

第183研究部会

船尾振動・騒音の軽減を目的とした
プロペラ及び船尾形状の研究

報告書

昭和57年3月

社団法人

日本造船研究協会

本報告書は船尾振動及び騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状についての3か年研究の中の第2年度分の成果をまとめたものである。

調査研究の内容は実船伴流計測法、起振力推定法、振動軽減法等についての詳細調査、在来型プロペラのはかにハイスクュープロペラの性能研究、船尾形状と伴流分布の関連の研究等多岐にわたっている。

は　し　が　き

本報告書は、日本船舶振興会昭和56年度補助事業として日本造船研究協会第183研究部会において実施した「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」の成果をとりまとめたものである。

第183研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部　会　長	乾　崇　夫(玉　川　大　学)	
副　部　会　長	横　尾　幸　一(日本造船技術センター)	
委　員	田古里　哲　夫(東　京　大　学)	加　藤　洋　治(東　京　大　学)
	田　中　一　朗(大　阪　大　学)	仲　渡　道　夫(広　島　大　学)
	山　崎　隆　介(九　州　大　学)	中　武　一　明(九　州　大　学)
	高　橋　肇(船　舶　技　術　研　究　所)	右　近　良　孝(船　舶　技　術　研　究　所)
	児　玉　良　明(船　舶　技　術　研　究　所)	鶴　岡　武(航　海　訓　練　所)
	山　本　勝　夫(航　海　訓　練　所)	高　橋　通　雄(日　本　海　事　協　会)
	熊　野　厚(日　本　海　事　協　会)	佐　藤　和　範(日本造船技術センター)
	塩　原　修(日本造船技術センター)	須　藤　正　信(日　本　鋼　管)
	川　口　昇(三　菱　重　工　業)	谷　林　英　毅(三　菱　重　工　業)
	片　桐　徳　二(石　川　島　播　磨　重　工　業)	杉　村　泰(三　井　造　船)
	湯　浅　肇(三　井　造　船)	藤　本　留　男(日　立　造　船)
	国　米　昭　久(日　立　造　船)	岡　本　洋(川　崎　重　工　業)
	坂　尾　稔(川　崎　重　工　業)	白　木　東(日　本　鋼　管)
	牛　島　秀　利(住　友　重　機　械　工　業)	岡　本　幸　彦(日　本　鋼　管)
	黒　田　直(尾　道　造　船)	川　隅　一　道(佐　世　保　重　工　業)
	荻　野　繁　之(佐　野　安　船　渠)	東　哲　朗(大　阪　造　船　所)
	三　沢　俊　彦(三　保　造　船　所)	相　沢　幸　治(新　潟　鐵　工　所)
	高　幣　哲　夫(明　石　船　型　研　究　所)	山　崎　正　三　郎(神　戸　製　鋼　所)
	菅　野　博　志(ナ　カ　シ　マ　プロ　ペ　ラ)	板　沢　順(か　も　め　プロ　ペ　ラ)
	平　山　伝　治(赤　坂　鐵　工　所)	浅　井　孝　雄(日　本　郵　船)
	笛　部　敏　次(大　阪　商　船　三　井　船　舶)	道　脇　文　彦(新　和　海　運)
	田　中　正　人(日本船舶品質管理協会)	萩　野　芳　造(日　本　無　線)
	大　東　俊　一(小　野　測　器)	

第183研究部会第1小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主　　査	杉　村　泰(三　井　造　船)	
委　員	田古里　哲　夫(東　京　大　学)	武　井　幸　雄(船　舶　技　術　研　究　所)
	児　玉　良　明(船　舶　技　術　研　究　所)	佐　藤　和　範(日本造船技術センター)
	岡　村　尚　明(石　川　島　播　磨　重　工　業)	藤　田　孝(三　菱　重　工　業)
	湯　浅　肇(三　井　造　船)	齊　藤　泰　夫(川　崎　重　工　業)
	佐々木　紀　幸(住　友　重　機　械　工　業)	

第183研究部会第2小委員会委員名簿

(敬称略, 順不同)

主 委 員	査 加 藤 洋 治 (東 京 大 学)	右 近 良 孝 (船 舶 技 術 研 究 所)
	山 崎 隆 介 (九 州 大 学)	高 橋 通 雄 (日 本 海 事 協 会)
	塙 原 修 (日本造船技術センター)	片 桐 德 二 (石 川 島 播 磨 重 工 業)
	熊 野 厚 (日 本 海 事 協 会)	湯 浅 肇 (三 井 造 船)
	笹 島 孝 夫 (三 菱 重 工 業)	岡 本 幸 彦 (日 本 鋼 管)
	佐 藤 隆 一 (石 川 島 播 磨 重 工 業)	一 色 浩 (日 立 造 船)
	永 松 宣 雄 (川 崎 重 工 業)	山 崎 正 三 郎 (神 戸 製 鋼 所)
	佐 々 木 紀 幸 (住 友 重 機 械 工 業)	
	久 保 博 尚 (ナ カ シ マ プ ロ ベ ラ)	

第183研究部会第3小委員会委員名簿

(敬称略, 順不同)

主 委 員	査 田 中 一 朗 (大 阪 大 学)	仲 渡 道 夫 (广 島 大 学)
	田 古 里 哲 夫 (東 京 大 学)	姫 野 洋 司 (大 阪 府 立 大 学)
	鈴 木 敏 夫 (大 阪 大 学)	高 橋 通 雄 (日 本 海 事 协 会)
	上 田 隆 康 (船 舶 技 術 研 究 所)	森 正 彦 (石 川 島 播 磨 重 工 業)
	佐 藤 和 範 (日本造船技術センター)	田 中 陽 (川 崎 重 工 業)
	笠 原 良 和 (日 本 鋼 管)	永 松 秀 一 (住 友 重 機 械 工 業)
	永 松 秀 一 (住 友 重 機 械 工 業)	藤 本 留 男 (日 立 造 船)
	富 永 博 之 (佐 世 保 重 工 業)	川 口 弇 (三 菱 重 工 業)
	玉 井 浩 正 (明 石 船 型 研 究 所)	

第183研究部会第4小委員会委員名簿

(敬称略, 順不同)

主 委 員	査 高 橋 肇 (船 舶 技 術 研 究 所)	田 中 一 朗 (大 阪 大 学)
	山 崎 隆 介 (九 州 大 学)	田 村 兼 吉 (東 京 大 学)
	加 藤 洋 治 (東 京 大 学)	右 近 良 孝 (船 舶 技 術 研 究 所)
	上 田 隆 康 (船 舶 技 術 研 究 所)	山 本 勝 夫 (航 海 訓 練 所)
	児 玉 良 明 (船 舶 技 術 研 究 所)	佐 々 木 康 夫 (日 本 海 事 协 会)
	塙 原 修 (日本造船技術センター)	須 藤 正 信 (日 本 鋼 管)
	杉 村 泰 (三 井 造 船)	笠 岛 孝 夫 (三 菱 重 工 業)
	片 桐 德 二 (石 川 島 播 磨 重 工 業)	永 松 宣 雄 (川 崎 重 工 業)
	一 色 浩 (日 立 造 船)	上 入 佐 光 (三 井 造 船)
	湯 浅 肇 (三 井 造 船)	岡 本 幸 彦 (日 本 鋼 管)
	佐 藤 隆 一 (石 川 島 播 磨 重 工 業)	山 崎 正 三 郎 (神 戸 製 鋼 所)
	佐 々 木 紀 幸 (住 友 重 機 械 工 業)	
	久 保 博 尚 (ナ カ シ マ プ ロ ベ ラ)	

討 議 參 加 者 名 簿

(敬称略, 順不同)

門 井 弘 行 (船 舶 技 術 研 究 所)	角 川 明 (船 舶 技 術 研 究 所)
岡 野 内 順 三 (航 海 訓 練 所)	兵 藤 庄 治 (航 海 訓 練 所)

日下治夫(航海訓練所)
堤 弘(日本船舶品質管理協会)
塙 友雄(佐野安船渠)
村上光功(日立造船)
高田一己(住友重機械工業)
海津源治(ナカシマプロペラ)

八木健之(航海訓練所)
稻見信雄(日本船舶品質管理協会)
宮沢多(三菱重工業)
小柴幸雄(石川島播磨重工業)
杉田泰雄(住友重機械工業)
森山良信(大阪造船所)

目 次

1. まえがき	1
2. 実船伴流の計測および装置の研究	2
2.1 緒 言	2
2.2 計測装置の計画	2
2.3 計測装置の開発	3
2.3.1 基本となるLDVの概要	3
2.3.2 光学装置	5
2.3.3 トラバース装置	6
2.4 性能試験	6
2.5 57年度研究の概要	7
3. プロペラフォース推定法の研究	13
3.1 緒 言	13
3.2 ハイスキュープロペラの性能計算	13
3.2.1 プロペラ翼断面の数式表示	13
3.2.2 ハイスキュープロペラの性能計算	14
3.3 ハイスキュープロペラのシリーズ試験	16
3.3.1 プロペラ単独試験	16
3.3.2 キャビテーション試験	16
3.4 ハイスキュープロペラによる起振力軽減	17
3.4.1 ベアリングフォース、サーフェスフォースおよび船尾変動圧力の計測	17
3.4.2 キャビティボリュームおよび船尾変動圧力計測	21
3.4.3 理論計算	25
(i) 気泡追跡法によるキャビティボリュームおよび変動圧力の計算	25
(ii) 非定常性を考慮したキャビティボリュームの計算	28
(iii) Vorusの方法によるサーフェスフォースの計算	29
(iv) 理論計算法のまとめ	31
3.4.4 考 察	32
3.5 ハイスキュープロペラの騒音計測	32
3.6 結 言	33
4. 船尾形状とウェークの研究	123
4.1 緒 言	123
4.2 船型計画	123
4.3 実 験	124
4.3.1 供試船型	124
4.3.2 実験状態	125
4.3.3 実験結果	125
4.4 考 察	126
4.4.1 A船とM.S.№3707の r_w の比較	126
4.4.2 伴流の均一度の比較	126
4.4.3 W_n と W_e との関係	126
4.4.4 伴流分布について	126
4.5 結 言	127
5. あとがき	175

1. まえがき

船尾振動及び騒音は船体及び乗員にとって大きな問題であり、その軽減法についてはかなり以前においても論議されたが、この問題解決の難しさと船の経済性に直接結びつかないと思われたことから十分な解決にはなっていなかった。しかし、最近の世界の趨勢は経済性の追求を格段に厳しくしており、低船価でしかも省エネルギー効果の大きい船の建造が要望されるとともに、船尾振動及び騒音のより一層の軽減が要求されている。

一方、船尾振動及び騒音とプロペラ起振力との関係についての技術的解明もかなり進捗してきており、振動と騒音の軽減を図る絶好期と思われたので、日本造船研究協会としてはSR183部会を発足させて、昭和55年度から3年計画でこの問題に取組むことにした。

昭和55年度には、実船の伴流計測装置の調査、プロペラ起振力推定法及び振動軽減法についての調査、通常のプロペラとハイスキューピロペラとの比較試験、ペアリング・フォース計測装置の製作、通常型船尾とホグナー型船尾との小型模型による比較試験等を行ったが、56年度には引続いて次の項目の研究を行った。

- (1) ズーム・レンズ、ビーム・エクスパンダ、ピンホール・セクション、干渉フィルター、精密トラバース装置附属装置の製作。
- (2) ハイスキューピロペラのシリーズ試験として、プロペラ性能の計算、プロペラ単独試験及びキャビテーション試験。
- (3) サーフェス・フォース及びキャビティ・ボリュームの計算。
- (4) サーフェス・フォース、ペアリング・フォース及びキャビティ・ボリュームの計測。
- (5) ハイスキューピロペラの騒音測定。
- (6) 船尾形状と伴流分布との関連に関する研究。

以下に章を分けて、これらの研究内容について詳述する。

なお、57年度に実船試験を行うため、期の半ばに第4小委員会を設置して、これにともなう諸事項を検討した。

2. 実船伴流の計測および装置の研究

2.1 緒 言

本年度は3ヶ年研究の二年目であり、初年度に決定された研究方針に従い、実船伴流計測法実現の第一歩として、実験室規模のレーザドップラ流速計を利用したシミュレーション（次年度）に必要な計測装置の開発を行う。

開発する計測装置としては、その構成要素であるレーザ装置、光学装置、信号処理装置、トラバース装置および解析制御装置のうち、実船伴流計測において実験室規模と最も異なる点の多い光学装置とトラバース装置とを開発する。

2.2 計測装置の計画

レーザドップラ流速計（以下、LDVと略記する）を実船の伴流計測に応用するためのシミュレーション装置を下記のように計画した。

55年度はLDVについて調査研究を行い、LDVを実船伴流計測に応用する際に予想される種々の問題について検討を行った。その結果は次の2点に集約された。¹⁾

- 1) 長距離計測の際の（レーザ光の）到達範囲の限界および計測精度。
- 2) 長距離計測の際のトラバース位置の検出精度。

問題1)については、実船伴流計測においては、実験室の場合のおよそ10倍の計測距離となるので、その計測可能な限界を調査研究する必要がある。

考えうるいくつかをあげると、実船計測では種々ある方式の中で、後方散乱方式LDVを採用せざるを得ないが、まず計測点に、2つのレーザビームによる干渉縞を形成させることが問題となろう。このことは最も基本的なことで言いかえるとLDVの光学系の精度の限界を知ることである。

つぎに、粒子からの散乱光は非常に微弱なものとなりフォトマルチプライヤーを終端とする受光器に到達する。したがって、S/N比（信号対雑音比）は非常に悪く、S/N比の改良が必要となる。

光学的S/N比の改善策としては、ピンホールセクションをはじめとした光学的フィルターを取り入れることが考えられる。

フォトマルチプライヤーによって変換された後の電気信号のS/N比の改善も行う必要があるが、これは、信号処理方式と密接な関係がある。

また、実際の海中の海水条件、すなわち海水の透明度、海水に含まれる散乱粒子の分布（密度、粒子径など）を知る必要があります、それに対応した実験を行う必要があろう。

2)のトラバース装置については、実船計測において計測点の位置の確認が困難であることから、充分精密なコントロールシステムを確立しておく必要があり、トラバースの方式についても、種々の方式について検討する必要がある。

以上の観点から、実船伴流計測の実験装置・計画を次のように定めた。

(i) システムの方式

フリンジ（干渉縞）モード、後方式散乱方式とする。

(ii) レーザ装置

出力の大きいアルゴンイオンレーザとする。現在40W出力を持つものまで市販されているが、電源、冷却水の流量など考慮すると総合出力4W～5Wのレーザ装置が適当であろう。

(iii) 光学系

前述のように、2ビーム干渉縞方式とする。光学系には光学的S/N比を改善するための部品をできるだけ付

加する。

(iv) 信号処理方式

種々の方式の中でトラッカー、カウンターが候補にあげられる。それぞれ得失があり、トラッカー方式は散乱粒子の密度が大きく連続して計測ボリューム内に散乱粒子が存在することが望ましい。一方、カウンタ方式は散乱粒子が離散的に計測ボリューム内に来ても計測可能である。

したがって、カウンター方式のほうが取扱いやすいであろう。

(v) トラバース方式

前述のように、実船におけるトラバース装置は精密かつ遠隔に行う必要があるので、いわゆるリモートコントロールシステムを重点に調査研究する。

以上の計画に合致するものとして、船舶技術研究所に設置されているLDVを基にして、実験装置の開発研究を行うことにした。

2.3 計測装置の開発

2.3.1 基本となるLDVの概要

船舶技術研究所に56年2月に設置されたLDVは55X型モジュラー光学系（DISA, デンマーク）を中心としたものである。本LDVの写真を図2.3.1.1に示す。

(i) レーザ装置

形 式	165-08型, S. P. アルゴンイオン
総 出 力	4 W
波 長	主要波長, 488.0 nm, 青色, 出力 1.3 W, 514.5 nm, 緑色, 出力 1.7 W
ビーム 径	1.25 mm
ビーム 拡 がり	0.69 m rad.
偏 光	直線偏光
寸 法	146H × 150W × 1145L (mm)
重 量	17.1 kg
電 源 入 力	3相, 208 V, 38 A, 13.1 KW
冷 却 水 量	8.4 l/分
水 圧	1.76 kg/cm ² 以上, 3.52 kg/cm ² 以下
電 源 重 量	40.8 kg

(ii) 光学装置

形 式	55 X 型モジュラーレ LDV
構 成	
(1) リターダ	(55 X 20型)
(2) ビームスプリッター	(55 X 25型)
(3) ブラッグセルセクション	(55 X 29型)
(4) ビームディスプレーサ	(55 X 28型)
(5) バックスキャターセクション	(55 X 30型)
(6) ビームトランスレータ	(55 X 32型)
(7) ビームエクスパンダ	(55 X 12型)
(8) フロントレンズ (f _o = 600 mm)	(55 X 58型)

- (9) PMオプティックス (55X34型)
 (10) サポート (55X23型)
 (11) マウントベンチ (55X41型)

重 量 11kg

上記の各部分の機能については、前年度報告で説明した。装置の概略図を図2.3.1.2に示す。図2.3.1.2にはビンホールセクションが含まれているが、実際にはない。

(iii) 信号処理装置

55L90a型カウンタープロセッサ (DISA)

カウンタープロセッサの原理については前年度報告で説明した。

主な仕様について下記に示す。

- (1) 動作モード 4モード
 a. Fixed Nfモード
 b. Combinedモード
 c. Variable Nfモード
 d. Transitモード
- (2) 入力周波数範囲 2KHz ~ 100MHz
 インピーダンス 50Ω
- (3) 速度範囲 3mm/s ~ 2000m/s
- (4) サンプルレート 1.0μs + 計測時間
- (5) フォトマルチプライヤー 電源内蔵 0 ~ 2kv 0 ~ 100μA
- (6) 表示 DATA RATE 3桁
 VALIDATED 3桁
 流速 3桁 + 指数2桁
- (7) アナログ出力 0 ~ 1.25V インピーダンス 600Ω
- (8) 電源 100 ~ 129V 50 ~ 60Hz 180VA
- (9) 尺法 190H × 440W × 420D [mm]
- (10) 重量 16kg

(iv) 周波数シフター

55N10型 (DISA) である。本装置はプラグセルに光変調用の40MHzの信号を送り、さらに流速の範囲や散乱粒子の多寡に応じて変調 (電気回路での) 周波数の変更を行う。主な仕様を下記に示す。

(1) プラグセルエキサイター

- 周 波 数 40MHz
 出力インピーダンス 50Ω
 出 力 電 圧 1.7Vrms

(2) シフトジネレータ

- 出力周波数 40MHz ± (1 ~ 9) × (10,100, 1,000KHz)
 出 力 電 圧 70 ~ 100mVrms
 電 源 100 ~ 120V 40VA
 尺 法 150H × 440W × 420D [mm]
 重 量 8.5kg

上記LDVシステムは、キャビテーション水槽における伴流計測に実用されている。²⁾

2.3.2 光学装置

前節で述べたLDVに光学系の付加、その他の改良を加えて実船伴流計測に使用できるシステムをつくることが本研究の最終目的である。

長距離計測を可能とするためには、フロントレンズの焦点距離を長くする必要がある。しかし、焦点距離を増加するだけでは不十分で、同時に口径を増加させる必要がある。2本のレーザ光の交叉角を増加させて干渉縞の数を増加させ、かつ、散乱光をできるかぎり多く集めてフォトマルチプライヤーに送らなければならないからである。

しかし、ズームレンズの口径を大きくすることは、飛躍的なコストの増加を伴うので、他の方法を考慮に入れた。図2.3.2.1のように、2本のレーザ光をミラーとレンズ系により交叉させて干渉縞をつくり、散乱光は比較的に径の小さいズームレンズによって集光する方法である。この方法によれば、レーザ光の交叉角が大きいため計測ボリュームが小さくなり干渉縞の数も多くなる。ズームレンズ系よりも、レンズの種々の収差の影響をうけにくくなど利点をもっている。

本方式と通常のズームレンズ方式のコストを比較するため、双方の仕様を定めて見積を松賀機器株に依頼した。特殊光学系は本方式を意味する。

(i) 特殊光学系 (図2.3.2.2に概略を示す)

有効計測距離	4 m
特殊光学レンズ	ミラーとレンズシステム
受光ズームレンズ	口径 200 mm ϕ
同上コントロールユニット	1式
光学台	1式
見積金額	16,120,000円

(ii) ズームレンズ系

ズーム光学系 1式	口径 200 mm ϕ (ビームエクスパンダ含む、有効距離 1.5 ~ 4.0 m)
光学ベンチ	55X 45型 1台
トラバースユニット	55X 10型 1台
メインフレーム	57B 100型 1台
電源	57D 10型 1台
見積金額	6,312,000円

上記金額からわかるとおり、2つのレンズ系をコントロールするシステムの設計の困難さから見積金額が大きくなつたものと考えられる。

見積の結果、上記特殊光学系による計測システムは実現不可能となつたため、通常のズームレンズによるシステムを採用した。しかし、当初計画した口径 200 mm ϕ では最大計測距離において、散乱光の集光量が不足するため口径を 240 mm ϕ に増加することにした。

その概略仕様は次のとおりである。

(1) ズームレンズ	口径 240 mm ϕ ズーミング範囲 1.5 ~ 4.0 m ビームエクスパンダー内蔵
(2) 光学ベンチ	55X 45型 (標準型、以下同様)
(3) トラバースユニット	55H 10型
(4) メインフレーム	57B 100型
(5) 電源装置	57D 10型

- (6) ピンホール・セクション 55X 31型
 (7) 干渉フィルター 55X 37型

図 2.3.2.3 にズーム光学系の写真を示す。

2.3.3 トラバース装置

トラバース装置の位置の精度を向上するために、現在船舶技術研究所が所有するトラバース装置に、駆動部および制御部を付加した。その概略仕様は下記のとおりである。

(1) 駆動方式	パルスモータドライブ
(2) 駆動成分	YZ成分
(3) 位置設定	4桁+符号
(4) 位置設定	
最小単位	0.1 mm
(5) 移動距離	Y方向, ±250 mm Z方向, ±150 mm
(6) 標示	000.0 mm
(7) 移動速度	Y方向 10 mm/s Z方向 3 mm/s

パルスモータを採用した理由は、最近は大出力のパルスモータが市販されていること、これらパルスモータの駆動システムとコンピュータとの結びつきが容易に行えることである。本装置は電子工業株に発注し製作した。図 2.3.3.1 と 2.3.3.2 にトラバース付属装置を示す。

2.4 性能試験

計測ボリューム内に生ずるフリンジの間隔は次式で表わされる。

$$DF = \frac{\lambda}{2 \sin \frac{\theta}{2}}$$

DF ; フリンジの間隔
 θ ; 光線の交叉角
 λ ; レーザ光の波長

ズームレンズの口径が、240 mm ϕ であるので、その有効直径を230 mm ϕ として計算すると焦点距離 1.5 m におけるフリンジ間隔は $3.4 \mu\text{m}$ 、同 4 m におけるフリンジ間隔は $10 \mu\text{m}$ となる。ズームレンズ系の試験において、測定ボリューム寸法およびフリンジ数の測定結果から算出して上記フリンジ間隔は確認された。ズームレンズ系のその他の、光学系ベンチ等の装置についても、動作試験を行った結果、すべて仕様を満足していた。

ピンホールセクションの写真を図 2.4.1 に、機能図を図 2.4.2 に示す。ピンホールセクションおよび干渉フィルターの効果を確認するため、通常の LDV に付加して試験を行った。その結果次の効果が確認された。

- (1) 散乱粒子からの信号の質が向上したため、データとなる信号の数が増加した。
- (2) ピンホールセクションは物体からの反射光を防ぐ機能をもっているので、それをとりつけることにより、より物体に近い点の流速計測が可能となった。

以上の 2 点については、ピンホールセクションおよび干渉フィルタの光学的フィルターとしての機能が働いたことを示すものであり、57年度には長距離計測においても、これら効果の確認を行う。

トラバース装置については、図 2.4.3 が示すとおり、Z 軸に規定の荷重を与えて試験した結果、仕様に規定した精度を満足した。Y 軸も同様に満足していた。

したがって、パルスモータを使用したリモートコントロールによって、実船実験においても同様に位置設定することが可能と考えられる。

2.5 57年度研究の概要

57年度は56年度に製作したズームレンズ系を中心とした光学付属装置およびトラバース装置を用いて2.2の項で述べた方針に従って実験を行う。

その内容は次のとおりである。

船舶技術研究所にある10m小型水槽に、LDV検定用補助水路を設けて、それとズームレンズ系を用いて長距離計測のシミュレーション試験を行う。図2.5.1に示すように小水槽の窓を通して、ミラーを使用して水路内にレーザビームによる干渉縞を形成させて、図2.5.2にその原理を示すようなコヒーレンス度計測装置を用いて干渉縞の形状、コントラスト等を詳細に調査、研究をする。つぎに水ポンプにより部分的な水流をつくり流速計測を行う。また、実船実験の海水条件を再現するために気泡発生装置をおき、気泡による障害の度合について調べる。

さらに、直徑300mmのミラーとズームレンズ系を組み合せて、 r , θ 方式トラバースシステムをつくり、実船に採用されるトラバース方式として、その位置検出精度のシミュレーション試験を行う。

参考文献

- 1) 「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラおよび船尾形状の研究」第183研究部会、研究資料No.342昭和56年3月
- 2) 角川明、他「レーザドップラ流速計によるプロペラ近傍流場計測」第38回船舶技術研究所研究発表会講演集、56年12月

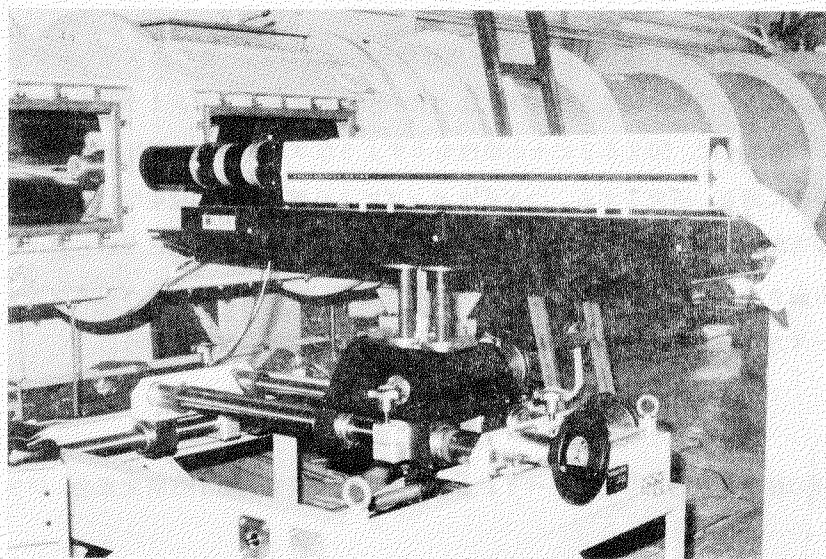


図 2.3.1.1 LDV 装置

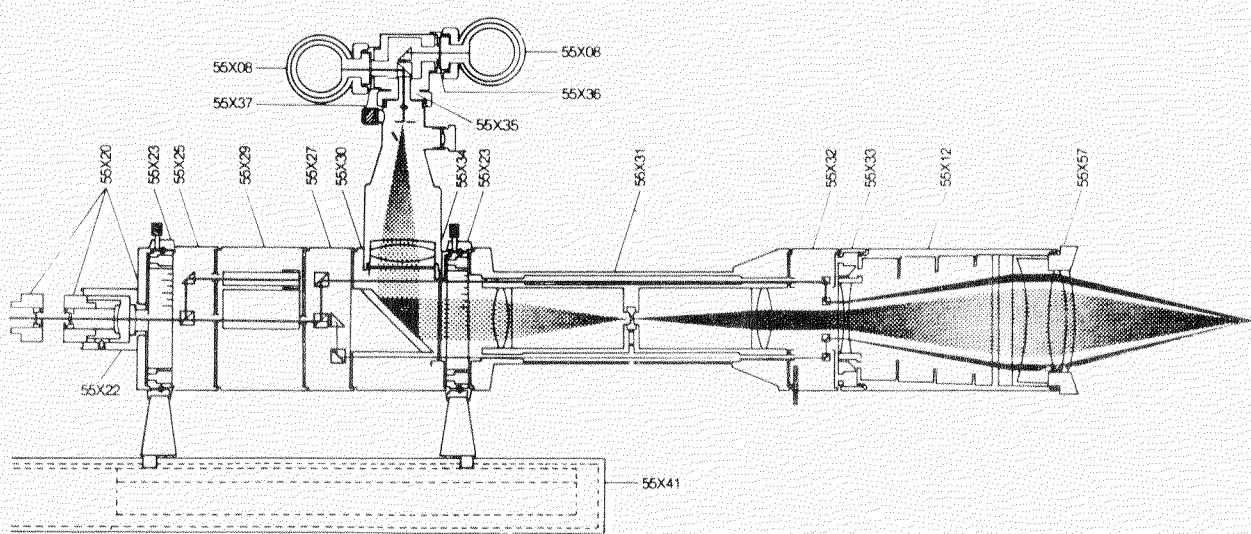


図 2.3.1.2 光学系の構成

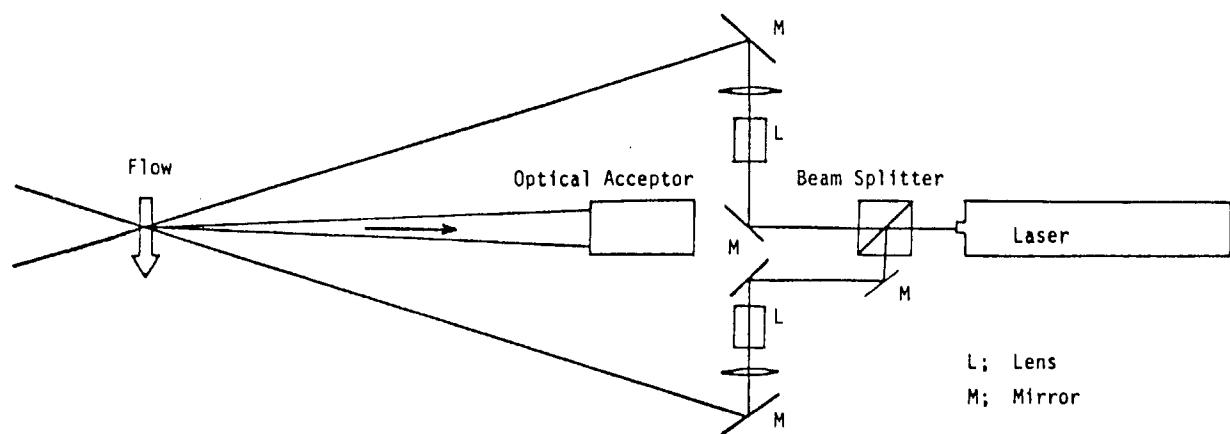


図 2.3.2.1 特殊光学系の概要

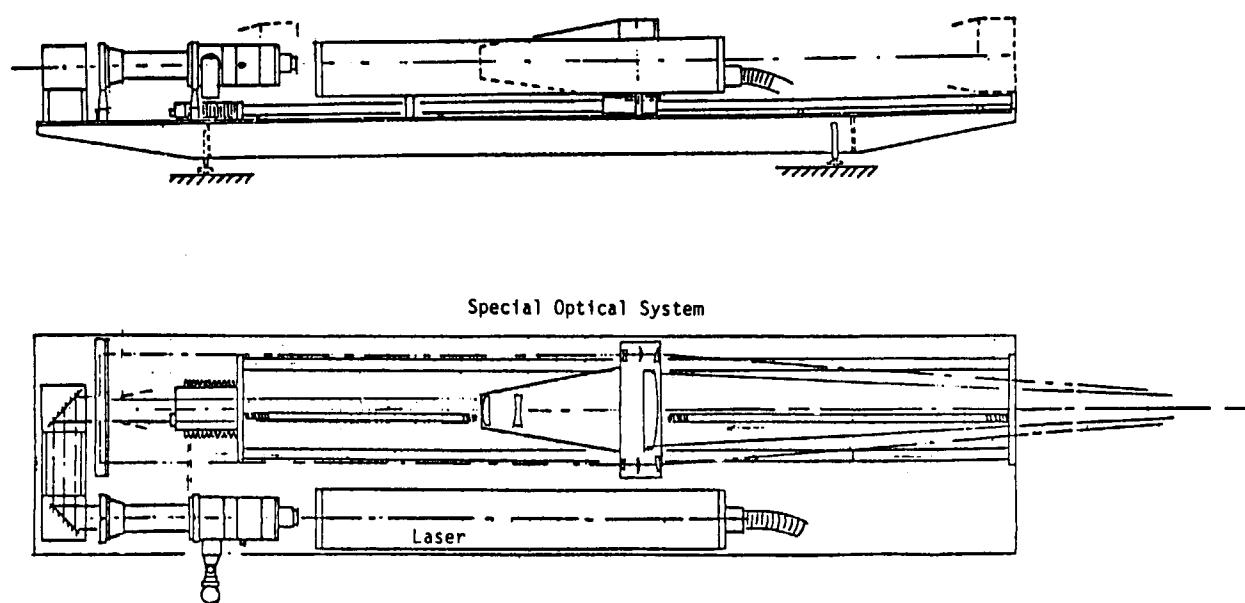


図 2.3.2.2 特殊光学系

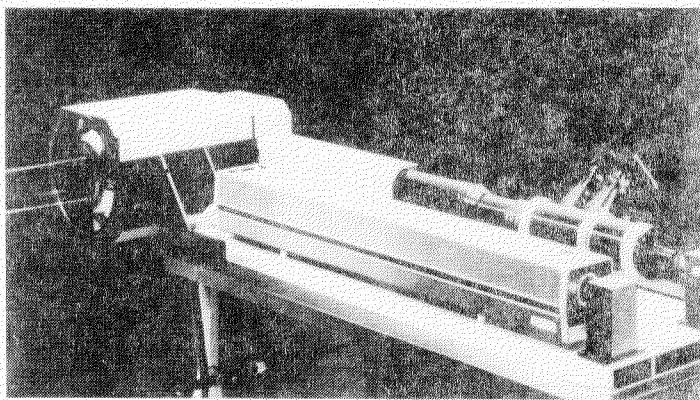


図 2.3.2.3 ズームレンズ系

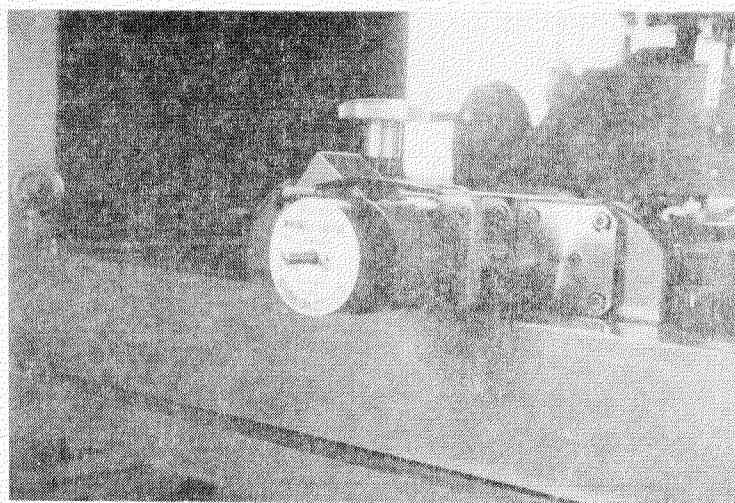


図 2.3.3.1 トランバース装置駆動部

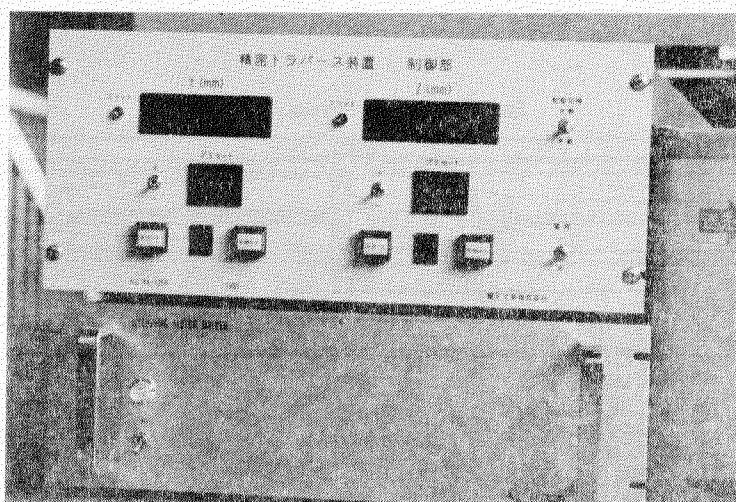


図 2.3.3.2 トランバース装置制御部

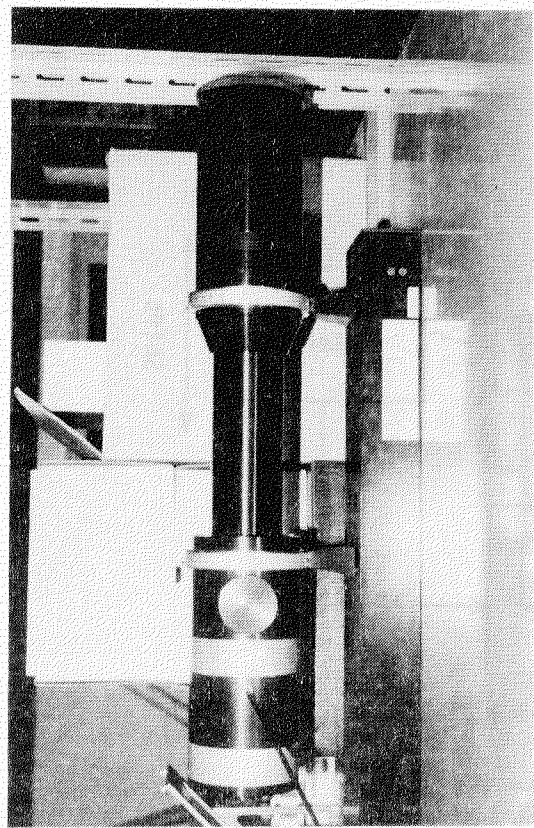


図 2.4.1 ピンホールセクション

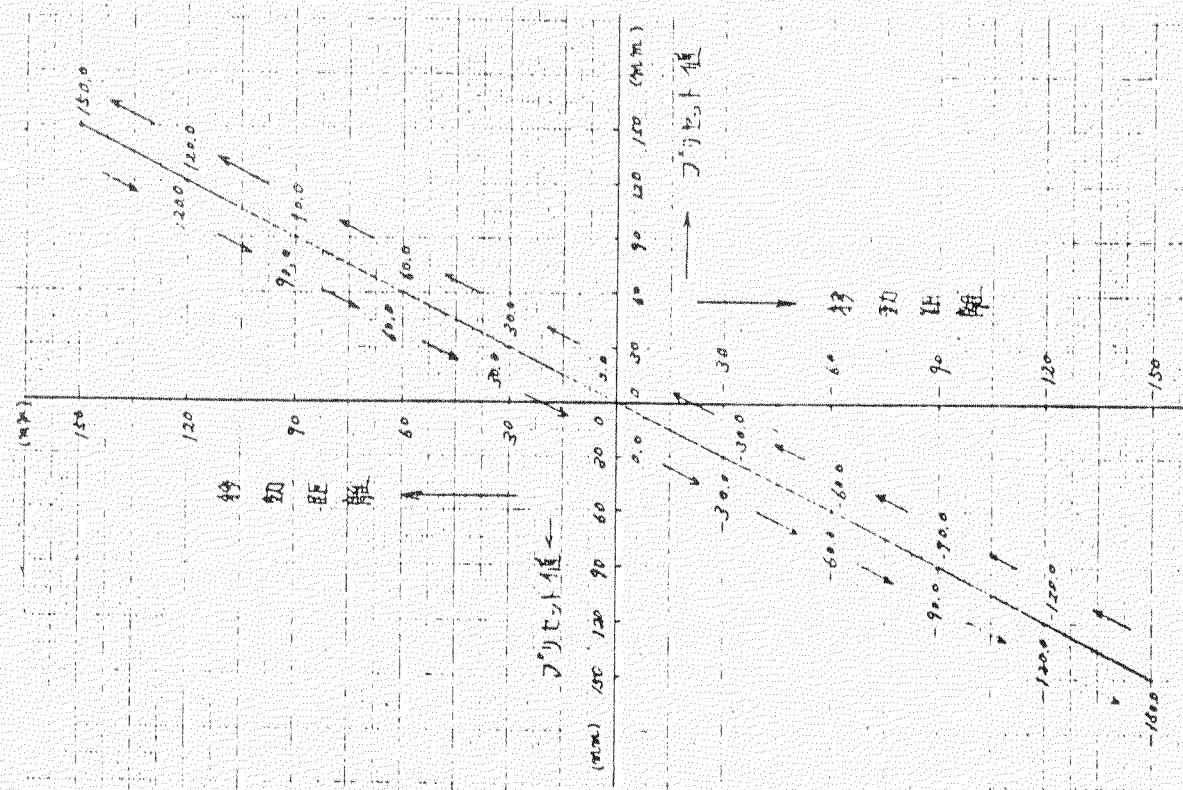


図 2.4.3 トランペース装置試験結果 (Z 成分)

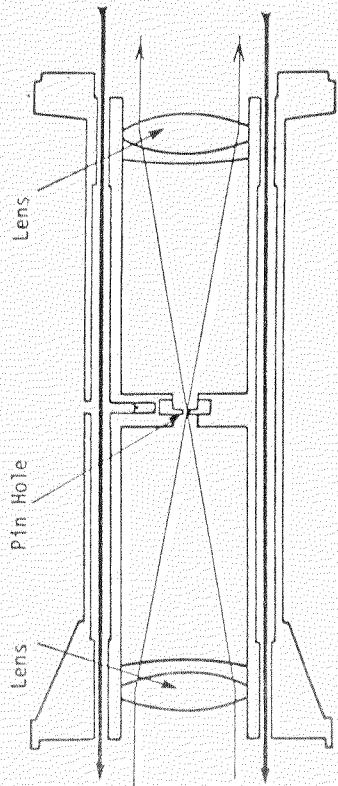


図 2.4.2 ピンホールセクションの機能

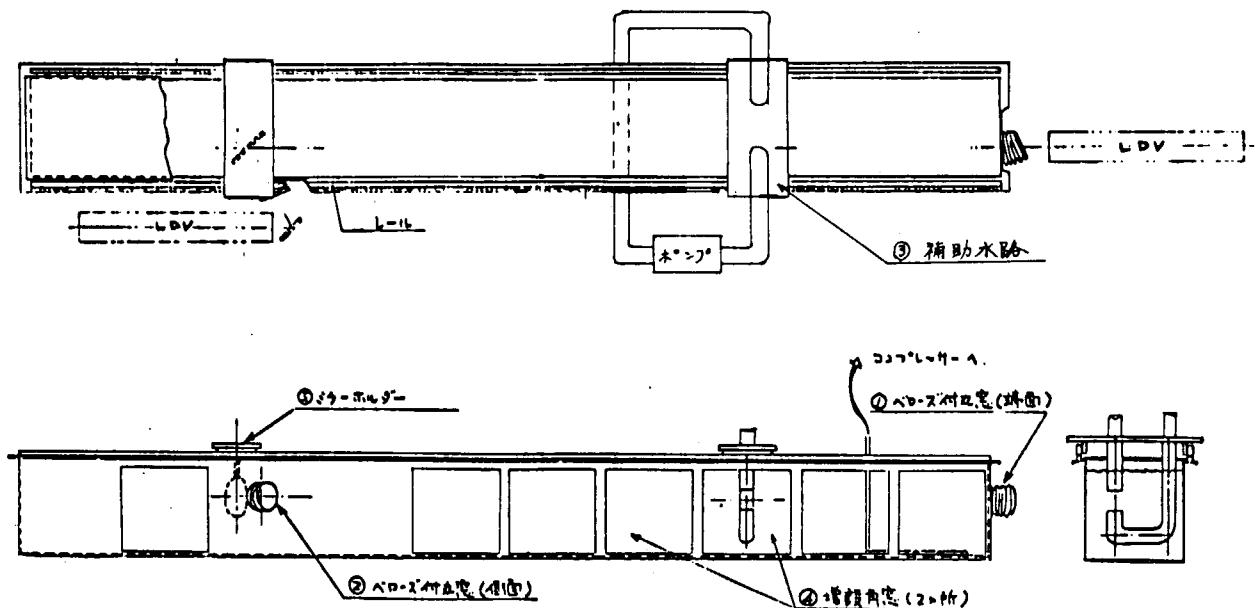


図 2.5.1 57年度実験装置概要

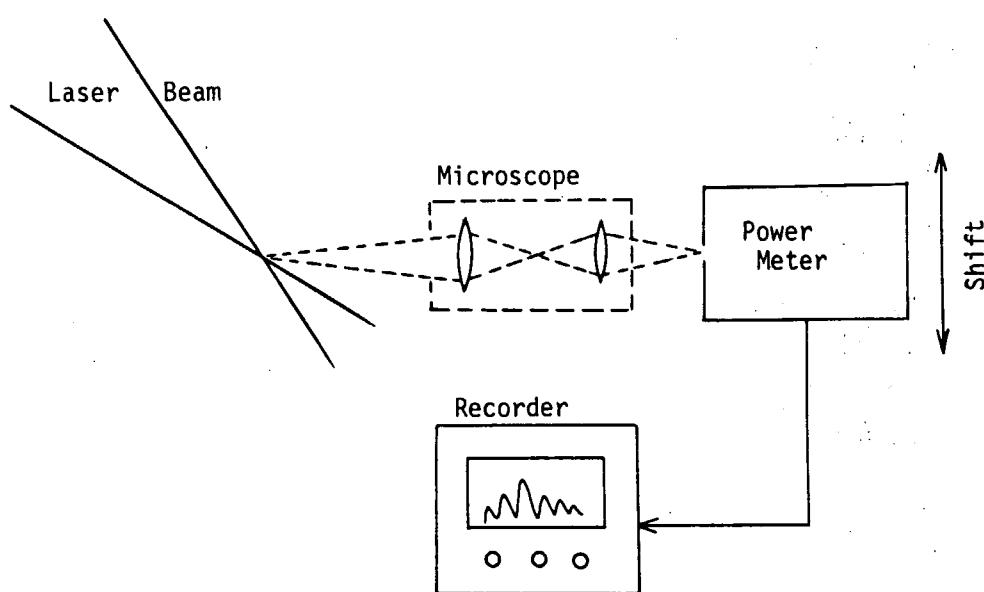


図 2.5.2 コヒーレンス度測定装置

3. プロペラフォース推定法の研究

3.1 緒 言

55年度の報告書にも述べられているように、本章における研究課題は次の2つである。

- (a) プロペラフォース推定法の精度向上
- (b) プロペラ翼形状を変化させることによる振動軽減法

上述の(a)(b)は互に密接な関連があり、本章で述べる研究結果を明確に2つに分けることは出来ないが、およそ次のようにになっている。

まず、全体の基礎となる研究として、プロペラ翼断面(MAU翼型)の数式表示をおこなった。これは55年度におこなわれたスキューラインの数式表示(55年度報告書p100)とあわせて使用すると便利である。

プロペラフォース推定法の精度向上の研究としては次の研究を行った。プロペラフォースの内、キャビテーション発生による船尾変動圧力(いわゆるサーフェスフォース)はその値が大きく、その正確な推定と軽減対策が重要である。そこで、本年度はまずプロペラ翼面に発生するキャビティボリュームの測定と理論的推定をおこなった。測定は新たに開発されたレーザー光散乱法で行ない、ピンによる計測と比較している。理論的研究としては、気泡トレース法と非定常計算法を使ってキャビティボリュームや変動圧力を計算した。また圧力分布を求めずに直接サーフェスフォースを計算出来るVorus法についても理論計算を行った。これらの計算結果は後に述べる変動圧力・変動力の測定結果と比較・検討されている。

振動軽減法の研究としては特にハイスクュープロペラを取り上げ、多方面からその振動・騒音軽減効果について調べている。まず非線形定常プロペラ揚力面計算法を用いて、ハイスクュープロペラの単独性能を計算し、スキー角による影響について理論的に調べた。さらに4翼スキー角45°の可変ピッチプロペラのシリーズ試験をおこない、展開面積比、ピッチ比、翼角等によるプロペラ単独性能の変化を詳細に調べた。また均一流中でのキャビテーション試験も行ないバケット図を作製した。

スキー角の増加による振動・騒音軽減効果を調べるために、55年度に引きつづき普通プロペラ(MP No.1, スキー角11°), 45°スキー角プロペラ(MP No.2), 60°スキー角プロペラ(MP No.5)の3個の模型プロペラを使って、船尾変動圧力、サーフェスフォース、ペアリングフォース、騒音の計測を行った。特にサーフェスフォース計測装置は本年度新たに製作されたもので、模型船舶尾にかかる変動力を直接計ることが出来る。

3.2 ハイスキュープロペラの性能計算

3.2.1 プロペラ翼断面の数式表示

MAU-Typeの翼断面の数式近似を試みた。その方法は以下のとおりである。

- (i) オフセットの Y_o (Back面)と Y_u (Face面)より平均線Mと肉厚Tを計算する。

$$M = \frac{1}{2} (Y_o + Y_u), \quad T = \frac{1}{2} (Y_o - Y_u)$$

- (ii) M, Tを下式で表わし、最小2乗法で係数 C_i ($i = 1 \sim 6$)を求める。

$$M = A + BX + X(100 - X) \sum_{i=0}^6 C_i X^i$$
$$T = \left(\frac{X}{100} \right)^e \sum_{i=0}^6 C_i X^i, \quad e = \begin{cases} 1/3, & r/R \leq 0.7 \\ 3/40, & r/R \geq 0.8 \end{cases}$$

ただし、ここに

- (イ) $A + BX$ は Nose-Tail Line で予め与える。
 (ロ) $X = 0, 100$ は各々 Leading Edge, Trailing Edge である。
 (リ) 求まった M, T より Y_o, Y_u を求める。

$$Y_o = M + T, \quad Y_u = M - T$$

求まった係数 C_i を表 3.2.1.1 に示す。また、 $T, M - A - BX, Y_o, Y_u$ について近似に使ったオフセット（日本造船技術センター常用のもの）とそれを数式近似したものと比較して図 3.2.1.1 に示す。図ではコード長さを、100 に規準化してあるが、縦軸は横軸の10倍に拡大して描いてある。また、近似度が比較的悪い点は矢印で示している。

本研究における Highly Skew のシリーズ・プロペラの模型はこの数式近似によった。

3.2.2 ハイスキュープロペラの性能計算

本年度、MAU 型ハイスキュープロペラの系統的単独性能試験、キャビテーションおよび船尾変動圧力の計測などが実施された。今後、設計図表の作成などによって、ハイスキュープロペラの設計は従来より容易かつ最適なものとなる。しかし、現状ではハイスキュープロペラの起振力、効率、翼応力などの性能と幾何形状との関係が十分解明されていない。現在、通常プロペラの流力特性の解析にはプロペラ揚力面理論が応用されているが、ハイスキュープロペラの流力特性についても通常プロペラと同様に理論解析できれば、より性能の良いハイスキュープロペラの開発設計が促進されるものと思われる。

本項では非線形定常プロペラ揚力面計算法¹⁾を用いてハイスキュープロペラの揚力面を解き、プロペラ単独性能試験結果と比較して、通常プロペラと同精度でハイスキュープロペラの単独性能を推定できるかどうかを調べた。また、ハイスキュープロペラの均一流中の性能と幾何形状の関連についても調べた。

ここに用いた非線形定常プロペラ揚力面計算法は最適標点法に分類される。しかし、従来の線形揚力面とは異なり、ハイスキュープロペラへの適用を考えて、レーキ、変動ピッチ分布を表わすことができる揚力面モデルを用いて半径方向の速度成分も含めた境界条件式を解いている。

計算対象として、昨年度、模型実験に使用した5個のプロペラ（内4個がハイスキュープロペラ）²⁾を用いた。プロペラ主要図を表 3.2.2.1 に、スキー分布を図 3.2.2.1 に、ピッチ分布を図 3.2.2.2 に示す。いずれのプロペラとも直徑、翼数、展開面積比、翼厚などは同じである。各プロペラの特徴は下記の通り。

MP №1 (C P) : MAU 型の Conventional Propeller

MP №2 (F & B 45° HSP) : Forward and Backward Skew タイプの 45° ハイスキュープロペラ

MP №3 (F & B 45° HSP, Decrease Pitch) : MP №2 のピッチ分布を Decrease としたもの

MP №4 (B 45° HSP) : Backward Skew タイプの 45° ハイスキュープロペラ

MP №5 (F & B 60° HSP) : MP №2 のスキーを 60° に増したもの

数値計算はプロペラ設計点付近の $J = 0.473$ で、標点数を 11 (半径方向) × 7 (翼弦方向)、揚力係数勾配修正係数を $C_R = 0.975$ 、粘性抗力係数を $C_D = 0.006$ として行なった。

計算結果を 図 3.2.2.3 (a)～図 3.2.2.8 に示す。各図の概要は下記の通り。

図 3.2.2.3 (a), 3.2.2.3 (b) : ($\pi D V_a$) で割って無次元化した循環 (Γ) の半径方向分布形
 (D : プロペラ直徑, V_a : プロペラ前進速度)

図 3.2.2.4 (a), 3.2.2.4 (b) : V_a で割って無次元化した Glauert 関数 (揚力面の解) の半径方向分布形
 (零次の項 : τ_0 は有効迎角に、一次の項 : τ_1 は有効キャンバーに対応している。)

図 3.2.2.5 (a), 3.2.2.5 (b) : プロペラ誘導速度の半径方向分布形
 (W_x : 軸方向成分、後流方向が正、W_r : 半径方向成分、外向きが正、W_θ =

円周方向成分、逆回転方向が正。翼弦方向には循環密度を用いて荷重平均した値である。)

図 3.2.2.6(a), 3.2.2.6(b) : 0.741R でのプロペラ誘導速度の翼弦方向分布形

図 3.2.2.7 : 各速度成分の項に分けて表わしたスラスト係数 K_T とトルク係数 K_Q のポテンシャル成分
($K_{TO}(2\pi n_R)$: 回転角速度成分, $K_{QO}(V_a)$: プロペラ前進速度成分
 $K_{TO}(W_\theta)$: 円周方向誘導速度成分, $K_{QO}(W_x)$: 軸方向誘導速度成分
 $K_{TO}(W_r)$: 半径方向誘導速度成分, $K_{QO}(W_r)$: 半径方向誘導速度成分)

図 3.2.2.8 : プロペラ単独性能の計算値と実験値の比較
(η_0 : プロペラ単独効率)

計算結果ではハイスクュープロペラの均一流中の性能と幾何形状との関係について次の傾向が見られた。

(i) スキュ一角の影響について

レーキを除いてその他の要目は同じでスキュ一角を大きくした場合、次の傾向がみられる。(MP No 1, 2, 5 の比較)

- 循環の値が小さくなる。
- K_T , K_Q , η_0 とも少し減少する。
- 翼先端側で有効迎角が増し、有効キャンバーが減少する。
- W_x が翼中央部で少し増し、 W_r は内向きの傾向が少し弱くなり、 W_θ はほとんど変らない。
- $K_{TO}(2\pi n_R)$, $K_{QO}(V_a)$ は少し減少し、 $K_{TO}(W_r)$, $K_{QO}(W_r)$ は逆に少し大きくなる。

(ii) スキュー分布の影響について

レーキを除いてその他の要目は同じでスキュー分布を Forward and Backward タイプから Backward タイプに変更した場合、次の傾向がみられる。

(MP No 2, 4 の比較)

- 循環のピークが少し翼先端方向に移る。
- K_T , K_Q , η_0 ともほとんど変らない。
- 翼根および翼先端側で有効迎角が少し減少し、有効キャンバーが少し増す。
- W_x が翼根および翼先端側で少し増し、 W_r は内向きの傾向が少し弱くなり、 W_θ はほとんど変らない。
- $K_{TO}(2\pi n_R)$, $K_{QO}(V_a)$ は少し増し、 $K_{TO}(W_r)$, $K_{QO}(W_r)$ は逆に少し減少する。

(iii) ピッチ分布の影響について

その他の要目は同じでピッチ分布を Constant から Decrease (平均に対する翼先端のピッチの比 : 0.886) に変更した場合、次の傾向がみられる。(MP No 2, 3 の比較)

- 循環、有効迎角、 W_x , W_θ の大小はピッチの大小に比例する。

W_r はほとんど変らない。有効キャンバーは若干ピッチの大小に反比例している。

- この程度のピッチの変化ではプロペラ単独性能はほとんど変らない。

プロペラ単独性能試験は日本造船技術センター（すべてのプロペラについて実施）と船舶技術研究所（MP No 1 と 2 について実施）の 2ヶ所でおこなわれている。

結果を計算と比較して図 3.2.2.8 に示すが、各プロペラの単独性能の差は小さい。日本造船技術センターの結果では MP No 1 の K_T , K_Q が MP No 2 の値より小さいのに対して、船舶技術研究所では逆の結果となっている。これは単独性能の差が小さいので、模型実験によってもその差をとらえることがむずかしいためと思われる。

計算値との比較では、粘性影響を通常プロペラと同様な取扱いで処理しているにもかかわらず、全体的に、計算値と実験値が良く一致している。 η_0 の計算値と実験値の差が少し大きいように見えるが、これは η_0 の縦軸を少

し広げているためである。今後、比較例を増す必要があるが、ハイスクュープロペラについても単独性能のような巨視的な流力特性については、プロペラ揚力面理論により通常プロペラと同程度の精度で推定できるものと思われる。

参 考 文 献

- 1) 山崎正三郎：非線形定常プロペラ揚力面の数値解法とその応用例、西部造船会々報、第62号（1981）
- 2) 日本造船研究協会第183研究部会：船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究、資料No.342（1981）

3.3 ハイスキュープロペラのシリーズ試験

3.3.1 プロペラ単独試験

(i) 模型プロペラおよび単独試験

シリーズ試験に使用した模型プロペラは、表3.3.1.1^{*}にかかげるような主要目をもつアルミニウム合金製のもので、直徑はいずれも250mm、展開面積比は、0.40と0.55の2種である。

単独試験は、それぞれの基準ピッチ比について、表3.3.1.2の設定角について実施した。試験時の模型プロペラの回転数は約11Hz、没水深度は0.25m ($D = 1.0$) で $n D^2 / \nu$ で表わしたレイノルズ数は、約 $6.13 \times 10^5 \sim 6.44 \times 10^5$ である。試験は日本造船技術センター自白水槽常用の方法で行なった。

単独試験による計測値のうち、スラストについては谷口氏の方法¹⁾によりボスの抵抗にもとづく修正を行なった。

(ii) 試験結果

上記の試験結果を、 $J - K_T$, K_Q , η_0 カーブの形でまとめて図3.3.1.1～図3.3.1.6に示した。また、この図面から読みとった主要な J の値における K_T , K_Q および η_0 の値を表3.3.1.3～表3.3.1.8にかけた。これらの図表中における記号の定義は、次のとおりである。

$$\begin{aligned} \text{前進係数} \quad J &= V_A / n_D \\ \text{スラスト係数} \quad K_T &= T / \rho n^2 D^4 \\ \text{トルク係数} \quad K_Q &= Q / \rho n^2 D^5 \\ \text{プロペラ単独効率} \quad \eta_0 &= T V_A / 2 \pi n Q \end{aligned}$$

ここに、 V_A ：プロペラの前進速度 (m/sec), n ：プロペラの毎秒回転数, D ：プロペラの直徑 (m), T ：スラスト (kg), Q ：トルク (kg·m), ρ ：流体の密度 (kg·sec²/m⁴) である。

3.3.2 キャビテーション試験

(i) 模型プロペラおよび試験状態

前項のプロペラ単独試験に引き続き、表3.3.1.1のMP No.2206およびMP No.2209について、翼角0°における均一流中のキャビテーション試験を実施した。試験状態を表3.3.2.1に示す。

(ii) 試験結果

上記の試験結果を、 $\sigma_N - J$, K_T , K_Q カーブで表わしたキャビテーション・バケット図の形にまとめて、図3.3.2.1～図3.3.2.3に示した。なお、バケット図中の記号の意味は、表3.3.2.2のとおりである。

これらの図から σ_N の低下に伴なうキャビテーションの発生状態についてMP No.2206と2209を比較すると、0.8Rのシート・キャビテーションを除いては、MP No.2209が早く発生する。しかし、その発生面積比はMP No.2209の方がやや小さい。

* 第183研究部会昭和55年度報告書第3章第3節第5項(3.3.5)で掲載されているものを再掲した。

また、TVC, SC 0.8R およびSC 0.7R の背面側キャビテーションのスケッチ図から翼面積に対するキャビテーション発生面積（ただし翼面上のみ）の割合を求め、これをJと σ_N をベースにプロットした。この結果を図3.3.2.4 および図3.3.2.5 に示す。さらに今回の試験から得られたこれらの結果を、パリルのキャビテーション判定図表により調べると、ハイスクュープロペラは、在来形プロペラに比較してキャビテーションに対して有利であることがわかった。

参 考 文 献

- 1) 谷口 中：「単独推進器の研究（ボス比の影響）」西部造船会会報第3号 昭和26年9月

3.4 ハイスキュープロペラによる起振力軽減

3.4.1 ベアリング・フォース、サーフェス・フォースおよび船尾変動圧力の計測

(i) 模型船および模型プロペラ

供試模型船は、昨年度の試験（第183研究部会昭和55年度報告書第3章第2節「幅広浅吃水船（SR171）抵抗・自航試験及び伴流計測」参照）に使用した模型船の深さおよび船尾付近の線図を同一に保ちつつ長さと幅を半分にしたダミー・モデルで、その船体線図を図3.4.1.1に示す。ダミー・モデルはパラフィン製で、後述の予め与えられた伴流分布にダミー・モデルのそれを合わせるため船体表面の一部にワイヤ・メッシュを貼り付けた。

模型プロペラもまた昨年度の試験に使用した模型プロペラのうちつぎの3個を使用した。すなわちMP No.1（在来形プロペラ）MP No.2（45°ハイスクュープロペラ）およびMP No.5（60°ハイスクュープロペラ）である。

(ii) 試験状態および試験の種類

試験は日本造船技術センター減圧回流水槽で行なった。本試験では、制波のためダミー・モデルの船首から船尾端より19cm前方の所まで水面を板で被った。また喫水は、満載状態に対応するもので、静止時におけるプロペラ没水深度とプロペラ直径の比 L/D は 0.927 である。

試験状態はつぎのとおりである。

(1) Full MCR $K_T = 0.137$ $\sigma_N = 1.649$ および大気圧状態

(2) Ballast MCR $K_T = 0.129$ $\sigma_N = 1.443$ "

ここで模型プロペラ回転数は、前記の K_T を満足するように選定しなければならない。このため後述する各種試験に先立ち、ダミー・モデルにおいてプロペラ回転数を変化させてそのときのスラスト、トルクを計測し、これより $n \sim K_T$ カーブを基にしてプロペラ回転数を決定した。その結果を図3.4.1.2に示す。

前記試験状態により実施した試験の種類は、つぎのとおりである。

(1) ベアリング・フォースの計測

(2) サーフェス・フォースの計測

(3) 船尾変動圧力の計測

(4) キャビテーションの観察

(iii) 伴流分布

伴流分布は、昨年度実施したSR171C船型の模型船伴流分布のうちプロペラ軸方向の流れを笠島氏の方法¹⁾により実船伴流分布に修正し、これをSimulateして行なった。図3.4.1.3に同氏の方法により求めた実船推定伴流と、減圧回流水槽内のダミー・モデルにより再現された伴流分布の一例を示す。

(iv) 試験結果

(1) ベアリング・フォース

ベアリング・フォース計測装置については、昨年度本部会報告書に、また計測法については参考文献2)に

詳細に報告されているので、ここでは省略する。また模型試験により得られたデーターの解析は、参考文献3)の方法により行なった。

解析に使用した座標系を図3.4.1.4に示す。次に信号強化された回転中の各成分の変動波形の一例として、Full MCR キャビテーション状態のものを図3.4.1.5～図3.4.1.7に示す。これらの図中の記号は、図3.4.1.4に示すとおりで、 F_y および F_z は F_p と F_q から、 M_y および M_z は M_p と M_q からそれぞれ合成されたものである。またペアリング・フォースの変動片振幅の周波数解析結果を図3.4.1.8～図3.4.1.11に示す。これらの結果から次のことがわかる。

- (a) 定常力についてキャビテーション状態における6分力と大気圧状態における6分力をそれぞれ比較すると両状態では大差はない。したがってペアリング・フォースは、プロペラがキャビテーション状態となつてもあまり変化していない。
- (b) 非定常力は、Blade Frequency $k=1$ 次の成分が卓越している。 F_y , F_z , M_y および M_z では次に、 $k=2$ 次の成分が大きく、これ以外の次数はきわめて小さい。しかし F_x は回転数の1次の成分が、4次の成分の次に大きく、 M_x では $k=2$ 次の成分がきわめて小さく F_y , F_z , M_y および M_z とはその傾向が異なっていることがわかる。

さらに Blade Frequency $k=1$ 次および2次の成分について、その変動片振幅を無次元値の形で図3.4.1.12および図3.4.1.13に示した。これらの結果から F_x (スラスト) および M_x (トルク) を除いた $k=1$ 次の成分について各プロペラのペアリング・フォースの大きさを比較すると、45°スキュープロペラは、在来形プロペラに比べてサイド・フォース (F_y , F_z) は $\frac{1}{3} \sim \frac{1}{4}$ 、ベンディング・モーメント (M_y , M_z) は $\frac{3}{4} \sim \frac{4}{5}$ に、60°スキュープロペラは在来形プロペラに比べてサイド・フォースは $\frac{1}{2} \sim \frac{1}{3}$ 、ベンディング・モーメントは $\frac{1}{2} \sim \frac{1}{5}$ になっており、ペアリング・フォースの軽減に対してスキーが有効であることが示されている。

次に在来形プロペラの Full MCR 大気圧状態について、参考のため非定常揚力面理論プログラム⁴⁾により計算を行なった。その結果を表3.4.1.1に示す。これらの結果から計算値と実験値を比較すると当然のことながら定常力の F_x (スラスト) がよく合っている。次に M_x (トルク) が比較的よい一致を示しているが、 F_x および M_x 以外の4分力については計算値と実験値は合っていない。

(2) サーフェス・フォース

(a) 計測装置

計測装置は、昨年度検討した設計方針にもとづいて本年度製作したもので、おもな仕様を以下に示す。

(イ) 構成

4分力検出器	1台
前置増幅器 (4ch)	1組
2次較正箱 (4ch)	1組
ケーブルおよび附属品	1式

(ロ) 各部仕様

4分力検出器

大きさ	外径 146 φ × 高さ 80 mm (防水密閉構造)
定格負荷	$F_y = 2 \text{ kg}$, $F_z = 5 \text{ kg}$, $M_x = 10 \text{ kg-cm}$, $M_y = 10 \text{ kg-cm}$
定格出力	各分力共 約 $70 \times 10^{-6} \text{ V}$
非直線性	" ± 1 %
ヒステリシス	" ± 1 %
固有振動数	負荷重量 1.0 kg (空中)において

$F_y = 660 \text{ Hz}$, $F_z = 1.6 \text{ KHz}$, $M_x = 1.6 \text{ KHz}$, $M_y = 1.5 \text{ KHz}$

計測状態（水中）において、約 350 Hz

前置増巾器

素子数	4 ch
増巾率	約 200 倍
出力電流	最大 2 mA
非直線性	0.01% FS
電気的ノイズ	Direct にて 3 $\mu\text{Vp-p}$ 以内

2 次較正箱

2 次較正器	4 ch
ゼロ "	4 ch
ゲイン "	4 ch(ゲイン最大約15倍)
出力	電圧: ±10V, 電流: 合計最大 10 mA
ゲージ印加電圧用電源	電圧: ±5 VDC (計 10V), 電流: 180 mA
前置増巾器用電源	電圧: ±15 VDC, 電流: 100 mA

4 分力検出器と 2 次較正箱の写真を図 3.4.1.14 に、全体ブロック図を図 3.4.1.15 にそれぞれ示す。

(b) 計測法

図 3.4.1.16 に示すような 4 分力検出器にプロペラチップ直上部分の船尾ブロック（平面寸法： 250 mm × 141 mm）を取り付けたものをダミー・モデルにはめ込み、この船尾ブロック表面に作用する力とモーメントを計測した。なお計測用船尾ブロックをダミー・モデルにはめ込んだときのダミー・モデルと船尾ブロックのスキ間は約 15 mm で、はめ込んだ状態を図 3.4.1.17 に示す。

(c) 計測結果

計測結果の解析に使用した座標系を図 3.4.1.18 に示す。Full MCR キャビテーション状態における計測波形を信号強化して図 3.4.1.19～図 3.4.1.21 に示す。また、変動片振幅の周波数解析結果を図 3.4.1.22～図 3.4.1.23 に示す。同図から 4 分力について見ると

F_y Full では在来形プロペラは Blade Frequency $k = 2$ 次の成分が卓越し、さらに $k = 3$ 次の方が 1 次の値より大きい。ハイスクュープロペラでは $k = 1$ 次がもっとも大きく、次に 3 次の値が大きい。Ballast では各プロペラとも $k = 1$ 次～3 次までが大きな値を示している。

F_z k が大きくなるに従い減衰している。

M_x $k = 1$ 次と同様に 2 次も卓越しており、Ballast では 2 次の方が 1 次より大きい。また在来形プロペラは $k = 3$ 次が 1 次の約 $1/3$ ～ $1/4$ の値を示している。

M_y $k = 1$ 次が卓越しておりそれ以外はきわめて小さい。

さらに $k = 1$ 次および 2 次の無次元値を図 3.4.1.24 に示した。同図から $k = 1$ 次について見ると、ハイスクュープロペラは、Full の KF_y を除いて在来形プロペラより低い値を示しており、とくに 60° スキュープロペラでは、それが顕著である。

なお、非キャビテーション状態における計測結果は、 $k = 1$ 次について見ると、 F_y はキャビテーション状態の計測値の約 $1/2$ ～ $1/3$ 、同じく F_z は $1/8$ ～ $1/25$ 、 M_x は約 $1/3$ 、 M_y は約 $1/5$ ～ $1/15$ であった。

推定式との比較

在来形プロペラについて、文献 5) の方法により Full MCR における実船のサーフェス・フォースを推定し、今回の計測結果のうち F_z 成分の $k = 1$ 次の値と比較した結果を表 3.4.1.2 に示す。同表の結果か

ら推定式による計算結果の無次元値と計測値のそれを比較すると、キャビテーション状態では約13%，非キャビテーション状態では約22%といずれも計測値の方が大きくなっているが、両者はかなりよい一致を示していると言えよう。

(3) 船尾変動圧力

船尾変動圧力は、前述のペアリング・フォースの計測と同時に計測した。これには図3.4.1.25に示すように船体プロペラチップ直上附近に埋め込んだ圧力変換器（ST研究所製PM-6，10箇）12個により計測した。ここでチップクリアランスは0.31D_Pである。

プロペラチップ直上近傍に埋め込んだ圧力変換器No.4におけるキャビテーション状態の信号強化した波形を図3.4.1.26～図3.4.1.28に、変動片振幅の周波数解析結果を図3.4.1.29にそれぞれ示す。図3.4.1.29に見られるようにBlade Frequency k=1次および2次成分以外はきわめて小さいので、この2つの成分について検討した。変動片振幅の1次および2次成分の無次元値を図3.4.1.30～図3.4.1.31に、その位相角を図3.4.1.32～33に示す。

ここで、さきにキャビテーション・トンネルで実施した不均一流中のキャビテーション試験におけるプロペラ変動圧力のうち、Full MCRキャビテーション状態のk=1次の無次元値K_{P4}と、今回のダミー・モデル後のK_{P4}について、船の幅方向における最大値K_{P4 max}について両者の値を比較すると、図3.4.1.34のとおりである。両者を比較すると、ダミー・モデル後のK_{P4}の方がかなり大きいことがわかる。このおもな原因としてキャビテーション・トンネルと減圧回流水槽における流れ場の相違が考えられる。すなわち、キャビテーション・トンネルでは模型船伴流をワイヤ・メッシュによりSimulateした2次元流で、センサーは平板に取付けられている。一方減圧回流水槽では実船推定伴流をダミー・モデルによりSimulateした3次元流で、センサーはダミー・モデルに取付けられている。またワイヤ・メッシュ後の流れと、ダミー・モデル後の流れとでは、流れの乱れの構造が相違していること、試験時の模型プロペラ回転数が相違していること等も影響していると思われる。以上のように種々の原因が考えられるが、今後さらに詳細な検討が必要である。

計測された船尾変動圧力から積分範囲をサーフェス・フォース計測装置の取付部の範囲で積分して、力としてのサーフェス・フォースを求め前項(2)のサーフェス・フォース計測における4分力中のF_zと比較した。なお計算は、Full MCRキャビテーション状態のk=1次の成分(K_{P4})について行なった。計算に際して位相角については、図3.4.1.32のとおり各センサー間における差が小さいので、今回は位相角を考慮しないで計算を行なった。計算結果はつきのとおりである。

	M.P No.1 (c.p.)	No.2 (H.S.P. $\theta_s = 45^\circ$)	No.5 (H.S.P. $\theta_s = 60^\circ$)
船尾変動圧を積分したもの	2.96 kg	1.60 kg	0.74 kg
直接計測によるもの	2.09 "	1.75 "	0.88 "

以上の結果から両者を比較すると、在来形プロペラでは船尾変動圧を積分したものの方が約42%大きく、45°スキュープロペラでは約9%，60°スキュープロペラでは約19%小さい。しかしいずれの方法によっても、ハイスキュープロペラはサーフェス・フォースの減少に効果のあることがわかる。

(4) キャビテーションの観察

減圧回流水槽におけるキャビテーションの観察結果は、各プロペラとも翼の正面側にはキャビテーションの発生は見られず、いずれも背面側にキャビテーションが発生した。観察結果をスケッチ図として図3.4.1.35～図3.4.1.40に示す。

これらのスケッチ図から各プロペラとも発生するキャビテーションのパターンはいずれもシート・キャビテーションであり、その発生範囲が最大となる翼角度は20°～45°であることがわかる。しかしキャビテーション

トンネルにおける試験と比較すると、同じシートキャビテーションでもその発生は不安定であった。またFullとBallastにおけるキャビテーションの発生範囲を比較すると在来形プロペラ（M.P.No 1）では両者の差が明確に出ており、ハイスキュープロペラになるとその差が小さくなり、とくに 60° スキュープロペラ（M.P.No 5）では両者の発生範囲はほぼ等しくなっている。

参 考 文 献

- 1) 笹島秀雄他：「肥大船の伴流分布」造船学会論文集第120号、昭和41年12月
- 2) 日本造船技術センター：「自由表面のキャビテーション現象に及ぼす影響に関する研究報告書」昭和56年3月
- 3) 松葉 順他：「4, 5, 6翼模型プロペラに対するペアリング・フォースの計測例」日本造船技術センター技報、第9号、昭和56年11月
- 4) 船舶技術研究所：「船舶用プロペラ特性の計算プログラム（その2）」昭和49年10月
- 5) 高橋 暉：“Estimation of Surface Force Induced by Propeller”, Naval Architecture and Ocean Engineering, vol. 15, 日本造船学会, 1977

3.4.2 キャビティ・ボリュームおよび船尾変動圧力計測

(i) 試験の概要

本試験では、幅広浅吃水船（SR 171C 船型；5.6241 m）の伴流分布をシミュレートしたワイヤー・メッシュ後方の軸方向不均一流中と模型船後方の3次元不均一流中において、模型プロペラ（MP-1, 2, 5）に発生したキャビティ・ボリュームの計測がなされた。これとともにキャビティ・ボリュームと密接な関係のある船尾変動圧力も計測された。

(ii) ワイヤー・メッシュ後流における平板での変動圧力計測

(1) 試験の実施

キャビティ・ボリュームの計測に先立ち、船舶技術研究所の大型キャビテーション試験水槽第1測定部（750 mm φ）においてキャビテーション試験と平板での変動圧力計測を行った。キャビテーション試験は、前年度造船技術センターの曳航水槽において計測された伴流分布をワイヤー・メッシュと図3.4.2.1に示すダミー・プレートによりシミュレートした伴流分布中で行われた。これを図3.4.2.2に示す。この伴流分布は平板がない時の伴流分布である。

(2) 供試模型および試験状態

供試模型は前年度造船技術センターにおいて製作されたスキーを変化させた3種類のプロペラすなわち 11° スキー（MP No 1 ; MP No 2197）、 45° スキー（MP No 2 ; MP No 2198）、 60° スキー（MP No 5, MP No 2201）のものであり、その要目は表3.2.2.1に示されている。本プロペラの単独性能試験結果は前年度報告書の図3.3.2.12に示されている。試験状態を表3.4.2.1に示す。プロペラ回転数nは満載状態において3.4.1節および3.5章の試験に合わせ、流速は K_T 一致法により決定されている。空気含有率はキャビテーション発生のIntermittency を出来るだけさけるためかなり大き目（ $a/a_s \approx 0.7$ ）にしている。

(3) キャビテーション観測

3種類のプロペラの各試験状態におけるキャビテーション観測の結果を図3.4.2.3～6に示す。今回の試験では空気含有率が大きいにもかかわらず、特にMP-1に関してIntermittency が大きかったのでMP-1模型プロペラの前縁に粗さ（カーボランダム；#220）を付けて試験が行われた。粗さを付けるとキャビテーションパターンはあまり変わらないが、キャビティの表面が荒れ、キャビテーションの発生範囲も若干広がる。キャビテーションのパターンは本伴流分布においても、明瞭なクラウド・キャビテーションとその

前方にちぎれたシート・キャビテーションが見られ、後縁側に向かって消滅しておりエロージョンの発生の危険性が充分予測される¹⁾。一方、MP No.2および5は消滅の様子は同様な傾向が見られるが、顕著なクラウド・キャビテーションは見られなかった。

(4) 平板による変動圧力計測

変動圧力計測はプロペラ上方の平板²⁾に11個の圧力計 (1 kg/cm^2 , 14 KHz)を図3.4.2.1に示される様に配置して行った。チップクリアランス Z_t は0.31Dである。計測は、非キャビテーション状態とキャビテーション状態について行い、変動圧力波形はF.F.T.により解析した。図3.4.2.7～9に各試験状態における3種類のプロペラのキャビテーションにより誘起された変動圧力の単振幅の解析結果を示す。 K_{P4} はBlade Frequencyの一次成分、 K_{P8} はその2次成分であり、単振幅を $\rho n^2 D^2$ で無次元化したものである。一次成分についてハイスクューの効果を見ると、キャビテーション状態において(図3.4.2.8参照)MP-2プロペラ(45° スキー)とMP-5プロペラ(60° スキー)は通常型であるMP-1プロペラ(11° スキー)と比べてそれぞれ約 $\frac{2}{3}$ と $\frac{1}{3}$ になっている。振幅が最大となる位置は満載状態においてかなり右舷にも振幅の大きい領域が存在した。また、非キャビテーション状態でもスキーの効果が見られた。(図3.4.2.7参照) 2次成分に関しては、満載状態においてMP-5プロペラとMP-2プロペラとの関係が逆転している。図3.4.2.10にキャビテーション状態における変動圧力のPeak-to-Peakの値の $\frac{1}{2}$ を $\rho n^2 D^2$ で無次元化した値 \bar{K}_P を示す。2種類のハイスクュー・プロペラの変動圧力の振幅 \bar{K}_P は通常プロペラと比較して大幅に減少しているが、MP-5プロペラはMP-2と比べて振幅 \bar{K}_P がそれほど減少しない様に思われる。本試験では模型プロペラの前縁に粗さを付けて変動圧力の計測を行った。そのためキャビテーションの発生範囲が若干大きくなつたが、変動圧力振幅に関して大きな差が見られなかった。

(iii) ワイヤ・メッシュ後流におけるキャビティ・ボリューム計測

(1) 試験の実施

船尾変動圧力とキャビティ・ボリュームとは密接な関係があることは良く知られている。このため、不均一流中での模型プロペラに発生するキャビティ・ボリュームの計測がなされた。従来、計測法としてはキャビティをステレオ写真に撮り、図化機により解析する方法³⁾と、プロペラ翼面上にピンをたてて、キャビティの厚みを測る方法⁴⁾が用いられてきたが、本研究では船舶技術研究所において開発されたレーザ光がキャビティ表面上で散乱する性質を利用した方法⁵⁾(以下、レーザ光散乱法という。)によりキャビティの厚みを計測した。また、同時に参考のためピンによる計測も行った。

(2) キャビティ・ボリュームの計測法

レーザ光散乱法によるキャビティ・ボリュームの計測システムと原理図をそれぞれ図3.4.2.11および12に示す。レーザ光源としては、15mWのHe-Neレーザを用い、レーザ光の散乱点をプロペラ翼面上およびキャビティの表面上に固定するため、レーザ光を音響光学変調器によりプロペラ回転に同期させて当てた。計測手順としては、まず非キャビテーション状態において予め計算された点にレーザ光をあて、この点を通るピッチ面に対する法線をみこむ平面(x-z平面となす角 ϵ^*)を計算し、この面を見通すことができる様、治具をセットする。キャビテーションの発生によりレーザ光の散乱点が移動するが、LDV用トラバース装置をx, y平面と δ^* なる角度で、キャビティ表面上の光点が与えられた副法線と一致するまで、x方向に移動させる。この移動量 Δx から、キャビティの厚み τ を計算する。 ϵ^* , δ^* , τ は以下の式で与えられる⁵⁾

$$\tan \epsilon^* = \tan \epsilon \cdot \cos(\theta + \theta) - \tan \varphi \cdot \sin(\theta + \theta)$$

$$\tan \delta^* = \tan \epsilon \cdot \sin(\theta + \theta) + \tan \varphi \cdot \cos(\theta + \theta)$$

$$\tau = \Delta x \cdot \sqrt{1 + \tan^2 \epsilon(r) + \tan^2 \varphi}$$

但し、 ϵ は与えられた点のプロペラの幾何学的ピッチ角、 φ はレーキ角であり、 θ はプロペラ角度位置、 θ

は、翼面上のG.L.からの位置を表わす。

本計測法の特長は次のとおりである。まず長所として、

- (1) ピンによる計測と異なり、プロペラ表面流やキャビティの発生状況を変えることなく、キャビティの厚み、即ちボリュームを計測できる。
- (2) 計測および解析方法がステレオ写真による方法と比較して、精度が良く（平均±0.3 mm以下）、簡単であるばかりでなく、解析時間がかなり短かい。
- (3) 計測関係の機器が廉価である。キャビテーション水槽ではレーザ光は15mWで充分であり、この他プロペラの回転に同期させるシャッターが主なものである。

一方、短所としては

- (1) 計測時間がかかり、多点計測を行いにくい。これは非キャビテーション状態からキャビテーション状態にするのに要する時間が殆んどである。
- (2) 主法線方向の散乱光を利用して計測しているので、通常型プロペラに発生する様な表面がきれいな膜状のシート・キャビテーションに対しては、散乱光が得にくいので翼面に粗さを付けるなどの工夫を行う必要がある。

(3) キャビティ・ボリュームの計測結果

上記の方法により、通常型プロペラと2種類のハイスクュー・プロペラに発生したキャビティ厚みの計測を行った。これを図3.4.2.13～15に示す。キャビティ厚みのコード方向の形状は橢円形の様な単純な形状ではなく、2つコブ形も多く、また翼端近くではチップボルテックスの影響を強く受けた形状となっている。参考のため図中にピンの方法による計測値を示した。翼端のスーパー・キャビテーション状態になった領域では、ピンによる計測値はレーザ光散乱法による計測値と良い一致を示すが、前縁側ではピンのStagnation効果などによって薄目の値を与える。上記のキャビティ厚み分布を積分して求めたプロペラ回転角度位置毎のキャビティ・ボリュームの変化を図3.4.2.16に示す。体積が最大となる位置の位相はプロペラのスクューが大きくなるにつれて遅れる傾向が見られ、ボリュームの総量も小さく、ボリュームの変化もやや緩やかな様である。このことは、変動圧力計測値がスクューが大きくなるにつれて小さくなる傾向を説明していると言える。

(iv) 模型船船後における船尾変動圧力計測

(1) 試験の実験

キャビティ・ボリュームおよび船尾変動圧力計測が、船舶技術研究所の大型キャビテーション試験水槽第2測定部(8 m × 2 m × 0.88 m)において、模型船船後(SR171C船型)で行われた。キャビテーション試験に先立ち、船舶技術研究所の400 m水槽において、伴流分布計測が行われた。この結果を図3.4.2.17に示す。キャビテーション水槽における模型船伴流を曳航水槽でのそれを一致させるべく、整流体として“Flow Liner”⁶⁾を模型船後方の壁面に配置して伴流分布の計測を行った。この結果を図3.4.2.18に示す。本模型船の伴流パターンはワイヤー・メッシュでは再現することが困難な形状であるが、“Flow Liner”を用いることではほぼ再現されていると言える。再現された伴流分布の高伴流域は若干せばまり、実船推定伴流分布と模型船伴流の中間の分布になっている。

(2) 供試模型および試験状態

供試模型船(M.S. No 0360)は垂線間長が5.6241 mのワックス製である。一方、模型プロペラは本年度製作された3種類のプロペラ、即ち11°スクュー(M.P.No 1; M.P.No 0211), 45°スクュー(M.P.No 2; M.P.No 0212), 60°スクュー(M.P.No 5; M.P.No 0214)のものであり、その要目は前述の表3.2.2.1と同じである。上記プロペラのうち、M.P.No 1とM.P.No 2のプロペラ単性能試験の結果を図3.4.2.19に示す。キャビテーション試験の試験状態を表3.4.2.2に示す。プロペラ回転数は模型船およびFlow Linerの強度の点から、

20 rps として試験を行った。また、キャビテーションの発生を安定化させるため、図 3.4.2.20に示す様に模型船の S.S. I $\frac{1}{2}$ に水素気泡発生装置を取り付け、水素気泡を添加して試験を行った。

(3) キャビテーションの観測

満載状態、M C Rにおける模型船後方でのキャビテーションの観測結果を図 3.4.2.21～23に示す。ワイヤー・メッシュの後方での結果と比較して、各スクュープロペラともキャビテーションの発生範囲に大きな差はないが、消滅の様相がワイヤー・メッシュの後方と比較して、かなりおとなしくなっており、顕著なクラウドキャビテーションは見られず、エロージョンが発生しにくそうに思われた。

(4) 模型船による船尾変動圧力計測

変動圧力計測は図 3.4.2.24に示される様に、プロペラ上方に14個の圧力計を配置して行った。本計測は、非キャビテーション状態とキャビテーション状態について行った。変動圧力波形をFFTにより解析して得られた変動圧力の単振幅を図 3.4.2.25～27に示す。この結果はワイヤー・メッシュ後方の変動圧力振幅分布と異なり、単純な山形となっており、最大振幅位置もかなりプロペラ直上に近くなっているが、振幅の最大値はほぼ同じである。圧力振幅に対するスキー変化の影響は大きく、M.P.No 2 (45°スキー) およびM.P.No 5(60°スキー) プロペラはM.P.No 1 (通常型；11°スキー) プロペラのそれぞれ約 $\frac{2}{3}$, $\frac{1}{2}$ 以下となっている。

(V) 模型船後方におけるキャビティ・ボリューム計測

(1) 試験の実施およびキャビティ・ボリューム計測法

船尾変動圧力計測後、キャビティ・ボリュームを計測するため、プロペラ直上附近の船尾の一部を透明なアクリル板で置き換えたが、船尾形状に殆んど相異はない。計測法は前述の方法と同一である。

(2) キャビティ・ボリュームの計測結果

模型船船後におけるキャビティの厚み分布の計測結果を図 3.4.2.28～30に示す。ピンによる計測結果も同時に示す。ワイヤー・メッシュ後方での計測値と比較すると、キャビテーションの発生範囲の違いを考慮すればキャビティ形状および最大厚みは大体一致していると言える。ピンによる計測値は前述のワイヤー・メッシュの場合と同様、スーパー・キャビテーション状態の翼面後半部において、レーザ光散乱法による計測値とはほぼ一致するが、全体としてはワイヤー・メッシュの時と比べてあまり良く一致していない。図 3.4.2.31に各回転角度位置におけるキャビティ・ボリュームを示す。M.P.No 5を除き、キャビティの量はワイヤー・メッシュの時の計測値より少な目となっている。ボリュームの最大値の位相遅れに関しては同じ傾向である。また、キャビティの厚みおよびボリューム計測値はチップボルテックスが含まれるばかりでなく、ハイスクュープロペラのためにチップボルテックスの Roll Up が強く、消滅時にはキャビティが翼端の後縁近傍で浮き上がる現象が見られた。このことから、スキーが大きくなるにつれてキャビティ・ボリュームが過大評価されている可能性がある。

(VI) まとめ

ワイヤー・メッシュによりシミュレートされた模型船伴流（以下、ワイヤー・メッシュ伴流という）と、模型船船後での伴流（以下、船後伴流という）中において、キャビテーション試験を行い、船尾変動圧力計測とキャビティ・ボリュームの計測を行った。これらの計測結果を総合すると次の様なことが言える。

① ワイヤー・メッシュ伴流分布は、船後伴流分布と異なり、高伴流域が T_{op} 附近に存在するパターンとなつたが、各 3 種のプロペラのキャビテーションの発生範囲やパターンは伴流の違いによってはあまり変わらなかつた。しかしながら、ワイヤー・メッシュ伴流では特に通常プロペラにおいて顕著なクラウド・キャビテーションが見られた。

② 船尾変動圧力計測の結果、両伴流中においても、ハイスクュー・プロペラの変動圧力振幅の最大値は通常プロペラの大略半分以下となり、ハイスクューの効果が船尾振動の軽減に有効であることが確認された。しかし

ながら、ワイヤー・メッシュ伴流中での変動圧力振幅分布において、右舷ばかりでなく左舷にも山がある結果が得られた。船尾伴流での変動圧力振幅と異なる分布となっているが、最大値に関しては良く対応する。また最大値の位相は平板での計測値の方がかなり遅れる傾向が見られた。

- (③) レーザ光散乱法によるキャビティ・ボリュームの計測の結果、スキーが大きくなるにつれてキャビティ・ボリュームが小さくなり、かつ最大値の位相が遅れる傾向が両伴流中とも見られた。ボリュームの総量に関しては、ワイヤー・メッシュ伴流中の方が MPNo 5 を除き大きい。MPNo 5 に関して逆転しているのはチップ・ボルテックス・キャビティの Roll Up が大きく、かつ太かったためと考えられる。キャビティ厚み分布は両伴流中とも類似の形状が得られた。参考のために、ピンによる計測も行い、スーパー・キャビテーション状態では良く一致する傾向が見られた。

参 考 文 献

- 1) 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
- 2) 黒部雄三, 上田隆康, 「キャビテーションの発生したプロペラによる船尾変動圧力について—その基礎実験と軽減対策—」, 船研報告, 第19巻, 第1号, 1982
- 3) Frydenlund, O. and Persson, B.; "Application of a Discrete Vortex, Source Distribution Model to Propeller Cavitation", Journal of Ship Research, Vol. 25, No 4, 1981
- 4) Hoshino, T., "Estimation of Unsteady Cavitation on Propeller Blades as a Base for Predicting Propeller Induced Pressure Fluctuation", 日本造船学会論文集, 第146号, 1980
- 5) 右近良孝, 黒部雄三; 「レーザー光を利用したプロ翼面上のキャビティ厚み分布の計測」, 船研報告, 第19巻, 第1号, 1982
- 6) 児玉良明; 「船研大型キャビテーション水槽第2計測胴(模型船胴)の非対称伴流対策」, 第56回日本試験水槽委員会第一部会資料, 東京(船研), 1981

3.4.3 理論計算

(i) 気泡追跡法によるキャビティボリュームおよび変動圧力の計算

(1) 計算のフロー

プロペラおよびキャビテーションに起因する変動圧力の計算を、図3.4.3.1に示すようなフローに従って計算する。すなわち、まず与えられたプロペラオフセットと伴流のデータを使って、非定常プロペラ理論により翼面上の τ 分布を計算し、次にこの計算値から、プロペラ翼面上の圧力分布を計算する。この結果は一旦データファイルに保管される。そしてこの圧力分布を基にキャビテーション予測計算を実行し、翼の角度位置に対するキャビティボリュームを求める。最後にこの結果からキャビテーション状態でのプロペラ周囲の変動圧力場を計算する。

(2) プロペラ翼面上の圧力分布の計算

計算状態は3.4.2項の(i), (iii)の実験状態に対応させ、3個のプロペラ、MP.No 1 (Skew Angle = 11°), MP.No 2 (Skew Angle = 45°), MP.No 5 (Skew Angle = 60°)について計算を行った。

従って伴流分布も図3.4.2.2に示すものを使用している。非定常 τ 分布の計算には小山¹⁾の方法を用いた。

(3) キャビティボリュームの計算

キャビティボリュームの計算は気泡追跡法により行った。計算法の概略を以下に記す。

ある時刻に翼前縁に到達した水中の微小な気泡は、翼の回転に伴って翼の表面上を後縁に向って移動する。

気泡の存在による翼面上圧力分布の変化を無視すれば、気泡の半径は翼面上の位置の関数として Rayleigh-Plesset 方程式により数値計算できる。

ここで、翼の角度位置 θ_0 におけるキャビティボリュームを計算する場合を考える。適当な時間間隔で前縁を出発した複数個の気泡の、 θ_0 における位置と半径とを前記の方法で求める。これらの気泡の包絡面をキャビティの形状と仮定して、キャビティの発生範囲と厚さとを求める。キャビティボリュームはキャビティ厚さを翼面上で積分することにより得られる。

気泡を球形と仮定したこと、およびキャビティ発生による圧力分布の変化を無視したことにより、この方法によるキャビティ厚さの計算値は実測値よりも大きくなる。そこでこの方法ではキャビティ厚さの修正係数を使用する。この係数は 2 次元定常翼のキャビテーション試験結果との比較から求めたものであるが、これを非定常プロペラの場合にそのまま適用しても、キャビティ厚さの計算結果と実測値との一致は比較的よいことがわかっている。

またこの計算法によると、キャビテーションは伴流の変化よりも $10^\circ \sim 20^\circ$ の位相おくれをもって変化する。即ち 1 軸右回りのプロペラでは、実験で見られるように、キャビテーションは右舷側に約 20° 回転した位置で最大となる。これはこの方法が気泡の生長に要する時間を考慮していることによる。スキーの大きなプロペラでは、これにスキーの効果が加わって、キャビティボリュームに影響が現われる。

計算では、Rayleigh-Plesset 方程式を解くに際して、気泡の初期半径は $10 \mu\text{m}$ とした。この値は水中の気泡核の半径の実測値を参考にして定めたものである。

キャビティの発生範囲と各半径位置での厚さの分布を図 3.4.3.2 ~ 3.4.3.5 に示す。また翼の角度位置 θ に対するキャビティボリュームの変化を図 3.4.3.6 に示す。図中には 3.4.2 の実験結果も併記した。

(4) 変動圧力の計算

キャビテーション発生時のプロペラ周囲の変動圧力は以下のように計算される。^{3, 4)}

まず第 1 翼の表面上に存在するキャビティの体積の効果を、翼面上の Source 分布で置き換える。次にこの Source 分布によって誘起される速度ポテンシャルを求め、これによる空間点の圧力を計算する。実際の計算では、キャビティボリュームが翼面上の代表点に集中していると仮定した。代表点は $0.9 R$ の翼弦中央にとった。この仮定により、スキーの大きなプロペラではキャビティボリュームを母線よりかなり後方に集中させることになり、スキーの影響が現われることになる。

全翼による変動圧力は、第 1 翼による変動圧力をフーリエ級数に展開し、各翼の第 1 翼に対する取付角度の差だけをもつて合成することにより計算できる。こうして得られた Free Space Pressure を 2 倍すれば、プロペラ上方の無限長・無限幅の水平平板上の変動圧力が求められる。

計算結果を 3.4.2 の実験値と比較して図 3.4.3.7 ~ 12 に示す。図中 K_p は片振幅を $\rho n^2 D^2$ で無次元化した値であり、位相角 φ_p は負圧のピークが生ずるときのプロペラ翼の角度位置を示す。 φ_p はプロペラ回転方向を正とした。

(5) 考 察

(a) キャビテーションパターンとスキー

11° の Skew Angle をもつ MP. No 1 では、 $40^\circ \leq \theta \leq 50^\circ$ の範囲で、 $0.7 R$ の翼弦中央部付近でキャビテーションが急激に消滅する。このような急激な消滅は変動圧力の増大だけでなく、エロージョン発生の危険性も高いことを示している。

これに対し Skew Angle の大きな MP. No 2 および No 5 では、翼の回転に伴いキャビテーションは Tip の方向に移動し、急激な消滅は起らない。

以上からこの 3 個のプロペラに関しては、スキーの増加によりキャビテーションが安定化されるという

ことができ、計算結果のこのような性質は 3.2.2 の実験結果と傾向的に一致している。

(b) キャビティ厚さとスキー

MP. No 1, 2, 5について、キャビティの最大厚さを整理すると表 3.4.3.1を得る。

これからキャビティの最大厚さはスキーの大小とはほとんど無関係であることがわかる。図 3.4.3.2～3.4.3.5によると、キャビティ厚さの分布もスキーの影響をほとんど受けていない。

(c) キャビティボリュームとスキー

図 3.4.3.6から、スキーの増加によりキャビティボリュームの最大値が減少することがわかる。しかし一方ではピークからはずれた θ の範囲 ($\theta \leq 10^\circ$, $40^\circ \leq \theta$) では、MP. No 2 および No 5 のキャビティボリュームは MP. No 1 よりも増加する。これは θ に対するキャビティボリュームの変化が、スキーの増加によって平坦化されることを意味する。すでに(b)でみたように、キャビティ厚さはスキーの大小にはほとんど無関係であった。そこでスキーの増加によるキャビティボリュームの変化の平坦化は、主として(a)で述べたキャビテーションパターンの変化に起因すると考えられる。

キャビティボリュームの最大値と、最大値を与える角度位置 θ を整理して表 3.4.3.2を得る。

実験値と比較してみると、キャビティボリュームの最大値は大略一致し、上述のボリューム変化の平坦化の傾向も見られるが、ボリュームの最大値を与える θ は絶対値も、スキーによる変化の傾向もあまり合っていない。

(d) 変動圧力とスキー

図 3.4.3.7～3.4.3.12から、次の結論が得られる。

(イ) 計算結果には、スキーの効果が現われている。とくにキャビテーション状態では、スキーの効果が大きい。

(ロ) スキーの効果に関して、実験の傾向と計算の傾向とは一致している。

(ハ) 2 次振動 — K_{P8} — の計算結果には、スキーの効果が顕著に現われる。MP. No 2, No 5 では K_{P8} の計算値と実験値はかなり良く一致しているが、MP. No 1 については計算値が実験値よりもオーダーが 1 衡大きくなっている。この理由については後に考察する。

(ニ) キャビテーション発生時に、1 次振動では、キャビティボリュームが最大となる位置よりも $5 \sim 10^\circ$ 前に、負圧のピークが現われる。

この節の計算法で、変動圧力によればスキーの効果が顕著に現われたのは、主に次の理由による。まず MP. No 1 ではキャビティボリュームが θ に対し急激に変化し、しかもこの計算法では、変動圧力が θ に関するキャビティボリュームの 2 階微分に比例すると仮定していること。今ひとつは、キャビティボリュームを翼弦上の代表点 — 0.9 R, 翼弦中央 — に集中させるという仮定を用いていることである。

MP. No 1 の 2 次振動の計算値が、実験値よりも 1 ヶタ大きくなるのは、図 3.4.3.6 に見られるように、キャビティボリュームが $320^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ の範囲で一直減少することに起因する。このボリュームの減少は、図 3.4.3.3 でわかるように、 $\theta = 0^\circ$ 前後でキャビテーション発生面積が減少していることによる。

参考文献

- 1) 小山鴻一; “新しい方法によるプロペラ揚力面の数値的解法”, 日本造船学会論文集, 第 132 号, pp 91–98, 1972.
- 2) Sato, R., Prediction of Extent and Thickness of Cavitation for Marine Propellers by Bubble Tracing Method”, 10th IAHR Symposium, Tokyo, 1980.
- 3) 石田駿一, 小山鴻一; “プロペラ起振力の推定法”, 船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム, 日本造船

- 4) 石田駿一, 横田孝次; “プロペラ起振力の計測と計算”, 石川島播磨技報, Vol. 20, No 4, 1980.

(ii) 非定常性を考慮したキャビティ・ボリュームの計算

キャビテーション発生時のサーフェス・フォースを正しく推定するためには、翼面上の空洞を正しく推定する必要があるが、現時点ではその推定精度は十分ではない。その精度を上げるためにには非定常性、非線型性および3次元性を考慮する必要があるが、ここでは非定常性の及ぼす影響について理論的に検討した。通常はこれを無視して準定常的な計算がおこなわれている。しかし、空洞の位相については、準定常計算値と実験値との間にはかなり系統的なおくれがあることが知られており¹⁾、いわゆる非定常空洞のヒステリシス効果として説明されている。ここではこの問題に対して Tulin-Hsu の理論²⁾と空洞体積に関する独自の仮説を用いて、線型理論に基づく Leading Edge キャビテーションの非定常計算をおこなった。^{3), 4)}

図 3.4.3.13は、非定常性パラメータ m を含む平板の $\ell/c - \alpha/\sigma$ チャートである ($m=0$ は定常の場合; 記号については記号表参照)。 $0.75 < \ell/c < 1.15$ の範囲では物理的に有意な解が存在せず、図の実線のように修正した。破線は理論的に求められたものを示す。非定常計算はこのチャートを用いておこなわれる。

図 3.4.3.14は、 $\alpha/\sigma = \text{Given}$ としたときの平板の非定常計算結果を示す。これから非定常時に空洞の発達おくれがあることおよび位相のおくれがあることなどの定性的に正しいと思われる結果が得られることがわかる。この場合に対応するヒステリシス・ループを図 3.4.3.13の太い破線で示す。

このような非定常計算法を実際の船後プロペラに適用するにあたり、図 3.4.3.15のような等価平板翼の考え方を導入する。すなわち揚力面を解いて得られる等価断面に近似された放物線翼（翼厚=0）をこれと等価な平板を用いて計算するという考え方であり、図 3.4.3.16にこの場合の計算結果を示す。等価平板翼による非定常計算は、放物線翼によるもの（図中破線）とはゞ等しい結果を与えており、その有用性が確認された。

等価平板翼の考え方を用いて、船後プロペラのキャビテーション・パターンを推定した例を図 3.4.3.17および 3.4.3.18に示し（図 3.4.3.18のプロペラは SR.183 MP. No 1 である）、準定常計算による推定と、非定常計算による推定とを比較している。なお非定常計算の出発点となる準定常空洞の計算は Tip 側の 2 つの計算点に対しては空洞理論により、その他は揚力等価法により求められている。これらの結果からパターンの推定は、非定常計算によりかなり改善されることがわかる。

図 3.4.3.19に、キャビティ体積の計算結果と実験値との比較を示す。体積に関しては、より明らかに位相のおくれ、キャビティの発達おくれなどが確認できる。非定常計算の結果はますますであり、実際のパターンをいかに正確に推定するかが重要であることがわかる。

図 3.4.3.20に、キャビティ断面積の半径方向分布について計算値と実測値との比較を示す。これから明らかのように、半径方向に関しては計算値と実測値との間にかなりのくい違いが確認される。実測値にもっとも近いのは実測パターンによる推定値で、次いで非定常計算値の順となっており、半径方向のくい違いも非定常計算によって改善される方向であるといえる。

キャビティ断面積の推定精度が低いのは、非定常計算の基となる準定常計算の精度が低いためである。したがって、今後は準定常計算の精度向上に努力がそそがねねばならないと思われる。

図 3.4.3.21に K_{P4}, K_{P8} の分布の、計算値と実験値を比較したものを示す。実測パターンに基づく計算値と非定常計算値とは、近い値を示しており実測値との比較から、起振力の計算においても非定常計算により位相のおくれなどが改善されることがわかる。図 3.4.3.21においては準定常値もかなり良い値を示しているが、これはあくまで 1 例にすぎず一般的には準定常値は実験値との差がかなり大きいと考えて良い。

記号表

α	迎角	σ	空洞数	C	弦長
ℓ	空洞長	A	空洞断面積	V	空洞体積
U	流入速度	t	時間		

参考文献

- 1) N. Chiba, T. Sasajima and T. Hoshino, "Prediction of Propeller Induced Fluctuating Pressures and Correlation with Full Scale Data", 13th Symposium on Naval Hydrodynamics, Tokyo (1980)
- 2) M.P. Tulin and C.C. Hsu, "New Application of Cavity Flow Theory", 13th Symposium on Naval Hydrodynamics, Tokyo (1980)
- 3) H. Isshiki and M. Murakami, "On a Theoretical Treatment of Unsteady Cavitation (1st Report)", Transactions of the West - Japan Society of Naval Architects, No 62, (1981)
- 4) H. Isshiki and M. Murakami, "On a Theoretical Treatment of Unsteady Cavitation (2nd Report)", Transactions of the West - Japan Society of Naval Architects, No 63, (1982)

(iii) Vorus の方法によるサーフェスフォースの計算

S R - 183 船型と MP No 1 プロペラ（通常型）の組合せにおけるサーフェスフォース (Total Force) の計算を、Vorus の方法により実施した。

(1) Vorus の計算法の概要と計算プログラム

Vorus^{1), 2)}は、船体表面条件および自由表面条件を満足させた、厳密なサーフェスフォースの計算法を開発したが、この方法はサーフェスフォースについて、まずDiffraction 問題として定式化を行ない、それらをGreen の定理等により変形して、最終的に船体のRadiation Potential とプロペラの流力要素との積をプロペラ面上で積分する形に帰着させるもので、i 方向 ($i = 1 \sim 6$, $i = 3$ が上下方向) のサーフェスフォースのBlade Frequency の n 次調和成分の複素振巾 Fin を次式で与えている。

$$Fin = Finl + Fint + Finc \quad (1)$$

$$Finl = \frac{N\omega}{\pi} \int_{-\pi/N\omega}^{\pi/N\omega} dt e^{-inN\omega t} \iint_{P(R_1)} \left(\frac{U(R_1)}{U} \int_{\xi=x}^{\infty} d\xi e^{iN\omega(x-\xi)} \frac{\partial}{\partial n_p} \right) Hin(R_1) ds \quad (2)$$

$$Fint = \frac{N\omega}{\pi} \int_{-\pi/N\omega}^{\pi/N\omega} dt e^{-inN\omega t} \iint_{P(R_1)} \left(\rho \sigma(R_1) \frac{\partial}{\partial r_p} \right) Hin(R_1) ds \quad (3)$$

$$Finc = \frac{N\omega}{\pi} \int_{-\pi/N\omega}^{\pi/N\omega} dt e^{-inN\omega t} \int_R \left(-\rho Q(R_{TE}) Hin(R_{TE}) \right) dr \quad (4)$$

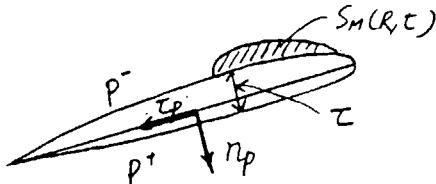
Finl, Fint, Finc は、それぞれ、揚力、翼厚、キャビティにもとづく項を示す。また、(2)～(4)式中の Hin (R_1) は、次の(5)式の条件を満す関数であり、船体が速度 U で後進しながら、i 方向に単位振巾で振動しているときの Radiation Potential である。

$$\begin{cases} \nabla^2 Hin = 0 & \text{in } \nabla \\ \frac{\partial Hin}{\partial n_s} = [inN\omega\alpha_i - \nabla \times (\alpha_i \times U)] \cdot n_s \end{cases} \quad (5)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} H_{in} = 0 \quad \text{on } z = 0 \\ \lim_{|R| \rightarrow \infty} \nabla H_{in} = 0 \end{array} \right.$$

また、 $H_{in}(R_1)$ 以外の他の量は、すべてプロペラに関するものであり、次式であらわされる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu(R_1) = P^+ - P^- \\ \sigma(R_1) = \tau \times \sqrt{U^2 + \omega^2 R^2} \\ Q(R_{TE}) = \frac{\partial S_M(R, t)}{\partial t} \end{array} \right. \quad (6)$$



これらより、Vorus の方法の特徴は次のようにまとめられる。

- (1) サーフェス・フォースを船体表面の圧力積分によらないで、船体のRadiation ポテンシャルとプロペラの流力要素との積をプロペラ面上で積分して求める。
- (2) 船体表面条件、および $\omega \rightarrow \infty$ のときの自由表面条件が満足されている。
- (3) 1つの船型に対して、いくつかのプロペラの組合せを検討するのに有利である。
- (2)~(6)式の計算を、一般的な船型について完全に数値的に実行する場合には、とくに、 $H_{in}(R_1), \nabla H_{in}(R_1)$ の計算に非常に多くの計算時間が必要となる。そこで、ここでは、 $H_{in}(R_1), \nabla H_{in}(R_1)$ については、Hess & Smith 法によりまず船体表面上のSource 分布を求め、(2)~(4)式の積分領域をカバーするように与えた空間上の格子点について、これらの量をあらかじめ準備計算しておき、一たん Disk 上に納め、各プロペラについての(2)~(4)式の Integrand の値は、それらの補間計算により求め積分する方法を採用し、計算時間の短縮をはかった。図 3.4.3.22 に座標系を、図 3.4.3.23~24 にこれらの計算プログラムのシステム・フローチャートおよび、Vorus の方法による計算部分のジェネラルフローを示す。

(2) 計算結果

計算は以下のような対象船、プロペラおよび作動条件について行った。

- プロペラ MP. No. 1 プロペラ（通常型）
直径 6.668 m
- 船型 SR -183 船型
 $L_{PP} = 150 \text{ m}, B = 33.33 \text{ m}, d = 9.8 \text{ m}$
- Condition Full MCR (19.0 kt, 127 rpm)
Shaft Immersion 6.18 m $\frac{L}{d} = 0.31$

これらを対象として、まず小山のプログラム³⁾により、プロペラの非定常揚力面を計算し、それらの結果をもとに Johnsson の方法⁴⁾により各翼角度位置でのキャビテーションパターンの計算を行った。計算結果を図 3.4.3.26 に示す。実験値に比べ半径の小さい位置までキャビテーションの発生範囲が広がった結果となっている。

次にこれらの結果をもとにして、Noordzij の方法⁵⁾により各半径位置での各翼角度位置に対するキャビティの断面積の分布の計算を行った。図 3.4.3.27 に計算結果を示す。船研での実測値と比較すると半径の大きな位置で小さめに、半径の小さな位置でかなり大きめになっている。以上のプロペラに関連した流力データを用いて、Vorus 法による起振力の計算を実施した。まず、SR - 183 船型について、図 3.4.3.25 に示すよう

に船体表面を片舷 125 枚のパネルで分割し, Hess & Smith 法により船体が上下方向に単位振巾で振動するときの Radiation Source 分布を求め, 次に積分領域をカバーするように与えた空間上の格子点上でのポテンシャル場, 速度場を求め Disk に納めた。これらは各成分を計算する際呼び出されて用いられる。図 3.4.3.28~31 に起振力の計算結果を示す。図 3.4.3.28 は M.P.No 1 プロペラの Full MCR のキャビテーション発生状態における起振力の Blade Frequency の 1 次の成分の計算結果であるが, Cavity にもとづく項が他の項に比べ圧倒的に卓越していることがわかる。

実験および高橋の式は, 表 3.4.1.2 に示されているもので, 減圧回流水槽におけるサーフェスフォースの直接計測による結果および高橋の方法にもとづく実船の起振力の推定計算結果である。Vorus の方法による計算結果はこれらより幾分高めであるが, Total Force が計算されることを考慮すると大体対応した結果になっているものと考えられる。図 3.4.3.29 は図 3.4.3.28 と同様の条件で Non-Cavi 状態の場合であり, この場合は実験および高橋の方法によるものに比べ, 割合の上では計算値がかなり大きくなっている。図 3.4.3.30 は Cavity にもとづく起振力の次数による比較を示すものである。高次になるに従い振巾は減少している。この場合は 4 次あたりでも無視できない程度の振巾となっているが, これらは Cavity の発生, 消滅の様子に強く依存するものであり, 一般的な結論とはならないと思われる。図 3.4.3.31 は翼厚にもとづく起振力のプロペラによる比較であるが, 起振力のレベルは低いものの一応スキーの効果があらわれている。

参考文献

- 1) Vorus W.S. "A Method for Analyzing the Propeller-Induced Vibratory Forces Acting on the Surface of a Ship Stern", SNAME Vol. 82, 1974
- 2) Vorus W.S. "Calculation of Propeller Induced Forces, Force Distributions, and Pressure, Free Surface Effects", JSR Vol. 28, No 2, 1976
- 3) 小山鴻一 新しい方法によるプロペラ揚力面の数値的解法, 造船 132 号, 1972
- 4) Johnsson C.A. "Correlation of Prediction and Full Scale Observations of Propeller Cavitation", ISP, June 1973
- 5) Noordzij, L. "Pressure Field Induced by a Cavitating Propeller," I.S.P. Vol 23, No 260, 1968

(iv) 理論計算法のまとめ

本節では 3 種類の方法で理論計算が行なわれた。以下にそれぞれの計算法の比較を概説する。便宜上各方法を表 3.4.3.3 のように呼ぶ。

計算のフローを図 3.4.3.32 に示す。いずれの計算法もプロペラの各半径断面に対して 2 次元的にキャビテーションの計算を行う方法であるが, それぞれの推定手法の違いを表 3.4.3.4 に示す。

Cavity 推定手法の違いによる Cavity 推定の特性を表 3.4.3.5 に示す。いずれの方法も 3 次元性に関しては, Non-Cavitation 時の過分布を通してのみ考慮されており, Cavitation 問題そのものとしては考慮されていない。以上の 3 つの理論計算法の特徴を表 3.4.3.6 に示す。

現在の起振力推定の精度はどの計算法でも必ずしも十分とは言えない。その大きな原因是 Cavity の推定精度の低さにあろう。その意味で Cavity の推定精度の向上が望まれる。

また船体との干渉は SBF (Solid Boundary Factor) により処理されることが多いが, その妥当性, 数値のとり方についても詳しい吟味が必要であろう。

3.4.4 考 察

船舶技術研究所および日本造船技術センターで行われた船尾変動圧力の実験および各社で行われた計算結果をま

とみると表 3.4.4.1 のようになる。ここでは代表値として、Blade Frequency の1次成分の振巾 (K_{p4}) の最大値を選んだ。最大となる位置はふつうプロペラ直上のやや右舷側である。

表 3.4.4.1 $K_{p4 \max}$ の値 (Full MCR)

項目	断面寸法	伴流発生法	N	MP №1	MP №2	MP №5
<u>実験</u>	(mm)		(Hz)	(11°)	(45°)	(60°)
キャビテーション水槽	750 φ	メッシュ	25	0.031	0.019	0.011
"	2000×880	模型船	20	0.032	0.020	0.012
"	600 □	メッシュ	26.4	0.028 ₅	0.009 ₇	0.002 ₂
減圧回流水槽	1400×840	ダミー模型	15.7	0.072 ₅	0.041	0.019
<u>計算</u>						
気泡追跡法	—	—	—	0.048	0.021	0.006
非定常計算法	—	—	—	0.020	—	—

表に見られるようにいずれの実験、計算においてもスキー角の増加により $K_{p4 \max}$ が大巾に減少しているが水槽や計算法のちがいによる絶対値の差はかなり大きい。この様子をグラフにして図 3.4.4.1 に示す。これらの差異は、伴流分布や試験水の性状のちがいによるキャビテーションパターンやキャビティ量のちがい、壁面の影響の差、受圧面の形状や剛性の差など種々の原因によるものと考えられ、今後さらに研究が必要である。

ここで試みに MP №1 の値を基準にしてハイスクープロペラの $K_{p4 \max}$ の減少率を求めるところ 3.4.4.2 のようになる。いずれの実験・計算においても似た傾向で減少し、 $K_{p4 \max}$ の値はスキー角 45° で約 $\frac{1}{2}$ 、60° では約 $\frac{1}{4}$ になっている。破線で示したのは、高橋による従来の実験結果をまとめたものである。¹⁾ 従来の実験結果にくらべ本部会で実験したプロペラはスキーの効果が大きいようである。

また、図 3.4.4.2 のようにまとめると、それぞれの実験・計算の結果がかなりよくまとまっているのは、各水槽で実験条件に前述のような差異があったとしても、3種のプロペラの比較ではそれらが相殺されるためであろう。このことはスキーの効果を調べる意味では好都合で、変動圧力の測定値の値そのものは、必ずしも十分信頼のおけるものでないにしても、効果がどの程度あるかは、かなり正確に推定出来ることになる。

参 考 文 献

- 1) 高橋 肇 船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム、第3篇プロペラ、第1章概説、54年7月、日本造船学会

3.5 ハイスキュープロペラの騒音計測

ハイスキュープロペラは船尾変動圧力ばかりでなく、キャビテーションによる騒音の低減の効果もあることが考えられる。そこで55年度に本研究部会で製作・試験した MP №1 (普通プロペラ), MP №2 (45° ハイスキー), MP №5 (60° ハイスキー)について騒音計測を行ない、上述の騒音低減効果をたしかめた。MP №1, 2, 5 の要目は表 3.2.2.1 に示されている。

試験は東京大学船舶工学科の船用プロペラキャビテーションタンネルを使用して行われた。伴流分布は55年度に計測された SR 171C 船型の Full 状態の模型伴流と実船推定伴流を選び、メッシュによりシミュレートした。伴流分布の実測結果を図 3.5.1 に示す。この船は Full と Ballast の喫水変化が少なく、Ballast 状態においても伴流分布はあまり変わらないと考えられるので、Ballast 状態においても、 K_T と σ_N を変化させるのみで、伴流分布は Full 状態のもので代用した。Full 及 Ballast 状態の試験条件は次のようである。

Full MCR : $K_T = 0.137$, $\sigma_n = 1.649$, $n = 25 \text{ Hz}$

Ballast MCR : $K_T = 0.129$, $\sigma_n = 1.443$, $n = 25 \text{ Hz}$

また試験中 $a/a_s = 0.29 \sim 0.36$, $T_w = 21.6 \sim 27.5^\circ\text{C}$ であった。

測定に使用したハイドロフォン（B & K社製，8103型）の配置を図3.5.2に示す。タンネル内（A）とタンネル上部の水を満たした円筒中（B）の2ヶ所にハイドロフォンを取りつけたが、校正の結果ハイドロフォンBは音響伝播特性が、周波数により若干変化することがわかったので、以後の試験ではすべてハイドロフォンAの結果を用いて解析した。

図3.5.3はキャビテーション・パターンの観察結果である。前述のようにFullとBallastの両状態にあまり大きな差異はなく、観察されたキャビテーションパターンも似かよっている。図3.5.4は模型伴流中の騒音測定結果で1/3オクターブバンドで解析してある。図の白丸はキャビテーション発生時、黒丸は測定部の静圧を2.5 bar(abs)にしてキャビテーションが発生しないようにした時の値で、その差がキャビテーション発生による騒音の増加となる。またこれらの値はハイドロフォンAの測定結果をそのままプロットしたもので、距離1mに換算したものではない。図に見られるようにスキー角が増すにしたがい、騒音が減少している。特に50KHz前後の高周波数域でそれが著しい。なお、MP.№1の非キャビテーション時の測定で、5KHzに顕著なピークが見られるが、これは鳴音によるものと思われる。

図3.5.5はOver Allの騒音量をスキー角に対して示したものである。縦軸はハイドロフォンAの測定結果そのままで、音源からの距離を1mに換算したものとてある。換算の際、ハイドロフォンAと音源との距離は61mmとし、音圧は距離の2乗に反比例するとした（図3.5.2参照）。図に見られるようにいずれの状態でもスキー角が増すにしたがい、騒音が減少している。スキー角60°では普通プロペラにくらべ5~8dBの減少となる。また実船推定伴流中では模型伴流中より一般に騒音が低い。これは実船推定伴流は模型伴流にくらべ伴流巾がせまく、したがってキャビテーションが発生している時間が少なく、しかもキャビティの最大量も少ないためと考えられる。

3.6 結 言

本章で述べられた研究成果を要約すると次の通りである。

- (1) MAU型翼断面の数式表示をおこなった。MAU翼型は現在でも日本で最もよく使われている翼型であるが、その形状がオフセットの形で与えられているため、特に理論計算の際不便であった。数式表示にすることによりこの難点が解消した。
- (2) 非線形定常プロペラ揚力面計算法を用いて、5種のプロペラについて単独性能を計算し、スキー角が45~60°のハイスキュー・プロペラでは、計算により十分な精度で単独性能が推定出来ることがわかった。またスキー角、スキー分布、ピッチ分布等の変化が、単独性能、循環分布、プロペラ誘導速度に及ぼす影響についても明らかとなった。
- (3) 4翼スキー角45°のハイスキュー可変ピッチプロペラ6ヶについてシリーズ試験をおこない、その単独性能を詳細にしらべた。これらのプロペラは展開面積比0.40, 0.55に対し基準ピッチ比がそれぞれ0.70, 0.90, 1.10で、翼角は各6種変化させている。
- (4) また上記のプロペラの内、ピッチ比0.90、展開面積比0.40, 0.55の2種のプロペラについては均一流中のキャビテーション試験を実施し、バケット図を得た。
- (5) 減圧回流水槽中のダミー・モデル後方で3種のプロペラ（普通プロペラ、45°および60°ハイスキュー・プロペラ）について、伴流中のキャビテーション試験をおこない、ペアリング・フォース、サーフェス・フォース、船尾変動圧力を計測した。特にサーフェス・フォースは新たに開発した計測装置で変動力を直接計測したものである。
- (6) ペアリング・フォースはキャビテーションが発生してもあまり変化せず、一方スキー角が増すと各成分とも%

～1%に減少し、ペアリング・フォースの軽減に対してもスキューが有効であることが示された。

- (7) 減圧回流水槽での実験の他にキャビテーション水槽においても、メッシュ及模型船による伴流中で3種の船尾変動圧力の計測実験が行われ、比較された。減圧回流水槽を含め4種の実験結果は本来一致すべきものであるが、実測値はかなりのばらつきを示した。これは伴流発生法の差異の他、試験水の性状のちがい、水槽の側壁影響、受圧面の形状や剛性のちがい等の原因が考えられ、今後の研究が必要である。

ただこれらの実測値を普通プロペラに対する比の形で表わすと、水槽間の差異がなくなり、いずれの測定でもサーフェス・フォースの軽減に対し、スキューが有効であることが明確に示された。

- (8) キャビティボリュームの計測は、船尾変動圧力の推定の際最も重要なものである。本年度は新たに開発されたレーザ光散乱法を用いて、(5)で述べた3種のプロペラにつき、伴流中のキャビティボリュームの変化を計測した。この方法は精度が高く(±0.3mm以内)、キャビティに影響を与えずに測定出来るなどの長所があるが、短所としては計測に時間がかかることがあげられる。

- (9) キャビティボリュームと船尾変動圧力の理論的研究としては次の3種の計算を行った。

- a) 気泡追跡法によるキャビティボリュームと変動圧力の計算
- b) 非定常性を考慮したキャビティボリュームと変動圧力の計算
- c) Vorusの方法によるサーフェスフォースの計算

これらの計算の結果は実測結果と傾向はよく一致しているが前述のように実測値自身が定量的に十分信頼のおけるものがないので、絶対値の比較はむずかしい。また理論計算法にも種々改良すべき点があり、今後の研究に待つところが多い。

- (10) (5)で述べた3種のプロペラについて、キャビテーション水槽中で、騒音測定を行った。騒音軽減に対してもスキューは効果があり、スキュー角60°では普通プロペラにくらべ、騒音が5～8dB減少している。

表 3.2.1.1 多項式係數

MAU

	r/R	A	B	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6
M	0.400	0.350000D 02	-0.327500D 00	0.187010D -01	-0.115390D -02	0.73674D -04	-0.227680D -05	0.35782D -07	-0.27841D -09	0.85113D -12
	0.500	0.350000D 02	-0.327500D 00	0.185730D -01	-0.114550D -02	0.728400D -04	-0.223290D -05	0.34823D -07	-0.26916D -09	0.81820D -12
	0.600	0.340000D 02	-0.317500D 00	0.156790D -01	-0.74088D -03	0.49009D -04	-0.148600D -05	0.22481D -07	-0.16781D -09	0.49252D -12
	0.700	0.300000D 02	-0.277500D 00	0.102610D -01	0.24466D -03	-0.15803D -04	0.62958D -06	-0.12826D -07	0.12154D -09	-0.43140D -12
	0.800	0.210000D 02	-0.187500D 00	0.82879D -02	0.78255D -03	-0.45650D -04	0.14561D -05	-0.24585D -07	0.20383D -09	-0.65604D -12
	0.900	0.830000D 01	-0.487000D -01	0.290180D -03	-0.12625D -04	0.31663D -06	-0.44995D -08	0.32859D -10	-0.96107E -13	
	0.950	0.600000D 01	-0.200000D -01	0.11924D -01	0.74476D -03	-0.38480D -C4	0.10126D -05	-0.14099D -07	0.98784D -10	-0.27339E -12
T	0.400	0.0	0.0	0.459210D 02	0.382580D 01	-0.15877D 00	0.78022D -02	-0.27958D -04	0.14670D -06	-0.31189D -09
	0.500	0.0	0.0	0.457370D 02	0.373500D 01	-0.15223D 00	0.26403D -02	-0.26069D -04	0.13606D -06	-0.28875C -09
	0.600	0.0	0.0	0.413230D 02	0.402220D 01	-0.16954D 00	0.33484D -02	-0.39655D -04	0.25397D -06	-0.66862D -09
	0.700	0.0	0.0	0.313580D 02	0.427180D 01	-0.17873D 00	0.400410D -02	-0.55298D -04	0.40227D -06	-0.11662E -08
	0.800	0.0	0.0	0.357170D 01	0.326120D 01	-0.10423D 00	0.24574D -02	-0.38817D -04	0.30667D -06	-0.92777E -09
	0.900	0.0	0.0	0.405760D 01	0.249160D 01	-0.51341D -01	0.82519D -03	-0.11904D -04	0.88244D -07	-0.25364D -09
	0.950	0.0	0.0	0.645590D 01	0.20976D 01	-0.29891D -01	0.22359D -03	-0.26880D -05	0.18688D -07	-0.54921D -10

$$M(X) = A + BX + X(10D - X) \sum_{i=0}^6 C_i X^i$$

$$T(X) = \left(\frac{X}{100}\right)^{\varepsilon} \sum_{i=0}^6 C_i X^i, \quad \varepsilon = \begin{cases} 1/3, & V/R \leq 0.7 \\ 3/40, & V/R \geq 0.8 \end{cases}$$

$$Y_u = M + T$$

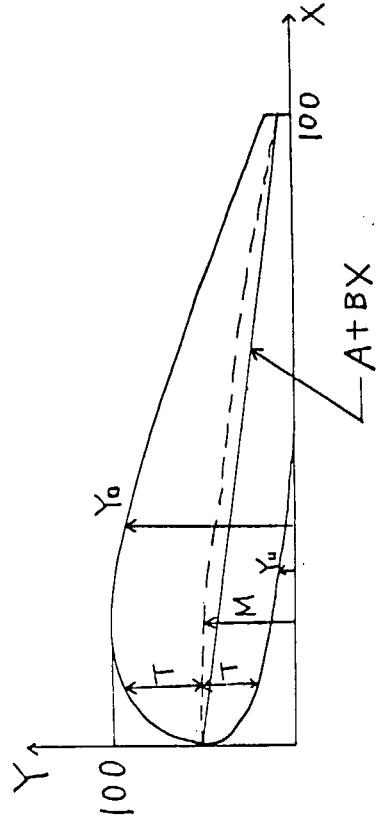


表 3.2.2.1 Propeller Main Particulars

Propeller Number	1	2	3	4	5
Diameter (m)	0.250				
Pitch Ratio (at 0.7R)	0.730		0.741	0.730	
Pitch Distribution	Constant		Decrease	Constant	
Expanded Area Ratio	0.550				
Boss Ratio	0.300				
Blade Thickness Ratio	0.050				
Blade Section	MAU				
Number of Blades	4				
Rake Angle (deg.)	0°	-4°	-7°	-6°	
Skew Angle (deg.)	11°	45°		60°	
Skew Distribution	Forward and Backward		Backward	Forward and Backward	

表 3.3.1.1 模型プロペラ主要目

Model Propeller No.	2205	2206	2207	2208	2209	2210
Diameter (m)	0.250					
Boss Ratio	0.300					
Pitch Ratio [Initial]	1.10	0.90	0.70	1.10	0.90	0.70
Expanded Area Ratio	0.40			0.55		
Blade Section	MAU					
Number of Blades	4					
Rake Angle (deg.)	-4.0					
Skew Angle (deg.)	45.0					
Skew Line	Forward & Backward Type					

表 3.3.1.2 翼の設定角度

基準ピッチ比	M. P. No	設 定 角 度
1.10	2205 2208	-20°, -15°, -10°, -5°, 0°, 5°
0.90	2206 2209	-15°, -10°, -5°, 0°, 5°, 10°
0.70	2207 2210	-10°, -5°, 0°, 5°, 10°, 15°

表 3.3.1.3 M.P.№ 2205 J-K_T, K_Q および η_0 の値

Θ	-20°						-15°						-10°						-5°						0°						5°					
	J	K _T	K _Q	η_0																																
0	12.00	0.915	0	20.75	1.710	0	30.80	3.180	0	39.85	5.250	0	48.10	7.800	0	52.70	10.540	0																		
5																																				
10	10.65	0.885	19.15	18.85	1.630	18.40	28.25	2.970	15.14	37.30	4.900	12.11	45.21	7.335	9.810	50.37	10.020	8.00																		
15	9.55	0.855	26.67																																	
20	8.25	0.810	32.42	16.15	1.570	34.04	25.15	27.5	29.49	34.00	4.515	23.97	42.21	6.835	19.60	47.88	9.490	13.06																		
25	6.75	0.730	35.81																																	
30	5.05	0.675	35.72	12.95	1.320	46.84	21.35	2.425	42.04	30.30	4.092	35.35	38.88	6.335	29.30	45.20	8.940	24.14																		
35	3.20	0.595	29.96	11.10	1.205	51.31																														
40	1.30	0.500	16.55	9.10	1.075	53.89	17.55	2.110	52.95	26.40	3.640	46.17	35.15	5.785	38.68	42.25	8.330	32.29																		
45																																				
50																																				
55																																				
60																																				
65																																				
70																																				
75																																				
80																																				
85																																				
90																																				
95																																				
100																																				
105																																				
110																																				
115																																				
120																																				
125																																				
130																																				
135																																				
140																																				
145																																				

表3.3.1.4 M.P.№ 2206 E.A.R. = 0.40 (H/D)₀ = 0.90
 $\times 10^{-2}$

M.P.NO. 2206 · E.A.R. = 0.40 (H/D)₀ = 0.90

Θ	-15°			-10°			-5°			0°			5°			10°				
	J	K _T	K _Q	η_0																
0	1.35	1.020	0	21.60	1.850	0	31.00	3.295	0	40.40	5.320	0	49.00	7.900	0	54.40	10.520	0		
5	1.75	0.970	19.28	19.43	1.720	18.00	23.30	3.080	14.72	37.40	4.945	12.04	45.62	7.440	9.76	51.70	10.080	8.18		
10	10.60	0.925	27.36	20	9.35	0.870	34.21	16.65	1.560	33.97	25.00	2.790	28.52	34.00	4.540	23.84	42.25	6.925	19.42	18.90
15	7.85	0.795	39.29	30	6.15	0.715	41.07	13.25	1.365	46.35	21.35	2.480	41.10	30.25	4.115	35.10	38.60	6.360	28.98	45.80
20	4.35	0.625	38.77	40	2.45	0.530	29.43	9.55	1.120	54.28	17.40	2.150	51.52	26.15	3.660	45.48	34.80	57.75	38.36	42.45
25	4.45	0.625	7.58	45	1.15	0.475	23.12	9.50	1.980	55.54	15.40	1.970	55.99	22.00	3.195	54.79	30.80	5.200	47.13	38.95
30	5.55	0.830	53.21	50	3.40	0.660	45.09	1.50	1.525	1.785	1.345	1.785	59.96	63.11	1.50	1.595	63.11	54.79	30.80	5.200
35	5.30	0.955	61.83	55	1.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	17.90	1.970	55.03	17.90	2.720	62.84	26.75	46.35	55.11	35.11
40	7.45	1.180	65.31	60	5.05	0.400	9.60	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
45	5.30	0.955	61.83	65	0.55	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	13.80	2.225	69.10	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90	7.765	39.86
50	2.95	0.695	50.66	70	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	11.75	1.970	71.19	20.50	3.750	65.25	71.19	22.60	40.55	62.09
55	2.95	0.695	50.66	75	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	13.80	2.225	69.10	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90	7.765	39.86
60	5.30	0.955	61.83	80	0.35	0.400	9.60	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
65	7.45	1.180	65.31	85	5.05	0.400	9.60	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
70	5.30	0.955	61.83	90	5.05	1.120	0.400	9.60	1.700	71.90	1.415	1.415	1.420	16.30	3.105	71.02	27.75	73.30	23.50	5.065
75	2.95	0.695	50.66	95	2.65	0.800	50.66	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
80	5.30	0.955	61.83	100	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	13.80	2.225	69.10	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90	7.765	39.86
85	7.45	1.180	65.31	105	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	11.75	1.970	71.19	20.50	3.750	65.25	71.19	22.60	40.55	62.09
90	5.30	0.955	61.83	110	5.05	1.120	0.400	9.60	1.700	71.90	1.415	1.415	1.420	16.30	3.105	71.02	27.75	73.30	23.50	5.065
95	2.95	0.695	50.66	115	2.65	0.800	50.66	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
100	5.30	0.955	61.83	120	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	13.80	2.225	69.10	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90	7.765	39.86
105	7.45	1.180	65.31	125	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	11.75	1.970	71.19	20.50	3.750	65.25	71.19	22.60	40.55	62.09
110	5.30	0.955	61.83	130	5.05	1.120	0.400	9.60	1.700	71.90	1.415	1.415	1.420	16.30	3.105	71.02	27.75	73.30	23.50	5.065
115	2.95	0.695	50.66	135	2.65	0.800	50.66	7.35	1.395	65.03	1.585	1.585	2.475	66.25	71.19	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90
120	5.30	0.955	61.83	140	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	13.80	2.225	69.10	22.60	40.55	62.09	51.40	38.90	7.765	39.86
125	7.45	1.180	65.31	145	0.15	0.475	23.12	9.50	1.970	55.99	11.75	1.970	71.19	20.50	3.750	65.25	71.19	22.60	40.55	62.09

M.P.NO. 2207		E.A.R. = 0.40 (H/D) ₀ = 0.70										$\times 10^{-2}$	
Θ		-10°		-5°		0°		5°		10°		15°	
J	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0	K _T
0	1.220	0.905	0	21.30	1.810	0	30.85	3.230	0	40.45	5.480	0	49.60
5													8.080
10	10.60	0.855	19.73	19.00	1.670	18.11	27.90	2.975	14.93	37.20	5.030	11.77	45.80
15	9.45	0.810	27.85										
20	8.10	0.755	34.15	16.10	1.495	34.28	24.55	2.680	29.16	33.60	4.560	23.45	42.07
25	6.60	0.685	38.34										
30	4.95	0.605	39.06	12.75	1.290	47.19	20.80	2.365	42.00	29.65	4.080	34.70	38.40
35	3.20	0.555	34.61	10.95	1.175	51.91							
40	1.30	0.410	20.18	9.10	1.045	55.44	16.90	2.035	52.87	25.60	3.595	45.33	34.55
45				7.15	0.900	56.90	14.90	1.855	57.53				
50				5.15	0.740	55.38	12.90	1.665	61.65	21.35	3.100	55.32	30.55
55				3.00	0.570	46.07	10.85	1.968	64.70				
60				0.75	0.390	17.14	8.80	1.250	66.69	17.35	2.605	63.60	26.50
65							6.65	1.038	66.28	15.20	2.355	66.77	
70							4.55	0.810	62.38	13.10	2.100	69.50	22.30
75							2.45	0.570	51.31	10.95	1.835	77.23	
80							0.30	0.330	11.57	8.75	1.567	77.10	18.00
85									6.35	1.288	68.80	15.75	2.995
90									4.30	0.978	62.98	13.55	2.650
95									2.05	0.660	46.95	11.35	2.300
100											9.15	1.950	74.68
105											6.95	1.595	72.82
110											4.70	1.240	66.36
115											2.45	0.875	51.25
120											0.20	0.305	10.40
125													8.05
130													5.65
135													3.20
140													0.65
145													0.710

表3.3.1.5 M.P.№ 2207 J-K_r, K_Q および η_0 の値

表 3.3.1.6 M.P.№ 2208 J-K_T, K_Q および η_0 の値M.P. NO. 2208 E.A.R. = 0.55 (H/D)₀ = 1.10

Θ	-20°	-15°	-10°	-5°	0°	5°
J	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0
0	12.30	0.970	0	22.40	1.950	0
5	10.60	0.935	18.04	19.85	1.810	17.45
10	9.40	0.900	24.93	29.60	16.75	1.630
15	7.95	0.855	30.84	30.84	14.95	3.280
20	6.20	0.800	30.80	30.80	14.63	40.95
25	4.30	0.730	28.12	13.00	1.405	44.18
30	2.20	0.650	18.85	2.27	8.75	1.275
35	0.20	0.550	24.71	6.50	0.970	47.84
40	4.20	0.800	41.78	1.30	49.29	18.30
45	1.75	0.620	24.71	11.50	47.99	6.05
50	6.70	1.165	59.49	1.850	59.36	23.25
55	1.30	0.615	25.23	11.50	1.630	20.90
60	4.05	0.900	50.43	13.90	2.835	62.41
65	1.30	0.615	25.23	11.50	1.980	69.35
70	6.70	1.165	59.49	16.25	2.570	65.41
75	1.30	0.615	25.23	11.50	1.670	69.00
80	4.05	0.900	50.43	13.90	2.280	67.92
85	1.30	0.615	25.23	11.50	1.980	69.35
90	6.70	1.165	59.49	16.25	2.570	65.41
95	1.30	0.615	25.23	11.50	1.670	69.00
100	6.45	1.345	64.87	16.15	3.095	70.59
105	3.75	1.000	53.71	13.70	2.725	72.01
110	0.95	0.640	22.44	11.25	2.355	72.23
115	8.75	1.965	70.87	18.85	4.275	70.17
120	6.20	1.585	68.20	16.40	3.820	71.74
125	3.60	1.150	54.80	13.95	3.360	72.68
130	1.00	0.715	25.60	11.50	2.900	72.58
135					6.50	1.950
140					4.05	1.470
145					1.55	0.990

Θ	-20°	-15°	-10°	-5°	0°	5°
J	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0
0	12.30	0.970	0	22.40	1.950	0
5	10.60	0.935	18.04	19.85	1.810	17.45
10	9.40	0.900	24.93	29.60	16.75	1.630
15	7.95	0.855	30.84	30.84	14.95	3.280
20	6.20	0.800	30.80	30.80	14.63	40.95
25	4.30	0.730	28.12	13.00	1.405	44.18
30	2.20	0.650	18.85	2.27	8.75	1.275
35	0.20	0.550	24.71	6.50	0.970	47.84
40	4.20	0.800	41.78	1.30	49.29	18.30
45	1.75	0.620	24.71	11.50	47.99	6.05
50	6.70	1.165	59.49	1.850	59.36	23.25
55	1.30	0.615	25.23	11.50	1.630	20.90
60	4.05	0.900	50.43	13.90	2.835	62.41
65	1.30	0.615	25.23	11.50	1.980	69.35
70	6.70	1.165	59.49	16.25	2.570	65.41
75	1.30	0.615	25.23	11.50	1.670	69.00
80	4.05	0.900	50.43	13.90	2.280	67.92
85	1.30	0.615	25.23	11.50	1.980	69.35
90	6.70	1.165	59.49	16.25	2.570	65.41
95	1.30	0.615	25.23	11.50	1.670	69.00
100	6.45	1.345	64.87	16.15	3.095	70.59
105	3.75	1.000	53.71	13.70	2.725	72.01
110	0.95	0.640	22.44	11.25	2.355	72.23
115	8.75	1.965	70.87	18.85	4.275	70.17
120	6.20	1.585	68.20	16.40	3.820	71.74
125	3.60	1.150	54.80	13.95	3.360	72.68
130	1.00	0.715	25.60	11.50	2.900	72.58
135					6.50	1.950
140					4.05	1.470
145					1.55	0.990

M.P.NO. 2209 E.A.R. = 0.55 ($H/D_0 = 0.90$) $\times 10^{-2}$

表3.3.1.7 M.P. № 2209 J-K_r, K_Q および η_0 の値

Θ	-15°	-10°	-5°	0°	5°	10°
J	K _T	K _Q	η_0	K _T	K _Q	η_0
0	4.35	1.75	0	23.70	2.090	0
5	12.50	1.095	18.17	20.80	1.915	17.29
10	11.20	1.840	25.71	17.55	1.710	32.67
15	9.65	0.970	31.67	1.375	1.460	42.97
20	8.00	0.890	35.76	1.320	22.70	2.080
25	6.20	0.800	37.00	1.375	40.44	32.20
30	4.20	0.685	53.66	1.170	1.320	49.37
35	2.10	0.585	22.85	9.60	1.125	52.01
40				7.40	1.015	52.21
45				5.10	0.840	48.31
50				2.70	0.655	36.08
55				0.05	0.435	1.05
60					6.90	1.135
65					4.45	0.900
70					1.85	0.630
75						35.05
80						10.90
85						8.45
90						5.95
95						3.90
100						0.945
105						5.75
110						3.20
115						0.65
120						
125						
130						
135						
140						
145						

表3.3.1.8 M.P.№ 2210 J-K_T, K_Q および η₀ の値

M.P. NO. 2210 E.A.R. = 0.55 (H/D) ₀ = 0.70										$\times 10^{-2}$									
Θ	-10°			-5°			0°			5°			10°			15°			
	J	K _T	K _Q	η ₀	K _T	K _Q	η ₀	K _T	K _Q	η ₀	K _T	K _Q	η ₀	K _T	K _Q	η ₀			
0	1.80	0.935	0	21.85	1.950	0	39.00	3.625	0	44.20	5.940	0	53.20	8.990	0	62.20	12.810	0	
5																			
10	9.90	0.870	18.17	18.80	1.760	17.00	29.40	3.270	14.31	39.90	3.440	11.67	49.20	8.330	9.40	58.30	11.995	7.74	
15	8.70	0.820	25.33																
20	7.30	0.735	30.78	15.60	1.545	32.14	25.55	2.900	28.04	35.50	4.915	22.99	45.05	7.650	18.74	34.35	11.160	15.50	
25	5.70	0.685	33.11	13.85	1.420	38.81													
30	3.95	0.600	31.43	12.00	1.295	44.24	21.35	2.375	40.53	30.93	4.360	33.89	40.70	6.940	28.00	30.25	10.295	23.30	
35	2.10	0.510	22.94	10.05	1.160	48.26													
40	0.10	0.415	1.53	8.00	1.015	50.18	17.00	2.105	51.41	28.25	3.780	44.21	36.10	6.200	37.07	46.00	9.395	31.17	
45																			
50		3.80	0.720	43.20	12.50	1.685	59.03	21.45	3.195	53.42	31.45	5.455	45.88	41.55	8.480	38.99			
55		1.55	0.520	26.09	10.25	1.465	61.24	19.05	2.895	57.60									
60								3.00	1.240	61.61	16.70	2.595	4.715	54.18	36.95	7.590	46.49		
65								5.70	1.005	58.67	14.35	2.290	64.82						
70								3.35	0.780	49.11	12.00	1.990	67.18	21.90	3.960	61.61	32.20	6.770	
75								1.00	0.515	23.8	9.60	1.690	67.80	19.45	3.575	64.94			
80										7.20	1.385	65.49	17.00	3.195	67.74	27.30	5.825	59.67	
85										4.75	1.080	59.50	14.50	2.800	70.05				
90										2.20	0.780	41.46	12.00	2.415	71.17	22.35	4.925	65.00	
95												9.45	2.025	70.56	19.85	4.460	67.30		
100												6.95	1.635	67.65	17.40	3.995	69.32		
105												4.40	1.245	59.06	14.95	3.520	70.97		
110												1.85	0.835	37.88	12.40	3.035	71.53		
115															9.90	2.555	70.92		
120															7.00	2.065	68.44		
125															4.90	1.590	61.31		
130															2.40	1.120	64.33		
135																			
140																			
145																			

表 3.3.2.1 キャビテーション試験状態（均一流中）

項目	M.P. No	2206	2209
プロペラ回転数, $n_{(RPS)}$	25.50	25.50	
水温 (°C)	13.3	15.6	
レイノルズ数, $R_n = nD^2 / \nu$	1.337×10^6	1.421×10^6	
備考	展開面積比	0.40	0.55
	基準ピッチ比		0.90
	翼設定角		0°
空気含有量 (α / α_s)			40%

表 3.3.2.2 キャビテーション・パケット図の記号一覧表

- TVC ; Tip vortex cavitation
SC 0.8 R ; Sheet cavitation spreading down from blade tip to 0.8R at blade edge of back surface
SC 0.7 R ; Sheet cavitation spreading down from blade tip to 0.7R at blade edge of back surface
BCA ; Bubble cavitation appearance of midchord
BCDA ; Bubble cavitation disappearance of midchord
FCA ; Face cavitation appearance
BRCD A ; Root cavitation disappearance of back surface
FRCD A ; Root cavitation disappearance of face surface

表 3.4.1.1 M.P. No 1 (C.P.) Full MCR 大気圧状態における計算値と実験値の比較

	定 常 力		非定常力 (B.F. 1次成分)	
	計 算 値	実 験 値	計 算 值	実 験 値
K_{Fx}	0.1326	0.1381	0.0117	0.0084
K_{Fy}	-0.0091	-0.0067	0.0020	0.0066
K_{Fz}	0.0024	0.0120	0.0005	0.0036
K_{Mx}	0.0151	0.0185	0.0013	0.0018
K_{My}	-0.0102	-0.0097	0.0015	0.0063
K_{Mz}	0.0025	0.0077	0.0012	0.0032

注 1) 計算入力の伴流分布のフーリエ係数表示は、プロペラ回転数の9倍までとした。

$$2) K_F = \frac{F}{\rho n^2 D^4}, \quad K_M = \frac{M}{\rho n^2 D^5}$$

表 3.4.1.2 MP № 1 (C.P.) サーフェス・フォース推定値と計測値の比較

状 態	実 船 (推定値)	模 型 船 (計測値)
非キャビテーション状態	$F = 1.78 \text{ ton}$ $K_F = 0.00202$	$F_z = 0.251 \text{ kg}$ $K_{FZ} = 0.00247$
キャビテーション状態	$F = 16.13 \text{ ton}$ $K_F = 0.0183$	$F_z = 2.094 \text{ kg}$ $K_{FZ} = 0.0206$

注 1) 推定の計算条件

Full MCR (19150 PS × 126.5 RPM Vs = 19.0 Kt)

 $D_{PS} = 6.60 \text{ m}$, $Z = 4$, $Zt/D = 0.31$ 2) $K_F = F/\rho n^2 D^4$

3) 計測値は Blade Frequency の 1次の成分

表 3.4.2.1 ワイヤー・メッシュ後方におけるキャビテーション試験条件

Propeller	Cond	K_T	σ_n	n (rps)	α/α_s	$T_w (\text{ }^\circ\text{C})$	粗さ
M.P. № 1	Full (MCR)	0.137	1.649	25.00	0.7	28	無, 有
M.P. № 2	Full (MCR)	0.137	1.649	25.00	0.7	28	無
M.P. № 5	Full (MCR)	0.137	1.649	25.00	0.7	28	無

表 3.4.2.2 模型船後におけるキャビテーション試験条件

Propeller	Cond	K_T	σ_n	n (rps)	α/α_s	$T_w (\text{ }^\circ\text{C})$	
M.P. № 1	Full (MCR)	0.137	1.649	20.0	0.6	15	
M.P. № 2	Full (MCR)	0.137	1.649	20.0	0.6	15	
M.P. № 5	Full (MCR)	0.137	1.649	20.0	0.6	15	

表 3.4.3.1 キャビティの最大厚さ

MP №	最大厚さの発生位置			最大厚さ [mm]
	θ	r/R	x/ℓ_c	
1	30°	0.7	0.35	2.4
2	30°	0.8	0.23	2.4
5	30°	0.8	0.25	2.6

表 3.4.3.2 キャビティボリュームの最大値

MP №	$(\text{最大ボリューム})/D^3$	θ
1	2.18×10^{-4}	35°
2	1.74×10^{-4}	24°
5	1.45×10^{-4}	40°

表 3.4.3.3 理論計算法の分類

(i) 法	気泡追跡法によるキャビティ・ボリュームおよび変動圧力の計算
(ii) 法	非定常性を考慮したキャビティ・ボリュームの計算
(iii) 法	Vorus の方法によるサーフェース・フォースの計算

表 3.4.3.4 キャビティ推定手法の違い

	(i) 法	(ii) 法	(iii) 法
Cavity Extent	気泡追跡法 (Rayleigh-Plesset の方程式を活用)	$0.75 R < r < R$ 線型の Cavity Flow Theory $R_{hub} \leq r \leq 0.75 R$ 揚力等価法 (右近・加藤法)	半実験的方法 (Johnson の方法)
Cavity Volume	気泡追跡法 (ただし修正係数を掛ける)	線型の Cavity Flow Theory による Extent - Area Relation	同左 (Noordzij の方法)

表 3.4.3.5 Cavity 指定手法の違いによる Cavity 推定の特性

	(i) 法	(ii) 法	(iii) 法
非線型性	○ (圧力分布および気泡の運動)	○ (揚力等価法)	○ (実験的)
非定常性	○ (気泡のヒステリシス)	◎ (圧力の動的効果無視)	×
3次元性	×	×	×

注) ◎印はかなり良く考慮している；○印は一応考慮している；×印は考慮していない

表 3.4.3.6 各理論計算法の特徴

(i) 法	<ul style="list-style-type: none"> ◦ 非線型性、非定常性をバランス良く取り入れている。 ◦ Non-Leading Edge Cavitation が計算可能。 ◦ High Skew の効果を計算している。
(ii) 法	<ul style="list-style-type: none"> ◦ Cavity の非定常性に基づく位相遅れが比較的精度良く計算されている。 ◦ Cavity Volume に関して詳細な検討をしている。
(iii) 法	<ul style="list-style-type: none"> ◦ 船体表面条件および自由表面条件を正確に取り入れている。 ◦ 直接 Diffraction Problem を解くのと比べて、一つの船型に対して、プロペラをいろいろ換えて計算する時に有利。 ◦ SBF の考え方に対する理論的評価が期待される。

注) (i) 法は、Cavity Volume を翼面上の代表点（0.9R の翼弦中央）に置いている。(ii), (iii) 法は翼面上に分布させている。

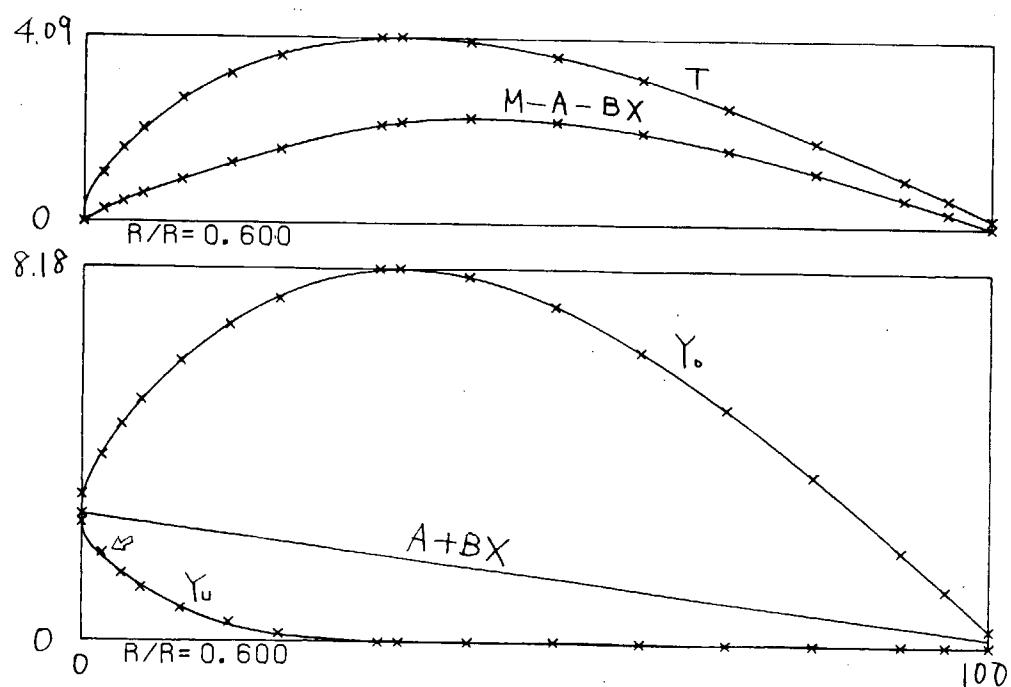
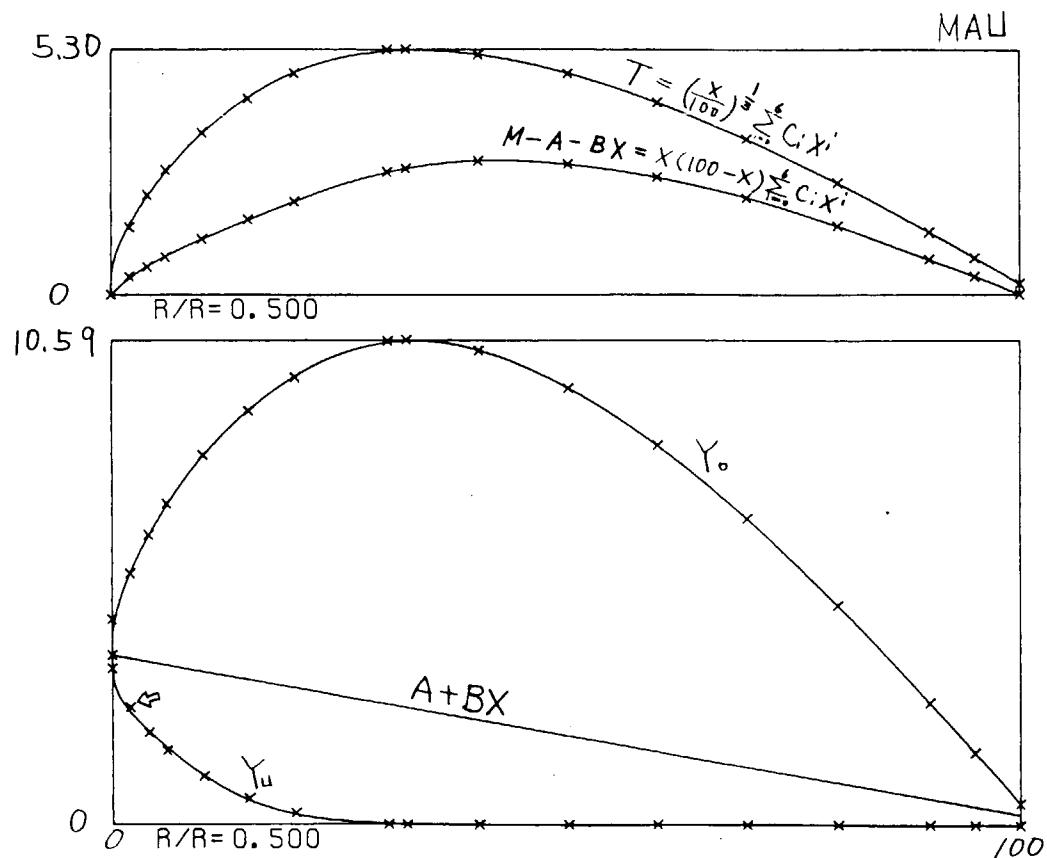


図 3.2.1.1 Off Set (×印) と多項式近似 (線) の比較

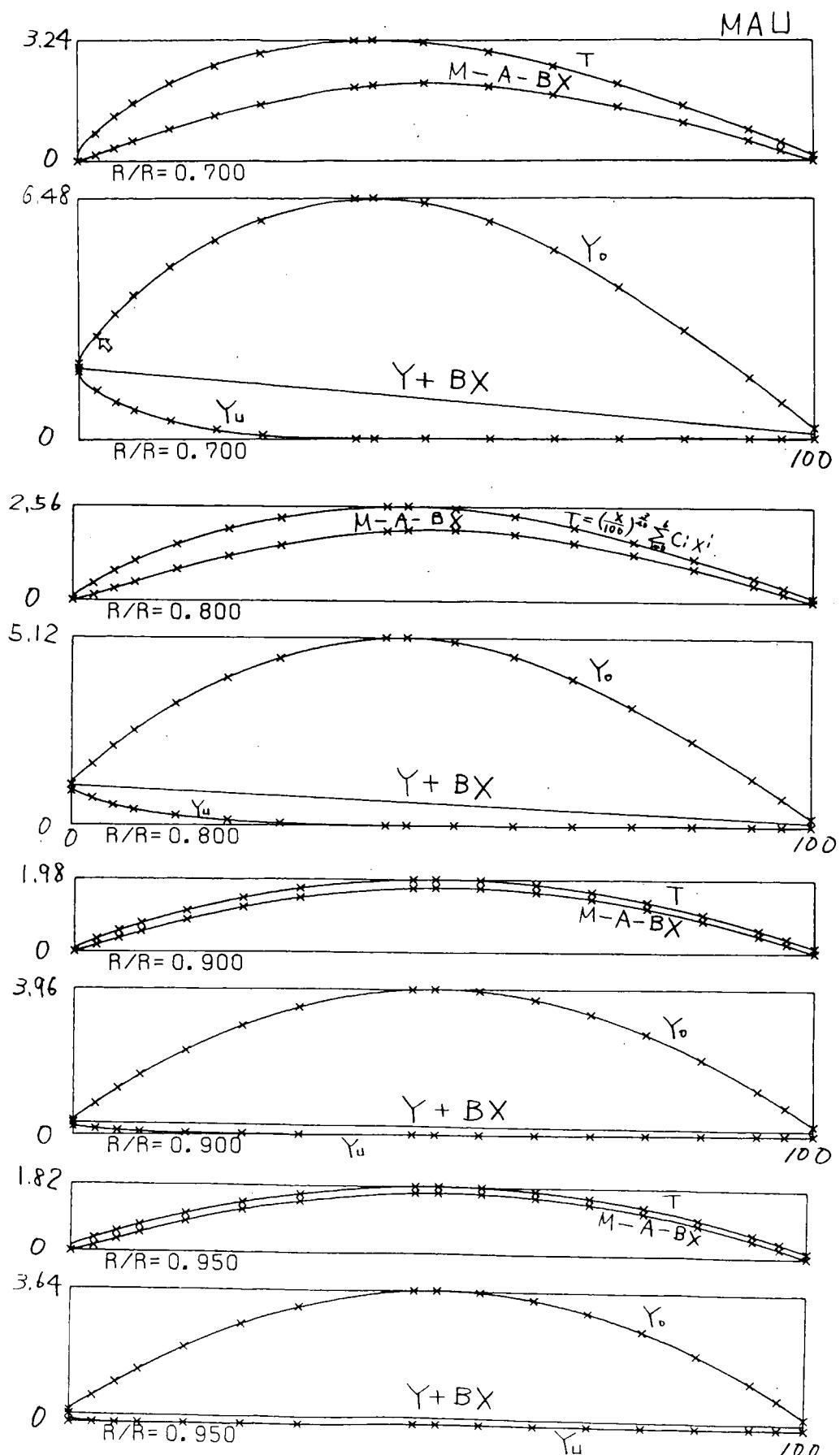


図 3.2.1.1 (つづき)

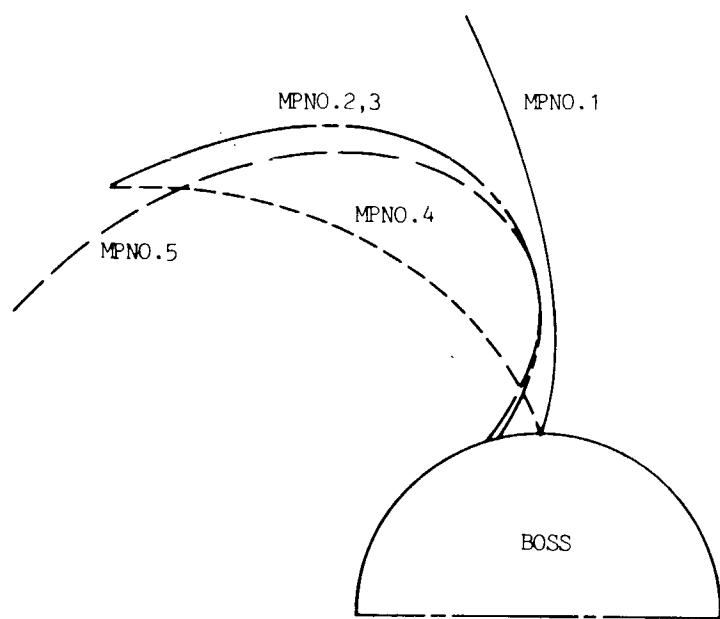


図 3.2.2.1 Skew Distribution

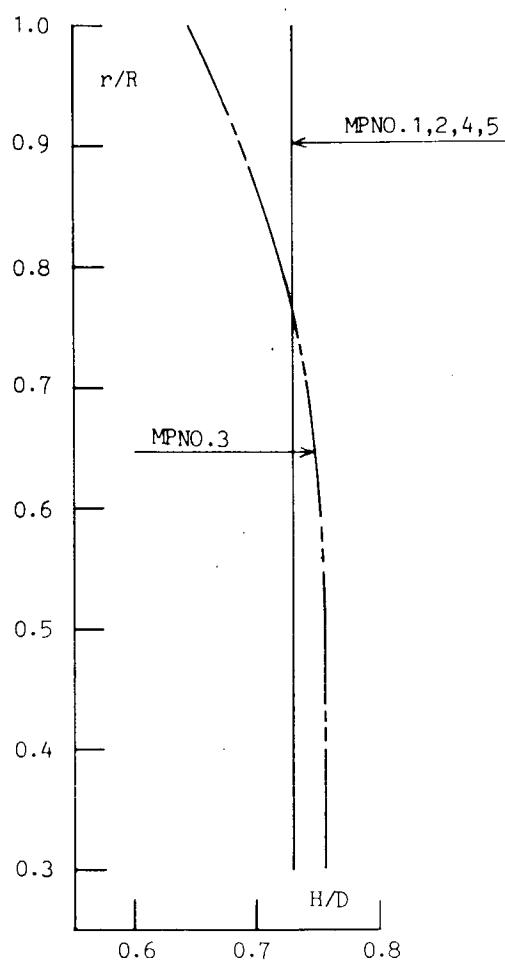


図 3.2.2.2 Pitch Distribution

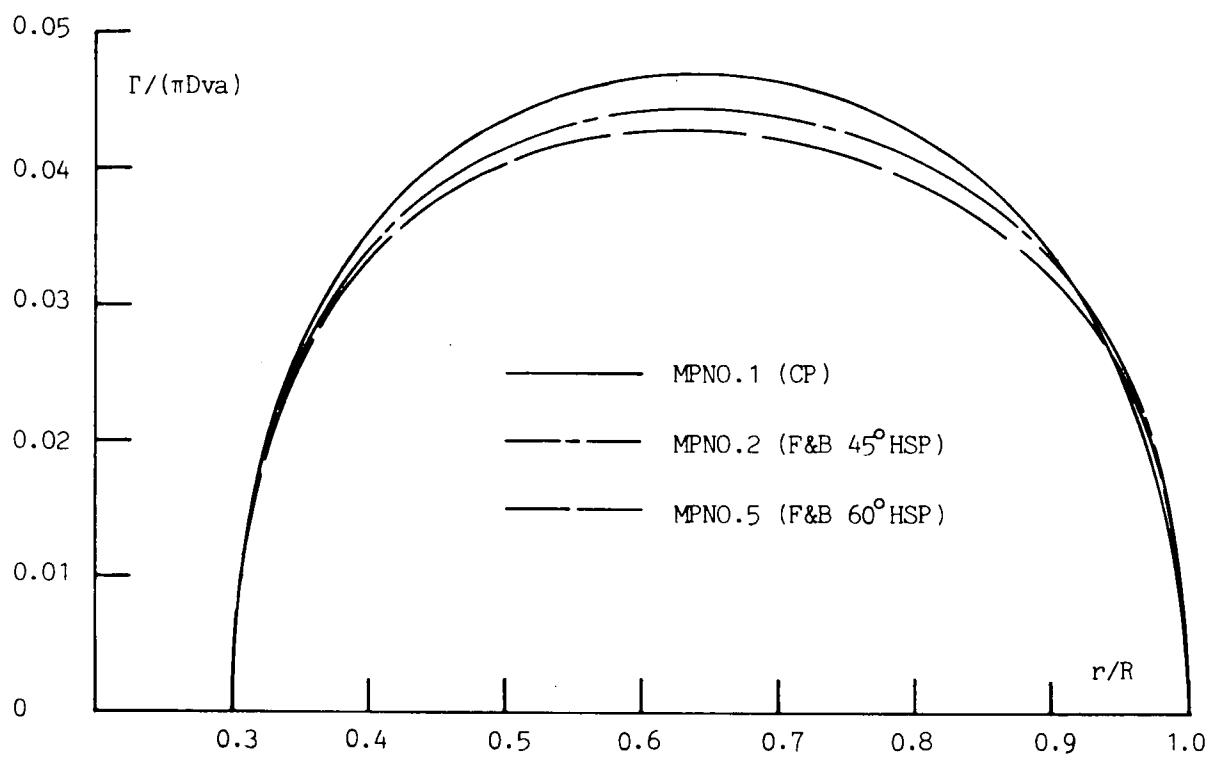


図 3.2.2.3(a) Radial Circulation Distribution

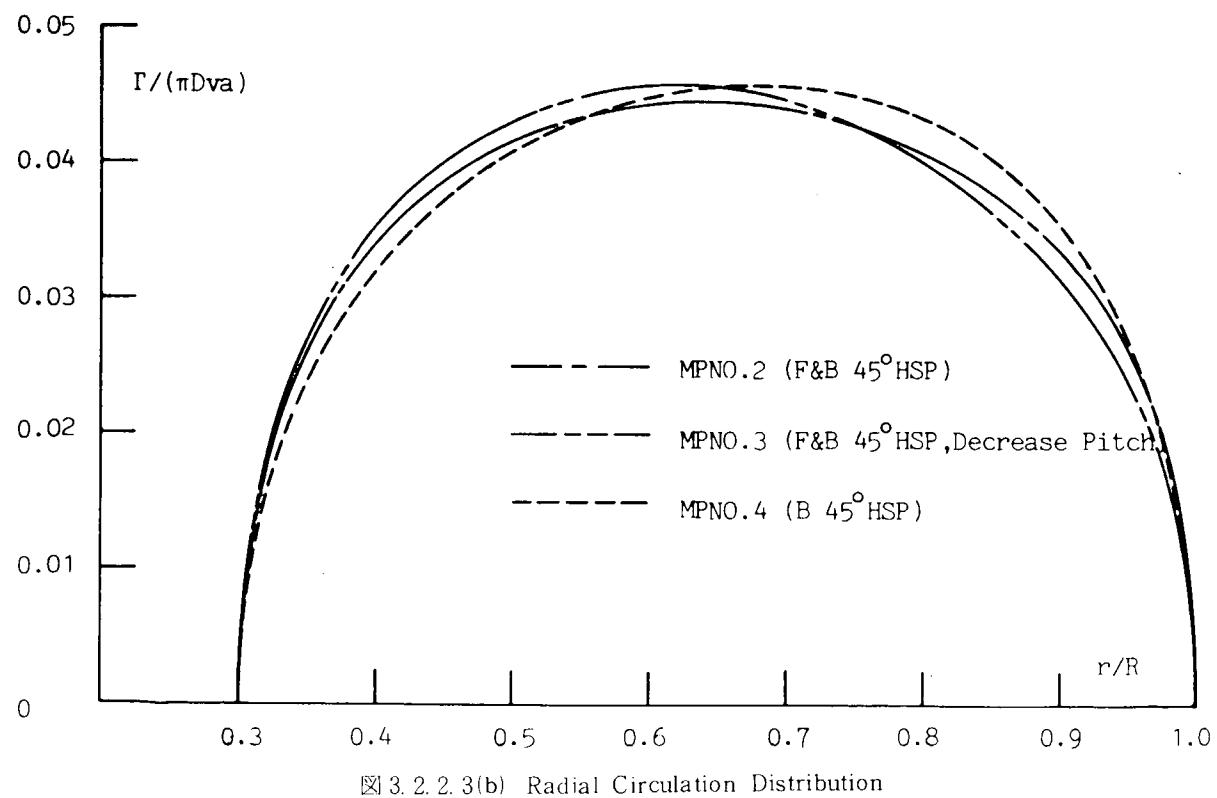
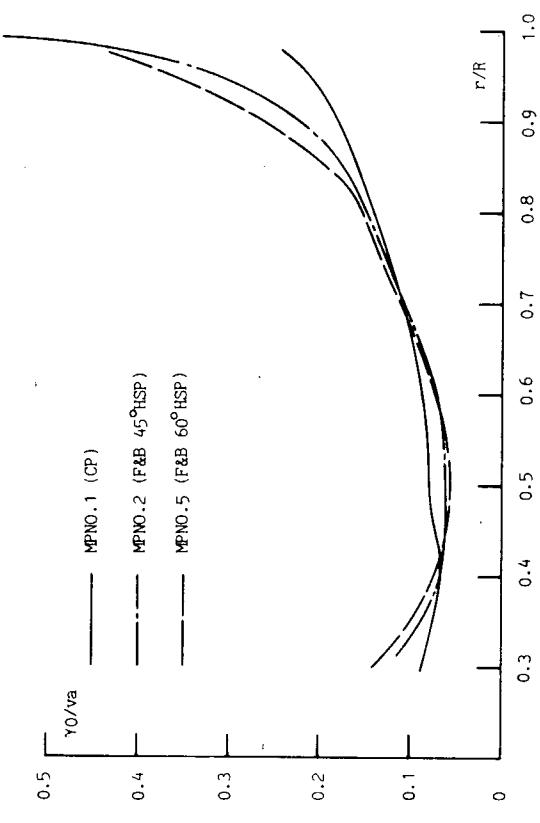


図 3.2.2.3(b) Radial Circulation Distribution



-50 -

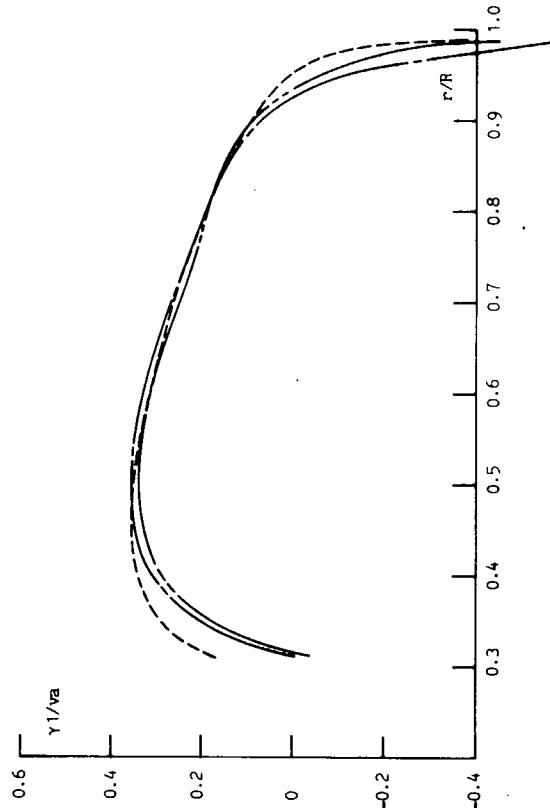
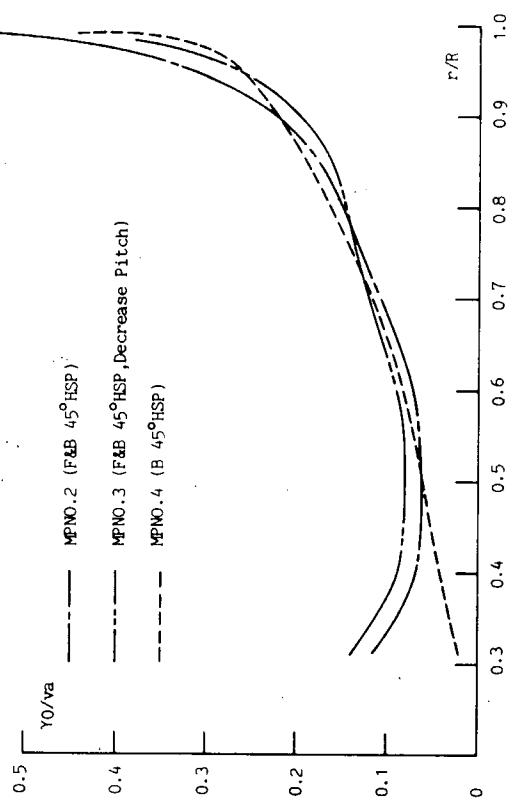


図 3.2.2.4(a) Radial Distribution of Glauert Function's Coefficients

図 3.2.2.4(b) Radial Distribution of Glauert Function's Coefficients

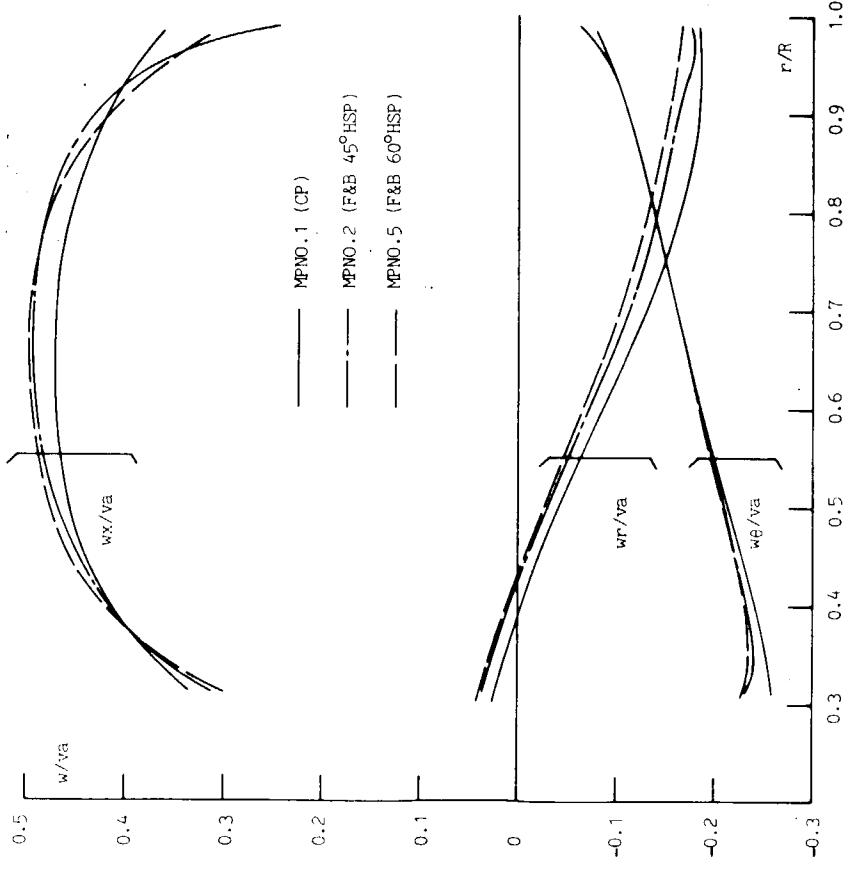


図 3.2.2.5(a) Radial Distribution of Propeller Induced Velocity

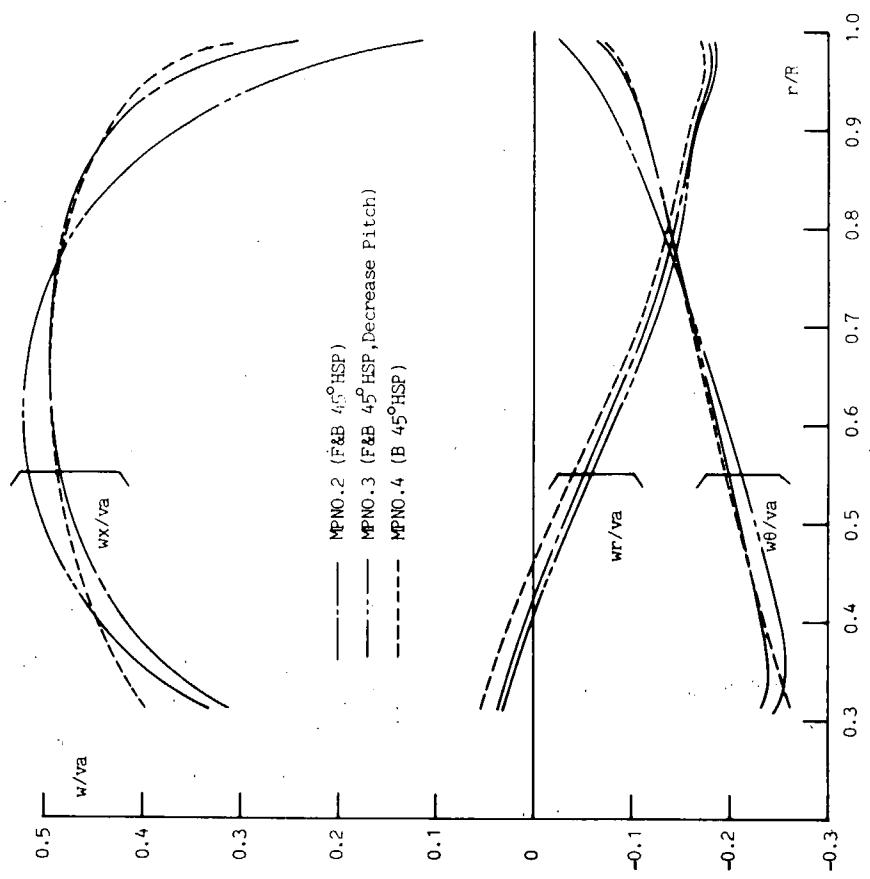


図 3.2.2.5(b) Radial Distribution of Propeller Induced Velocity

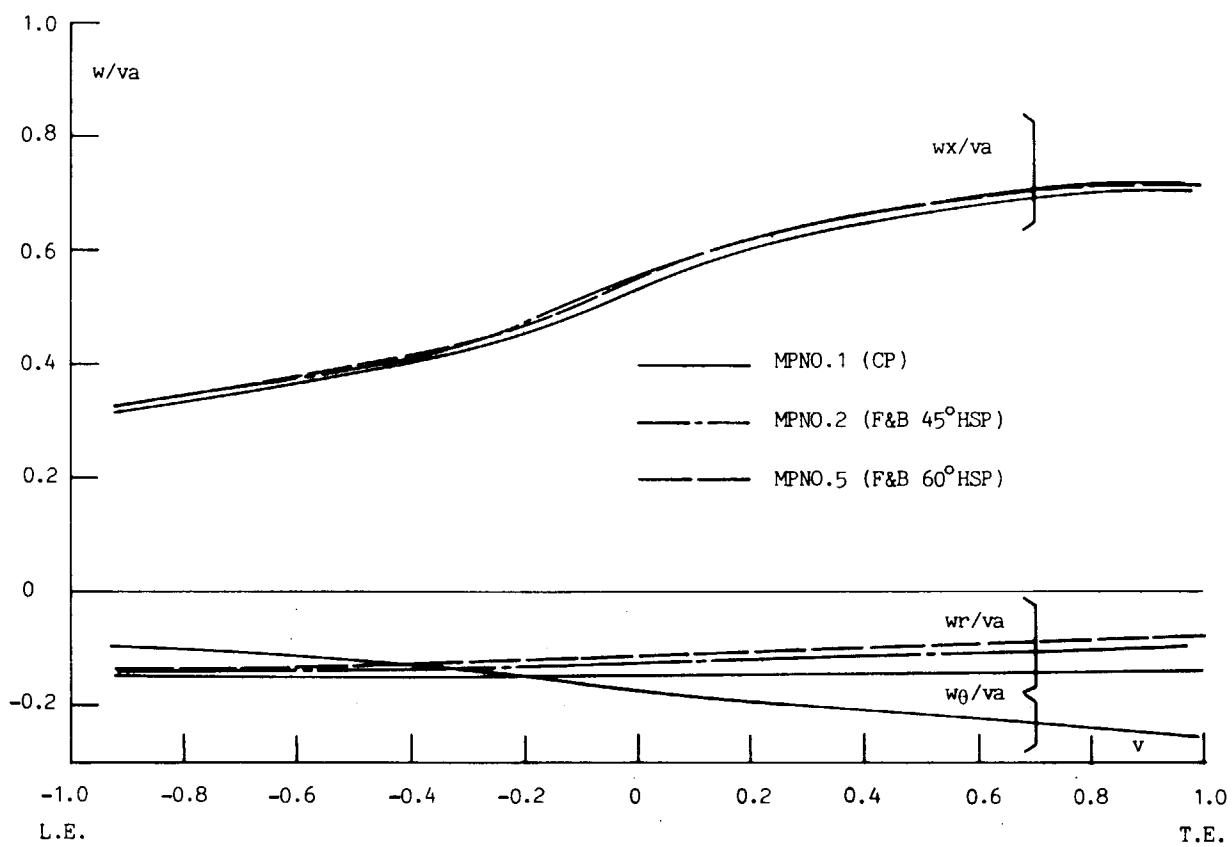


図 3.2.2.6(a) Chordwise Distribution of Propeller Induced Velocity ($r/R = 0.741$)

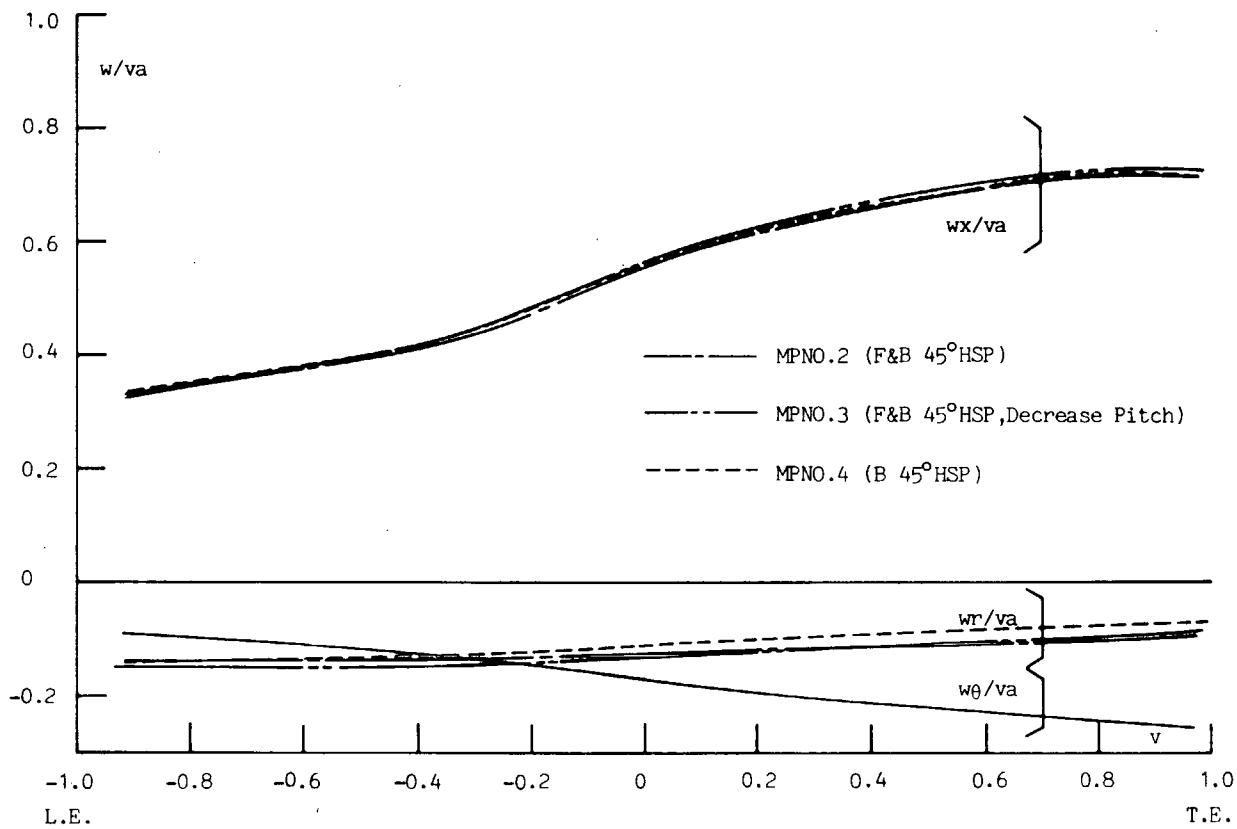


図 3.2.2.6(b) Chordwise Distribution of Propeller Induced Velocity ($r/R = 0.741$)

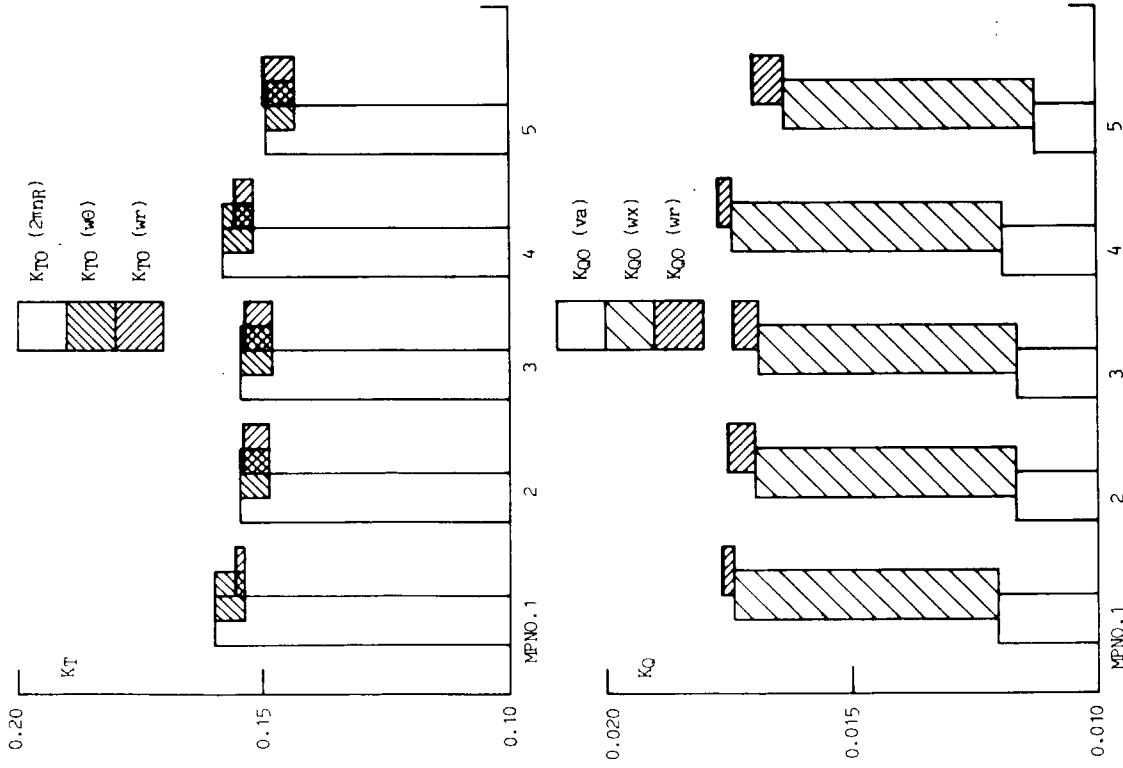


図 3.2.7(a) Comparison of Potential Components of Thrust and Torque ($J = 0.473$)

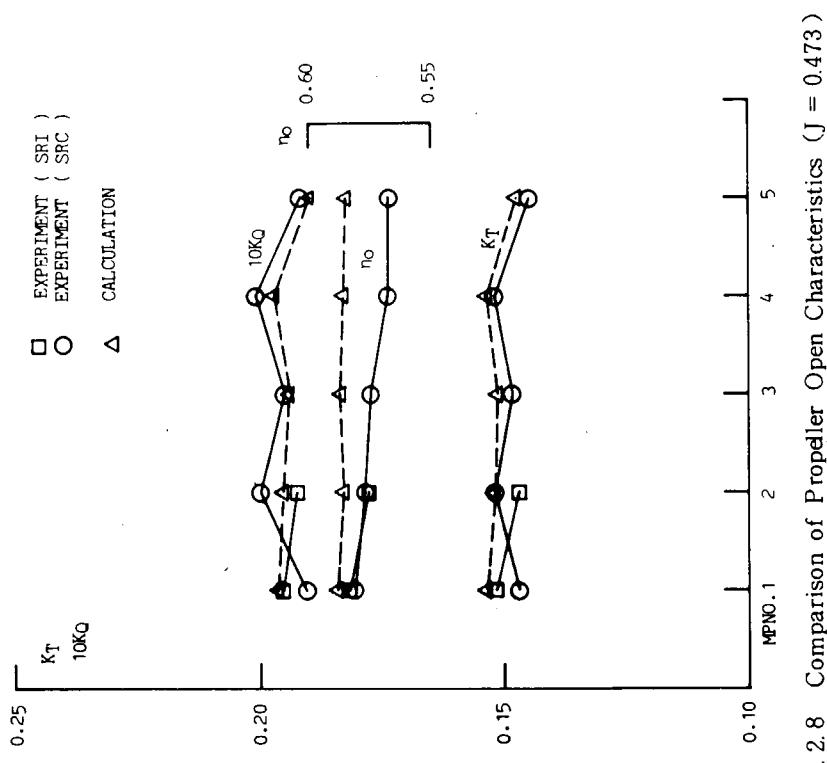


図 3.2.8 Comparison of Propeller Open Characteristics ($J = 0.473$)

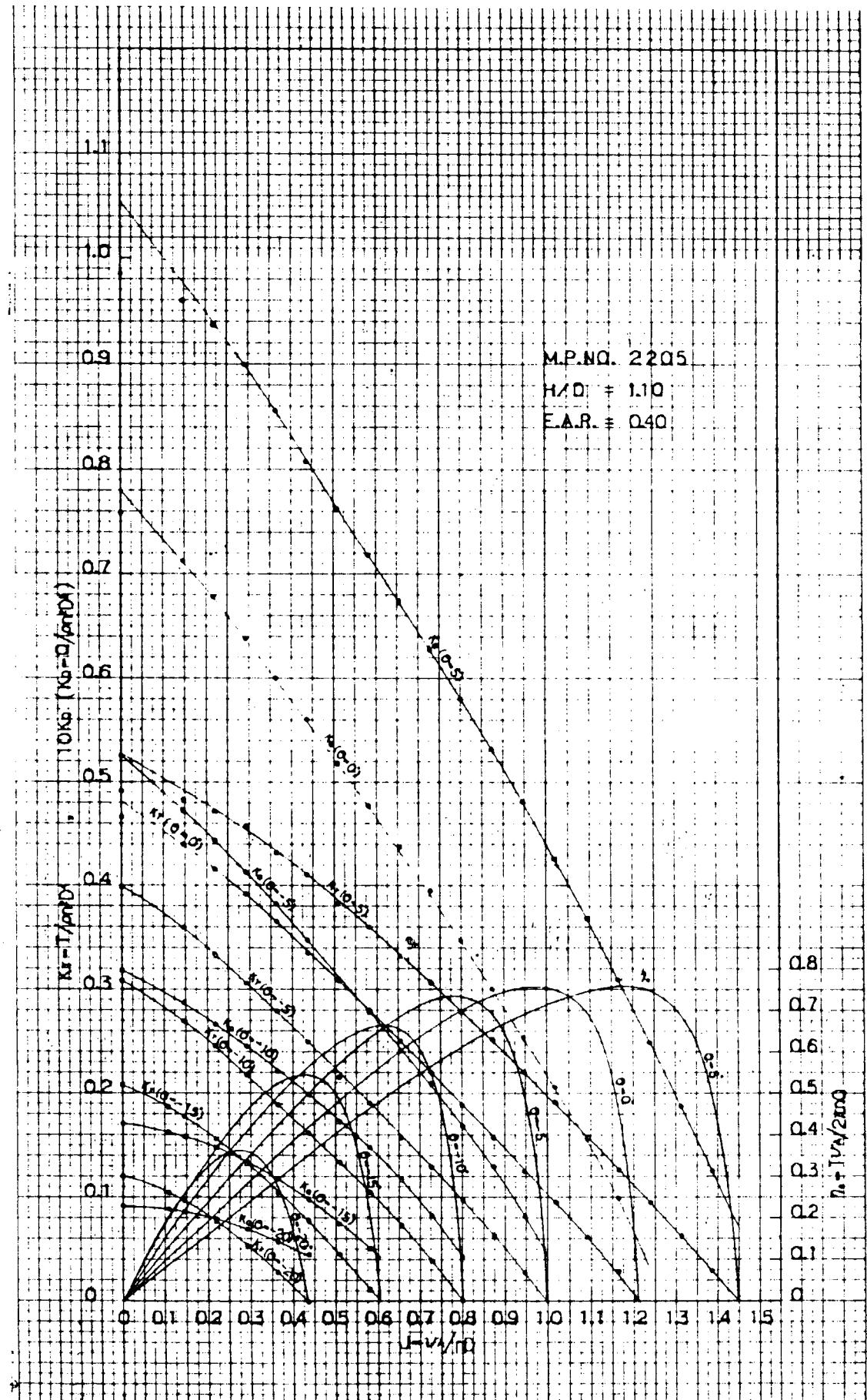


図 3.3.1.1 M.P. No. 2205 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

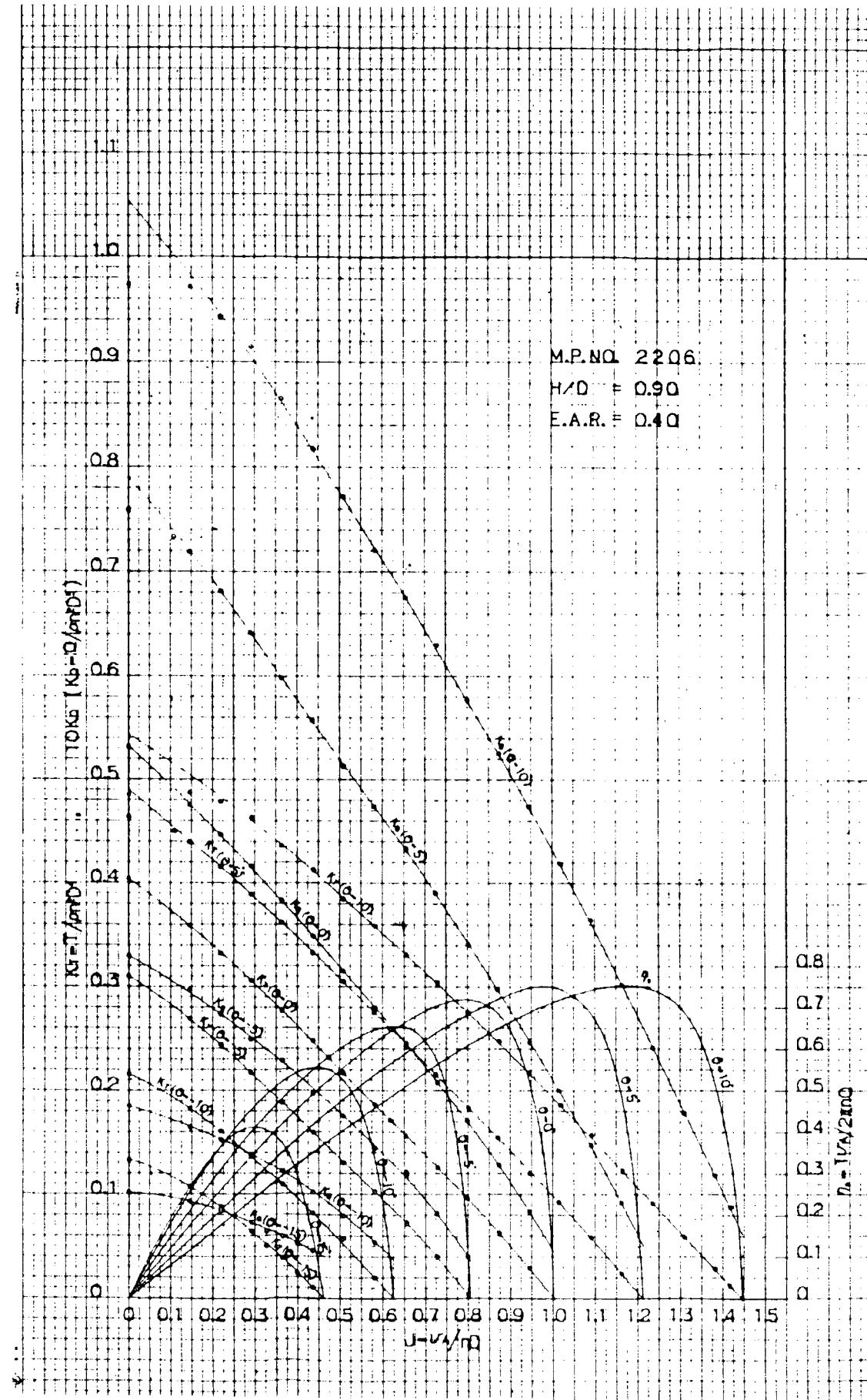


図 3.3.1.2 M.P. No. 2206 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

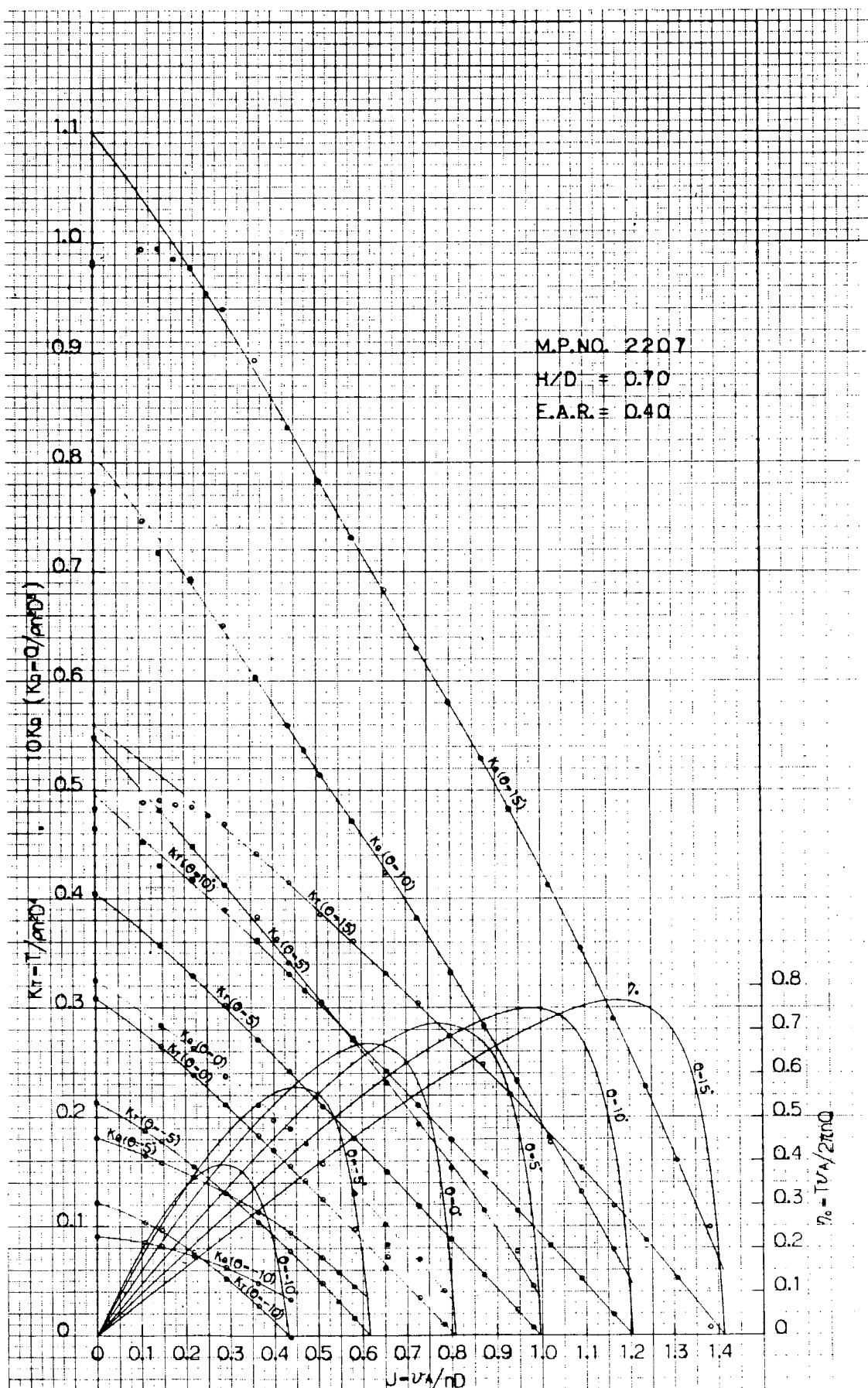


図 3.3.1.3 M.P. No. 2207 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

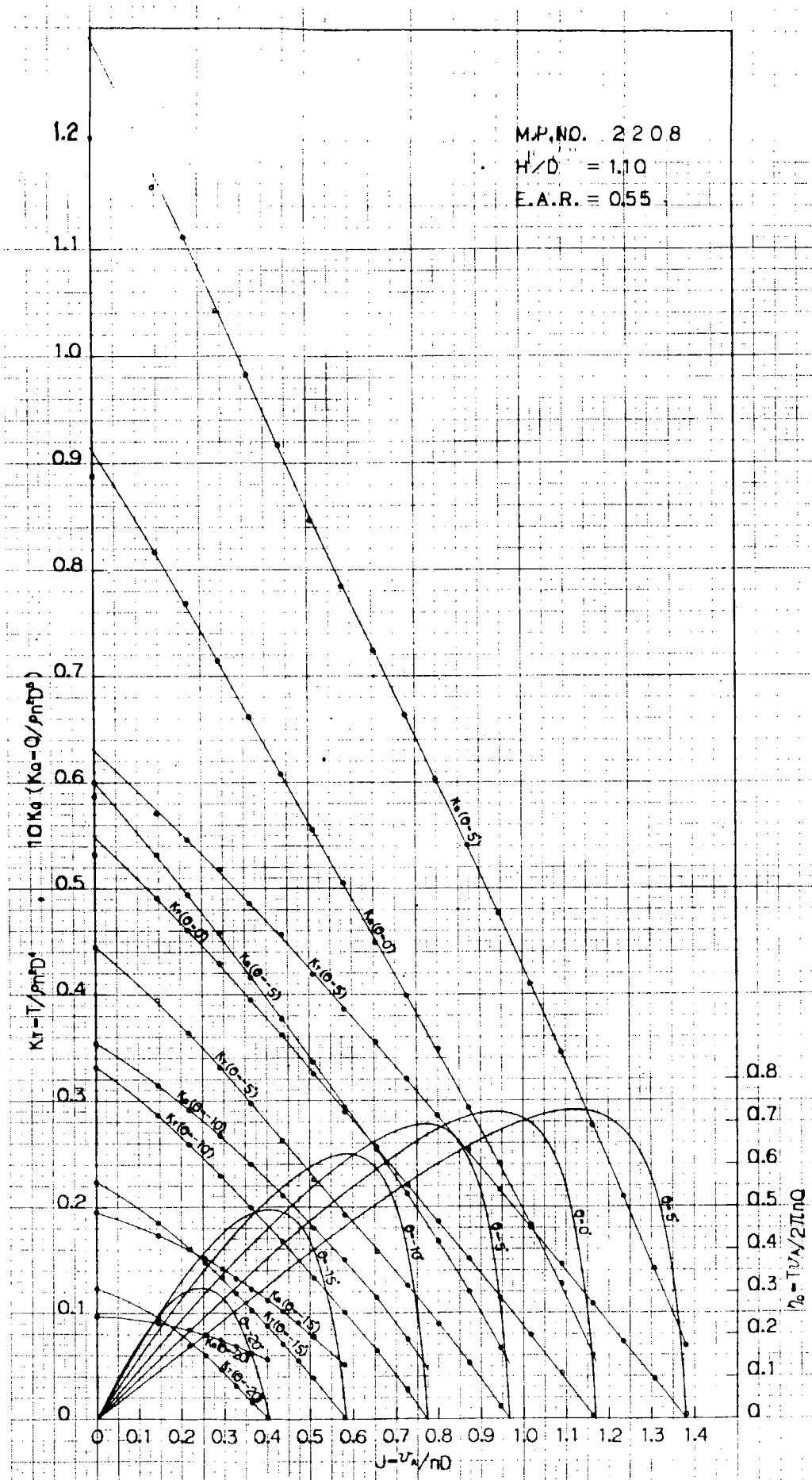


図 3.3.1.4 M.P. No 2208 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

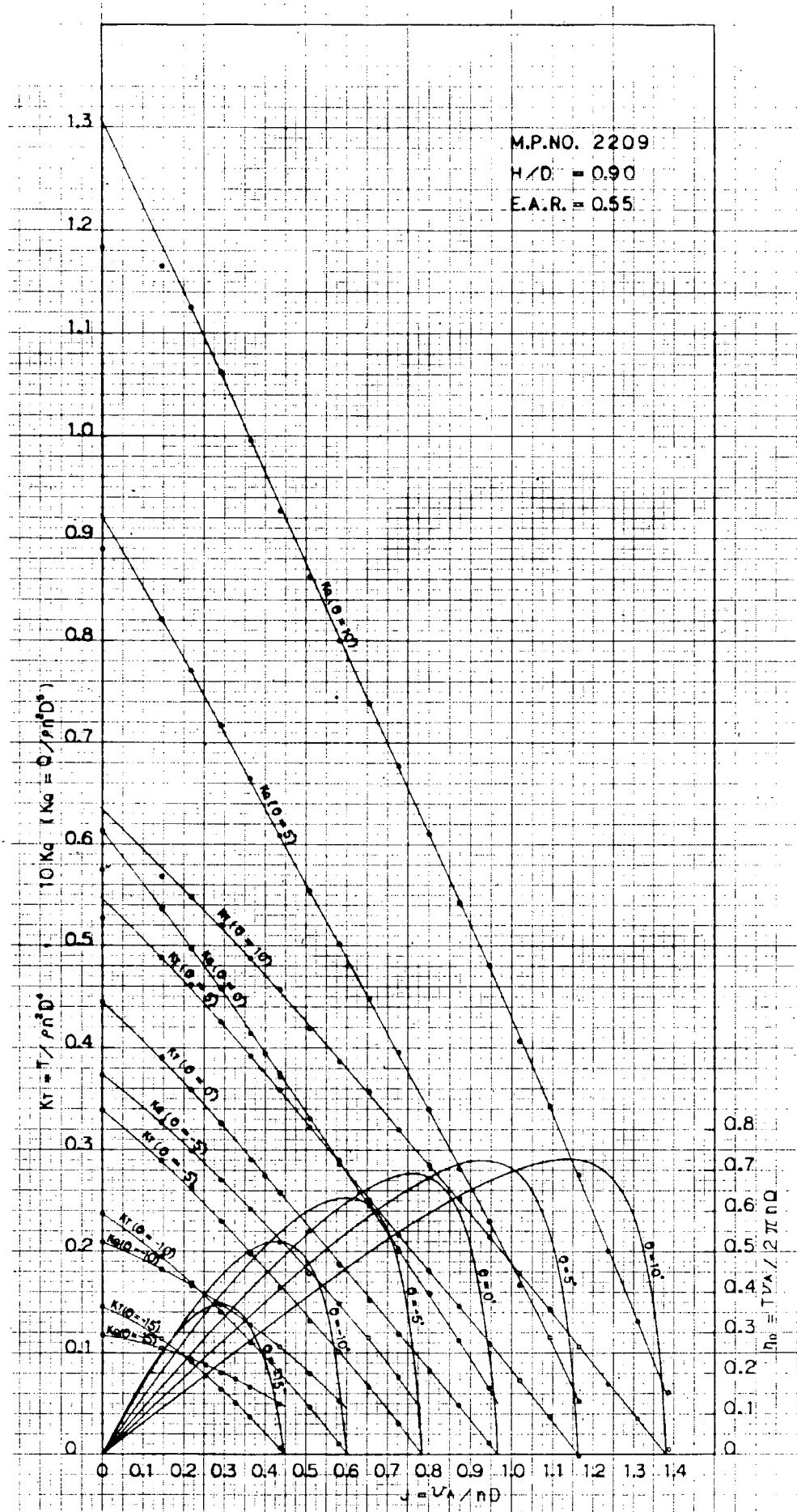


図 3.3.1.5 M.P. No 2209 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

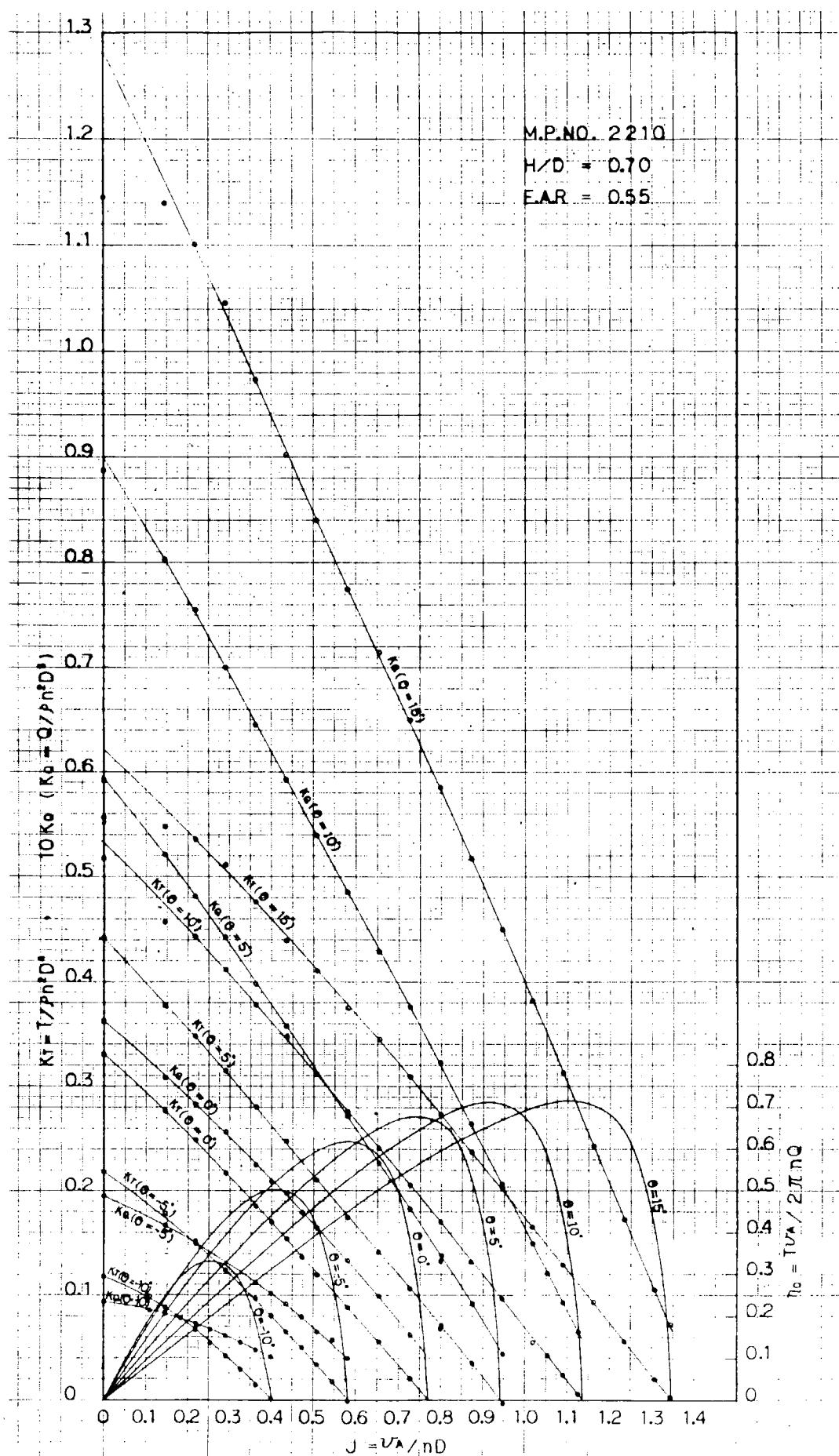


図 3.3.1.6 M.P. No. 2210 ハイスキュープロペラ単独性能曲線

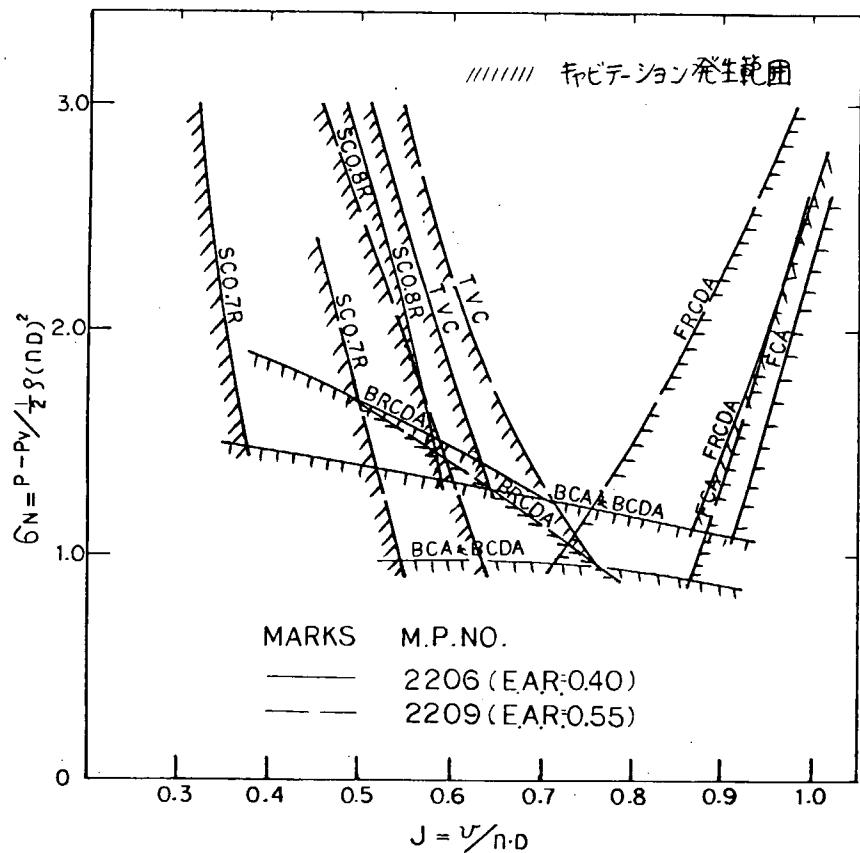


図 3.3.2.1 $J - \sigma_N$ によるキャビテーション・パケット図

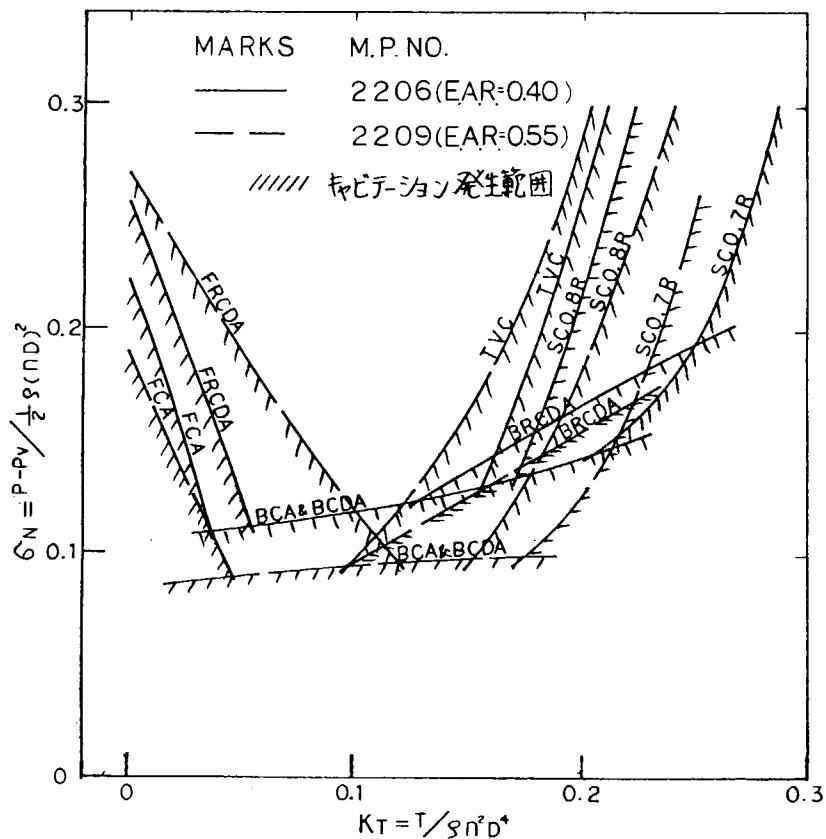


図 3.3.2.2 $K_T - \sigma_N$ によるキャビテーション・パケット図

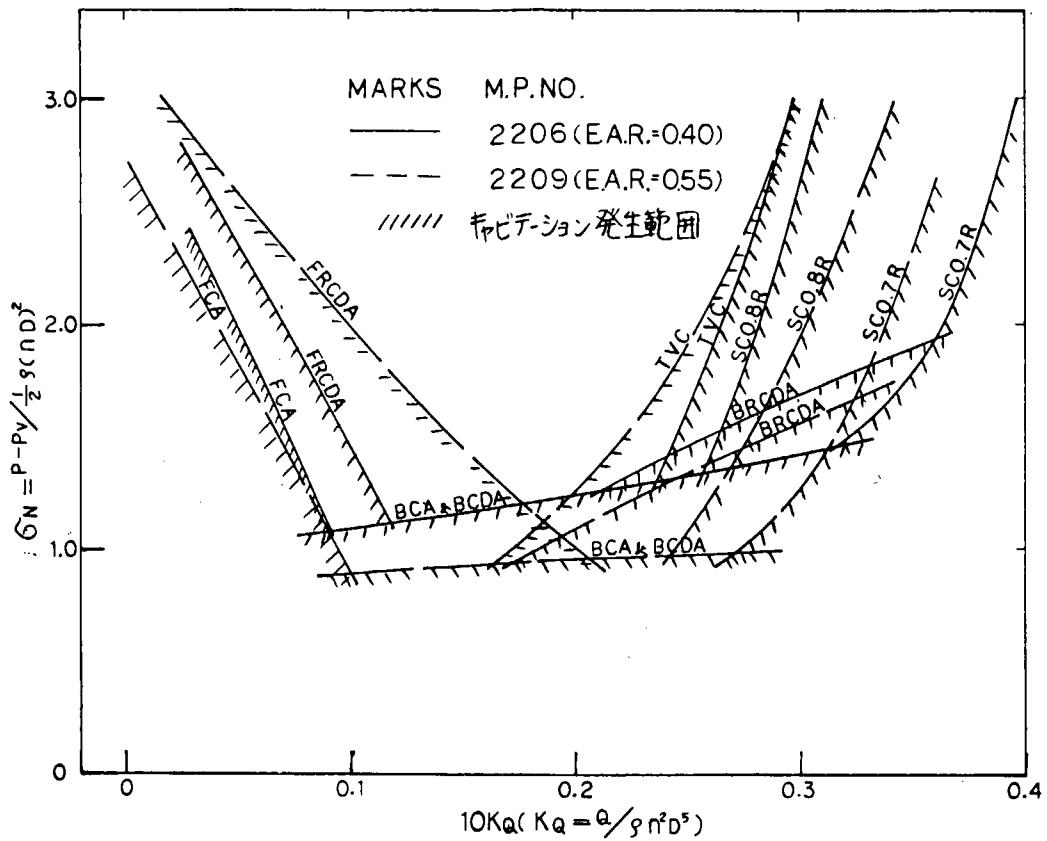


図 3.3.2.3 $K_Q - \sigma_N$ によるキャビテーション・パケット図

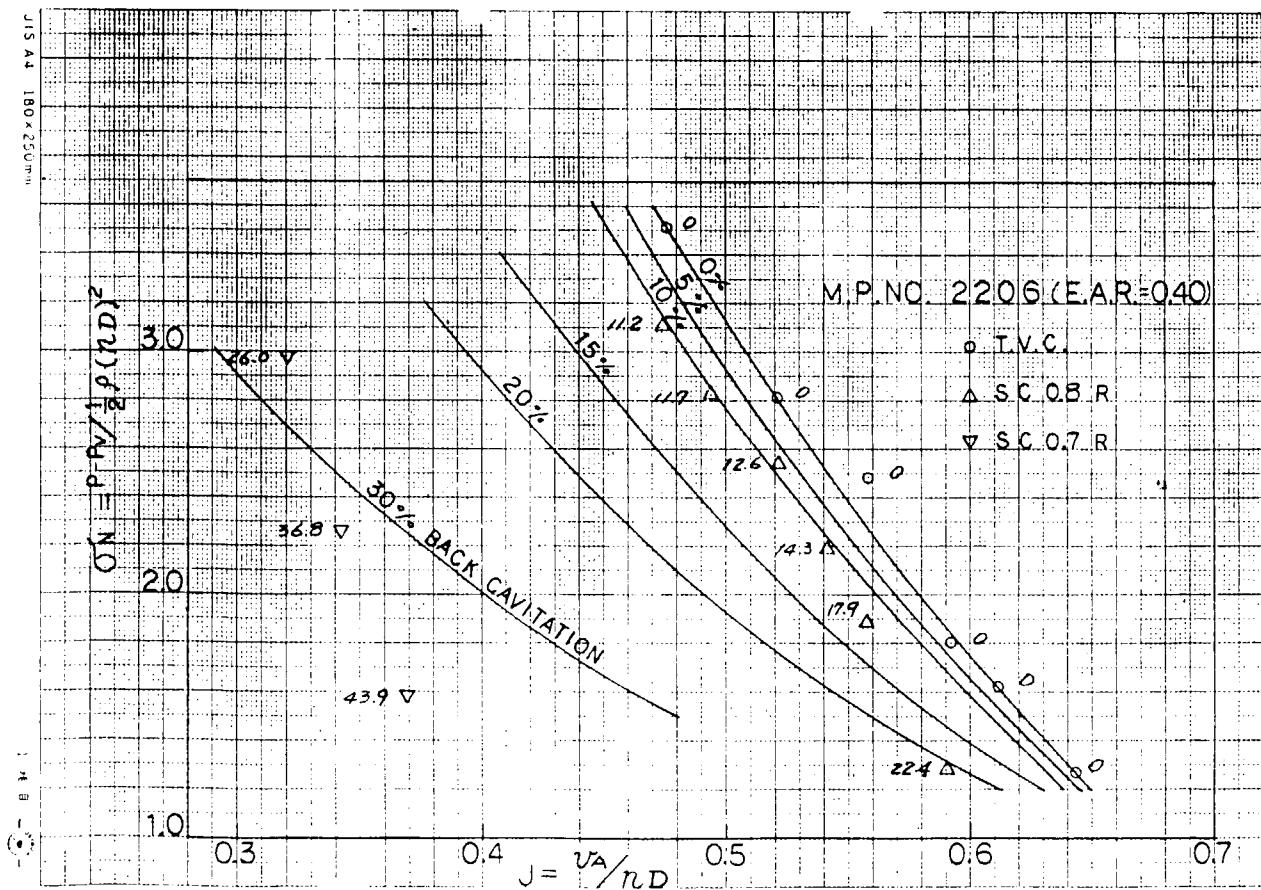


図 3.3.2.4 M.P.No 2206 覆面積に対するキャビテーション発生面積
(Back Sheet Cavitation) の割合, (プロットに付記した数値は%)

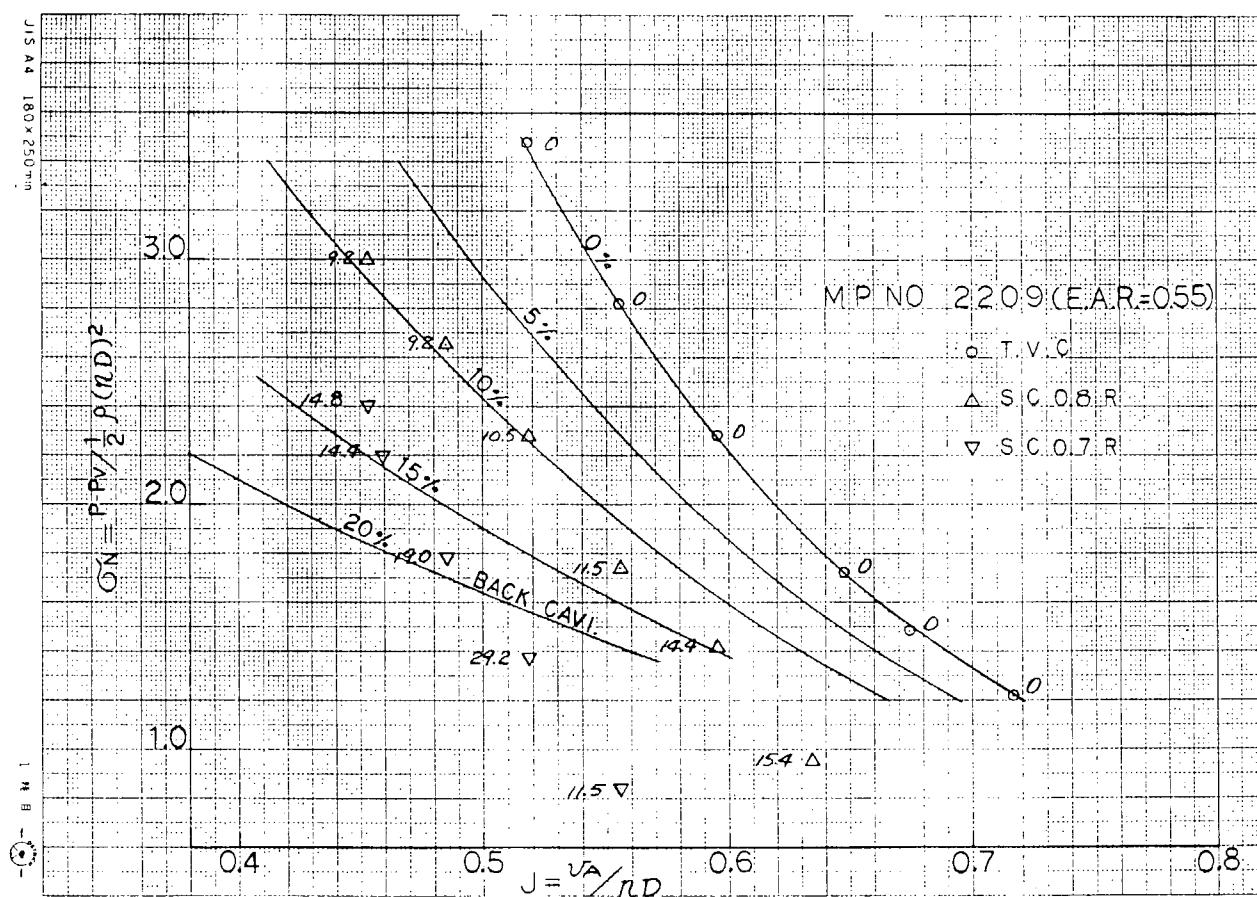


図 3.3.2.5 M.P.No 2209 翼面積に対するキャビテーション発生面積
(Back Sheet Cavitation) の割合、(プロットに付記した数値は%)

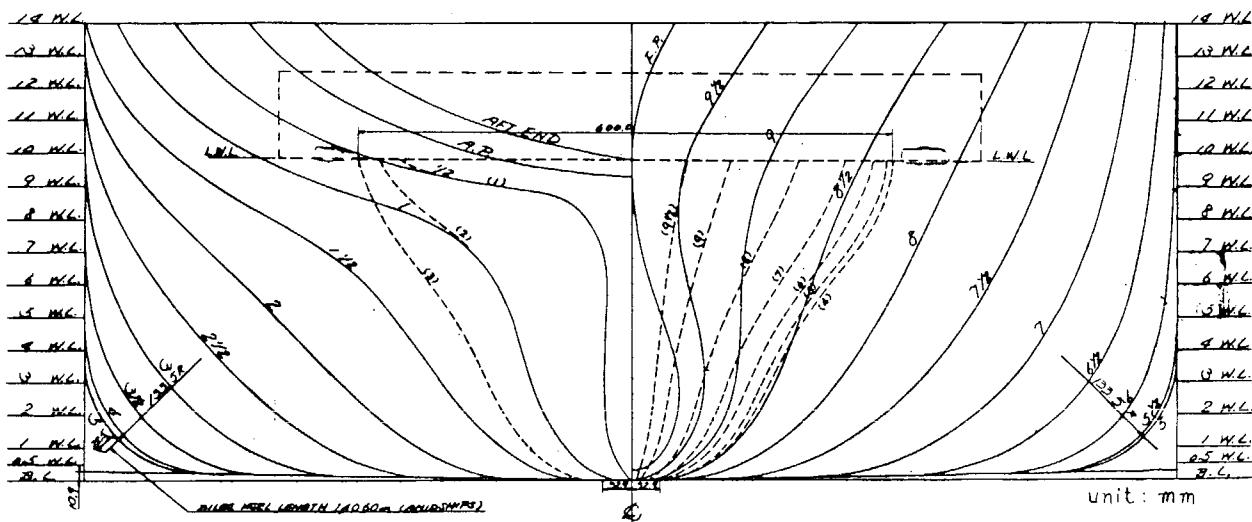


図 3.4.1.1(a) 模型船（実線）およびダミー・モデル（点線）の正面線図()内数値はダミー・モデルの
S.S.Noを示す

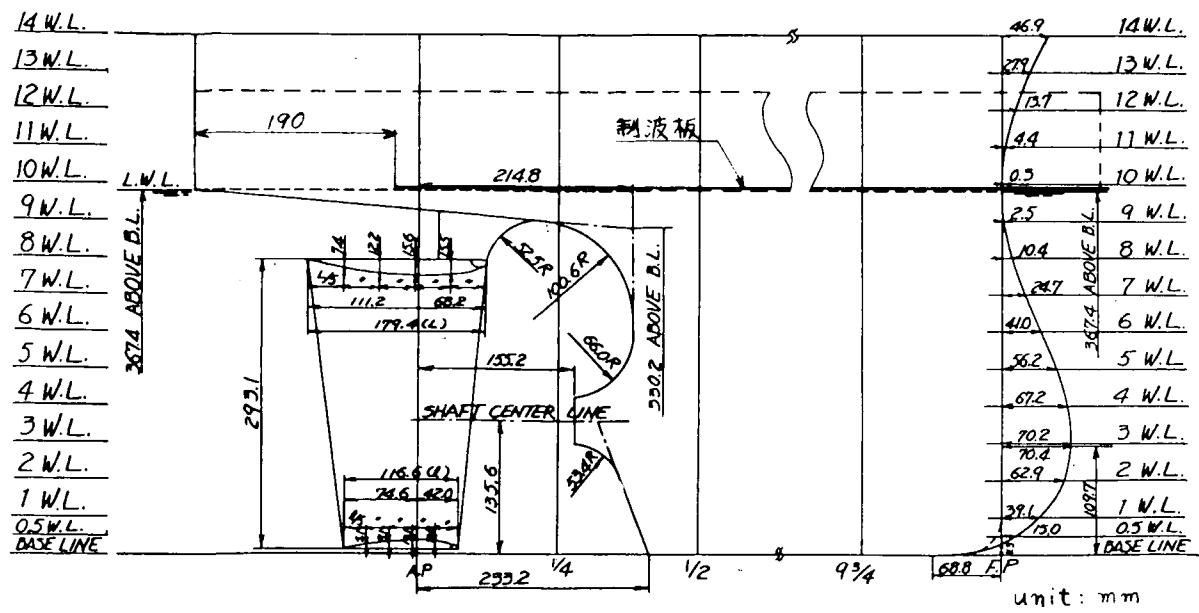


図 3.4.1.1(b) 模型船(実線)およびダミー・モデル(点線)の船首尾形状

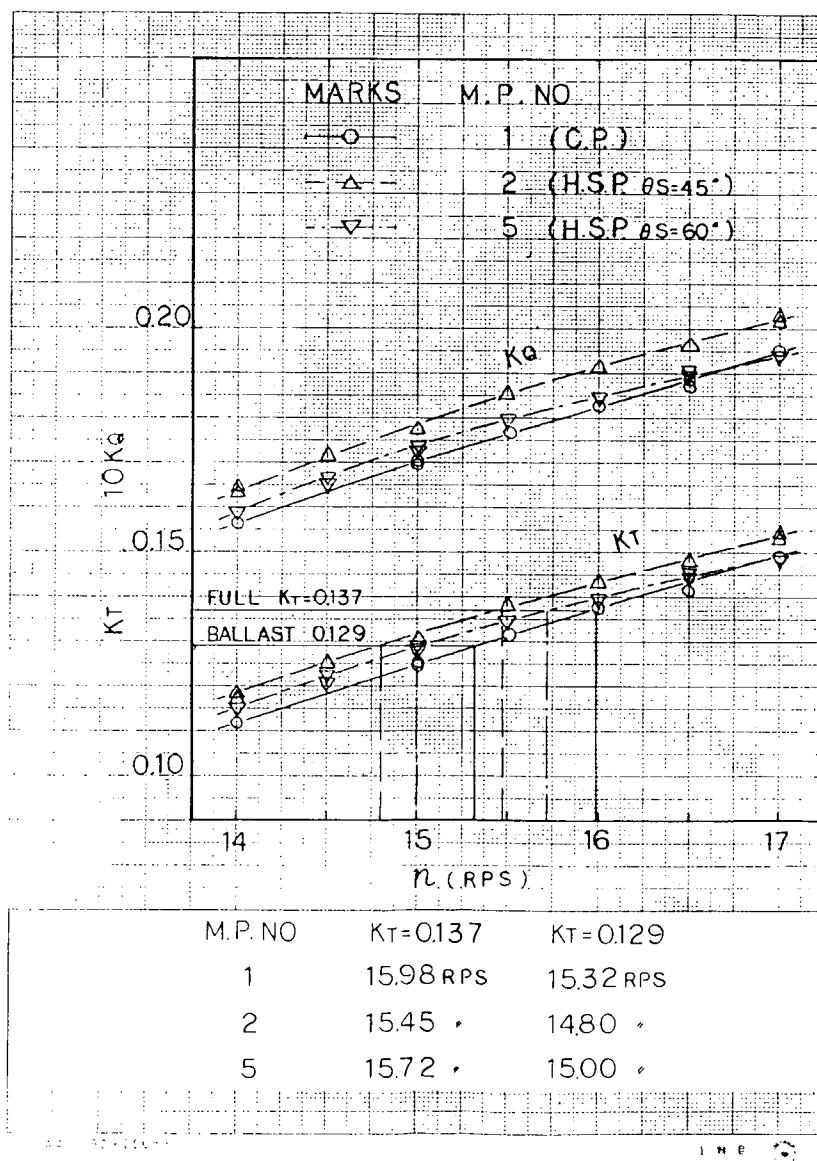


図 3.4.1.2 ダミー・モデルにおける船後試験

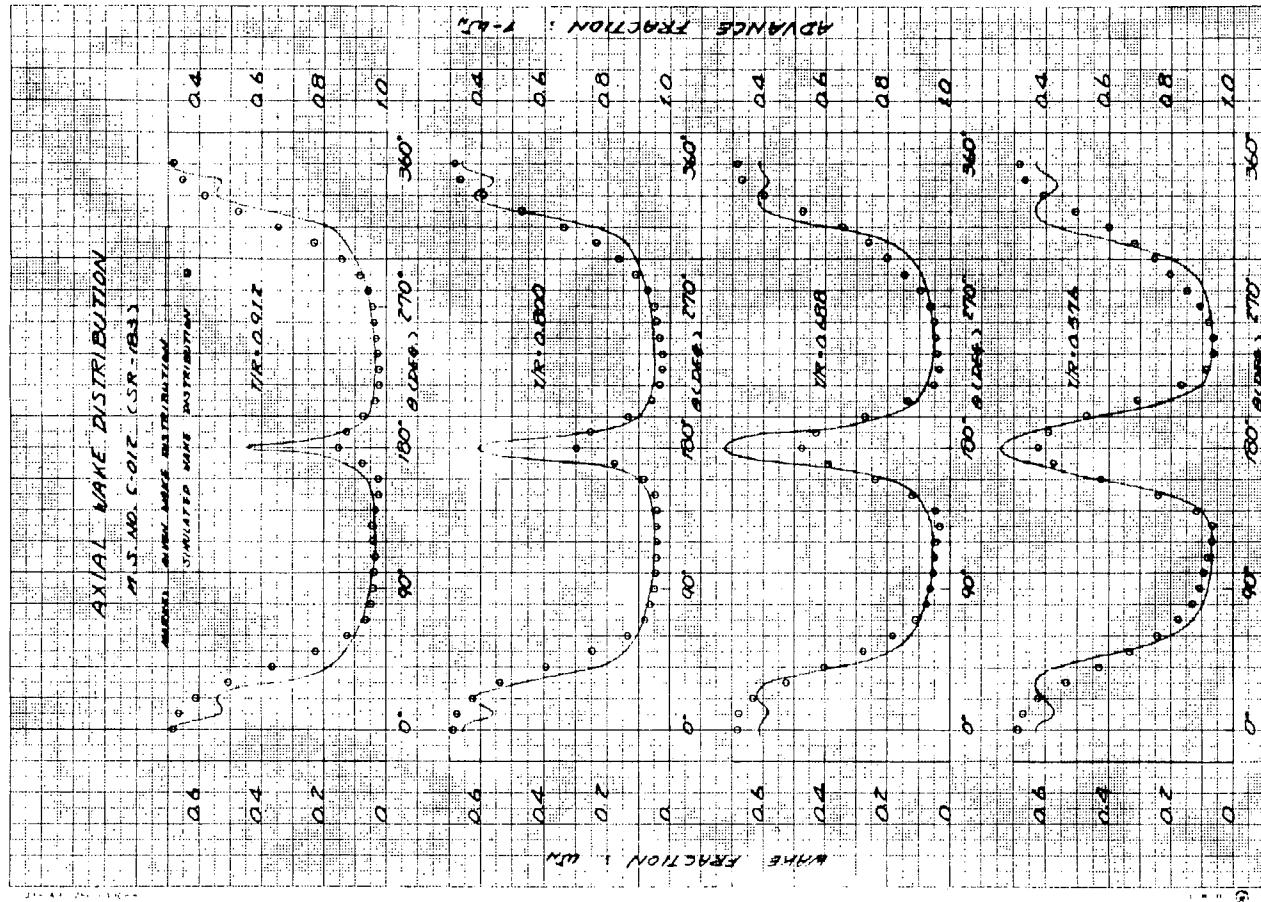


図 3.4.1.3 實船推定伴流と減圧回流水槽で再現された
伴流分布の比較

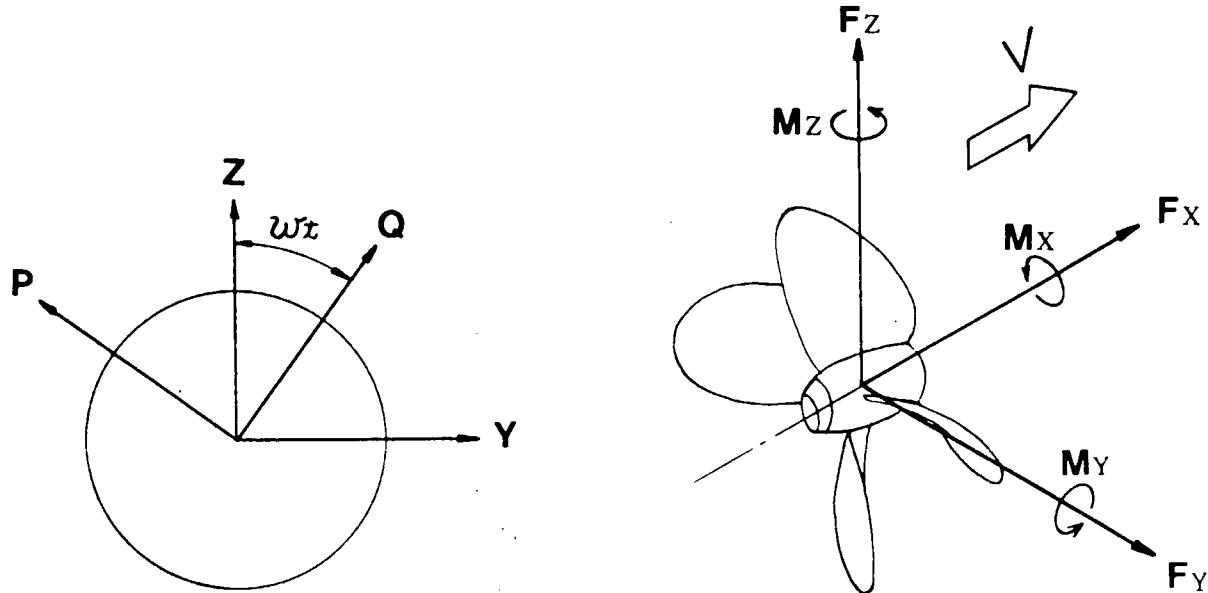


図 3.4.1.4 座標系

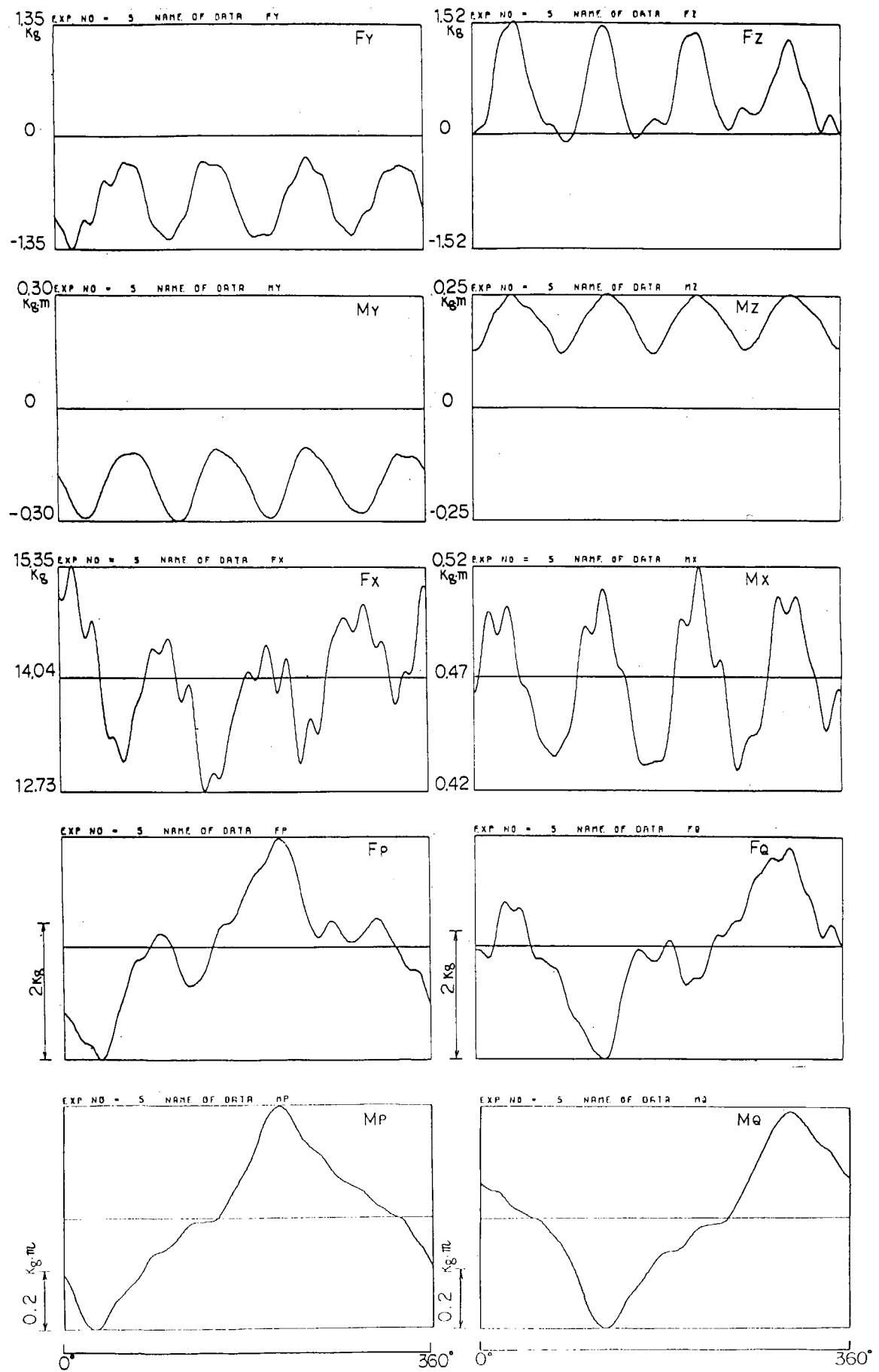


図 3.4.1.5 M.P. No. 1 (C.P.) ベアリング・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

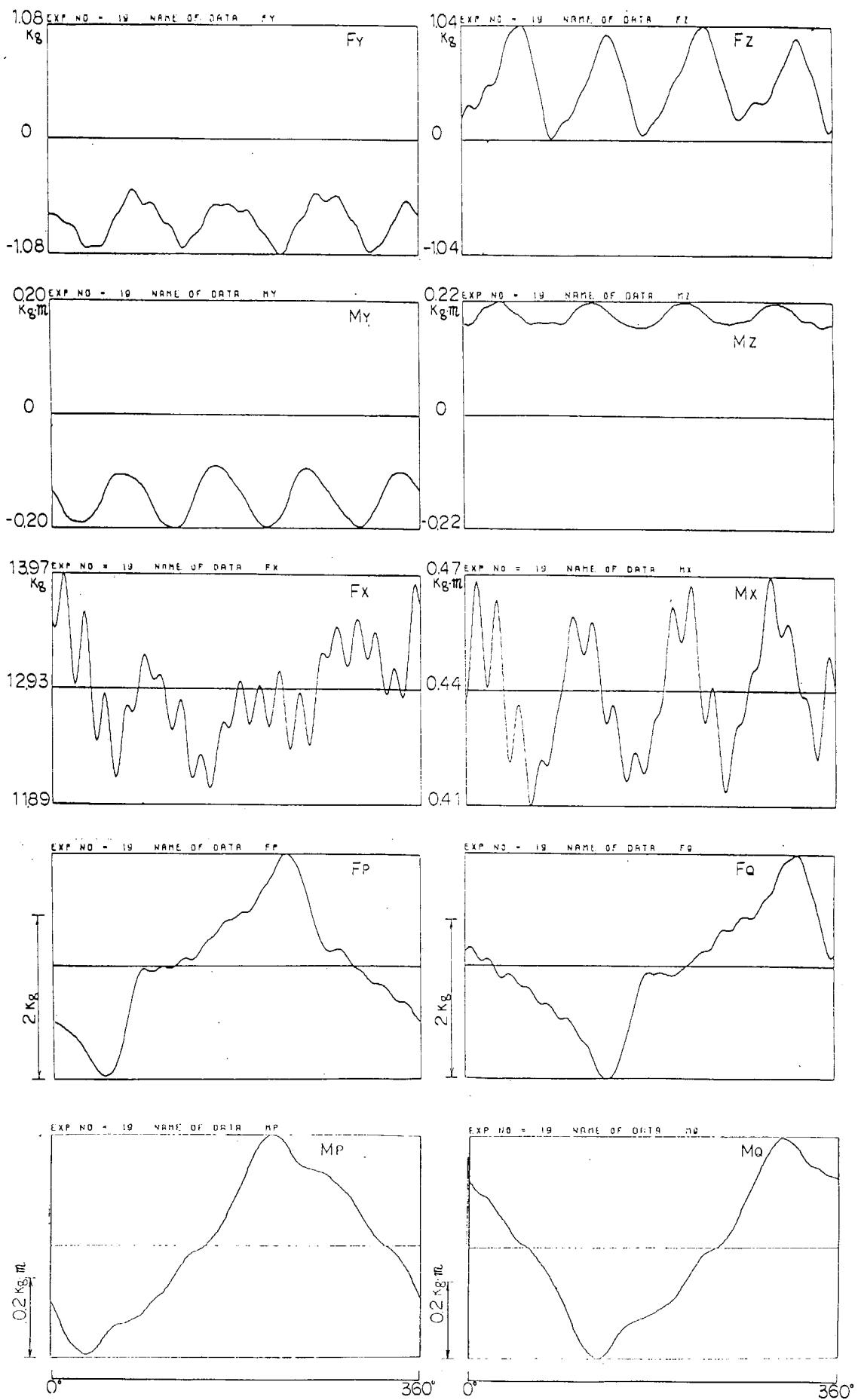


図 3.4.1.6 M.P. No 2 (H.S.P. $\theta_s = 45^\circ$) ベアリング・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

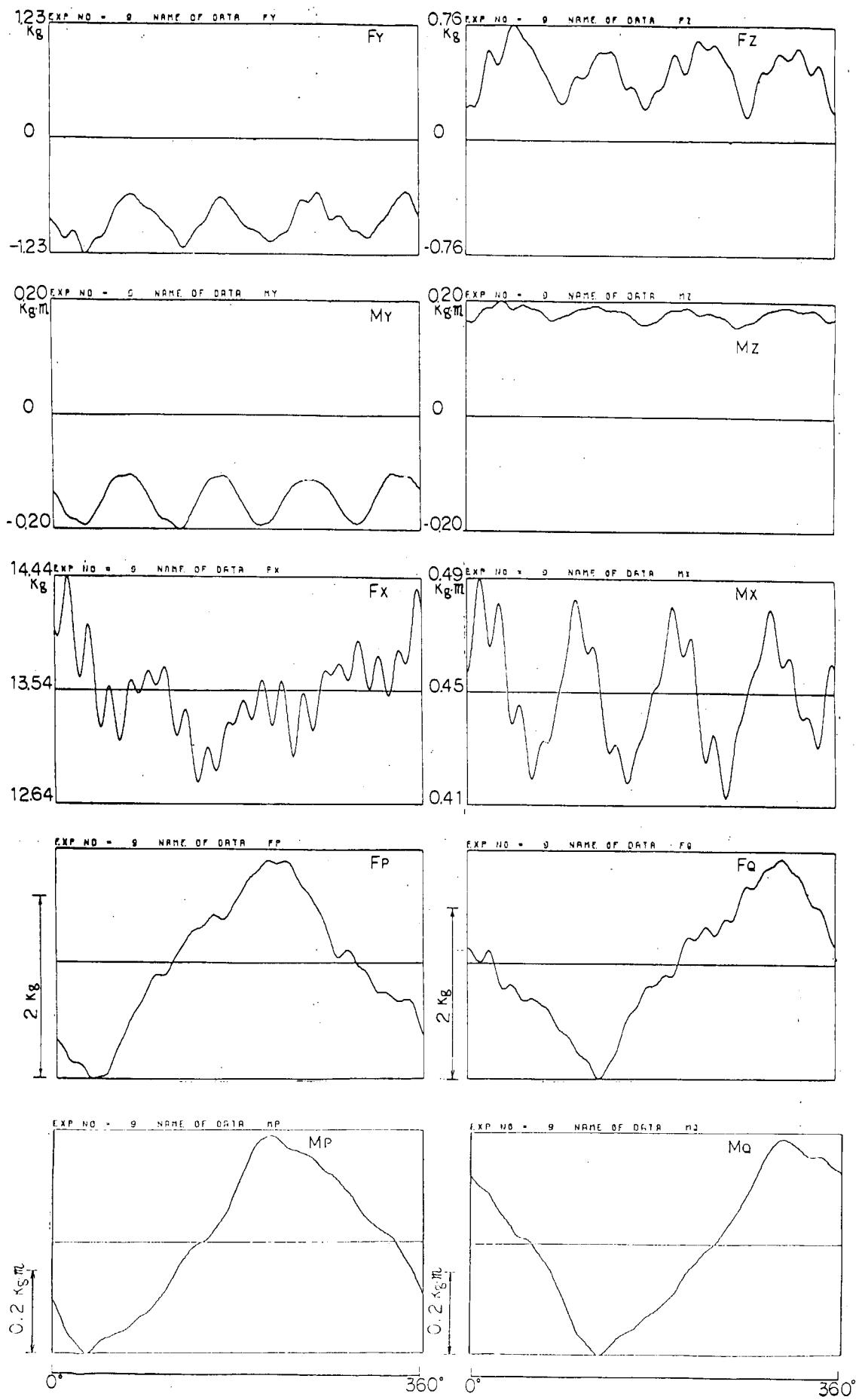


図 3.4.1.7 M.P. No. 5 (H.S.P. $\theta_s = 60^\circ$) ベアリング・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

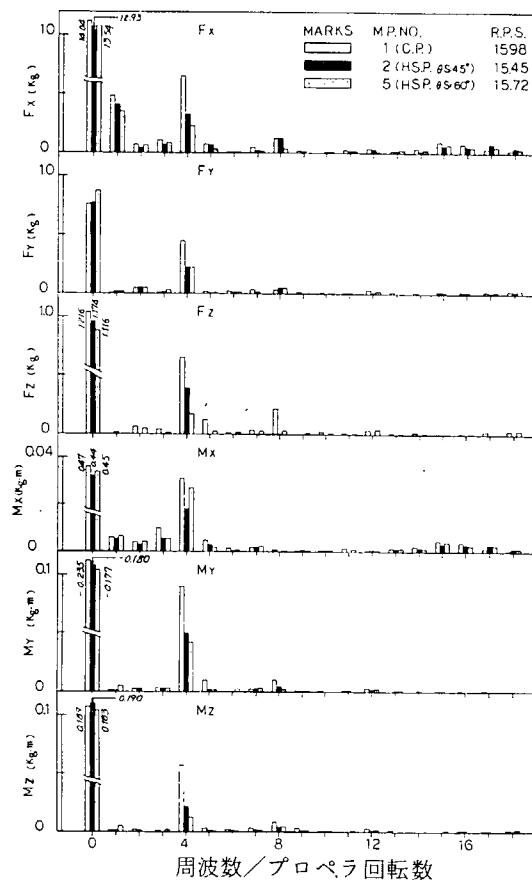


図 3.4.1.8 ベアリング・フォースの周波数
解析結果 Full MCR
($K_T = 0.137$ $\sigma_N = 1.649$)

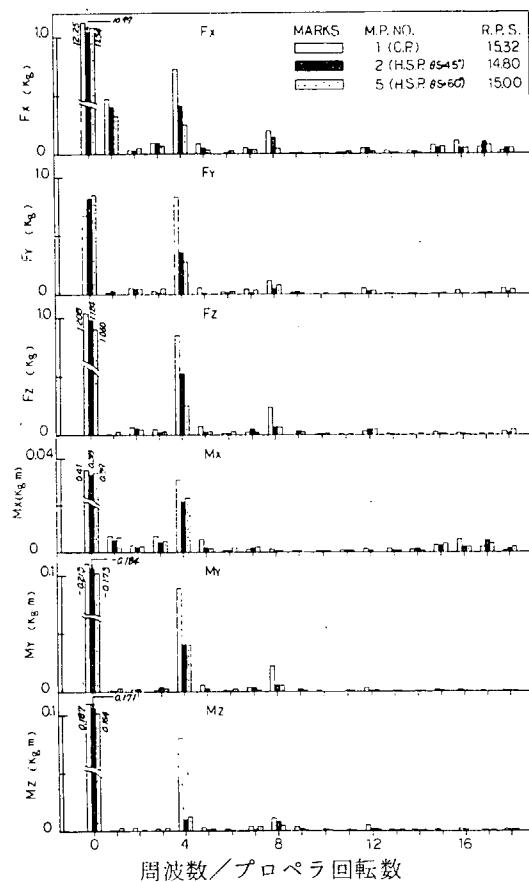


図 3.4.1.9 ベアリング・フォースの周波数
解析結果 Ballast MCR
($K_T = 0.129$ $\sigma_N = 1.443$)

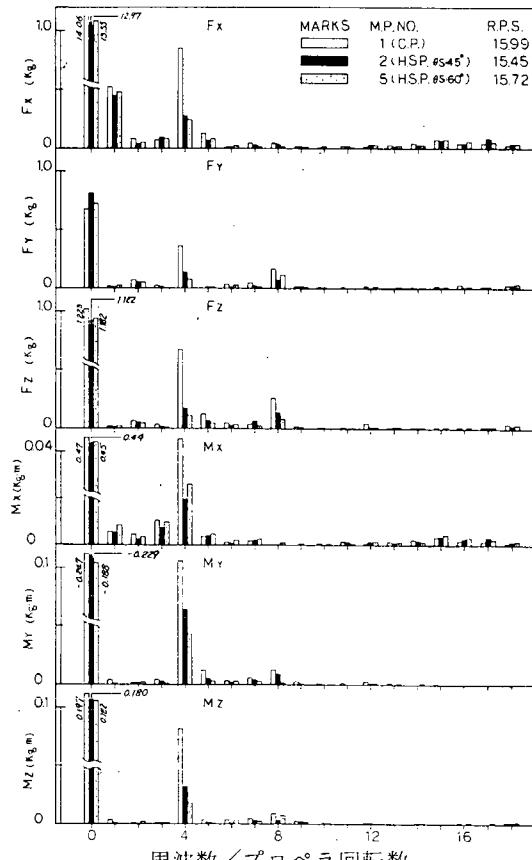


図 3.4.1.10 ベアリング・フォースの周波数
解析結果 Full MCR
($K_T = 0.137$ 大気圧)

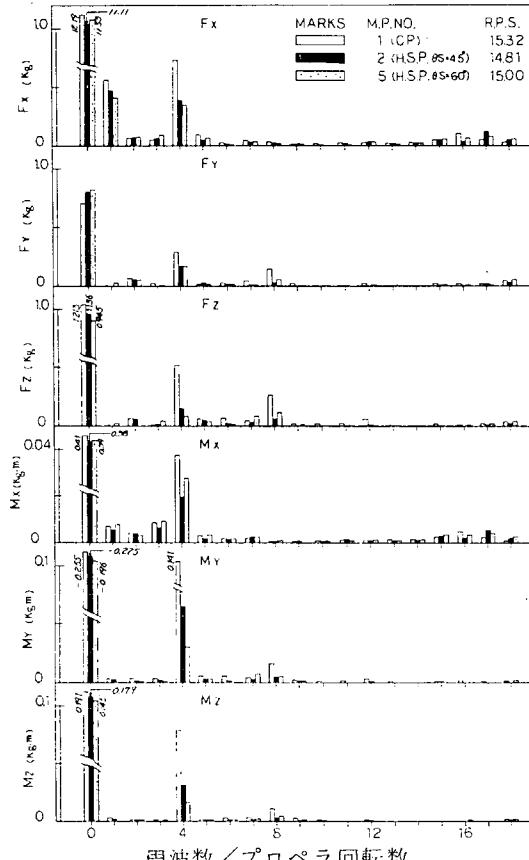
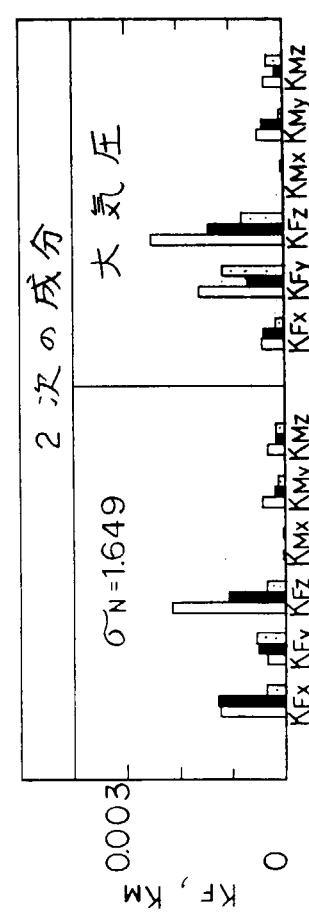
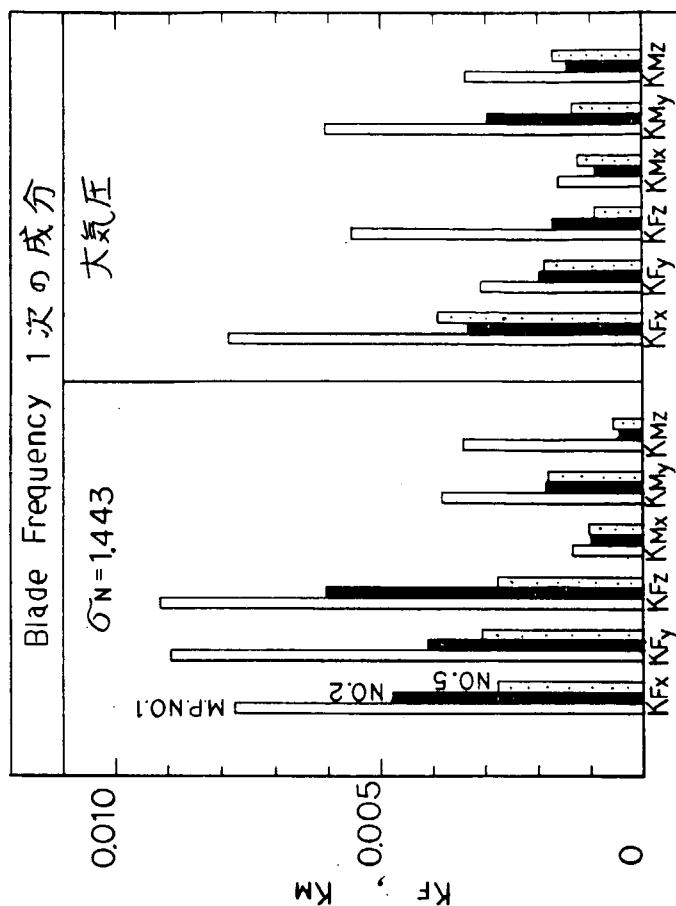
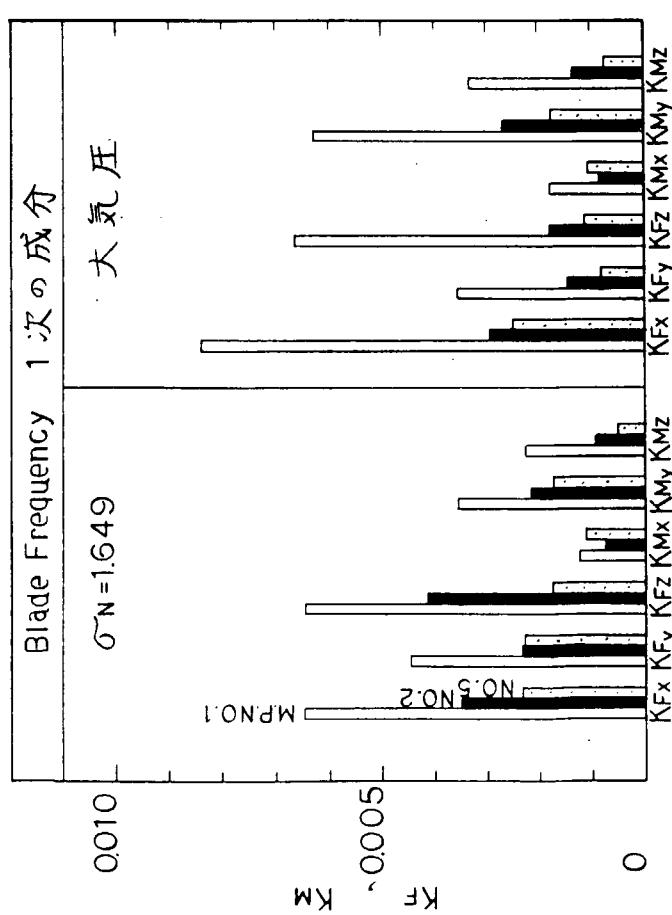


図 3.4.1.11 ベアリング・フォースの周波数
解析結果 Ballast MCR
($K_T = 0.129$ 大気圧)



$$K_F = F / \rho n^2 D^4, \quad K_M = M / \rho n^2 D^5$$

図 3.4.1.12 ベアリング・フォース非定常力 Full MCR ($K_T = 0.137$)

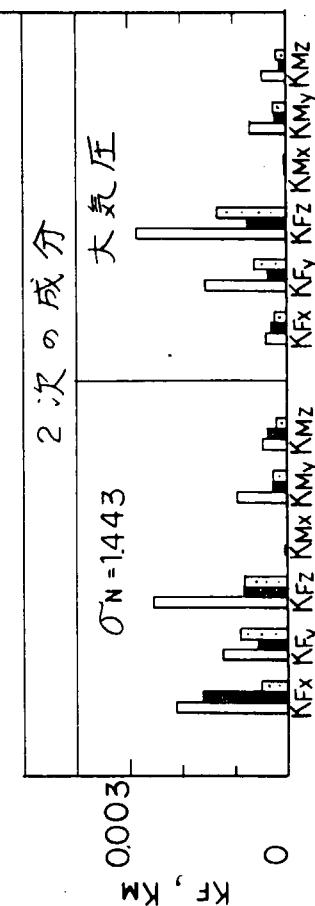


図 3.4.1.13 ベアリング・フォース非定常力 Ballast MCR ($K_T = 0.129$)

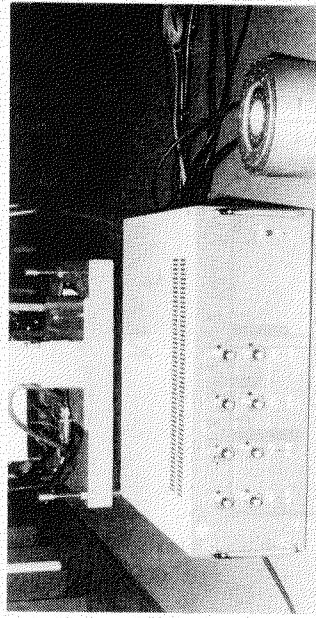


図 3.4.114 4 分力検出器と 2 次較正箱

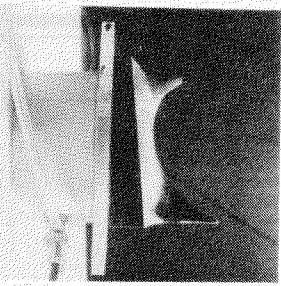


図 3.4.116 4 分力検出器とサーフェス・フォース計測用船尾ブロック

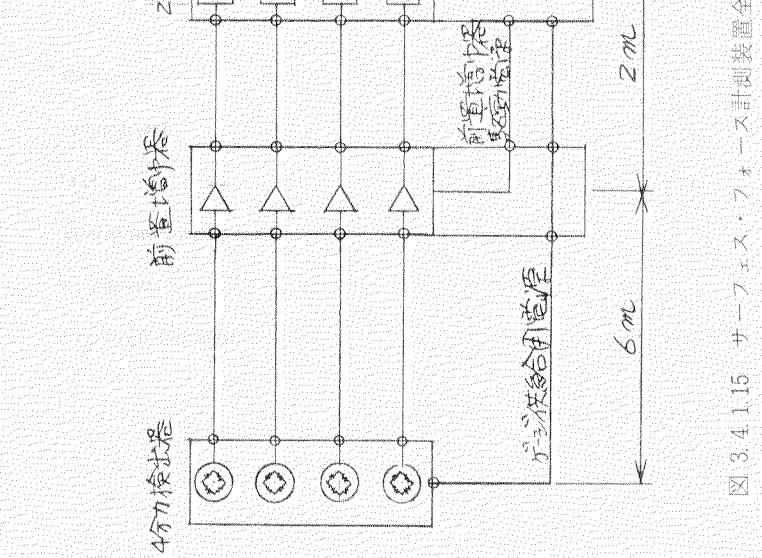
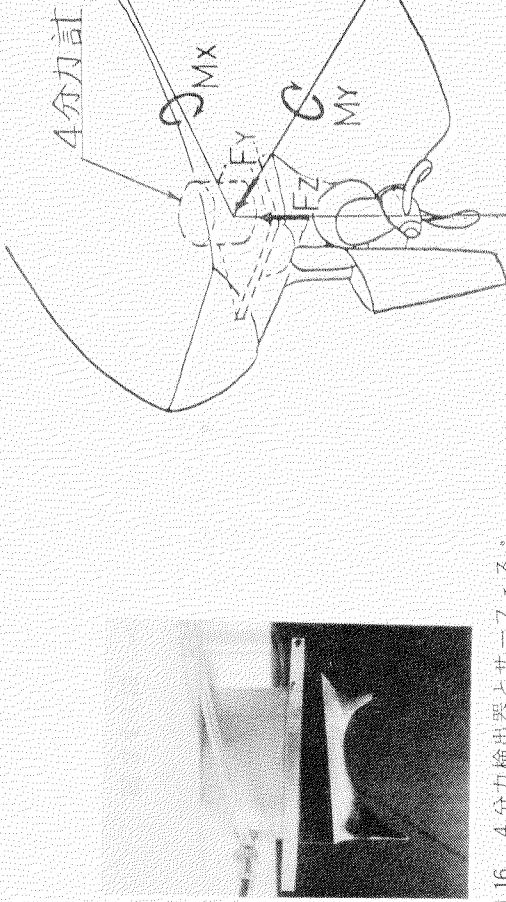


図 3.4.117 サーフェス・フォース計測用船尾ブロックのタミー・モデルへの装着状態

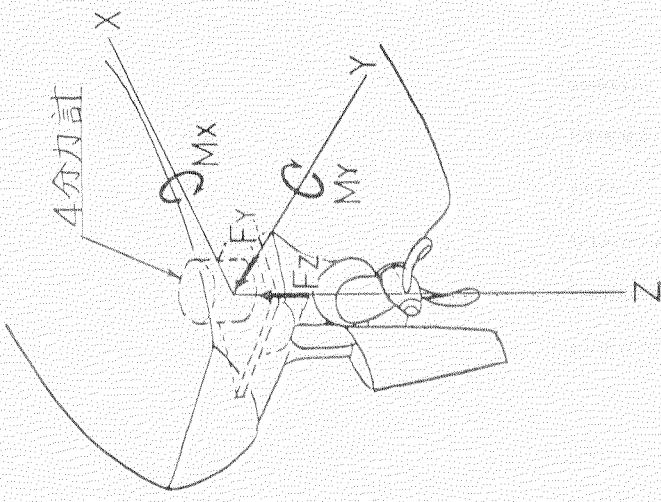


図 3.4.118 サーフェス・フォース計測の座標系

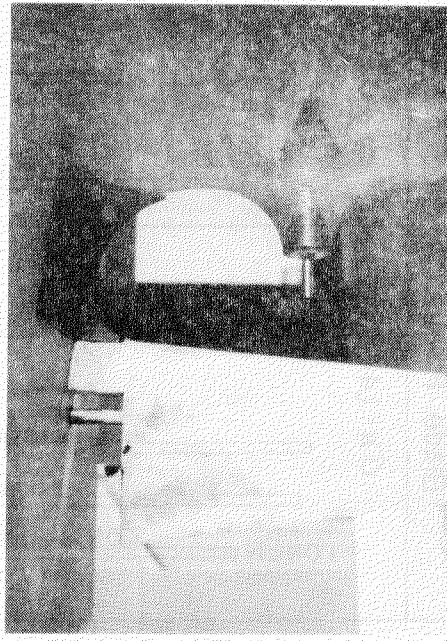


図 3.4.119 サーフェス・フォース計測用船尾ブロック

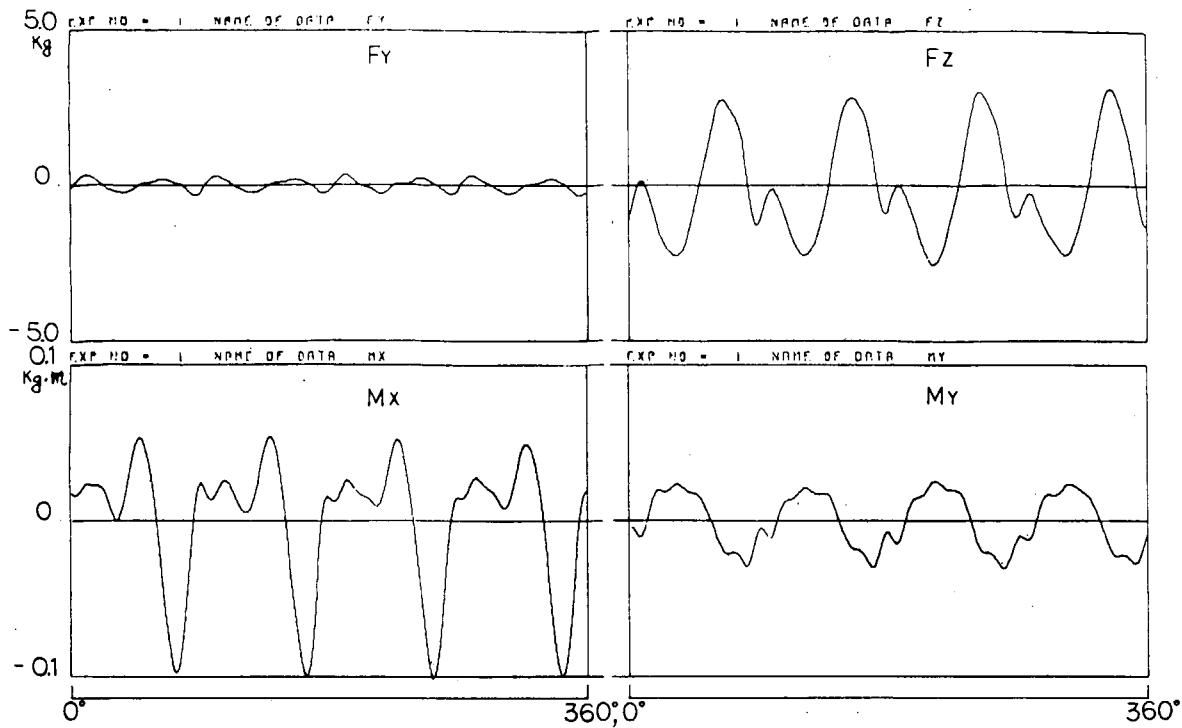


図 3.4.1.19 M.P. No 1 (C.P.) サーフェス・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

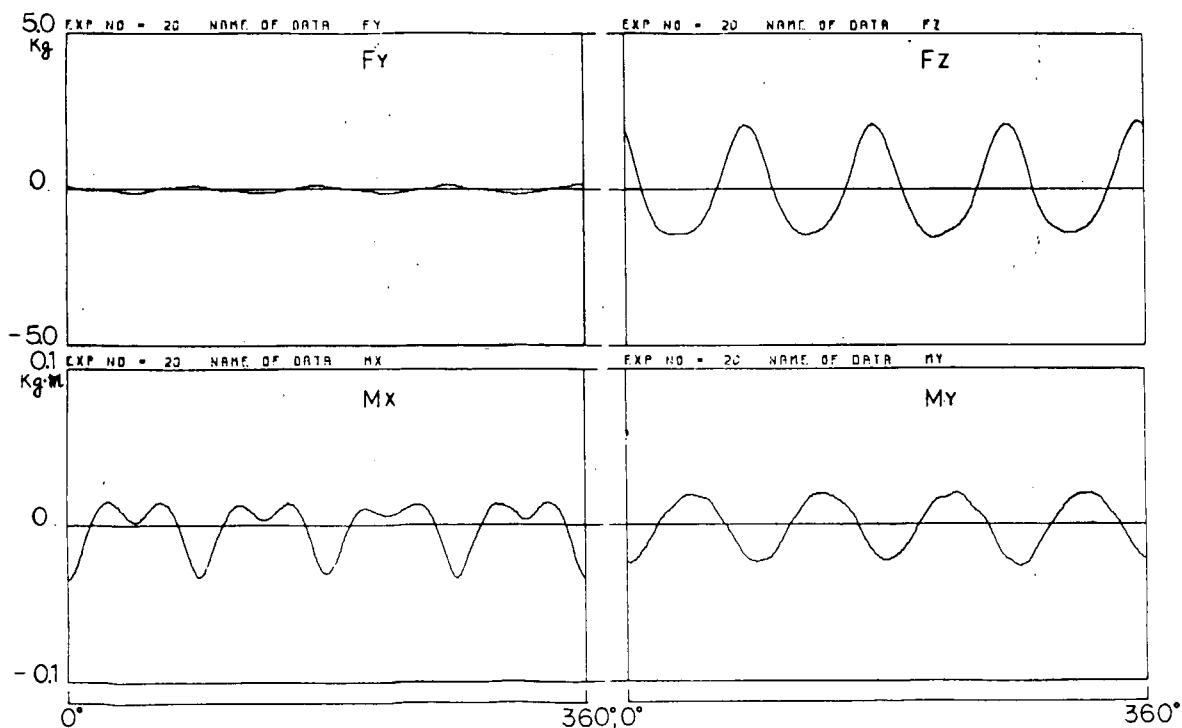


図 3.4.1.20 M.P. No 2 (H.S.P. $\theta_S = 45^\circ$) サーフェス・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

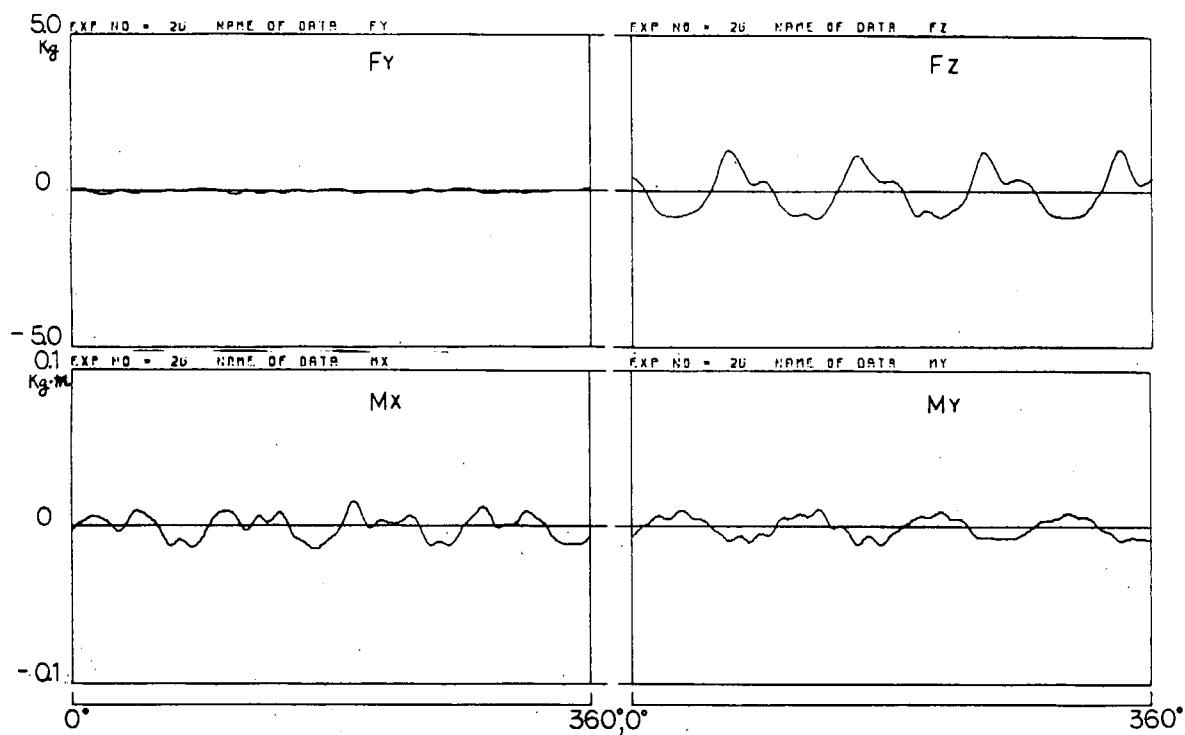


図 3.4.1.21 M.P.No.5 (H.S.P. $\theta_s = 60^\circ$) サーフェス・フォース計測例
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

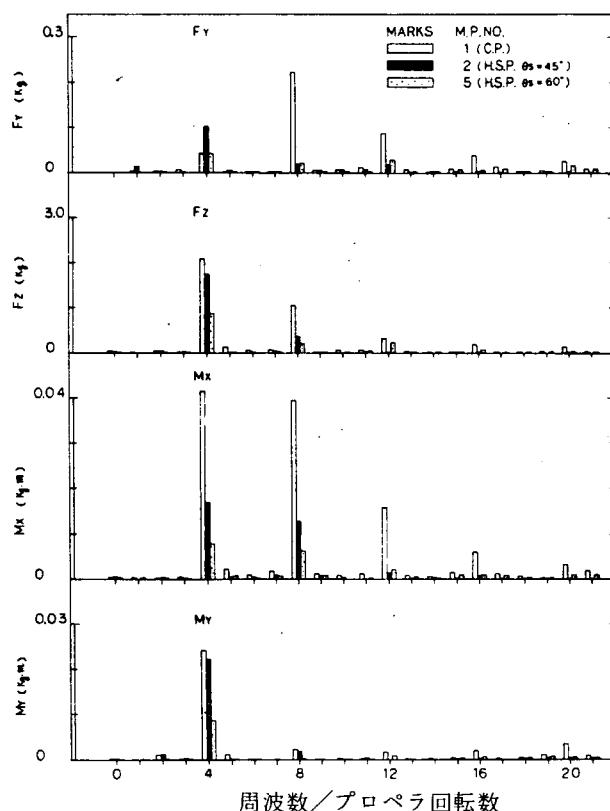


図 3.4.1.22 サーフェス・フォースの周波数解析結果
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

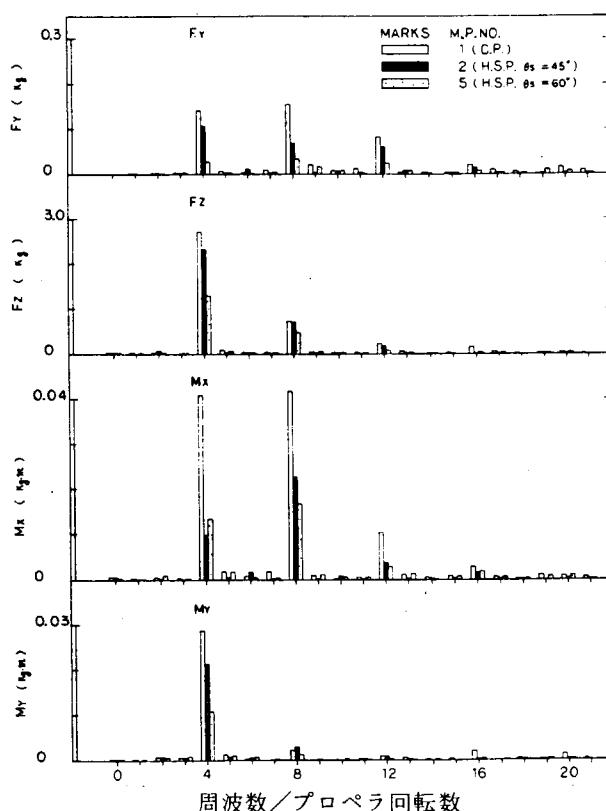
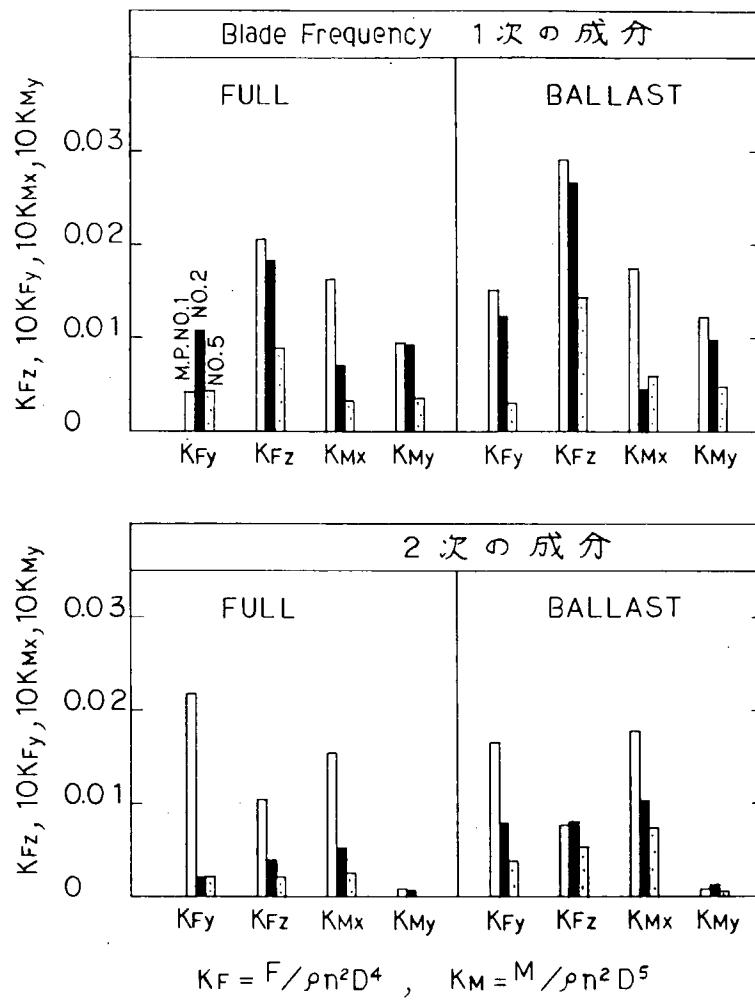


図 3.4.1.23 サーフェス・フォースの周波数解析結果
Ballast MCR ($K_T = 0.129$, $\sigma_N = 1.443$)



$$K_F = F / \rho n^2 D^4, \quad K_M = M / \rho n^2 D^5$$

図 3.4.1.24 サーフェス・フォースの Blade Frequency
1次および2次の成分(片振幅)

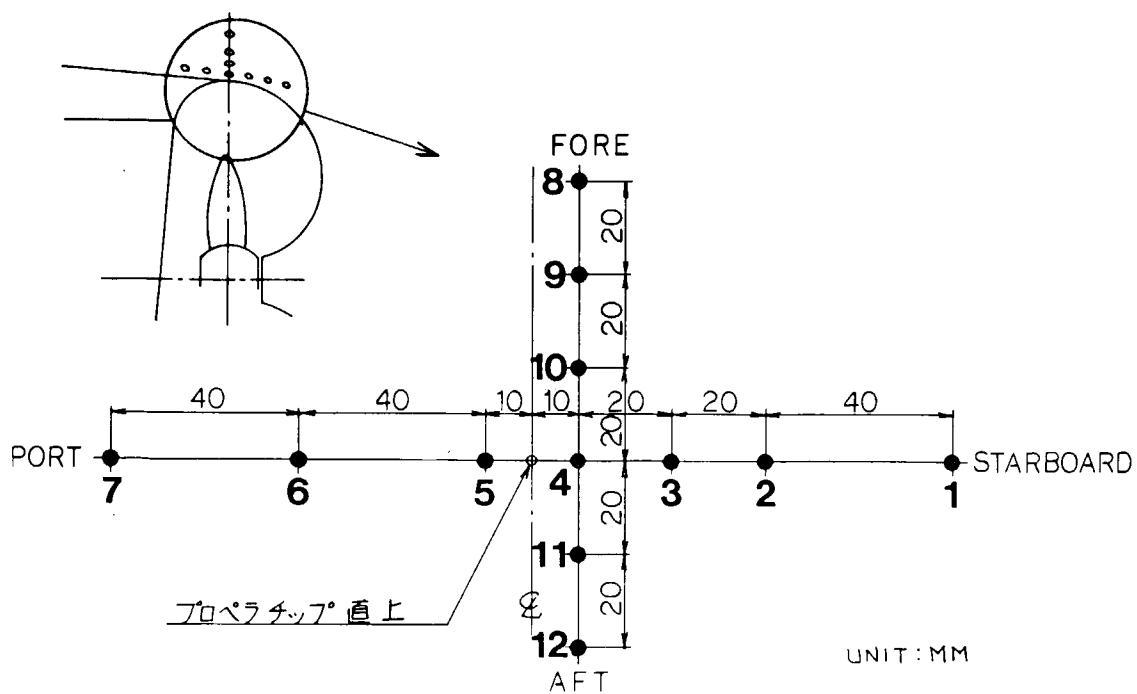


図 3.4.1.25 圧力変換器配置図

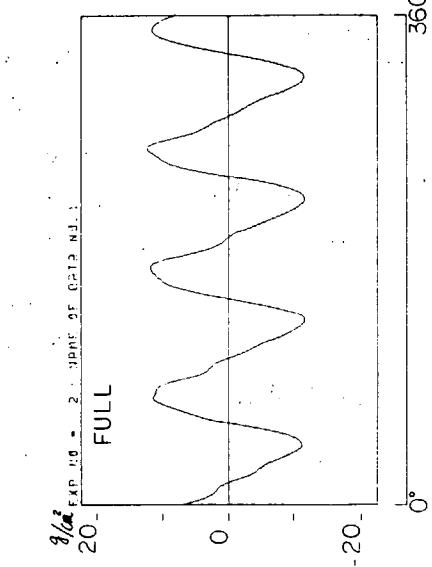
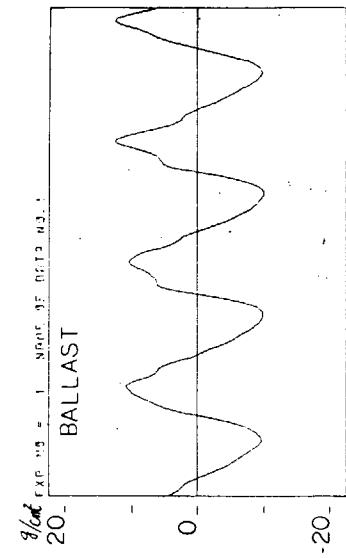


図 3.4.1.26 M.P. No. 1 (C.P.) 変動圧力計測例
(圧力変換器No.4)

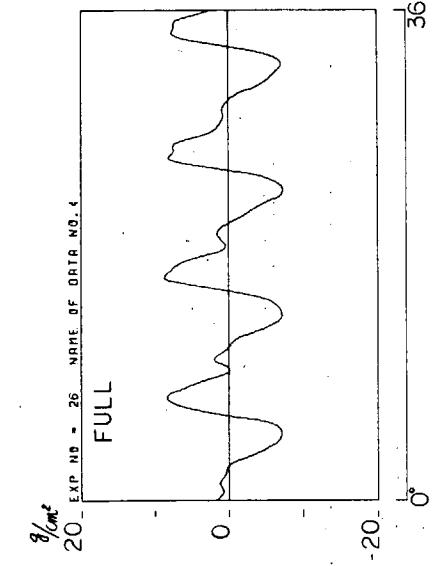
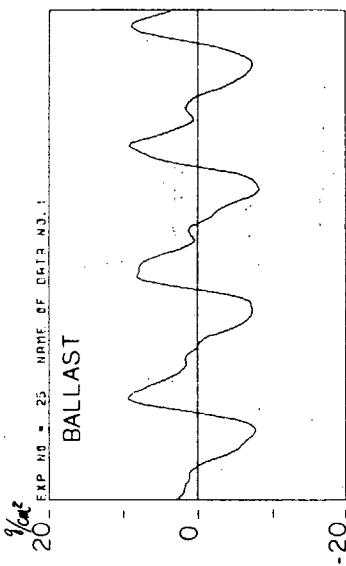


図 3.4.1.27 M.P. No. 2 (H.S.P.) 変動圧力計測例
(圧力変換器No.4)

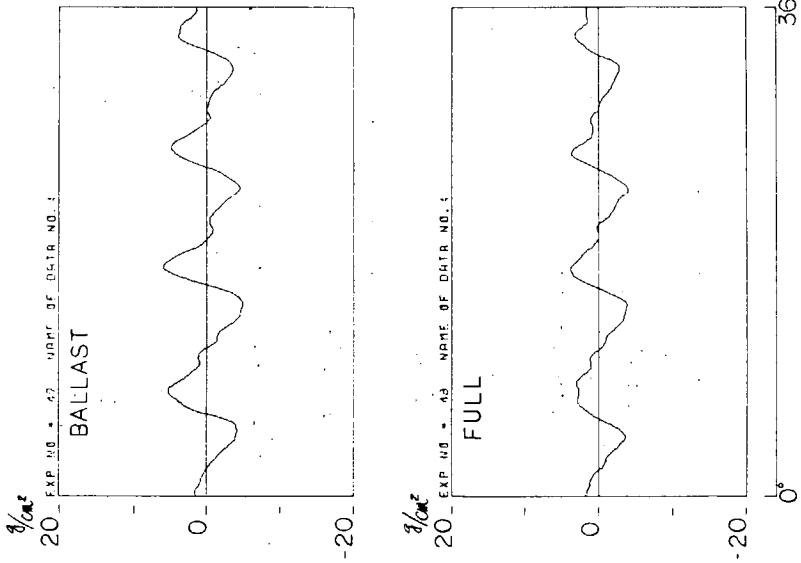


図 3.4.1.28 M.P. No. 5 (H.S.P.) θ_s = 60°
変動圧力計測例 (圧力変換器No.4)

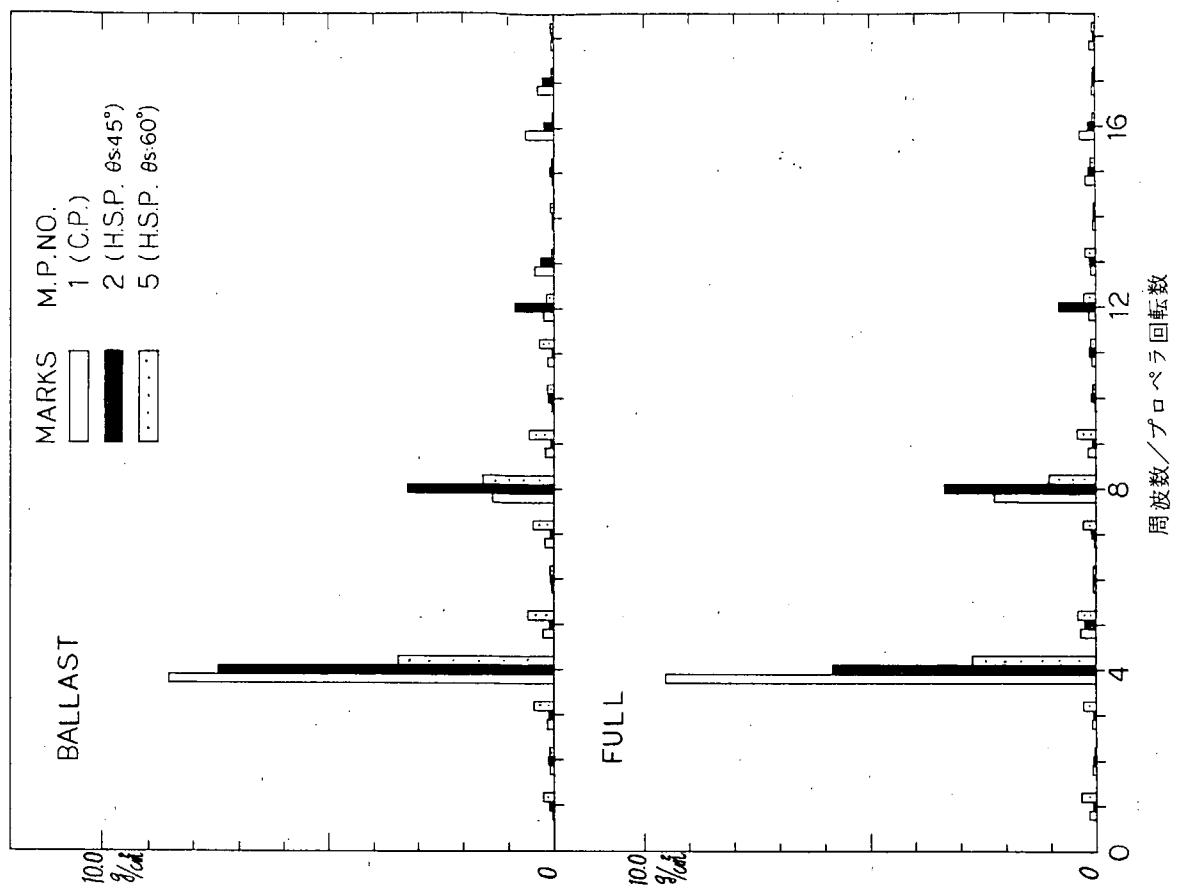


図 3.4.1.29 キャビテーション状態における船尾変動圧力の周波数解
析結果片振幅（圧力変換器No.4）

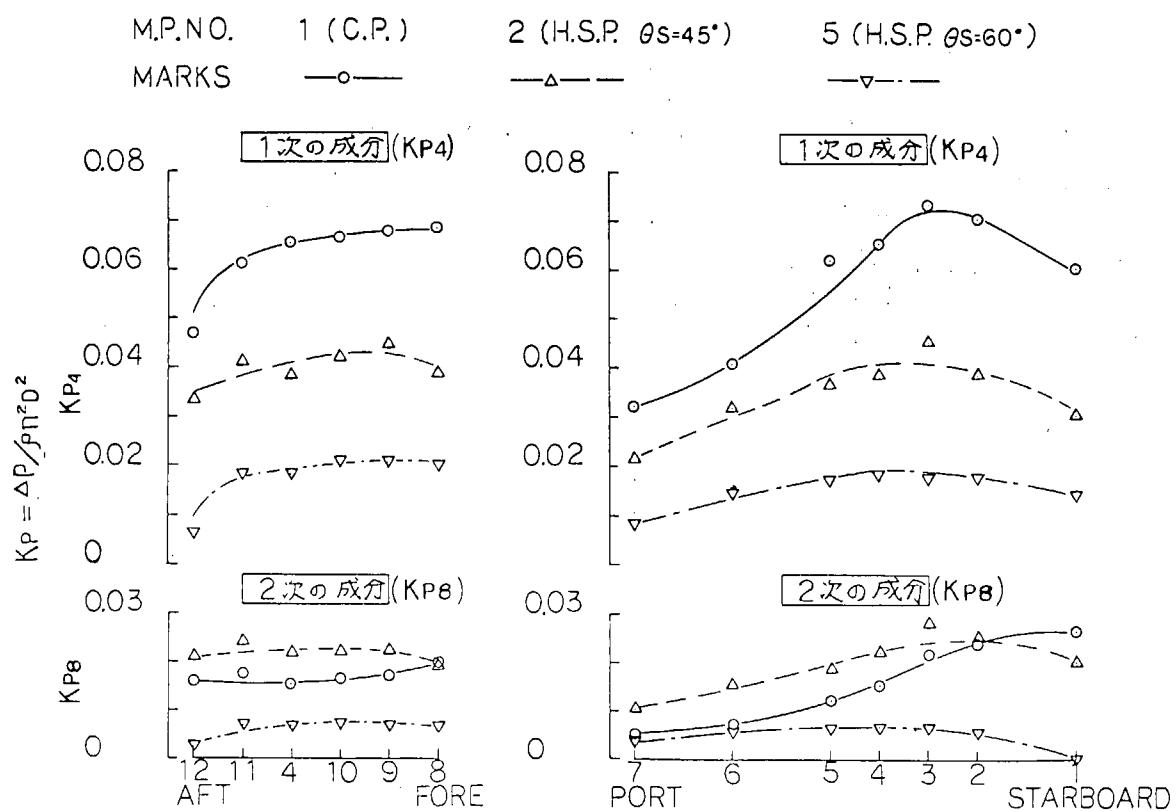


図 3.4.1.30 Full MCR キャビテーション状態における船尾変動圧力
(Blade Frequency 1次および2次, 片振幅)

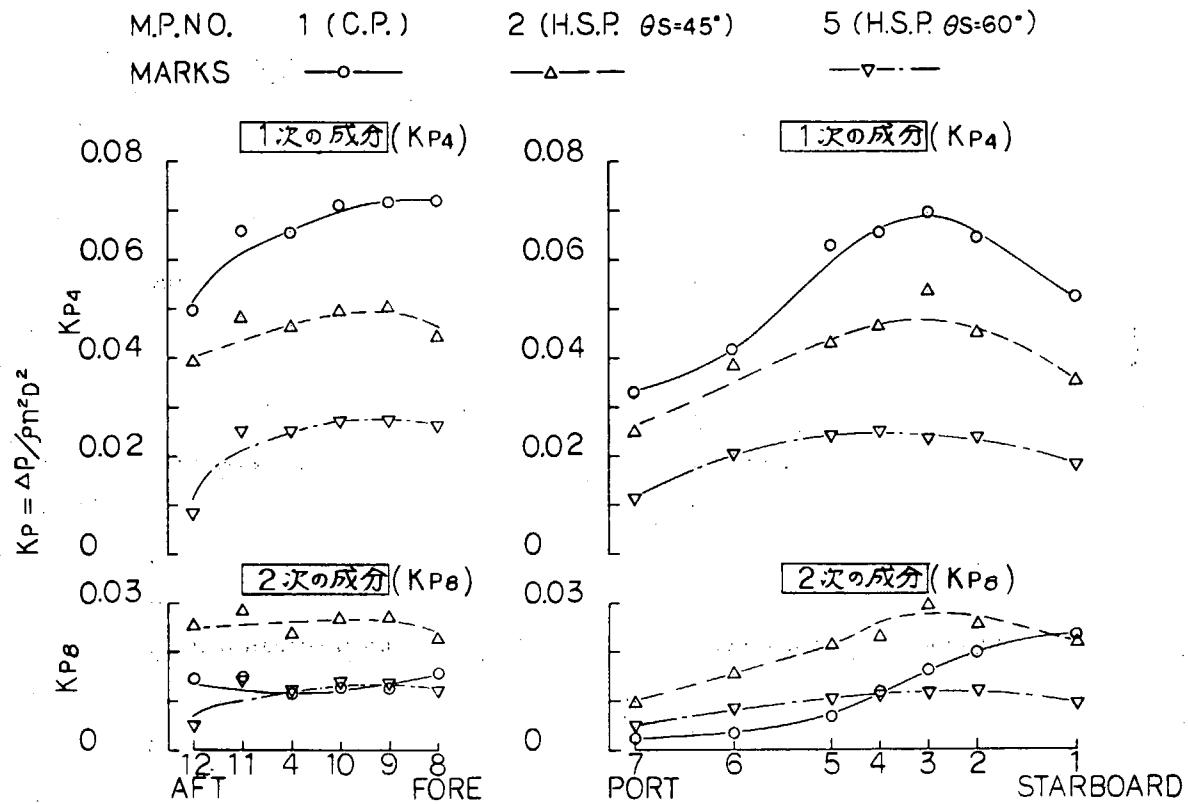


図 3.4.1.31 Ballast MCR キャビテーション状態における船尾変動圧力
(Blade Frequency 1次および2次, 片振幅)

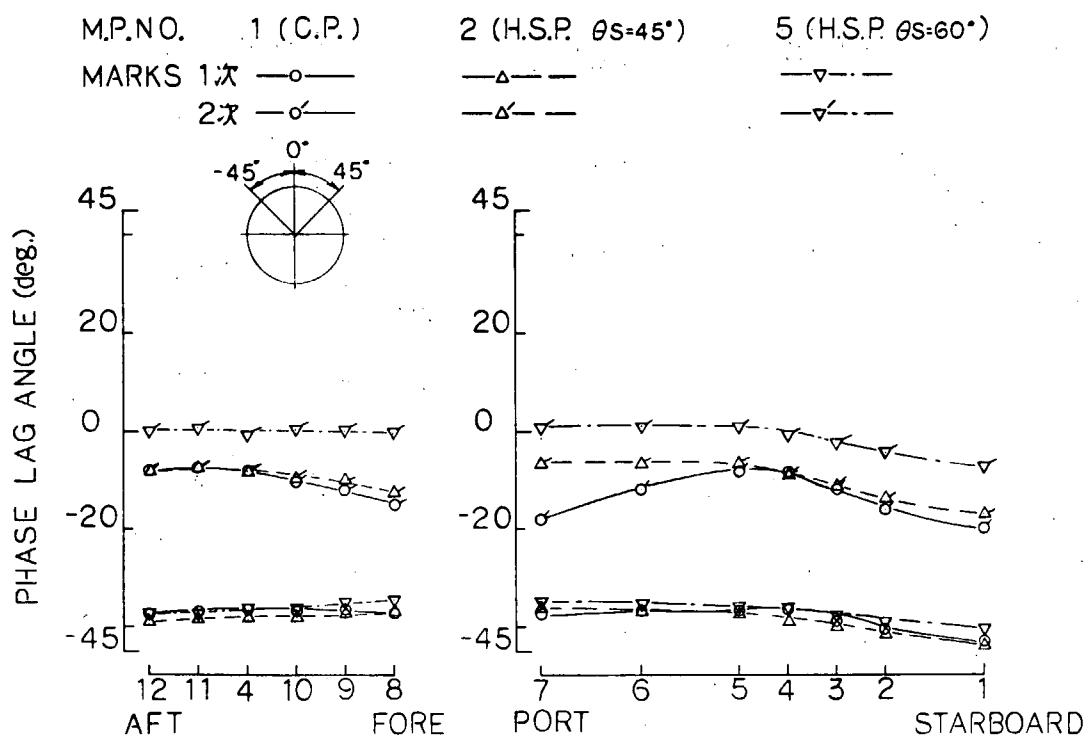


図 3.4.1.32 変動圧力の位相角, Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

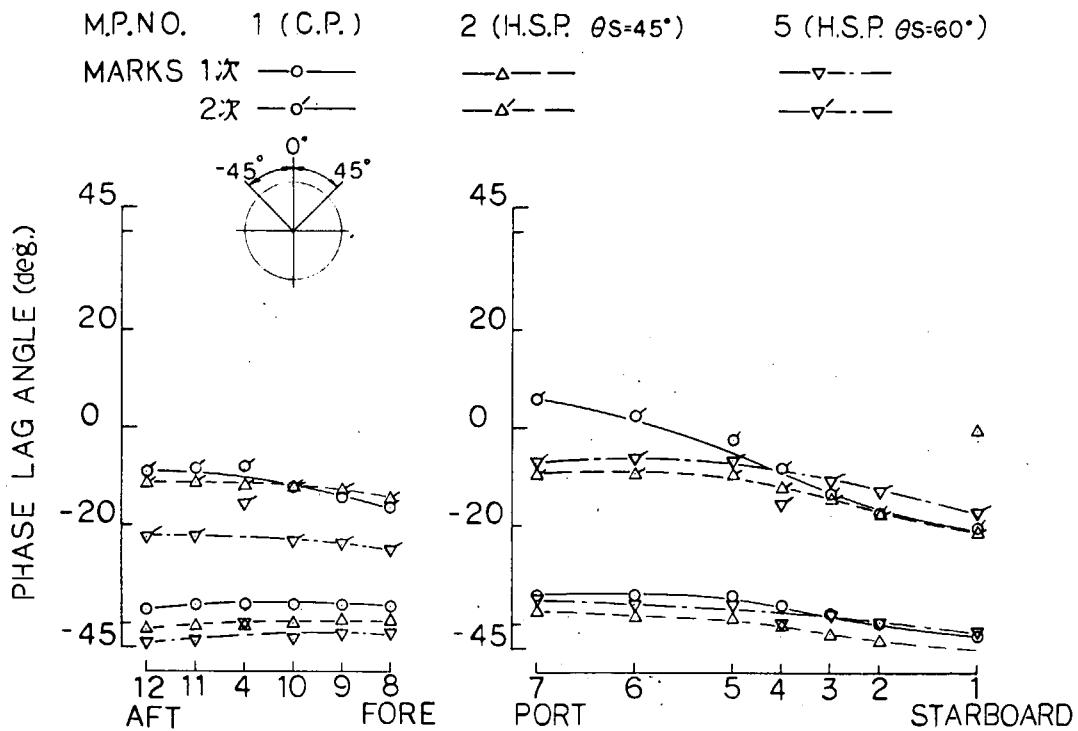


図 3.4.1.33 変動圧力の位相角, Ballast MCR ($K_T = 0.129$, $\sigma_N = 1.443$)

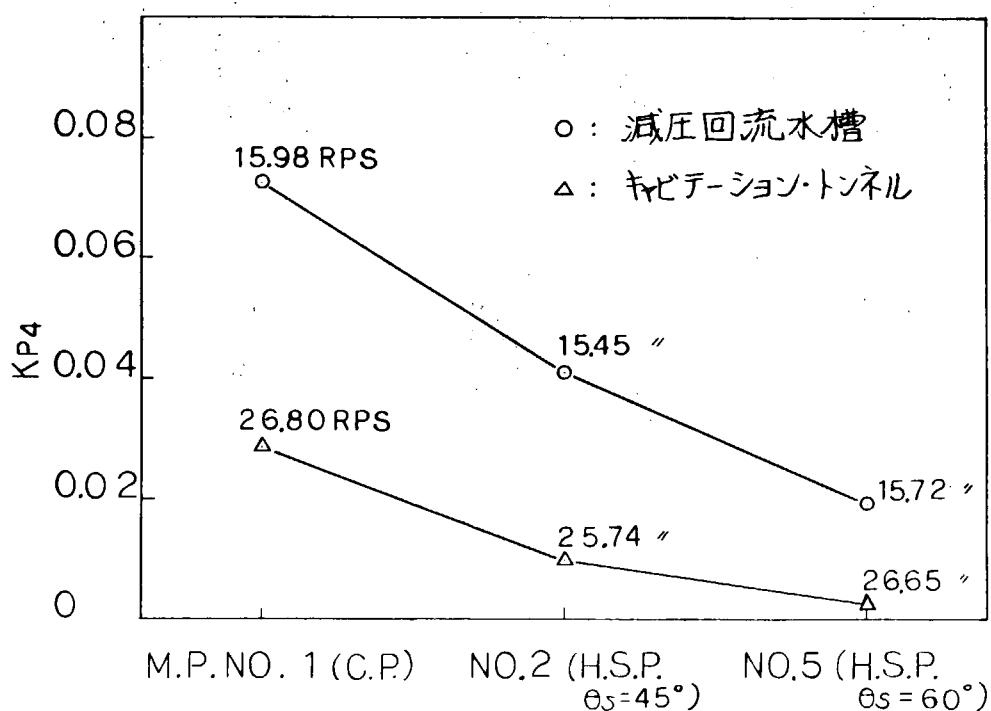


図 3.4.1.34 減圧回流水槽およびキャビテーション・トンネルで実施した
Full MCR キャビテーション試験結果— $K_{p4\max}$ —の比較
(プロットに付記した数値は模型プロペラ毎秒回転数)

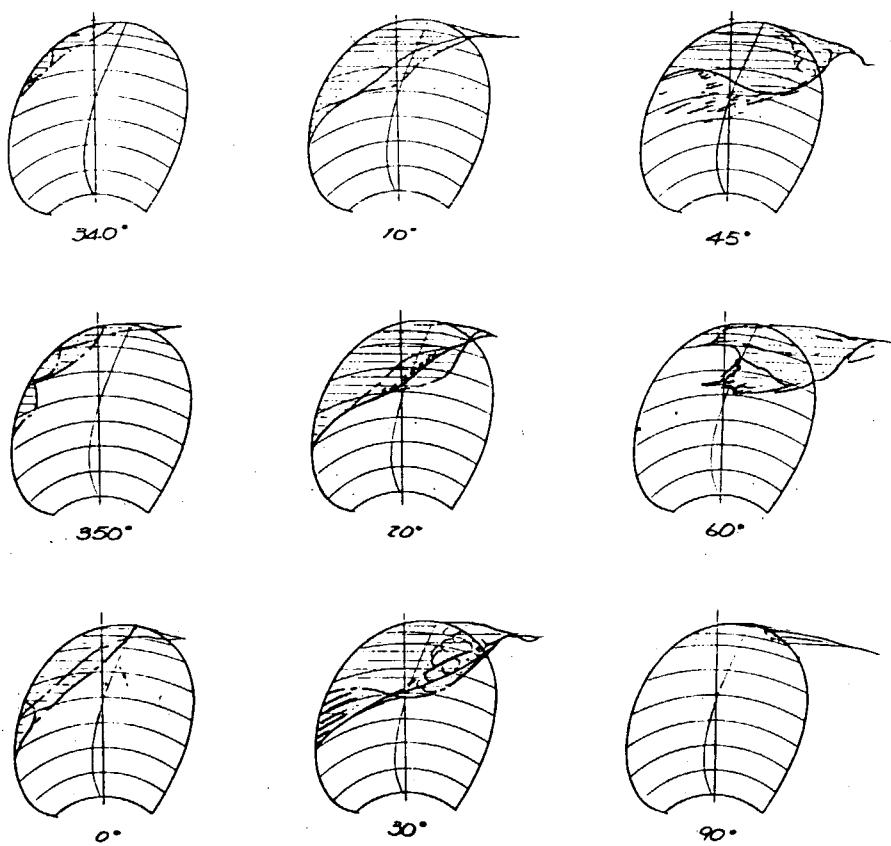


図 3.4.1.35 M.P.№1 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

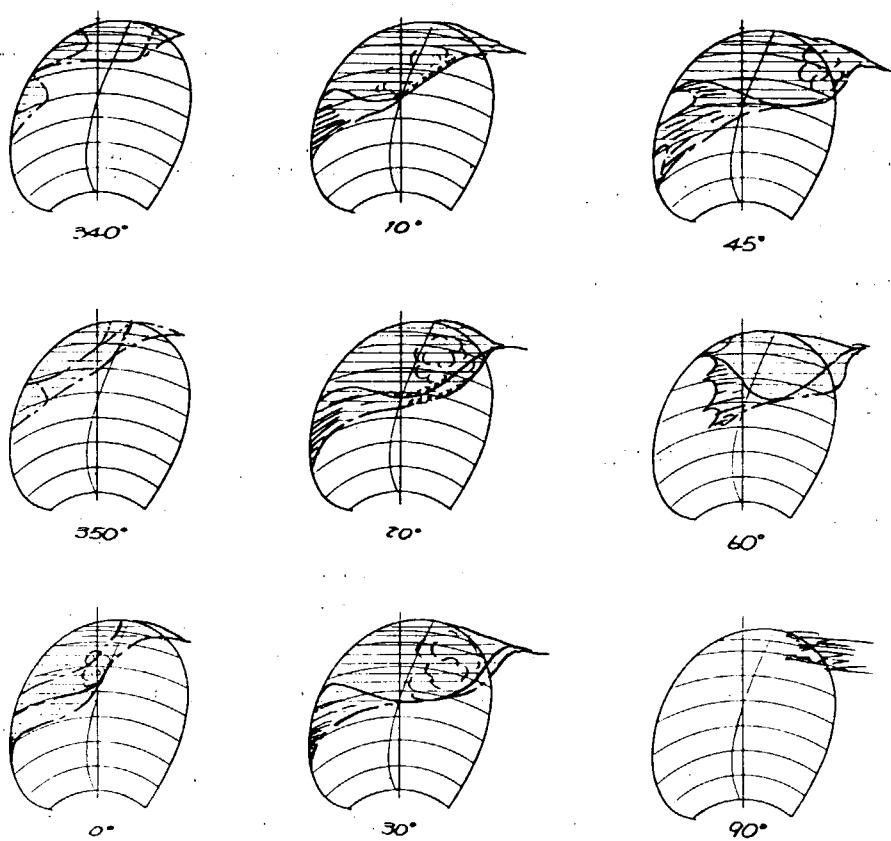


図 3.4.1.36 M.P.№1 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Ballast MCR ($K_T = 0.129$, $\sigma_N = 1.443$)

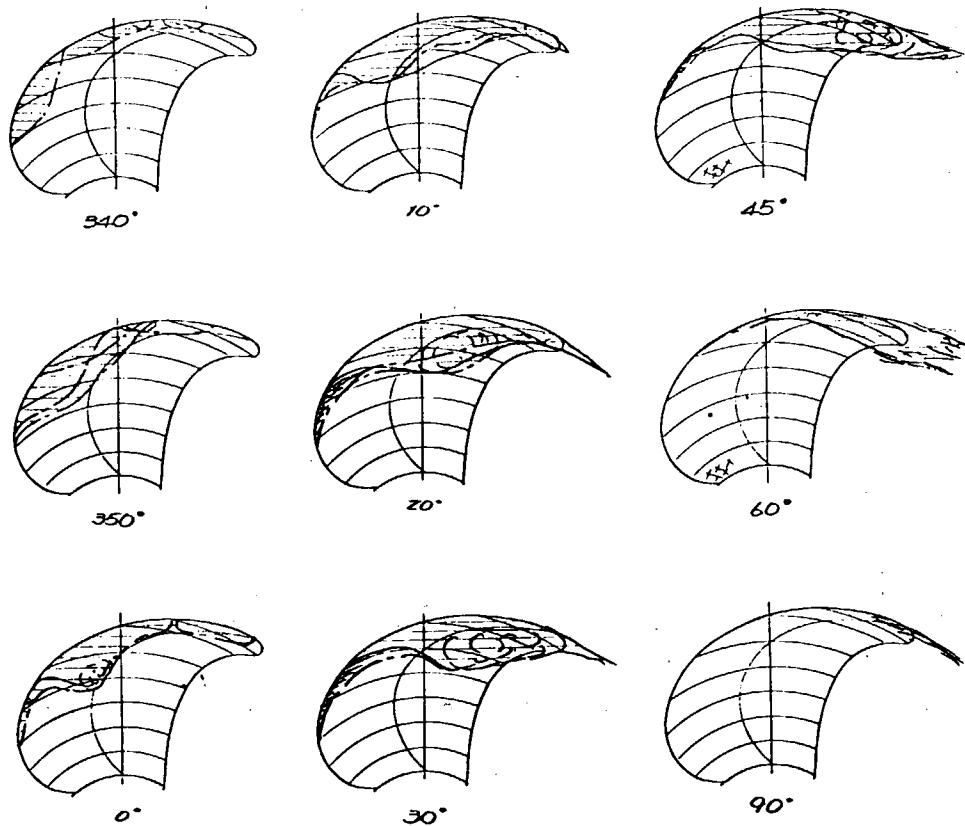


図 3.4.1.37 M. P. No 2 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

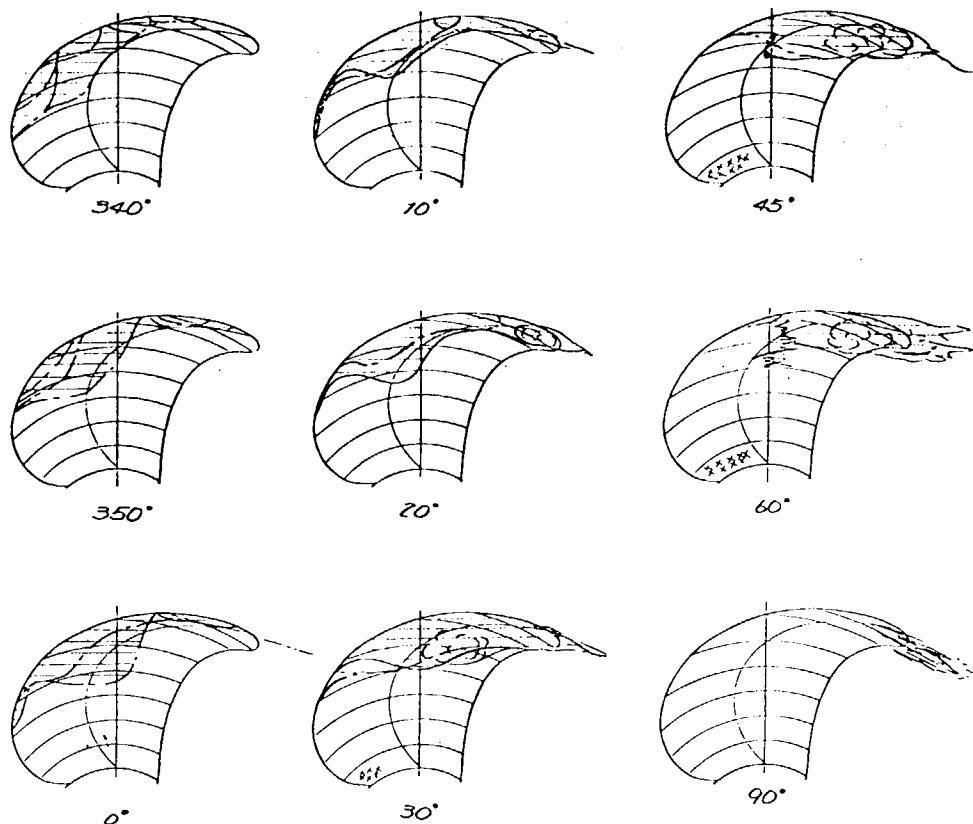


図 3.4.1.38 M. P. No 2 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Ballast MCR ($K_T = 0.129$, $\sigma_N = 1.443$)

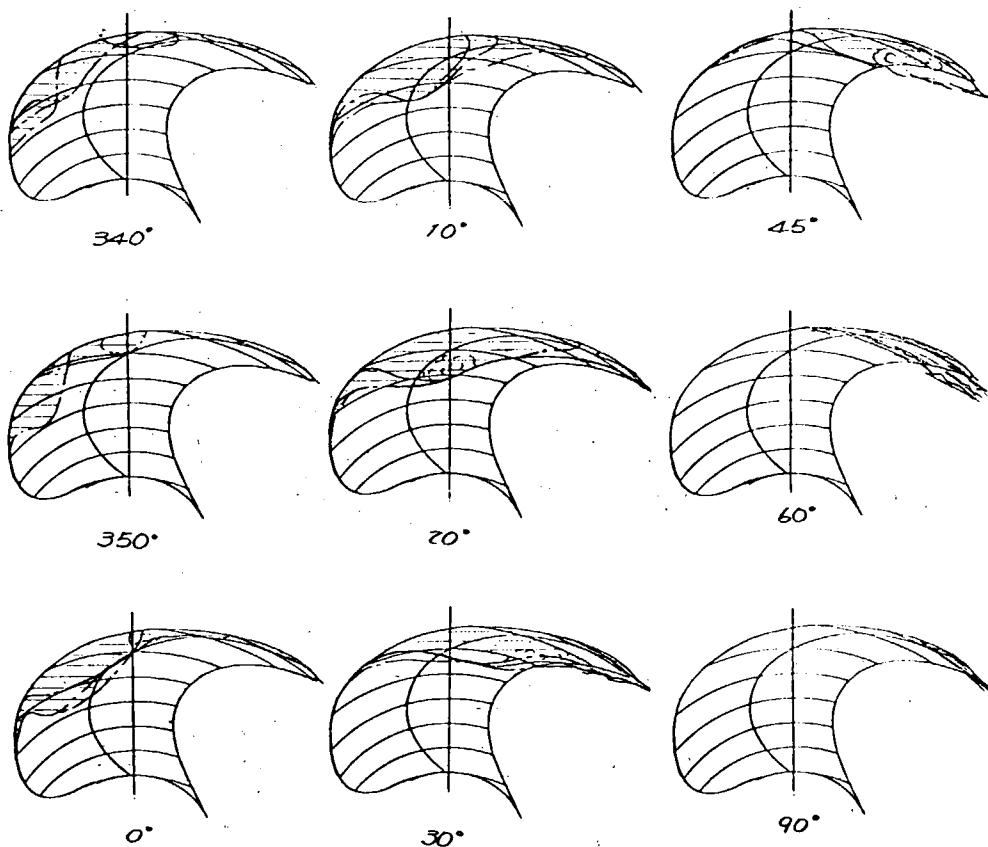


図 3.4.1.39 M.P.No 5 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Full MCR ($K_T = 0.137$, $\sigma_N = 1.649$)

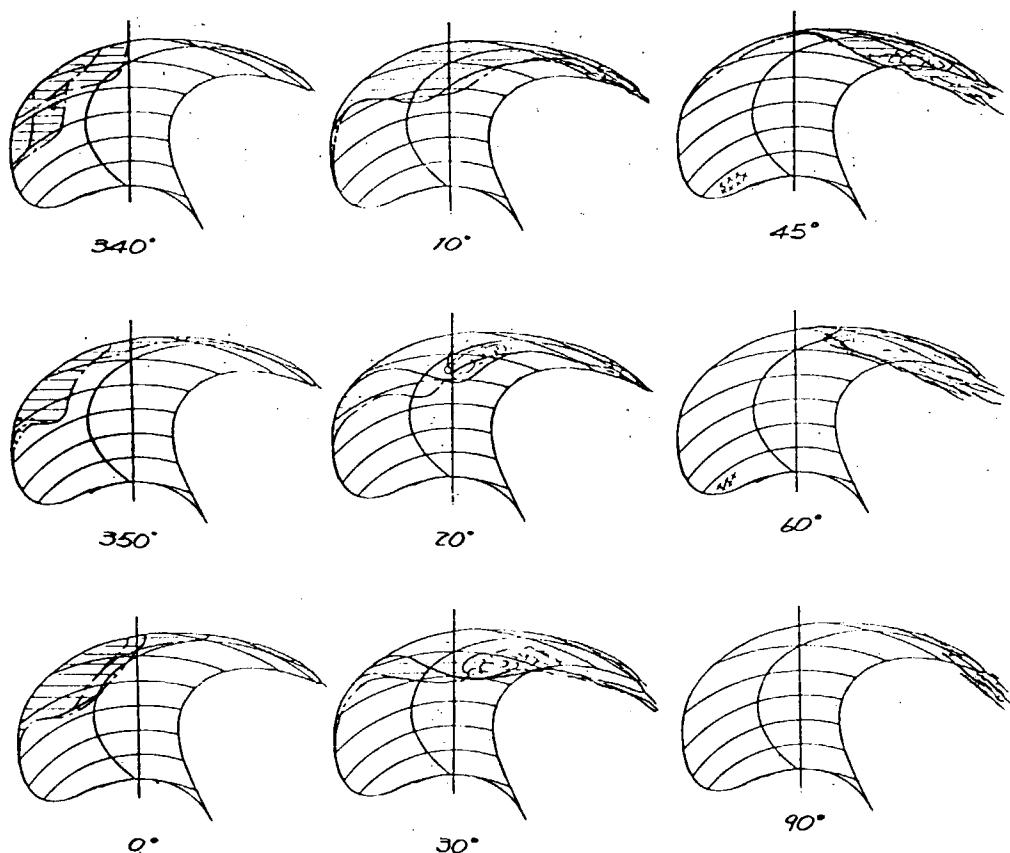


図 3.4.1.40 M.P.No 5 キャビテーション・パターンのスケッチ,
Ballast MCR ($K_T = 0.129$, $\sigma_N = 1.443$)

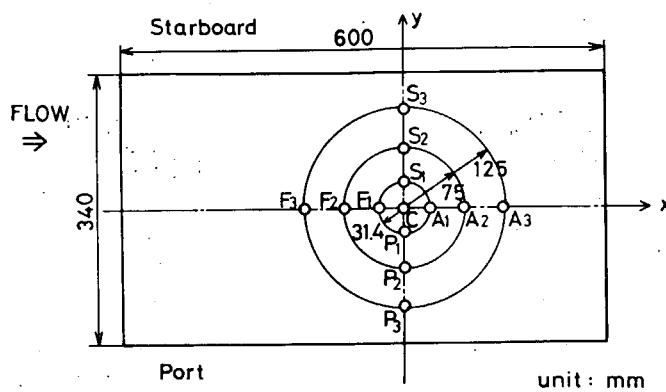
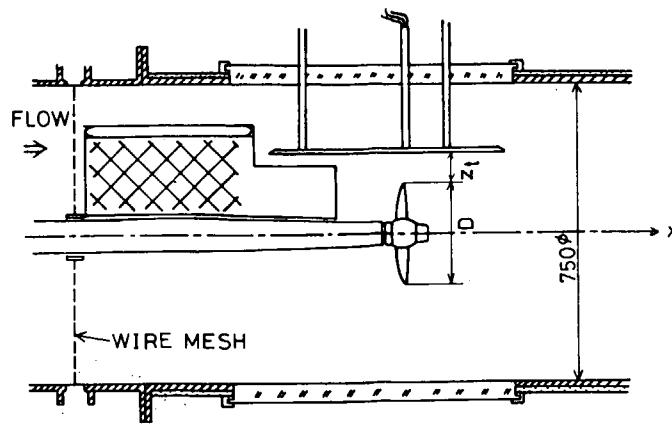


図 3.4.2.1 キャビテーション試験および変動圧力計測配置図

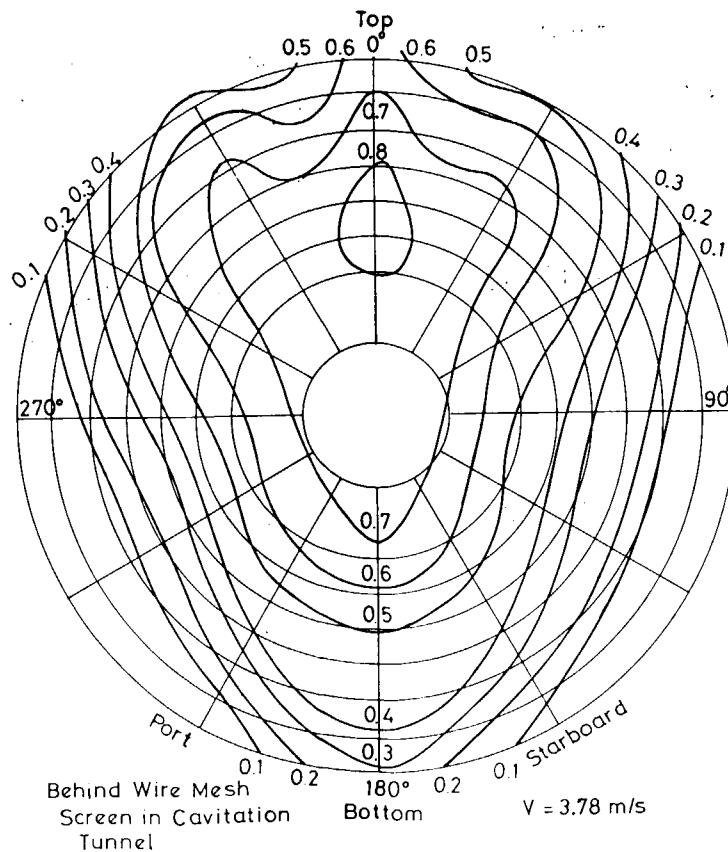


図 3.4.2.2 ワイヤーメッシュによる模型船伴流分布

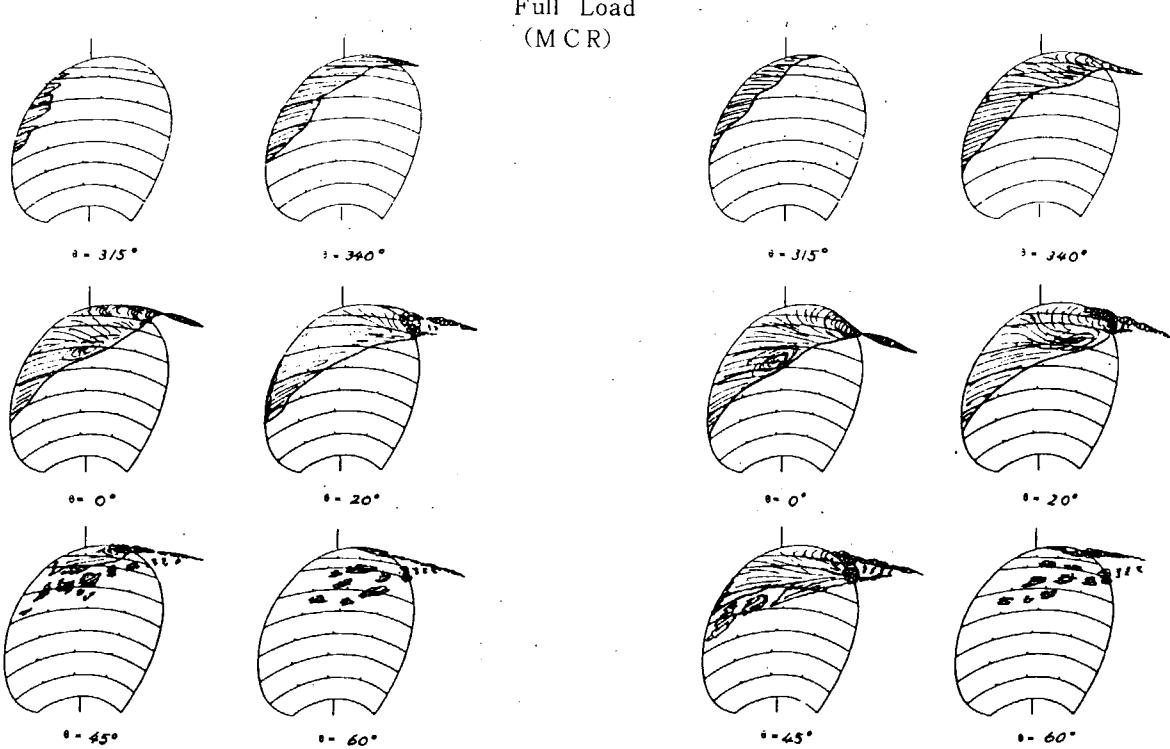


図 3.4.2.3 キャビテーション・パターン
(M.P. No 1)

図 3.4.2.4 キャビテーション・パターン
(M.P. No 1 粗さ付)

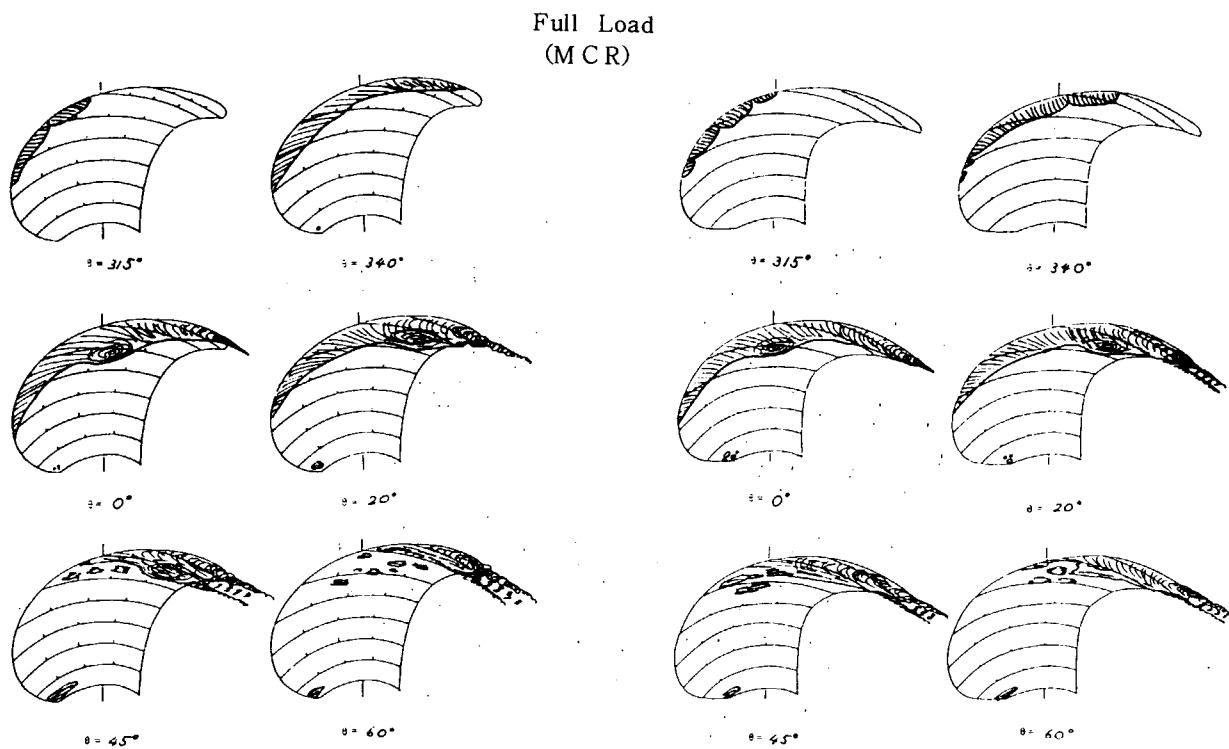


図 3.4.2.5 キャビテーション・パターン
(M.P. No 2)

図 3.4.2.6 キャビテーション・パターン
(M.P. No 5)

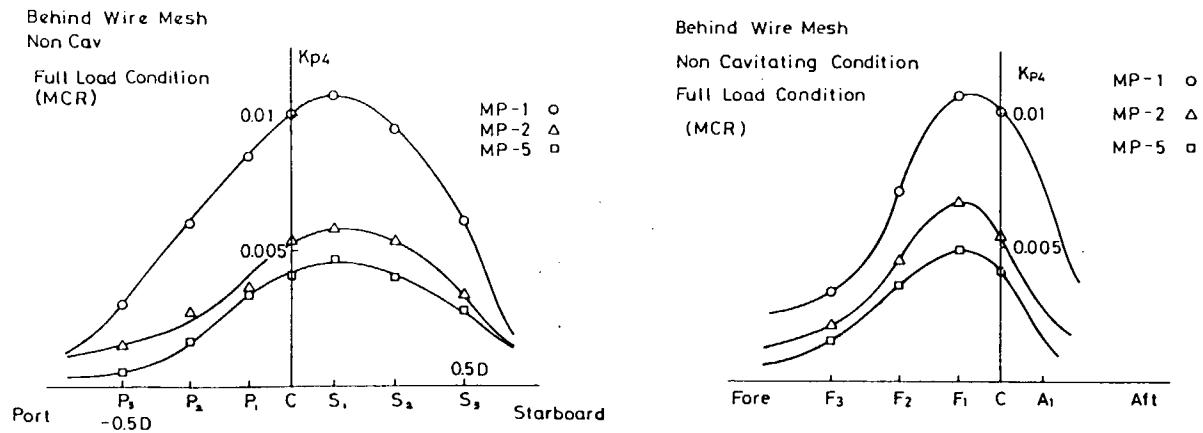


図 3.4.2.7 平板による変動圧力振幅の計測結果
(Non Cav. 状態, Blade Frequency の一次成分)

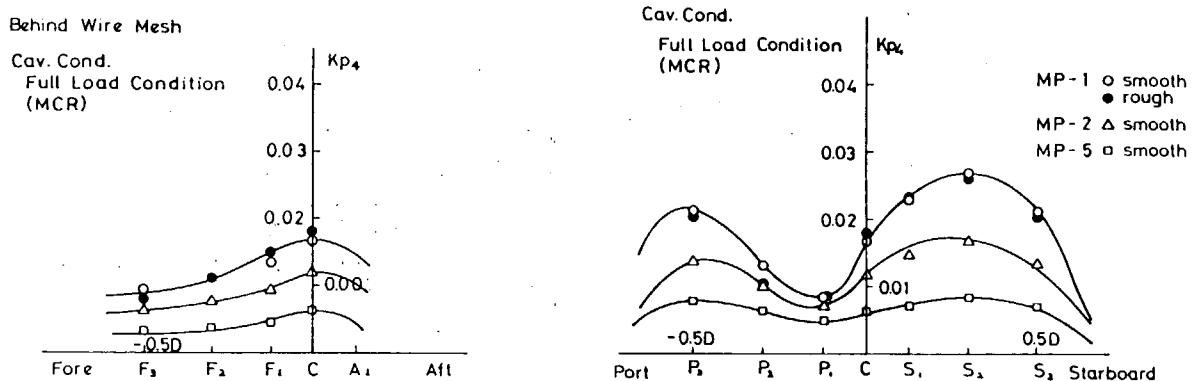


図 3.4.2.8 平板による変動圧力振幅の計測結果
(Cav. 状態, Blade Frequency の一次成分)

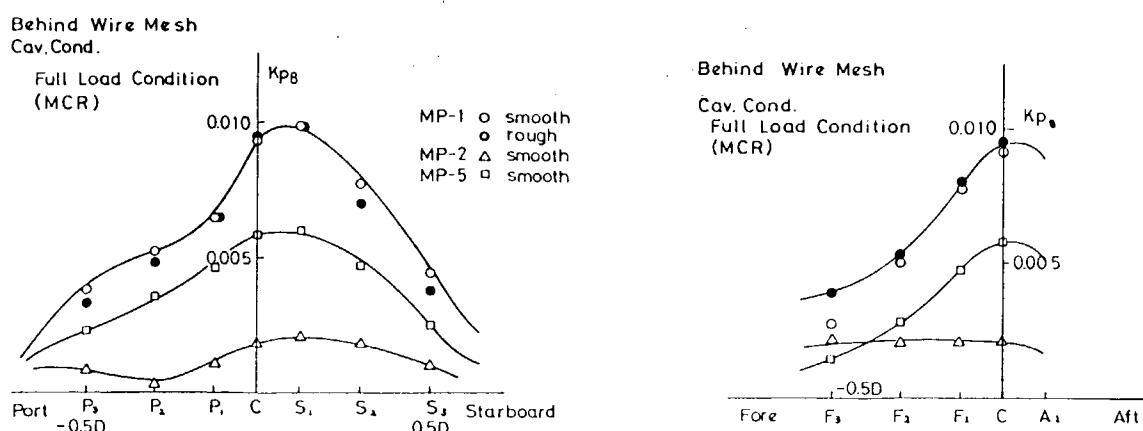


図 3.4.2.9 平板による変動圧力振幅の計測結果
(Cav. 状態, Blade Frequency の二次成分)

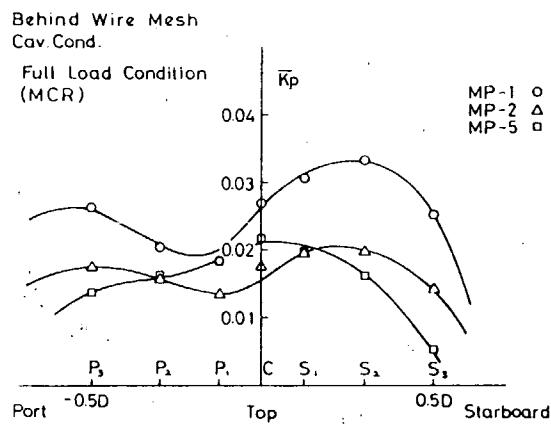


図 3.4.2.10
平板による変動圧力振幅の計測結果
(Cav. 状態, Peak to Peak 値)

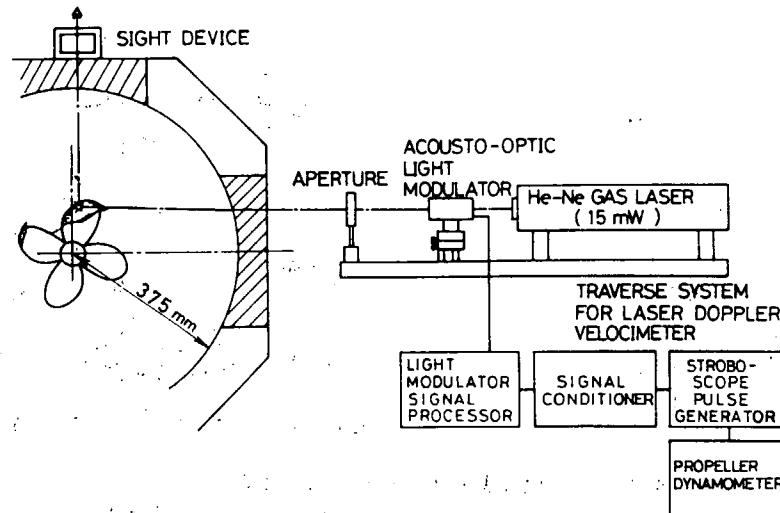


図 3.4.2.11 キャビティ・ボリューム計測システム

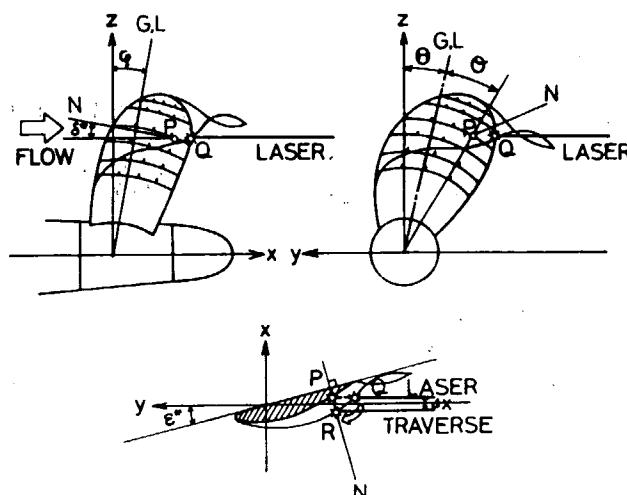


図 3.4.2.12 計測原理図および座標系

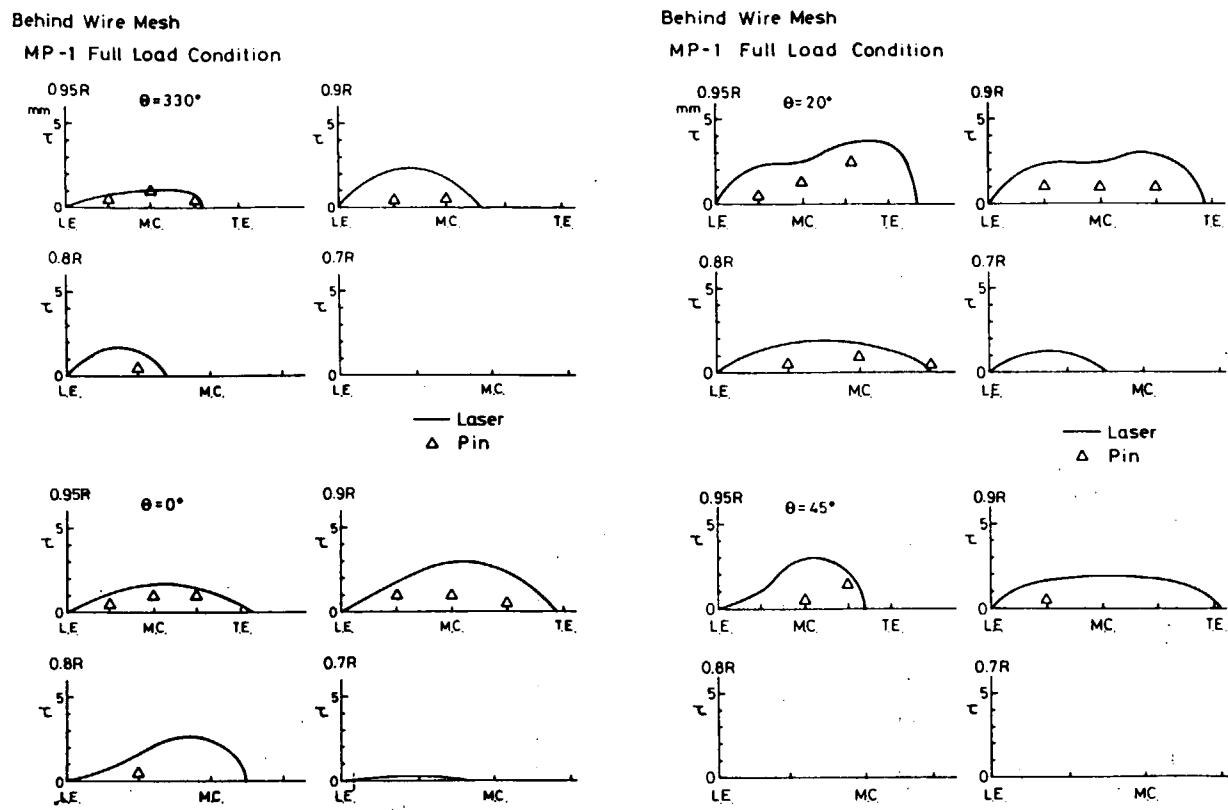


図 3.4.2.13 キャビティ厚み分布計測結果（ワイヤー・メッシュ, M.P.No 1)

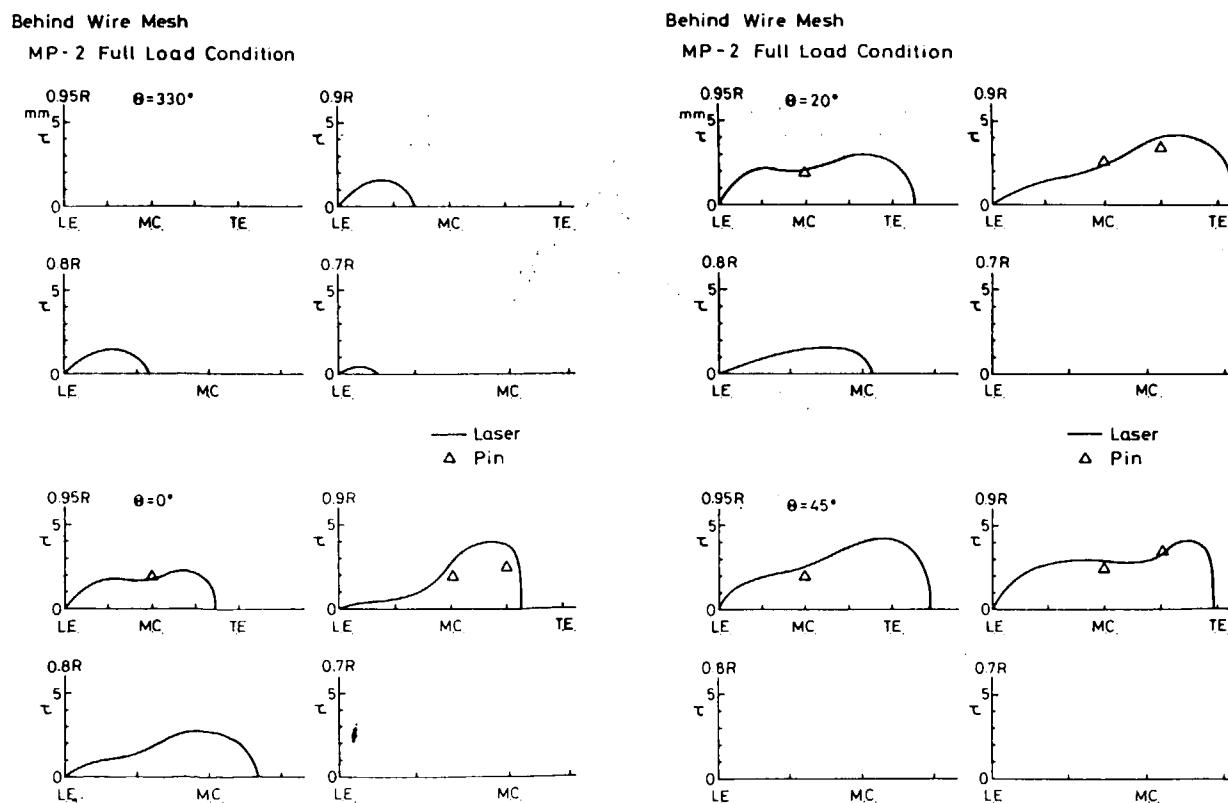
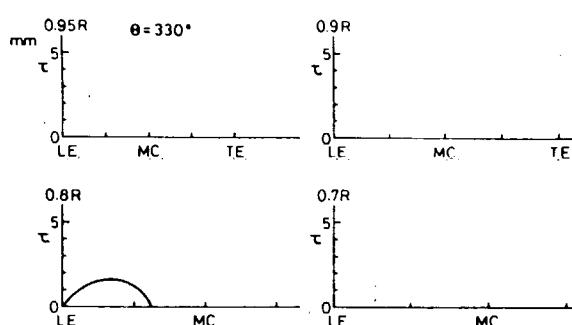


図 3.4.2.14 キャビティ厚み分布計測結果（ワイヤー・メッシュ, M.P.No 2)

Behind Wire Mesh

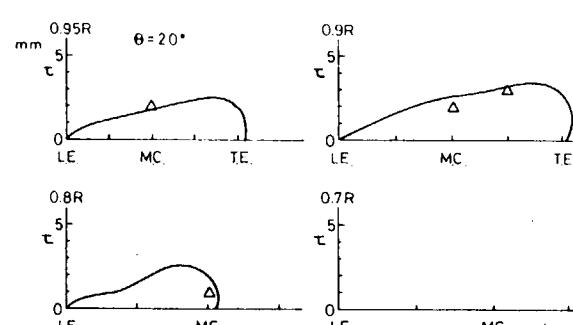
MP-5 Full Load Condition



— Laser
△ Pin

Behind Wire Mesh

MP-5 Full Load Condition



— Laser
△ Pin

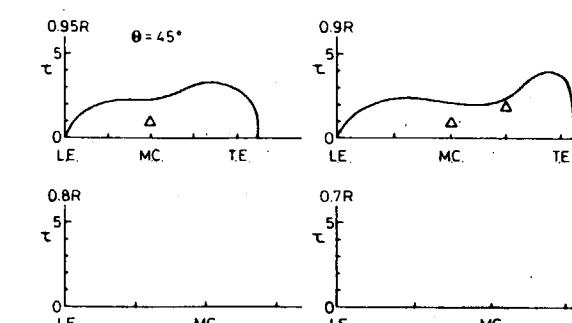
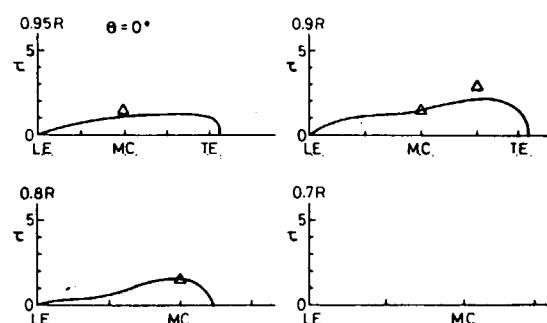


図 3.4.2.15 キャビティ厚み分布計測結果（ワイヤー・メッシュ、M.P.No 5）

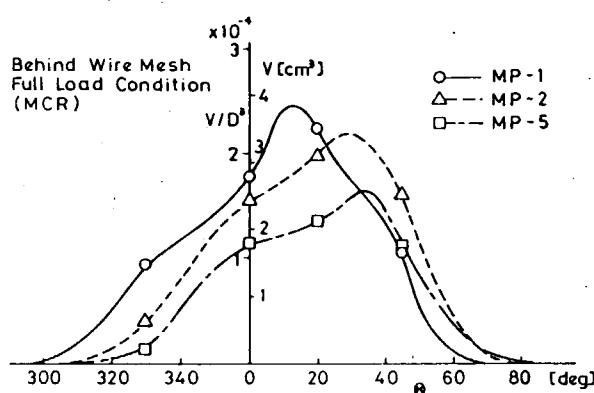


図 3.4.2.16 キャビティ・ボリュームの回転角度位置による変化
(ワイヤー・メッシュ後方の伴流中)

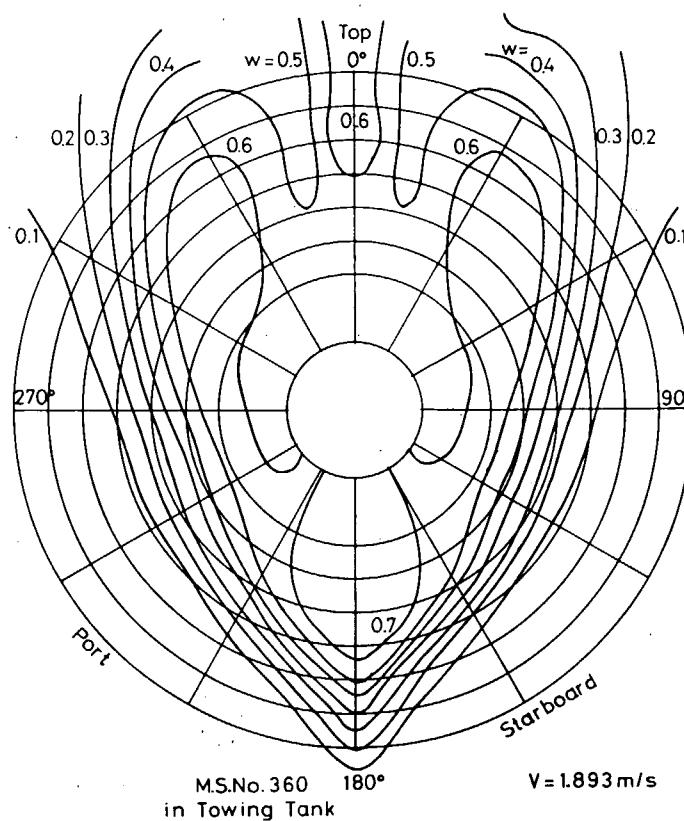


図 3.4.2.17 動航水槽における模型船伴流分布

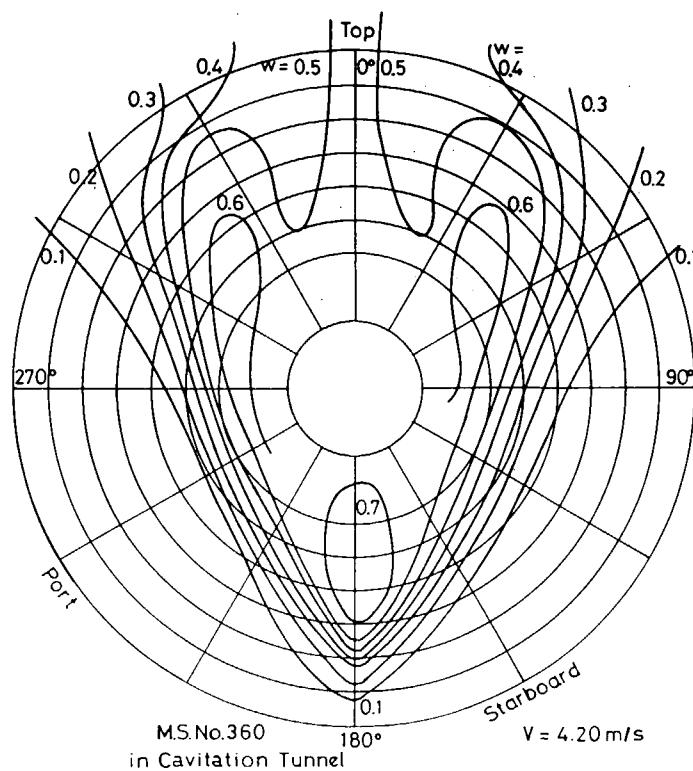


図 3.4.2.18 キャビテーション水槽における模型船伴流分布

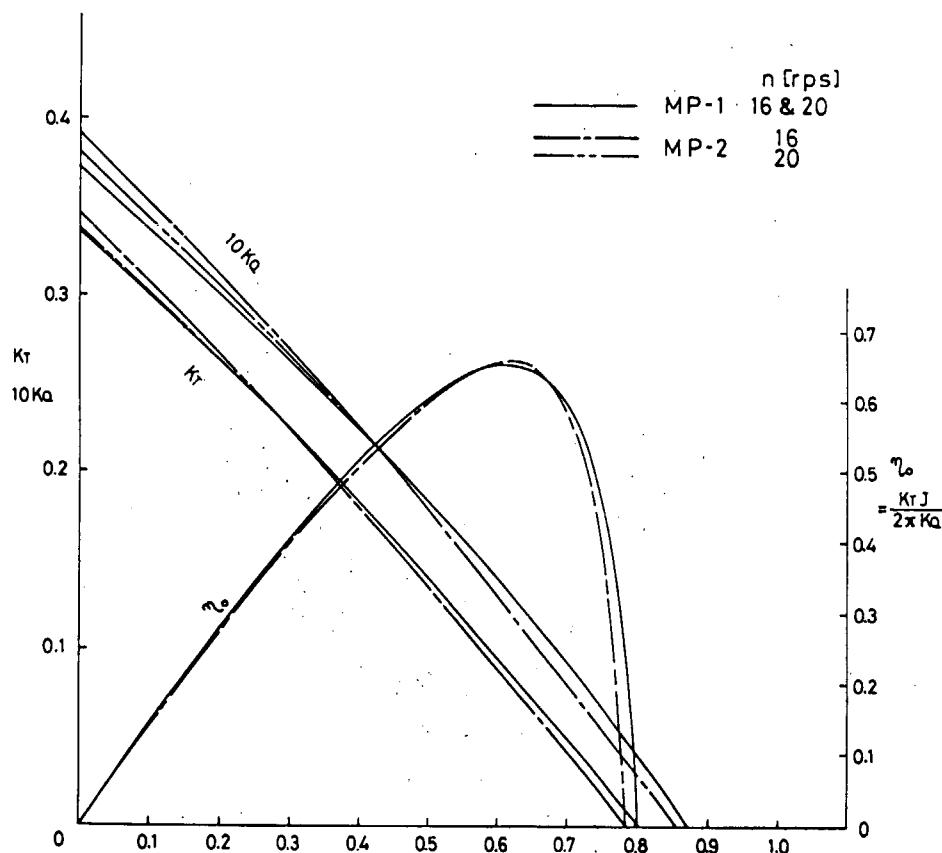


図 3.4.2.19 プロペラ単独性能試験結果 (M.P.No 1, No 2)

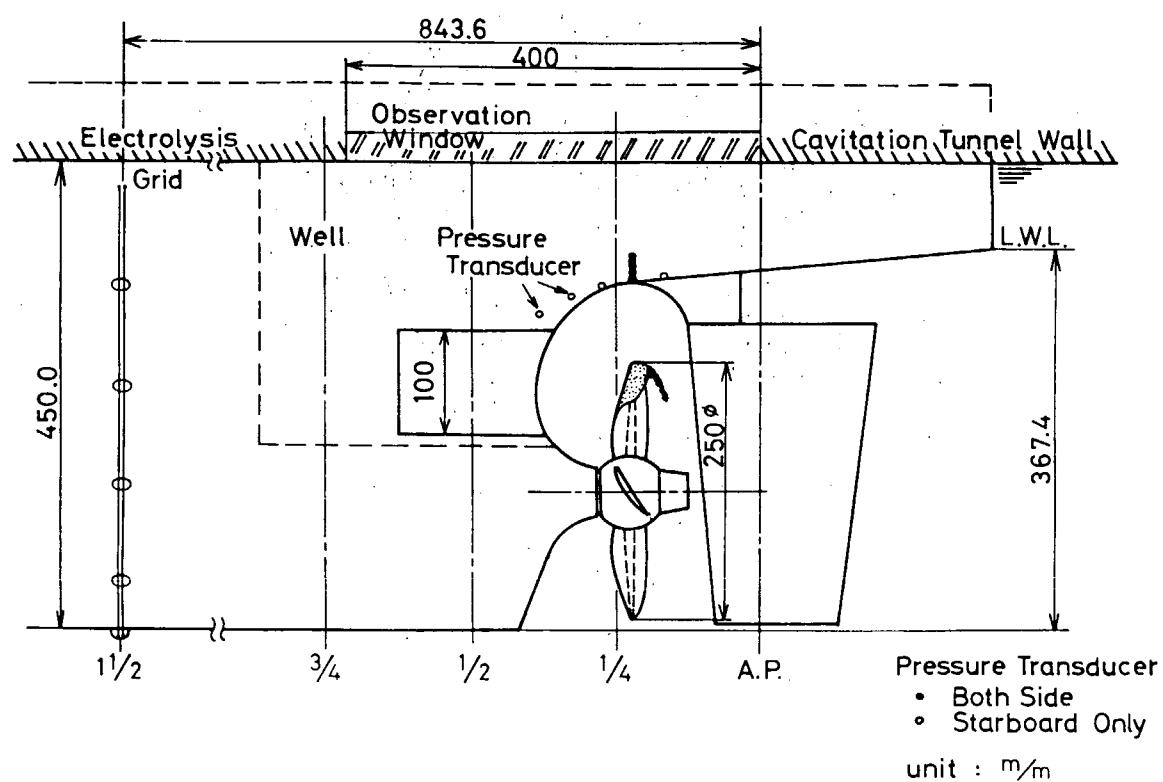
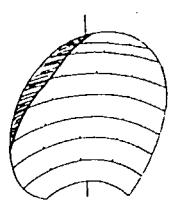
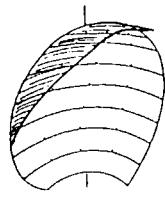


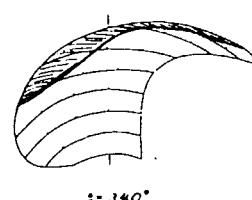
図 3.4.2.20 キャビテーション水槽における模型船の配置



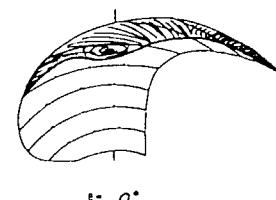
$\theta = 315^\circ$



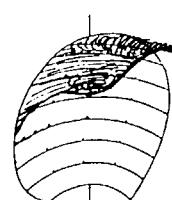
$\theta = 340^\circ$



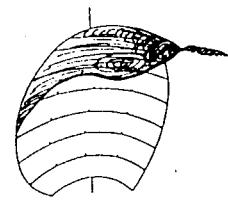
$\theta = 340^\circ$



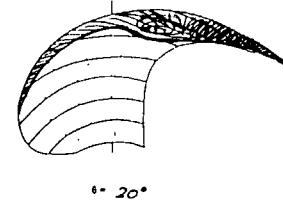
$\theta = 0^\circ$



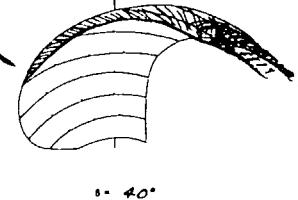
$\theta = 0^\circ$



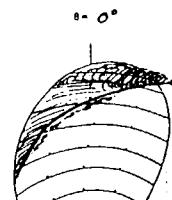
$\theta = 20^\circ$



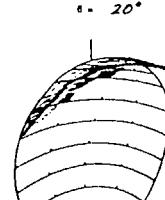
$\theta = 20^\circ$



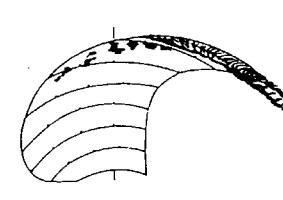
$\theta = 40^\circ$



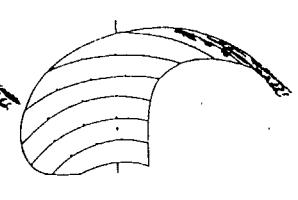
$\theta = 40^\circ$



$\theta = 60^\circ$



$\theta = 60^\circ$



$\theta = 80^\circ$

図 3.4.2.21 キャビテーション・パターン
(M.P.No 1, Full Load. MCR)

図 3.4.2.22 キャビテーション・パターン
(M.P.No 2, Full Load. MCR)

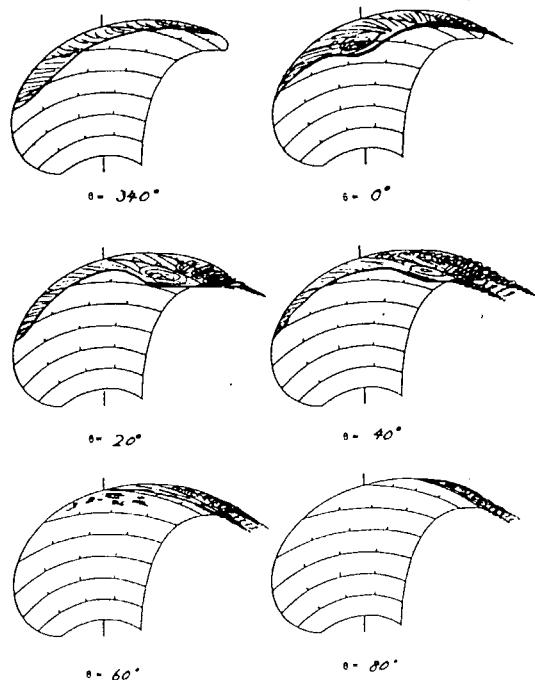


図 3.4.2.23 キャビテーション・パターン
(M.P.No 5, Full Load. MCR)

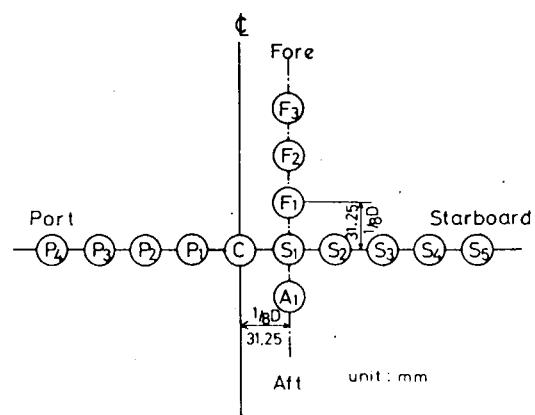


図 3.4.2.24 模型船尾変動圧力計測用圧力計の配置図

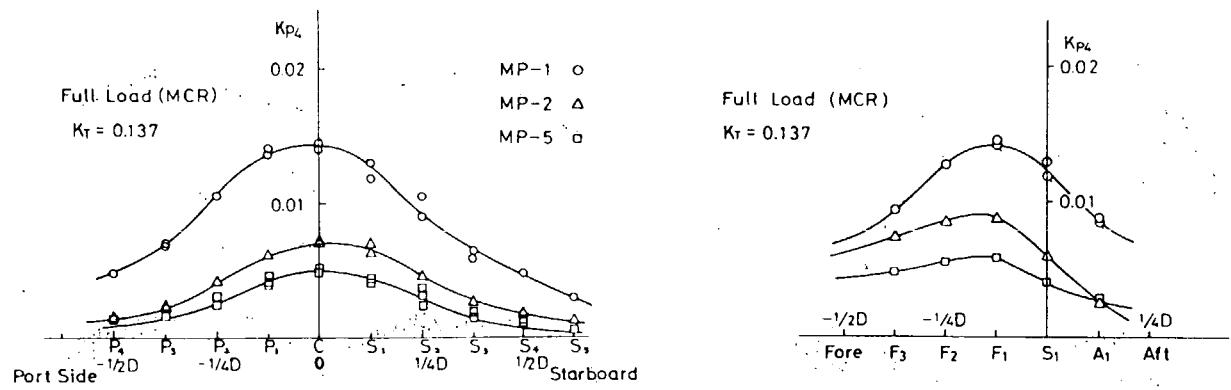


図 3.4.2.25 模型船尾変動圧力計測結果
 (Non Cav. 状態, Blade Frequency の一次成分)

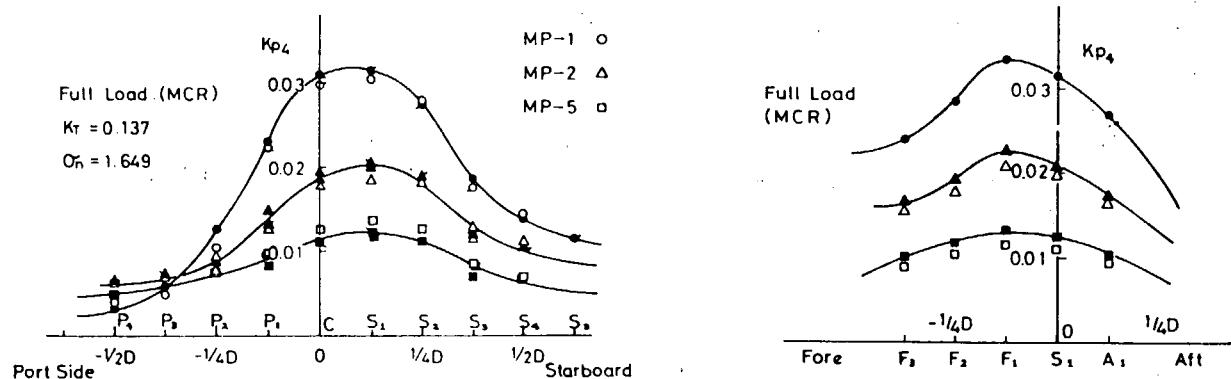


図 3.4.2.26 模型船尾変動圧力計測結果
 (Cav. 状態, Blade Frequency の一次成分)

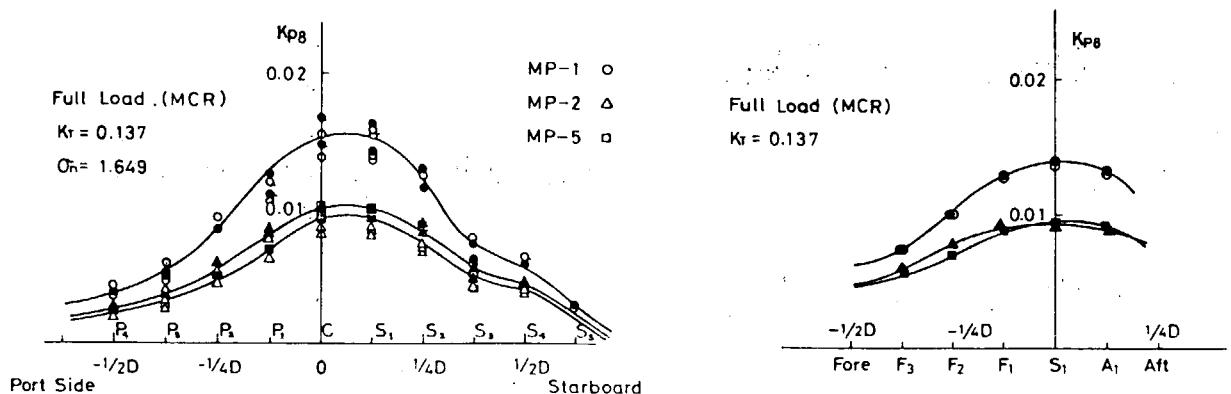
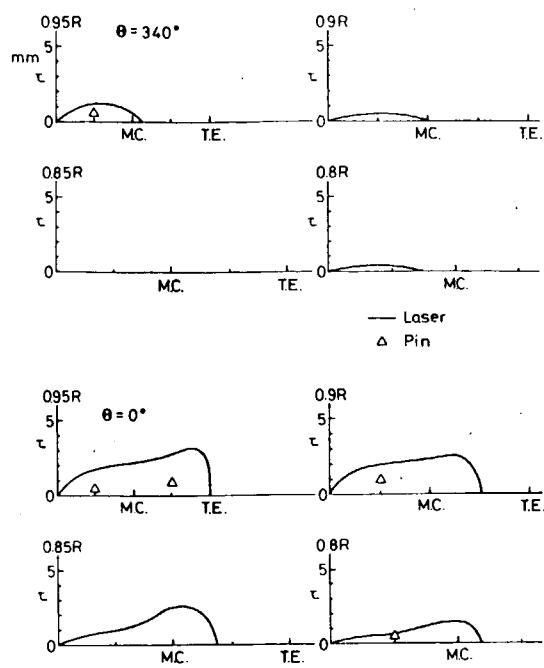


図 3.4.2.27 模型船尾変動圧力計測結果
 (Cav. 状態, Blade Frequency の二次成分)

MP-1 Full Load Condition behind Model Ship



MP-1 Full Load Condition behind Model Ship

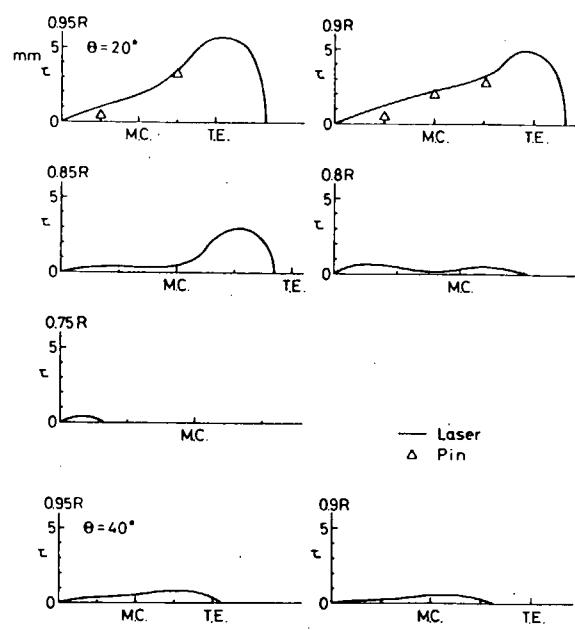
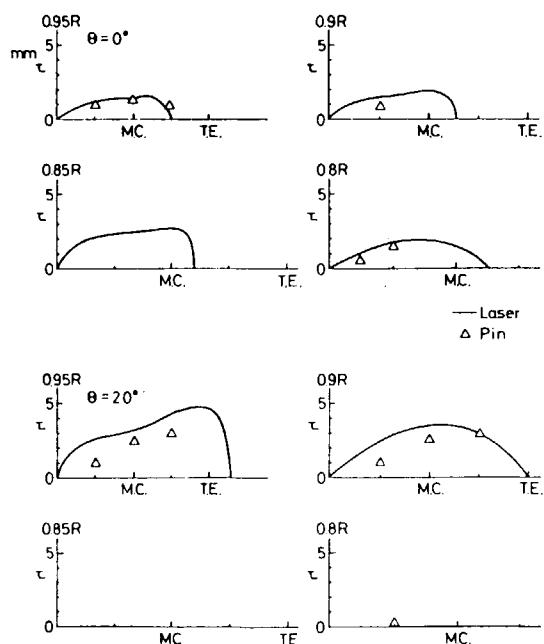


図 3.4.2.28 キャビティ厚み分布計測結果(模型船舶後, M.P.No.1)

MP-2 Full Load Condition behind Model Ship



MP-2 Full Load Condition behind Model Ship

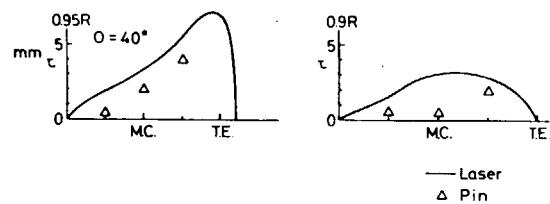
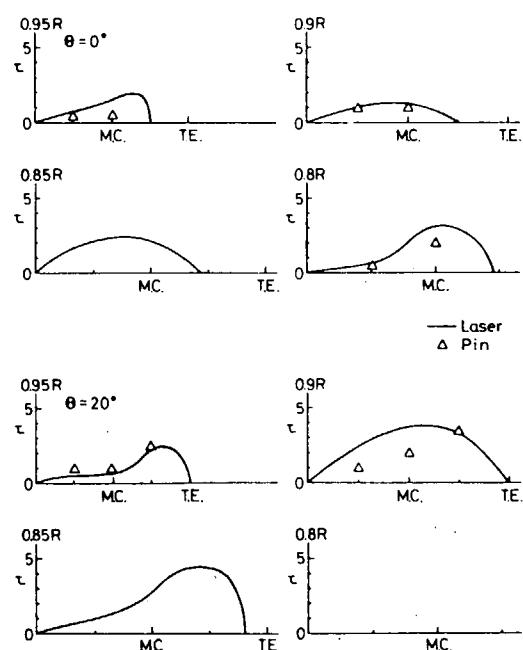


図 3.4.2.29 キャビティ厚み分布計測結果
(模型船舶後, M.P.No.2)

MP-5 Full Load Condition behind Model Ship



MP-5 Full Load Condition behind Model Ship

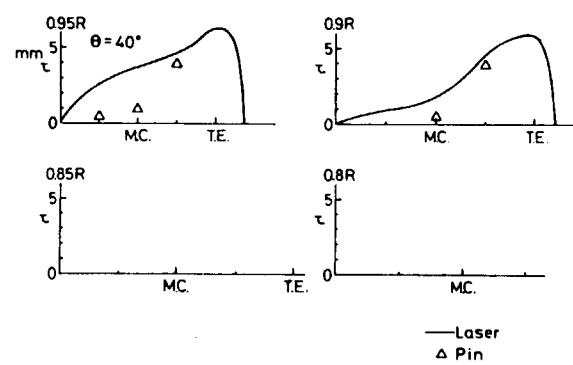


図 3.4.2.30 キャビティ厚み分布計測結果（模型船船後, M.P. No 5）

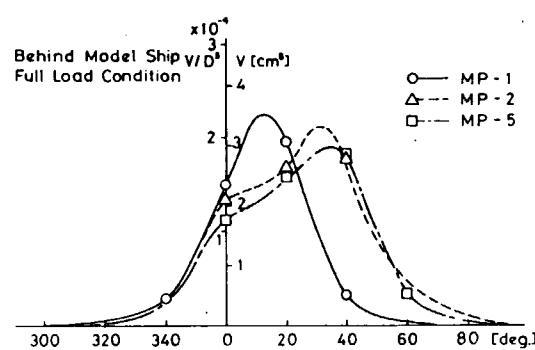


図 3.4.2.31 キャビティボリュームの回転角
度位置による変化
(模型船船後の伴流中)

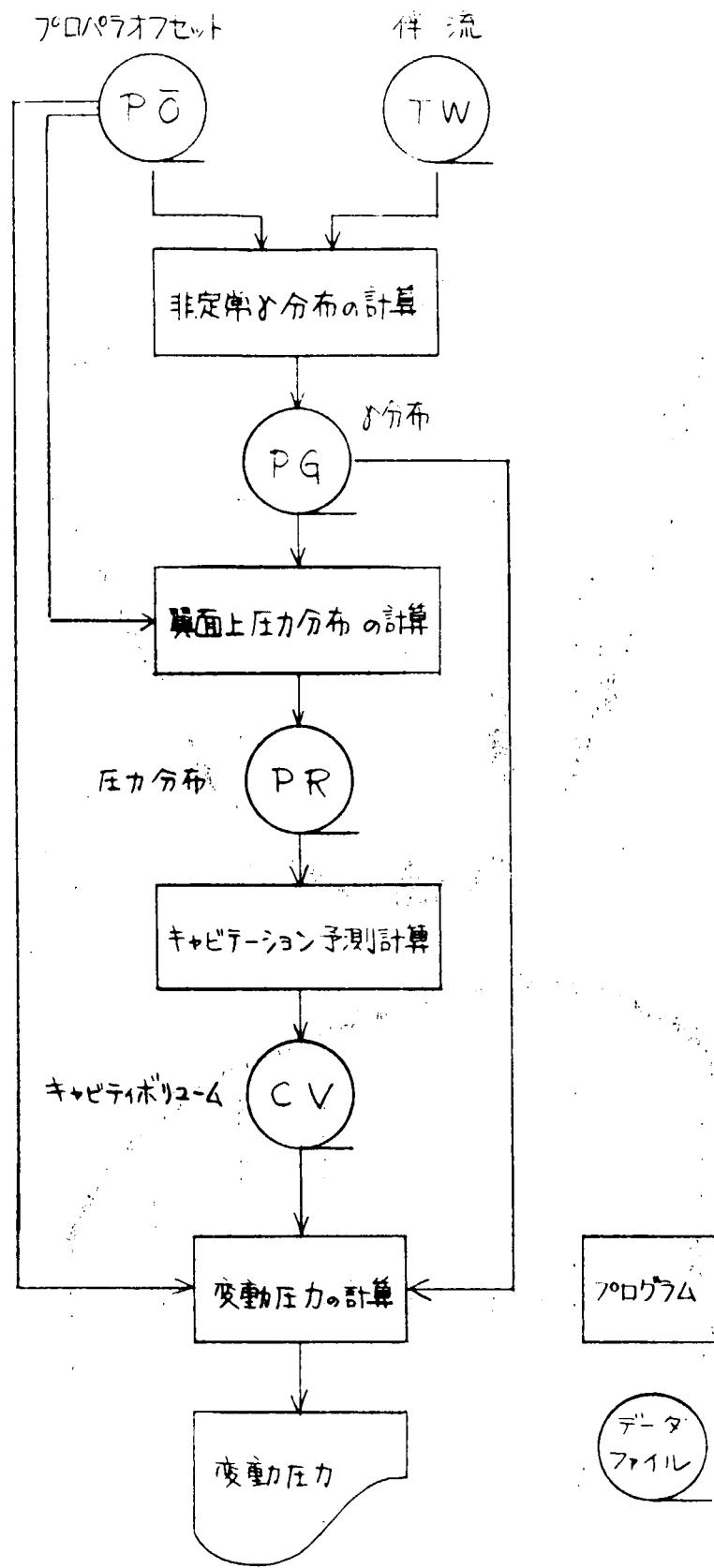
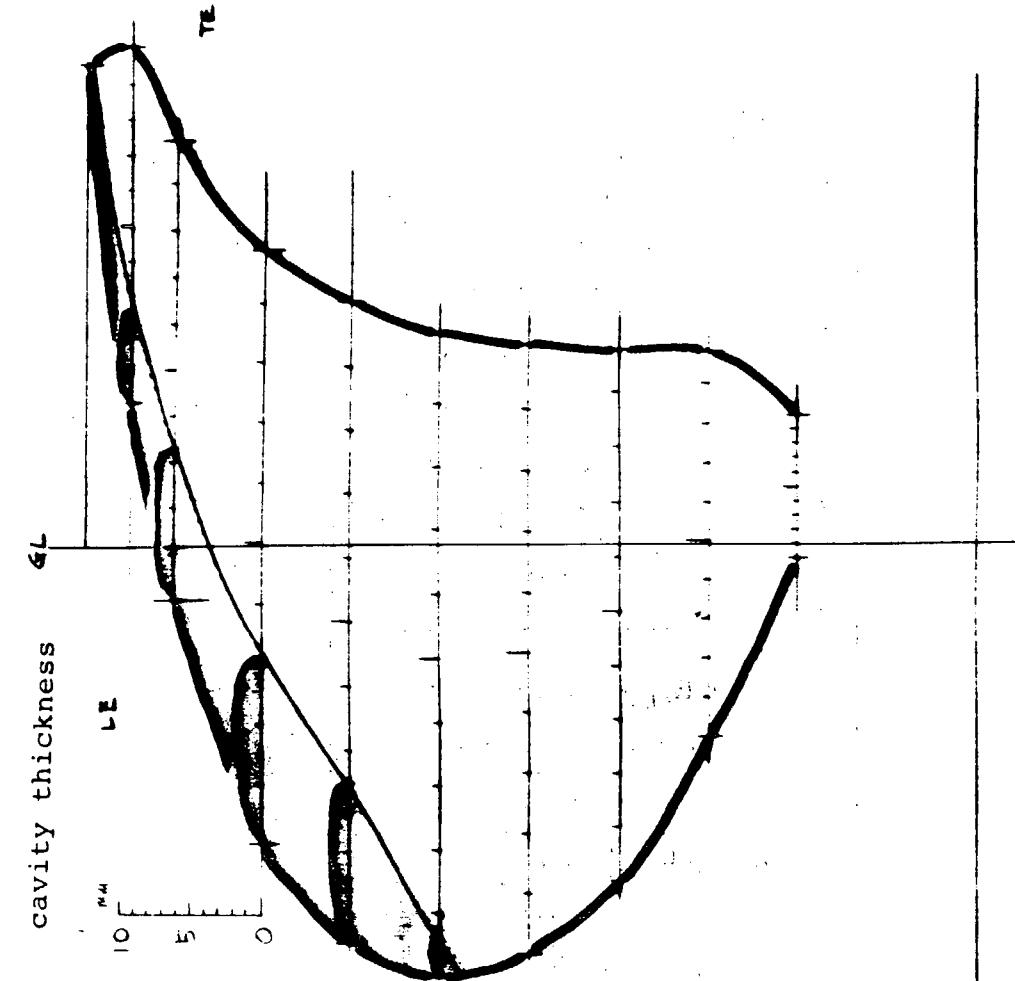
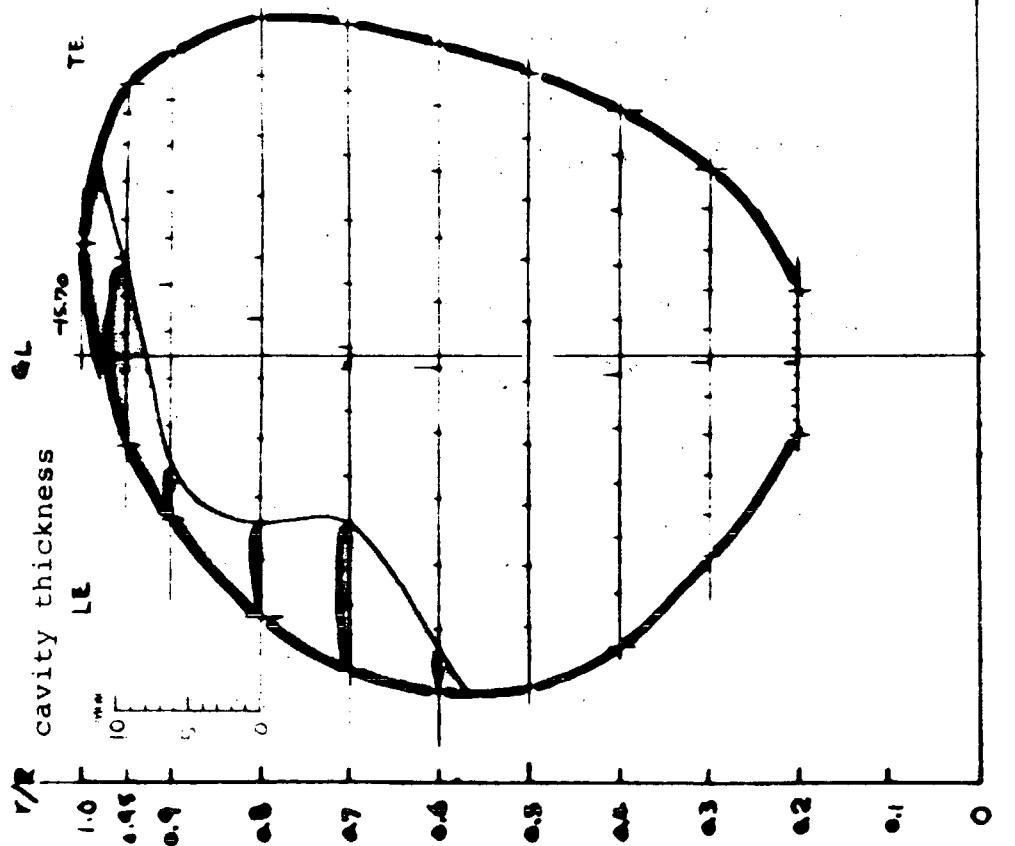


図 3.4.3.1 プロペラおよびキャビテーションに起因する変動圧力の計算のフロー

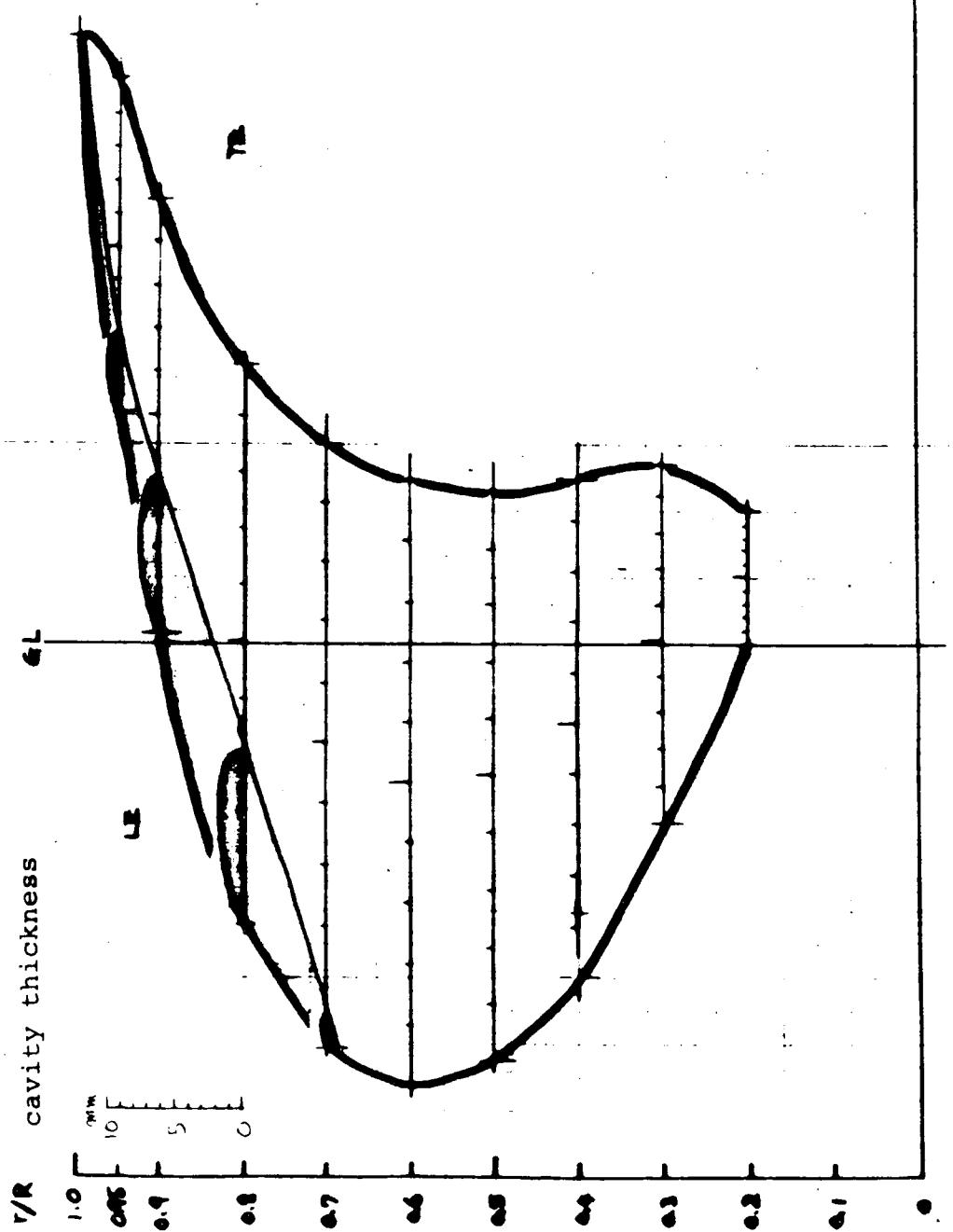
$\theta = 330^\circ$



MP. No. 2

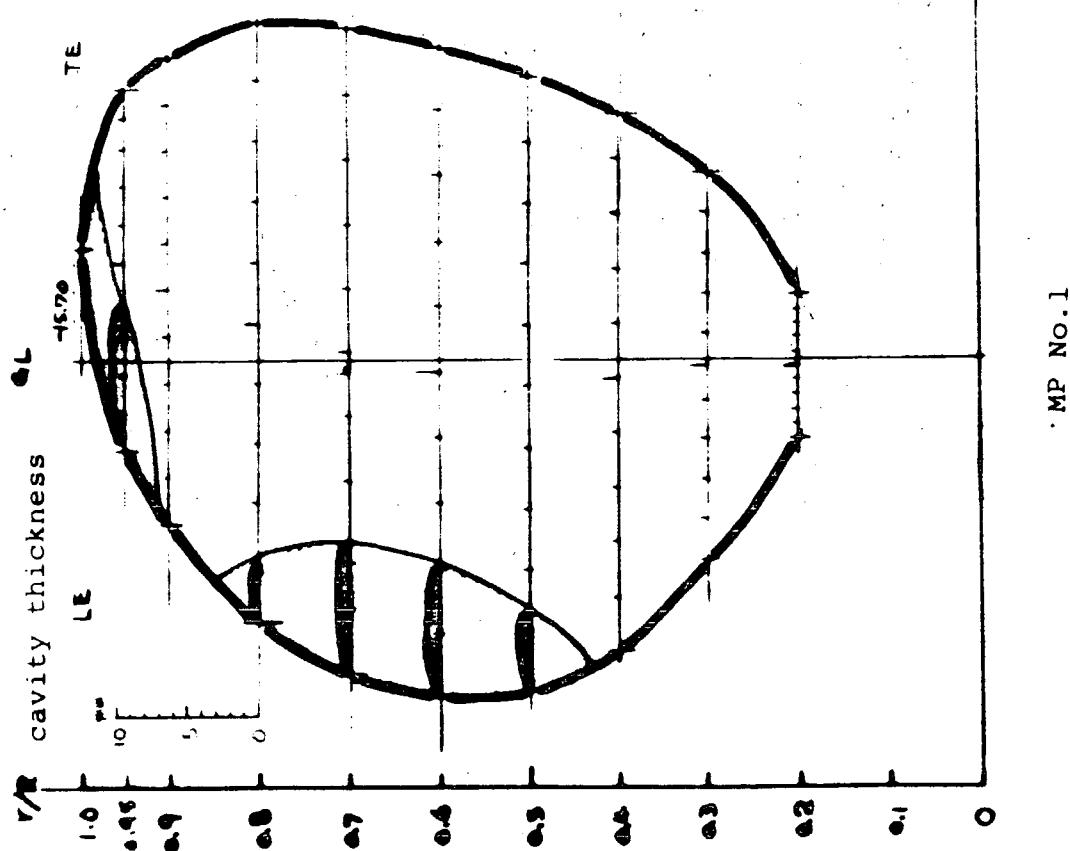
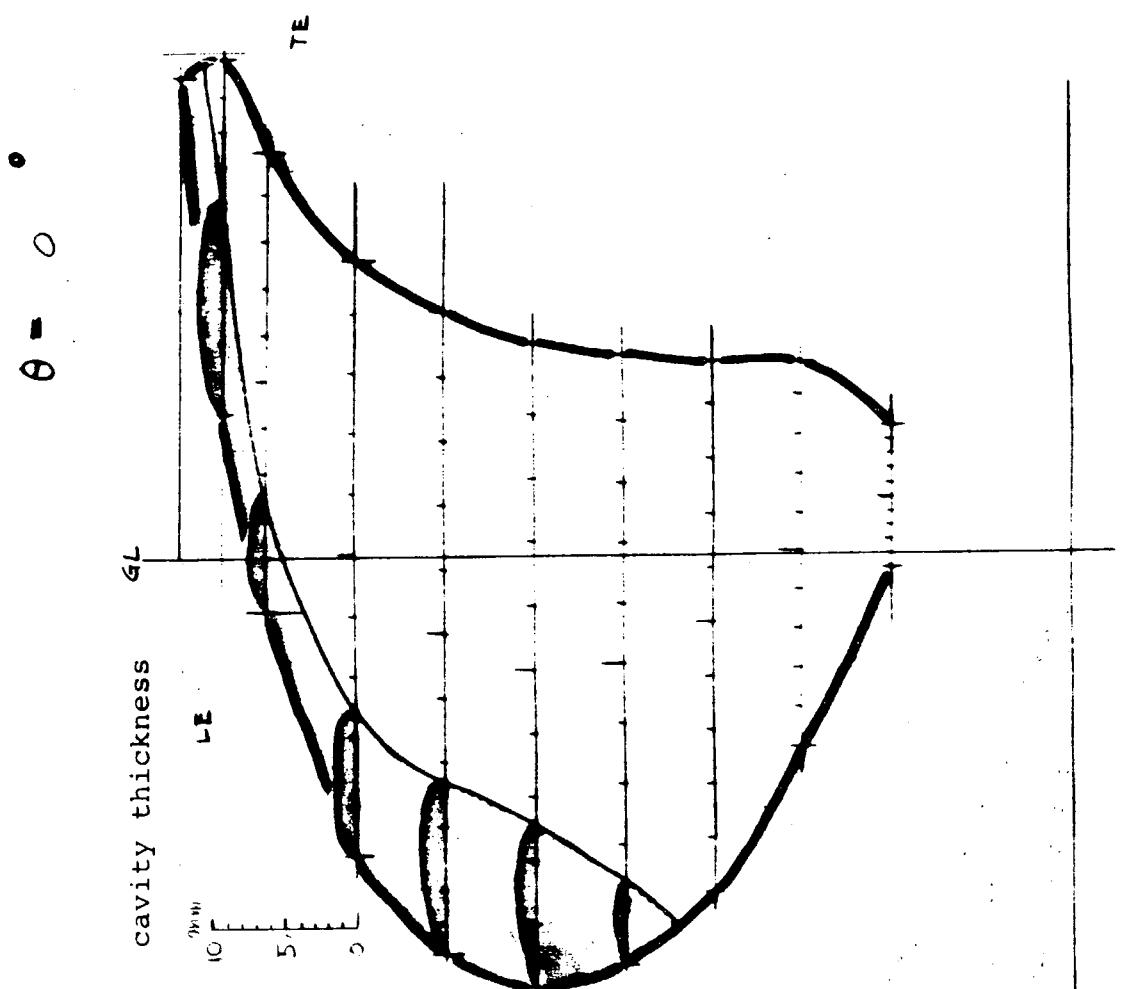


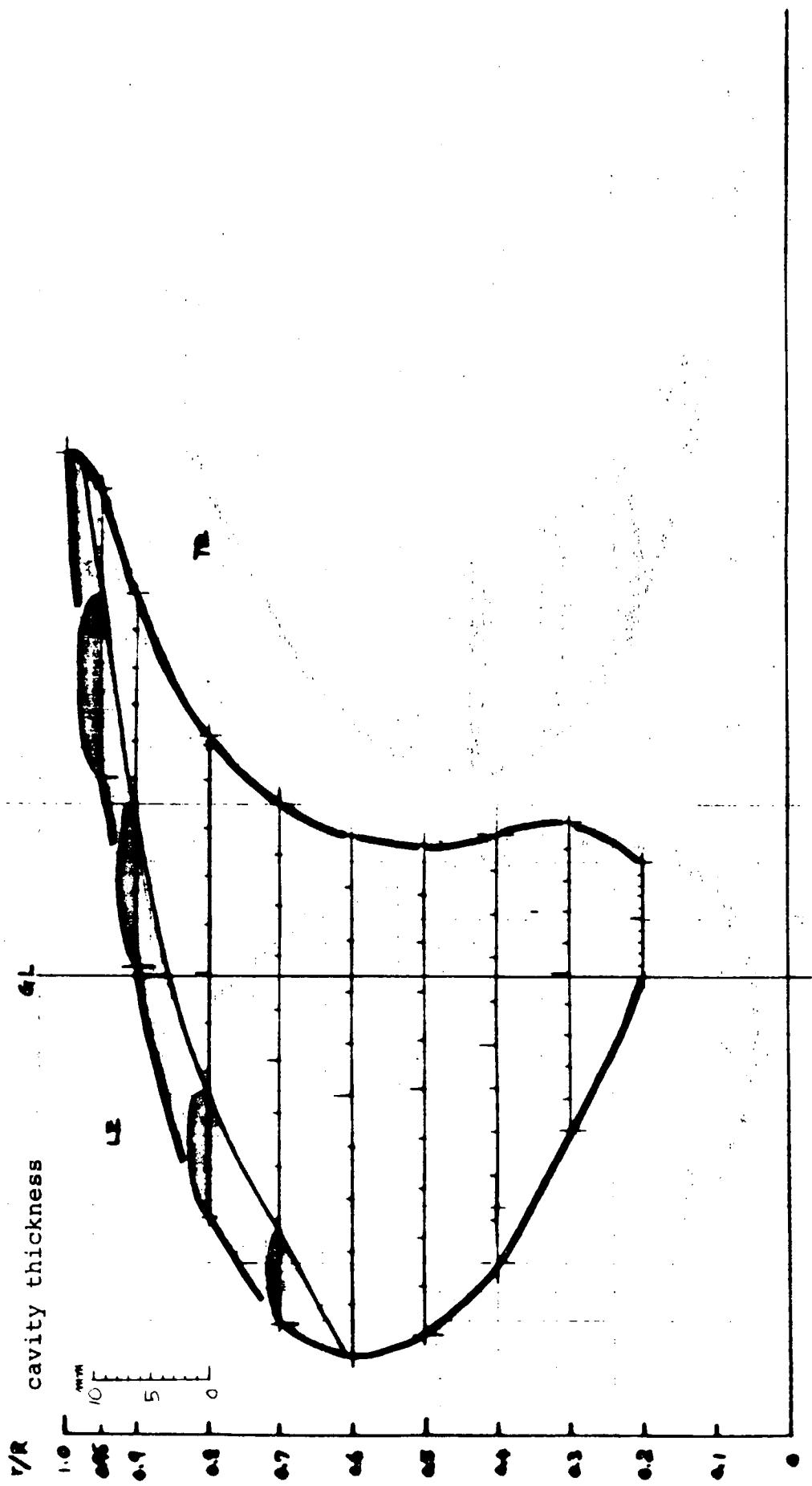
MP. No. 1

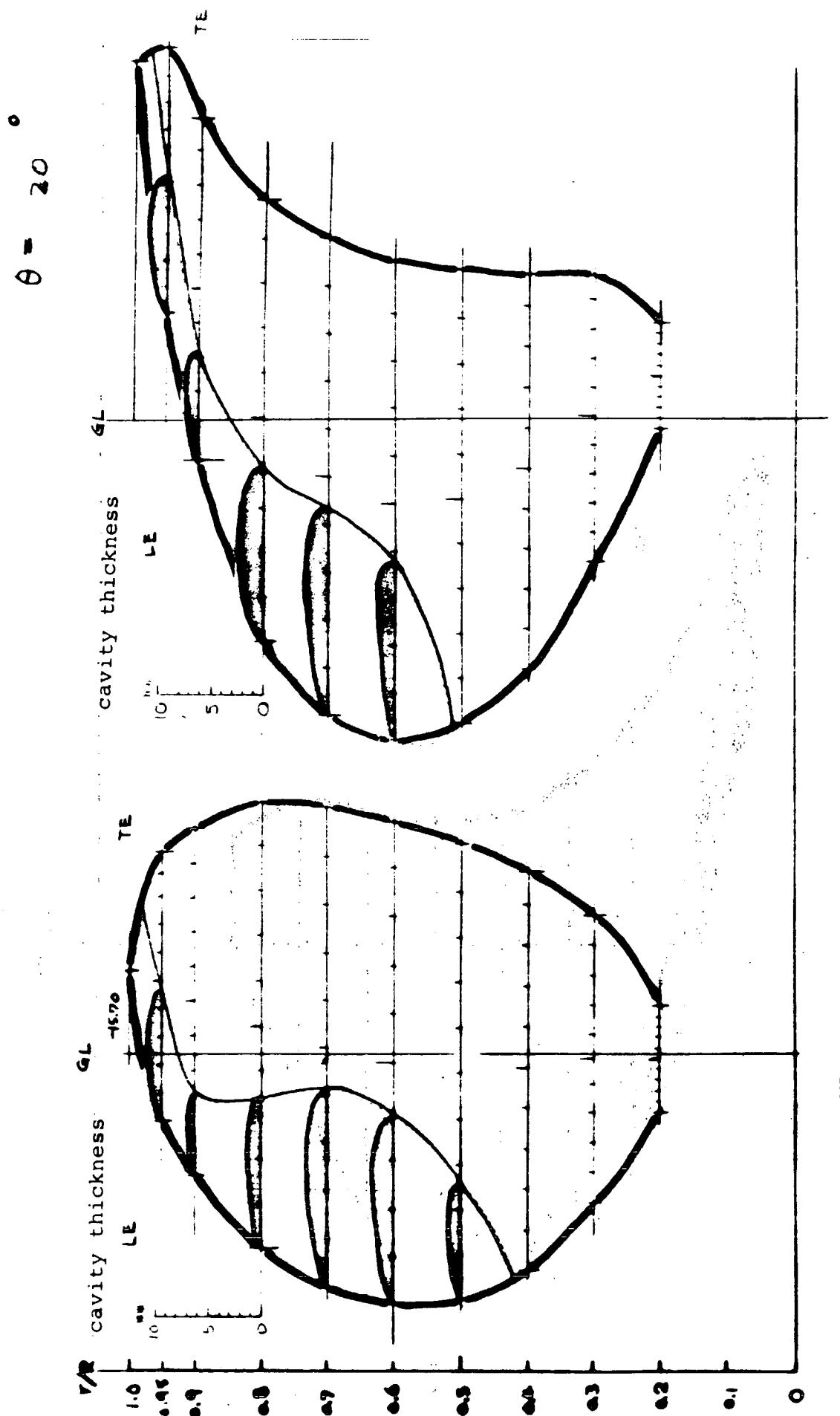


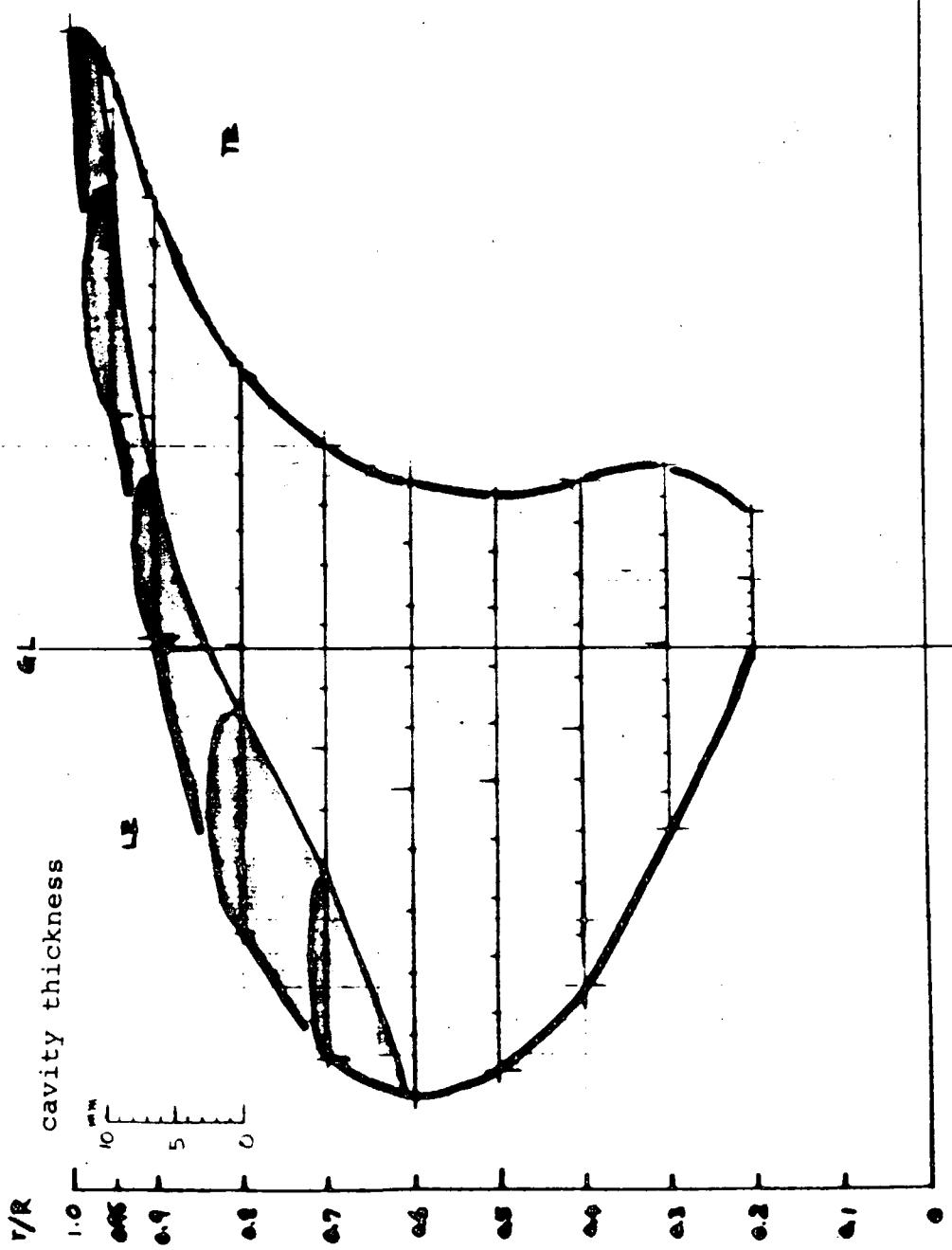
MP No. 5

図 3.4.3.2 キャビティーション・パターント ($\theta = 330^\circ$)





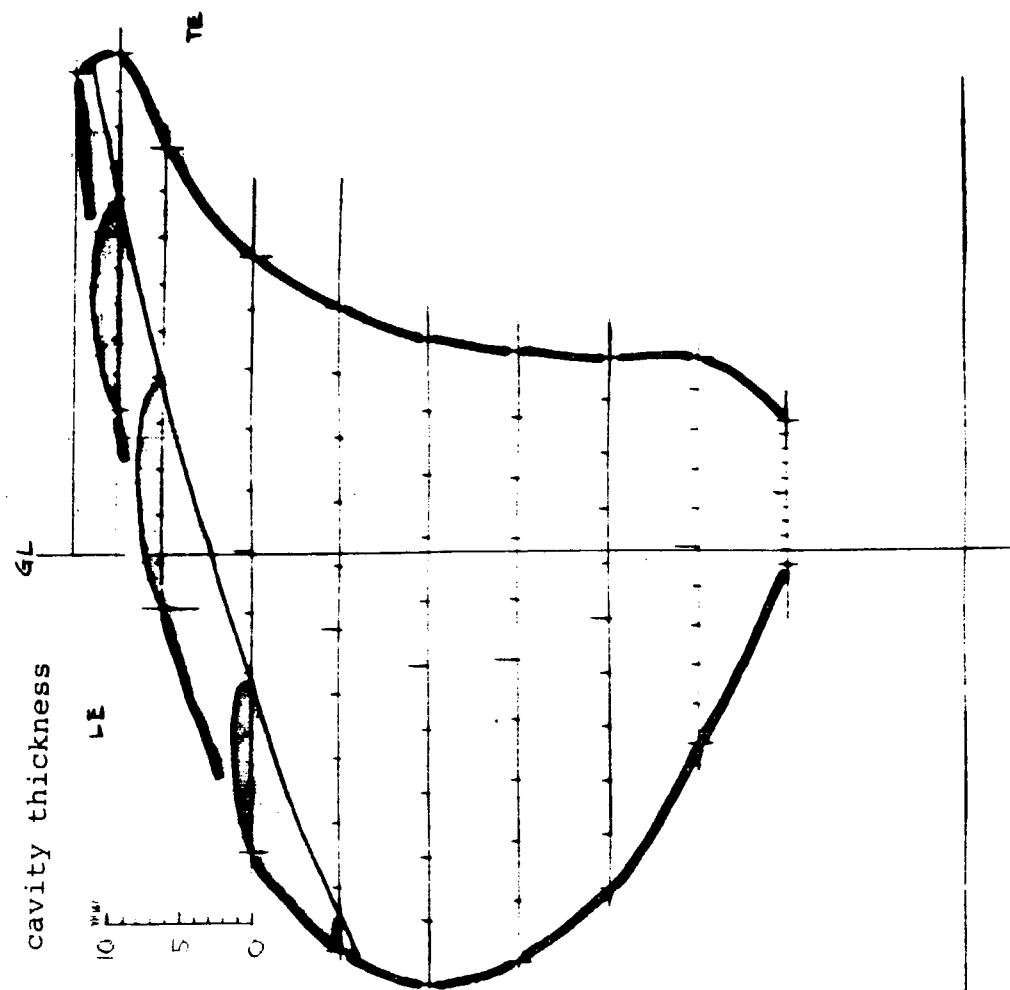




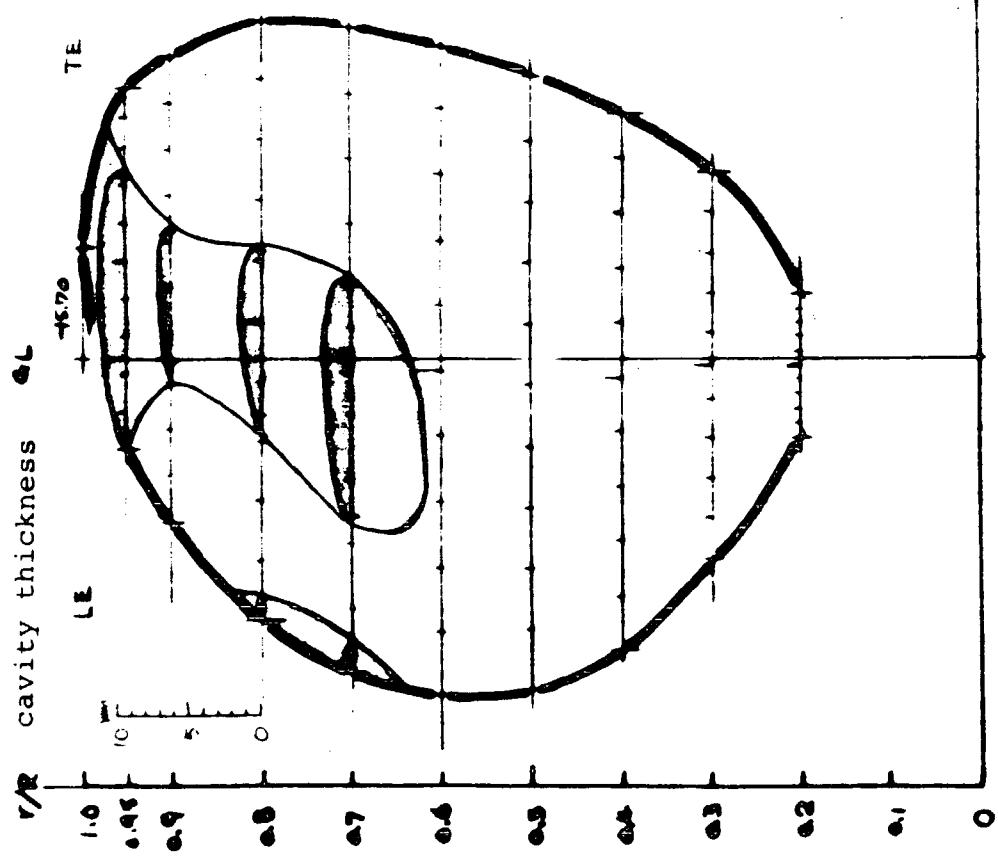
MP No. 5

図 3.4.3.4 キヤビテーション・バスター ($\theta = 20^\circ$)

$\theta = 45^\circ$

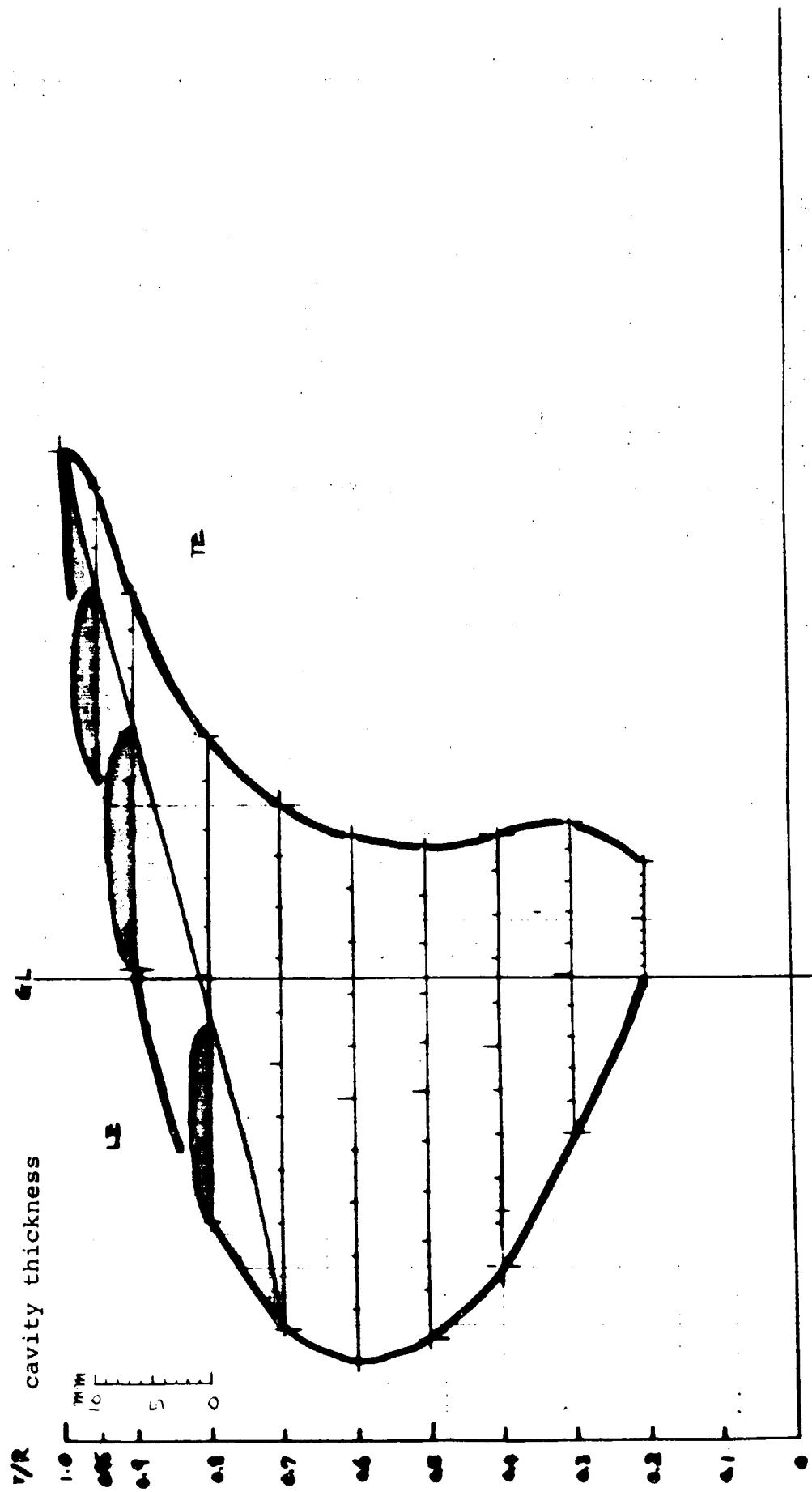


MP No. 2



MP No. 1

MP NO.5
図 3.4.3.5 キャビティーション・パターント ($\theta = 45^\circ$)



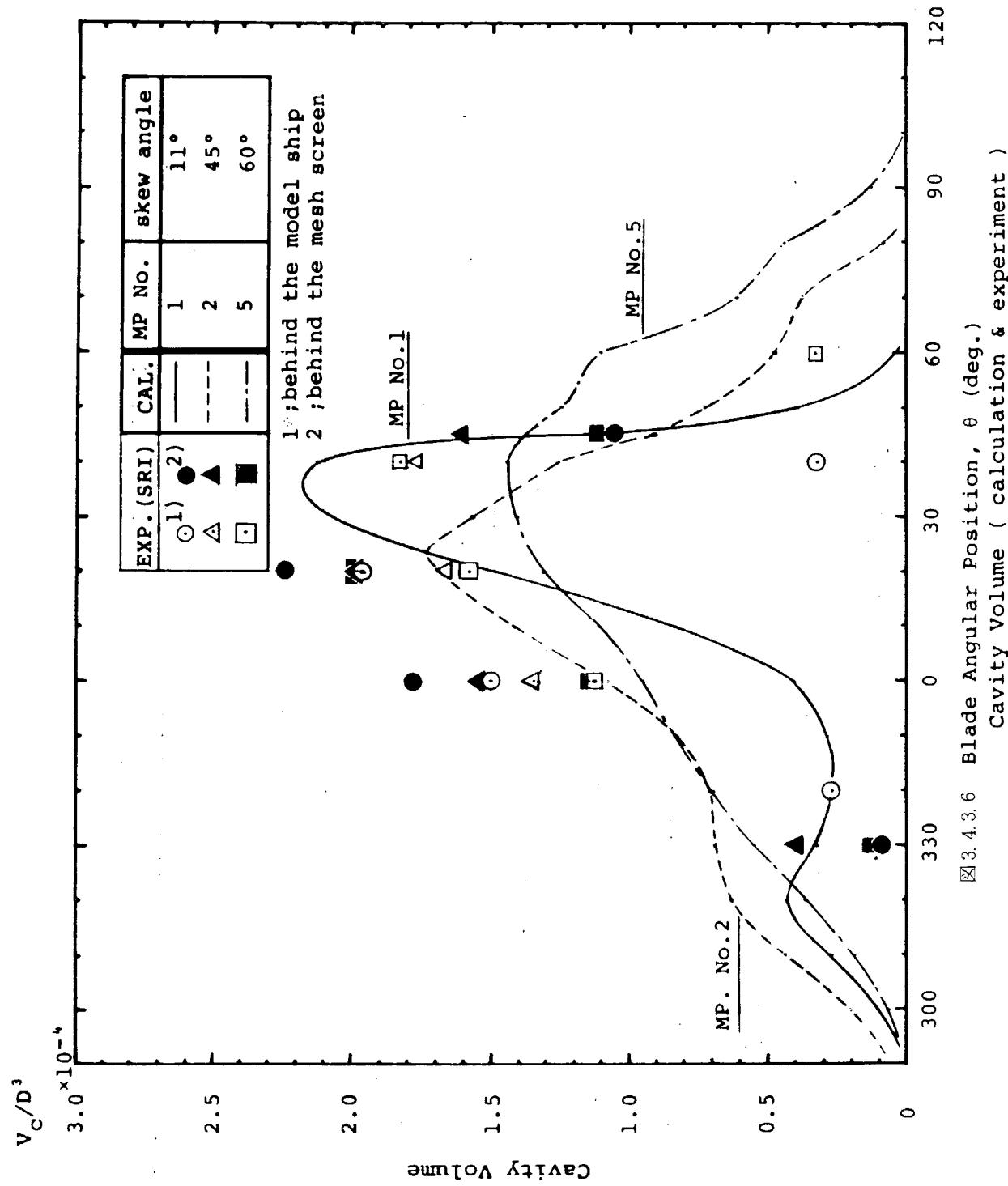


図 3.4.3.6 Blade Angular Position, θ (deg.)
Cavity Volume (calculation & experiment)

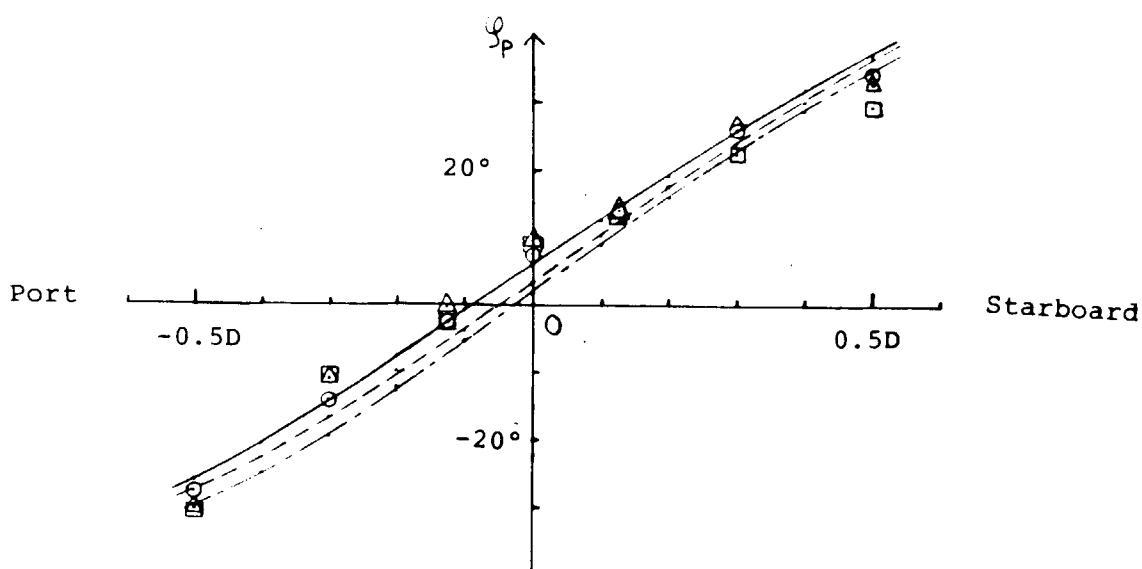
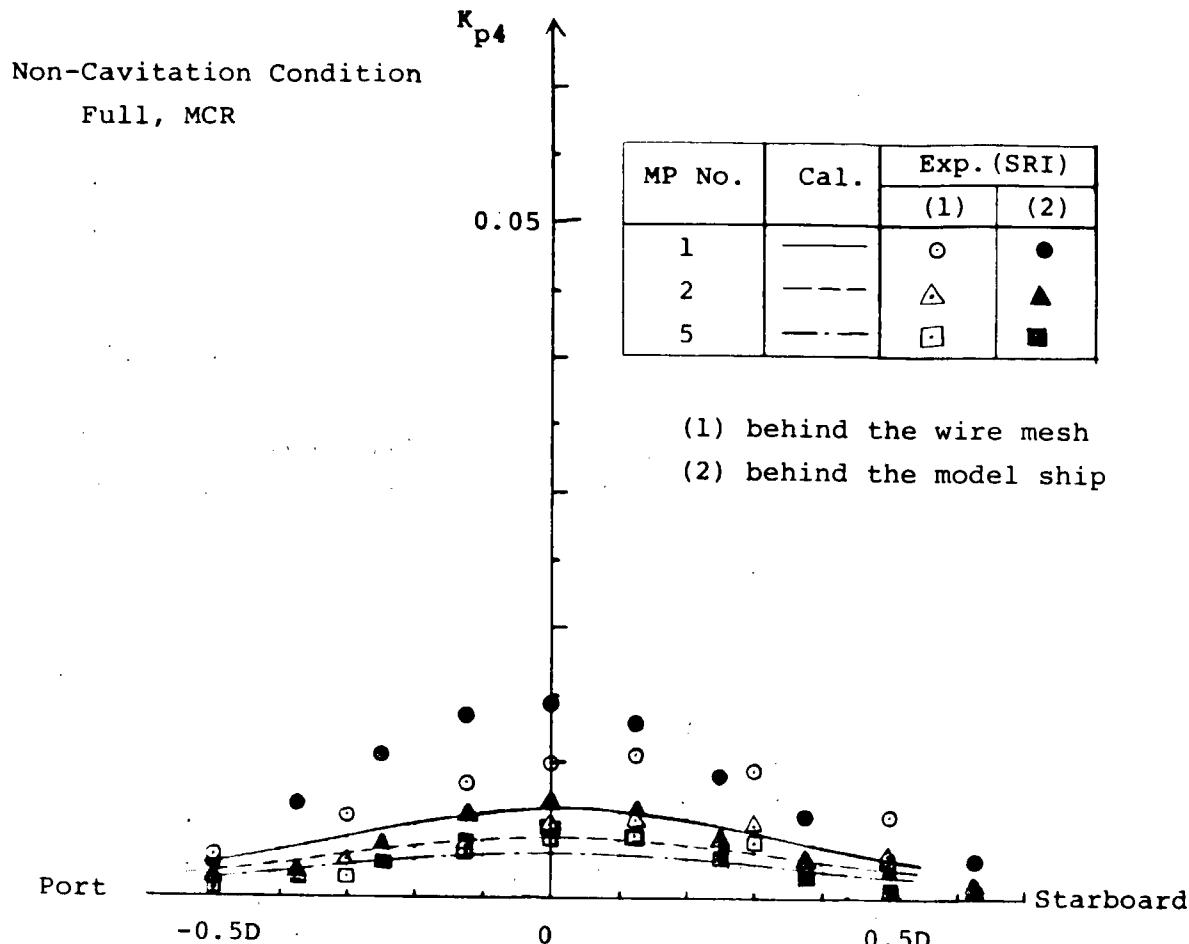
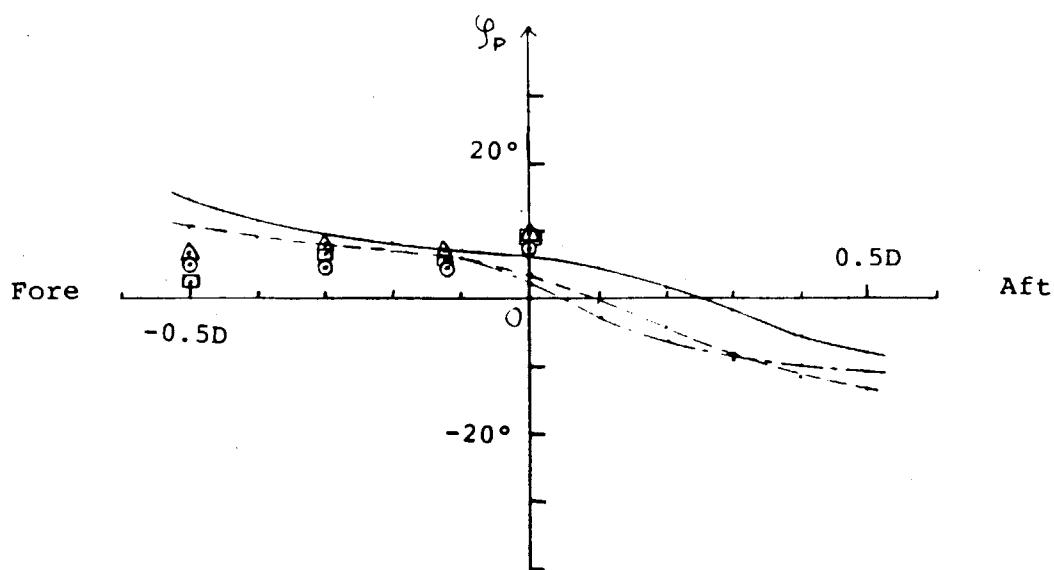
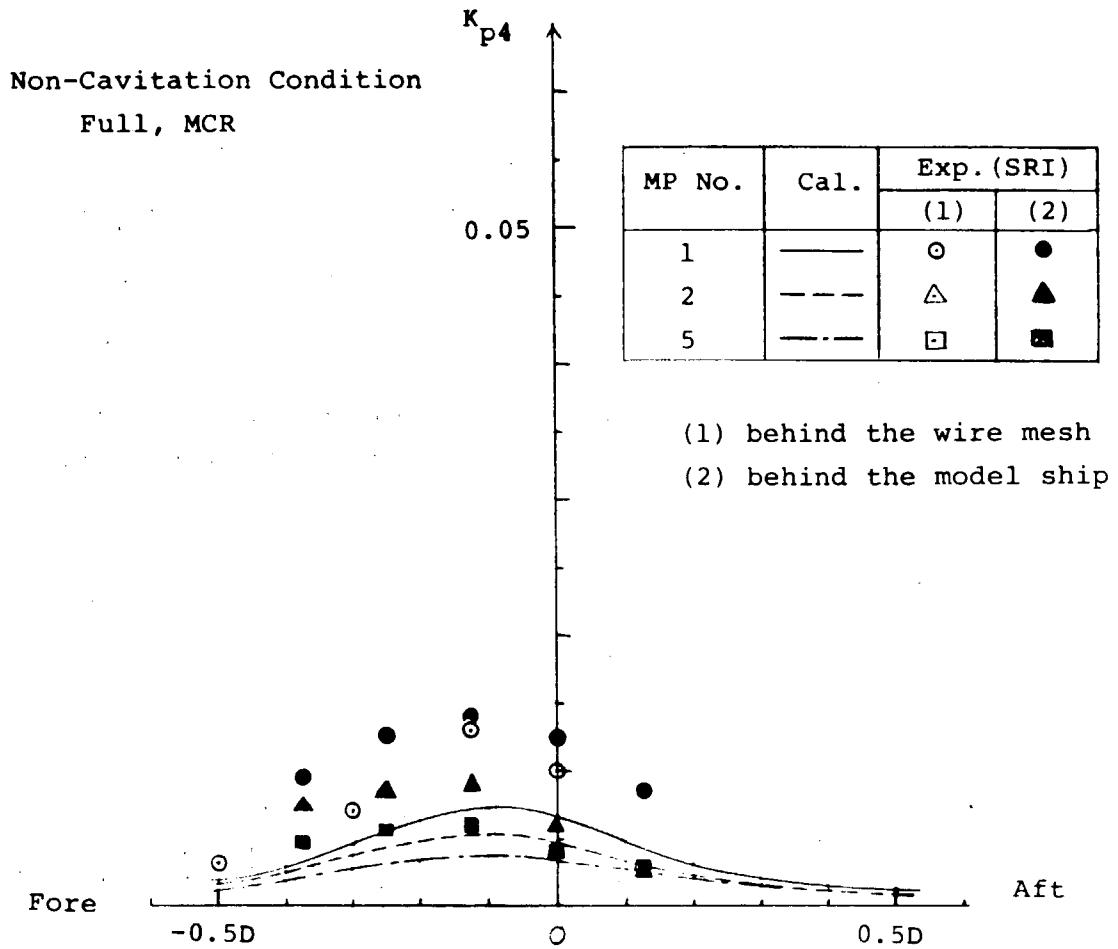


図 3.4.3.7 Fluctuating Pressure



3.4.3.8 Fluctuating Pressure

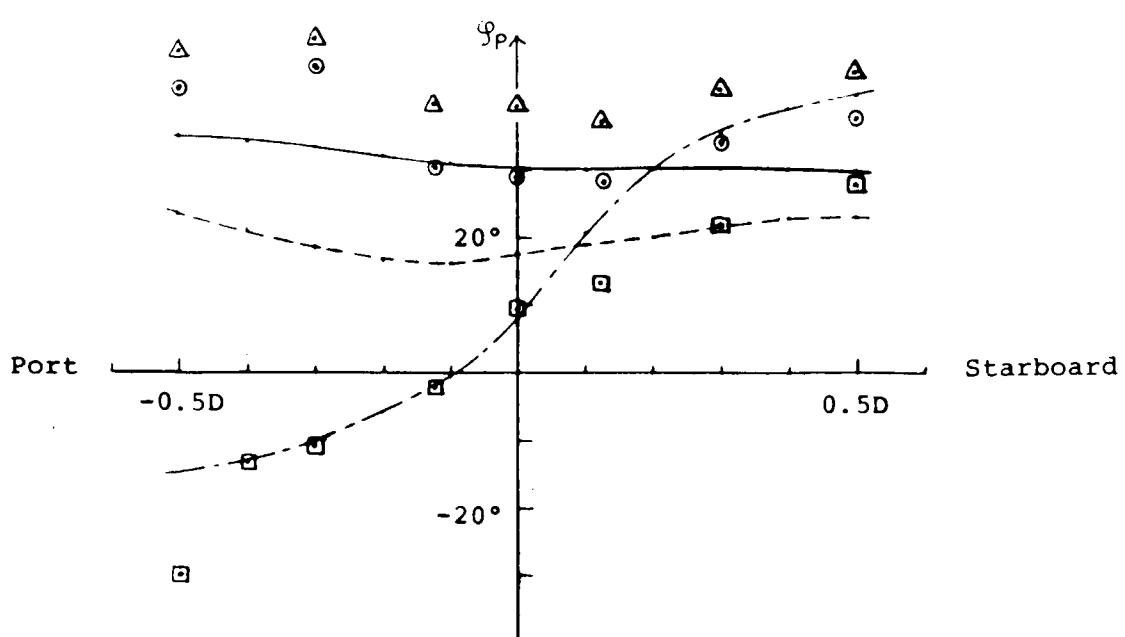
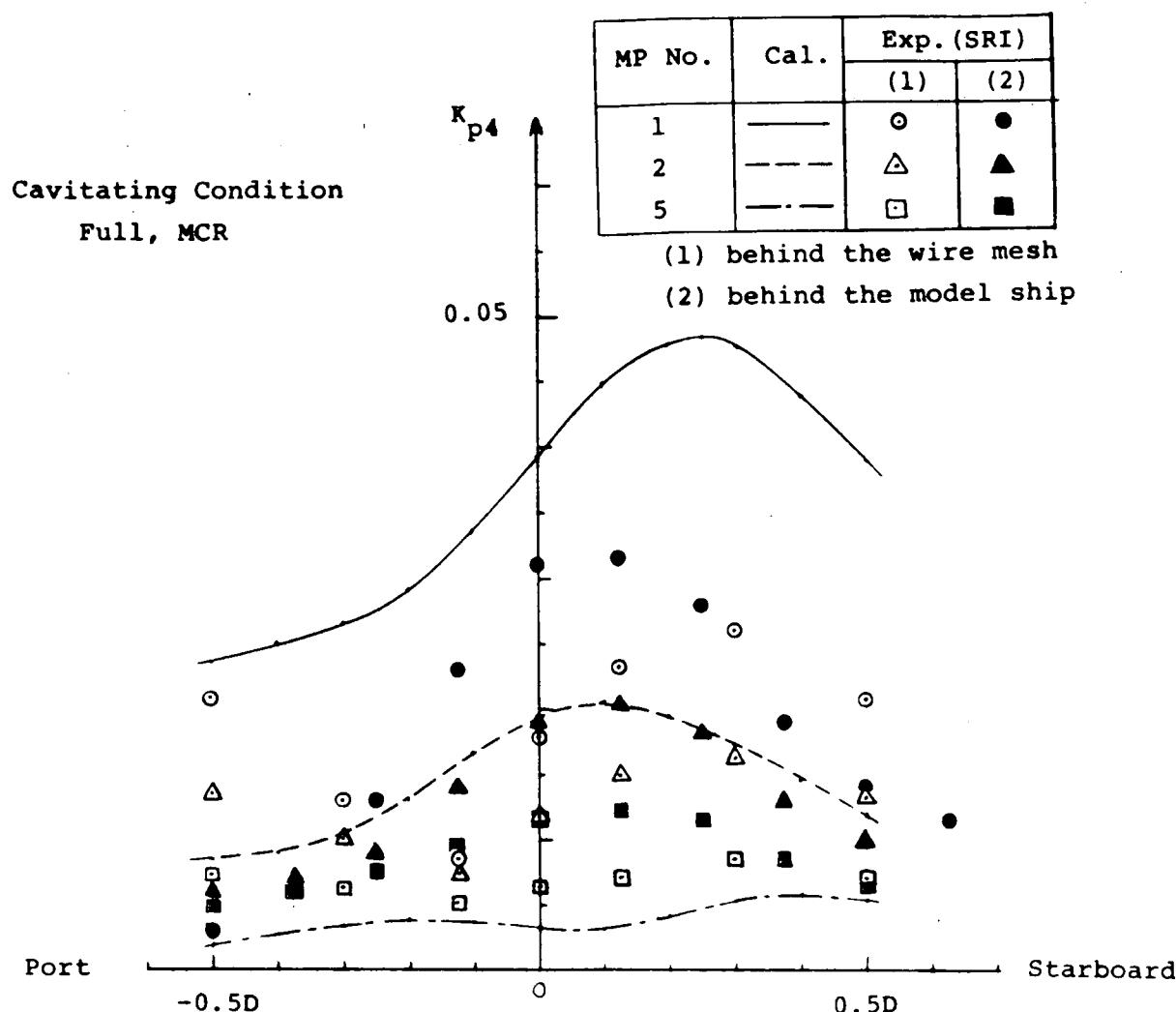


図 3.4.3.9 Fluctuating Pressure

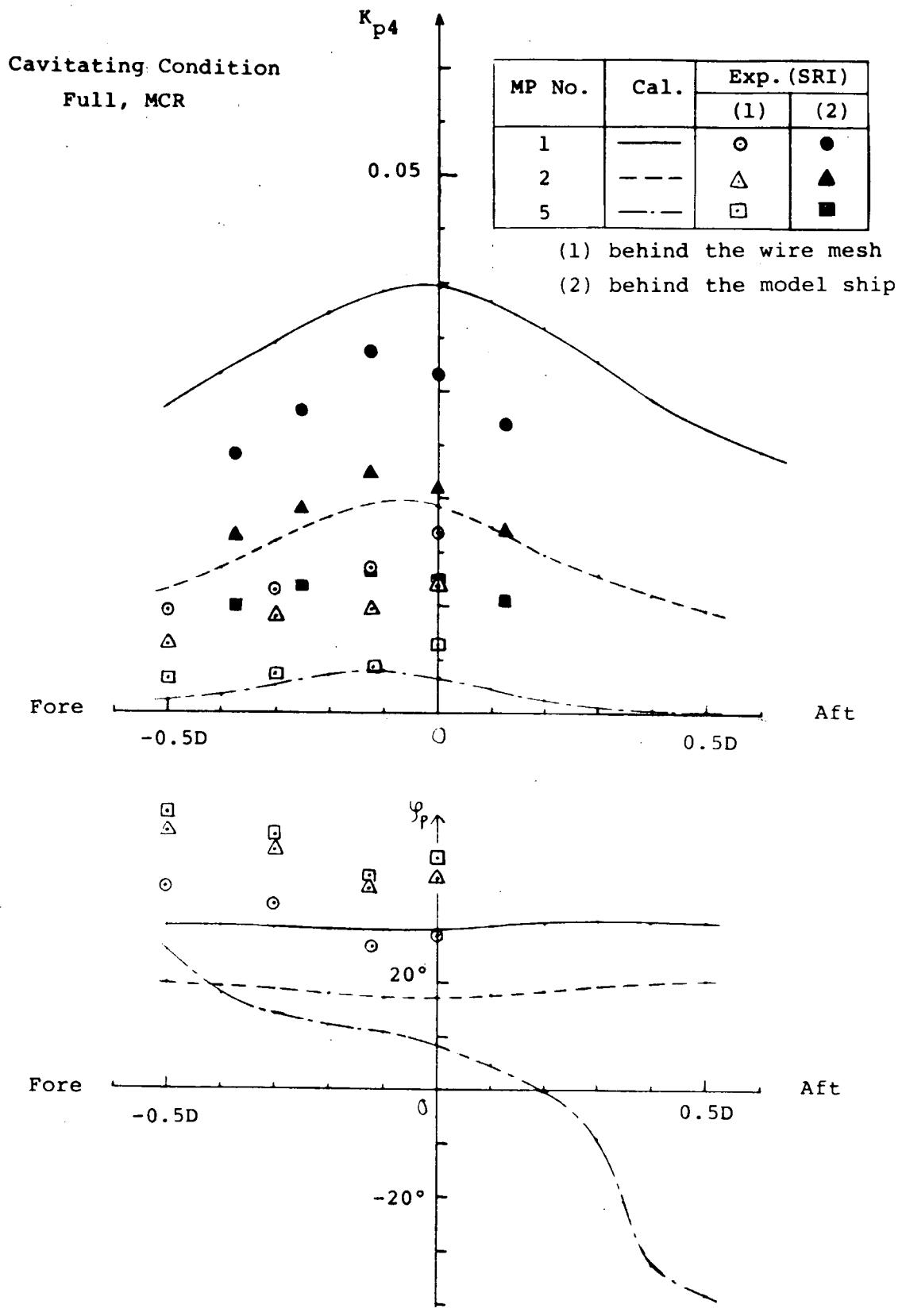


図 3.4.3.10 Fluctuating Pressure

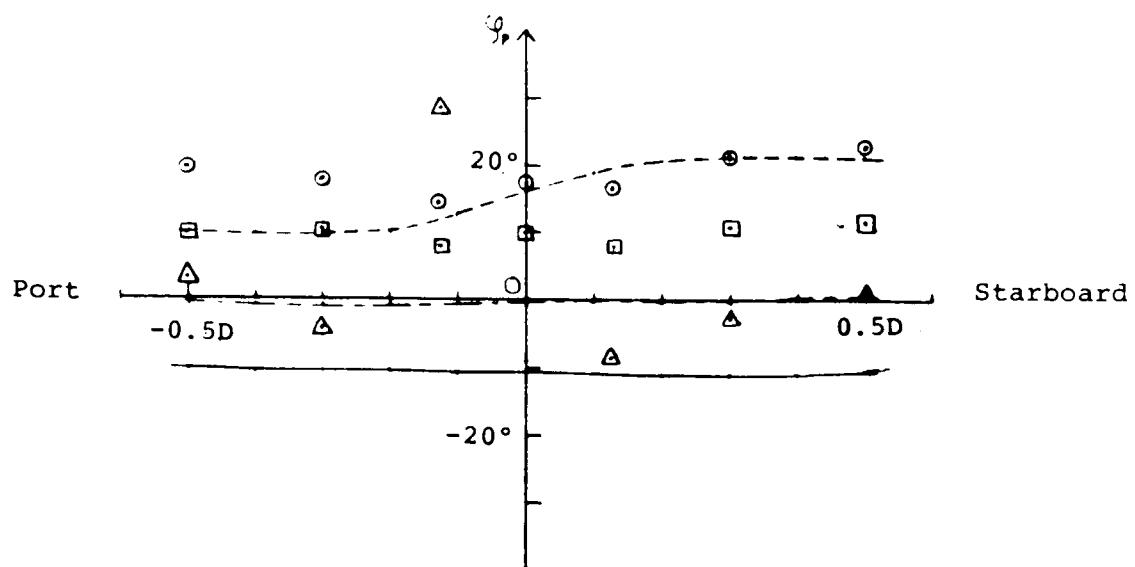
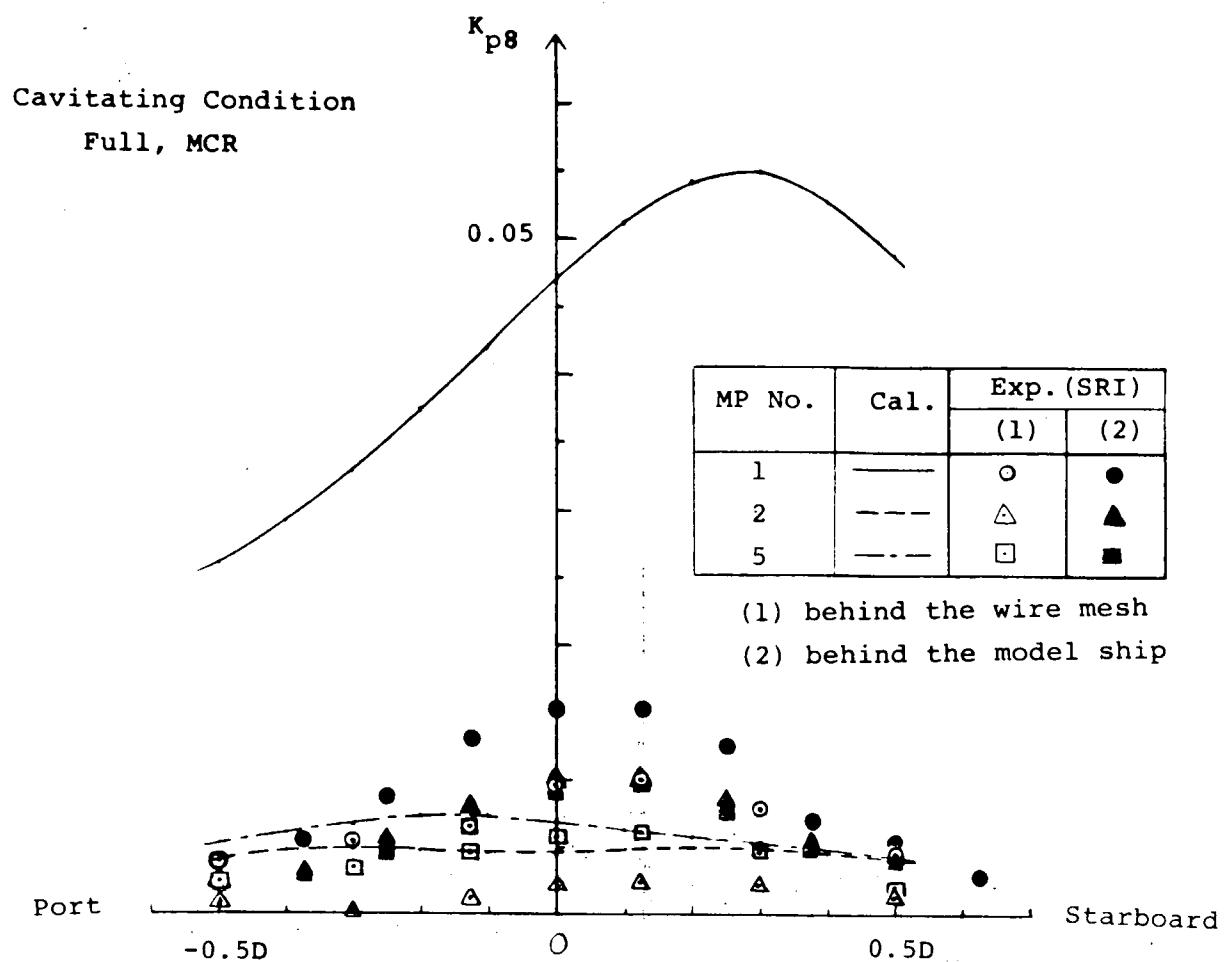


図 3.4.3.11 Fluctuating Pressure

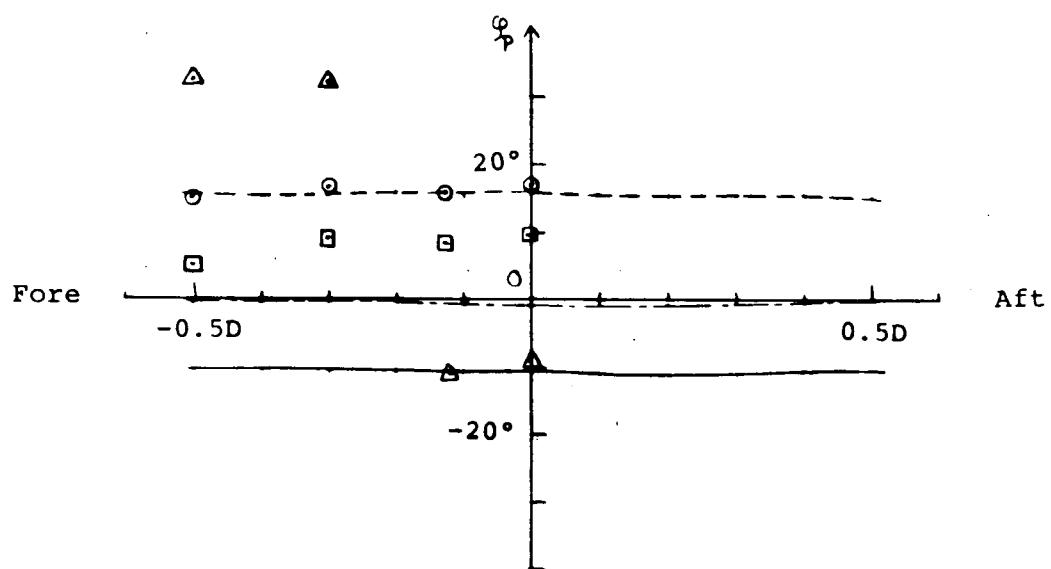
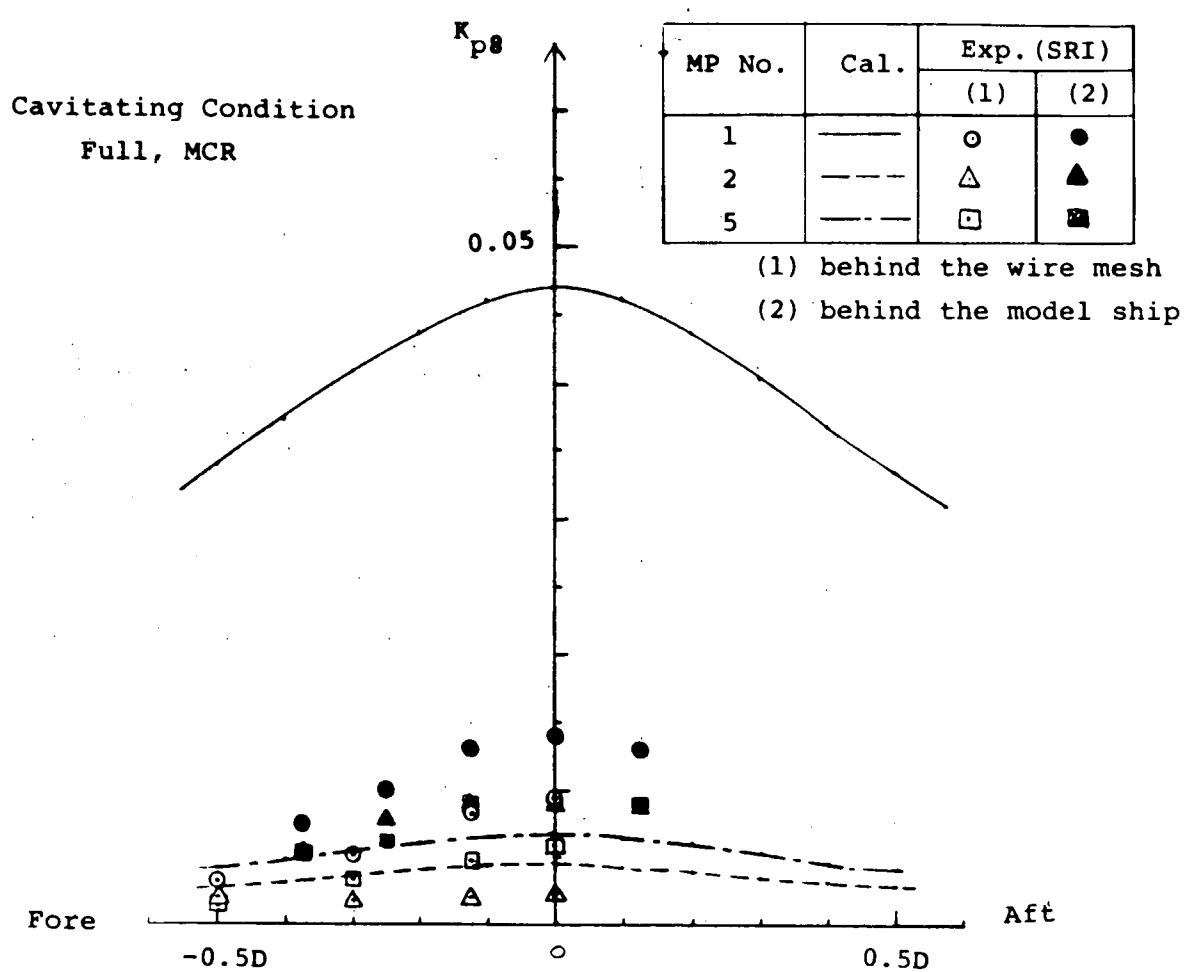


図 3.4.3.12 Fluctuating Pressure

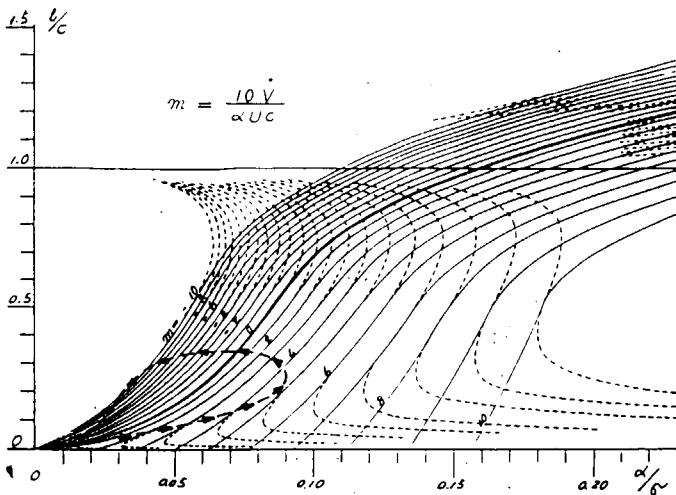


図 3.4.3.13 $l/c - \alpha/\sigma$ チャート

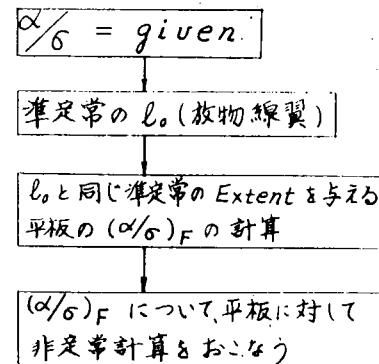


図 3.4.3.15 等価平板翼の考え方

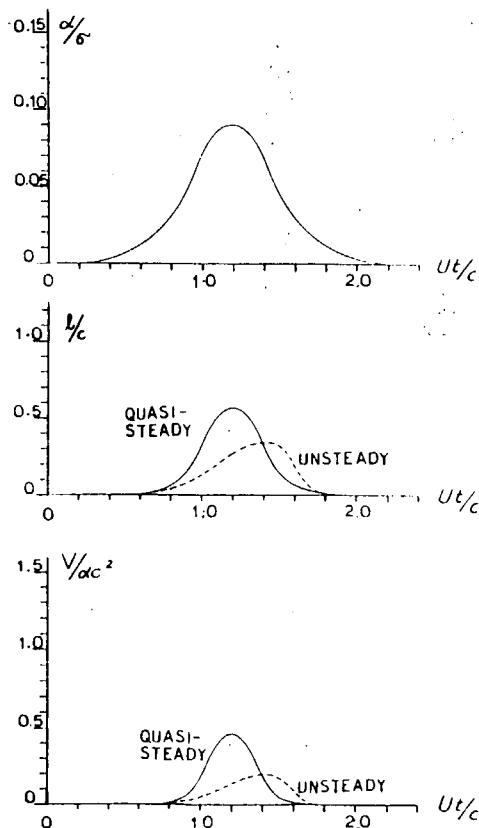


図 3.4.3.14 平板の非定常空洞の計算
($\alpha/\sigma = \text{Given}$)

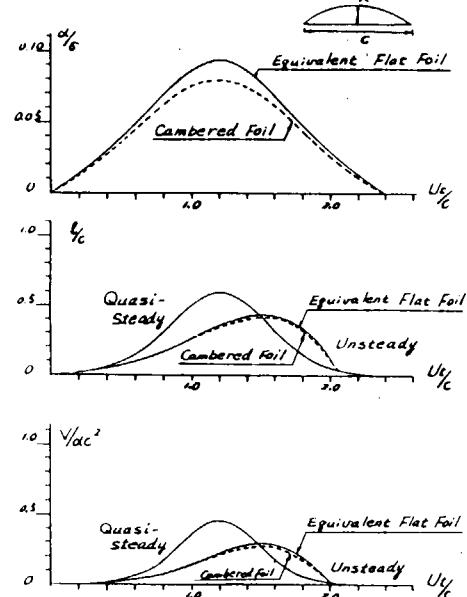


図 3.4.3.16 放物線翼と等価平板翼の
非定常空洞計算結果の比
($\lambda/c = 0.035$)

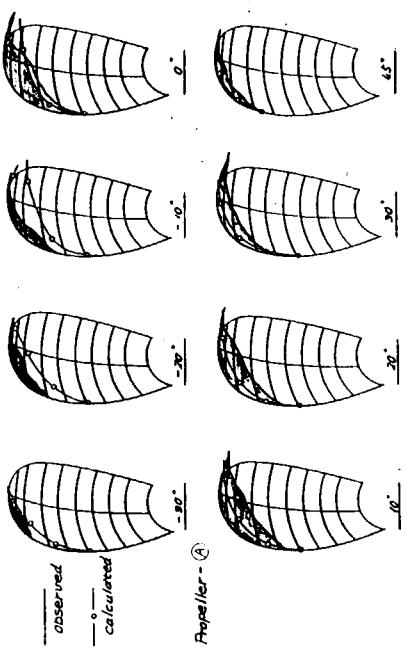


図 3.4.3.17-1 準定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
($K_T = 0.198$, $\sigma_n = 2.585$)

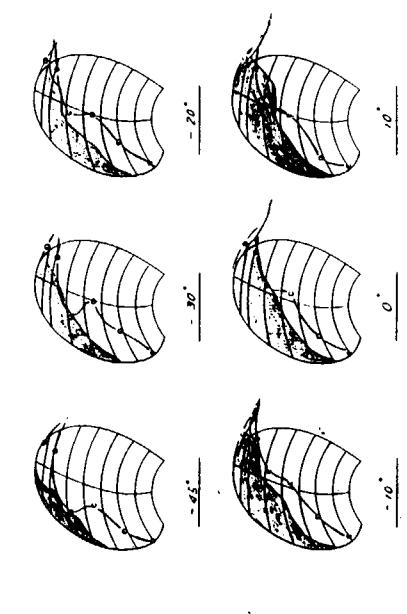


図 3.4.3.17-2 準定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
($K_T = 0.198$, $\sigma_n = 2.585$)

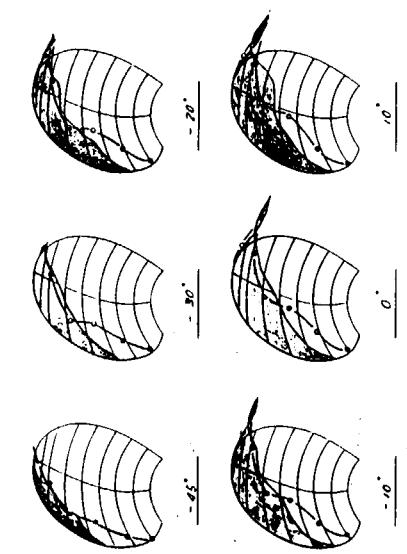


図 3.4.3.18-1 準定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
(SR183 MP. No. 1)

図 3.4.3.18-3 非定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
(SR183 MR. No. 1)

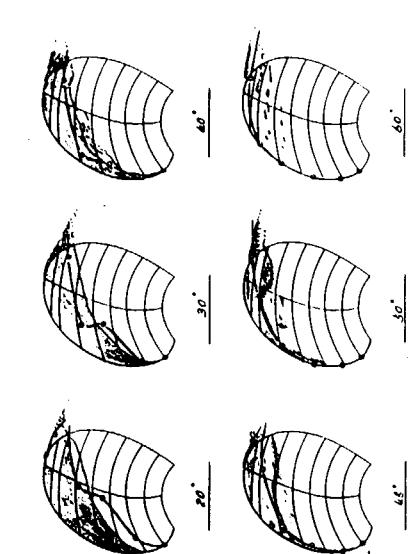


図 3.4.3.18-2 準定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
($K_T = 0.198$, $\sigma_n = 2.585$)

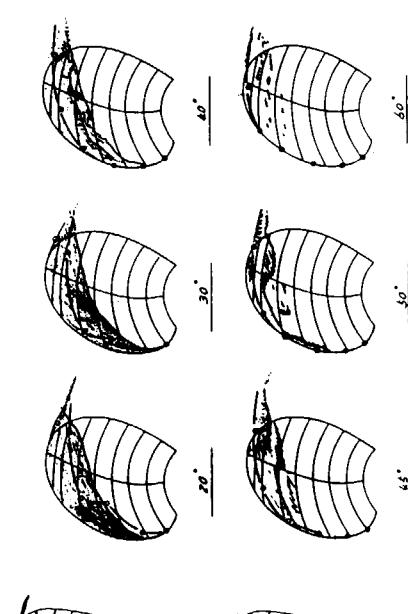


図 3.4.3.18-3 非定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
(SR183 MR. No. 1)

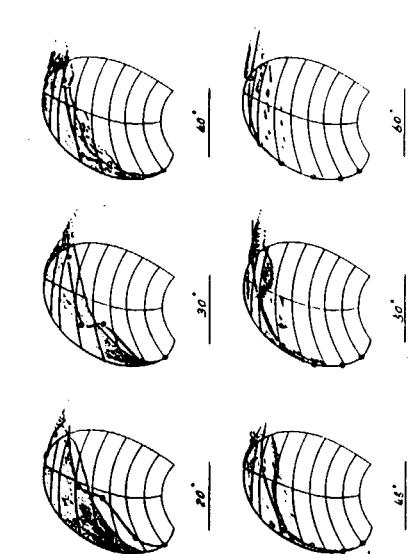


図 3.4.3.18-4 非定常計算によるキャビテーション・パターンと実測値との比較
(SR183 MR. No. 1)

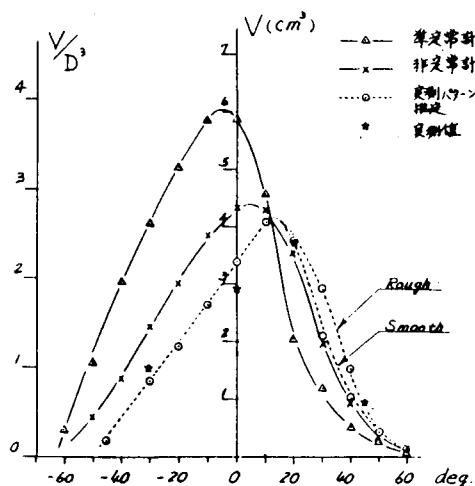


図 3.4.3.19 キャビティ体積の計算値と実測値との比較 (SR183. MP. No. 1)

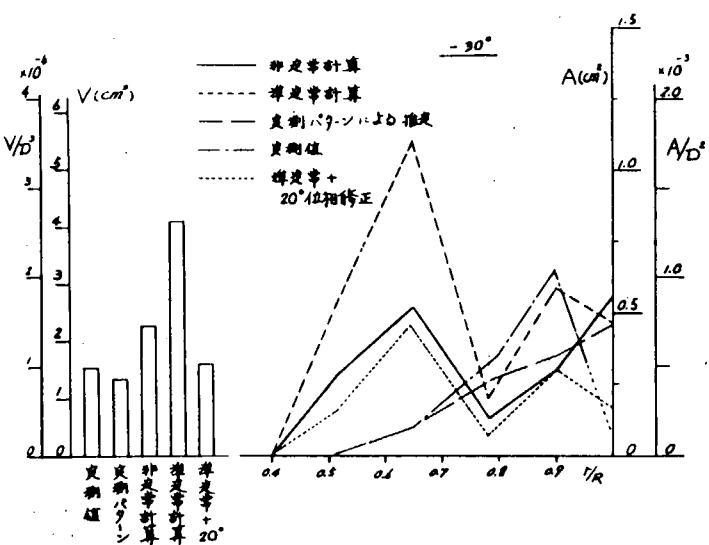


図 3.4.3.20-1 キャビティ断面積の半径方向分布 (SR183. MP. No. 1)

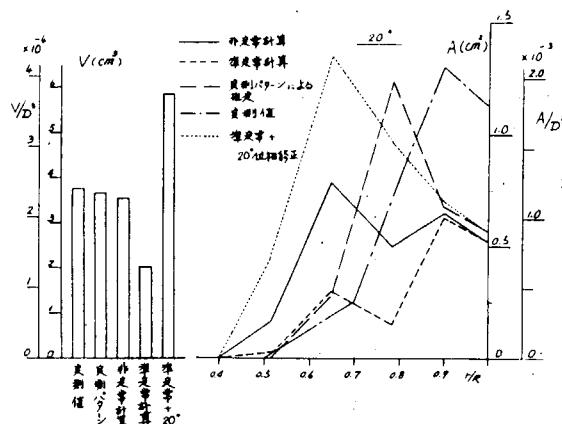


図 3.4.3.20-3 キャビティ断面積の半径方向分布 (SR183. MP. No. 1)

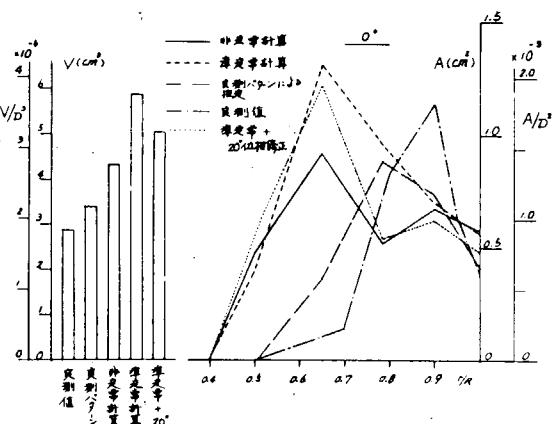


図 3.4.3.20-2 キャビティ断面積の半径方向分布 (SR183. MP. No. 1)

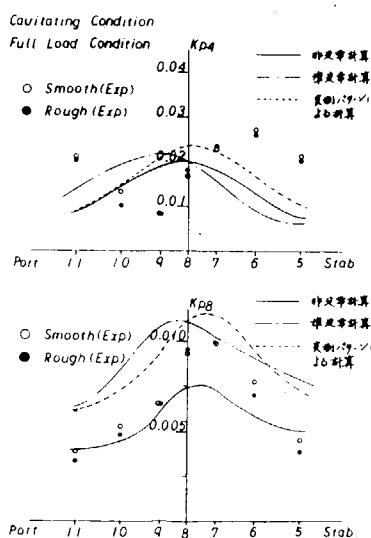


図 3.4.3.21 変動圧力の計算値と実測値との比較 (SR183. MP. No. 1)

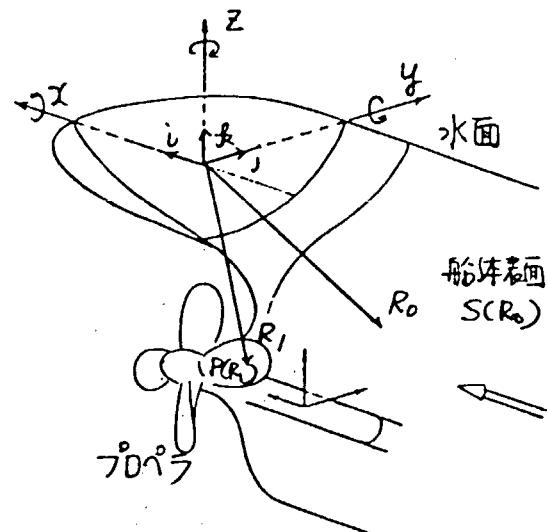


図 3.4.3.22 Coordinate System

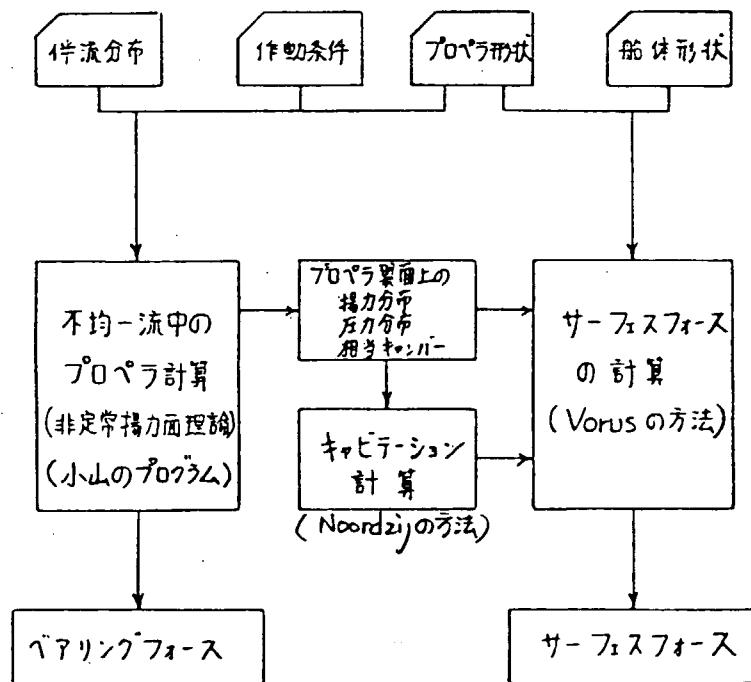


図 3.4.3.23 システムフローチャート

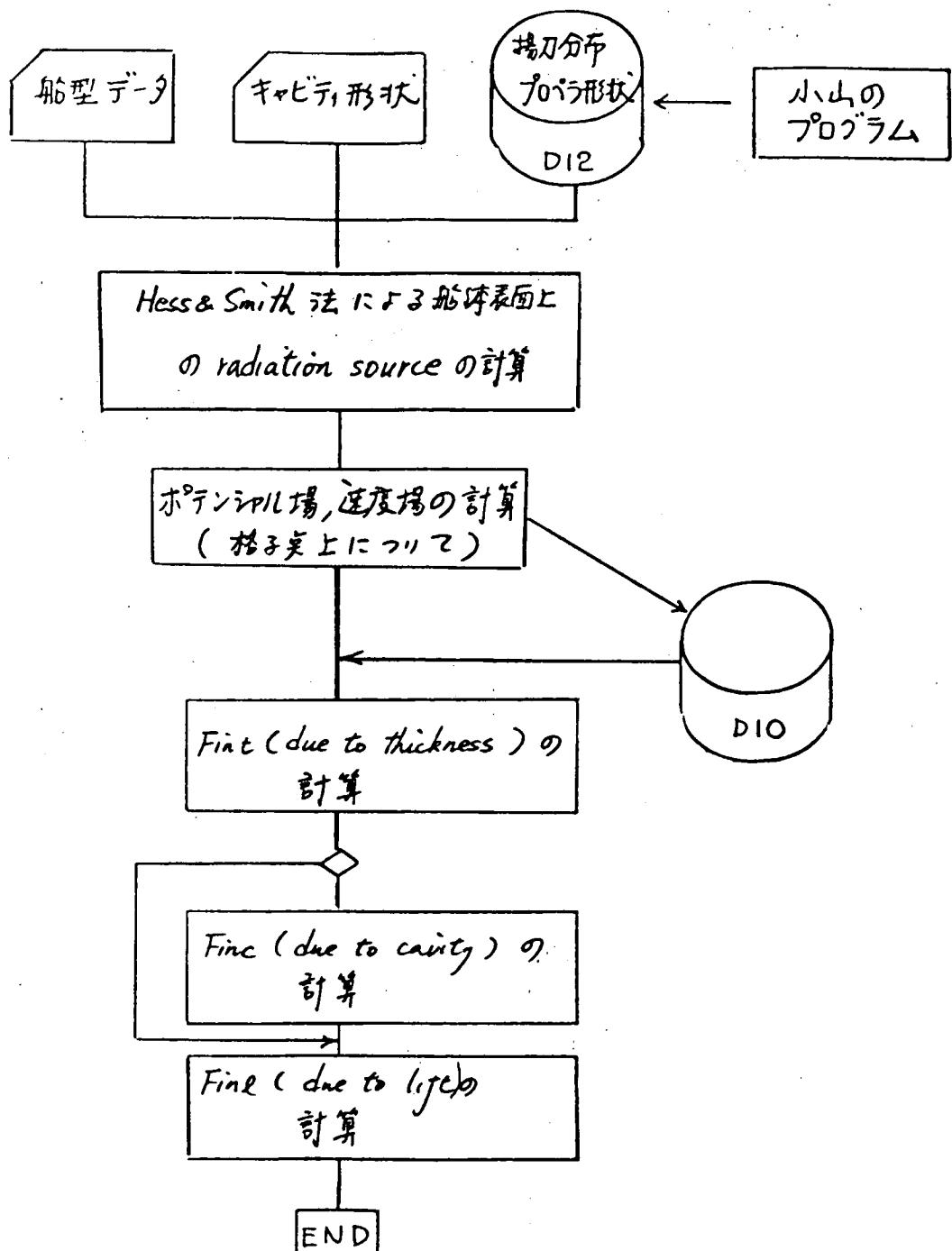


図 3.4. 3.24 サーフェスフオース計算ジェネラルフローチャート

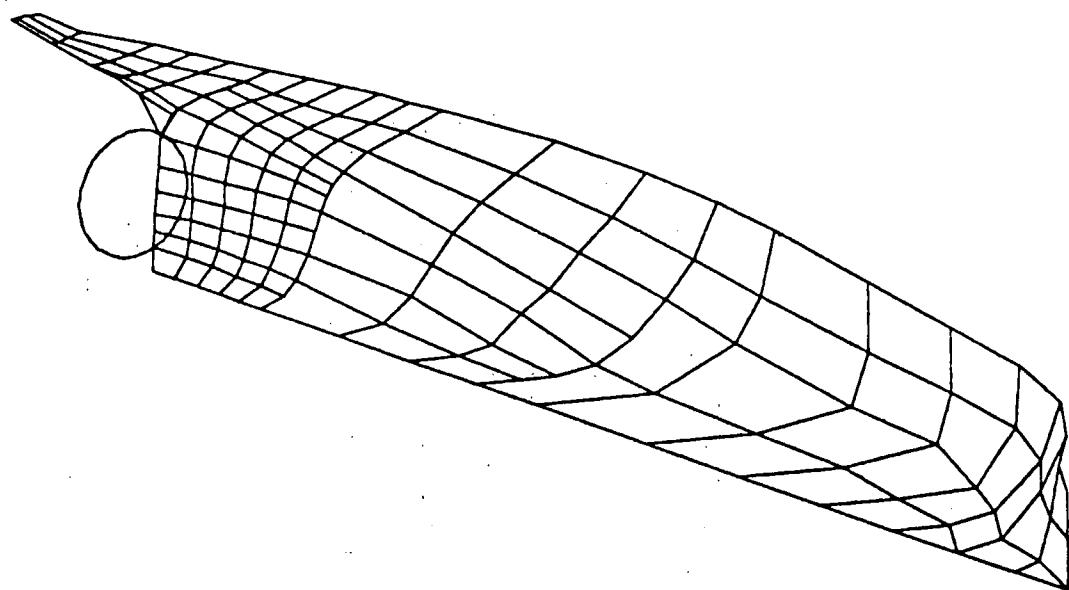


図 3.4.3.25 船体表面パネル分割図 (.125 Panels.)

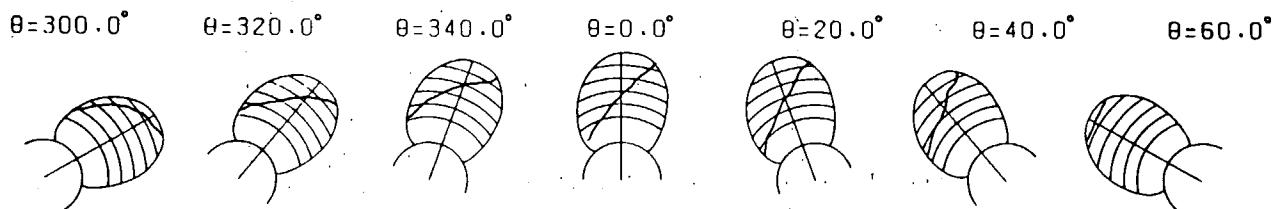


図 3.4.3.26 キャビテーションパターン計算結果 (MP. No 1 Full MCR)

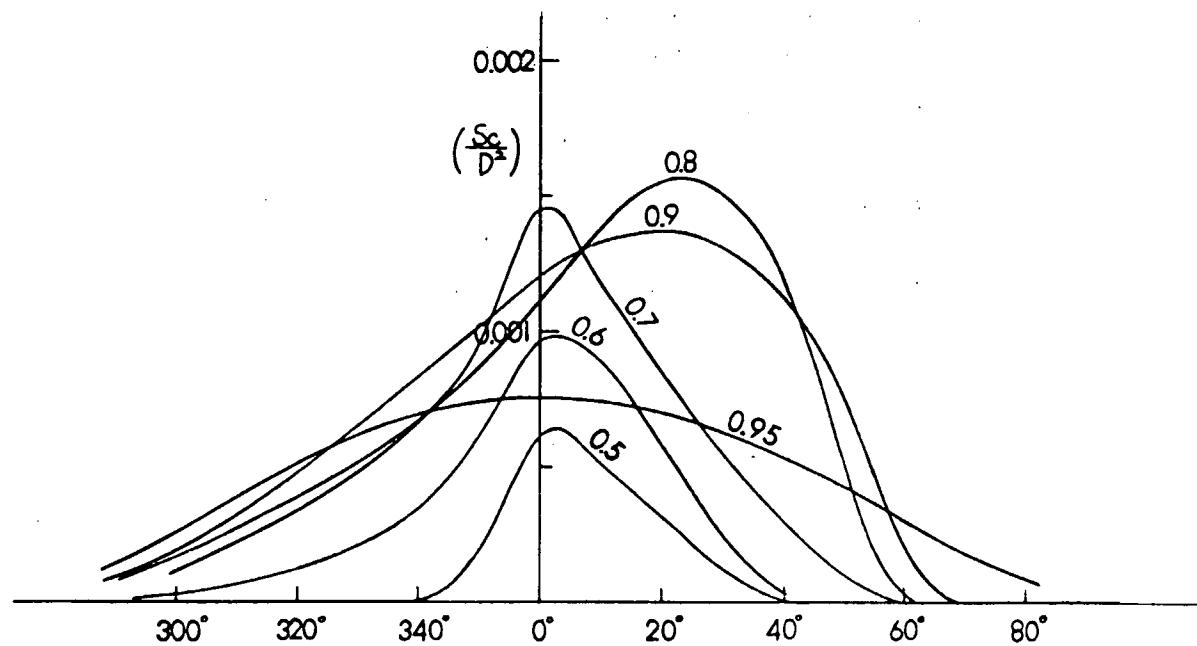


図 3.4.3.27 キャビティボリューム計算結果 (MP. No 1 Full MCR)

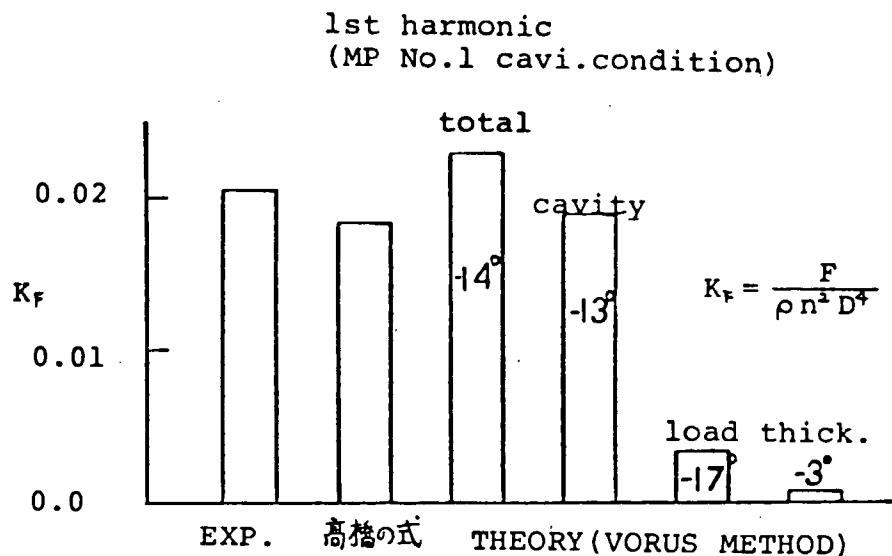


図 3.4.3.28 起振力の計算結果と実験との比較
(MP. No 1 Full MCR Cavi. Cond.)

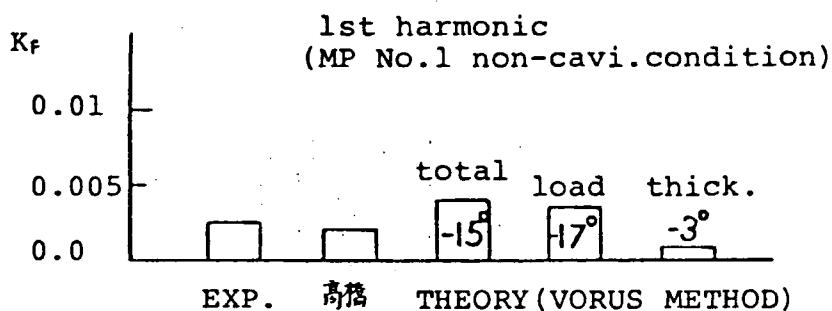


図 3.4.3.29 起振力の計算結果と実験との比較
(MP. No 1 Full MCR Non Con-Cavi. Cond.)

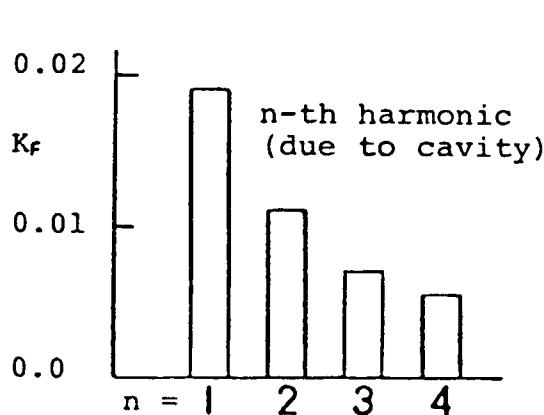


図 3.4.3.30 Finc の次数による比較
(MP. No 1 Full MCR)

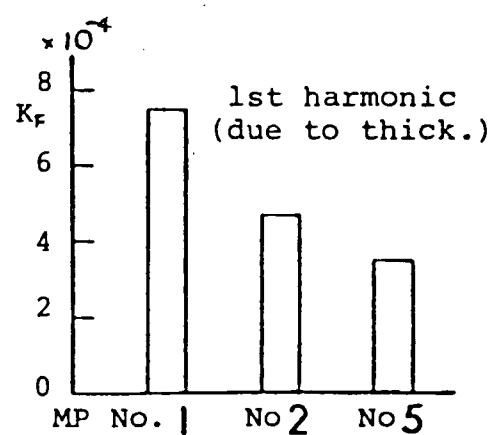


図 3.4.3.31 Fint のプロペラによる比較
(Full MCR)

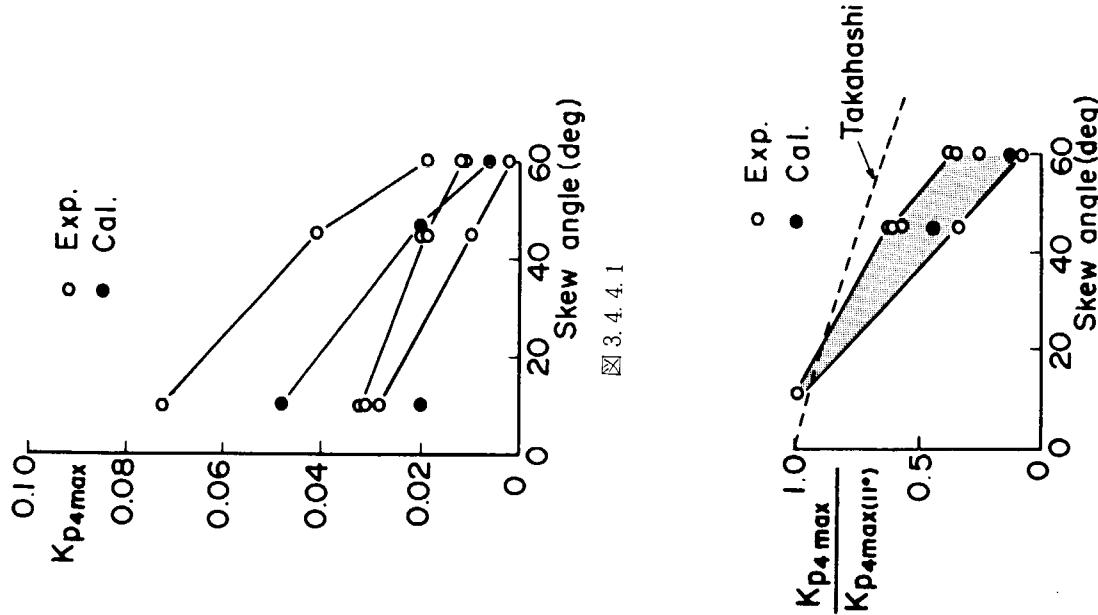
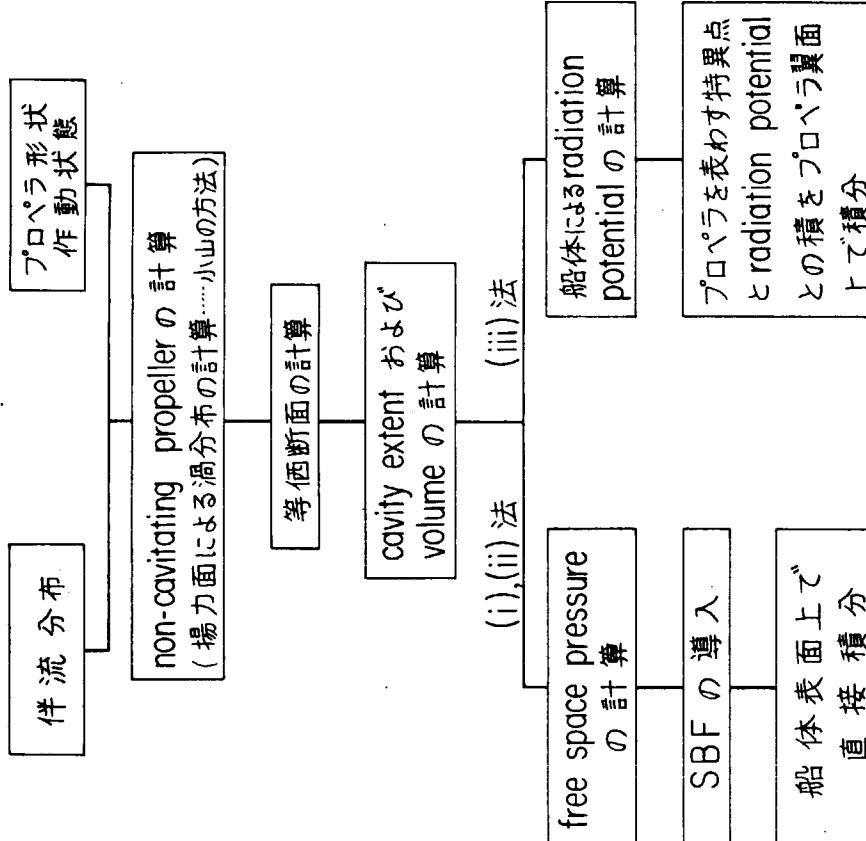


図 3.4.4.1

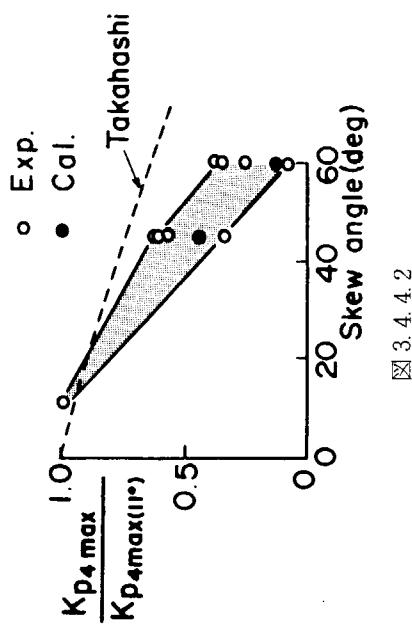
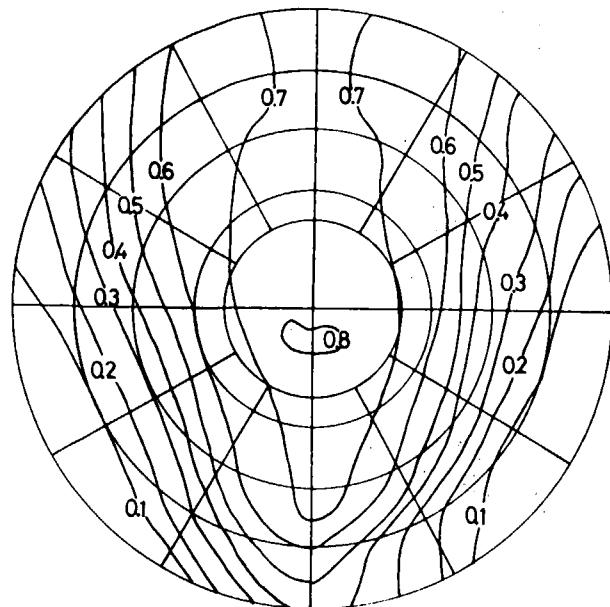
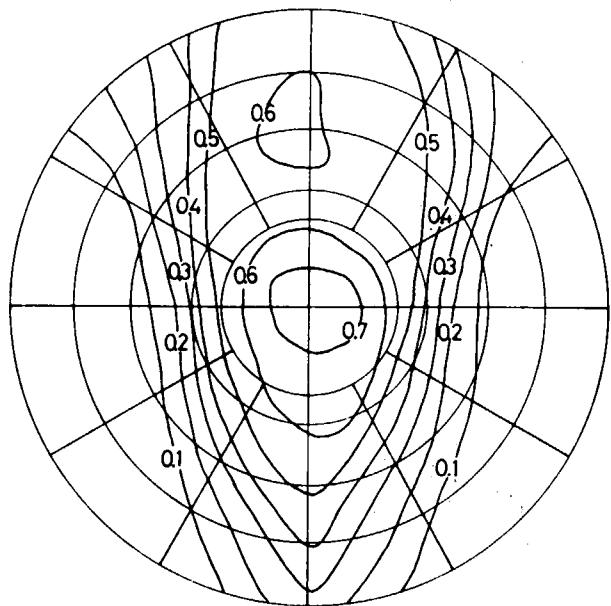


図 3.4.3.32 Cavitation 発生時の Surface Force 計算のフロー



(a) 模型伴流



(b) 実船推定伴流

図 3.5.1 伴 流 分 布

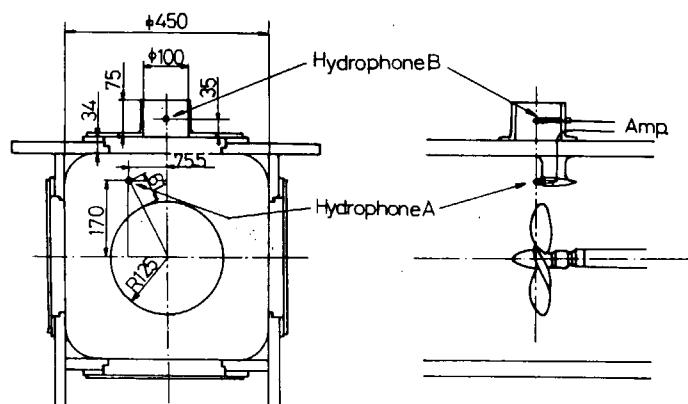


図 3.5.2 ハイドロフォン位置

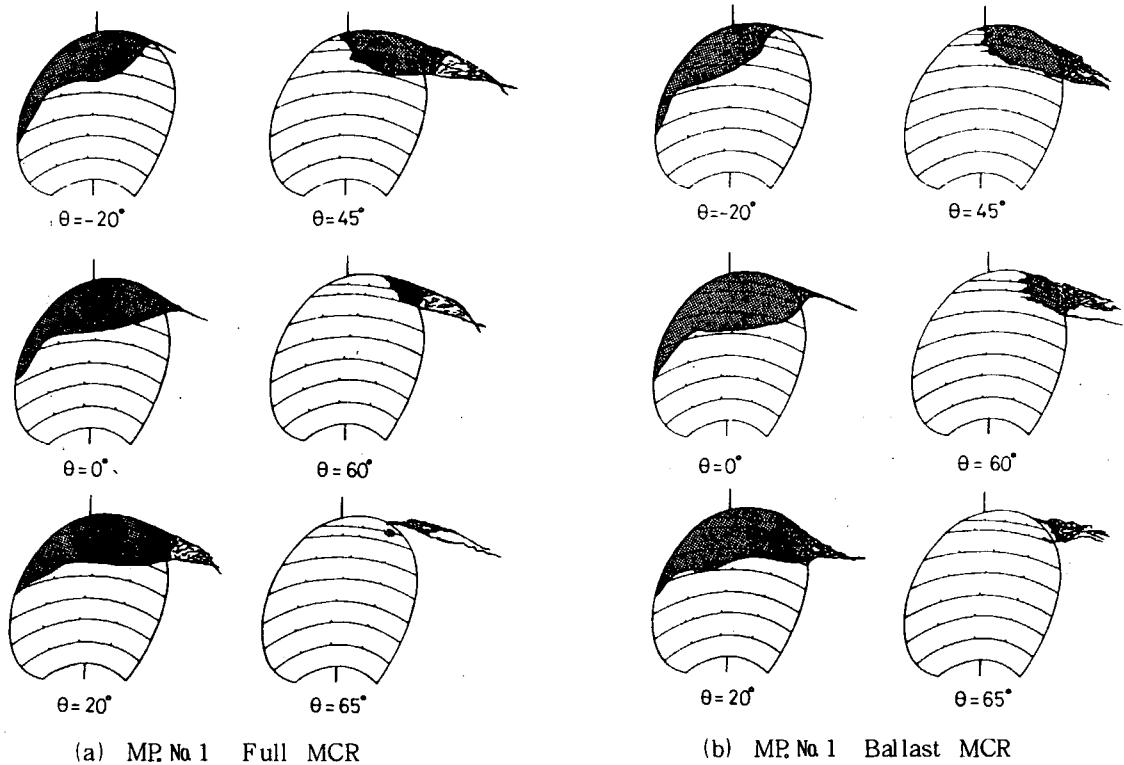
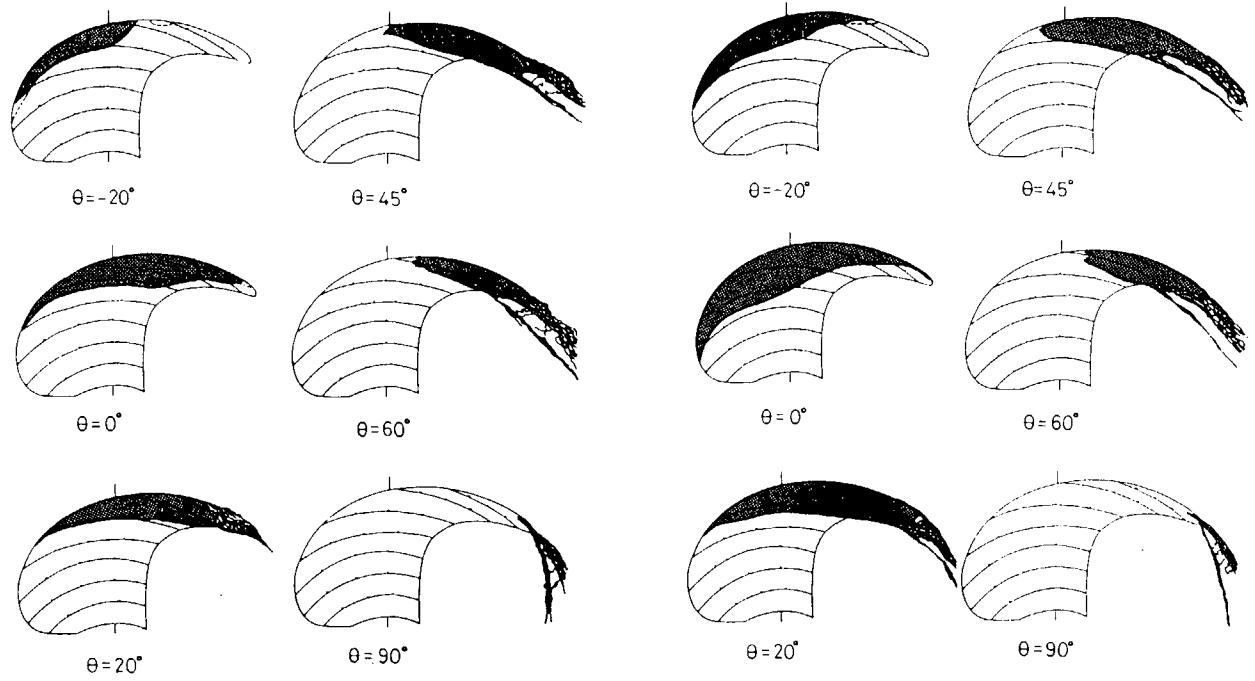


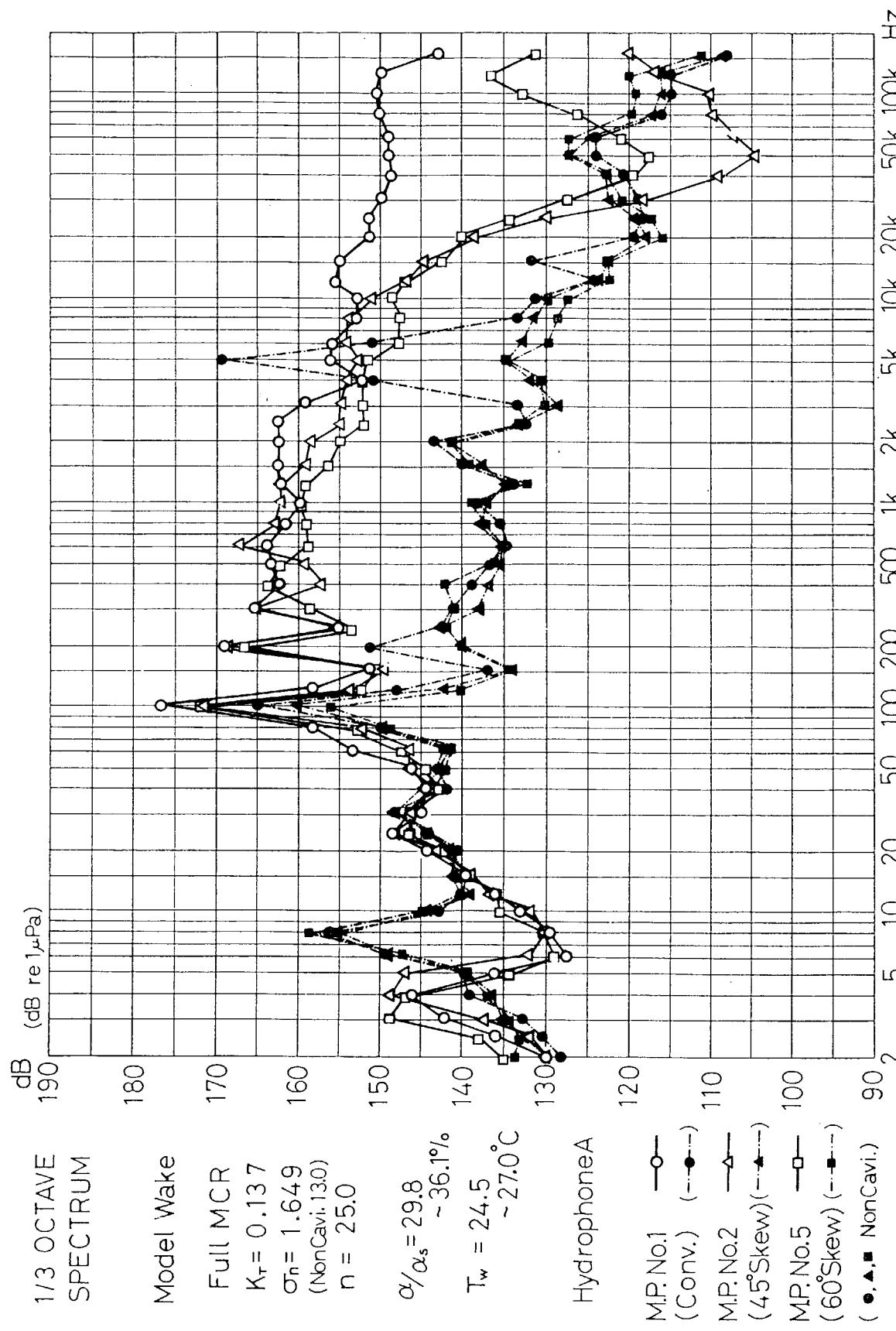
図 3.5.3 キャビテーション・パターン ($n = 25 \text{ Hz}$) (模型伴流)



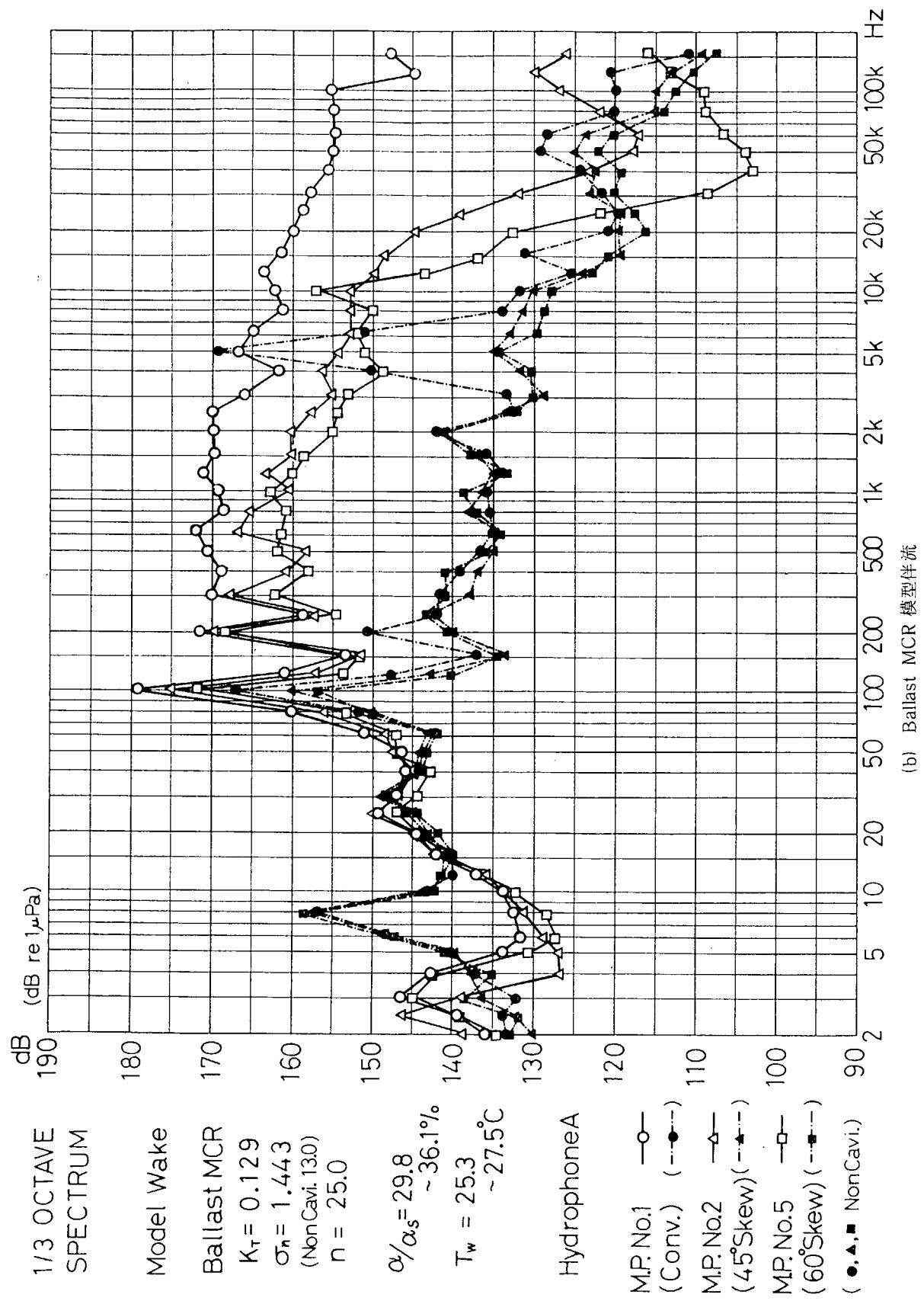
(e) MP No 5 Full MCR

(f) MP No 5 Ballast MCR

図 3.5.3 (つづき)

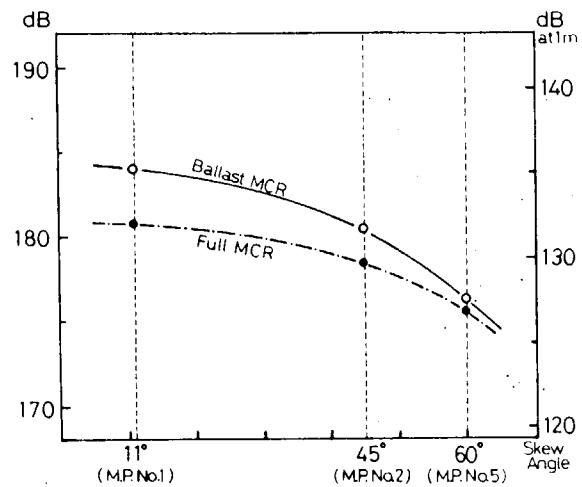


(a) Full MCR 模型伴流
 図 3.5.4 驚音 V_3 オクターブ解析結果

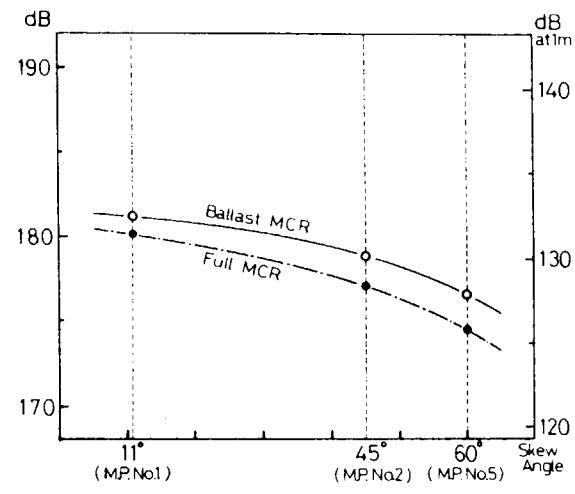


(b) Ballast MCR 模型伴流

図 3.5.4 (つづき)



(a) 模型伴流



(b) 実船推定伴流

図 3.5.5 騒音測定結果
(Over All, n=25 Hz)

4. 船尾形状とウェークの研究

4.1 緒言

初年度に引き続き、船尾形状に関する研究として第3小委員会の研究について報告する。

本小委員会の研究目的は、船尾形状とプロペラ位置伴流分布との相互関係を調査研究することであることは、すでに初年度報告に述べたとおりである。初年度にはこの外に船尾のプロペラ上方における表面変動圧力を計測し、その振幅とプロペラ翼位置との位相差を求めた。この結果は一応有益ではあったが、模型及びプロペラが小さいため実験上の困難さがさけられず、計測精度、予算上の制約などもからむため、本年度はこの項目の実験は省略し、もっぱら船型と伴流分布との関係について検討を行った。

初年度は母型（A船と称す）と、その船尾をホグナー型にした船尾バルブをもつ船型（B船）の2隻について実験を行ったが、本年度は船尾バルブ及び肋骨線形状の異なる4隻の模型（C, D, E, F）を設計、製作し、伴流分布を計測した。それぞれの設計に際しては種々の理論的、経験的検討を行い、できる限り設計思想の系統性を保持するようにつとめた。

以下、最初に 4.2 船型計画において船型設計方針などを述べ、4.3 実験 4.4 考察 4.5 結言を記す。
なお、本年度も船型と伴流分布との関係について、既発表の文献の調査を行ったが、文献数が十分でなく、まだ調査の余地が残っているので、これについては次年度継続研究することにし、報告は次年度末とした。

4.2 船型計画

本年度作製した4隻の模型と、前年度の実験船型2隻を合せ、全6隻について、その船型の線図設計方針を一覧表として表4.2.1に示す。ただし、表に対する関係上記述を簡略化したので、補足説明が必要な船型については、それを表の次に加える。

表4.2.1 模型船線図設計方針

A 船	SR 171-C と相似で $C_B \approx 0.605$, $\beta_B = 4.5$, $B_d = 3.40$ の幅広浅吃水船 SR183第2小委に於ても相似模型を使用している。 (昭和55年度模型)
B 船	SR174 B - 4H を参考にし、A船のS.S. 2 1/2以降を変化させた。 C_F カーブはA船と合せホグナー型船尾バルブとする。 (昭和55年度模型)
C 船	τ^* の値を $\tau_A - \tau_B = \tau_B - \tau_C$ となるよう、S.S. 2 以降で変更
D 船	C船と伴流分布を変えないようにプロペラ面への流れを導き、かつ外側の流れを滑らかにすることにより形状影響係数の小さくなる可能性を調べた船型。 τ の値は S.S. 2 以降は C 船にはば等しくし、S.S. 2 ~ 3 1/2 で A, B, C 船より大きくなれた。
E 船	プロペラ上部の伴流値の減少と形状影響係数の減少を狙って、プロペラ上部の水線入射角を小さくし、バトック・フローを強くしたフレームラインを採用した船型。 τ は S.S. 1/2 ~ 1 1/2 で C 船と同じとし、S.S. 1 1/2 ~ 4 で D 船より更に大きい値にした。
F 船	C, D 船のプロペラ円下半部に存在する逆渦を消し、伴流分布の上下位置を、C 船と同程度又は、さらに下方にする。 τ の値は C 船とあまり変わらない。

(*) τ とはプロペラ軸心高さにおけるフレームラインの傾斜の逆数である。各船型に対する τ 分布の図を図4.2.1に示す

(補足説明)

- C 船 前年度のホグナー船型B船より伴流分布のより一層の均一化と伴流利得の向上を狙って計画した。線図はフレームラインのシャフトセンター高さでの τ の値を $\tau_A - \tau_B = \tau_B - \tau_C$ となるようS.S.2以降で変更し船尾バルブの程度を大きくした。又船尾プロフィルもB船より下にふくらませた。なおシャフトセンター高さでの各ステーションの幅およびL.W.L.幅はB船に合わせた。
- D 船 C船の伴流分布は同心円状となっており、B船に比べるとプロペラ起振力の点では大きく改善されている。しかし形状影響係数はかなり大きく、抵抗面からみるとまだ改善の余地があると思われる。故にD線では、C船の伴流分布を変えずに、形状影響係数の小さくなる船型を考える。船型決定の方法として、まず、Hess-Smith法によるボテンシャル計算を行い、流線及びそれに沿ったW.L.と圧力分布を求めた。図4.2.2に示すように、プロペラ面に流れ込む流線は $\theta_x \approx 60^\circ$ より内側の斜線部の流線であることがわかる。（ただし θ_x はボテンシャル流線の始点を示すもので、中央平行部後端位置での静水面からの角度を表す。）伴流分布をC船のそれと同様とするために、この領域のボテンシャル流線を一致させ、外側の流線は抵抗を小さくするために、流線の曲がりと圧力勾配が小さくなるようにした。詳しくは後の考察欄に記してある。
- E 船 プロペラ上部の伴流値は通常高く、これを下げることは伴流分布の均一化に役立つのみならず、振動、キャビテーションの点からも好ましい方向である。このため1½以降の τ 分布はD船と余り変わらないようにしながら、上部水線の入射角を小さくすることにより、プロペラ上部の伴流値が小さくしうるのではないかと予想した。又、抵抗上も有利になるように強いバトックフロー型のフレームラインを採用し、このためS.S.1½から上流側S.S.4までの τ もかなり大きなものにした。
- F 船 C,D船の伴流分布図は伴流値の均一化に関しては目的がほぼ達成できたように思われる。しかし横断面内流速V_y, V_z分布図又は渦度分布図においてプロペラ円下半部にビルジ渦と逆回転方向の渦の存在が認められ、この渦（逆渦）はその回転方向からも船尾渦としては不自然であると思われる。F船においてはこの逆渦を消すことを目標として船型変更を行った。方法としてはバルブ幅を小さくし、バルブ後端のしぶりをゆるくすると共に船尾プロフィルのカットアップを少なくした。またこれらの変更に伴い伴流分布が上方に移動する恐れがあるため、バルブの最大幅の上下位置を下方へずらした。なお、 τ の分布はC船と一緒にした。

以上が今年度試験を行った船の設計方針補足説明であるが、それぞれの船型を設計する際には、それ以前の船型の実験結果を参考にした。

最後にF船の伴流分布をC,D船の伴流分布と比較すると、設計目標であった逆渦はまだ残っており、またプロペラボスの直下に2次元剥離的な伴流値の大きな領域が新たに発生した。しかし、全体的な伴流の均一度は非常に良くなっている。プロペラボス直下の剥離的領域の発生原因は、バルブのしぶり角度、おさめ方などの問題かもしれないが、バルブ位置を下げたためビルジ渦が強くなりその下向き誘導速度により剥離が生じた影響とも考えられる。今後渦度分布及び循環値などからも調査する予定である。

4.3 実験

4.3.1 供試船型

本年度は原型SR183Aと同一主要目で4隻(C,D,E,F)の船尾船型を計画し、模型船(ウレタン製)を製作した。なお計画にあたっては、排水量が一定になるようにした。

C～F船の主要目を表4.3.1.1に船体寸法表を表4.3.1.2～4.3.1.5に示す。正面線図、船尾形状を図4.3.1.1

～4.3.1.5に示す。又、横截面積曲線、水線面積曲線を図4.3.1.6、図4.3.1.7にそれぞれ示す。模型船には乱流促進の為にF.P.より前方12.7mmの位置（船首バルブ中央）に8mmピッチで高さ1.0mm又S.S. No 9½の位置に10mmピッチで高さ1.5mmの台形のスタッドを長さ方向に5mm間隔で千鳥に取りつけた。

船体副部は舵のみであり、ビルジキールは取りつけていない。模型プロペラは前年度と同じM.P. No 7である。

4.3.2 実験状態

実験状態は満載状態のみである。排水量等を表4.3.2.1に示す。伴流計測及び流線観測は、 $F_n = 0.26$ で行ない流線観測時のプロペラ回転数は自航試験の場合と同一とした。

4.3.3 実験結果

抵抗自航試験については前年度船型（A,B）の再試験を行ない比較した。抵抗試験の結果はA船と同型の大模型（M.S. No 3707； $L_{PP} = 5.6241\text{m}$ 、前年度報告書87, 88ページ）と同じ制限水路相当に修正した。

(i) 抵抗試験

温度及び制限水路の影響を修正した後の剩余抵抗係数 r_R 及び造波抵抗係数 r_w を図4.3.3.1及び図4.3.3.2に示す。温度は14.0°Cとし制限水路影響は田村の式で計算した。4.4.1で述べたように低速($F_n < 0.15$)では抵抗試験の信頼性がないので計測は行っているが、解析では無視した。形状影響係数は低速抵抗から求めるべきであるが上の事情でやむをえず以下のように定めた。

A船で $K = 0.36$ （M.S.No 3707と同一）とし、他の船は、 $F_n = 0.16$ で r_w がA船と同一となるように定める。

M. S. No	C	D	E	F	(A)	(B)
K	0.37	0.35	0.25	0.37	0.36	0.36
$r_w \left(\times 10^{-3} \right)$ ($F_n = 0.26$)	4.7	4.4	4.0	4.5	4.3	4.4
$r_R \left(\times 10^{-3} \right)$ ($F_n = 0.26$)	8.9	8.5	7.0	8.8	8.5	8.6

(ii) 自航試験

自航試験時の摩擦抵抗修正量は実船の $L_{PP} = 150\text{ m}$ とし、粗度修正量 $\Delta C_f = 0.3 \times 10^{-3}$ として算定したものを利用した。

自航要素は今年度新たに行なった模型プロペラ単独試験結果（図4.3.3.3）を用いてスラスト一致法により求めた。その結果を図4.3.3.4, 4.3.3.5に示す。

$F_n = 0.26$ での自航要素

M. S. No	C	D	E	F	(A)	(B)
1 - t	0.854	0.858	0.846	0.853	0.843	0.859
1 - w_T	0.582	0.604	0.670	0.583	0.583	0.610

(iii) 伴流計測

直径6mmの球形五孔ピトー管によりプロペラ面（A. P. 前方40.5mm）における $F_n = 0.26$ での伴流分布を計測した。船体中心付近で下向きの流れが強い場所ではピトー管の初期設定角度を約25°上向きとして計測した。計測結果を図4.3.3.6～4.3.3.7に示す。

参考の為に前年度報告書記載のA, B船の伴流分布を図4.3.3.8に示す。

円周方向の平均伴流の半径方向分布を図4.3.3.9に示す。

$F_n = 0.26$ での w_n

M. S. No	C	D	E	F	(A)	(B)
w_n	0.528	0.488	0.413	0.512	0.477	0.471

(iv) 流線観測

鉛白、硫化アンモニウム法により自航状態 ($F_n = 0.26$) での船体表面近傍の流線を可視化した。結果を図 4.3.3.10(a)~(d) に示す。

4.4 考 察

4.4.1 A船とM.S.No 3707の r_w の比較

前年度と今年度二回行なったA船の抵抗試験結果を M.S.No 3707と同じ制限水路に修正した抵抗係数で 図 4.4.1.1 に示す。 $F_n < 0.15$ で抵抗が低くなっているが、スタッドの高さを増しても低速の垂れ下りはなくならず 他に原因があると考えられる。

次に、 $K = 0.36$ として r_w を計算し M.S.No 3707 と比較して 図 4.4.1.2 に示す。

4.4.2 伴流の均一度の比較

図 4.3.3.9 より円周方向平均伴流の半径方向の均一度は、C が最も良く D, F がこれに次ぎ E, A が最も悪い。

次に、図 4.3.3.6 ~ 4.3.3.7 の伴流分布図の左舷側について円周方向の伴流の変化を比較して 図 4.4.2.1 (a)~(c) に示す。

円周方向の均一度は C, D, F が良く A, E が悪い。 $r/R = 0.9$ では伴流の最大値と最小値の差は F が最も小さく、C, D の順で大きくなる。

4.4.3 w_n と w_e との関係

伴流計測より求めた w_n と自航試験より求めた w_e とを比較して 図 4.4.3.1 に示す。

$$F_n = 0.26$$

M. S. No	C	D	E	F	(A)	(B)
w_n	0.528	0.488	0.413	0.512	0.477	0.471
w_e	0.418	0.396	0.330	0.417	0.417	0.390

これより A 船と他の船では w_n と w_e の関係が異なる。

SR 174 で行われた試験結果からも船尾がマリナー型とホグナー型の船 (B-4, B-4H) で同様の関係がみられる¹⁾。

この原因は明確ではないが推論として次のように言える。

ホグナー型ではカットアップおよびプロペラ上部前方のくぼみが大きく船体がプロペラから離れる為、マリナー型に比らべ $\theta = 0^\circ$ 及び 180° 方向のプロペラ吸引による影響が大きく w_e が小さくなる傾向にある。

以上の事及び文献²⁾より A~F の w_n と w_e の関係はほぼ妥当である。

参 考 文 献

1) SR 174 : 研究資料 No 329, 昭和55年3月

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

4.4.4 伴流分布について

昭和55年度報告書 (研究資料 No 342) で、A, B 船型の縦渦の渦度分布を計算したが、これと同じ計算法により求めた C, D 船型の渦度分布をそれぞれ 図 4.4.4.1(a), (b) に示す。A, B 船型の場合と同様に、軸方向伴流の存在するところに縦渦が存在するという傾向は変わっていない。しかし、C, D 船型では、渦度の大きな範囲が広く、最大値も A, B 船型に比べると少し大きくなっている。又、C, D 船型は渦の中心が A, B 船型に比べて下方へずれており、

プロペラ中心下方にはA, B船型では見られなかった逆縦渦が発生している。C船型とD船型の渦度分布は非常に良く似ておりプロペラ面に流れ込む縦渦の性質はほとんど差がないものと思われる。

A船型とB船型のポテンシャル流線の比較を図4.4.4.2に代表的な3本のポテンシャル流線に沿ったW.L.と圧力分布の比較を図4.4.4.3に示す。又、B船型とC船型、C船型とD船型の同様な比較を図4.4.4.4～図4.4.4.7に示す。流線の比較を見ると、粘性を考慮しないポテンシャル流線であるにもかかわらず、実験結果の伴流分布の傾向にある程度対応している。つまり、A, B, C船型の順にプロペラ上面へ流れ込む流線が低くなっている、それに対応して伴流分布も下がっている。又、C船型とD船型のプロペラ面に入る流線はほぼ一致しているが、実験の伴流分布もプロペラ下面に少し差があるものの、ほぼ同じような分布となっている。流線に沿ったW.L.と圧力分布の比較は形状影響係数の検討にも利用できる。すなわち剥離を生じると思われる後端付近は別にして、それより前方のポテンシャル流線の曲がりが小さく、圧力勾配も小さなD船型は、A, B, C船型に比べて形状影響係数がわずかに小さくなる傾向にある。

以上のことから、ポテンシャル計算の流線や圧力分布を検討することにより、船尾流場の傾向をある程度把握し伴流分布や形状影響係数を思いどおりに導びける可能性があると考えられる。

次に流線の拡大・縮少率 K_1 との関係について考察する。境界層計算を行なって、プロペラ位置伴流の特性、粘性抵抗特性と船尾形状の関連を調べる前段階として、ポテンシャル計算から得られる流線の拡大・縮少率 K_1 と圧力分布の二量について、C, D, E船の比較検討を行なった。

HESS & SMITH法により、船尾部のポテンシャル計算を実施し、奥野法で用いられている船体表面上の9点の速度と座標を使って、ポテンシャル流線、圧力係数($C_p = P / \frac{1}{2} \rho U_\infty^2$)、 K_1 を計算した。ポテンシャル流線を図4.4.4.8、各断面のガース方向の圧力分布を図4.4.4.9、各断面のガース方向の K_1 の分布を図4.4.4.10、そして3本のウォーターライン(0.8R WL, プロペラ軸心高さのWL, 0.2R WL)について、 K_1 の船長方向の変化を図4.4.4.11に示す。

ガース方向の圧力分布から、SS 1½～SS 1において顕著であるが、断面内の C_p の変化は、E船が最小であり、D船がC船よりも小さく、C船が最も大きい。このことは、形状影響係数の大小関係と一致している。

流線の拡大・縮少率 K_1 は、 $K_1 > 0$ であれば縮少流となり境界層厚さを増加させ、 $K_1 < 0$ は、拡大流で境界層厚さを減少させる。断面のガース方向の K_1 の変化をみると、SS 1½～½の間で、 K_1 は、C, D, Eの3船型とともにプロペラ軸心高さ付近で、正のピーク値をもつ。また、代表的な3本のウォーターライン上の K_1 の船長方向の変化をみると、プロペラ上部のウォーターラインを代表する6.281WL(0.8R WL)では、SS 1から船尾においてE船の K_1 が、C・D船と比べて大きい。これは、実験結果の伴流分布のプロペラ・トップ付近の伴流値は、E船が最大であることと定性的な対応づけができる。しかし、C・D船については、はっきりとしない。プロペラ下部のウォーターラインを代表する0.949WL(0.2R WL)についても、E船の K_1 が最小であり、実験結果も伴流値が最も小さくなっている。このように、 K_1 が大きい(小さい)と実験結果の伴流値も大きく(小さく)なるという定性的な一致がみられる。

しかし、 K_1 は計算法によって相違が生じ、 K_1 を精度良く求めること自体が境界層計算の一つの課題であることから、計算例を増して K_1 と伴流特性との関連を調査しなければならない。

4.5 結 言

以上に述べた今年度の研究結果を総括すると次のようになろう。

- (1) 船型と伴流分布との関係について、従来からいわれている定性的関係、すなわち、伴流分布はフレームラインに似ているという傾向が確認された。しかし、U型及び船尾バルブ付船型では、その程度に応じ微妙な差のある縦渦

が発生するため、伴流分布もフレームラインの僅差によって鋭敏に影響されることが知られており、本年度の4隻の船型でもそのとおりになった。伴流分布とフレームラインの対応関係を合理的に説明することは今後の課題である。

- (2) 対応関係を支配する一つのパラメーターとして、軸心高さの水線幅の傾斜の逆数 τ を用いた整理を試みた結果、これは確かに一つの重要なパラメーターであることが分かった。しかし、SS $\frac{1}{2}$ ～ $1\frac{1}{2}$ 付近の τ 分布がほぼ同一であっても、E船の伴流分布はやゝ異なることが明らかとなり、 τ 以外にも考慮すべきパラメーターの存在することが明確になった。例えば、(a)軸心高さのフレームラインの幅、(b)船尾バルブの中心のキール上の高さ、又はバルブ下端の高さ、(c)プロペラ前方のフレームラインで幅が最も狭くなる場所の幅と高さ、(d)水線幅、(e)以上各項目の前後方向の分布などがパラメーターとなろう。これらは今後の研究により解明されなければならない。
- (3) 4隻の伴流分布に、若干の差異はあるものの、いずれも均一度については母型に比べて格段に良好な分布になってしまっており、当初の目的はある程度達成されたと考えられる。
- (4) 抵抗値については最初から主要検討項目とはしなかったが、バトックフローを強めた船型（E船）は抵抗がとび抜けて小さいことがわかった。今後抵抗も含め船型の最適化を考える上で一つの重要な資料になると思われる。
- (5) 模型で良好な伴流分布でも実船でどのようになるかという尺度影響の問題は縦渦のある場合、まだわかっていない。この解明も今後の課題である。

表 4.3.1.1 主要目

M. S. No	SR183C	SR183D	SR183E	SR183F	SR183A
L _{DWL} (m)			2.1060		
L _{PP} (m)			2.0250		
B (m)			0.4500		
d (m)			0.1324		
C _B	0.6039	0.6043	0.6054	0.6040	0.6040
C _M			0.9700		
C _P	0.6226	0.6230	0.6241	0.6227	0.6227
C _w	0.7581	0.7590	0.7927	0.7601	0.7583
l _{CB}	1.771	1.783	1.858	1.776	1.781
L/B			4.50		
B/d			3.40		

表4.3.1.2 船体寸法表

MODEL SHIP NO. SR183C

PARTICULARS (cm)

LPP	202.500
BREADTH (MOULD)	45.000
DEPTH (MOULD)	18.900
DRAFT (MOULD)	13.235
RISE OF FLOOR	0.392
HALF BREADTH OF KEEL	1.180
BILGE CIRCLE	4.806
DISTANCE FROM AFT END TO AP ...	8.100
FROM FORE END TO FP ...	1.688

OFFSET (HALF BREADTH)

D.FLT	A.E.	A	A.P.	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{3}{2}$	1	$1\frac{1}{2}$	2	$2\frac{1}{2}$
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.710	1.180	1.180	1.180	1.180

HEIGHT

0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.710	1.180	1.180	1.180	1.180
0.675	0.0	0.0	0.0	0.0	1.480	2.850	5.030	7.690	11.080	
1.350	0.0	0.0	0.0	0.0	2.250	3.650	6.200	9.050	12.540	
2.700	0.0	0.0	0.0	0.0	1.320	2.980	4.400	7.350	10.800	14.500
4.050	0.0	0.0	0.0	0.0	1.610	3.060	4.530	7.930	12.100	15.990
5.400	0.0	0.0	0.0	0.0	1.190	2.700	4.400	8.530	13.290	17.290
6.750	0.0	0.0	0.0	0.0	0.600	2.320	4.240	9.100	14.500	18.460
8.100	0.0	0.0	0.0	0.0	0.270	2.100	4.360	10.100	15.830	19.490
9.450	0.0	0.0	0.0	0.0	0.350	2.600	5.400	12.150	17.320	20.380
10.800	0.0	0.0	0.0	0.0	1.400	4.750	8.800	15.070	18.770	21.120
11.475	0.0	0.0	0.0	0.0	3.040	7.620	11.000	16.200	19.430	21.440
12.150	0.0	0.0	0.0	0.750	6.070	9.900	12.760	17.220	20.050	21.710
12.825	0.0	0.0	2.350	5.550	9.150	11.900	14.320	18.120	20.570	21.950
13.500	1.560	3.950	5.970	8.840	11.200	13.530	15.650	18.950	21.020	22.130
14.850	6.600	8.450	10.250	12.360	14.200	16.200	17.860	20.330	21.770	22.390
16.200	9.540	11.150	12.690	14.550	16.300	17.920	19.320	21.340	22.250	22.500
17.550	11.510	13.020	14.450	16.150	17.740	19.180	20.400	22.010	22.470	22.500
18.900	12.980	14.400	15.750	17.340	18.820	20.090	21.170	22.410	22.500	22.500

BTM CL1	13.230	12.890	12.520	12.020	2.010	0.280	0.0	0.0	0.0	0.0
---------	--------	--------	--------	--------	-------	-------	-----	-----	-----	-----

3	$3\frac{1}{2}$	4	$4\frac{1}{2}$	5	
---	----------------	---	----------------	---	--

D.FLT	11.920	15.030	17.100	17.700	17.700
-------	--------	--------	--------	--------	--------

HEIGHT

0.0	1.180	1.180	1.180	1.180	1.180
0.675	14.480	17.300	19.110	19.530	19.530
1.350	15.950	18.640	20.310	20.670	20.670
2.700	17.780	20.170	21.520	21.840	21.840
4.050	19.090	21.110	22.120	22.370	22.370
5.400	20.080	21.740	22.410	22.500	22.500
6.750	20.870	22.130	22.500	22.500	22.500
8.100	21.460	22.350	22.500	22.500	22.500
9.450	21.900	22.460	22.500	22.500	22.500
10.800	22.200	22.500	22.500	22.500	22.500
11.475	22.310	22.500	22.500	22.500	22.500
12.150	22.380	22.500	22.500	22.500	22.500
12.825	22.440	22.500	22.500	22.500	22.500
13.500	22.470	22.500	22.500	22.500	22.500
14.850	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
16.200	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
17.550	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
18.900	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500

BTM CL1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
---------	-----	-----	-----	-----	-----

表 4.3.1.3 船体寸法表

MODEL SHIP NO. SR183D

PARTICULARS	(cm)
LPP	202.500
BREADTH (MOULD)	45.000
DEPTH (MOULD)	18.900
DRAFT (MOULD)	13.235
RISE OF FLOOR	0.392
HALF BREADTH OF KEEL	1.180
BILGE CIRCLE	4.806
DISTANCE FROM AFT END TO AP ... FROM FORE END TO FP ...	8.100 1.688

OFFSET (HALF BREADTH)

D.FLT	A.E.	A	A.P.	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{3}{4}$	1	$1\frac{1}{2}$	2	$2\frac{1}{2}$
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.300	2.050	4.830	7.850

HEIGHT

0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.300	1.180	1.180	1.180
0.675	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.200	2.600	4.880	7.450	10.320
1.350	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	2.070	3.430	5.830	8.520	11.700
2.700	0.0	0.0	0.0	0.0	1.300	2.900	4.280	6.870	9.900	13.680
4.050	0.0	0.0	0.0	0.0	1.600	3.030	4.450	7.320	11.130	15.660
5.400	0.0	0.0	0.0	0.0	1.220	2.760	4.230	7.770	12.780	17.620
6.750	0.0	0.0	0.0	0.0	0.620	2.250	3.930	8.570	14.880	19.060
8.100	0.0	0.0	0.0	0.0	0.250	2.030	4.200	10.500	16.830	20.100
9.450	0.0	0.0	0.0	0.0	0.400	2.660	5.400	13.330	18.280	20.900
10.800	0.0	0.0	0.0	0.0	1.430	5.100	9.620	15.700	19.430	21.500
11.475	0.0	0.0	0.0	0.0	3.050	7.650	11.480	16.620	19.910	21.700
12.150	0.0	0.0	0.0	0.750	6.330	10.050	13.150	17.500	20.380	21.900
12.825	0.0	0.0	2.350	5.420	9.100	12.070	14.520	18.300	20.790	22.040
13.500	1.560	3.950	5.970	8.640	11.200	13.670	15.800	19.040	21.140	22.180
14.850	6.600	8.450	10.250	12.360	14.200	16.200	17.860	20.330	21.770	22.390
16.200	9.540	11.150	12.690	14.550	16.300	17.920	19.320	21.340	22.250	22.500
17.550	11.510	13.020	14.450	16.150	17.740	19.180	20.400	22.010	22.470	22.500
18.900	12.980	14.400	15.750	17.340	18.820	20.090	21.170	22.410	22.500	22.500

BTM CL1 13.230 12.890 12.520 12.020 2.010 0.280 0.0 0.0 0.0 0.0

3 3½ 4 4½ 5
10.900 13.900 16.400 17.700 17.700

HEIGHT

0.0	1.180	1.180	1.180	1.180	1.180
0.675	13.550	16.800	18.960	19.530	19.530
1.350	15.300	18.530	20.300	20.670	20.670
2.700	17.680	20.260	21.600	21.840	21.840
4.050	19.290	21.260	22.220	22.370	22.370
5.400	20.430	21.940	22.480	22.500	22.500
6.750	21.220	22.310	22.500	22.500	22.500
8.100	21.800	22.490	22.500	22.500	22.500
9.450	22.200	22.460	22.500	22.500	22.500
10.800	22.430	22.500	22.500	22.500	22.500
11.475	22.490	22.500	22.500	22.500	22.500
12.150	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
12.825	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
13.500	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
14.850	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
16.200	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
17.550	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
18.900	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500

BTM CL1 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0

表 4.3.1.4 船体尺寸表

MODEL SHIP NO. SR183E

PARTICULARS	(cm)
LPP	202.500
BREADTH (MOULD)	45.000
DEPTH (MOULD)	18.900
DRAFT (MOULD)	13.235
RISE OF FLOOR	0.392
HALF BREADTH OF KEEL	1.180
BILGE CIRCLE	4.806
DISTANCE FROM AFT END TO AP ... FROM FORE END TO FP ...	8.100 1.688

OFFSET (HALF BREADTH)

	A.E.	A	A.P.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
D.FLT	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.150	1.390	2.800	5.680														
HEIGHT																										
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.150	1.180	1.180	1.180														
0.675	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.970	1.720	3.250	5.150	8.410																
1.350	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.630	2.480	4.230	6.300	10.000																
2.700	0.0	0.0	0.0	0.0	1.300	2.320	3.260	5.420	8.200	12.490																
4.050	0.0	0.0	0.0	0.0	1.520	2.480	3.530	6.120	10.000	14.970																
5.400	0.0	0.0	0.0	0.0	1.080	2.180	3.380	6.630	12.030	17.580																
6.750	0.0	0.0	0.0	0.0	0.560	1.800	3.200	7.410	14.570	19.860																
8.100	0.0	0.0	0.0	0.0	0.210	1.690	3.600	9.980	17.690	21.340																
9.450	0.0	0.0	0.0	0.0	0.280	2.120	5.110	14.750	20.290	22.150																
10.800	0.0	0.0	0.0	0.0	1.070	5.030	11.230	18.550	21.600	22.490																
11.475	0.0	0.0	0.0	0.0	3.380	9.970	14.540	19.640	22.000	22.500																
12.150	0.0	0.0	0.0	1.500	8.710	13.300	16.550	20.420	22.240	22.500																
12.825	0.0	0.0	5.240	9.300	12.500	15.430	17.920	21.030	22.400	22.500																
13.500	5.300	7.430	9.600	12.150	14.600	16.900	18.900	21.500	22.490	22.500																
14.850	9.400	11.080	12.870	14.960	16.980	18.800	20.280	22.140	22.500	22.500																
16.200	11.090	12.790	14.470	16.480	18.370	19.970	21.180	22.400	22.500	22.500																
BTM CL1	13.230	12.890	12.550	12.080	2.020	0.210	0.0	0.0	0.0	0.0																
	5	3½	4	4½	5																					
D.FLT	10.000	14.300	17.050	17.700	17.700																					
HEIGHT																										
0.0	1.180	1.180	1.180	1.180	1.180																					
0.675	12.500	16.490	19.100	19.530	19.530																					
1.350	14.220	18.000	20.280	20.670	20.670																					
2.700	16.900	19.960	21.510	21.840	21.840																					
4.050	19.180	21.270	22.200	22.370	22.370																					
5.400	20.860	22.130	22.500	22.500	22.500																					
6.750	21.930	22.500	22.500	22.500	22.500																					
8.100	22.430	22.500	22.500	22.500	22.500																					
9.450	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
10.800	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
11.475	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
12.150	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
12.825	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
13.500	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
14.850	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
16.200	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500																					
BTM CL1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0																					

表4.3.1.5 船体寸法表

MODEL SHIP NO. SR183F

PARTICULARS

(cm)

LPP	202.500
BREADTH (MOULD)	45.000
DEPTH (MOULD)	18.900
DRAFT (MOULD)	13.235
RISE OF FLOOR	0.392
HALF BREADTH OF KEEL	1.180
BILGE CIRCLE	4.806
DISTANCE FROM AFT END TO AP ... FROM FORE END TO FP ...	8.100 1.688

OFFSET (HALF BREADTH)

	A.E.	A	A.P.	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{3}{4}$	1	$1\frac{1}{2}$	2	$2\frac{1}{2}$
D.FLT	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.150	0.640	2.200	4.740	8.200

HEIGHT

0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.150	0.640	1.180	1.180	1.180
0.675	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.830	2.910	5.030	7.750	11.080
1.350	0.0	0.0	0.0	0.0	0.730	2.340	3.470	6.000	9.040	12.540
2.700	0.0	0.0	0.0	0.0	1.400	2.690	4.050	7.080	10.700	14.500
4.050	0.0	0.0	0.0	0.0	1.330	2.640	4.100	7.730	11.970	15.990
5.400	0.0	0.0	0.0	0.0	0.910	2.300	3.970	8.280	13.170	17.290
6.750	0.0	0.0	0.0	0.0	0.470	1.920	3.880	8.980	14.430	18.460
8.100	0.0	0.0	0.0	0.0	0.200	1.890	4.130	10.080	15.900	19.490
9.450	0.0	0.0	0.0	0.0	0.350	2.590	5.500	12.300	17.480	20.380
10.800	0.0	0.0	0.0	0.0	1.500	5.220	9.500	15.440	18.980	21.120
11.475	0.0	0.0	0.0	0.0	3.150	8.000	11.700	16.600	19.600	21.440
12.150	0.0	0.0	0.0	1.380	6.600	10.500	13.500	17.600	20.170	21.710
12.825	0.0	0.0	2.350	5.970	9.350	12.360	14.890	18.430	20.680	21.950
13.500	1.550	3.720	5.970	8.720	11.400	13.880	16.020	19.150	21.100	22.130
14.850	6.600	8.430	10.250	12.350	14.260	16.210	17.910	20.400	21.770	22.390
16.200	9.540	11.150	12.690	14.550	16.300	17.920	19.320	21.340	22.250	22.500

BTM CL1 13.230 12.890 12.520 12.000 1.060 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0

3 3½ 4 4½ 5

D.FLT 12.070 15.300 17.130 17.700 17.700

HEIGHT

0.0	1.180	1.180	1.180	1.180	1.180
0.675	14.480	17.300	19.110	19.530	19.530
1.350	15.950	18.640	20.310	20.670	20.670
2.700	17.780	20.170	21.520	21.840	21.840
4.050	19.090	21.110	22.120	22.370	22.370
5.400	20.080	21.740	22.410	22.500	22.500
6.750	20.870	22.130	22.500	22.500	22.500
8.100	21.460	22.350	22.500	22.500	22.500
9.450	21.900	22.460	22.500	22.500	22.500
10.800	22.200	22.500	22.500	22.500	22.500
11.475	22.310	22.500	22.500	22.500	22.500
12.150	22.380	22.500	22.500	22.500	22.500
12.825	22.440	22.500	22.500	22.500	22.500
13.500	22.470	22.500	22.500	22.500	22.500
14.850	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500
16.200	22.500	22.500	22.500	22.500	22.500

BTM CL1 0.0 0.0 0.0 0.0 0.0

表 4.3.2.1 実験状態

M. S. NO.	SR183C	SR183D	SR183E	SR183F	SR183A
▽ (m³)	0.07281	0.07286	0.07299	0.07282	0.07282
SNAKED (m³)	1.0386	1.0392	1.0668	1.0406	1.0339
Swith A.A. (m³)	1.0498	1.0504	1.0800	1.0518	1.0451

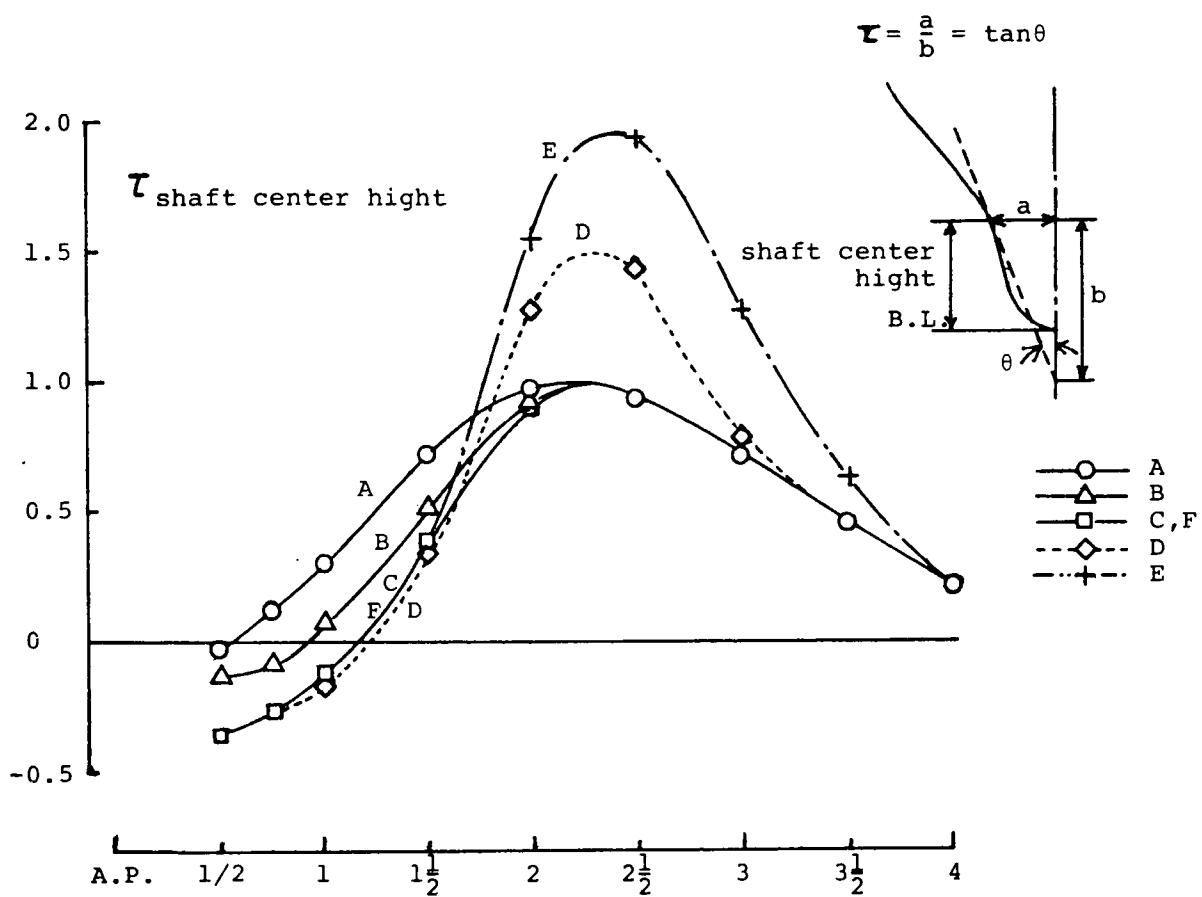


図 4.2.1 τ 分布

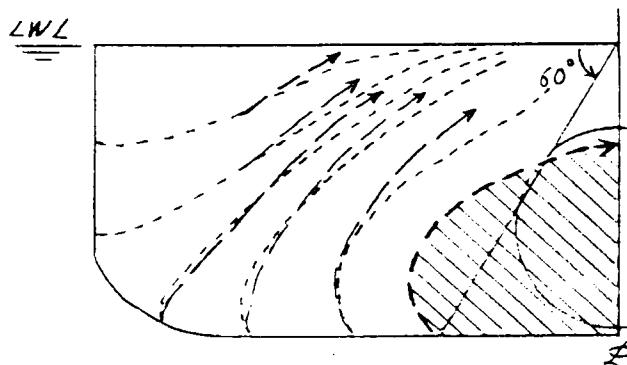


図 4.2.2

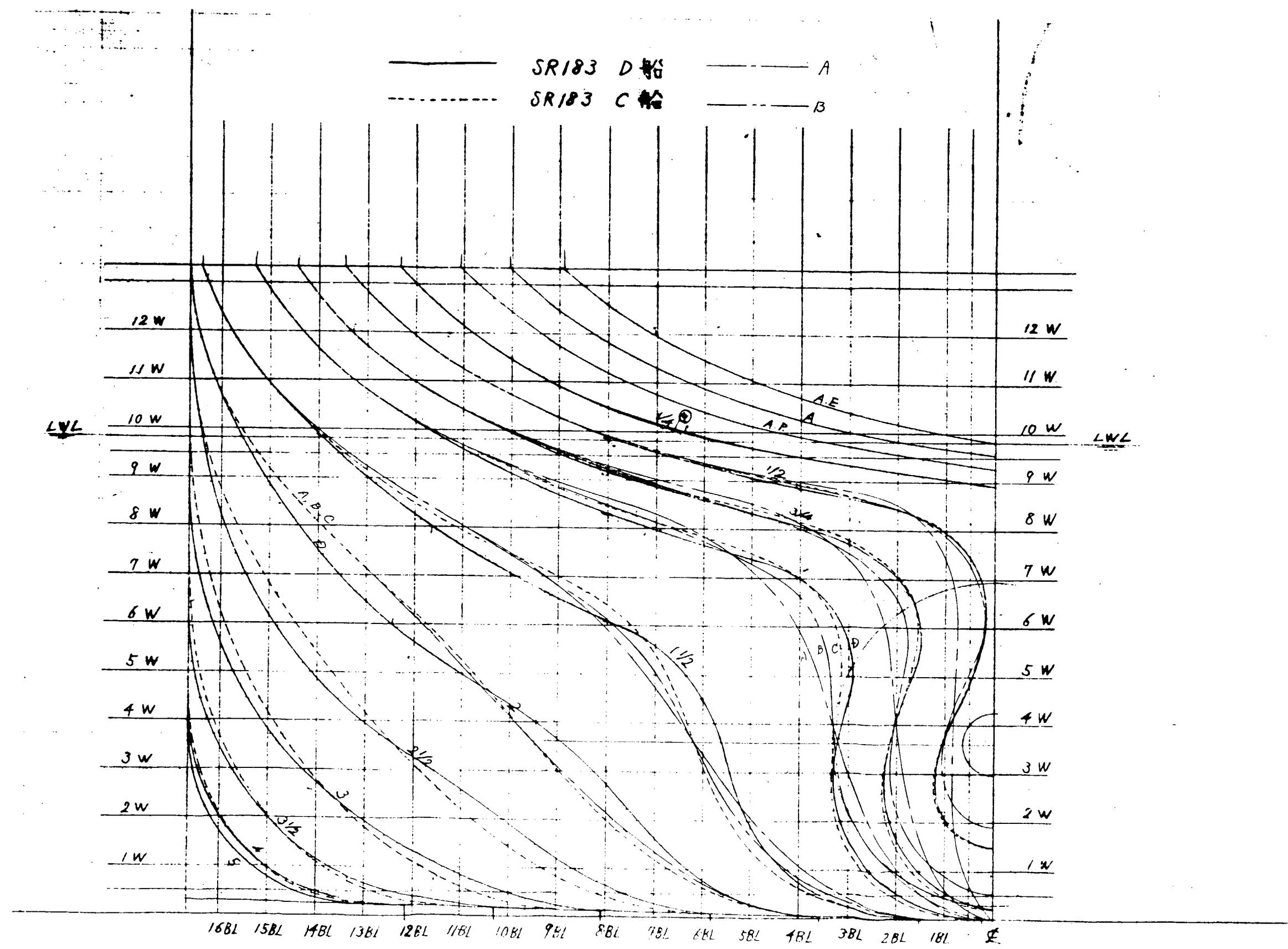


図4.3.1.1 正面線図

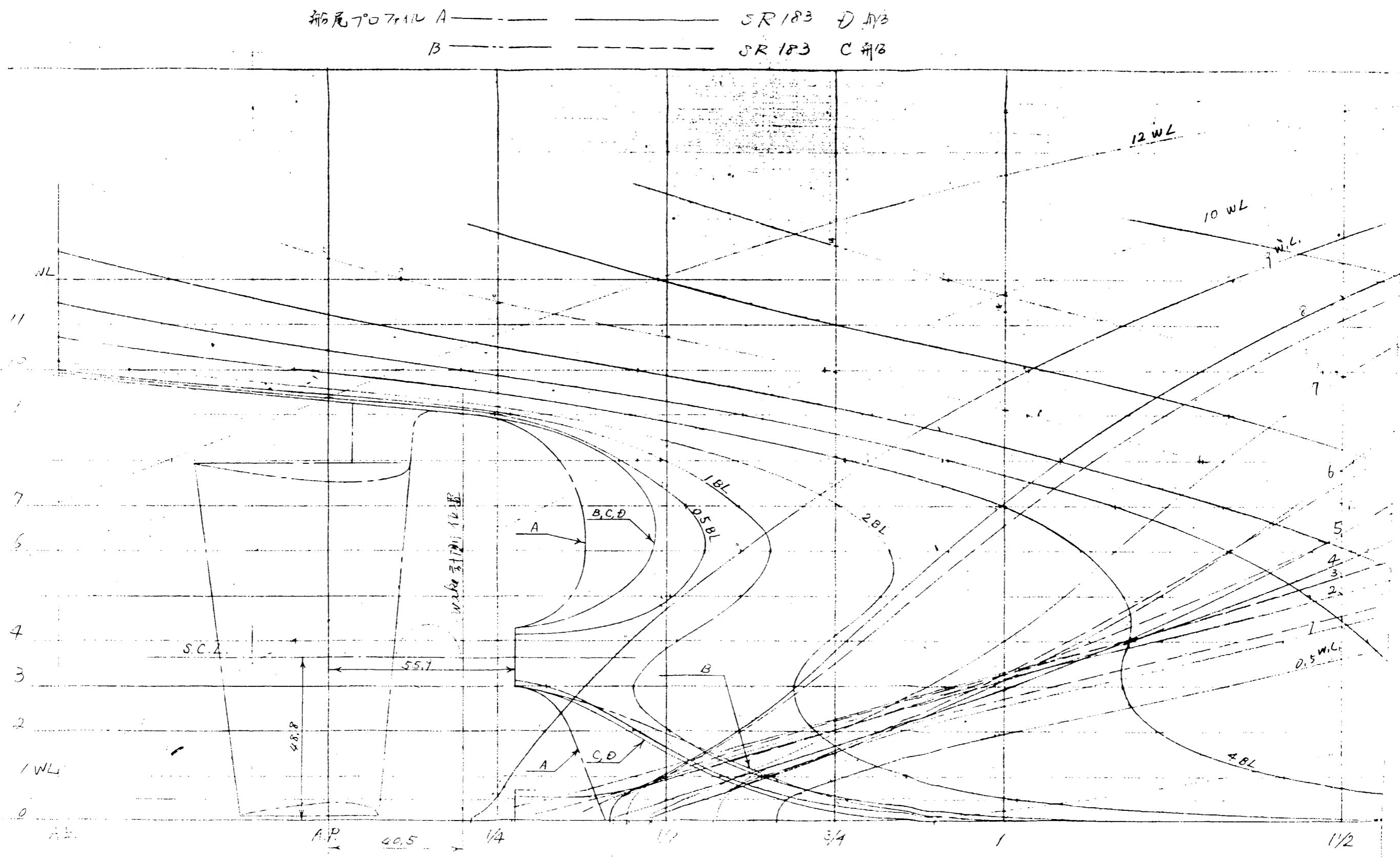


图 4.3.1.2 船尾形状

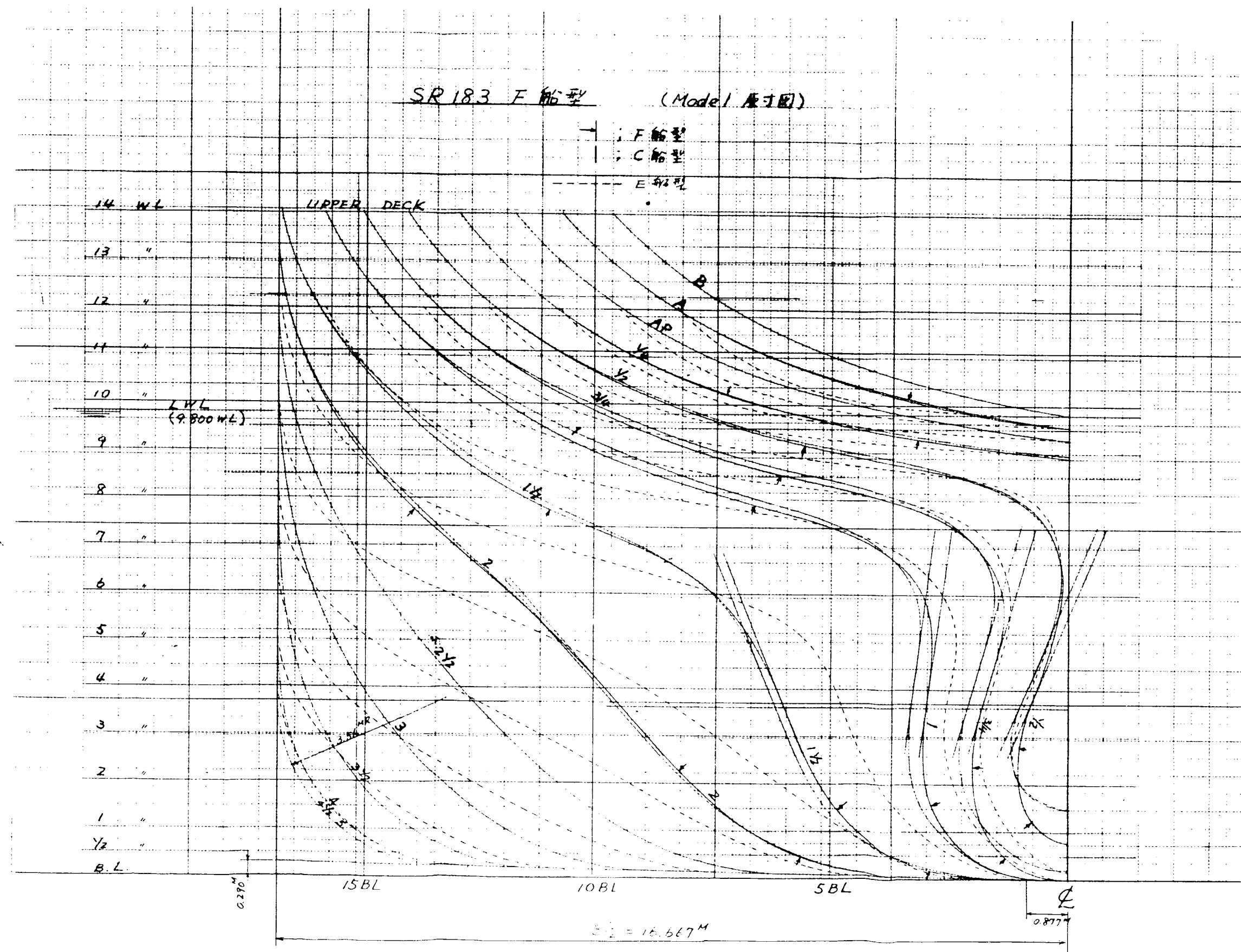


図4.3.1.3 正面線図

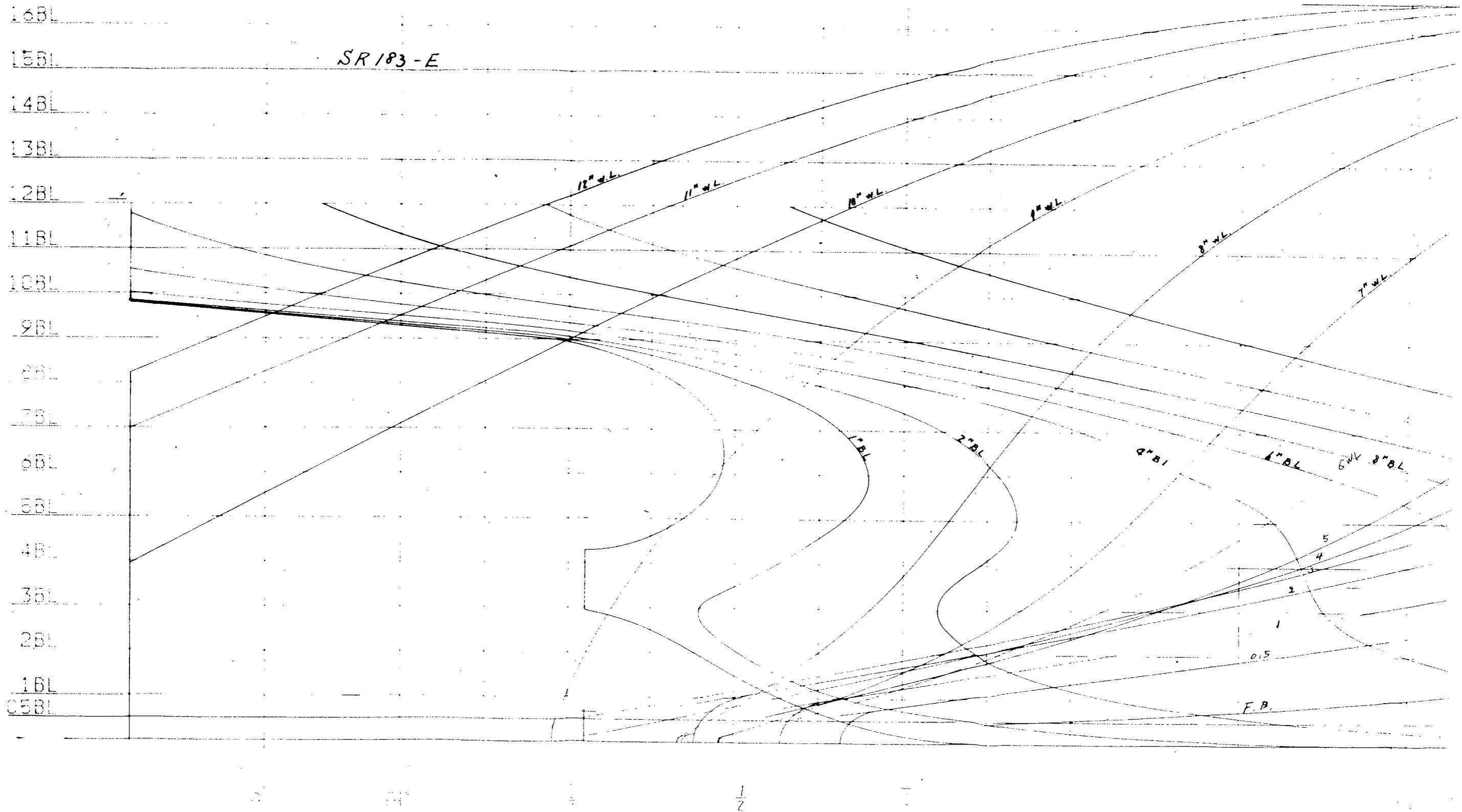


図4.3.1.4 船尾形状 (E)

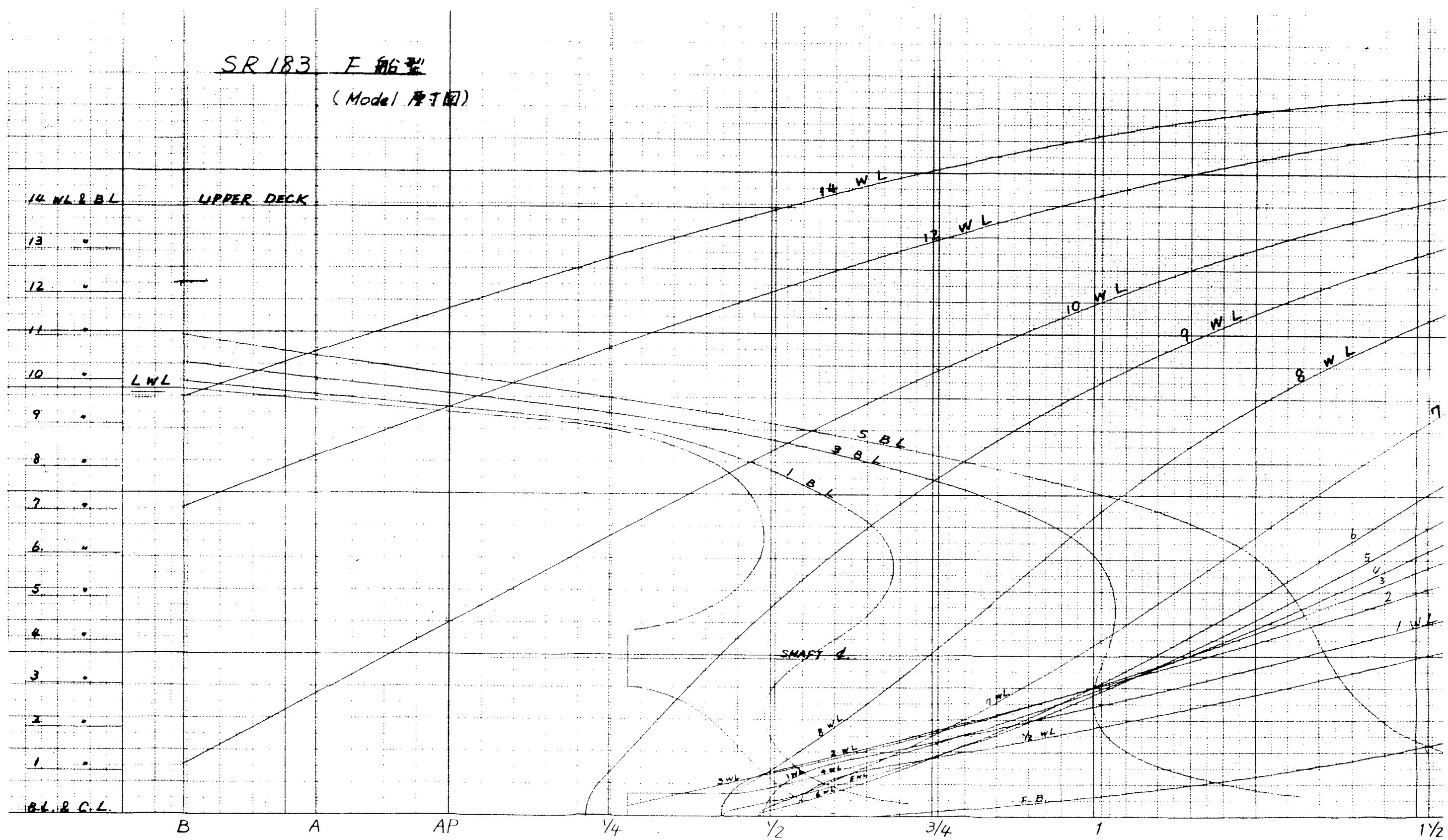


図4.3.1.5 船尾形状 (F)

SECTIONAL AREA CURVES

M.S.NO.	A	AP	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{3}{4}$	1	$1\frac{1}{2}$	2	$2\frac{1}{2}$	3	4	5	MARKS
(SRI83A)	0.002	0.008	0.017	0.086	0.175	0.271	0.471	0.656	0.807	0.907	0.994	1.000	
SRI83C	0.002	0.008	0.017	0.075	0.172	0.271	0.472	0.659	0.807	0.907	0.994	1.000	
SRI83D	0.002	0.008	0.017	0.075	0.172	0.271	0.471	0.661	0.809	0.911	0.995	1.000	
SRI83E	0.003	0.018	0.028	0.085	0.175	0.273	0.473	0.662	0.811	0.910	0.995	1.000	
SRI83F	0.002	0.008	0.019	0.077	0.171	0.270	0.472	0.660	0.807	0.907	0.995	1.000	

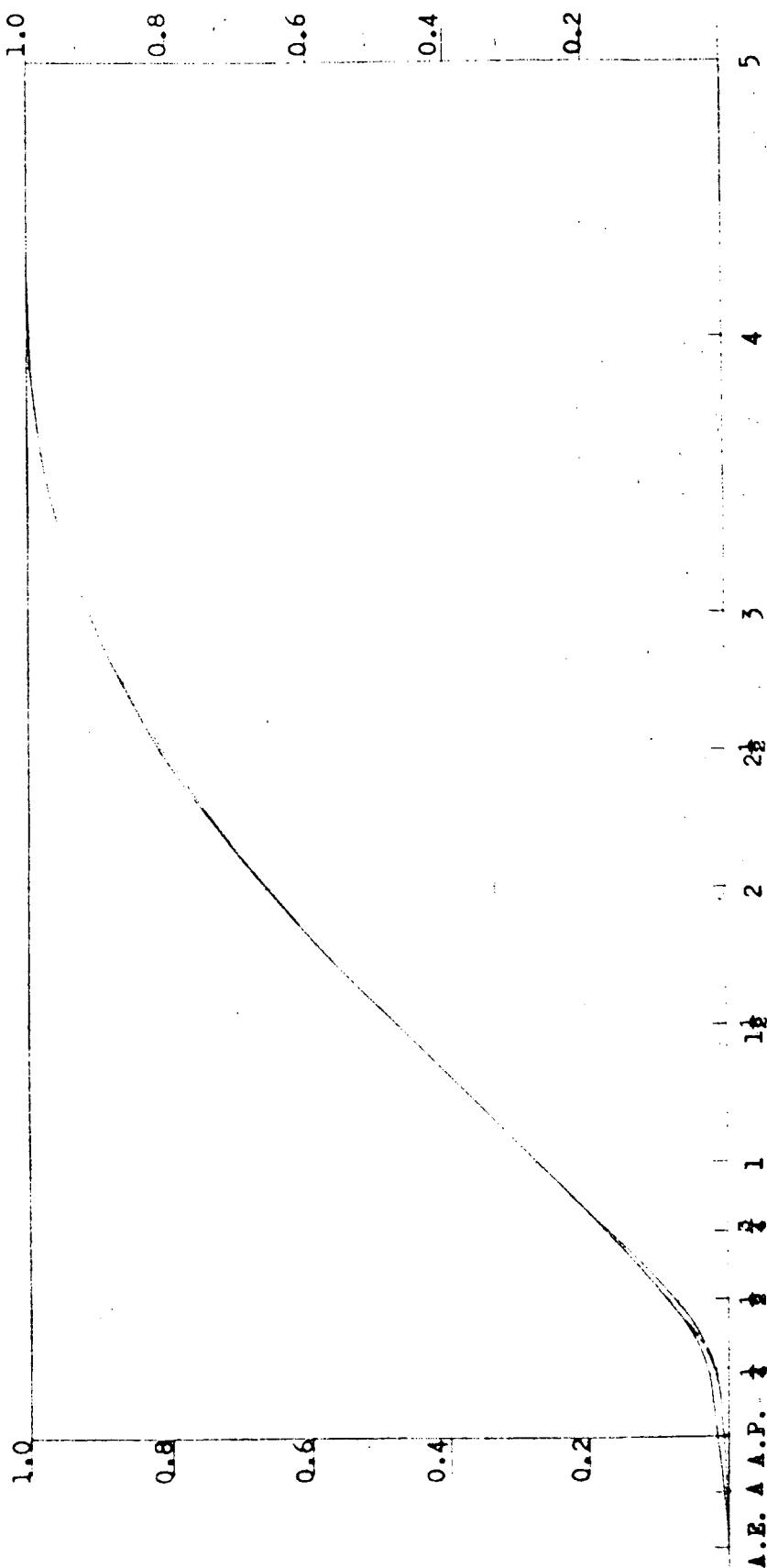


FIG 4.3.1.6 SECTIONAL AREA CURVES

WATER PLANE CURVES

M.S. NO.	A	AP	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{2}$	1	$\frac{3}{4}$	2	$\frac{5}{4}$	3	4	5	MARKS
(SRI 83A)	0.116	0.213	0.337	0.461	0.573	0.676	0.827	0.929	0.981	1.000	1.000	1.000
SRI 83C	0.116	0.213	0.337	0.467	0.578	0.676	0.831	0.929	0.981	1.000	1.000	1.000
SRI 83D	0.116	0.213	0.337	0.467	0.584	0.682	0.831	0.934	0.984	1.000	1.000	1.000
SRI 83E	0.260	0.372	0.498	0.618	0.728	0.824	0.948	0.998	1.000	1.000	1.000	1.000
SRI 83F	0.107	0.207	0.342	0.473	0.591	0.694	0.839	0.931	0.984	0.998	1.000	1.000

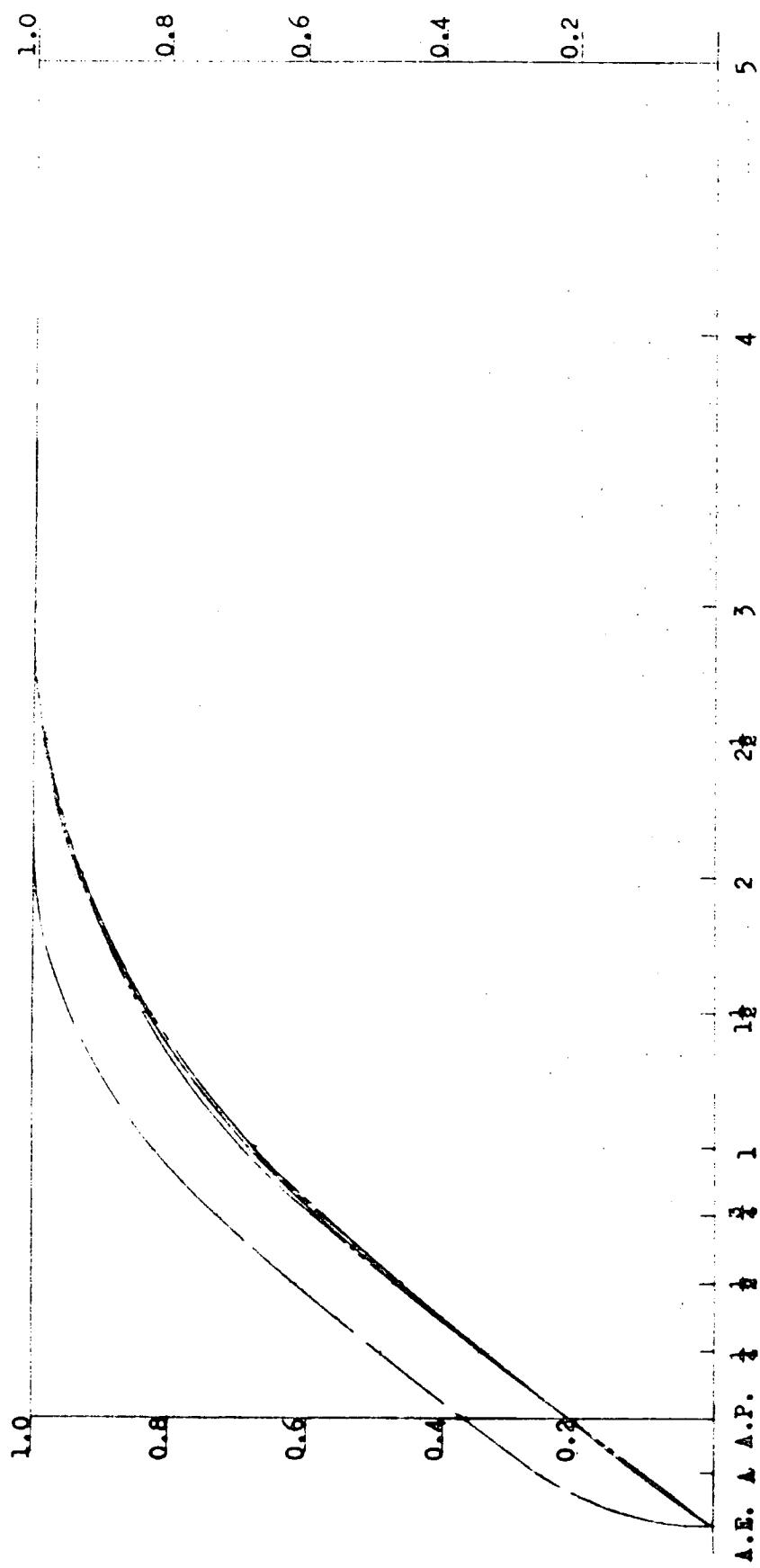
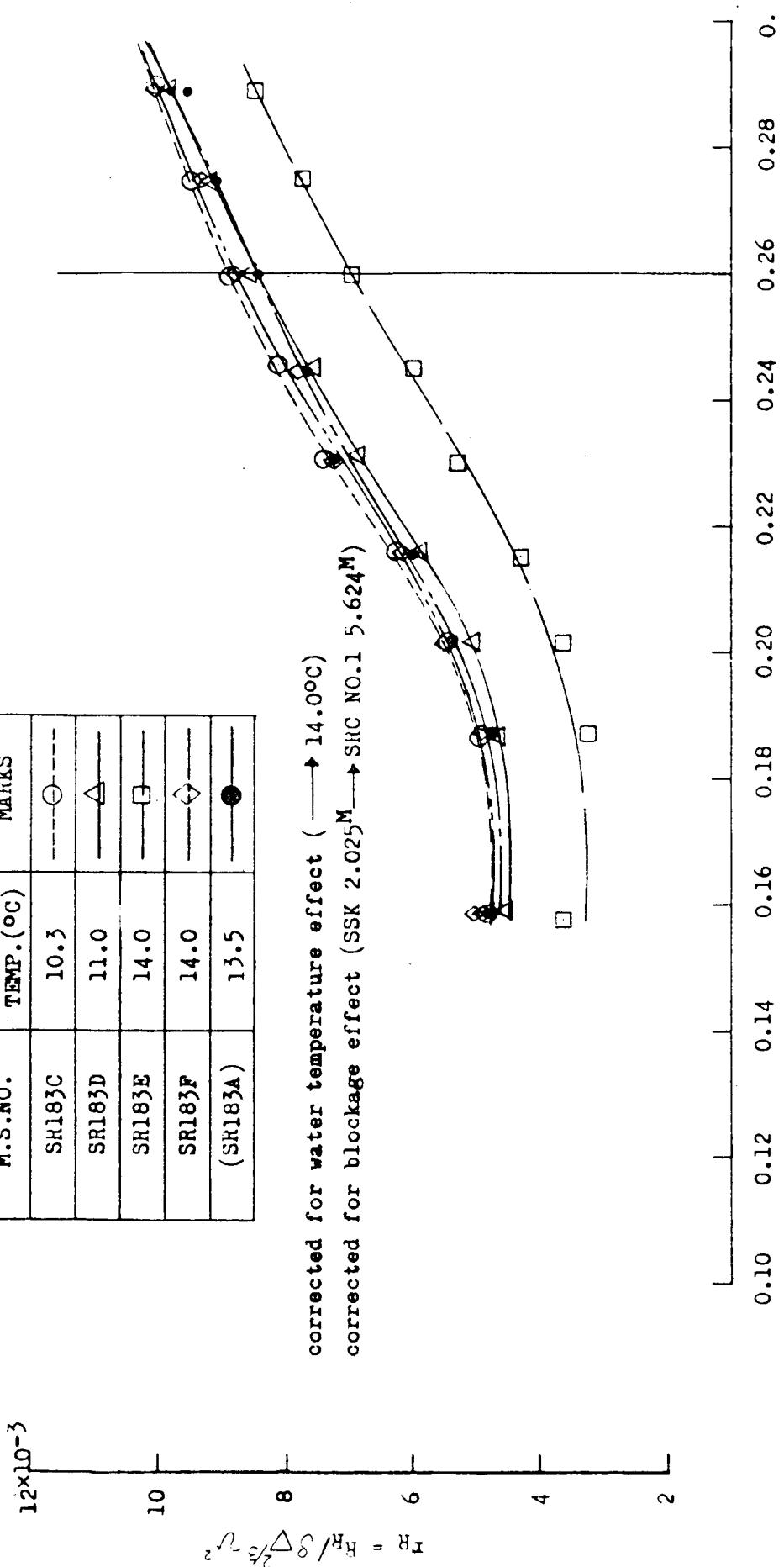


图 4.3.1.7 WATER PLANE CURVES

FULL LOAD CONDITION

M.S.NO.	WATER TEMP. (°C)	MARKS
SR183C	10.3	○
SR183D	11.0	△
SR183E	14.0	□
SR183F	14.0	◇
(SR183A)	13.5	●

12×10^{-3}



$$H_n = v / \sqrt{LDWL \cdot g}$$

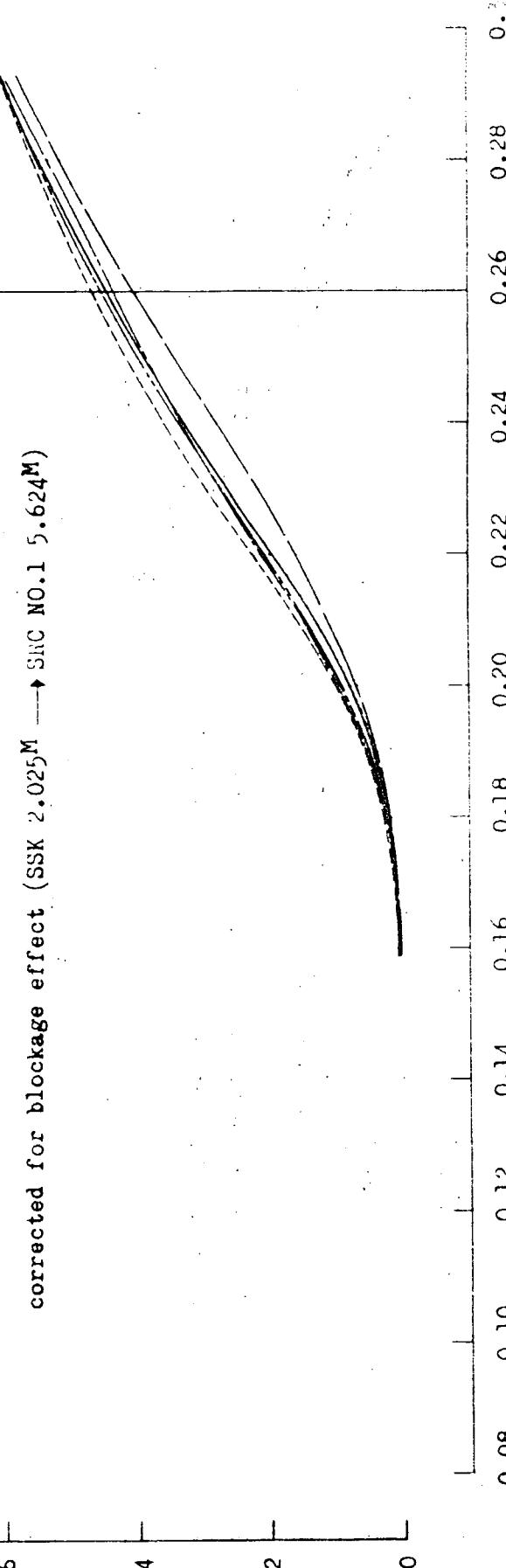
図 4.3.3.1 抵抗試験結果（剩余抵抗係数）

FULL LOAD CONDITION

M.S.NO.	FORM FACTOR(K)	MARKS
SR183C	0.37	---
SR183D	0.35	---
SR183E	0.25	---
SR183F	0.37	---
(SR183A)	0.36	---

$\times 10^{-3}$

$$z \cdot \frac{\Delta^2}{\Delta H} = R$$



corrected for blockage effect (SSK 2.025M \rightarrow SNC NO.1 5.624M)

$$Fr = v / \sqrt{L_{DWL} \cdot g}$$

図 4.3.3.2 抵抗試験結果（造波抵抗係数）

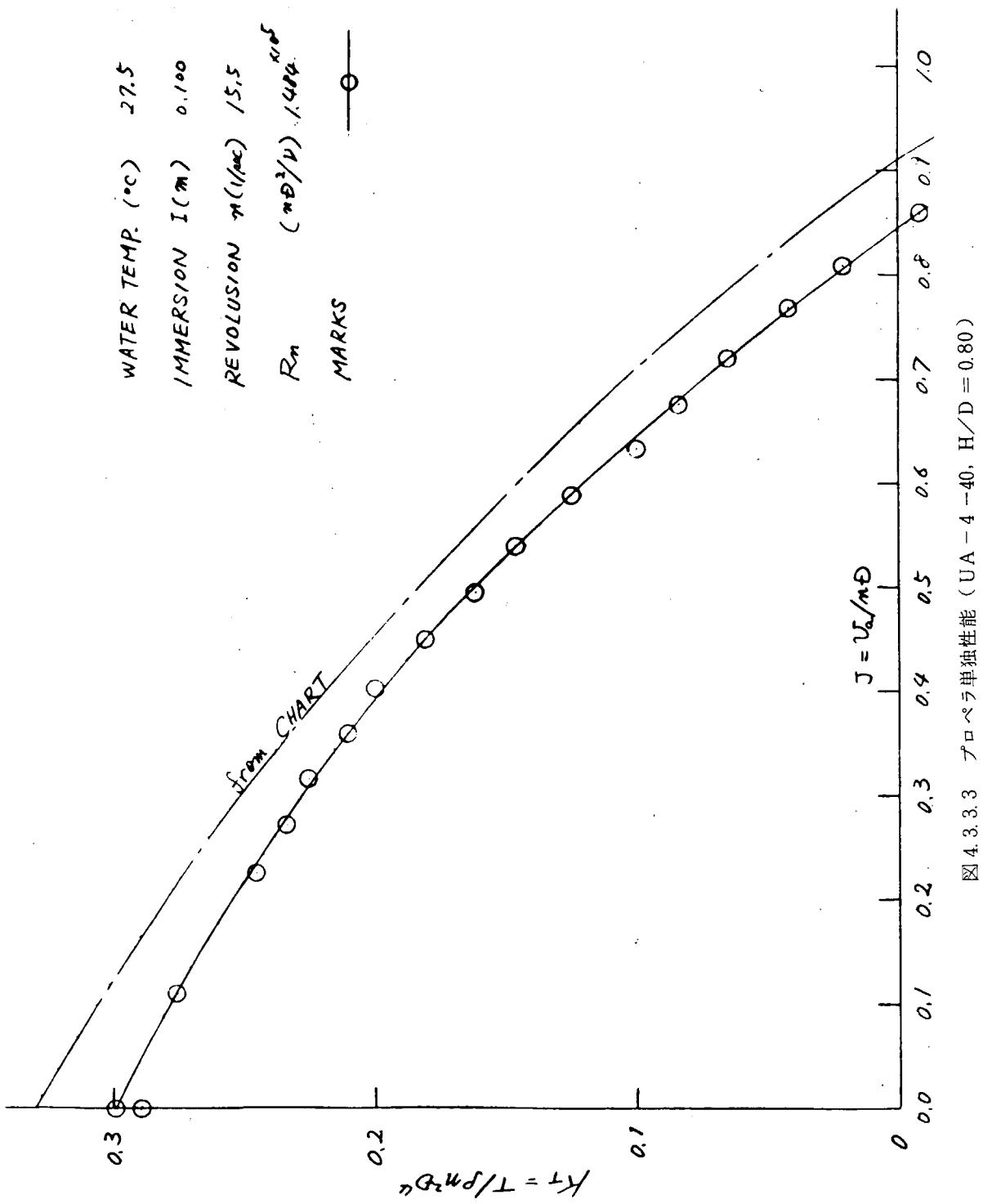


図 4.3.3 プロペラ単独性能 ($UA - 4 - 40$, $H/D = 0.80$)

FULL LOAD CONDITION

M.S.NO.	WATER TEMP. (°C)	MARKS
SRI83C	26.0	○
" D	25.7	○
" A	26.4	△
(" ▲)	13.5	●

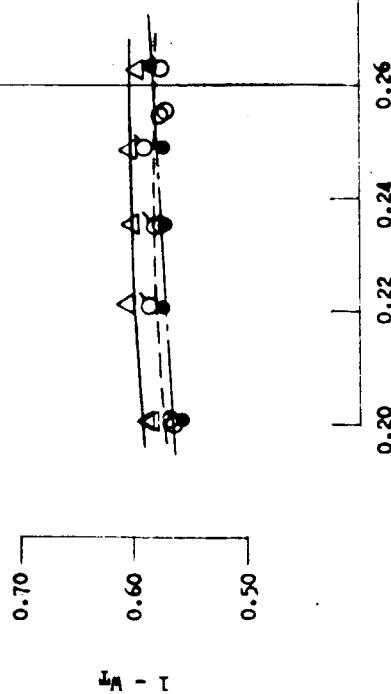
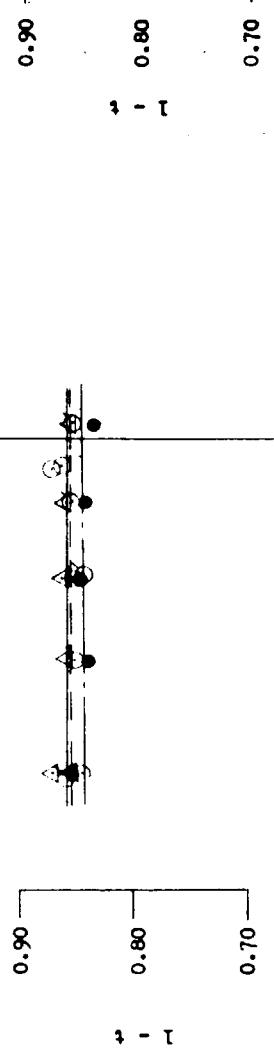


图 4.3.3.4 自航要素

$$P_h = v / \sqrt{L_{DWS}}$$

FULL LOAD CONDITION

M.S.NO.	WATER TEMP. (°C)	MARKS
SRI83E	14.0	□
" P	14.4	◇
(" ▲)	13.5	●

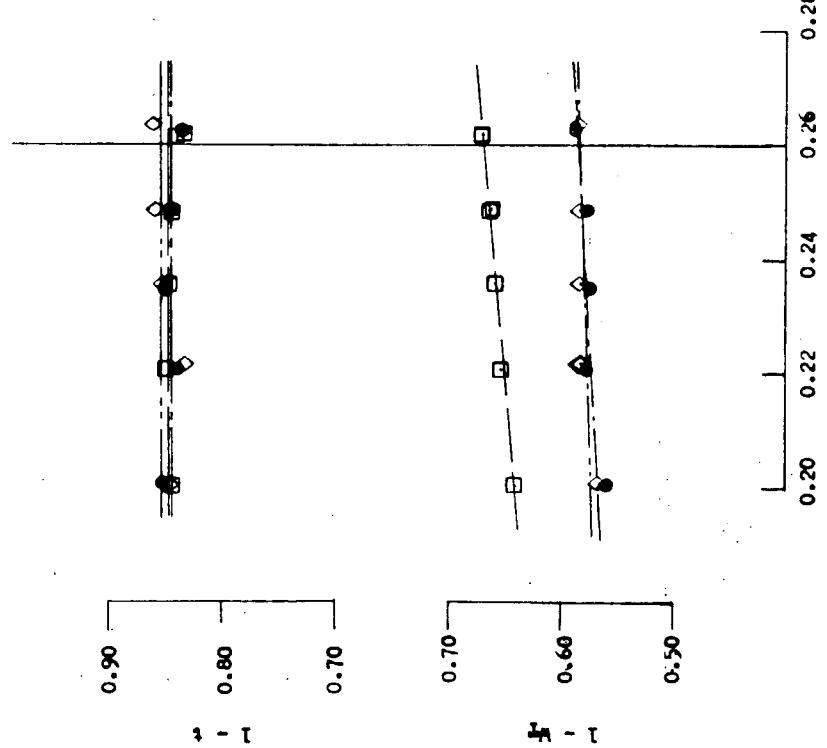


图 4.3.3.5 自航要素

$$P_h = v / \sqrt{L_{DWS}}$$

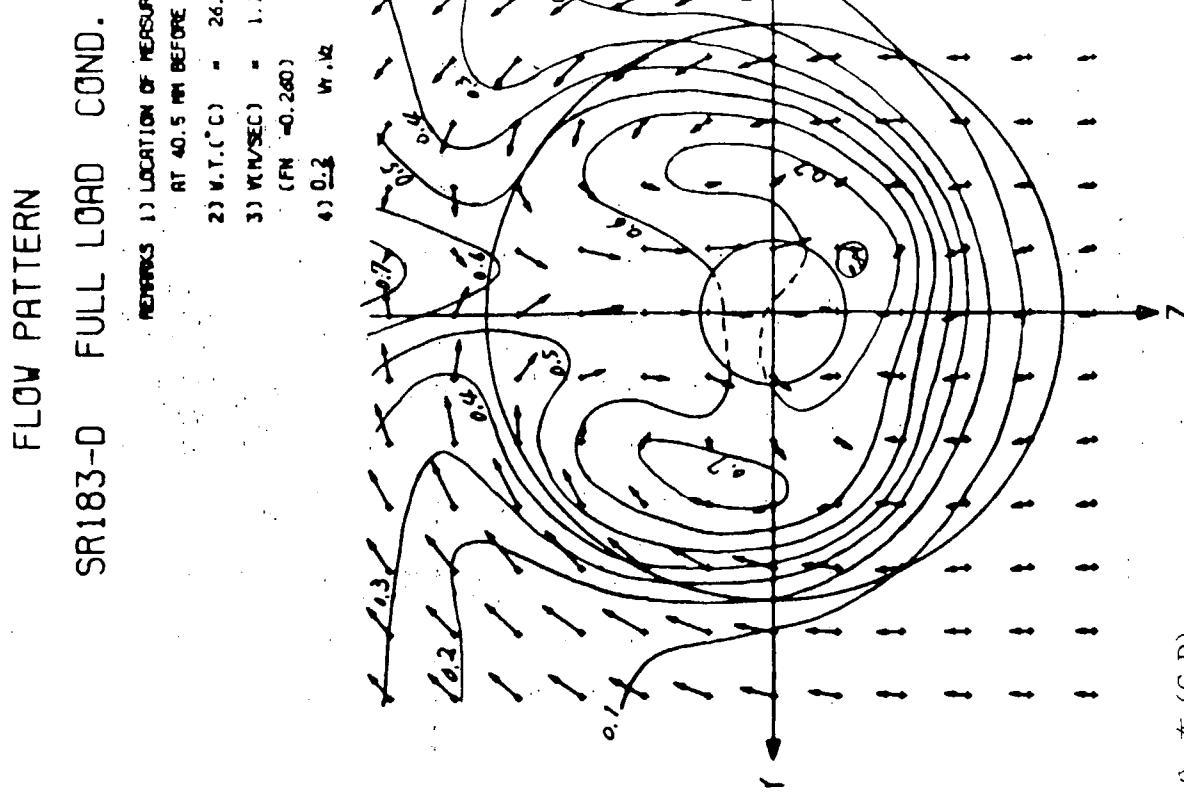
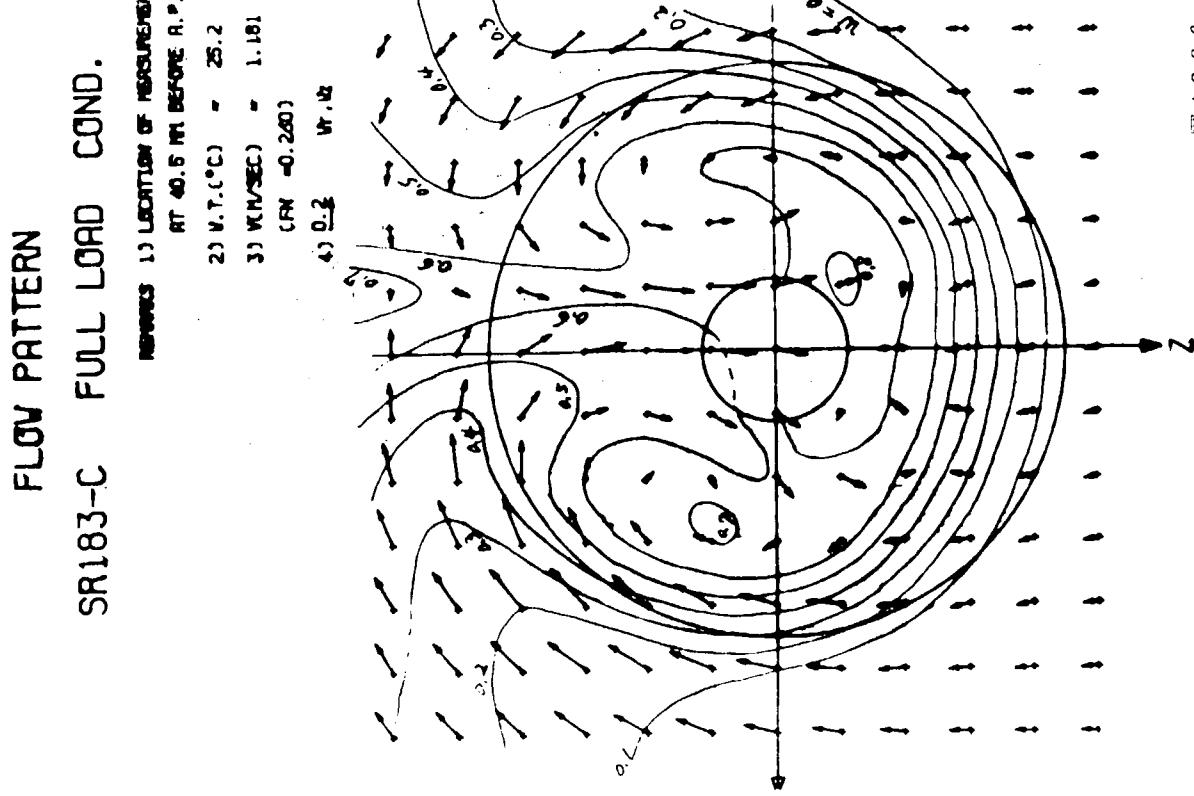


図 4.3.3.6 伴流分布 (C, D)

FLOW PATTERN

SR183-E FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT

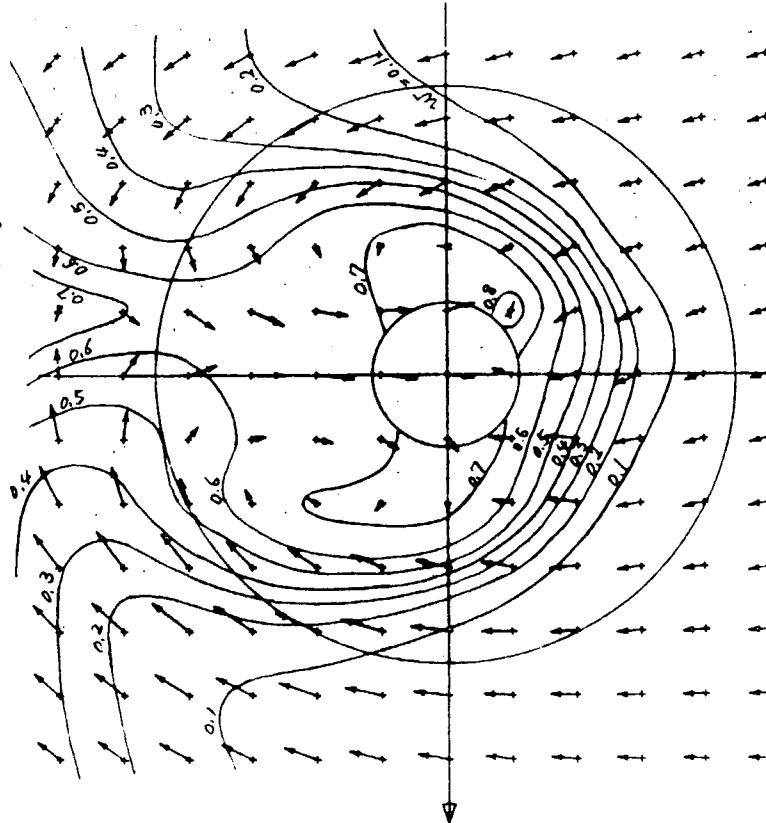
AT 40.5 MM BEFORE A.P.

2) V.T. ($^{\circ}$ C) = 13.6

3) V(M/SEC) = 1.181

(CFN = 0.260)

4) 0.2 W_r, V_r



FLOW PATTERN

SR183-F FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT

AT 40.5 MM BEFORE A.P.

2) V.T. ($^{\circ}$ C) = 13.6

3) V(M/SEC) = 1.191

(CFN = 0.260)

4) 0.2 W_r, V_r

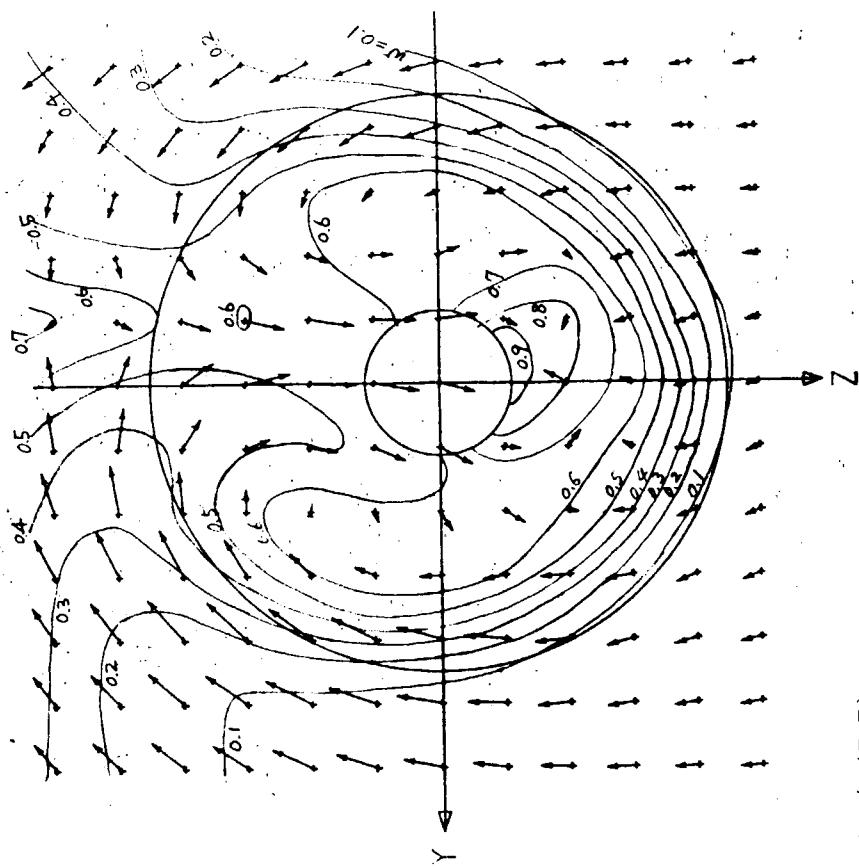
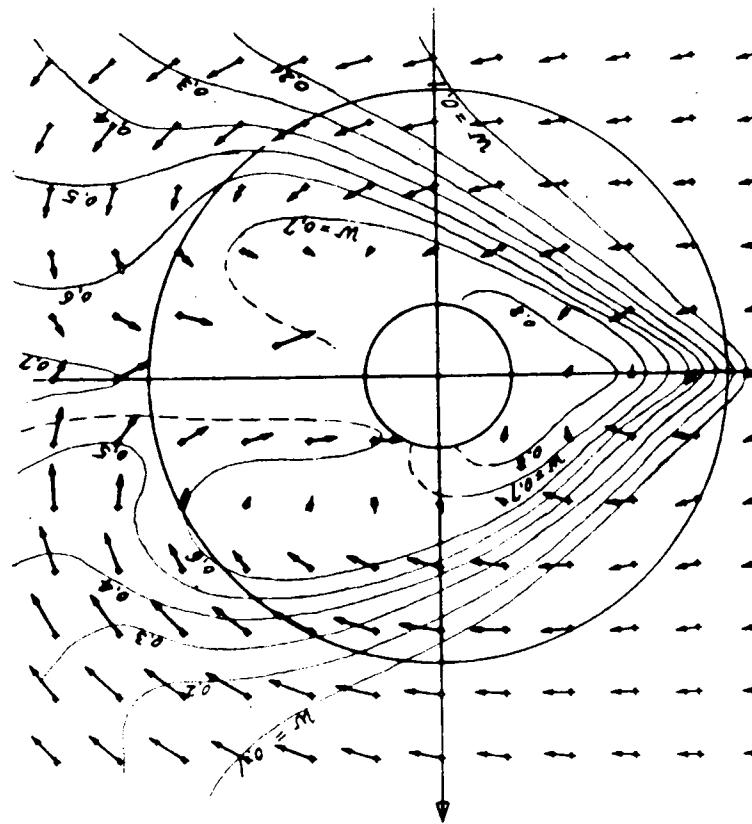


図4.3.7 伴流分布(E,F)

FLOW PATTERN
SR183-A FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT
AT 40.5 MM BEFORE A.P.
2) V.T. (°C) = 17.0
3) V.W.SEC) = 1.181
4) DIA. (CM) = 0.260



FLOW PATTERN
SR183-B FULL LOAD COND.

REMARKS 1) LOCATION OF MEASUREMENT
AT 40.5 MM BEFORE A.P.
2) V.T. (°C) = 17.3
3) V.W.SEC) = 1.181
4) DIA. (CM) = 0.260

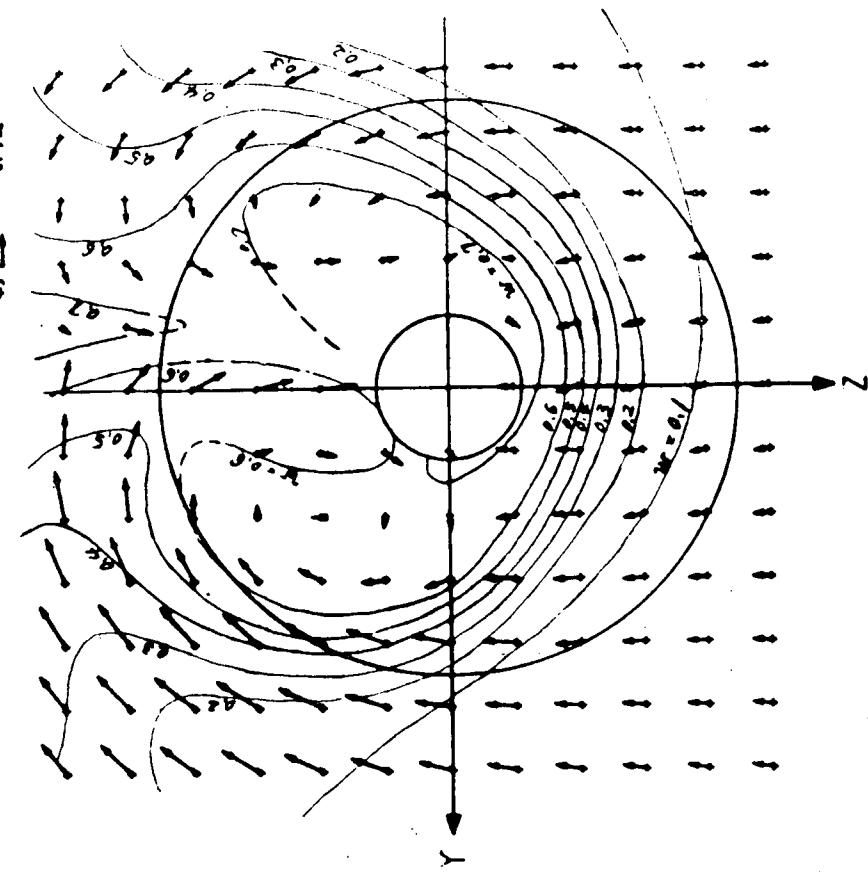


図 4.3.8 伴流分布(A,B)

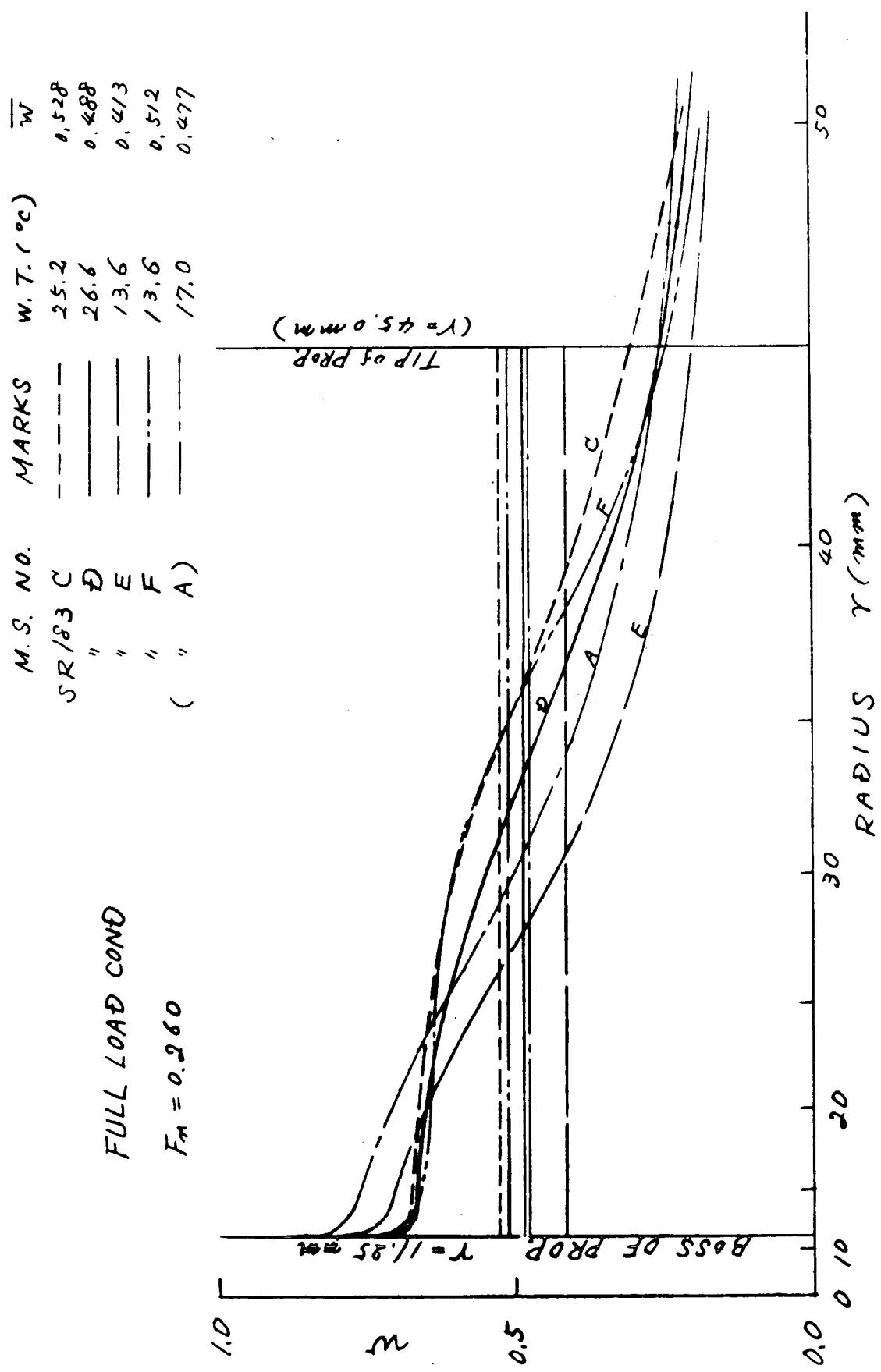


図 4.3.3.9 円周方向平均伴流

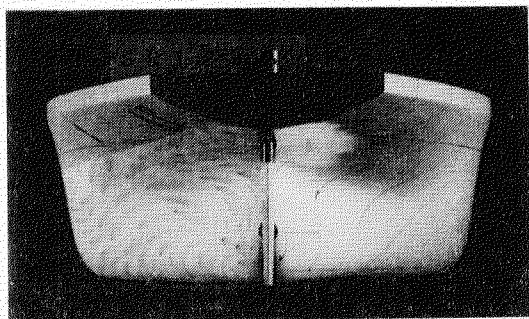
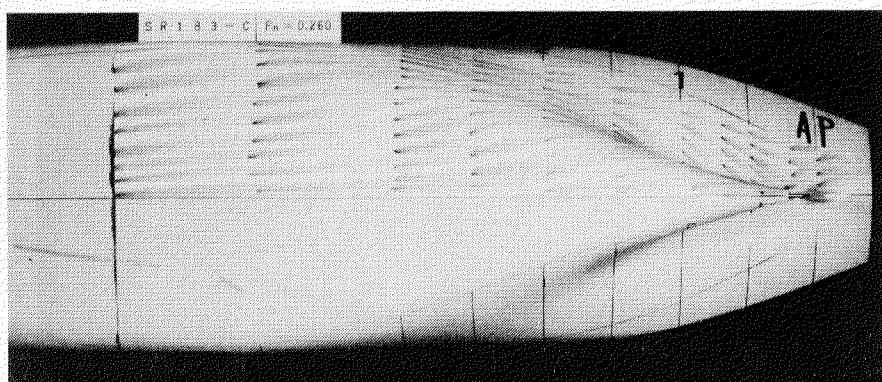
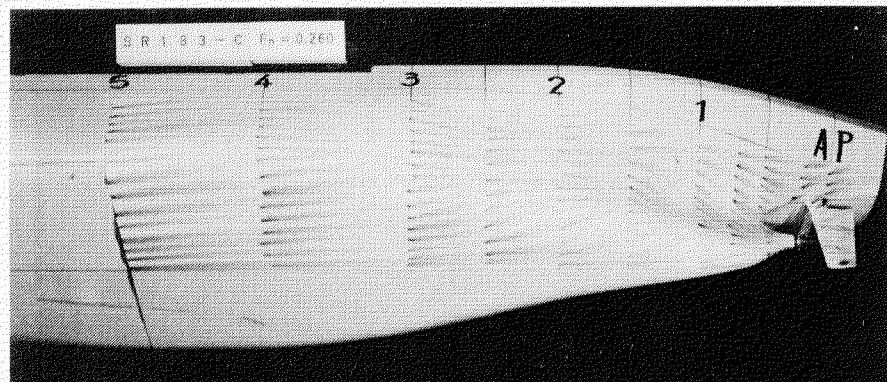
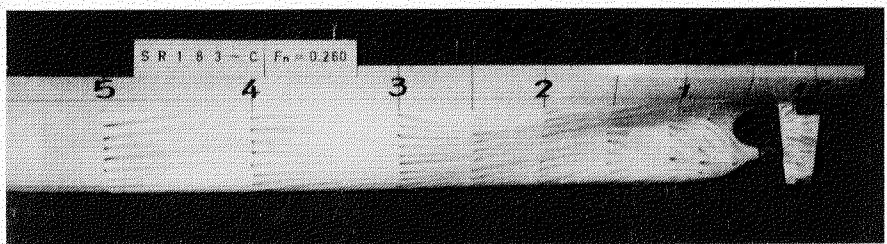


図 4.3.3.10(a) 流 線 (C)

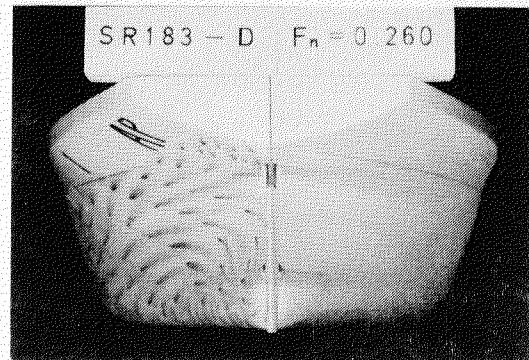
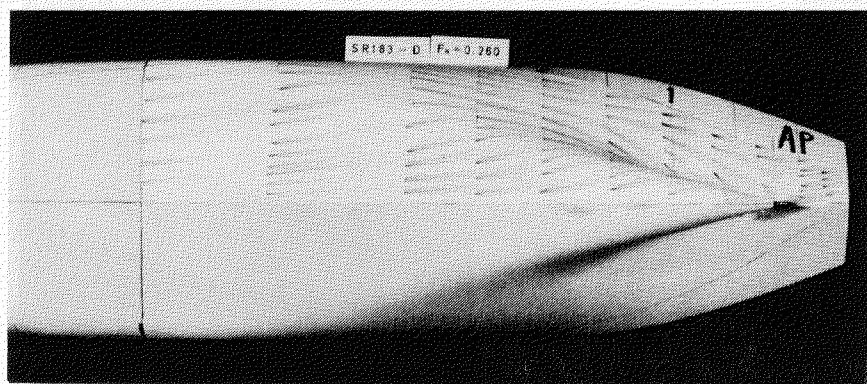
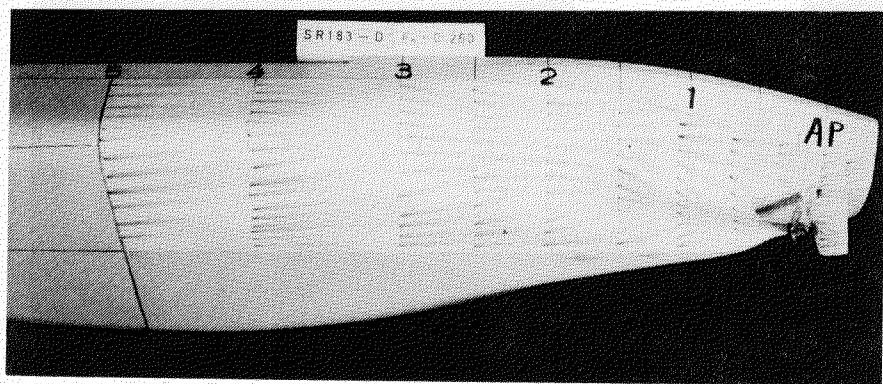
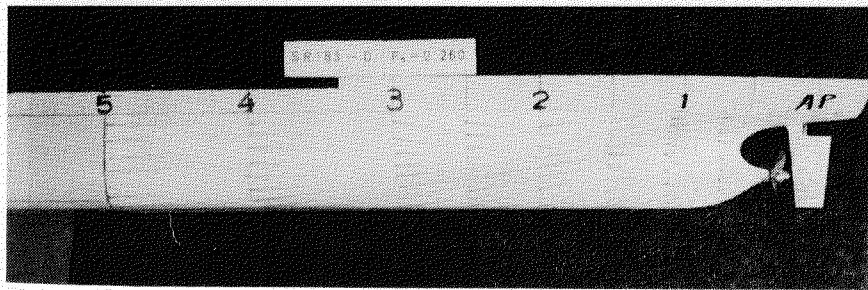


図 4.3.3.10(b) 流 線 (D)

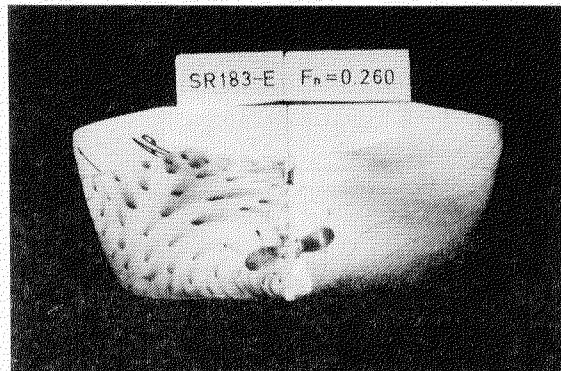
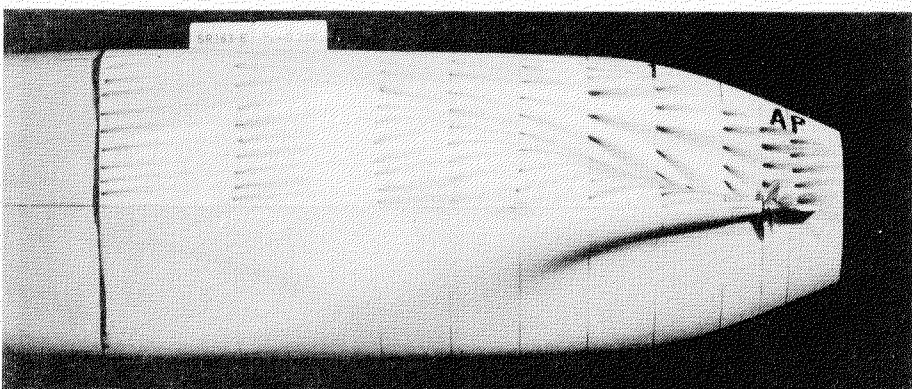
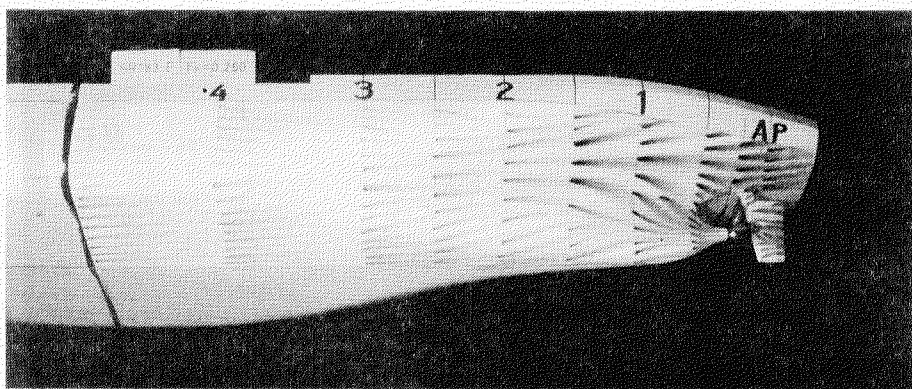
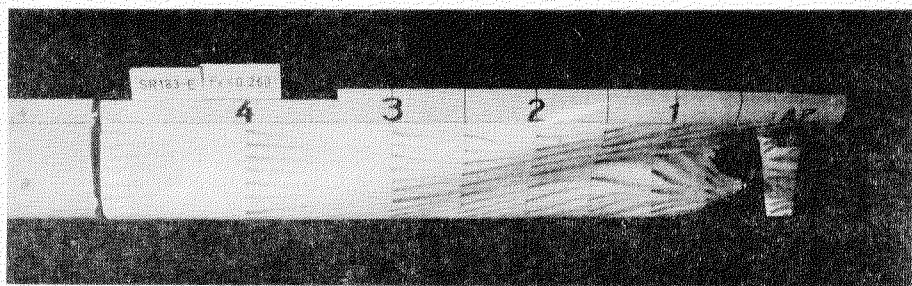


図 4.3.3.10(c) 流 線 (E)

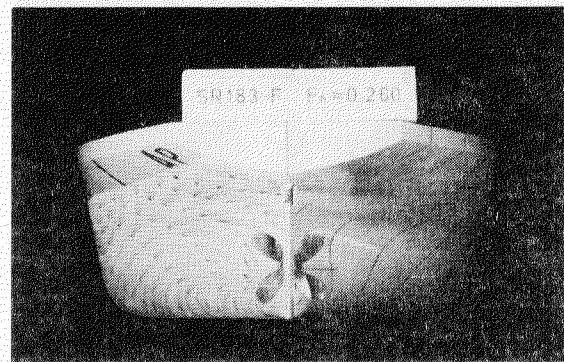
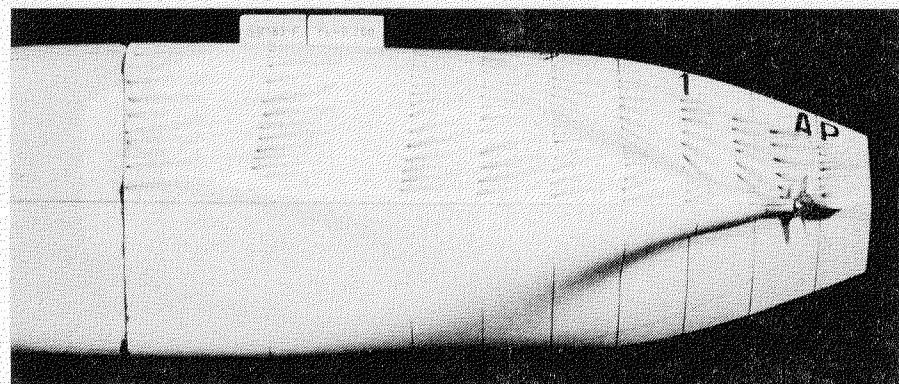
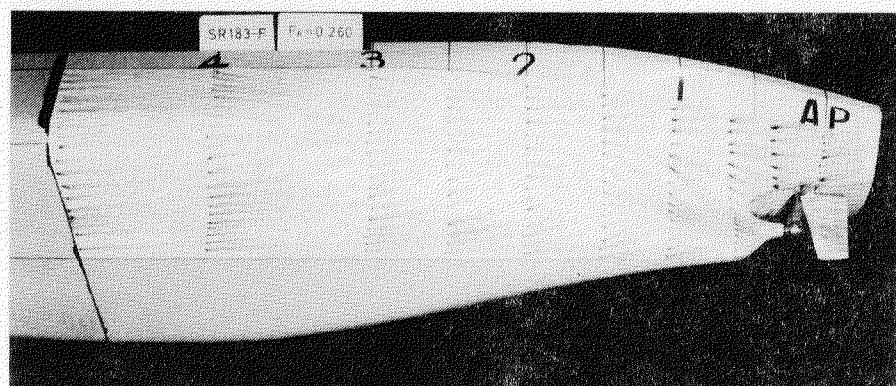
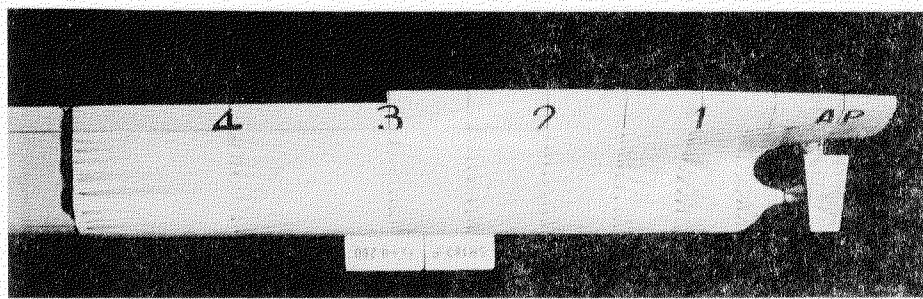
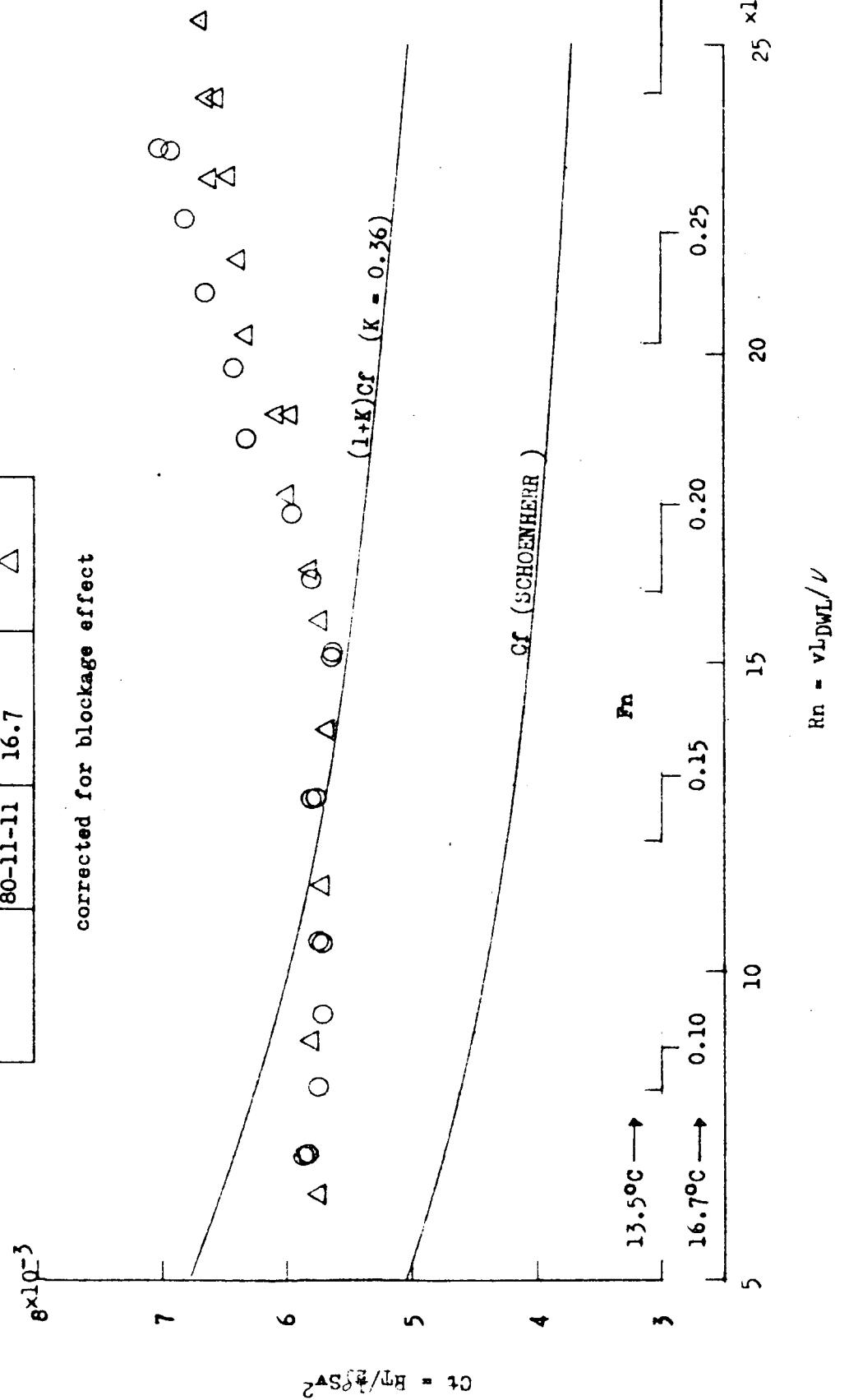


図4.3.3.10(d) 流線(F)

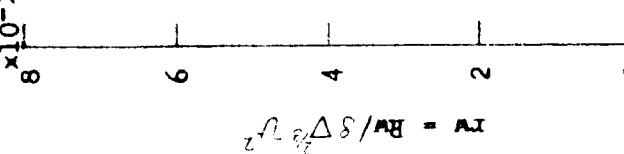
M.S.NO.	TEST DATE	W.T. (°C)	MARKS
SR183A	81-12-18	13.5	○
	80-11-11	16.7	△



FULL LOAD CONDITION

M.S.NO.	L _{pp} (M)	TEST DATE		WATER TEMP. (°C)	MARKS	TANK	REMARKS
		81-12-18	80-11-11				
SR183A	2.025			13.5	○	SSK	corrected for blockage effect
3707	2.6241			16.7	△		SRC NO.1

$\times 10^{-3}$



$$Fr = V / \sqrt{L_{DWL} \cdot g}$$

図 4.4.1.2 r_w の比較

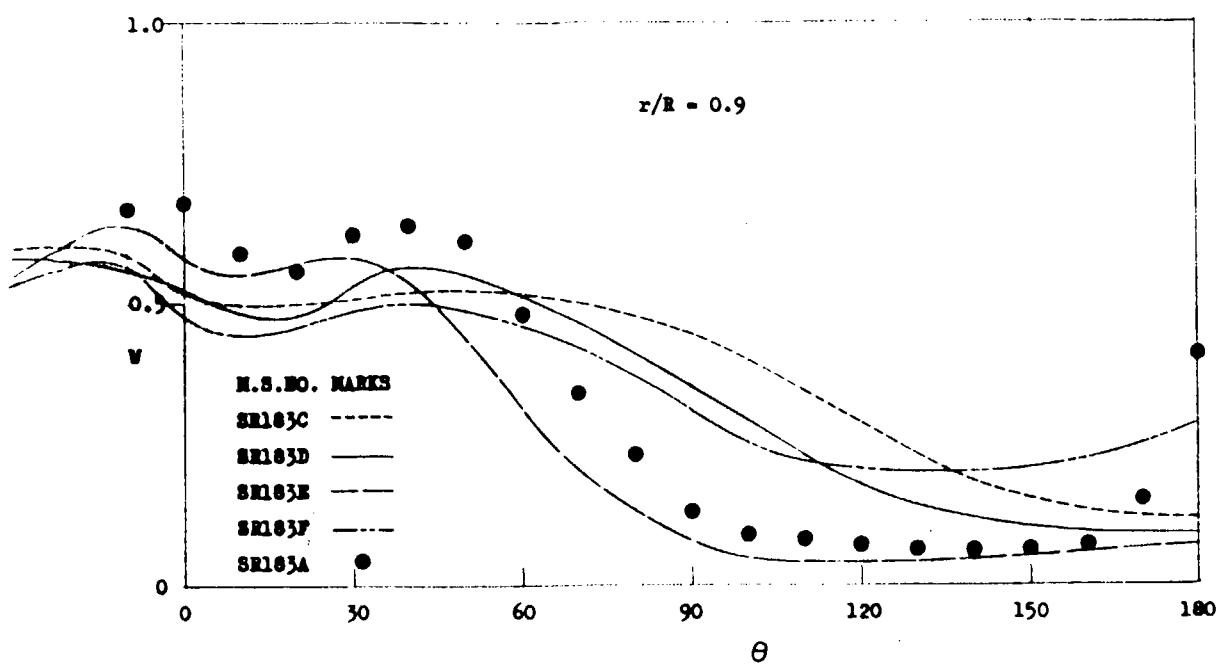


図 4.4.2.1(a) 伴流分布の比較

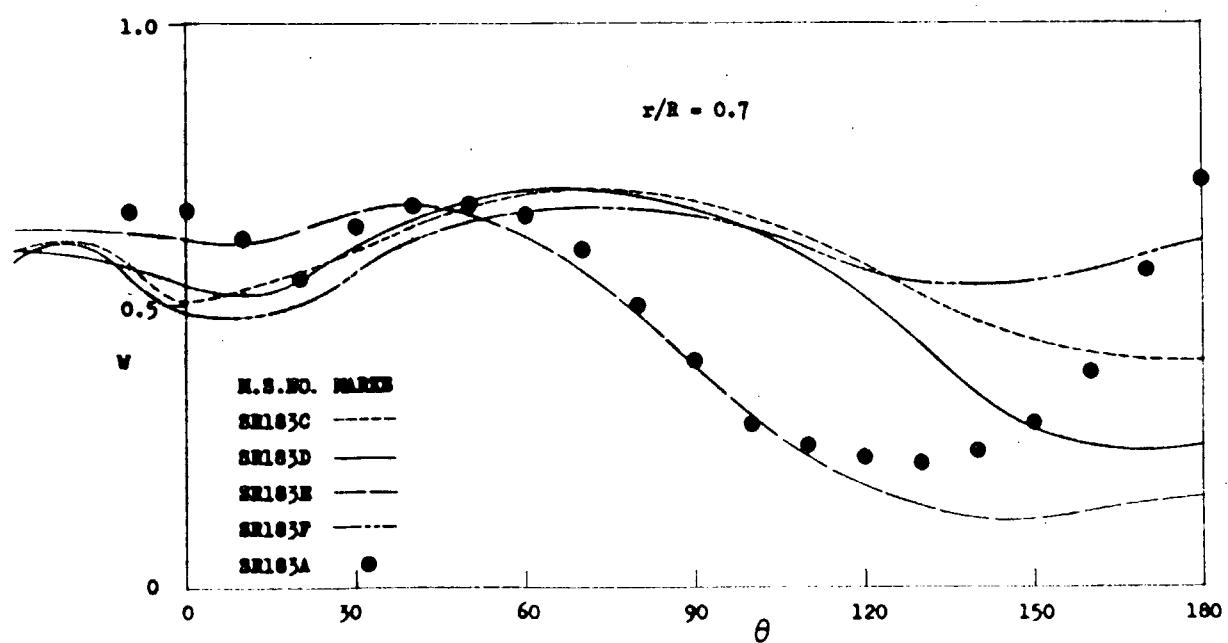


図 4.4.2.1(b) 伴流分布の比較

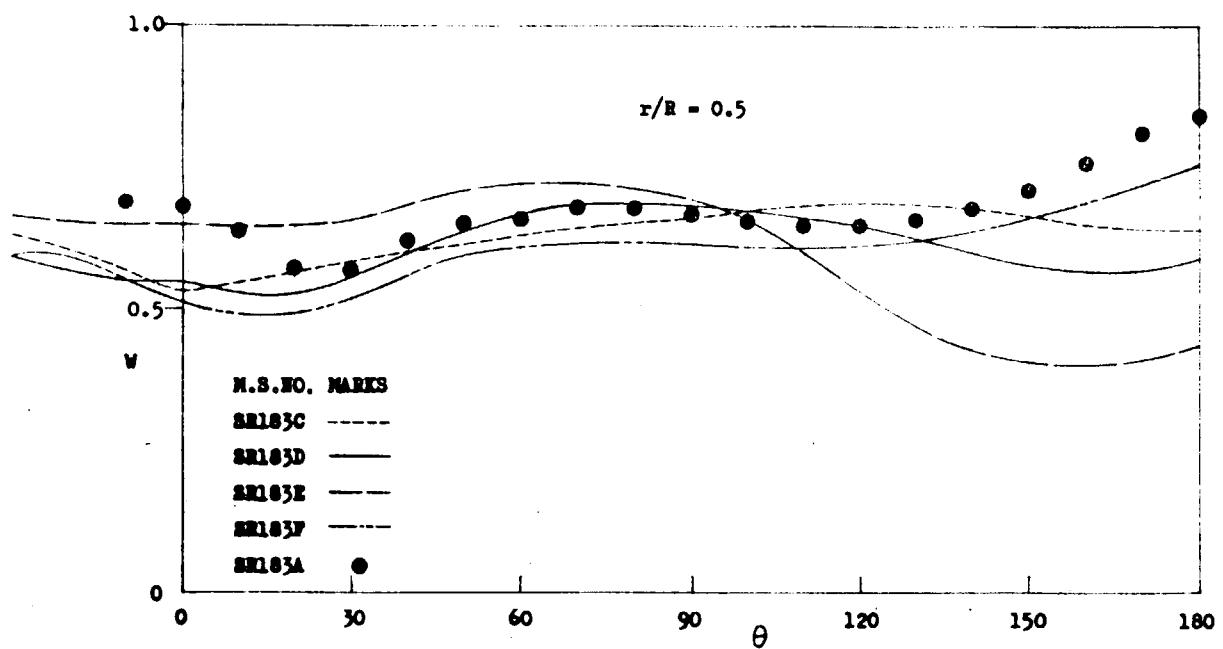


図4.4.2.1(c) 伴流分布の比較

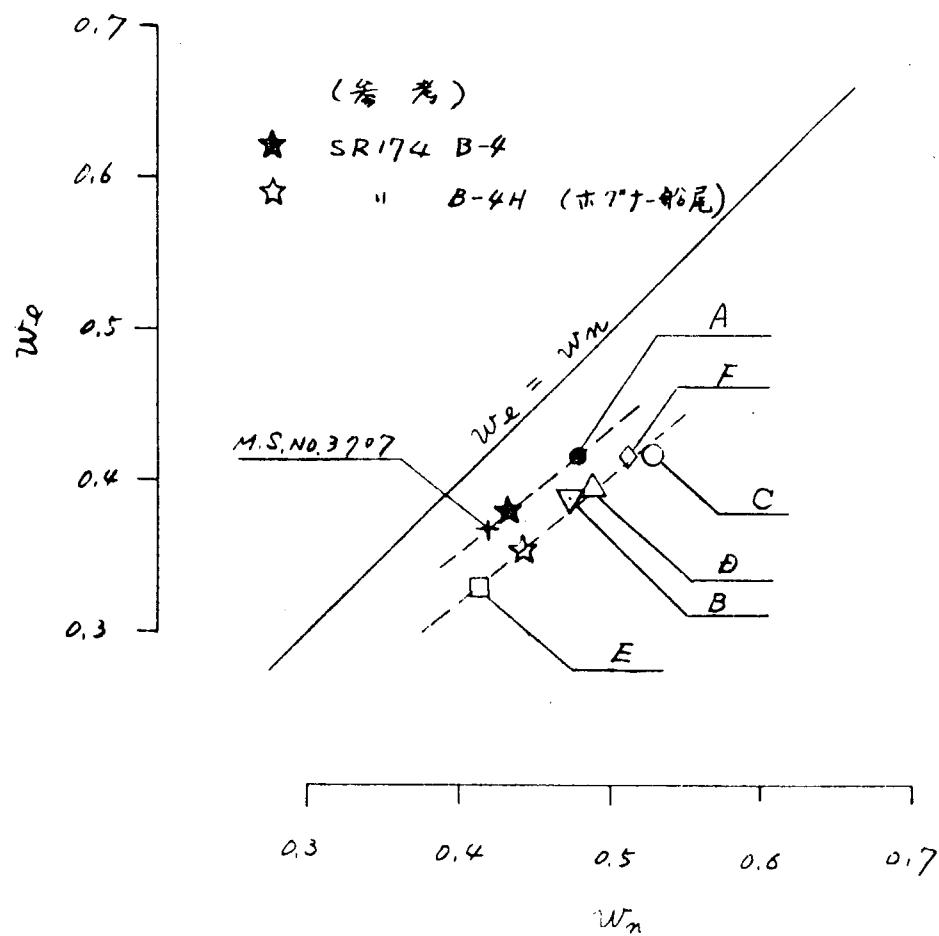


図4.4.3.1 $We \sim Wn$

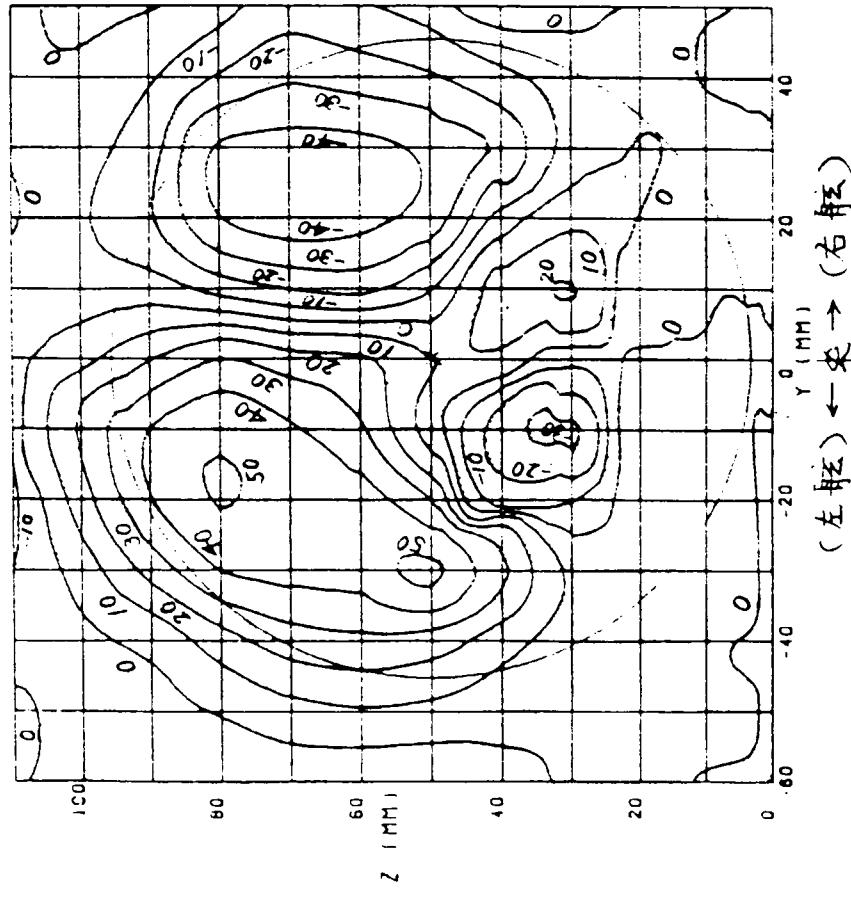
$\widehat{\omega}_x$ 滾轉の周速度

V_s 船速

$$\widehat{\omega}_x = V_s / L \quad \omega_x = \partial y / \partial z \quad \partial' = y/L \quad z = z/L$$

$$\frac{\widehat{\omega}_x L}{V_s} = \frac{\partial \omega_x}{\partial y} - \frac{\partial \omega_y}{\partial z}$$

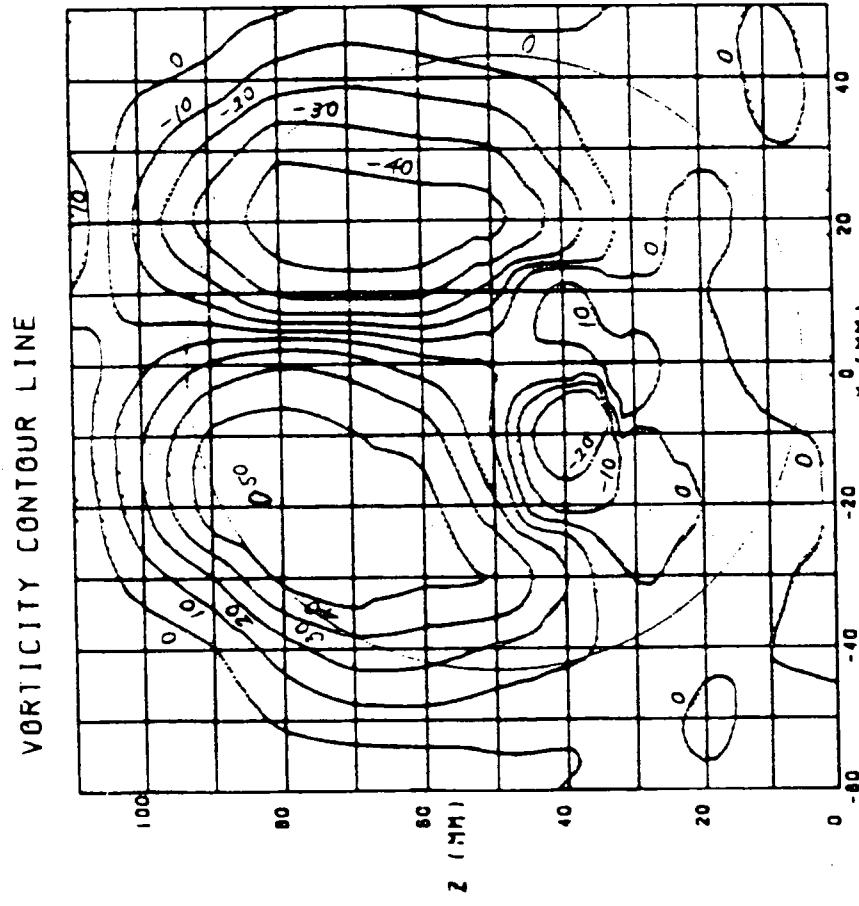
(a) VORTICITY CONTOUR LINE



(b) CIRCULATION OF ELEMENT

	-0.6	-2.6	-2.1	1.8	6.2	3.0	-2.1	-2.5	-1.8	-1.2	-1.0
100	-1.1	-2.8	10.0	24.8	32.6	23.9	-5.0	-6.2	-14.6	-9.0	0.6
80	-3.4	2.7	27.4	44.7	48.7	39.9	1.8	-21.9	-10.6	-30.0	-9.2
60	-0.8	13.4	38.6	46.3	46.2	39.4	2.2	-32.1	-19.5	-37.2	-19.0
40	0.8	18.1	40.7	45.9	40.8	37.2	-0.7	-37.6	-97.2	-38.8	19.6
20	0.4	17.6	42.9	49.9	43.5	48.3	1.8	-35.5	-77.4	-37.8	-15.8
0	-0.5	9.7	39.3	38.0	23.1	1.7	15.8	-4.9	-41.2	-29.0	-8.2

図 4.4.1(a) SR183-C 船型の渦度分布



- 164 -

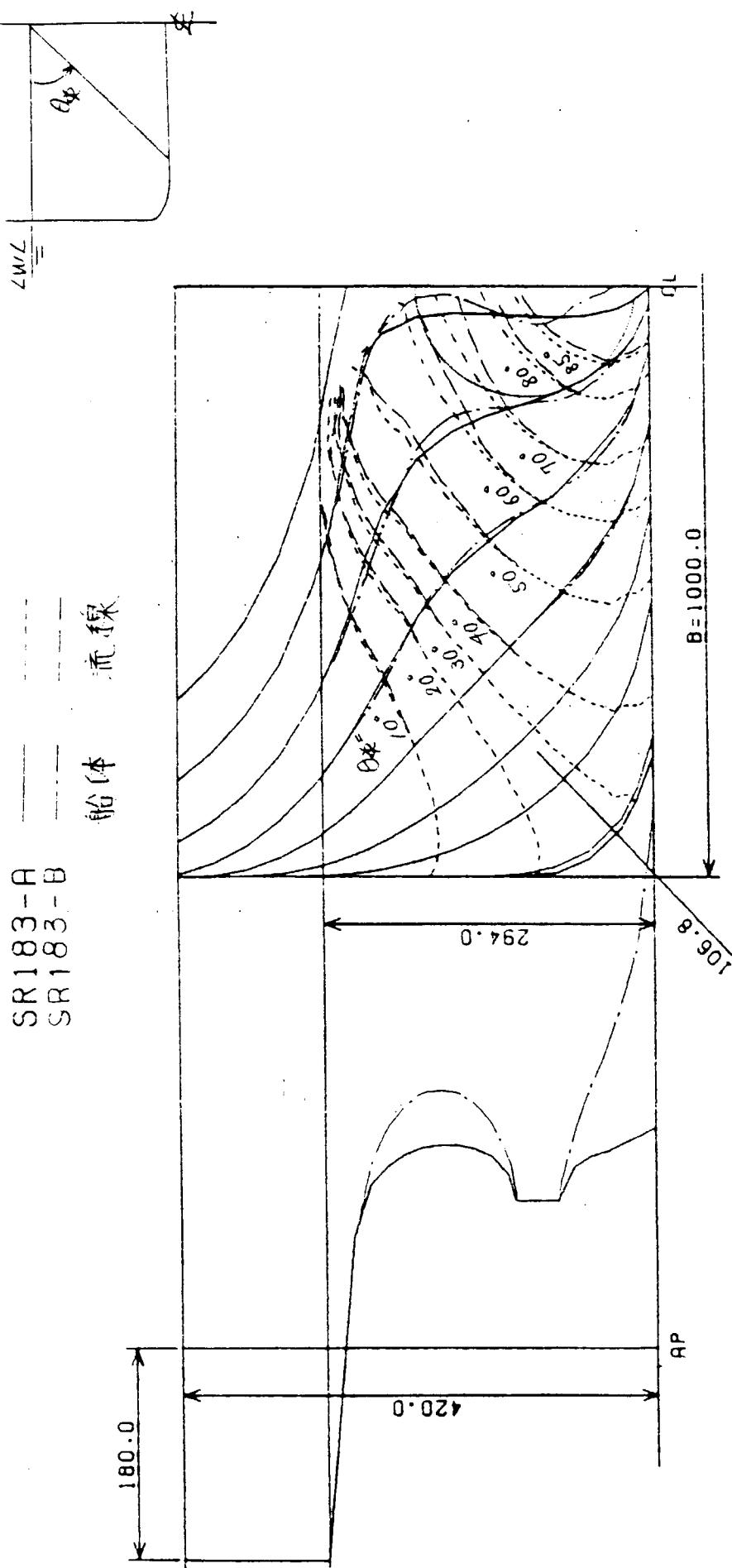
CIRCULATION OF ELEMENT

	-1.4	-3.1	-1.8	3.4	5.9	3.4	0.4	2.8	0.4	0.8	1.9
100	-3.8	-3.2	5.3	28.1	35.9	28.3	-3.3	-18.5	-23.0	-8.8	1.7
80	-3.1	4.3	24.9	37.1	19.3	39.5	-1.2	-35.5	-40.9	-16.5	-4.7
60	-1.5	13.7	41.2	45.2	45.2	36.1	-5.4	-42.1	-44.3	-30.6	-10.0
40	-1.3	16.4	39.7	40.7	41.7	33.0	-6.7	-41.6	-47.0	-27.9	-8.9
20	0.0	12.6	10.1	18.6	25.1	22.8	-7.1	-42.0	-50.5	-25.2	-6.1
0	0.1	5.8	25.0	32.6	31.2	4.1	31.9	-16.4	-45.9	-15.2	-2.2
-20	1.0	2.7	9.4	18.2	33.1	1.4	47.0	-3.3	-26.6	-4.7	-0.6
-40	-0.3	-0.2	3.5	8.9	-0.5	6.2	44.7	-2.3	-6.0	-11.6	-0.1
-60	1.0	0.3	0.9	0.7	1.5	-1.9	-2.0	-1.7	-0.1	-1.3	0.1
-80	0.8	0.1	0.0	0.0	0.1	-0.3	-0.4	-0.7	-0.7	-0.9	-0.5
-100											

(左舷) ← → (右舷)
(左舷) ← → (右舷)

図 4.4.1(b) SR183-D船型の渦度分布

BODY PLAN AND END PROFILE (AFT BODY)



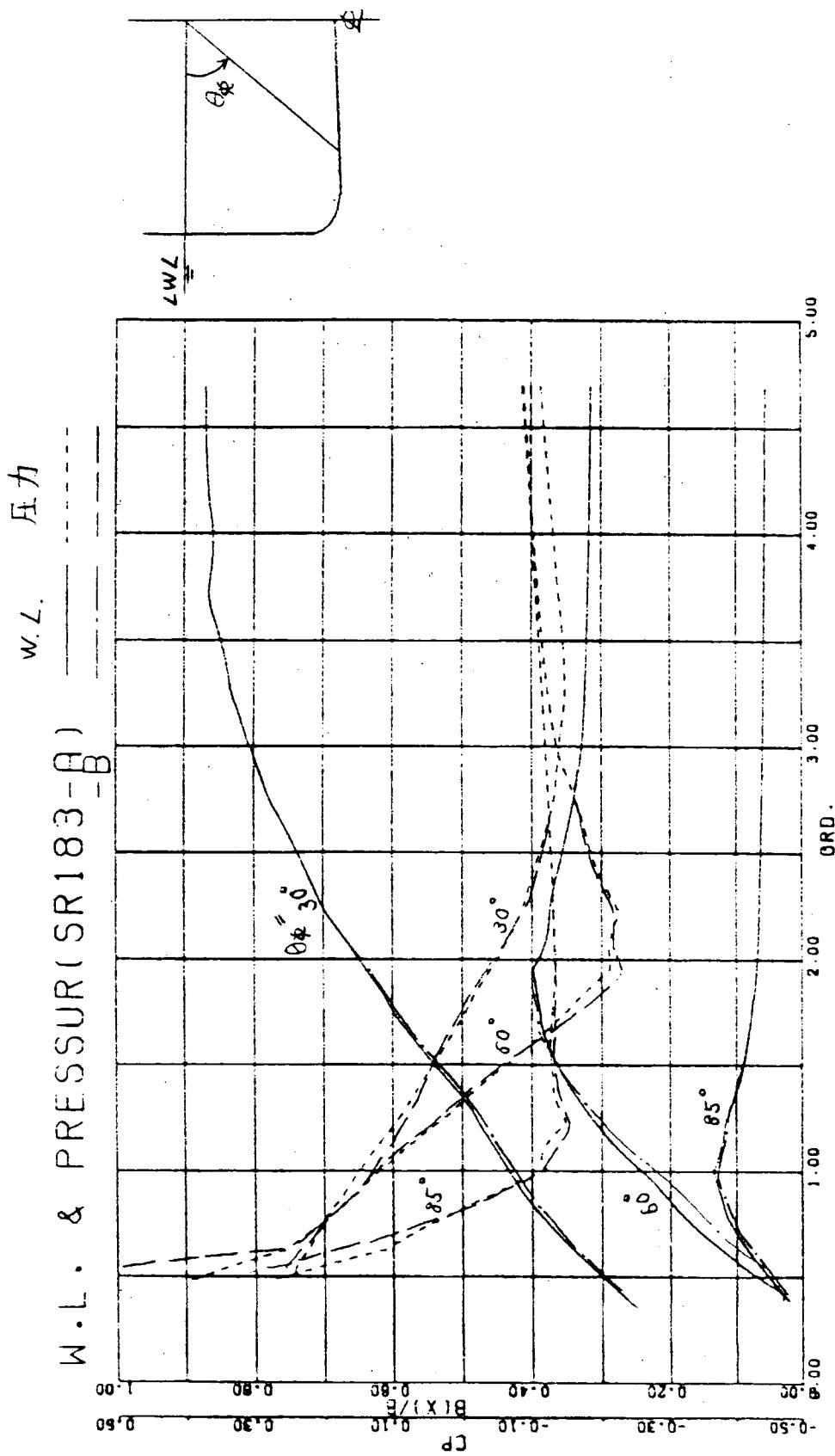


図 4.4.4.3

BODY PLAN AND END PROFILE (AFT BODY)

SR183-B
SR183-C

船体 箕線

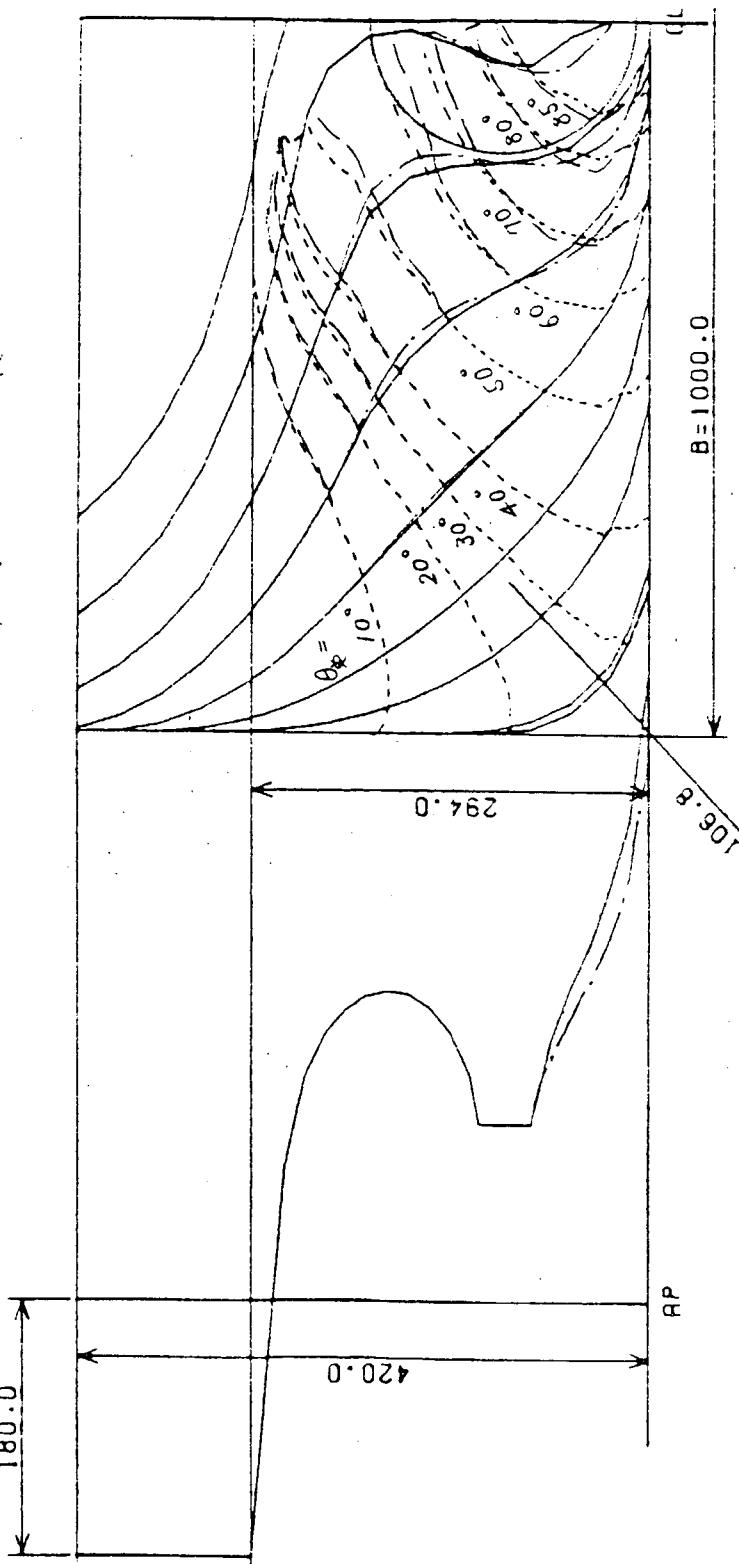


图 4.4.4.4

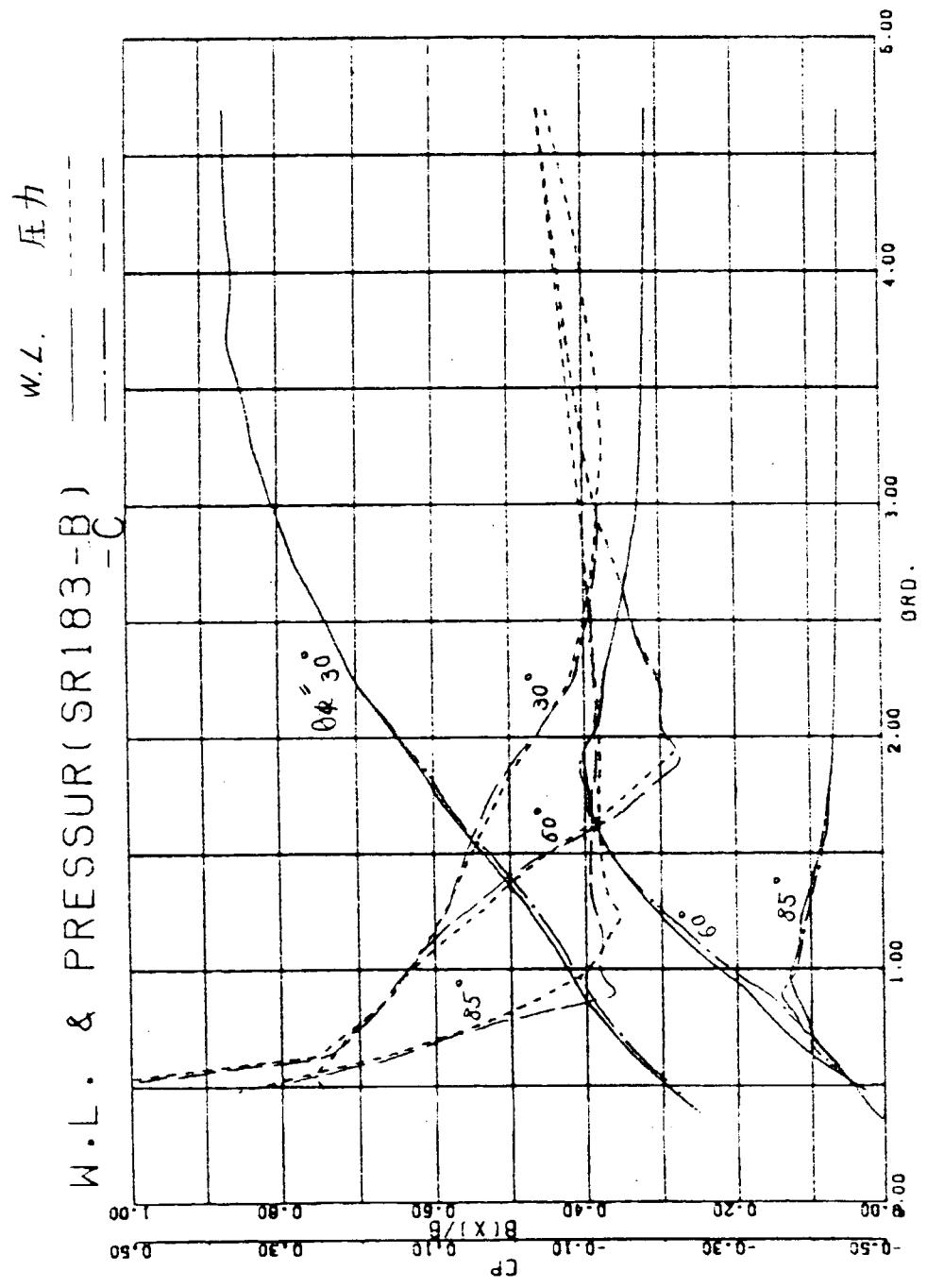


図 4.4.5

BODY PLAN AND END PROFILE (AFT BODY)

SR183-C
SR183-D
船体 流線

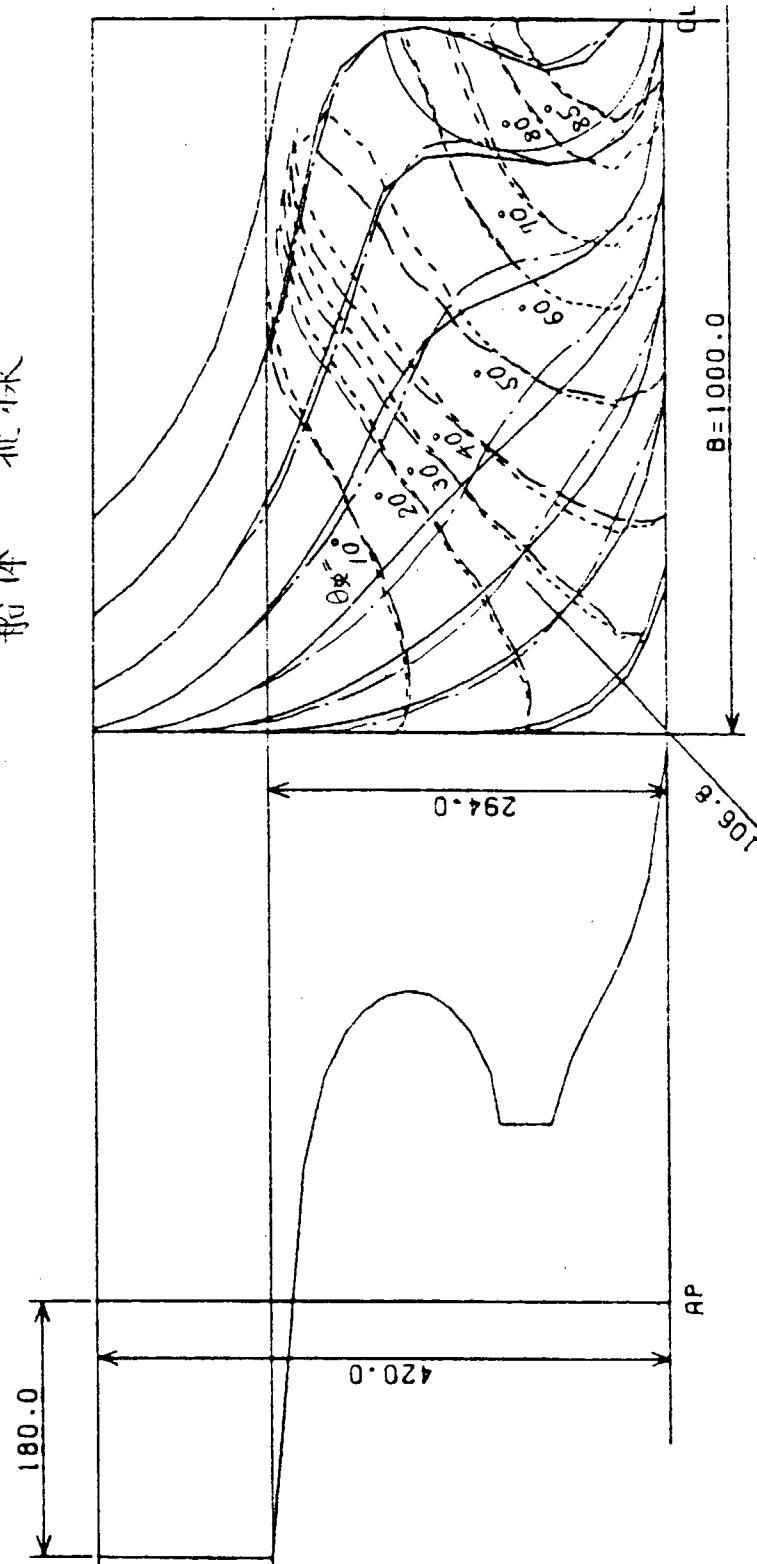


图 4.4.6

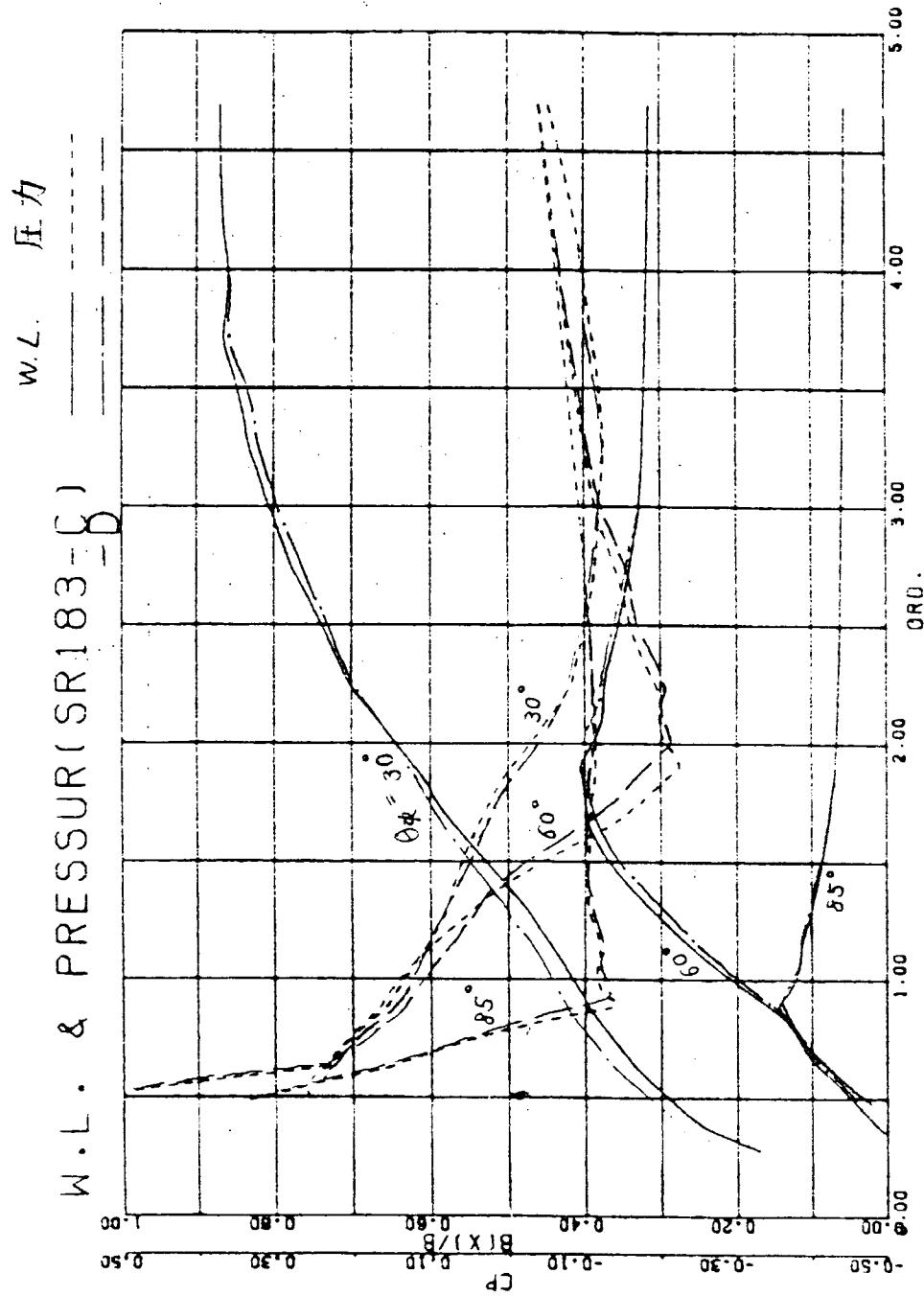


图 4.4.4.7

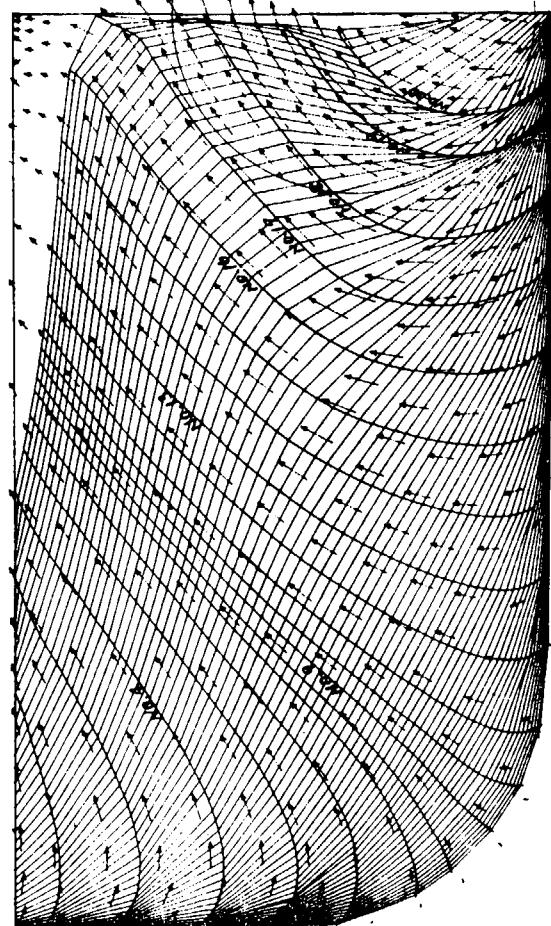
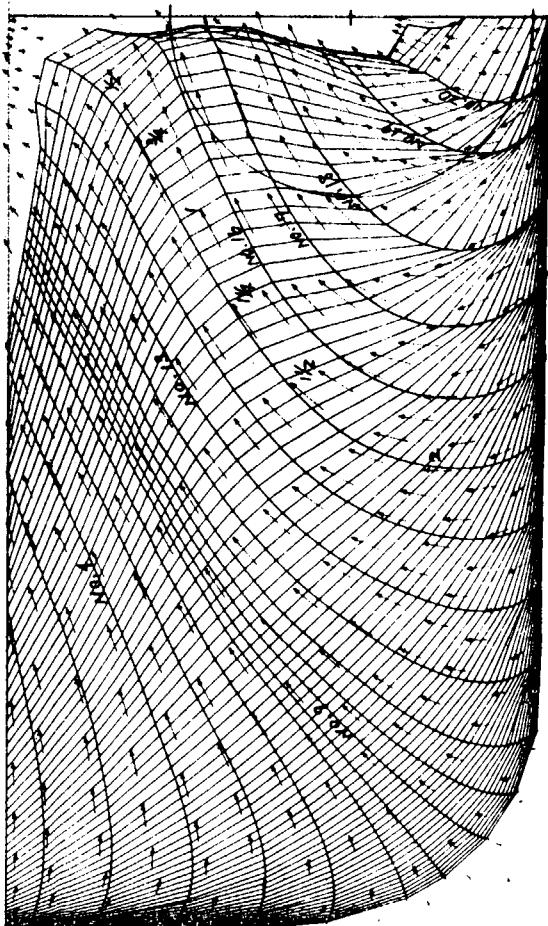
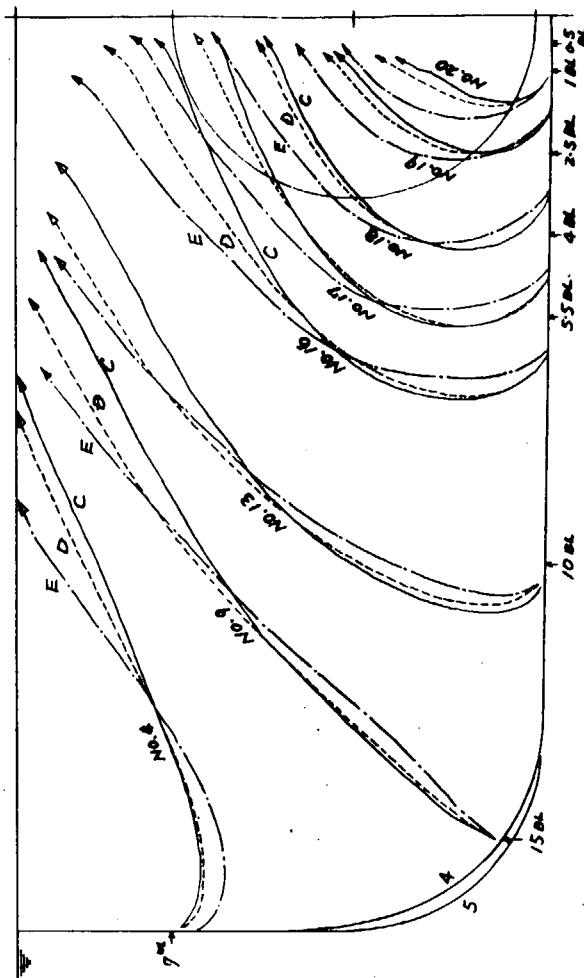
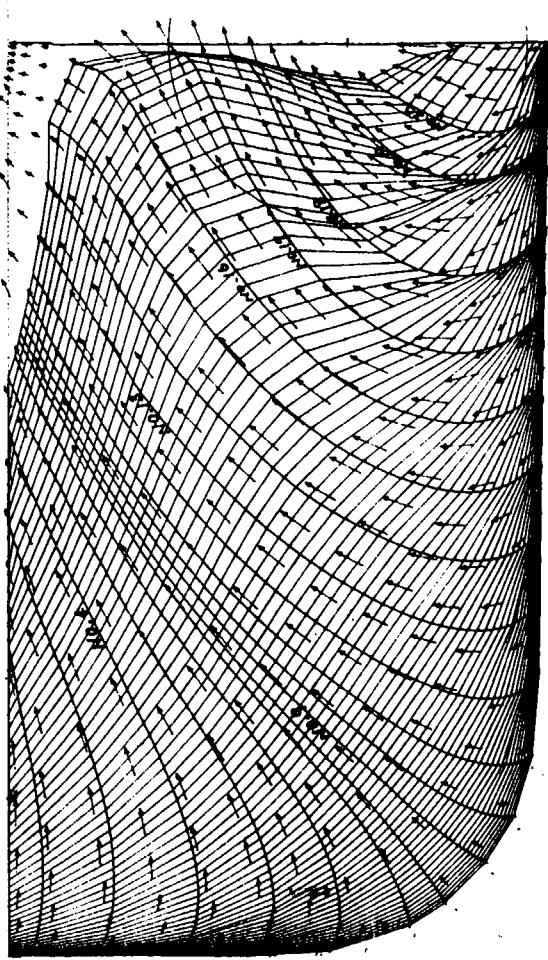


図 4.4.8 ポテンシャル流線

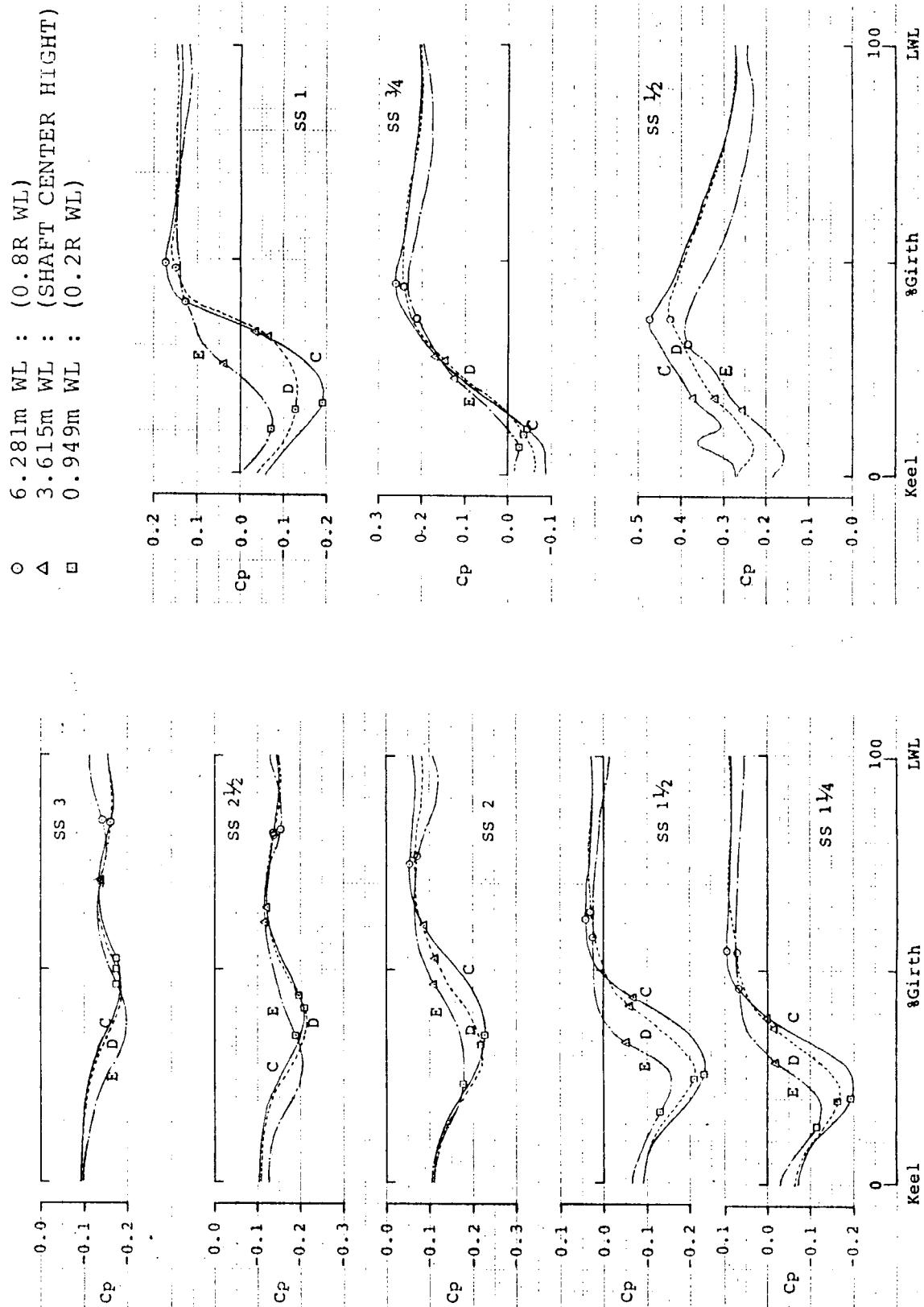


図 4.4.9 断面内の圧力分布

- 6.281m WL : (0.8R WL)
- △ 3.615m WL : (SHAFT CENTER HIGHT)
- 0.949m WL : (0.2R WL)

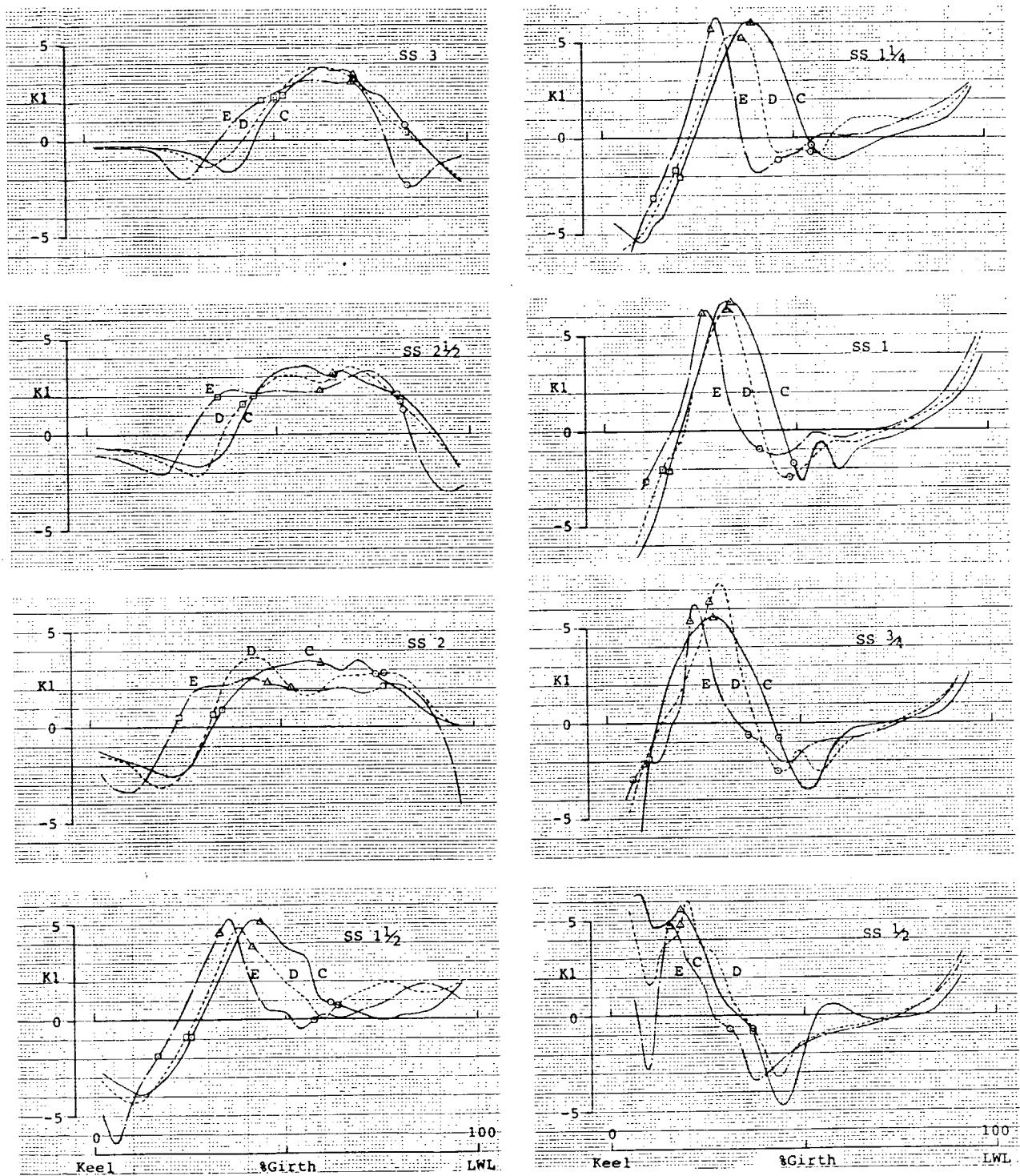


図 4.4.4.10 断面内の流線の拡大・縮少率

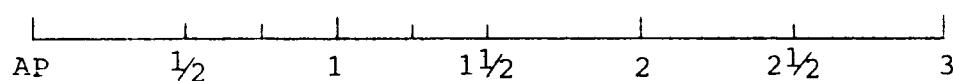
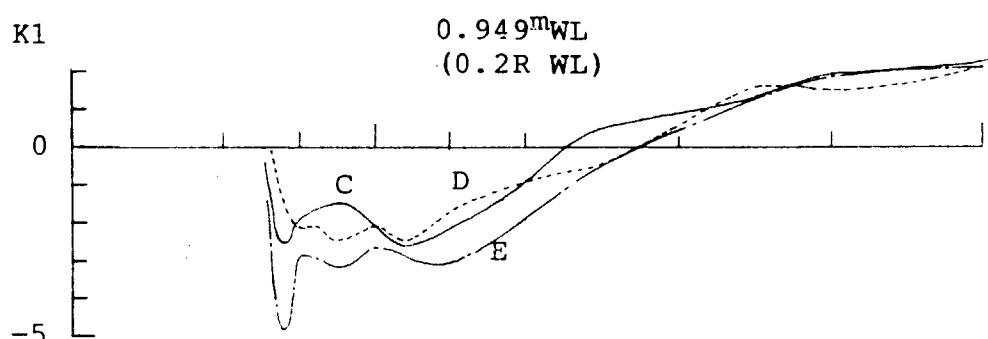
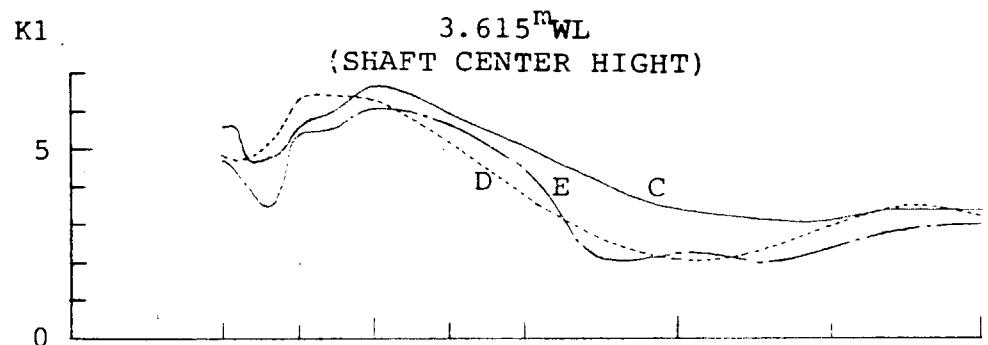
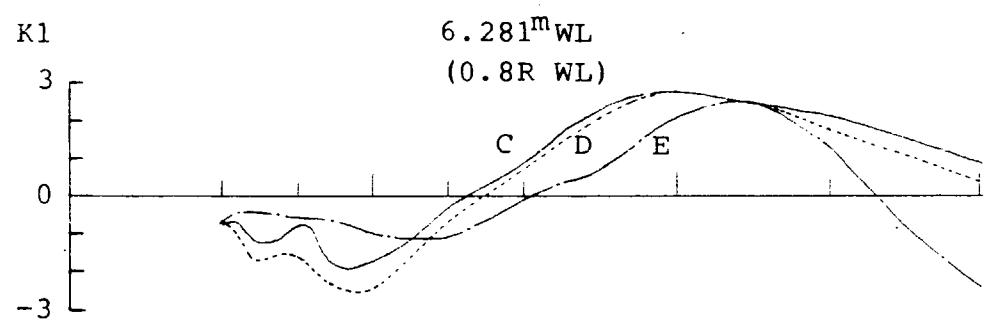


図 4.4.4.11 船長方向の流線の拡大・縮少率

5. あとがき

以上に詳細に述べて來たように、今年度は3ヶ年計画の研究の2年度目にあたり、プロペラの振動・騒音に関連する多くの項目について、理論計算及び実験が行われた。今年度に得られた主な成果は次のとおりである。

- (1) 実用的な実船伴流計測法を開発するための実験を行う準備をすゝめているが、ズーム・レンズ系、ピンホール・セクション、干渉フィルター、精密トラバース装置附属装置の購入を終了するとともに、精密トラバース装置については測定点が1.5～4.0 mの範囲で移動可能であることを確認した。また、ピンホール・セクションはかなり有効に光学的ノイズを除去し得ることが分った。
- (2) MAU型プロペラの数式表示について検討を行い、多項式表示によってきわめて良い近似が得られることが分った。
- (3) 非線形定常プロペラ揚力面計算を用いて、5種のプロペラの単独性能を計算し、スキー角、スキー分布及びピッチ分布の単独性能へ及ぼす影響を明らかにした。
- (4) スキー角45°の4翼MAU型可変ピッチプロペラ6個について単独試験を行い、展開面積比0.40及び0.55に対して基準ピッチ比1.10、0.90及び0.70の単独性能を与えた。このとき翼角はそれぞれ6種類変化させている。
- (5) ピッチ比0.9の展開面積比を異にする2個の可変ピッチプロペラについて、翼角0°における均一流中のキャビテーション試験を実施し、パケット図を求めた。展開面積比の大きい方がキャビテーション発生範囲のかなり小さいことが示されている。
- (6) ダミー・モデルを用いて、スキーを異にする3個のプロペラについて、ペアリングフォース、サーフェス・フォース及び船尾変動水圧の計測を行い、ペアリング・フォースとサーフェス・フォースの両方に対して、その軽減にスキーの有効であることが分った。
- (7) ダミー・モデル後におけるプロペラのキャビテーション観察によると、スキーを異にする3個のプロペラともシート・キャビテーションを発生しており、発生範囲の最大となる翼角度はいずれも20°～45°であった。また、キャビテーション・トンネルにおけるキャビテーションの発生状況に比べると、やや不安定であった。
- (8) レーザ光散乱法により、スキー量の異なる3個のプロペラについて、キャビティ・ボリュームの計測を行い、キャビティ厚みの形状が各半径位置及びスキー量によって変化する様子を明らかにした。また、ピンを用いる方法でもキャビティ厚みの計測を行ったが、翼端のスーパー・キャビテーション状態になった領域でのみ、両者の値は良い一致を示し、その他の領域では、ピンの計測値は薄目の値を与える。
- (9) 同一の模型プロペラに対して4種類の船尾変動圧力の測定実験が行なわれた。これらは本来同じ値を与えるべきものであるが、実測値はかなりのバラツキを示した。ただスキー角の効果を普通プロペラに対する割合で表わす場合にはいずれの測定結果もかなりよい一致を示し、サーフェス・フォースの軽減に対しスキーの有効であることが明確に示された。
- (10) 気泡トレース法及び非定常空洞の計算法によってキャビティ・ボリュームの理論計算を行なうとともに、Vorusの方法によってサーフェス・フォースの計算を行なった。理論計算によって求められた値は前述のバラツイている実験値のはば平均的な値を与え、またスキー量変化の影響等についてはその傾向を良く表わしている。
- (11) スキー量を異にする3個のプロペラについて騒音計測を行った結果、スキーを大きくすると騒音も減少することが分った。
- (12) 船体後半部のフレームライン形状及びバルブ形状を異にする4隻の模型船を種々の理論的、経験的検討の上設計し、これらの模型船について理論による流れの計算及び伴流分布の計測を行い、船型と伴流分布の関係がある程度明らかにすると同時に、かなり均一な伴流分布を得ることに成功した。

この研究の最終年度にあたる昭和57年度には次のような研究を行う予定である。

(1) 実船伴流計測のためのシミュレーション試験

LDV 検定用補助水路などの製作、コヒーレンス度計測装置の購入を行うとともに、前年度購入の光学系、精密トラバース装置附属装置等を含めて計測システムを完成し、レーザドップラ流速計のシミュレーション試験を行なう。

(2) 実船キャビテーションの観測実験

本研究の最終目的は実船の船尾振動及び騒音を軽減することにあるので、各種の模型試験や計算結果を実船における計測結果と対比させる必要がある。実船試験の対象船としては種々の理由から航海訓練所の青雲丸が選ばれ、この船に適当と思われるハイスキー・プロペラの設計・製作を行うとともに、青雲丸所有の在来型プロペラと新しく製作するハイスキー・プロペラ装備の2状態において、キャビテーションの観測及びキャビティ厚さ、変動圧力、騒音等の計測を行う。

(3) プロペラ・フォース推定法の研究

実船および実船試験に使われる2個のプロペラに対応する模型船及び模型プロペラを製作し、伴流計測、プロペラの単独試験及びキャビテーション試験を行うとともに、実船プロペラを対象としてのサーフェス・フォース及びキャビティ・ボリュームの理論計算を行う。

(4) 船尾形状と伴流の研究

船尾形状と伴流との関係資料調査を行うとともに、伴流分布の理論計算を行う。

(5) 実船試験を行うための供試船について検討を行った。その結果、運輸省航海訓練所の御好意により、同所所属青雲丸が供試船と決定した。さらに、本船を使用しての計測項目、試験方法などについての検討をも行った。