

本調査研究はモーターボート競走公益資金による
(財)日本船舶振興会の補助金を受けて実施したものである

第196研究部会

船尾形状設計法(粘性流場) に関する研究

報告書

昭和62年3月

社団法人
日本造船研究協会

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和61年度補助事業「船尾形状設計法（粘性流場）に関する研究」として、日本造船研究協会第196研究部会が実施した成果をまとめたものである。

本研究部会委員ならびに関係者は次のとおりである。

第196研究部会委員名簿

（敬称略、順不同）

部会長	田中一朗（大阪大学）	姫野洋司（大阪府立大学、61.8～62.3）
幹事	鈴木敏夫（大阪大学、61.4～7）	田古里哲夫（東京大学）
委員	乾崇夫（玉川大学）	梶谷尚（東京大学）
	姫野洋司（大阪府立大学）	池畠光尚（横浜国立大学）
	茂里一紘（広島大学）	中武一明（九州大学）
	多賀野寛（日本造船技術センター）	上田隆康（船舶技術研究所）
	川口昇（三菱重工業）	武隈克義（三菱重工業）
	田中陽（川崎重工業）	竹川正夫（住友重機械工業）
	平野雅祥（三井造船昭島研究所）	藤本留男（日立造船船舶設計所）
	副島俊二（三井造船）	引野正己（日立造船技術研究所）
	笠原良和（日本鋼管）	山口誠之（日本鋼管）
	津田達雄（明石船型研究所）	小柴幸雄（石川島播磨重工業）
	荻野繁之（サノヤス）	富永博之（佐世保重工業）
	塩谷政人（尾道造船）	中崎正敏（大阪造船所）
	浜崎準一（常石造船）	鈴木龍敦（幸陽船渠）
	大森丈治（ナカシマプロペラ）	伊藤政光（神戸製鋼所）
		深沢正樹（かもめプロペラ）

第196研究部会粘性小委員会委員名簿

主査	姫野洋司（大阪府立大学）	池畠光尚（横浜国立大学）
委員	田古里哲夫（東京大学）	茂里一紘（広島大学）
	鈴木敏夫（大阪大学）	武隈克義（三菱重工業）
	上田隆康（船舶技術研究所）	副島俊二（三井造船）
	田中陽（川崎重工業）	小柴幸雄（石川島播磨重工業）
	笠原良和（日本鋼管）	荻野繁之（サノヤス）
	富永博之（佐世保重工業）	塩谷政人（尾道造船）
	中崎正敏（大阪造船所）	浜崎準一（常石造船）
	鈴木龍敦（幸陽船渠）	

第196研究部会推進性能小委員会委員名簿

主査	中武一明（九州大学）	鈴木敏夫（大阪大学）
委員	池畠光尚（横浜国立大学）	姫野洋司（大阪府立大学）
	武隈克義（三菱重工業）	上田隆康（船舶技術研究所）
	田中陽（川崎重工業）	竹川正夫（住友重機械工業）
	小柴幸雄（石川島播磨重工業）	藤本留男（日立造船船舶設計所）
	荻野繁之（サノヤス）	浜崎準一（常石造船）

第196研究部会実験小委員会委員名簿

主査	鈴木敏夫（大阪大学，61.4~7）	多賀野 寛（日本造船技術センター，61.8~62.3）
委員	池畠光尚（横浜国立大学）	姫野洋司（大阪府立大学）
	茂里一絃（広島大学）	中武一明（九州大学）
	上田隆康（船舶技術研究所）	武隈克義（三菱重工業）
	引野正己（日立造船技術研究所）	笠原良和（日本鋼管）
	富永博之（佐世保重工業）	

討議参加者名簿

永松哲郎（三菱重工業）	日下祐三（三井造船昭島研究所）
橋本美貴（サノヤス）	木下義直（サノヤス）
佐々木紀幸（住友重機械工業）	坂本利伸（三菱重工業）
田中寿夫（日立造船技術研究所）	戸田保幸（大阪大学）

目 次

1. 緒 論	1
2. 船尾形状の理論的設計手法の概要と供試船型シリーズ	3
2.1. 設計手法の概要	3
2.1.1 船尾形状設計法の概要	3
2.1.2 粘性抵抗及び船尾粘性流場計算法の現状	3
2.1.3 自航要素の計算法の現状	4
2.2 シリーズ船型	9
2.2.1 母船型 (SR196-A)	9
2.2.2 シリーズの構成	9
3. 実験的調査	17
3.1 6m模型船による実験	17
3.1.1 抵抗・自航試験	17
3.1.2 プロペラ位置変更試験	18
3.1.3 流場計測	19
3.1.4 舵単独の抵抗計測	19
3.1.5 船後舵の抵抗計測	20
3.1.6 プロペラ荷重度変更試験	21
3.1.7 境界層内速度分布計測	21
3.1.8 船尾船体表面圧力分布計測	22
3.2 4m模型船による実験	59
3.2.1 抵抗・自航試験	59
3.2.2 流場計測	59
3.3 2m模型船による実験	74
3.3.1 抵抗・自航試験	74
3.3.2 舵力計測	74
3.3.3 流速分布計測	75
(1) 3孔管による計測 (A, B, C船型)	75
(2) 3孔管による計測 (G, H, S船型)	76
(3) 5孔管による計測	76
3.3.4 圧力分布計測	77
3.3.5 限界流線計測	79
(1) A, B, C船型の計測結果	79
(2) G, H, S船型の計測結果	80
3.4 考 察	154
4. 粘性抵抗および伴流の推定法	155
4.1 緒 言	155
4.2 粘性抵抗推定法	156
4.2.1 微小2次流れ境界層理論に基づく粘性抵抗の推定	156
(1) 満載状態の計算	156
(2) 軽荷状態の計算	157

4. 2. 2	3次元境界層理論に基づく粘性抵抗の推定	157
4. 2. 3	境界層近似解法による粘性抵抗の推定	159
4. 2. 4	ポテンシャル流れの計算を利用した形状影響係数の推定	160
4. 2. 5	理論計算パラメータを用いた形状影響係数の統計解析	162
4. 2. 6	ポテンシャル圧力を用いた粘性圧力抵抗の推定	163
4. 2. 7	水面流出運動量を考慮した粘性抵抗計算	164
4. 3	伴流および粘性流場の推定法	188
4. 3. 1	3次元境界層理論による船尾流速分布の推定	188
4. 3. 2	タイプシップ法による伴流分布の計算	189
4. 3. 3	渦拡散近似法による伴流分布の計算	190
4. 3. 4	総圧一定近似による伴流分布の計算	192
4. 3. 5	プロペラ作動による船尾流場への影響	194
4. 3. 6	有効伴流分布の簡易推定法	196
4. 3. 7	公称および有効伴流値の推定	198
4. 3. 8	ナビエ・ストークス方程式にもとづく船尾乱流場の計算	200
4. 4	結 言	235
5.	推進性能の推定法	236
5. 1	緒 言	236
5. 2	推進性能の理論計算及び考察	236
5. 2. 1	石川島播磨重工業㈱の計算	236
5. 2. 2	船舶技術研究所の計算	237
5. 2. 3	住友重機械工業㈱の計算	239
5. 2. 4	三菱重工業㈱の計算	242
5. 2. 5	常石造船㈱の計算	243
5. 2. 6	(㈱)サノヤス水島造船所の計算	244
5. 2. 7	横浜国立大学の計算	246
5. 2. 8	日立造船㈱の計算	246
5. 3	総括と結言	283
6.	結 論	285

1. 緒論

本研究報告は、昭和59年度から発足した「船尾形状設計法（粘性流場）に関する研究」の3年間の成果について述べたものである。

初年度研究の内容については既に造研研究資料No.382として刊行した。2年目の内容については簡易製本で部内報告にまとめている。今回の報告書は上記2冊の内容に加えて3年目の成果を含めてまとめたものである。ただし、1年目及び2年目の資料の内、まとめとして重要かつ便利なものは今回の報告にも含めたが、一部のものは重複をさけるため記述を省略したので、必要ならばそれぞれの報告書を参照されたい。

周知のように、船舶の運航性能に対する省エネルギー面での改善要求は近年益々増大し、抵抗並びに推進の両面から性能向上のための研究が活発に行われている。又、船内居住性改善の問題も極めて重要なテーマであり、振動・騒音の軽減に関する研究が広く実施されている。ところが、これらの問題は共に船尾粘性流場に密接にかかわっているために、それを支配する船尾形状の良否は船の性能を定めるキーポイントになる。

しかし、従来船尾形状の設計については多くの部分が経験的乃至は試行錯誤的であり、理論的指針がほとんどないのが実状である。例えば、肋骨線形状、水線形状、バトックライン形状などの決定はおそらくこのようになされていると考えられる。もちろん、これにはそれなりの理由があり、従来は船尾周りの粘性流場を理論的に解析・計算することが不可能であったからである。その原因として考えられるのは、支配方程式の複雑な非線型性と著しい3次元性、又、問題がいわゆる外部流問題であるため数値解析上大規模計算にならざるを得ないことなどである。

ところが、近年我が国を中心とする粘性流体力学の発展は目ざましいものがあり、初期の2次元境界層理論のレベルから発展し、現在では3次元境界層理論、厚い境界層理論（3次元、伴流も含む）のレベルにまで到達している。又、計算機の能力も飛躍的に向上し、大規模な非線型計算も次第に実行できるようになってきた。このような状況の中で、具体的に船型を与えてその周りの粘性流場を計算し、速度分布を求めることが十分可能となり、多くの計算例が報告され、実験との比較もなされるようになってきた。その結果は非常に有望であって、理論解析・計算の利点、精度、有用性などが明らかになってきている。そこで、この手法と成果を船尾形状の設計に応用し、船尾周りの粘性流場を理論的に求めることにより船尾形状と流場との関係をより明確かつ合理的に把握することができれば、船尾形状の設計に極めて役立つものと考えられる。現在、理論的に解析・計算が可能（一部は開発中）な情報量として次のようなものがある。ボテンシャル流の流速、流線、圧力分布／境界層内速度、圧力、摩擦応力分布、限界流線／粘性抵抗／公称伴流、有効伴流／推力減少率など。

このような理論的発展を背景に、本部会では、粘性流体力学の手法と成果を十分取り入れて船尾形状を合理的に設計する手法を開発することを目的として研究を実施した。研究内容としては、まず理論の特長と有効性を検討した後、それをを利用して船尾形状を設計する手法がどのように可能となるか、又それによる効果はどのように現れるかなどを検討し、更に、理論的結果が実際のデータとどの程度に一致するかを検証するため大小の模型船による実験も行うこととした。研究は3年間で、基本的には、当初、初年度は粘性流場と粘性抵抗、2年目に推進性能、3年目に方法論を確立するものとした。又、補足として、設計法の見通しが得られれば、それを応用して最高推進性能の船型を与えられた条件の下で設計し、その検証実験を行うことも計画した。しかし、研究の進歩に応じ計画は次第に複雑化、拡大化して、結局粘性流場と粘性抵抗は初年度から3年間、推進性能は2年目と3年目の2年間検討することとなった。一方、補足的に実施する予定の最高推進効率船型については種々の付帯条件をすべて考慮することは勿論不可能であるので、それを見い出すためのアプローチの一つとして、基本船型シリーズの結果を参考に別系統の船型変化を実施して、最適船型を設計するための手法を検討した。

以上が本研究部会の目的、背景、内容であるが、上述のとおり、本部会の眼目は粘性流体力学という基礎学問を実際の船型設計という応用技術に十分に取り入れようというものであって、従来各機関、造船所などで長年にわたり蓄積された資料、あるいは独自の考え方で開発された手法などを収集しようとするものではない。

船型設計の際要求される各種の所要条件を考慮しながら具体的な設計手順について研究することも目的とはしていない。あくまで、既に公表されている理論的手法、あるいは本部会で新たに共同開発した手法に基づき、それらが船型設計にどのように有効に利用できるか、又、その適用により船型の改良がどのように成されるかなどを検討するものである。換言すれば、船型の巨視的微視的形状が粘性流体力論でいかに合理的に説明できるか、従って又、いかに合理的に船型設計の指針が得られるかを求めようとするものであり、これにより従来のいわば経験的な船型設計法に代わるものとして、一つの新しい理論的設計法を開発することを目指した。

なお、本部会の研究に深い関連があるものとして昭和58年度から2年間実施されたSR200-13分科会がある。ここでは粘性流場の理論的計算法の調査が行われており、その成果はそのまま本部会の研究の予備的段階として役立つものである。従って、本部会では同種の調査は省略し、初年度から直ちに具体的研究を実施することにした。研究の実施に際しては、内容を二分し、理論解析・計算と模型船による実験に分けて検討を行った。特に2年目からは前者を更に粘性抵抗と推進性能の2項目に分け、それぞれの小委員会を組織し、同時に実験小委員会も発足させ、合計3小委員会で研究を実施した。

研究に際しては基準とする船型を定めることが好都合である。SRの過去の研究との関連を重視し、又、粘性流場が主眼であることを考慮し、低速肥大船の典型としてSR98部会の母型の船尾をタイプシップに選び、低回転大直径プロペラを採用するためプロペラ付近の形状を若干変更したものを母型とした。後はこれをベースに、理論解析結果を援用しながら船型変化のシリーズを定め、結局フレームラインシリーズ4隻とCpカーブシリーズ5隻の船型を研究対象船型に定め、これらについて実験、理論解析・計算を実施した。

実験に使用した模型の寸法は長さ6m、4m、2mの3種類で、これらに対し、曳航水槽、回流水槽、風洞を使用して実験を行った。実験項目は水槽により、又模型により若干異なるが、抵抗、自航、荷重度変更、境界層速度分布、伴流分布、圧力分布、舵力、プロペラ位置変更自航、レイノルズ応力分布、可視化等の各実験である。

一方、設計手法確立のため理論解析・計算を広汎におこなった。すなわち、まず粘性抵抗並びに粘性流場の検討のため3次元境界層並びに伴流理論に基づき境界層及び伴流の諸特性を与船型から計算する手法を調査、整理、分析した。また同時に、粘性抵抗を求める方法についても資料の整理、分析を行った。その結果に基づき、代表的かつ有望な方法について具体的に与船型から境界層及び伴流性を計算し、計算法の有用性、精度、限界などを調査した。

粘性流場、抵抗と同時に推進性能の解析・計算についても現存の各種方法について分析・検討した。具体的にはポテンシャル流計算を骨組とし、粘性影響を必要に応じ考慮するという手法を中心に、船型（プロペラも含み）、伴流、抵抗を与えて、推力減少率、有効伴流、推進器効率比などを計算し、実験値と比較検討して計算法の妥当性、問題点などを調査した。

以下に章を追って各項目について説明する。

2. 船尾形状の理論的設計手法の概要と供試船型シリーズ

2.1 設計手法の概要

2.1.1 船尾形状設計法の概要

船尾形状の設計を行う場合には、船体形状によって強く影響される推進性能とプロペラに起因する振動・騒音に対する配慮が万全でなければならない。推進性能は、通常船体抵抗とプロペラの単独性能及び船体、プロペラ、舵の間の相互干渉とに分けて考えられる。船型可分原理〔1〕を適用できる中・低速船の場合には、船首部の形状は主として造波抵抗と関係し、船尾部の形状は主として粘性圧力抵抗、プロペラ面の伴流分布、自航要素と関係し、船首部と船尾部はそれぞれ独立に設計することができる。従って、船尾形状の決定に際しては、上記の船尾部によって強く影響される性能要素を良くして推進性能を向上させるとともに、プロペラ面の伴流分布を周方向に均一化することにより、船尾の振動・騒音の原因となるプロペラ起振力ならびにプロペラキャビテーションを低減することが必要である。

これらの目標を念頭に置いて設計者は船尾形状を考え、その形状で満足な性能が得られるかを検討し、不具合点がある場合には船尾形状に改良を加えて再度性能の確認を行う。このような形状の改良と性能の確認の繰り返しが船尾形状の設計における主な作業であり、その流れを図2.1.1に示す。

船尾形状によって値が大きく変化する粘性抵抗や自航要素などの複数の性能要素は、いずれかを良くすれば他の悪くなるという場合が多く、精度良く性能評価をするためには個々の要素が性能に及ぼす得失を的確に推定せねばならない。また、船尾形状の改良を確実且つ迅速に行うためには、船体まわりの流速分布や圧力分布などの情報を基に、船型が各性能要素に対してどのように影響しているかを理解することが重要である。理論計算は船尾形状の改良に役立つ多くの情報を比較的簡単に提供してくれるから、性能推定の精度向上ならびに設計作業の効率化を考える上で欠かすことのできない存在である。

以下の2.1.2節及び2.1.3節では、粘性抵抗及び自航要素の理論計算法の現状について概説する。

(石播 小柴 幸雄)

2.1.2 粘性抵抗及び船尾粘性流場計算法の現状

船尾粘性流場を推定するということは、単に粘性抵抗を推定するためだけではなく、その中でプロペラが作動するということから、プロペラ面での伴流分布の推定、自航要素への粘性影響の推定等にも関連し、船尾形状を設計するに際し最も基礎的なことであると言える。しかし、理論的にはその支配方程式(N-S方程式)にても、又、簡略化された境界層方程式(Parabolic方程式)にても)が強い非線形性を有し、しかも流れが乱流であるということから、船体周りの流場計算が長い間困難であった。このため、船尾形状の設計は水槽試験結果を基に経験的に、又、試行錯誤的に成ってきたというのが現状であろう。

ところが近年の計算機の発達に伴い、船体周りの粘性流場の理論計算法が急速に発展してきた。種々の計算法が公表されているが、基礎方程式で分類すると、近似度の低い順から、境界層方程式、Partially Parabolic方程式、レイノルズ平均N-S方程式、そして完全N-S方程式を使用した計算方法がある。

第一次近似である境界層方程式を使用した計算法は最も古くから船体周りの粘性流場の推定に使用されて来ており、数多くの方法が報告されてきた。方程式として、微小2次流れの仮定に基づく境界層方程式、又は3次元境界層方程式が一般的に使用されているが、特殊な場合として軸対称の境界層方程式も利用されることがある。これらの解法としては、層内の流速分布をあらかじめ簡単なモデルで仮定しておき運動量厚等の境界層諸量を求める積分法と、層内の流速分布を直接求める微分法とに分類される。これらの境界層の計算方法については、姫野・奥野〔2〕が具体的に計算例を示しつつ詳細に解説しているし、1980年に開催された“Workshop on Ship Boundary Layers”〔3〕でも多くの計算法の比較が行われた。

一方、境界層が急激に厚くなる船尾流場においては、薄い境界層近似が成立しないというPatel等〔4〕

の研究が発端となり、厚い境界層又は高次境界層理論を使った計算、Partially Parabolic の計算、そして又、領域分割法による計算等があいついで報告された。最近ではレイノルズ平均N-S方程式を使用した計算にまで船尾流場の計算法が高次化、厳密化しつつある。最近の成果は1985年にあいついで開催された“2nd Symposium on Ship Viscous Resistance”〔5〕及び“Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow”〔6〕にて報告されており、ビルジ渦を含む伴流分布の推定、圧力分布の推定、粘性抵抗の推定、そして又、尺度影響等の調査とその成果を上げつつある。しかし、これら高次の方程式を使用した計算方法はいずれもまだ研究段階であり、日常の船型設計に利用できる様になるまでは、まだしばらく時間が掛かりそうである。

一方、理論の不完全さはそのままとしても、船型設計に利用するという実用的観点から、理論計算結果と実験結果との相関を調べたり、数値計算法に工夫をしたりして、粘性抵抗や船尾の流速分布等を推定する方法が3、4年前から報告されるようになった。これらの方法を表2.1.1及び表2.1.2に示すが、参考のために高次の方程式を使用した国内の主な方法も一諸に示しておく。

表2.1.1に示した粘性抵抗推定法のうち、実用的な方法はいずれも理論計算結果と実験結果との相関を調査しておき、計画船の理論計算結果から粘性抵抗を推定する方法である。橋本等の方法は、従来から用いられてきた様な推定チャートを使用するものであるが、その際船尾肥大度等の形状パラメーターの代わりにボテンシャル計算で求まる圧力分布等の理論的パラメーターを用いるものである。小柴の方法は、ボテンシャル計算結果と修正チャートを併用して実際の船尾圧力分布を推定し粘性圧力抵抗を求めようとしたものである。一方、姫野-石井の方法は、理論計算を更に境界層計算にまで進め、運動量損失抵抗成分に2次流れによる渦抵抗成分を加えて粘性抵抗を直接推定しようとするものであるが、各々の抵抗成分に更に経験定数を乗じて推定精度を上げようとしている。

上記と同様に計測結果を併用して船尾流速分布を推定しようとしたのが永松の方法である。これは、類似船型についての計測結果と境界層及び近傍後流の計算結果との相関を計画船での計算結果に適用して実際のプロペラ面での伴流分布を推定しようとしたものである。一方、理論計算のみで推定できればそれに越したことはない訳で、それを試みようとしたものの一つが副島の方法である。これは、従来の境界層計算方法では船尾端近傍にて推定精度が悪くなったり計算不可能になったりするため、圧力分布の設定方法に工夫をこらし伴流域にまで計算を可能にしようとしたものである。又、茂里等の方法は、伴流域を境界層内で生成された渦度が拡散しながら流れてきた渦領域であるとみなし、摩擦伴流を渦度による誘起速度として計算するものである。これらの粘性流としての計算に対し、岡島等の方法は、船尾端近傍では粘性による総圧損失が小さいことから非粘性渦有り流れと仮定し、流線追跡法によって船尾流速分布を求めようとしたものである。

上記の推定法のうち、実験との相関を考慮した方法はいずれも初期設計の段階である程度実用に供されている様であるが、経験定数や修正チャート等の適用範囲や推定誤差を十分知った上で使用することが大切である。又、プロペラ面での伴流分布等を理論計算で直接推定する方法は、特に肥大船の様に強いビルジ渦が存在する場合には絶対値としての精度はあまり望めないが、船型間の定性的な関係を問題にする様な場合にはその検討材料として期待できるのではないかと考えられる。

(三井造船 副島 俊二)

2.1.3 自航要素の計算法の現状

船の推進性能は船体抵抗と推進効率によって決まる。このうち推進効率はプロペラ単独効率、及び船体とプロペラの干渉による船殻効率と推進器効率比とに分けられる。プロペラ単独効率はシリーズプロペラによる単独試験から作成されたチャートによって精度よく推定される。また、理論的には揚力線理論や揚力面理論(薄翼理論)、さらにはパネル法などの厚翼理論によって、かなり高い精度で推定ができるようになってきた。

船盤効率は推力減少係数と有効伴流係数によってきまるが、これと推進器効率比の3つを自航要素と呼んでいる。自航要素は抵抗試験、プロペラ単独試験及び自航試験から推力一致法（あるいはトルク一致法）により実験的に求められている。一方、船体・プロペラ・舵の相互干渉を考慮した理論計算によって自航要素を求める方法として山崎・中武の方法があり、我が国ではかなり実用化されている。

山崎・中武の方法のように自航状態をシミュレーションするのではなく、個々の自航要素を理論計算する方法は多く発表されている。その代表的なものを表2.1.3に示している。

船体とプロペラの相互干渉として古くから注目されているのは推力減少係数で、その理論的取扱いの基礎を与えたものとしてDickmannの研究が有名である。その後、多くの理論的研究がなされており、これらの研究から推力減少係数の成分のうち、Lagally Forceとして求められるポテンシャル成分が主要なものであること、回転対称体では定量的にもよい推定ができることが分かってきた。しかし一般的の船型、特に粘性影響が大きいと予測される肥大船型の船型変化やプロペラ位置変化に対する推力減少係数の変化をこれらの理論計算法によってどの程度推定できるかを調査した例は少ない。

有効伴流係数と公称伴流係数は、一般には一致しない。この原因としてプロペラ面の流場の不均一性やプロペラの鏡像効果について検討されたが、これらの影響は小さいことが分かった。一方、プロペラの作用による船尾境界層や伴流の変化（渦度分布の変化）が大きいことが最近の研究で明らかになってきた。このようなPropeller-Wake Interactionの研究はまず回転対称体について行われ、つぎに三次元船型についての理論計算が試みられるようになってきた。また、実用的な方法として、計測された公称伴流から有効伴流を計算する方法が開発されつつある。

推進器効率比はプロペラ面の流場の不均一性によるもので、理論計算法としては池畠の方法や山崎・中武の方法がある。

（三菱重工 永松 哲郎）

参 考 文 献

- [1] 谷口中、渡辺恭二、田村欣也、船型可分原理による肥大船型の新設計法、日本造船学会論文集、第120号、1966
- [2] 姫野洋司、奥野武俊、境界層理論と船体まわりの粘性流場、船型設計のための抵抗推進理論シンポジウム、日本造船学会、1979
- [3] Larsson,L., SSPA-ITTC Workshop on Ship Boundary Layers 1980, SSPA Report, Nr.90, 1981
- [4] Patel, V.C., Nakayama, A. and Damian. R., Measurements in the thick axisymmetric turbulent boundary layer near the tail of a body of revolution, J. Fluid Mech., vol. 63, part 2, 1974
- [5] Proceedings of 2nd International Symposium on Ship Viscous Resistance, SSPA, 1985
- [6] Proceedings of Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow, 1985

表 2.1.1 粘性抵抗推定法

推 定 手 法	理 論 計 算	抵 抗 成 分	文 献
理論計算結果と実験結果との 相関関係を調査しておき、計 画船の粘性抵抗を推定する。	ポテンシャル計算 (Hess-Smith 法)	形状係数 (K)	橋本等 [1986, 関西]
	境界層計算 (積分法)	粘性圧力抵抗成分	小柴 [1986, 西部]
理論計算による直接推定	高次境界層方程式 (積分法)	運動量損失抵抗及 び渦抵抗成分	姫野 - 石井 [1983, 造学]
	Partially Parabolic 方程式	摩擦抵抗成分 及び 粘性圧力抵抗成分	永松 [1980, 造学]
	レイノルズ平均 N-S 方程式		村岡 [1980, ONR]
			白勢等 [1985, SSPA Symp.]

表 2.1.2 船尾流速分布推定法

推 定 手 法	理 論 計 算	文 献
理論計算結果と類似船型の計測結果 から計画船の伴流分布を推定する。	境界層計算 (積分法)	永松 [1984, 三菱技報]
		副島 [1985, Osaka Colloq.]
理論計算による直接推定	渦拡散方程式	茂里等 [1981, 西部]
	総圧一定近似法	岡島等 [1985, 関西]
	Partially Parabolic 方程式	村岡 [1980, ONR]
	レイノルズ平均 N-S 方程式	児玉 [1985, Osaka Colloq.]

表 2.1.3 自航要素計算法

推力減少係数	Dickmann	(1938, Ingenieur-Archiv)	運動量理論
	Korvin Kroukovsky	(1956, ISP)	Lagally Force(回転体)
	Tsakanas-Jacob	(1960, JSR)	粘性影響(回転体)
	Beveridge	(1969, JSR)	Lagally Force
	Nawacki-Charma	(1971, Michigan)	自由表面影響
	小寺山・田中	(1974, 関西)	粘性影響(回転体)
	石田	(1978, ONR)	加速度ボテンシャル
	Dinavahi-Landweber	(1981, IIHR)	粘性影響
	足達	(1983, 造学)	Lagally Force
有効伴流係数	山崎他	(1970, 西部)	鏡像効果
	池畠	(1976, 関西)	流場の不均一性
	Huang-Cox	(1977, Oslo Symp.)	渦度方程式(回転体)
	Nagamatsu-Tokunaga	(1978, 造論)	渦度方程式(回転体)
	Breslin et al.	(1982, SNAME)	渦度方程式
	日夏	(1984, 船研)	境界層方程式
	Zhou-Yuan	(1984, ONR)	Streamline Curvature法
	Stern-Patel	(1986, ONR)	Partially Parabolic Flow
	佐藤・永松	(1986, 造論)	境界層方程式
推進器効率比	Dyne	(1986, Wuxi Symp.)	運動量理論
	戸田他	(1987, 関西)	渦度方程式
	山崎・中武	(1970, 西部)	推力一致法
	Schwanecke	(1975, Schiffstechnik)	運動量理論
	池畠	(1976, 関西)	翼素モデル

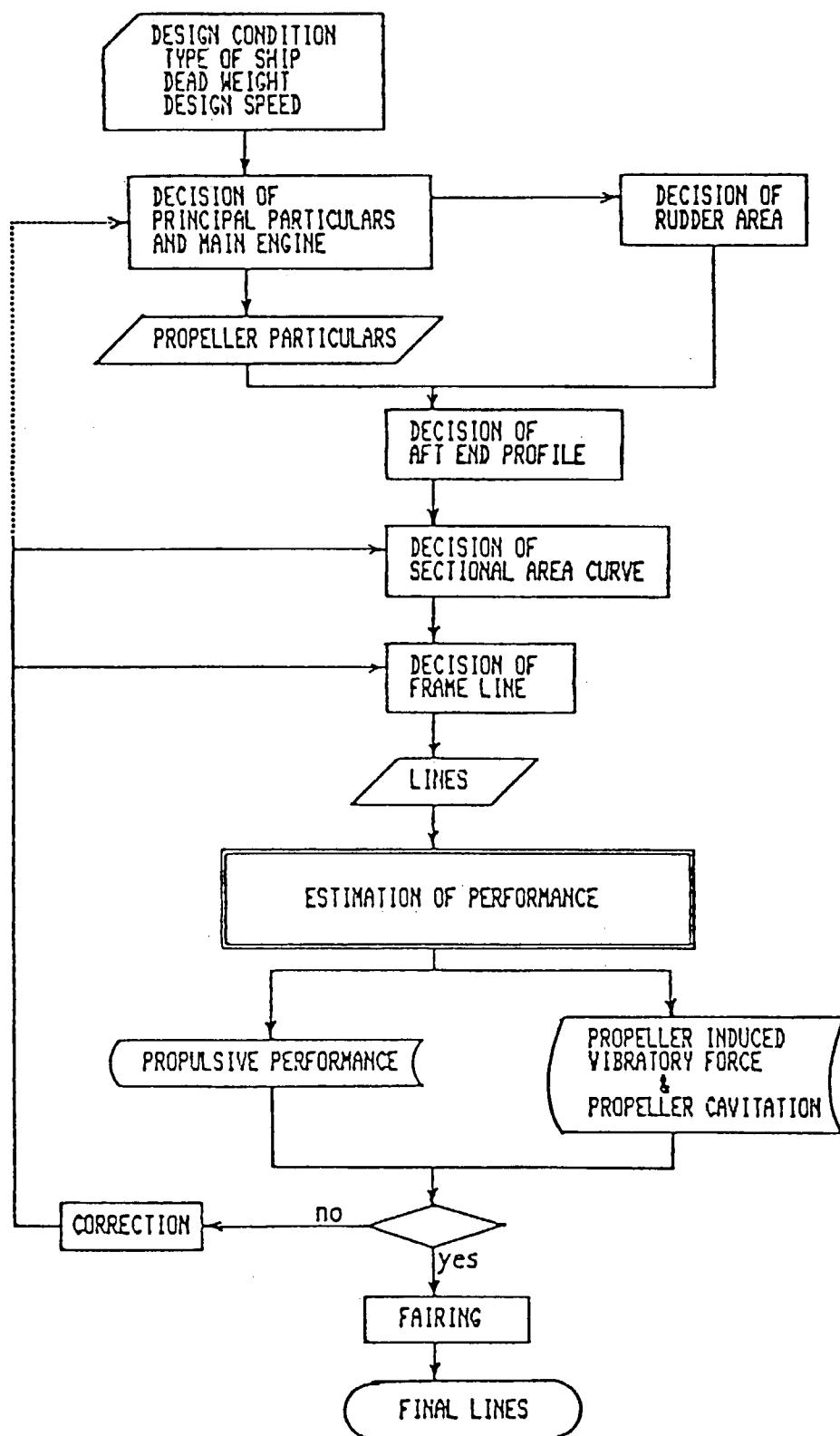


図 2.1.1 船尾形状設計作業の流れ図

2.2 シリーズ船型

2.2.1 母船型 (SR 196-A)

本研究では研究対象船として、230,000 DWT型タンカーを想定し、母船型の形状はこれまでの SR の肥大船に関する研究を参考にして決定した。

船首には大型の突出形の船首バルブを有し、また船尾には低回転大直径プロペラの採用を考慮して、ショーピースのない、いわゆるマリナー型船尾を採用した。

主要目を表 2.2.1 に、正面線図及び船首尾形状図を図 2.2.1 に示す。

表 2.2.1 主要目

D.W	(ton)	230,000
Lpp	(m)	320.00
B	(m)	53.30
d	(m)	19.30
Δ naked	(ton)	269,900
L/B		6.00
B/d		2.76
Cb		0.802
Cp		0.806
C \otimes		0.995
ℓ_{cb}	(% Lpp)	-2.56
main Enging		Diesel
max Output		27,200 BHP \times 72 rpm
Prop. Dia (m)		9.30
Vs	(knot)	14.0

2.2.2 シリーズの構成

これまでの研究から、船尾粘性流場と強い相関があることが知られている船尾フレームライン形状と船尾 Cp カーブ形状について調べることが重要であるとの判断から、本研究では、次の二つのシリーズ船型を設計し、計算及び実験に供することとした。

(1) フレームライン・シリーズ

母船型を中心としてフレームライン形状をV型及びU型とした船型、及びスターンバルブ船型で且つフレームライン形状をバトックフロー型の極V型とした船型の計4種の船型で構成される。

尚、各船の Cp カーブは母船型の Cp カーブと同一となっている。

(2) Cp カーブ・シリーズ — (その1)

母船型の Cp カーブ形状を次に示す手順で変更して肩張り、肩落ち、さらに肩落ちの3種の Cp カーブを定めた。即ち、Cp カーブを

$$C_p(\xi) : C_{po}(\xi) + \Delta C_p(\xi)$$

ここで $C_{po}(\xi)$: 母船型の Cp カーブ

$$\Delta C_p(\xi) = \Delta C_{p\max} + \text{const} \times (\xi - a)^3 (\xi - b)^3 (\xi - \frac{a+b}{2})$$

$$\begin{aligned}
 \xi &= 0 & \text{at} & \text{AP} \\
 \xi &= 0.5 & \text{at} & \otimes \\
 a &= 0.50 & (\text{S.S. } \frac{1}{2}) \\
 b &= 0.875 & (\text{S.S. } 3\frac{7}{8}) & \} \text{ 変更区間}
 \end{aligned}$$

で表すとき、 $\Delta C_{p_{max}}$ の値で C_p カーブの形状が変化する。このシリーズの構成を表 2.2.2 に示す。

表 2.2.2 C_p カーブシリーズ（その 1）

船型名	$\Delta C_{p_{max}}$	形 状
SR 196-D	+ 0.015	肩張り
SR 196-E	- 0.015	肩落ち
SR 196-F	- 0.025	さらに肩落ち

尚、フレームライン形状は、各船型共に、母型船のフレームラインを断面積に合わせて前後させて決定した。

(3) C_p カーブシリーズ（その 2）

C_p カーブの変更範囲を拡げると共に、変更量を大きくする目的で ΔC_p を次の 4 次式で与えた。

$$\Delta C_p(\xi) = \Delta C_{p_{max}} \times \text{const} \times (\xi - a)(\xi - b)^2(\xi - \frac{3a + 2b}{5})$$

ここで

$$a = 0.125 \quad (\text{S.S. } \frac{1}{8})$$

$$b = 4.5 \quad (\text{S.S. } 4\frac{1}{2})$$

$$\Delta C_{p_{max}} = - 0.050.$$

フレーム・ライン形状は、母型のフレームラインを断面積に合わせて前後に移動したもの（SR 196-H）と、V型としたもの（SR 196-G）の 2 種を設計した。

以上各船型共、主要目、排水量は同一であり、且つ船体前半部は母船型と同一としている。

検討したシリーズのうち C_p カーブシリーズ（その 1）の SR 196-D, E, F は検討のみにとどめ、実験は実施しないこととなった。

各船型の名称及び模型船番号をまとめて表 2.2.3 に、また C_p カーブの比較を図 2.2.2 ~ 2.2.3、正面線図の比較を図 2.2.4 ~ 2.2.5 に示す。

表 2.2.3 シリーズ一覧表

シリーズ	船型名	模型番号	C_p カーブ	フレームライン
フレームライン	SR 196-A	M. № 4008	母型	母型
	SR 196-B	M. № 4009	母型	V型型
	SR 196-C	M. № 4060	母型	U型型
C_p カーブ (1)	SR 196-D	—	肩張り	母型
	SR 196-E	—	肩落ち	母型
C_p カーブ (2)	SR 196-F	—	さらに肩落ち	母型
	SR 196-G	M. № 4108	肩落ち	V型 (SR 196-B に近い)
フレームライン	SR 196-H	—	SR 196-G	母型
	SR 196-S	—	母型	極V型 バルブスター

（川崎重工 田中 陽）

SR 196-A (M.NO. 4008)

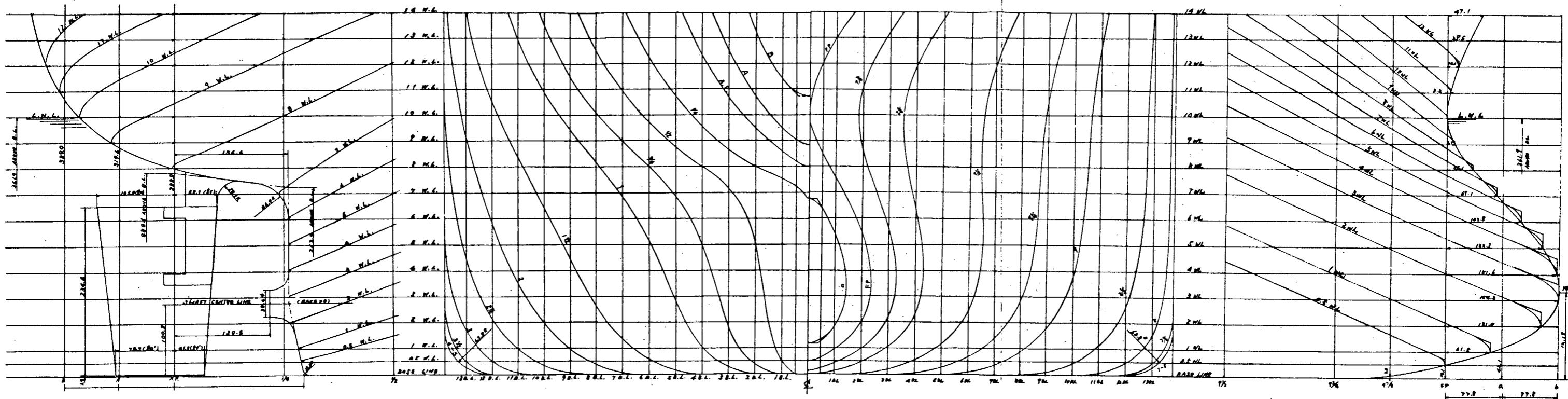


図 2.2.1 SR 196-A (母船型) 線図

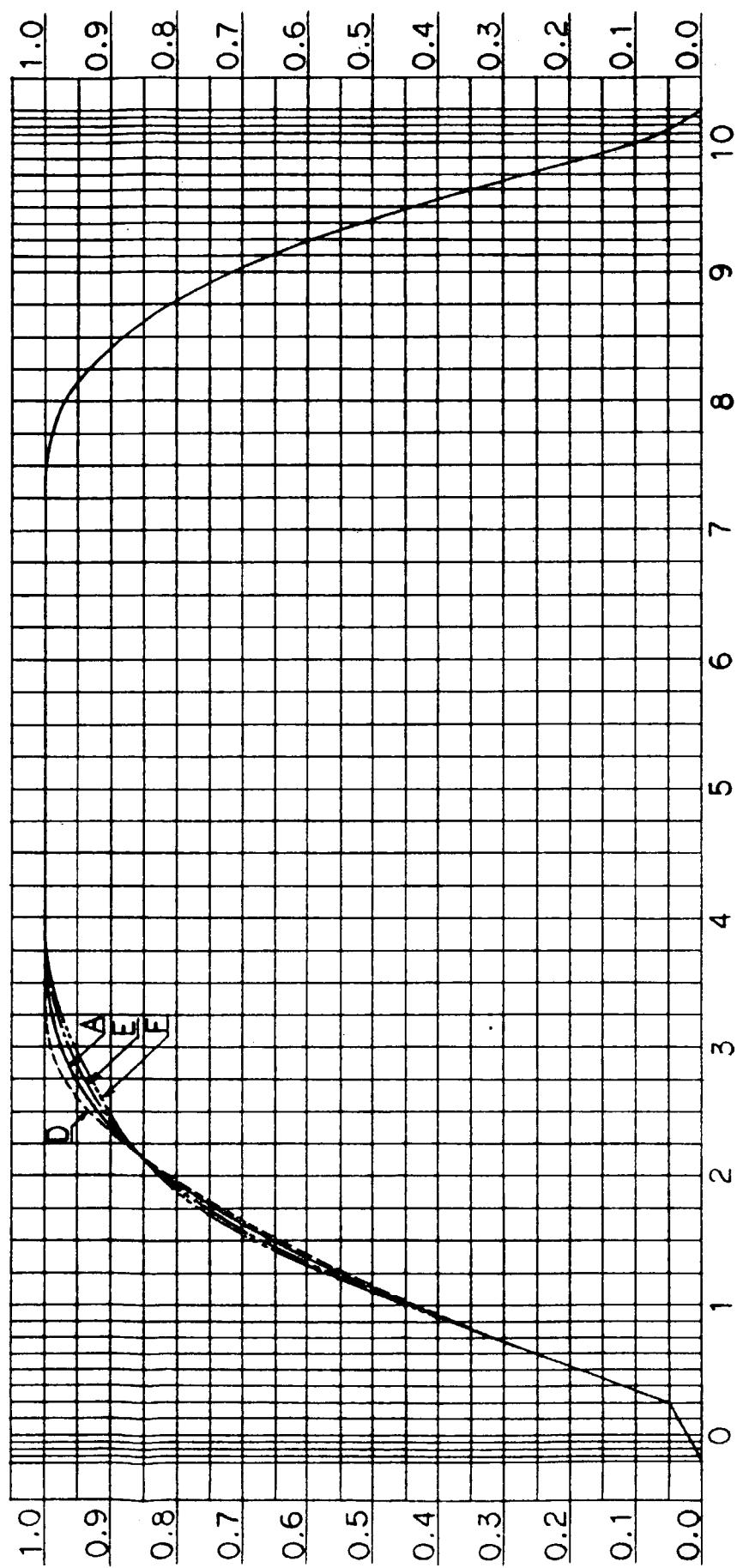


図 2.2.2 C_P カーブ (τ_{01})

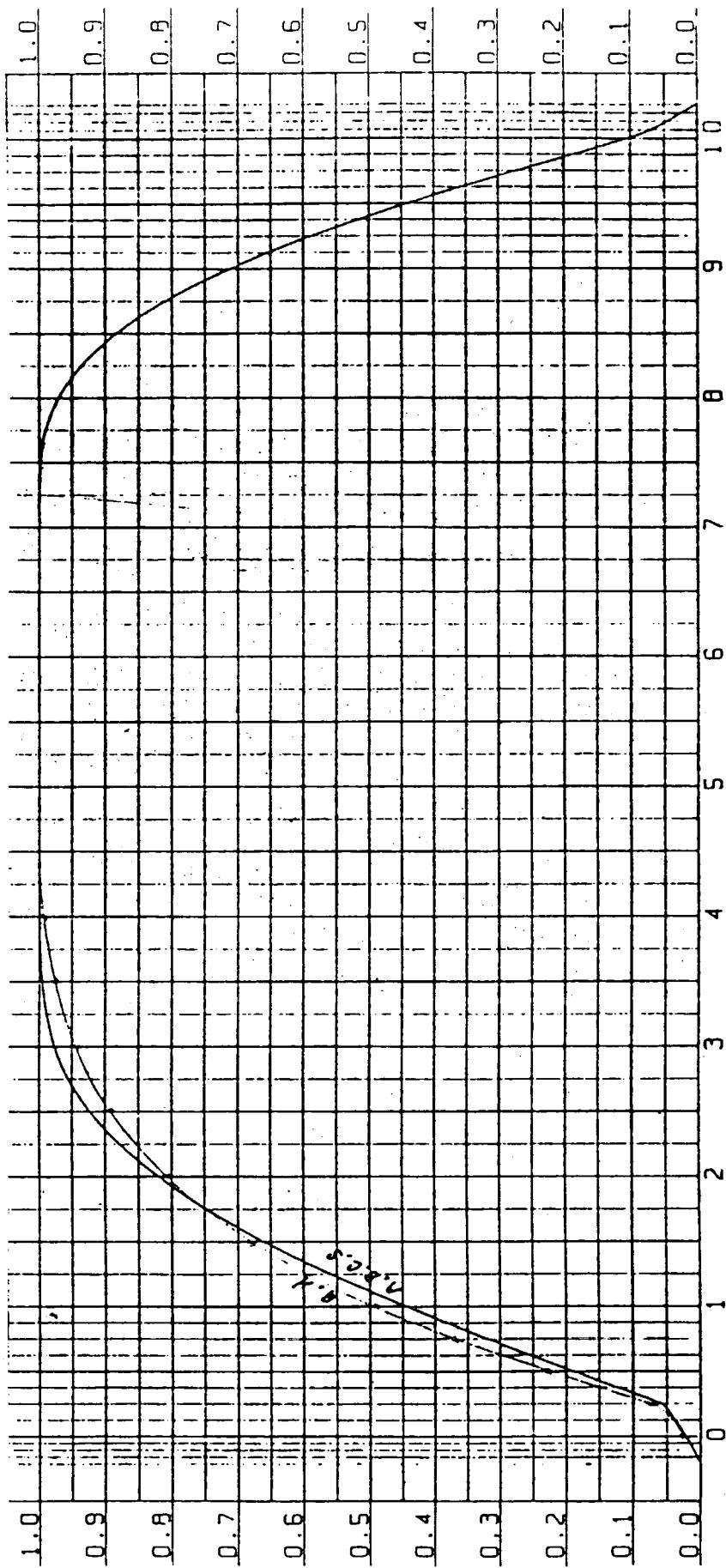


図 2.2.3 C_p カーブ (図 2)

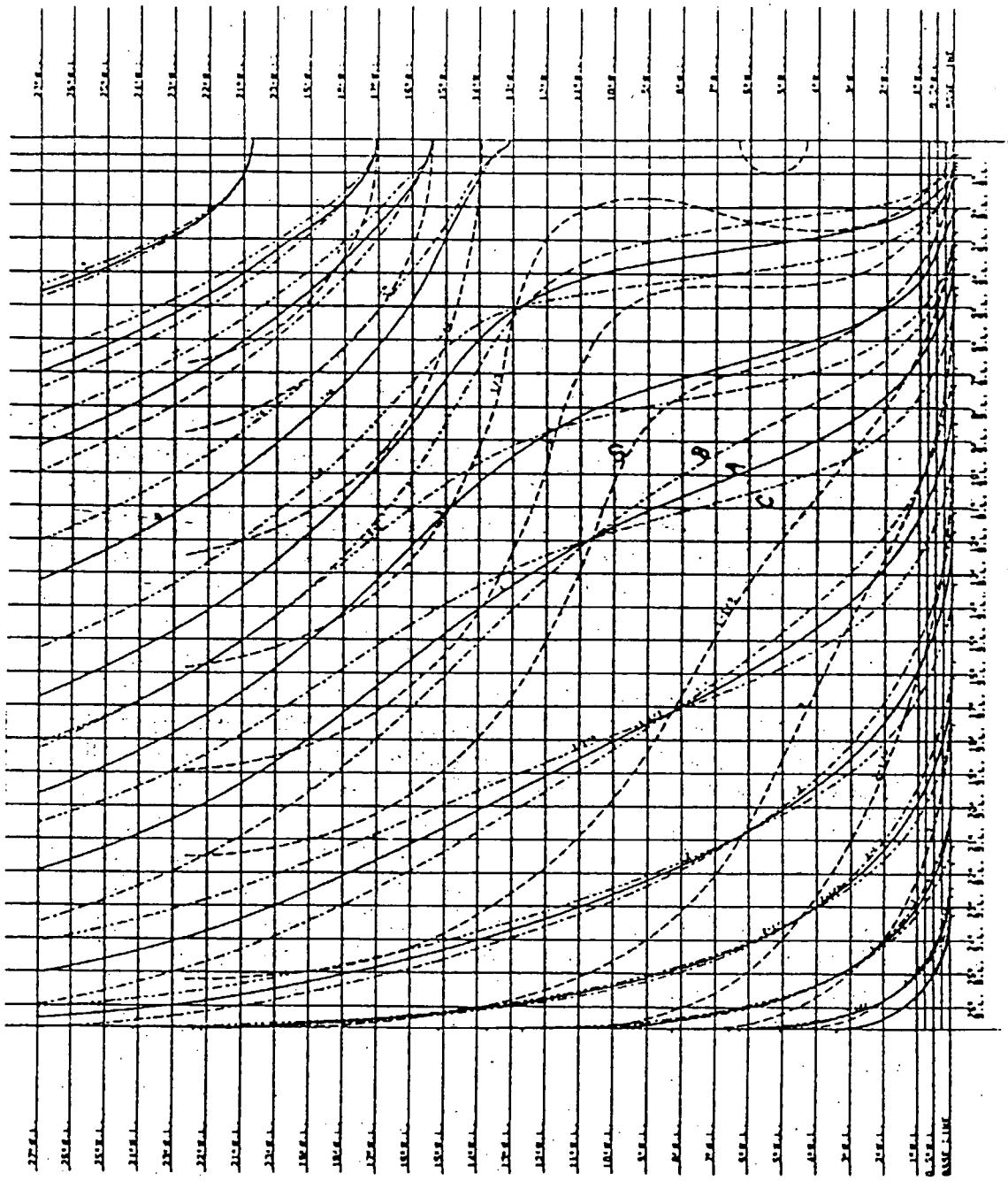


図 2.2.4 フレームラインシリーズ 正面線図

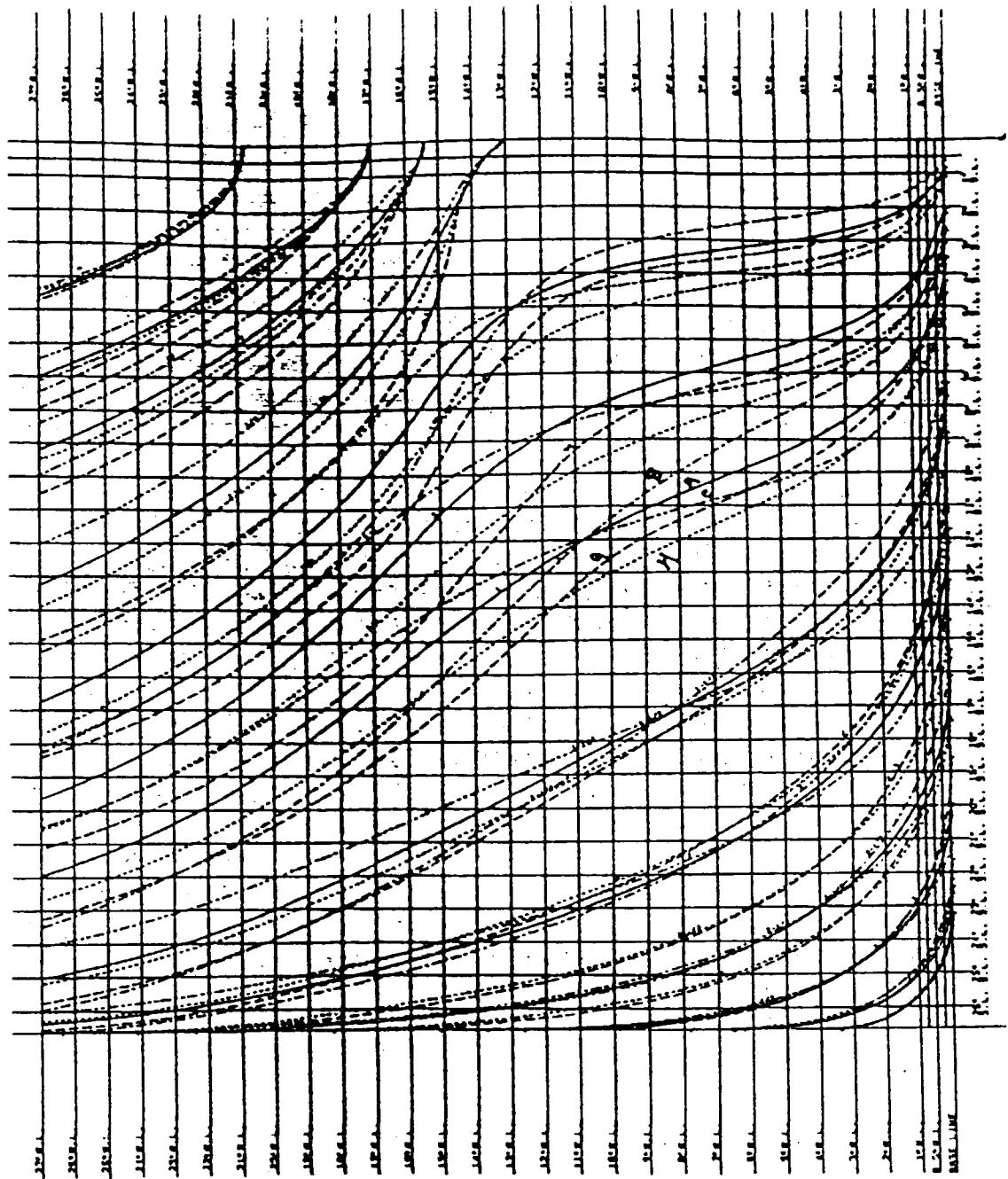


図 2.2.5 C_P カーブシリーズ (その2) 正面線図

3. 実験的調査

供試模型船のうちSR196 A, B, C 及びGについては、長さ6 mの模型船を作成し、船舶技術研究所及び日本造船技術センターの曳航水槽において、抵抗・自航試験、船体周りの流場計測及び舵力の計測等を行った。さらにその模型船から舵を取り外し、舵単独の抵抗試験を九州大学の曳航水槽で行った。

SR196 B 及びCについては、長さ4 mの模型船を作成し、横浜国立大学及び広島大学の曳航水槽において抵抗・自航試験及び流場計測を行った。

供試船型6船型(A, B, C, G, H, S)全部について、2 m模型船を作成し、大阪府立大学、日立造船、佐世保重工業及び日本鋼管の回流水槽において、抵抗・自航試験、流場計測、舵力計測、流場観測等を行った。これらの模型船のうちSR196 A 及びCについては、大阪大学の曳航水槽で抵抗試験を、またSR196 Cについては同大学の風洞で圧力分布の計測を行った。

試験項目、担当機関名及び実施年度を表3.1に示した。

3.1 6 m模型船による実験

2.2シリーズ船型で示した6船型のうち、船尾フレームラインシリーズA, B, Cの3船型、及びA船型をもとに船体後半部の形状を変更したG船型の4船型を供試船型として採用した。前述の試験項目のうち日本造船技術センターが担当した試験を3.1.1～3.1.3に、九州大学が担当した試験を3.1.4に、また、船舶技術研究所が担当した試験を3.1.5～3.1.8に各々とりまとめた。

3.1.1 抵抗・自航試験

水槽試験に先立って、母船型Aを対象に、日本造船技術センターで通常使用している方法によって、造波抵抗係数、形状影響係数及び自航要素を推定し、表3.1.1に示した。これらのデータをもとに設計したプロペラの要目を表3.1.2にESTIMATIONとして示した。なお計算にはSchoenherrのFriction Lineを使用した。以下特に断らない場合はこのLineを使用している。以上の検討結果から供試模型プロペラとして、同センター所有のものの中からM.P.1562を選定し、その要目を表3.1.2に示した。また、プロペラ形状を図3.1.1に、模型船に取り付けた状態を図3.1.2に、プロペラ単獨特性曲線を図3.1.3に、さらに解析計算に使用したプロペラ特性値を表3.1.3に各々示した。

模型船は同センター標準の長さ6 mのパラフィン製のものを採用した。船型と同センターにおける模型船番号との対応は表3.1.4のとおりである。なお、プロペラについては試験結果をもとにその船型用に設計したものを、各々の模型船番号にPの頭文字を付して示している。

試験状態はSR98にならい、満載状態及び軽荷状態とし、軽荷状態の排水量は満載状態の50%, 1.5%L_{pp}船尾トリムとした。試験状態を表3.1.5に示した。

同センター常用の方法で抵抗試験及び自航試験を実施し、その結果を図3.1.4から3.1.7に示した。この結果を使用して設計したプロペラの要目及び特性を各々表3.1.2及び3.1.3に、プロペラの形状を図3.1.8に示した。また、試験結果及び馬力計算結果の一部を表3.1.6に示した。

船尾フレームライン形状に関するシリーズA, B, Cの3船型間では、形状影響係数及び1-W_Tの差が明瞭に認められ、両状態ともに船尾がU型であるほど形状影響係数が大きく、1-W_Tが小さい。これは通常得られている結果と同じ傾向である。G船型はこれら3隻の中ではA船型に近い値を示している。

EHPで比較すると、両状態ともC船型(U型)の値が大きいが、BHPでは差が小さくなるという結果になっている。これも通常得られている結果と同じ傾向である。G船型については両状態ともBHPが他の3船型より大きくなっている。

これらの試験結果のうち形状影響係数Kに着目して、船尾フレームラインとの関係を検討した。その結果を図3.1.9にまとめた。

参考文献〔1〕におけるKとフレームライン形状との関係式(7.2.5)を採用すると

$$K = \alpha_1 \frac{A_{max}}{S} \frac{B}{L_r} \{ 1 + \alpha_2 (\beta_r - \bar{\beta}_r) \} \quad (1)$$

となる。ここで A_{max}/S を主要目によって近似的に表わすと

$$K = a_1 \frac{C_m}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} C_b}} \frac{B}{L_r} \{ 1 + a_2 (\beta_r - \bar{\beta}_r) \} \quad (2)$$

となる。ここに a_1, a_2 は定数, L_r は船体後半部の横切面積曲線を排水量を変えずに、中央平行部と2次曲線でおきかえたときのランの部分(2次曲線の部分)の長さをとっている。また、 β_r は図3.1.9に示したように横切面積曲線の値が0.5の断面における図中に示した面積比であり、 $\bar{\beta}_r$ はその平均値である。

SR196 A, B, C及びGの実験結果を用いて

$$K / \frac{C_m}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} C_b}} \frac{B}{L_r} \quad (3)$$

を求め、 β_r に対して図示すると図3.1.9のようになり、上記4隻のデータでは、それらがほぼ直線上に乗っていることがわかる。これから a_1, a_2 を求めるとKの推定式として次式が得られた。

$$K_{cal} = 6.53 \frac{C_m}{\frac{L}{B} \sqrt{\frac{B}{d} C_b}} \frac{B}{L_r} \{ 1 + 3.34 (\beta_r - 0.68) \} \quad (4)$$

図中のテーブルに K_{cal} として示した値が(4)式による計算値である。

今回実験を行った4船型について、船尾フレームライン形状とKとの関係を検討し、関係式を求めたが、さらに多くのデータで調査することが望まれる。

3.1.2 プロペラ位置変更試験

プロペラの前後位置によって自航要素がどのように変化するかを調査した。A, B, C 3船型についてプロペラを標準の位置から前後へ20mm移動させて自航試験を行った。また同時に舵抗力の計測も行った。

プロペラの配置図を図3.1.10に、試験結果を図3.1.11に示した。舵抗力については表3.1.7にも計測値を示した。なお K_{FRX} 及び γ_{RUDDER} の定義式は次のとおりである。

$$K_{FRX} = \frac{R_{RUDDER}}{\rho N_m^2 D_p^4} \quad (1)$$

$$\gamma_{RUDDER} = \frac{R_{RUDDER}}{\rho v^2 \nabla^{2/3}} \quad (2)$$

SR196 A及びBは昭和59年度に作成された模型船であり、SR196 Cは昭和60年度に作成された模型船である。それらの模型船を昭和61年度まで1年又は2年間保管していたため、その影響が心配されたが、プロペラ前後位置の自航要素に及ぼす影響を調査するという目的には使用できるであろうと考えて試験を行った。

今回の実験値と昭和59年度又は60年度の実験値を、プロペラが標準位置にあるときの $1 - t$ の値で比較すると、Aについては今回の実験値の方が大きく、B及びCについては逆に今回の方が小さくなっているが、その差はいずれも0.01程度である。

各船型のプロペラ前後位置による自航要素の変化については、今回の実験結果でその様子がつかめたと考えられるが、船型間の比較については前述の事情を考慮する必要があろう。

3.1.3 流場計測

プロペラ位置における伴流分布の計測と船体表面近傍の流場計測を、直径 10 mm の 5 孔ピトー管を使用して行った。

プロペラ位置における伴流分布は SR196 A, B, C 及び G の 4 隻について行い、計測範囲はプロペラの直径の 0.4 ~ 1.3 倍で、左右舷ともに計測した。その結果を図 3.1.12 ~ 3.1.15 に示した。

A, B, C 3 船型間では、船尾フレームラインが U 型のものほど伴流が大きい領域が外側へ広がっているということができる。G 船型は A 船型に近い分布形状になっている。

船体近傍の速度分布の計測は、SR196 A 船型については S.S.1、また、SR196 C については S.S. 1/2 と 1 の 2 断面について行った。その計測結果を図 3.1.16 及び 3.1.17 に示した。各断面内の計測点は、全体の流れの状況をみるために、格子状の点（約 100 点）で計測し、その速度を矢印で表示した。一方、船体表面近傍の速度変化が急激な領域では、各断面内でフレームラインにはば直角方向にピトー管を移動させて、船体表面近傍の速度変化をとらえられるように計測した。この計測点は 1 断面につき約 110 点で、これらの計測値を用いて、図に示したコンターカーブを作成した。

A と C 船型の S.S.1 における速度分布を比較すると、両者はかなりよく似ており、顕著な差は認められない。

（造技セ 多賀野 寛）

3.1.4 舵単独の抵抗計測

大型模型船（垂線間長 6 m）による水槽実験の一部として、船型 A, B, C, G に共通に用いられた模型舵のみを、九州大学の船型試験水槽（長さ 118 m、幅 2.67 m、水深 3 m）において曳航し、模型舵の前進抵抗を計測した。計測の目的は、5. 推進性能の推定の中で、自航中又は曳航中の舵の抵抗を計算によって求める際に必要となる舵の粘性抵抗係数の推定式の有効性を調べることにある。

まず、舵単独の抵抗計測について述べる。舵の形状は図 3.1.18 に示す平衡舵で断面形状は図 5.2.6 に示されている。試験状態は、模型船 A の満載状態とバラスト状態に対応して、それぞれ舵上面が、水面より 125.6 mm 下方、水面上 0.7 mm 上方となるようにセットされ、舵柱の代りに直径 8 mm の円形断面支柱によって、水面上の三分力計に連結されていて、舵と支柱の抵抗が計測される。また舵のみの抵抗値を求めるために、支柱のみの抵抗 R_s を計測する。図 3.1.19 に、支柱のみを曳航した時の支柱の抵抗、及び舵を水中で支えて舵と支柱を切り離した状態での支柱の抵抗を示す。満載状態では 2 本の抵抗曲線が得られるが、バラスト状態では水面下の舵による波と飛沫のために静水面上の支柱にかかる抵抗のみが計測される。舵のみの抵抗を求める際は、舵の影響が入った支柱の抵抗値を用いる。なお横軸の F_n は船の L_{PP} を用いたフルード数であり、舵の曳航スピードを V とすると、 $V / \sqrt{g L_{PP}}$ と示され、 $F_n = 0.03$ (0.230 m/s) ~ 0.20 (1.534 m/s) の範囲で計測された。水温は 25.1°C であり、また当初、船尾伴流とプロペラ後流のような乱れた流れの中にある舵上の境界層は乱流になっていると考えたため、乱流促進のため直径 0.7 mm のトリップワイヤを、舵の前縁から弦長の 5 % の位置に取付けて、その影響を調べている。図 3.1.20 a と 20 b には、舵と支柱に働いている抵抗 F_x を、満載状態とバラスト状態について、トリップワイヤを付けた場合と付けない場合について示している。トリップワイヤ付きの場合の方が F_x はかなり大きい。図 3.1.21 a と 21 b には舵のみの抵抗 \bar{F}_x ($= F_x - R_s$) を、満載状態とバラスト状態に対して示す。図 3.1.22 a と 22 b にはトリップワイヤを付けた時と付けない場合に、満載状態とバラスト状態の間の \bar{F}_x の比較を示す。バラスト状態の舵の方が一般に抵抗値が大きいことが分る。これは舵の造波現象のためと思われる。

ここで、舵のレイノルズ数を R_n 、抵抗係数 C_{RD} 、平板の摩擦抵抗係数を C_f とすると、これらは次のように定義される。

$$R_n = V \cdot b / \nu , \quad C_{RD} = \bar{F}_x / \frac{1}{2} \rho S_R \cdot V^2$$

$$C_f = 0.455 (\log R_n)^{-2.58} \cdots \text{Prandtl-Schlichting の式(乱流)}$$

$$C_f = 1.328 / \sqrt{R_n} \cdots \text{Blasius の式(層流)}$$

ただし、 ρ は水の密度、 ν は動粘性係数、 b は舵の平均弦長、 S_R は投影舵面積である。また、推進性能計算法の一つである九大の方法において用いている C_{RD} の推定式は、 C_f として乱流の式を用いる次式である。

$$C_{RD} = 0.7 \alpha C_f ,$$

$$\text{ただし } \alpha = 4 + 2(\bar{d}/b) + 120(\bar{d}/b)^3 \quad (\text{参考文献 [2]})$$

ここで、 \bar{d} は舵の最大厚さの平均値であり、0.7は経験的に決めた値である。

さて、ここに定義した諸係数を用いて、実験から得られた抵抗係数を図3.1.23aと23bに示す。満載状態とバラスト状態で、 C_{RD} の形が全く異っていることと、いずれの場合も $2C_f$ よりかなり大きな値となっていることが分かる。図3.1.24aと24bには、 C_{RD} の実験値と推定値との比較を示している。満載状態では、 C_{RD} の実験値と推定値はかなり良い一致を示しているが、バラスト状態では実験値の方が相当大きい。バラスト状態では造波抵抗がかなり作用しているものと思われる。一方トリップワイヤの効果については、確かにトリップワイヤ付の方が、 \bar{F}_x と C_{RD} は大きいが、これが舵上の流れが乱流化されたためか否か分らない。田古里の方法[3]によって、トリップワイヤの固有抵抗を略算してみると、図3.1.21a、21bの場合に、実験で求められたトリップワイヤ付きと付かない場合との抵抗差に大体一致したため、このような低速の流れ($R_n < 2.5 \times 10^5$)ではトリップワイヤを付けても乱流にはなっていないものと思われる。そのため、小さな模型舵についての実験値と計算値の比較から決めた推定式中の0.7は層流影響を表しているものと考えられる。今後、模型船の曳航中及び自航中における模型舵上の流れはどの程度乱流なのか、さらに自航中の実船の舵上の流れはどうか等を明らかにすることは、数値計算による推進性能推定精度を高める上で必要なことと思われる。

(九州大学 中武 一明)

3.1.5 舵後舵の抵抗計測

舵抵抗の推定は、推力減少率の計算に対して重要である。従って、舵抵抗の計算値を実験値と比較するため、SR196B船型の6m模型船に3分力計を搭載して、曳航時とプロペラ作動時の舵抵抗を計測した。使用した模型プロペラはM.P.No1562である。

試験の状態は、奥水 $d = 0.3619\text{ m}$ のインキール(満載状態)である。計測は、通常の抵抗試験時(曳航状態)と自航試験時及び速度 $V_M = 0.986\text{ m/s}$ ($F_n = 0.127$)におけるプロペラ荷重変更試験時に実施した。これらの計測結果を図3.1.25と図3.1.26に示す。これらの図にみられるように、 $V_M = 0.986\text{ m/s}$ での曳航時と自航時の舵抵抗はそれぞれ約24gr、約41grであり、荷重変更時での舵抵抗は、荷重に対し直線的に比例し、実船自航点では約41grである。自航に伴う舵抵抗の増加量は約17grであった。

曳航時と荷重変更時の舵抵抗 F_x を、それぞれ $C_{RD} = F_x / (\frac{1}{2} \rho \cdot S_R \cdot V_M^2)$ 、 $K_{FX} = F_{RX} / (\rho \cdot n^2 \cdot D^4)$ の形で係数化し、図3.1.27と図3.1.28に示す。ただし、 S_R は舵の投影面積、 F_{RX} は荷重変更時の F_x と $F_n = 0.127$ における曳航時 F_x の差、図3.1.27中のestimated $C_{RD} = 0.7 \times \{ 4 + 2(\frac{d}{b}) + 120(\frac{d}{b})^3 \} \cdot C_F$ 、 d は平均的な舵厚さ、 b は平均的な舵弦長、 C_F はブラントル・シュリヒティングの式、 F_n は船のフルード数、 $R_n (= b \cdot V_M / \nu)$ は舵のレイノルズ数である。船後舵は伴流中にあるため、 C_{RD} はestimated C_{RD} よりかなり低く、 $F_n = 0.127$ で約65%である。荷重変更時の J と K_{FX} の関係は、図5.2.9に示される計算結果と定性的に同じ傾向を示した。

3.1.6 プロペラ荷重度変更試験

6 m模型船によるプロペラ荷重度変更試験は、次の調査のために実施した。即ち、

- i) 59年度に実施された2 m模型船の荷重度変更試験では、R-T曲線に自航不安定現象がみられたが（60年度報告書－研究資料No.382－の図3.2.8と図3.2.9），大型模型船でも現われるかを調査する。
- ii) 推力減少率の計算において ΔR （＝自航船における $T = 0$ での船体抵抗 R_C －曳航船の抵抗 R_0 ）を考慮すべきかを調査する。
- iii) 荷重度変更試験と通常の自航試験からそれぞれ得られた自航要素を比較する。

使用した模型船とプロペラは、6 mのSR196B船型とM.P.No.1562である。試験状態は、喫水 $d = 0.3619\text{m}$ のインキール（満載状態）であり、試験は $V_M = 0.986\text{m/s}$ のもとで、舵の有無について実施した。

試験結果を図3.1.29、図3.1.30、図3.1.31に示す。これらの試験結果から次のことが判明した。図3.1.29に示すR-T曲線には、舵の有無にかかわらず $T = 0$ から $R = 0$ の範囲にわたって2 m模型船でみられた自航不安定現象は発現しなかった。大型模型船では、レイノルズ数が大きくなり、プロペラ作動時の船尾流れがおそらく安定側に変化したためであろう。

次に上記の ΔR を調査するため、計画速力付近の抵抗試験を実施して R_0 を求める一方（図3.1.31）、図3.1.29のR-T曲線から R_C を求めた。その結果、 $\Delta R = R_C - R_0 = (1.795 - 1.785)\text{kg} = 0.01\text{kg}$ であり、本船では、プロペラ直径が相対的に小さいこともあり、 ΔR はかなり小さい値であった。

荷重度変更試験から得られた自航要素は図3.1.32のように、日本造船技術センターで実施された、6 mのSR196B船の通常自航試験による自航要素と良好な一致が得られた。

舵の有無による抵抗試験結果から、 $V_M = 0.986\text{m/s}$ における抵抗差は約30 grであったが、この試験時に計測した舵抵抗は約24 gr（図3.1.25）であり、両者はかなり近い値であった。自航要素に与える舵有無の影響は、舵厚さによる堰止め効果のため $1 - W_T$ には顕著に現われたが（実船自航点で $\Delta W = 0.035$ ）、 $1 - t$ 、 η_R への影響は少なかった。

3.1.7 境界層内速度分布計測

肥大船の船尾周りの流場調査をSR196B船型の6 m模型を使って行った。

試験の状態と速度は、それぞれ喫水 $d = 0.3619\text{m}$ のインキール（満載状態）と $V_M = 0.986\text{m/s}$ （ $F_n = 0.127$ ）である。模型船は、自由航走姿勢と同じ姿勢で曳引車に固定させ、5孔ピトー管（直徑6 mm）のNPL型は横断面内でフレームラインにノルマル方向にトラバースさせた。計測位置としては、S.S.1½, 1, ½の3断面につき、各断面ではガースに沿った6ヶ所とした。曳航状態でこの18ヶ所を計測したほか、S.S.½ではプロペラ作動時（実船自航点）も計測した。

これらの計測から曳航状態におけるS.S.1½, 2, ½での計測結果を図3.1.33～図3.1.34に示す。また、この3断面における境界層特性諸量（ θ , θ^* , β ）を求めて図3.1.35に示す。次に、境界層のクロスフロー速度成分を図3.1.36に示す。

計測から得られた境界層特性諸量を計算値と比較すると、S.S.½の β がOH法による結果（60年度報告書－研究資料No.382－の図4.2.14）とかなりよく近似しており、S.S.1½の β はH法の結果（同じく図4.2.27）と近い。 θ では、S.S.½以外は、TH法による結果（同じく図4.2.18）と極めてよく一致している。また2 m模型船による計測結果との比較では、SR196A船型にて、回流水槽でホットフィルムにより計測された結果（同じく図3.1.17）と比べると、 θ , θ^* のLWL付近の傾向が異なるほかは、 θ , θ^* , β とも傾向、数値とも近似している。計算値はA, B, C船型の2 m模型船について求められたものであるが、今回の比較では、船型差、レイノルズ数の差については検討がいたらなかった。2 m模型船の実験値についても同様であった。

図 3.1.3.6 に示すクロスフロー速度成分はすべて境界層外端速度で無次元化している。従って計測位置が異ったり、曳航と自航の状態で規準にしている速度が異っているが、2次流れの様子をみるには支障がないものと考えられる。境界層計測を行った各 S.S. のガースに沿った圧力分布も計測したが、S.S.1 における水面から船底方向に向う大きな圧力勾配(図 3.1.3.7 を参照)は、S.S.1 から S.S.1/2 にかけて2次流れを増大させ、自航状態では、ガースに沿う圧力勾配への影響から(再び図 3.1.3.7 参照)プロペラ近傍で境界層のねじれが大きくなっていることがわかる。

これらの2次流れのパターンを見ると、供試船にはかなりの縦渦が存在していると考えられる。

3.1.8 船尾船体表面圧力分布計測

壁面圧力の計算値を計測値と比較するには、計測値の精度に問題が残されており、良好な比較がむづかしいとされている。しかし、この比較が現状の計測レベルでどの程度可能であるかを調査するために、表記の計測をあえて実施した。

試験の状態と速度は、それぞれ喫水 $d = 0.3619\text{ m}$ のイブンキール(満載状態)と $V_M = 0.986\text{ m/s}$ ($F_n = 0.127$)である。計測位置は、S.S.1/2, 1, 3/4, 1/2 の4断面につき、各断面ではガースに沿った約11ヶ所とした。これらの位置で、曳航時と自航時の圧力分布を計測し、その計測結果を図 3.1.3.7 に示す。

自航時の圧力分布を曳航時のそれと比較すると、プロペラの吸込み作用による圧力低下が現われている。さらに、自航時では、船底方向に向う圧力勾配が曳航時に比べて大きくなっている。境界層のねじれは流線に沿う、流線と直交方向の圧力勾配の履歴によるので、S.S.1/2 付近でのこのような圧力勾配の差は、自航時においてより大きく境界層をねじれさせると考えられる(図 3.1.3.6 参照)。

計算値と計測値の比較では、傾向的にはかなりの一一致性が見られるが、数値的な一致性ではやはり良好とは言い難い結果であった。

3.1.5 から 3.1.8 にわたる試験は、昭和 60 年度に、SR196B 船型の 6m パラフィン模型船を製作し、船舶技術研究所で実施したものである。

(船舶技研 上田 隆康)

参考文献

- [1] 多賀野 寛 船舶の抵抗推定に関する研究(学位論文) 1975.5
- [2] 関西造船協会編: 造船設計便覧 第4版 P.146
- [3] 田古里哲夫: "各種形状をもつ乱流促進法の効果ならびにその固有抵抗について" 日本造船協会論文集 第 110 号 昭和 36 年 12 月

表 3.1 試験項目・供試模型船・実施年度及び担当機関

項目	船型	A	B	C	G	H	S
6 m 模型	抵抗・自航	59(造技セ)	59(造技セ)	60(造技セ)	61(造技セ)		
	プロペラ位置変更	61(造技セ)	61(造技セ)	61(造技セ)			
	荷重度変更		60(船研)				
	伴流分布	59(造技セ)	59(造技セ)	60(造技セ)	61(造技セ)		
	境界層	60(造技セ)	60(造技セ)	61(造技セ)			
	圧力分布		60(船研)				
	舵力	61(九大) 61(造技セ)	60(船研) 61(造技セ)	61(造技セ)			
4 m 模型	抵抗・自航		60(横大) 60(広大)	60(横大) 60(広大)			
	伴流分布		60(横大) 60(広大)	60(横大) 60(広大)			
	境界層		60(横大) 60(広大)	60(横大) 60(広大)			
2 m 模型	抵抗・自航	59(日立) 59(阪大) 60(日立) 60(阪大)	59(日立) 59(阪大) 60(日立)	60(日立) 60(阪大) 60(佐世保)	61(日立) 61(佐世保)	61(日立)	61(日立)
	伴流分布	60(日立) 60(佐世保)	60(日立) 60(佐世保)	60(日立) 60(佐世保)	61(日立) 61(佐世保)	61(日立) 61(佐世保)	61(日立) 61(佐世保)
	境界層	59(府大) 60(佐世保)	60(佐世保)	60(佐世保)	61(佐世保)	61(佐世保)	61(佐世保)
	圧力分布	59(鋼管) 59(阪大)	59(鋼管) 59(阪大)	60(阪大) 60(佐世保)			
	レイノルズ応力	59(府大)	60(府大)	60(府大)			
	流場観測	59(日立) 60(府大) 61(佐世保)	59(日立) 60(府大) 61(佐世保)	60(府大) 60(日立) 61(佐世保)	61(佐世保) 61(佐世保)	61(佐世保)	61(佐世保)
	舵力	60(日立)	60(日立)	60(日立)	61(日立)	61(日立)	61(日立)

* 風洞試験

表 3.1.1 抵抗及び自航要素の推定値

対象船型

S R 196 A

造波抵抗

F_n	0.12	0.13	0.14	0.15
$\gamma_w \times 10^3$	0.10	0.15	0.22	0.33

形状影響係数

 $K = 0.29$

自航要素

η_R	1.000
$1 - t$	0.800
$1 - W_T$	0.480

表 3.1.2 プロペラ要目表

PROPELLER	ESTIMATION	M.P.1562	P.4008	P.4009	P.4060	P.4108
DIAMETER	0.1744 SHIP: 9.300	0.1750		9.300		
PITCH RATIO	0.688	0.714	0.704	0.714	0.681	0.712
BOSS RATIO			0.180			
EXPANDED AREA RATIO	0.454	0.670	0.456	0.440	0.464	0.452
MAX. BLADE WIDTH RATIO	0.205	0.303	0.206	0.199	0.210	0.204
BLADE THICKNESS RATIO	0.055	0.050	0.054	0.055	0.055	0.055
ANGLE OF BLADE	0°	10°		0°		
NUMBER OF BLADE			5			
BLADE SECTION	MAU	AU		MAU		
DIRECTION OF TURNING			RIGHT - HANDED			

表 3.1.3 プロペラ特性

PLOPELLER	J	K _T	K _Q	η_0
M.P. 1562	0.350	0.2245	0.02778	0.4502
	0.400	0.2035	0.02590	0.5002
	0.450	0.1820	0.02390	0.5454
	0.500	0.1600	0.02180	0.5841
P. 4008	0.352	0.2200	0.02660	0.4635
	0.422	0.1906	0.02403	0.5332
	0.493	0.1608	0.02115	0.5964
	0.563	0.1312	0.01832	0.6419
P. 4009	0.355	0.2237	0.02720	0.4652
	0.427	0.1928	0.02447	0.5348
	0.498	0.1620	0.02143	0.5986
	0.569	0.1332	0.01873	0.6442
P. 4060	0.341	0.2142	0.02545	0.4563
	0.409	0.1849	0.02289	0.5253
	0.477	0.1579	0.02043	0.5865
	0.545	0.1265	0.01738	0.6312
P. 4108	0.356	0.2234	0.02723	0.4648
	0.427	0.1932	0.02454	0.5351
	0.498	0.1624	0.02152	0.5983
	0.570	0.1335	0.01881	0.6435

表 3.1.4 模型船・プロペラ番号

船 型	模 型 船 番 号	プロペラ 番 号
A	M. 4008	P. 4008
B	M. 4009	P. 4009
C	M. 4060	P. 4060
G	M. 4108	P. 4108

表 3.1.5 試験状態表

MODEL		A		B		C		G	
M. No		4008		4009		4060		4108	
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAFT	FULL	BALLAFT	FULL	BALLAST
L_{PP} (m)		6.000 (SHIP: 320.0)		6.000 (SHIP: 320.0)		6.000 (SHIP: 320.0)		6.000 (SHIP: 320.0)	
B (m)		0.9994 (SHIP: 53.3)		0.9994 (SHIP: 53.3)		0.9994 (SHIP: 53.3)		0.9994 (SHIP: 53.3)	
DRAFT (m)	F.P.	0.3619	0.1456	0.3619	0.1456	0.3619	0.1447	0.3619	0.1471
	A.P.	(SHIP: 19.3)	0.2356	(SHIP: 19.3)	0.2356	(SHIP: 19.3)	0.2347	(SHIP: 19.3)	0.2371
∇/∇_F (%)		100.0	50.0	100.0	50.0	100.0	50.0	100.0	50.0
∇_M (m ³)		1.7405	0.8703	1.7418	0.8709	1.7396	0.8698	1.7412	0.8706
TRIM (% L_{PP})		0	1.5	0	1.5	0	1.5	0	1.5
L_{PP}/B		6.004		6.004		6.004		6.004	
B/d		2.762	5.243	2.762	5.213	2.762	5.268	2.762	5.203
C_B		0.8021	0.7614	0.8027	0.7576	0.8017	0.7648	0.8024	0.7558
C_P		0.8060	0.7684	0.8066	0.7646	0.8056	0.7719	0.8063	0.7627
C_M		0.9952	0.9908	0.9952	0.9909	0.9952	0.9908	0.9952	0.9909
C_W		0.8649	0.8216	0.8743	0.8242	0.8560	0.8195	0.8765	0.8261
ℓ_{cb} (% L_{PP})		-2.56	-0.42	-2.53	-0.64	-2.59	-0.21	-2.42	-0.53
PROP. IMMERSION I/D		1.49	0.77	1.49	0.77	1.49	0.77	1.49	0.78
TEMP. OF WATER (°C)		20.7	20.7	20.6	20.6	22.2	22.1	18.4	18.0
FLAME LINE OF AFT BODY		NORMAL		V TYPE		U TYPE		NORMAL	

表 3.1.6 試 驗 結 果

CONDITION	FULL (Vs = 14.0 Knots, Fn = 0.127)			
MODEL	A	B	C	G
M.N _a	4008	4009	4060	4108
K	0.32	0.28	0.38	0.33
γ_w	0.00013	0.00018	0.00009	0.00024
1 - t	0.805	0.825	0.805	0.810
1 - w _T	0.510	0.560	0.430	0.538
η_R	1.020	1.002	1.005	1.015
ΔC_f	0.00010	0.00010	0.00010	0.00010
$1 - w_s / 1 - w_m$	1.22	1.18	1.32	1.19
EHP (ps)	12.920	12.700	13.340	13.200
BHP (ps)	18.200	18.200	18.300	18.800

CONDITION	BALLAST (Vs = 15.0 Knots, Fn = 0.136)			
MODEL	A	B	C	G
M.N _a	4008	4009	4060	4108
K	0.32	0.30	0.37	0.34
γ_w	0.00063	0.00070	0.00067	0.00080
1 - t	0.814	0.820	0.817	0.805
1 - w _T	0.462	0.485	0.418	0.435
η_R	1.000	0.990	1.010	1.010
ΔC_f	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020
$1 - w_s / 1 - w_m$	1.32	1.27	1.38	1.36
EHP (ps)	13.210	13.210	13.750	13.000
BHP (ps)	17,800	17,800	17,900	18,100

表 3.1.7 舵抗力計測結果

船型	項目 プロペラ 位置	— (曳航)	20mA	標準	20mF
A	R _{RUDDER}	0.0113	0.0425	0.0291	0.0264
	N _M (rps)	—	7.485	7.582	7.675
	K _{FRX} × 10 ²	—	0.793	0.530	0.468
	γ _{RUDDER} × 10 ⁴	0.793	—	—	—
B	R _{RUDDER}	0.0134	0.0440	0.0286	0.0250
	N _M (rps)	—	7.361	7.389	7.464
	K _{FRX} × 10 ²	—	0.850	0.548	0.470
	γ _{RUDDER} × 10 ⁴	0.940	—	—	—
C	R _{RUDDER}	0.0153	0.0433	0.0248	0.0078
	N _M (rps)	—	7.178	7.178	7.367
	K _{FRX} × 10 ²	—	0.879	0.503	0.150
	γ _{RUDDER} × 10 ⁴	1.070	—	—	—

$$Fn = 0.127, \quad v = 0.984 \text{ m/sec}, \quad t = 15^\circ\text{C}$$

$$Dp = 0.175, \quad \rho = 101.96 \text{ kg} \cdot \text{sec}^2 / \text{m}^4$$

M. P. NO. 1562

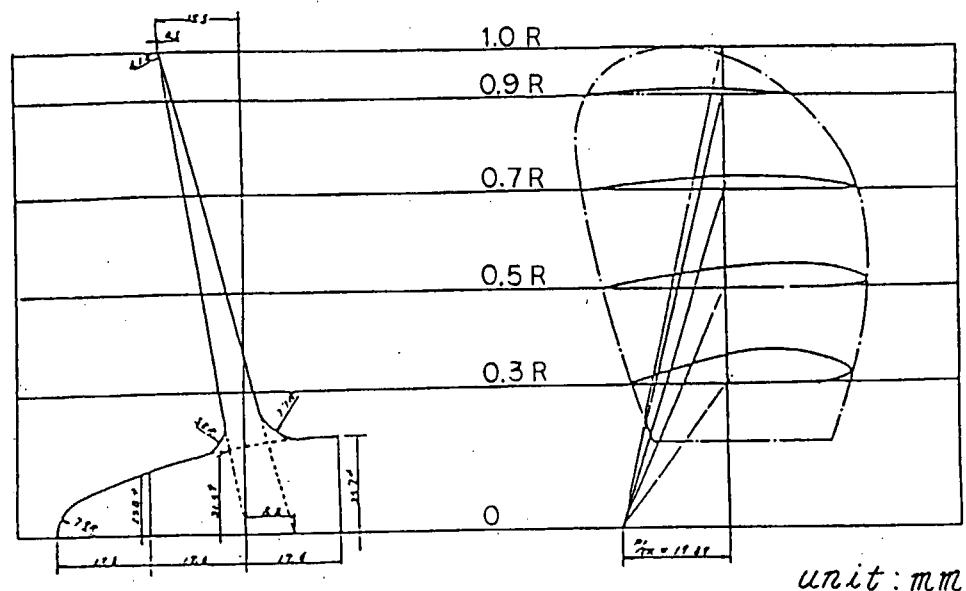


図 3.1.1 プロペラ形状図

PROPELLER OPEN WATER TEST
M.P. NO. 1562

REVOLUTIONS, π (1/sec)	23.00
TEMP. OF WATER (°C)	14.7
IMMERSION (m)	0.22
REYNOLDS NUMBER, $R_n \cdot 10^3$	6.14×10^3
DATE OF EXPERIMENT	11.JAN.'85

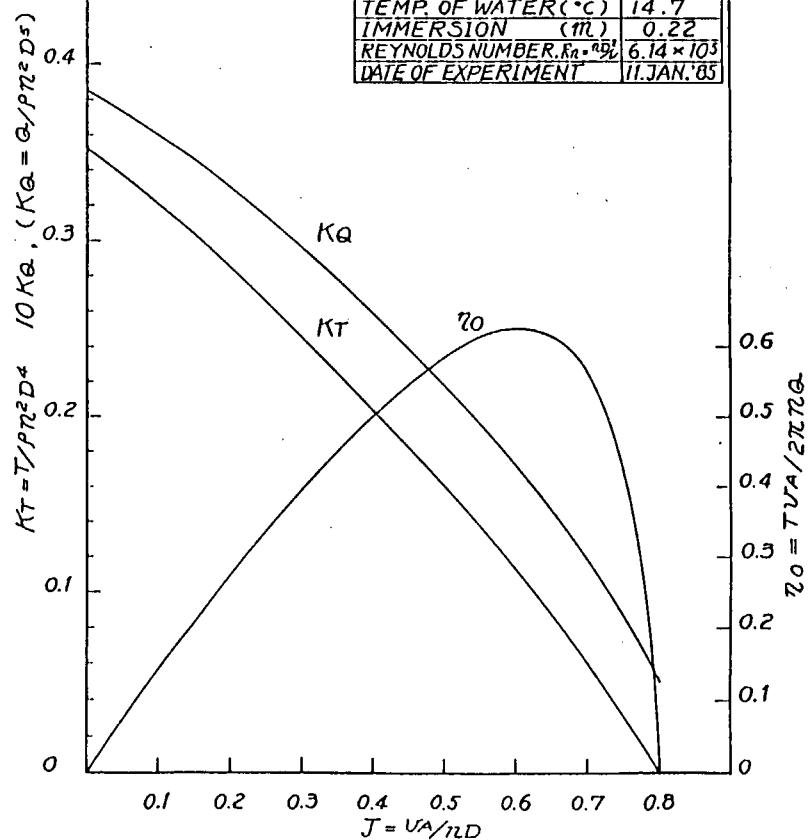


図 3.1.3 プロペラ特性曲線

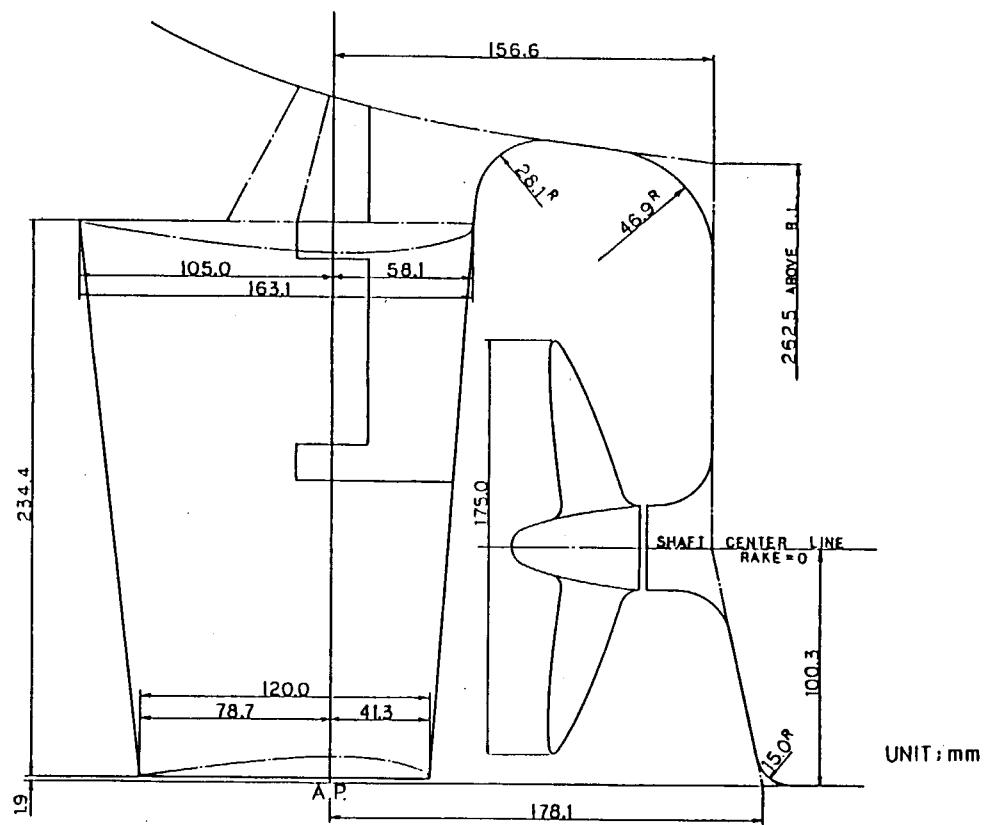


図 3.1.2 船尾形状図(含代用プロペラ)

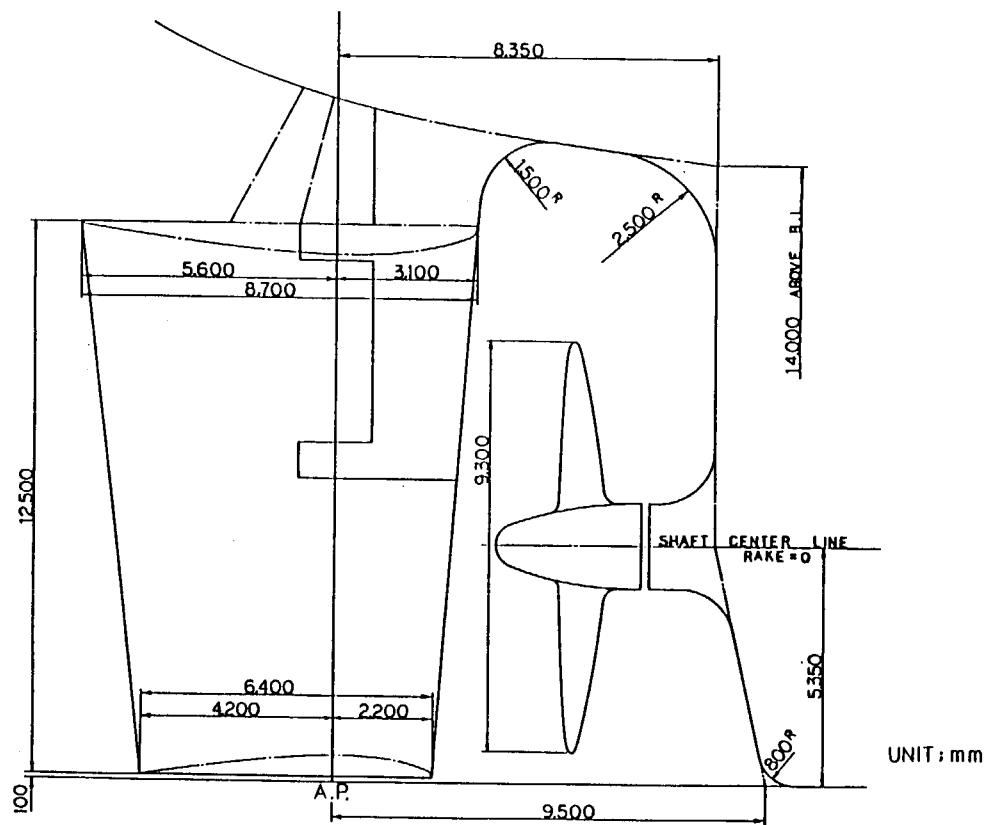


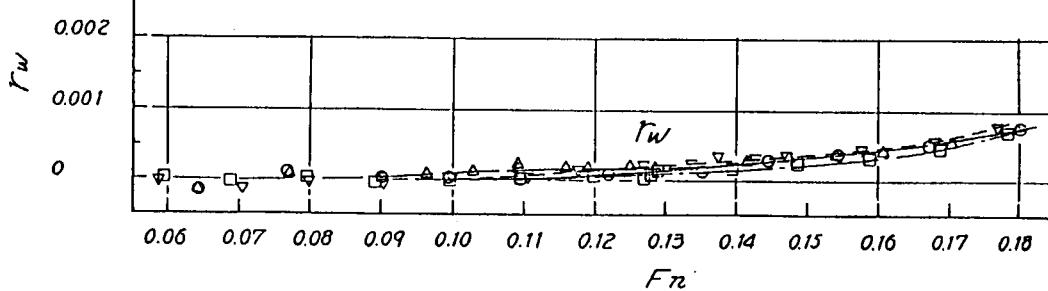
図 3.1.8 船尾形状図(含実船用プロペラ)

RESISTANCE TEST
FULL LOAD CONDITION

MARKS

M.S. NO. 4008 (3R196 A)	—○—	K 0.52
• 4009 (• B)	—△—	0.28
• 4060 (• C)	—□—	0.38
• 4108 (• G)	—▽—	0.33

$$R_w = \frac{R_w}{\rho V^2 D^{2/3}}$$



RESISTANCE TEST
BALLAST CONDITION

MARKS

M.S. NO. 4008 (3R196 A)	—○—	K 0.92
• 4009 (• B)	—△—	0.30
• 4060 (• C)	—□—	0.37
• 4108 (• G)	—▽—	0.34

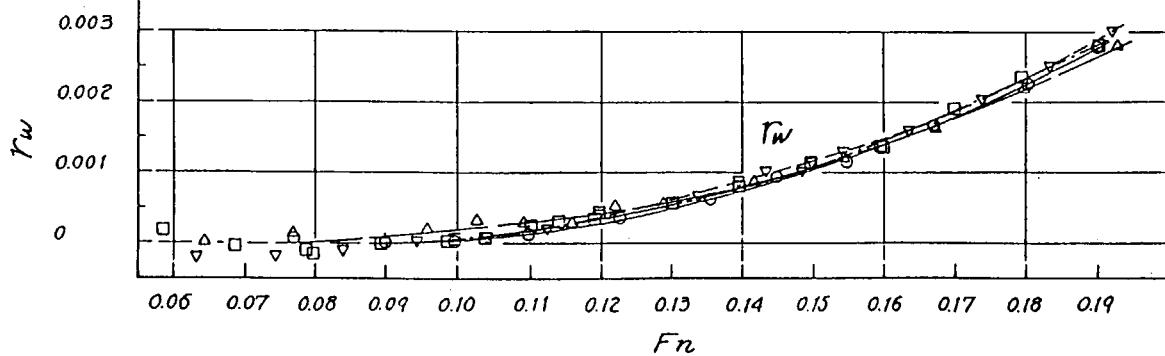


図 3.1.4 造波抵抗係数曲線

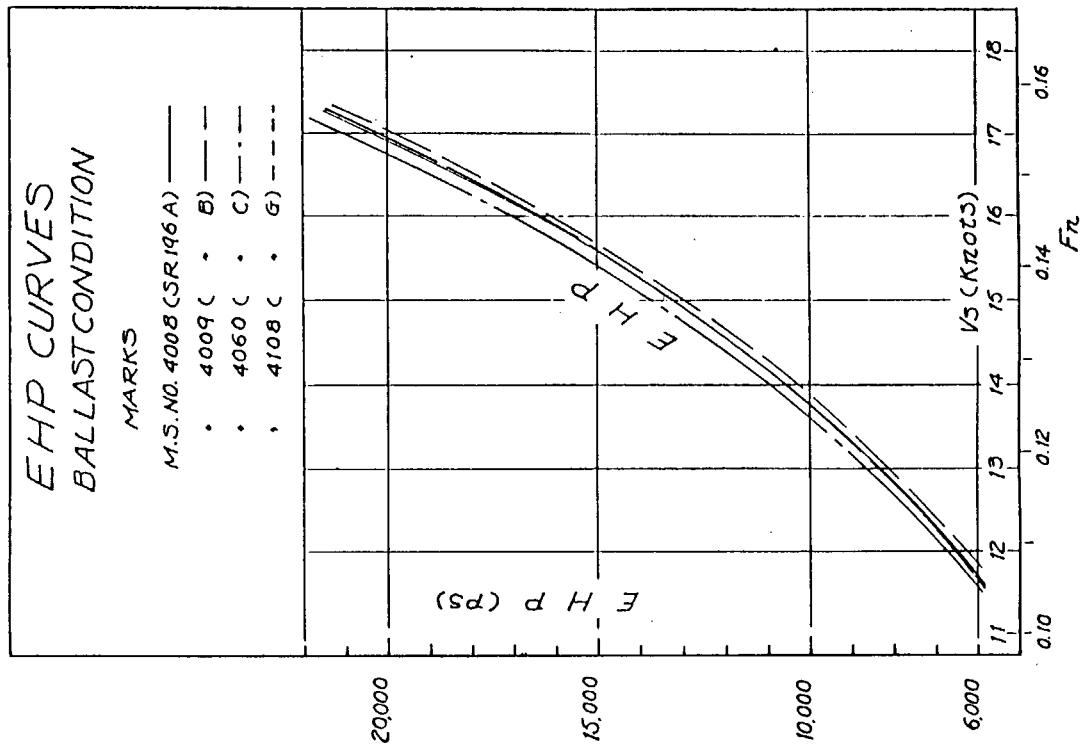
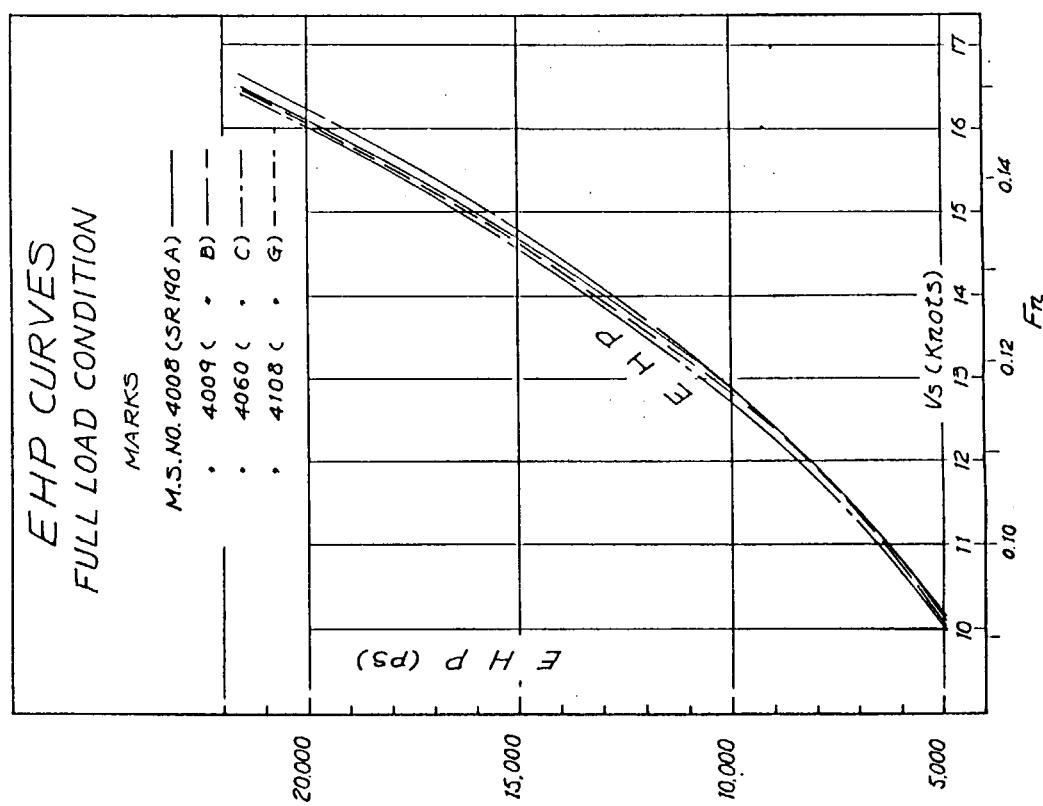


図 3.1.5 EHP 曲線

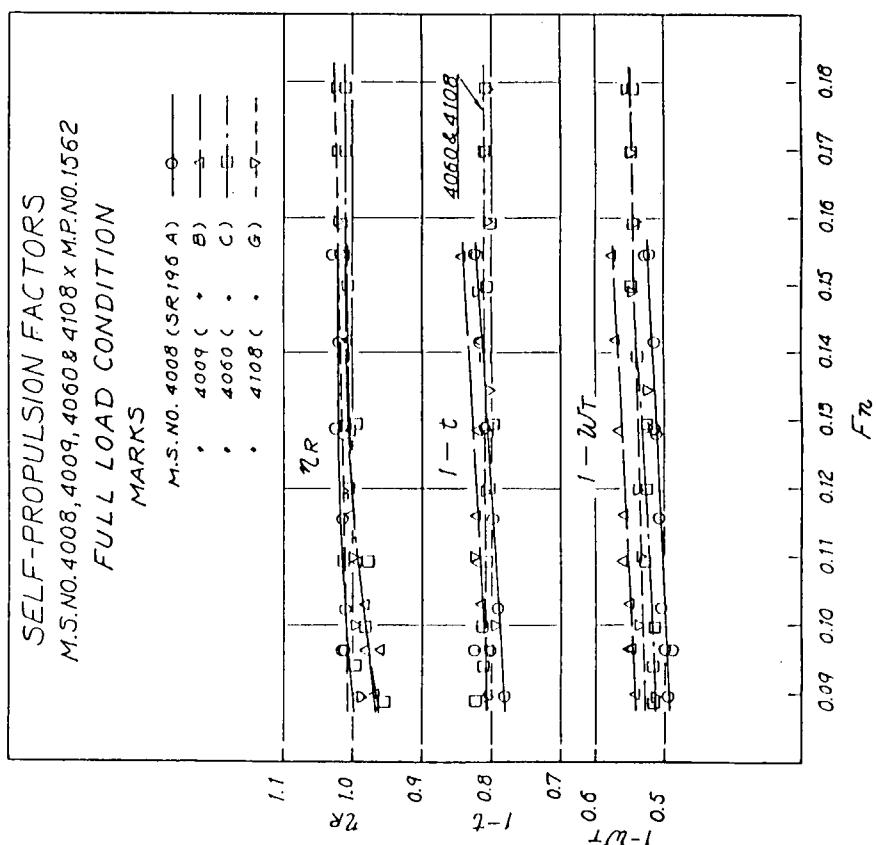
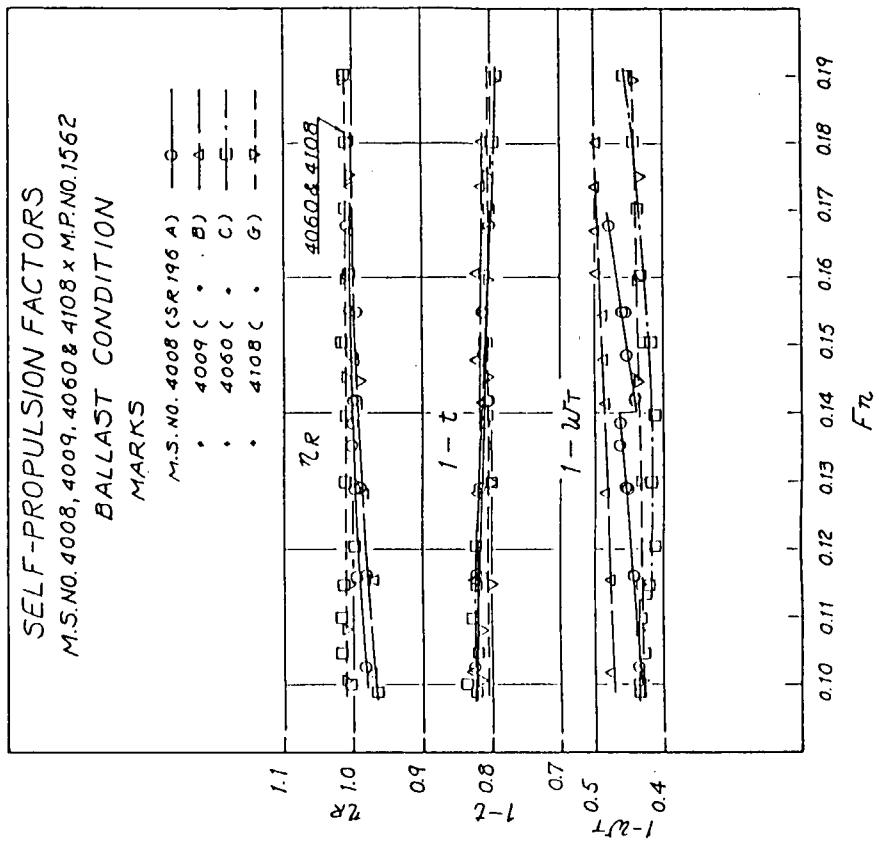
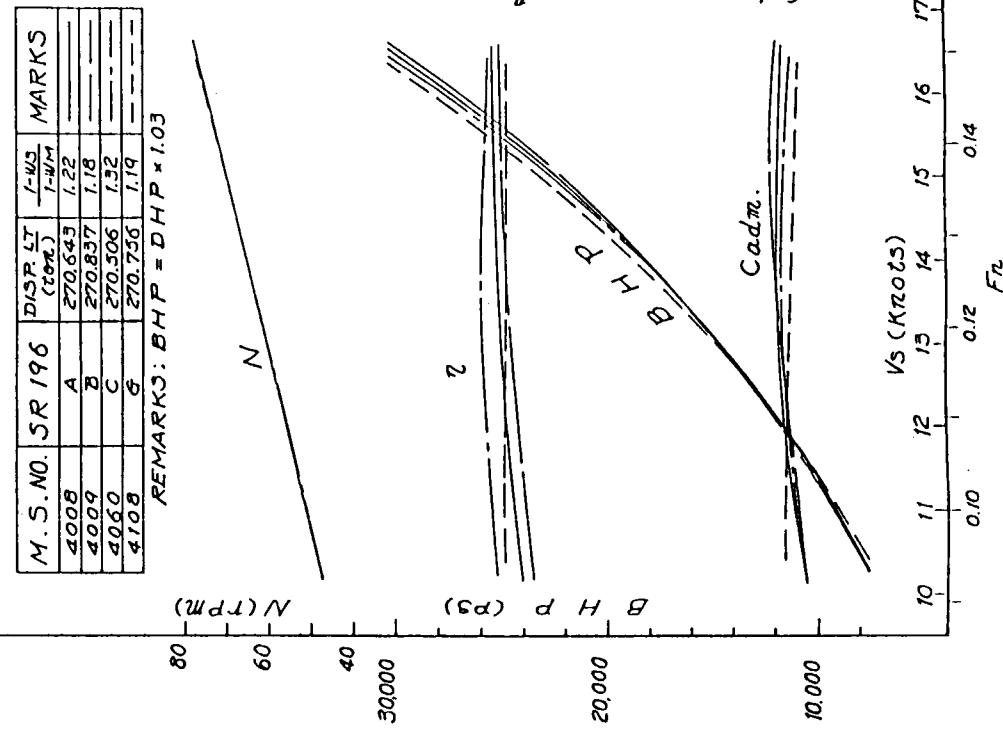


図 3.1.6 自航要素

B H P ETC. CURVES
M.S.NO. 4008, 4009, 4060 & 4108 x M.P.NO. 4008, 4009, 4060 & 4108
FULL LOAD CONDITION



B H P ETC. CURVES
M.S.NO. 4008, 4009, 4060 & 4108 x M.P.NO. 4008, 4009, 4060 & 4108
BALLAST CONDITION

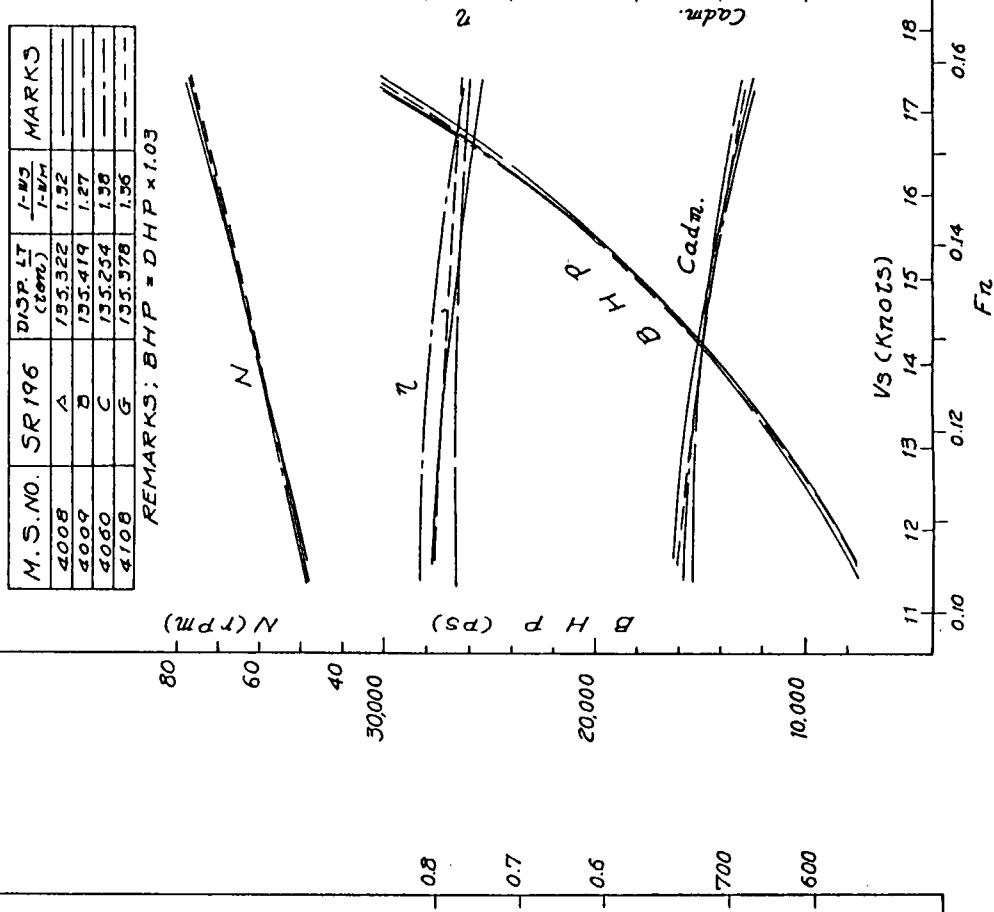
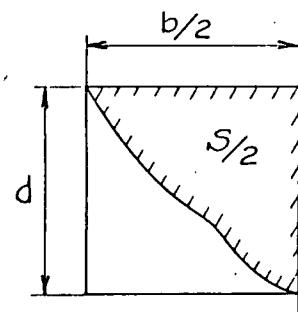
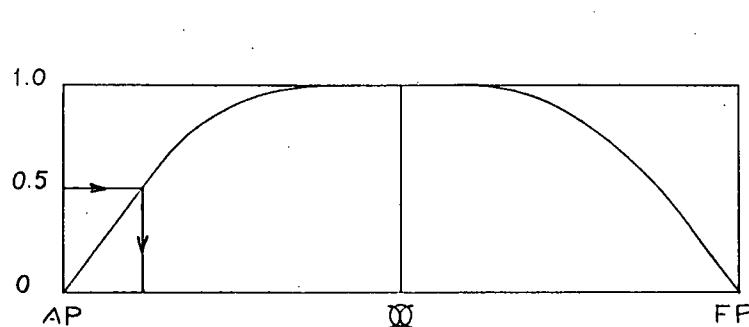
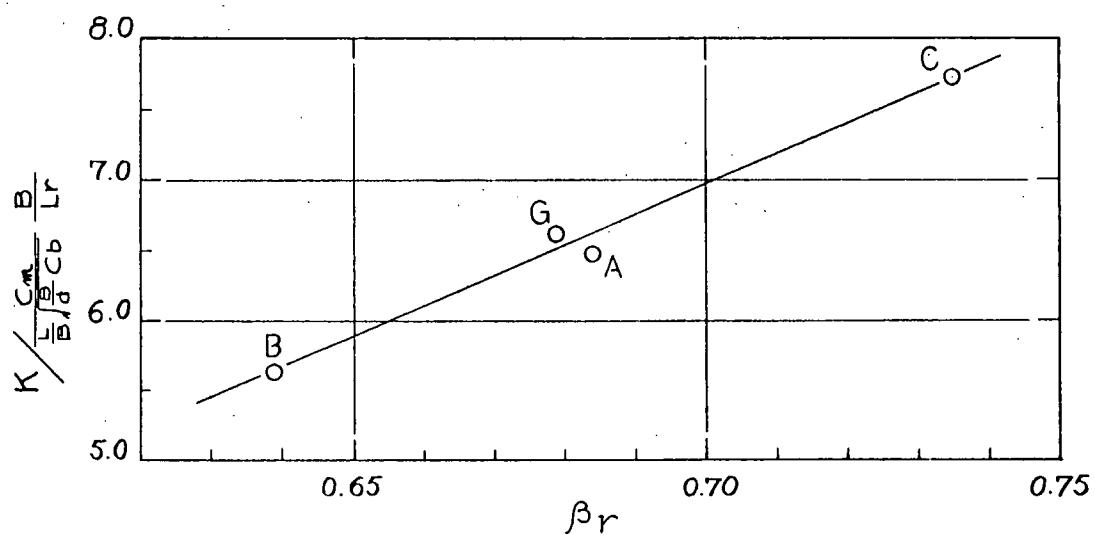


図 3.1.7 BHP 曲線

SR 196	M. S. NO.	L/B	B/d	C _b	C _m	B/L _r	β_r	K _{exp}	K _{cal}	K _{exp} /K _{cal}
A	4008	6.004	2.762	0.8021	0.9952	0.444	0.684	0.32	0.327	0.979
B	4009			0.8027		0.446	0.639	0.28	0.280	1.0
C	4060			0.8017		0.441	0.735	0.38	0.380	1.0
G	4108			0.8024		0.448	0.679	0.33	0.324	1.019



$$\beta_r = \frac{S}{b \cdot d}$$



$$K_{cal} = 6.53 \frac{C_m}{L_r \frac{B}{d} C_b} \frac{B}{L_r} \left\{ 1 + 3.34 (\beta_r - 0.68) \right\}$$

図 3.1.9 形状影響係数の比較

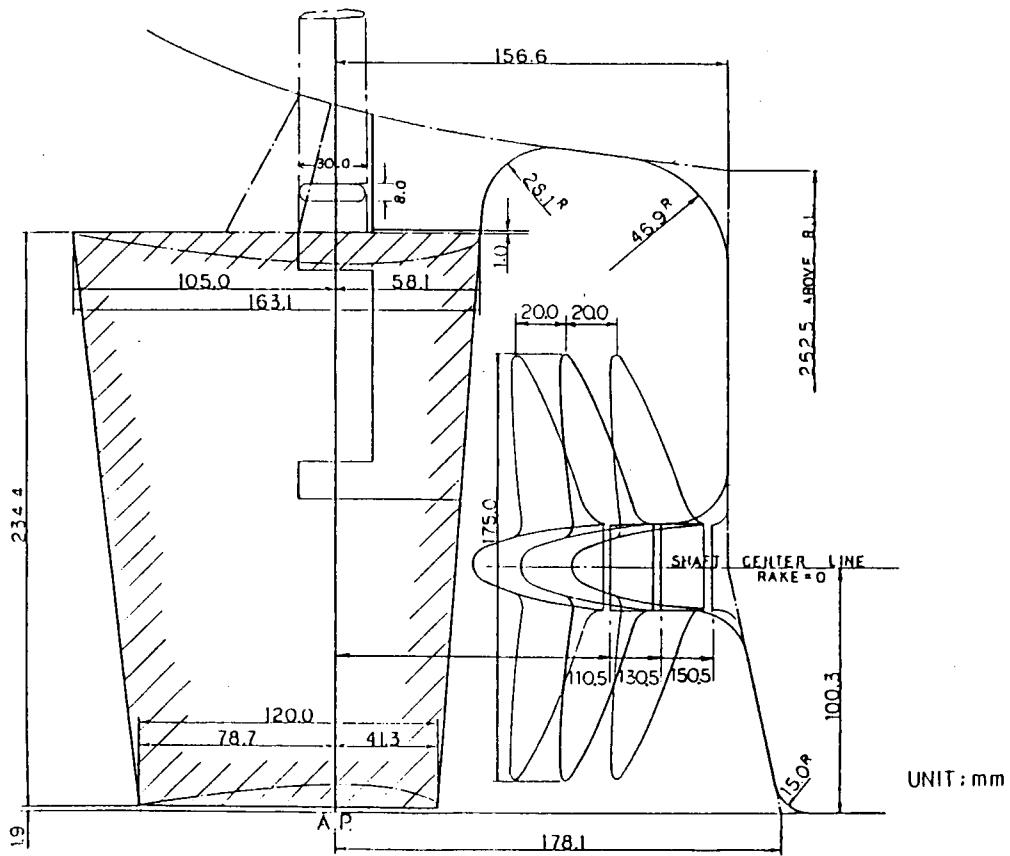


図 3.1.10 プロペラ配置図

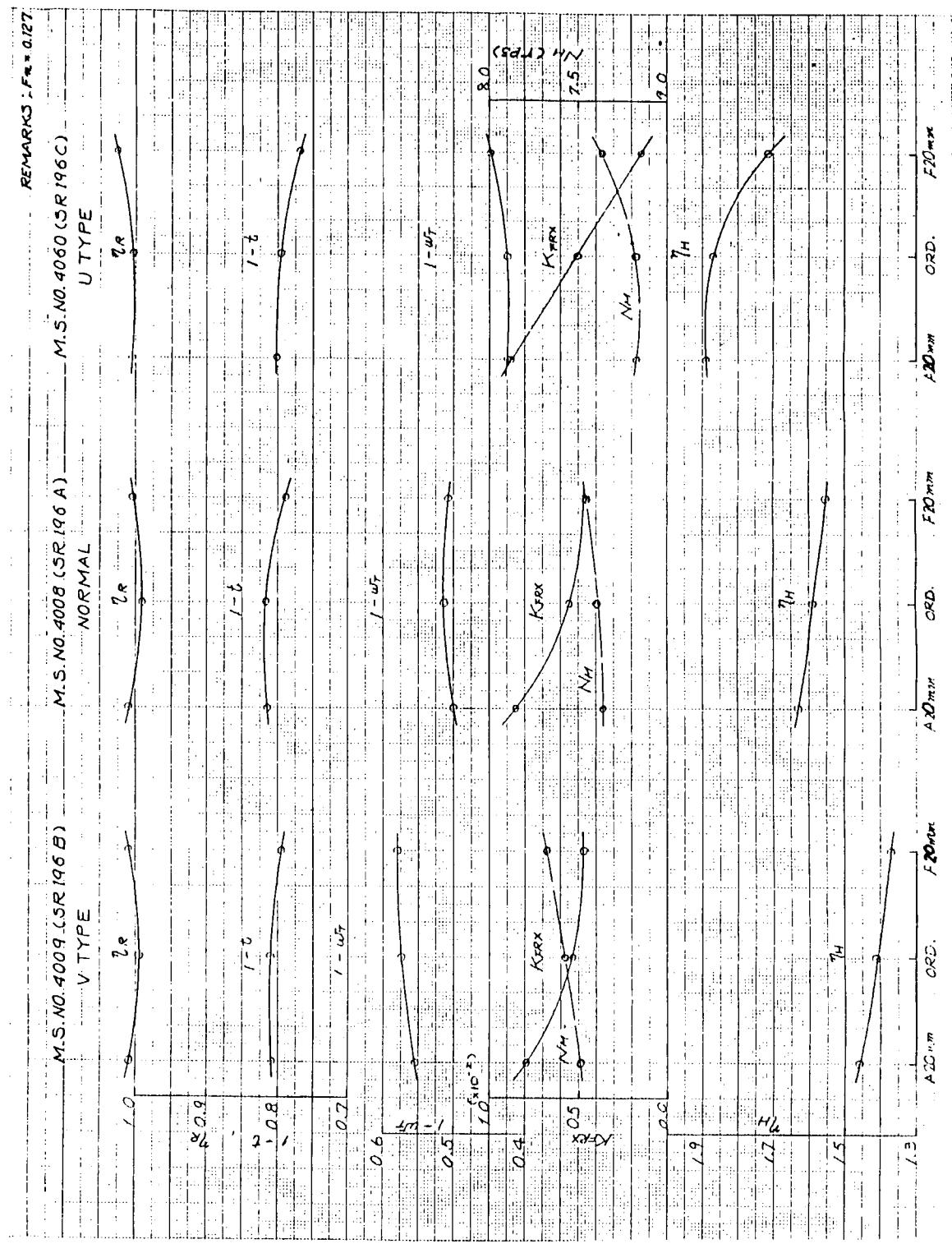
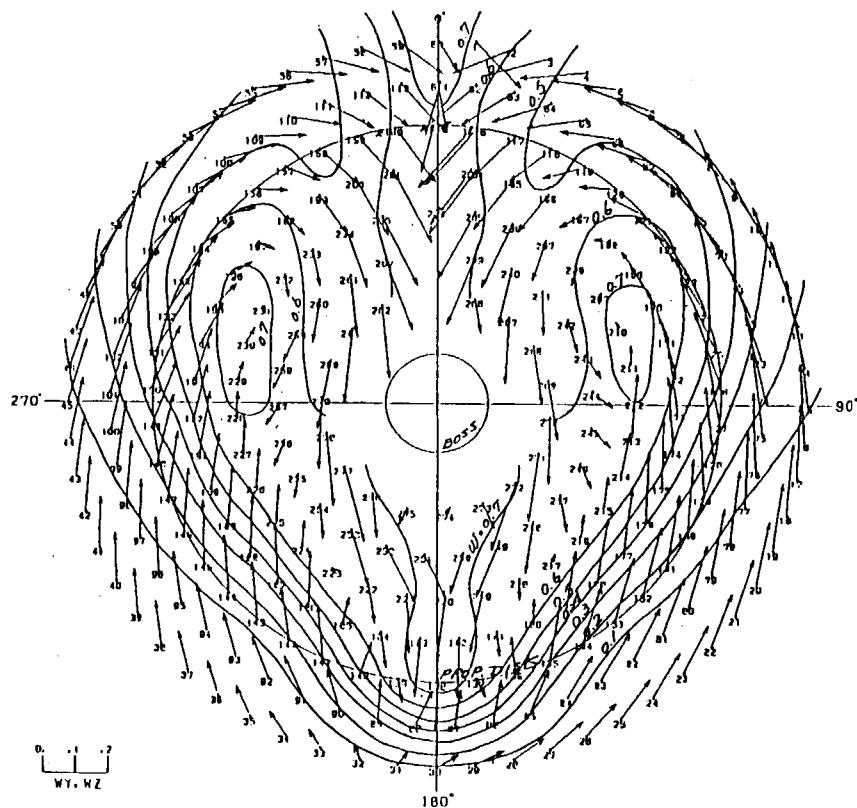


図 3.1.11 プロペラ位置変更試験結果

MODEL SHIP NO. 4008 (SR 196 A)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PILOT
 TUBE AT 99.0 mm BEFORE A.P.
 2) TEMP. OF WATER ($^{\circ}\text{C}$) = 20.6
 3) $V_n(\text{m/sec}) = 0.990$ $F_n = 0.120$
 4) \rightarrow : DIRECTION OF FLOW
 5) w : WAKE FRACTION



DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M. S. NO. 4008 (SR 196 A)
CONDITION FULL LOAD

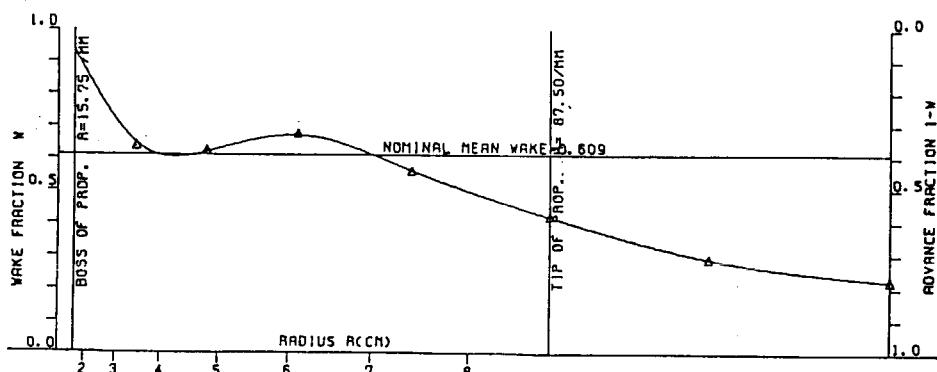
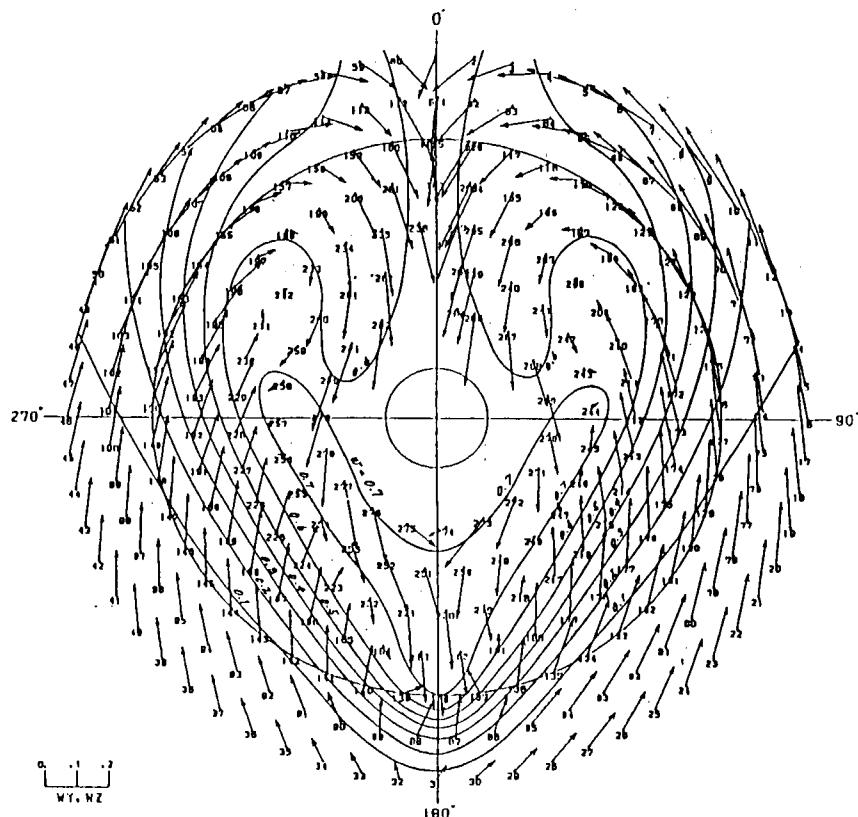


図 3.1.12 伴流分布及び平均伴流分布 (SR 196 A)

MODEL SHIP NO. 4009 (SR 196 B)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PILOT TUBE AT $\theta = 0^\circ$ BEFORE A.P.
 2) TEMP. OF WATER ($^{\circ}\text{C}$) = 17.4
 3) $V_H(\text{m/sec}) = 0.990$ $F_r = 0.128$
 4) \rightarrow DIRECTION OF FLOW
 5) W = WAKE FRACTION



DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M. S. NO. 4009 (SR 196 B)
CONDITION FULL LOAD

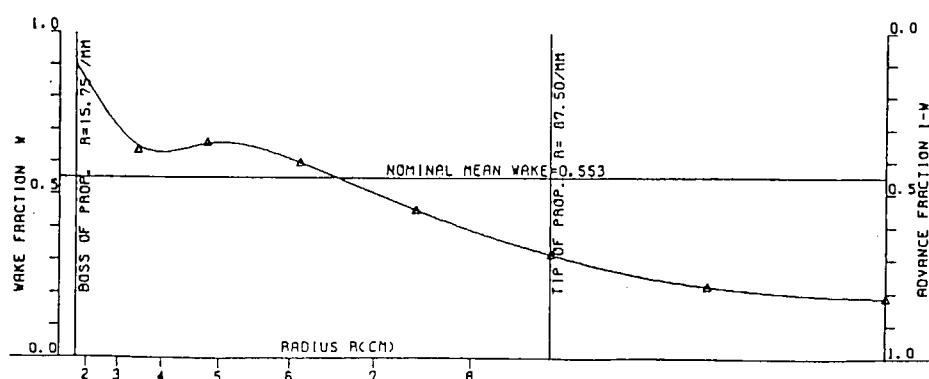
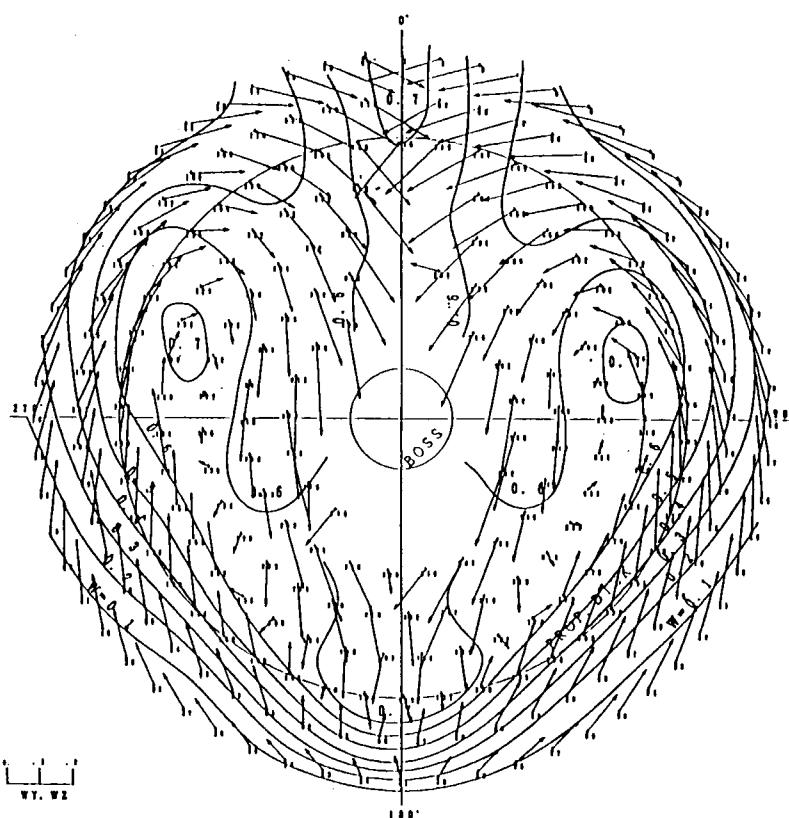


図 3.1.13 伴流分布及び平均伴流分布 (SR 196 B)

MODEL SHIP NO. 4060 (SR 196 C)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PITOT
 TUBE AT 89.6 MM BEFORE A.P.
 2) TEMP. OF WATER (C) = 22.6
 3) VM (M/SEC) = 1.918 FR = 1.170
 4) → I DIRECTION OF FLOW
 5) W = WAKE FRACTION



DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M. S. NO. 4060 (SR 196 C)
CONDITION FULL LOAD

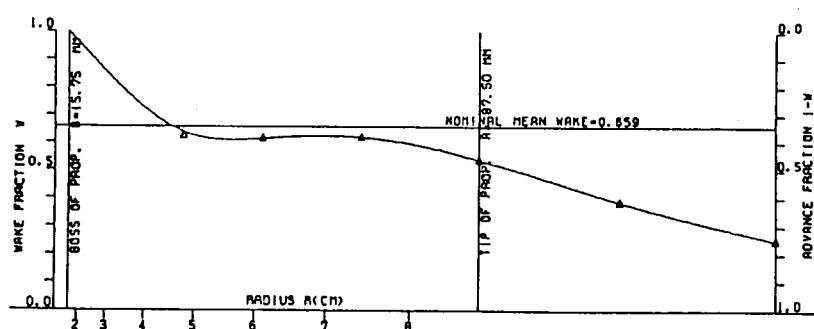
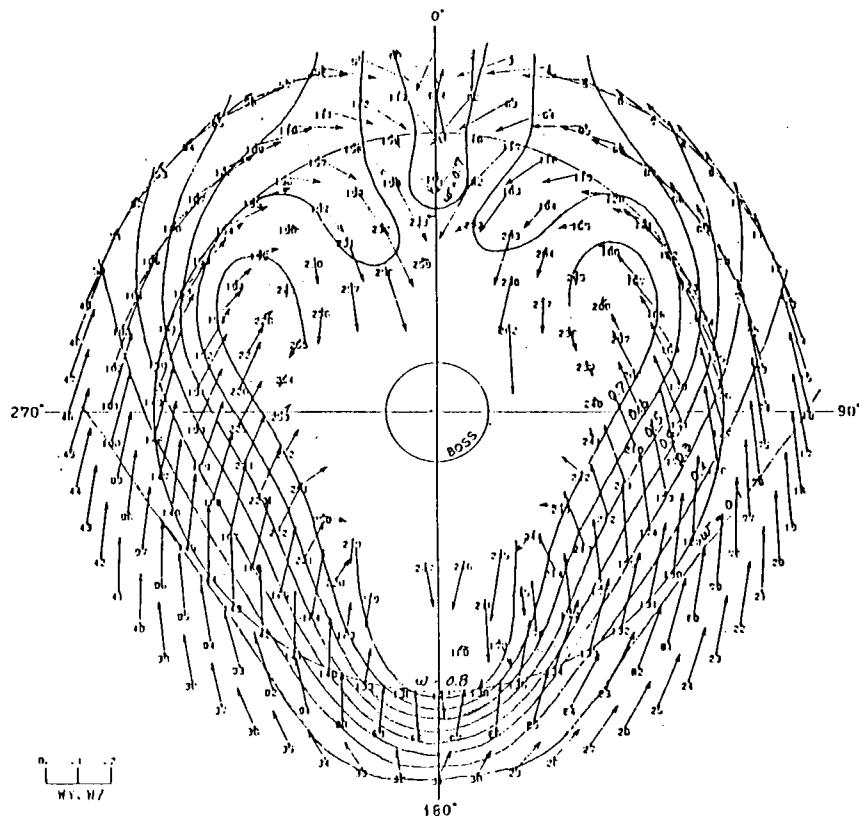


図 3.1.14 伴流分布及び平均伴流分布 (SR 196 C)

MODEL SHIP NO. 4108 (SR 196 G)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PILOT TUBE AT. 99.0 mm ABLIQUE A.P.
 2) TEMP. OF WATER ($^{\circ}$ C) = 10.1
 3) $V_n(\text{m/sec}) = 0.990$ $F_n = 0.120$
 4) \rightarrow DIRECTION OF FLOW
 5) w WAKE FRACTION



DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M.S. NO. 4108 (SR 196 G)
CONDITION FULL LOAD

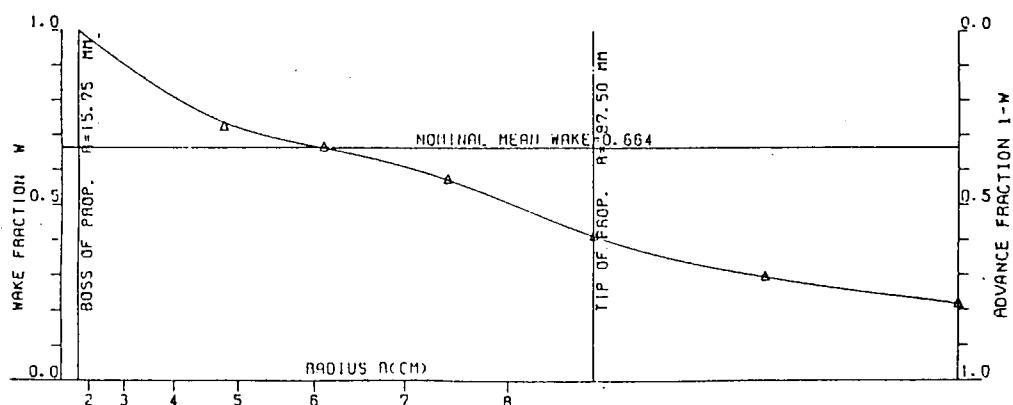


図 3.1.15 伴流分布及び平均伴流分布 (SR 196 G)

MODEL SHIP NO. 4008 (SR196A)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS:

- 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL
PITOT TUBE IS AT S. S. 1
- 2) TEMPERATURE OF WATER IS 16.6°C
- 3) VM IS 0.990 M/SEC., FN = 0.128

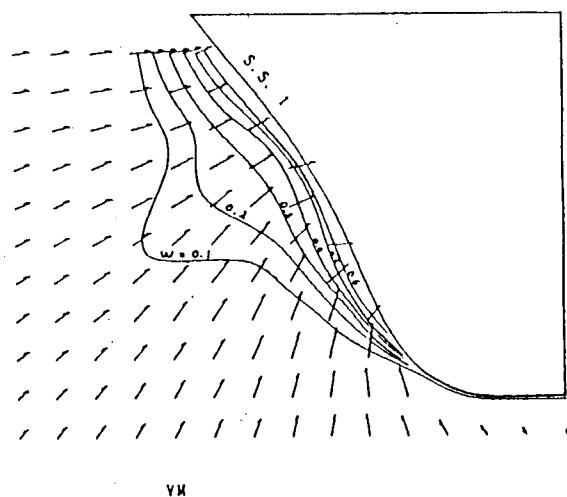
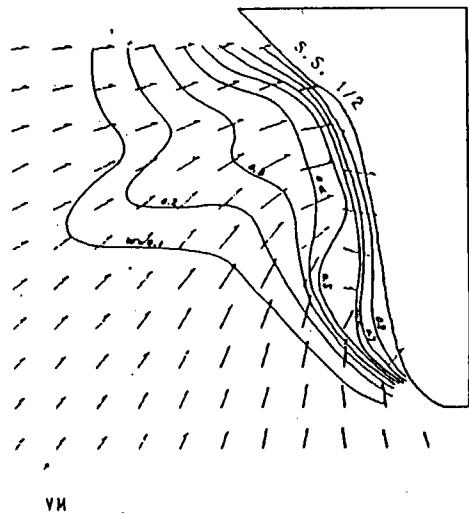


図 3.1.16 速度分布 (SR196A S.S. 1)

MODEL SHIP NO. 4060 (SR196-C)
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS:

- 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL
PITOT TUBE IS AT S. S. 1/2
- 2) TEMPERATURE OF WATER IS 14. 6 °C
- 3) VM IS 0. 990 M/SEC . FN = 0. 128



REMARKS:

- 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL
PITOT TUBE IS AT S. S. 1
- 2) TEMPERATURE OF WATER IS 14. 5 °C
- 3) VM IS 0. 990 M/SEC . FN = 0. 128

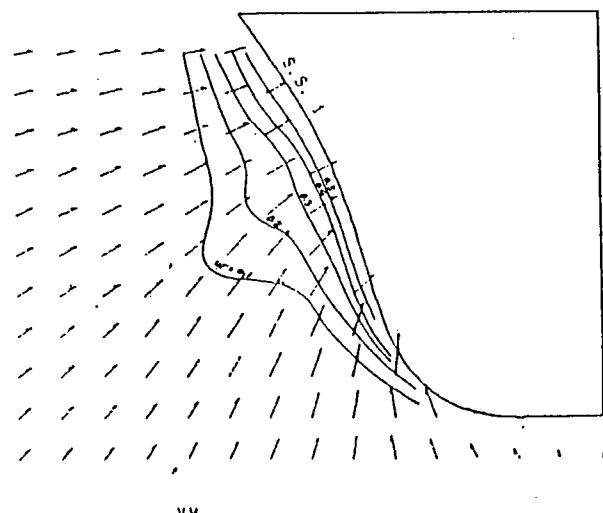


図 3.1.17 速度分布 (SR196C S.S. 1/2 & 1)

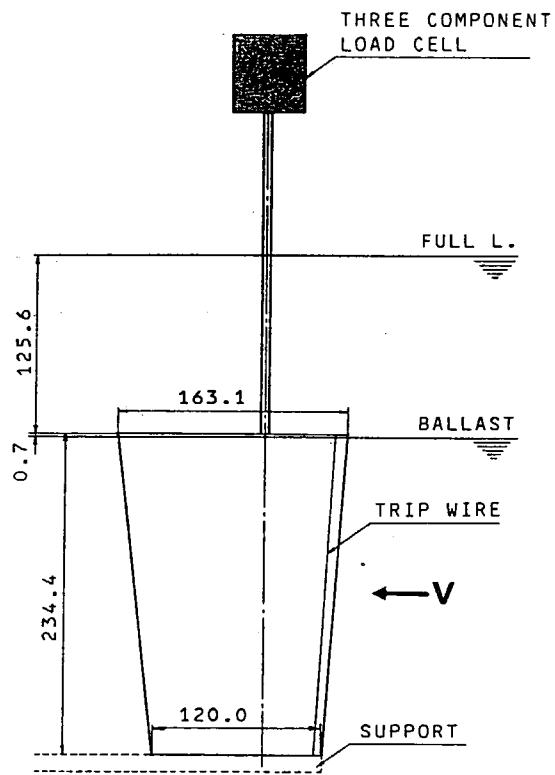


図 3.1.18 舵形状と計測装置

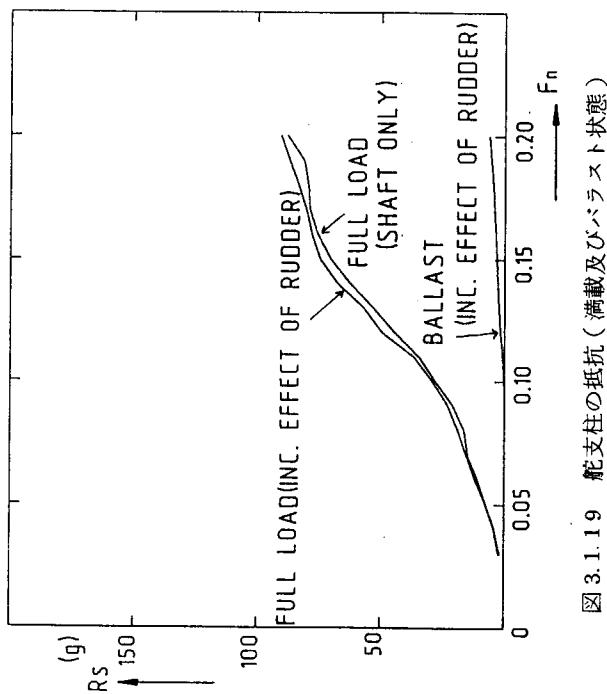


図 3.1.19 舵支柱の抵抗（満載及びバラスト状態）

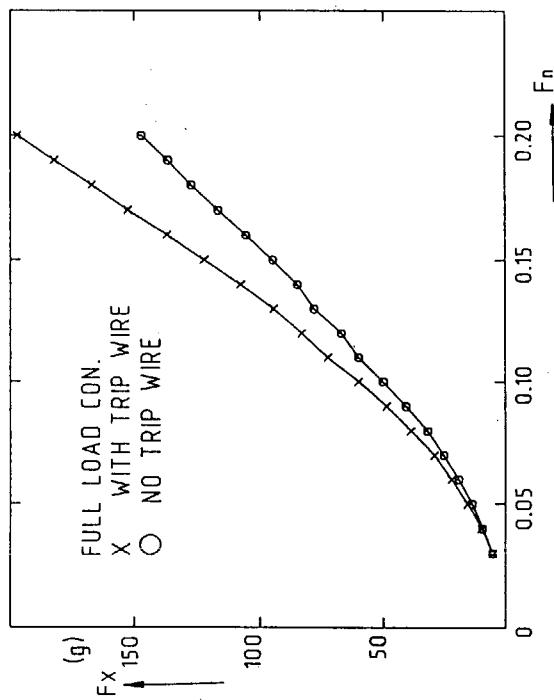


図 3.1.20 a 舵と支柱の抵抗（満載状態）

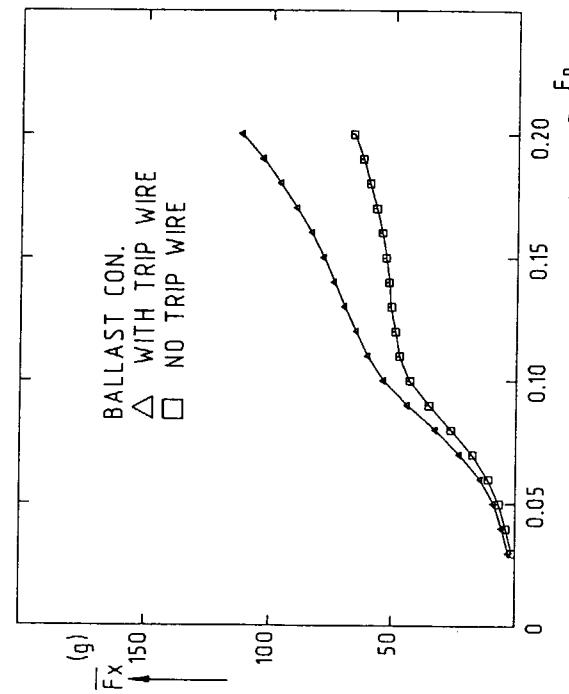


図 3.1.20 b 舵と支柱の抵抗（バラスト状態）

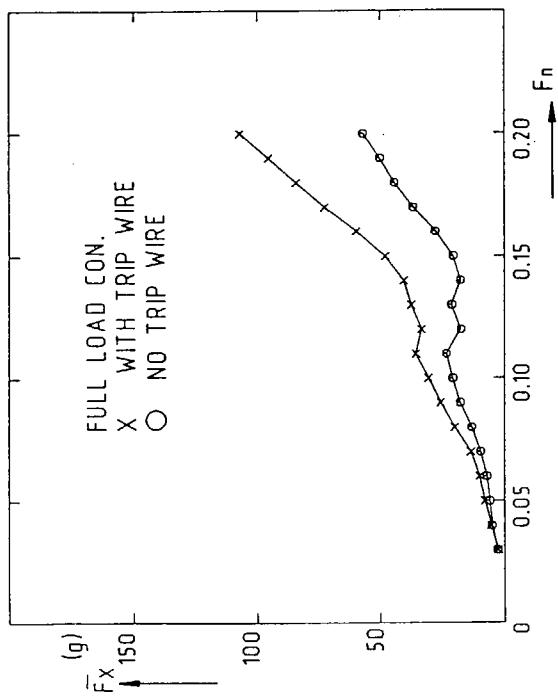


図 3.1.21a 船の抵抗(満載状態)

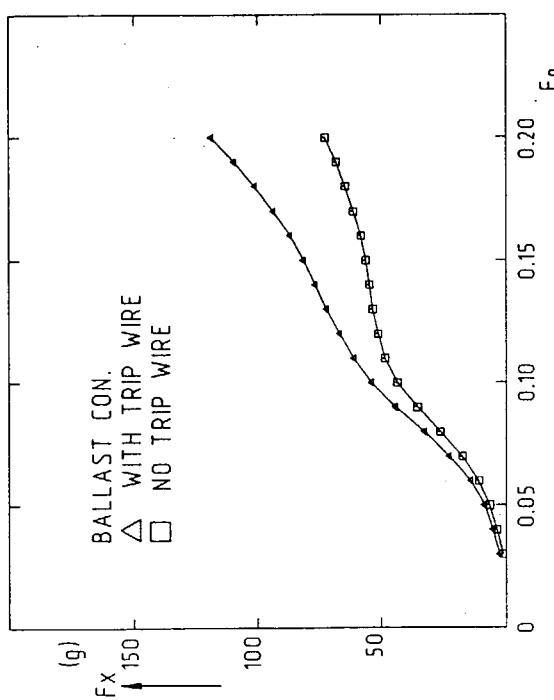


図 3.1.21b 船の抵抗(バラスト状態)

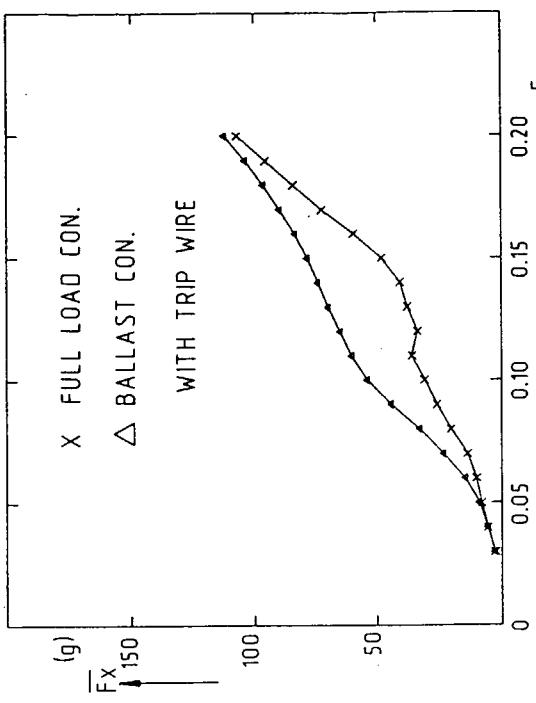


図 3.1.22a 船抵抗の比較(トリップワイヤ付)

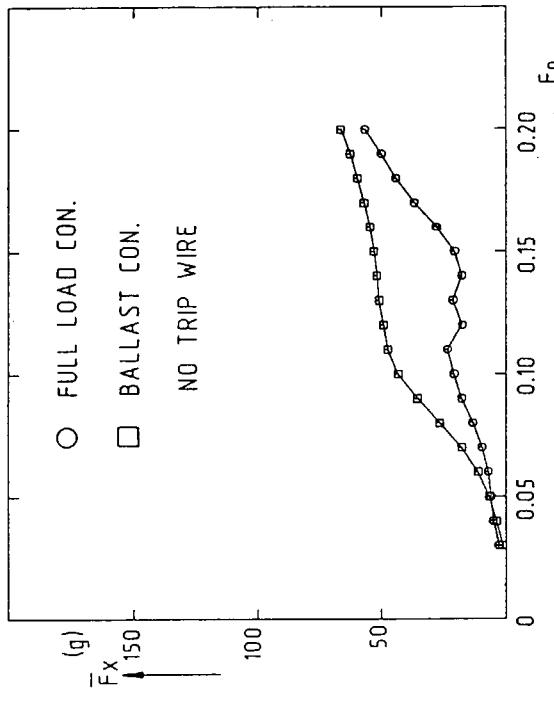


図 3.1.22b 船抵抗の比較(トリップワイヤ無し)

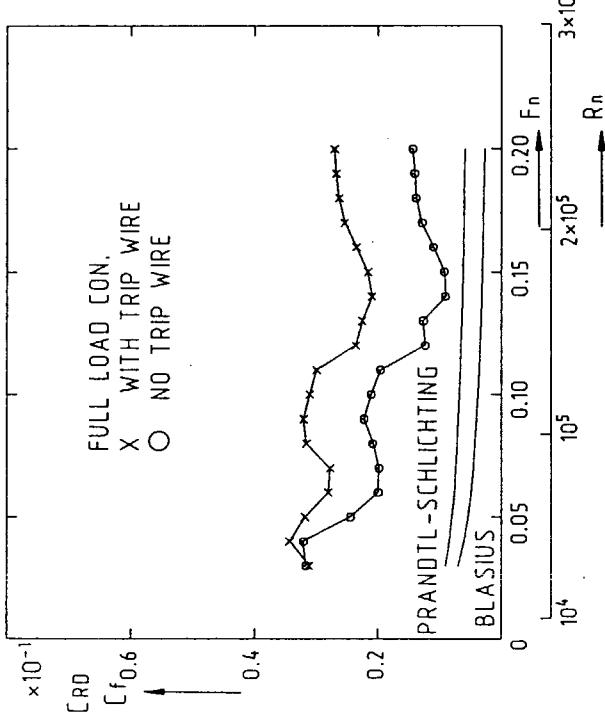


図 3.1.23 a 航抵抗係数と摩擦抵抗係数との比較（満載状態）

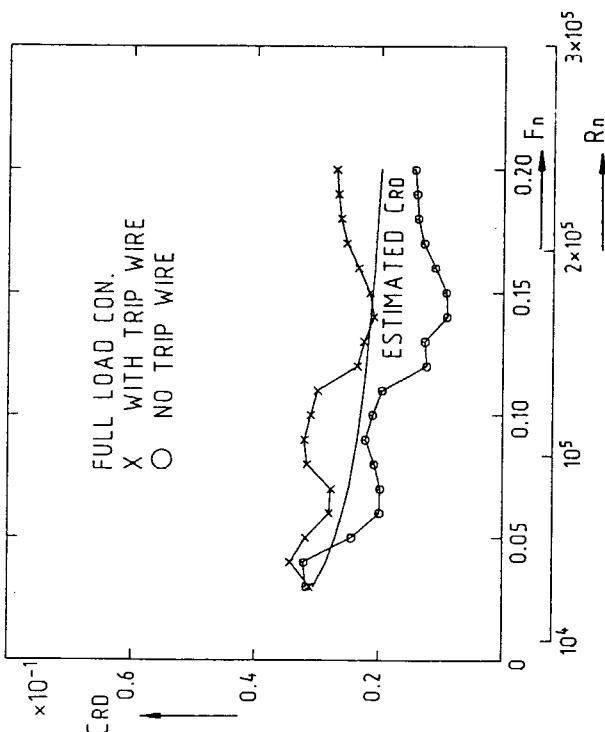


図 3.1.23 b 航抵抗係数と摩擦抵抗係数との比較（バラスト状態）

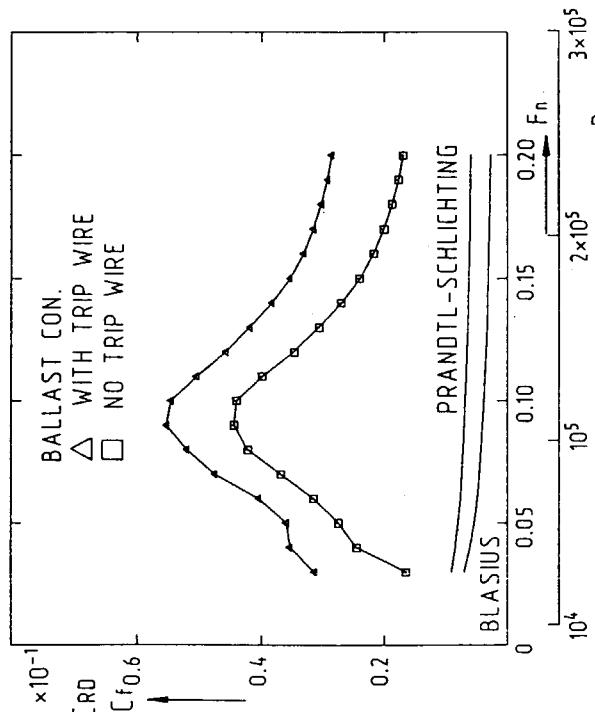


図 3.1.24 a 航抵抗係数と推定式との比較（満載状態）

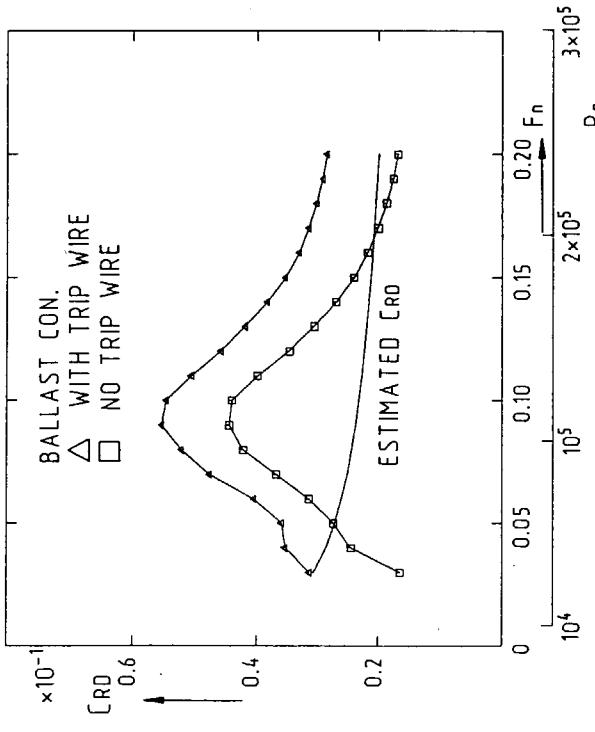


図 3.1.24 b 航抵抗係数と推定式との比較（バラスト状態）

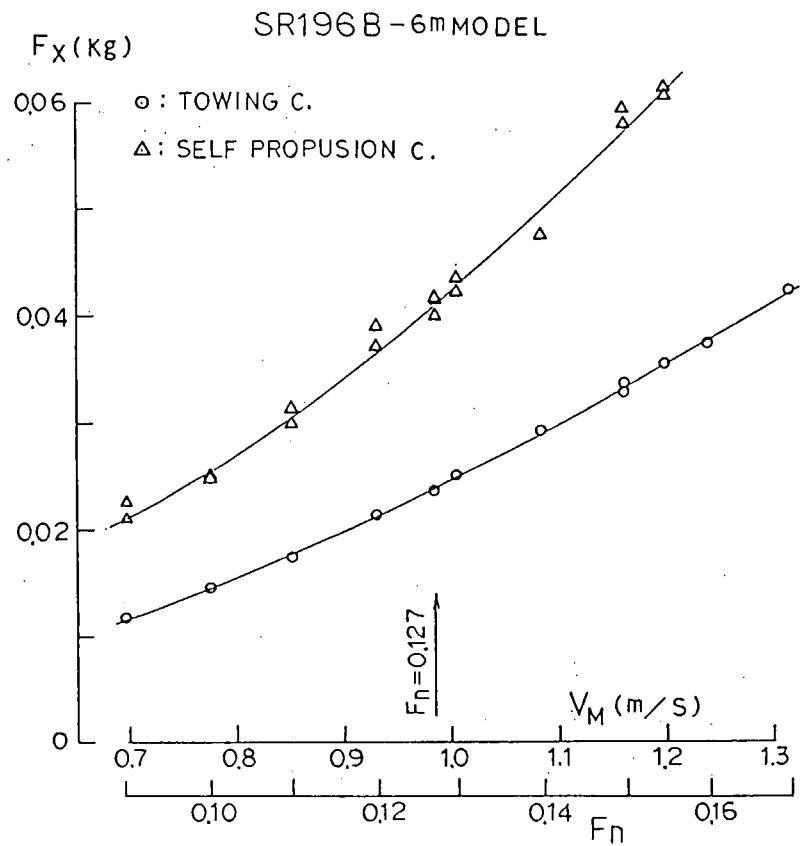


図 3.1.25 墾航, 自航時の舵抵抗 (SR 196 B, 6 m Model)

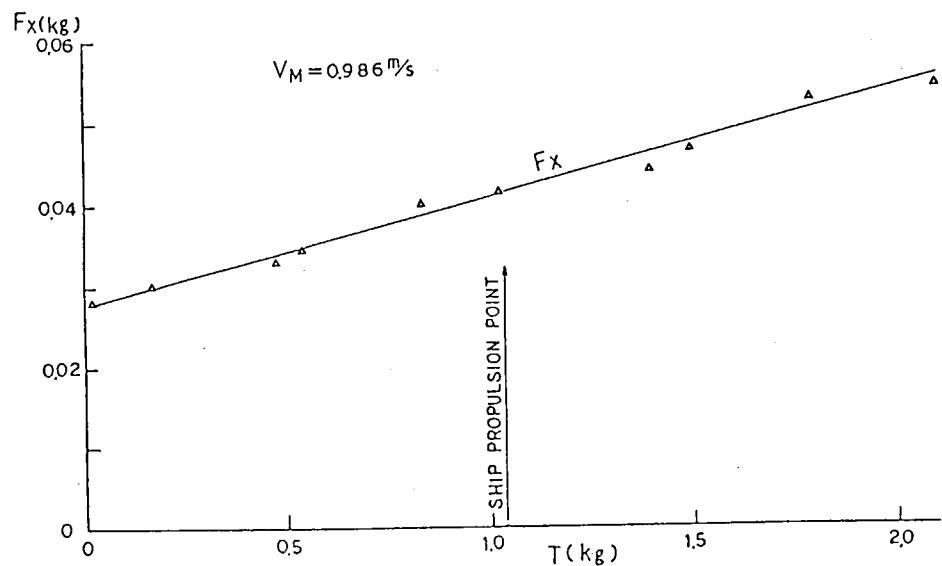


図 3.1.26 プロペラ荷重変更時の舵抵抗 (SR 196 B, 6 m Model)

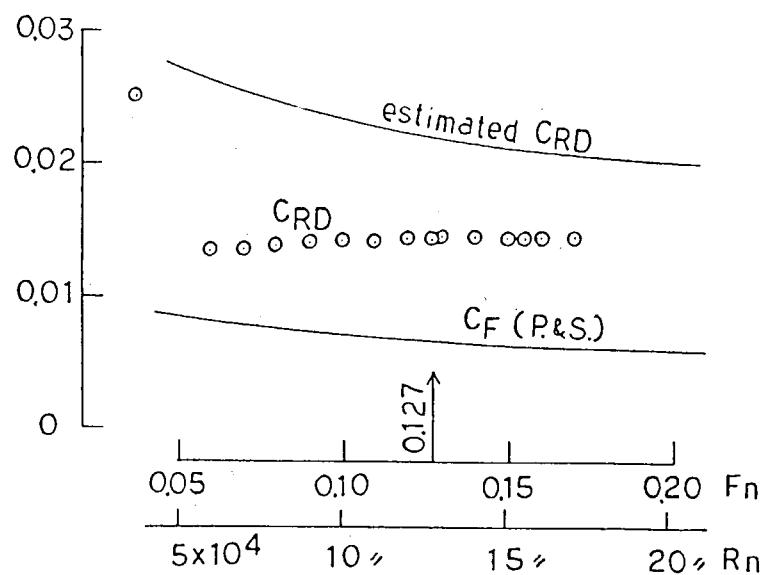


図 3.1.27 右航時の舵抵抗 C_{RD} (SR 196 B, 6m Model)

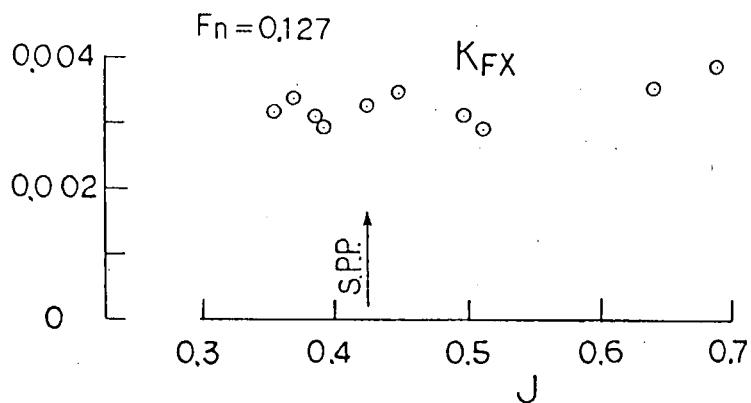


図 3.1.28 プロペラ荷重変更時の舵抵抗 K_{FX}
(SR 196 B, 6m Model)

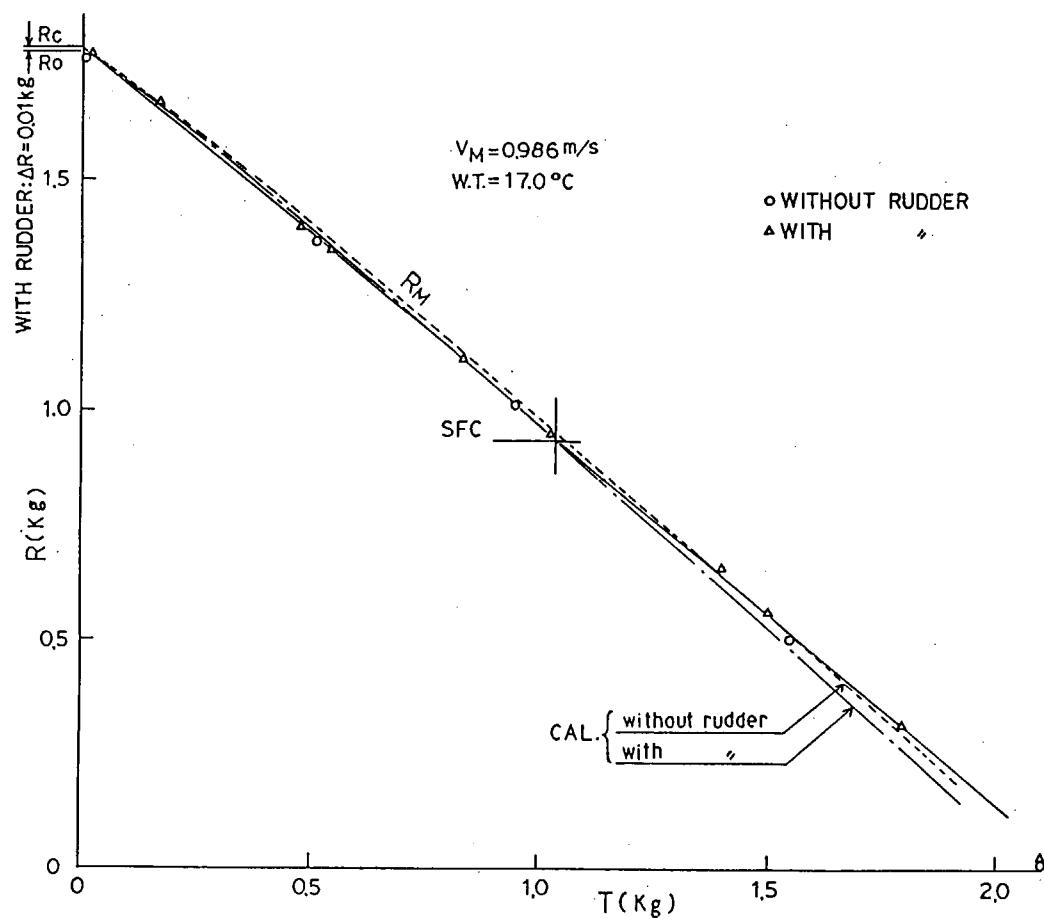


図 3.1.29 プロペラ荷重度変更試験の結果 その 1 —

(SR 196 B, 6 m Model)

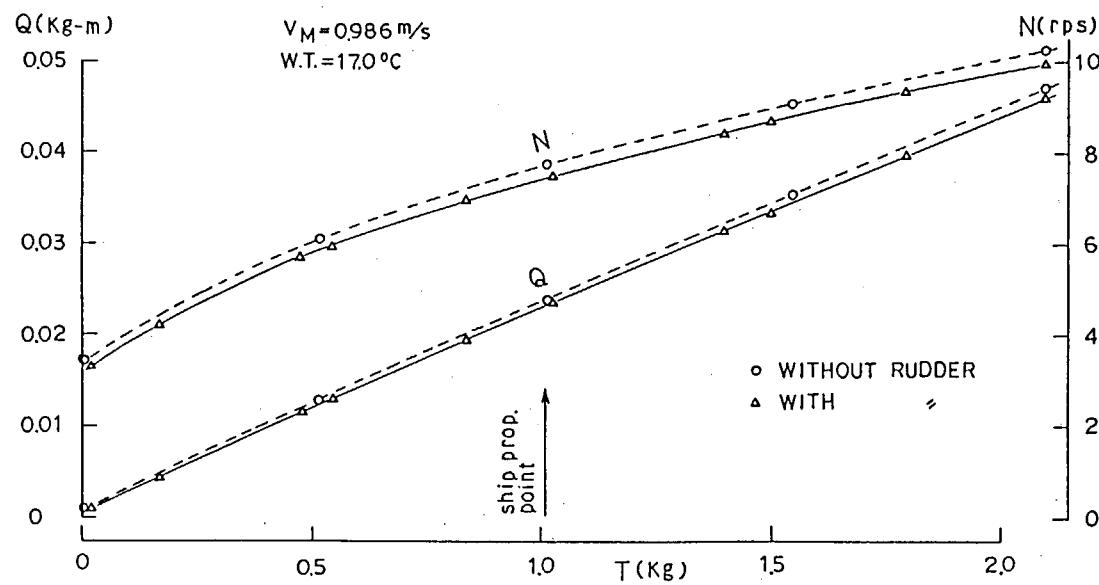


図 3.1.30 プロペラ荷重度変更試験の結果 その 2 — (SR 196 B, 6 m Model)

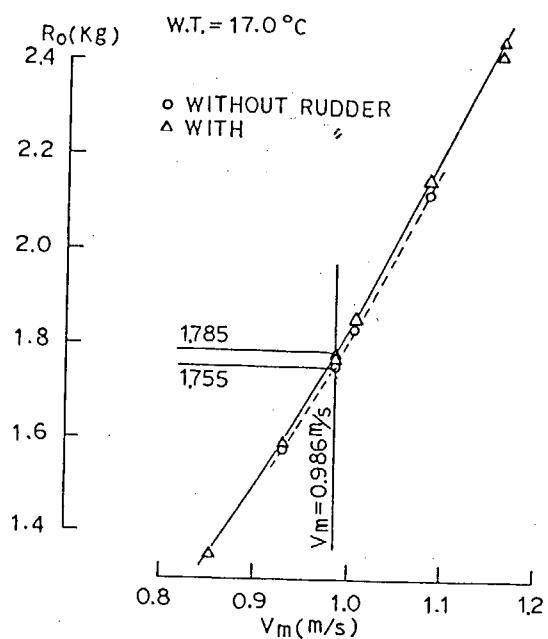


図 3.1.3.1 抵抗試験結果 (SR 196 B, 6 m Model)

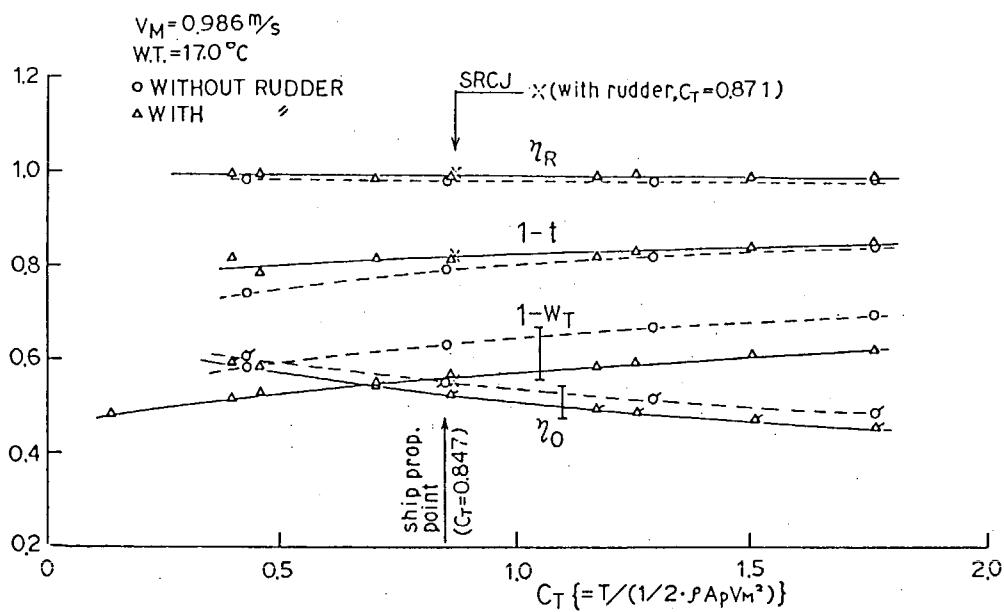


図 3.1.3.2 プロペラ荷重変更試験から得られた自航要素
(SR 196 B, 6 m Model)

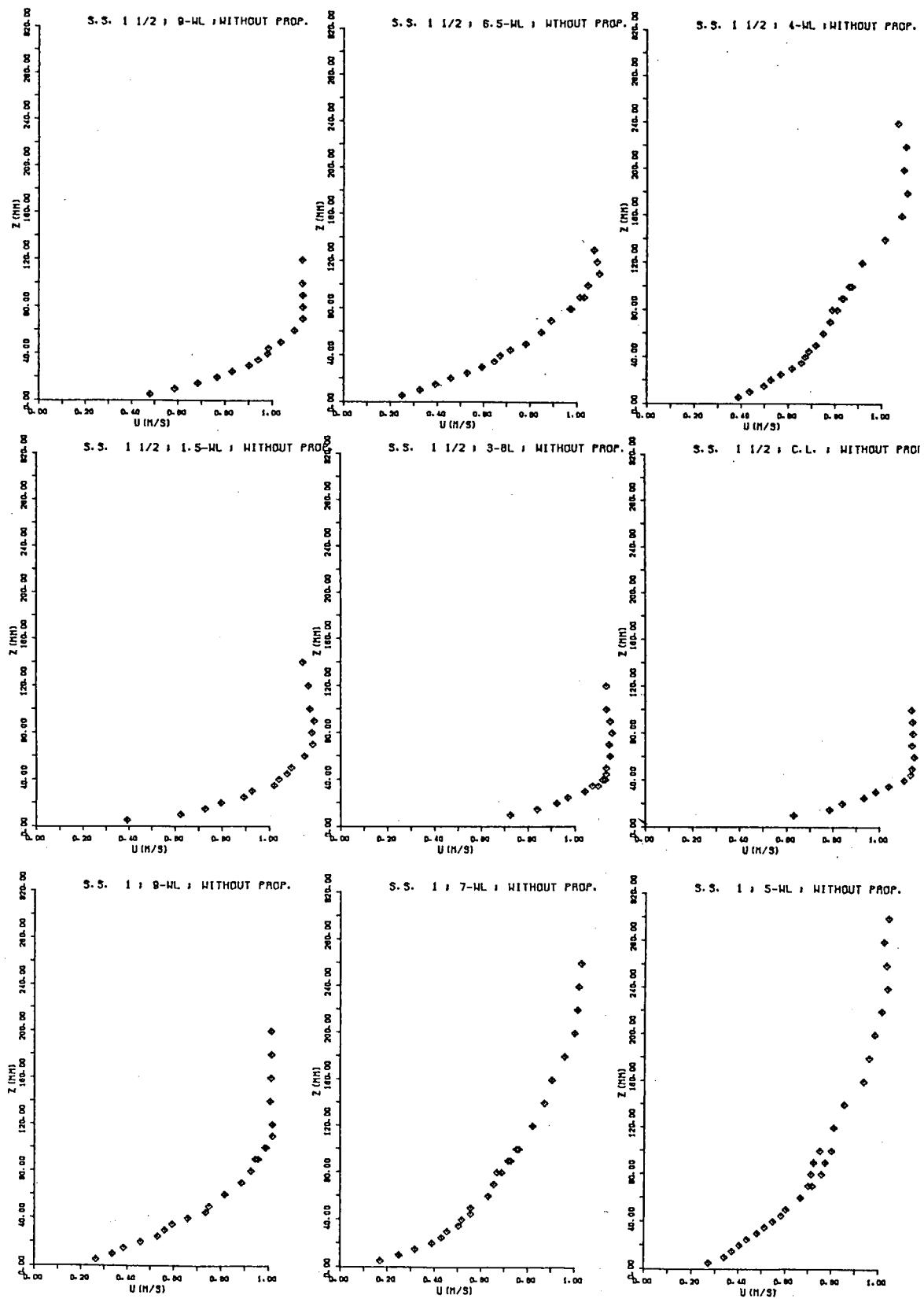


図 3.1.33 a 境界層計算結果 (SR 196 B, 6m Model)

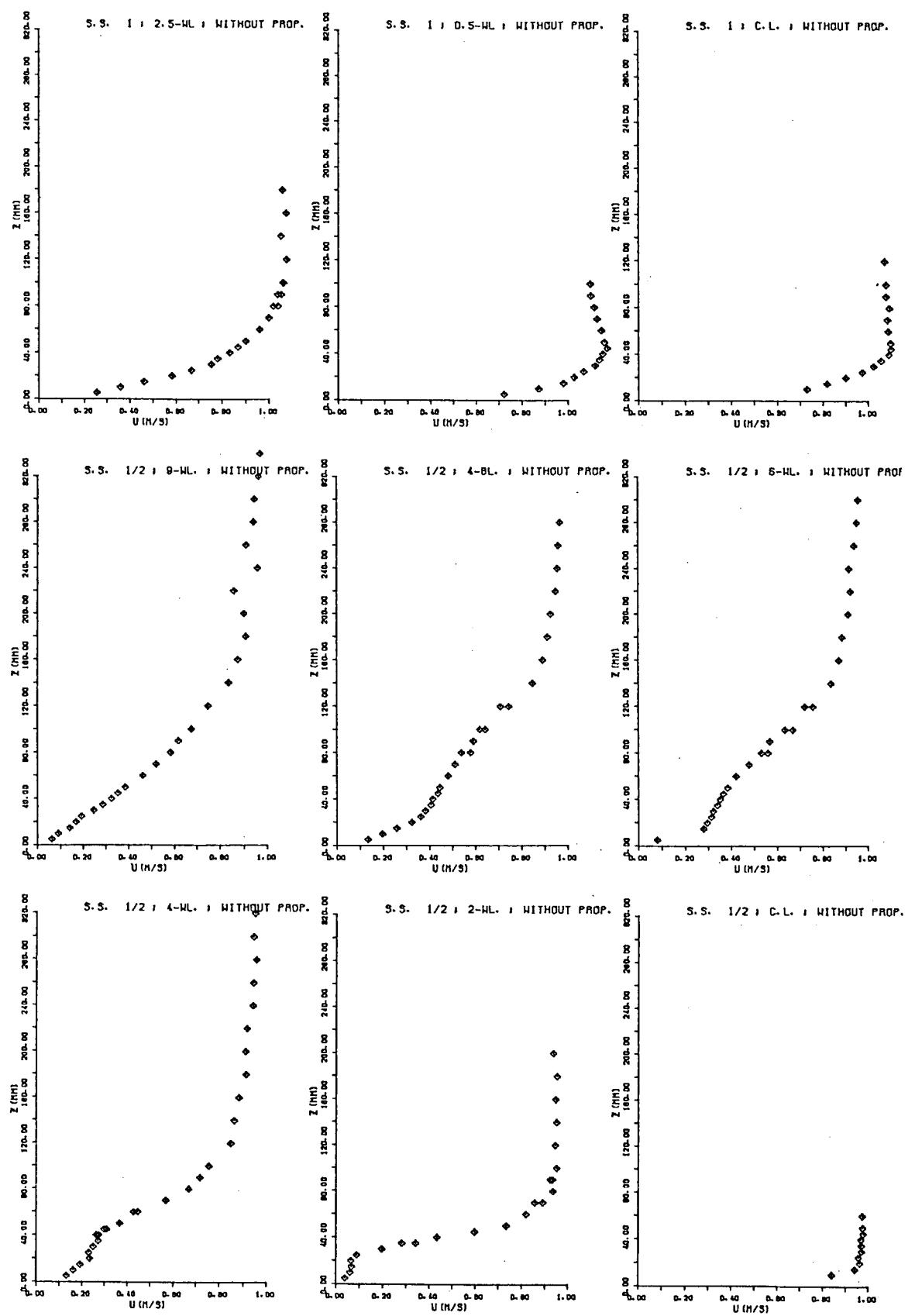
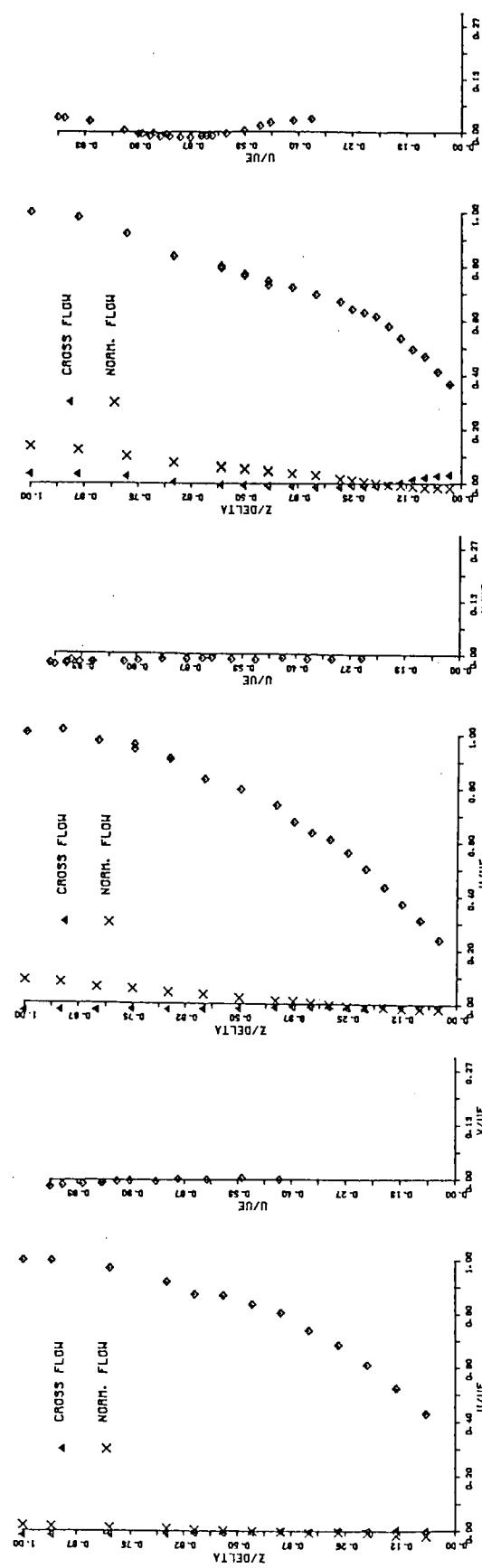
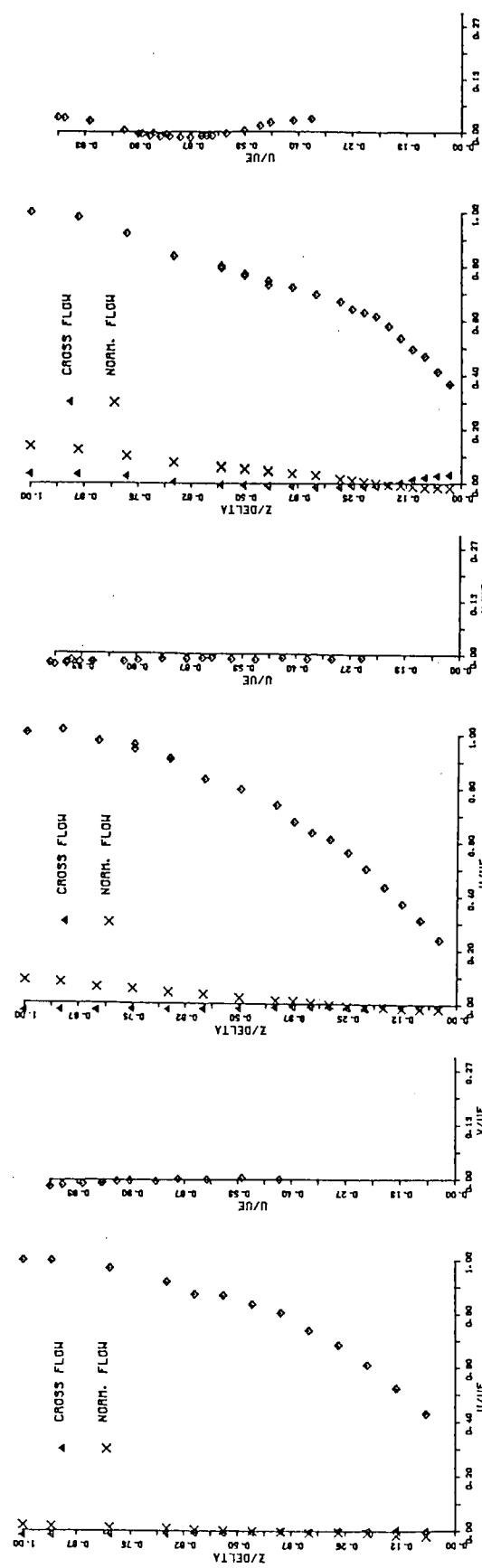


図 3.1.3 3 b 境界層計測結果 (SR 196B, 6m Model)

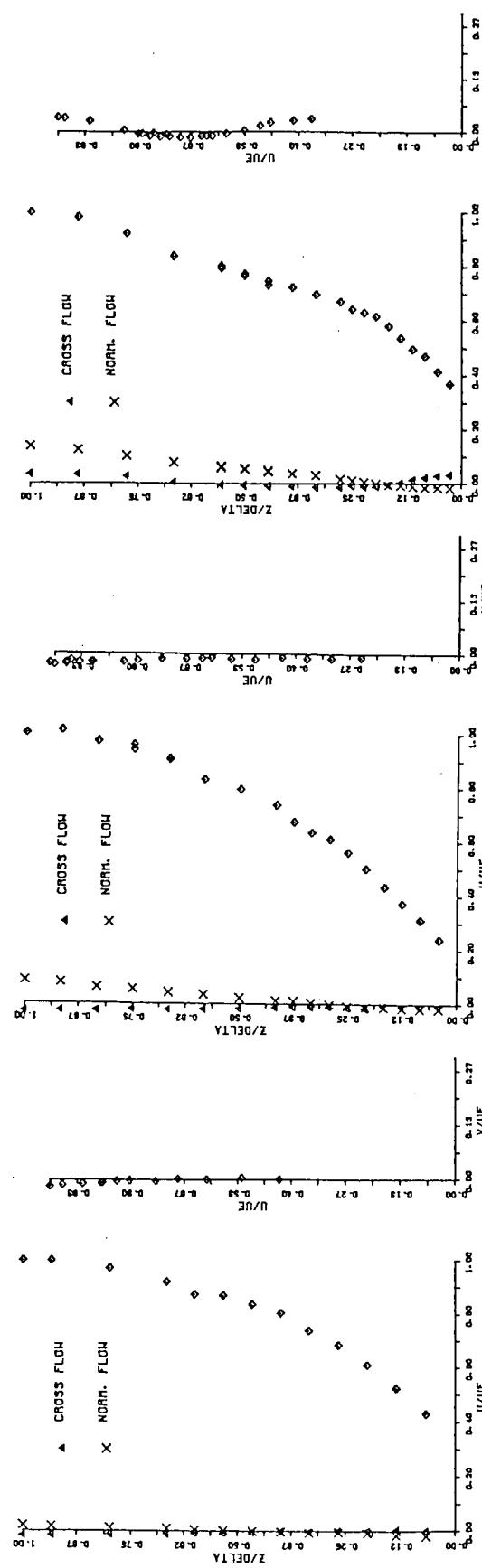
S. S. 1 1/2 : 8-HL : WITHOUT PROP.



S. S. 1 1/2 : 6-HL : WITHOUT PROP.



S. S. 1 1/2 : 4-HL : WITHOUT PROP.



S. S. 1 1/2 : C.L. : WITHOUT PROP.

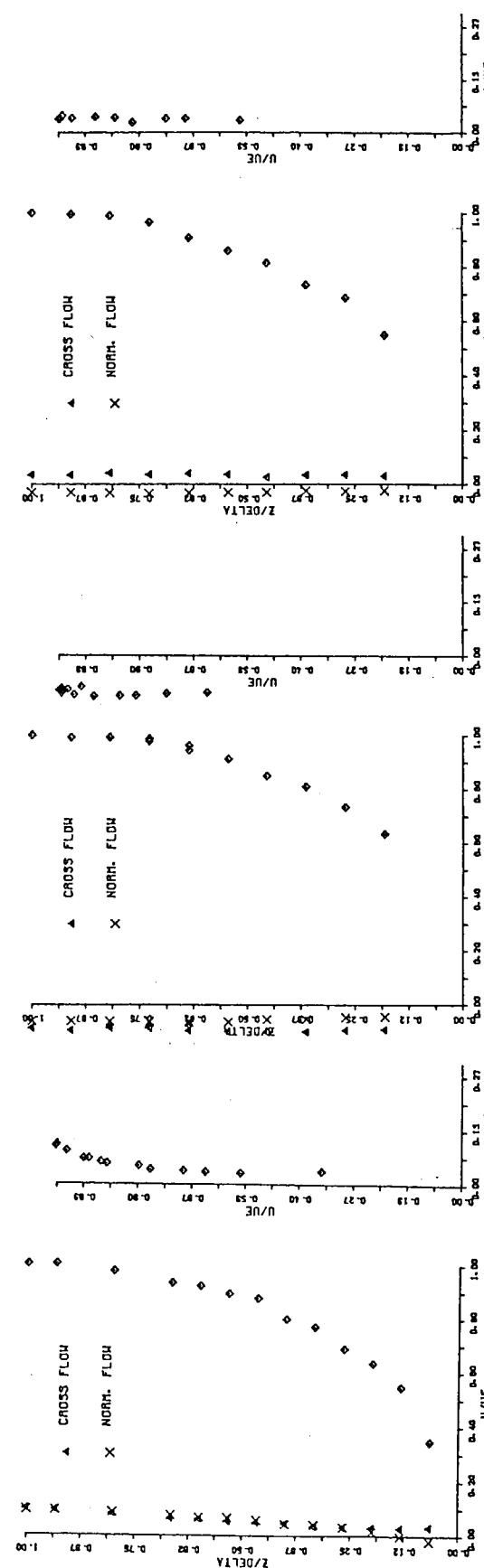
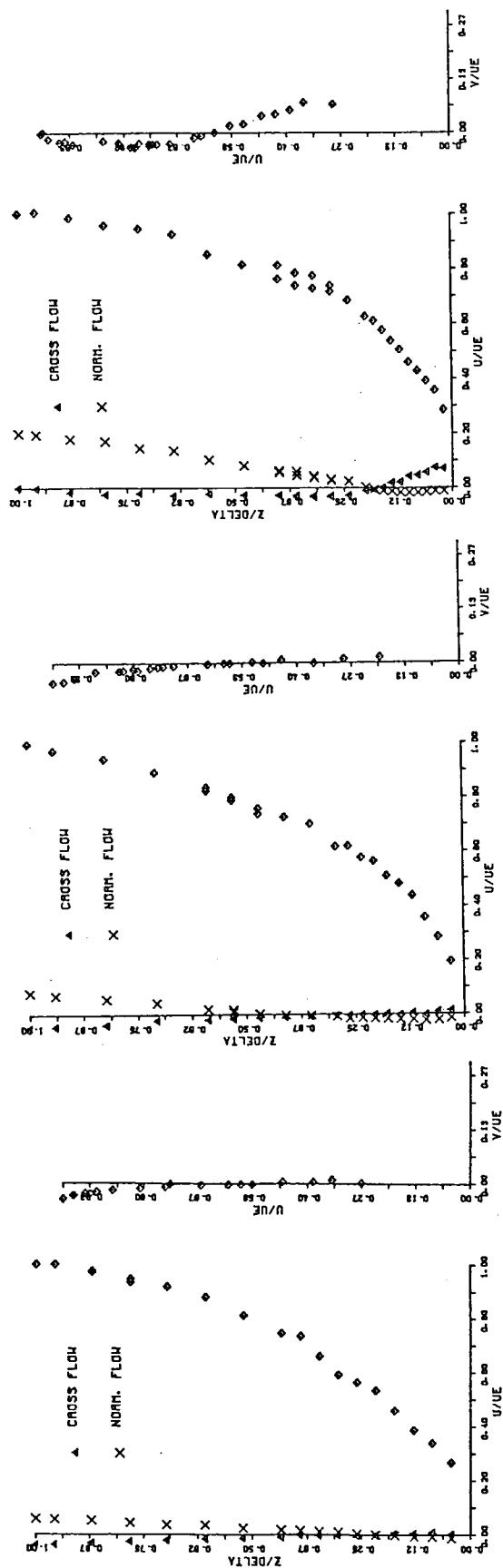


図 3.1.3.4 a 境界層計測結果 (SR196B, 6m Model)

S.S. 1 : S-HL : WITHOUT PROP.



S.S. 1 : C.L. : WITHOUT PROP.

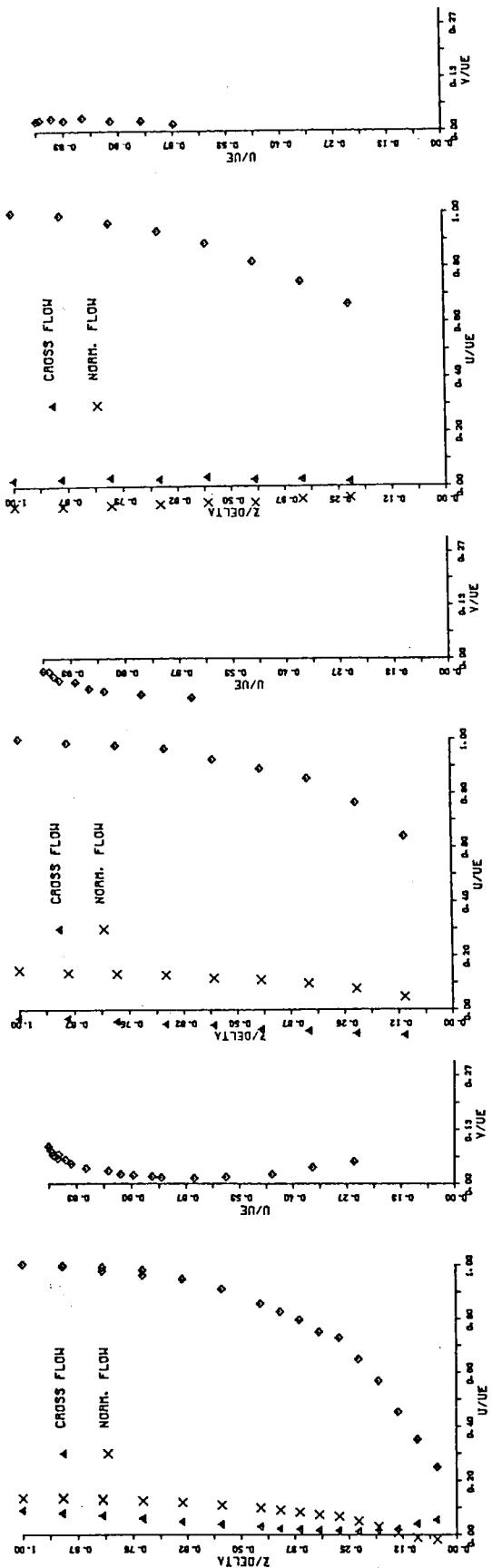
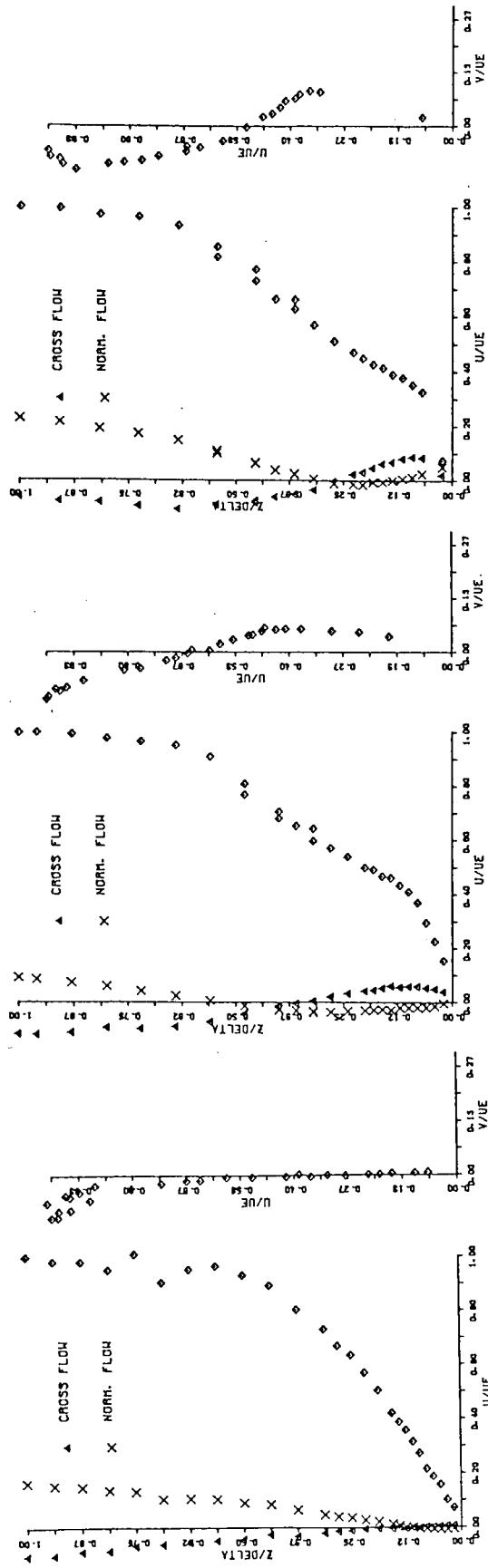
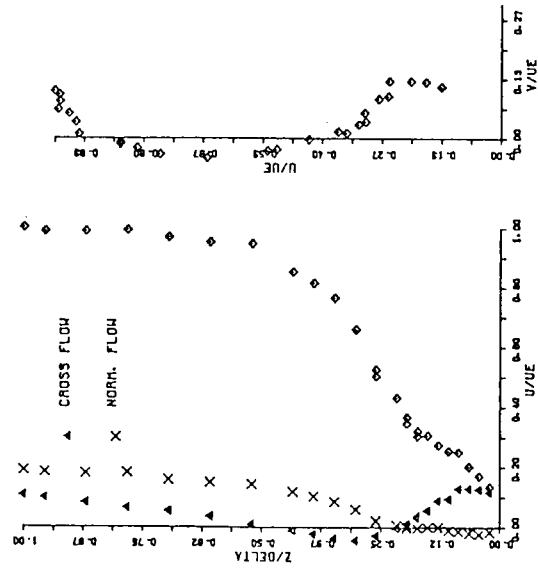


図 3.1.3 4 b 境界層計測結果 (SR 196B, 6m Model)

5.5. 1/2 : G-HL. 1 WITHOUT PROP.



5.5. 1/2 : 4-HL. 1 WITHOUT PROP.



5.5. 1/2 : 2-HL. 1 WITHOUT PROP.

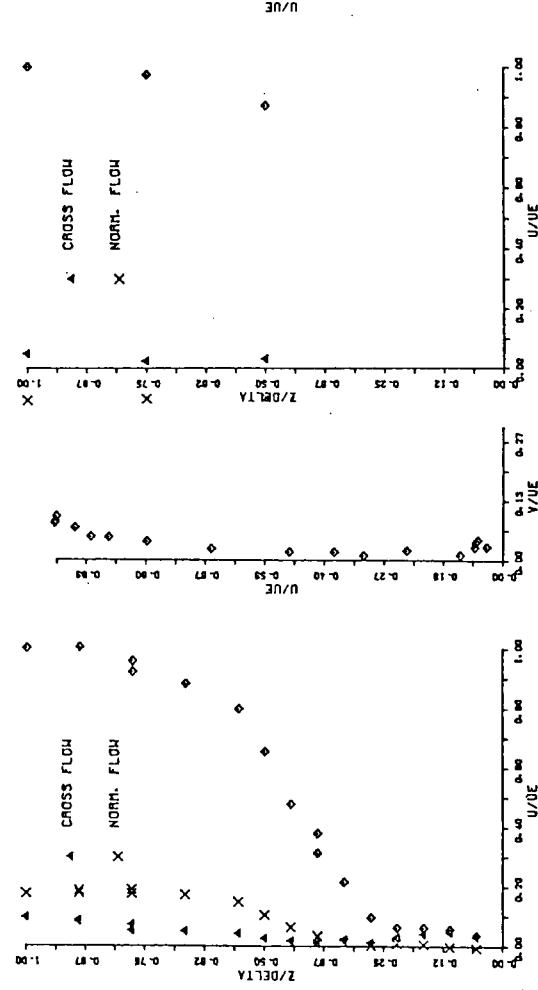


図 3.1.34c 境界層計測結果 (SR196B, 6m Model)

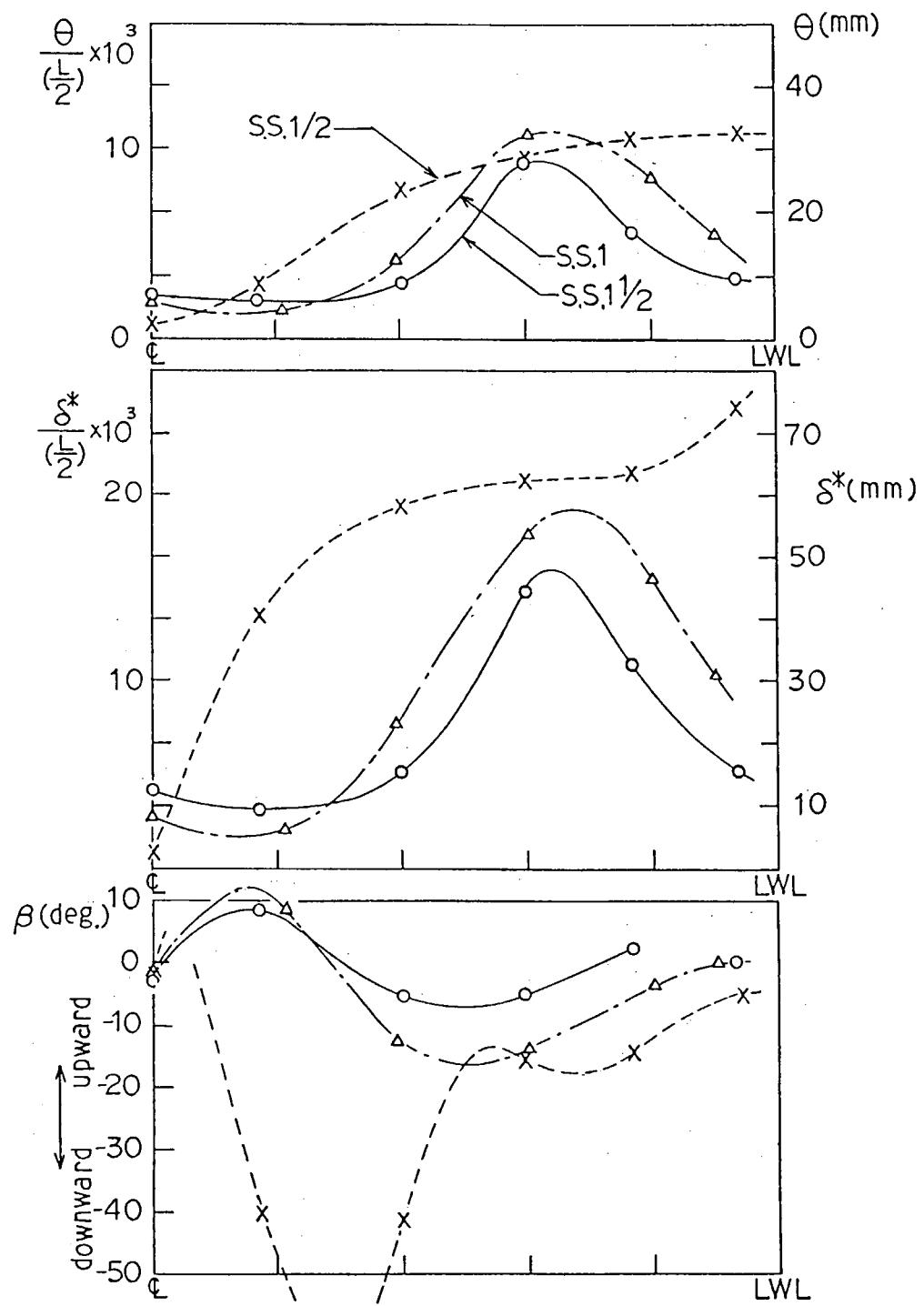


図 3.1.3.5 境界層特性諸量 (SR 196B 6m Model)

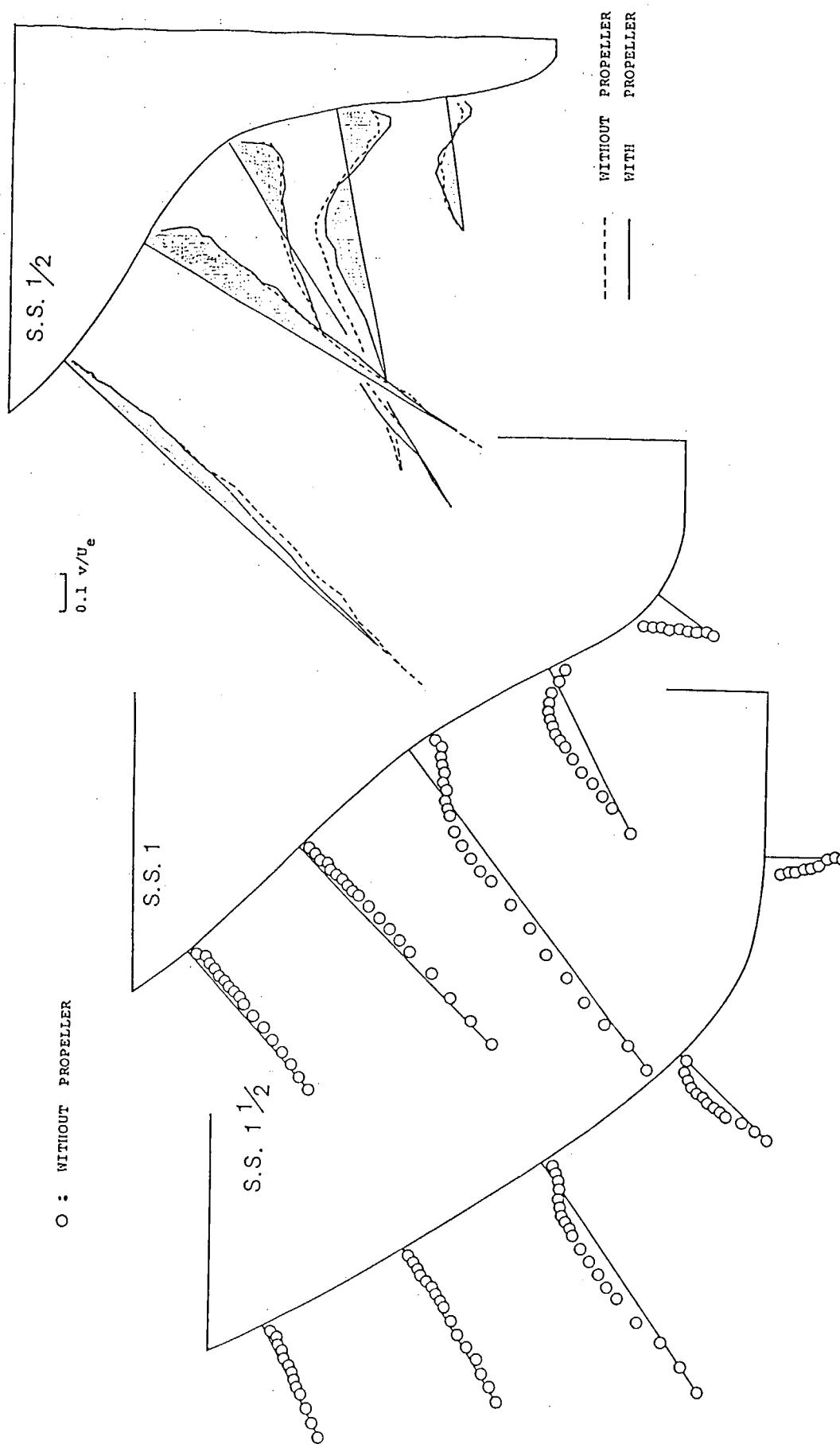


図 3.1.3.6 クロスフロー速度成分 (SR 196 B, 6m Model 1)

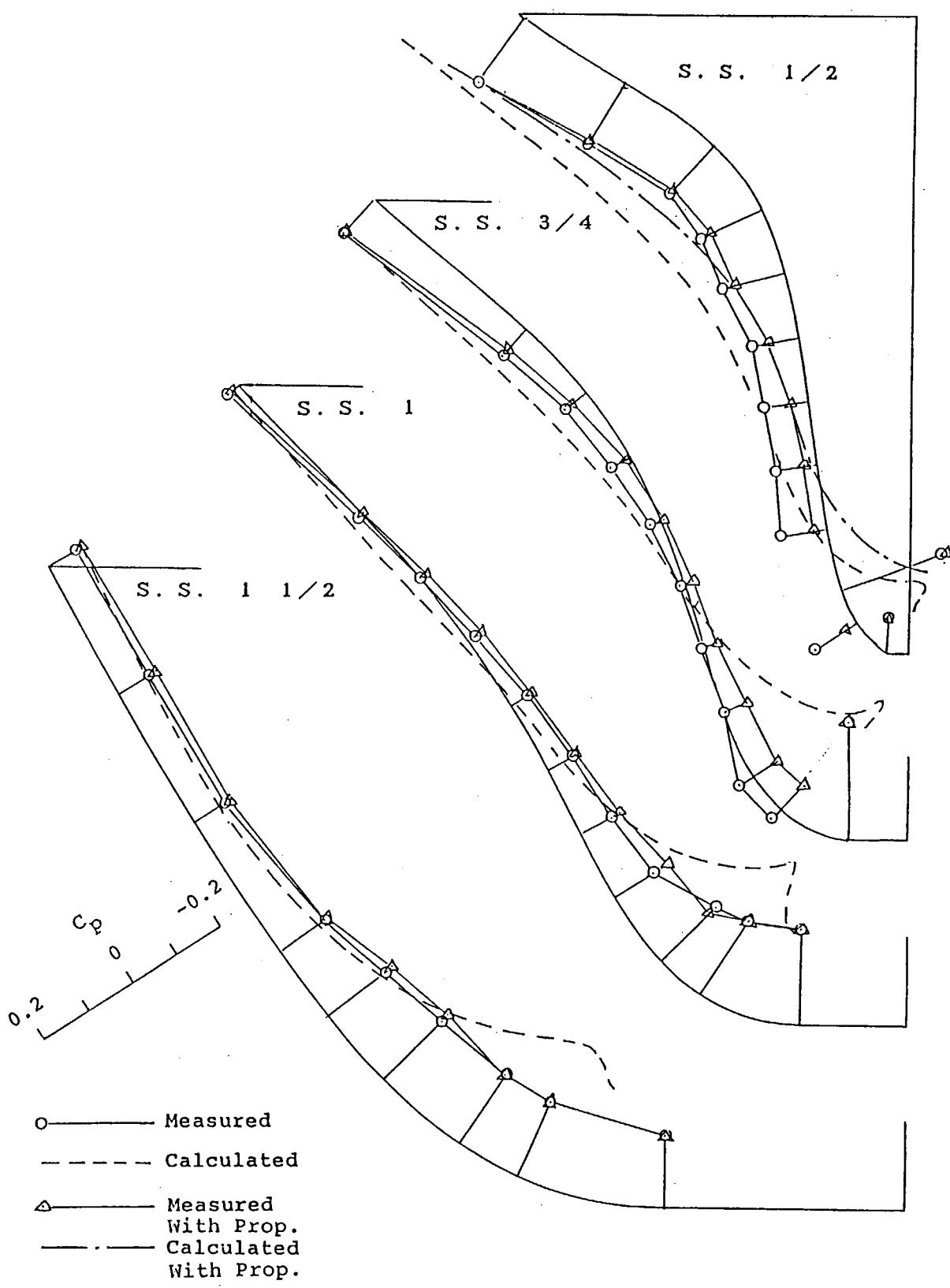


図 3.1.37 船尾表面圧力分布 (SR 196B, 6m Model)

3.2. 4 m 模型船による実験

6 m と 2 m の中間の船型として 4 m の模型船による水槽試験を、抵抗、自航、流場計測について行った。*geosim* 解析のデータとしても利用できる。

3.2.1 抵抗・自航試験

(1) 抵 抗 試 験

中型(4 m)模型船による水槽試験は、SR196 B 及び C の 2 船型について行った。試験状態は満載とバラストの 2 状態である。表 3.2.1 に両模型船の試験状態における要目を示す。

抵抗試験は、この 2 隻の模型船を横浜国大と広大の 2 ケ所の水槽で持ち回って行った。結果の抵抗係数曲線を図 3.2.1 ~ 図 3.2.6 に示す。係数は S ベースの $C = R / \frac{1}{2} \rho SV^2$ の形である。速度は横浜国大が対水速度、広大が対地速度である。

図 3.2.1 と図 3.2.2 は B 船型の満載状態、図 3.2.3 と図 3.2.4 は C 船型の満載状態における、横浜国大と広大の結果である。両水槽の結果は大体合っているといえる。広大の試験はかなり高速まで行っている。B 船型と C 船型の比較では、B 船型では横浜国大と広大とも一致して 0.27 であったが、C 船型では横浜国大が 0.32 で広大が 0.36 と若干の違いが生じた。

バラスト状態は、横浜国大のみで試験を行った。その結果を、図 3.2.5 に B 船型、図 3.2.6 に C 船型について示す。やはり B 船型の方が抵抗が低い。K の値は、両方とも満載状態より 0.01 だけ高い。

(2) 自 航 試 験

自航試験に使用したプロペラは、SR196 B 船型用として設計された P.4009 (昭和 60 年 3 月報告書参照) の 4 m 模型船用に縮尺した直径 0.11625 m のものを製作した。ただし、翼厚比設計値 0.55 を MAU 標準の 0.050 に変更した。B 船型だけでなく C 船型にもこのプロペラを使用した。

単独試験は、回転数 16.0 r.p.s. で行った。その結果のプロペラ特性曲線を図 3.2.7 に示す。

自航試験は横浜国大水槽で行った。試験結果から解析した自航要素を、図 3.2.8 ~ 図 3.2.11 に示す。満載状態を図 3.2.8 (B 船型) と図 3.2.9 (C 船型) に、バラスト状態を図 3.2.10 (B 船型) と図 3.2.11 (C 船型) に示す。これらの図には参考のため 6 m 模型船の結果を破線で入れてある。B 船型と C 船型を比較してみる。満載では、 η_R はほど同じであるが、 $1-t$ は少し B 船型の方が高く、 $1-w$ は C 船型の方がかなり低いので、船盤効率 (η_H) にすると、C 船型の方がかなりよい。バラストは、B 船型の η_H が少し低いのと、C 船型の $1-w$ が少し低いため、 $1-t$ がほど同じでも、C 船型の方が少しだけ性能がよいようである。

荷重変更試験の結果を、自航要素の形で、図 3.2.12 ~ 図 3.2.15 に示す。 η_R の傾向に B 船型と C 船型の相違がかなり見られ、わけても B 船型の低荷重時のバラツキは、 $1-t$ の $F_n = 0.168$ の傾向が他と異なる事とともに、何か不安定現象的なものを感じさせる。

(横浜国大 池畠 光尚)

3.2.2 流 場 計 測

(1) 伴流解析による粘性抵抗の算定

粘性抵抗値を直接算定するため、伴流解析を実施した (B 船型: 1986 年 6 月 16 日、水温 19.4 °C, C 船型: 1985 年 10 月 22 日、水温 18.7 °C)。A.P. 後方 2.0 m の断面内の総圧をくし型ピト一管 (外径: 5.4 mm) で計測した。計測速度は $F_n = 0.17$ で対応レイノルズ数は、B, C 船型それぞれ 4.007×10^6 , 及び 4.109×10^6 である。模型船はトリム沈下をゆるして曳航した。

解析は、

$$R = \rho g \int \int (H_0 - H) dy dz \quad (1)$$

によった。ここで($H_0 - H$)は水頭差、 ρ :密度、 g :重力加速度、 y 、 z はそれぞれ、横方向、鉛直方向である。(1)式で Z に関する積分は、水面下10mmまでの計測値から $Z = 0$ まで外挿し実行した。

図3.2.1.6に(1)式の y に関する積分でえられた結果を示す。B、C船型を比較すると、U型のC船型では、大きな水頭損失部は、下方にみられる。これは、次節の流場分布とも対応している。粘性抵抗係数($Rv/\frac{1}{2}\rho U^2 S$)は、それぞれ 4.381×10^{-3} 、 4.887×10^{-3} であった。3.2.1の図3.2.2、3.2.4に抵抗試験結果と比較して示す。抵抗試験の C_t とほぼ等しく、3.2.1(1)でえられたForm Factorは妥当といえよう。

(2) 船尾粘性流場の計測と解析

X型熱膜流速計(横国大)及び5孔管(広大)を用いて、船尾流場を計測した。計測断面は、横大:S.S.1, S.S.1/2, プロペラ位置(66mm A.P.前方), 広大:S.S.3/4, S.S.5/8, S.S.1/2, S.S.1/8である。計測速度は0.802m/s($F_n = 0.128$)で、模型船は拘束して曳航した。計測時の平均水温は、

$$\begin{array}{lll} \text{横国大} & \text{B船型} : & 17.8^\circ\text{C}, \quad \text{C船型} : & 8.7^\circ\text{C} \\ \text{広大} & \text{B船型} : & 19.5^\circ\text{C}, \quad \text{C船型} : & 19.7^\circ\text{C} \end{array}$$

である。いずれも満載状態である。

図3.2.1.7～図3.2.1.8に横国大、広大の計測結果をそれぞれ断面内ベクトル図及び等流速線で示す。 U_0 は船速である。船尾タテ渦中心はC船型では若干下方で巾も広い。図3.2.1.9はS.S.1/8の流速分布から求めたタテ渦の等渦度線図である。図で反時計まわり方向が正である。また単位は1/secである。流速の計測格子点が1.5cmであるため、また特に船体近傍では片側微分になるため、精度は必ずしも十分とはいえないかも知れないが、両船型間では頗著な違いがみられる。(広島大学 茂里 一紘)

表3.2.1 SR196B及びC、4m模型船の試験状態要目表

MODEL SHIP		SR196B		SR196C	
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAST
L (m)		4.000 (SHIP:320.0)		4.000 (SHIP:320.0)	
B (m)		0.6663 (SHIP: 53.3)		0.6663 (SHIP: 53.3)	
DRAFT(m)	F.P.	0.2413	0.0978	0.2413	0.0965
	※	(SHIP: 19.3)	0.1278	(SHIP: 19.3)	0.1265
	A.P.		0.1578		0.1565
∇/∇_F (%)		100.0	50.0	100.0	50.0
∇ (m)		0.5161	0.2580	0.5154	0.2577
W.S.A. (m)		3.8834	2.9113	3.8686	2.9106
TRIM(%L _{pp})		0	1.5	0	1.5
L _{pp} /B		6.004		6.004	
B/d		2.762	5.213	2.762	5.268
C _b		0.8027	0.7576	0.8017	0.7648
C _p		0.8066	0.7646	0.8056	0.7719
C _m		0.9952	0.9909	0.9952	0.9908
C _w		0.8743	0.8242	0.8560	0.8195
1cd(%L _{pp})		-2.53	-0.64	-2.59	-0.213
PROP. IMMERSION I/D		1.49	0.77	1.49	0.77

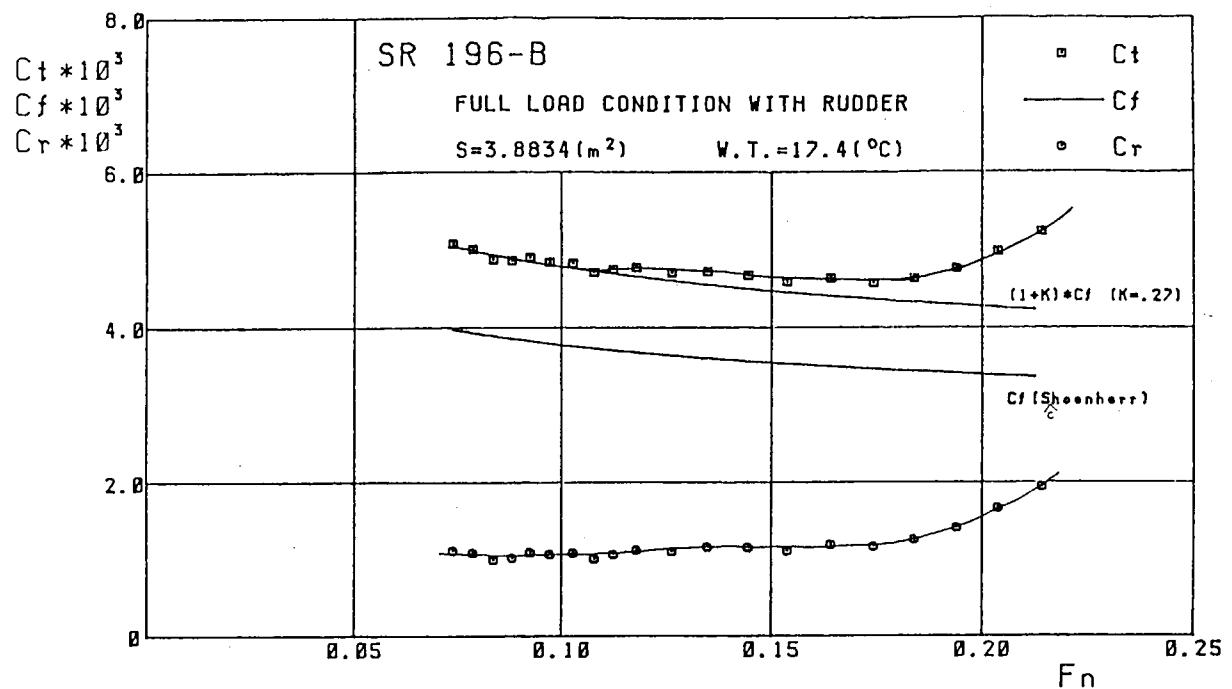


図 3.2.1 SR 196-B, 4 m 模型船満載状態抵抗試験結果

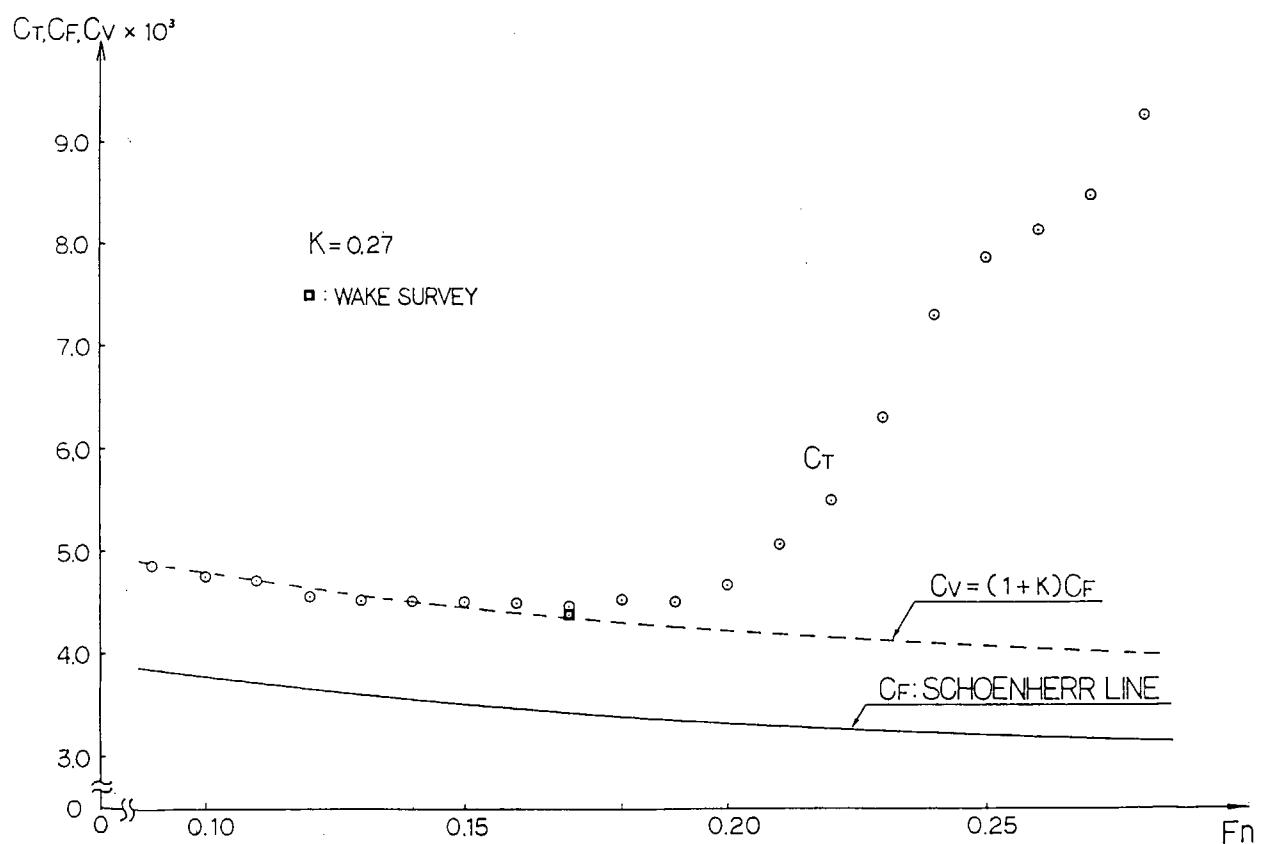


図 3.2.2 SR 196-B, 4 m 模型船満載状態抵抗試験結果

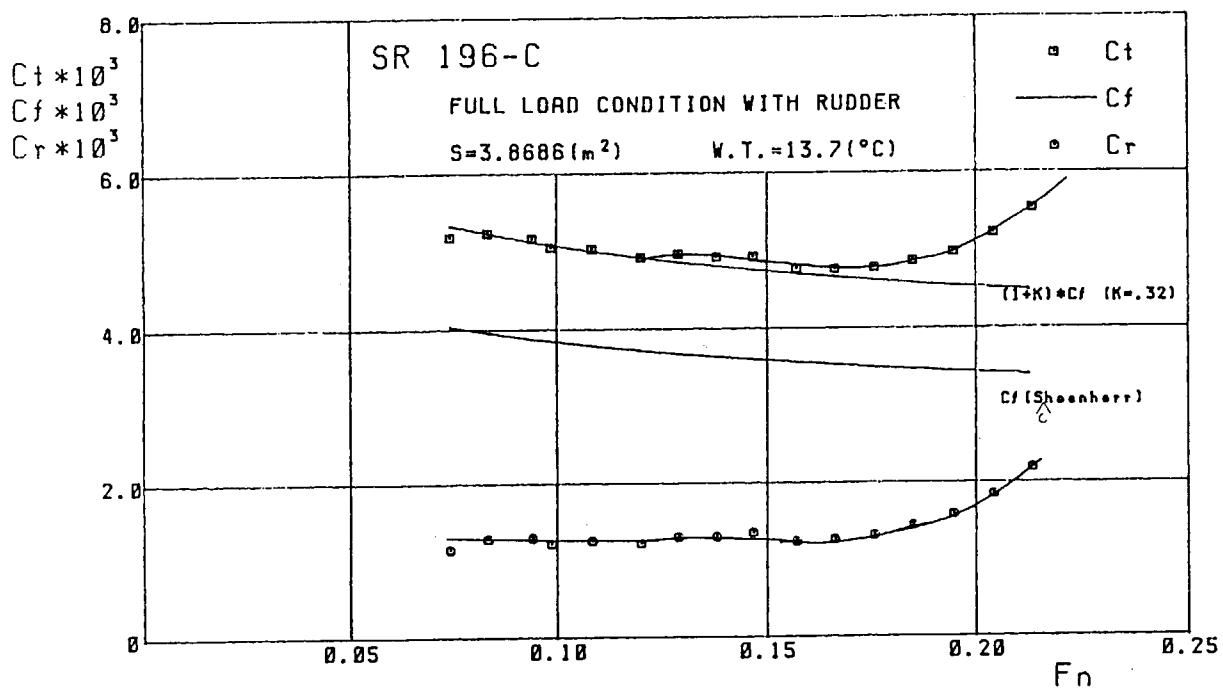


図 3.2.3 SR 196B, 4 m 模型船満載状態抵抗試験結果

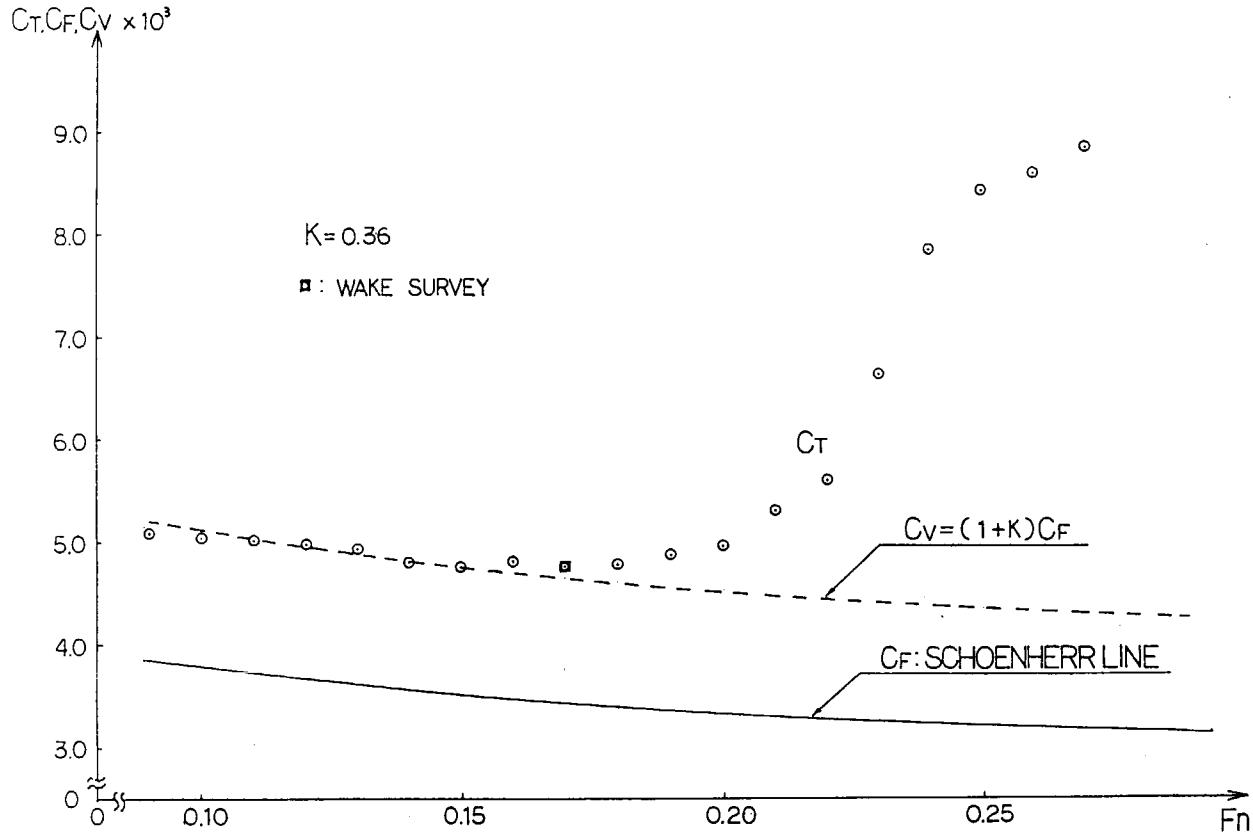


図 3.2.4 SR 196B, 4 m 模型船満載状態抵抗試験結果

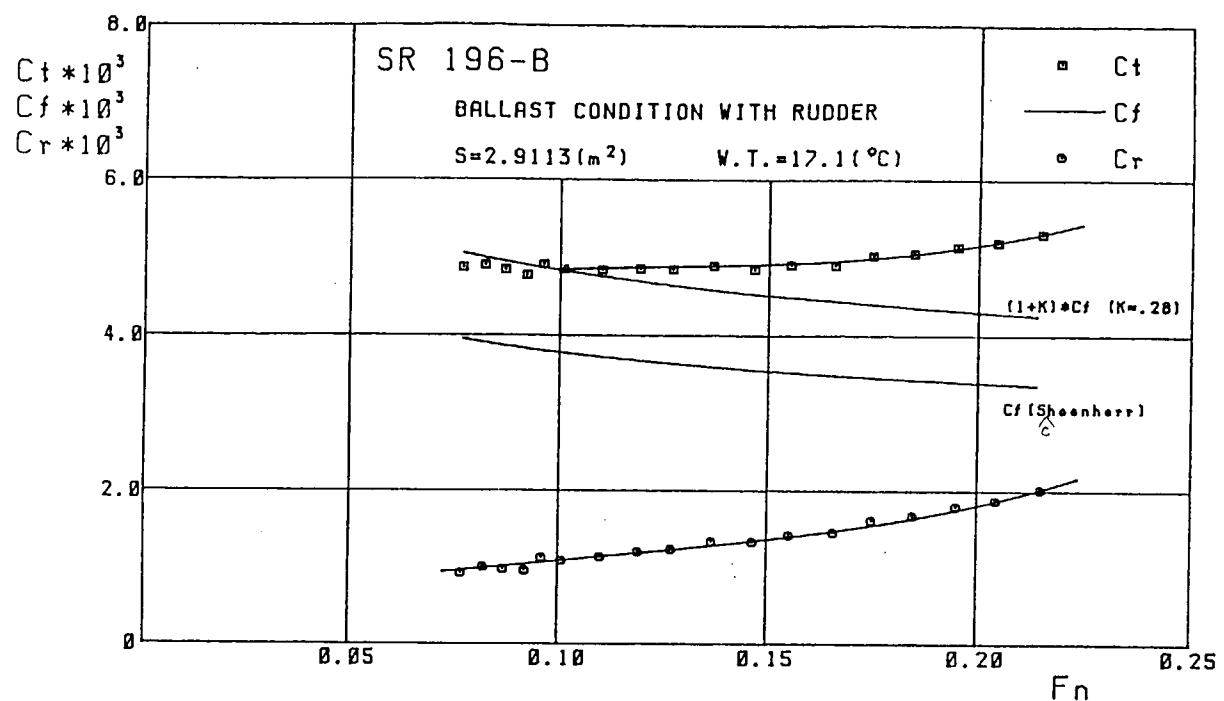


図 3.2.5 SR 196B, 4m模型船バラスト状態抵抗試験結果

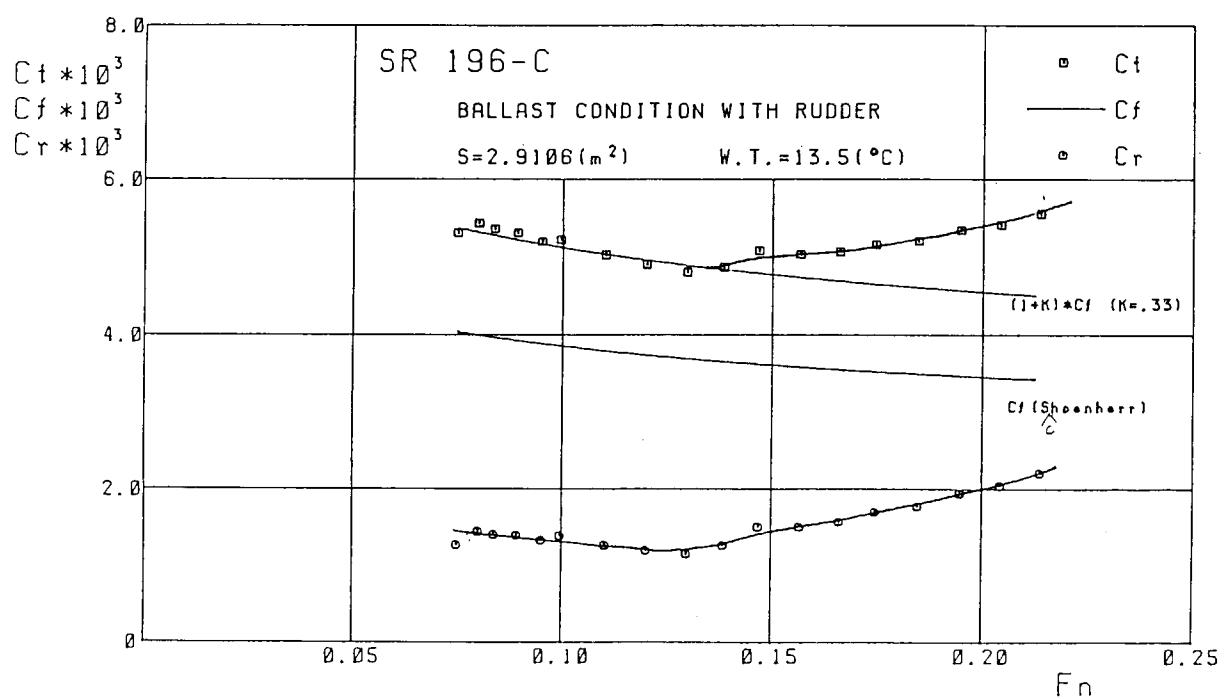


図 3.2.6 SR 196C, 4m模型船バラスト状態抵抗試験結果

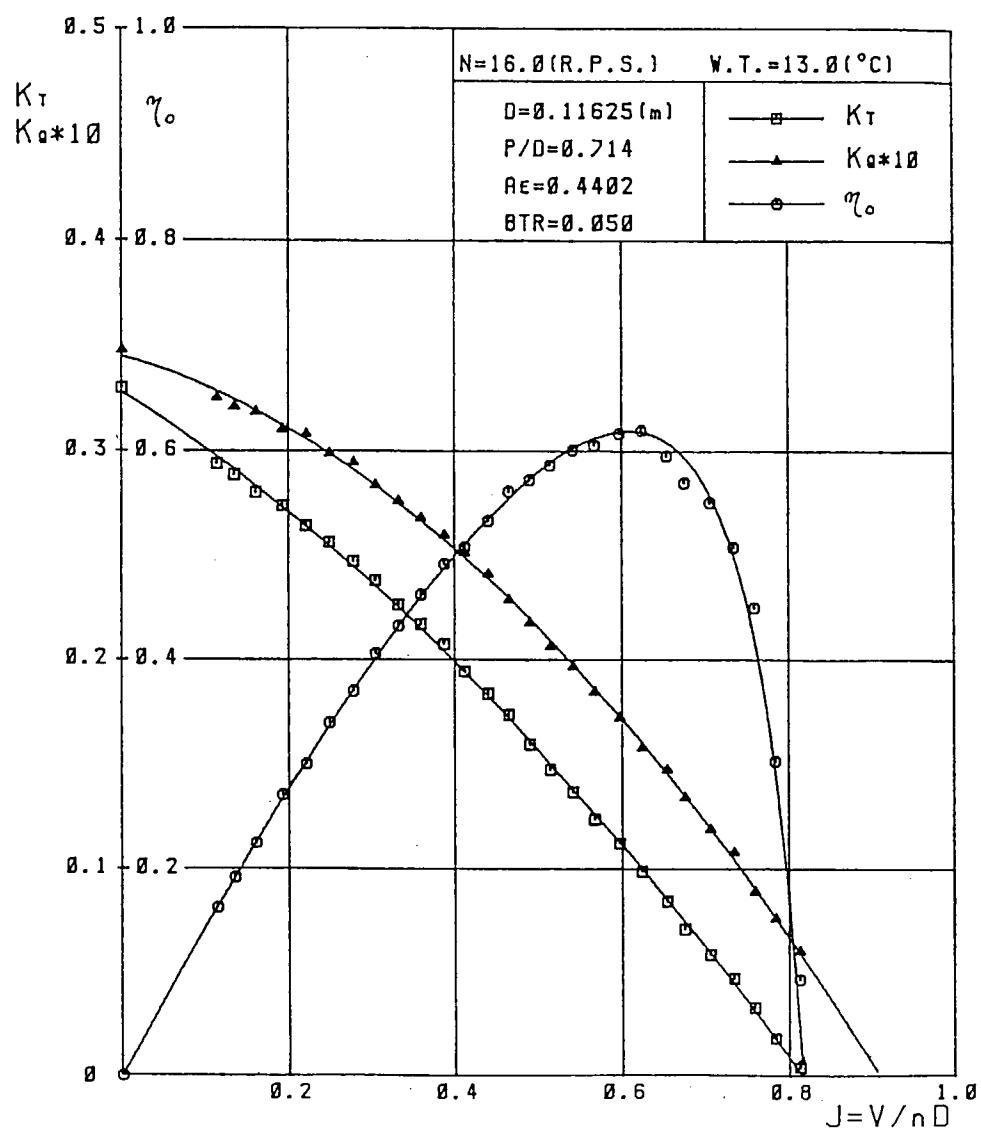


図 3.2.7 プロペラ特性曲線

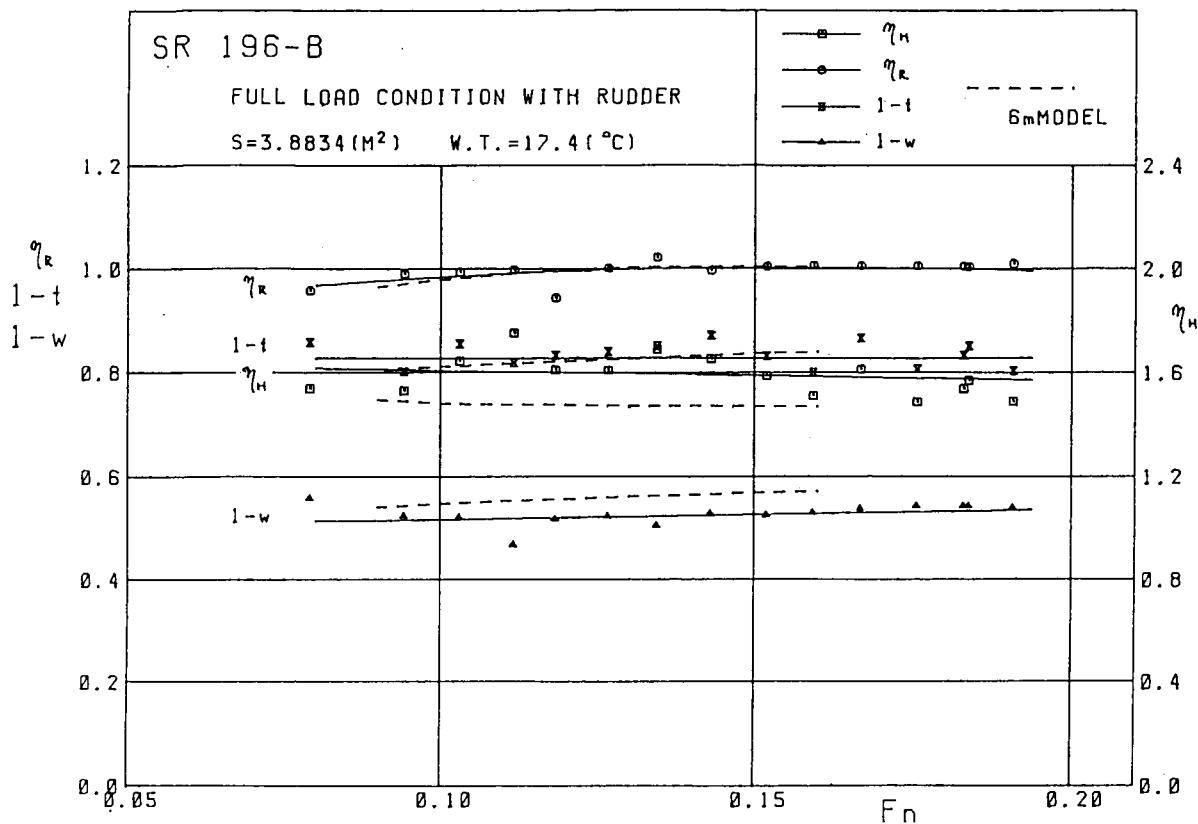


図 3.2.8 SR 196B, 4m模型船満載状態自航要素

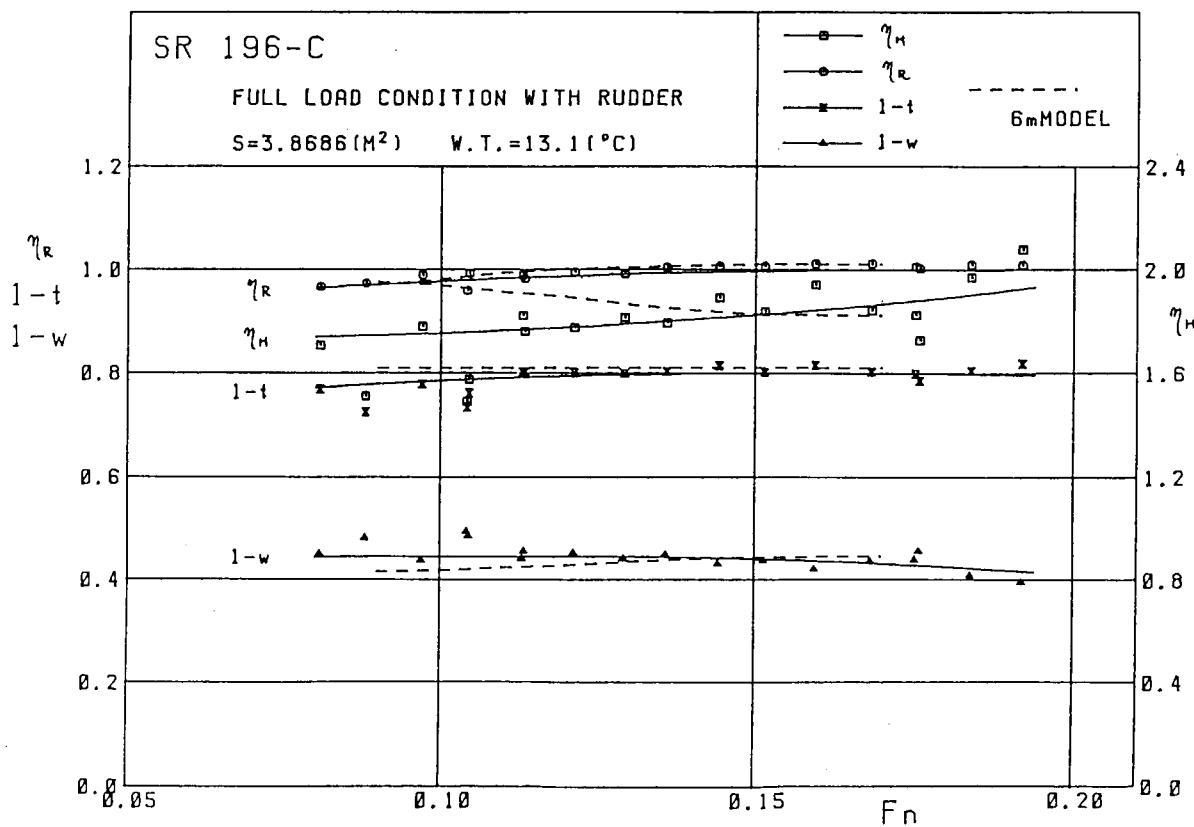


図 3.2.9 SR 196C, 4m模型船満載状態自航要素

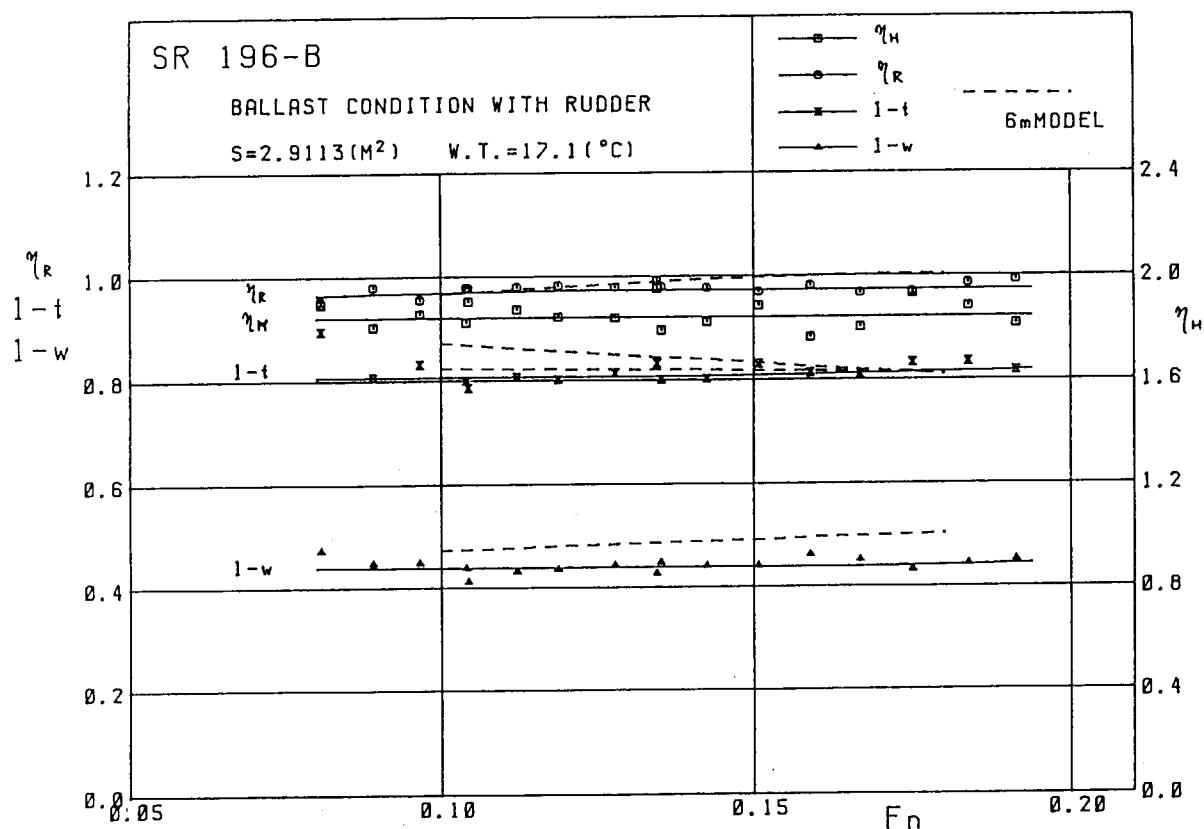


図 3.2.10 SR 196B, 4m模型船バラスト状態自航要素

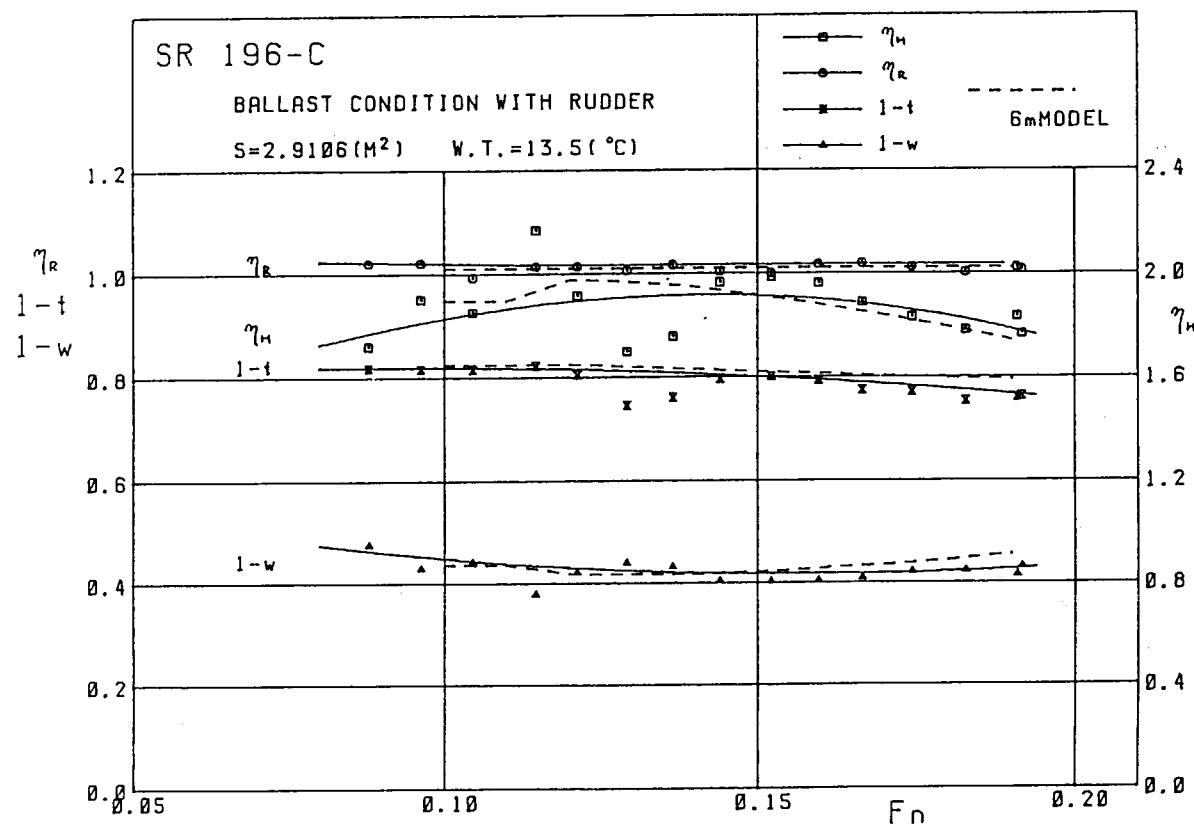


図 3.2.11 R-S 196 C, 4m模型船バラスト状態自航要素

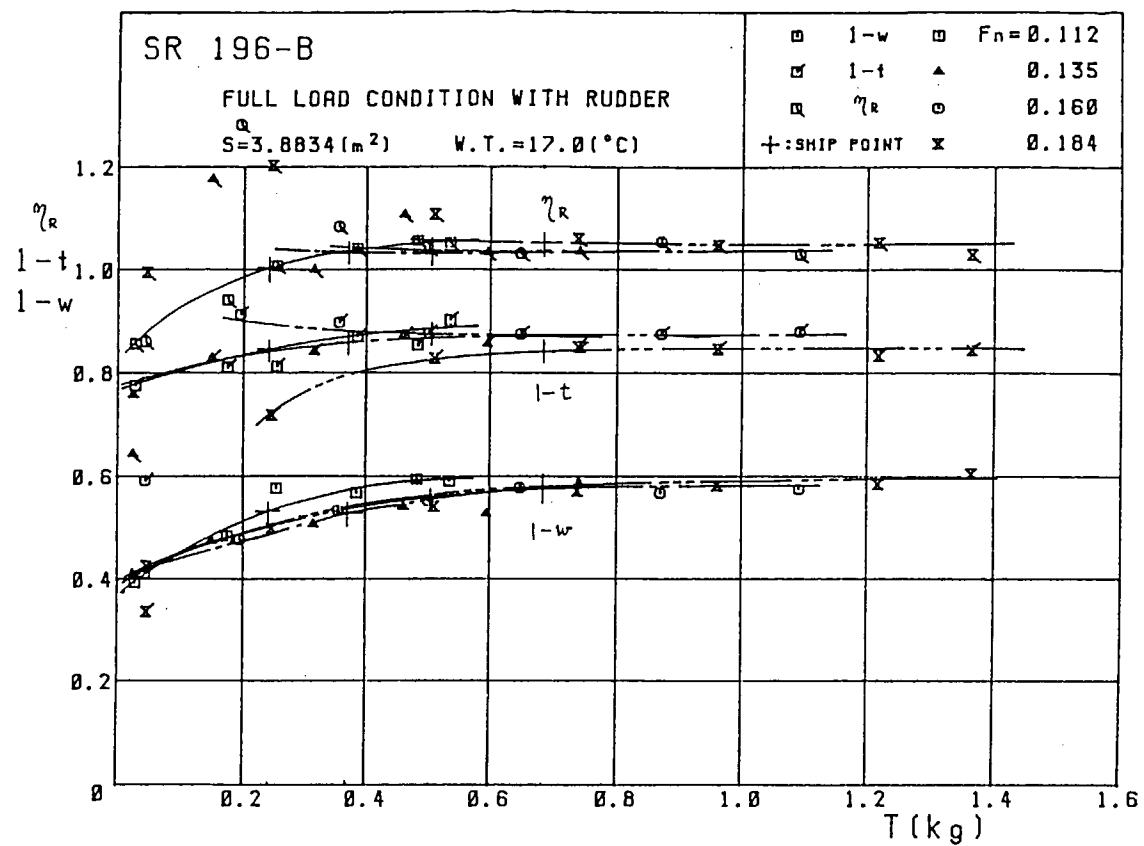


図 3.2.12 SR 196B, 4m 模型船満載状態荷重度変更試験結果

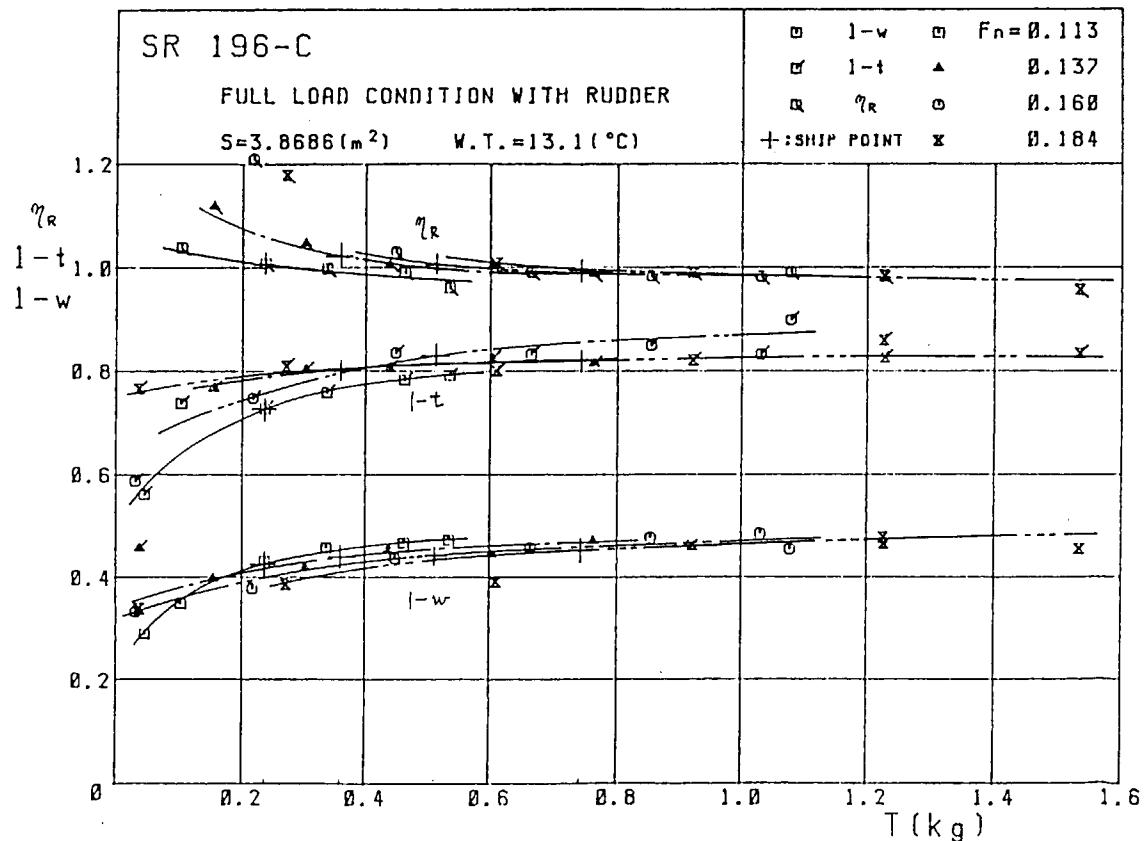


図 3.2.13 SR 196C, 4m 模型船満載状態荷重度変更試験結果

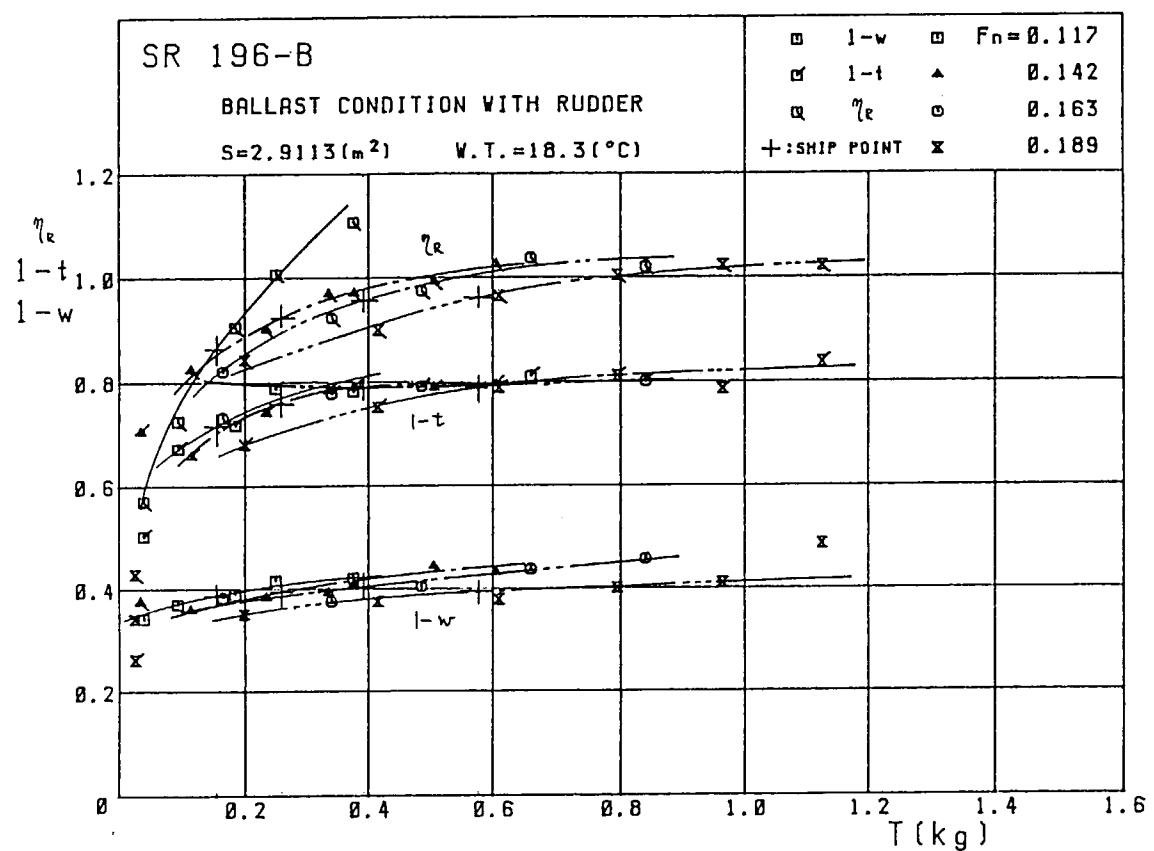


図 3.2.14 SR 196B, 4m模型船バラスト状態荷重変更試験結果

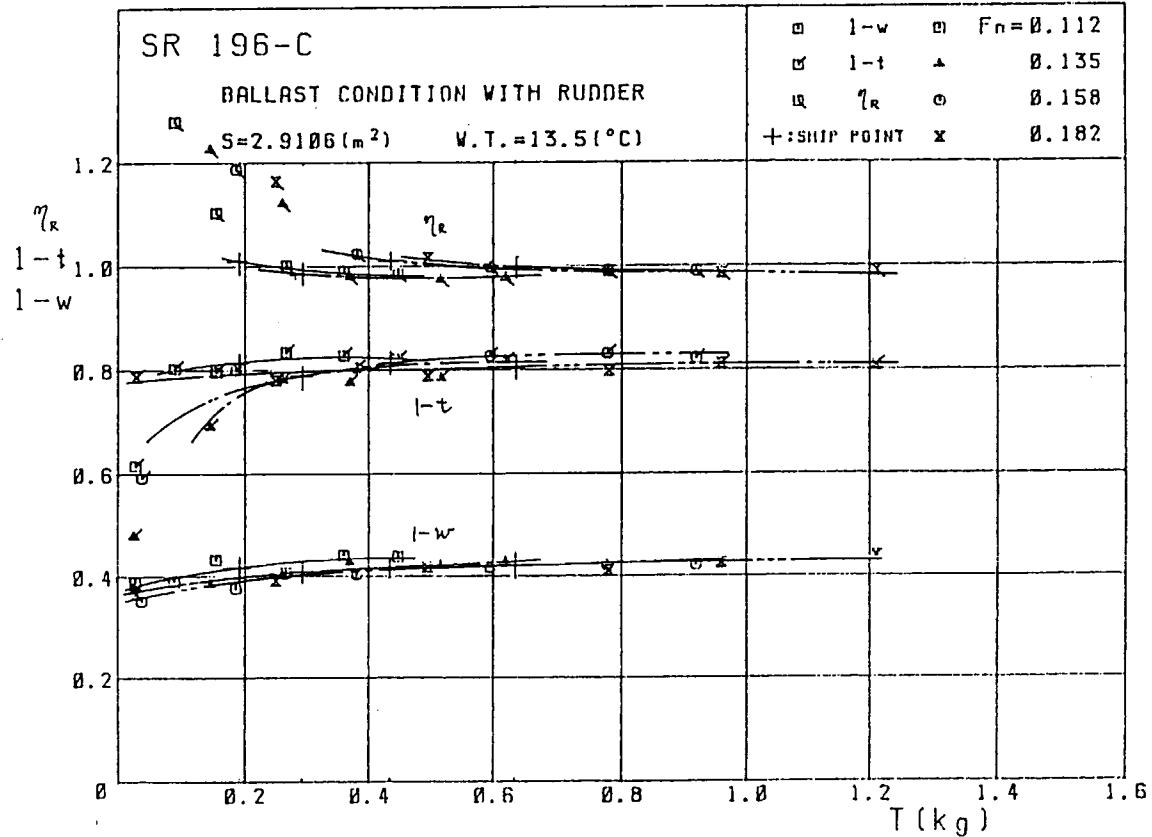


図 3.2.15 SR 196C, 4m模型船バラスト状態荷重変更試験結果

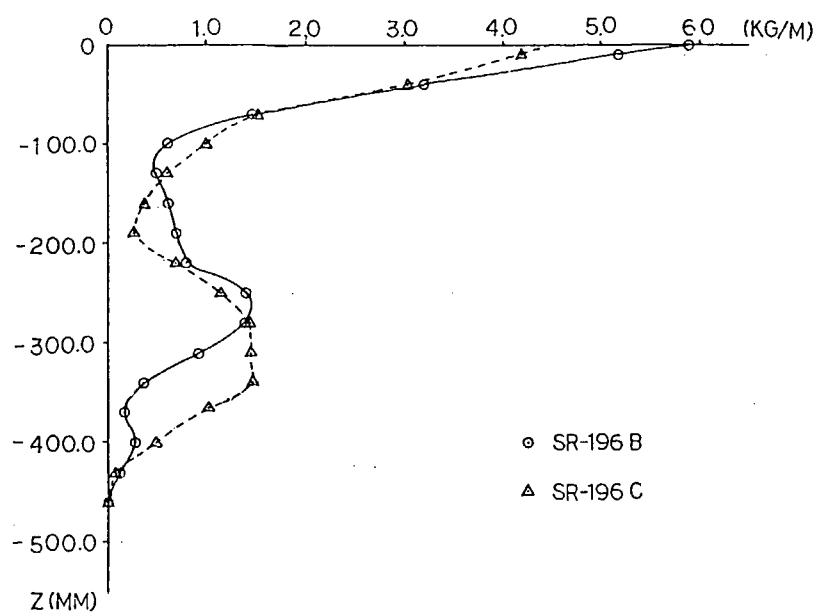
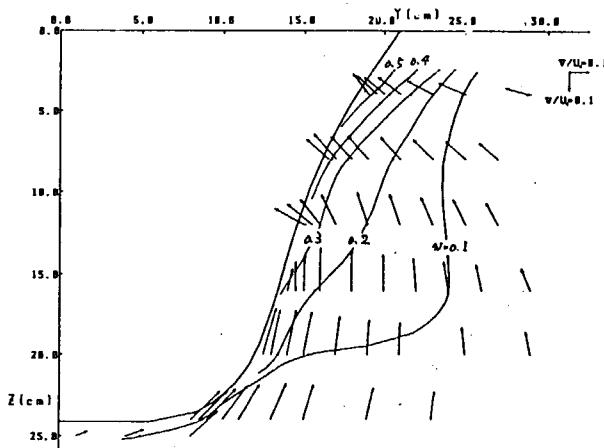
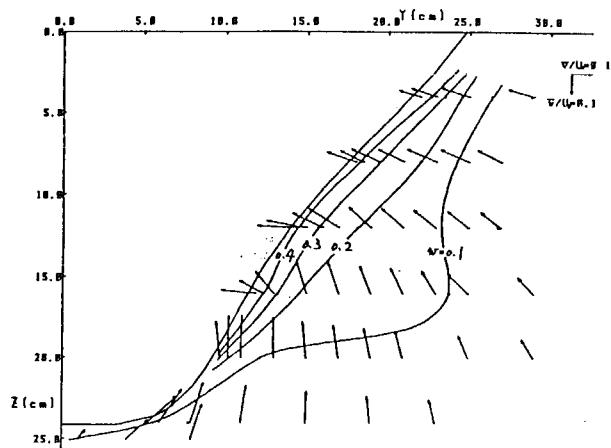


図 3.2.16 水頭損失 y -方向積分値の分布

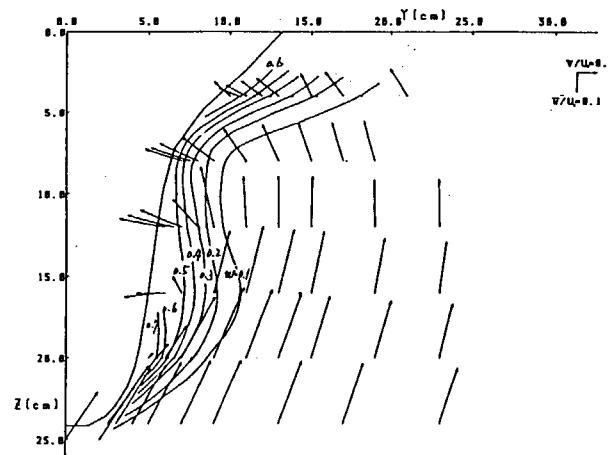
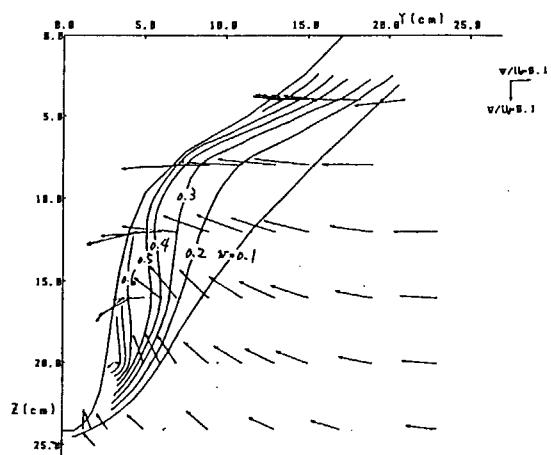
SR 196-B

S.S.=1

SR 196-C



S.S.=0.5



66mm FORE FROM A.P.

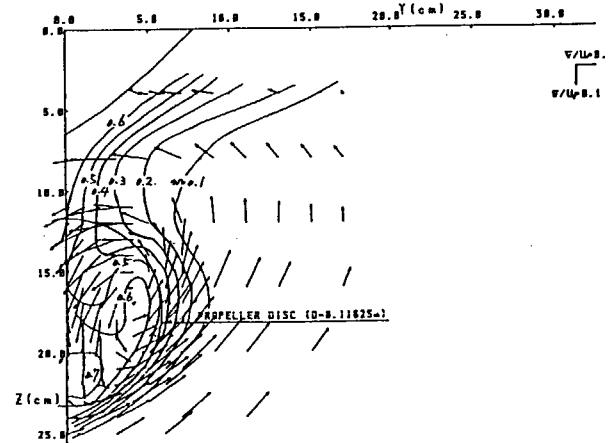
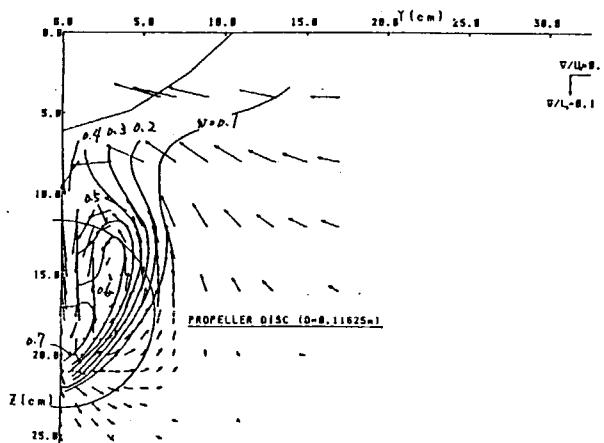


図 3.2.17 船尾流場の比較 $F_n = 0.128$

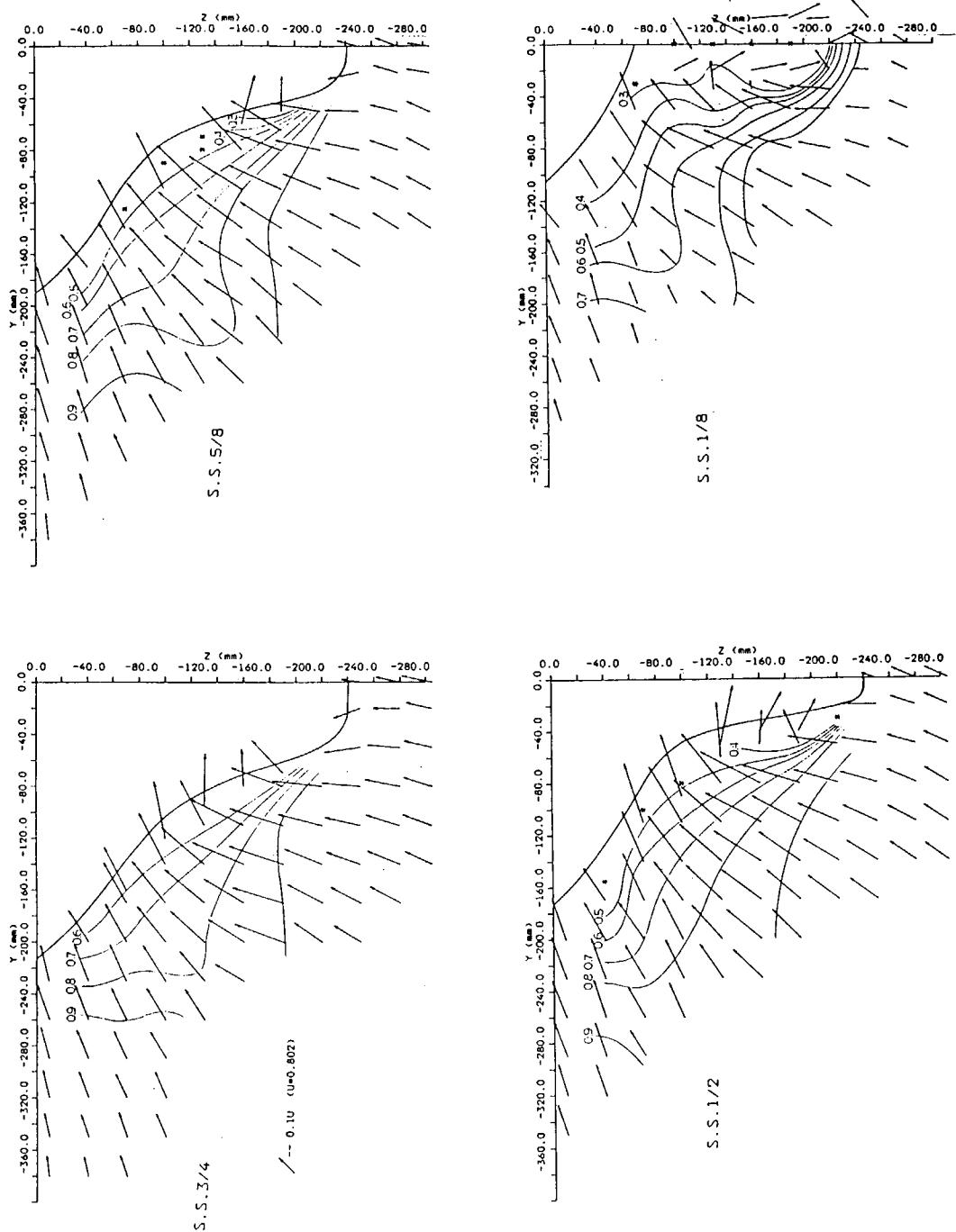


図 3.2.18 (a) 船尾流場の比較

SR-196 B

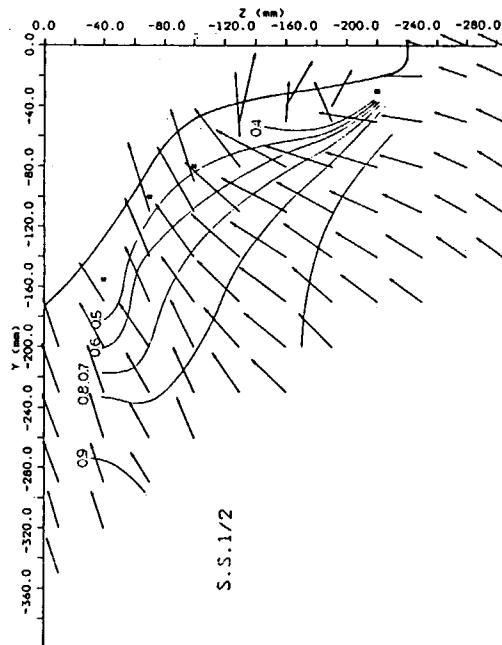
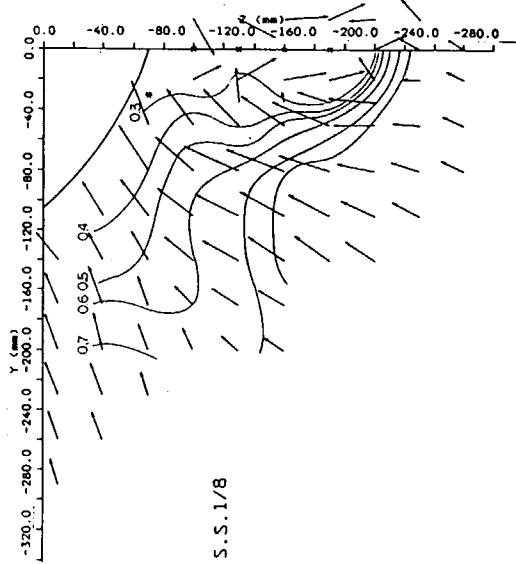
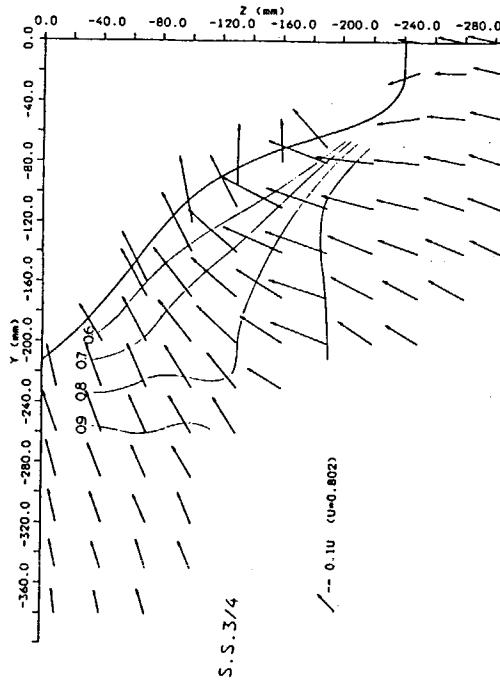
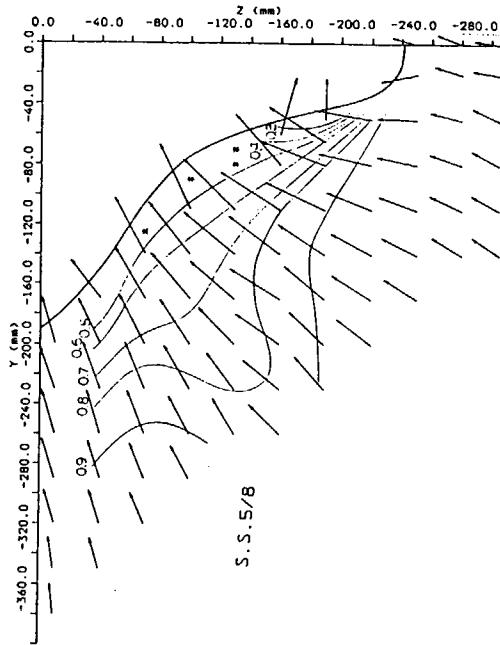


図 3.2.18(b) 船尾流場の比較

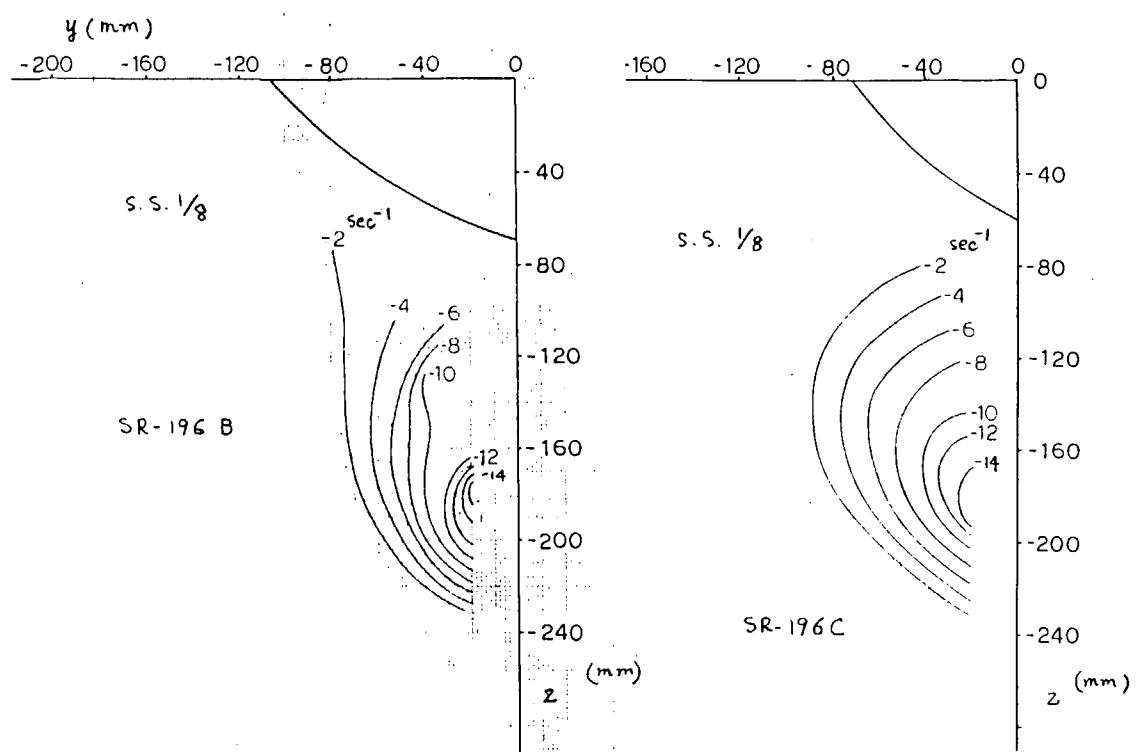


図 3.2.19 S.S. 1/8におけるWx

3.3 2 m 模型試験

理論的手法を援用した推進性能推定法（設計法）を開発するためには、理論の裏付けとなる船体周りの流場調査が必要である。この目的のために小型模型船（2 m）を用い、抵抗・自航試験、境界層速度分布計測、船体表面圧力分布計測、流れの可視化をおこなったので、その結果と考察を以下に記す。なお、抵抗・自航・プロペラ単独性能の各試験は回流水槽（CWC）と曳航（TT）で、船体表面圧力分布計測は回流水槽と風洞（WT）で、境界層速度分布計測と流れの可視化は回流水槽でそれぞれ行った。

3.3.1 抵抗・自航試験

(1) 抵抗試験

図3.3.1から図3.3.3に回流水槽における結果、図3.3.4から図3.3.6に曳航水槽における結果を示す。

抵抗値をKで比較するとA、B、C船型についてはB < A < Cの順になっておりフレームライン形状の船型による違いがよく現われている。またA、G、H、S船型の比較ではKの値はS < G < H < Aの順になっているが、これは6 m模型船の結果とは一致していない。試験状態は回流水槽、曳航水槽とも満載状態で行った。速度については、回流水槽では抵抗・自航試験共、速度の制限水路影響を田村〔1〕の式を用いて修正した。曳航水槽では抵抗・自航試験共、速度として対地速度を用いている。

(2) 自航試験

前記の抵抗試験に対応した状態で、荷重度変更による自航試験を行った。

図3.3.7から図3.3.13に回流水槽における結果、図3.3.14から図3.3.16に曳航水槽における結果を示す。また、これらから得られた実船対応点での自航要素を図3.3.17から図3.3.22に示す。

回流水槽での結果について、実船対応の自航点での自航要素を比較すると、A、B、C船型では、 $1-w$ はC < A < Bの順になり、Kの大小関係と逆になっている。A船型については舵の有無による影響についても調査したが、これによると舵無しの方が $1-w$ 、 $1-t$ 共に増加している。

G、H、S船型の比較では $1-t$ 、 $1-w$ 共にH < G < Sの順になっており、やはりKの大小関係と逆の順になっている。

曳航水槽での荷重度変更試験の結果を検討すると、59年度に実施したA、B船型の試験で両船型とも低速域で自航不安定現象を生じており、 $1-w$ だけでなく $1-t$ にも段差を生じているが、これは単なるバラツキではない。A、Bの船型差による $1-w$ の差は0.05でA船型の伴流値が大きく、船殻効率もA船型が優れている。尚、自航不安定現象の生じた時はスラストの高い方の値をとった。

各機関で得られた2 m模型船の実船対応自航点での自航要素を表3.3.1から表3.3.3に示す。また、回流水槽（日立）での結果から推定した実船馬力を図3.3.23から図3.3.24に示す。

(3) プロペラ単独試験

各機関が自航試験に使用した模型プロペラの単独性能曲線を図3.3.25から図3.3.27に示す。

3.3.2 舵力計測

回流水槽（日立）で各模型船の舵力を自航試験時（荷重度変更時 $F_n = 0.17$ ）に計測した。その結果を図3.3.28から図3.3.33に示す。

舵に働く力の3成分を取り出して以下のように整理した。

$$\text{抗力係数 } C_x = F_x / (1/2 \rho V^2 A)$$

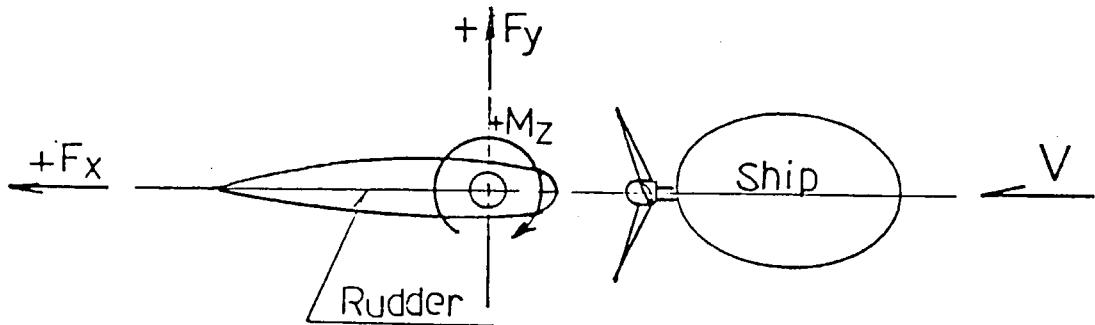
$$\text{揚力係数 } C_y = F_y / (1/2 \rho V^2 A)$$

$$\text{モーメント係数 } C_{zm} = M_z / (1/2 \rho V^2 AL)$$

ただし、

$$V : \text{一様流速} (= 0.755 \text{ m/s})$$

A : 舶表面積 ($= 3.687 \times 10^{-3} \text{ m}^2$)
 L : 舶のコード長さ
 ρ : 水の密度
 である。



尚、舵に働く力の成分の方向は上図の通りである。

図3.3.2.8から図3.3.3.3により舵に働く抗力成分 C_x を比較すると A, B, C 船型の間では $B < A < C$, また A, G, H, S 船型の間では $G < H < A < S$ の順になっている。

(日立造船技研 田中 寿夫)

3.3.3 流速分布計測

(1) 3孔管による計測結果 (A, B, C船型)

本節では、A, B, C 船型 (2 m 模型) の船尾境界層内流速分布を 3 孔管により計測した結果について述べる。

実験は回流水槽で行い、外径 1.7 mm のパイプを組合わせて製作した 3 孔管を船体表面の法線方向にトラバースして境界層内の主流と 2 次流れ分布を求めた。計測位置は S.S. $\frac{1}{2}$ で Reynolds 数 (R_n) は 1.3×10^6 (水温 23 °C, 一様流 $V_\infty = 0.7 \text{ m/s}$) である。

図3.3.3.4～3.6 は計測された流速分布の一例で、ガースに沿って層内の主流と 2 次流れが変化する様子を示したものである。A, B, C 船型のどの場合も、ビルジ上方でリバースクロスフロー (S 字型 2 次流れ) となっており、この付近の流れが渦状流れになっていることが分かる。また、この付近では主流の速度損失が大きく、主流の速度分布は指数則では表し得ない分布形状になっているものもある。計測した速度分布から算出した運動量厚さ θ_{11} 、形状係数 H 、壁面摩擦応力 C_1 を図3.3.3.7～3.9 に示す。計測値にはバラツキがあり、船型の違いによる値の差異も差程大きくなかったが、B 船型の θ_{11} は他の値より低目になっており、H もビルジ付近を除いて同様の傾向にある。図3.3.3.9 には Ludwig-Tillmann の式を使って求めた C_1 の値と共に 3 孔ブレストン管によって計測した値も置点してある。前年度行った流線観測や3.3.5節で述べる限界流線の観察から判断されるビルジ付近の 3 次元剥離線近くでは、 C_1 の値がどの船型でも小さくなっている。水面付近では B 船型の値が比較的大きく、中央部では逆に C 船型の値が大きくなっている。これは、フレームラインの変更によって水線面形状が変わった影響が現れているものと思われ、形状係数 H にも僅かながらその傾向が現れている。図3.3.4.0 は 2 次流れの壁面値で、B 船型の値がほぼ全域にわたって小さめになっており、この船型の船尾渦は他の 2 つの船型より小さいことが分かる。

次に、境界層の諸量を用いて粘性抵抗を評価するため、主流方向の運動量損失に基づく抵抗成分を表す θ_∞ を図3.3.4.1に示す。実験値のバラツキは大きいが、 θ_{11} の分布に対応して、B船型の値が低めになっている。また、渦抵抗成分を表す γ_s は図3.3.4.2に示してある。この値もやはりB船型の値が低くなっている。これらの値をガースに沿って積分して求めたそれぞれの抵抗値を表3.3.4に示す。渦抵抗成分 C_{VOR} はB<A<Cの順で大きくなっている。この傾向は計算結果や他の実験結果とも一致している。運動量の損失に基づく抵抗成分 C_{MOM} もやはりB<A<Cの順で大きくなっている。もっとも、 C_{MOM} の値は摩擦抵抗 $C_F = 4.2 \times 10^{-3}$ ($Rn = 1.3 \times 10^6$)より小さな値になってしまっており、この種の解析のみで抵抗値そのものを議論するのには無理がある。

図3.3.4.3は3孔管による計測結果と昨年度実施したホットフィルム流速計による計測値の再解析結果を比較した流速分布の一例で、両者の一致はかなりよく、船尾端付近の厚い境界層でも3孔管による計測が有効であることを示している。図3.3.4.4は、同様の比較を θ_{11} , β_w について行ったもので図中には計算値も示してある。また、図3.3.4.5～4.6は同様にホットフィルムによるレイノルズ応力分布の再解析結果である。

(大阪府大 奥野 武俊)

(2) 3孔管による計測結果 (G, H, S船型)

G, H, S船型について3孔管で船尾境界層内流速分布を計測した。実験は回流水槽で行い外径0.64mmのパイプを組合せた3孔管を使用した。前節と異なり、S.S. 1/2の断面内でフレームラインの法線方向にトラバースして計測した。Reynolds数(Rn)は 1.3×10^6 (水温14°C, $U_\infty = 0.76$ m/sec)である。計測結果を前節にならって整理した。

図3.3.4.7～4.9に層内の主流(u)と2次流れ(v)の分布を示す。 θ_{11} , H , C_f , β_w , θ_∞ , γ_s のガース方向の分布を図3.3.5.0～5.5に示す。Keelから計測点までのガース長さの全ガース長に対する割合は3隻とも同じであるが、H, G, Sの順でS.S. 1/2の全ガース長が大きい為、図3.3.5.0～5.5のマークの横軸がずれている。G船型とH船型を比較すると、 θ_{11} , θ_∞ はさほど差がないが、keel近くでG船型の値が大きくL.W.L.近くでH船型の値が大きい。 β_w , γ_s も、ガース方向の変化については θ_{11} , θ_∞ と同様の傾向がみられるがG, H船型間の差はやや大きい。S船型はG, H船型と比べ θ_{11} , θ_∞ , β_w , γ_s ともに小さい。

θ_∞ 及び γ_s をガースに沿って積分して C_{MOM} , C_{VOR} を求めた。結果を表3.3.5.1に示す。 C_{MOM} はGとHがほぼ同じでSが小さく C_{VOR} はS<G<Hの順で大きい。これらの値は前節の値(表3.3.4)よりかなり大きい。本節の計測は前節のものより計測点数が少なく、境界層外端の決め方で異なる為に差が出たものと思われる。

(佐世保重工 富永 博之)

(3) 5孔管による計測結果

回流水槽において5孔管によりA, B, C, G, H, S, 6隻の模型船の船尾流場の計測を行った。

(a) 佐世保重工における計測結果

先端径2mmのNPL型5孔管を使用した。Reynolds数(Rn)は 1.9×10^6 (水温30°C, 一様流 $U_\infty = 0.75$ m/sec)である。計測断面はS.S. 1/2, 及びプロペラ位置(A.P. 前方33mm)で、計測点数は1断面平均約200～250点である。計測結果を図3.3.5.6～6.4に示す。

(i) A, B, C船型について

A, B, C船型はフレームラインシリーズを構成し、A船型が原型、B船型がV型、C船型がU型である。

1) u/U の分布

三隻とも u/U が0.7～0.9の等速線にピークがみられ、ガース方向のある部分で境界層が急激に厚くなっていることを示している。水面付近の境界層はB, A, Cの順に厚くなっている。

体から $u/U = 0.8, 0.9$ のピークとの距離も同様に大きくなっている。

ビルジ部の流れは S.S.1 ではほとんど差がないが、S.S.½ ではフレームラインが U 型のものほど等速線がふくらんでおり、船型間で差がみられる。この差はプロペラ面内の流場ではさらに明瞭になりフレームラインが U 型のものほど等速線が丘状分布を呈している。

ロ) 面内速度

S.S.½ では、船体中央よりやや下部の表面近くで下向きの流れがみられるが、船体表面を合せて比較すると三隻間の流れの差はほとんどみられない。

プロペラ位置ではフレームラインが U 型のものほど渦による旋回流がはっきりみられ渦中心は外側、下方に移っている。

(ii) G, H, S 船型について

G, H 船型は A, B, C 船型に比べて S.S.1 と ½ の境界層が薄い。特に L.W.L 付近で顕著である。これは C_p カーブを変化させた影響と思われる。G 船型と H 船型の差はさほど大きくないがプロペラ面で比較すると L.W.L. と BOTTOM の中央、船体中心線付近で H 船型の面内速度がやや下向きであり、船長方向の速度 (u) が小さい。S 船型はフレームライン形状が G, H 船型と大きく異なる為、流速分布の様子もかなり異なる。S.S.½ の流速分布から船尾たて渦の発生位置が G, H 船型より高いことがわかる。

G, H, S 船型について渦度を $w_x = \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}$ により求めて図 3.3.7 2 ~ 7 4 に示す。プロ

ペラ位置で G 船型と H 船型を比較すると H 船型の渦度分布の範囲がやや広い。これらに比べ S 船型の渦度の最高値は小さく渦度分布の範囲もせまくなっている。また渦の中心も上方にある。

(iii) 公称伴流値

プロペラ面内の流速分布から求めた公称伴流値 (W_n) を表 3.3.6 に示す。 W_n は $S < B < G < A < H < C$ の順で大きくなっている。この順序は 6 m 及び 2 m 模型船の自航試験から得られた有効伴流値 (表 3.1.6, 3.3.1) の順序とほぼ対応している。

(b) 日立造船における計測結果

先端径 5 mm の球型 5 孔管及び先端径 3 mm の NPL 型 5 孔管を用いてプロペラ位置での流場を計測した。計測結果を図 3.3.6 5 ~ 7 1 に示す。図 3.3.6 5 ~ 6 7 は 5 mm の球型 5 孔管、図 3.3.6 8 ~ 7 1 は 3 mm の NPL 型 5 孔管による計測結果である。等速線型及び面内速度そのものは佐世保重工のものとやや異なるが、各船型間の相互の関係はほぼ同様な傾向を示している。

(佐世保重工 富永 博之)

3.3.4 圧力分布計測

(1) 船体表面圧力分布

(a) 計測状態

船体表面圧力の計測を回流型風洞 (計測部 $1.8 \text{ m} \times 1.8 \text{ m}$) で行った。59 年度に SR196 A, B 船型、60 年度に SR196 C 船型について行った。計測は風洞計測部に高さ 0.74 m の仮床 (水面板) を設置し、その上に模型船のデッキが乗るよう配置して行った。なお模型船の乾舷は 5 cm である。C 船型については水面板の影響等をみるために乾舷付きと乾舷なしの 2 状態を行った。更に、C 船型については曳航水槽において、トリムなしの状態で固着した計測も実施した。

圧力計測孔の配置を図 3.3.7 5 に示す。20 mm W.L. 以上の圧力孔は水線に平行に、それ以下はバトックラインに平行に配置した。但し、C 船型については、乾舷と水面板との干渉を調査するため、満載喫水線で乾舷部を切り離し可能としている。従って、C 船型で 120 W.L. に配置される圧力孔

は、110 W.L. に変更されている。

風洞の風速は 20 m/s, 気温約 20 °C, 気圧約 770 mHg, 水槽の船速は 0.7 m/s, 水温 21 °C であった。

(b) 船体表面圧力計測結果

(i) 水面板の影響について

風洞の計測に二重模型を用いずに水面板による方法を採用したため、本来の意味での側壁影響の他に風洞の静圧勾配、水面板上に発達した境界層の影響、自由表面に発生する波の影響など種々の修正が必要である。C 船型については、曳航水槽における計測も行っているため水槽と風洞との差によって A, B 船型の計測結果も修正することを考えた。

図 3.3.7 6 に曳航水槽と風洞における圧力計測結果の例を示す。

まず、乾舷の影響について調べる。船首端中心線近傍では、水面板上に発達した境界層の影響により乾舷なしの状態の圧力が奥水近傍でかなり低下している。その他の断面内では、船首近傍を除いては乾舷の影響はあまり顕著ではない。全体としては、乾舷なしの状態での計測値は約 10 % 程度小さくなっている。

自由表面の影響はあまり明らかでなく、水槽において船速を変え奥水線近くの圧力を計測した結果はあまり変化していなかった。

船尾近傍において水槽の計測値と風洞の乾舷ありの計測値に差があるのは、同内の静圧勾配の影響または、側壁影響による圧力勾配の増加による境界層の発達などの影響のように思われる。

図 3.3.7 7 には、 $\frac{1}{2}$ 奥水線、ビルジ部の上下 2ヶ所、 $\frac{1}{2}$ 半幅及びキールライン上計 5 点で、水槽における計測値と風洞における値を取り、断面内で平均したものをボテンシャル計算による側壁影響とともに示す。船首部における短波長の凸凹の原因は不明であるが、水面近傍の点が除外してある関係上、波の影響ではない。また、ボテンシャル計算との差も大きいため色々な影響を含んだものであろう。更に参考のために、風洞上面における静圧変化をピト-静圧管による計測と比較して図 3.3.7 8 に示す。また田村の式による流速の増加量は約 2 % とやや大きい。

(ii) 船体表面圧力分布について（風洞の水面板影響修正）

図 3.3.7 7 に示した風洞の影響量修正が A, B 両船型にも適用できるものとして修正した圧力分布図を、ボテンシャル計算値とともに図 4.3.7 9 ~ 8 2 に示す。船首部の修正曲線に多少不合理な凸凹が有るにもかかわらず修正された船首部の圧力分布はボテンシャル計算値とほぼ一致しており修正曲線の妥当性を示している。

船尾部については、3 隻とも計測値のビルジ部低圧部の値がボテンシャル計算値に比べ絶対値が小さいため等圧線の立った形になっている。しかし、水面近くの値はボテンシャル計算値と良く一致している。船体表面から少し離れた位置でのボテンシャル圧力を用いれば、ビルジ部の値も多少は合う方向になるものと思われる。

A, B, C 3 隻の船尾部のボテンシャル圧力分布を重ねたものを図 3.3.8 3 に、船首尾部の実験値を重ねたものを図 3.3.8 4 ~ 8 5 に示す。図 3.3.8 4 に示された船首部では 3 隻とも良く一致しており、実験精度は妥当なものであったと考えられる。図 3.3.8 3 に示したボテンシャル値の比較では、B, A, C の順で、船尾水面近傍の等圧線に差がみられる。これと同様に、図 3.3.8 5 に示されている船尾部については、C 船型の等圧線が全体的に近めの値を示しているが、全体としては、水面の近くで B, A, C の順に広がる傾向や、ビルジ部では逆に広がる傾向など、ボテンシャル計算の傾向と一致している。しかし、実験値ではビルジを回る流れの正の圧力勾配がボテンシャル計算値に比べてかなり小さくなることは明白である。3-D TBL 理論における圧力分布、ある程度の修正が必要であることを示している。またそれに伴い、流線の曲率、拡大縮小率も変化するものと考えられる。

（大阪大学 鈴木 敏夫）

(2) プロペラ作動による圧力変化

プロペラ作動による船尾船体表面圧力の変化を回流水槽において実験的に調べた。模型船 SR196 A, Bについては、日本鋼管㈱、SR196 Cについては、佐世保重工業㈱の回流水槽で実施した。プロペラ作動時の圧力計測は、満載状態とし、自航時の回転数は、実船の自航点 (Ship point) 対応と 2 m 模型船の自航点 (Model point) 対応の 2 状態を行った。それぞれの模型船の実験条件などを表 3.3.7 に示す。なお、3 船型ともに圧力計測中の模型船の姿勢は、自由としている。

計測結果の圧力を $\frac{1}{2} \rho V_M^2$ で無次元化した C_p 値で検討する。なお、計測値には、狭水路影響などの修正は、行っていない。3 状態 (曳航, Ship point, Model point) における圧力分布を図 3.3.8 7 ~ 8 9 に模型船ごとに示す。プロペラが作動することにより、等圧力線と W.L.とのなす角度が小さくなり、プロペラ荷重度の大きい Model point では、特に顕著である。船型間の比較では、C 船型が最もその角度が小さい。また、C 船型は、プロペラ付近に圧力孔が A, B 船型よりも多くあるために、圧力変化が詳細に計測され、プロペラ軸下方に負圧の大きな領域が、プロペラ作動によって生ずることがわかる。C 船型の圧力孔の配置図を図 3.3.8 6 に示す。(A, B 船型については、5 年度報告書を参照のこと) プロペラが作動することによる S.S. $\frac{1}{2}$ と S.S. $\frac{3}{8}$ におけるフレームラインに沿う圧力変化は、プロペラ円の 2 倍の領域で顕著に生じ、プロペラ軸上部よりも下部の方が、圧力変化が大きい。その結果、ガース方向の圧力勾配が曳航状態よりも急になり、二次流れが増すことにより渦度が曳航状態よりも強まることが予測される。また、船型間の違いを見ると、S.S. $\frac{3}{8}$ において、U 型船尾をもつ C 船型の圧力変化が最も大きい。A, B 船型間の差は、はっきりとしない。

自航状態と曳航状態の表面圧力の差を ΔC_p で表現し、分布図として図 3.3.9 0 に示す。プロペラが作動することの影響が船長方向には、プロペラ前方の S.S. 1 付近までに現れている。2 倍のプロペラ直径の上流の範囲(本船型では、約 S.S. 0.8)まで、船尾流場へのプロペラの影響が存在すると言われていることと一致する。プロペラ軸下部の方が、上部よりも圧力変化が大きいことは、本図においても確認できる。また、この ΔC_p を船体表面上で積分すれば、プロペラ作動による抵抗増加の程度を知ることができる。しかし今回の計測が狭水路影響・水位変動の存在する回流水槽で実施していること、及び、その計測値も小さく、 $\Delta C_p = 0.02$ に相当する水頭が約 0.5 mm であることを考慮し、決定的な検討にとどめた。

(日本鋼管 笠原 良和)

3.3.5 限界流線計測

(1) A, B, C 船型の計測結果

本節では、鉛白・硫化アンモニウム法、油膜法、及びミルク塗膜法(コンデンスマイルク法)の各方法によって行った船尾の限界流線観測結果について述べる。これらの実験は全て曳航状態で、一様流速 $V_\infty = 0.75 \text{ m/s}$ ($F_n = 0.17$) で行った。

図 3.3.9 1 ~ 9 3 は、あらかじめ鉛白を塗布してある船体表面に外径 1 mm のパイプより少量のアンモニア液を吐出して得られた流跡を示したものである。図から C 船型の限界流線が最も大きく下向きとなっており、この船の船尾渦が強いことが分かる。

図 3.3.9 4 は油膜法(流動パラフィン+カーボンブラック+オレイン酸)による観測結果で、ビルジ付近とプロペラシャフト付近に 3 次元剥離線が観察される。全体の流跡パターンは鉛白法による結果とよく似ているが、水面付近やプロペラシャフト付近では油膜法による流線の上向き成分が非常に大きく、局所的にはかなりの違いがある。この原因として、鉛白法で観察されるのは壁面近傍の流れであり、吐出されるアンモニア自身の拡散も同時に流跡として残るのに対して、油膜法では壁面摩擦応力によってできる流跡そのものを観測するという違いの外、油膜法の際に船体表面に付着する小さな気泡の影響が

考えられる。そこで、気泡の影響のないミルク塗膜法〔2〕による観測も行った。その結果は図3.3.95で、流跡線の詳細は油膜法による結果とかなり異なっている。これらの限界流線の観測から、渦の強さはどの方法によってもC>A>B船型の順になっていることが推測される。

(大阪府大 奥野 武俊)

(2) G, H, S船型の計測結果

鉛白、硫化アンモニウム法によって得られた船尾の限界流線(曳航状態、一様流速 $V_\infty = 0.75 \text{ m/s}$)を図3.3.97~99に示す。船側の流れをスケッチしたものを図3.3.96に示す。これらの図より次のことが言える。

1) 3船型ともS.S. $\frac{1}{4}$ 以降のL.W.L.近くの流れが遅くなっている。

特にH船型ではプロペラ位置上方のL.W.L.近くで流れが剥離している。

2) H船型はG船型に比べ、S.S. $\frac{3}{4}$ 以降でL.W.L.に近い流線が下向きになっている。

また流跡の大きさから判断すると流れが遅くなっていると思われる。

3) S船型はS.S. $\frac{1}{2}$ 付近のプロペラ前方の流線の落ち込みが一番小さい。

(佐世保重工 富永 博之)

参考文献

- (1) Tamura, K. : Study on the Blockage Correction
; Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 131 (1972)
- (2) 奥野, 木下 : コンデンスマルク法による船体まわりの流れの可視化, 流れの可視化, Vol. 5, 1985

表3.3.1 試験結果(日立) $F_n = 0.17$

CONDITION	F U L L					
	A	B	C	G	H	S
K	0.311	0.291	0.333	0.261	0.289	0.192
1-t	0.841	0.870	0.830	0.865	0.803	0.869
1-w	0.430	0.505	0.370	0.446	0.366	0.591
η_H	1.956	1.723	2.243	1.939	2.194	1.470

表3.3.2 試験結果(佐世保)

$F_n = 0.17$

CONDITION	F U L L		
	A	B	C
K	0.276	0.252	0.312
γ_w	0.00055	0.00050	0.00062
1-t	0.796	0.817	0.782
1-w	0.445	0.492	0.381
η_R	1.042	1.043	1.057

表 3.3.3 試験結果（阪 大）

 $F_n = 0.158$

CONDITION	F U L L		
	A	B	C
K	0.30	0.30	0.34
1 - t	0.735	0.755	0.715
1 - w	0.360	0.395	0.305
η_H	2.042	1.911	2.344

表 3.3.4 境界層計測から求めた粘性抵抗成分

(SR-196A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

	A	B	C
C_{MOM}	3.30×10^{-3}	2.92×10^{-3}	3.74×10^{-3}
C_{VOR}	0.16×10^{-3}	0.12×10^{-3}	0.24×10^{-3}

表 3.3.5 境界層計測から求めた粘性抵抗成分

(SR196G,H,&S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

	G	H	S
C_{MOM}	5.00×10^{-3}	4.98×10^{-3}	4.32×10^{-3}
C_{VOR}	0.37×10^{-3}	0.44×10^{-3}	0.12×10^{-3}

表 3.3.6 公称伴流値 (L = 2 m, C.W.C.)

船型	A	B	C	G	H	S
Wn	0.590	0.543	0.631	0.554	0.609	0.424

表 3 . 3 . 7

		模 型 船		
		S R 1 9 6 A	S R 1 9 6 B	S R 1 9 6 C
V_M (m / sec)		0.75		
F_n		0.17		
R_n		1.13×10^6		1.22×10^6
W.T. (°C)		9.2		11.4
プロペラ回転数 (rps)	Ship point	19.83	19.94	16.6
	Model point	28.64	28.50	23.95
計測舷，舵有無		舵有り，左舷		舵無し，右舷
圧力孔	個数，内径	80孔， $\varnothing 1$		99孔， $\varnothing 1.12$
	範囲	S.S. $2\frac{1}{2} \sim \frac{1}{8}$		S.S. 2 ~ A.E.
代用プロペラ	Dia. (mm)	60		
	H/D	0.6		0.75
	AE, Z	0.55, 4		0.55, 5
回流水槽		日本钢管		佐世保重工業

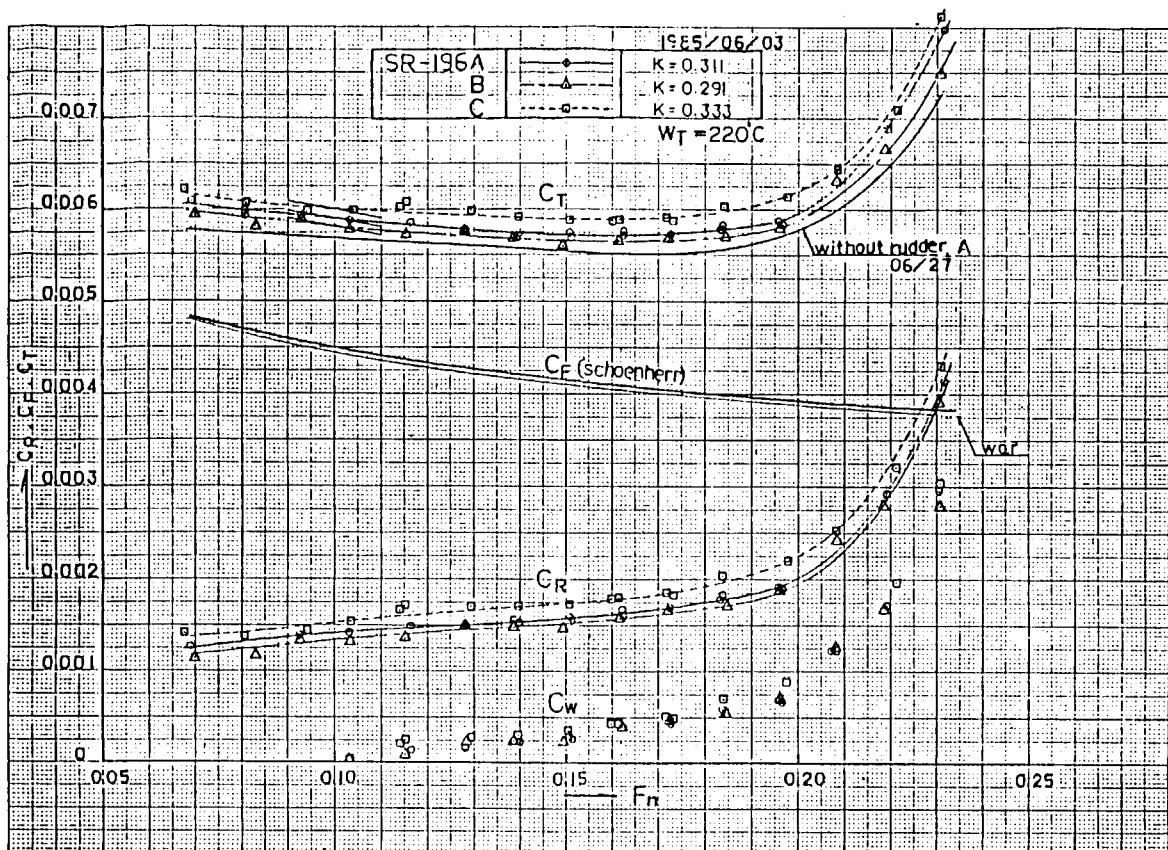


図 3.3.1 抵抗試験結果

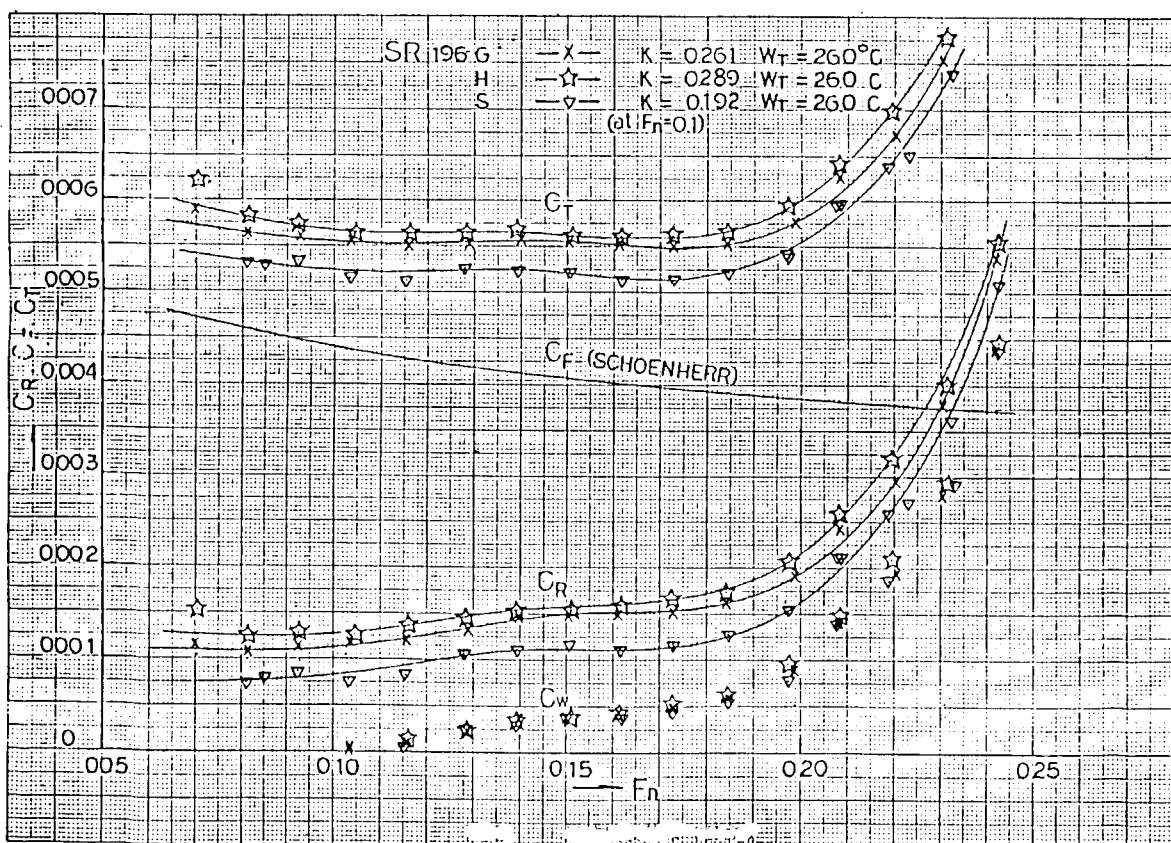


図 3.3.2 抵抗試験結果

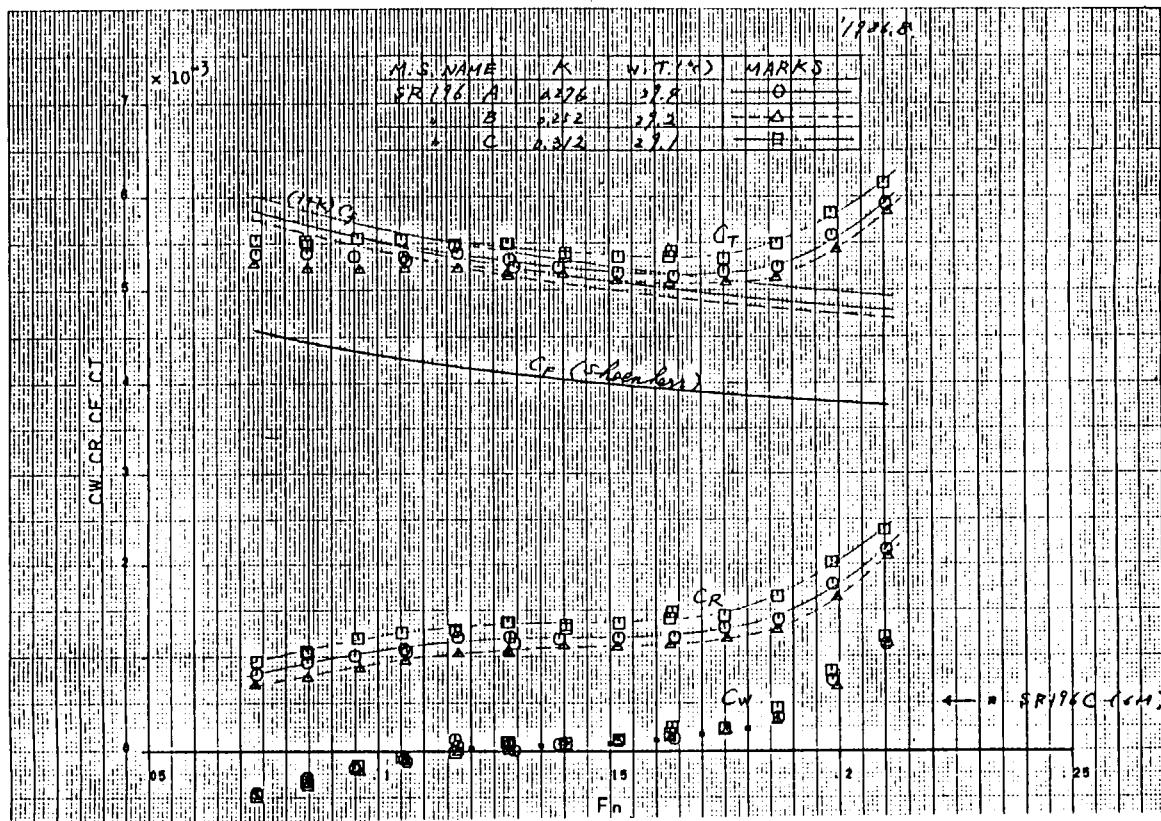


図 3.3.3 抵抗試験結果

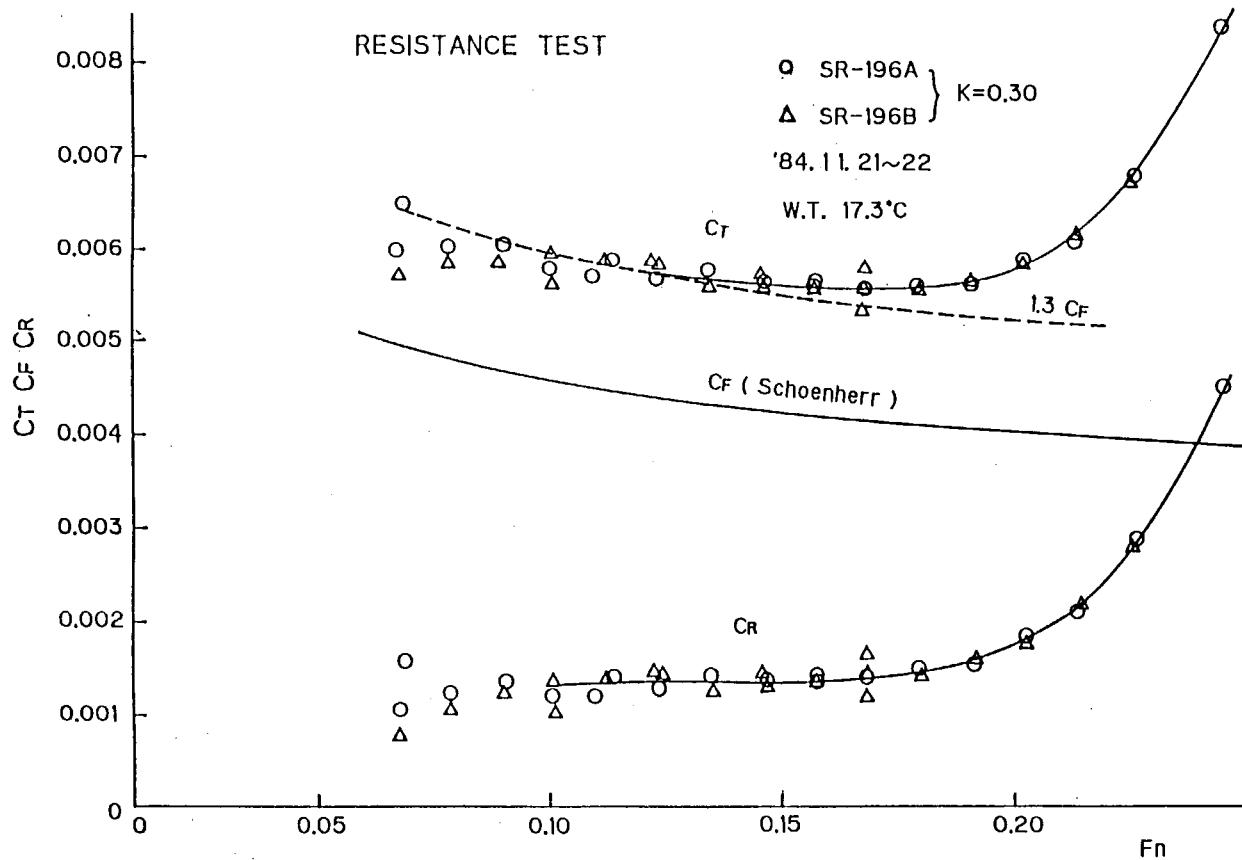


図 3.3.4 抵抗試験結果

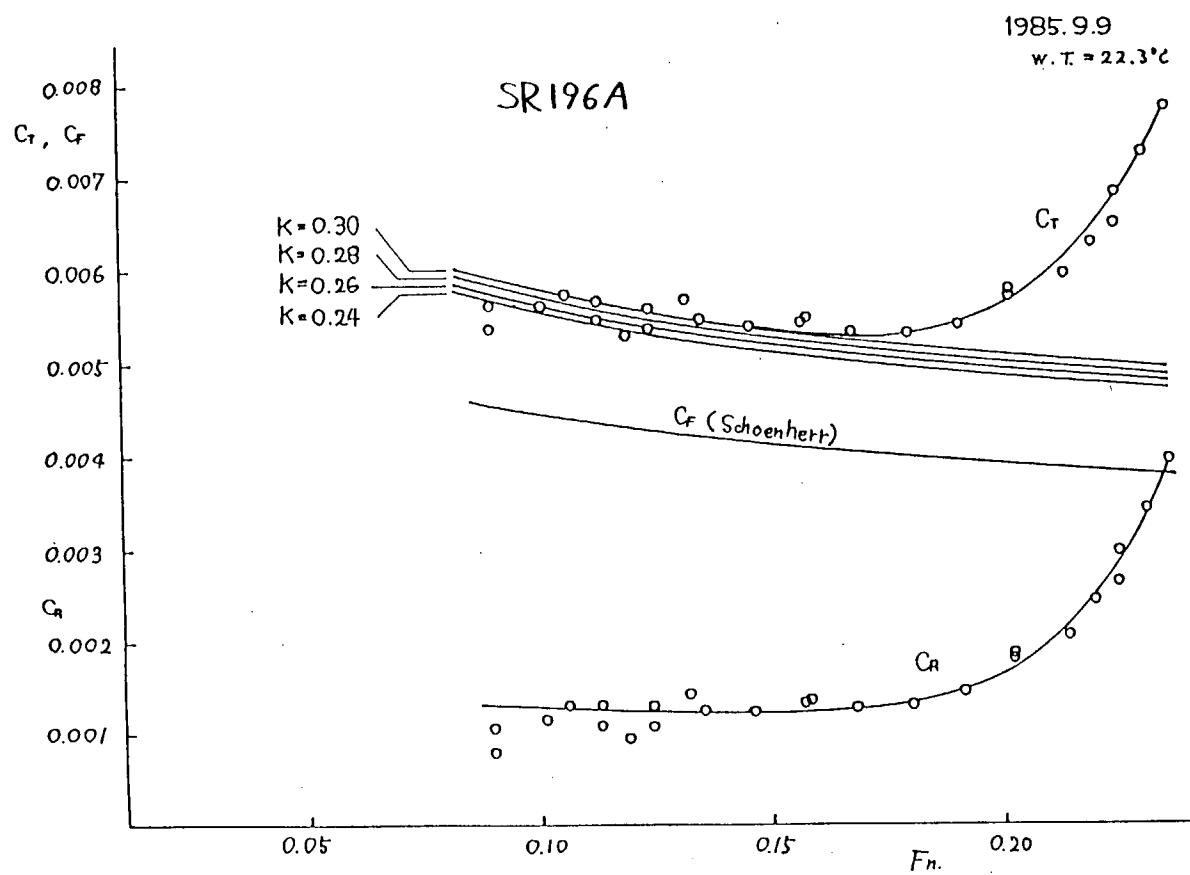


図 3.3.5 抵抗試験結果

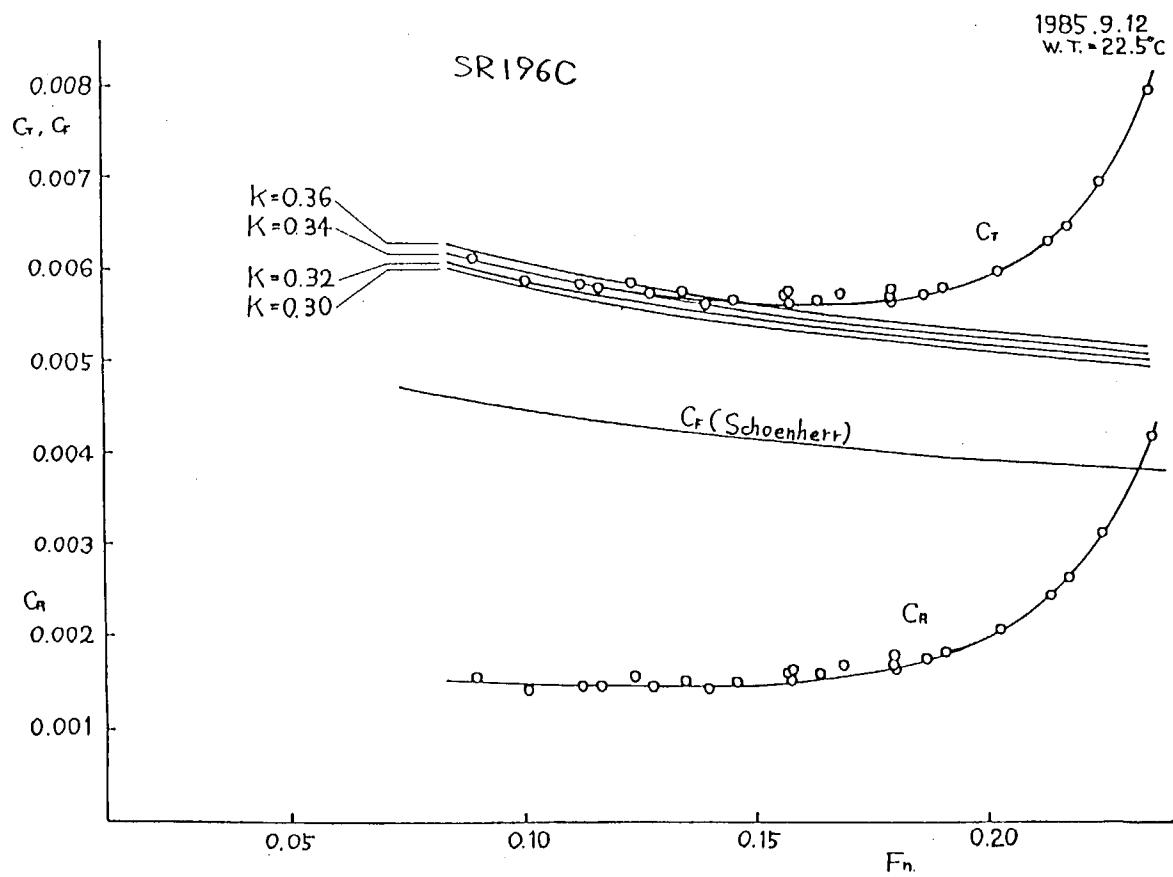


図 3.3.6 抵抗試験結果

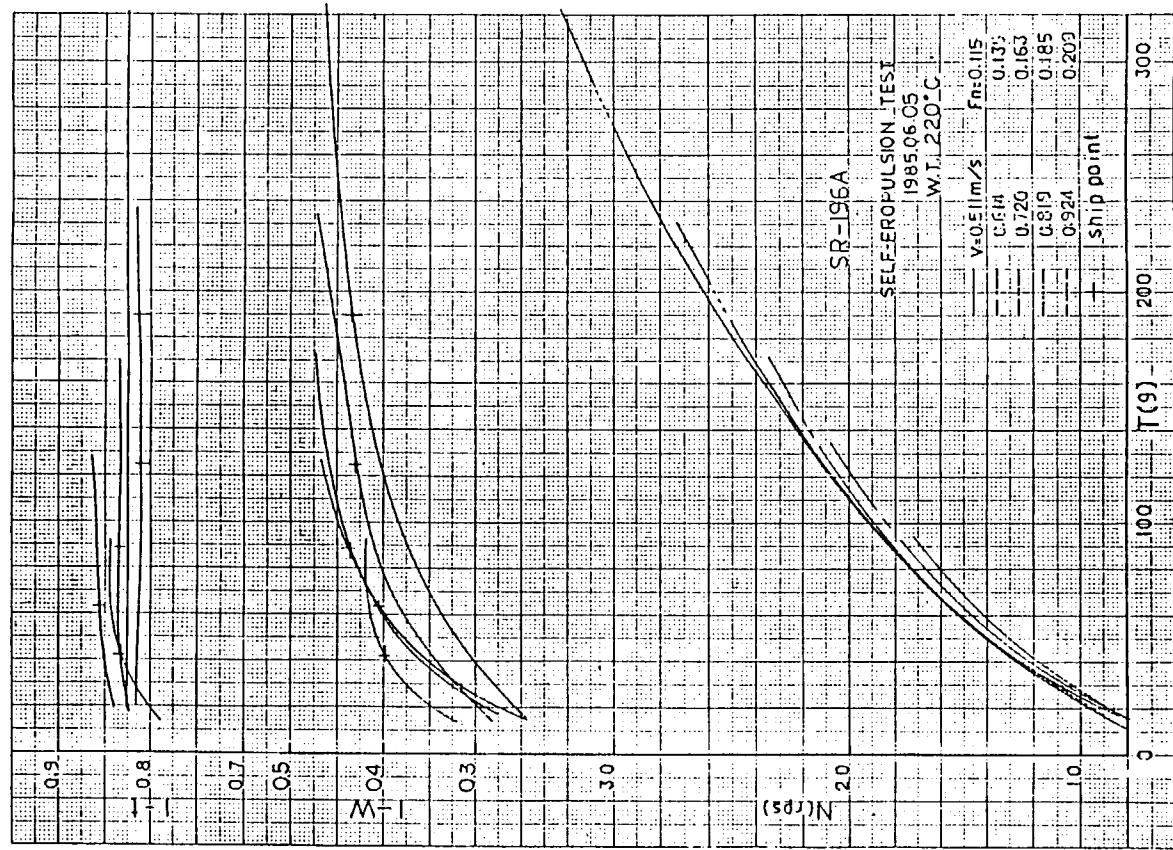


図 3.3.7 荷重度変更試験結果

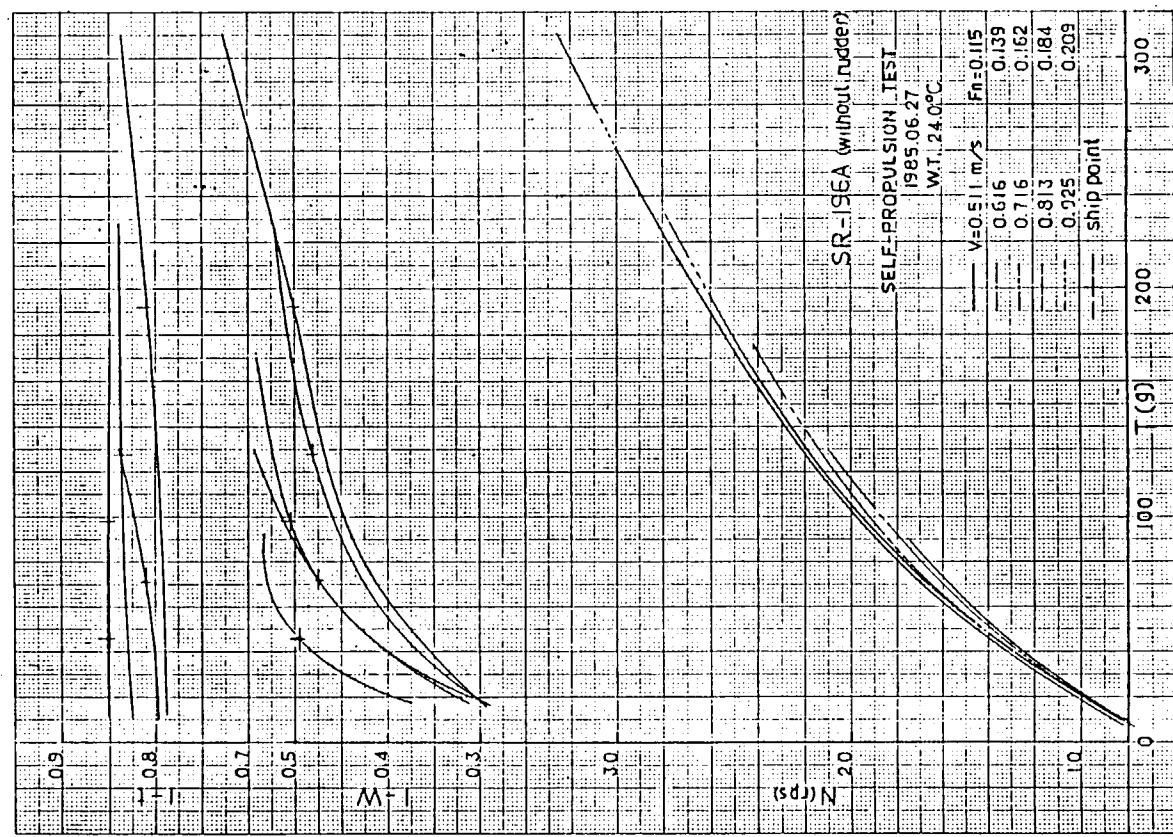


図 3.3.8 荷重度変更試験結果

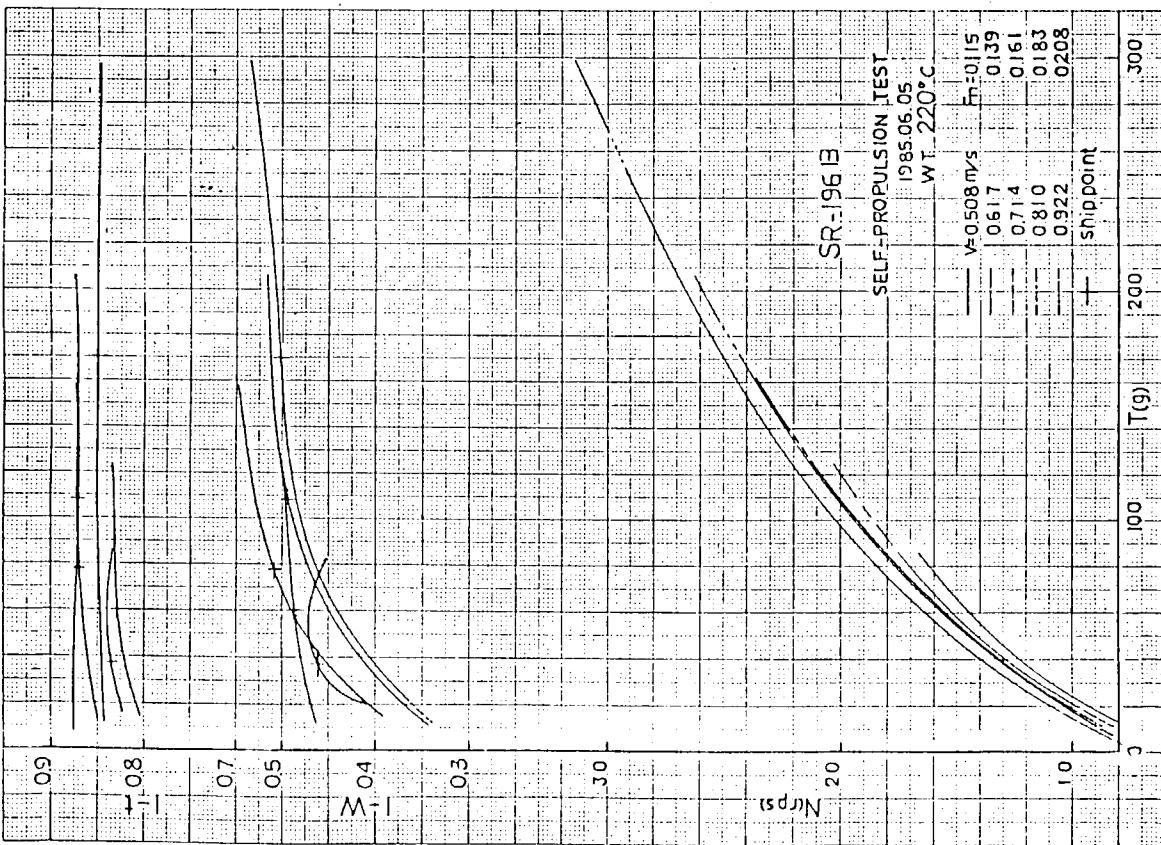


図 3.3.9 荷重度変更試験結果

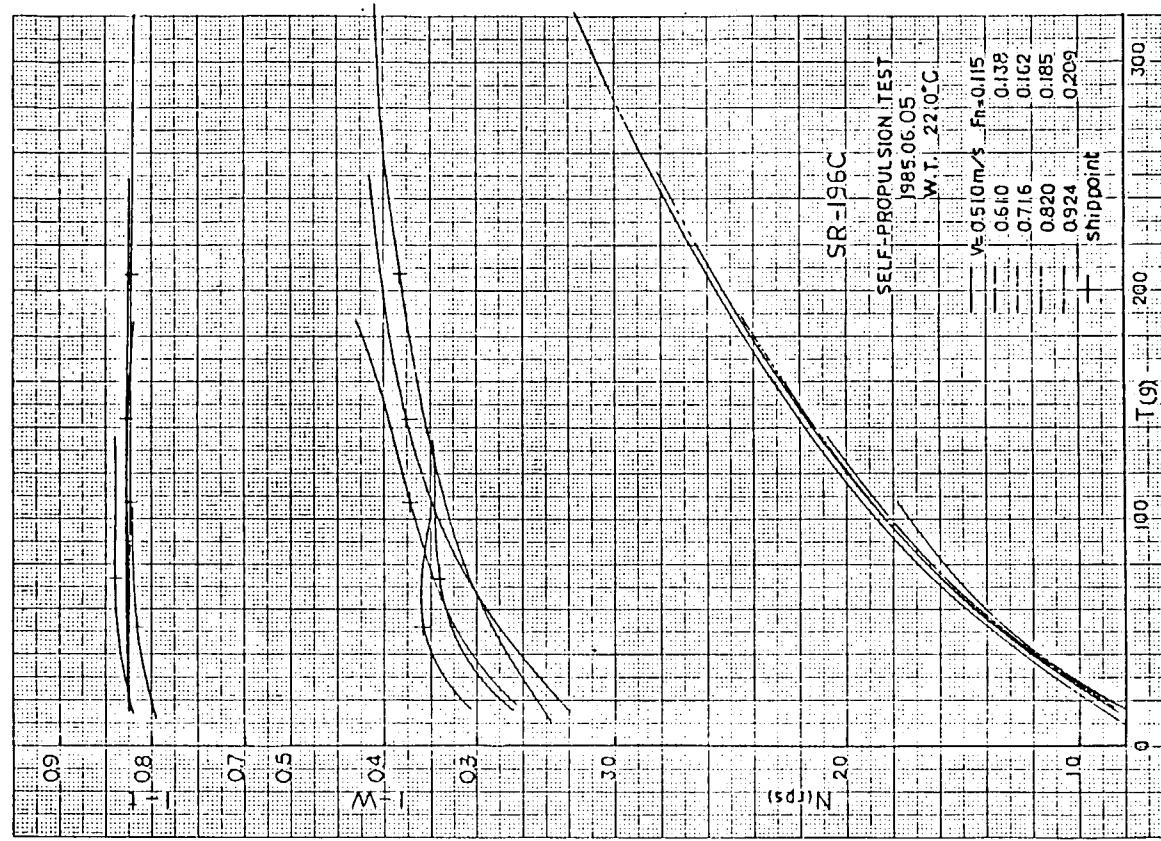


図 3.3.10 荷重度変更試験結果

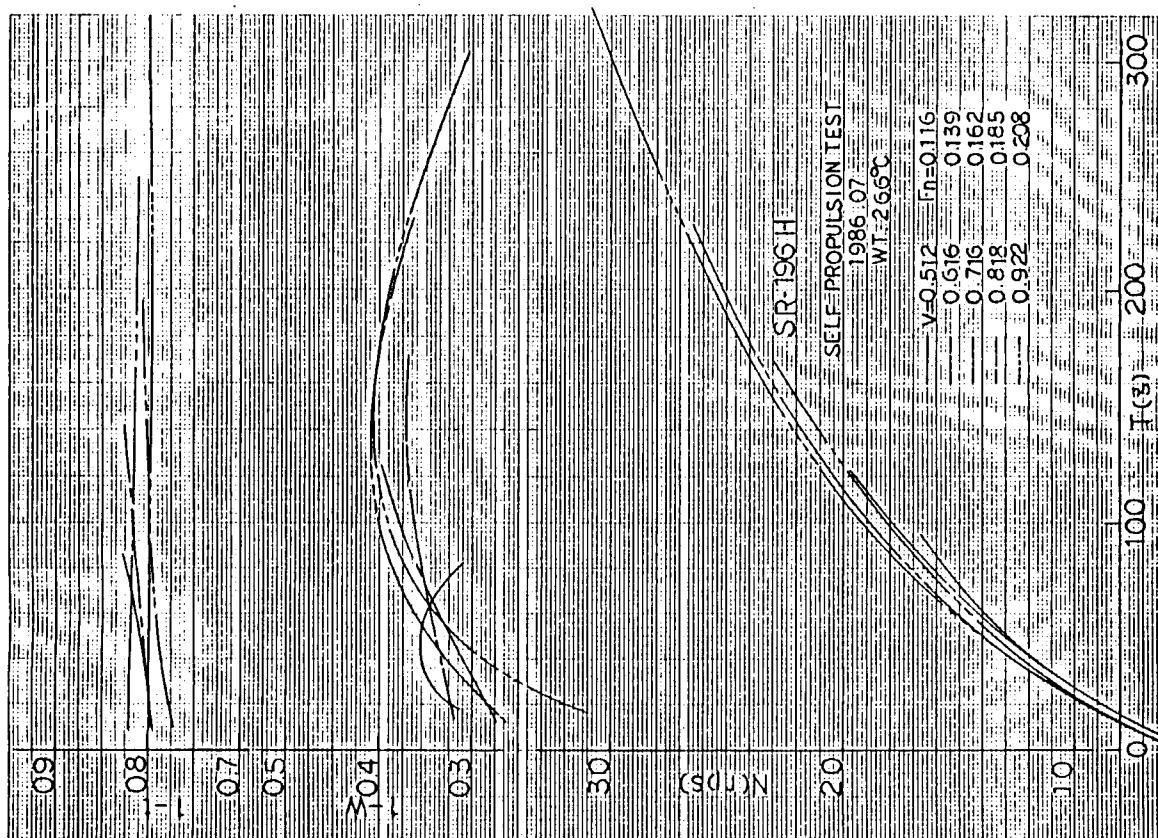


図 3.3.12 荷重変更試験結果

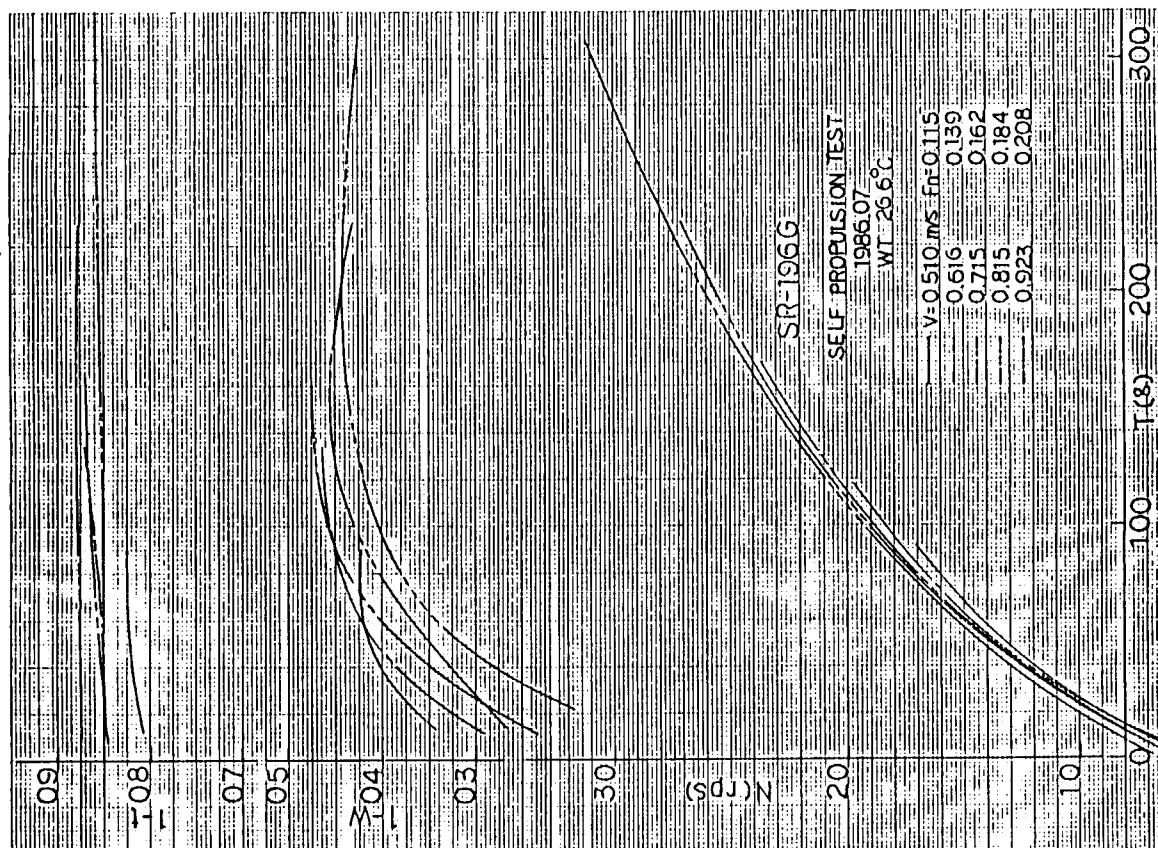


図 3.3.11 荷重変更試験結果

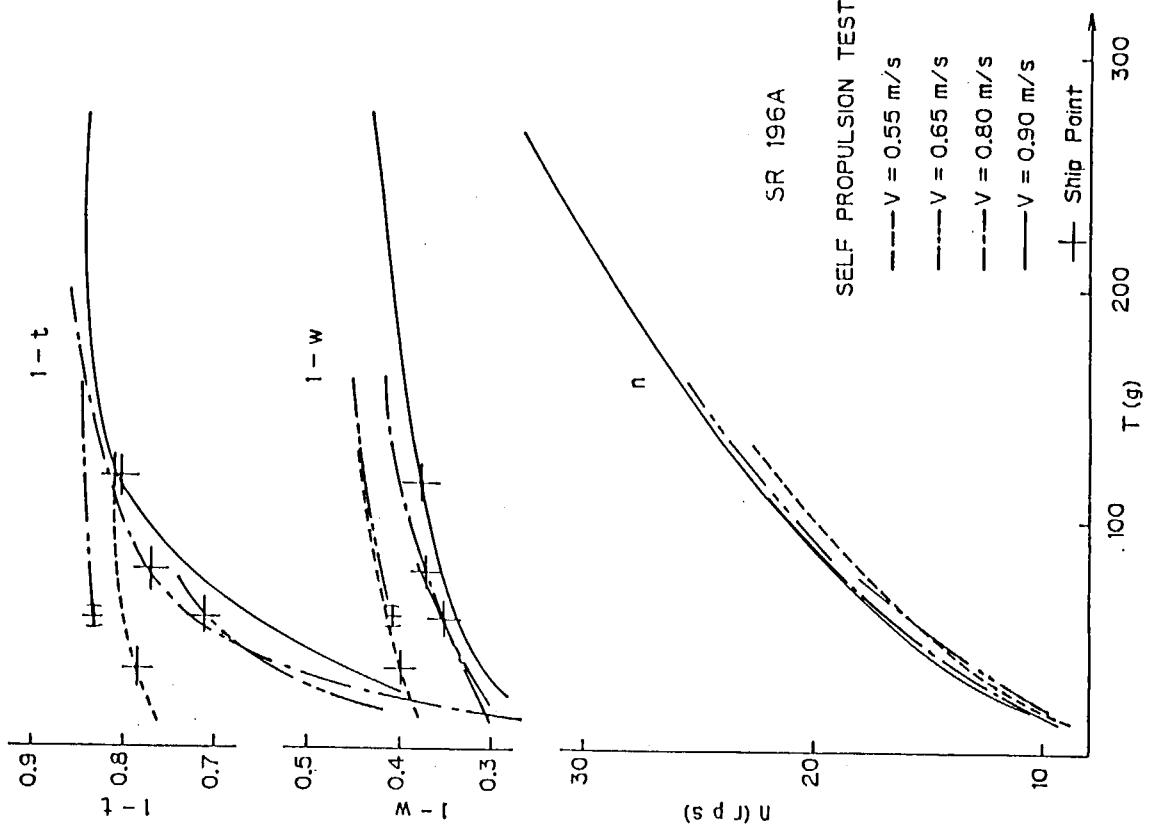
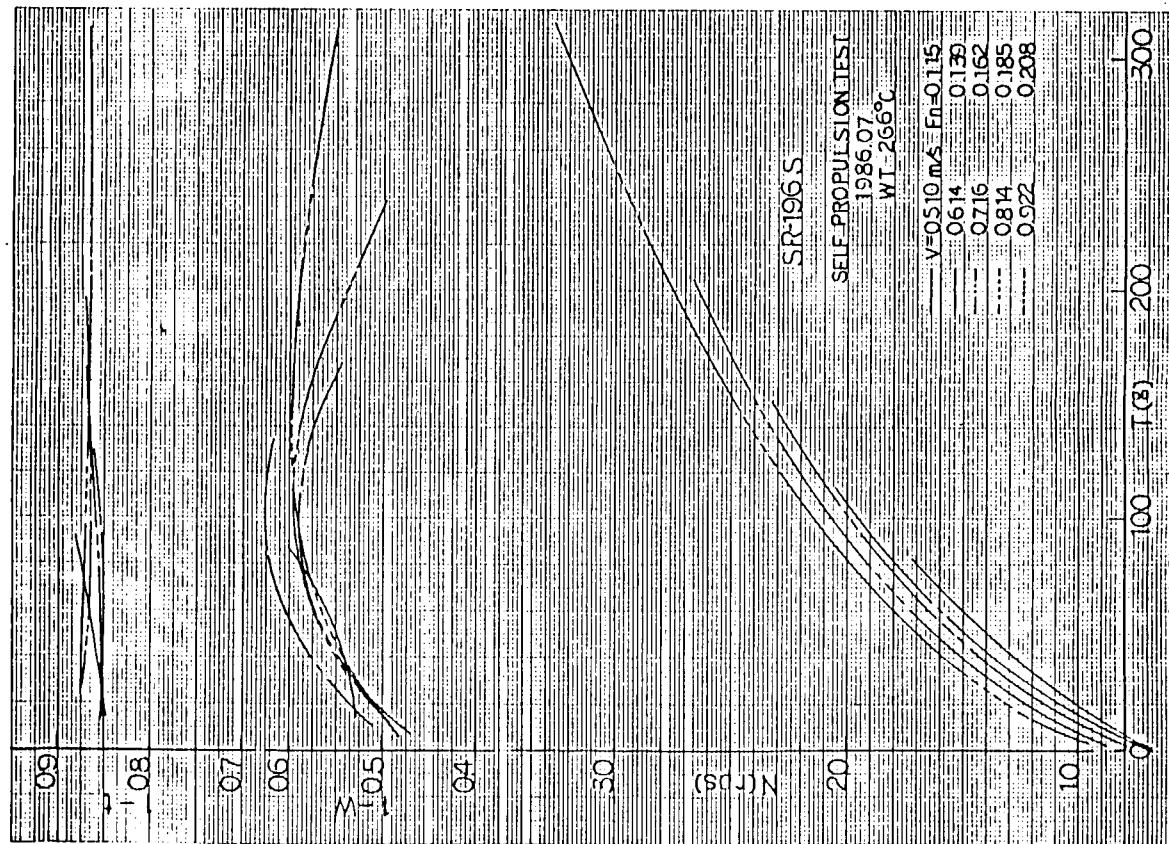


図 3.3.13 荷重度変更試験結果

図 3.3.14 荷重度変更試験結果

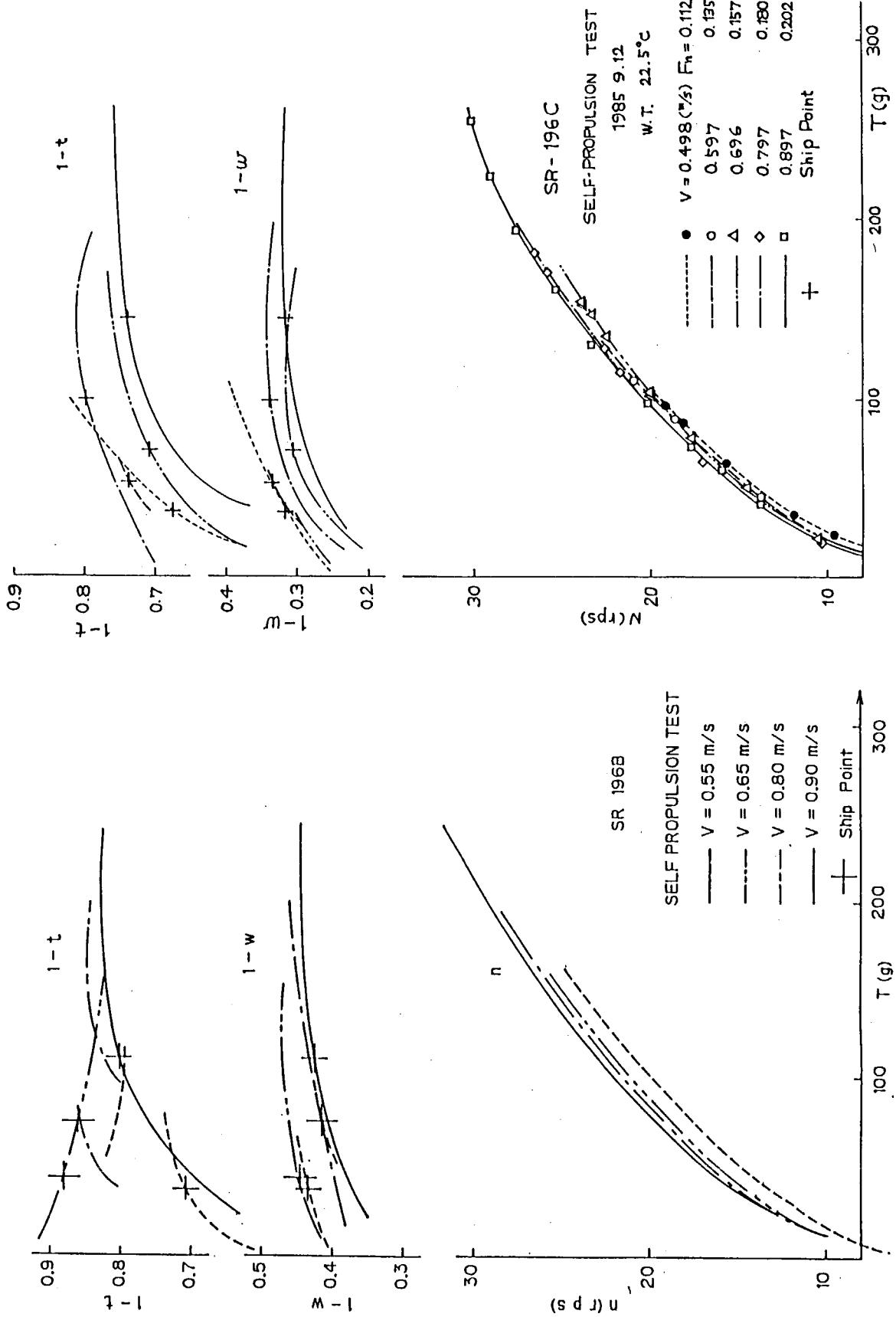


図 3.3.15 荷重度変更試験結果

図 3.3.16 荷重度変更試験結果

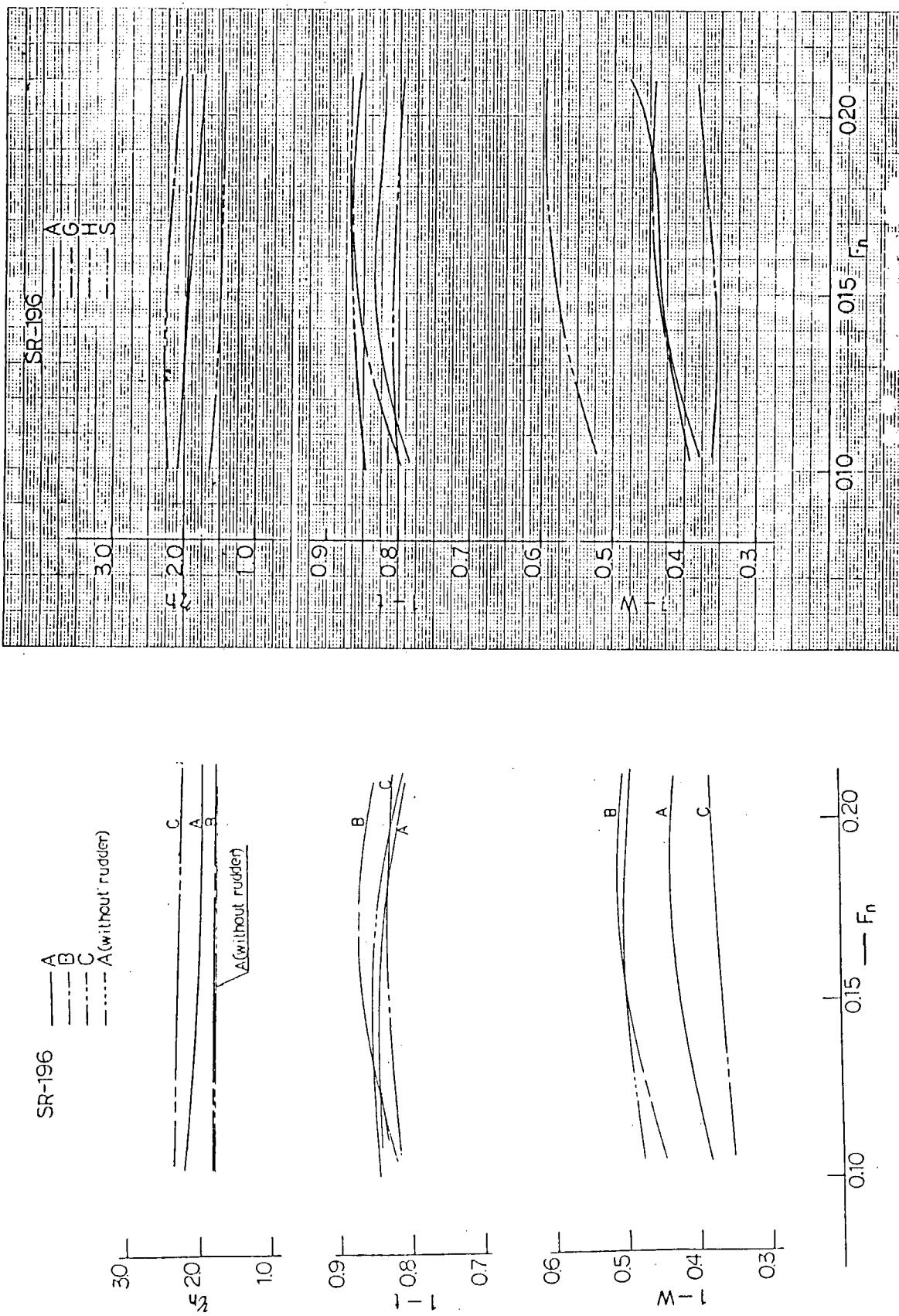


图 3.3.18 自航要素

图 3.3.17 自航要素

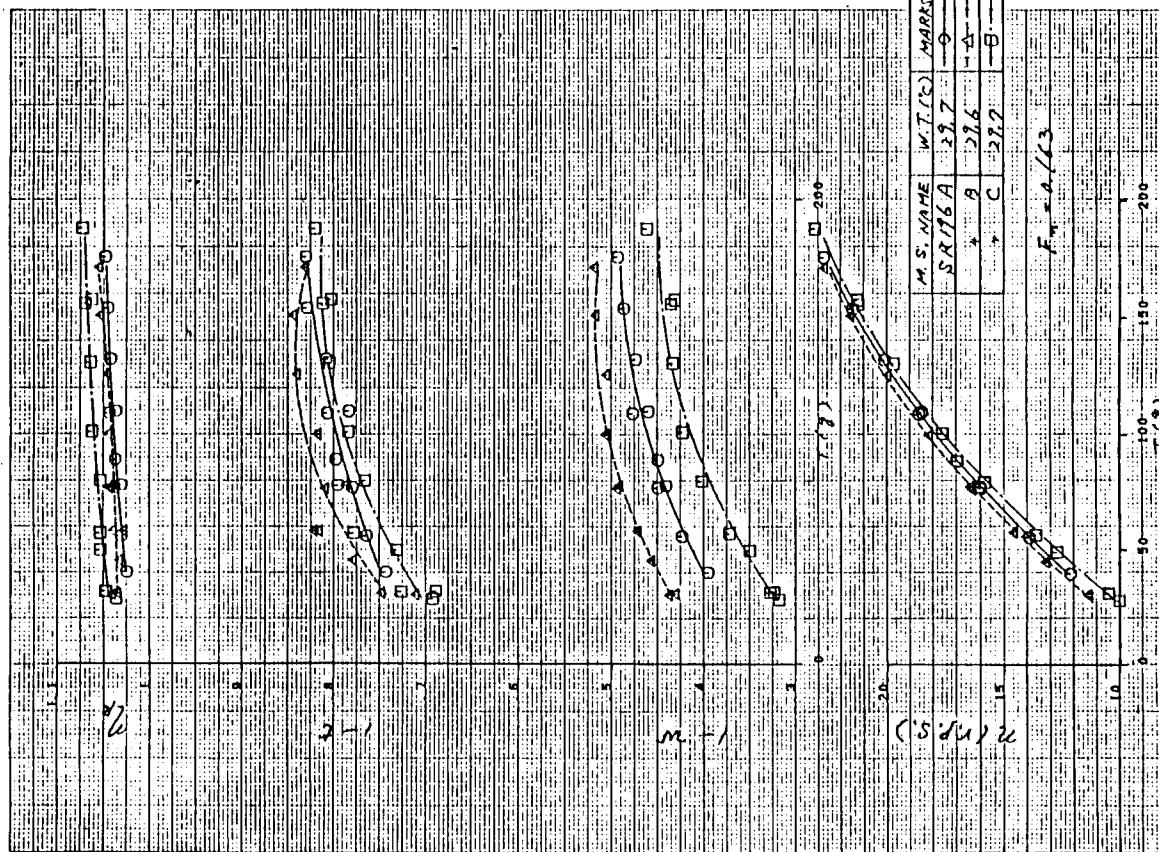


図 3.3.19 自航要素

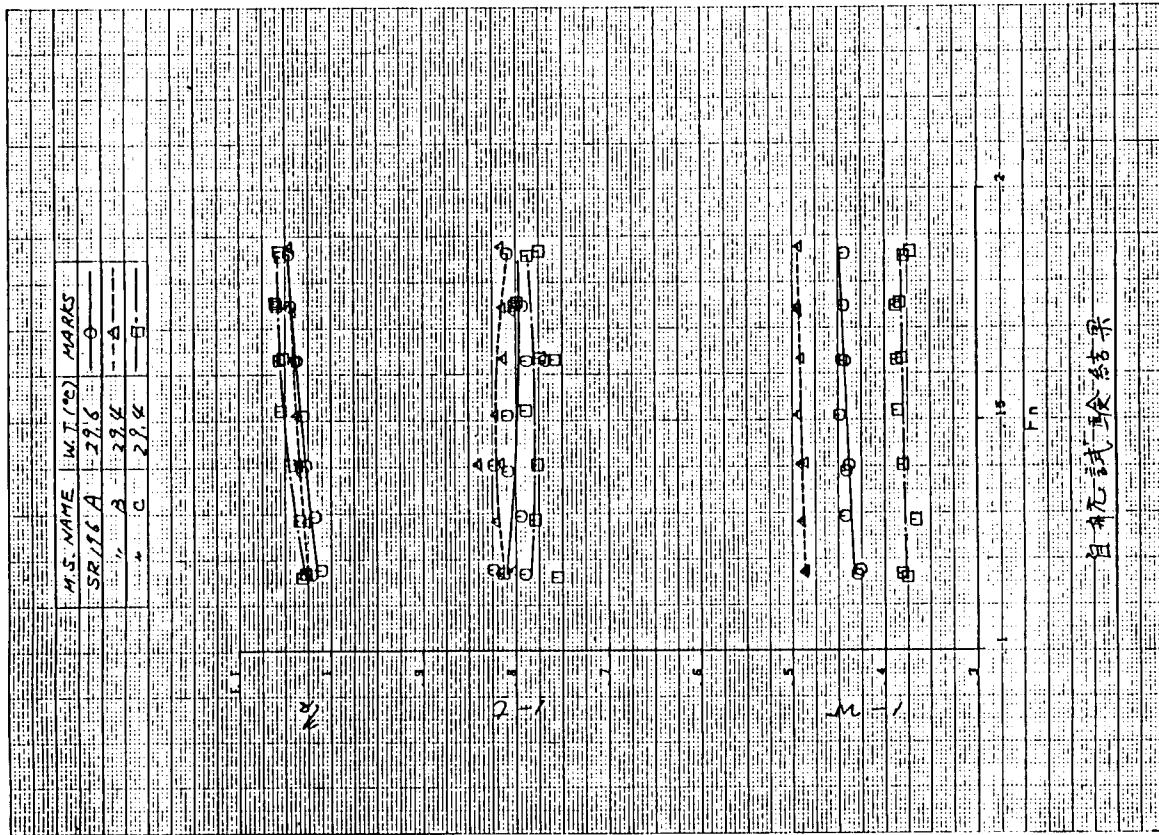


図 3.3.20 自航要素

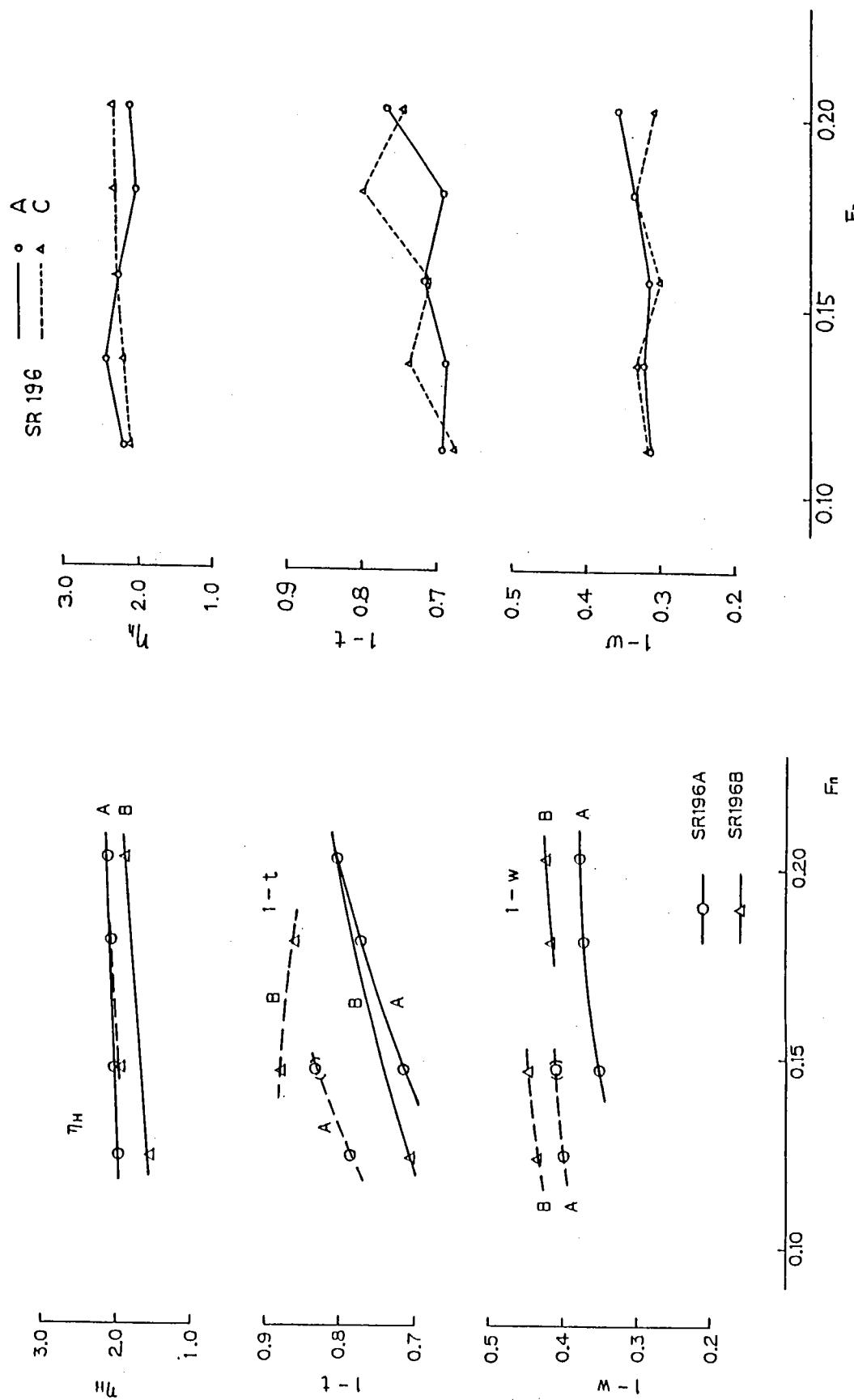


図 3.3.21 自航要素

図 3.3.22 自航要素

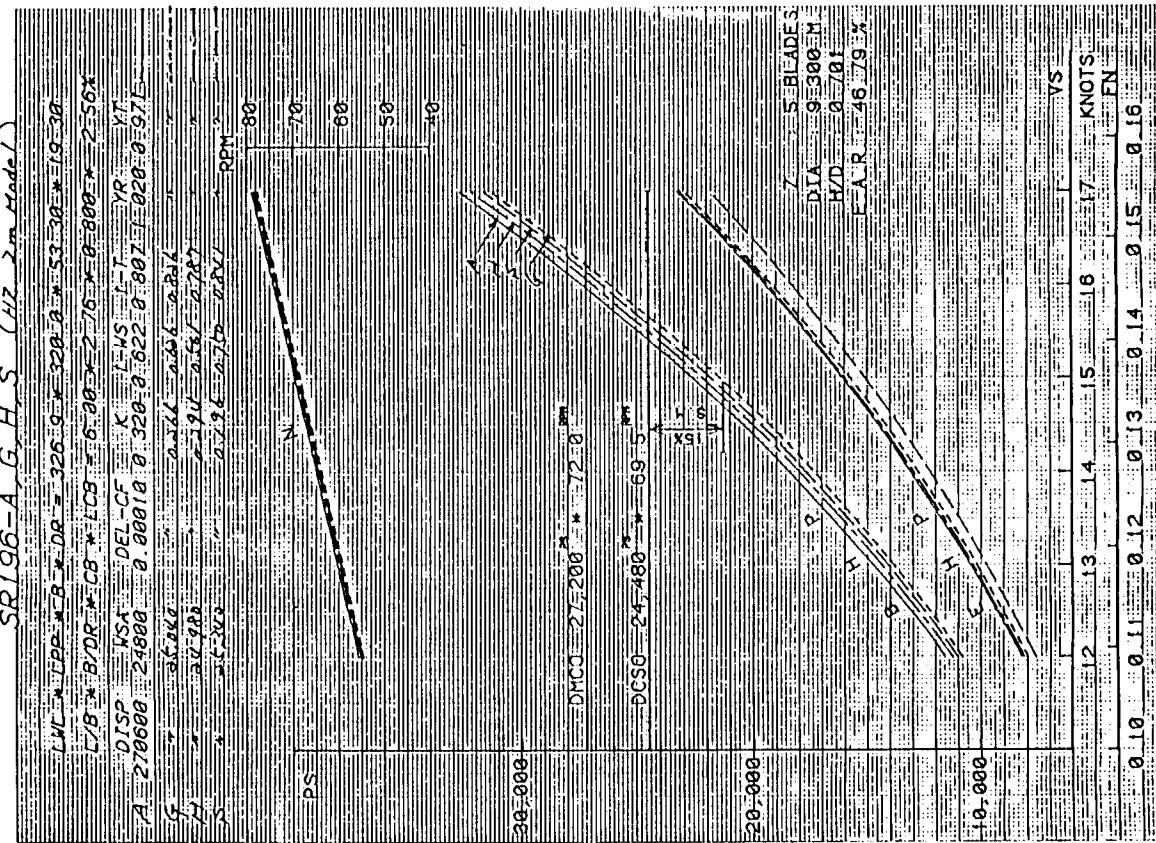
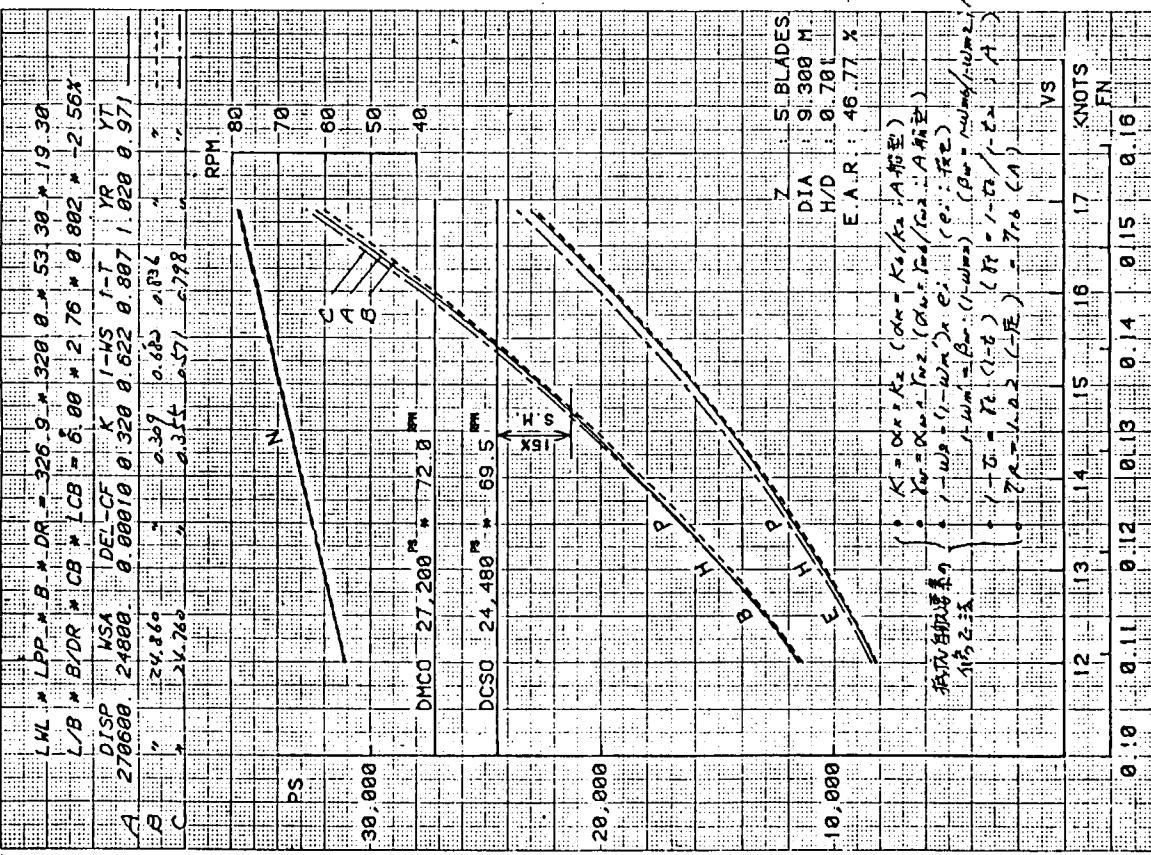


図 3.3.23 馬力計算結果

図 3.3.24 馬力計算結果

RESULTS OF PROP. OPEN TEST

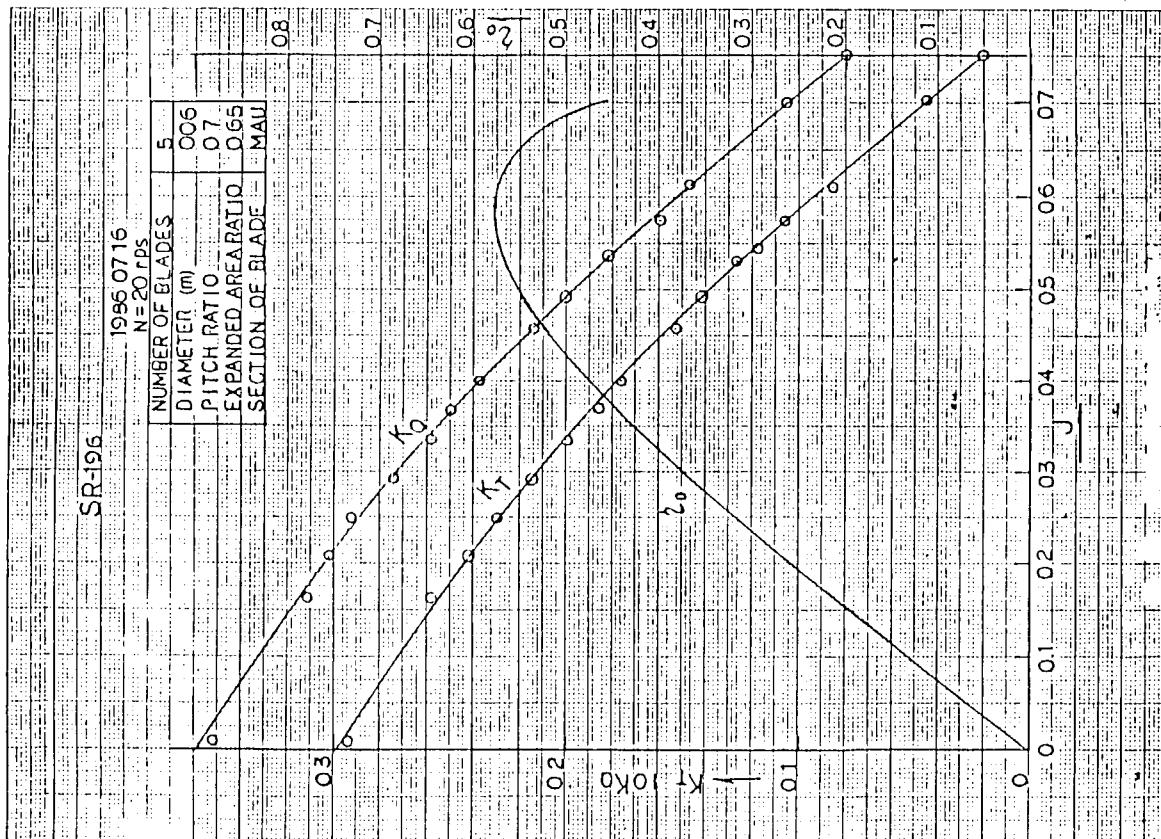
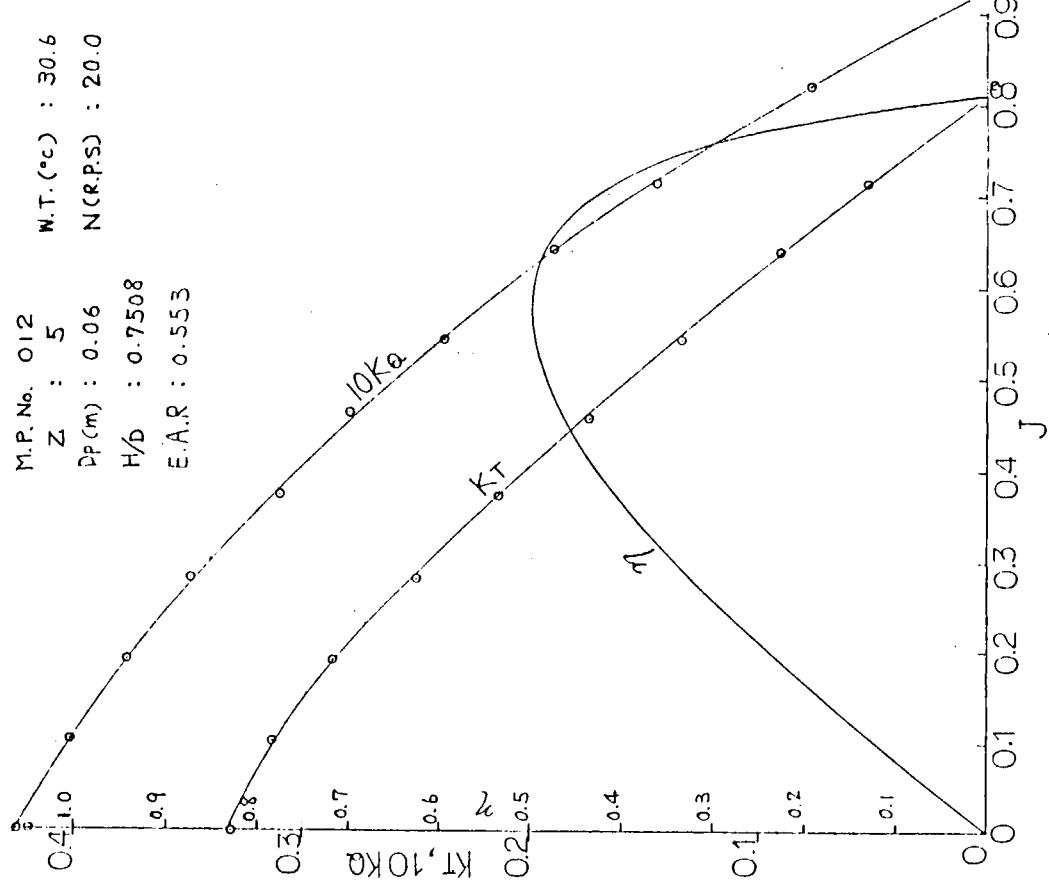


図 3.3.25 プロペラ単独性能曲線

図 3.3.26 プロペラ単独性能曲線

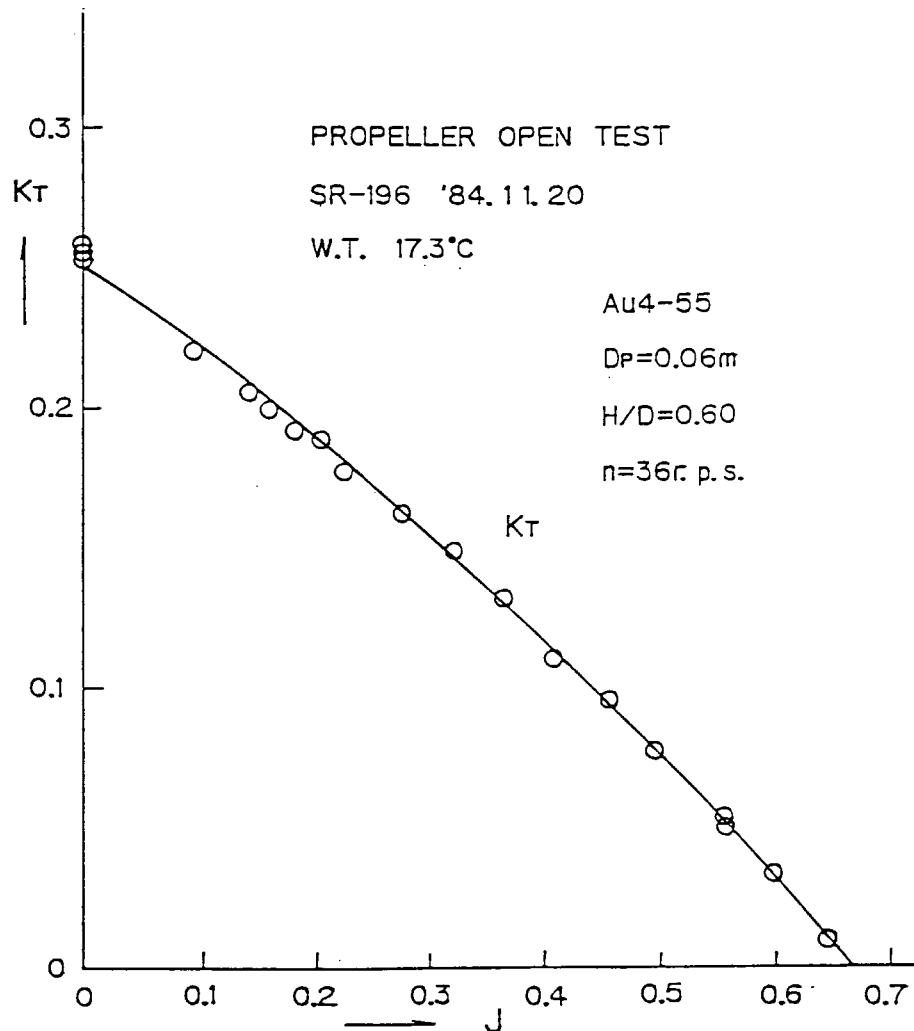


図 3.3.27 プロペラ単独性能曲線

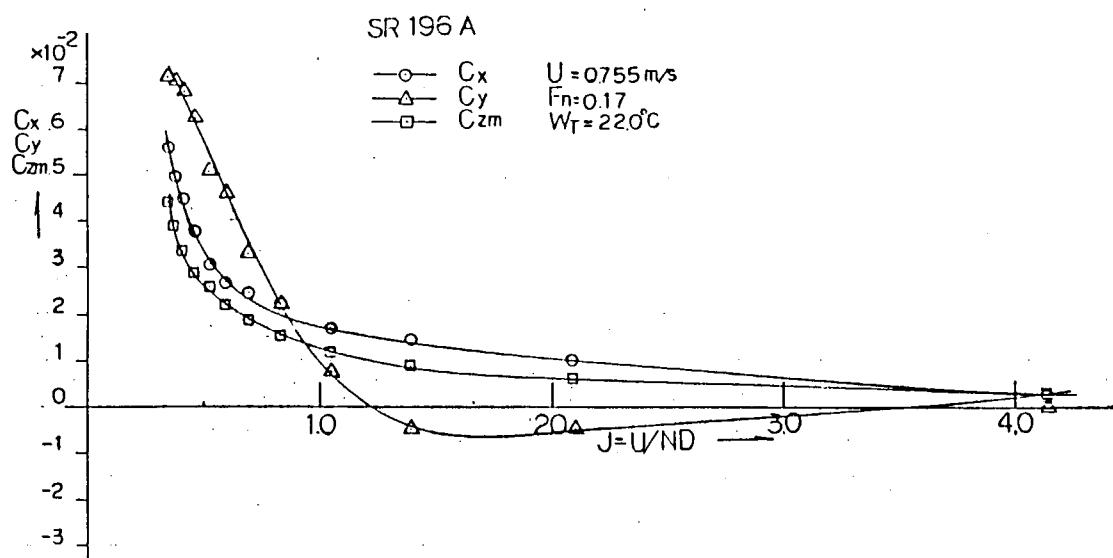


図 3.3.28 舵力計測結果

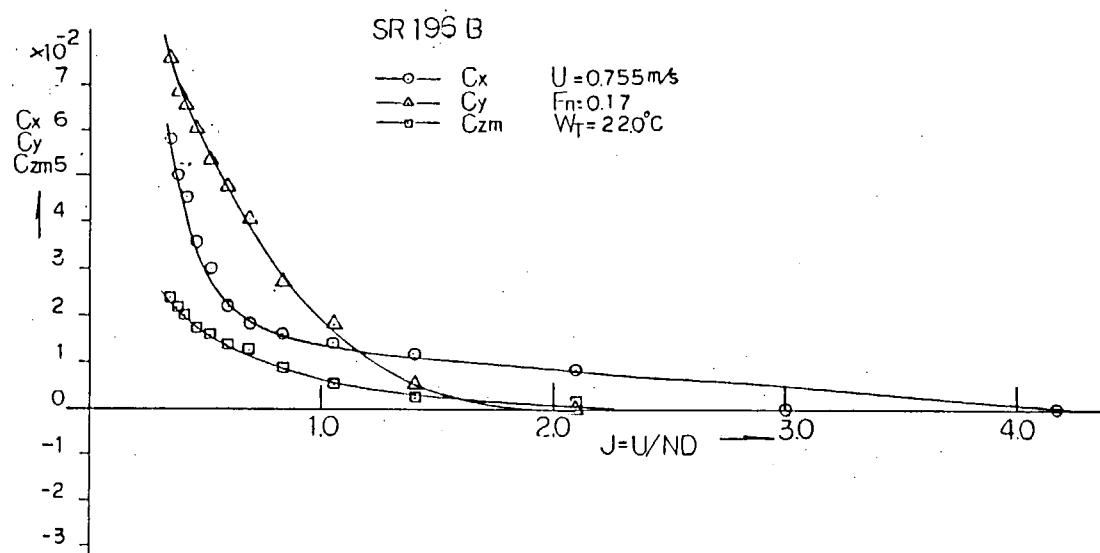


図 3.3.29 舵力計測結果

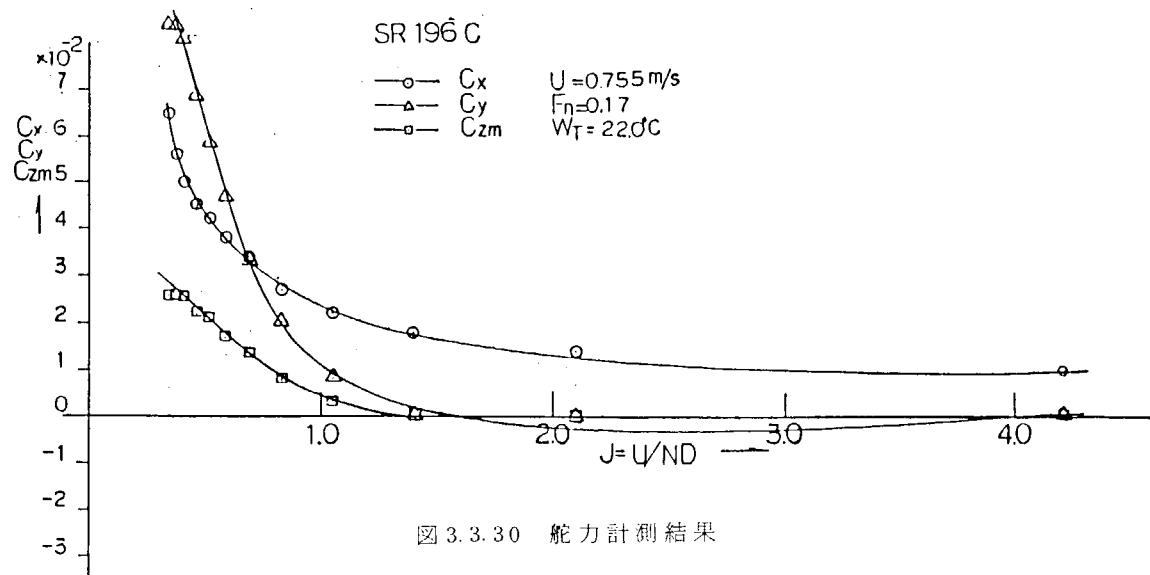


図 3.3.30 舵力計測結果

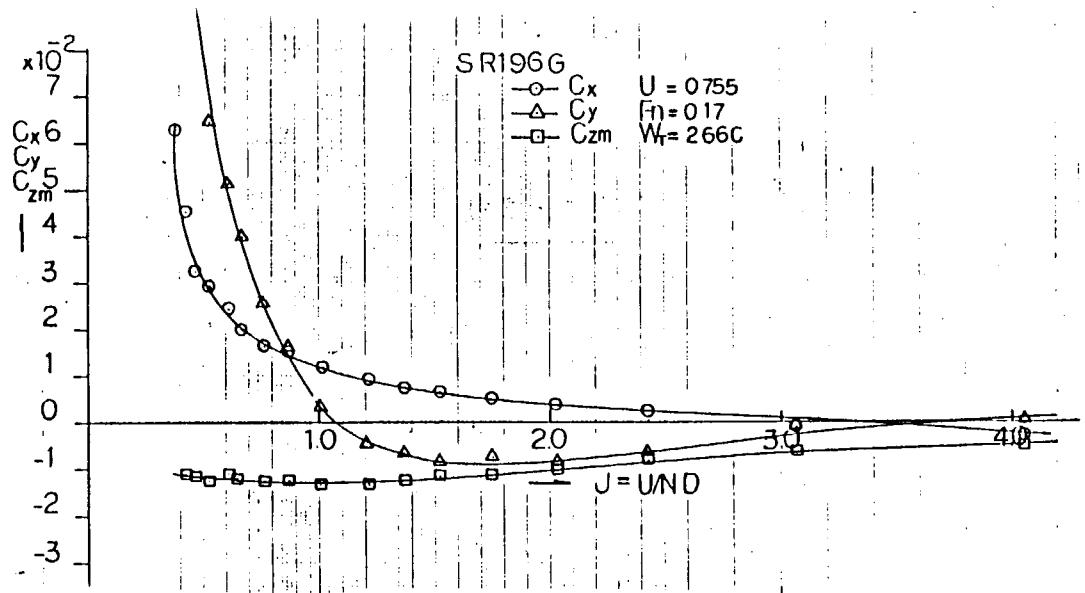


図 3.3.3.1 舵力計測結果

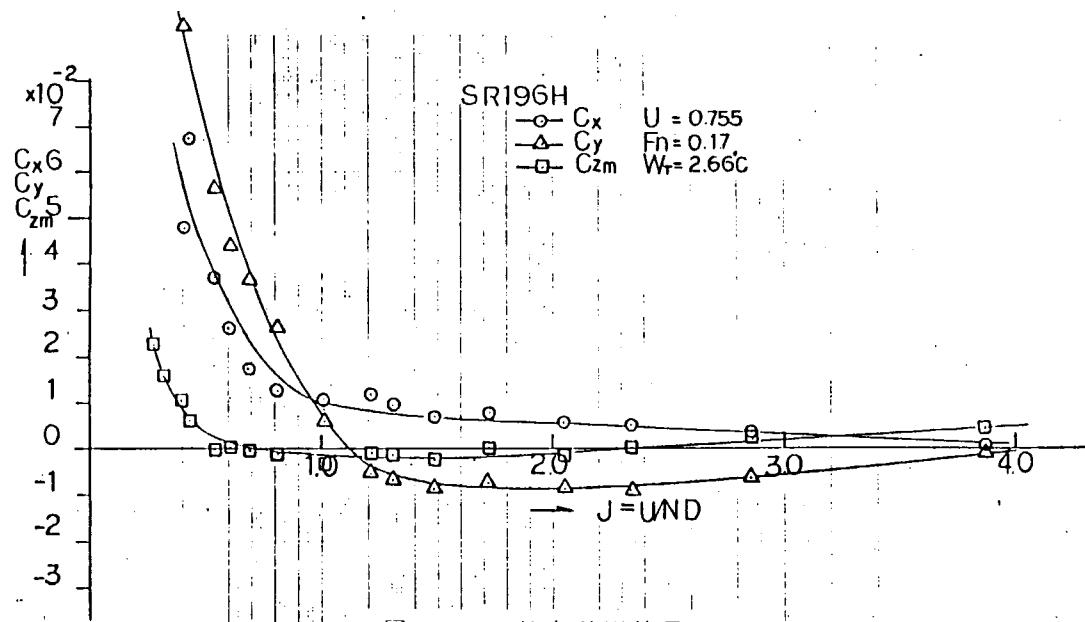


図 3.3.3.2 舵力計測結果

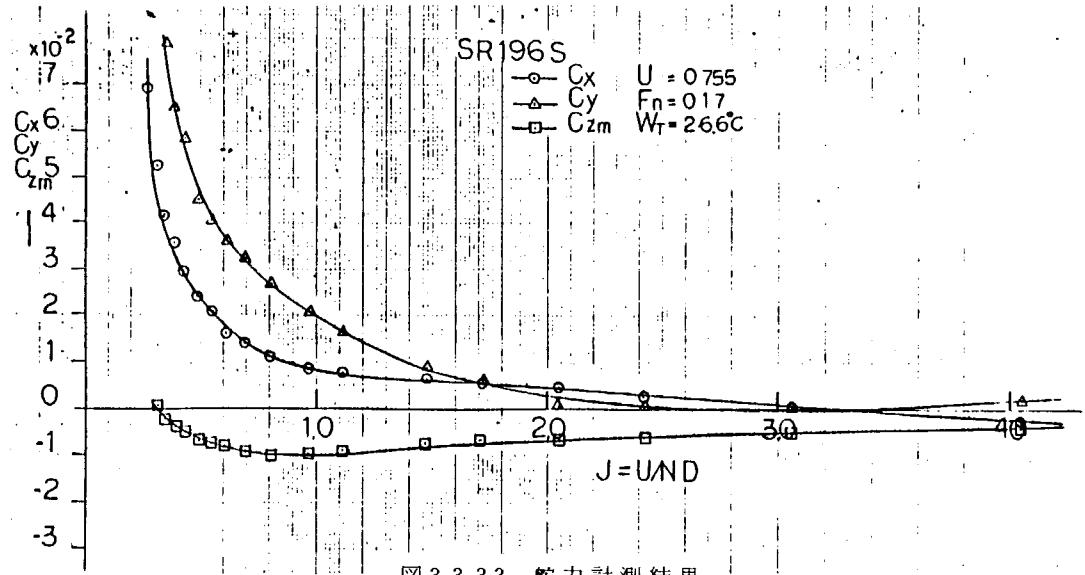


図 3.3.3.3 舵力計測結果

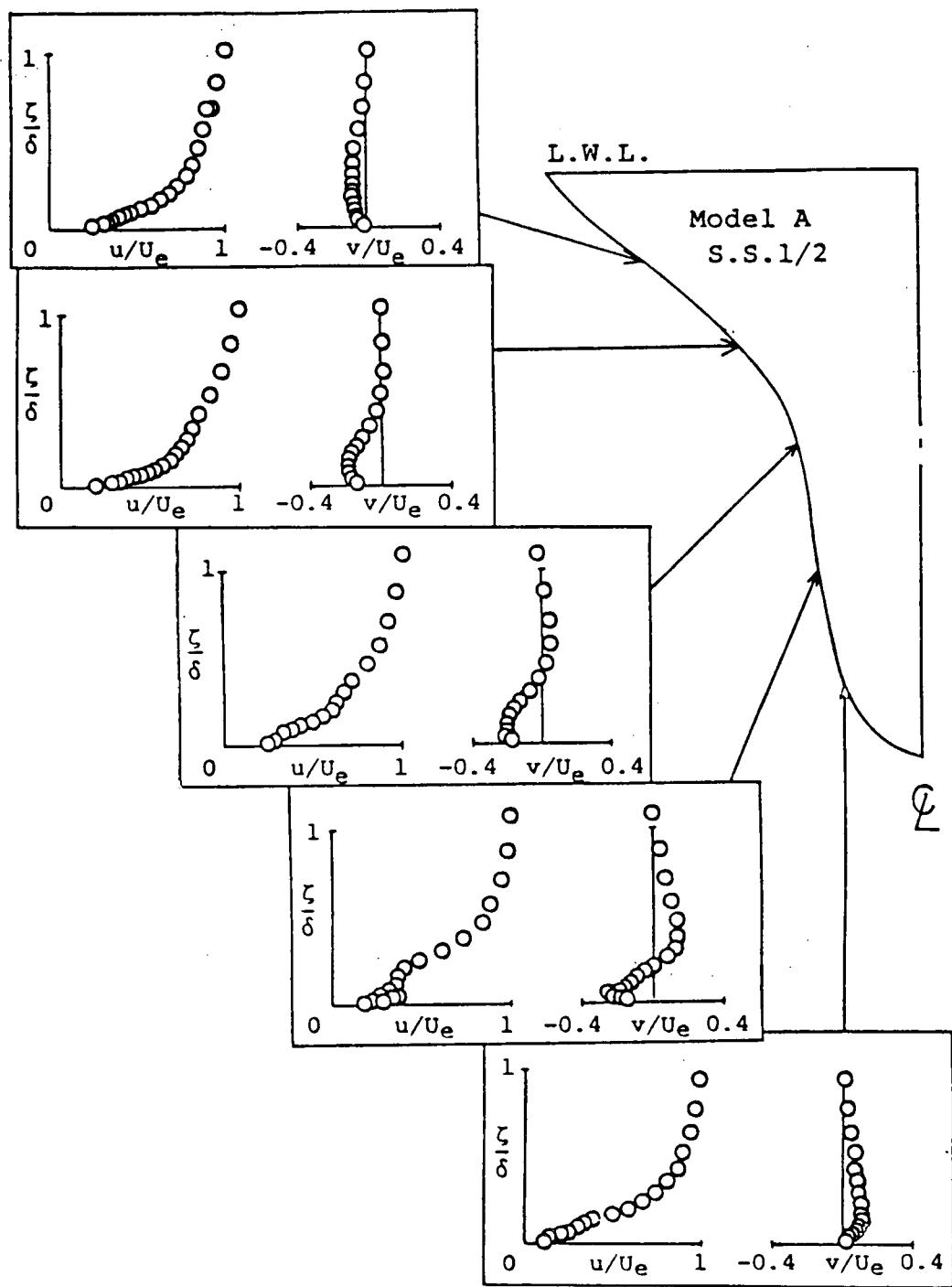


図 3.3.3.4 境界層内流速分布 (SR-196A, S.S.1/2, L = 2 m, C.W.C.)

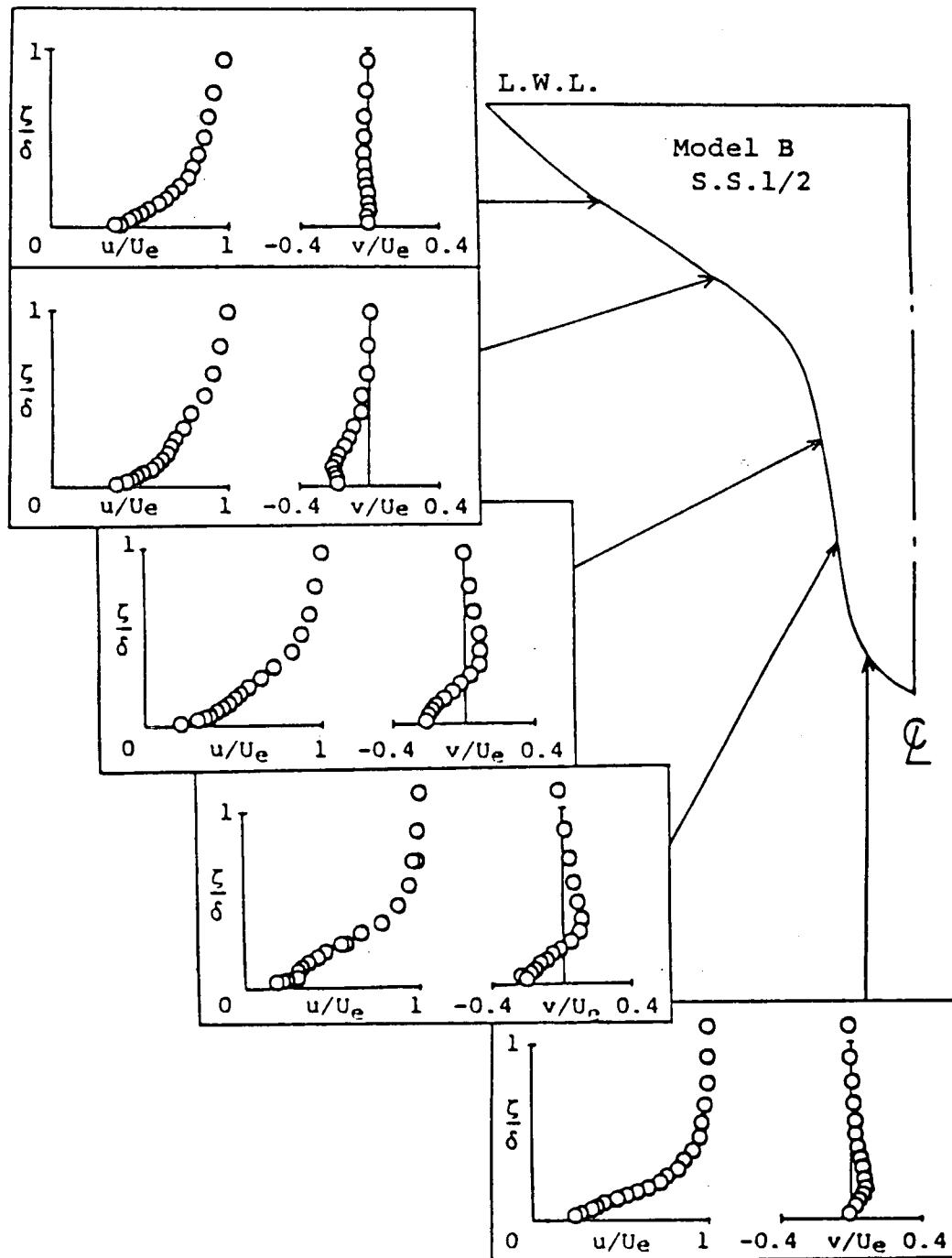


図 3.3.35 境界層内流速分布 (SR-196B, S.S.1/2, L=2m, C.W.C.)

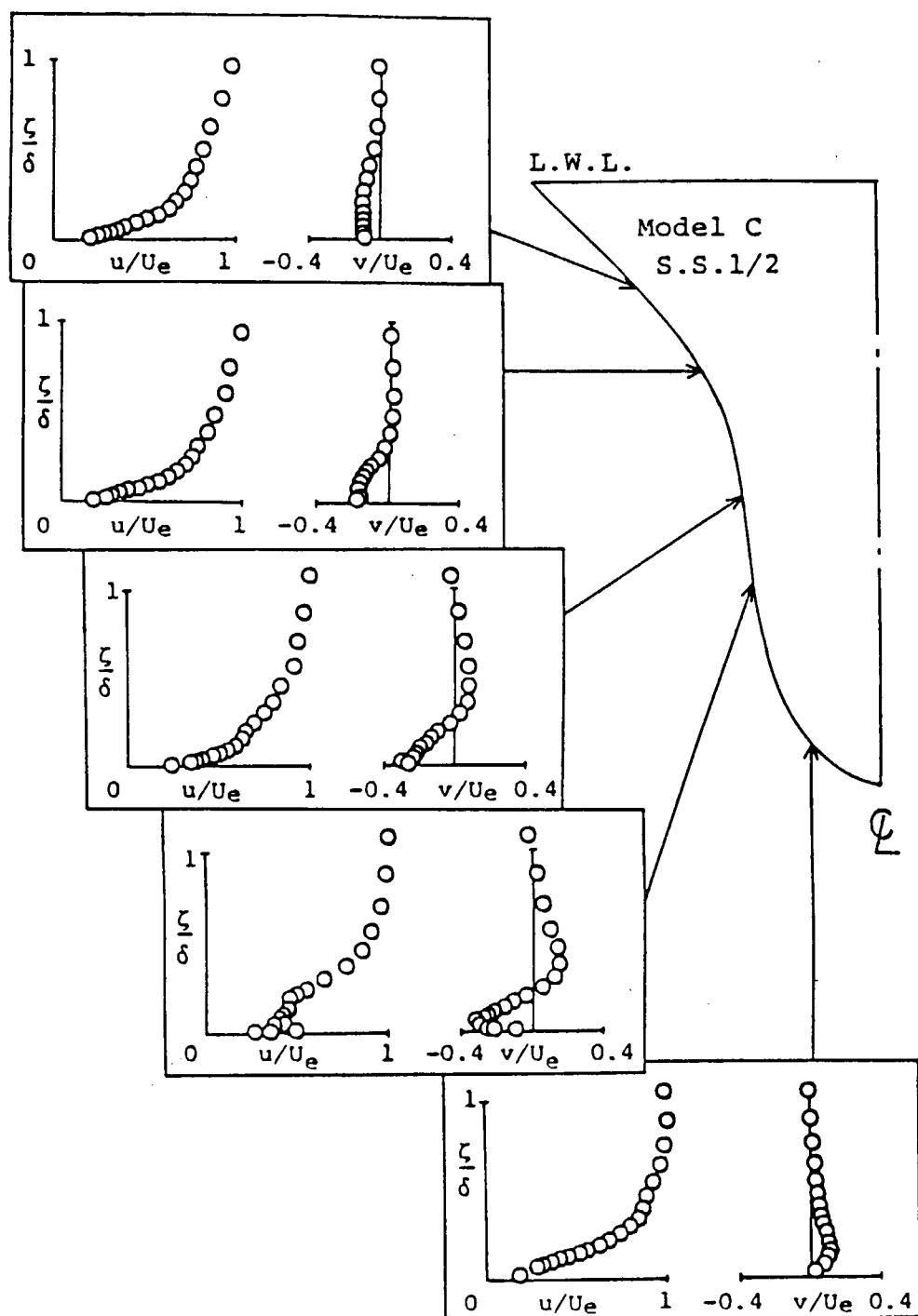


図 3.3.3.6 境界層内流速分布 (SR-196C, S.S. $\frac{1}{2}$, $L = 2m$, C.W.C.)

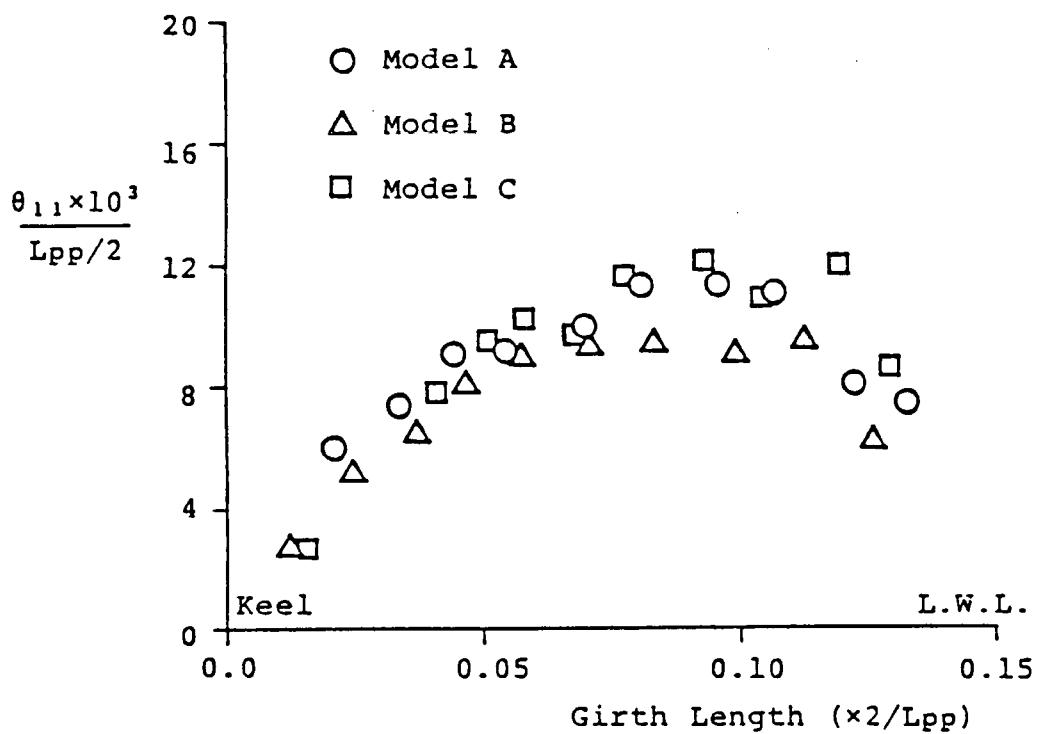


図 3.3.37 運動量厚さ θ_{11} (SR-196A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

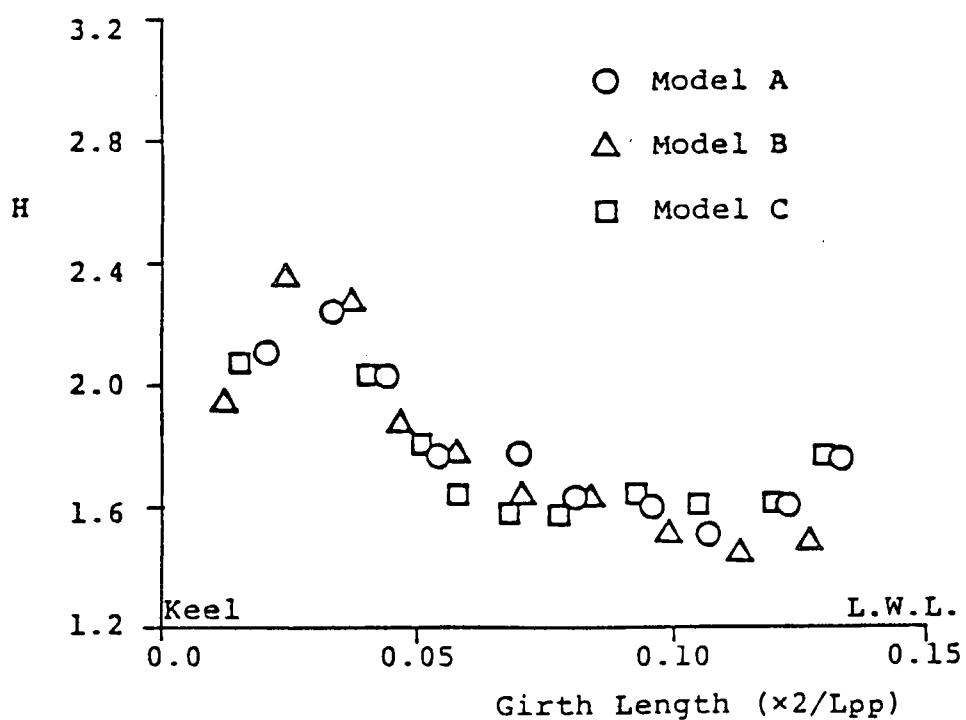


図 3.3.38 形状係数 H (SR-196A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

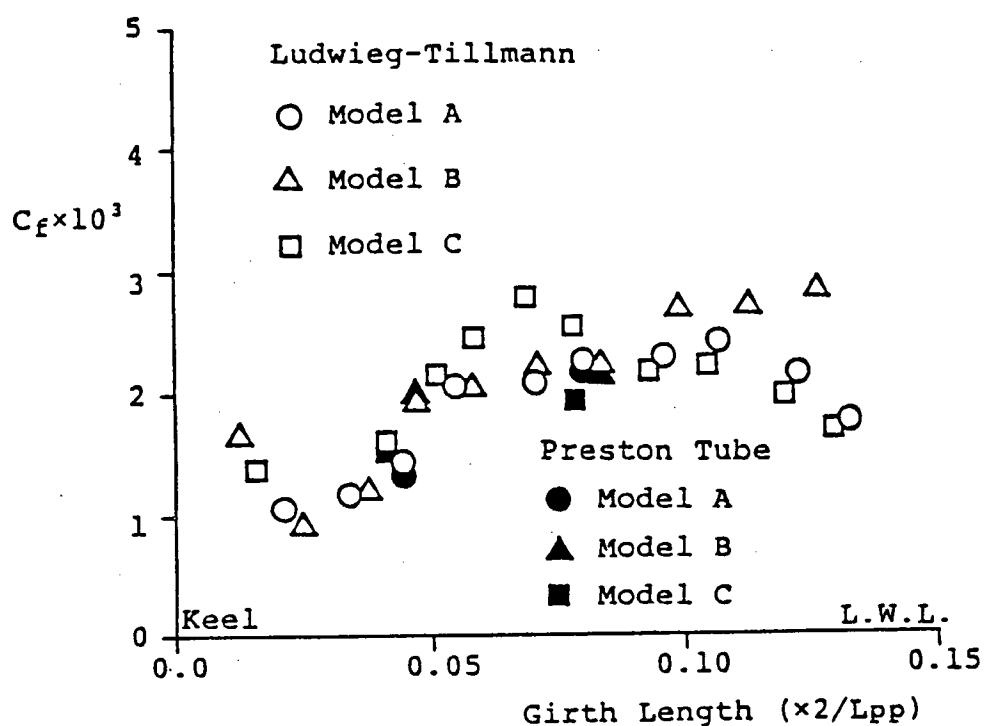


図 3.3.39 壁面摩擦応力係数 C_f (SR-196A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2m, C.W.C.)

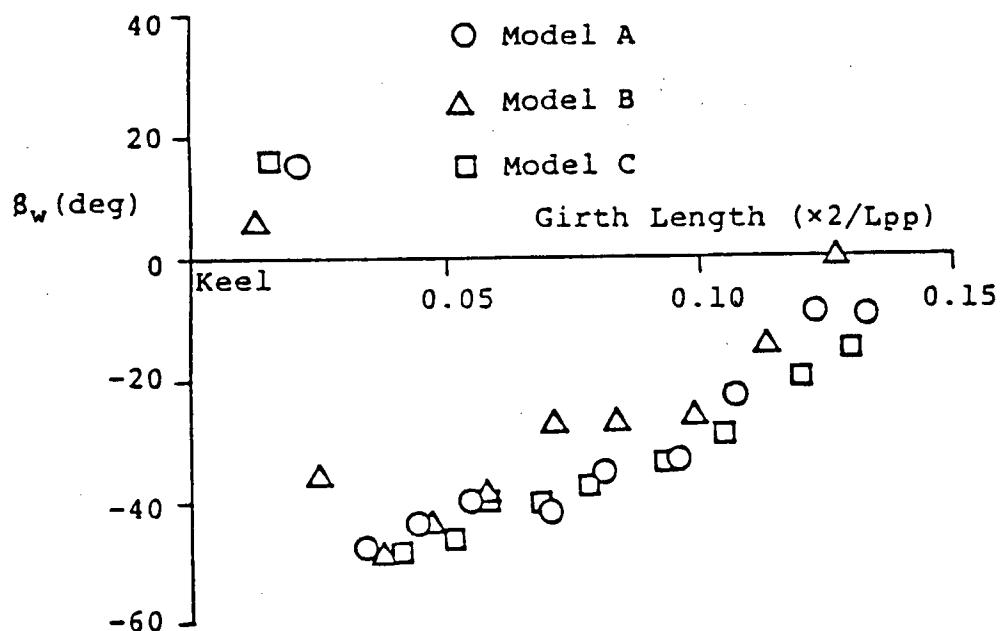


図 3.3.40 2次流れの壁面値 β_w (SR-196 A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2m, C.W.C.)

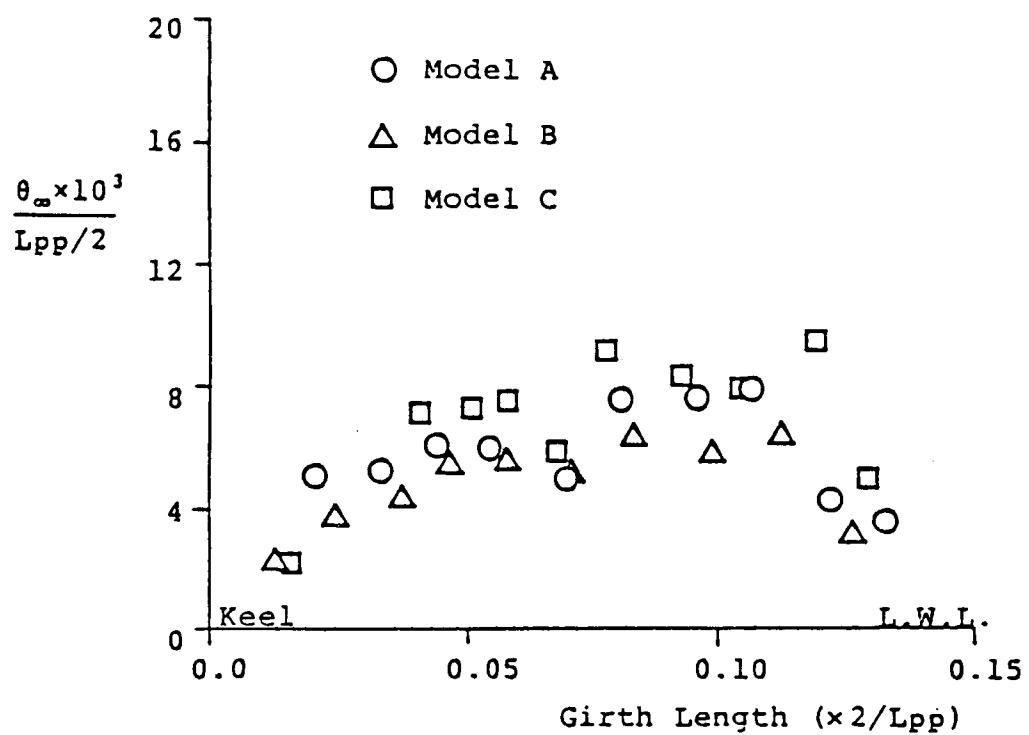


図 3.3.41 無限後流中における運動量厚さ θ_{∞}
(SR-196 A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

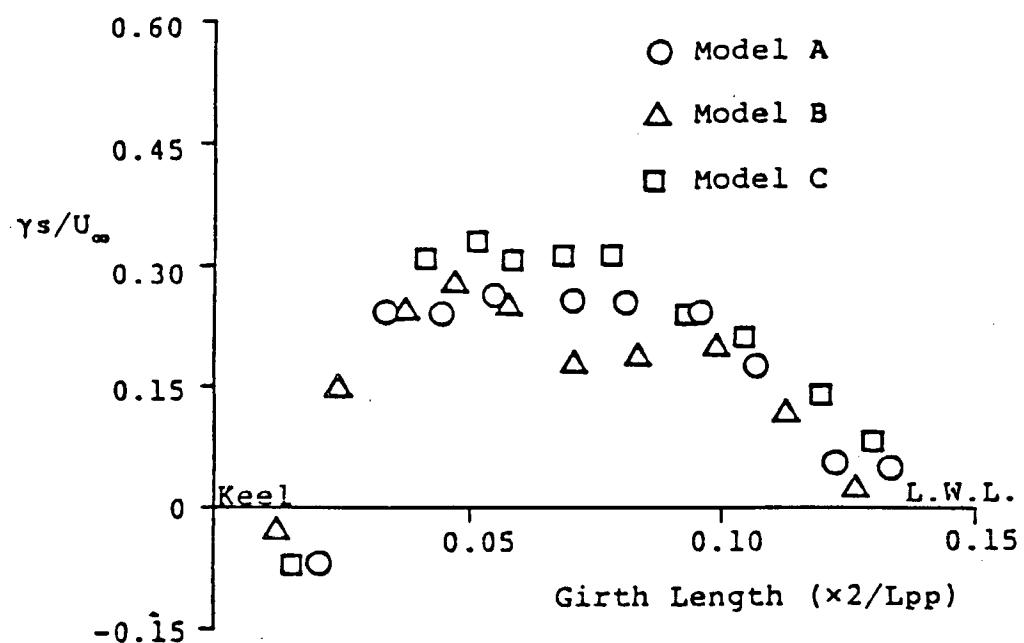


図 3.3.42 2次流れによる循環密度 γ_s
(SR-196 A, B & C, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

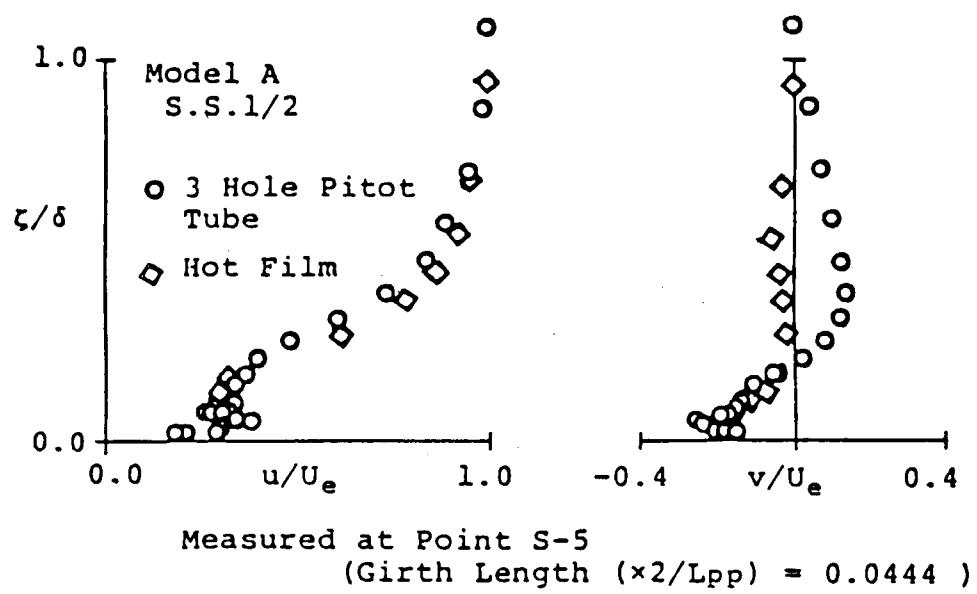
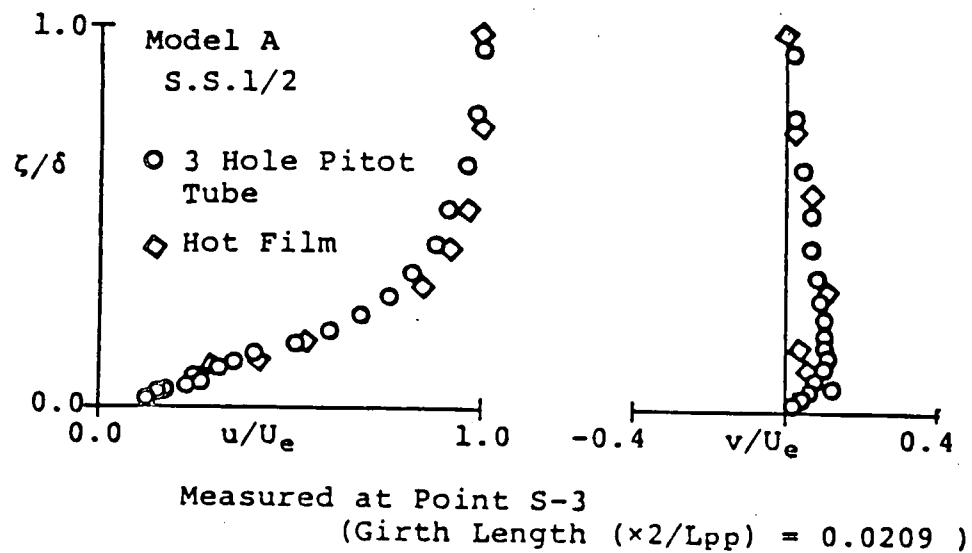


図 3.3.43 境界層内流速分布 (SR-196A, S.S. 1/2, L= 2 m, C.W.C.)
— ホットフィルム流速計による計測値と 3孔管による計測値との比較 —

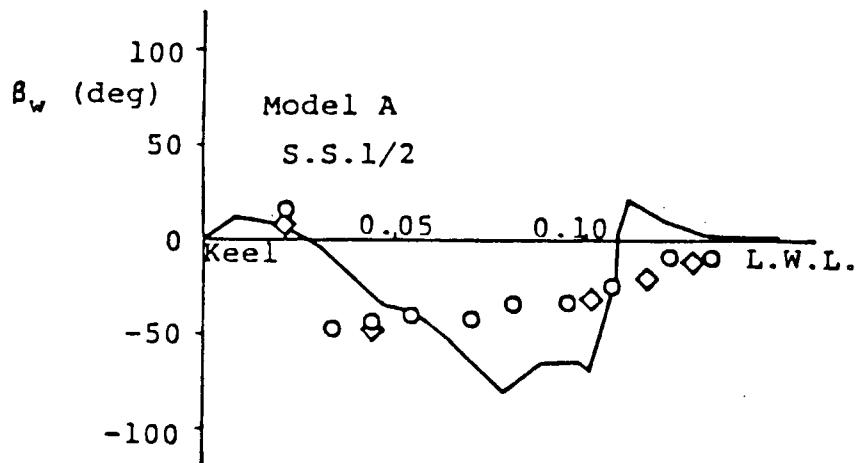
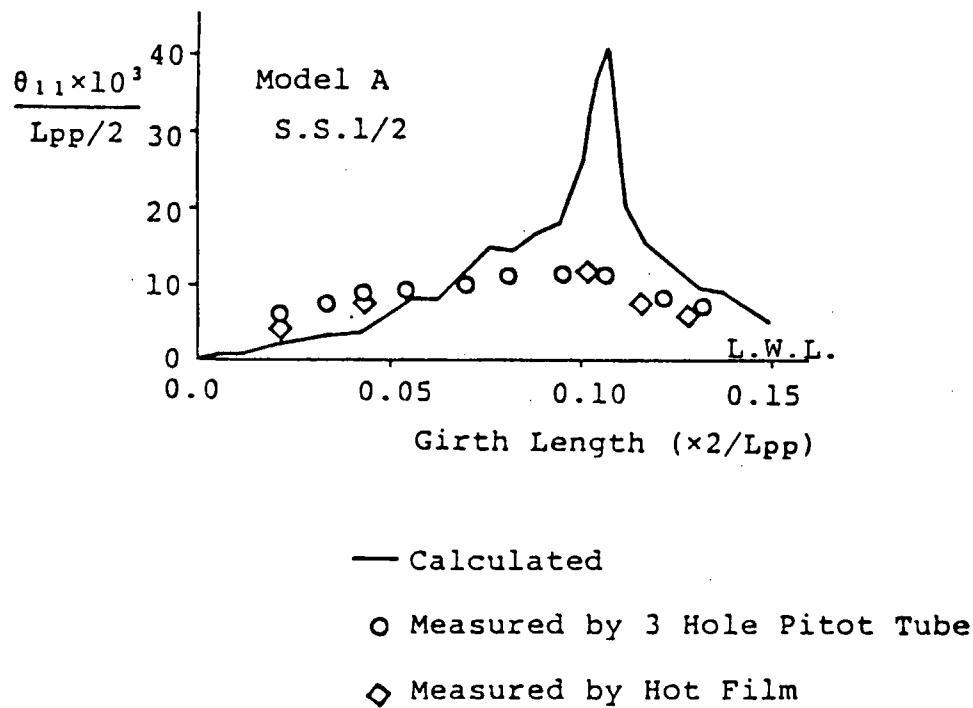


図 3.3.44 境界層パラメーター (SR-196 A, S.S.1/2, L = 2 m, C.W.C.)
— ホットフィルム流速計による計測値と 3 孔管による計測値との比較 —

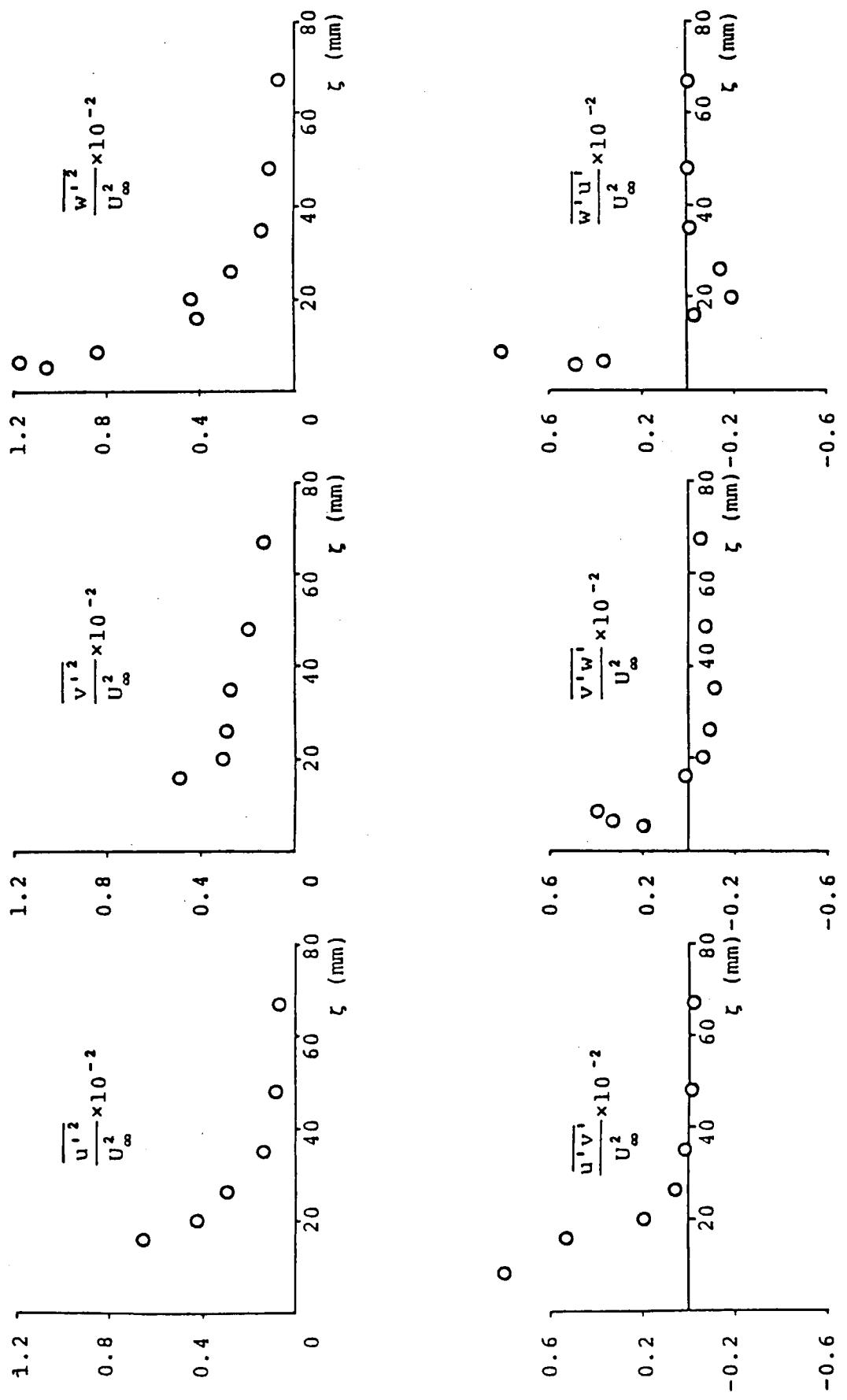


図 3.3.4.5 U' の分布 (SR-196A, S.S. 1/2, $L = 2m$, C.W.C.,
Measured at Point S-3, Girth Length ($\times 2/L_{pp} = 0.0209$))

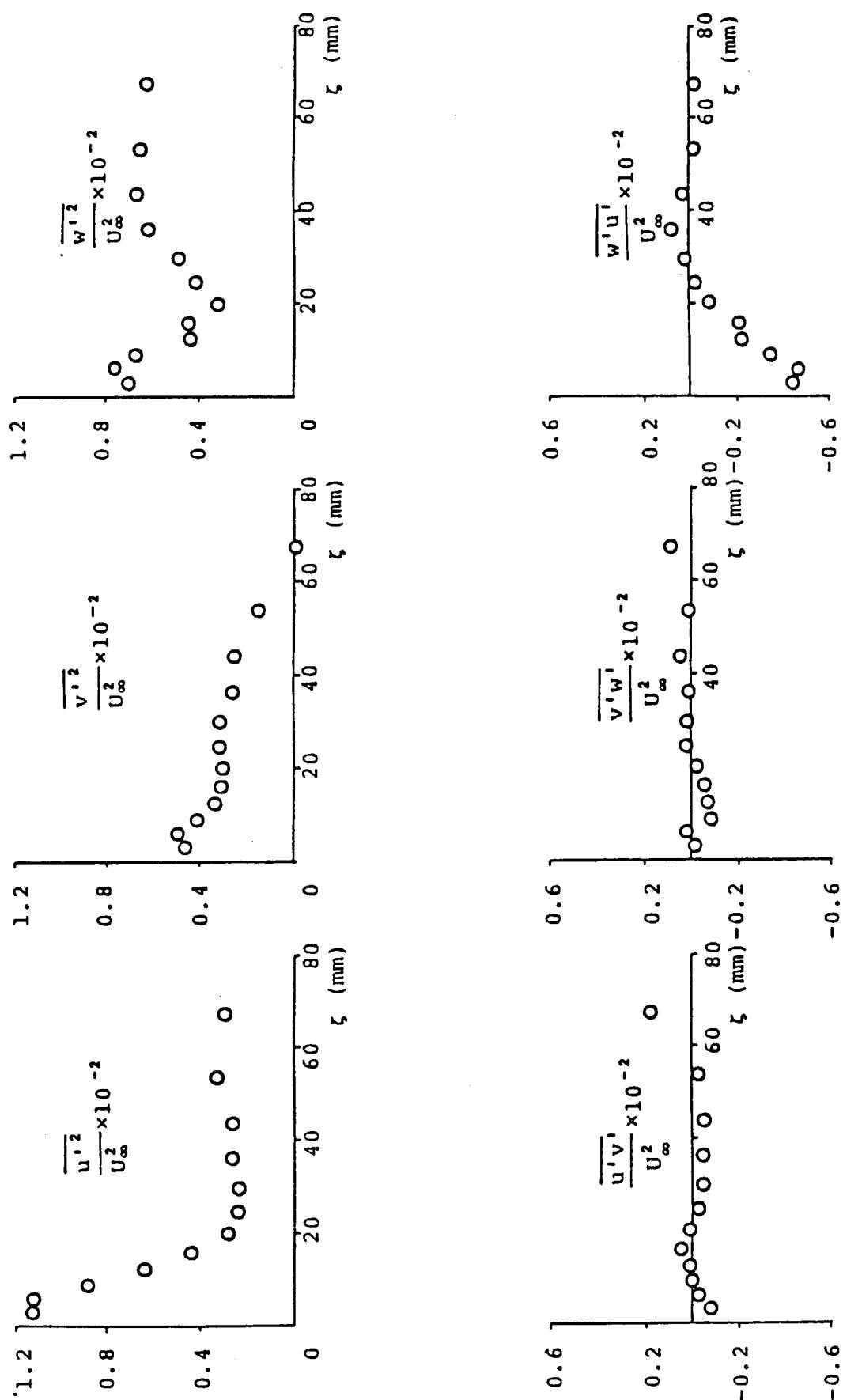


図 3.3.46 $\nu' \tau' \eta' \zeta'$ 分布 (SR-196A, S.S. 1/2, L=2m, C.W.C.,
Measured at Point S-18, Girth Length ($\times 2/L_{PP} = 0.0444$))

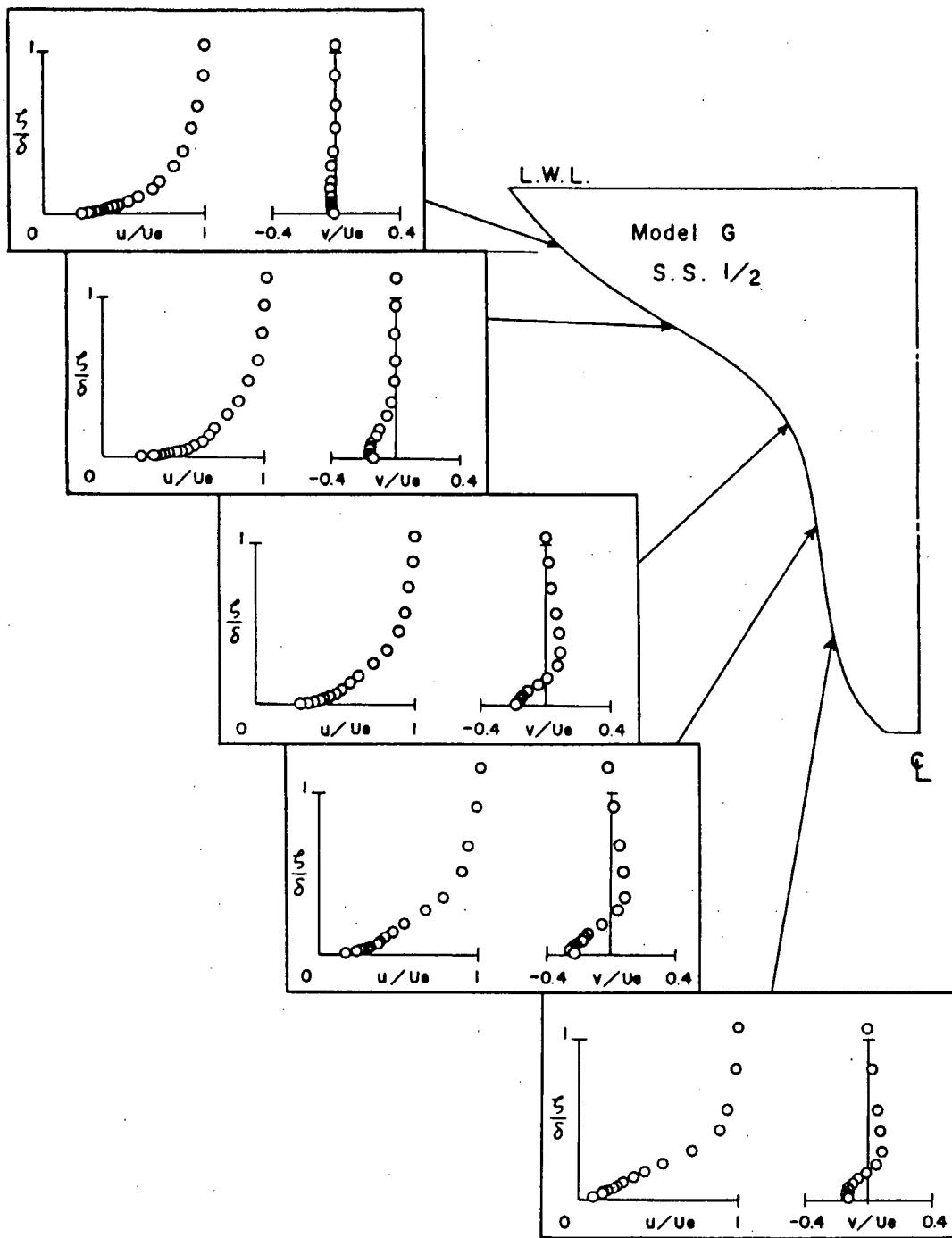


図 3.3.47 境界層内流速分布 (SR-196G, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

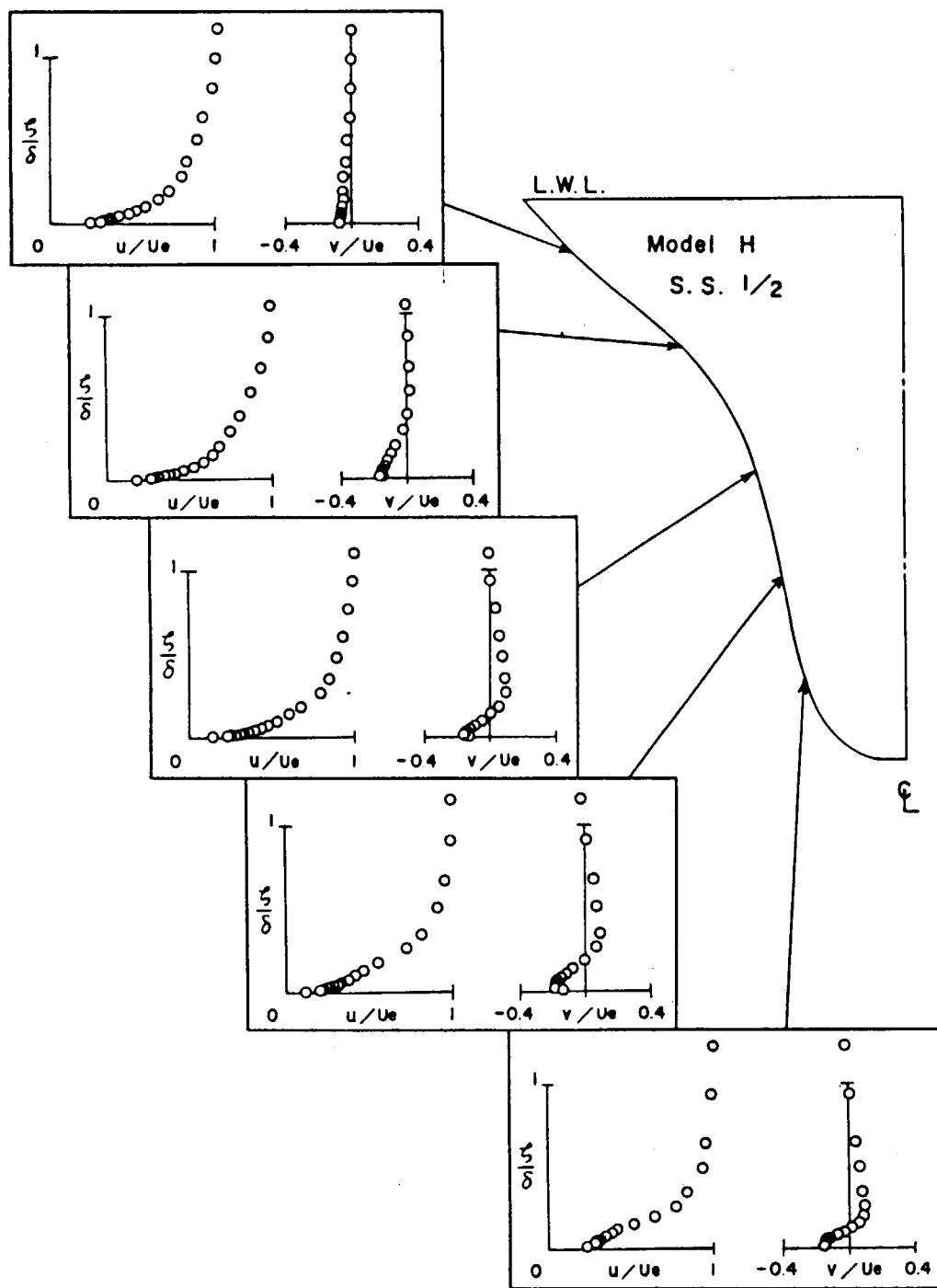


図 3.3.4.8 境界層内流速分布 (SR-196H, S.S. $1/2$, $L = 2\text{m}$, C.W.C.)

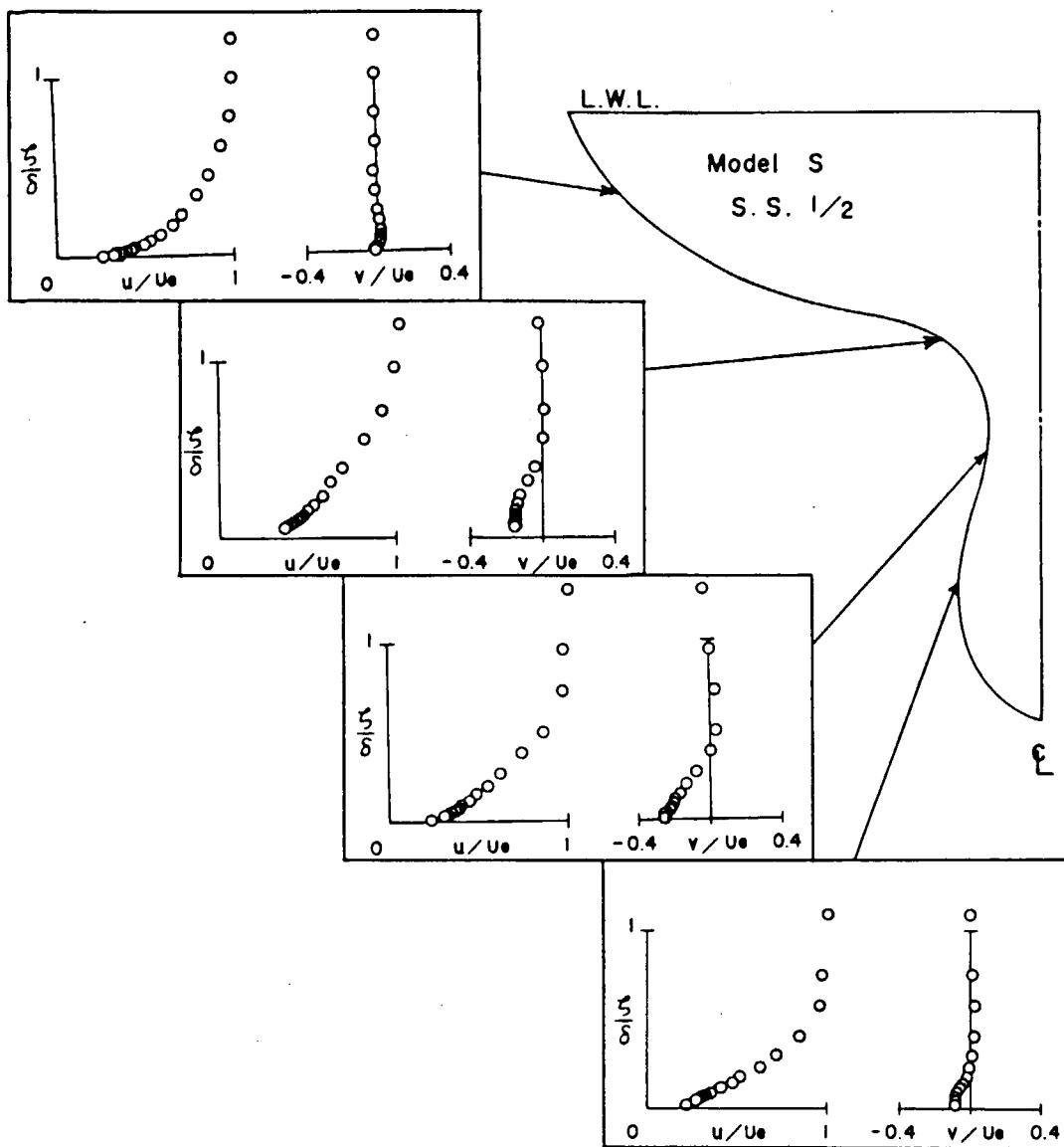


図 3.3.4.9 境界層内流速分布 (SR-196S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

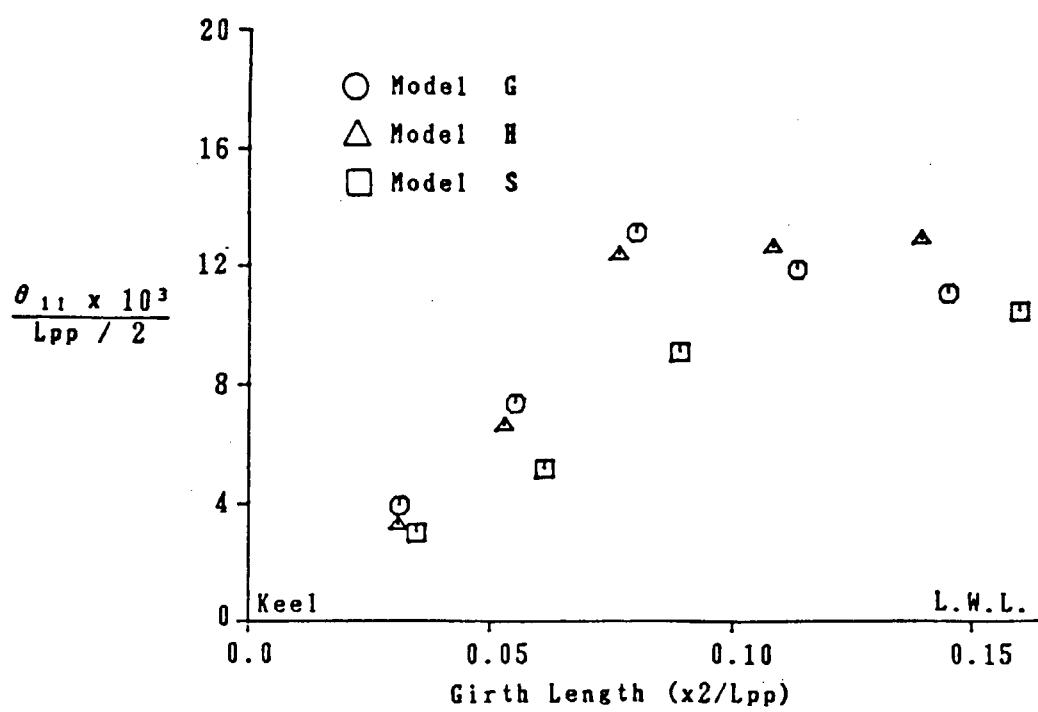


図 3.3.5.0 運動量厚さ θ_{11} (SR-196G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

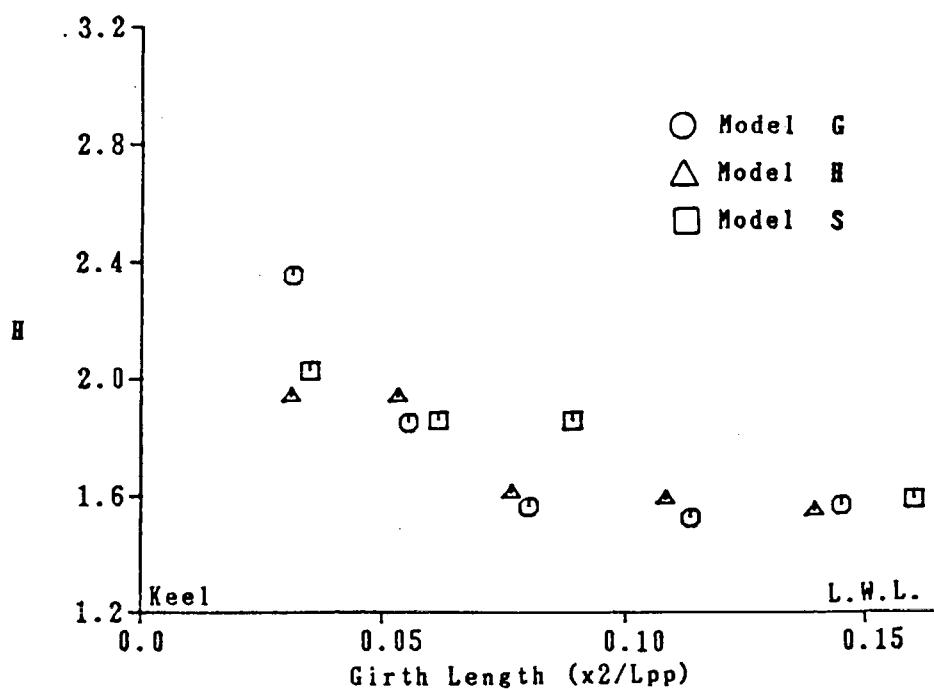


図 3.3.5.1 形状係数 H (SR-196G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

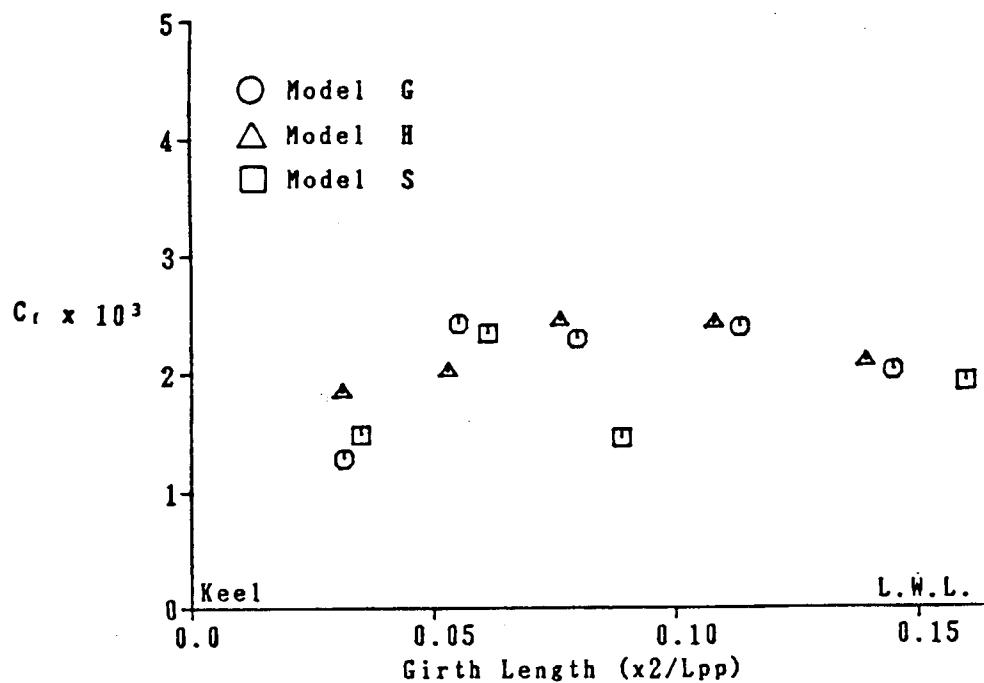


図 3.3.52 壁面摩擦応力係数 C_f (SR-196G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

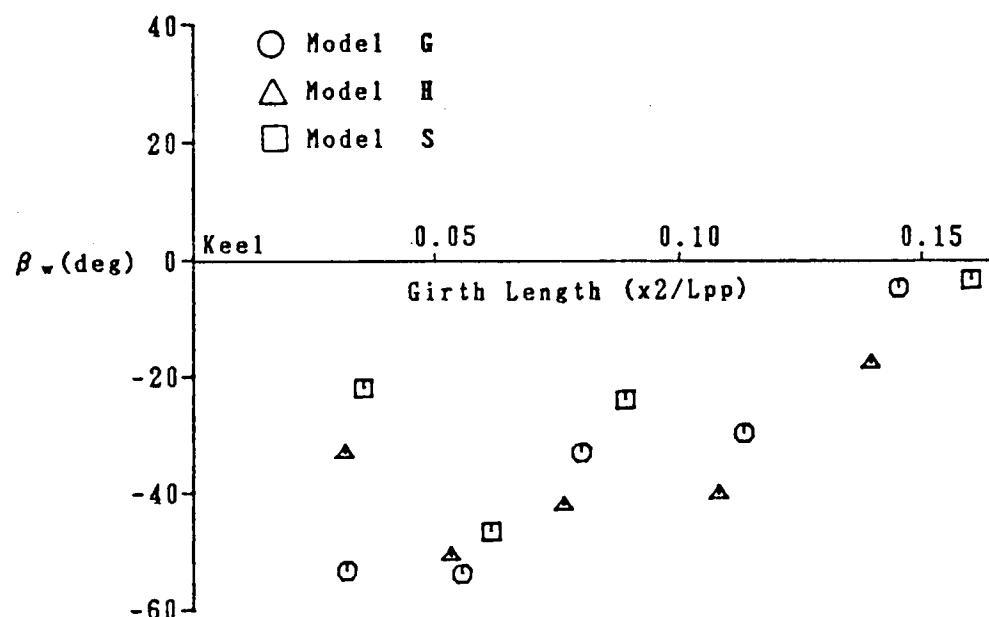


図 3.3.53 2次流れの壁面値 β_w (SR-196G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2 m, C.W.C.)

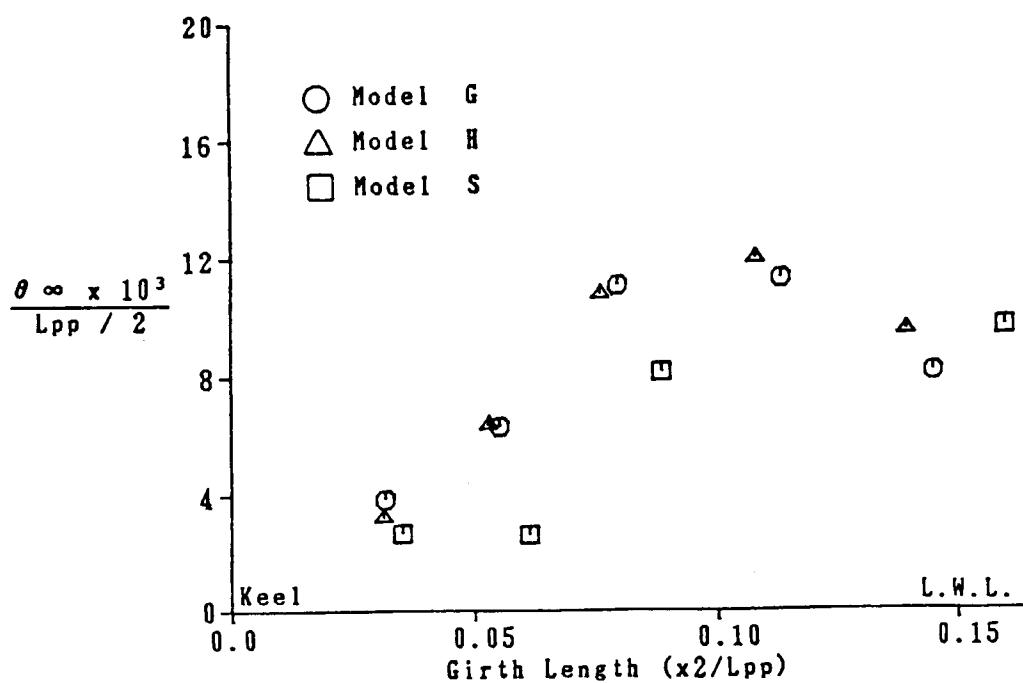


図 3.3.54 無限後流中における運動量厚さ θ_{∞}
(SR-196 G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2m, C.W.C.)

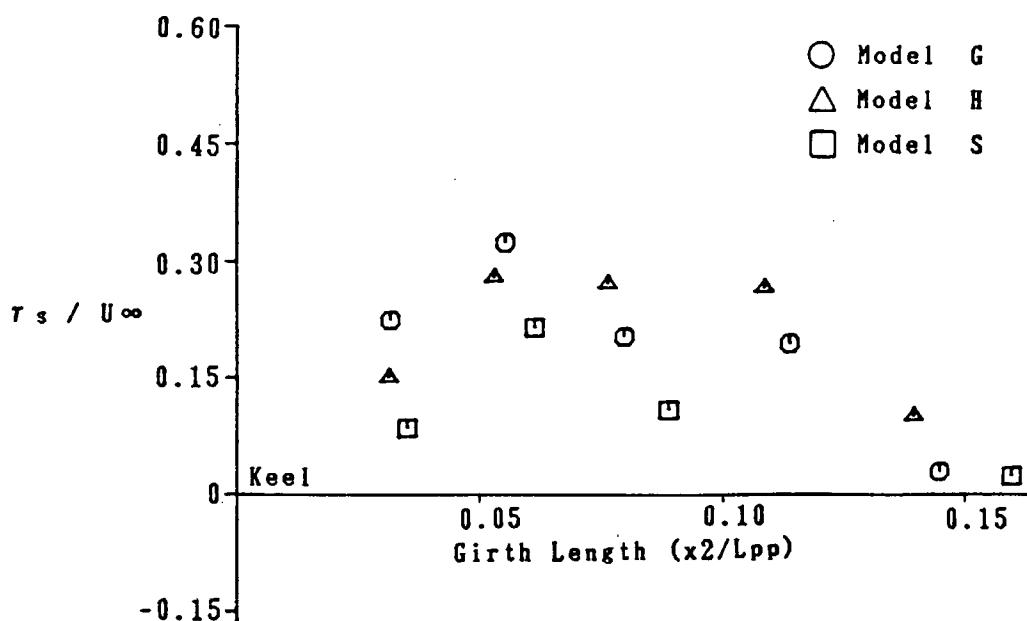
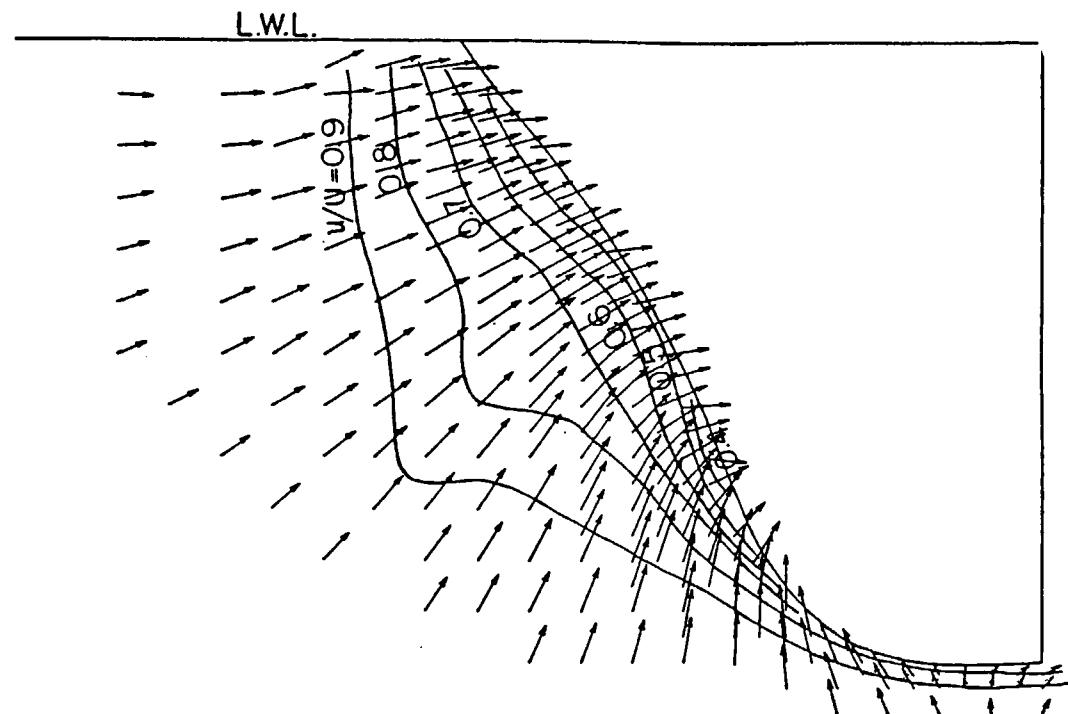


図 3.3.55 2 次流れによる循環密度 r_s
(SR-196 G, H & S, S.S. $\frac{1}{2}$, L = 2m, C.W.C.)

$\frac{0.5}{v/U, w/U}$

SR196A S.S. 1



$\frac{0.5}{v/U, w/U}$

SR196A S.S. 1/2

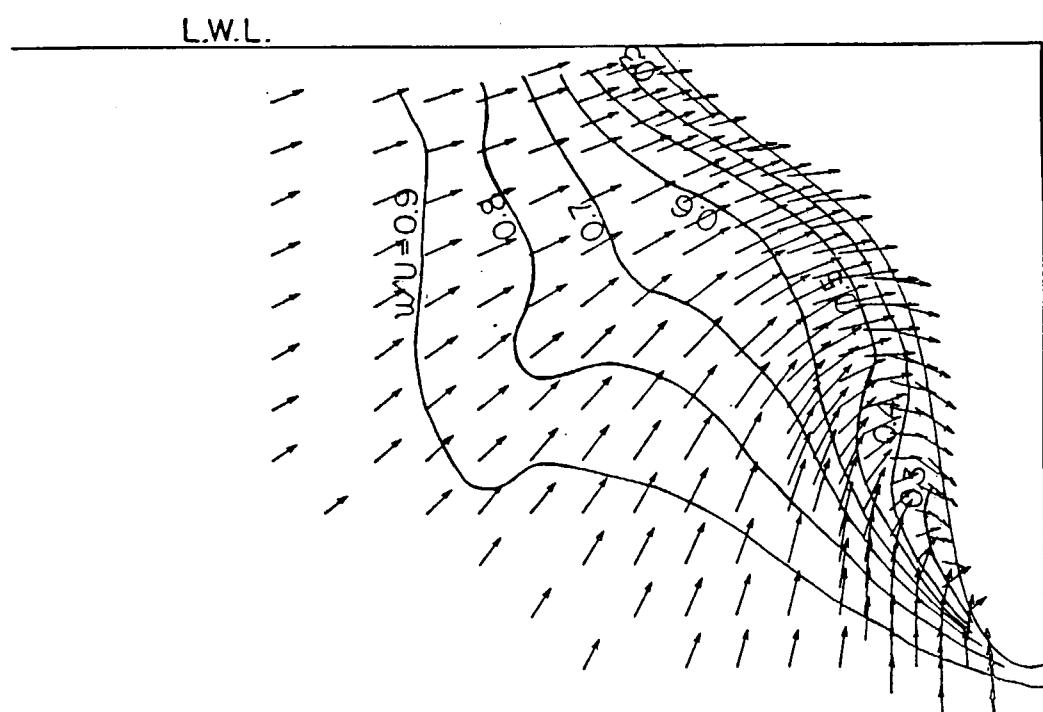
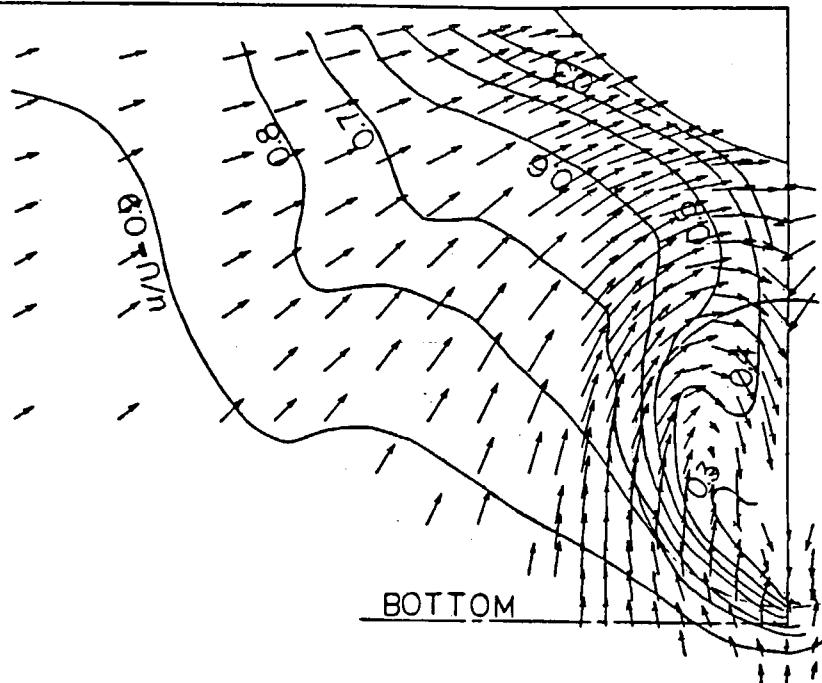


図 3.3.5.6 Flow patterns under full load condition (2 m model)

$\frac{0.5}{\gamma U, w/U}$

SRI96A PROP. POSITION

L.W.L.



$\frac{0.5}{\gamma U, w/U}$

SRI96B S.S. 1

L.W.L.

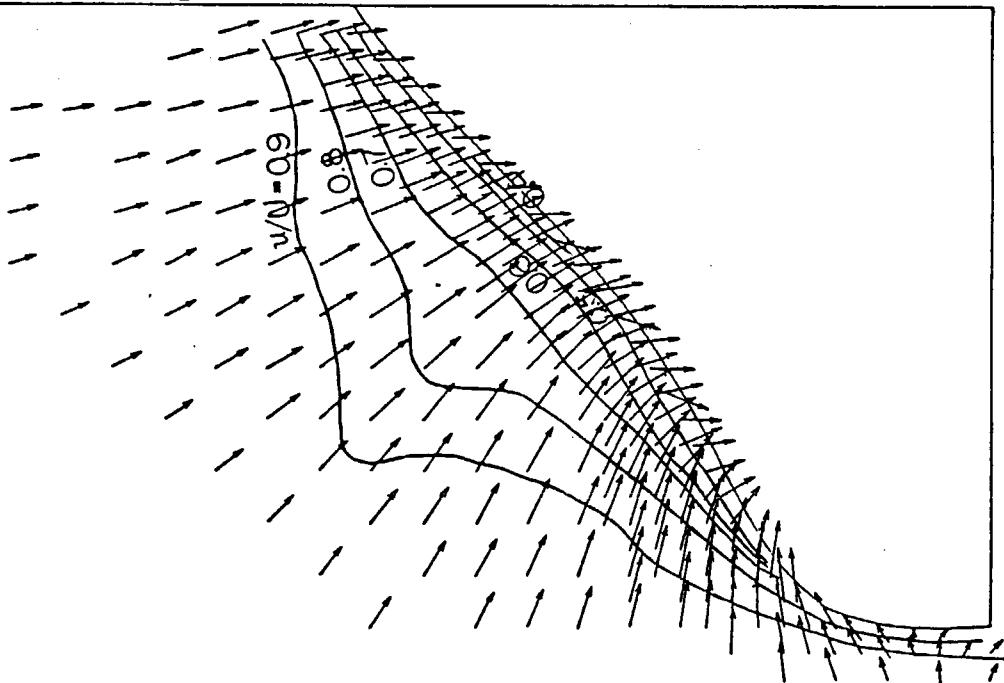
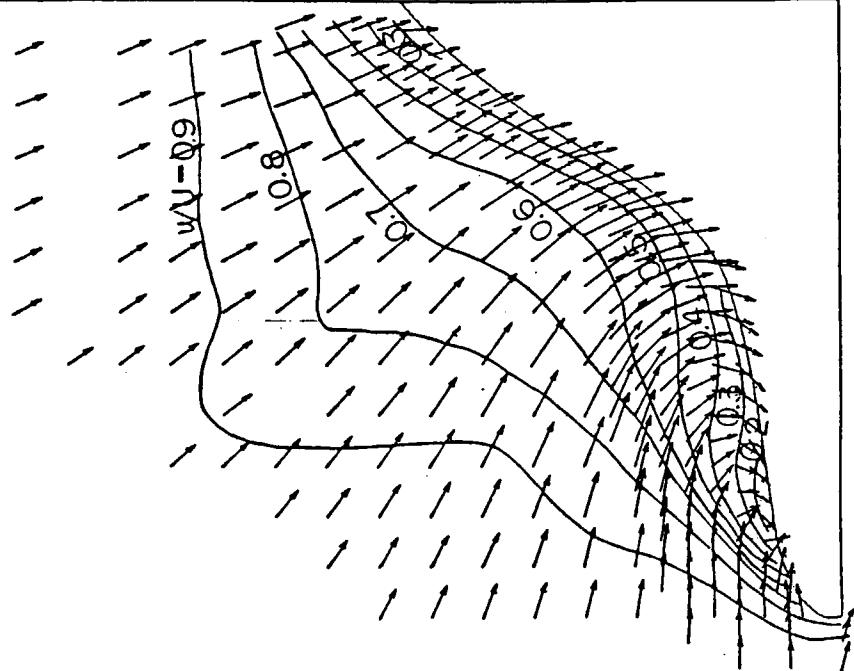


図 3.3.57 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U_w} \sqrt{U}}$

SR196B S.S. 1/2

L.W.L.



$\frac{0.5}{\sqrt{U_w} \sqrt{U}}$

SR196B PROP. POSITION

L.W.L.

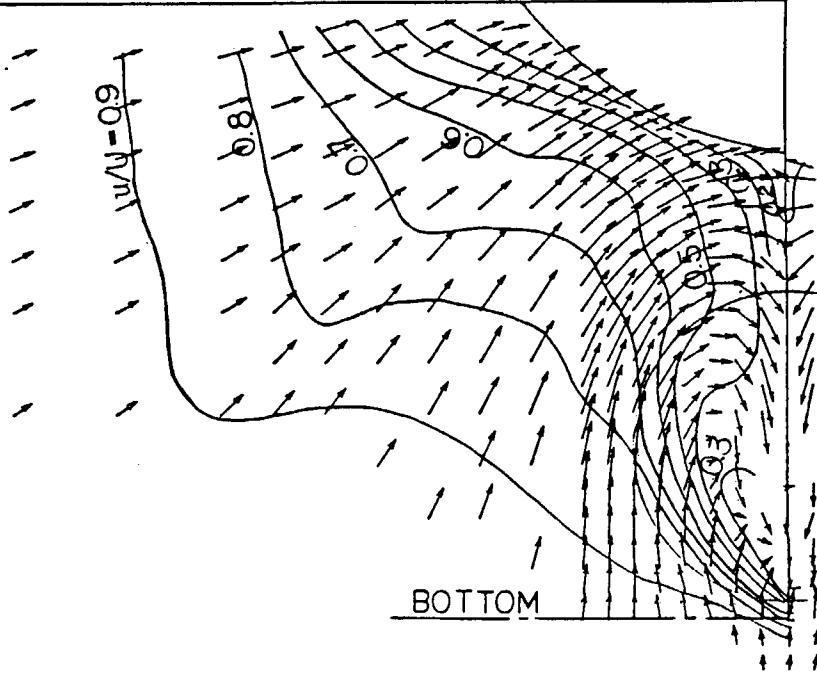
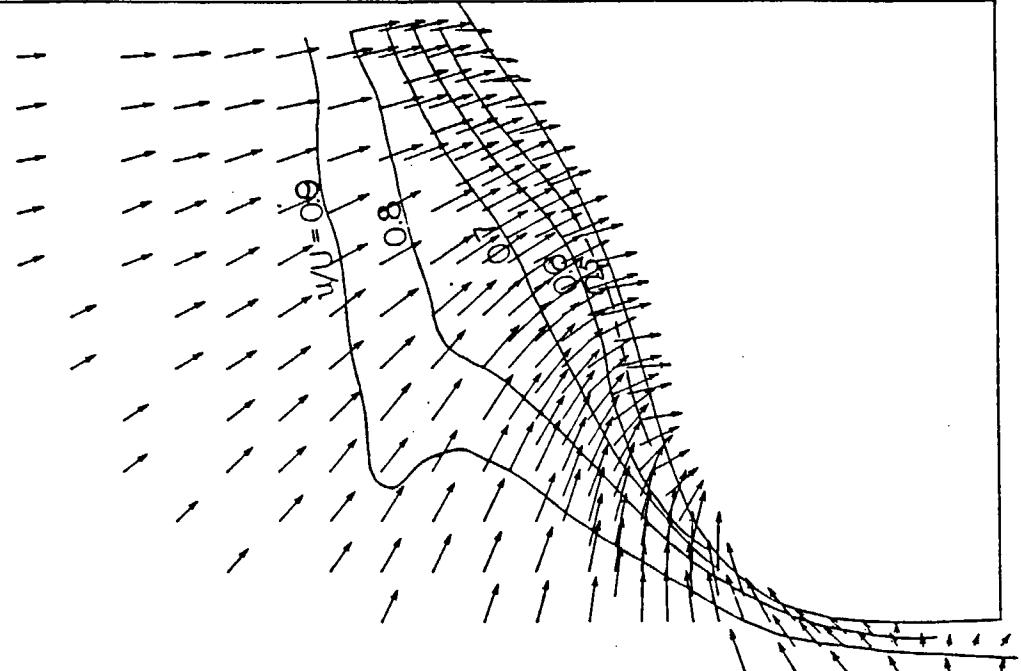


図 3.3.5.8 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR|96C S.S. 1

L.W.L.



$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR|96C S.S. 1/2

L.W.L.

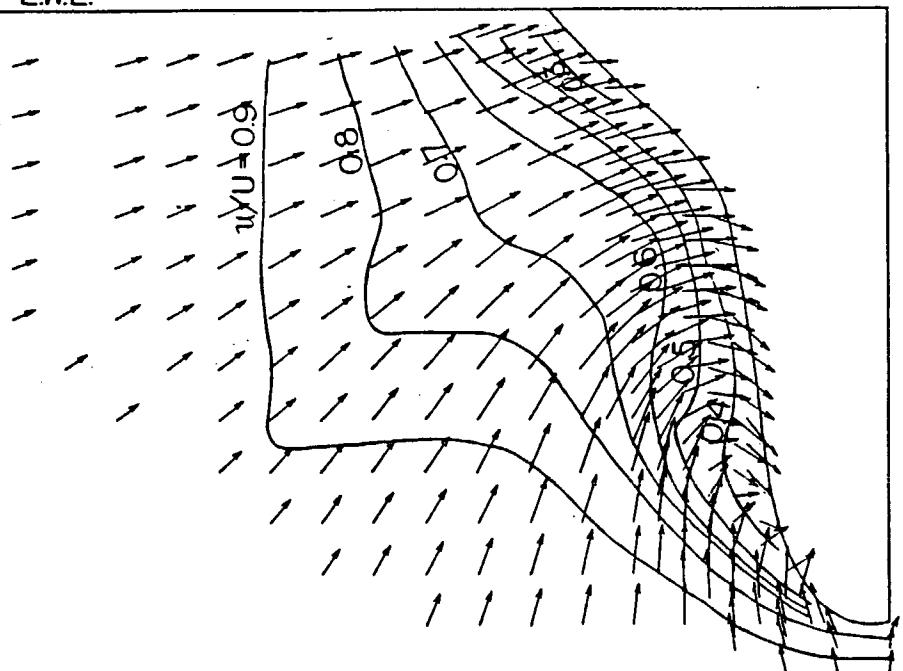
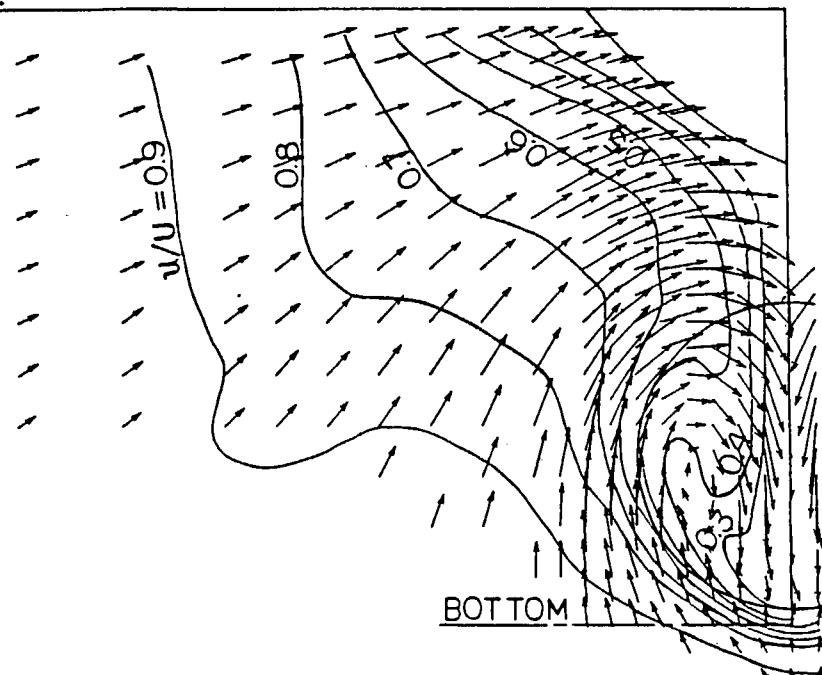


図 3.3.59 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196C PROP. POSITION

L.W.L.



$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196G S.S. 1

L.W.L.

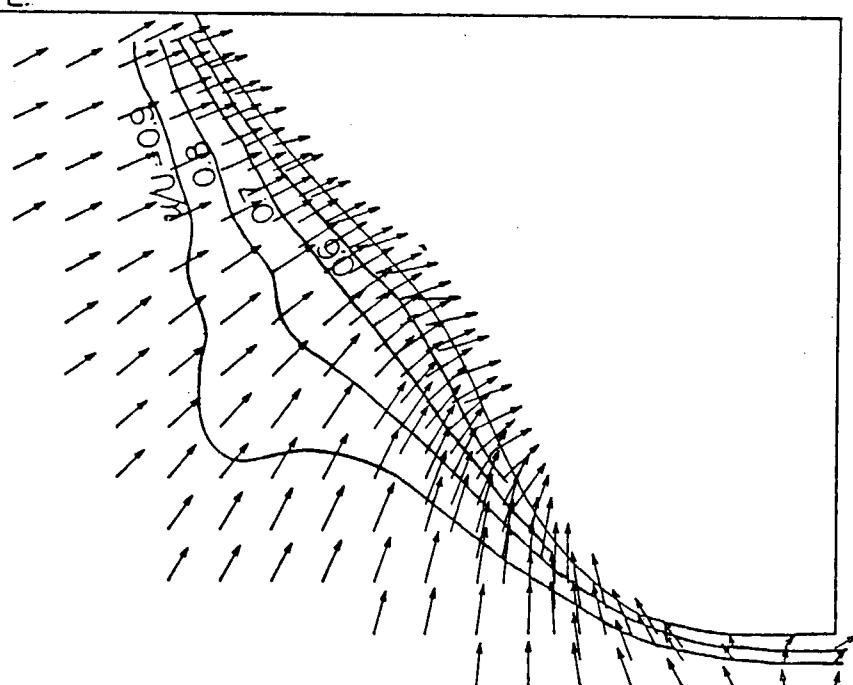
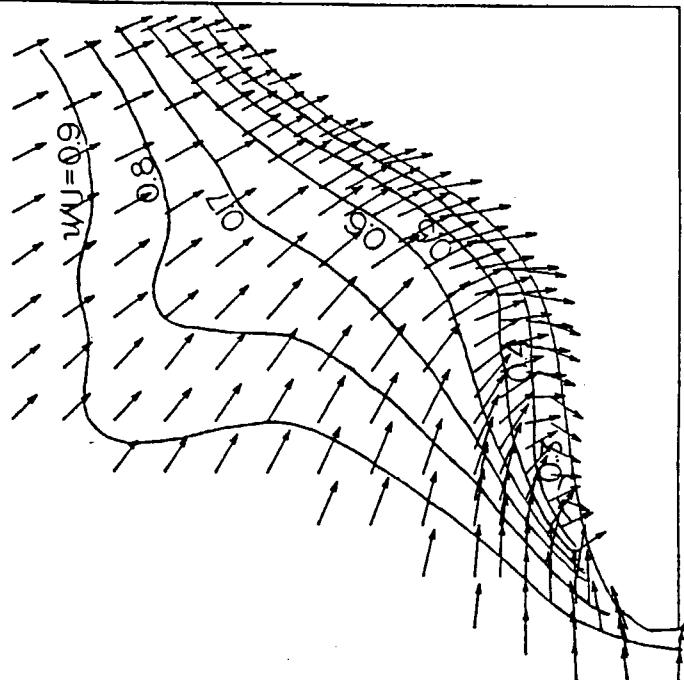


图 3.3.60 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196G S.S. 1/2

L.W.L.



$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196G PROP. POSITION

L.W.L.

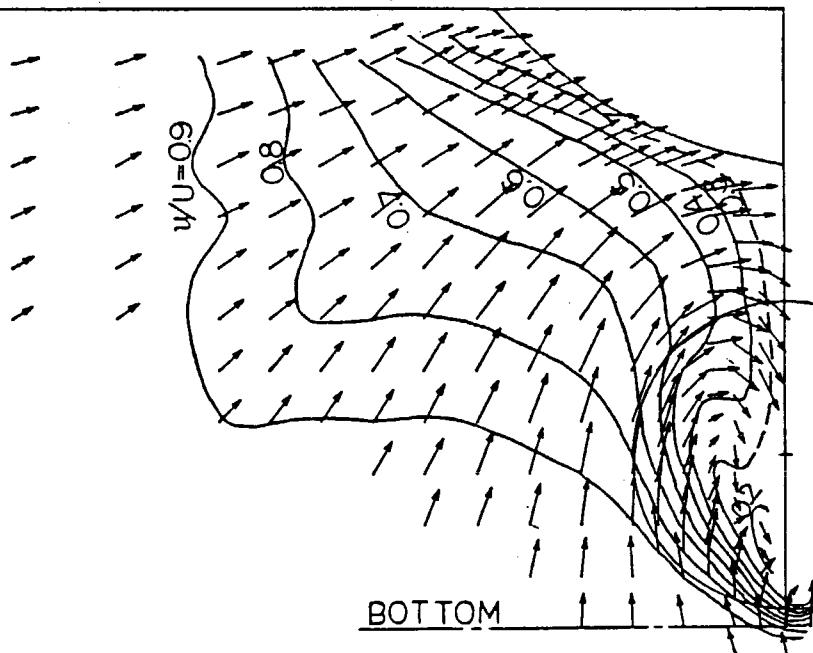


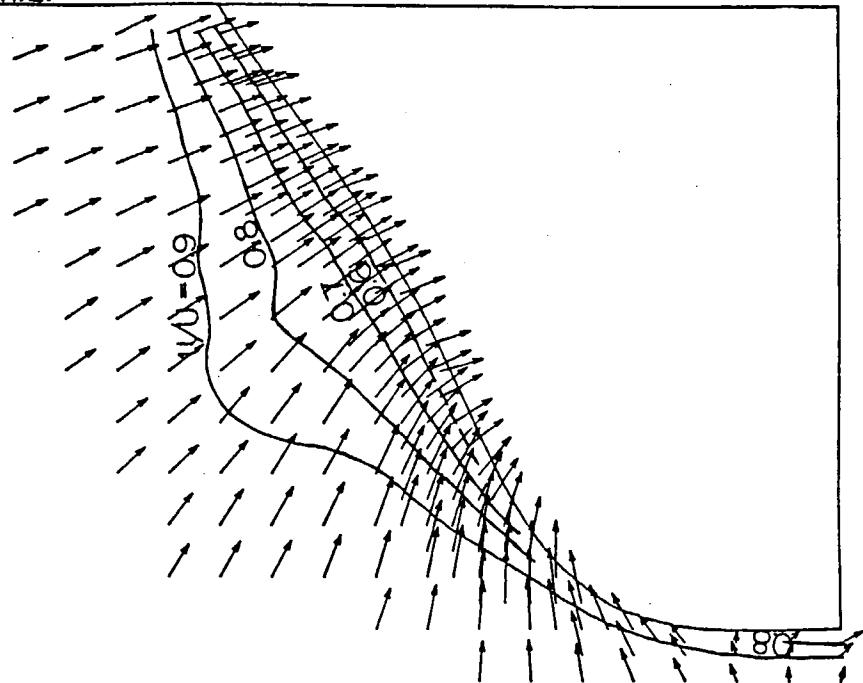
図 3.3.6.1 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196H

S.S. 1

LWL.



$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196H

S.S. 1/2

LWL.

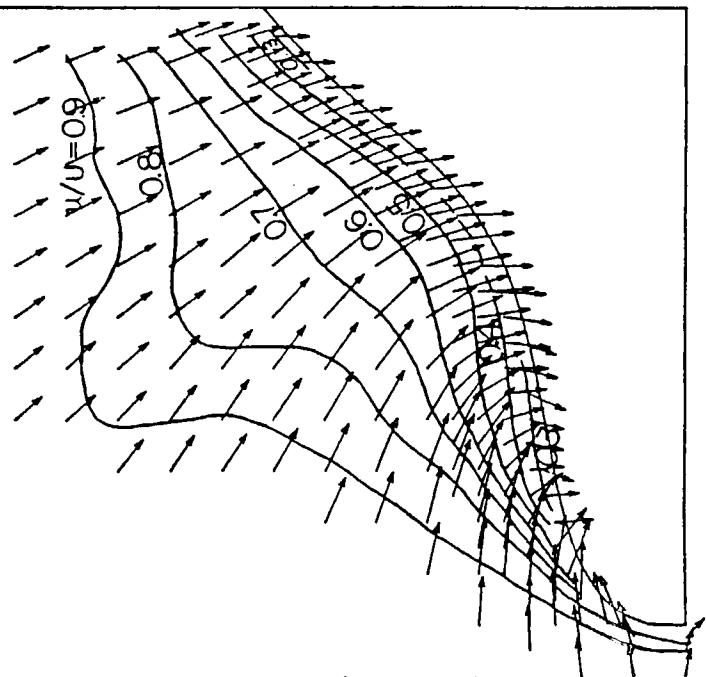
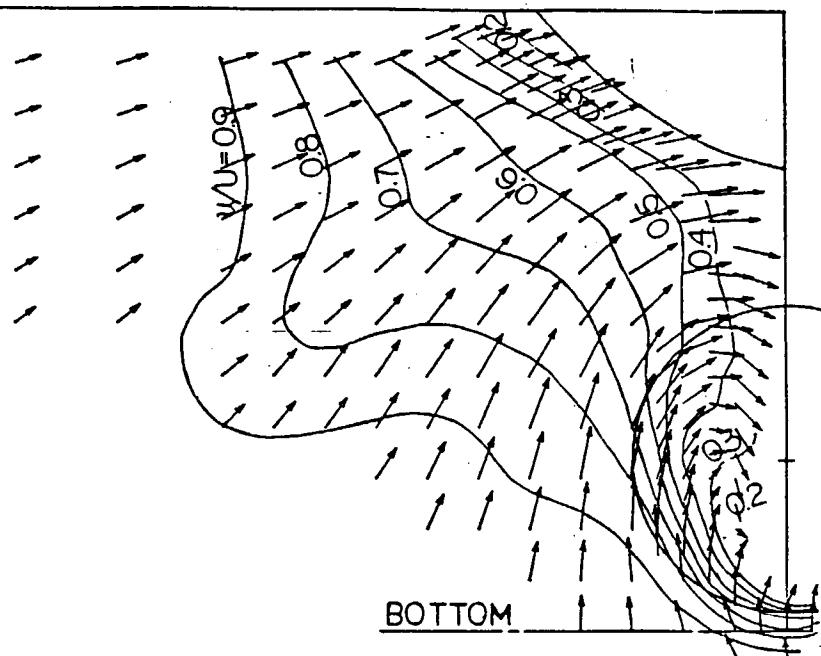


図 3.3.6.2 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196H PROP. POSITION

L.W.L.



$\frac{0.5}{\sqrt{U}, \sqrt{W}}$

SR196S S.S. 1

L.W.L.

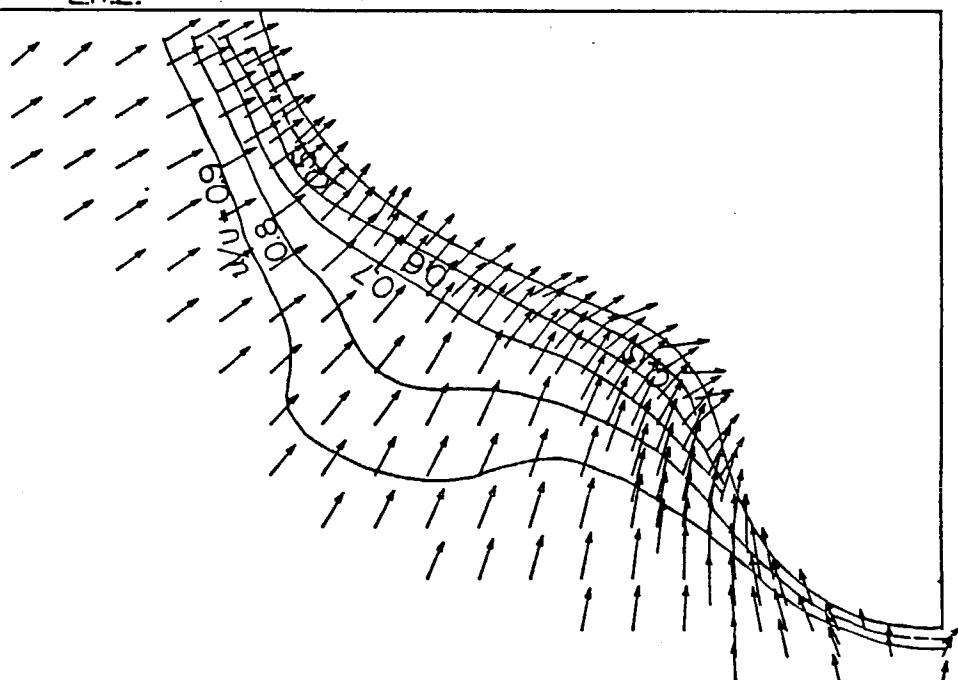
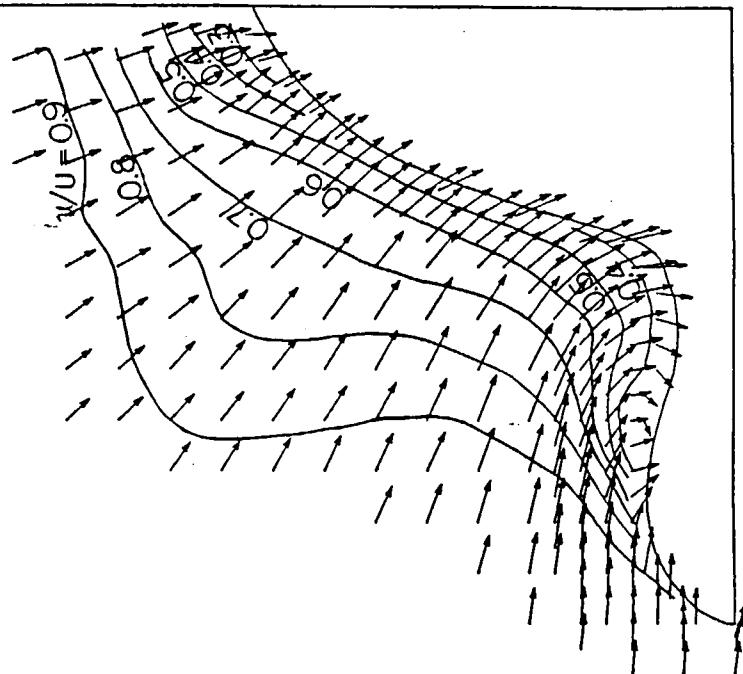


図 3.3.6.3 Flow patterns under full load condition (2m model)

$\frac{0-5}{v/U, w/U}$

SR196S S.S. 1/2

L.W.L.



$\frac{0-5}{v/U, w/U}$

SR196S PROP. POSITION

L.W.L.

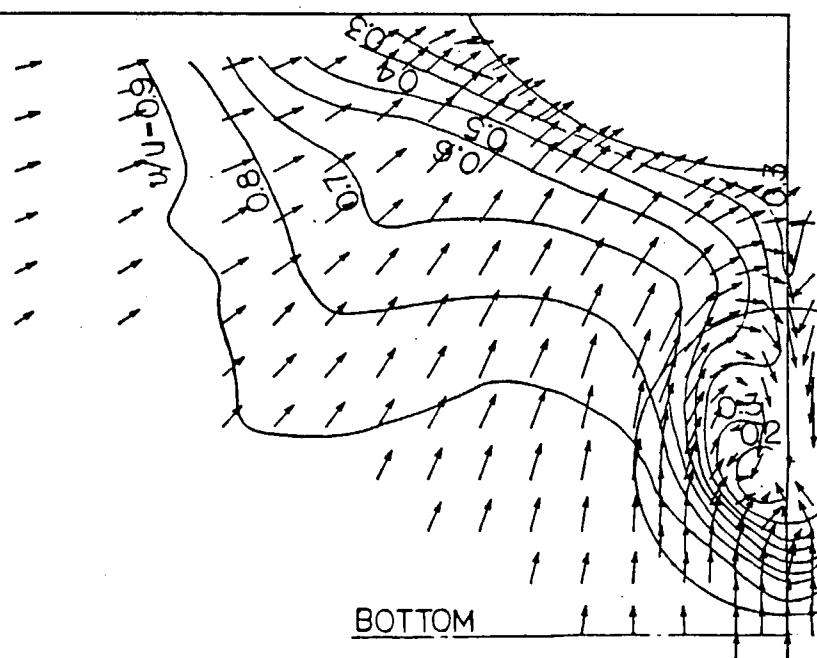


图 3.3.6.4 Flow patterns under full load condition (2m model)

SR 196A WITHOUT RUDDER
 $V = 0.75 \text{ m/s}$
 $F_n = 0.17$
 $W = 24.2^\circ C$

SR-196A WITHOUT RUDDER
.
s
→

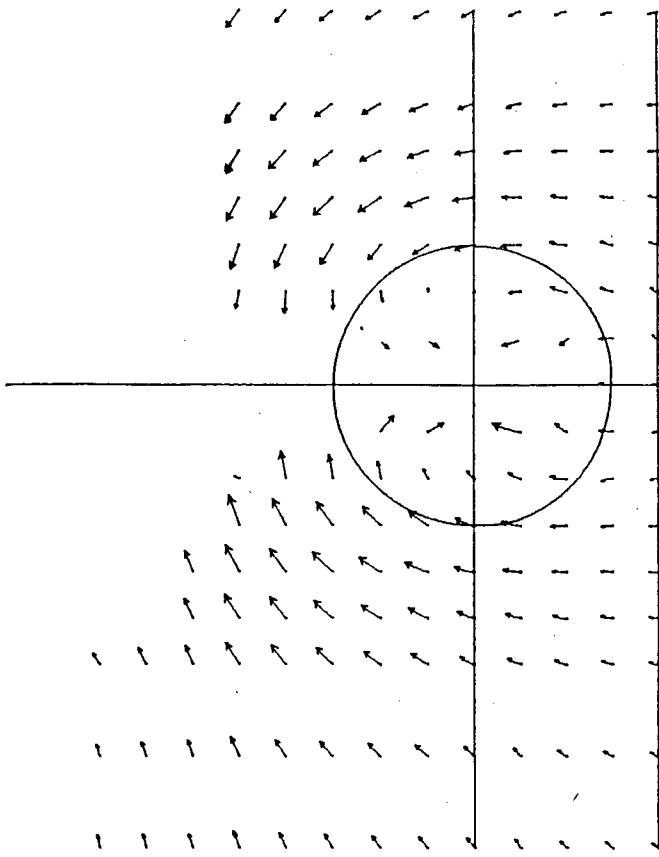
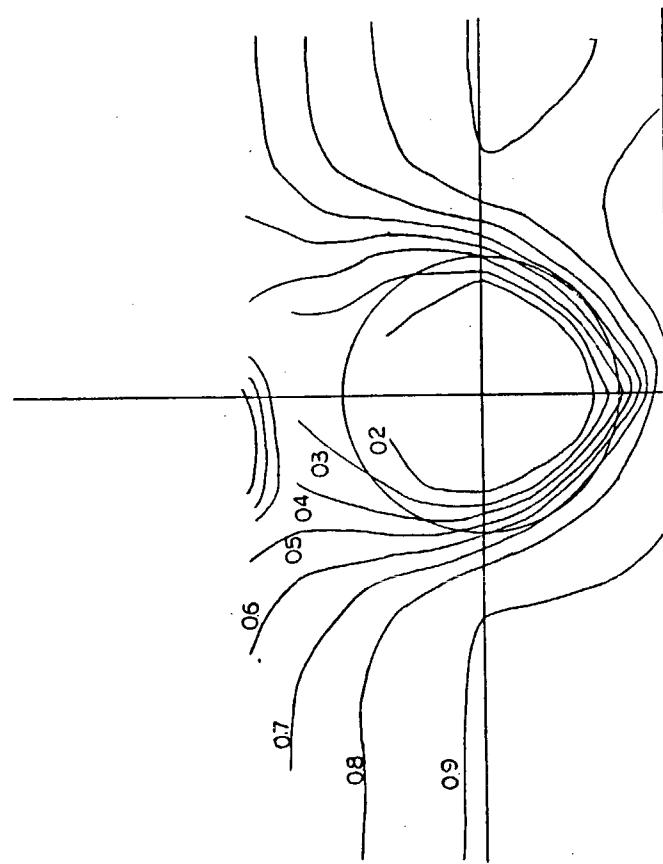


图 3.3.6.5 Flow patterns under full load condition (2m model)

SR 196 B WITHOUT RUDDER
 $V=0.75 \text{ m/s}$
 $F_T=0.17$
 $W_f=24.2^\circ C$

SR-196B WITHOUT RUDDER
→
-5

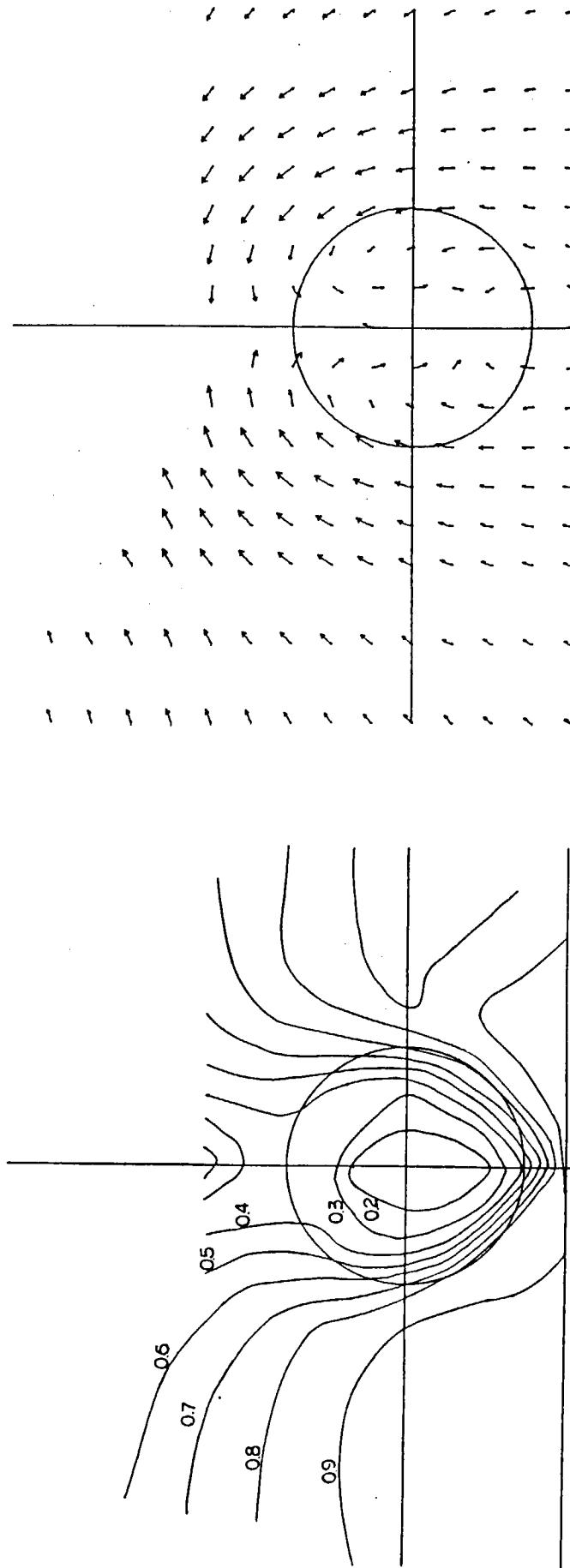


图 3.3.6.6 Flow patterns under full load condition (2m model)

SR 196C WITHOUT RUDDER
 $V=0.75 \text{ m/s}$
 $f_i=0.17$
 $W_r=24.2^\circ\text{C}$

SR=196C
→
 s

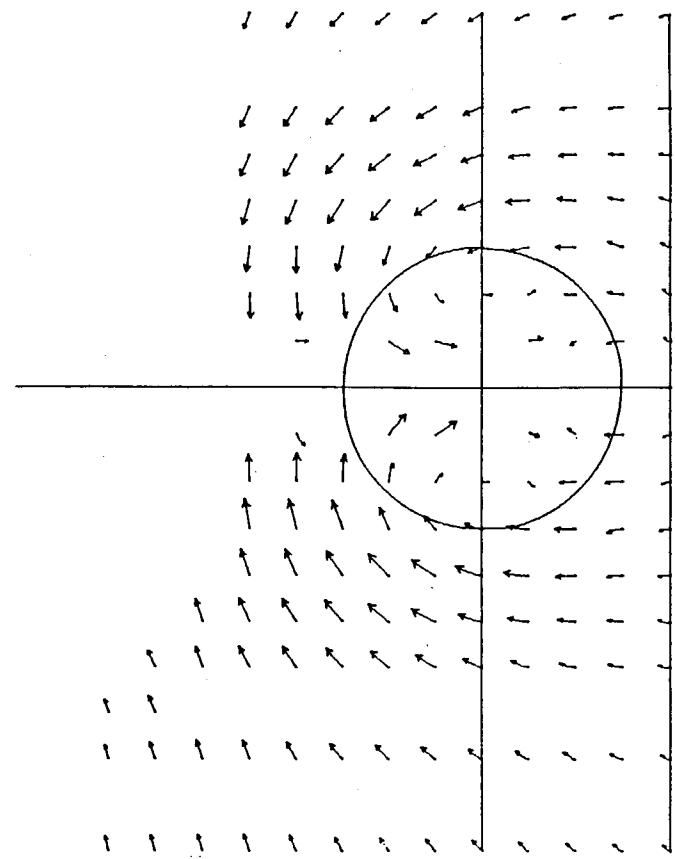
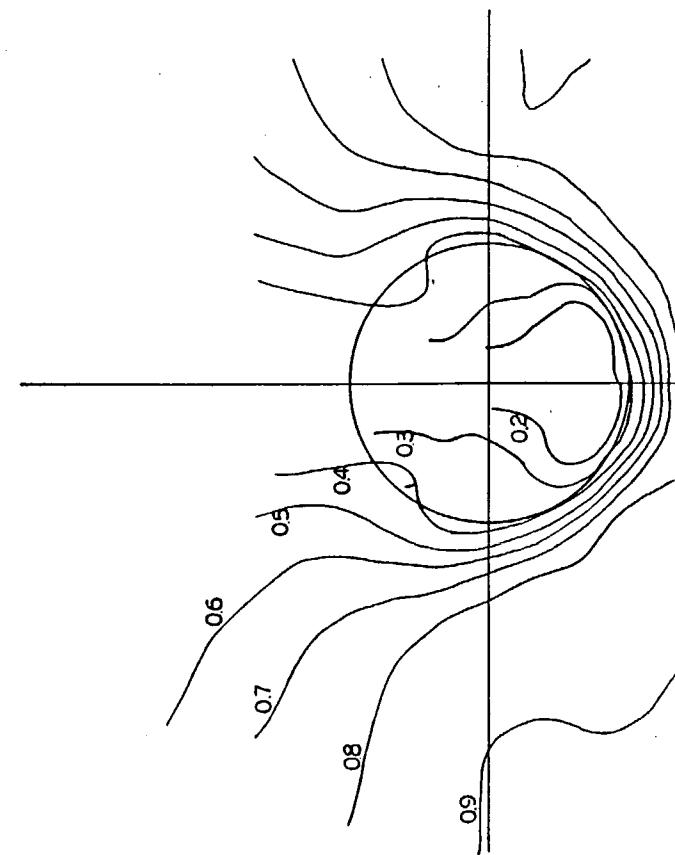


图 3.6.7 Flow patterns under full load condition (2m model)

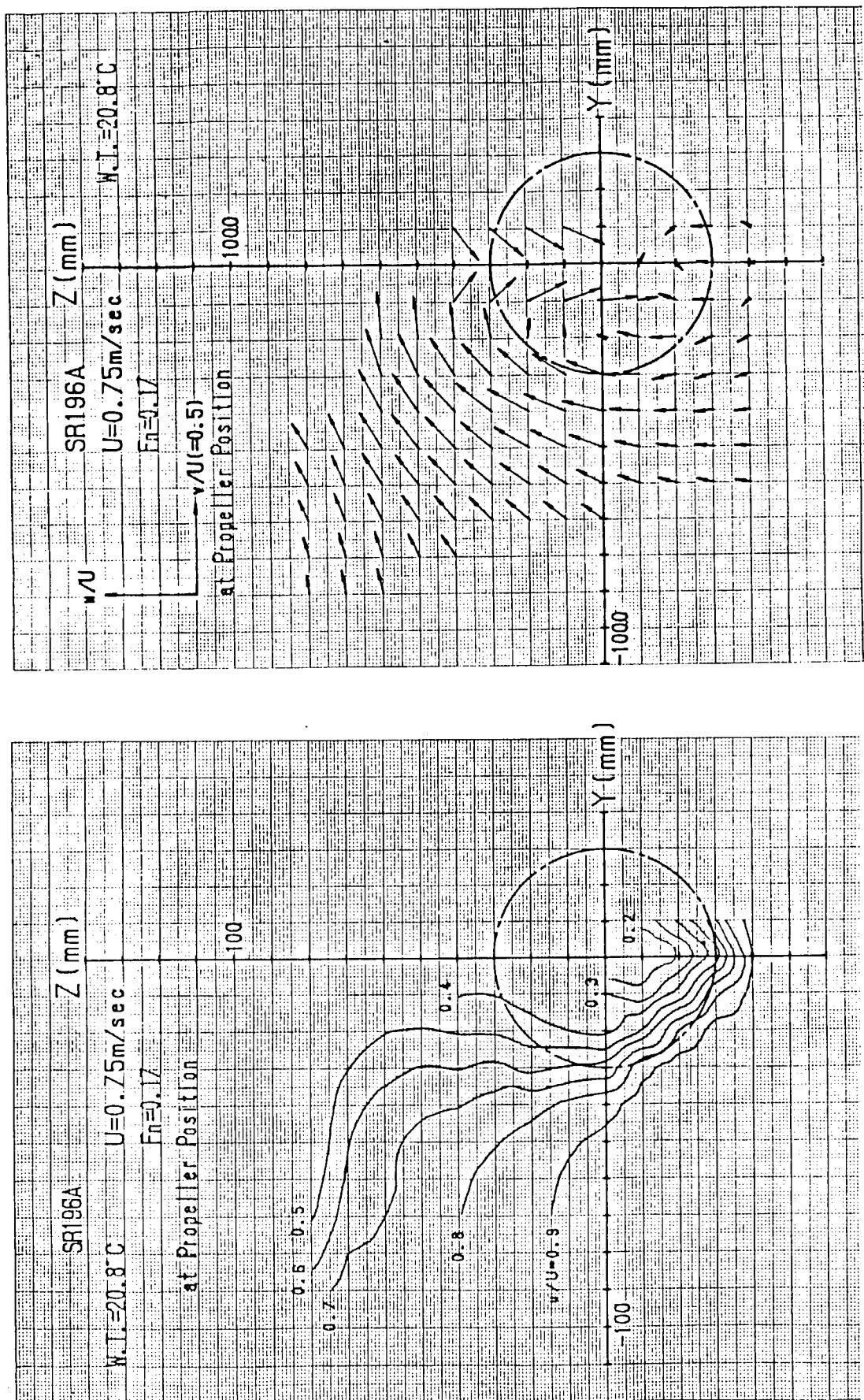


图 3.3.68 Flow patterns under full load condition (2m model)

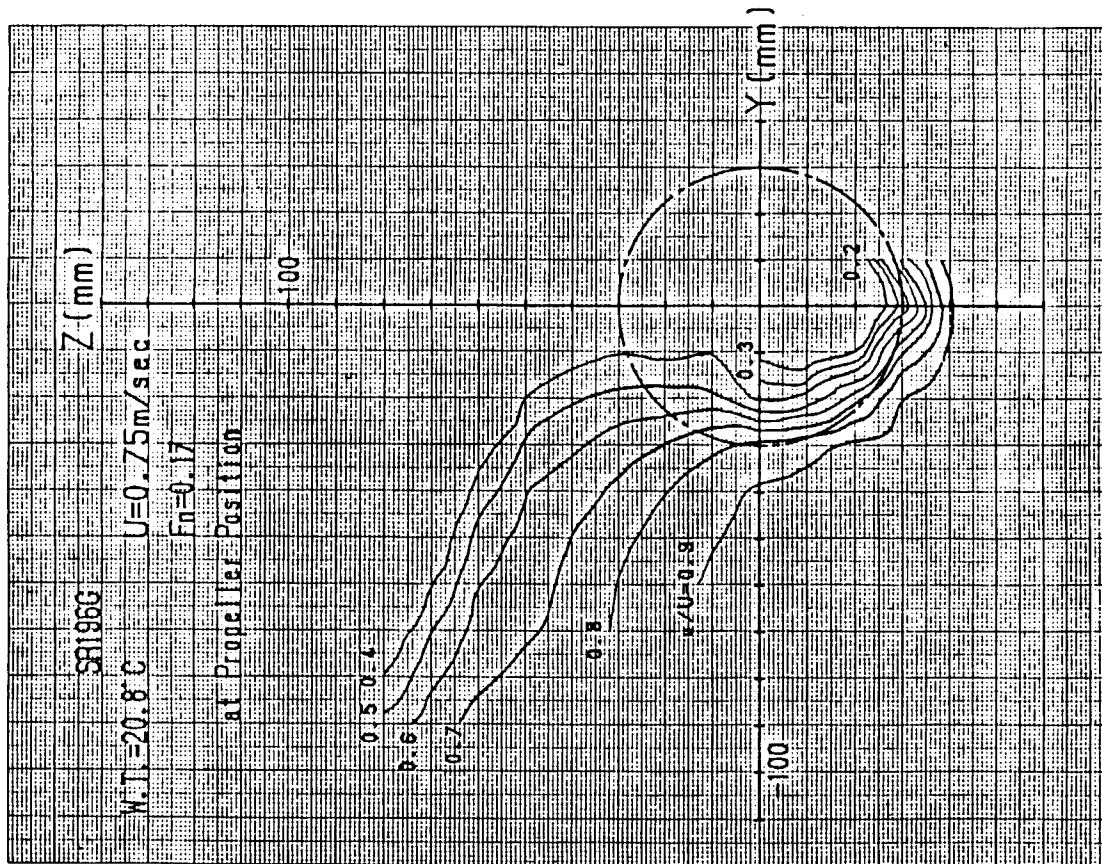
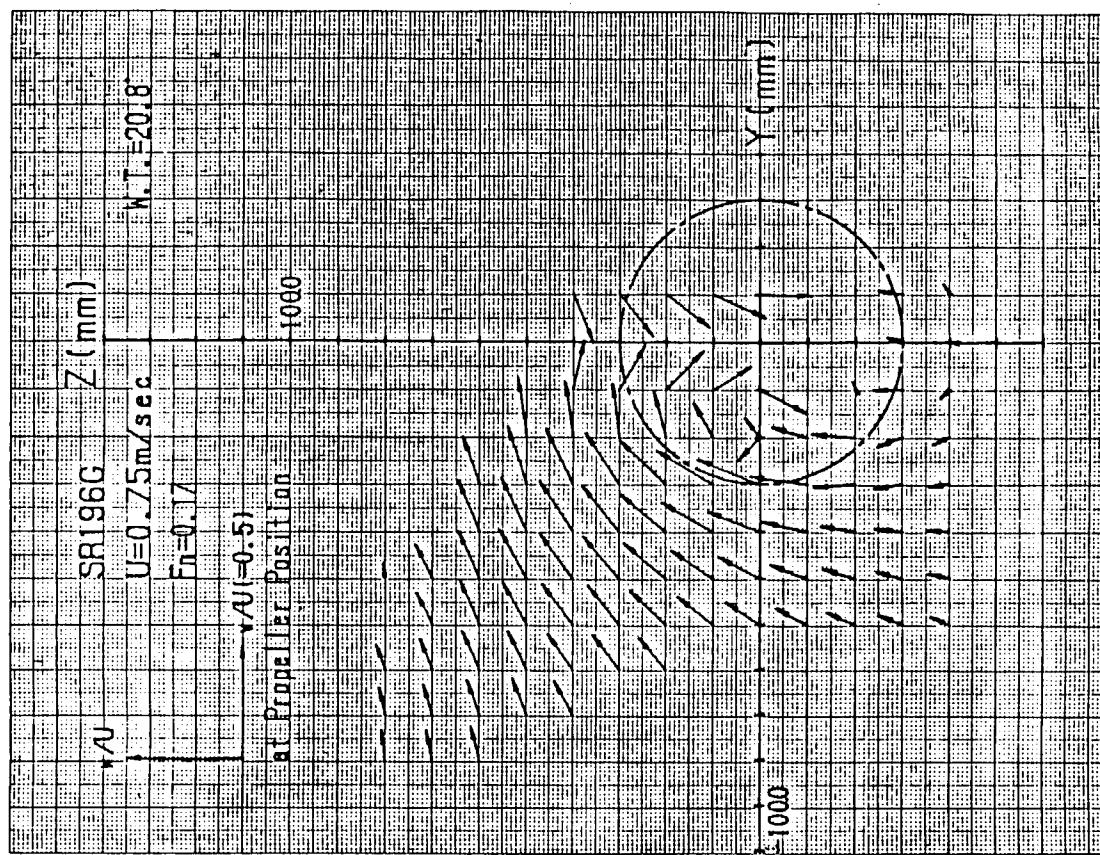


図 3.3.6.9 Flow patterns under full load condition (2m model)

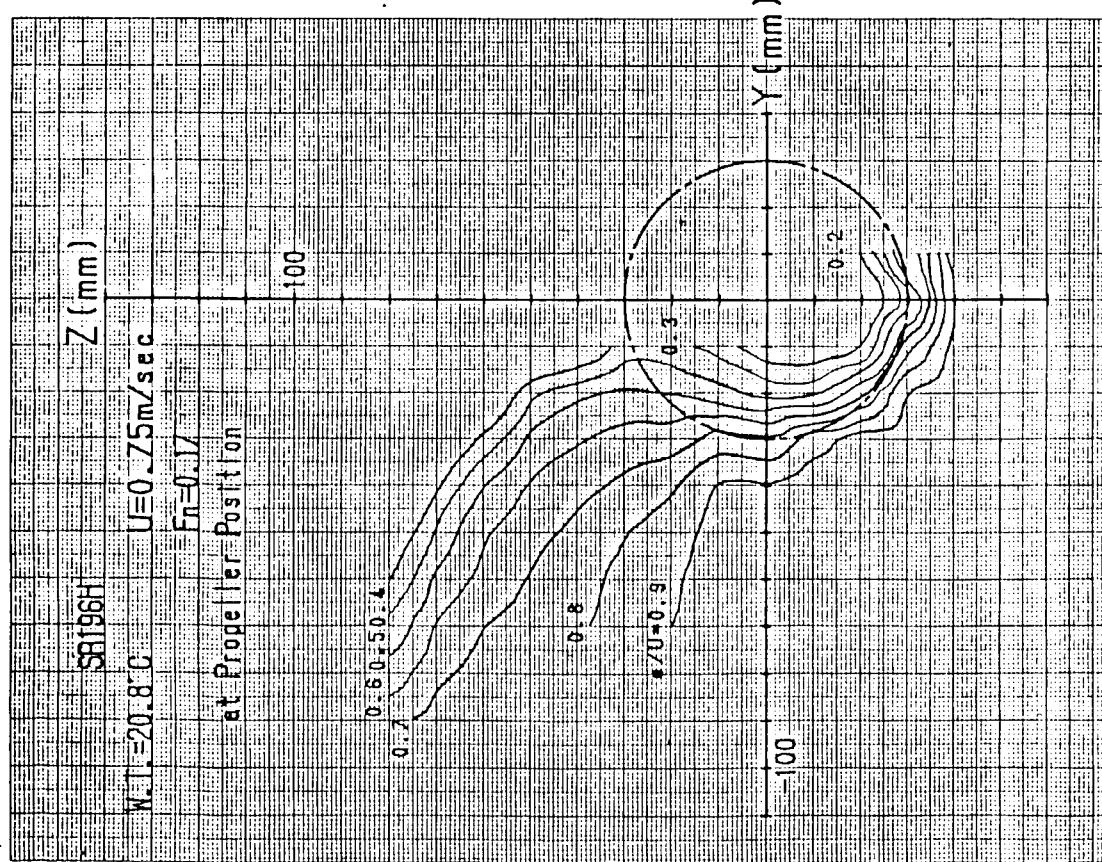
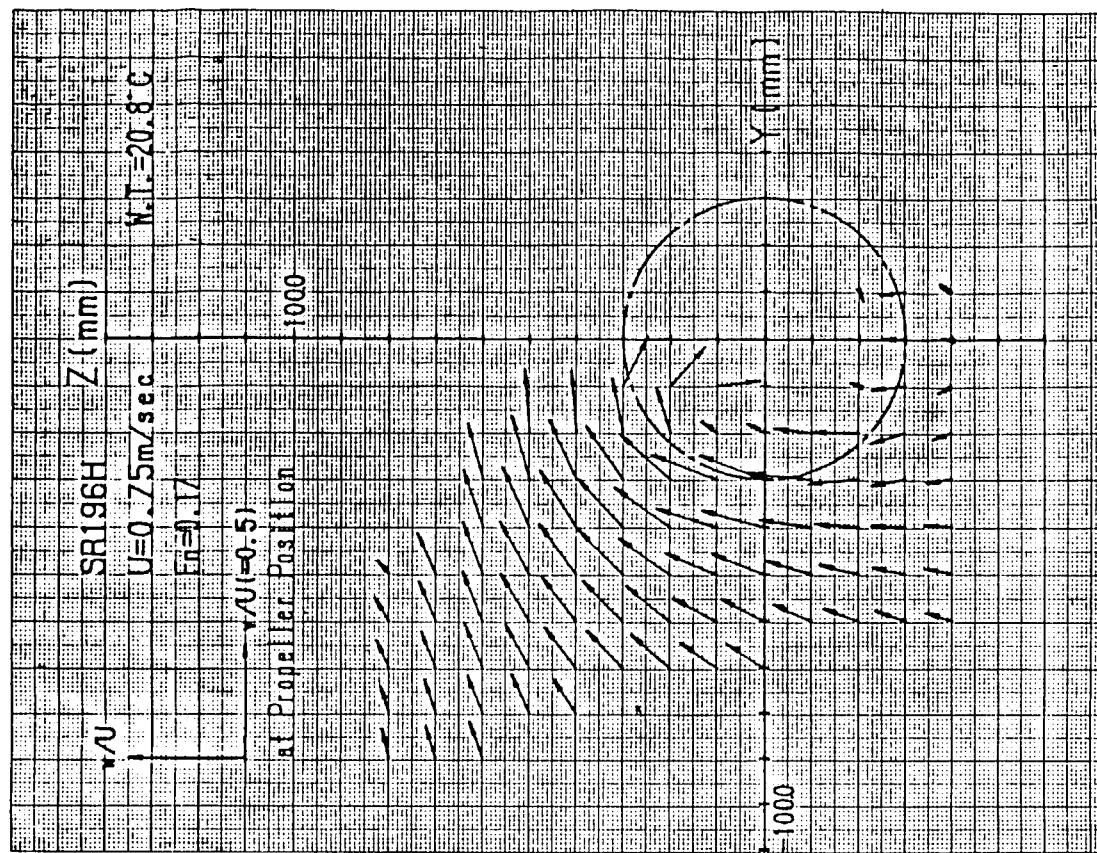


図 3.3.70 Flow patterns under full load condition (2m model)

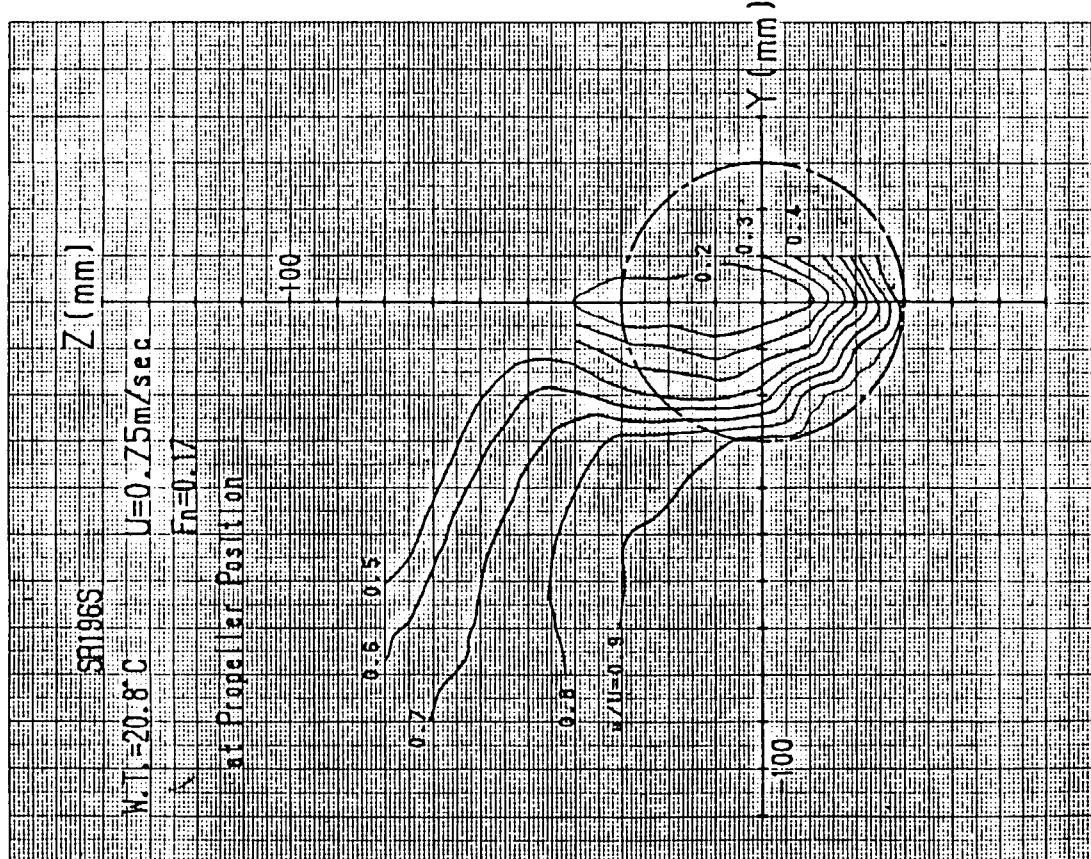
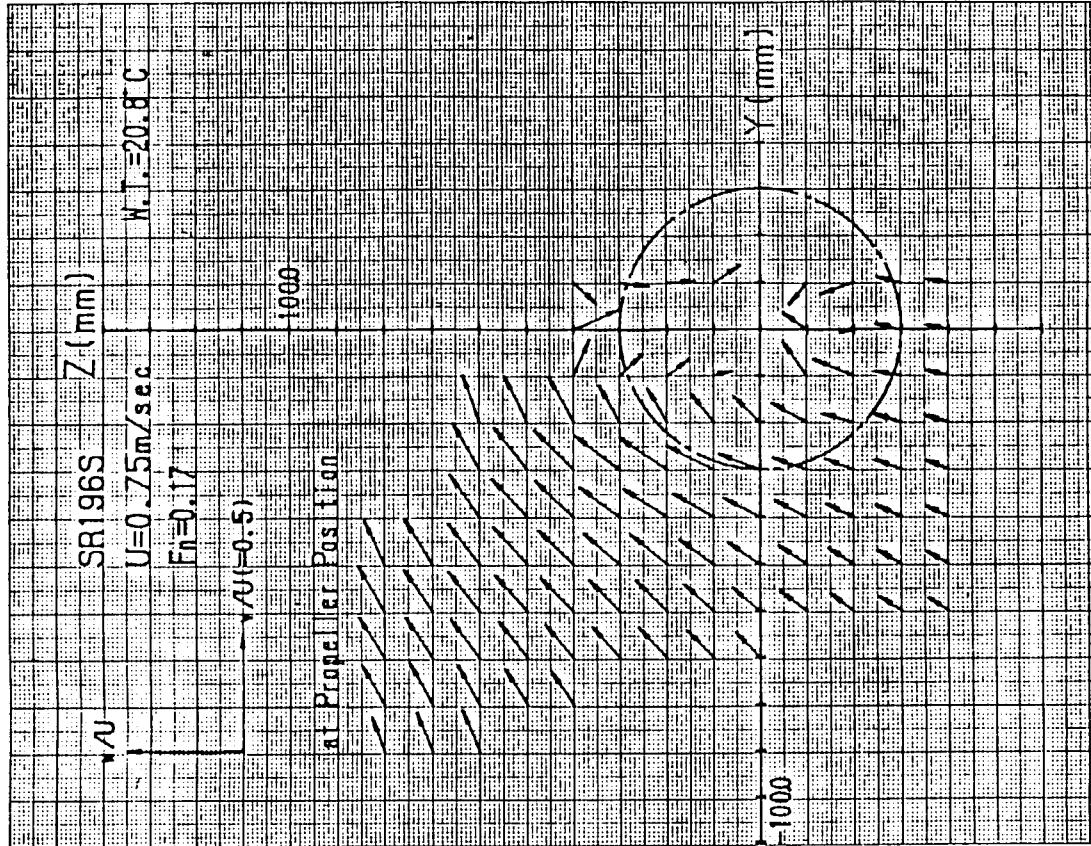


図 3.3.71 Flow patterns under full load condition (2m model)

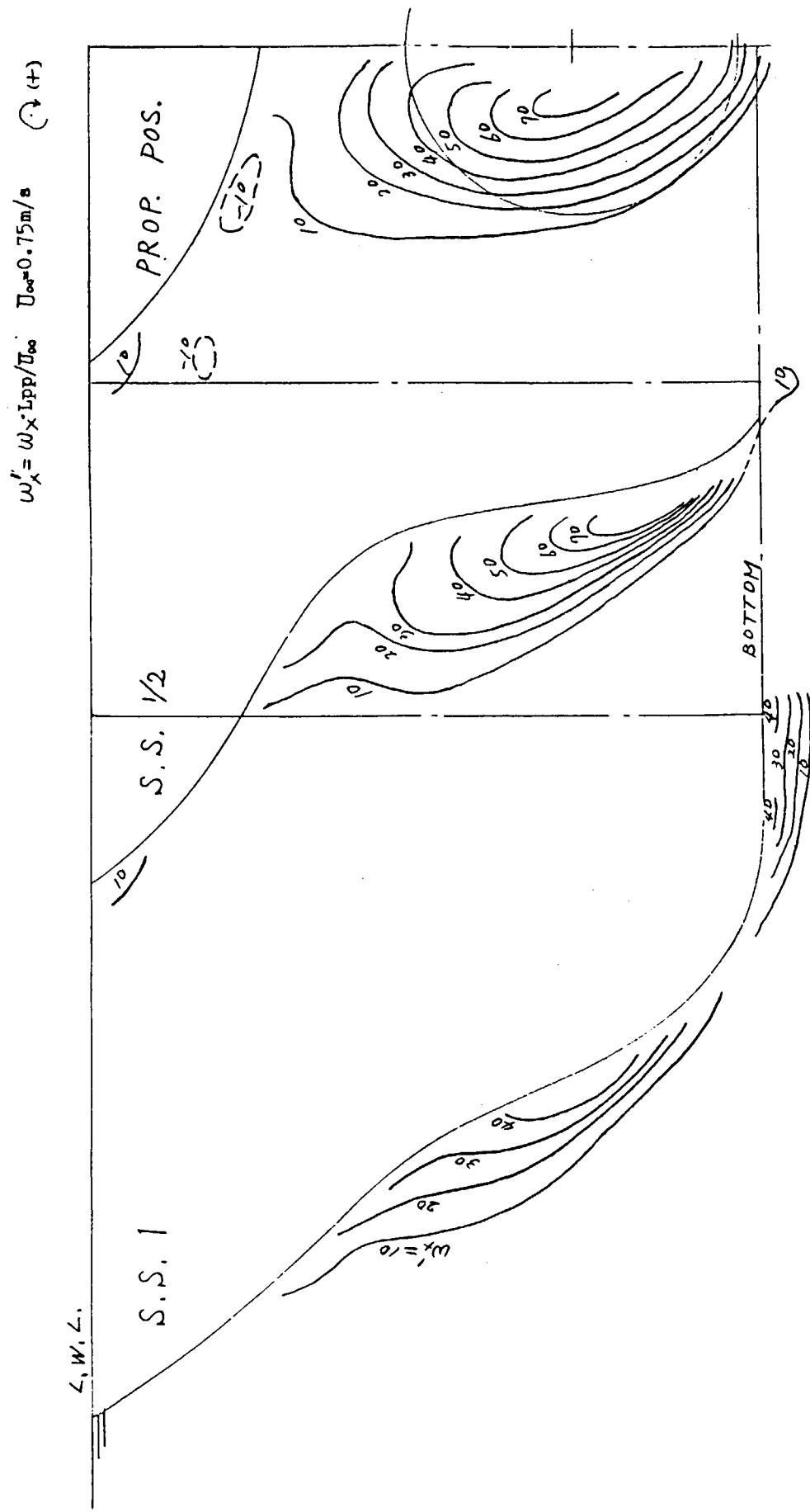


图 3.3.72 Vorticity distributions (SR-196G, L=2m, C.W.C.)

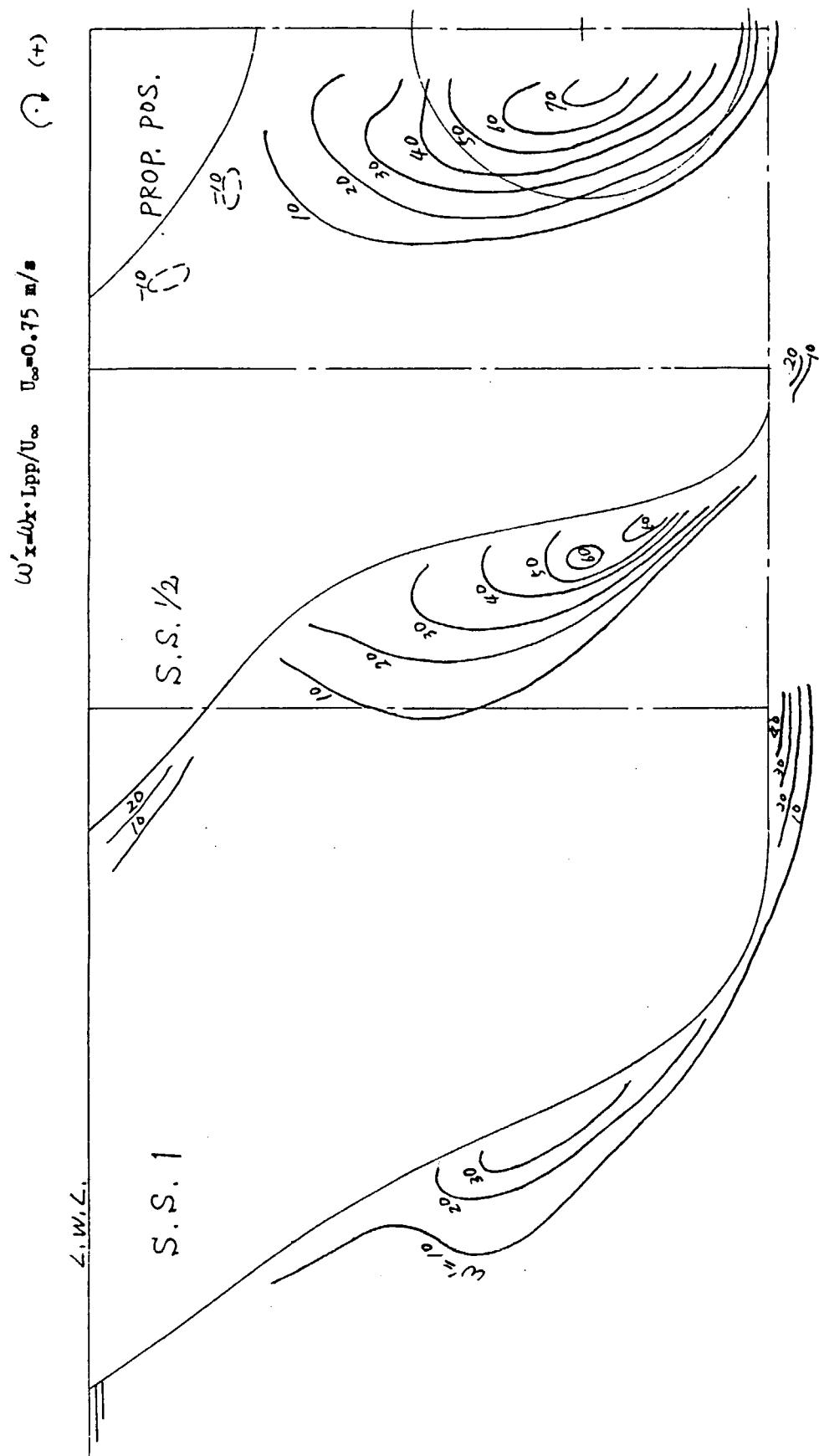


图 3.3.73 Vorticity distributions (SR-196H, L=2m, C.W.C.)

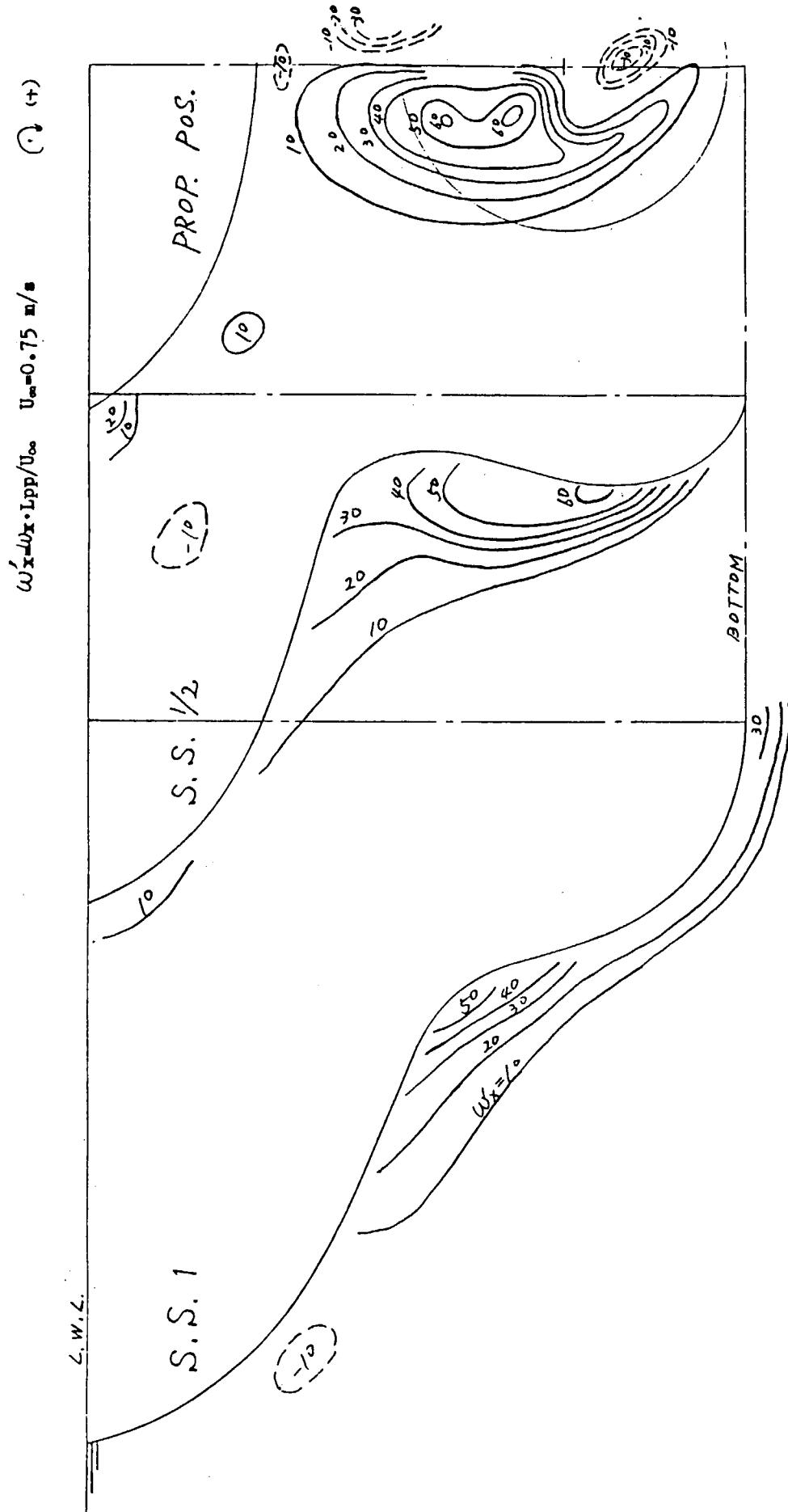


图 3.3.74 Vorticity distributions (SR-196H, L = 2 m, C.W.C.)

◎} PORT & STARB.

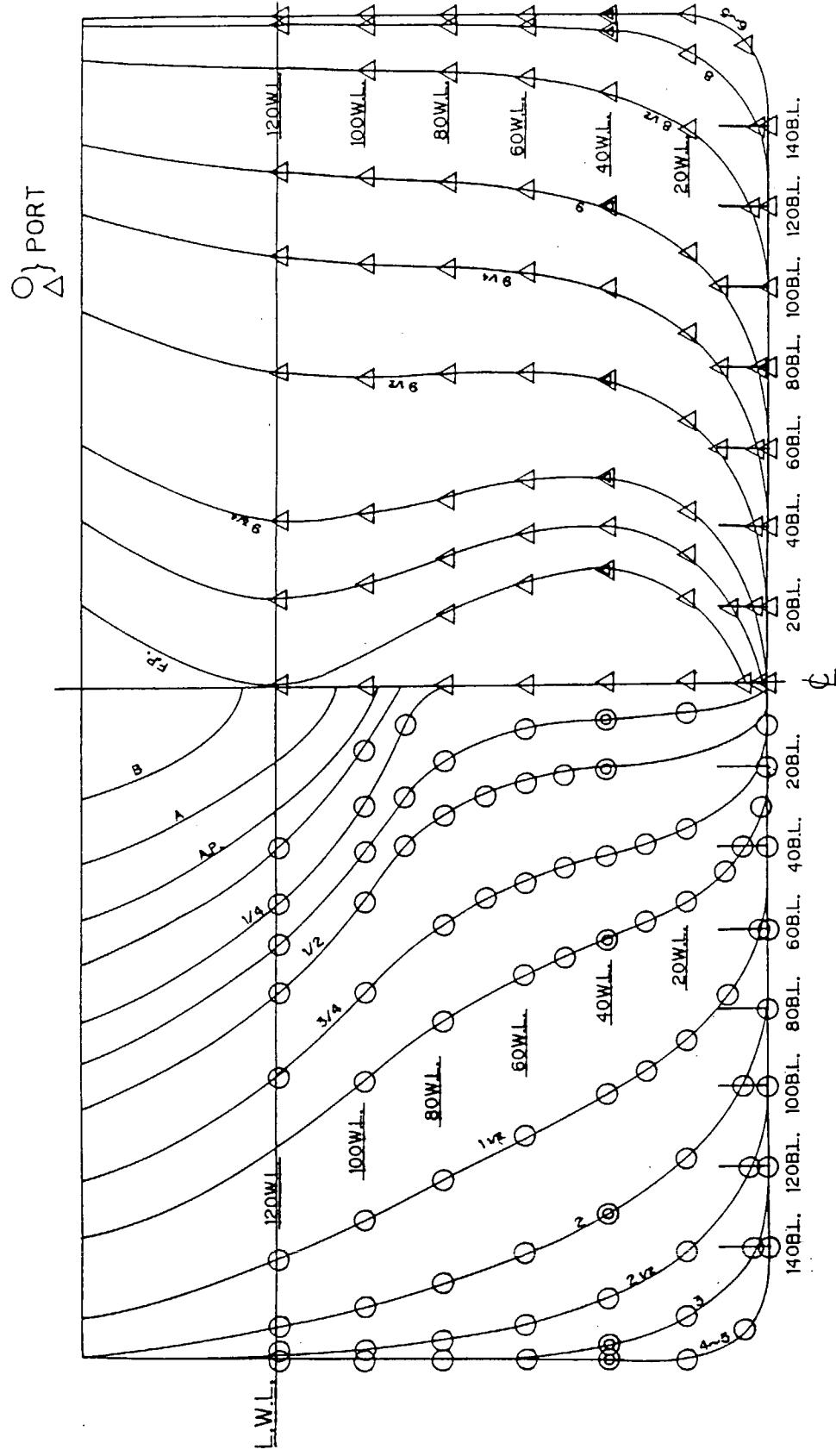


図 3.3.75 圧力計測孔概略配置図

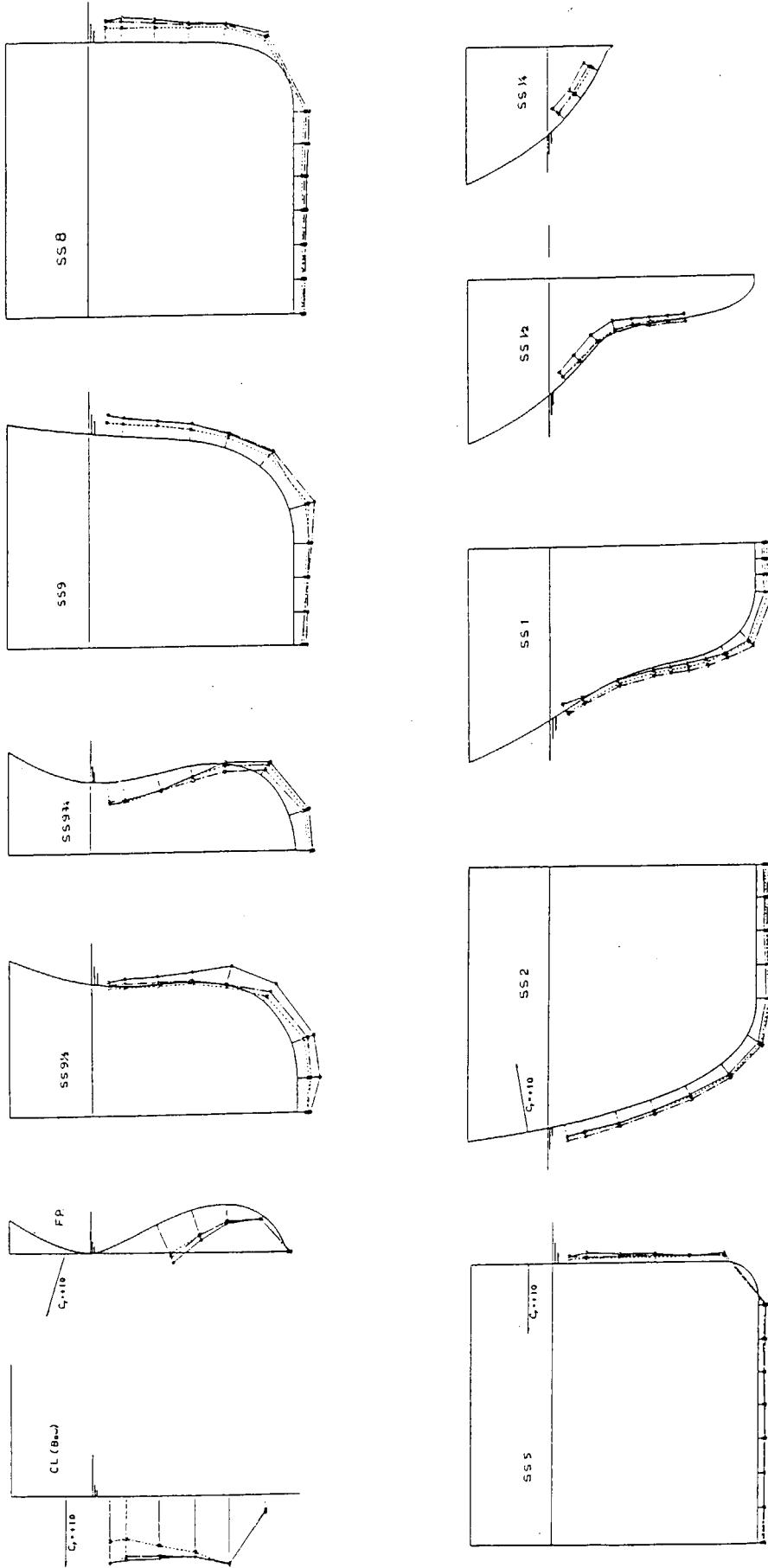


図 3.3.76 壓力分布計測結果 (SR 196-C, 2m)

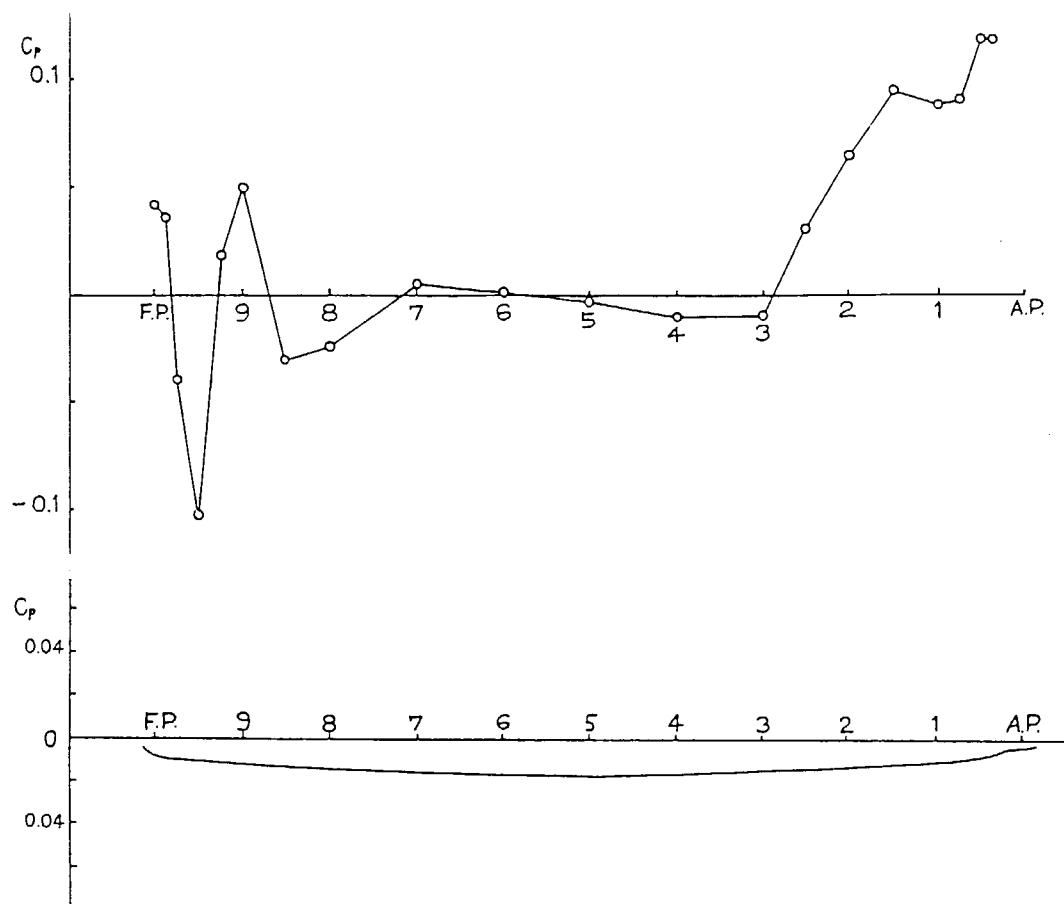


図 3.3.77 風洞影響修正曲線 (SR 196-C, 2m)

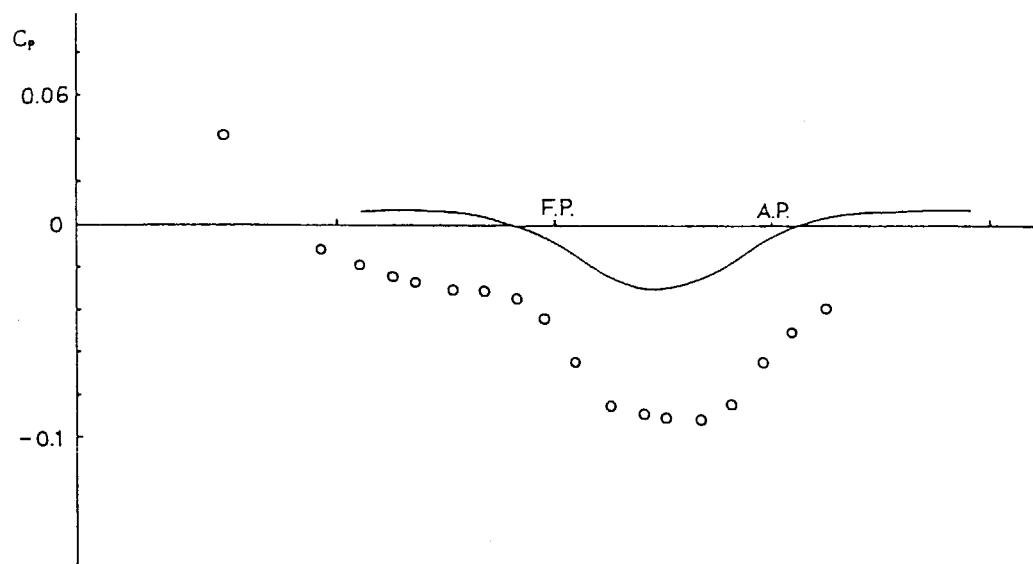


図 3.3.78 風洞壁面上の静圧変化 (SR 196-C, 2m)

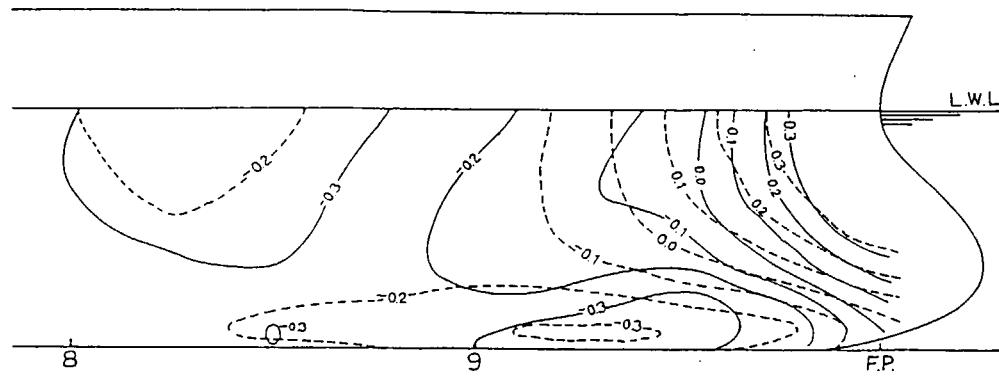


図 3.3.79 ポテンシャル圧力分布と修正圧力分布計測値比較図 (SR 196-A, 2m, FORE)

——— Exp.
- - - - Cal.

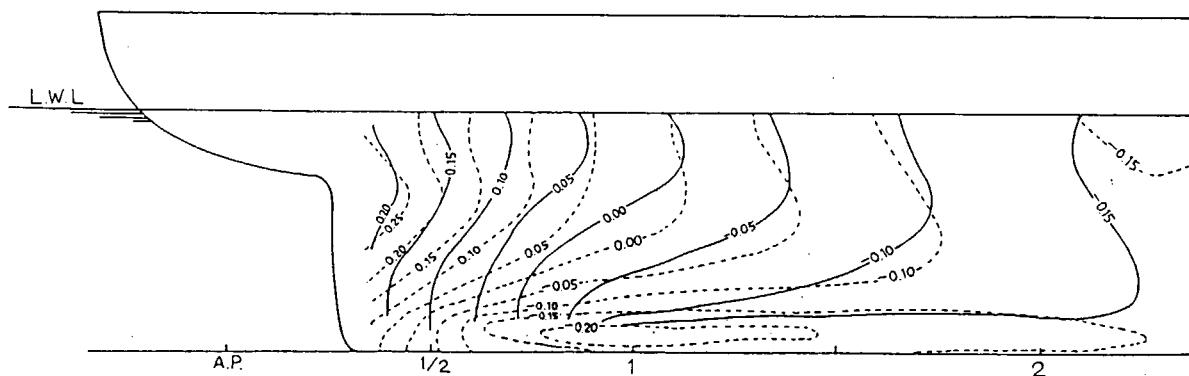


図 3.3.80 ポтенシャル圧力分布と修正圧力分布計測値比較図 (SR 196-A, 2m, AFT)

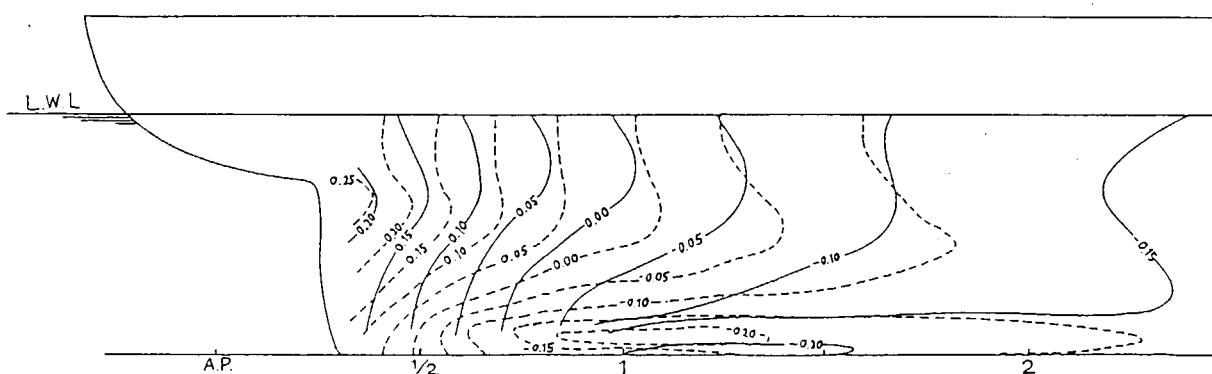


図 3.3.81 ポтенシャル圧力分布と修正圧力分布計測値比較図 (SR 196-B, 2m, AFT)

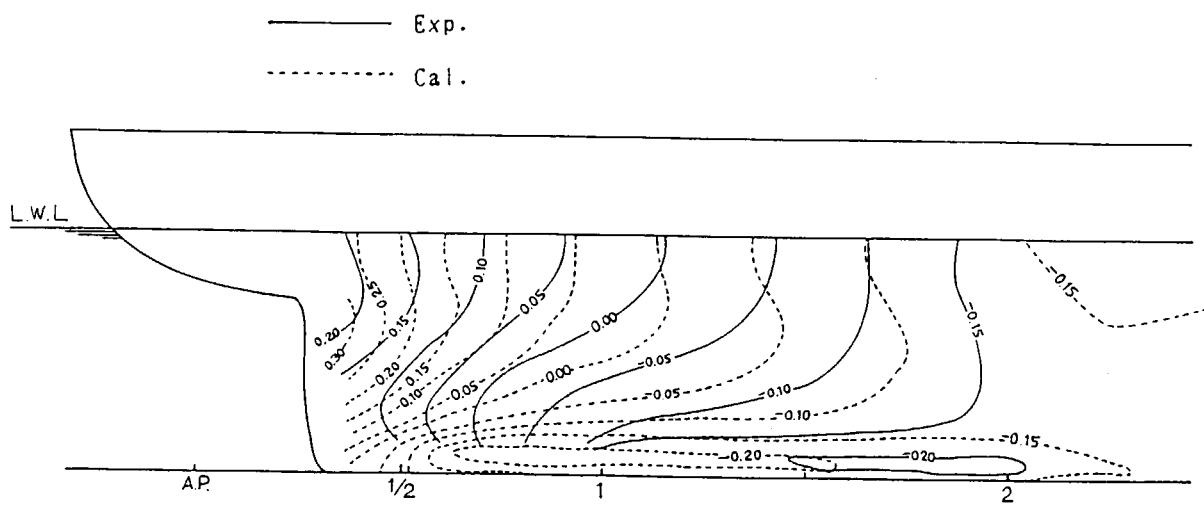


図 3.3.82 ポテンシャル圧力分布と修正圧力分布計測値比較図 (SR 196-C, 2m, AFT)

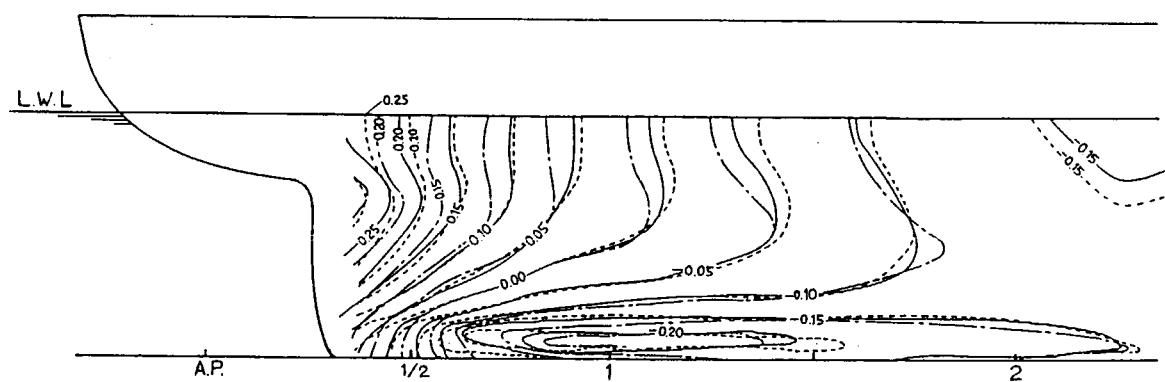
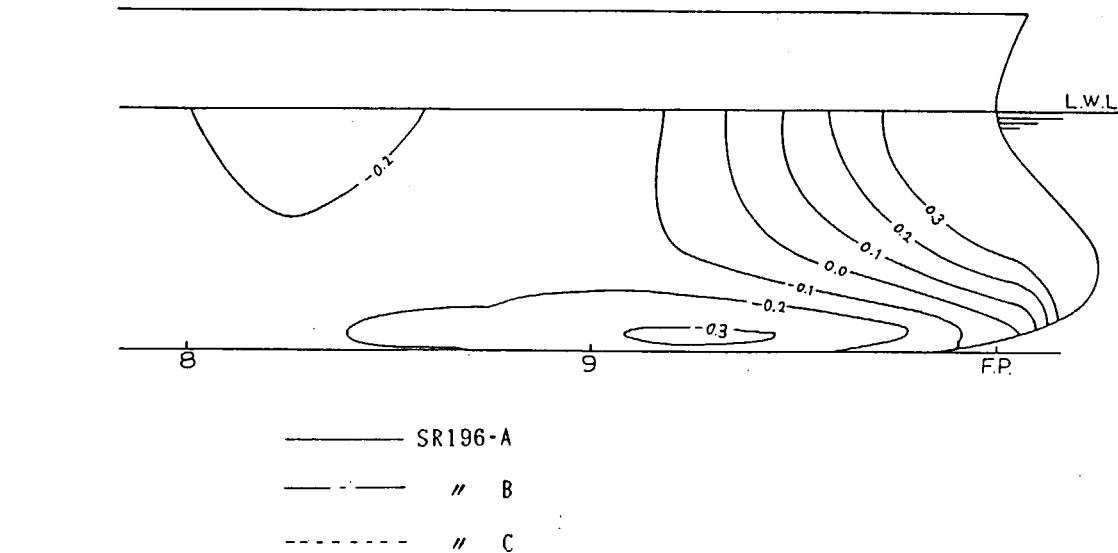


図 3.3.83 ポテンシャル圧力分布比較図 (SR 196-A, B, C, 2m, AFT)

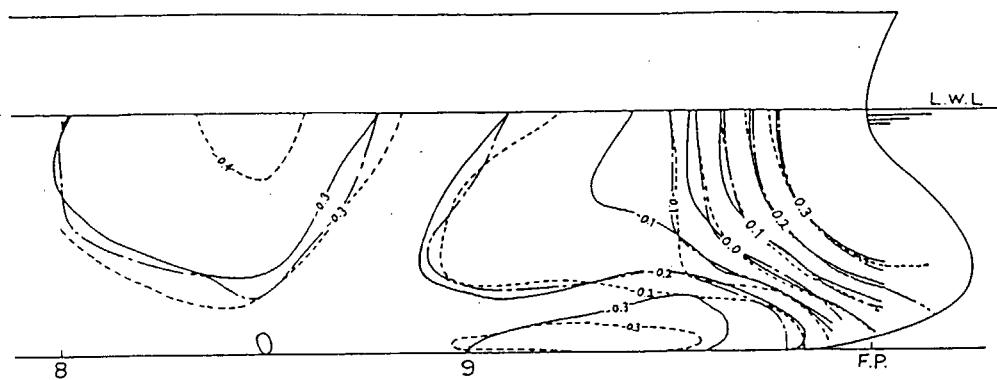


図 3.3.84 修正圧力分布計測値比較図 (SR196-A, B, C, 2m, FORE)

— SR196-A
—〃 B
- - - " C

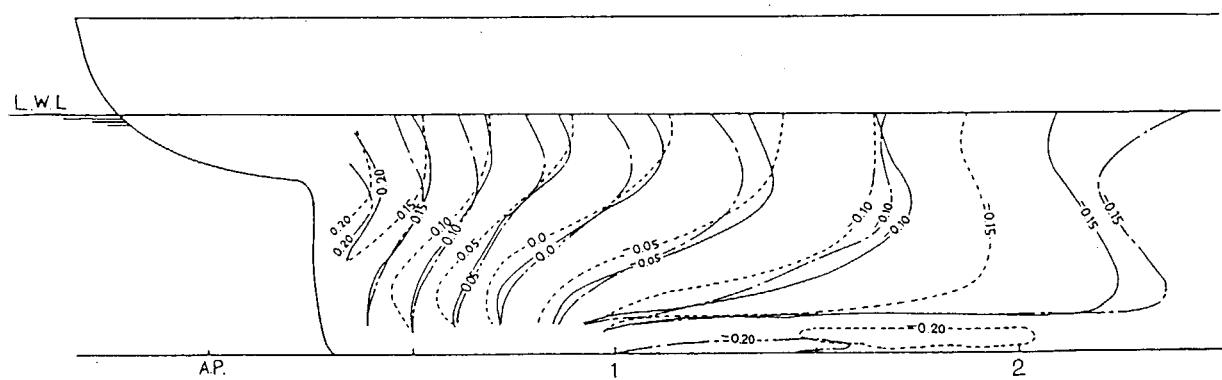


図 3.3.85 修正圧力分布計測値比較図 (SR196-A, B, C, 2m, AFT)

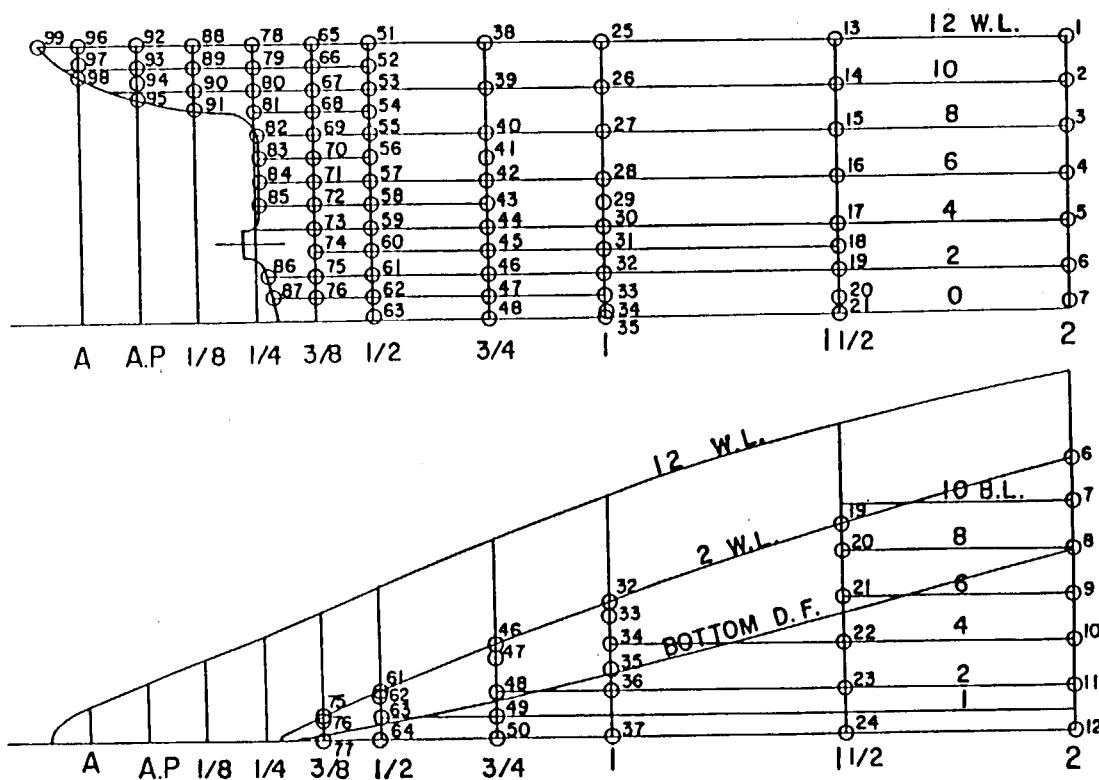
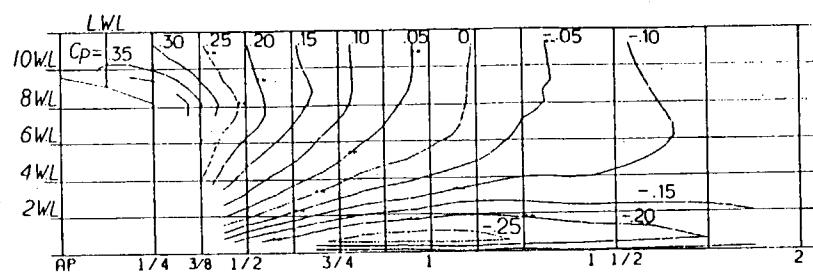


図 3.3.86 圧力計測孔配置図 (SR 196C [2M 佐世保])



POTENTIAL PRESSURE DISTRIBUTION ON HULL-SURFACE

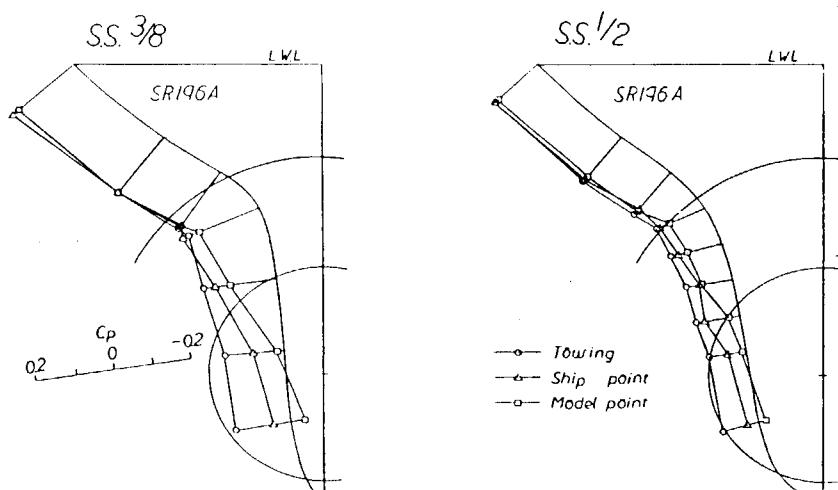
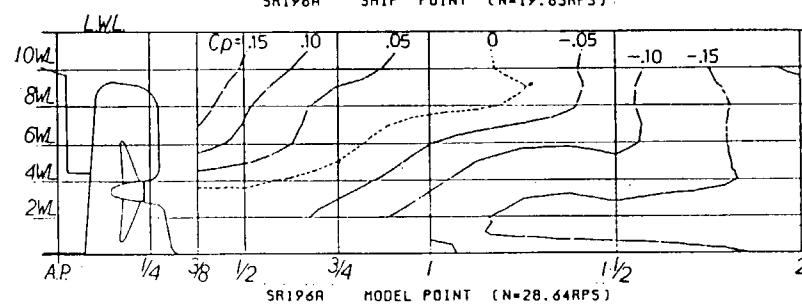
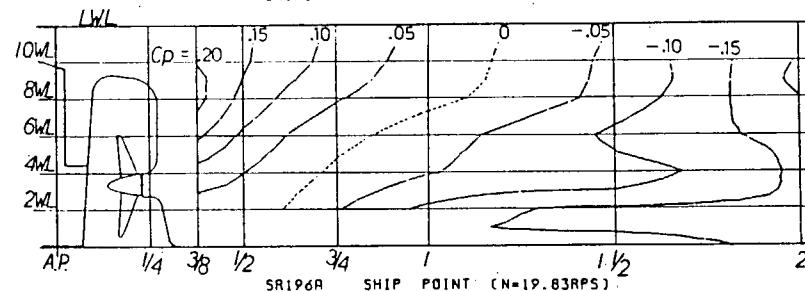
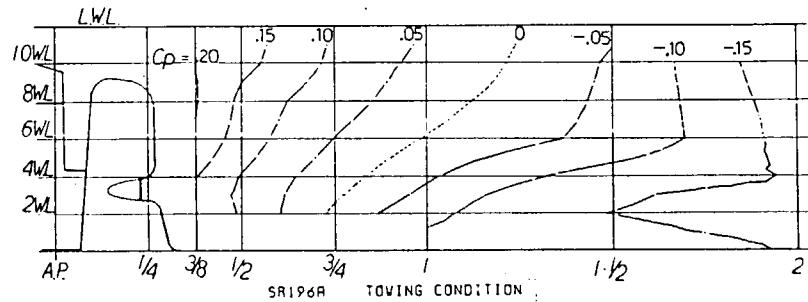


図 3.3.8.7 壓力分布 (SR196A [2M 日本鋼管])

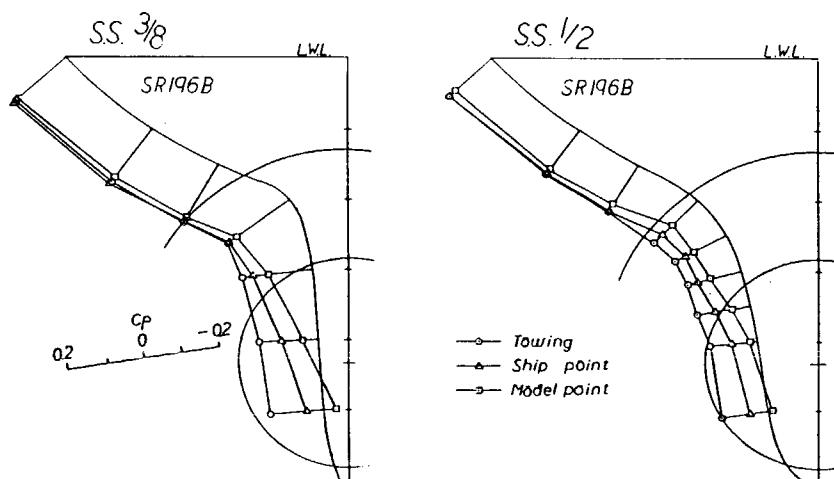
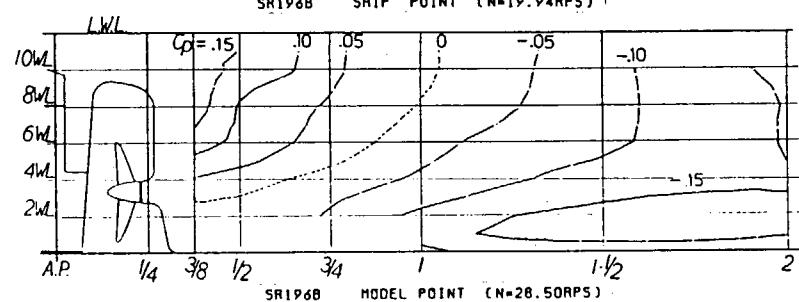
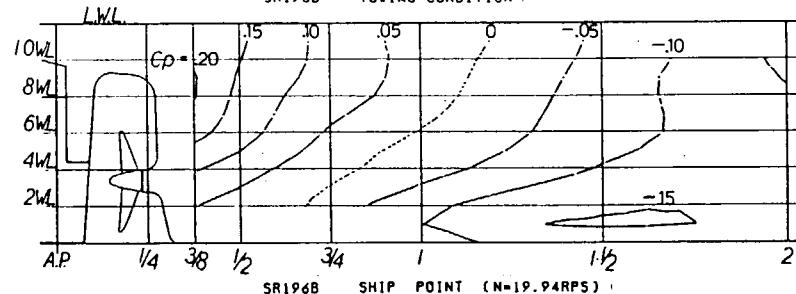
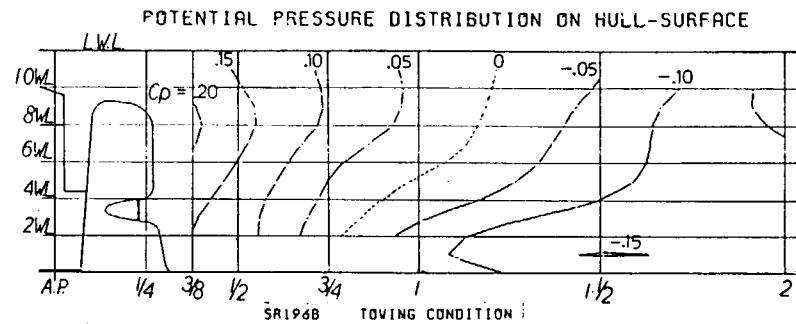
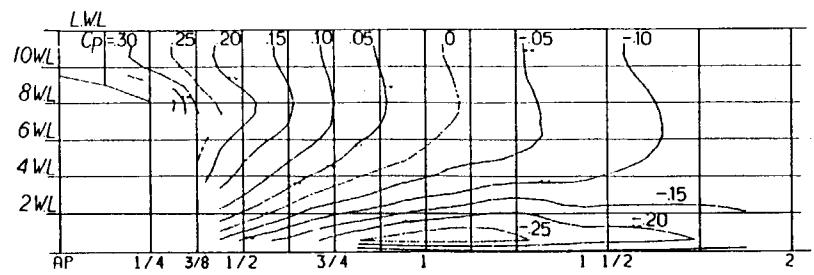
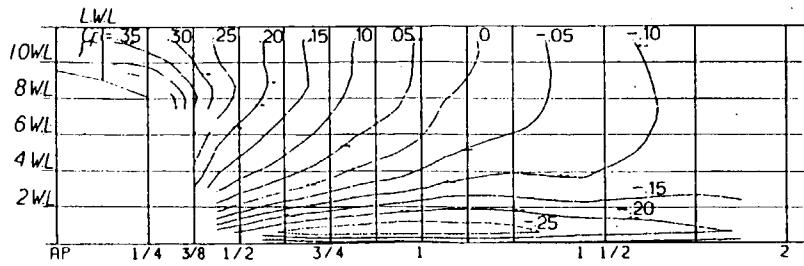
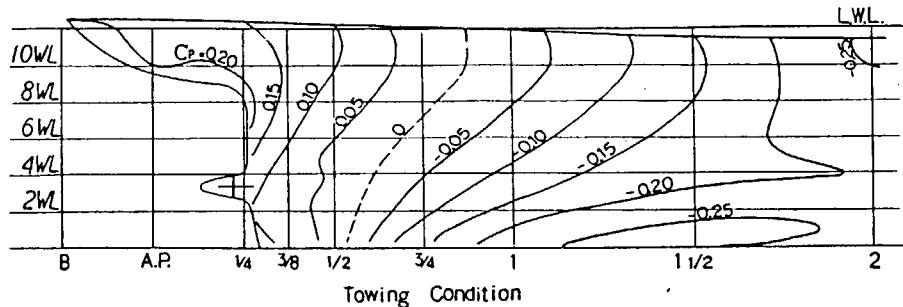


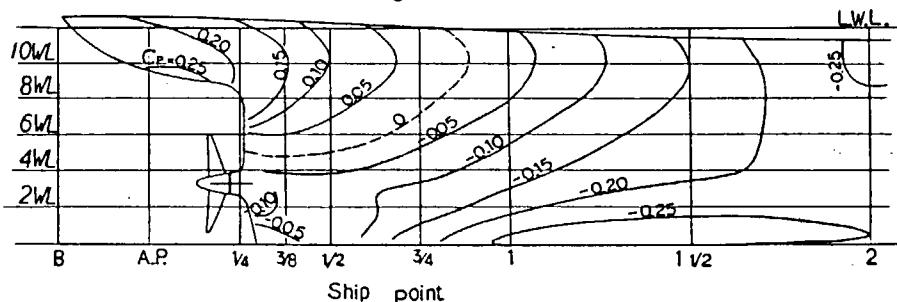
図 3.3.88 圧力分布 (SR196B [2M 日本鋼管])



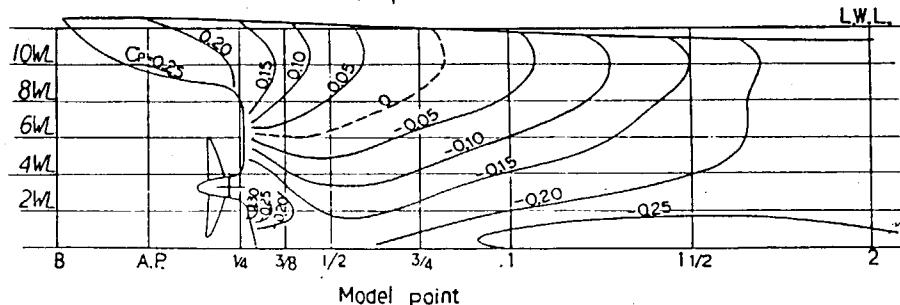
POTENTIAL PRESSURE DISTRIBUTION ON HULL-SURFACE



Towing Condition



Ship point



Model point

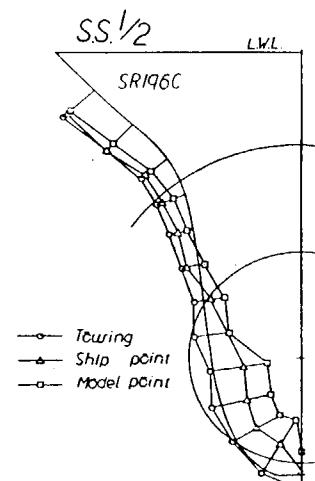
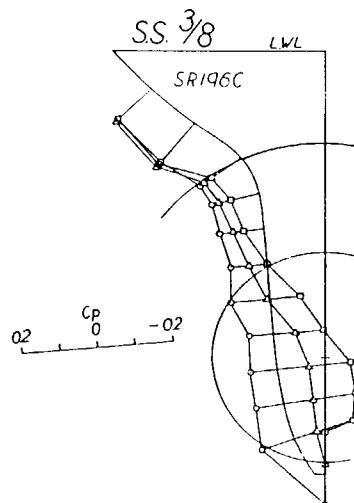
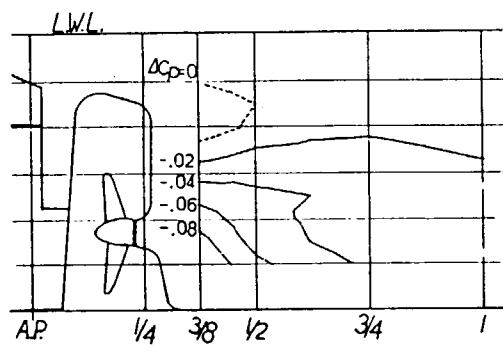
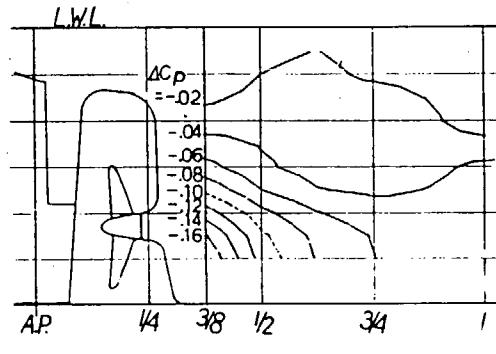


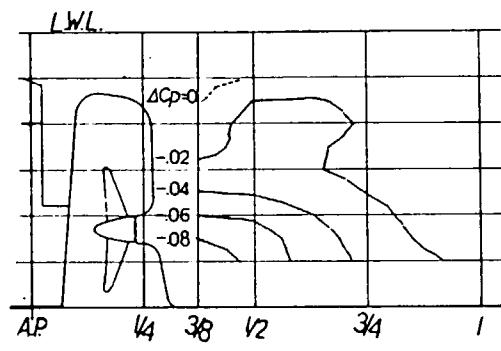
図 3.3.8.9 圧力分布 (SR196C [2M 佐世保])



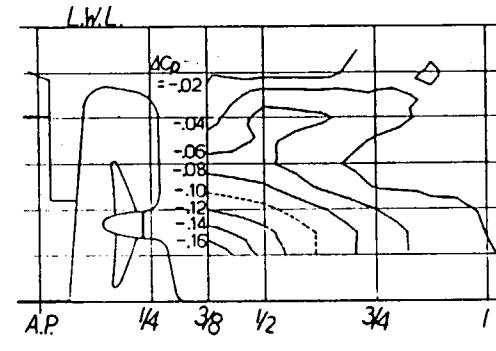
SR196A ΔC_P (SHIP POINT - TOWING)



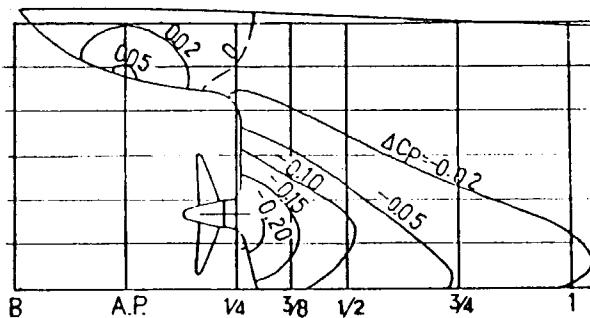
SR196A ΔC_P (MODEL POINT - TOWING)



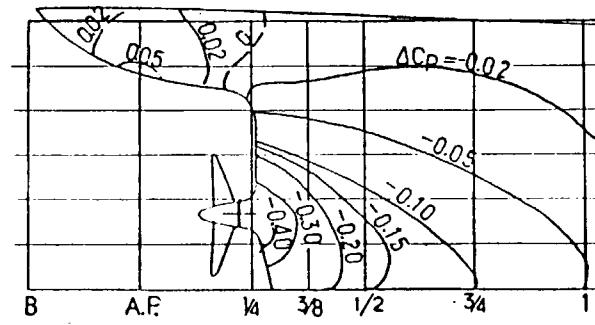
SR196B ΔC_P (SHIP POINT - TOWING)



SR196B ΔC_P (MODEL POINT - TOWING)



SR196C ΔC_P (SHIP POINT - TOWING)



SR196C ΔC_P (MODEL POINT - TOWING)

図 3.3.90 ΔC_P 分布

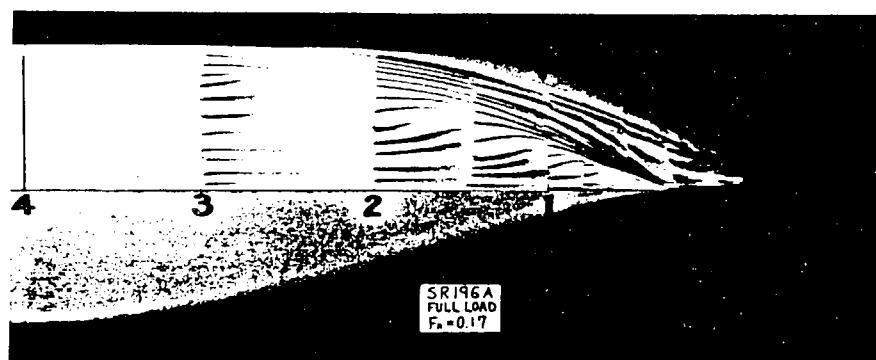
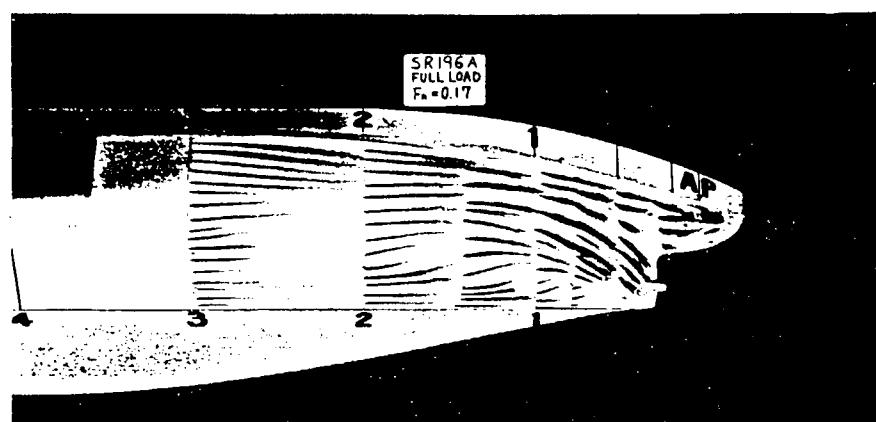
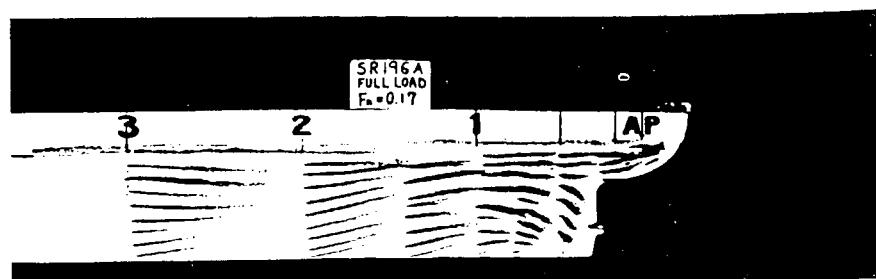


図 3.3.91 鉛白法による観測結果 (SR-196 A, L = 2 m, C.W.C.)

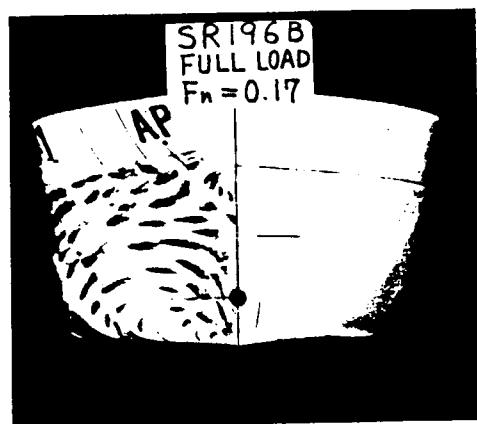
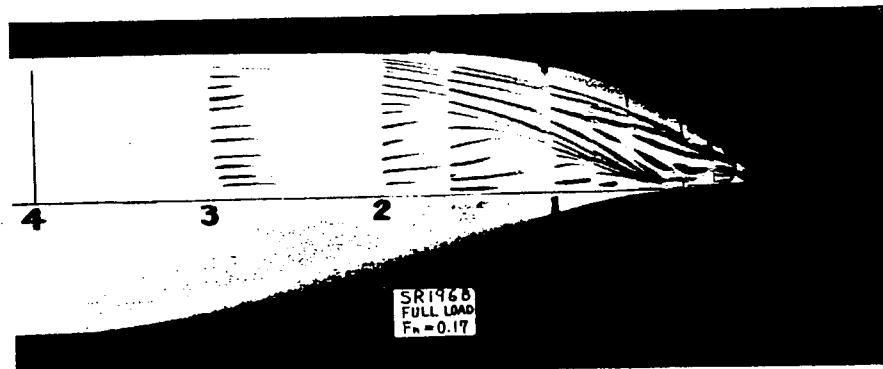
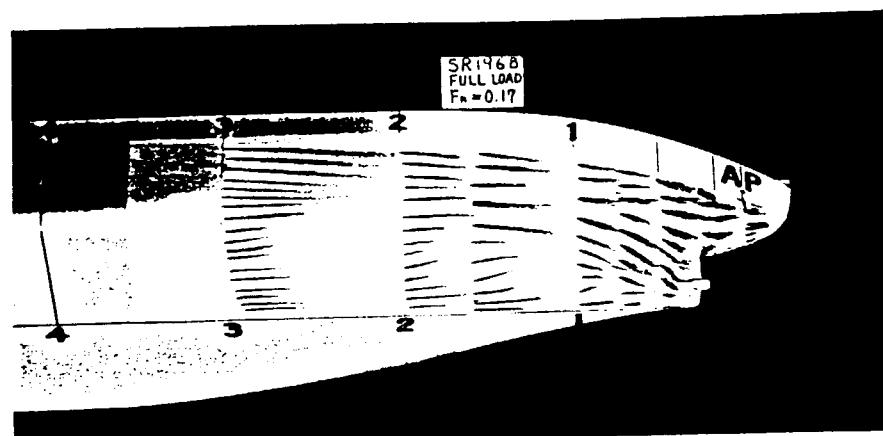
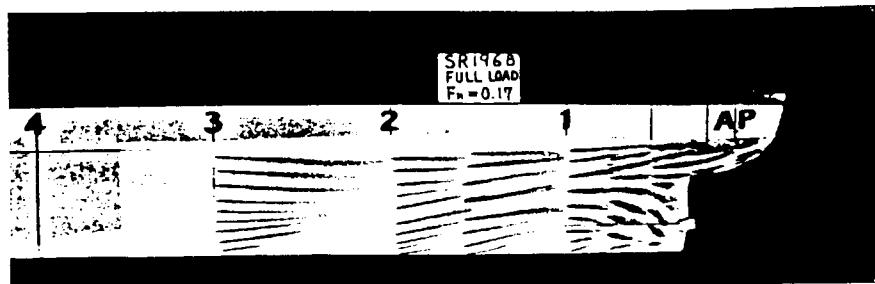


図 3.3.9.2 鉛白法による観測結果 (SR-196B, L = 2 m, C.W.C.)

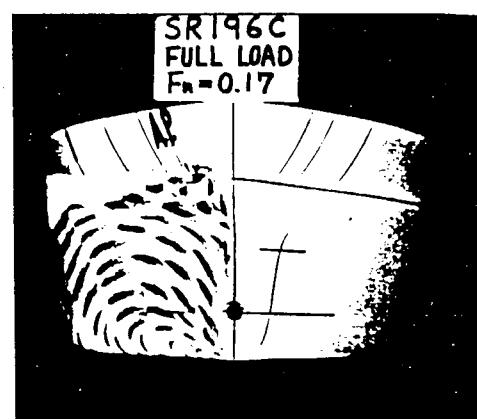
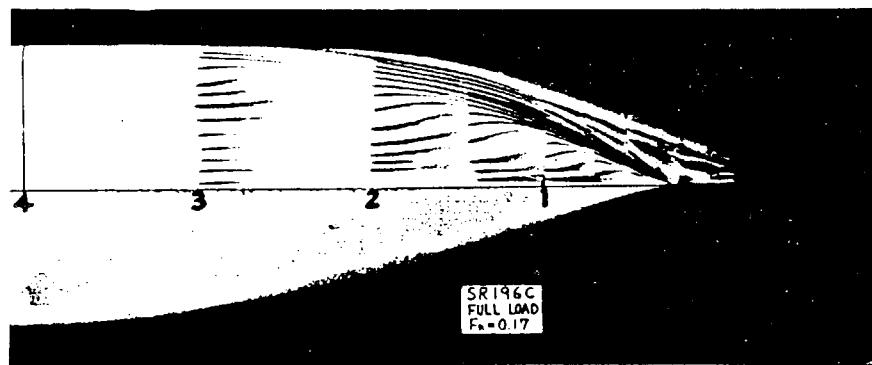
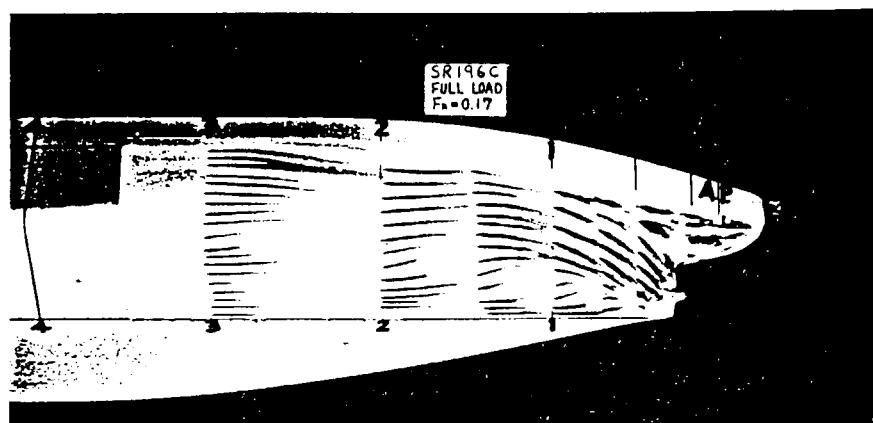
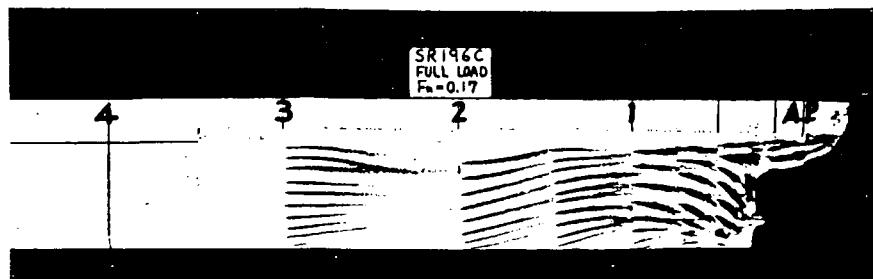


図 3.3.93 鉛白法による観測結果 (SR-196C, L = 2m, C.W.C.)



A model (Oil-film)

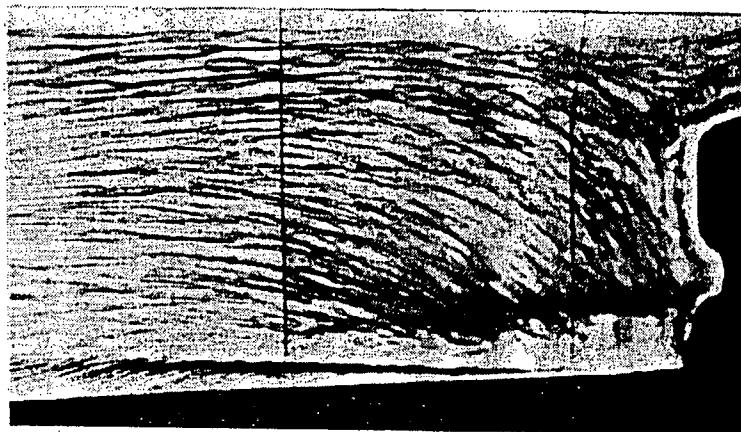


B model (Oil-film)



C model (Oil-film)

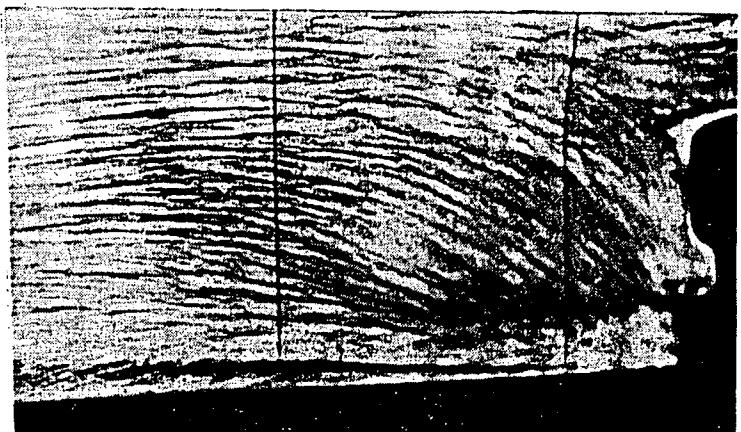
図 3.3.9.4 油膜法による観測結果 (SR-196A, B & C, L = 2 m, C.W.C.)



A model (Condense milk)



B model (Condens milk)



C model (Condense milk)

図 3.3.95 ミルク塗膜法による観測結果 (SR-196A, B & C, L = 2 m, C.W.C.)

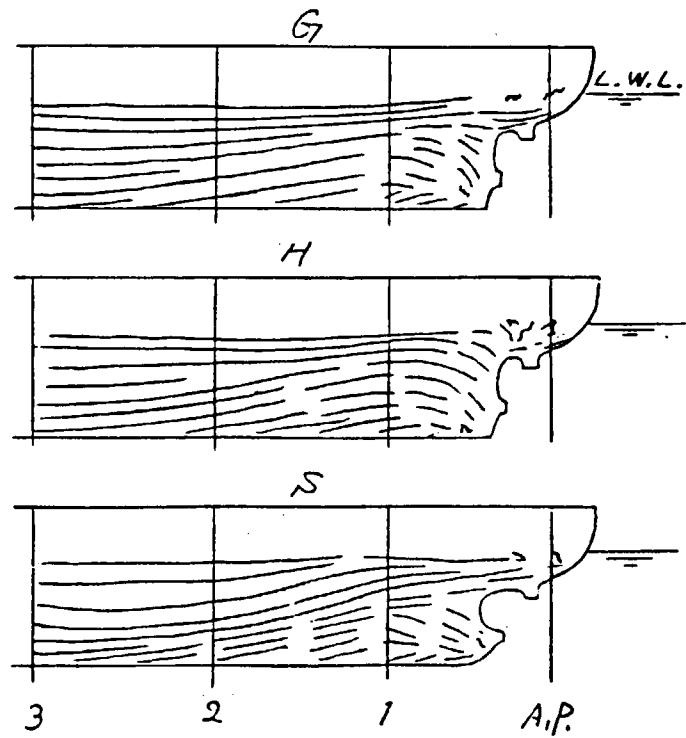


図 3.3.96 船尾限界流線の比較 (L = 2 m, C.W.C.)

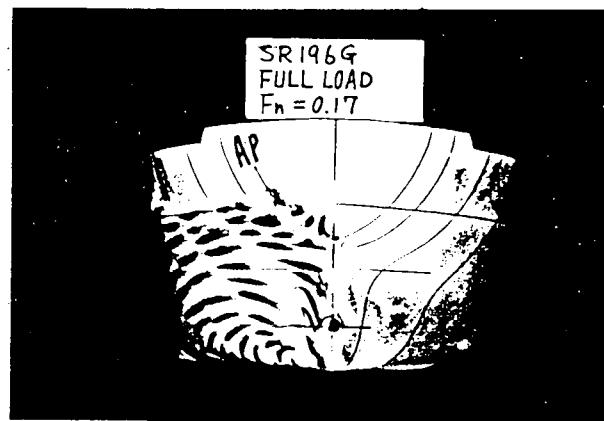
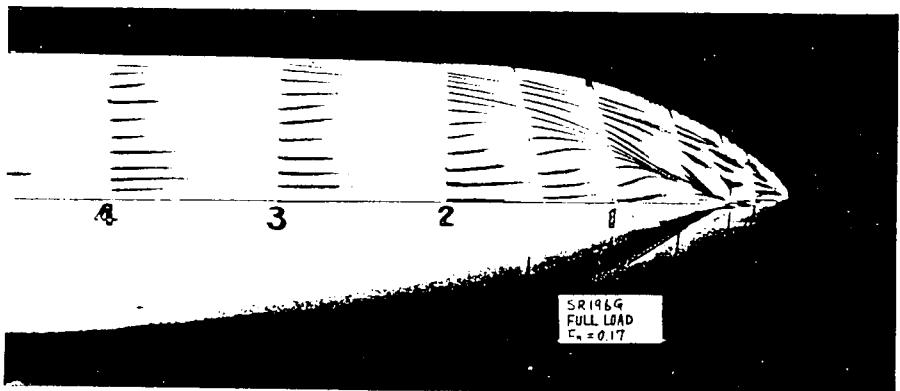
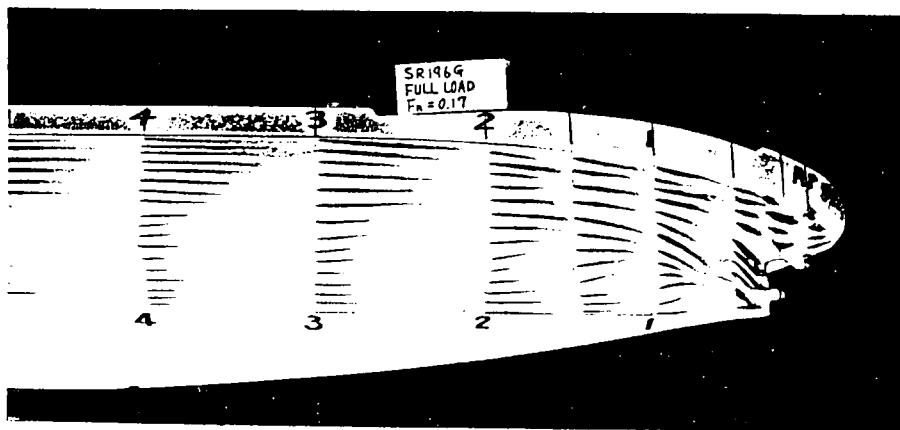
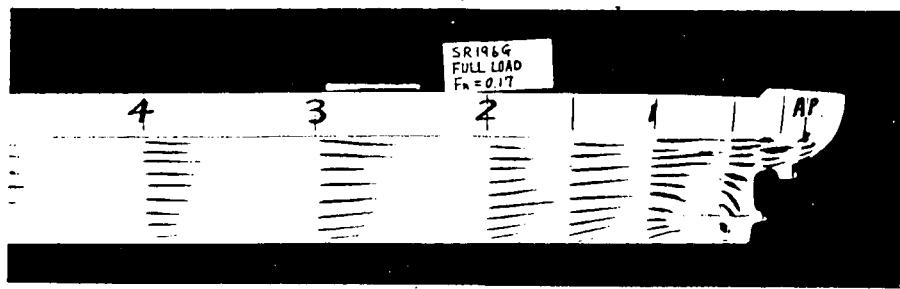


図 3.3.97 鉛白法による観測結果 (SR-196 G, L=2m, C.W.C.)

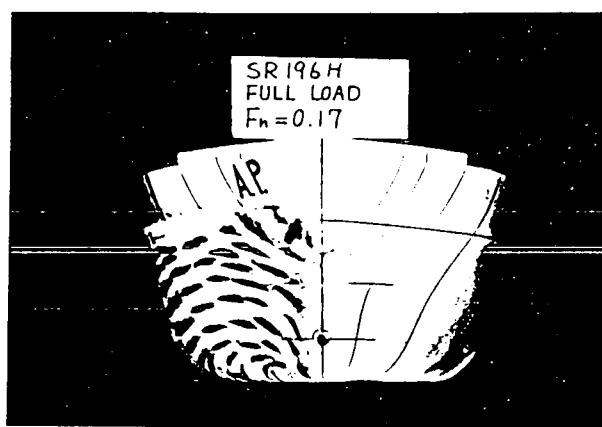
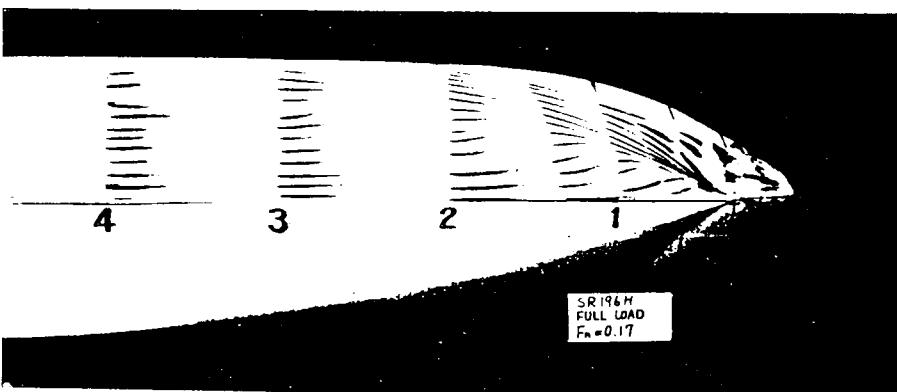
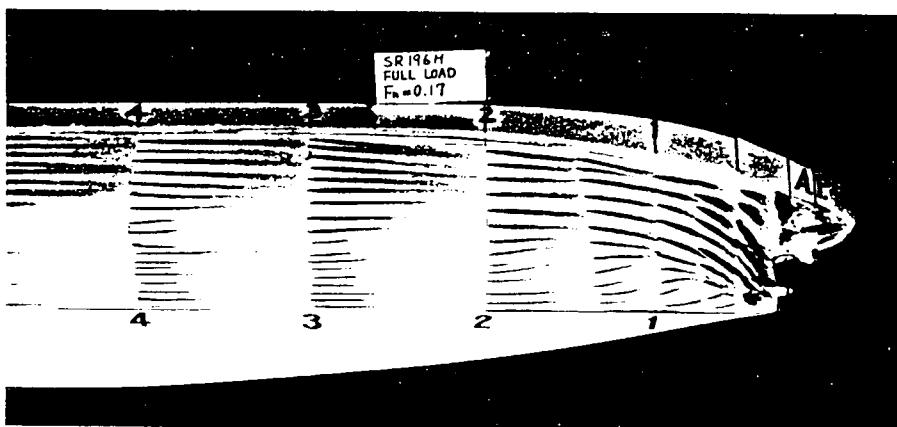
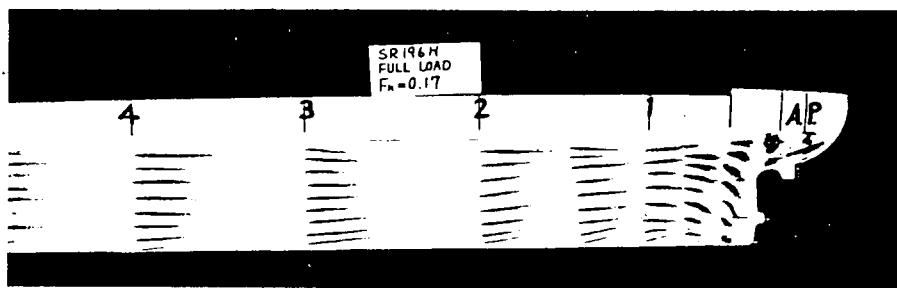


図 3.3.9.8 鉛白法による観測結果 (SR-196 H, L=2m, C.W.C.)

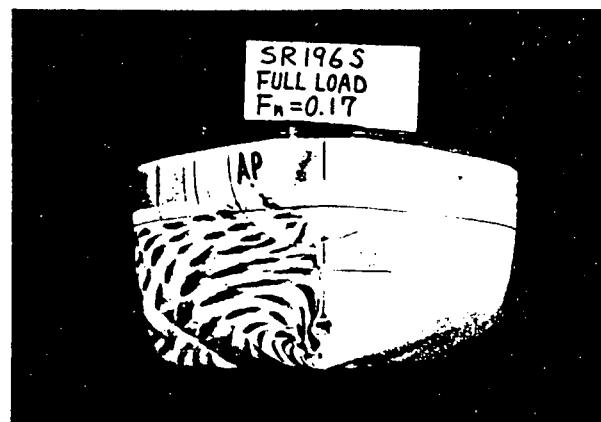
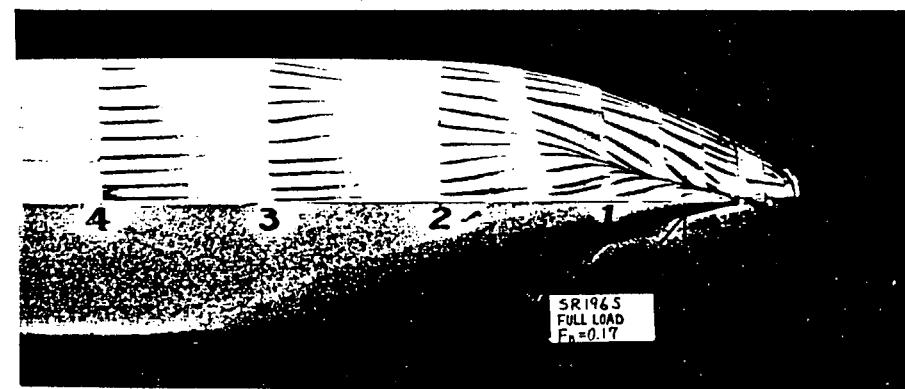
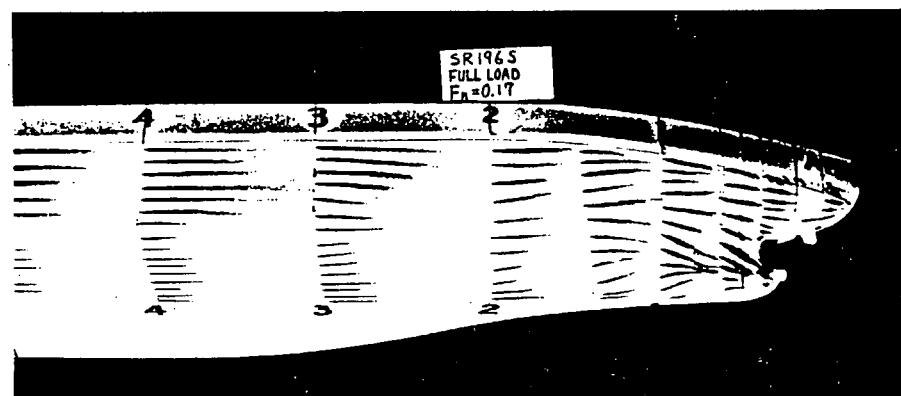
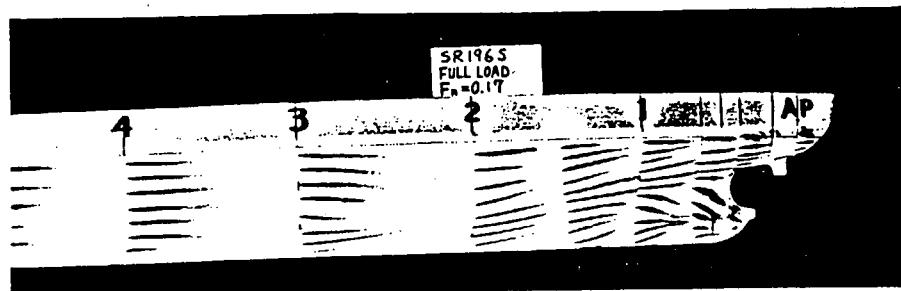


図 3.3.99 鉛白法による観測結果 (SR-196 S, L = 2 m, C.W.C.)

3.4 考 察

SR196 A, B, C 及び Gについて小型(2 m)模型船と大型(6 m)模型船とで抵抗・自航試験を行つたので、各々について通常使用している方法で実船の馬力計算を行い比較した。

まず母船型である A 船型について、小型模型船の回流水槽における試験結果と大型模型船の曳航水槽における試験結果とから、 K , γ_w , $1-t$ 及び $1-W_T$ について両者の比をとり、その比が B, C 及び G についても変らないとして、それらの船型の 2 m 模型船の試験結果を 6 m 模型船の試験結果に換算し、実船の馬力計算を行っている。なお、 γ_R については A の 6 m 模型の値をそのまま B, C 及び G の値として採用している。

一方、6 m 模型船については曳航水槽の試験結果から通常の方法で実船の主機出力の計算を行つておらず、 ΔC_f 及び wake ratio 等は 2 m と 6 m に共通の値を使用している。

表 3.4.1 は満載状態で計画速力 14.0 ノットにおける所要主機出力を比較したものである。

表 3.4.1 によると、A, B, C の 3 船型については、いずれの場合もその差が小さく、ほぼ同一の値とみることができるが、G 船型については 6 m 模型船の場合は A 船型に比較して 600 ps 大きく、2 m 模型では逆に 1,120 ps 小さくなっている。したがつて今回の場合は、A 船型による修正係数を B, C に適用することができたが、G についてはその修正係数を変えなければならないという結果になっている。

6 m と 2 m とで明瞭に異つてゐるファクターとして K があげられるので、表 3.4.2 に比較して示した。いずれも試験結果そのもので、6 m 模型へ換算したものではない。

A, B, C については値そのものは一致していないが、大小関係は合つてゐる。しかし、G 船型については 6 m が A に近いのに対して、2 m では最も小さくなっている。

2 m 模型船については再試験を行い、6 m 模型船については類似船のデータで検討したが、いずれも妥当な値であると判断され、原因を明らかにすることはできなかつた。

(造技セ 多賀野 寛)

表 3.4.1 所要主機出力 (14.0 ノット)

L _{PP}	6 m		2 m	
	船型	水槽	造技セ(曳)	日立(回)
A			18,200 ps	18,420 ps
B			18,200	18,200
C			18,300	18,420
G			18,800	17,300

表 3.4.2 形状影響係数の比較

L _{PP}	6 m		4 m		2 m			
	船型	水槽	造技セ(曳)	横大(曳)	広大(曳)	日立(回)	佐世保(回)	阪大(曳)
A			0.32			0.311	0.276	0.30
B			0.28	0.27	0.27	0.291	0.252	0.30
C			0.38	0.32	0.36	0.333	0.312	0.34
G			0.33			0.261		

4. 粘性抵抗および伴流の推定法

4.1 緒 言

本章では3次元乱流境界層理論を船体まわりの粘性流の解法に応用し、粘性抵抗、後半部境界層流れ、そして粘性伴流を推定する手法について述べる。

境界層近似の最も重要な結果の一つは、壁面から法線方向に圧力が変化しないこと、すなわち外部の圧力が層内に直接伝わることである。したがって、船体まわりのポテンシャル流れの圧力分布、流速分布が船体まわりの3次元境界層の発達を支配することになる。流線方向の逆圧力勾配や流線の縮少効果は運動量厚さの増大、そして抵抗の増加をもたらす。また、流線に直角な方向（大略ガース方向）の圧力勾配は流線のねじれを生じ、その結果、層内2次流れの発生、縦渦の発達、そして抵抗増加の要因となる。船体まわりの境界層計算の目的は、外部ポテンシャル流れの特性も含めて、粘性流れのこれらの諸量を量的に明らかにすることであり、またそれらと船体との関係を把握することである。

外部ポテンシャル流れの計算は全てHess-Smith法によった。船体まわりの3次元境界層の計算には次に述べる数種類の方法を用いた。境界層方程式を厚さ方向に積分した運動量積分式（積分法）が比較的簡単で、中でも2次流れを微小と仮定した方法は流線方向の常微分方程式を解くことになり、4.2.1および4.2.7項にその結果を示してある。さらに、圧力勾配や流線の曲率等が微少と展開して上記の近似解を解析的に求めることも可能で、4.2.3にはこれを用いた方法を示す。また、積分法の中で、圧力の層内変化などを考慮した高次境界層理論（永松）も可能であるが、ここでは2次流れを微小と仮定しない厳密な3次元境界層方程式を直接差分近似で解く方法を実施し、これを4.2.2で述べる。

境界層流れの計算値を用いて粘性抵抗を推定する方法として、摩擦応力や圧力の表面積分による方法と、後流積分による方法とがあるが、本研究では主として後者の方法を用いる。後流中の流れの変化をSquire Youngの方法により仮定すれば、船体後部での境界層諸量のみで抵抗が推定できる。2次流れによる抵抗（渦抵抗と呼ぶ）についても姫野により同様な推定手法が示されており、これらを組み合わせることによって粘性抵抗の推定精度の向上が図られている。この方法は船型の主要目変化に対して有効であることがすでに示されており、本研究は主としてこの方法を船尾主船体の形状の微少変更による抵抗変化の推定に応用し、その有効性を検討することを目的の一つにしている。また、ポテンシャル流れが境界層流れを左右するのであるから、ポテンシャル流れから決まるパラメーターを用いてもある程度粘性抵抗を推定できる。4.2.4および4.2.6項にはその手法を示した。さらに、船型がポテンシャル流れを決めるすれば船型要素と抵抗の関係を統計処理によって推定可能であるが、この場合にも流れの諸量に密接に関係するパラメーターの選定が重要であり、4.2.5にその手法の一つを示した。

つぎに伴流の推定法について述べる。境界層の仮定は、その厚さの増大する船尾端で成立しないと言われており、事実、境界層計算は船尾のプロペラ位置付近で発散することが多い。しかしながら、船尾での圧力値を境界層外端の値とするなど、何らかの方法で計算の発散が押えられれば、あるいはまた、発散する前方での値を取るなどの工夫を講ずれば、船尾端での計算値は、上流の船尾主船体での粘性流の影響を多分に受けているはずである。この意味において境界層計算による伴流の推定も無意味ではない。4.3節においてはその様な手法による伴流分布の推定を試みる。もとより境界層の近似が成立し難い領域を対象としているので、その推定は定性的、相対的にならざるを得ない。

4.3.1項では境界層計算値を用いる手法を、4.3.2ではタイプシップからの微少変化の影響を境界層近似の仮定に基づいて推定する手法を述べる。4.3.3は船尾端で渦拡散方程式を応用した例であり、4.3.4は逆に船尾端で粘性損失を無視した簡便法である。有効伴流については、プロペラによる吸引圧力が境界層に与える影響として考えることができるので、4.3.5～4.3.7にその応用手法を示した。最後に、4.3.8には最近開発が行われ始めた乱流Navier-Stokes方程式の直接解法の試みを示す。

（大阪府大 姫野 洋司）

4.2 粘性抵抗推定法

4.2.1 微小2次流れ境界層理論に基づく粘性抵抗の推定

満載状態及び軽荷状態について、微小2次流れの仮定を用いた積分型解法である奥野法により境界層計算を実施し、姫野一石井の方法により各船の粘性抵抗の推定を行った。

(1) 満載状態の計算

計算は6m模型 ($R_n = 5.92 \times 10^6$) と2m模型 ($R_n = 1.0109 \times 10^6$) を対象として、船体のパネル数及び流線の本数を変えた計算も行った。各種の計算条件を下に示す。

	6m模型		2m模型	
パネル数	約680	約240	約570	約240
流線本数	22	10	23	10
流線追跡開始位置	9-1/2	5	9-7/8	5
対象船型	A - S	A,B,C,G	A - S	A,B,C,G

図4.2.1に各船のポテンシャル流線の比較、図4.2.2に修正圧力勾配 ($P_2 = K_1 - 3.3/U_e \cdot \partial U_e / \partial S$)、図4.2.3に流線の曲率 K_2 を示す。又、 $R_n = 1.0109 \times 10^6$ における境界層計算結果の、排除厚さ (δ^*) を図4.2.4に、Squire-Young 公式における後方における運動量厚 (θ_∞) を図4.2.5に、壁面における横流れ角 (β_w) を図4.2.6に、2次流れによる主流方向の渦度に基づく循環密度 (r_s) を図4.2.7に示す。尚、図4.2.2～4.2.7の横軸はL.W.Lを1.0としたガース長さの無次元値となっている。

G, H船型のポテンシャル流線はA船型と大差なく、A, B, C船型間の様な流線の上向き、下向き傾向の違いは出でていないが、S船型のポテンシャル流線は他船型と比べ、流線の上向き傾向が強くバトックフロータイプの流線となっている。次に P_2 , K_2 を見ると、 P_2 の方では船型間の優劣はつけ難いが、 K_2 のORD 1/2での値を見るとS船型の渦抵抗が小さいことが予想される。又、境界層計算結果を見ると、 δ^* , θ_∞ は同様の傾向を示しており、曲線はガース方向にずれた形となっているが、船型間の違いは現れていない。一方、 β_w と r_s は同様の傾向で、ORD 1/2にて船型間の違いが現れ、渦抵抗はA, H, G, Sの順に小さくなっている。

6m模型の渦抵抗の無次元値 C_{vor} 及び、運動量損失抵抗の無次元値 C_{mom} の計算結果を図4.2.8、図4.2.9に示す。又、2m模型の C_{vor} , C_{mom} の計算結果を図4.2.10、図4.2.11に示す。 C_{mom} の値は6m, 2m模型の計算結果共にA-S船型間の差は出でていない。一方、 C_{vor} の値は船体後半部で差が顕著に現れているが、ORD 1/2におけるB, H船型の大小関係がORD 1/2より後方にて逆転する傾向が現れている。

粘性抵抗の推定には、 $C_v = (1 + K) \cdot CF = \alpha_1 \cdot C_{mom} + \alpha_2 \cdot C_{vor}$ として実験値を用いて最小自乗法により α_1 , α_2 を求めるが、 C_{mom} , C_{vor} を採用する位置としてORD 2, ORD 1/2 の他に、ORD 1/2 より後方の C_{vor} の傾向を表すために、6m模型については位置を限定せず C_{mom} , C_{vor} の各々の最大値を用い、2m模型については、 C_{mom} が最大値をとる位置の値を用いて推定を行ってみた。 α_1 , α_2 はA, B, C船型のKの実験値より求めており、6m模型については日本造船技術センターの実験値、2m模型については日立造船の実験値を使用した。

粘性抵抗の推定結果を図4.2.12に示す。2m模型の推定結果はS船型を除いて実験値とほぼ一致しており、パネル数、流線本数、 C_{mom} , C_{vor} の値を採用する位置の違う3種類の計算でも同じ結果が得られている。一方、6m模型の推定結果はA, B, C船型については2m模型の結果と同様、3種類の計算共に実験値と良く一致しているが、G船型とA船型のKの大小が推定値と実験値で逆になっている。これは、G, H船型は、 C_p カーブを肩落ちとした影響で船尾端付近のフレームラインが肥っている為に、ORD 1/2 より後方での流れの性質がA, B, C船型とは異なっていると考えられ、今回の推定では、境界層計算が船尾端付近で発散することもあり、この影響を捕らえきれなかったものと思われる。

又、2m模型での、S船型の推定値と実験値のずれが比較的大きいのは、S船型がスターンバルブ船型で、A、B、C船型に比べてフレームラインの変化が大きすぎる為と思われ、定性的な比較は可能であるが、A、B、C船型より算出した α_1 、 α_2 を用いて粘性抵抗を推定する場合には注意が必要である。

(尾道造船 塩谷 政人)

(2) 軽荷状態の計算

軽荷状態についてA、B、C、G、4船型の計算をおこなった。計算は、6m模型に対するものであり、レイノルズ数 5.92×10^6 で、吃水等の状態は、造船技術センターの実験に対応している。

図4.2.1.3に船体パネル分割およびボテンシャル流線の比較を示す。また、流線の追跡は、船体中央より開始した。

C_{VOR} を船長方向を横軸に図4.2.1.4に示す。 C_{VOR} は船長方向に、A、B、Cの3船型はほぼ同様な傾向を示しており、 C_{VOR} の最大値を示す断面位置も近い。G船型は、他の3船型に比べ船尾側にずれる傾向にある。 C_{VOR} の最大値は、大きい順にC、G、A、Bとなっており、抵抗試験より求められた形状影響係数の大小と一致する。

C_{MOM} を船長方向を横軸に図4.2.1.5に示す。また、粘性抵抗係数 C_v の推定を C_{MOM} 、 C_{VOR} の最大値から $C_v = 1.03 \times (C_{MOM})_{MAX} + 4.00 \times (C_{VOR})_{MAX}$ として求め、抵抗試験結果との比較を図4.2.1.6に示す。計算の係数はA、B、C、Gの4隻の実験値より最小2乗法で求めたものである。計算結果は、実験と大きく食い違うことなくまとまっており、良い一致を示している。

(常石造船 浜崎 準一)

4.2.2 3次元境界層理論に基づく粘性抵抗の推定

この節では、微小2次流れの仮定を採用しない厳密な3次元境界層方程式を使用して粘性抵抗の推定を試みた場合の結果を示す。

(1) 計算方法

ここで使用した計算方法は、3次元境界層の積分型方程式を用いた方法[1]であり、流速分布に対する仮定として、主流方向には境界層内で指数則を、伴流内ではCole's Wake Functionを使用し、又、2次流れ方向にはMager's Modelを使用している。通常の境界層計算法では船体表面における圧力分布を境界条件として与えるため、境界層が急激に厚くなる船尾端付近にて数値計算が発散してしまう。そこで、この方法では境界層内及び伴流内の壁面から離れた位置での圧力分布を使用するなどの工夫をすることにより船尾での数値計算の安定化を計り、伴流領域までも計算を可能にしようとしたものである。

粘性抵抗の評価法としては前節と同じく姫野-石井の方法[2]を使用することとし、境界層計算で得られる諸量から運動量損失抵抗成分(R_{MOM})及び渦抵抗成分(R_{VOR})を算定し、次式：

$$R_v = a \cdot R_{MOM} + b \cdot R_{VOR} \quad (1)$$

によって全粘性抵抗係数を推定する。ここにa及びbは経験定数である。

計算はSR196の6船型について実施したが、模型相当のレイノルズ数ではS.S.1/2より後方に数値計算が発散してしまう船型があるため、全船型共伴流領域まで安定した解が得られるように計算レイノルズ数を 5×10^8 に設定した。又、計算をS.S.9.3/4の位置から開始し、初期値として相当平板値を採用した。

(2) 計算結果

図4.2.1.7に計算結果から求まった各抵抗成分の長さ方向の変化を各船型毎に比較して示す。これによると運動量損失抵抗成分は各船型共S.S.1~1/2の間でピークを有し、それより後方では急激に減少してしまう。同様に、渦抵抗成分もS.S.3/8付近にピークを有し、その後方では急激に減少し

てしまい、このままでは(1)式の経験定数をどのように設定しようとも船尾端付近で粘性抵抗が減少することとなり、境界層計算そのものの精度又は抵抗の評価方法に問題が有る様に考えられる。この問題に関しては(3)にて若干の考察をすることとし、以下においては各船型の差に主眼を置いて記すこととする。

C_p カーブを肩落ちにした G, H 船型及びバトックフロー的なフレームラインを有する S 船型の運動量損失抵抗成分は S.S.1 より前方では A, B, C 船型に比べて小さいが、それより後方でのピーク値は逆転している。更に、S.S.1/2 より後方では船型によって変化率がかなり異なり、プロペラ位置より後方での運動量損失抵抗成分の大小関係は 6 m 模型の抵抗試験結果から求まった K の大小関係：
 $C > G \geq A > B$ と一致するようになる。

一方、G, H 船型の渦抵抗成分は S.S.2 付近で A, B, C 船型より小さく、又、最小値を取る位置も後方にずれている。渦抵抗成分の最小値を取る位置がビルジ渦の発生位置にはほぼ一致すると推測されることから、 C_p カーブを肩落ちにすることは、ビルジ渦の発生位置を後方にずらすという効果があるようにも考えられる。このことと、前記した運動量損失抵抗成分の長さ方向の変化の様子とから、G, H 船型は S.S.1 より前方では C_p カーブを肩落ちにした効果が現れて抵抗が小さくなっているが、それより後方では逆の結果が現れているように思われる。

粘性抵抗を(1)式で評価する際、経験定数 a 及び b をどの様に決定し、又、どの位置で評価するかが問題となる。ここでは各船型毎に R_v が最大値を取る位置で評価することとし、又、各船型の抵抗試験結果の傾向、特に A, B 船型の結果とほぼ一致する様に a 及び b を決定し、K を求めてみた。この結果、 $a = 1.3$, $b = 1.20$ と b が一桁大きい値になってしまったが、これはここで使用した境界層計算法では渦抵抗成分がかなり小さくなってしまうからである。この a, b の値を使用した場合の抵抗値の長さ方向の変化を図 4.2.1.7 に示すが、K は ○△ 等のマークで示されている位置で決定し、その結果を図 4.2.1.8 に実験結果と比較して示す。K の推定値は 2 m 模型での実験結果と傾向的には良く一致しているが、S 船型では実験結果とかなりの差がある。

(3) 運動量損失抵抗成分についての考察

運動量損失抵抗成分が S.S.1 ~ 1/2 の間でピーク値を有し、それより後方では急激に減少してしまう問題について考えてみる。

運動量損失抵抗成分の推定式として Squire-Young の関係式：

$$\theta_\infty = \theta \cdot (U_e / U_\infty)^b, \quad b = (H + 5) / 2 \quad (2)$$

を使用している。この式は 2 次元流の方程式及び伴流中の経験式を使用することにより導き出されたものであり、これを船尾の複雑な 3 次元境界層にそのまま適用して良いかどうかという点に若干の疑問がある。

次に、問題となる船尾端付近では一般的に、 $U_e / U_\infty < 1$ であり、しかも(2)式によると θ_∞ は U_e の変化の 3 乗以上の大きな割合いで変化することに着目して考えてみる。計算では、 U_e の値としてボテンシャル計算から求まる船体表面上又は境界層内の値を使用しているが、船尾端付近でのこの値は実際の粘性流内でのものより小さく、しかも厚い境界層では層内での圧力変化が無視出来ないため、実際の境界層外端での流速 U_e と比べるとかなり小さい値となってしまっている。この傾向は船尾端に近くなる程、又船尾肥大度が大きくなる程顕著になることから、この U_e の計算値と実際の値との差が原因となって、船尾端付近で運動量損失抵抗成分が急激に減少してしまったり、粘性抵抗の一番大きい C 船型の運動量損失抵抗成分が他船型のものより小さくなってしまったのではないかと考えられる。このことが正しいと仮定すれば、(2)式を使って船尾端付近での運動量損失抵抗成分を計算する際には、境界層外端位置での流速を新たに求めておくことが必要となろう。

(4) おわりに

3 次元境界層理論計算に基づいて粘性抵抗を推定した結果、定性的には実験結果と比較的良く一致す

ることがわかった。しかし、細かい点では推定結果にまだ問題が残っている様であり、今後の境界層計算そのものの精度向上、及び抵抗の評価方法の改良を期待したい。

(三井造船 副島 俊二)

4.2.3 境界層近似解法による粘性抵抗の推定

(1) 計算方法

ここでは、田中一姫野の第1近似理論による境界層計算(T-H法)と姫野一石井の粘性抵抗計算法を用いた計算方法について報告する。

ただし、T-H法の流線の拡大縮少率(K_1)の第0近似が平板解であるため、ガース長さの変化の著しい船尾付近で K_1 の値が小さく評価されていることを勘案し、 K_1 の第0近似としてガース長さの変化率を用いて次のようにT-H法を若干修正した。(修正T-H法と称す)。

$$K_1 = K_{10} + K_{11}$$

$$K_{10} = - \frac{1}{l(x)} \frac{d l}{d x} \quad (1; \text{各断面のガース長さ})$$

K_{11} ; 従来の方法の K_1 に相当する量

他の境界層諸量は、T-H法と同様に取扱い第0近似および第1近似を表4.2.1のように求めた。

次に、修正T-H法による境界層計算を基に、姫野一石井の粘性抵抗算出式

$$C_v = \alpha_1 C_{MOM} + \alpha_2 C_{VOR}$$

における実験結果との修正係数 α_1 , α_2 を、表4.2.2に示すSR196 A, B, C船型を含めた合計7隻の6m模型船の実験データーから最小自乗法により求めた。SR196 A, B, C船型がプリズマカーブ一定の船尾フレームラインシリーズであり、表4.2.3に示す他の肥大船型のうちTA, TB船型はフレームライン一定の船尾プリズマカーブシリーズを、TA, TC, TD船型は同じくフレームライン一定の I_{eb} シリーズを構成している。

これら7隻は、船尾ビルジ部の部分改良といった局所的な変更を除けば、肥大船の船尾形状シリーズをかなり包含していると言って良く、この船型群から修正係数 α_1 , α_2 を求めておけば理論計算でとらえられない点を実験的にある程度補うことができ粘性抵抗の推定精度向上につながると考えた。

なお、 α_1 , α_2 の値は、 C_{MOM} および C_{VOR} の計算断面(Square station)によってかなり変化をするが、ここでは便宜上 α_1 , α_2 が負の値を取らない最も船尾よりのステーションにおける計算値としてS.S.1 1/4の値を採用した。

このようにして求めた α_1 , α_2 を下記に示す。

模型船長さ	6 m
α_1	0.869
α_2	37.686

(2) 計算結果

SR196 G, H, S船型に対して次の条件で計算を実施した。

計算条件

模型船長さ	6 m
レイノルズ数	5.920×10^6
載貨状態	満載
パネル分割数	片舷 240 分割
流線始点	S.S.8 3/4

図 4.2.19 に C_{MOM} を、図 4.2.20 に C_{VOR} を示し、表 4.2.3 に粘性抵抗の推定値を示す。表 4.2.3 には、技セで行われた SR196G 船型の実験値（6m 模型）および日立造船で実施された SR196G, H, S 船型（2m 模型）の実験値（SR196 委員会資料 12-3）を示す。

(3) 考察

G 船型については、計算値 0.328 に対し実験値は 0.330 であり、良い一致がみられる。H, S 船型は、6m 模型の実験が行われていないが 2m 模型の実験値から相対比較をすると、定性的な一致度合は比較的良好と思われる。しかし、S 船型は運動量抵抗成分 C_{MOM} が G, H に比べ S.S.1 付近まで増加する傾向があり（図 4.2.19），また図 4.2.20 で示しているように S 船型の渦抵抗成分 C_{VOR} が G, H 船型の半分程度であるが、ここで報告した境界層計算法および粘性抵抗推定法では実験との修正係数 α_1 , α_2 の大小関係に見られるように渦抵抗成分 C_{VOR} が過大評価される傾向をもつため、0.21 と言う形状影響係数の値は定量的には問題かもしれない。

本方法は、比較的手軽に計算を行え、スタンダード船型等特殊船尾形状を除けばかなりの精度で粘性抵抗を推定できる。しかし、一方では、S.S.1 1/4 までの境界層計算結果によって粘性抵抗を推定しており、船尾端での境界層諸量を厳密に取り扱って船型改良につなげるような場合には、別途考慮する必要がある。

なお、本節の T-H 法から修正 T-H 法への導入部分は大阪大学との共同研究である。

（大阪造船 中崎 正敏）

4.2.4 ポテンシャル流れの計算を利用した形状影響係数の推定

従来より、複雑な境界層計算によらない、より簡便な手法として、ポテンシャル流れの計算で得られる情報を船尾形状の評価に利用することが試みられてきた[3]。本項では、これをさらに推し進めて、ポテンシャル流れの計算結果、特に圧力分布と水槽試験結果を定量的に関連づけ、形状影響係数を推定する 1 手法[4]を取りあげ、SR196A, B, C, G 船型の解析結果とともに報告する。

(1) 計算方法

理論的には、ポテンシャル流れの計算から粘性抵抗を求ることは不可能であるが、ポテンシャル計算で得られる圧力勾配、流線の縮小率 K_1 、流線の曲率 K_2 は境界層計算の入力ともなり、粘性流場の初期値と位置づけられるので、これら圧力分布等を適当な実験データと結びつければ、粘性抵抗（形状影響係数）の推定は可能と考えられる。

粘性抵抗は、運動量損失による成分と渦による成分より成るが、運動量損失による成分については、姫野ら[2]が次の P_2 というパラメータとの関係が深いことを指摘している。

$$P_2 = K_1 - \frac{3.3}{U_\infty} \frac{\partial U_\infty}{\partial S} \quad (1)$$

ただし、 U_∞ ; 層外速度

S ; 流線方向の座標

P_2 の第 1 項と第 2 項を、それぞれ SR196 船型について計算した結果を図 4.2.2.1 に示す。本図は S. S. 1 についての計算であるが、両者は大略比例関係にあり、かつ量的には K_1 の項が支配的であるようである。これは他の船尾横断面についても言えるので、本論文では、第 1 項を重視し、船尾全体の流線の縮小率という形のパラメータ α_m を考え、これを運動量成分の大小に対応するものと考えた（パラメータの取り方を図 4.2.2.2 に示す）。

$$\alpha_m = \left(1 - \frac{b_{0.2}}{b \otimes} \right) \times \frac{1}{\alpha} \quad (2)$$

ただし、 $b_{0.2}$; $c_p(x) = 0.2$ におけるガース長

$b \otimes$; midship におけるガース長

α ; $c_p(x) = 0.2, 0.84$ 間の船長方向距離

渦による成分については、別所[6]が、各横断面内の 2 次流れの運動エネルギーと 3 次元剥離渦による形状抵抗との関係を理論的に示し、浅野[7]は、実用船型についてもこの推論がほぼ成り立ち、形状影響係数の推定への利用の可能性を示している。本論文では、2 次流れの運動エネルギーに対応するパラメータとして、次式で定義する α_v を使用する。

$$\alpha_v = \int_{x_1}^{x_2} \Delta C_p dx \quad (3)$$

ただし、 x_1, x_2 ; $c_p(x) = 0.2, 0.84$ となる断面の位置

ΔC_p ; ガース方向の最大圧力と最小圧力

力の差（図 4.2.2.3）

これは、吳ら[8]が、ビルジ渦の循環を剥離渦に巻き込まれる境界層の両端の圧力差を船長方向に積分することによって得ているのと同じ方法であるが、吳らはセンターライン上の圧力とビルジ部の最低圧力の差を取っているので、図 4.2.2.3 の圧力差の取り方は船尾逆渦の循環を計算していることになる。しかし、ビルジ渦と逆渦の強さには密接な関係があると思われる所以、図 4.2.2.3 に示す圧力差から計算されるパラメータ α_v は 2 次流れの運動エネルギーの大きさに対応していると考えられる。

ここで α_m , α_v とも $c_p(x) = 0.2$ より後方は、ボテンシャル計算の誤差が大きくなると思われる所以除外した。

以上の 2 つのパラメータを用いて実験データを整理し、形状影響係数推定図表として表わしたもの図 4.2.2.4 に示す。また、本図表の推定精度を図 4.2.2.5 に示す。L 船型を除いて、ほぼ実用的推定範囲内に収まっていると思われる。なお、ここで使用した船型のリストを表 4.2.4 に示すが、いずれも 6 ~ 7 m モデルを使用している。推定精度の良くない L 船型は、唯一の逆 G 船尾船型である。また、図中の回転体の抵抗は松村らの実験[9]から計算したものである。ボテンシャル流れの計算には Hess & Smith 法を用い、分割数はいずれも 300 前後である。

(2) SR196-A, B, C, G 船型の解析計算結果

以上的方法を用いて、4 船型の形状影響係数の推定を行い、以下のような結果を得た。

	α_m	α_v	Kest.	Kexp.
SR196 A	2.87	0.0278	0.310	0.32
" B	2.73	0.0251	0.275	0.28
" C	2.95	0.0316	0.365	0.38
" G	2.54	0.0246	0.258	0.33

（Kexp. は技セの 6 m モデルのものを使用した）

計算結果は、A, B, C 3 船型については定性的にも定量的にもほぼ実用上問題ないものが得られ本推定法の実用性が確認できたと思われる。一方、G 船型については、推定値と実験値の開きが大きかっ

た。これは、 C_p カーブにおける肩落ちのため、船尾端が他船型に比してふくれており、その影響が計算されていないためと思われる。

(サノヤス 橋本 美貴)

4.2.5 理論計算パラメータを用いた形状影響係数の統計解析

低速肥大船の船体抵抗の大部分は、粘性抵抗成分であり、船型改良には、粘性抵抗を減少させることが抵抗面からの 1 つのアプローチである。粘性抵抗を推定する方法は、境界層計算、粘性流場計算、ポテンシャル流れの計算を利用した種々の手法が提案されている。〔 2, 4, 1 0, 1 1 〕現状の流れ場の計算は、流れの剥離を含む場合には対応できないため、計算のみで粘性抵抗を推定するには、まだ無理なようであり、事前の計算に基く推定値よりも大きな実験値が得られることも少くない。一方、船型要目と形状影響係数の水槽試験結果とを統計解析し、推定式を作成した例〔 12 〕もあるが、船型の微小な変更に十分対応できるか疑問である。

ここでは、船体まわりのポテンシャル流れの計算および微小 2 次流れ境界層理論である奥野法による境界層計算から得られる船型の流場特性を表わすパラメータ群と形状影響係数の水槽試験結果とを最小 AIC 法〔 13 〕により統計解析を行へ、形状影響係数の推定式（回帰多項式）を作成した。最小 AIC 法の詳細な説明は、別の文献にゆずるが、一般に、回帰多項式の作成にあたっては、与えるパラメータ（説明変数）の全てが、目的変数の予測に重要であるとは限らない。必要以上多くの説明変数を用いたモデルは、安定性を失う可能性があり、AIC を最小とするモデルを採用することによって、良いモデルが得られる。

(1) 理論計算パラメータ

船首、船尾形状に関する 7 個のパラメータを最終的に選択した。

$$\begin{aligned} x_1 &= \int_{x_a}^{x_b} \int_0^{d/3} C_{p_A} \cdot dz \cdot dx, \quad x_a \doteq SS^{1/2}, \quad x_b \doteq SS^2 \\ x_2 &= \int_{x_c}^{x_d} \Delta C_{p_A} \cdot dx, \quad \Delta C_{p_A} = |C_{p_{\min}} - C_{p_{\max}}| \\ x_3 &= \int_{x_e}^{x_f} \int_0^{d/3} C_{p_F} \cdot dz \cdot dx, \quad x_e \doteq SS^9, \quad x_f \doteq SS^{9/2} \\ x_4 &= \int_{x_g}^{x_h} \Delta C_{p_F} \cdot dx, \quad \Delta C_{p_F} = |C_{p_{\max}} - C_{p_{\min}}| \\ x_5 &= \frac{\text{排水量}}{(L_{pp})^3} \\ x_6 &= C_{vor_{\max}} \end{aligned}$$

$$x_7 = \int_0^{d/3} (y + \delta^*) dl / \int_0^{d/3} girth, \quad \text{at } SS^{1/2}$$

x_1 から x_4 までのパラメータは、船首尾部のポテンシャル計算から得られる。船首部断面におけるポテンシャル圧力の変動量 ΔC_{p_F} を求めるための $C_{p_{\max}}$ には、 $C_{p_{\min}}$ の位置から $d/3$ までの間の最大値を用いる。この ΔC_{p_F} が大きいと、船首船側から船底へまわりこむ流れが強くなり、船首部形状に起因する粘性抵抗の増加をもたらすと推測している。 x_6 と x_7 は、境界層計算から得られる。 x_6 は、姫野ら〔 2 〕による船尾の渦抵抗成分を表現する量である。 x_7 は、境界層計算が $SS^{1/2}$ 付近で発散し、 $SS^{1/2}$ より後方の流場特性が C_{vor} のみでは把握できないために、それを補うこと目的に選択した。 x_7 が大きいと船尾後流の幅が拡がり、いわゆる後流抵抗の増加に結びつくと考えた。

(2) 推定式の作成と推定精度

上述のパラメータを用い式(1)の回帰多項式を、

$$1 + K = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + a_3 x_3 + a_4 x_4 + a_5 x_5 + a_6 x_6 + a_7 x_7 \quad (1)$$

肥大船 32隻の形状影響係数の水槽試験結果を用いて作成した。水槽試験結果は、6 mから8 mまでの垂線間長をもつ模型船によるものであり、 C_B は、0.8以上0.82未満が16隻、0.82以上が16隻である。曳航水槽は、日本钢管津研水槽で22隻、日本造船技術センターで10隻の結果である。表4.2.5に、AIC の小さい数種のモデルについて AIC 値と残差分散を示す。表4.2.5より、まず全てのパラメータを用いたモデル1の AIC が最小であり、残差分散も最小となっている。モデル2とモデル3の比較から $x_5 (\nabla/L^3)$ は、AIC を小さくすることに余り寄与していないことがわかり、モデル4とモデル5との比較から、AIC 値が同じであるので、 $x_3 (\Sigma C_{PF} \cdot \Delta S)$ の寄与も小さい。同様に、 $x_1 (\Sigma C_{PA} \cdot \Delta S)$ も重要なパラメータでないことがわかる。重要なパラメータは、 $x_2 (\Delta C_{PA})$ 、 $x_4 (\Delta C_{PF})$ 、 C_{VOR} 、 $\overline{y + \delta^*}$ であり、これらのパラメータを用いたモデル5は、次数の高いモデルに匹敵する AIC 値をもつ。また、モデル9は、 $\overline{y + \delta^*}$ の寄与が大きいこと、モデル10は、 $\overline{y + \delta^*}$ と C_{VOR} の寄与が大きいことを示すとともに、モデル10は、ポテンシャル計算結果のみのパラメータを使った場合の推定精度を表している。船首部の流場特性 (x_3 , x_4) を除いたモデル12は、 $x_4 (\Delta C_{PF})$ のみをモデル12に加えたモデル2と比べて、AIC 値が大きくなり、 $x_4 (\Delta C_{PF})$ の寄与が大きいこともわかる。モデル1、モデル9、モデル10による推定結果と水槽試験結果との比較をそれぞれ図4.2.2.6(a), (b), (c)に示す。

図中に、推定式作成のデータ群に入れなかったG船型の推定値を△印で示す。(但し、A, B, C船型は、推定式作成の32隻のデータに含まれている。) モデル(推定式)の違いによって、推定された船型の形状影響係数の大小関係が変わってくる。式(1)のモデル1による推定結果が、水槽試験結果との一致が最も良い。ポテンシャル計算パラメータのみのモデル10の推定結果は、定性的な傾向は良いが、量的な一致は、モデル1やモデル9よりも悪い。 $x_1 (\overline{y + \delta^*})$ を除いたモデル9の推定結果は、G船型がB船型よりも小さくなっている。これは、G船型の $x_6 (C_{VOR})$ が過大に評価されていることを示すとともに、船尾 C_P カーブの特性や船尾フレームライン形状などの変化に対して、 $x_6 (C_{VOR})$ が万能でないことを示している。

以上、32隻の肥大船について統計解析を行い推定精度の良好な推定式を作成し、パラメータの寄与度などについても検討を行った。今後、データ群の隻数を増加させること及び、本推定法で考慮されていない吃水付近の粘性流場特性のパラメータを加えて、推定精度の向上を図っていただきたい。

(日本钢管 笠原 良和)

4.2.6 ポテンシャル圧力を用いた粘性圧力抵抗の推定

粘性抵抗を船体後方の運動量損失から求める方法とは別に、船体表面の応力を積分して得られる摩擦抵抗と粘性圧力抵抗から求める方法がある。摩擦抵抗は比較的船体形状による影響が小さく、文献[14]などに示されるように境界層計算によってかなりの精度で推定できることがわかっている。一方、粘性圧力抵抗は船尾形状によって値が大きく変化するので船型を考える上で重要であるが、薄い境界層近似の計算では境界層内の圧力変化を無視するために粘性圧力抵抗を求めることができない。従って、ここでは摩擦抵抗は奥野[15]の方法による境界層計算で求め、粘性圧力抵抗はポテンシャル計算の圧力を実験データを基に修正して求める小柴[11]の方法を用いて計算し、これらを加え合せて粘性抵抗を推定した結果について述べる。

計算は $L_{PP} = 6$ mの模型船A, B, C, G, H, S船型について $F_n = 8.1$, $R_n = 4.84 \times 10^6$ の場合について行った。形状影響係数の推定結果を表4.2.6に示す。ここで、形状影響係数Kは、摩擦抵抗係数 C_F

粘性圧力抵抗係数 C_{vp} , Schoenherr の式による相当平板の摩擦抵抗係数 C_{fo} を用いて次式により計算した。

$$K = (C_f + C_{vp} - C_{fo}) / C_{fo}$$

また、次式で表わされる粘性圧力抵抗の累積積分値 $R_{vp}(x)$ の S.S.に沿った分布を図 4.2.2.7 に、形状影響係数の計算値と実験値との比較を図 4.2.2.8 に示す。

$$R_{vp}(x) = -\rho U^2 \int_0^x \int ((C_p - C_{p0}) n_x) dldx.$$

ここで、 ρ , U , C_p , C_{p0} , n_x , l , x はそれぞれ流体の密度、船速、船体表面の実際の圧力係数、ポテンシャル圧力係数、船体表面の外向き法線が x 軸となす方向余弦、片舷のガース長さ、Midship を原点として船体後方を正とする軸の座標を表わす。なお、粘性圧力抵抗は船体後端の x 座標を x_e とすれば $R_{vp}(x_e)$ となる。

これらの結果から、各模型船の粘性抵抗の差はほとんどが粘性圧力抵抗の差によるものであり、これには S.S.1/2 より後方における実際の圧力とポテンシャル圧力との差が大きく影響していることがわかる。また、横切面積曲線の異なる A, B, C, S 船型と G, H 船型の間で、 $R_{vp}(x)$ の分布に傾向の違いが見られるのも興味深い。形状影響係数の計算値は実験結果と比較的良く対応しており、この方法が船尾のフレームラインや横切面積曲線の検討に有効であることがわかる。

(石播 小柴 幸雄)

4.2.7 水面流出運動量を考慮した粘性抵抗計算

(1) 計算式

船体表面に沿う境界層流のうち、水面に比較的近い船側の流れは、船尾端に到達しない前に、水面に出てしまって、それ以後は水面に沿った伴流となっていく。例えば、図 4.2.2.9 でみると、流線 S.L. 9 や S.L. 10 に沿う流れがそれである。この部分の運動量損失も加えると、姫野の抵抗計算式のうち、運動量損失に因づく抵抗 (R_{MOM}) は次のようになる。

$$R_{MOM} = \rho U_\infty^2 \int_{girth} \theta \left(\frac{U_e}{U_\infty} \right)^{(H+5)/2} dn + \rho U_\infty^2 \int_{LWL} \theta \left(\frac{U_e}{U_\infty} \right)^{(H+5)/2} dy$$

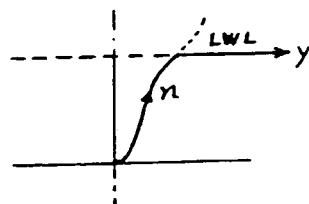
(積分路は右図のようにとる)

渦抵抗 (R_{vor}) は姫野の式そのまゝである。

(2) 計算結果

上式の第 2 項は、水面に沿って船体から流出した運動量損失の積分である。原理的には水面に沿った伴流の追跡計算も可能であるが、現在の計算プログラムはこの点を考慮していなかったので、境界層範囲でしか θ が求まっていない。そこで流線が水面に出る直前の $\theta (U_e/U_\infty)^{(H+5)/2}$ が、水面に出たとの流線に沿っても保存されていると仮定して、第 2 項の積分を行って、第 1 項に加えてみた。図 4.2.3.0 の①がその結果を示す。②は、第 1 項のみの結果である。船尾端でピークとなり、伴流に入つて少し下がつてから一定になる。抵抗が一番小さいのは B 船型で次いで A, C の順に大きい、差がかなり大きく出ている。ピークのあたりでは、これほどの差はないが抵抗の順位は変わらない。②のピークは①のピークより若干前方にある。

C_{vor} の計算結果を図 4.2.3.1 に示す。 C_{MOM} に比べて、1 枝小さい。やはり B 船型がもっとも抵抗が



小さい。

(横浜国大 池畠 光尚)

参 考 文 献

- [1] Soejima, S., "An Integral Method for Calculating the Viscous Flow around Ship Stern", Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow, 1985
- [2] 姫野洋司, 石井立志, 境界層理論による粘性抵抗の推定, 日本造船学会論文集, №154, 1983
- [3] 日本造船研究協会: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, 第183研究部会, 研究資料№348, 昭57.3, №358, 昭58.3
- [4] 橋本美貴, 木下義直, 荻野繁之:ボテンシャル流れの計算を利用した形状影響係数, 伴流分布特性の推定法, 関船誌第200号, 昭61.3
- [5] 幸陽船渠:境界層計算について, SR196 研究部会委員会資料№4-15, 昭59.12, №8-7, 昭60.11
- [6] 別所正利:肋骨線に関する考察, 船論, 第122号, 昭42.12
- [7] 浅野誠一:船体横断面内2次流れの運動エネルギーに関する一考察, 関船誌, 第174号, 昭54.9
- [8] 吳清達, 田中一朗, 馬場哲治, 林明泉:肥大船まわりに発生する剥離渦に関する研究, 関船誌, 第171号, 昭53.12
- [9] 松村安雄, 芦立勲:肥大船船尾肥大度に関する研究, 日本鋼管技報, Vo.1. 60, 昭48.8
- [10] Muraoka, K : Calculation of Viscous Flow around Ship Stern, 西部造船会会報, 第58号, 1979
- [11] 小柴幸雄:粘性圧力抵抗に関する一考察, 西部造船会会報, 第72号, 昭61.
- [12] 三嶋聰紀, 平野雅祥, 織田博行, 片桐光雅:統計解析による形状影響係数の推定, 関西造船協会, 第179号, 昭55.
- [13] 坂元慶行, 石黒真木夫, 北川源四郎:情報量統計学, 共立出版, 昭59.
- [14] Shirose, Y., Koshiba, Y., Tsutsumi, T.: Influence of principal particulars of ship on viscous flow, Osaka Colloquium, Osaka, 1985.
- [15] 奥野武俊:船体表面の摩擦応力分布および境界層内の2次流れに関する研究, 日本造船学会論文集, 第139号, 1976.

表 4.2.1 T - H 法の修正部分

T-H 法	T-H 法を若干修正した時
<u>第0近似</u> (平板解)	<u>第0近似</u> (各スパン長さが等しい回転体で圧力勾配 0)
$H_0 = 1.3$	$H_0 = 1.3$
$\theta_0 = [(1+n) \alpha (H_0)]^{\frac{1}{n+1}} (U_0 x / \nu)^{\frac{-n}{n+1}}$	$\theta_0 = [(1+n) \alpha (H_0)]^{\frac{1}{n+1}} (U_0 S(x) / \nu)^{\frac{-n}{n+1}}$
$c f_0 = 2 \alpha (H_0) [(1+n) \alpha (H_0) (U_0 x / \nu)]^{\frac{-n}{n+1}}$	$c f_0 = 2 \alpha (H_0) [(1+n) \alpha (H_0) (U_0 S(x) / \nu)]^{\frac{-n}{n+1}}$
	ただし、 $S(x) = \int_0^x l^{n+1} dx$
<u>第1近似</u>	<u>第1近似</u>
$H_1 = \alpha_3 \frac{\theta_0}{c f_0} \frac{1}{U_0} \frac{dU_1}{dx}$	$H_1 = \alpha_3 \frac{\theta_0}{c f_0} \frac{1}{U_0} \frac{dU_1}{dx}$
$\frac{\theta_1}{\theta_0} = (\frac{\theta_{11}}{\theta_{01}}) \frac{x_1}{x} + \frac{\alpha 4}{x} \int_{x_1}^x \frac{U_1}{U_0} dx + \frac{\alpha 5}{x} \int_{x_1}^x \frac{x}{U_0} \frac{dU_1}{dx} + \frac{1}{x} \int_{x_1}^x K_1 x dx$	$\frac{\theta_1}{\theta_0} = [\frac{1}{l}]^{n+1} \left[\frac{S(x_1)}{S(x)} \right] \left[\frac{\theta_{11}}{\theta_{01}} + \frac{\alpha 4}{l^{n+1} S(x)} \int_{x_1}^x \frac{U_1}{U_0} l^{n+1} dx \right]$ $+ \frac{\alpha 5}{l^{n+1} S(x)} \int_{x_1}^x \frac{S(x) dU_1}{U_0} l^{n+1} dx + \frac{1}{l^{n+1} S(x)} \int_{x_1}^x K_1 S(x) l^{n+1} dx$
	ただし、 $K_{11} = K_1 + \frac{l d l}{l dx}$
$\beta = \beta_1 \frac{(x_1)^{\frac{n+1}{n+1}}}{x} - \frac{H_0 + 1}{\lambda x^{\frac{n+1}{n+1}}} \int_{x_1}^x K_2 x^{\frac{n+1}{n+1}} dx$	$\beta = \beta_1 \frac{[\frac{S(x_1)}{S(x)}]^{\frac{n+1}{n+1}} \frac{1}{l} \alpha_3}{l} + \alpha_2 \frac{1}{S(x)^{\frac{n+1}{n+1}}} \int_{x_1}^x K_2 S(x)^{\frac{n+1}{n+1}} dx$
$\vdash \beta_1 \frac{(x_1)^{\alpha_1}}{x} + \alpha_2 \frac{1}{x \alpha_1} \int_{x_1}^x K_2 x^{\alpha_1} dx$	$\alpha_0 = \frac{2 \lambda (H_0) - 1}{\lambda (H_0)}, \quad \alpha_1 = \frac{\lambda (H_0) - 1}{\lambda (H_0)}, \quad \lambda (H) = \frac{-2}{(H-1)(H+1)}$
ただし、iは初期値、初期位置等を示す。	

表 4.2.2 実験修正係数 α_1 , α_2 の計算に用いた船型

M. S. No	SR196 船型			他の肥大船型								
	A	B	C	TA	TB	TC	TD					
構成シリーズ	船尾フレームライン			船尾ブリズマ		l_{cb}						
L_{pp} (M) (m)	6.000											
L/B	6.000			5.500								
B/d	2.762			3.500								
C_b	0.802	0.803	0.802	0.800	0.800	0.800	0.800					
C_m	0.995			0.994								
l_{cb} (%)	-2.563	-2.528	-2.587	-2.480	-2.438	-3.511	-1.998					
WSA (m ²)	8.651	8.671	8.638	8.788	8.781	8.787	8.786					

表 4.2.3 粘性抵抗計算結果

船型	SR196G	SR196H	SR196S
レイノルズ数	5.920×10^6		
$C_f \times 10^3$	3.200		
$C_{mom} \times 10^3$	3.573	3.573	3.757
$C_{vor} \times 10^5$	3.036	3.347	1.614
$C_v \times 10^3$	4.249	4.366	3.873
K_{ca1} (6 m模型)	0.328	0.364	0.210
K_{exp} (6 m模型)	0.330
K_{exp} (2 m模型)	0.261	0.289	0.192

表 4.2.4 List of Models

Model	L/B	B/d	C _b	Type of stern
A	6.00	3.00	0.800	Mariner S. Stern B.
B			0.800	
C			0.801	
D			0.802	
E	6.52	2.60	0.824	Mariner S.
F				Stern B.
G	6.68	2.44	0.851	Stern B.
H	5.12	3.50	0.9	Stern B.
I	6.00	2.76	0.802	Mariner S.
J				
K				
L	5.50	3.06	0.802	Inversed "G"
M	6.50	2.86	0.570	Mariner S.

Note ; Wake distribution was not measured with model H & L.

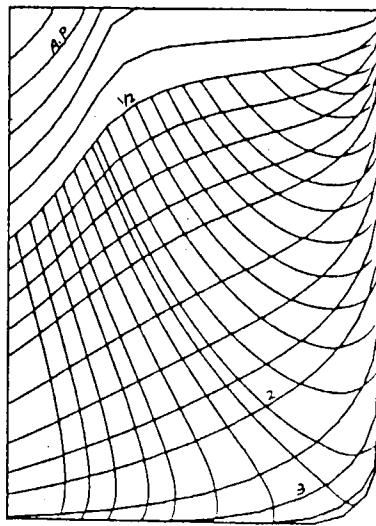
表 4.2.5 回帰モデルと A I C 値

モデル番号	次数	説明変数							残差分散 $\times 10^3$	A I C
		x_1 $\Sigma C_{PA} \cdot \Delta S$	x_2 ΔC_{PA}	x_3 $\Sigma C_{PF} \cdot \Delta S$	x_4 ΔC_{PF}	x_5 ∇/L^3	x_6 C_{VOR}	x_7 $y + \delta^*$		
①	8	○	○	○	○	○	○	○	0.103	-184.9
2	7	○	○		○	○	○	○	0.136	-178.2
3	6	○	○		○		○	○	0.147	-177.5
4	7		○	○	○	○	○	○	0.161	-172.6
5	5		○		○		○	○	0.183	-172.6
6	6		○		○	○	○	○	0.181	-171.0
7	6		○	○	○		○	○	0.182	-170.8
8	4		○		○			○	0.243	-165.5
⑨	7	○	○	○	○	○	○		0.275	-155.5
⑩	6	○	○	○	○	○			0.404	-145.2
11	4		○				○	○	0.383	-148.9
12	6	○	○			○	○	○	0.383	-146.9

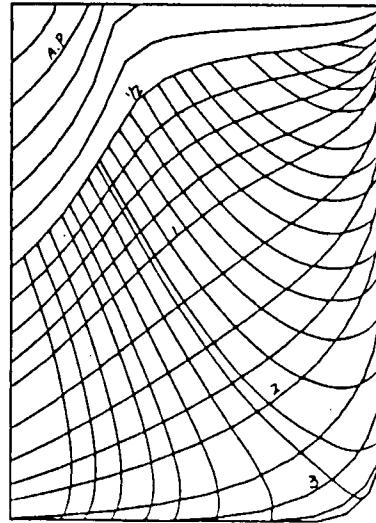
表 4.2.6 形状影響係数の推定結果

MODEL	A	B	C	G	H	S
R_{VP} (kg)	0.268	0.254	0.300	0.243	0.256	0.230
$C_{VP} \times 10^3$	1.032	0.975	1.156	0.937	0.990	0.877
$C_F \times 10^3$	3.391	3.389	3.394	3.399	3.402	3.389
$(C_{VP} + C_F) \times 10^3$	4.423	4.364	4.550	4.336	4.392	4.266
$C_{FO} \times 10^3$	3.417	3.417	3.417	3.417	3.417	3.417
K	0.294	0.277	0.332	0.269	0.285	0.249

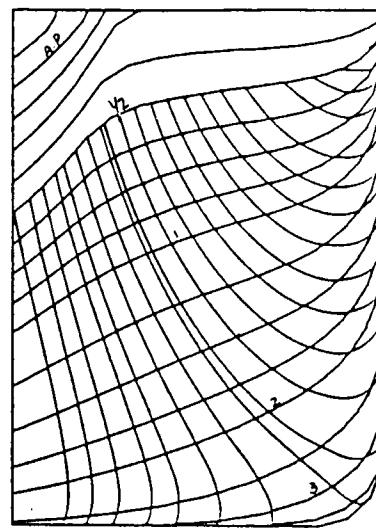
SR196-A



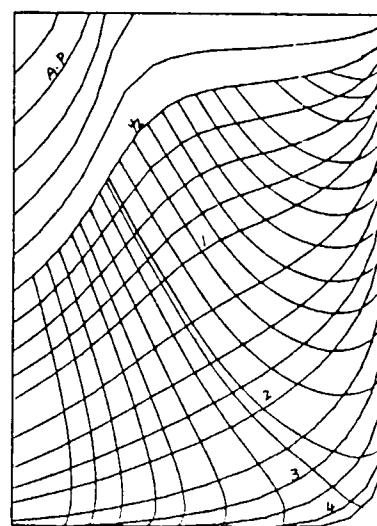
SR196-B



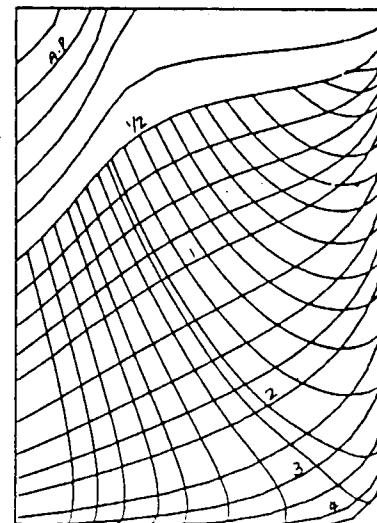
SR196-C



SR196-G



SR196-H



SR196-S

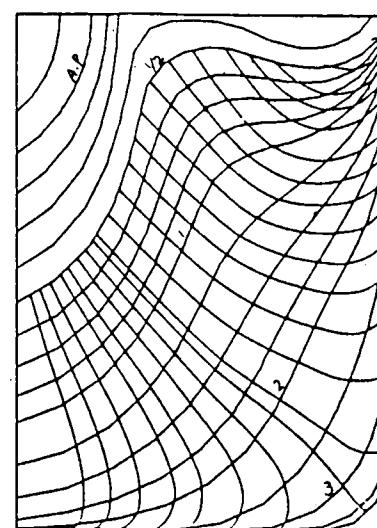


图 4.2.1 Potential Stream Line (Full Load Condition)

$$K_1 - \frac{3}{U_e} \cdot \frac{\partial U_e}{\partial S}$$

K_2

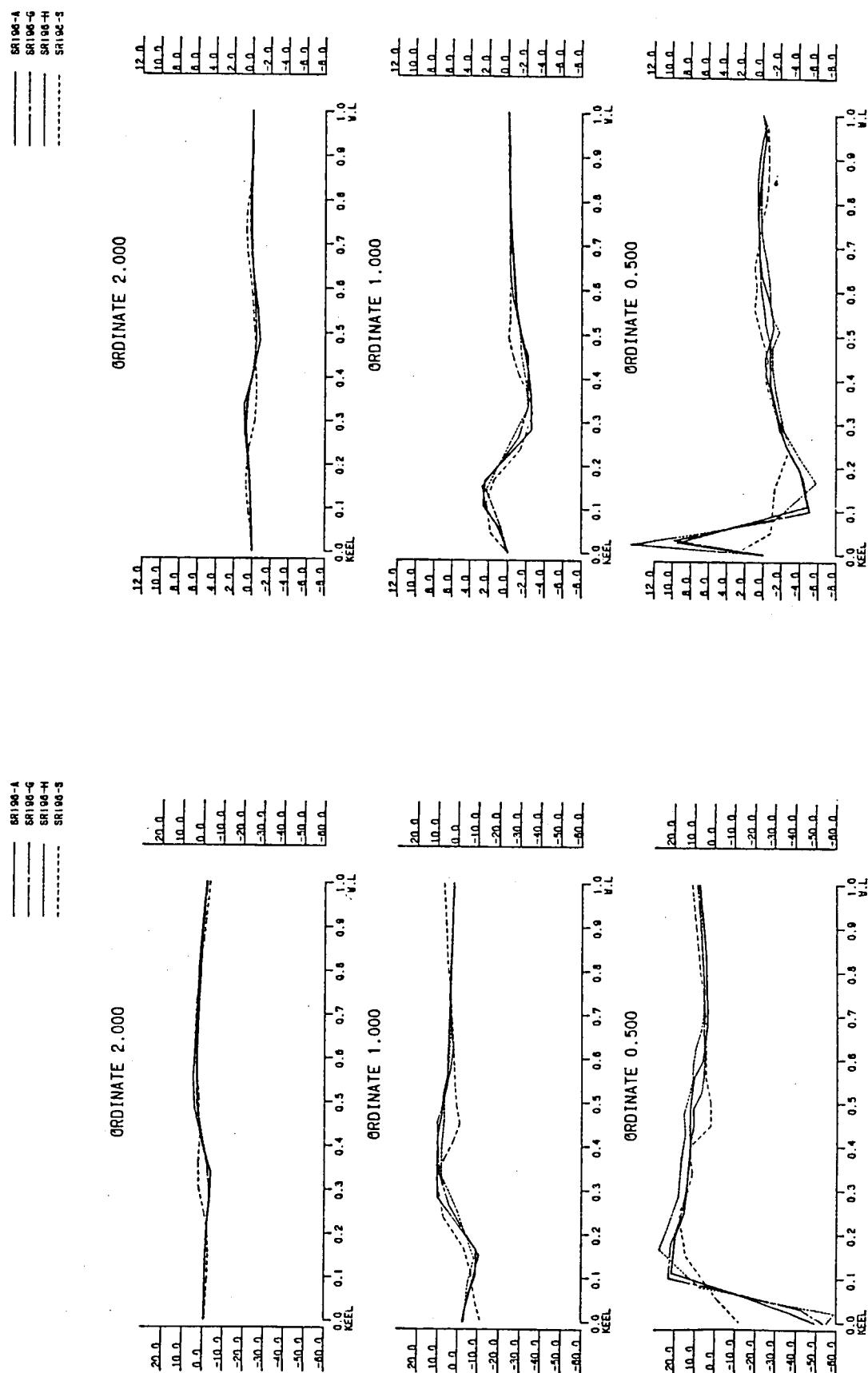


図 4.2.2 修正圧力勾配 ($K_1 - \frac{3.3}{U_e} \times \frac{\partial U_e}{\partial S}$)

図 4.2.3 流線の曲率 K_2

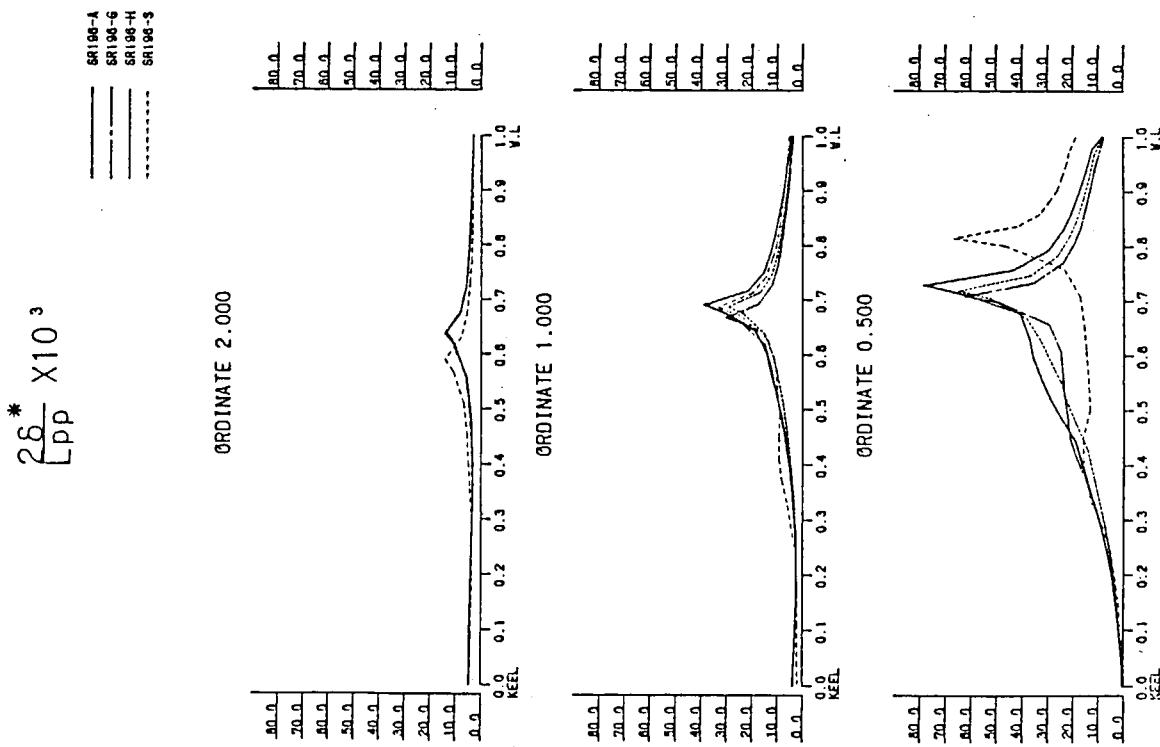


図 4.2.4 排除厚さ δ^* ($L = 2m$)

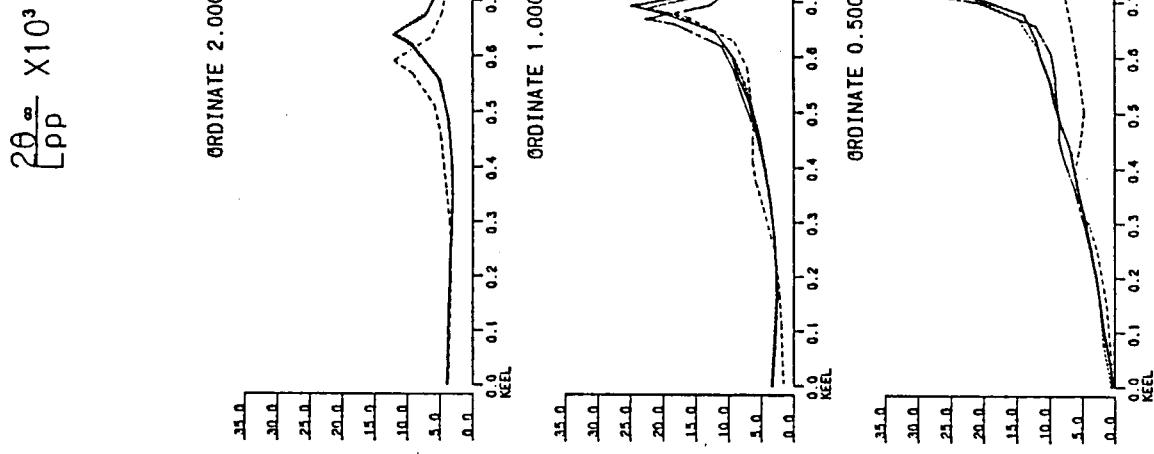


図 4.2.5 無限後流中における運動量厚さ θ_∞ ($L = 2m$)

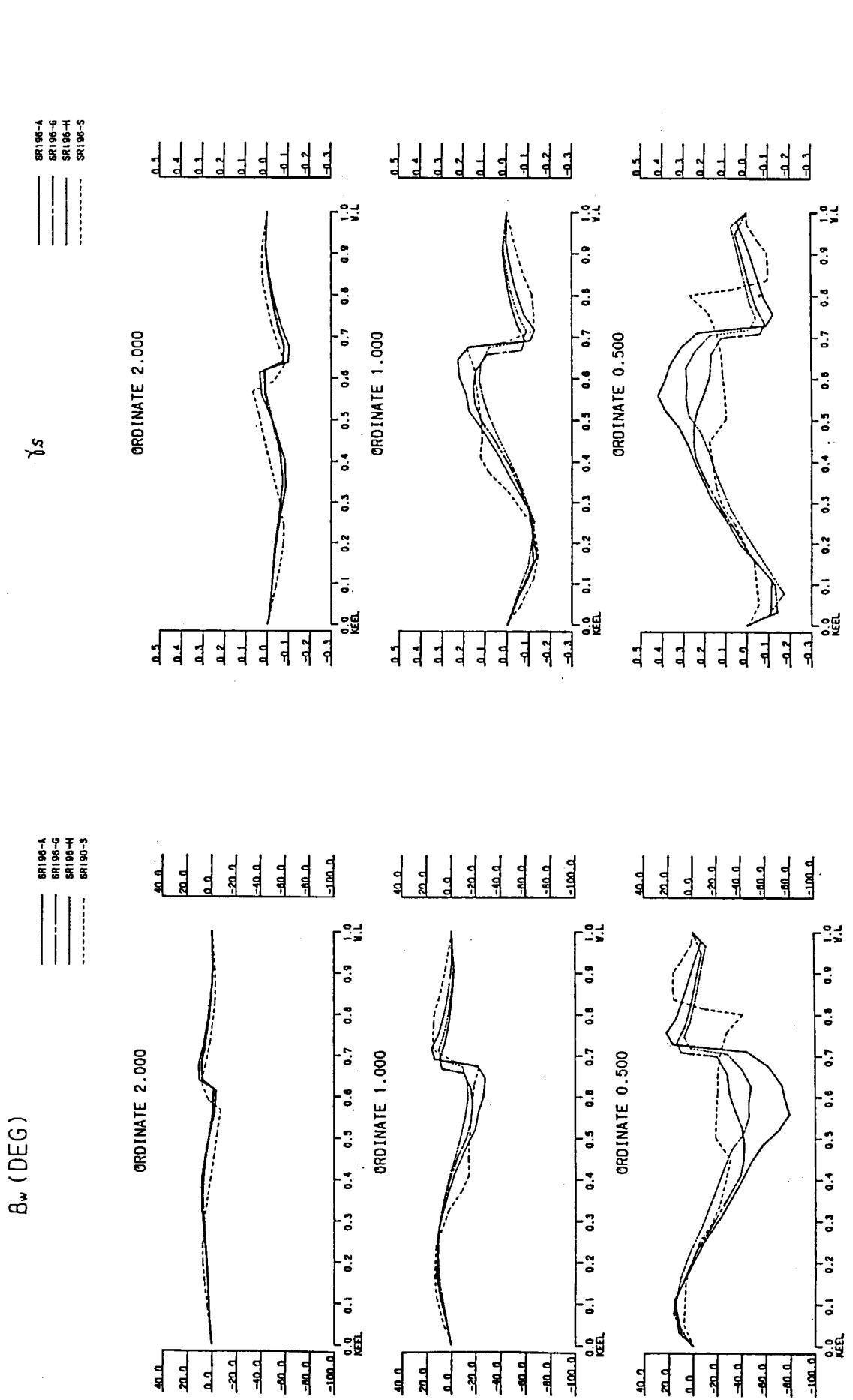


図 4.2.6 壁面での 2 次流れ角 β_w ($L = 2 m$)

図 4.2.7 2 次流れによる循環密度 T_s ($L = 2 m$)

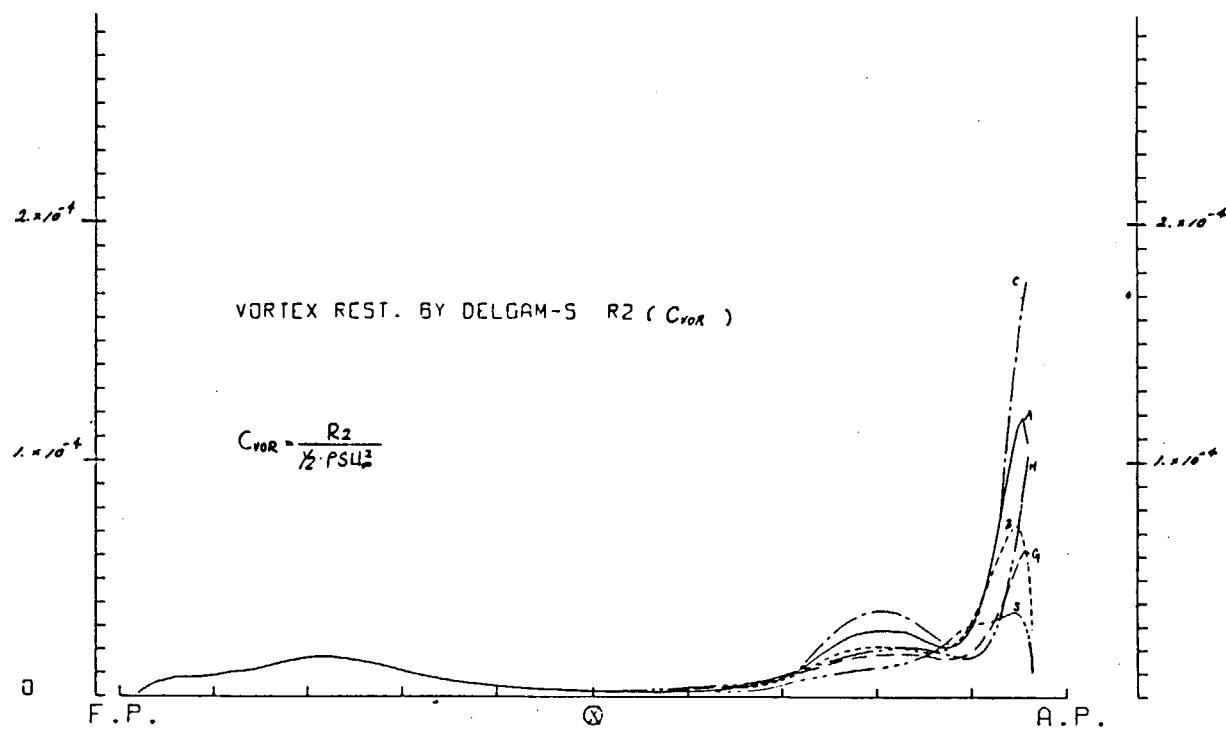


図 4.2.8 涡抵抗（満載状態， $R_n = 5.92 \times 10^6$ ）

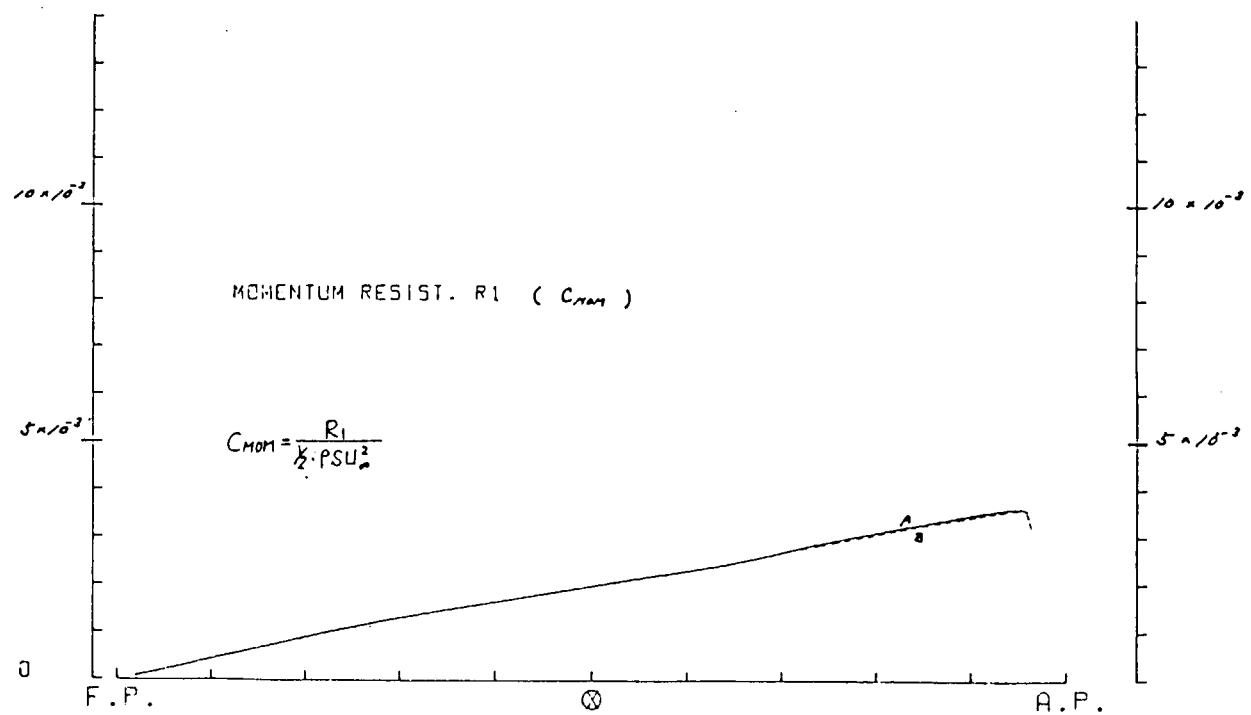


図 4.2.9 運動量損失抵抗（満載状態， $R_n = 5.92 \times 10^6$ ）

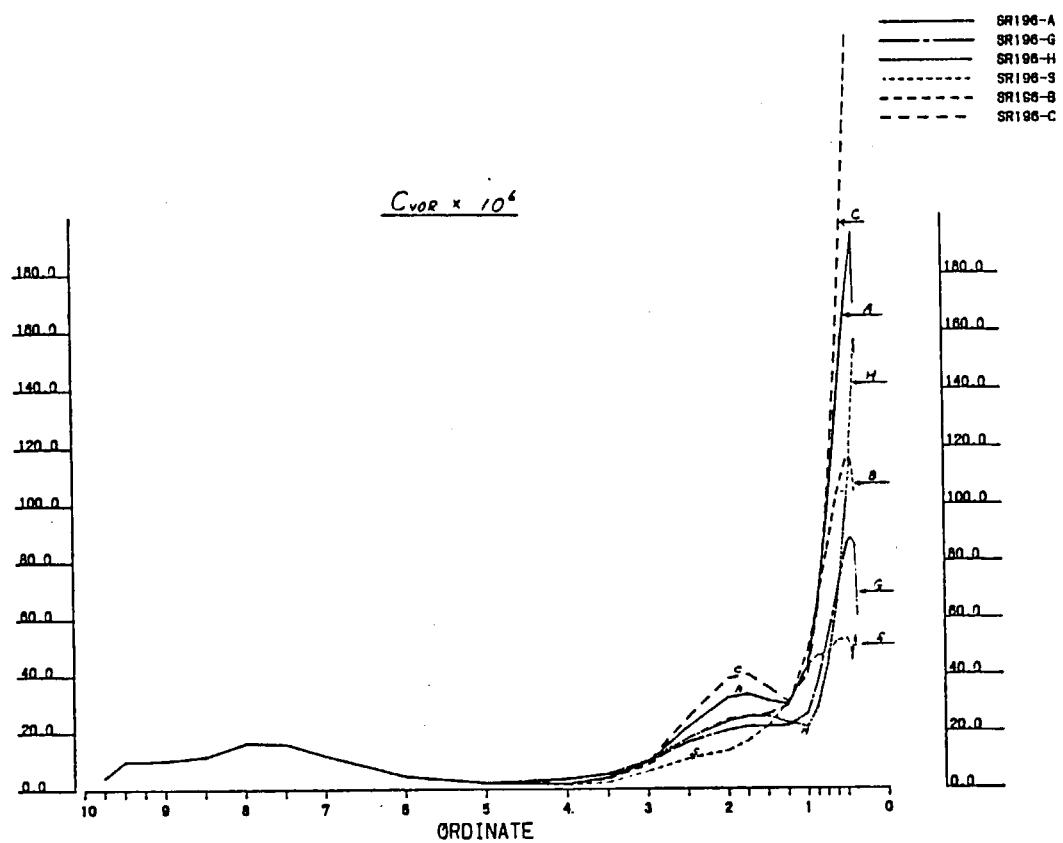


図 4.2.10 漩抵抗（満載状態， $R_n = 1.0109 \times 10^6$ ）

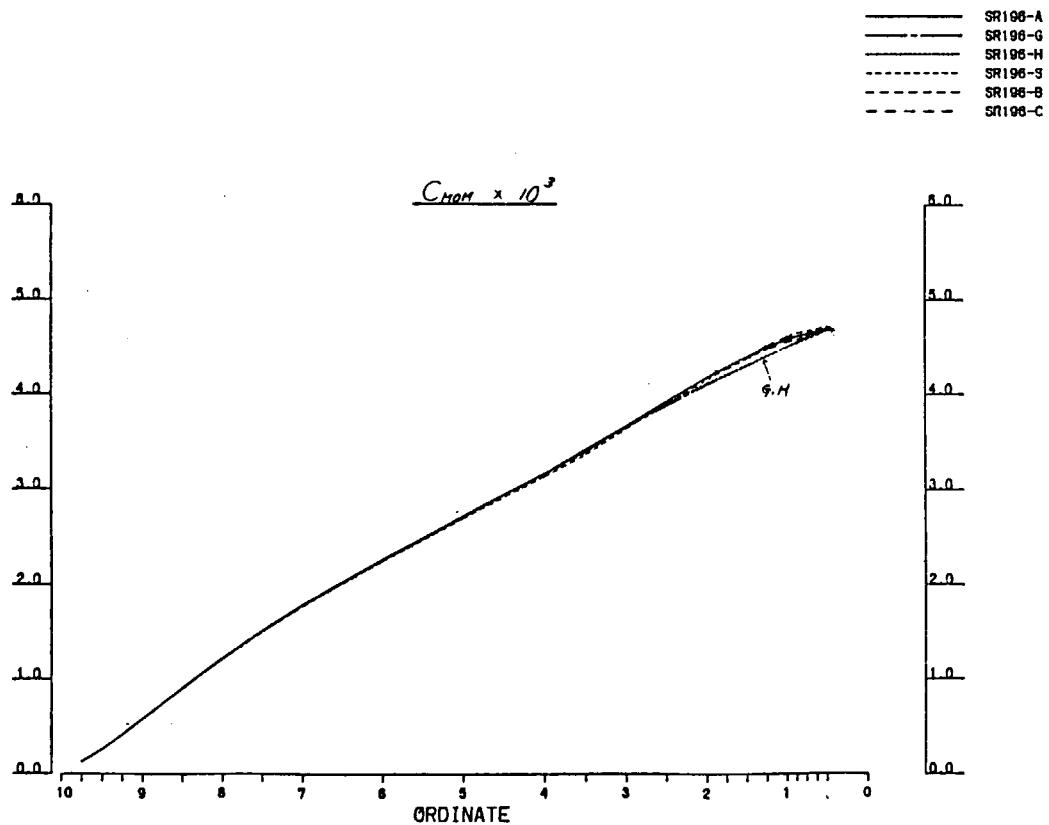


図 4.2.11 運動量損失抵抗（満載状態， $R_n = 1.0109 \times 10^6$ ）

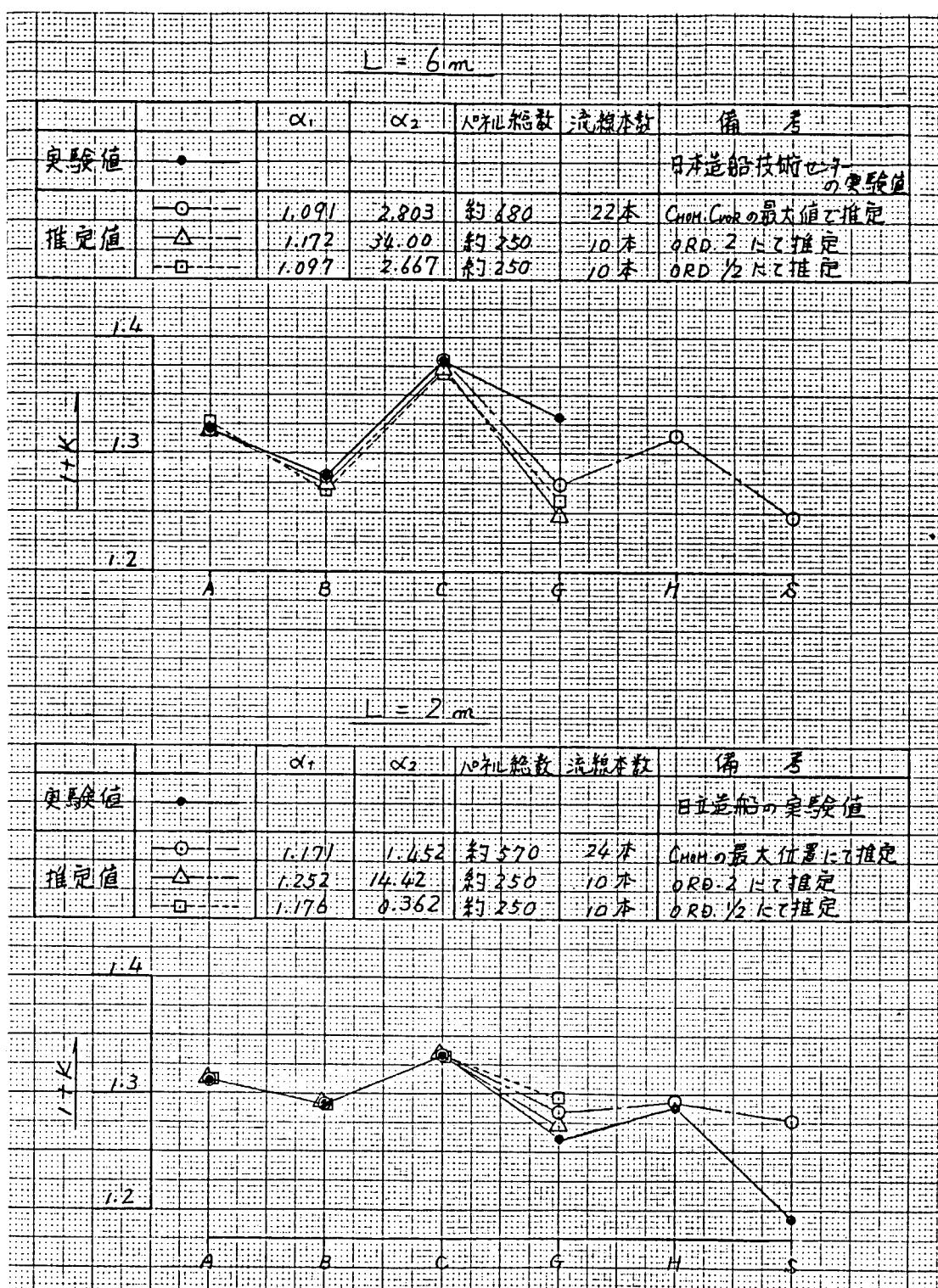
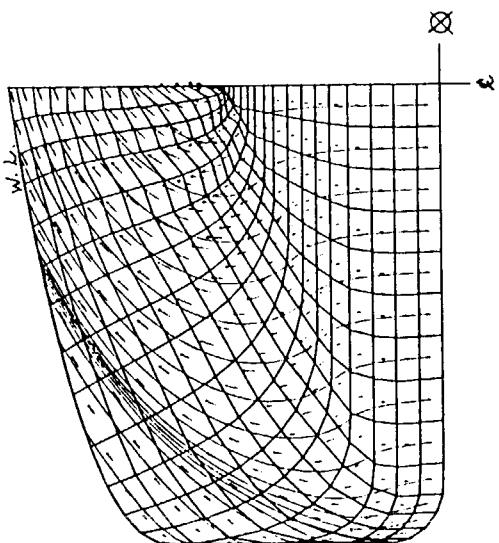
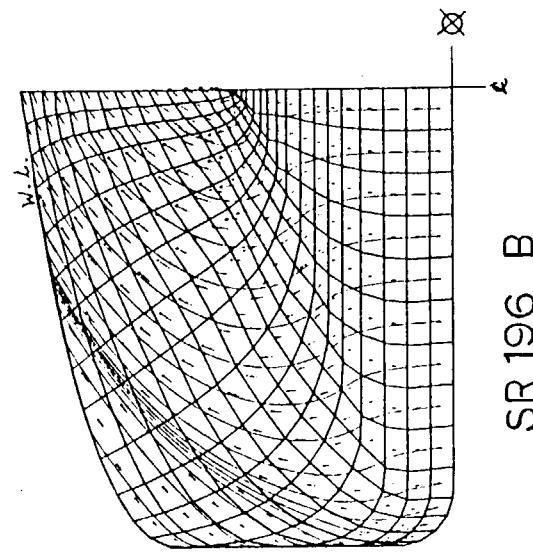


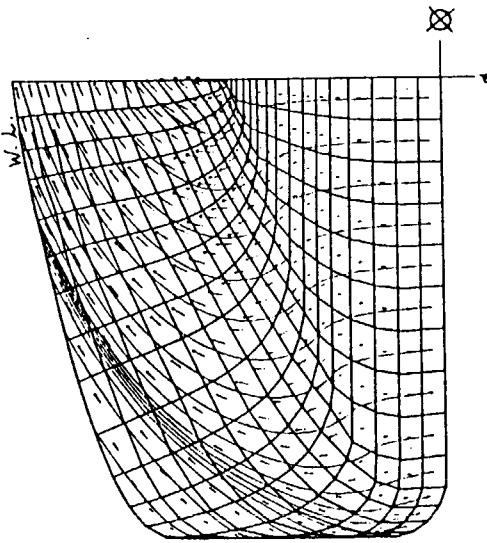
図 4.2.12 粘性抵抗計算結果（満載状態）



SR 196 A



SR 196 B



SR 196 C

图 4.2.13 Potential stream line (Ballast condition)

SR196

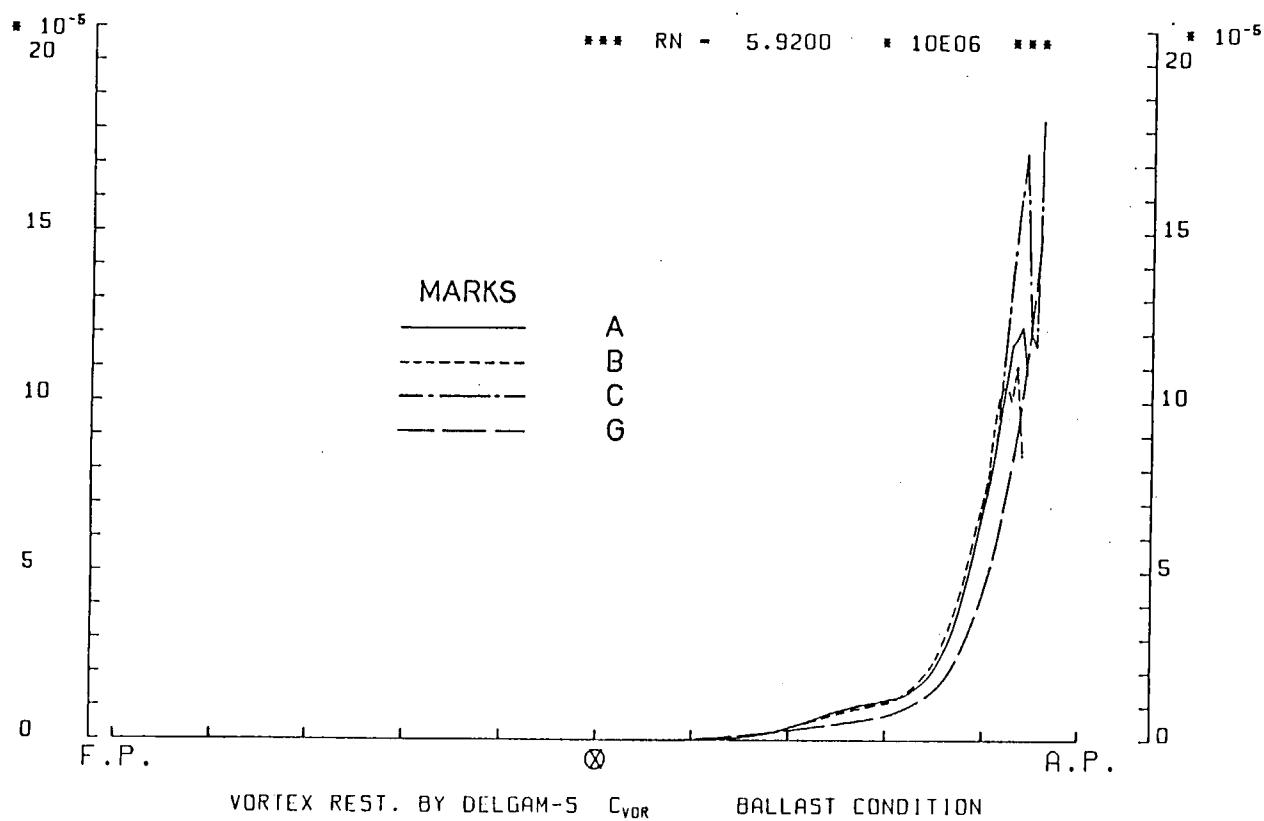


図 4.2.14

SR196

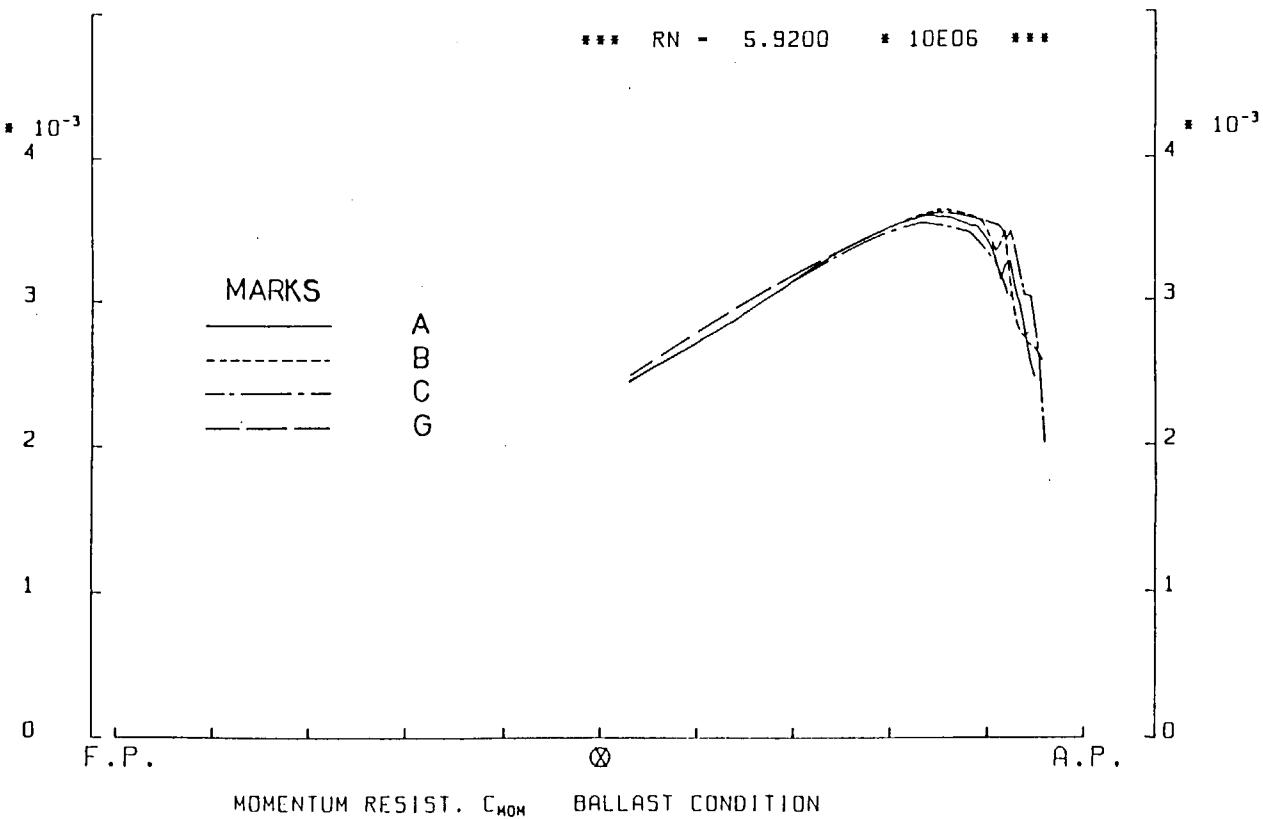


図 4.2.15

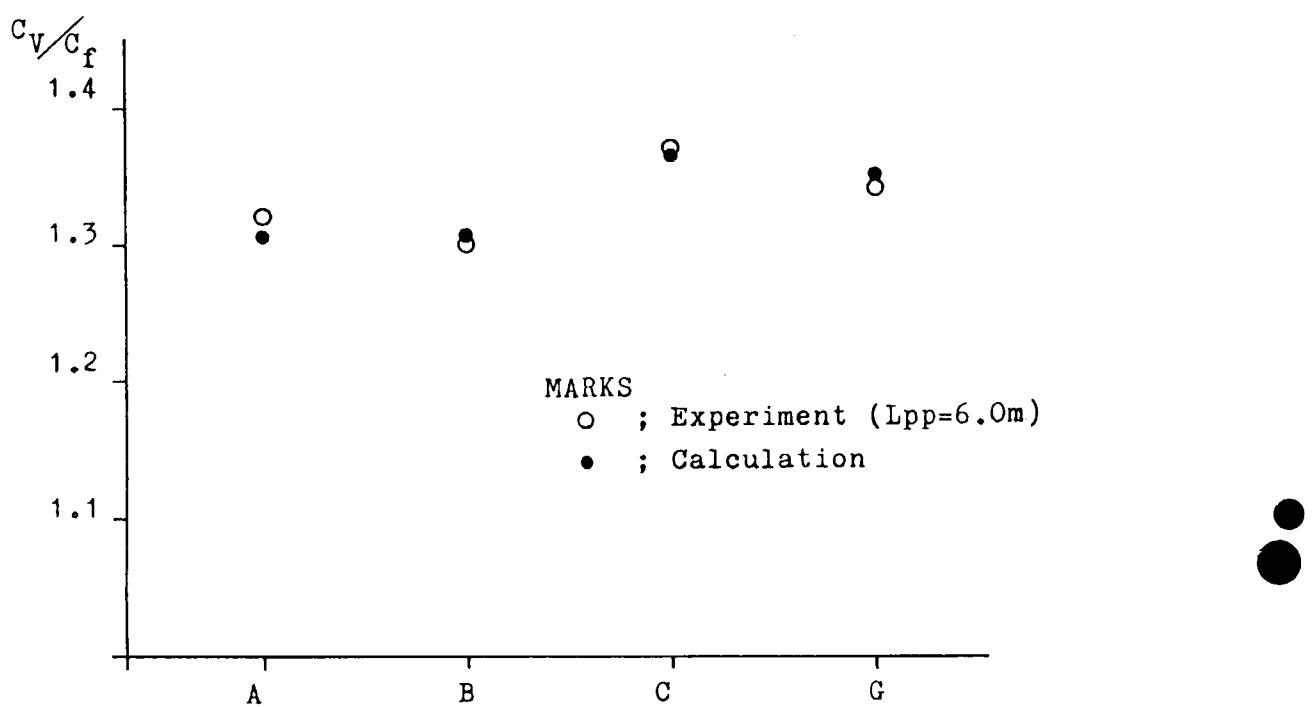


図 4.2.16 Viscous resistance (Ballast condition)

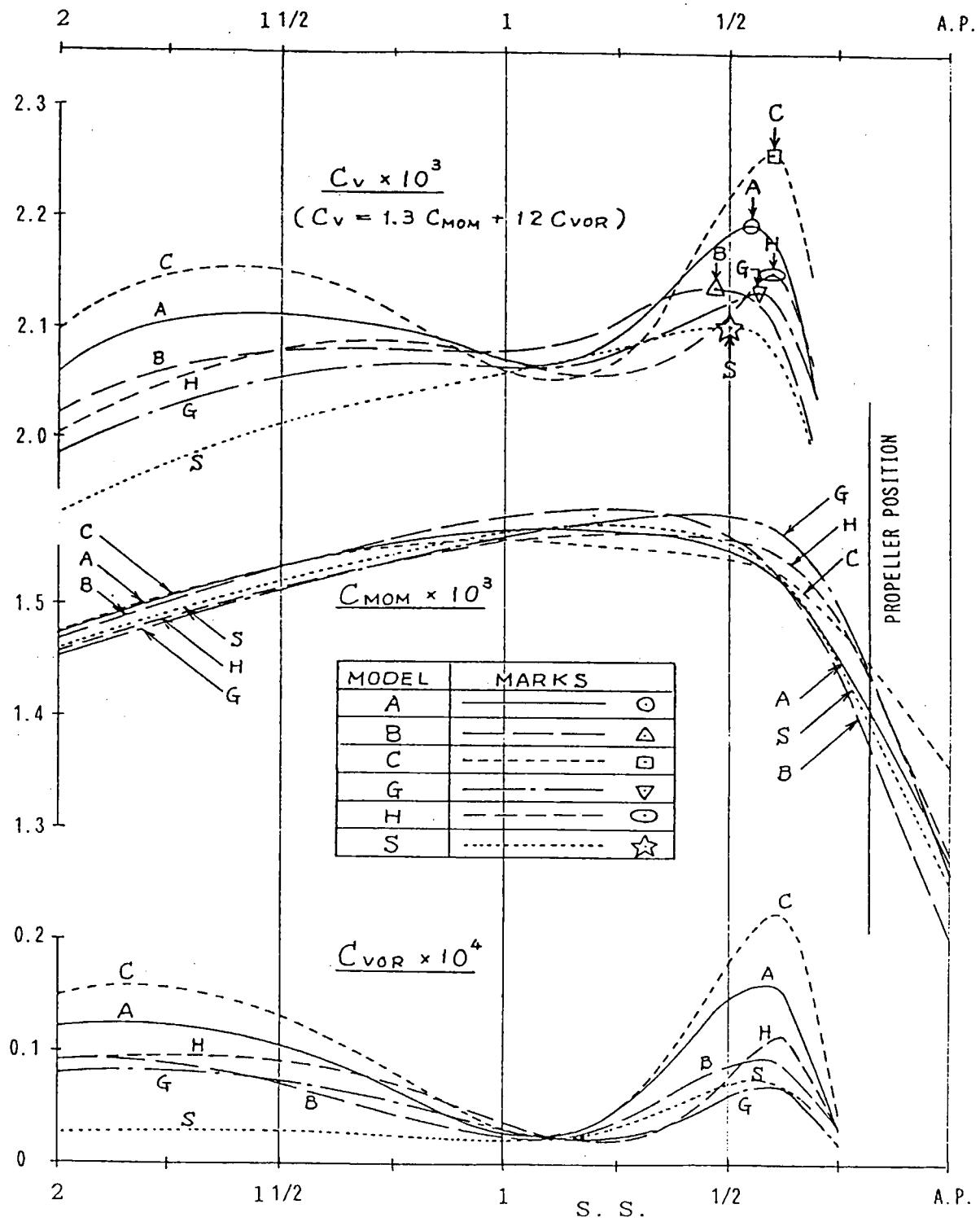


図 4.2.17 粘性抵抗成分の計算結果についての船型比較 ($R_n = 5 \times 10^8$)

	水槽	模型	記号
実験結果 造技セ 日立	6 m 2 m		—△— ---□---
推定結果			—●—

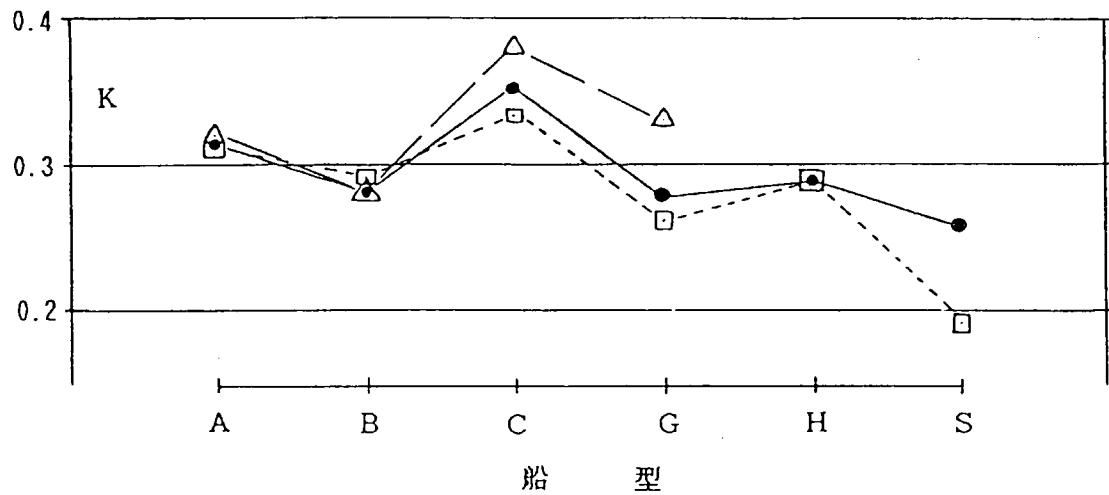


図 4.2.18 粘性抵抗形状係数の比較

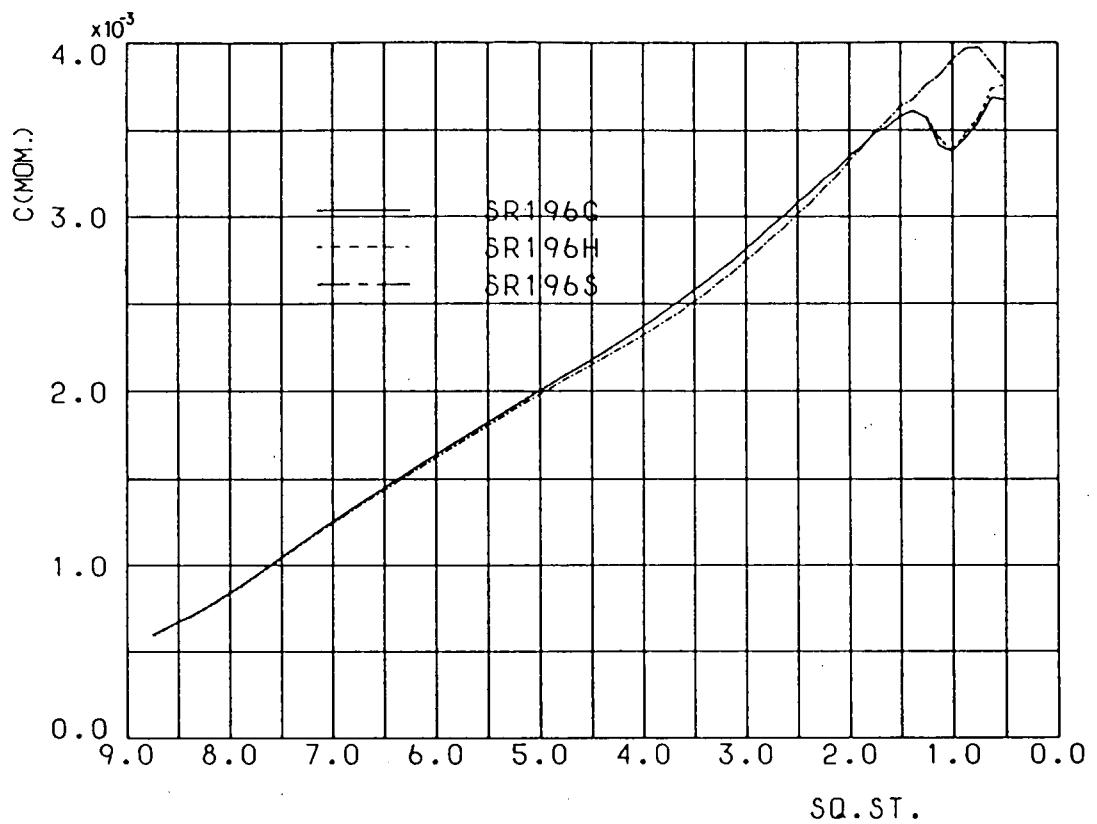


図 4.2.19 運動量抵抗成分 C_{MOM} の計算結果, レイノルズ数 5.92×10^6 (SR 196G, H, S)

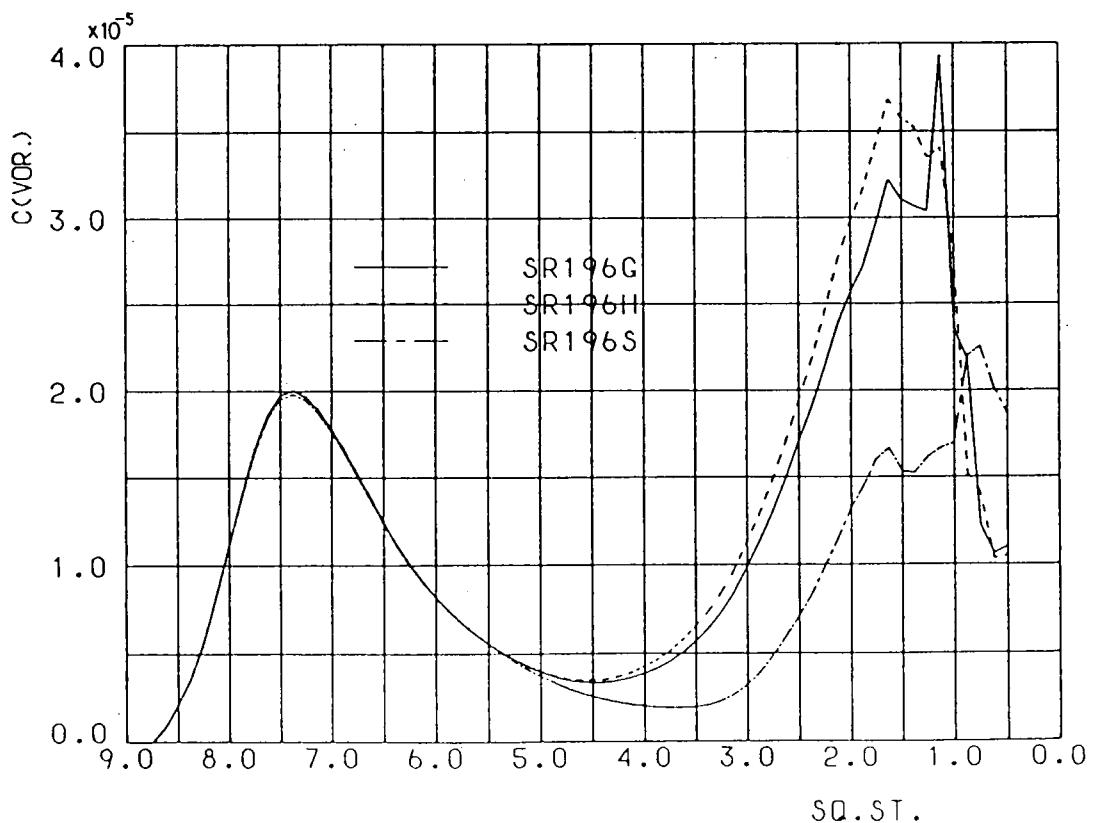


図 4.2.20 涡抵抗成分 C_{VOR} の計算結果, レイノルズ数 5.92×10^6 (SR 196G, H, S)

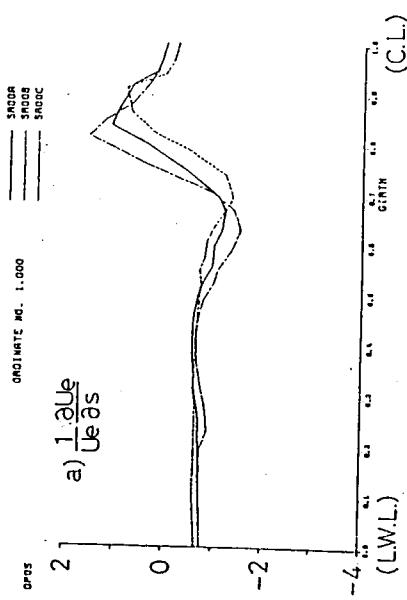
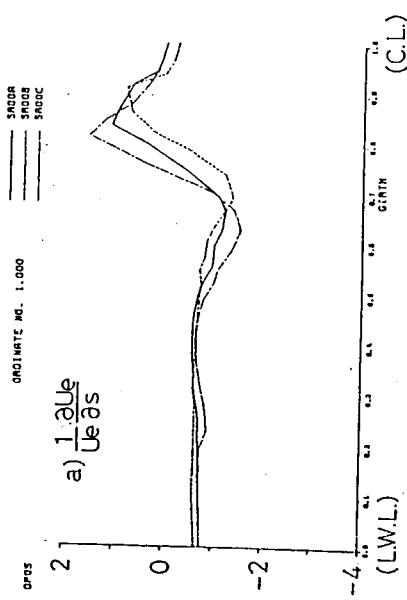


图 4.2.21 速度梯度和流线收敛；引自 Ref. [4]

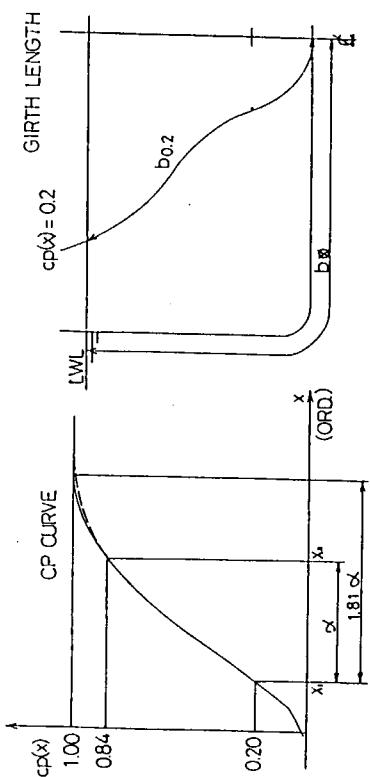


图 4.2.22 定义 \$\alpha_M\$

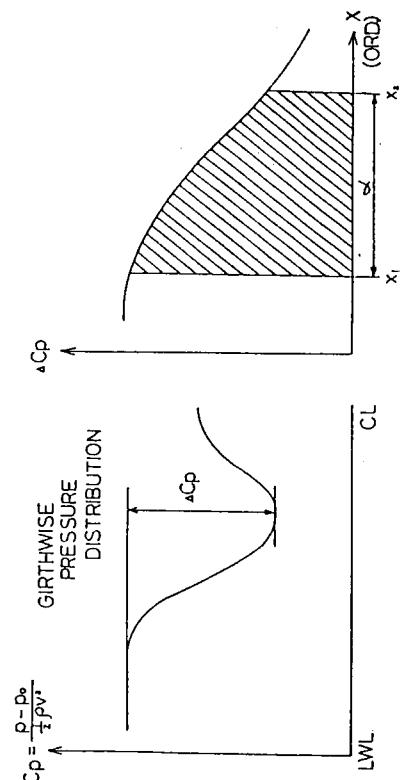


图 4.2.23 定义 \$\alpha_v\$

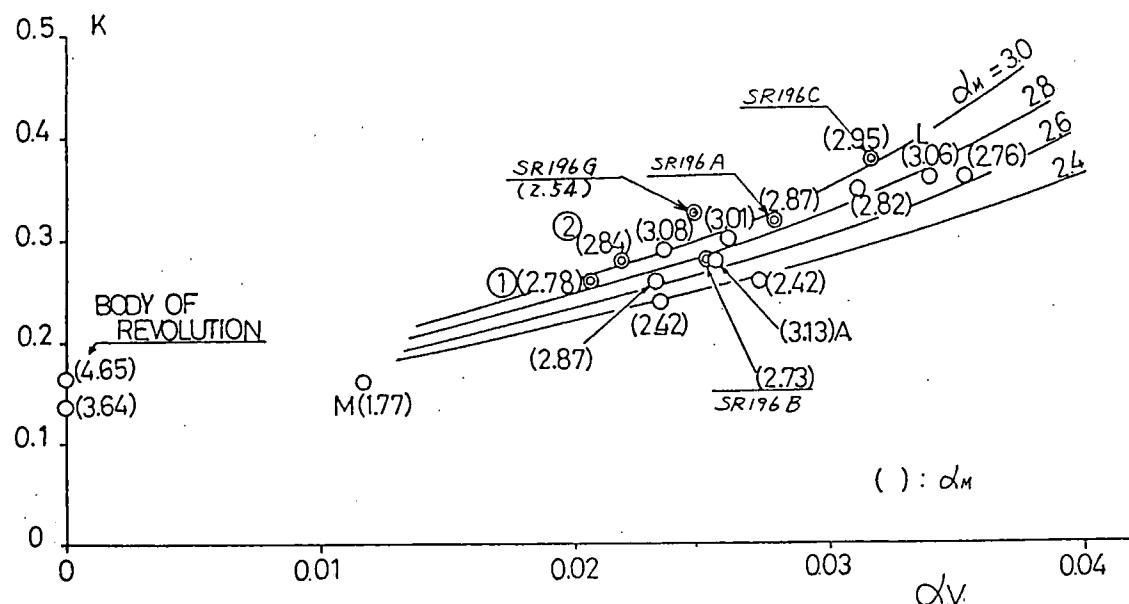


図 4.2.24 Estimation Chart of Form Factor

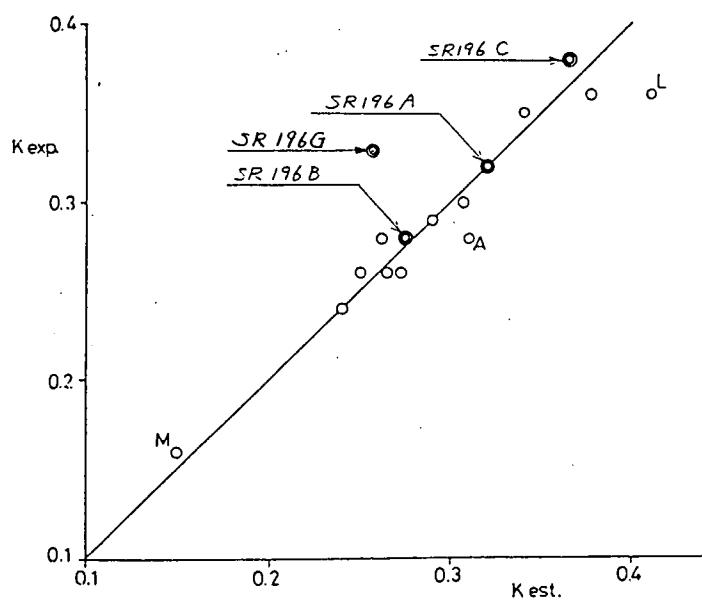
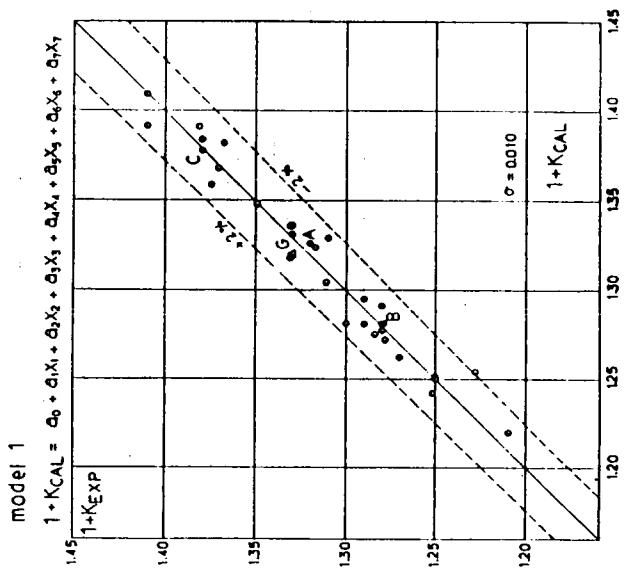
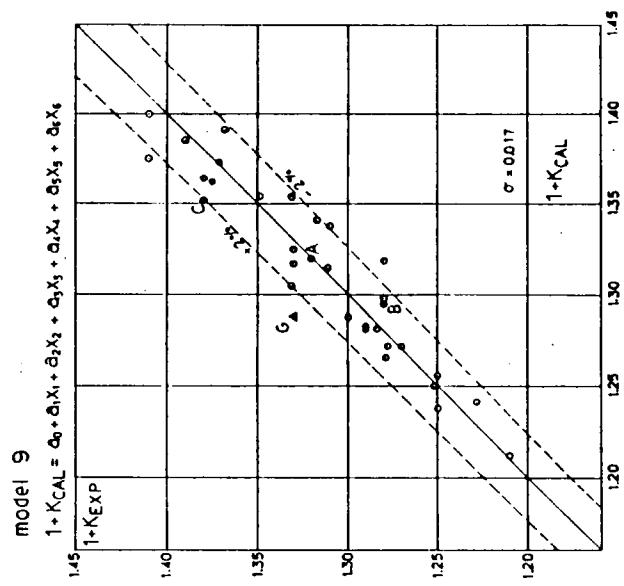


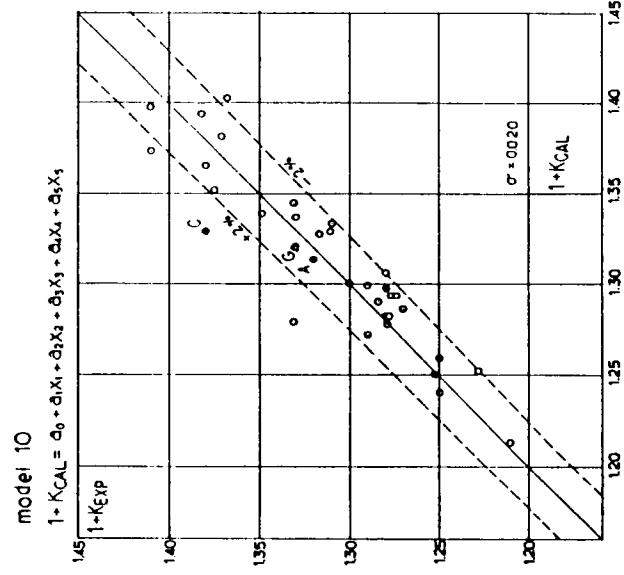
図 4.2.25 Comparison of K between Those by Experiment and by Estimated



(a)



(b)



(c)

図 4.2.26 形状影響係数の推定結果と試験結果との比較

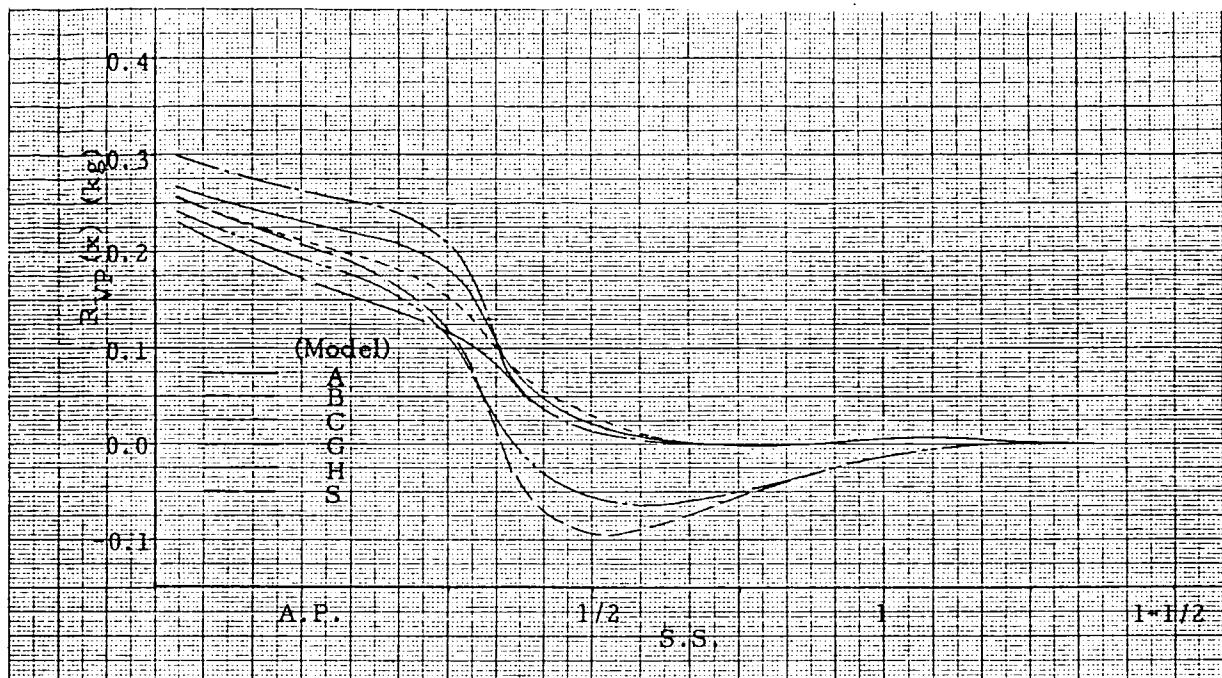


図 4.2.27 粘性圧力抵抗の累計積分値の比較(計算)

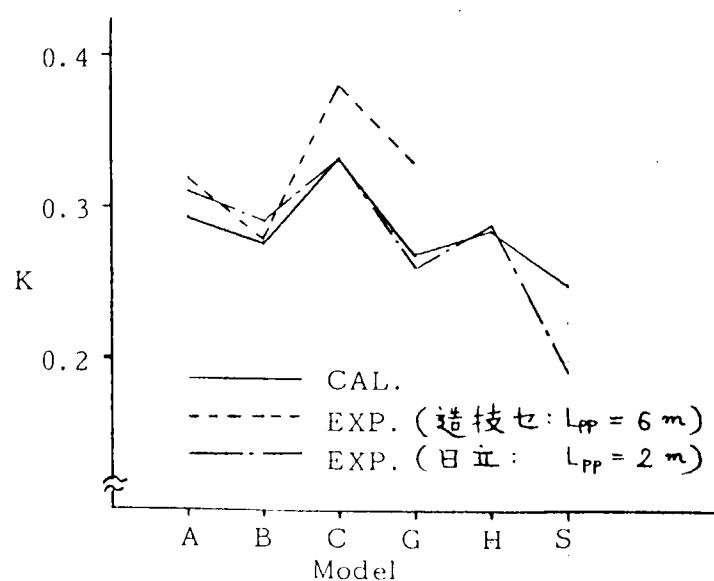


図 4.2.28 形状影響係数の計算値と実験値の比較

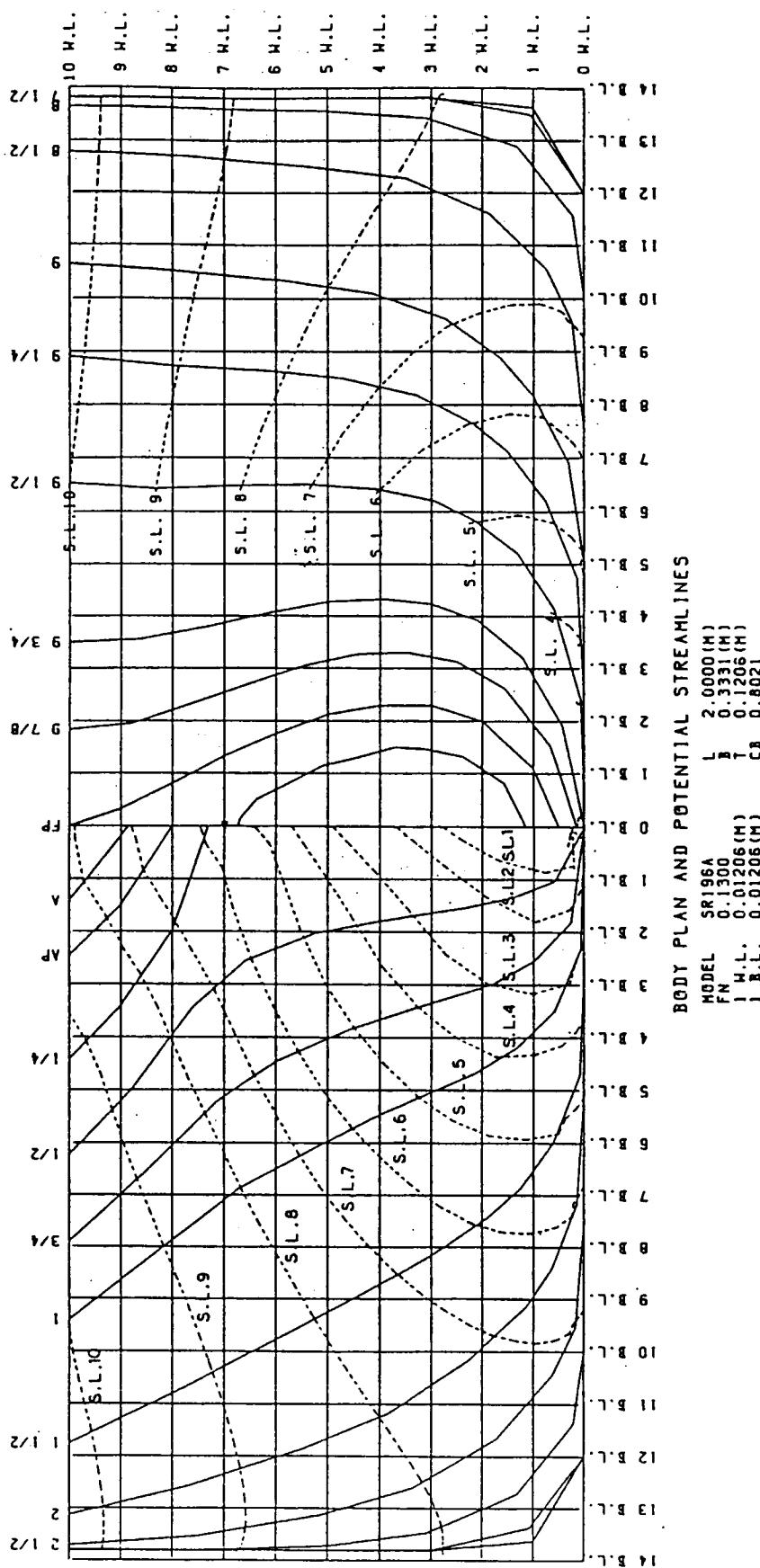


図 4.2.29 正面線図と計算ボテンシャル流線

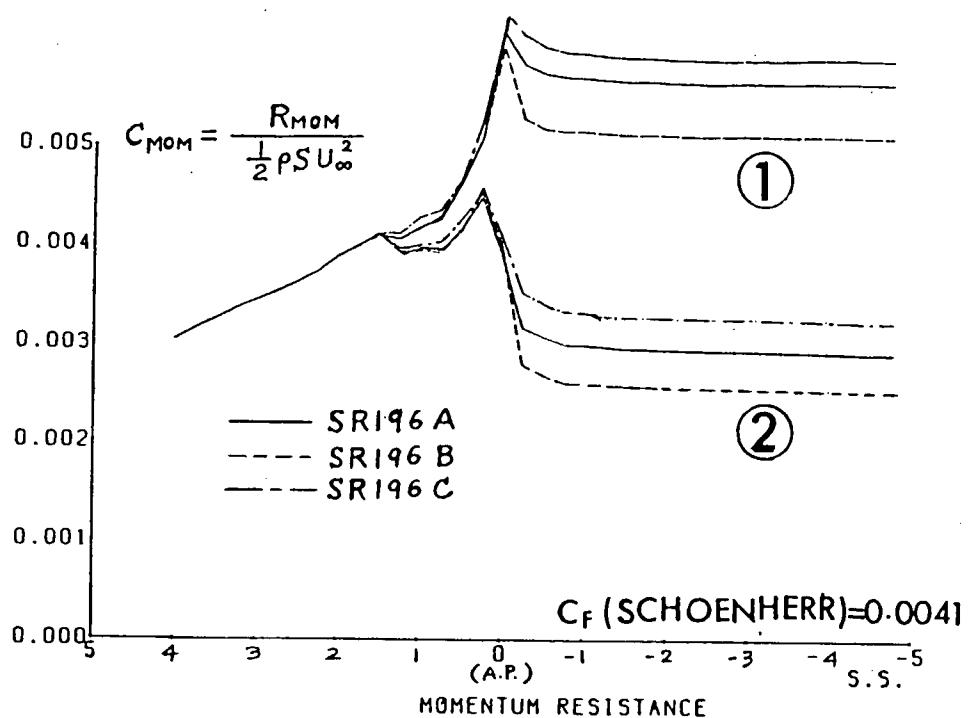


図 4.2.30 運動量抵抗成分

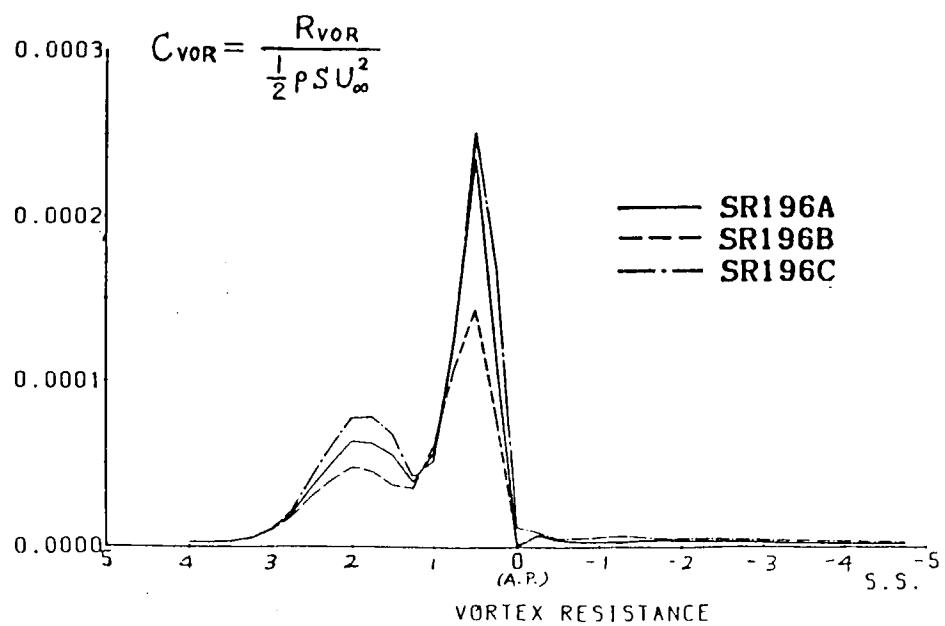


図 4.2.31 渦抵抗成分

4.3 伴流および粘性流場の推定法

4.3.1 3次元境界層理論による船尾流速分布の推定

この節では船尾周りの流速分布を境界層計算によって直接推定する方法を試み、推定結果と計測結果とを比較することによりその推定精度を検討すると共に、船尾形状設計への利用法について考えてみた。

ここで使用した計算法は、微小2次流れの仮定を採用しない3次元境界層の積分型方程式を用いた方法[1]である。この方法では流速分布に対する仮定として、主流方向には境界層内で指数則を、伴流内では Cole's Wake Function を使用し、又、2次流れ方向には Mager's Model を使用している。通常の3次元境界層計算では船体表面における圧力分布を境界条件として与えるため、境界層が急激に厚くなる船尾端付近で数値計算が発散してしまう。そこで、この方法では境界層内及び伴流内の壁面から離れた位置での圧力分布を使用するなどの工夫をすることにより船尾での数値計算の安定化を計り、伴流領域までの計算を可能にしようとしたものである。

計算は SR196 の 6 船型について実施した。図 4.3.1 及び図 4.3.2 に 2 m 模型の S.S.1.1/2 及びプロペラ位置における流速分布の計算結果を、佐世保重工によって実施された計測結果と比較して示す。A 及び C 船型のプロペラ位置における計算結果が示されていないが、これは両船型の場合 S.S.1/2 の若干後方にて計算が発散してしまったためである。全体的な分布の傾向としては各船型共計算結果とは良く一致している。以下に各断面における結果について簡単に記す。

(a) S.S.1 :

計算結果は、境界層外端近辺にて等流速線の凹凸が計測結果と逆になっている場合もあるが、壁面近傍の流速分布は非常に良く一致しており、A 及び C 船型の水面近傍の等流速線が脹んでいるところまで良く推定している。

(b) S.S.1/2 :

計算結果と計測結果は S.S.1 の場合とほぼ同様に良く一致しており、ビルジ渦の発達に伴いビルジ直上部にて等流速線の脹みが顕著になってくる様子を良く推定している。このビルジ部での等流速線の変形は計測結果に比べて計算結果の方がやや高い位置にあるものの、等流速線の脹み具合に関する船型間の差は非常に良く推定されているといつてよい。但し、S 船型に関しては、Stern Bulb 上半部における流速分布の脹みが計測結果に比べて小さく、又、中心面から離れた位置での主船体部の境界層が実際よりやや厚く推定されているようである。

(c) プロペラ位置 :

今回の計算方法は層内の流速分布をあらかじめ簡単なモデルで仮定する積分型解法を使用しているため、ビルジ渦に起因するプロペラ面での複雑な半島状の流速分布を推定することは不可能である。又、S.S.1/2 にてビルジ渦の位置を高めに推定し、更にキール近辺の境界層を実際より薄く推定しているため、プロペラ面の下端部での伴流厚さが実際より薄く推定されてしまっている。この様にプロペラ面での推定精度はかなり落ちてくるものの、等流速線の脹み具合に関する船型間の差という観点からみると、極端ではあるが定性的な差としては良く推定している様である。計算結果の流速分布から船型間の公称伴流値 (W_N) の大小関係を概略判定すると

$$H > G > B > S$$

の順序になると考えられるが、これは 2 m 模型の実験によって得られた大小関係と良く一致している。

今回使用した計算方法は層内の流速分布をあらかじめ簡単なモデルで仮定した積分型解法を使用しているため、船尾端近傍の複雑な流速分布を精度良く推定することには自ずから限界がある。しかし、この節で計算結果と計測結果とを比較検討してきたように、S.S.1/2 までの推定精度は非常に良く、又、それより後方での精度は若干落ちてくるものの、プロペラ位置においても船型間の差を傾向的には正しく推定している様である。以上のことから、ここで使用した計算方法は船尾形状の差によって境界

層や伴流分布がどの様に変化するのかを概略検討するのに有効な方法であり、船尾形状の初期検討時に十分利用出来ると考えられる。

(三井造船 副島 俊二)

4.3.2 タイプシップ法による伴流分布の計算

(1) 計算法の概要

本計算法はタイプシップの伴流分布の計測結果を利用して理論計算結果を補正することにより、計画船の伴流分布を推定する方法である[2]。

計算法の概要を簡単に説明する。まず、計画船とそのタイプシップの船体形状を入力して等角写像法による数式表示を行う[3]。次に、この等角写像法を使ってTuck and Kerczek[4]の細長船理論により船体周りのボテンシャル流線の計算を行う。この時、プロペラに流入する流線を確実に捉えるために、船尾側から船首に向って流線追跡を行っている。船尾では境界層が厚くなるとともに、肥大船の場合は顕著なビルジ渦が発生するため流線や圧力場はボテンシャル計算結果と異なってくるので、実際の流場に近づくようにボテンシャル流場の計算結果に経験的な修正を施している。

境界層計算は微小2次流れの仮定をして積分法により解いている。速度分布モデルは主流方向には指數則を、2次流れ方向には奥野のモデル[5]を若干修正した次式を用いている。

$$\frac{v}{u} = \left(\tan \beta + C \cdot \frac{\zeta}{\delta} \right) \left(1 - \frac{\zeta}{\delta} \right)^3$$

ここで、 u 及び v はそれぞれ主流及び2次流れ方向の速度成分である。また、 β は壁面2次流れ角、 δ は境界層厚さ、 ζ は船体表面に法線方向の座標である。Cは速度分布の形状を表すパラメータで未知数である。

補助方程式には主流方向のEntrainment式と2次流れ方向の運動量モーメント式を採用した。局部摩擦側にはLudwieg-Tillmannの式を用いた。

乱流境界層の計算は船首から始めてスターンフレームまで行い、スターンフレームからプロペラ位置まではReighardtの運動量輸送理論に基づいた近傍後流の計算を行う[6]。後流計算の初期値は境界層計算結果を使って設定している。

以上のようにして、計画船及びタイプシップのプロペラ位置の流速をそれぞれ計算する。タイプシップについてはプロペラ位置の伴流分布が計測されているとすると、計算値と計測値を対比して実験修正係数を使って、計画船の理論計算値を補正し、伴流分布を求める。

実験修正は次の2通りについて行った。

(I) $w = \text{const.}$ に對して

$$y = y_{\text{cal}} \times \left(\frac{y_{\text{exp}}}{y_{\text{cal}}} \right)_{\text{Type ship}}$$

但し、 y は船体中心面から水平に測った距離

(II) $(y, z) = \text{const.}$ に對して

$$w = w_{\text{exp}}_{\text{Type ship}} + \alpha (w_{\text{cal}}_{\text{Type ship}})$$

但し、今回は $\alpha = 1$ とした。

(2) 計算条件及び入力データ

計算に必要な入力データは

(i) 計画船及びタイプシップの船体形状とプロペラ位置

(ii) タイプシップの伴流分布の計測値

(iii) レイノルズ数

である。

ここでは、SR196-Aをタイプシップとして、SR196-B, C, G, Hの4船型(6m模型船)のFull loadの舵なし状態の伴流分布を計算した。タイプシップの伴流分布は日本造船技術センターで行われた6m模型船の計測結果(図4.3.3参照)を使用した。

レイノルズ数は船速が $V_s = 1.4$ ノット対応の模型船のレイノルズ数である。

(3) 計算結果

図4.3.3～図4.3.7にSR196-B, C, G, Hの伴流分布の計測結果と計算結果を比較している。ただし、SR196-Hについては伴流分布の計測は行われていないので、計算結果のみ示している。

SR196-A, B, Cは船尾フレームラインシリーズであるが、タイプシップSR196-Aに比してV型フレームラインのSR196-Bは伴流分布のcontour curveが全体的に船体中心線側に寄っており、逆にU型フレームラインのSR196-Cでは伴流分布のcontour curveが船体中心線から離れている。この傾向は計算と実験で良く一致している。計算法(実験修正法の違い)の比較では、プロペラボス付近を除くと両者は良く一致している。

SR196-G, H船型は、SR196-Aに比してブリズマチックカーブの後肩(Aft-Shoulder)を削って、S.S.1 $\frac{1}{2}$ より後方を太らせたもので、G船型がB船型の傾向をしたV型フレームラインで、H船型がA船型に近いフレームラインとなっている。Cal(I)による計算結果は伴流分布のcontour curveが交差したり、 $w=0.6$ と $w=0.7$ のcontour curveが別々の島状になって、不自然な伴流分布となっている。一方、Cal(II)による計算結果は実験値と比べると w の値がやや小さくなつたが、分布としてはほぼ一致している。タイプシップSR196-Aに対する相対的な変化は実験値とCal(II)の計算は一致している。

SR196-GのCal(II)による計算結果はSR196-Hの計算結果に比してcontour curveが外側に移動しており、フレームラインの傾向や佐世保重工で行った2m模型の結果とも対応している。

伴流分布をプロペラ円内で平均した公称伴流係数を表4.3.1に示す。SR196-Bでは計算値は実験値とほぼ一致しているが、SR196-C, GではCal(I)の計算値はやや高く、Cal(II)の計算値はやや低く推定している。また、SR196-Aに対する相対的な大小関係は

実験 : SR196-B < SR196-A < SR196-C < SR196-G

に対して、

計算 : SR196-B < SR196-A < SR196-G < SR196-C

となり、G船型とC船型の関係が逆転している。しかし、C船型とG船型の量的な差は小さく、ほぼ同程度とみなせば、計算は実験とはほぼ一致することになる。

以上より、本計算法Cal(II)による伴流分布の計算及び公称伴流係数の計算は、タイプシップからの船尾形状の変化に対する相対的な変化をほぼ正しく推定することが示された。

(三菱重工 永松 哲郎)

4.3.3 涡拡散近似法による伴流分布の計算

(1) 計算方法

粘性流域が厚くなる船尾近傍伴流域に対して、渦拡散方程式を支配方程式として解く方法が提案されている[7]。この方法は、境界層方程式が安定に解けるところまでは境界層方程式を解き、それより後流に対しては、境界層内で生成された渦度が対流速度にのって粘性的に拡散する渦領域とみなし、渦拡散方程式を解き流場を決定する方法である。

渦拡散方程式は

$$\nu_0 \frac{\partial^2 w_2}{\partial x_3^2} - \frac{\partial}{h_1 \partial x_1} (w_2 q_1) = 0 \quad (1)$$
$$\nu_0 \frac{\partial^2 w_3}{\partial x_3^2} - \frac{\partial}{h_1 \partial x_1} (w_3 q_1) = 0$$

で与える。ここで w , q は渦度および流速で、添字 1, 2, 3 はそれぞれ、主流ガース、船体法線方向をあらわす。 ν_0 : 渦動粘性係数。(1)式は微小 2 次流れの仮定にもとづくものである。これは、(1)式の上流条件として、同じ仮定にもとづく境界層計算結果が使われるので、Consistent ではあるが、今回の計算対象船では決して小さくない w_1 成分が無視されている。ただし圧力が解放されている点が境界層近似との本質的な相違点である。

計算の詳細は文献[7]に譲るが渦度が流されていく方向と対流速度および渦方程式への切替位置などは、実験や計算結果から適当に仮定する。流速は、ビオ・サバールの式により渦の誘起速度として決定する。

(2) 計算結果

図 4.3.8 に A, B, C 船型に対するプロペラ面位置での計算結果を示す。 $R_n = 7.927 \times 10^6$ 。方程式の切替位置は S.S.5/8 とし、 ν_0 は動粘性係数の 300 倍とした。計測結果と比較すると、計測値にみられる半島状の分布は、計算結果に表わされておらず、分布図は単調である。

この傾向は、計算では、 w_1 成分が含まれていないことによると考えられるが、境界層計算によってえられる渦度分布が必ずしも実測値にあっていないためでもある。図 4.3.9 は、方程式の切替位置における渦度を比較したものである。(a)は、流線番号 20 での渦度で、 x_3 は船体法線方向である。(b)は、 $x_3 = 0.02$ での値をガース方向に置点したものである。船体表面から離れたところでは比較的よくあっていいるが、渦度の大きい壁面近くでは w_1 のみならず、他の成分にも大きな差があることがわかる。境界層計算は、速度分布と摩擦応力を計算するのが目的で、それぞれに対して経験式を用いているが、それらは渦度の分布まで表し切れないものと考えられる。

しかしながら、計算結果は、定性的には、船型の違いをかなりよく表わしている。図 4.3.10 は、A, B, C 船型の等速度線 ($w = 0.2, 0.3, 0.4$) を比較したものである。いずれも、実測値の傾向とよく一致していることがわかる。

図 4.3.11 は図 4.3.8 の計算伴流分布から算定したプロペラ面上の公称伴流値を実測値に対して置点したものである。45°の実線よりかなり小さめであるが、船型の違いの傾向をよくあらわしている。これは基準となる船の実測値がわかれば、類似船型の値はある程度の精度で推定できることを意味する。

図 4.3.12 は、A 船型に対する実験値を用いて、推定した B, C 船型の伴流分布をそれぞれの実測値と比較したものである。推定は、まず A 船型の計算値の実測値からのズレ分を計算し、それを B, C 船型の計算値に加算する形で行った。類似船型間であれば、非常によい推定ができることがわかる。この考え方方は、実船の伴流分布の推定にも応用できよう。

図 4.3.13 は、A 船型の模型伴流分布の粘性成分をのみ、笠島の方法で、スケールアップし実船伴流を、実船レイノルズ数に対して直接計算によってえられたものとを比較したものである。実用的には、実船レイノルズ数に対する計算値と模型船に対する計算結果を比較し、その差にもとづいて、模型船の伴流分布をスケールアップするという方法が考えられる。

(3) むすび

渦拡散近似にもとづく伴流分布の計算は、定量的には実用性は乏しい。しかし定性的には、船型間の関係を十分表わしている。そのため類似船型の実測結果などと併用することにより、設計上、役に立つものと思われる。

定量的にも十分な結果をうるためには、より精度のよい境界層計算がまづ望まれるが、渦拡散計算に用いられる経験式についても実験データをもとに、検討する必要があろう。

(幸陽船渠 鈴木 龍敷, 広島大学 茂里 一紘)

4.3.4 総圧一定近似による伴流分布の計算

(1)はじめに

船尾近傍においては粘性による総圧損失が小さいことから、船尾流場を非粘性渦有り流れと考え、流線追跡法により計算を行う方法[8]について述べる。この方法により船尾縦渦の発生と伴流の歪み等について実験値をある程度説明できる。

(2)船尾近傍伴流の計算法について

計算は下記の3つの仮定の下に行なう。

- (a) 船尾近傍では粘性の影響を無視し、各流線に沿って総圧は一定である。
- (b) 船体周りの圧力場は境界層による排除効果を考慮したポテンシャル流場と同一である。
- (c) 境界層の厚さ方向の圧力勾配は、ポテンシャル流場における圧力勾配に非粘性渦有り流れにおける遠心力の修正を行うことにより与えられる。

座標系を図4.3.1-4のように定める。ここで、 x , y , z は船の長さ方向、幅方向、深さ方向を各軸とする直交直線座標系であり、 ζ は壁面に垂直方向、 s は全速度の方向、 n は s と ζ に垂直な方向の直交曲線座標系である。なお u , v , w は x , y , z 方向の各速度成分、 p は圧力である。また、添字 p , v はそれぞれポテンシャル流れ、渦有り流れにおける値を示す。

運動方程式は流場が非粘性と仮定しているため、オイラーの方程式となる。

$$\left. \begin{aligned} q \frac{du}{ds} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} \\ q \frac{dv}{ds} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} \\ q \frac{dw}{ds} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

但し、 $q = \sqrt{u^2 + v^2 + w^2}$
 $ds = \sqrt{dx^2 + dy^2 + dz^2}$ (流線方向の移動距離)

また、 dx , dy , dz が流線方向を向くためには下記のようになる。

$$\frac{dy}{dx} = \frac{v}{u}, \quad \frac{dz}{dx} = \frac{w}{u}$$

境界層の発達に伴う物体周りの圧力の変化はLighthillの考えに従い、物体表面上に発達した境界層の排除厚さの変化分に比例する吹き出し $m = d(U\delta^*)/dx$ を付加することにより修正する。また、船尾における境界層の発達は、主として流線の縮小によるものと考え、その平均値は第一近似的にガース長さの変化によるものと考える。

次に壁面に垂直方向の圧力勾配について述べる。非粘性渦有り流れにおいては、曲線座標を用いると下記のようになる。

$$\frac{dp_0}{ds} = 0, \quad K_1 q^2 = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial n}, \quad K_2 q^2 = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial \zeta}$$

ここで、 $p_0 = p + 1/2 \cdot \rho q^2$, $q^2 = u^2 + v^2 + w^2$, K_1 , K_2 は個々の流線の測地的曲率、法曲率である。

る。さらに、流線の法曲率が渦有り流場、ポテンシャル流場によらず同一であるとすると

$$K_2 = -\frac{1}{\rho q_v^2} \frac{\partial p_v}{\partial \zeta} = -\frac{1}{\rho q_p^2} \frac{\partial p_p}{\partial \zeta}$$

$$\therefore \frac{\partial p_v}{\partial \zeta} = \frac{\partial p_p}{\partial \zeta} \left(\frac{q_v}{q_p} \right)^2$$

なお、この計算法においては K_{2v} と K_{2p} が同一であるとしているが、このことは全速度の方向が v と p で余り変わらないと仮定したことと同一である。従って 2 次流れの強い所では不都合を生じる。しかし、船尾の 2 次流れの強い所では、ビルジ部を除き曲率が小さいためあまり問題にならないものと思われる。

計算手順としては、まず、船体周りの流場を Hess-Smith 法によって求め、排除効果として一定の吹き出し $m = 0.0112$ を船尾部 S.S.3 より後方に均一に付加する。この吹き出し分布を用いて得られる圧力分布より $\partial p / \partial s$, $\partial p / \partial n$, $\partial p / \partial \zeta$, q_p を求め、各点における u , v , w を用いて $\partial p / \partial \zeta$ を求める。つぎに $\partial p / \partial s$, $\partial p / \partial n$ と組み合わせて $\partial p / \partial x$, $\partial p / \partial y$, $\partial p / \partial z$ を求め、この値を用いて(1)式より du/ds , etc. を求めて次の断面での u , v , w を得る。初期値としては、S.S.1 における実験値または計算値を用いる。

(3) 計算結果及び考察

計算は、文献[8]に示されている結果（以下(i)とする。仮定(1)と(2)の組み合せに初期値として計測値を用いた状態。）との比較のために、(ii)仮定(1)と(3)の組み合せに初期値として計測値を用いた状態、(iii)仮定(1), (2), (3)の組み合せに初期値として計測値を用いた状態及び(iv)仮定(1), (2), (3)の組み合せに初期値として 3-DTBL 理論による計算値を用いた状態の合計 3 状態を行った。

計算に使用した船型は文献[8]との比較の意味もあり、SR107 船型、満載状態とした。また、(ii)と(iii)の計算結果にはほとんど差が認められなかったため、以下では(ii)と(iv)について文献[1]と比較しつつ考察を述べる。

(ii)について計算された流線追跡結果の一例を図 4.3.1-5 に示す。(i)と比べると壁面より離れた所の流線はほぼ一致しているが、壁面近くの流線に違いがみられ、(ii)による流線のほうが強く曲がる傾向を示している。また、(ii)のほうが壁面近くまで計算できており、圧力勾配の修正法が妥当であることを示しているものと思われる。しかし、計算された流線のうち船体表面に近いものはまだ船体内部に入り込む傾向にある。この傾向は(iii)において排除影響による吹き出し分布の修正を行ってもあまりかわらなかつた。

図 4.3.1-6(a)～(h)は(ii)による各断面内における断面内速度成分のベクトル表示図である。比較のために実験値[8]も示してある。ベクトルの曲がり S.S.7/8 あたりから現れ、S.S.3/4 で明らかに巻き込まれていく過程が両者でよく一致している。ただ、全体として計算結果においては実験値に比べ内向き成分が強く現れており、後方に追跡するにつれて船体内部へ入り込む傾向を示している。本図より渦度が算出できればよいのであるが、後方にいくにつれてメッシュが崩れるため、現在の所ベクトル表示図で終っている。

図 4.3.1-7 は伴流分布を比較したものである。(i)に比べあまり変化はないが、プロペラ軸高さ近傍の膨らみが多少小さくなっている。またプロペラ円内にはいる流線は S.S.1 でプロペラ軸心高さより下方の壁面近くの粒子であるため[8]流線計算が進むにつれ壁面内部へ入り込む率が高く、プロペラ面まで計算可能な点が少なくなるなどまだ問題の多いところである。

次に初期値として計算値を用いた結果(iv)について述べる。なお、3-DTBL 計算には波多野の方法[9]（微少 2 次流れ近似）を用いた。図 4.3.1-8 に S.S.1 における初期値の比較を、図 4.3.1-9 に個々の流体粒子がたどった流線の追跡結果の一例を、図 4.3.2-0 に各断面における伴流分布図を示す。

図 4.3.1-8 によると S.S.1 においては計算値と実験値はある程度一致している。この結果を用いて求めた図 4.3.1-9、図 4.3.2-0 によると、ビルジ上部の壁面近傍より始まる流線は実験値による追跡結

果と同様に大きく下方に曲がっており、伴流の歪みも示している。また、断面内の流速のベクトル表示によると、縦渦の発生も認められる。図 4.3.2 0 に示されているように S.S. 1/8 における伴流分布は(i), (ii)に比べて多少強いくびれが 1/2 奥水付近に発生している。しかし 1/2 奥水以下の部分は、流速の異なる粒子が入り交じっており明確な分布図をかくことが困難であった。細かく調べると速度の速い粒子がかなり内部まで入り込んでおり、深いくびれが存在するようである。

(4) おわりに

本方法による伴流分布の推定は、上流位置の境界層と下流での伴流分布が流線で結び付けられた形で得られるため、種々の利用方があるものと思われる。一方、下流の断面に至る間に各流線は空間的にかなり交差しており、どの程度連続の式を満足しているかは疑問のある所である。連続の式のような拘束条件を追加すれば多少凸凹や流線の交差が緩和されるであろう。

(大阪大学 鈴木 敏夫)

4.3.5 プロペラ作動による船尾流場への影響

3 次元境界層計算をはじめとする既存の各種の計算法が、プロペラ作動時の船尾粘性流場の予測に対して、どの程度の有効さを持つのか、計算結果において船型性能の定性的な検討に使える情報は何かを知ることは、理論計算の有効活用を図る上で重要である。以下では、2種類の供試船型（SR196 船型とタンカー船型）のプロペラ作動時の船尾流場について、プロペラ誘導速度を考慮した Hess & Smith 法によるボテンシャル流れの計算と積分型の薄い境界層理論である奥野法による境界層計算を行い[10]、検討を加えた結果について述べる。

(1) SR196 船型の計算

SR196 A, B, C の 3 船型について計算を行った。自航試験結果は、日本造船技術センターのものを使用し、計算も 6 m 模型船に相当するレイノルズ数 $R_n = 5.548 \times 10^6$ ($F_n = 0.127$) を用いた。プロペラ誘導速度は、中武-山崎の方法[11]を用い、「5.2.5 常石造船㈱の計算」に従って計算を行った。プロペラ誘導速度は船体の右舷と左舷では異なるが、境界層計算への影響は小さいとして左舷の誘導速度を両舷に用いて計算した。

また、公称伴流値 w_n は、粘性成分 w_v とボテンシャル成分 w_p から成ると考え、

$$w_n = w_v + w_p \quad (1)$$

とする。プロペラが作動することにより、ボテンシャル成分 w_p は変化せず、粘性成分 w_v がプロペラ作動の影響により w_{vp} となると考える。また、舵によるプロペラ面への影響は、排除効果としてボテンシャル計算でき、 w_r とすると、有効伴流値 w_e は、(2)式のようになる。

$$w_e = w_{vp} + w_p + w_r \quad (2)$$

なお、 w_r は「5.2.5 常石造船㈱の計算」により計算した。

式(1)と(2)の粘性成分 w_v と w_{vp} は、石坂[12]が公称伴流値の推定に用いた算出式から、

$$w_v = \frac{2}{A} \int_{s_1}^{s_2} U_e \cdot \delta^* ds \quad (3)$$

$$w_{vp} = \frac{2}{A} \int_{s_1}^{s_2} U_{ep} \cdot \delta_p^* ds \quad (4)$$

によって計算した。なお、A はプロペラ面積、 U_e は境界層外端速度、 δ^* は排除厚さであり、添字 p はプロペラ作動時の計算結果を示す。また、積分範囲は、プロペラ面上端と下端に流れこむボテンシャル流線間 ($s_1 \sim s_2$) を各断面でガース方向に行う。

境界層計算により得られた S.S.1/2 の流速分布を図 4.3.2.1 に示す。プロペラの有無について比較しているが、船型の違いは、あまり大きく現われていない。

公称伴流値と有効伴流値は、実験値を用い、ポテンシャル成分 (w_p) は計算結果を用いて、式(1)と(2)から、実験値の粘性成分 (w_v , w_{vp}) を算出した。結果を表 4.3.2 に示す。

プロペラが無い場合の粘性成分 w_v を式(3)によって計算した結果を、図 4.3.2.2 に示す。S.S.2 より S.S.1 付近まで増加する傾向にあり、S.S.1 より後方に行くに従い減少する傾向となる。この減少傾向は、計算の積分範囲であるガース長さが減少していることにも関係しているようである。計算値は、実験値よりかなり低い値を示しているが、粘性伴流の大きい方から、C, A, B の順となり、定性的には実験値と一致する。

プロペラ作動時の粘性成分 w_{vp} を式(4)により計算し、 w_{vp}/w_v として実験値と比較した。結果を図 4.3.2.3 に示す。 w_{vp}/w_v を用いたのは、 w_v の計算値が実験値より、かなり小さかったことによる。計算は、S.S.2/5 までしか出きないので、プロペラ面における実験値との比較は直接できない。また、プロペラ近傍で急激に変化すると考えられ、計算結果のみで外挿して求めるのも問題が有りそうである。表 4.3.2 に示す実験値を用いて計算結果を図中の破線のように結びつけて示す。プロペラ近くでの外挿の傾向も A, B 船型と、C 船型が異っている。

本方法は、縦渦等の影響が考慮されていないこともあり、プロペラの影響を定量的にみることは出来ないが、定性的把握には利用できる可能性をもっていると思われる。

(2) タンカー船型の計算

(1)では、主に伴流値についての計算を行ったが、ここでは、流速分布等について実験結果と比較する。そのために、供試船型は、プロペラ有無におけるプロペラ前方の流場の計測結果があることから笠原 [13, 14] が一連の実験を行っているタンカー船型とした。模型船の主要目は、 $L = 12\text{m}$, $B = 2.182\text{m}$, $d = 0.726\text{m}$, $C_B = 0.832$ であり、模型プロペラの要目は、直徑が 0.301m , ピッチ比が 0.6155 , 5 翼である。

計算法は、(1)と基本的に同じである。プロペラ誘導速度の計算の入力データである有効ピッチ比は、模型船の自航試験時のプロペラ回転数 ($n = 7.12\text{ rps}$) と推力 ($T = 8.2\text{ kg}$) とに一致するように選び、 0.687 とした。伴流分布は、プロペラ位置の 5 孔管による計測結果を入力した。このようにして求めたプロペラ誘導速度を用いて Huang & Cox が用いた方法 [15] から、(5)式によって近似的にプロペラ作動時のポテンシャル流れの計算を行った。

$$v_{pt} = v_{pn} + v_{sn} + v_i \quad (5)$$

ここで、 v_{pn} はプロペラが無い場合の流速であり、 v_{sn} は上述の方法で求めた船体表面へのプロペラ誘導速度により誘起される船体表面の法線方向速度成分を打消すために新たに付加された吹い込みによる速度成分を表す。 v_i はプロペラ誘導速度である。このプロペラ作動時の船体表面の流速 v_{pt} を用いて、奥野法により境界層計算を行い、プロペラ無しの場合の計算結果と比較した。但し、計算に用いたレイノルズ数は $R_n = 1.63 \times 10^7$ である。

まず、プロペラ作動時のポテンシャル計算の有効性を調べるために、プロペラ前方の S.S.1/4 と S.S.3/8 における船体表面圧力について実験結果と比較し、図 4.3.2.4 に示す。ポテンシャル流れの計算におけるプロペラ有無の圧力差 $\Delta C_{p,AL}$ をプロペラ無しの実験値から差し引いた値 (図中の点線) は、プロペラ有りの実験値とかなり一致している。これは、プロペラ作動時の船体表面圧力の変化が、式(5)による計算からおよそ把握できることを示している。

次にプロペラ有無のポテンシャル流れを用いて境界層計算を行い、計算値が発散する直前の S.S.3/8 の結果を図 4.3.2.5 に示す。境界層パラメータ (θ , H , B) の大きな変化は、プロペラ有無の違いから生じていない。

境界層計算結果から得られる境界層内速度分布を S.S.3/8 断面上に投影して求めた伴流分布とプロペラ有無で計測した伴流分布とを比較して図 4.3.2.6 に示す。また同じ船体横断面 S.S.3/8 のプロペラ軸高さの水平線上の流速計測結果と、その水平線にほぼ一致する境界層厚さ方向の軸をもつ境界層内速度分布を横断面に投影して求めた伴流分布とを比較して図 4.3.2.7 に示す。図 4.3.2.8 は、境界層計算で得られるプロペラ作動による境界層内速度の増速分 Δv_{CAL} をプロペラ無しの計測結果の流速 (v_n) に加えた値 ($v_n + \Delta v_{CAL}$) の分布を点線で示し、プロペラ有りの計測結果と比較している。これらの図から以下のことが言える。水平線上の計測結果でみると、プロペラ作動による流速分布への影響は、一様に現われるのではなく縦渦の中心から外側に特に強く現われる。プロペラ作動による増速は、プロペラ誘導速度成分をはるかに超えたものであり、プロペラと船尾流場との強い相互干渉が存在していることを示す。縦渦や排除影響が考慮されていない境界層計算によって得られた伴流分布は、実験結果と大きく異なるが、縦渦の及ばない船体表面近くにおいて境界層計算によるプロペラ作動の増速分は、実験結果とかなり一致している。

(日本钢管 笠原 良和, 常石造船 浜崎 準一)

4.3.6 有効伴流分布の簡易推定法

(1) はじめに

ここではプロペラのない状態で計測された（あるいは推定された）公称流速分布から有効流速分布を推定する方法について述べる。この方法は軸対称流に対する Huang ら [16] の方法を 2 次元的に修正したもので、Huang らの方法と同様、渦度は存在するが非粘性として取り扱いとする。推定計算は、プロペラ前方のプロペラ有無両状態の流場データがあることから、4.3.5.(2)で取り扱われている船型と、6 m 船型でプロペラ面の公称流速分布が計測されている SR196 A, B, C, G 船型について行った。

(2) 計算法概要

座標系は図 4.3.2.9 に示すようにプロペラ軸心を原点とする直交座標系 (x は一様流方向, y は右舷方向, z は上向き) をとり、 x , y , z 方向の無次元速度を u , v , w とする。計算法に対する仮定は以下の通りである。

- (i) プロペラの作動による主流方向流速の変化に最も大きな影響を及ぼす要因は w_z (鉛直方向に軸を持つ渦) の分布 (位置, 強さ) の変化であり、2 次元的に取り扱いとする。
- (ii) 渦度は存在するが、粘性による拡散等は無視できる。

軸対称の場合流線に沿って w_θ/r が一定となるのに対して、2 次元の場合 w_z が一定となる。ここで公称流速を u_n 、プロペラ作動時の全流速を u_p 、有効流速を u_e 、プロペラ誘導速度を u_i (山崎の方法 [17] による) とし ($u_p = u_e + u_i$)、座標 y についても y_p , y_n と表記する。ここで公称流速、有効流速に対して境界層近似 $\partial u / \partial y \gg \partial v / \partial x$ が成立すれば、誘導速度は渦なしであるから同一流線に対して

$$\frac{\partial u_e}{\partial y_n} = \frac{\partial u_e}{\partial y_p} \quad (1)$$

が成立立ち、流量条件から

$$u_n dy_n = u_p dy_p = (u_e + u_i) dy_p \quad (2)$$

となる。ここで(1), (2)式より

$$u_n du_n = (u_e + u_i) du_e \quad (3)$$

となる。図 4.3.3.0 に示すように離散点での値を 2 番目の添字で表し、(3)式を離散化すれば

$$(u_{ei} + \frac{u_{ii} + u_{ii+1}}{2})^2 = (u_{ei+1} + \frac{u_{ii} + u_{ii+1}}{2})^2 - (u_{ni}^2 - u_{ni+1}^2) \quad (4)$$

となる。ここで境界層近似が成り立つと考えているから、渦度のない部分で u_{nn} をとっておれば u_{en} も境界層内の渦の影響は受けないので u_{en} を知ることができ $u_{en} \rightarrow u_{en-1} \rightarrow \dots \rightarrow u_{e1}$ と順次計算できる (u_n と u_e はわかっている)。次に(2)式は

$$(u_{ei} + u_{ii} + u_{ei+1} + u_{ii+1})(y_{pi+1} - y_{pi}) = (u_{ni} + u_{ni+1})(y_{ni+1} - y_{ni}) \quad (5)$$

となる。(4)式で u_{e1} がわかっており、 $y_{p1} = y_{n1} = y_B$ (y_B は物体表面または中心線) であるから(5)式から順次 y_{pi} を求めることができ u_e の分布がわかる。ただし y_{pi} での誘導速度 u_{ii} が必要であるため(4), (5)を繰り返す必要がある。3次元性の影響として z 方向の縮流を考慮した。これを考慮する時に、本方法は簡易計算法であるから、プロペラ面への平均流入速度の一様流中 $y = D/2$ の位置で $2D$ 前方から流線追跡を行い流線の移動量 Δz を求めた。この結果から流線の間隔に対応する尺度係数 h_2 を求め、(5)式の右辺に h_{2n}/h_{2p} を乗じた

$$(u_{ei} + u_{ii} + u_{ei+1} + u_{ii+1})(y_{pi+1} - y_{pi}) = \frac{h_{2n}}{h_{2p}} (u_{ni} + u_{ni+1})(y_{ni+1} - y_{ni}) \quad (6)$$

を用いた。また本方法では u_{en} は

$$u_{en}(y_{pn}) = u_{nn}(y_{nn}) - (u_{pot}(y_{nn}) - u_{pot}(y_{pn})) \quad (7)$$

から求めた。ただし u_{pot} は Hess-Smith 法によるボテンシャル流速である。

(3) 推定結果

(a) タンカー船型のプロペラ前方の実験値と推定値の比較

まず、プロペラ作動時の流場が計測されている 4.3.5.(2)と同じ $1.2m$ タンカー船型の Ship Point ($n = 7.12 \text{ rps}$) について計算を行った。この時誘導速度はスラスト一致法による $(1 - w_T)V$ の一様流を入力して行った。 $(V$ は一様流)

まず S.S.3/8 の計測結果から 2 次元計算 (4), (5) 式を用いる方法) で推定したものを図 4.3.3.1 に示す。計算は図中○で示す公称流速 u_n の計測値をなめらかに結んだ一点鎖線から、破線の有効流速 u_e 、実線の全流速 u_p を推定したもので、点線の $u_p - u_n$ がプロペラの作動による增速である。この結果から誘導速度が非常に小さいにもかかわらず、実験結果に現れているプロペラ作動の大きな影響をよく表していることがわかる。特に丘状の分布の外側の速度勾配の大きい部分でプロペラ作動による差をよく表しており、通常の境界層計算ではうまく表しえない差 (4.3.5) を表すことができている。S.S.1/4 についても同じ計算を行ったところ若干增速されすぎているようであったので 3 次元修正をした計算を行った。結果を図 4.3.3.2 に示す。この図に示すようにプロペラ軸心付近では、丘状の分布の近傍で若干不一致はあるが、全体的にはプロペラの影響をよく推定できている。図 4.3.3.3 に等速度線を示す。右側は全流速の計測と実験の比較で全体的にはよく推定できているが、プロペラ円上下端近傍で增速されすぎている。これは z 方向の縮流を一様流中で求めたこと、境界層内のねじれが含まれていないなど本方法がまだ多くの問題点を持っているためと考えられる。図 4.3.3.3 左側は有効流速と公称流速を示しており、有効流速分布は公称流速分布が中心線側へ縮められ増速されている。しかし公称流速分布に一定値を乗じた形にはなっていないようである。

(b) SR196 A, B, C, G 船型のプロペラ面有効流速の計算

SR196 船型に対する計算は日本造船技術センターで行われた $6m$ 模型の公称流速計測値から有効流速分布を推定した。計測データの右舷側のデータを補間することにより $z = \pm R/5, \pm 2R/5$,

$\pm 3R/5$, $\pm 4R/5$ および $z = 0$ の 9 つの高さ位置での公称流速分布を求め、2 次元計算 (4), (5) によって推定した。推定結果の例として $z = 0$ の公称流速の分布と推定された有効流速分布を図 4.3.3.4 に示す。公称流速では G と B にかなり差があるが、有効流速では差が小さくなっていることがわかる。公称流速、有効流速のプロペラ円内平均値と自航試験によって得られた平均流入速度を比較したもののが表 4.3.3 に示す。なお誘導速度は両舷対称として計算したためプロペラ前方 $D/4$ 位置のものを用いた。 $[u_n]_v = [1 - w_n]_v$ ($[]_v$ は流量平均を示す。) に 2 種類あるのは、日本造船技術センターで平均されたものと、補間した公称流速から求めたものである。G 船型で若干差が大きいがこれは中心線近傍の補間の方法によるものと考えられる。自航試験から得られる $1 - w_T$ と $[1 - w_n]_v$ の比の順序と今回の推定による $[1 - w_e]_v$ と $[1 - w_n]_v$ の比の順序は一致しており、2 次元計算で若干加速されすぎていると考えれば、本方法でどのような伴流分布のとき $(1 - w_T)/[1 - w_n]_v$ が大きいかを推定できると考えられる。

(4) おわりに

今回用いた簡易計算法は、プロペラ作動による船尾流場の変形をよく推定できることがわかった。しかしプロペラ円上下端部で若干加速されすぎるなど問題点も数多く残されている。

(大阪大学 田中 一朗、日本鋼管 笠原 良和)

4.3.7 公称および有効伴流値の推定

(1) 公称伴流値の推定

公称伴流の推定には、粘性流場の理論的、数値的な解析が必要である。ここでは石坂が示した手法を用いた [12]。

プロペラ面に対し、図 4.3.3.5 のような座標系を考えると公称伴流は

$$w_N = \frac{2}{A_p} \int_{-z_o}^{z_o} \int_0^y f(z) \left(1 - \frac{u}{U_\infty}\right) dy dz \quad (1)$$

ここで A_p はプロペラ円面積、 U_∞ は船速である。ここで接合摂動展開の考えにならって、

$$u = u_{in} + u_{out} - u_o \quad (2)$$

u_{in} : 境界層内の x 方向速度成分

u_{out} : ポテンシャル流れの x 方向速度成分

u_o : u_{in} と u_{out} の接合領域での x 方向速度 = 境界層外端速度 u_s

と分解し、(1)に代入すると

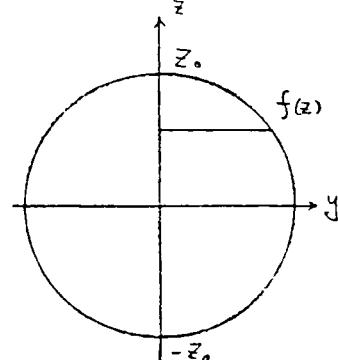


図 4.3.3.5 座標系

$$\begin{aligned} w_N &= \frac{2}{A_p} \int_{-z_o}^{z_o} \int_0^y f(z) \left(1 - \frac{u_{out}}{U_\infty}\right) dy dz + \frac{2}{A_p} \int_{-z_o}^{z_o} \int_0^y f(z) \frac{u_o}{U_\infty} \left(1 - \frac{u}{U_\infty}\right) dy dz \\ &= w_p + \frac{2}{A_p} \int_{\zeta_1}^{\zeta_2} \frac{u_s}{U_\infty} \delta^* d\zeta \\ &= w_p + \frac{8}{\pi (\zeta_2 - \zeta_1)^2} \int_{\zeta_1'}^{\zeta_2'} \frac{u_s}{U_\infty} \delta^* d\zeta \quad | \text{at. S.S. } 1/2 \end{aligned} \quad (3)$$

と変形される。 ζ は、流線座標において girth 方向にとった軸であり (図 4.3.3.6)， ζ_1 ， ζ_2 はプロペラ面でのプロペラ上下端の座標、 ζ_1' ， ζ_2' は、プロペラに流入する上下端の流線上で、S.S. 1/2 における座標である。S.S. 1/2 からプロペラ面まで、境界層のパラメータは保存されるものと仮定

している。

(3)式を用いると w_p は Hess & Smith 法により、 δ^* は境界層計算により求まるので w_n を推定できる。

図 4.3.3.7 には、A, B, C 船型及び G, H, S 船型の S.S. 1/2

における $\frac{u_s}{U_\infty} \cdot \delta^*$ の結果を示す。船型間で ζ_1' , ζ_2' が異なるのはガース長が異なるためである。(3)によってこれらを積分して得られた w_t ((3)式第二項) と、H & S 法によって得られた w_p 及び、これらの和である w_N を表 4.3.4 に示した。例えば、 $\frac{u_s}{U_\infty} \cdot \delta^*$ では、大略 $B > A > C$ となっているが、積分領域が異なるため w_t では $A > B = C$ となっている。推定した w_N と日本造船技術センター (SRCJ) で計測した結果を比べると、推定値は計測値の 5.3% 程度となっている。この手法では縦渦の存在による流速の低下は考慮されておらず、この部分が過少評価になっていると考えられる。肥大船 ($C_b = 0.8$ 以上) の船型でこの方法によって伴流を推定した例 [12] でも、推定値は計測値の 6.5% 程度となっており、

この手法を肥大船に適用したときは大略この程度の値が得られるようである。やせ型船に対してはかなり良好な推定値を与える本方法も、肥大船に対しては、縦渦の考慮は勿論のこと、計算法の改善も必要である。

(2) 有効伴流値の推定

有効伴流を求める手法を以下に示す [18]。ここでいう有効伴流とは、プロペラ作動時のプロペラ流入速度からプロペラ誘導速度を差し引いたものである。プロペラを作動させると、船体表面上の特異点の強さは変化し、このために曳航状態とは異った強度分布となる。しかしこの変化は通常小さく、プロペラ有無で船体表面上の特異点が誘導する速度の差は非常に小さい。ここでは、プロペラ有無でいわゆるボテンシャル伴流は変化しないとする。図 4.3.3.8 に示すようにプロペラなしのときの境界層の速度分布を(1), プロペラ有りのときの速度分布を(2)とする。境界層外端での(1)と(2)の差はプロペラの誘導速度である。これを(3)とする。今、プロペラの誘導速度を、プロペラ面全体にわたって一様と見なせば、プロペラ作動による流速の変化は、(2)-(3)-(1)でこれは図中にハッチングをした部分である。有効伴流は(2)-(3)=(4)で示される。

今回、境界層計算は公称伴流のときも含め全て高次境界層方程式を用いた [18]。プロペラは単一渦円筒モデルを用いた。図 4.3.3.9 にプロペラ有無におけるボテンシャル流線を示した。プロペラ有無の差はわずかである。図 4.3.4.0 にはプロペラ有無における境界層速度分布を示す。この図でわかるように上記の手法を用いて(4)を求めてても(1)とほとんど変化せず、有意な差は求まらなかった。このためこれ以上計算は進めなかった。

よってのみ影響を受けるため（厳密には、流線の曲率も船尾でわずかに変化するが）、軸対称流ややせた船型のように縦渦の少ない船では、大体の推定が可能と思われるが [19]、肥大船のように強い縦渦が存在するような場では、渦の伸縮による流速の増減が上記のモデルでは表現できない。より精確には、微分法によって場全体を解かざるを得ない問題かも知れない。

（船舶技研 日夏 宗彦）

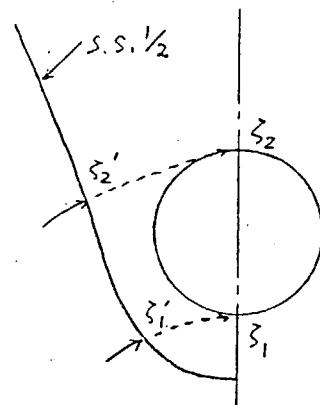


図 4.3.3.6 プロペラ円に入る
流線

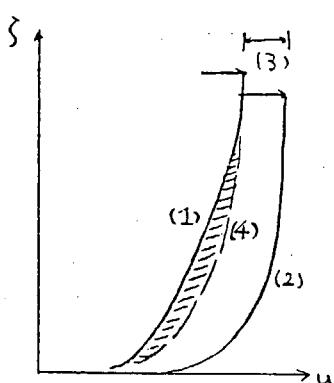


図 4.3.3.8 プロペラ影響による
境界層内速度分布の変化

4.3.8 ナビエ・ストークス方程式に基づく船尾乱流場の計算

(1) 計算の動機と概要

船体後部の剥離・後流を含む流れ場を計算するには、以下のことが必要と思われる。

- ① 乱流モデルの適用等による乱流の表現
- ② 3次元, Elliptic 計算
- ③ 船体形状の表現 …… 物体適合座標系が望ましい。
- ④ 自由表面の表現

これらは、いずれも研究段階にあり確定された方法は得られていない。また、すべての条件を考慮した計算も殆ど試みられていない。そこで、現在の手法での可能性と問題点を明らかにするために、今回は、物体適合座標系を適用した有限体積法と、 $k - \epsilon$ 方程式乱流モデルを用いて①～③を満たす様な計算を試みた。④については対称境界として特別の考慮をしなかった。

計算領域は船体の S.S. 51/2 より後方、静水面下にとり、対称面を用いて右半面のみを計算した。

計算は SR196A, B, C の 3 種の船型について行った。流れは定常であるとし、格子数の制限から $R_e = 10^5$ とした。

(2) 計算方法

(a) 乱流モデル

乱流を表すために、標準的な $k - \epsilon$ 方程式モデルを適用した。このモデルは 2 次元流れには広く用いられており、3 次元では幾つかの欠点があるが、現在のところ有力なモデルといえる。定常・非圧縮での基礎式は以下の様になる。

$$\begin{aligned} u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} &= - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \\ u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\nu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G - \epsilon \\ u_j \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + C_1 \frac{\epsilon}{k} G - C_2 \frac{\epsilon^2}{k} \\ \nu_t &= C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \\ G &= \nu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

上式で、5つの常数には表 4.3.5 に示した標準値を用いた。

(b) 離散化および計算スキーム

式(1)の離散化においては有限体積法（コントロールボリューム法）を用いた。この手法を物体適合座標に適用するにあたり、速度成分は各点での座標方向の共変成分（射影成分）にとった。正規座標の場合に従い、一つのセル（または、その代表点）p に対し、隣接セルを E, W, N, S, T および B, 接する面を e, w, n, s, t および b とする。

さて、一般に物理量 ϕ の輸送式はベクトル式で

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \nabla (\nu \phi - \Gamma \nabla \phi) = S \quad (2)$$

で与えられる。(1)の各式はいずれも(2)の形で表せる。(2)式をセル P 内で体積積分すると次式が得られる。

$$\int_{vol} \frac{\partial \phi}{\partial t} dV + \left(\int_{Ae} \vec{J}_e \cdot \vec{d}n_e \right) + \left(\int_{Aw} \vec{J}_w \cdot \vec{d}n_w \right)$$

$$\begin{aligned}
& + \left(\int_{A_n} \vec{J}_n \cdot \vec{d_n} \right) + \left(\int_{A_s} \vec{J}_s \cdot \vec{d_s} \right) \\
& + \left(\int_{A_t} \vec{J}_t \cdot \vec{d_t} \right) + \left(\int_{A_b} \vec{J}_b \cdot \vec{d_b} \right) \\
= & \int_{Vol} S dV
\end{aligned} \tag{3}$$

ここで、 J は面からのフラックス、 n は面ベクトル、 S は生成量である。この式は、一般座標系においても有効で、各項を補間によって定めることにより、離散式(4)の形にまとめられる。

$$\begin{aligned}
a_p \phi_p = & \sum a_{nb} \phi_{nb} + b \\
(n_b = & e, w, n, s, t, b, ee, ww, nn, ss, tt, bb \dots high\ order) \\
(& , en, es, wn, ws, nt, nb, st, sb, te, tw, be, bw \dots cross\ position)
\end{aligned} \tag{4}$$

式(4)は、補間の種類によって項数は異なる。

以下に、第2項の補間法を示す。

$$\begin{aligned}
\text{第2項} = & JD * F(1JM / JD) * (\phi_e - \phi_p) + (JM * \phi_{UD}) \\
\text{但し, } JM = & \int(\nu \cdot \vec{dn}), \quad JD = \int(\Gamma / \bar{P}E) (\vec{e} \cdot \vec{dn}) \\
e : & \text{座標方向の単位ベクトル, } \phi_{UD} : \text{風上値}
\end{aligned} \tag{5}$$

ここで、関数 $F(|Pe|) = (|JM/JD|)$ はスキームによって以下のように変わる。JM, JD は線形補間により定める。

$$\begin{aligned}
\cdot \text{Central difference} \quad & F(x) = 1 - 0.5 * x \\
\cdot \text{Up wind} \quad & F(x) = 1 \\
\cdot \text{power law (PLDS)} \quad & F(x) = \max(0, (1 - 0.1 * x)^5)
\end{aligned}$$

今回は、PLDS を用いた。

また、連続式の評価は SIMPLE 法によった。

(c) 格子生成および計算条件

3次元で物体適合座標系を適用した場合には、適正な形状の計算格子を生成することが非常に重要である。今回の計算では、境界面（6面）上の格子点の座標より内部点を代数補間的により定める手法（Boundary-value Interpolation）を用いた。3次元では、補間式は26項の線形式になる。また、物体表面については、スプライン関数をもちいた Coons のパッチ曲面法により分割を行った。

図 4.3.4.1 に、計算に用いた格子を示す。有効格子数は、主流方向(i) 50, ガース方向(j) 18, 船体から離れる方向(k) 4 で、計 12600 セルである。物体上には $i * j = 25 * 18$ セルが置かれている。

境界条件については以下のようにした。

- 水面 - 対称条件（波の影響は無視）
- 遠方 - 船体幅の5倍 自由流入出
- 入口 - 一様な境界層を仮定
- 出口 - 船尾より船体長の1.5倍 自由流出
- 船体表面 - Wall-Function

(3) 計算結果

まず、SR-196 A 船型について ($i = 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40$) の断面での速度分布を示す。断面位置は図 4.3.4.2 に図示した。図 4.3.4.3-1 ～ 図 4.3.4.3-8 は断面内速度ベクトル、図 4.3.4.4-1 ～ 図 4.3.4.4-8 は主流方向速度の等速度線図である。図 4.3.4.3 には船体の航走速度 U_0 を図中に示した。図 4.3.4.4 の等速度線間隔は $0.05 U_0$ とした。また、図 4.3.4.5 ～ 4.6 には船体表面および水面境界の

最近傍セルでの速度ベクトル図を示した。船体表面の近傍セルは船体からの無次元距離で約3.0のところにとられており、境界層の対数則域内にある。

図4.3.4.3-1～4.3-4には船体下部から側面への流れ込みと、それにともなうビルジ渦の発達が不完全ながらみられ、また、境界層が急速に厚くなることが図4.3.4.4-1～4.4-4に示されている。しかし、明らかな3次元剥離は生じていない。続いて、後流域では、図4.3.4.3-5～4.3-8に示されるように断面内速度は急速に小さくなり、対称面近くに弱い縦渦のみが残る。図4.3.4.4-5～4.4-8にも、縦渦に相当する位置に減速域がみられるが、速度差は小さい。

格子が粗いため図4.3.4.5のベクトル図から表面流線を推定するには無理があるが、ポテンシャル流れの流線に近いように思われる。

全体としては、格子数が比較的少なかったにもかかわらず、船体下部からの流れ込みや後流での縦渦の位置など、定性的にはある程度の成果が得られた。しかし、いくつかの点で現実の流れと大きく異なる結果を与えていている。特に、

- ① 3次元剥離が表現されていない。
- ② 断面内速度の減衰が速い。

が問題となろう。

B、C船型についても同様の計算を行ったが明かな差は生じなかった。船体表面ベクトル図を図4.3.4.7～4.8に示す。

(4) 計算方法についての考察

今回行った計算ではいくつか改善すべき点があった。以下では、これらの影響について述べる。

(a) 計算条件

まず、今回は計算負荷を抑えるために格子数を小さめ(6MB以下)にとっており、現在の計算機の能力を十分にいかせば、数倍から十数倍に大きくすることができる。一方、2次元流れ計算から考えて、境界層剥離を予測するには十分細かい格子が望ましく、オーダー評価から得られる境界層厚 d と流れ方向距離 l の関係 $d/l \sim R_e^{-1/2}$ から推定して、少なくとも $4l \sim 4d \cdot R_e^{1/2}$ 程度の l を小さくせねばならないと思われる。(4dはWall-Functionの要請により、 R_e 数に反比例して小さくとられる)

また、境界層内の乱流値 k 、 ϵ も剥離予測に大きな影響を与えるが、これらの量は流入条件に左右される。よって、流入条件に実験値を与えるか、船体全体を計算することによって、より正確な計算が期待できる。

上記の2点を改善することによって、剥離の予測については、少なくともポテンシャル／境界層計算に劣らない結果がえられると思われる。剥離後の流れ場については、境界層計算が無効となる領域であり、3次元乱流計算が一層期待される。実際、剥離位置の固定した流れでは、ある程度の成果をおさめている。

次に、水面境界に付いては、層流またはポテンシャル流では波を考慮した計算が行われている。乱流計算においても、基本的には波の影響を取り入れることが可能であろう。しかし、前述の縦渦は船底近くに生じており、これに対する影響は比較的小さいと思われる。

(b) 離散化、計算スキーム

$k-\epsilon$ タイプの乱流モデルを用いる場合、定常流れを表現するのに十分な格子数がとれる限り、高次スキームの必要性は小さいと思われる。これに対して、一般座標を用いることで生じる離散化誤差は重要である。これを除くためには、正規系で一次精度に7点の補間で十分であったところ、対角の点を含めた19点または27点の補間が必要となる。特に、非直交性の強い(例えば座標軸の交差角が60°以下)格子系を用いる場合には、解の収束性にまで影響を与える。今回用いた格子系ではながれは全体を定性的に変えるほどの影響はないものと予想されたが、収束速度をあげるために連続式の

評価にのみ 19 点の補間を使用した。

(c) 乱流モデル

$k - \epsilon$ 乱流モデルは多くの流れ場に適用され成果をあげている一方、その欠点もかなり明らかにされている。 v_t の等方性を仮定することも重大な欠点の一つである。このため、 v_t に方向性がある流れ、例えば旋回流に適用した場合には、旋回成分が急速に減衰する結果が得られてしまう。今回の計算でも、後流の縦渦はかなり弱く予測されており、この多くは $k - \epsilon$ モデルの欠点に起因すると思われる。

さて、この問題を解決するためには、 $k - \epsilon$ モデルをベースにした改良、高次モデルの適用、LES、直接設計などいくつかの選択がある。しかし、2番目以下の方法はいずれも $k - \epsilon$ モデルに比べてかなり大きな計算負荷を要し、近い将来に船体設計などに利用できる可能性はきわめて薄いと思われる。しかし、第1の方法においても、モデル定数を変更または関数化するという暫定的な方法では一般性に欠け、船体周りのような複雑な流れには効果はあまり期待できない。

現在のところ現実的な解決法としてあげられるものは、代数レイノルズ応力モデルとして分類される方法であろう。これは、レイノルズ応力の輸送方程式を基礎式としているが、実際には $k - \epsilon$ モデル（または、これを modify したもの）と同じ輸送式を解く方法で、 v_t に方向性を考慮する点が $k - \epsilon$ モデルと大きく異なっている。これには、Rodi のモデル、吉澤のモデル、他何種かのモデルが提案されており、いずれも適用例は少なく評価は定まっていない。しかし、計算負荷の点では $k - \epsilon$ モデルと大差なく、 $k - \epsilon$ モデルの欠点が明らかな流れ場に対しては適用が望まれる。

(5) まとめ

船体周り流れのように現実的である程度複雑な流れ場を数値計算で予測しようとする場合、計算機の能力と使用した手法がともに問題となる。今回の計算では、その両方についての示唆が得られた。

参考までに、本研究では東大型計算センターの HITAC-S810H ベクトル計算機を使用した。一つの流れ場について有意な解を得るために 300 回の反復を行い約 2 分を要した。このプログラムのベクトル加速率は約 10 倍と見積られる。また、今回の手法で計算能力を十分に用いた場合について大まかに予測を試みると、格子数は最大 20 倍 (120MB) まで取れるとして $250 \times 36 \times 28$ (5 倍 \times 2 倍 \times 2 倍) まで細分できる。分割数では、従来行われているボテンシャル／境界層計算に劣らないと思われる。この場合計算時間は、格子数の 1.5 乗として約 90 倍 (約 3 時間) と見積られる。

(東京大学 田古里 哲夫)

参 考 文 献

- [1] Soejima,S., "An Integral Method for Calculating the Viscous Flow around Ship Stern", Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow, 1985
- [2] 永松哲郎, 船体周りの粘性流の計算とその応用, 三菱重工技報 Vol. 21 No. 5 (1984)
- [3] von Kerczek,C. and Tuck, E.O., The Representation of Ship Hulls by Conformal Mapping Functions, Journal of Ship Research, Vol. 13 (1969)
- [4] Tuck, E.O. and von Kerczek,C., Streamlines and Pressure Distribution on Arbitrary Ship Hulls at Zero Froude Number, Journal of Ship Research Vol. 12 (1976)
- [5] 奥野武俊 船体表面の摩擦応力分布及び境界層内の 2 次流に関する研究, 日本造船学会論文集 第 139 号 (1976)
- [6] Nagamatsu T., A Method for Predicting Ship Wake from Model Wake, 日本造船学会論文集 第 146 号 (1979)
- [7] 茂里, 大熊, 奥野: 渦拡近似による船の伴流分布の実用計算法について, 西部造船会々報 第 62 号 (1981)

- [8] 岡島良一, 戸田保幸, 鈴木敏夫: 縦渦を含む船尾流場について, 関西造船協会誌, 第197号, 昭和60年6月
- [9] 波多野修次, 茂里一絃, 堀田多喜男: 船の境界層流れの実験および境界層計算の諸仮定に関する考察, 西部造船会会報, 第56号, 昭和52年
- [10] 姫野洋司: SR159部会研究報告書 №289, 昭和53年
- [11] 中武一明, 山崎隆介: 「肥大船自航試験の理論的取扱い」, 日本造船学会論文集 第138号, 1975年
- [12] 石坂純: 3次元境界層第1近似解を用いた公称伴流係数の一試算, 船研報告, 第19巻4号, 昭和57年
- [13] Kasahara, Y. :「An Experimental Investigation of the Scale Effect on Nominal and Effective Wake Distribution Using Geosim Models of Two Different Ships」, Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow, 1985
- [14] 笠原良和: 船尾流場へのプロペラ作動の影響について, 関西造船協会誌, 第202号, 昭和61年
- [15] Huang, T.T & Cox, B.D: 「Interaction of Afterbody Boundary Layer and Propeller」, Symposium on "Hydrodynamics of Ship and Offshore Propulsion Systems", OSLO, 1977
- [16] T.T. Huang et al.: Propeller/Stern Boundary Layer Interaction on Axisymmetric Bodies: Theory and Experiment, DTNSRDC Report 76-0113 (1976)
- [17] R. Yamazaki: On the propulsion Theory of Ship on Still Water—Improved Theoretical Method, Memoirs of the Faculty of Eng., Kyushu Univ., Vol. 37, №1 (1984)
- [18] 日夏宗彦 「厚い境界層計算とその有効伴流推定への応用」 船研報告 第21巻1号 昭和59年1月
- [19] Adachi, H; Hinatsu, M: "On Effective Wake—Consideration Based on the Propeller Load Varying Test Concept" 関西造船協会誌 191号 (1983)
- [20] R.E. Smith et al. "Algebraic Grid Generation for Wing-Fuselage Bodies", AIAA Paper 84-2, (1984)
- [21] M.R. Malin et al. "Application of PHOENICS to Flow around Ship's Hulls", 2nd int. Sympo. on Ship Viscous Resistance, (1985)
- [22] S.V. Patankar "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow", Series in Computational Methods in Mechanics and Thermal Sciences
- [23] W. Rodi "Turbulence Models and Their Application in Hydraulics a state of the Art Review", IAHR, (1980)
- [24] 石垣博 "ターボ機械の流れの数値解析(その3)", GTSJ 12-48, (1985)
- [25] 小林, 森西 "矩形管路内の旋回乱流の数値予測", 生産研究(東大生産研究所報), 38-12, (1986)
- [26] 西島, 吉澤 "非等方 $k - \epsilon$ モデルを用いた矩形管路内乱流の数値解析" 同上, 38-1, (1986)
- [27] H. Miyata et al. "Finite-difference simulation of nonlinear ship waves", J. Fluid Mech., vol. 157, (1985)

表 4.3.1 公称伴流係数の計算と実験の比較

	SR196-A	SR196-B	SR196-C	SR196-G	SR196-H
Exp.	0.609	0.553	0.659	0.664	—
Cal(I)	(0.609)	0.545	0.701	0.688	0.751
Cal(II)	(0.609)	0.561	0.635	0.624	0.652

表 4.3.2 伴流値の各種成分 ($F_n = 0.127$)

	SR196-A	SR196-B	SR196-C	備 考
W_n	0.609	0.553	0.659	6 m 模型船実験結果
W_e	0.490	0.440	0.570	"
W_p	0.205	0.182	0.225	計算 値
W_r	0.023	0.023	0.026	"
W_v	0.404	0.371	0.434	式 (1)
W_{vp}	0.262	0.235	0.319	式 (2)
W_{vd}/W_v	0.649	0.633	0.735	

表 4.3.3 Comparison of mean velocity

船 型 平均流速	SR196			
	A	B	C	G
$[1 - w_n]_{v1}$ 日本造船技術センター	0.391	0.447	0.341	0.336
$1 - w_T$ 自航試験	0.510	0.560	0.431	0.515
$\frac{1 - w_T}{[1 - w_n]_{v1}}$	1.304	1.253	1.264	1.532
$[1 - w_n]_{v2}$ 右舷データより補間	0.399	0.465	0.368	0.383
$[1 - w_e]_v$ 推定結果	0.548	0.603	0.485	0.585
$\frac{[1 - w_e]_v}{[1 - w_n]_{v2}}$	1.373	1.297	1.310	1.527

表 4.3.4 公称伴流値

SHIP	w_p	w_t	w_n	w_n (計測値, SRCJ)	w_n (Cal.)/ w_n (meas.)
SR196-A	0.218	0.112	0.330	0.609	54.2 %
B	0.192	0.109	0.301	0.553	54.4 %
C	0.243	0.109	0.352	0.659	53.4 %
G	0.236	0.108	0.344	0.664	50.6 %
H	0.270	0.083	0.353	—	
S	0.176	0.101	0.276	—	

表 4.3.5 $k - \epsilon$ 乱流モデルの常数

C	σ_k	σ	C_1	C_2
0.09	1.0	1.3	1.92	1.44

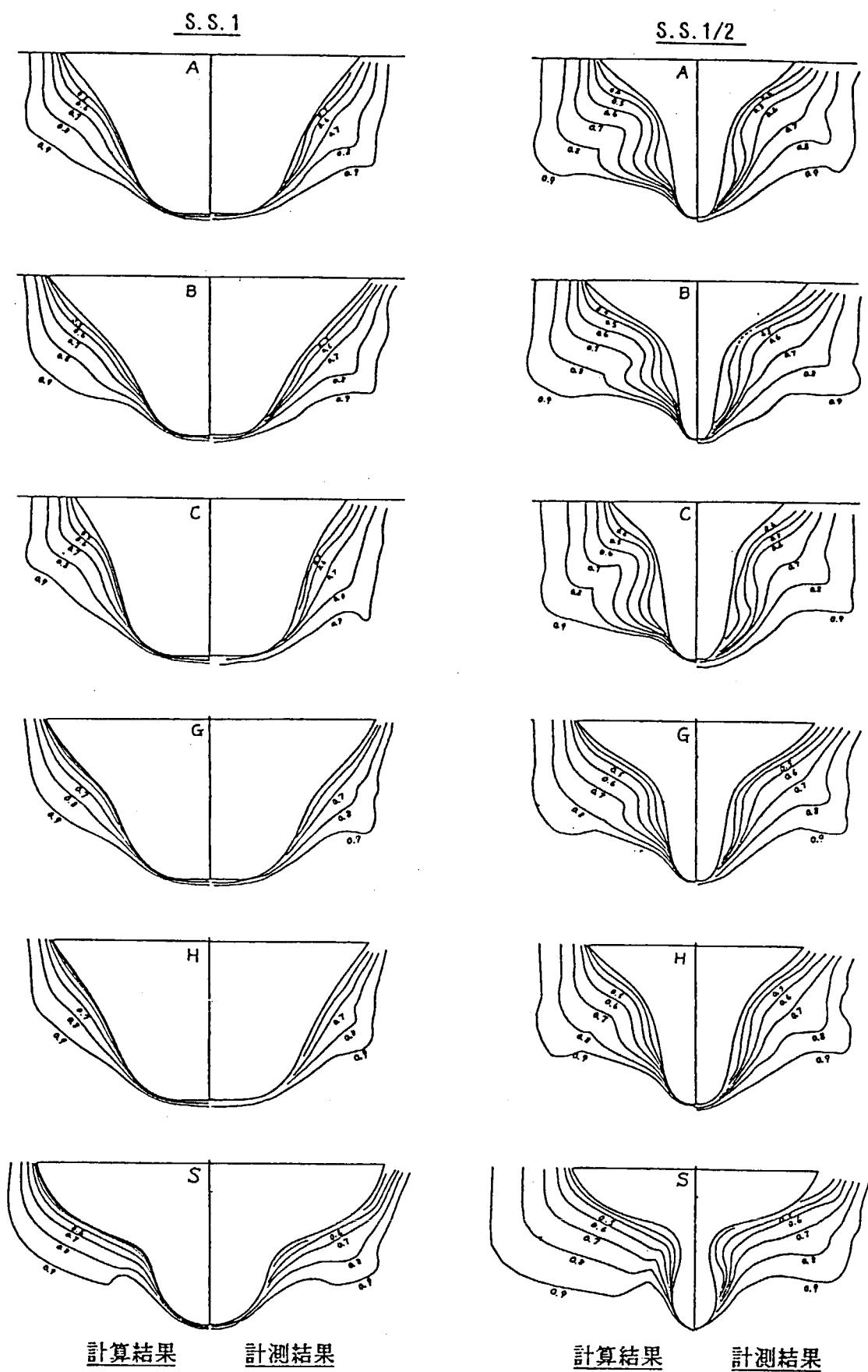


図 4.3.1 2 m 模型船尾流速分布の計算結果と計測結果の比較 (S.S. 1 & 1/2)

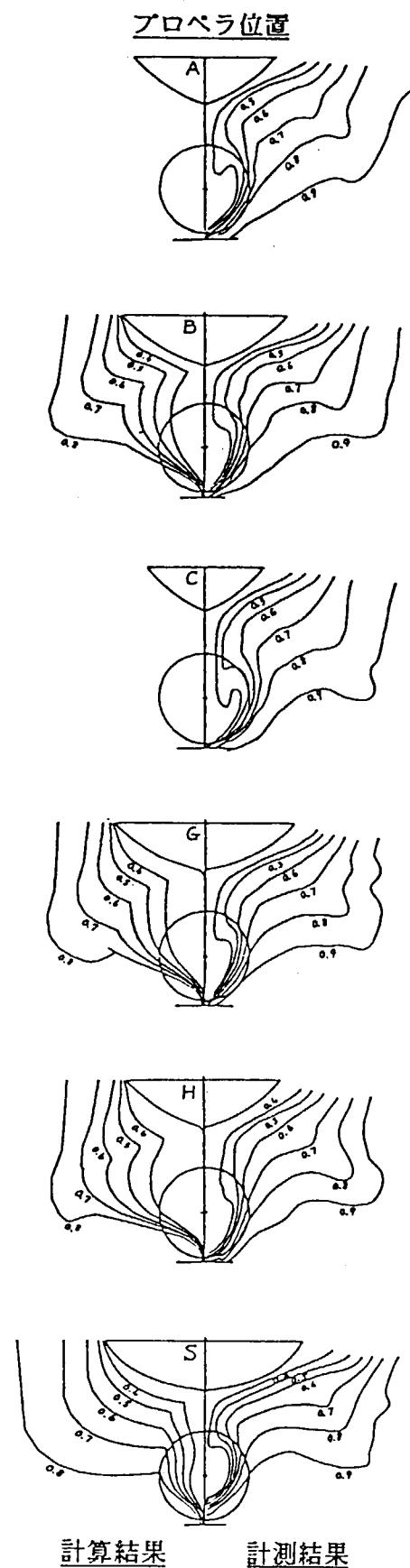


図 4.3.2 2 m 模型船尾流速分布の計算結果と計測結果の比較（プロペラ位置）

表 4.3.2.1 公称伴流係数の計算と実験の比較

	SR196-A	SR196-B	SR196-C	SR196-G	SR196-H
Exp.	0.609	0.553	0.659	0.664	—
Cal (I)	(0.609)	0.545	0.701	0.688	0.751
Cal (II)	(0.609)	0.561	0.635	0.624	0.652

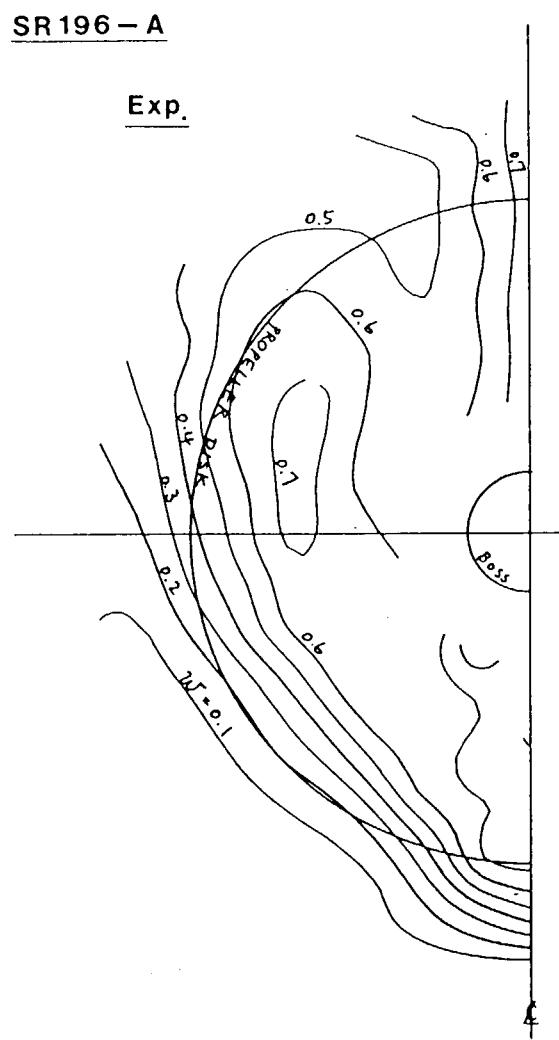


図 4.3.3 SR 196 - A の伴流分布（計測結果）

SR 196-B

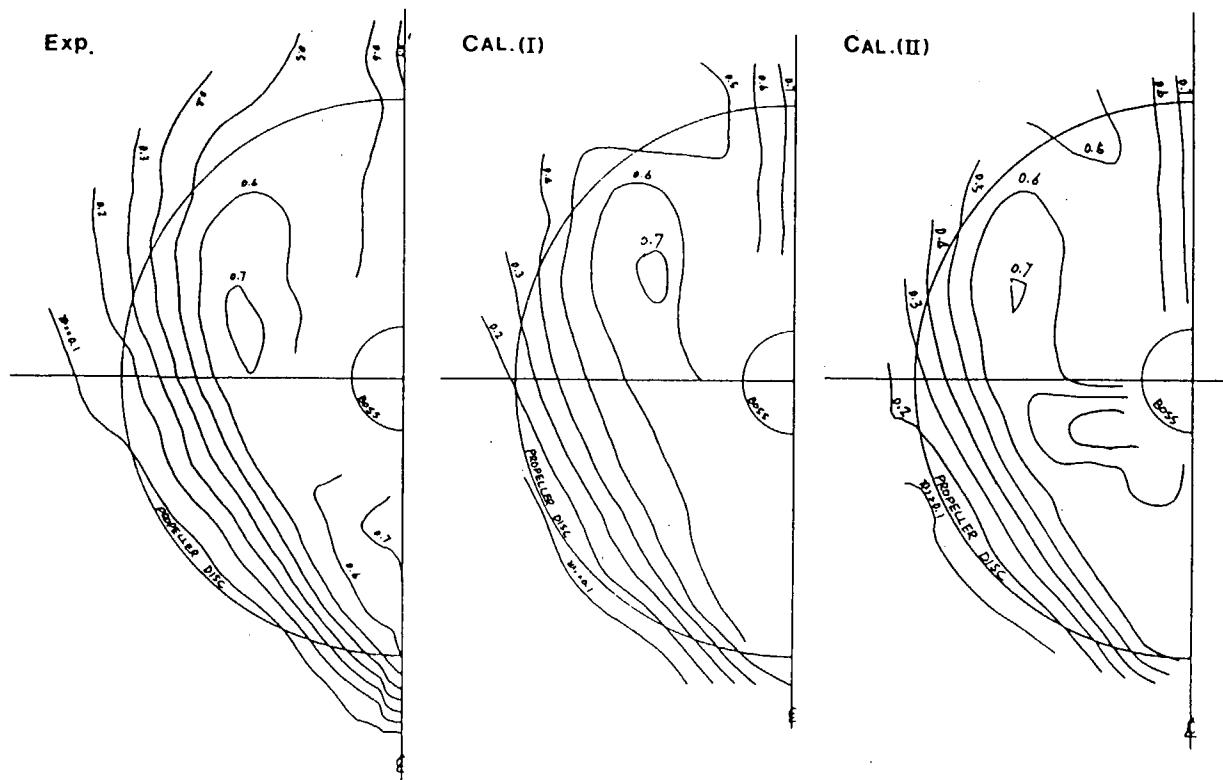


図 4.3.4 SR 196-B の伴流分布の計算と実験の比較

SR 196-C

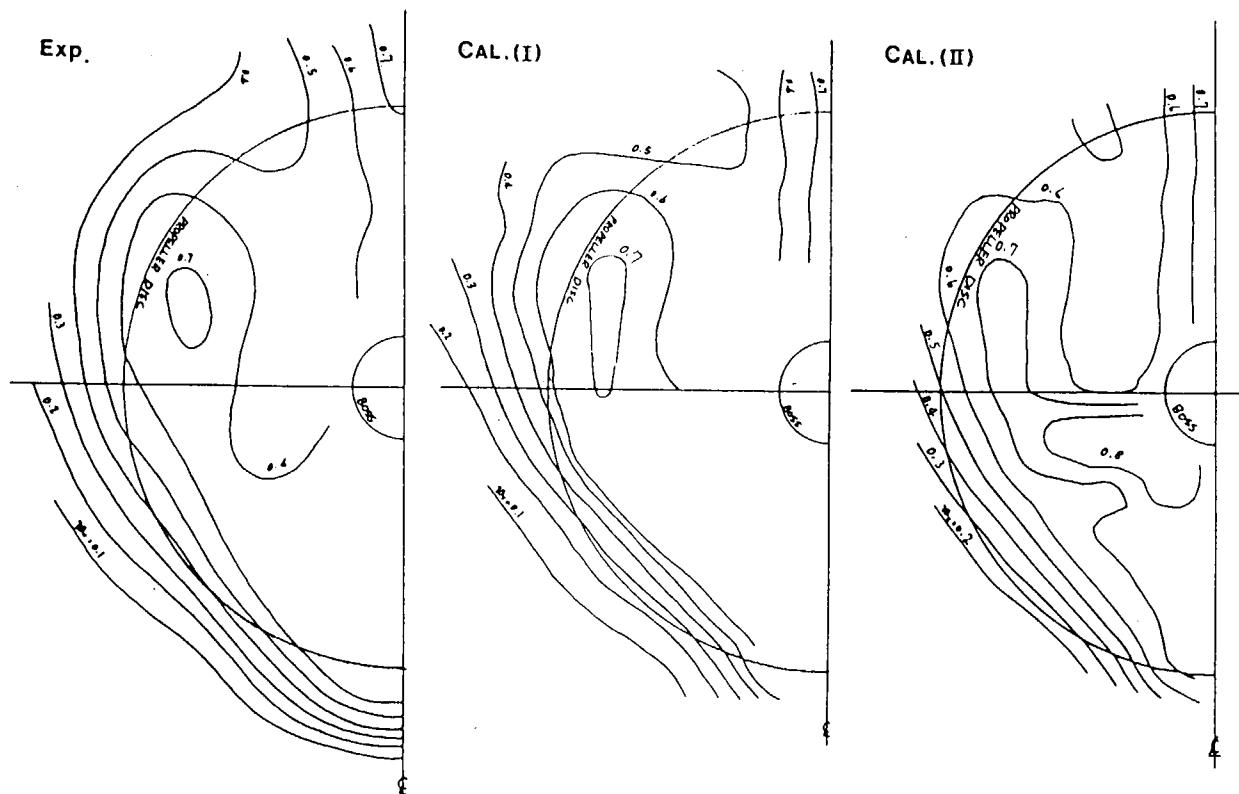


図 4.3.5 SR 196-C の伴流分布の計算と実験の比較

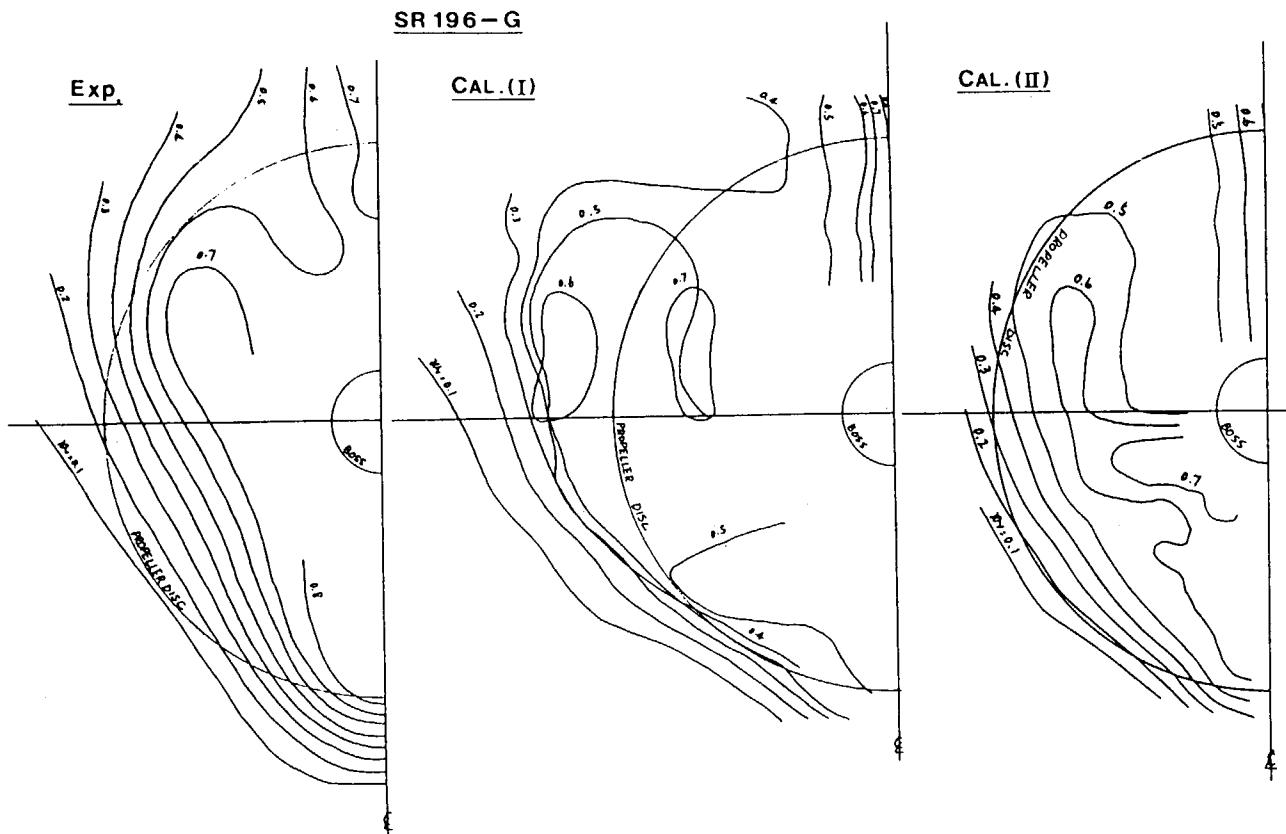


図 4.3.6 SR 196-G の伴流分布の計算と実験の比較

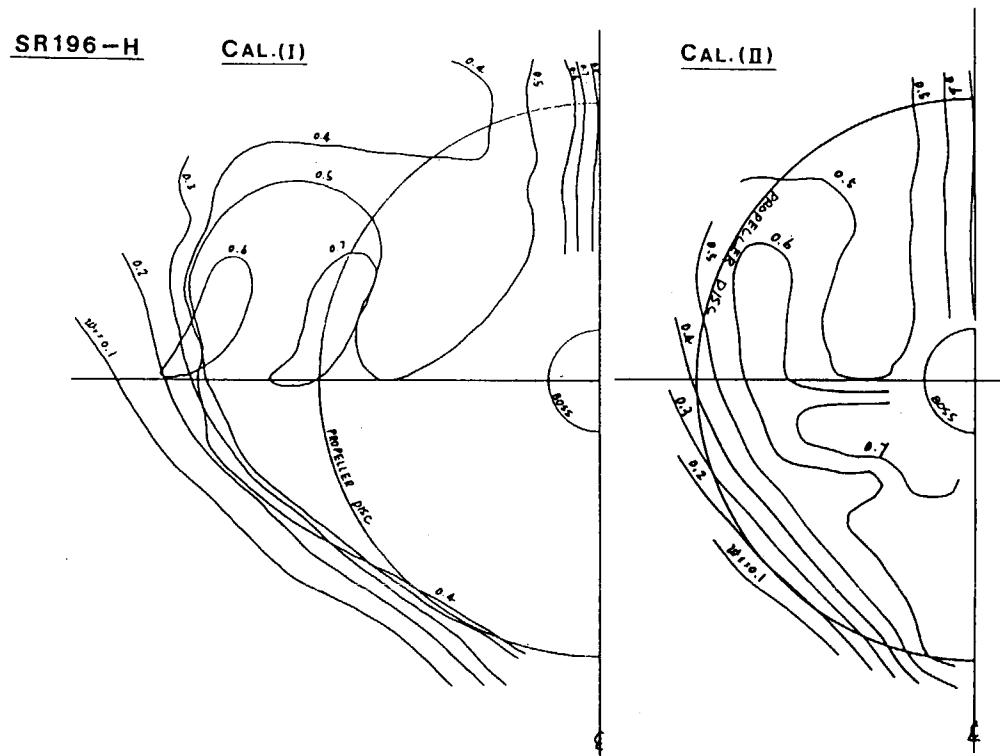


図 4.3.7 SR 196-H の伴流分布の計算結果

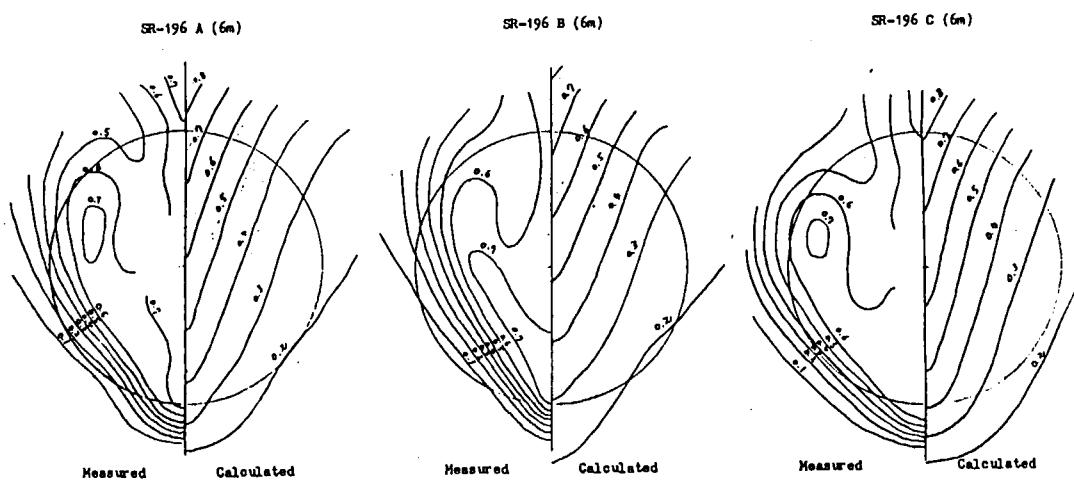
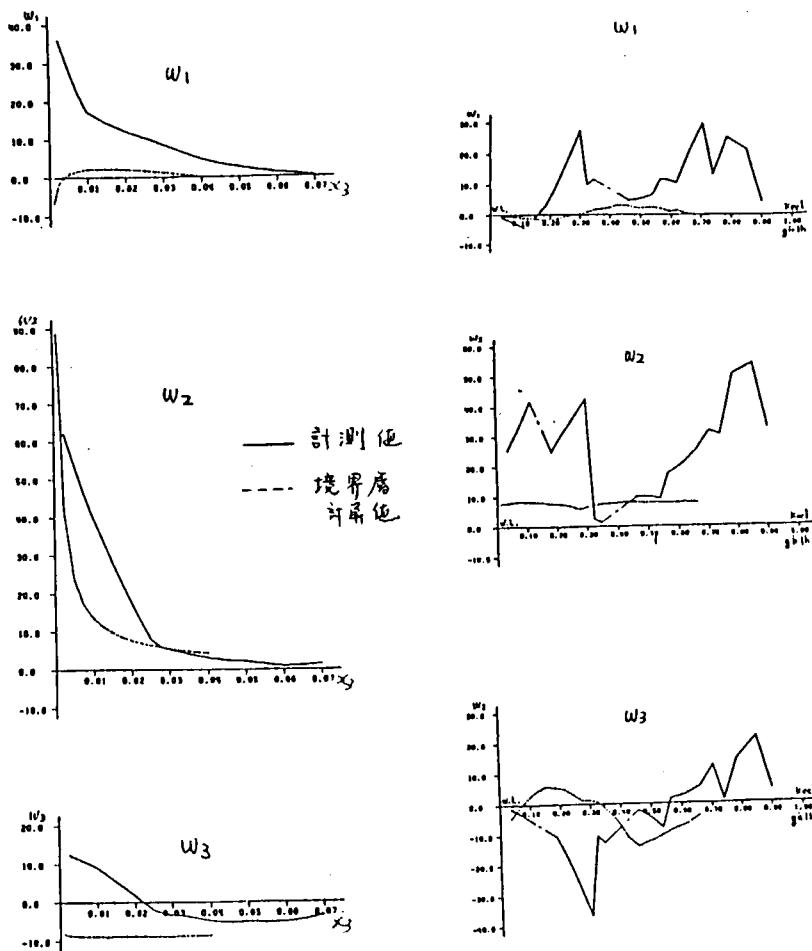


図 4.3.8 伴流分布の比較（プロペラ面）



Stream NO. 20

$X_3 = 0.0 Z$

(a)

(b)

図 4.3.9 S.S. 5%における渦度分布の比較（SR-196 C）

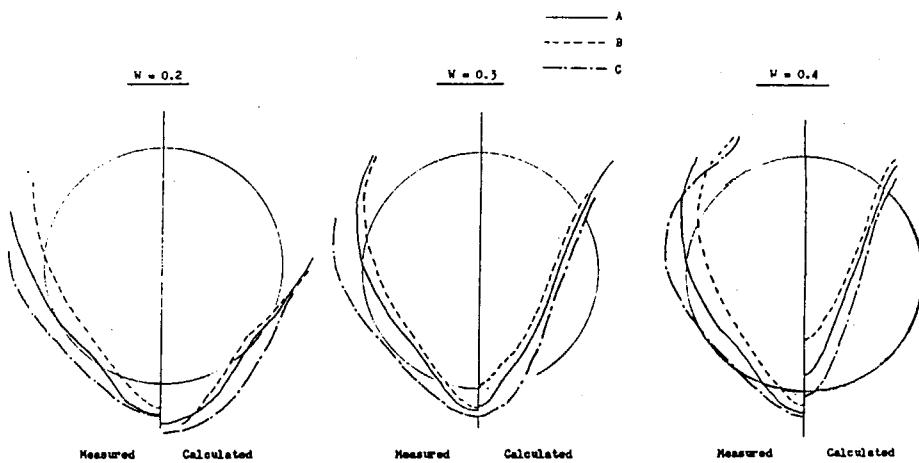


図 4.3.10 伴流分布の船型間比較（プロペラ面）

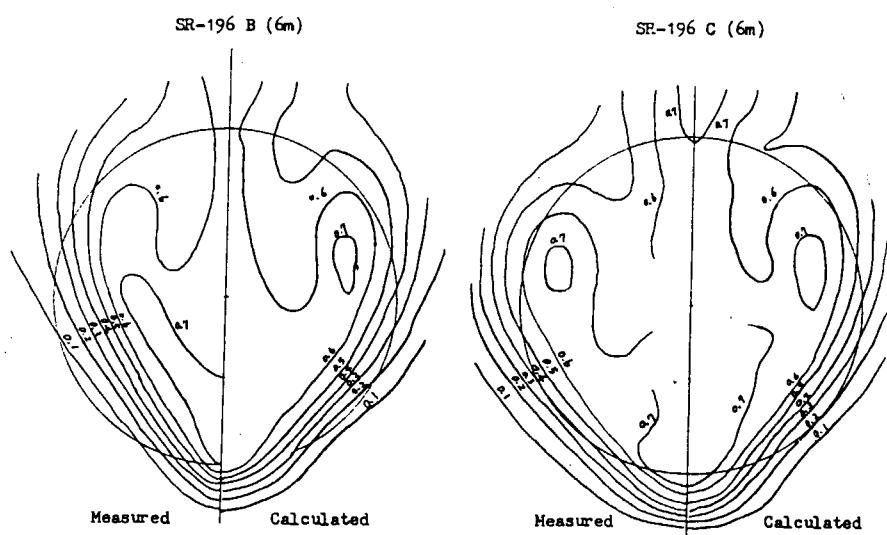


図 4.3.12 類似船型の実測値を併用した伴流分布の計算

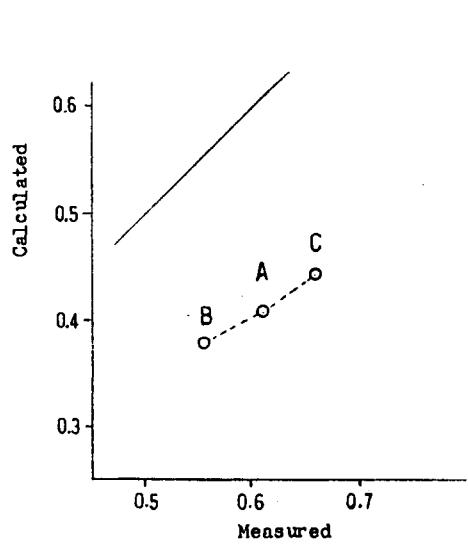


図 4.3.11 公称伴流値の比較

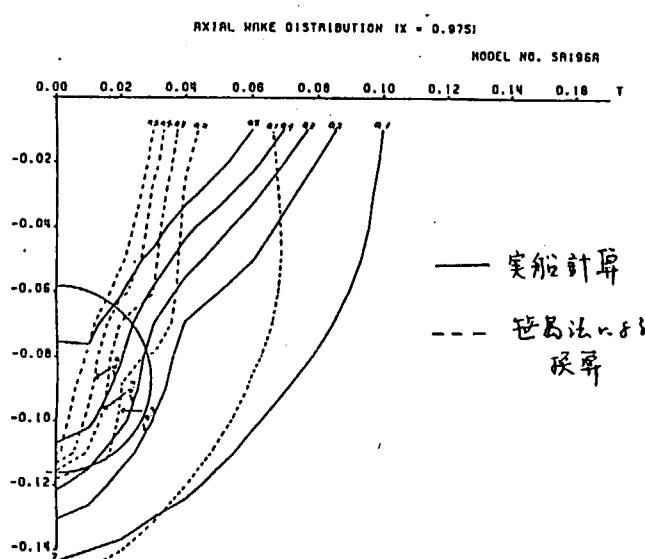


図 4.3.13 実船伴流へのスケールアップ（SR-196 A）

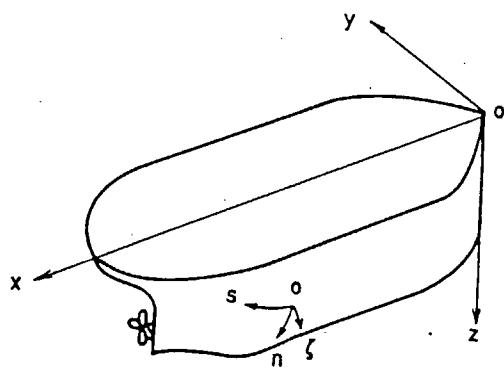


図 4.3.14 Coordinate System

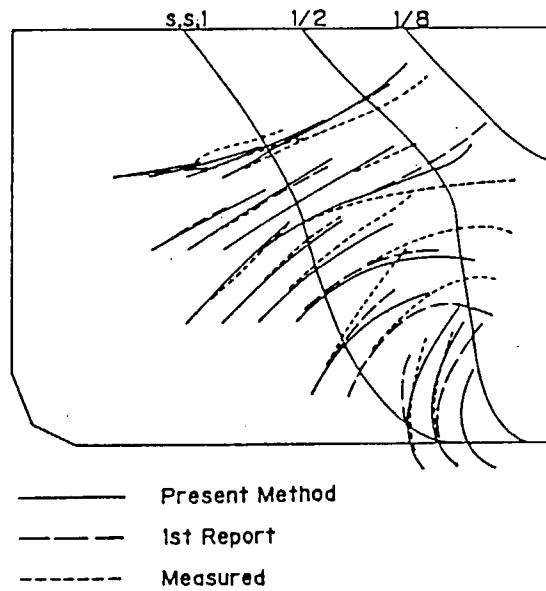


図 4.3.15 Comparison of Streamlines between Calculated and Measured

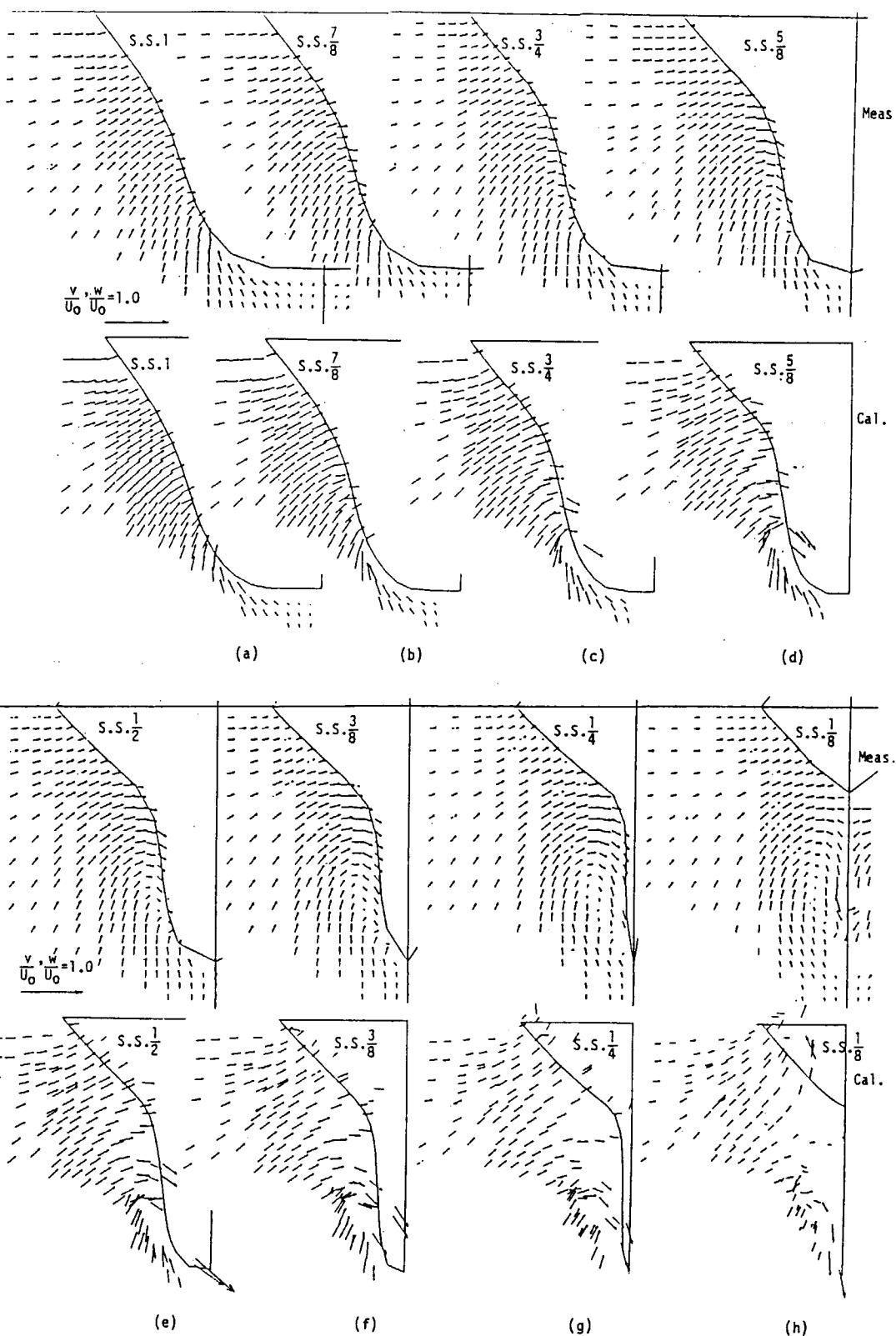


図 4.3.16 Comparison of v, w Velocity Vector between Calculated and Measured

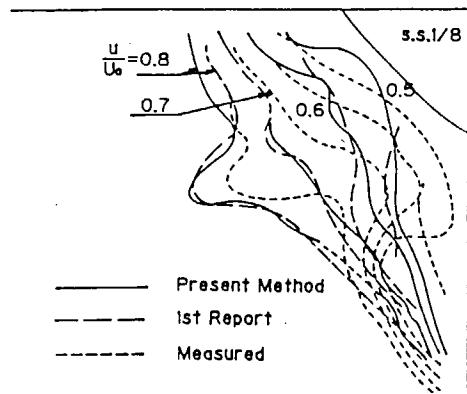


図 4.3.17 Comparison of Wake Distribution
between Calculated and Measured

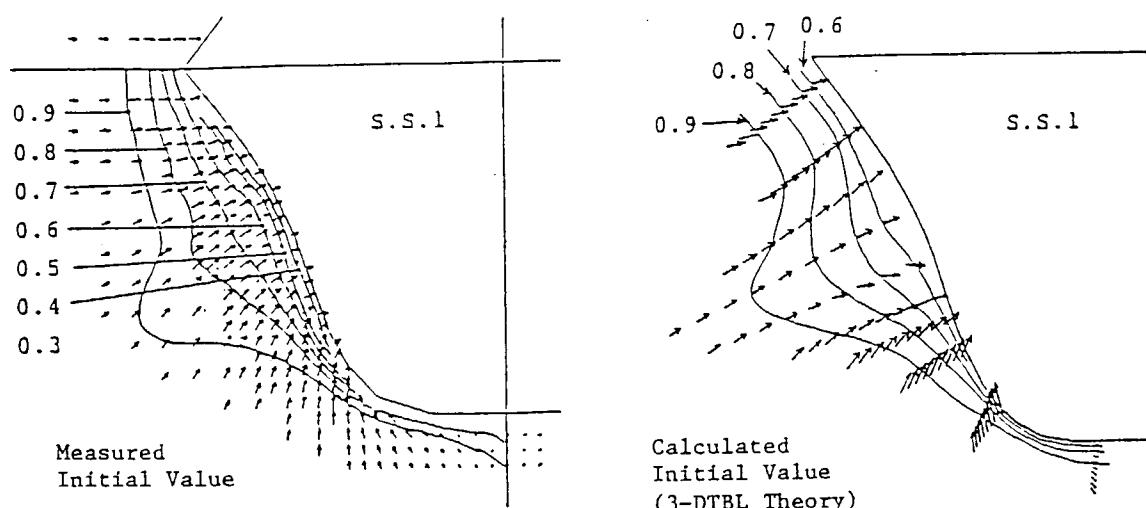


図 4.3.18 Comparison of Initial Values between
Calculated and Measured for Method (IV)

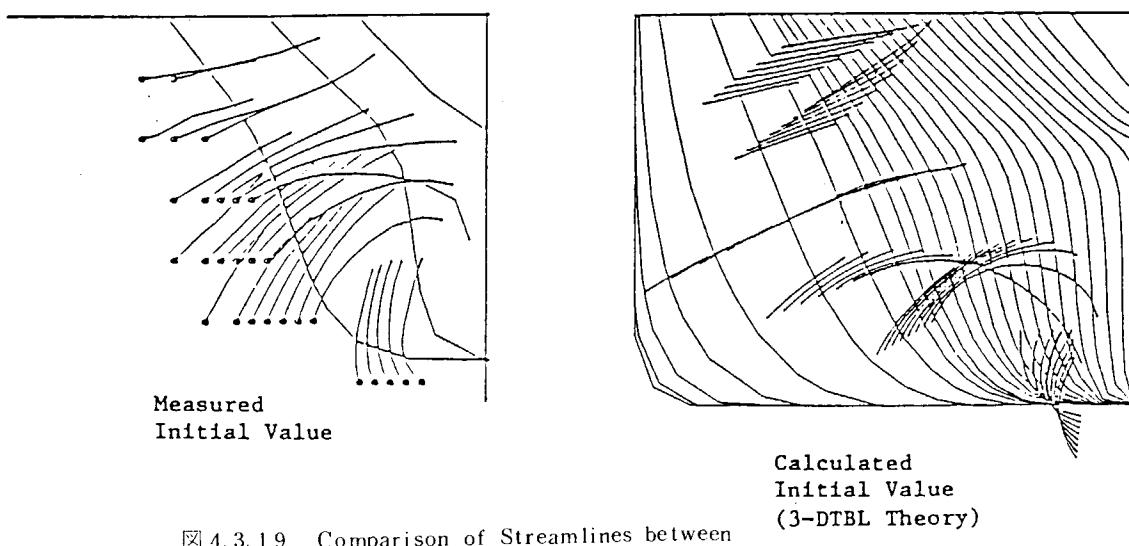


図 4.3.19 Comparison of Streamlines between
Calculated and Measured

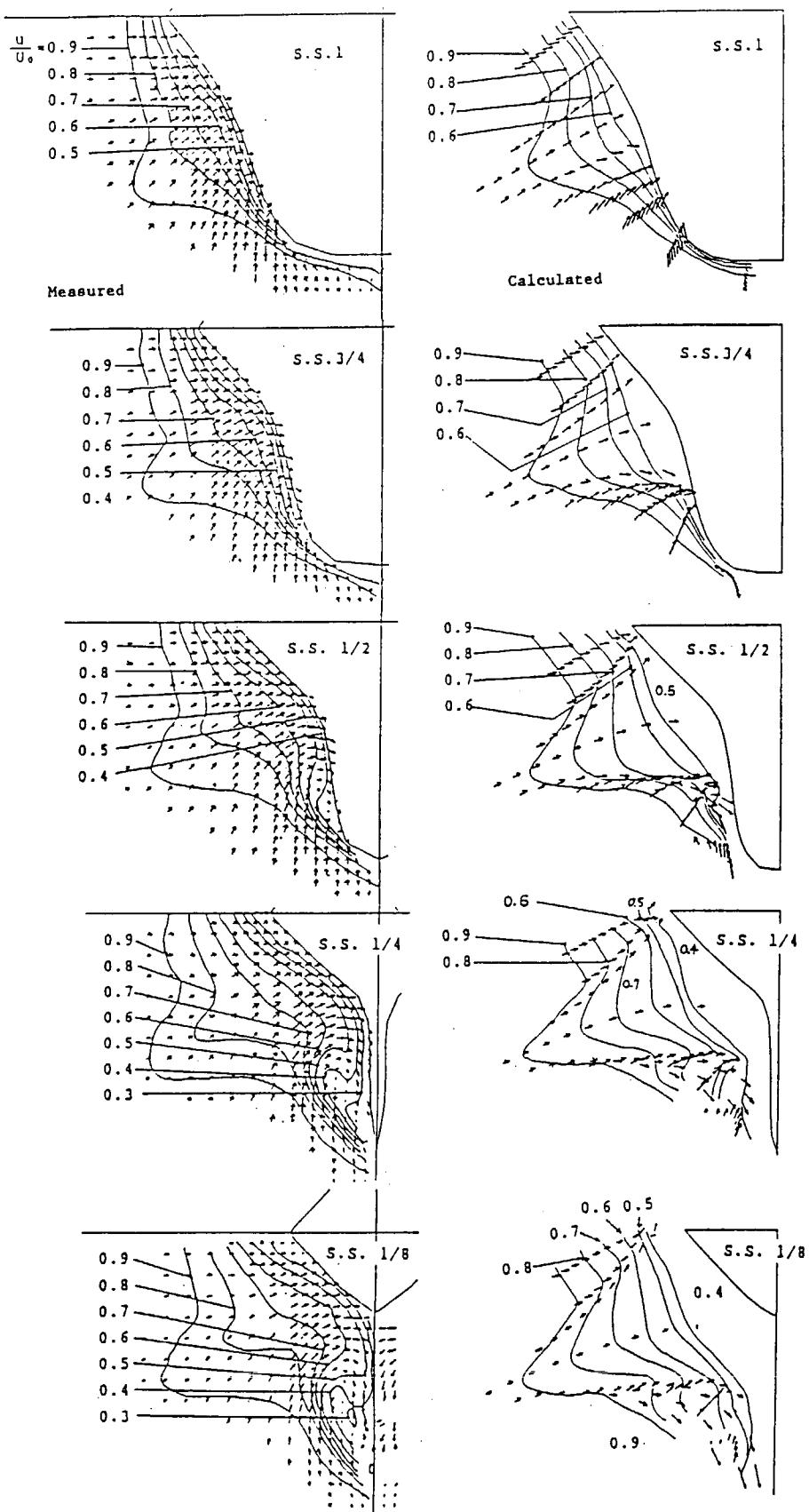


図 4.3.20 Comparison of Wake Distribution between Calculated and Measured (Method (IV). Init. Value : Cal.)

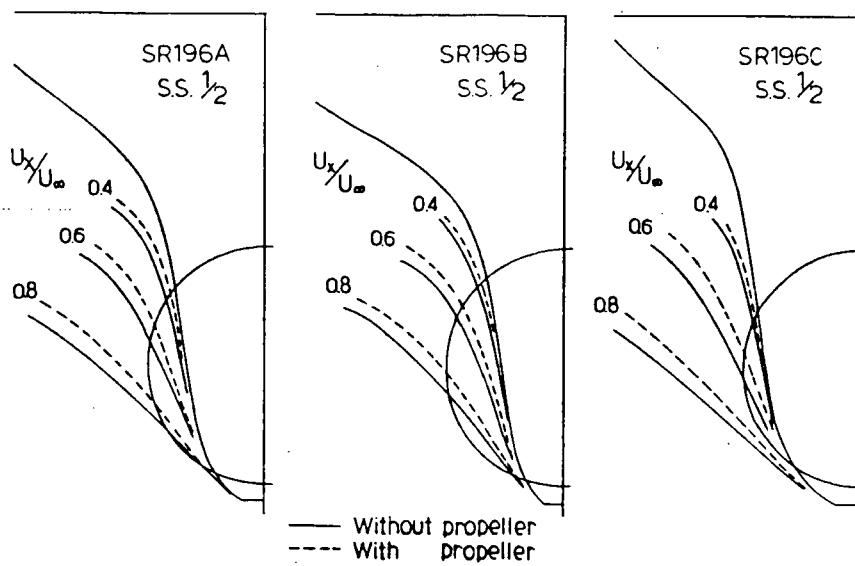


図 4.3.21 境界層内流速分布（計算結果）

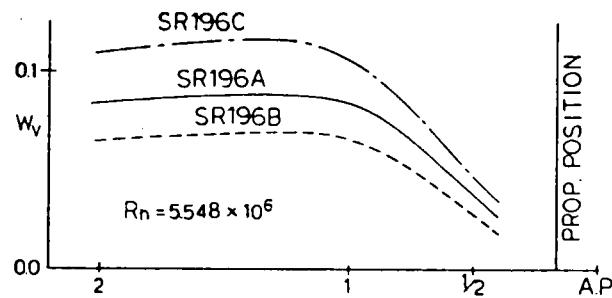


図 4.3.22 W_v の船長方向の変化

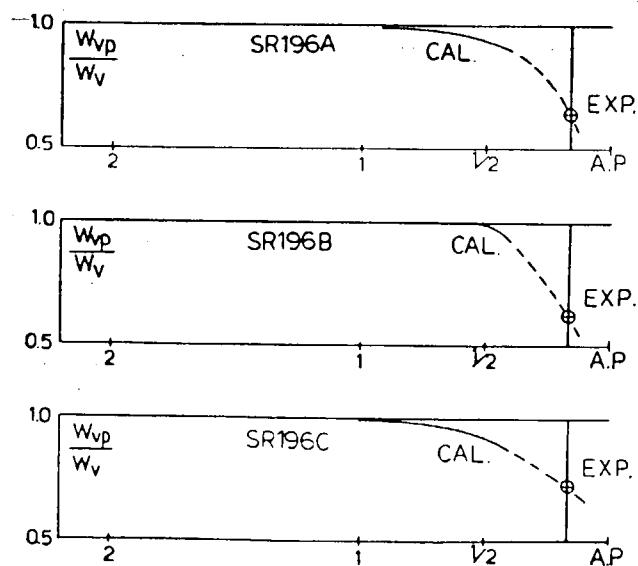


図 4.3.23 W_{vp}/W_v の船長方向の変化

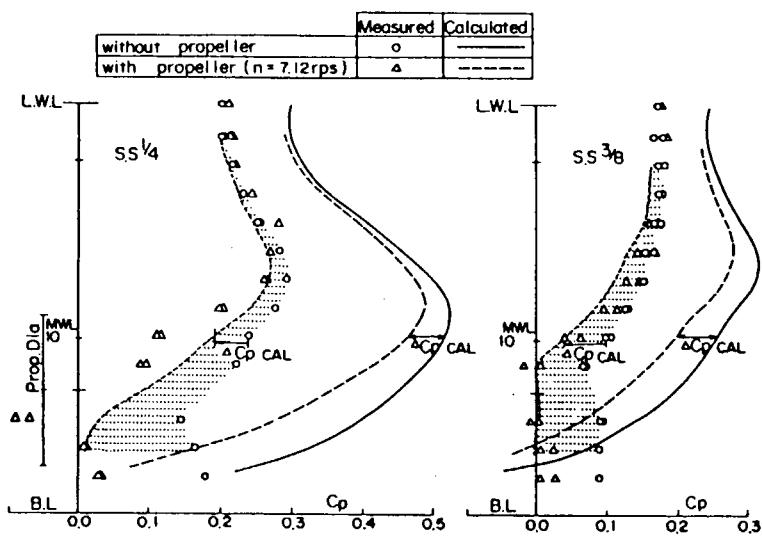


図 4.3.24 船体表面圧力分布の比較

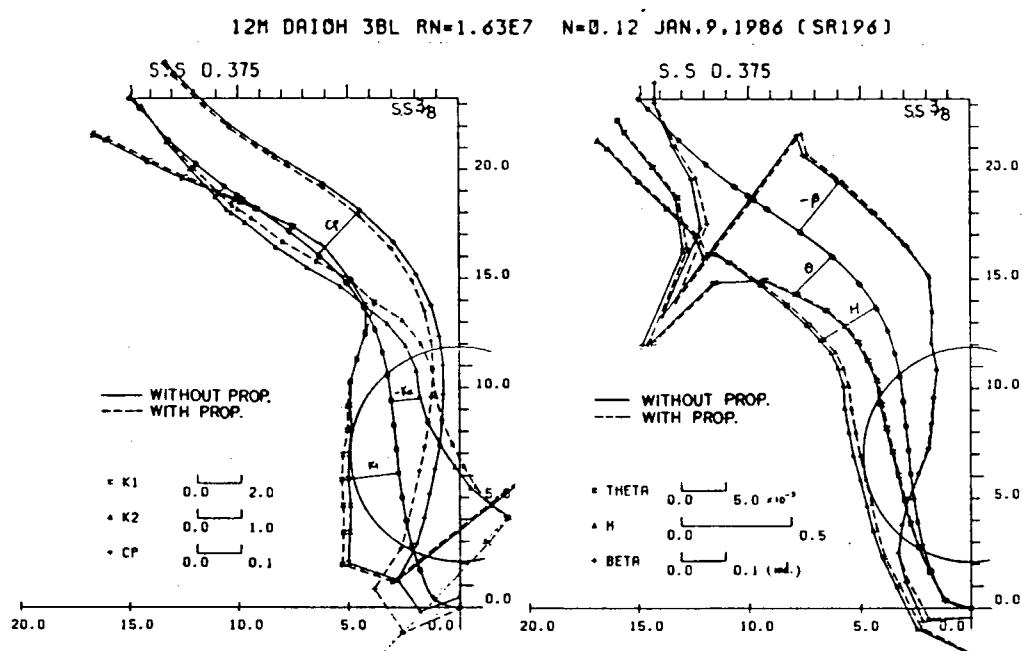


図 4.3.25 境界層パラメータへのプロペラ作動の影響

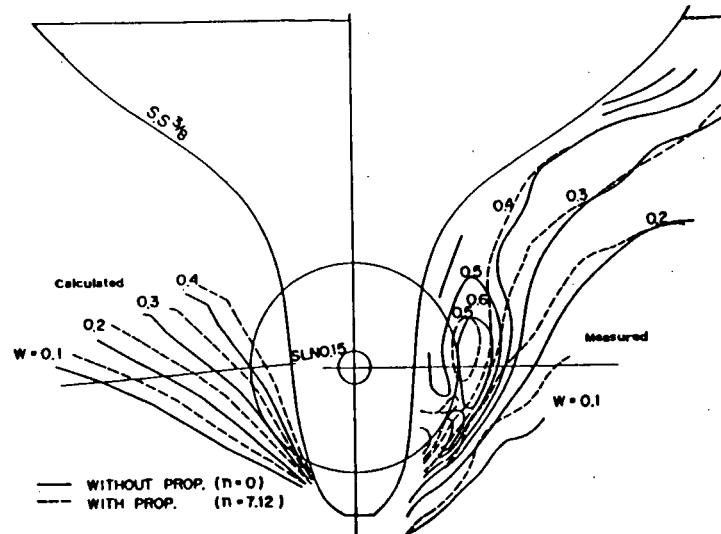


図 4.3.26 伴流分布の比較 (S.S. 3%)

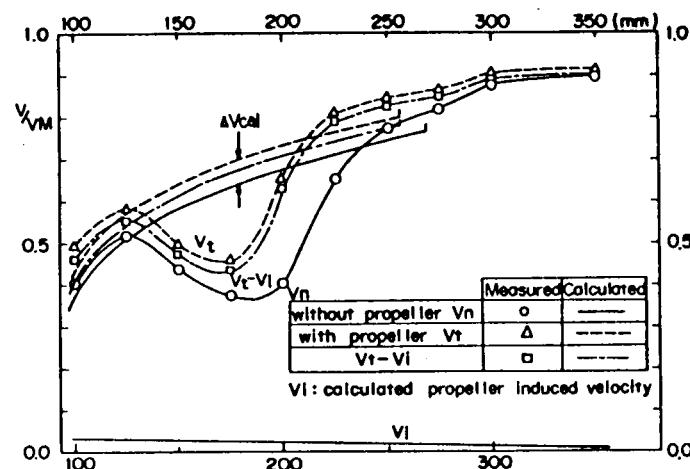


図 4.3.27 プロペラ軸高さ上の伴流分布の比較

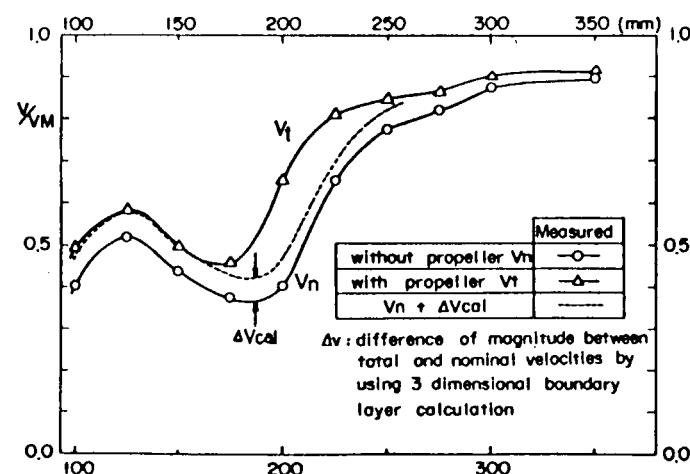


図 4.3.28 プロペラ軸高さ上の total velocity の比較

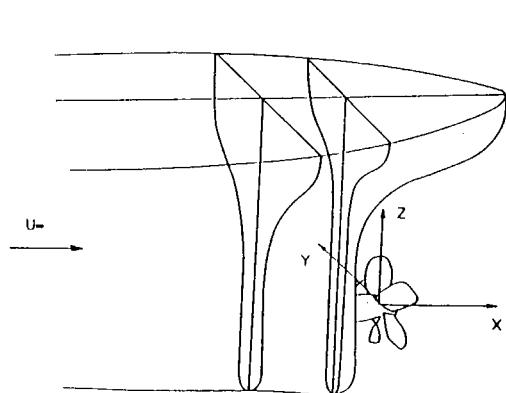


図 4.3.29 Coordinate system

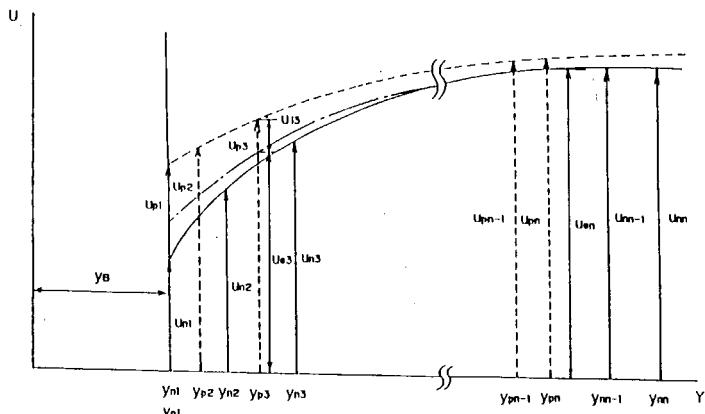


図 4.3.30 Illustration of finite difference form

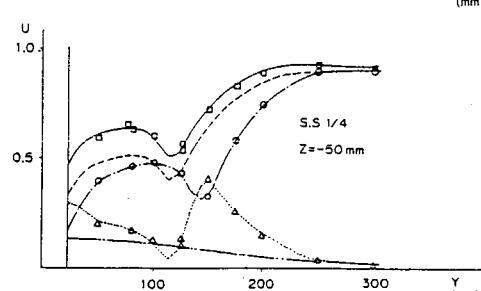
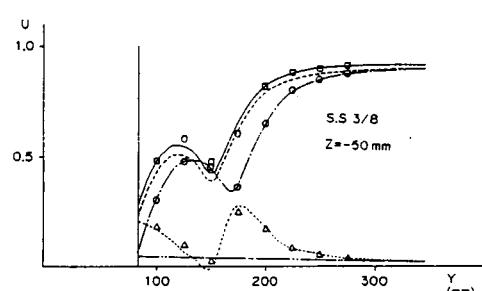
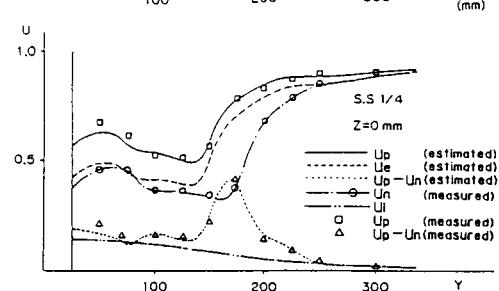
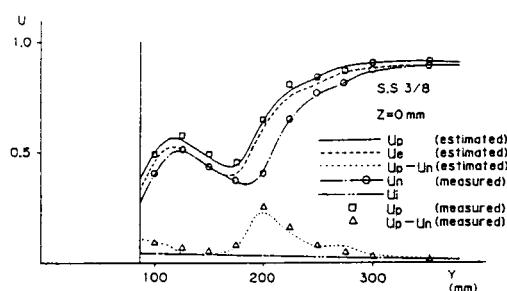
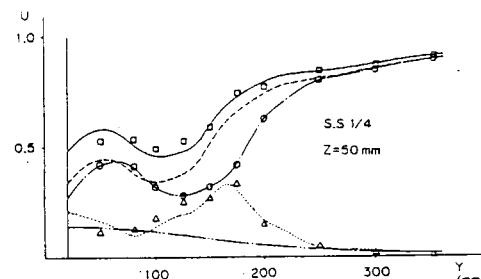
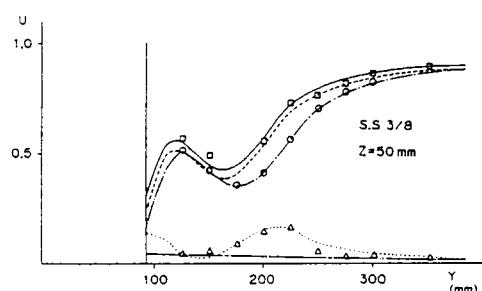


図 4.3.31 Comparison of velocity distribution

図 4.3.32 Comparison of velocity distribution

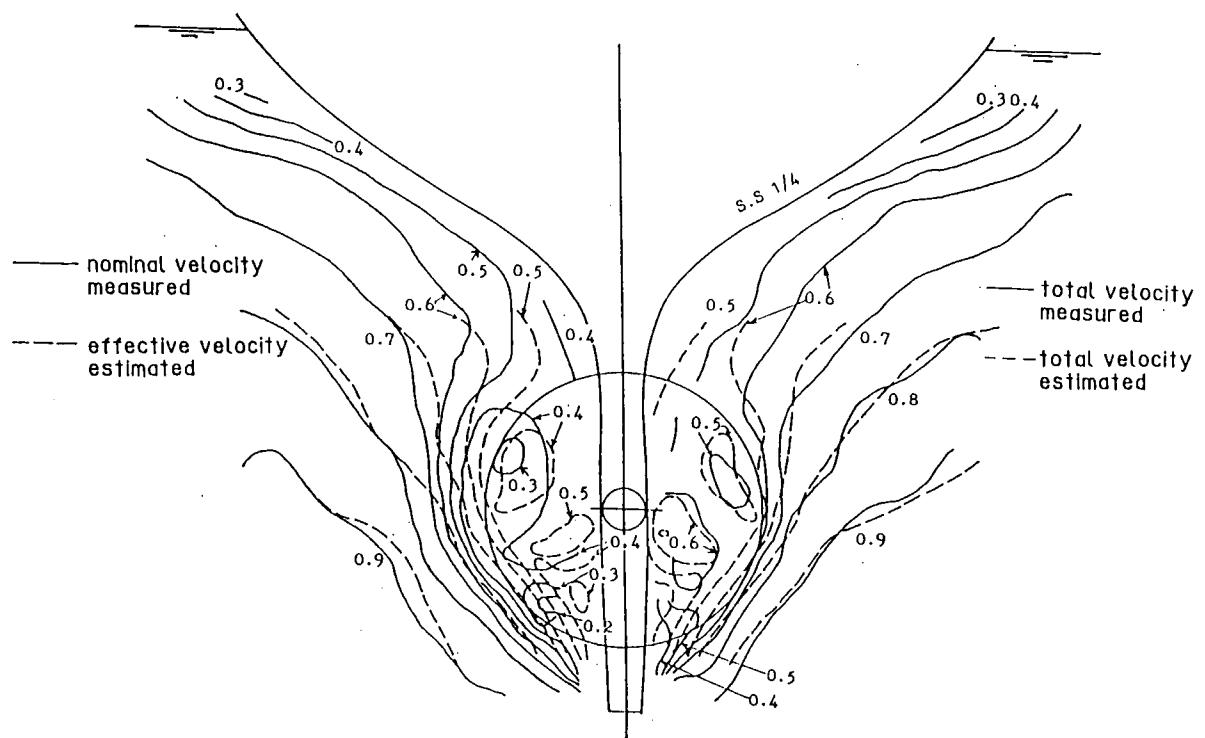


图 4.3.33 Comparison of velocity distribution

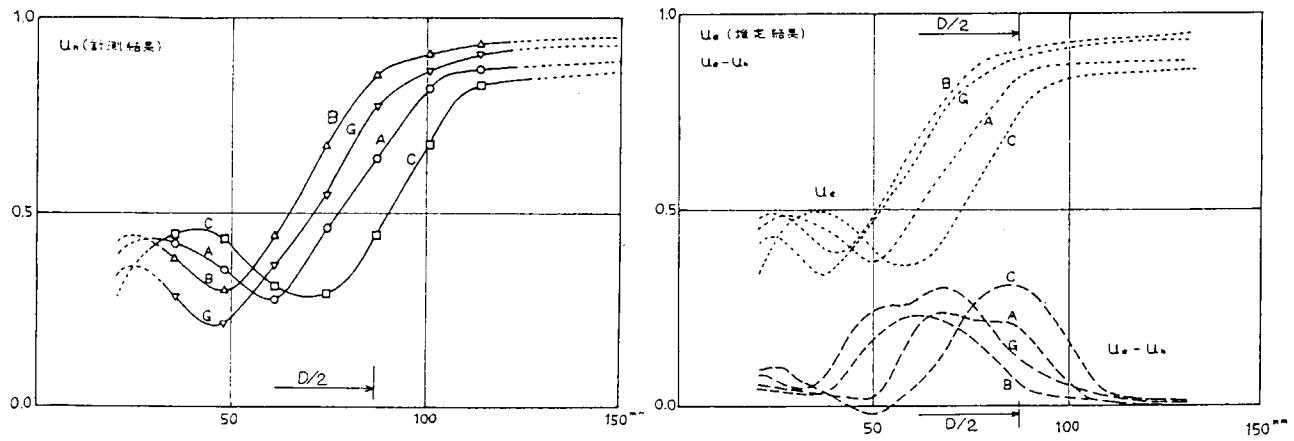


图 4.3.34 Comparison of velocity distribution

SR196B STREAM LINE

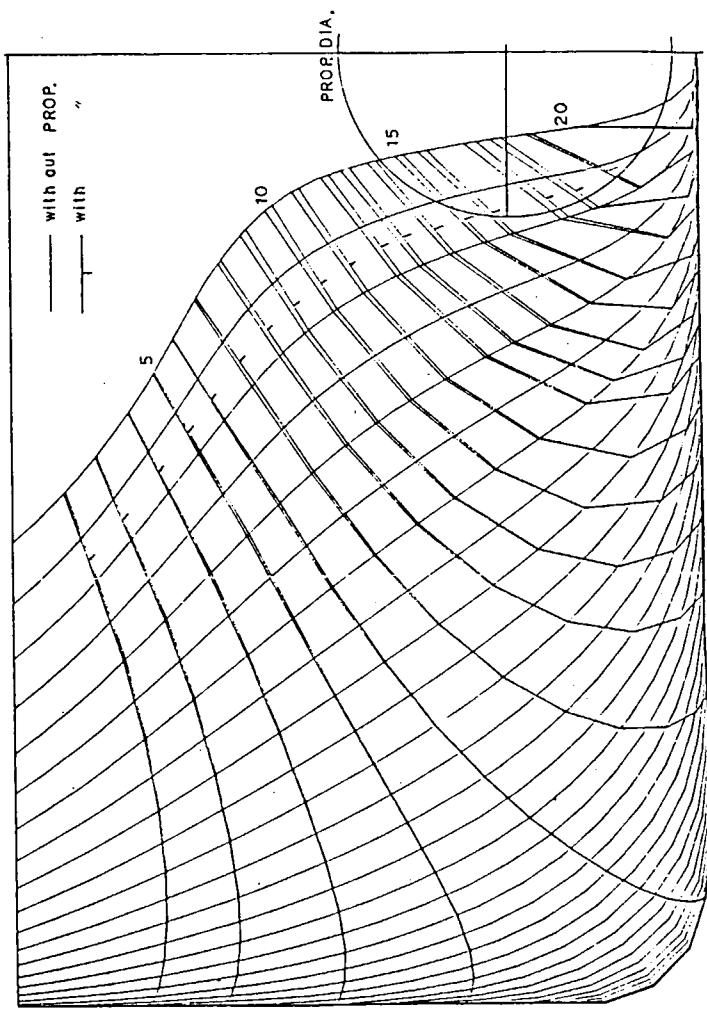


図 4.3.39 プロペラ影響あり・なしにおけるボテンシャル流線の変化

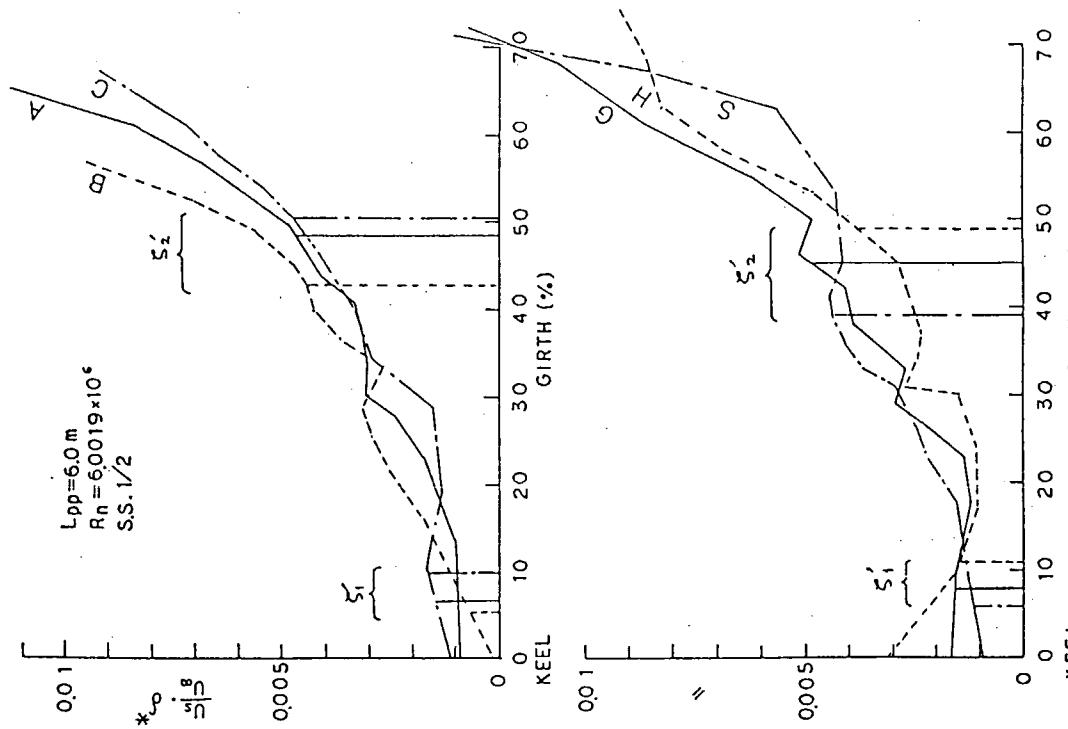


図 4.3.37 $\frac{U_s}{U_\infty} \cdot \delta^*$ の分布 (S.S. 1/2)

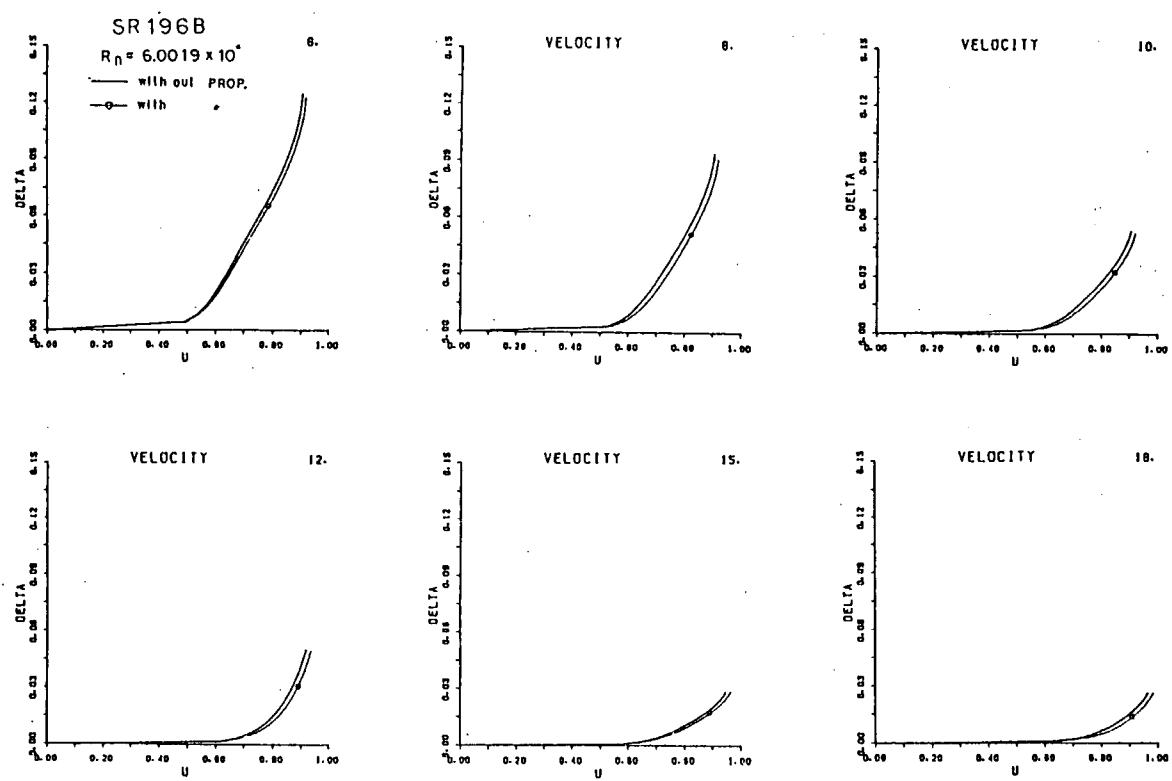


図 4.3.40 プロペラ影響あり・なしにおける境界層内速度分布の比較 (S.S. $\frac{1}{2}$)

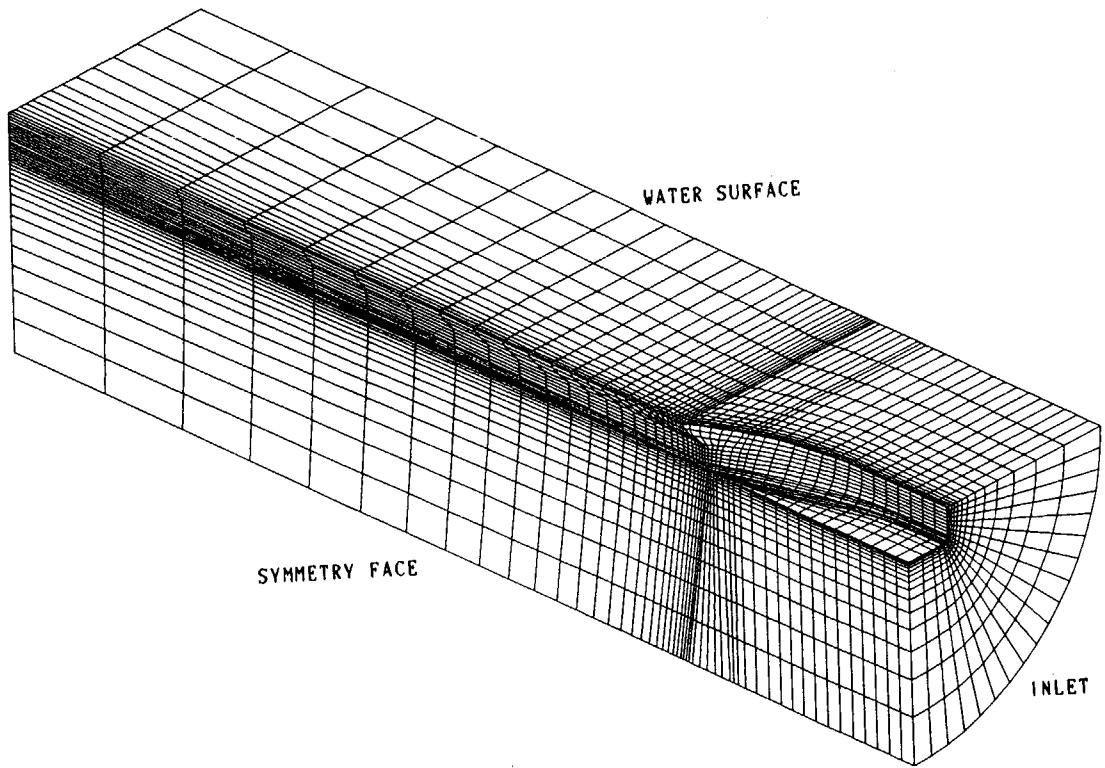


図 4.3.41 計算格子の概観 (SR-196A船型)

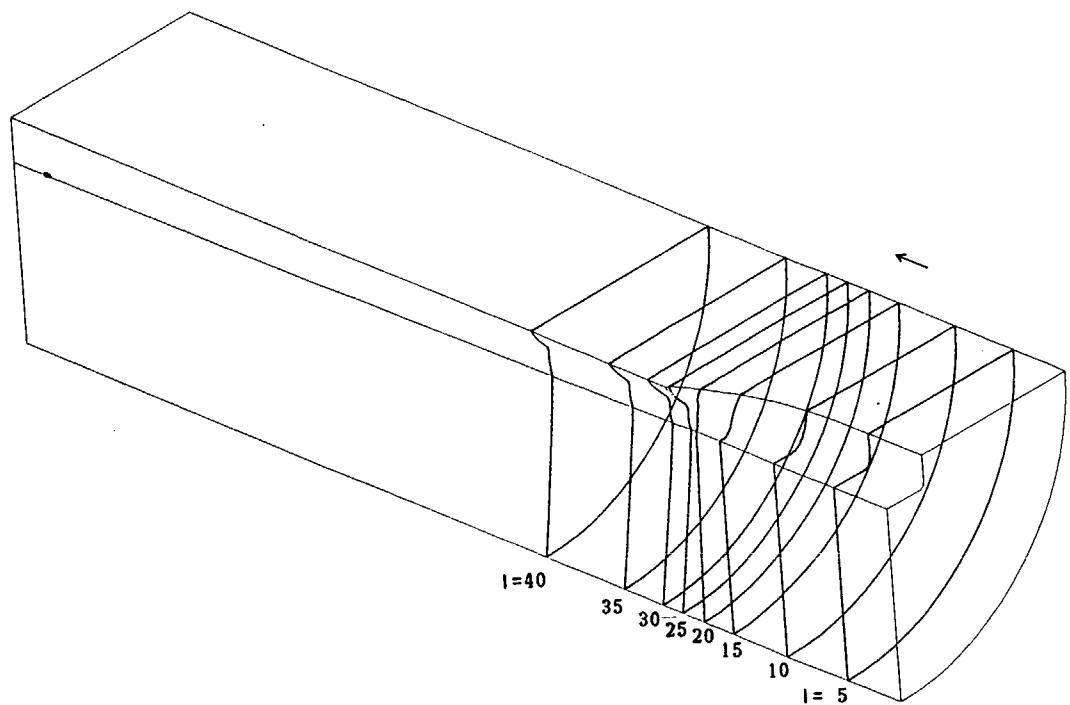


図 4.3.42 全計算領域と断面位置 (SR-196A船型)

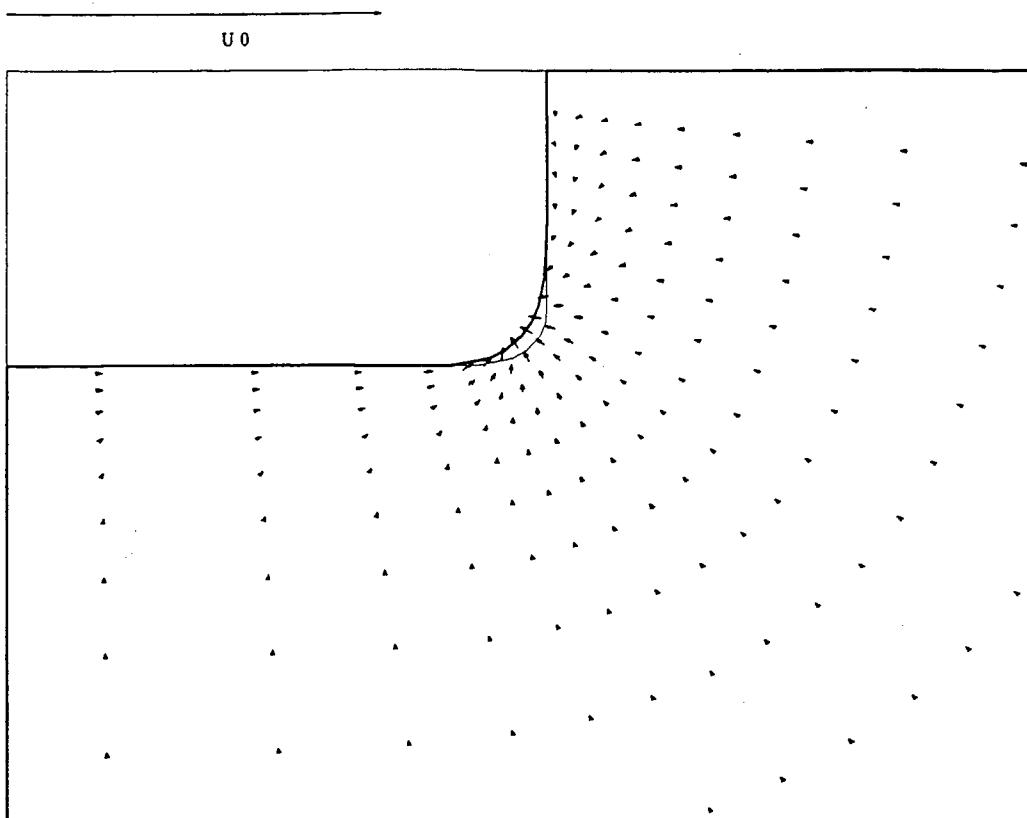


図 4.3.43-1 断面内速度ベクトル図 ($I = 5$)

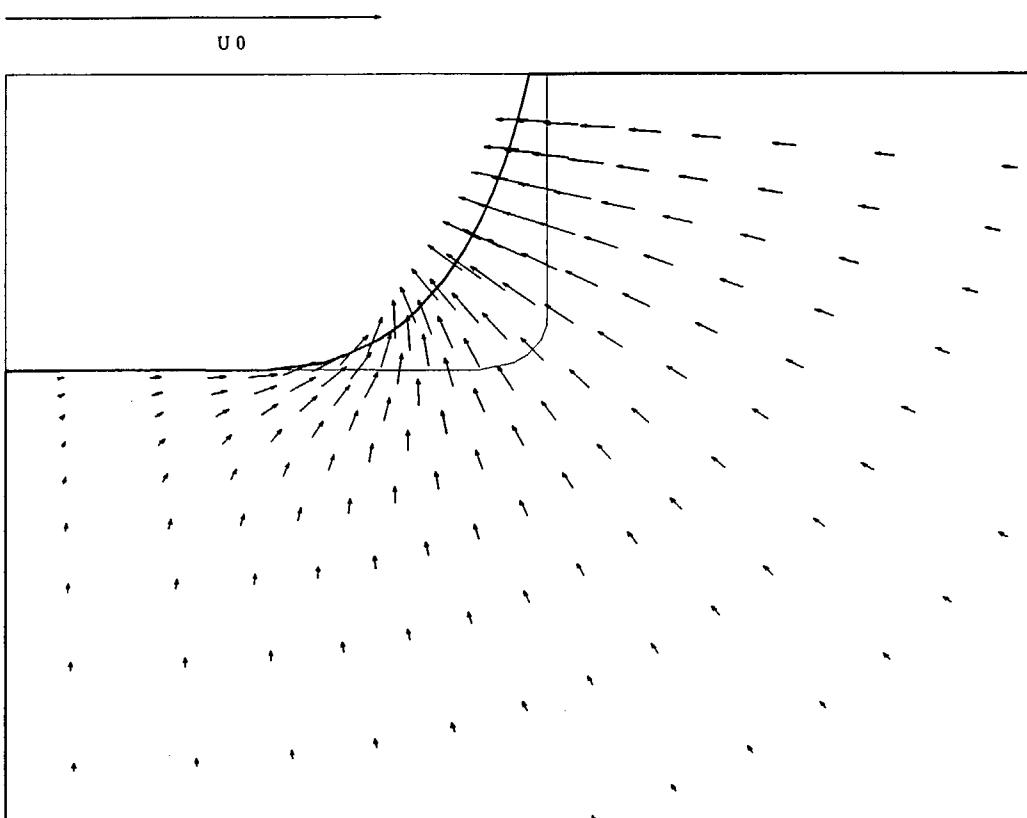


図 4.3.43-2 断面内速度ベクトル図 ($I = 10$)

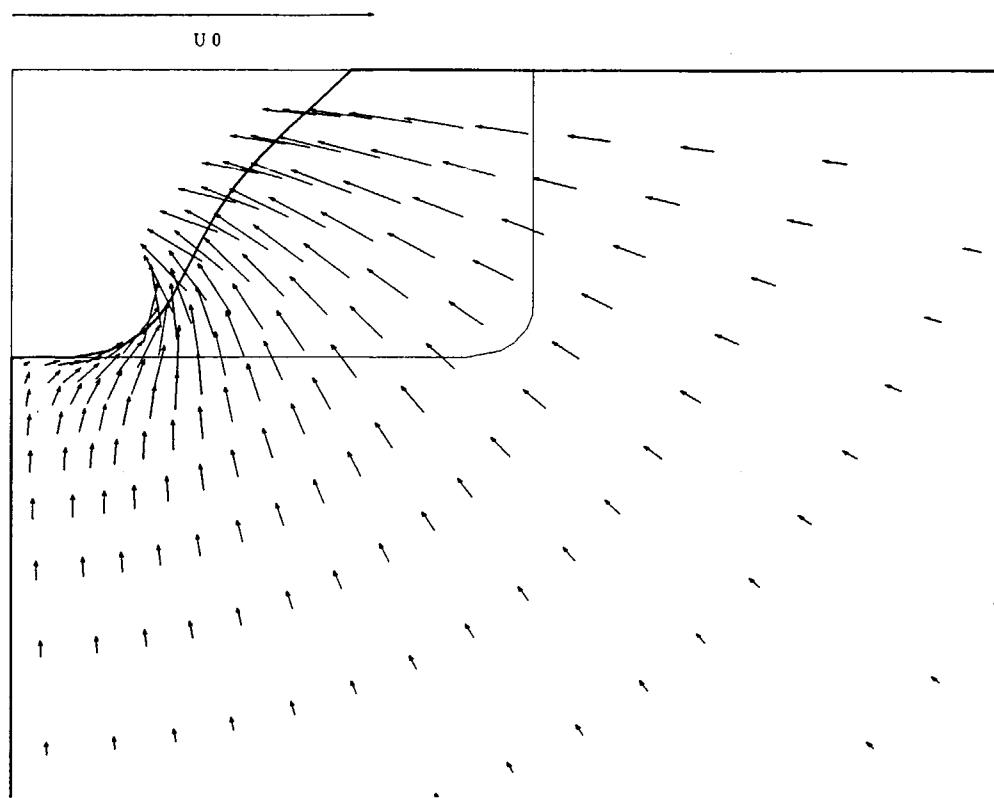


図 4.3.43-3 断面内速度ベクトル図 ($I = 15$)

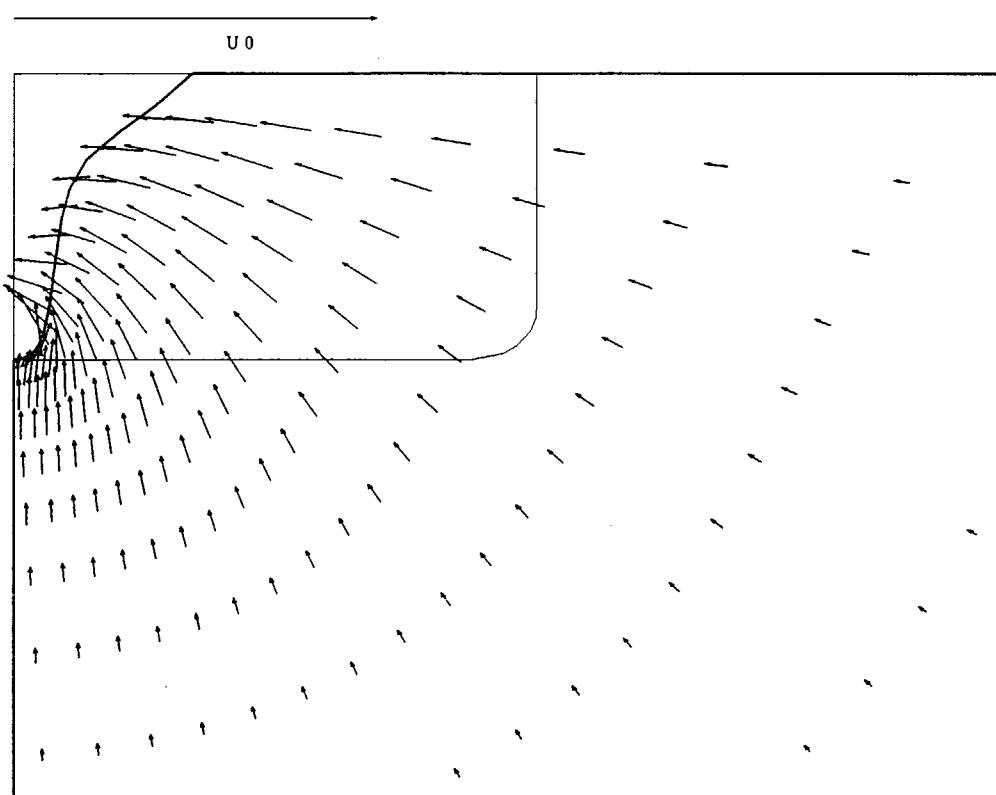


図 4.3.43-4 断面内速度ベクトル図 ($I = 20$)

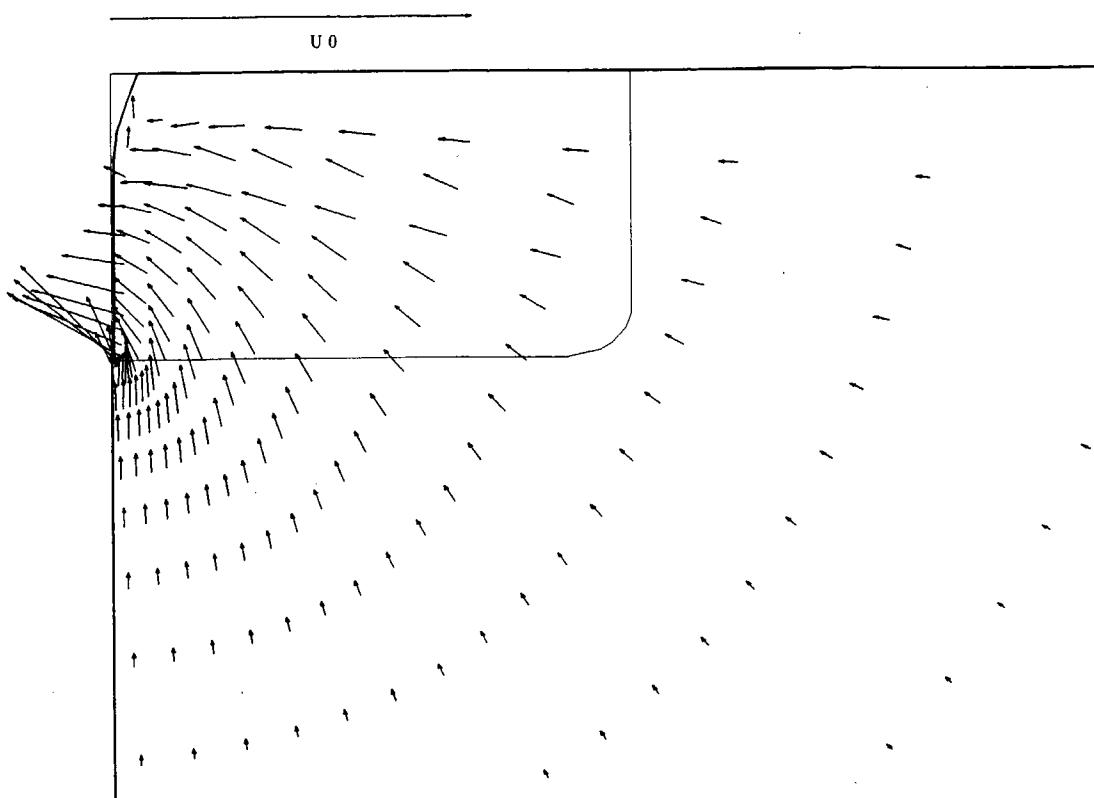


図 4.3.43-5 断面内速度ベクトル図 ($I = 25$)

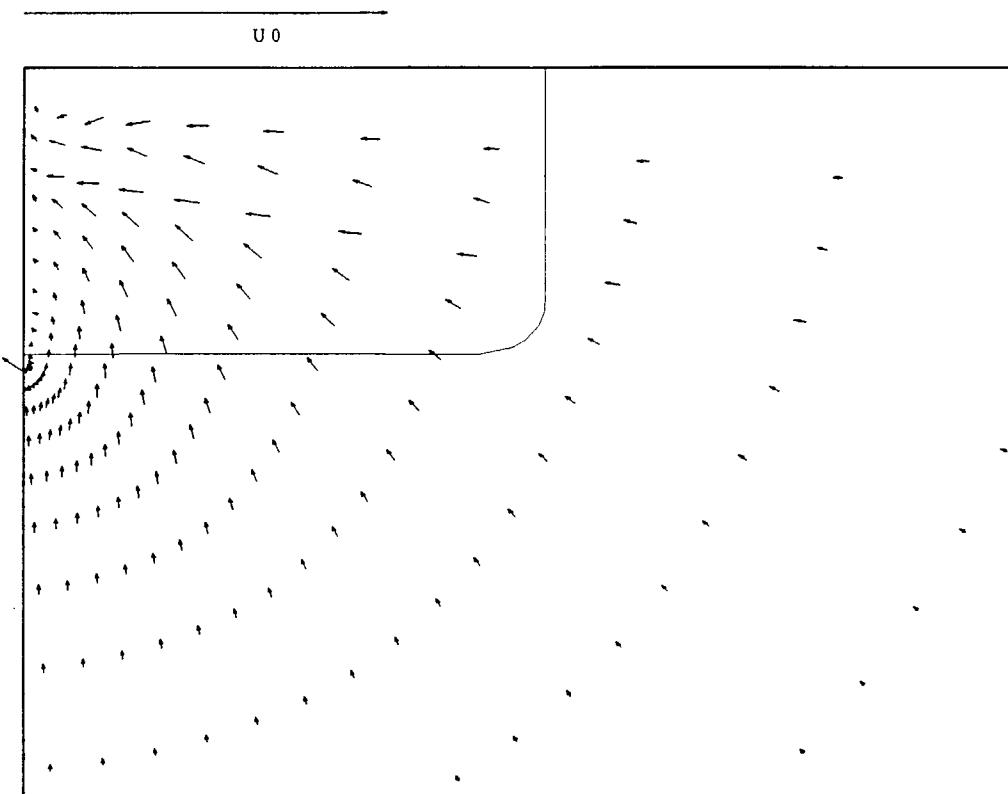


図 4.3.43-6 断面内速度ベクトル図 ($I = 30$)

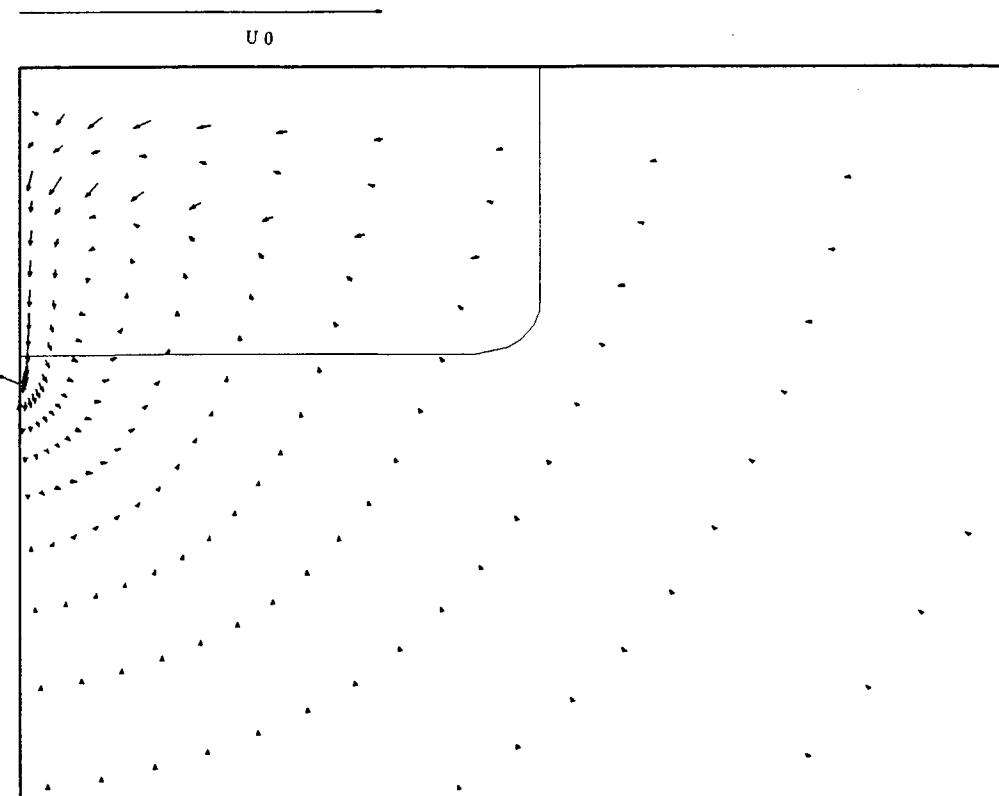


図 4.3.43-7 断面内速度ベクトル図 ($I = 35$)

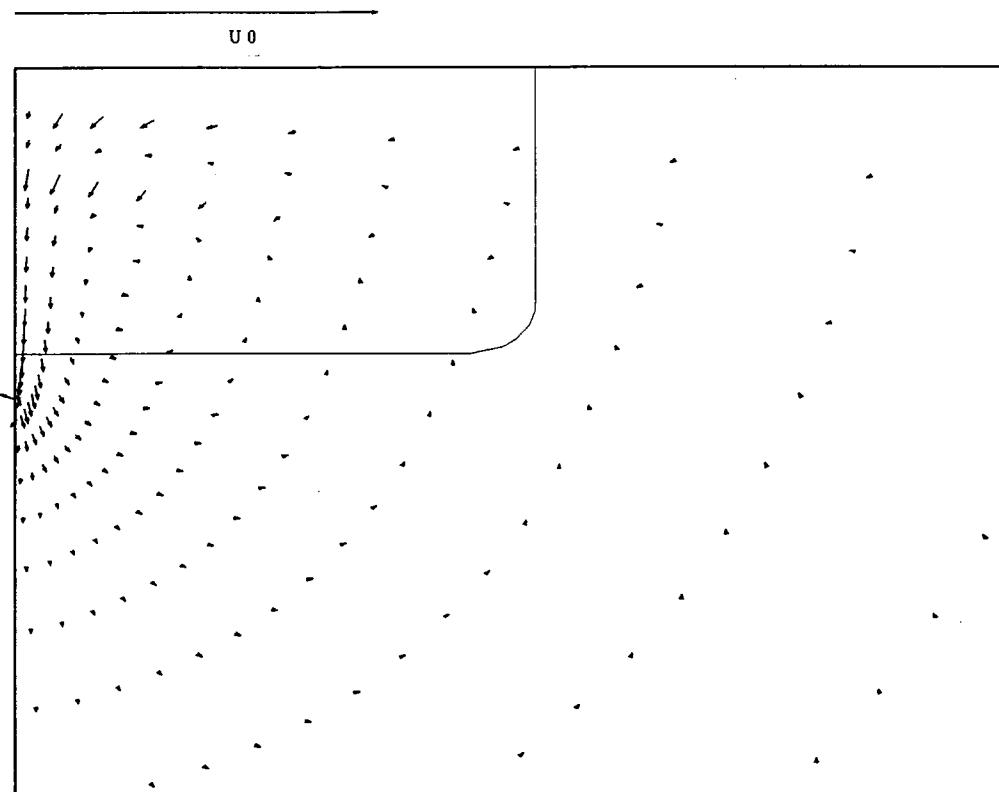


図 4.3.43-8 断面内速度ベクトル図 ($I = 40$)

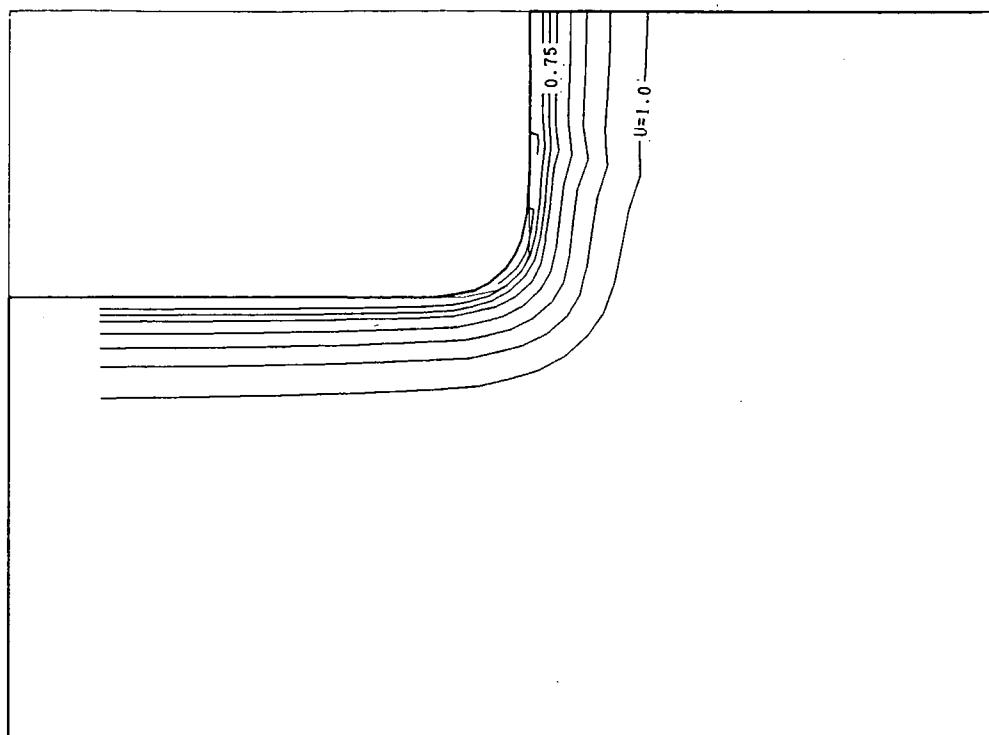


図 4.3.44-1 主流方向速度の等速度線図 ($I = 5$)
 $U_0 = 1.$

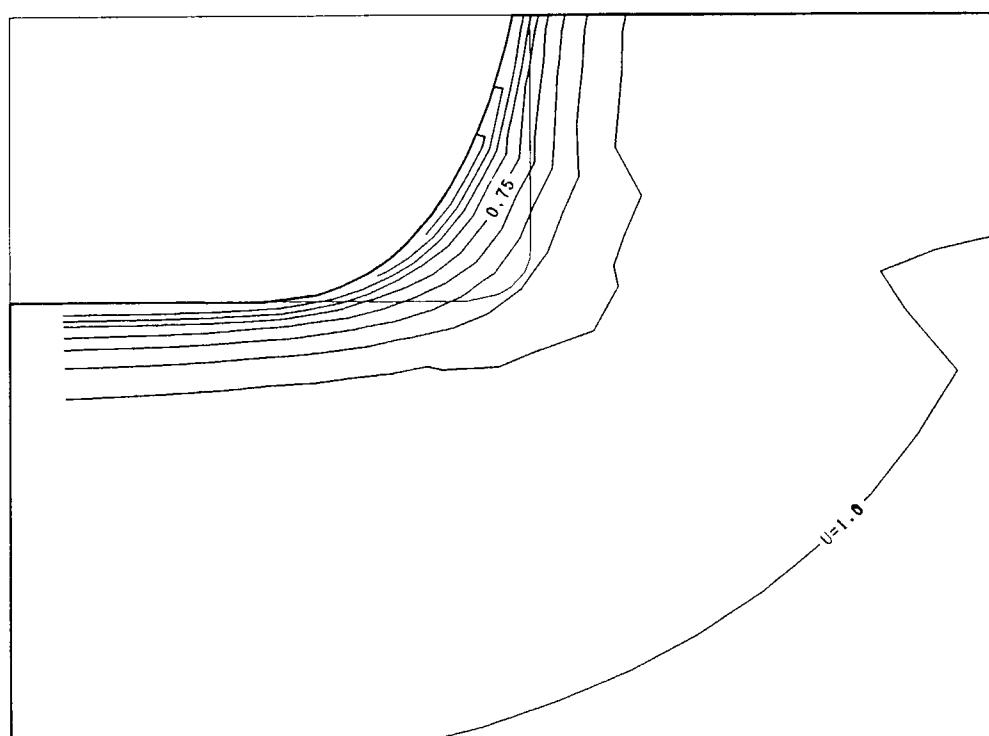


図 4.3.44-2 主流方向速度の等速度線図 ($I = 10$)
 $U_0 = 1.$

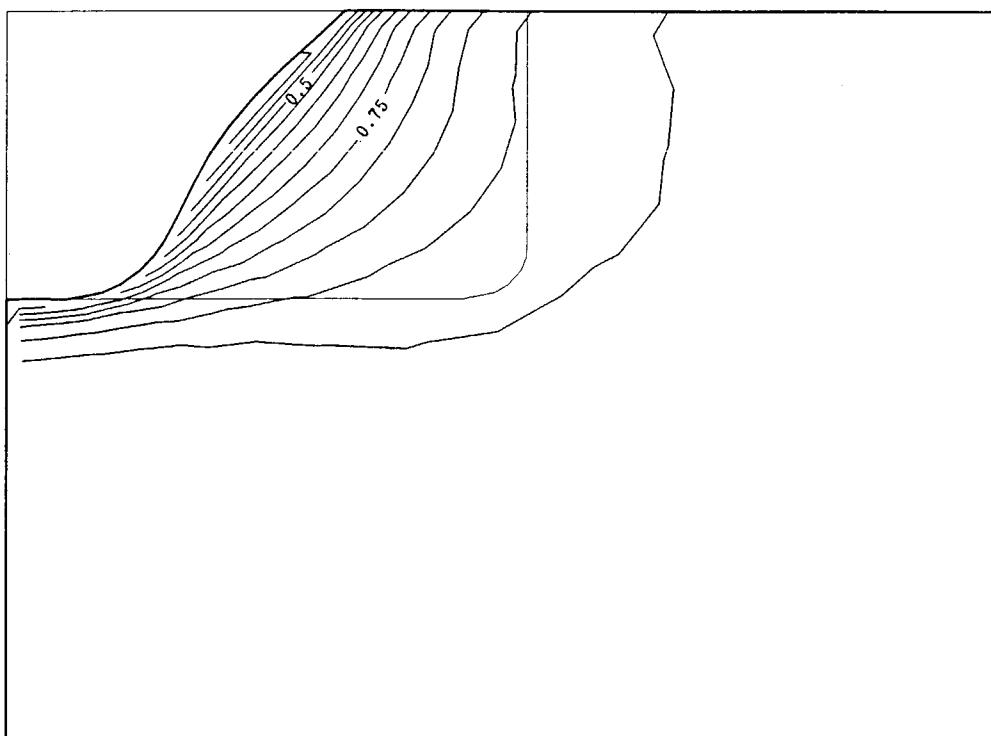


図 4.3.44-3 主流方向速度の等速度線図 ($I = 15$)

$U_0 = 1.$

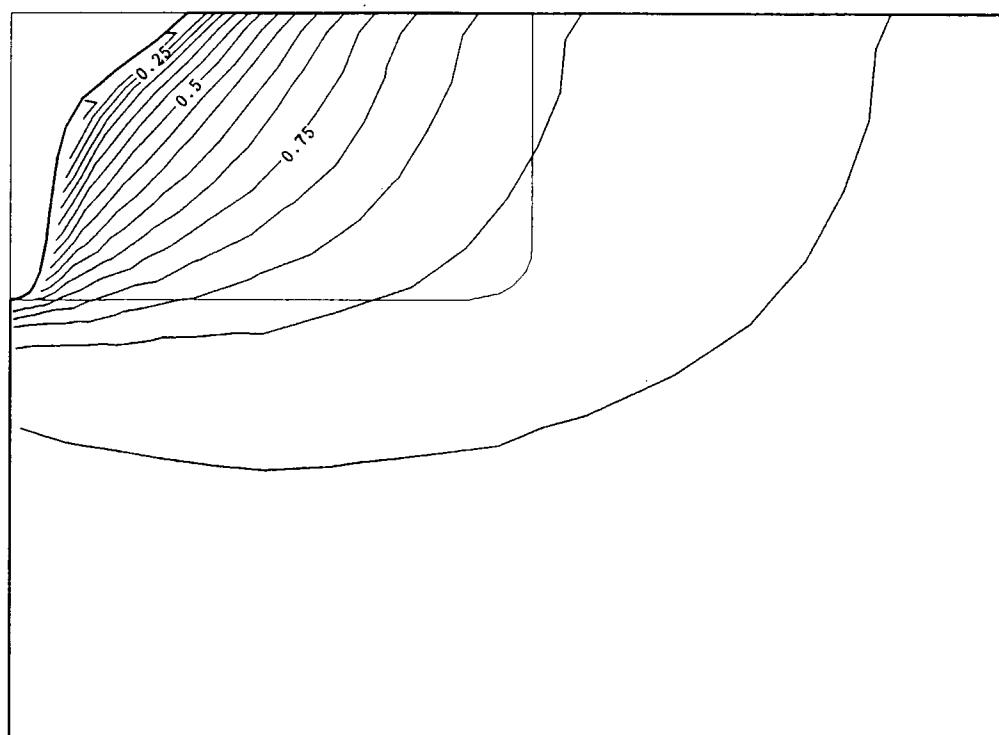


図 4.3.44-4 主流方向速度の等速度線図 ($I = 20$)

$U_0 = 1.$

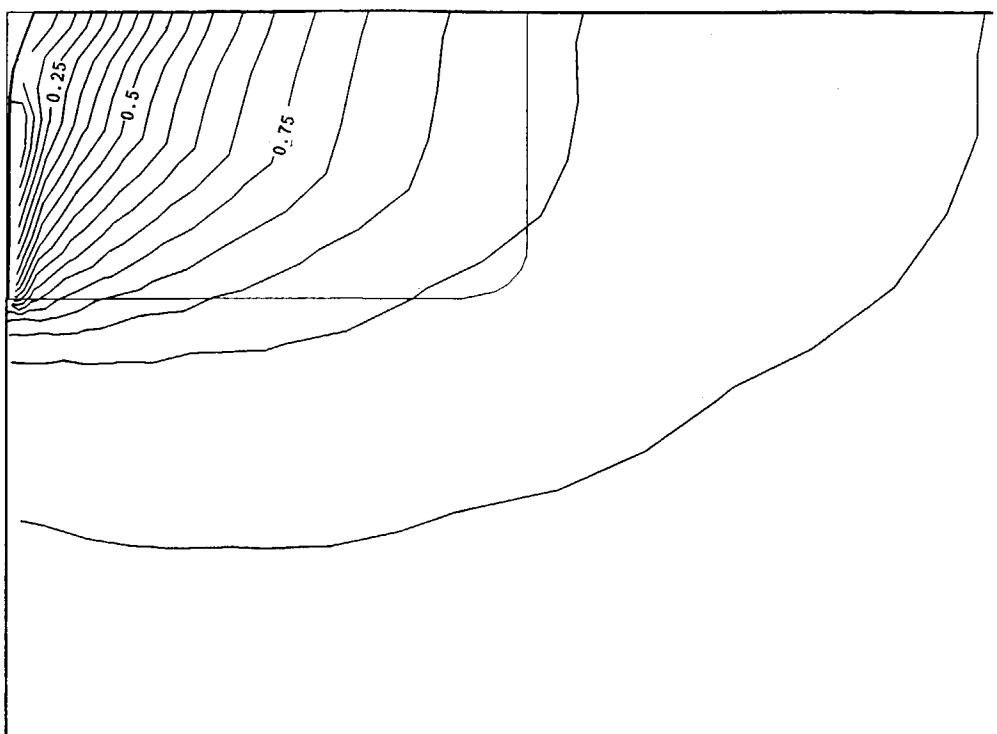


図 4.3.44-5 主流方向速度の等速度線図 ($I = 25$)
 $U_0 = 1.$

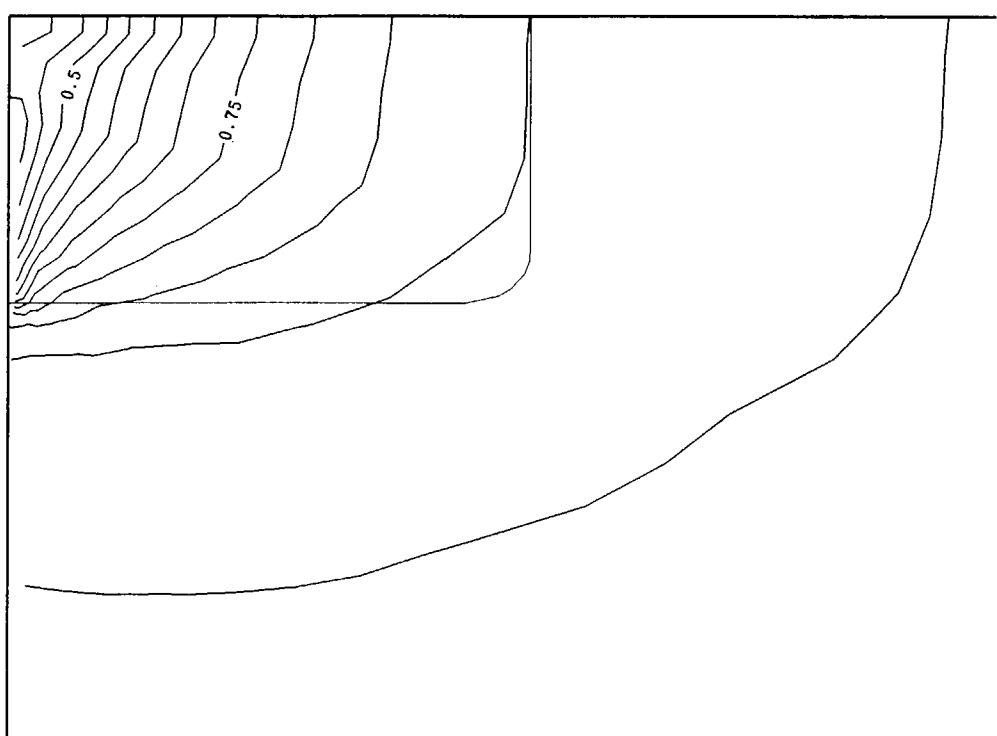


図 4.3.44-6 主流方向速度の等速度線図 ($I = 30$)
 $U_0 = 1.$

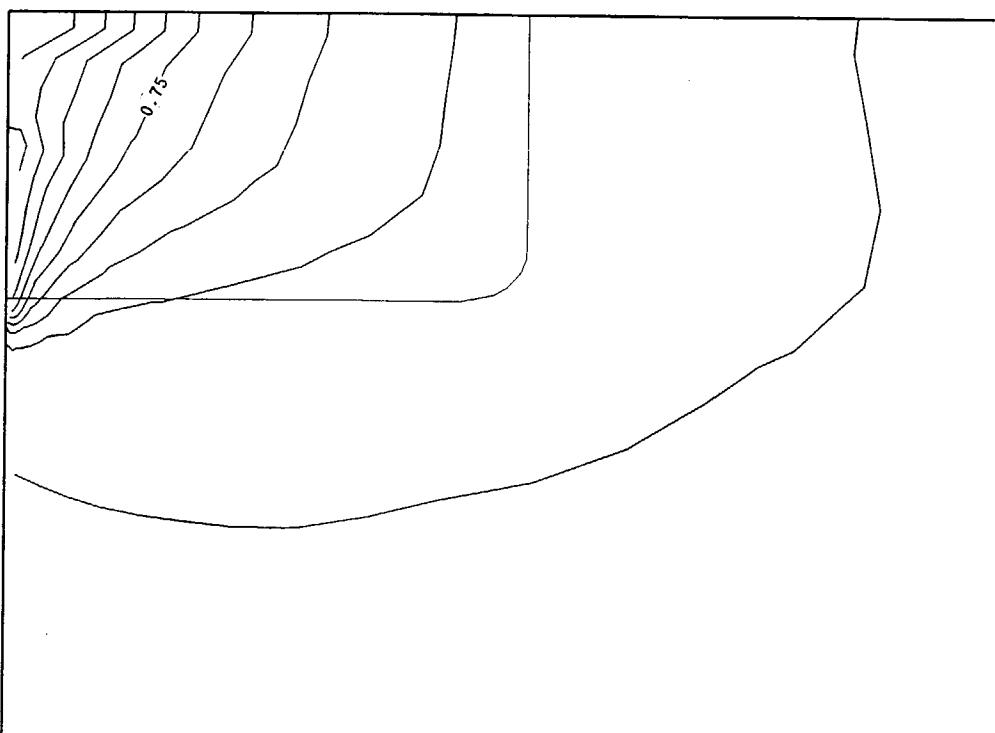


図 4.3.44-7 主流方向速度の等速度線図 ($I = 35$)

$U_0 = 1.$

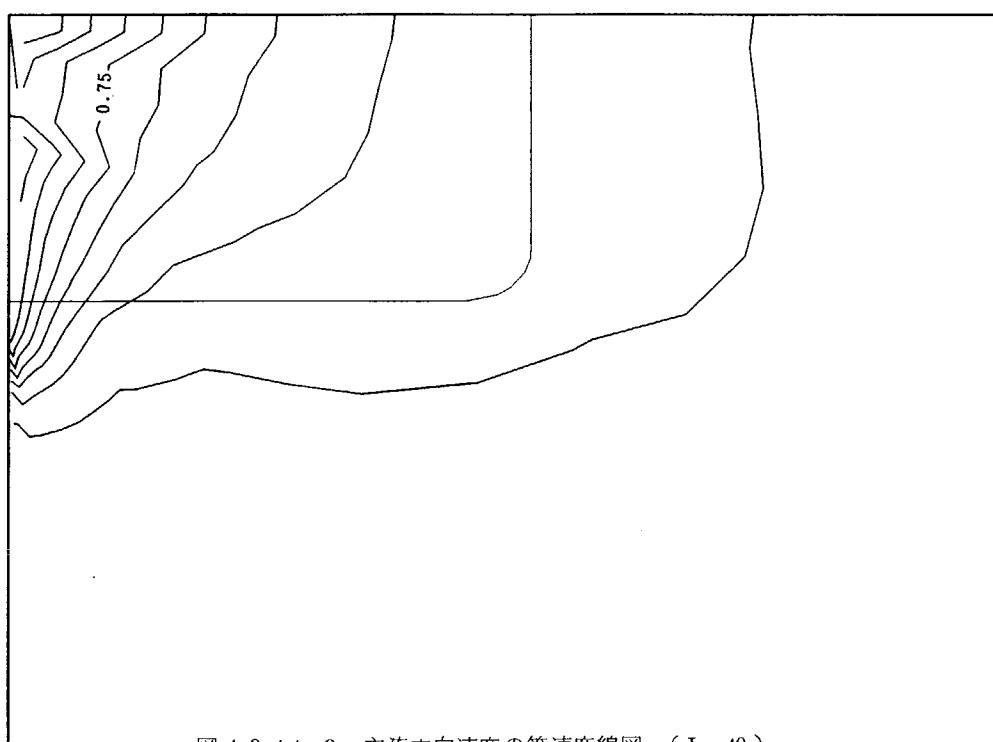


図 4.3.44-8 主流方向速度の等速度線図 ($I = 40$)

$U_0 = 1.$

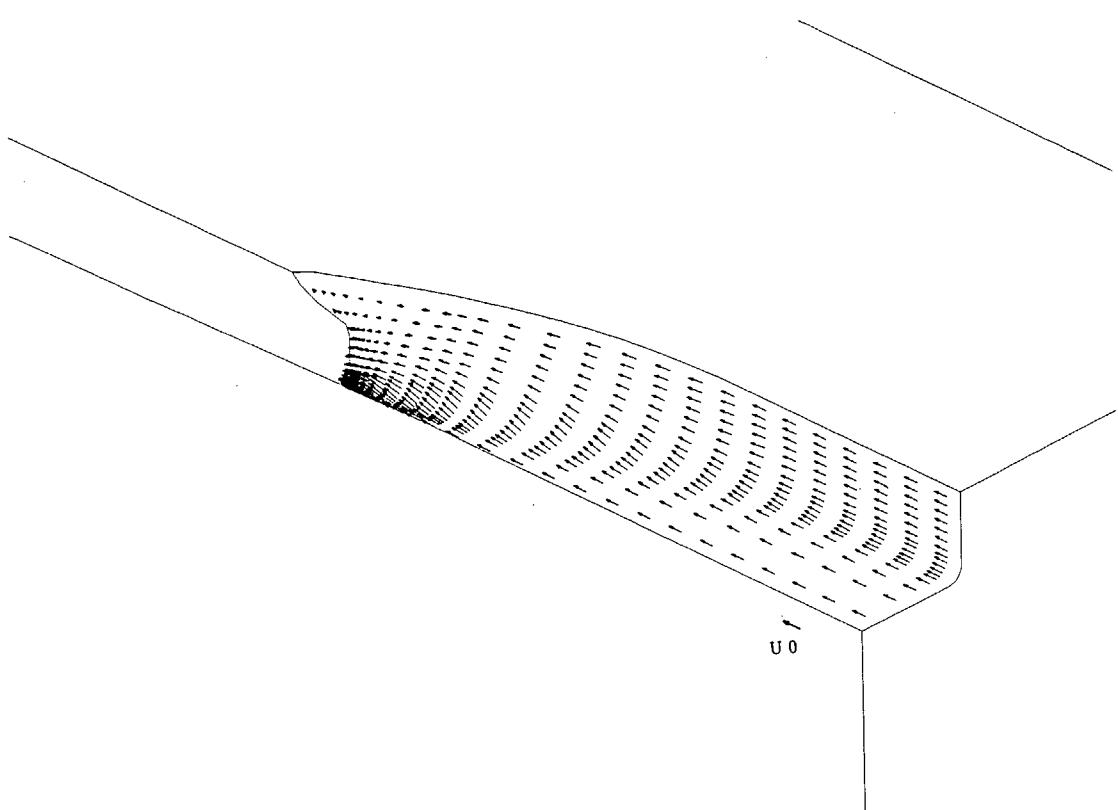


図 4.3.45 SR-196A 船型船体近傍の速度ベクトル図

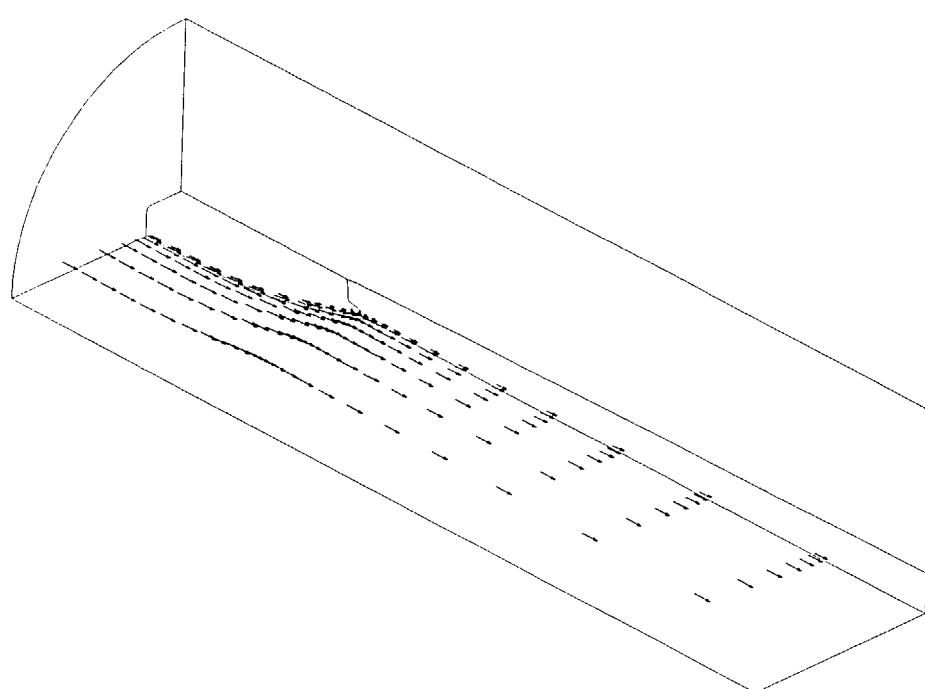


図 4.3.46 水面境界での速度ベクトル図

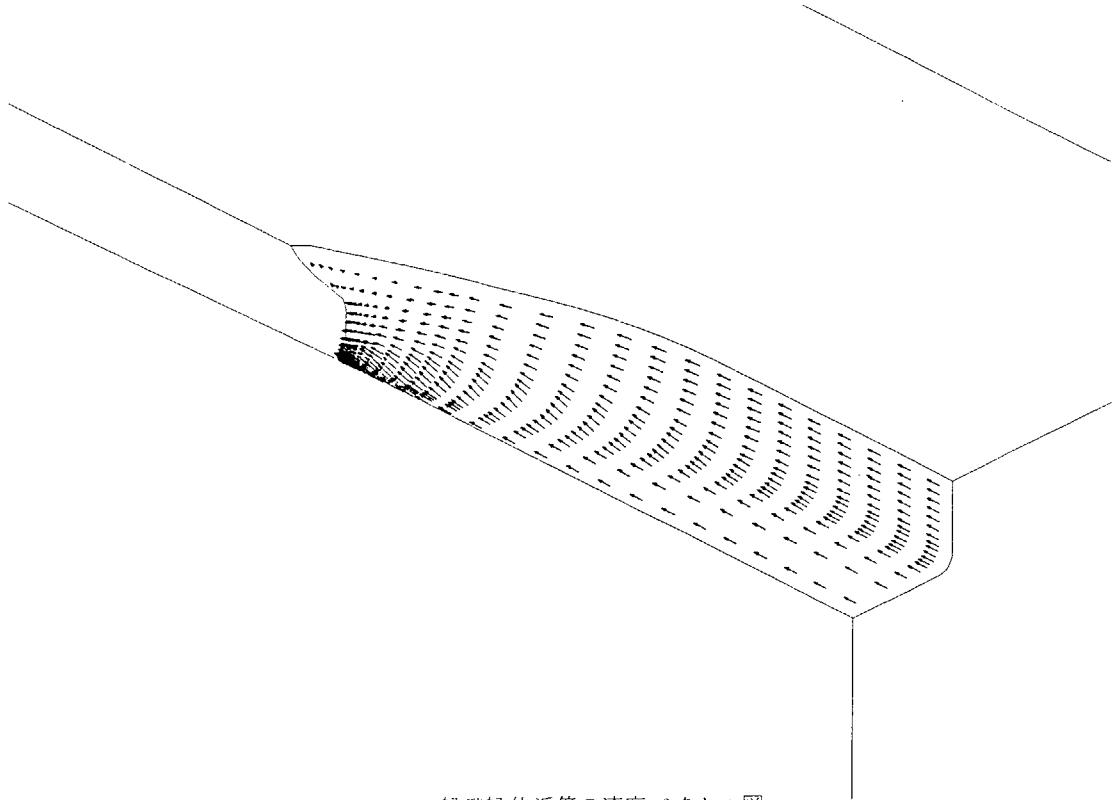


図 4.3.47 SR-196 B 船型船体近傍の速度ベクトル図

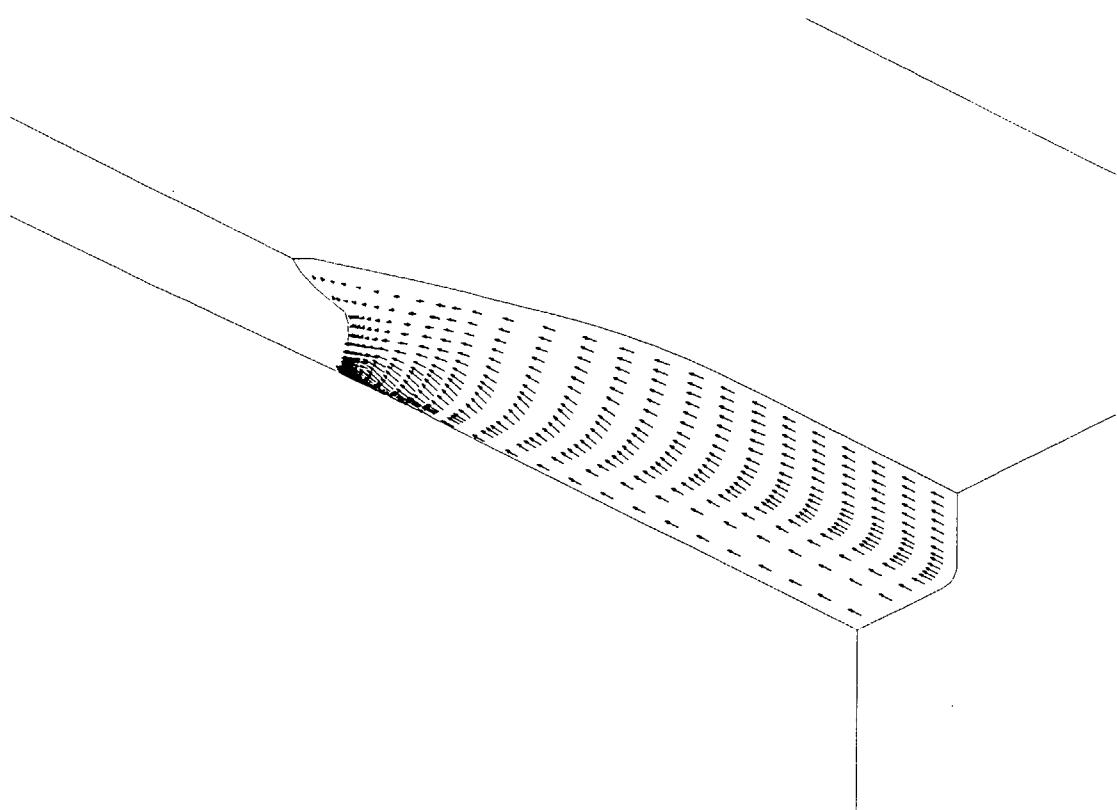


図 4.3.48 SR-196 C 船型船体近傍の速度ベクトル図

4.4 結 言

4.2節で示したように、境界層理論による粘性抵抗推定の手法は、船体主要目の変更だけでなく、船尾形状の微少変更にもある程度適用可能であることが明らかとなつた。もっとも、詳細にみると、肋骨線の形状変更には極めて有効であるが、S.S. $\frac{1}{2}$ より後方までに及ぶ C_p カーブの変更にはなお適用上の問題点があることが示された。すなわちこの手法は境界層計算が妥当な結果を与える船尾主船体(S.S.3~S.S.1)の形状変更には有効である。したがって、船尾形状の設計に当っては、本手法の限界を考慮に入れた上でこれを適用することが肝要である。

更に重要なことは、境界層計算は粘性抵抗値だけでなく、船尾主船体上の境界層特性値の分布、言いかえれば抵抗の発生要因の分布を与えてくれることである。このことは抵抗減少のための船体形状の微少変更を行う上で極めて有用な情報となる。

伴流の推定についても、境界層計算の役割は同様である。計算の結果は実験値と比較して必ずしも一致しているとは言えず、また縦渦も顕著には現われておらず、計算値をそのまま実用に供することは困難である。しかし、船尾形状の変更による伴流値や分布の変化の傾向は定性的に現われており、相対評価という意味において船尾形状の設計に使用することができる。さらに、流線を上流に追跡することにより、船型変更による伴流分布の操作にこれを利用することも可能である。

以上の結論として、3次元境界層理論は、船型と粘性抵抗の関係を推定する上で、船体まわりの圧力分布、流線の方向および曲率、それらによる境界層の発達などを通して、設計者に船尾流れを解釈する一つの視点を与えたということができる。そして、船体まわりの境界層計算の評価および問題点は従来の研究および本研究においてほぼ明らかになったものと思われる。その問題点は主として境界層近似で仮定した条件に由来するものであり、それを解決するには、境界層近似の枠組を越えた新しい解析手法の確立が必要であろう。

(大阪府大 姫野 洋司)

5. 推進性能の推定法

5.1 緒 言

粘性流体力論を用いて船尾形状を設計するという新しい試みの一環として、船尾フレームラインを系統的に3種変化させた船型196-A, B, C及びG船型に対して、境界層理論による粘性抵抗の面からの検討が加えられ、前章において模型実験結果と比較検討されている。ここでは自航推進性能の面から、理論計算によって、上記4隻の船型と自航試験(3.1参照)において用いられたプロペラと舵の組合せに対して推力減少率、有効伴流率、推進器効率比等の計算を行ない、実験結果と比較検討する。さらに船体と舵に対するプロペラ位置が、舵抵抗及び船の推進性能に及ぼす影響を調べるために、プロペラ位置変更試験が196-A, B, C船型を用いて行われたので、これに対応する理論計算を行い実験結果と比較検討する。なおH船型とS船型の推進性能計算を追加実施した事業所もある。

用いられる理論計算法は、次の4種に分類される。

- a) 石田の方法 石川島播磨重工業㈱の計算、㈱サノヤスの計算
- b) 船研の方法 船舶技術研究所の計算
- c) 九大の方法 住友重機械工業㈱、日立造船㈱、三菱重工業㈱、常石造船㈱の計算
- d) 池畠の方法 横浜国立大学の計算、㈱サノヤスの計算

上記計算法については、各節において、方法、入力と出力、特徴について略述されるが、九大の方法を用いている各事業所は夫々で改良を加えており、基本的な計算法は同一であるが、数値的には同一の結果を与えるものではないため、結果については別個に示すこととする。

以下、各事業所毎に上記の船型に対する計算結果及び大型模型($L_{PP} = 6\text{ m}$)の曳航水槽における自航試験結果と比較検討した結果を述べる。また参考のために、小型模型($L_{PP} = 2\text{ m}$)の回流水槽における試験結果についても言及する。

(九州大学 中武 一明)

5.2 推進性能の理論計算及び考察

5.2.1 石川島播磨重工業 ㈱ の計算

船体、プロペラ、舵の3者の間の相互干渉により生じる推力減少率は推進性能に大きく影響するので、船尾形状を設計する際には、これが船型によってどのように変化するかを十分に把握しておかねばならない。本節では舵の存在は無視して、船体とプロペラの干渉のみによる推力減少率を Ishida [1] の方法によって計算した結果について述べる。

この方法ではプロペラ面上の推力分布を半径方向に橢円分布、周方向に均一と仮定しているので、計算の入力データが船体オフセットとプロペラ要目だけで良く、計算時間も短いことから初期設計の段階で手軽に利用できることに特長がある。また計算結果として、曳航時と自航時の船体表面上での圧力の差の分布が得られるため、船型改良に必要な情報である推力減少率と船尾形状の関係を容易に理解できる。計算は、プロペラが標準位置(6m模型でA.P.からプロペラ中心までの距離が9.9m)ある場合SにはA, B, C, G, H, S船型すべてについて行い、プロペラを標準位置から前後に20mmだけずらした場合、F20, A20としてはA, B, C船型について行った。計算に使用したA船型の船体表面のパネル分割を図5.2.1に、各船型の推力減少係数の計算値と実験結果との比較を図5.2.2に、プロペラ前後位置シリーズの推力減少係数と実験結果との比較を図5.2.3に示す。また図5.2.4には、各船型のプロペラが作動することにより生じる船体表面での圧力低下量 ΔC_p の分布の比較を、図5.2.5にはA船型のプロペラ前後位置シリーズの ΔC_p の分布の比較を示す。ここで、曳航時の船体表面圧力をそれぞれ P , P_{SP} とし、プロペラ直径とプロペラが発生する推力をそれぞれ D_p , T とすれば、プロペラ円板の面積 A_p と上記の ΔC_p は次式で表わされる。

$$A_p = (1/4) \pi D_p^2$$

$$\Delta C_p = (P_{sp} - P) / (T / A_p)$$

これらの結果からプロペラと舵の相対位置が同じならば、船型の違いによる推力減少係数の変化の傾向を、計算によってある程度推定できることがわかる。また、バルバススターのS船型と他の船型の間に△C_pの分布にかなりの差が見られることからもわかるように、フレームラインや横切面積曲線の差が推力減少係数に及ぼす影響を知るための有力な情報が得られる。しかし、定量的には計算値と実験値の間にかなりの差があることから、推力減少係数を精度良く推定するためには計算法の使い方を考える必要がある。本計算法は舵の影響を考慮していないため、図5.2.3に示すように、プロペラと舵の相対位置が異なるときは計算と実験の対応が良くないので、このような場合の推力減少係数の比較検討には適していない。

(石播 小柴 幸雄)

5.2.2 船舶技術研究所の計算

(1) 推力減少率の計算

(a) 方法の概要

推力減少率(t)は、自航船のプロペラスラスト(T)と曳航船の船体抵抗(R_o)との差のスラストに対する割合で示されるが、自航による船体抵抗の増加量(G)とスラストの比を t と考えることも出来る。

G は次の4成分から構成されている(2)。プロペラと船体の相互干渉による船体抵抗増加量を F_{PH} 、自航に伴って発生する舵と船体との相互干渉による船体抵抗変化量を F_{RH} 、自航に伴う舵抵抗の増加量を F_{RX} 、プロペラによる造波抵抗を F_{PW} とすると、

$$G = F_{PH} + F_{RH} + F_{RX} + F_{PW} \quad (1)$$

と示される。 $T = 0$ のときの船体抵抗を R_c とすると、 $T = 0$ で $R_c \neq R_o$ 即ち $R_c - R_o = \Delta R \neq 0$ とみなすことが出来る場合は、

$$t = \frac{T - R_o}{T} \doteq \frac{G}{T} \quad (2)$$

となる。(1)式の各成分を計算するためのモデル化は次の通りである。 F_{PH} の場合は、船体をHess & Smith法による船体表面特異点分布により、プロペラは単一渦円筒によりそれぞれ表し、船体表面でのプロペラ誘導速度と船体特異点強さからラガリーアーとして計算する。 F_{RH} の場合は、船体をHess & Smith法による特異点分布、舵はプロペラ後流中におかれた揚力体によって表し、やはりこれらによるラガリーアーとして計算する。 F_{RX} の場合は、プロペラは無限翼数モデルとし、舵はプロペラ後流中の揚力体として、圧力抗力と粘性抗力を計算する(3)。ただし、 F_{PH} を計算する場合には、均一流中(平均伴流中)のプロペラのみを対象とし、 F_{RX} の場合は、やはり均一流中のプロペラと舵を考慮しているのみである。 F_{PW} は、SR196の4船型ともプロペラ深度 I が直径 D に比べて十分大きく($I/D = 1.49$)、プロペラ回転数も低いので $F_{PW} = 0$ とした。

(b) 入力

船体形状(分割数:船体全表面につき 376×2)、プロペラ形状(分割数:半径方向 $5 \times$ 円周方向 18)、舵形状(分割数:(高さ $1.4 \times$ コード 8) $\times 2$)及びプロペラと舵の位置(図5.2.6)、船速、公称伴流率、プロペラ前進係数、舵角($= 0$)、プロペラと舵の抗力係数など。

(c) 出力

プロペラ単独性能、プロペラ誘導速度、船体とプロペラの干渉係数(\bar{B}_o)、舵と船体との干渉係数(\bar{E}_o)、各干渉力(F_{PH} , F_{RH} , F_{RX})~ T の関係、 $C_G \sim C_T$ の関係、船尾表面圧力分布

など。

(d) 計算結果及び考察

推力減少係数(1-t)の計算結果を図5.2.7に示す $R_C - R_0 = \Delta R$ については、B船型の荷重変更試験(3章1節6項を参照)によって計測した結果から、3船型に対し、 $\Delta R = 0$ とすることとした。横軸の C_T は、プロペラ円面積 A_P 、船速 U を用いたプロペラ荷重度係数{ $C_T = T / (\frac{1}{2} \rho A_P U^2)$ }である。図中の \xrightarrow{B} 等は6m模型船によって自航試験が行われたときの実船自航点である。

4船型の計算条件と、 C_T の関数として計算された各抵抗成分を各船の実船自航点で求めたものを表5.2.1に示す。

計算値を実験値と比較すると、A船で10%，B船で6%，C船で24%，G船で26%それぞれ大きく、特にC、G船の推定値は良好ではなかった。船型変化によるtの傾向では、計算値が、 $C > G > A > B$ であるのにに対し実験値は $C = A > G > B$ となっており、A船の順位以外は傾向的には一致した結果が得られた。船尾表面における分割パネルでのラガリーアー力の分布を図5.2.8に示す。

(2) 舵抵抗の計算

(a) 方法の概要

(1)の(a)で既述した通りであり、計算に使用したプログラムは森山Cal-2法(3)である。

(b) 入力、出力

入力、出力は(1)のb), c)で示した通りであるが、舵の断面形状は次に示すNACA翼型の表示式によった。

$$\left. \begin{aligned} t_R(u) &= t_0 (2.960\sqrt{u'} - 1.260u' - 3.5160u'^2 + 2.843u'^3 \\ &\quad - 1.0150u'^4) \\ \text{ただし } u' &= 0.5(u+1), \quad |u| \leq 1 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

また、舵形状は、上辺、下辺で断面寸法の異なる台形舵を、舵の中央高さにおける断面形状を均一に有する矩形舵で近似した。

舵抵抗 F_{RX} は、プロペラと舵の相互干渉によって生じる圧力抗力成分 $F_{RX}^{(P)}$ 、粘性圧力成分 $F_{RX}^{(VP)}$ 、摩擦抗力成分 $F_{RX}^{(F)}$ の3成分の和として計算される。

$$\left. \begin{aligned} F_{RX} &= F_{RX}^{(P)} + F_{RX}^{(VP)} + F_{RX}^{(F)} \\ K_{FX} &= F_{RX} / (\rho n^2 D^4) = K_{FX}^{(P)} + K_{FX}^{(VP)} + K_{FX}^{(F)} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

(c) 計算結果及び考察

4船型の実船自航点で計算された舵抵抗を表5.2.2及び図5.2.9に示す。推力減少率の計算では、SFCを与えてR-T曲線からスラストTを求めたが、舵抵抗の計算では、プロペラ前進係数Jの関係として求めるので、4船型の実船自航点のJを定める必要がある。従って、6m模型船の自航試験の成績からJと定めたので、推力減少率と舵抵抗を計算したときのスラストには幾分差の現われる結果となった。計算結果をA、B、C船型の実験値と比べると、約45%ないし57%であり、凡そ $\frac{1}{2}$ である。このように少なく推定された原因は $K_{FX}^{(P)}$ の計算に問題があるのかもしれない。従って、推力減少率に少なからず影響を与える舵抵抗の推定精度を向上させる必要のあることが判明した。

(3) プロペラ位置変更に伴う自航性能の計算

(a) 計算の方法

推力減少率の計算については、(1)の概要で説明した通りである。伴流率は、舵無船の伴流係数を $1 - W_0$ とすれば、

$$1 - W_0 = \bar{U}_{a_0} + \bar{C}_0 \cdot \bar{F}_0, \quad \bar{F}_0 = (-\bar{U}_{a_0} + \sqrt{C_T + \bar{U}_{a_0}^2}). \quad (5)$$

舵付き船の伴流係数を $1 - W$ とすれば,

$$\left. \begin{aligned} 1 - W &= (1 - W_0) + \frac{\Delta V_A}{U} \\ &= (1 - W_0) + \epsilon \cdot \bar{U}_{a_0} + \bar{F}_0 \cdot \bar{F}_0 \end{aligned} \right\}. \quad (6)$$

たゞし、 \bar{U}_{a_0} は、 $T = 0$ における $1 - W_e$ 或は $1 - W_n$ 、 \bar{C}_0 は、境界層がプロペラ荷重度から受ける影響度を示し、ボテンシャル計算だけでは十分ではなく、ここでは B 船型の 6 m 模型船の試験（於船研）から求め、この値を A, B, C の 3 船型にそのまま適用した。 $\frac{\Delta V_A}{U}$ は、プロペラ面の流入速度が舵の厚み効果から受ける影響であり、 ϵ と \bar{F}_0 はプロペラと舵とのボテンシャル干渉計算から求める。プロペラ回転数 N_M は、(6)式の $1 - W$ をもとにして求める。

(b) プロペラの位置

標準位置及び、標準位置から 20 mm 前方 (F 20), 20 mm 後方 (A 20) にプロペラを移動させた 3 種類。たゞし、舵は標準位置に固定。即ち、6 m 模型で試験が行われたときのプロペラ位置の通りである。

(c) 伴流の取扱い

伴流分布としてではなく、均一伴流として次の 2 通りの取扱いをした。

方法 1 $e_m = W_e / W_n$ を推定。ここでは A, B, C の標準位置の W_e / W_n の平均値をとった。たゞし、 W_e は舵有船の有効伴流率、 W_n は舵無船の公称伴流率である。

e_m を各船の標準位置の W_n に乗じて、舵有船の W_e とする。舵有、無しの W_e の差を B 船型の試験（於船研）から求め、この値 $\Delta W (= 0.07)$ を W_e より差し引いて、各船標準位置の舵無船の有効伴流率とした。

方法 2 A, B, C 船におけるプロペラ標準位置での自航試験から得られた W_e から上記の $\Delta W = 0.07$ を差し引き、これを標準位置の舵無時の有効伴流率とした。

舵の伴流値への排除影響は、舵とプロペラの距離に従って計算プログラムの中で考慮されるので、委員会の指定値は使用しなかった。たゞし、 β の修正は指定値通りで行った。

(d) 計算結果及び考察

計算結果を表 5.2.3, 図 5.2.10, 図 5.2.11 に示す。

これらの計算結果は次の通りであった。

- (i) 方法 1 は、例えば抵抗試験から得られる船体抵抗と、何らかの方法で推定される或は伴流計測から得られる公称伴流値を使って自航性能を推定したい場合の計算であるが、今回は伴流値の推定方法が好ましくなかったため、 η_H の計算値と試験値の差が特に A, C 船で大きくなつた。
- (ii) 方法 2 は、有効伴流を使っているので、結果は方法 1 よりかなり良好となつた。
- (iii) 方法 1, 2 による W_R (舵が伴流率に与える影響) の計算値は、F 20 と A 20 の差が 0.017 となり、指定値の 0.030 よりかなり小さく、主としてこのため、 $1 - W_T$, N_M , η_H に与えるプロペラ位置移動の影響が試験値に比べ、小さかつた。
- (iv) F_{RX} の推定値は計測値の大略 $\frac{1}{2}$ であった。

（船舶技研 上田 隆康）

5.2.3 住友重機械工業(株)の計算

(1) 方法、入力と出力、特徴

本計算法の原形は九州大学において開発されたものであるため、九大の方法（別名 山崎－中武の方

法)と呼ばれており、この方法について略述する。

(a) 入力データ

- (i) 船型、プロペラ、舵の形状と相互位置。船速
- (ii) プロペラ面の公称伴流率(均一伴流)又は公称伴流分布。このままの値を用いると有効伴流率より大きくなるため、ある係数をかけて補正を行う方がよい。今回の補正法については後述する。推定された分布でもよい。
- (iii) 舵付き船体の曳航時の全抵抗値。これは、曳航試験によって求めた値でも、類似船から推定された値でもよい。
- (iv) プロペラの単独性能曲線。無くとも計算は可能であるが、プロペラの作動状態を精度良くシミュレートするために利用した方がよい。

(b) 計算方法

船体は吹出し分布によって表わされ、Hess-Smith 法によって求められる。この時プロペラと舵の作用によって、船体の吹出し分布も変化するが、推力減少率に及ぼす影響はあまり大きくないため、計算時間の面から変化しないと仮定する。プロペラは、有限翼数プロペラの翼数、ピッチ分布、翼幅分布を考慮できる無限翼数プロペラによって表わされる。プロペラの作用はプロペラ面に分布した渦分布によって表現され、プロペラ単独性能をシミュレートできる。つまり、 $J \sim KT$, KQ , η_P 曲線が得られる。舵はプロペラの後方では厚みを持つ翼として作用するため、厚みを表わす舵中心面上の吹出し分布と、揚力特性を表わす渦分布によって表わされる。吹出し分布とプロペラの渦分布については階段状分布を用い、舵の渦分布についてはスパン方向には階段状でコード方向には Clauert 函数で表わされる分布を用いている。船体とプロペラ及び舵の間の相互干渉力は、ラガリーアとして計算され、船体、プロペラ及び舵による誘導速度も計算の中で考慮されている。舵の抵抗 F_{RX} については、通常の流線舵の場合、舵の粘性抵抗 D_2 、舵の圧力抵抗 D_3 及び舵の前縁推力 F_S の 3 成分から成る。即ち

$$F_{RX} = D_2 + D_3 - F_S$$

と表わされる。プロペラが作用しなければ、 $F_S = 0$ である。

与えられた船速に対して、船体、プロペラ及び舵の間の相互干渉の計算を行い、プロペラの回転数を調整しながら船の自航状態を得る。その時の船体抵抗とプロペラの推力、トルク及びプロペラ単独性能を用いて、推力一致法により自航要素 t , w , η_r 等を求める。

(c) 出力データ

- (i) 自航時の船体抵抗、プロペラの回転数、推力とトルク、舵の抵抗とその成分
- (ii) 船体、プロペラ、舵の特異点分布
- (iii) 自航要素 t , w_e , η_r の他、模型船における η_p , η_H 、準推進効率 η
- (iv) プロペラ面の有効伴流率分布

(d) 特 徴

この計算法は、船体抵抗と伴流分布を与えて、船体、プロペラ・舵の間の相互干渉の計算を行い、船体抵抗増加、プロペラの推力とトルク、及び舵の抵抗が計算される。他の計算と比べると舵の影響がほぼ合理的に考慮されていることと自航状態での自航要素を求めることができる点に特徴がある。計算の内容は本質的にはボテンシャル計算であるが、必要なところでは、粘性の影響も合理的に取り入れており、プロペラの単独試験及び船の自航試験に対応する計算が行われている。この計算に船体の造波抵抗計算及び粘性抵抗計算と伴流分布計算が付加されると静水中の船の推進性能は、大略理論計算によって求められるようになるものと思われる。

(2) 計算条件及び計算結果

計算の実施条件を表 5.2.4 及び表 5.2.5 に示す。表 5.2.4 は SR196 A～G 船型に対応した状態表 5.

2.5はSR196 A～B船型のプロペラ位置変更試験に対応した状態である。計算には表5.2.4及び表5.2.5に示される条件の他に伴流分布を入力する必要があるが、これは次のようにして入力した。SR196 A～Gのoriginal プロペラ位置に対しては、伴流計測から得られた伴流分布とその平均値が有効伴流係数になるような係数(K_w)をかけ修正した。

$$K_w = \frac{W_e - 0.03}{W_n}$$

ここで、0.03は舵のポテンシャルwakeである。 K_w の値を表5.2.6に示した。また、プロペラ位置変更の計算に対しては、船体のwakeが変化しないとして計算した。

(a) SR196 A～G船型の計算結果(originalなプロペラ位置)

実験で得られたスラスト減少係数($1-t$)と不均一流場で作動するプロペラの性能を表わす η_R 及び伴流係数($1-Wt$)の値を比較して図5.2.1.2から図5.2.1.4に示す。 $(1-t)$ の計算値と実験値を比較すると、SR196 C船型を除いて船型の違いによる($1-t$)の変化は理論によって定性的に良く説明されていると思われる。SR196 C船型の計算結果が実験と合わない原因についてはいろいろ考えられるが、プロペラによる整流効果が船体抵抗に影響していることも考えられる。表5.2.7は理論計算によって得られた($1-t$)に関与する種々の流体力であるが、($1-t$)の減少がプロペラの船体に及ぼすサクション(ラガリーアル)の増加とプロペラの後流を受ける舵の抵抗増加によってもたらされていることが理解できる。

図5.2.1.5は船体表面のプロペラによるラガリーアルの分布形状を4船型で比較したものである。

($1-t$)の大きいSR196 B船型は、プロペラサクションの影響する範囲が狭く、逆に($1-t$)の小さいSR196 C船型はその範囲が広い。 $(1-t)$ に影響する干渉力には、ラガリーアルの他に舵の抵抗がある。

図5.2.1.6は、舵位置でのプロペラ後流の船長方向速度分布と回転方向速度分布を示しているが、4船型の間で顕著な差は見られない。しかし、表5.2.7に見られるように舵の抵抗はSR196 Cが最も大きく、SR196 Bが最も小さい。この理由は、プロペラ面の流入速度とプロペラ後流の差、すなわちプロペラによる加速の大きさに関係している。SR196 Cは伴流係数を見てもわかるように、プロペラの流速が最も速く、逆にSR196 Bが最も遅い。したがって、舵位置での流速が同じでもそこまで至るまでの加速の状態はそれぞれの船型で異なり、一般的には、加速の大きい場合は舵の抵抗は増加する。したがってこの場合、SR196 Cの船型が最も大きい舵抵抗を生ずることになる。図5.2.1.7は、それぞれの伴流中で作動するプロペラの循環分布の一回転中の変動を示しているが、流速の遅いところは、循環が大きく、したがって加速も大きいことがうかがえる。

(b) プロペラ位置変更に対する計算結果

計算で得られるラガリーアルや舵の抵抗を表5.2.8に示す。また、($1-t$)、($1-Wt$)、 η_R 及び舵抵抗(F_{RX})の計算値と実験値の比較を図5.2.1.8から図5.2.2.1に示した。 $(1-t)$ 、 F_{RX} に対して計算値と実験値はほぼ定性的に一致しており、 F_{RX} については、プロペラを舵に近づけるほど舵抵抗が増加するという傾向が計算と実験の両者から見られる。 $(1-Wt)$ に対して、計算では船体のポテンシャル伴流の変化を無視したことなどもあってSR196 Bを除いては定性的一致が見られていない。 η_R も定性的一致が見られないが、計測誤差の大きい数値であり、結論を出すのは困難であろう。

プロペラ位置に対する($1-t$)の変化に着目すると、船型によって傾向が異なることに気が付く。すなわち、SR196 A、B船型では、originalなプロペラ位置と後方では、($1-t$)の値にほとんど差がないのに対して、SR196 Cでは、明らかに後方位置の($1-t$)が高い。これは、船体とプロペラ間のラガリーアルと舵抵抗の割合に関係がある。SR196 C船型のように、プロペラの前方が肥大していてラガリーアルが大きい場合には、少々舵抵抗が増加してもプロペラを後方へ移動してラガ

リーアルを減少させた方が良いことを示唆している。

(c) MESH 分割による影響

ラガリーフォースは次式で与えられるので、計算には船体の特異点分布が必要となる。

$$F_{SP} = \int \sigma h * V_{in} dS$$

ここで σh : 船体表面の特異点強さ

V_{in} : プロペラの誘起速度

船体の特異点分布の求め方には幾つかの方法が知られているが、最も一般的に用いられているのは、HESS & SMITH の方法で、これは、船体を多くのパネル要素で表わし、そのパネル内に Source を分布させ、各パネルの中では Source 強さを一定として扱う。従って、計算精度は船体のパネル分割の影響をうけ、理論的にはパネルの総数が多いほど、また、パネルが小さいほど精度が上がる。しかし、実際的には、コンピューターの計算時間や、演算誤差の関係で、パネルの総数やパネルの大きさが決まつてくるため、限定されたパネル数を用いて計算精度を上げなければならない。船体形状のような場合には、特に船首尾のパネル分割によって精度が左右されやすい。これは、Source の強い所が船首尾に集中するからである。

MESH 分割による計算誤差を把握する為に、SR196A 船型に対して故意に船尾付近のMESH を粗密化し計算を実施した。MESH 分割図を図 5.2.2 に、結果を表 5.2.9 に示す。

MESH 分割の影響は (t) で顕著に現れ w や η_R にはさほど影響しないことがわかる。パネル総数を変更しないで、船尾を基本分割 [a] よりさらに細かく分割し平行部を粗にした [b] は、精度的には [a] の場合とほぼ同じであるが、逆に船尾を基本分割より粗にし平行部を細かくすると精度が悪くなつた。パネル数を減少させた場合も全体的に精度が悪くなつて行くが、[a] と [e] の違いが大きく [d] と [e] であまり差がない。

(住友重機 佐々木 紀幸)

5.2.4 三菱重工(株)の計算

(1) 計算法及び計算条件

計算法はいわゆる九大の方法でその詳細は第 5.2.3 節に記述している。この計算法では、船体、プロペラ及び舵はそれぞれ特異点分布で表され、繰り返し計算によってそれらの相互干渉が考慮されて船の自航状態がシミュレートされる。しかし、本計算では簡単のため、船体を表す特異点分布はプロペラや舵の存在によつても不变としている。

船体を表す特異点分布は Hess-Smith 法によって求めた。船体の要素分割は片舷 420 である。プロペラの性能は無限翼理論で計算している。この時、プロペラ面を半径方向に 5 分割、円周方向に 36 分割している。プロペラのピッチはプロペラ単獨特性の推力係数 K_T が作動点付近で実験値と一致するように決めた。これは $K_T = 0$ の時の前進係数 J にはほぼ等しい。舵は舵厚を Source 分布で、揚力を渦分布で表している。本計算では舵形状を矩形で、断面形状を NACA 翼型で近似している。そして舵面を Span 方向に 15 分割し、Chord 方向に 10 分割した微小矩形要素では Source 強さが一定している。また、舵に働く粘性抵抗は抵抗係数を $C_{RD} = 0.01626$ として計算した。

本計算は SR196-A, B, C 及び G 船型について行つてゐるが、本計算法では船体抵抗とプロペラ位置の伴流分布を既知として入力する必要があるため、これらの値は日本造船技術センターで行われた模型試験結果を使用した。計算は模型船対応フルード数 $F_n = 0.127$ (模型船速 $V = 0.9862$) で行った。

(2) 計算結果

まず、プロペラ単獨特性の計算値と実験値の比較を図 5.2.3 に示す。ここでプロペラ抵抗係数は

$C_{PD} = 0.010$ を使用した。計算値は K_T , K_Q ともに実験値と良く一致している。

次に、船型の相違による自航要素の変化を計算と実験について比較する。計算に必要な伴流分布 $w(r, \theta)$ はプロペラ位置の計測値 $w_n(r, \theta)$ を次のように修正して用いた。

$$w(r, \theta) = w_n(r, \theta) \times \frac{w_e - w_R}{\bar{w}_n}$$

ここで、
 w_e : 自航試験から得た有効伴流率

\bar{w}_n : 公称伴流分布 $w_n(r, \theta)$ のプロペラ面上の平均値

w_R : 舵による伴流率への影響量 ($w_R = 0.03$)

である。また、推力減少率 t は

$$t = t_{HP} + t_{HV} + t_R$$

ここで、
 t_{HP} : 船体とプロペラの干渉によって生じる圧力抵抗増加による成分

t_{HV} : プロペラの作用によって生じる船体摩擦抵抗増加による成分

t_R : 舵とプロペラの干渉によって生じる抵抗増加による成分

と分離して計算しているが、本計算では $t_{HV} = 0.015$ と仮定し、
 t_{HP} は計算値に修正係数として 0.6 を乗じている。

自航要素の計算結果を表 5.2.1 0 に、また実験値と比較して図 5.2.2 4 に示す（記号の説明は第 5.2.3 節に記述している）。推力減少係数 ($1 - t$) は計算では

$$SR196C < SR196A < SR196G < SR196B$$

と U 型フレームラインになるほど推力減少係数が小さくなっているのに対して実験では

$$SR196C = SR196A < SR196G < SR196B$$

となって、若干の違いはあるが、計算と実験はほぼ対応している。

ところで、船体のどの部分が推力減少率への寄与が大きいかを知ることは船型計画するうえで有益な知見となる。推力減少率の主要な成分である t_{HP} はラガリーの定理から計算しているが、この時の船体各部のラガリー力を SR196 A, B, C について図 5.2.2 5 に比較している。プロペラに近い断面でラガリー力は大きく、U 型フレームラインの方が V 型フレームラインよりも大きいことが分かる。

次に SR196 A, B, C 船型についてプロペラ位置を標準位置 S から前後にそれぞれ 20 mm ずつ移動した時の自航要素の変化を計算した。この時、 w_R は次のような値を用いた。

プロペラ前方位置 F : $w_R = 0.015$

プロペラ後方位置 A : $w_R = 0.045$

計算結果を表 5.2.1 1 に示す。また実験値と比較して図 5.2.2 6 に示す。計算と実験の対応は良い。

以上より、本計算法は船型の違いやプロペラ位置の変化に対する推力減少率の変化を定性的に推定できることが分かった。今後の課題は修正係数 0.6 の物理的解釈と universal な修正法の確立だろう。また、本計算法では入力している有効伴流分布、あるいは有効伴流率 w_e の推定法の確立が必要と思われる。

（三菱重工 永松 哲郎）

5.2.5 常石造船（株）の計算

計算は、九大の方法により行っている。

伴流分布については、下記の修正により計算した。

伴流率 $w(r, \theta)$ を、標準位置で造船技術センターにて計測された伴流率 $w_n(r, \theta)$ より、

$$w(r, \theta) = w_n(r, \theta) \times (w_e - w_R) / w_n$$

ここで、
 w_e : プロペラ位置変更試験による有効伴流率

w_R : 舵による伴流率への影響量

(a) 標準位置より 20 mm 前方の場合 $w_R = 0.015$

(b) 標準位置の場合 $w_R = 0.030$

(c) 標準位置より 20 mm 後方の場合 $w_R = 0.045$

w_n : 標準位置での公称伴流率

とした。

また、ラガリーアの 60 % が推力減少に寄与するとして、計算した。

計算結果の数値データーを表 5.2.1.2 及び 5.2.1.3 に示す。また、6 m 模型実験との比較として、A, B, C 及び G 船型の船型による違いを図 5.2.2.7 に、A, B 及び C 船型のプロペラ位置による違いを図 5.2.2.8 に示す。

船型による違い及びプロペラ位置による違いとも計算は、実験結果と良く一致している。しかし、図 5.2.2.8 に示された舵抵抗では、A, B 船型に比べ、C 船型の計算結果が、実験に比べ高い値を示している。船型による違いを示した図 5.2.2.7 でも C 船型の推力減少率が同様の結果を示している。

SR196 C 船型について、プロペラの有無の両方について佐世保重工業で実験された 2.0 m 模型の船体表面の圧力計測値と計算の比較を図 5.2.2.9 に示す。ただし、計算値はプロペラ無しの場合は、HESS-SMITH 法によるもので、プロペラ有りの場合は、6.0 m 模型の SHIP-POINT に相当する誘起速度を考慮し計算したものである。船尾端及び船尾船底縦渦の影響している S.S.1 - 1/4 より後方の部分を除き圧力値はずれているが圧力パターンは、一致している様である。プロペラの有無による差 ΔC_p を比較すると、計算結果は、プロペラ軸より下の負圧部分及び A.P. 付近の正圧等の特徴は実験結果と一致している。しかし、その他は実験と一致していない。また、実験でのプロペラの有無による圧力差をみると、プロペラ周りの流場が公称伴流からかなり変化している可能性があり、このあたりが計算精度に影響していると思われる。

(常石造船 浜崎 準一)

5.2.6 (株) サノヤス木島造船所の計算

池畠の方法(4)は、プロペラ面内の流場を与えて翼素理論モデルによって自航要素 ($1-t$, $1-w_n$, η_R) を求めるものであり、比較的簡単な計算にもかかわらず一般的に実験との一致はよいと思われる。また、プロペラの違いによる自航要素の変化を調べるのにも使用できる(5)等実用上のメリットも多い。しかしながら、自航要素に最も大きな影響をもつ船体形状との関係が直接的でなく、さらに伴流分布から $1-t$ を計算することからその推定に若干の誤差を生じるようである。そこで、これらを補うべく $1-t$ の計算に、石田の方法(6)を併用することにより改善を計ることにした。

(1) 方法、入力と出力、特徴

(a) 計算方法

($1-t$) の計算を行う石田の方法(6)と、 $1-w_n$, η_R の計算を行う池畠の方法(4)を組み合わせた方法であり、それぞれの概要は、5.2.1 及び 5.2.7 と同じである。

(b) 入力と出力

(i) 入力データ 船体、プロペラ形状と相互位置、プロペラ単独性能、伴流分布、船体全抵抗

(ii) 出力データ $1-t$, $1-w_n$, η_R の自航要素、減圧分布

(c) 特徴

(i) 比較的計算時間が短い。

(ii) プロペラの違いによる自航要素の変化が調べられる。

(iii) 舵なし状態の計算である。

(2) 計算条件及び計算結果

(a) 計算条件

- (i) 対象船型 SR196-A, B, C, G 満載状態
- (ii) プロペラ位置 F20 : 標準位置より 20mm 前方
S : 標準位置
A20 : 標準位置より 20mm 後方
- (iii) 船体抵抗 6m 模型船の $F_n = 0.127$ の抵抗試験結果
(日本造船技術センター)
- (iv) 伴流分布 日本造船技術センターで計測された標準位置の公称伴流分布 $w_n(r, \theta)$
を下記のように修正した。

$$w(r, \theta) = w_n(r, \theta) \times \frac{w_e \times \beta - W_R}{\bar{w}_n}$$

w_e : (Method I) 日本造船技術センターで行ったプロペラ位置変更時の有効伴流率 $\beta = 1.0$

(Method II) 日本造船技術センターで行ったプロペラ標準位置の有効伴流率

ただし、プロペラ位置変更に応じて、実験結果から求めた伴流率修正係数 β を次の値とする。

$$F20 : \beta = 0.989, S : \beta = 1.0, A20 : \beta = 1.026$$

\bar{w}_n : 公称伴流率

W_R : 舵の影響による修正量、今回の計算では 0 とする。

(b) 計算結果

(i) 船型間の自航要素の比較

SR196 A, B, C, G 船型間のプロペラ標準位置における自航要素の計算値と実験値(造技セ)の比較を図 5.2.3.0 に示す。

- (イ) $1 - w_T$ 計算値は実験値より若干大きな値であるが、実験値を定性的に良く説明していると思われる。
- (ロ) $1 - t$ C 船型の計算値が若干小さな値を示す以外、実験値と定量的に良く一致していると思われる。
- (ハ) η_R 計算値の大小関係は $B \neq A < G < C$ 、過去 3 年間の実験の平均値では $B < C \neq A < G$ である。両者共にフレームラインとの関係は明確でなく、大小関係も異なる所がある。

(ii) プロペラ位置変更時の自航要素の比較

SR196 A, B, C 船型のプロペラ位置変更による自航要素の計算値と実験値(造技セ)の比較を図 5.2.3.1 に示す。

- (イ) $1 - w_T$ (Method I) の方が定性的に実験値と良く一致している。
- (ロ) $1 - t$ 実験と計算は大略一致していると思われるが、A20 が S とほとんどかわらないという実験の傾向は十分に表現しているとはいえない。これは舵の影響が計算に入っていないためと思われる。
- (ハ) η_R 計算値はプロペラ位置に関係なくほぼ一定だが、実験値はプロペラ位置の前後移動によって大きくなっている。

(iii) 減圧分布の比較

SR196 A, B, C, G 船型の減圧分布を図 5.2.3.2 に示す。まず、船型間の比較の場合、B 船型は他船型と比べプロペラ作動付近の減圧領域が狭く、プロペラ上部の加圧領域が広い。しかしながら

がら、C船型はその逆である。次に、プロペラ位置変更時の場合、軸心付近の減圧はプロペラ位置を前に移すほど強くなり、 $1-t$ の変化に対応している。これに対して、プロペラ上部の加圧に大きな変化はみられない。

(3) 計算方法の評価

以上の検討結果から、有効伴流分布を精度よく推定できれば、本方法によって実用上問題ない程度の計算結果が得られるものと思われる。今後舵の影響を考慮し、精度向上を図ってゆく必要があろう。

(サノヤス 木下 義直)

5.2.7 横浜国立大学の計算

SR196 B船型とC船型の4m模型船を用いて、自航試験から自航要素を算出するとともに、プロペラ面内で計測した流場データを用いて池畠の方法[7]により推進性能計算を行った。供試模型の主要目は以下のとおりである。

垂線間長 : 4 m , 幅 : 0.6663 m , 吃水 : 0.2413 m
排水容積 : 0.5161 m³ (B船型) , 0.5154 m³ (C船型)
浸水面積 : 3.8834 m² (B船型) , 3.8686 m² (C船型)

まず簡単に計算法の概要を述べると、プロペラを誘導速度も考慮した修正翼素理論モデルで表わして、船体伴流中のプロペラ円内の不均一流場中でプロペラが作動するとき発生するスラストとトルクの平均値を、回転数を変化させながら自航条件が満足されるまで計算して、その結果から推力一致法で自航要素を算定する、という方法である。

つぎに、計算結果を表5.2.1-4に示す。添字mが自航試験(4m模型船)の結果であり、添字pmは、図5.2.3-3に示すプロペラ位置で計測した流場データを用いて計算した模型船の自航要素であり、添字psは、図5.2.3-3から笠島、田中法で実船換算した伴流分布を用いて同じ推進性能計算法で予測計算した実船の自航要素である。各自航要素でこれら三者を比較してみると、推進性能計算の精度や自航要素の尺度影響についていろいろの知見を得ることができる。総じて、B船型の方は $1-t$ 、 η_R でC船型より高く、又 $1-w$ も高い。実験も計算も同様な結果を示している。C船型は伴流利得の回収効果が大きい。尺度影響については読者各位の判断に委ねる。

(横浜国大 池畠 光尚)

5.2.8 日立造船(株)の計算

(1) 方法、入力

山崎一中武の方法により、SR196 A, B, C, G, H, Sの6船型について、小型模型($L=2m$)を対象に推進性能計算を行い、回流水槽の試験結果と比較した。

計算は、それぞれの船型についてプロペラ面内の伴流を均一流と仮定した場合、及び伴流計測結果による不均一流とした場合について実施した。またA船型については、舵無し(均一流)についても計算した。

計算条件は表5.2.1-5に示す通りである。計算速力は、小型模型船であることを考慮して実船の航海速力1.4ノットに相当する $F_n = 0.127$ よりも大きくなり、 $F_n = 0.16$ とした。

不均一流の計算に当っては、回流水槽で計測された公称伴流係数にある係数(α)をかけ、計算結果が自航試験の有効伴流係数と近くなるようにした。 α は1.2~1.4の値となった。

(2) 計算結果及び考察

自航要素の計算結果を表5.2.1-6に示す。また、図5.2.3-4には自航試験結果と比較して示す。

$1-t$ の計算において、ボテンシャル成分(ラガリーカ)に対する修正を行わなかったため、計算結果の方がかなり小さくなつたが、船型間の大小関係は自航試験結果とほぼ一致している。また、舵無し

の $1 - t$ は、舵有りよりも大きくなるが、その影響は、計算値の方が大きくなっている。

図 5.2.3.5 に舵抵抗係数 (C_x) の計算結果と自航試験時の計測結果との比較を示す。

S 船型を除いて、計算値の方が計測された舵航力よりも大きいが、船型間の大小関係はほぼ同じ傾向となっている。このように計算において、舵抵抗を大きく見積りすぎていることも、 $1 - t$ の計算値が自航試験値よりも小さくなること、及び舵有無の $1 - t$ の差が計算値の方が大きいことの原因の一つと考えられる。

(日立造船船舶設計 藤本 留男)

参考文献

- (1) Ishida, S.: Influence of Propeller Action on Flow Field around a Hull, 12th Symposium on Naval Hydrodynamics, Washington, 1978.
- (2) 足達宏之, “荷重度変更法の基礎とその応用について”, 日本造船学会論文集第 154 号, 昭和 58 年 12 月 (1983)。
- (3) 森山文雄, 山崎隆介, “プロペラ後流中におかれた舵に働く力について”, 西部造船会々報, 昭和 56 年 8 月 (1981)。
- (4) 池畠光尚: 第 4 編・第 3 章推進性能に影響を及ぼす諸因子, 船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム, 日本造船学会 (1979)
- (5) 浜崎準一 他: プロペラ直径, スキーおよび前後位置が肥大船の自航要素におよぼす影響。西部造船学会々報, 第 72 号 (1986)
- (6) 石田駿一: 推力減少の計算についての一つの試み, 日本造船学会論文集, 第 136 号 (1974)
- (7) 池畠光尚: 流場データを用いた船の推進性能推定法, 関西造船協会誌, 第 163 号 (昭和 51 年)

表 5.2.1 推 力 減 少 率

6 m 模型船	A	B	C	G
船速 U (m/s)	0.986 ($F_n = 0.127$)	同 左	同 左	同 左
抵抗値 R_o (kg)	1.8318	1.7903	1.8946	1.861
S.F.C. (kg)	0.9684	0.9399	1.0002	0.987
自航時水温 (°C)	20.7	20.6	22.2	18.0
w_N	0.609	0.553	0.659	0.664
T (kg)	1.091	1.038	1.161	1.135
C_T	0.915	0.871	0.974	0.953
F_{PH} (kg)	0.2570	0.2060	0.3139	0.2964
F_{RH} (kg)	-0.0289	-0.0212	-0.0388	-0.0326
F_{RX} (kg)	0.0068	0.0079	0.0054	0.0073
G (kg)	0.2349	0.1927	0.2805	0.2711
t	0.215 (110)	0.186 (106)	0.242 (124)	0.239 (126)
t (日本造船技術センターの実験値)	0.195 (100)	0.175 (100)	0.195 (100)	0.190 (100)

表 5.2.2 舵 抵 抗

6 m 模型船	A	B	C	G
n (1/s)	7.82	7.89	7.64	7.91
T (kg)	1.075	1.031	1.110	1.092
K_T	0.184	0.173	0.199	0.183
J	0.448	0.472	0.419	0.456
$K_{FX}^{(P)}$	-0.00565	-0.00536	-0.00603	-0.00556
$K_{FX}^{(P)} + K_{FX}^{(VP)}$	0.00523	0.00511	0.00591	0.00520
$K_{FX}^{(F)}$	0.00157	0.00156	0.00159	0.00156
K_{FX}	0.00117	0.00132	0.00096	0.00122
F_{RX} (gr)	6.8	7.9	5.4	7.3
F_{RX}^{*1} (実験値) (gr)	15.2	17.8 (約17)*2	9.5	

* 1 ; 日本造船技術センターで、A, B, C 船のプロペラ位置変更試験時に計測された値。

* 2 ; 船舶技術研究所で計測された値 (3.1.5 参照)

表 5.2.3 プロペラ位置変更時の自航性能の計算結果

方法 1

6 m 模型船	B (V-Type)			A (N-Type)			C (U-Type)		
プロペラ位置	A 20 ^{mm}	S	F 20 ^{mm}	A 20	S	F 20	A 20	S	F 20
V _M , (F _n)	0.986 m/s , (F _n = 0.127)								
抵抗値 R _O (kg)	1.790			1.832			1.895		
W.T. (°C)	20.6			20.7			22.2		
S.F.C. (kg)	0.9399			0.9684			1.0002		
W = (W _N • e _m - △W) • β	0.369	0.380	0.391	0.412	0.425	0.438	0.452	0.466	0.480
T (kg)	1.042	1.045	1.062	1.077	1.093	1.128	1.142	1.170	1.210
C _T	0.875	0.877	0.892	0.904	0.918	0.947	0.959	0.982	1.016
J	0.438	0.438	0.433	0.412	0.409	0.401	0.383	0.377	0.369
F _{PH} (kg)	0.158	0.176	0.202	0.189	0.217	0.255	0.227	0.264	0.314
F _{RH} (kg)	-0.016	-0.018	-0.020	-0.022	-0.024	-0.027	-0.029	-0.033	-0.036
F _{RX} (kg)	0.018	0.007	-0.002	0.018	0.005	-0.003	0.018	0.004	-0.005
G (kg)	0.159	0.165	0.181	0.185	0.198	0.225	0.216	0.235	0.272
1 - t	0.847	0.842	0.830	0.828	0.819	0.801	0.811	0.799	0.775
1 - W _T	0.593	0.592	0.588	0.551	0.548	0.541	0.511	0.507	0.499
η _H	1.429	1.423	1.411	1.504	1.496	1.480	1.588	1.576	1.553
N _M (rps)	7.62	7.62	7.65	7.52	7.55	7.61	7.52	7.57	7.63
W _R	0.038	0.028	0.021	0.037	0.028	0.021	0.037	0.027	0.021

方法 2

	B			A			C		
	A 20	S	F 20	A 20	S	F 20	A 20	S	F 20
W = (W _E - △W) • β	0.344	0.355	0.366	0.403	0.415	0.427	0.490	0.505	0.520
J	0.450	0.449	0.445	0.417	0.414	0.406	0.362	0.356	0.346
F _{PH} (kg)	0.154	0.172	0.198	0.188	0.215	0.253	0.235	0.273	0.325
F _{RH} (kg)	-0.016	-0.018	-0.019	-0.022	-0.024	-0.027	-0.030	-0.034	-0.038
F _{RX} (kg)	0.019	0.007	-0.001	0.018	0.006	-0.003	0.017	0.003	-0.007
G (kg)	0.157	0.162	0.178	0.184	0.196	0.223	0.222	0.243	0.281
1 - t	0.850	0.845	0.833	0.829	0.820	0.802	0.806	0.793	0.768
1 - W _T	0.617	0.616	0.612	0.559	0.557	0.552	0.474	0.468	0.460
η _H	1.377	1.371	1.360	1.482	1.472	1.454	1.700	1.692	1.671
N _M (rps)	7.73	7.73	7.75	7.56	7.59	7.65	7.37	7.42	7.48
W _R	0.039	0.029	0.022	0.038	0.028	0.021	0.036	0.027	0.020

表 5.2.4 計最条件 (original なプロペラ位置)

船型	196A	196B	196C	196G
船速 (M/SEC)		0.986 (Fn = 0.127)		
抵抗値 (kg)	1.832	1.790	1.895	1.859
S.F.C.	0.968	0.940	1.000	0.987
形状影響係数	0.32	0.28	0.38	0.38
$\Delta C_f (*10^3)$		0.1		
XSC (M)		2.901		
YSC (M)		0.262		
DL (M)		0.049		
DS (M)		0.049		
XB (M)		0.142		
To (M)		0.021		

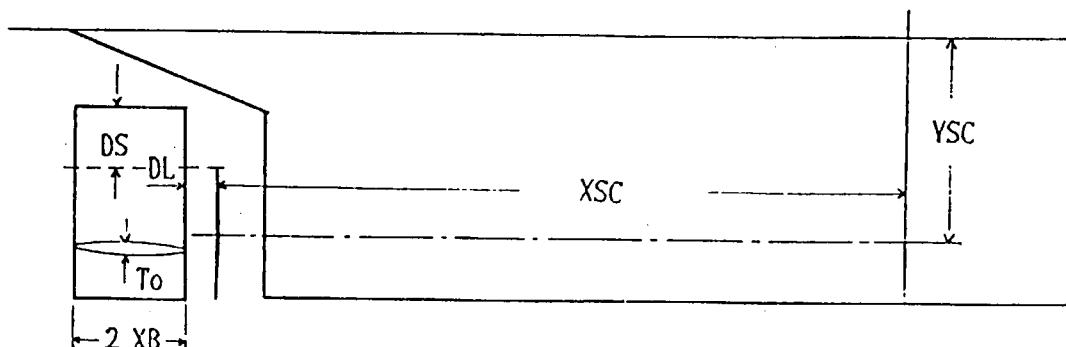


表 5.2.5 計算条件 (プロペラ位置の変更)

船型	196A	196B	196C
船速 (M/SEC)		0.986 (Fn = 0.127)	
抵抗値 (kg)	1.832	1.790	1.895
S.F.C.	0.968	0.940	1.000
形状影響係数	0.32	0.28	0.38
$\Delta C_f (*10^3)$		0.1	
DL 1 (M)		2.901	
DL 2 (M)		0.262	
DL 3 (M)		0.049	

DL 1 : 前方 20mm

DL 2 : original

DL 3 : 後方 20mm

表 5.2.6 修 正 係 数

船型	SR196A	SR196B	SR196C	SR196G
公称伴流	0.609	0.553	0.659	0.664
有効伴流	0.490	0.440	0.570	0.462
Kw	0.755	0.741	0.819	0.651

表 5.2.7 計算結果 (original なプロペラ位置)

	SR196 A	SR196 B	SR196 C	SR196 G
R _{SP} (kg)	0.2401	0.1970	0.2865	0.2483
R _{SR} (kg)	-0.0005	-0.0004	-0.0005	-0.0004
F _{RX} (kg)	0.0322	0.0214	0.0382	0.0239
D ₂ (kg)	0.0137	0.0126	0.0140	0.0131
D ₃ (kg)	0.0572	0.0497	0.0653	0.0605
F _{so} (kg)	0.0387	0.0409	0.0411	0.0497
w _e	0.475	0.425	0.559	0.455
t	0.237	0.207	0.266	0.232
η _R	1.010	1.031	1.005	1.038
η _P	0.492	0.524	0.432	0.499
η _H	1.454	1.378	1.664	1.410
η	0.722	0.744	0.723	0.729

R_{SP} : ラガリーフォース (プロペラ-船体)R_{SR} : ラガリーフォース (舵-船体)F_{RX} : 舵の抵抗D₂ : 舵の摩擦力D₃ : 加速流れ中にある舵の力F_{so} : 前縁推力w_e : 有効伴流

t : スラスト減少率

表 5.2.8 計算結果 (プロペラ位置の変更)

船型	SR196 A		SR196 B		SR196 C	
	aft20	fore20	aft20	fore20	aft20	fore20
R _{SP} (kg)	0.2216	0.2663	0.1841	0.2150	0.2622	0.3215
R _{SR} (kg)	-0.0005	-0.0005	-0.0004	-0.0004	-0.0005	-0.0006
F _{RX} (kg)	0.0488	0.0250	0.0374	0.0139	0.0555	0.0311
D ₂ (kg)	0.0135	0.0149	0.0125	0.0134	0.0136	0.0155
D ₃ (kg)	0.0755	0.0488	0.0675	0.0409	0.0844	0.0569
F _{so} (kg)	0.0402	0.0387	0.0426	0.0405	0.0425	0.0413
w _e	0.484	0.469	0.433	0.419	0.567	0.554
t	0.236	0.248	0.210	0.214	0.262	0.281
η _R	1.012	1.009	1.033	1.030	1.006	1.004
η _P	0.487	0.492	0.519	0.525	0.427	0.433
η _H	1.480	1.417	1.394	1.353	1.706	1.611
η	0.729	0.704	0.748	0.731	0.733	0.700

表 5.2.9 MESH分割による影響(SR196 A船型)

計算条件		計算結果		
パネル数	分割形式	t	w	η_R
a. 304	基本分割	0.2376	0.5250	1.0101
b. 304	SS. $\frac{3}{8}$ (A), SS. 7(D)	0.2376	0.5251	1.0100
c. 304	SS. $\frac{1}{2}$ (D), SS. 6(A)	0.2219	0.5250	1.0103
d. 289	SS. 1- $\frac{1}{2}$ (D)	0.2245	0.5253	1.0102
e. 274	SS. 1- $\frac{1}{2}$ (D), $\frac{3}{4}$ (D)	0.2244	0.5250	1.0102

(A) : ADDED (D) : DROPPED

表 5.2.10 自航要素の計算結果

	196-A	196-B	196-C	196-G
Rt (kg)	1.832	1.790	1.897	1.906
SFC (kg)	0.968	0.940	1.002	1.038
Rto (kg)	0.863	0.850	0.895	0.868
1-Wn	0.391	0.447	0.341	0.336
n (rps)	7.371	7.477	7.202	7.512
T (kg)	1.056	1.016	1.137	1.058
Q (kg·m)	0.0239	0.0234	0.0248	0.0242
J	0.405	0.437	0.337	0.423
F _{RX} (kg)	0.0279	0.0881	0.0441	0.0844
D ₂ (kg)	0.0197	0.0634	0.0247	0.0584
D ₃ (kg)	0.0549	0.0695	0.0707	0.0716
F _s (kg)	0.0467	0.0449	0.0513	0.0456
1 - t	0.818	0.837	0.788	0.821
1 - We	0.530	0.580	0.431	0.564
η_H	1.544	1.443	1.830	1.456
η_P	0.495	0.523	0.429	0.511
η_R	1.005	1.012	1.004	1.009
η	0.768	0.764	0.787	0.751

表 5.2.1.1 自航要素の計算結果
(プロペラ位置変更)

Prop. Pos.	196-A		196-B		196-C	
	Aft 20	Fore 20	Aft 20	Fore 20	Aft 20	Fore 20
R _{to} (kg)	0.863	0.863	0.850	0.850	0.895	0.895
1-W _n	0.391	0.391	0.447	0.447	0.341	0.341
n (rps)	7.335	7.360	7.433	7.485	7.163	7.318
T (kg)	1.052	1.079	1.018	1.027	1.089	1.154
Q (kg·m)	0.0238	0.0243	0.0233	0.0236	0.0240	0.0253
J	0.402	0.392	0.431	0.433	0.357	0.347
F _{RX} (kg)	0.0381	0.0259	0.0981	0.0858	0.0227	0.0410
D ₂ (kg)	0.0187	0.0232	0.0618	0.0678	0.0224	0.0277
D ₃ (kg)	0.0674	0.0514	0.0831	0.0635	0.0472	0.0638
F _s (kg)	0.0479	0.0487	0.0468	0.0456	0.0469	0.0504
1-t	0.820	0.800	0.835	0.828	0.822	0.776
1-We	0.523	0.512	0.568	0.575	0.453	0.451
η _H	1.570	1.563	1.470	1.439	1.815	1.720
η _P	0.492	0.483	0.518	0.520	0.449	0.439
η _R	1.006	1.005	1.013	1.012	1.003	1.003
η	0.777	0.759	0.771	0.757	0.817	0.758

表 5.2.1.2 SR196 船型による比較計算結果

船型	A	B	C	G
R _t (kg)	1.066	1.020	1.150	1.029
SFC (kg)	0.968	0.940	1.000	1.049
R _{to} (kg)	1.832	1.790	1.895	1.882
1-W _n	0.416	0.475	0.387	0.372
n (rps)	7.39	7.54	7.23	7.42
T (kg)	1.065	1.019	1.148	1.028
Q (kg·m)	0.0236	0.0230	0.0246	0.0230
J	0.399	0.437	0.338	0.419
F _{RX}	0.033	0.030	0.048	0.029
D ₂	0.012	0.012	0.016	0.012
D ₃	0.049	0.045	0.067	0.047
F _s	0.028	0.028	0.035	0.029
1-t	0.811	0.834	0.780	0.811
1-We	0.525	0.587	0.434	0.552
η _H	1.545	1.422	1.797	1.468
η _P	0.499	0.535	0.437	0.518
η _R	1.003	1.008	1.004	1.009
η	0.7743	0.7667	0.788	0.767

表 5.2.1.3 SR196 プロペラ位置による比較計算

船型	A		B		C	
プロペラ位置	Aft 20	Fore 20	Aft 20	Fore 20	Aft 20	Fore 20
Rt (kg)	1.063	1.087	1.022	1.030	1.139	1.168
1-Wn	0.416	0.416	0.475	0.475	0.387	0.387
n (rps)	7.36	7.36	7.50	7.54	7.24	7.33
T (kg)	1.062	1.087	1.021	1.029	1.137	1.167
Q (kg·m)	0.0235	0.0239	0.0230	0.0232	0.0244	0.0251
J	0.396	0.384	0.432	0.433	0.344	0.343
F _{RX}	0.044	0.029	0.041	0.025	0.060	0.041
D ₂	0.012	0.014	0.012	0.014	0.015	0.017
D ₃	0.061	0.045	0.057	0.039	0.080	0.059
F _s	0.029	0.029	0.029	0.028	0.035	0.035
1-t	0.813	0.795	0.833	0.826	0.787	0.767
1-We	0.519	0.502	0.576	0.580	0.443	0.447
η _H	1.568	1.582	1.446	1.425	1.778	1.717
η _P	0.497	0.485	0.530	0.530	0.444	0.443
η _R	1.004	1.004	1.009	1.008	1.005	1.003
η	0.782	0.770	0.773	0.762	0.793	0.763

表 5.2.1.4 SR196 B 及 C 模型船 (4 m) と実船 (320m) の推進性能

SR196-B 自航要素

F _n	1-Wn	1-Wpm	1-Wps	1-tm	1-tpm	1-tps	η _{rm}	η _{rpm}	η _{rps}
0.096	0.526	0.555	0.658	0.800	0.807	0.821	0.990	1.005	1.058
0.105	0.541	0.554	0.658	0.815	0.825	0.832	0.990	1.012	1.060
0.127	0.525	0.553	0.658	0.840	0.833	0.842	1.005	1.025	1.058
0.137	0.524	0.553	0.658	0.827	0.847	0.848	1.023	1.031	1.060
0.154	0.525	0.552	0.657	0.833	0.839	0.838	1.005	1.038	1.062
0.175	0.543	0.551	0.654	0.808	0.839	0.835	1.006	1.045	1.062

SR196-C 自航要素

F _n	1-Wn	1-Wpm	1-Wps	1-tm	1-tpm	1-tps	η _{rm}	η _{rpm}	η _{rps}
0.097	0.481	0.456	0.635	0.781	0.763	0.802	0.951	0.989	1.005
0.104	0.473	0.456	0.630	0.784	0.697	0.801	0.966	0.994	1.056
0.120	0.461	0.455	0.628	0.794	0.733	0.808	0.988	1.002	1.057
0.128	0.456	0.455	0.628	0.790	0.752	0.800	0.985	1.005	1.057
0.137	0.450	0.454	0.628	0.798	0.699	0.806	0.995	1.009	1.057
0.152	0.449	0.453	0.627	0.799	0.801	0.811	0.996	1.015	1.057

* 上表中、添字mは模型試験、pm、psは模型船の流場計測から予測計算した模型船、実船の各々の自航要素を示す。

表 5.2.1.5 計 算 条 件 (L = 2 m)

船 型	A	B	C	G	H	S	A(舵無)
F _n	0.163	0.161	0.162	0.162	0.162	0.162	0.162
抵 抗 (g)	145.0	141.0	147.4	139.0	141.0	131.0	137.9
S . F . C (g)	70.0	68.5	67.0	67.0	67.0	68.0	66.0
XSC (m)				0.967			
YSC (m)				0.0872			
DL (m)				0.0163			
DS (m)				0.0153			
XB (m)				0.0472			
TO/XB				0.152			

表 5.2.1.6 計 算 条 件 (L = 2 m)

	船 型	1-We	1-t	η_P	η_R	η
均 一 流	A	0.424	0.743	0.368	1.000	0.645
	B	0.501	0.783	0.421	1.000	0.659
	C	0.362	0.714	0.313	0.998	0.615
	G	0.443	0.740	0.383	1.000	0.640
	H	0.358	0.695	0.317	0.998	0.614
	S	0.587	0.834	0.492	1.000	0.699
	A(舵無)	0.500	0.786	0.424	1.000	0.666
不 均 一 流	A	0.428	0.732	0.369	1.008	0.636
	B	0.508	0.784	0.425	1.017	0.668
	C	0.373	0.713	0.320	1.002	0.613
	G	0.449	0.735	0.386	1.019	0.643
	H	0.353	0.687	0.312	1.008	0.612
	S	0.581	0.843	0.491	1.047	0.745

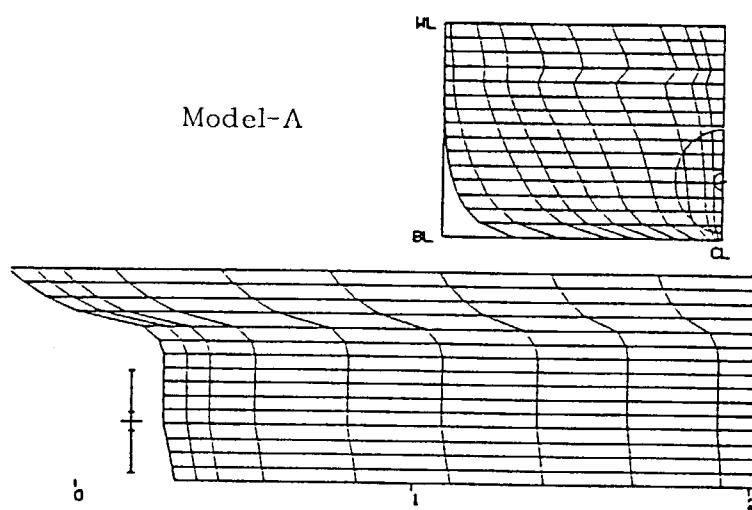


図 5.2.1 A 船型の船体表面のパネル分割

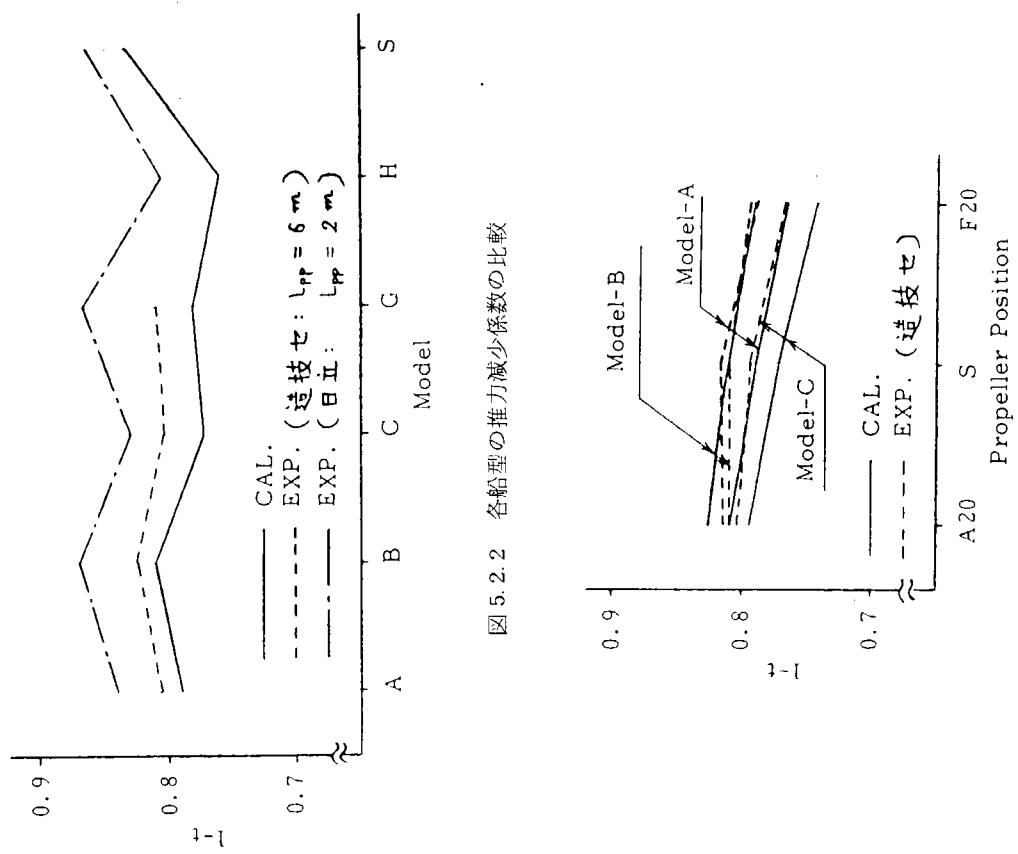


図 5.2.2 各船型の推力減少係数の比較

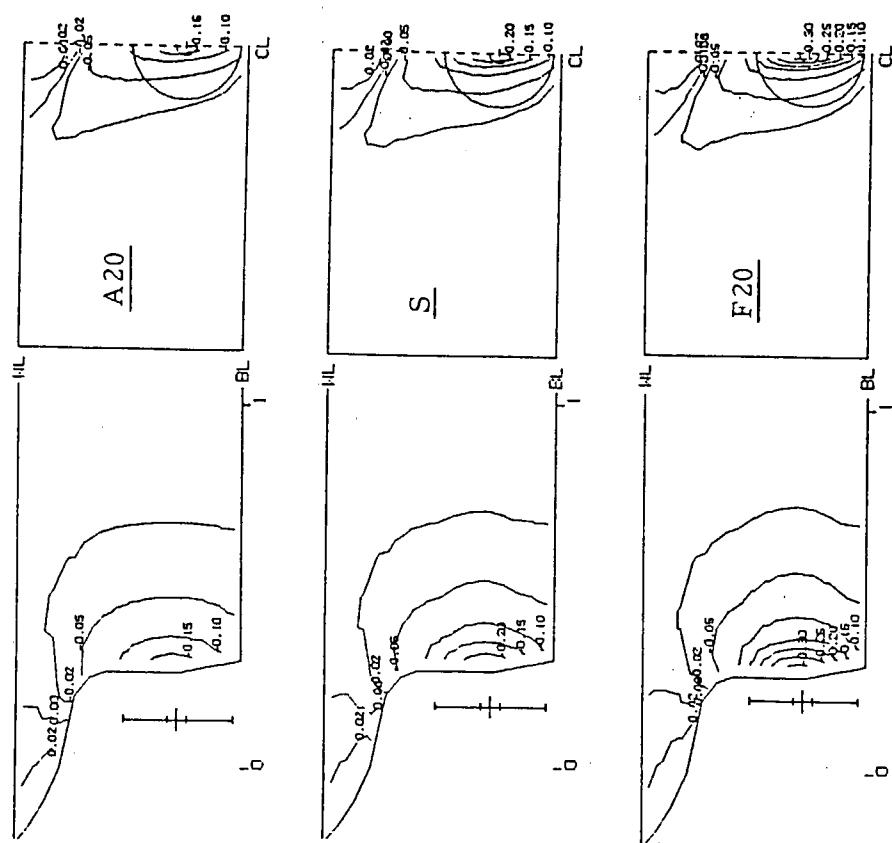


図 5.2.5 A 船型のプロペラ前後位置シリースのプロペラ
IC よる圧力低下量 ΔC_p の分布の比較(計算)

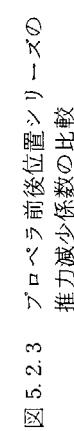


図 5.2.3 プロペラ前後位置シリーズの
推力減少係数の比較

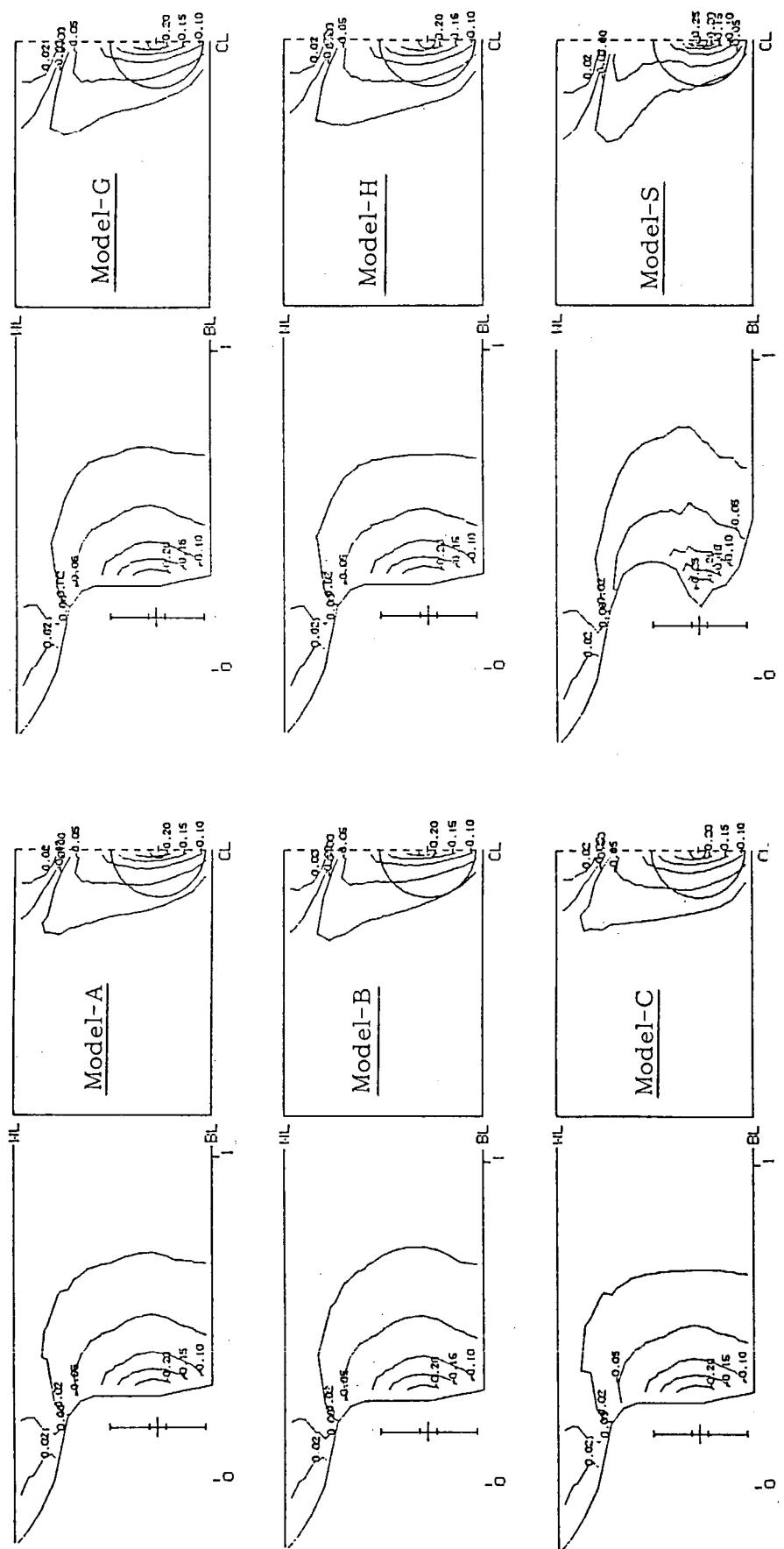


図 5.2.4 各船型のプロペラによる圧力低下量 ΔC_p の分布の比較（計算）

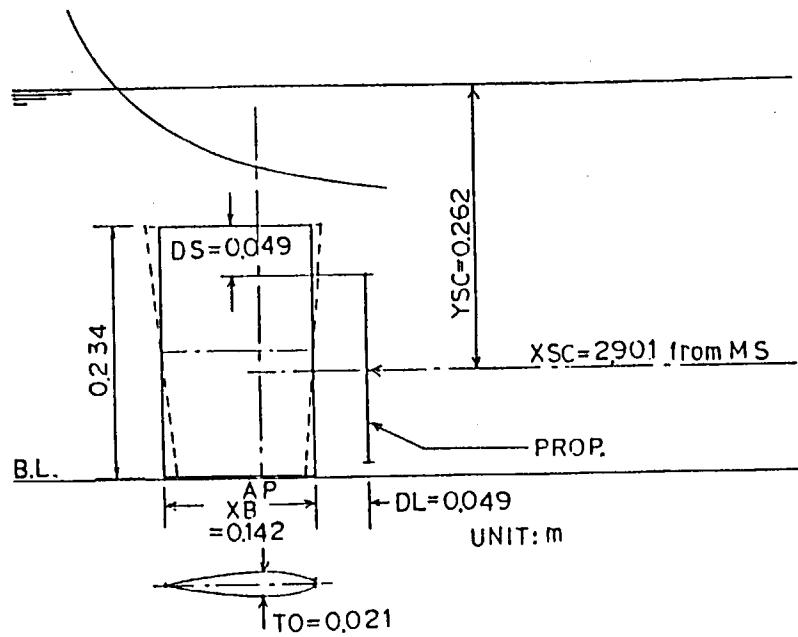


図 5.2.6 プロペラと舵の位置

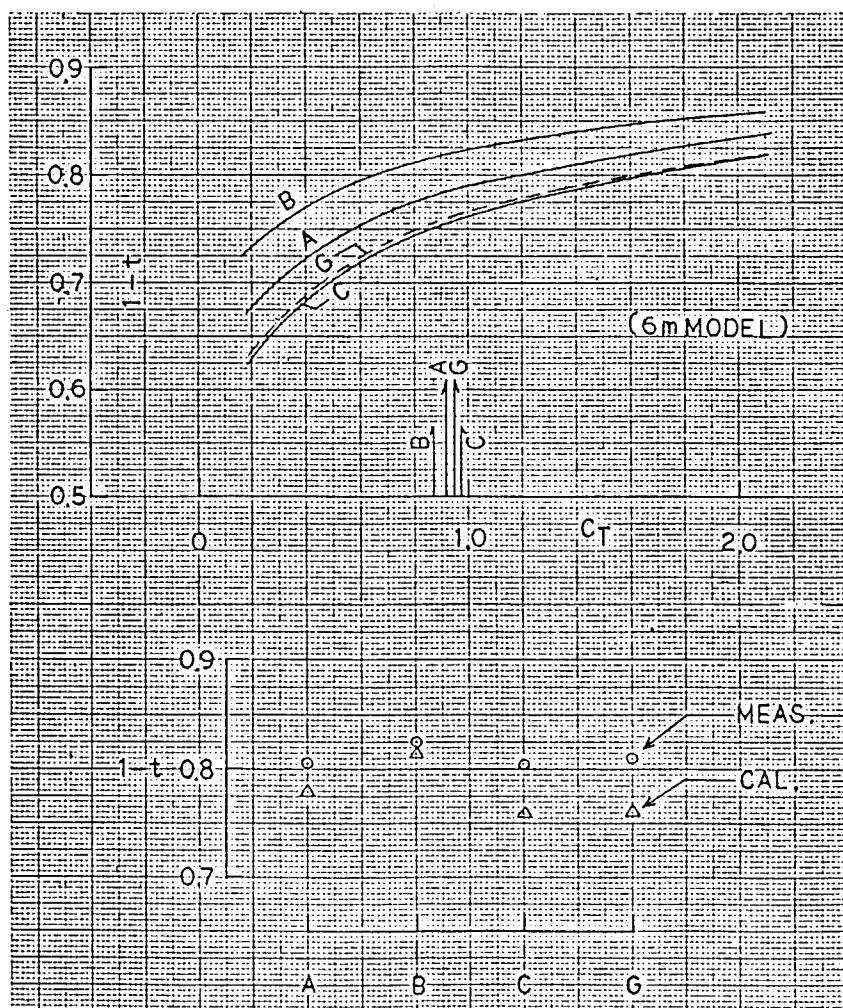
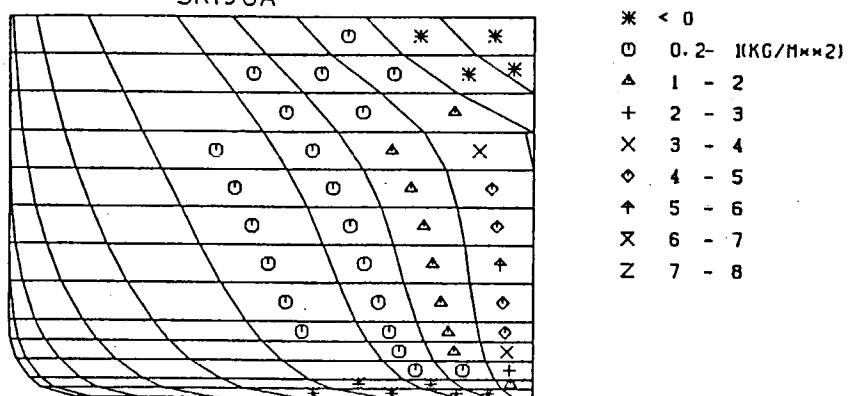
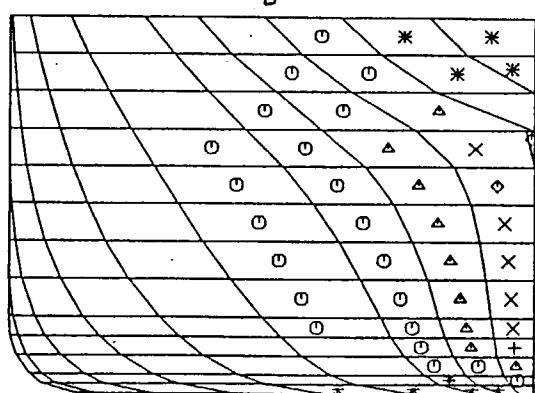


図 5.2.7 推力減少係数の計算結果

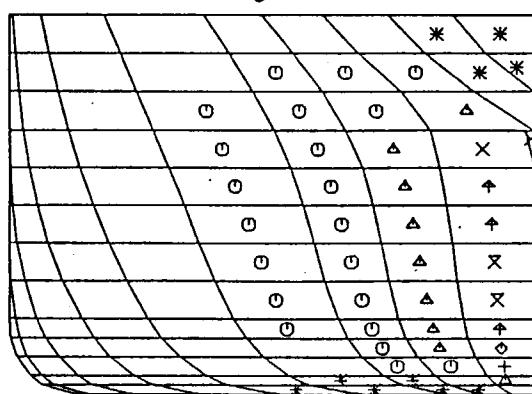
SR196A



B



C



G

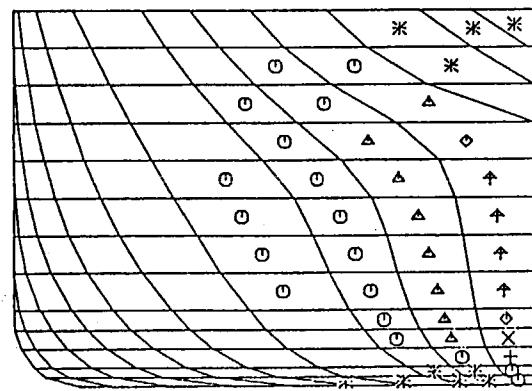


図 5.2.8 ラガリーアの分布

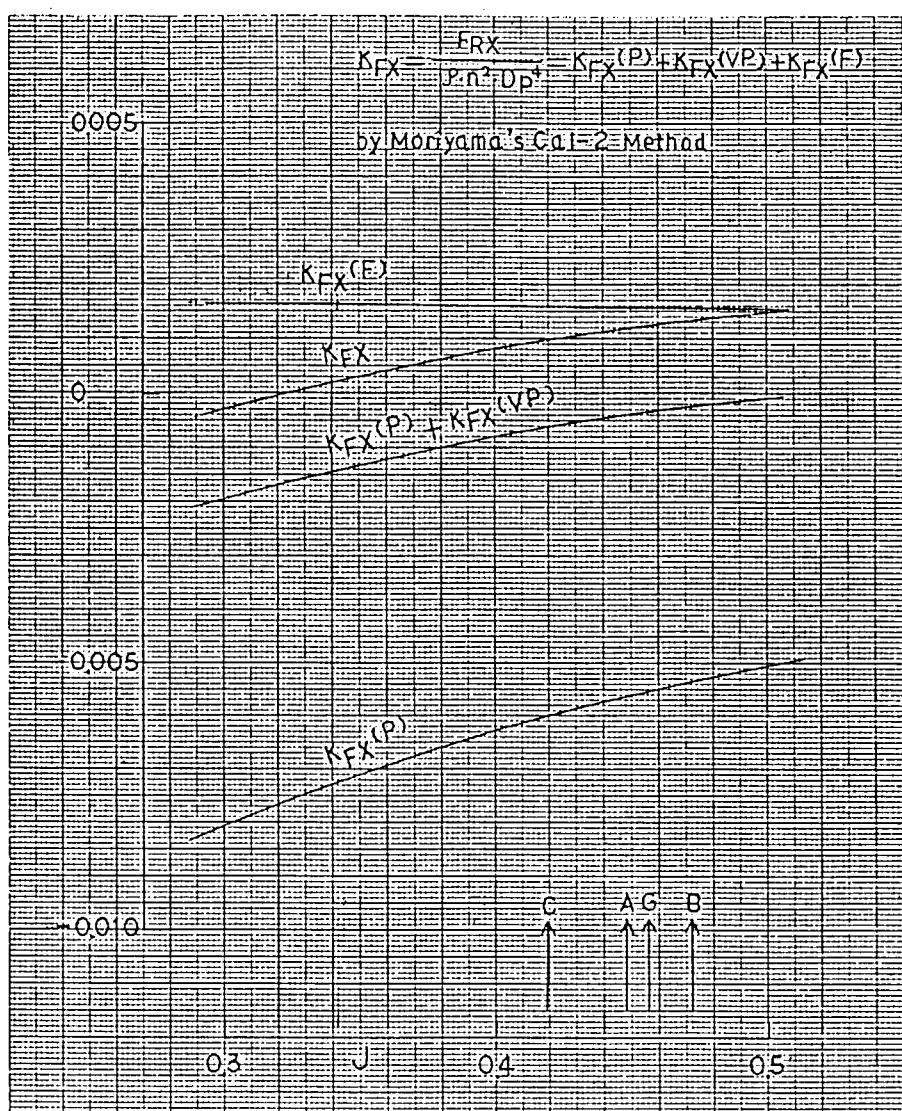


図 5.2.9 細抵抗の計算結果

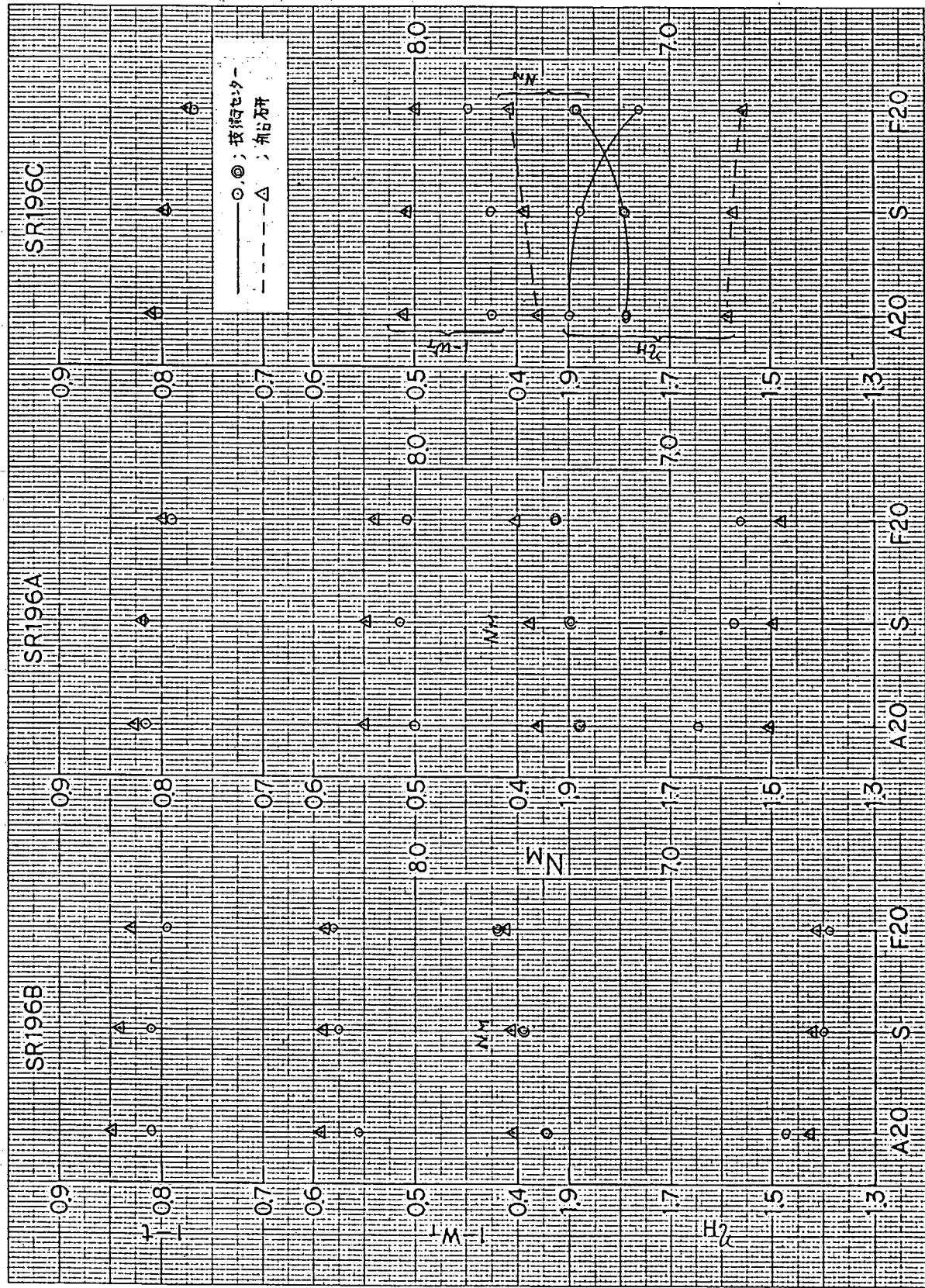


図 5.2.10 プロペラ位置変更時の自航性能の計算結果（方法 1 による）

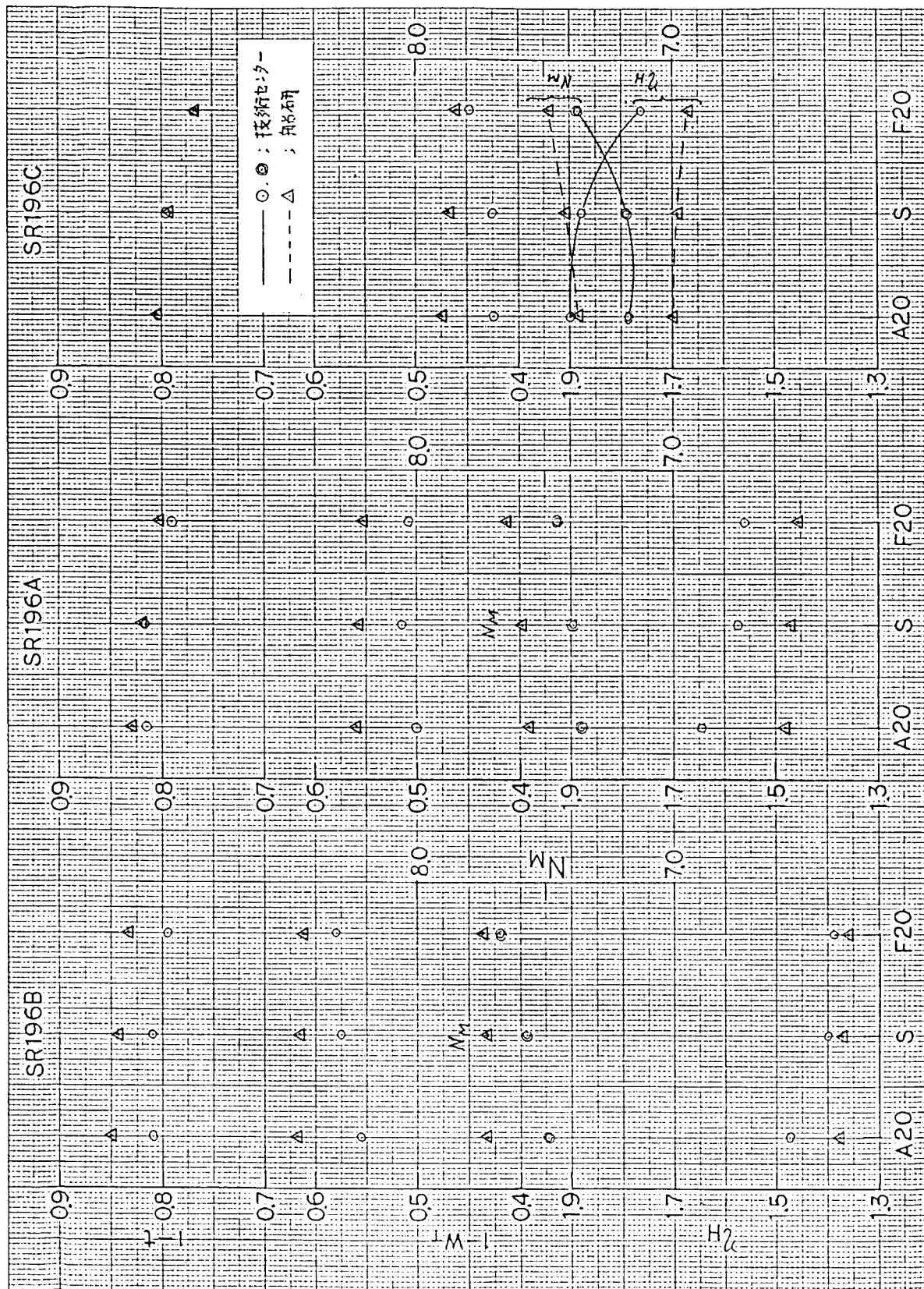


図 5.2.11 プロペラ位置変更時の自航性能の計算結果(方法 2による)

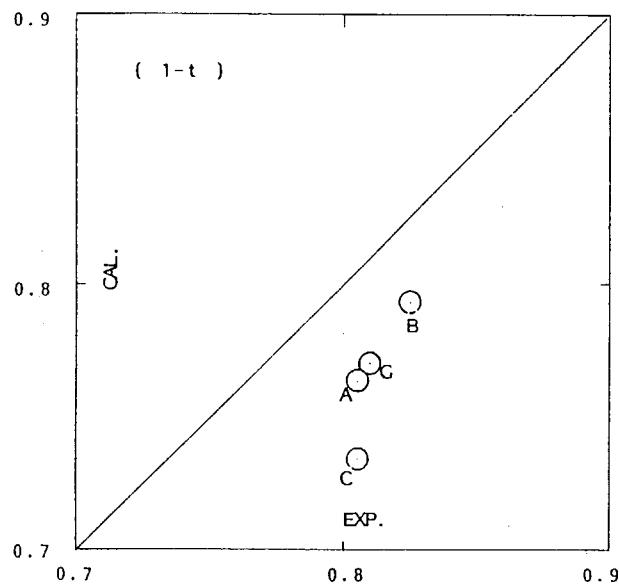


図 5.2.12 $(1-t)$ の比較

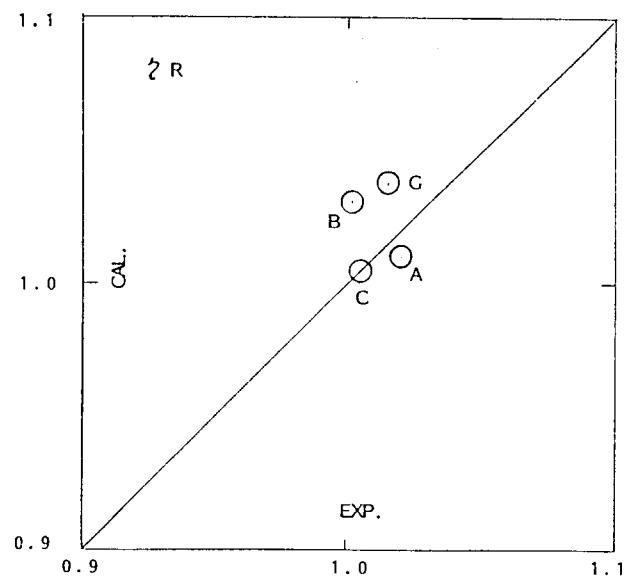


図 5.2.13 η_R の比較

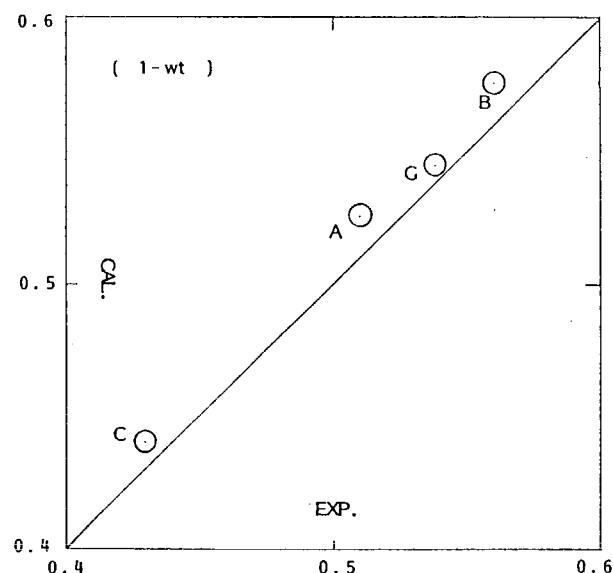
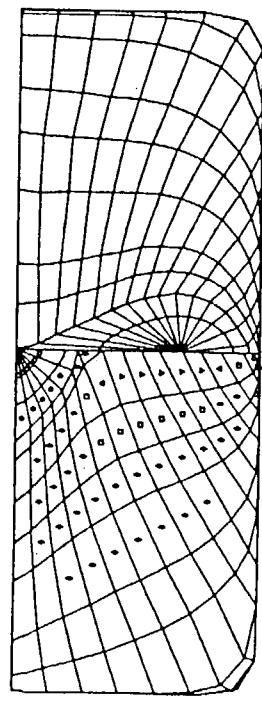
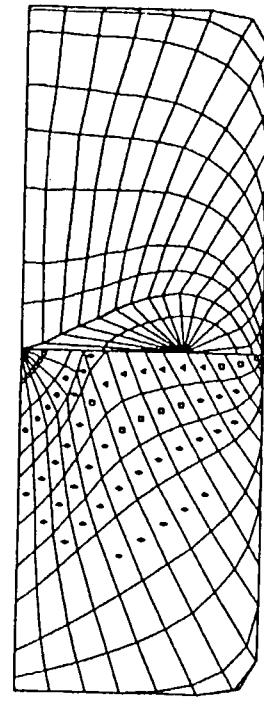


図 5.2.14 $(1-w_T)$ の比較



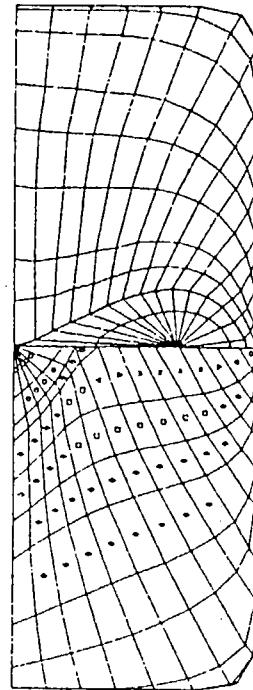
SR196 A



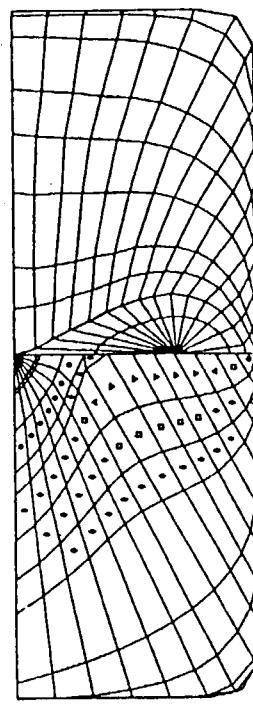
SR196 B

kg/m²

- <1
- ◊ 1-5
- 5-10
- △ 10-15
- ▽ 15-20
- × 20-



SR196 C



SR196 G

図 5.2.15 単位面積当りのラガリーア力の分布

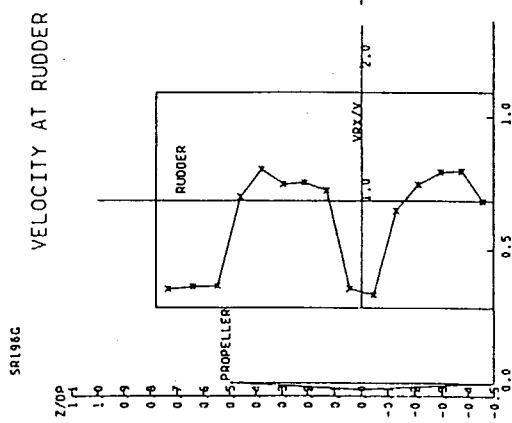
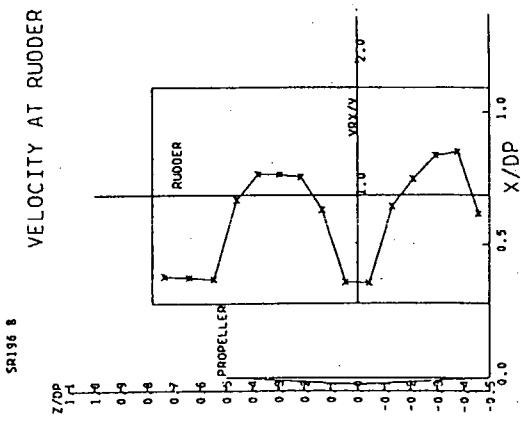
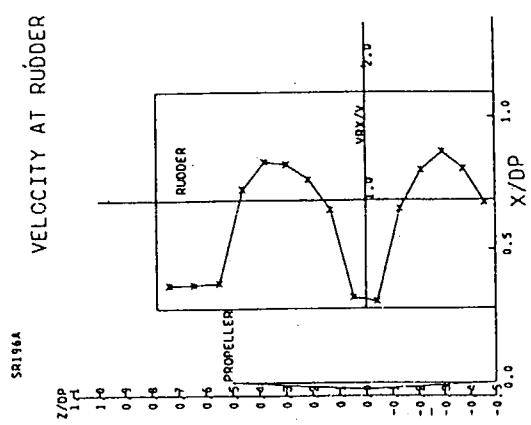


図 5.2.16 純位置での速度分布

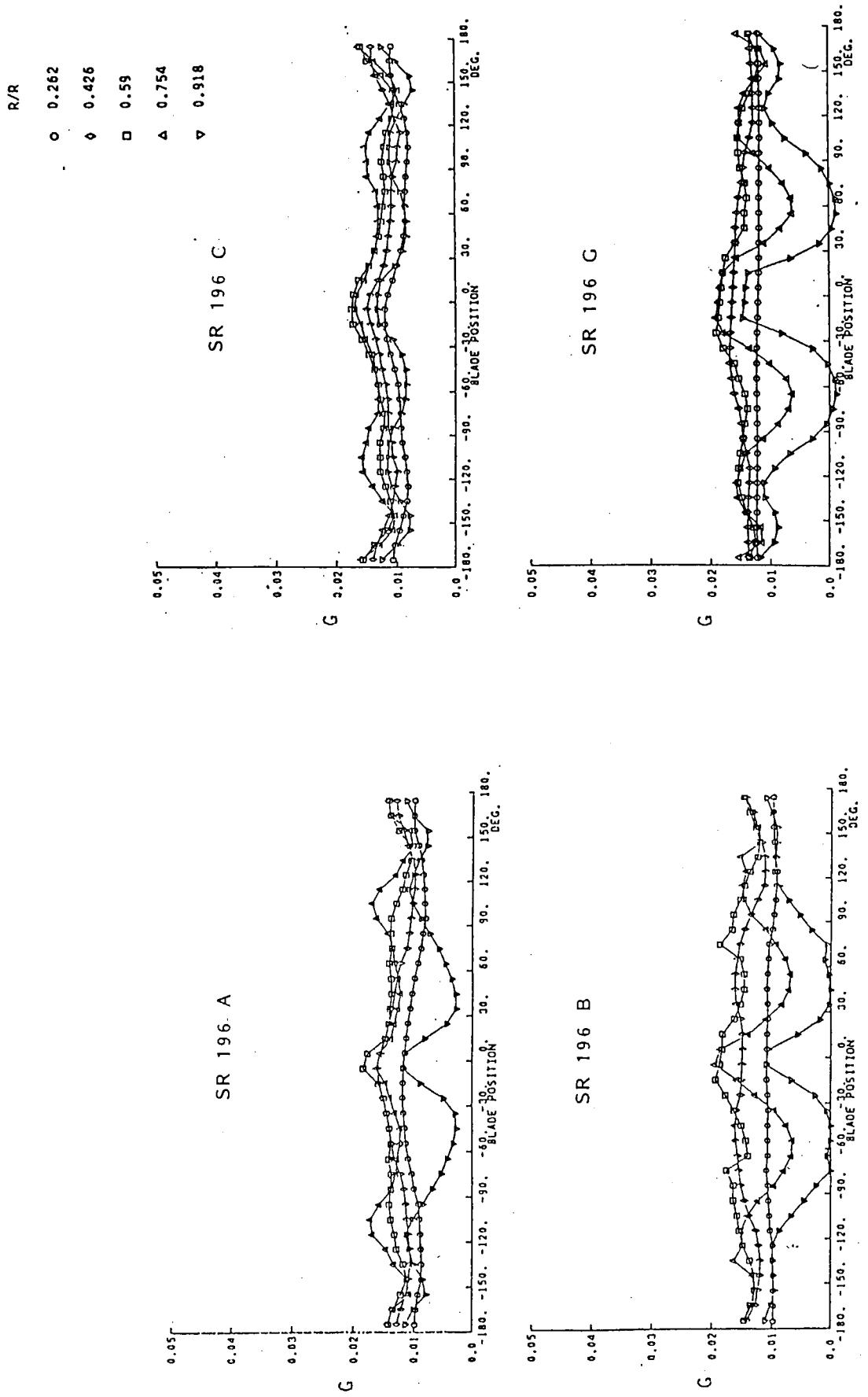


図 5.2.17 プロペラの渦分布

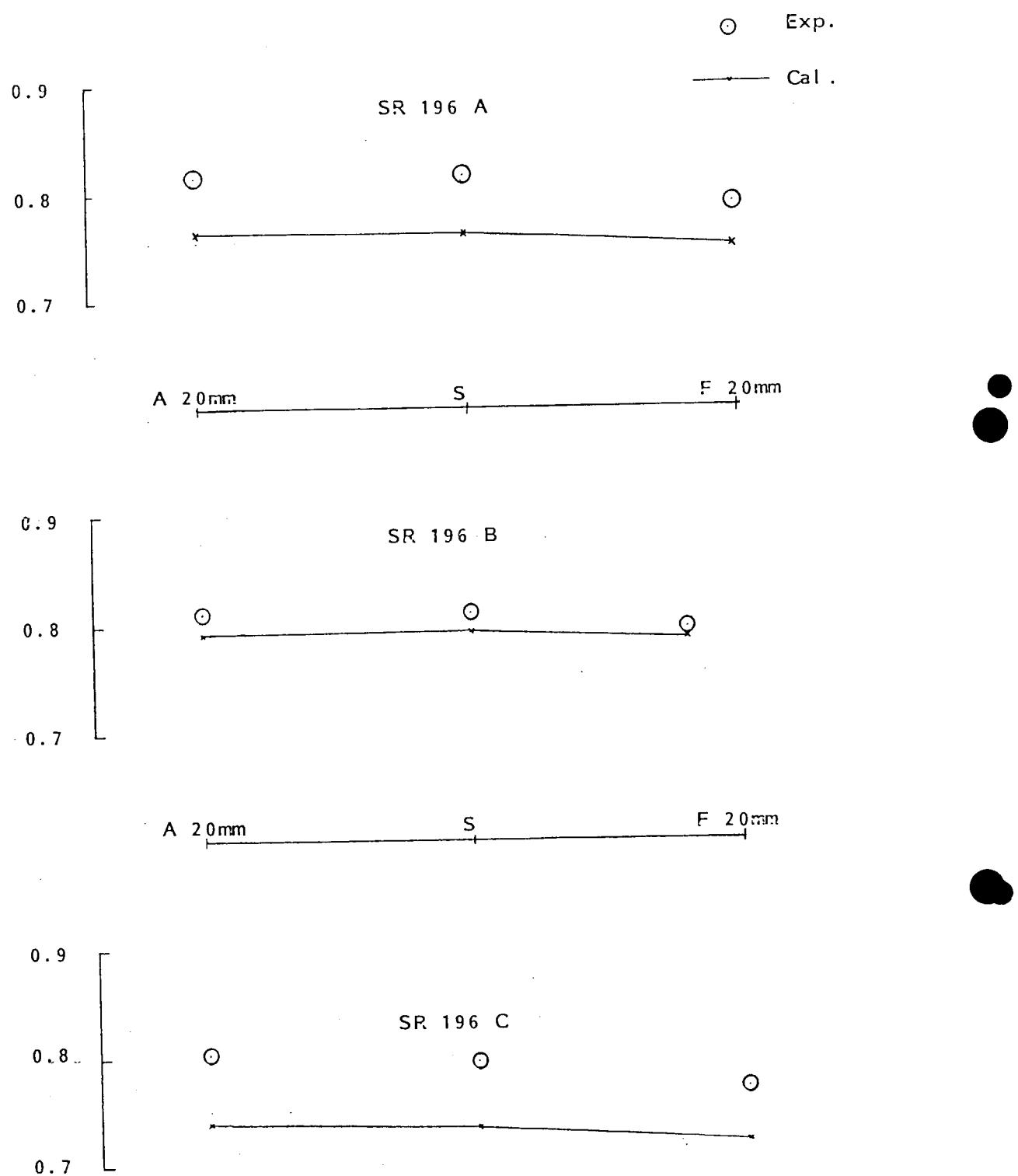


図 5.2.18 プロペラ位置変更に対する $(1-t)$ の変化

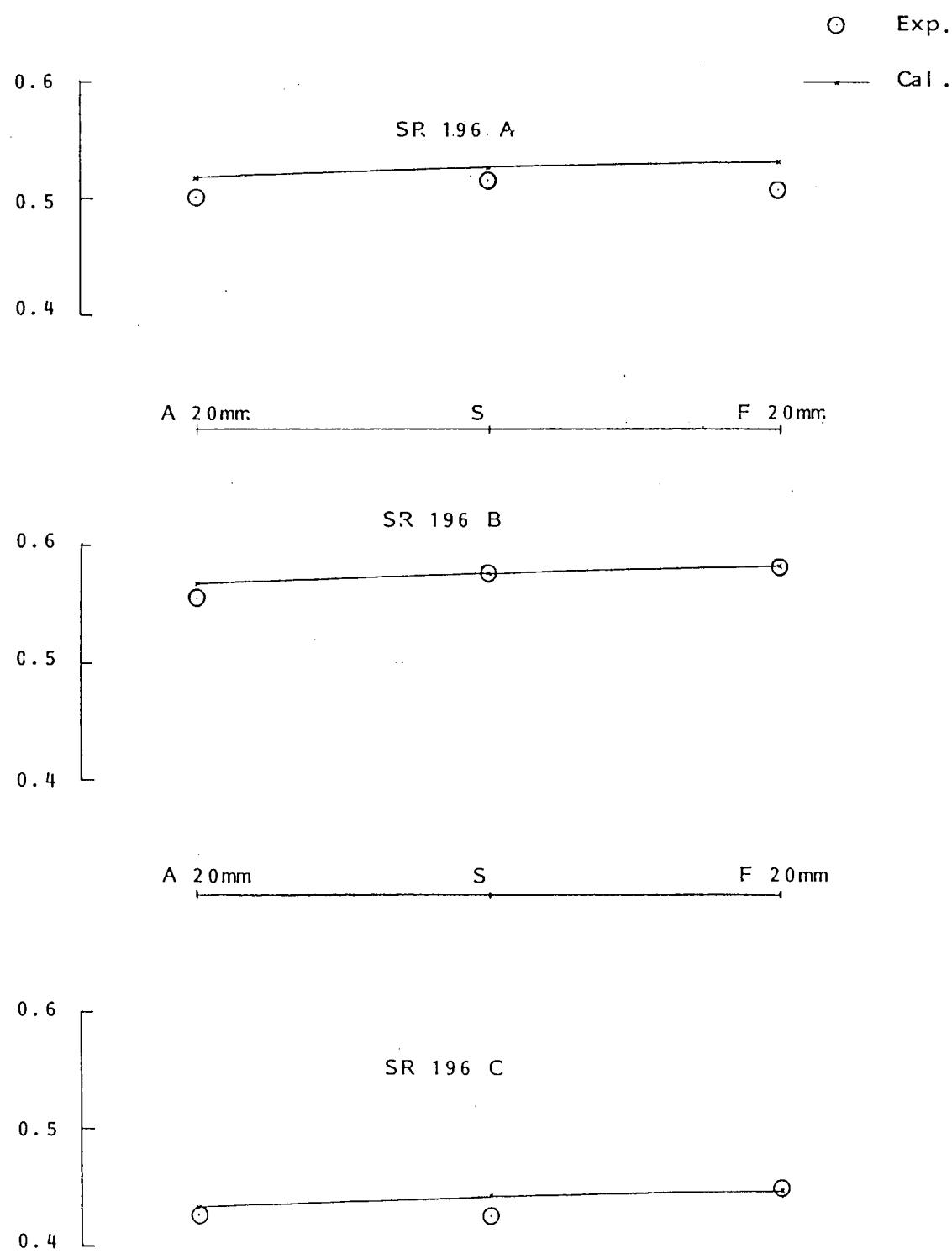


図 5.2.19 プロペラ位置変更に対する ($1 - W_T$) の変化

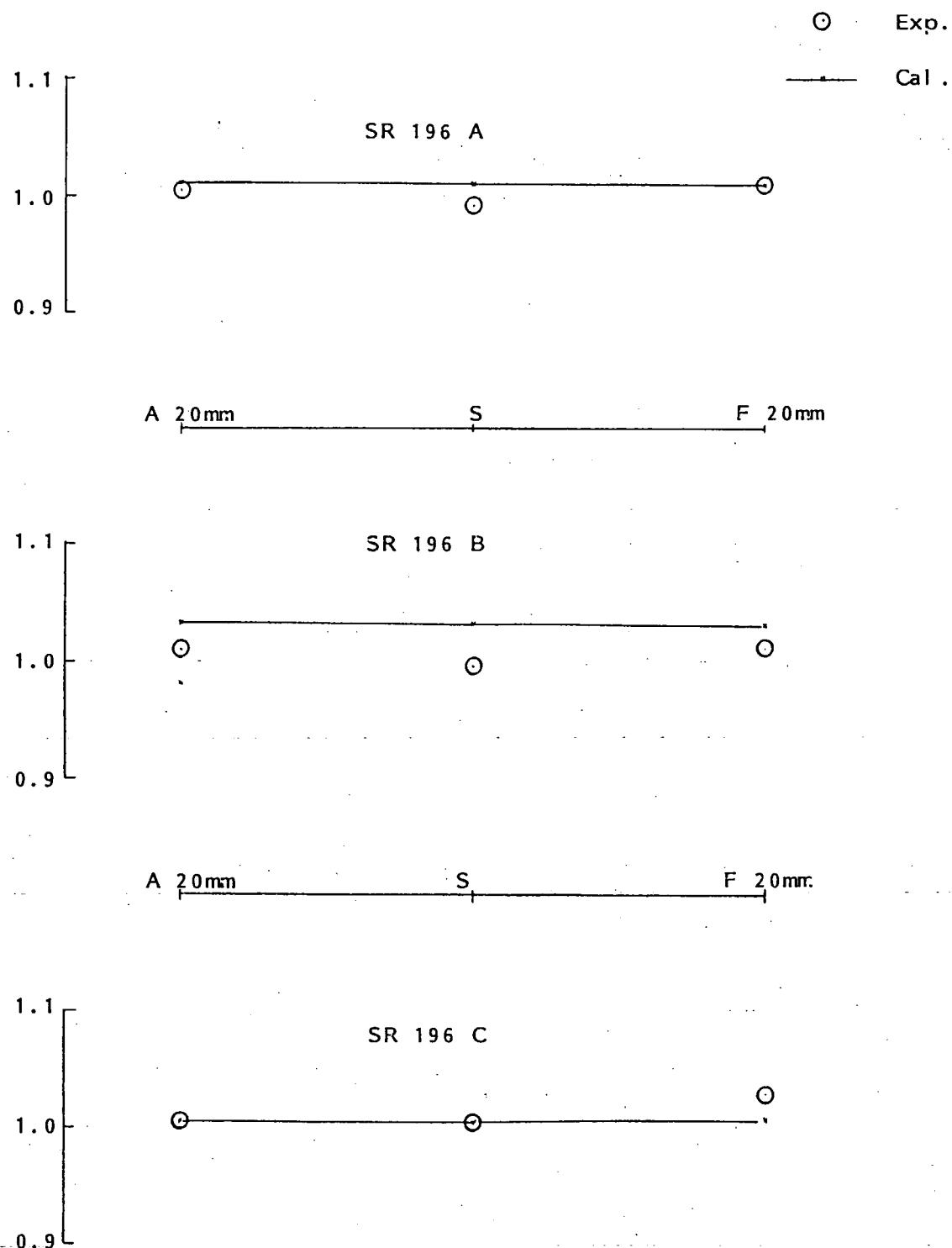


図 5.2.20 プロペラ位置変更に対する η_R の変化

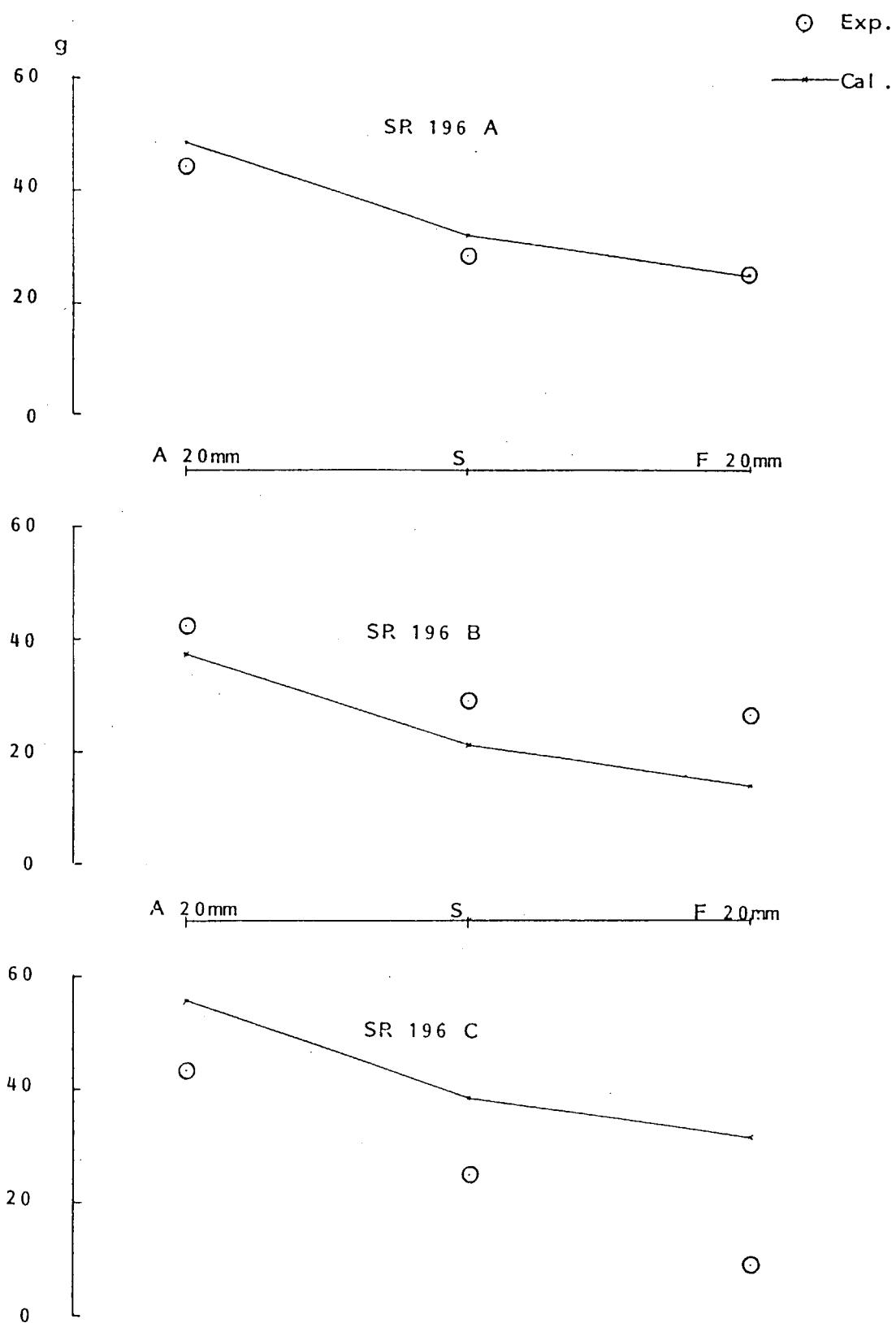


図 5.2.21 プロペラ位置変更に対する船抵抗の変化

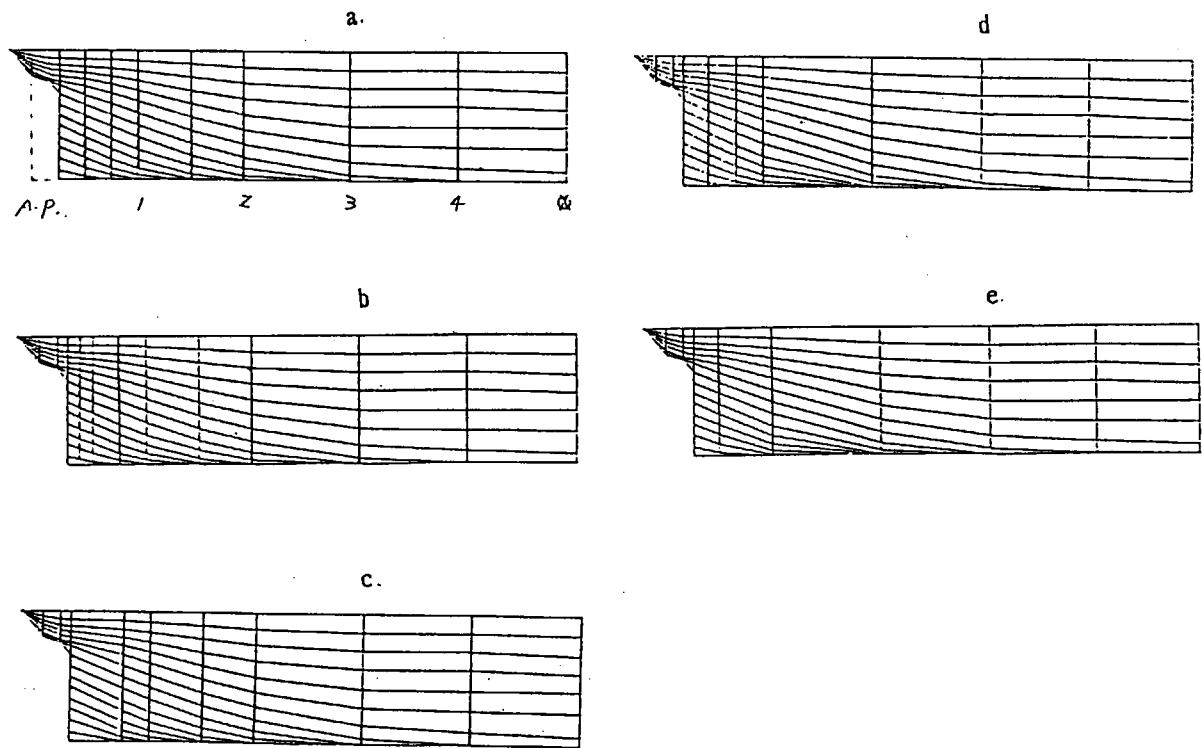


図 5.2.22 Mesh 分割

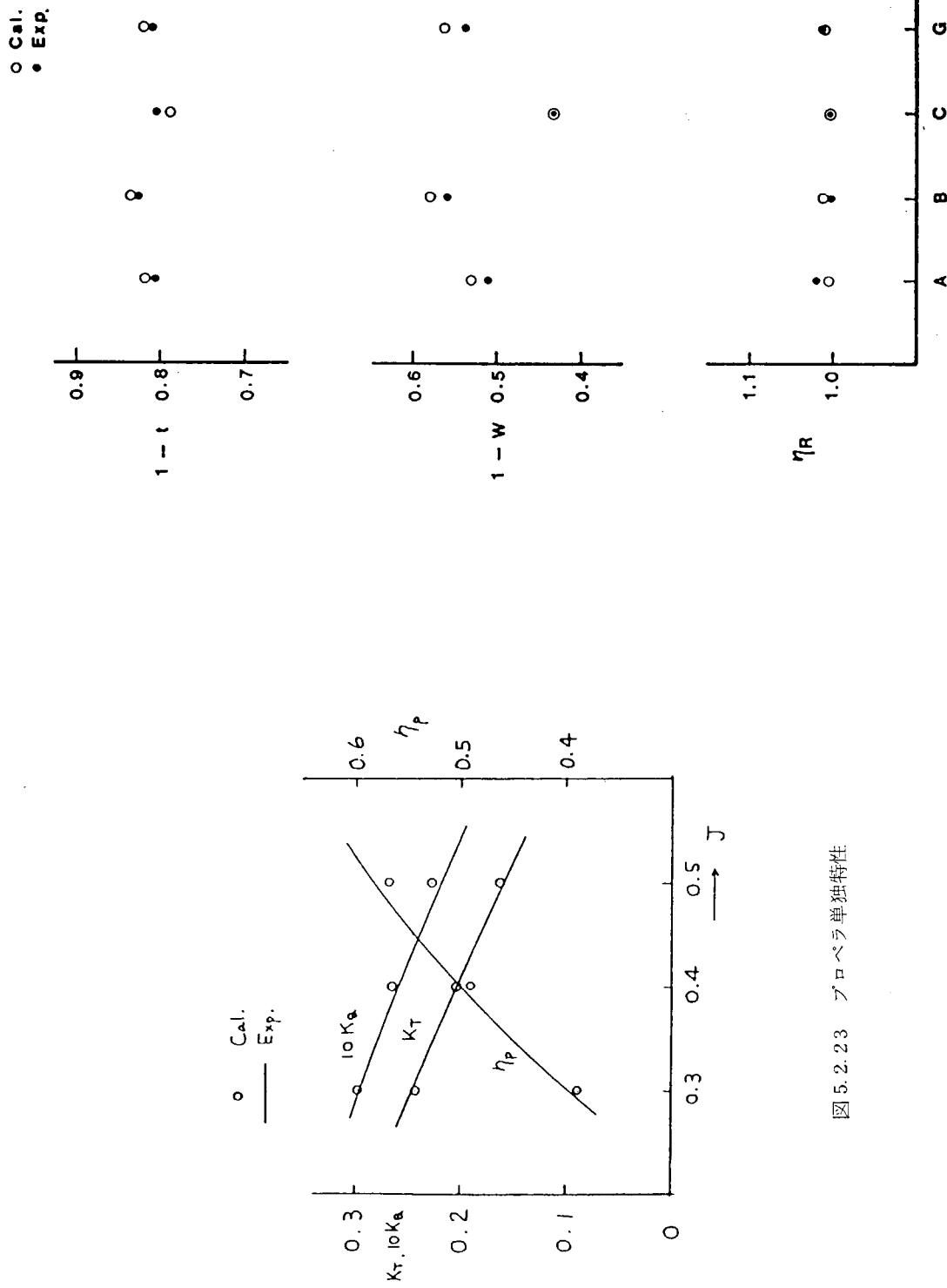
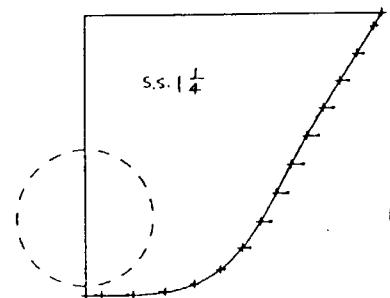


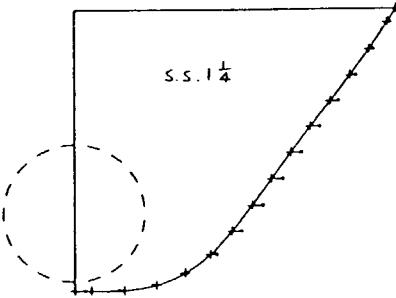
図 5.2.23 プロペラ単独特性

図 5.2.24 自航要素の計算と実験の比較

SR196-A



SR196-B



SR196-C

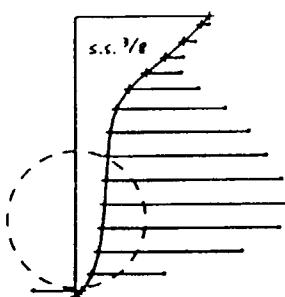
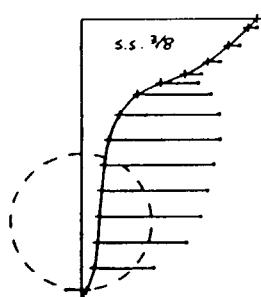
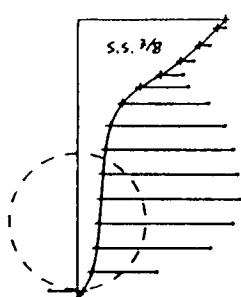
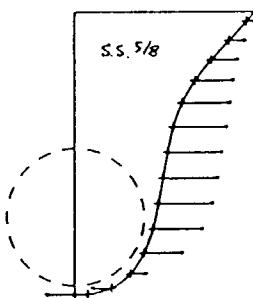
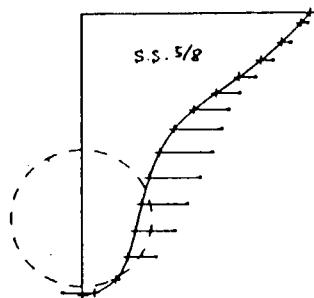
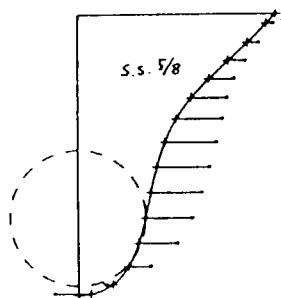
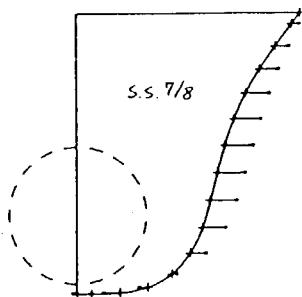
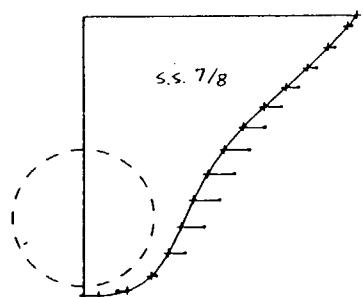
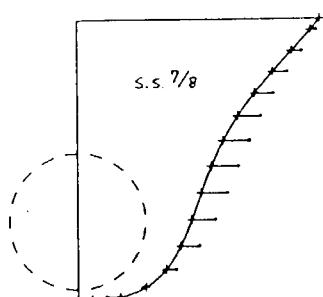
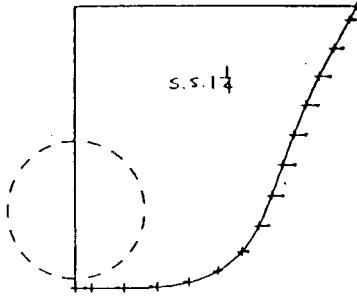


図 5.2.25 ラガリ一力の比較

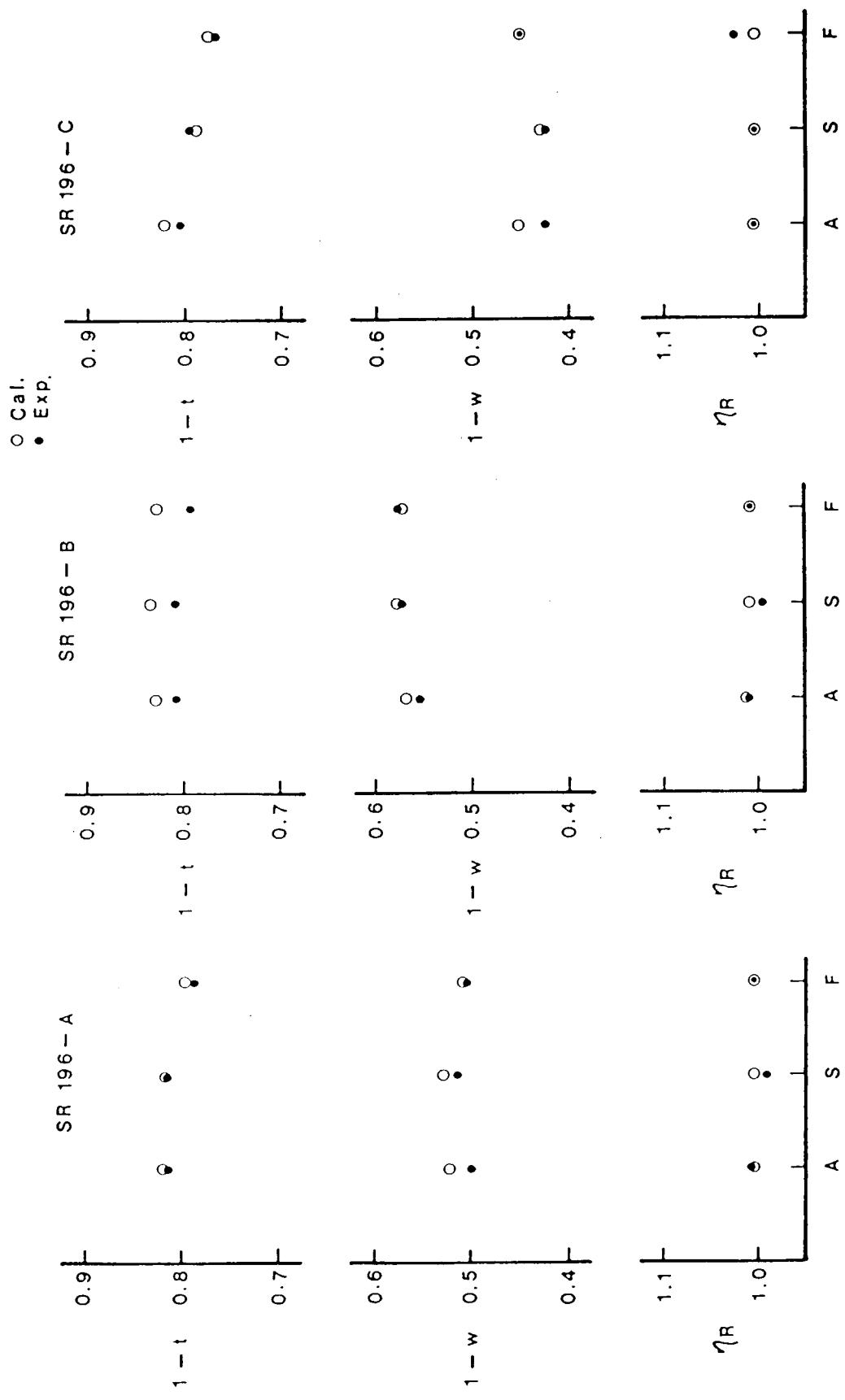


図 5.2.26 自航要素の計算と実験の比較（プロペラ位置変更）

SR196 SELFPROPELLION FACTORS
FULL LOAD. FN = 0.127

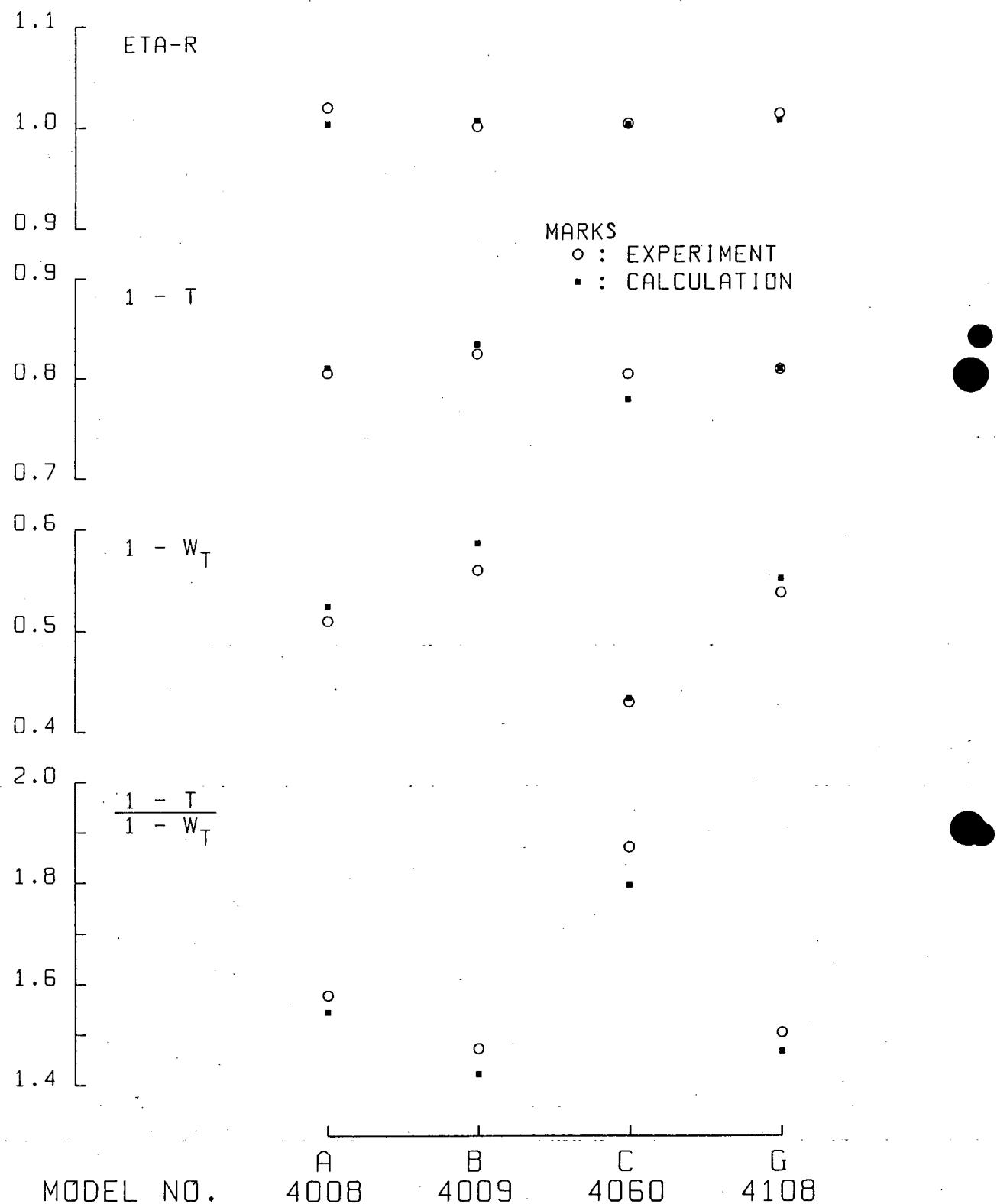


図 5.2.27

SR196 SELFPROPELLION FACTORS
FULL LOAD. FN = 0.127

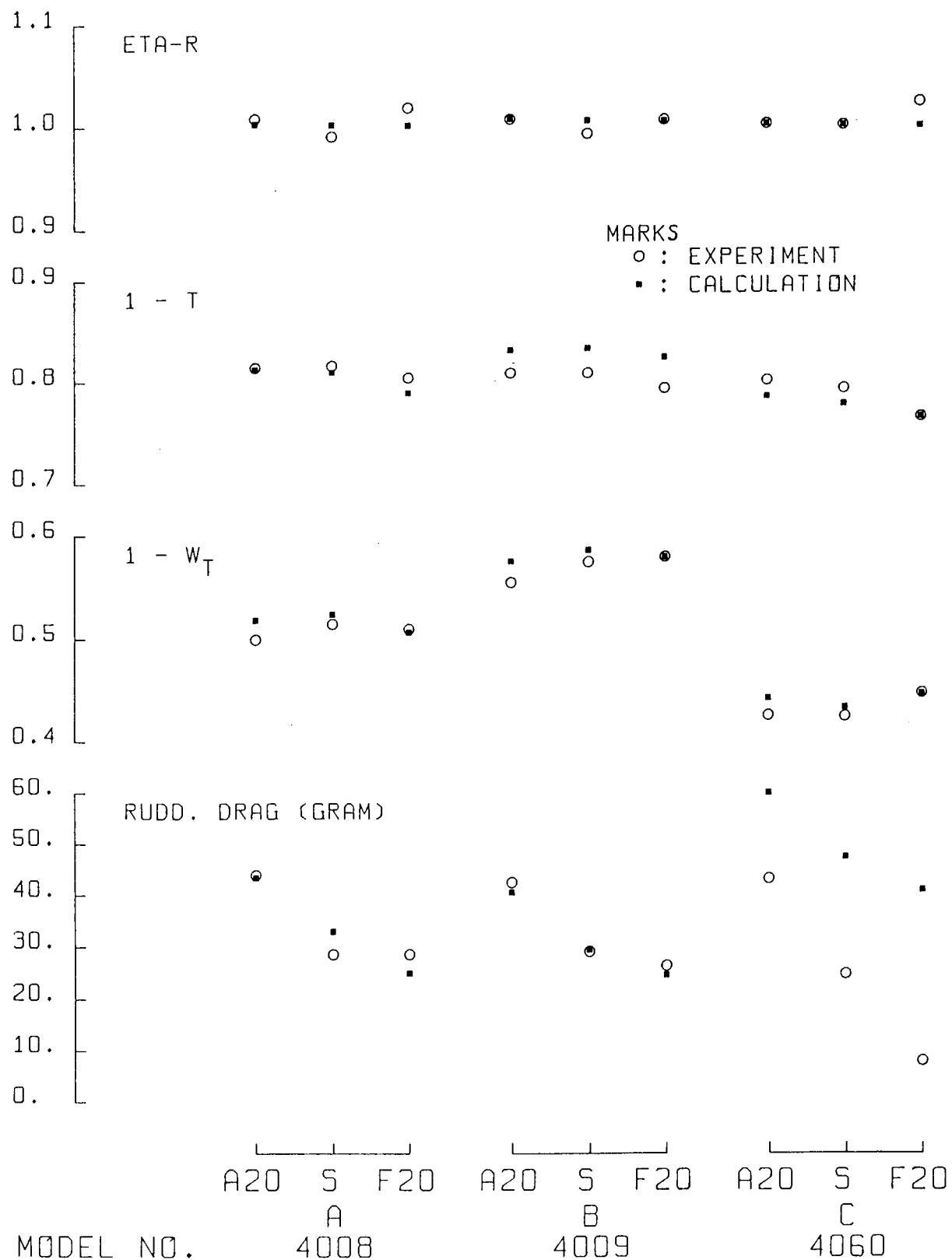


図 5.2.28

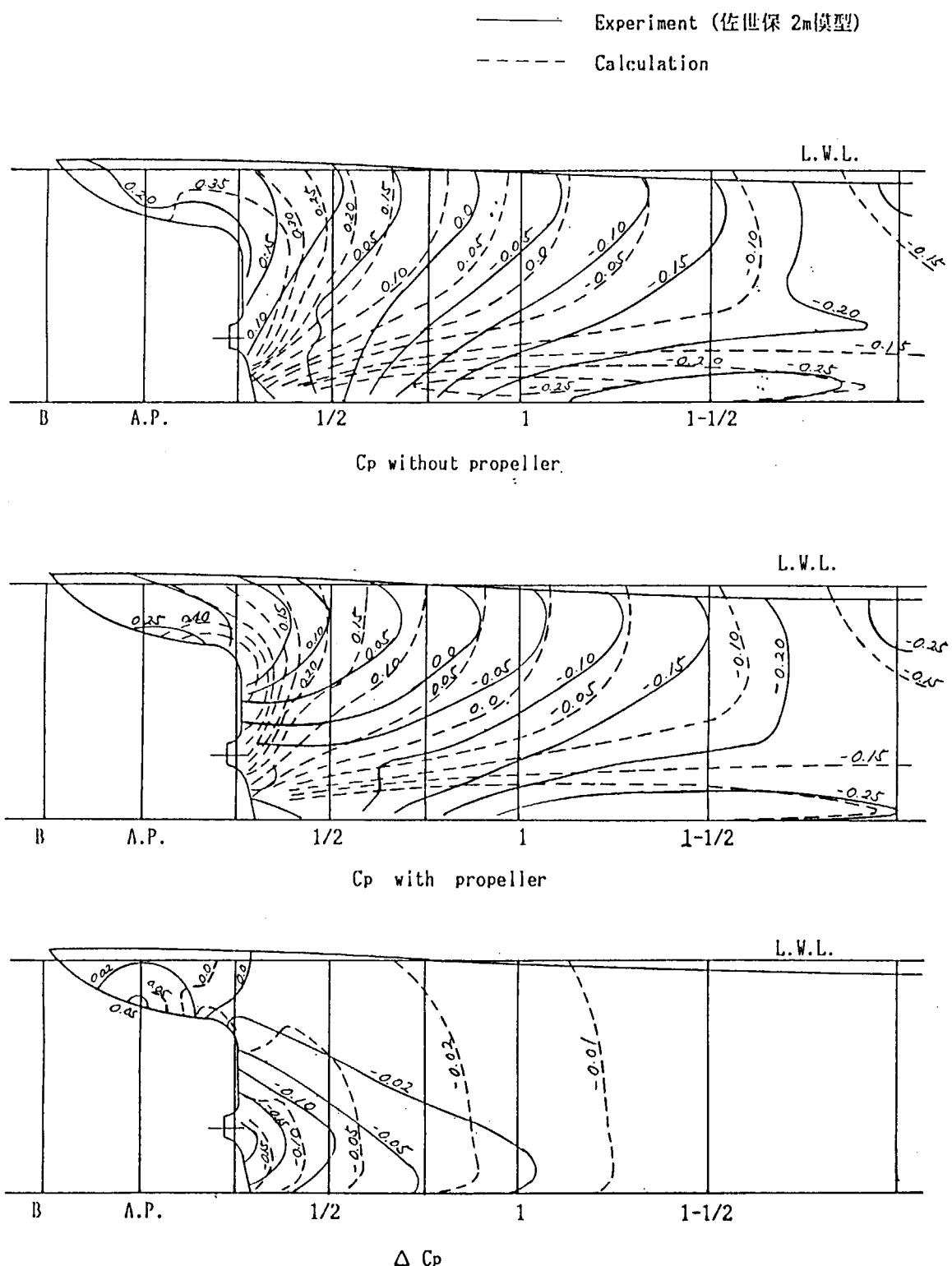


図 5.2.29 S R I 96-C C_p 分布

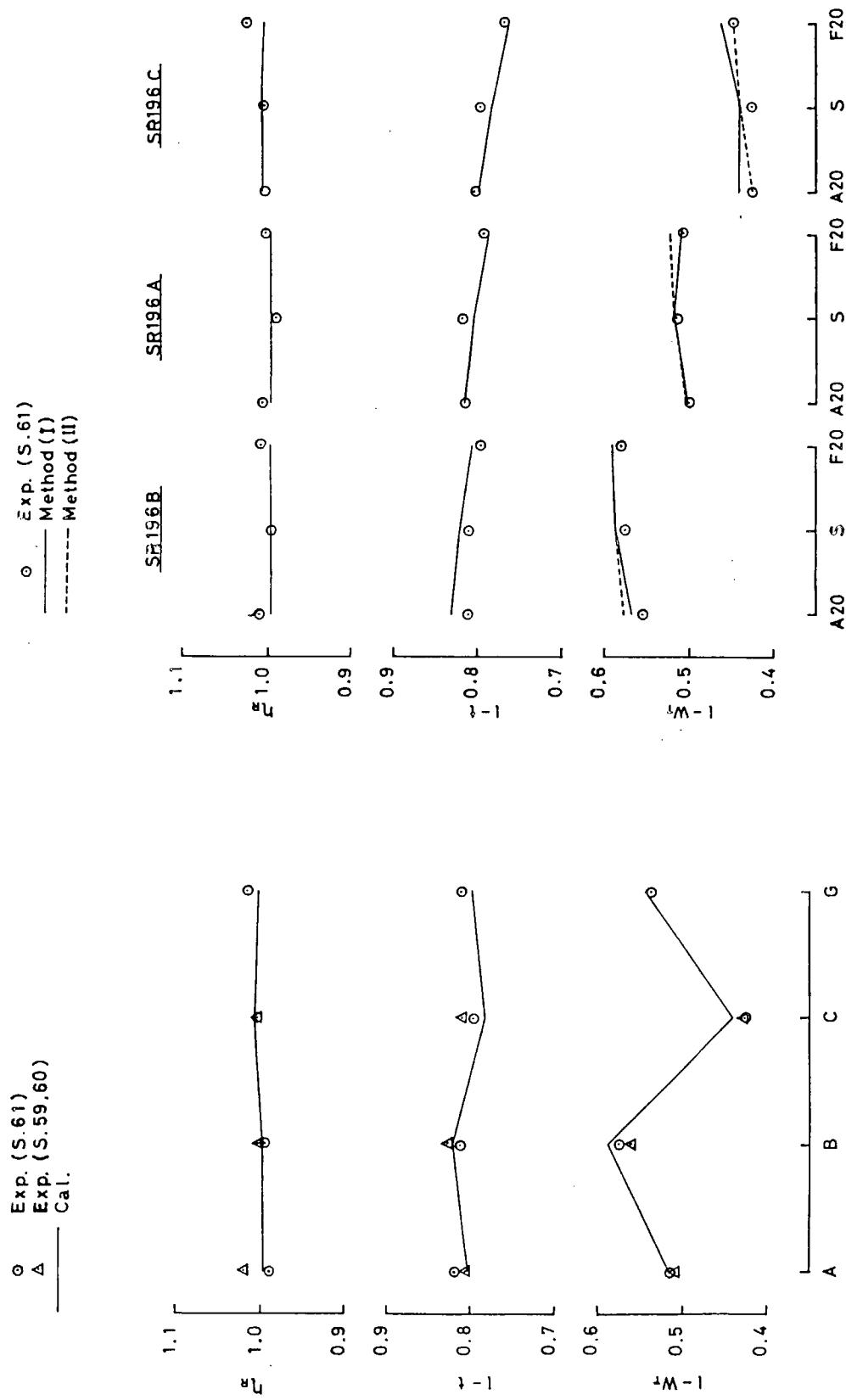
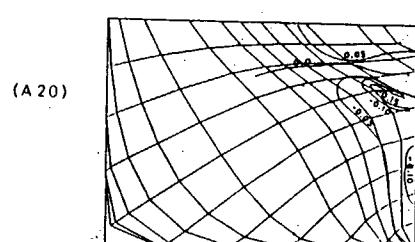
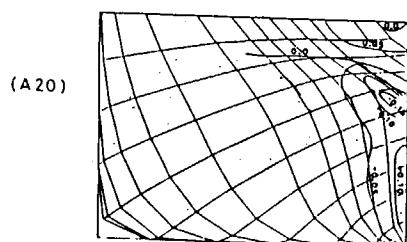
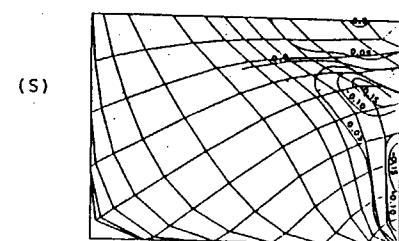
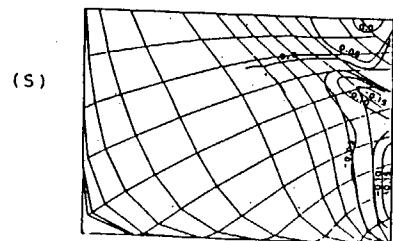
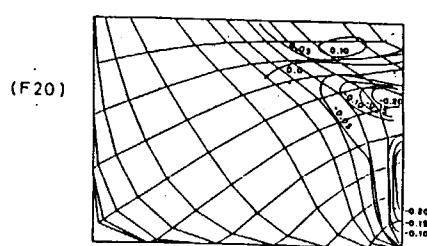
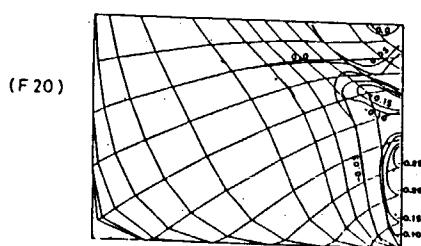


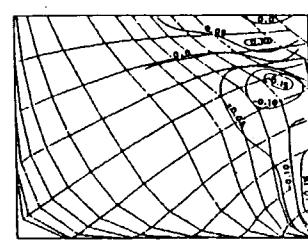
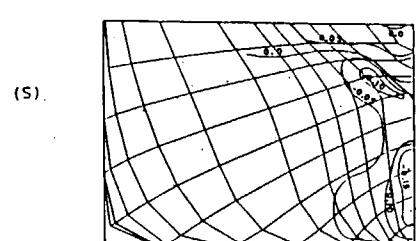
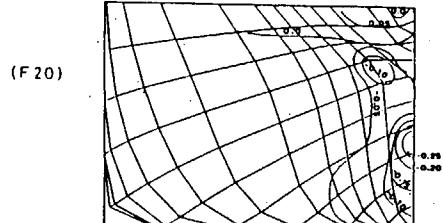
图 5.2.30 Comparison of Self Propulsion Factors
(Influence of propeller position)

图 5.2.31 Comparison of Self Propulsion Factors
(Influence of propeller position)

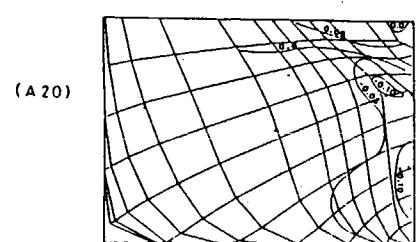


SR196 - A

SR196 - B



SR196 - C



SR196 - C

図 5.2.3.2 Comparison of distribution of pressure reduction

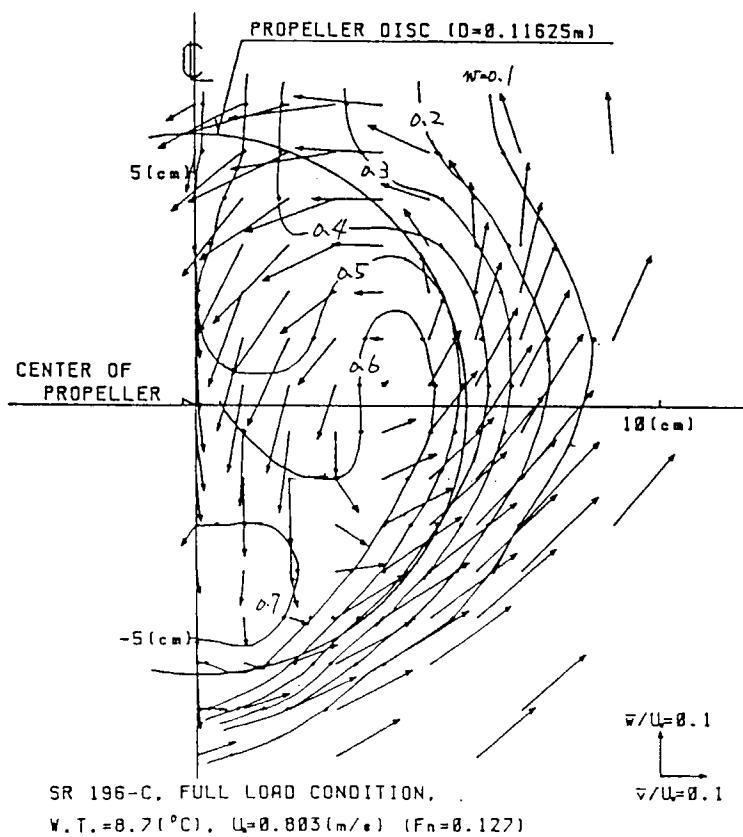
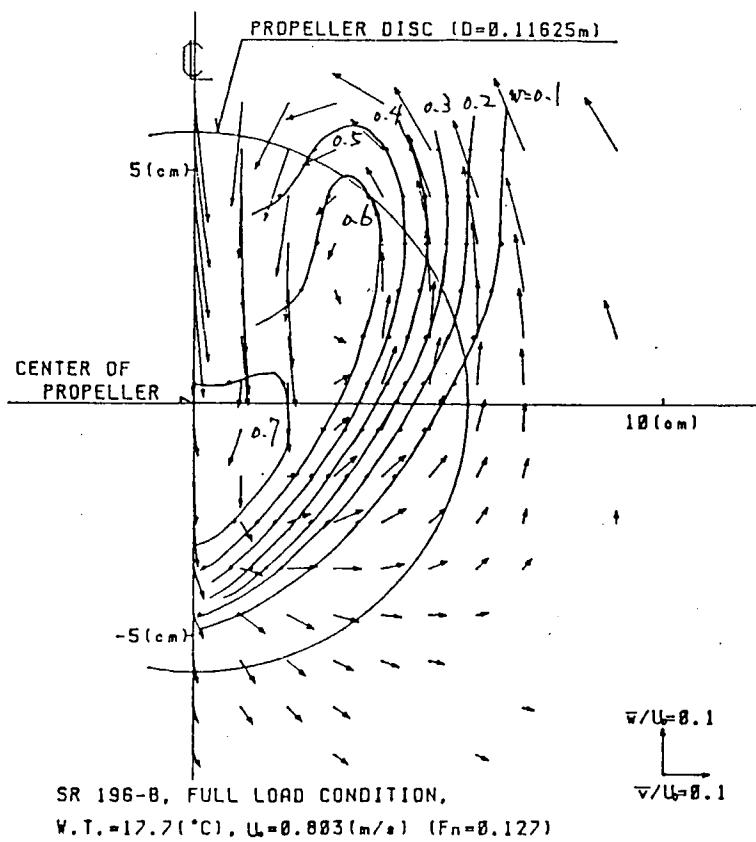


図 5.2.33 プロペラ位置における伴流分布と面内速度ベクトル

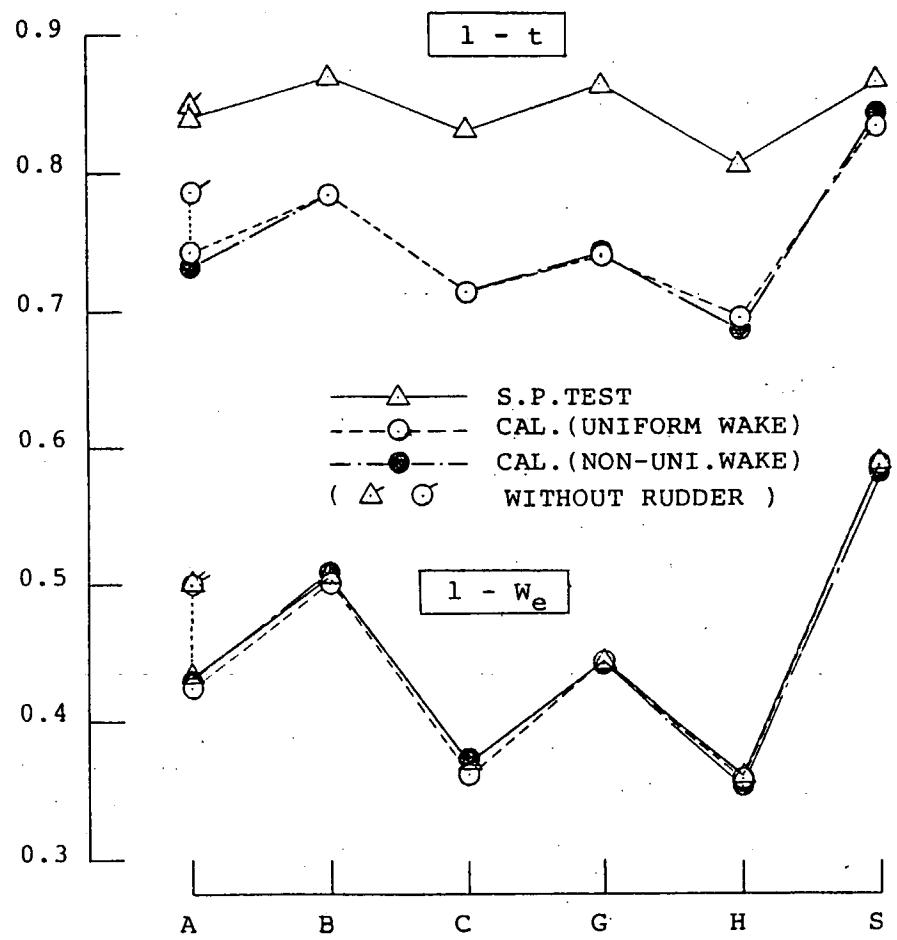


図 5.2.34 自航要素 ($L = 2 m$)

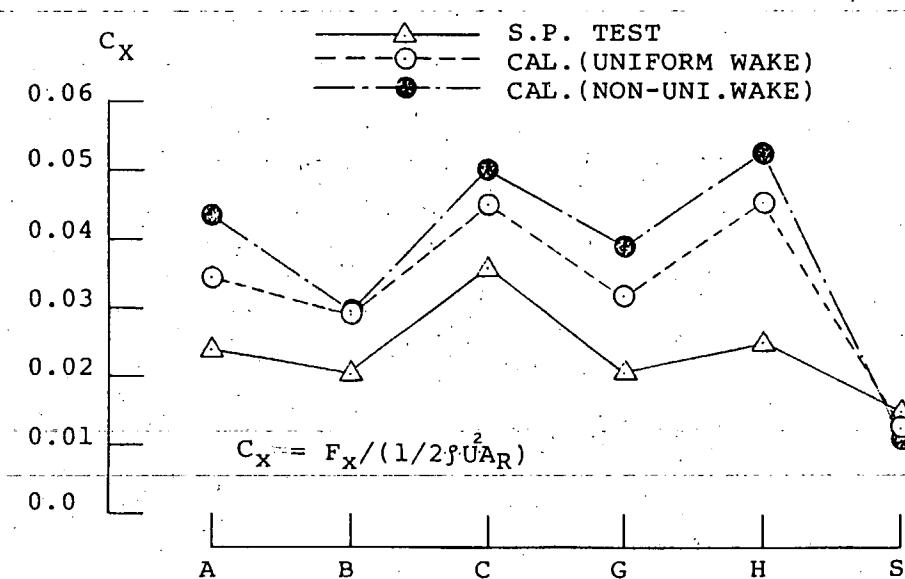


図 5.2.35 舵抵抗 ($L = 2 m$)

5.3 総括と結言

以上のように各事業所において、推進性能についての理論計算が行われ、実験値と比較検討されているが、再度推力減少率 t と有効伴流率 We についての A, B, C, G 船型の間での比較及びプロペラ位置変更試験についての A, B, C 船型の間での比較検討をしてみたい。

まず大型模型船 ($L_{pp} = 6\text{ m}$)に対する曳航水槽における A, B, C, G 船型の結果と小型模型船 ($L_{pp} = 2\text{ m}$)に対する回流水槽における実験結果は表 5.3.1 の通りである。ただし W_n は公称伴流率、 K は形状影響係数である。

表 5.3.1 A, B, C, G 船型に対する実験結果

L_{pp}	6 m (技セ)				2 m (日立)				2 m (SSK)		
	船型	A	B	C	G	A	B	C	G	A	B
t	0.195	0.175	0.195	0.190	0.159	0.130	0.170	0.138	0.204	0.183	0.218
We	0.490	0.440	0.570	0.462	0.570	0.495	0.630	0.557	0.555	0.508	0.619
W_n	0.609	0.553	0.659	0.664	0.679	0.625	0.718	—	0.590	0.543	0.631
K	0.32	0.28	0.38	0.33	0.311	0.291	0.333	0.261	0.276	0.252	0.312

また大型模型の場合は $F_n = 0.127$ において、求められた値であり、小型模型の場合は $F_n = 0.16 \sim 0.17$ において求められた値である。この表から、フレーム形状変更の A, B, C 船型間で、大型と小型模型の間で値自体は異なるが、大小関係においては、 K, W_n, We については $B < A < C$ の傾向がある。一方 t については大型模型では $B < A = C$ であるのに対し、小型模型船では $B < A < C$ の関係となっている。

次に各事業所における t と We に対する理論計算結果は表 5.3.2 のように求められている。横浜国大の結果は $L_{pp} = 4\text{ m}$ の B, C 船型に対して求められており、日立造船の結果は小型模型船に対する実験結果を用いて計算されており、他は大型模型船に対して求められている。これらの結果によると A, B, C 船型については、 t も We も共に $B < A < C$ の傾向にあり、実験結果と大体同じ傾向にある。G 船型は A 船型の船尾の C_p カーブが肩落ちとなるように形状変化させたものであるが、 t の大小関係は、九大法では $B < G < A < C$ の傾向が理論計算からは読み取れ、実験結果とも合っている。5.2においていくつか比較が行われているラガリーアの分布については、大まかな圧力変化の目安にはなるかもしれないが、圧力変化量の分布そのものを表わすものではないことを付記しておく。

表 5.3.2 A, B, C, G 船型に対する計算結果

	事業所	A 船型	B 船型	C 船型	G 船型
t	IHI	0.210	0.189	0.229	0.218
(推力減少率)	船研	0.215	0.186	0.242	0.239
住友重機	0.237	0.207	0.266	0.232	
三菱重工	0.182	0.163	0.212	0.179	
常石造船	0.189	0.166	0.220	0.189	
サノヤス	0.197	0.180	0.218	0.203	
横浜国大		0.167	0.248		
日立造船	0.268	0.216	0.287	0.265	
We	IHI	—	—	—	—
(有効伴流率)	船研	—	—	—	—
住友重機	0.475	0.425	0.559	0.455	
三菱重工	0.470	0.420	0.569	0.436	
常石造船	0.475	0.413	0.566	0.448	
サノヤス	0.482	0.413	0.559	0.455	
横浜国大		0.447	0.545		
日立造船	0.572	0.492	0.627	0.551	

次にプロペラ位置変更試験については、プロペラ位置として標準状態（S）とSから後方に20mm移動した位置（A20）と前方に20mm移動した位置（F20）の3位置を選んで自航試験を行い、その結果と理論計算結果とを比較検討しようとするものである。大型模型船による $F_n = 0.127$ における実験結果を表5.3.3に示し、舵無し状態についての計算結果の代表としてIHIの結果と、舵付き状態についての計算結果の代表として住友重機の結果を表5.3.4に示す。表中 F_{RX} は自航中の船の舵に働く抵抗値を示している。舵とプロペラが近づくと We は増加し、 F_{RX} も増加するが、tはA20とSではあまり変わらず、F20では大きくなる傾向にある。一方舵無し状態に対するtは、船体からプロペラが後方に離れるにつれて減少し

表 5.3.3 大型模型船のプロペラ位置変更試験結果

船型	A			B			C		
	A20	S	F20	A20	S	F20	A20	S	F20
t	0.185	0.183	0.210	0.190	0.190	0.205	0.197	0.205	0.232
We	0.500	0.485	0.493	0.445	0.425	0.420	0.575	0.575	0.552
F_{RX} (gr)	44.0	28.6	25.0	42.5	29.1	26.4	43.3	24.8	7.8

表 5.3.4 プロペラ位置変更に対する計算結果

船型	A			B			C		
	A20	S	F20	A20	S	F20	A20	S	F20
t (IHI)	0.191	0.210	0.234	0.174	0.189	0.208	0.206	0.228	0.257
t (住重)	0.236	0.237	0.248	0.210	0.207	0.214	0.262	0.266	0.281
We	0.484	0.475	0.469	0.433	0.425	0.419	0.567	0.559	0.554
F_{RX} (gr)	48.8	32.2	25.0	37.4	21.4	13.9	55.5	38.2	31.1

ているが、舵付き状態ではA20とSの間ではあまり変わらず、F20では大きくなるという実験結果と同じ傾向を示している。 We については、舵の厚みの影響のために、後方にプロペラが移る程大きくなっているが実験値では逆転しているところもある。 F_{RX} の実験値と計算値の大きさも傾向も大体において一致している。 C_{RD} の推定式も模型舵については良い近似値を与えているようである。tのA20とSにおける傾向は、A20の場合には船体とプロペラが離れるため、tは減少するが、逆にプロペラと舵とが近づくため、舵抵抗が増えてtを増加させるため、このようなはっきりしない傾向となるものと思われ、実験値の傾向を説明しているものと思われる。

以上のように、昭和60年～61年度にわたり推進性能の理論計算を行ってきたが、結論として、理論計算は本質的にはボテンシャル計算であるが、うまく利用すれば、実験による推進性能の定性的な傾向は大体求めることができるものと思われる。理論計算の今後の発展の方向としては、船体まわりの波流れ、粘性流れの計算を発展させて、船型・プロペラ・舵と船速が与えられれば、船の推進性能が計算出来るようにしてゆくことであろう。

(九大 中武 一明)

6. 結 論

昭和 59 年度から 3 年間実施した本研究部会の成果をまとめると次の通りである。

- (1) 粘性流体力論の手法と成果を活用した船尾形状の新しい設計法の開発という目的の下に、理論的及び実験的研究の広汎な検討を実施した結果、粘性流体力論を活用すれば船尾形状の設計に極めて有力な指針が得られることを大筋で確認した。又、詳細な個々の項目についても、新しい発見や有益な資料を得るとともに、一方において問題点の所在と内容も明らかにすることができた。
- (2) 境界層、伴流などの粘性流場特性、粘性抵抗、推進効率を理論的に解析・計算する多数の手法を分析、検討し、多くの船型に対して推定計算を行った結果、少なくとも定性的には、船型変化に対する理論的計算結果は実験的傾向とはほぼ同一になることを確認した。例えば、肋骨線形状の変化に対する境界層及び伴流特性の変化、粘性抵抗の変化及び推力減少率の変化などは満足すべき結果を示した。従って、これらの理論計算法を活用すれば、船尾形状設計のための有力な指針を得ることが出来ることが判った。
- (3) 計算値と実験値の絶対値そのものの一致については必ずしも満足しうる状態ではないことも判明した。特に縦渦を含む流場の特性とその場合の粘性抵抗については正確に検討しうる方法がないため、現在の近似及至仮定では定量的議論はまだ低次元のレベルにとどまった。今後はこの点の解明が急務であり、この問題も含め、通常の境界層理論の枠組からもっと拡張された取扱いが必要と考えられる。推進効率の推定法に関しては、例えば推力減少率の計算値と実験値の定性的な一致は良好であるが、定量的な一致は得られない。現在のポテンシャル流の理論をベースとした方法では水の粘性影響が強い船尾流場と伴流分布などが近似的に取扱われているため、定量的な一致を得るのは無理であり、今後さらに粘性流場計算法の発展が望まれる。
- (4) 理論的手法の推定値の検証のため実施した実験からも有益なデータが得られた。すなわち、船型と寸法が種々異なる模型船による実験結果は、船型変化に対する境界層、伴流特性、粘性抵抗、推進性能の各変化量とその尺度影響に関する資料として有用であり、今後も種々活用されるものと期待される。たゞ、一部のデータについては大小水槽間で異なった傾向が現れ、原因はまだ解明されていない。この点は将来検討されなければならないところである。
- (5) 以上を要約すれば、本研究により、粘性流体力論の船尾形状設計に対する有用性が明らかになり、これを活用することにより、与えられた船尾形状に対する境界層及び伴流の特性、粘性抵抗、推進性能などが理論的に推定できるだけでなく、その船型の改良のための合理的指針を得たと言うことができよう。又、今後粘性流体力論が更に発展し、同時にコンピュータの能力が更に向上すれば、本研究の内容も一段と拡張発展させることが可能になると期待される。

(大阪大学 田中 一朗)