

本研究はモーター 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

研究資料No. 382

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 60 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59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。（敬称略、順不同）

第196研究部会委員名簿

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

第196研究部会小委員会委員名簿

主査	田中一朗（大阪大学）	阪大	学
幹事	鈴木敏夫（大阪大学）	阪大	学
委員	姫野洋司（大阪府立大学）	茂里一紘（広島大学）	京大
	多賀野寛（日本造船技術センター）	田中陽（川崎重工業）	学
	宮本雅史（日立造船）	引野正己（日立造船）	
	笠原良和（日本鋼管）	津田達雄（明石船型研究所）	
	荻野繁之（サンノヤス）	中崎正敏（大阪造船所）	

討議参加者名簿

原寿（三菱重工業）	永松哲郎（三菱重工業）
森正彦（石川島播磨重工業）	川隅一道（佐世保重工業）
仲田英一（大阪造船所）	藤本留男（日立造船）
岩越弘行（幸陽船渠）	中島稔（ナカシマプロペラ）
日下祐三（三井造船）	橋本美貴（サンノヤス）

奥野武俊（大阪府立大学）
馬場栄一（三菱重工業）

一色浩（日立造船）
橋口幸造（常石造船）

目 次

1. 緒 言	1
2. 設計手法の調査及び船型計画	3
2.1 設計手法	3
2.1.1 設計に利用される理論的手法の要件	3
2.1.2 船体表面境界層計算の現状	3
2.1.3 粘性抵抗計算法の現状	4
2.1.4 設計への境界層計算利用法の検討	4
2.2 船型計画	9
2.2.1 主要目の選定	9
2.2.2 母船型の船型計画	9
2.2.3 シリーズ船型の設計	9
3. 実験的調査	11
3.1 6 m模型船による水槽試験	11
3.1.1 供試模型船の選定	11
3.1.2 推進性能の推定及び供試模型プロペラの選定	11
3.1.3 抵抗・自航試験	11
3.1.4 伴流計測	11
3.2 2 m模型試験	22
3.2.1 抵抗試験	22
3.2.2 自航試験	23
3.2.3 境界層速度分布計測	23
3.2.4 圧力分布計測	23
3.2.5 流線観測	23
3.3 考 察	24
4. 境界層理論による検討	43
4.1 境界層計算法および計算条件	43
4.2 計算結果および考察	43
4.2.1 ポテンシャル流れ	43
4.2.2 境界層計算結果	44
4.3 まとめ	45
5. 結 言	77

1 緒 言

本報告は、粘性流体力論の手法と成果を応用した新しい船尾形状設計の研究（3年計画）の初年度の研究成果について述べたものである。

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、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及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恐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、近年我国を中心とする粘性流体力論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。ポ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、粘性流体力論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する。従って、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する。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。計画は3年間で、基本的には、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する。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。

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論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ている。

なお、本部会に深い関連があるものとして昭和58年度から進行中のSR 200-13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、初年度から直ちに理論計算と実験という二つの研究項目について具体的研究を実施することにした。

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 *SR* 98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若干変更したものを母型Aとした。初年度は他に肋骨線形状をV型にしたB船と、U型にしたC船の計3隻の船型を決定し、理論解析・計算は3隻とも、実験はA、B2隻について実施した。それらの詳細は以下順次説明する。

2 設計手法の調査及び船型計画

2.1 設計手法

2.1.1 設計に利用される理論的手法の要件

最近の省エネルギー指向による船舶の運航速力の低下にともない、船体抵抗の大部分を占める粘性抵抗の低減は船型計画上の重要な課題である。さらに設計の初期段階において振動や騒音の程度を予測するために、プロペラに流入する船尾流れの推定も重要な課題である。低回転大直徑プロペラの採用や幅広浅喫水船の開発等により近年において船尾形状も従来の形から変化してきており、蓄積された水槽試験資料を補う理論的な手法の活用が強く求められるようになってきた。船体とプロペラと舵の相互干渉も含めた推進性能上最適の船尾形状を求める手法は未だ確立されておらず、現有の近似的な理論による情報と蓄積された水槽試験資料とを対比させつつ船型を改良していくというのが実状である。設計に利用される理論的手法として要求される条件は、

- (1) 計算が手軽に且つ安価にできること。
- (2) 定量的な決定は水槽試験に依るとしても、定性的な方向を間違ひなく指示示すこと。すなわち、諸設計条件の制約の中で局部の形状変化に対する性能変化が予測できること。

などである。

以上のような要件を念頭に入れ、船の粘性流体力論の現状を概括し、将来の方向を見つつ、現状で最も設計に使い易い理論的手法を探ることにする。なお本章では昭和59年度の主要研究課題である船体周りの粘性流計算と粘性抵抗の算定法の現状をみることにし、プロペラへ流入する伴流分布の推定や船体とプロペラと舵の干渉にもとづく自航要素等の推定法については次年度の課題としたい。

2.1.2 船体表面境界層計算の現状

境界層の計算法は大別して積分法と微分法の2つがある。船の周りの境界層計算は、1969年に Uberoi が流線に沿って2次元の乱流境界層の計算を積分法によって行ったのが初めてである^[1]。その後、Gadd^[2]、Webster and Huang^[3]、波多野ら^[4]、姫野・田中^[5]、Larsson^[6]、奥野^[7]、永松^[8]らによって積分法による理論計算が行われた。微分法による船体周りの境界層計算は、1975年に Cebeci ら^[9]、Chang and Patel^[10]によって初めて試みられ、続いて副島・山崎^[11]、Hoekstra^[12]、Krogstad^[13]らが計算を行っている。Abdelmeguid ら^[14]や村岡^[15]は境界層近似を離れて、より高度な partially parabolic flow の近似による船尾流場の計算を行っている。1979年に開催された試験水槽委員会主催の「船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム」^[16]において、姫野と奥野が具体的に計算例を示しつつ上述の各種の計算法について詳しい解説を行っている。

1980年にスウェーデンの Göteborg で開催された船の周りの境界層に関する workshop では、多数の計算法による計算の比較が行われた^[17]。その結果、計算法の優劣はそれほど明らかでなく、いずれの計算法においても船首から船長の約80%の領域では、計算結果は実験値と良く一致するが、船尾端付近の粘性流場の推定は困難であることが報告された。そして、その後の研究は船尾端付近の流場を精度よく推定するために、更に理論を精密化し、発展させていくものと、理論の不完全さは実験結果を使って補正しつつ、積極的に設計に応用していくものとに分かれているようである。前者は微分法を中心とした数値解法が主流となっており、最近の Tzabiras and Loukakis の two-equation model による解法^[18]にその進展をみることができる。後者は積分法が主体となっている。

微分的解法は渦動を含む複雑な船尾流れの性質を究明していく場合に適しており、計算機の性能向上と共に将来は設計段階においても手軽に使われるようになると考えられるが、現時点においては計算費用と使いやすさの点で積分的解法に及はない。とくに最適形状を求めるような繰り返し計算を必要とする手法への応用は積分的解法の方が便利である。

船尾粘性流場を三次元境界層方程式をもとに解くとき、船尾近くで数値計算が発散しやすい傾向にある。そこで設計に利用するという観点から、比較的安定した計算結果が得られる微少二次流れの仮定にもとづく解法が広く用いられている。最近、副島は微少二次流れの仮定を用いない通常の三次元境界層方程式を積分法で解く際に解法上の工夫を加えて、解の安定化を試み、比較的良好な結果を得ている[19]。

2.1.3 粘性抵抗計算法の現状

前述の微分的解法によっても粘性抵抗を算定する段階にきているが[15, 20]、設計への利用という観点から積分的解法を利用した船の粘性抵抗の計算法について現状を述べる。

積分的解法にもとづく粘性抵抗の算定方法は大別して次の2つがある。

- (1) 船体後方の運動量損失から算定する方法。
- (2) 船体表面の摩擦応力と圧力の積分から算定する方法。

前者は Squire - Young の方法として知られているもので、物体後端の境界層パラメタと十分後方の運動量損失の関係を使って求めるもので、これまで種々の計算例が報告されているが[1, 21, 22]、船体に特有なビルジ渦による抵抗成分がこの方法に取り入れられていないという事情があって、幅広い活用がなされていない。最近、姫野と石井はビルジ渦による抵抗成分を加味した粘性抵抗の算定式を提案した[23]。先に述べた微少二次流れの仮定にもとづく境界層の計算法と組合せて、比較的簡単に粘性抵抗が計算できるという点で設計への活用が期待されている。

一方、船体表面の応力積分による後者の方針は摩擦抵抗と粘性圧力抵抗の寄与をそれぞれ独立に、しかも船体局部形状との関係で求めることができるという特長がある。現在のところ、境界層内の圧力変化や粘性-非粘性流の干渉を考慮した高沢の境界層理論にもとづく Nagamatsu[24] や Larsson and Chang[25] の方法、さらに通常の境界層理論を使いながらも船尾付近の圧力分布に経験的な補正を加えて計算する Gadd の方法[26]などがある。これらの方法は船尾の肋骨線形状の変化と粘性抵抗成分の関係を調べる場合等への活用が期待される。Nagamatsu らはこの計算手法と極探査法を組み合せて粘性抵抗の少ない肥形船船尾形状を求める試みを行っている[27]。さらに、基礎的な研究ではあるが、境界層近似から離れ Navier - Stokes の方程式そのものを対象とし、境界値問題を境界積分の形に書きかえ、変分法を使って、物体の変形量を未知量として積分方程式を解いて極小抵抗形状を求めるという手法の開発も試みられている[28, 29]。これらの新しい手法は直ちに設計に応用されるものではないが、粘性抵抗の推定精度の向上と共に実用上重要な手法となっていくことが期待される。

以上の調査結果から本 SR 196においては、理論を援用した設計手法として、境界層計算法は各社所有の方法で行うこととし、抵抗の推定は姫野-石井の方法を用いることを主体としたことにした。

2.1.4 設計への境界層計算利用法の検討

今年度の境界層計算は各社所有の計算プログラムを利用して行なうが、使用する方程式は勿論、計算手法が異なるれば、計算結果に差が生じてくることは十分予想される。極端に言えば、計算プログラムが異なれば推定結果に差が生じるものである。このことから、境界層計算を設計に利用したり、種々の計算結果を比較する場合、あらかじめ計算方法の特質を良く理解した上で実施すべきであろう。ここでは、設計に利用する際の注意点として、三次元境界層方程式に対する近似度の影響、及び、初期設定値の影響の二点を選び検討を実施した。

(1) 境界層方程式に対する近似度の影響

この節では、三次元境界層方程式に対して微少二次流れの仮定を行なった場合（以下簡単のため、“S.C.F.B.L.”と略す。）と、この仮定を行なわない場合（以下、“3-D.B.L.”と略す。）との差について、計算例を参照しながら簡単に記すこととする。尚、この様な比較は Larsson[17]と副島[19]等が行なっている。

2.1.2節にて、船首から船長の約80%程度の領域では、いずれの計算方法でも計算結果と計測値とは良く一致すると記した。しかし、詳細に比較すると、S.C.F.B.L.の場合、図2.1.1に示す例の様に、境界層の薄いS.S. 7½に於いても中心面近傍の運動量厚 θ_{11} を異常に厚く推定してしまうことがある。これは S.C.F.B.L. の

場合、外部流線の集中及び発散は考慮しているが、境界層内の二次流れの影響を無視しているためである。この様な中心面近傍での傾向は、瘦型船の場合に顕著に現われるが、肥大船の場合には弱いようである。

二次流れが大きくなる船尾部でのフレームラインに沿った θ_{11} の分布は、図2.1.2に示すS.S. 1 1/2での計算例の様に、S.C.F.B.L.と3-D.B.L.との計算結果の傾向が大幅に異なってくる。実線で示す3-D.B.L.の計算例は、この位置より後方で数値計算が徐々に不安定となり、やがて発散してしまい、これだけからは、どちらの計算結果が実際に近いかは判定しにくい。そこで、参考のために数値解法を工夫することによって3-D.B.L.の場合の計算を安定化した例を示すと、一点鎖線の如く計測値と良く一致するようになる。このことから、S.C.F.B.L.の結果よりも、実線で示す3-D.B.L.の結果の方が傾向的には正しく、計算条件として与えられるボテンシャル流れの圧力分布等が実際の流場よりも厳しいために極端な結果になっただけと考えられる。

以上記したことから、二次流れが大きくなる船型については、S.C.F.B.L.を使用した場合、推定精度がやや落ちるということになるが、その性質を十分に理解していれば、その適用範囲に応じた利用法が考えられる。

運動量厚 θ_{11} は、主として外部流線の集中、発散及び主流方向の圧力勾配に支配されて発達する。一方、境界層内の二次流れは、この発達してきた運動量厚を二次流れの方向に輸送する役割を有している、と解釈することもできる。この様に考えれば、S.C.F.B.L.の計算結果は局部的なフレームラインの変化がどの程度境界層の発達に寄与するかを調べる場合は、問題となる外部流線に沿って θ_{11} 等の変化を調査すれば良いので都合が良い。又、運動量損失による抵抗値を調べる場合には、調査面での平均的な θ_{11} が解れば良いので、安定した計算結果が得られ易い点から考えて、S.C.F.B.L.を使用する利点がある。逆に、3-D.B.L.を使用した計算結果は、二次流れの影響を考慮しているため、局部的なフレームラインの変化による影響を調べるには、外部流線に沿って調査するだけでは不足であり、フレームラインに沿った全体的な変化を調査する必要がある。しかし、フレームラインに沿った θ_{11} 等の分布が必要な場合、例えば、プロペラ面近傍の分布から伴流利得の傾向を調べる様な場合には、3-D.B.L.の計算の威力が發揮されると期待される。

(2) 計算開始位置での初期設定値の影響

姫野-石井の論文(23)では、運動量損失による抵抗成分と縦渦による抵抗成分の各々に経験的係数を乗じることによって全粘性抵抗を推定し、船型間の比較を行なっている。しかし、船型群を変えた場合に経験的係数も変わってしまっているということは設計に利用するには若干不都合となる。この経験的係数が船型群によって変わってしまった原因としては、各々の船型群での境界層計算に於いて、計算開始位置が異なっていたこと、及び瘦型船と肥大船の差による計算精度の違いによること等が考えられるが、もう一つの大きな原因として、計算開始位置での初期設定値の影響も考えられる。

図2.1.2は、SR 183のモデルEの例について、計算開始位置や初期設定値等を変化させて境界層計算を実施し、それらの影響を調べたものである。 θ_{11} の初期設定値としては、「相当平板値」がよく使用されているようであるが、主眼点をどこに置くかによって、「相当平板値」は変ってくる。(d)の場合は、船首端から計算開始位置までの距離 X_0 のみに注目して、平板の先端から X_0 なる距離で θ_{11} 値をそのまま初期設定値として使用したものである。これに対し、(a)～(c)の場合は、抵抗値に主眼を置き、計算開始位置での運動量損失による抵抗が、相当平板の場合とほぼ等しくなる様に θ_{11} を調節した例である。この場合の「相当平板」とは、計算開始位置より前方の船体と同じ浸水面積、同じレイノルズ数を有している平板という意味である。図2.1.2から解るようにS.S.5から計算を開始した(c)の場合、S.S. 9 3/4から開始した(a)及び(b)のガース方向の平均値に近い値を得ている。しかし、初期設定方法の異なる(d)の場合は、(a)、(b)の結果と比べてかなり大きな値を与えてしまい、運動量損失による抵抗値もそれに比例した大きな値を推定してしまうこととなる。この原因は、(d)の場合は、図2.1.3に示す様な平板(d')を想定していることになり、船体前半部の浸水面積を過大評価しているためである。(c)の場合は、浸水面積に関しては平板(c')を想定しているため問題にならない。 X_0 での運動量厚 θ_{11} は、平板(c')

と (d') とでは同じ値となるが、 (c) の場合は更に、平板 (c') から船型に変換する際に、ガース長さに逆比例して θ_{11} を小さくする操作をしているためである。この操作は、船型の場合の平均的な外部流線が発散する影響で境界層が薄くなることに対応していると考えれば良い。尚、S.S.9 3/4 の様な船首端近辺から計算を開始する場合は、初期設定値を (d) の様な方法で設定しても、その結果は (a) や (b) の結果と大差は無い。又、肥大船で船体中央部近辺から計算開始する場合は、瘠型船の場合と比べて、平板 (c') と平板 (d') の浸水面積の差が小さくなるので (c) と (d) の初期設定方法の差による影響は小さくなる。姫野-石井の論文での初期設定方法は (d) の様な方法を採用しており、又、瘠型船では S.S.5 から、肥大船では S.S.9 3/4 から計算を開始していたために、各々の船型群に対する経験的係数が大きく変わってしまったものと考えられる。

以上のことから、特に船体中央部近辺から計算を開始する場合には、適当な初期値設定方法を採用すれば、船型群が大きく変化しても経験的係数の変化を少なくすることが出来ると考えられる。

参 考 文 献

- [1] Uberoi S. B. S., Viscous Resistance of Ship and Ship Models, Hydro-OG Aerodynamic Laboratorium, Report No. Hy-13 (1969).
- [2] Gadd G. E., The Approximate Calculation of Turbulent Boundary Development on Ship Hulls, Trans. of RINA, vol. 113 (1971).
- [3] Webster W. C. and Huang T. T., Study of the boundary Layer on Ship Forms, JSR, vol. 14 No. 3 (1970).
- [4] 波田野修次, 仲渡道夫, 堀田多喜男, 松井志郎, 三次元境界層理論による船の摩擦抵抗の計算, 日本造船学会論文集第130号 (1971).
- [5] 姫野洋司, 田中一朗, 船体まわりの3次元乱流境界層の計算, 関西造船協会誌第147号 (1974).
- [6] Larsson L., Boundary Layer on Ships, Part IV, SSPA, Allmän Rep. Nr. 47 (1974).
- [7] 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).
- [8] Nagamatsu T., Comparison between Calculated and Measured Results of Turbulent Boundary Layers around Ship Models, Mitsubishi Technical Bulletin No. 133 (1979).
- [9] Cebeci T. et al., A General Method for Calculating Three-Dimensional Incompressible Laminar and Turbulent Boundary Layers, III. Three-Dimensional Flows in Curvilinear Orthogonal Coordinates, Douglas Aircraft Co., Report MDC J 6867 (1975).
- [10] Chang K. C. and Patel V. C., Calculation of Three-Dimensional Boundary Layers on Ship Forms, IIHR Report No. 178 (1975).
- [11] Soejima S. and Yamazaki R., Calculation of Three-Dimensional Boundary Layers on Ship Hull Forms, 西部造船会会報第55号 (1978).
- [12] Hoekstra M., Boundary Layer Flow Past a Bulbous Ship-Bow at Vanishing Froude Number, International Symposium on Ship Viscous Resistance, Göteborg (1978).
- [13] Krogstad P. A., Boundary Layer on Ship Hulls, The Norwegian Institute of Technology, Report No. IFAG A-126 (1980).
- [14] Abdelmeguid A. M. et al., A Method of Predicting Three-Dimensional Turbulent Flows around Ships' Hull, International Symposium on Ship Visous Resistance, Göteborg (1978).
- [15] Muraoka K., Calculation of Thick Boundary Layer and Wake of Ship by a Partially Parabolic Method, 13 th Symp. on Naval Hydrodynamics, Tokyo (1980).

- [16] 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).
- [17] Larsson L., SSPA - ITTC Workshop on Ship Boundary Layers 1980, SSPA Report Nr. 90 (1981).
- [18] Tzabiras, G. D. and Loukakis, T. A., A Method for Predicting the Flow around the Stern of Double Ship Hulls, National Technical Univ. Athens, Dept. Naval Architecture and Marine Engineering (1983).
- [19] 副島俊二, 三次元境界層積分型解法についての二・三の試み, 第1回船舶粘性流体力学研究会 (1984).
- [20] Loukakis T. A. and Tzabiras G. D., Numerical Prediction of the Reynolds Number Scale Effects on Viscous Pressure Resistance and Nominal Wake, Written Contribution to the Report of the Resistance Committee of the 17th ITTC. (1984).
- [21] Hatano S. and Hotta T., A Second Order Calculation of Three-Dimensional Turbulent Boundary Layer, Trans. West-Japan Society of Naval Architects, No. 51 (1976).
- [22] Nagamatsu T., Experimental Study on the Turbulent Boundary Layer of a Fine Ship Form Expresssed by Means of Conformal Mapping, Trans. West-Japan Society of Naval Architects, No. 55 (1978).
- [23] 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第154号 (1983).
- [24] Nagamatsu T., Calculation of Viscous Pressure Resistance of Ships Based on Higher Order Boundary Layer Theory, Journal of The Society of Naval Architects of Japan, vol. 147 (1980).
- [25] Larsson L. and Chang M-S., Numerical Viscous and Wave Resistance Calculations Including Interaction, 13th Symp. on Naval Hydrodynamics (1980).
- [26] Gadd G. E., The Use of Viscous and Wave Resistance Theory as an Aid to Optimising Hull Forms, International Symposium on Ship Hydrodynamics and Energy Saving, EI Pardo (1983).
- [27] Nagamatsu T., Sakamoto T. and Baba E., Study on the Minimization of Ship Viscous Resistance, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, vol. 154 (1983).
- [28] 別所正利, 姫野洋司, 軸対称ストークス流れにおける最適形状について, 関西造船協会昭和59年度秋季造船三学会連合大会.
- [29] 別所正利, オーゼン図式による粘性流れの研究, 日本造船学会論文集第156号 (1984).

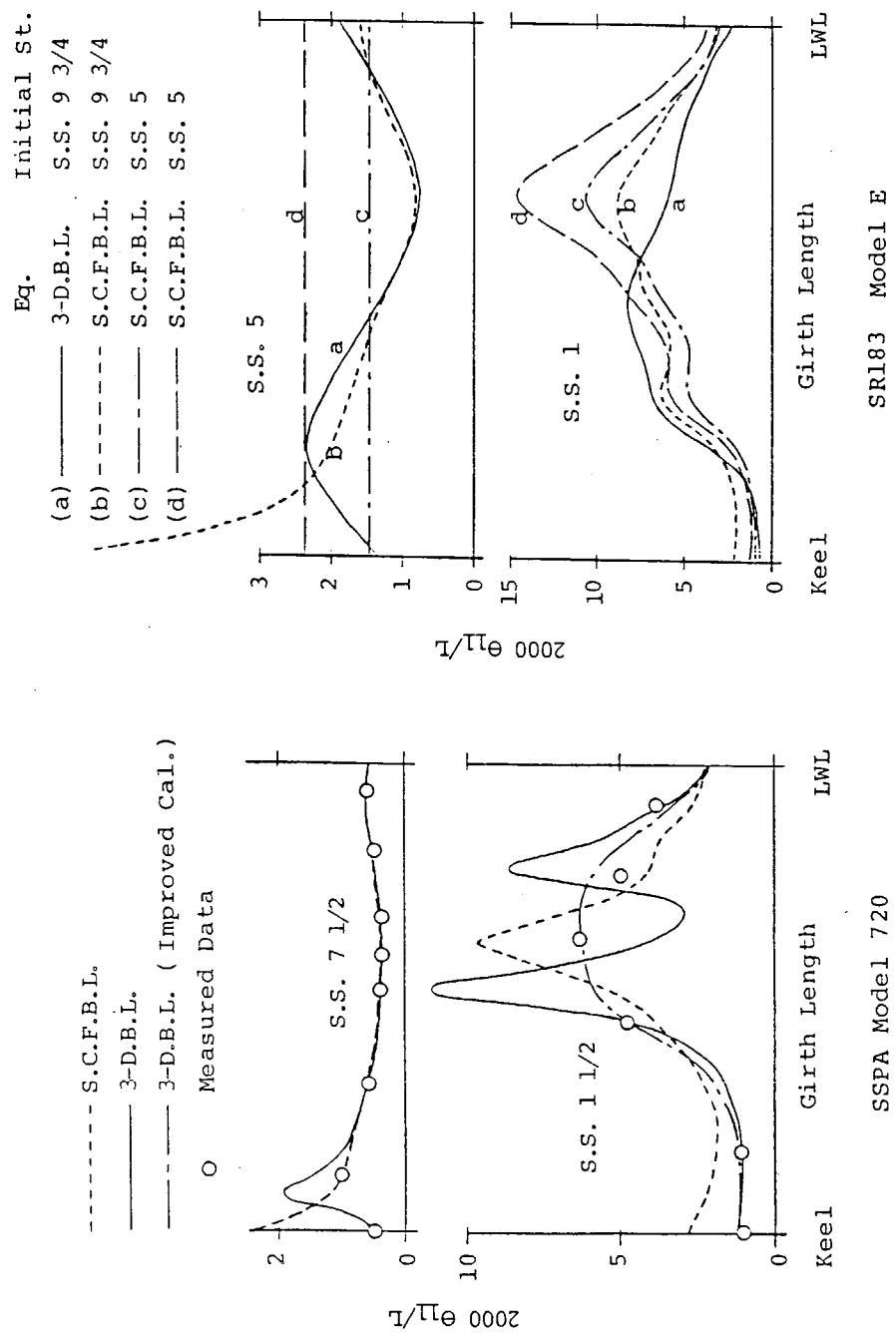


図 2.1.1 境界値方程式に対する近似度の影響^[10]

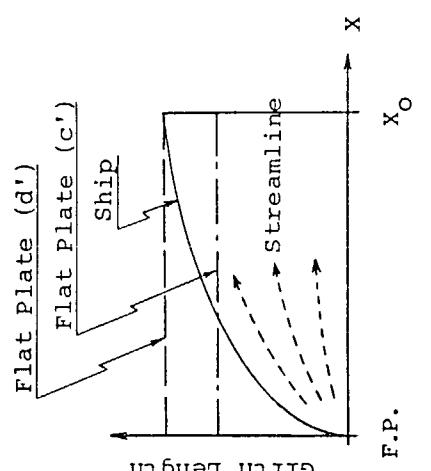


図 2.1.3

図 2.1.2 初期設定値の影響^[10]

2.2 船型計画

2.2.1 主要目の選定

研究対象船の選定条件として次の3点が考えられる。

- (1) 研究の目的が粘性抵抗理論の船型設計への応用にあるところから、研究対象船としては主要目、船型共に一般的なものであることが望ましい。
- (2) これまでにSRでとりあげてきた肥大船に関する研究の流れにそったもので、SRの研究成果が活用できること。
- (3) 近い将来出現する可能性がある船型で、研究の成果が実船の設計に反映できること。

これまでにSRでとりあげた肥大船型の一覧表を作成し、表2.2.1に示した。この表によると、これまでに研究の対象としてきた肥大船を、SR41, 61, 98の大型タンカーと、SR174のパナマック型バルクキャリアに大別することができる。上記選定条件(3)を考えると、大型タンカーをとりあげるのが妥当との判断のもとに、種々検討の結果、上記表のSR196の欄に示した23万DWトン型タンカーを採用することとした。

主機及びプロペラについては最近の低回転大直径化の傾向を考慮し、表に示した要目のものを採用した。

2.2.2 母船型の船型計画

選定された主要目をSR98の母船型と比較すると、長さが20m増加し、幅が1.2m減少し、喫水が1.5m増加したもので、 C_b と ℓ_{cb} は同一と考えてよい。そこで、SR98研究資料No.61(1)に示されている実験結果をもとに、タイプシップとしてM.No.1973を選定し、 L , B , d を所要の値に合せて主船体の形状を決定した。

次に船首バルブについてはSR98研究資料No.85(2)に示されている船首バルブシリーズの中から、満載、軽荷の両状態を通じて最も性能が優れていたR2バルブを採用した。

船尾形状についてはSR98の母船型M.No.1973がシューピースの付いた逆G型であるのに対して、低回転大直径のプロペラを採用できるように、マリナー型に変更した。マリナー型の船尾形状についてはSR174において検討されており、その結果を総合的にレビューしとりまとめたSR200第10分科会の報告書第96号(3)を参考にして形状を決定した。

2.2.3 シリーズ船型の設計

上記母船型をもとにシリーズ船型を設計するに当って、どの要目形状に関するシリーズ船型について調査研究を行うかについて検討し、粘性抵抗との相関が強いことが知られている船尾フレームライン形状と粘性抵抗、船尾流場等との関係を調査研究するのが、さしあたり最も重要であるとの判断から、船尾フレームライン形状に関するシリーズ船型を設計することとした。

母船型を中心として、船尾フレームラインの形状をU型及びV型とした船型を設計し、それらの船型の正面線図及び船首尾形状図を図2.2.1に示した。またそれらの船型の名称及びMODEL No.は表2.2.2に示したとおりである。

文 献

- [1] 巨大船の運航性能に関する実験研究報告書、日本造船研究協会第98研究部会、研究資料No.61 昭和42年3月
- [2] 同上、研究資料No.85、昭和43年3月
- [3] 馬力節減を目的とした1軸中形船の船尾形状の開発に関する研究総合報告書、日本造船研究協会第200研究部会第10分科会、日本造船研究協会報告第96号

表 2.2.1 SR1 軸肥大船シリーズの母船型要目比較表

<i>S R</i>	41	61／159	98	174	174	196
<i>DW</i> (<i>t on</i>)	50	70～80	<i>k</i>	50	<i>k</i>	<i>k</i>
<i>Lpp</i> (<i>m</i>)	220.00	240.00	300.00	192.00	210.00	230
<i>B</i> (<i>m</i>)	30.00	40.00	54.50	32.00	32.20	320.00
<i>d</i> (<i>m</i>)	12.20	14.50	17.80	11.59	12.38	53.30
Δ_n (<i>t on</i>)	65,000	114,100	238,600	58,500	70,900	19.30
<i>L/B</i>	7.34	6.00	5.50	6.00	6.52	269,900
<i>B/d</i>	2.46	2.76	3.06	2.76	2.60	6.00
<i>C_b</i>	0.80	0.80	0.80	0.80	0.83	2.76
ℓ_{cb} (%/ <i>Lpp</i>)	-1.5	-1.5	-2.5	-1.5	-2.6	0.80
<i>MAIN ENG</i>						- 2.6
<i>MAX.</i> (<i>ps × rpm</i>)	22,000 × 105	30,000	33,000 × 90	13,700 × 125 / 85	17,000 × 122 / 65	$\tilde{\tau}^{\prime 1} - \zeta_{\nu L}$
<i>D_p</i> (<i>m</i>)	7.1		8.4	5.6 / 7.1	6.3 / 8.6	27,200 × 72
<i>V_s</i> (<i>Knots</i>)	17.0		16.5	14.0	14.0	9.3
						14.0

表 2.2.2 船型の名称

	名 称	MO _D E _L NO.
母 船	SR 196-A	4008
V	" - B	4009
U	" - C	-

MARKS	<u>—</u>	S.R. 196-A (M.N.O. 4008)
	<u>—</u>	" -B (M.N.O. 4009)
	<u>—</u>	" -C

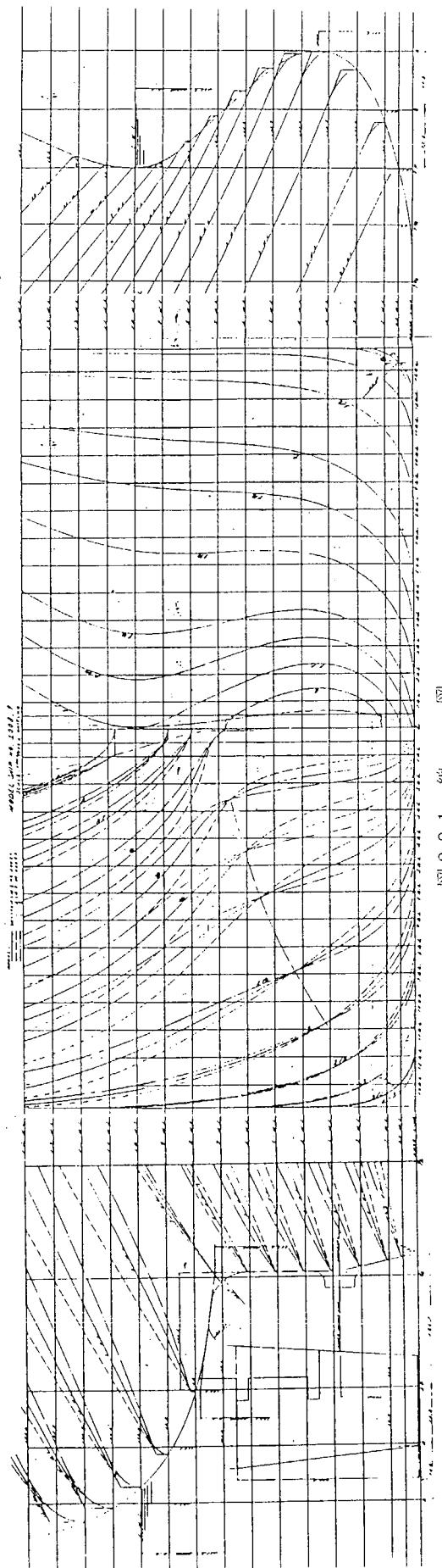


圖 緯

3 実験的調査

3.1 6 m 模型船による水槽試験

6 m 模型船による抵抗自航試験及び伴流計測を日本造船技術センターの第1水槽で行った。

3.1.1 供試模型船の選定

2.2 船型計画で示したシリーズ船型3隻のうち、本年度は2船型を供試模型船として水槽試験を行うことになっているため、母船型（M. NO. 4008）とV型船型（M. NO. 4009）を供試模型船として採用し、U型船型は次年度に採用することとした。

3.1.2 推進性能の推定及び供試模型プロペラの選定

水槽試験を実施する以前に、対象船の性能を推定し、それを用いてプロペラを設計し、プロペラ要目を求めた。

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性能推定及びプロペラ設計を行い、造波抵抗係数、形状影響係数及び自航要素を表3.1.1に示した。プロペラについてはその要目を表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。これら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、その要目を上記表に示した。また、プロペラの形状図を図3.1.1に、模型船に取り付けた状態を図3.1.2に、プロペラ単独特性曲線を図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。

3.1.3 抵抗・自航試験

試験状態はSR 98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3.1.4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から図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、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。試験結果及び馬力計算結果の一部を表3.1.5に示した。

(1) 形状影響係数

表3.1.5に示したように母船型M. NO. 4008の方がV型船型M. NO. 4009よりも大きく、予想されたとおりの結果が得られた。

(2) 造波抵抗係数

低速域ではM. NO. 4009が大きいが、高速域ではほぼ一致している。

(3) 自航要素

満載状態における $1 - W_T$ の差が大きく、母船型M. NO. 4008の方が小さい。これも通常得られている結果と同じ傾向である。

軽荷状態において母船型M. NO. 4008の $1 - W_T$ が F_n に対して不連続になっているが、これは船尾の流れの状況から、自航試験におけるいわゆる不安定現象が発生したためと判断される。

(4) プロペラ

試験結果を使用してプロペラを設計したが、2船型間の差は少ない。

(5) 馬力曲線

V型船型M. NO. 4009の方が性能がやや優れているが、その差は小さい。

3.1.4 伴流計測

プロペラ位置における伴流分布を5孔管を使用して計測した。船速は実船で14ノットに対応する 0.990 m/sec で計測範囲はプロペラ半径の0.4～1.3倍で、左右舷ともに計測した。その結果を図3.1.9及び図3.1.10に示した。母船型M. NO. 4008の方が伴流が大きく、通常得られている結果と傾向は一致している。

NOMINAL MEAN WAKE で比較すると 2 船型間の差が 0.056 で、自航試験による有効伴流の差 0.050 にはほぼ一致している。

表 3.1.1 抵抗及び自航要素の推定値

F_n	0.12	0.13	0.14	0.15	$k = 0.29$
$r_w \times 10^3$	0.10	0.15	0.22	0.33	
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
DIAMETER (m)	0.1744 SHIP: 9.300	0.1750	9.300	9.300
PITCH RATIO	0.688	0.714	0.704	0.714
BOSS RATIO	0.180	0.180	0.180	0.180
EXPANDED AREA RATIO	0.454	0.670	0.4568	0.4402
MAX. BLADE WIDTH RATIO	0.205	0.303	0.206	0.199
BLADE THICKNESS RATIO	0.0551	0.050	0.054	0.055
ANGLE OF BLADE	0°	10°	0°	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

PROPELLER	J	K _T	K _Q	η_o
M.P. 1562	0.35	0.2245	0.02778	0.4502
	0.40	0.2035	0.02590	0.5002
	0.45	0.1820	0.02390	0.5454
	0.50	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

表 3.1.4 試験状態表

MODEL SHIP		M. NO. 4008 (SR 196-A)		M. NO. 4009 (SR 196-B)	
CONDITION		FULL	BALLAST	FULL	BALLAST
L _{pp} (m)		6.000 (SHIP: 320.0)		6.000 (SHIP: 320.0)	
B (m)		0.9994 (SHIP: 53.3)		0.9994 (SHIP: 53.3)	
DRAFT (m)	F. P.	0.3619 (SHIP: 19.3)	0.1456	0.3619 (SHIP: 19.3)	0.1456
	W		0.1906		0.1906
	A.P.		0.2356		0.2356
V/V _F (%)		100.0	50.0	100.0	50.0
V _M (m ³)		1.7405	0.8703	1.7418	0.8709
TRIM (%L _{pp})		0	1.5	0	1.5
L _{pp} /B		6.004		6.004	
B/d		2.762	5.243	2.762	5.213
C _B		0.8021	0.7614	0.8027	0.7576
C _P		0.8060	0.7684	0.8066	0.7646
C _M		0.9952	0.9908	0.9952	0.9909
C _w		0.8649	0.8216	0.8743	0.8242
ℓcb (%L _{pp})		-2.56	-0.42	-2.53	-0.64
PROP. IMMERSION I/D		1.49	0.77	1.49	0.77
TEMP. OF WATER°C		20.7	20.7	20.6	20.6

表 3.1.5 試験結果

CONDITION	FULL		BALLAST	
	M.NO. 4008	M.NO. 4009	M.NO. 4008	M.NO. 4009
K	0.32	0.28	0.32	0.30
γ _w	0.00013	0.00018	0.00063	0.00070

 $F_n = 0.127$ $F_n = 0.136$

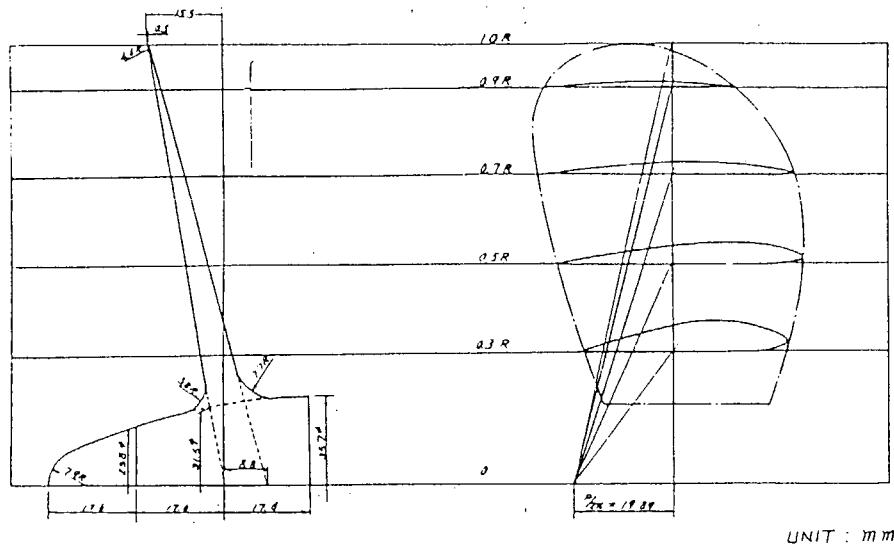
CONDITION	FULL		BALLAST	
	M.NO. 4008	M.NO. 4009	M.NO. 4008	M.NO. 4009
1-t	0.805	0.825	0.814	0.820
1-w	0.510	0.560	0.462	0.485
η _R	1.020	1.002	1.000	0.990

 $F_n = 0.127$ $F_n = 0.136$

CONDITION	FULL		BALLAST	
	M.NO. 4008	M.NO. 4009	M.NO. 4008	M.NO. 4009
ΔC _F	0.00010	0.00010	0.00020	0.00020
(1-W) _S /(1-W) _M	1.22	1.18	1.32	1.27
EHP (ps)	12.920	12.700	13.210	13.210
BHP (ps)	18.200	18.200	17.800	17.800

 $V_s = 14.0 \text{ Knots}$ $V_s = 15.0 \text{ Knots}$

M.P.NO. 1562



UNIT : mm

図 3.1.1 プロペラ形状図

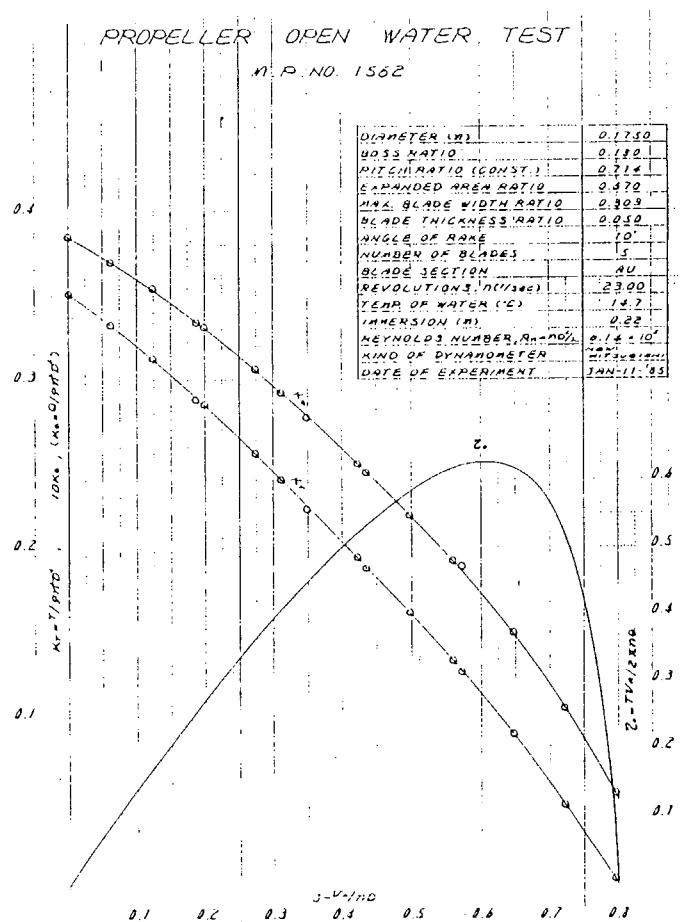


図 3.1.3 プロペラ特性曲線

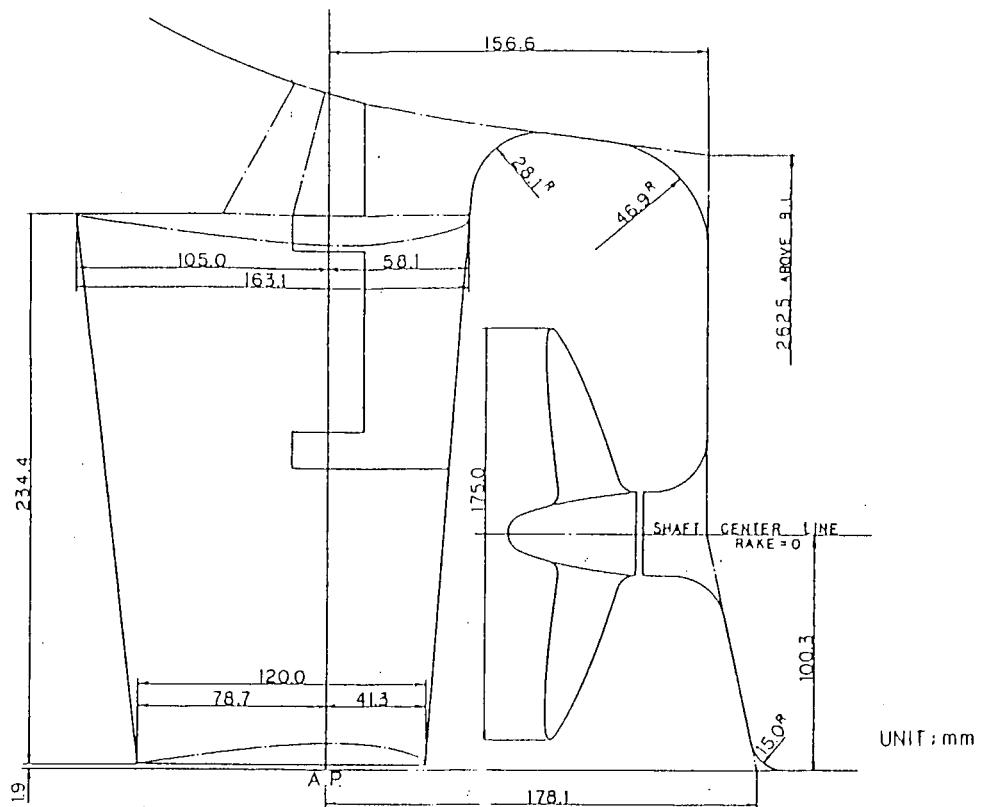


図 3.1.2 船尾形状図（含代用プロペラ）

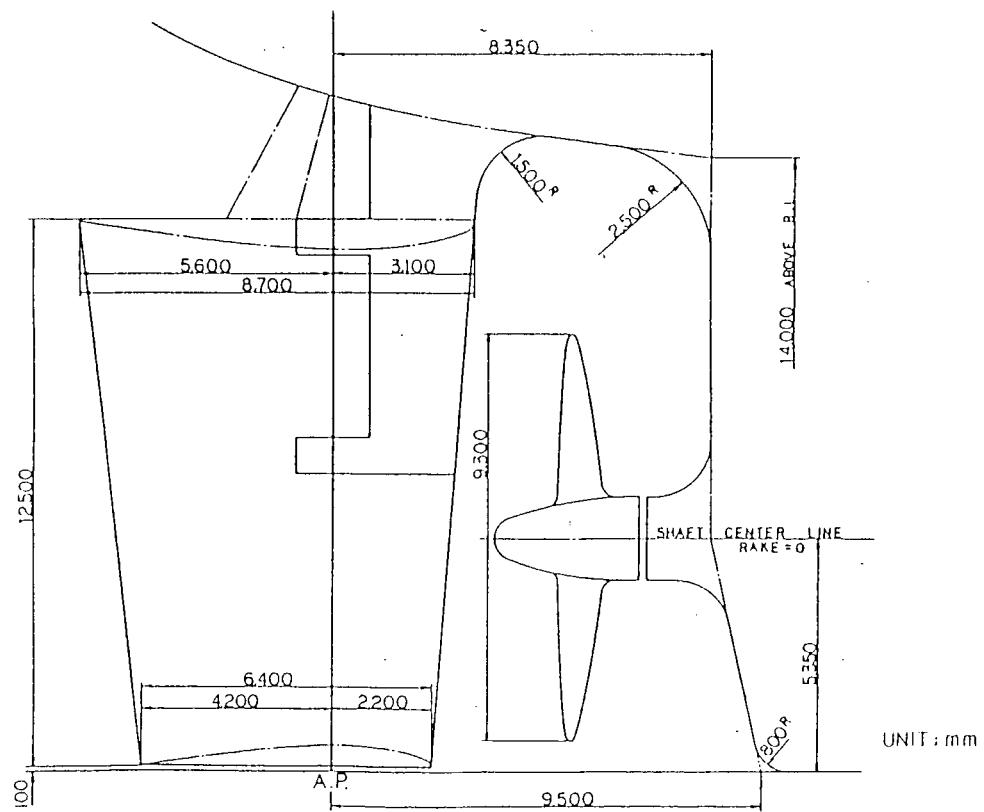


図 3.1.8 船尾形状図（含実船用プロペラ）

RESISTANCE TEST

N.I.S. NO. 4008, 4009

FULL LOAD CONDITION

MARKS:
N.I.S. NO. 4008 — 0.32
4009 — 0.28

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

0.002

0.001

F_w

0.06 0.07 0.08 0.09 0.10 0.11 0.12 0.13 0.14 0.15 0.16 0.17 0.18

F_n

RESISTANCE TEST

N.I.S. NO. 4008, 4009

BALLAST CONDITION

MARKS:
N.I.S. NO. 4008 — 0.32
4009 — 0.30

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

0.003

0.002

0.001

F_w

0.06 0.07 0.08 0.09 0.10 0.11 0.12 0.13 0.14 0.15 0.16 0.17 0.18 0.19

F_n

図 3.1.4 造波抵抗係数曲線

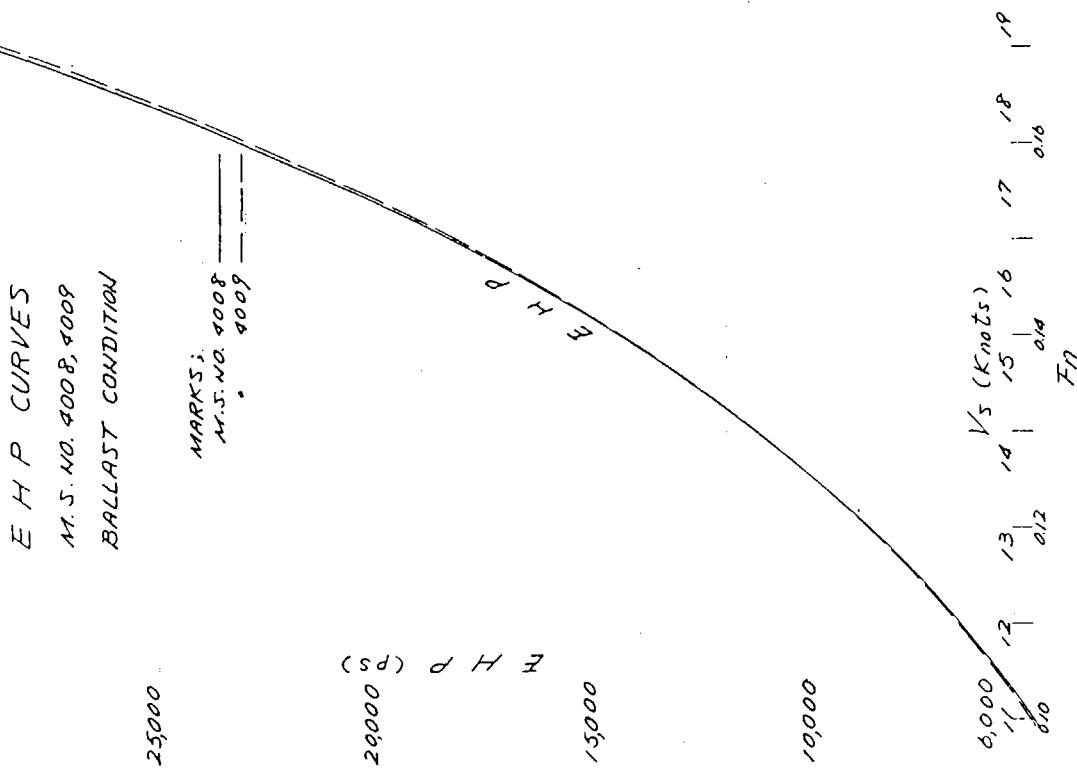
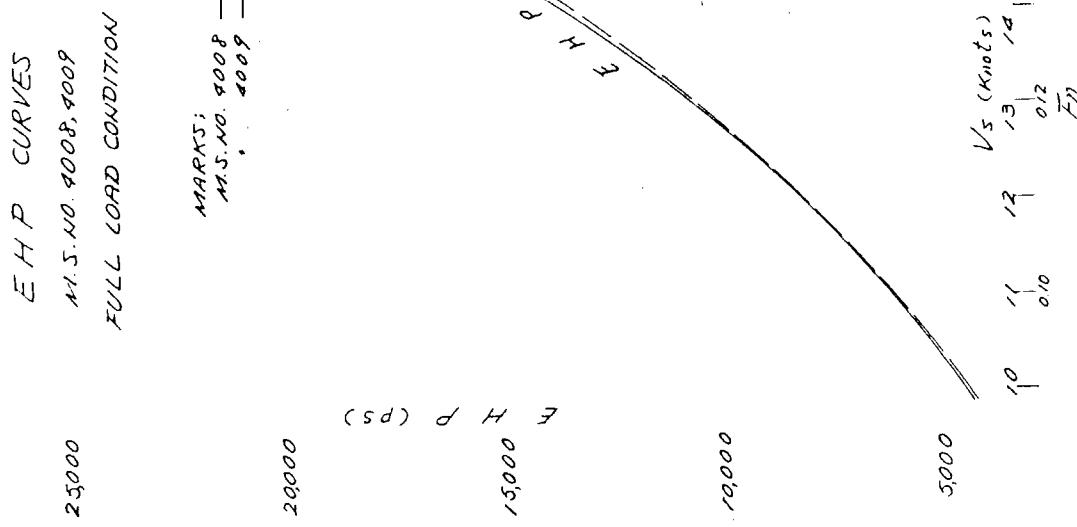


图 3.1.5 EHP 曲线

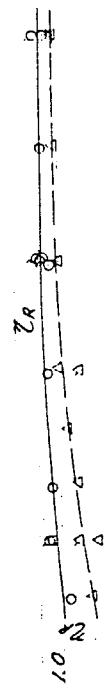
SELF-PROPELLION FACTORS

M.S.NO. 4008, 4009 & M.P.NO. 1562

FULL LOAD CONDITION

MARKS:

M.S.NO. 4008 - O
+ 4009 - A



0.9

0.9

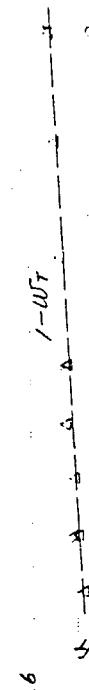
1.0



0.7

0.7

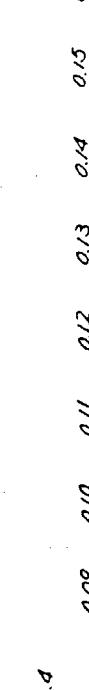
1.0



0.4

0.4

1.0



0.1

0.1

1.0



0.9

0.9

1.0

SELF PROPELLION FACTORS

M.S.NO. 4008, 4009 & M.P.NO. 1562

BALLAST CONDITION

MARKS:

M.S.NO. 4008 - O
+ 4009 - A

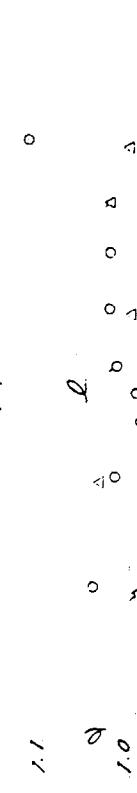
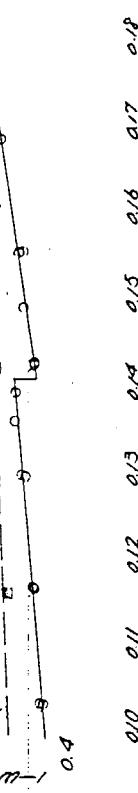
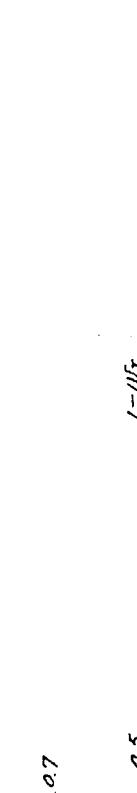
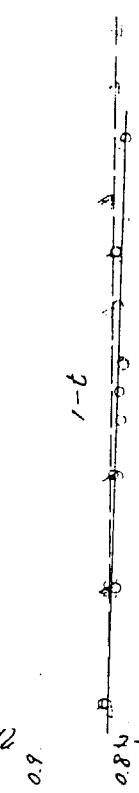
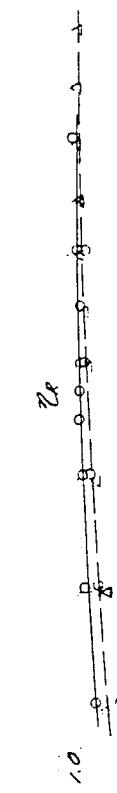


图 3.1.6 自航要素

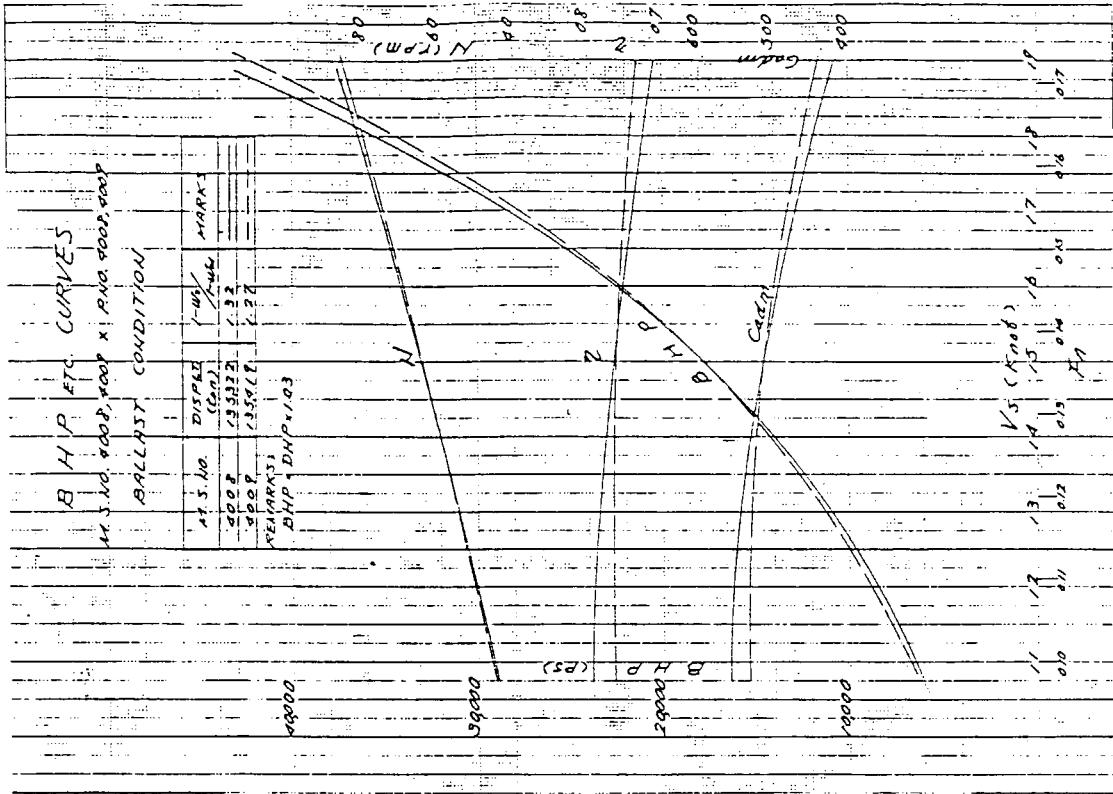
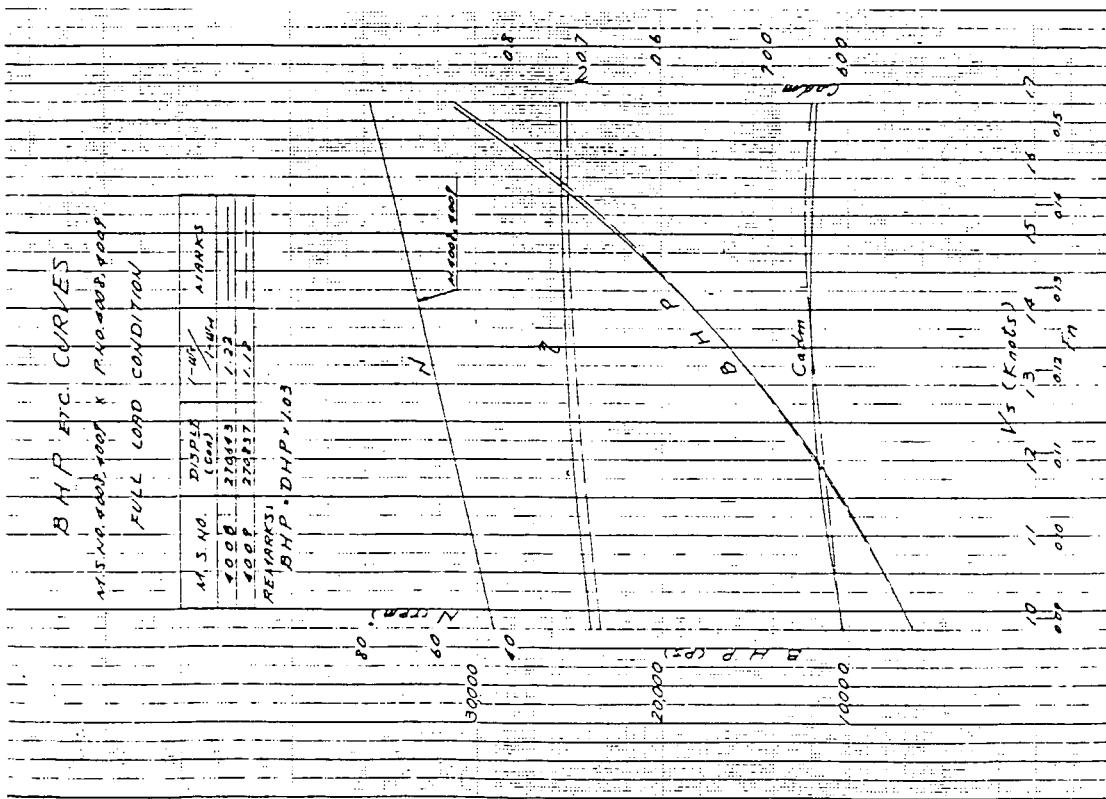
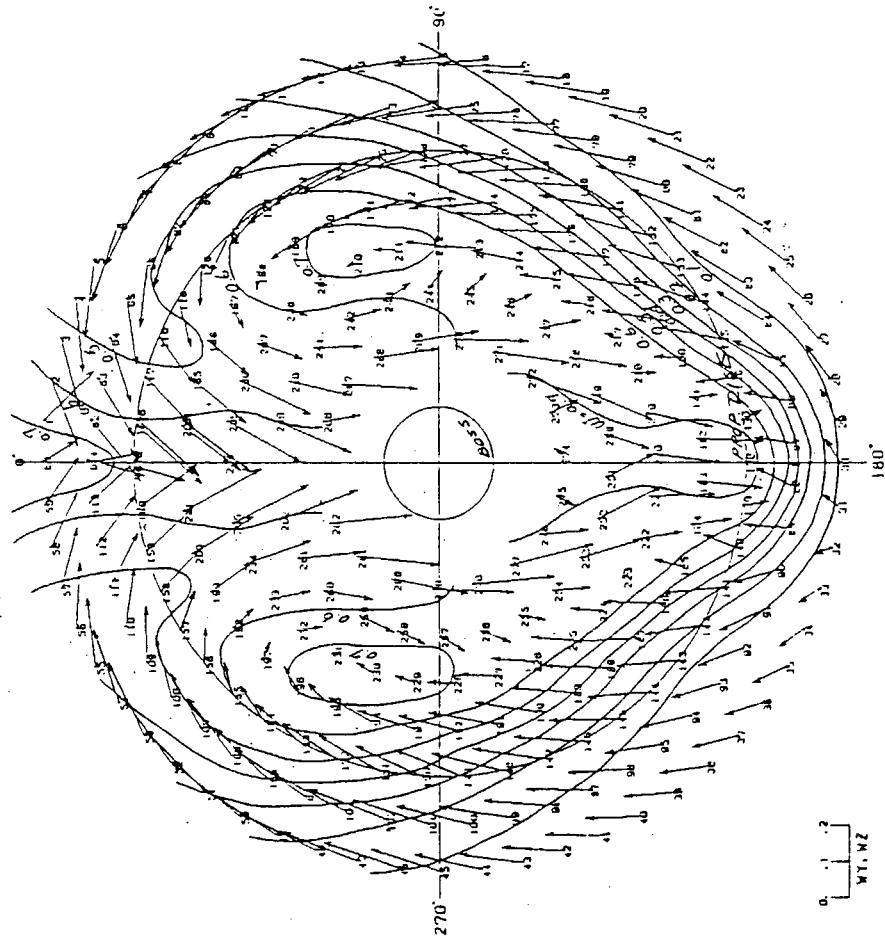


圖 3.1.7. BHP 曲線



MODEL SHIP NO. 4008
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PILOT TUBE AT 90° BEFORE $\theta = 0^\circ$.
 2) TEMP. OF WATER ($^{\circ}\text{C}$) = 20.6
 3) $V_n(\text{cm/sec}) = 0.990$ $F_n = 0.128$
 4) \rightarrow : DIRECTION OF FLOW
 5) w : WAKE FRACTION



MODEL SHIP NO. 4009
FLOW PATTERNS UNDER FULL LOAD CONDITION

REMARKS :
 1) LOCATION OF 5-HOLE SPHERICAL PILOT TUBE AT 90° BEFORE $\theta = 0^\circ$.
 2) TEMP. OF WATER ($^{\circ}\text{C}$) = 19.4
 3) $V_n(\text{cm/sec}) = 0.990$ $F_n = 0.128$
 4) \rightarrow : DIRECTION OF FLOW
 5) w : WAKE FRACTION

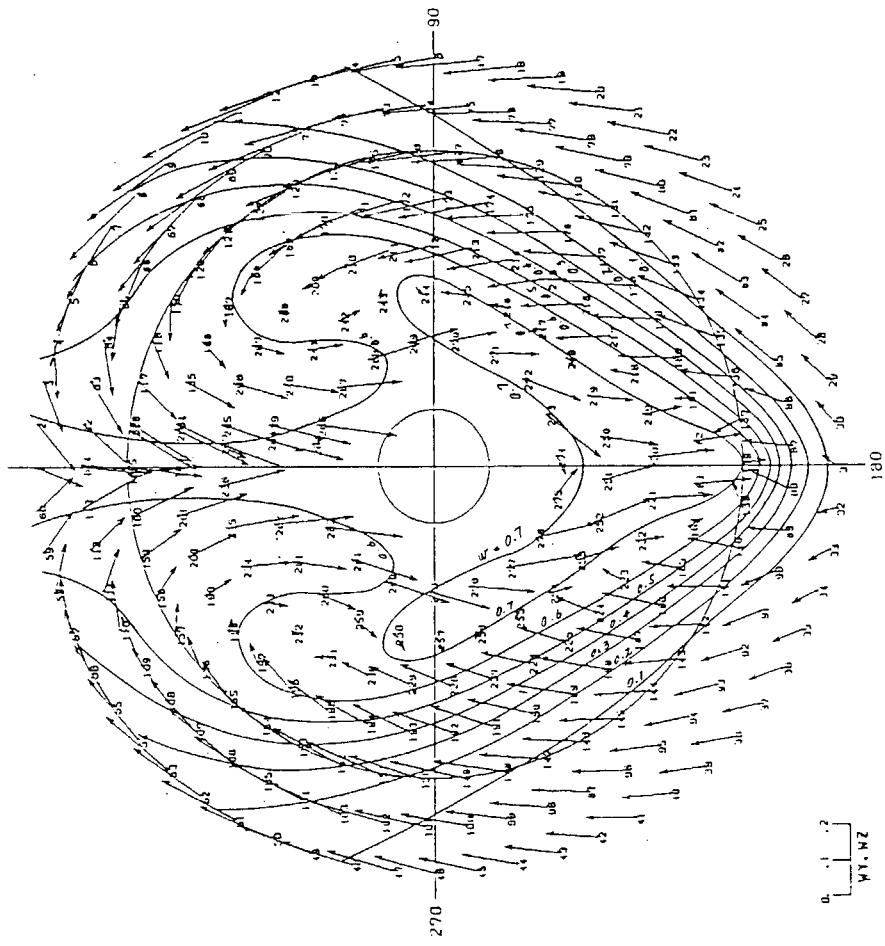
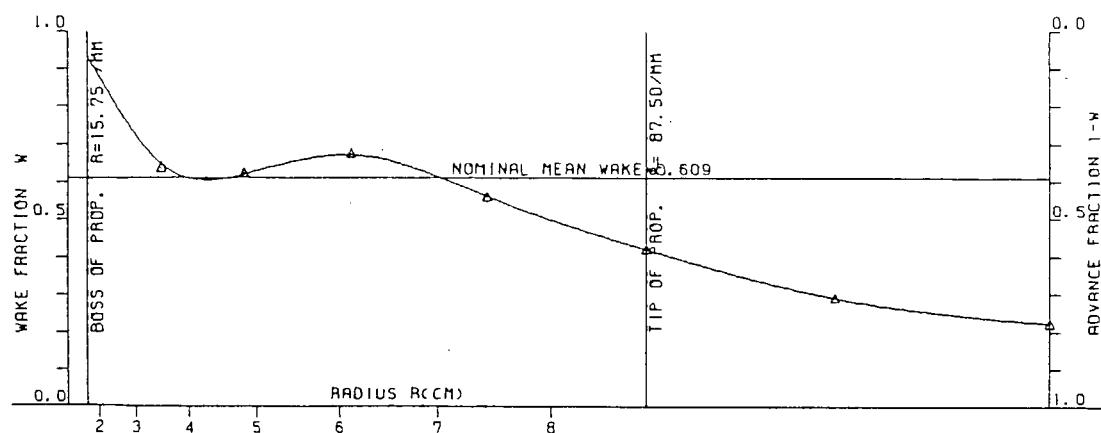


図 3.1.9 伴流分布

DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M. S. NO. 4008

CONDITION FULL LOAD



DISTRIBUTION OF CIRCUMFERENTIAL AXIAL MEAN WAKE

M. S. NO. 4009

CONDITION FULL LOAD

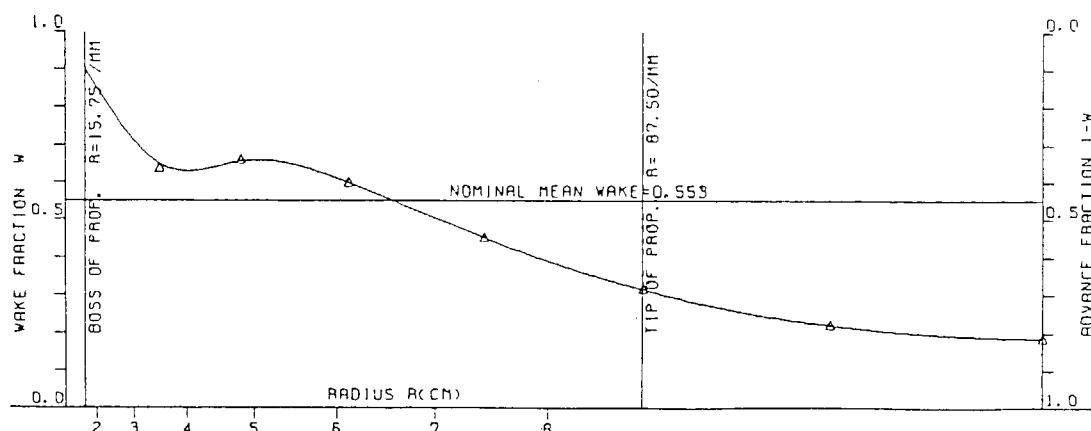


図 3.1.10 平均伴流分布

3.2 2 m 模型試験

理論的手法を援用した船の推進性能推定法（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、流れの可視化を行ったので、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）と曳航水槽（TT）で、船体表面圧力分布は回流水槽と風洞（WT）で、境界層速度分布計測と流れの可視化は回流水槽で夫々行った。

3.2.1 抵抗試験

図3.2.1には模型船（A及びB船型）2隻について、満載状態における抵抗試験結果を、フルード数（ F_n ）及びレイノルズ数（ R_n ）ベースに比較して示している。

その結果、抵抗値はA船型がB船型より大きく、船尾フレームライン形状U型とV型の船型の違いによる特徴が良く表われている。Form Factor (k)は低速域 $F_n = 0.1$ において決定したものであり、A船型で $k = 0.29$ B船型で $k = 0.24$ である。

なお、回流水槽での実験結果については制限水路の影響を田村(1)の式を用いて修正したが、平均水面勾配に対する修正は行なっていない。以後自航試験結果についても同じ修正を行なっている。

図3.2.2には曳航水槽における抵抗試験結果を示す。低速接線法で求めたForm FactorはA、B両船とも同一で $k = 0.30$ であった。

なお、速度としては抵抗・自航試験共対地速度を用いている。

3.2.2 自航試験

回流水槽における自航試験結果を図3.2.3～7に示す。図3.2.3及び3.2.4には、A、B船型の荷重度変更試験結果を示している。それぞれ舵付の状態で試験を行ない、計測フルード数は計画フルード数をカバー出来る範囲内で5種類とし、荷重度は $T = 0$ の付近から船体曳航力 $R_m = 0$ の付近まで変化させている。

図3.2.5～3.2.6は、荷重度変更試験結果から自航要素を求めたもので $1 - t$ 、 $1 - w$ 及び回転数(N)をスラスト(T)ベースに表示している。なお、解析及び表示方法については回流水槽懇談会（69-9）の様式に倣っている。スラスト減少率(t)は抵抗試験の値 R_o を用い、次式によって計算されている。

$$\begin{aligned} R(T) &= R_m(T) + T \\ G(T) &= R(T) - R_o \\ t &= G(T) / T \end{aligned} \quad \left. \begin{array}{l} T : プロペラの推力 \\ R_m : 船体の抵抗 \\ R_o : 抵抗試験時の値 \end{array} \right\}$$

図中に、+印で実船に対応した自航点を表示している。A、B船型とも計測点のバラツキは見られず、また、自航試験中に不安定な現象も見られなかった。

その結果、両船の自航要素を定性的に比較するための十分なデータが得られているものと考えられる。

上述の結果から実船対応の値についてフルード数ベースに整理すると、図3.2.7の通りである。

両船について比較してみると、 $1 - w$ はA船が小さく、 $1 - t$ はフルード数 $F_n = 0.13, 0.2$ 付近で交叉しているが、B船がわずかに大きい。船殻効率（ η_h ）にしてみると、A船型がB船型よりすぐれていることがわかる。

図3.2.8～12に曳航水槽で行った荷重度変更試験結果を示す。この結果を詳細に検討すると、A、B両船型とも低速において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。これらの段差は図3.2.8及び9において引いた平均線の段差又は傾斜の変化に対応し、単なるバラツキではない。A、Bの船型差による $1 - w$ の差は約0.05でA船型の伴流値が大きく、船殻効率もA船型がすぐれている。

図3.2.13及び14には、自航試験に使用したストックプロペラの単独性能曲線を示す。図3.2.13が回流水槽での計測結果、図3.2.14が曳航水槽における結果である。試験時の回転数は前者が20 r.p.s.、後者が36 r.p.s.であるが、両者ともよく一致している。

3.2.3 境界層速度分布計測

A, *B* 2 船型について境界層内速度分布およびレイノルズ応力分布の計測を行ったが、計測領域における 2 次流れが予想以上に大きく、斜ウェッジ・ホットフィルム流速計による計測では *A* 船型の S.S. 1/2 断面についてのみ結果が得られた。

一様流速 0.75 m/s ($F_n = 0.17$, $R_n = 1.3 \times 10^6$) で行った実験結果のうち、主流および 2 次流れ方向の速度成分の分布を図 3.2.15, 16 に、それらから算出した運動量厚さ θ 、排除厚さ δ^* 、壁面の 2 次流れ角 β_w の分布を図 3.2.17 に、またレイノルズ応力の分布の一部を図 3.2.18, 19 に夫々示す。

速度分布図 3.2.15, 16 によると、主流の速度欠損、壁面の 2 次流れ角はともに計算値より小さく、計算による粘性抵抗の推定値が過大になる可能性を示しているが、壁面近傍の実験点が少なく、計算した速度分布を壁面まで補外して求めている壁面の 2 次流れ角には十分な精度が期待できないなどの問題があり、これ以上の詳細な議論は困難である。今後さらに高精度の実験をより広い領域で行うべきであり、船型間の流場の違いを速度分布計測によっても明らかにする必要がある。

3.2.4 圧力分布計測

圧力計測孔の概略配置を図 3.2.20 に示す。計測は左舷を主体とし、一部右舷にも配置して左右の対称性、境界層の安定性などの確認を行えるようにした。計測結果の 1 例として図 3.2.21~23 に S.S. 1, 2 及び 8 1/2 における圧力分布のガス方向変化を *A*, *B* 両船型について比較できるようにしてある。図 3.2.24~25 にはプロペラ軸心高さ近傍の水線に沿った圧力の分布をポテンシャル計算の結果と共に示してある。*A*, *B* 船型間の差は意外に少ないが厚い境界層を伴う船体周りの圧力分布の計測は、境界層の排除効果、プロペラ作動時の圧力変化など理論計算との比較を行う上で今後必要となる資料である。今後理論計算への利用など詳細な解析を進め理論の精度向上に資する予定である。

3.2.5 流線観測

流線観測の方法は油膜法（オレイン酸 + トルイジンレッド + パラフィン）、色素流脈法（絵具及びベレンス + アルコール）及びタフトグリッド（竹ヒゴ）の各方法によって行なった。

流線観測時の模型船速力(V)は $V = 0.6 \text{ m/s}$ (フルード数 $F_n = 0.134$) の低速で行なうために油膜法による写真撮影は、油膜の泣きを防ぐために水槽のガラス窓を透して行なっている。

流線観測結果を示すと図 3.2.26~3.2.34 の通りである。図 3.2.26 には船首部分の流線を示している。船首形状は *A*, *B* 船型とも同型船であるため、*A* 船型で観測した結果を示している。

絵具を船体表面に薄く塗って得られた流線は、限界流線に比較的近い流線を表わしているのに対し、ベレンスによる流線は注射針により船体表面に沿って吹き出すため、表面よりわずか離れた位置での流線を表わしている。なお、絵具による流線は写真撮影した結果をそのままトレースして表わしているが、ベレンスによる流線は下流に行くに従って拡散するためその平均線を代表流線として表示している。

その結果、S.S. 9 1/2 ~ F.P. 付近のビルジ上部において両者の流れを重ね合わせると交叉流となる。また、船首船底ビルジ部には、バブルラインを示す帶状領域が表われ、流線は下流に向かって拡っている。

図 3.2.27~3.2.28 には、船尾プロペラ位置面の流線を示している。両船型とも船体中心線面の両側に、一对の大好きな渦が存在し、渦の大きさは *A* 船型が大きい。

図 3.2.29~3.2.30 には、油膜法による限界流線を示している。あらかじめ船体表面に Hess & Smith 法によって計算されたポテンシャル流線をかけがき、その上に限界流線を表示して示してある。それによると船体平行部から S.S. 2.0 近傍まではポテンシャル流線に平行に流れているが、船尾下流に行くにしたがって交叉流となっているのが観察出来る。また、船底からビルジ部をまわって船側へ吹き上げられる流れは、*A* 船型が強く流線も複雑である。

図 3.2.31~3.2.32 は、プロペラが作動している場合と作動しない場合の流線を比較して示したものである。プロ

ロペラを作動するとプロペラ前近傍の急速流は、プロペラに吸引されスムーズな流れになっている。

図3.2.33～3.2.34には広範囲 S.S. ($A, P \sim 4.0$) の流線について示している。図中の鎖線はポテンシャル流線を示している。

3.3 考 察

まず抵抗・自航試験について 6 m 模型と 2 m 模型の試験結果の比較検討を行う。2 m 模型の回流水槽における結果図3.2.1によると、 K の値は多少小さめではあるが、船型間の差は明らかで、 K の値の差は 6 m 模型における差とはほぼ一致している。他方曳航水槽においては、2 m 模型の船型差がほとんど見られなかったが、 K の値は 6 m 模型の平均値と一致している。このように K の値に船型差が出なかつた原因は不明であるが、対地速度を用いたことによる残流の影響かもしれない。現在対水速度計の整備を行っており今後調査を行う予定である。自航試験においては 2 m 模型の結果は大略一致した。 $1 - w$ の値は 6 m 模型より 0.1 ～ 0.15 小さめの値を示しているが船型差による $1 - w$ の差は約 0.05 と 6 m 模型の結果と一致している。また、A 船型については 6 m, 2 m 共に自航不安定現象が発生しており B 船型では 2 m 模型についてのみ自航不安定が生じた。この結果は SR 159において小型模型ほど自航不安定が発生し易いという調査結果と一致している。以上のように 2 m 模型でも抵抗・自航性能の船型間の差を調査することができる程度可能であることが分った。今後は公称伴流と有効伴流の差、プロペラ荷重度の影響など相対的に厚い境界層が推進性能に与える影響についての理論的検討が必要であろう。

境界層速度分布計測については、流線観測の結果から予想される一見死水域と思われるような船尾の 3 次元剥離域の存在がホットフィルムによる計測に大きな影響を与えることが分るなど、実験的調査の困難な領域に立入ることが予想され、船尾の厚い境界層内での乱動計測の難しさを知ると共に、得られた資料の蓄積が今後の理論の発展に大きく寄与すると考える。

圧力分布計測においては、回流水槽と風洞で計測を行ったため、壁面影響のほかに圧力基準点の選定が計測の絶対値に影響を与えるが、これらの修正は行っていない。従って図3.2.21～25においてその絶対値や、理論値との差について議論することはさしづかえておく。むしろ流れ方向の圧力勾配などのように相対値を比較するのが本来であろう。図3.2.24, 25について水線に沿った圧力勾配を調べると S.S. 1 近くまでの圧力勾配は計測値とポテンシャル計算値で大差ないことが示されている。しかし、船尾におけるガース方向の圧力勾配について図3.2.21を調べると、ビルジ部から上方水面方向にかけての圧力勾配には、計測値と理論値で大きな差がある。これはビルジを周る流れによる 3 次元剥離の影響であろう。従って、3 次元剥離により水面から下方へ向う圧力勾配が小さくなるため、2 次流れの発達が抑えられ、理論で求められる渦抵抗が過大になることが予想される。

流線観測結果については、船尾においてかなり大規模な 3 次元剥離や死水域とみなしえるような領域の存在が認められるなど、理論的取扱いの難しさが示された。今後伴流と同時に剥離域の尺度影響についても調査が必要であろう。

参 考 文 献

- (1) K. Tamura ; Study on the Blockage Correction ; Journal of the Society of Naval Architects of Japan Vol. 131, 1972.

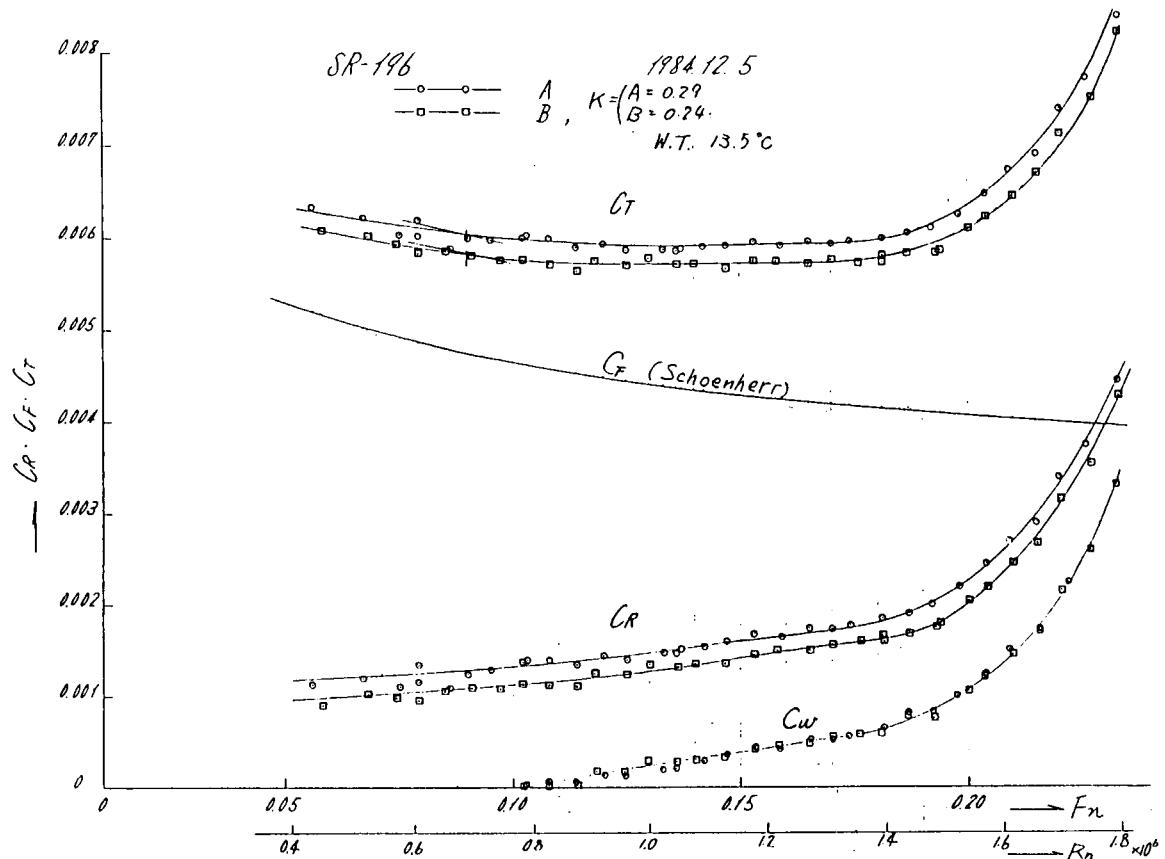


図 3.2.1 抵抗試験結果 ($L = 2$ m, CWC)

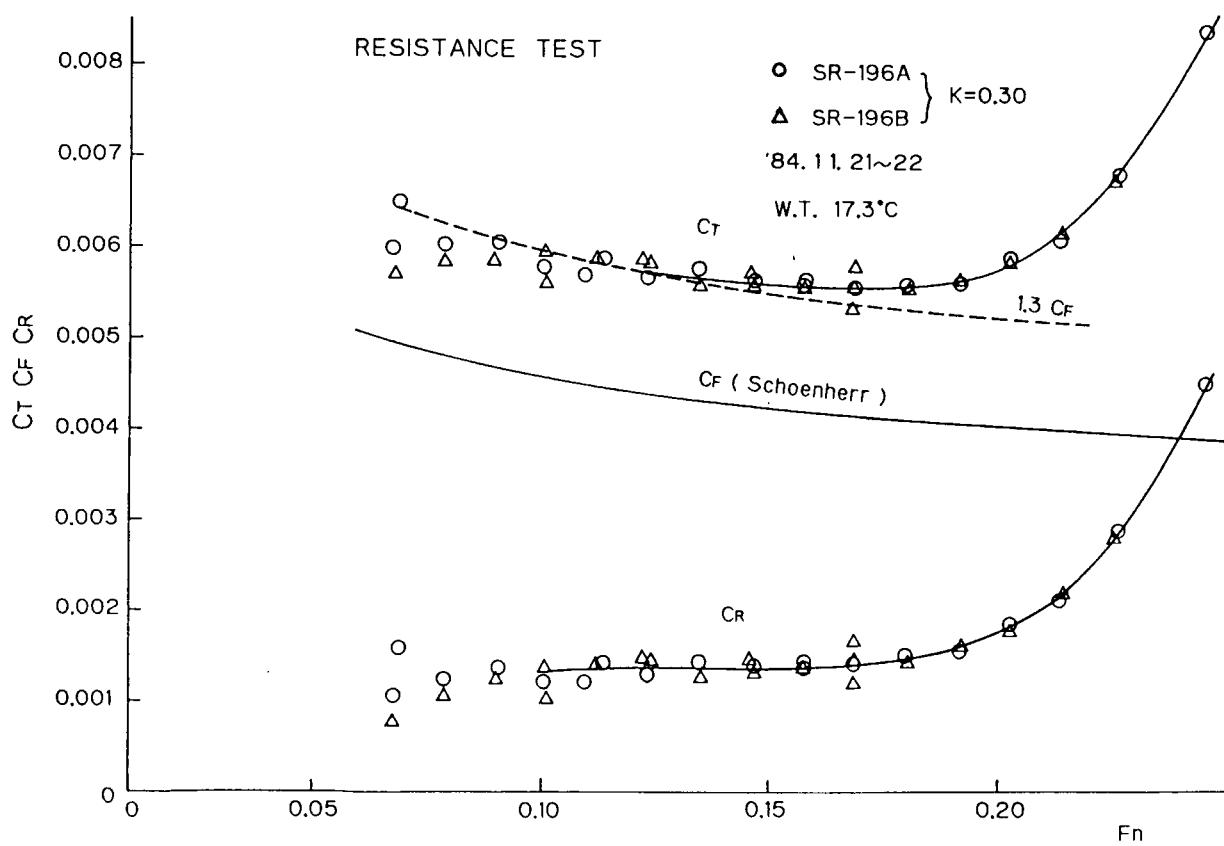


図 3.2.2 抵抗試験結果 ($L = 2$ m, TT)

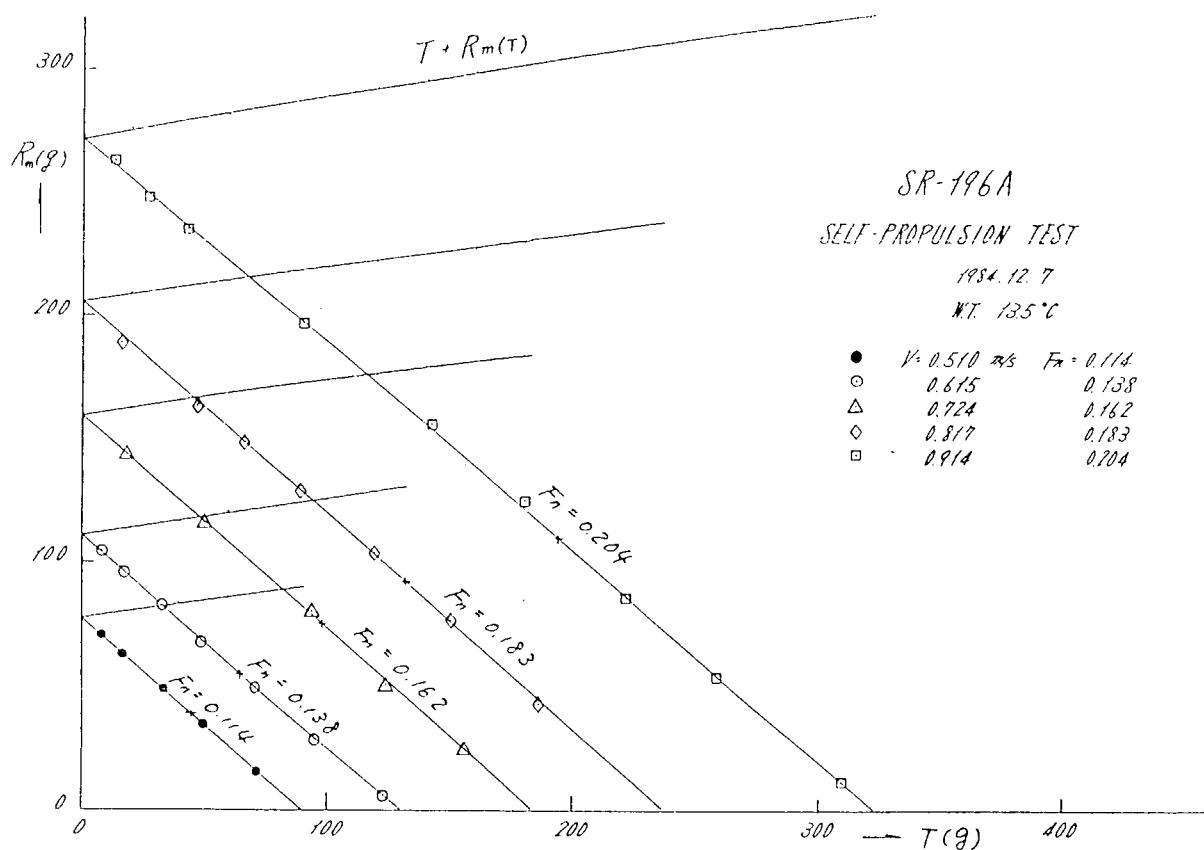


図 3.2.3 荷重度変更試験結果 (SR-196 A, $L = 2$ m, CWC)

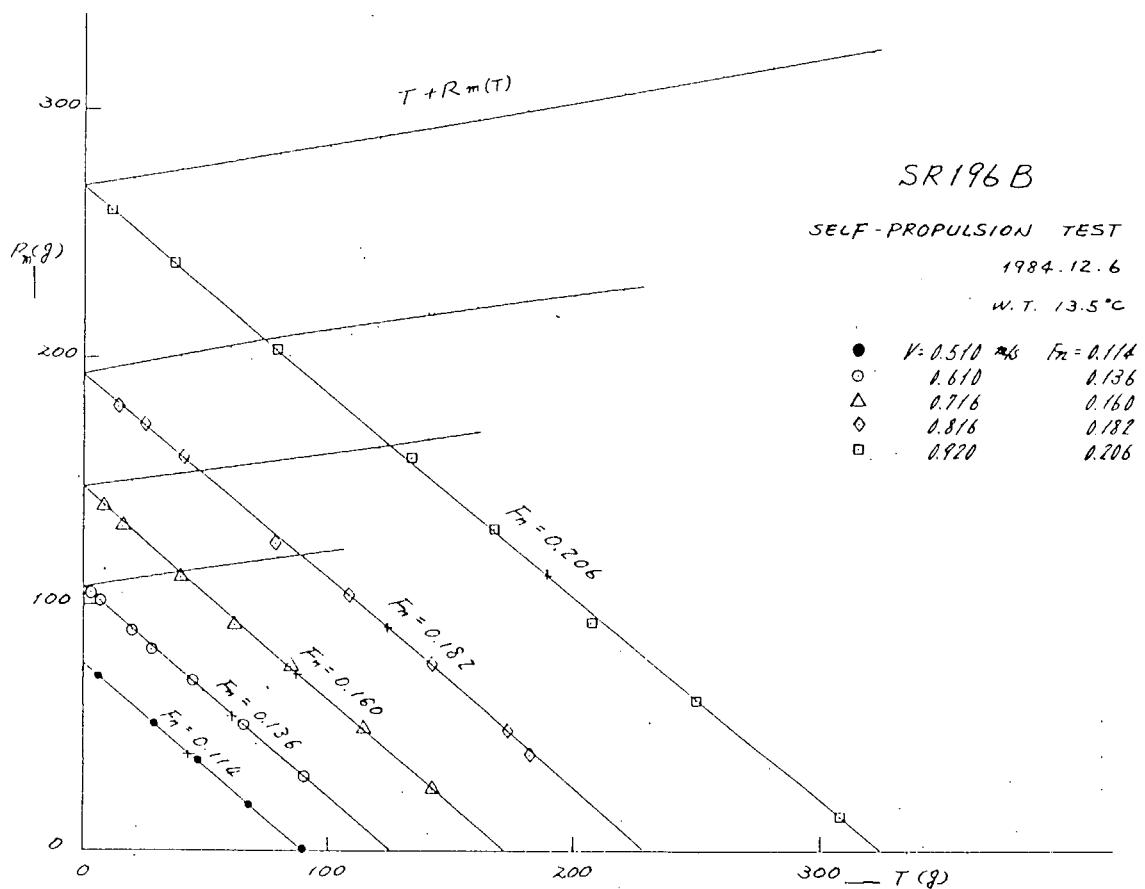


図 3.2.4 荷重度変更試験結果 (SR 196 B, $L = 2$ m, CWC)

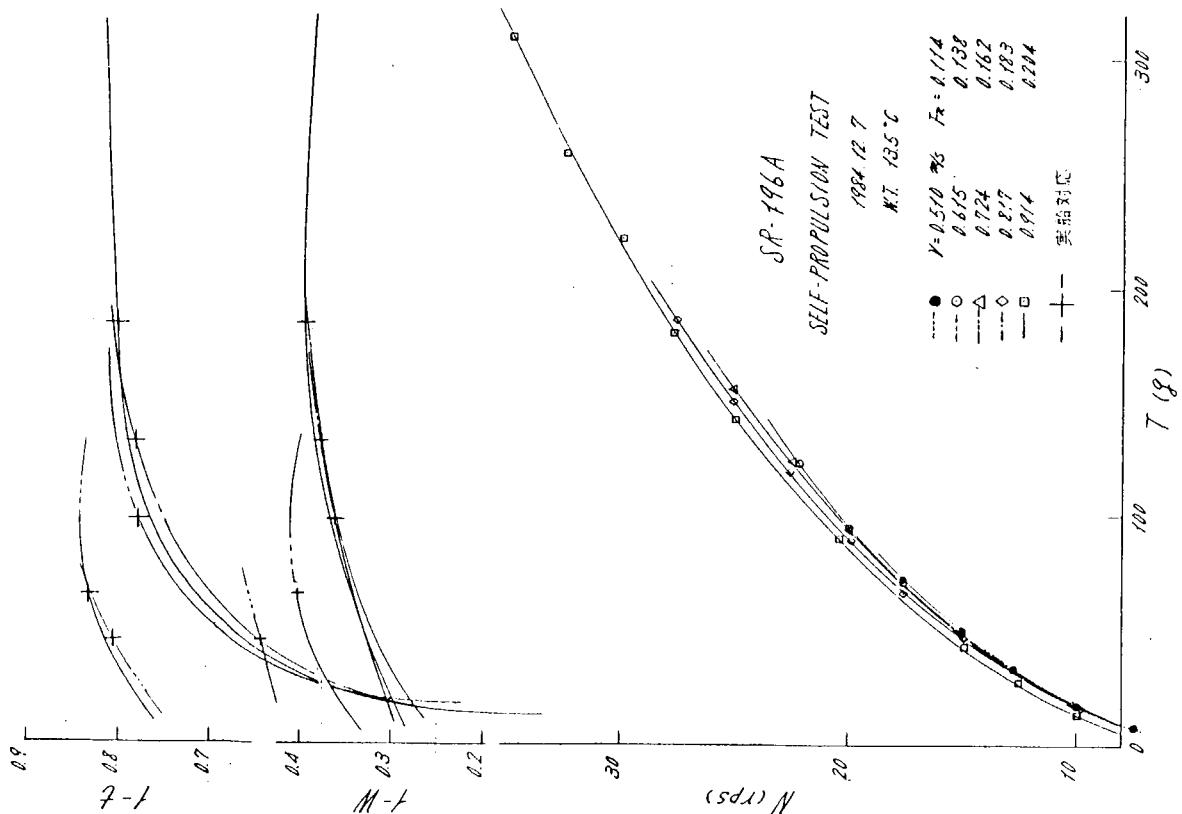


图 3.2.5 自航要素 ($SR - 196 A$, $L = 2$ m, CWC)

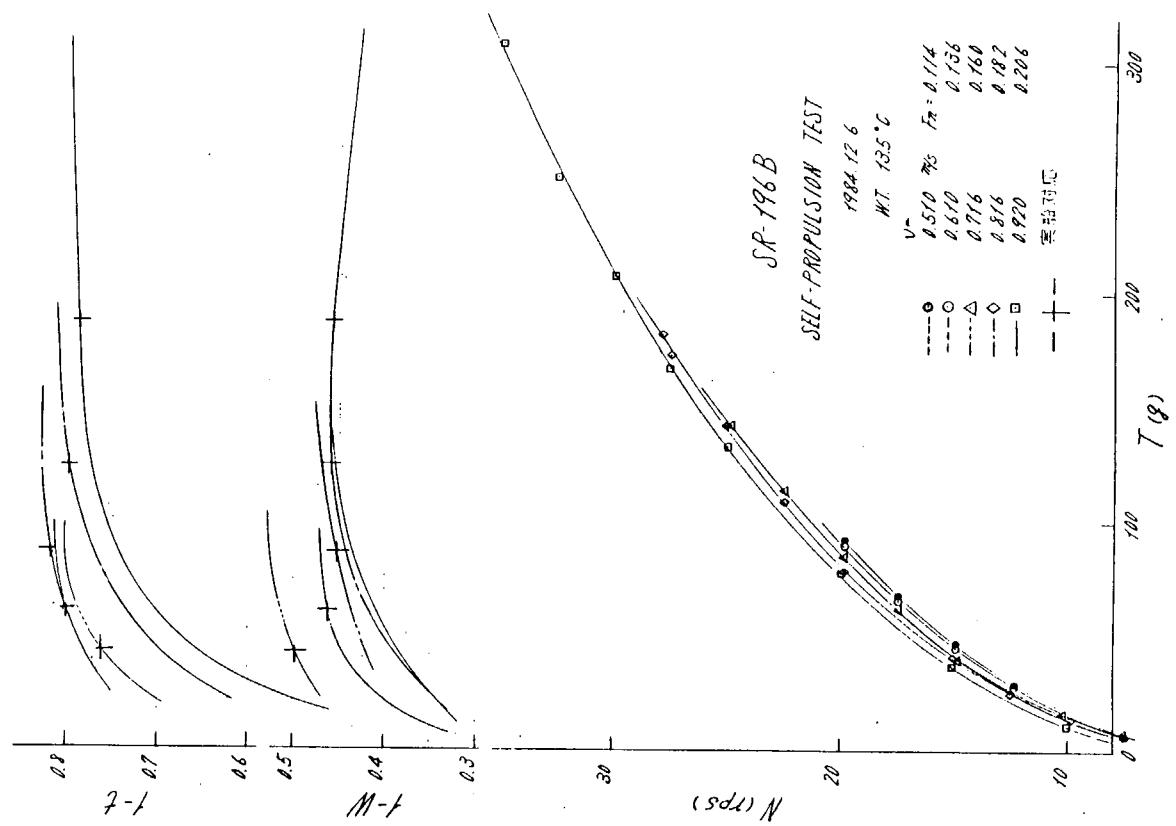


图 3.2.6 自航要素 ($SR - 196 B$, $L = 2$ m, CWC)

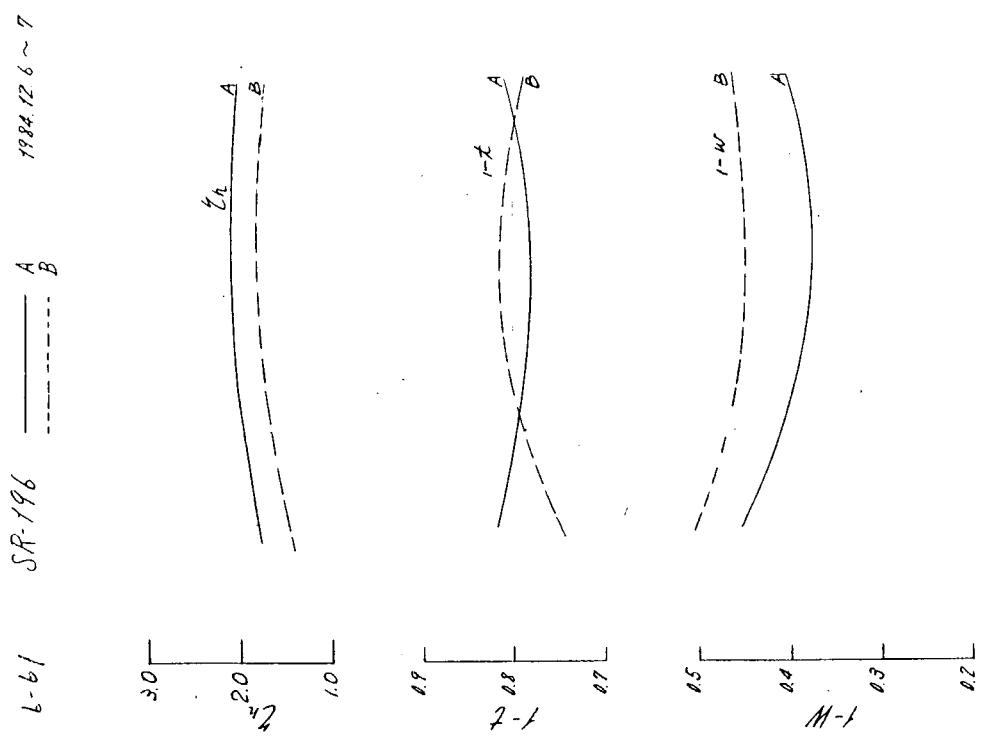


図 3.2.7 自航要素 (実船対応点, $L = 2$ m, CWC)

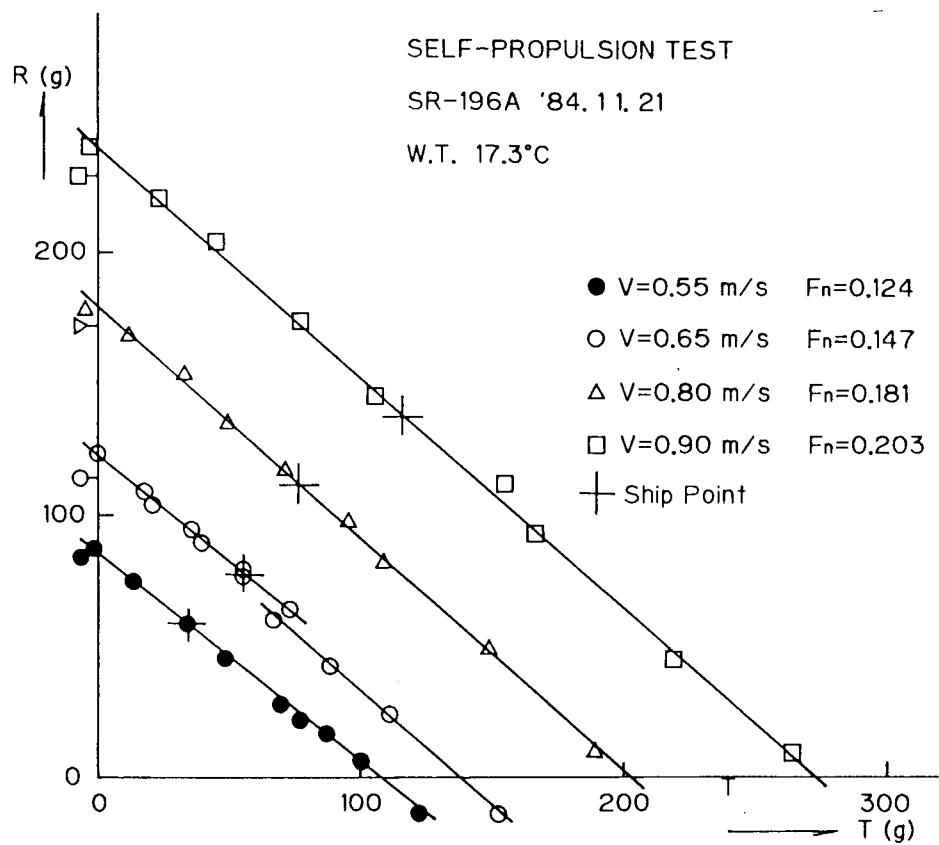


図 3.2.8 荷重度変更試験結果 (SR-196 A, $L = 2 \text{ m}$, TT)

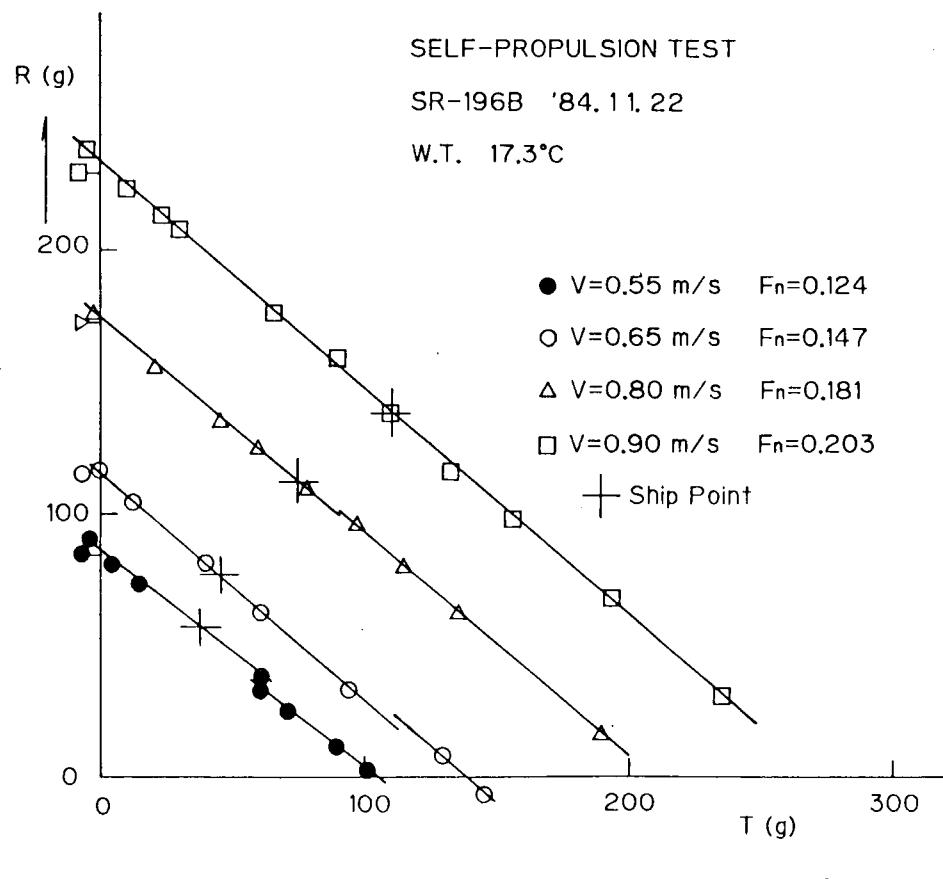


図 3.2.9 荷重度変更試験結果 (SR-196 B, $L = 2 \text{ m}$, TT)

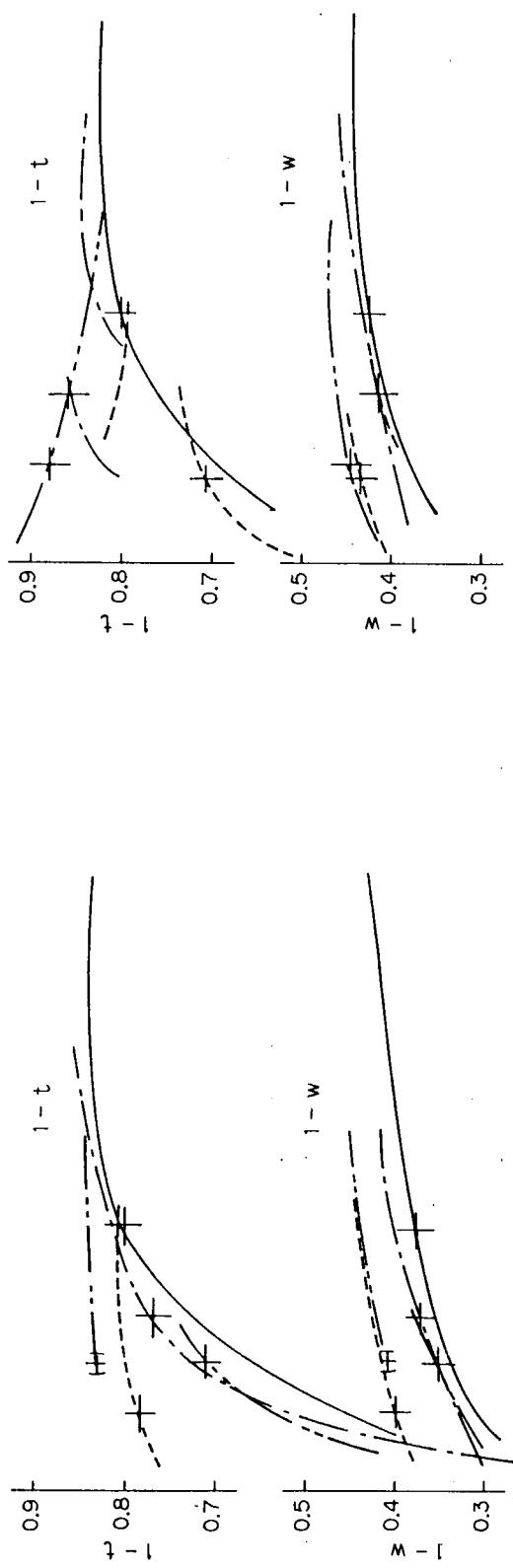


図 3.2.10 自航要素 (SR-196 A, $L = 2 \text{ m}$, TT)

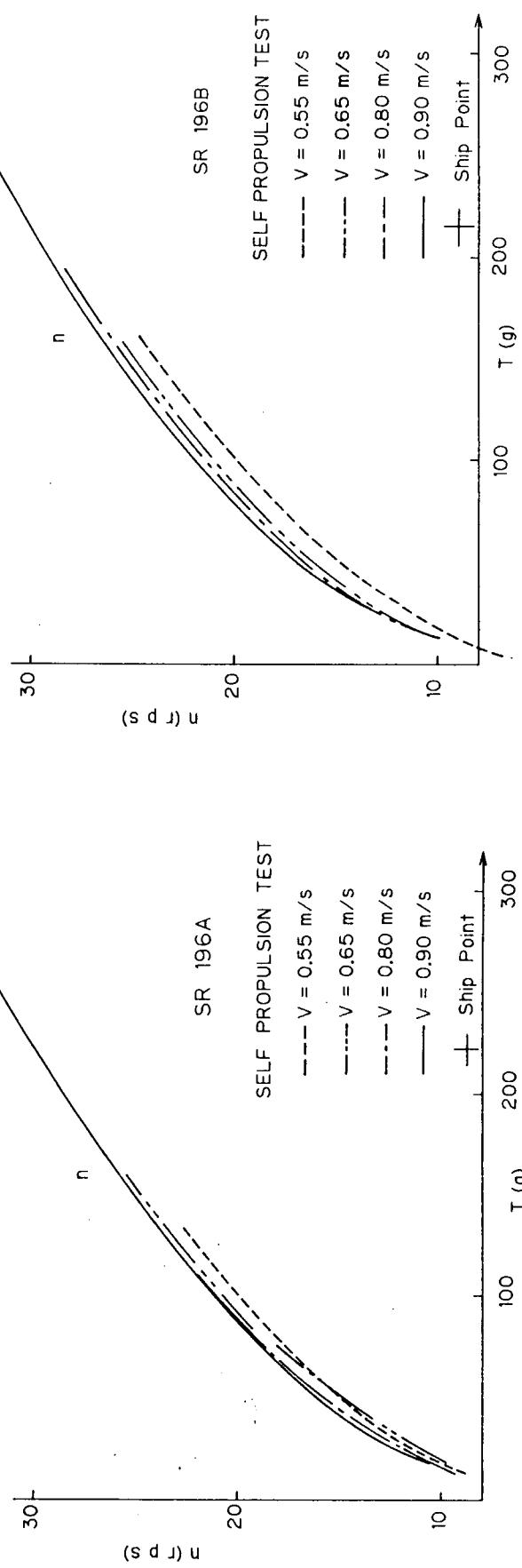


図 3.2.11 自航要素 (SR-196 B, $L = 2 \text{ m}$, TT)

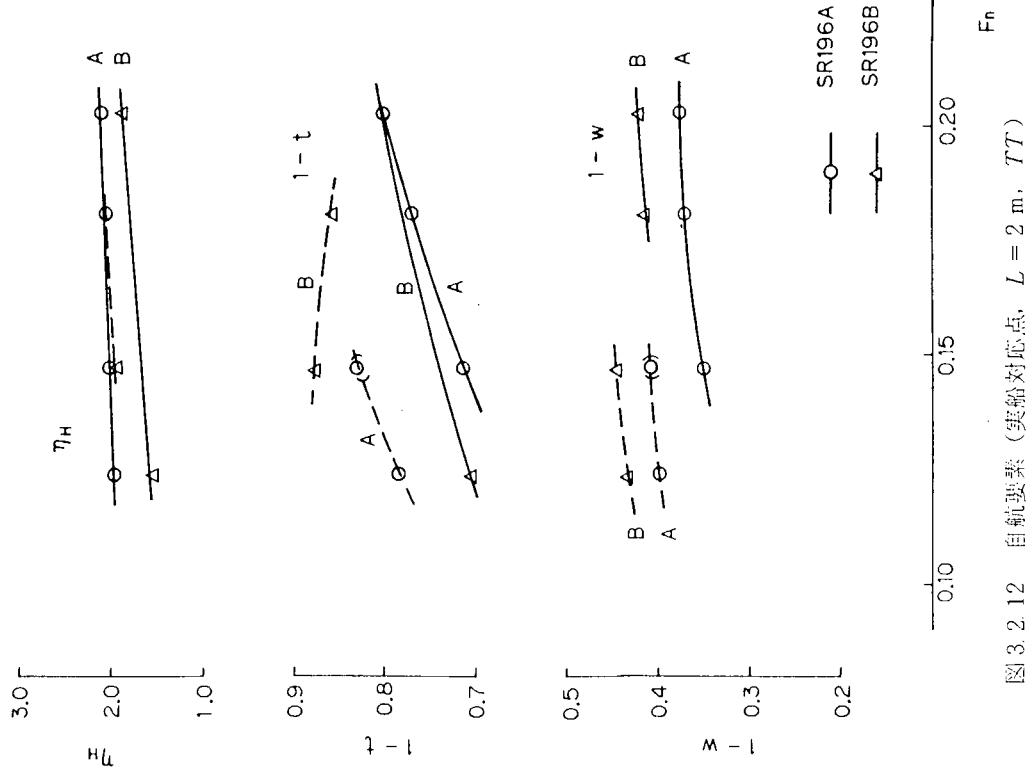


图 3.2.12 自航要素 (自航对点, $L = 2$ m, TT)

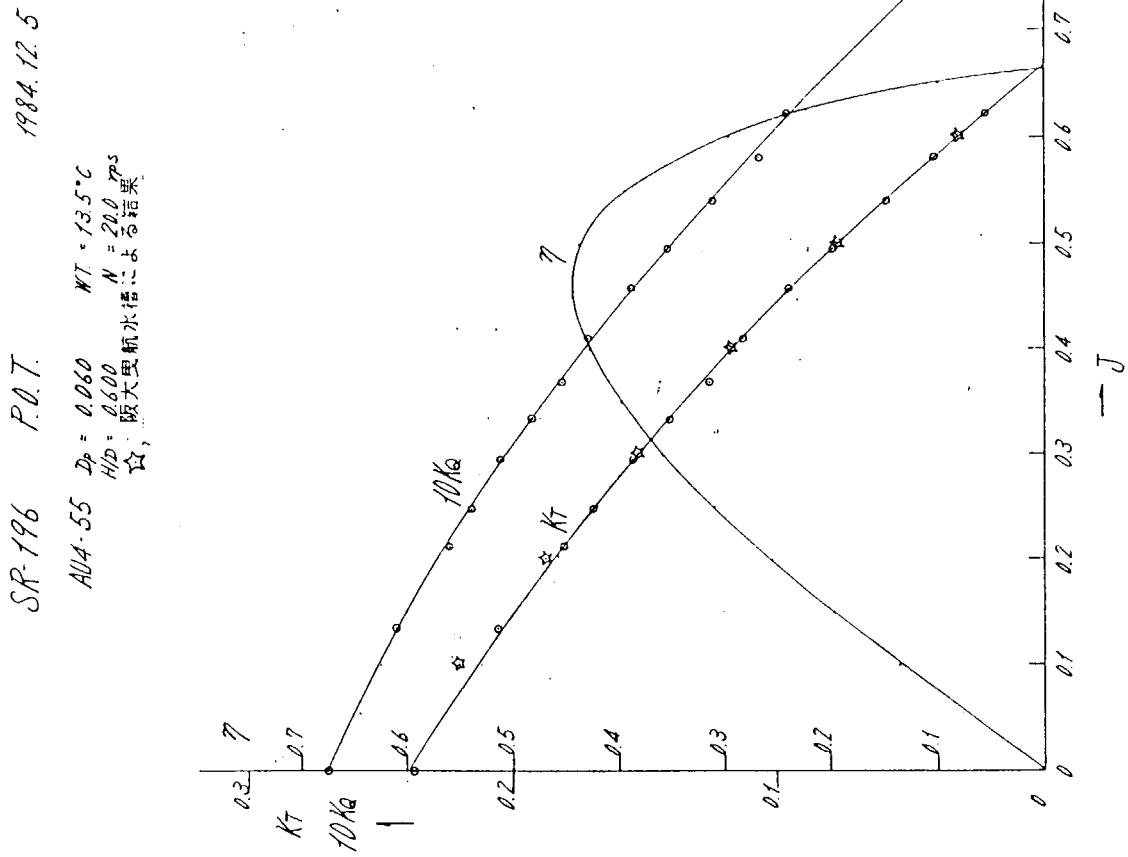


図 3.2.13 プロペラの単独試験結果 (CWC)

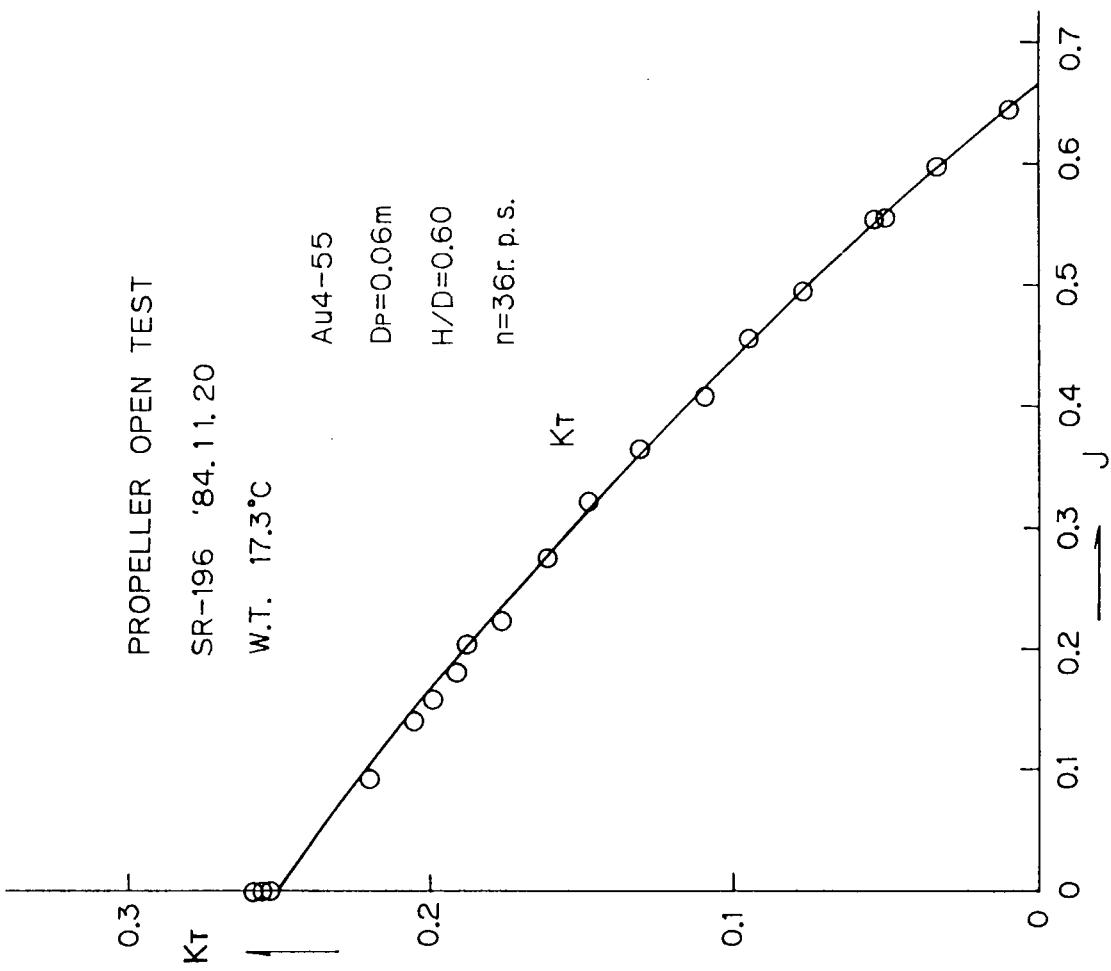


図 3.2.14 プロペラ単独試験結果 (TT)

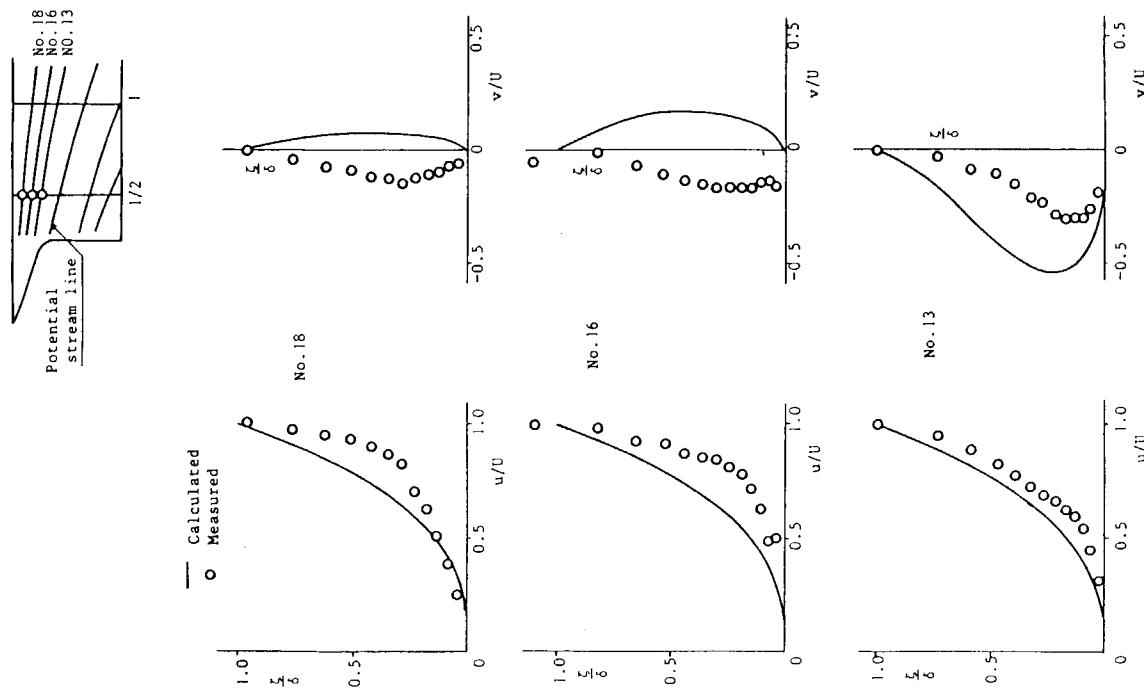


図 3.2.15 速度分布図 ($SR - 196 A$, $S.S.1/2$, $L = 2$ m, CWC)

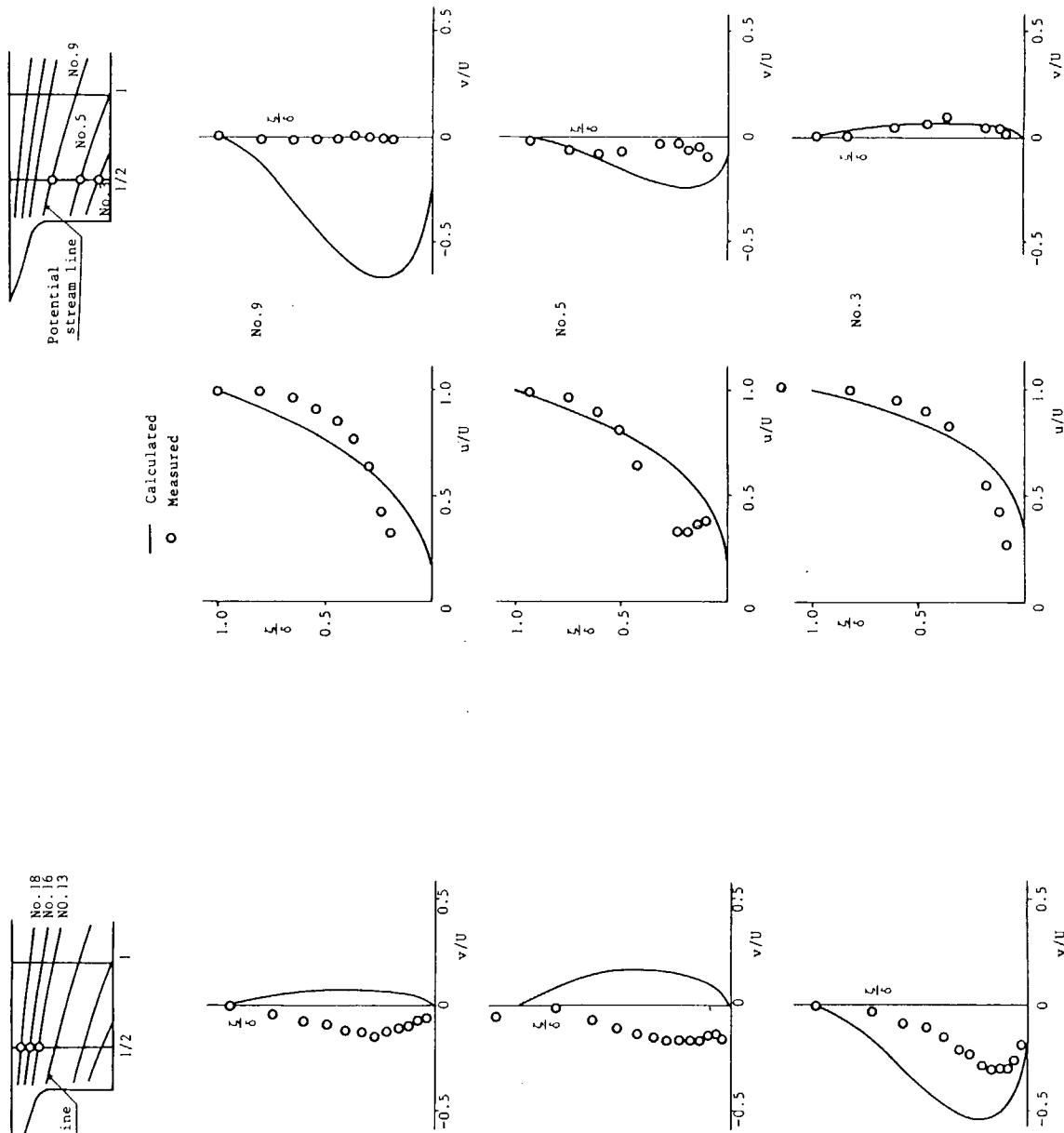


図 3.2.16 速度分布図 ($SR - 196 A$, $S.S.1/2$, $L = 2$ m, CWC)

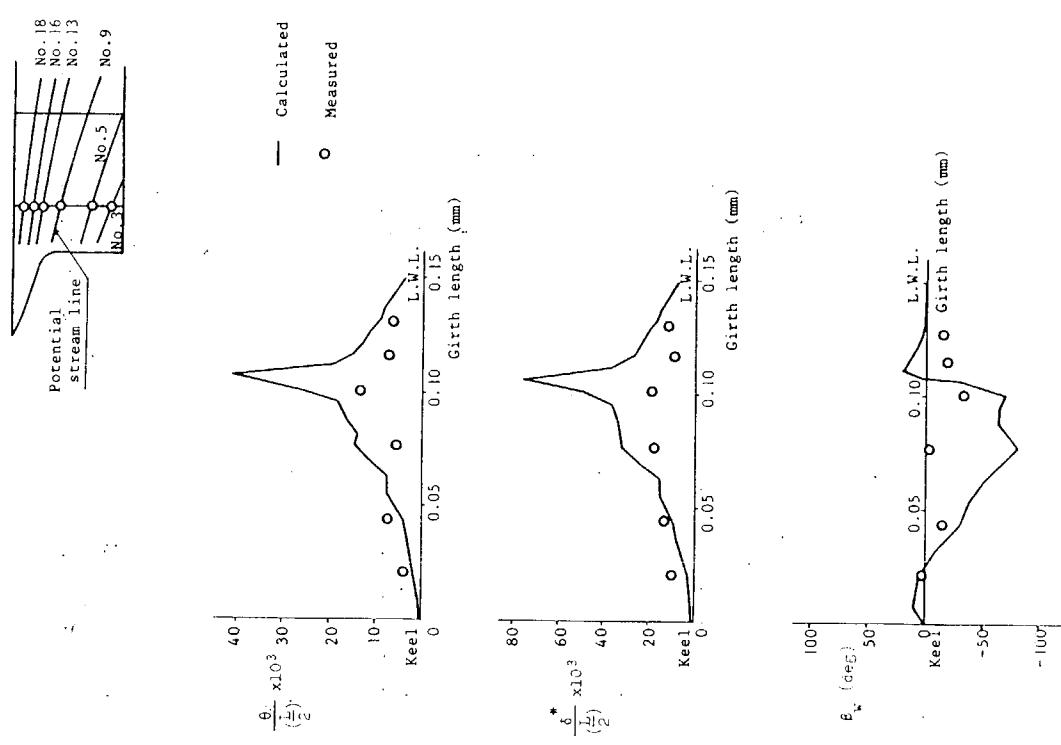


図 3.2.17 境界層パラメタ (SR-196 A, S.S.1/2, L=2 m, CWC)

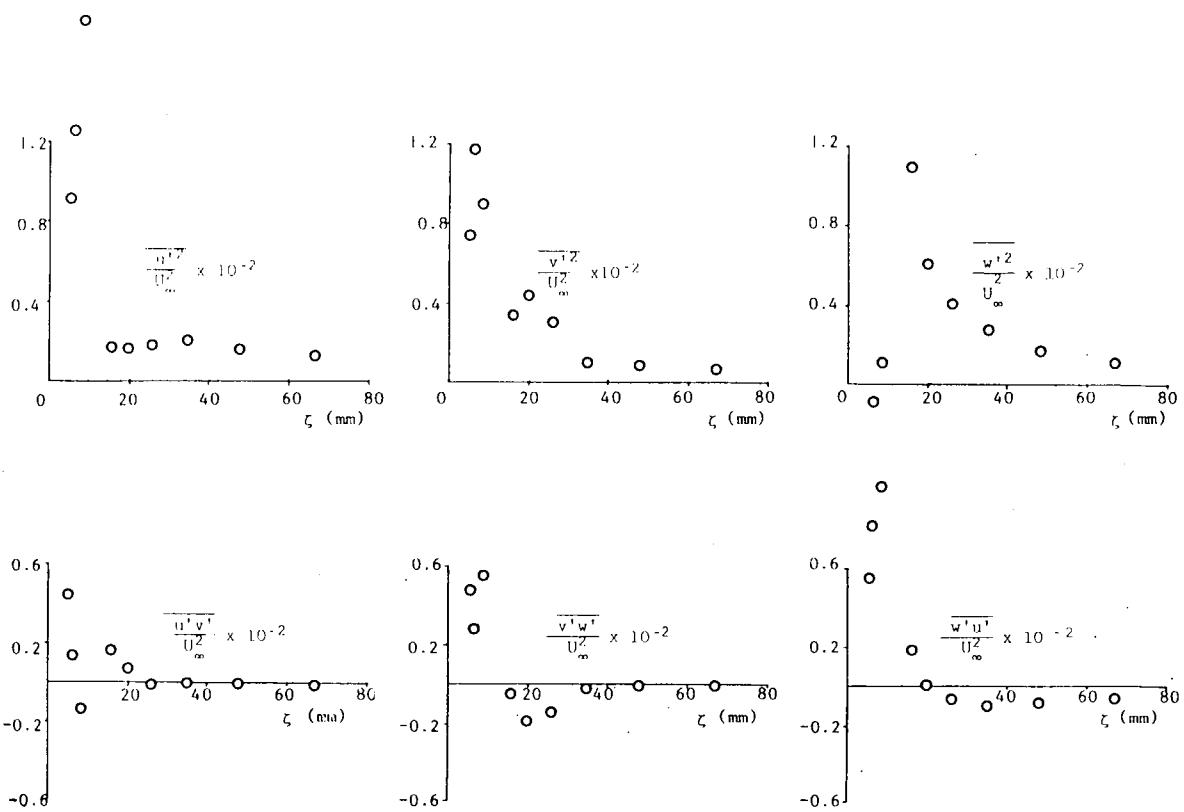


図 3.2.18 レイノルズ応力成分計測結果 ($SR = 196 A$, $S.S. \frac{1}{2}$, $No. 3$ Streamline, $L = 2$ m, CWC)

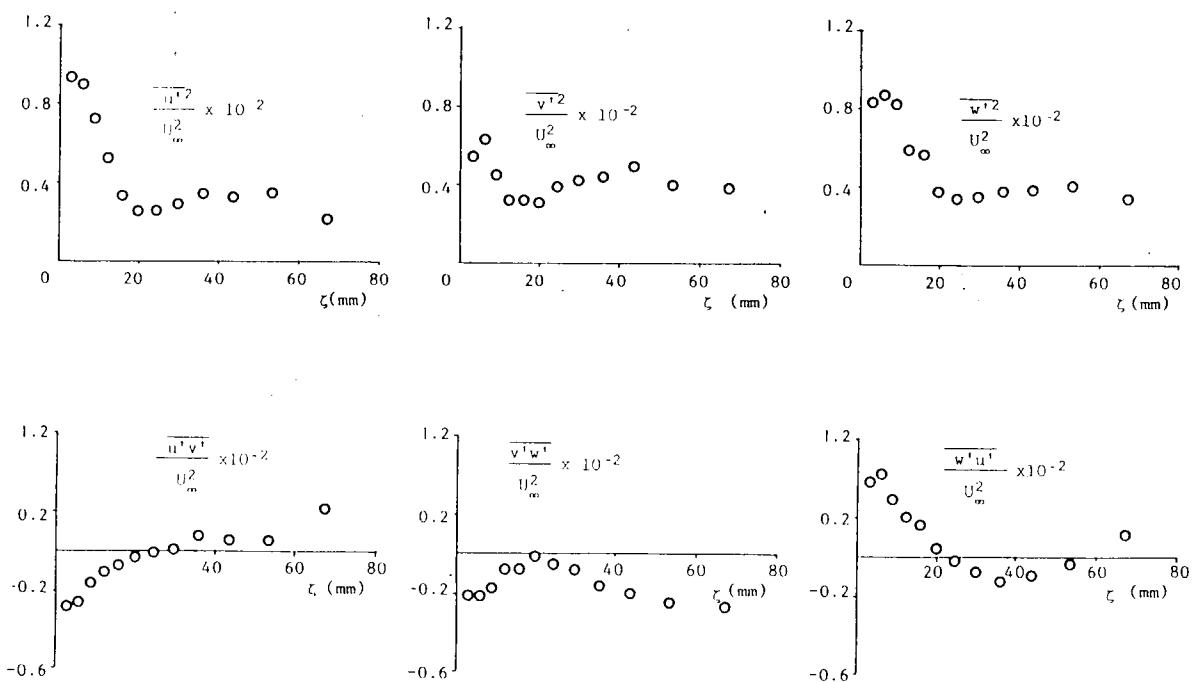


図 3.2.19 レイノルズ応力成分計測結果 ($SR = 196 A$, $S.S. \frac{1}{2}$, $No. 18$ Streamline, $L = 2$ m, CWC)

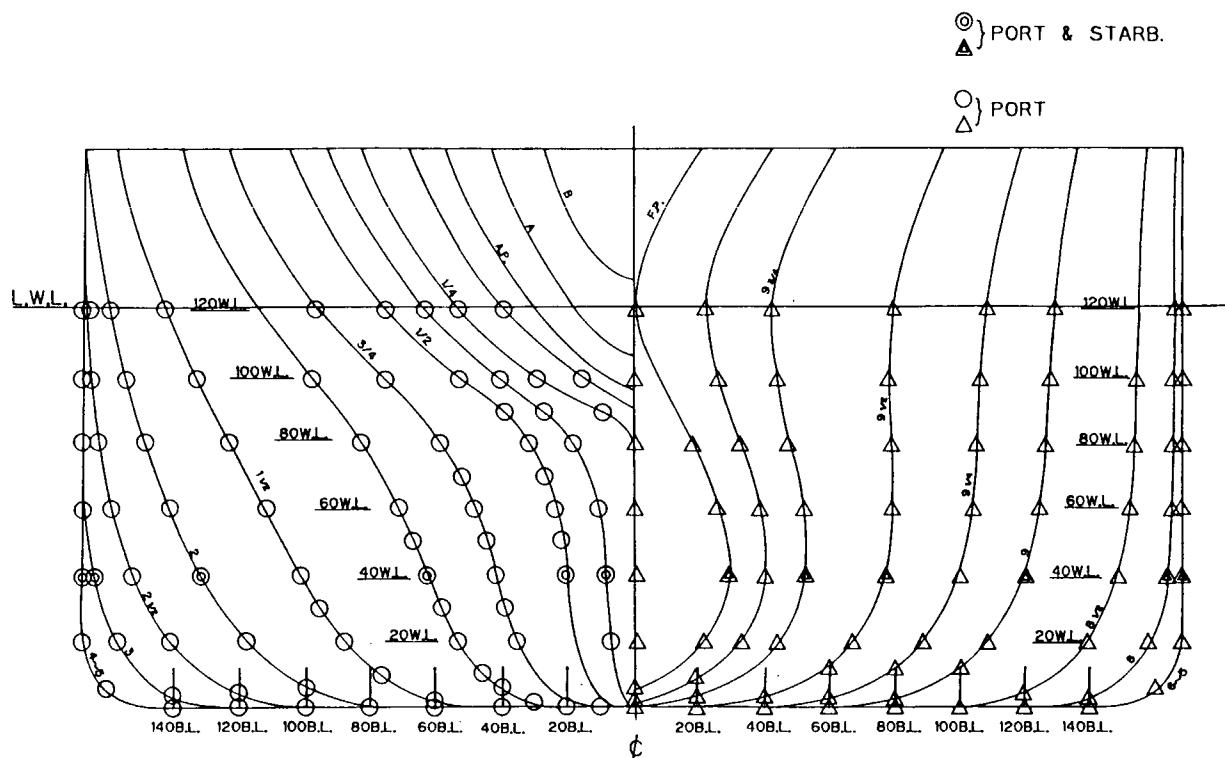


図 3.2.20 圧力計測孔概略配置図

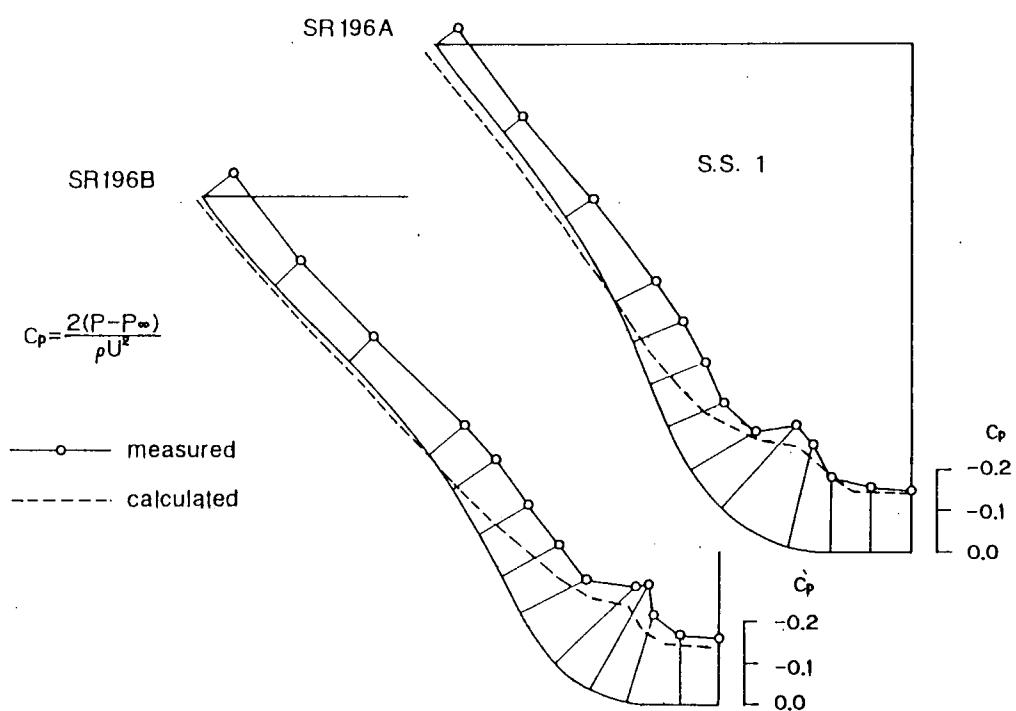


図 3.2.21 圧力分布図 (S.S. 1, $L = 2$ m, WT)

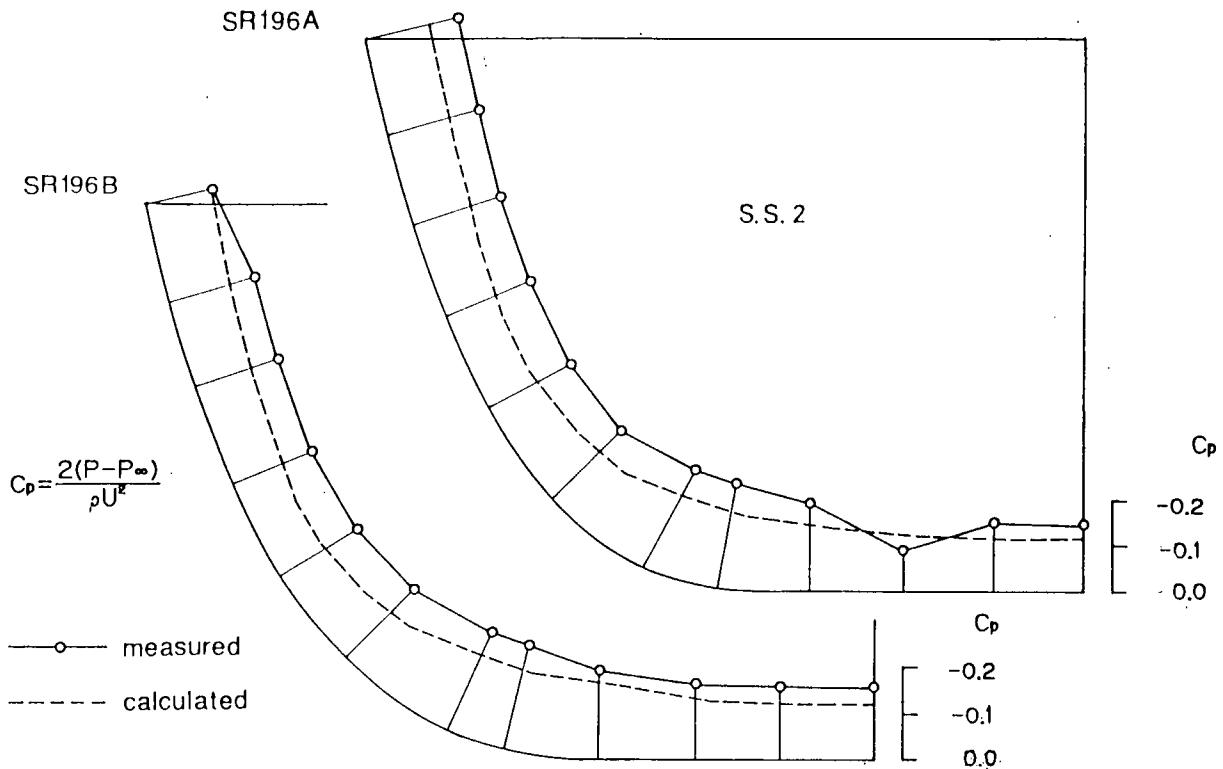


図 3.2.22 壓力分布図 (S. S. 2, $L = 2$ m, WT)

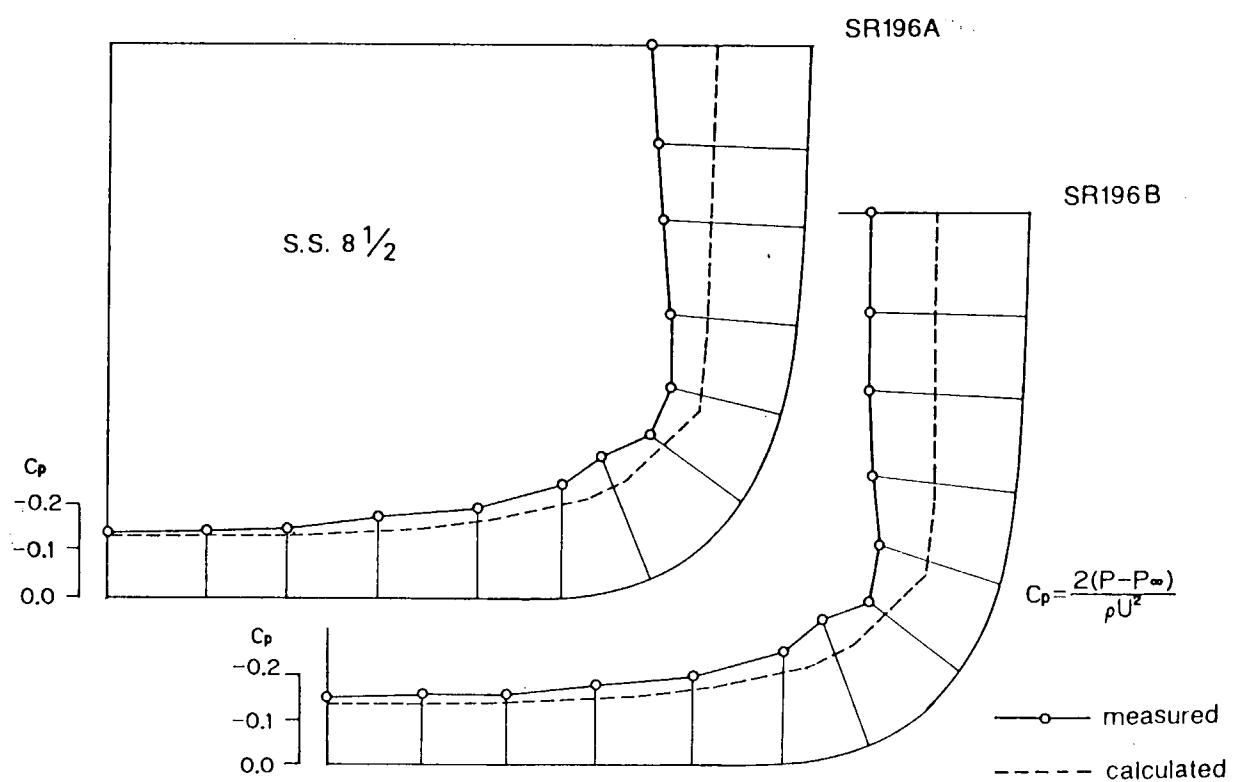


図 3.2.23 壓力分布図 (S. S. 8 1/2, $L = 2$ m, WT)

$$C_p = \frac{2(P - P_\infty)}{\rho U^2}$$

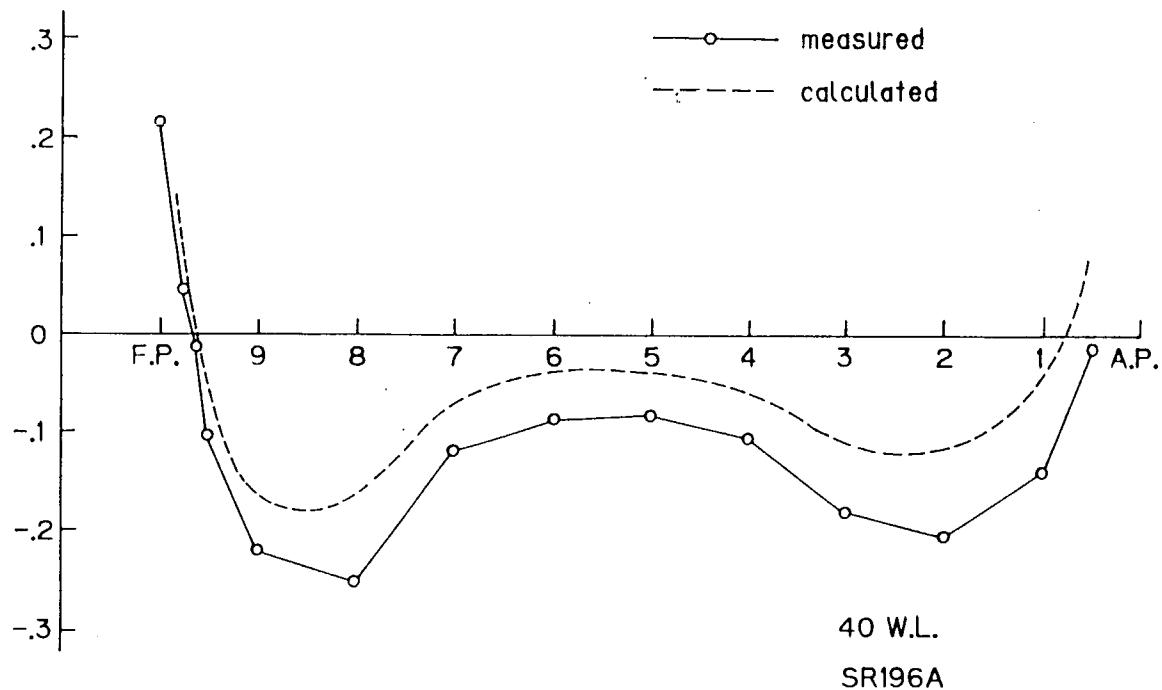


図3.2.24 圧力分布図 (*SR-196 A, 40 W.L., L = 2 m, WT*)

$$C_p = \frac{2(P - P_\infty)}{\rho U^2}$$

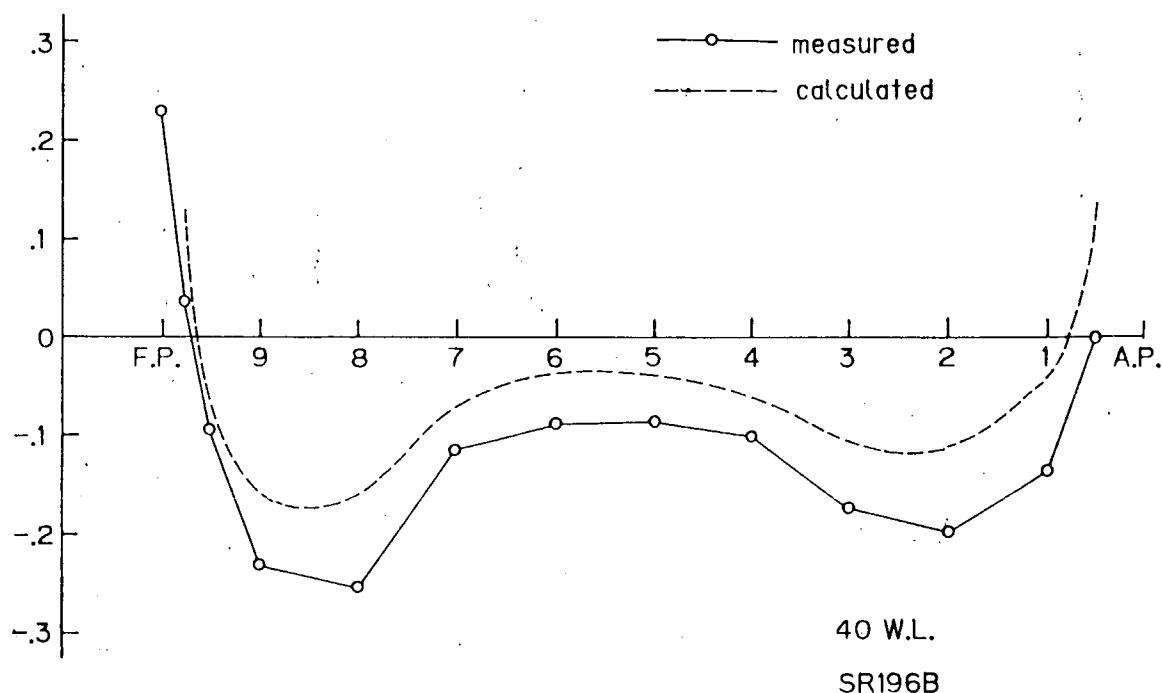


図3.2.25 圧力分布図 (*SR-196 B, 40 W.L., L = 2 m, WT*)

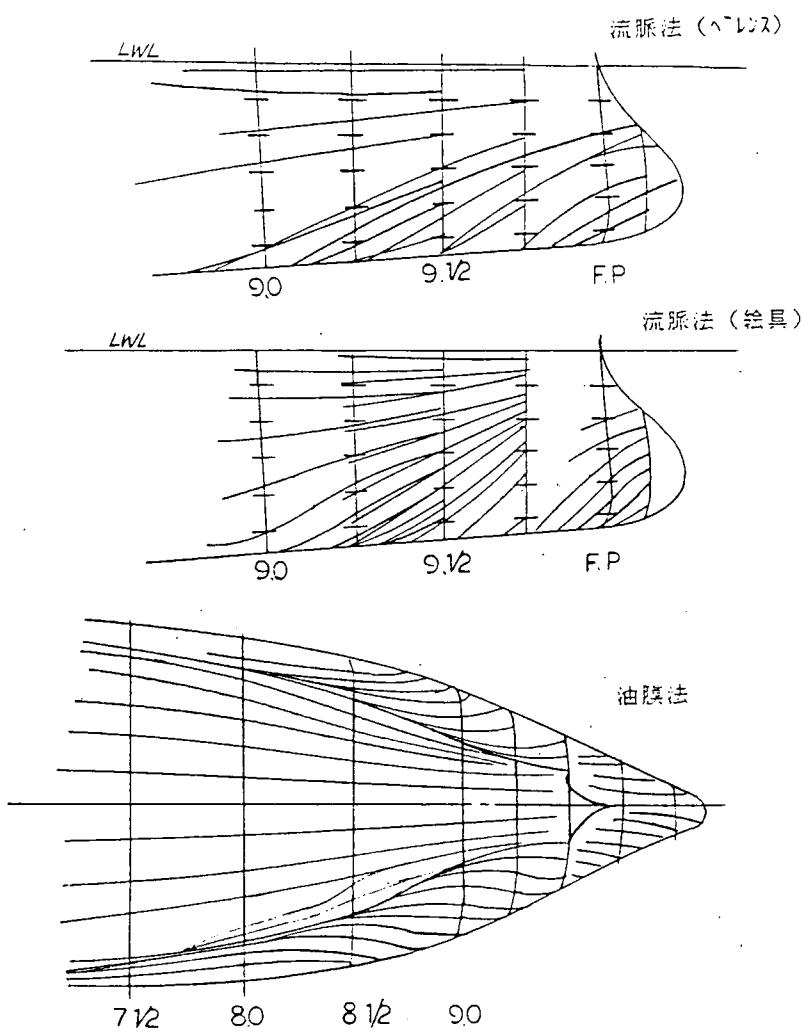


図 3.2.26 船首部の流線 ($L = 2 \text{ m}$, CWC)

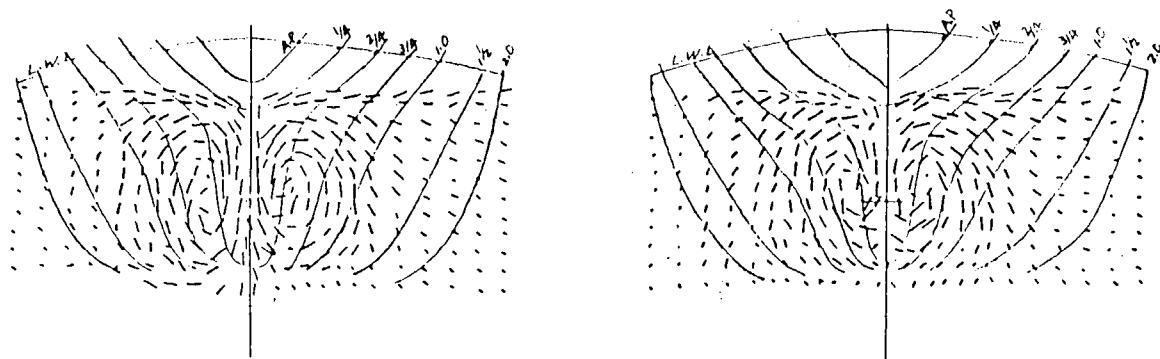


図 3.2.27 タフトグリッド法による結果
($SR - 196 A$, $L = 2 \text{ m}$, CWC)

図 3.2.28 タフトグリッド法による結果
($SR - 196 B$, $L = 2 \text{ m}$, CWC)

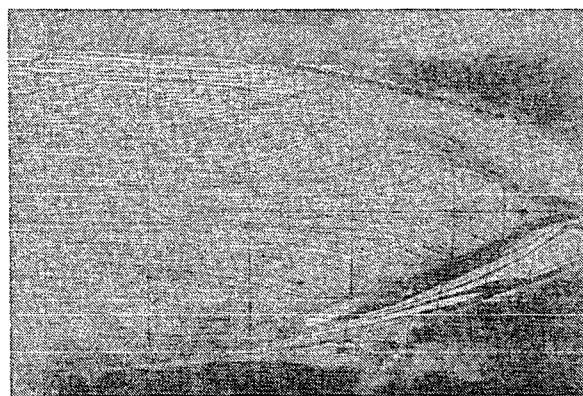
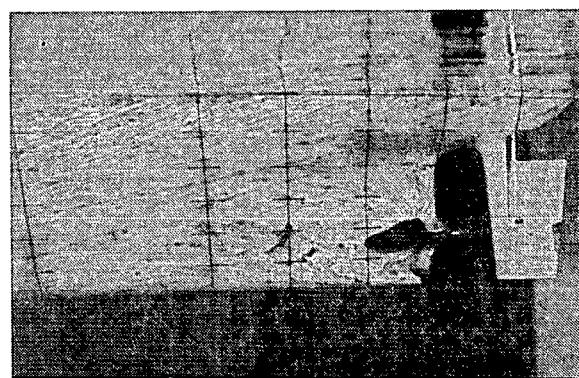
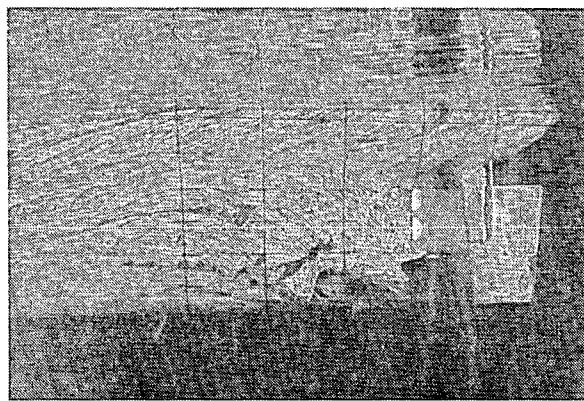


図 3.2.29 油膜法による限界流線
($SR - 196 A$, $L = 2 \text{ m}$, CWC)

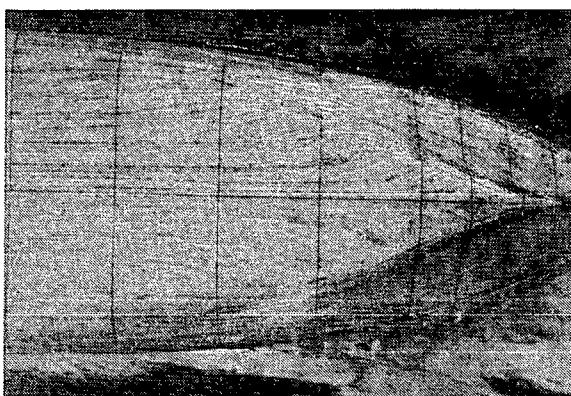


図 3.2.30 油膜法による限界流線
($SR - 196 B$, $L = 2 \text{ m}$, CWC)

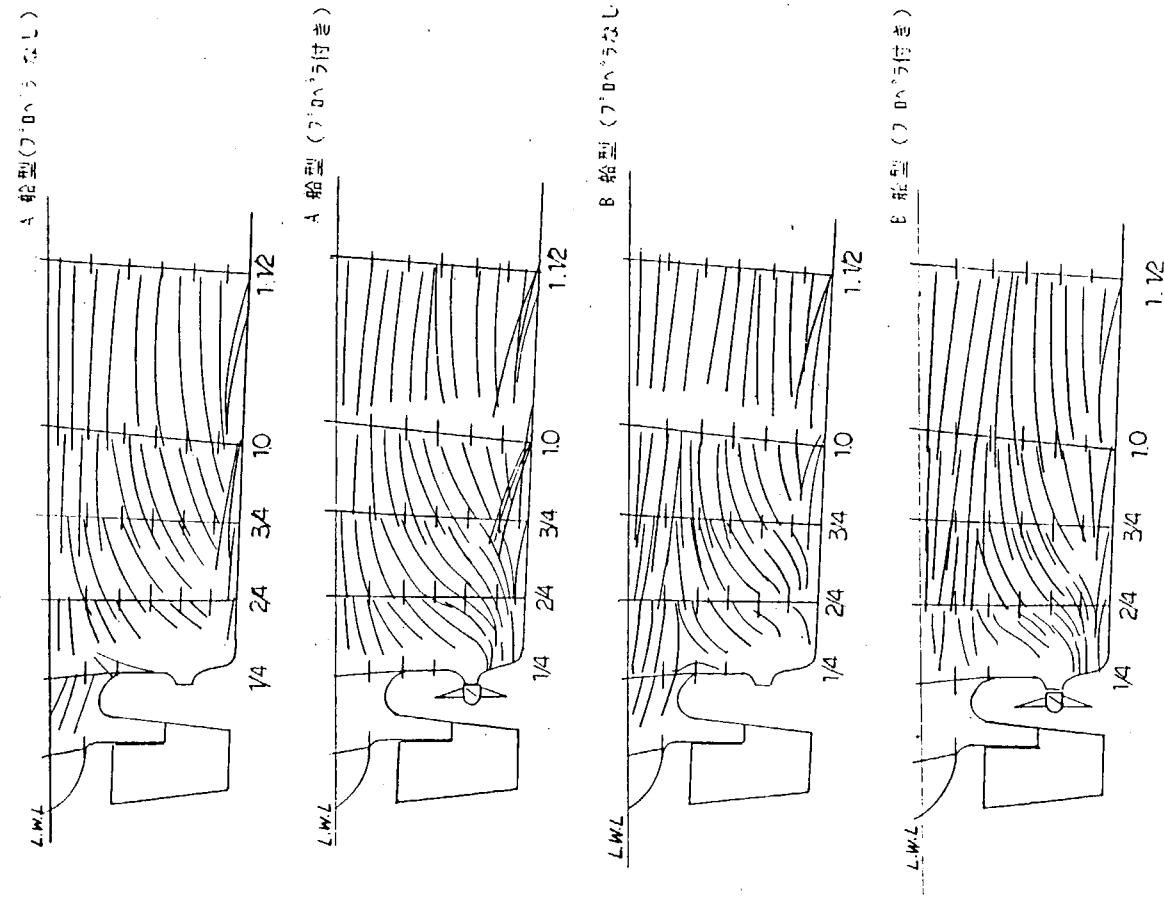


図 3.2.31 流脈法（絵具）による流線 ($L = 2$ m, CWC)

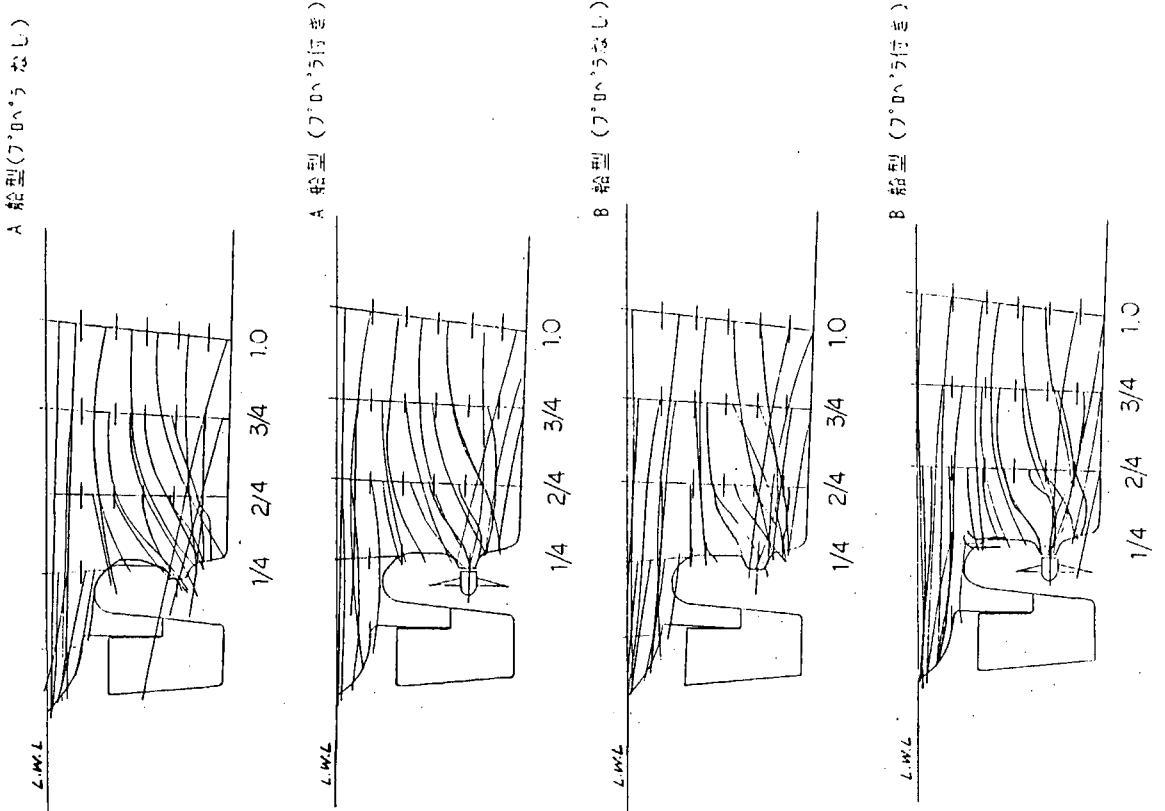


図 3.2.32 流脈法 (ベレンス) による流線 ($L = 2$ m, CWC)

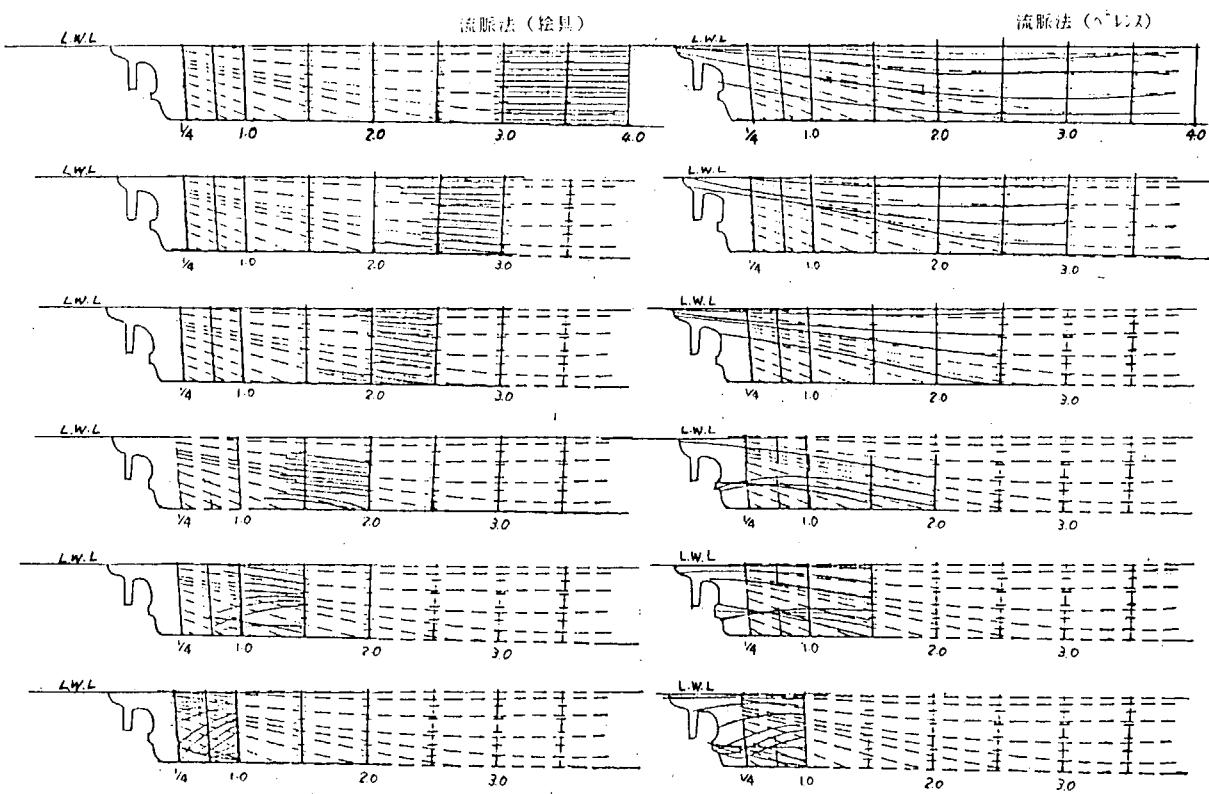


図 3.2.33 流脈法による流線 ($SR - 196 A, L = 2 m, CWC$)

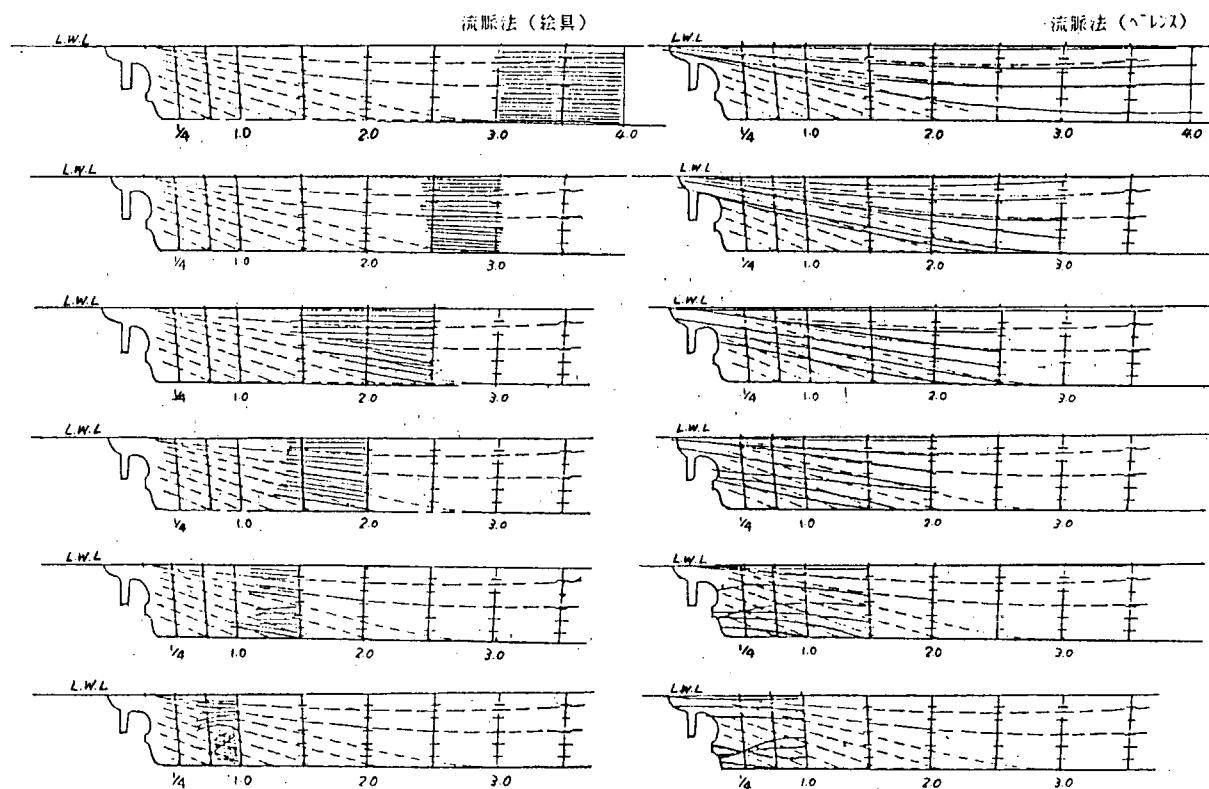


図 3.2.34 流脈法による流線 ($SR - 196 B, L = 2 m, CWC$)

4 境界層理論による検討

4.1 境界層計算法および計算条件

第2章で決定したA, BおよびCの3船型について船体まわりの3次元乱流境界層の計算を実施し、船尾流場および粘性抵抗の変化を調査した。もっとも、積分型の境界層計算手法がかなり使用されるようになった現在においてもなお境界層方程式やその近似の程度、あるいは数値計算法の差異などにより計算結果に量的質的な差が生じることも事実である。以下では各種の計算法に基づく計算を行い、それらの手法の差異を考察しつつ併せて船型間の違いを論じることとする。

表4.1.1に本年度実施した計算法の分類を示した。境界層・後流系に対する近似の粗い順に並べてある。手法はすべて境界層方程式を厚さ方向に積分した関係式を用いるいわゆる積分型解法であり、速度分布の近似、微小2次流れの仮定の有無、排除厚さの影響を考慮するか否か、あるいはその他の第2近似効果の採用の有無などに手法の違いがある。それらの開発者の名前により以下ではI法、S法などと略記することとした。また、粘性抵抗の評価については公表されている手法が少ないため、大部分は姫野^[2]の方法を採用しているようである。これは、主流方向の運動量損失に基づく抵抗成分 R_1 （あるいは R_{MOM} ）と渦抵抗成分 R_2 （あるいは R_{VOR} ）の和として粘性抵抗 R_V を定義し、それらを境界層の諸量を用いて表現する手法である。

計算の条件としては特に詳細な指定はせず、Reynolds数 R_n のみを 1.0109×10^6 とした。これは2m模型船で $F_n = 0.13$ 、15°Cの清水に対応しており、次年度予定している模型実験との比較を考えたためである。境界層計算結果の表示方法は、したがって、各実施機関により異なっている。また同一の方法でも流線の本数や位置、パネルの分割数の違いにより計算結果に若干の差異が生じるが、以下ではそれを無視し、手法別に計算の結果をまとめることとする。

境界層外部のポテンシャル流れの計算は全機関共Hess-Smith法を用いている。ただし片舷の分割数は240～340程度とかなりの違いがあるが結果に及ぼす影響は少ないと考えられる。

4.2 計算結果および考察

4.2.1 ポテンシャル流れ

図4.2.1～図4.2.4に3船型のポテンシャル流れの表面圧力分布を示す。前半部は船型間の差がなく、図4.2.1に示すように船首ビルジ付近で $C_p = -0.3$ の強い負圧部が生じており、これが船首船底ビルジ渦の要因である。船尾においては $C_p = -0.25$ の細長い負圧領域が見受けられ、B.A.C.船型の順にこの領域が長くなっている。ガース方向の圧力の勾配は流線の曲率 K_2 に相当しており、($K_2 = \partial U_e / \partial n \propto U_e$, U_e :層外流速, n :等ポテンシャル線方向、近似的にはガース方向)、また K_2 は2次流れの生成、さらには縦渦の発生の要因であることを考えるとB.A.C.の順に縦渦が大きくなることが予想される。流れの方向の圧力勾配はS.S.1より前方では3船型共大差はない、S.S.1/2付近ではB.A.Cの順で大きいようにも見えるが、この付近のポテンシャル圧力の差は境界層計算にも、また実際の流れにも影響が少ないものと思われる。したがって肋骨線形状を変化させた影響は主にガース方向の圧力勾配の差となって現われたと考えてよい。

図4.2.5～図4.2.8に流線を示す。図には限界流線も示してあるが、これはOH法による計算結果であり、後述する。船尾に向って上方に曲がる方向が $K_2 > 0$ すなわち逆渦の生成要因であり、下向きの曲率は $K_2 < 0$ すなわちビルジ渦の要因である。S.S.2のあたりで一旦逆渦傾向となり、S.S.1付近の船側部で縦渦発生の要因が見受けられ、その結果として限界流線にビルジ渦によるopen typeの剥離線が現われることになる。図4.2.9はbody plan上でポテンシャル流線を比較したもので、ビルジ部から船側にわたってB.A.Cの順に下向き傾向が強く、圧力分布の傾向とも合致しており、C船型の縦渦が強いことが推察される。水面付近でB船型には上向きの曲率すなわち逆渦の要因が見受けられる。

曲率のガース方向分布を図4.2.10～図4.2.14に示す。同図はOH法の境界層計算結果であるが、それは後述することとし、ここでは流線の縮小率 K_1 （ $K_1 > 0$ で境界層厚さが増大する要因となる）、曲率 K_2 、さらに修正圧力勾配 P_2 （＝ $K_1 - 3.3 \partial U_e / \partial S / U_e$ 、 s は流線方向、 $P_2 > 0$ は運動量厚さを増大させる）に注目する。 K_1 および P_2 は同様の傾向であり、船型間の差異は肋骨形状が変化したことに対応して、それらの量がガース方向にシフトした形で現われている。S.S.1/2でB.A.Cの順に K_1, P_2 が大きくなっているが、前方では大差ない。 K_2 については、S.S.1 1/4付近、ビルジ付近で、シフトを考慮してもなお、C船型の K_2 の絶対値が大きいようである。

このように、ポテンシャル計算だけでも境界層特性の変化をある程度予想できるが、この程度の船型変更の効果をポテンシャル計算値のみから速断することは不十分であって、やはり次に述べる境界層の計算が必要であろう。

4.2.2 境界層計算結果

説明の都合上、まずすでに示した図4.2.10～図4.2.14のOH法の結果から述べる。船型間の相違は、肋骨線の違いと同程度にポテンシャル計算値や境界層計算結果に現われている。

主流方向の特性量は K_1 や P_2 の値が流線方向に積分されて求められるので、それらと同様の傾向が船型間の相違として現われる。例えば、運動量厚さ θ_{11} （THETA 11）、局部摩擦応力 C_f （CF）、排除厚さ δ^* （DELTA*）、Squire-Young 公式における後方での運動量厚さ θ_∞ （THETA INF）などである。 θ_∞ をガース方向に積分すると、その断面から前方までの運動量損失抵抗が求められる。これらの主流特性値がガースの中央部（ビルジから水面に向う流線上）でピークを一点だけ持つのは微小2次流れの近似によるもので、実際には必ずしもこれ程のピークでない事は知られている通りである。一方2次流れの諸量は K_2 に関係しており、壁面での2次流れ角 β_w （BETA）、2次流れによる主流方向の渦度に基づく循環密度 r_s （DGAM-S）、ポテンシャル流れの上向き速度による循環 r_{nx} （DGAM-NX）、それらの和である船長方向の r_x （DGAM-X）などがある。 β_w はS.S.2までは逆渦方向（ $\beta_w > 0$ ）であるが、以後、ビルジ部の下向き流れが卓越し、S.S.1/2に至って大きなビルジ渦領域が形成され同じことが r_s にも現われている。船型間ではB.A.Cの順に渦が強いことがわかる。 x 方向の循環 r_x も同様の結果である。もっとも β_w の値が大きくなり過ぎる事も従来から微小2次流れの近似の欠点であることが指摘されているので、数値については過信すべきでない（特にS.S.1/2など）。図4.2.5～8は β_w の方向にtraceした限界流線で3次元剥離の様子が現われている。抵抗成分の船長方向の分布を図4.2.15～図4.2.16に示す。予想したように、 R_{MOM} には大差がなく、渦抵抗 R_{VOR} の方に船型の差が生じており、B.A.Cの順に渦抵抗が増大している。ここではS.S.1/2の計算値でこれを評価することとしたが、 R_{VOR} については図4.2.17に示すように最大値を用いてもよく、また、S.S.2での値（これは逆渦による抵抗である）との相関もよいのでこれらを用いてもよいかも知れない。表4.2.1にこのようにして求めた抵抗値を $\rho SV^2 / 2$ （ S は浸水面積）で無次元化して示した。 R_{VOR} はB.A.Cの順で増大するが R_{MOM} の若干の相違も影響し、 $1 + K$ の値はB.A.Cの順ではあるが、BとAの差は余りない結果となった。 R_{MOM} と R_{VOR} に対するweightの定数は姫野⁽²⁾の文献中SR61船型のものを用いてある。 K の値は6 m模型によるA,B両船型の値とは異なるが、C船型が抵抗大となることが従来の経験から予想されることからも、この計算値は相対比較に利用する上では妥当なものと考えられる。

つぎに、境界層方程式の平板解からの摂動展開の第1近似解であるTH法の結果について述べる（図4.2.18～図4.2.24）。運動量厚さ θ （＝ θ_{11} ）や β_w はOH法と同じ傾向であるが形状係数 H は圧力勾配の影響を敏感に受けており、同時に C_f の分布にも影響している。この方法によると抵抗成分 R_{MOM} にも船型の差が生じている。 R_{VOR} の値はS.S.2で船型間の差が顕著であるが、これは図4.2.17でも示したように後方での値と強い相関があることによる。 R_{VOR}, R_{MOM} 共にB.A.Cの順で抵抗が大きくなっているので、これらを用いて抵抗の相対比を行なうことも可能であろう。本計算については、船型間の差（肋骨線幅の変化が半幅の約1割程度）を考えると、もう少し流線の本数を増やす等の数値計算上の工夫を施す必要もあるろう。

つぎにH法の結果を図4.2.25～図4.2.33に示す。本法は2次流れが1パラメターモデルである他はOH法と同様で

あるので、境界層計算値もほぼ同様の傾向を示している。水面付近で θ などにかなりの船型の差が生じているのは主として K_1 の数値計算法に問題があるものと思われるが、積分して抵抗成分 R_{MOM} を求めると、その影響は顕著でなく、OH法と同様に船型の違いはほとんど効いていない。 R_{vOR} は S.S.2 の付近で差が生じているが、これも図 4.2.17 にあるように、ビルジ渦の前方に生じている逆渦の寄与であり、かつ、ビルジ渦との相関もあるので相対評価に利用可能であろう。図 4.2.33 の抵抗成分も OH 法と同様の傾向である。

S 法の計算結果を図 4.2.34～図 4.2.40 に示す。 S 法は微小 2 次流れの仮定を採用しておらず、そのために運動量厚さ θ_{11} の分布に鋭いピークが現われず、また、2 次流れ角 β_w の値も後端で大きな値にならないなど、一般に実験値との一致が良好であることが知られている。図 4.2.34 に示す伴流分布もかなり現実的である。しかしながら、図 4.2.38 に示す抵抗成分の分布においては C_{MOM} (R_{MOM} の無次元値) において C.A.B の順で抵抗が大となるという予想に反した結果が得られた。この原因の一部は船尾で 5 % 程度ある B.C 間のガース長さの違いもあると思われるが、詳細は不明である。 C_{vOR} は船尾端近くで OH 法などと比べて β_w の値が半分近く低く（この方が正しいと思われる）、そして β_w の 2 乗で効くためにかなり小さい値となった。S.S.2 あるいは S.S.1/2 近くでも B.A.C の順に渦抵抗が大きく出ているので、妥当と思われるが、抵抗算出のためには C_{vOR} に対してかなり大きい weight を乗ずる必要があろう。 $R_n = 1 \times 10^8$ として計算した結果では（図 4.2.39） C_{MOM} の差の影響が少なくなり、結果的に C_v の値は B.A.C の順になった。図 4.2.40 は試みに S 法において微小 2 次流れの近似を取り入れた計算結果の一例で伴流分布を示したものである。図のように、境界層厚さの分布に現われる一つのピークにより、図 4.2.34 と比べてかなり非現実的な形となっており、微小 2 次流れに基づく計算法が伴流分布の推定に使用できないという限界が判る。このように、微小 2 次流れを仮定しない S 法は種々の点において秀れている事が知られているので、抵抗の計算値についても再度詳細な検討が望まれる。

つぎに I 法の計算結果について述べる。この方法は、境界層方程式自体は積分型、微小 2 次流れ（奥野法）であるが、後流の取り扱いおよび外部流との干渉を考慮しているために船尾での計算の発散がなく、後流域にまで計算領域を拡大することができる。図 4.2.41 に示すように後流域 S.S.-3 付近ではほぼ定常の拡散過程とみなすことができる。図 4.2.42～図 4.2.44 は断面内の分布である。分布形状自体は他の方法と大差ないが、S.S.1/2 から A.P. の間で C および A 船型の運動量厚さの増加が見受けられ、その影響が後流にまで残るので S.S.-3 における運動量損失は B.A.C の順に大きくなっている。2 次流れ角 β も後流域で B.A.C の順であるので、結果として粘性抵抗も B.A.C の順に増大するものと予想される。

最後に N 法の計算結果について述べる。同法は高次の境界層方程式を用いている点において S 法と同程度あるいはそれ以上の構成であるが、断面での計算点が少ないと、smoothing により、図 4.2.45～図 4.2.47 に示すように S.S.1 における断面内分布は滑らかな形状となっているが傾向は他の方法と同様である。抵抗成分の計算値については表 4.2.2 に示すように運動量損失抵抗 R_1 の値が C.B.A の順になっており、特に C 船型が低い値を示すことは S 法と同様である。仮に計算が発散せず、船尾端まで続行可能であるとすれば、 I 法でみられたように、C 船型の急激な運動量損失の増加が期待できるかも知れない。渦抵抗 R_2 は B.A.C の順で増大しており、 $R_1 + R_2$ の値は結局 B が小さく、A.C はほぼ同程度となった。

4.3 まとめ

以上のように、A.B.C の 3 船型について各種の 3 次元境界層計算法により船尾流場および抵抗の解析を行なった結果、次のような結論が得られた。

- (i) 肋骨線形状の変更による本シリーズ船型では、B.A.C の順（V 型から U 型）で船尾端での境界層内 2 次流れが大きく、したがってその順で渦抵抗も増大する。
- (ii) 運動量損失抵抗は、微小 2 次流れを仮定した計算では船尾端において 3 船型に大差はないが、高次項を取り入れ

た方法では、 I 法で C が大、 S, N 法では C が小となり、必ずしもまとまった傾向にならなかった。断面内の分布形状や長さ方向の発達状況など今後更に詳細な検討が必要であろう。

- (iii) しかしながら、粘性抵抗全体としては $B.A.C$ の順で増大するという結果が概ね得られており、渦抵抗を考慮した抵抗の評価法の妥当性が示されたものと考えられる。
- (iv) 抵抗値とは別に、船尾における境界層特性値、すなわち運動量厚さ、2次流れ等の分布や抵抗成分の発達の状況など、船尾粘性流場の詳細な情報を得る事ができた。

参考文献

- [1] 田中、姫野：日本造船学会論文集、No. 138, 1975.
- [2] 姫野、石井：日本造船学会論文集、No. 154, 1983.
- [3] 波多野、茂里、堀田：西部造船会会報、No. 56, 1978.
- [4] 奥野：日本造船学会論文集、No. 139, 1976
- [5] 副島：第1回船舶粘性流場研究会資料、1984.
- [6] 池畠、長瀬、丸尾：日本造船学会論文集、No. 152, 1982.
- [7] 永松：Proc. 2nd International Conf. on Ship Viscous Resistance, 1985 (to be published).

表 4.1.1 境界層計算法の分類

略称	特徴	計算実施機関
TH 法	田中・姫野[1]による積分型境界層方程式の近似解を用いる方法で、抵抗評価は姫野[2]による。	船研 大阪造船所
H 法	波多野[3]の方法で、積分型、微少2次流れ、Mager モデル Entrainmentなどを仮定する。抵抗評価は姫野[2]による。	大阪大学 幸陽船渠
OH 法	奥野[4]による積分型、微少2次流れの解法。抵抗は姫野[2]による主流方向の運動量損失と2次流れに基づく渦抵抗で評価。	大阪府立大学、IHI、常石造船、サノヤス、日本鋼管
S 法	副島[5]による積分型、2次流れ方向の微係数を考慮した方法。抵抗評価は姫野[2]にほぼ同じ。	三井造船
I 法	池畠ら[6]による積分型、微少2次流れの仮定に、後流の計算と境界層・後流の排除効果を考慮したもの。抵抗評価はほぼ[2]に同じ。	横浜国立大学
N 法	永松[7]による積分型解法。境界層内の圧力変化を考慮した高次理論。抵抗評価は姫野[2]による。	三菱重工

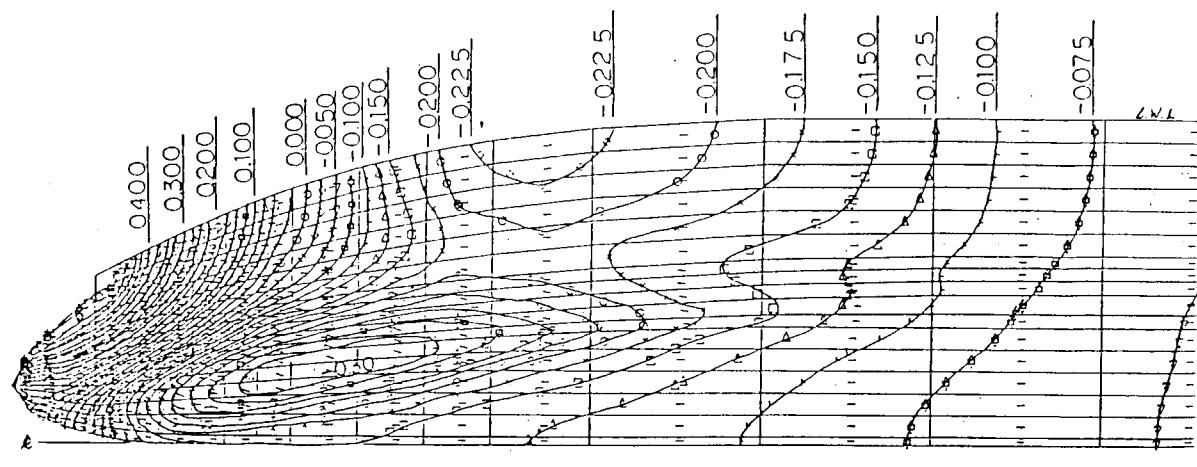


図 4.2.1 Cp contour curve (fore)

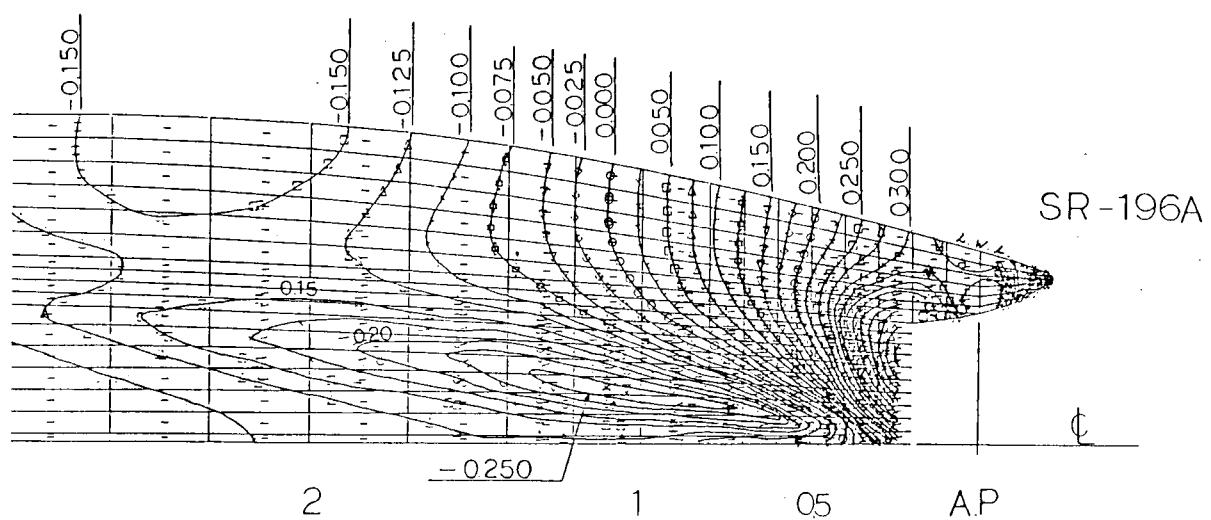


図 4.2.2 Cp contour curve (aft, Model A)

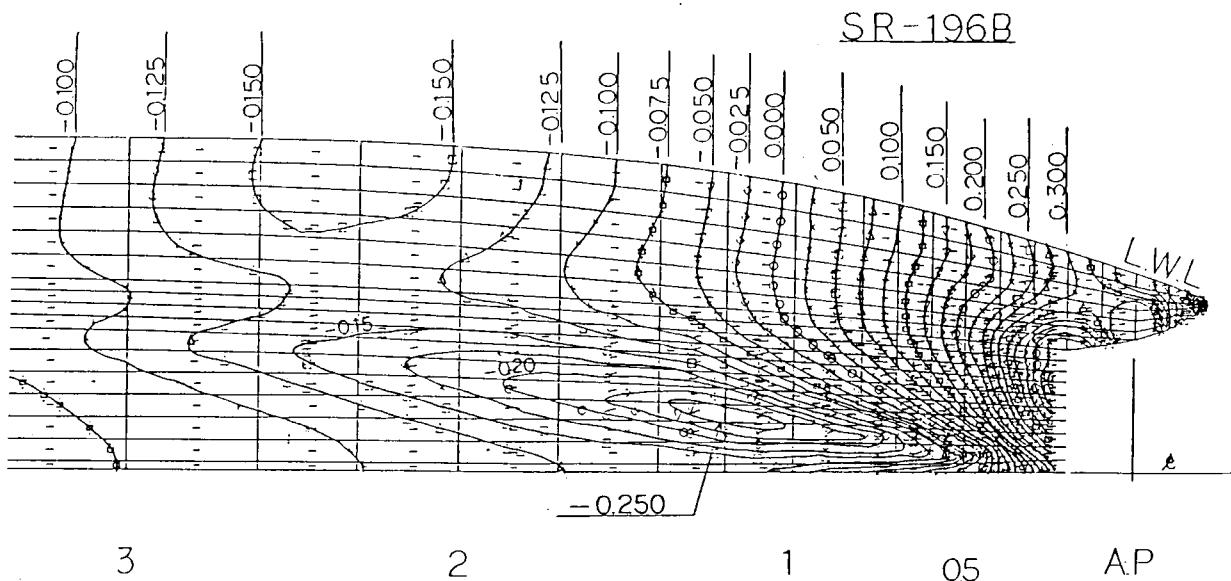


図 4.2.3 Cp contour curve (aft, Model B)

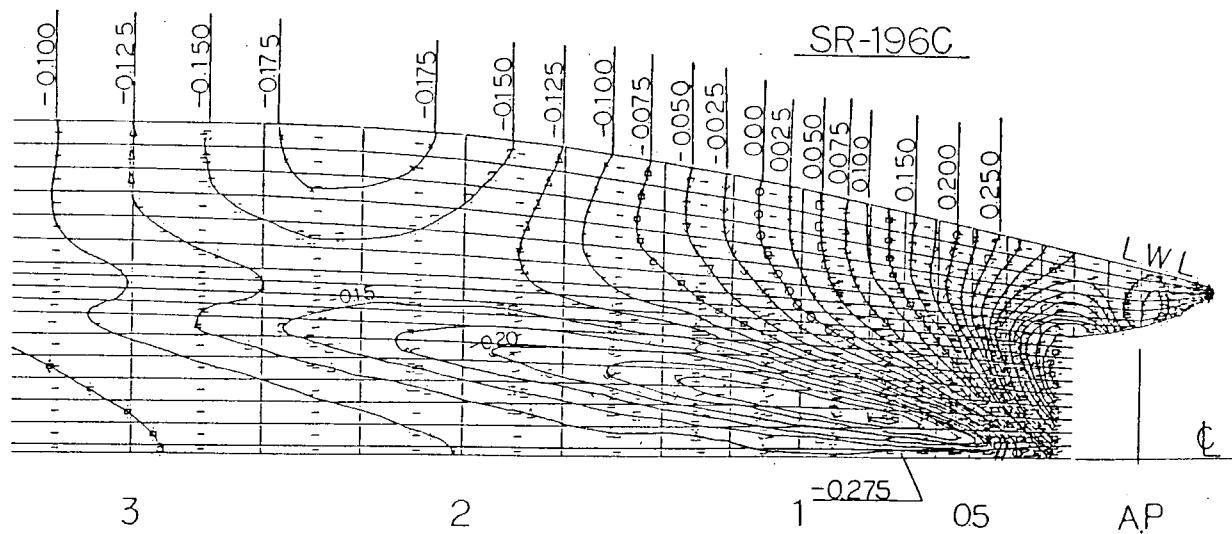


図 4.2.4 Cp contour curve (aft, Model C)

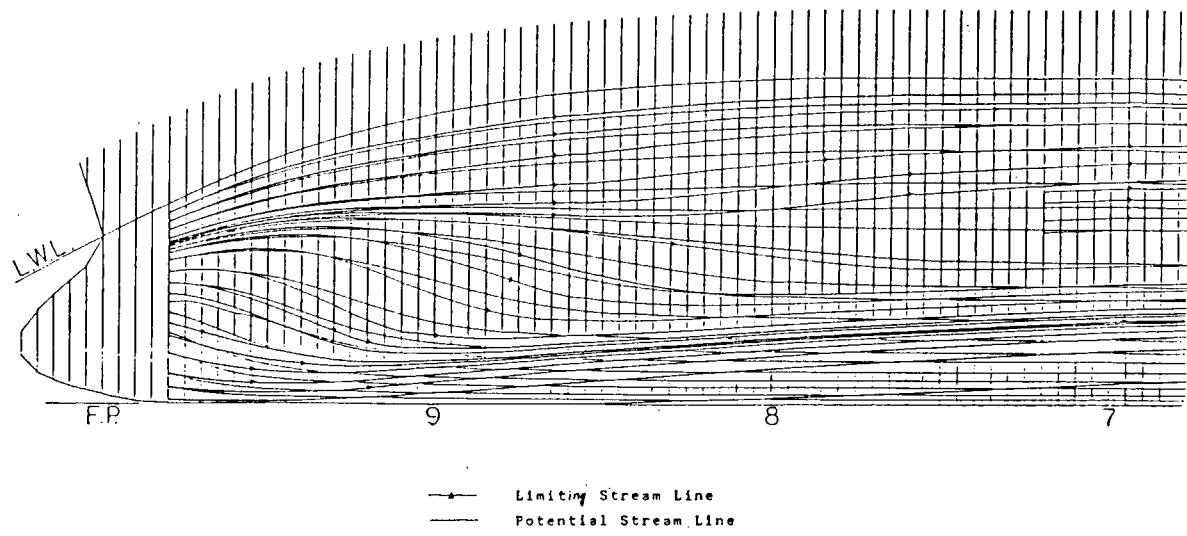


図 4.2.5 Streamlines (fore)

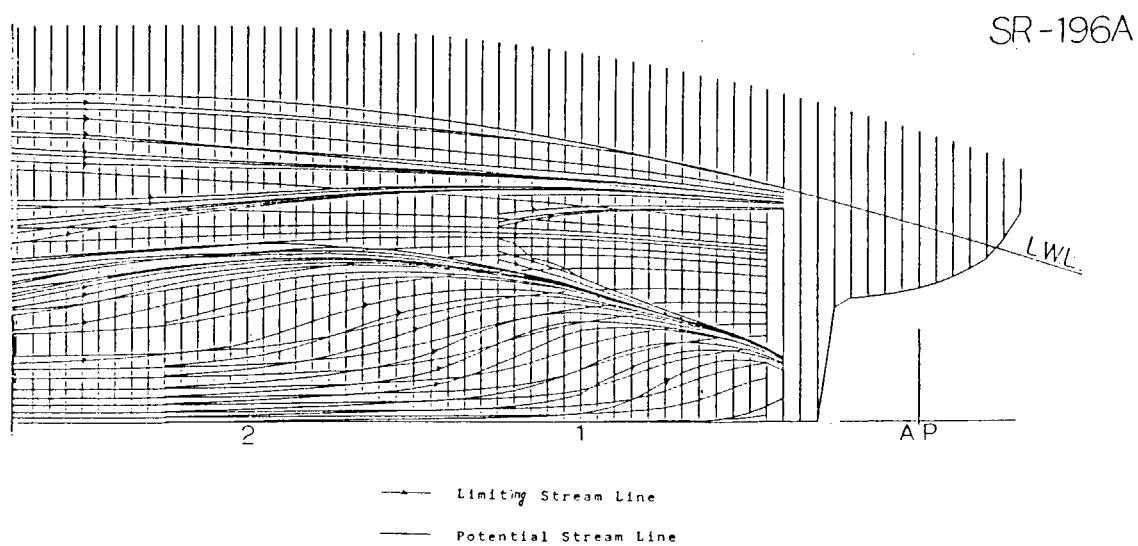


図 4.2.6 Streamlines (aft, Model A)

SR-196B

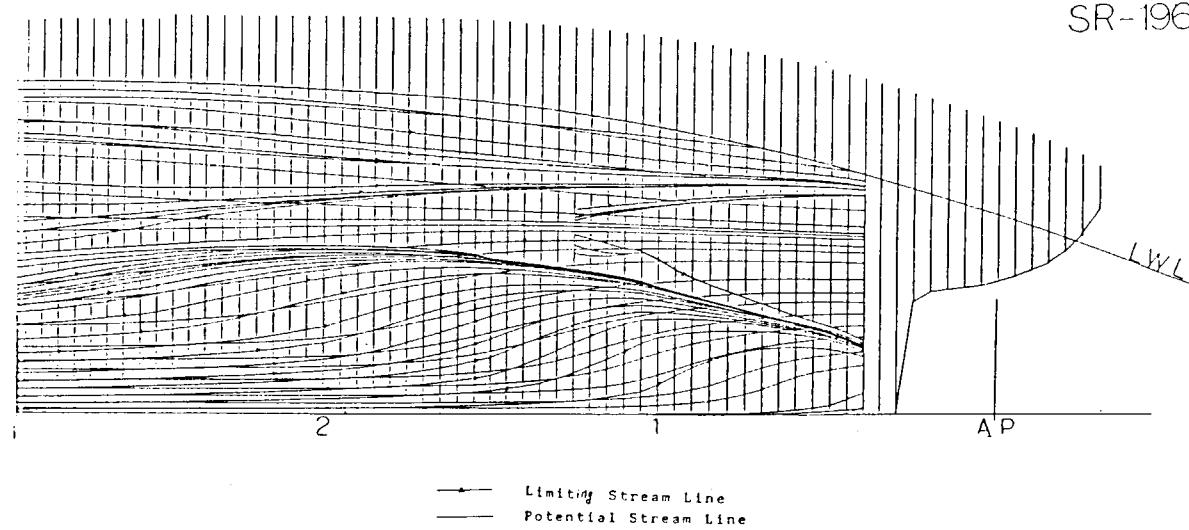


図 4.2.7 Streamlines (aft, Model B)

SR-196C

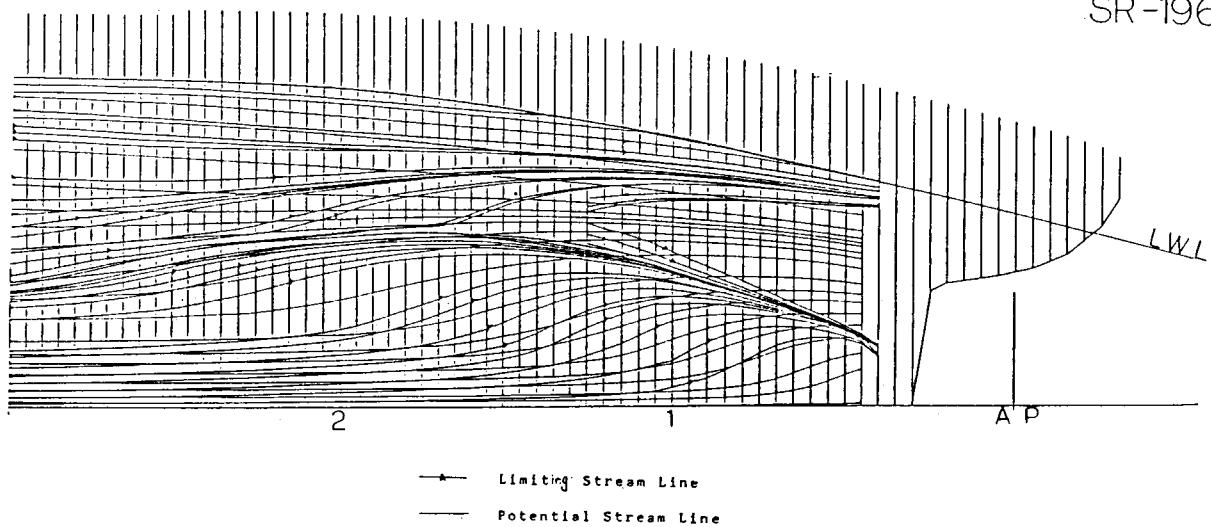


図 4.2.8 Streamlines (aft, Model C)

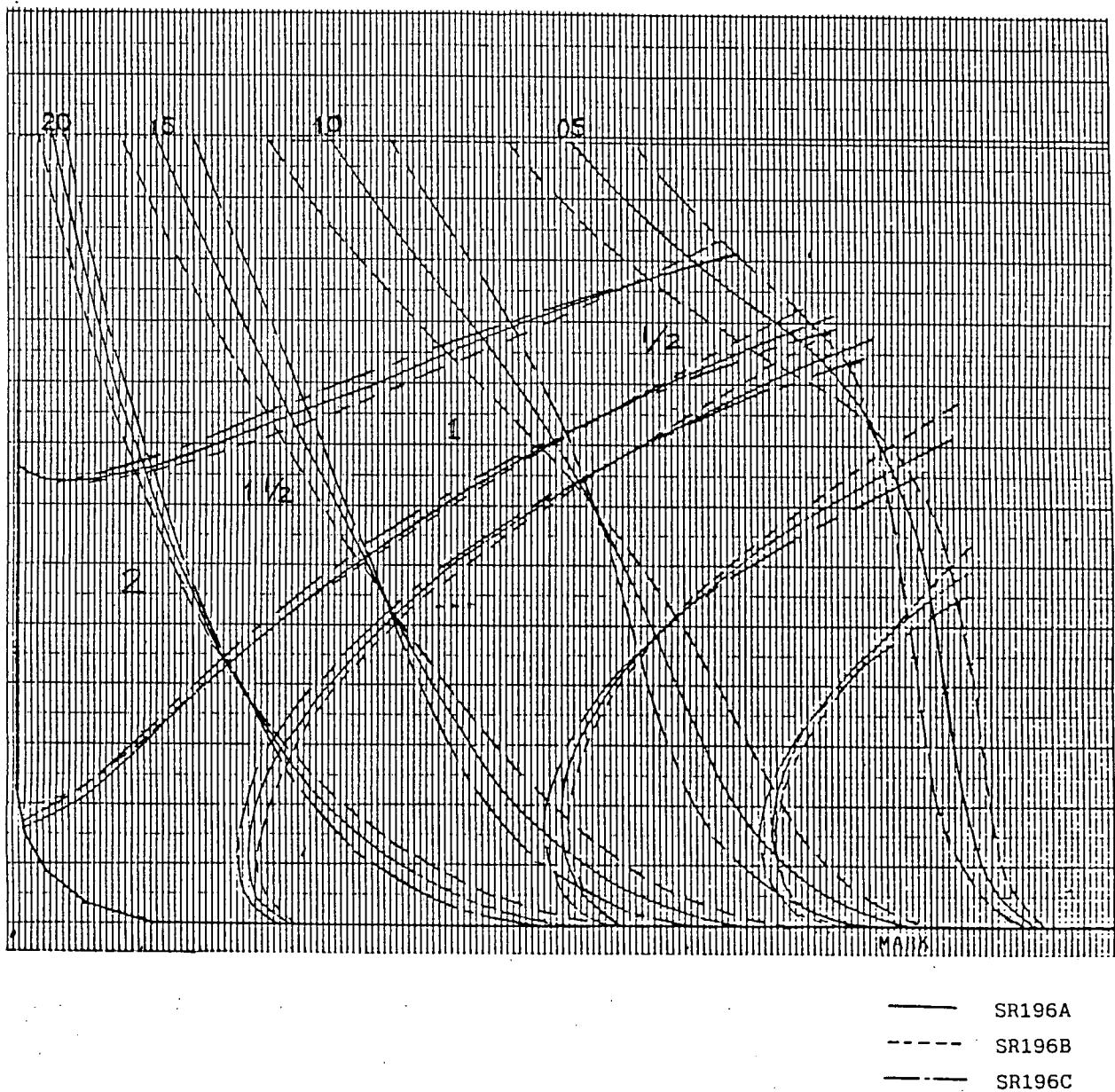


图 4.2.9 Comparison of potential stream line and frame line

*** SQ. ST.=2.0000 ***

SR 196 A MODEL

SR 196 B MODEL

SR 196 C MODEL

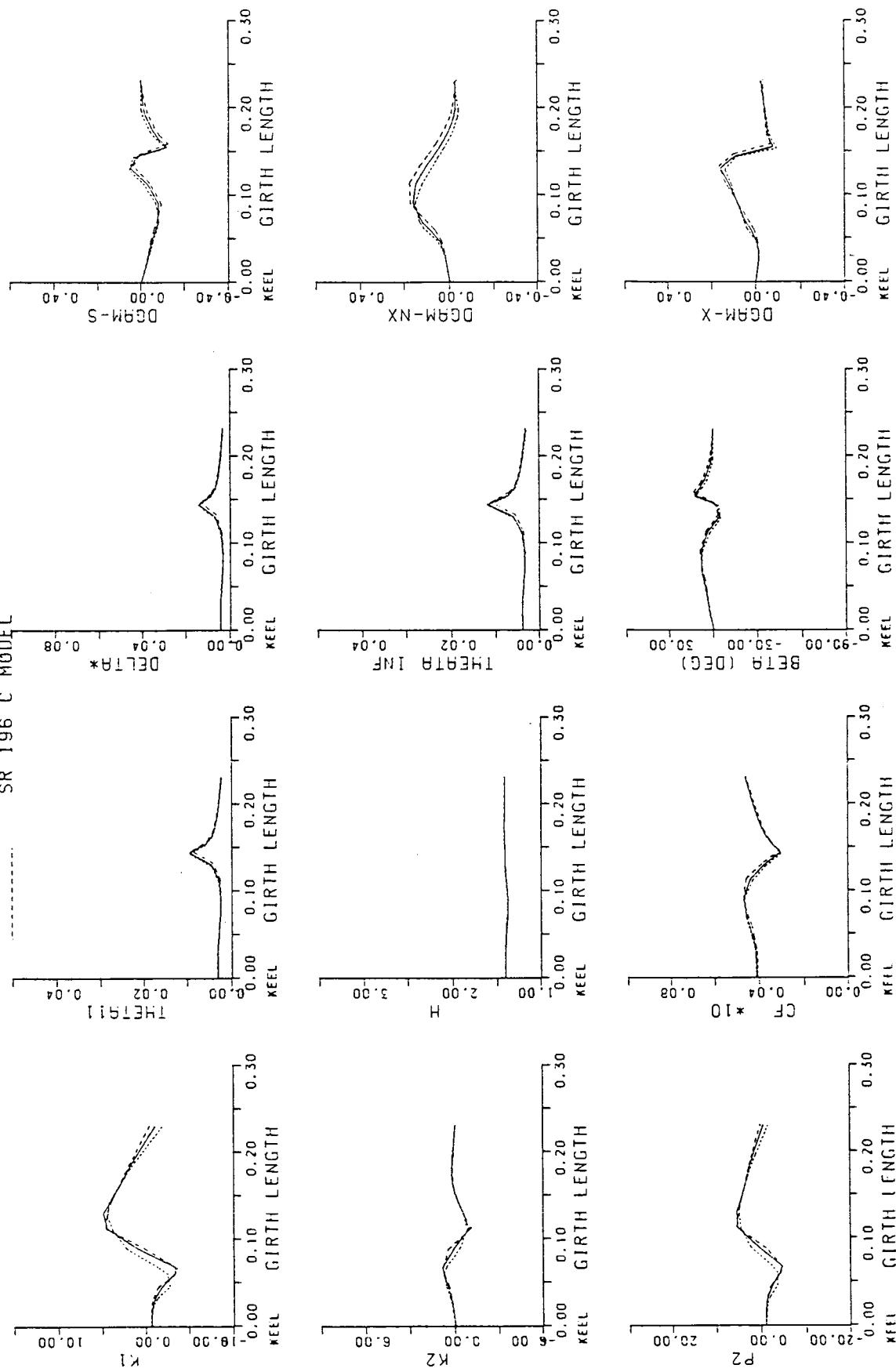


図 4.2.10 Boundary layer parameters at S.S. 2 (OH法)

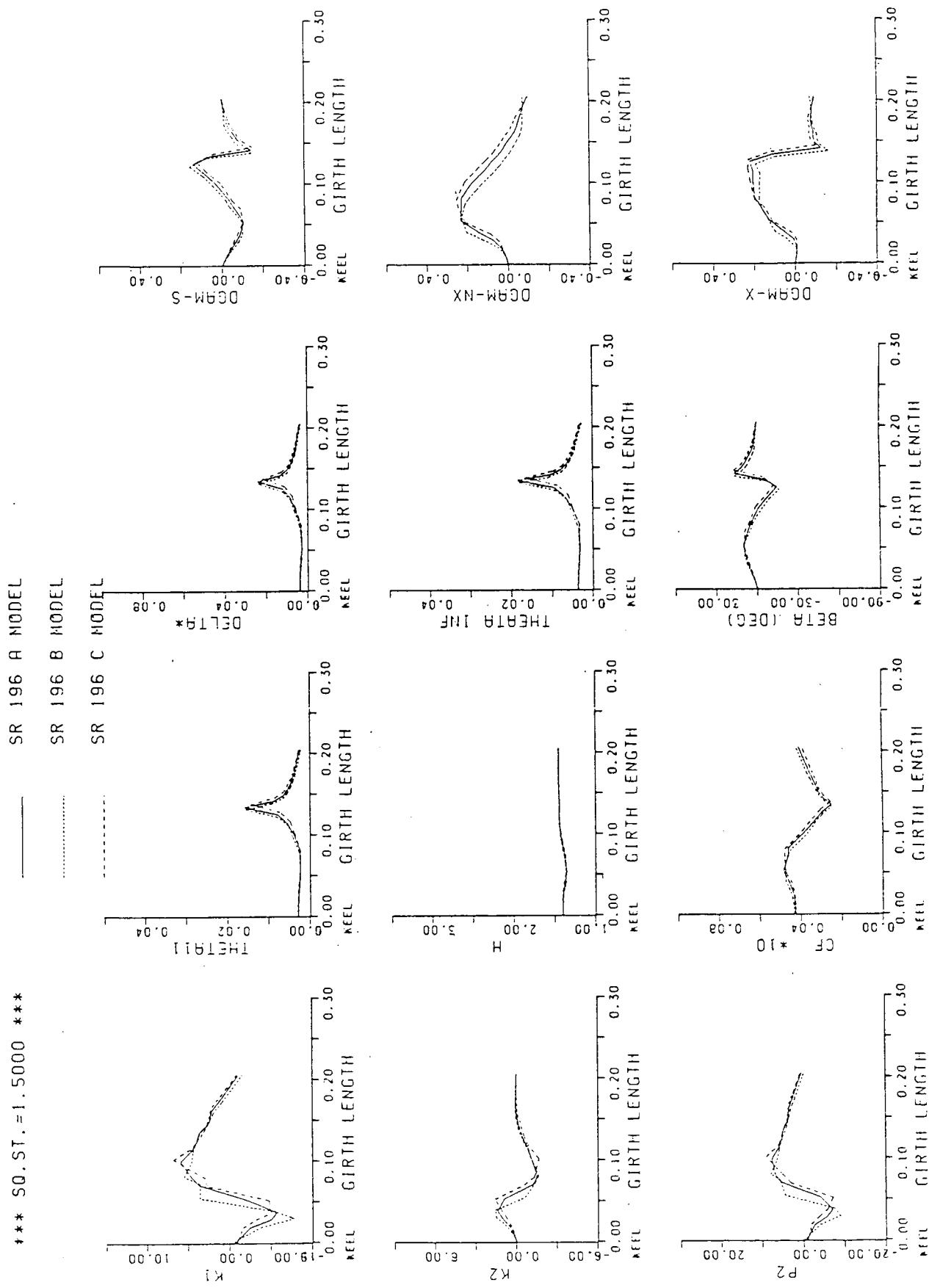


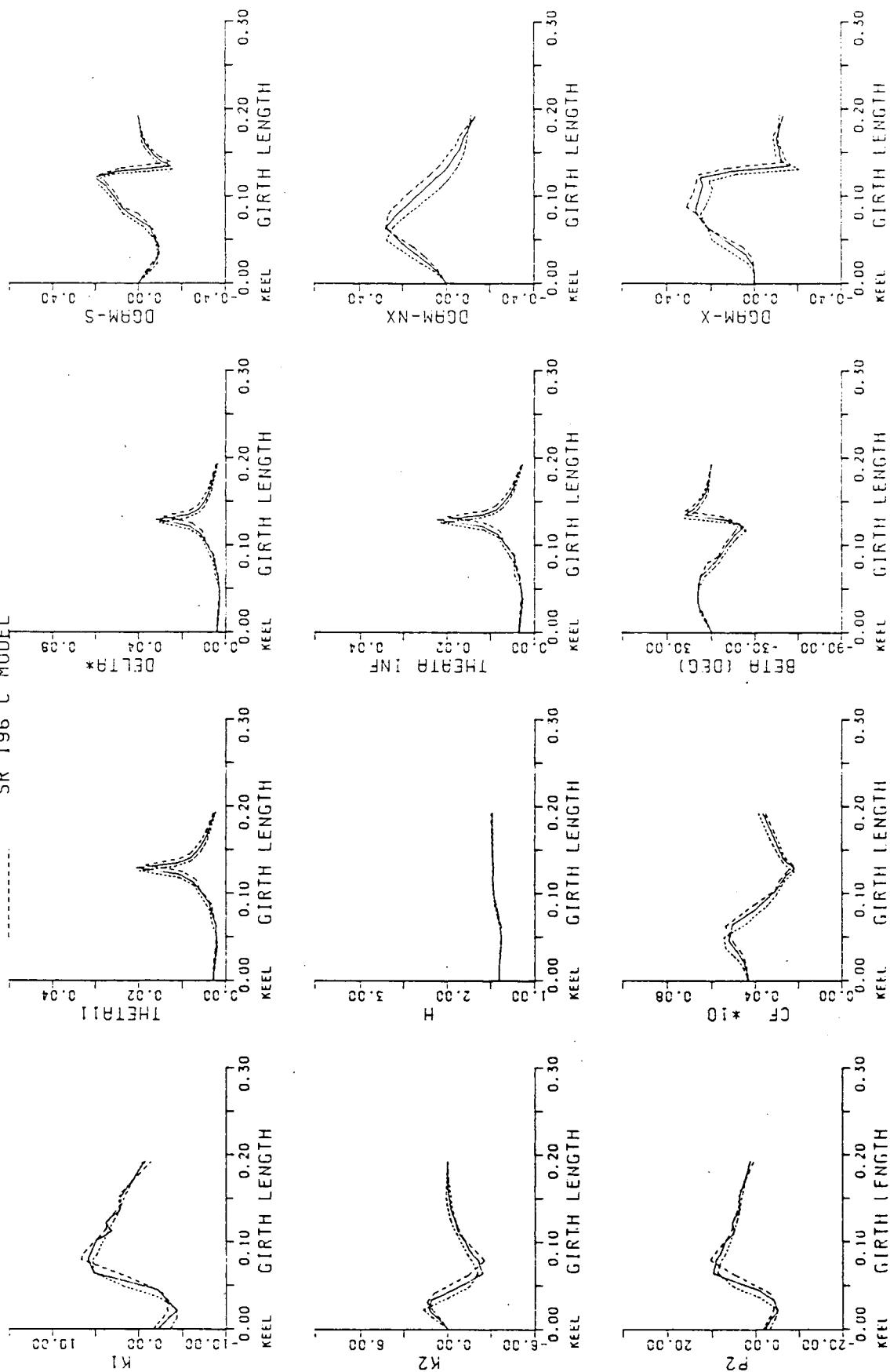
图 4.2.11 边界层参数在 S.S. 1½ (OH 法)

*** SG. ST. = 1.2500 ***

SR 196 A MODEL

SR 196 B MODEL

SR 196 C MODEL



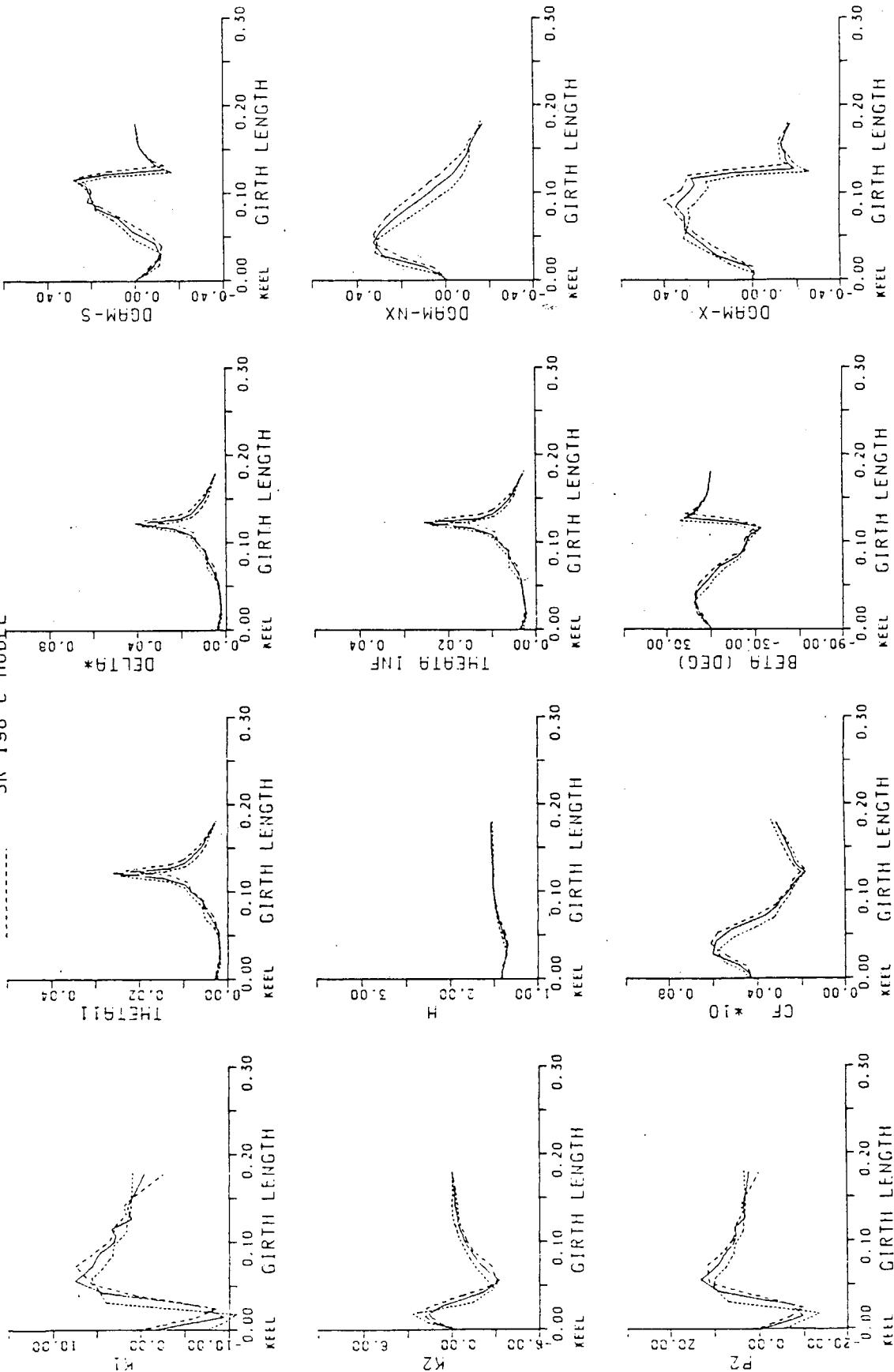
4.2.12 Boundary layer parameters at S.S. $1\frac{1}{4}$ (OH法)

*** SQ. ST. = 1.0000 ***

SR 196 A MODEL

SR 196 B MODEL

SR 196 C MODEL



☒ 4.2.13 Boundary layer parameters at S.S. 1 (OH 法)

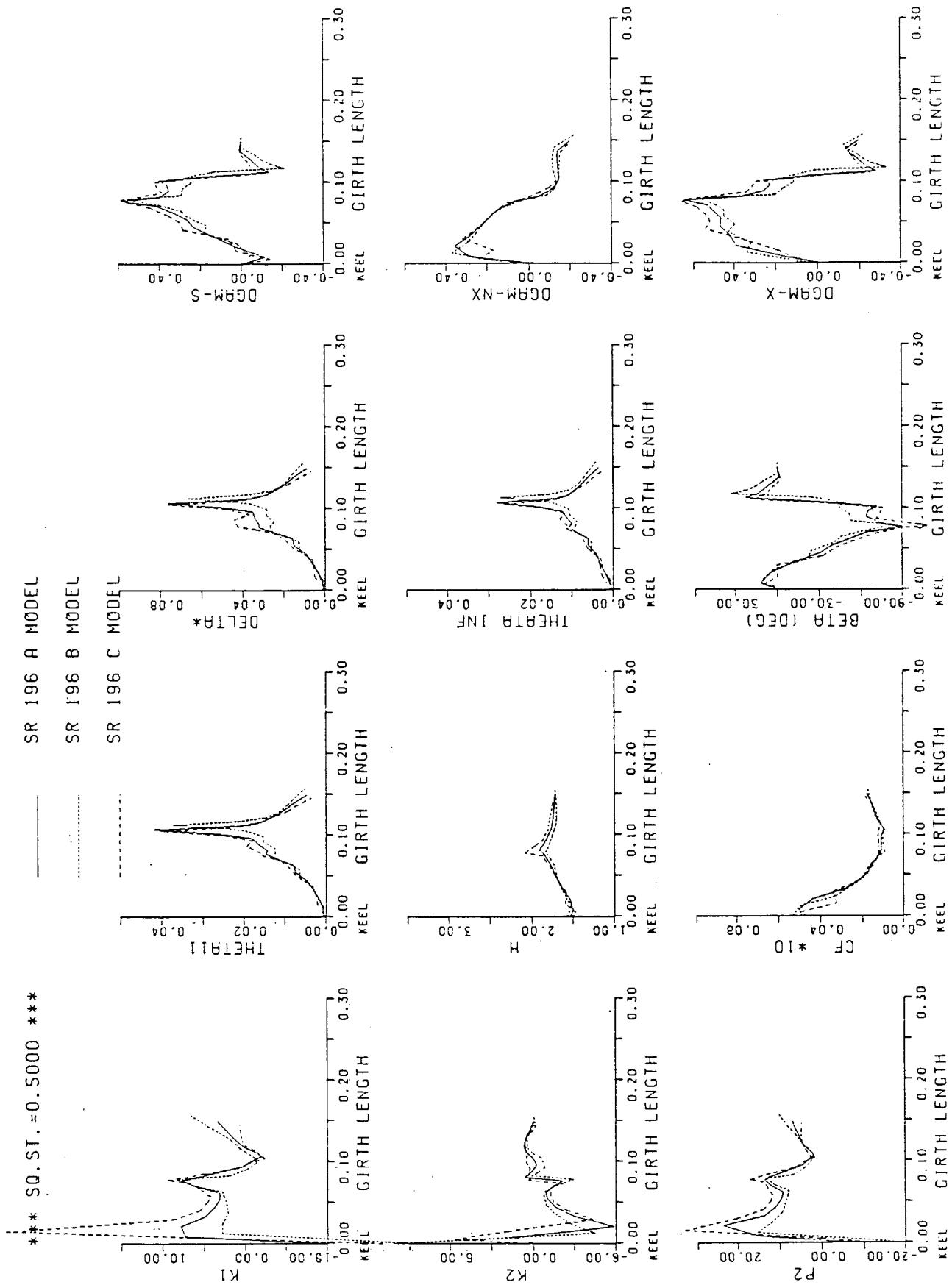


图 4.2.14 边界层参数在 S.S. $\frac{1}{2}$ (OH 法)

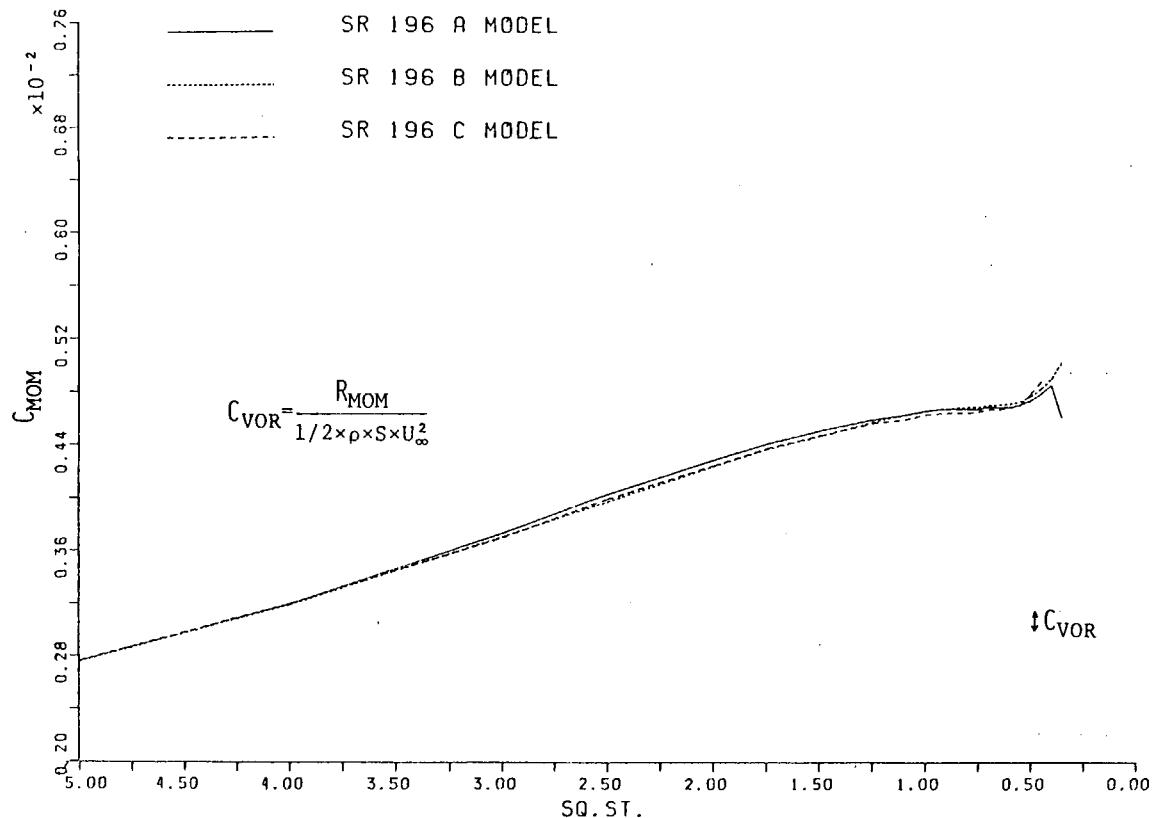


図 4.2.15 Resistance component, R_{MOM} (OH 法)

A. P.

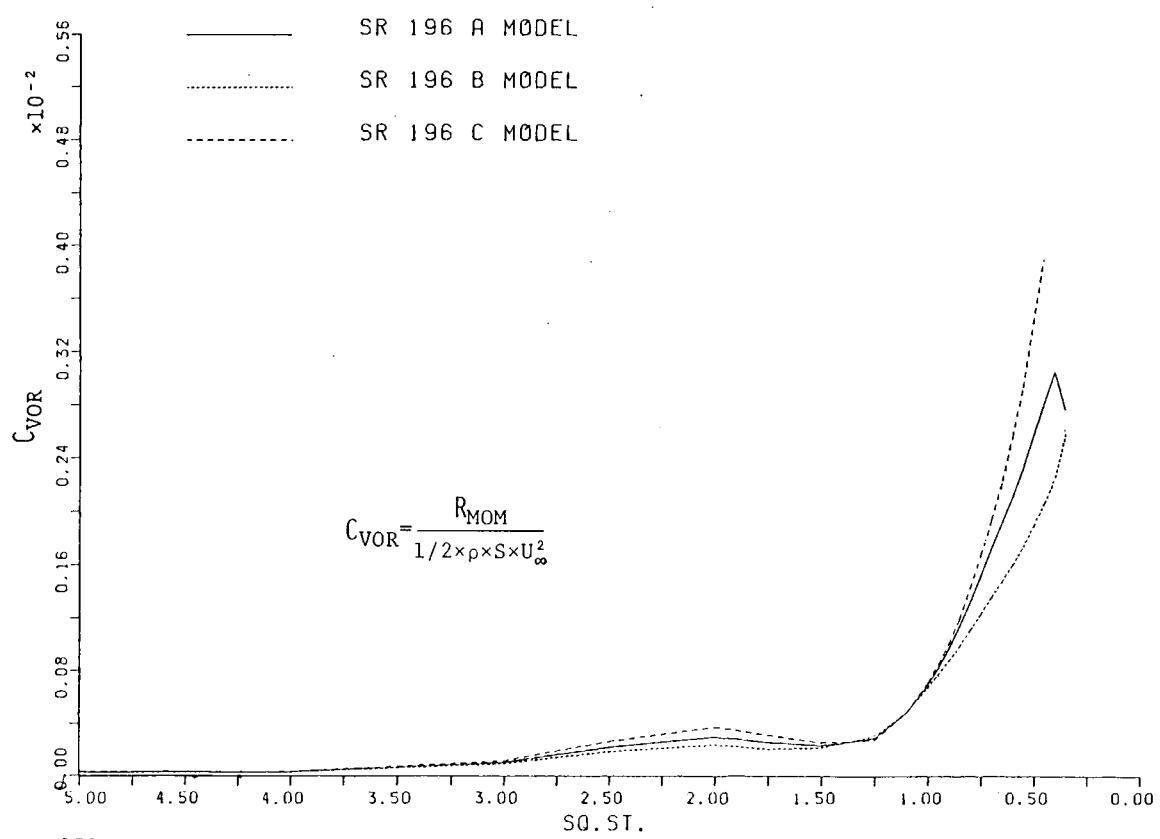


図 4.2.16 Resistance component, R_{VOR} (OH 法)

A. P.

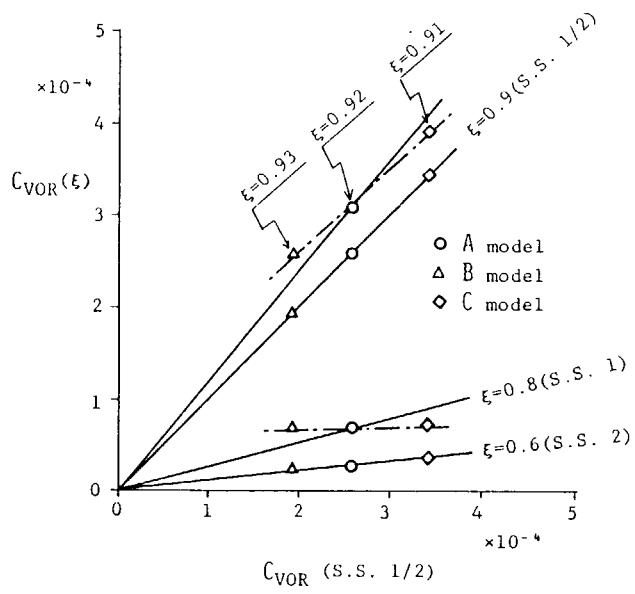


図 4.2.17 Correlation of vortex resistance (OH法)

表 4.2.1 Viscous resistance components (OH法)

	A model	B model	C model
C_{MOM} (S.S. 1/2)	4.74×10^{-3}	4.77×10^{-3}	4.79×10^{-3}
C_{VOR} (S.S. 1/2)	0.26×10^{-3}	0.19×10^{-3}	0.36×10^{-3}
C_v	6.20×10^{-3}	6.17×10^{-3}	6.36×10^{-3}
S (m^2)	0.961	0.964	0.960
C_F (Schoenherr)	4.40×10^{-3}	4.40×10^{-3}	4.40×10^{-3}
1+K	1.41	1.40	1.45
$C_{MOM} \times S/L^2$ (S.S. 1/2)	1.14×10^{-3}	1.15×10^{-3}	1.15×10^{-3}
$C_{VOR} \times S/L^2$ (S.S. 1/2)	0.06×10^{-3}	0.05×10^{-3}	0.08×10^{-3}
$C_v \times S/L^2$	1.49×10^{-3}	1.49×10^{-3}	1.53×10^{-3}

$$C_v = 1.25 \times C_{MOM} + 1.10 \times C_{MOM}$$

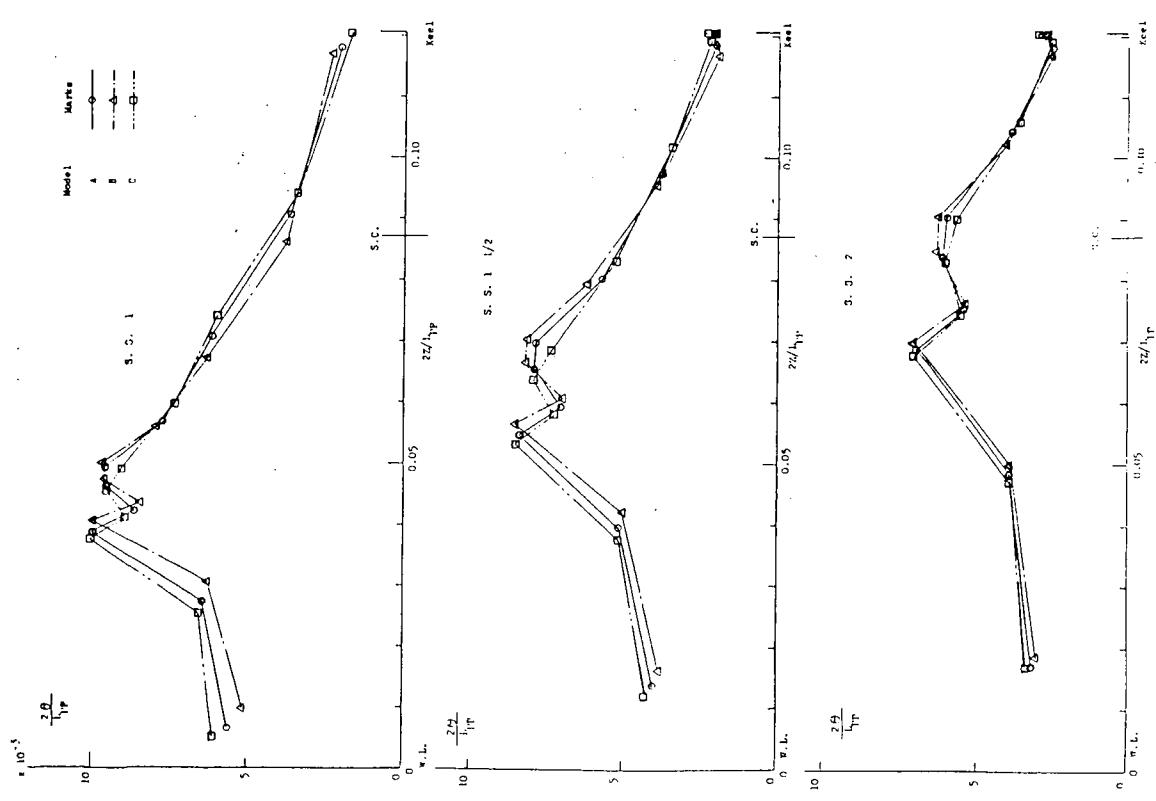


图 4.2.18 动量厚度 θ (III 法)

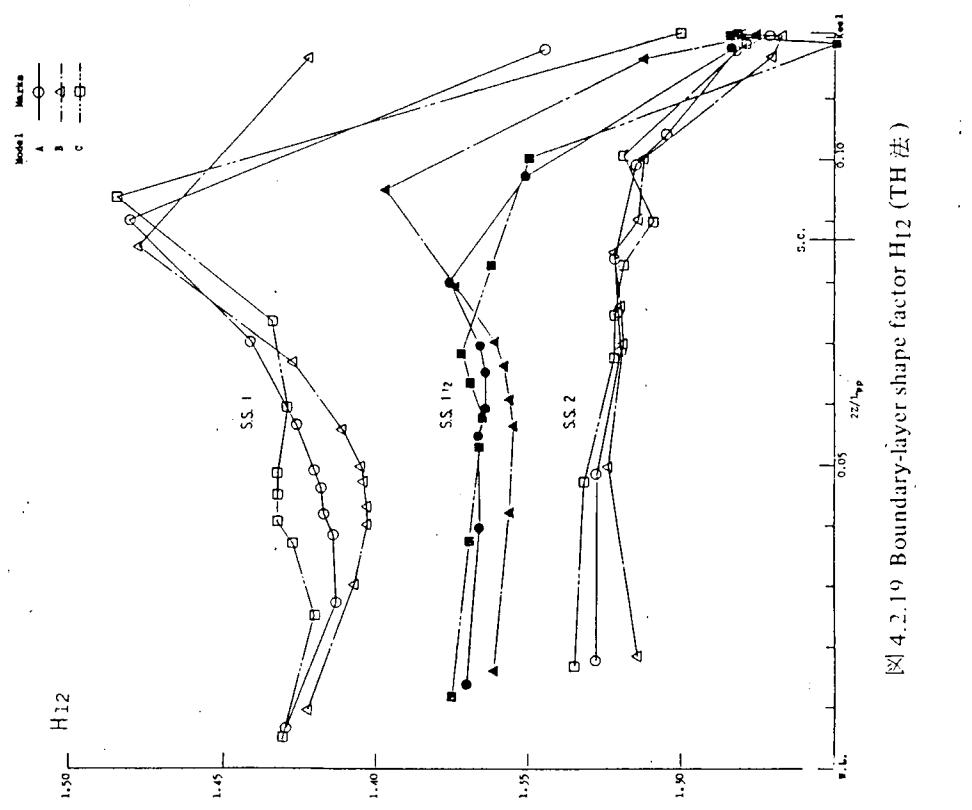


图 4.2.19 边界层形状因子 H_{12} (TH 法)

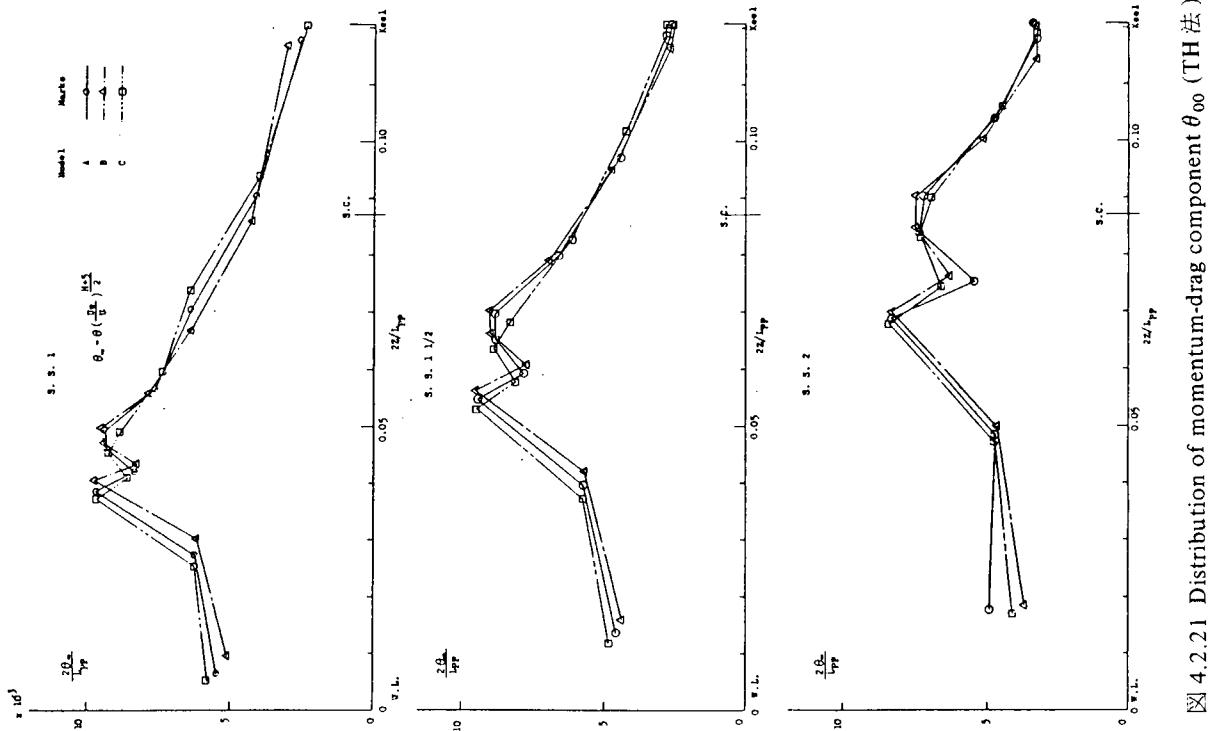


图 4.2.21 分布于壁流层的动量-阻力分量 θ_{00} (TH 法)

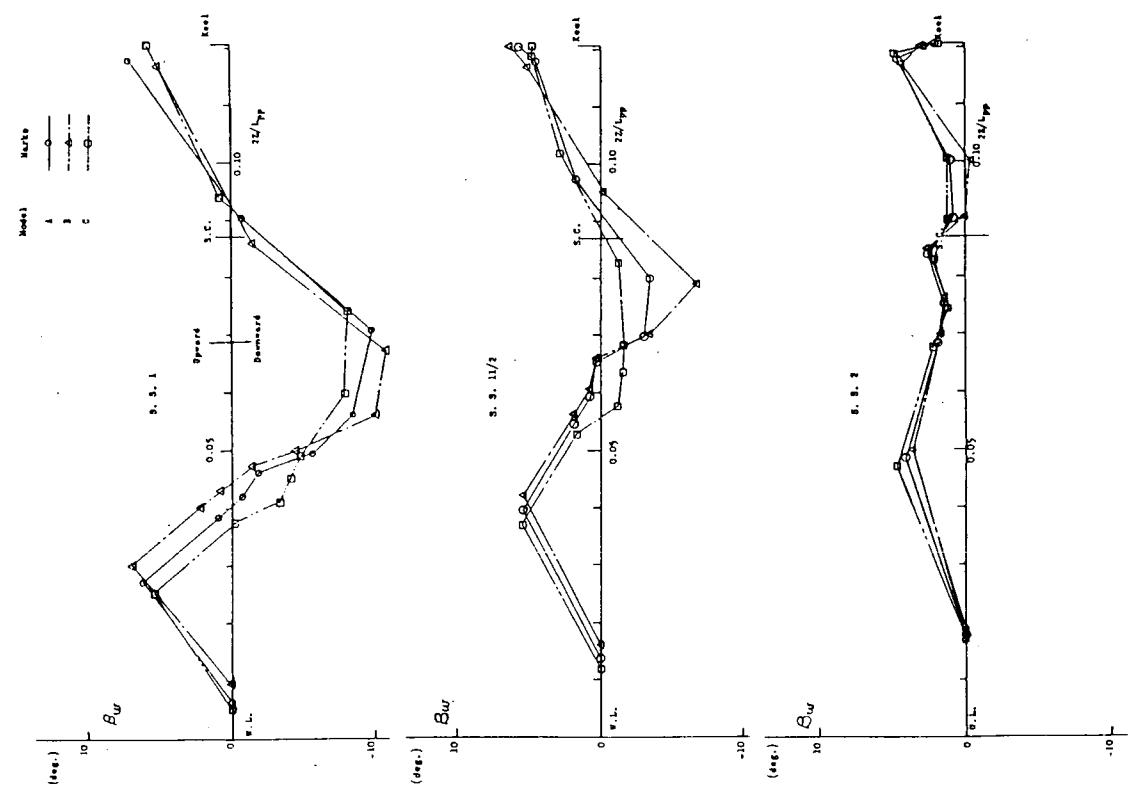


图 4.2.20 壁流层的动量-阻力分量 θ_{00} (TH 法)

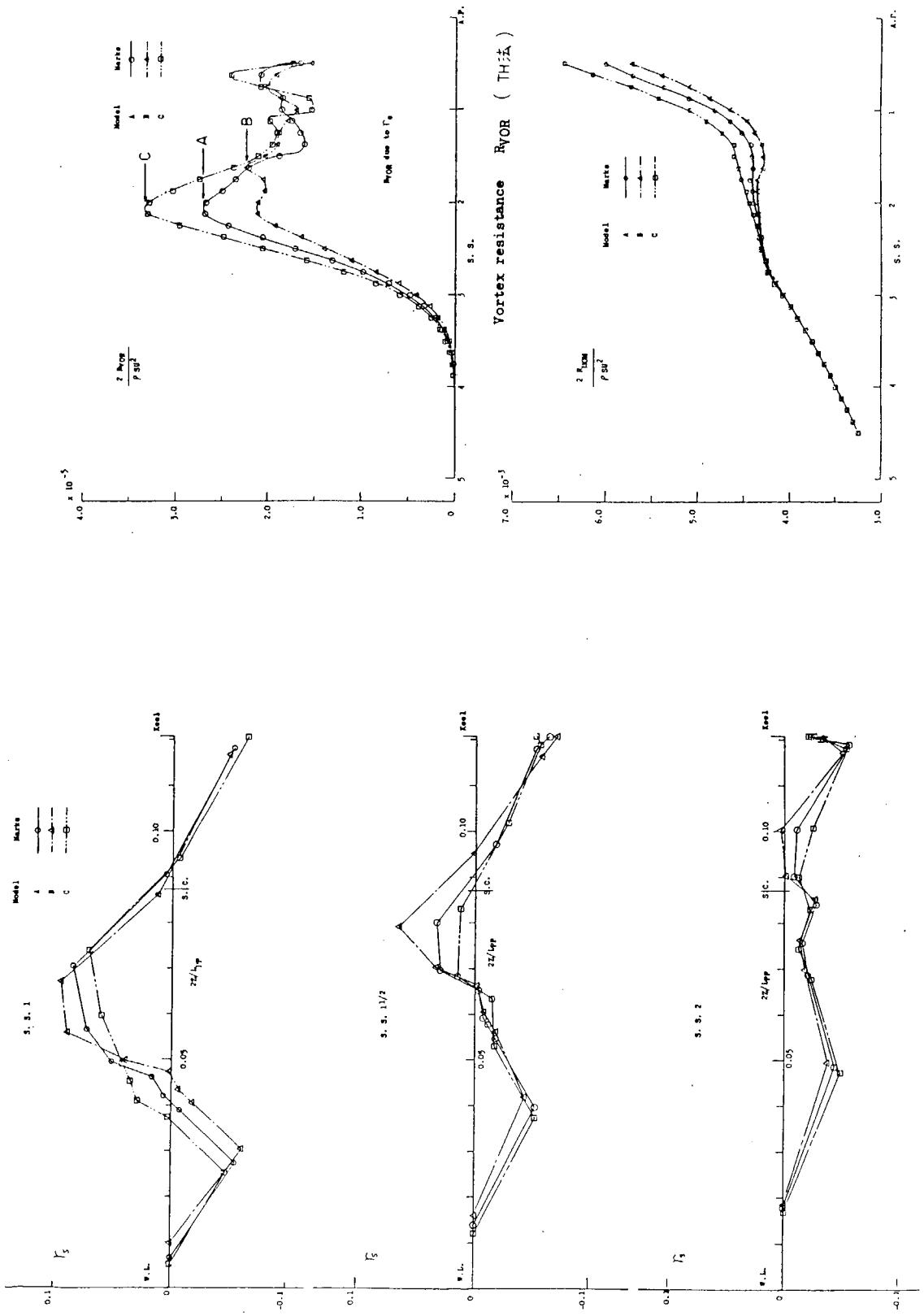


图 4.2.22 Circulation density γ_s due to the cross-flow in boundary layer (TH 法)

图 4.2.23 Momentum resistance RMOM (TH 法)

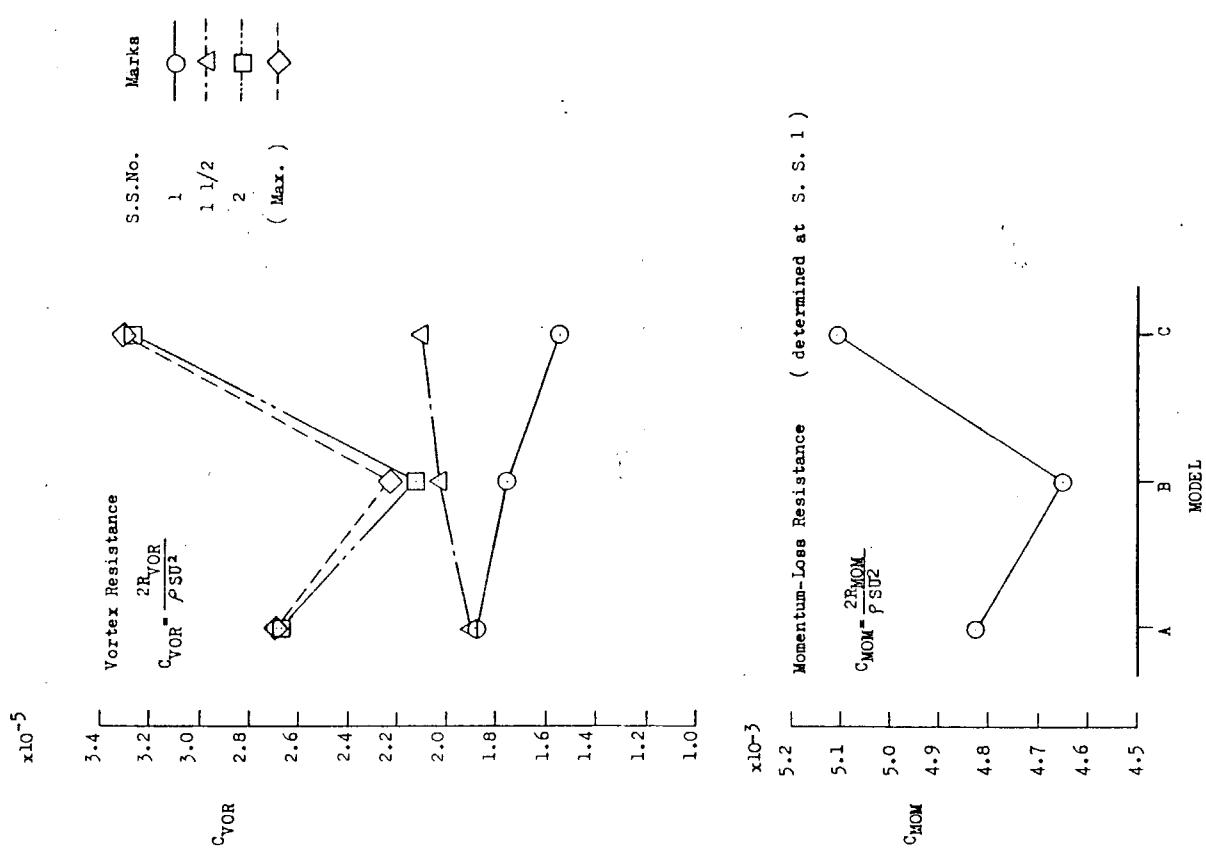
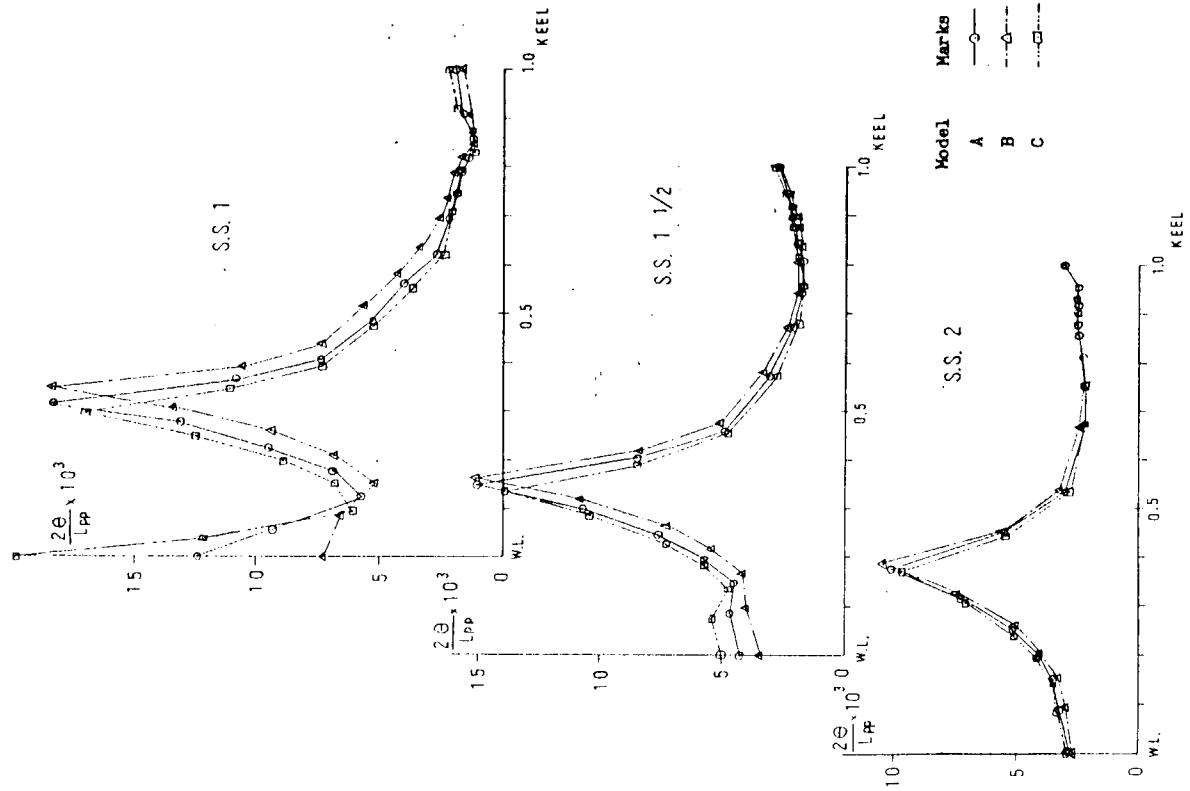
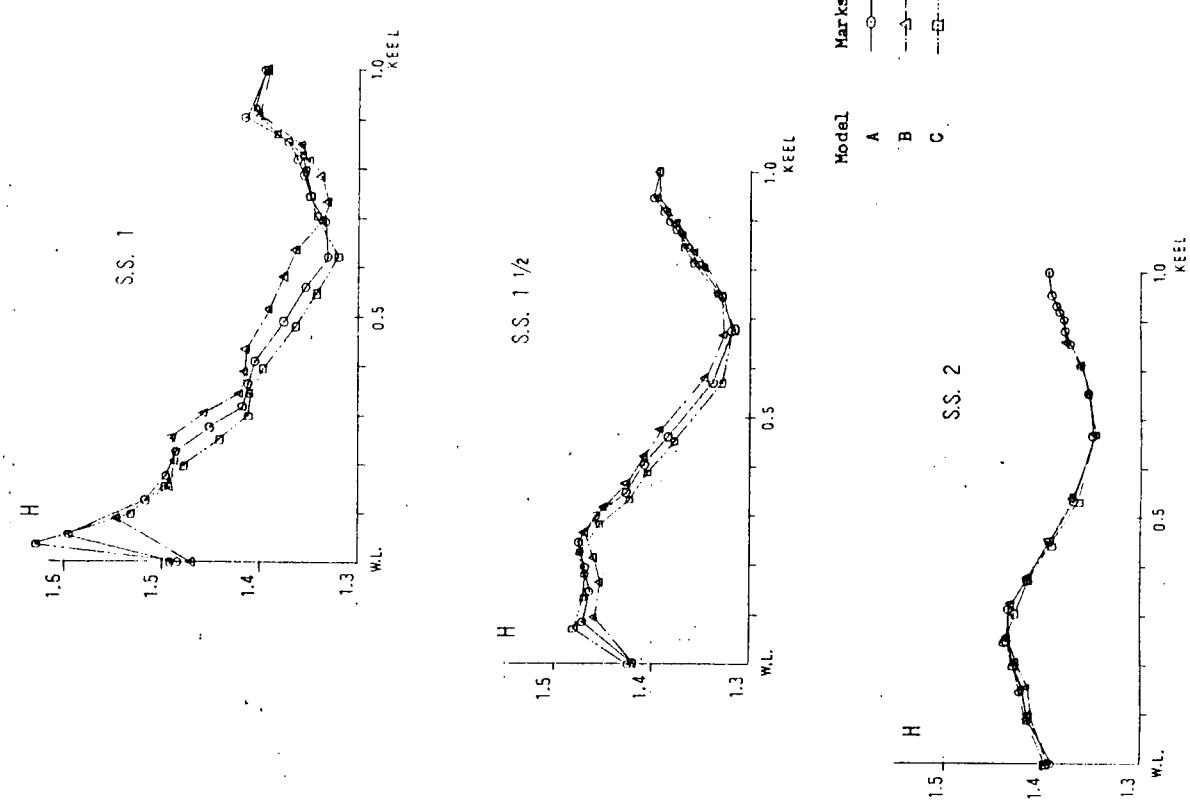


图 4.2.24 Comparison of resistance components (TH 法)



[X] 4.2.25 Momentum thickness θ (H 法)



[X] 4.2.26 Boundary-layer shape factor H (H 法)

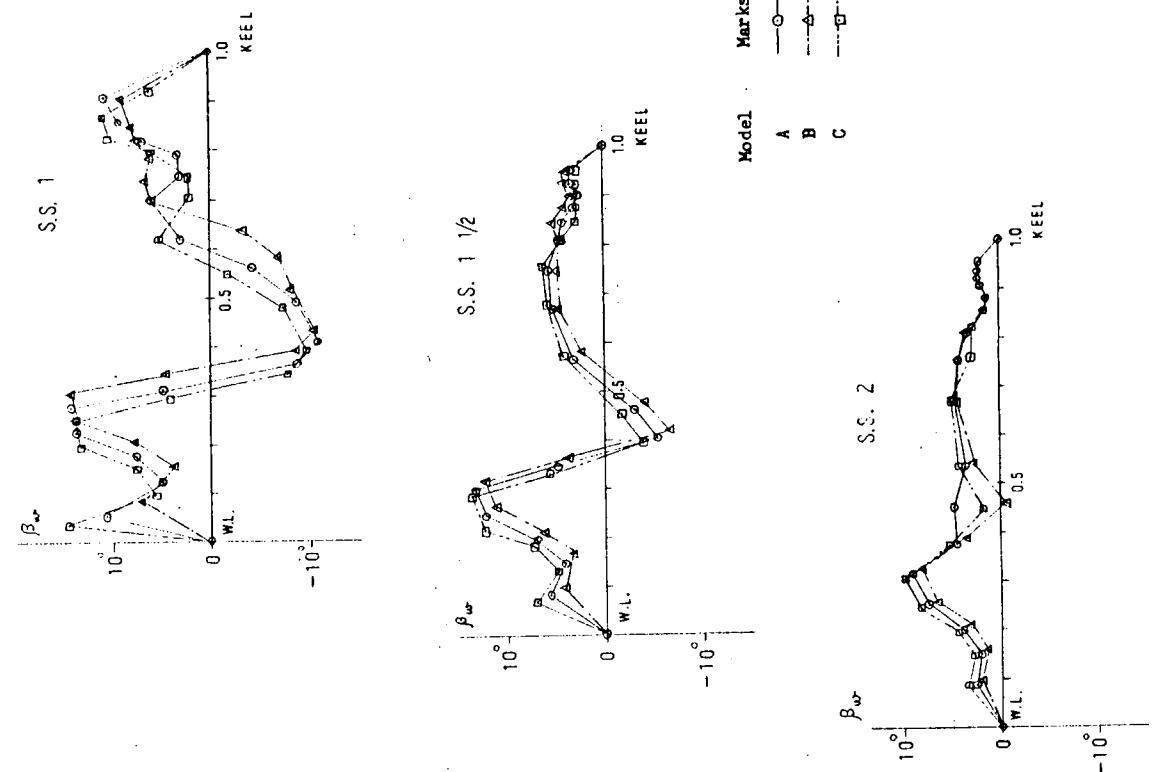


图 4.2.27 Wall cross-flow β_w (H法)

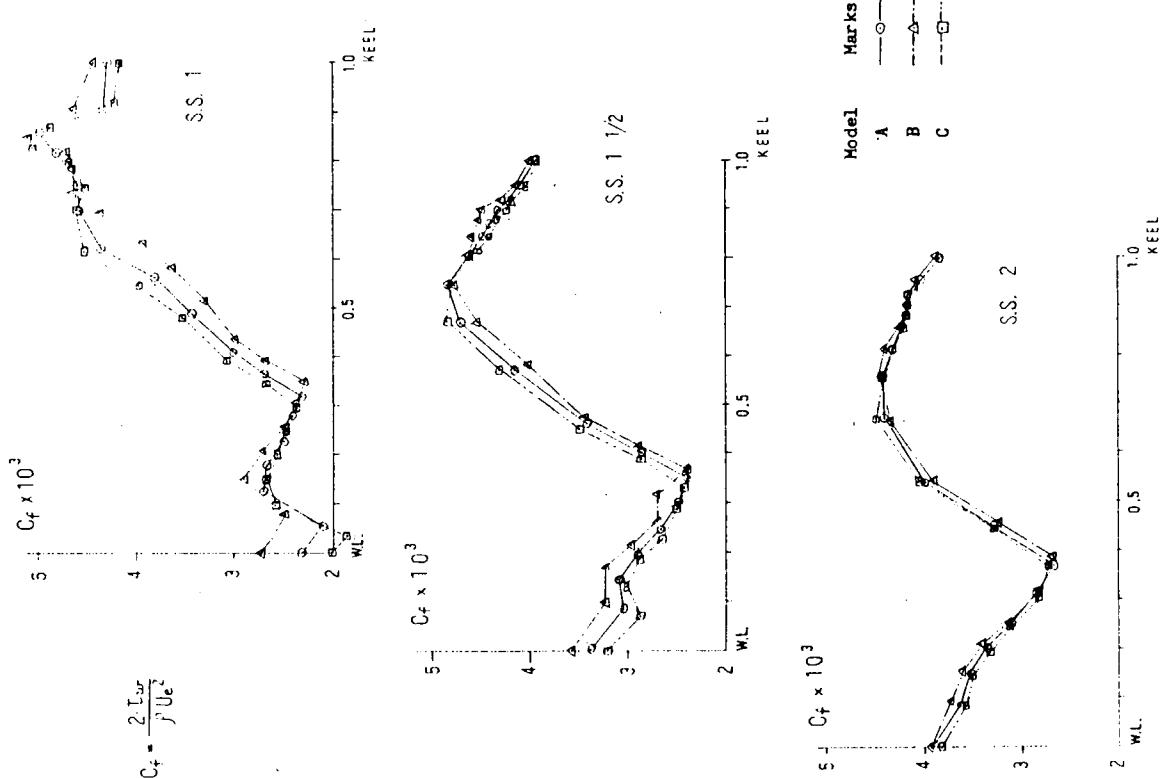


图 4.2.28 Skin friction coefficient C_f (H法)

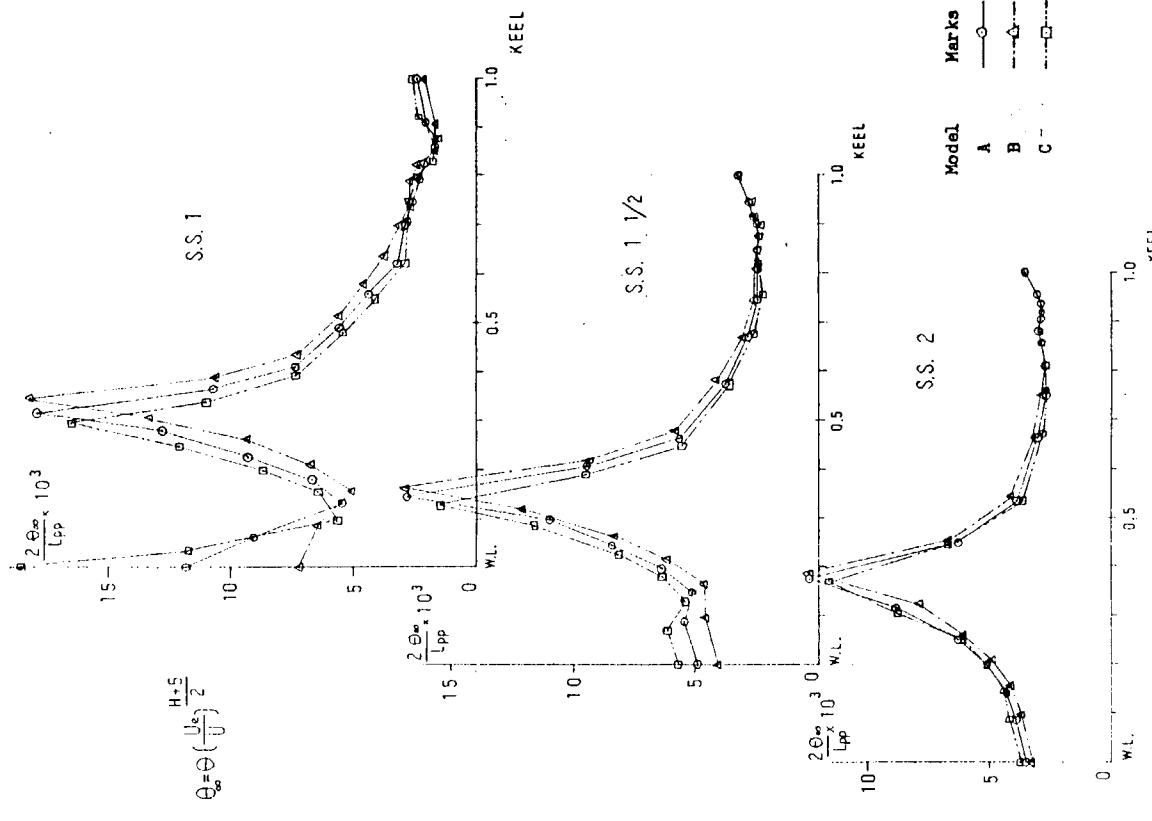


図 4.2.29 Distribution of momentum-drag component (H 法)

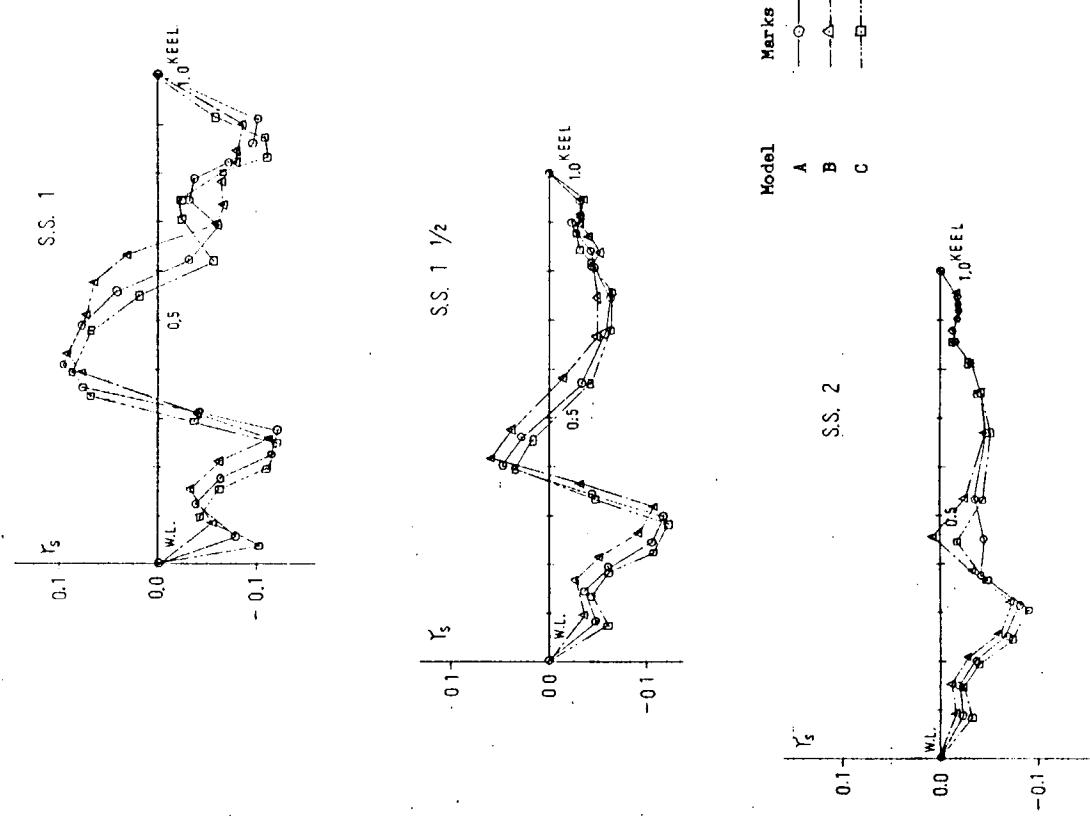


図 4.2.30 Circulation density γ_s due to the cross-flow in boundary layer (H 法)

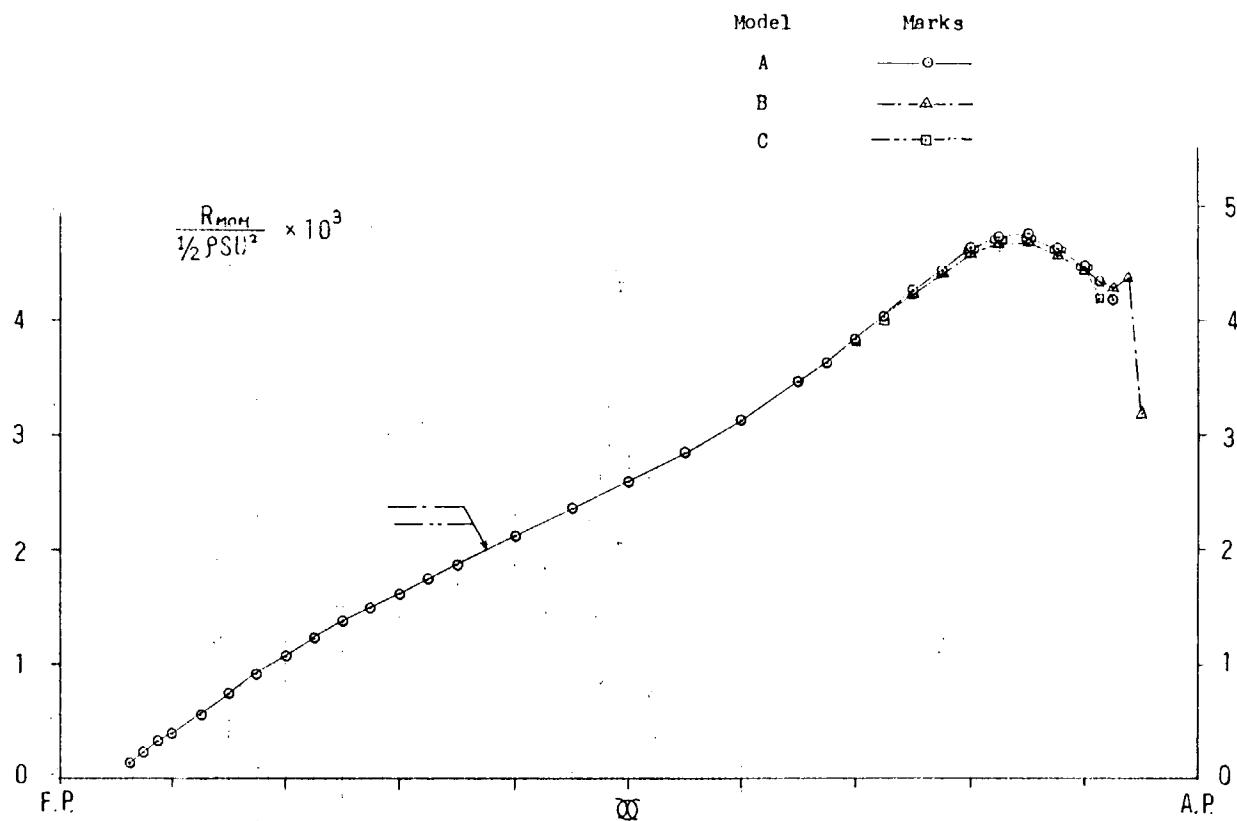


図 4.2.31 Momentum resistance R_{MOM} (H 法)

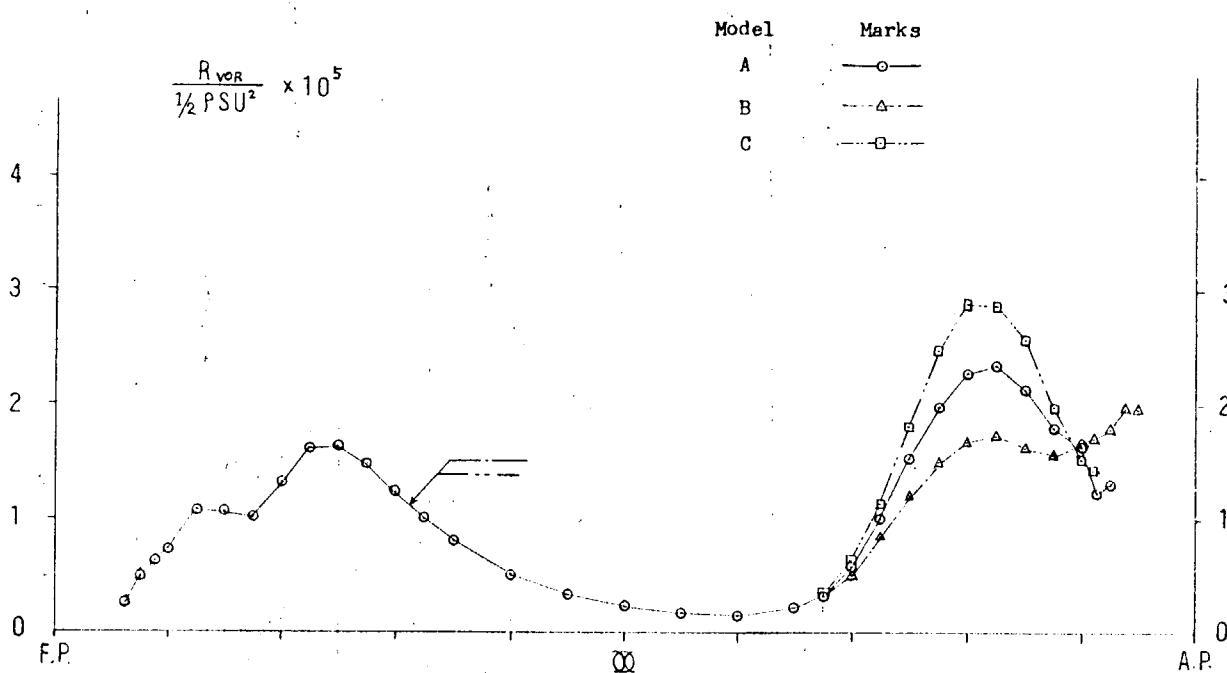


図 4.2.32 Vortex resistance R_{VOR} (H 法)

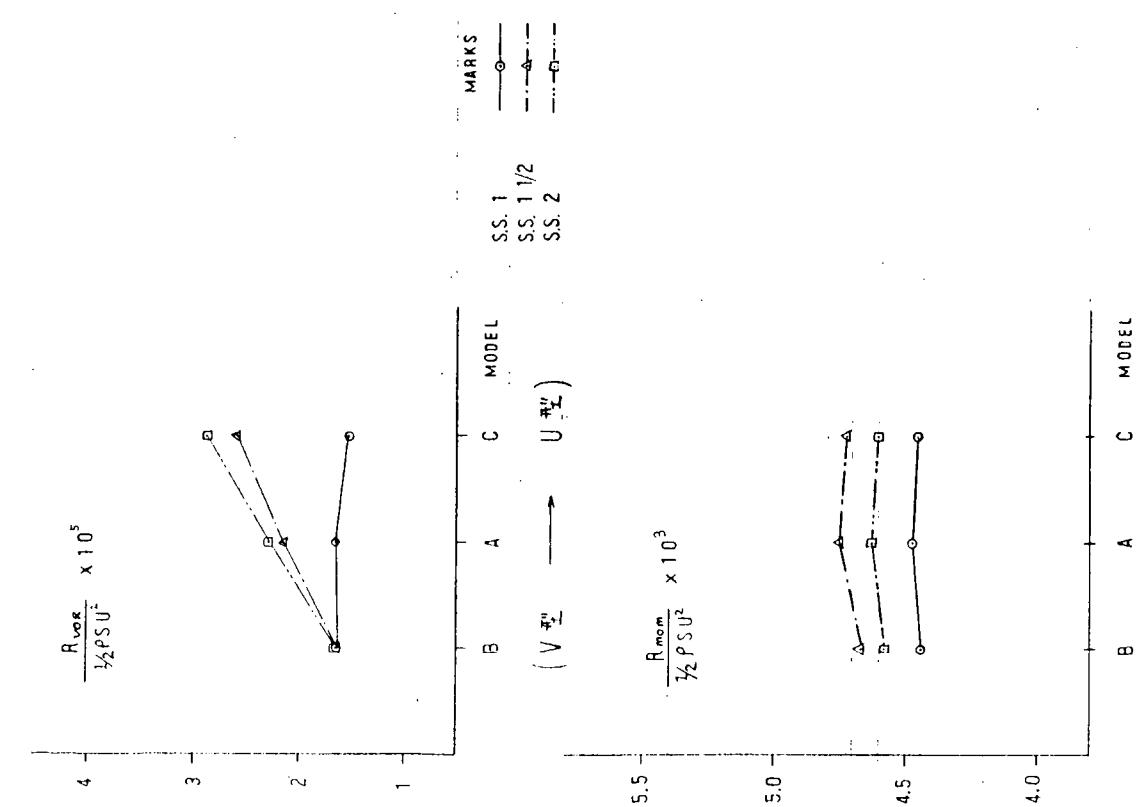


図 4.2.33 Comparison of resistance components (H法)

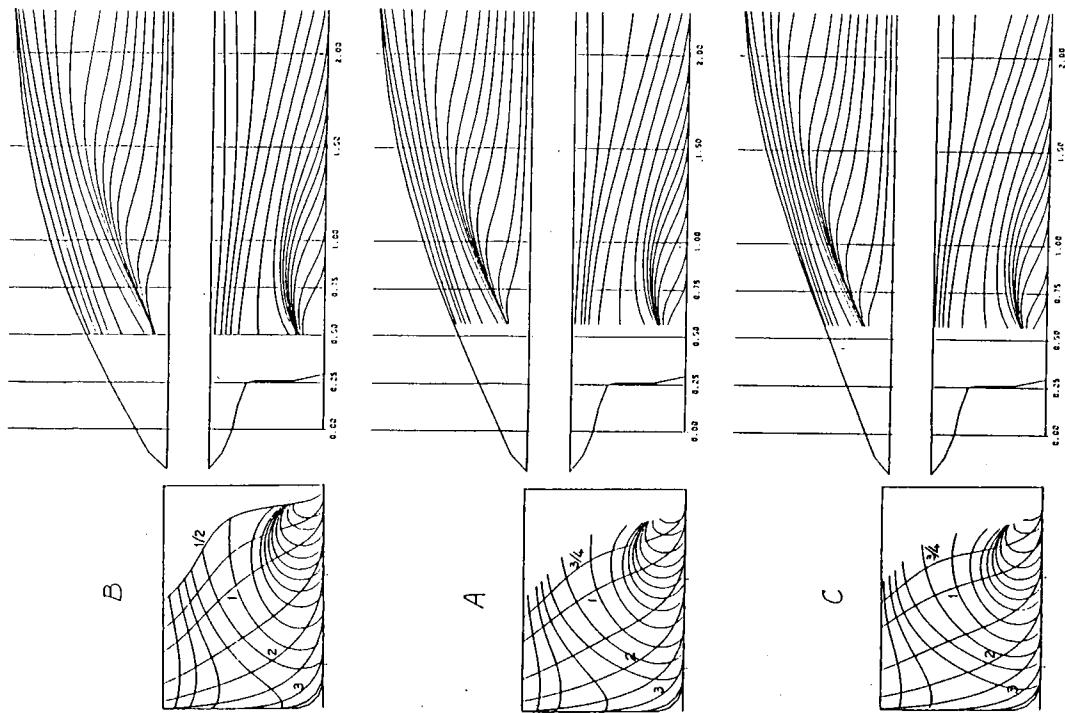


図 4.2.34 Limiting streamlines (S法)

$$R_n = 1.011 \times 10^6, \quad 3-D.B.L.Cat. Results$$

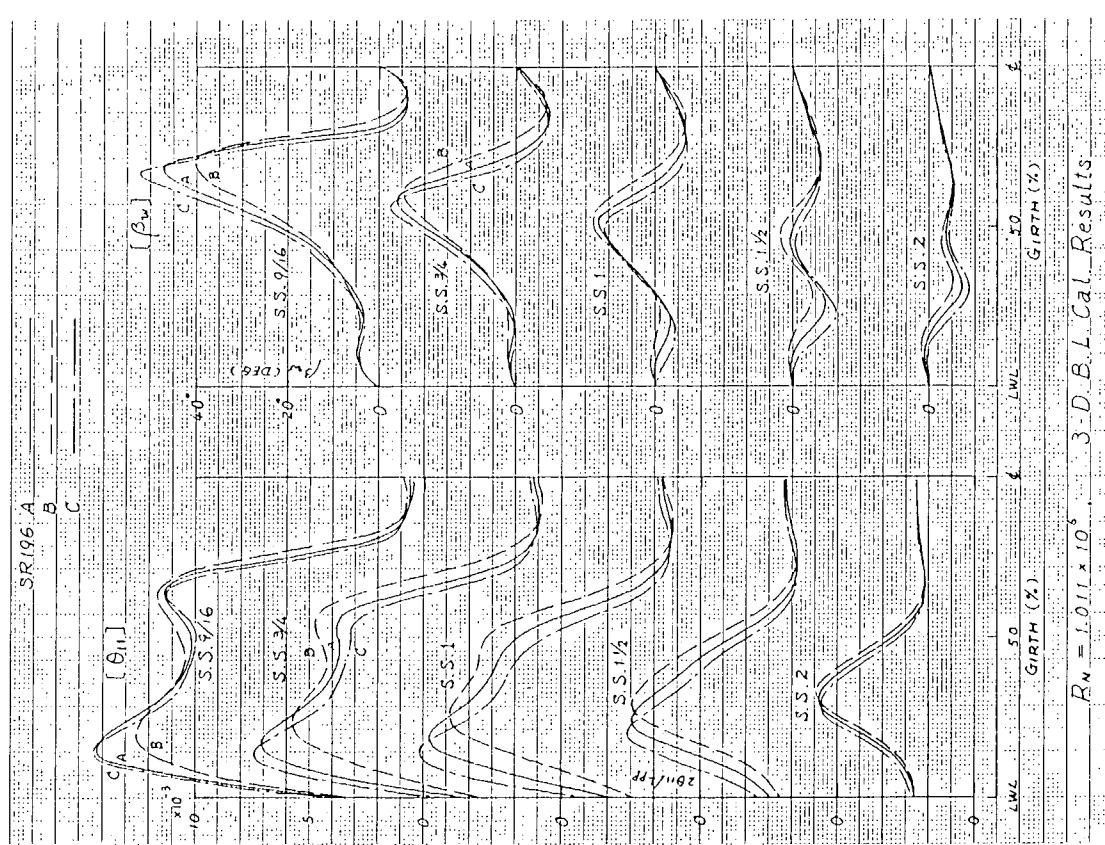
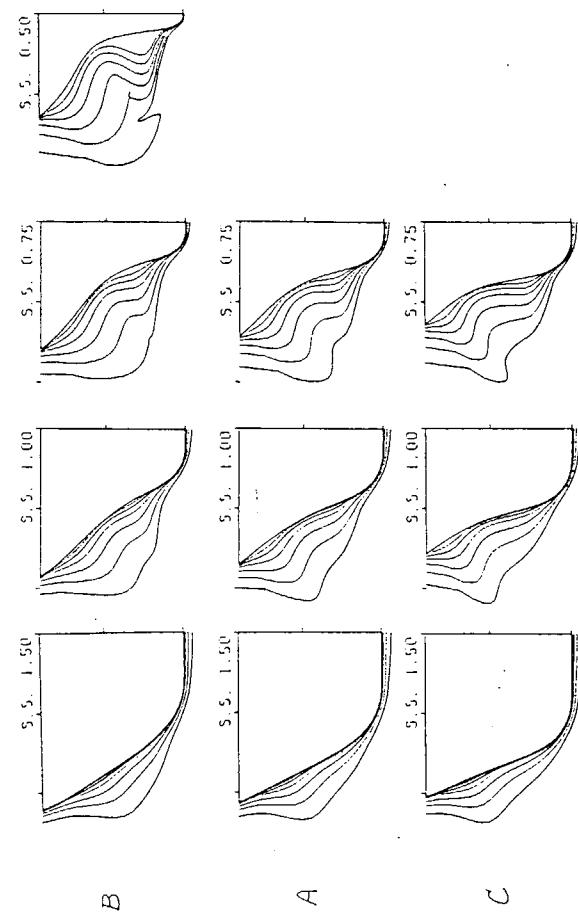


图 4.2.36 边界层参数(S法)



$R_N = 1.011 \times 10^6$, 3-D B.L.Cal. Results

图 4.2.35 醒图案(S法)

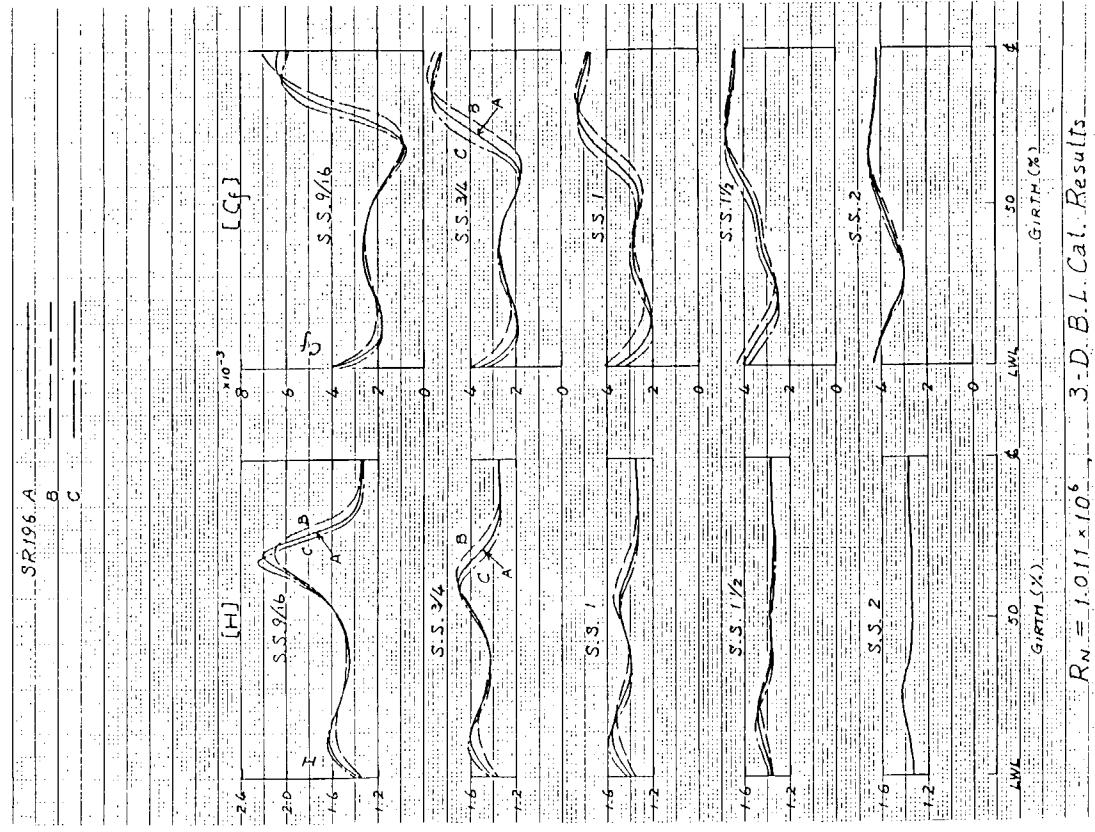


図 4.2.37 Boundary layer parameters (S法)

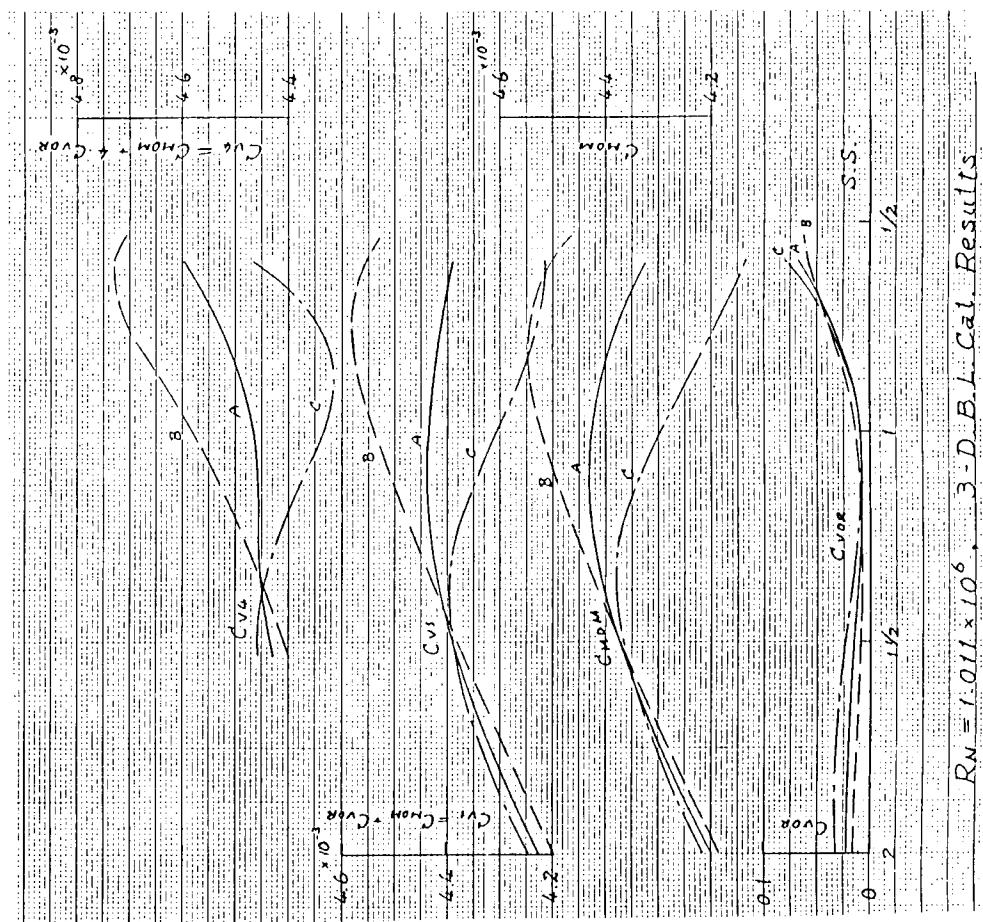


図 4.2.38 Estimated viscous resistance (S法)

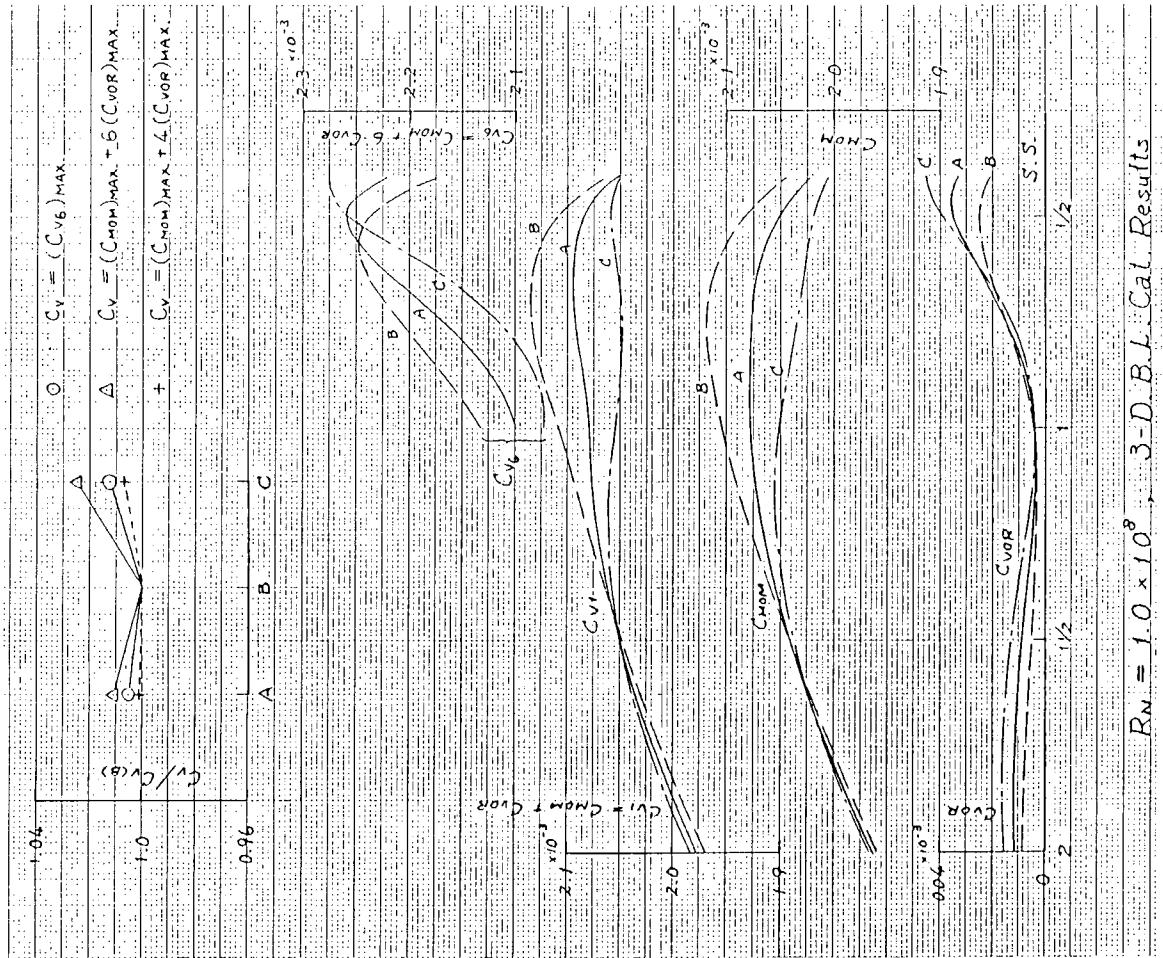


図 4.2.39 Estimated viscous resistance (S法)

$$R_N = 1.0 \times 10^8 \rightarrow 3-D B.L. Cal. Results$$

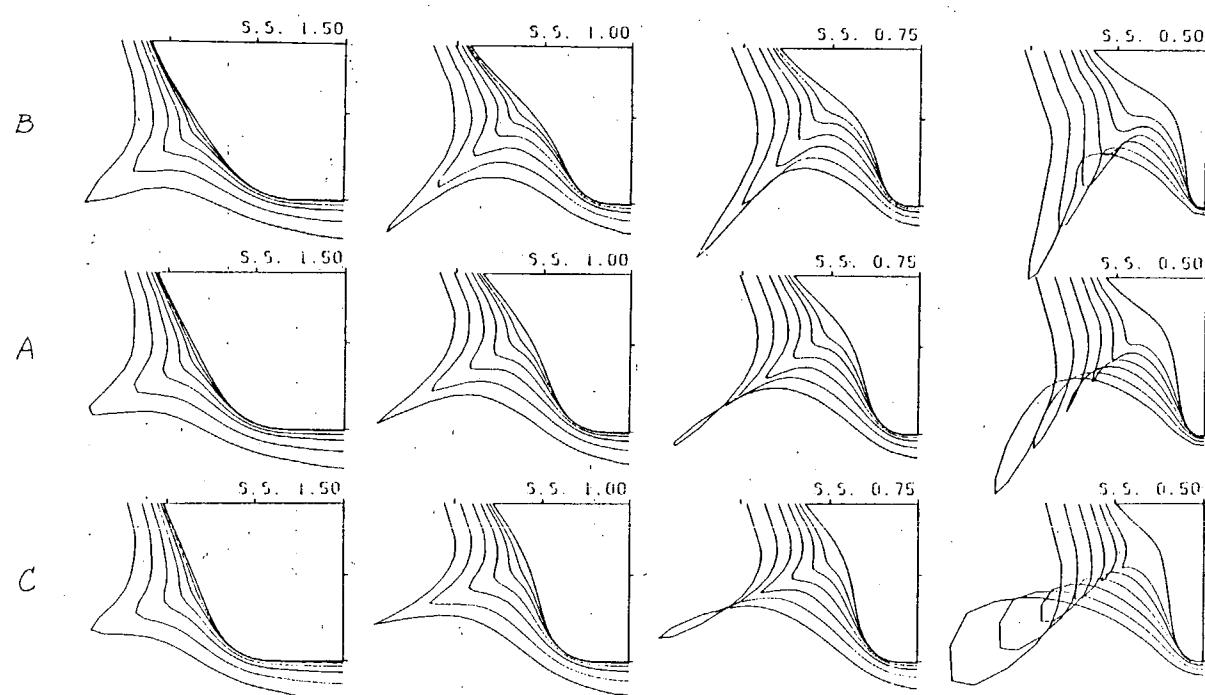
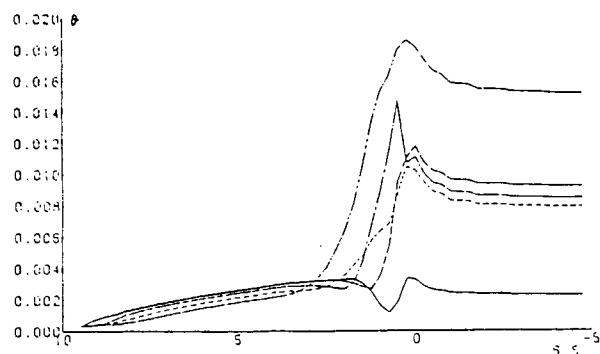
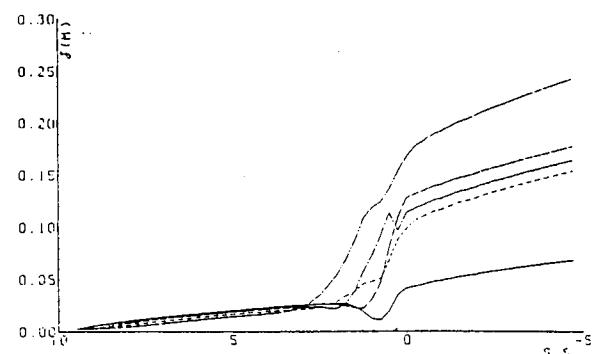


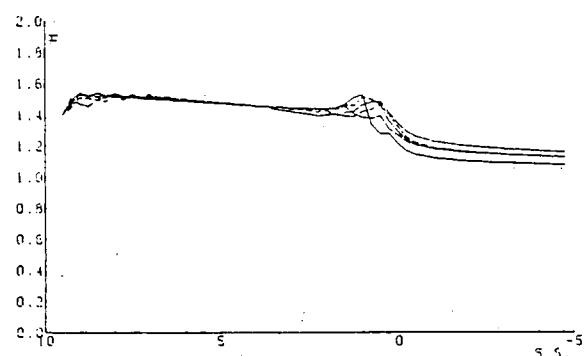
図 4.2.40 微小二次流れ近似による伴流分計算結果 (S法)



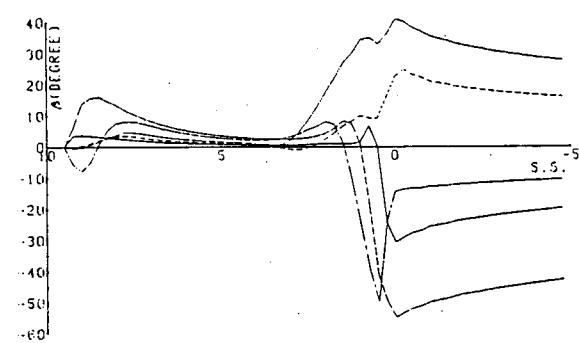
MOMENTUM THICKNESS
MODEL SR196A L 2.0000(M)
FN 0.1000(M) T 0.1206(M)
I S.S. 0.2000(M) C 0.3021



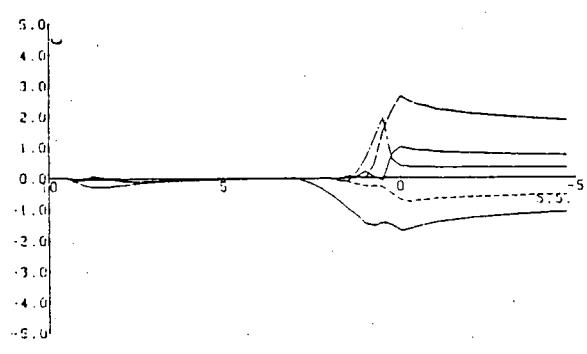
BOUNDARY LAYER
THICKNESS
MODEL SR196A L 2.0000(M)
FN 0.1000(M) T 0.1206(M)
I S.S. 0.2000(M) C 0.3021



SHAPE FACTOR
MODEL SR196A L 2.0000(M)
FN 0.1000(M) T 0.1206(M)
I S.S. 0.2000(M) C 0.3021



CROSS FLOW ANGLE
MODEL SR196A L 2.0000(M)
FN 0.1000(M) T 0.1206(M)
I S.S. 0.2000(M) C 0.3021



C-COEFFICIENT
MODEL SR196A L 2.0000(M)
FN 0.1000(M) T 0.1206(M)
I S.S. 0.2000(M) C 0.3021

— 2 S.L.
— 4 S.L.
— 6 S.L.
— 8 S.L.
- - - 9 S.L.

図 4.2.41 境界層特性値の長さ方向分布 (I 法)

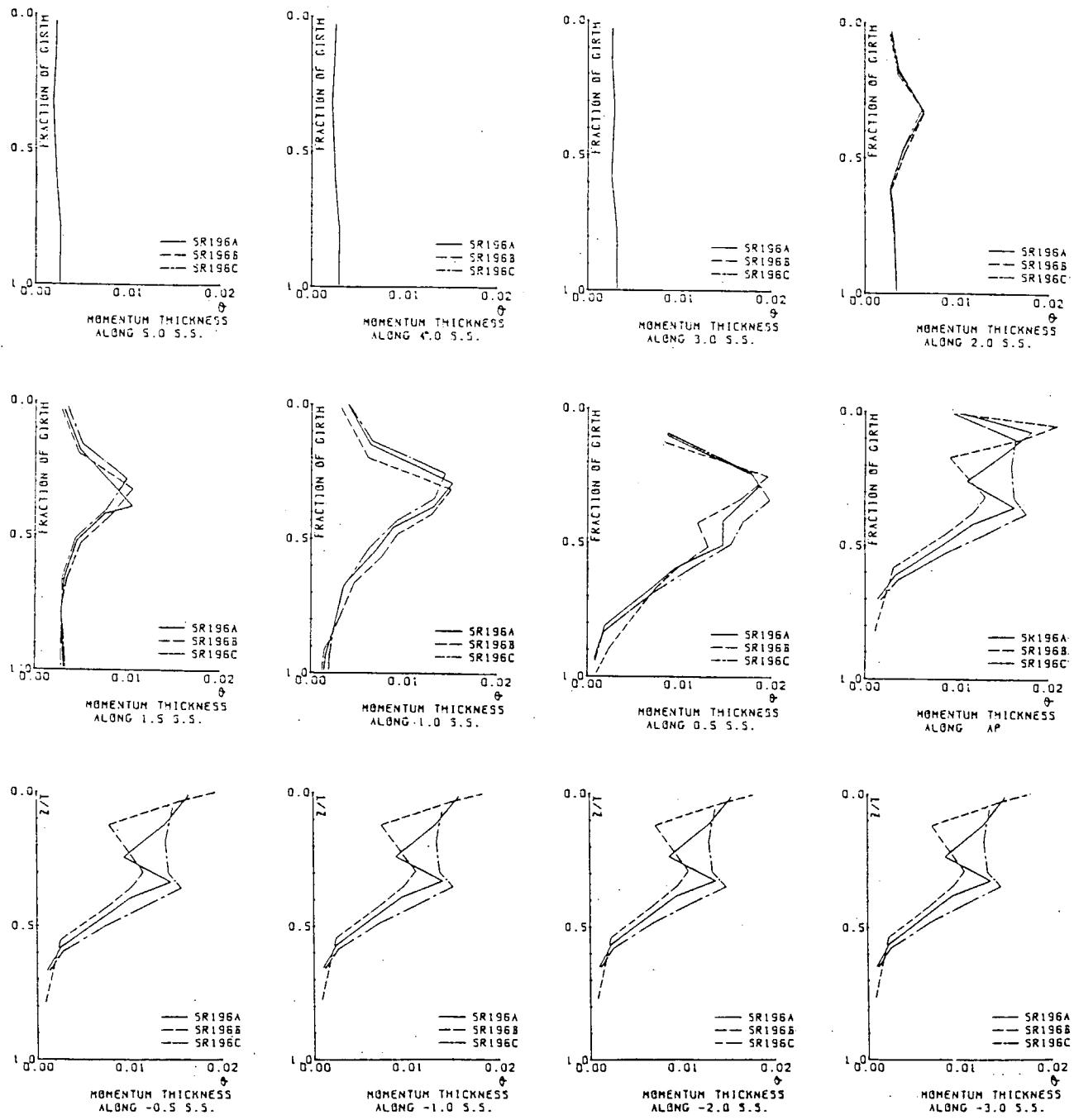


図 4.2.42 MOMENTUM THICKNESS (I法)

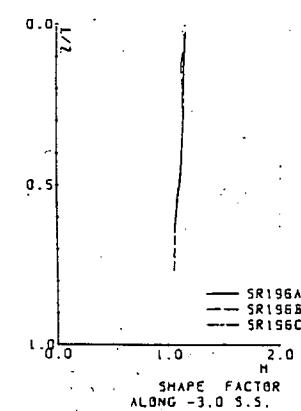
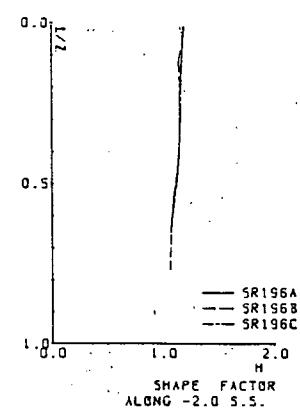
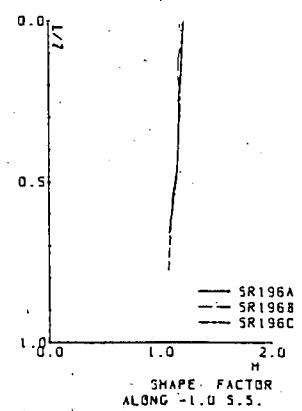
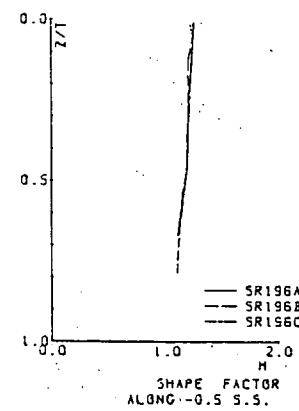
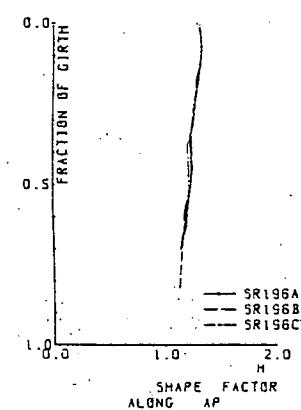
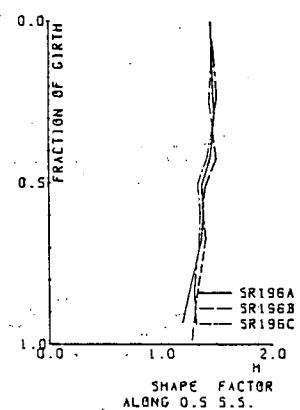
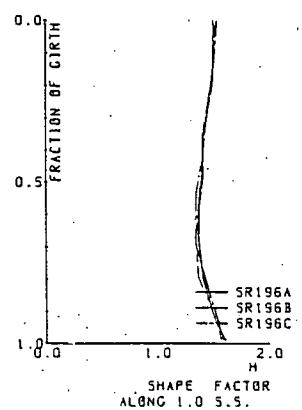
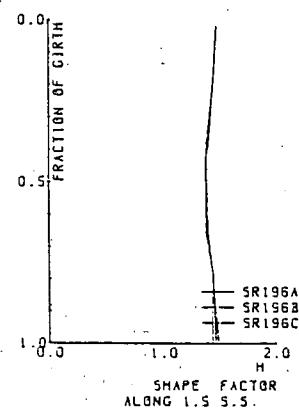
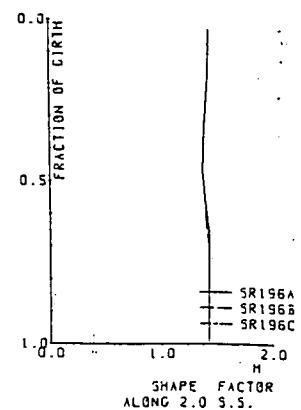
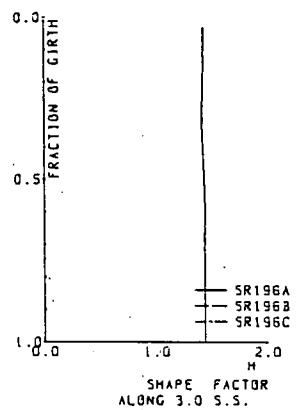
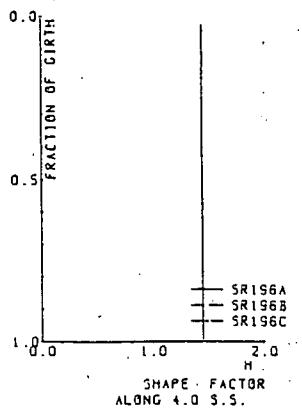
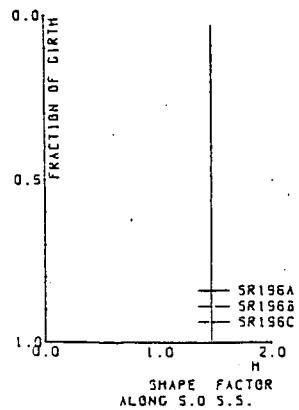


図 4.2.43 SHAPE FACTOR (I法)

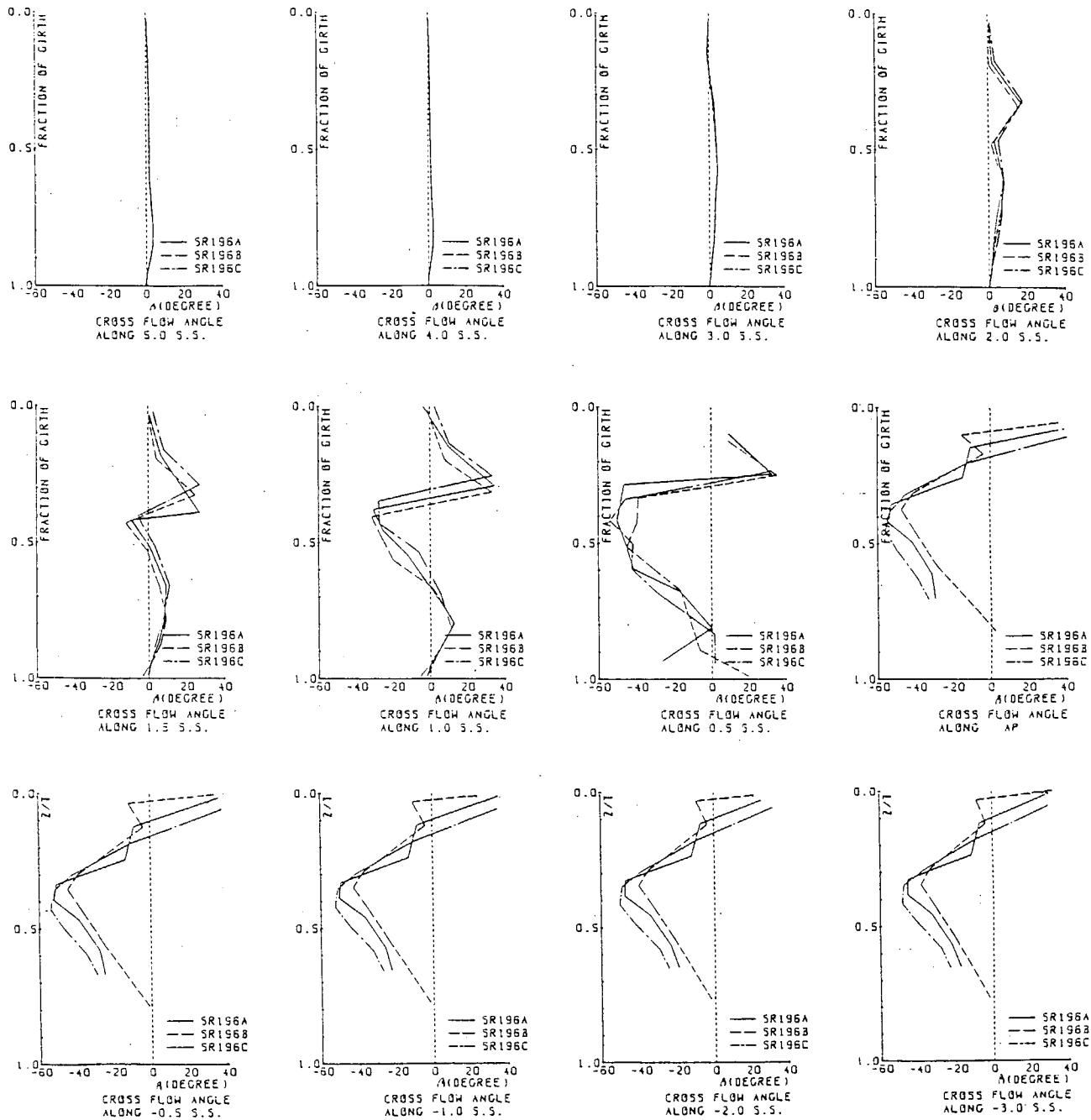


図 4.2.44 CROSS FLOW ANGLE (I法)

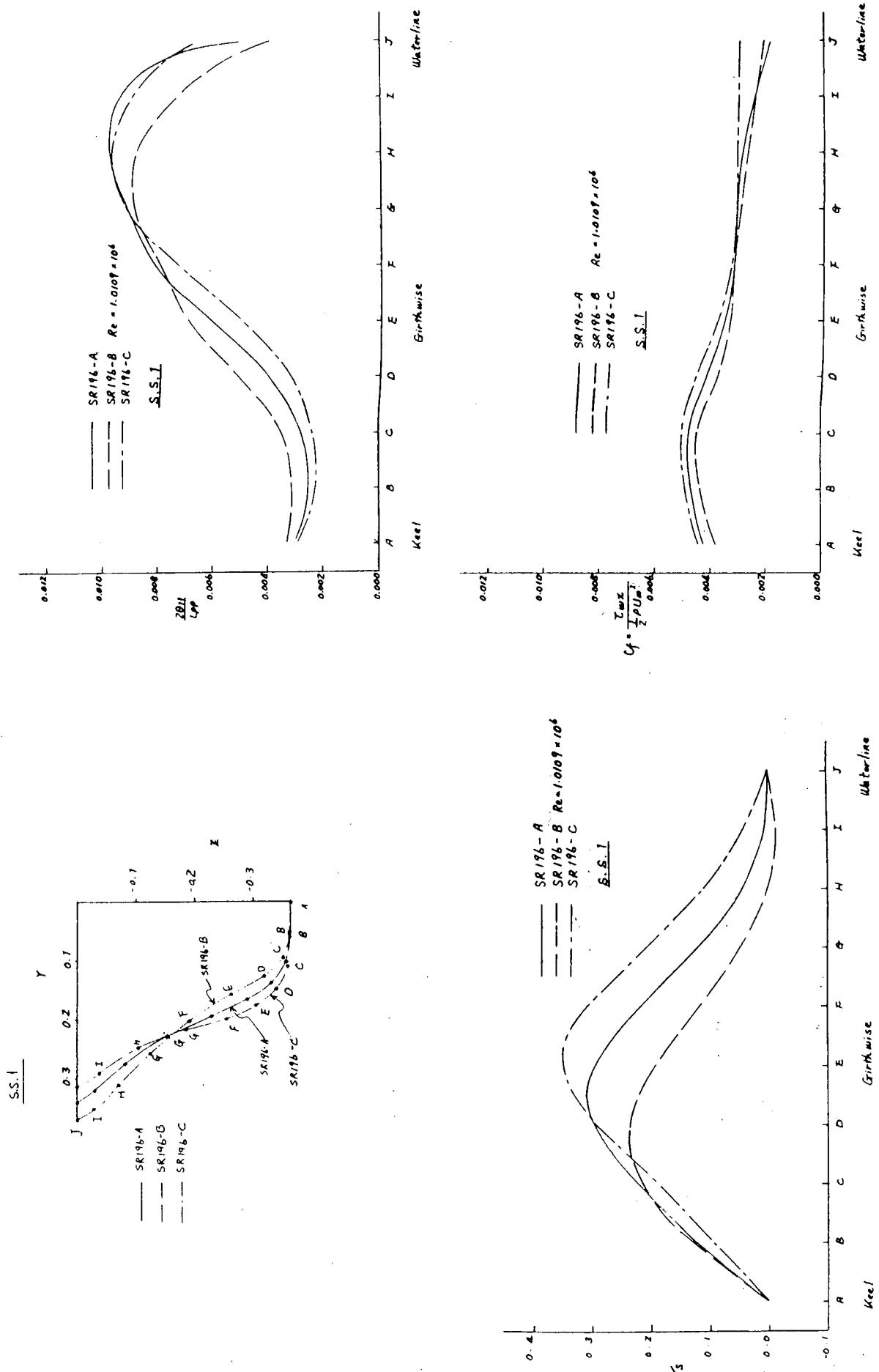


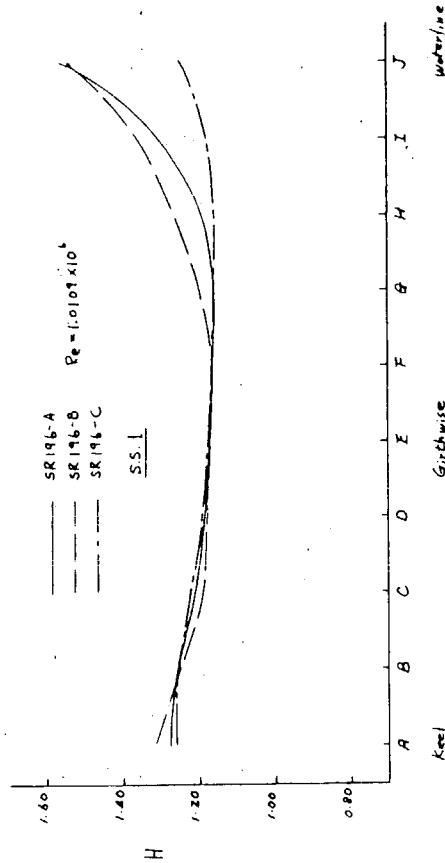
図 4.2.45 境界層計算結果, γ_s (N法)

図 4.2.46 境界層計算結果, θ_{11} 比較 C_f (N法)

表 4.2.2 粘性抵抗計算結果 (*N*法)

	Model A	Model B	Model C
$R_1 / \frac{\rho}{2} SV^2$	0.00499	0.00494	0.00485
$R_2 / \frac{\rho}{2} SV^2$	0.00032	0.00017	0.00045
$(R_1 + R_2) / \frac{\rho}{2} SV^2$	0.00531	0.00511	0.00530

$$C_f = 0.00440 \text{ (Schoenherr)}$$



- 76 -

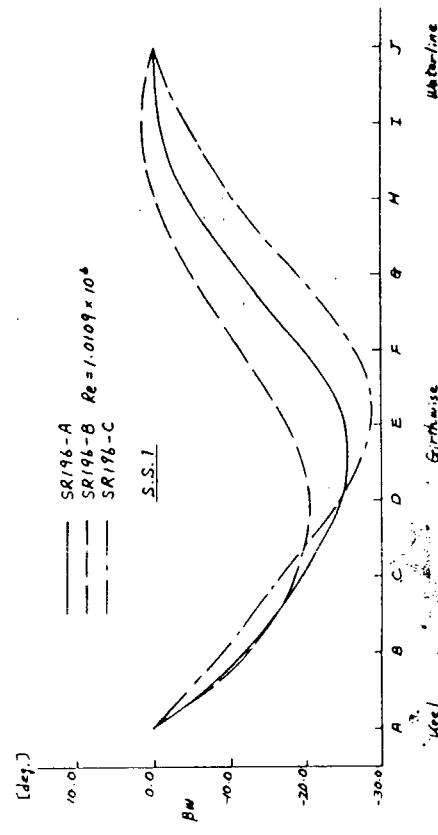


図 4.2.47 境界層計算結果, H および β_w (*N*法)

5 結 言

本年度の研究は、上述のように理論・計算と実験とに大別してほぼ当初の予定に沿って実施され、予期に近い成果が得られた。

本年度目的とした主要な事柄は、肋骨線形状の変化に基づく抵抗・推進性能の変化がどのようなものか、又、それが理論・計算によりどのように予測あるいは説明できるかということであった。実験的には、予算上の制約のためもあって模型船型が2隻になったため、結論はまだ得られていない。ほぼ予定通りの中間成果を得、次年度の研究でデータを補充する予定である。一方理論計算面ではかなり広汎な検討を行い、その結果、少なくとも定性的には肋骨線形状の変化が粘性流場・粘性抵抗に与える変化を予測しうること、又、修正係数を導入すれば量的にも実験結果と同程度の一一致を得、実用可能のレベルになし得ることなどの結論を得た。

一方、予め推測していた点を再確認したものとして、理論・計算面では境界層計算法により結果が異なること、又、実験面では同一模型船に対しても水槽間で若干結果が異なることがあげられる。しかし、同一計算法、同一水槽における実験という条件でデータを分析すればほぼ納得できる結果が得られており、又、各計算法、各水槽相互の対応も実用的見地からは十分得られる見通しであるので、本部会の研究の進め方は妥当なものと考えられる。

他に、新しい知見として、実験面で、三次元剥離域内部及びその近傍の流場の特性を計測することの困難さをあらためて認識したこと、又、いわゆる自航状態における不安定現象らしいものを計測したことなどがある。これらは次年度以降継続して調査する計画であるが、実験とは別に理論的検討も必要と考えられる。この課題は本部会の当初の目的とは若干異なり、又、問題自体日月を要するものであるため、今回は深く立入ることはできないが、今後検討すべき重要な問題である。