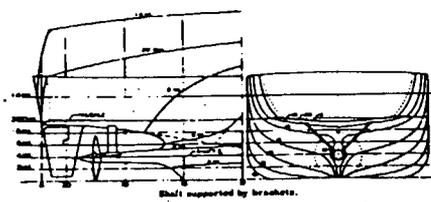
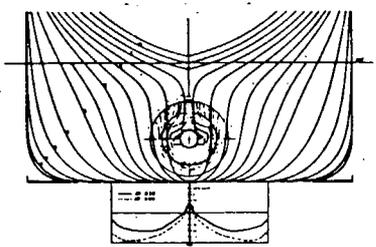
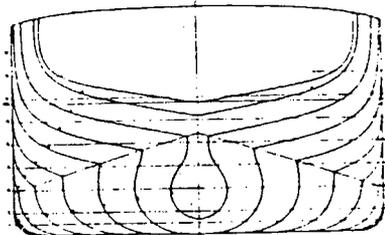
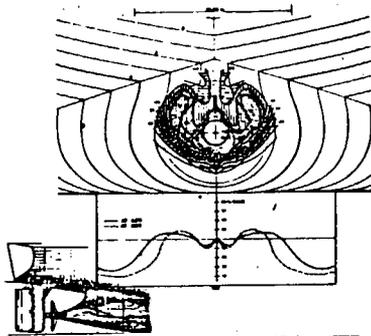
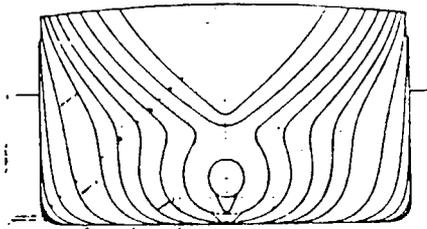
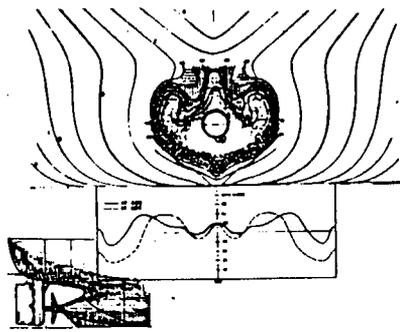
Effect of Ship Stern Asymmetry on Propulsion Efficiency

Journal of Research, Vol.24, No.2, June 1980, pp.67-73



11) 2nd Lips Propeller Symposium, Dunen Holland: May 10~11, 1973





3.2 小型模型船による水槽試験

3.2.1 計 画

一軸船を対象としてまず従来の各種船尾形状と種々の狙いにより今回考案された船尾形状とを検討して供試船型を選定した。検討した船尾形状を Fig. 3.2.1~3.2.11 に示す。ただし、これらの図は概略の肋骨線形状を示す概念図である。

H-T型は浜田式トンネル船型²⁾で、トンネルによりプロペラ部への流入状態を改善し、プロペラ没水深度不足を補うことを狙い、在来船型に比し抵抗も減少するといわれる。この船型ではプロペラが利用できる伴流は船底境界層のみによるもので、ビルジ渦の発生は殆んどないと推定されるので、プロペラ部ではスケグ付近を除き、上方の船体表面に近いほど伴流が強くなると推定される。(Fig. 3.2.1)

B F-T型はトンネル付きバトックフロ-船尾⁶⁾で、抵抗の小さいバトックフロ-船尾に大直径プロペラが納まるようにトンネルを組み合わせ、プロペラ部への流入を良くし没水深度不足も補うことを狙ったものである。この船型ではプロペラが利用できる伴流は船底境界層のみによるものであり、ビルジ渦の発生は殆んどないので、プロペラ部では上方の船体表面に近いほど伴流が強くなると推定される。また針路不安定が予想される。(Fig. 3.2.2)

p-T型はトンネル付きブラム型船尾で、ブラム型船尾に大直径プロペラが納まるようにトンネルを組合せたものである。ブラム型船型はプロペラ部にビルジ渦などの縦渦が殆んどなく、単純な流れであると推定されるので、プロペラ部の伴流は小さく、上方の船体表面に近いほど伴流が大きくなる傾向があると推定される。また抵抗が小さいこと、針路不安定のおそれがあることが予想される。(Fig. 3.2.3)

B V型はビルジ渦強化船型で、普通型船尾形状のビルジ渦発生部をえぐり、ビルジ部を角張らせるか、または曲率半径を非常に小さくしたものである。ビルジ渦には船底境界層がまき込まれているが、この船型の変化によりビルジ渦の強さを増し、その領域を拡大し船側の境界層もより多くまき込み、プロペラ部へ流入させ、伴流を大きくすることを狙いとする。ビルジ渦の強化により造渦抵抗が大きくなると予測される。一軸船の場合ビルジ渦の回転エネルギーはプロペラにより回収できない問題点がある。(Fig. 3.2.4)

B V-T型はトンネル付ビルジ渦強化船型で、上記B V型のプロペラ上部付近をトンネル状にしたものである。このトンネルによりB V型のプロペラ没水深度不足を補うことが狙いである。他の点についてはB V型と同様である。(Fig. 3.2.5)

TV-T型はトンネル付き逆縦渦船型で、バ-ジ状に船尾船底を切上げトランサム状とし、さらにプロペラ上部付近をトンネル状にしたものである。このような船型では、ビルジ渦とは逆の回転方向の縦渦が、切上げた船底内下方に発生し⁷⁾船側の境界層がまき込まれる。この縦渦がプロペラ部に流入するように導き、船側境界層を船底境界層とあわせて利用し、伴流を大きくすることを狙いとする。逆縦渦をプロペラ部に導けるかが問題である。(Fig. 3.2.6)

TBV-T型はトンネル付きビルジ渦逆縦渦共用船型で船尾船体後部の下部は普通型船型類似としややビルジ部曲率半径を小さくし、その前方では船底外側部を切上げトンネルにつなげたものである。船尾後下部によりビルジ渦を発生させ船底境界層の大部分をまき込み、前方切上げ部でビルジ渦とは逆の回転方向の縦渦を発生させ、船側境界層の大部分をまき込ませ、この両渦をプロペラ面に流入するように導き、伴流を大きくすることが狙いである。トンネルはプロペラ没水深度不足の補いと、渦をプロペラ部へ導くために設ける。縦渦を積極的に発生させるので、抵抗は大きくなる可能性があり、また逆縦渦をプロペラ部へ導けるか、ビルジ渦と逆縦渦の干渉の問題がある(Fig. 3.2.7)

A S型は左右非対称船型で、プロペラ直前のみ左右非対称にしたもので、Callin,¹⁾Nönnecke⁵⁾により報告された船型である。プロペラ前方の船体をひねり、プロペラとは逆の回転方向の旋回流を作り、推進

効率を向上することが狙いである。昔スターンフレームをプロペラ部上半と下半とで逆にひねった例があるが、A S型はこれをさらに強化した船型で、一軸用蝸牛殻型船型といえる。(Fig. 3.2.8)

S A S型は超左右非対称船型で右舷は普通型船型、左舷は船底を切上げた船型である。右舷はベルジ渦が発生し、左舷は逆縦渦が発生し、この両渦は回転方向が同一でプロペラ回転方向とは逆向きの旋回流となり、その回転エネルギーもプロペラにより回収し、推進効率を上昇させることが狙いである。問題点として、左舷の逆縦渦をプロペラ部に導けるか、喫水・トリムにより浮心位置が横方向に移動すること、向波ですら横傾斜モーメントが発生すること、当て舵量が大きいと予想されること、境界層の利用度が充分とは云えないことなどがあげられる。(Fig. 3.2.9)

S A S - T型はトンネル付き超非対称船型で、S A S型にトンネルを設けた船型である。トンネルにより、S A S型の左舷の逆縦渦をプロペラ部に導き、プロペラ没水深度不足を補うことを狙いとする。問題点はS A S型と同様である。(Fig. 3.2.10)

S D型はスクープ・ダクト船型で、ダクトプロペラ付き船体のダクト前方にスクープを接続したものである。スクープにより船底、船側の境界層の殆んどを吸収し、プロペラへ導き、伴流を大きくすることが狙いである。問題として、スクープによる抵抗増加、バラスト、軽荷時のスクープ中に空気吸入と抵抗増加があげられる。

以上の他、B&W社型、ホグナー型など各種の船型があろうが、問題の多い船型と従来資料がある船型を供試船型の選択から除外し、これまで試験されたことがなく、推進性能向上の可能性がありそうな船尾形状を選ぶことにした。次年度研究予定の大型模型船船型検討のためには、小型模型船による試験はなるべく多くの船型について行なうことが望ましいが、経費、日数などの点から昭和53年度はP - T型、B V型、T B V - T型の3船型について行なわれることになった。

昭和54年度は前年度の供試船型のうち、伴流の点からB V船型とT B V - T船型について引続いて船尾形状の改善を小型模型で研究することになった。

最終年度でありまた小型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東京大学回流水槽で行ない、この結果によりB V船型改としてB V - 1型、T B V - T船型改としてT B V - T改型の2種の小型模型が決められた。この2船型小型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。

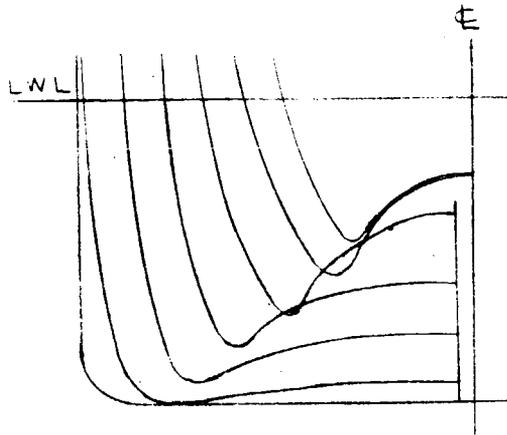


Fig. 3.2.1 Rough Plan of H-T Type

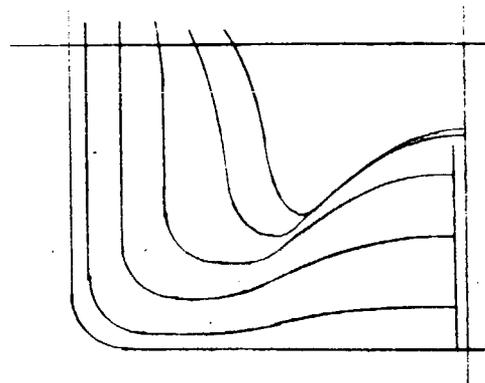


Fig. 3.2.2 Rough Plan of BF-T Type

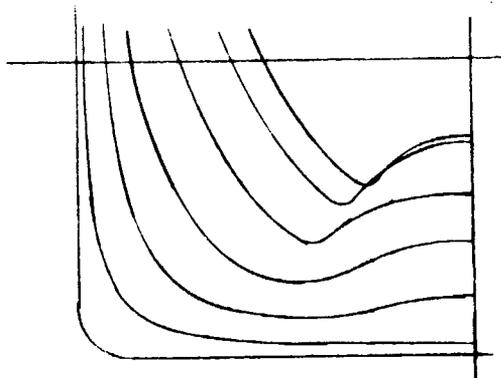


Fig. 3.2.3 Rough Plan of P-T Type

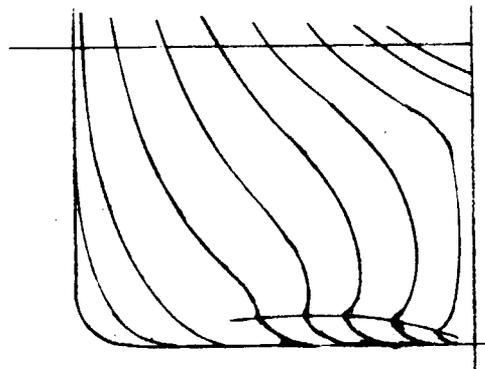


Fig. 3.2.4 Rough Plan of BV Type

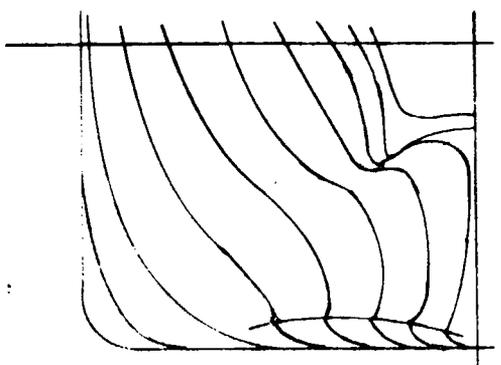


Fig. 3.2.5 Rough Plan of BV-T Type

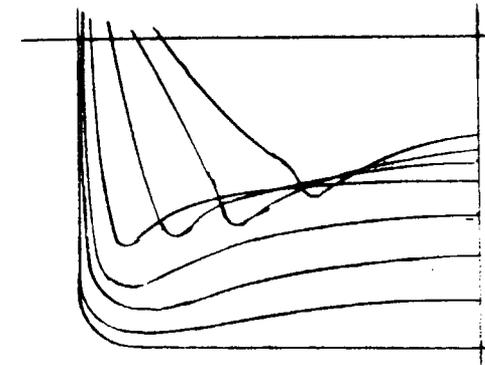


Fig. 3.2.6 Rough Plan of TV-T Type

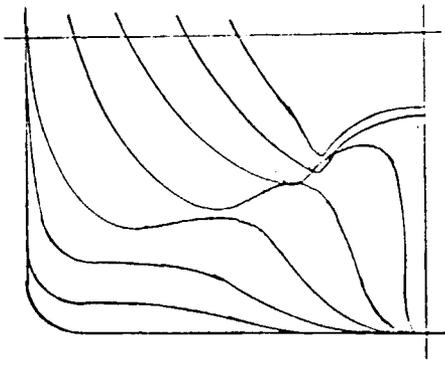


Fig. 3.2.7 Rough Plan of TBV-T Type

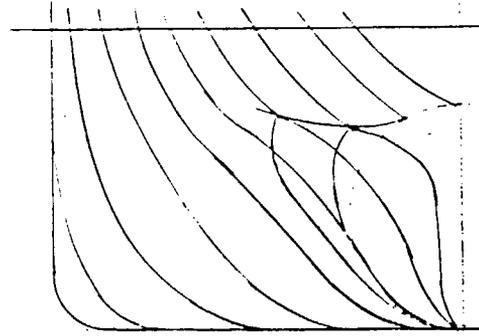


Fig. 3.2.11 Rough Plan of SD Type

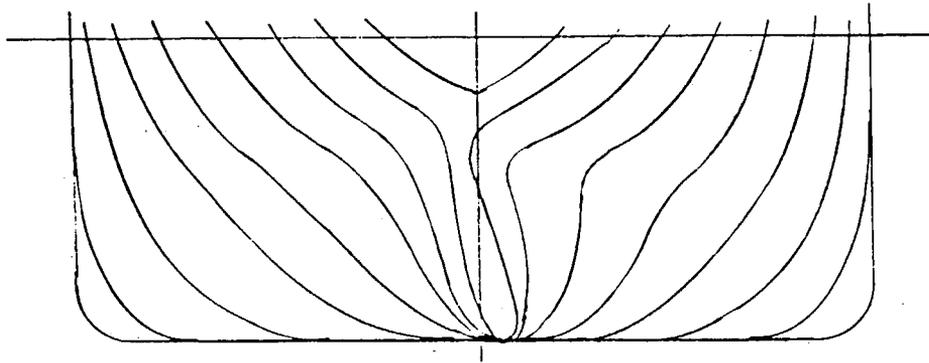


Fig. 3.2.8 Rough Plan of AS Type

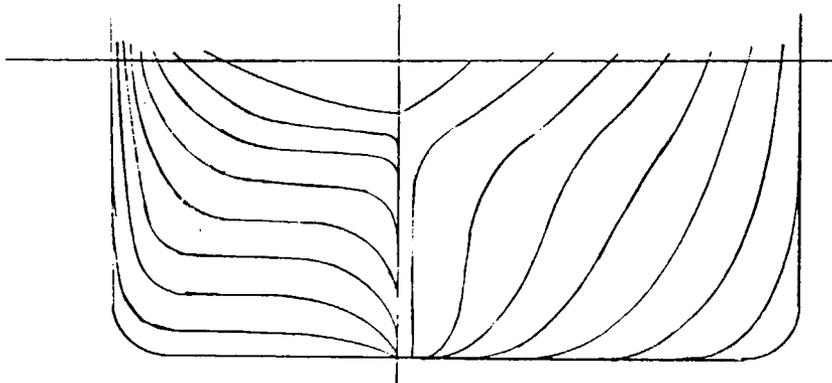


Fig. 3.2.9 Rough Plan of SAS Type

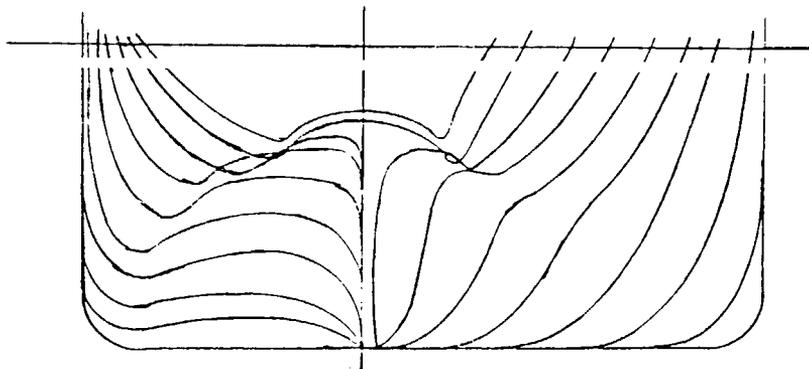


Fig. 3.2.10 Rough Plan of SAS-T Type

3.2.2 供試模型船

昭和53年度供試特殊船尾形状は次の三種である。

- (a) P-T型: H-T、BF-T、P-T各型は大体同一の種類に属する船型で、H-T型は既に試験が実施され、BF-T型はトンネルのない形状について試験が実施されているので、代表としてP-T型を選択された。
- (b) BV型: 普通型船型のビルジ付近で曲率半径の縮小または稜線の設置によりビルジ渦の強化拡大をはかった船型について試験例はあるが、これをさらに進めてプロペラ前方の肋骨線をえぐり、ビルジ渦のより一層の拡大とプロペラ部への流入をはかった船型の試験例は見当たらないので、ビルジ渦利用の例として選択された。
- (c) TBV-T型: この船型は試験された例が見当らず、複雑な流れを発生させ、伴流利用度を増す狙いの代表例として選択された。

昭和54年度供試特殊船尾形状は次の二種である。

- (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剝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。

タフト法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、船体後部を次の要領で改造した。

- (i) トンネル部を下げ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。
- (ii) 船尾バルブを小さくする。

この船型をBV-IIとした。

- (b) TBV-T改

2m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、さらにその後方で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はならなかった。そこで水線をWall Side的に後方にしほりビルジ渦を発生させ、その後方で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3m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。

以上の供試船型の線図をFig. 3.2.12 ~ 3.2.16に、主要目をTable 3.2.1に示す。BV-I、BV-II型、TBV-T改型の横断面積曲線図をFig. 3.2.17に示す。なお、船首形状は供試船型全て同一とした。模型船の寸法は、自航状態での試験があり、レイノルズ数をできるだけ大きくしたいので、 $L_{pp}3m$ とした。模型プロペラは手持ちのものを使用することにした。その主要目をTable 3.2.2に示す。

3.2.3 抵抗試験

- (1) 概要

試験状態は各船型について、Full load、0% trim.; 65% ∇F 、1% trim by stern; 44% ∇F 、2% trim by stern の3状態である。P-T型は舵、ダミーボス、プロペラシャフト及びシャフトブラケットを取付けた状態、またBV型、TBV-T型は舵、ダミーボスを取付けた状態で計測を行なった。尚、曳航点の前後位置はlcb位置とし、高さは可能な限りシャフトセンターラインに近づけた。

昭和54年度はBV-II型、TBV-T改型の抵抗試験を行なうとともに、昨年度実施したTBV-T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。BV-II型、TBV-T改型ともに計測は舵及びダミーボスを取付けた状態で行なった。

(2) 結果と考察

計測データの解析に於ては、流速に対しては Blockage の修正を、また抵抗値に対しては回流水槽の水面傾斜による附加抵抗の修正を行なった。参考の為、使用した水面傾斜の計算式及び修正した抵抗値の計算式を示す。

$$\text{水面傾斜} : \theta = 0.102 \times 10^{-3} V^{2.2} \quad (\text{日本鋼管回流水槽})$$

θ : 水面傾斜 (rad)

V : 流速 (m/s)

$$\text{抵抗値} : R_T = D_T - \Delta \cdot \theta$$

R_T : 模型船の抵抗値

D_T : 計測された抵抗値

Δ : 模型船の排水量

なお日本造船技術センター回流水槽は底面調整可能で、これにより水面傾斜修正は行っていない。

これらの修正を行なった結果を全抵抗係数で表わし、Fig. 3.2.18 ~ 3.2.23 に示す。これらの図は、同一回流水槽に於ける船型間の抵抗性能を比較したものである。

また、これら3船型の母型であるSR159, 50年度供試船型との比較をするため、各状態の計画フルード数における剰余抵抗係数を Table 3.2.3 に示した。尚SR159, 50年度船型のデータは三菱重工の曳航水槽にて実施された4m模型船についての値であり、摩擦抵抗式は Schoenherr の式に統一した。

P-T型、BV型、TBV-T型の結果においては、同一船型で、排水量が変わると、満載、65% ∇F の順に、全抵抗係数が減少する傾向を示すが、満載計画速力附近では、排水量による差は、極めて小さくなる。船型間の比較を計画速力における C_R により行くと、載荷状態によらず、P-T型が最も小さくBV型は最も大きい。

TBV-T型は、SR159(50年度船型)と、ほぼ同程度の値で、P-T、BV型の中間の値となっている。

P-Tならびに、BVは、予想通りの性能であったが、TBV-Tは、予想に反し、通常船型と差異が少ない性能を示している。

BV-II型およびTBV-T改型の結果については、同一回流水槽における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% ∇F 44% ∇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型の各状態における剰余抵抗係数 C_R を Table 3.2.3 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SR159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られる。

3.2.4 伴流計測

(1) 概要

船尾プロペラ面位置での伴流計測は、各船型とも、Full load 0% trim、 $F_n = 0.176$; 65% ∇F 、1% trim by stern、 $F_n = 0.181$; 44% ∇F 2% trim by stern、 $F_n = 0.193$ 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)の面内とした。P-T型を除く4船型とも舵なし、ダミーボス付きの状態、P-T船型は舵なし、プロペラシャフト及びシャフトラケットを取付けた状態で試験を実施した。P-T型、BV型、TBV-T型にはNPL型5孔管を、BV-II型、TBV-T改型には球型5孔管を使用した。

(2) 結果と考察

計測結果を Fig. 3.2.24 ~ 3.2.38 に示す。また、これらの結果から求めた公称伴流の値を Table 3.2.4 に示す。

BV型の満載状態を除いて、載荷状態により、各船型の伴流のパターンは、大きな変化を示していない。

P-T型は、予想されたように、ビルジ渦の発生もない極めて単純な流れで、公称伴流は、3船型の中で、最も小さい。トンネル内側下部とプロペラ軸近傍上側部に極めて弱い渦が認められる。

BV型は、所期の狙い通りに、ビルジ渦が強化されているが、伴流パターンに、いわゆる“目玉”が、認められる等、流れは複雑で、その程度は、やや過度であるように思われる。公称伴流は、3船型中最大である。

TBV-T型の伴流パターンは、通常型船型と余り変わらず、公称伴流も適度のように思われる。船体前方切り上げ部による、ビルジ渦と逆の回転方向の縦渦の存在は認められるが、これにより、船側伴流を巻き込み、伴流を大きくする狙いが、適切に達成されたか否かは定かではない。

TBV-T改型の載荷状態ごとの伴流パターンはTBV-T型より船側稜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型はビルジ渦が強化され、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。

3.2.5 流線観測

Full load、0% trim、 $F_n = 0.176$; 65% ∇F 、1% trim、 $F_n = 0.181$; 44% ∇F 、2% trim、 $F_n = 0.193$ の状態について Ship Point の自航状態で流線測を行なうことにした。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(前述の修正済みのもの)を $L_{pp} = 210\text{m}$ の実船に換算し、さらに $1-t \doteq 0.8$ と仮定して所要スラスト T_m を求めた。

$$T_m = \frac{1}{2} \rho S m V^2 \left\{ C_{tm} - (C_{fm} - C_{fs}) \right\} / 0.8$$

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 3.2.5 に示す。

(1) 油膜法による限界流線の観察結果を Fig. 3.2.39 ~ 3.2.53 に示す。

P-T船型については、各載荷状態とも非常に単純な流れとなっており、2次流れも小さく、ビルジ渦もほとんどないようである。また、船底部の流れが、そのままプロペラ部へ流入しており、伴流が小さいことが予想される。他の船型に比べ優れている点は、44% load の場合でも、トンネル部の効果によって、プロペラ上部は完全に水で満されており、空気吸込み等は発生せず、プロペラ没水深度不足は改善されていることである。

BV船型の場合は、各載荷状態とも、船底からの流れがビルジ部の角のところまで完全に剝離しており、大きな強いビルジ渦が発生している。またこの角に接した船側部下部の狭い領域には、ビルジ渦とは逆方向の逆渦が形成されているようである。S.S. 1/2 付近では、この強いビルジ渦のために、急角度の下向きの限界流線が得られている。なお、44% load 状態では、プロペラ上部で空気吸込みが発生している。

おり、ビルジ渦と逆方向の渦はあまりみとめられず、船側部の境界層はプロペラ部へ流入していないようである。スケッグ部分では、通常の船尾と類似のビルジ渦が発生しているようである。この船型も、44% load 状態のとき、プロペラ上部で空気吸込現象が発生した。

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ジ逆縦渦が発生し、トンネル内に流入している様である。また、船底切上げ部前端付近に油膜の滞留があり剝離バブルが存在しているのかも知れない。スケグ状部の下部にはビルジ渦的な弱い縦渦が発生しているように見える。

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剝離し、大きなビルジ渦が発生している。また、バルブ状部のプロペラ軸から僅に下の付近に強い三次元剝離が発生し縦渦が存在することを示している。

なお、TBV-T改型とBV-II型の結果は、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。

(2) 2段糸による船体表面近傍の流れの観察

Fig. 3.2.54に示すような2段糸を用いて、船体表面付近の流れを調べた。P-T船型については、限界流線の観察から、非常に単純な流れであり、2次流れも小さいことがわかったため、2段糸による観察は行わず、BV、TBV-T 2船型に対してのみ実験を実施した。撮影した写真より、作成したスケッチをFig. 3.2.55~3.2.66に示す。なお、図中実線が外側タフト、破線が内側タフトを示す。BV、TBV-T両船型とも、内側タフトの方向は、限界流線の観察とほぼ同様の傾向を示しているが、S.S.1/2付近では、外側タフトの方向との間に大きな角度がついていることがわかる。またBV船型のFull loadにおいては、S.S.1/4付近では、逆流に近い流れが観察され、プロペラ面上部付近は、かなり大きな伴流になっていることが予想される。

TBV-T改型では船体下部でビルジ渦の発生が見られ、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ジ渦の発生が観察された。

(3) 色素流脈法による観察

P-T型、BV型、TBV-T型についてはアルカリブルーを溶解した液を、注入パイプにより、船体表面上の種々の点から流出させ、流れの様子を観察した。この観察も、(2)と同様の理由でBV、TBV-T 2船型についてのみ実施した。何種類かの流出点に対する写真をまとめて1つの図に描いたものをFig. 3.2.67~3.2.72に示す。

なお、TBV-T船型44% loadのものは、船体内部の3ヶ所の穴から、同時に染料を流出させ得られたものである。

TBV-T改型、BV-II型については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. 3.2.73~3.2.78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。

3.2.6 考 察

以上の実験結果を各船型別にまとめようとする。

P-T型は、ほぼ予測の通りで、ビルジ渦あるいは逆縦渦の発生は殆んどなく、単純な流れになっている。S.S.3/4~1/2の中心線付近は船底の切上りがやや急で、急に凹ませたためか、その付近の流れが波打っている。またシャフトブラケットの支柱の向きが流れに一致していない。したがって、流れはさらに若干改善でき、抵抗も僅かではあるがさらに減らしうると考えられる。伴流は予測通り小さく、船底境界層によるもののみと思われる。

BV型は、タフトの結果では強化されたビルジ渦により船側境界層の一部がプロペラ軸下方に導かれているように見える。油膜法の結果では前方船側からの限界流線(油膜筋)は船尾上部に向かい船体表面ごく近くの流れはプロペラ回転面に導かれていないと推定される。プロペラ軸下方に逆縦渦が発生している。

伴流分布は、プロペラ回転面上部における w 曲線の凹みの位置がやや低く、伴流の大きい島の位置が低過ぎになっている。船尾からSS1 1/2付近までビルジ部に鋭い稜線を設けたが、船底からの流れがこの稜線で剥れる時、外向きの速度成分が大き過ぎたのではないかと考えられる。プロペラポスト上部SS 1/4のタフトが下向き、やや前方にも向き、逆流が発生していることを示し、伴流分布図の大きな伴流値と対応している。また44%載貨状態で空気吸込みが発生したことも改良を要する。このBV船型はビルジ渦を強化し過ぎ、抵抗増加が大きく、しかもプロペラ面への伴流の集中と均一化も期待したほどにはなっていない。

TBV-T型は、油膜法、タフト法の結果によりビルジ渦の発生が認められる。油膜法の結果ではプロペラ軸下方に二次的な剥離線がありビルジ渦の内側下方に二次的な逆縦渦があることが示されている。この逆縦渦は、タフト法の結果では、その存在が示されていないが、逆縦渦の領域が船体表面ごく近傍に限られているためであろう。船体切上部を下・内側へ船側の流れがまわり込み、上部に逆縦渦が発生することを期待したが、伴流分布図と油膜法、タフト法、色素流脈法による流れの観察結果をみると僅に上記のまわり込みが認められ、逆縦渦はごく弱くて明瞭には現われていない。この船側の流れのまわり込み、逆縦渦の発生を強めるには、船体切上部とビルジ部の形状の関連を改良しなければならない。44%載貨状態では空気吸込みが発生し、トンネル部の改良を要する。なお、Fig. 3.2.55 ~ 3.2.78を見ると、TBV-T型の船側波形の波高が最も大きいようである。

TBV-T改型は船側下部で弱いビルジ逆縦渦が発生しトンネル内に流入し、トンネル内ではスケグ状部にビルジ渦的な弱い縦渦が発生していることが油膜法、タフト法、色素流脈法により観察された。このことは伴流分布図にも現われている。しかし、ビルジ逆縦渦はプロペラ円内に流入せず、船側境界層による伴流をプロペラ円内に導くことが出来ていない。本船型は抵抗値がTBV-T型より低くなり、通常船型のSR159(50年度)船型より剰余抵抗係数が低い値を示した事は公称伴流値がSR159(50年度)船型より小さいこと、船尾部ビルジ渦、逆縦渦が弱くこの渦が若干消し合ったのではないかと推定されることと対応しているとも考えられるが、SR159(50年度)船型の結果は試験水槽と模型船長が異なり、その影響とも考えられる。

BV-II型は油膜法、タフト法、色素流脈法の結果で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。バルブ状部下部にかなり強い三次元剥離が発生し縦渦が存在している。このことは伴流分布図にも現われ、稜線部による強いビルジ渦によるプロペラ円上部の伴流の小さい舌状領域の拡大、プロペラ軸の僅か下方のビルジ渦による伴流の大きな島、その内側の逆縦渦の存在が見られる。この伴流分布図では、プロペラ面への集中と均一化は期待した程ではない。本船型も抵抗値はBV型より低くなり、SR159(50年度)船型より剰余抵抗値が低い値を示した。これもTBV-T改と同様な原因が考えられる。

BV-II型とTBV-T改型とを比較すると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。

キャピテーション、プロペラ起振力の面から、この船型の傾向を調べるため、Fig. 3.2.24~3.2.28から円周上伴流分布を $r/R = 0.7$ と 0.9 について求めた結果をFig. 3.2.79に示す。 $\theta = 0^\circ$ (プロペラ翼先端直上)付近の w の値の大きさは、各状態、 $r/R = 0.7, 0.9$ とも、概ねBV型、TBV-T型、TBV-T改型、BV-II型、P-T型の順になっており、 $\theta = 0^\circ$ ではP-T型とBV-II型とは大差はないように推定されるが、 $\theta = 0 \sim 45^\circ$ ではP-T型が最小である。 $dw/d\theta$ の値は、BV型が最大でP-T型が最小である。従って、BV型が最も不利で、P-T型かBV-II型が有利となっている。

3船型の推進性能は、自航試験を行っていないので判らない。そこで止むをえず模型間で公称伴流 W_n と全抵抗 R で船型の比較を行ってみる。比較の基準には $L_{pp}3m$ のSR159-50年度船型に対する公称伴流と全抵抗の推定値を用いる。Table 3.2.6に $\left[(1 - W_{nm}) / (1 - W_{nSR159-50}) \right] \times [R_m / R_{SR159-50}]$ を示す。ただし、添字 m は本試験を行なった船型を示し、添字SR159-50はSR

159-50 年度船型に対する値を示す。P-T型は、伴流の利用度が悪く不利で、BV型とTBV-T型は満載状態と44%載貨状態ではほぼ同程度、65%載貨状態では、BV型の方がTBV-T型より良くなっている。TBV-T改型は抵抗は減少したが、伴流の大幅な減少により改善されていない。BV-II型は抵抗の減少によりFull Loadでは若干改善されたが、65%および44% Loadでは改善されていない。なお、 $(1 - W_{NSR} 159-50)$ の値には満載状態で0.465, 65%載貨状態で0.430, 44%載貨状態で0.453を用いた。

この結果では値が全て1.0より大きく、船型を改善し伴流の利用度を格段に増す必要があることを示している。

参 考 文 献

- 1) Gallin, C.: Inventiveness in Ship Design, North East Coast Institution of Engineers and Shipbuilders, Transactions Vol. 94, No. 1 (1977)
- 2) 浜田昇: 省エネルギー時代に最適なT船型、船舶 Vol. 50, No. 5 (1977)
- 3) Tommasi, G.B.: Experimental Evaluation of New Stern Shape, International Shipbuilding Progress, Vol. 23, No. 258 (1976)
- 4) Tommasi, G.B.: A Hydrodynamic Study of the Cochlea - Channeled Stern, International Shipbuilding Progress, Vol. 24, No. 277 (1977)
- 5) Nönnecke, E.A.: Reduction of Fuel Consumption and Running Costs of Sea-going Vessels Resulting from Improved Propulsive Efficiency, HANSA-Schiffbau - Hafen, Vol. 115 No. 2 (1978)
- 6) 渡辺四郎, 坂尾稔, 小丸棒, 小西績男: Buttock Flow 船尾の研究, 造船協会論文集 第122号 (1967)
- 7) 田古里哲夫: 肥大船の渦, 抵抗推進シンポジウム 日本造船学会 (1968)

3.3 大型模型船の水槽試験

3.3.1 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 $S \cdot S \cdot N_a 1\frac{1}{4}$ 近傍で消去する。(旧 $S \cdot S \cdot N_a \frac{3}{4}$)
2. $S \cdot S \cdot N_a \frac{1}{2}$ 近傍より船尾にかけての水線(8W・L)を無理なくしぼり、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. 3.3.1に、横断面積曲線図をFig. 3.3.2に示し、主要目、試験状態等はTable 3.3.1に示した。

3.3.2 抵抗・自航試験

(1) 抵抗試験結果

Fig. 3.3.3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 3.3.2に示した。

Table 3.3.1 Values of Form Factor K

M. S. No. \ COND.	FULL LOAD	44%▽F
BV-III	0.29	0.34
B-4	0.29	0.27

摩擦抵抗はシェーネ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%▽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。

(2) 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. 3.3.4に示す。Table 3.3.3にFULL LOAD, 44%▽Fの自航要素をB-4型と比較して示す。 η_R はFULL LOADで約5%, 44%▽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、 η_H は各載荷状態ともほぼB-4型に近い値を示している。 η_0 はFULL LOAD, 44%▽Fとも約5%, 3%の改善が見られる。 η についてはFULL LOADで約3%改善されたが44%▽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 ΔC_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。

(3) 有効馬力

Fig. 3.3.5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%▽F + 0.00030を用いて計算した。

(4) 実船のプロペラ回転数、制動馬力等

Fig. 3.3.6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 η_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 3.3.4に、実船の η をB-4型 η と比較してTable 3.3.5に示した。

Table 3.3.4 Values of $(1-W_T)_s / (1-W_T)_M$

FULL LOAD	1.10
44%▽F	1.12

Table 3.3.5 Values of η for Actual Ship

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

3.3.3 伴流計測

Fig. 3.3.7にFULL LOAD、Fig. 3.3.8に44%▽Fの結果を示し、Fig. 3.3.9に0.5、0.7、0.9 Rの半径における伴流のプロペラ回転方向の変化を、B-4、B-4 H船型と比較して示した。また、Fig. 3.3.10には半径方向の平均伴流を示した。伴流分布の計測には球形5孔ビト管を使用した。

3.3.4 考 察

(1) 抵抗、自航試験

抵抗試験の結果は r_w で示したが、参考として剰余抵抗 r_R をFig. 3.3.11に示した。FULL LOADでは通常船型に想象以上に近づいているが、44%▽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が、FULL LOADより44%▽Fの船側波形、船体沈下量等と与えているのではないかと考えられる。横断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と思われる。

自航試験の結果は η_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、 η_H はB-4型と同程度の値となった。 η_0 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) 伴流分布

伴流分布のパターンは比較的単純である。FULL LOAD、44%▽Fとも大きなビルジ渦がプロペラ面内に存在しているが、FULL LOADにおけるビルジ渦によると思われる大きな“目玉”はBV-II型(3m模型)よりプロペラ中心に近づいて現われている。また伴流分布図は所期の同心円状には今一步の感がある。伴流分布図より求めたプロペラ軸方向の平均伴流はFig. 3.3.10のようにB-4、B-4 H船型より低い値を示している。Fig. 3.3.9に示したプロペラ回転中の伴流の変化は比較的ゆるやかである。

(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. 3.3.6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%▽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。実船搭載想定主機をB-4型と同じとして、BHP曲線よりFULL LOAD、44%▽F速力を次に記した。

FULL LOAD	(85% MCR, 15%シマージン)	15.65Kt
44%▽F	(")	16.49Kt

3.4 船尾流場の調査

特殊船尾形状の船型にはほぼ共通する特徴は、船体表面に、a)外部に対し凹面になった部分があるか、b)凸角部があることである。この2点はいずれも通常の境界層理論の前提として除外されており、この意味において、特殊船尾形状の船の船尾流場を、境界層理論及至は粘性流体理論から予測、計算することは、不可能といわざるを得ない。従って解明のためにとり得る方法は次の二通りであると思われる。すなわち、

- (i) 上記2点の考慮が可能な拡張された理論を確立すること。
- (ii) 流速分布、圧力分布などの計測と、可視化実験を併用して実験的に特性を調べること。

上述の各項で述べられたように、本研究報告では主として(ii)の実験的手法による研究経過が説明されているが、これは現在とりうる唯一の方法とすることができる。しかしこの方法だけでは、実験影響に関する合理的解答を与えることができないことに注意する必要がある、このためには是非とも(i)の理論的考察がなされなければならない。この点について今後の研究の成果が切に期待される。

以下に、2年目の報告に記載されている理論上の問題点2点について再掲し、又、関連するコメントを若干追加しておく。

(1) 凹面上の境界層の問題

船尾は通常外に凹の曲面になっている。Fig. 3.4.1はその説明図である。一般に境界層理論が成り立つためには考える点付近の代表長さに対して境界層厚さ δ が小さいことが必要であることは良く知られている。代表長さとしてはその面の曲率半径 R を取ることが適当と考えられるが、船尾では普通 R も δ も船幅 B 又は喫水 d の程度であり、境界層理論が成り立ちにくい領域である。特に本学会の船型のよう、かなり大幅な肋骨線形状の変化を前提とし極端なトンネル型船尾まで含ませるとなると条件は大変きびしい。

もっと具体的に次のようにいうことも出来る。境界層理論では普通表面に法線を立てて微小要素を考える。Fig. 3.4.2に示すように法線を n_1 、 n_2 とすると通常それは交わり、それが曲率中心となる。今境界層の厚さが δ_A 、 δ_B 、 δ_C の三つの場合を考える。まず、 δ_A の場合問題はないが、上述のように R と δ が同じ大きさの程度とすると、 δ_B 又は δ_C の場合も予想され、 δ_C は一見して不合理であり、又 δ_B でも、境界層要素が通常長方形で構成されていることから考えると、何らかの修正が必要である。もっと一般には直交曲線座標の採用も考えられるが、当然予想されるようにこの場合の基礎式は複雑である。現在この点も考慮した高次理論が展開されているが、その手法が船型の設計に応用されるまでには、まだ時間がかかる。

(2) 剝離渦が外部流に与える影響の問題

よく知られているように船尾ではビルジ渦などの三次元剝離渦が存在する。(1)で述べた凹型表面でもどこかは凸面部があり、そこから三次元剝離が発生する。特に凸角部がある場合強い剝離縦渦が発生する。ところが境界層理論は通常第一近似レベルであり、三次元剝離渦の存在は考慮されない。元来境界層理論では流れは表面に平行とし、表面に直角方向の速度成分は対象外である。従って出て来た結果すなわち主流方向速度 u と二次流れ w とを利用して、余分の意味で法線速度 v を計算する位の意味しかない。(これは微小二次流れを仮定すると否とを問わない。)もっとも、この量は排除影響として意義を持って来るが、剝離があるかないかでその効果は大変異なる。

今三次元剝離が起こっているとし、特異点型あるいは普通型とする。Fig. 3.4.3に示すように剝離線を s 、それに直角方向(表面上)の方向を n 、それぞれの方向の速度を u_s 、 u_n とすると、考えている点 P の面側で、 s 方向については u_s が共に同符号の場合(普通型)と異符号の場合(特異点型)とあり、 u_n については異符号で、 s 上でゼロである。その結果連続条件より流れの一部は s 方向に、又一部は表面に直角に逃げ v となる。従って境界層内の渦度はこの v に乗って外部流中に流出し、この渦度の誘導速度によって外部流は影響を受ける。この結果、最初与えられたポテンシャル流場は剝離渦の流出状況に応じて修正されなければならない。この段階が従来の考え方には全然取り入れられていないので、三次元剝離渦のある場合は従来の計算方法のままでは、その結果が実用に供し得るか否か大変疑問に感ぜられる。ただこのような新しい試みは実際に実行するには種々問題が残り、今後の研究にまつところが大きい。

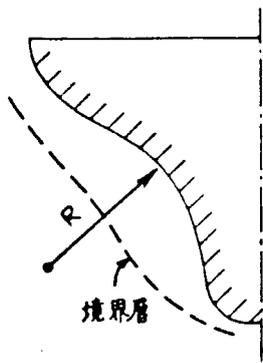


Fig. 3.4.1

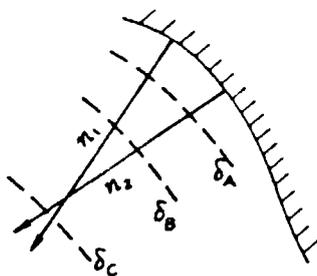


Fig. 3.4.2

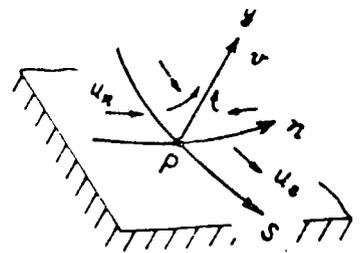


Fig. 3.4.3

特殊船尾形状の場合は、船型によっては縦渦が多数発生する可能性があり（現に実験では認められている）、渦同志の相互干渉も加わって現象は極めて複雑になる。

(3) 凸角部近傍の圧力分布の問題

凸角部がある場合は剥離点が固定されているので、流速などの際、渦の強さと位置を定める条件が確定して好都合である。もっとも、これは観念上のことで、具体的に流場を計算するためには種々面倒なことが存在すると考えられる。しかし、それにも増して問題になる点は凸角部付近の圧力分布の問題である。凸角部があれば粘性抵抗は通常急激に増大する。しかし、この機構はまだ解明されていない。特に縦渦の形成につながる三次元剥離の場合、理論的手がかりさえまだない。流場の最大の特性量は速度分布であるが、船体表面圧力分布はこれと同等の重要度をもち、この流体力学的機構の把握が今後の最大の課題である。

3.5 まとめ

以上、大直径プロペラ装備用特殊船尾形状について、その抵抗推進性能を明らかにするため、下記の各種の調査・研究を行なった。

- (1) 従来の公刊文献を調査し、特殊船尾形状線図と伴流分布図を蒐集した。
- (2) 種々の特殊船尾形状を検討して選定した特殊船尾形状小型模型船6種について抵抗試験、伴流計測、船尾付近の流線観測を行ない、抵抗推進性能を比較検討し、その特性と優劣を明らかにした。
- (3) 上記小型模型船の水槽試験結果により選定した特殊船尾形状について大型模型船一隻により水槽試験を行ない、抵抗推進性能を調べた。
- (4) 特殊船尾形状船型の船尾流場の特性およびその予測法について現状の調査と考察を行ない、問題点と見通しを明らかにした。

これらの調査・研究により、抵抗増加が少なく、推進所要馬力が小さく、キャビテーション・振動上も良く大直径プロペラ装備に適する形状をえるた選定した特殊船尾形状の抵抗推進性能および流場の特性を明らかにすることができた。この結果は今後の特殊船尾形状の計画に有効な指針を与えると考えられるが、推進所要馬力節減については普通型船型と比較して所期の目的を達したとはいえない。境界層、縦渦などの間の複雑な干渉を利用して、抵抗増加を抑えて伴流利用度を高め、キャビテーション・振動上も良い船型をえるには、理論と実験両面から一層の研究を要する。これらの問題を扱う理論は現在のところ存在せず、非常に難しい点があると予想されるが研究の重要性は極めて大きく、今後の研究が望まれる。

Table 3.2.1 Particulars of Small Models

Model		P-T			BV			TBV-T		
Lpp(m)		3000								
B (m)		04600								
CONDITION		FULL	65%	44%	FULL	65%	44%	FULL	65%	44%
DRAFT	AP	0.1770	0.1351	0.1149	0.1770	0.1337	0.1133	0.1770	0.1335	0.1130
	MS	0.1770	0.1201	0.0849	0.1770	0.1187	0.0833	0.1770	0.1185	0.0830
	FP	0.1770	0.1051	0.0549	0.1770	0.1037	0.0533	0.1770	0.1035	0.0530
TRIM	(m)	0	0.030	0.060	0	0.030	0.060	0	0.030	0.060
	%Lpp	0	1	2	0	1	2	0	1	2
∇ _M (m ³)	HULL	0.19998	0.12999	0.08799	0.20067	0.13044	0.08829	0.20466	0.13303	0.09005
	APPENDAGE	0.00003	0.00003	0.00003	—	—	—	—	—	—
	TOTAL	0.20001	0.13002	0.08802	0.20067	0.13044	0.08829	0.20466	0.13303	0.09005
S _M (m ²)	HULL	2.1009	1.7391	1.4891	2.1126	1.7277	1.5042	2.1675	1.7825	1.5522
	APPENDAGE	0.0264	0.0166	0.0123	0.0180	0.0164	0.0136	0.0180	0.0163	0.0135
	TOTAL	2.1273	1.7557	1.5114	2.1306	1.7441	1.5178	2.1855	1.7988	1.5657
C _B		0.8187	0.7843	0.7510	0.8215	0.7963	0.7680	0.8379	0.8135	0.7862
C _P		0.8222	0.7892	0.7578	0.8049	0.8014	0.7751	0.8414	0.8187	0.7935
C _M		0.9957	0.9938	0.9910	0.9957	0.9936	0.9909	0.9957	0.9936	0.9908
lcb(%)		-2897	-2562	-0424	-2800	-1941	+0710	-2036	-1216	+1512

MODEL		TBV-T改			BV-II		
Lpp (m)		3.0000					
B (m)		0.4600					
CONDITION		FULL	65%	44%	FULL	65%	44%
DRAFT (m)	A. P.		0.1331	0.1123		0.1349	0.1143
	M. S.	0.1770	0.1181	0.0823	0.1770	0.1199	0.0843
	F. P.		0.1031	0.0523		0.1049	0.0543
TRIM	(m)	0	0.03	0.06	0	0.03	0.06
	%Lpp	0	1	2	0	1	2
∇ _M (m ³)	HULL	—	—	—	—	—	—
	APPENDAGE	—	—	—	—	—	—
	TOTAL	0.19963	0.12976	0.08783	0.20176	0.13114	0.08877
S _M (m ²)	HULL	2.1491	1.7599	1.5296	2.1398	1.7687	1.5034
	APPENDAGE	0.0188	0.0171	0.0141	0.0188	0.0171	0.0141
	TOTAL	2.1679	1.7770	1.5437	2.1586	1.7858	1.5175
C _B		0.817	0.797	0.773	0.826	0.793	0.763
C _P		0.821	0.802	0.780	0.830	0.797	0.770
C _M		0.996	0.994	0.991	0.996	0.995	0.991
lcb (%Lpp)		-3.119	-2.536	-0.243	-2.557	-2.607	-0.789

WITHOUT BILGE KEEL

Table 3.2.2 Particulars of Model Propeller for Small Models

Diameter (mm)	116.67
Pitch Ratio	0.7143
Boss Ratio	0.180
Blade Thickness Ratio	0.050
Expanded Area Ratio	0.66
Angle of Rake	10° - 0'
Number of Blade	5
Direction of Revolution	Right
Type	MAU

Table 3.2.3 Comparison of Resistance Test Results

$C_R \times 10^3$ Residual Resistance Coefficients

COND. SHIP	FULL	65% ∇_F	44% ∇_F
P-T	128	129	132
BV	189 (198)	210	224
TBV-T	154 (160)	166	173
SR159 (50)	145	164	194
BV-II	136	138	183
TBV-T改	132	134	153
F_n	0.176	0.181	0.193

()内の値はBV-II, TBV-T改型と同一試験水槽(日本造船技術センター回流水槽)で実施した時の値である。

Table 3.2.4 Nominal Wake Fraction

Condition Ship	Full	65% ∇_F	44% ∇_F
P-T	0.202	0.259	0.288
BV	0.472	0.587	0.543
TBV-T	0.430	0.470	0.481
TBV-T改	0.339	0.369	0.569
BV-II	0.418	0.418	0.385

(Volume Mean)

Table 3.2.5 Test Condition

船型	状態	排水量 (m)	スラスト (kg)	回転数 (rps)
PT 船型	Full	0.19998	0.327	12.0
	65%	0.12999	0.284	11.5
	44%	0.08799	0.277	11.9
BV 船型	Full	0.20067	0.397	10.7
	65%	0.13044	0.364	9.8
	44%	0.08829	0.376	10.7
TBV 船型	Full	0.20466	0.369	11.1
	65%	0.13303	0.332	10.8
	44%	0.09005	0.334	10.9
TBV-T改	Full	0.19963	0.334	10.3
	65%	0.12976	0.305	10.1
	44%	0.08783	0.321	10.3
BV-II	Full	0.20176	0.350	10.0
	65%	0.13114	0.314	9.7
	44%	0.08877	0.348	10.5

Table 3.2.6 推進性能に及ぼす伴流と抵抗の影響の比較

$$\left(\frac{1 - W_{nM}}{1 - W_{nSR159-50}} \cdot \frac{R_M}{R_{SR159-50}} \right)$$

Condition	Full Load	65%Load	44%Load
Model \ Fn	0.176	0.181	0.193
P-T	1.67	1.61	1.39
BV	1.22	1.04	1.06
T·BV-T	1.25	1.24	1.10
T·BV-改	1.37	1.37	1.30
BV-II	1.18	1.26	1.31

Values of SR159-50 Lpp 3m model are assumed

Table 3.3.1 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 % ∇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
∇/∇F (%)		100	44
∇F (WITHOUT SKIN) (m ³)		1.61261	0.70955
J _M (NAKED) (m ³)		8.5400	6.0414
APPEN -DAGES	RUDDER (m ³)	0.0712	0.0553
	BILGE KEEL (m ³)	0.1296	0.1296
S _M (WITH ALL APP.) (m ³)		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
ℓ _{cb} (%L _{pp})		-2.568	0.020
PROP. IMMERSION (I/D)		0.906	0.400
RANGE OF SPEED (Fn)	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 3.3.3 Comparison of Self-Propulsion
Factors etc.

M. S. NO.	BV - III		B - 4	
	FULL (Fn=0.174)	44%∇F (Fn=0.191)	FULL (Fn=0.174)	44%∇F (Fn=0.191)
η _R	0.980	0.980	1.025	1.010
1-t	0.870	0.845	0.772	0.785
1-W _T	0.675	0.650	0.619	0.588
η _H	1.289	1.300	1.247	1.335
η _O	0.668	0.670	0.639	0.652
η	0.842	0.855	0.817	0.879

Table 3.3.6

船 型	B - 4		B V - III	
プロペラ直径	約37%増			
載 荷 状 態	FULL	44%▽F	FULL	44%▽F
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			
EEP	約2%増加	0	約6%増加	約13%増加
BHP	約10%減少	約12%減少	約10%減少	約2%減少
η	約12%改善	約16%改善	約16%改善	約15%改善
η_H	約9%低下	約3%低下	約3%低下	約2%低下
η_O	約24%改善	約22%改善	約27%改善	約26%改善
η_R	約3%低下	約4%低下	約7%低下	約6%低下

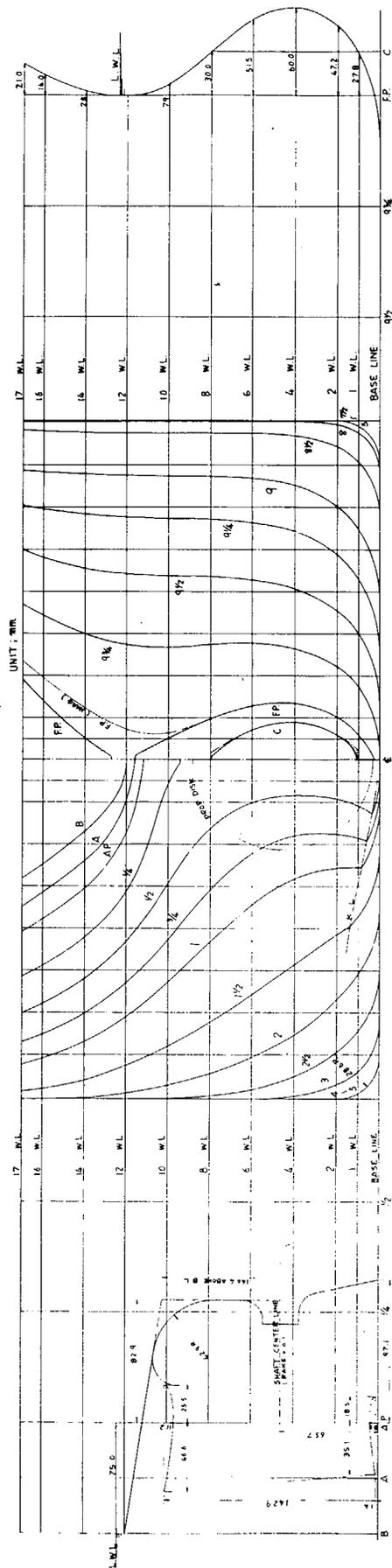


Fig. 3.2.13 BV Type

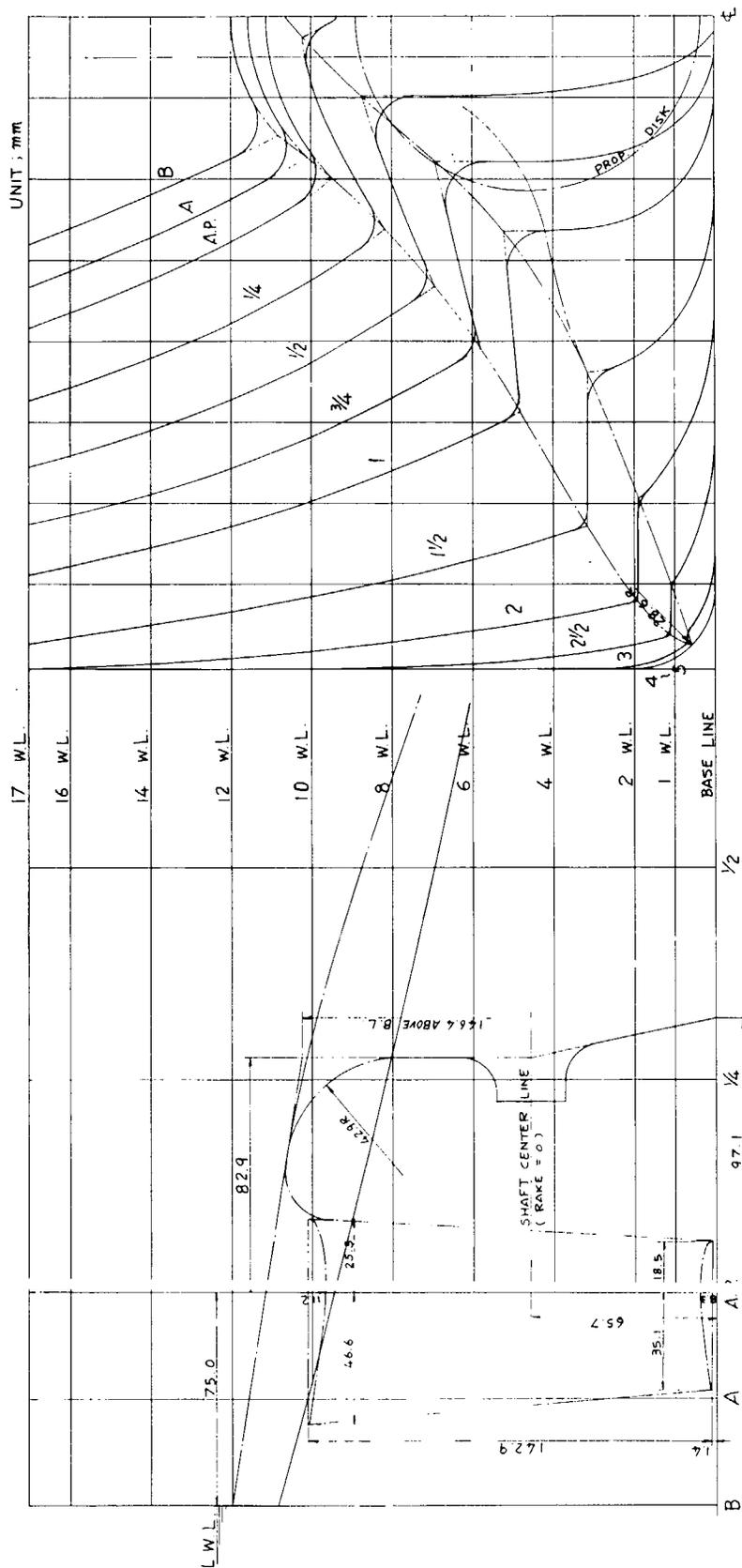


Fig. 3.2.14 TBV-T Type

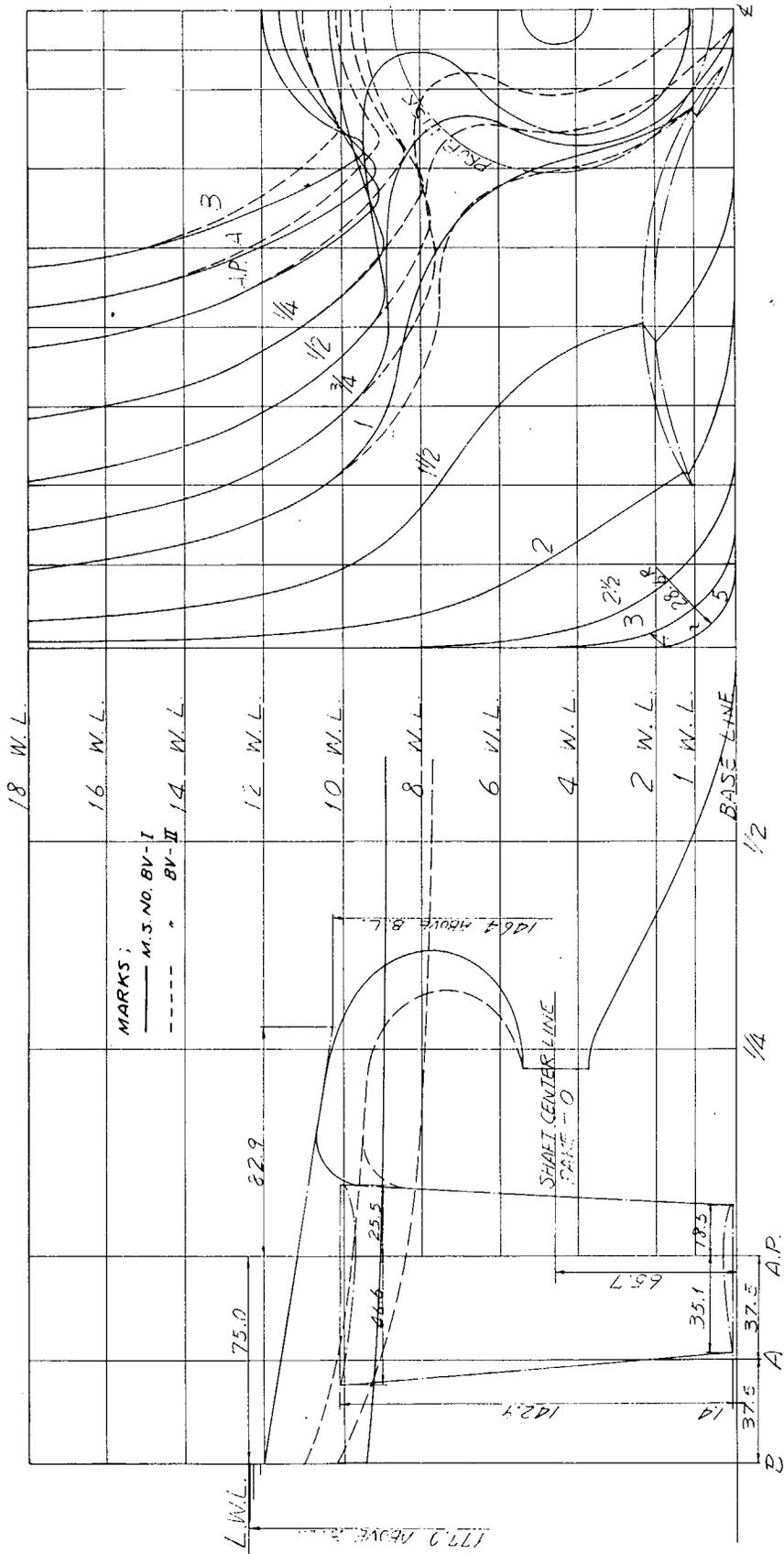


Fig. 3.2.15 BV-I, BV-II Type

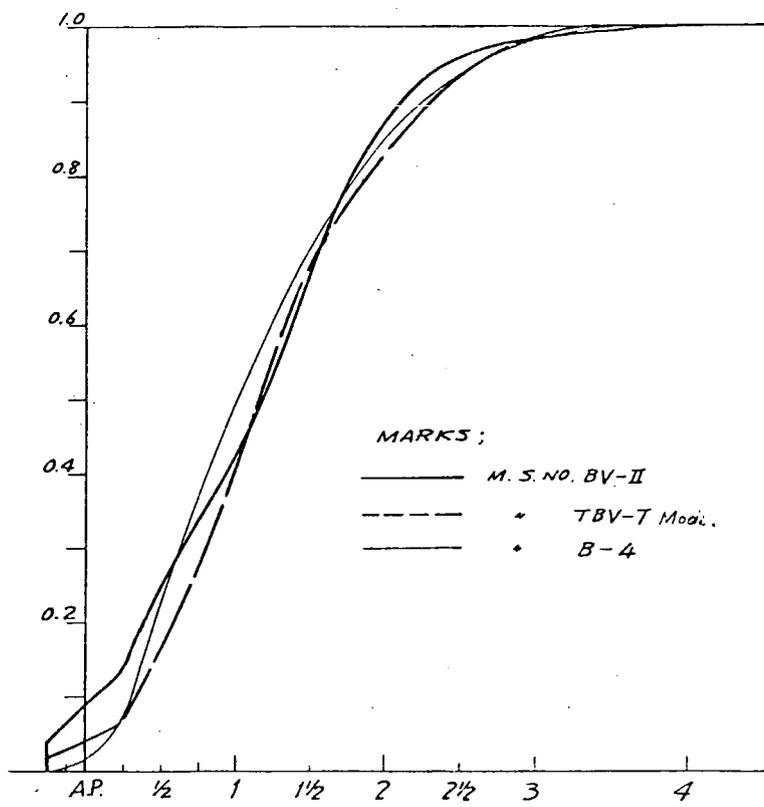


Fig. 3.2.17 Sectional Area Curves

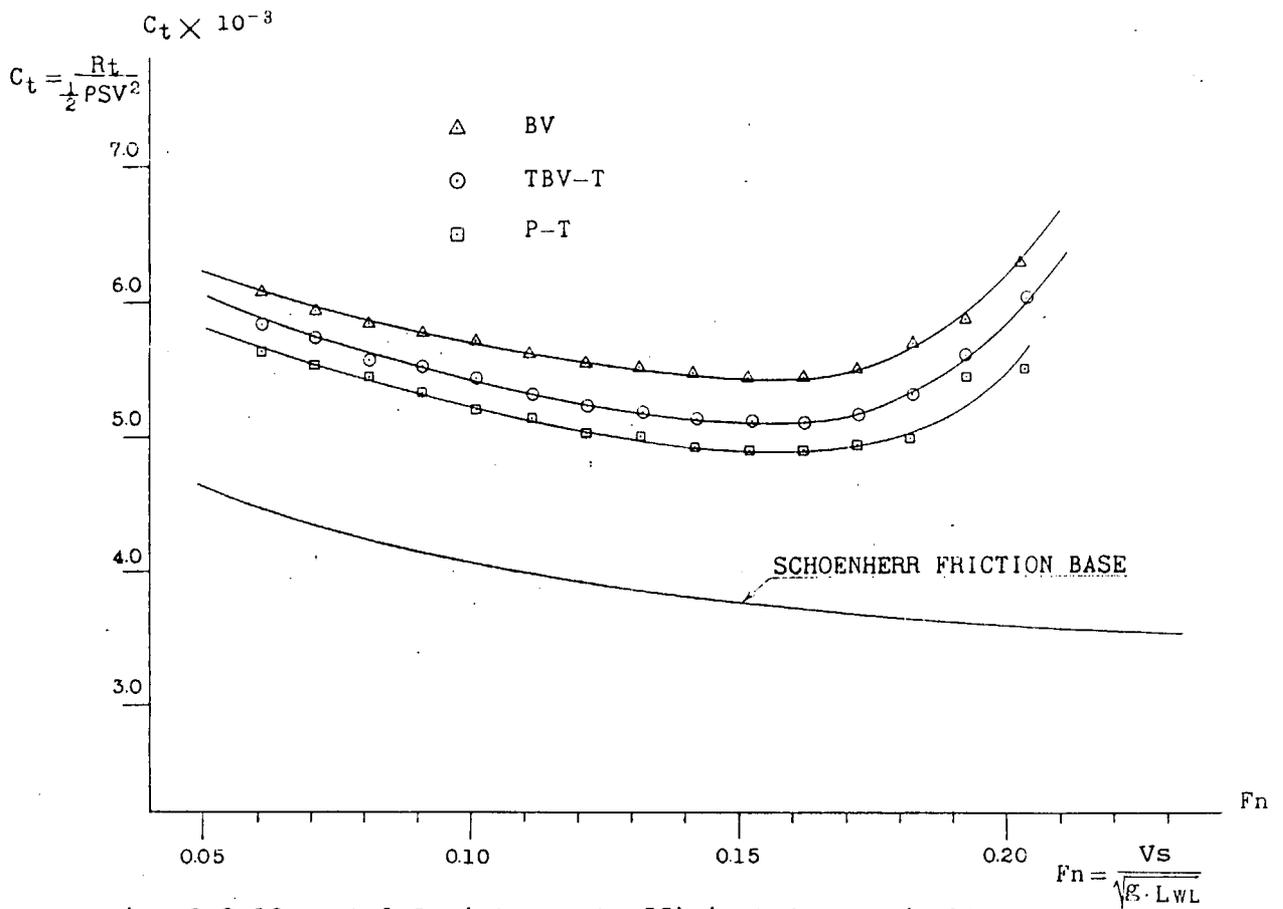


Fig. 3.2.18 Total Resistance Coefficient Curves (Full Load)

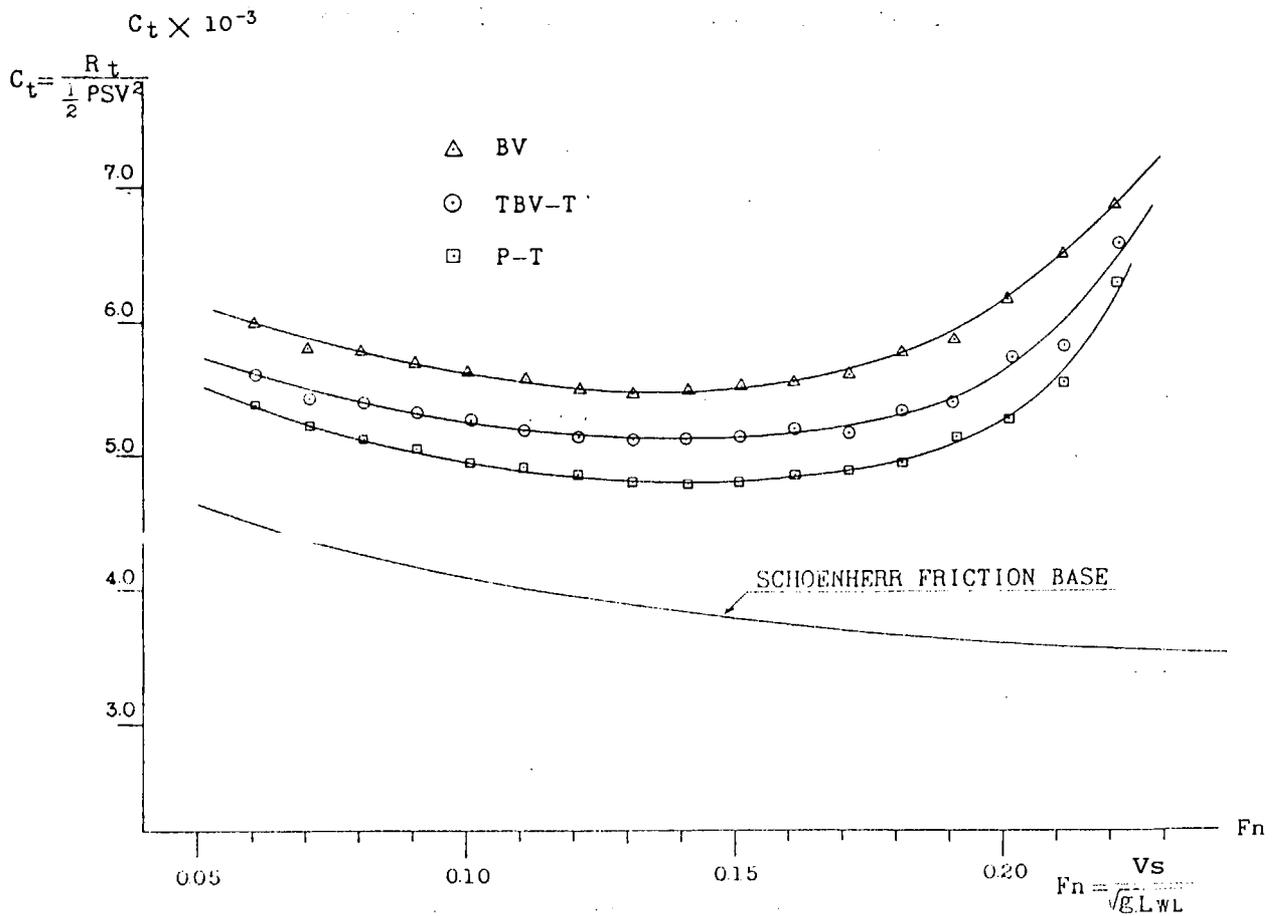


Fig. 3.2.19 Total Resistance Coefficient Curves (65% ∇F)

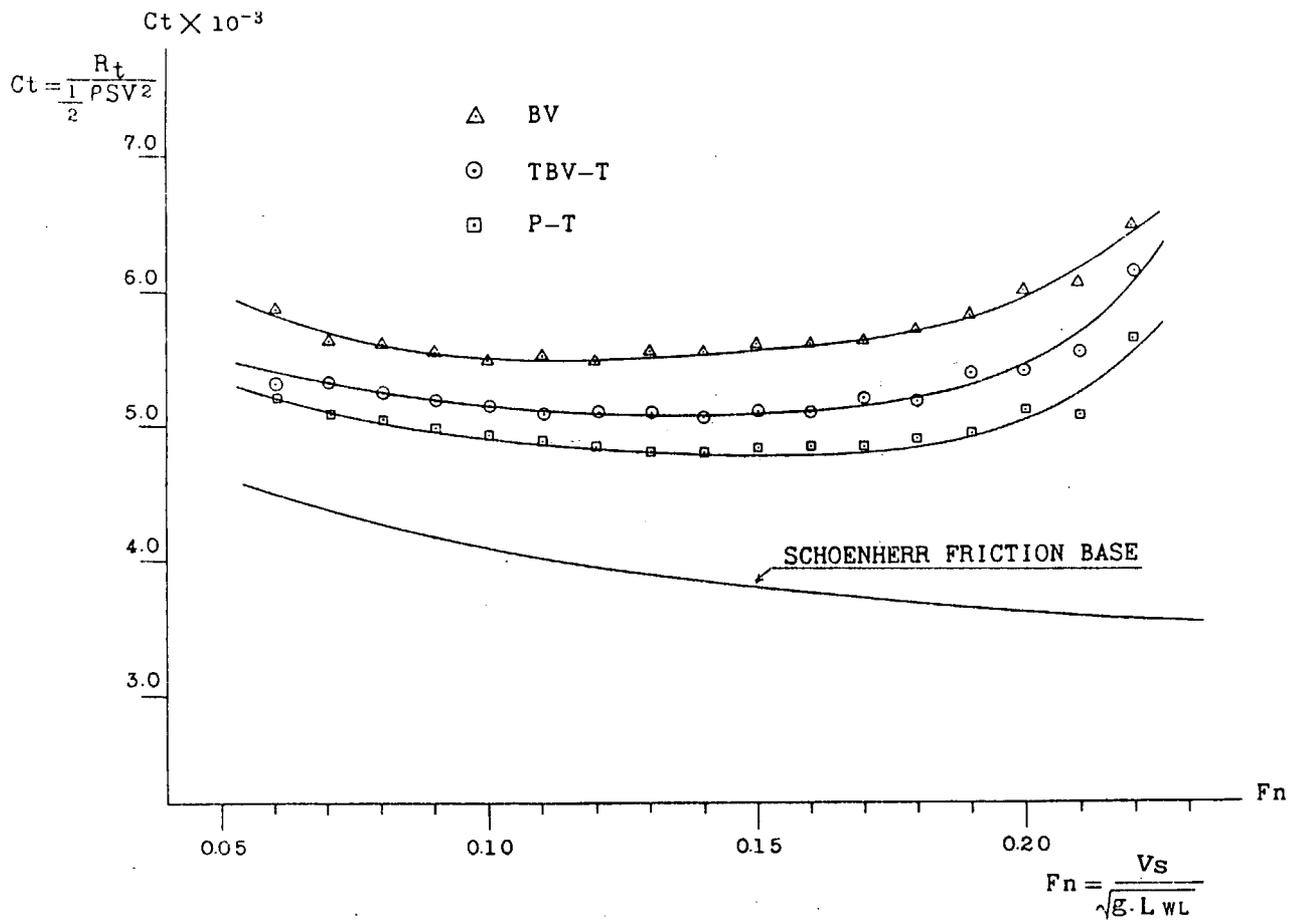


Fig. 3.2.20 Total Resistance Coefficient Curves (44% \sqrt{F})

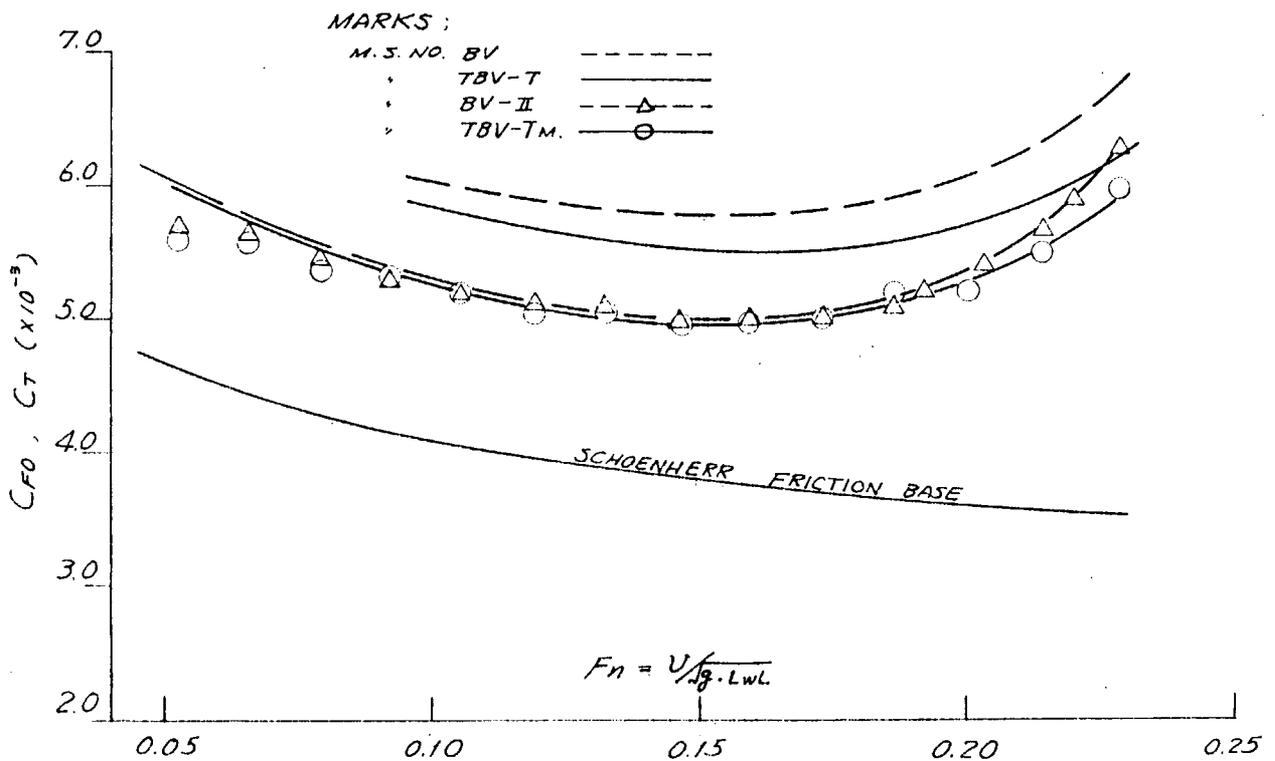


Fig. 3.2.21 Total Resistance Coefficient Curves (Full Load)

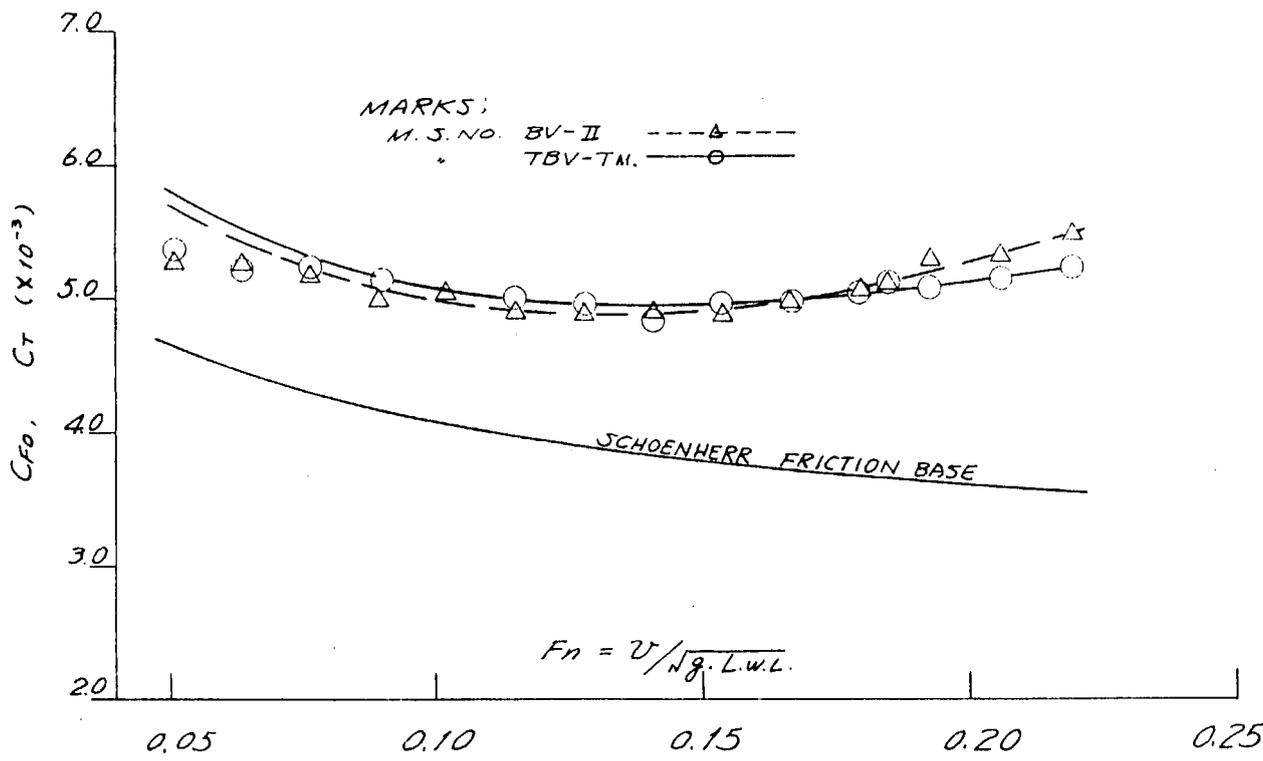


Fig. 3.2.22 Total Resistance Coefficient Curves (65% VF)

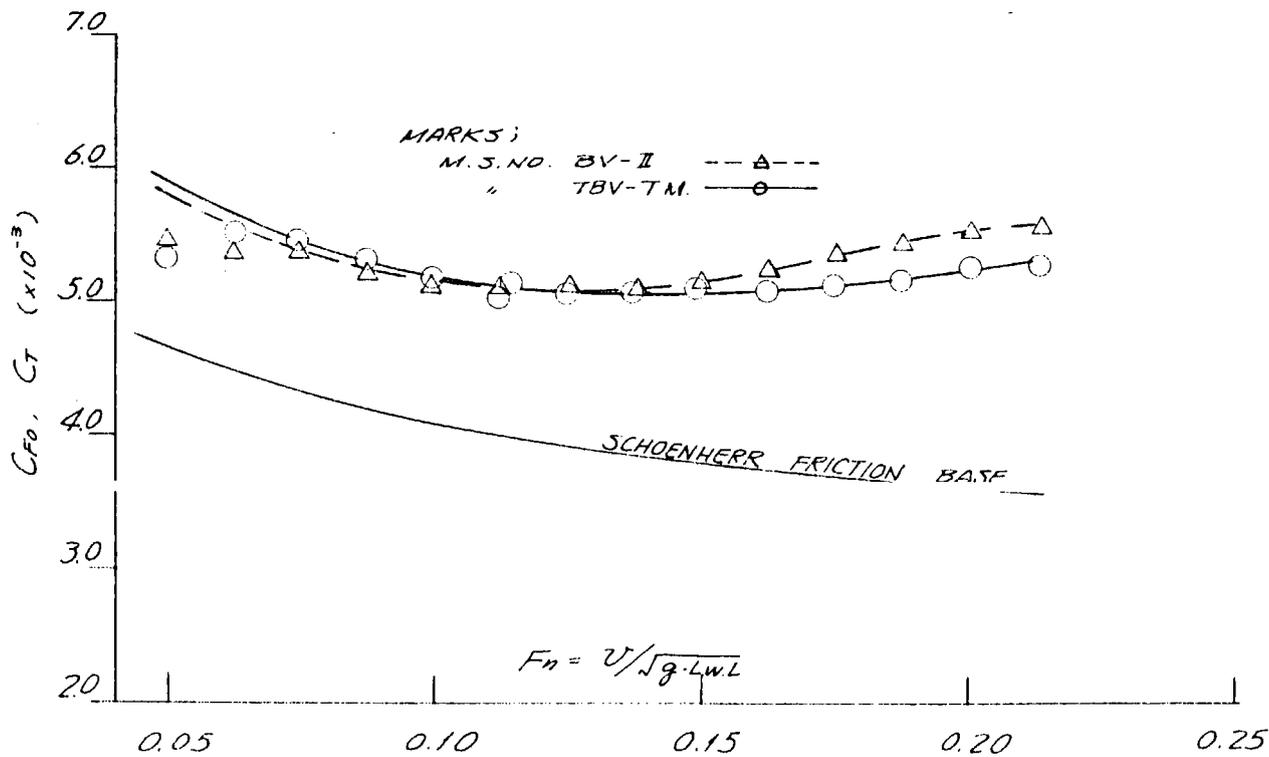


Fig. 3.2.23 Total Resistance Coefficient Curves (44% VF)

L.W.L.

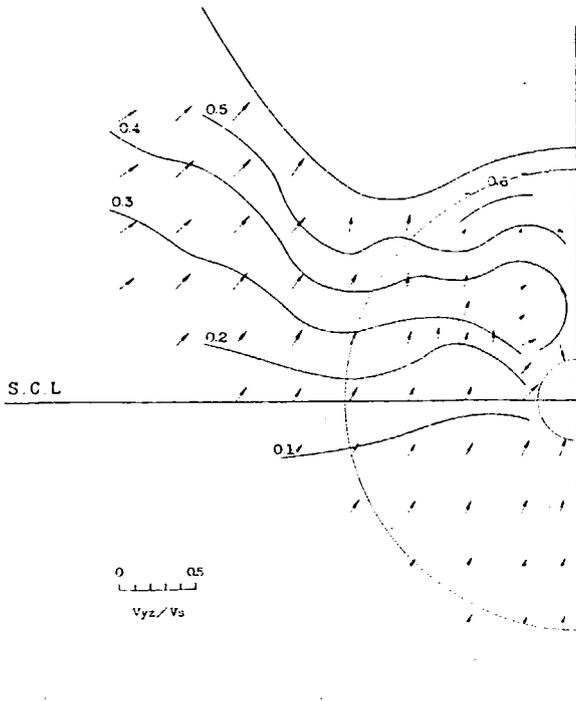


Fig. 3.2.24 Wake Pattern (P-T Type)
Full Load, $F_n=0.176$,
 $V_s=0.954$ m/s

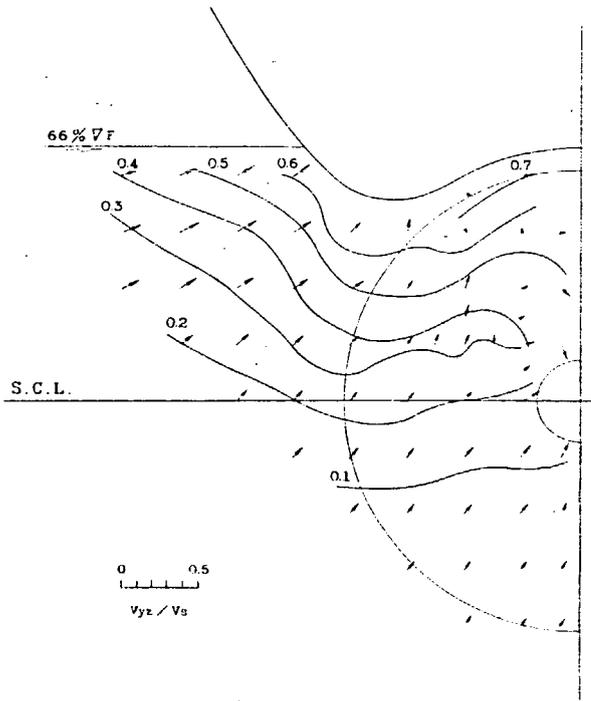


Fig. 3.2.25 Wake Pattern (P-T Type)
 $65\% \sqrt{F}$, $F_n=0.181$,
 $V_s=0.981$ m/s

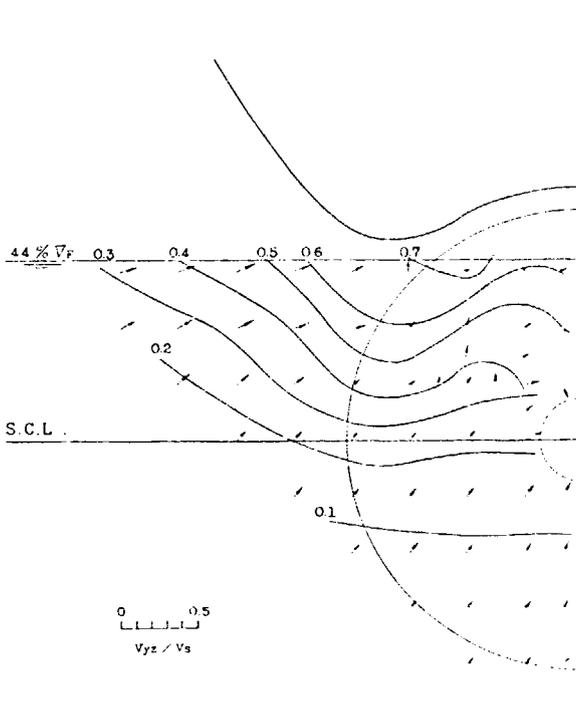


Fig. 3.2.26 Wake Pattern (P-T Type)
 $44\% \sqrt{F}$, $F_n=0.193$,
 $V_s=1.046$ m/s

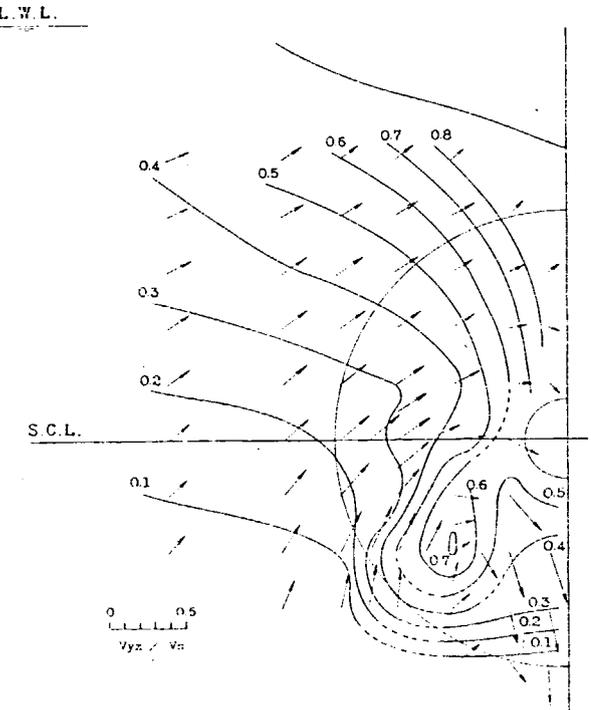


Fig. 3.2.27 Wake Pattern (BV Type)
Full Load, $F_n=0.176$,
 $V_s=0.954$ m/s

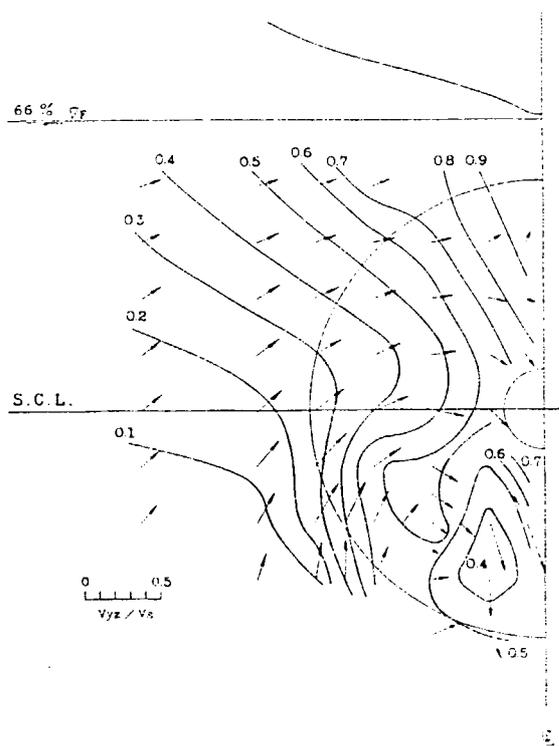


Fig. 3.2.28 Wake Pattern (BV Type)
65% \sqrt{F} , $F_n=0.181$,
 $V_s=0.981$ m/s

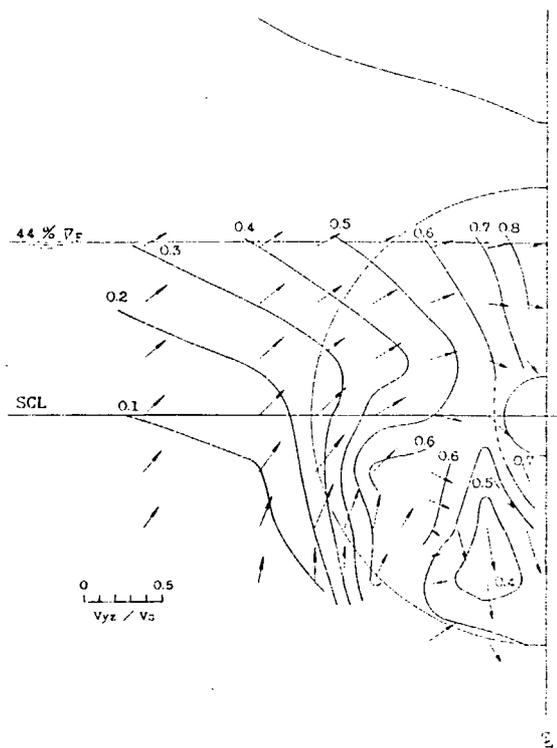


Fig. 3.2.29 Wake Pattern (BV Type)
44% \sqrt{F} , $F_n=0.193$,
 $V_s=1.046$ m/s

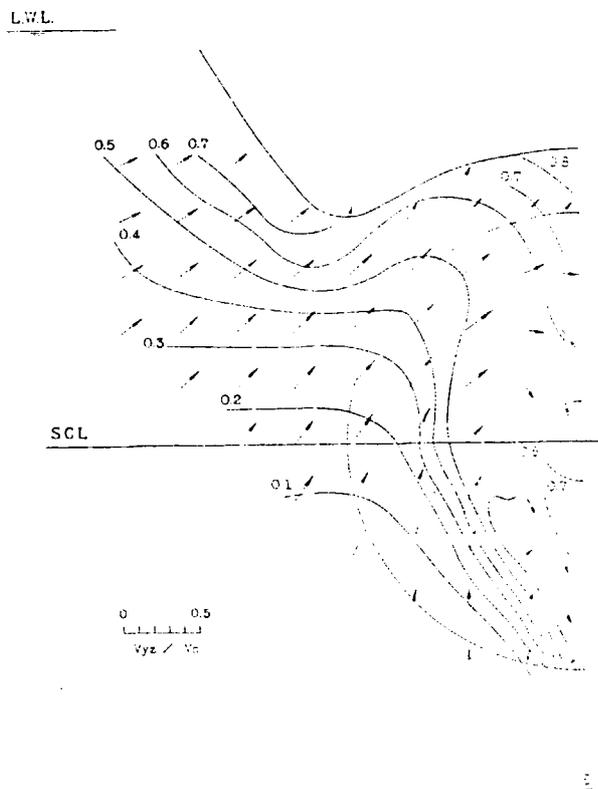


Fig. 3.2.30 Wake Pattern (TBV-T Type)
Full Load, $F_n=0.176$,
 $V_s=0.954$ m/s

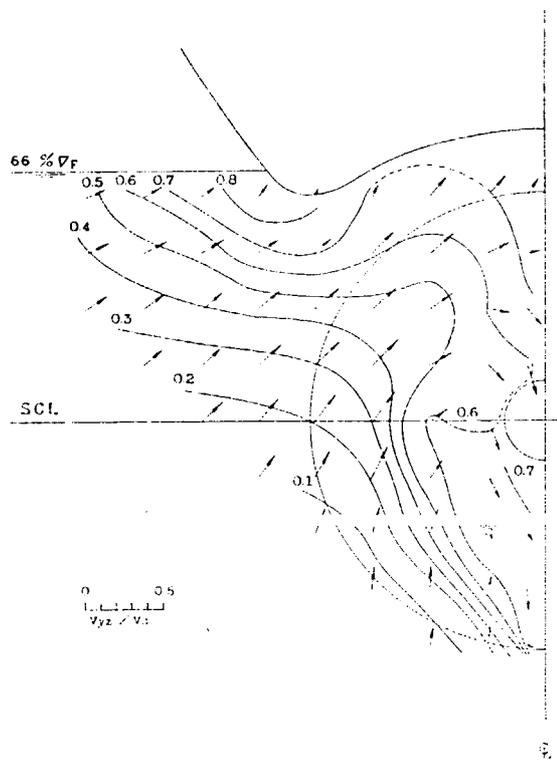


Fig. 3.2.31 Wake Pattern (TBV-T Type)
65% \sqrt{F} , $F_n=0.181$,
 $V_s=0.981$ m/s

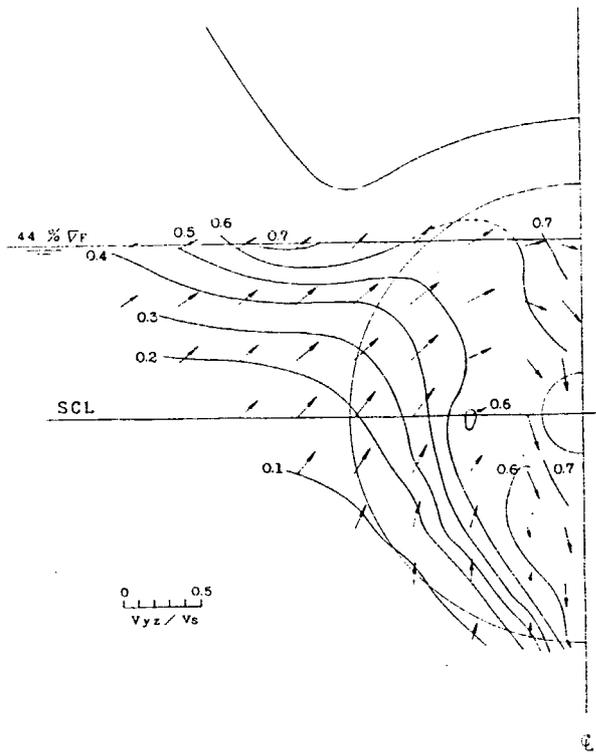
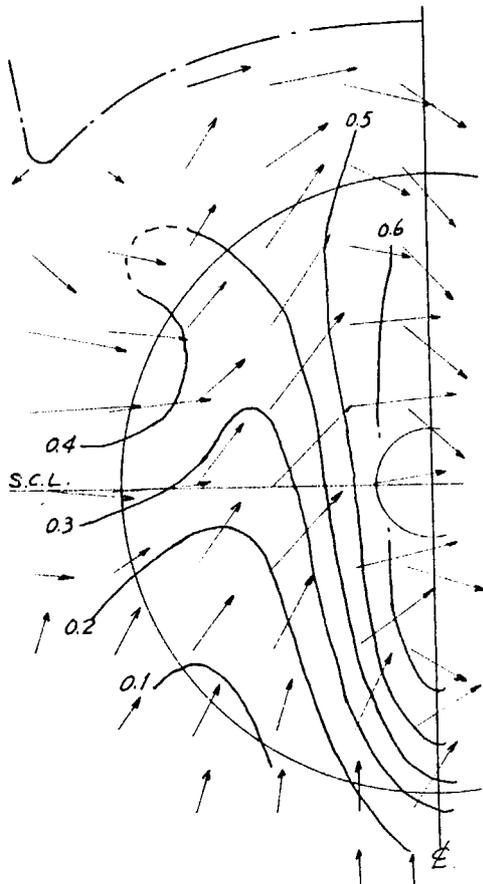


Fig. 3.2.32 Wake Pattern (TBV-T Type)
44%, $Fn=0.143$, $Vs=1.046$ m/s

$Fn = 0.172$ $V_M = 0.945$ m/s



$Fn = 0.179$ $V_M = 0.981$ m/s

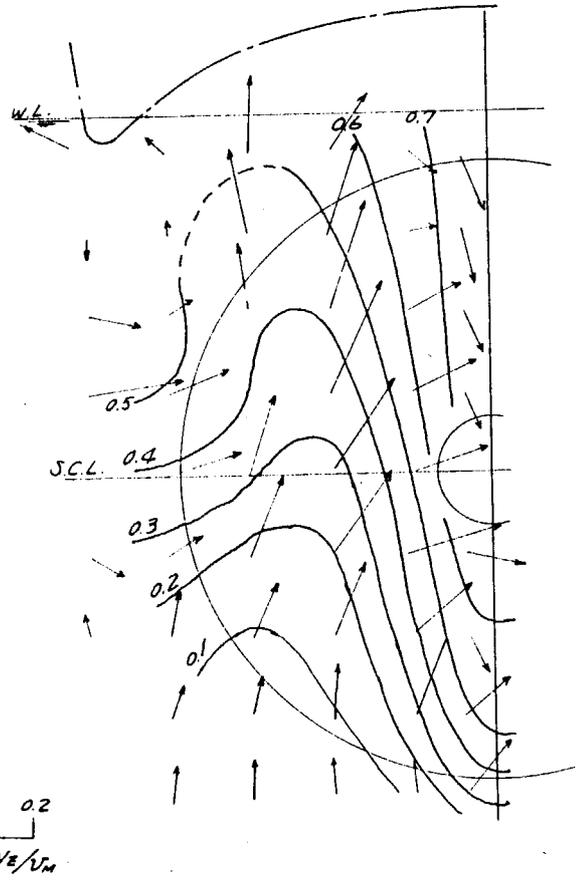


Fig. 3.2.33 Wake Patterns (TBV-T Model)
Full Load, $Fn=0.172$,
 $V_M=0.945$ m/s

Fig. 3.2.34 Wake Patterns (TBV-T Model)
65% ∇F , $Fn=0.179$,
 $V_M=0.981$ m/s

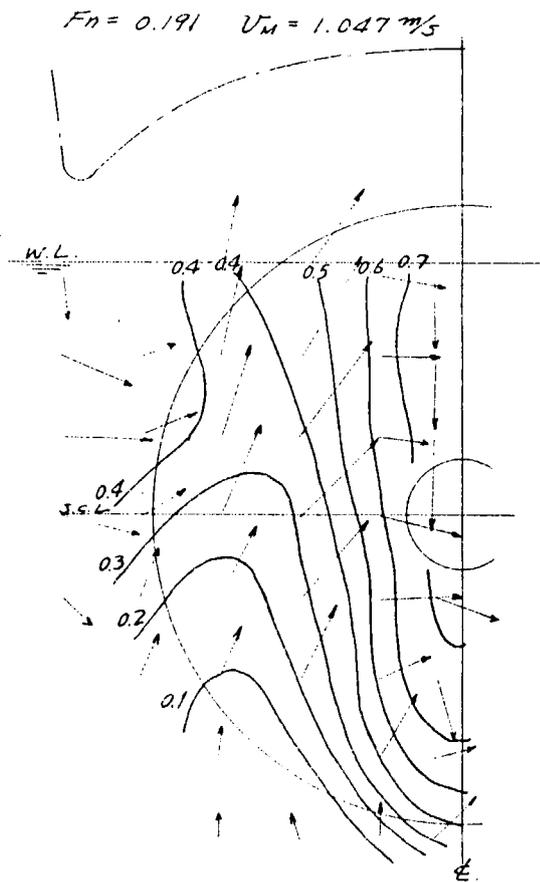


Fig. 3.2.35 Wake Patterns (TBV-T Model)
44% ∇F , $F_n=0.191$,
 $V_M=1.047 \text{ m/s}$

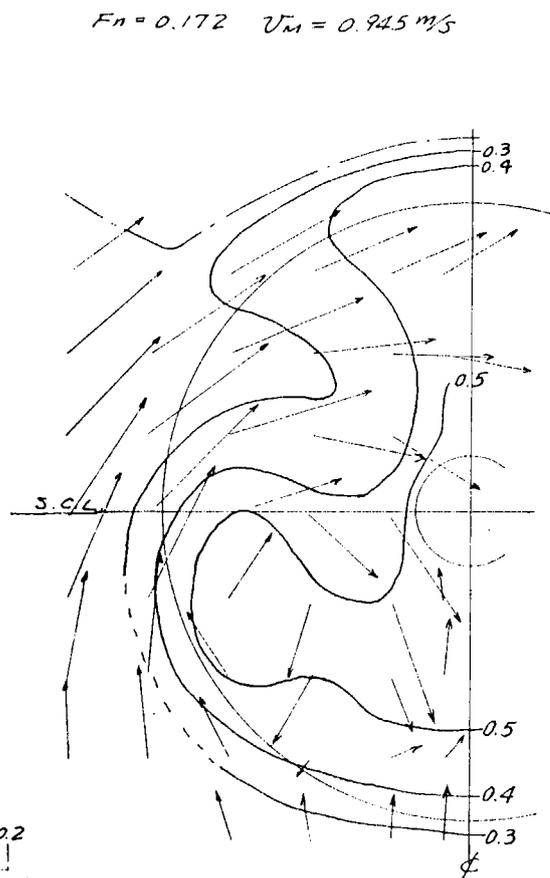


Fig. 3.2.36 Wake Patterns (BV-II)
Full Load, $F_n=0.172$,
 $V_M=0.945 \text{ m/s}$

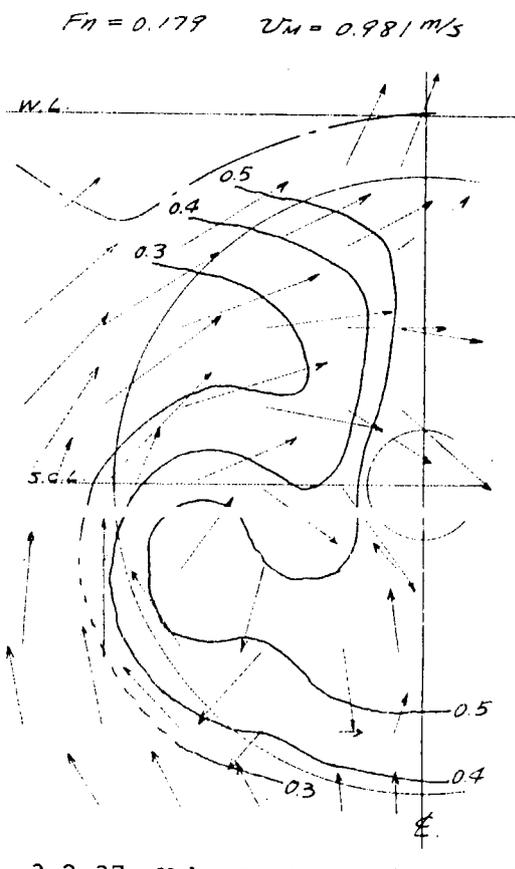


Fig. 3.2.37 Wake Patterns (BV-II)
Full Load, $F_n=0.179$,
 $V_M=0.981 \text{ m/s}$

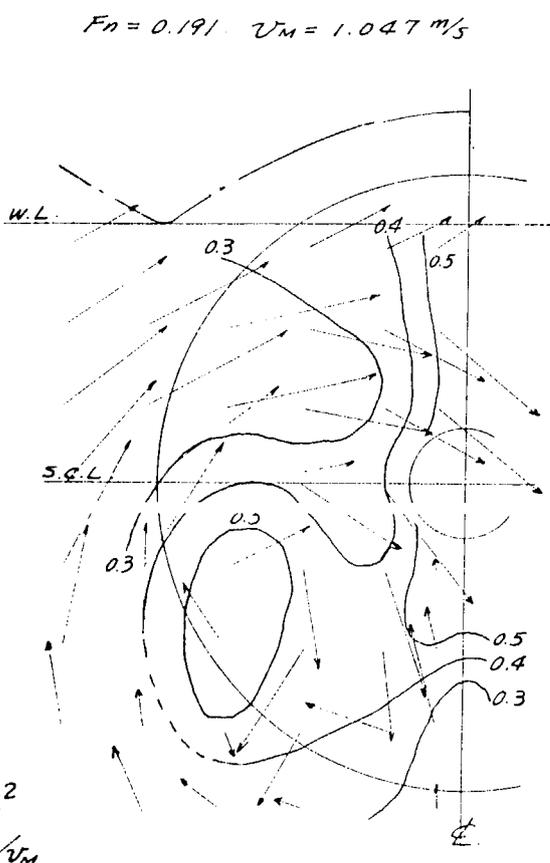


Fig. 3.2.38 Wake Patterns (BV-II)
65% ∇F , $F_n=0.191$,
 $V_M=1.047 \text{ m/s}$

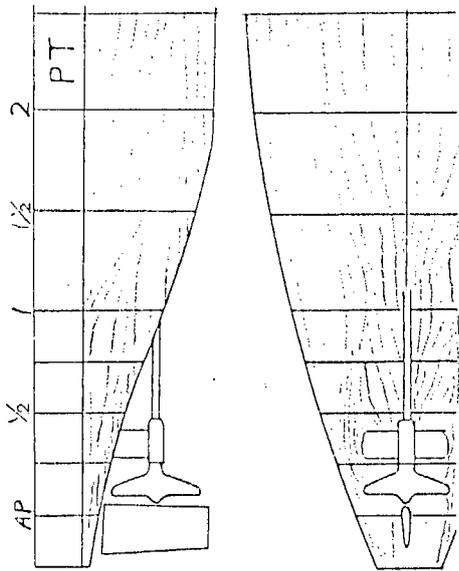


Fig. 3.2.40 Limiting Stream-Lines
(P-T, 65%, Prop. Rev.=11.5 rps)

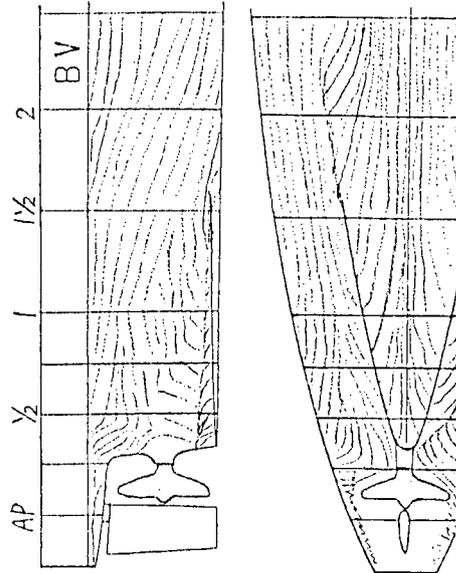


Fig. 3.2.42 Limiting Stream-Lines
(BV, Full, Prop. Rev.=10.7 rps)

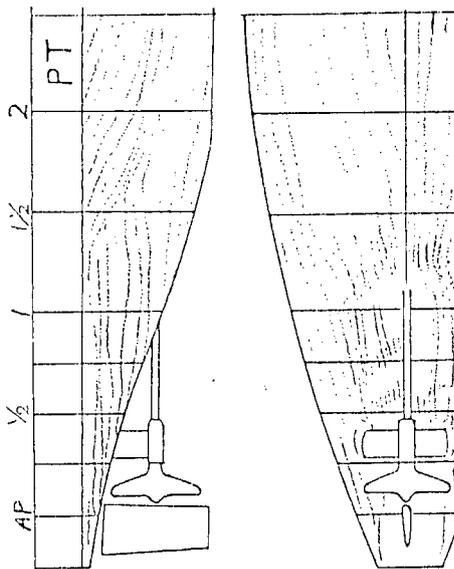


Fig. 3.2.39 Limiting Stream-Lines
(P-T, Full, Prop. Rev.=12.0 rps)

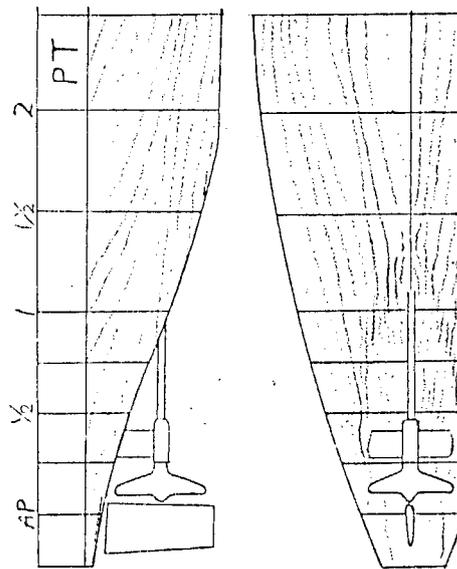


Fig. 3.2.41 Limiting Stream-Lines
(P-T, 44%, Prop. Rev.=11.9 rps)

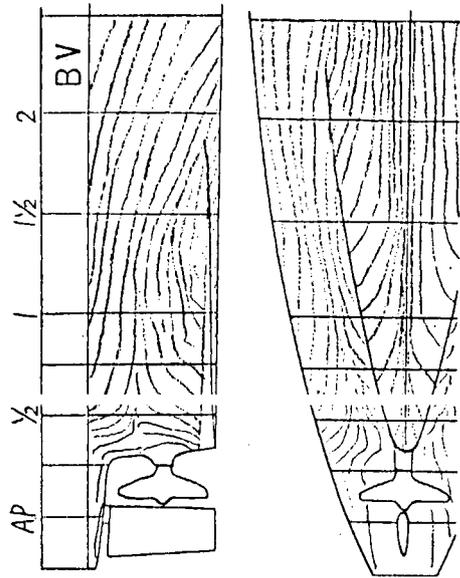


Fig. 3.2.43 Limiting Stream-Lines
(BV, 65% Prop. Rev.=9.8 rps)

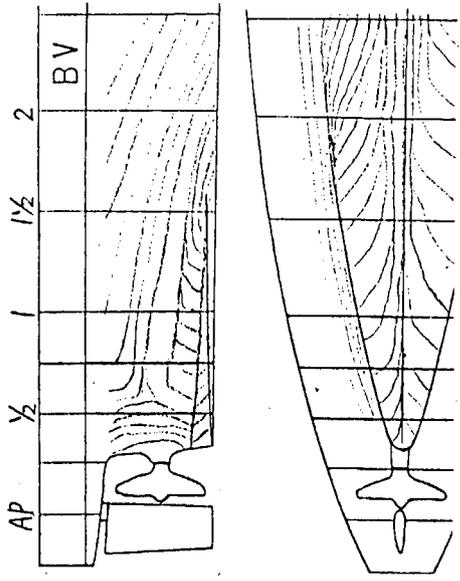


Fig. 3.2.44 Limiting Stream-Lines
(BV, 44% Prop. Rev.=10.7 rps)

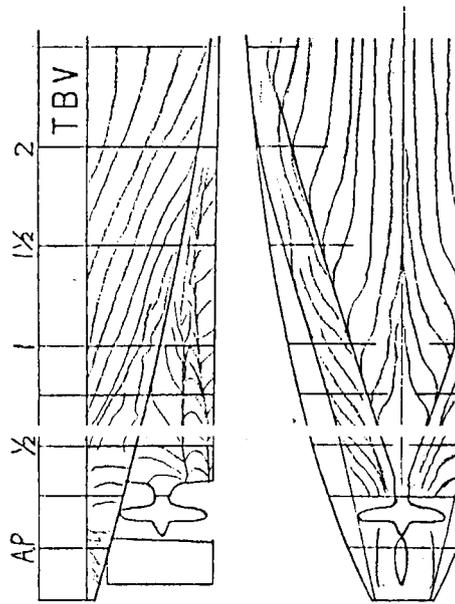


Fig. 3.2.45 Limiting Stream-Lines
(TBV-T, Full, Prop. Rev.=11.1 rps)

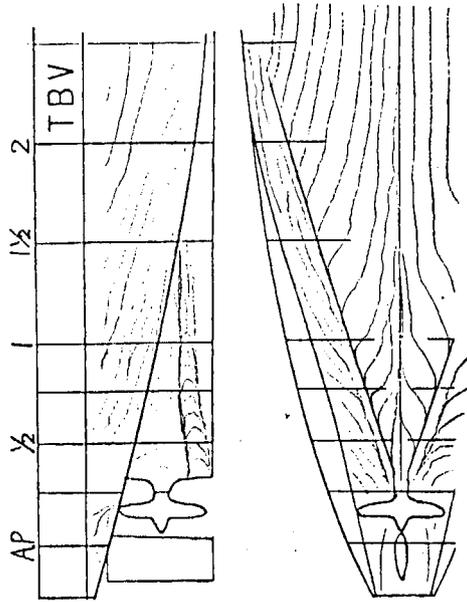


Fig. 3.2.46 Limiting Stream-Lines
(TBV-T, 65% Prop. Rev.=10.8 rps)

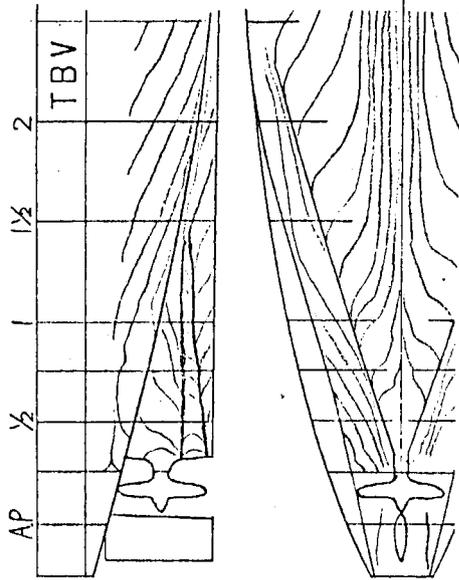


Fig. 3.2.47 Limiting Stream-Lines
(TBV-T, 44%, Prop. Rev.=10.9 rps)

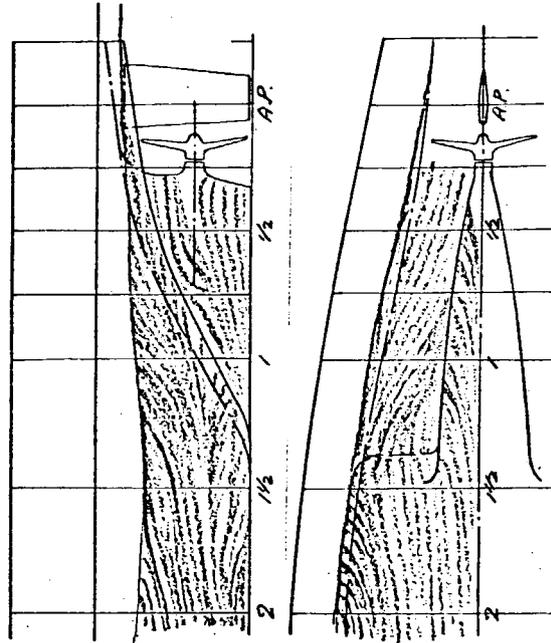


Fig. 3.2.49 Limiting Stream Line (M.S. No. TBV-T改, 65% VF)

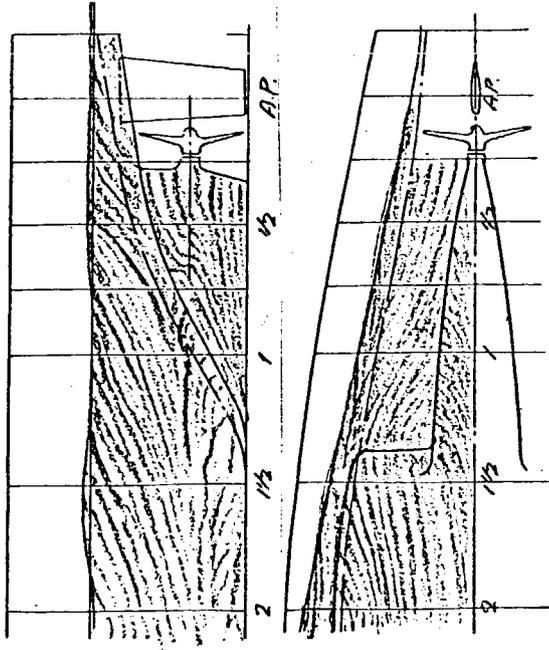


Fig. 3.2.48 Limiting Stream Line
(M.S. No. TBV-T改, Full Load)

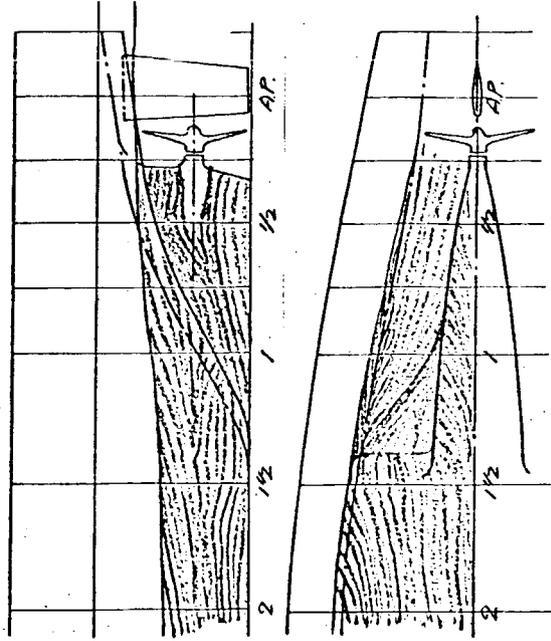


Fig. 3.2.50 Limiting Stream Line (M.S. No. TBV-T改, 44% VF)

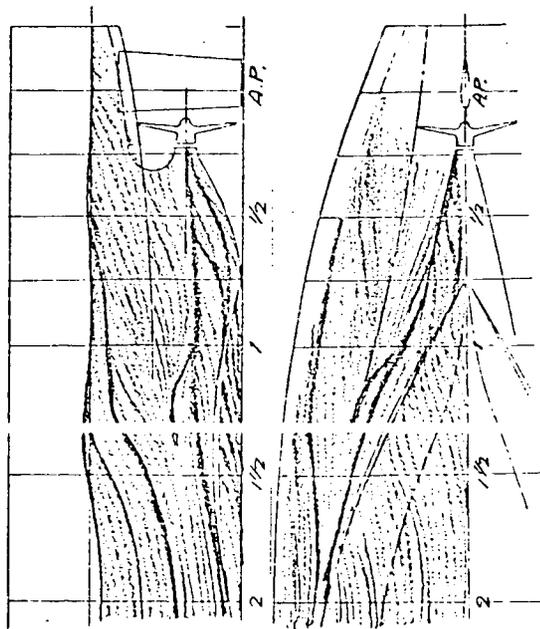


Fig. 3.2.51 Limiting Stream Line (M.S. No. BV-II, Full Load)

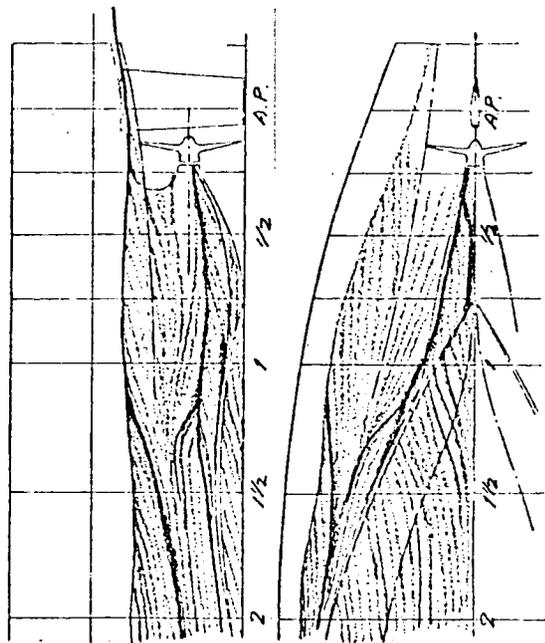


Fig. 3.2.52 Limiting Stream Line (M.S. No. BV-II, 65% V/F)

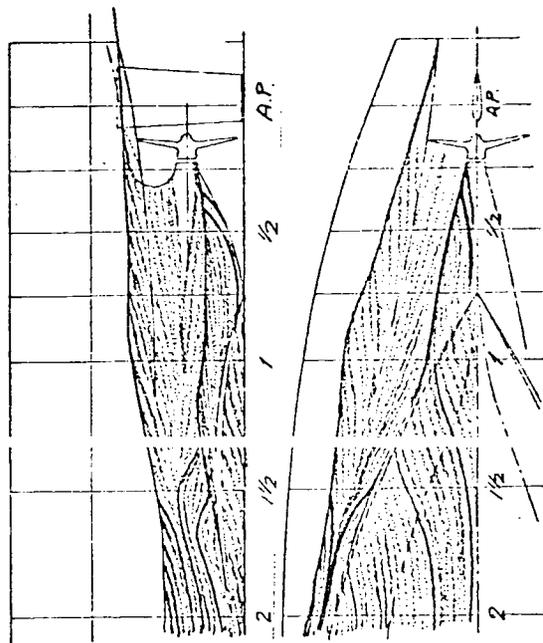


Fig. 3.2.53 Limiting Stream Line (M.S. No. BV-II, 44% V/F)

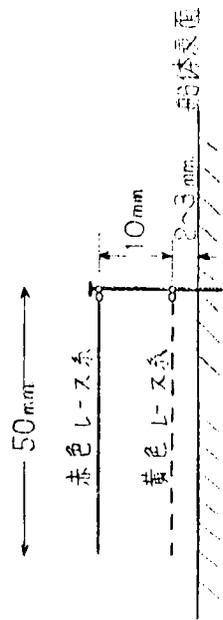


Fig. 3.2.54 Depth Tuft

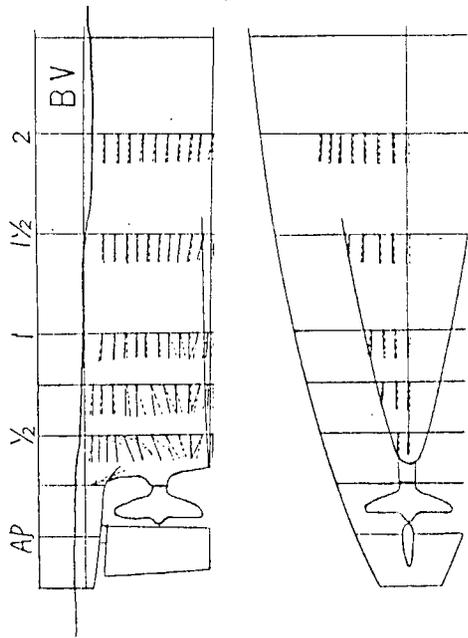


Fig. 3.2.55 Depth Tuft Method
(BV, Full Load, Prop. Rev.=10.7 rps)

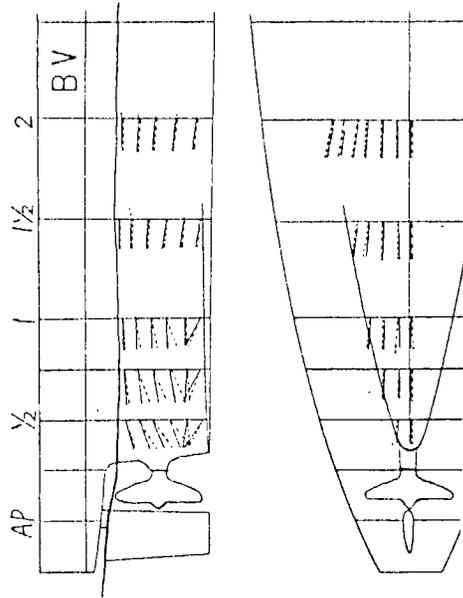


Fig. 3.2.57 Depth Tuft Method
(BV, 44%, Prop. Rev.=10.7 rps)

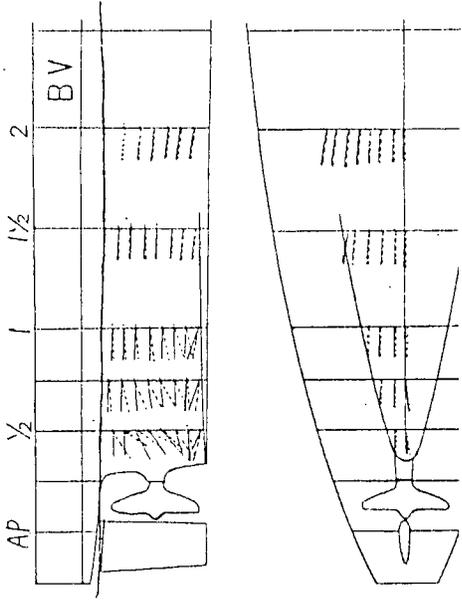


Fig. 3.2.56 Depth Tuft Method
(BV, 65%, Prop. Rev.=9.8 rps)

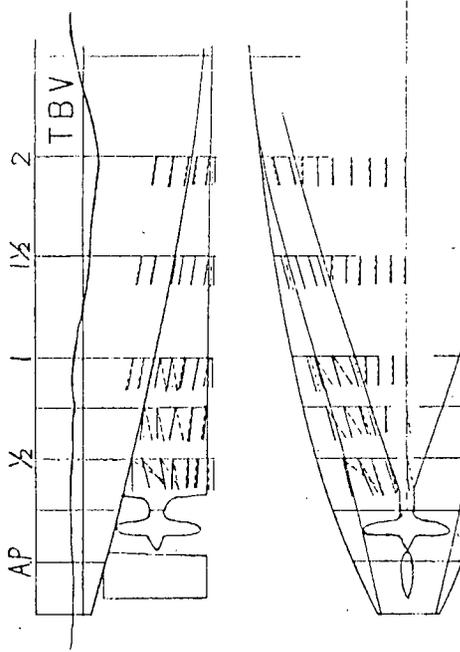


Fig. 3.2.58 Depth Tuft Method
(TBV-T, Full Load, Prop. Rev.=11.1 rps)

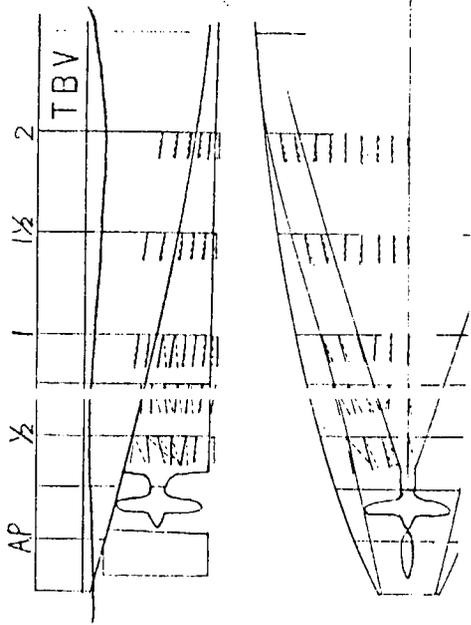


Fig. 3.2.59 Depth Tuft Method
(TBV-I, 65%, Prop. Rev.=10.8 rps)

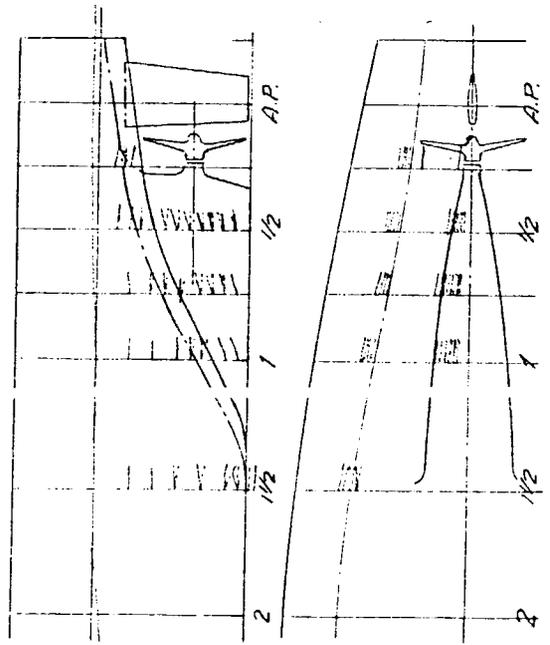


Fig. 3.2.61 Depth Tuft Method
(M.S. No. TBV-T改, Full Load)

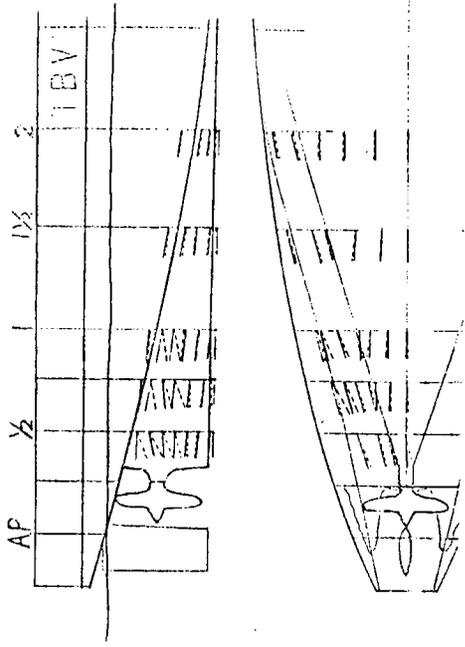


Fig. 3.2.60 Depth Tuft Method
(TBV-T, 44%, Prop. Rev.=10.9 rps)

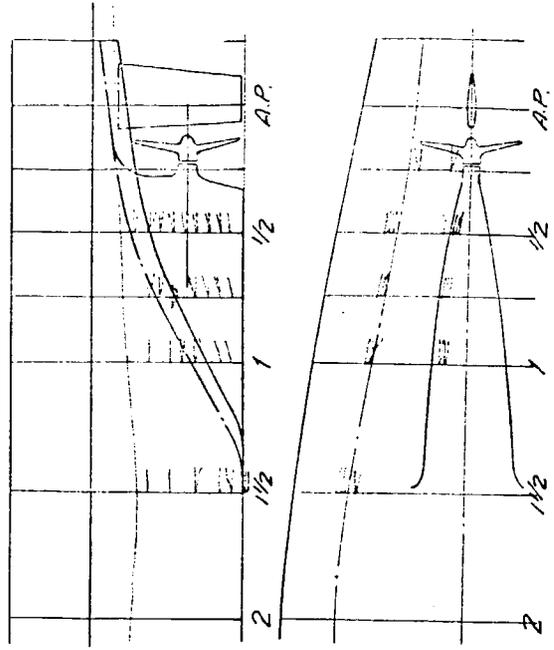


Fig. 3.2.62 Depth Tuft Method
(M.S. No. TBV-T改, 65% VF)

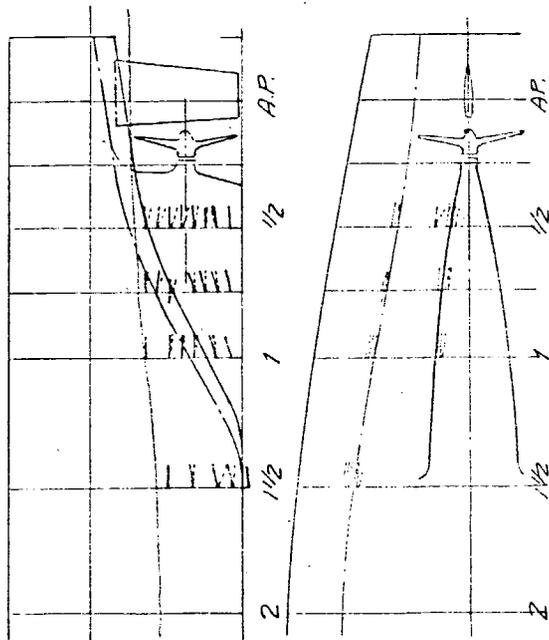


Fig. 3.2.63 Depth Tuft Method
(M.S. No. TBV-T改, 44% VF)

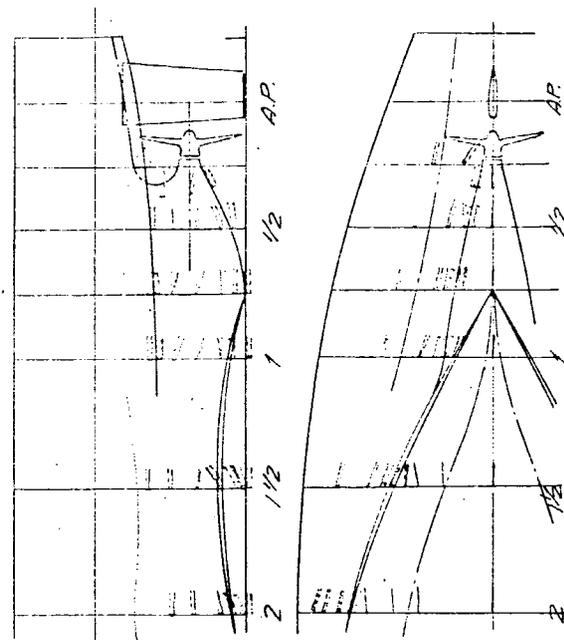


Fig. 3.2.65 Depth Tuft Method
(M.S. No. BV-II, 65% VF)

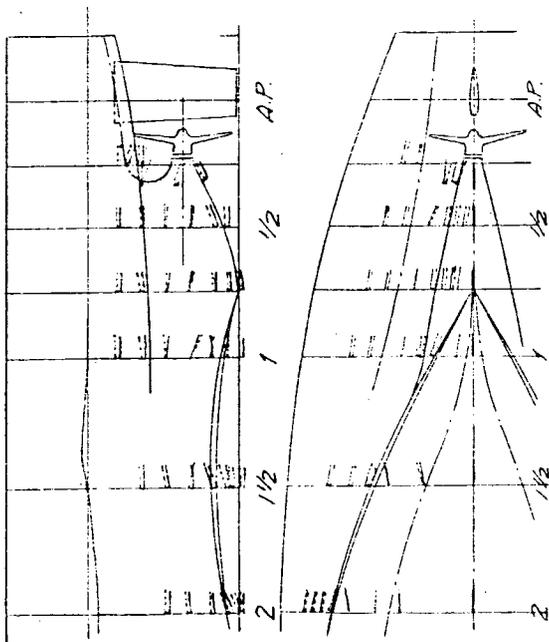


Fig. 3.2.64 Depth Tuft Method
(M.S. No. BV-II, Full Load)

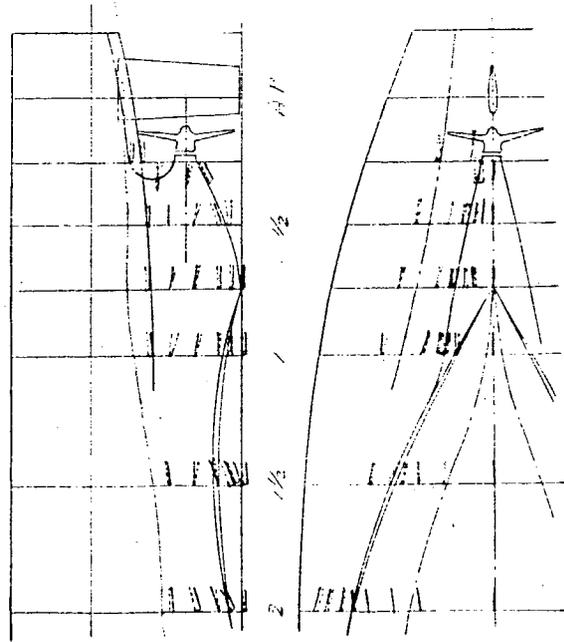


Fig. 3.2.66 Depth Tuft Method
(M.S. No. BV-II, 44% VF)

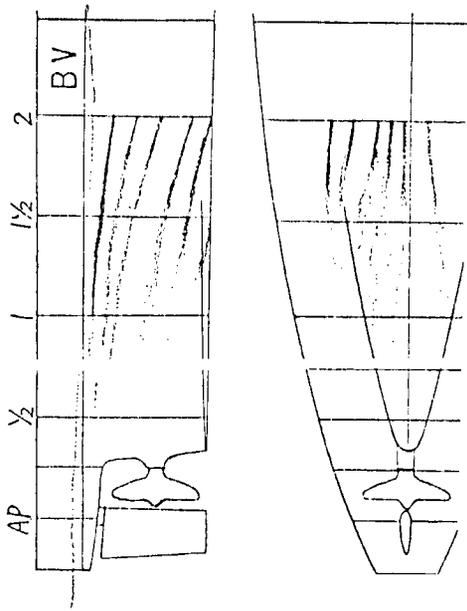


Fig. 3.2.67 Ink Method
(BV, Full, Prop. Rev.=10.7 rps)

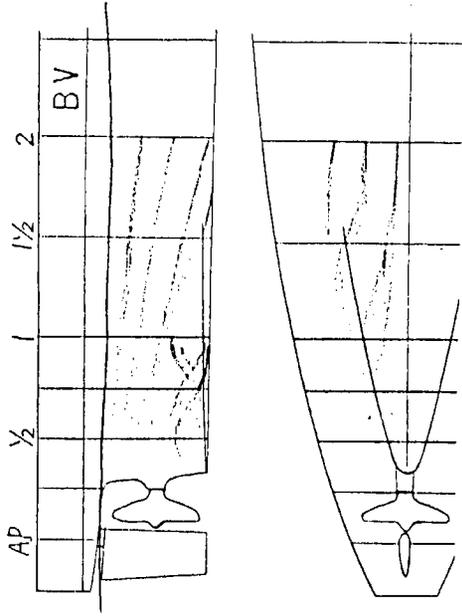


Fig. 3.2.68 Ink Method
(BV, 65%, Prop. Rev.=9.8 rps)

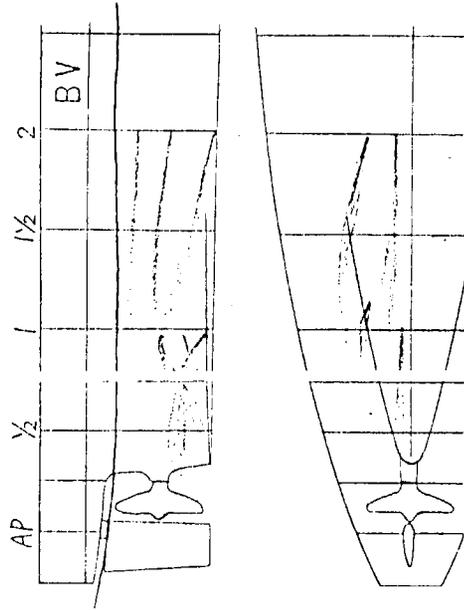


Fig. 3.2.69 Ink Method
(BV, 44%, Prop. Rev.=10.7 rps)

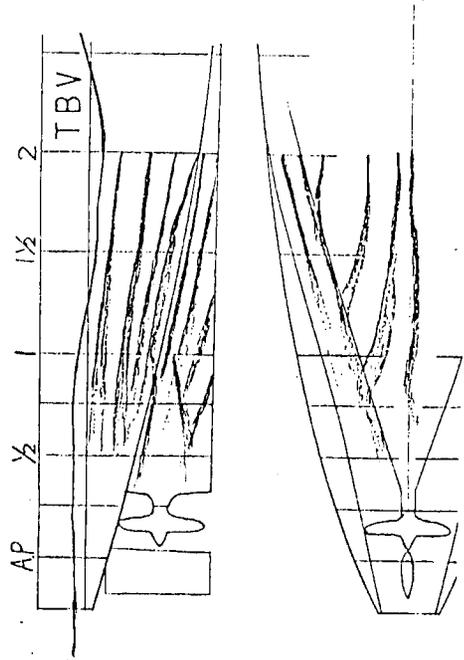


Fig. 3.2.70 Ink Method
(TBV-T, Full, Prop. Rev.=11.1 rps)

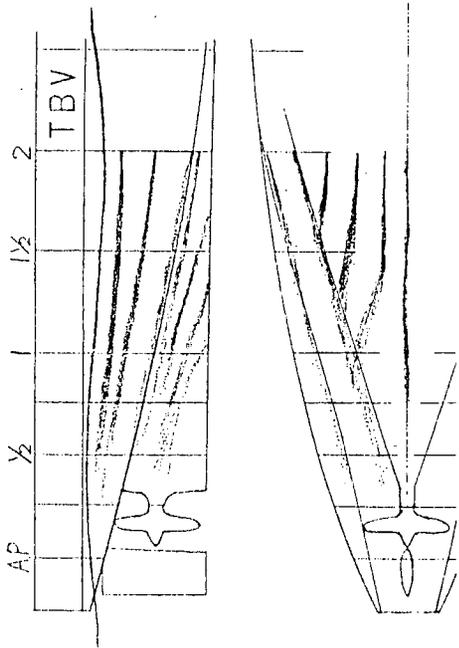


Fig. 3.2.71 Ink Method
(TBV-T, 65%, Prop. Rev.=10.8 rps)

Fig. 3.2.72 Ink Method
(TBV-T, 44%, Prop. Rev.=10.9 rps)

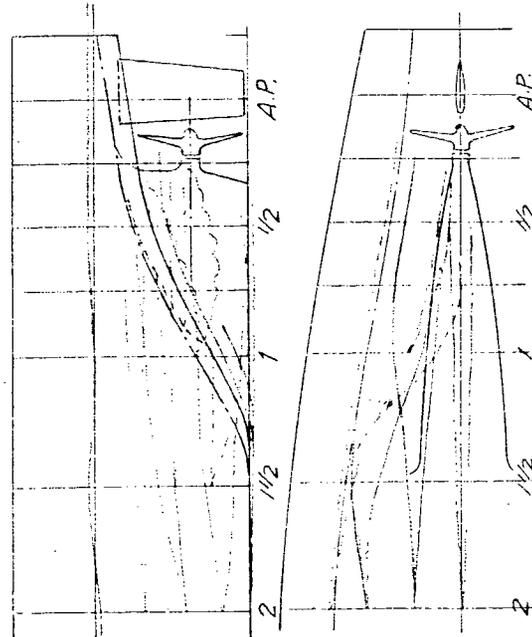
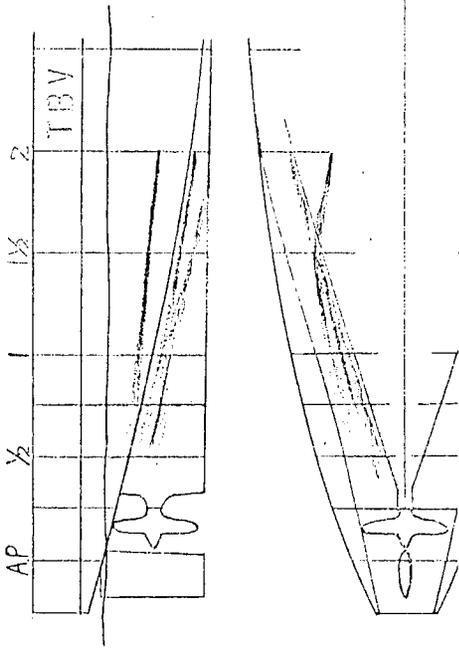


Fig. 3.2.73 Ink Method
(M.S. No. TBV-T改, Full Load)

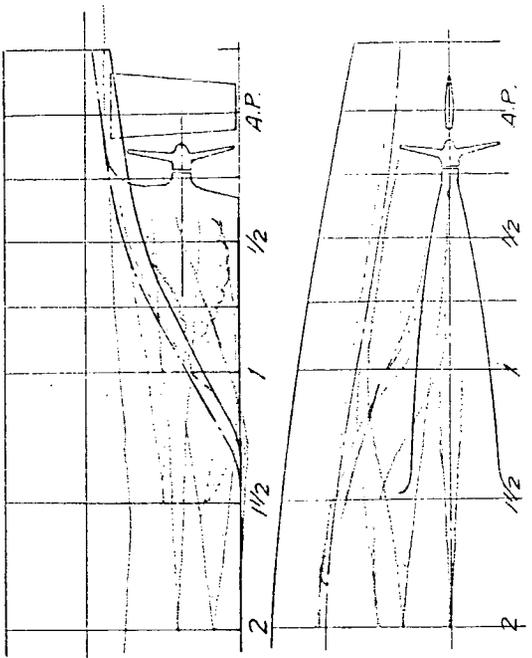


Fig. 3.2.74 Ink Method
(M.S. No. TBV-T改, 65% VF)

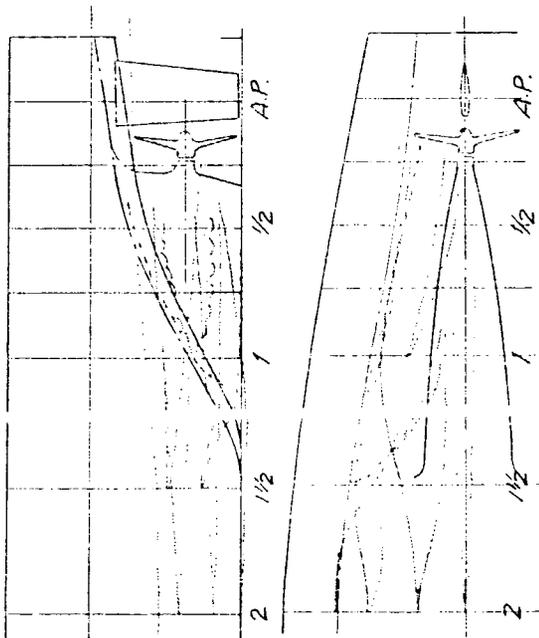


Fig. 3.2.75 Ink Method
(M.S. No. TBV-T改, 44% VF)

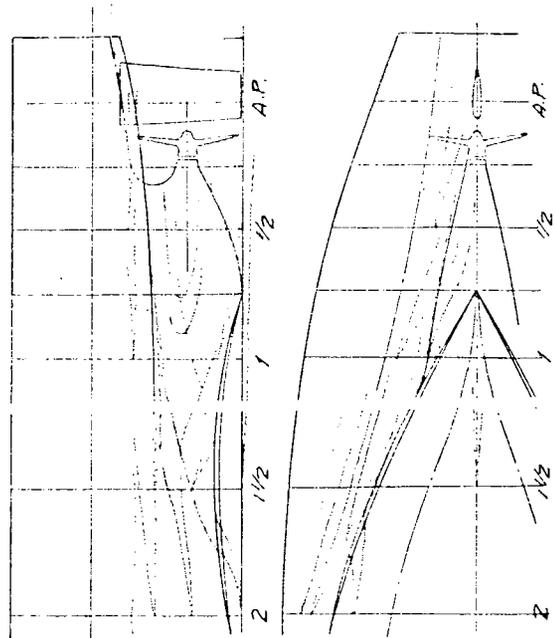


Fig. 3.2.77 Ink Method
(M.S. No. BV-II, 65% VF)

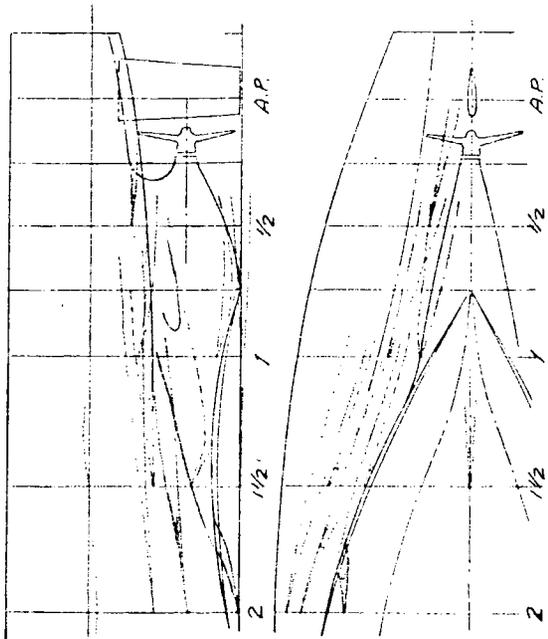


Fig. 3.2.76 Ink Method
(M.S. No. BV-II, Full Load)

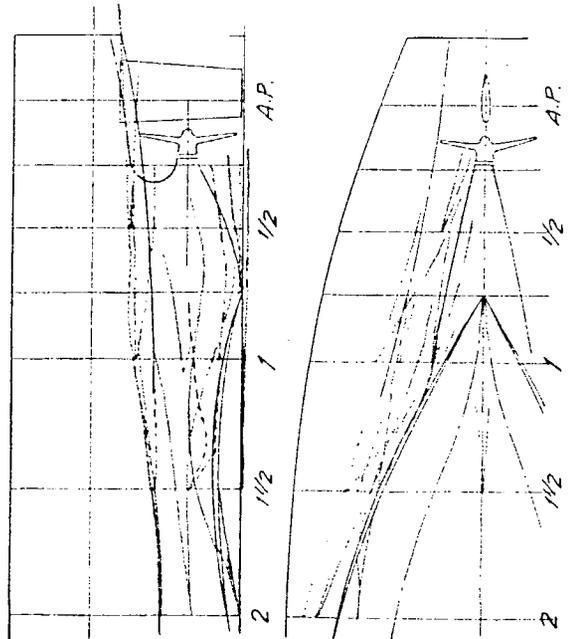
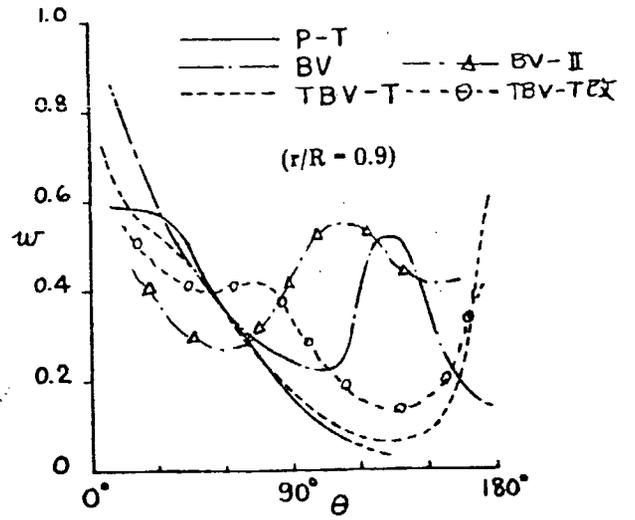
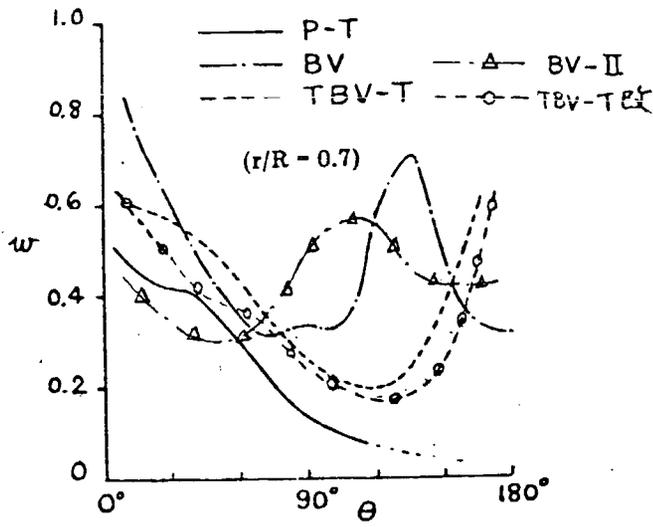
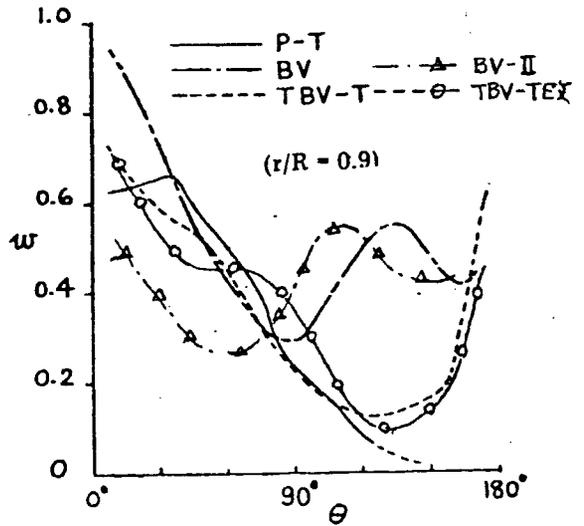
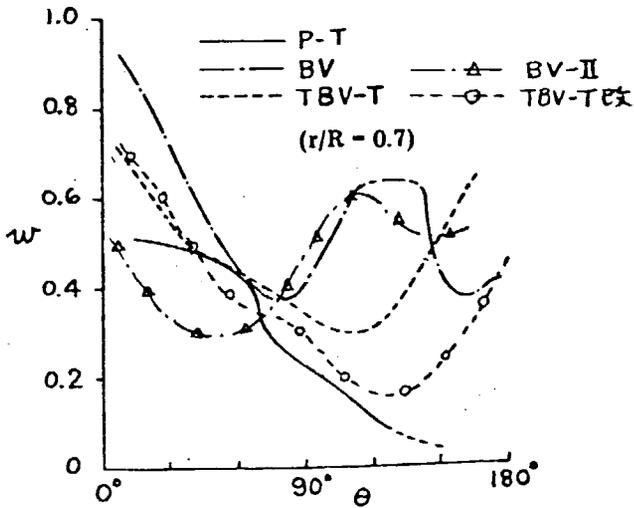


Fig. 3.2.78 Ink Method
(M.S. No. BV-II, 44% VF)

Full Load Condition



65% Load Condition



44% Load Condition

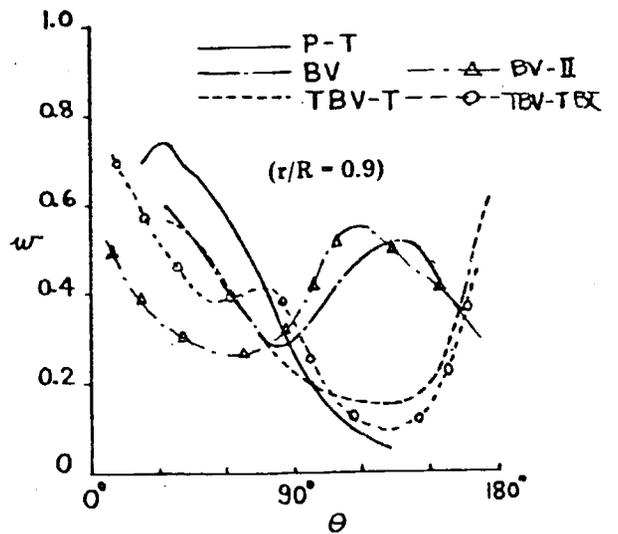
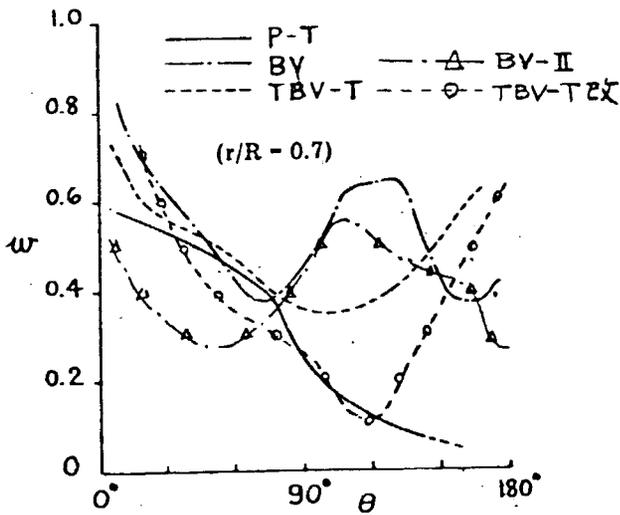


Fig. 3.2.79 Wake Distribution

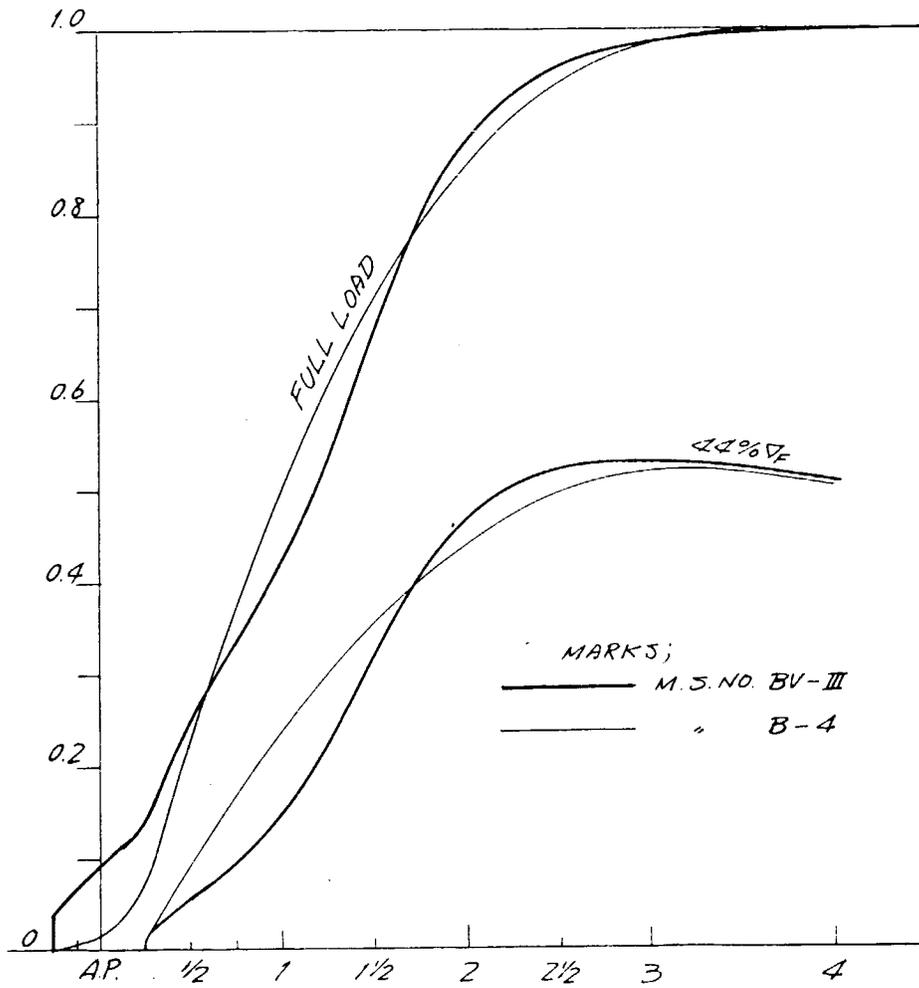


Fig. 3.3.2 Sectional Area Curves

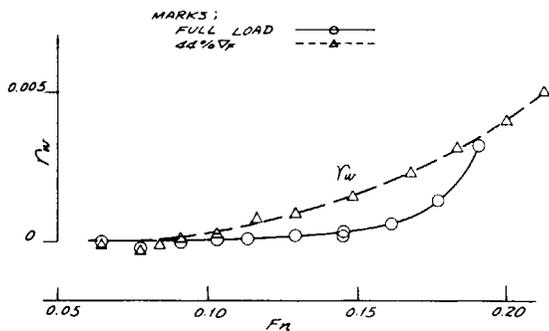


Fig. 3.3.3 Result of Resistance Test (r_w)

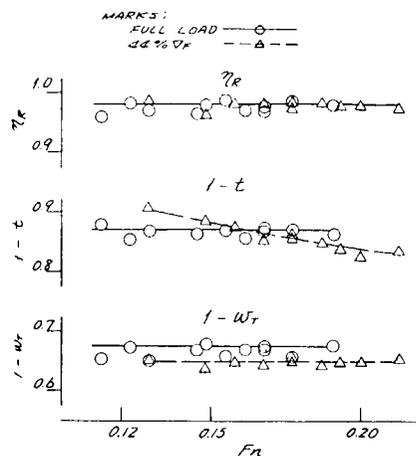


Fig. 3.3.4 Result of Self-propulsion Test (M.S. No. BV-III \times M.P. No. B-4)

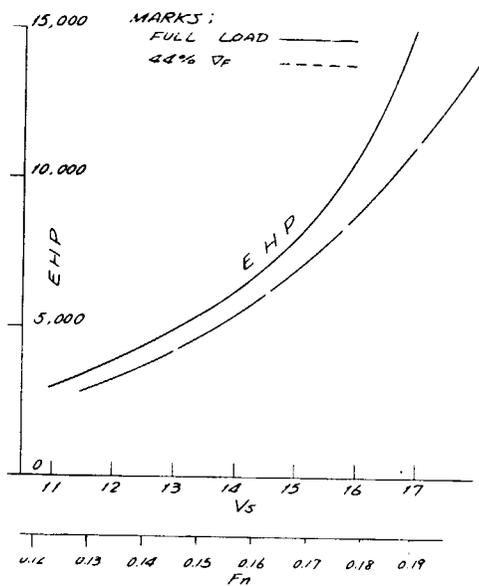


Fig. 3.3.5 EHP Curves

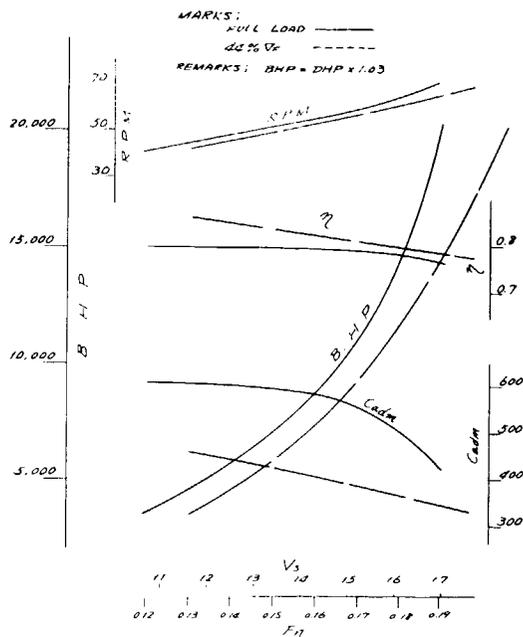


Fig. 3.3.6 BHP etc. Curves

(M.S. No. BV-III \times M.P. No. B-4)

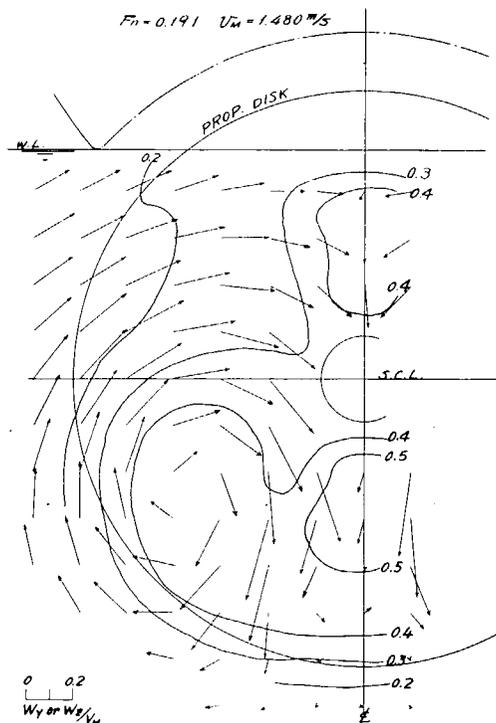
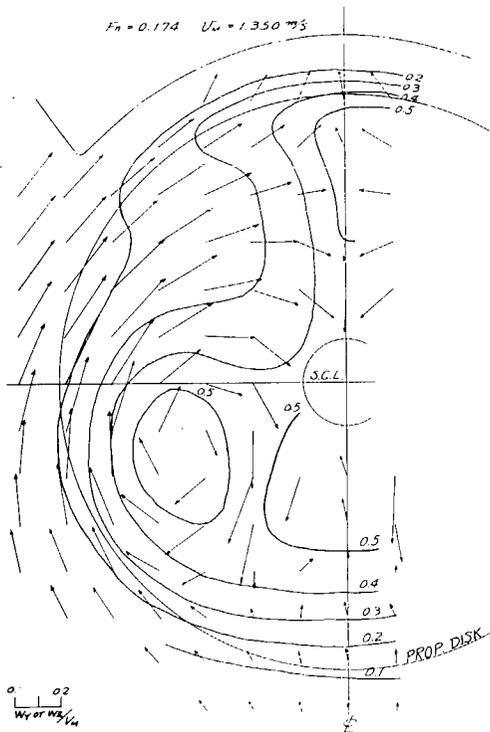


Fig. 3.3.7 Wake Patterns, Full Load

Fig. 3.3.8 Wake Patterns, 44% V/F

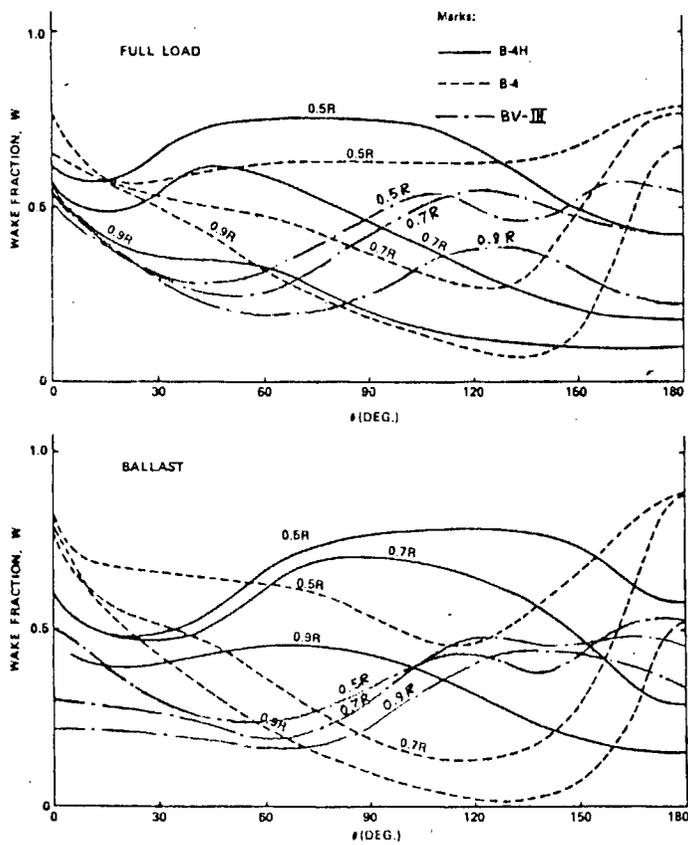


Fig. 3.3.9 Comparison of Wake Distribution on Typical Radius

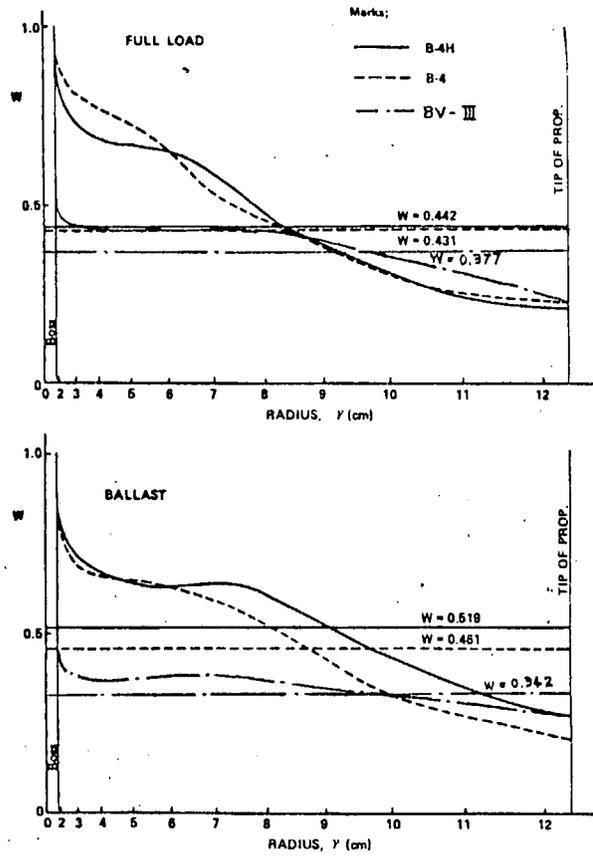


Fig. 3.3.10 Axial Distribution of Circumferential Mean Wake

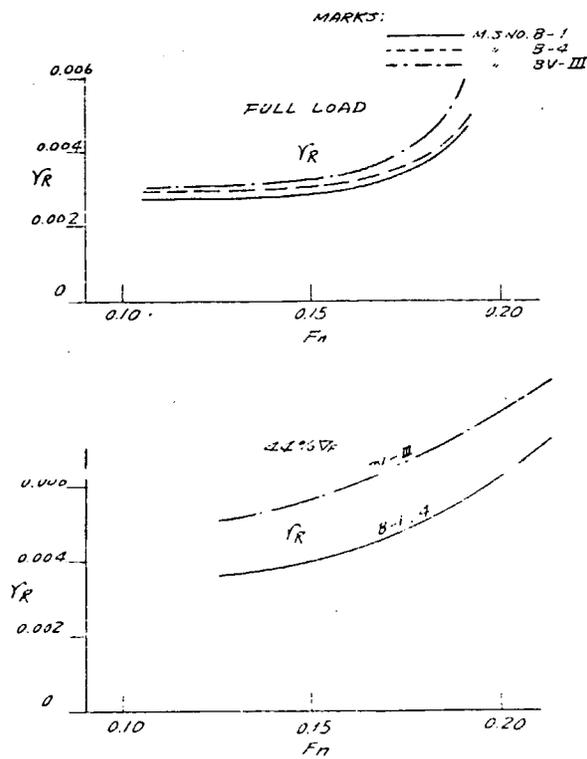


Fig. 3.3.11 Result of Resistance Test (Y_R)

4 プロペラに関する研究

前章までの研究で大直径プロペラを装備すると、かなりの馬力節減が可能であることがわかったが、実船に装備するにはプロペラを大直径にしたことによる悪影響についても調査、研究しその対策を考えておく必要がある。その主なものは次の2つである。

- (1) プロペラ起動力、すなわちベアリングフォースと船尾変動圧力。
- (2) キャビテーション・エロージョン。

また上記2つを推定するための基礎資料として、キャビテーション発生範囲の推定やキャビテーションの観察が必要である。

52～54年度の3ヶ年にわたり研究した項目および対象としたプロペラを一覧表にしてTable 4.1に示す。なおエロージョンに関する研究は、SR174部会の研究としては53、54年度に行われたが、実験に不十分な所があり、東京大学および船舶技研において55年度にも独自の研究として実施している。それらの結果についても述べている。

対象とした船型およびプロペラは、すでに述べられているように、SR159型船型について在来プロペラを装着したA-1船型(計画125rpm)と大直径プロペラを装着したA-2船型(計画85rpm)、さらにパナマックス型撤積貨物船型について在来プロペラを装着したB-1船型(計画122rpm)と大直径プロペラを装着したB-4船型(計画65rpm)が主なものである。その他B-4船型をホグナー船尾としたB-4H船型、B-4プロペラのピッチ分布を支えてチップの荷重を減少させたB-4Wプロペラについても研究している。

(1) キャビテーションの発生範囲

54年度に船舶技研において伴流中のプロペラに発生するキャビテーションの発生範囲の理論的推定法が作られ、それを使ってB-1、B-4プロペラの発生範囲の計算を行うと同時に、プロペラスップのキャビティ量を減少させる目的でピッチ分布をチップで減少させたB-4Wプロペラが計画された。一方、船舶技研(53、54年度)、三菱重工(53年度)において模型船セメッシュによる伴流の中でこれらのプロペラのキャビテーション観察が行われた。

(2) プロペラ起振力

52年度にまず船舶技研と神戸製鋼所でそれぞれ独自に開発された計算プログラムを使って、プロペラ翼面の圧力分布やベアリングフォースの計算が行われ、両計算法の比較や大直径にした時の影響が調べられた。この計算による解析は53、54年度も続けられ、53年度にはB-1、B-4プロペラについて、54年度には石川島播磨重工で開発されたプログラムを使ってB-1、B-4、B-4H/B-4W^{*}プロペラについて行われた。

一方これらの理論解析をチェックする意味で、石川島播磨重工の長水槽を使って非キャビテーション状態でのベアリングフォースを計測し、理論結果を比較した。またその際参考のための船尾変動圧力の測定も行われた。

キャビテーション発生状態の船尾変動圧力の測定は船舶技研のキャビテーション水槽を使用して53、54年度に実施された。

(3) エロージョン

エロージョンに関する実験は53年度は東京大学で3種の翼型について行われ、54年度には種々のソフトサーフェスを使用して、B-1、B-4、B-4Wの3種のプロペラにつき、船舶技研のキャビテーション水槽で実施された。その際、模型船の後流中で実験したため、模型船の強度の関係でプロペラ回転数を十

* B-4H船型にB-4Wプロペラを装着したもの

Table 4.1 Researches on Propellers

項目	年度	52	53	54	55*
(1) キャピテーションの発生範囲 a) 理論の確立および理論計算 b) キャピテーション水槽による観察	-	-	(翼型5種 B-1、B-4)	(B-1、B-4** B-4W B-4、B-4W)	- -
(2) プロペラ起振力 a) ベーリングフォースの理論計算 b) " の長水槽における実験 c) 船身変動圧力のキャピテーション水槽における測定 d) " の長水槽における測定	A-1、A-2 - - -	B-1、B-4 A-1 B-1、B-4 -	(B-1、B-4 B-4H/B-4W** B-4H/B-4W B-4、B-4W B-4H/B-4W)	- - - -	- - - -
(3) エロージョン キャピテーション水槽における実験	-	-	翼型3種	(B-1、B-4 B-4W)	B-1、B-4 B-4W

* 55年度は独自の研究として行った

* B-1、B-4等はそれぞれB-1船型にB-1プロペラを、B-4船型にB-4プロペラを、B-4H船型にB-4Hプロペラを、B-4W船型にB-4Wプロペラを装備したものである。

分高くすることが出来なかった。そこで55年度に東京大学と船舶技研において追加の実験を実施した。その際、伴流はワイヤメッシュにより発生させた。

4.1 プロペラの計画とキャピテーション

4.1.1 プロペラの計画の概要

本研究において使用したプロペラは、Table 4.1.1に主要目を示す5個のプロペラで、以下に述べる条件および方針に基づいて設計されたものである。

(1) A-1およびA-2プロペラ

A-1プロペラは、SR159の母型船に用いられたプロペラを、下記の(a)の条件により直径のみ修正したもので、主機出力は13700BHP×134RPM(MCR)である。

A-2プロペラは、下記の諸点を考慮して設計された。

- (a) SR159の母型船をもとにして、LPP=192m、B=32mとして、運輸省方式による計画満載スピード(85%MCR、15%SM)14ノットの条件で、それに対応した馬力、回転数を求め、44%▽でプロペラ先端が水面上にあまり出ないように直径をきめる。
- (b) 主機出力は13700BHP×85RPM(MCR)とする。
- (c) 自航状態を満足するように船速、伴流係数、プロペラ効率比等を修正する。
- (d) 翼数は5翼を基準とし、展開面積比は0.5程度まで小さくしてもよい。
- (e) キャピテーション防止にたいする考慮は船研ライン(バリの図表中の5%BCラインにほぼ相当)を使用する。

(2) B-1およびB-4プロペラ

B-1およびB-4プロペラは、下記の諸点を考慮して設計された。

(a) 想定主機関

想定主機関は、B-1、B-4とも中速ディーゼル・エンジンを考えた。この場合、回転はギヤ・ダウンとし、両船とも η_1 は1/1.03とした。両船の連続最大出力および回転数を下表に示す。

M. P.	B-1	B-4
BHP(MCR)	17.000	17.000
RPM(#)	122	65

(b) 設計条件

b.1 プロペラ翼数および断面形状

5翼を採用し、断面形状はMAUとした。

b.2 直径およびピッチ

MAU型プロペラ設計図表により、下表の設計条件で計算を行った。

なお、 $1-W_s$ の推定にあたって、B-1プロペラの場合は、 $1-W_m=0.509$ 、 $(1-W_s) \times (1-W_m) = 1.20$ として推定した。また、B-4プロペラの場合は、B-1の伴流係数をもとにし、プロペラ直径の変化にたいする修正： $(B-1の伴流係数) / (B-4の伴流係数) = 1.3$ を行って $1-W_m$ を求め、 $(1-W_s) / (1-W_m) = 1.12$ として $1-W_s$ を推定した。

M . P	B - 1	B - 4
BHP (NOR) PS	1 4,4 5 0	1 4,4 5 0
RPM (#) RPM	1 1 5.5 7	6 1.5 7
η_t	1/1.03	1/1.03
RPM マージン (%)	3	3
シ . マージン (%)	1 5	1 5
1 - Ws (推定)	0.6 1 1	0.6 9 7
η_R (#)	0.9 9 5	0.9 9 5

b . 3 展開面積比

キャビテーション防止にたいする考慮は船研ライン (バリの図表中の 5% BC ラインにほぼ相当) を使用する。

b . 4 翼厚

NK ルールに 10% 増のマージンを含め、強度計算のもとになる出力は連続最大出力 (MCR) を使用する。

(3) B - 4 W プロペラ

B - 4 W プロペラは次のような方針に基づいて設計された。

大直径プロペラの場合、チップ・クリアランスが減少するため、船尾の変動圧力の点で通常のプロペラより悪い結果の得られることが予想される。そこで、変動圧力の減少を狙いとして、B - 4 プロペラの改良を試みることにした。船尾の変動圧力の大きさは、チップ・クリアランスばかりでなく、プロペラ翼面上のキャビテーション発生量にも強く影響される。翼面上のキャビテーションの発生量を減少させるのに翼のチップ付近のピッチ分布を減少させる方法¹⁾があり、模型試験によりその効果が確認^{2,3)}されている。

そこで、B - 4 プロペラを基にし、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。その結果、プロペラ効率があまり低下しない範囲で、B - 4 プロペラのチップ付近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にした。ピッチ分布減少の目安は、プロペラ効率の面ではプロペラ揚力面の計算法⁴⁾により、また、キャビテーション発生量の面では後述のキャビテーション発生範囲の推定法⁵⁾により求めることにし、キャビテーションを、特にプロペラ・チップ近傍で減少させることを目標とした。

検討したピッチ分布を Table 4.1.2、Fig 4.1.1 に示す。この表において、ピッチ分布 No. 5 は、模型試験で良い結果の得られた Wake Adapted Pitch から求められたピッチ分布 No. 6¹⁾ 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、これを B - 4 W プロペラとした。そのピッチ分布を Table 4.1.2 に示す。

B - 4 プロペラ (Constant Pitch) と B - 4 W プロペラ (Modified Wake Adapted Pitch) の、プロペラ単独試験結果を Fig 4.1.2 に示す。また、キャビテーション発生範囲の計算結果を Fig 4.1.3 と Fig 4.1.4 に示す。計算は、曳航水槽で計測された伴流分布を用い、100% MCR、Full Load Condition $K_T=0.192$ 、 $\sigma_n=4.09$ の条件について行われた。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変わらないが、B - 4 W プロペラの場合翼端ではキャビテーションの発生量の減少が期待できそうである。

文 献

- 1) 門井弘行：プロペラ設計法 - キャビテーション発生範囲の軽減策に関する一提案、船研推進性能部技術資料、TM15 (1979)

- 2) 家永稜威雄、門井弘行他：Wake Adapted Propeller に関する実験的研究、西部造船会々報、第 56 号 (1978)
- 3) 黒部雄三、上田隆康：キャビテーション水槽におけるプロペラ変動圧力計測例、第 34 回船研研究発表会講演集 (1979)
- 4) 小山鴻一：新しい方法によるプロペラ揚力面の数値的解析、造船学会論文集第 132 号 (1972)
- 5) 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報告、第 16 巻、第 6 号 (1979)

4.1.2 キャビテーションの発生範囲の推定法

低回転大直径プロペラの採用によるキャビテーションの発生範囲の増大、プロペラ起振力の増加が予想された。このため、これらの軽減を目的としてプロペラのピッチ分布の変更を試み、その効果を調べた。本研究では、その一つの目安としてキャビテーションの発生範囲を減らすことを考え、キャビテーションの発生範囲の理論的推定法の開発を行った。

(1) 2次元翼型によるキャビテーション試験

まず初めに、2次元翼型でのキャビテーション試験を行った。本研究において製作した翼型は4種類、4個で Table 4.1.4 にその主要目を示す。これらの翼型のうち、2個は大型 (翼弦量 180mm; レイノズル数 $R_n = 0.8 \sim 2.4 \times 10^6$) で、他の2個は小型 (60mm, $R_n = 0.9 \sim 3.1 \times 10^6$) であり、共通な翼型は、既存の小型翼型がある NACA 0015 とした。これらの翼型を Fig 4.1.5 に示す。この試験では、翼面圧力分布計測、キャビティ長さ、形状の計測が行われた。

キャビテーションの発生範囲に適用しうる理論としては、キャビテーションを自由流線として解く空洞理論法、キャビテーションが発生しても揚力がほぼ不変であることを利用した揚力等価法などがあり、本研究ではこの2つの方法について検討した。Fig. 4.1.6 に大小2つの2次元翼型 (NACA0015) での翼面圧力分布の計測結果と、線型空洞理論 (花岡¹⁾ および西山²⁾ の方法) との比較を示す。理論値と実験値とは定性的に良く一致する。大型と小型との圧力分布の計測値を比べて、大きな差はないと言える。

次に各翼型についてキャビティ長さ、迎角、キャビテーション数を変化させて調べた。しかしながら、大型および小型の翼型の両者において平均のキャビティ長さが長くなると、すなわち、キャビティの後端位置が翼後縁に近づくとその変動量は極めて大きくなった。小型翼型でのキャビティ長さの変動の標準偏差を Fig. 4.1.8 に示す。翼型および迎角によらず、キャビティ後端位置が50%翼弦長を超えると変動が急増している。これに反して、薄い翼型ではこのようなキャビティ長さの変動はかなり減少する³⁾ (Fig. 4.1.9 参照)。

本研究で得られたキャビティ長さの実測値と前述の揚力等価法による計算値との比較を、Fig. 4.1.10~12 に示す。この結果、前縁の曲率半径の大きな厚い翼型 (例えば、NACA 0015) に対して、実測の圧力分布 (計算から求める場合は粘性修正をした圧力分布) に基づく揚力等価法は良い推定値を与える。しかしながら、前縁半径 (例えば NACA 16015, EMAU 0.7 R) に対してはかなり短かめの値を与える。

(2) キャビテーションの発生範囲推定法

本研究では、強度上の関係などから厚い翼型で実験を行ったので、薄い翼型については既存のデータ⁴⁾ を利用し、これと線型空洞理論および揚力等価法の計算値との比較を行った。Fig. 4.1.13 は翼型 3.5% のオジバル翼型の計測値と理論計算値との比較の一例である。閉塞型モデルの線型空洞理論による計算値と実測値との一致はキャビティの長さが70%翼弦長以下では非常に良い。しかしな

から、キャビティの長さが、70%翼弦長以上では、閉塞型モデルの線型空洞理論は、有意な解を与えない。そこでキャビティ後端が翼の後縁と一致する時の迎角とキャビテーション数の関係⁷⁾を調べると、Fig. 4.1.14に示すように8%以下の翼厚では、一定の関係があり、1°以上の迎角の時には、開放型モデルの線型空洞理論の解⁷⁾と一致した。本研究の結果、次の様な結論が得られた。薄い翼型では閉塞型モデル線型空洞理論が、厚い翼型では揚力等価法が、キャビティの長さが翼弦長に等しい時には開放型モデル線型空洞理論がキャビティ長さの推定に適していると結論づけられた。^{5) 6)}これをTable 4.1.5に示す。以上の結果は、粘性修正をした圧力分布を用いて得られた結果であることに注意しなければならない。

プロペラ翼面上の圧力分布は、非定常プロペラ揚力面理論から得られた相当キャンパーと翼厚をストリップ法的に重ね合わせて得られる相当2次元翼に対して、守屋の方法⁸⁾などを用いることによって計算することができる。この相当2次元翼の圧力分布に対して、前述の2次元翼型に対するキャビティの長さの推定結果を適用することによって、プロペラキャビテーションの発生範囲の推定をすることができる。この推定法の手順をFig. 4.1.15に示す。本推定法は模型プロペラおよび実船プロペラ^{9,10)}に対して良い結果を与え、簡単な境界層計算を組み合わせることによって更に一致度は良くなる。

4.1.3. プロペラキャビテーション試験

本研究では、4.1.1 (Table 4.1.1参照)で述べられた通常プロペラM.P.B-1と大直径プロペラM.P.B-4及びB-4Wに対して、模型船の船後においてキャビテーション試験が行われた。また、これらのプロペラのうちM.P.B-4に対してはワイヤメッシュによりシュミレートされた模型船伴流と実船推定伴流中においてもキャビテーション試験が行われた。これらの試験条件をTable 4.1.6に示す。

1) 伴流分布

Fig. 4.1.16および17に船舶技術研究所の大型キャビテーション試験水槽におけるそれぞれ満載状態でのB-1船型およびB-4船型(54年度実験のFull size model)についての伴流計測の結果を示す。これらの伴流分布は曳航水槽での伴流分布に比べ若干異なる。特にFig. 4.1.17に示すキャビテーション水槽でのB-4船型の伴流分布は左右非対称であった。そこで、55年度は中央平行部を20%短くしたShortened modeを製作し、さらにFig. 4.1.18に示すようなVortex GeneratorをShortened modelの船尾に取り付け、伴流分布の非対称性の改善を試みた。その結果をFig. 4.1.19に示す。

模型船の船後におけるプロペラのキャビテーション試験と同時に、従来から行われてきた方法であるワイヤメッシュスクリーンの後方におけるプロペラでのキャビテーション試験を行ない両者を比較した。このため、造船技術センターの曳航水槽で得られたB-4船型の模型船の伴流分布(Fig. 4.1.20)とこれを元にして笹島・田中の方法により得られたB-4船型の実船推定の伴流分布(Fig. 4.1.21)をワイヤ・メッシュ・スクリーンによりシュミレートした。Fig. 4.1.22とFig. 4.1.23はそれぞれ、三菱長崎研究所のキャビテーション水槽においてシュミレートされた模型船と実船推定の伴流分布の計測値である。

2) 満載状態でのプロペラ・キャビテーション試験

Fig. 4.1.24にM.P.B-1の満載状態(85%MCR)における模型船船後でのキャビテーションの発生範囲の実験結果(54年度)を示す。同時に前述のキャビテーション発生範囲の推定法による発生範囲の計算値も示した。M.P.B-4およびB-4Wプロペラの満載状態(100%MCR)におけるキャビテーションの発生範囲の観測値と推定値をFig. 4.1.25および26に示す。Fig. 4.1.25には、船研における模型船の船後(54年度)と三菱におけるワイヤ・メッシュの後方(模型船の伴流分布)におけるプロペラのキャビテーションの発生範囲が示されている。実線は平均的な発生範囲、破線は最大発生範囲を示す。

a) B-1、B-4およびB-4Wプロペラのキャビテーションの比較

模型船の船後ではキャビテーションの発生量は満載状態(85%MCR)でM.P.B-1とM.P.B-4を比べると、絶対量はあまり変わらず。またM.P.B-4とM.P.B-4Wを100%MCRで比べるとTop付近では両者は殆んど変わらないが、40°を超えるとM.P.B-4Wのキャビテーションの発生範囲は急激に減少する。実験における減少量は推定法により予測された量より大きく、船尾変動圧力の減少が期待出来そうに思われた。一方、キャビテーション・パターンは満載状態でのM.P.B-1では翼端の後縁に向かってキャビテーションが消えていくのに対して、M.P.B-4およびM.P.B-4Wでは前縁に向かって消えていくパターンであったので、大直径プロペラ(M.P.B-4、B-4W)のパターンはエロージョンに対しては良いと言えよう。

b) 船後とワイヤ・メッシュ後方におけるキャビテーションの比較

B-4プロペラの満載状態におけるワイヤ・メッシュでのキャビテーションのパターンは非常に間欠的であり、消滅時には翼弦中央付近で崩壊し、エロージョンの可能性が予測された。一方、模型船船後(55年度)のキャビテーション試験では前者の現象は見られたが、後者については顕著に見られなかった。発生範囲に関しては、ワイヤ・メッシュと船後伴流中でほぼ同じであるが、消える時の位相に差が見られた(Fig.4.1.25参照)。

3) バラスト状態でのプロペラキャビテーション試験

Fig.4.1.27および28に模型船の船後におけるM.P.B-4およびB-4Wプロペラのバラスト状態(100%MCR)でのキャビテーションの発生範囲の観測値と推定値を示す。バラスト状態では、M.P.B-4は0.7~0.8Rにクラウド・キャビテーションらしきものを残して前縁に向かって消えていくのに対して、M.P.B-4Wでは0.6~0.7Rの最大厚みの位置付近において弱いクラウド・キャビテーションを発生して消滅している様に思われたが、明瞭なものではなかった。いずれの状態についても、Propeller-Hull Vortex Cavitationは発生しなかった。また53年度の伴流分布におけるキャビテーションと54年度のそれとは殆んど差はなかった。

4) 実船推定伴流中でのキャビテーション試験

ワイヤ・メッシュによりシュミレートされた実船推定伴流中での船研と三菱におけるキャビテーションの発生範囲の比較をFig.4.1.29に示す。0°~20°ではキャビテーションの発生量はほぼ同じと言えるが、発生時と消滅時において違いが見られた。この原因として、シュミレートされた伴流分布の差(船研の伴流分布は後述の4.3章に示されている)によるものと考えられる。しかしながら、消える時のパターンは似ていると言えよう。

5) キャビテーション発生範囲に対するキャビテーション数と推力係数の影響

ワイヤ・メッシュによる模型伴流と実船推定伴流中において、キャビテーションの発生範囲は大きく変化するが、推力係数の影響は今回の実験では顕著なものではなかった。ワイヤ・メッシュによる伴流においてバラスト状態でのキャビテーション試験は行われなかった。しかし、この状態に近い条件としてキャビテーション数はほぼ同じであるが、 $K_T=0.192$ (バラスト状態は $K_T=0.181$)の時のパターンをFig.4.1.30に示す。

6) キャビテーション発生範囲推定法と観測結果の比較

前述の推定法により計算された模型船の船後におけるキャビテーションの発生範囲と、キャビテーション試験はFig.4.1.24~28に示してある。

Fig.4.1.24はB-1船型の船後におけるB-1プロペラの満載状態についての比較である。角度位置0°~30°での一致は非常に良いが、消滅時の一致度は良くなく、位相は計算値が遅れている。

Fig.4.1.25および27はそれぞれ、B-4船型の模型船船後におけるM.P.B-4の満載およびバラスト状態、MCRでのキャビテーション発生範囲の比較である。満載状態では発生、消滅の位相はほぼ合っ

いるが、計算値は $-10^{\circ}\sim 0^{\circ}$ では大き目に、 $10^{\circ}\sim 40^{\circ}$ では小さ目となっている。一方、バラスト状態では角度位置によっては良く合っている場合もあるが、計算値の方が位相は進んでいるように思われる。

Fig. 4.1.26および28はそれぞれ、B-4船型の模型船船後におけるM.P.B-4Wの満載およびバラスト状態、MCRでのキャビテーション発生範囲の比較である。満載状態では、発生時において一致は良くないが、全体として比較的合っていると見える。一方、バラスト状態では計算値が全体として小さい。

以上の比較により、本研究において開発されたキャビテーション発生範囲の推定法は全体として観測結果とかなり良い一致が得られた。しかしながら、サーフェスフォースの計算にこのキャビテーション発生範囲推定法を応用するためには、ボリューム計算ができるようにすることは言うまでもなく、プロペラの作動による伴流の変形、キャビテーションの非定常性などが考慮されるべきであろう。

参 考 文 献

1. 花岡達郎；「任意翼型のキャビテーション流場の線型理論（その3、部分空洞の解法）」、日本造船協会論文集、第119号、1966
2. 西山哲男、伊藤淳；「特異点法による部分空洞翼の流れ場の基礎式とその解法」、日本機械学会論文集、第43巻、370号、1977
3. 泉田泰弘、田宮真、加藤洋治、山口一；「二次元翼に発生するキャビテーションの研究」、日本造船学会論文集、第146号、1979
4. 沼地福三郎、角田賢治、千田一郎；「製作しやすい翼型のキャビテーション性能（第1報～第4報）」、東北大学高速力学研究所報告、第6巻、第56～59号、1952
5. 加藤洋治、右近良孝；「第3編、プロペラ、第3章、キャビテーションの推定法」、船型設計のための抵抗推進シンポジウム、日本造船学会、東京、1979
6. 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」、船研報告、Vol 10, No 6, 1979
7. Noordzij, L.; "Pressure Field Induced by a Cavitating Propeller", International Ship Progress, Vol. 23, No 260, 1976
8. 守屋富次郎；「空気力学序論」培風館
9. Kuiper, G.; "Some Experiments with Distinguished Types of Cavitation on Ship Propellers," International Symposium on Cavitation Inception, New York, 1979
10. Ukon, Y.; "Partial Cavitation on Two- and Three-dimensional Hydrofoils, and Marine Propellers", 10th IAHR Symposium, Tokyo, 1980

Table 4.1.1 Principal Particulars of Propellers

M.P.No.	A-1	A-2	B-1	B-4	B-4W
MODEL	0.1750	0.2219	0.1800	0.2457	
	ACTUAL				
DIAMETER (m)	5.600	7.100	6.300	8.600	
PITCH RATIO at 0.7R	0.714	0.812	0.645	0.894	0.894
BOSS RATIO	0.180	0.180	0.176	0.151	
EXPANDED AREA RATIO	0.665	0.492	0.548	0.457	
MEAN BLADE WIDTH RATIO	0.255	0.189	0.209	0.169	
BLADE THICKNESS RATIO	0.0500	0.0465	0.0551	0.0429	
ANGLE OF RAKE	100	50	50	50	
NUMBER OF BLADES	5	5	5	5	
BLADE SECTION	MAU	MAD	MAU	MAU	
DIRECTION OF TURNING	R.H.	R.H.	R.H.	R.H.	

Table 4.1.2 Propellers Examined by the Prediction Method in Design

	ピッチ分布の種類	翼端での ピッチ比	07 Rでの ピッチ比	K_T	η_0
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 4.1.3 Radial Pitch Distribution of B-4 Propeller

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

Table 4.1.4 Particulars of Two - dimensional Hydrofoils

Wing Section	Chord Length	Max Thickness	Max Camber	Leading Edge Radius	Institute
NACA 4412	60mm	15.0% C	4.0% C	248 % C	U. T.
NACA 16015	60	15.0	0	1.10	U. T.
NACA 0015	60	15.0	0	248	U. T.
NACA 0015	180	15.0	0	248	SRI
EMAU 0.7 R	180	15.0	3.3	0.78	SRI

U. T. : University of Tokyo

SRI : Ship Research Institute

Table 4.1.5 applicable Region of the Respective Methods

Cavity Length l^*	Thickness Ratio t/C [%C]	Angle of Attack	
		$ \alpha \leq 1^\circ$	$ \alpha \leq 1^\circ$
$l^* < C$	$t/C \geq 5.0$	Lift Equivalent Method	Life Equivalent Method
	$5.0 > t/c \geq 3.5$	Lift Equivalent Method	Mean Value of LEM and CFT
	$3.5 > t/C$	Lift Equivalent Method	Cavity Flow Theory (Closed Type Model)
$l^* = C$	-	Lift Equivalent Method	Cavity Flow Theory (Open Type Model)
$l^* = C$	-	Cavity Flow Theory (Open Type Model)	

cf l^* : Strictly speaking, l^* is the position of cavity rear end

Table 4.1.6 Experimental Conditions

Test N.O	Prop	Institute	Type of Wake Model	Method of Simulation	Load Condition	Engine Rating	K_T	σ_n	Revolution of Propeller	Period	Figure
1	B-1	SRI	B-1 Model	Model Ship	Full	85%MCR	0.188	271	260	'78	4.1.24 4.2.8
2	B-4	SRI	B-4 Model	Model Ship	Full	85%MCR	0.189	448	11.5	'78	4.2.9
3	B-4	SRI	B-4 (R) Model	Model Ship	Full	M C R	0.192	409	11.8 12.6	'78 '79	4.1.25 4.2.10(a) (c)
4	B-4	SRI	B-4 (C) Model(S)	Model Ship	Ballast	M C R	0.181	307	11.0 11.95	'78 '79	4.1.27 4.2.10(b) (d)
5	B-4	MHI	B-4 Model	Wire Mesh	Full	M C R	0.192	409		'78	4.1.25
6	B-4	MHI	B-4 Model	Wire Mesh	(Ballast)	M C R	0.181	307		'78	4.1.30
7	B-4	MHI SRI	B-4 Full Scale	Wire Mesh	Full	M C R	0.192	409	25.0	'78 '79	4.1.29
8	B-4	MHI SRI U T	B-4 Full Scale	Wire Mesh	Ballast	M C R	0.192 0.181 0.181	307	25.0 25.0	'78 '79&'80 '80	4.1.30 4.3.3 4.3.3
9	B-4W	SRI	B-4 Model(S)	Model Ship	Full	M C R	0.188	409	12.75	'79	4.1.26 4.2.11(a) (c)
10	B-4W	SRI	B-4 Model(S)	Model Ship	Ballast	M C R	0.177	307	12.10	'79	4.1.28 4.2.11 (b) (d)
11	B-4W	SRI U T	B-4 Full Scale	Wire Mesh	Ballast	M C R	0.177	307	25.35 25.3	'80	4.3.3

SRI : Ship Research Institute , MHI : Mitsubishi Heavy Industries Ltd, U.T University of Tokyo

	□	○	△
	B-1	B-4	B-4 W
MPNO	171	172	180
DIAMETER (m)	0.1800	0.2457	0.2457
PITCH RATIO	0.6447 (const)	0.894 (const)	0.894 (decreased)
BOSS RATIO	0.1762	0.1512	0.1512
EXPANDED AREA R.	0.5480	0.4573	0.4573
MEAN BLADE WIDTH R.	0.2090	0.1993	0.1993
BLADE THICKNESS R.	0.0551	0.0429	0.0429
ANGLE OF RAKE	5°	5°	5°
NUMBER OF BLADES	5	5	5
BLADE SECTION	MAU	MAU	MAU

n = 24 rps n = 12 rps
*T*_w = 10°C

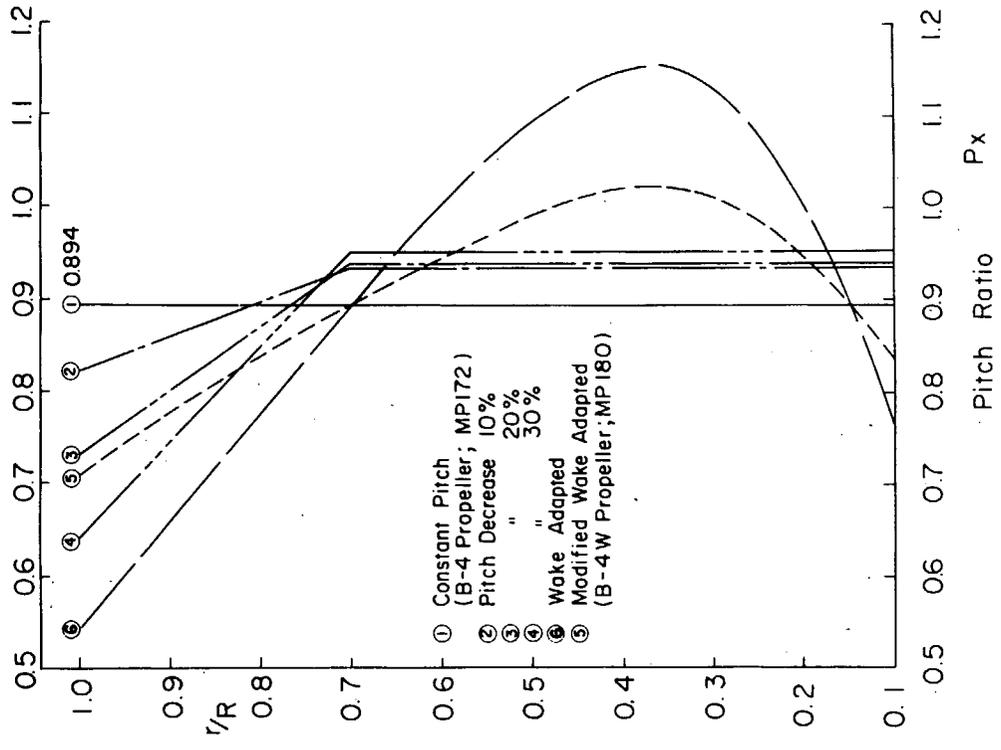


Fig. 4.1.1 Pitch Distributions Examined by the Prediction Method in Design

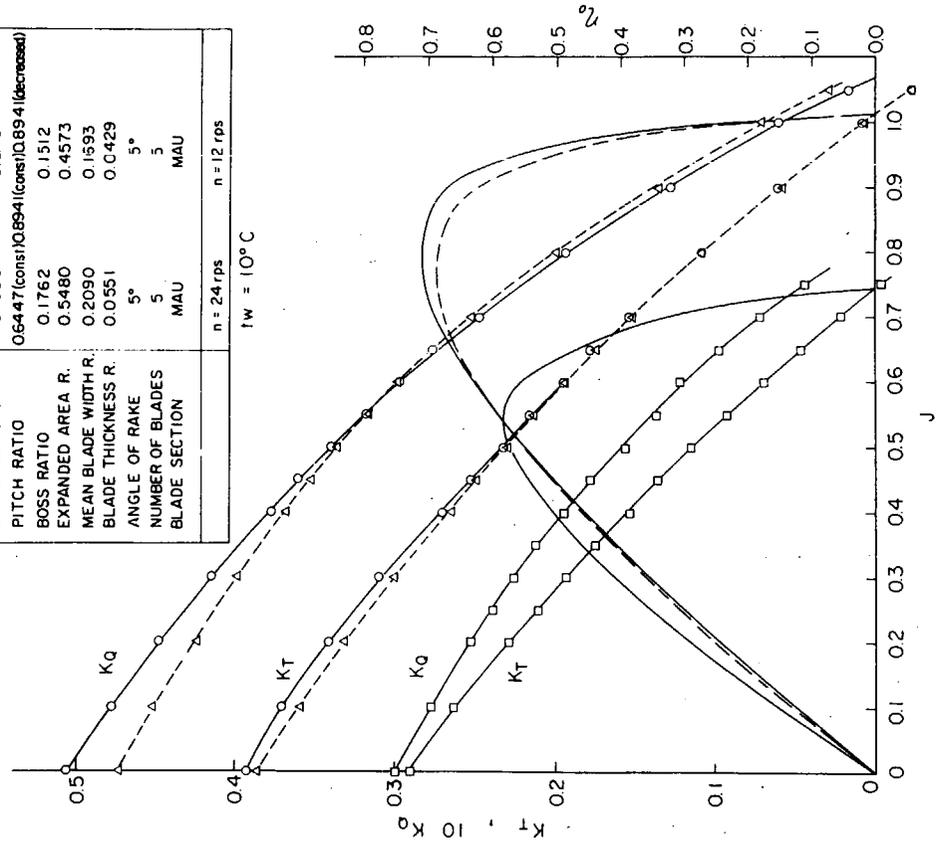
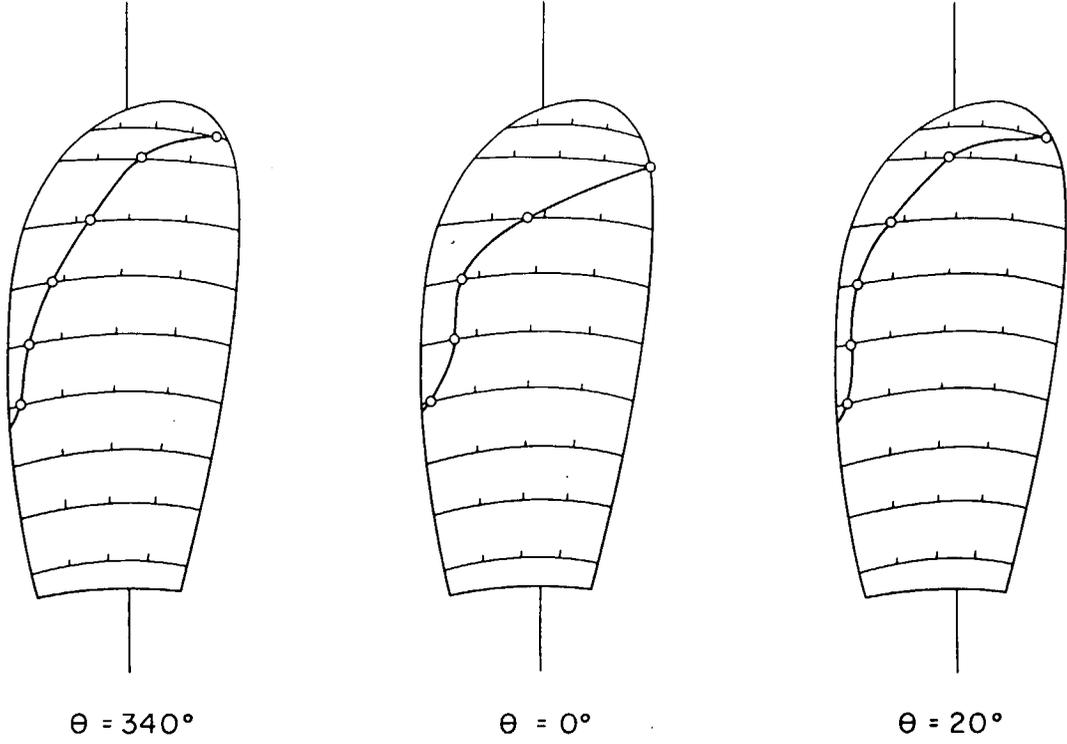


Fig. 4.1.2 Results of Propeller Open Test

Case 1 Constant Pitch (B-4 Propeller; MPI72)



Case 5 Wake Adapted Pitch (B-4W Propeller; MPI80)

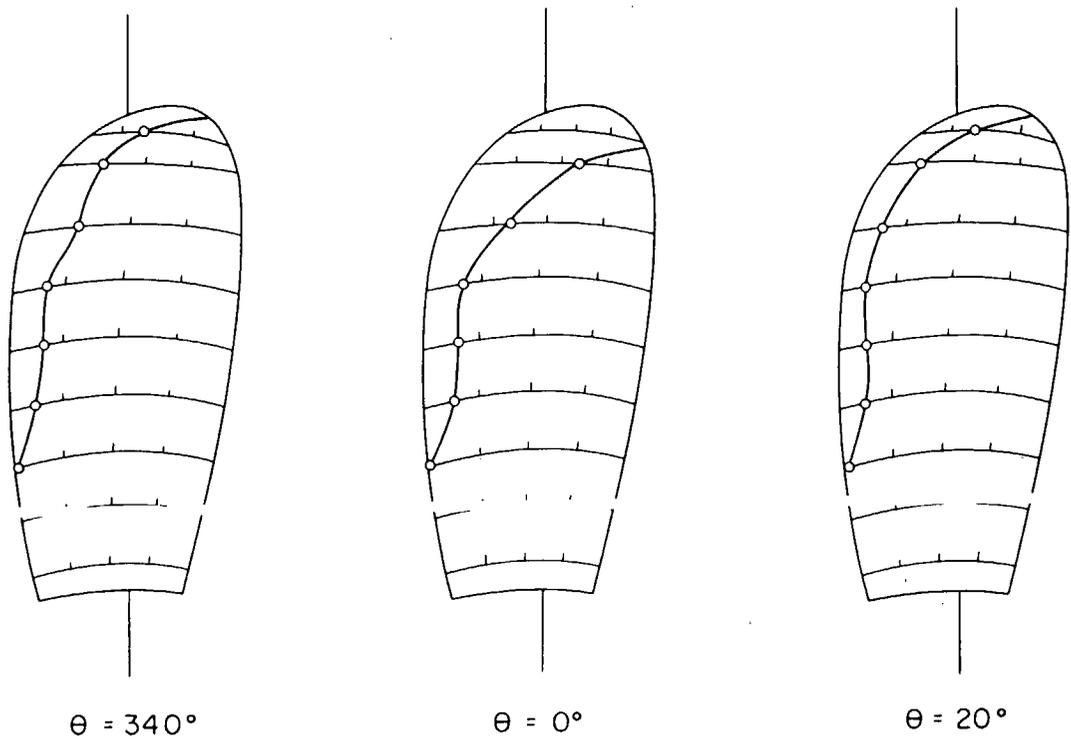
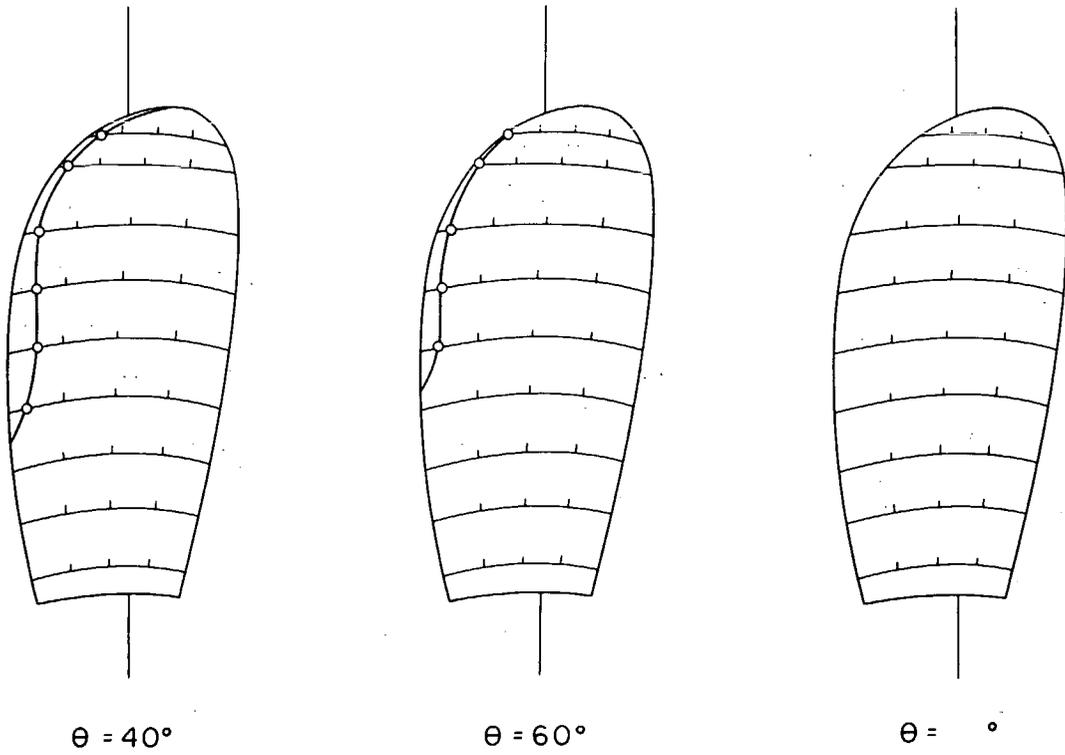


Fig. 4.1.3 Comparison of Predicted Cavitation Extent (1)

Case 1 Constant Pitch (B-4 Propeller; MPI72)



Case 5 Wake Adapted Pitch (B-4W Propeller; MP180)

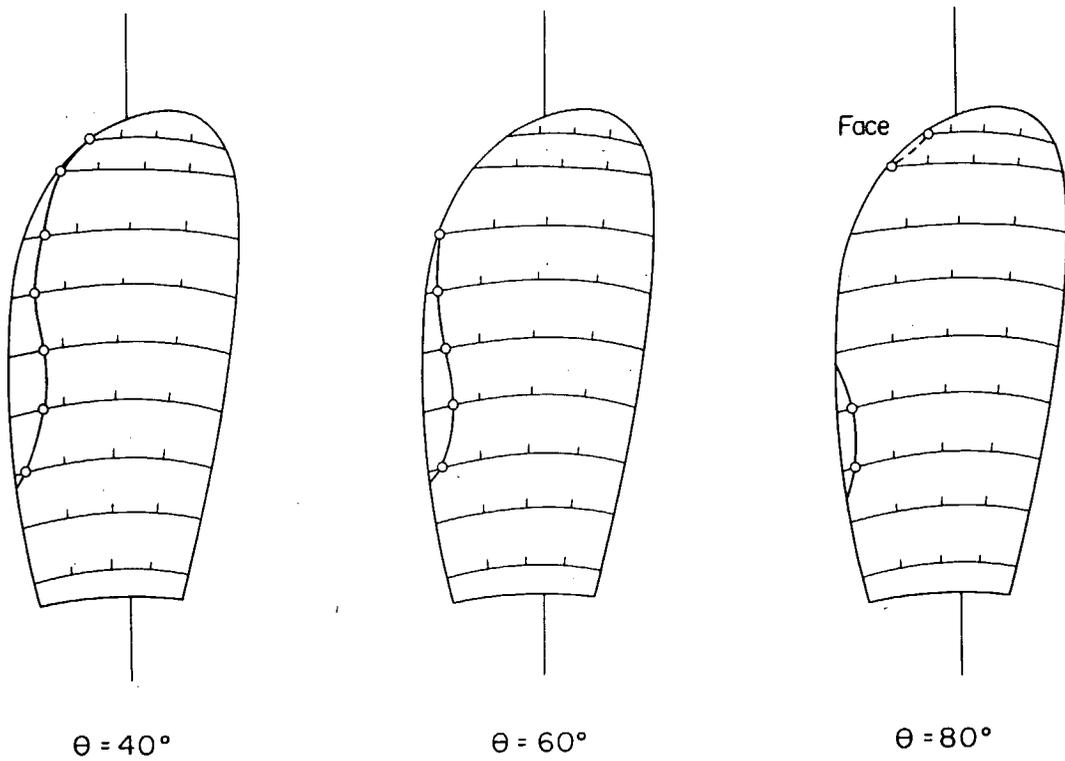


Fig. 4.1.4 Comparison of Predicted Cavitation Extent (2)

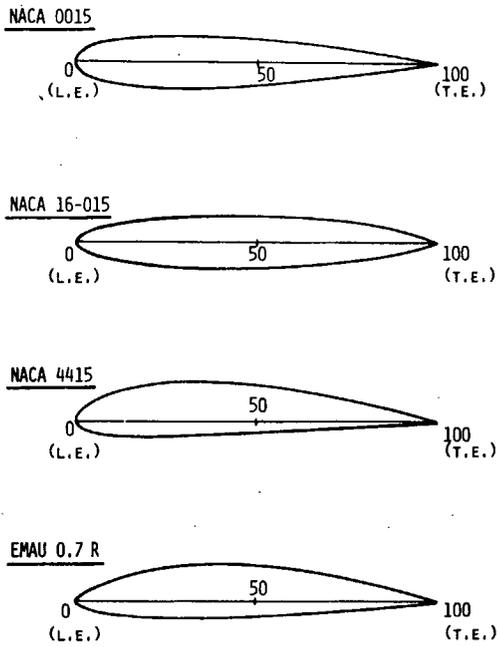


Fig. 4.1.5 Tested Hydrofoil Sections

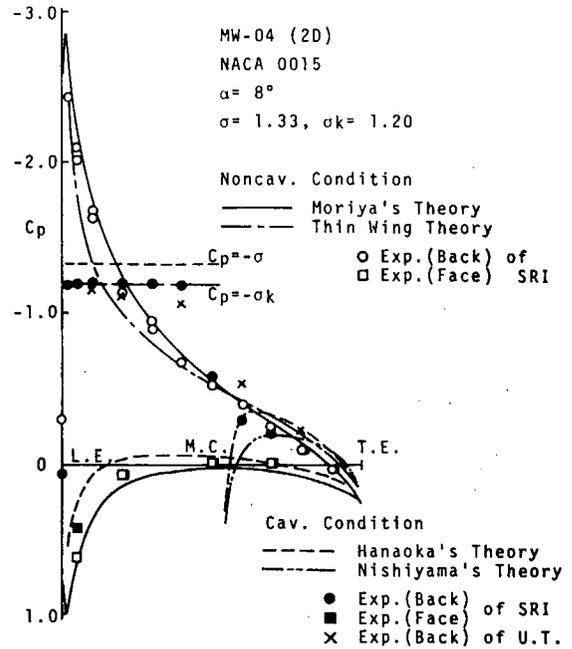


Fig. 4.1.6 Experimental and Theoretical Pressure Distribution of NACA 0015 Hydrofoil ($\alpha = 8^\circ, \sigma = 1.33$)

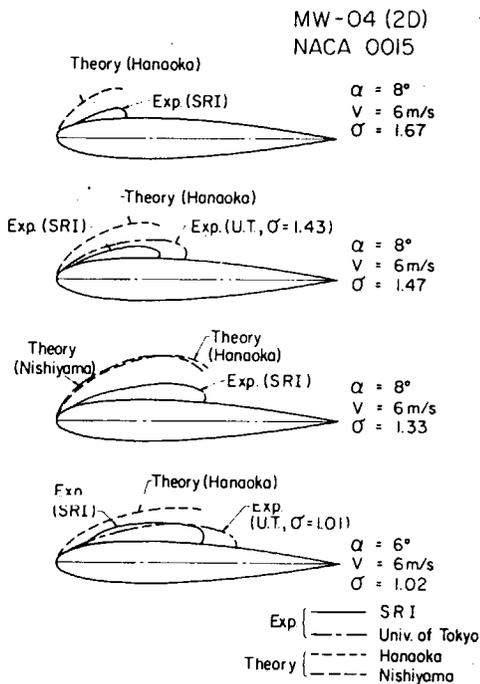


Fig. 4.1.7 Comparison of Cavity Profile between Results of Experiments and Theoretical Calculations (NACA 0015)

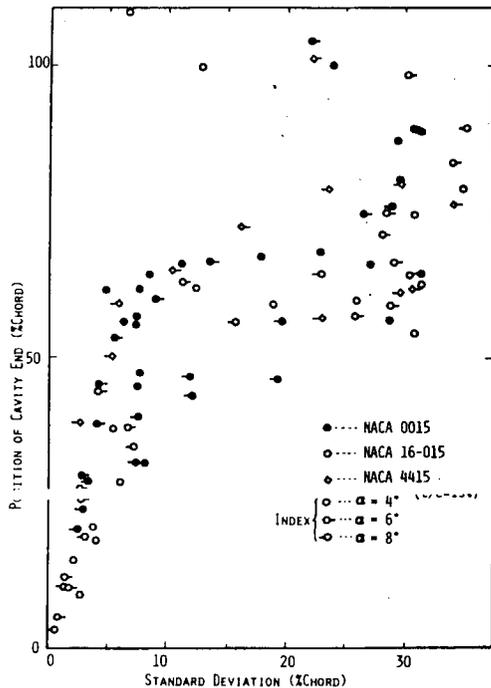


Fig. 4.1.8 Fluctuation of Cavity End (Thick Foil)

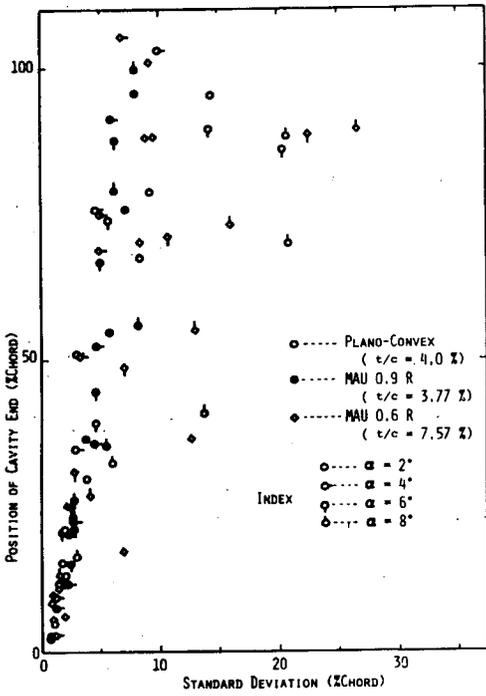


Fig. 4.1.9 Fluctuation of Cavity End (Thin Foil)

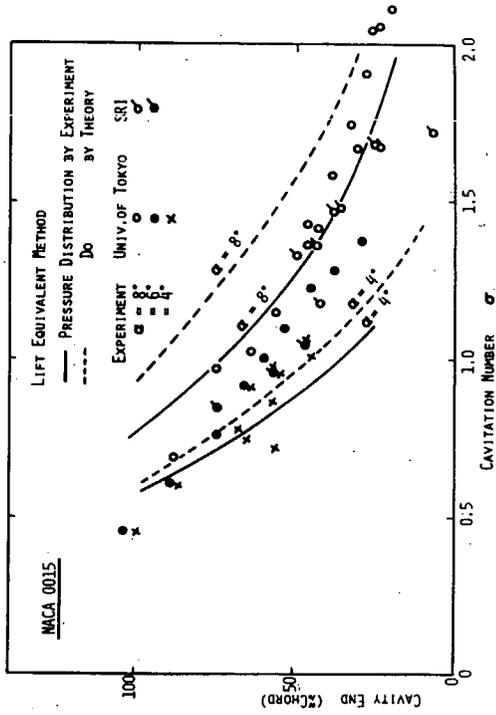


Fig. 4.1.10 Cavity Length Estimation by Lift Equivalent Method: NACA 0015

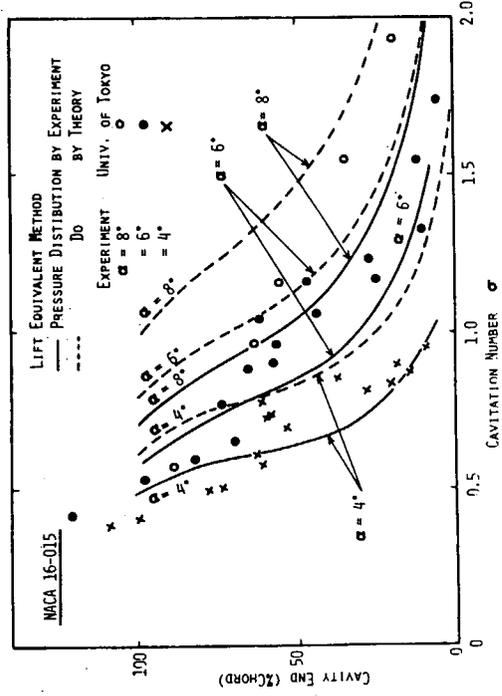


Fig. 4.1.11 Cavity Length Estimation by Lift Equivalent Method: NACA 16.015

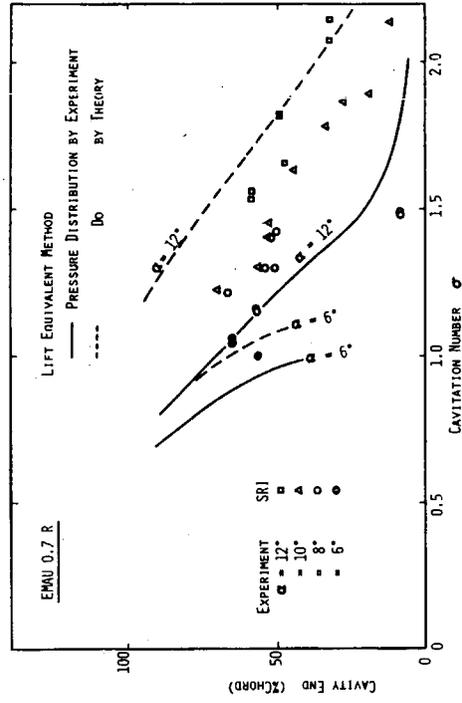


Fig. 4.1.12 Cavity Length Estimation by Lift Equivalent Method: EMAU 0.7R

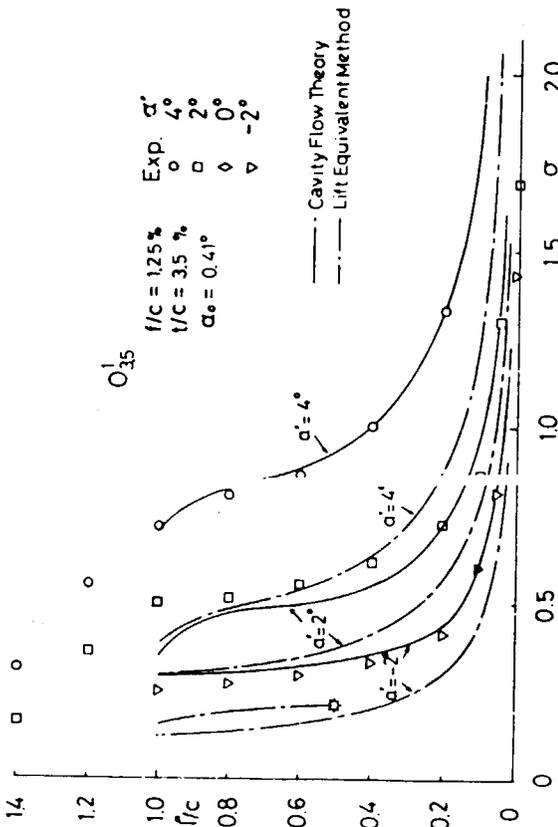


Fig. 4.1.13 Comparison of Cavity Length between Experiments and Calculations

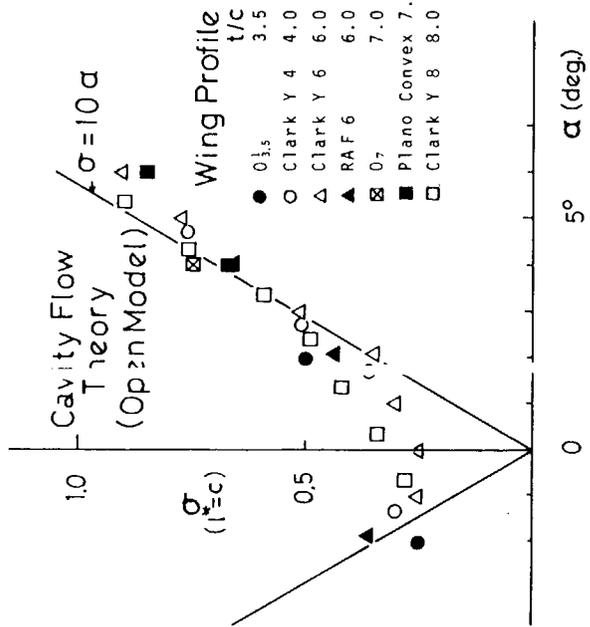


Fig. 4.1.14 Relationship between Attack Angle and Cavitation Number when Cavity Terminal Coincides with Trailing Edge

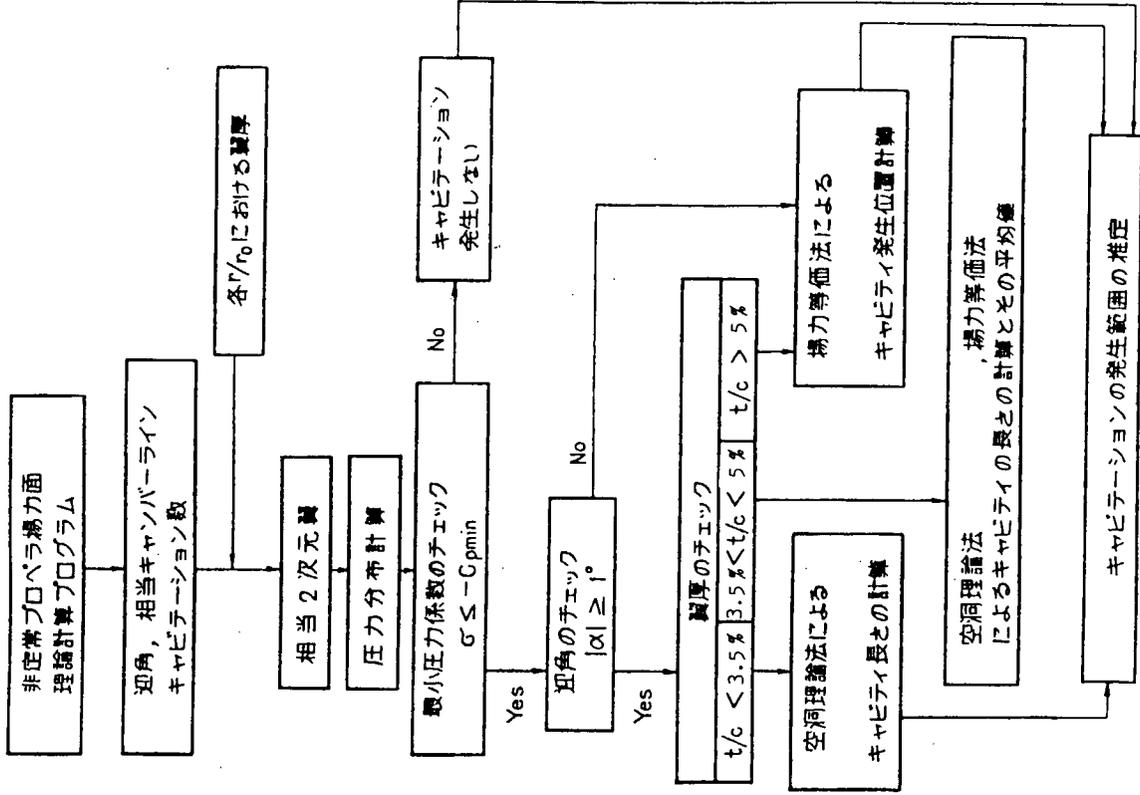


Fig. 4.1.15 Procedure for Estimation of Cavitation Extent by the Present Method

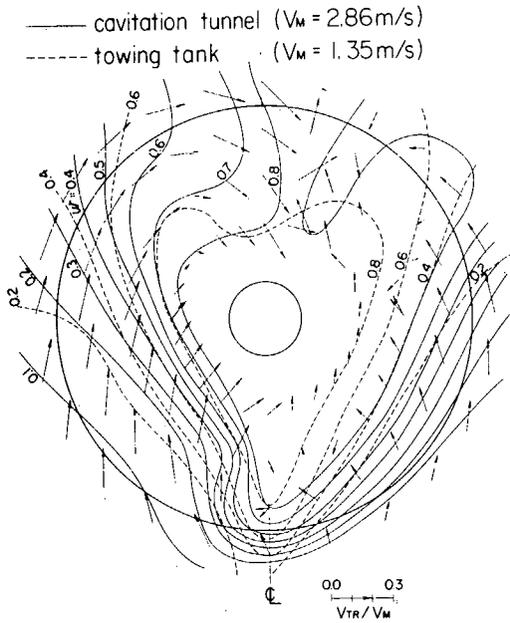


Fig. 4.1.16 Wake Fraction Contour Curve (B-1)

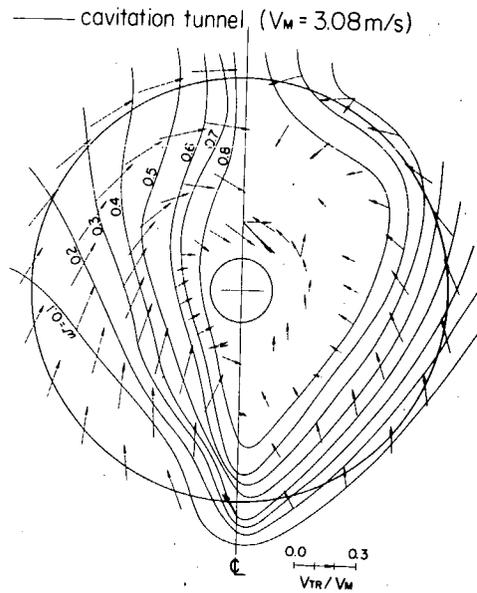


Fig. 4.1.17 Wake Fraction Contour Curve (B-4, Full Size Model)

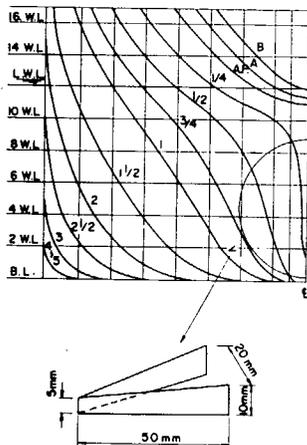


Fig. 4.1.18 Vortex Generator

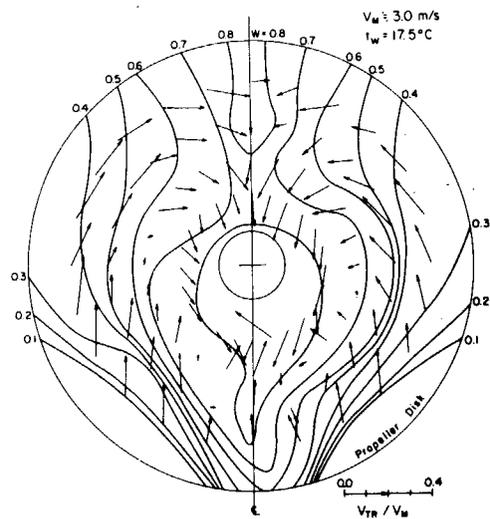


Fig. 4.1.19 Wake Fraction Contour Curve (B-4, Shortened Model)

REMARKS:
 1) TEMP. OF WATER (°C) 20.5
 2) U_a (m/s) 1.95
 3) $F = 0.1735$
 4) LOCATION OF PITOT TUBE AT 47.5 MM BEFORE A.P.

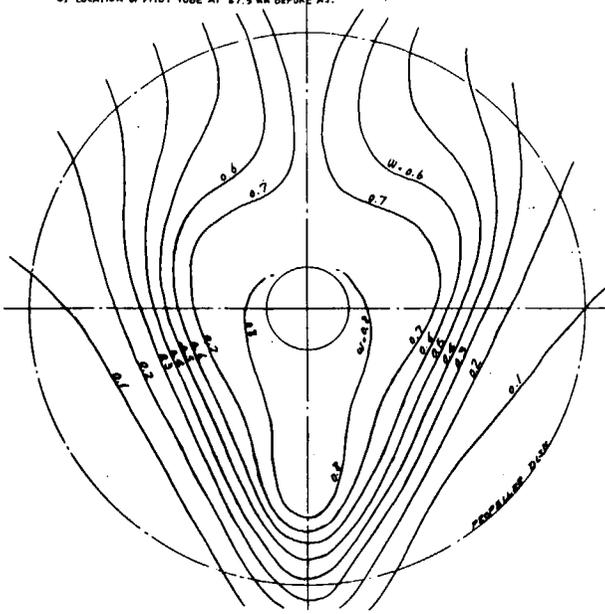


Fig. 4.1.20 Model Wake Patterns,
 Full Load (B-4)

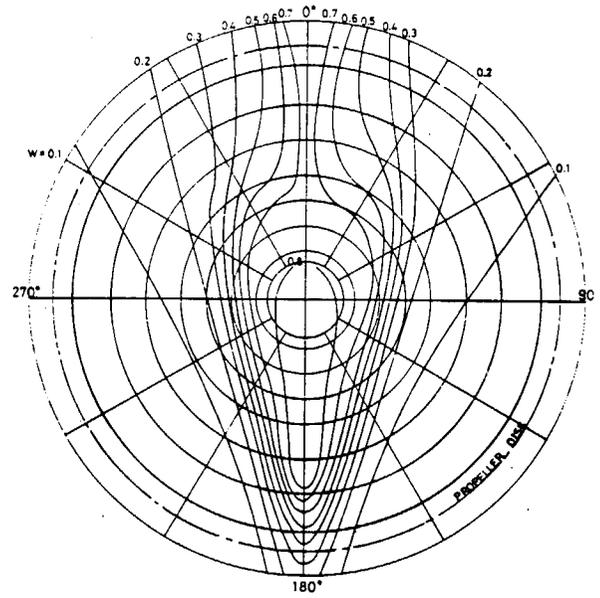


Fig. 4.1.21 Estimated Ship Wake
 Patterns, Full Load
 (B-4, Ship)

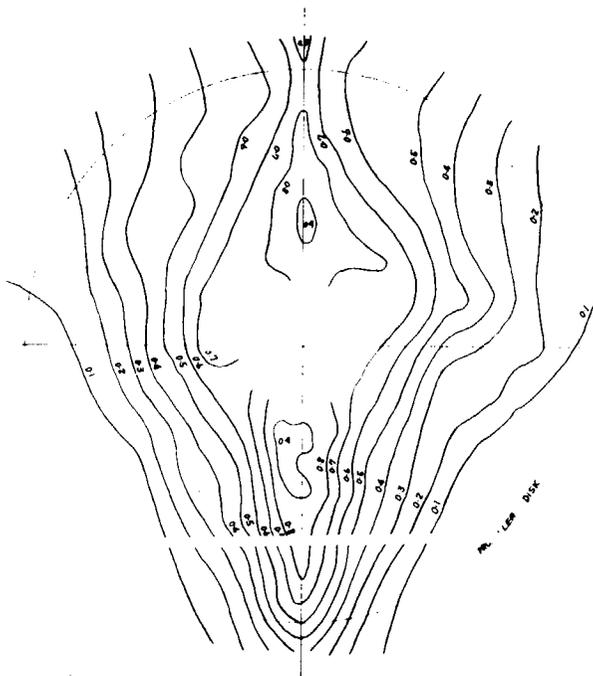


Fig. 4.1.22 Wake Distribution of
 Model Simulated in
 Cavitation Tunnel

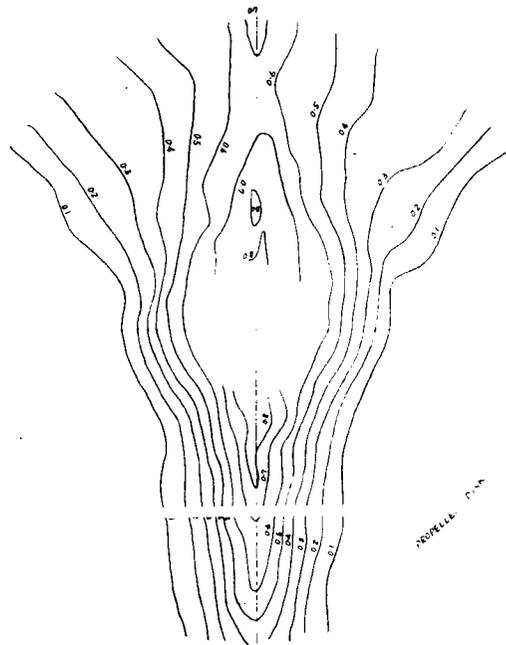


Fig. 4.1.23 Wake Distribution of
 Ship Simulated in
 Cavitation Tunnel

B-1 Propeller, Full Load

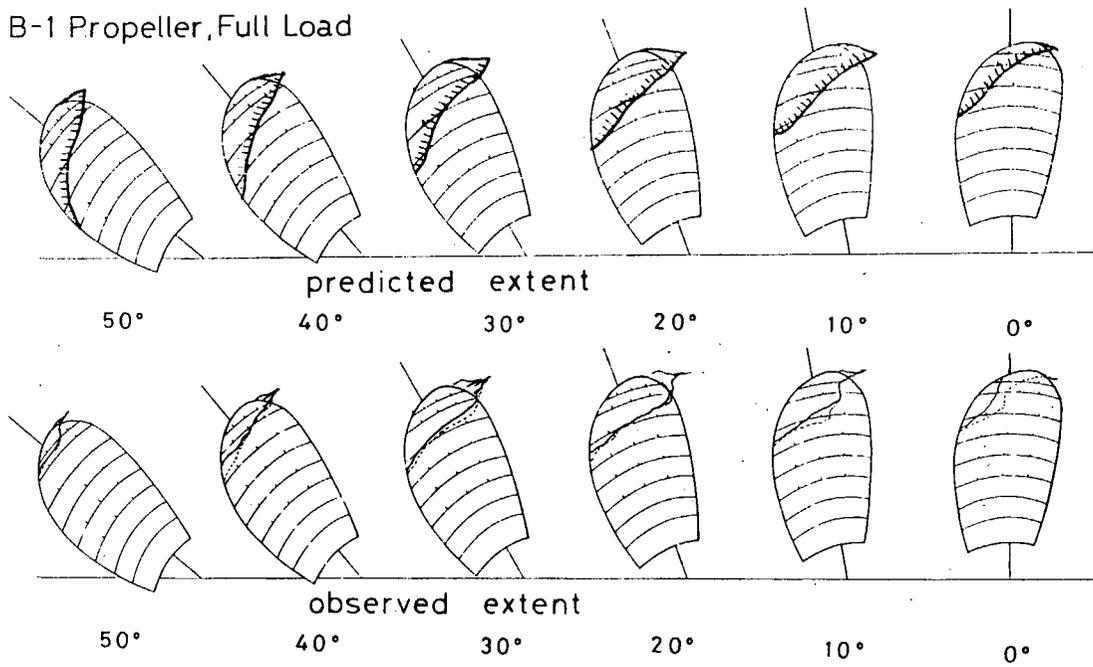


Fig. 4.1.24 Cavitation Extent on MP. B-1 (MP0171 behind B-1 Model Ship at Full Load Condition (85% MCR), $K_T=0.188$, $\sigma_n=2.71$

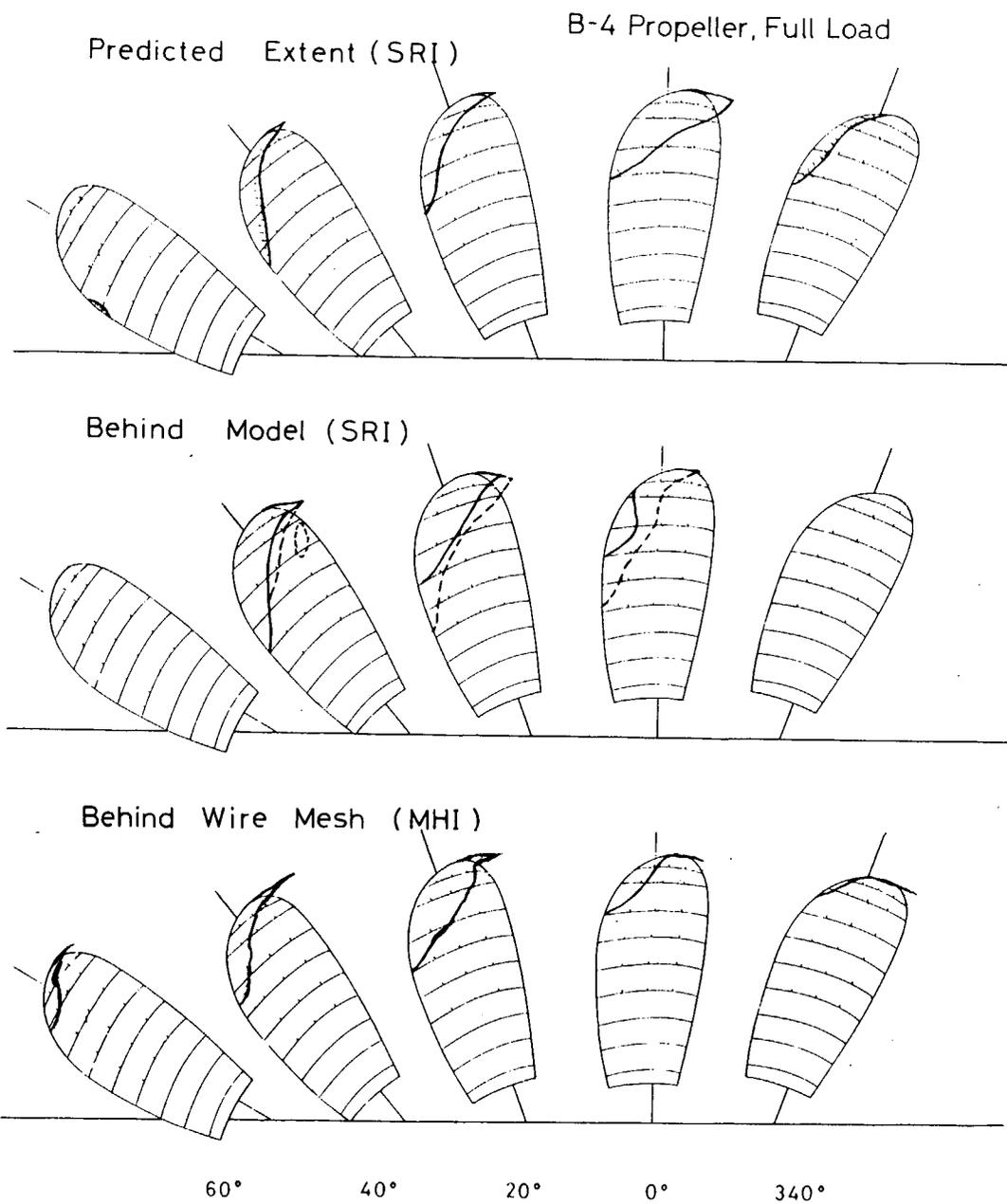


Fig. 4.1.25 Cavitation Extent on B-4 Propeller at the Full Load Condition, $K_T=0.192$, $\sigma_n=4.09$

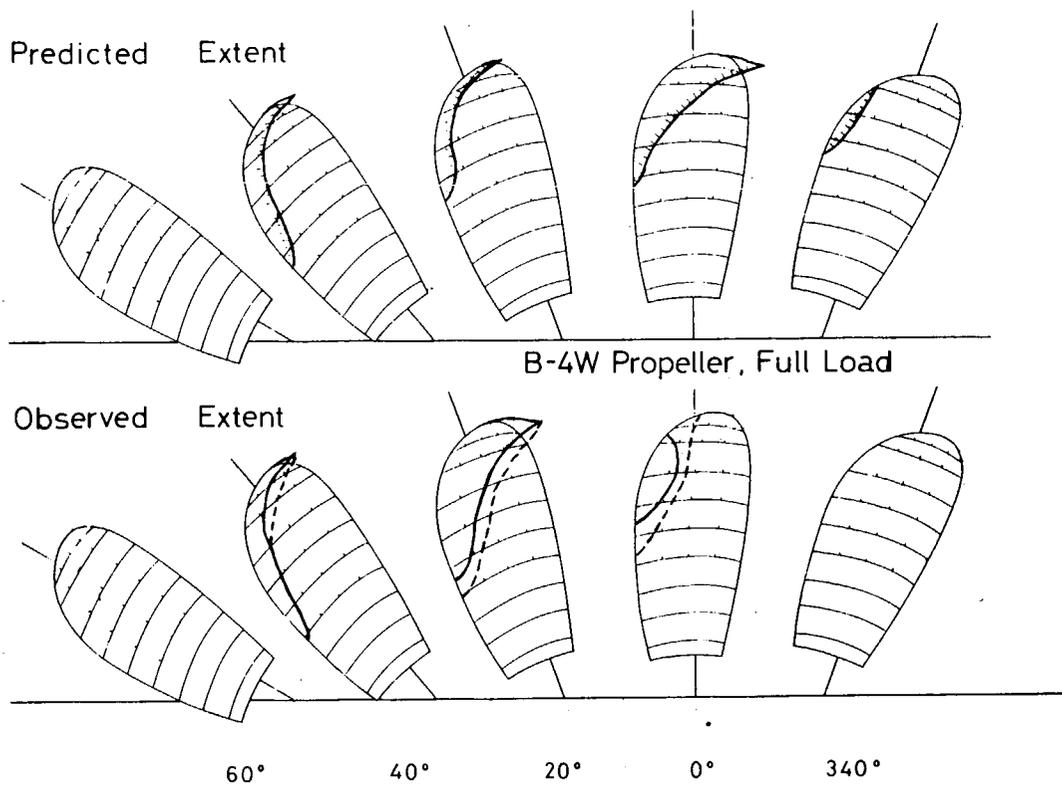


Fig. 4.1.26 Cavitation Extent on B-4W Propeller behind B-4 Model Ship at the Full Load Condition, $K_T=0.188$, $\sigma_n=4.09$

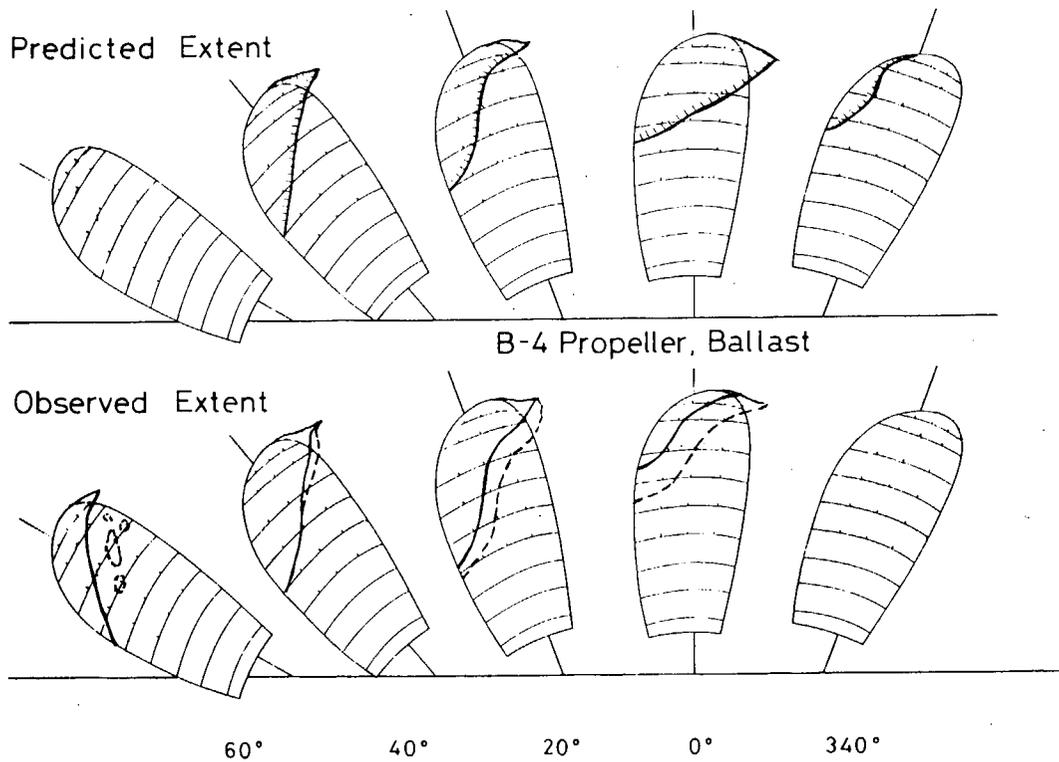


Fig. 4.1.27 Cavitation Extent on B-4 Propeller behind B-4 Model Ship at the Ballast Condition, $K_T=0.151$, $\sigma_n=3.07$

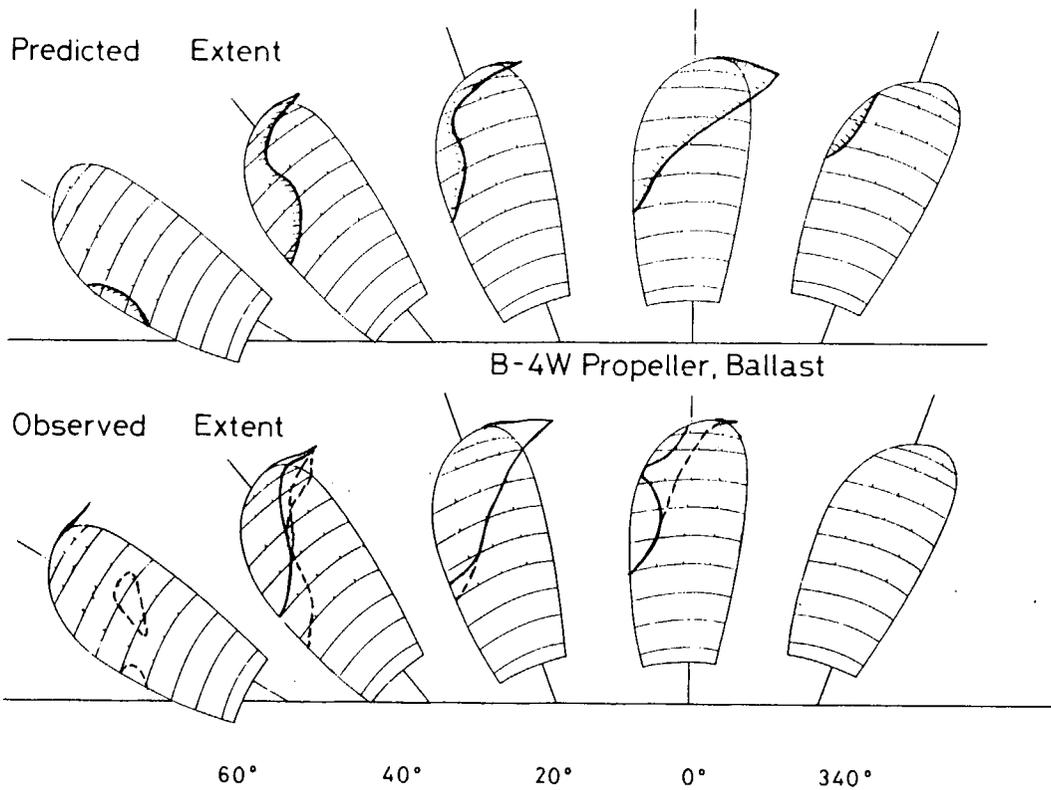


Fig. 4.1.28 Cavitation Extent on B-4W Propeller behind B-4 Model Ship at the Ballast Condition, $K_T=0.177$, $\sigma_n=3.07$

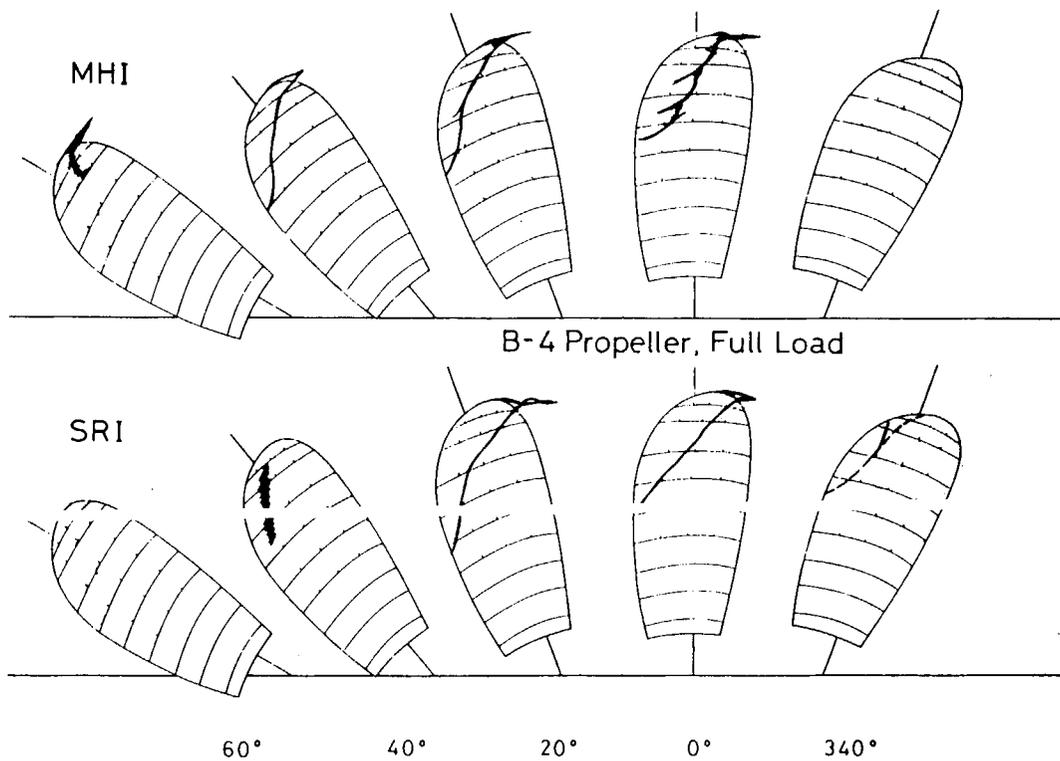


Fig. 4.1.29 Cavitation Extent on B-4 Propeller Working in Estimated Full Scale Wake at the Full Load Condition ($K_T=0.192$, $\sigma_n=4.09$)

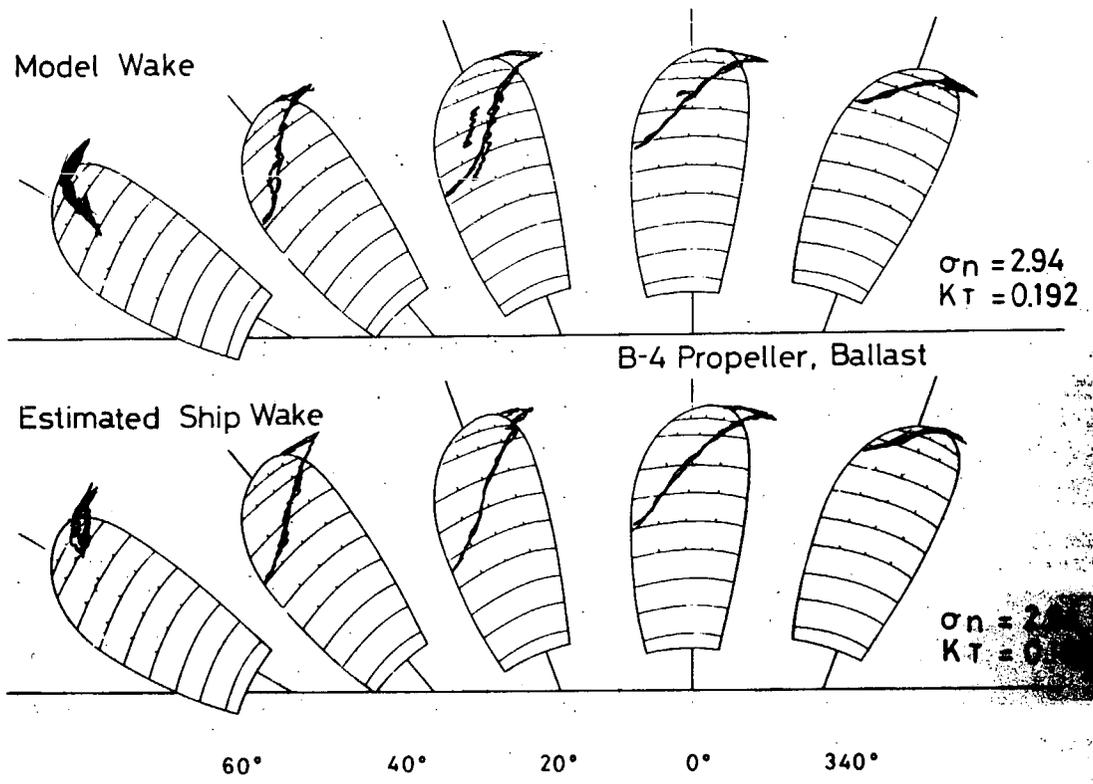


Fig. 4.1.30 Cavitation Patterns on M.P. B-4 in Model Wake and Estimated Ship Wake at the Corresponding Ballst Condition

4.2 プロペラ起振力

4.2.1 ベアリングフォース

昭和52年から昭和54年の3年間、船舶技術研究所、石川島播磨重工業㈱、佛神戸製鋼所において、プロペラの低回転大直径化によるベアリングフォースへの影響について、理論的、実験的研究がおこなわれた。1)~3)

ここでベアリングフォースとは、プロペラ翼の推力変動によりプロペラ軸を通して船体に伝達される変動力および変動モーメントを指すものとする。Vibratory Shaft Forces and Momentsとも呼ばれる。

各年度の研究実施概要は下記の通りである。

昭和52年度

プロペラ流力特性の理論計算として、現在、最も精度が高いといわれている場力面理論を用いた方法、すなわち、船舶技術研究所で開発された核関数展開法による計算法⁴⁾(以降ではSRI法と略す)と佛神戸製鋼所で開発された最適標点法による計算法⁵⁾(以降ではKSL法と略す)を併用して、SR159で使用されたMSNo3330船型を母型としたA-1船、A-2船を対象にして、ベアリングフォースの計算がおこなわれた。そして、低回転大直径プロペラの実用化における問題点の指摘と両計算法の比較がおこなわれた。

昭和53年度

パナマックス型貨物船型に在来のプロペラを装着したB-1船と極端に回転数を落とした大直径プロペラを装着したB-4船を対象にして、SRI法とKSL法によってベアリングフォースの計算がおこなわれた。また、石川島播磨重工業㈱技術研究所の試験水槽において、A-1船を対象にしてベアリングフォースの計測が実施され、昭和52年度に実施されたベアリングフォースの計算結果との比較がおこなわれた。

昭和54年度

ベアリングフォースの軽減をその目的の1つとして、大直径プロペラに適したホグナー型船型(B-4H船型)が開発された。その効果を確認するために、石川島播磨重工業㈱技術研究所の試験水槽において、B-4H船のベアリングフォースの計測が実施され、また、山崎の理論⁶⁾を基礎にして石川島播磨重工業㈱で開発された非定常プロペラ揚力面計算法⁷⁾(以降ではIHI法と略す)によって、B-1船とB-4H船(B-4Wプロペラ装備)を対象にして、ベアリングフォースの計算がおこなわれた。

3年間のベアリングフォースに関する研究実施項目の一覧表をTable4.2.1に示す。

また、ベアリングフォースをTable4.2.2に示す。

なお、力とモーメントの定義をFig4.2.1に示している。

研究はA、Bの2シリーズを対象にして、理論解析が全船型についておこなわれ、実験がA-1、B-4Hの2船型についておこなわれている。

なお、計算では実船の伴流分布(模型船の伴流分布を基にして笹島らの方法⁸⁾)により推定したものをを用いてもベアリングフォースの解析をおこなっているので、対象船型名にM、Sの添字をつけて、それぞれ、模型船と実船の伴流分布の違いを示している。

プロペラを低回転大直径化した場合、ベアリングフォースはどうなるのか、おおよそであれ、その一般的な傾向がわかれば、具体的な船型あるいはプロペラの基本計画において、その設計方針をたてる上で非常

Table 4.2.1 Outline of Research Concerning to
Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments

SHIP	(N ^(rpm) x D ^(m))	SRI (cal.)	KSL (cal.)	IHI (cal.)	IHI (exp.)
A-1(M)	(133.8 x 5.6)	○	○		○
A-2(M)	(89.0 x 7.1)	○	○		
B-1(M)	(128.0 x 6.3)		○	○	
B-1(S)	(128.0 x 6.3)		○	○	
B-4(M)	(67.0 x 8.6)	○	○	○	
B-4(S)	(67.0 x 8.6)		○		
B-4H(M)	(67.0 x 8.6)			○	○
B-4H(S)	(67.0 x 8.6)			○	

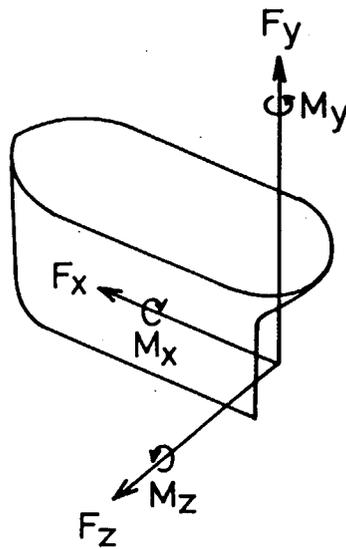


Fig. 4.2.1 Definition of Forces and Moments

Table 4.2.2 Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments

SHIP	SRI (cal.)	KSL (cal.)	IHI (cal.)	IHI (exp.)	SHIP	SRI (cal.)	KSL (cal.)	IHI (cal.)	IHI (exp.)
ΔF_x (ton)					ΔM_x (ton \times m)				
A-1 ^(M)	1.9	1.5	-	1.5	A-1 ^(M)	1.1	1.3	-	0.8
A-2 ^(M)	1.9	1.5	-	-	A-2 ^(M)	1.5	1.4	-	-
B-1 ^(M)	-	7.2	10.0	-	B-1 ^(M)	-	4.8	6.9	-
B-1 ^(S)	-	8.8	15.0	-	B-1 ^(S)	-	7.5	11.1	-
B-4 ^(M)	3.6	3.0	4.1	-	B-4 ^(M)	4.3	2.6	5.2	-
B-4 ^(S)	-	6.6	-	-	B-4 ^(S)	-	8.1	-	-
B-4H ^(M)	-	-	1.6	4.9	B-4H ^(M)	-	-	3.9	3.6
B-4H ^(S)	-	-	3.2	-	B-4H ^(S)	-	-	4.5	-
ΔF_y (ton)					ΔM_y (ton \times m)				
A-1 ^(M)	1.3	1.3	-	2.9	A-1 ^(M)	7.3	6.2	-	7.3
A-2 ^(M)	2.1	1.6	-	-	A-2 ^(M)	13.1	11.6	-	-
B-1 ^(M)	-	0.7	0.6	-	B-1 ^(M)	-	5.7	5.1	-
B-1 ^(S)	-	1.3	1.1	-	B-1 ^(S)	-	10.0	9.3	-
B-4 ^(M)	1.4	0.8	3.0	-	B-4 ^(M)	10.1	7.9	19.1	-
B-4 ^(S)	-	1.8	-	-	B-4 ^(S)	-	16.8	-	-
B-4H ^(M)	-	-	2.3	1.3	B-4H ^(M)	-	-	11.0	15.1
B-4H ^(S)	-	-	1.3	-	B-4H ^(S)	-	-	2.1	-
ΔF_z (ton)					ΔM_z (ton \times m)				
A-1 ^(M)	1.9	2.3	-	2.8	A-1 ^(M)	11.9	10.0	-	16.3
A-2 ^(M)	4.1	3.8	-	-	A-2 ^(M)	29.0	26.6	-	-
B-1 ^(M)	-	1.0	2.2	-	B-1 ^(M)	-	6.0	13.1	-
B-1 ^(S)	-	1.6	1.9	-	B-1 ^(S)	-	14.1	14.6	-
B-4 ^(M)	4.3	2.9	6.2	-	B-4 ^(M)	35.9	30.9	42.5	-
B-4 ^(S)	-	4.6	-	-	B-4 ^(S)	-	45.2	-	-
B-4H ^(M)	-	-	1.0	0.6	B-4H ^(M)	-	-	2.6	3.6
B-4H ^(S)	-	-	2.6	-	B-4H ^(S)	-	-	5.6	-

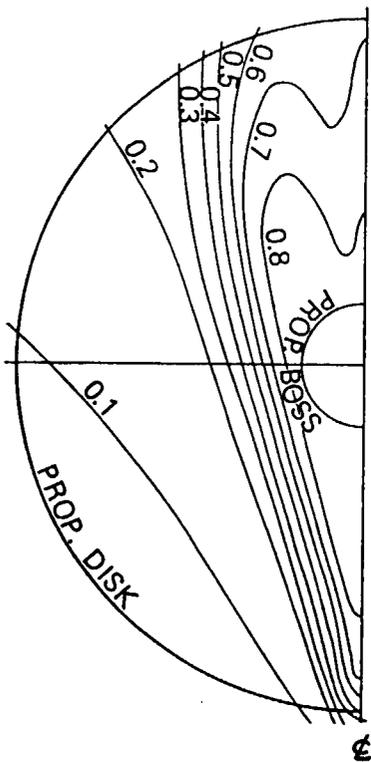


Fig. 4.2.2 (a)

Wake Fraction Contour Curve, B-1
(Estimated Ship Wake, Full Load
Condition)

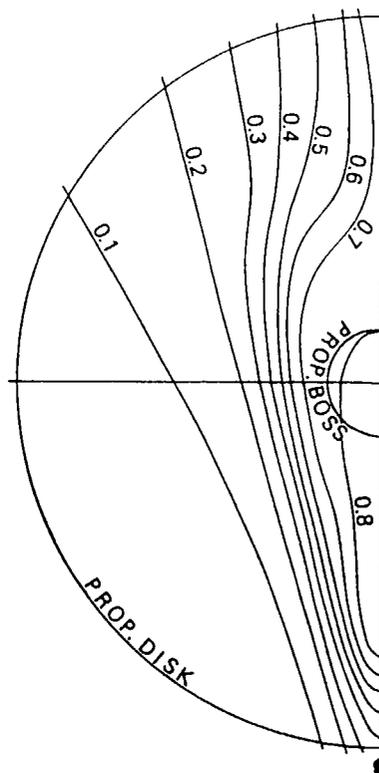


Fig. 4.2.2 (b)

Wake Fraction Contour Curve, B-1
(Estimated Ship Wake, Full Load
Condition)

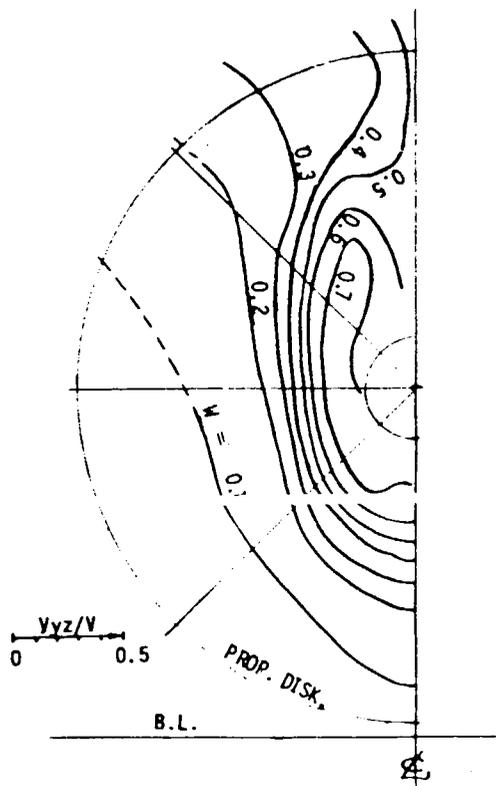


Fig. 4.2.2 (c) Wake Fraction Contour Curves, B-4H
(Estimated Ship Wake, Full Load Condition)

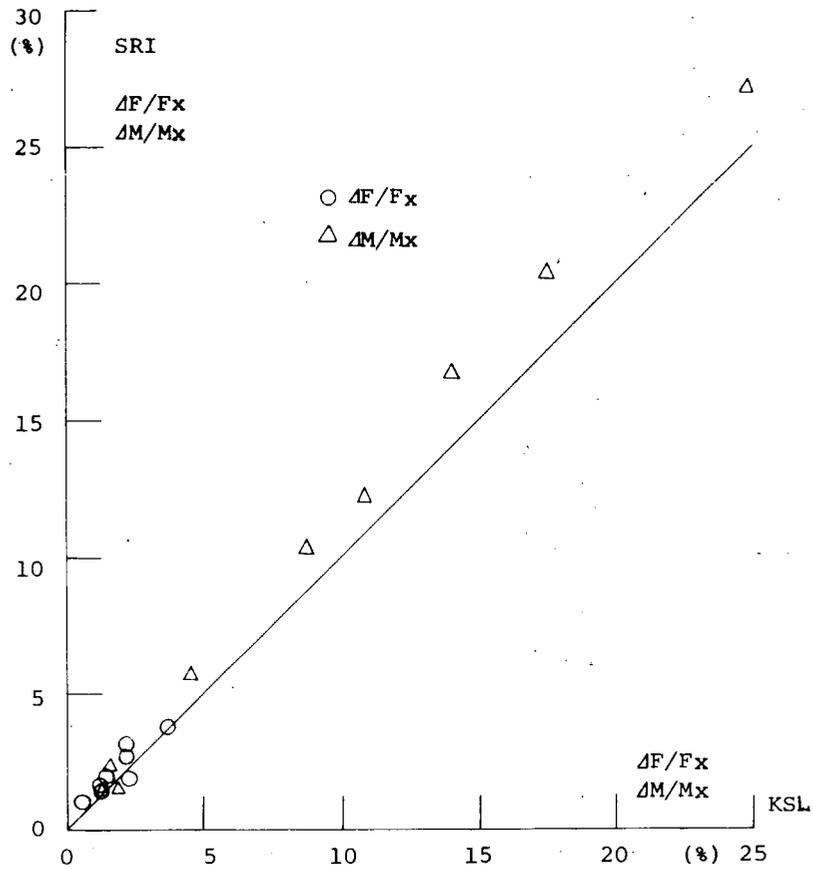


Fig. 4.2.3 (a) Comparison of Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments Calculated at SRI, KSL

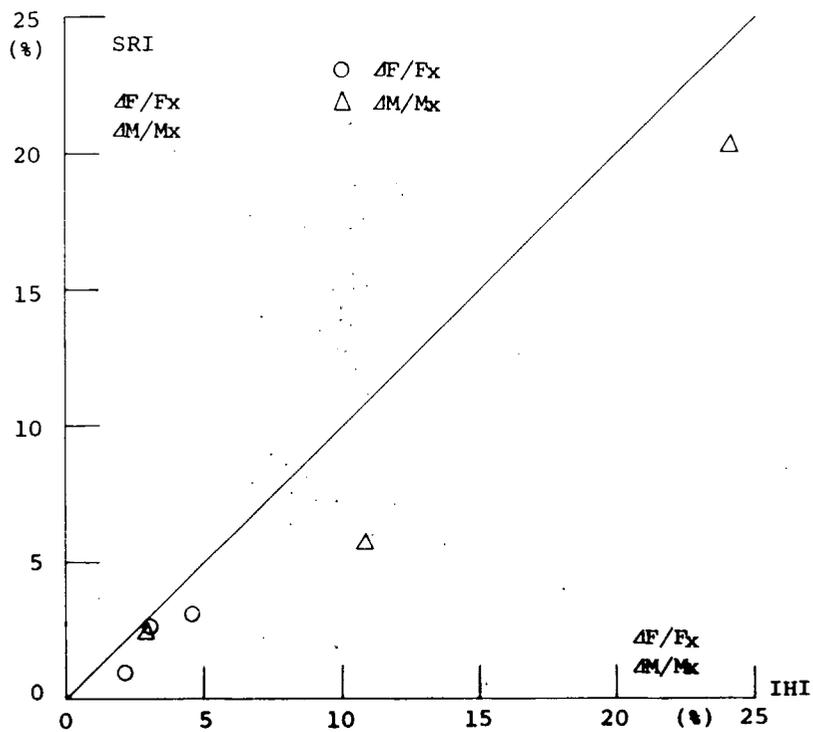


Fig. 4.2.3 (b) Comparison of Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments Calculated at SRI, IHI

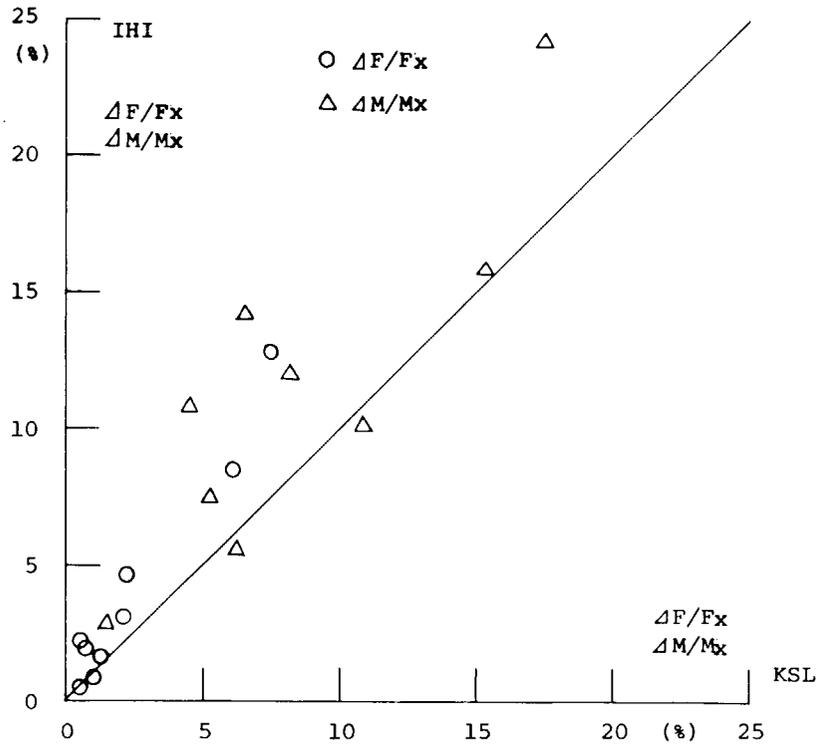


Fig. 4.2.3 (c) Comparison of Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments Calculated at IHI, KSL

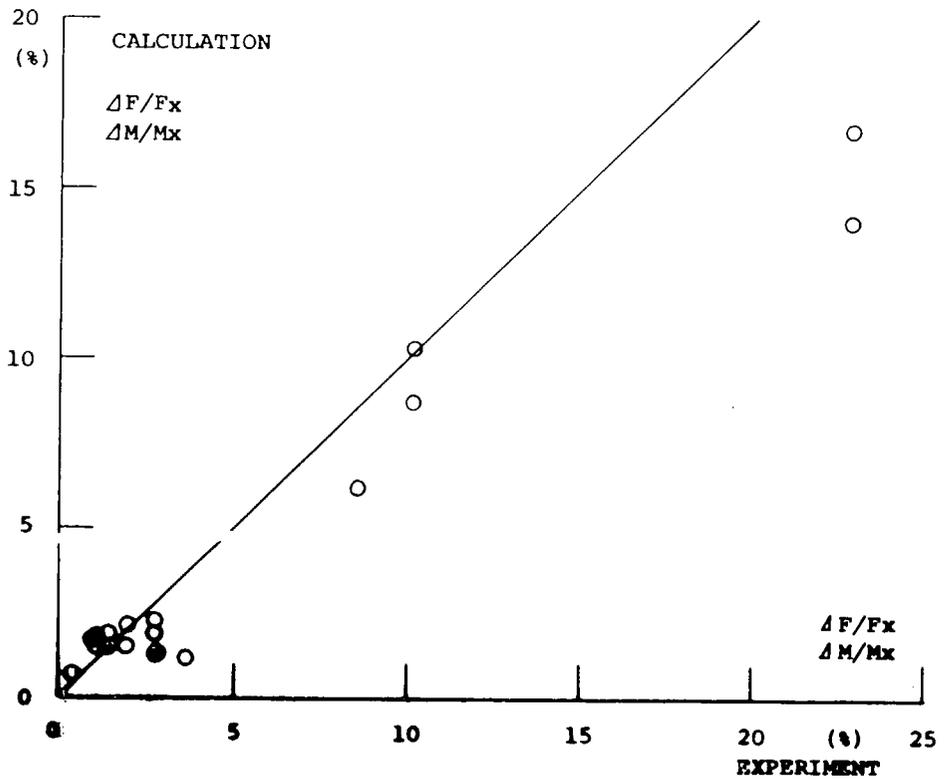


Fig. 4.2.4 Comparison of Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments between Calculation and Experiment

- A-1 船型に対する A-2 船型
- B-1 船型に対する B-4 船型
- B-1 船型に対する B-4 H 船型

A-2 船型、B-4 船型では低回転大直径プロペラを装備するための船尾形状の修正を極力少なくしているのに対して、B-4 H 船型では全く異なったタイプの Hogner 船型を採用している。したがって、ベアリングフォースへの影響も両者では全く違った傾向となっている。とくに、ベアリングフォースは伴流分布の高次成分（翼数次あるいは翼数±1 次成分）の影響を受けるので、船尾形状を全く異なったタイプのもにに変更した B-4 H 船型の例では、伴流分布の変化による影響が大きく寄与しているものと思われる。

そこで、A-2 船型、B-4 船型と B-4 H 船型を分けて整理した。

(a) 船型変更が少ない場合

A-1 船型に対する A-2 船型の例（SRI 法、KSL 法による計算結果）および B-1 船型に対する B-4 船型の例（KSL 法、IHI 法による計算結果）を用いて、プロペラの低回転大直径化によるベアリングフォースへの影響を調べた。低回転大直径化を示すパラメータとして、プロペラ回転数 N 、在来型に対するプロペラ回転数の低下率 N/N_0 、プロペラ直径 D 、在来型に対するプロペラ直径の低下率 D/D_0 などが考えられる。

プロペラ直径および在来型に対するプロペラ直径の低下率については、プロペラ回転数が決って定まるものであり、また、プロペラのタイプ、直径制限等の諸条件によっても数値がかわりうるので除外した。さらに、プロペラ回転数もそのままの値では対象船型の違いによって在来型のプロペラ回転数が異なるため、不都合であり、除外した。ここでは、低回転大直径化を表わすパラメータとして、在来型に対するプロペラ回転数の低下率を選んだ。

ベアリングフォースとして、その絶対値 ΔF 、 ΔM 、その無次元値 $\Delta F / (P n^2 D^4)$ 、 $\Delta M / (P n^2 D^5)$ 、平均スラストあるいは平均トルクに対する割合 $\Delta F / \Delta F_x$ 、 $\Delta M / M_x$ 、在来型に対するベアリングフォースの変化率 $\Delta F / \Delta F_0$ 、 $\Delta M / \Delta M_0$ などが考えられるが、やはり、プロペラ回転数の場合と同様の理由により、在来型に対するベアリングフォースの変化率を選んだ。Figs 4.2.5(a)、4.2.5(b) で、横軸に在来型に対するプロペラ回転数の低下率（パーセント表示）をとり、縦軸に在来型に対するベアリングフォースの変化率をとって、プロペラの低回転大直径化がベアリングフォースにおよぼす影響を示している。A-1 船型に対する A-2 船型の計算例は 2 例あり、B-1 船型に対する B-4 船型の計算例は 3 例あるので、同図ではそれぞれの最大、平均、最小で示している。 $\Delta F_y / \Delta F_{y0}$ 、 $\Delta M_y / \Delta M_{y0}$ 、 $\Delta M_z / \Delta M_{z0}$ の値で一部、最大と最小の差が大きくなっているが、これは各種計算法の比較で述べた数値計算手法の違いにより生じたものと思われる。しかし、平均値でみれば、ベアリングフォースの各成分とも一定の傾向を示しているようであり、 F_x / M_x については極端な増減はなく、その他の成分については低回転大直径化にともなって、かなり増加するものと予想される。定量的には、点数が少なく、計算結果の間のばらつきも考えると、これだけのデータでは、一般的傾向を示し得るとは思えないが、参考として、在来のプロペラ回転数を半減した場合のベアリングフォースを本結果から予測すると、下記の程度かと思われる。

- F_x , M_x : 在来型プロペラ装備船のおおよそ 1 倍
- F_y , M_y : 在来型プロペラ装備船のおおよそ 2.5 倍
- F_z : 在来型プロペラ装備船のおおよそ 3 倍
- M_z : 在来型プロペラ装備船のおおよそ 4 倍

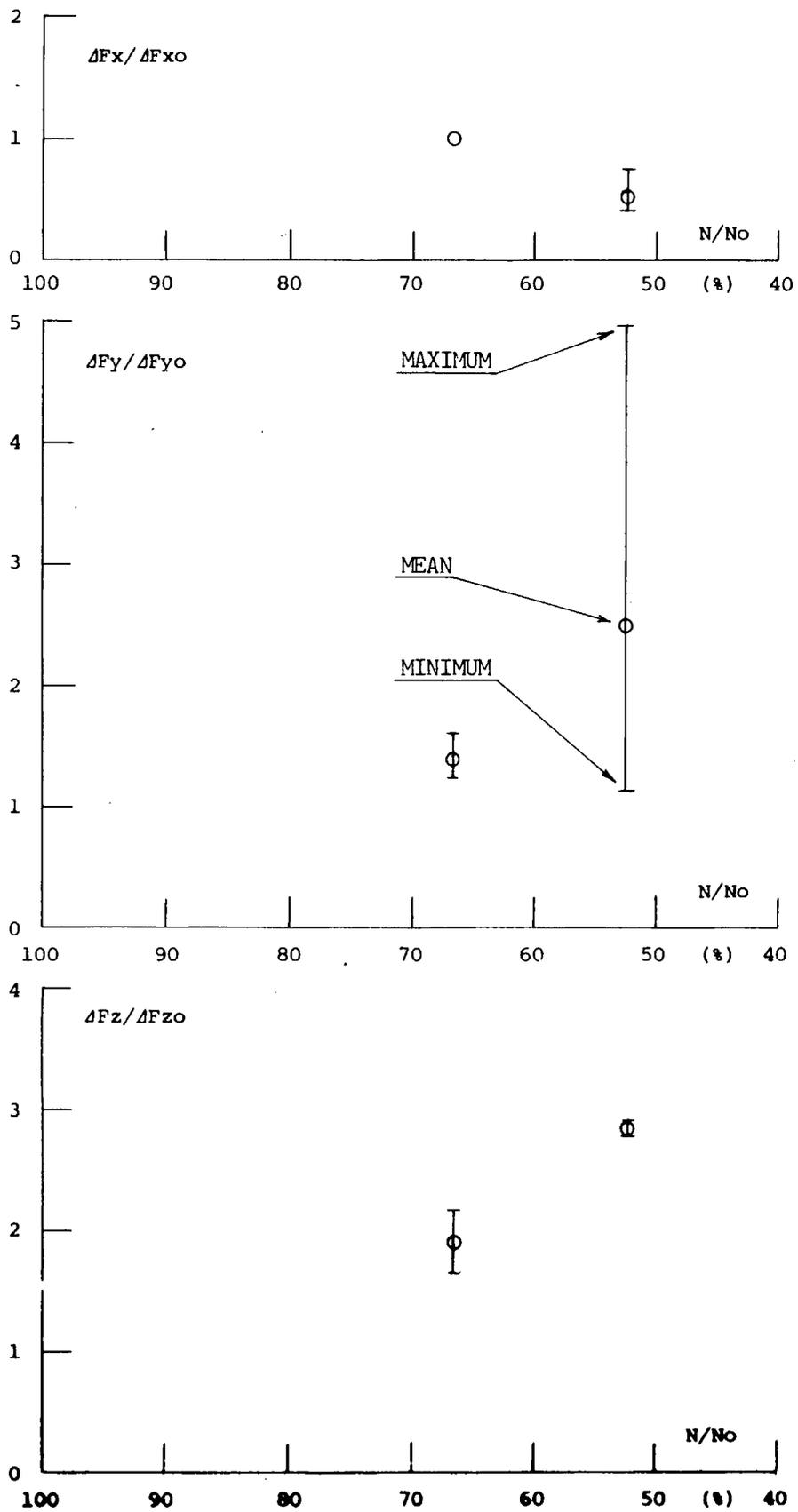


Fig. 4.2.5 (a) Effect of the Number of Propeller Revolution on Vibratory Propeller Shaft Forces

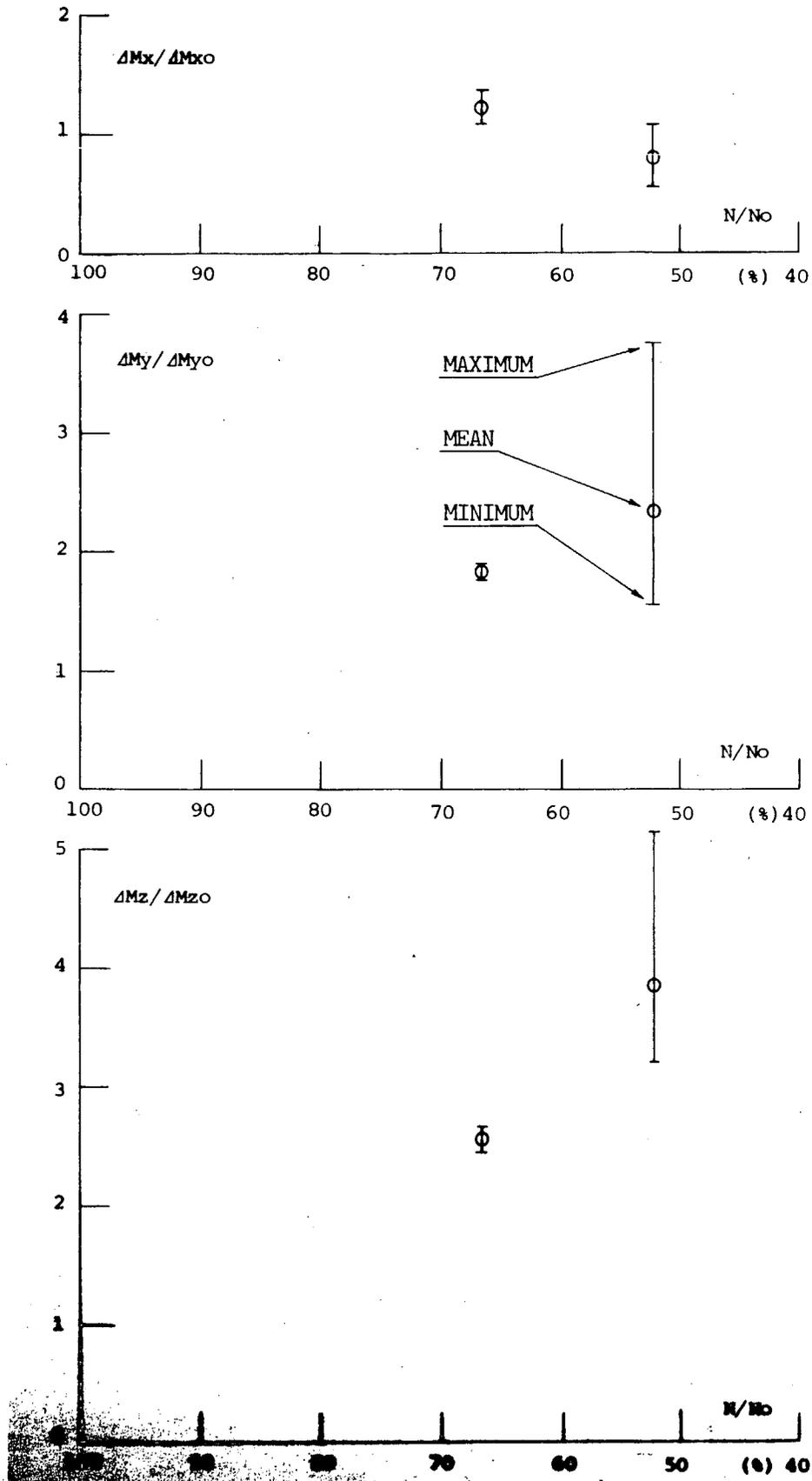


Fig. 4.2.5 (b) Effect of the Number of Propeller Revolution on Vibratory Propeller Shaft Moments

(b) 船型変更によるベアリングフォース軽減例

B-1 船型に対して、B-4 船型、B-4 H 船型とも回転数を約 55 % に落している。これらの船型に対するベアリングフォース (IHI 法による計算結果) を棒グラフで Fig 4.2.6 に示す。

従来型である B-1 船型に対して、船型変更を極力少なくした B-4 船型では、 ΔF_x 以外のベアリングフォースはいずれも増加し、とくに ΔM_z は 42.6 (ton×m) とかなり大きくなっている。一方、ホグナー型船尾を採用した B-4 H 船型では、B-4 船型とくらべて、ベアリングフォースの全成分が改良されている。さらに、B-1 船型とくらべても、 ΔF_y 、 ΔM_y 以外は小さくなって、船尾形状の修正によってベアリングフォースが大幅に減少したことがわかる。

(4) 実船伴流分布のベアリングフォースへの影響

前述の通り、ベアリングフォースは伴流分布の高次成分との関連が強い。

模型船と実船では Scale Effect により伴流分布がかなり変化し、ベアリングフォースもかなり変化するものと思われる。その意味で、昭和 53 年度および昭和 54 年度笹島らの方法⁸⁾によって推定した伴流分布を用いてもベアリングフォースを計算したわけだが、それらの結果を Fig 4.2.7 にまとめた。横軸に平均のスラストあるいは平均のトルクに対するパーセントで表示したベアリングフォースをとり、縦軸に模型船の伴流分布を用いて計算したベアリングフォースと実船の伴流分布を用いて計算したベアリングフォースの比をとって表示している。図中、これらのデータの範囲で上限あるいは下限と思われる線を引いた。この結果では、実船の伴流分布を用いて計算したベアリングフォースは、おおよそ、模型船の伴流分布を用いて計算したベアリングフォースの 1~3 倍程度になっている。

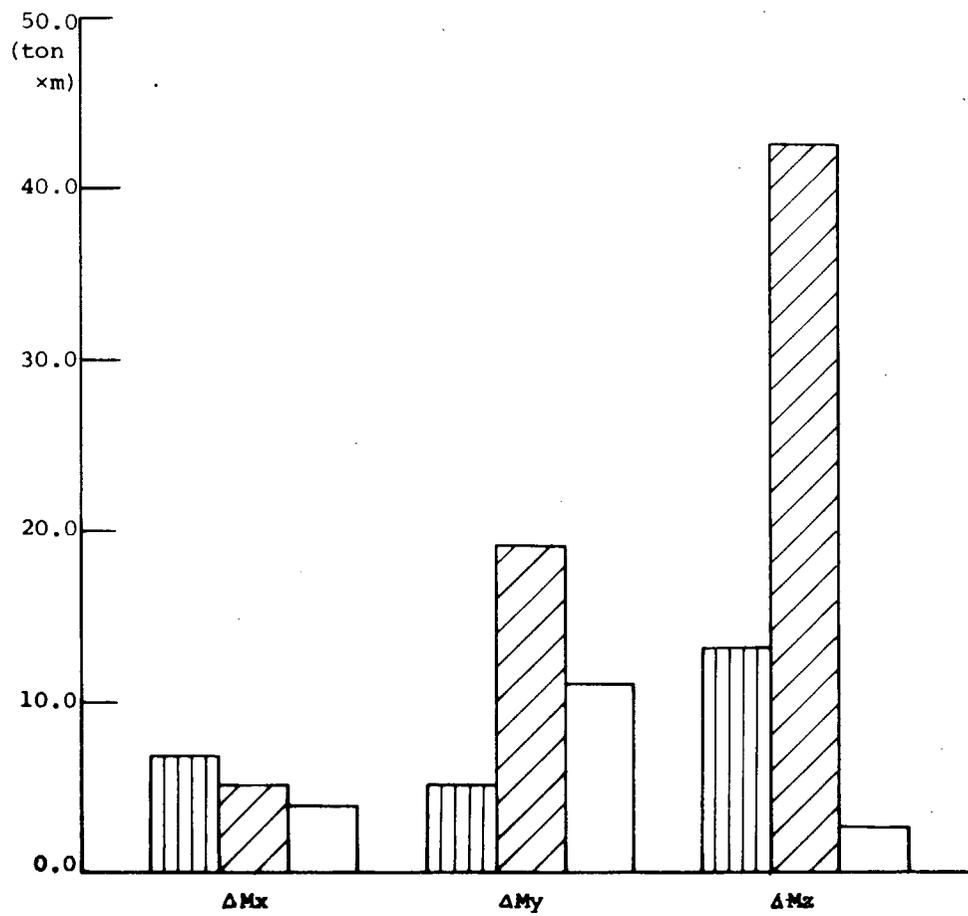
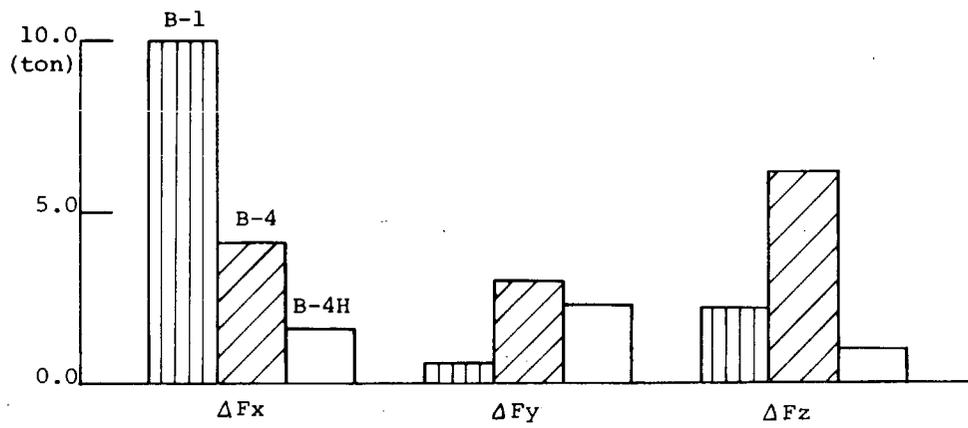


Fig. 4.2.6 Comparison of Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments

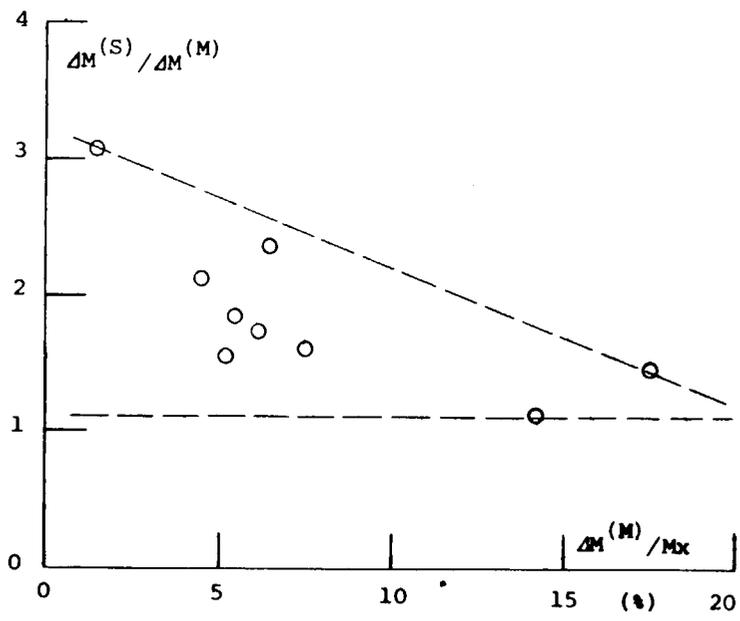
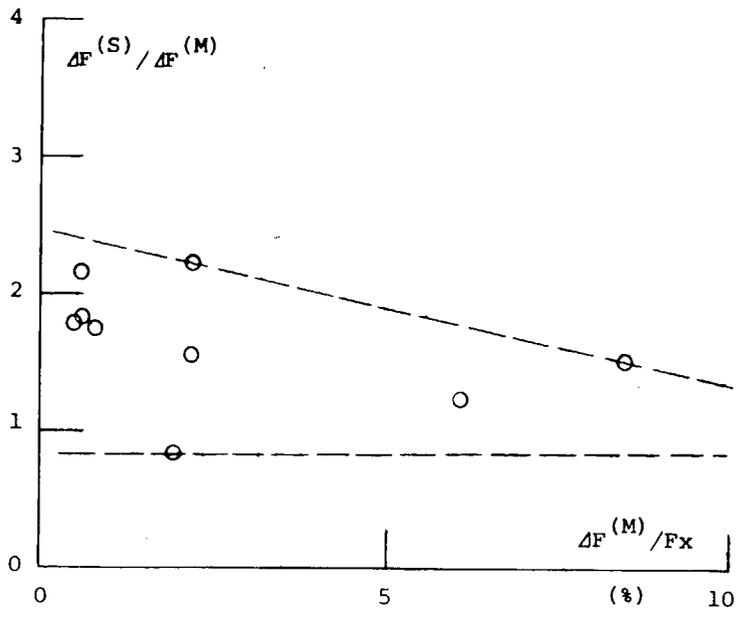


Fig. 4.2.7 Effect of the Scale Effect of Wake on Vibratory Propeller Shaft Forces and Moments

4.2.2 船尾変動圧力

(1) 試験の実施

昭和53年度および昭和54年度に、船舶技術研究所の大型キャビテーション水槽において、〔B-1船型，B-1プロペラ〕、〔B-4船型，B-4プロペラ〕，〔B-4船型，B-4Wプロペラ〕の3種類について、キャビテーション試験およびプロペラ上方の外板における変動圧力の計測を実施した。昭和53年度はB-1船型とB-4船型の比較を行い、昭和54年度はB-4船型においてB-4プロペラとB-4Wプロペラの比較を行った。

(2) 試験状態

模型船は長さ6mのパラフィン模型である。ただし、昭和54年度試験のB-4船型に限っては、平行部の一部を取り除いた短縮模型船であり、かつ船尾下方にvortex generatorを取り付けてある(Fig4.1.18)。キャビテーション水槽内に設置された3模型船(B-1船型，B-4船型およびvortex generator付きB-4船型)において計測された伴流分布はFigs4.1.16, 17, 19に表示されている。

模型プロペラはキャビテーション試験用に、B-1プロペラ、B-4プロペラ、B-4Wプロペラの3個が製造されたが、それらのプロペラ独試験結果はFig4.1.2に示されている。

試験状態はTable4.1.6に示されたModel Shipの状態である。ただし、 K_t 変化、 σ_n 変化の傾向をみるために、若干の状態を追加してある(Figs4.2.12, 13参照)、また、B-1船型の試験状態はプロペラ設計時のデータから決められている。さらに、バラスト状態は K_t ， σ_n を合わせたのみで、伴流分布は満載状態のままである。

船尾変動圧力計測中のプロペラ・キャビテーションの様子は第4.1.3節に記述されているとうりである。

(3) 試験結果および考察

船尾変動圧力計測は、プロペラ上方の船体表面に10～11個の圧力計をFig4.2.8の様に配置して行った。圧力計の直径は6mm、容量は1Km/cm³、周波数特性は14KHzである。プロペラシャフトがプロペラを付けずに回転する場合、船体周りに流速がある場合、および非キャビテーション状態でプロペラが作動する場合について計測された変動圧力波形を調和解析して、計測精度が充分であることを確認した。

変動圧力波形の一例をFig4.2.9に示す(B-4Wプロペラ， $K_t=0.188$ ， $\sigma_n=3.07$)。キャビテーション現象に対応して、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て圧力変動が比較的激しいが、その時、図の様に高圧の深い谷がスパイク状に現われることがある。この様なスパイク状の波形が現われるのは、翼端部のキャビテーションが比較的早く消えはじめる場合が多かった。

Figs 4.2.10～4.2.13は、変動圧力の計測波形の単振幅 ΔP (single)を

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

の様に無次元化した値を示している。 $K_p(\frac{p-p}{2})$ は変動圧力波形のpeak-to-peakの値の半分に対応し、 K_{p5} ， K_{p10} ，……は、blade frequency成分、その2倍の周波数の成分、……の単振幅に対応する。

Figs 4.2.12(c), (d)はB-4プロペラの K_{p5} を示したものであるが、その値は σ_n の減少とともに、また K_t の増大とともに、ほぼ一様に増大している。これは変動圧力の低周波数成分の大きさがキャビ

テーションの激しさに比例することを示している。

Figs 4.2.12(a), (b)はB-4プロペラの $K_p(\frac{p-p_0}{2})$ である。Kt変化や、 σ_n 変化に対する大小関係は、 K_{p5} の場合のように整然としていない。これは高周波数成分による影響と考えられる。すなわち、翼端部キャビティの崩壊が比較的是やく起きる場合、崩壊による衝撃圧力が外板に伝わり、衝撃的な高圧のピークが観測されるためと考えられる。

Fig 4.2.14は、対応状態における K_p が模船型と実船とで等しいという仮定のもとに、実船の変動圧力単振幅 ΔP (single)を求め、その最大値を各船型について比較したものである。

B-1船型に比べてB-4船型の方が、変動圧力の振幅が大きい傾向が見られる。これは、B-4船型の方がtip clearanceが小さいことによると考えられる。またB-4船型の方がプロペラ直径が大きいので、変動圧力の高い領域が広く(Figs 4.2.10, 11)、サーフェス・フォースの面で不利である。

次に、B-4プロペラとB-4Wプロペラの比較においては、 K_{p5} はB-4プロペラに比べてB-4Wプロペラの方が小さい。B-4Wの方が翼端部のキャビティが小さいためと考えられる。ところが $K_p(\frac{p-p_0}{2})$ は、B-4プロペラに比べてB-4Wプロペラの方が、[Ballast, MCR]では小さくなっているが、[Full, MCR]では逆に大きくなっている。これは、前述のFigs 4.2.12(a), (b)の説明の場合と同様に、高周波数成分の影響によるものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) SR174研究資料, NO 302, 昭和53年3月。
- 2) SR174研究資料, NO 320, 昭和54年3月。
- 3) SR174研究資料, NO 329, 昭和55年3月。
- 4) 小山鴻一: 不均一流中のプロペラ揚力面の实用計算法と計算例、日本造船学会論文集第137号
(1975)
- 5) 波多野修次, 南方潤三, 山崎正三郎: 揚力線および揚力面理論によるプロペラ性能の推定、西部造船会々報、第49号(1975)
- 6) 石田駿一: プロペラ起振力の計算—電算プログラムの概要と計算例—、石川島播磨技報、第16巻第6号(1976)
- 7) R.Yamazaki: On the Theory of Screw Propellers in Non-Uniform Flows, The Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University, Vol.25, NO.2 (1966)
- 8) 笹島秀雄, 田中一郎, 鈴木敏夫: 肥大船の保流分布、造船協会論文集、第120号(1966)

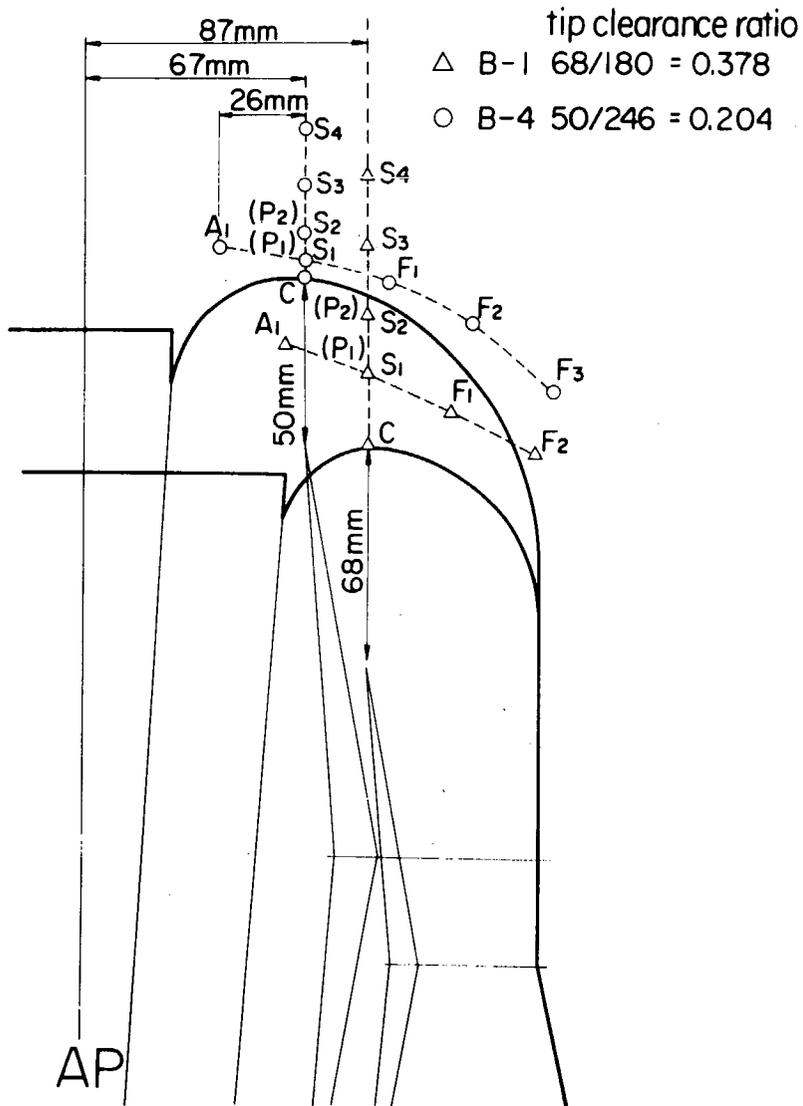


Fig. 4.2.8 Position of Pressure Gauges

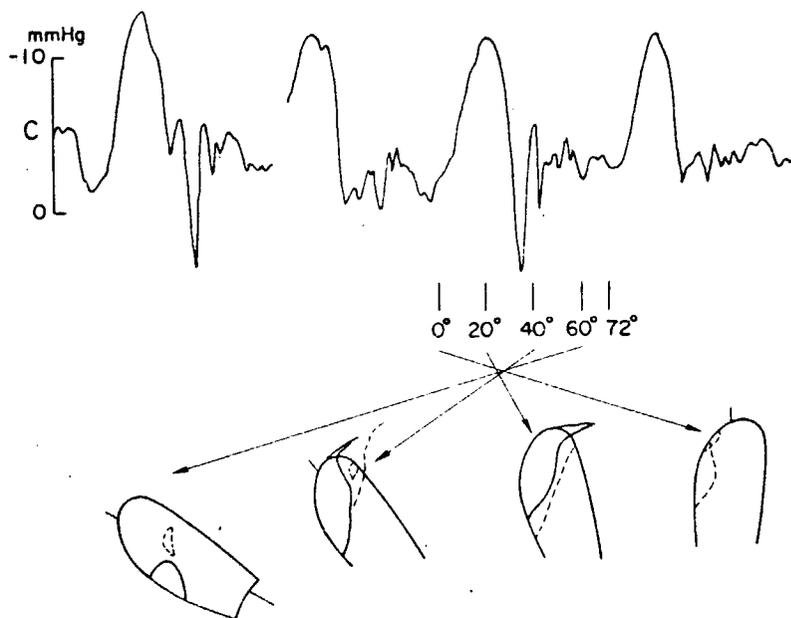


Fig. 4.2.9 Pressure Fluctuation (B-4W, $K_T=0.188$, $\sigma_n=3.07$)

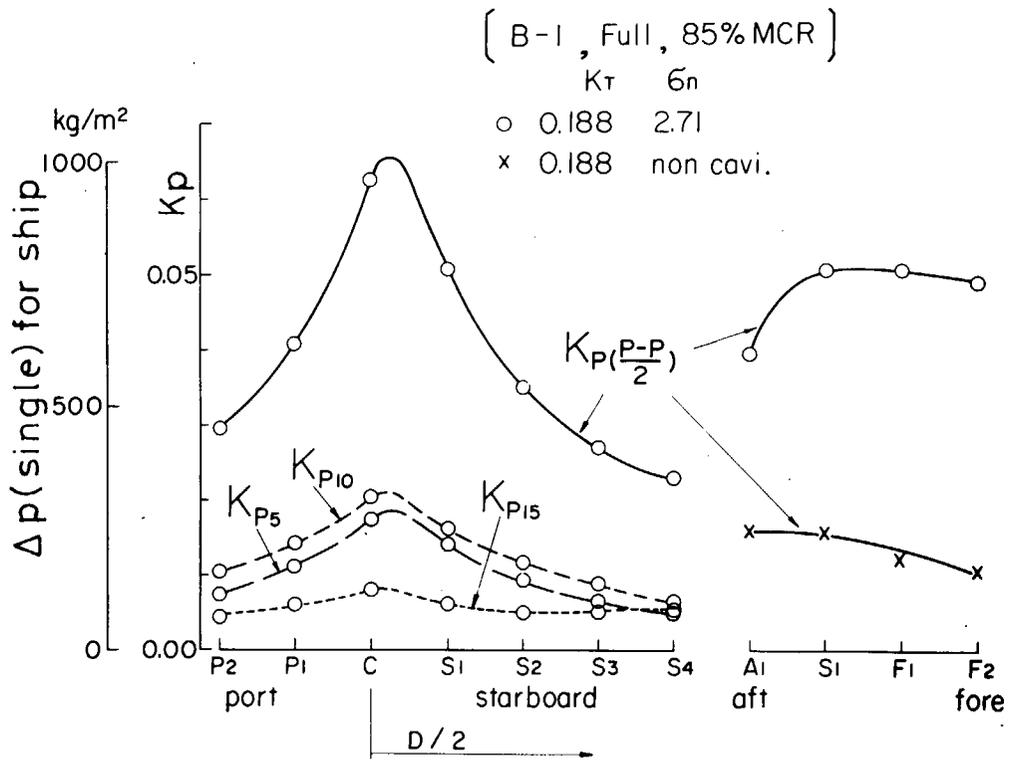


Fig. 4.2.10 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-1, Full, 85% MCR)

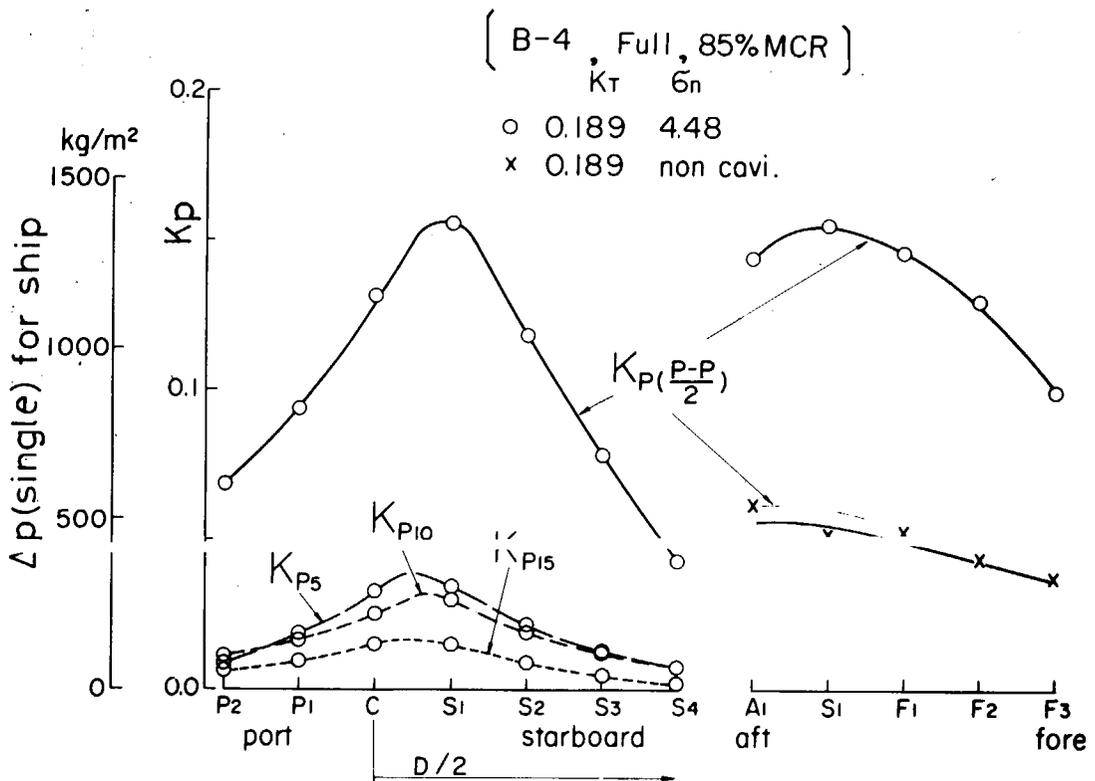


Fig. 4.2.11 Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4, Full, 85% MCR)

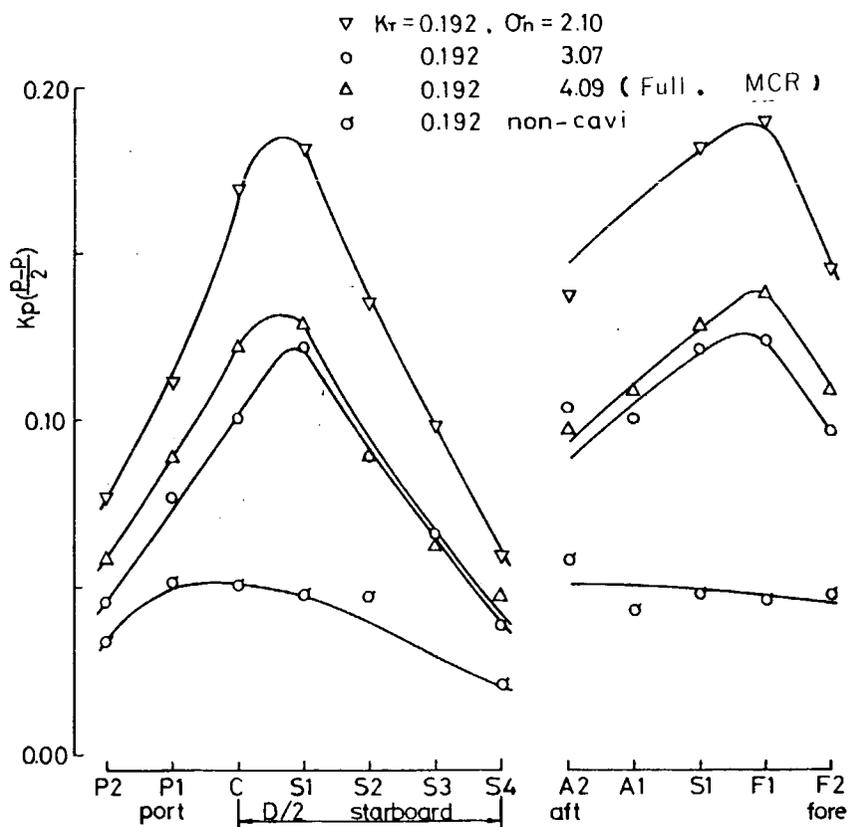


Fig. 4.2.12 (a) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4, Peak-to-peak)

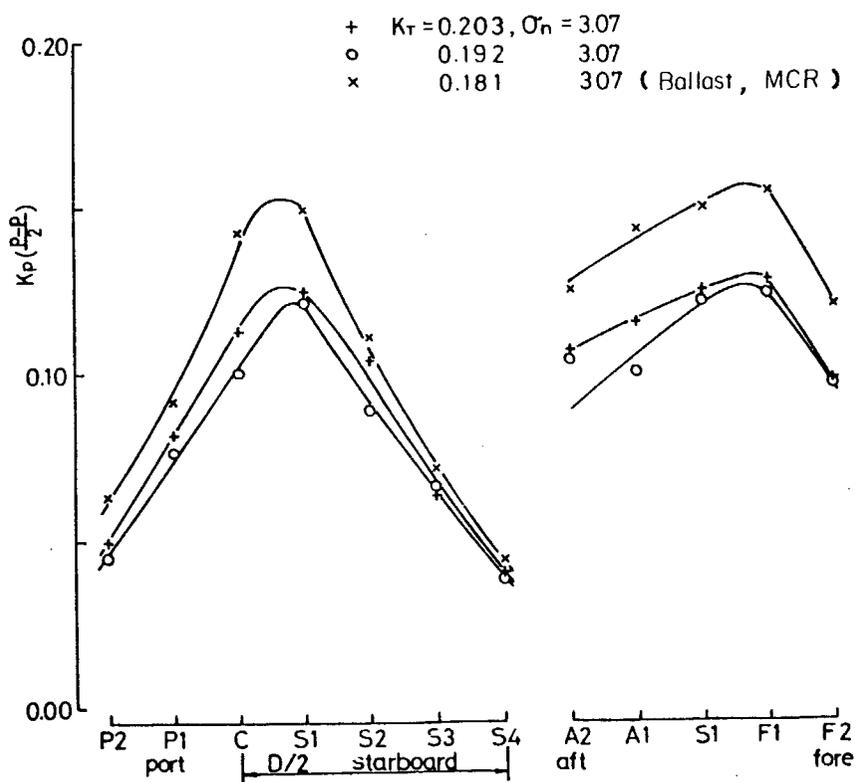


Fig. 4.2.12 (b) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4, Peak-to-peak)

▽	$K_T = 0.192$, $\sigma_n = 2.10$
○	0.192 3.07
△	0.192 4.09 (Full , MCR)
σ	0.192 non-cavi

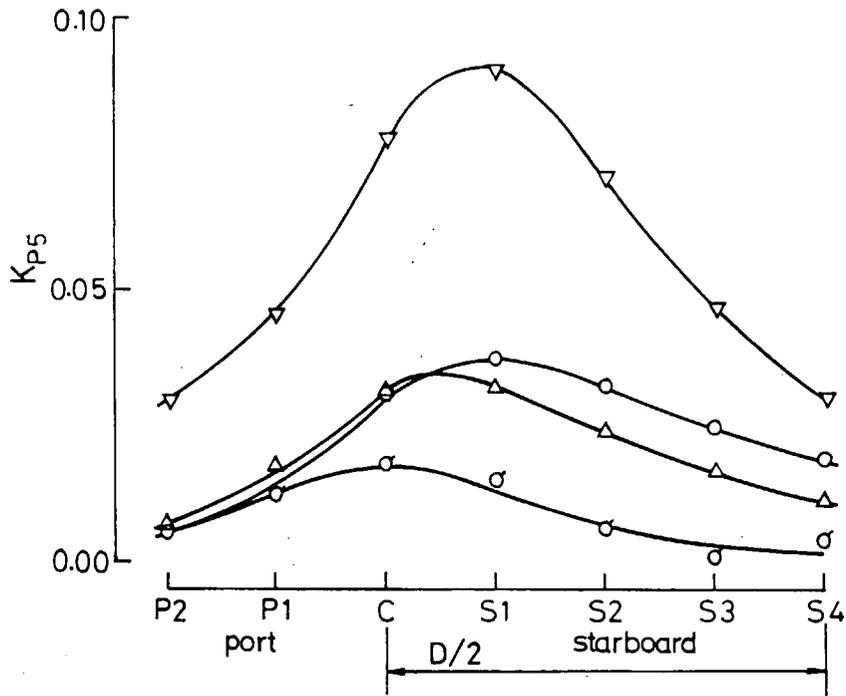


Fig. 4.2.12 (c) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4, blade Frequency Component)

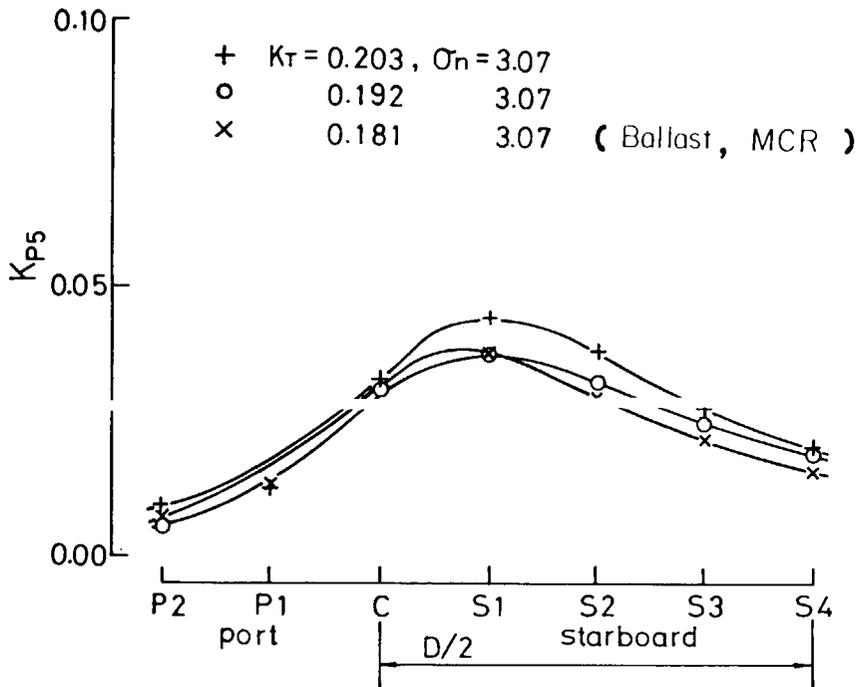


Fig. 4.2.12 (d) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4, blade Frequency component)

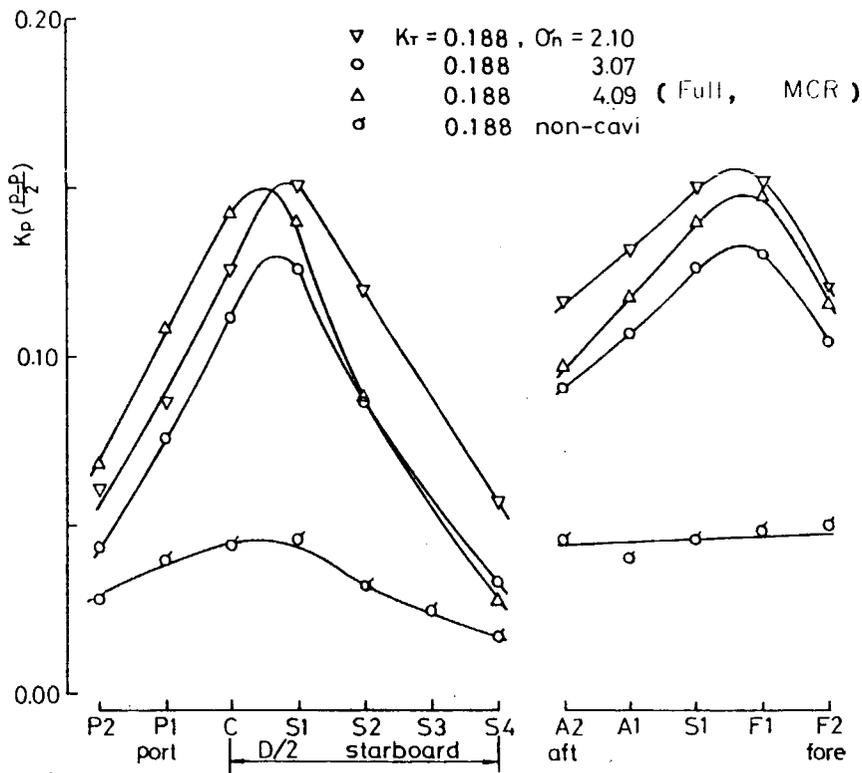


Fig. 4.2.13 (a) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W, peak-to-peak)

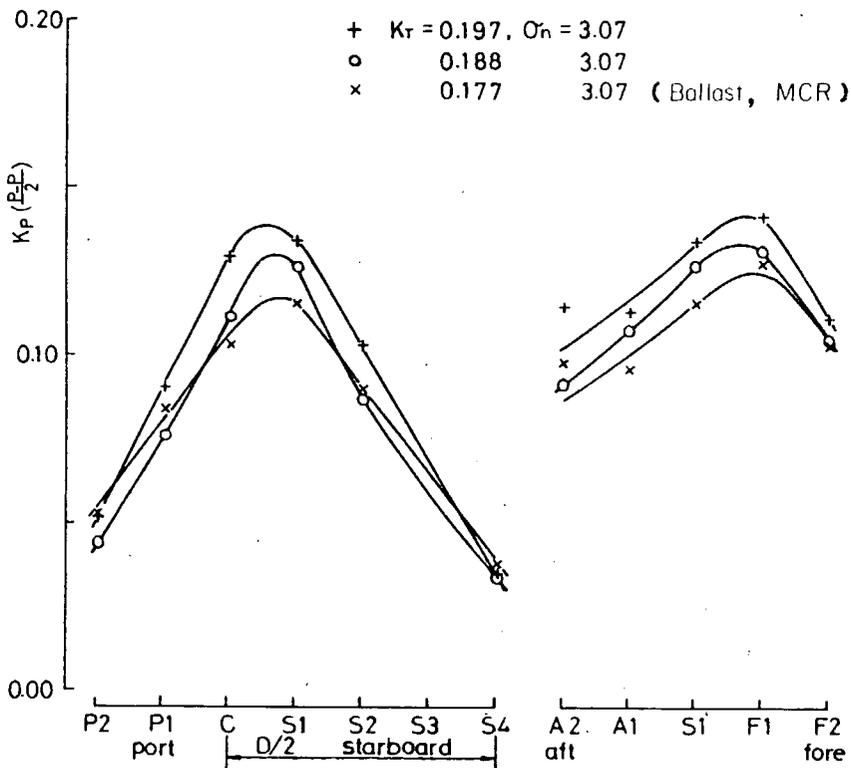


Fig. 4.2.13 (b) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W, peak-to-peak)

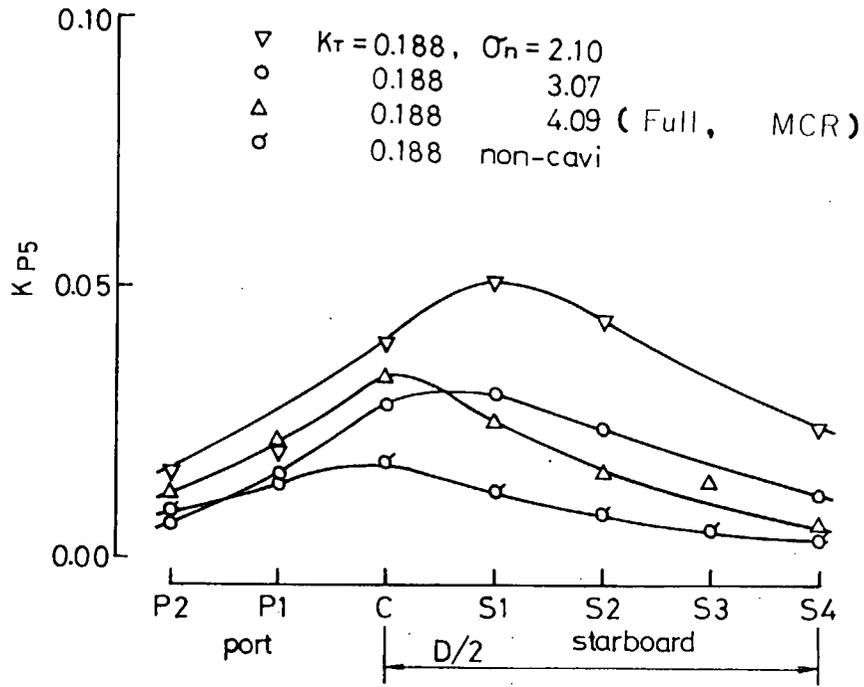


Fig. 4.2.13 (c) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W, blade frequency component)

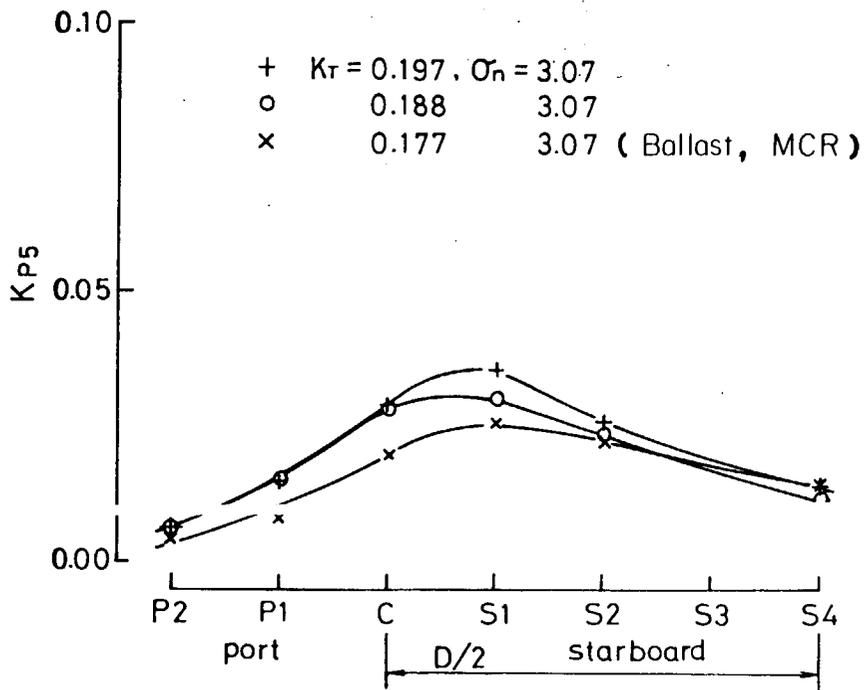


Fig. 4.2.13 (c) Single Amplitude of Pressure Fluctuation (B-4W blade frequency component)

(peak-to-peak) / 2
blade frequency component

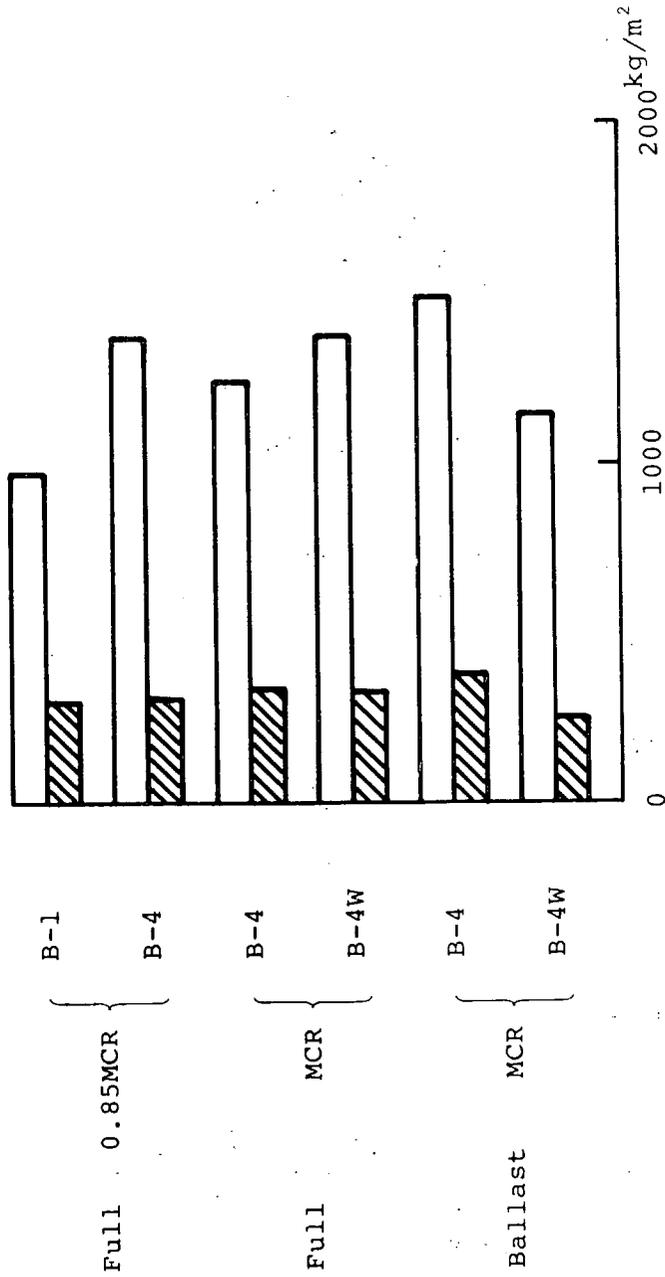


Fig. 4.2.14 Comparison of Maximum Pressure Fluctuations

4.3 エロージョン

4.3.1 模型プロペラによるエロージョン試験

キャビテーション試験の一環として、ソフト・サーフェスによるエロージョン試験を実施した。53年度は2次元翼型による基礎実験を行ない、54年度は前節で述べた船尾変動圧力の実験に使用した3種のプロペラ、すなわち、B-1, B-4, B-4Wプロペラについて試験し、エロージョンの危険性について検討を行った。その際、パラフィン製の模型船により伴流を発生させ、その中で試験を実施したため流速を上げることが出来ず、したがってプロペラ回転数も大直径プロペラでは12-15 rpsと比較的低くおさえられた。また、伴流分布も曳航水槽での値とかなり異なったものとなってしまった。

SR174の研究は54年度で終了したわけであるが、上述のように54年度のエロージョン試験が必ずしも充分満足出来るものではなかったので、55年度に東京大学と船舶技研で共同し、上記3種のプロペラのエロージョン試験を実施した。使用したプロペラは54年度と同一のものであり、プロペラ回転数を上げられるよう、伴流はワイヤメッシュで発生させた。

本報告では54年度に行ったプロペラのエロージョン試験について簡単に述べた後、55年度に追加した試験についてくわしく述べ、普通プロペラ(B-1)と大直径プロペラ(B-4, B-4W)のエロージョンの危険性について比較する。

(1) 試験したソフトサーフェス

模型プロペラの翼面に侵食されやすい薄膜をつけ、その侵食の様子を調べることによってエロージョンの危険性を推定する方法を、一般にソフトサーフェス法と呼んでいる。ソフトサーフェスとしてふつうに用いられているものはペイント(インク)である。本研究では2種のペイント(インク)の他に最近開発されて来たいくつかのソフトサーフェスについても試験を行ないエロージョン量の定量的推定をこころみた。

本試験に使用したソフトサーフェスを次に示す。

ペイントテスト	ステンシルインク(SSPA法) ————— ①
	アオタック(ケガキ用マーキングペイント) ————— ②
アルミ蒸着	————— ③
純アルミ薄板(Aluminum Plate Erosion Test)	————— ④
プレスケール(感圧紙) (Prescale Test)	————— ⑤

①はSSPAで開発された方法で、15回ITTCで試験結果が報告されている。他のいくつかの研究所においても、通常のエロージョン試験に使われている。乾燥時間が長い、プロペラの材質によっては付着性が悪いとがある等、若干の欠点がある。

②は東京大学で標準的に使われているペイントで、ステンシルインクにくらべ、若干感度がよい。すなわちキャビテーション衝撃圧によって、ペイントがはがれやすい。乾燥時間は30分程度でよく、附着性もよいため、ステンシルインクにくらべ、とりあつかいが簡単である。

③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0.3~0.7 μm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、蒸着性を増し膜厚を厚くすれば、アルミニウム皮膜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ろう。

④は厚さ0.2 mmの純アルミの薄板をプロペラ面に接着剤ではりつけ、その表面に発生するエロージョ

ンピットをアラサ試験機で測定する方法でエロージョンの程度を定量的に表わすことが出来る。アルミ薄板の大きさはせいぜい20mmφ程度で、あらかじめペイントテストを行って接着位置を決めることが必要である。また薄板の前線から2次的なキャビティが発生しないよう接着時に注意が必要である。

⑤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枚のフィルム(厚さは各0.1mm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。±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。得られる圧力の大きさは100Kg/cm²以下で、この値が本質的にどのような意味を持っているかは明確ではない。この場合も感圧紙の大きさは大きく出来ないで、事前にペイントテストを行い、エロージョンが最もはげしいと予想されるところにプレスケールをつける。

(2) 船後状態でのキャビテーションエロージョン試験(54年度)

54年度には船舶技研の大型キャビテーション試験水槽において、模型船の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た。模型船の様子、伴流分布等については、4.2.2に述べられている。実験状態は、Full・MCR、Ballast・MCRの2状態の他に仮想的にKtを増加したり、 σ_n を減少したりしてキャビテーションの激しさを増した状態での試験も行っている。試験したソフトサーフェスは、①ステンシルインク、②アオタック、③アルミ蒸着、⑤プレスケールの4種類である。

先に述べたように、模型船の強度の関係からプロペラ回転数を十分高くすることが出来ず、エロージョンの激しさを十分な精度で測定することが出来なかった。例えばプレスケールによる衝撃圧力値は9~19Kg/cm²程度で測定出来る下限に近い。

Fig 4.3.1に比較的差異がはっきりとあらわれたアオタックによる結果を示す。B-1プロペラでは、0.8-0.9Rの後縁近くでペイントのはがれが認められた。一方、B-4、B-4Wプロペラでは0.5-0.8Rの前縁よりやや後方でペイントの大きな剥離が見られる。一方、プレスケールによる計測では、この位置の衝撃圧は測定出来ないほど弱いものであった。上述の結果やキャビテーションの崩壊の観察結果を総合して、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ものと判断した。

(3) ワイヤメッシュによる伴流中でのキャビテーションエロージョン試験

(55年度)

54年度試験した3種のプロペラについて、流速とプロペラ回転数を上げキャビテーション崩壊時の衝撃強さを増した試験を東京大学の船用プロペラキャビテーショントンネルと、船舶技術の大型キャビテーション試験水槽で実施した。伴流は実船推定伴流(Fig 4.1.21)とし、ワイヤメッシュでシミュレートした。東京大学および船舶技研でのプロペラ位置での伴流分布の定測値をFig. 4.3.2に示す。東京大学の伴流分布は船舶技研のものに比べ伴流のピークが高く、W=0, 1附近での伴流の巾が広いが両方はかなりよく合っている。

試験状態は両トンネルでKt, σ_n を一致させるのは勿論のこと、プロペラ回転数まで一致させるようにした。状態としてはBallast, MCRを選び、プロペラ回転数は実船の値に比例するようにした。試験条件をTable 4.3.1に示す。B-4, B-4Wで0.3 rps異なるのは、プロペラ単独試験の結果を使ってKt/J²の値を一致させたためである。試験したソフト・サーフェスを一覧表にしてTable 4.3.2に示す。試験時間はプレスケールが5分のはかはいずれも30分である。

まず、2つのトンネルでのキャビテーション観察結果をFig 4.3.3(a)-(e)に示す条件はいずれもBallast, MCRである。B-1プロペラは東京大学(TOKYO)の方が船舶技研(SRI)にくらべ、キャビティの範囲がやや少なく、消えるのめはやいが、崩壊の様子や位置は両者でよく一致している。B-4プロペラでは逆に東京大学での観測結果の方がキャビティの範囲、消える角度とも少し大きくなっている。B-4Wプロペラは $\theta=40^\circ$ 附近でキャビティの様子が、両者でかなり異っている。すなわち、東京大学での観察では前縁のシート・キャビティがチップまで残りその後流で大きなカスミ状のキャビ

テーションが見られるのに対し、船舶技研のそれは、カスミ状のキャビテーションが中央部に集中している。以上、全体として、キャビテーションの様子は細かい点では異なっているが、崩壊の様子はよく一致しており、エロージョンの発生もかなり似かよったものであることが予想される。

Fig 4.3.4はアオタックによるペイントテストの結果である。いずれもブレード番号2, 3, 4の3翼を比較している。図に見られるようにB-1プロペラの結果は驚くほどよく一致している。またB-4プロペラもペイントの剝離が少く、スポット状にわずかにはげていること、0.8 R附近の中央部の一帯であること、などよく一致していると言ってよい。これに対しB-4 Wはペイント剝離のパターンがかなり異っている。船舶技研のものはFig 4.3.1に示した54年度結果のパターンとよく似ている。一方、東京大学の結果は船舶技研と同じ場所にわずかに剝離が見られるが、むしろ後縁近くの0.8~0.9 Rに大きな剝離が認められる。ペイントテストの結果もそれにとまって異ったものと考えられる。

船舶技研では他にステンシルインクによるペイントテストをおこなっている。ペイント剝離の様子は3種のプロペラいずれも、その位置と剝離の程度が、同じ船舶技研のアオタックの結果ときわめてよく一致している。ただB-1プロペラでは剝離の程度がステンシルインクの方が若干少ない。

東京大学ではペイントテストの他に、アルミ薄板をはりつける方法とプレスケールによる衝撃圧の測定をおこなっている。測定位置はFig 4.3.5に示すように、ペイントテストの結果を参照してエロージョンが最もはげしいと思われる所を選んだ。プレスケールは薬剤面を水密に保たなければならないので、フィルムを防水性の接着テープで被わなくてはならない。このためプロペラ後縁のすぐ近くのデータを取ることは出来ない。このことはB-1プロペラのように後縁でエロージョンが大きくなるような場合には問題となる。なお、試験条件はペイントテストの場合と同じである。

アルミ薄板による方法では、試験の前後の表面アラサを計測し、その差を実験時間で割って、エロージョンの激しさとする。単位は $\mu\text{m}/\text{min}$ である。一方プレスケールでは、試験後濃度計でプレスケール表面の色の濃さを計り、検定曲線より衝撃圧を求める。

Table 4.3.3は測定結果の一覧表である。測定は一枚の薄板あるいはフィルム上で位置を変えて数点行うが、その中の最大値をとる。勿論その値が他にくらべ異常に高いものでないことは確かめておく。

表に見られるようにアルミ薄板によるエロージョン量のバラツキはかなり大きい。またペイントテストではB-4プロペラはペイントの剝離がほとんどなく、他の2つのプロペラに比べエロージョンがずっと少ないことが予想されたのに、アルミ薄板やプレスケールの結果は他とあまりかわりないことを示している。B-1プロペラのプレスケールテストの結果は異常に低いがこれは前述のように、最大値が測れていないためであり、他と直接比較することは出来ない。

5つの翼について平均した値をFig 4.3.6およびFig 4.3.7に示す。2つの図で若干傾向が異っており、最終的な結論を導くことはむずかしいが、B-1プロペラが他にくらべ若干エロージョンが激しく、B-4、B-4 Wプロペラはほぼ同程度であろうと思われる。ただしエロージョンの発生する位置はB-1プロペラでは翼後縁の0.8-0.9 Rなのに対し、B-4、B-4 Wプロペラでは、0.6 R、1/4 C附近から0.9 R、3/4 C附近にかけてであり大きく異っている。

4.3.2 大直径プロペラのエロージョン量の考察

(1) キャビテーション・パターン

前節で述べたように普通プロペラ(B-1)では、翼後縁の0.8-0.9 Rにエロージョンが発生し、それに対し大直径プロペラ(B-4、B-4 W)では、翼の中央部であった。この3種のプロペラはMAU断面のプロペラであり、翼厚はプロペラ直径のみの関数である。一方翼のコード長さはプロペラの展開面積に比例して変化する。このため大直径プロペラのように展開面積比が小さいと、それだけ翼厚比が大きくなる。MAU断面の場合には翼厚比に伴ってキャンバが増大することになる。すなわち大直径

プロペラは普通プロペラに比べ、キャンバの大きい断面形状となっている。

このため、翼面の中央部で負圧のピークが存在し、キャビテーションが消える際、キャビティが前縁と中央部の2つに分裂してから消える可能性がある。実際、Fig 4.3.3に見られるようにB-4、B-4Wプロペラではキャビティはそのような消え方をしており、この中央部で消えるキャビティがエロージョンを引き起す。すなわち、大直径プロペラではMAU断面にとられず、展開面積比が小さくてもキャンバが過大にならないような断面形状を採用するのがよいと思われる。

(2) エロージョン量の寸法則

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。簡単のため、上に述べたようなキャビテーション・パターンの変化はないものとする。B-1船型とB-4船型の値を使って解析してみる。Table 4.3.4は両船型についてエロージョンに関する因子を比較したものである。ここではエロージョンに関係が深いと思われる0.9Rでの値を示してある。また状態はFull、MCRである。

まず没水深度は当然ながらB-4プロペラの方が小さいが、プロペラの周速が小さいため、0.9Rでの水の流入速度を基準にした σ はB-4プロペラの方が大きくなっている。一方Ktはほぼ同じであり、展開面積をバリの図表から決めているので、プロペラ面上に発生するキャビティ量はほぼ同じになる。伴流分布はここで取り上げたSR174船型に関するかぎり、B-4船型の方が θ 方向の変化がゆるく、キャビティが急激につぶされる度合い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

$$ER \propto V^n L^m, \quad n=5 \sim 11, m=1 \sim 2$$

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、Table 4.3.4の値から両者のエロージョン量を比較してみる。上式によればB-4プロペラのERはB-1プロペラの値の1/6となる。1/6の値自身は確実なものでないが、一般に大直径プロペラはキャビティの量自身が同じであっても、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考えてよさそうである。

Table 4.3.1 Erosion Test Conditions

Ballast , MCR Conditions

prop.	Revolutions		K t	σ_n
	Ship	model		
B - 1	122 rpm	47 rps*	0.151	1.65
B - 4	65	25	0.181	3.07
B - 4W	65	25.3	0.177	3.07

* 一部の試験は43-44 rpsで実施している。

Table 4.3.2 Tested Soft Surfaces

Items	Univ. of Tokyo (TOKYO)	Ship Research Inst. (S R I)
Cavitation Observation	○	○
Paint Test Aotak	○	○
Paint Test Stencil Ink	—	○
Al Plate Erosion Test	○	—
Prescale Test	○	—

Table 4.3.3 Results of Aluminum Plate
Erosion Test and Prescale Test

Test Conditions

Prop.	B - 1	B - 4	B-4W
K t	0.151	0.181	0.177
σ_n	1.65	3.07	3.07
N	4.7 rps	25 rps	25.3 rps

Al Plate Erosion Test MDDR max ($\mu\text{m}/\text{min}$)

Blade NO 1	1.16×10^{-2}	0.96×10^{-2}	0.71×10^{-2}
2	1.66	0.56	0.34
3	0.26	0.69	1.01
4	0.80	0.82	0.26
5	0.96	1.43	0.50
mean	0.97×10^{-2}	0.89×10^{-2}	0.56×10^{-2}

Prescale Test P max (Kg/cm^2)

Blade NO 1	3.7	5.8	5.1
2	2.2	4.6	4.2
3	3.6	4.0	5.4
4	4.1	3.8	—
5	3.5	3.7	3.6
mean	3.4*	4.4	4.6

* 最大値が測れていない

Table 4.3.4 Factors Affecting on
Cavitation Erosion

因 子	B - 1	B - 4	影響
没水深度 (Full, 0.9R)	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, 0.9R)	37.11m/s	26.34m/s	⊕
キャビテーション数 (")	0.228	0.391	⊕
荷重度 K_t (Full, 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

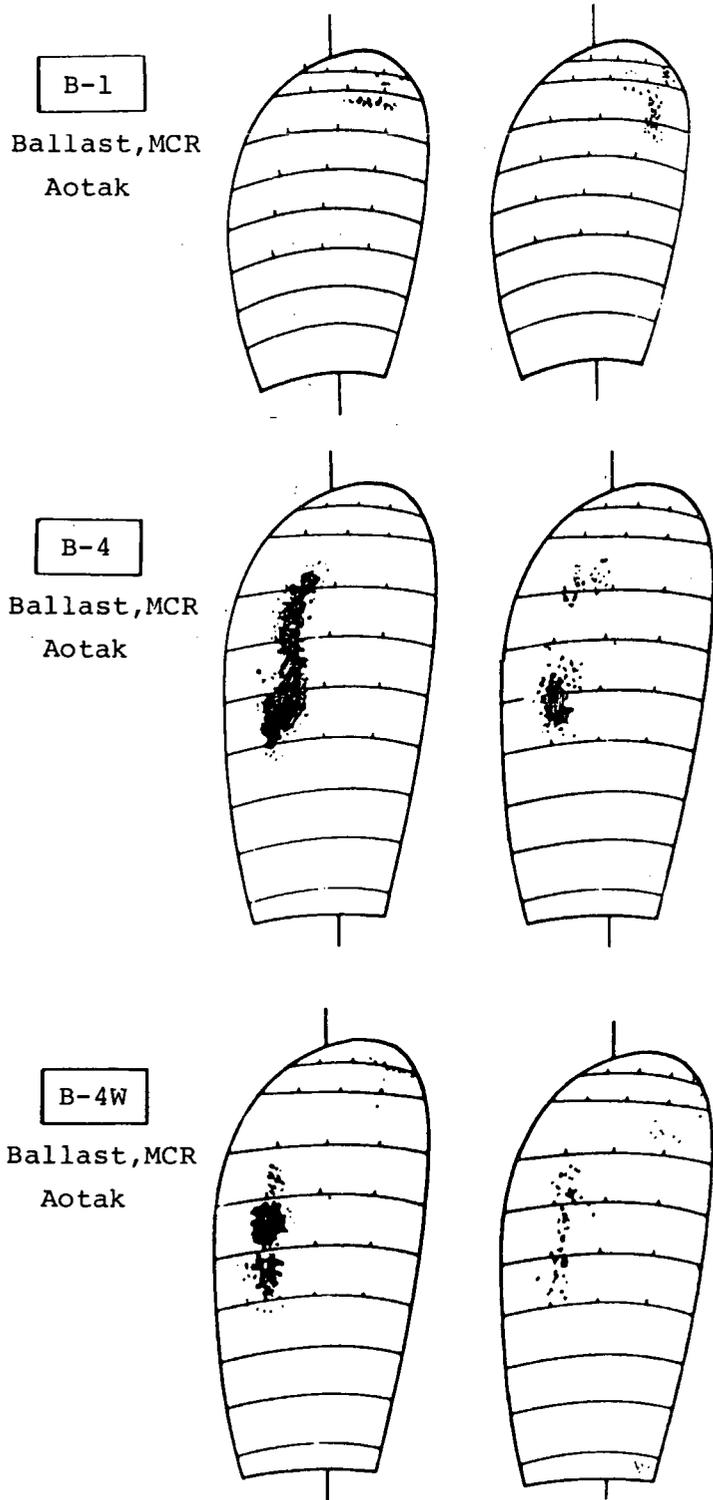


Fig. 4.3.1 Paint Test Results of Three Propellers

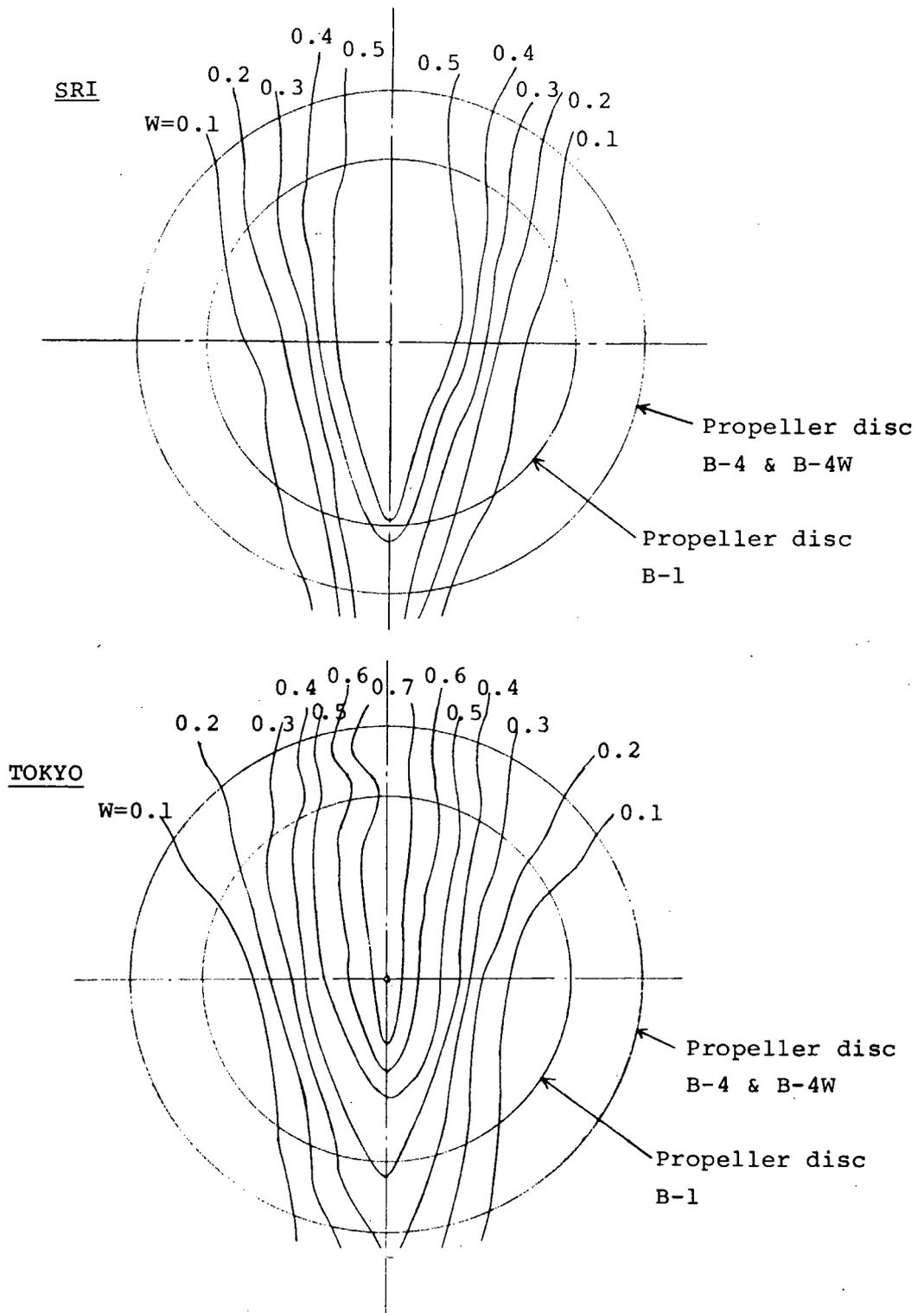
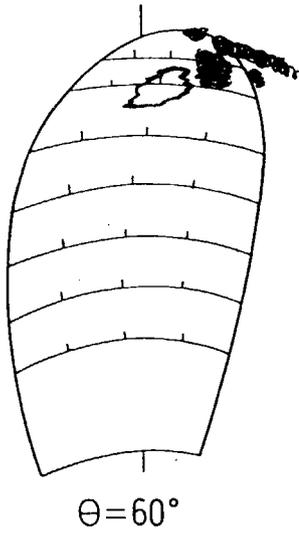
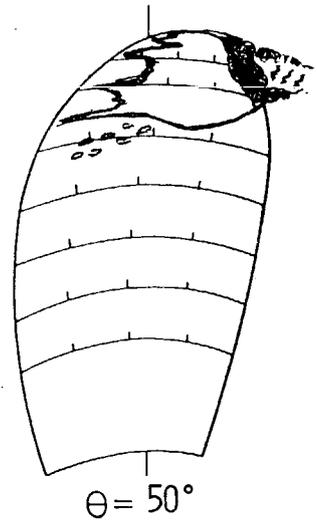
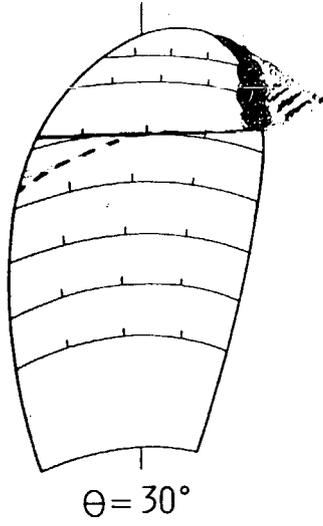
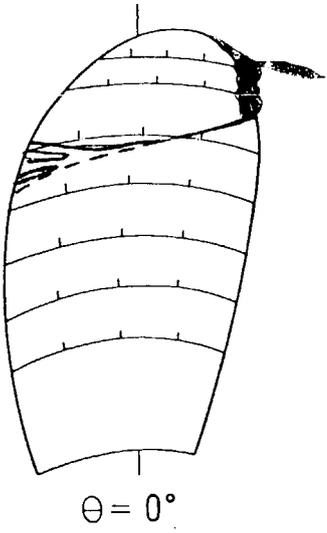


Fig. 4.3.2 Wake Distributions (Full)

B-1 Ballast, MCR

SRI
 $K_T = 0.151$
 $\sigma_n = 1.65$
 $n = 44 \text{ rps}$



TOKYO
 $K_T = 0.151$
 $\sigma_n = 1.65$
 $n = 43.1 \text{ rps}$

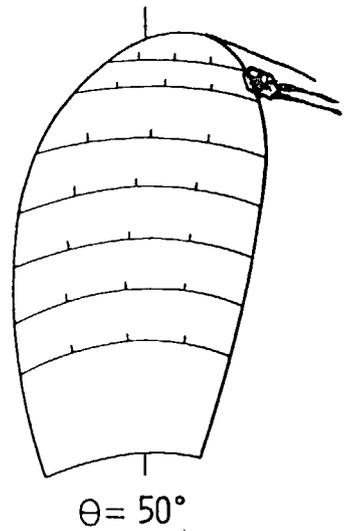
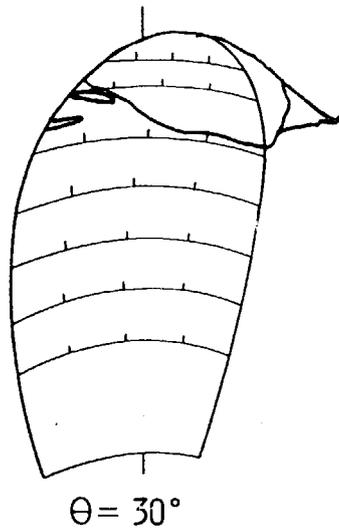
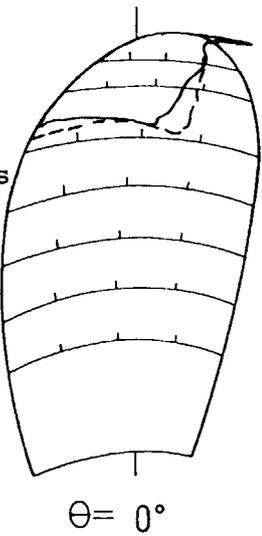


Fig. 4.3.3 (a) Cavitation Pattern (B-1)

B-4 Ballast, MCR

SRI
 $K_T = 0.181$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25\text{rps}$

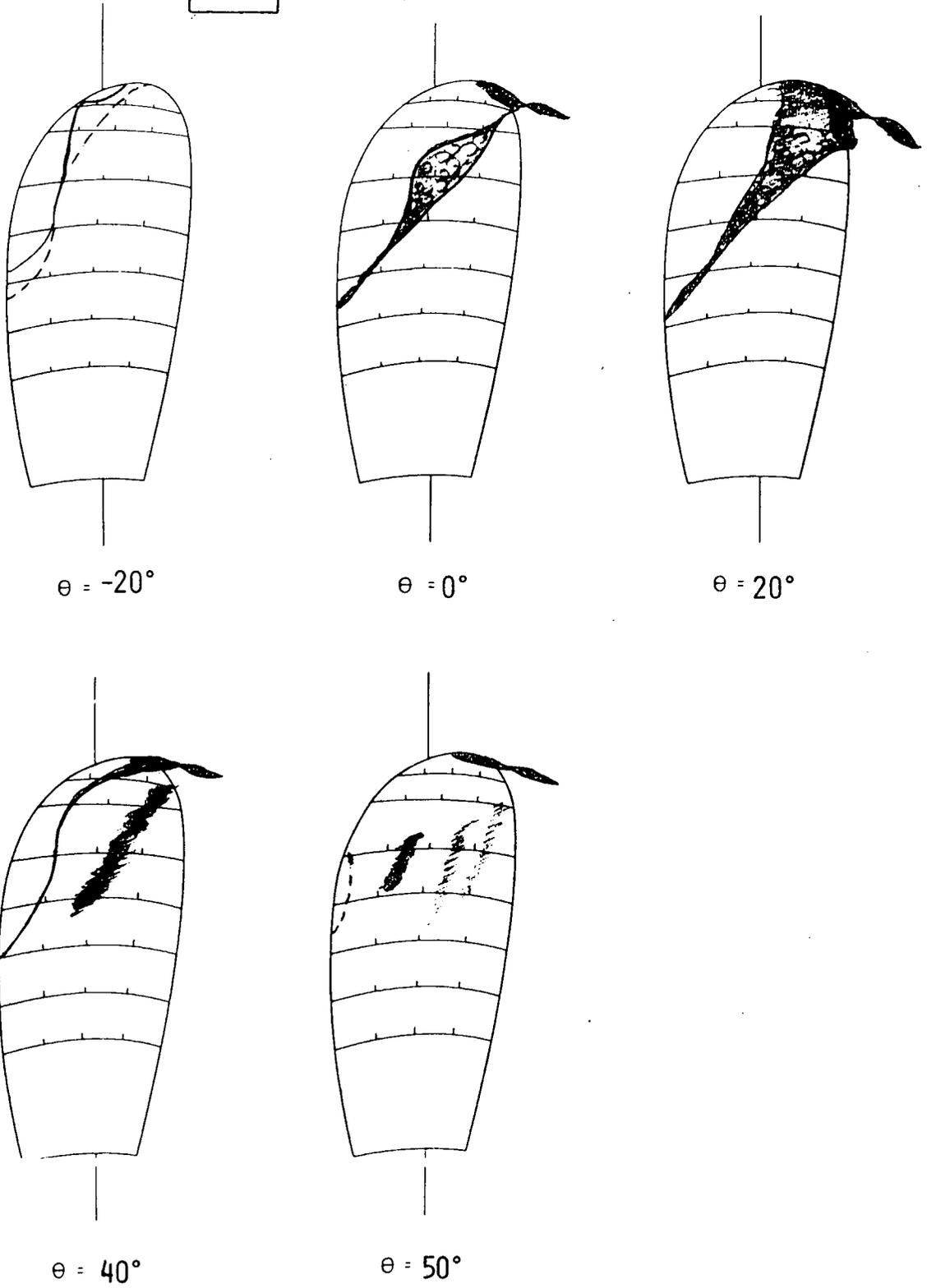


Fig. 4.3.3 (b) Cavitation Pattern (B-4, SRI)

B-4 Ballast, MCR

TOKYO
 $K_T = 0.181$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25\text{rps}$

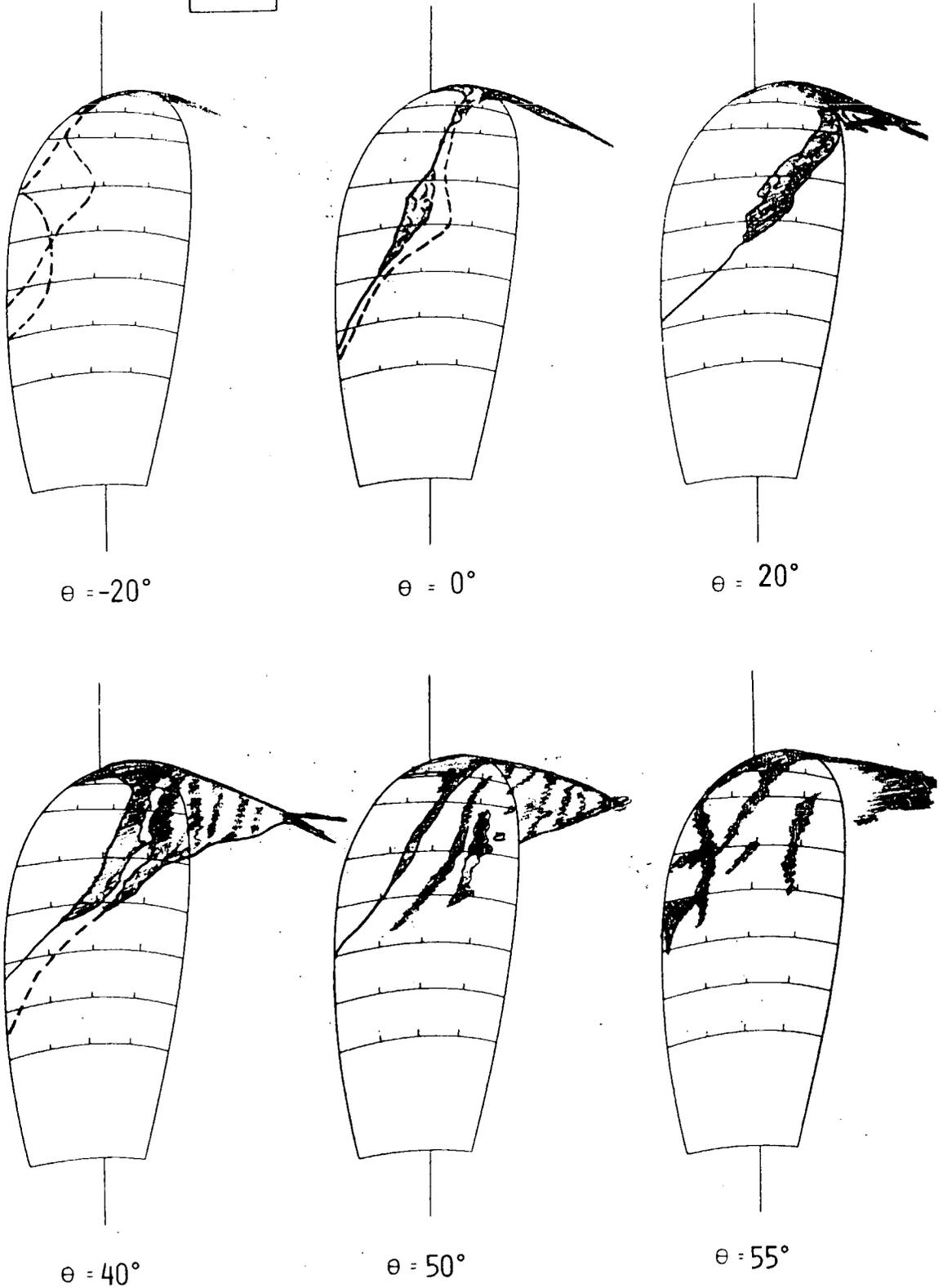


Fig. 4.3.3 (c) Cavitation Pattern (B-4, TOKYO)

SRI
 $K_T = 0.177$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25.3\text{ rps}$

B-4W Ballast, MCR

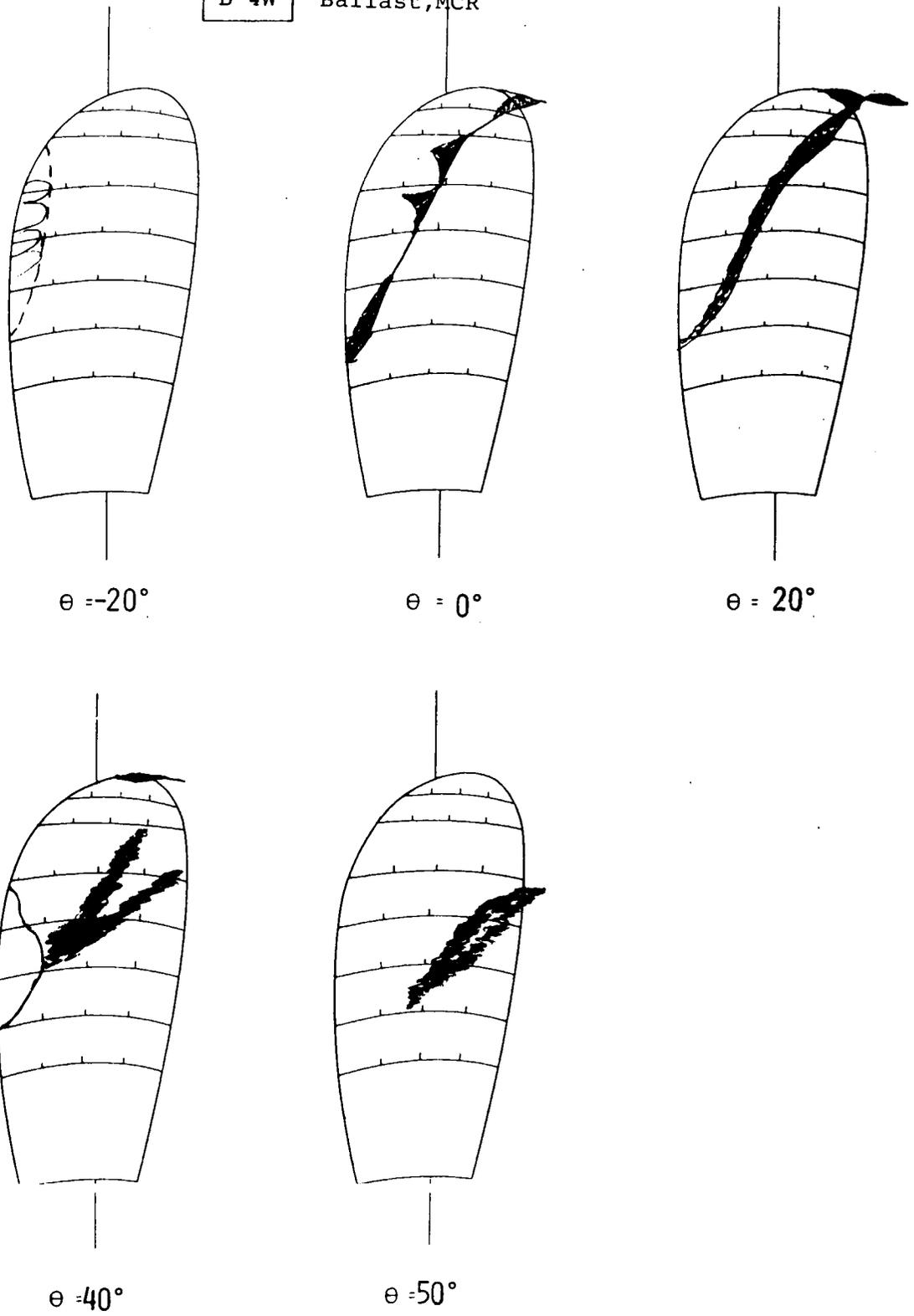


Fig. 4.3.3 (d) Cavitation Pattern (B-4W, SRI)

B-4W

Ballast, MCR

TOKYO
 $K_T = 0.177$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25.3 \text{ rps}$

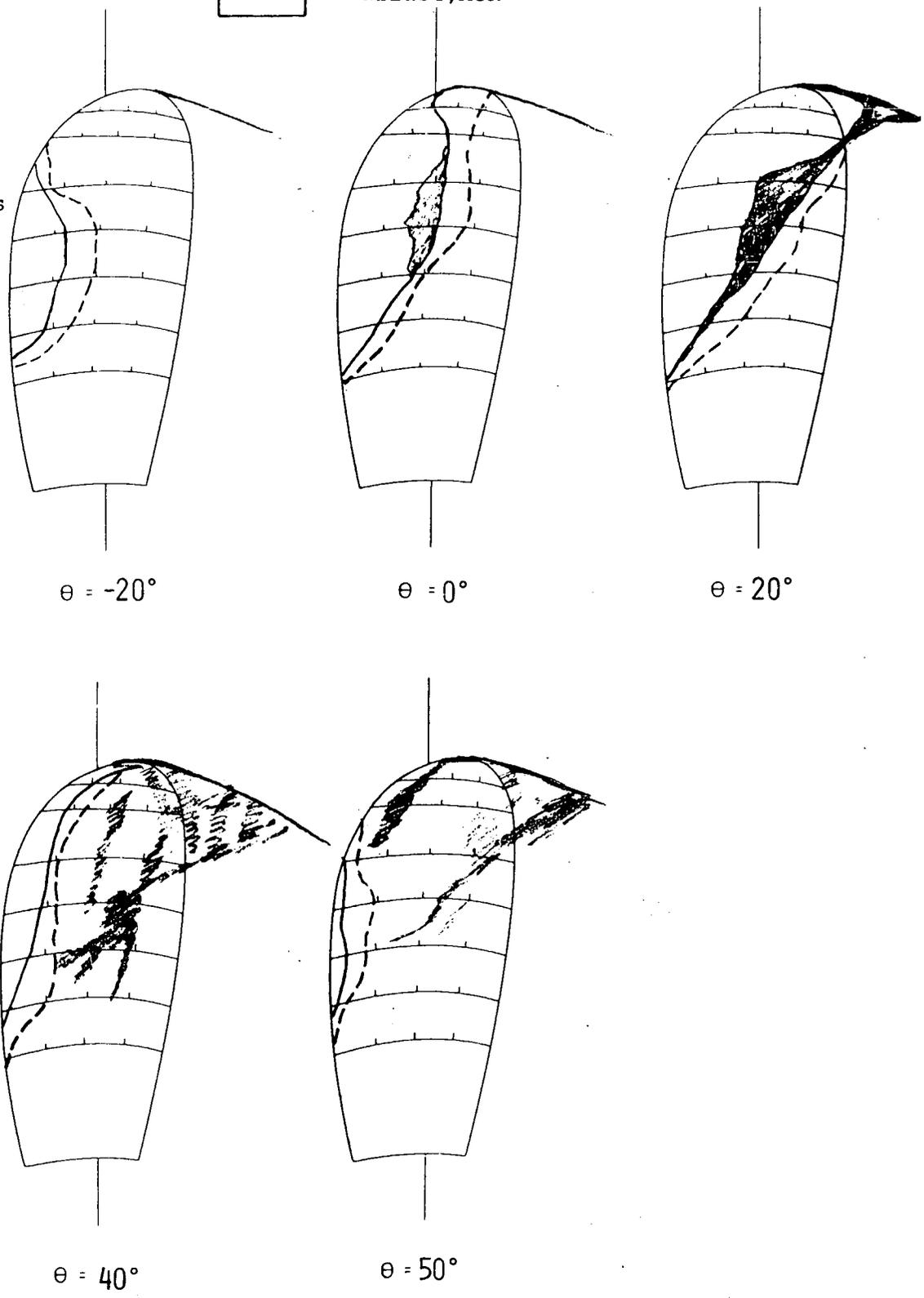
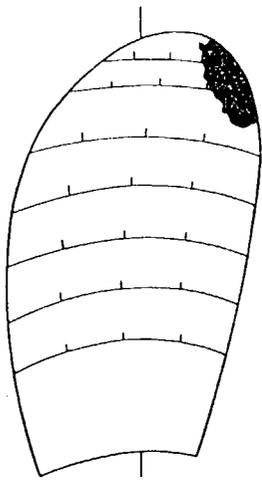


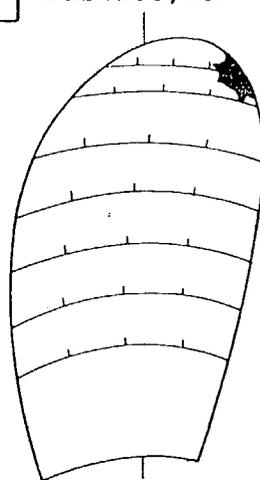
Fig. 4.3.3 (e) Cavitation Pattern (B-4W, TOKYO)

SRI
 $K_T=0.151$
 $\sigma_n=1.65$
 $n=44\text{rps}$
 $T=30\text{min}$

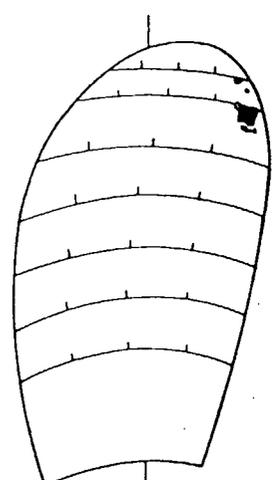
B-1 Ballast, MCR Aotak



Blade No. 2

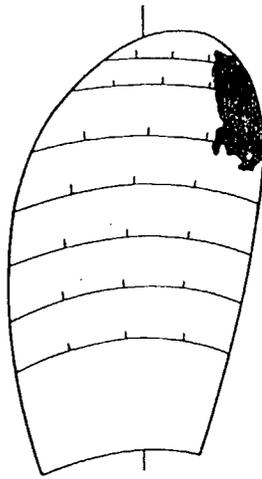


Blade No. 3

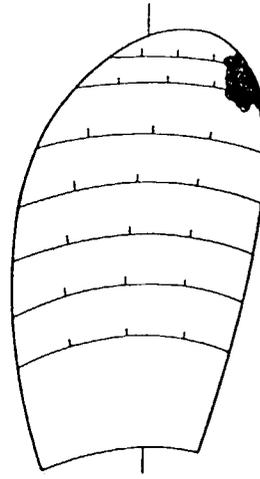


Blade No. 4

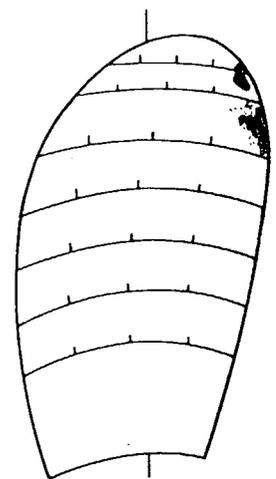
TOKYO
 $K_T=0.151$
 $\sigma_n=1.65$
 $n=47\text{rps}$
 $T=30\text{min}$



Blade No. 2



Blade No. 3



Blade No. 4

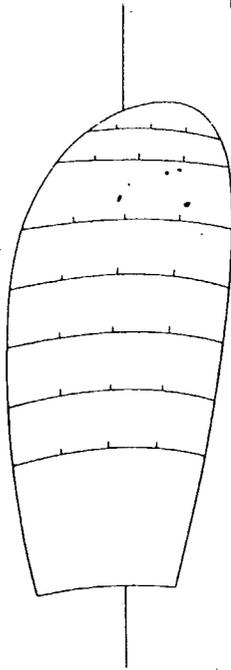
Fig. 4.3.4 (a) Result of Paint Test (Aotak) (B-1)

B-4

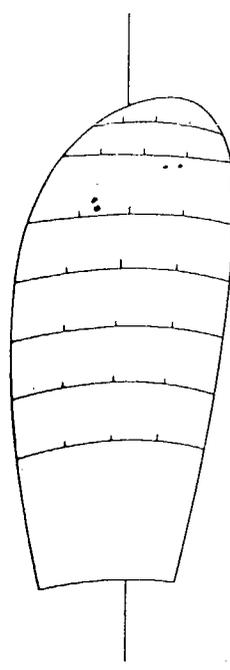
Ballast, MCR

Aotak

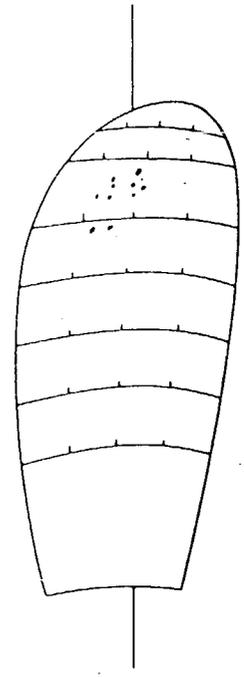
SRI
 $K_T = 0.181$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25\text{rps}$
 $T = 30\text{min}$



Blade No. 2

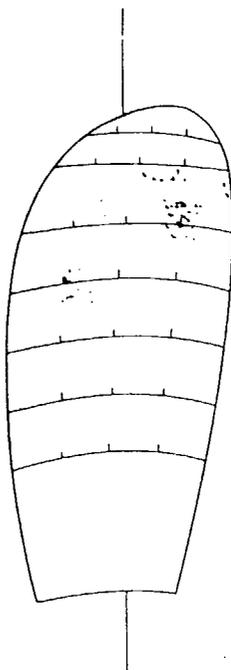


Blade No. 3

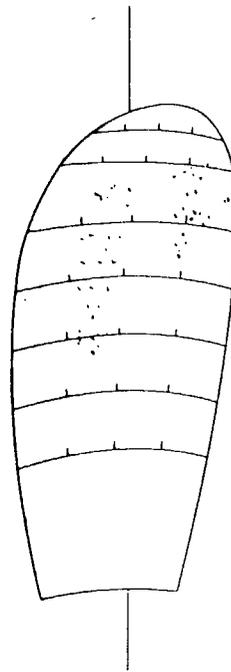


Blade No. 4

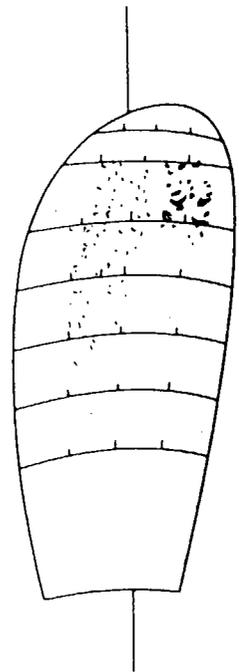
TOKYO
 $K_T = 0.181$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25\text{rps}$
 $T = 30\text{min}$



Blade No. 2



Blade No. 3



Blade No. 4

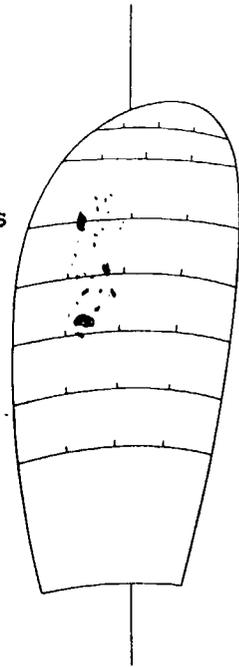
Fig. 4.3.4 (b) Result of Paint Test (Aotak) (B-4)

SRI
 $K_T = 0.177$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25.3\text{rps}$
 $T = 30\text{min}$

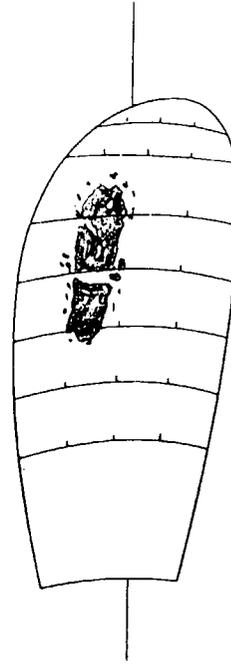
B-4W

Ballast, MCR

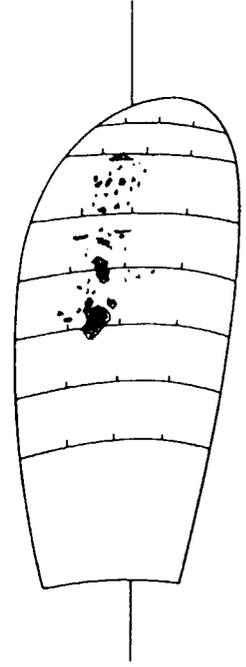
Aotak



Blade No. 2

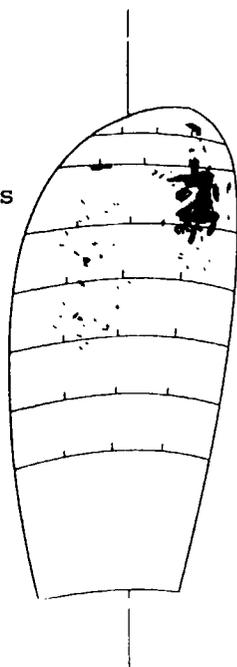


Blade No. 3

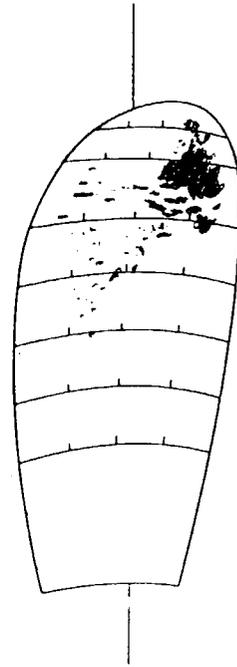


Blade No. 4

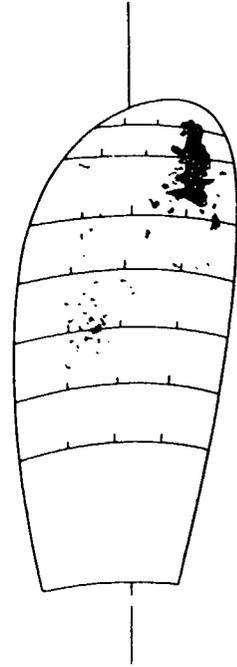
TOKYO
 $K_T = 0.177$
 $\sigma_n = 3.07$
 $n = 25.3\text{rps}$
 $T = 30\text{min}$



Blade No. 2



Blade No. 3



Blade No. 4

Fig. 4.3.4 (c) Result of Paint Test (Aotak) (B-4W)

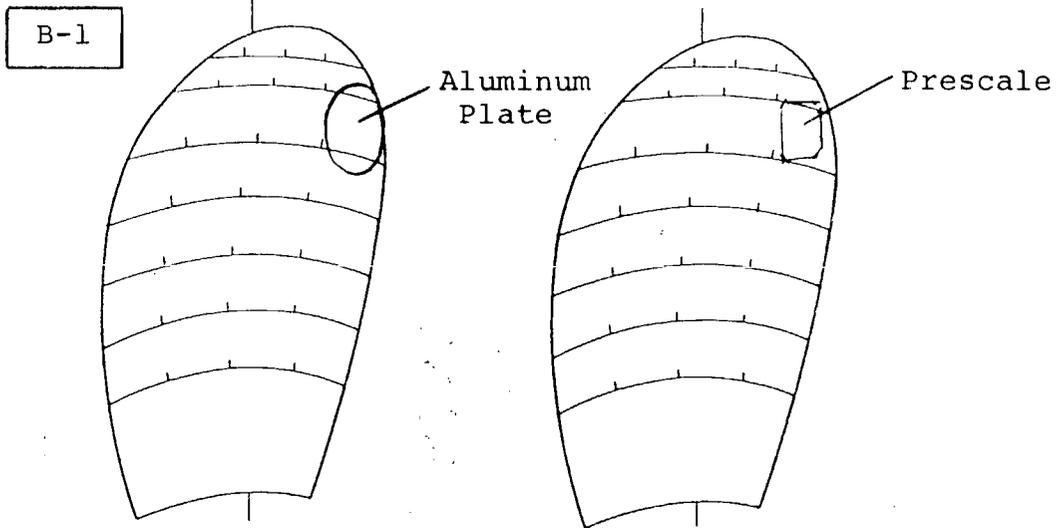


Fig. 4.3.5 (a) Position of Soft Surfaces (B-1)

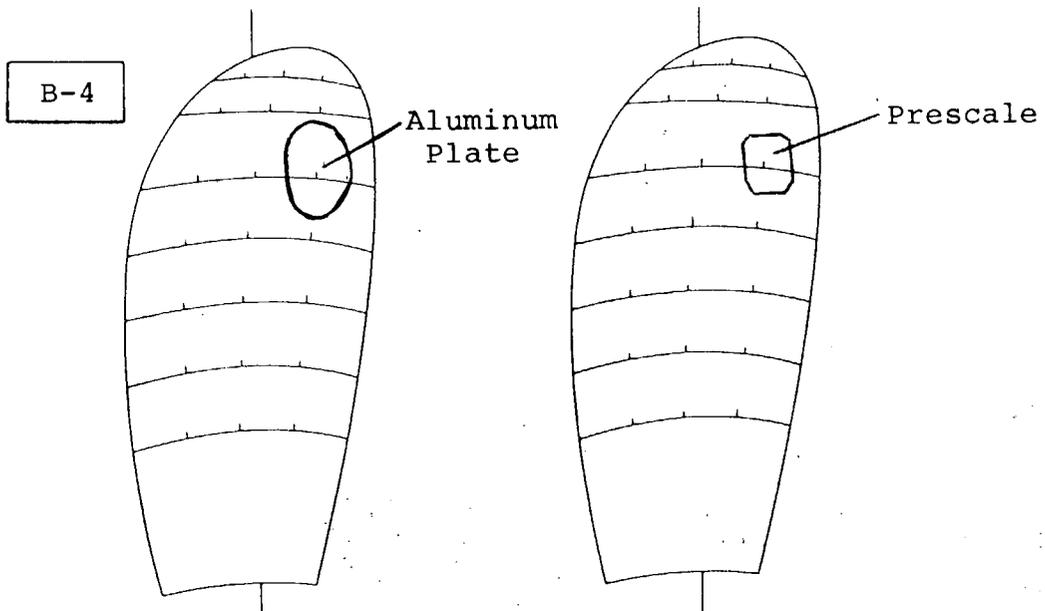


Fig. 4.3.5 (b) Position of Soft Surfaces (B-4)

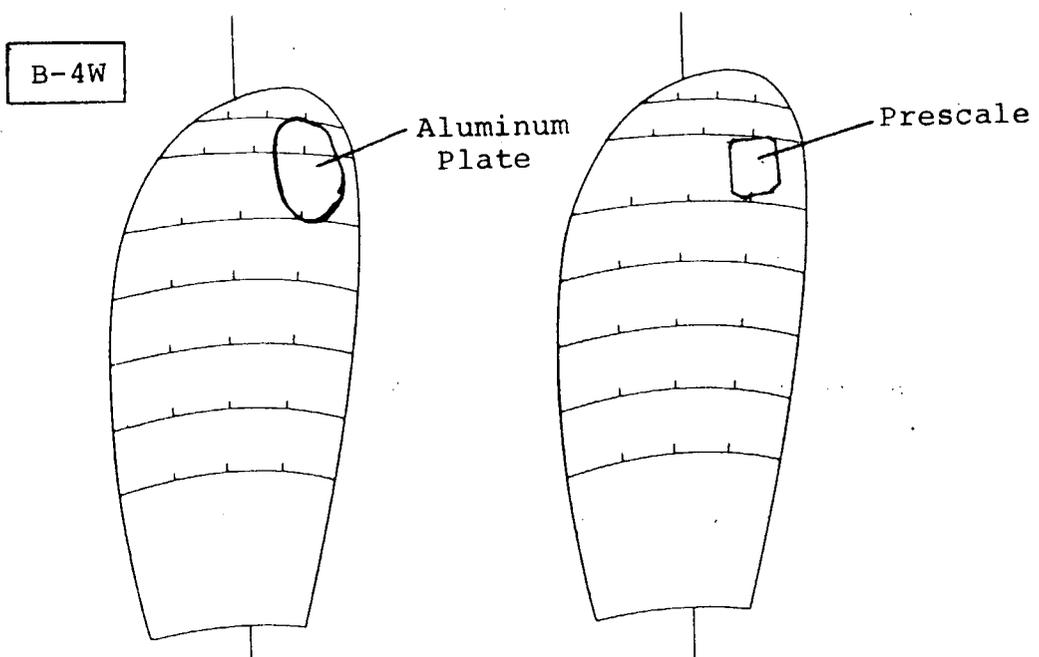


Fig. 4.3.5 (c) Position of Soft Surfaces (B-4W)

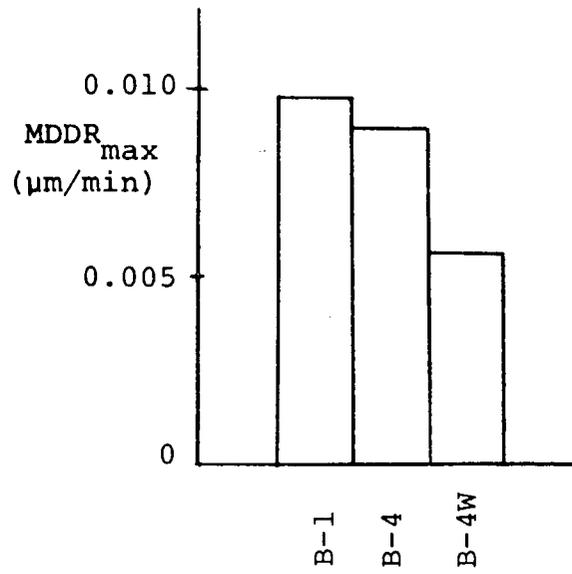


Fig. 4.3.6 Aluminum Plate Erosion Test
(Ballast, MCR)

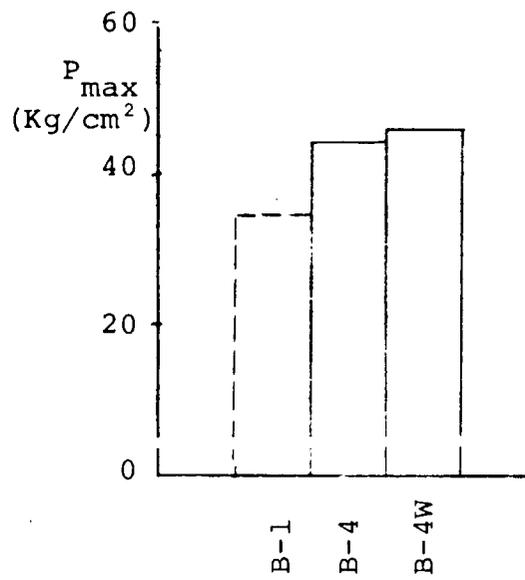


Fig. 4.3.7 Prescale Test (Ballast, MCR)

4.4. まとめ

52-54年度の3ケ年にわたるSR174部会の研究および55年度に実施した追加実験により得られた研究成果は次のようである。

(1) キャビテーションの発生範囲

伴流中のプロペラに発生するキャビテーションの発生範囲の推定法を考究し、その結果にもとずいてプロペラのチップでのキャビティ量の減少をねらってB-4Wプロペラが設計された。推定法による発生範囲は全体としてキャビテーション水槽における観測結果と定性的にかなりよい一致が得られている。例えばB-4Wプロペラでは計算で予想されたように、B-4プロペラに比べチップ附近でのキャビティの消滅ははやくなっており、逆に0.6-0.7Rではキャビティが増加している。しかし、B-1プロペラでは推定値の方が実測値よりキャビティが大きく、B-4、B-4Wプロペラでは逆に実測値の方が推定値より大きな値となるなど、キャビティ量の定量的な推定については、かならずしも十分でなく、これらは今後の研究課題として残された。

キャビティ量はB-1、B-4、B-4Wプロペラの間で大きな差異はなかった。これはそれぞれの展開面積比を決定する際、バリの図表を用いているから、当然の結果ともいえる。

(2) プロペラ起振力

a) ベアリングフォース

キャビテーションが発生していない時のベアリングフォースの推定については、揚力面理論を用いた3種の推定法につき比較検討し、また長水槽において実験を実施し推定法の精度をたしかめた。これらの推定法は基本的には同種のものであり、 K_t 、 K_o などの定常値の一致はよい。しかし数値計算上の小さな誤差の積み重ねにより、変動成分についてそれぞれ計算法により一定の傾向が見られる。ベアリングフォースを実測した2つの船型(A-1およびB-4H/B-4W)では、水平方向の力水平軸および垂直軸まわりのモーメントは、計算値と実験値の一致はかなりよい。それに対しスラスト変動、トルク変動、垂直方向の力などは、振幅や位相などに差が見られる場合があった。しかし全体としては計算値はかなりよく実際を推定することが出来る。

上述の計算により、プロペラを大直径にした場合、スラスト変動とトルク変動はあまり変化しないが、他の4成分については2~4倍程度増加する可能性があることがわかった。一方船尾形状をホグナー型にしたB-4H船型の場合には、普通型船尾形状のB-4船型より、変動が大巾に減少しており、伴流均一化の効果が大きいことが知れる。スラスト変動、トルク変化、水平方向の力および水平軸まわりのモーメントの4成分については、B-1船型より振巾が減少しているほどである。

b) 船尾変動圧力

53年度にB-1プロペラとB-4プロペラのキャビテーション発生状態での船尾変動圧力を計測した。その結果、チップクリアランスの小さいB-4プロペラでの変動圧力はB-1プロペラにくらべ大きめとなった。例えば、Full, 0.85MCRで40%増程度である。そこで54年度には(1)で述べたようにチップ附近でのキャビティ量の減少をねらってB-4Wプロペラが設計され、試験された。観察によってもチップ附近のキャビティ量は減少したが、変動圧力のpeak-to-peak値は予想に反して減少しなかった。これはチップ附近のキャビティが消滅する際、大きな正の圧力ピークが発生するためであることがわかった。一方、変動圧力のBsade frequency成分は若干減少したが、その効果はあまり大きくなかった。すなわち、チップのピッチを減少させて、それにより船尾変動圧力を減少させようとする改良法はあまり大きな効果を期待出来ない。

(3) エロージョン

54年度にB-1、B-4、B-4Wプロペラについて、キャビテーション水槽でエロージョン試験が行われた。しかし、模型船の強度が十分でなく、エロージョンが顕著にあらわれるような高いプロペ

ラ回転数で実験をおこなうことが出来なかった。この実験をエロージョン発生の因子についての考察から、普通プロペラに比べ、大直径プロペラの方がエロージョン量が少ないことが推測されたが、結論にはいたらなかった。そこで55年度に追加実験をおこない、次のことをたしかめた。すなわち、B-1プロペラはプロペラ後縁の0.8-0.9 R附近にエロージョンが発生するのに対し、B-4、B-4Wプロペラでは中央部にエロージョンが生じる。これはキャビテーションの観察結果からも推測することが出来る。この原因は大直径プロペラでは展開面積比が小さく、キャンバの大きな翼型になっているためと思われる。またエロージョン量は実験によっても、大直径プロペラの方が小さくなる傾向にあった。これは大直径プロペラでは周速が小さくなる大きな原因と考えられる。

5 結 言

本研究分科会の作業により「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」を総合して得られた成果の主なものは、下記のとおりである。

1. 低回転大直径プロペラを装備したパナマックス船型の研究に関連するもの
 - (1) パナマックス船型を対象に、プロペラ回転数を約70%および約53%に低下させた場合のプロペラが装備できるように改造した船型について、水槽試験を行ったところ、船体抵抗は原設計の船型のものと大差ないが、推進効率は、夫々約8%および12%良好となった。しかし、この推進効率の改善は、プロペラ回転数低下に伴うプロペラ効率の向上によるもので、船体効率はむしろ低下していた。
 - (2) 大直径プロペラを装備する船型の船尾形状をホグナー型に修正すると、船体効率のうちの1-1の向上がみられ、そのための推進効率が更に数%改善された。さらに、ホグナー型船尾に修正することにより、プロペラの同一半径位置における回転方向の伴流の変化がすくなくなり、キャビテーションや起振力の面で有利となる。
 - (3) 大直径プロペラを装備する数種の船型について、自航推進性能の理論計算法を、簡易計算法とともに示し、共に、船型比較の目的にはかなりよく推進性能を推定しうることを明らかにした。
 - (4) 大直径プロペラを装備する船型の船尾流場の理論的予測法について調査し、計算実行上も、また原理的にも解釈すべき問題が残されていることを指摘した。
 - (5) 普通型船型と大直径プロペラ装備船型の急停止性能を比較するための準定常的な水槽試験を行い、その結果を用いて、一つ的前提条件の下に、停止時間、停止距離を計算した。
2. 特殊船尾形状の水槽試験に関するもの
 - (1) 船型変更による抵抗増加が少なく、推進所要馬力が小さく、かつ船尾流場が素直な大直径プロペラ装備に適する形状をうるための特殊船尾形状の抵抗、推進性能を明らかにし、今後の特殊船尾形状計画に有効な指針を与えた。
 - (2) 境界層、縦渦などの間の複雑な干渉を利用して、上記の趣旨に適合する船型をうるためには、理論と実験の両面からの一層の研究を要する。船型変化に対する船尾流場特性の対応を調べる問題を、理論的計算に基づく方法で解明することは、現在では困難である。
3. プロペラに関するもの
 - (1) チップ・クリアランスを同一にして、船尾変動圧力を減少させる目的で行うプロペラチップ近傍のピッチを減少させる方法は、プロペラ全体としてのキャビテーション発生量を減ずる効果は、それ程認められないが、翼端キャビテーションの発生減少が期待できる。
 - (2) 2次元翼型のキャビティ長さの推定には、キャビティ長さが翼弦長の70%以下のときには薄翼に対しては閉塞型モデル線型空洞理論が、厚翼に対しては揚力等価法が適しており、またキャビティ長さが翼弦長に等しいときには、開放型モデル線型空洞理論が適していることがわかった。
 - (3) 上記の2次元翼型に対するキャビティ長さの推定結果を相当2次元翼を用いたプロペラ翼面上の圧力分布に適用することによってプロペラキャビテーションの発生範囲の推定をすることができる。この推定結果は、実験結果ともよく対応する。
 - (4) 非定常プロペラ揚力面理論に基づく、ベヤリングフォースの各種計算手法による推定計算結果には、多少のばらつきがみられるが、いずれも模型船および模型プロペラによる実験値との対応は妥当であった。
 - (5) プロペラの低回転大直径化に伴うベヤリングフォースへの影響は、大幅な形状変更を行わない船尾形状にあっては、垂直方向の力成分および垂直軸周りのモーメント、水平方向の力成分および水平軸周りのモーメントが、原プロペラと原船型の場合にくらべて、模型船尺度の比較で約2.5~4倍程度に大きくなり、また船尾形状をホグナー型船尾としたものには、大幅なベヤリングフォースの減少が認められた。

- (6) 船尾変動圧力は大直径プロペラ装備船の方が、原船型より悪条件下にある。プロペラのピッチ分布をチップ近傍で小さくしたプロペラを採用しても、多少変動圧力が小さくなる傾向にはあるが、改良の効果に大きな期待をかけることはできない。
- (7) 大直径プロペラと通常プロペラではエロージョン発生位置に差がある。すなわち通常プロペラは翼先端の後縁付近に発生するが、大直径プロペラでは翼弦中央付近に発生する傾向にある。これは両プロペラの同一 r/R 位置での翼断面でのキャンパー比に相違があるためと考えられる。またエロージョン量は大直径プロペラの方が小さくなる傾向にある。

次に、SR174に関連する重要な問題点として、下記のようなものが残されている。これらの項目については、できるだけ近い将来に解釈が図られるような手段がとられるべきであると考えている。

- (1) 船尾形状が与えられたとき、その船尾流場を粘性と自由表面を考慮して理論的に予測する方法、およびその逆問題として、境界層、縦渦などの間の干渉を利用して抵抗のすくない、伴流利得の高い、かつキャビテーション、振動上も良好な船型を導く理論的方法の開発とその応用
- (2) プロペラ作動による伴流の変形、キャビテーションの非正常性、キャビティの容積などを考慮したプロペラ各種性能計算法の理論的および実用的開発
- (3) 広い視野からみた、低回転大直径プロペラ装備船の急速停止性能の評価
- (4) 尺度影響を考慮に入れた大直径プロペラ装備実船における船体およびプロペラの諸性能推定の精度向上
- (5) 上記の理論的開発に併行して必要とされる実験技術の開発

上記の残された問題点へのアタックには、個々の研究機関が推進するのにふさわしいものもあるし、また造船における共同研究として推進する方が効果の大きいものもある。いずれにしても、造船技術における日本のリーダーシップを世界のなかで将来ともとりつづけていくためには、必須の研究テーマである。

緒言でも触れたように、SR174の研究成果を使って、個々の応用問題に適用していけば、プロペラの低回転大直径化に伴う船体およびプロペラ改善の方策とその効果を見出すことができ、設計上の有益な資料とすることが可能であろう。