

日本船舶振興会昭和53年度補助事業
“船舶の安全対策に関する研究”

研究資料 No. 321

第175研究部会

加減速時における操船性能に関する研究

報 告 書

昭 和 54 年 3 月

社 团 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

港湾内や海峡等の交通量の多い海域での航行安全の向上を図るため、プロペラ順転中および逆転中の加減速操縦性能に関する模型実験および理論解析、シミュレータによる定点定時通過操船・追従操船、交差部交通流シミュレーションおよび加減速操船の実態調査を行なった結果の報告である。

はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「船舶の安全対策に関する研究」として、日本造船研究協会が第175研究部会においてとりまとめたものである。

本研究部会の委員は次のとおりである。

第175研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部会長	元 良 誠 三(東京大学)	
委員	井上 正祐(九州大学)	野本 謙作(大阪大学)
	仲渡道夫(広島大学)	小山 健夫(東京大学)
	藤野正隆(東京大学)	小瀬邦治(広島大学)
	原潔(神戸商船大学)	小林 弘明(東京商船大学)
	菅井和夫(船舶技術研究所)	野中晃二(船舶技術研究所)
	藤井巖(日本造船技術センター)	相原和樹(三菱重工業)
	藤井 齊(三菱重工業)	百海顕二(日立造船)
	高井忠夫(日立造船)	石橋賢諭(日本钢管)
	松本憲洋(日本钢管)	山上順雄(川崎重工業)
	平野雅祥(三井造船)	田中稔(石川島播磨重工業)
	山崎芳嗣(佐世保重工業)	永松秀一(住友重機械工業)
	西田正孝(大阪造船所)	久田靖二(函館ドック)
	森川卓(日本船主協会)	山本尚二(昭和海运)
	羽田知所(大阪商船三井船舶)	菅原四郎(古野電気)
	二宮鎮男(日本無線)	早見信博(神戸製鋼所)
	前島孝雄(北辰電機製作所)	米山三治(かもめプロペラ)

目 次

1. 緒 言	1
2. 加減速時の船の性能	2
2.1 プロペラ順転時の性能	2
2.1.1 大阪大学における研究	2
(1) 供試船型	2
(2) 荷重変更自航試験とその結果	2
(3) 直進中の航直圧力に及ぼすプロペラ・スリップの影響	2
(4) 直進中操舵にもとづく付加抵抗	3
(5) 直進中操舵によって船体に誘起される横押力と旋回モーメント	3
(6) 斜航によって船体および舵に作用する流体力に与えるプロペラ・スリップの影響	3
2.1.2 広島大学における研究	4
(1) 本年度に実施した試験	4
(2) 船に作用する縦方向の流体力	5
(3) 舵によって生じる流体力	7
(4) 主船体に働く横方向の流体力	9
(5) 拘束試験による操縦運動の推定例	11
2.2 プロペラ逆転時の性能	41
2.2.1 東京大学における研究	41
(1) 強い横運動時の流体力計測実験	41
(2) プロペラ逆転による停船運動シミュレーション	44
(3) プロペラ逆転により船体に誘起される流体力に関する補足実験	46
2.2.2 広島大学における研究	48
(1) 本年度の拘束試験とその目的	48
(2) 直進中の船に働く流体力	48
(3) 旋回、横流れ中の船に働く流体力	49
(4) 逆転中の操縦性能の特徴	50
2.3 浸水中の性能	101
2.3.1 船舶技術研究所における研究	101
(1) 実験状態	101
(2) 解析法	101
(3) 実験結果	102
(4) 結言	103
2.3.2 九州大学における研究	103
(1) 運動方程式	104
(2) 実験方法	104
(3) 流体力の実験値	104

(4) 自航試験と計算結果の比較	105
(5) 成 果	105
3 マン・マシン操船性能のシミュレーション	139
3.1 供試数学モデル	139
3.1.1 供 試 船	139
3.1.2 数学モデルの形式	139
3.1.3 供試船の基本操縦性能	140
3.2 避航操船シミュレーション	140
3.2.1 実 験 方 法	140
3.2.2 実 験 結 果	140
3.2.3 避航操船の評価	142
3.2.4 旋回時に增速することの効果	143
3.3 定点停止シミュレーション	143
3.3.1 東京商船大学操船シミュレータの改造について	143
3.3.2 実 験 概 要	144
3.3.3 実 験 結 果	144
3.3.4 検 討	144
4 交通流シミュレーション	170
4.1 交通流シミュレーションの問題点	170
4.2 制御則の仮定	171
4.3 必要調整距離	171
4.4 交通流シミュレーション	172
4.5 今後の展望	172
5 港内狭水道における加減速操船の実態調査	178
5.1 調査目的	178
5.2 調査概要	178
5.3 調査結果	178
5.3.1 入港時の機関操作法	178
5.3.2 入港時の減速状況	179
5.3.3 出入港時の増減速操作	179
6 成果のまとめ	188
参考文献	191

1. 緒 言

港内や海峡通過等の交通量の多い海域での航行安全確保は、従来より重視されてきた問題であるが、海上交通の過密化に伴なってますますその重要性が指摘されつつある。本研究はこうした海域での航行安全の向上をはかるため、操船・操縦性能面で、従来研究が比較的遅れている加減速時の操船性能についての調査研究を行ない、その改善をはかることを目的として企画されたものである。

このため本部会では、下記の研究を実施した。なお、本研究は3ヶ年の予定で計画されており、本報告はその第2年度の成果をとりまとめたものである。

1) 加減速時の船の性能

i) プロペラ順転中の加減速操縦性能

プロペラが順転しつつも、船速と平衡していない場合、特に船に作用する流体力が大きく変動する。この変化の挙動を解析的に表現することは、加減速中の操縦性能を知る上で中心的な課題のひとつである。本年度は昨年度に引き続き荷重度を変化した自航試験及び大振巾PMM及びGMTを用いた拘束模型試験を行ない、J T T C 第2部会に設けられたM M Gによる提案に基づいて実験結果を解析し、流体力の分析を試みた。

ii) プロペラ逆転中の加減速操縦性能

プロペラ逆転時の特性は、緊急停止はもとより通常のオペレーションにおいても重要な特性であり、本年度も昨年度に引き続き重点課題として研究を行なった。東京大学では、プロペラ逆転中の船の運動に関する数学モデルを作り、その係数となる流体力を求めてシミュレーションを行ない、広島大学ではseries 60を用いて拘束模型試験を行ない、流体力の解析を行なった。

なお、1)の問題に関しては、各担当場所で、同一の問題をそれぞれの見地と手法で取扱って來たので、報告書にも各担当者別に記載をしてある。

2) マン・マシン操船性能のシミュレーション

交通量の多い海域での航行安全確保という目的から見ると船の加減速性能は、船単体としての性能に止まらず、操船者と船を合せたMan-Machine Systemの性能として捉えることが必要である。本年度は昨年度に引き続きSR-151で制作したVisual Display付実時間シミュレーターを用いて研究を進めた。

試験項目は、定点停止操船・定点定時通過操船・追従操船・その他である。

また、本シミュレーション用として応答モデルの見地から、加減速中の船の運動を十分に精度よく表現し得るモデルを開発し、シミュレーション用としてE-Seriesと呼ぶ系統的特性を設定した。

3) 交通流シミュレーション

交通量の多い海域での船に対する加減速要求性能の仕様の一環として、交差部における管制の方法を仮定し、マクロな交通流のシミュレーションを行なうことにより、要求される加減速性能を、所要調整時間という形で求めた。本年度は、昨年度求めた加減速操作のパターンにもとづきシミュレーションを行なった。

4) 加減速操船の実態調査

加減速操船の実態を調査するため、5・2年度に行なったアンケート調査の結果を解析し、加減速操船の実態の把握を行なった。

2. 加減速時の船の性能

2.1 プロペラ順転時の性能

2.2.1 大阪大学における研究

操縦流体力、特に舵の力はプロペラ・スリップの影響が著しい。出入港・狭水道通行時などに船は、しばしば機関の停止や一時前進(Boosting)を行うが、これらの操作に対する船の操縦応答を知るために、流体力に対するスリップの影響を明らかにする必要がある。本節は、この主題に関して本年度大阪大学において実施した実験の成果を述べる。

(1) 供試船型

Model A Todd Series 60 母型、一般貨物船

Model B 大型タンカー

であって、その要目を表2.1.1.1に船体線図の概略を図2.1.1.1ならびに図2.1.1.2に示す。

(2) 荷重度変更自航試験とその結果

操縦流体力に及ぼすプロペラ・スリップの影響を調べるために先立ち、広い範囲にスリップを変えた自航特性を知ることが望ましい。そのため、一般的抵抗・自航のみならず、普通の自航試験では摩擦修正と呼ばれる曳航力を正負にまたがって広範囲に変化して自航試験を行なった。これを仮に荷重度変更自航試験と呼ぶ。図2.1.1.5に示すFが曳航力である。

結果を図2.1.1.3～7(Model A)、ならびに図2.1.1.8～9(Model B)に示す。比較的FineなA型では伴流率wはスリップによって殆ど変わらないがFullなB型ではスリップの減少と共にwは著しく増加する。流線観測の結果によればスリップ減少に伴ってプロペラ直前の船尾流れが旋んでおり、これが大きいwの原因であろう。推力減少率tは両船とも、スリップの減少と共に増加する。

(3) 直進中の舵直圧力に及ぼすプロペラ・スリップの影響

直進中に一定舵角を与える、直圧力F_Nを計測する。δは右舵を正、F_Nはそれに対応する左舷向きの直圧力を正とする。また

$$F_N' = F_N \sqrt{\frac{\rho}{2} L d U^2} \text{ で}$$

ここに L: 船長, d: 吃水, U: 船速である。

結果を図2.1.1.10, 11, 12(Model A)ならびに図2.1.1.14, 15, 16(Model B)に示す。100%スリップは船体停止でプロペラ前進、プロペラ遊転(Idling)とあるのは船を一定速力で曳航しながらプロペラ推力が消失する回転数でプロペラを駆動している。この時プロペラ・ビッチpを使ってスリップSを計算するとSは僅かに負の値となる。

A, B両船ともプロペラ・スリップの減少と共に舵直圧力が減少することが明らかである。

この影響を表わすために「舵有効流入速度」U_Rなる考え方を使う。これは舵単獨特性と比較して、同一舵角で同じ直圧力を与える流速が船後プロペラ後の舵に流入する有効流速であると考える。すなわち、

$$U_R = \sqrt{F_N / \frac{\rho}{2} A_R f(\lambda) \sin \delta} \quad \text{と定義する。}$$

ここで A_R: 舵面積, f(λ): 舵単獨特性の直圧力傾斜であって舵アスペクト比λの函数。ここでは藤井式

$$f(\lambda) = \frac{613\lambda}{\lambda + 225} \quad \text{を使う。}$$

測ったF_NからU_Rを求め、船速U又はゼロ・スリップ・プロペラ速力npで除して無次元化したものをプロペラ・スリップSに対してプロットすると図2.1.1.13(Model A)ならびに2.1.1.17(Model B)と

なる。図中破線は通称M M G モデルの U_R で

$$U_R = U_p \sqrt{1 + k \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}}$$

常数 k は、ここでは 0.3 に選んだ。 U_p はプロペラ流入速力である。

比較的 Fine な A 型では略、話が合っているが B 型ではスリップの小さい所で明らかに不都合である。これは肥大船型においてはプロペラ位置の伴流と舵位置の伴流に大差があることを示していると考えてよからう。

従って上式に代えて

$$U_R = U_p \frac{1 - w_R}{1 - w} \sqrt{1 + k \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}}$$

を使うのは一つの方法であろう。 w_R は舵位置の伴流率である。しかし、この問題についてはなお今後の検討が必要である。

また、図 2.1.1.1.3 には上記 M M G モデルの他に森の式¹⁾による試算を加えた。本例の場合 M M G 式よりも森式の方が良い結果を与える様である。

(4) 直進中操舵にもとづく付加抵抗

この問題は本部会の研究と直接関係はないが、操舵にもとづく推進馬力損失に関連して興味を持たれている。今回の実験の副産物として得られた知見を簡単に述べる。直進曳航中に一定の舵角を与え、船に働く前後方向の力(曳航力 F の反力、図 2.1.1.5 参照)を測り、無次元化して示すと図 2.1.1.1.8 となる。スリップ大(J_s 小)なる場合はプロペラ推力が余るから X 力は正で前向き(曳航力 F は負で、船にブレーキをかける)、スリップ小なれば抵抗が勝つから X 力は負である。舵角を与えると抵抗が増加するが、その量は舵直圧力の抵抗成分と等しいと考えてよい。図中の線が計測した舵直圧力からその抵抗成分を求めたもので、この線が計測した X 力の操舵にもとづく変化を大変よく表現しているからである。

(5) 直進中操舵によって船体に誘起される横押力と旋回モーメント

船が直進中操舵すると舵直圧力を生じ、舵に大きい横押力と旋回モーメントが働くことは当然であるが、これに伴い直進中の船体にもまた同じ方向の横押力と旋回モーメントが作用する。この現象は鳥野によって始めて具体的に指摘されたもので²⁾、操舵にもとづく旋回力に対する鳥野修正と呼ばれる。

図 2.1.1.1.9, 2.0 (Model A) および図 2.1.1.2.1, 2.2 (Model B) はそれぞれ直進中操舵によって誘起された全部の横押力 Y ならびに旋回モーメント N を示す。さきに示した舵直圧力 F_N の計測結果(図 2.1.1.1.10 および 1.4)から舵直圧力の Y 力成分と N モーメント成分が求められるから、それと図 2.1.1.1.9～2.2 をそれぞれ比較すれば上記の影響を確認することができる。

この比較を実行した結果、Model Aにおいては操舵が船体に誘起する横押力は舵に働く横押力の 0.22 倍程度、その着力点は A P の前方 0.03 L pp 程度でプロペラ・スリップの影響は余り見られない。一方 Model B では、船体横押力が舵横押力の 0.2～0.3 倍、着力点は平均して A P の前方 0.05 L 付近であるが、実験点によって相当広範囲に散布する様である。

(6) 斜航によって船体および舵に作用する流体力に与えるプロペラ・スリップの影響

船が操縦・旋回運動をする時、必然的に横流れ運動が起る。操縦流体力は旋回角速度と同程度に、この斜航によって大きい影響を受ける。一方、実験技術の面から考えると、斜航流体力は静的実験で容易かつ正確に計測することができるので、操縦流体力の実験的検討や流体力学的理論との比較などに有力である。もうひとつの、角速度に関する流体力をも併せ知らないと操縦運動の全体的な把握はできないが、今述べた意味において、斜航流体力に与えるプロペラ・スリップの影響を調べることは有益であろう。

Model A の結果を図 2.1.1.2.3～2.6 に、B の結果を図 2.1.1.2.7～2.9 に示す。図中プロペラ無し

(without prop.) とあるのは船体と舵だけ(舵角はゼロ), 裸殻(Bare Hull)は船体だけである。

図 2.1.1.2.3, 2.4, 2.7 はプロペラおよび舵付でプロペラ・スリップを変えている。

この結果によると A, B 両者とも裸殻に比べて舵付きでは横抵抗 Y が増え, 旋回モーメント N が減少(横抵抗中心後退)している。これは方向安定板としての舵の作用を考えれば当然の結果である。同時に計測した舵直圧力から舵力の Y 成分を求め, (5)の鳥野修正を加えるとこの結果はよく説明できる。

次にプロペラを回転すると舵への流入速度が増加するので、安定板としての舵の作用も増加し、Y 力はさらに増加し、N モーメントは減少する。すなわち、プロペラ・スリップが大きい程進路安定になる傾向がある。しかし、船体自身にもまたスリップ変化の影響が現われる可能性がある。舵の力を同時に測っているので前記と同様にして、このプロペラ・スリップのもたらす流体力変化がどれだけ舵の作用増大(鳥野修正を含む)によるものか、またスリップ変化が船体およびプロペラに働く横抵抗に与える影響がどの程度か調べることができる。

この解析は次節 2.1.2 に本節の Model A と同型船について同様な解析があるので、それとも対照されたい。

現在の段階での結論としては、次の様に云ってよいかと考える。まず A 型については舵の作用増大の他に船体ならびにプロペラに働く Y 力に有意の差がある様で、その傾向はプロペラのフィン効果と定性的に一致する。すなわち、スリップが増すとプロペラ+船体に働く横抵抗が増え、その着力点が後退する。これがプロペラのフィン効果によるものか、または船体に直接働く力によるものかについては将来の検討課題であろう。

次に B 型について同様な解析をすると、この方はスリップ増加にもとづく流体力変化は舵の作用増大だけで説明できる様である。鳥野修正力を別にすれば船体とプロペラに作用する Y 力や N モーメントはスリップ変化の影響を受けないと見てよい。

A, B 両者のこの点の差異はなお検討しなければならないが、ひとつは A 船のプロペラ直径が B よりもずっと大きいことが挙げられる。これはプロペラのフィン効果と云う観点からはひとつの要因たり得るであろう。もうひとつは A は $C_B : 0.7$, $L/B : 7$ で B は $C_B : 0.83$, $L/B = 6$ と A が B よりもずっと Fine な船型であることだが、これがどう関与するかは今のところ分らない。

2.1.2 広島大学における研究

昨年度、広島大学では大振巾 Planar Motion Mechanism(以下PMMと略す。)を用いて、プロペラ順転の範囲で加速、減速している船に作用する流体力について調査した。本年度は、東京大学と共同で Circular Motion Test(以下CMTと略す。)を実施し、上述の状態の船に作用する流体力に関し、より詳細な調査を行った。この節では、本年度の調査結果を紹介するとともに、両年度の調査結果に基づいて、加速、減速時の船の運動を記述する数学モデルについて検討する。

(1) 本年度に実施した試験

供試船は Series 60 船型の母型であり、その主要目を表 2.1.2.1 に示す。線図は昨年度の報告書に紹介すみであるから、ここでは割愛する。

試験は広大工学部の PMM と東大工学部の CMT 装置を用いて実施した。直進および斜航時の試験を前者で、旋回を伴う状態の試験を後者で行っている。試験における計測項目は船全体に作用する縦横方向の流体力 X, Y, ①まわりのモーメント N の他、プロペラのスラスト、舵に働く二力 F_N , F_T である。検力システムは全試験を通じて同じものを使用した。また、試験は総て ①を座標原点としており、流体力の記述も同様である。

加速、減速中の船に働く流体力をとりまとめる場合、時々刻々とプロペラの荷重度が変化することに注意しなければならない。この場合、昨年度の報告でも述べたように、プロペラの影響に強く支配される舵とそれ以外の部分とで流体力を分離して取り扱うのが実際的である。そこで、船体のみ(H), プロペラ付船体(HP),

舵つき船体(HR)およびプロペラ舵つき船体(HPR)という状態で試験している。このうち、HPRについては、2つの船速に対して、プロペラ回転数を夫々3種類、組合せ合計6状態の試験を行った。一部のプロペラ回転数を両船速で同じみかけの前進率($J_s = U/nD$)をもつように選んだ為、試験時のみかけ前進率 J_s は結局、4種類である。また、HPについてはこの状態で計測される流体力が、HPRの流体力から舵の寄与分(舵自体に働く力と舵の干渉によって船体に働く力の和)を差し引いたものに等しいことを確認する目的に限定して実施した。CMTの実験点を図2.1.2.1に示す。

①を原点に取ると、運動方程式は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} m'(\dot{u}' - v' r' - x'_n r'^2) &= X' + X'_E \\ m'(\dot{v}' + u' r' + x'_n r') &= Y' + Y'_E \\ (I_{zz}^r + m' x_n'^2) \dot{r}' + m' x_n' (\dot{v}' + u' r') &= N' + N'_E \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで、 X' 、 Y' 、 N' は船に作用する流体力、 X'_E 、 Y'_E 、 N'_E は検力計を介して船に加える強制力を表わす。記号等はJTTTC第二部会の下に設けられた操縦運動の数学モデル検討グループ(MMG)の推奨に準拠している。

MMGモデル³⁾によると X' 、 Y' 、 N' は夫々、次式で記述できる。

$$\begin{aligned} X' &= X'_u \dot{u}' + (X'_{vr} - Y'_v) v' r' + X'_{vv} v'^2 + X_{rr} r'^2 + X'(u') + X'_{R0} \\ &\quad + (1-t) T' + F'_s \sin \delta \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} Y' &= Y'_v \dot{v}' + Y'_{r'} \dot{r}' + Y'_{vv} v' + (Y'_{rr} + X'_{uu}) r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_b(x') (v' + x' r') \\ &\quad | v' + x' r' | dx' + (1+a_n) F'_s \cos \delta \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} N' &= N'_v \dot{v}' + N'_{r'} \dot{r}' + N'_{vv} v' + N'_{rr} r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_b(x') (v' + x' r') \\ &\quad | v' + x' r' | dx' + (x'_{R0} + a_n x'_n) F'_s \cos \delta \end{aligned} \quad (4)$$

なお、この記号のうち、舵に働く直圧力(F'_s)についてはMMGと向きを反対に取り、 Y の方向と揃えている。

このMMGモデルは舵力分離型のモデルであるといふ点で、加速、減速時の船の運動を記述する数学モデルの基礎となりうる。しかし、MMGモデルは十分に検証されたものではないから、本研究はこのモデルを出発点とし、実験結果に基づいて、その改良を行う。

(2) 船に作用する横方向の流体力

この流体力を考えるには、まず船体単独の場合をベースにし、プロペラと舵の影響を取り入れるのが妥当であろう。船体単独の場合、横方向の流体力は次式で記述できる。

$$X'_n = X'_{vv} v'^2 + (m' x'_n + X'_{rr}) r'^2 + (m' + X'_{vr} - Y'_v) v' r' + X(u) \quad (5)$$

このうち、 $X'(u) = X(u)/\frac{1}{2} \rho L^2 U^2$ は主船体の抵抗を表わすが、本船型のこの性能は昨年度、報告すみであるから、ここでは割愛する。

残る項は操縦運動(旋回と横流れ)による抵抗増加を表わしている。これらの結果を図2.1.2.2および表2.1.2.2に示す。この結果によると、操縦運動による抵抗増加の主力は $v' r'$ の項であり、一般の経験に一致している。この $v' r'$ 項の主力は $-Y'_v = m_y$ で、swayingの付加質量係数である。抵抗増加の係数($X'_{vr} - Y'_v$)はswayingの付加質量係数 $-Y'_v$ よりも多少小さく、本船の場合($X'_{vr} - Y'_v$) $\approx (-Y'_v) = 0.77$ となっている。他の船型における経験によると、この比は0.5位の場合があるかと思うと、1.0に近い時もあり、今後の実績に注目する必要がある。 $v' r'$ の項に較べて、 v'^2 、 r'^2 の項の寄与はかなり小さいよう

であり、場合によっては省略も可能であろう。

続いて、プロペラのスラスト、 $(1 - t)$ について考える。スラスト一致法で求めた伴流率 $(1 - w_p) = u_p/u$ の計測例を図2.1.2.3に示す。これは r' のみ、 β のみの結果であるが、 $(1 - w_p)$ の変化は複雑である。左右の非対称性も顕著で、特に r のみの場合では右旋と左旋とで $(1 - w_p)$ の変化が逆向きになっている。

r' と β が同時に存在する時の計測例を図2.1.2.4に示す。この図の横軸は $\beta - x_p' r'$ である。このパラメタは $x_p' = -0.5$ とすると、船尾の幾何学的な横流れ速度を与える。しかし、 r' と β の伴流に対する寄与がこの幾何学的な横流れの概念で整理しうる保障はないから、 x_p' を実験常数とみなして解析すると、 $x_p' = -0.42$ をうる。つまり、 $(1 - w_p)$ に対する r' と β の寄与は $\beta + 0.42 r'$ をパラメタとして整理できることになる。後述する舵位置における有効横流れの場合と違って、プロペラ伴流係数に対しては幾何学的横流れの考えが近似的に成り立っているようである。

操縦運動中の伴流率 $(1 - w_p)$ を次式で記述する。

$$(1 - w_p) = (1 - w_{p0}) + \tau (v_p' + c_p | v_p' | v_p')^2 \quad (6)$$

ただし、 $(1 - w_{p0})$ ：直進中の有効伴流係数

$$v_p' = v' + x_p' r' = -(\beta - x_p' r')$$

図2.1.2.4に示す結果に(6)をあてはめ、 τ 、 c_p を求めるとき、およそ次の値をうる。

$$v_p' > 0 \quad \tau \approx 1.3 \sim 1.4 \quad c_p \approx -0.6 \sim -0.7$$

$$v_p' < 0 \quad \tau \approx 3.9 \sim 4.0 \quad c_p \approx -1.0 \sim -1.1$$

$$\text{ただし, } x_p' = -0.42$$

左右非対称性が大きいので、 τ 、 c_p は v_p' の正負で値を変えている。こうすると、プロペラの影響が強い $J_s = 0.5$ の場合を除き、全般によい近似をうるから、この模型の自航点($J_s = 0.904$)の τ 、 c_p を用いて $(1 - w_p)$ を記述する。しかし、プロペラ荷重度の増加に従って、微少運動中のスラスト変化は一層、複雑な様相を呈するから、数学モデルの目的如何によっては別の工夫を要するかも知れない。

スラスト減少率 $(1 - t)$ の計測結果を図2.1.2.5に示す。前年度にも述べたように、 $(1 - t)$ に対する操縦運動の影響は比較的小さいようであるから、操縦運動の如何によらず $(1 - t)$ は一定値をもつとしてよい。しかし、この $(1 - t)$ に対して、プロペラ荷重度は多少とも影響を与えているようである。一般の経験によると、痩せた船型においては自航要素 $(1 - t)$ 、 $(1 - w_p)$ に対するプロペラ荷重度の影響は小さいが、肥大型に伴って無視しえなくなるようである。

図2.1.2.6、図2.1.2.7は操舵した時の $(1 - w_p)$ 、 $(1 - t)$ を与える。この報告においては、舵の抵抗成分を考慮した形で $(1 - t)$ を定義しているから、常用舵角の範囲で $(1 - w_p)$ 、 $(1 - t)$ は舵角によらず一定値をもつと考えてよい。しかし、 20° 以上の操舵をすると、プロペラに対する舵の影響が多少とも生じ、 $(1 - w_p)$ 、 $(1 - t)$ が変化したような結果をうる。実用上の観点から考えると、この変化は無視してもよいであろうが、拘束試験の実施に際しては注意したい。

船に働く縦方向の流体力については、以上の各項の他、舵の抵抗成分がある。舵に働く流体力は殆んど舵面に直角に作用するから、舵直圧力の抵抗成分($F_N \sin \delta$)が抵抗増加の主力である。しかし、細かい話をする場合には、僅ながら存在する舵の接線方向の力(F_r)も検討した方がよいかも知れない。また、舵がつくことによって、船体自身に働く抵抗がわずかながら変化することもありうるようで、この点にも注意した方がよい場合もある。本研究の場合、舵直圧力の抵抗成分のみを考えれば十分であり、次の舵によって生じる流体力の項で取り扱う。

(3) 舵によって生じる流体力

MMGモデルでは、舵によって生じる流体力を、舵直圧力と舵の船体に対する干渉力(a_n , x_n で表現)で考えている。この直圧力は次式による。

$$F_N = \frac{\rho}{2} A_n U_n^2 f_\alpha(\lambda) a_n \quad (7)$$

$$U_n = u_p \sqrt{1 + k \frac{8}{\pi} \frac{K_r}{J^2}} \quad (8)$$

$$a_n = -\delta - r \frac{v + C_n | v | v + x_n r}{u_n} \quad (9)$$

ただし、

F_N : 舵直圧力 λ : 舵のアスペクト比

$f_\alpha(\lambda) = \frac{6.13\lambda}{\lambda + 2.25}$: 舵の単獨特性 U_n : 舵位置の有効流速

α_n : 舵位置の有効流入角 u_p , u_n : プロペラ, 舵位置の軸方向の有効流速

従って、舵位置における有効流入速度 u_n と有効流入角 α_n がわかると舵の単獨特性から舵直圧力を求めることができる。

まず、有効流入速度 r_n について考える。前節でプロペラに対する有効流入速度 u_p を与える($1 - w_p$)を求めたから、この u_p と u_n の関係を考えればよい。MMGモデルは運動量理論から導かれる(8)式を提案している。直進中の u_n/u_p を図2.1.2.8に示す。この有効流速は夫々、プロペラと舵を一種の流速計として求めたものである。図中の点線が(8)式による特性を与えるが、このままでは J_s の増加に従って近似が悪くなる。この点を改良するに、⁴⁾芳村⁵⁾井上らはプロペラと舵位置とで伴流率が異なることを考慮すべきであるとしている。この他に、両流速を定義している流速計の相違、プロペラと舵が近接していることによって生じるプロペラ後流の過渡的性質、舵単獨性に対する上部船体の影響(本稿で用いている舵単獨性能には船体による鏡像効果を考慮していないが、これを取り入れると約30%直圧力が増す結果になる。舵と船体の間に、本船型程度の間隙があると鏡像効果は大きくなといかも知れないが、船尾配置如何では鏡像効果も無視できない。)等の要因も考慮する必要があろう。

以上の諸点を考慮して、 u_n/u_p を次式で記述する。

$$u_n = u_p \epsilon \sqrt{1 + k \frac{8}{\pi} \frac{K_r}{J^2}} \quad (10)$$

式中の ϵ が上記の諸要因に対する修正項である。 ϵ 修正として、プロペラと舵位置における伴流率の相違のみを考えると

$$\epsilon = \frac{1 - w_n}{1 - w_p} \quad (11)$$

ただし、 $(1 - w_n)$, $(1 - w_p)$ は舵、プロペラ位置における伴流率である。本船型に対して、プロペラのスリップが零の時の舵位置の流速を計測し、 $(1 - w_n)$ を求める 0.590 をうる。 $1 - w_p = 0.680$ であるから、この場合、 $\epsilon = 0.868$ となる。この結果を図2.1.2.8中の実線で示すが、 J_s の全領域において、よい近似を示す。

以上によって、直進中の舵の有効流入速度が求められる。操縦運動が存在すると、舵の有効流入速度が変化する。この変化を図2.1.2.9に示す。図中の破線は操縦運動の影響をプロペラ有効伴流($1 - w_p$)にのみ取り入れ、(10)式の ϵ , K_r は直進時の特性をそのまま用いて推定した舵への有効流入速度を示す。 $J_s = 0.904$ 以上の場合は、実用上十分な推定になっている。プロペラの影響の最も強い $J_s = 0.50$ の実験では、(6)による(1

$-w_p$) の表現自体に問題があり、舵への有効流入速度の近似も多少、劣るようである。この点を改良するには、操縦運動によって生じる有効伴流 ($1 - w_p$) の変化に対する今後の検討が必要であろう。

舵直圧力を推定する為には、舵への有効流入速度の他に、有効流入角 α_R を知る必要がある。この α_R を考える際、直進中、プロペラの作用によって生じる流入角と、操縦運動によって生じる流入角を区別して取り扱うのが妥当である。前者はプロペラの增速率が大きくなると、大きくなる傾向をもち、後者は增速率に反比例して値が小さくなる。これらを考慮して、 α_R を次式で表わす。

$$\alpha_R = -(\delta - \delta_0) - r \left(\frac{v_R}{u_R} \right) \quad (12)$$

δ_0 : 直進中の舵への流入角 v_R : 舵位置の横流れ速度のパラメタ

さて、この有効流入角 α_R を考える際、まず、プロペラがない場合について考察し、続いて、プロペラの影響をつけ加えるのが妥当であろう。プロペラを外して得られる α_R を、舵位置における流速 u_R の影響を考慮した形 $\alpha_R (u_R / U)$ で示したもののが図 2.1.2.1.0 である。

$$\begin{aligned} \alpha_R (u_R / U) - \delta_0 (u_R / U) &= -\frac{r_v v + r_r r}{U} \\ &= -r_v \frac{v + x'_R r}{U} \\ &= -r (v' + x'_R r') \end{aligned} \quad (13)$$

この r は整流効果を表現し、 x'_R は r' の寄与を表現するパラメタである。 x'_R については、従来、幾何学的な舵位置を表わすとされる例が多いようであるが、ここでは実験常数とみなして解析する。

図 2.1.2.1.0 によると、 $\alpha_R (u_R / U)$ は $\beta (-v')$ 、 r' に対して殆んど直線的に変化しているから、MMG の提案 (9) 式のように $|v| v$ の項を加える必要はなさそうである。この結果から r 、 x'_R を求める次の値をうる。

$$r = 0.364$$

$$x'_R = -0.907$$

r と β の両方が存在する場合も、このパラメタでうまく整理できる。

続いて、舵への有効流入角に対するプロペラの影響について考察する。プロペラ稼動時の有効流入角を求めた結果を図 2.1.2.1.1 に示す。図の横軸は β あるいは $-x'_R r'$ であり、 x'_R はプロペラなしの場合の値を用いている。プロペラがその軸方向にのみ流れを加速すると考えると、その効果は u_R の項で表現されるから、 $\alpha_R (u_R / U)$ はプロペラの作動如何にかかわらず、同一の特性になることが期待できる。図中の実線はプロペラを外して試験した結果を示すが、右旋回の場合にはプロペラ作動時の特性とよい一致を示している。しかし、左旋の場合、 β によらず $\alpha_R (u_R / U)$ が略一定値を取る領域が存在し、この特性は上記の方法によって記述できないのは当然である。ところで、斜航時、 β が負の領域でこのように、 $\alpha_R (u_R / U)$ が β によって変わらないという現象は、本船型に限らず一般に見受けられるものである。そこで、図 2.1.2.1.2 のように $\beta_1 > \beta > \beta_2$ の間で $\alpha_R (u_R / U)$ を一定値とし、それ以外の区間では傾斜が等しいという簡単な非線型モデルを導入する。この非線型モデルは斜航試験から容易に求められる。

r 、 β が同時に存在する場合も含めて、上記の方法で有効流入角を整理すると図 2.1.2.1.3 をうる。プロペラの荷重に応じた非線型特性さえ、つかんでおくと、残るパラメタ r 、 x'_R はプロペラを外した時の値のままで、任意のプロペラ荷重時の有効流入角が求められることになる。

なお、従来、幾何学的な考察から $x'_R = -0.5$ とすることが多かったにもかかわらず、今回の結果で $x'_R =$

- 0.904 という値がえられたことに注意したい。本船の場合の他にも、同様な計測例があるから、 α'_n は実験常数とみなす必要がある。

以上で、舵位置における有効流入速度と流入角が求められるから、MMG の提案に沿って、舵に働く直圧力を決めることができる。舵の干渉として船体に生じる横方向の力は、舵直圧力の a_n 倍の力が x_n の位置に働くとして見積ることができる。この a_n , x_n の値は前年度の報告で示しているので、ここでは割愛する。

さて、CMTにおいては Yawing, Swaying の両運動を定常試験の形で実施できるから、 r , β を組合せた夫々の試験状態で舵角をいくつか変えて計測さえすれば、上記の形の資料が得られる。しかし、この場合も、実験工数の増大は顕著で、実際上、今後の工夫を要する。PMM の場合、Yawing している状態のデータは時々刻々と周期的に変動する流体力を解析して得られる。この形で舵の直圧力を計測し、それを流入速度と角度に分離して表現することは、実際上、不可能に近いと言える。この場合、舵力分離型のモデルを用いることとする、別報⁶⁾で示したように、舵に働く直圧力を係数の形で表現するのが妥当であろう。PMM の Dynamic Test の結果をフーリエ解析した例を図 2.1.2.1.4 に示す。こうして得られる係数を図 2.1.2.1.5 に示す。舵直圧力の記述における項の取り方あるいは係数から舵位置の有効流速、流向を求める実際的な換算法等については今後の問題である。

(4) 主船体に働く横方向の流体力

この節で取り扱う横方向の力は、船全体に働く力から舵自体に働いている力とその干渉によって船体に生じる力を差し引いた力のことである。MMG モデルによると、この干渉力は a_n , x_n を用いて表現できるとされている。もし、 a_n , x_n によって、舵の船体に対する干渉がうまく表現できるとすれば、プロペラと舵を両方取りつけて試験し、得られた結果から上記の方法で舵の寄与分を除いたものが、舵を外して試験して得られる船体とプロペラに作用する力に一致するはずである。この点を確認する目的で、プロペラのみ取りつけた状態で PMM 試験を行った。プロペラのみの試験結果を後で図 2.1.2.2.3 に示すが、舵を取りつけて試験した後、その影響分を差し引いて得られた結果によく一致している。この確認の下で、CMT はプロペラ、舵の両方を取りつけた状態で主に実施した。

本年度、主船体に働く流体力に関して、次の点を主に検討した。

- i) 非線型項の表現をどうするか。
- ii) プロペラが主船体に及ぼす直接的な影響の程度を確認する。

まず、非線型項の記述の仕方にについて考える。MMG モデルはこの項を Cross-Flow Drag 係数 $C_D(x)$ で表現している。この形で表現するならば、問題は $C_D(x)$ の関数形状をどう選ぶかになる。 $C_D(x)$ を x の多項式で表現する。

$$C_D(x) = \sum_{j=0}^m C_j x^j \quad (14)$$

この m を大きくすると、近似の程度は向上するが、多方では無意味な項を増す結果になるから、両者のかね合いで m を決める必要がある。この m の選択の指針として、山内ら⁷⁾によって紹介された最小 AIC 推定法を用いる。AIC は Akaike's Information Criterion の略で、次式で考える。

$$AIC(m) = n \log \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_{m,i})^2 + 2(m+5) \quad (15)$$

この AIC が最小となる記述法が我々に与えられた情報から考えて妥当とみなすわけである。この際 Y , N について、夫々別々に最少自乗法による係数を決める場合（この場合には、 Y と N で $C_D(x)$ の係数が異なる。）と同時に係数を決める場合の双方を計算した。後者の場合の誤差関数は次式で考える。

$$J = \sum_{i=1}^n \left\{ Y_i - (Y_0' + Y_V' v' + Y_R' r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_p(x') (v' + x'r') | v' + x'r' | dx') \right\}^2$$

$$+ \lambda \sum_{i=1}^n \left\{ N_i - (N_0' + N_V' v' + N_R' r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_p(x') (v' + x'r') | v' + x'r' | dx') \right\}^2$$

(16)

λ の選択は簡単に考え、次式で与える。

$$\lambda = \frac{\sum_{i=1}^n Y_i^2}{\sum_{i=1}^n N_i^2} \quad (17)$$

この結果、得られた Y , N の記述と AIC による評価の例を図 2.1.2.1.6, 図 2.1.2.1.7 に示す。 Y , N で別々の $C_p(x)$ を用いる際には $m = 3$ で AIC が最小になる。MMG モデルの趣旨通りに Y , N を同じ $C_p(x)$ で表わすと、試験状態によって評価がやや違うものの、 $m = 2 \sim 3$ が妥当なところであろう。別に、 $C_p(x)$ をフーリエ級数の形で記述することも試みたが、結果はそれ程改善されないようである。そこで、 Y , N の非線型項を同時に $C_p(x') = C_0 + C_1 x' + C_2 x'^2$ で表現するとして検討を次に進める。

今日迄の非線型項の表現は、 r , v の多項式を用いている例が多い。多項式の形は r , v の二次式を用いる場合と三次式を用いる場合がある。最小 AIC 推定法で最も最適とみなしうる $C_p(x) = C_0 + C_1 x + C_2 x^2$ の場合と、 r , v の多項式近似の場合との比較を図 2.1.2.1.8 ~ 図 2.1.2.2.1 に示す。項数が少ないだけに、 $C_p(x) = C_0 + C_1 x + C_2 x^2$ の近似度はやや劣るようである。この近似度を改善するには、 m を大きく取らねばならない。 m を 3 以上にすると、図 2.1.2.2.2 に示すように $C_p(x)$ が正になる場合があり、 $C_p(x)$ の物理的な意味に問題を生じる。また、 $m = 0 \sim 2$ の場合、 $C_p(x)$ にあまり大きな差がないよう、 $C_p(x) = C_0$ としてよいのかも知れない。

$m = 0 \sim 2$ の範囲の $C_p(x)$ で実用上の近似が保たれるならば、係数の少なさや物理的意味の明瞭さの故に、この記述法は有益である。どこまで正確に流体力を記述する必要があるかは、実験精度とともに、最終目的である操縦運動の推定精度に依存する。この推定精度については後に考察する。PMM の場合、 r , v の多項式で近似する方法は確実の工数から考えると魅力的である。しかし、 r , v の二次式を採用すべきか、三次式がよいかという問題も検討の余地がある。いくつかの船型での経験によると、流体力の記述精度という点では三次式の方がよい結果を与える傾向がある。他方、非線型項の物理的解釈という点では二次式による表現も捨てがない。本船型の場合、二次と三次で特に顕著な差はないものの、流体力をより正確に記述するという観点からみると、やや三次式の方がよいようである。

最後に、以上の議論は今回の試験の範囲における結論であるが、この試験は $r' \leq 0.3$ という比較的操縦運動の小さい状態に限定されることにも留意しなければならない。通常の操船の局面ではほとんどの範囲の運動と考えてもよいが、最大舵角の定常旋回においては $r' = 0.7 \sim 1.0$ 位の値を取るから、こうした運動をも考慮した結論は今回の実験の範囲で判断することは難しい。

船体、プロペラに働く流体力に関するもう一つの問題は、その力に対するプロペラ荷重の直接的な影響の大きさである。従来、プロペラの影響は船による力にのみ表われると考えられるのが普通であった。しかし、前年度の報告に示したように、このプロペラの影響は必ずしも小さくない。個々の微係数の変化は試験の範囲でせいぜい 1 ~ 2 割程度であるが、その変化が針路安定性に働く方向に揃って生じるのに、操縦性能は大巾に変わる。加速中には針路安定性が良くなり、減速中には低下する。

CMT の結果から求めた微係数を図 2.1.2.2.3 に示す。図中△印は PMM による Dynamic Test で求めた係数であり、○印が CMT の結果である。両者はよい一致を示しており、CMT の結果によつても、プロペ

ラが船体に働く力に無視できない影響を与えているのがわかる。

プロペラの影響が舵だけではなく、直接、主船体に及ぶとすると、実船と模型間の尺度影響の問題としても重要である。従来から、プロペラの影響は舵にのみ考慮されるのが通例となっている。しかし、本船型は一般的な実用船型とはやや異っているから、この点については、今後の検討課題としたい。

(5) 拘束試験による操縦運動の推定例

流体力の記述方法の妥当性を考える際、操縦運動の記述精度が一つの目安となる。そこで、流体力を種々のモデルで表わし、定常旋回特性の推定を試みた結果を図2.1.2.2.4に示す。

図2.1.2.2.4a～dは、舵力の表現には同じく有効流入角、流入速度による方法(τ , x_r , β_1 , β_2 を用いる)を利用して、主船体とプロペラに作用する流体力の記述法を変えて得られた結果である。PMMの結果でも、CMTの結果でも、 r , v の多項式で非線型項を表現すると比較的良い近似を与える。これに対して、 $C_p(x) = C_0$ とした場合には運動が大きくなるにつれて近似が悪くなる。従って、 $C_p(x)$ をより高次の多項式にするか、YとNとで別の $C_p(x)$ を用いるとかの対策を要することがわかる。

図2.1.2.2.2～e, fは舵の旋回抵抗を微係数の形で表現した結果である。左旋時に存在する顕著な非線型性の表現がうまくできないので、十分な近似が得られていない。同様に、舵位置の有効流入角を前述した折れ線で近似した場合と、左旋、右旋で別々の τ , x_r' を用いて記述した場合との比較を図2.1.2.2.4.gに示す。本稿で示した折れ線近似は、微少旋回中の非対称性をうまく表現している。

図2.1.2.2.4.hはプロペラの影響は舵にのみ現れ、主船体に働く横方向の力に直接影響しないとし、模型の自航点($J_S = 0.904$)の微係数を用いて推定した旋回特性である。操縦運動が大きくなり、船速低下が増大するに従って、旋回特性の近似が悪くなる。従って、プロペラの影響を主船体に働く横方向の力に取り入れるのは有益といえる。

続いて、舵力分離型のモデルが舵面積を変更した場合の操縦性能の推定を可能にすることに着目し、舵面積と旋回半径、横距、横距の関係を求めた結果を図2.1.2.2.5に示す。舵面積の変更は舵高さを一定に保ったまま行っていく。最適な舵面積を選ぶという操縦性設計の重要な課題に本稿で示した数学モデルは効果的に用いられる。

この部分の主テーマである加速、減速中の操縦運動モデルという意味でプロペラ回転数を変更しながら回頭運動を与えた場合の運動を計算した例を図2.1.2.2.6、図2.1.2.2.7に示す。図2.1.2.2.6は旋回中にプロペラ回転数を変更した場合を示す。図2.1.2.2.7は增速あるいは減速しながら変形Z試験をした結果を示す。タイムヒストリーとともに、位相面軌跡を示している。無次元化した位相面軌跡から、增速中には舵効きのみならず、追従性、安定性が改善され、減速中にその逆になっていることがわかる。

以上は、本稿で導びいた数学モデルの検証であり、応用である。この形のモデルは広汎な船速変化や舵面積、形状の変更を伴う場合の操縦性研究に有益である。

表 2.1.1 Principal Particulars of Model Ships

Model	A	B	Tanker
Type	Series 60		
M.No.	152		292
Hull			
LPP (m)	4.500	4.500	
B (m)	0.6429	0.743	
d (m)	0.2571	0.280	
C_b			
lcb (%)	0.700	0.833	
S (m^2)	0.5F	3.21F	
L/B	4.013	5.030	
B/d	7.00	6.06	
L/d	2.50	2.65	
	17.5	16.1	
Rudder			
A_R (m^2)	0.01733	0.02100	
A_R/Ld	1/66.7	1/60	
Δ	2.17	1.28	
Propeller			
P.No.	30	31	
D (m)	0.180	0.1200	
P (m)	0.198	0.0960	
P/D	1.10	0.800	
E.A.R.	0.50	0.67	
Z	4	5	

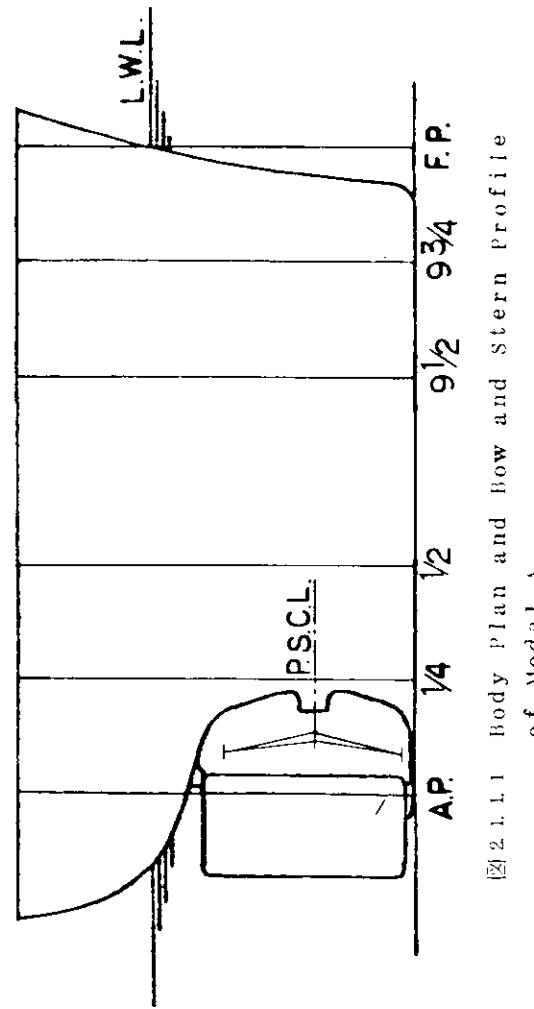
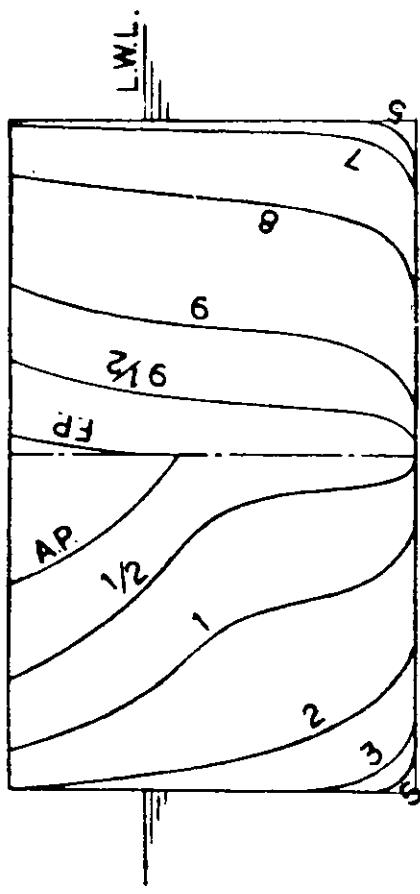


图 2.1.1 Body Plan and Bow and Stern Profile of Model A

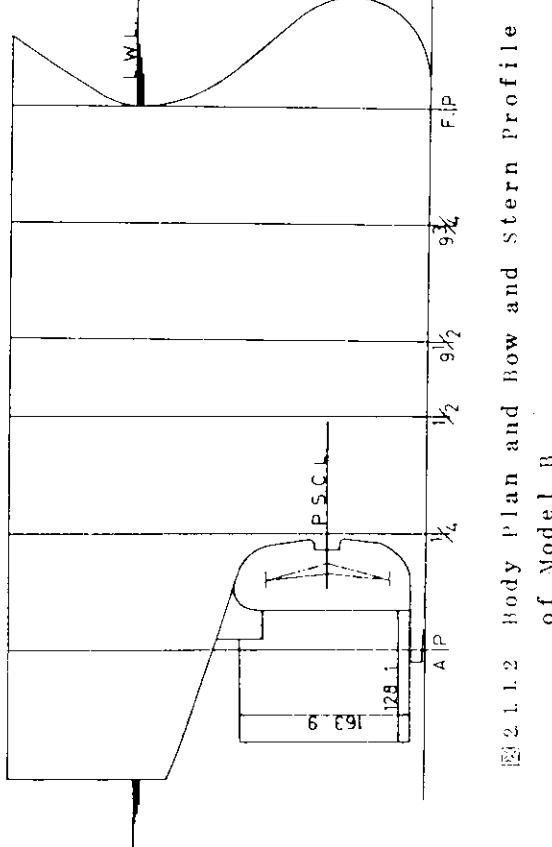
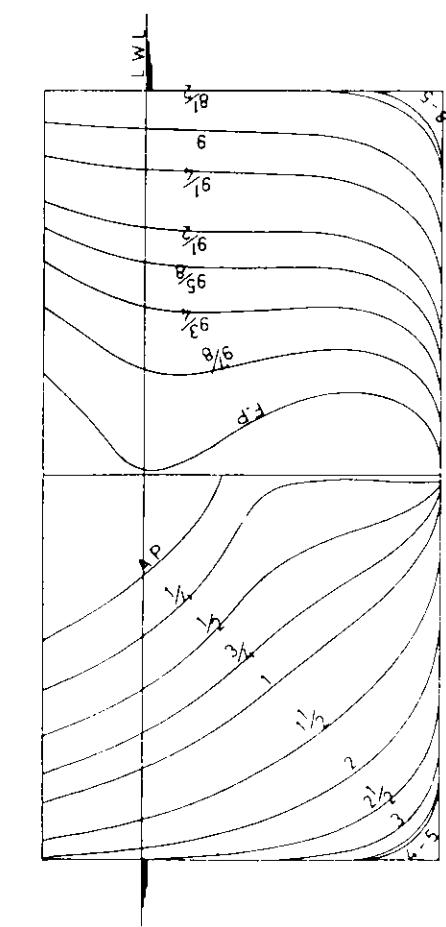


图 2.1.2 Body Plan and Bow and Stern Profile of Model B

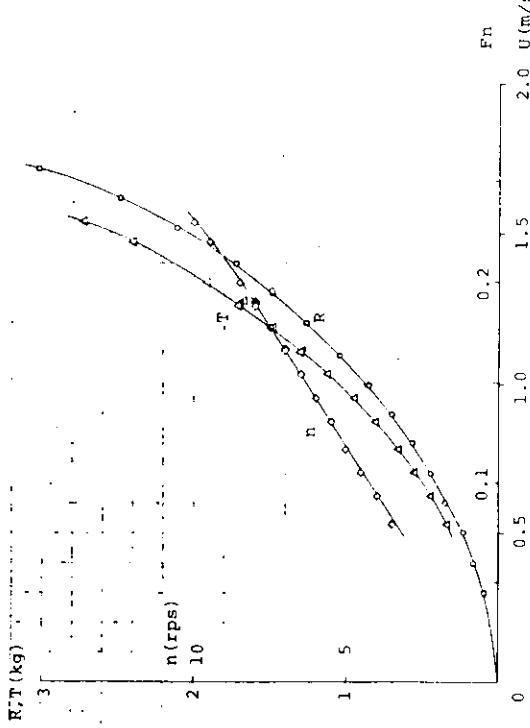


图 2.1.3 Results of Resistance & Self Propulsion Test (Model A; Model Prop. Point)

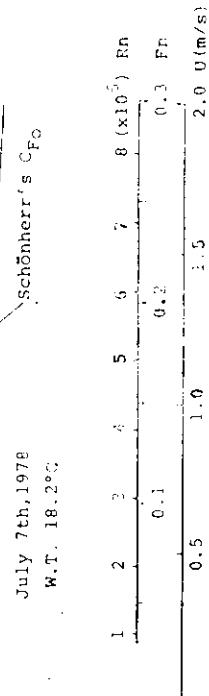


图 2.1.4 Total Resistance Coefficient (Model A)

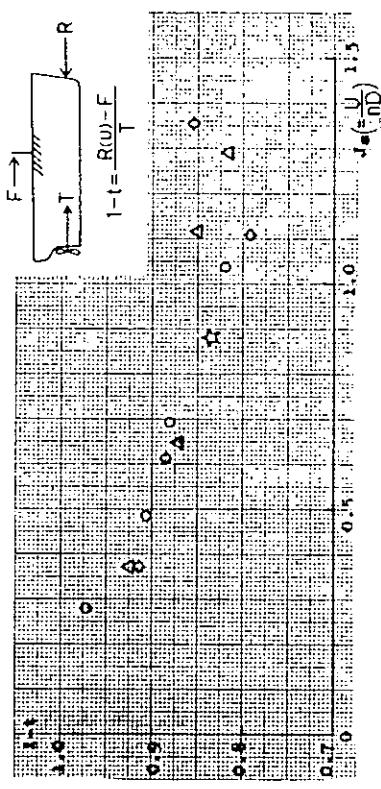


图 2.1.5 Thrust Deduction Coefficient in Various Propeller Load Condition (Model A)

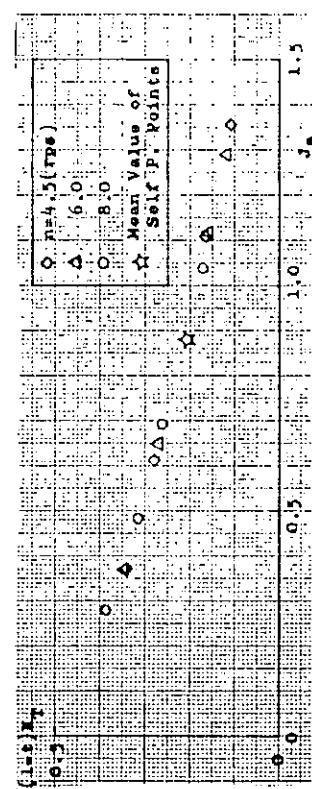


图 2.1.6 Non-Dimensional Effective Thrust in Various Propeller Load Condition (Model A)

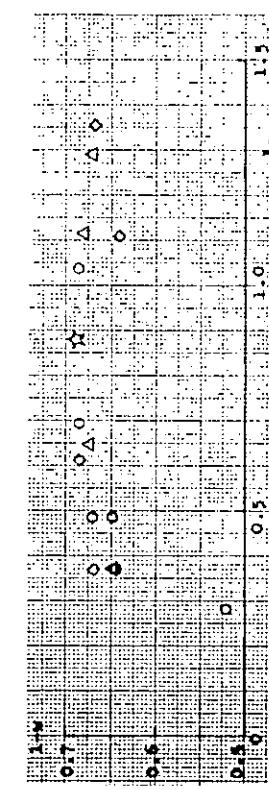


图 2.1.7 Effective Wake Factor in Various Propeller Load Condition (Model A)

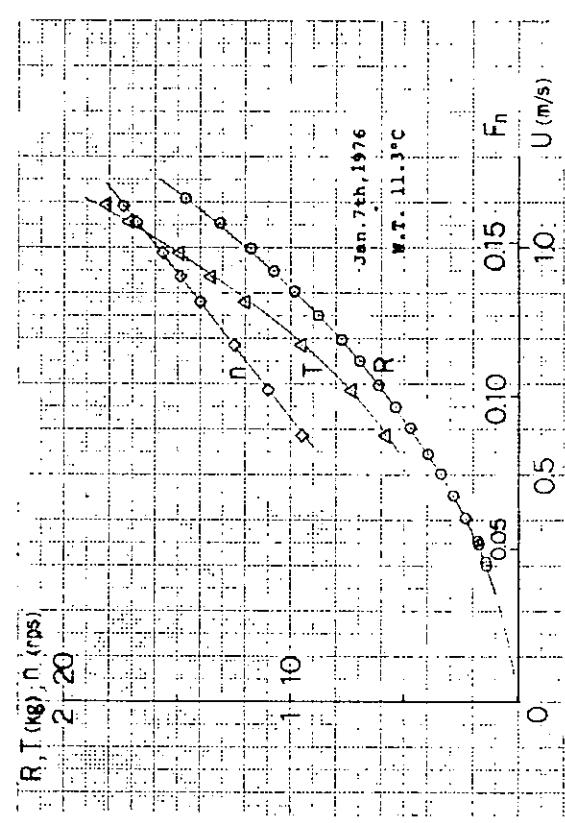


图 2.1.8 Results of Resistance & Self propulsion Test (Model B ; Model Prop. Point)

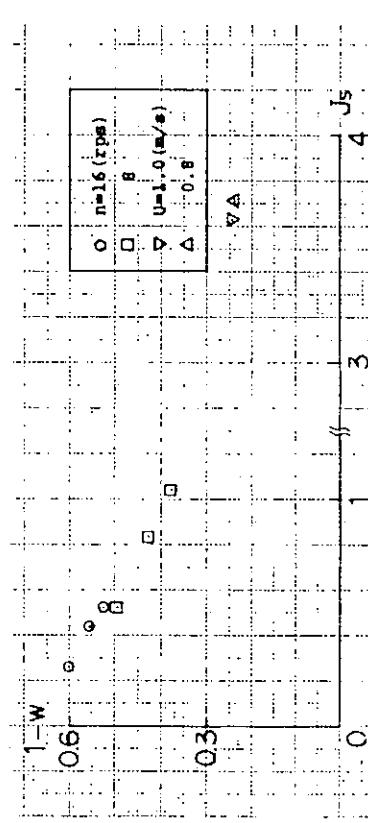


图 2.1.9 Effective Wake Factor in Various Propeller Load Condition (Model B)

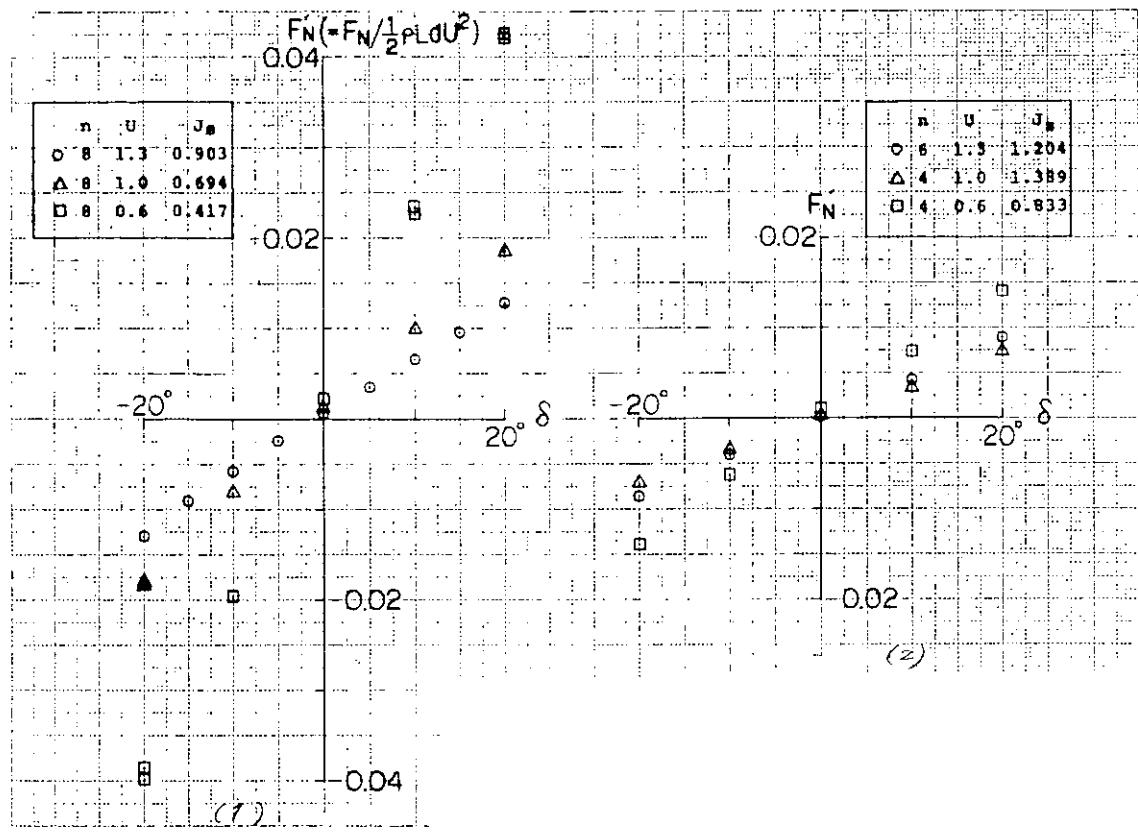


図 2.1.1.1 0-(1), (2) Rudder Normal Force in various Propeller Load Condition (Model A)

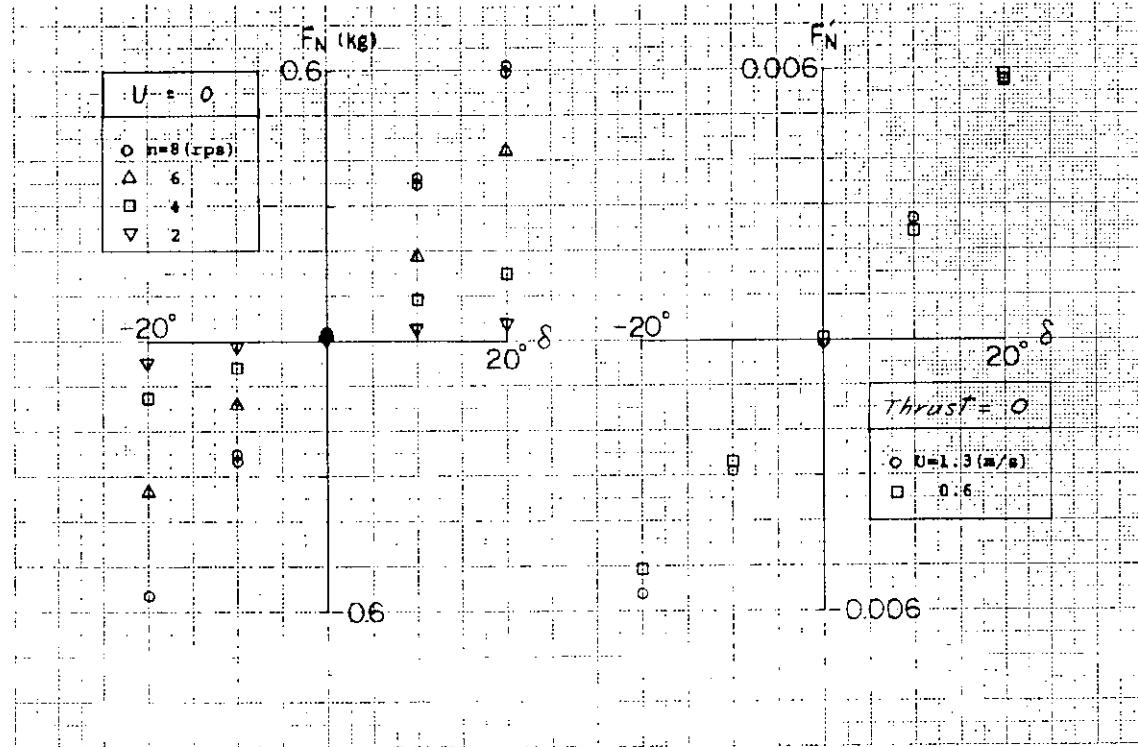


図 2.1.1.1 1 Rudder Normal Force in 100% Slip Condition (Model A)

図 2.1.1.1 2 Rudder Normal Force in Prop. Idling Condition (Model A)

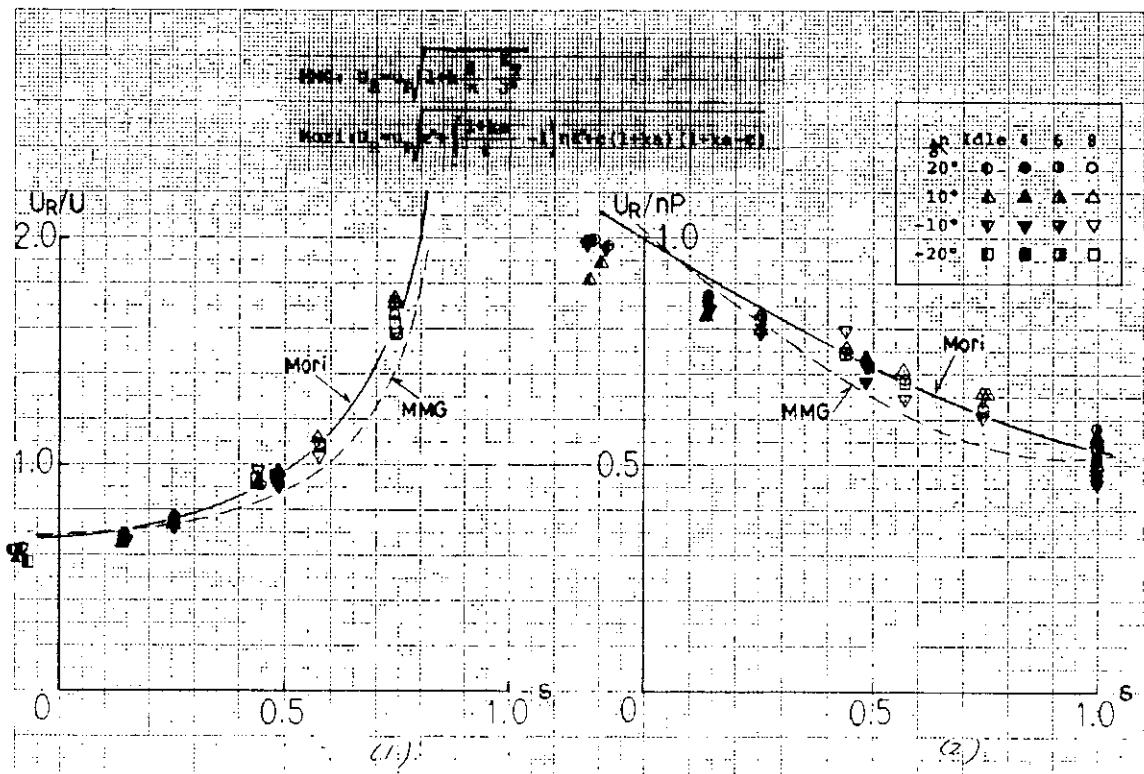


図 2.1.1.13-(1), (2) Effective Rudder Inflow Velocity in Various Prop. Load Condition (Model A)

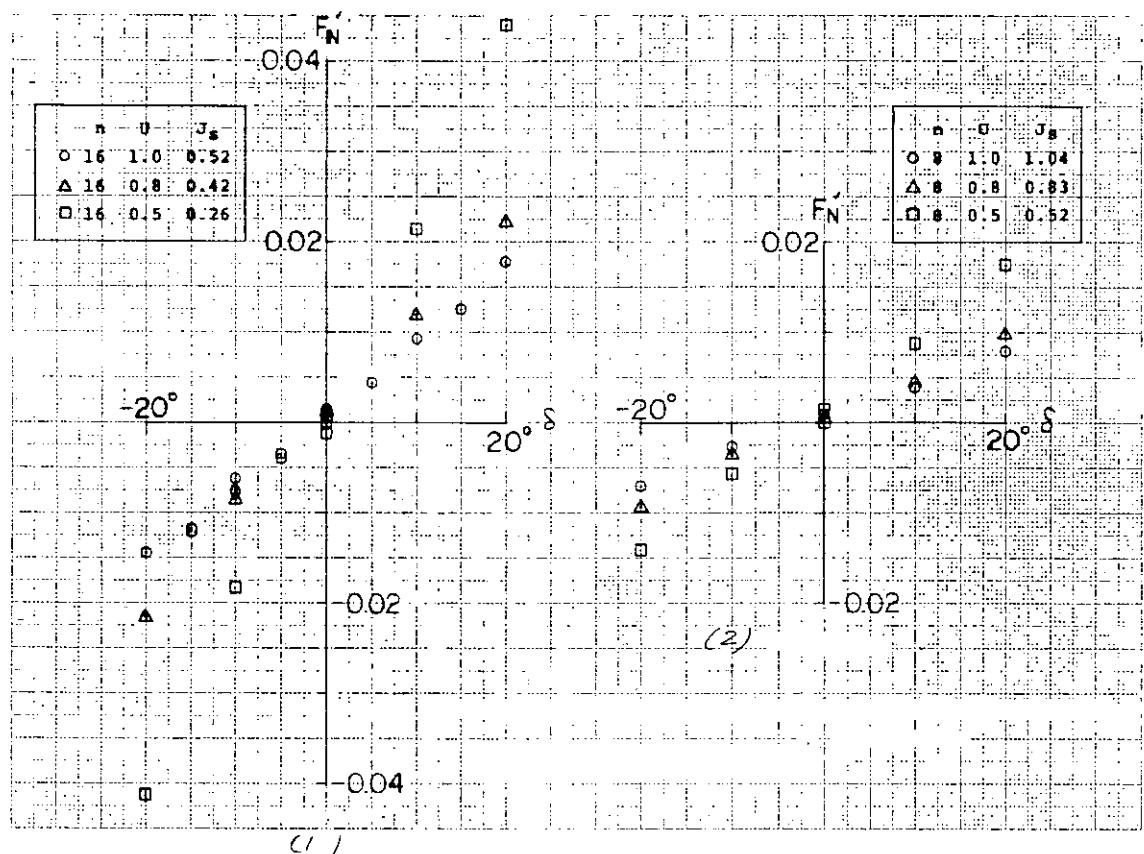
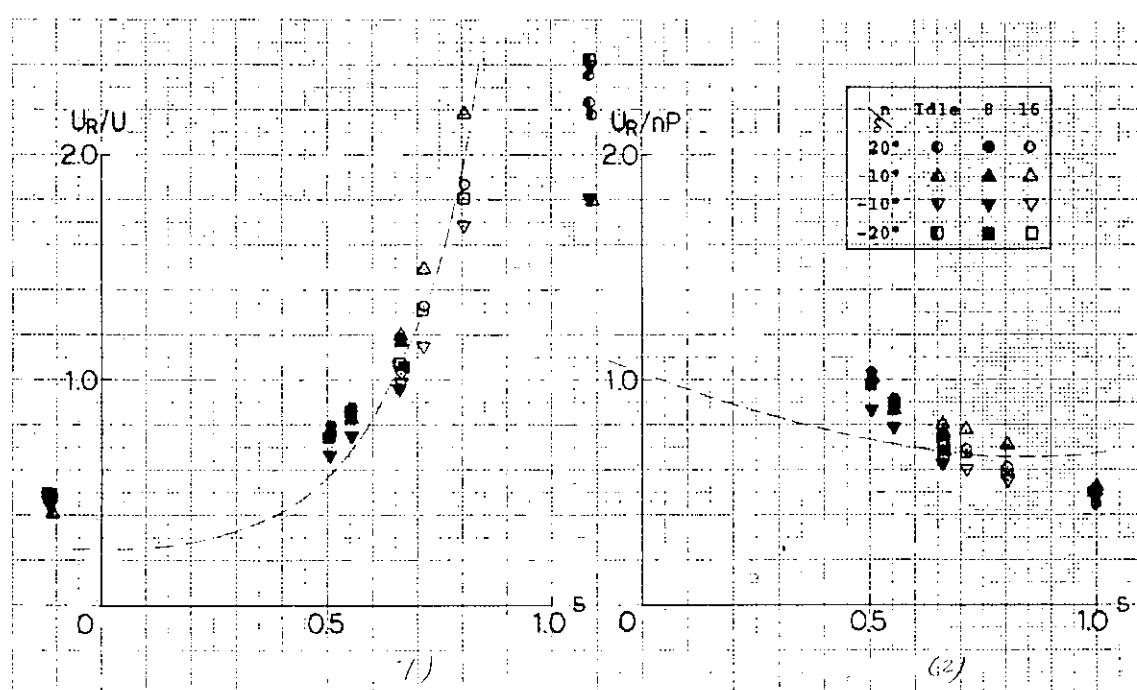
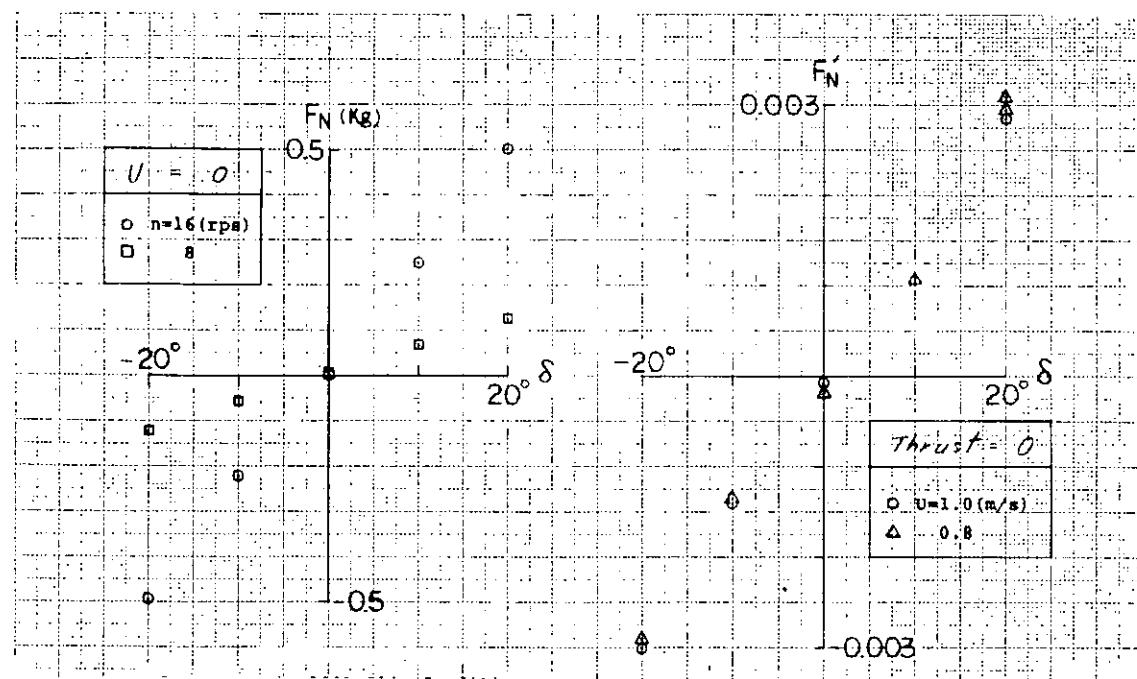


図 2.1.1.14-(1), (2) Rudder Normal Force in various Propeller Load Condition (Model B)



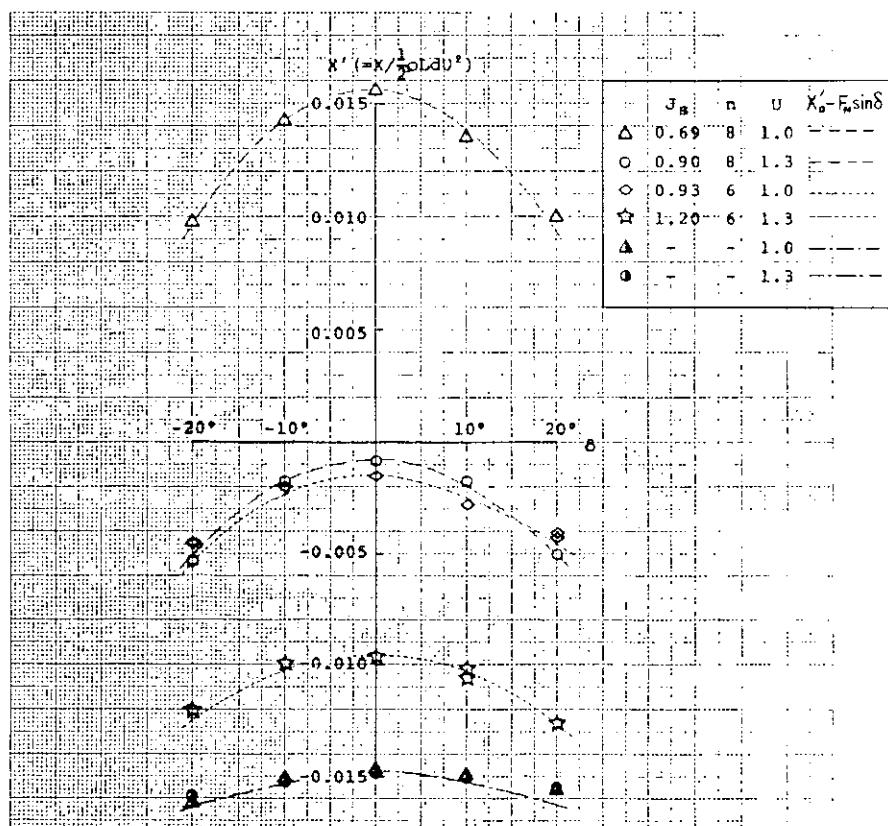


图 2.1.1.18 Longitudinal Force Excited
by Steering (Model A)

$$\beta = 0^\circ$$

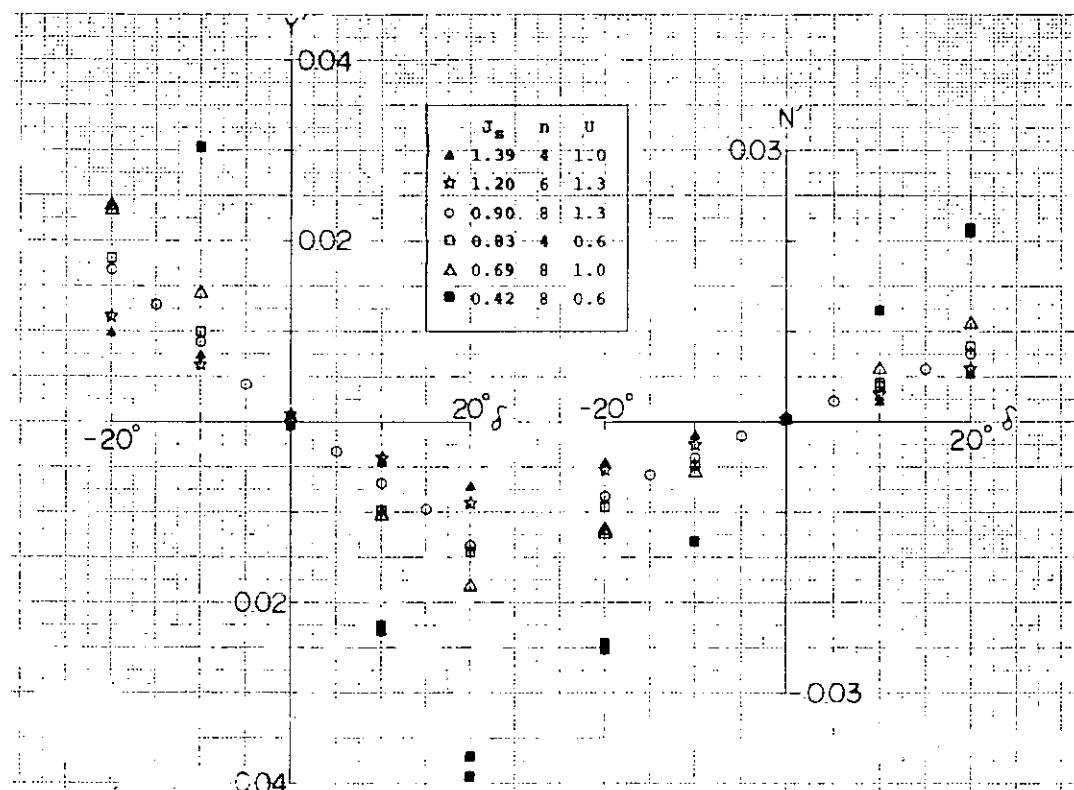
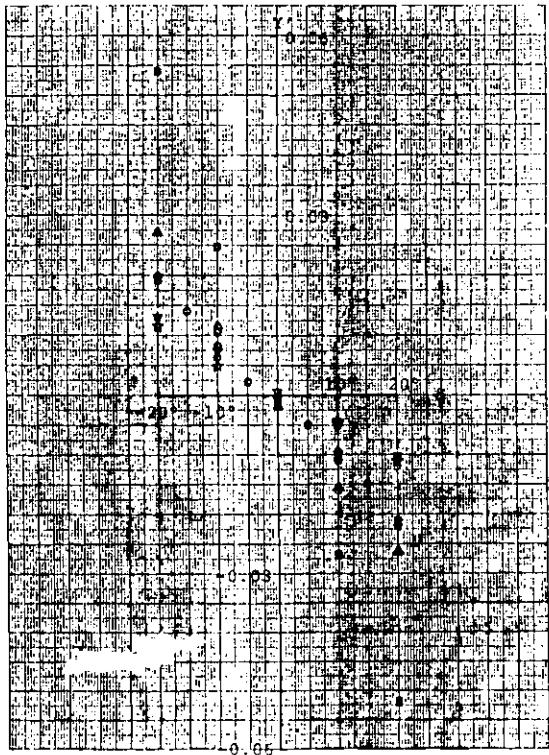
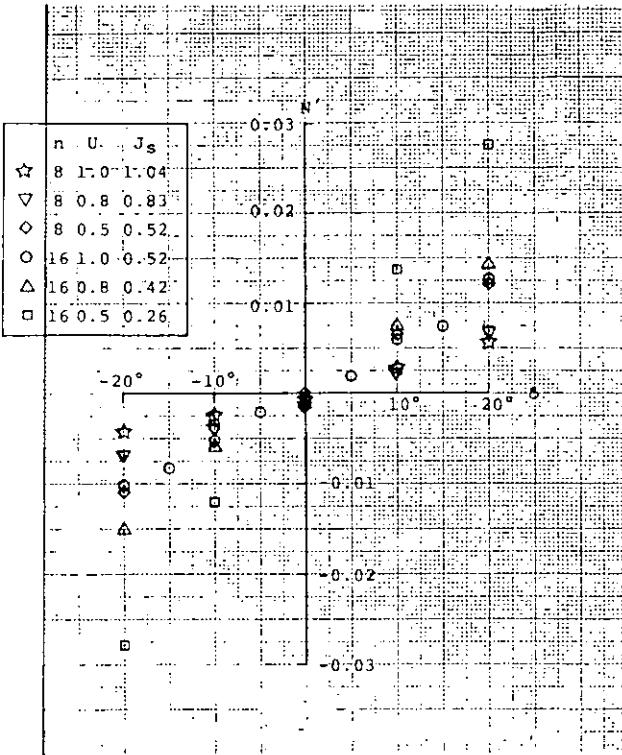


图 2.1.1.19 Lateral Force at Various Prop. Load (Model A)

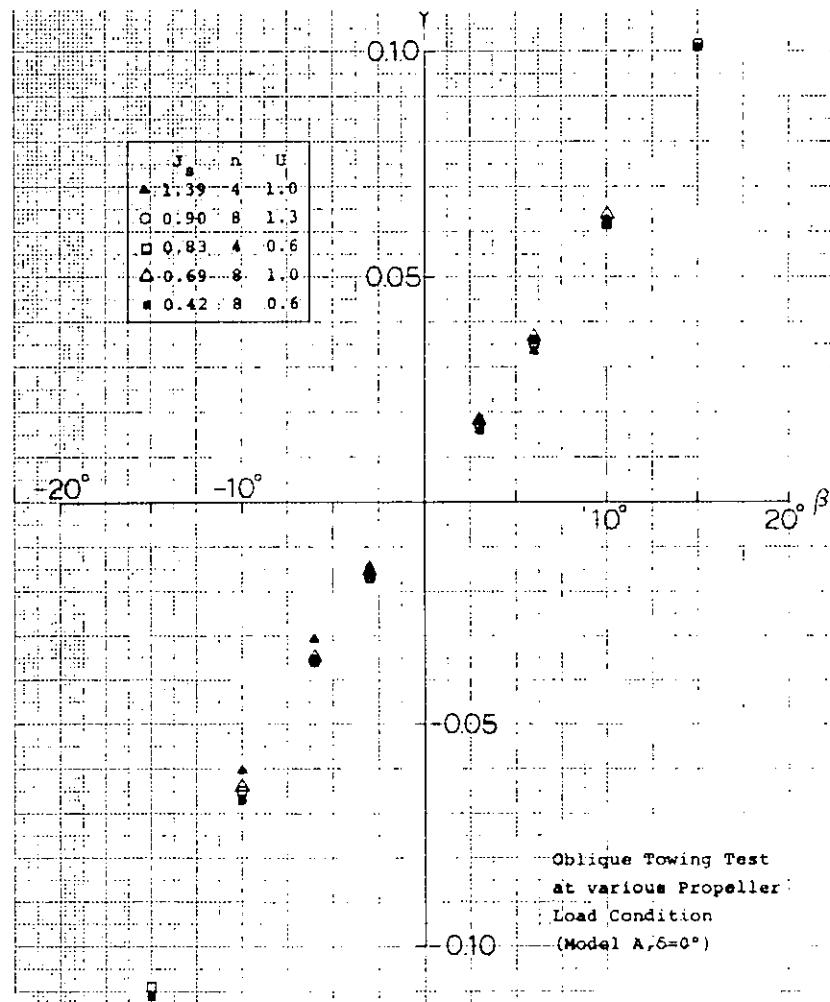
图 2.1.1.20 Yaw Moment at Various Prop. Load (Model A)



2.1.1.2.1 Lateral Force at Various Prop. Load Condition (Model B; $\beta=0^\circ$)



2.1.1.2.2 Yaw Moment at Various Prop. Load Condition (Model B; $\beta=0^\circ$)



2.1.1.2.3 Oblique Towing Test at Various Propeller Load Condition (Model A, $\delta=0^\circ$)

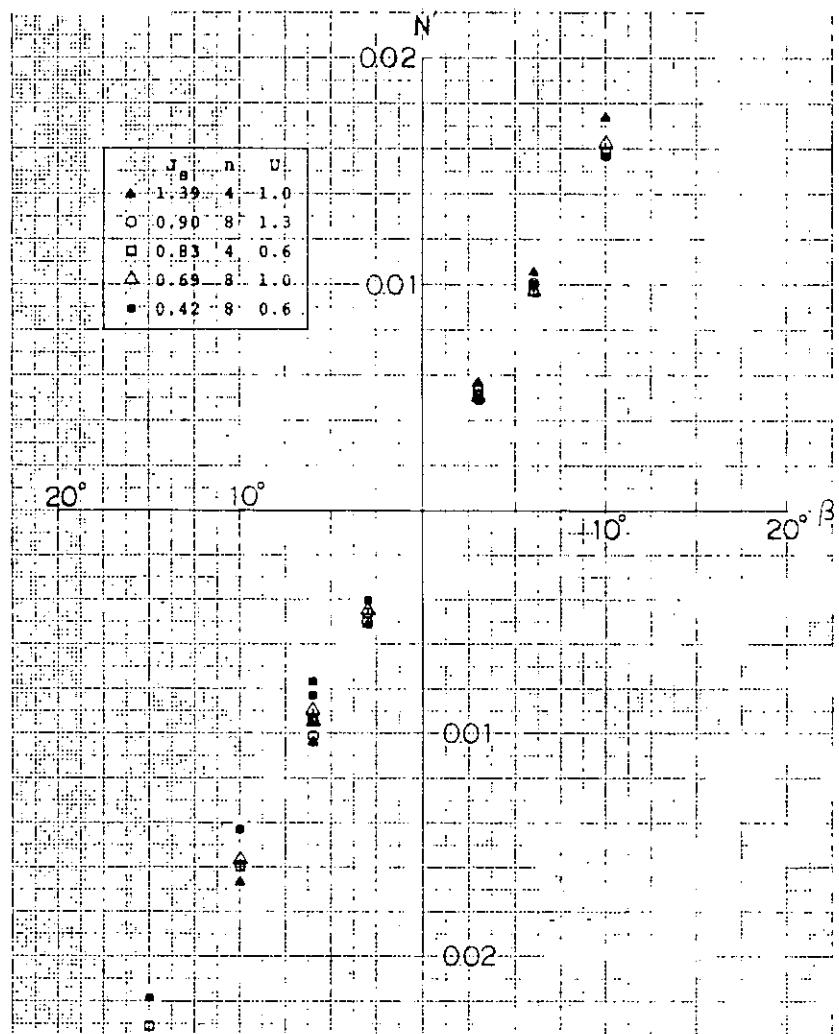


図 2.1.1.2.4 Oblique Towing Test at Various
Propeller load Condition (Model A, $\delta=0^\circ$)

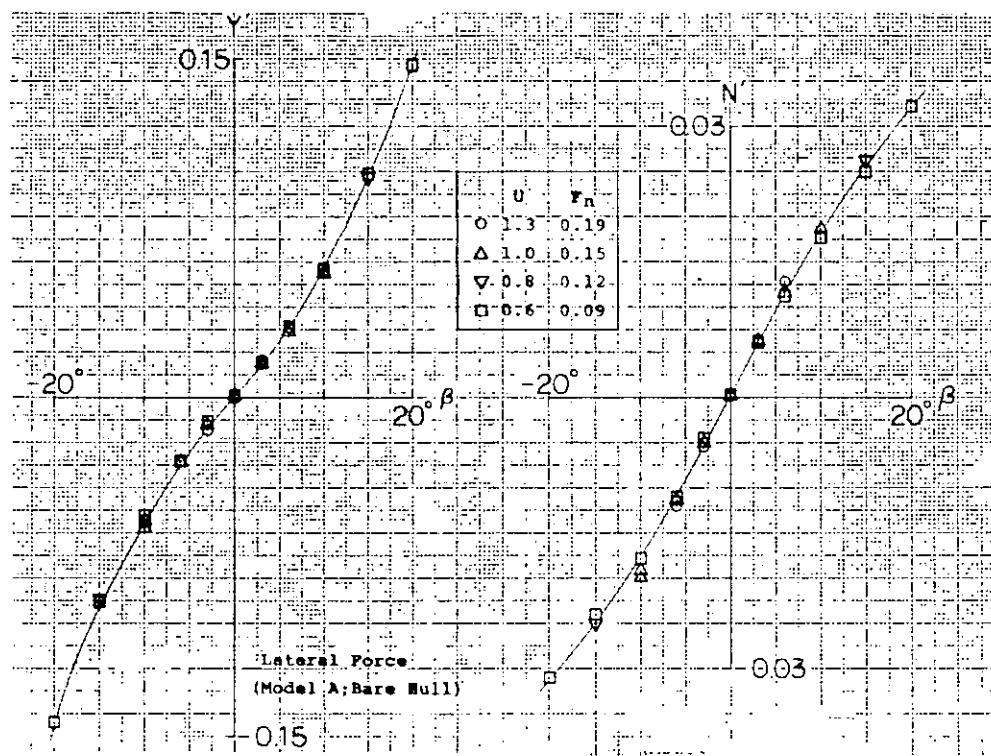


図 2.1.1.2.5 Yaw Moment (Model A; Bare Hull)

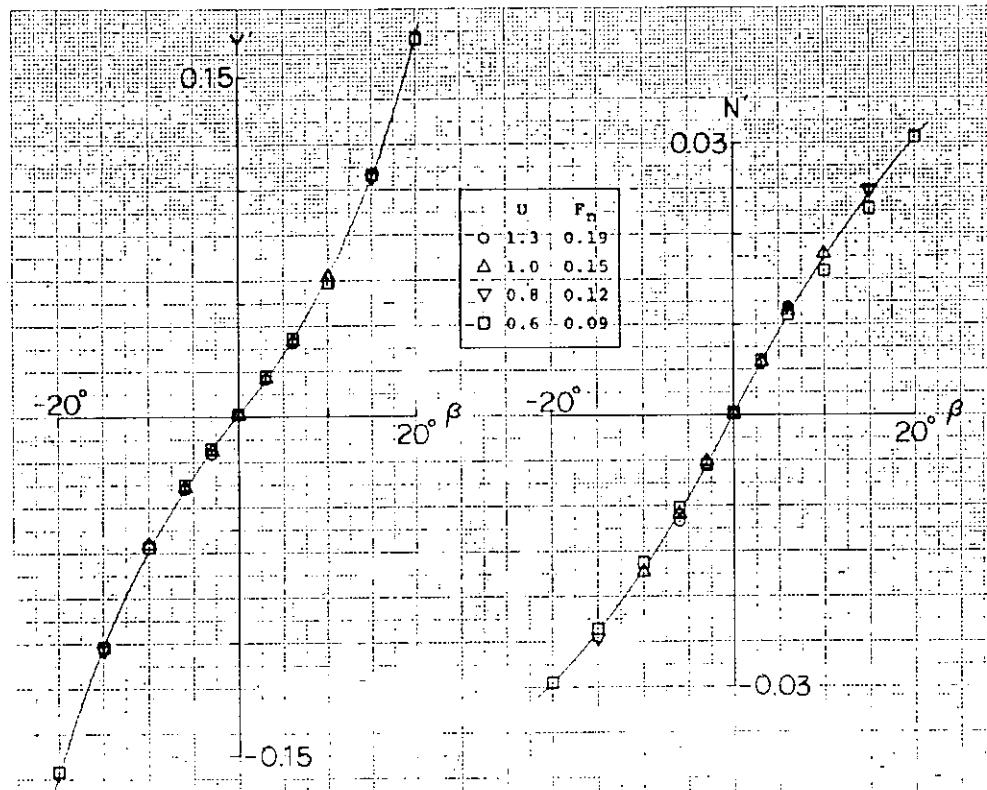


図 2.1.1.2.6 Lateral Force and Yaw Moment
(Model A ; $\delta = 0^\circ$ without Prop.)

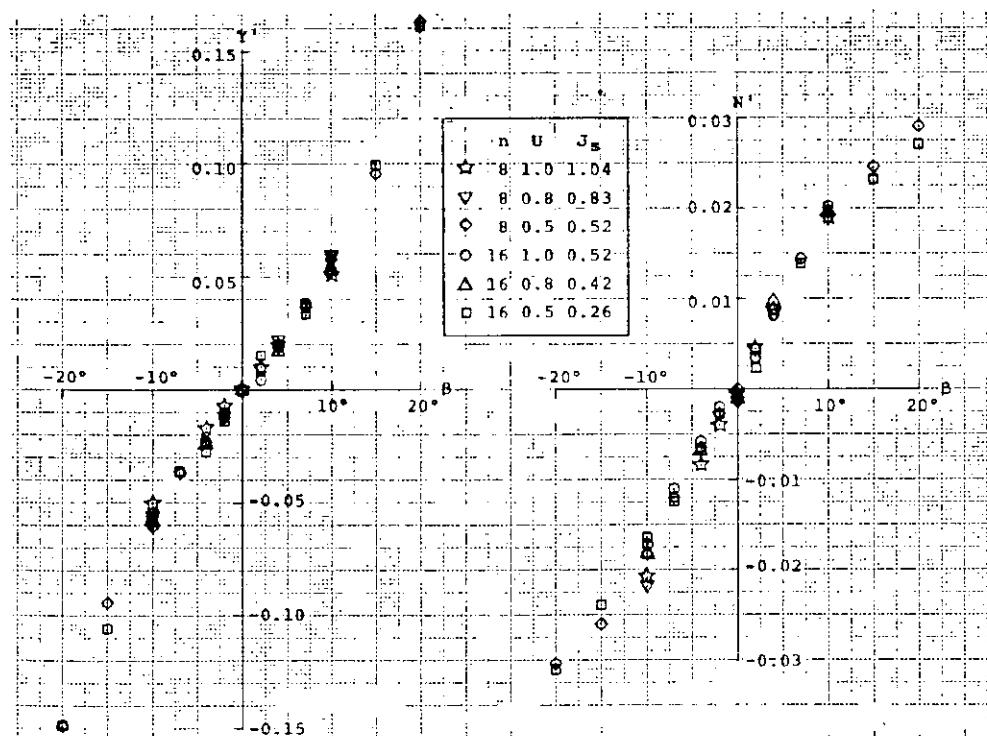


図 2.1.1.2.7 Lateral Force and Yaw Moment at Various
Prop. Load Condition (Model B ; $\delta = 0^\circ$)

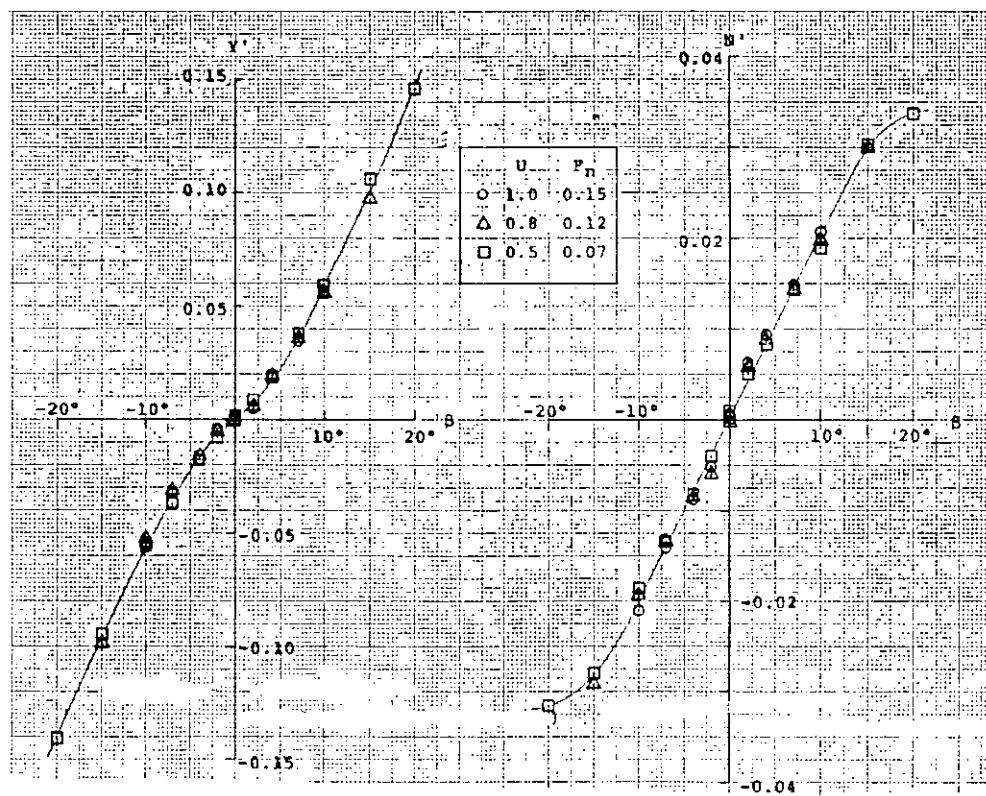


図 2.1.1.28 Lateral Force and Yaw Moment
(Model B; $\delta = 0^\circ$ without Prop.)

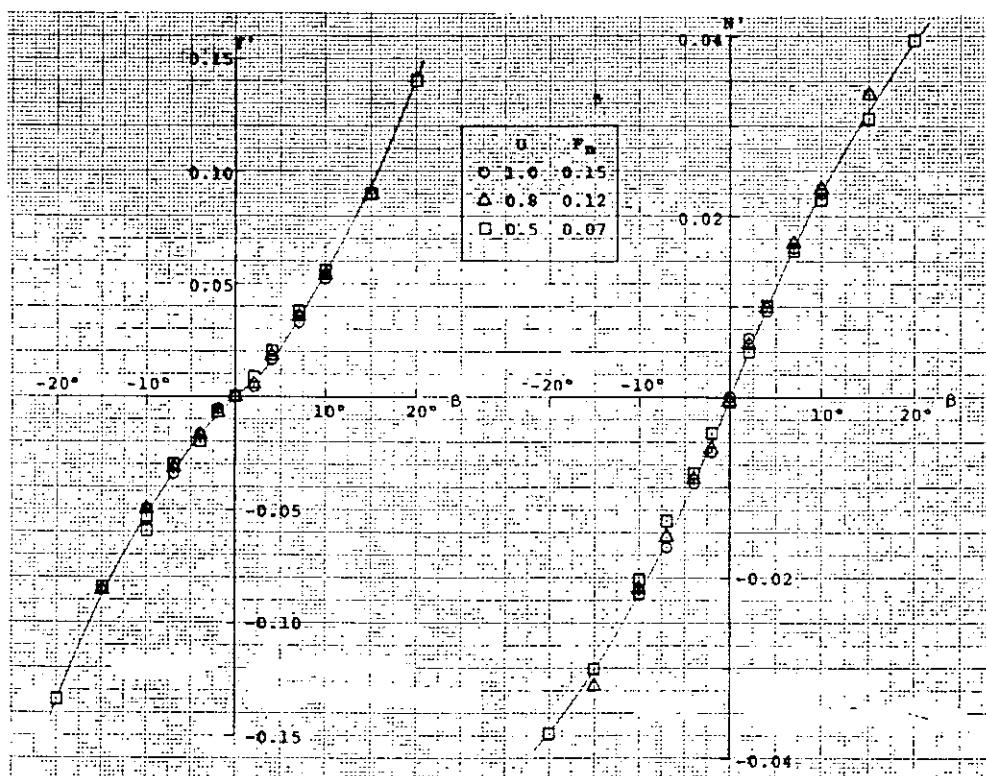


図 2.1.1.29 Lateral Force and Yaw Moment
(Model B; Bare Hull)

表 2.1.2.1 供試模型船の主要目

Hull		Rudder	
L (m)	4.050	λ	2.17
B (m)	0.571	A/F/Ld	1/66.7
d (m)		Propeller	
∇_{\sim} (m ³)	0.366	D (m)	0.160
C _B	0.700	P.R.	1.100
LCB	0.55 Fore	E.A.R.	0.500
k _{ZZ}	0.25L	Z	4

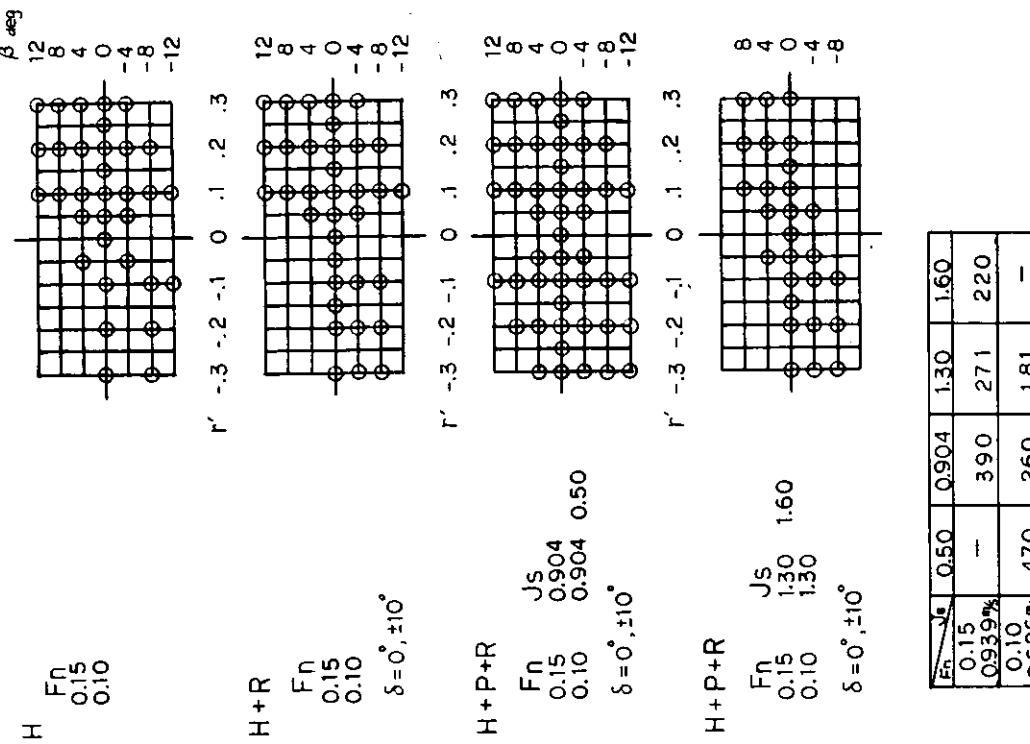


表 2.1.2.2 换航運動に起因する抵抗増加を表わす係数

	$X_{Vv} \times 10^3$	$\dot{X}_{Vv} + \dot{X}_{Vr} \times 10^3$	$\dot{m} + \dot{m}_r \times 10^3$	$-Y_{Vv} \times 10^3$	$\dot{m}' \times 10^3$	$\frac{\Delta m' X_{Vv}}{-Y_{Vv}}$
△ ² の係数を元に求め た用いてVの係数を決定	-1.974	-0.278	19.60	—	11.10	0.75
全系数 同時に決定	-0.894	0.010	19.90	—	11.10	0.77
PMM	-1.974	-0.818	20.89	11.4	11.44	0.83

図 2.1.2.1 Circular Motion Test の実施状態

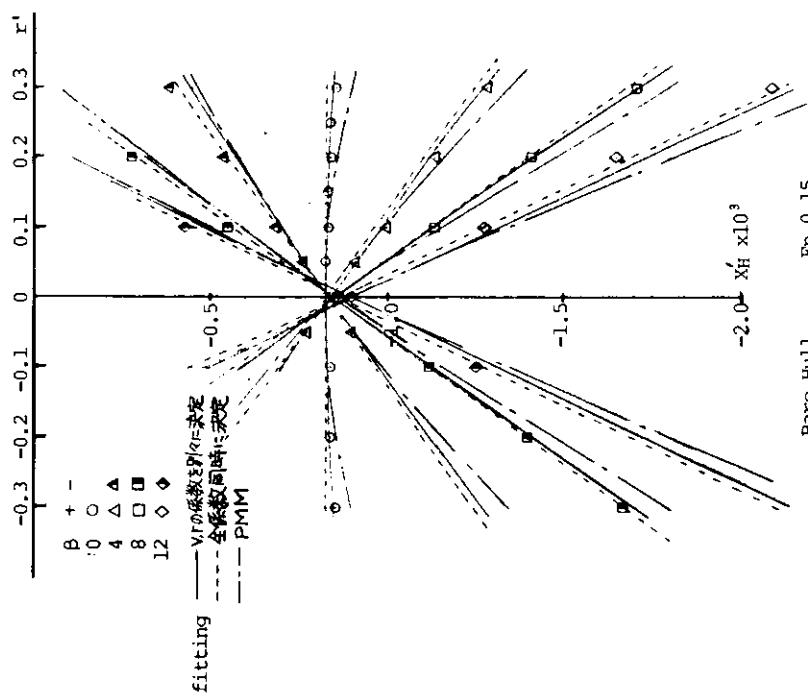


図 2.1.2.2 裸殻に作用する極方向の流体力

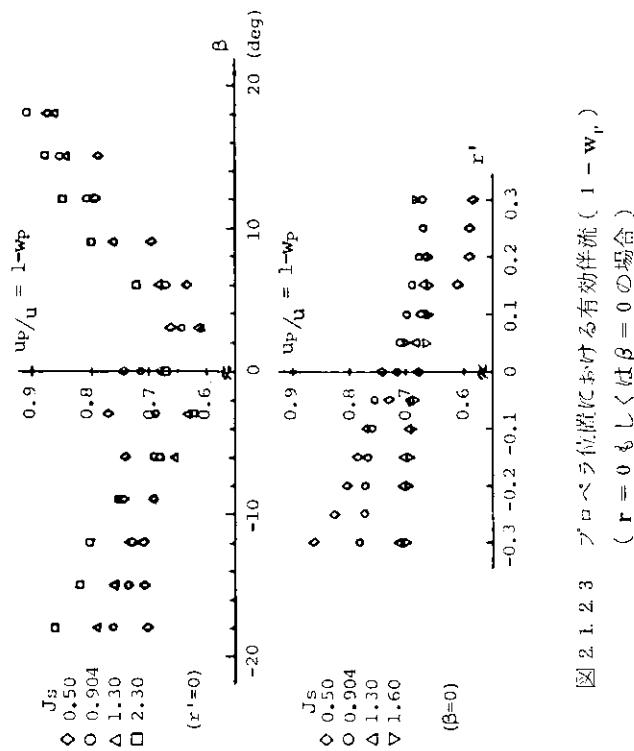
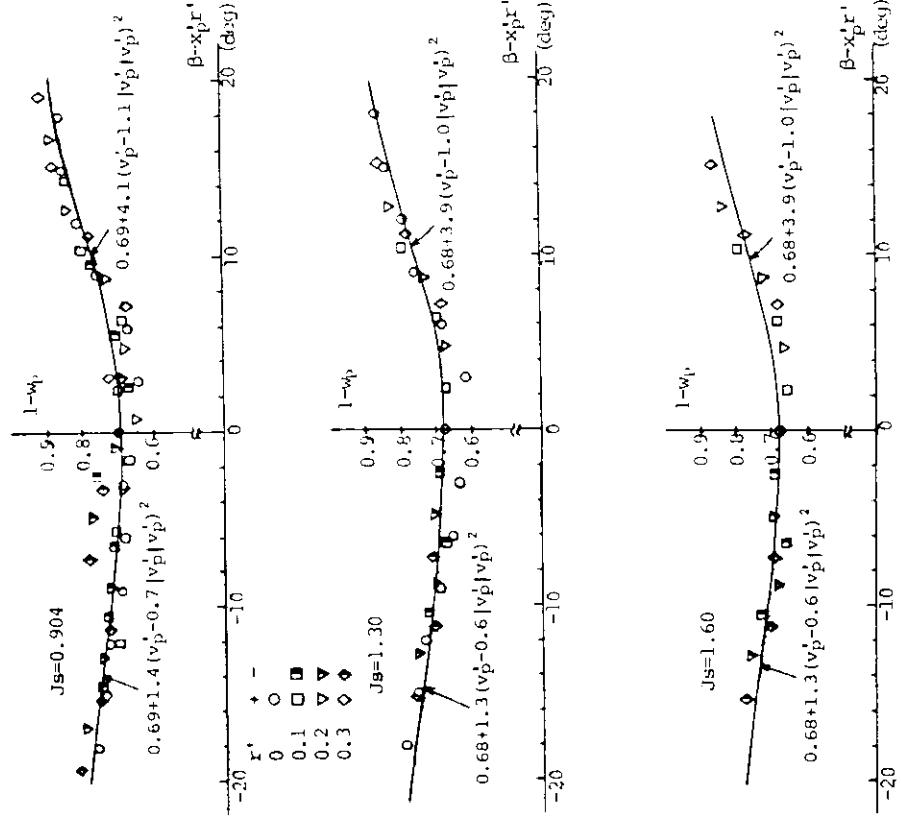
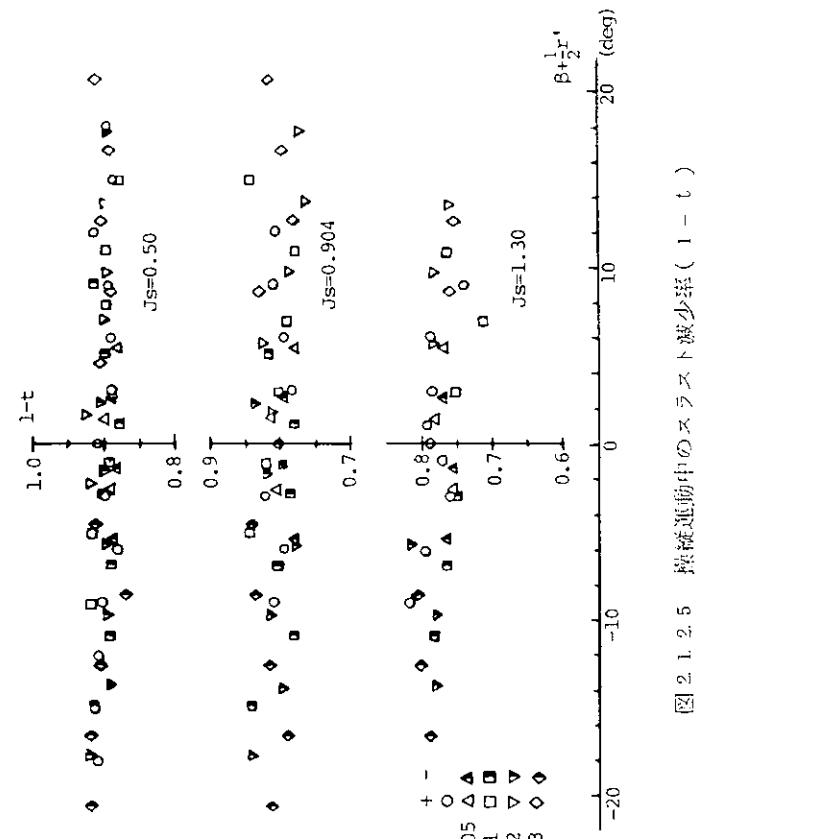


図 2.1.2.3 プロペラ位置における有効伴流 ($1 - w_p$)
($r = 0$ のとき $\beta = 0$ の場合)



[図] 2.1.2.4 プロペラ位置における有効洋流 ($1 - w_p$)



[図] 2.1.2.5 横流運動中のスラスト減少率 ($1 - t$)

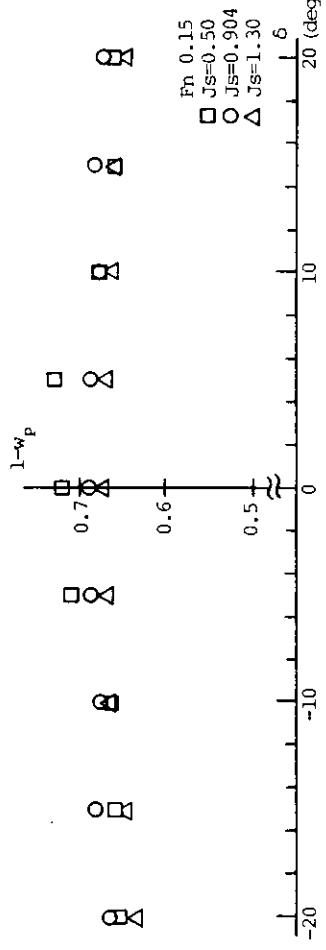


図 2.1.2.6 船角試験中のプロペラ有効伴流 ($1 - w_p$)

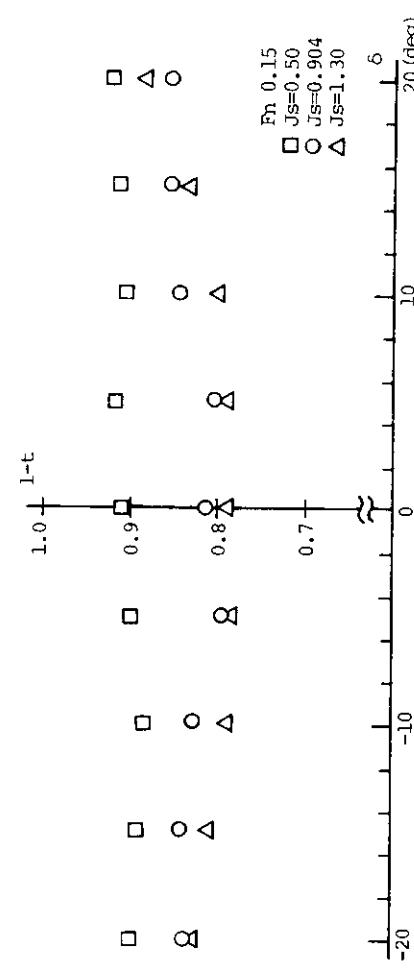


図 2.1.2.7 操舵試験中のスラスト減少率 ($1 - t$)

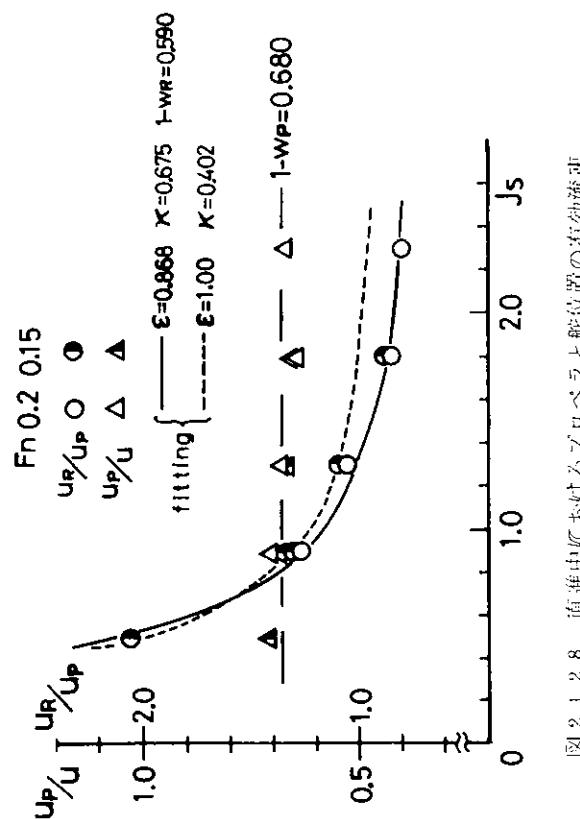


図 2.1.2.8 直進中におけるプロペラと舵位置の有効流速

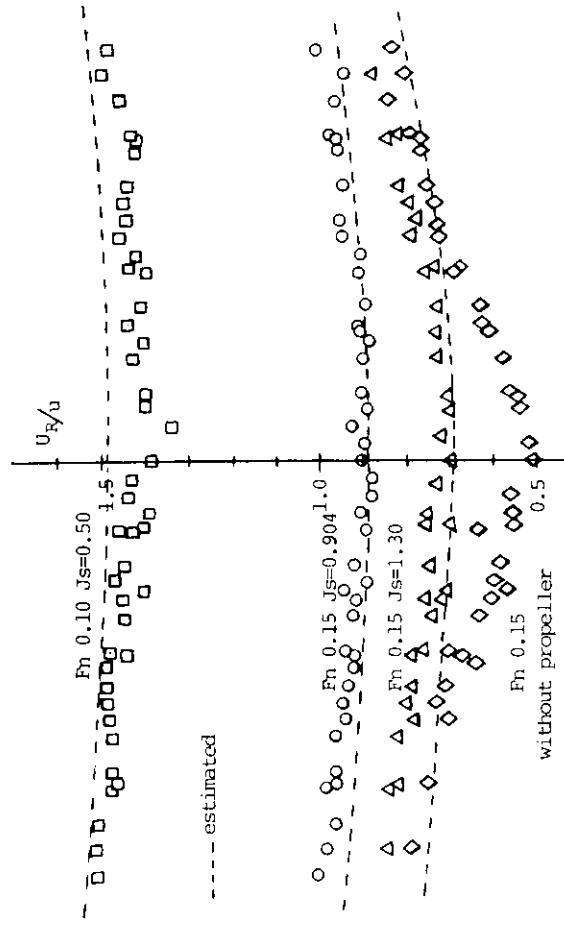


図 2.1.2.9 滞航運動によって生じる舵位置の有效流速の変化

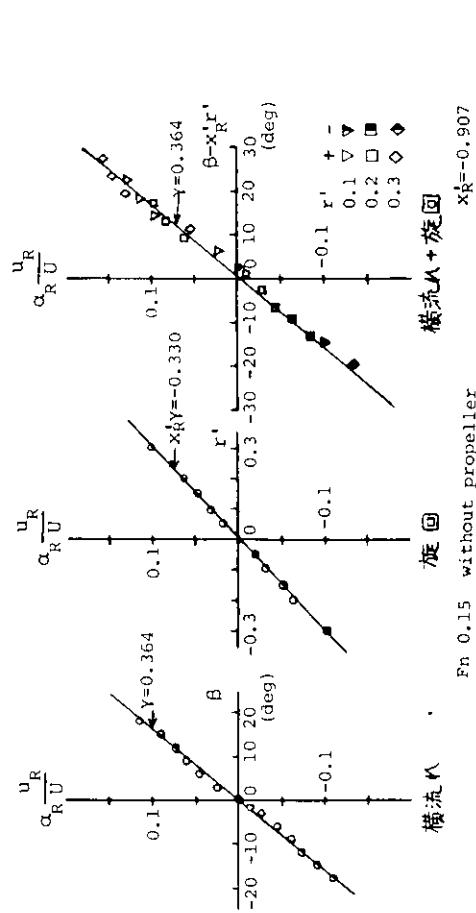


図 2.1.2.10 滞航運動中の舵位置における有効流入角
(プロペラなし)

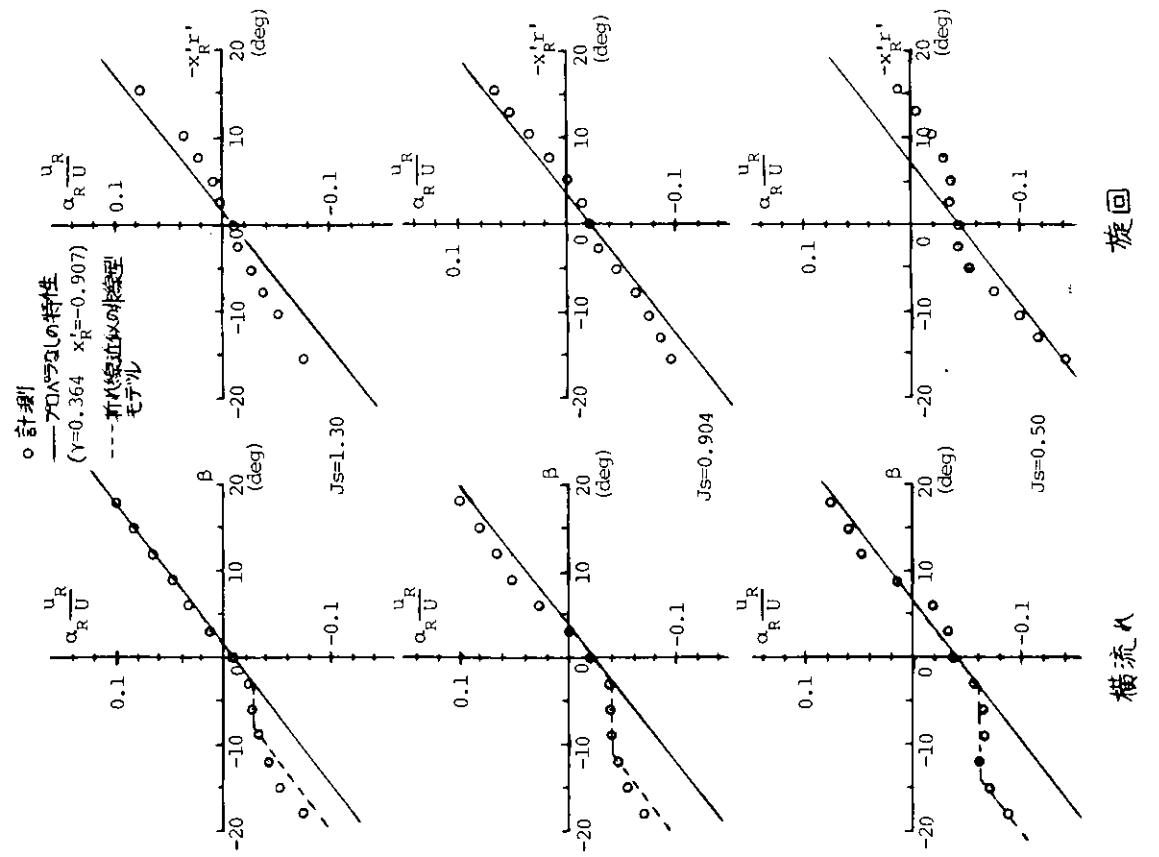


図 2.1.2.11 滞航運動中の舵位置における有効流入角
(プロペラ付 $r = 0$ とし $\beta = 0$ の場合)

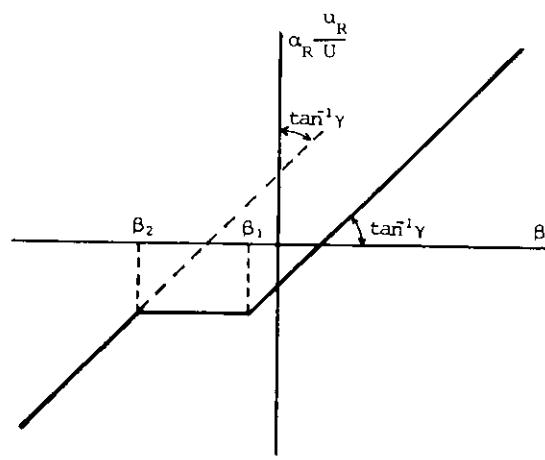


図 2.1.2.1.2 プロペラ稼動中、舵位置の有効流入角を表わす非線型モデル

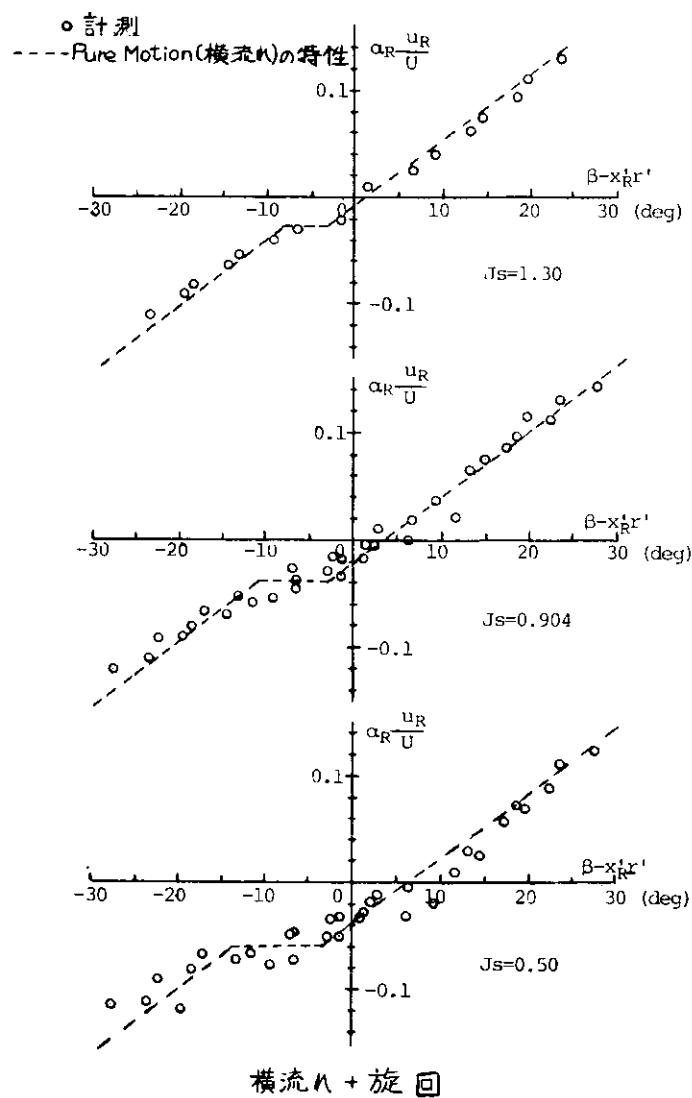


図 2.1.2.1.3 操縦運動中の舵位置における有効流入角

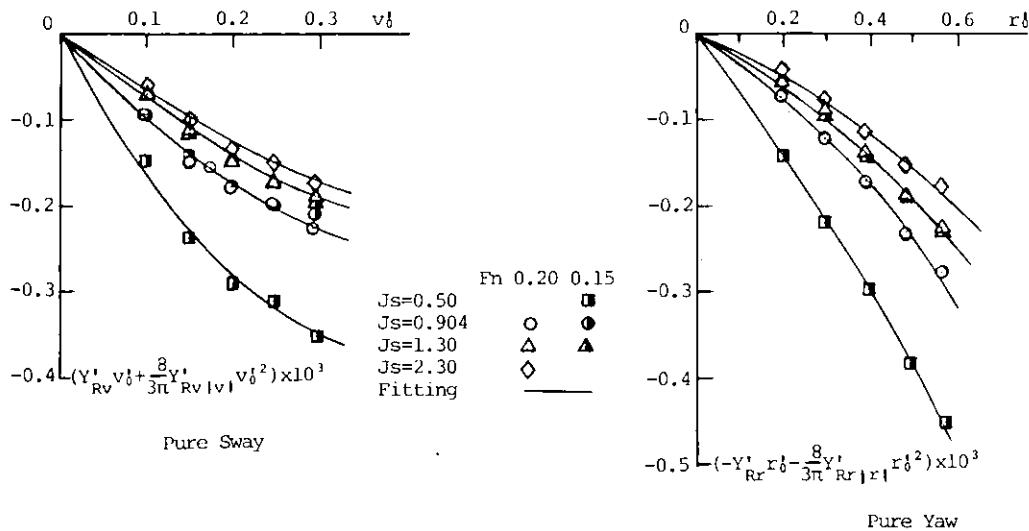


図 2.1.2.1.4 PMM 試験における船底圧力のフーリエ解析の例
(Pure Yawing , Pure Swaying 試験の場合)

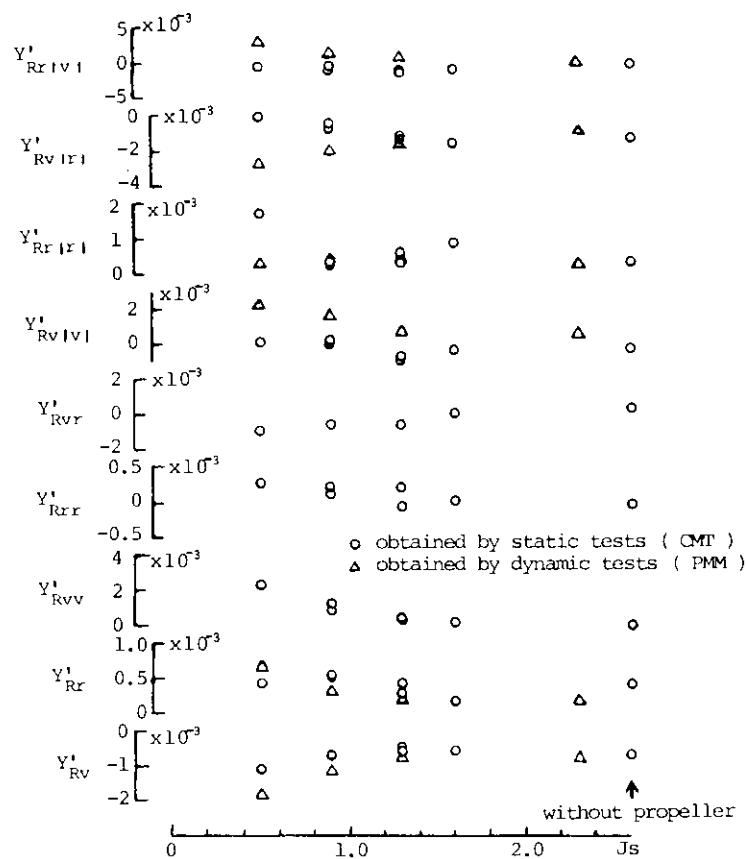


図 2.1.2.1.5 船に働く旋回抵抗を記述する流力係数

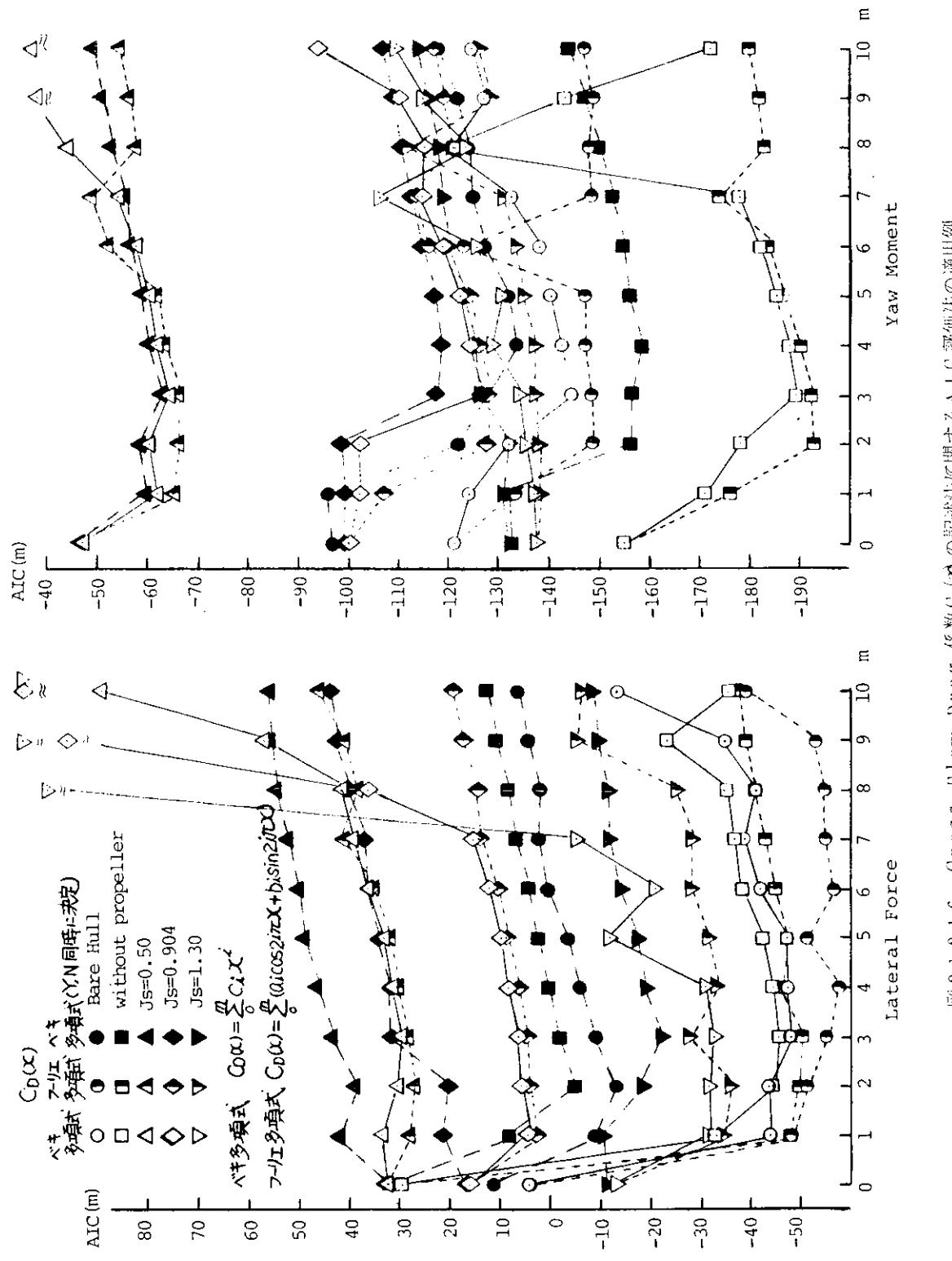


図 2.1.2.16 Cross Flow Drag 係数 $C_D(x)$ の記述法に関する AIC 評価法の適用例

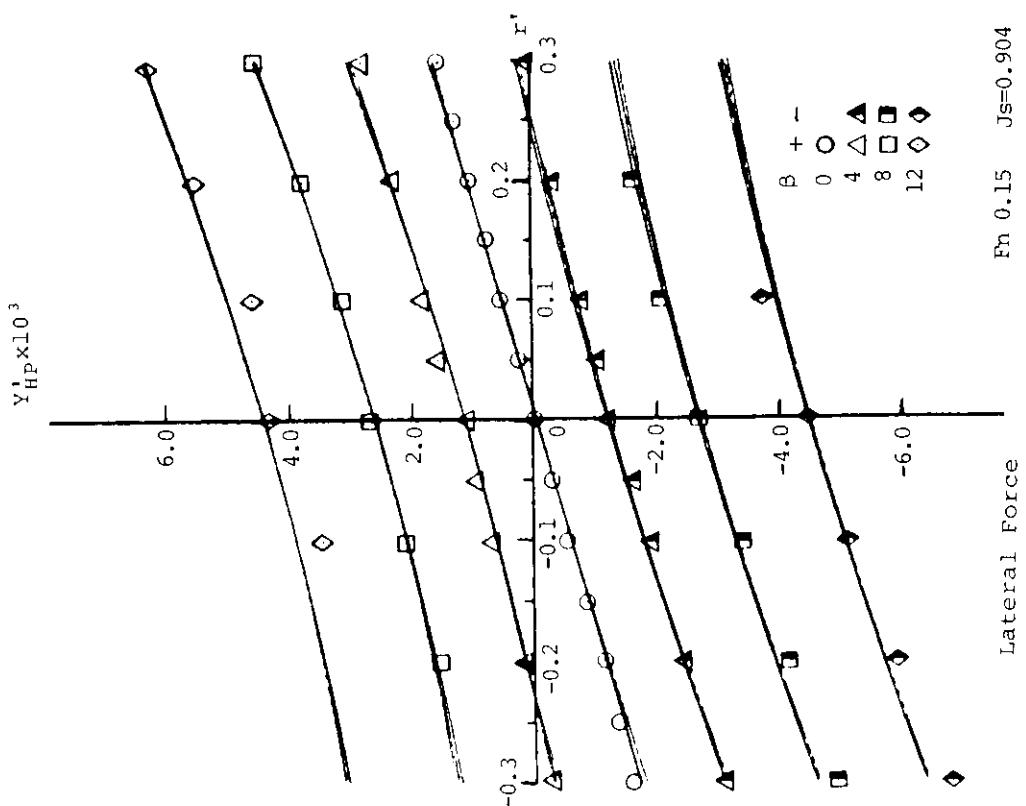
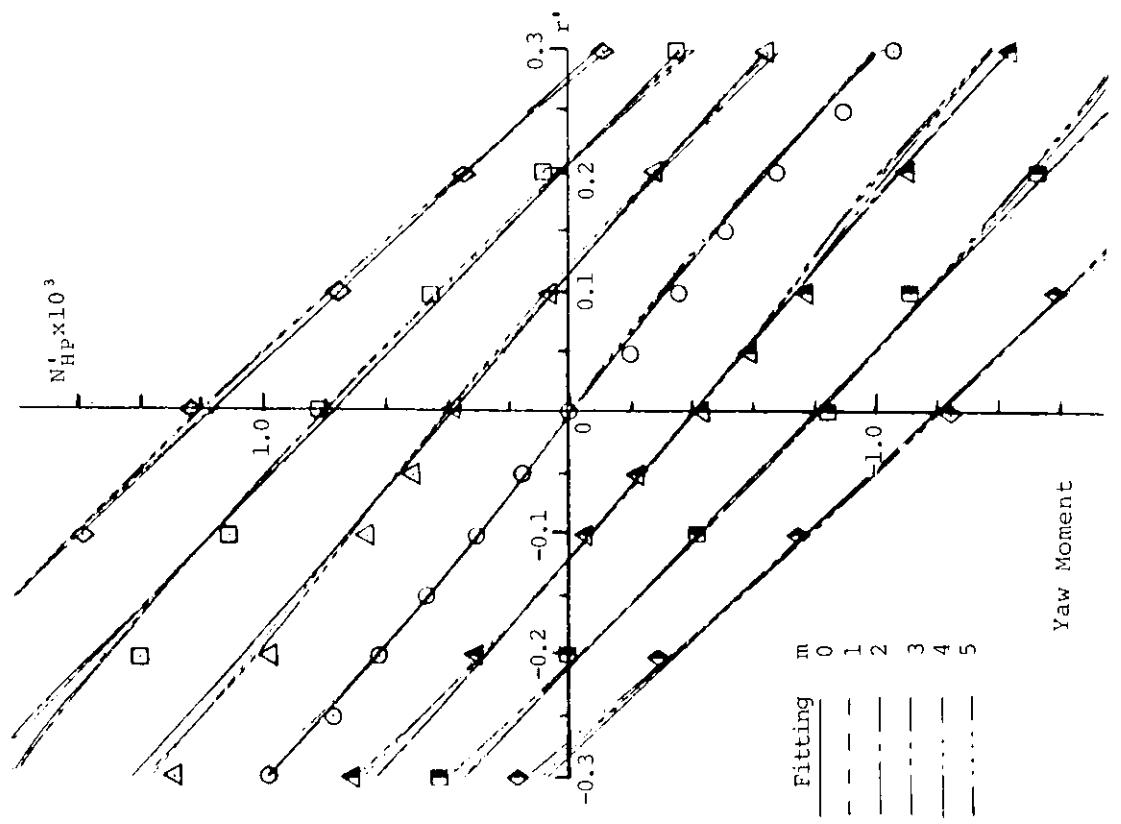
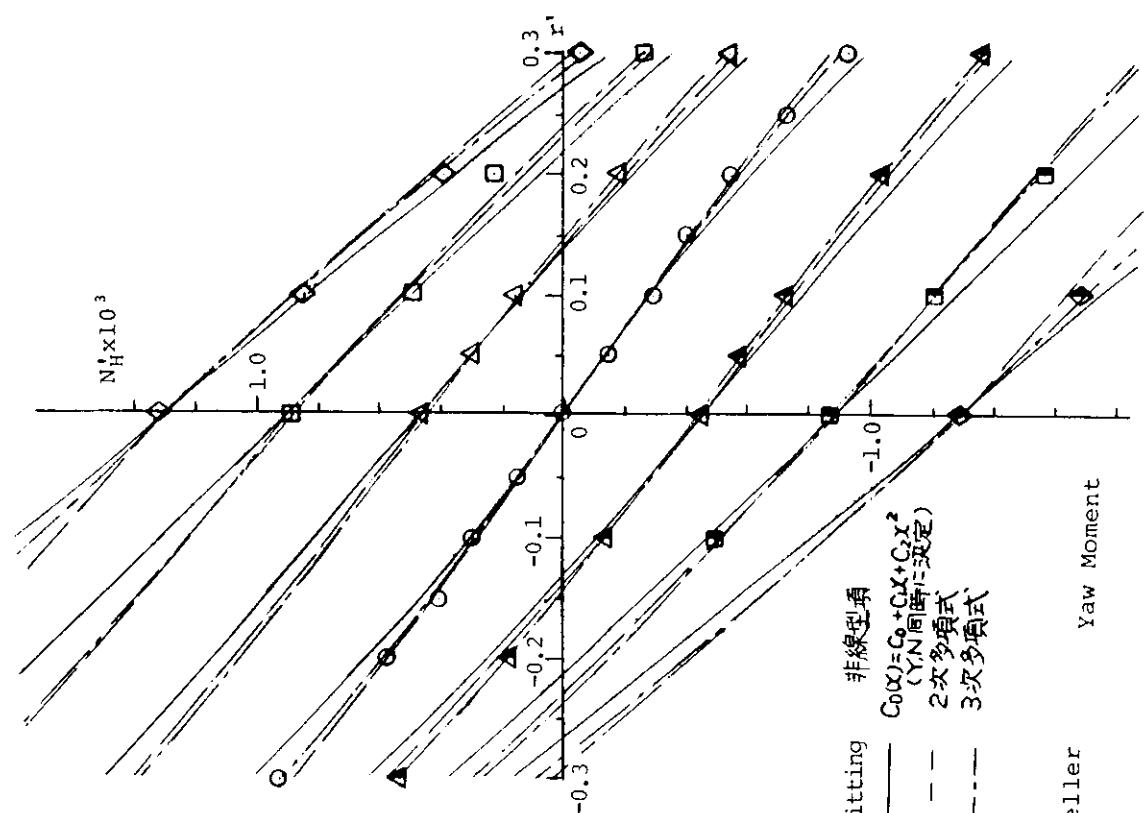


図 2.1.2.1.7 Gross Flow bragg モデルによる船舶体に作用する横方向の力とモーメントの関係図 ($C_0(x) = \sum_{i=0}^m C_i x^i$)



En 0.15 without propeller
Lateral Force Yaw Moment

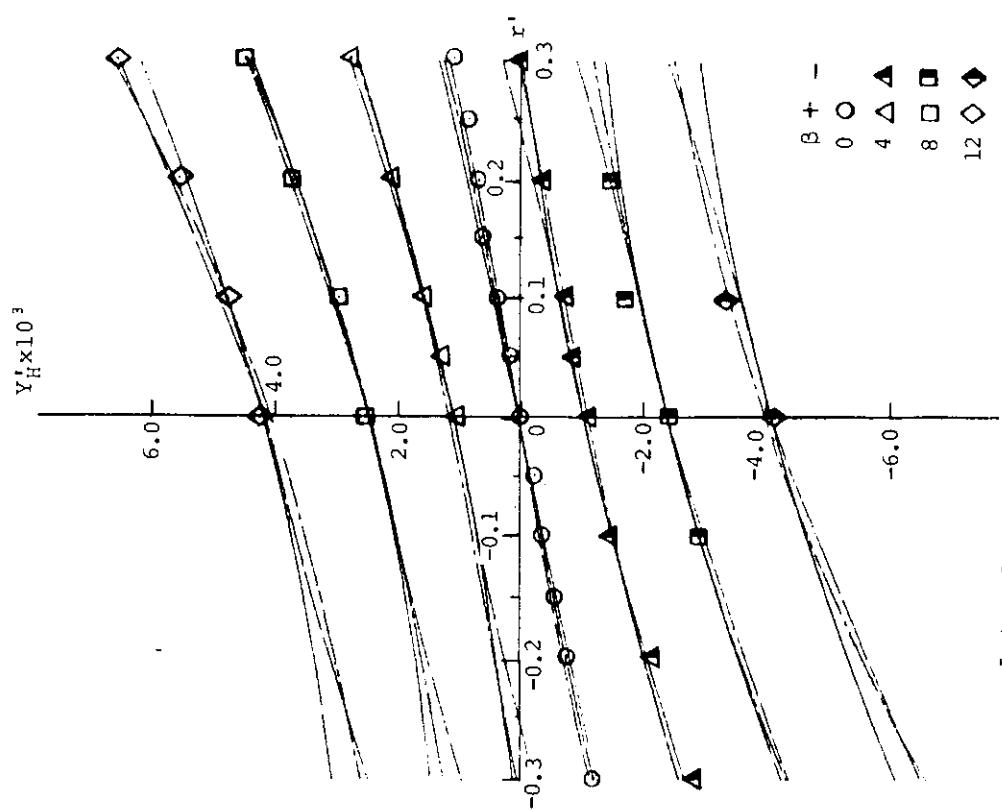
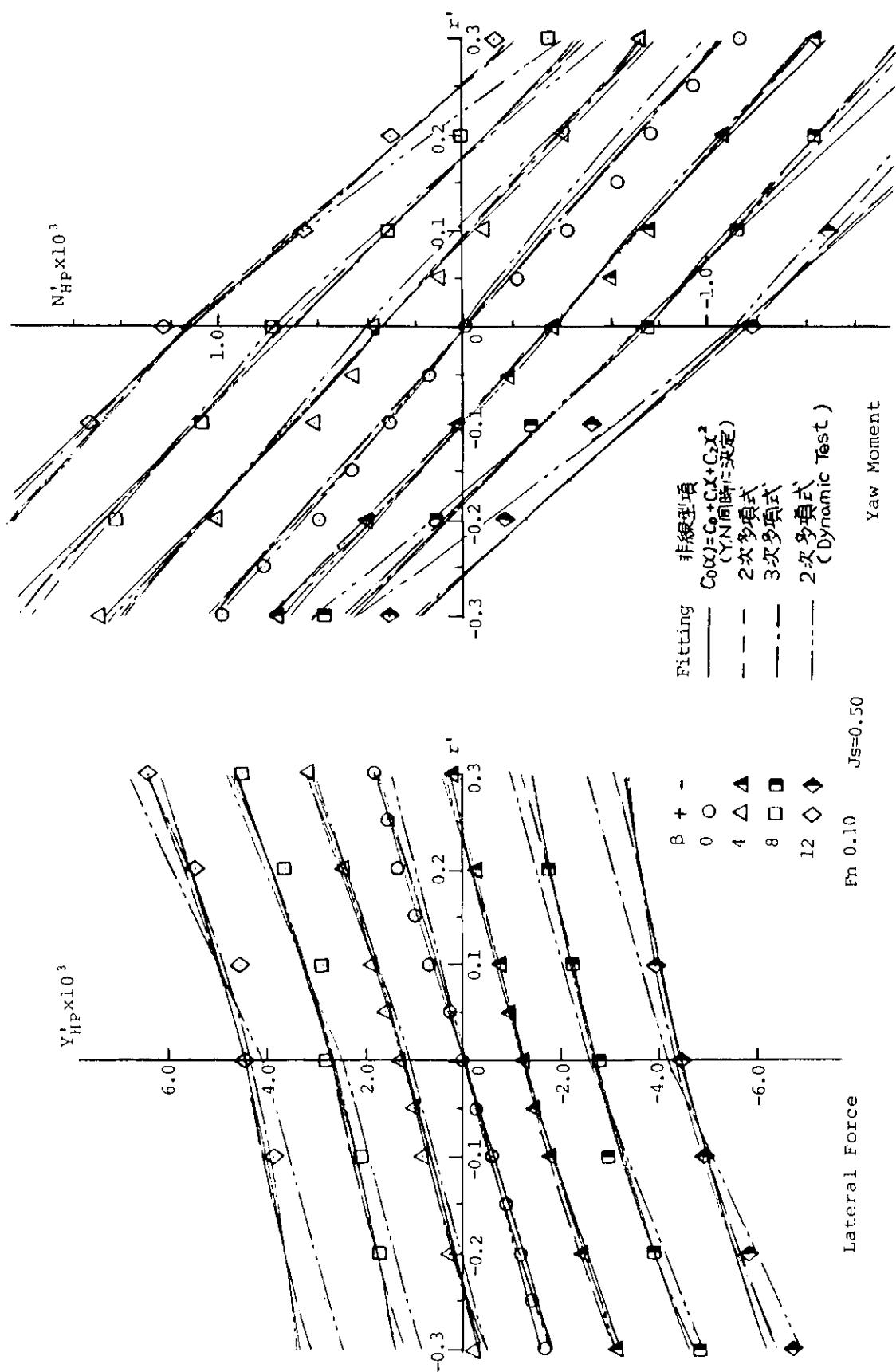


図 2.1.2.1.8 滾轉に作用する横方向の力およびモーメントとその範囲例
(プロペラなし, $F_n = 0.15$)

図 2.1.2.1.9 主航体(プロペラを含む)に作用する横方向の力およびモーメントとその記述例



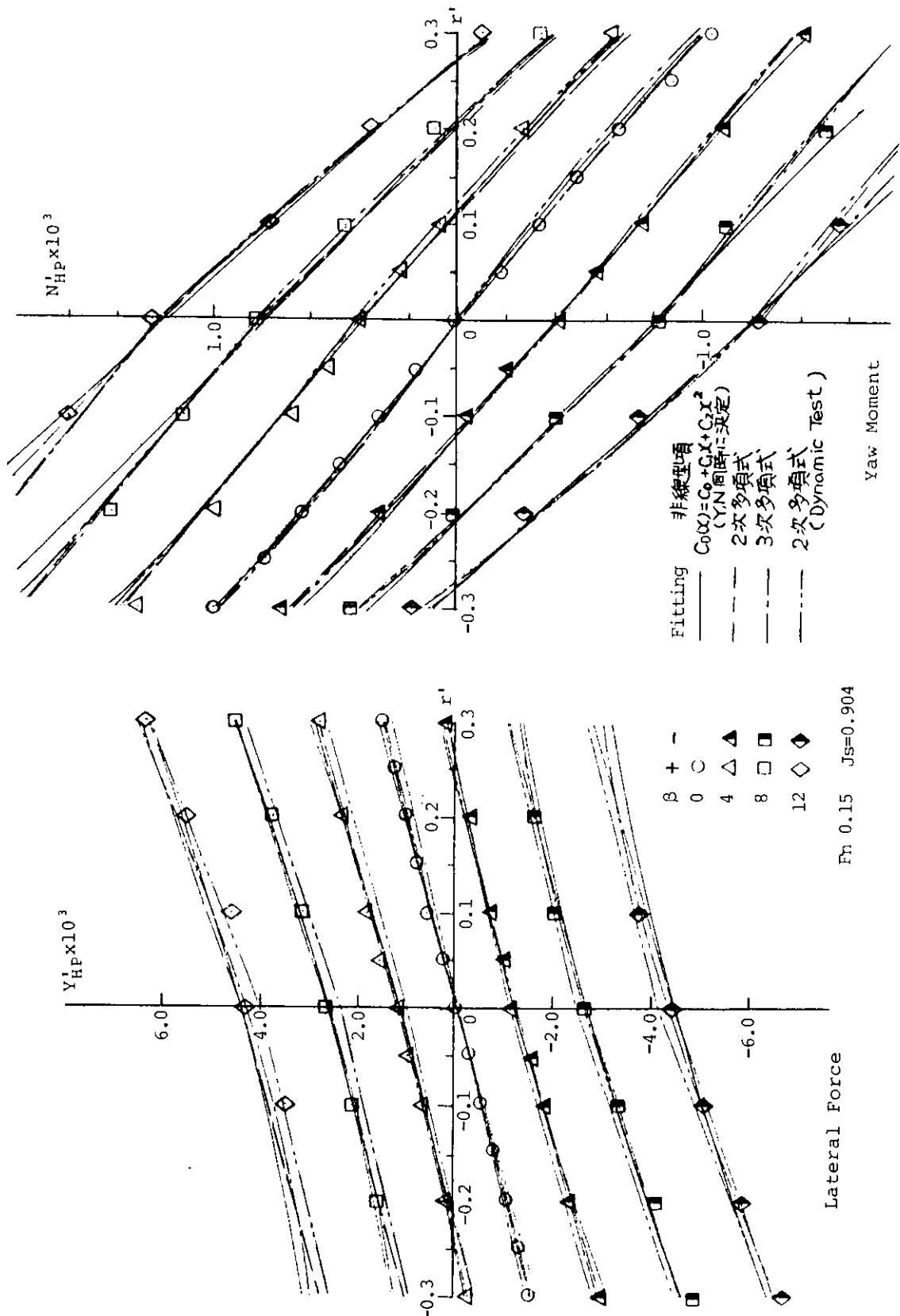
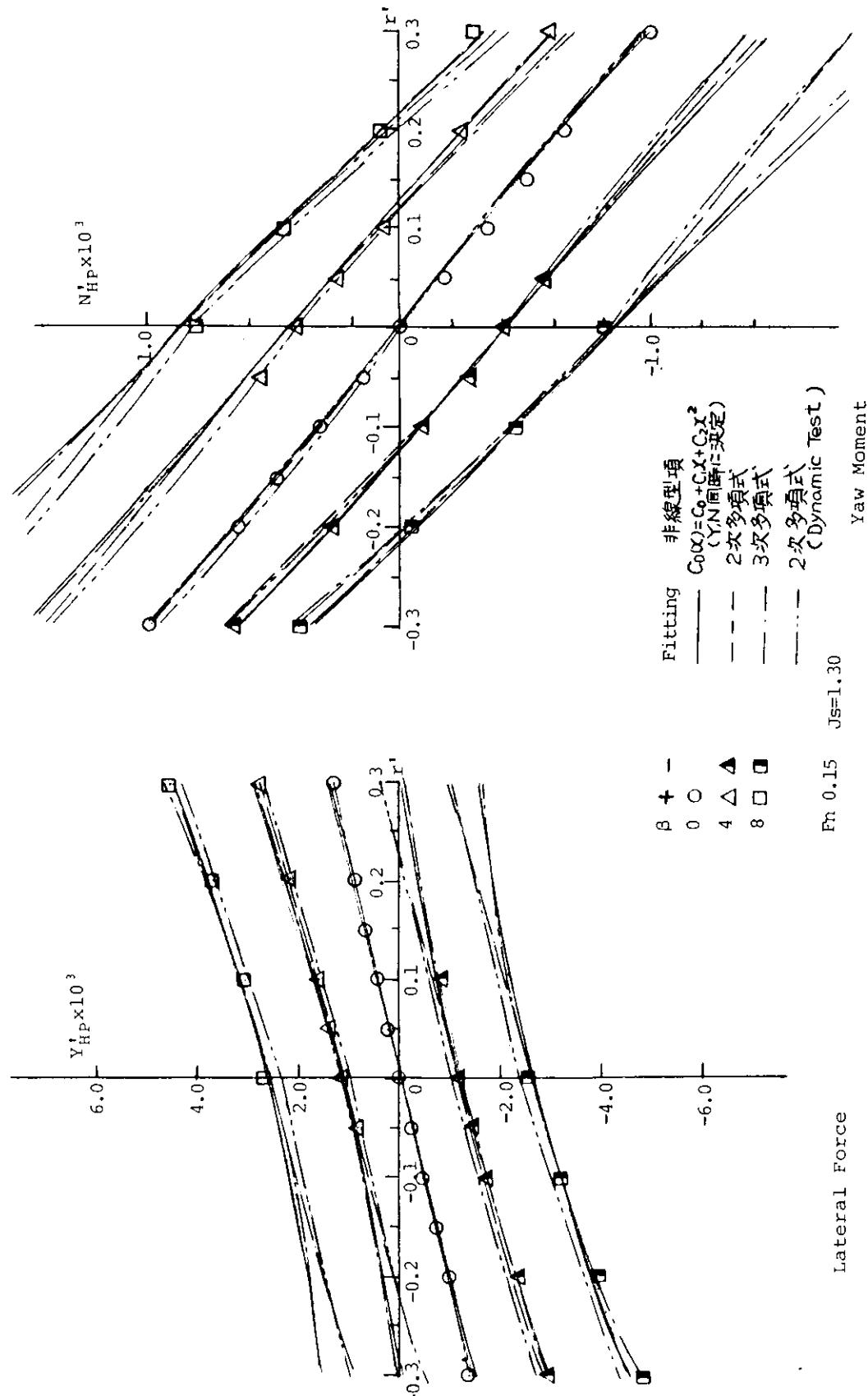


図 2.1.2.20 主船体(プロペラを含む)に作用する横方向の力およびモーメントとの記述例



[図 2.1.2.2.1] 主船体(プロペラを含む)に作用する横力面の力およびモーメントとその記述例

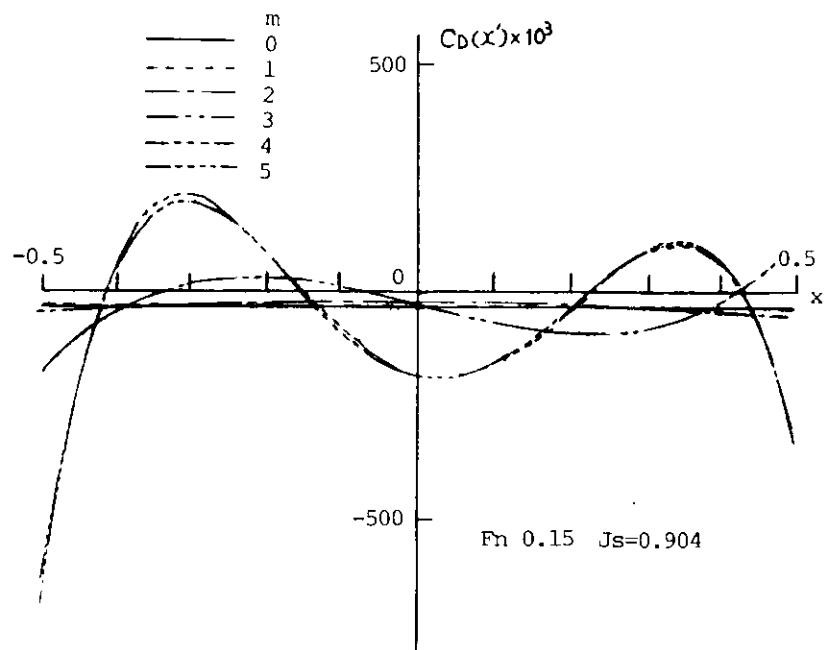


図 2.1.2.2 Cross Flow Drag 係数の分布の解析例

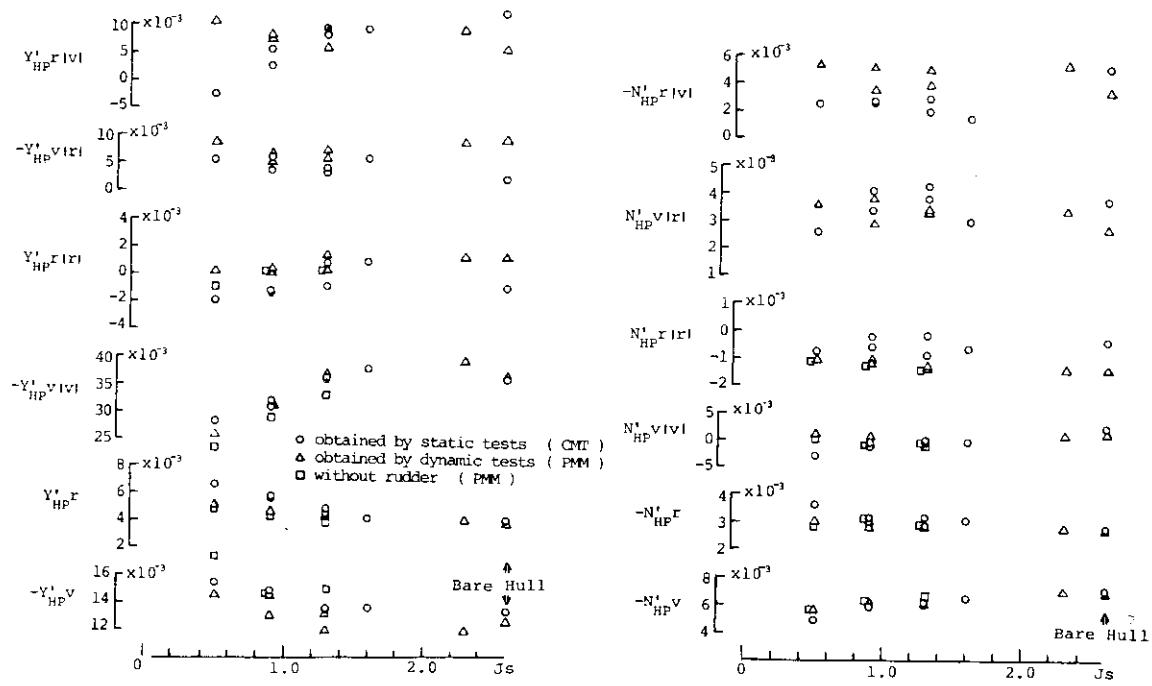
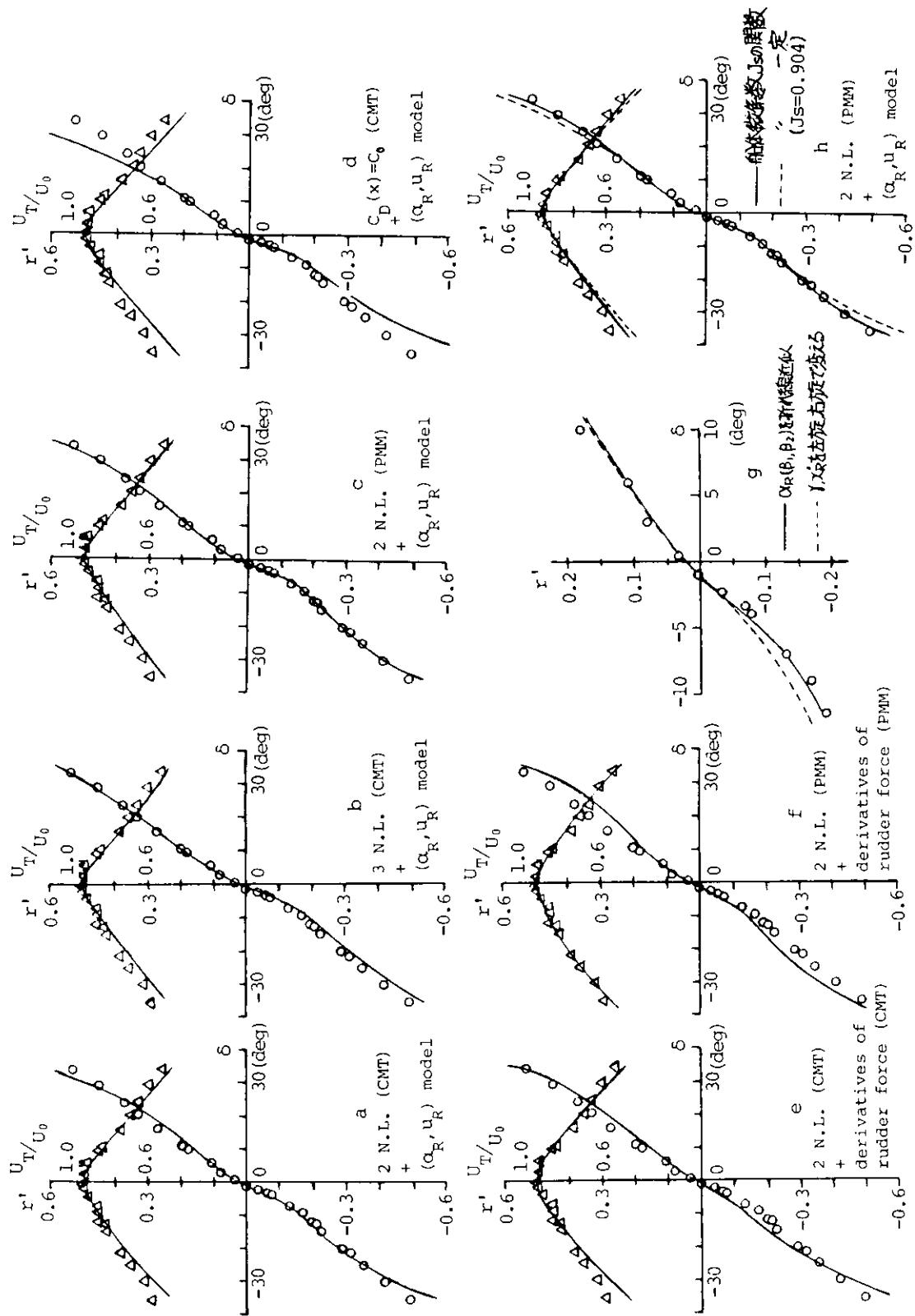


図 2.1.2.3 主船体(プロペラを含む)に作用する横方向の力とモーメントに対するプロペラ荷重度の直接的な影響



[図] 2.1.2.2-4 各種の数学モデルによる定常旋回特性の推定結果

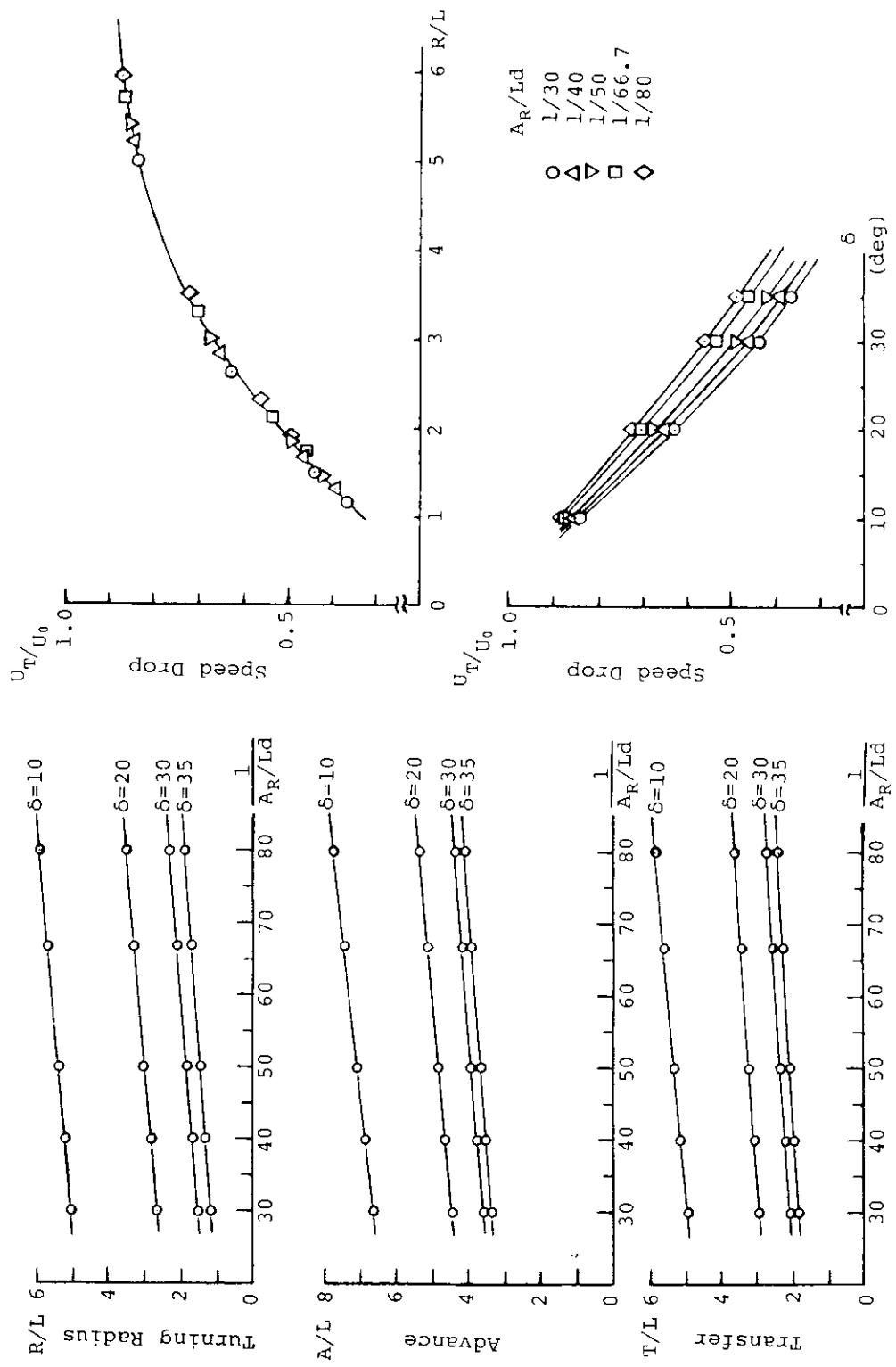


図2.1, 2.2, 5 流れ場の変化が流型断面及ぼす影響に関する推定結果

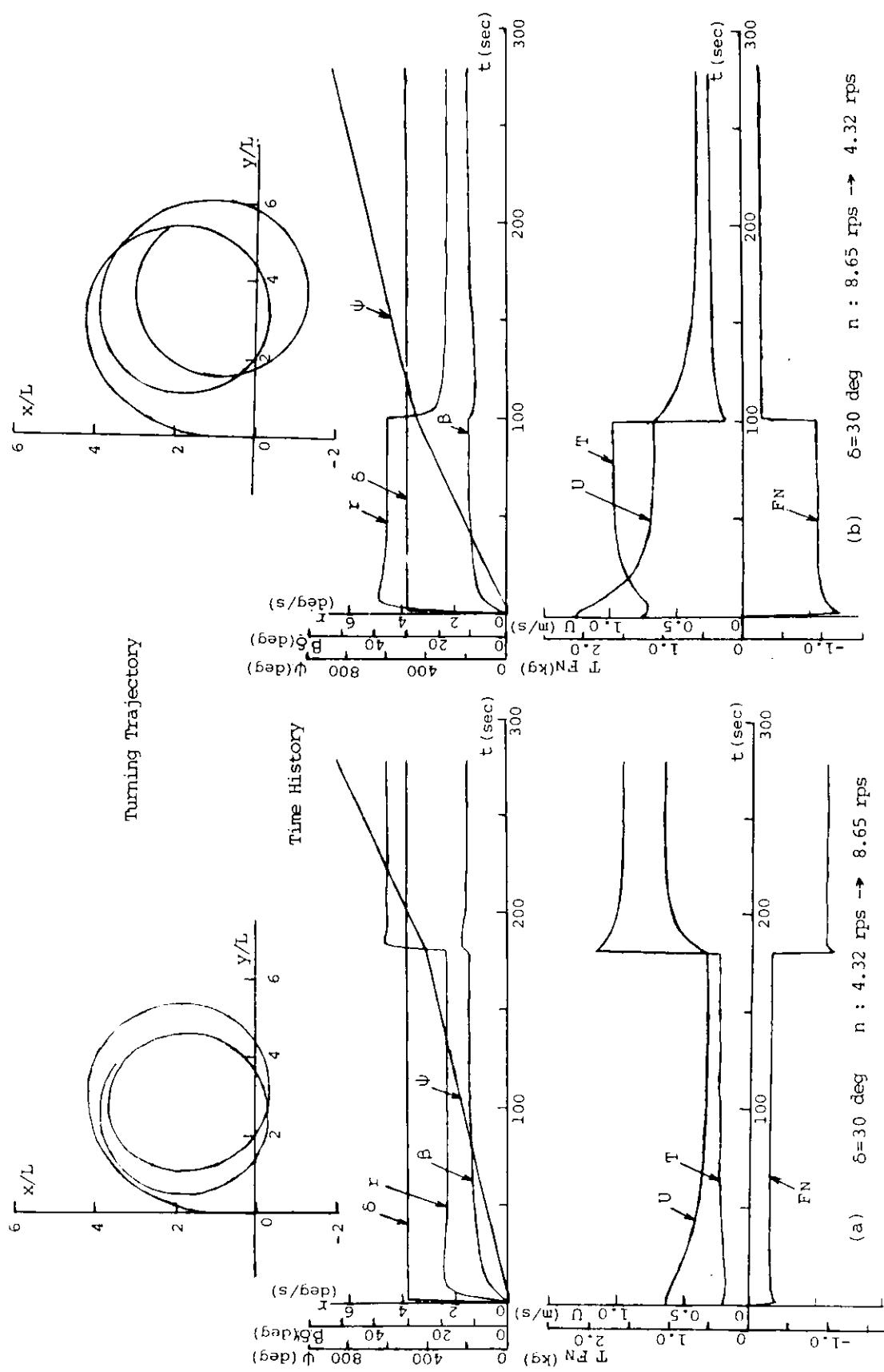
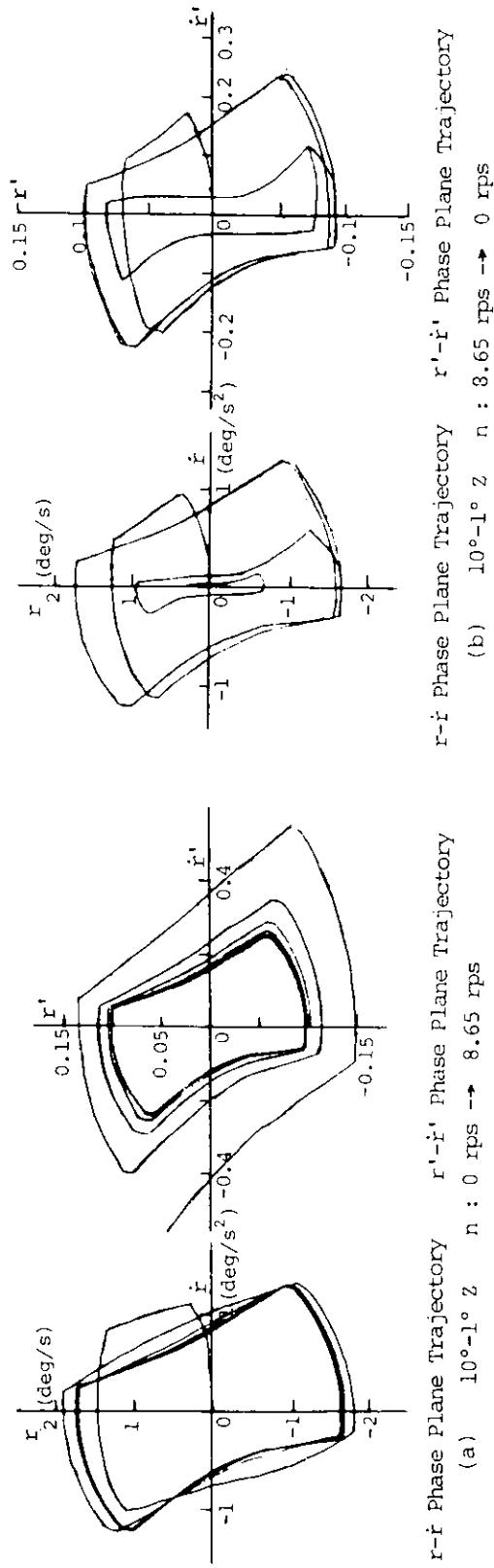
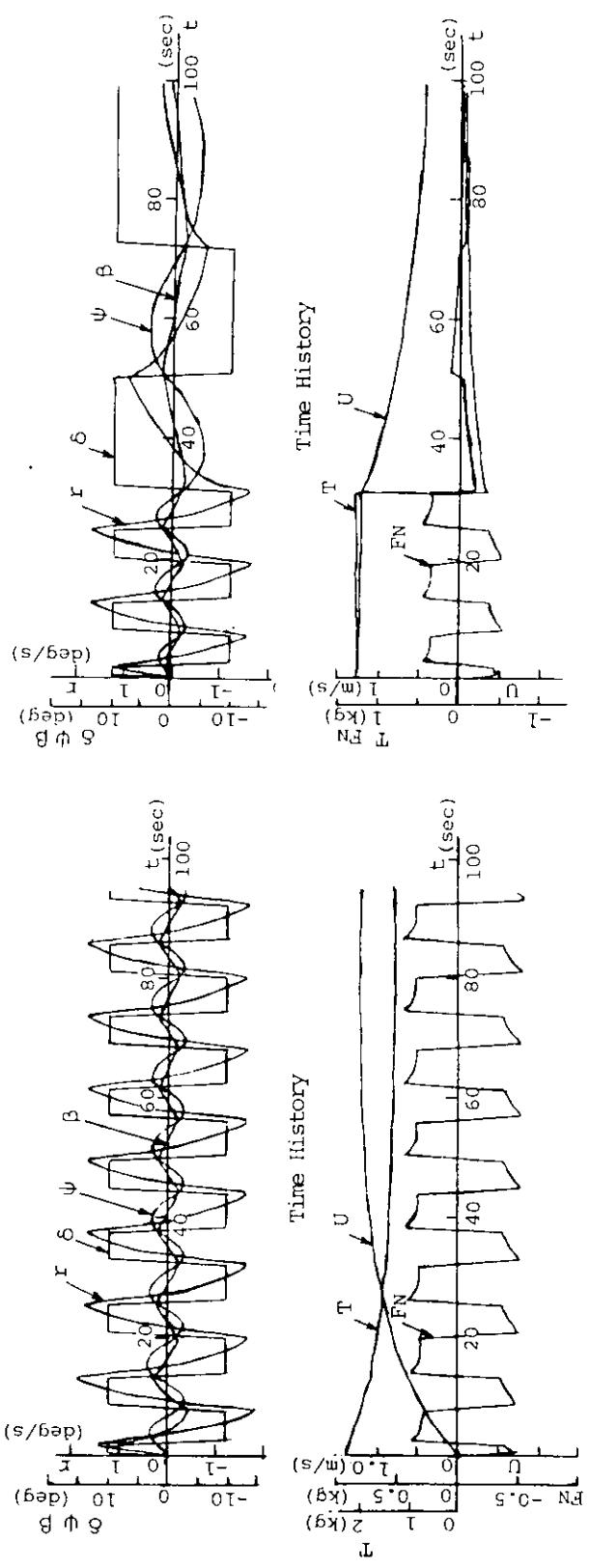


図 2.1.2.2.6 加速車上び減速中の旋回運動の推定例



(a) $10^\circ - 1^\circ Z$ $n : 0$ rps $\rightarrow 8.65$ rps
 (b) $10^\circ - 1^\circ Z$ $n : 8.65$ rps $\rightarrow 0$ rps

図 2.1.2.2.7 加速、減速中の変形Z試験の計算例

2.2 プロペラ逆転時の性能

2.2.1 東京大学における研究

東京大学では、昨年度比較的弱い横運動中にプロペラ逆転によって船体に生ずる流体力に関する研究を行ない、

a) プロペラ逆転により生ずる付加流体力は、船尾における幾何学的横流れ速度 $v'_s (= v' - \frac{1}{2} r')$ で比較的よく整理できること。

b) プロペラ逆転中に船体に加わる全流体力を、前進航走中の裸殻（プロペラ、舵なし）に加わる流体力と、 v'_s の一次式で近似したプロペラ逆転による付加流体力との和で表わしたとき、プロペラ逆転による針路安定性の変化が比較的よく捉えられること。

c) プロペラ逆転中に操舵しない船に加わる流体力は無視できる程度であること。

などを明らかにした。

しかし、プロペラ逆転による制動がすむむし、横運動はかなり強くなり、そのような状況下でも、前述のモデル化が適当であるかは検討を要する。そこで本年度では、まず、比較的低速度で前進航行かつ強い横運動中においても、プロペラ逆転による流体力について前述の結論が成り立つか否かを検討することとした。

さらに、これから流体力のデータを用いて、サージ・スウェイ・ヨーの運動方程式を立て、プロペラ逆転による停船運動の数値シミュレーションを実施し、自由航走試験による停船運動のタイム・ヒストリーと比較する。この比較より、停船運動時の操縦数学モデルの妥当な組立て法について議論する。

また、プロペラ逆転によって船体に生ずる回頭力の発生メカニズムの検討に資する目的で、船尾プロペラ附近に、人為的に数種の鰭を付加したり、船尾でのプロペラ位置を若干変化させて、プロペラ逆転による回頭力を計測した。

本年度の研究に使用した供試模型船は、SR154-5×27M-2m 木製模型で主要目等は、昨年度の報告書にすでに掲載すみであるので、本報告書には割愛する。

(1) 強い横運動時の流体力計測実験

プロペラ逆転による制動運動では、横流れ速度や旋回角速度がかなり大きくなる。このような場合でも、最初に述べた a)～c) の結論が成り立つか否かを確認するため、次のような実験を行った。

a) 船体の装備状態

- 裸殻（ただし舵つき）
- 標準装備（舵およびプロペラつき）

b) 前進速度

- 裸殻

$$u = 0.189 \text{ m/sec} (\text{実船換算 } 5 \text{ ノット}), \quad 0.094 \text{ m/sec} (\text{実船換算 } 2.5 \text{ ノット})$$

$$U = 0.189 \text{ m/sec}, \quad 0.094 \text{ m/sec}$$

（ u = 船体長手方向の分速度, U = 合速度）

- 標準装備状態

$$u = 0.189 \text{ m/sec}, \quad 0.094 \text{ m/sec}$$

c) プロペラ回転数

$$N = -504, \quad -1008 \text{ RPM} (\text{負号は逆転を表わす})$$

d) 横運動の範囲

- $u = 0.189 \text{ m/sec}$ のとき
 - $0.2 < r' < 0.6$
 - $0.5 < v' < 0.342$

- $u = 0.094 \text{ m/sec}$ のとき

$$-0.1 < r' < 1.0$$

$$-0.866 < v' < 0.174$$

ただし $r' = r / L$, $v' = v / U$ である。

計測項目は次のとおりである。

a) 主船体に働く2分力: スウェイ $Y(Y)$, ヨー モーメント $N(N)$

b) 艤に働く2分力: 艤板に垂直方向の力, 艤板面内前後方向の力

また, 実験結果の無次元表示は,

$$Y' = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho L d U^2}, \quad N' = \frac{N}{\frac{1}{2} \rho L^2 d U^2}$$

$$Y^{**} = \frac{Y}{\rho n^2 D^4}, \quad N^{**} = \frac{N}{\rho n^2 D^4 L}$$

のごとく, (')と(**)の記号で必要に応じて区別している。ここで n = ブロペラ毎秒回転数, D = ブロペラ直径, L = 船の長さ, d = 喫水, ρ = 水の密度である。

裸殻に働く全流体力から艤に働く流体力に相当する部分を差し引き, 主船体のみに働く横力と回頭モーメントを v' をパラメーターにとり r' に対してまとめて図 2.2.1.1 ~ 図 2.2.1.8 に示した。これらのうち図 2.2.1.1 ~ 2.2.1.4 は $u = \text{const}$ シリーズの実験結果を, 図 2.2.1.5 ~ 2.2.1.8 は $U = \text{const}$ シリーズの実験結果をそれぞれ示している。

$u = 0.189 \text{ m/sec}$, $U = 0.189 \text{ m/sec}$ とでは, 船速として U を用いて横力 Y とヨー モーメント N を無次元化すれば両実験結果にはほとんど差異はない。しかし, 低速の場合 — すなわち $u = 0.094 \text{ m/sec}$ と $U = 0.094 \text{ m/sec}$ の場合 — では, 実験結果 Y' , N' にバラツキが大きいとしても, 両実験結果は, v' の大きいところで一致度は良くない。これは, 流体力に対する船速の影響によるものと思われる。とくに $u = \text{const}$ シリーズでは, v' の値が大きいときに船速 U は著しく u より大きくなり, 本実験の場合では, $u = 0.094 \text{ m/sec}$, $v = 0.0 \text{ m/sec}$, の場合は $U = 0.094 \text{ m/sec}$, 一方 $u = 0.094 \text{ m/sec}$, $v = 0.866 \text{ m/sec}$ では $U = 0.189 \text{ m/sec}$ と, $v = 0.0$ のときの倍である。

図 2.2.1.1 ~ 2.2.1.8において, 実線は計測された流体力を

$$Y' = Y'_0 + Y'_v v' + (Y'_r - m') r' + Y'_{vvv} v'^3 + Y'_{vvr} v'^2 r' + Y'_{vrr} v' r'^2 + Y'_{rrr} r'^3$$

$$N' = N'_0 + N'_v v' + N'_r r' + N'_{vvv} v'^3 + N'_{vvr} v'^2 r' + N'_{vrr} v' r'^2 + N'_{rrr} r'^3$$

(2.2.1.1)

と表現し, 式中の係数 Y'_0 , Y'_v , $Y'_r - m'$, ……, N'_0 , N'_v , N'_r …… 等は最小二乗法による最良近似の結果決められた値を有するとしたときの Y' , N' を表わしている。これら諸係数のうち, 船の針路安定性の判定に必要な線形微係数のみを表 2.2.1.1 に示した。同表中には stability Discriminant も示してある。これによれば船速の低下とともに幾分, 針路安定性が良くなる傾向が認められる。

図 2.2.1.9 ~ 2.2.1.16 にプロペラ逆転時に全船体(主船体, ブロペラ, 艤の意)に生ずる横力および回頭モーメントを示した。図中の線は, 先の図 2.2.1.1 ~ 2.2.1.8 の場合と同様, 最小二乗法を用いた多項式近似である。その結果による線形微係数をまとめて表 2.2.1.2 に示した。

図 2.2.1.9 ~ 図 2.2.1.16 に示された横力 Y' と回頭モーメント N' から, 先の図 2.2.1.1 ~ 図 2.2.1.4 までに示された裸殻時の流体力を差し引いた残りが, ブロペラ逆転によって船体に誘起された付加流体力となる。これを,

船尾での幾何学的横流れ速度 V'_s ($= v' - \frac{1}{2} r'$) に対して図示したのが、図 2.2.1.17 ~ 2.2.1.24 である。これらの図からも明らかかなように、 V'_s の小さい一すなわち、横運動の弱い一ときには、プロペラ逆転による付加流体力は V'_s の一次式の形で整理できるという昨年度の結論は再確認されている。しかし、横運動が強くなると、船尾プロペラ付近の流れ場の急変によると思われる現象が見られる。たとえば図 2.2.1.17 ~ 2.2.1.18 では $|V'_s| \approx 0.3$ で付加力 $\Delta Y'$ 、付加モーメント $\Delta N'$ ともデータのまとまりが悪くなるとともに、 V'_s が小さいときと明らかに傾向が異なる。

このような現象の現われる原因については未詳で、この点については流れ場の観測などを今後行なう必要がある。さて、昨年度報告書でも触れた “ V_s モデル” では、プロペラ逆転による付加流体力を次のように考えている。

$$\begin{aligned}\Delta Y' &= Y' (\text{船・プロペラつき船体にプロペラ逆転時に働く}) - Y' (\text{船体のみの時の流体力}) \\ &= \Delta Y'_0 + \Delta Y'_{vs} (v' - \frac{1}{2} r')\end{aligned}\quad (2.2.1.2)$$

$$\begin{aligned}\Delta N' &= N' (\text{船・プロペラつき船体にプロペラ逆転時に働く}) - N' (\text{船体のみの時の流体力}) \\ &= \Delta N'_0 + \Delta N'_{vs} (v' - \frac{1}{2} r')\end{aligned}\quad (2.2.1.3)$$

ここで、 $\Delta Y'_0$ 、 $\Delta N'_0$ は $\Delta Y'$ 、 $\Delta N'$ のうち V'_s に依らない定数項、 $\Delta Y'_{vs}$ 、 $\Delta N'_{vs}$ は $\Delta Y'$ 、 $\Delta N'$ が V'_s とともに変化するときの比例係数である。

図 2.2.1.17 ~ 図 2.2.1.24 で、 $\Delta Y'$ 、 $\Delta N'$ の計測値の平均線とおぼしき、両端が破線で中央部が実線の直線は、図中横軸に垂直に引かれた点線より V'_s が小さい範囲の $\Delta Y'$ 、 $\Delta N'$ を (2.2.1.2)、(2.2.1.3) 式の一次式で近似したものである。

このように、 $\Delta Y'$ 、 $\Delta N'$ が V'_s の一次式で表わされると、プロペラ逆転中の全船体に加わる横力とモーメントの線形微係数は、裸船時の線形微係数を表わすとすれば

$$\begin{aligned}Y'_r &= \tilde{Y}'_r - \frac{1}{2} \Delta Y'_{vs}, & N'_r &= \tilde{N}'_r - \frac{1}{2} \Delta N'_{vs} \\ Y'_v &= \tilde{Y}'_v + \Delta Y'_{vs}, & N'_v &= \tilde{N}'_v + \Delta N'_{vs}\end{aligned}\quad \left.\right\} \quad (2.2.1.4)$$

となることは、昨年度の報告書に述べたとおりである。

このような “ V_s モデル” によって決められたプロペラ逆転時の線形微係数も、比較のため表 2.2.1.2 を示した。 $u = 0.189 \text{ m/sec}$ では、 J_p ($\equiv u/nP$, P = プロペラビッチ) による針路安定性の変化の傾向は水流体力を (2.2.1.1) 式で近似した場合と V_s モデルの場合とで比較的良く一致しているが、さらに低速である $u = 0.094 \text{ m/sec}$ では両者の一致度は十分とはいえない。

図 2.2.1.25 ~ 2.2.1.26 は表 2.2.1.2 の内容を理解しやすくするために図示したものである。図 2.2.1.27 ~ 図 2.2.1.30 は、プロペラ逆転中に船に加わる垂直力 Y_r (船板に垂直) を計測したものを $\frac{1}{2} \rho L d U^2$ で割って無次元化して示した。

これによれば、横運動が弱い (たとえば $|r'| \leq 0.2$ 、 $|v'| \leq 0.176$) ときには、プロペラの有無によらず船に作用する流体力は無視できる程度であるが、横運動が大となると必ずしも無視できない程度であることがわかる。しかし、プロペラ逆転によって新たに船に誘起される流体力そのものは、やはり無視できる程度である。

さて、先の (2.2.1.2)、(2.2.1.3) 式の $\Delta Y'_0$ 、 $\Delta N'_0$ は直進時プロペラ逆転によって生ずる付加流体力に相当するわけで、実験的に決定することは通常の長水槽を有するところであれば容易である。一方、同式中の $\Delta Y'_{vs}$ 、 $\Delta N'_{vs}$ は、 V_s モデルの考え方方が妥当であるならば、いわゆる CMT 実験を行なわずとも、斜航試験からだけでも決められるはずである。図 2.2.1.31 ~ 図 2.2.1.32 は $\Delta Y'_{vs}$ 、 $\Delta N'_{vs}$ 、 $\Delta Y'^*_{vs}$ 、 $\Delta N'^*_{vs}$ を J_p に対し

て図示したもので、斜航試験による $\Delta Y'_{vs}$, $\Delta N'_{vs}$ も CMT による $\Delta Y'_{vs}$, $\Delta N'_{vs}$ も比較的よく J_p に対してまとまっていることがわかり、 $\Delta Y'_{vs}$, $\Delta N'_{vs}$ を実験的に決めるのであれば CMT を行なわざとも斜航試験で十分と云って良い。

(2) プロペラ逆転による停船運動シミュレーション

本年度までの実験により、a) 直進時船体抵抗、b) 逆転によるプロペラ制動力、c) プロペラ逆転により船体に誘起される回頭力、d) 操縦運動中の船体に加わる流体力の計測が終了したので、これらの結果を用い、一定速度前進中の船においてプロペラを逆転させたときの停船運動を数値シミュレーションし、これを自由航走模型による停船運動と比較してみた。

座標原点を中心固定した船体固定座標系に基いて、サージ、スウェイ、ヨーの運動を書き下せば、

$$\begin{aligned} m(\dot{u} - v \dot{r}) &= X \\ m(\dot{v} + u \dot{r}) &= Y \\ I_{zz} \dot{r} &= N \end{aligned} \quad (2.2.1.5)$$

となる。上式、右辺の外力および外力のモーメントは次のように考える。

$$X = \tilde{N}_u \dot{u} - R(u) - 0.75 \tilde{Y}_v v \dot{r} + (1-t) T \quad (2.2.1.6)$$

$$Y = \tilde{Y}_v \dot{v} + \tilde{Y}_v v + \tilde{Y}_r r + \tilde{Y}_{vvv} v^3 + \tilde{Y}_{vvr} v^2 r + \tilde{Y}_{vrr} v r^2 + \tilde{Y}_{rrr} r^3 + \Delta Y \quad (2.2.1.7)$$

$$N = \tilde{N}_r \dot{r} + \tilde{N}_v v + \tilde{N}_r r + \tilde{N}_{vvv} v^3 + \tilde{N}_{vvr} v^2 r + \tilde{N}_{vrr} v r^2 + \tilde{N}_{rrr} r^3 + \Delta N \quad (2.2.1.8)$$

x 方向および y 方向付加質量 $-\tilde{N}_u$, $-\tilde{Y}_v$ および z 軸まわり付加回転慣性 $-\tilde{N}_r$ は供試模型船型について元良チャート⁸⁾より推定した値を用いることとした。また上式中の係数上の()の記号は先と同様、裸船状態の船体に関する微係数を意味するものである。

以下に述べる数値シミュレーションでは、裸船時の流体力微係数としては先に述べた $U = 0.094 \text{ m/sec}$ のものを用いることとした。ただし、線形微係数については、その速度依存性についても、図 2.2.1.3.3 に示したごとく考慮に入れることとする。

裸船の直進時船体抵抗 $R(u)$ は全抵抗係数 C_T ($= \text{全抵抗} / \frac{1}{2} \rho U^2 L d$) の形で速度ベースに図 2.2.1.3.4 に示した。シミュレーションでは、これを図中に示した簡単な式で近似したものを用いた。

また、(2.2.1.6) 式の右辺第 4 項はプロペラ制動力を表わし、供試模型船についての $-(1-t) K_T$ は図 2.2.1.3.5 に示す。図中、一点鎖線で示した曲線がシミュレーションに用いた。 $J_p \sim -(1-t) K_T$ の近似式で、 $J_p \approx -1.1$ を境として近似式を使いわけている。

(2.2.1.7), (2.2.1.8) 式右辺の ΔY , ΔN は、プロペラ逆転によって誘起される横力と回頭モーメントで、数値シミュレーションでは、次のように取扱っている。

$$\begin{aligned} \Delta Y^* &= \frac{\Delta Y}{\rho n^2 D^4} \\ \Delta N^* &= \frac{\Delta N}{\rho n^2 D^4 L} \end{aligned} \quad (2.2.1.9)$$

で無次元値 ΔY^* , ΔN^* を定義した後、船尾における幾何学的横流れ速度 v'_s の一次式で次のように表示する。

$$\Delta Y^* = \Delta Y_0^* + \Delta Y_{vs}^* v'_s \quad (2.2.1.10)$$

$$\Delta N^* = \Delta N_0^* + \Delta N_{vs}^* v'_s \quad (2.2.1.11)$$

ここで、 ΔY_0^* , ΔN_0^* は先の $\Delta Y'_0$, $\Delta N'_0$ と同様、直進時にプロペラ逆転によって誘起される横力およびモ-

メント、 ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* は $\Delta Y'_{vs}$, $\Delta N'_{vs}$ と同様 $v_s' \neq 0$ での ΔY^* , ΔN^* を v_s' の一次式で近似したときの比例係数である。これら ΔY_0^* , ΔN_0^* , ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* はすでに示したように前進定数 J_p に強く依存する。ここでは ΔY_0^* , ΔN_0^* , ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* とも J_p の多項式で近似しておいて、これをシミュレーションに用いた。たとえば ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* は図 2.2.1.3.2 に示したごとく、

$$\begin{aligned}\Delta Y_{vs}^* &= a_1 J_p + a_2 J_p^2 + a_3 J_p^3 \\ \Delta N_{vs}^* &= b_1 J_p + b_2 J_p^2 + b_3 J_p^3\end{aligned}\quad \left.\right\} \quad (2.2.1.12)$$

と J_p の 3 次式で表現している。

(2.2.1.5) の数値解法はオイラー法によるものとし、計算ステップの時間間隔 Δt は 0.1 秒とした⁹⁾。

以上の手法で数値シミュレーションを実行し、自由航走模型試験結果と比較したのが図 2.2.1.3.7～図 2.2.1.4.6 である。図の上半分は停船運動の軌跡を、下半分は u , v , r , β , ψ のタイム・ヒストリーを示す。図 2.2.1.4.4 および図 2.2.1.4.5 中に記入された v_0 , r_0 の値は、シミュレーション計算を自航試験結果に合せる—とくに r のタイム・ヒストリーの形から判断して $v_0 \neq 0$, $r_0 \neq 0$ であったと思われたので—ために想定された v , r の初期値である。

これらの図に示された実測結果とシミュレーション計算による航跡および運動変数のタイム・ヒストリー等を比較すると、シミュレーションは大凡実測値を説明していることがわかる。とくに図 2.2.1.4.4 および図 2.2.1.4.5 では、アプローチ速度 U_0 プロペラ逆回転数 J_m ($= U_0 / nP$) とともにほとんど等しい状態であるにもかかわらず、初期値のわづかな相違によってプロペラ逆転による停船運動が右旋回あるいは左旋回に入ることを示し興味深い。

図 2.2.1.4.7～2.2.1.4.8 にはプロペラ逆転発令後 $u = 0$ となるまでに航走した距離 S_s と $u = 0$ となった瞬間の位置 (X_s , Y_s) を、横軸に J_{p0} をとってまとめたものである。シミュレーション結果は実測結果を大凡説明していると云えるが、総じて S_s , X_s , Y_s ともシミュレーションは実測よりも小さめであるといえる。

以上で本節で述べた停船運動のシミュレーションが一応妥当な結果を与えることがわかったが、本節のシミュレーションを実用化するには、いくつかの問題点がある。本研究で実施してきた種々の流体力計測試験をそのまま個々の船について、実施するのはあまりに煩雑であるの感をまぬがれ得ない。そこで以下では、停船運動をシミュレートする目的で行なう流体力計測実験を極力減らす方向で、停船運動数学モデルの簡略化をすれば、どの程度可能であるかの指針を得るために、前述の流体力記述モデルを簡略化したときの停船運動のタイム・ヒストリーと、前述の図 2.2.1.3.7～2.2.1.4.6 に示したタイム・ヒストリーとの比較を次のような場合について行なった。

- a) 裸殻の線形流体力学係数の速度依存性は無視し、速度に依らず一定とした場合。
- b) プロペラ逆転により船体に誘起される回頭力に対する横運動の影響を無視し、回頭力としては直進時のプロペラ逆転によるもののみを考慮に入れた場合。ただし、この場合も回頭力は見掛けの前進定数 J_p の関数にて考える。
- c) プロペラ逆転による制動力を、 $J_p = 0$ での制動力が J_p に依らず常に船体に加わるとした場合。
- d) c) よりはさらに現実的なものとして、図 2.2.1.3.5 に示されるプロペラ制動力を $-J_p \geq 1.1$ では図のとおり右上りの直線、しかし $-J_p \leq 1.1$ では、この区間の実験値の平均値で代表させる場合

図 2.2.1.4.9, 2.2.1.5.0 に裸殻の線形流体力学係数の速度依存性を省略した場合のタイム・ヒストリーを示す。これに対応するのはそれぞれ図 2.2.1.4.1, 2.2.1.4.2 であるが、これらと較べると、線形係数の速度依存性

を無視した場合は旋回角速度が極大値になる時刻が遅れるとともに極大値そのものも小さめになり、速度依存性を考慮した場合に比して幾分タイム・ヒストリーの予測が悪くなっている。しかし、ここには示さなかったが、停船運動の軌跡では、タイム・ヒストリーほど相違は目立たない。

さらにb)の場合についての計算例を同じ例について示したのが図22.1.5.1, 22.1.5.2である。これらを同じく対応する図22.1.4.1および図22.1.4.2と比較するとb)の場合はrの極大値が先の場合よりやや早目に現われる程度で、図22.1.4.1, 22.1.4.2とくらべていづれが優っているか判定しがたい。

c)の場合は図22.1.4.1, 22.1.4.2に比してuの減少の度合いがかなり低く、その結果旋回角速度rも図22.1.4.1, 22.1.4.2の場合にくらべて高い。よって、 $J_p = 0$ でのプロペラ制動力を用いると、少なくとも図22.1.4.1～22.1.4.2でのシミュレーションよりは停止距離・停止時の船体方位等は大きく出る。しかし、図22.1.4.1～22.1.4.2ではシミュレーションによる停止距離は実測よりも小さめであったので、ここで取扱った2例ではc)の仮定は必らずしも悪いとはいがたい。

またd)の場合のシミュレーションを図22.1.4.1～22.1.4.2でのシミュレーションと比較すると、その差はかなり小さく、実用的観点からすればd)の仮定を用いてもさしつかえないといえる。

以上の検討から、停船（ただし $u = 0$ を停船ということにする）までの航走距離、原針路からのずれなどのマクロ的な量を議論するためのシミュレーションであるのなら、数学モデルはかなり簡単化できそうである。

しかし、少しく細かいタイム・ヒストリーの変化等を議論するのであれば、あまり簡単化は期待できず、本検討の範囲内にいなならばd)の仮定は行なってもさほど問題ないといえる程度である。

(3) プロペラ逆転により船体に誘起される流体力に関する補足実験

昨年度までにプロペラ逆転によって誘起される回頭力に関する実験を、かなり詳細に実施してきた。そのうち、とくに注目すべき結果として、船型の相違によりプロペラ逆転による回頭力の作用方向が見掛けの前進定数 J_p の変化とともに変るものとならないものとの2種類あることがわかった。このような流体力の発生メカニズムの検討に資するため、5-27M模型を用いてプロペラ軸高さおよび船尾プロペラ付近に装置した「鰭」などの付加物が回頭力に及ぼす影響を実験的に調べてみた。

なお、プロペラ軸高さを変化させる場合には、模型船内からプロペラを駆動することは困難であるので、舵をとりはずしプロペラは模型船後方に設けられたプロペラ駆動装置にて駆動せられた。したがって、この際に計測される横力と回頭モーメントは主船体のみに働くもののみであるが、それがプロペラ・舵付きの全船体に誘起されるプロペラ逆転による流体力とほとんど等しいことはすでに確めてある。一方、鰭などの付加物を装着して船尾プロペラ付近の流れを人為的に変化させた場合の計測の際は、舵付きであると同時にプロペラも船体内の自航モーターによって駆動されている。

a) プロペラ取付け位置の変化

プロペラ取付け位置を変えて回頭力を計測したときの、プロペラ取付け位置を図22.1.5.7に示した。正規のプロペラ軸高さは基線上74mmで、実験はこの位置より15mm上、20mm, 27.5mm下方の3状態について実施した。また船体ボッシング後端とプロペラ・ボスの前面との間隔は3mmである。本実験ではプロペラを別個の駆動装置で駆動しているのと、船体に加わる流体力を計測する検力梁の航走中の揺みを考慮して、正規のプロペラ位置に対応するものとして、前述の間隔を3mmとしたが、結果的には幾分過大であったようだ。

なお、この他プロペラ高さは正規とし、プロペラと船体との間隔を10mmとした計測も参考のために行ってみた。

図22.1.5.8～図22.1.6.1に結果を示す。図中の実線は正規のプロペラ軸高さ、船体とプロペラとの間

隔が3mmの場合の実験点の平均線である（すなわち図2.2.1.5.9中の“白抜き”の実験点の平均線）。また図2.2.1.5.9の“塗りつぶした”各種の点は前述の間隔が10mmの場合の結果である。

これらの図より次の傾向が読みとれる。

- 1) $J_p \approx -0.5$ 附近に現われる ΔY^* , ΔN^* の極値の大きさは、 ΔY^* , ΔN^* のいずれの場合も基線上プロペラ軸高さが高くなるほど小となる。
- 2) 一方、 $J_p \approx -0.9$ 附近で、プロペラ逆転による回頭力の作用方向が変った後の（すなわち $J_p \lesssim -0.9$ での）流体力の大きさは、基線上プロペラ高さが高くなるほど大となる。とくに図2.2.1.6.1の本実験中では最もプロペラ軸高さが小さいときには、回頭力の作用方向の逆転が起るか否かの限界に近いことがわかる。

以上のような傾向は、

- 1) プロペラ軸高さを増すと、船体キール下をまわる流れが弱くなり、船首方向に向かうプロペラ流の左右非対称性が減り、 $J_p \approx -0.5$ 附近の流体力の大きさが小となる。
- 2) 一方、 $J_p \lesssim -1.0$ では、プロペラ流が船首方向に及ぶ範囲は急速に小さくなる。このため極端にプロペラ軸を下げた $SOL = -27.5\text{ mm}$ ではとくに、船底を通して上昇する強い主流の影響を受けてプロペラ逆転流は、プロペラ近傍の極く近い近傍に押え込まれるため回頭力が著しく小さくなる。

と考えることが一応できる。しかし、このような推論の妥当性については、今後の圧力計測、流場観測による裏付けを得ねばならないと考える。

図2.2.1.5.9に示されたプロペラと船体との間隔を拡げた場合、 $|J_p|$ の値が小さい—すなわち、船の前進速度に比しプロペラ流が相対的に強い—場合は、間隔が3mmの狭い場合とほぼ同様の回頭力が発生しているが $|J_p|$ が大きく、プロペラ逆転流が相対的に弱くなるときには、回頭力は著しく小となる。これも $|J_p|$ の大きいところでは船首から船尾に向かう主流がはるかに優勢で、プロペラ逆転による左右非対称流場はプロペラの極く近傍のみとなるので、プロペラを船体から離すと付加流体力が著しく減少するためと考えられる。

図2.2.1.6.3～2.2.1.6.6は、船尾に図2.2.1.6.2にその平面形状を示した各種艤を取付けた場合の実験結果である。

フイン1：矩形状のものをキール下S.S. $1\frac{1}{8}$ ～S.S. $1\frac{1}{3}$ に固着

フイン2：半円状のものをS.S. $1\frac{1}{4}$ ～S.S.1にわたり、図2.2.1.6.2(a)に示したごとく船体表面にはほぼ垂直に固着（左右一対）

フイン3：舵上部と、プロペラ・アーチュアの上部を塞ぐようにしたもの

フイン1を船体に固着した場合のプロペラ逆転による付加流体力の結果を図2.2.1.6.3に示す。図中の点の上下に付された線は、実験値のバラッキを表示する。また同じく図中の実線はフインなしの正規の状態で計測されたプロペラ逆転の回頭力で前年度までに実施された結果である。図2.2.1.6.4, 2.2.1.6.5中の実線も同様の線である。

これらの結果を見ると、フイン3ではフインなしの計測結果とほとんど変りなく、プロペラ・アーチュアの上部および舵上部と船体との隙間を通る流れは—仮りにあったとしても—付加流体の発生にさして影響はないといえる。

また、フイン2の結果もフインなしに比較してさしたる差はなく、フイン2が固着された個所の流れを拘束することはさほどの影響を持たないことがわかる。

今回の実験ではキール下に付したフイン1が特に強い効果を有し、 $J_p \approx -1.1$ 附近で付加流体力の作用方向が逆転した後のプロペラ誘起流体力に著しい相違が現われ、 $|J_p| \gtrsim 1.1$ での流体力の大きさはフイン

なしの場合と比べて小さく、大雑把には付加流体力の作用方向は $J_p \approx -1.1$ 前後で変わらないといえる。

フィン 1 とフィン 2 を同時に装着した場合にも、フィン 1 のみを装着した場合とほぼ同等の結果が得られているが、細かく見るとフィン 2 を付加したことによりフィン 1 での傾向が一層明確になっていることがわかる。すなわちフィン 1 + フィン 2 ではフィン 1 のみに比し J_p の値の変化に伴なう付加流体力の作用方向の逆転が起らない傾向が一層明確になると同時に、 $J_p \lesssim -1.0$ での流体力はフィン 1 のみに比し著しく大きくなっている。

このようにフィン 1 を付加することによって著しく、プロペラ逆転による付加流体力に変化が現われたのは、船首から船尾へ流れる強い主流がプロペラ面に流入するのを阻止する効果をフィン 1 がもつためと思われる。

これらについて、今後、圧力計測、流場計測を実施して更に詳しく検討する予定である。

2.2.2 広島大学における研究

(1) 本年度の拘束試験とその目的

プロペラ逆転中の船の運動については、昨年度、東大、阪大で詳しい調査がなされている。本年度、東大と共に、広大でも逆転中の船に働く流体力に関する詳細な拘束試験を実施した。この試験を計画する際に、次の諸点に留意した。

- 1) 従来、広大で検討してきたプロペラ順転時の現象との関連で逆転時の運動を考察すること。
- 2) 逆転停止時、まだ大きな前進速力を残している比較的初期の状態の運動性能は停止運動全体を大きく支配する。そこで、横運動の比較的小さい範囲における性能に焦点をあてること。
- 3) プロペラを逆転に切り換える時の施回状態の相違がその後の運動に及ぼす影響および逆転中の操舵の効果等、逆転時の操船に参考になる情報に留意すること。

上記の観点から、供試船は順転中の調査と同様に Series 60 船型の母型を用いたことにした。模型船の主要目は 2.1.2 節に示した通りである。広大の P M M で直進および斜航状態、東大の C M T 装置で旋回を伴う状態の流体力を計測した。船速、プロペラ回転数はみかけの前進率 ($J_s = U/nD$) を広汎に変化させるよう選んだ。計測項目は順転中の場合と同様で、船全体に作用する流体力 X, Y, N の他、プロペラスラスト、舵に働く二力、 F_N , F_T を計測した。検力システムは順転中の試験と総て同一で、広大 P M M のシステムを用いている。

(2) 直進中の船に働く流体力

前年度報告で述べたように、一軸船では、プロペラ順転時においても僅かながら横方向の流体力が生じる。この力はプロペラ後流下の舵に主に誘起されるが、その舵の干渉として主船体にも一部作用している。プロペラが逆転している時も、同様な現象が生じる。しかし、逆転流が強くなり、船尾の流場に大きな影響を与えるようになると、船尾部に強い非対称な流れが形成され、その結果として、無視できない横方向の流体力が発生する。

直進中の船に作用する流体力を図 2.2.2.1 ~ 図 2.2.2.5 に示す。図の横軸はみかけの前進率であり、流体力は $\rho n^2 D^4$ 、モーメントは $\rho L n^2 D^4$ で無次元化している。この形の無次元化を *印で示し、一般の場合と区別して示す。また、自航要素等を図 2.2.2.6 ~ 図 2.2.2.8 に示す。

$|J_s|$ が小さい場合、強い逆転流が主流と激しく衝突するので、計測される流体力には大きな変動成分が現られる。そこで、逆転時の試験データは順転時のようなまとまりを期待できなくなるが、総合的に考察すると次のような特徴がある。

- 1) スラスト特性は $J_s = -0.6 \sim -0.8$ を境にして傾向を異にする。 $|J_s|$ が小さい時には、殆んど $K_T = 1$ 一定であるが $|J_s|$ が大きくなると、船速の増加に応じてスラストが増える。また、 $J_s = -0.6 \sim -0.8$

付近で K_T に不連続的な変化がある。

2) スラストに運動して、船全体に働く流体力 X^* , Y^* , N^* 等も変化する。従って、これらの力もスラストと同様に二つの局面で別に考察することが必要かも知れない。

3) $|J_s| \leq 0.6 \sim 0.8$ では、船尾に左舷方向の力が加わる。従って、右旋モーメントになる。この時の横方向の力の主力は船体に作用している。船速が零の場合、 $(1-t) = 0.8 \sim 0.9$ であるが $|J_s| = 0.2 \sim 0.6$ では $(1-t)$ が 1.0 以上の値を取る。これは船尾の広い領域に逆転流がさかのぼり、大きな剥離域を形成する為に、大きな抵抗増加を招く為と思われる。

4) $|J_s| \geq 0.6 \sim 0.8$ では、船速の増加、従って $|J_s|$ の増加に従って、横方向の力の中で舵に働く力の割合が増加する。また、力の方向の変化も複雑である。まず、 $|J_s| = 0.6 \sim 0.8$ では右旋側に続く、0.8~1.0 の領域では僅かながら左旋側に、さらに $|J_s|$ が増すと、方向が変わり、1.0~3.0 で右旋 $|J_s| = 4.0$ では左旋となる。

直進中の舵位置での有効流入角を求めたものを図 2.2.2.9 に示す。この図中に流れの方向のスケッチを示しているが、順転からある程度の逆転 ($|J_s| = 2.5 \sim 3.0$) 状態迄は、舵位置で流れは前から後に向かっているが、これ以上に逆転を強めると遂に逆流する結果になる。逆転が弱い時の横方向の力は順転中とほぼ同様に考えることができ、舵の揚力がその主たる成分である。舵に揚力が働く時にはその干渉力が船体にも働く。これを順転中と同様に舵直压力 F_x の a_H 倍の力が船体の x'_H の位置に作用するという形で表現すると図 2.2.2.10 を得る。前年度報告書に順転時の a_H , x'_H を示しているが(図 2.2.3.19) $a_H \approx 0.3 \sim 0.4$, $x'_H = 0.4 \sim 0.6$ 位であったから、この実験常数は J_s による変化が小さいようである。

(3) 旋回、横流れ中の船に働く流体力

旋回あるいは横流れしている船に働く流体力について考える為に、まず、斜航試験結果の一部を図 2.2.2.11 ~ 図 2.2.2.13 に示す。これは J_s によって船に働く流体力がどのように変化するかを端的に示している。横流れ運動によるスラスト特性の変化は図 2.2.2.14 のスケッチに示すように、 J_s によって様子が変わる。

$|J_s|$ が十分に大きい時には β が大きくなるに連れてスラストが増加する。これに対して、 $|J_s|$ が十分に小さい時には K_T は殆んど一定値を保つ、この中間の $|J_s|$ では斜航角が小さい時、 K_T が一定値を取り、斜航角が大きくなると針航角に応じて K_T が変化する。

直進中においても、 $|J_s|$ が小さい時には K_T が殆んど一定値になり、 $|J_s|$ が大きくなると $|J_s|$ の増大に従って K_T が増加する現象が存在した。斜航中には β に応じてプロペラ位置の流速が変化するから、同一の J_s で両状態が生じることになる。スラスト特性が一方から他方に移る時、 K_T の値は不連続的に変化する。

このスラスト変化は同時に船に作用する横方向の力に影響する。図 2.2.2.12 に示した $|J_s| = 0.6$ の斜航試験では、スラスト特性で跳躍が生じる時に横方向の力 (Y , N) にも同様の現象が生じている。この跳躍が生じる斜航角を求める図 2.2.2.15 をうる。

以上のように、本船型では、スラストをはじめとし、船に働く横方向の力にも、流体力の跳躍が生じる現象がある。そこで、以後の解析においては $K_T = \text{一定}$ の領域 ($|J_s|$: 小) とそれ以外の領域とで流体力を区別して扱うこととした。夫々の計測値がいずれの領域に所属するかについてはスラストの計測値をモニターとして用いることができる。

CMT で得られた横方向の力 Y と β まわりのモーメント N を図 2.2.2.16 ~ 図 2.2.2.25 に示す。プロペラ逆転流の弱い $|J_s|$ が大きい状態の計測値は比較的によいまとまりを示している。しかし、 $|J_s|$ が小さくなり逆転流が強くなるに従って、計測する流体力は大きく変動し、計測値のまとまりは不十分になる。このような場合、計測値の選び方自体にも工夫を要する。計測時間中の単純な平均値を用いるのも一つの方法である。しかし、前述したような跳躍現象が存在する場合には、この方法も十分とは言えない。今回の解析においては、

計測した流体力を積分器に入力し、その積分値の傾斜が比較的に落ちついている状態の値を用いている。この方法は高周波の変動成分を除去し、簡単に平均値を求めうる点では便利である。しかし、同一試験状態で比較的に落ちついた傾斜が複数個得られるような場合、夫々の計測された時間に差があっても同じ重みの計測値として処理しているので、平均値という意味では問題が残る。図中、実線で結んだ実験点は同じ試験中に比較的落ちついた平均値がいくつか得られたことを示す。

(4) 逆転中の操縦性能の特徴

今日の段階では一部に未整理な部分を残しており、逆転中の船に作用する流体力とその記述法について最終的な結論を得ていない。そこで、船全体に作用する横方向の力について検討した結果についてのみ、簡単に報告する。

逆転中、船に作用する横方向の力を次式で考える。

$$\begin{aligned}
 Y' &= Y'_0 + Y_{0J} \Delta J_s + Y'_v \dot{v}' + Y'_r \dot{r}' + Y'_v v' + (Y'_r + X'_u u') r' \\
 &\quad + Y'_{\|v\|v} |v'| v' + Y'_{\|v\|r} |v'| r' + Y'_{\|r\|v} |r'| v' + Y'_{\|r\|r} |r'| r' \\
 N' &= N'_0 + N'_{0J} \Delta J_s + N'_v \dot{v}' + N'_r \dot{r}' + N'_v v' + N'_r r' \\
 &\quad + N'_{\|v\|v} |v'| v' + N'_{\|v\|r} |v'| r' + N'_{\|r\|v} |r'| v' + N'_{\|r\|r} |r'| r'
 \end{aligned} \tag{1}$$

この式では、とりあえず舷角は零に保たれているとみなす、舷角 δ に関する微係数は省略している。また、みかけの前進率の変化を微少範囲に限り、 J_s の影響は直進中の船に働く横方向の力とモーメント Y_0 , N_0 にのみ $Y_{0J} \Delta J_s$, $N_{0J} \Delta J_s$ の形で現われるとしている。この式を用いると J_s ベースに流体力を整理している直進時の試験と斜航試験および C.M.T の結果を同時に解析し、流力微係数を求めることができる。 J_s による Y_0 , N_0 の変化を直線近似可能とみなす J_s の範囲は $\Delta J_s = \pm 0.1$ とする。また、スラスト特性が $K_T = \text{一定}$ になる領域とそれ以外とで、別々に解析することにし、個々の計測データがいずれの領域に所属しているかを判断する為に、スラスト特性を指標として用いる。計測データのうちには、一回の試験で複数個の値を採用しているものがある。このようなデータは誤差の評価の際にペナルティを課し、夫々の試験を平等に評価することとした。

以上のような方針で試験データに(1)式を適用し、最小自乗法による微係数の同定を行った。この同定に際し(1)式をそのまま適用し、全微係数を同時に求める方法と、最初に微少運動中のデータを用いて線型微係数を求め、その後、全データを用いて非線型項を決める方法の両方を用いた。線型微係数のみを最初に決める場合、 $|r'| \leq 0.2$, $\beta \leq 8^\circ$ のデータを用い、このデータを用いる時、 r' , β が小さい時ほど線型微係数の決定に大きく寄与するように配慮した。

こうして求めた線型微係数を図 2.2.2.2.6 に示す。図中、○印は線型微係数のみを $|r'| \leq 0.2$, $\beta \leq 8^\circ$ のデータから求めた結果を示す。うち○印は斜航のみ、旋回のみのデータを解析して得られた微係数であり、△印は旋回と横流れが同時に存在する場合のデータをも加えて求めた微係数である。また、同図中、 $K_T = \text{一定}$ の領域に属する実験点は黒くぬりつぶして表現している。解析法によって、微係数の値は相当にはらついているが、およその傾向はつかめる。

全般に、横流れに較べて旋回の微係数の J_s による変化が顕著である。特に $K_T = \text{一定}$ の領域における Y_r , N_r の変化が大きい。また、 $K_T = \text{一定}$ の領域とそれ以外とで微係数の変化の方向が異なっている。プロペラ順転中の傾向と併せて考える為に、プロペラによる增速率をベースに微係数を整理すると図 2.2.2.7 をうる。 $K_T = \text{一定}$ の領域では J_s の決定が難しいから、この領域の微係数は省略している。

逆転停止中の針路安定性について考える為に、旋回と横流れによる着力点の前後位置を調べてみると、図

2.2.2.2.8をうる。プロペラ順転中の同様な結果は昨年度の報告書に(図2.2.3.2.0)に示しているので、それと併せて考えると、次の結論をうる。本船型はプロペラが強い順転状態にあると、十分に針路安定であるが、順転回転数の減少に従って次第に針路不安定になる。プロペラが逆転に転じても、逆転回転数が小さいうちには針路不安定のままであるが、やがて針路安定になる。しかし、逆転流が一層強くなり、相当に上流迄逆上るようになると、再び針路不安定になる。プロペラ逆転中の針路安定性の変化は、主に旋回による微係数に起因している。以上が、加速、減速中の針路安定性に関する本研究の結論である。しかし、この結論の物理的な解釈等は今後の課題である。

以上、プロペラ逆転時の船に作用する流体力に関する本年度の調査結果について述べてきた。しかし、今日迄に整理しきなかつた問題も多く、最終的な結論は次年度の検討に期待したい。

表2.2.1.1 裸殻の線形操縦微係数と針路安定性

船速	$U = 0.377 \text{ m/sec}$	$U = 0.189 \text{ m/sec}$	$U = 0.0943 \text{ m/sec}$
Y'_v	- 0.353	- 0.486	- 0.781
Y'_r	0.0932	0.0745	0.0622
N'_v	- 0.132	- 0.131	- 0.139
N'_r	- 0.0487	- 0.0607	- 0.0590
$I'_r = \frac{N'_r}{Y'_r - m'}$	0.206	0.238	0.221
$I'_v = \frac{N'_v}{Y'_v}$	0.374	0.270	0.178
$I'_r - I'_v$	- 0.168	- 0.032	0.043
Stability Discriminant $Y'_v N'_r - (Y'_r - m') N'_v$	- 0.0140	- 0.0039	0.0089

$$m' = 0.3294$$

表 2.2.1.2 プロペラ逆転時の船形微係数と針路安定性

船速 フローレン数	u = 0.189 m/sec				u = 0.094 m/sec			
	N = - 5.04 RPM		N = - 10.08 RPM		N = - 5.04 RPM		N = - 10.08 RPM	
	ティラ-展開	V _S モデル						
Y'_V	- 0.456	- 0.427	- 0.430	- 0.435	- 0.590	- 0.730	- 0.571	- 0.672
N'_V	- 0.134	- 0.134	- 0.140	- 0.139	- 0.143	- 0.179	- 0.145	- 0.175
Y'_R	0.139	0.045	- 0.0135	0.0492	0.101	0.0365	0.0672	0.0076
N'_R	- 0.0499	- 0.0594	- 0.0447	- 0.0571	- 0.0566	- 0.0394	- 0.0495	- 0.0413
$1'_{\bar{R}} = \frac{N'_R}{Y'_R - m'}$	0.262	0.209	0.131	0.204	0.248	0.135	0.189	0.128
$1'_{\bar{V}} = \frac{N'_V}{Y'_V}$	0.293	0.314	0.327	0.320	0.243	0.245	0.255	0.260
$1' = 1'_{\bar{R}} - 1'_{\bar{V}}$	- 0.031	- 0.105	- 0.196	- 0.146	0.005	- 0.110	- 0.066	- 0.132
Stability discriminant	- 0.00276	- 0.01275	- 0.02500	- 0.01411	0.00073	- 0.02367	- 0.00975	- 0.02856

注1) $m' = 0.3294$

注2) ティラ-展開とは流体力を(2.2.1.1)式で表現することを示す。

注3) Stability discriminant = $Y'_V N'_R - (Y'_R - m') N'_V$

$U = 0.1886 \text{ m/sec}$
 WITHOUT PROP.
 $U = 0.1886 \text{ m/sec}$
 WITHOUT PROP.

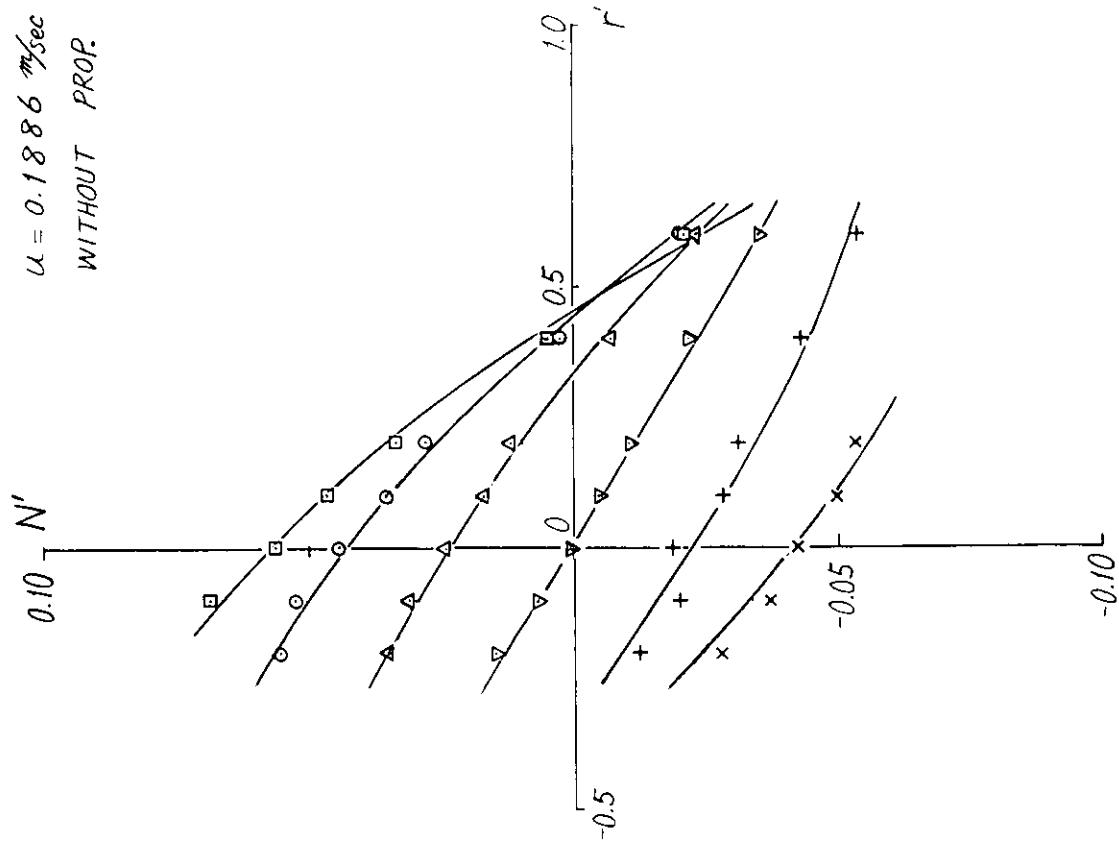


Fig 2.2.1.2

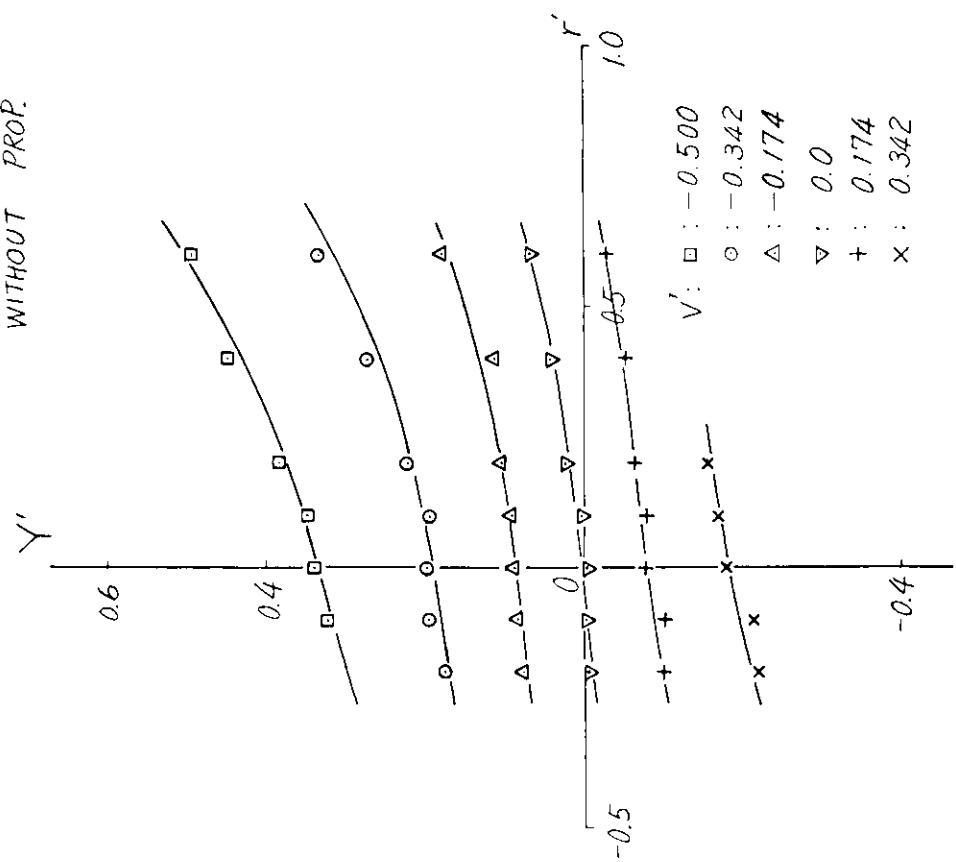


Fig 2.2.1.1

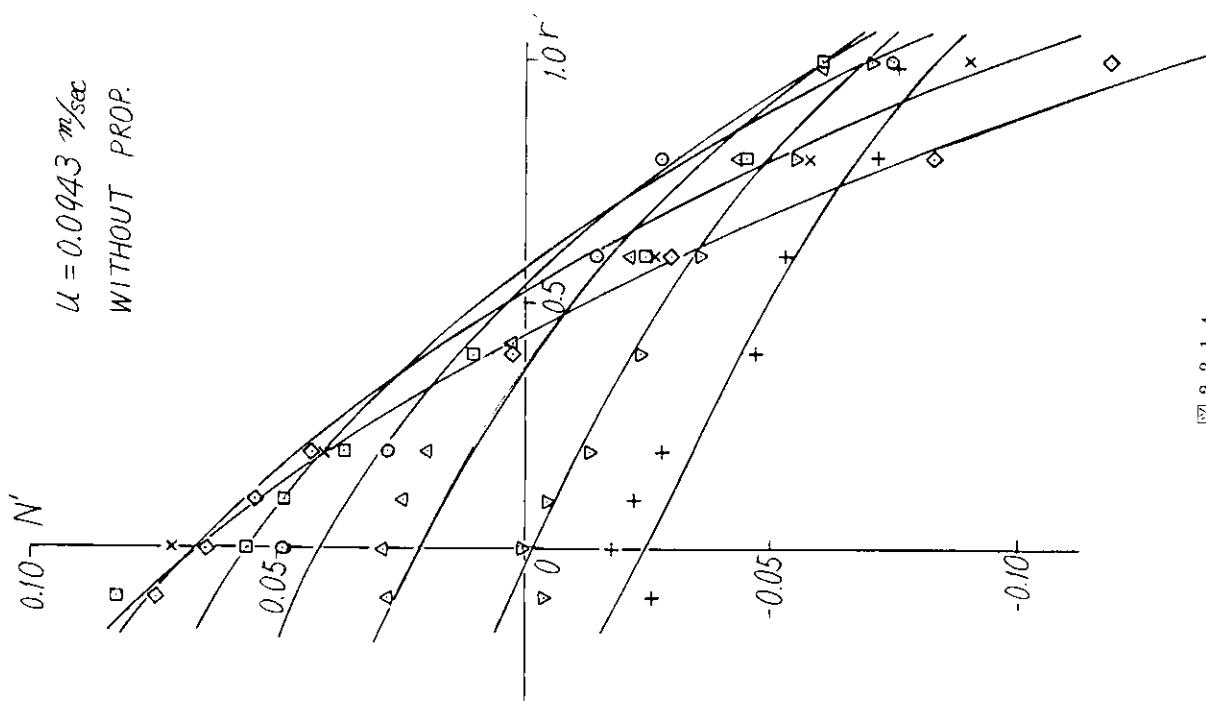


図 2.2.1.4

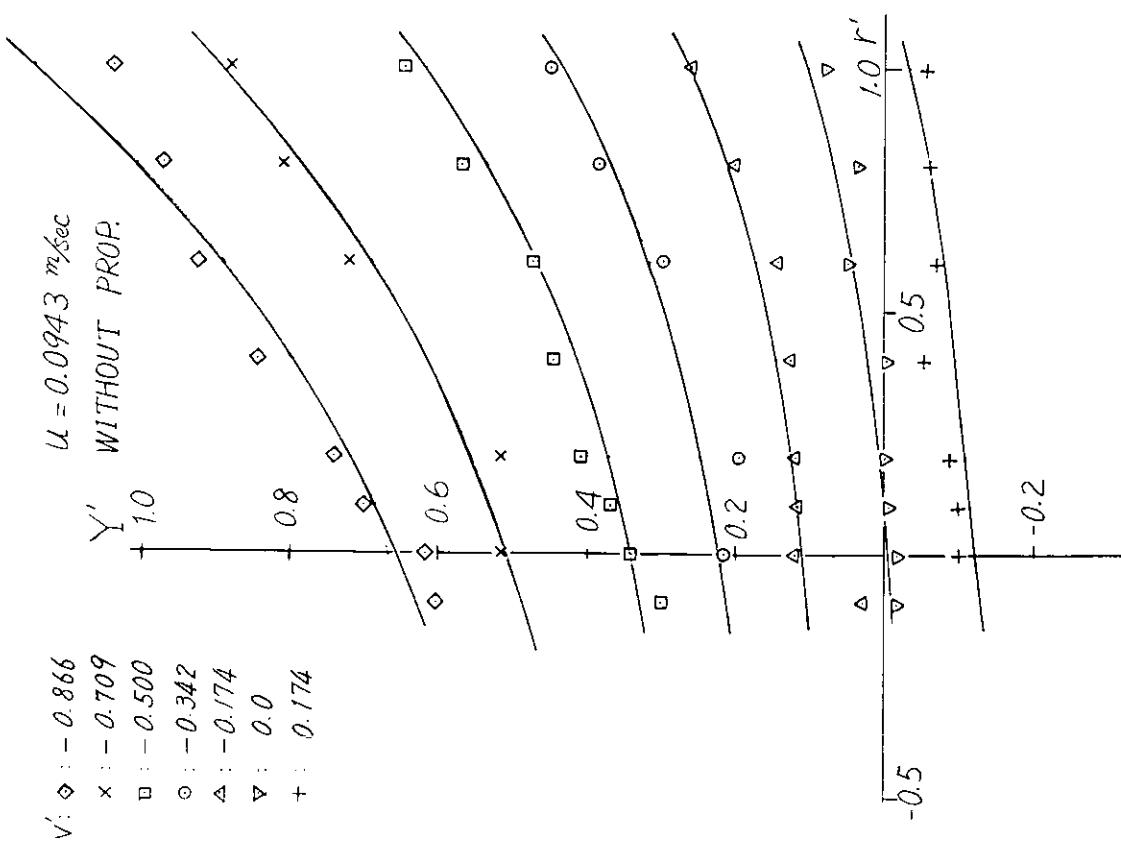


図 2.2.1.3

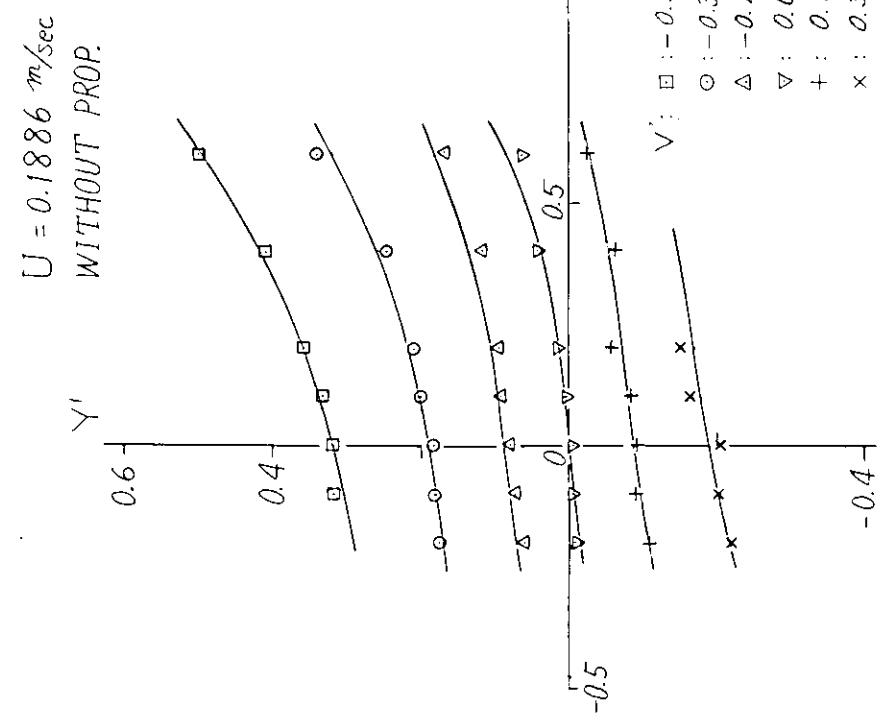


图 2.2.1.5

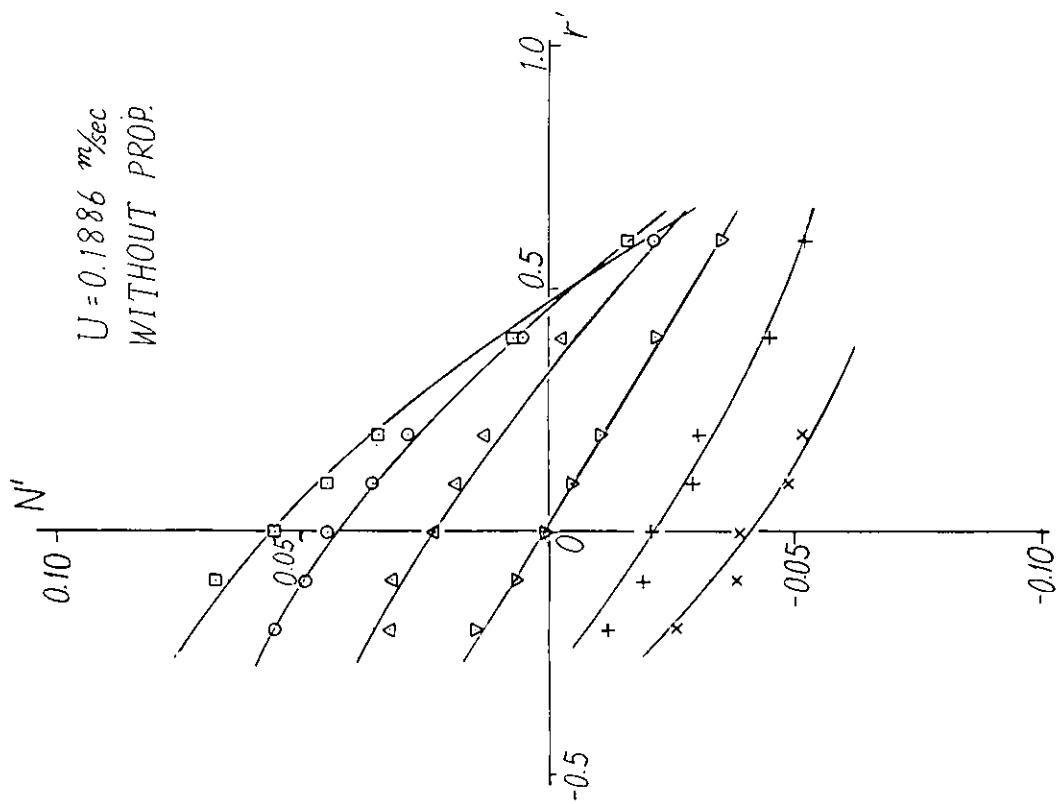


图 2.2.1.6

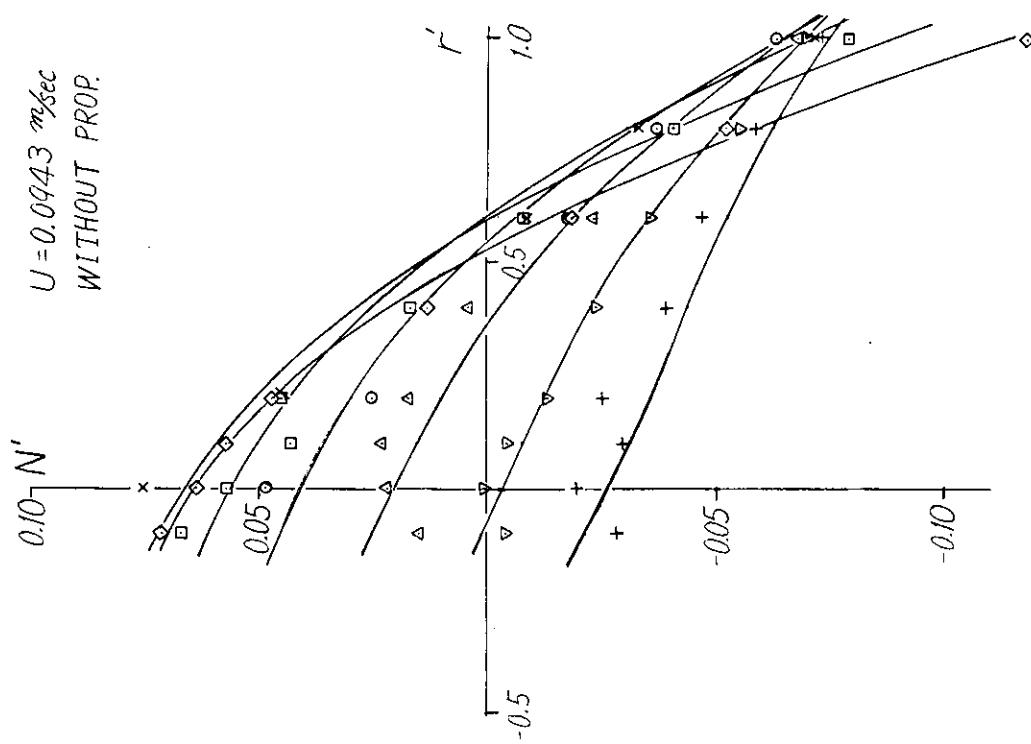


図 2.2.1.8

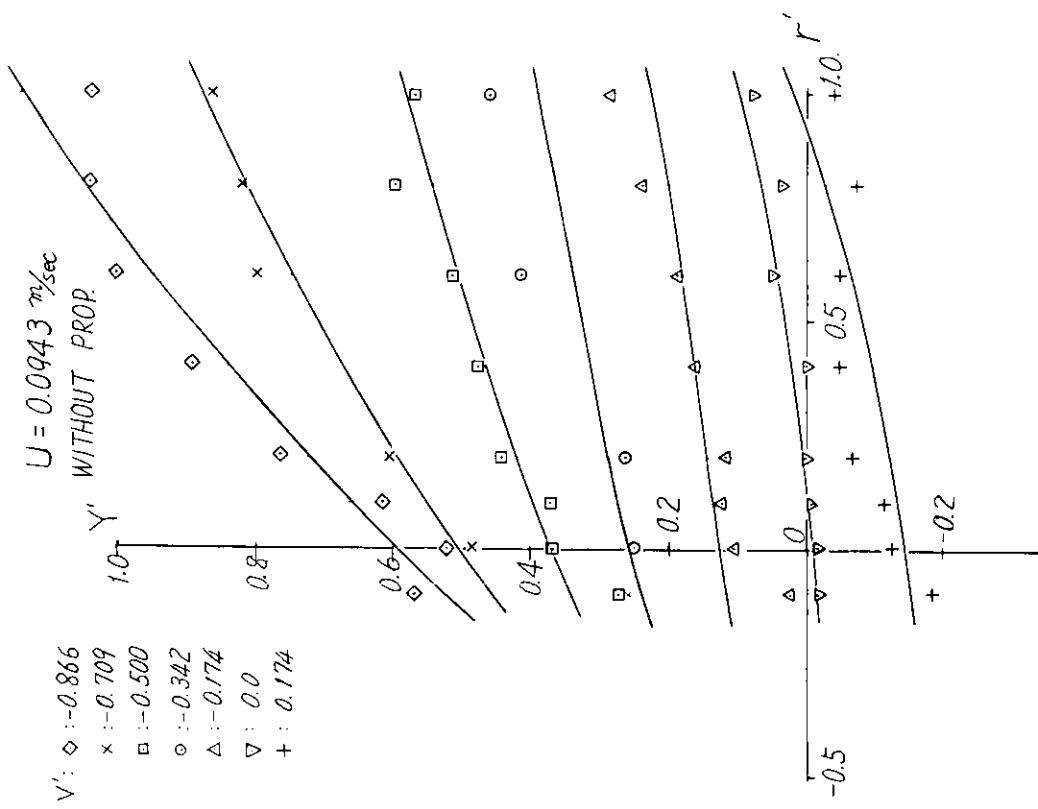


図 2.2.1.7

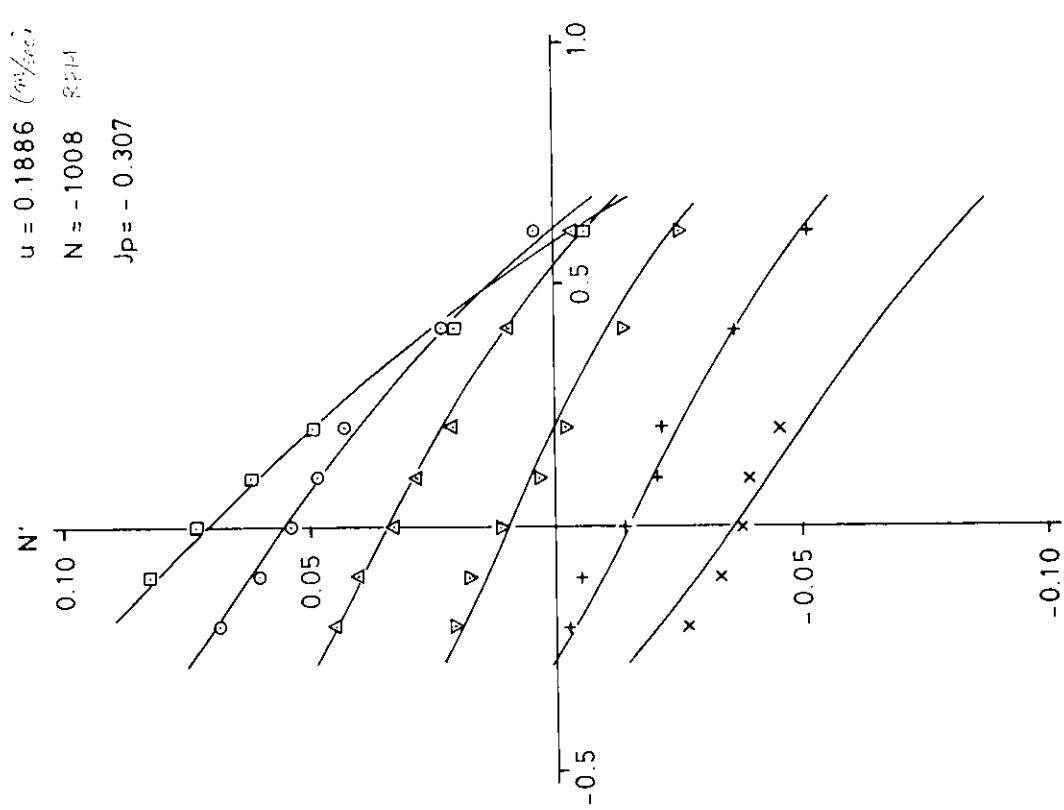
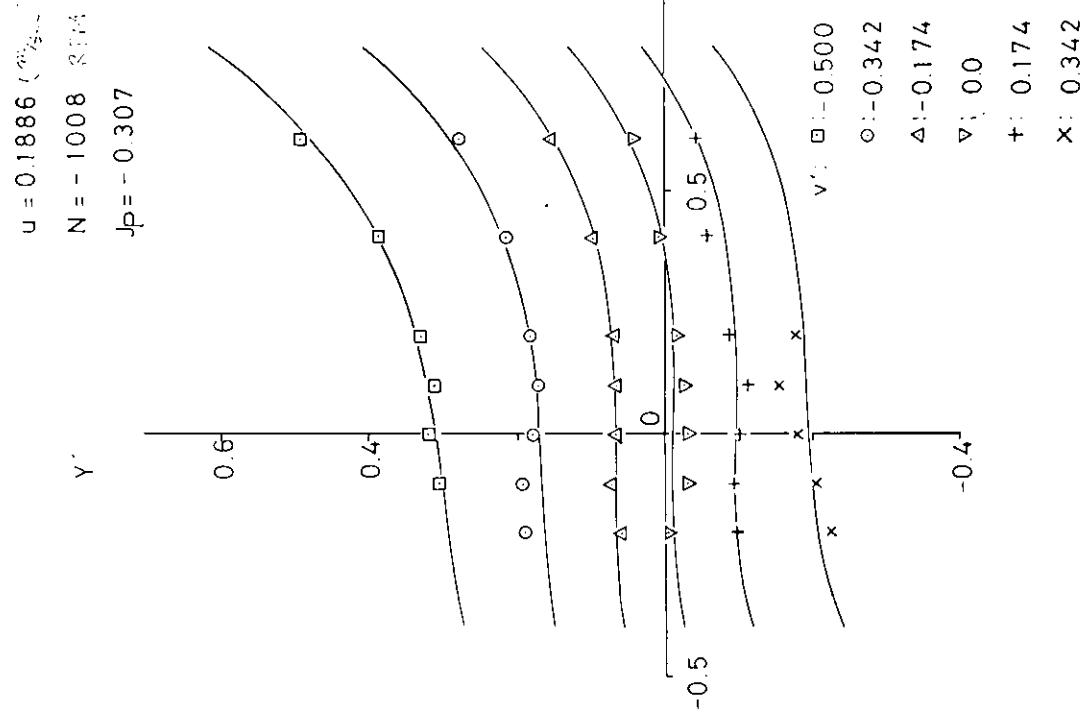


Fig 2.2.1.9

Fig 2.2.1.10

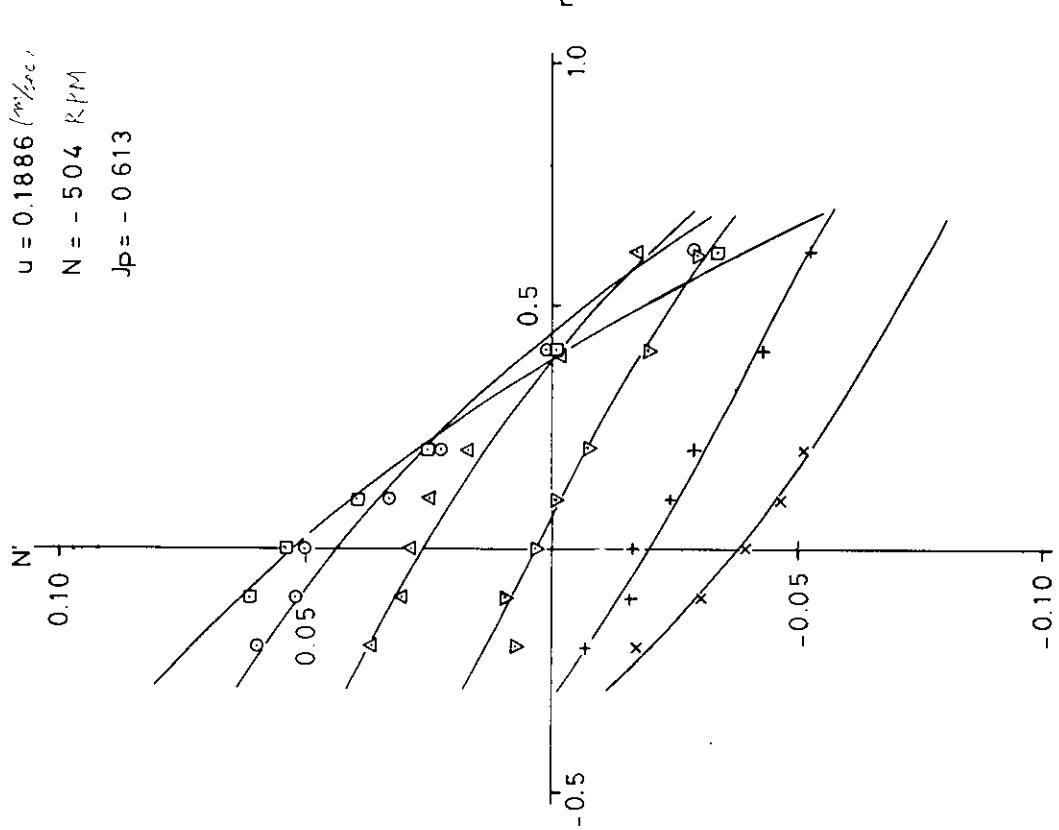


图 2.2.1.1.2

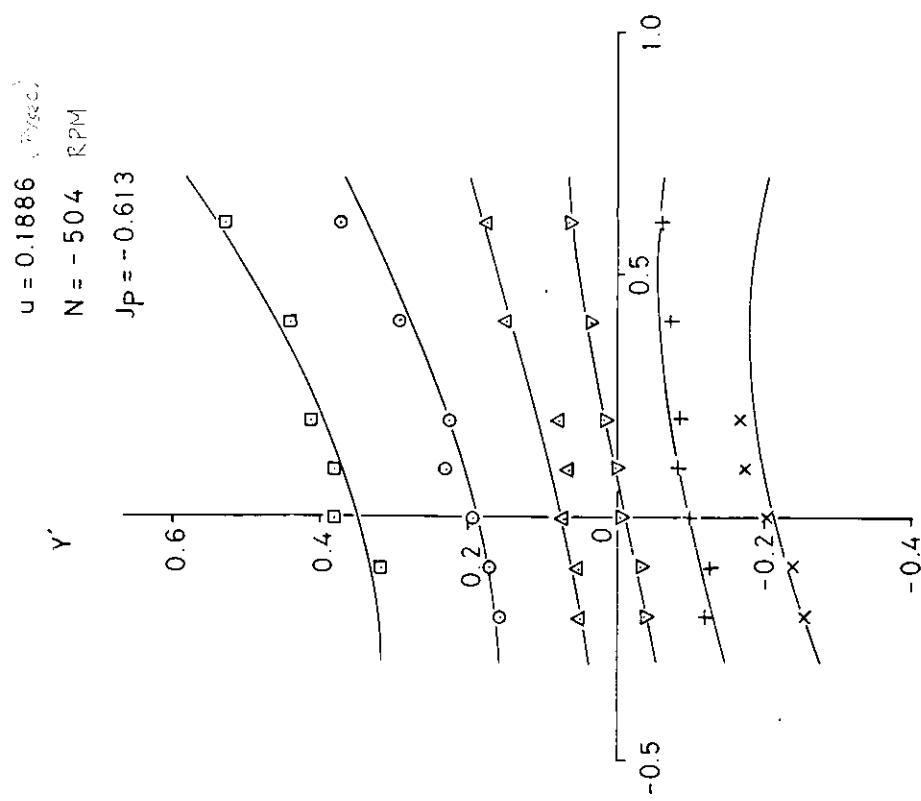
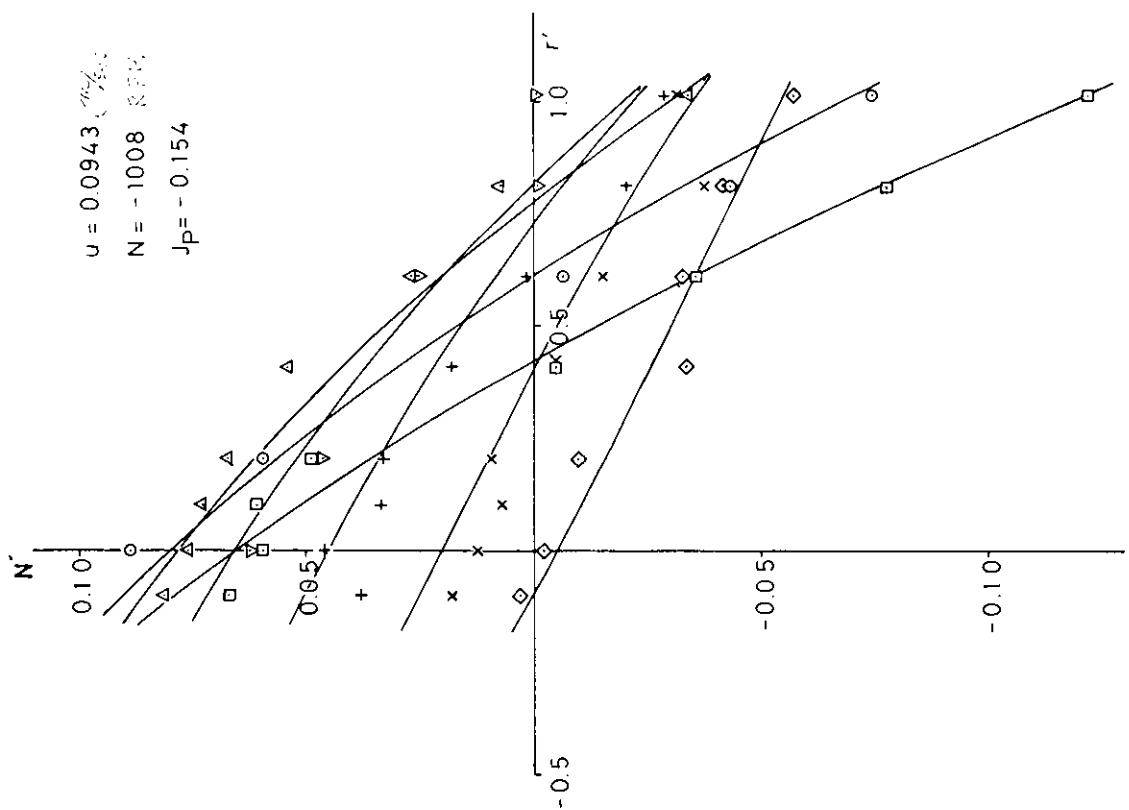
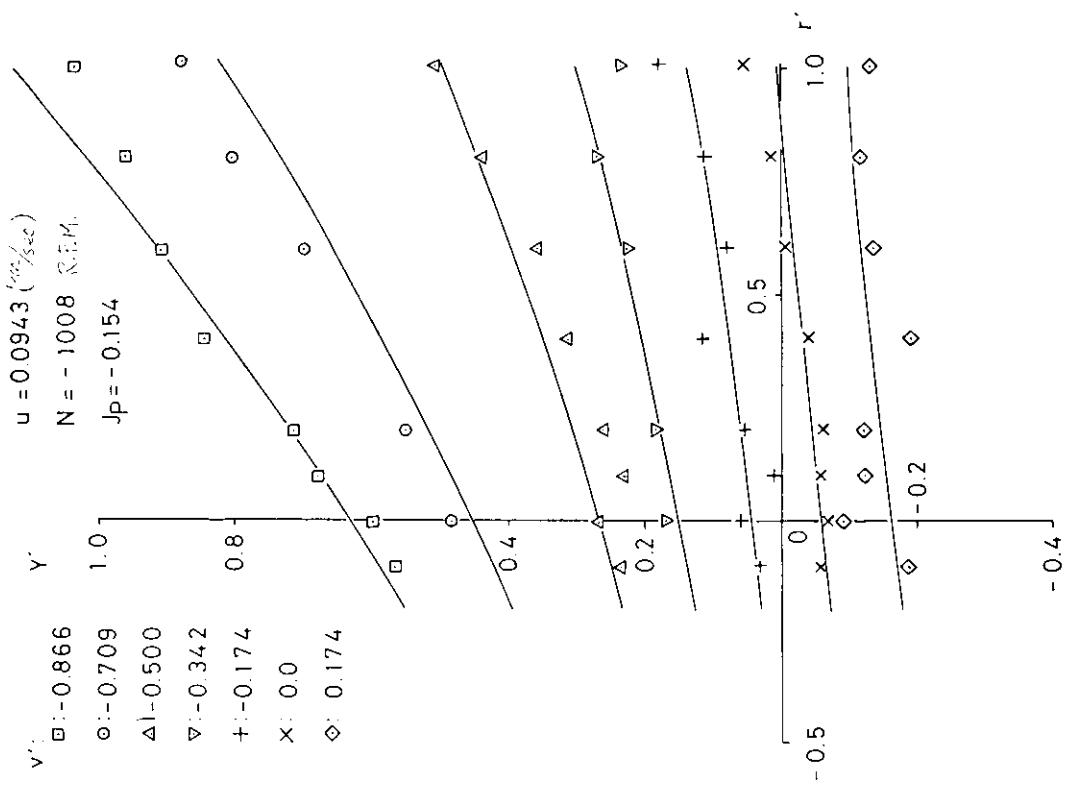


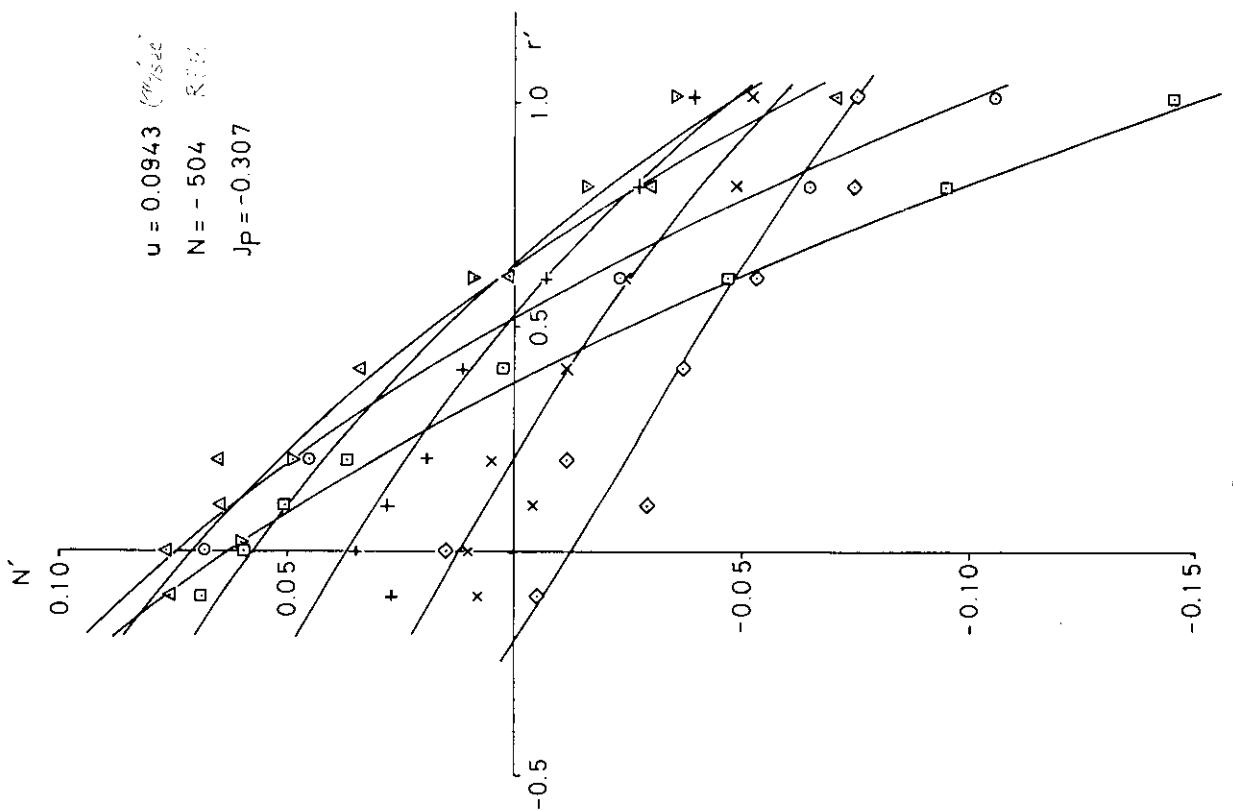
图 2.2.1.1.1

[图] 2.2.1.14

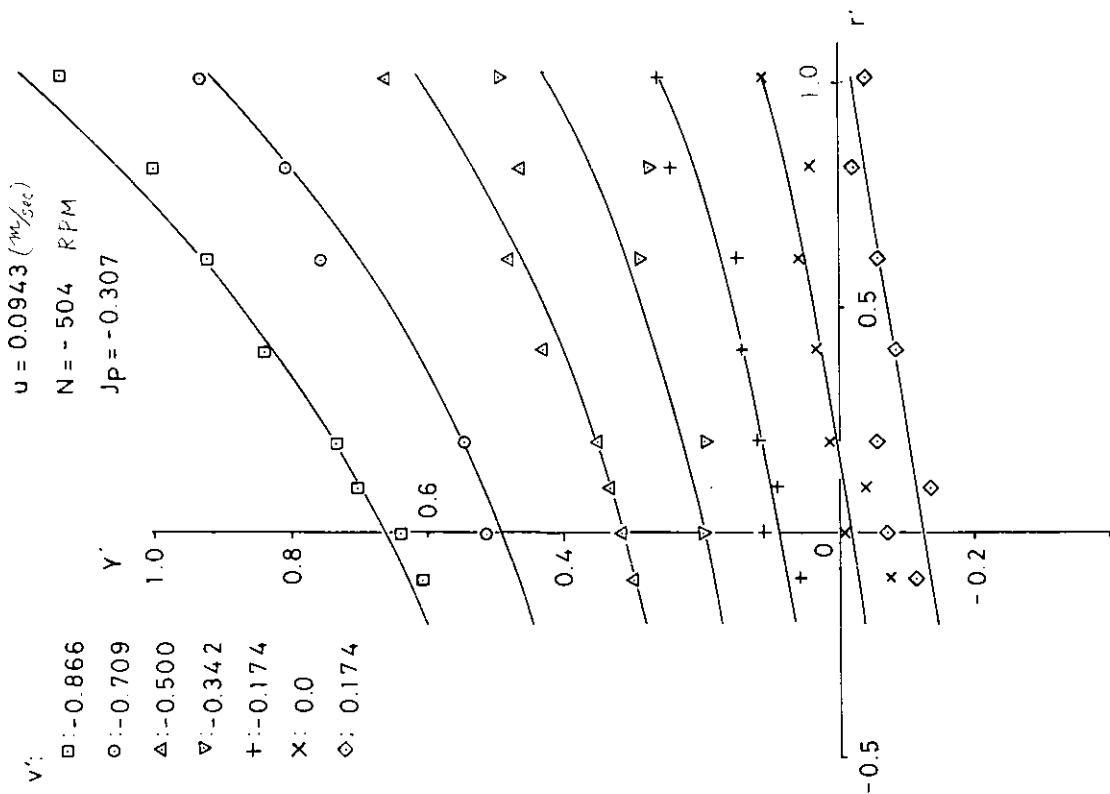


[图] 2.2.1.13



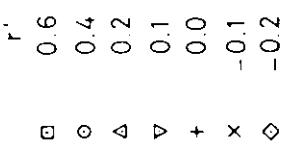


[§] 2.2.1.1 6

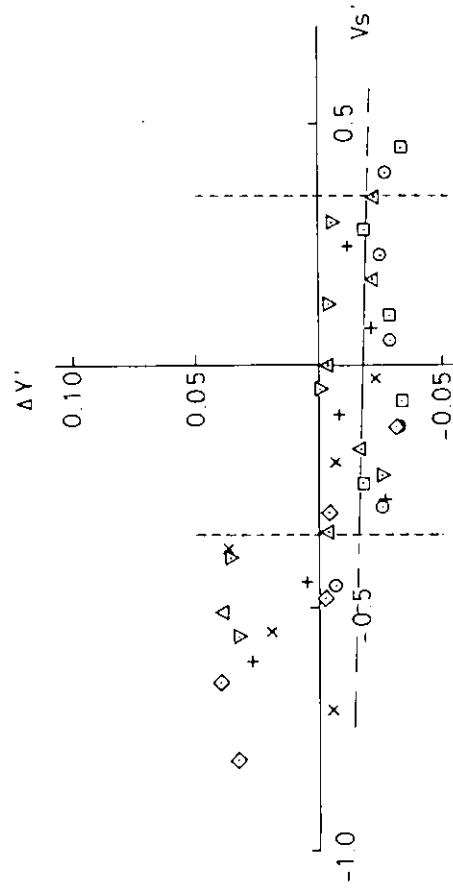


[§] 2.2.1.1 5

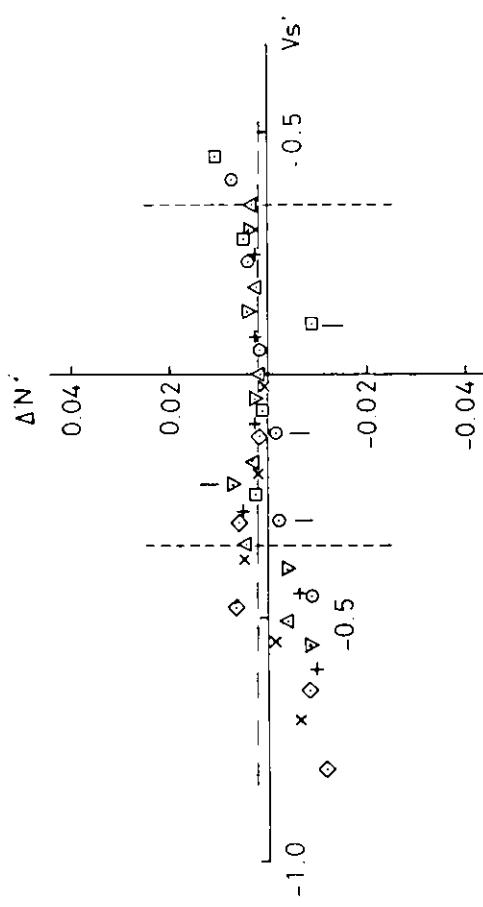
$\dot{u} = 0.1886$ (m/s)
 $N = -504$ (r.p.m.)
 $J_P = -0.613$



$u = 0.1886$ (m/s)
 $N = -504$ (r.p.m.)
 $J_P = -0.613$



$|vs'| < 0.35$



[2] 2 2 1 1 7 [2] 2 2 1 1 8

$u = 0.1886$ (m/s^2)
 $N = -1008$ (N_p/m)
 $Jp = -0.307$
 □ 0.6
 ○ 0.4
 ▲ 0.2
 ▽ 0.1
 + 0.0
 × -0.1
 ◇ -0.2

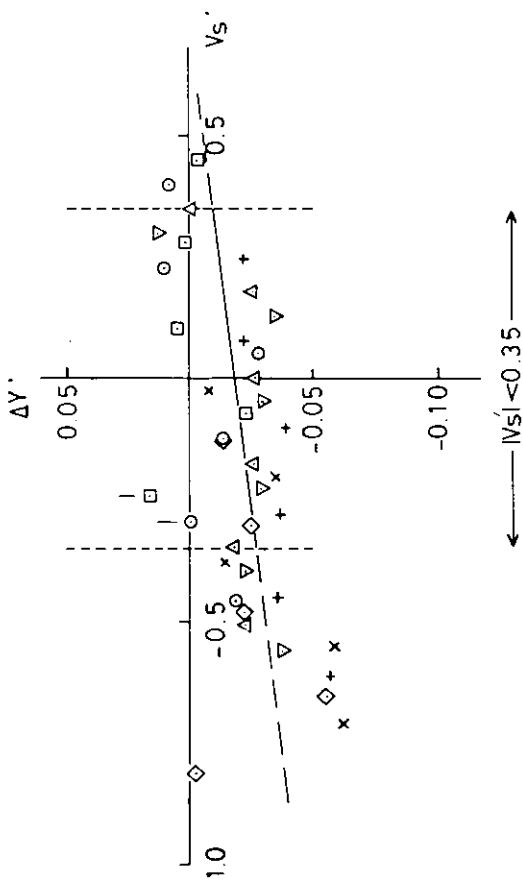


图 2.2.1.1 9

$u = 0.1886$ (m/s^2)
 $N = -1008$ (N_p/m)
 $Jp = -0.307$
 □ 0.6
 ○ 0.4
 ▲ 0.2
 ▽ 0.1
 + 0.0
 × -0.1
 ◇ -0.2

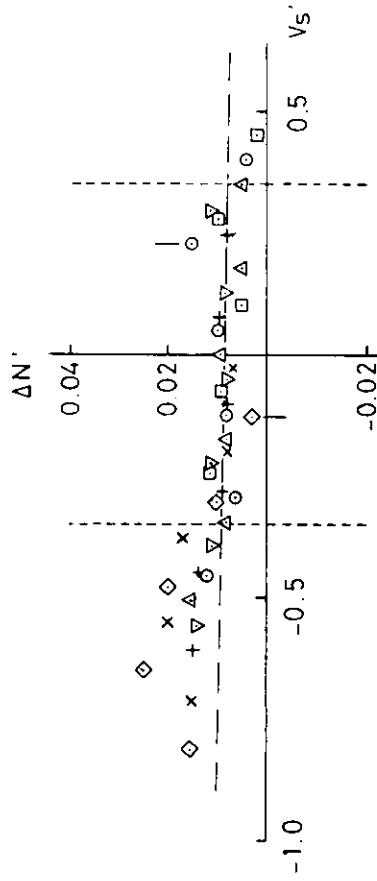
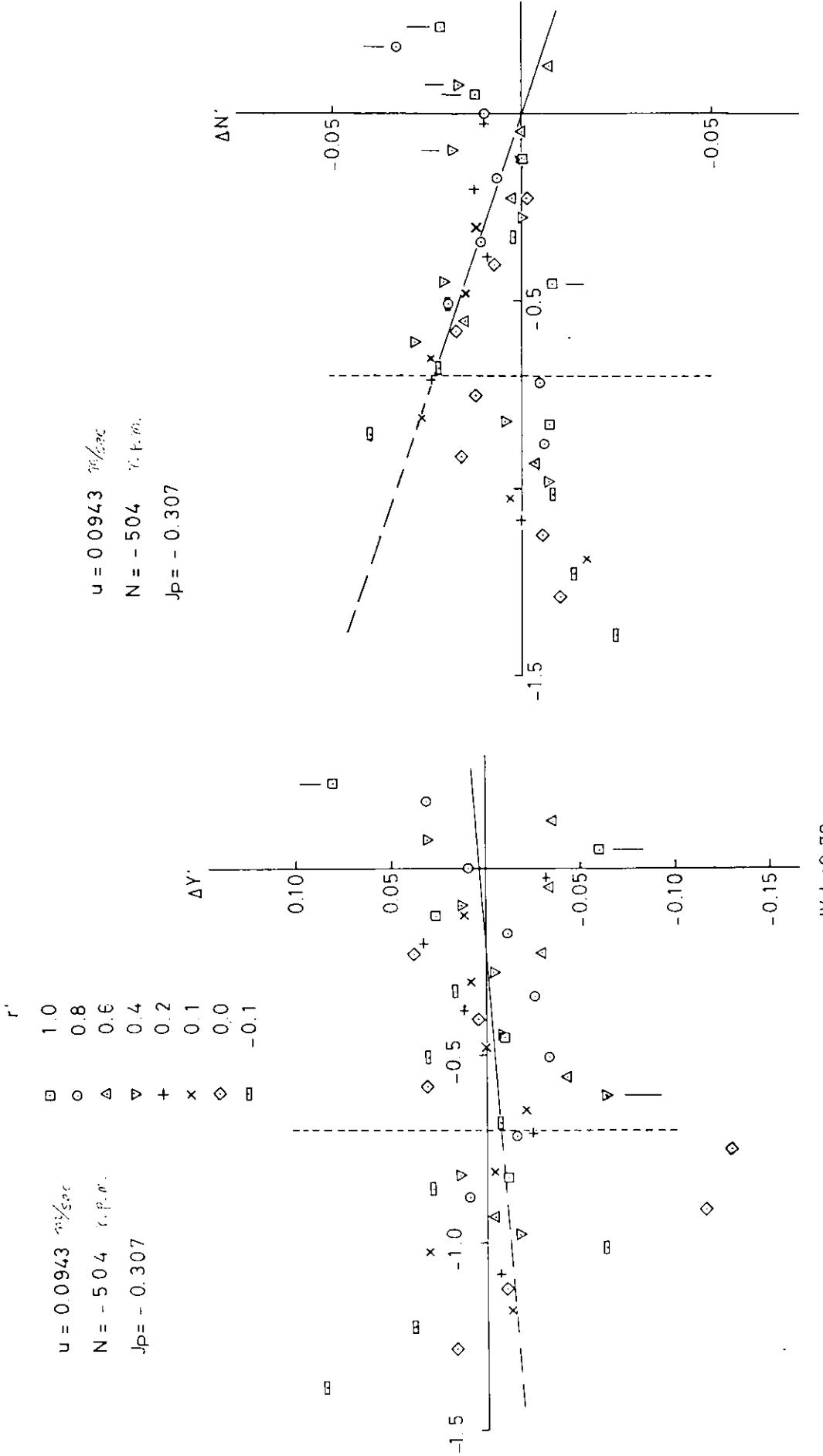


图 2.2.1.2 0



[2] 2 2 1. 2 1

[2] 2 2 1. 2 2

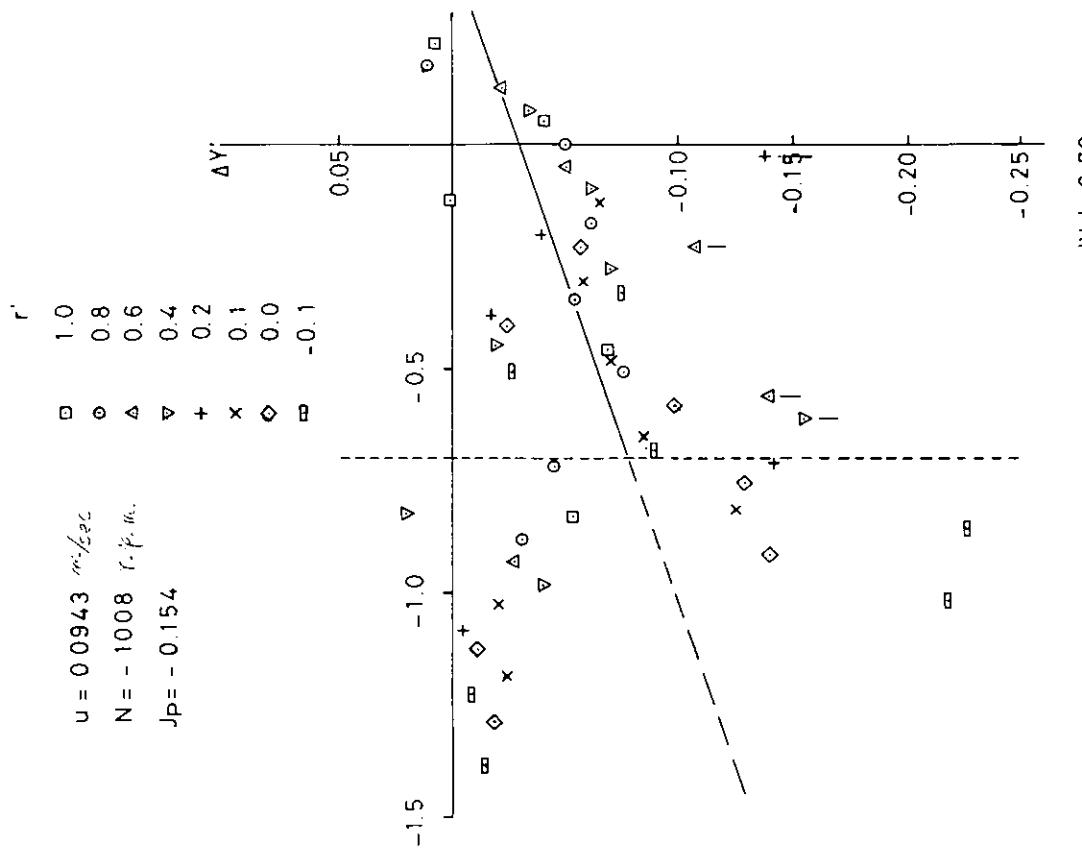


图 2.2.1.23

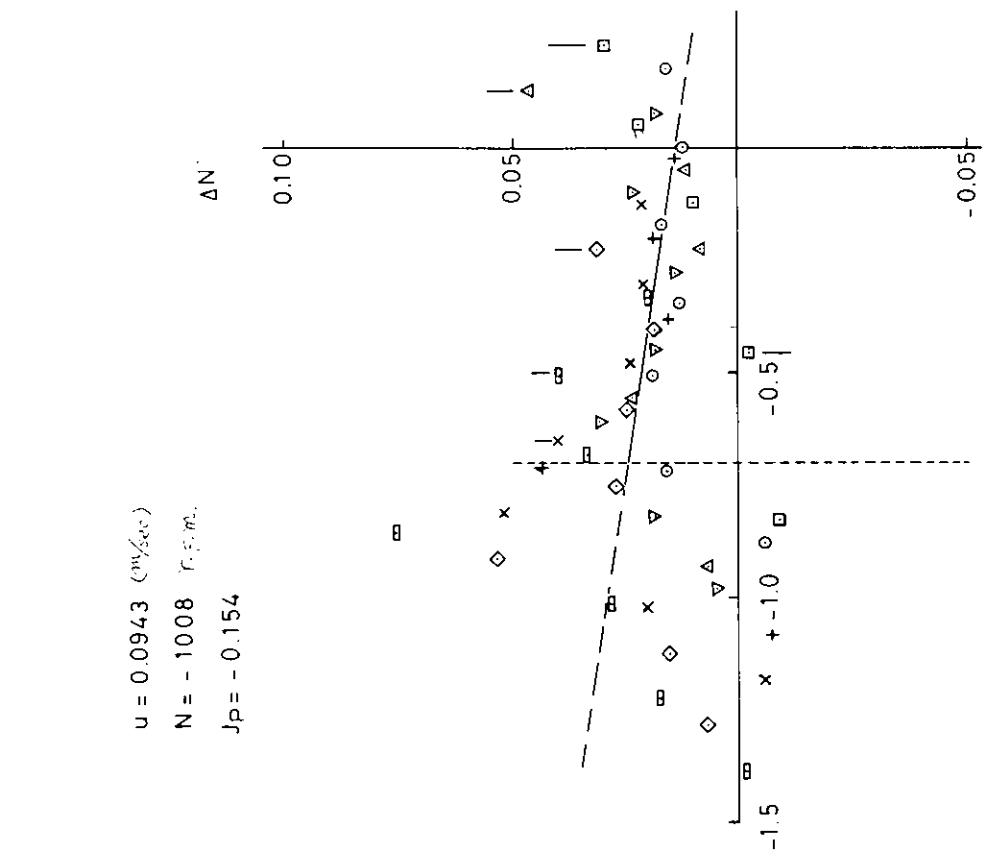


图 2.2.1.24

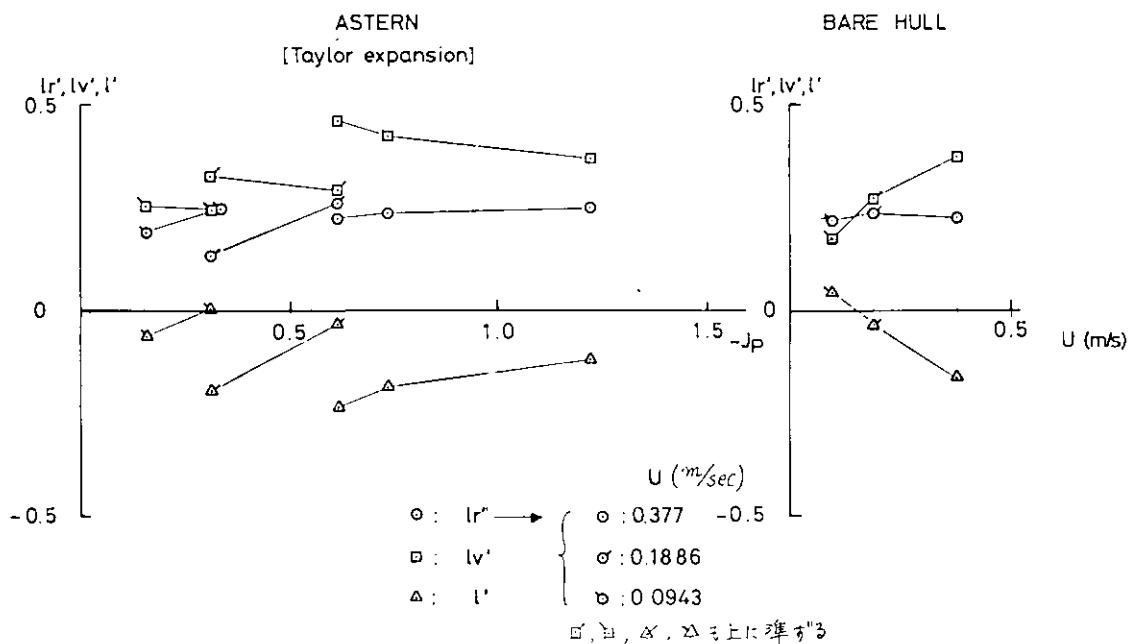


図 2.2.1.2.5

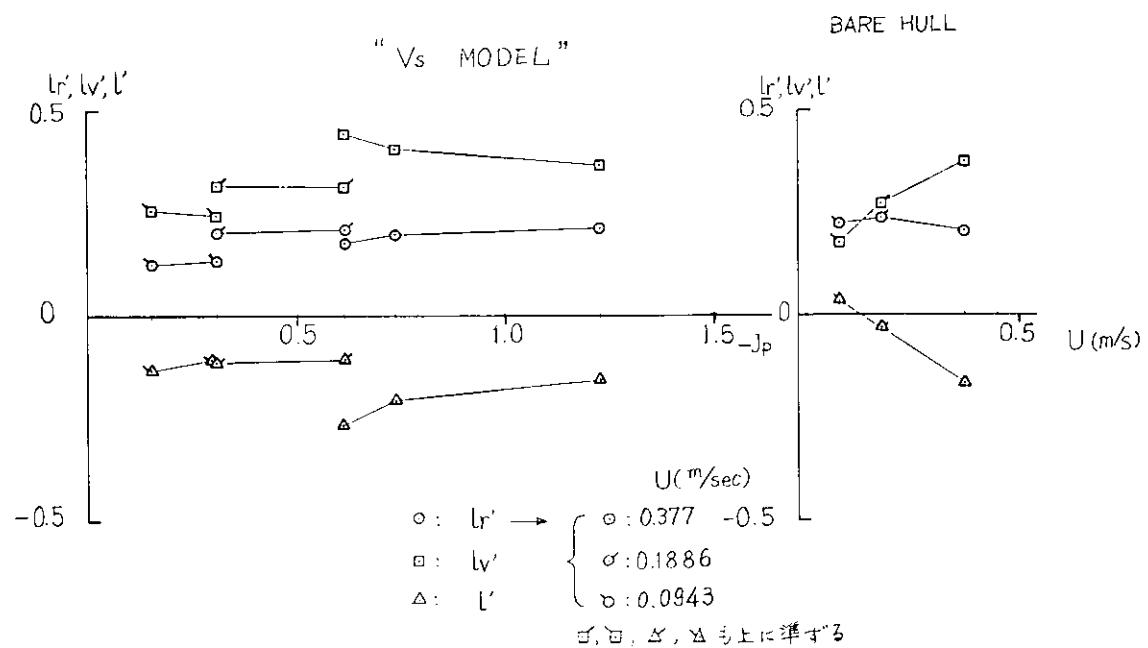
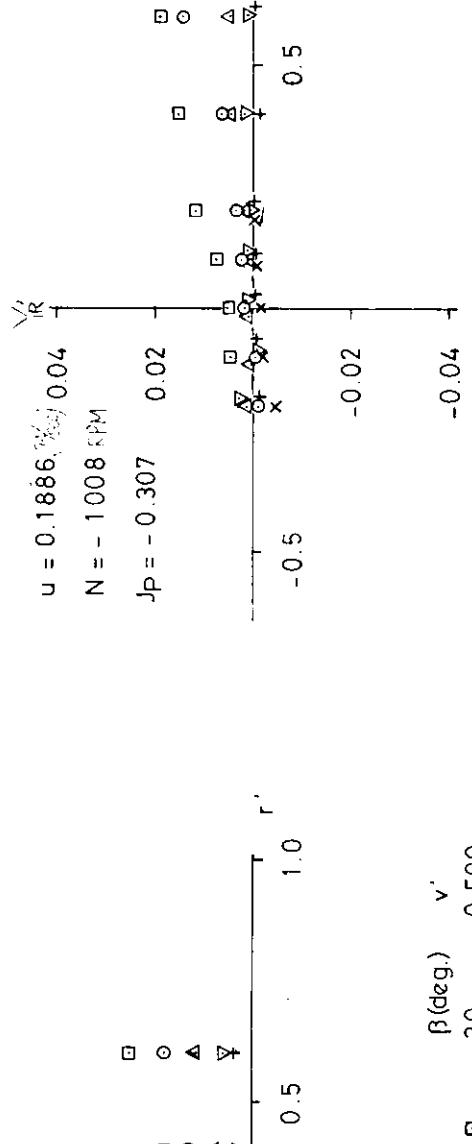
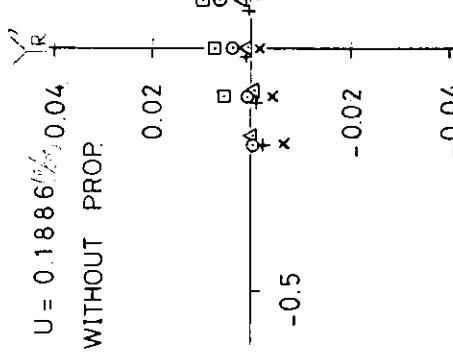
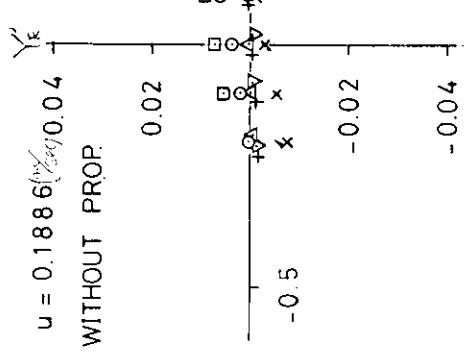


図 2.2.1.2.6



$\beta (\text{deg})$ v'

30	-0.500
20	-0.342
10	-0.174
0	0.0
-10	0.174
-20	0.342

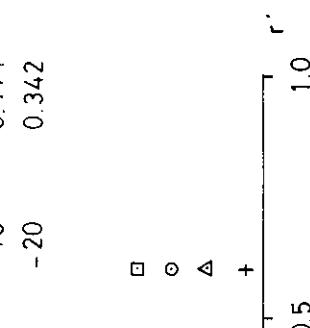
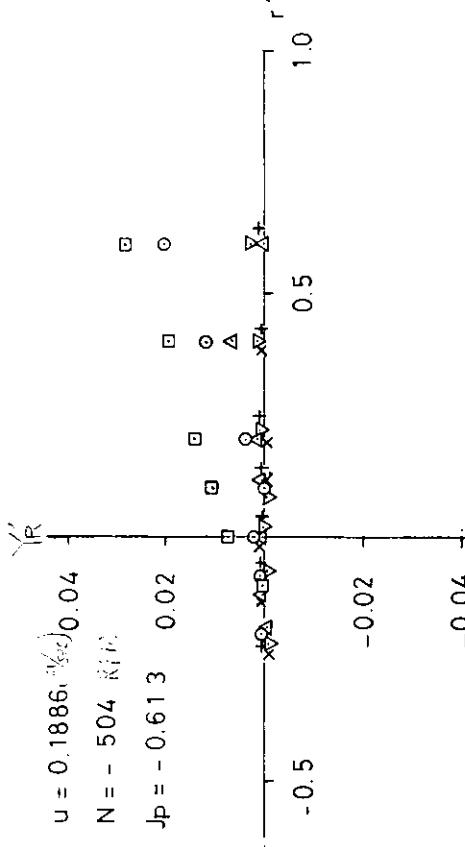
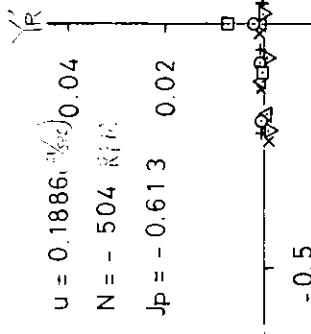
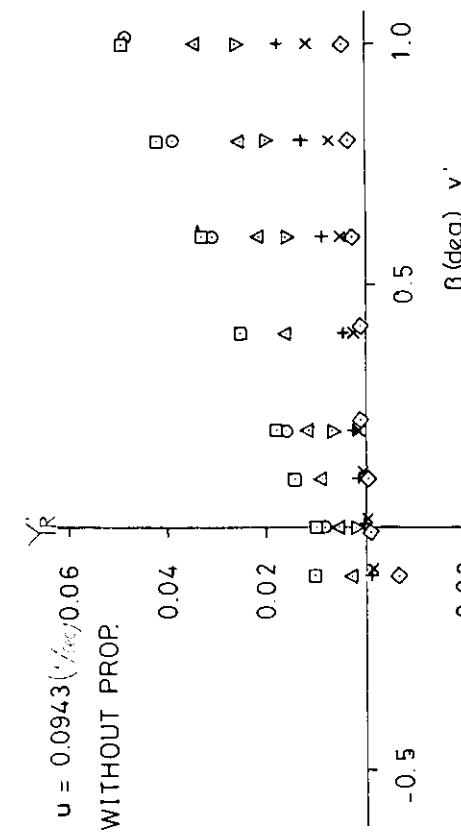


图 2.2.1.2.7

图 2.2.1.2.8

$U = 0.0943 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

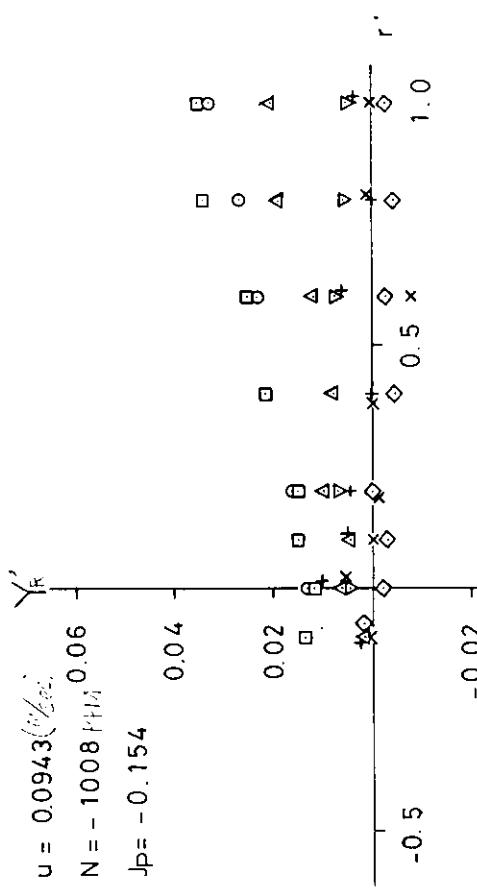
WITHOUT PROP.



$U = 0.0943 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

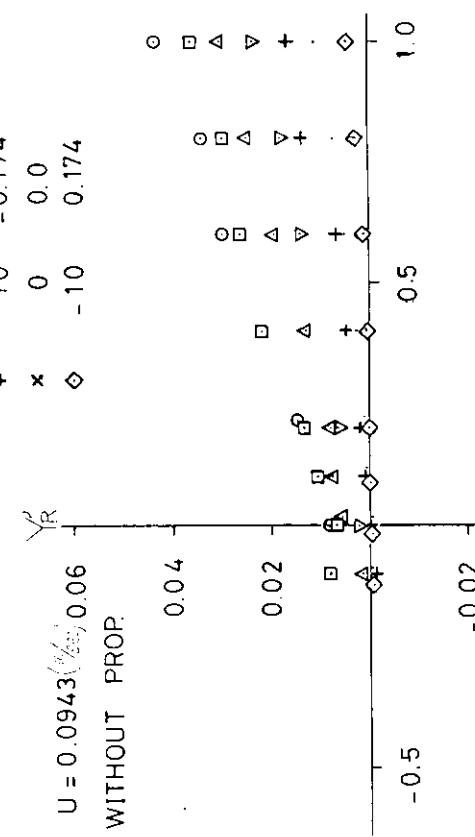
$N = -1008 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

$J_P = -0.154$



$U = 0.0943 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

WITHOUT PROP.



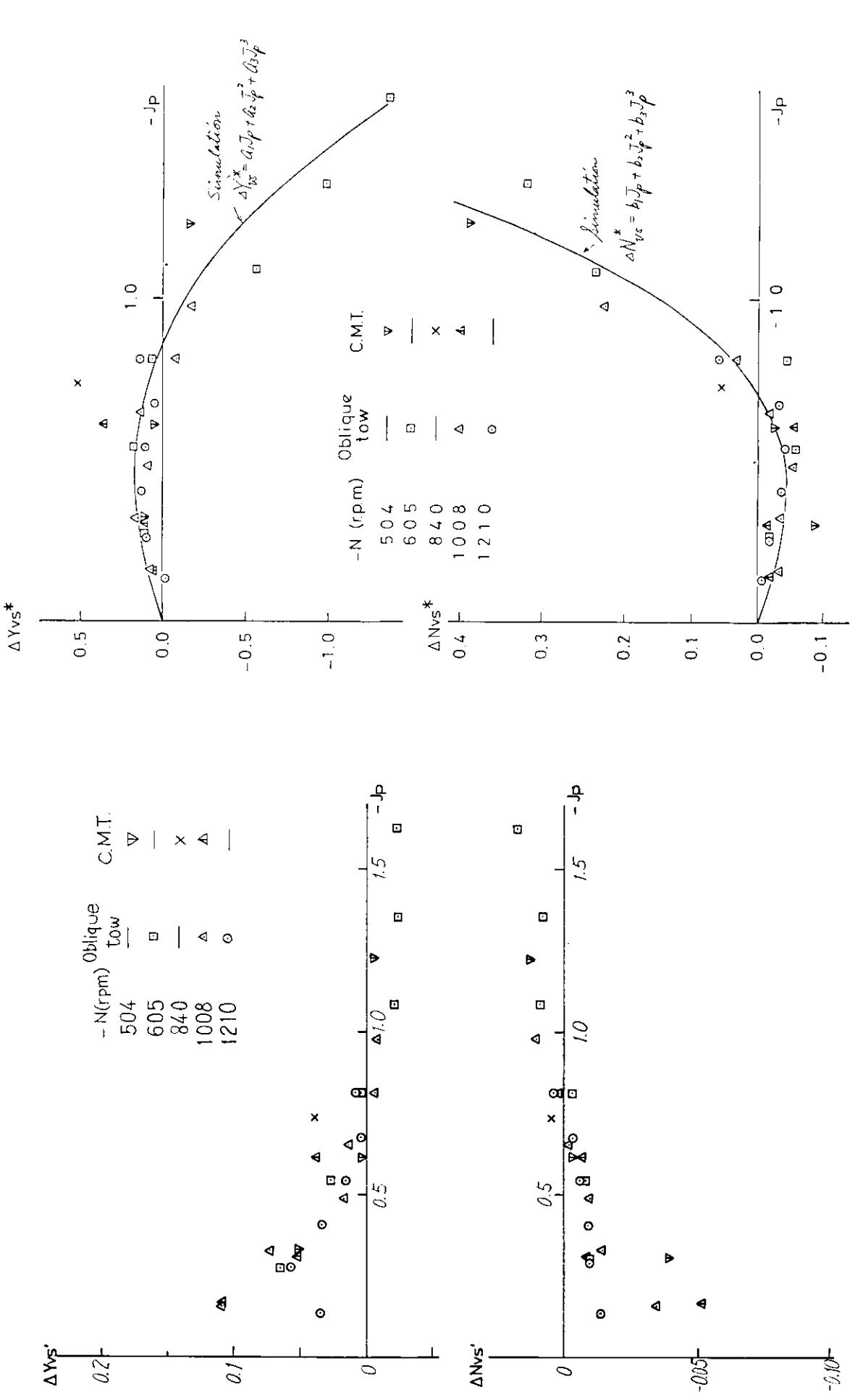
$U = 0.0943 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

$N = -504 \frac{(\beta/\beta_0)}{\beta_0}$

$J_P = -0.307$

[2] 2.2.1.2.9

[2] 2.2.1.3.0



[图] 2.2.1.3.2

[图] 2.2.1.3.1

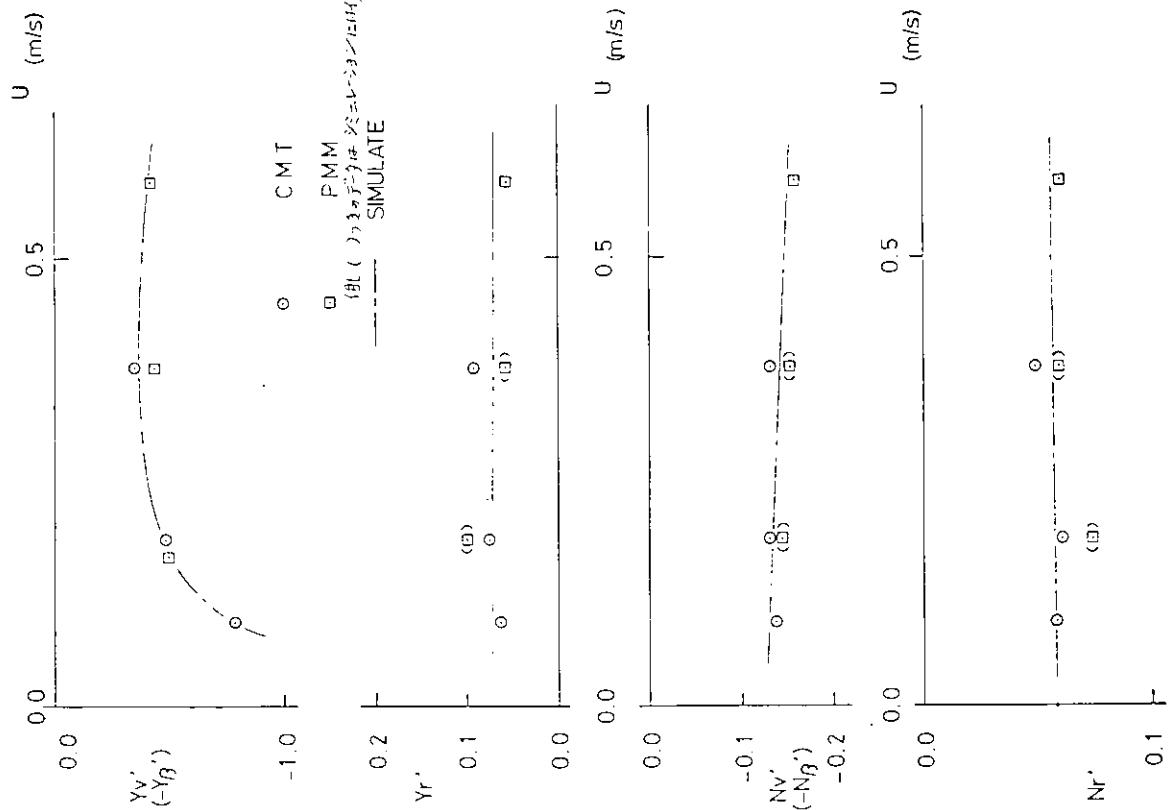


図2.2.1, 3, 3 線形係数の速度変化

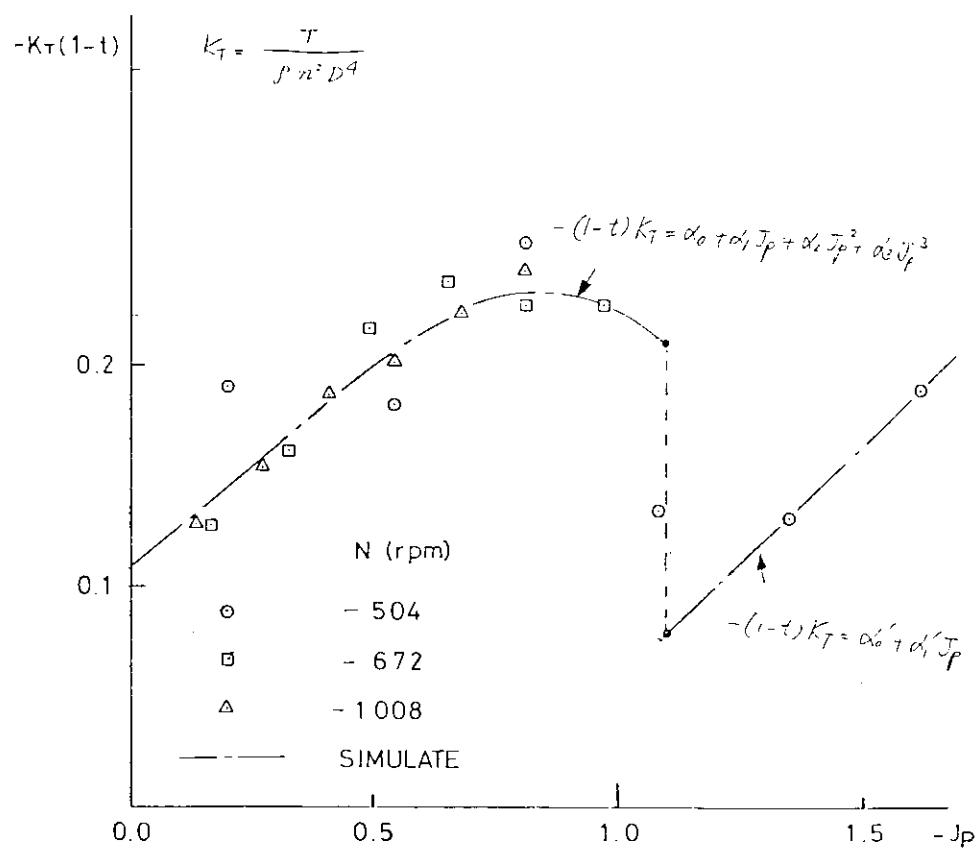


図 2.2.1.3.5 プロペラ制動力曲線

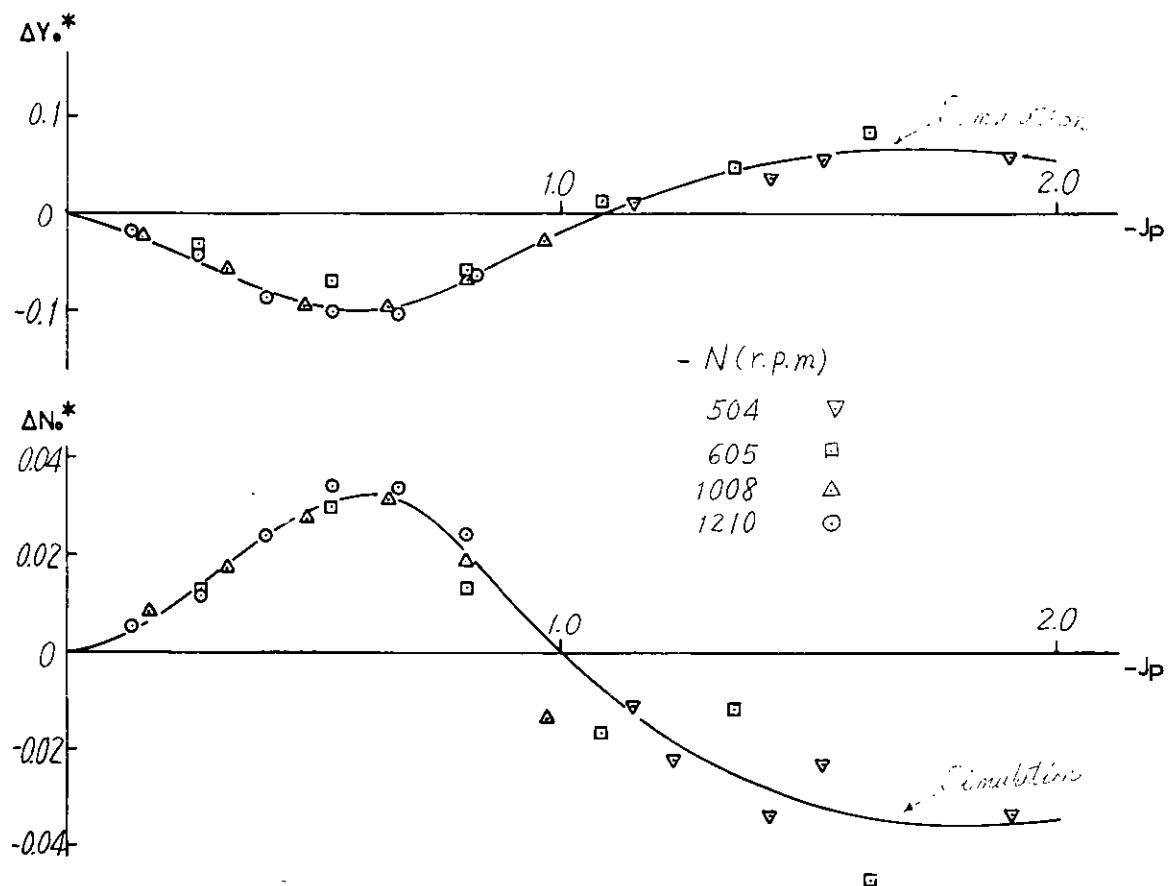


図 2.2.1.3.6

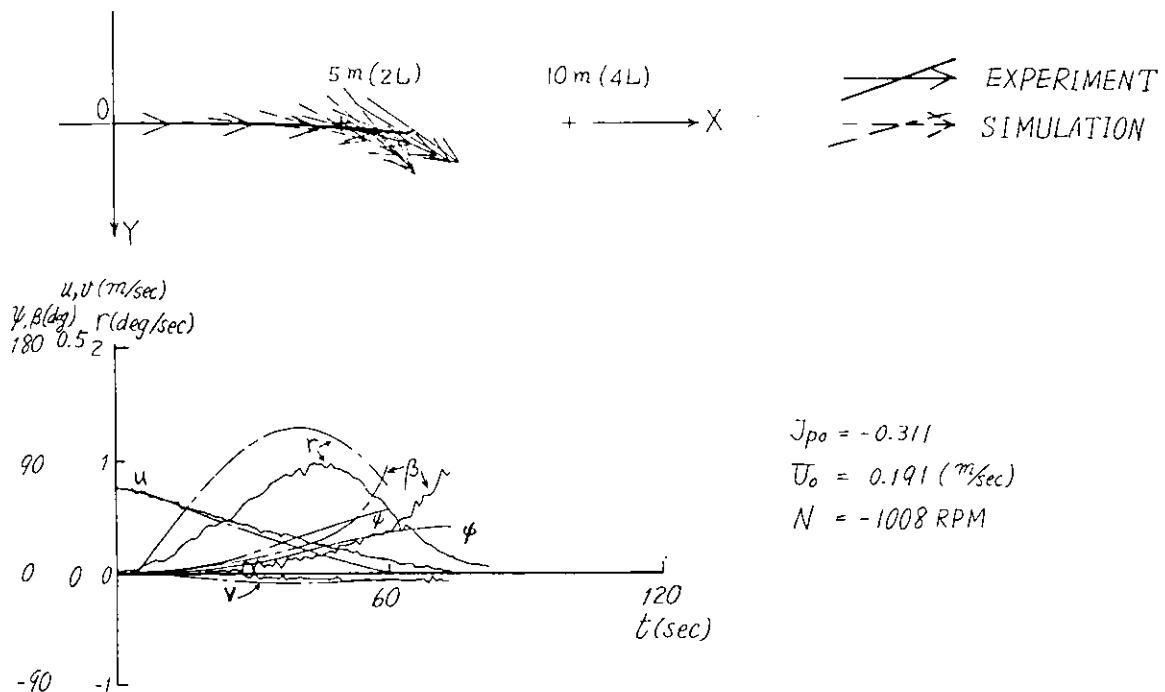


図 2.2.1.3.7

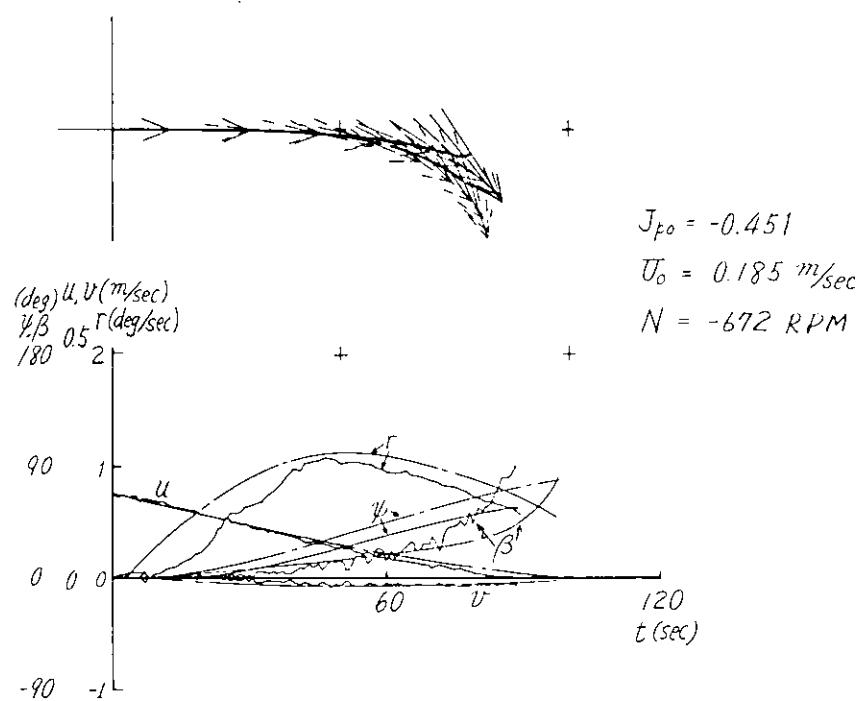


図 2.2.1.3.8

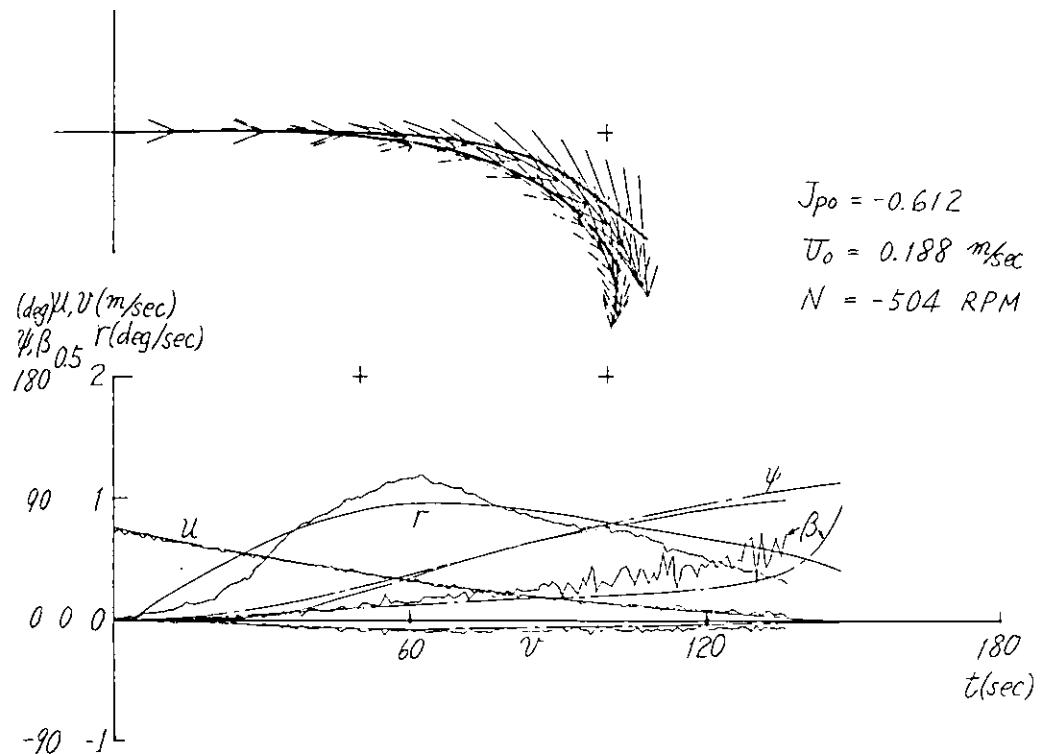


図 2.2.1.3.9

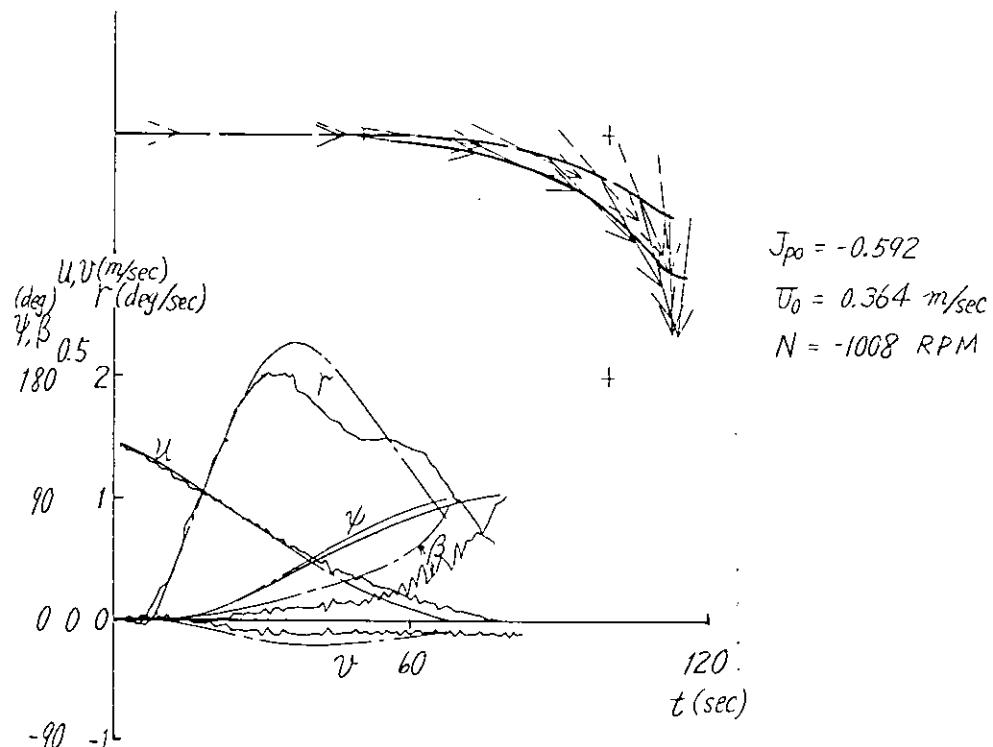


図 2.2.1.4.0

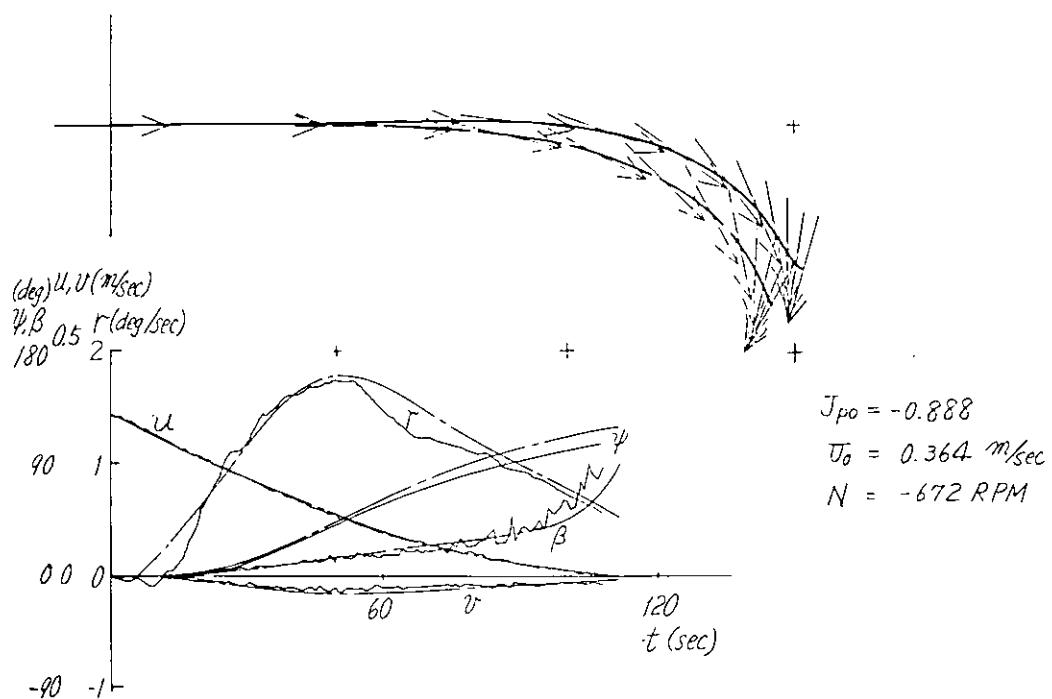


図 2.2.1.4.1

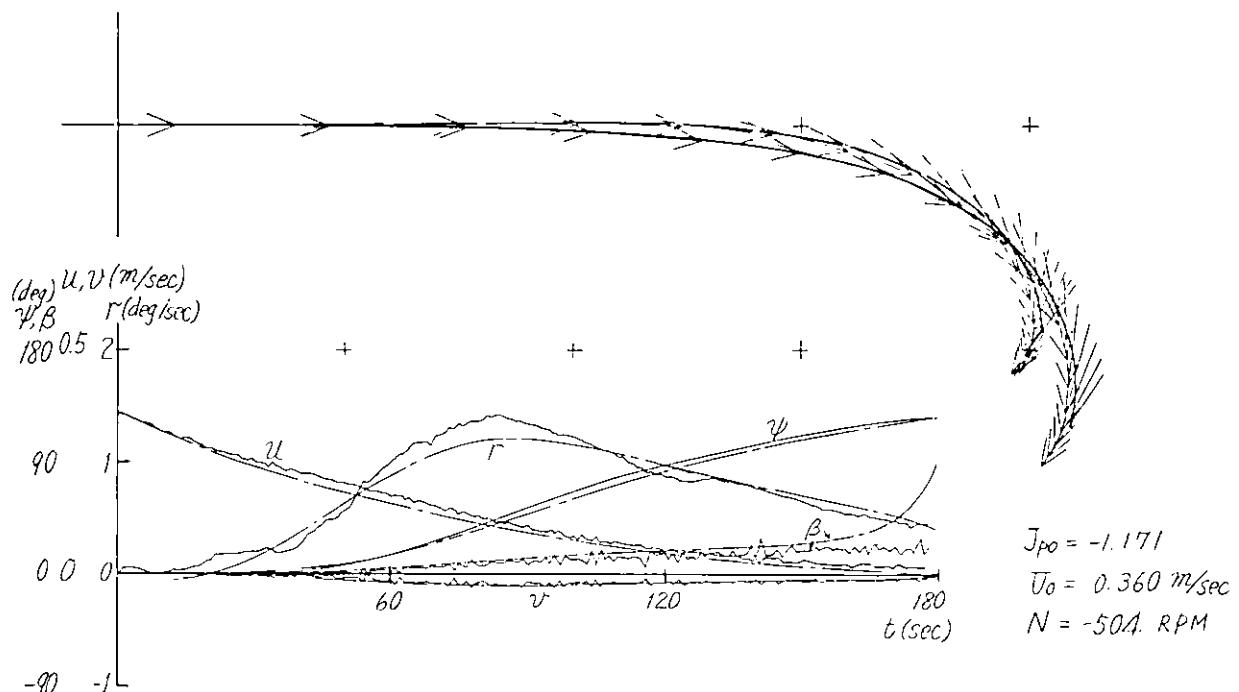


図 2.2.1.4.2

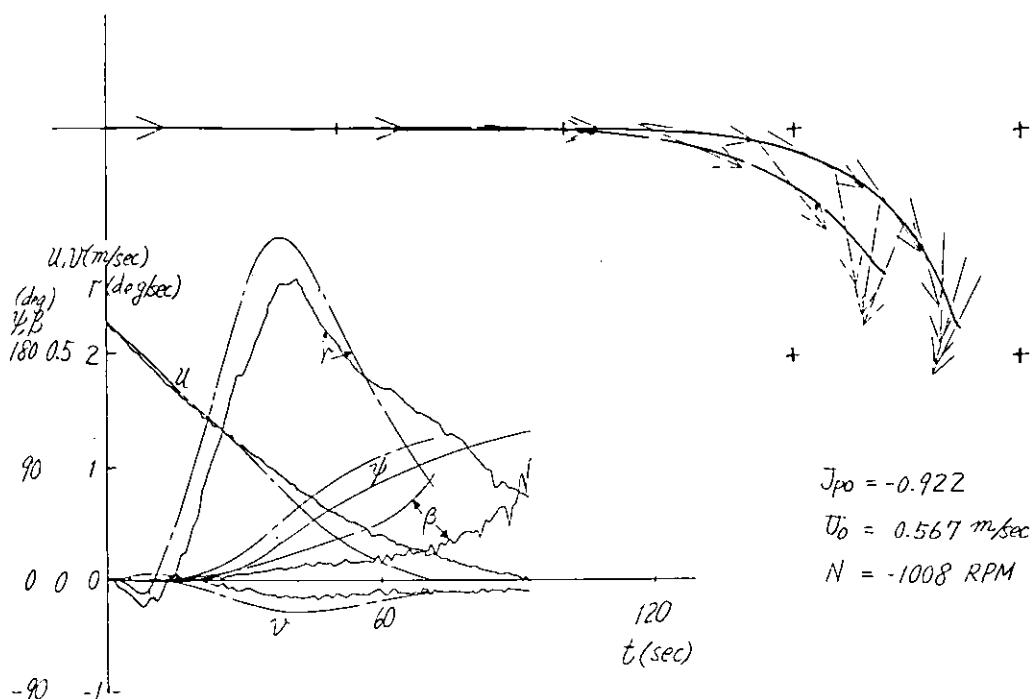


図 2.2.1.4.3

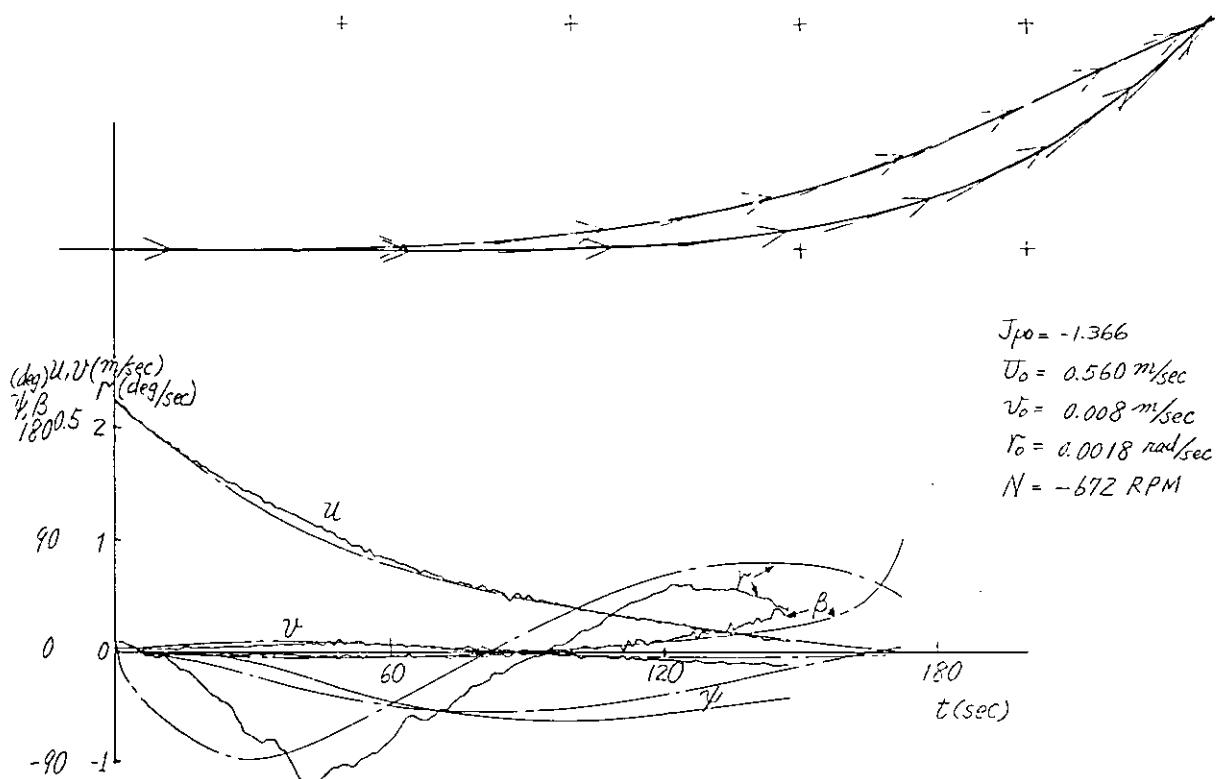


図 2.2.1.4.4

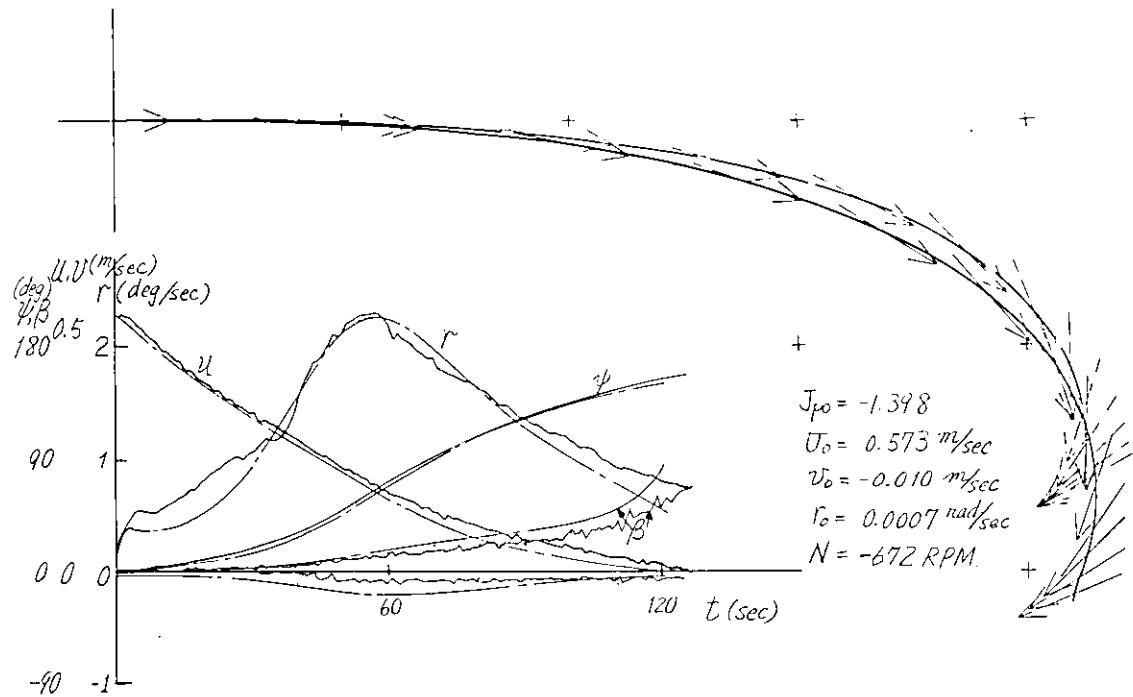


図 2.2.1.4.5

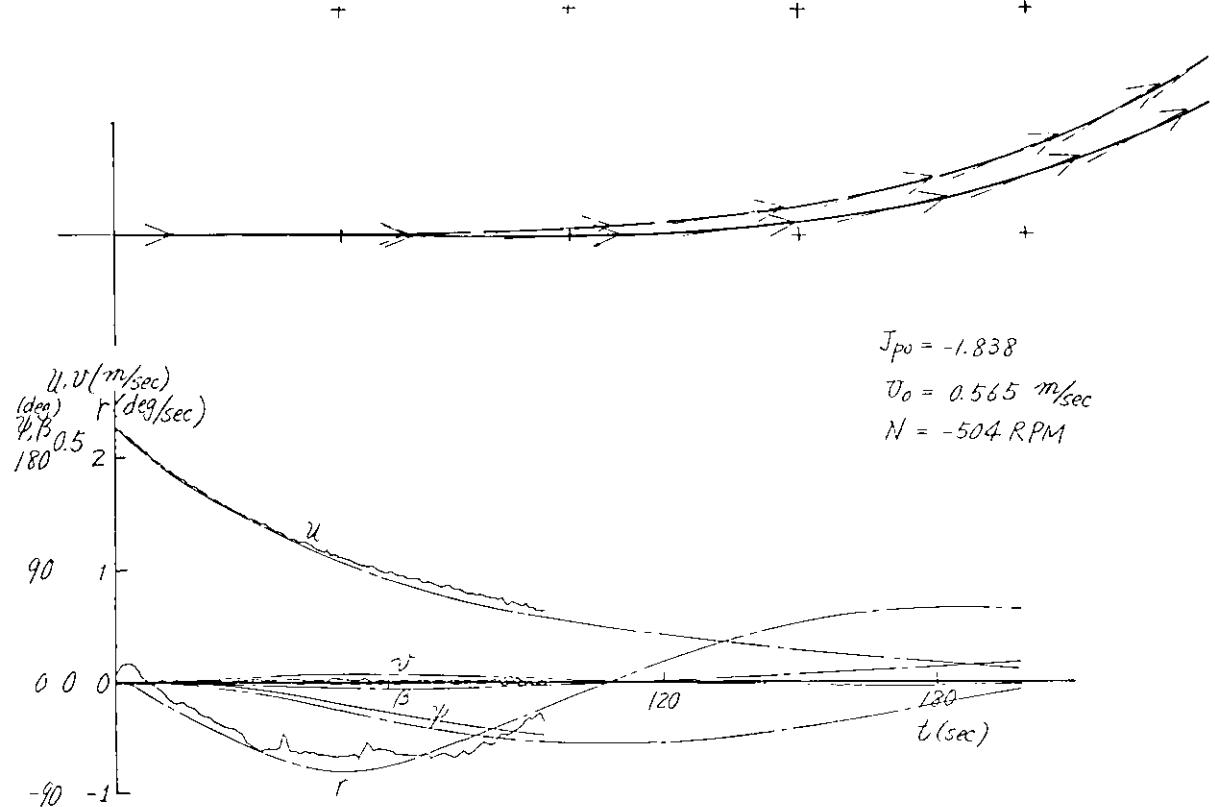


図 2.2.1.4.6

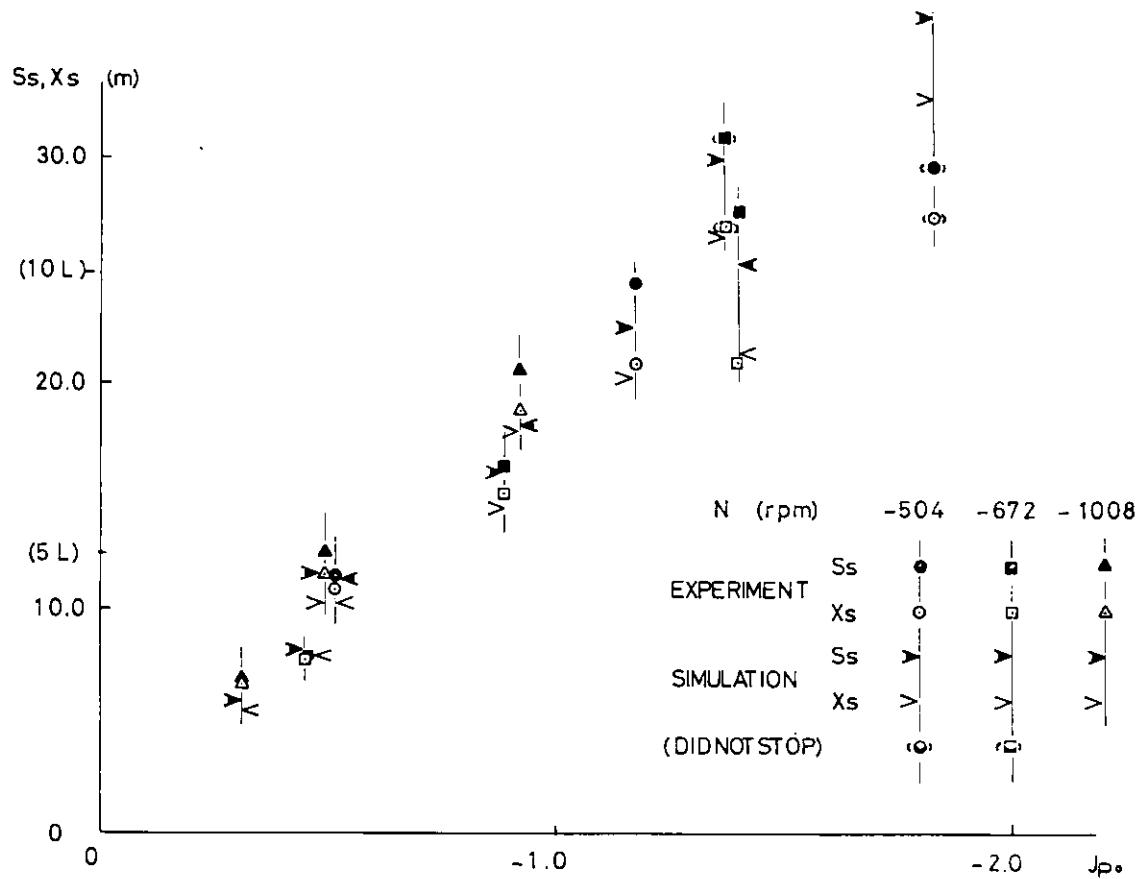


図 2.2.1.4.7

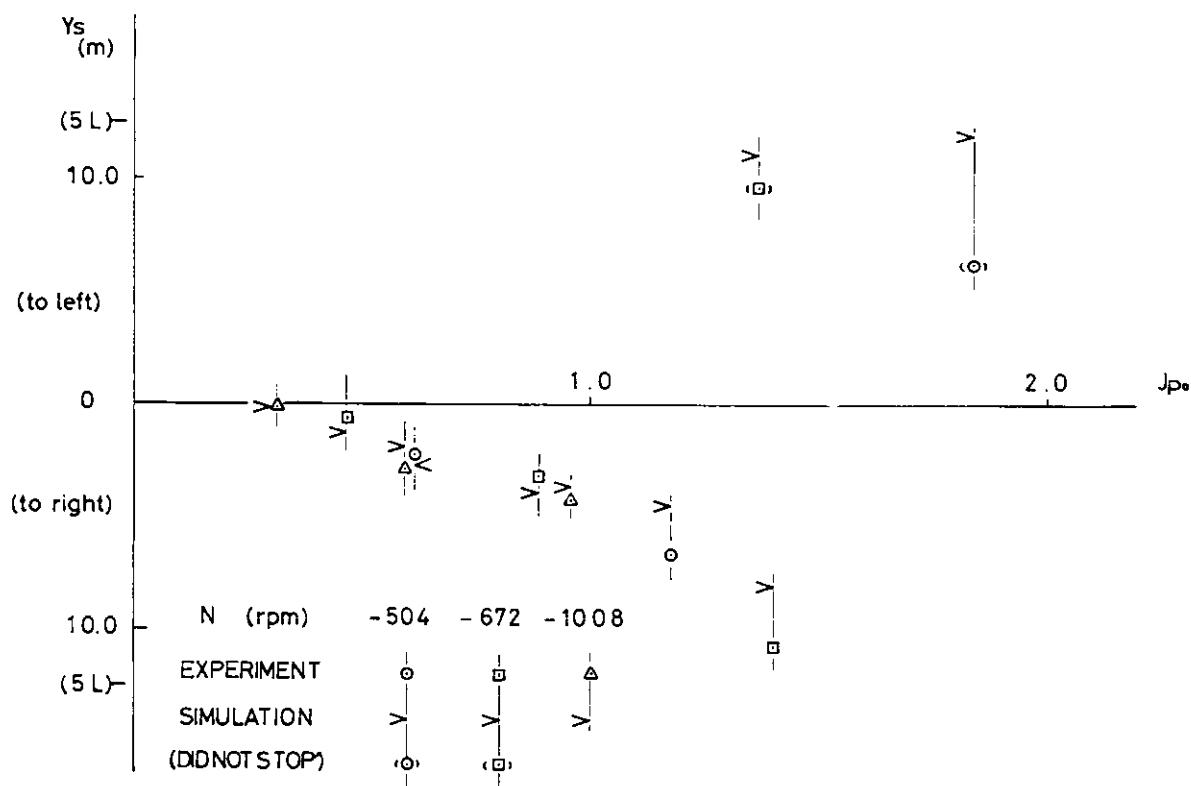


図 2.2.1.4.8

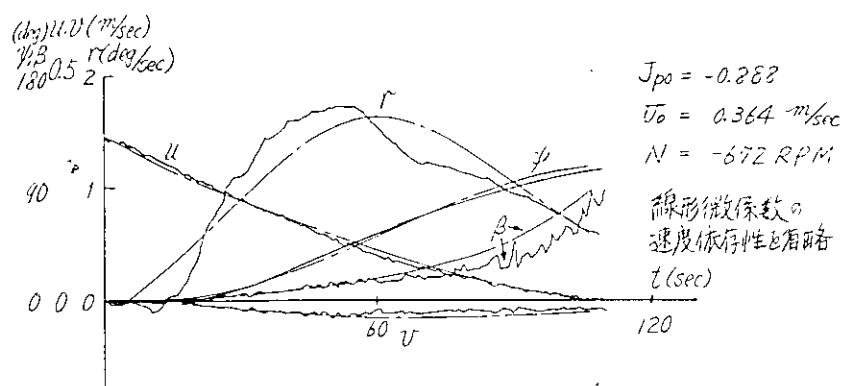


図 2.2.1.4.9

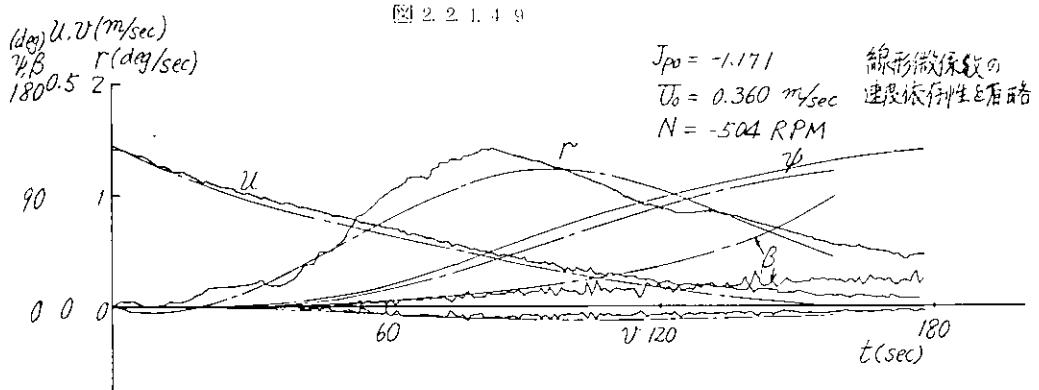


図 2.2.1.5.0

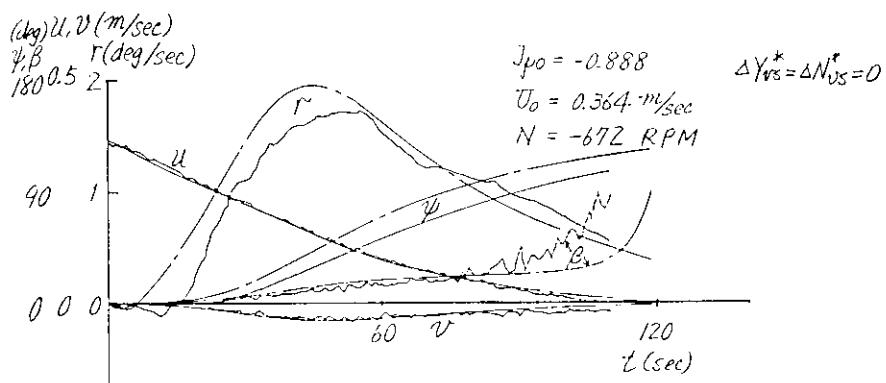


図 2.2.1.5.1

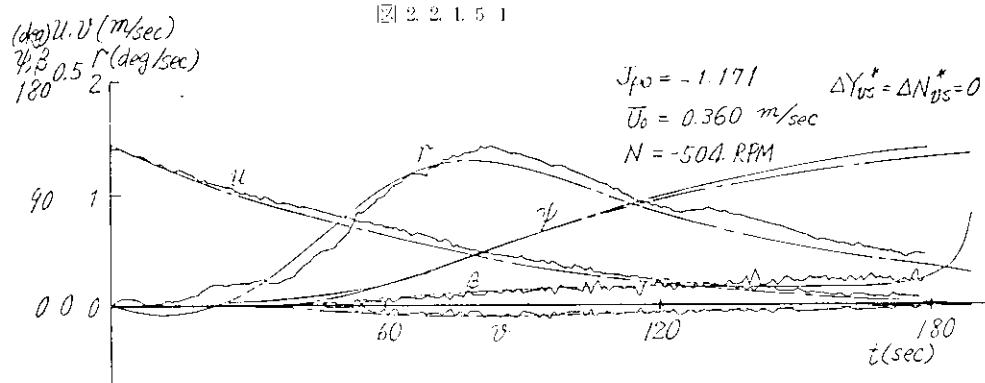
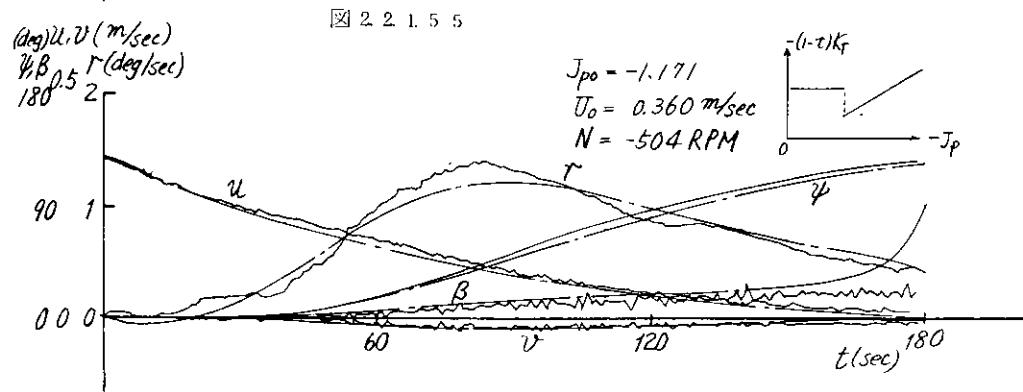
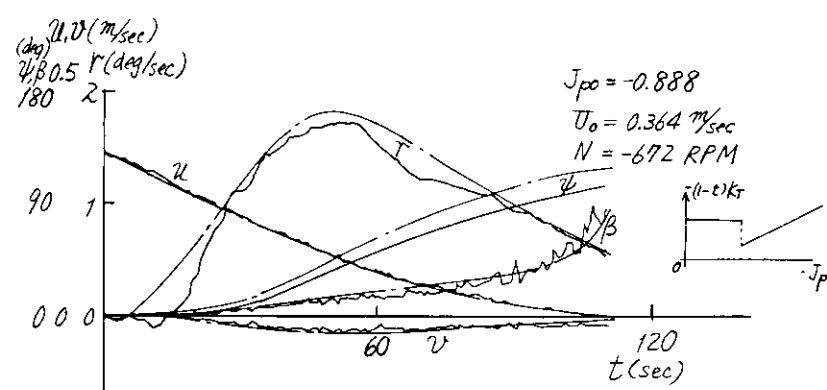
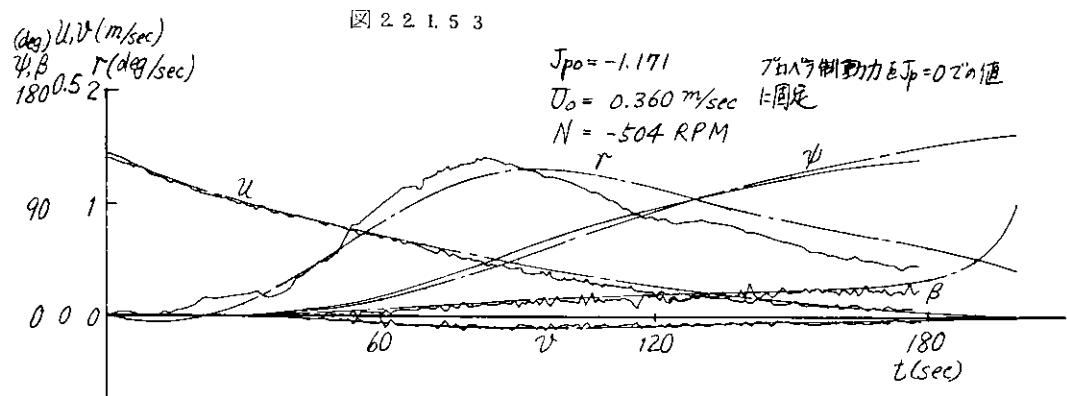
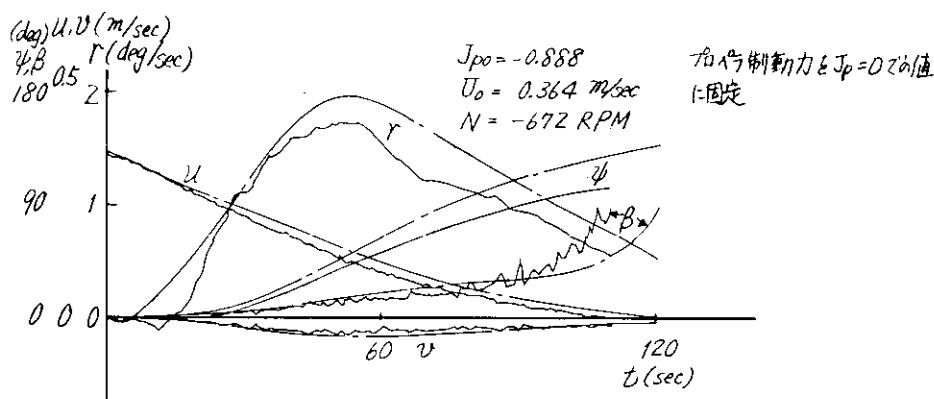
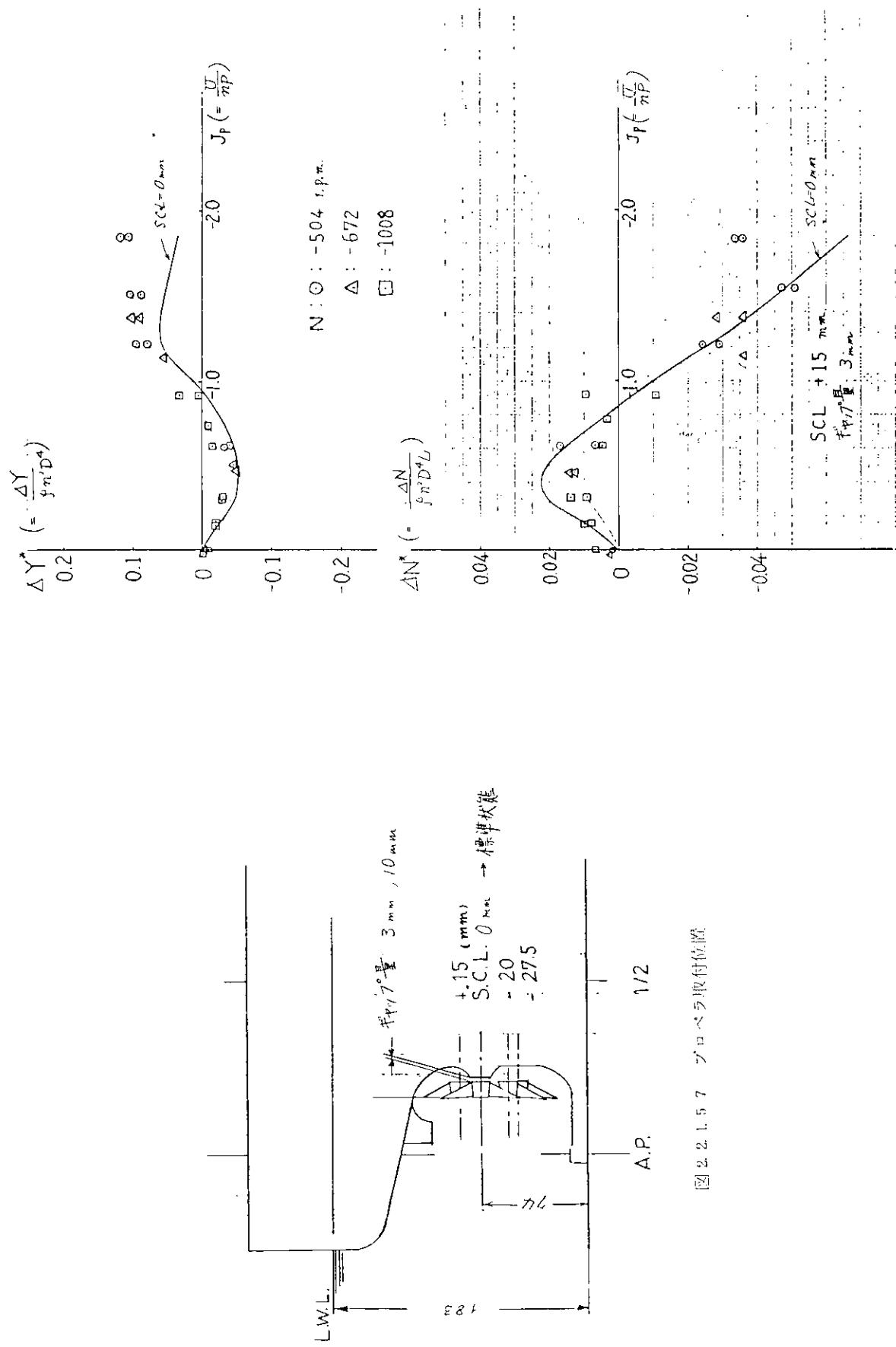


図 2.2.1.5.2





[図 2.2.1.5-8]

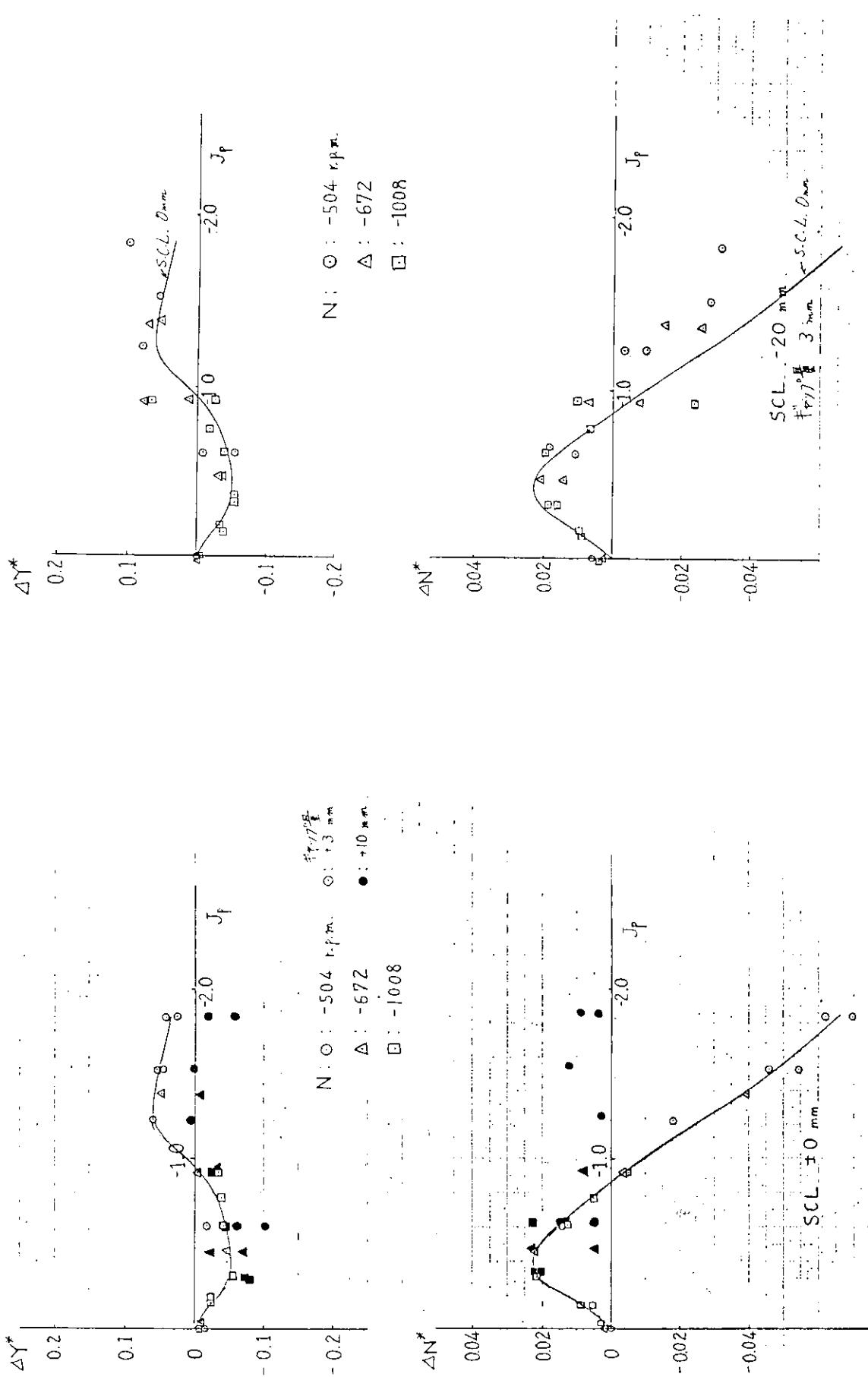
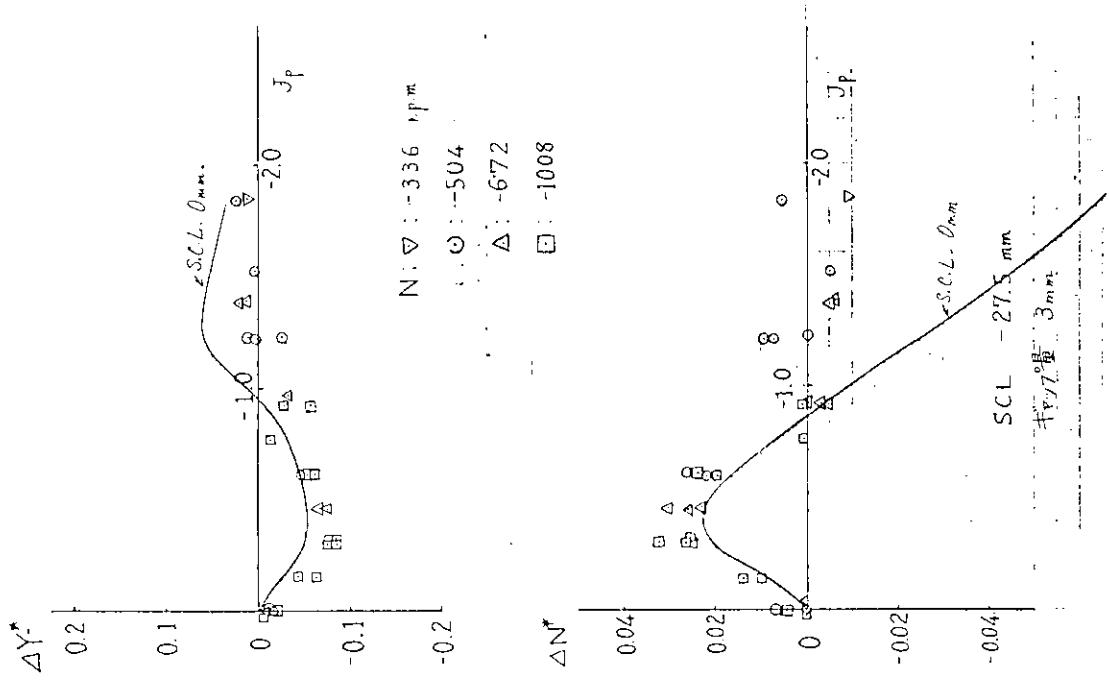


図 2.2.1.6.0

図 2.2.1.5.9



- 81 -

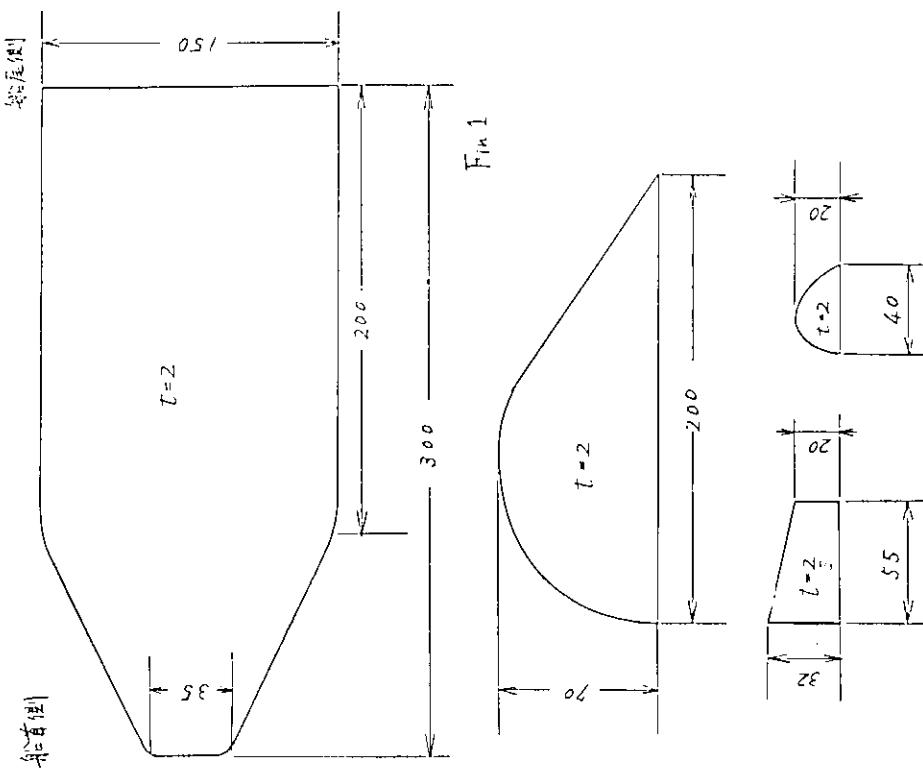


図 2.2.1.6.2 (a) 各種断面の平面形状(アルミニウム製)

図 2.2.1.6.1

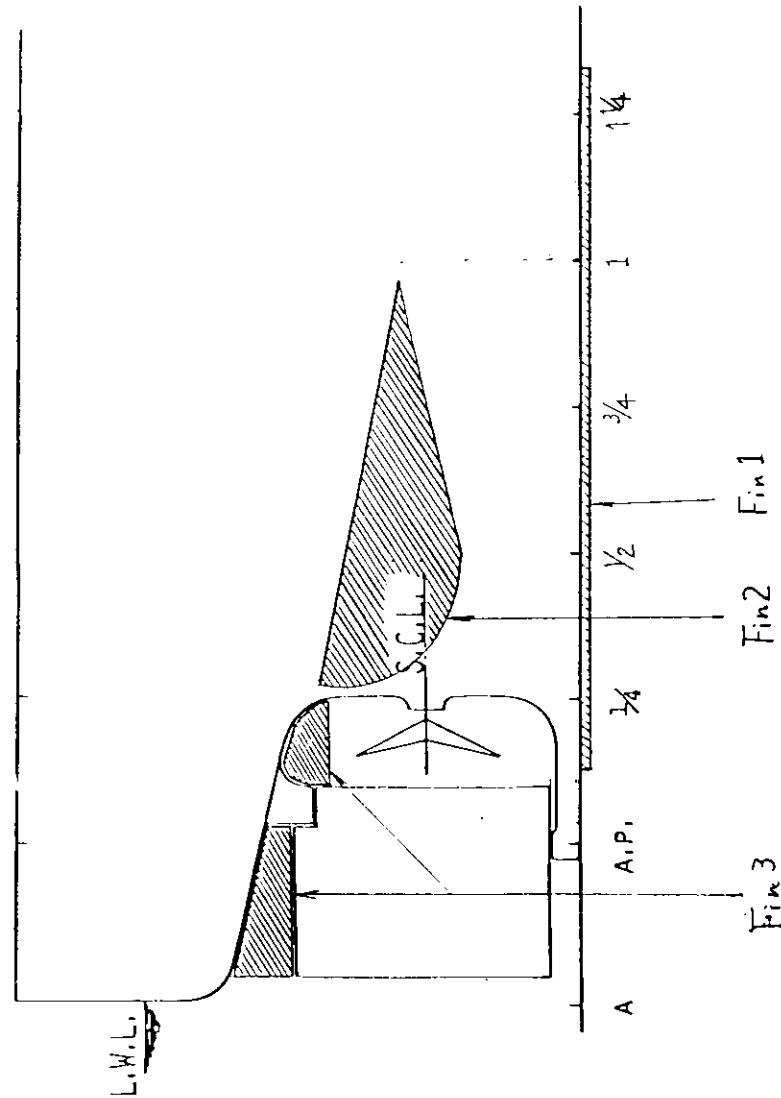
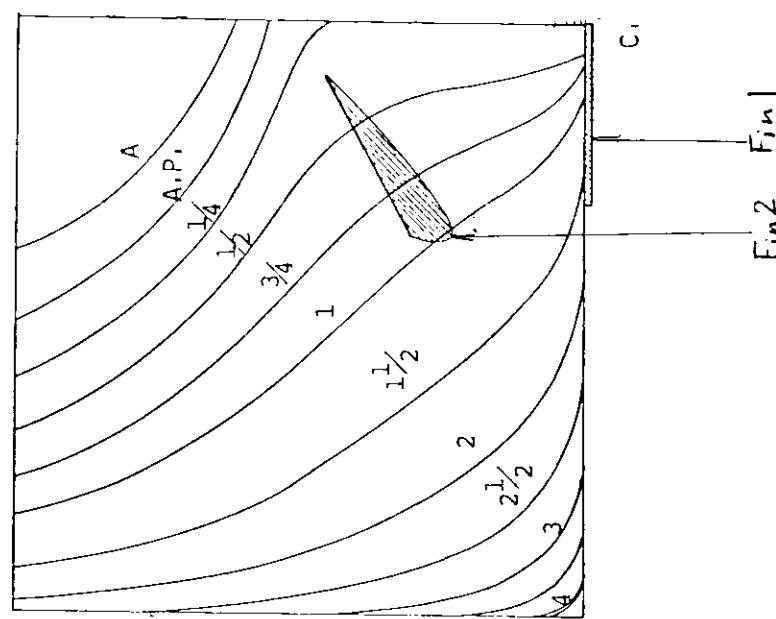
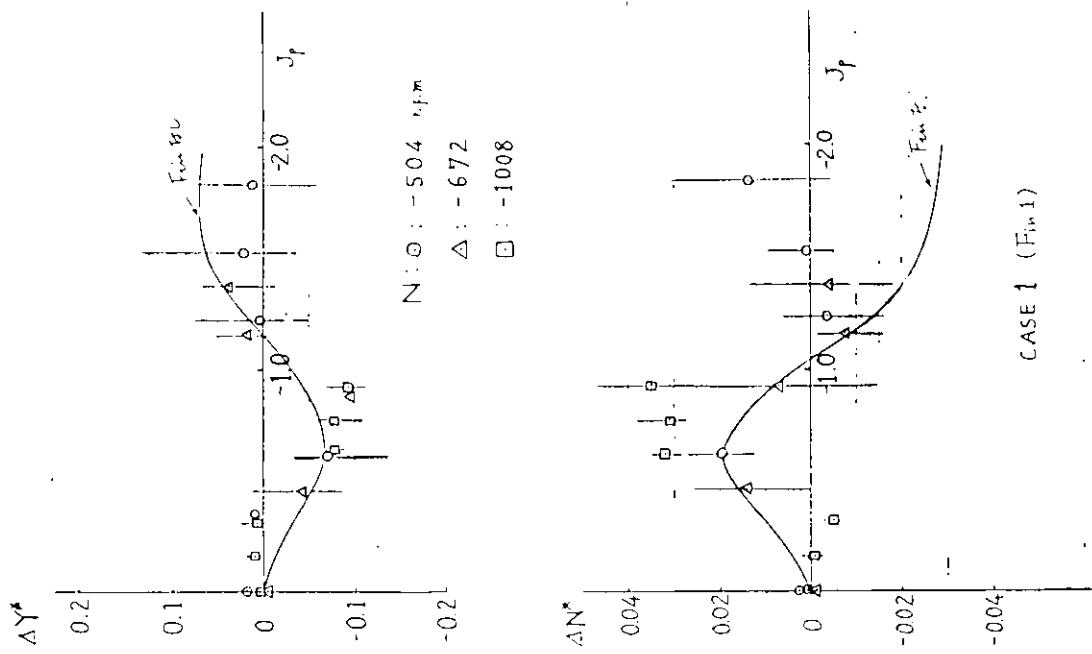
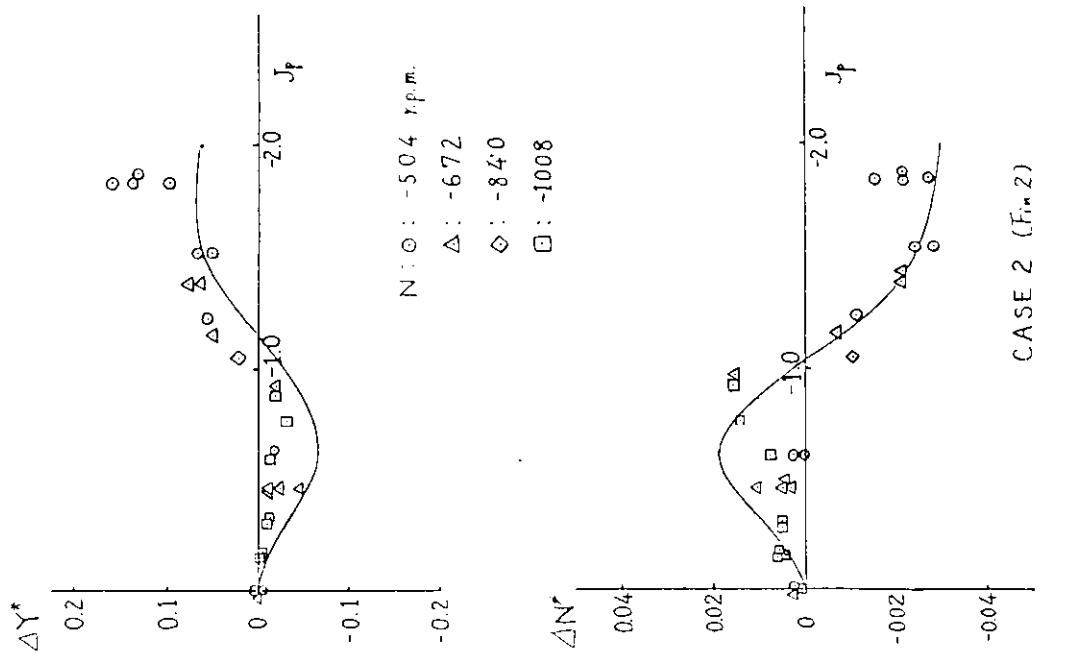


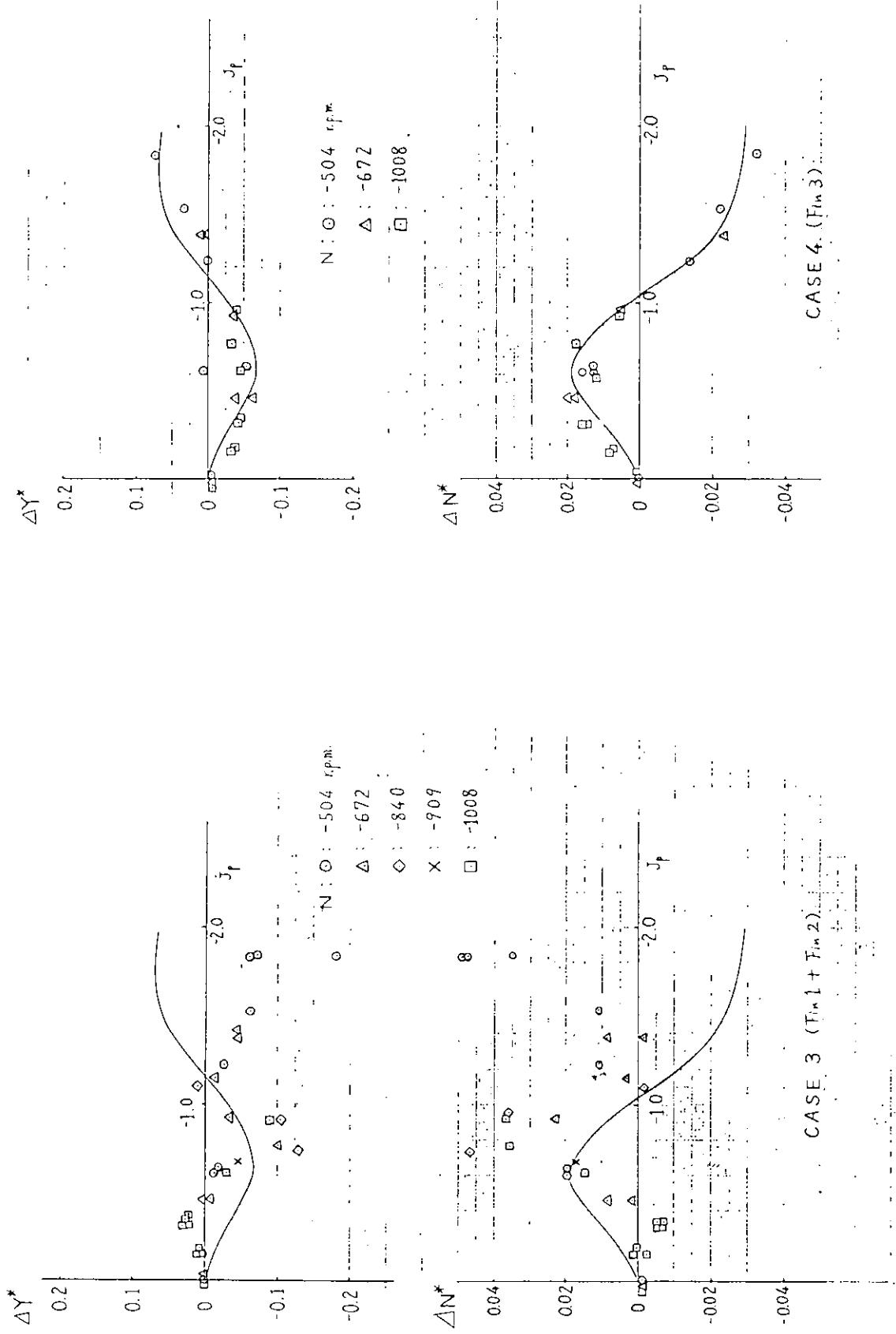
図 2.2.1.6.2 (b) 各種の筋の取付状況



[2] 2.2.1.6.3



[2] 2.2.1.6.4



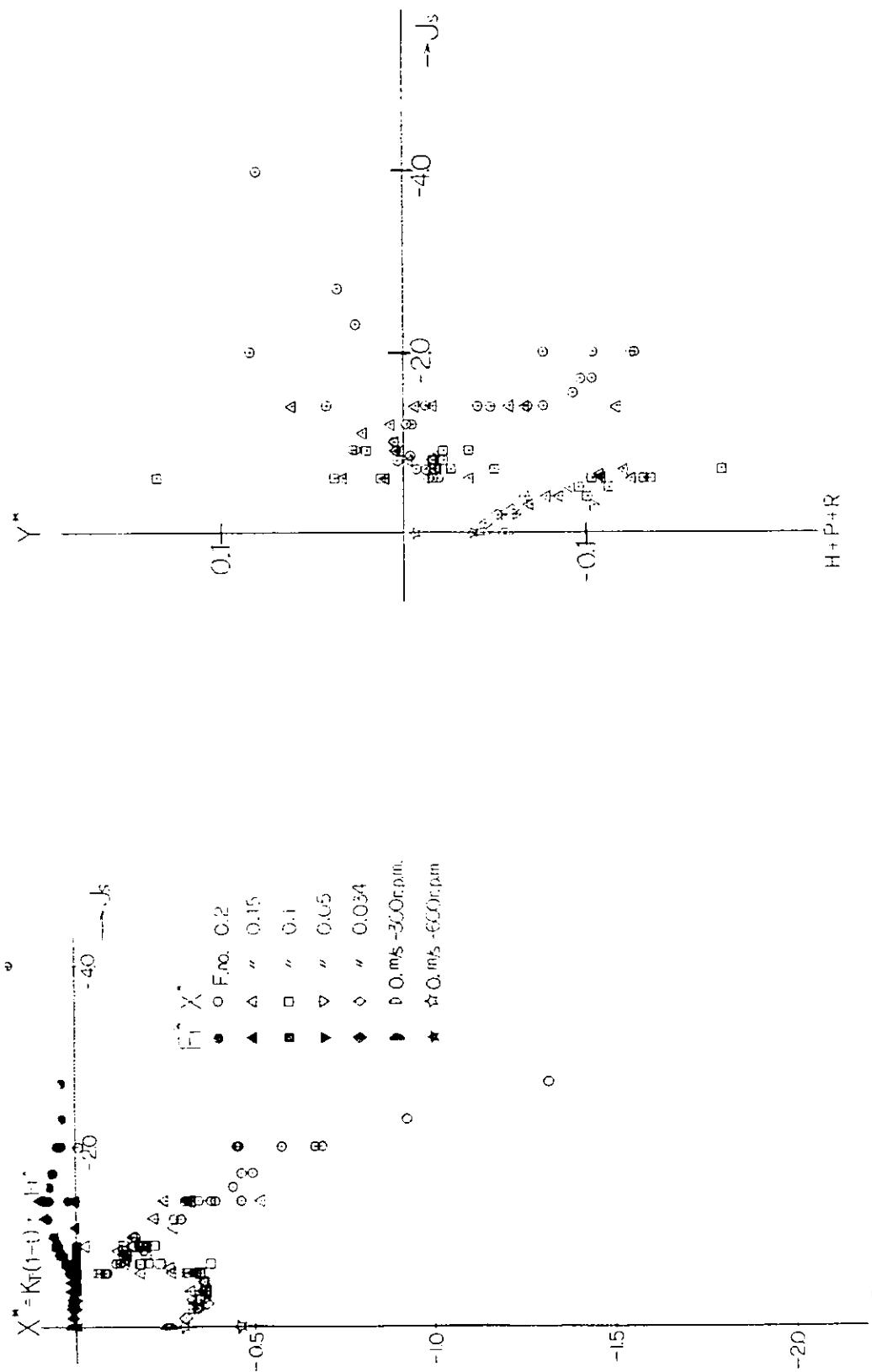


図 2.2.2 1 逆転プロペラの影響によって生じる縦方向の
流体力 (X^* : 有効制動力, F_r : 航抵抗)

図 2.2.2 2 逆転プロペラの影響によって生じる
横方向の流体力

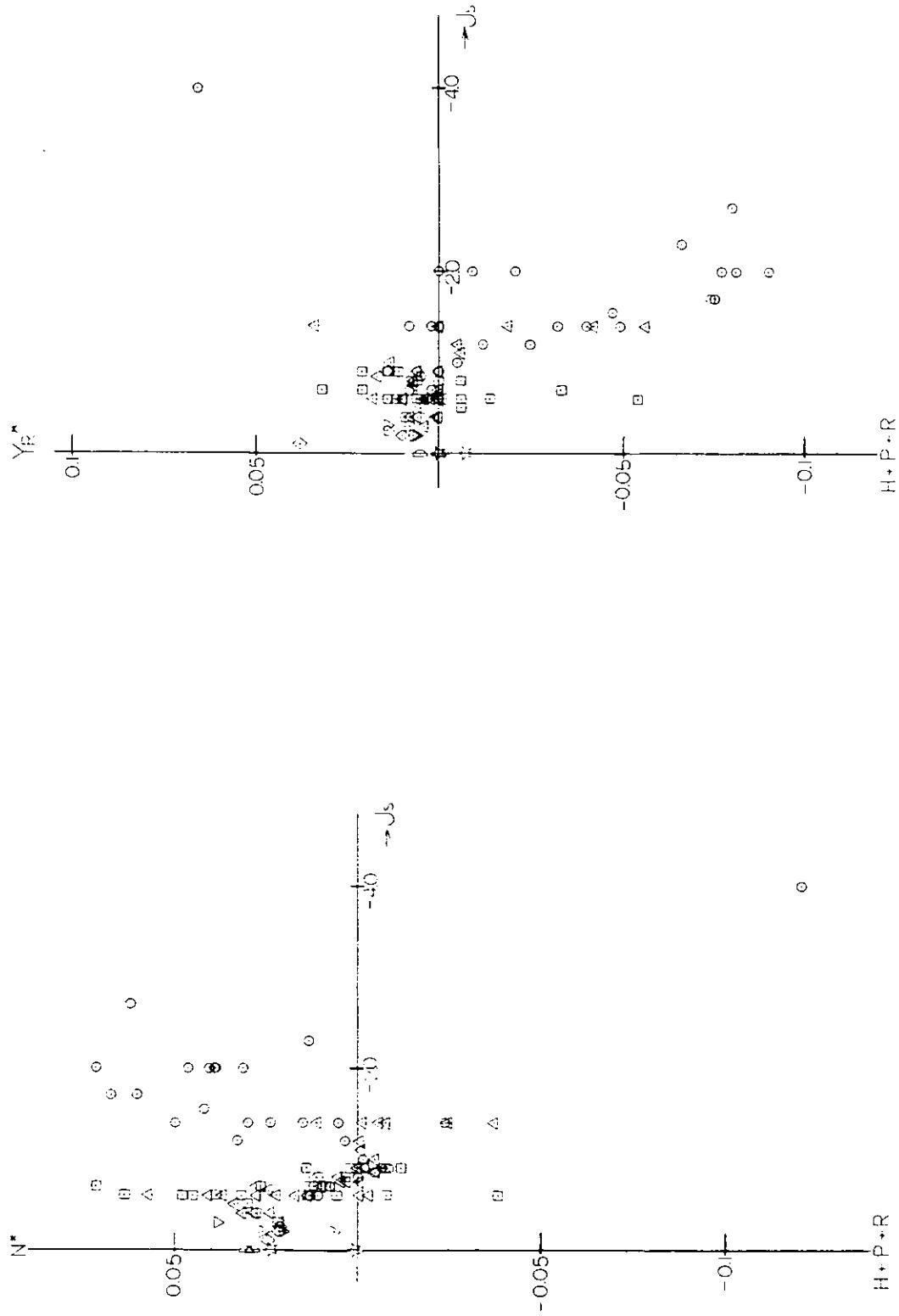
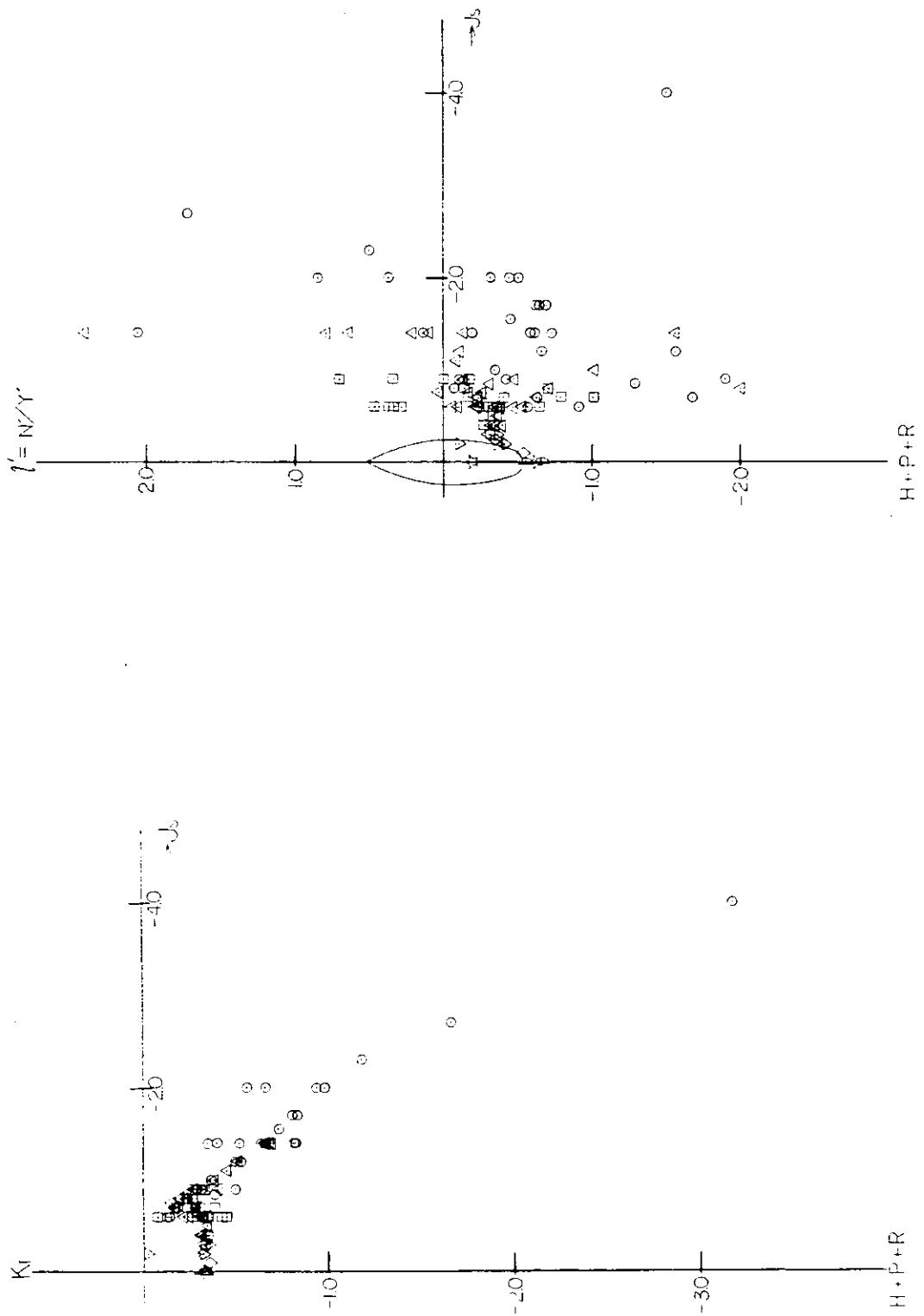


図 2.2.3 逆転プロペラの影響によって生じる
○まわりのモーメント

図 2.2.4 逆転プロペラの影響によって生じる
能面圧力



[図2.2.5] 逆流、逆噴射のプラズマ噴射特性

[図2.2.6] 逆噴射プロペラの影響によって生じる横方向の流体力のみかけ着力点

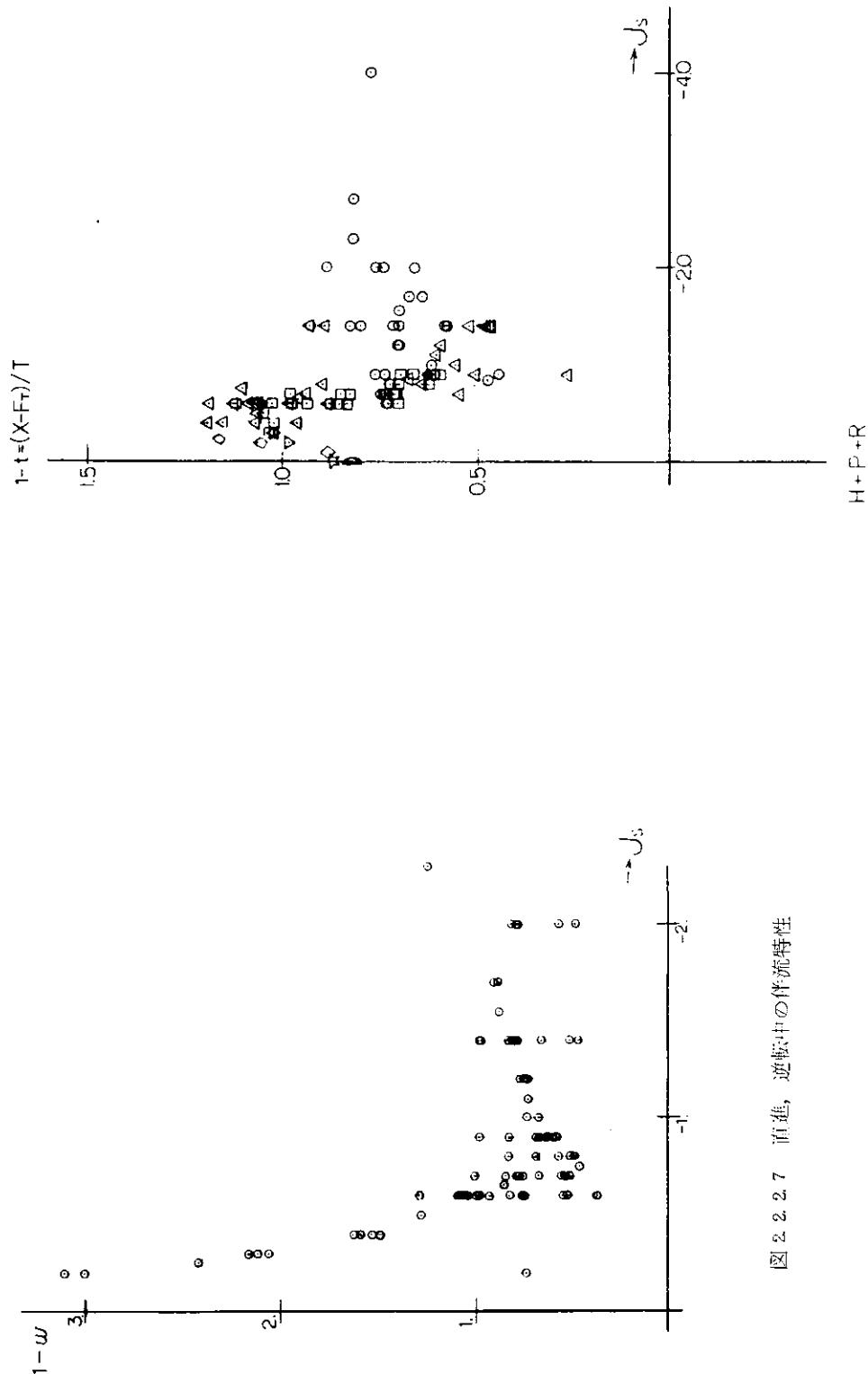


図 2.2.7 前進, 逆転中の伴流特性

H + P + R

図 2.2.8 前進, 逆転中のスラスト減少率

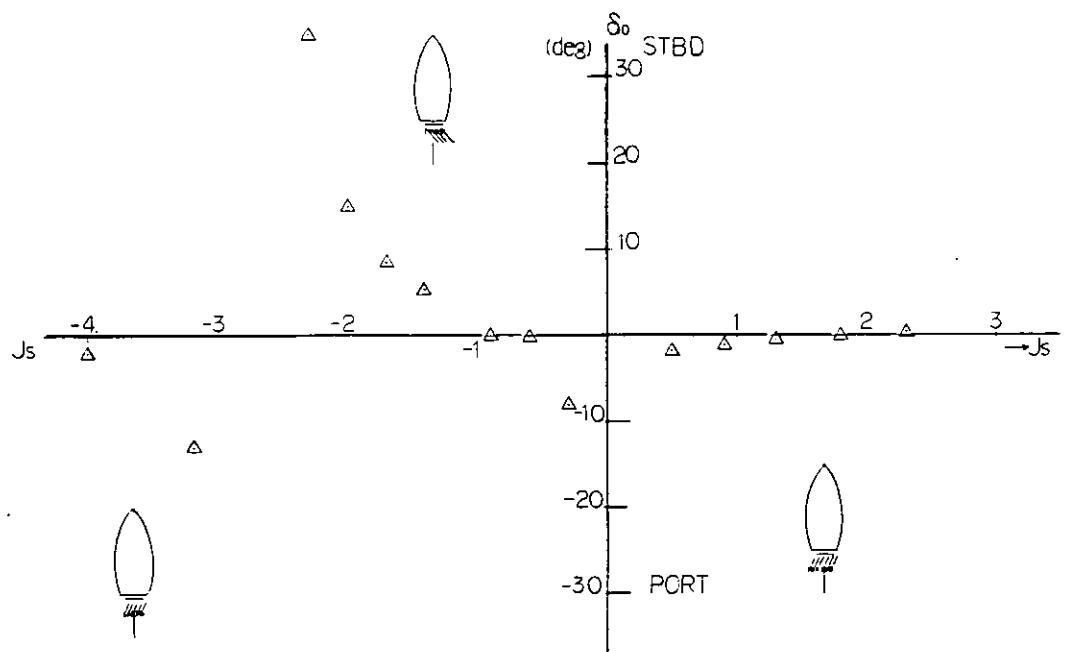


図 2.2.2.9 直進中、舵位置における流れの方向

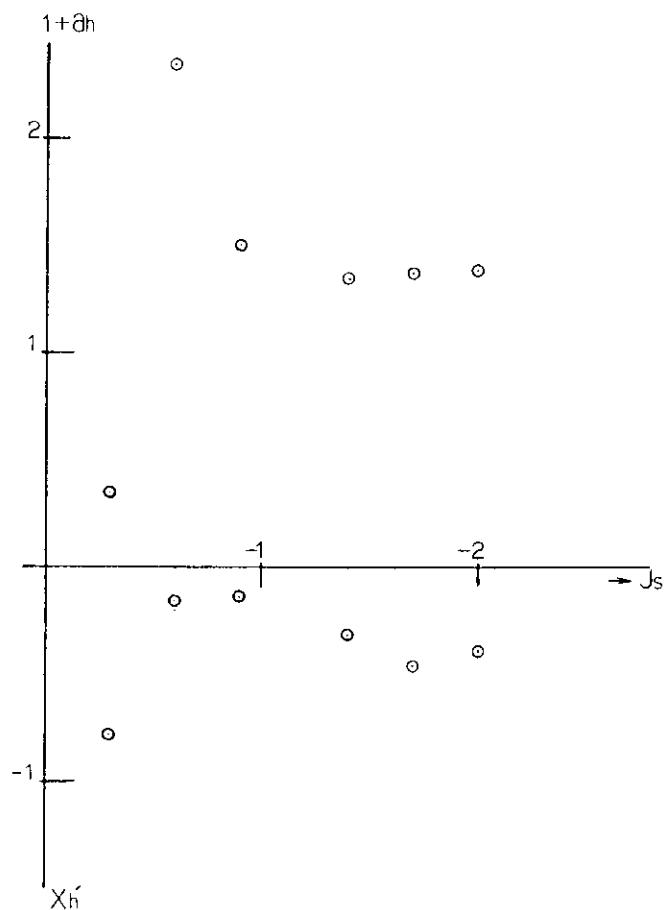


図 2.2.2.10 舵の干渉によって船体に誘起される力と
そのみかけの着力点

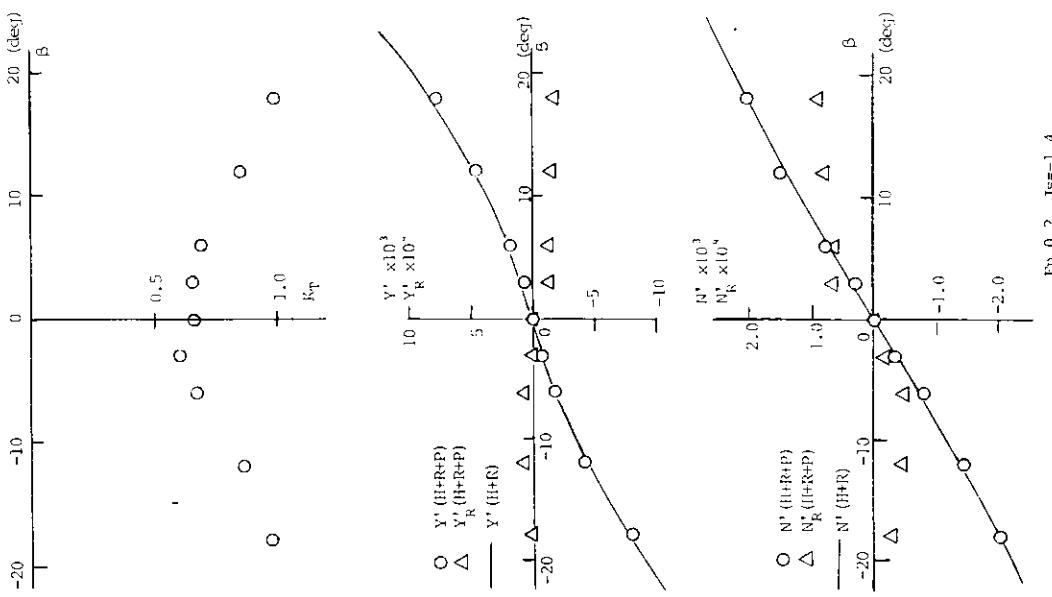


図 2.2.2.1.1 斜航試験の結果（逆転流の弱い場合）

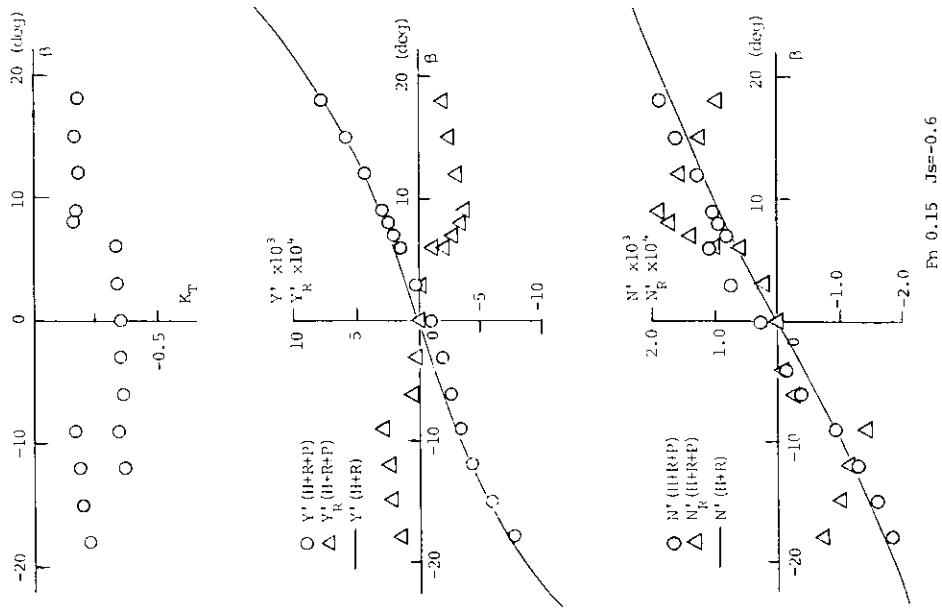
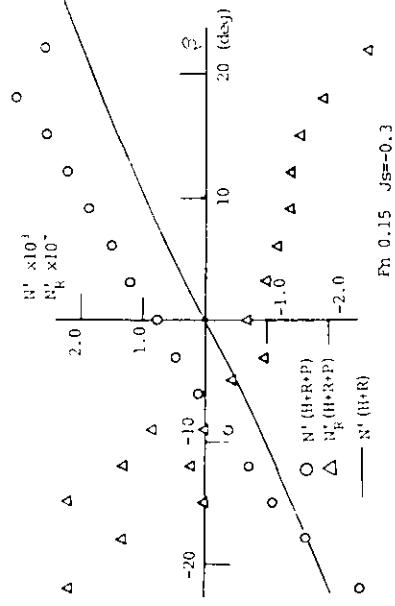
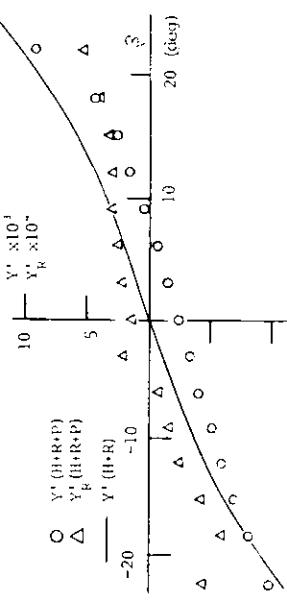
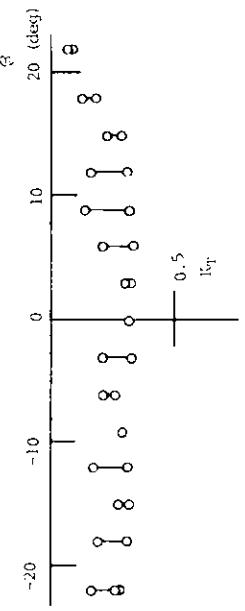
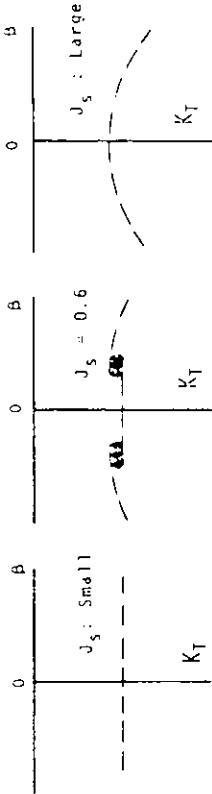


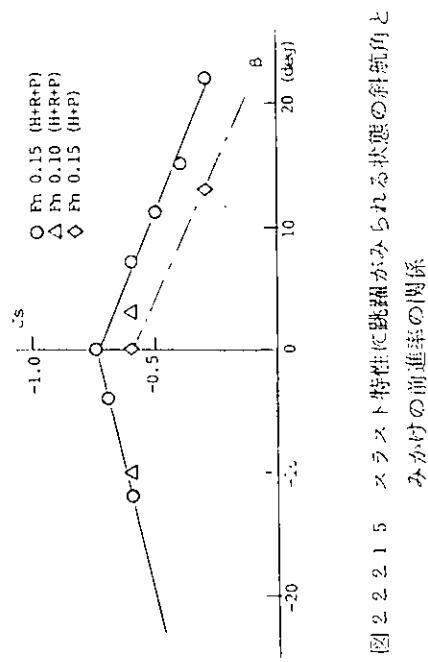
図 2.2.2.1.2 斜航試験の結果（逆転流のやや強い場合）



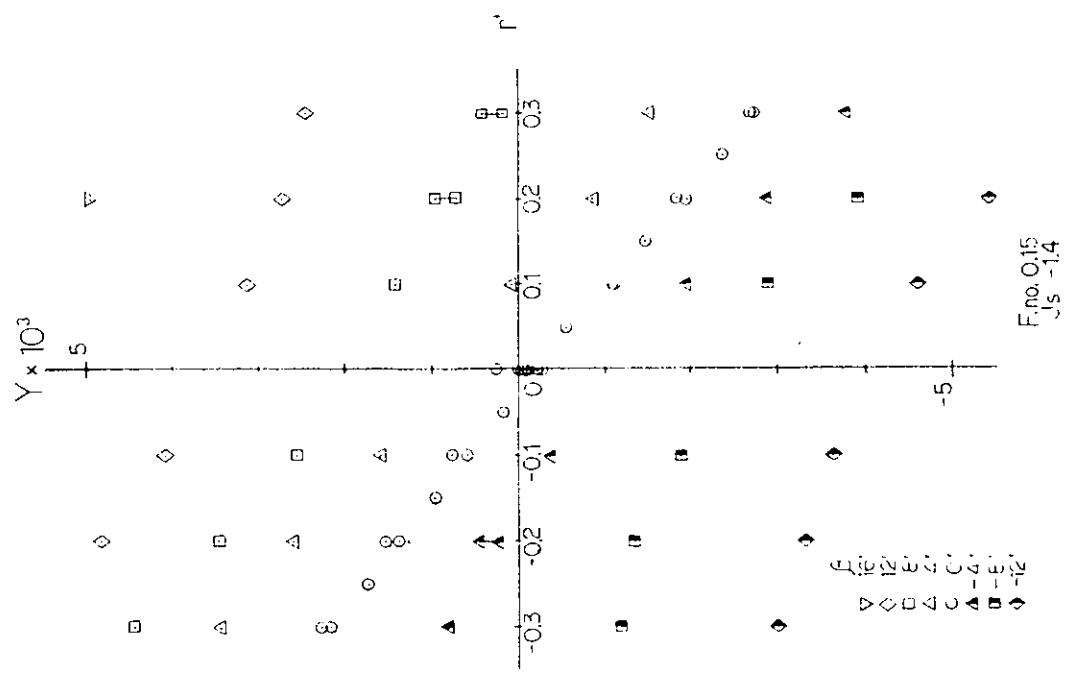
[図 2.2.2.1.3] 船速試験の結果(逆風流が十分に強い場合)



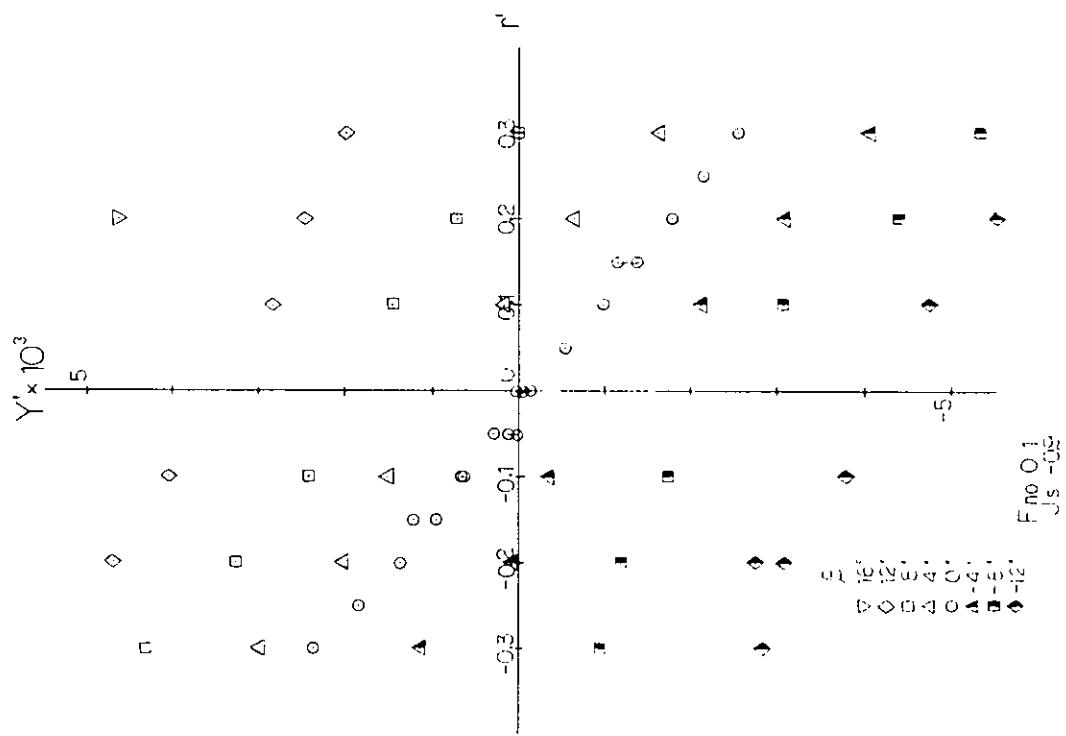
[図 2.2.2.1.4] 翁航行中のスラスト変化のパターン



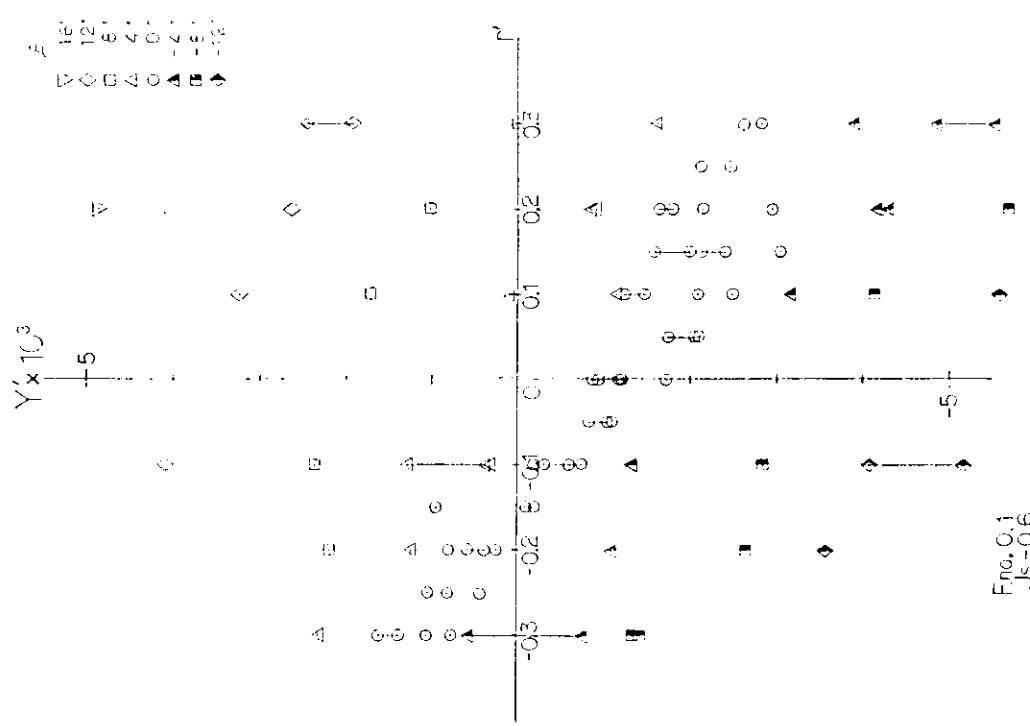
[図 2.2.2.1.5] スラスト特性に距離がみられる状態の斜航角とみかけの前進率の関係



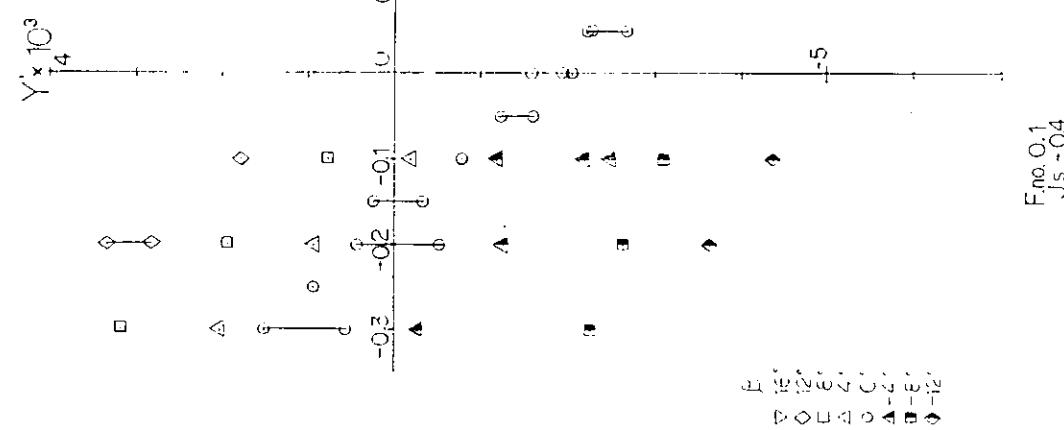
[図 2.2.2.1.6] 逆転状態の CMW 結果(横方向の力)



[図 2.2.2.1.7] 逆転状態の CMW 結果(横方向の力)

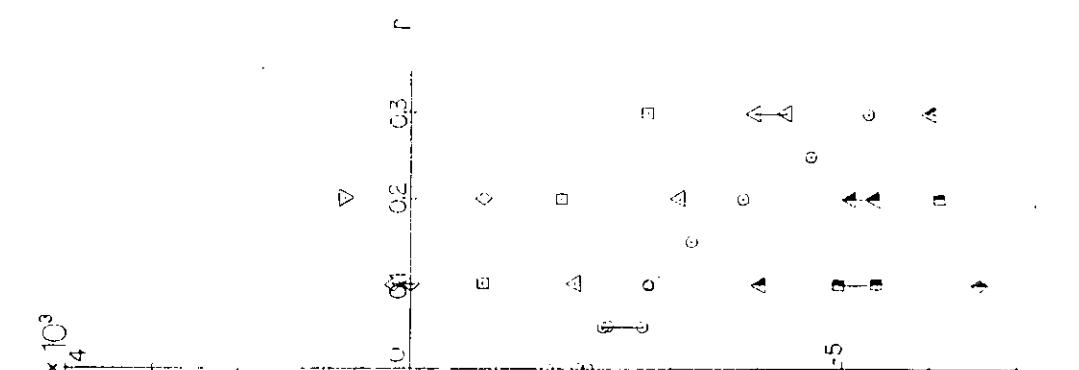


[図 2.2.2-1.8] 逆転状態の OM T 線図 (MgII 向の T)



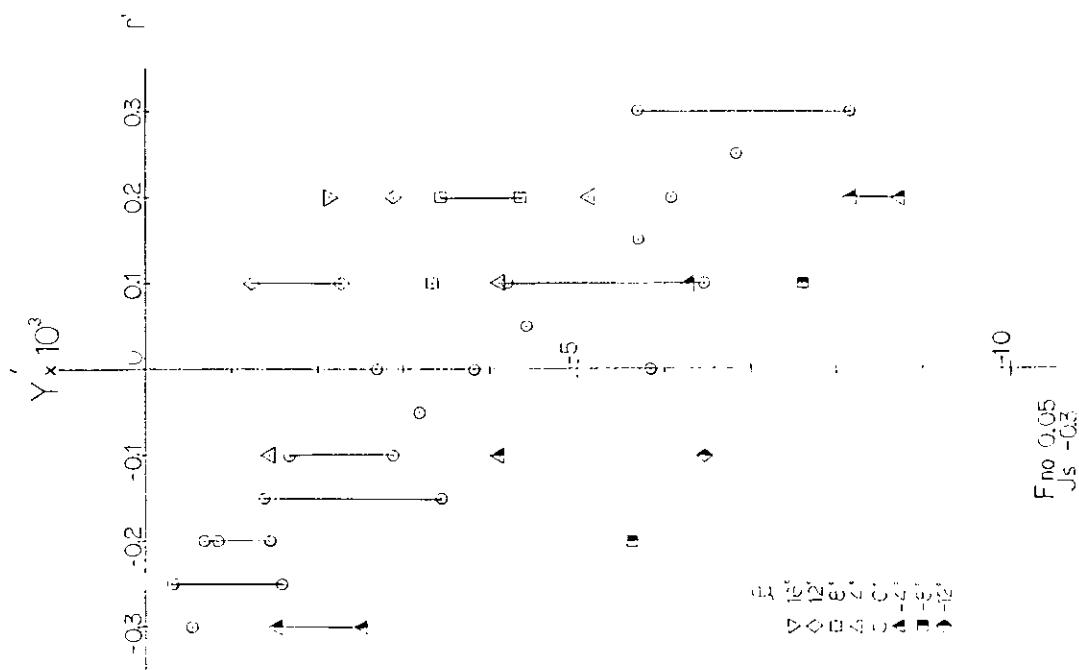
$F_{J_S}^{no} 0.1$

図 2.2.2.19 逆転状態の CMT 結果(横方向の力)



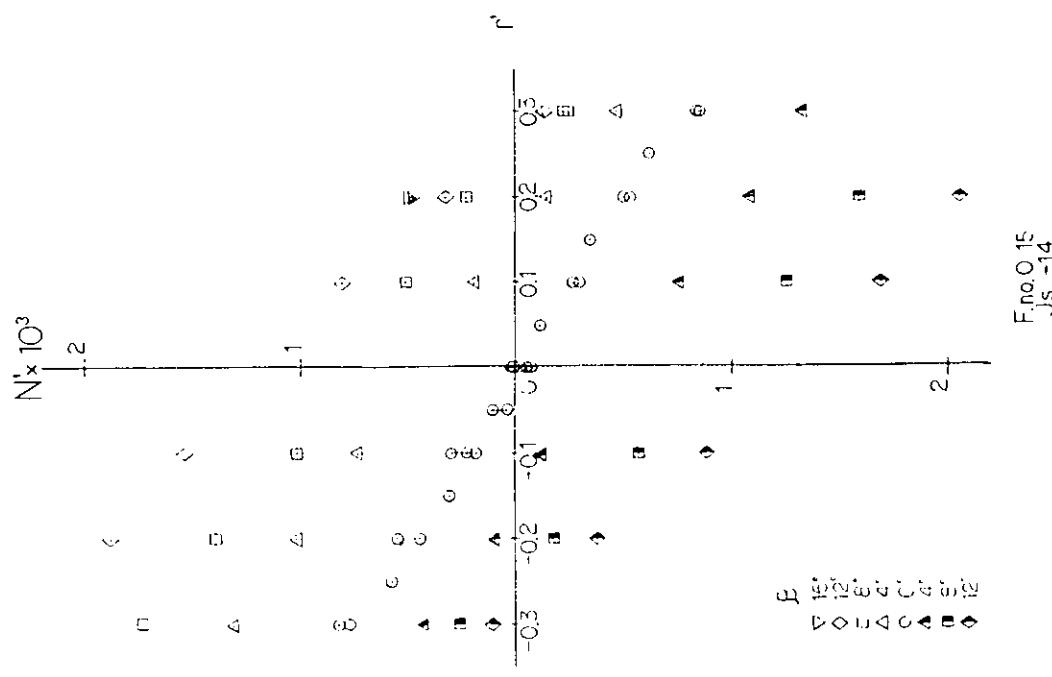
$F_{J_S}^{no} 0.05$

図 2.2.2.20 逆転状態の CMT 結果(横方向の力)

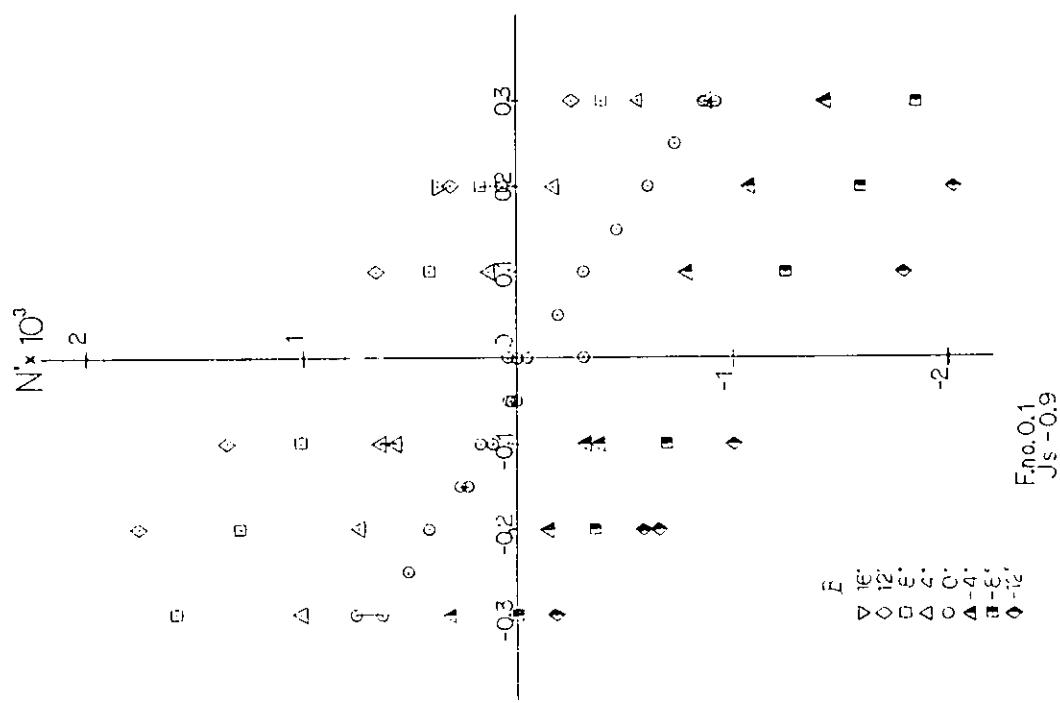


$F_{J_S}^{no} 0.05$

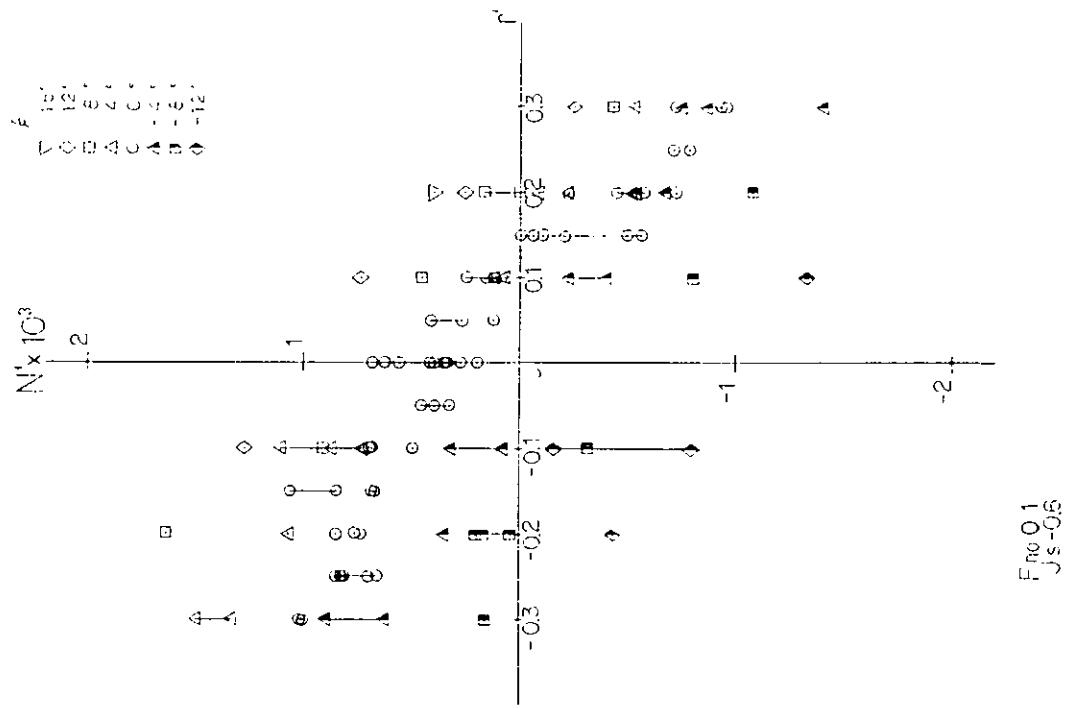
図 2.2.2.21 逆転状態の CMT 結果(横方向の力)



[図 2.2.2.1] 逆転状態の GMW 結果 (X まわりのモーメント)



[図 2.2.2.2] 逆転状態の GMW 結果 (X まわりのモーメント)



[図 2.2.2.3 逆転状態の C.M.T 結果 (Q をとりのときのシント)

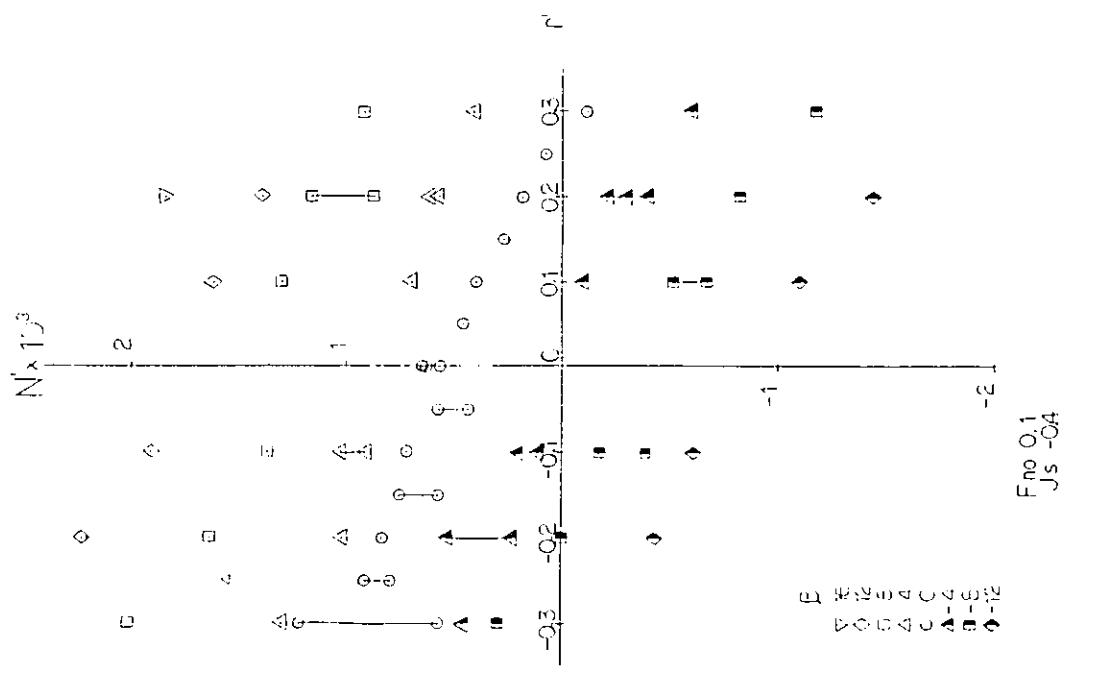


図 2.2.2.4 逆転状態の CMT 結果 (Ω まわりのモーメント)

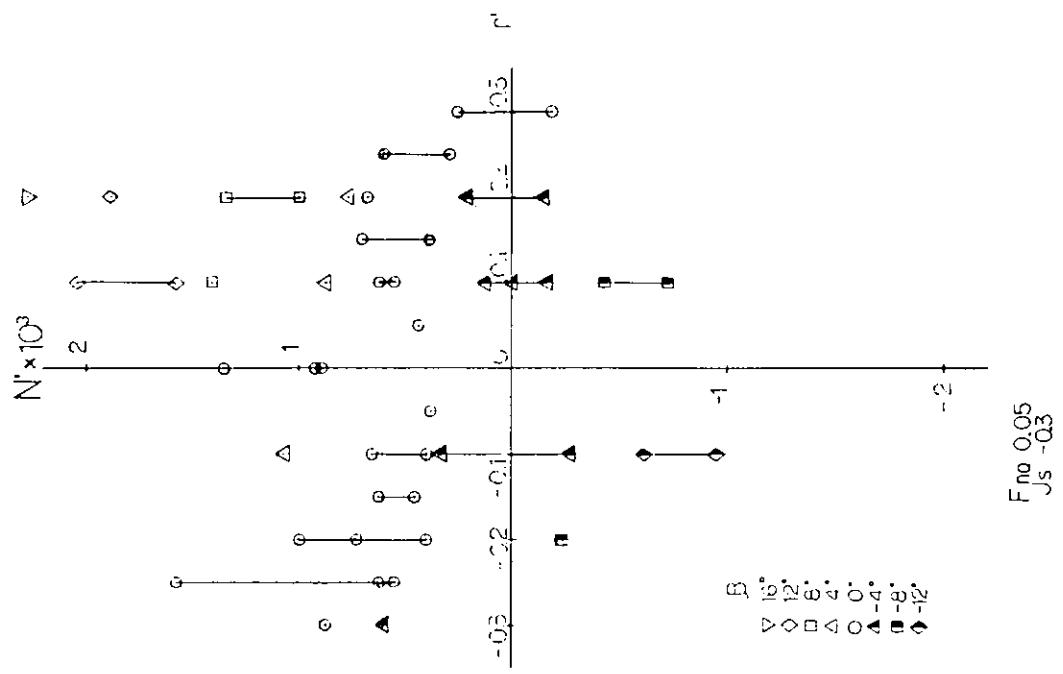


図 2.2.2.5 逆転状態の CMT 結果 (Ω まわりのモーメント)

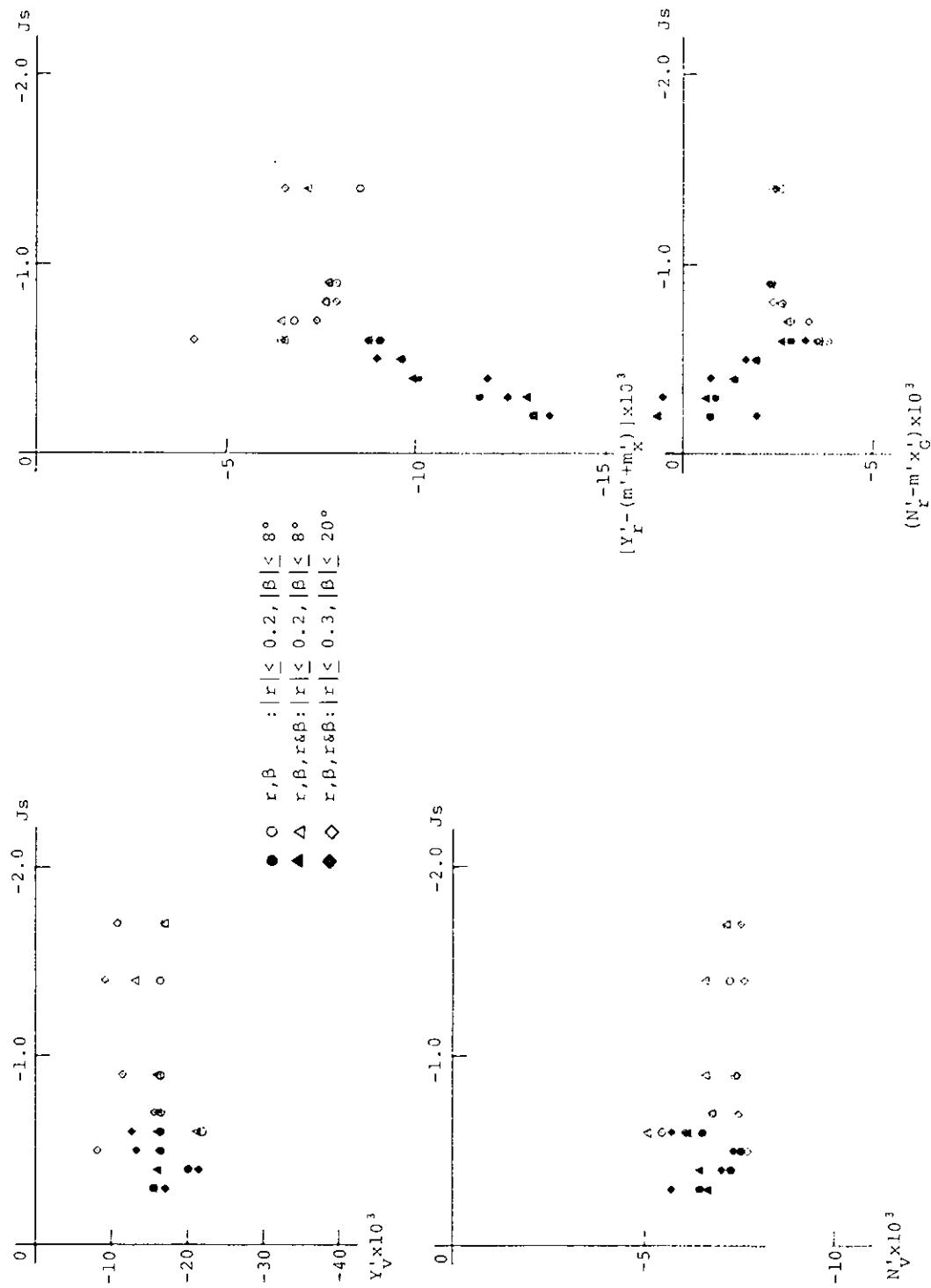
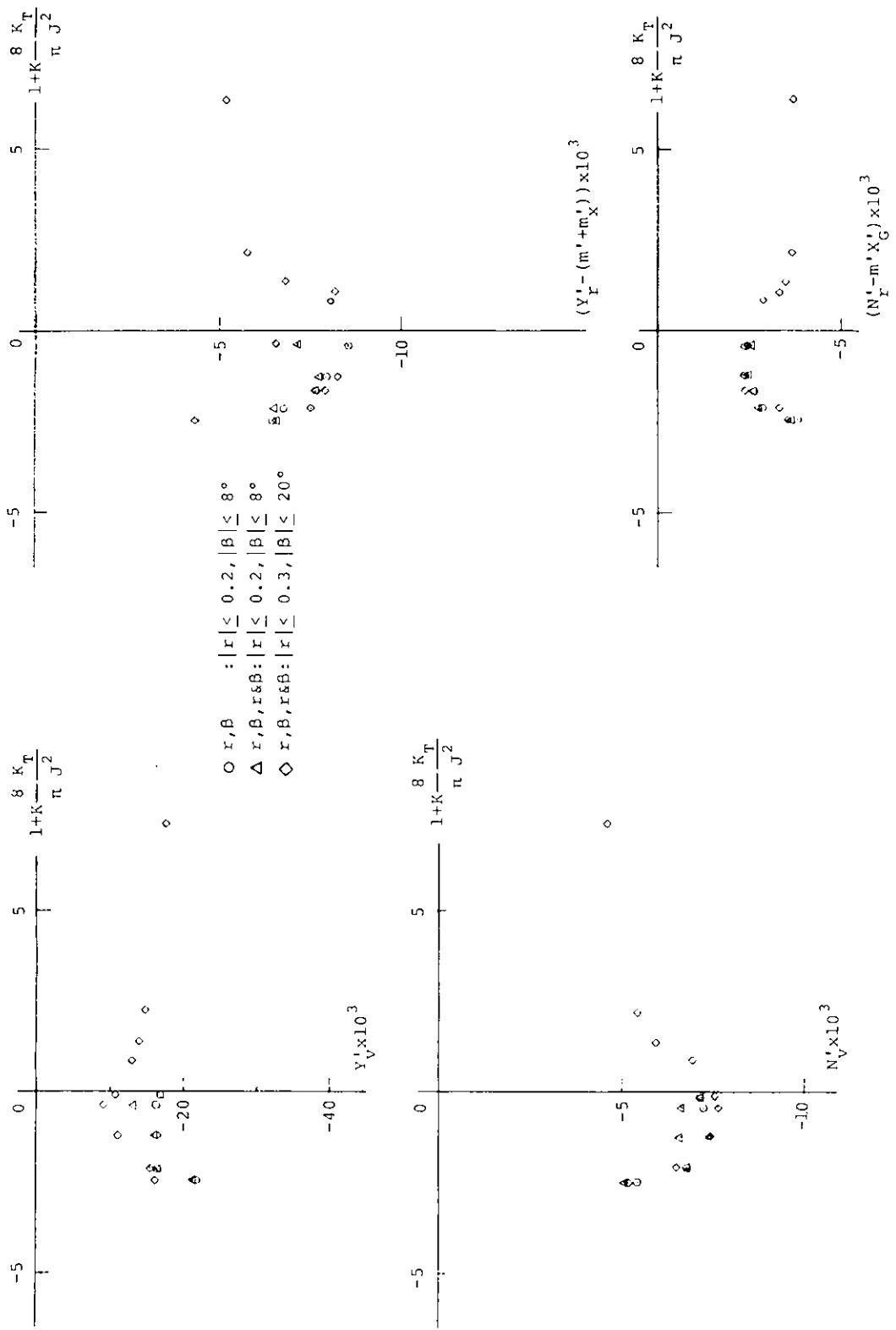
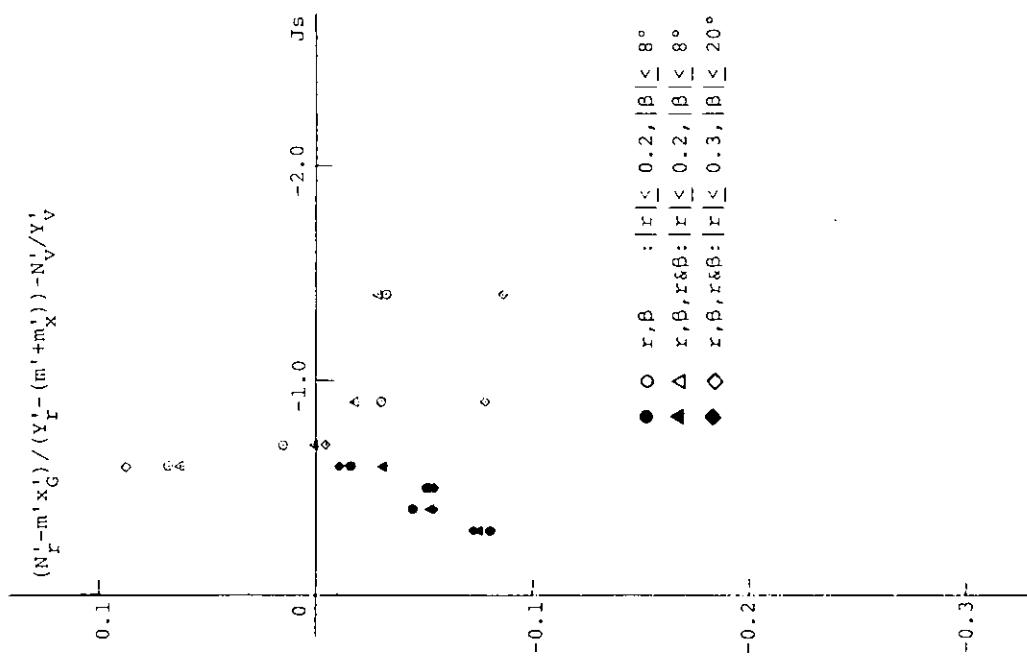


図 2.2.2.6 逆転中、みかけの前進速度が極塑體係数に与える影響
(黒い点 : $K_T = \text{一定}$ の領域の特性、白い点 : それ以外の領域の特性)



[図 2.2.2.7] ブロペラによる増速、減速効果の線型微係数に対する影響



[図] 2.2.2.8 逆転中の船の針路安定性に対するみかけの前進率の影響
(黒い点 $K_T =$ 一定の領域の特性, 白い点: それ以外の領域の特性)

2.3 浅水中の性能

2.3.1 船舶技術研究所における研究

(1) 実験状態

S.R.I.5.4で使用した5-27M型の4m模型船を用いて、船研中水槽において下記のような状態で、プロペラ順転時の斜航試験および舵角試験を行い、船全体に働く3分力および舵に働く直圧力と舵軸まわりのモーメントを計測した。

i) 水深吃水比 $h/d = 1.20, 1.5, 1.2$

ii) 舵角試験 ($\beta = 0$)

$$\delta = \pm 1.0^\circ, \pm 2.0^\circ, \pm 3.0^\circ$$

$$J_s (= V/nD) = 0.25, 0.37, 0.50, 0.75, 1.0$$

iii) 斜航試験 ($\delta = 0$)

$$J_s = 0.25, 0.37, 0.50, 0.75, 1.0, \infty$$

$$\beta = 0^\circ, \pm 3^\circ, \pm 6^\circ, \pm 9^\circ, \pm 12^\circ, \pm 15^\circ, \pm 20^\circ, \pm 25^\circ \text{ for } h/d = 1.20$$

$$= 0^\circ, \pm 3^\circ, \pm 6^\circ, \pm 10^\circ, \pm 15^\circ, \pm 20^\circ, \pm 25^\circ \text{ for } h/d = 1.5, 1.2$$

J_s と β , δ の組み合わせについては、時間の都合上すべての組み合わせについては行う事が出来ず、適宜省略して実験を行った。 $J_s = \infty$ はプロペラ固定を表す。船速は $h/d = 1.20, 1.5$ では $V = 0.6 \sim 1.6 \text{ m/sec}$ ($F_N = 0.10$), $h/d = 1.2$ では触底を避けるため $V = 0.3 \sim 1.3 \text{ m/sec}$ とした。

(2) 解析法

座標系を右図のようにとり、次式のような斜航中の運動方程式を考える。

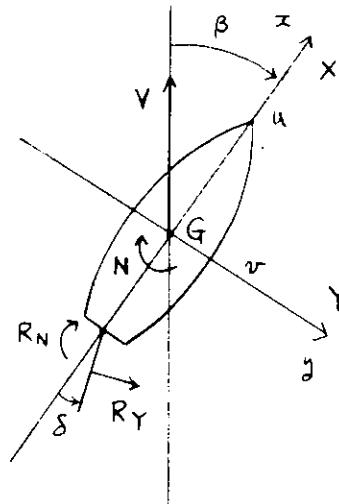
$$Y = Y_v + v + f_y \\ + (1 + a_H) R_y \cos \delta + Y_o$$

$$N = N_v + v + f_N \\ - (x_H + a_H x_H) R_y \cos \delta + N_o$$

f_y, f_N は v の非線形項で、

Y_o, N_o は $\beta = \delta = 0$ での Y, N の値とする。

無次元化は次のように行った。



$$Y' = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad X' = \frac{N}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad N' = \frac{R_N}{\frac{1}{2} \rho L^2 d v^2}$$

$$v' = -\sin \beta, \quad R'_y = \frac{R_y}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad R'_N = \frac{R_N}{\frac{1}{2} \rho L^2 d v^2}$$

舵角試験より a_H, x_H を求め、斜航試験では、非線形項 f_y, f_N として次のような3種類の型を考え、最小自乗法で全微係数を同時に求めた。なお、その時の a_H, x_H としては、舵角試験での平均曲線の $\delta = 0^\circ$

での値を用いた。

I) MMG型 $f_y = C_y \cdot v | v |$, $f_n = C_n \cdot v | v |$

II) 3次式型 $f_y = Y_{v3} \cdot v^3$, $f_n = N_{v3} \cdot v^3$

III) 5次式型 $f_y = Y_{v3} \cdot v^3 + Y_{v5} \cdot v^5$

$$f_n = N_{v3} \cdot v^3 + N_{v5} \cdot v^5$$

(3) 実験結果

本実験では、計測中の力やモーメントはなかなか安定せず、20秒から3分程度の周期で不規則にしかもゆるやかに変動しており、定常状態には殆んど達しなかったため、平均値をとって実験値としているため、全体的に点のバラつきが大きかった。

舵角試験における、船全体に働く力 Y' , N' , X' を図 2.3.1.1~9 KC, 舵に働く直圧力 R_y' とその圧力中心位置 R_y' / R_y を図 2.3.1.1.0~1.5 に示す。以上の Y' , N' , R_y' より求めた a_n と $(x_R + a_n - x_H) / L$ を図 2.3.1.1.6~2.1 に示す。図 2.3.1.3.7~3.9 は、舵角試験における Y' , N' , R_y' の J_s による変化を示す。

斜航試験における、船全体に働く力 Y' , N' , X' を図 2.3.1.2.2~3.0 KC, 舵に働く直圧力 R_y' とその舵軸まわりのモーメント R_n' を図 2.3.1.3.1~3.6 に示す。表 2.3.1.1~2 KC 斜航試験より求めた微係数を示す。

I) 舵角試験

舵に働く力については、プロペラ後流の影響を直接受けるため、当然のことながら J_s が小さいほど R_y' は大きい。水深の影響については、 h/d が小さくなるにつれ、 R_y' は $J_s \geq 0.37$ では減少しているが、 $J_s < 0.37$ という回転数の高い場合は、必ずしも戻いほど減少するとなっていない。

舵面上の圧力中心位置については、回転数の高いほどかつ舵角が小さいほど前方にある。水深の影響ははっきりしていない。

船全體に働く力については、式の上では R_y' と a_n , x_n とで表わされるわけであるが、 a_n , x_n とともに点のバラつきが大きく、 J_s の影響をみつける事は難しい。水深の影響については、平均的には $h/d = 1.2$ と $h/d = 1.5$ とではあまり差はないが、 $h/d = 1.2$ になると a_n はかなり増加しているようである。また、 $h/d = 1.2$ と 1.5 とでは、舵角が大きいほど a_n は大きく、 $\delta = \pm 30^\circ$ では約 $L/0$ となっており、舵力成分と同じ程度の横力が船体に働いている。

Y' は、回転数の高い $J_s = 0.25$ では、 h/d が小さくなるにつれて大きくなっているが、回転数が低いところでは、 $h/d = 1.5$ では Y' は小さくなっている。さらに、 $h/d = 1.2$ では、左舵では Y' は小さくなるが右舵では Y' は大きくなっている。また、 $h/d = 1.2$ では、左舵では Y' は大きくなっているが、右舵では Y' は小さくなっている。これに対し、 R_y' は $J_s \geq 0.37$ では、 h/d が小さくなるにつれて単調に減少している。

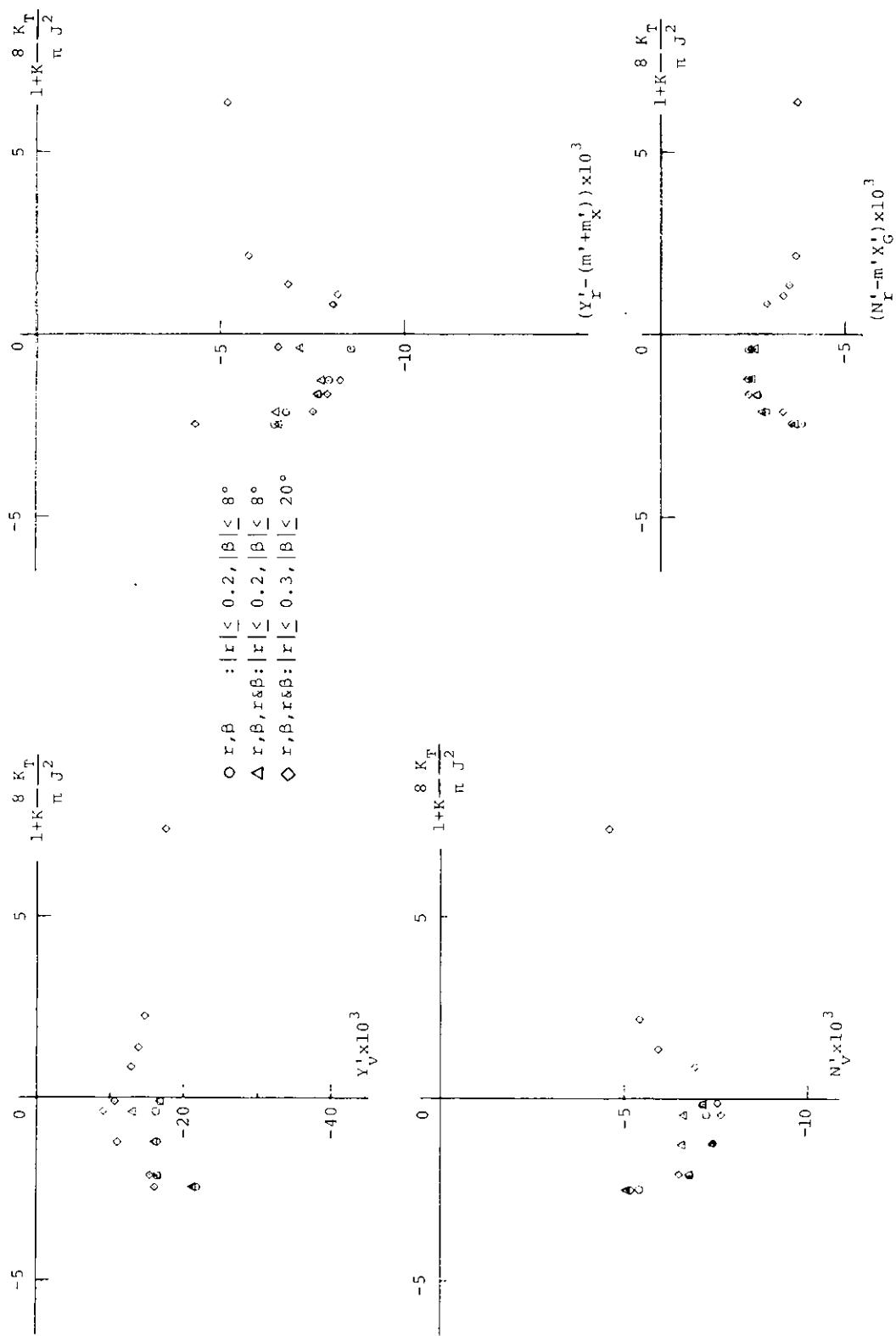
N' は、左舵 $J_s = 0.25$ では殆んど水深による差はないが、それ以外では h/d とともに単調に減少している。

X' については、 $h/d = 1.2$ と 1.5 とではあまり差はないが、 $h/d = 1.2$ になるとかなり抵抗が増加している。舵角をとる事による抵抗増加については、 $h/d = 1.2$ と 1.5 は $R_y' \sin \delta$ と大体一致する。

$h/d = 1.2$ では船速を $1/2$ におとしたため計測精度がおちており一致は悪いが、全体的には、やはり $R_y' \sin \delta$ で説明出来そうである。

II) 斜航試験

舵角 0° のため、 Y' , N' は斜航船体に働く成分が殆んどで、 J_s による変化は小さいが、 $|\beta| \geq 6^\circ$ では Y' は J_s が小さくなるにつれてわずかに減少しており、 N' は $h/d = 1.2$ と 1.5 では $|\beta| \leq 6^\circ$



[図 2.2.2.7] ブローバルによる増速、減速効果の線型微係数に対する影響

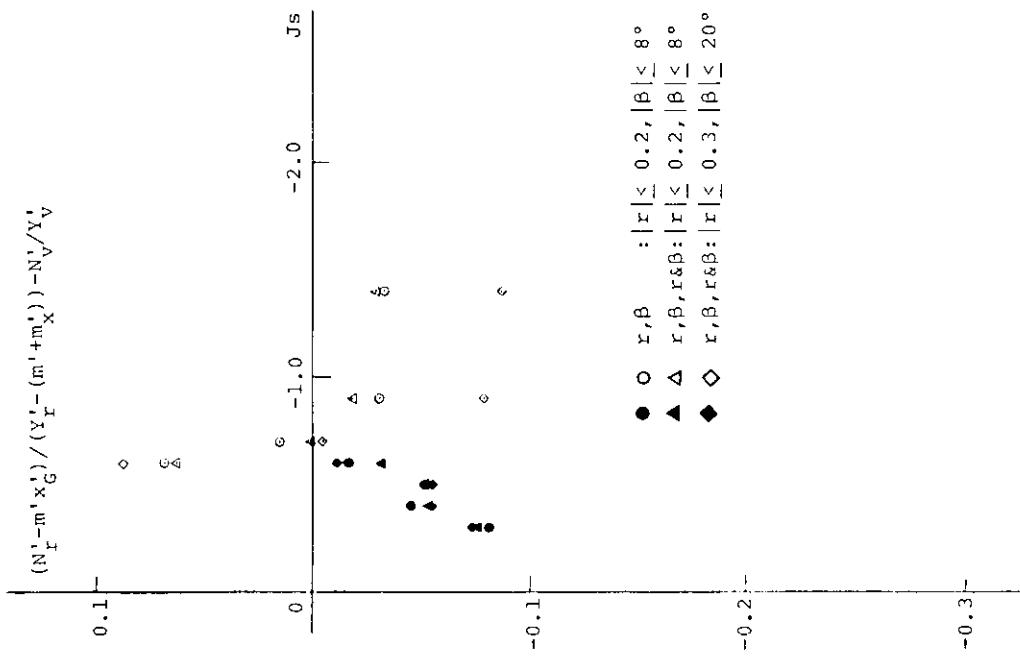


図 2.2.2.8 逆転中の船の針路安定性に対するみかけの前進率の影響
(黒い点 $K_r = \text{一定}$ の領域の特性, 白い点 : それ以外の領域の特性)

2.3 浅水中的性能

2.3.1 船舶技術研究所における研究

(1) 実験状態

S R 1 5 4 で使用した 5 - 27 M 型の 4 m 模型船を用いて、船研中水槽において下記のような状態で、プロペラ順転時の斜航試験および舵角試験を行い、船全体に働く 3 分力および舵に働く直圧力と舵軸まわりのモーメントを計測した。

i) 水深吃水比 $h/d = 1.20, 1.5, 1.2$

ii) 舵角試験 ($\beta = 0$)

$$\delta = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ, \pm 30^\circ$$

$$J_s (= V/nD) = 0.25, 0.37, 0.50, 0.75, 1.0$$

iii) 斜航試験 ($\delta = 0$)

$$J_s = 0.25, 0.37, 0.50, 0.75, 1.0, \infty$$

$$\beta = 0^\circ, \pm 3^\circ, \pm 6^\circ, \pm 9^\circ, \pm 12^\circ, \pm 15^\circ, \pm 20^\circ, \pm 25^\circ \text{ for } h/d = 1.20$$

$$= 0^\circ, \pm 3^\circ, \pm 6^\circ, \pm 10^\circ, \pm 15^\circ, \pm 20^\circ, \pm 25^\circ \text{ for } h/d = 1.5, 1.2$$

J_s と β , δ の組み合わせについては、時間の都合上すべての組み合わせについては行う事が出来ず、適宜省略して実験を行った。 $J_s = \infty$ はプロペラ固定を表す。船速は $h/d = 1.20, 1.5$ では $V = 0.6 \sim 1.6 \text{ m/sec}$ ($F_N = 0.10$), $h/d = 1.2$ では触底を避けるため $V = 0.3 \sim 1.3 \text{ m/sec}$ とした。

(2) 解析法

座標系を右図のようになり、次式のような斜航中の運動方程式を考える。

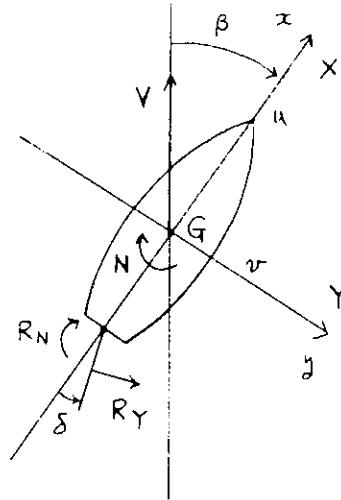
$$Y = Y_v + v + f_y \\ + (1 + a_h) R_y \cos \delta + Y_o$$

$$N = N_v + v + f_n \\ - (x_h + a_h x_h) R_y \cos \delta + N_o$$

f_y, f_n は v の非線形項で、

Y_o, N_o は $\beta = \delta = 0$ での Y, N の値とする。

無次元化は次のように行った。



$$Y' = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad X' = \frac{X}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad N' = \frac{N}{\frac{1}{2} \rho L^2 d v^2}$$

$$v' = -\sin \beta, \quad R'_y = \frac{R_y}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad R'_n = \frac{R_n}{\frac{1}{2} \rho L^2 d v^2}$$

$$R'_y = \frac{R_y}{\frac{1}{2} \rho L d v^2}, \quad R'_n = \frac{R_n}{\frac{1}{2} \rho L^2 d v^2}$$

舵角試験より a_h, x_h を求め、斜航試験では、非線形項 f_y, f_n として次のような 3 種類の型を考え、最小自乗法で全微係数を同時に求めた。なお、その時の a_h, x_h としては、舵角試験での平均曲線の $\delta = 0^\circ$

ての値を用いた。

i) MMG型 $f_v = C_v \cdot v | v |$, $f_n = C_n \cdot v | v |$

ii) 3次式型 $f_v = Y_{v3} \cdot v^3$, $f_n = N_{v3} \cdot v^3$

iii) 5次式型 $f_v = Y_{v3} \cdot v^3 + Y_{v5} \cdot v^5$

$$f_n = N_{v3} \cdot v^3 + N_{v5} \cdot v^5$$

(3) 実験結果

本実験では、計測中の力やモーメントはなかなか安定せず、20秒から3分程度の周期で不規則にしかもゆるやかに変動しており、定常状態には殆んど達しなかったため、平均値をとって実験値としているため、全体的に点のバラつきが大きかった。

舵角試験における、船全体に働く力 Y' , N' , X' を図 2.3.1.1~9 KC, 船に働く直圧力 R_y' とその圧力中心位置 R_s' / R_y' を図 2.3.1.1.0~1.5 KC 示す。以上の Y' , N' , R_y' より求めた a_n と $(x_n + a_n \cdot x_n) / L$ を図 2.3.1.1.6~2.1 KC 示す。図 2.3.1.3.7~3.9 は、舵角試験における Y' , N' , R_y' の J_s による変化を示す。

斜航試験における、船全体に働く力 Y' , N' , X' を図 2.3.1.2.2~3.0 KC, 船に働く直圧力 R_y' とその舵輪まわりのモーメント R_s' を図 2.3.1.3.1~3.6 KC 示す。表 2.3.1.1~2 KC 斜航試験より求めた微係数を示す。

i) 舵角試験

船に働く力については、プロペラ後流の影響を直接受けるため、当然のことながら J_s が小さいほど R_y' は大きい。水深の影響については、 h/d が小さくなるにつれ、 R_y' は $J_s \geq 0.37$ では減少しているが、 $J_s < 0.37$ という回転数の高いほどかつ舵角が小さいほど前方にある。水深の影響ははっきりしていない。

船全体に働く力については、式の上では R_y' と a_n , x_n とで表わされるわけであるが、 a_n , x_n とともに点のバラつきが大きく、 J_s の影響をみつける事は難しい。水深の影響については、平均的には $h/d = 1.2$ と $h/d = 1.5$ とではあまり差はないが、 $h/d = 1.2$ KC になると a_n はかなり増加しているようである。また、 $h/d = 1.2$ と 1.5 とでは、舵角が大きいほど a_n は大きく、 $\delta = \pm 30^\circ$ では約 1.0 となっており、舵力成分と同じ程度の横力が船体に働いている。

Y' は、回転数の高い $J_s = 0.25$ では、 h/d が小さくなるにつれて大きくなっているが、回転数が低いところでは、 $h/d = 1.5$ では Y' は小さくなっている。さらに、 $h/d = 1.2$ では、左舵では Y' は小さくなるが右舵では Y' は大きくなっている。 Y' と h/d とは単調な関係にはなっていない。これに対し、 R_y' は $J_s \geq 0.37$ では、 h/d が小さくなるにつれて単調に減少している。

N' は、左舵 $J_s = 0.25$ では殆んど水深による差はないが、それ以外では h/d とともに単調に減少している。

X' については、 $h/d = 1.2$ と 1.5 とではあまり差はないが、 $h/d = 1.2$ KC になるとかなり抵抗が増加している。舵角をとる事による抵抗増加については、 $h/d = 1.2$ と 1.5 は $R_y' \sin \delta$ と大体一致する。 $h/d = 1.2$ では船速を $1/2$ KC としたため計測精度がおちており一致は悪いが、全般的には、やはり $R_y' \sin \delta$ で説明出来そうである。

ii) 斜航試験

舵角 0° のため、 Y' , N' は斜航船体に働く成分が殆んどで、 J_s による変化は小さいが、 $|\beta| \geq 6^\circ$ では Y' は J_s が小さくなるにつれてわずかに減少しており、 N' は $h/d = 1.2$ と 1.5 では $|\beta| \leq 6^\circ$

で J_s が小さくなるにつれてわずかに増加している。その他の範囲では、 J_s が小さくなるにつれて Y' は増加し N' は減少する傾向にある。

h/d が小さくなるにつれて、 Y' 、 N' は大きく増加するとともに、偏角 β による非線型の性質も異なって来ており、浅水では $|\beta| > 10^\circ$ の範囲まで考えると、運動方程式の非線型項 f_Y 、 f_N として、 $v | v |$ や v^3 の項だけでは充分近似出来そうにない。

X' については、直進付近では水深が浅くなるにつれて抵抗は増加するが、偏角がつくと揚力の x 軸方向の成分が推力としてきてくるので、水深が浅くなると揚力は非常に大きくなるため、浅水では大きな推力がかかるようになる。

R'_v については、全體としてのオーダーは Y' 、 N' ほど水深により大きくは変化しないが、偏角 β による変化の性質は水深によりかなり変化している。プロペラ固定の場合は、 β に関しては対称に近いが、 $h/d = 1.5$ では J_s が小さくなるほど非対称性が強くなっている。特に $\beta = 3^\circ$ 付近では、左舷から流れは船体にあたっているが、 J_s が小さい場合は左舷方向に力を発生している。 $h/d = 1.2$ では $J_s = 0.75$ 付近で最も非対称性が強く、これより J_s が小さくなるにつれて対称性をとりもどして来ている。以上の事はまた、浅水域における有効迎角と偏角との関係式を見つける事の難しさをも示している。

また、浅水では、 J_s の減少による R'_v の増加が大きくなっている。

斜航時の微係数については、ここで求めたものは、まず 1 次の係数を求め次いで 2 次又は 3 次を求めるといったやり方ではなく、全部同時に求めたもので、非線型項のちがいにより、1 次の微係数でもかなり値が異なっており、力そのものでなく微係数の値を問題にする時には、本実験のように非線型性の強い場合は、微係数決定の順序が重要である事を示している。

(4) 結論

直進中の舵角試験では、流体力は、水深の変化により定量的には少し変化するが、定性的な変化はあまりないようである。しかし、斜航状態になると、船体の浅水影響が支配的となり、流体力は浅くなるにつれて大きく増加するとともに、非線型性も増加しその性質も変化しており、浅水域での肥大船に対する、合理的な数学モデルの作成の難しさを予想させる。

こういう現象は、肥大船特有のものか、やせた船にも出てくるのか、どういう差があるのか、等を確かめるため、来年度はやせた船型について、今年度と同様な実験をやる予定である。

2.3.2 九州大学における研究

急速停止性能は針路保持の性能、針路変更の性能と共に、操縦性研究の一部門である。古くから多くの研究があるが、その主力はプロペラ逆転による船の停止位置の推定即ち Track Reach とか Head Reach であるが、操船者からは船の停止位置が進行方向に対し右か左か見当がつかないとよく言われ、事実船の停止位置の実例は左が多いか右が多いかいずれとも言いえない。勿論、潮流、風のような外力の影響、又プロペラ逆転開始時の船の偏角・角速度の影響即ち初期条件の問題もあるが、先づ外力無く初期偏角・角速度 0 の場合のプロペラ逆転による停止位置の推定が必要であろう。

本文においては、急速停止が問題となるであろうタンカー模型船を用いて、自航直進時プロペラ逆転を行った時の航跡、偏角、船速及び方位の時間に対する変化を求める同時に、これを船の操縦運動方程式を用いて計算し、これが一致するか否かを確認する。その場合方程式に含まれる流体力が問題となるが、これは偏角、船速、角速度、舵角、プロペラ回転数の関数でありこれに浅水影響を加えて考えると、実験に多大の時間を必要とするので、自航試験に一致するにはどのような流体力を考えたらよいかを検討する。そうすると現時点において計算による部分と実験が必要な部分が判明する。但し舵角の影響は小さいとして無視する。

(1) 運動方程式

計算に用いた操縦運動方程式は船速 V , 偏角 β , 船心周りの角速度 τ , プロペラ回転数を n とした時無次元化された方程式は

$$(m' + m'_x) \frac{L}{V} \left[\frac{\dot{v}}{V} \cos \beta - \sin \beta \cdot \dot{\beta} \right] + (m' + m'_y) \sin \beta \cdot \tau' = X'$$

$$- (m' + m'_y) \frac{L}{V} \left[\frac{\dot{v}}{V} \sin \beta + \cos \beta \cdot \dot{\beta} \right] + (m' + m'_x) \cos \beta \tau' = Y'$$

$$n' \left(\frac{L}{V} \right)^2 \left[\frac{\dot{v}}{V} \frac{\tau'}{L} + \frac{V}{L} \dot{\tau}' \right] = N'$$

$$X' = X'_H + T' \frac{2 D^2}{L d} - \frac{1}{J^2}$$

$$Y' = Y'_H + Y'_P / J^2 + Y'_F \tau'$$

$$N' = N'_H + N'_P / J^2 + N'_F \tau'$$

$$J = \frac{V}{n D} \quad \tau' = \frac{L \tau}{V}$$

但し $m' + m'_x$, $m' + m'_y$ は船首尾方向及び船側方向の見掛け質量, n' は見掛けの慣性モーメントを無次元化した値を示す。Dはプロペラ直徑とする。

流体力は X' , Y' , N' で示されている。そして

$$X'_H, Y'_H, N'_H を n=0, \tau=0, \beta=0$$

$$T', Y'_P, N'_P を n \neq 0, \tau=0, \beta=0$$

$$Y'_F, N'_F を n=0, \tau \neq 0, \beta=0$$

の状態で実験的に求める。

(2) 実験方法

タンカー模型船は 5-27-M を使用し寸法を下に示す。

$$L = 2.5 \text{ m} \quad \beta = 0.5 \text{ m} \quad d = 0.183 \text{ m}$$

$$C_b = 0.82 \quad L \cdot c \cdot b = 3.1 \% \text{ for e}$$

$$D = 6.08 \text{ mm} \quad A_R / Ld = 1/55$$

プロペラは前進右回り

実験は九州大学運動性能水槽において行ない、自航実験は写真撮影により V , 方位 ϕ , β 航跡を求めていく。流体力は斜行実験ローテーティングアームにより求めた。各実験共に浅水影響を考慮するため水深 H を

$$H/d = \infty, 2, 1.5, 1.3$$

に調整している。拘束模型実験はトリム上下動のみ自由である。

(3) 流体力の実験値

流体力関係の値を図 2.3.2.1 ~ 図 2.3.2.16 に示す。 $Y'_H, N'_H \sim \beta$ の関係は予め考えた如くであるが、 X'_H と $\beta, H/d$ の関係は複雑である。 T' の値は H/d の影響は少ない。プロペラ単独の場合 $J = 0$ の値は左程差がないが、 $|J|$ が大きくなると船後の値とは非常な差が出る。¹⁰⁾ $|Y'_P|, |N'_P|$ の最大値は水深が浅くなると大きくなる。

Y'_F, N'_F は $H/d = \infty, 2.0, 1.5, 1.3$ に対しそれぞれ 0.108, 0.126, 0.158, 0.217;

-0.075, -0.083, -0.091, -0.101である。

(4) 自航試験と計算結果の比較

計算と自航試験との比較を図2.3.2.1.7～図2.3.2.3.0に示す。航跡、船速、方位、偏角の時間に対する変化を示してあり t_r は逆転開始迄の時間である。船の停止前は大きな偏角となる。計算と実験との一致は大体よいが H/d が大きく深い方がよい。

図2.3.2.3.1は t_r の Head Reach, Transfer に対する影響を示している。Head Reach の変化は $t_r = 0$ に對し約 V_o , $t_r / 2$ であり Transfer の変化は見られない。 $t_r = 0$ の場合の Head Reach Transfer の変化を図2.3.2.3.2～3.3に示す。各 H/d に對し J の値で示してある。Head Reach は $|J|$ の小さい時は差が少ないが、 $|J|$ が大きくなると $H/d = 1.5, 1.3$ ではその差が表われる。

Transfer は H/d が小さくなると大きくなり、 $|J|$ の小さい所では右回りプロペラでも左への移動が見られる。

(5) 成果

(3)のような流体力の結果を用いれば大略プロペラ逆転による状況を推定できることが判明した。猶、この流体力も理論的推定を加えると数少ない実験値でよいことが期待される。

水深が深いと見掛け質量等の推定計算も容易であるが、 $H/d < 1.5$ とく $H/d = 1.3$ においては推定の誤差が増す。¹¹⁾

Head Reach, Transfer は J と H/d の値により異なるが、水深の影響の出るのは $H/d < 1.5$ で Head Reach が減少し Transfer が増加する。これは Crash Stop の時浅水が有利と考えるべきであろうか。

表2.3.1.1 微係数

$h/d = 1.20$

(MMG型)

$Y'_v = -0.2188$

$N'_v = -0.1343$

$C'_y = -0.8947$

$C'_n = -0.0556$

(3次式型)

$Y'_v = -0.3355$

$N'_v = -0.1276$

$Y'_{v3} = -1.510$

$N'_{v3} = 0.0984$

(5次式型)

$Y'_v = -0.3324$

$N'_v = -0.1215$

$Y'_{v3} = -1.589$

$N'_{v3} = -0.0589$

$Y'_{v5} = 0.3638$

$N'_{v5} = 0.7229$

$h/d = 1.5$

$Y'_v = -0.4978$

$N'_v = -0.2142$

$C'_y = -3.933$

$C'_n = -0.2966$

$Y'_v = -1.049$

$N'_v = -0.2429$

$Y'_{v3} = -6.340$

$N'_{v3} = -0.5807$

$Y'_v = -0.6684$

$N'_v = -0.3400$

$Y'_{v3} = -1.557$

$N'_{v3} = 1.775$

$Y'_{v5} = 4.154$

$N'_{v5} = -1.061$

$h/d = 1.2$

$Y'_v = -2.612$

$N'_v = -0.4981$

$C'_y = -1.786$

$C'_n = -0.3966$

$Y'_v = -2.729$

$N'_v = -0.5552$

$Y'_{v3} = -2.351$

$N'_{v3} = -0.6290$

$Y'_v = -2.230$

$N'_v = -0.4974$

$Y'_{v3} = -1.889$

$N'_{v3} = -1.995$

$Y'_{v5} = 7.382$

$N'_{v5} = 6.095$

表 2.3.1.2 略係数 ($|\beta| \leq 1.2^\circ$ のデータのみ使用)

$h/d = 1.2.0$

(MMG型)		(3 次式型)	
Y'_v	- 0 2 8 8 7	Y'_v	- 0 3 2 4 3
N'_v	- 0 1 2 0 9	N'_v	- 0 1 2 1 7
C'_v	- 0 5 3 6 2	Y'_{v3}	- 1 7 9 4
C'_n	- 0 0 1 2 2	N'_{v3}	0 0 4 1 2

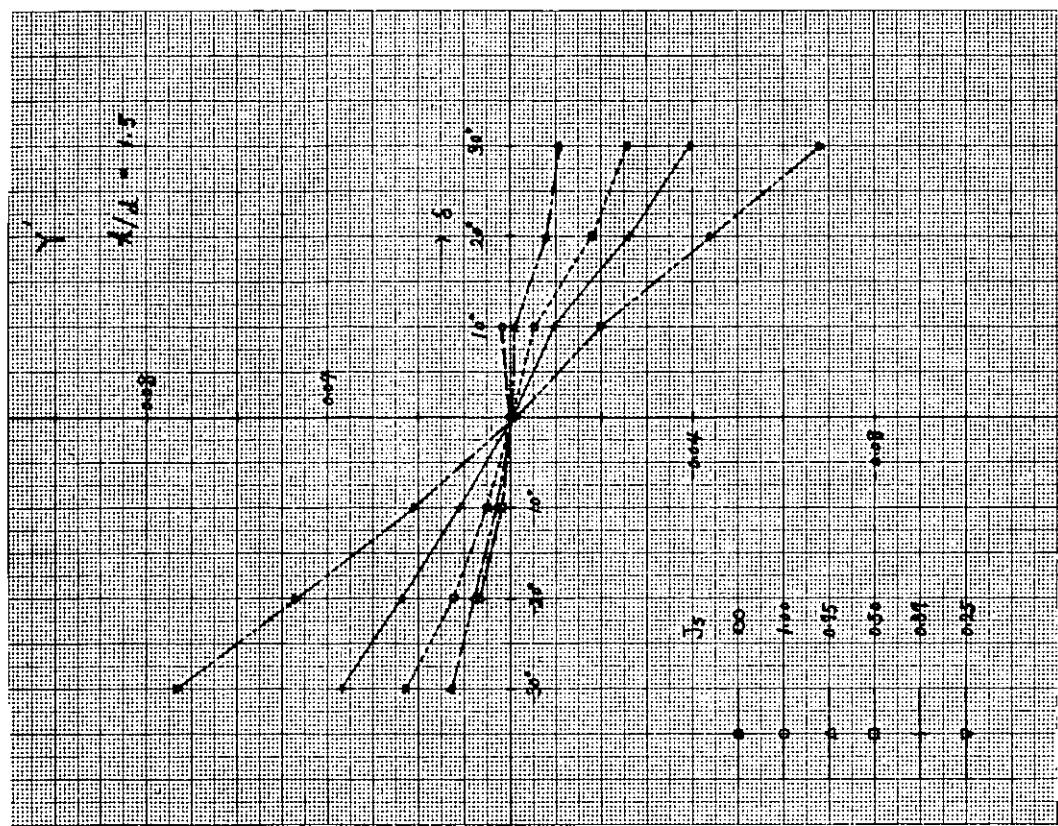
$h/d = 1.5$

Y'_v	- 0 6 3 4 2	Y'_v	- 0 7 7 4 5
N'_v	- 0 3 4 3 6	N'_v	- 0 3 2 9 7
C'_v	- 2 4 9 4	Y'_{v3}	- 9 7 6 0
C'_n	0 2 3 6 2	N'_{v3}	0 9 0 1 0

$h/d = 1.2$

Y'_v	- 1 4 4 0	Y'_v	- 2 0 6 5
N'_v	- 0 5 1 0 0	N'_v	- 0 5 2 1 5
C'_v	- 7 5 8 2	Y'_{v3}	- 2 0 6 7
C'_n	- 0 2 4 4 5	N'_{v3}	- 0 9 2 1 0

[图] 2.3.1.2



[图] 2.3.1.1

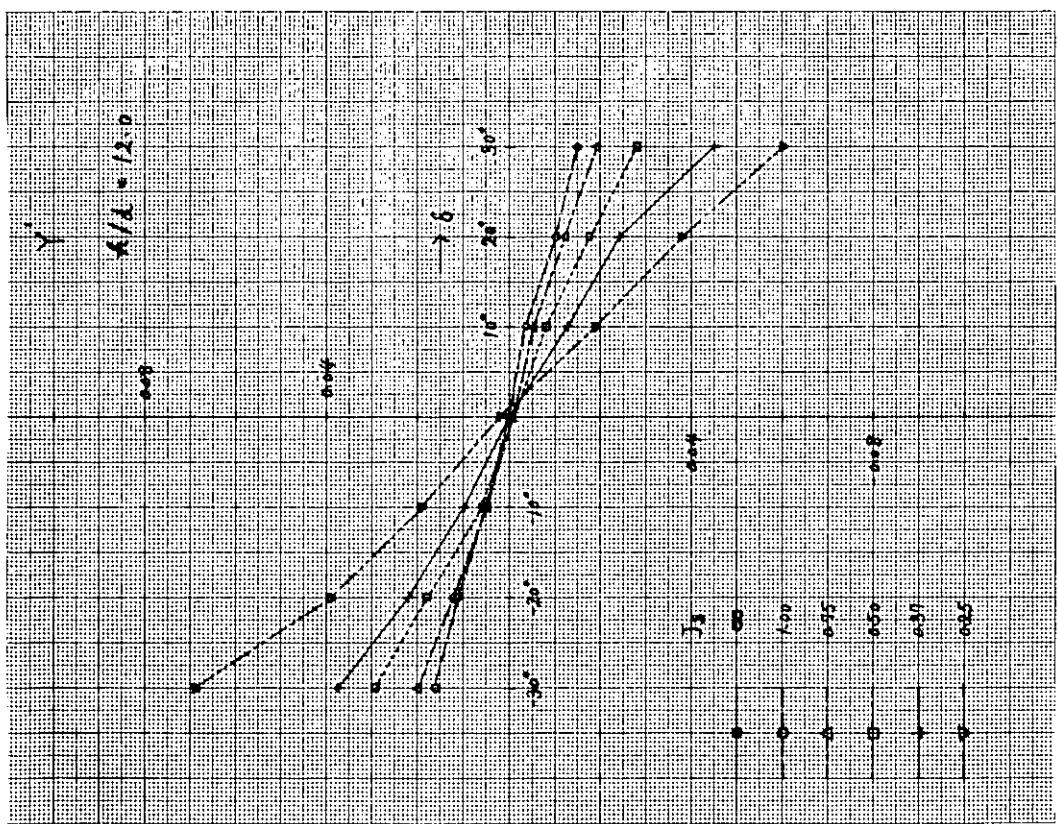


図 2.3.1.4

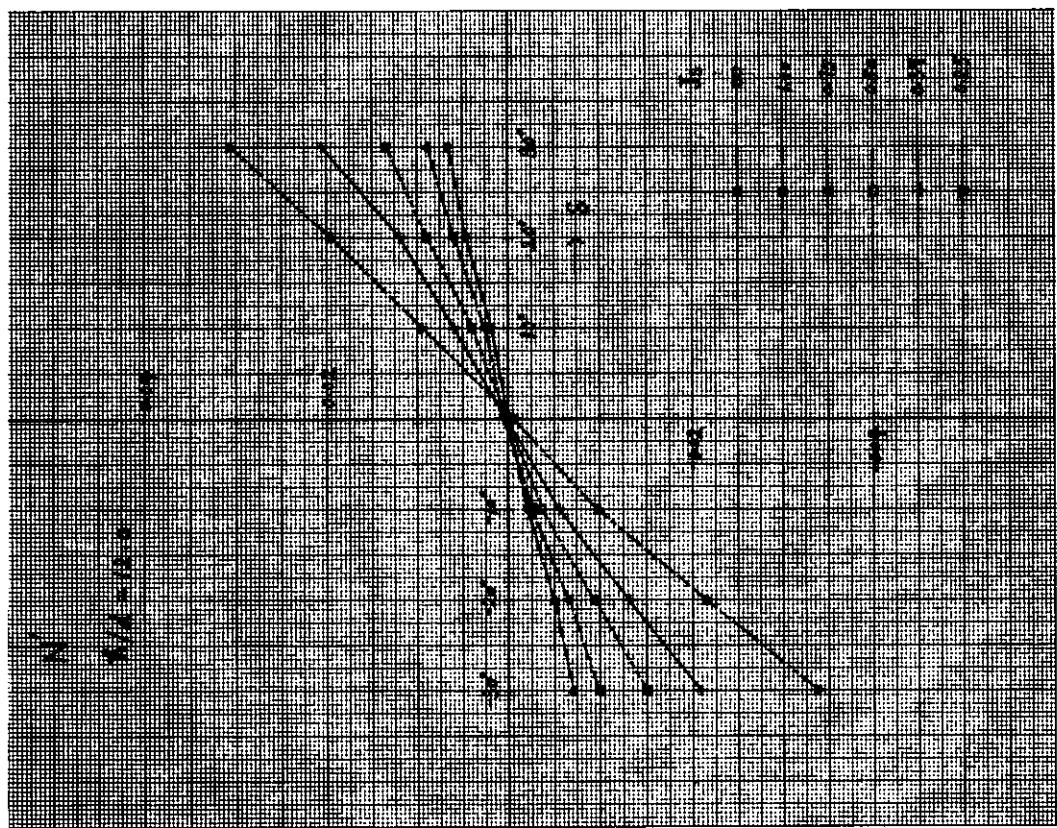
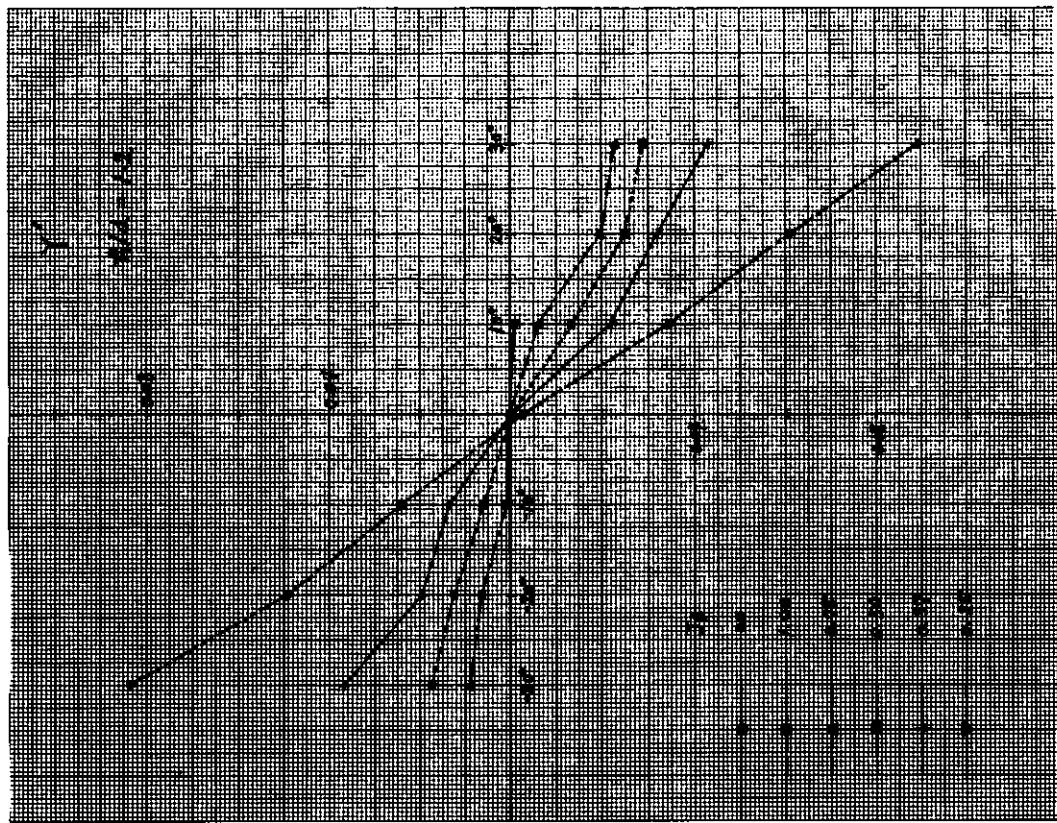
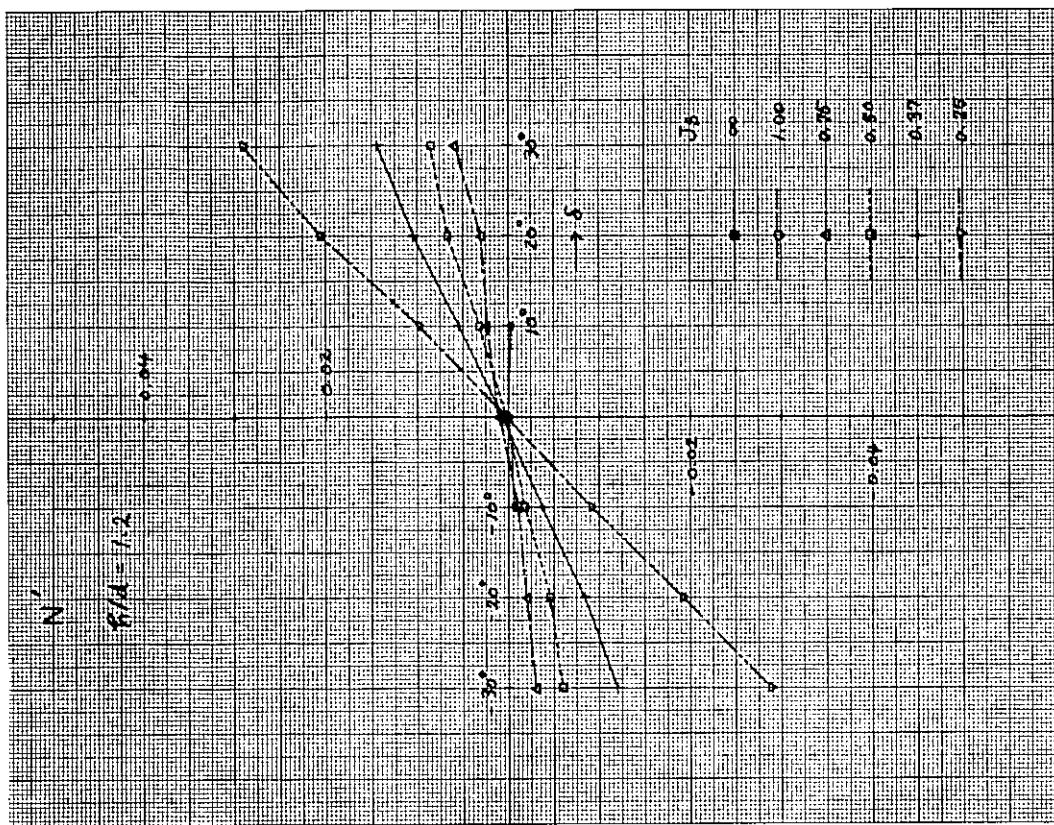
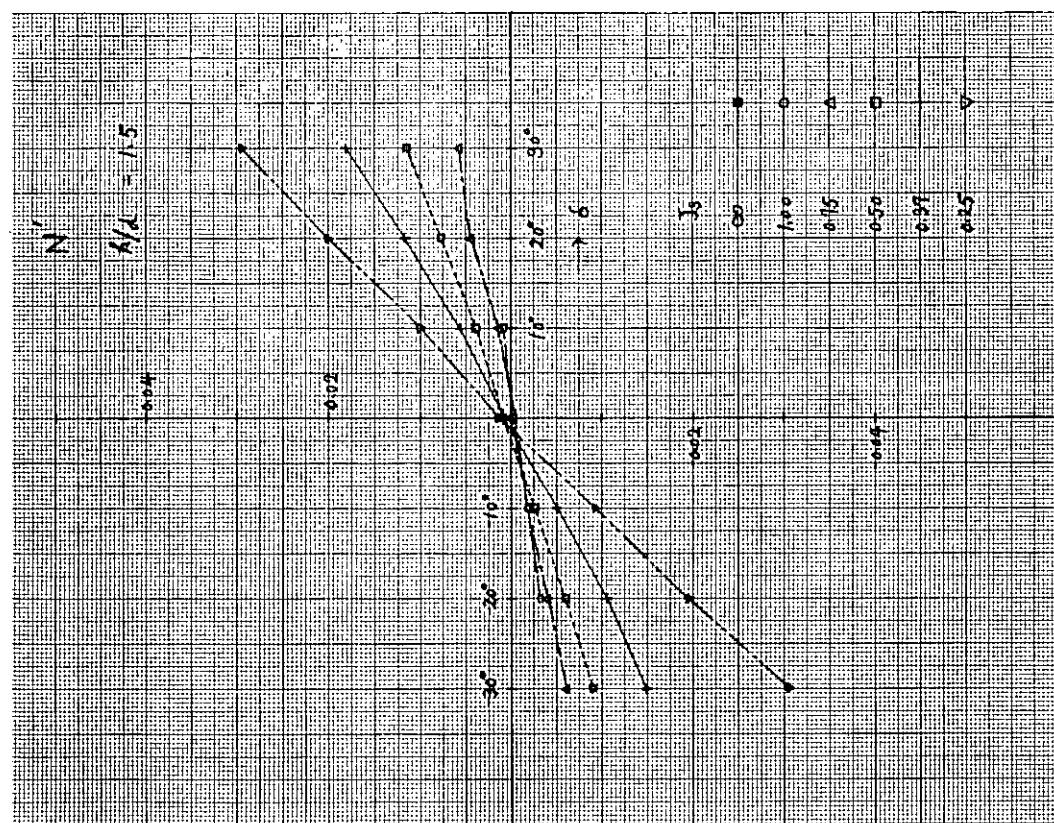


図 2.3.1.8





[图 2.3.1.6]



[图 2.3.1.5]

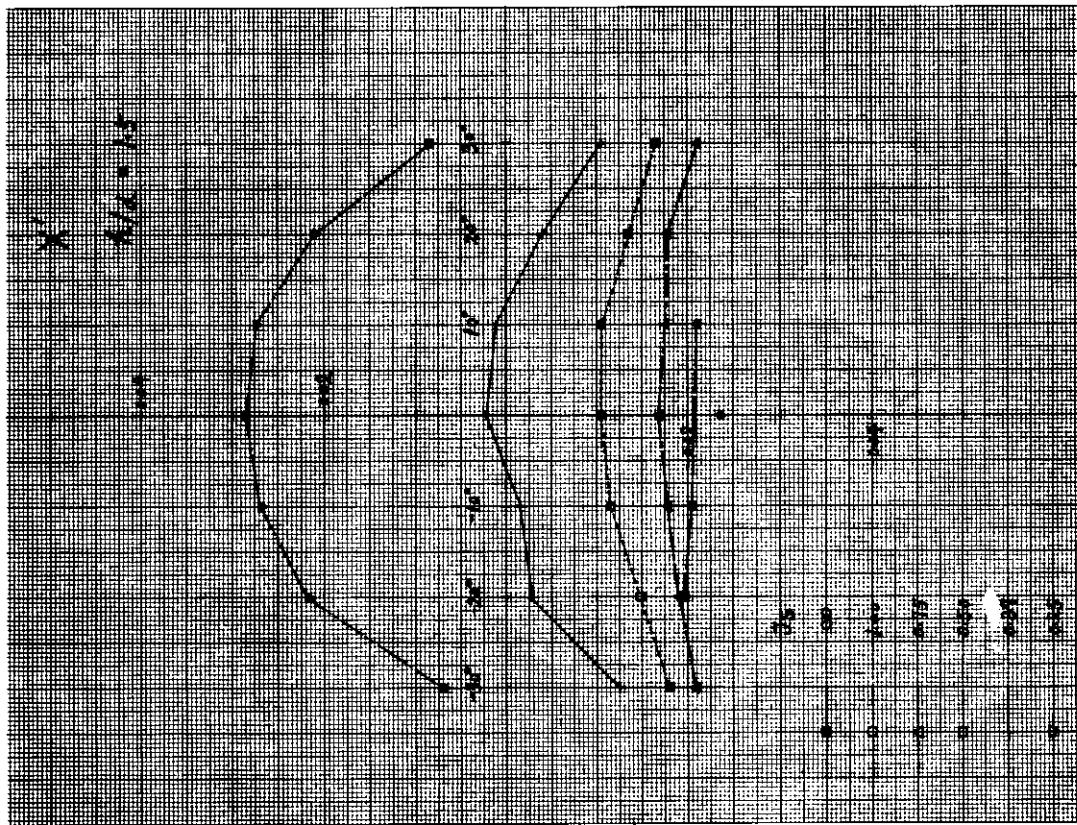


图 231.8

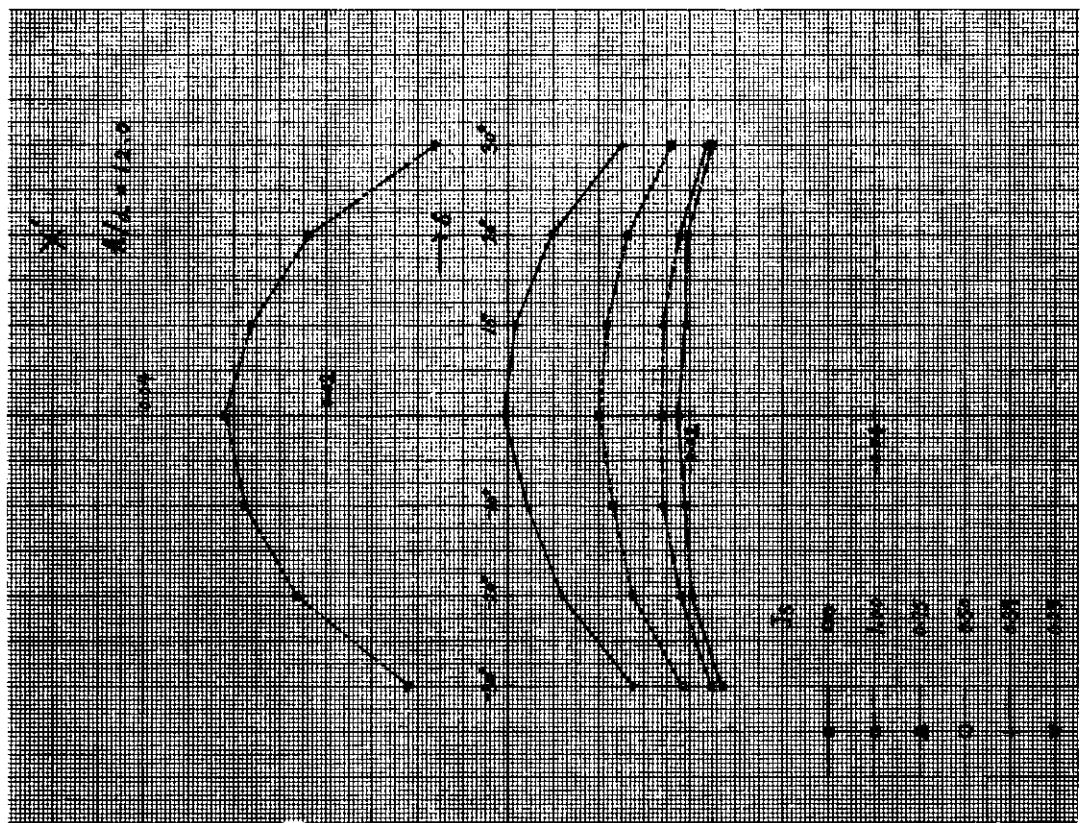


图 231.7

図 23110

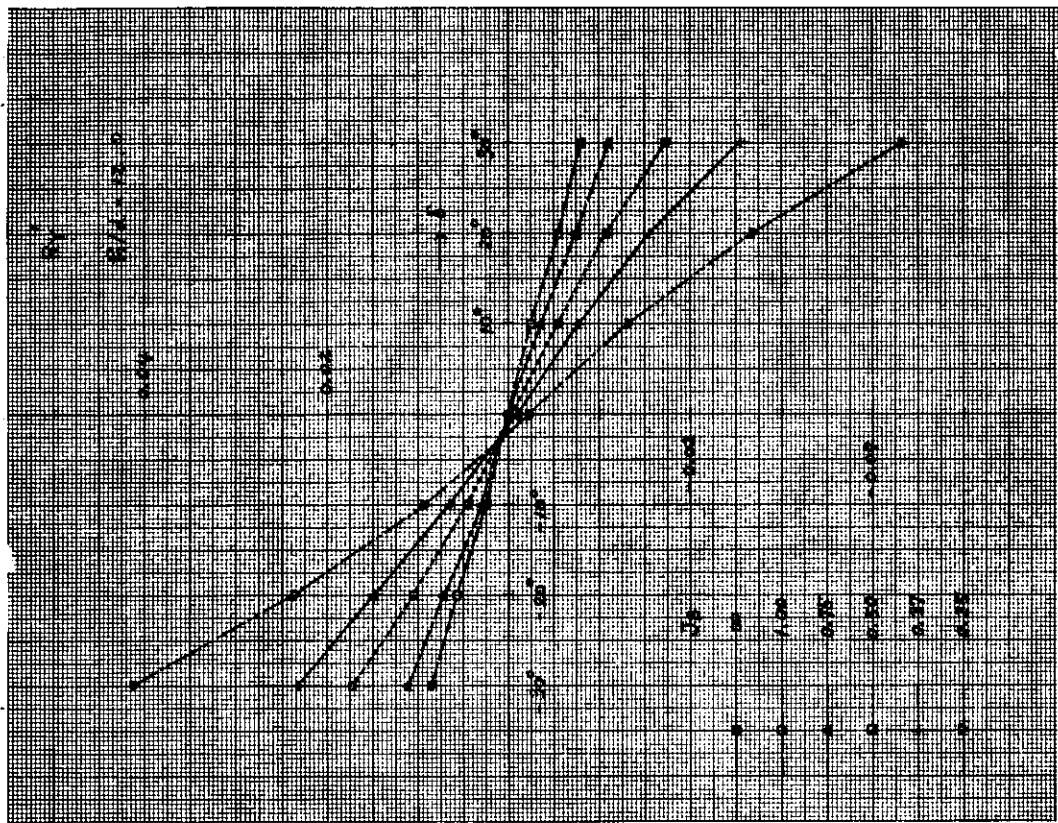
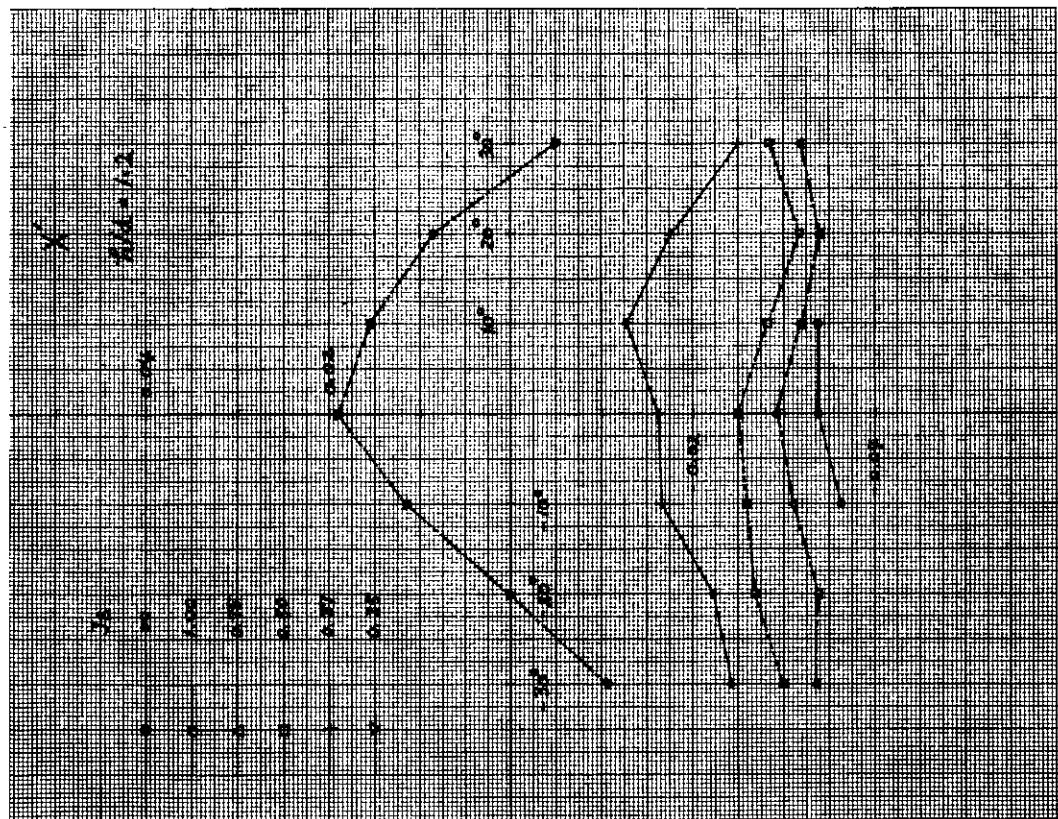


図 23119



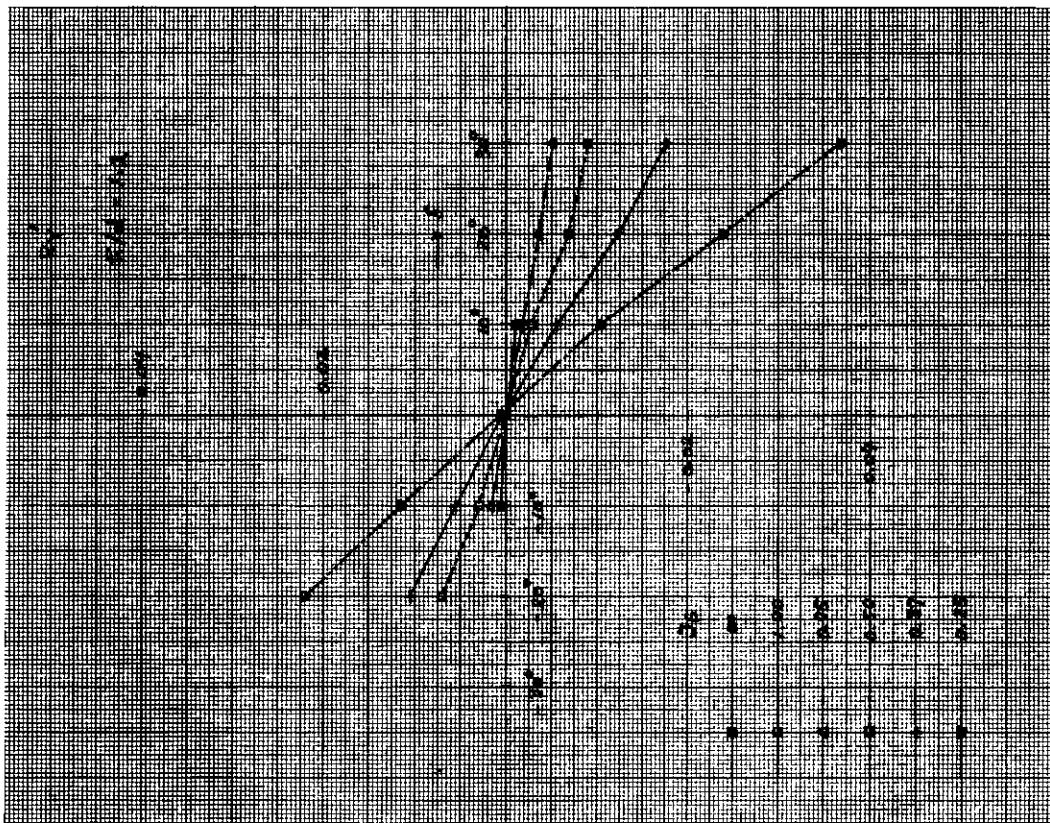


图 23112

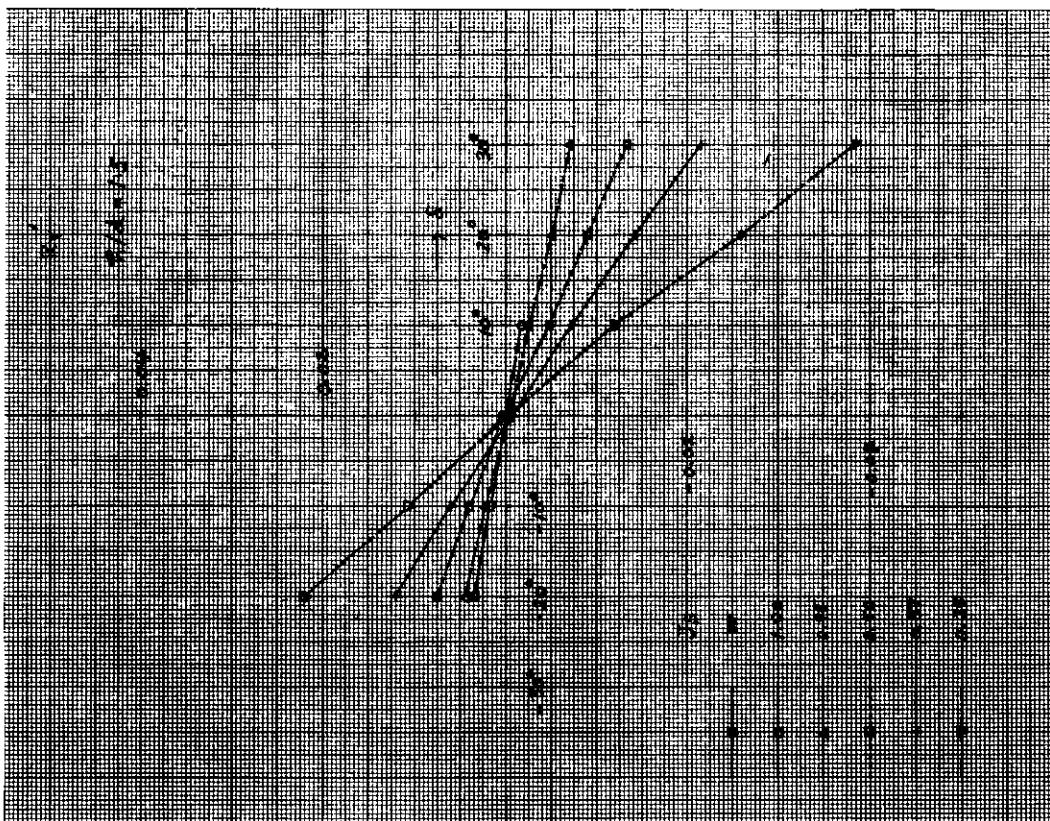
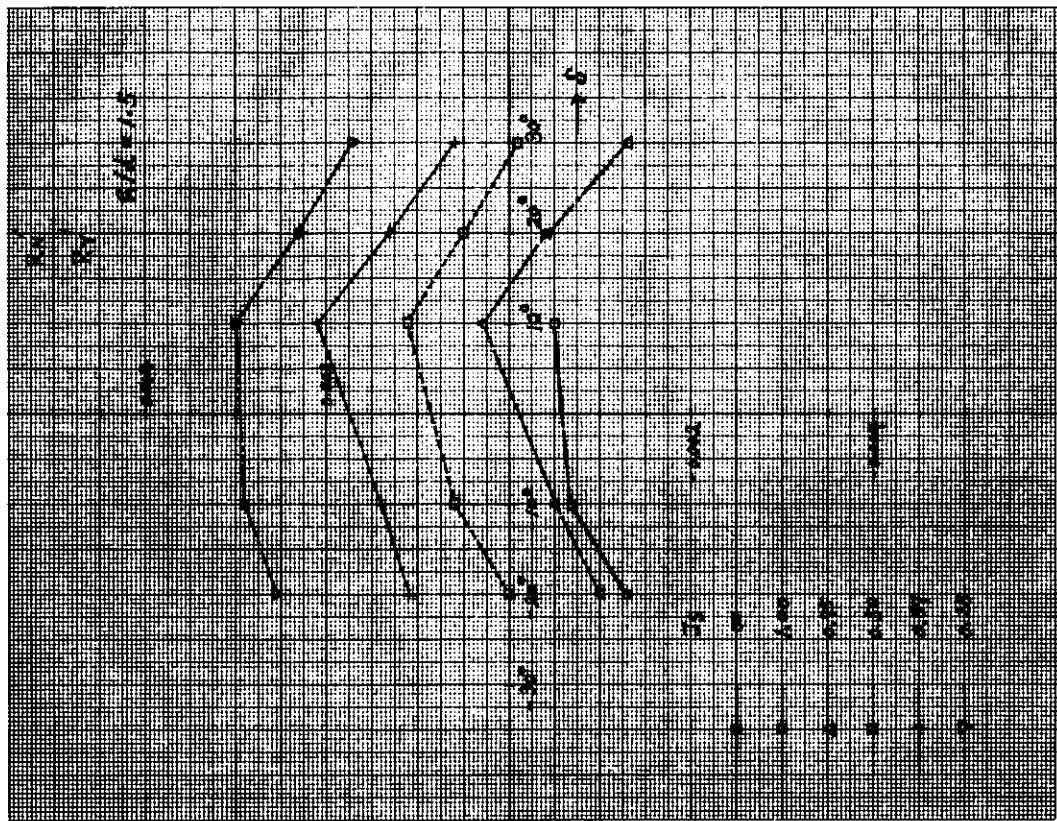
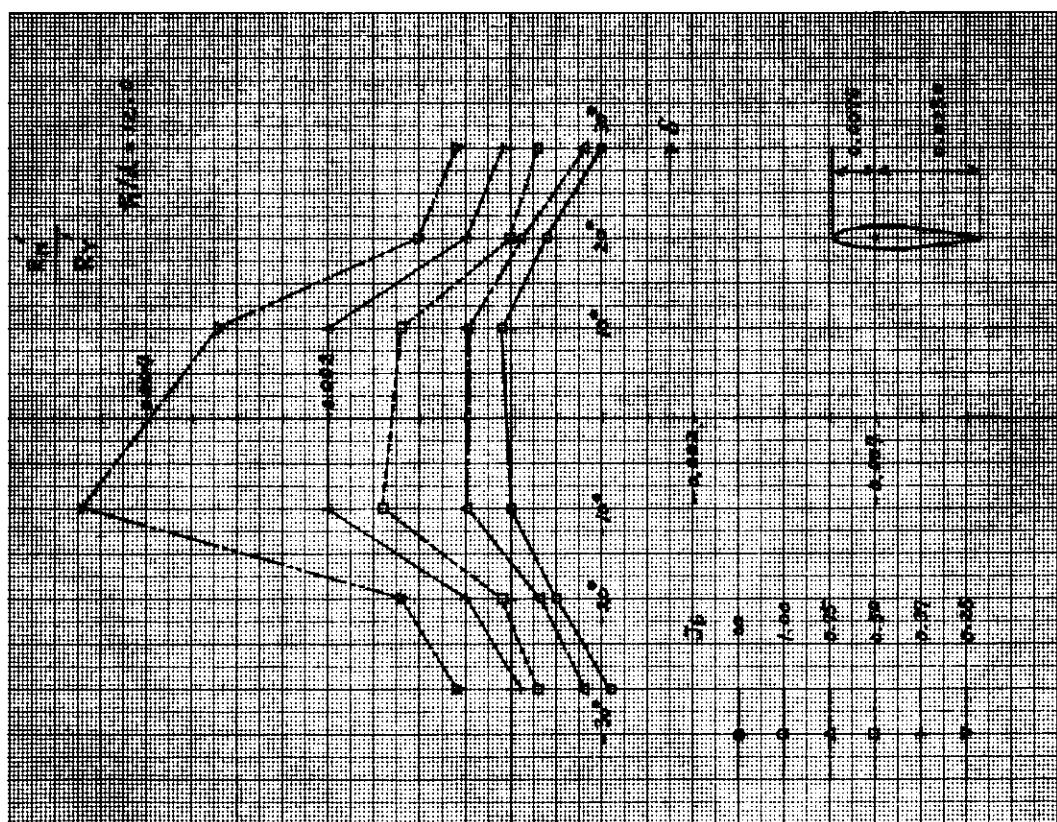


图 23111



四二八一



23113

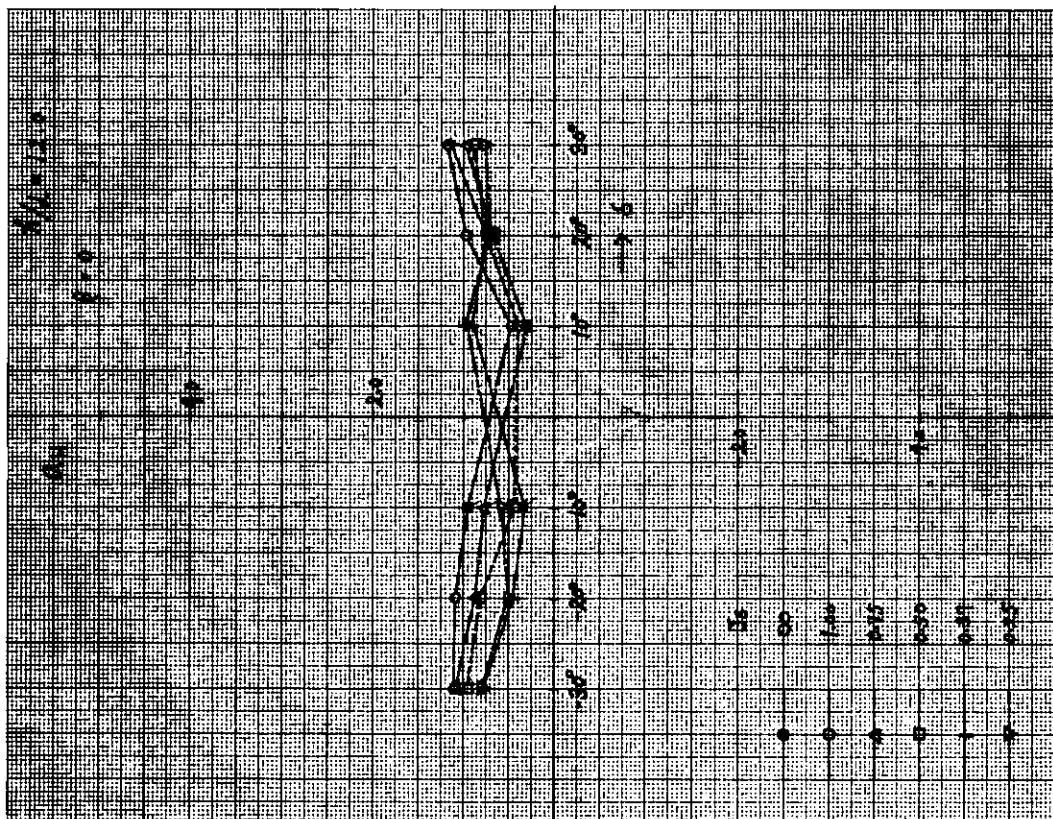


图 23116

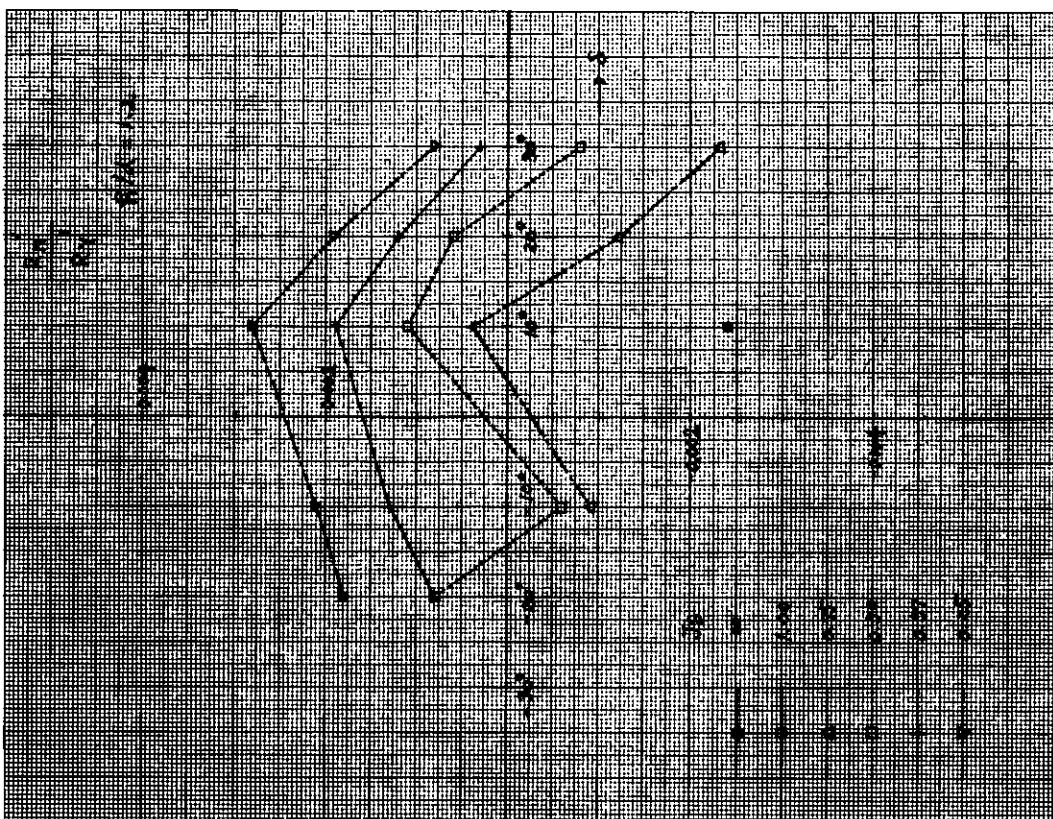


图 23115

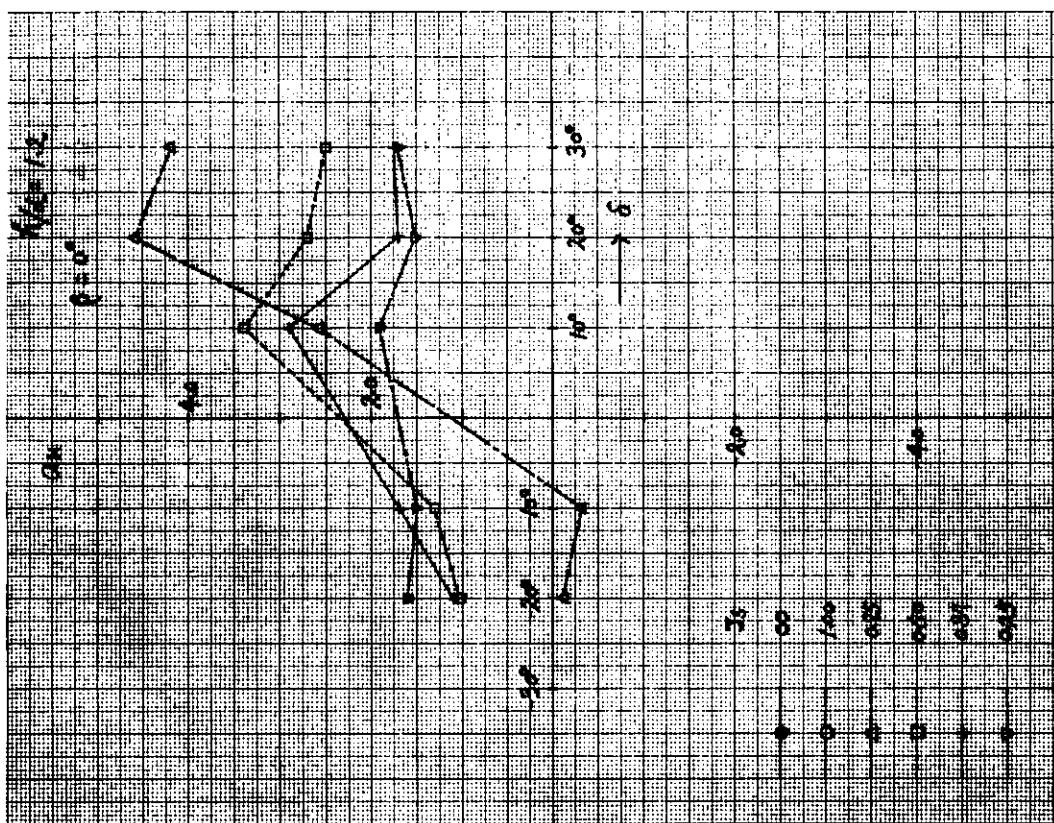
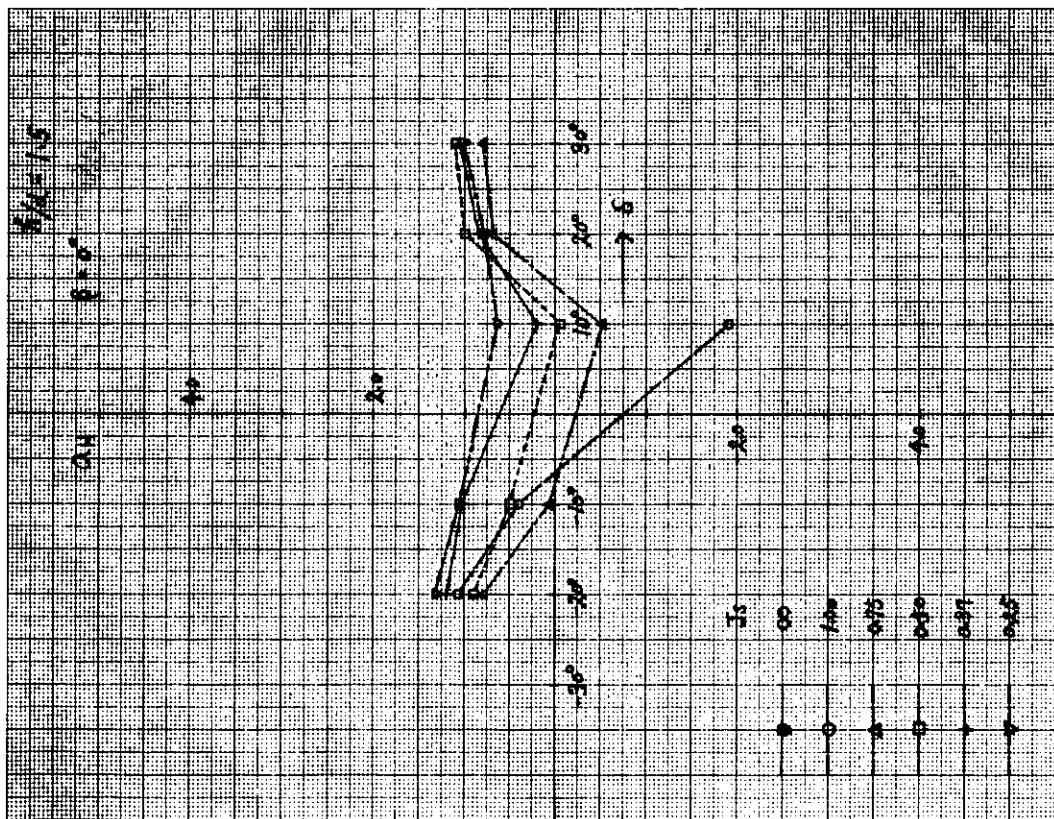
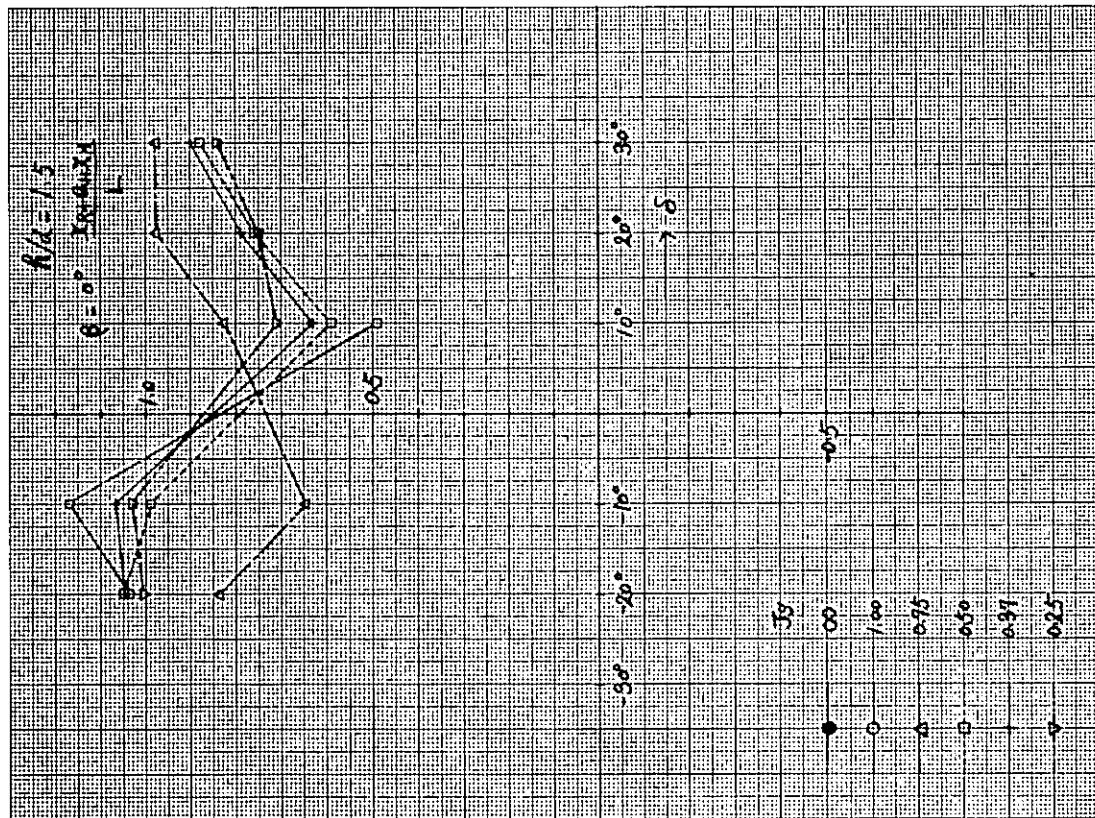


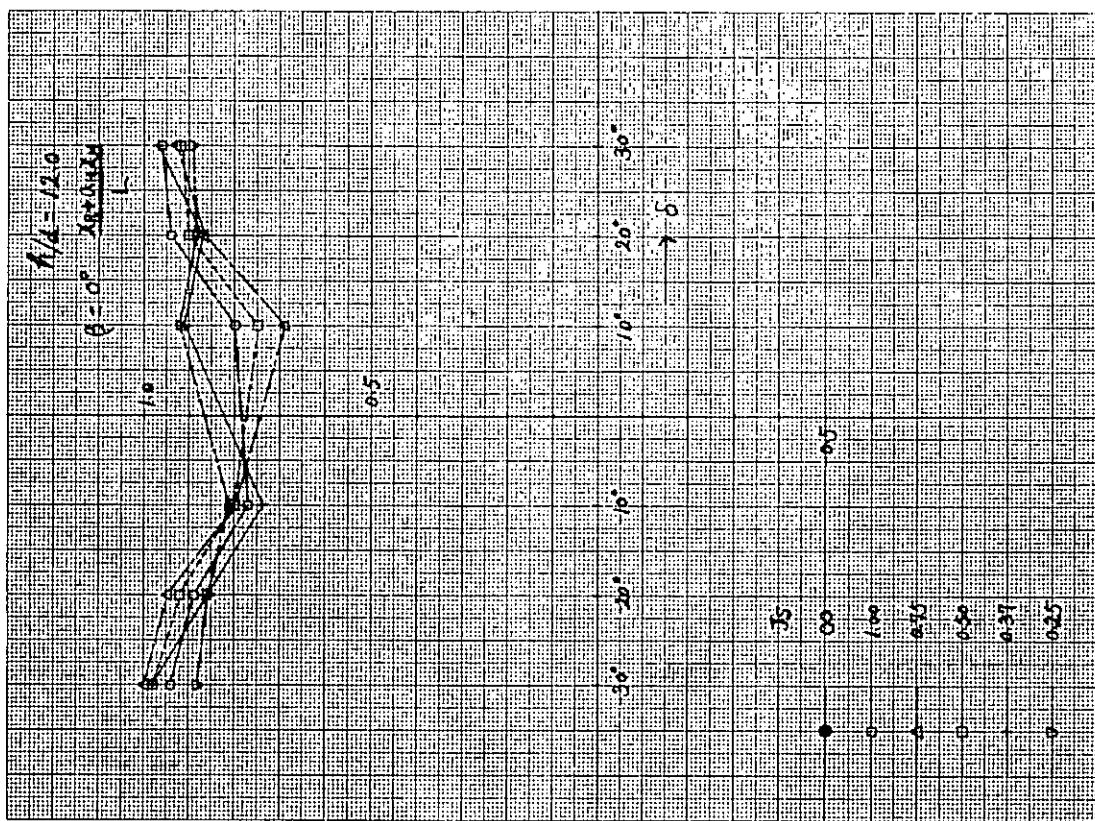
图 23118



23117



[图] 2.3.1.2.0



[图] 2.3.1.1.9

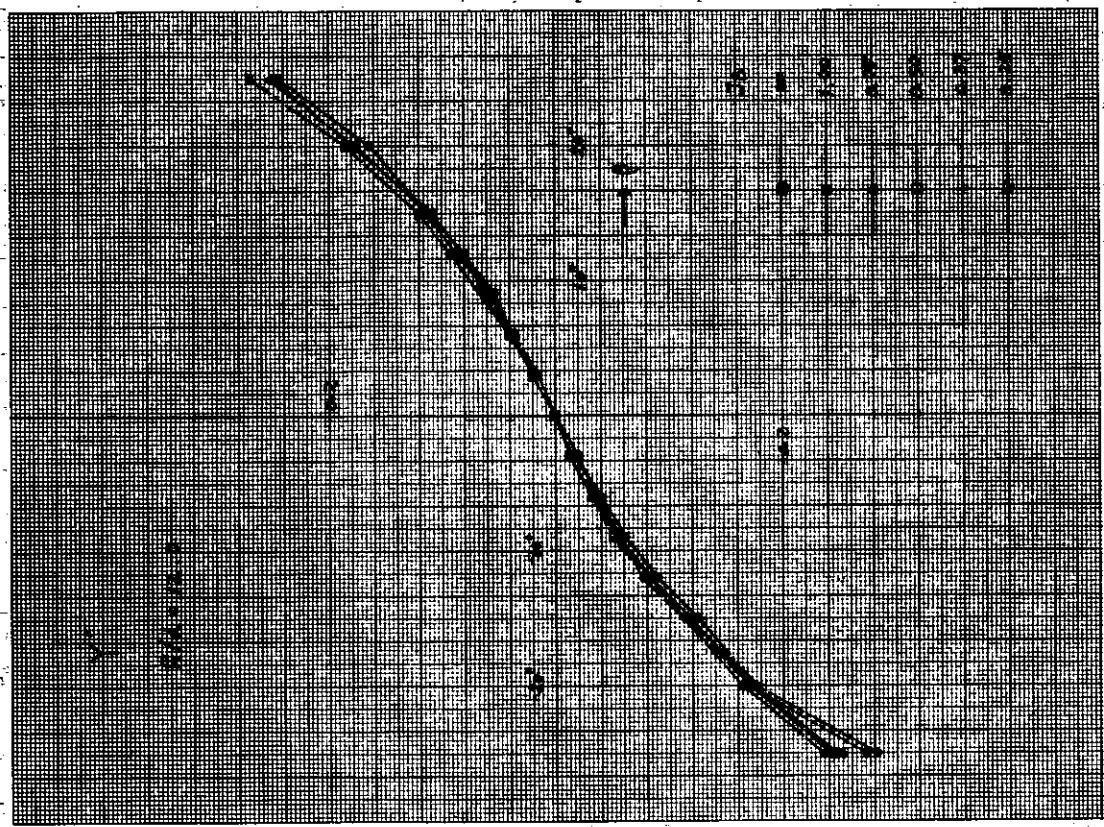


图 2.8.1.2.2

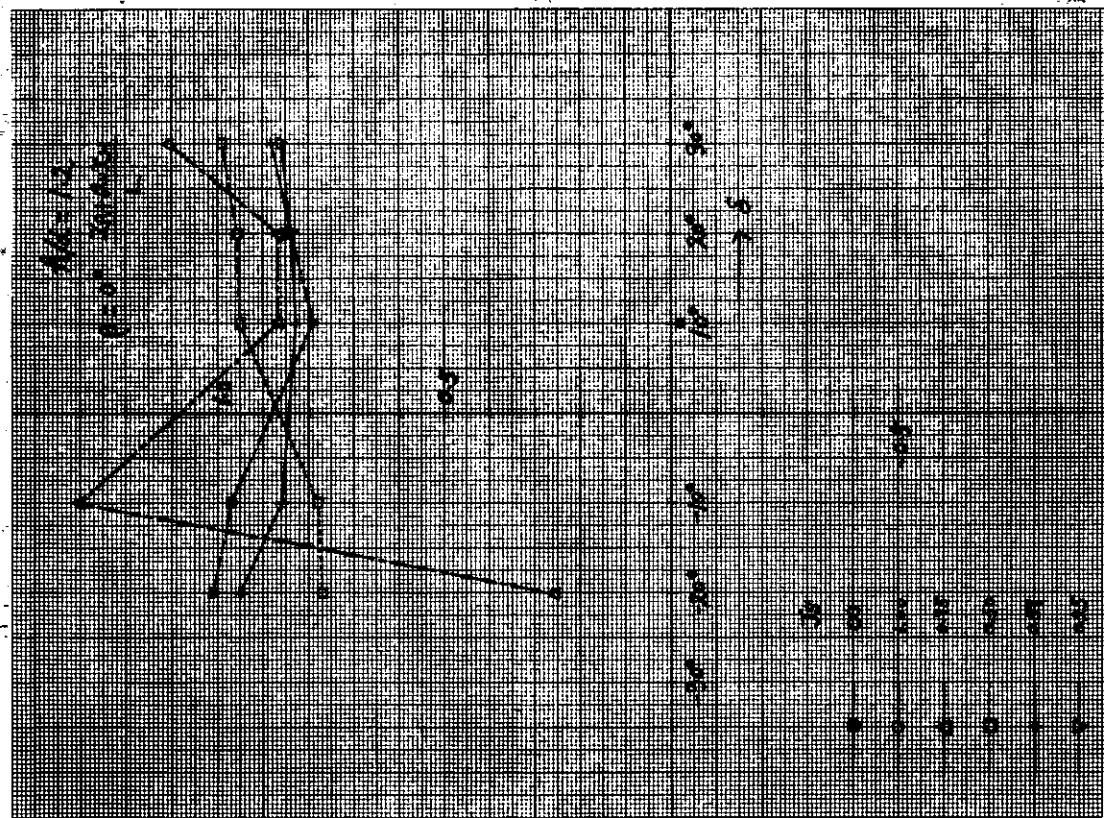


图 2.8.1.2.1

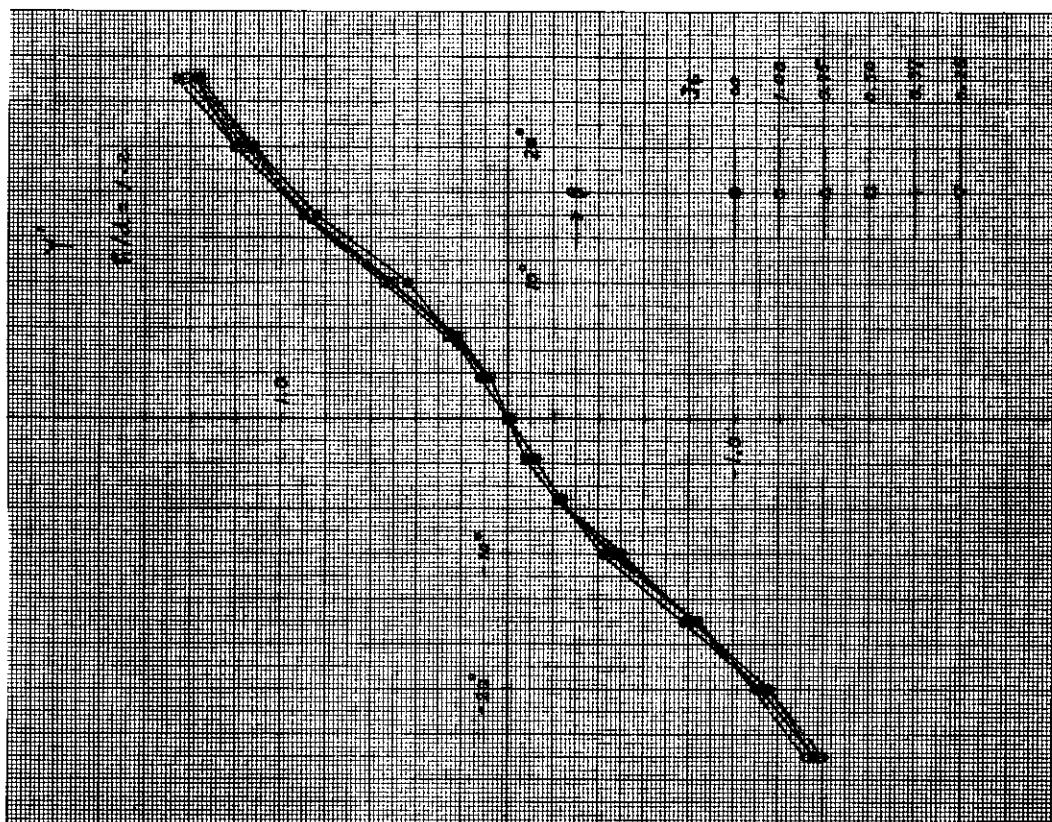


图 2.3.1.2.4

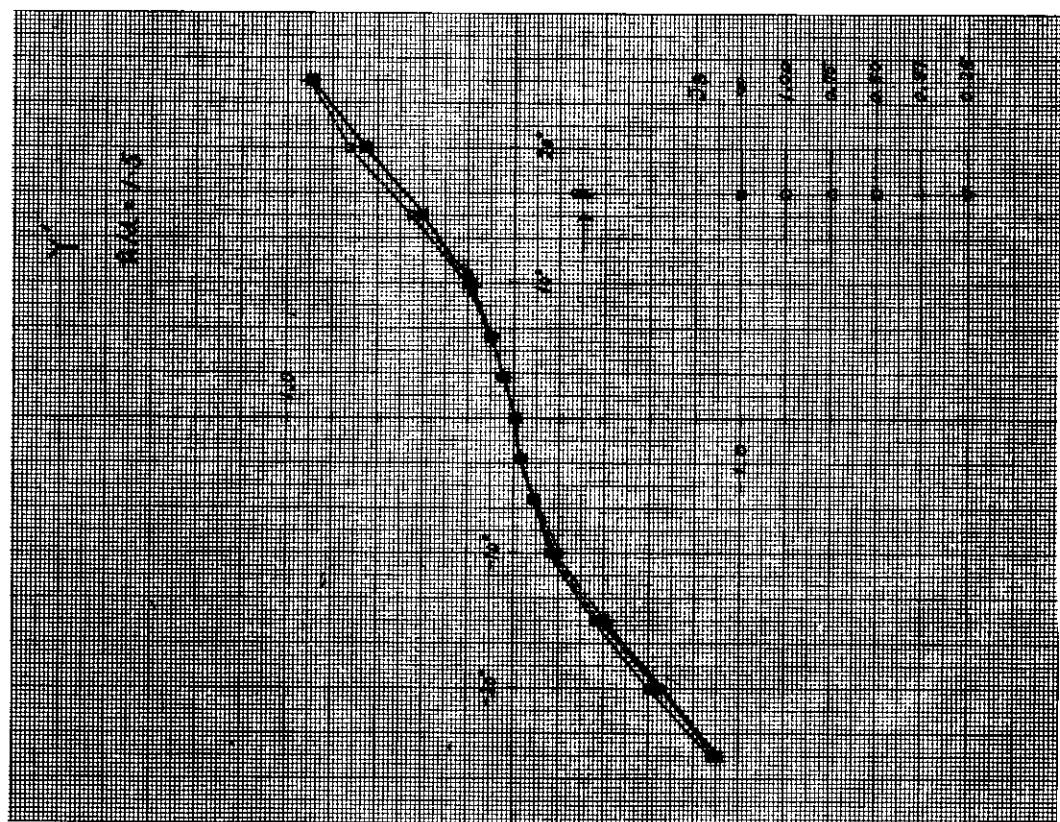
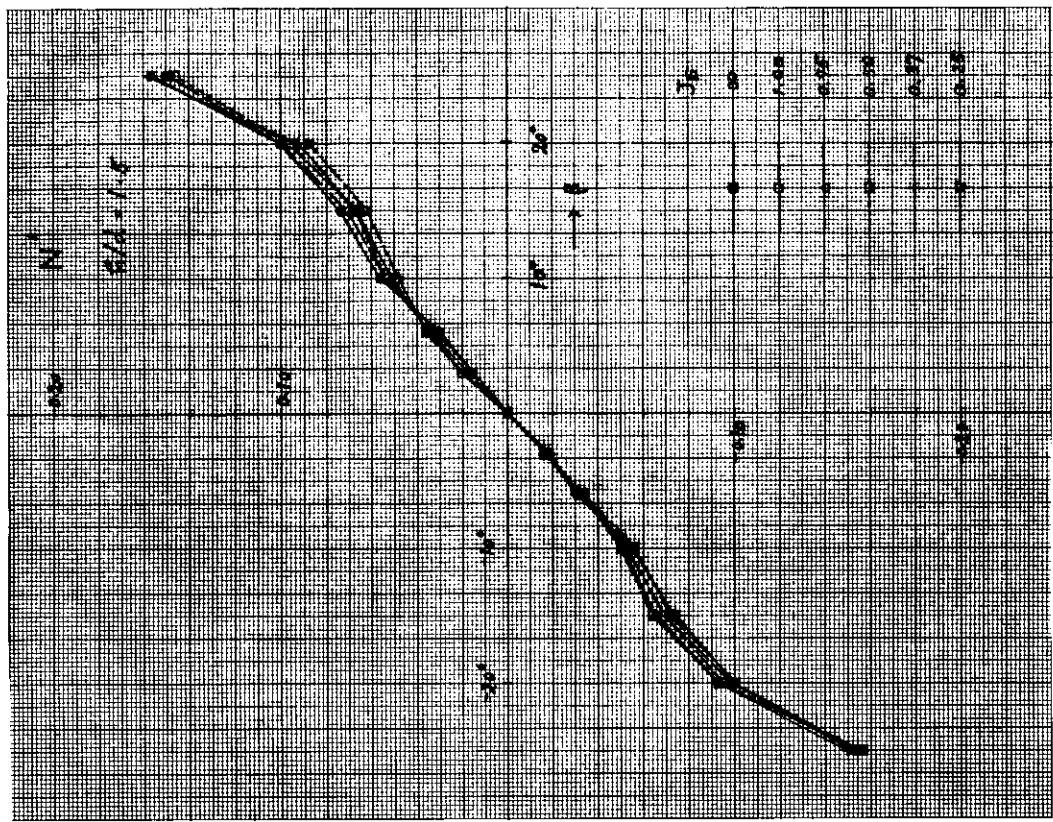


图 2.3.1.2.3



☒ 2.3.1.2 6

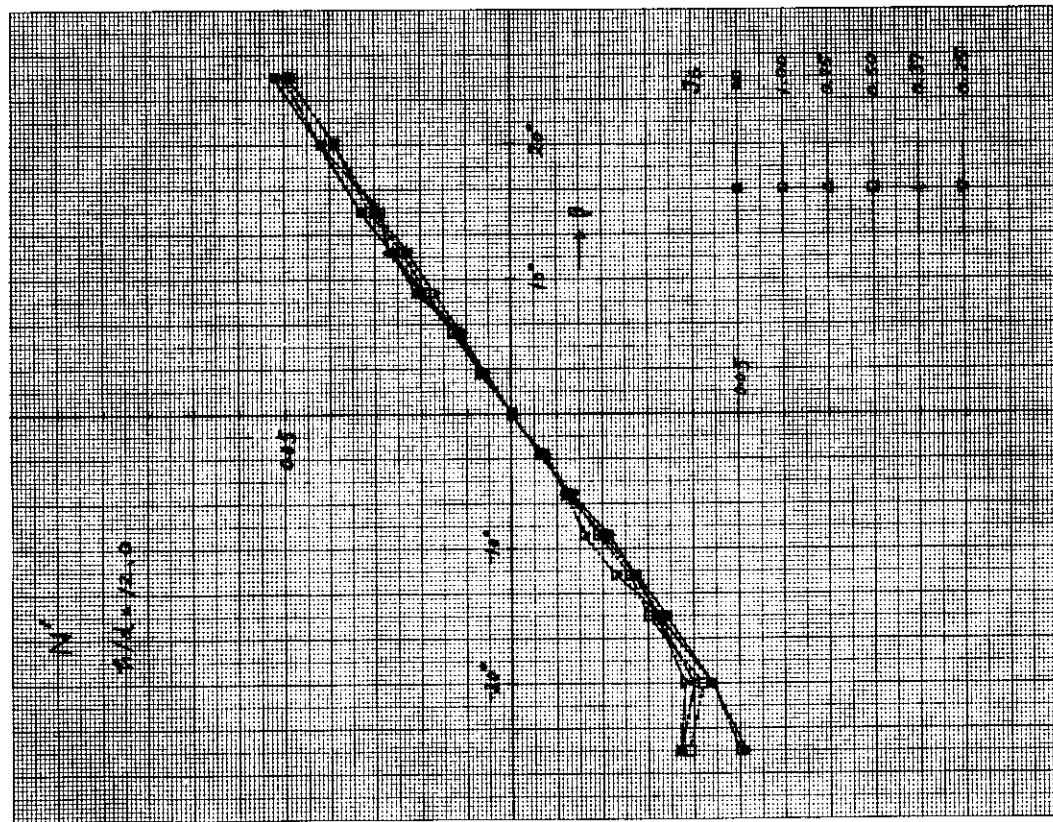


図2.3.1.2.5

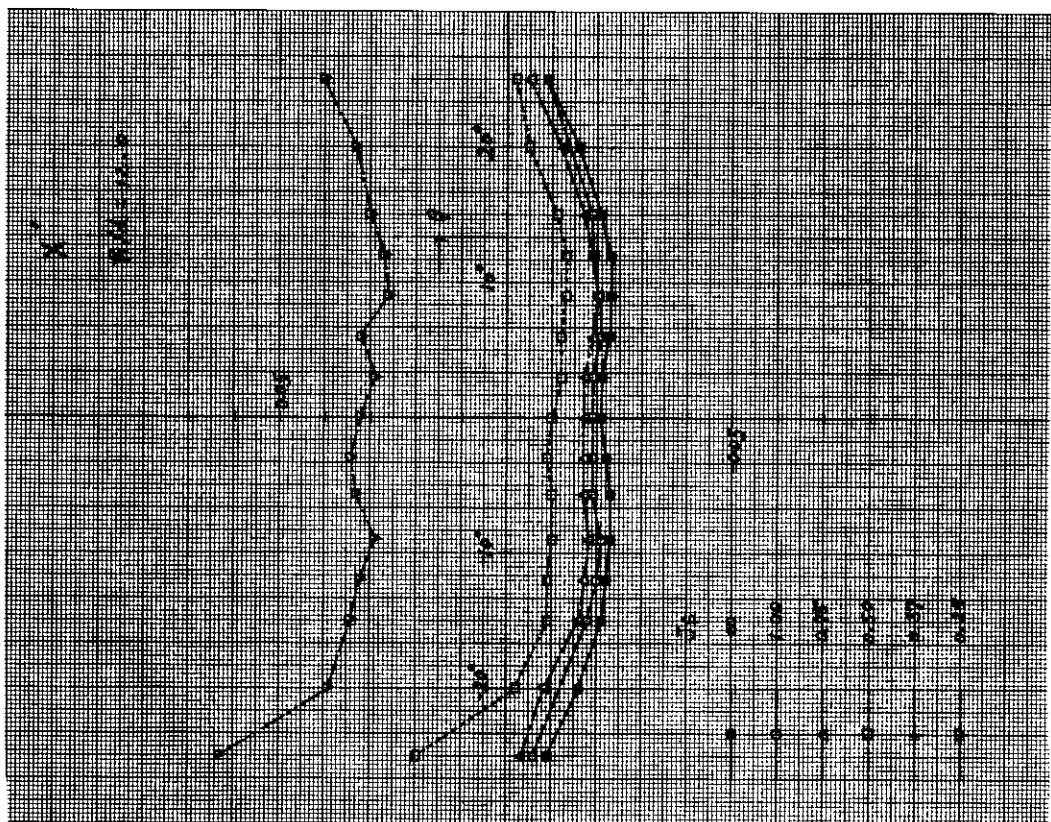


图 231.28

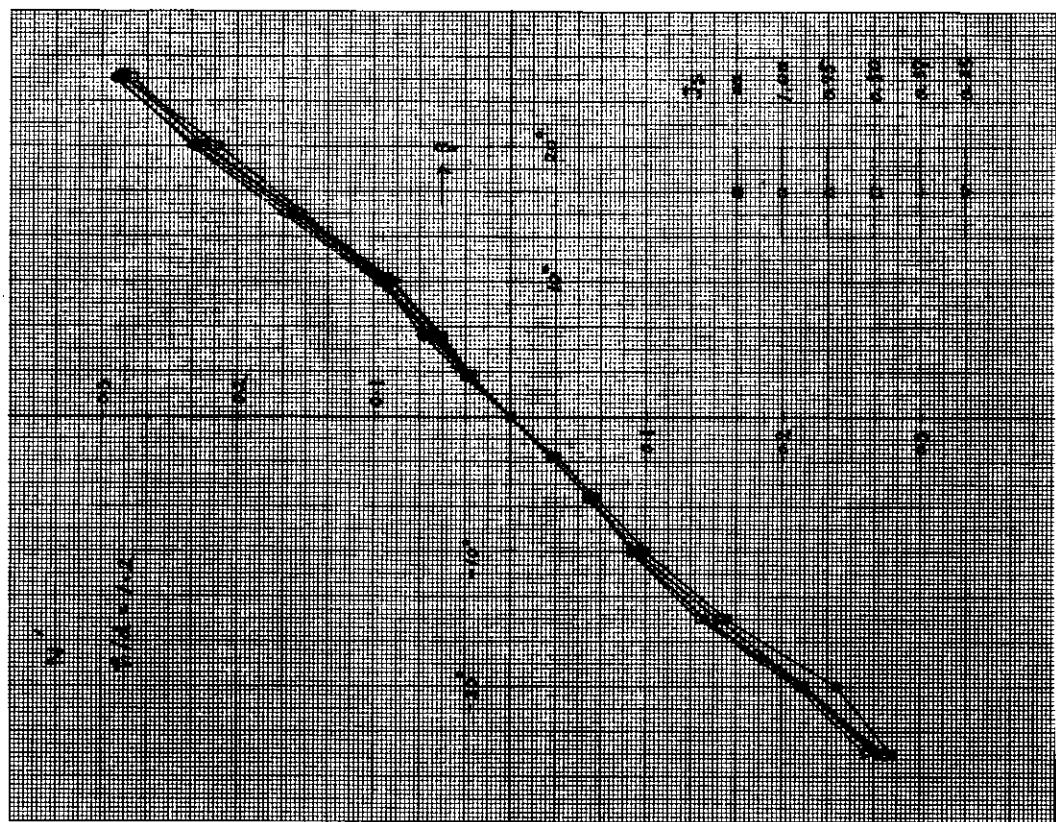


图 231.27

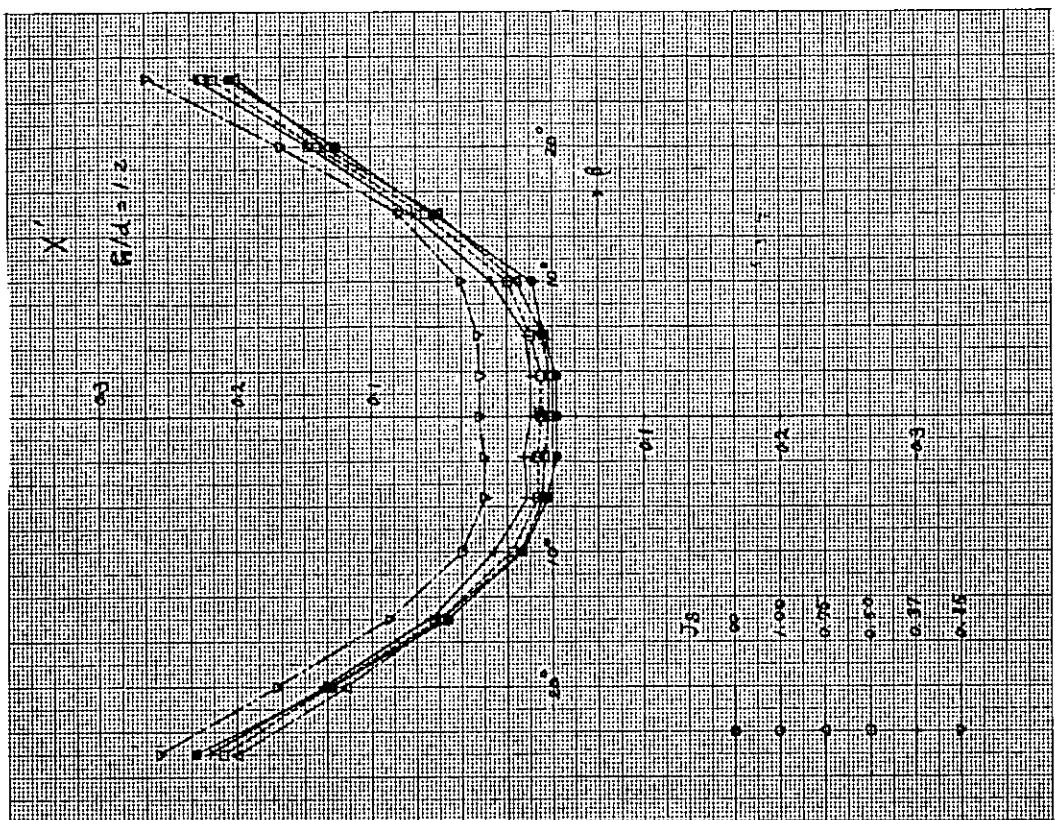


图 23130

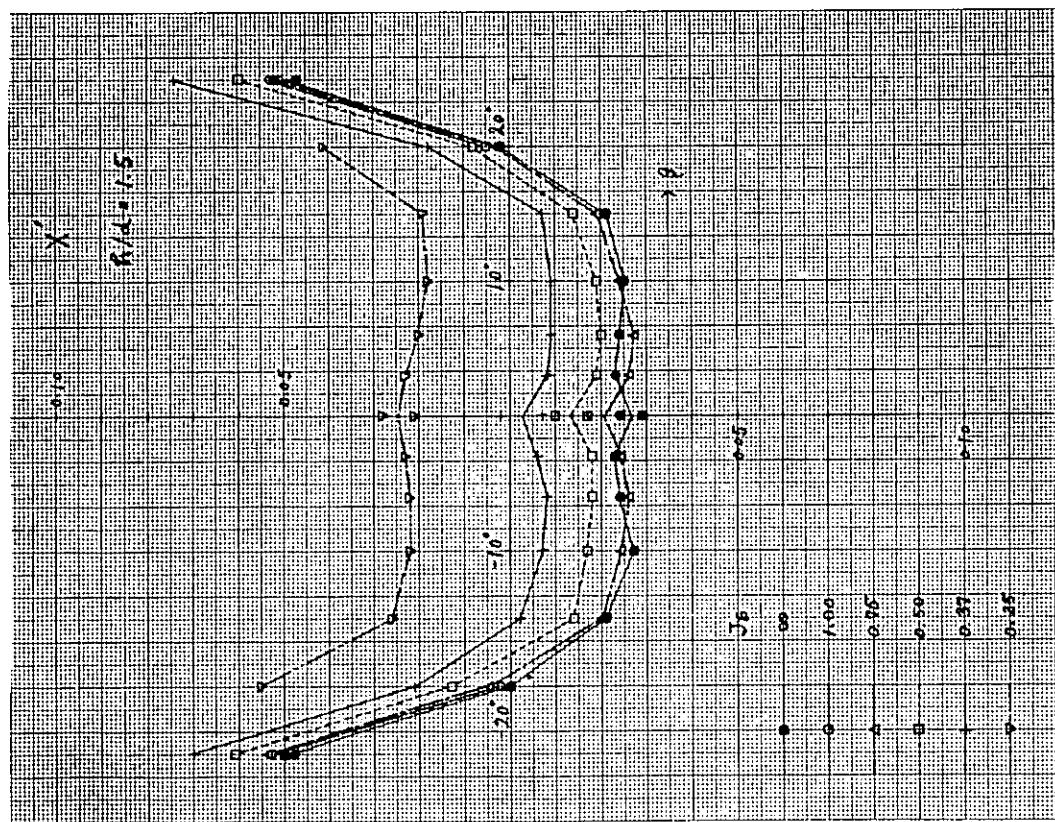
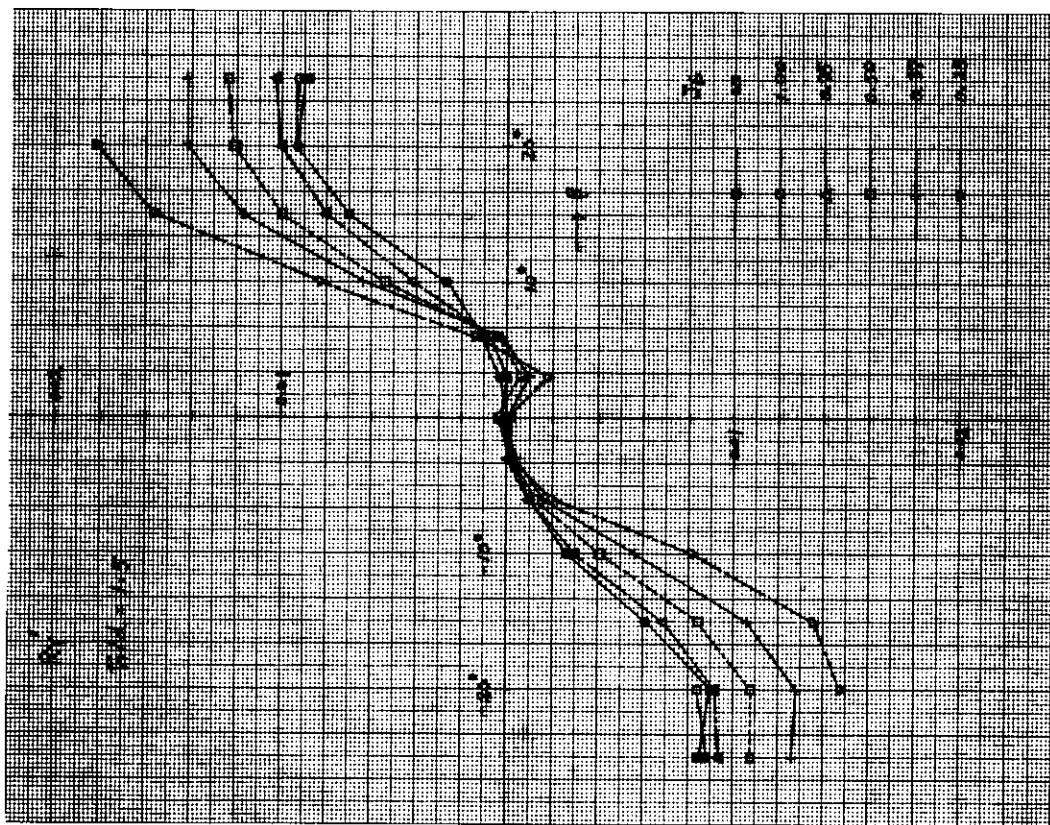
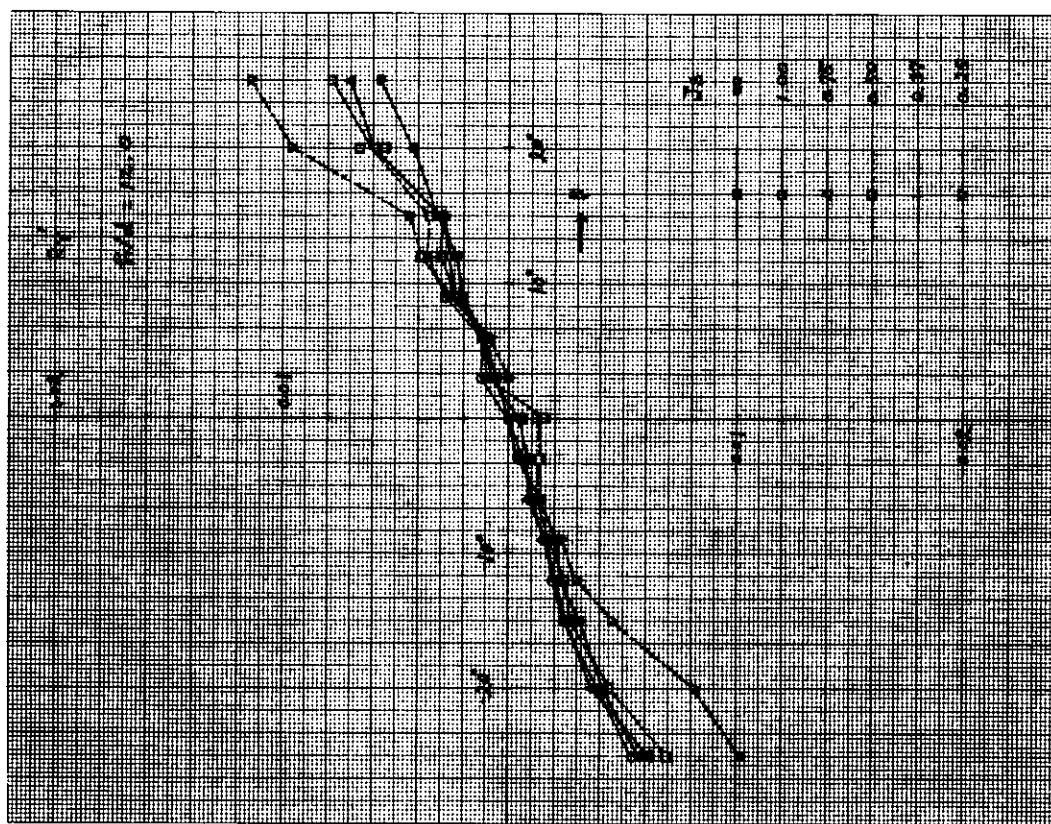


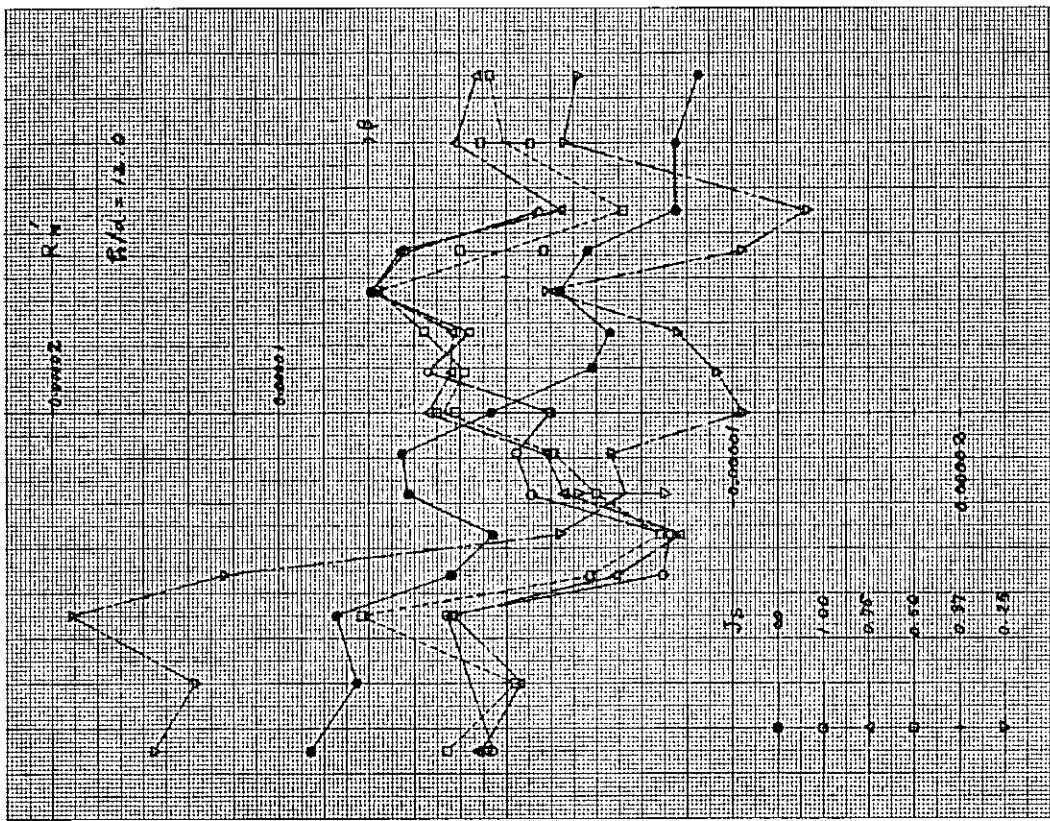
图 23129



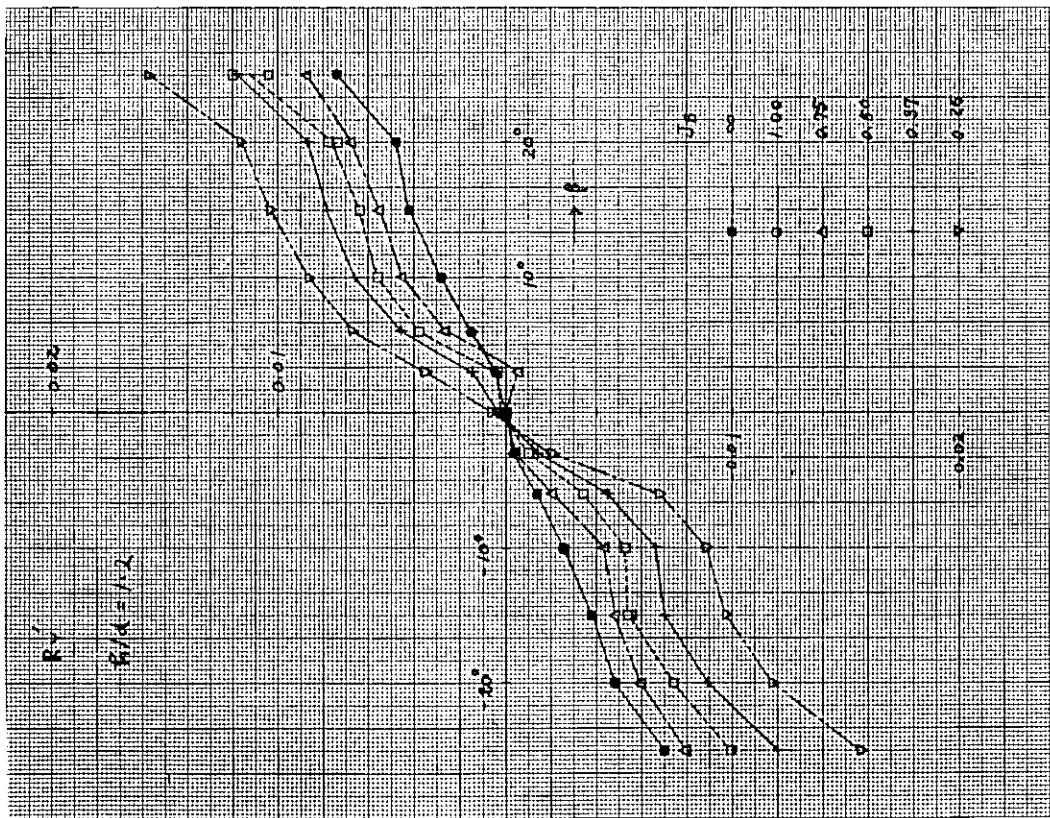
☒ 2 3 1 3 2



☒ 2 3 1 3 1



四 3.1.3 2 3



[2] 2 3 1 3 3

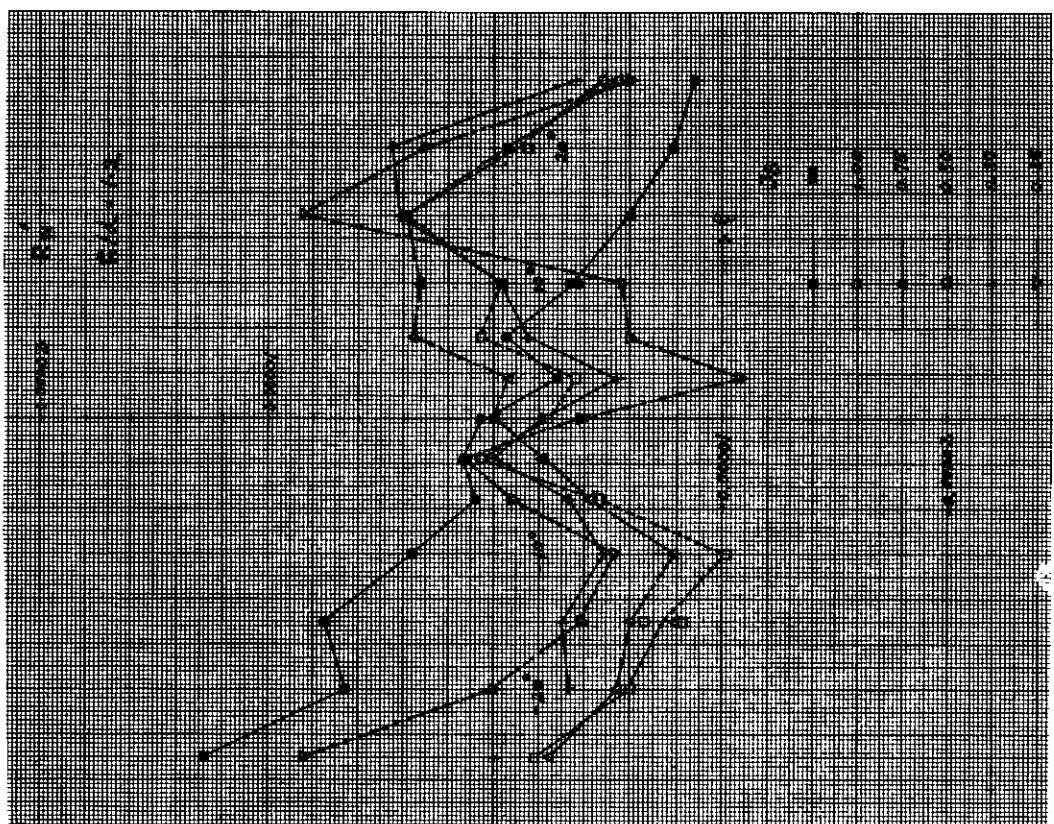


图 23136

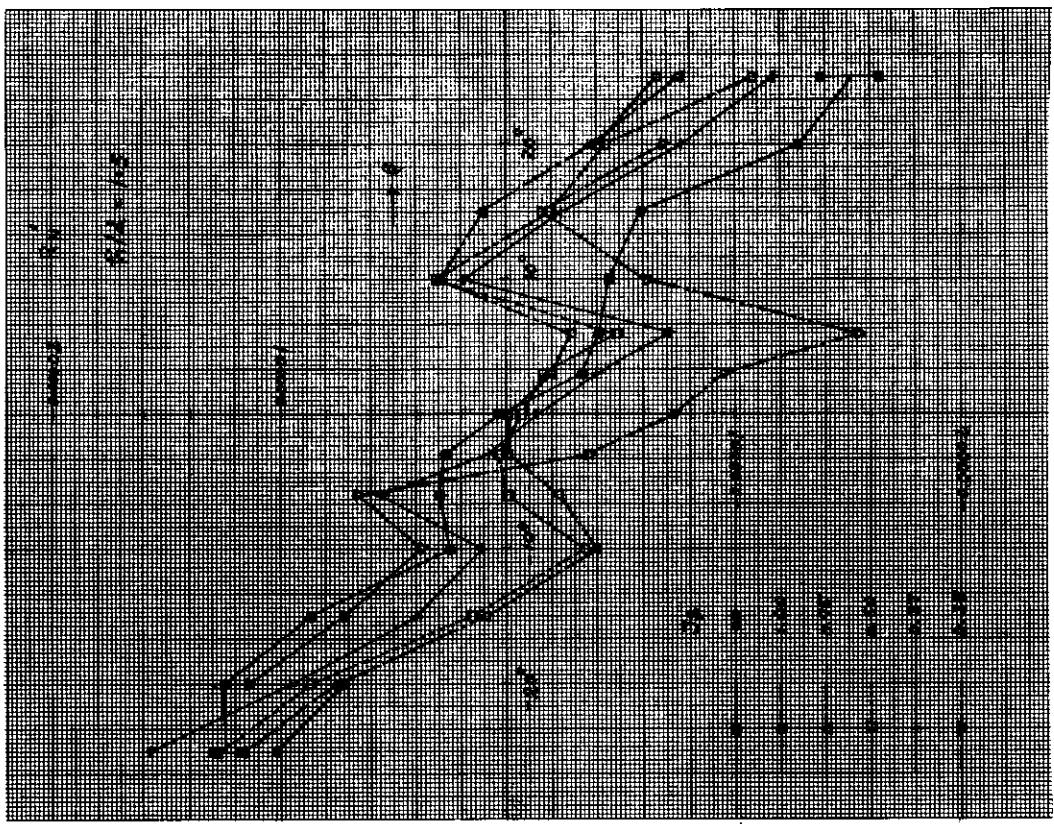


图 23135

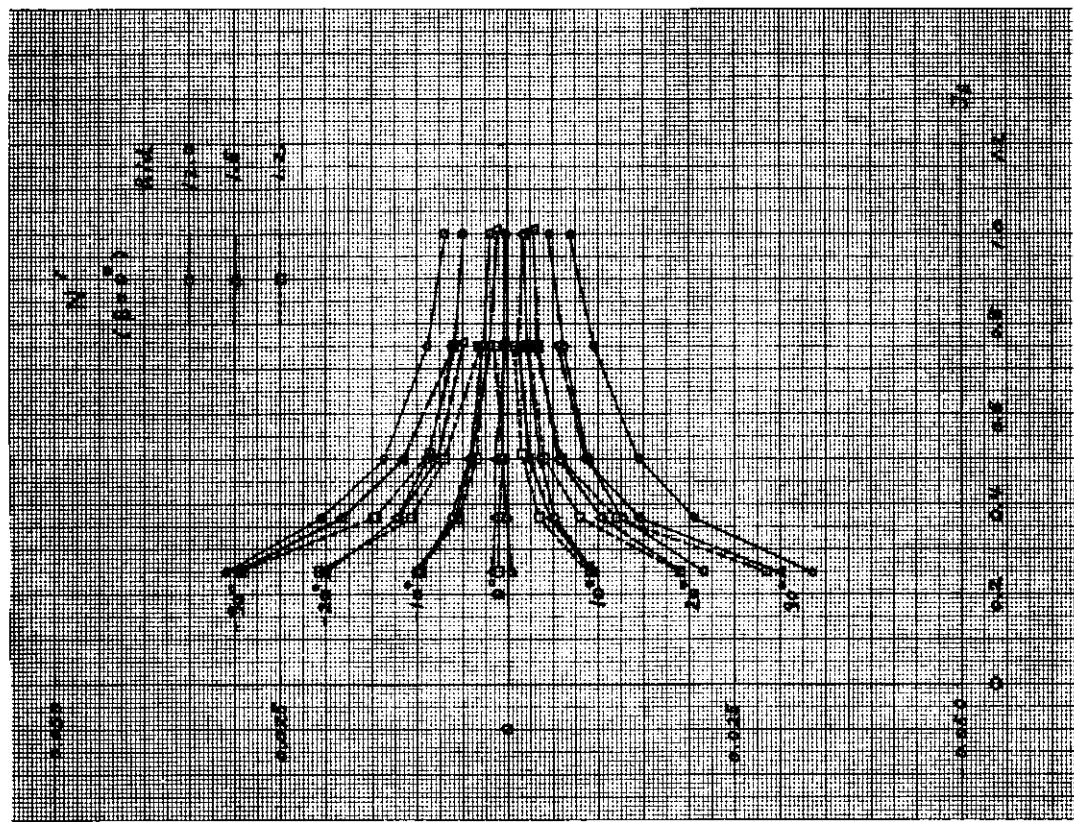
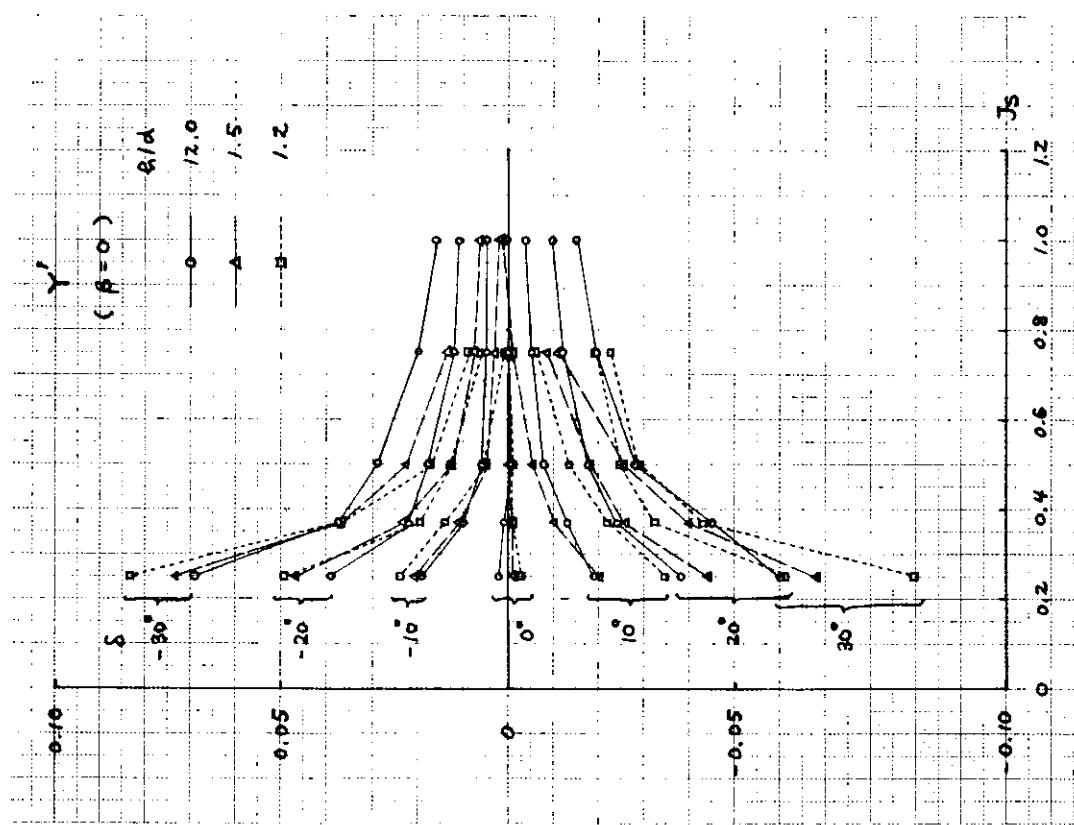


图 231.38



[X] 2 3 1 3 7

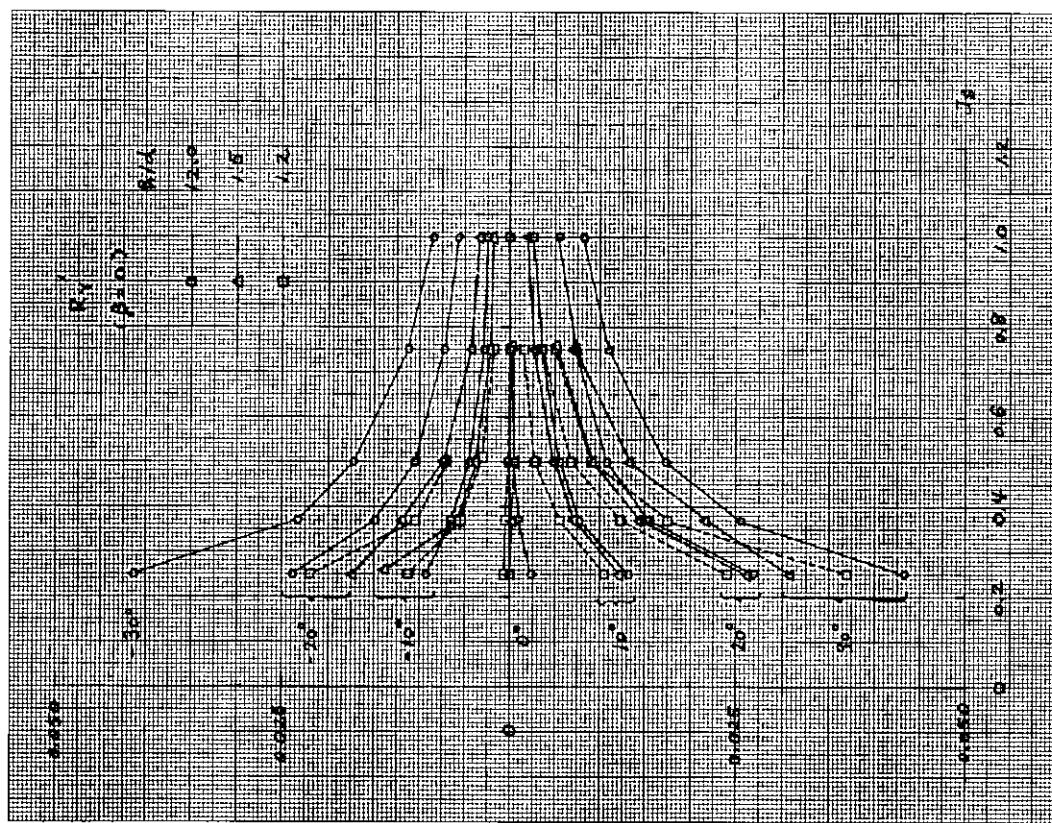
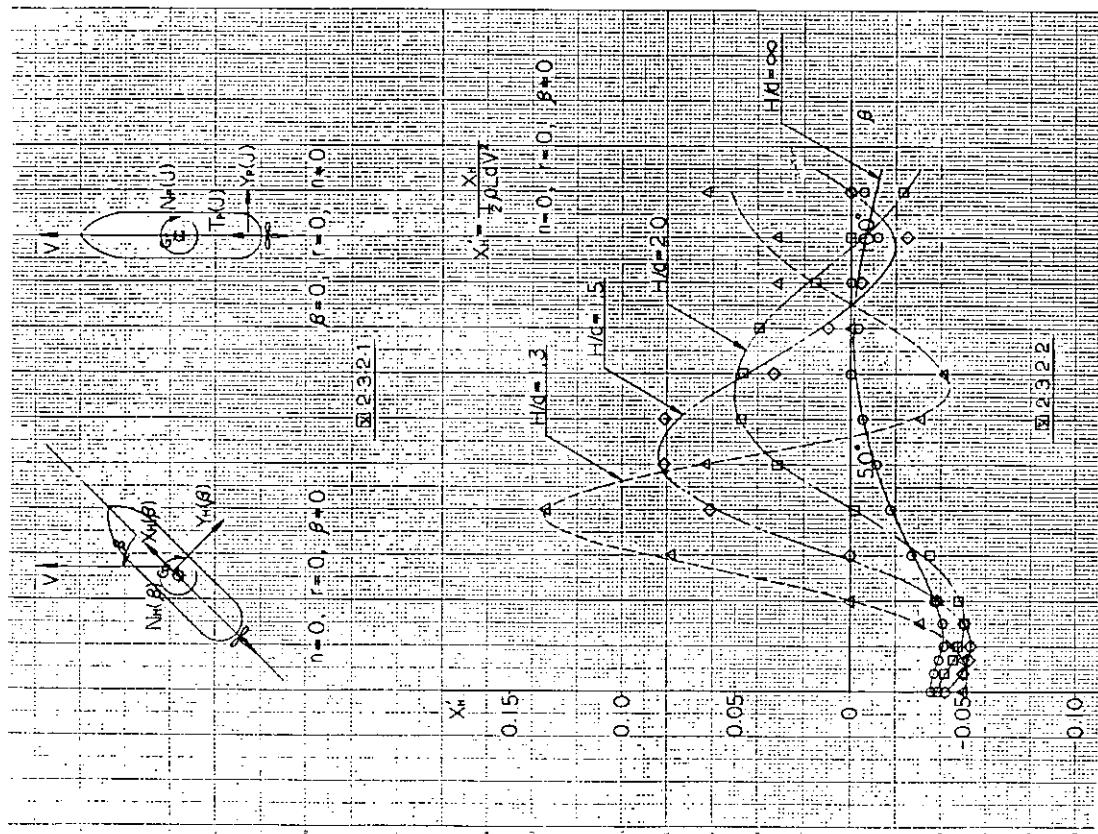
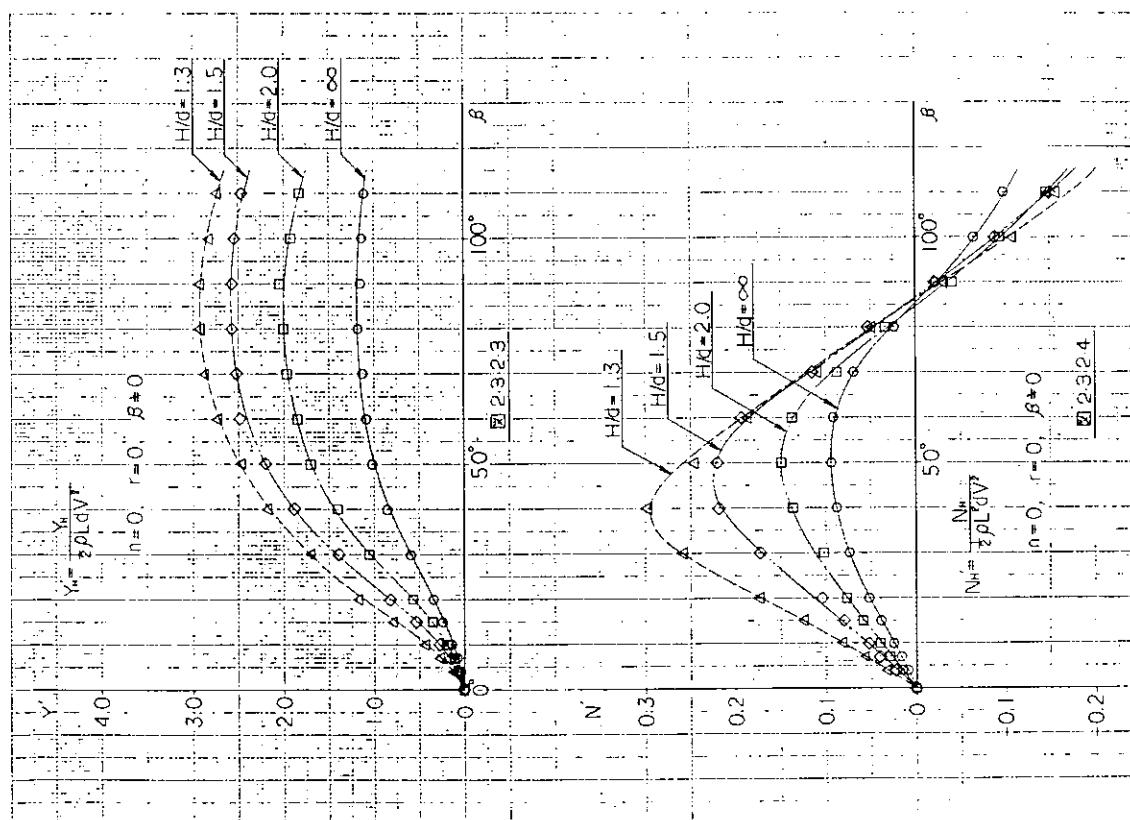
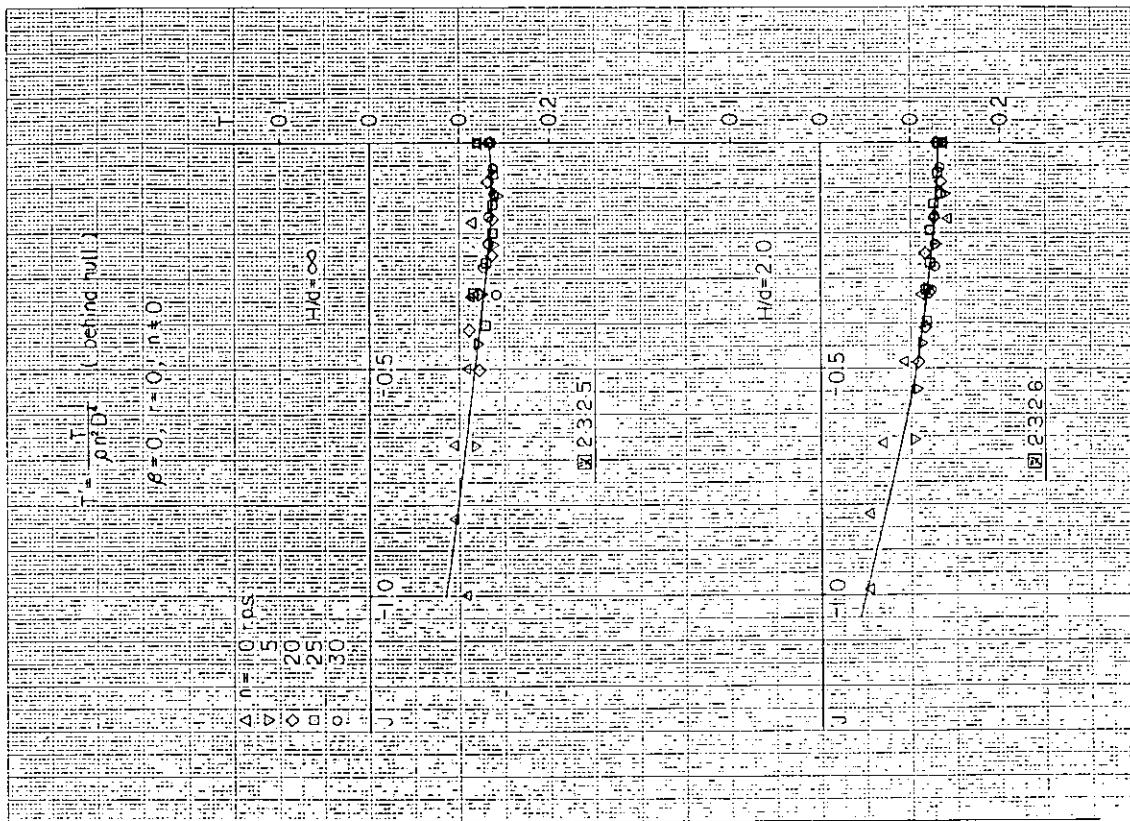
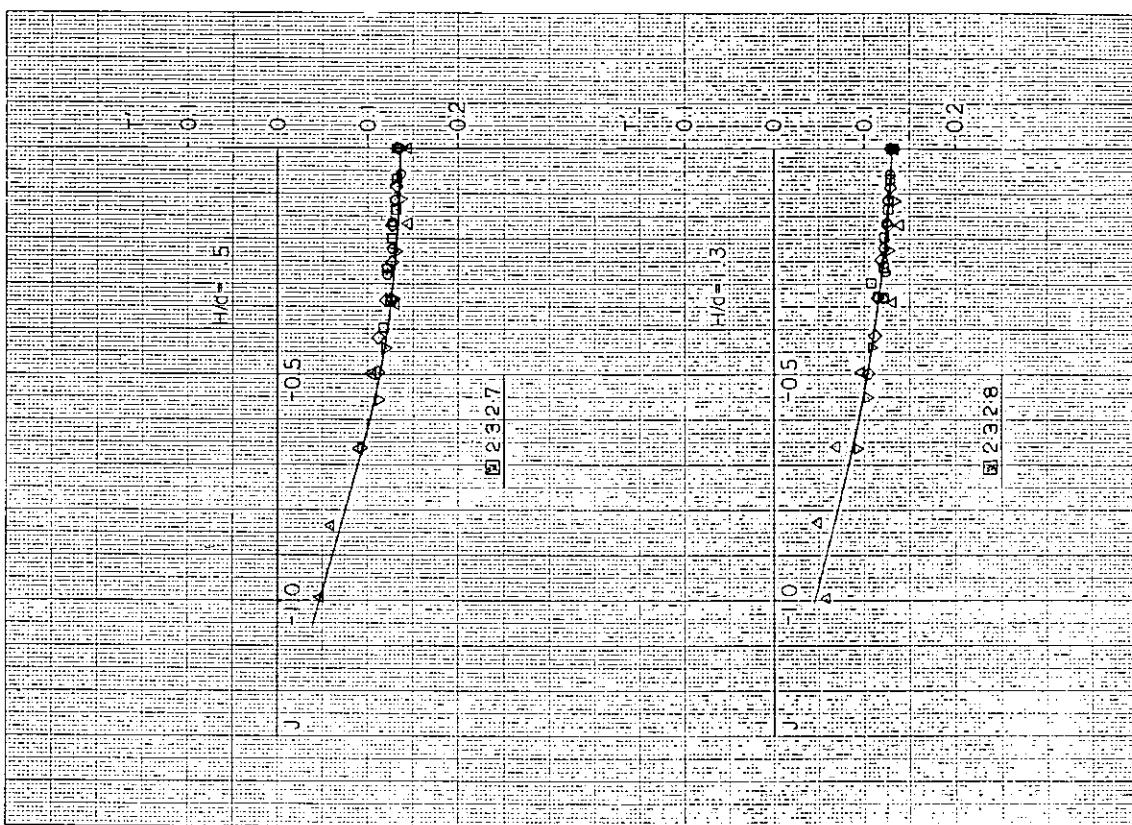
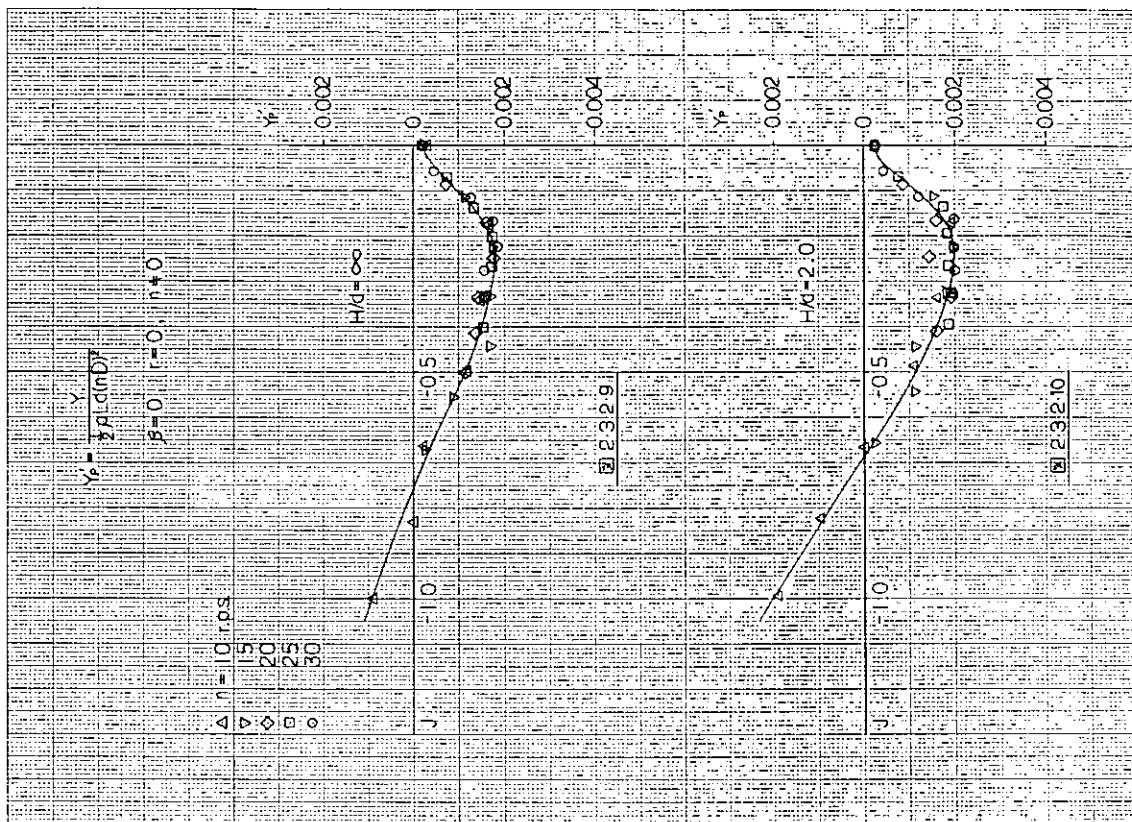
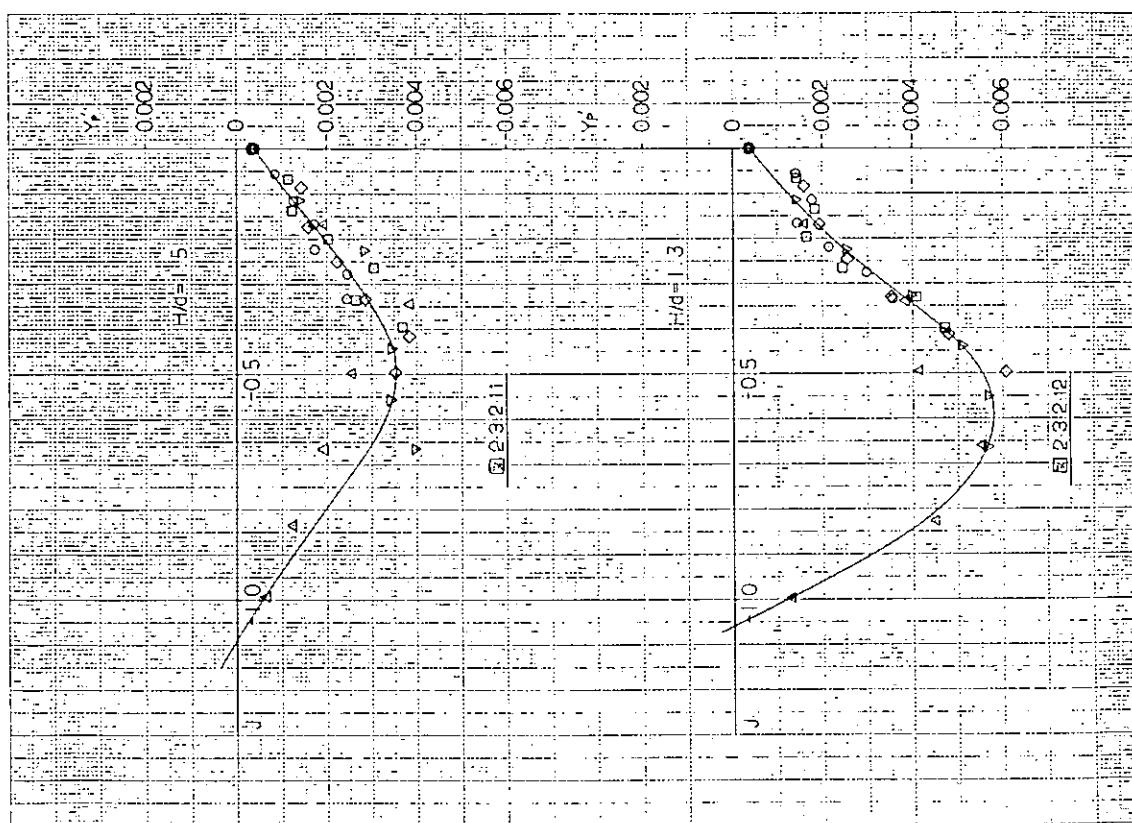
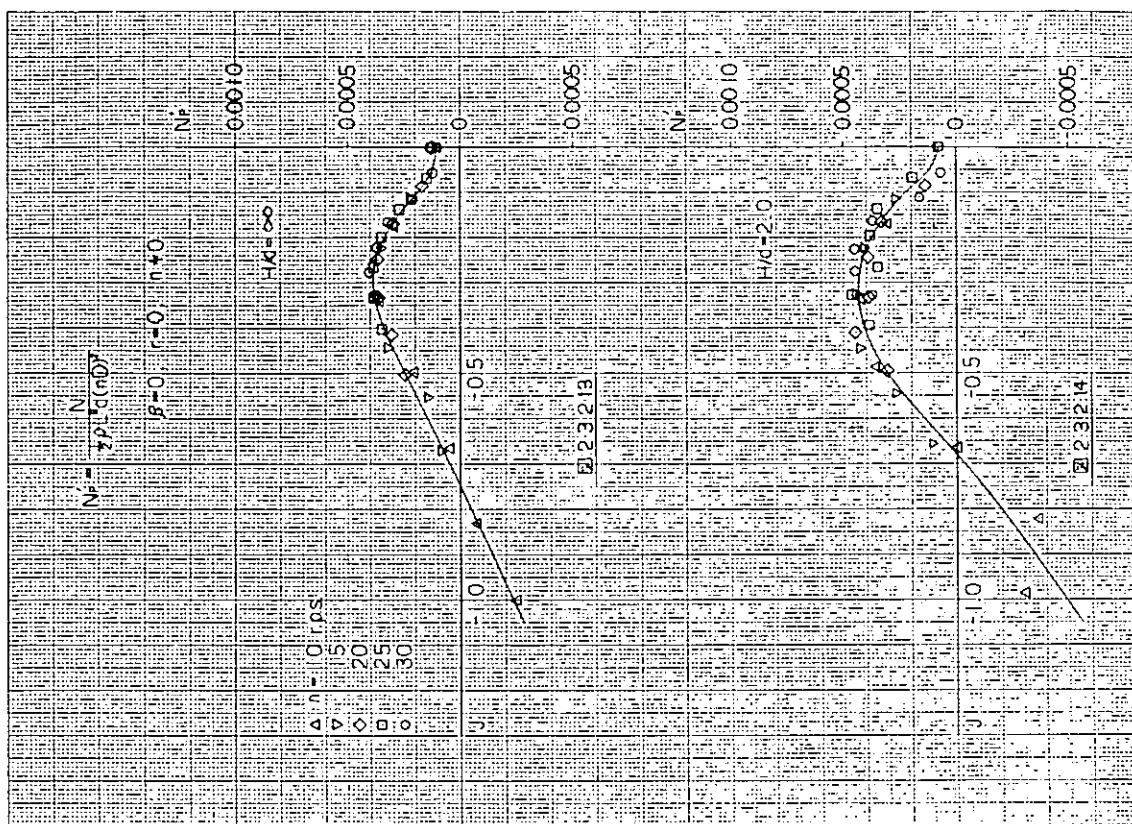
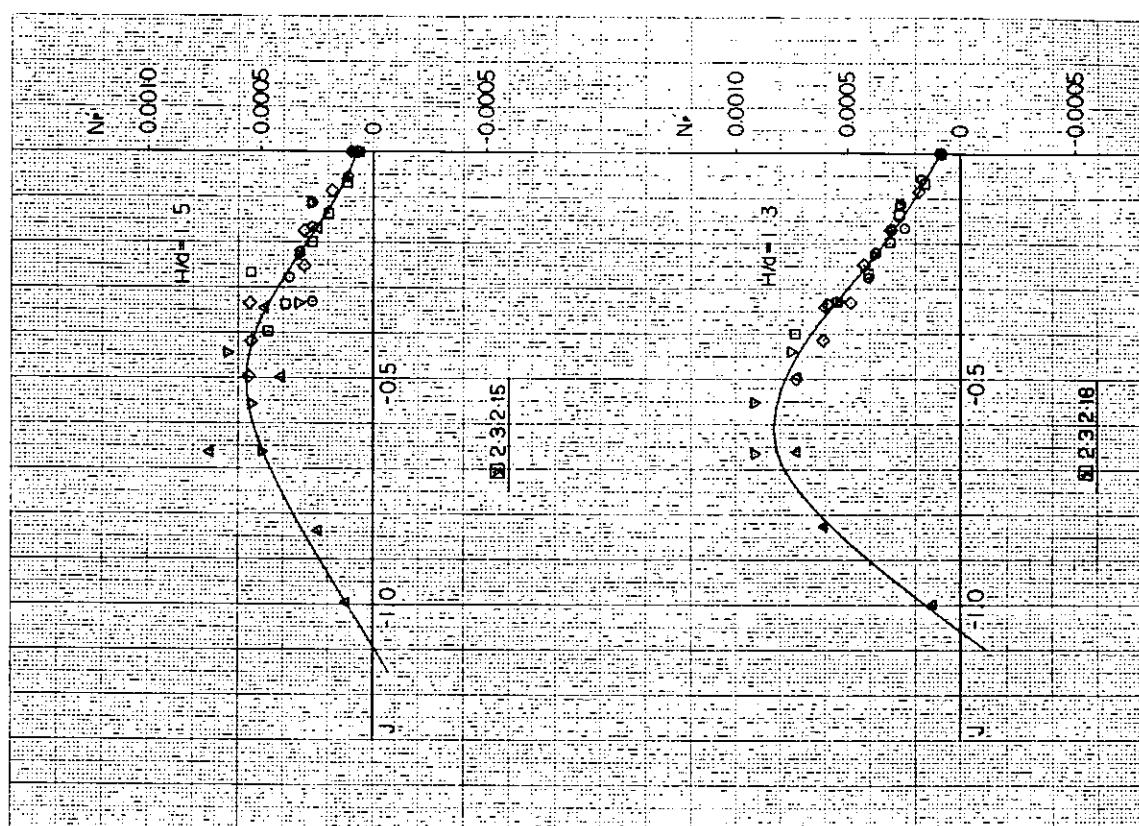
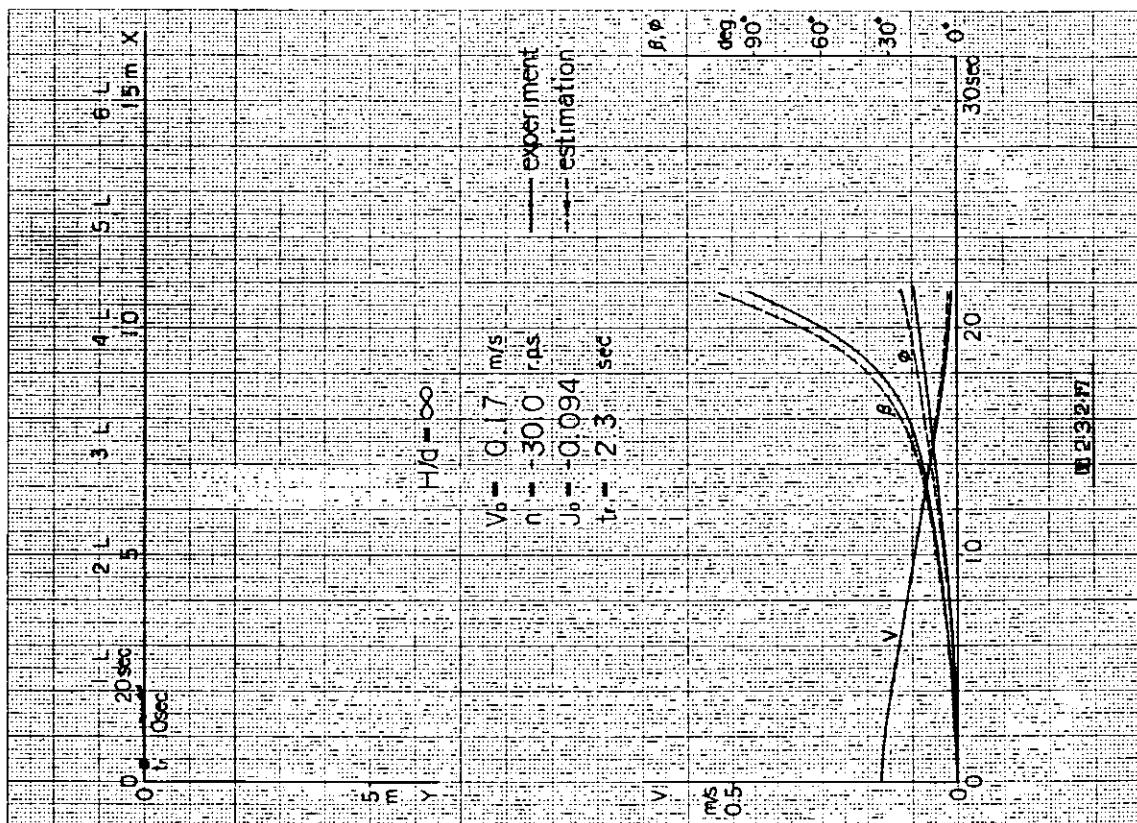


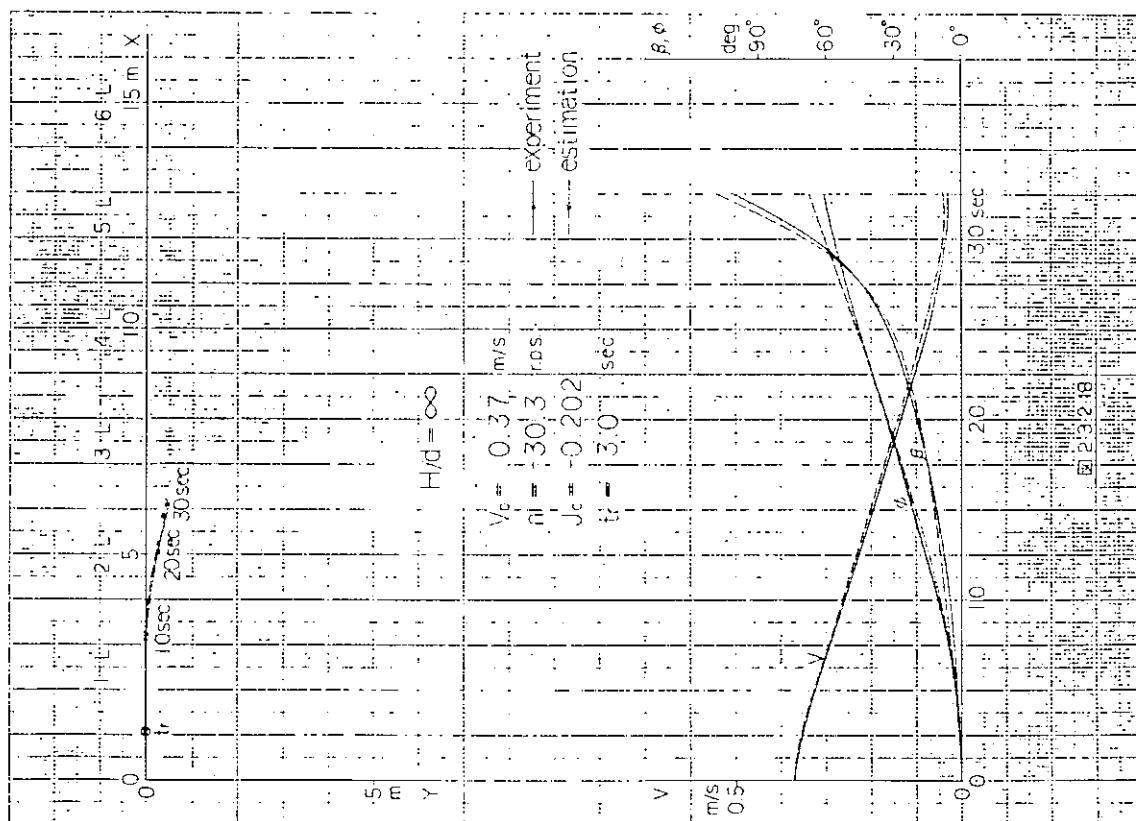
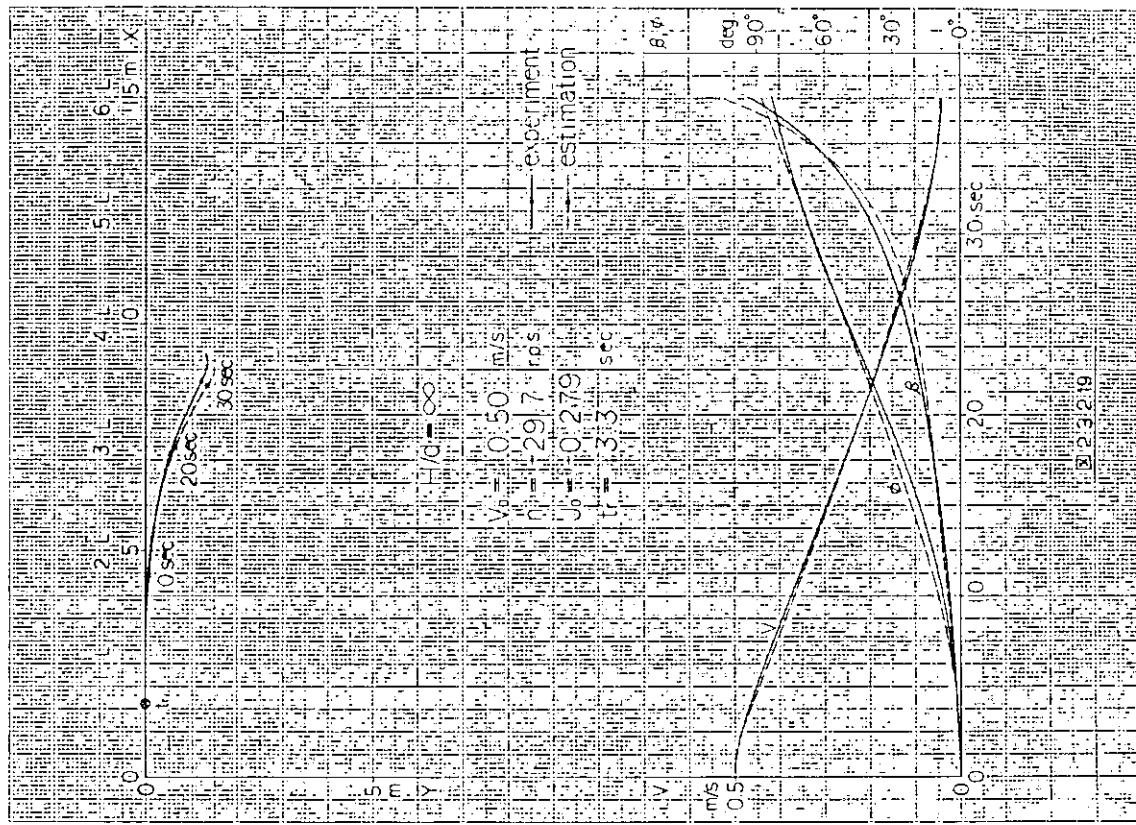
图 2.3.1.3 9

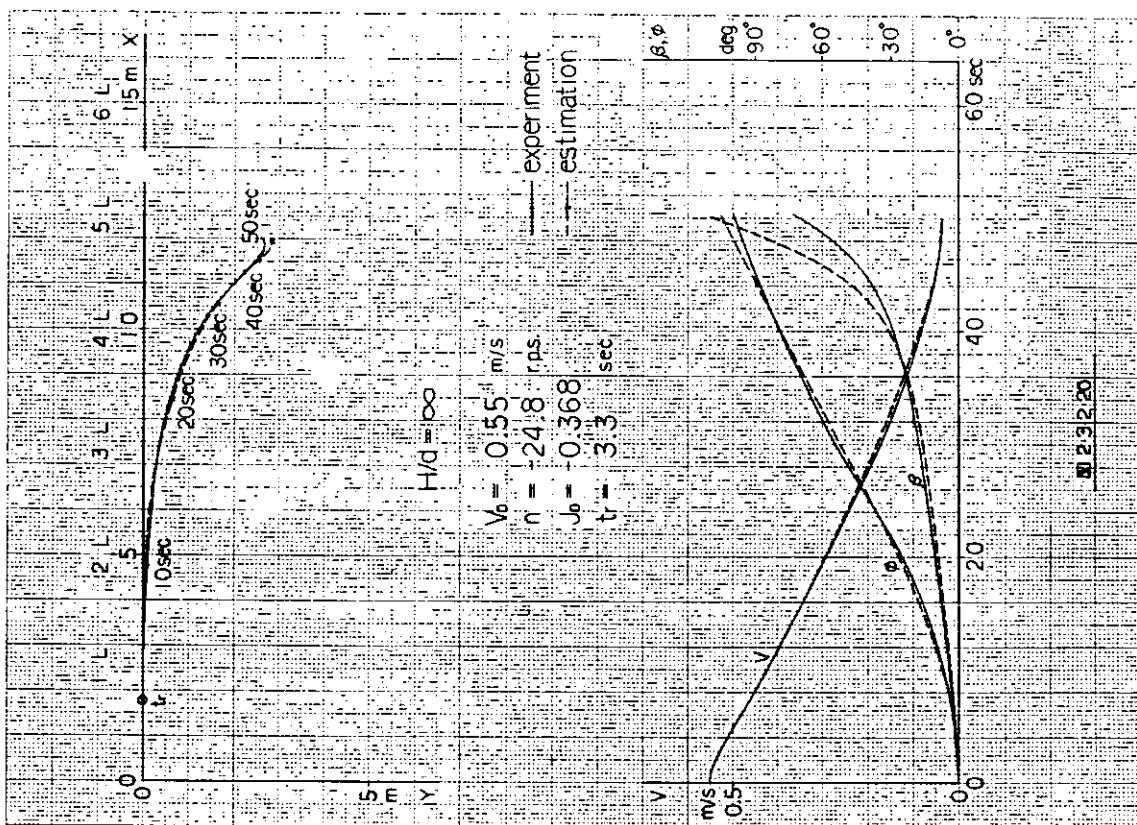
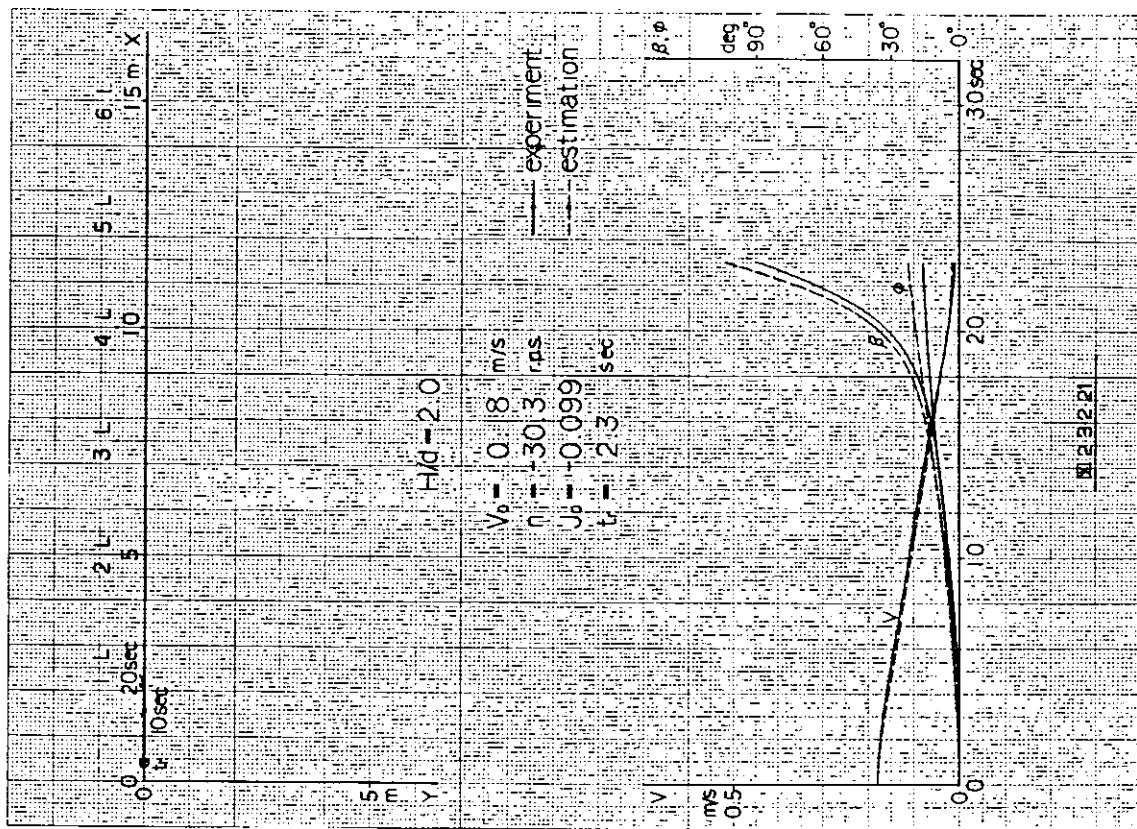


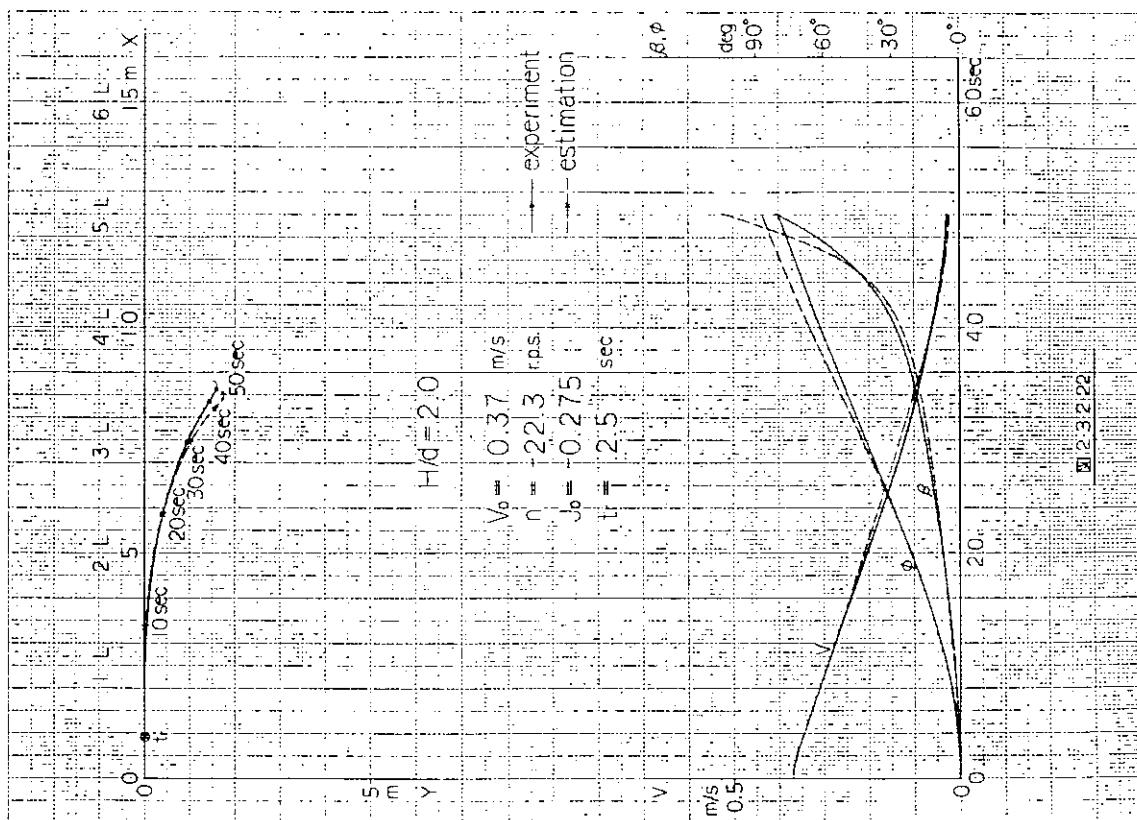
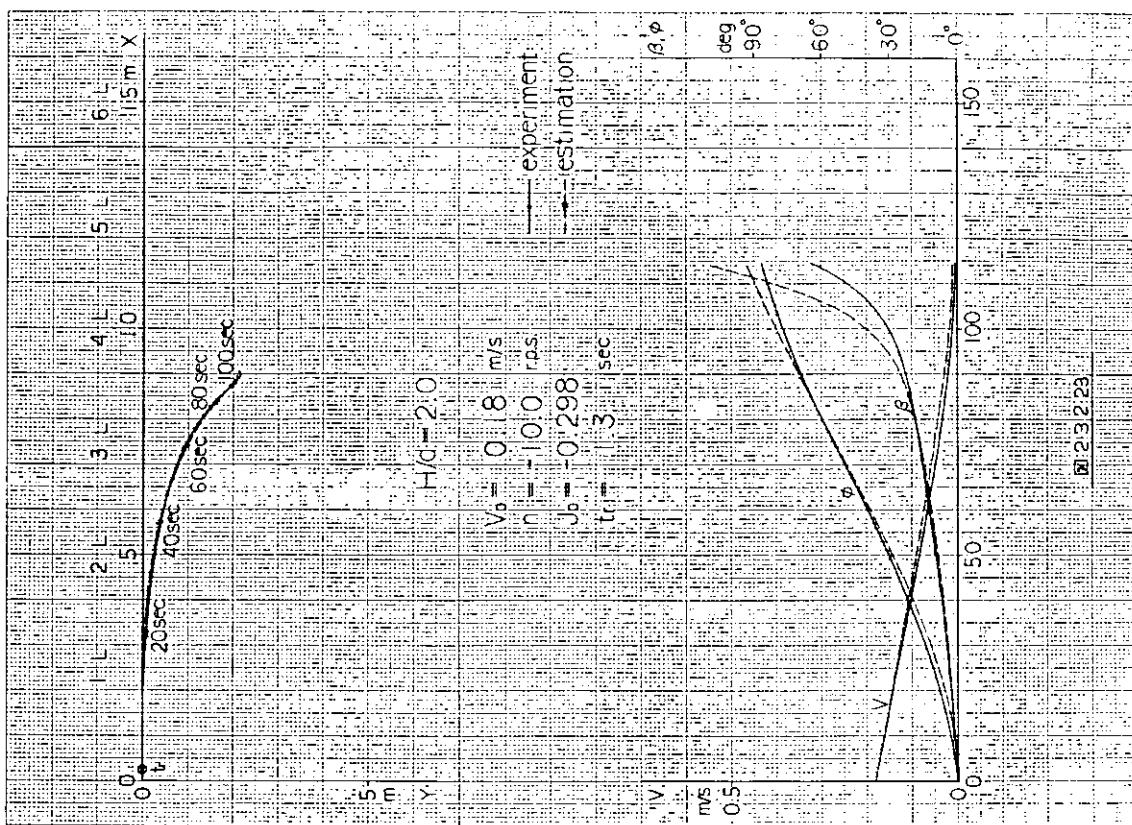


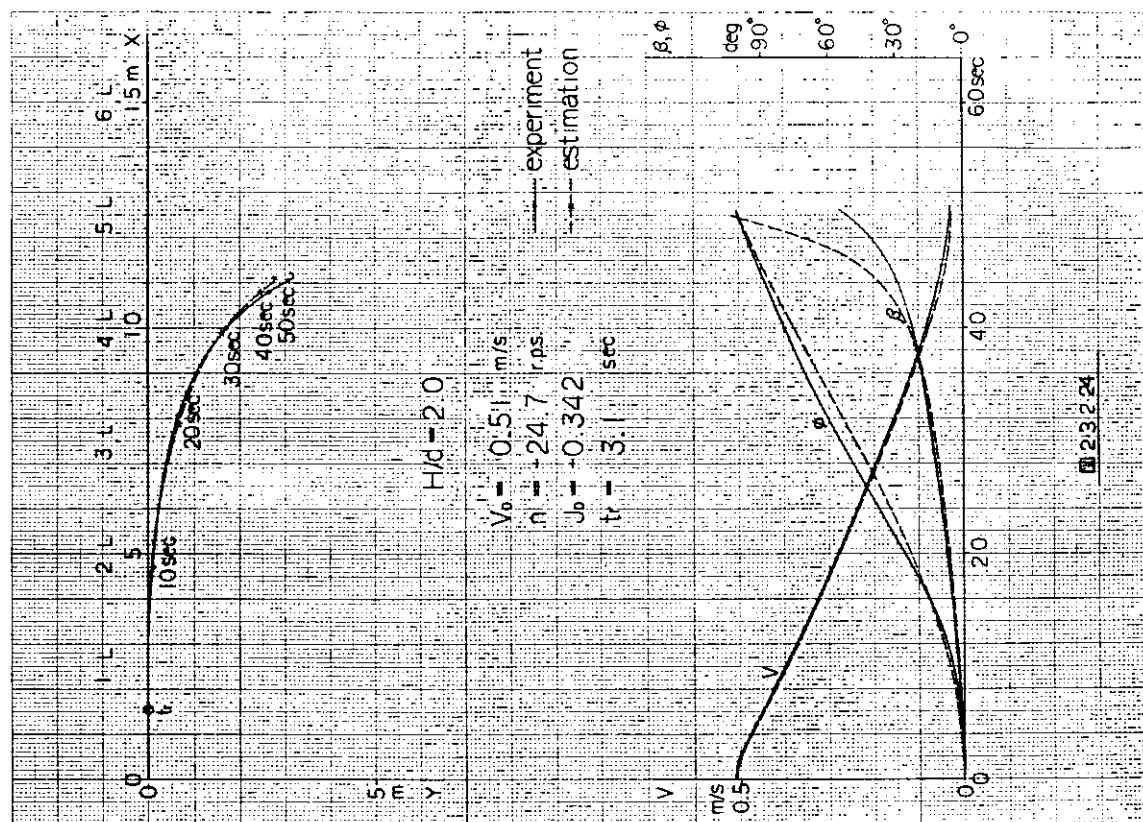
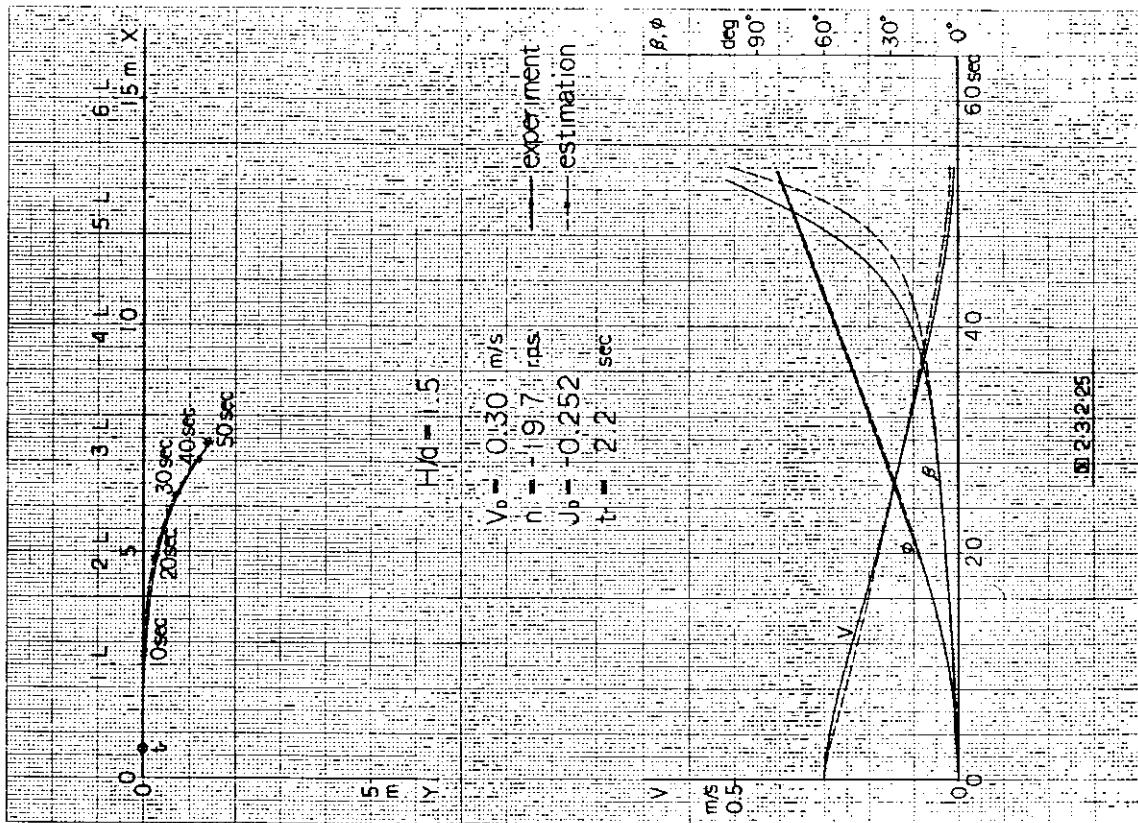


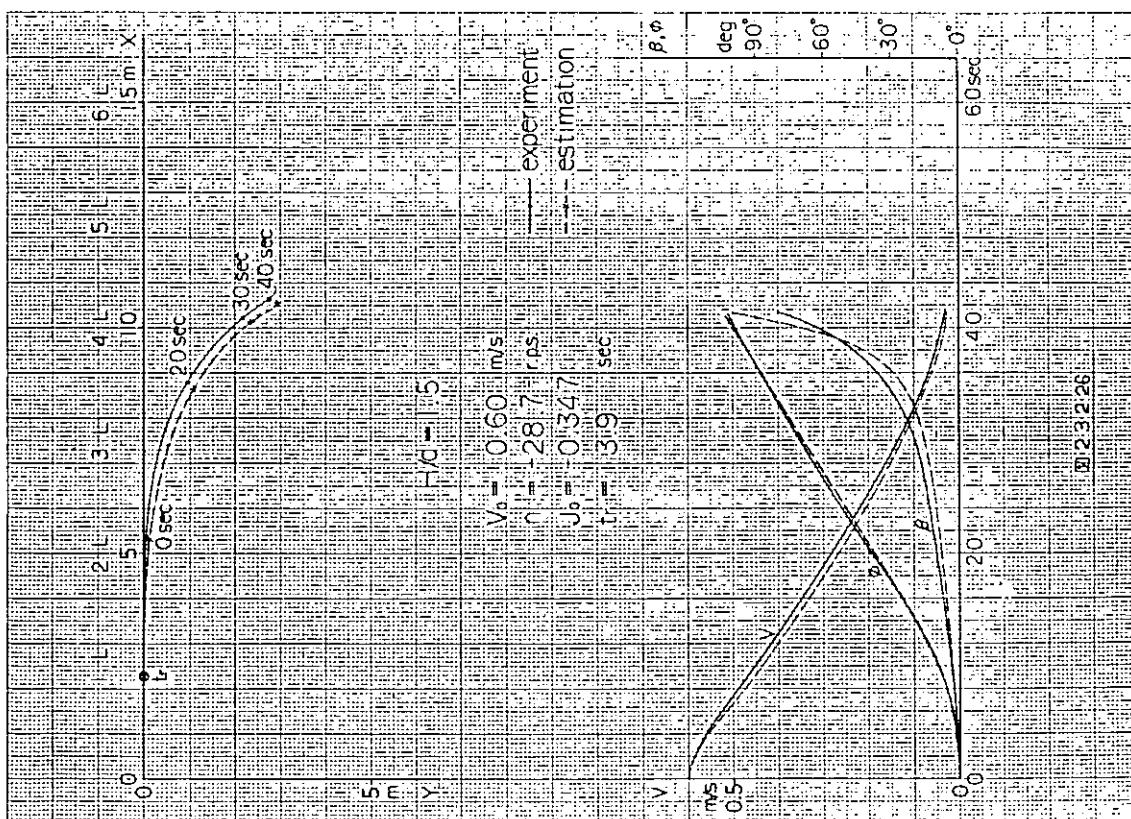
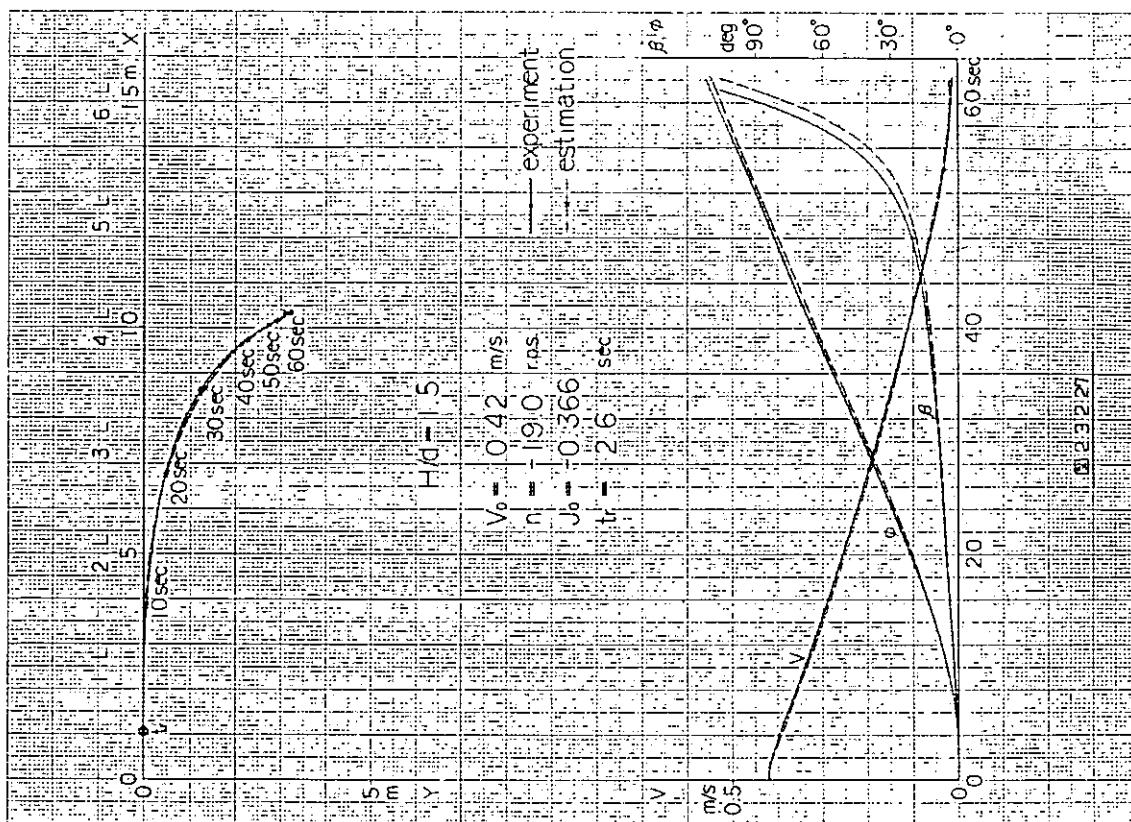


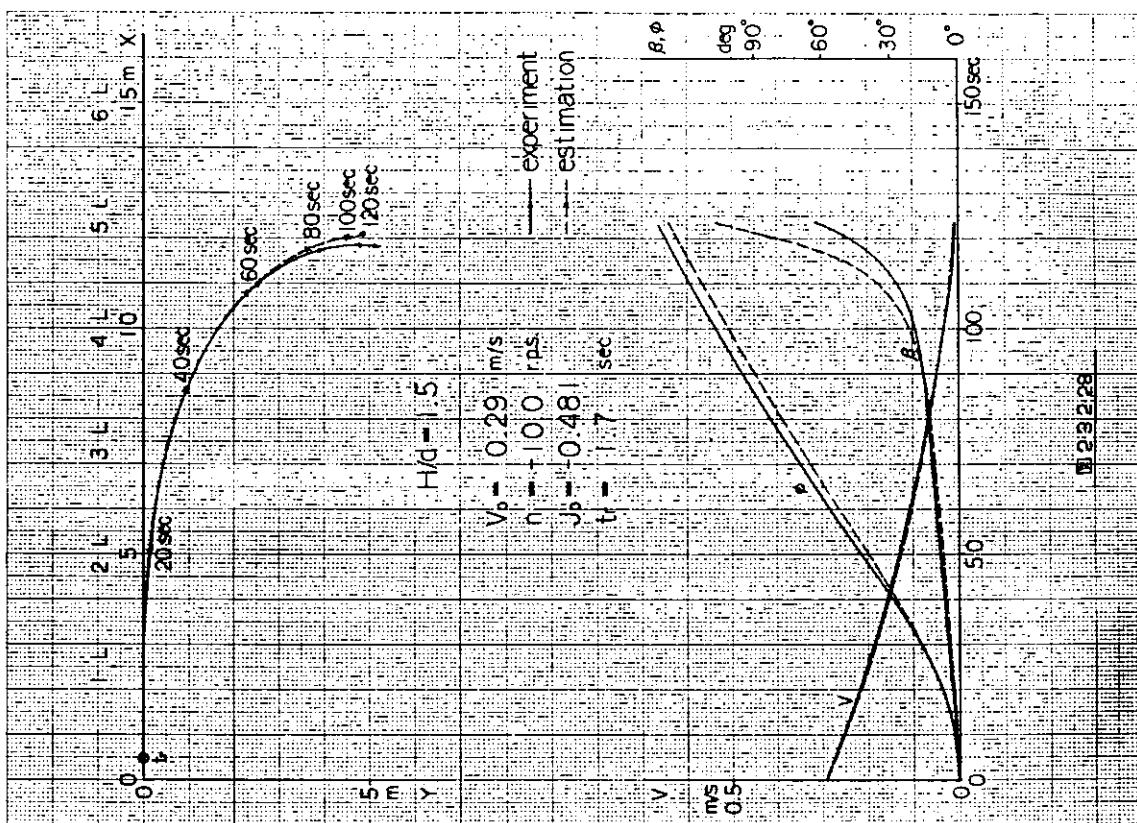
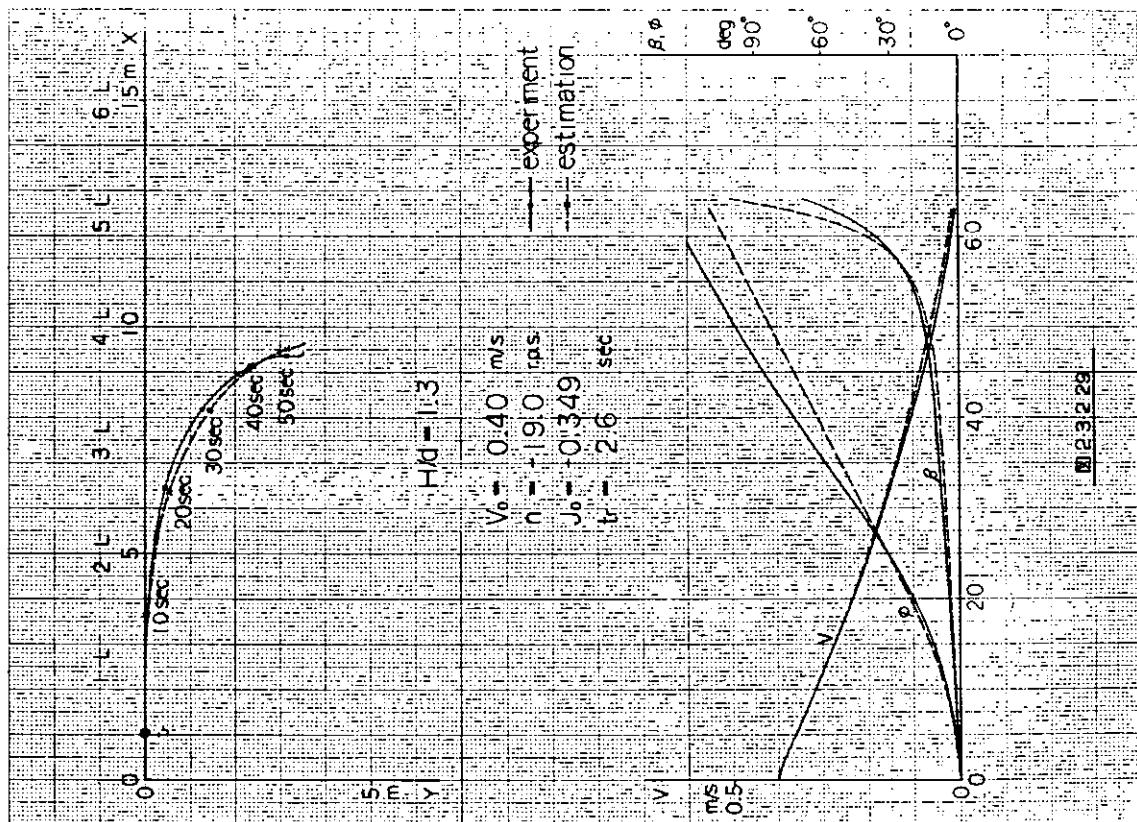


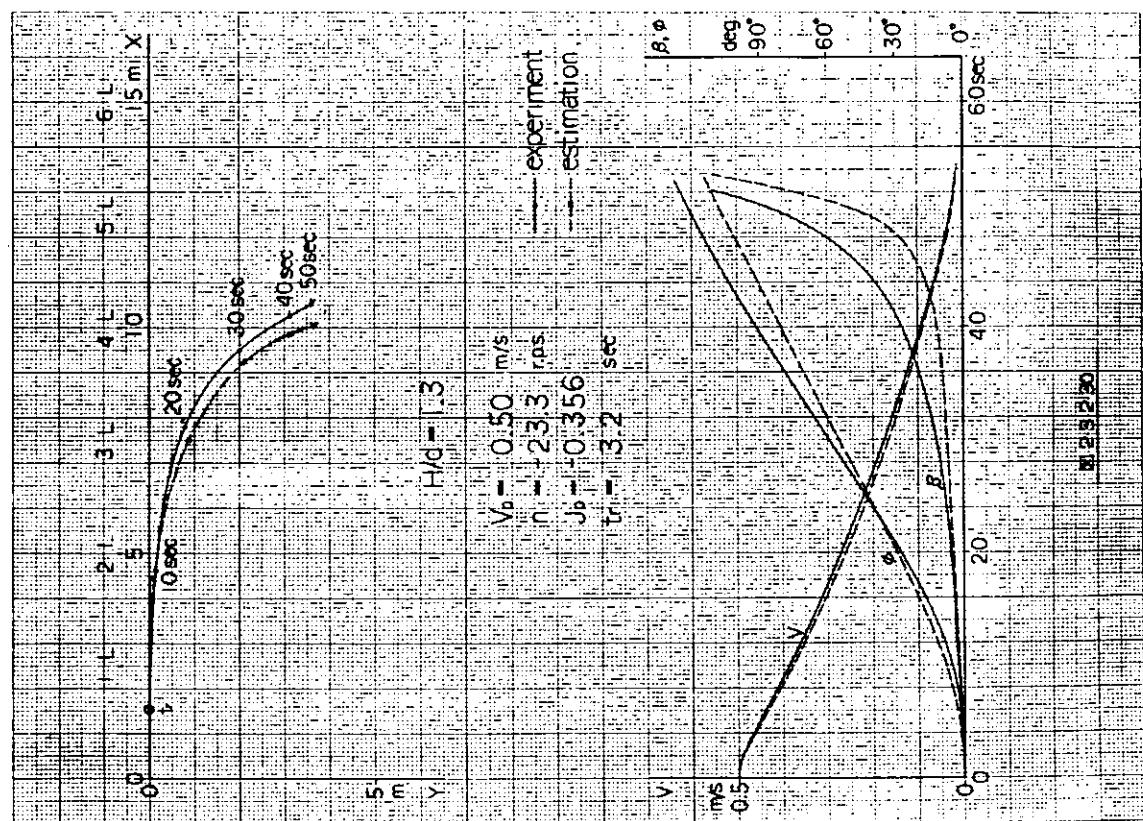
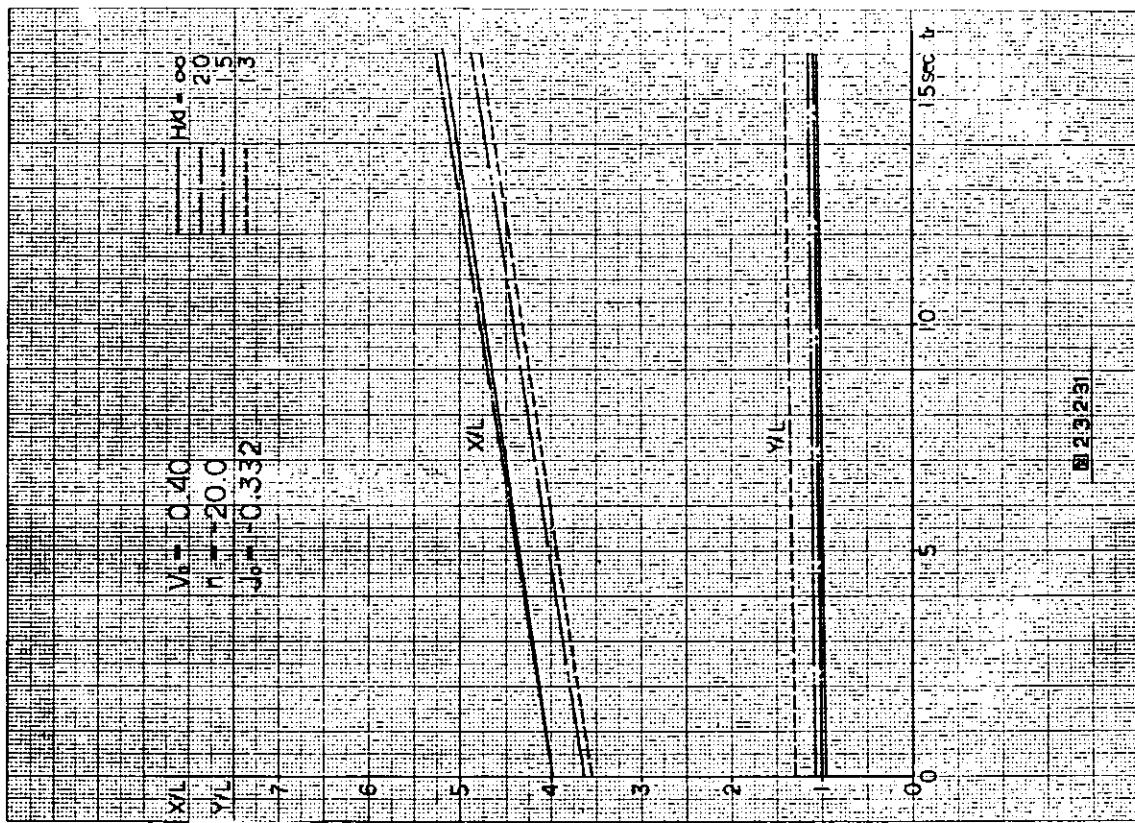


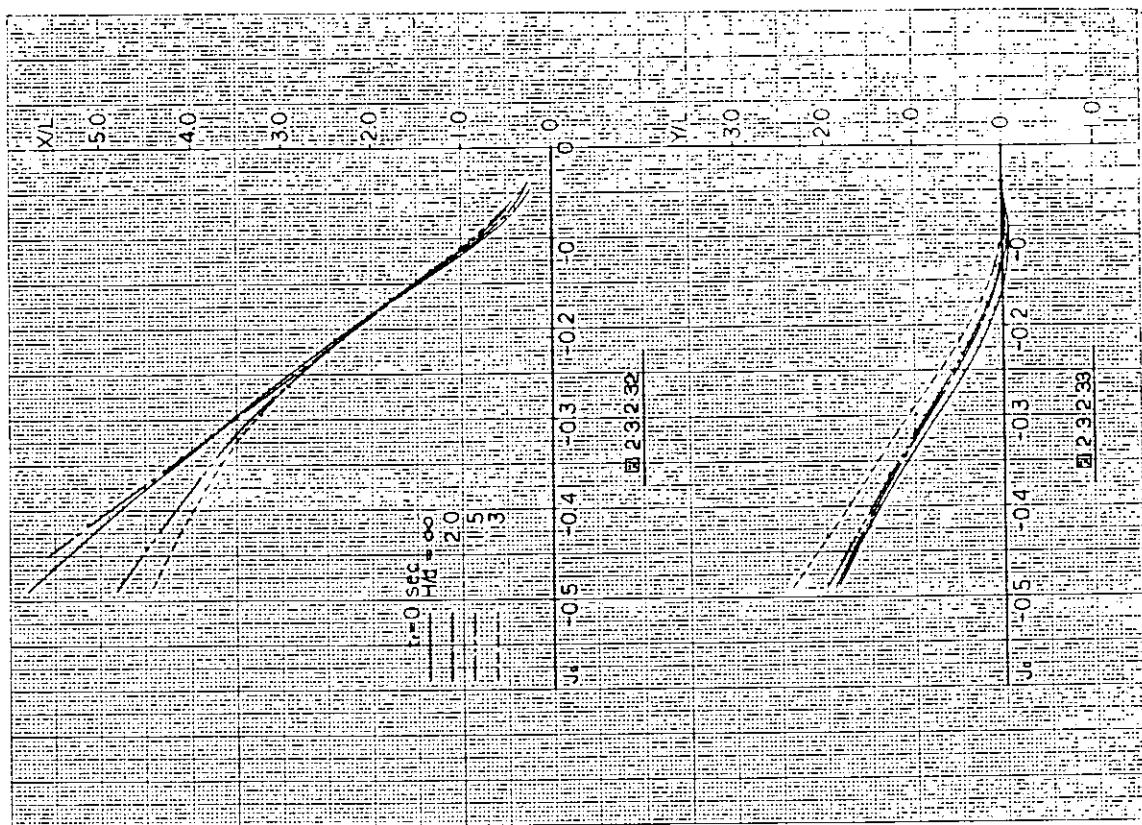












3. マン・マシン操船性能のシミュレーション

3.1 供試数学モデル

3.1.1 供試船

日本造船研究協会第175部会の昭和52年度報告にあるE-Series船のうち、針路安定船である表3.1.1に示す船を供試船とした。

表3.1.1で判別記号のうち、E40, E25はそれぞれ港内速力の全速前進に対する $V = 6 \text{ m/s}$ に対する L/V を、又小型貨物船の場合は航海速力を $V = 5 \text{ m/s}$ とした時の L/V を示している。つづく記号Sは針路安定船を示している。

表3.1.2, 3.1.3にはE-Series船の主要自と主機回転数と船速の関係を示している。

3.1.2 数学モデルの形式

操船シミュレーターに組込まれた数学モデルの応答方程式およびその諸係数の決め方は昨年度報告書に詳述されているものをそのまま採用している。

a. 船速の応答方程式

$$\dot{V} + a_{v-v} V^2 + a_{v-v} \dot{\phi}^2 = a_{s-s} n^2 + a_{s-v} n v \quad (3.1.1)$$

V : 船速 $\dot{\phi}$: 回頭角 n : 主機回転数

b. 回頭応答方程式

i) プロペラ正転時 ($J_s > 0$)

$$T'_1 T'_2 \left(\frac{L}{V}\right)^2 \ddot{\phi} + (T'_1 + T'_2) \left(\frac{L}{V}\right) \dot{\phi} + \dot{\phi} + \alpha' \left(\frac{L}{V}\right) \phi^3$$

$$= g(s) K' \left(\frac{L}{V}\right) \left\{ \ddot{\phi} + T'_3 \left(\frac{L}{V}\right) \dot{\phi} \right\} \quad (3.1.2)$$

T_1, T_2, T_3, K : 操縦性指數 α' : 非線型項の係数

$g(s)$: プロペラスリップの影響を修正する係数

$$g(s) = \frac{1 + k s^{1.5}}{1 + k s_0^{1.5}}$$

$k = 3.2$, s : プロペラスリップ比 s_0 : 定常直進中のスリップ比

ii) プロペラ逆転時 ($J_s < 0$)

$$T'_1 T'_2 \left(\frac{L}{V}\right)^2 \ddot{\phi} + (T'_1 + T'_2) \left(\frac{L}{V}\right) \dot{\phi} + \dot{\phi} + \alpha' \left(\frac{L}{V}\right)^2 \phi^3$$

$$= a'_k \left(\frac{V}{L}\right) / J_s^2 \quad (3.1.3)$$

a'_k : プロペラ逆転時の回頭の強さを示す係数

c. 主機回転数の応答方程式

$$i) n_E^* = \begin{cases} n^* & (n^* > n_i, n^* < 0) \\ n_i & (0 \leq n^* < -n_i) \end{cases} \quad (3.1.4)$$

n^* : 操縦者の指令回転数 n_E^* : 主機指示回転数

n_i : 逆転回転数 = $0.7(1-w)V/P$

$$ii) T_N \dot{n} + n = n_E^*$$
(3.1.5)

T_N : 主機の時間おくれ

d. 操舵機の応答方程式

$$T_E \dot{\delta} + \delta = \delta^* \quad (|\delta^* - \delta| \leq \delta_c)$$
(3.1.6)

$$\dot{\delta} = \text{Sign}(\delta^* - \delta) |\dot{\delta}_{\max}| \quad (|\delta^* - \delta| > \delta_c)$$

δ^* : 指示舵角 δ : 実舵角 δ_c = 先進角 ($= |\dot{\delta}_{\max}| \cdot T_E$)

上記の(3.1.1)式から(3.1.6)式までの特性値は、表3.1.4, 3.1.5に示されている。

3.1.3 供試船の基本操縦性能

供試船の旋回時の航跡図および逆転時の航跡図を図3.1.1, 3.1.2に示している。又旋回性能および逆転停止性能を初期速力 V_A をベースに示したものが図3.1.3, 3.1.4である。これらの諸性能は、本実験開始前に操船者が確認した。

3.2 避航操船シミュレーション

3.2.1 実験方法

S R 1.5.1 操船シミュレータを使い、供試船、出合い角、初認時機、相対速力を表3.2.1のように変えて避航操船実験を実施した。ここで出合い状況は、図3.2.1の記号によって示される。

実験は E 2.5 - S を標準として行ない E 4.0 - S, E 1.0 - S はこれと対比するため使用した。又、加減速性能と旋回性能の避航操船に与える効果の違いを見るために主として舵で避航する出合い角 4~5% の場合と主として機関操作によって避航する $\theta = 13.5^\circ$ の 2 種類の場合を実施した。操船者の判断時間および図3.1.2に示すように機関逆転時の操縦性能が初期速力の影響を受けるため自航速力を 3.6 m/s ~ 9.38 m/s の範囲で変えて実験した。

操船者は、航海士としての実務経験 4 年を有する同一人が繰返し操船した。そして、操舵手は 2 名が適宜交代して担当した。操船者は予備的な操船を繰返して、供試船の操船感覚をとらえた後に実験を実施した。

3.2.2 実験結果

(1) 避航操船に影響する諸要素

避航操船は与えられた出合状況で、自船の操船性能を考慮しながら避航開始時期を決め、舵、機関を操作して相手船の動静をみながら安全を確認できた時、原針路へ復帰する操作をする。したがって、避航操船において、舵による避航を変針避航、機関を操作して避航する場合を変速避航と呼称して、避航開始時機および避航終了時機を次表のように決めた。

避航終了時機(図3.2.1中のB点)における相対距離を D_f とすると、避航操船に余裕のある時は原針路復帰への変針をはじめてから CPA が

発生するので $D_f > CPA$ となる。

ここで D_f と CPA の発生する時間差を Δt とすると、 Δt は避航開始後の時間的余裕となる。避航操船に余裕のない時は変針中に

CPA が発生するので $D_f = CPA$ となる。変速避航の場合は、ほとんどのケースで CPA が発生して

	変針避航	変速避航
避航開始時機	操舵開始時	機関操作時
避航終了時機	①変針終了後原針路復帰のため回頭を始める時 ②変針中に CPA が発生する時	CPA が発生する時

CPA: Closest Point of Approach (最接近距離)

から機動の增速操作をしているので $\Delta t = 0$ である。

図3.2.2は変針避航における CPA と D_f との関係を示しており、 CPA が 1.7 L 以上を確保出来ると共に原針路へ復帰中に CPA が生じていることがわかる。 $D_f > CPA$ の領域で点がばらつくのは原針路へ復帰する操作が多様なことを示している。

図3.2.3は CPA と D_f の発生する時の時間差 Δt を初認時の衝突予想点までの時間 τ_0 をベースに示しており、 モデル E 25-S では $\tau_0 = 20 \text{ sec}$ 附近以下で、 又、 E 10-S では $\tau_0 = 120 \text{ sec}$ 附近以下で Δt は極めて小さくなる。つまり避航中に $\psi = 0$ である時間がない。変速避航ではほとんどの場合に $\Delta t = 0$ つまり減速中に CPA が発生しており、 このため操船者の心理的負担を大きくしている。

避航操船の成否は、 結局、 他船との航過距離が許容限度以上になることであろう。その際、 出合い状況に応じて、 操船者の選択は次の各ステップで行うことが出来る。

- (I) 避航の有無の判断時間 (Δt)
- (II) 避航開始時機の決定 (τ)
- (III) 操舵角および(又は)機関操作設定の選定
- (IV) 操作時間 (t_s)
- (V) 航過距離 (CPA)

各ステップの選択は、 勿論、 相互に関連を持ち、 互に補間し合ながら、 所要の D_f を得ようとする。そして、 切迫した状況では D_f が所要のものより小さくなってしまう。つまり最後は骨身 (CPA) をけずって避航することになり、 これも出来ない時は衝突に至る。

(2) D_f に影響する要素

ここでは避航終了時の相対距離 D_f が変速避航と変針避航でどのような要素に影響されるかを調べるために次のような出合い状況、 自船および避航動作をあらわすパラメータを選定した。

出合い状況に 関するパラメータ (4ヶ)	出会い角 (θ)、 相手船速力 (V_B) 初認時機 (τ_0)、 初認時の衝突予想点までの距離 ($V_A \cdot \tau_0$)
撞船する船に 関するパラメータ (3ヶ)	船の長さ (L)、 船速 (V_A)、 L/V_A
避航動作に 関するパラメータ (11ヶ)	判断時間 (Δt)、 その間の航走距離 ($V_A \cdot \Delta t$) 避航開始時機 (τ)、 避航開始時の衝突予想点までの距離 ($V_A \cdot \tau$) 避航開始時の相対距離 (D_R) 避航時間 (t_s)、 最大回頭角 (ψ_{\max}) D_f と CPA の発生時刻差 (Δt)、 τ と t_s の比 (τ/t_s) 避航動作中の x および y 方向の航走距離 (x)、 (y)

以上、 18ヶのパラメータと D_f との相関関係を調べるために、 単相関係数を計算した。その結果は、 表3.2.2, 3.2.3の通りである。

これらの表から避航動作の結果 (D_f) に与える諸要素の軽重を大略推測することが出来る。つまり、 いずれの避航も出合い状況のうち衝突予想点までの距離 ($V_A \cdot \tau_0$) との関係が強く、 自船に関する諸要素とはあまり相關はない。これは、 操船者が自船の操船性能を次の避航動作で“補正”して避航するためと考えられる。

一方、 避航動作をあらわすパラメータでは、 変速避航の場合は変針避航の場合に比べて、 ここに上げたパラ

メータと D_f との相関関係がやや低く、パラメータの選定上および表現上に未だ問題を残している。しかし、いずれの避航でも、避航開始距離 (D_R) およびこれと類似した避航開始時機 (τ 又は $V_A \cdot \tau_0$) 等との相関が高い。 D_R は両船が衝突関係にある時は

$$D_R = V_R \cdot \tau \quad (3.2.1)$$

ここで V_R は両船の接近速度

の関係があり、出会い状況で決る V_R と避航動作の開始時機 τ を組合せた D_R と D_f が関係が深いことになる。これは、当然のことながら初認位置が遠ければ早めに避航して D_f が大きくなる。そして、船の大小の影響を避航中の操作量によって操船者が“調節”しているようにみられる。したがって、今後の実験に於ては、避航開始距離と同じにして船の避難性能を評価する実験をする必要がある。

図 3.2.4, 3.2.5, 3.2.6, 3.2.7 は、変速避航、変針避航における D_f と初認時機 $V_A \cdot \tau_0$ および D_f と D_R の関係を示している。いずれも実験を行なった範囲内では、概ね直線関係がある。

今回の実験範囲の全域について言えば、 D_f に及ぼす L の効果は表 3.2.2 に示すように、 D_f との相関はあまり高くない。しかし、これはモデルごとの出会い状況が同じでなく、又、実験回数も同じでないためと考えられる。そこで、同一の出会い条件、つまり衝突予想点までの距離 ($V_A \cdot \tau_0$) を一定 (2,250 m) にして 3 つのモデルで避航操船を行うと、 D_f は図 3.2.8 となる。変針避航の時は操船者の意図する D_f が船の大きさにより若干大きくしているが、 $\theta = 135^\circ$ の変速避航のときは D_f はあまり変わらず、試行の回数により絶対量は差が出るが、傾向は同じになる。図 3.2.9 は $V_A \cdot \tau_0$ を L の長さに比例させて行なった結果で、変針避航の場合 ($\theta = 45^\circ$) は L に対応して D_f が大きくなる。しかし、変速避航の場合 ($\theta = 135^\circ$) のときは、増加の割合が少なくそれだけ操船がしにくいと言える。

初期速度 V_A や L/V_A が D_f に与える効果も表 3.2.2 に示すように、あまり明確ではない。こうしたものももっと明確にするには、一定の距離 D_R で避航をする実験を繰返す必要がある。

(3) 避航時間 t_s に影響する要素

D_f に影響する要素を換算したのと同じ方法で t_s と各要素との単相関係数を計算した。その結果が表 3.2.4 および 3.2.5 である。

これから避航時間は、初認時機 (τ_0) および避航開始時機 (τ) と相関が高い。これは今回の実験範囲では操船者のもつ避航開始限界内に初認位置が入ることが多いために初認直後に避航を開始することが多く、避航時間を長くとり D_f を大きくしているためと推察される。変針避航では ϕ_{max} と t_s はプラスの相関があり、当然 ϕ_{max} が大きくなると t_s は長いが一方、変速避航の場合はマイナス相関であり、 t_s を長くかかっても ϕ_{max} を小さくしようとしているようである。これは ϕ_{max} を大きくすると、原針路からのずれが大きくなるのでこれを防ぐためとみられる。 L/V_A は t_s といずれの避航操船においてもやや相関がある。一方、 D_f と L/V_A には前述したようにあまり相関がない。したがって t_s が相関を持つことは操船者が舵、機関の操作量と操作開始時機でこの影響を調節しているとみられる。

3.2.3 避航操船の評価

(1) τ/t_s , $V_A \cdot \tau/d_s$ による評価

操船者は、避航の場合に、出会い状況に応じて必要な避航量を予測していると考えられる。そこで変針避航の場合は、 τ/t_s (t_s : 避航終了までの時間) 変速避航の場合は、 $V_A \cdot \tau/d_s$ (d_s : 避航終了までの航走距離) をとり $D_f/V_A \cdot \tau_0$ にあらわれる効果をみたのが図 3.2.10 である。多少のバラツキはあるものの変針避航 ($\theta = 45^\circ$) と変速避航 ($\theta = 135^\circ$) とで一定の傾向を示している。

(2) 操船上の余裕の評価

変速避航の場合の一つの考え方として、図 3.2.11 のように他船を避航するとき実験によってえられた D_f

と同じ D_f を逆転停止操作によってえられるような避航開始距離 $V_A \cdot \tau_0$ を求める。これは図 3.1.2 に示した機関逆転時の航跡をもとに、図解的に求めることが出来る。この $V_A \cdot \tau_0$ と実験時に採った避航開始距離 $V_A \cdot \tau_a$ との差

$$V_A \cdot (\tau - \tau_0) = V_A \cdot \tau_a \quad (3.2.2)$$

を距離上の余裕と定義する。変針避航の場合も全く同じ考え方で、舵角 3.5° を操作して実験と同じ D_f になるような τ_0 を求めることが出来る。

図 3.2.1.2, 3.2.1.3 は変速避航および変針避航におけるこうした解析の結果を示している。それぞれ初認時機 $V_A \cdot \tau_0$ を上で無次元化してベースにとり、 $V_A \cdot \tau_a$ を逆転時の Head Reach および舵角 3.5° による旋回時の Advance で無次元化したものを見ている。これから初認時機に応じた操船上の余裕を船の大きさごとに自船の操船性能を基準にして推定する上で一つの基礎的資料として使えるだろう。

3.2.4 旋回時に增速することの効果

避航能力を向上するための一方法として操船時に機関を操作してプロペラスリップの増加により旋回性能を向上させる。そして、この操作が避航操船によぼす効果を調べた。

(1) 増速旋回試験

増速旋回試験結果は、図 3.2.1.4, 3.2.1.5 に示している。図 3.2.1.6, 3.2.1.7 は Advance と 45° 回頭するまでの所要時間が増速しない場合に比べてどれだけ変化するかを示している。 $\Delta V/V_0$ は発令速力と初速の差を ΔV として初速 V_0 との比を示している。この試験は 3 隻のモデルだけでなく、CPP を装備した 360 t 型小型練習船 F 丸 ($L = 37.5\text{ m}$) でも同種の実験を行なった。船による差は小さく Advance を 10% 程度減少できる。又、変針所要時間が短いことは、他船に対する意志表示が早期にできることになり、避航操船の安全につながる。

(2) 避航操船への効果

$\theta = 45^\circ$, $V_A \cdot \tau_0 = 1.5\text{ s}$ の出合い状況で、増速した場合としない場合について同じ避航開始地点から避航操船を行ないその時の D_f , t_s をそれぞれ求めた。そして、 $\alpha = D_f / t_s$ を増速時 α_1 , 増速しない時 α_0 として、図 3.2.1.8 にその比で効果を示している。小型船ほどその効果が大きいことがわかる。

3.3 定点停止シミュレーション

減速時における船舶操縦の問題は、いろいろあるがその中で特に重要なものの、減速動作に伴う針路制御能力の劣化をどのように補償しながら目的とする減速動作を行うかがある。加えて、プロペラ逆転に伴う不均衡力による旋回モーメントの発生は、一層、減速操船を難しくさせる事になる。又、現実の船舶運航においては、さまざまな外力が加わり針路制御能力の劣化した船舶の運航をさらに困難にする事になる。

本年度は、以上の事から、特に風、潮流等の外力を受ける条件下での定点停止操船実験を行った。

3.3.1 東京商船大学操船シミュレータの改造について

東京商船大学の操船シミュレータは従来、演算部として専用のアナログ計算機を使用していたが、今後、多様な数学モデルに対応する目的と外力の影響を正確に反映する目的から、演算部をデジタル計算機に改めた。以下、簡単に改造後のシミュレータの構成を示す。

計算機はマイクロ・コンピュータ PDP 11/V0.3 を用い、A/D 変換機を介して、舵角量、エンジンテレグラフの操作量を入力している。入力ならびに演算は 1 秒間隔で行っており、出力は D/A 変換機で 1 秒の平均値フィルタを介して各プロジェクト、計器類に出力している。(図 3.3.1)

シミュレータ用のプログラムは、シミュレーション、制御用として使用されている Digital Dynamic Simulator を使用している。

DDSを用いる事により計算領域の節約と、汎用性をあげる事ができる。現在、本シミュレータが有するDDS要素の一覧を表3.3.1に示す。

図3.3.2は、本シミュレータにおけるシミュレーションのフロー・チャートを示す。

2台のフロッピーディスクを用いる事により、プログラムのロード、各種実験データの格納等を効率よく行えるようになっている。

3.3.2 実験概要

前年度の定点停止操船実験では、たいへん精度よく停止操船が行われている。本年度は、外乱条件を種々変化させて、減速操船に伴う制御性能の劣化した船の操縦運動を調査した。

実験は15.0mの針路安定船を供試船とした。航路は2種類設定し、直線航路上の場合と、変針操船を伴う曲折航路での場合を行った。図3.3.3に設定航路図を示す。

外乱の種類としては、定常風外乱と潮流を取り上げた。定常風は、船速の3, 4, 5, 6倍について行った。今回の実験においては、風の影響は回頭モーメントとしてのみ作用するものとし、受風による横流れ運動については考慮されていない。受風による回頭モーメントの量は舵角量で代表している。図3.3.4に風による回頭モーメントに相当する舵角量を示す。図3.3.4の計算には、風圧係数については、大型貨物船に対するものを用い、流体力については、マリナー・タイプのものを用いている。

潮流の強さは、1.0, 2.0, 2.5, 3.0m/sについて行っている。風の方向、潮流の方向は航路図に示してある。

3.3.3 実験結果

実験はスクリーン上に投影されたブイの映像と、ブイ迄の距離を示すデジタル距離計を見ながら行い、4名の操船者に対し、行われた。

- A： 外航船一等航海士
- B： 海船大学教官
- C： 商船大学院生
- D： 大型自動車運搬船三等航海士

図3.3.5は操船者Aによる船速の残航程に対する変化を示す。

図3.3.6はその時の航跡図である。

図3.3.7は定常風、潮流の強さの変化に対する減速開始点から停止点までの残航程の変化を示している。定常風外乱では直進航路と曲折航路では異なる傾向を示している。潮流については、潮流速度の高い程停止点に近づいてから減速を開始している事になる。一般に定常風外乱より直接、船位誤差として現れる潮流外乱の方が操船者に与える負担は大のようである。

図3.3.8は、実験開始より停止時までの平均船速を求めたものである。潮流外乱については、流速が増すに伴い平均船速は減少する傾向がみられる。図3.3.7の状況を考えると、潮流が強くなるに従い、停止点近くまで高い速力で接近し、急速に減速して停止点に接近する事になる。しかし、実験データも十分でないのと現在では詳しい判断をする事は出来ない。

図3.3.9は、航跡の航路中心線よりの横偏位量の最大値をまとめたものである。操船成績とも言える最大横偏位では、減速時ににおける変針操船、外乱による制御上の負担が反映しているようである。

3.3.4 検討

今回計画した実験内容は次のように大別出来るであろう。

- 1 逆転停止に伴う回頭運動の制御
- 2 減速操縦による舵効きの劣化の中での変針操縦

3. 上記2項に舵角相当の外乱が入る場合

4. 1, 2項に針路相当の外乱が入る場合

外乱のない場合で、減速中に変針動作を必要とする時は、減速開始点をおくらせて舵効の確保をしている事が実験結果からわかるが、外乱が加わる場合は、一層、舵効の確保に重点をおくと考えられる。舵効は、船速と回転数の関数として大略表示出来るので、各船速において、任意の回転数のもとの舵効の係数を図3.3.1.0に示す。図上部のものは、プロペラ順転時の場合であり、1.85 rpsはFull Ahead, 1.48はHalf Ahead, 1.11はSlow Ahead, 0.74はDead Slow Aheadに各々対応している。

原点からの直線は、各船速における遊転回転数に対する係数であり、直線上の数値は、各船速に対応する遊転回転数を示している。図3.3.1.0の下部は、プロペラ逆転時の回頭力を示している。なお、本図の計算は、本章1節の加減速時の数学モデル(2), (4)式によっている。

図3.3.1.1から図3.3.1.4までは、航路形状、外乱種類別に操船実験において得られた舵効係数の変化を示している。操船状況によっては、スリップが負になる事もあるが、この場合は遊転回転数に対応する舵効があるものとして作図してある。図の最下部のグラフは、その時の航程変化の状況を示している。図中、丸印はプロペラ順転、四角印は逆転をそれぞれ表している。図3.3.1.1から図3.3.1.4を通して顕著なことは、外乱の変化に伴ない、プロペラ逆転をかける時点が変化する事があげられる。プロペラを逆転状態にすることは、舵効を断念する事になるので、操船上は重要な点と思われる。図3.3.1.5にプロペラ逆転開始時の残航程を外乱の強さに対して示す。

次に外乱下での減速停止操船についてみると、潮流外乱の場合、操船者は船速と潮流速の合成ベクトルの方向が目的針路になるように船首針路を選ぶ事になる。そして、減速運動の場合は、船速の変化に従い針路補正量を変化しつづければならない事になる。さらに変針をする曲折航路の場合には、針路補正量の急変し、操船者に対する負担は増すと思われる。潮流による針路補正量を△ ϕ とすると速力変動に対する△ ϕ のガイド・ラインが計算出来る。図3.3.1.6は直進航路における△ ϕ のガイド・ラインと実験より得られた針路補正量を示してある。

図3.3.1.7は曲折航路の場合であり、航路角度の変化に伴いガイド・ラインも変化する。直線航路では比較的ガイド・ラインに近い針路で操船が行われているが、曲折航路では変針に伴う航路中心線からの偏位の発生による航位修正のための針路補正量も入るので、ガイド・ラインにはのりづらくなるようである。

次に減速操縦方法について調べたものが図3.3.1.8, 1.9であり、船速と残航程の平面上における機関操作の分布を示している。丸印は順転、四角印は逆転を、黒丸印は機関停止を示している。図3.3.1.8は同一操船者におけるものであり、図3.3.1.9は操船者全員のものをプロットしたものである。両図とも、外乱条件の異なる場合のものも全てプロットしてある。操船者全体のものは、単一操船者の場合程、機関操作の境界は明瞭ではないが、一定の傾向がある事がうかがえる。又、図3.3.1.8の中にあるヒストグラムは昨年行った実船調査のアンケート結果より得られた残航程に対する機関操作時期の経験則である。全実験データに対する機関操作分布と、アンケート結果の比較を図3.3.2.0に示す。

以上、今回の報告においては、150mの針路安定な船について停止操船実験を行ったが、今後はさらに本船の大きさ、操縦特性を変化してデータを収集しなければならないであろう。外乱の設定についても、定常外乱に加えて波浪による周期の短い成分を加え合せる事も必要であろう。

又、今回の実験では、操船者の人数も少なく、同一操船者に対しても一条件一回の操船が中心であり、定量的な議論を行うには、データの質、量とも不十分な段階である。

表 3.1.1 供試船

判別記号	E 40-S	E 25-S	E 10-S
船種	バルクキャリアー	高速貨物船	小型貨物船
L (m)	240	150	50
航海速力(ノット)	14.58	18.20	12.15
載貨状態	満載	同左	同左

表 3.1.2 E-Series モデルの主要寸

	E 50 (V.L.C.C)	E 40 (Bulk Carrier)	E 25 (Liner)	E 10 (Small Cargo)	E 5 (Small Cargo)
Hull					
L (m)	300	240	150	50	25
B (m)	50	36.92	21.43	8.33	4.55
d (m)	20	14.77	9.32	3.33	1.82
∇ (m ²)	240,000	104,702	17,968	1,042	155
C _b	0.8	0.8	0.6	0.75	0.75
L/B	6.0	6.5	7.0	6.0	5.5
B/d	2.5	2.5	2.3	2.5	2.5
Rudder					
A_R/L_d	1/60	1/60	1/60	1/45	1/40
λ	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5
Propeller					
D (m)	8.0	6.5	5.0	2.0	1.0
p (m)	5.2	4.23	5.0	1.5	0.75
P/D	0.65	0.65	1.0	0.75	0.75
D/L	1/37.5	1/36.9	1/30	1/25	1/25

表 3.1.3 E-Series モデルの航機時(放上角度)

	E 50 (V.L.C.C)		E 40 (Bulk Carrier)		E 25 (Liner)		E 10 (Small Cargo)		E 5 (Small Cargo)	
	RPM (rps)	Knot (m/s)	RPM (rps)	Knot (m/s)	RPM (rps)	Knot (m/s)	RPM (rps)	Knot (m/s)	RPM (rps)	Knot (m/s)
Navigational Full ahead	96.0 (1.60)	14.58 (7.50)	112.5 (1.88)	14.58 (7.50)	138.8 (2.31)	18.20 (9.38)	240.0 (4.00)	12.15 (6.25)	420.0 (7.00)	9.72 (5.00)
Maneuvering Full ahead	76.8 (1.28)	11.66 (6.00)	90.0 (1.50)	11.66 (6.00)	111.1 (1.85)	14.60 (7.50)	192.0 (3.20)	9.72 (5.00)	336.0 (5.60)	7.78 (4.00)
Half ahead	61.4 (1.02)	9.33 (4.80)	72.0 (1.20)	9.33 (4.80)	88.8 (1.48)	11.66 (6.00)	153.6 (2.56)	7.78 (4.00)	268.8 (4.48)	6.22 (3.20)
Slow ahead	46.1 (0.77)	7.00 (3.60)	54.0 (0.90)	7.00 (3.60)	66.6 (1.11)	8.75 (4.50)	115.2 (1.92)	5.83 (3.00)	201.6 (3.36)	4.67 (2.40)
Dead slow ahead	30.7 (0.51)	4.67 (2.40)	36.0 (0.60)	4.67 (2.40)	44.4 (0.74)	5.83 (3.00)	76.8 (1.28)	1.89 (2.00)	134.4 (2.24)	3.11 (1.60)
Stop eng.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
Dead slow astern	-	-	-	-	-44.4 (-0.74)	-	-76.8 (-1.28)	-	-134.4 (-2.24)	-
Slow astern	-30.7 (-0.51)	-	-36.0 (-0.60)	-	-66.6 (-1.11)	-	-115.2 (-1.92)	-	-201.6 (-3.36)	-
Half astern	-46.1 (-0.77)	-	-54.0 (-0.90)	-	-88.8 (-1.48)	-	-153.6 (-2.56)	-	-268.8 (-4.48)	-
Full astern	-61.4 (-1.02)	-	-72.0 (-1.20)	-	-111.1 (-1.85)	-	-192.0 (-3.20)	-	-336.0 (-5.60)	-

表 3.1.4 E-Series モデルの諸係数(回頭特性関係)

Sub Number	S	0	5	10	25
Loop Width(deg)	Stable	0	5	10	25
K'	1.6	∞	-2.24	-1.30	-0.60
T'_1	3.2	∞	-4.48	-2.60	-1.20
T'_2	0.35	0.35	0.35	0.35	0.35
T'_3	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60
$\alpha' (\deg^{-2})$	0.00009	∞	-0.00470	-0.00352	-0.00265
T_E (sec)	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5
δ'_{\max} (deg/sec)	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0
$a'_R / T'_1 T'_2$ (const.)	0.024	0.024	0.024	0.024	0.024

* $g(s)$: s shown in Fig. 3.1.13

表 3.1.5 E-Series モデルの諸係数(船速応答関係)

	E 50 (V.L.C.C.)	E 40 (Bulk Carrier)	E 25 (Liner)	E 10 (Small Cargo)	E 5 (Small Cargo)
$m' (=2C_b B/L)$	0.267	0.246	0.171	0.250	0.273
$m' + M'_x$	0.286	0.262	0.186	0.267	0.294
$m' + C_m M'_y$	0.436	0.403	0.264	0.415	0.451
L_p	0.5	0.5	0.45	0.5	0.5
$X_{vv} (=C_t S/L_d)$	0.952×10^{-2}	0.916×10^{-2}	0.605×10^{-2}	0.934×10^{-2}	1.061×10^{-2}
$X_{\delta\delta}$	1.76	1.68	2.62	1.60	1.68
$1-w$	0.60	0.60	0.80	0.633	0.60
J_{so}	0.586	0.616	0.810	0.781	0.714
S_0	0.459	0.43	0.352	0.34	0.429
C_1	0.334	0.339	0.315	0.349	0.287
C_2	-0.308	-0.313	-0.252	-0.295	-0.230
C_3	-0.267	-0.271	-0.252	-0.279	-0.230
C_4	0.513	0.522	0.420	0.490	0.383
C_5	0.089	0.070	0.084	0.093	0.077
J_{st}	-0.433	-0.433	-0.500	-0.474	-0.500
a'_{vv}	3.33×10^{-2}	3.49×10^{-2}	3.39×10^{-2}	3.50×10^{-2}	3.61×10^{-2}
a'_{rr}	0.761	0.749	0.666	0.777	0.768
$a'_{\delta\delta}$	0.103	0.107	0.245	0.133	0.143
a'_{nn}	1.77×10^{-5}	2.26×10^{-5}	7.02×10^{-5}	1.00×10^{-4}	6.88×10^{-5}
a'_{nv}	-6.13×10^{-4}	-7.72×10^{-4}	-1.69×10^{-3}	-2.12×10^{-3}	-1.38×10^{-3}
a'_{nn1}	-1.42×10^{-5}	-1.81×10^{-5}	-5.62×10^{-5}	-8.03×10^{-5}	-5.58×10^{-5}
a'_{nn2}	0.47×10^{-5}	0.47×10^{-5}	1.87×10^{-5}	2.68×10^{-5}	1.85×10^{-5}
a'_{nv2}	1.02×10^{-3}	1.29×10^{-3}	2.81×10^{-3}	3.52×10^{-3}	2.30×10^{-3}

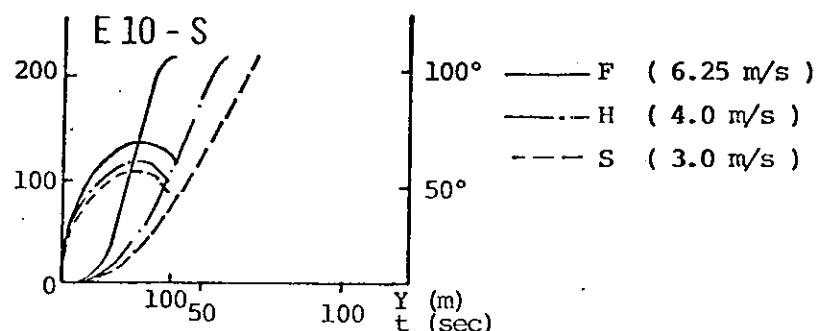
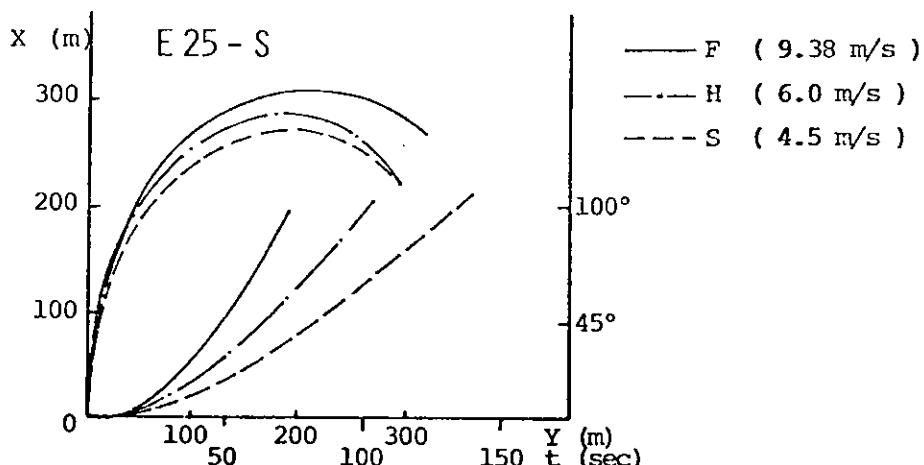
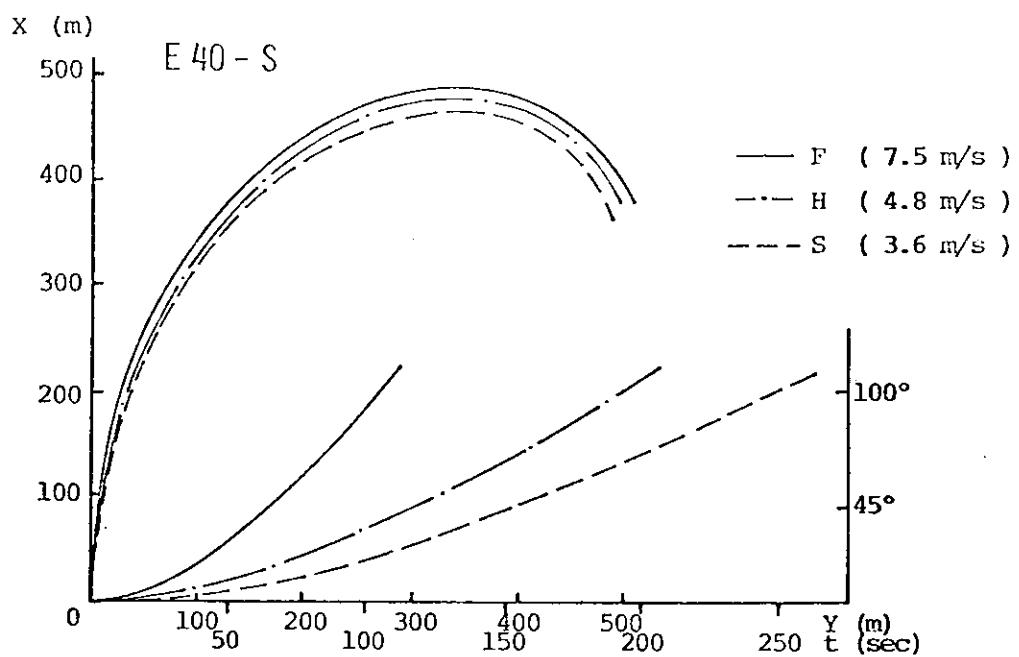


図 3.1.1 旋回試験結果 ($\delta = 85^\circ$)

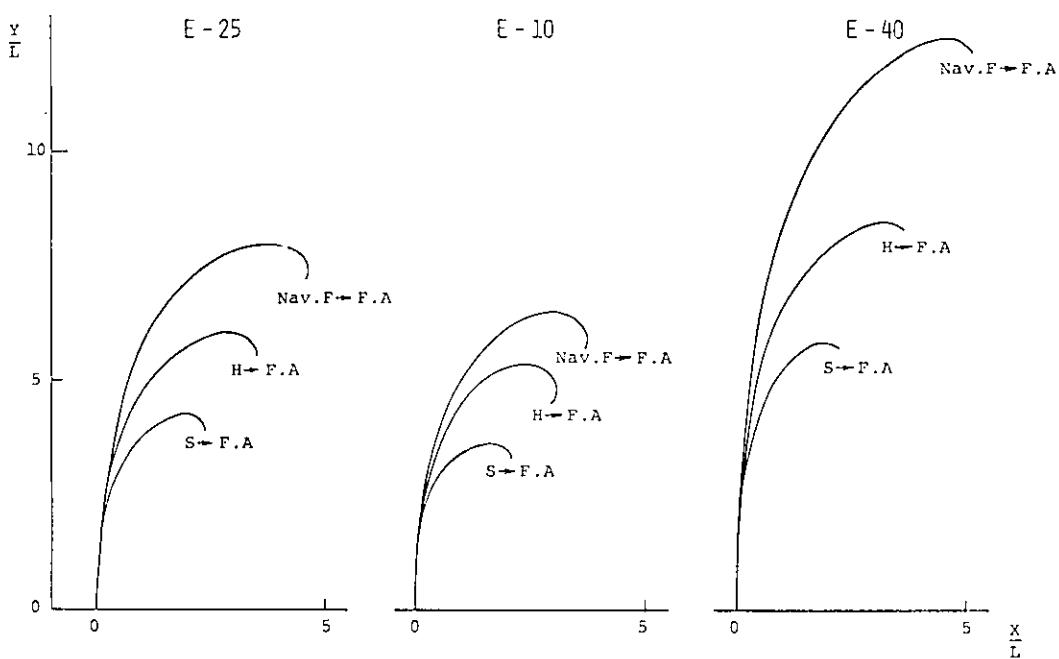


図 3.1.2 逆転停止試験結果

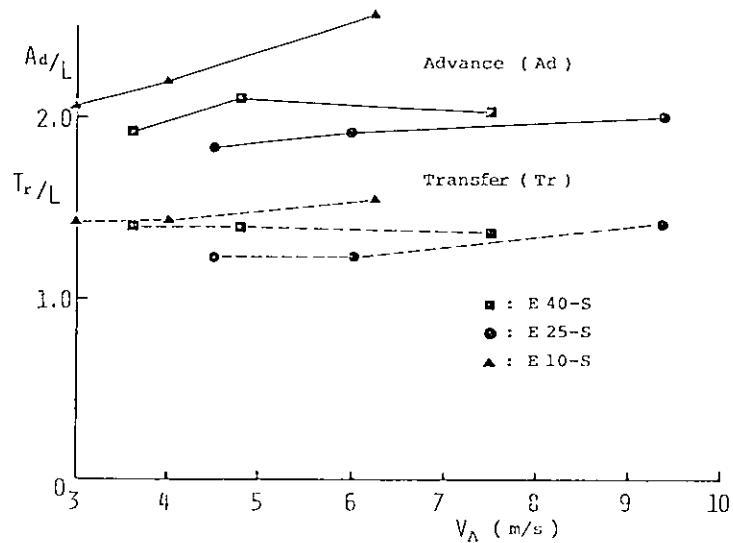


図 3.1.3 旋回性能 ($\delta = 35^\circ$)

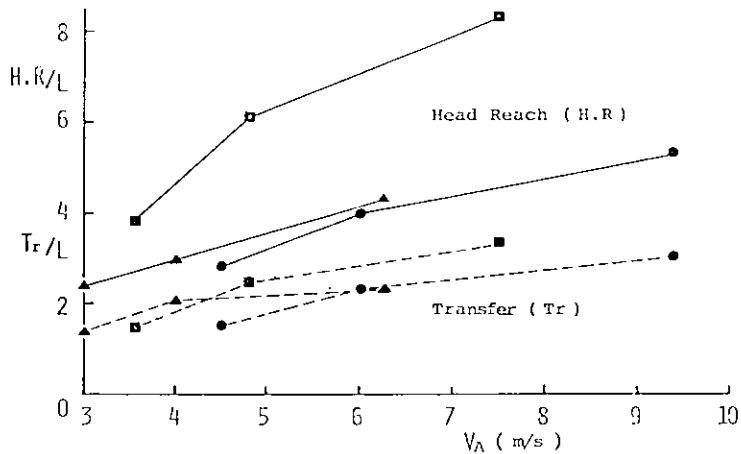


図 3.1.4 逆転停止性能(逆転力 S/B Full Astern)

表 3.2.1 設定条件

供試船	E 4 0 - S	E 2 5 - S	E 1 0 - S
出会い角(θ)	$\pm 4.5^\circ$	$+13.5^\circ$	
初認時機 τ_0 (sec)	600, 400, 300, 200, 100, 50		
L/V	3.2	28, 24, 20, 16	8, 6.7

表 3.2.2 出合い状況および自船に関するパラメータと D_f との相関係数

	V_B	τ_0	V_A	τ_0	L	V_A	L/V_A
変速避航 ($\theta = \pm 4.5^\circ$)	• 5.97	• 6.78	• 7.24	• 1.93	• 1.04	• 1.31	
変針避航 ($\theta = +13.5^\circ$)	• 1.09	• 7.11	• 8.39	• 4.51	• 1.03	• 3.08	

表 3.2.3 避航動作に関するパラメータと D_f との相関係数

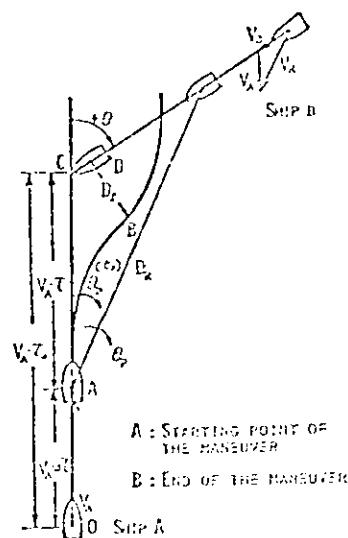
	Δt	V_A	$\Delta \tau$	τ	V_A	τ	$ L $	t_s	ϕ_{\max}	Δt	τ/t_s	x	y
変速避航	• 1.70	• 2.60	• 6.94	• 7.32	• 7.45	• 5.25	—	• 1.73		• 2.46	• 4.47	• 5.04	
変針避航	• 6.75	• 6.22	• 7.80	• 9.08	• 9.13	• 7.22	—	• 4.85	• 8.22	• 6.24	• 7.52	• 7.88	

(注) 変速避航ではほとんど $D_f = CPA$ であり、 D_f と CPA の発生する時刻差 $\Delta t \approx 0$ としている。表 3.2.4 出合い状況および自船に関するパラメータと避航時間 t_s との相関係数

	V_B	τ_0	V_A	τ_0	L	V_A	L/V_A
変速避航	— • 1.05	• 7.96	• 7.02	• 4.47	— • 1.87	• 5.14	
変針避航	— • 2.05	• 9.03	• 7.72	• 5.18	— • 2.55	• 5.98	

表 3-2-5 避航動作に関するパラメータと避航時間 t_s との相関係数

	Δt	V_A	$\Delta \tau$	τ	V_A	τ_0	D_R	ϕ_{\max}
変速避航	• 3 7 2	• 4 0 0	• 7 9 3	• 6 9 4	• 8 9 4	-	• 4 3 0	
変針避航	• 5 9 4	• 4 1 5	• 9 6 3	• 8 3 5	• 8 2 5		• 6 5 0	



[図 3-2-1] ml 分

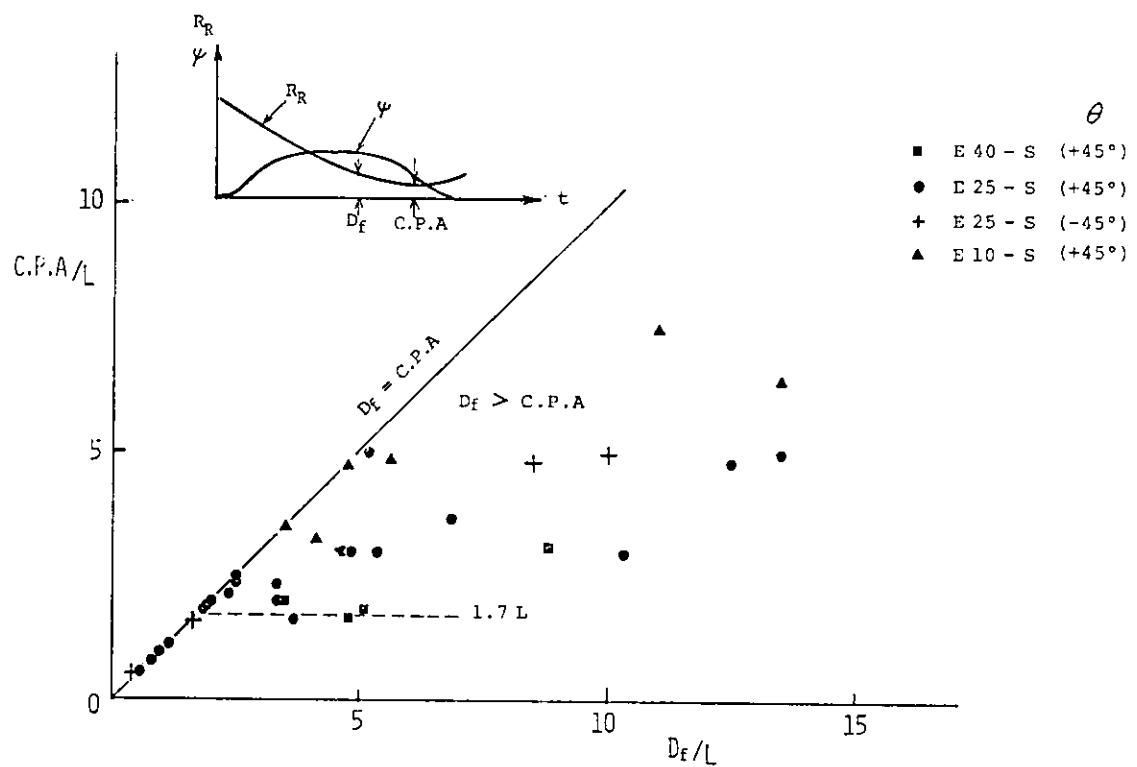


図3.2.2 C.P.A./Lと D_f/L の関係

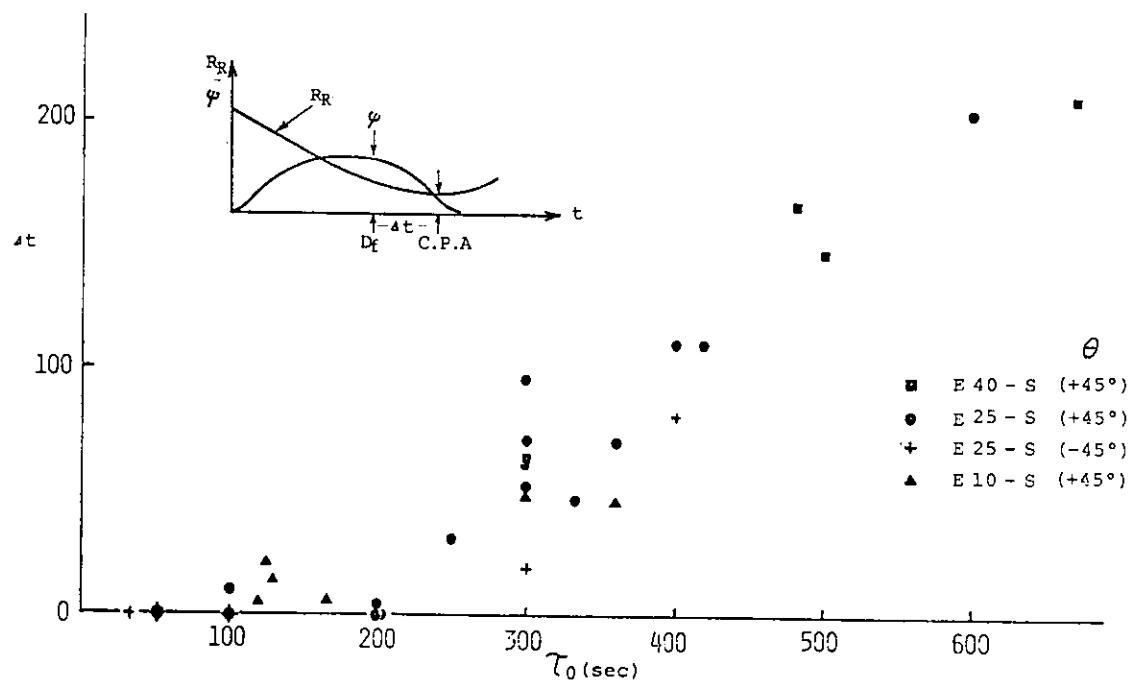


図3.2.3 D_f とC.P.A.の発生時刻差

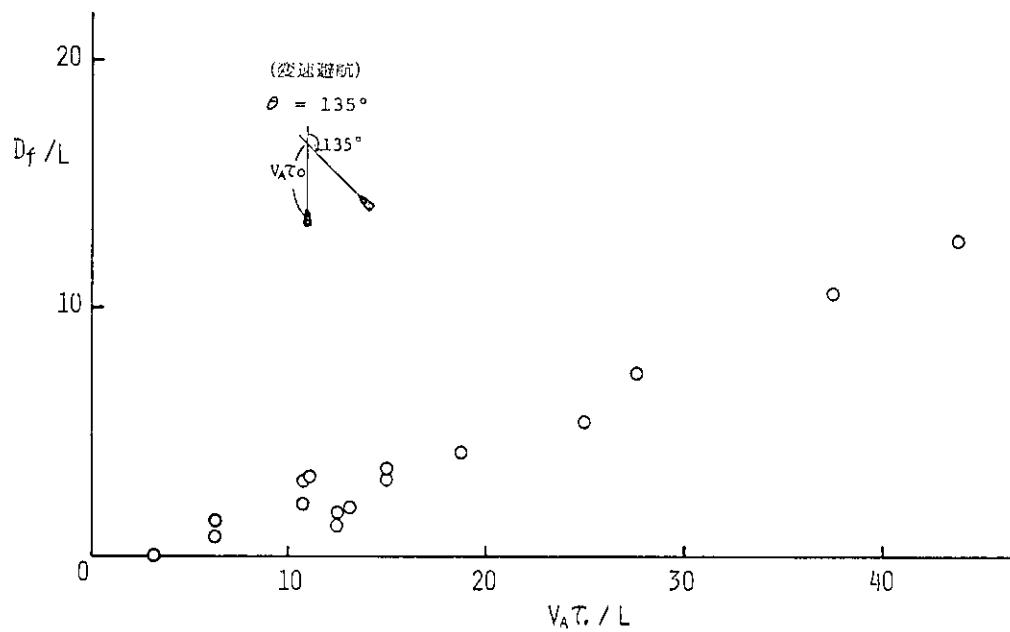


図 3.2.4 初認時機の影響 (E 2.5 - S)

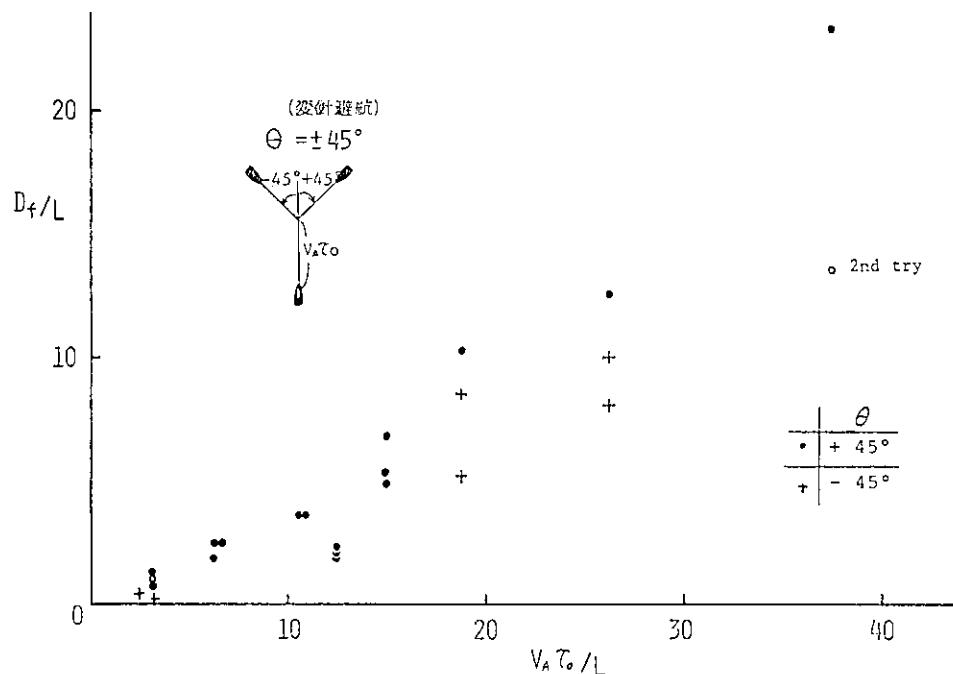


図 3.2.5 初認時機の影響 (E 2.5 - S)

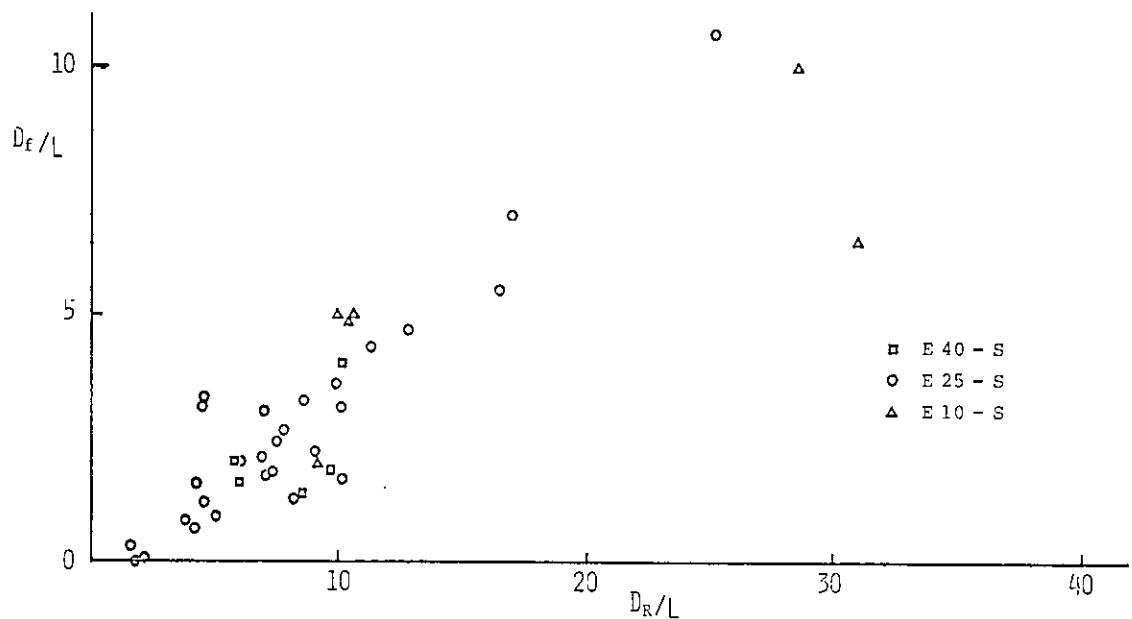


圖 3.2.6 D_f 與避航開始距離 ($\theta = 135^\circ$)

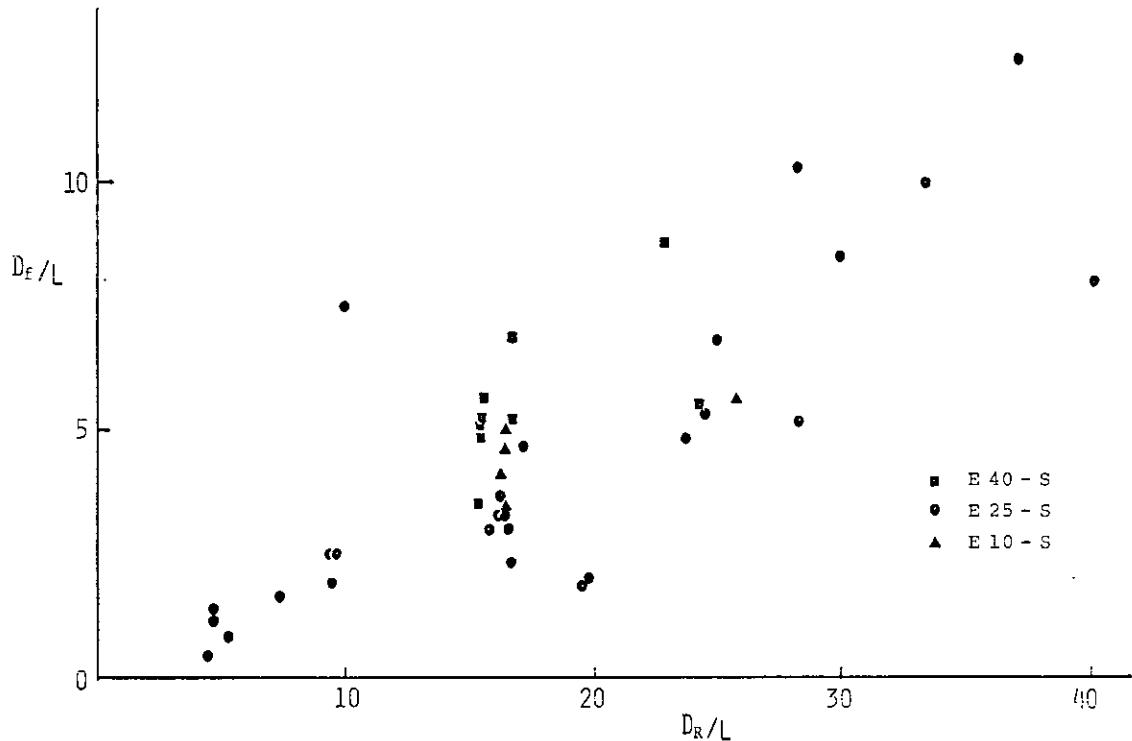


圖 3.2.7 D_f 與避航開始距離 ($\theta = 45^\circ$)

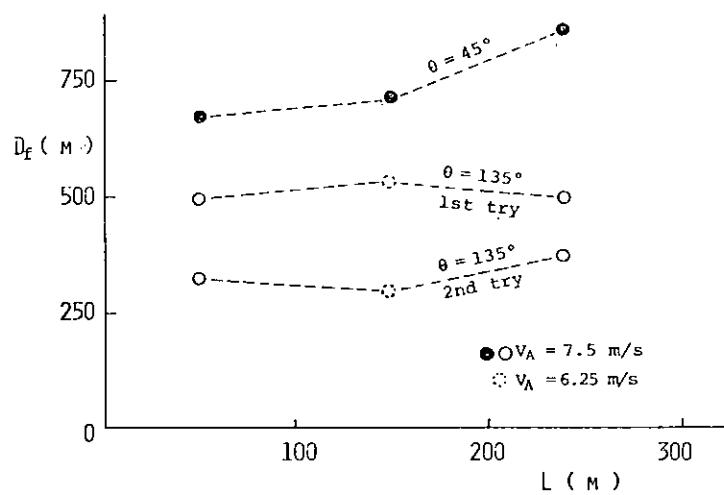


図 3.2.8 L の影響 ($V_A \cdot \tau_0 = 2250$ の場合)

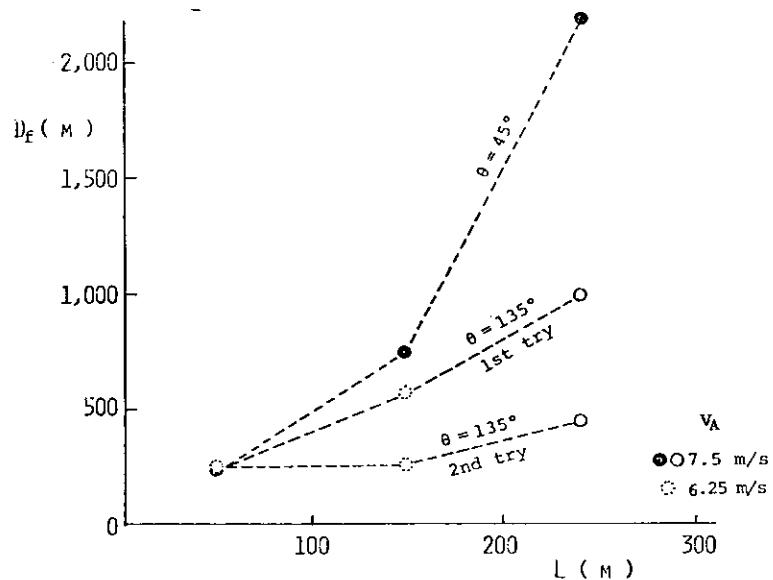


図 3.2.9 L の影響 ($V_A \cdot \tau_0 = 1510$ の場合)

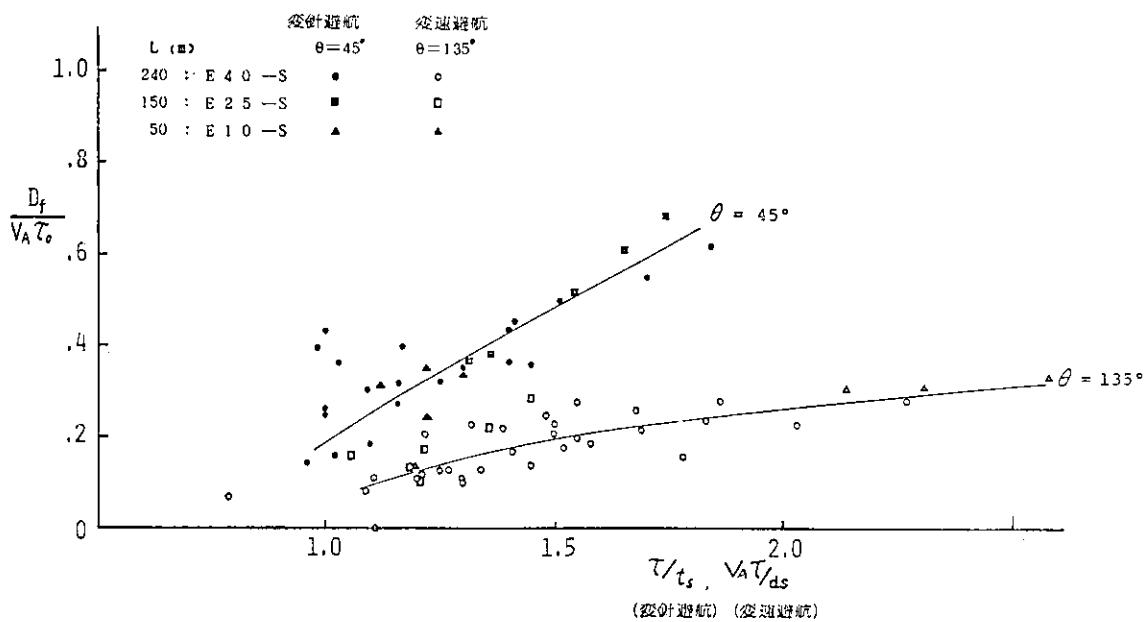


図 3.2.10 避航動作の効果 (注) τ / t_s : 避航開始時機／避航時間

V_A / d_s : 衝突予想点までの距離／航進距離
-155-

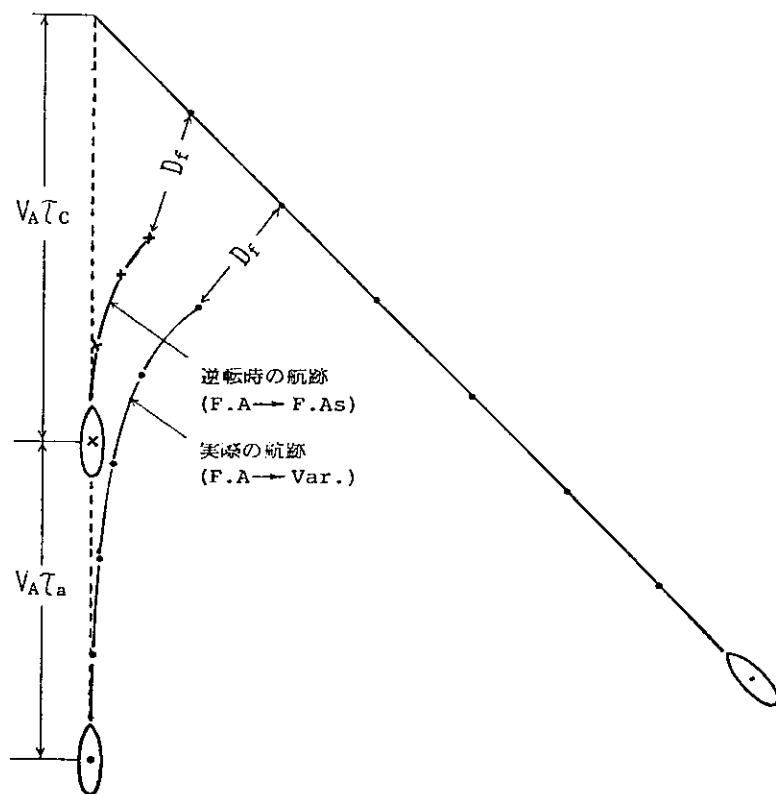


図 3.2.1.1 $V_A \cdot \tau_a$ の定義

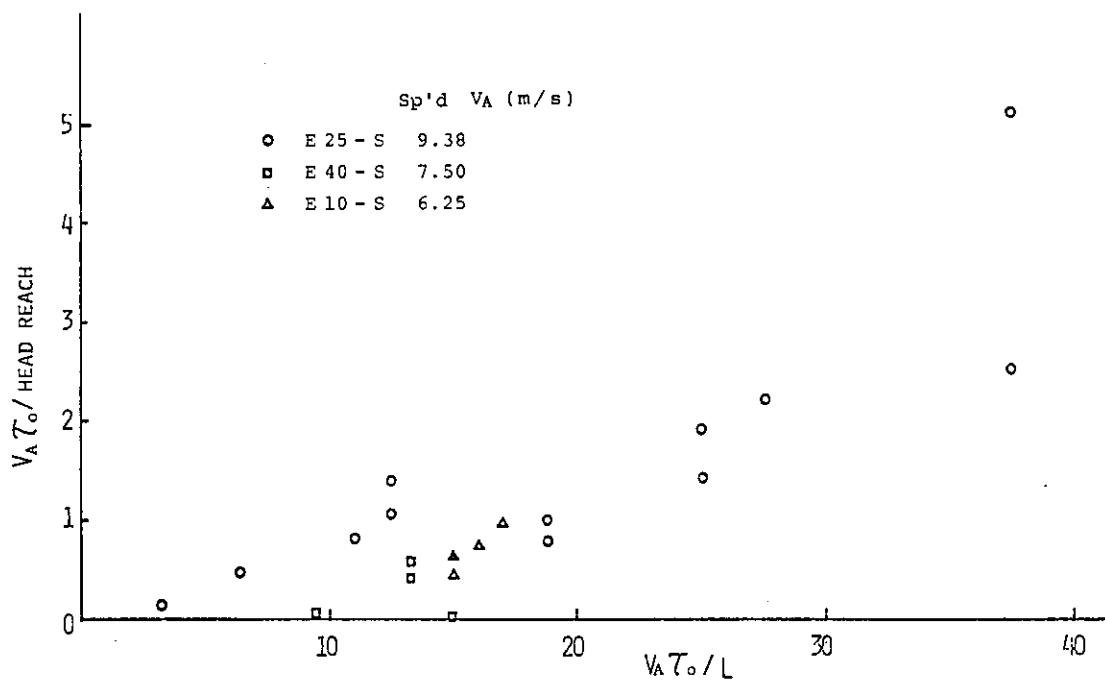


図 3.2.1.2 操船上の余裕(変速避航)

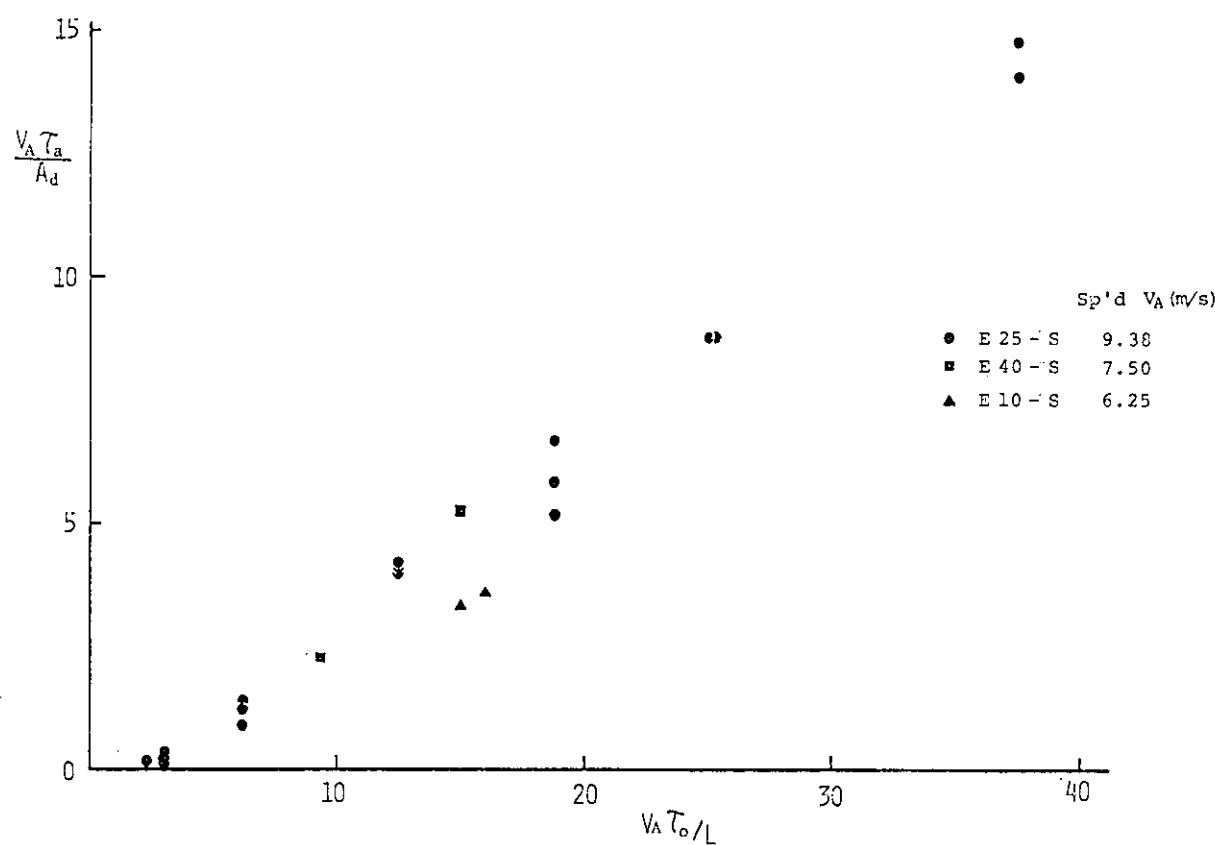


図 3.2.1.3 異針避航における操船の余裕 ($V_A \cdot \tau_a / A_d$) と
初認時期 ($V_A \cdot \tau_o / L$) $\theta = 45^\circ$

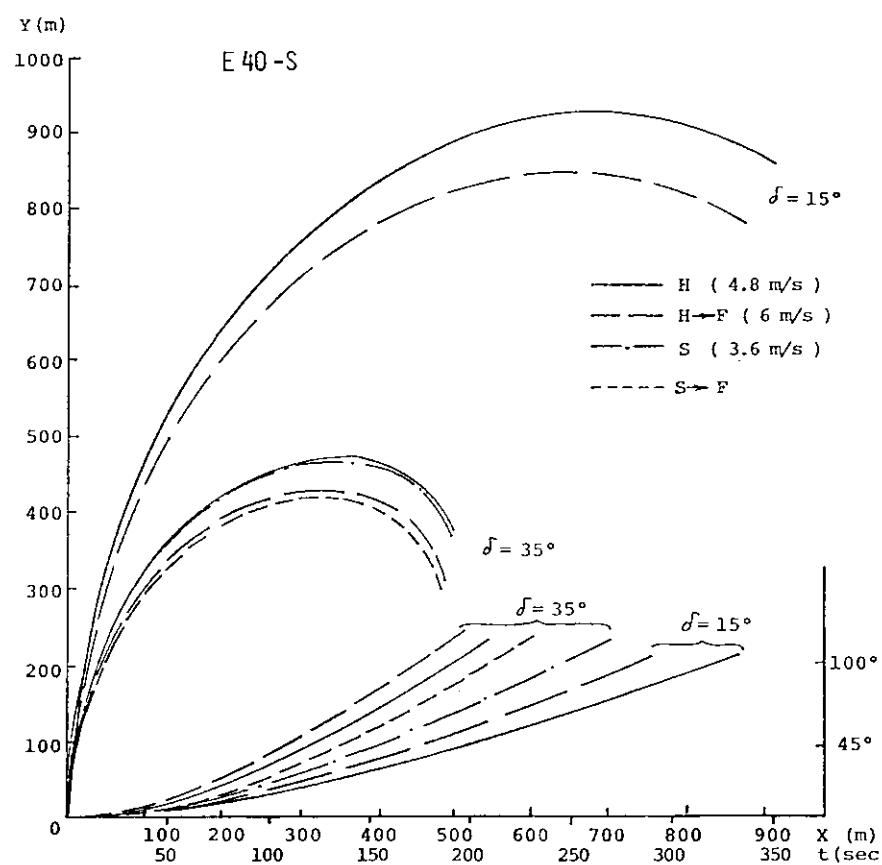


図 3.2.1.4 増速旋回試験

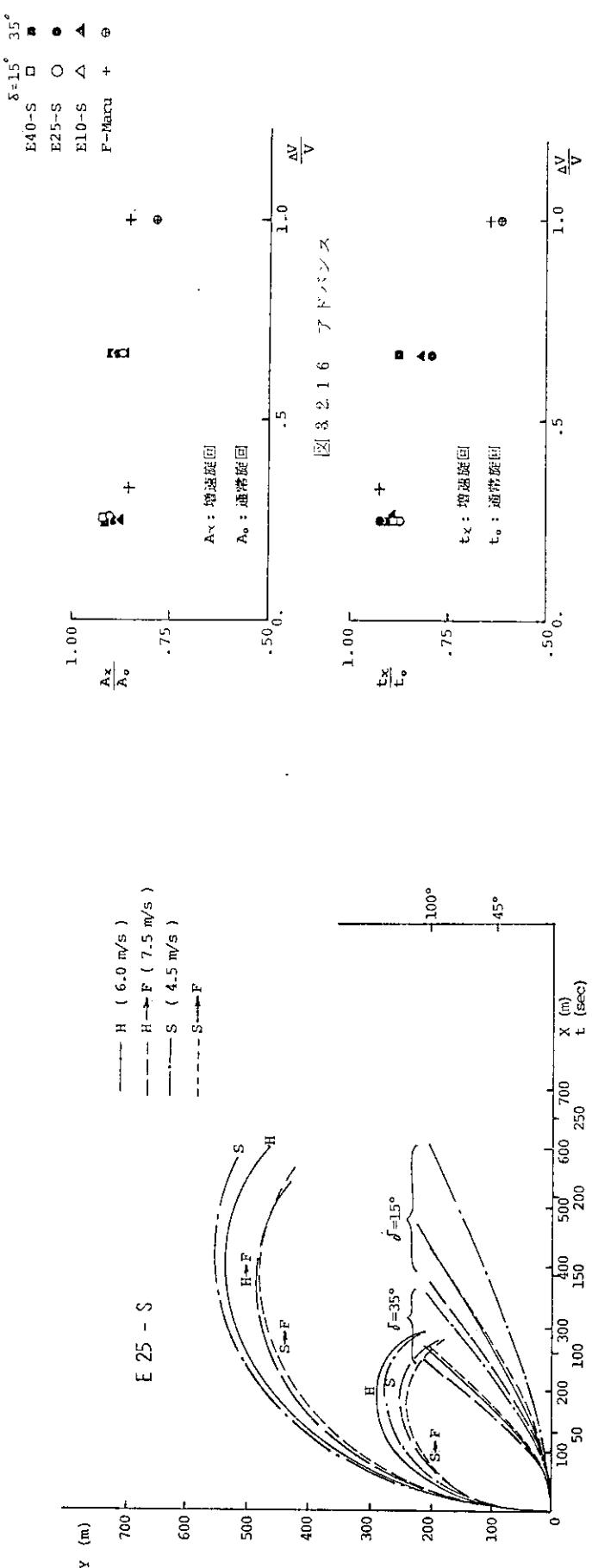


図 3.2.15 増速旋回試験

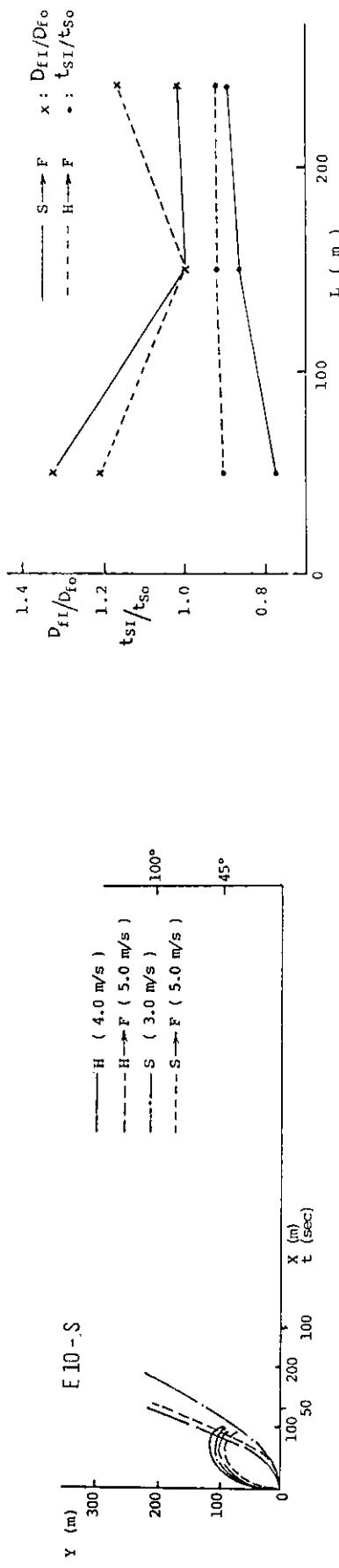


図 3.2.16 増速旋回

図 3.2.18 増速旋回の効果

図 3.2.15 増速旋回試験

表 3.3.1. DDS 要素

種別	要素名
入出力要素	A-D変換, D-A変換, F/D入力, F/D出力
四則演算要素	タイプライタ入力, タイプライタ出力 加算器, 減算器, 割算器, 乗算器 ステップ函数
時間函数発生要素	sin, cos, arctan, Vector Magnitude
函数要素	積分器 比較器, 切り換器 折れ線函数発生
論理要素	
任意函数要素	

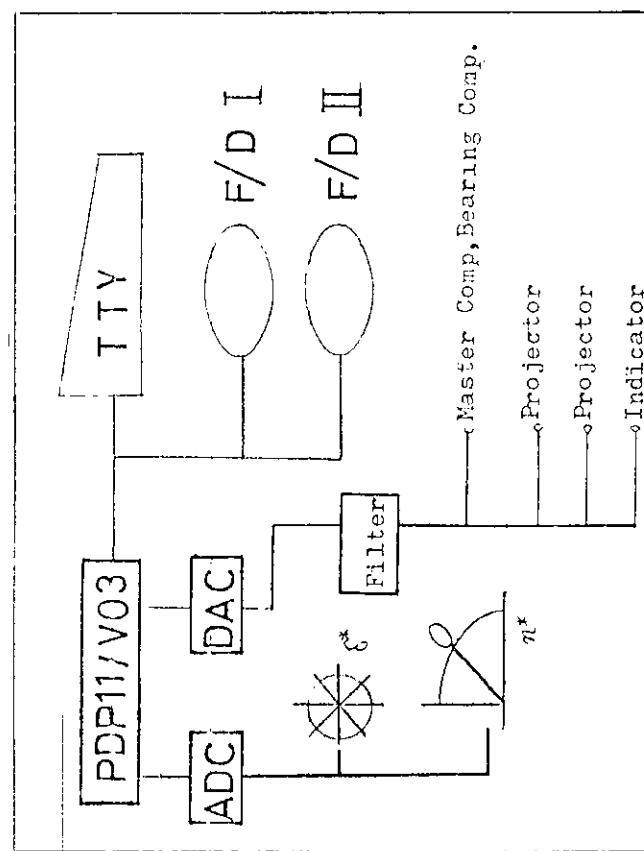


図 3.3.1 フィルタ構成

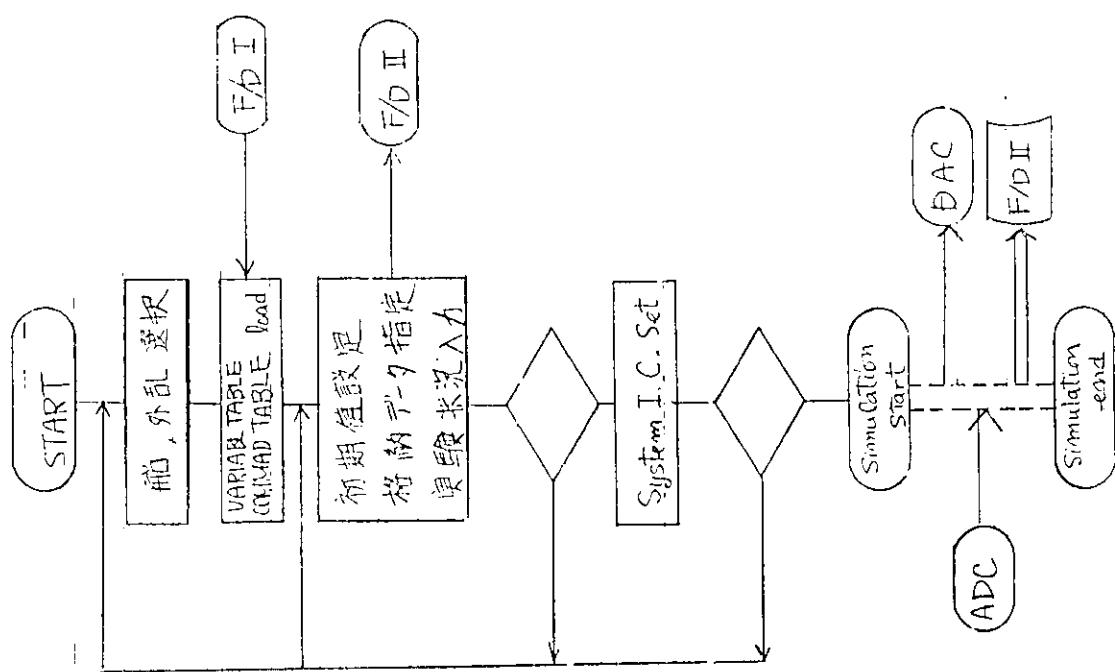


図 3.3.2 フィルタ構成

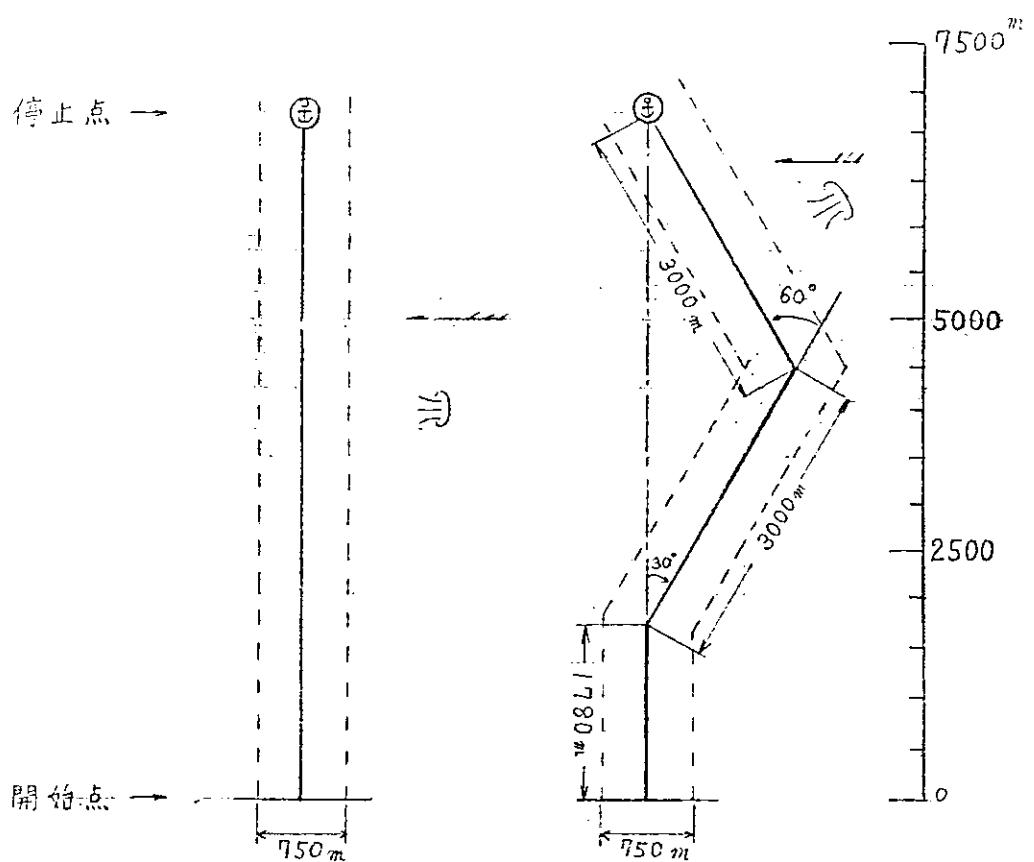


図 3.3.3 航路 図

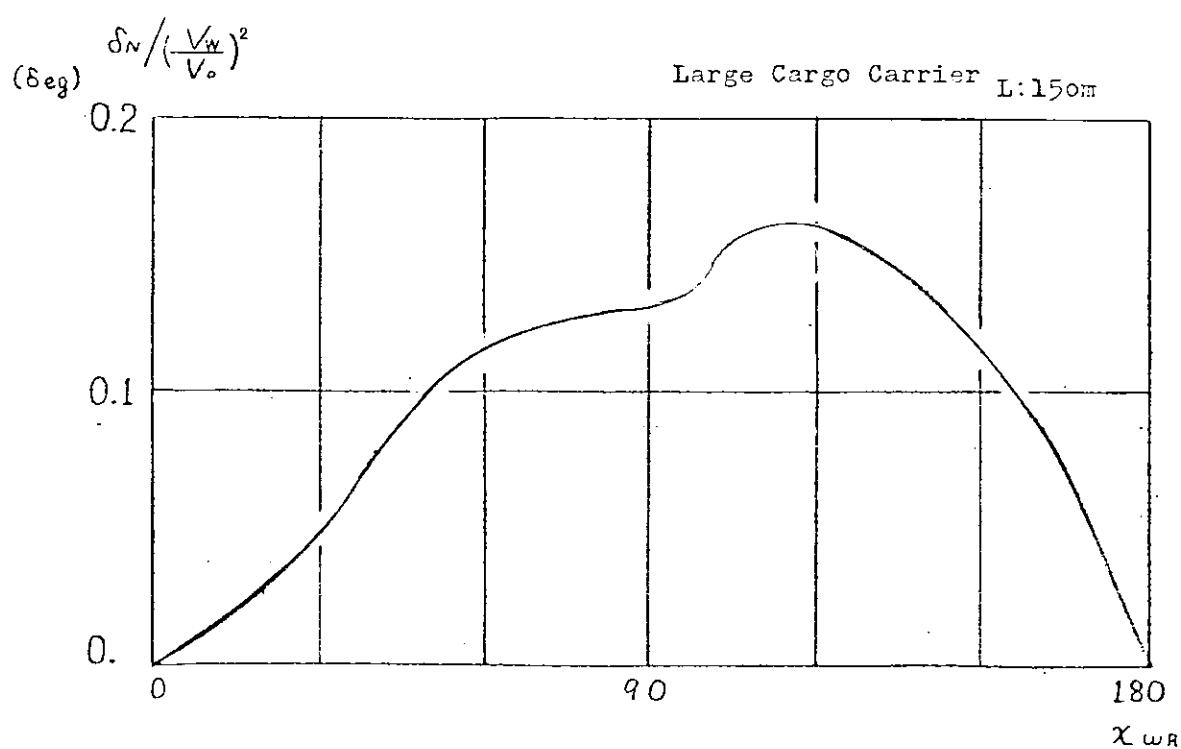


図 3.3.4 Wind Effect Equivalent to Rudder Angle

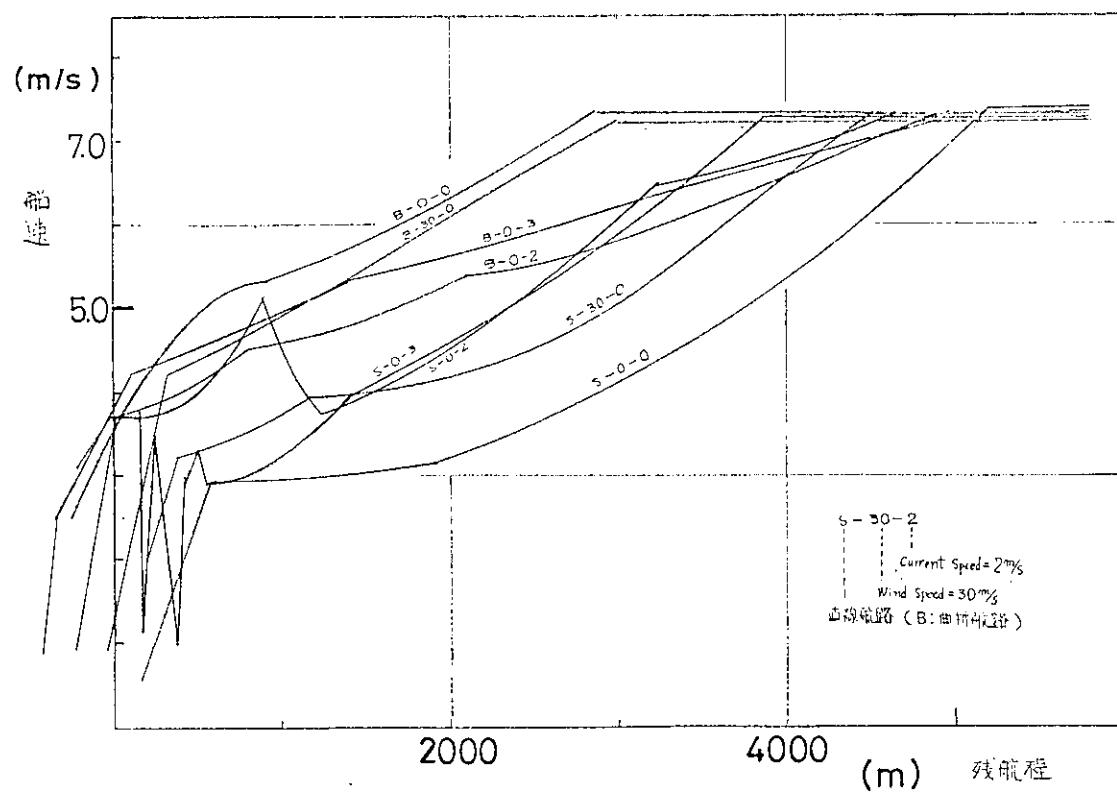


图 3.3.5 减速曲线

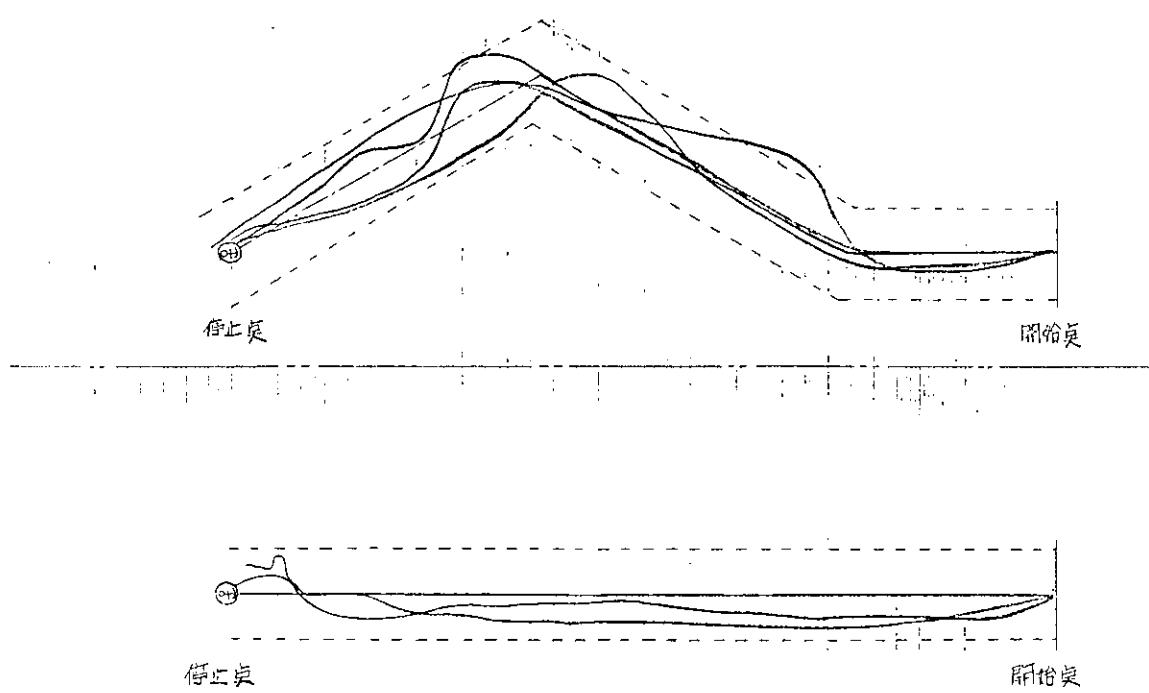


图 3.3.6 航迹图

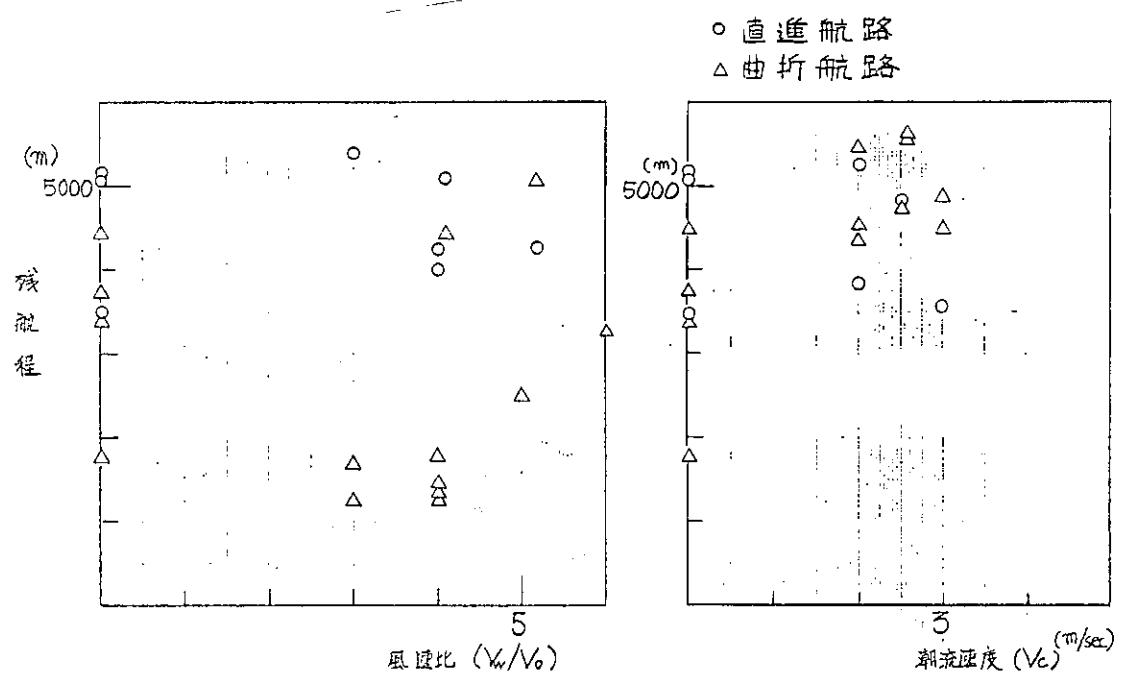


図 3.3.7 減速開始点

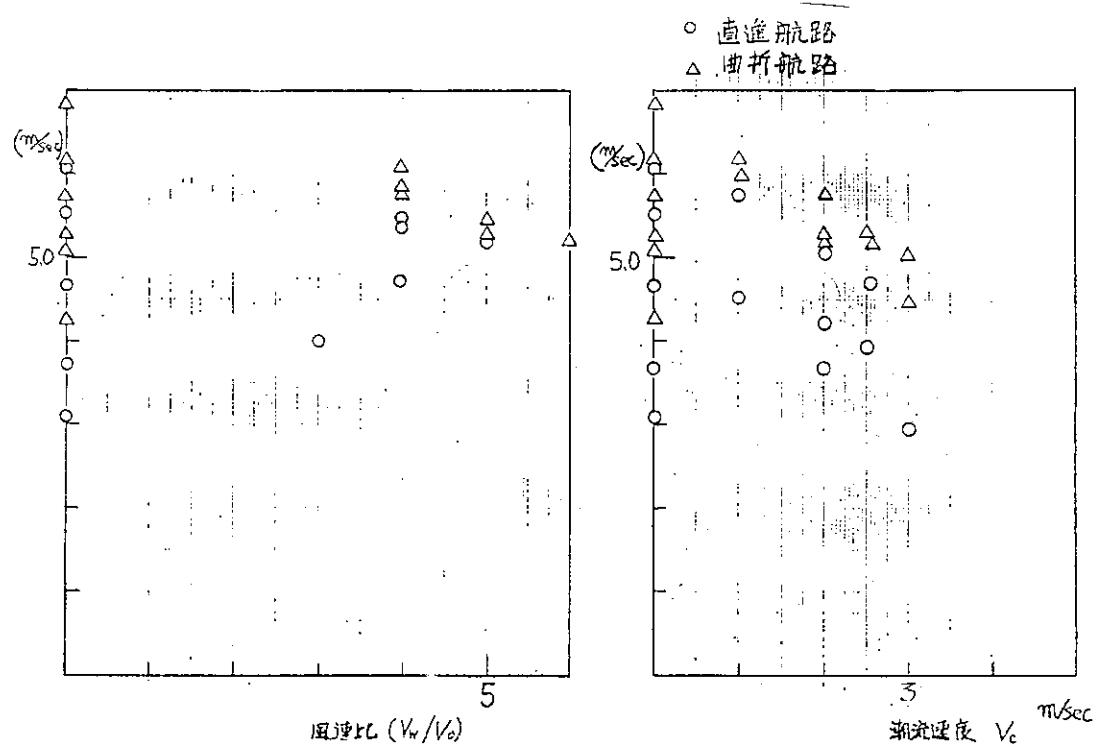


図 3.3.8 平均船速

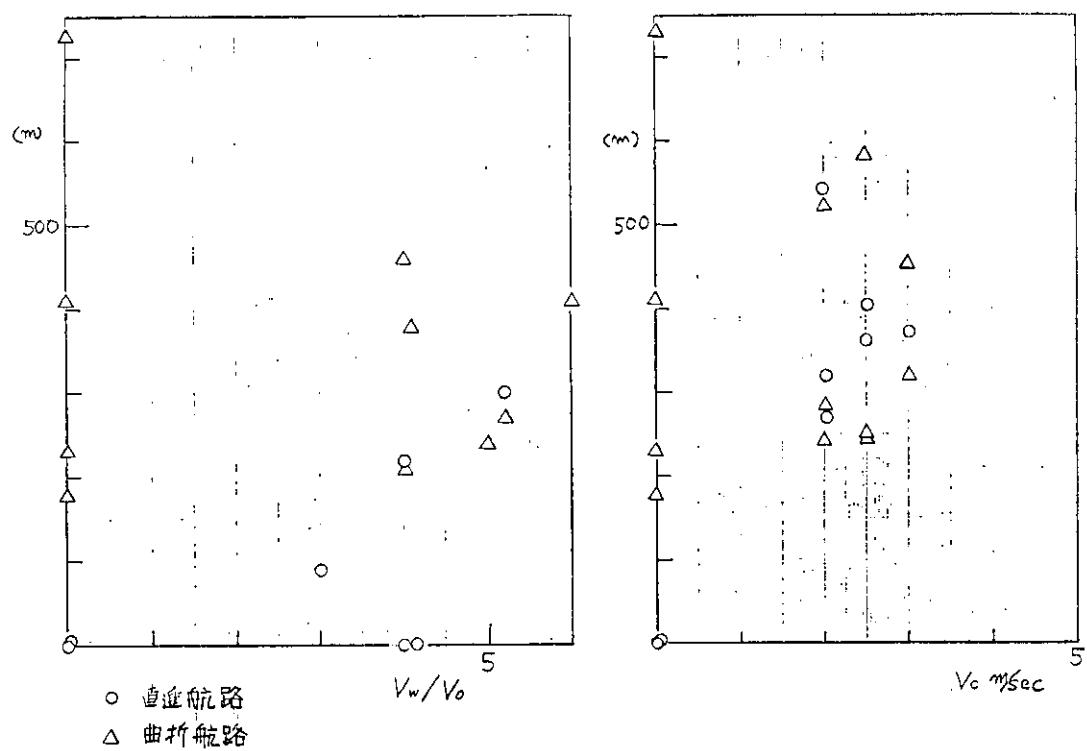


図 3.3.9 最大横偏位距離

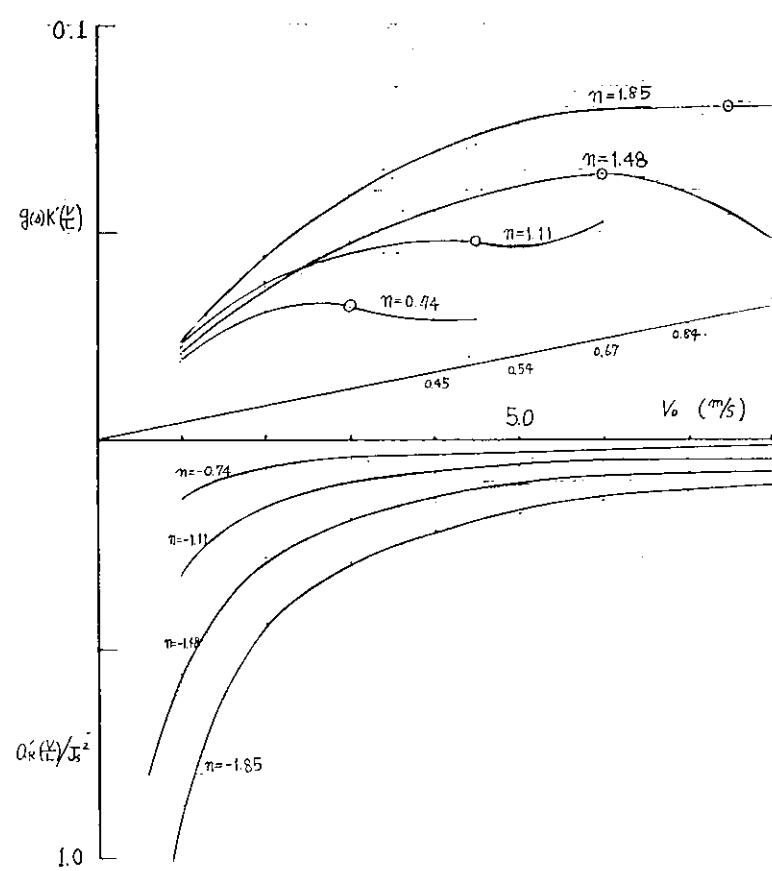


図 3.3.10 舵効曲線

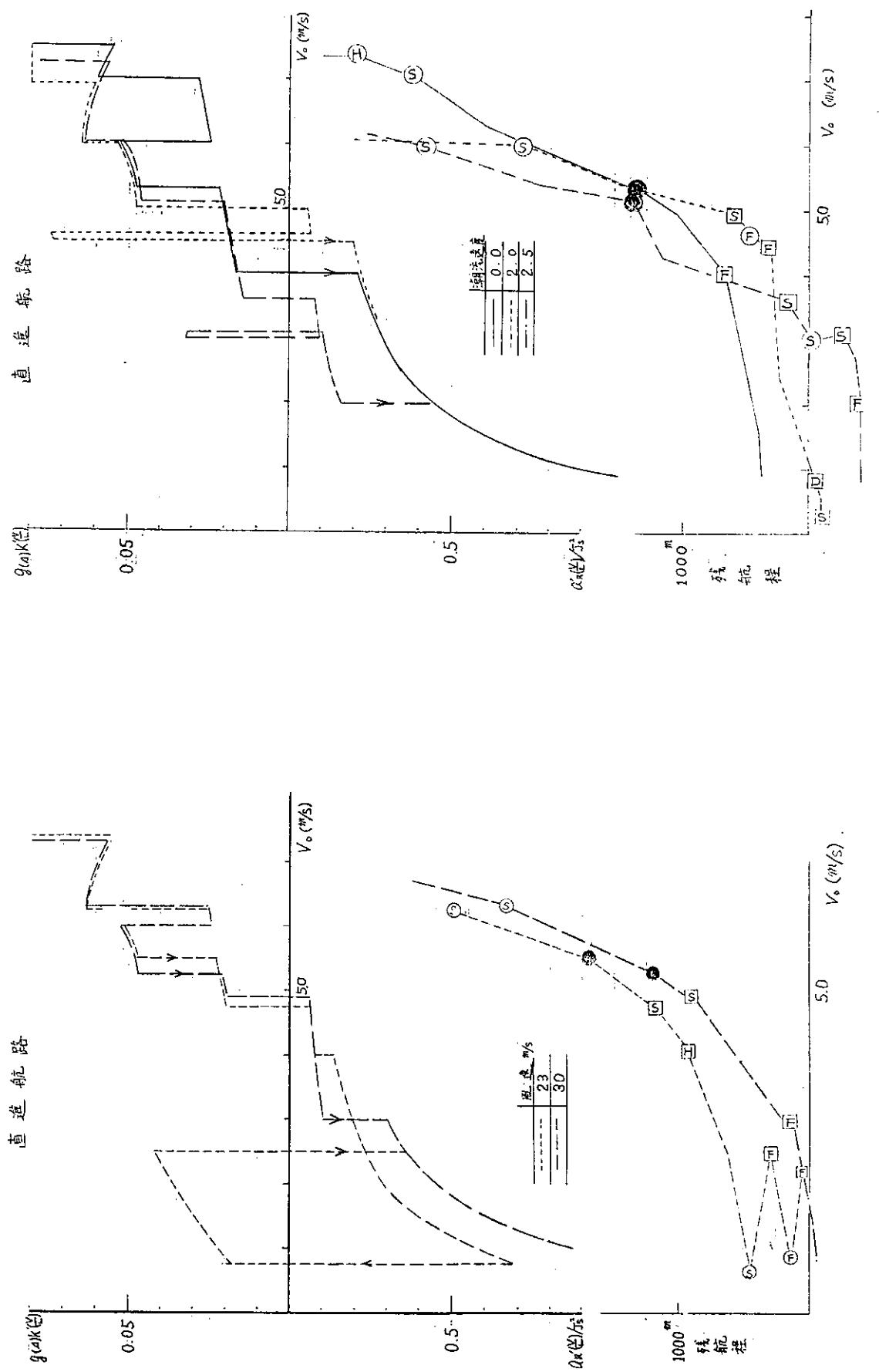
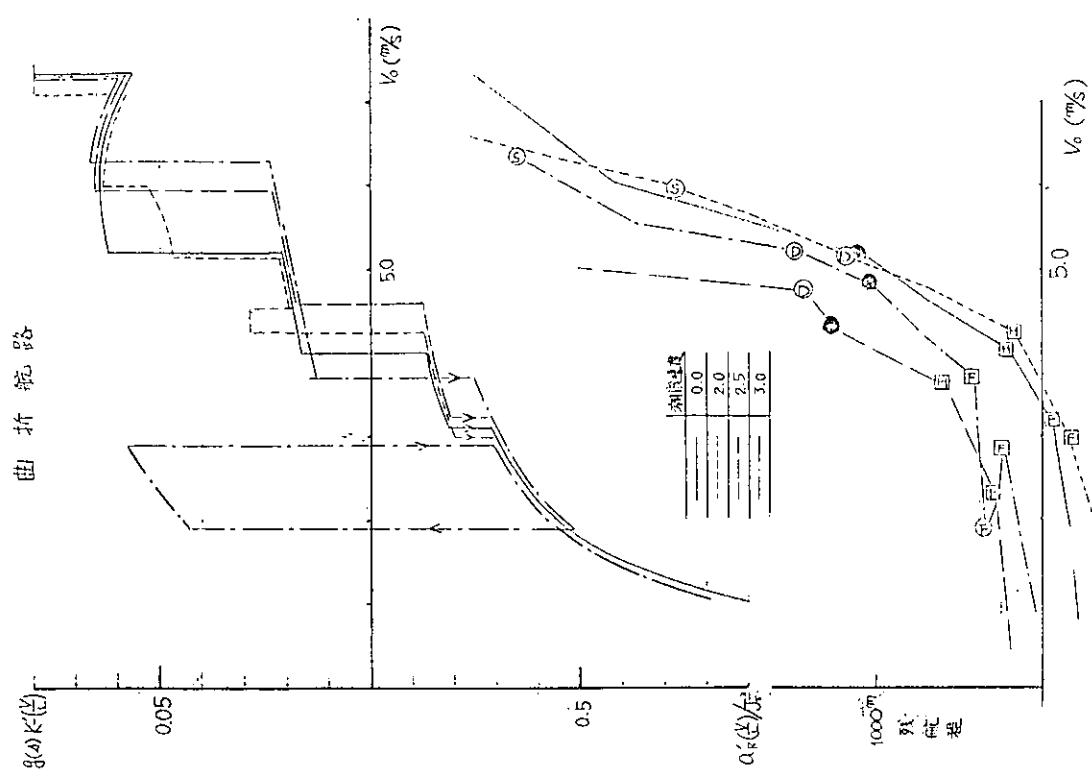
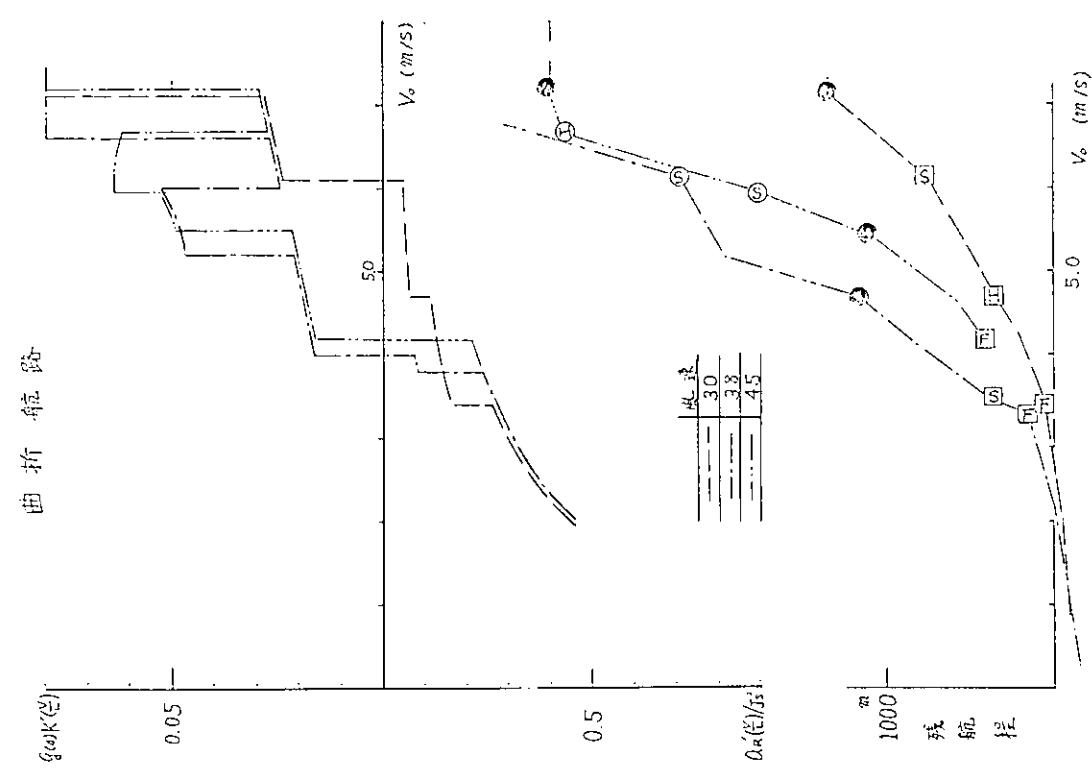


图 3.3.1.2

四三三一



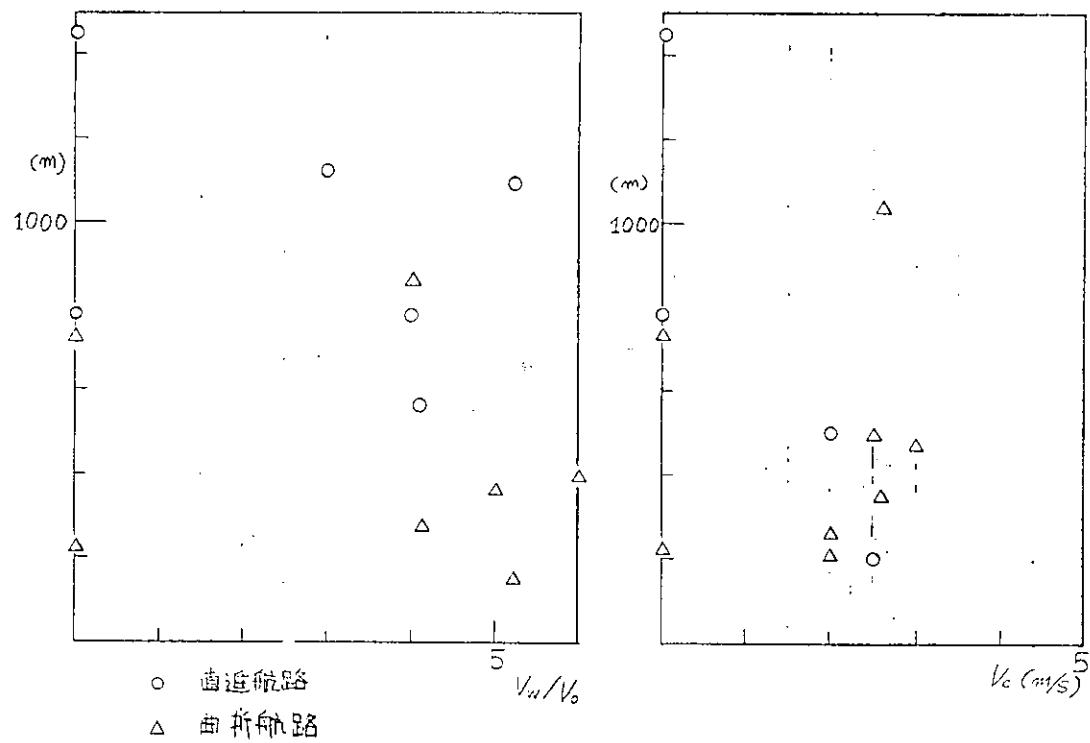


図 3.3.1-5 逆転開始時の残航程

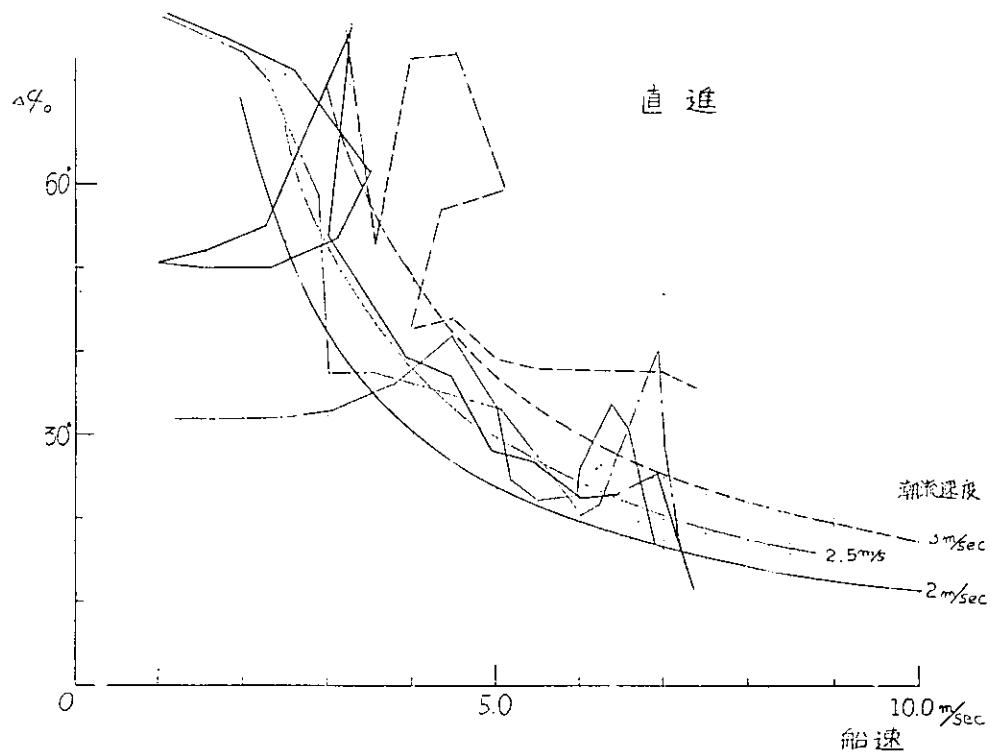


図 3.3.1-6 鋒路補正量

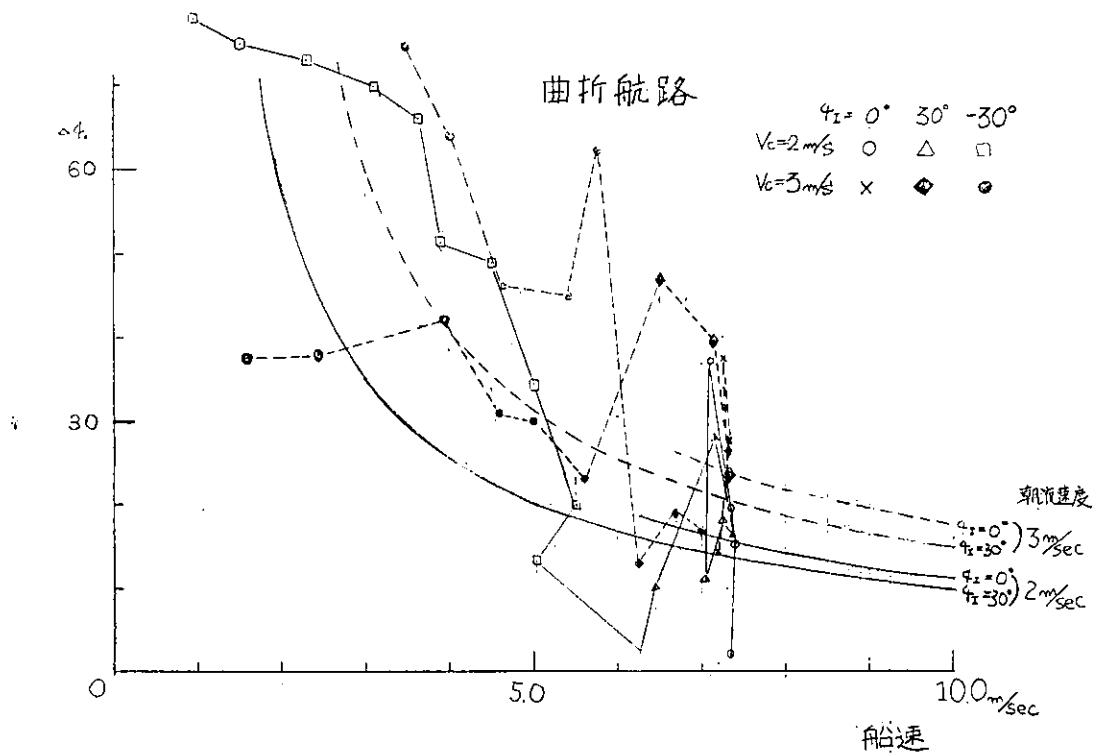


图 3.3.17 针路補正量

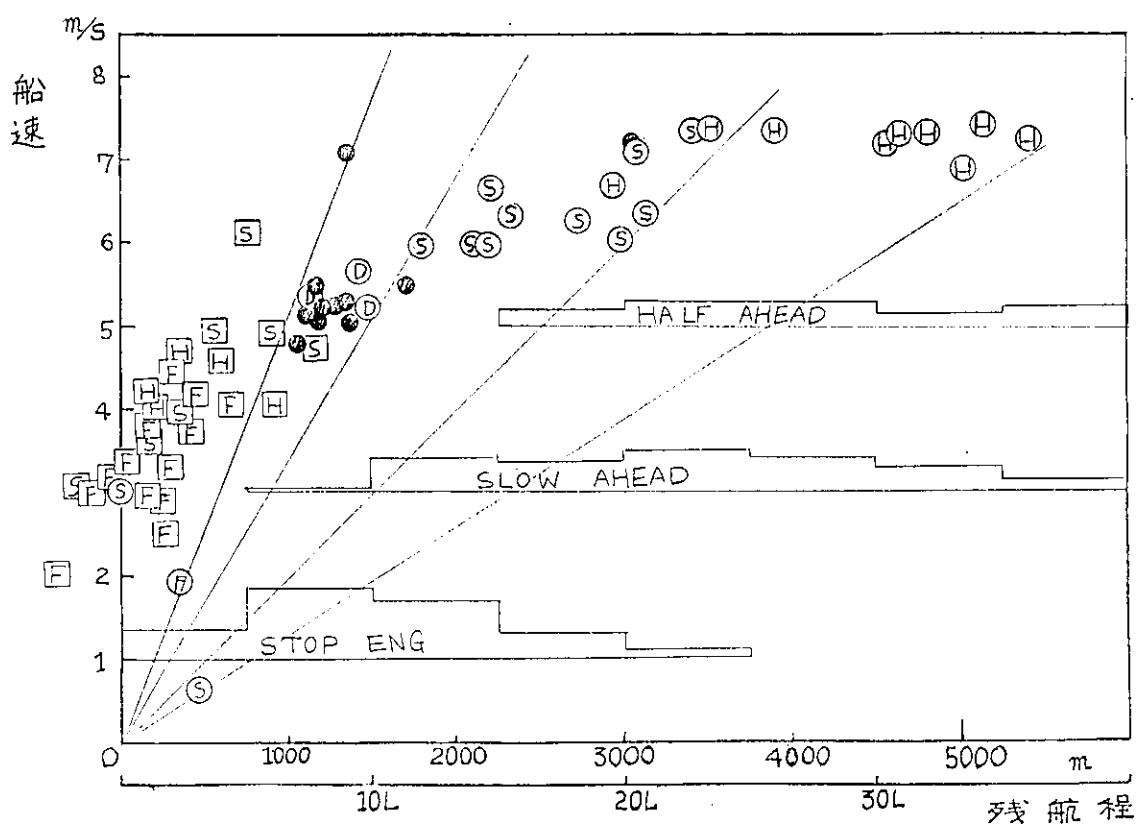


图 3.3.18 機関操作分布

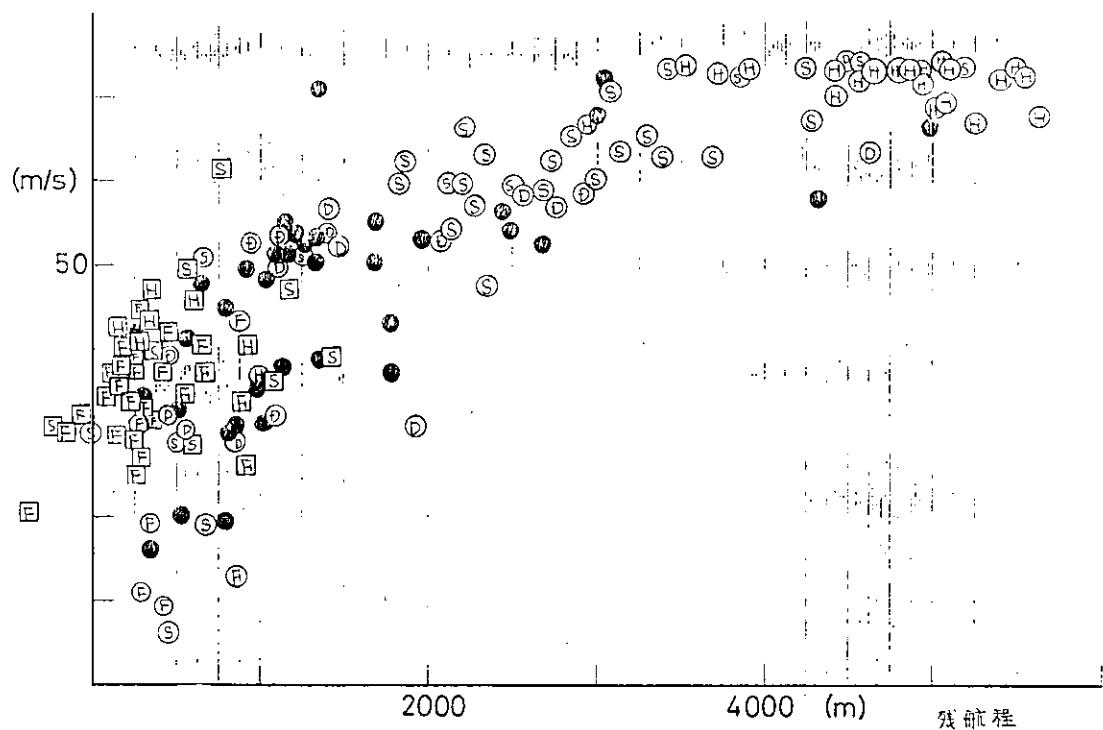


図 3.3.1.9 機関操作分布

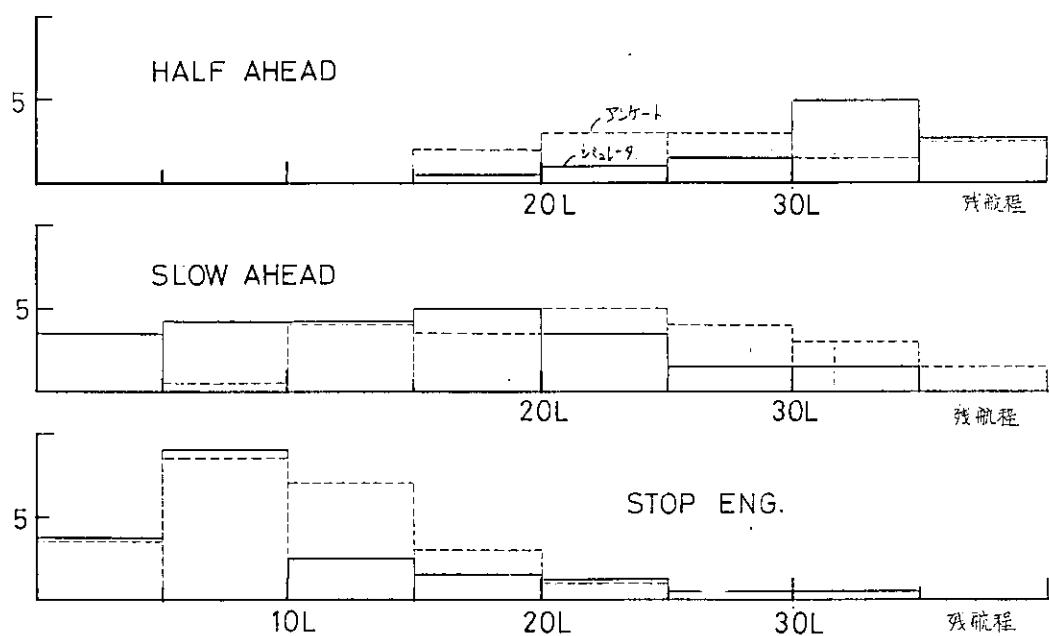


図 3.3.2.0 機関操作頻度

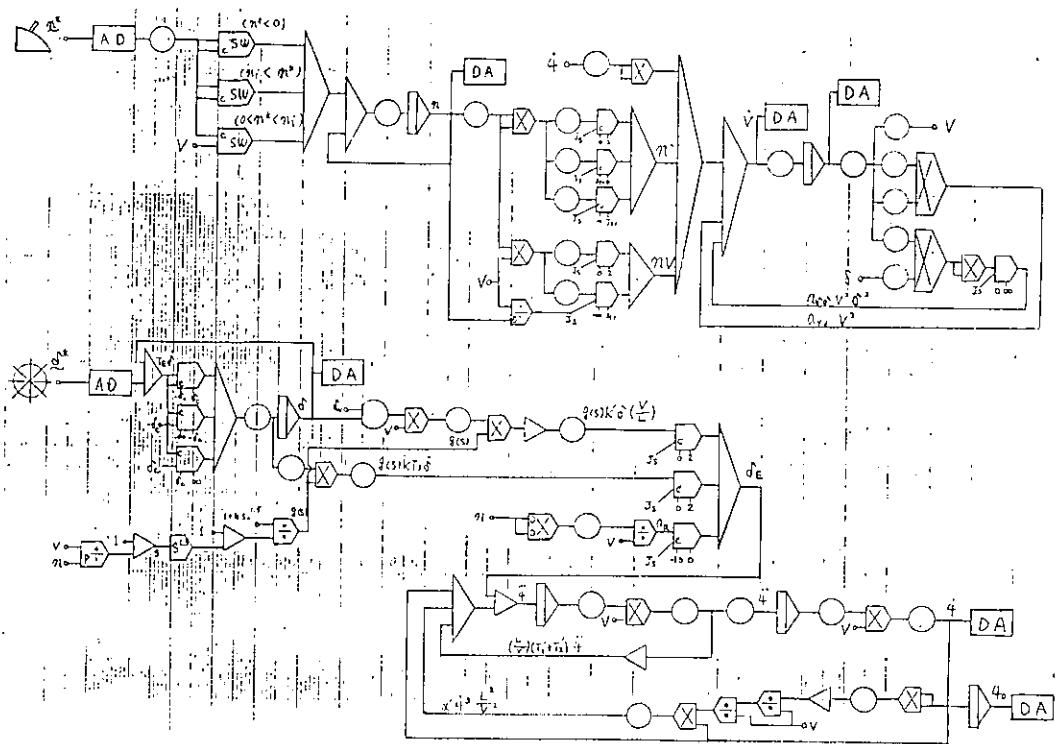


図 3.3.2.1 DDS用ブロック図(1)

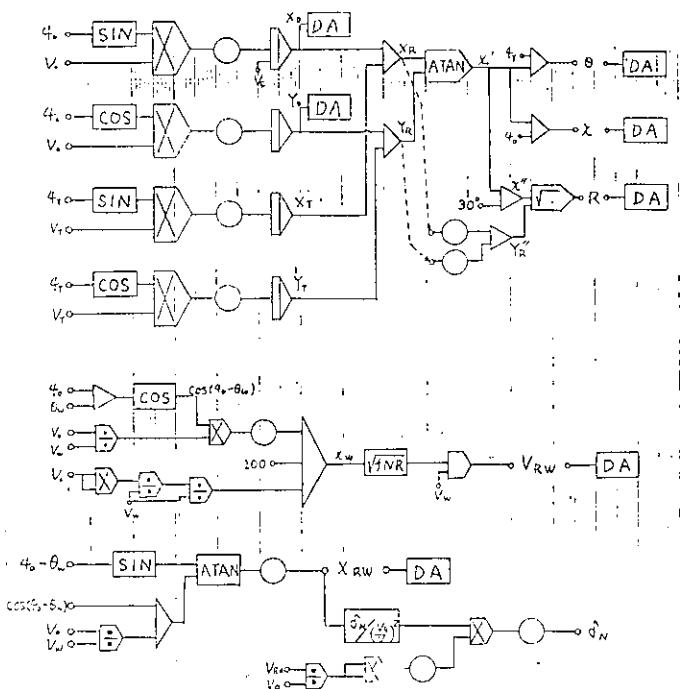


図 3.3.2.2 DDS用ブロック図(2)

4. 交通流シミュレーション

4.1 交通流シミュレーションの問題点

本研究の中での交通流シミュレーションは、個々の船が実際の交通流の中でどの程度の加減速性能を要求されるかを検討するためのものである。個々の船が単独に行動しているときは気象、海象、航路の状況などの物理的制約の中での性能のみが問題となるが、輻そうする水域の中では、他船の行動にとって著しく負担にならない程度の性能をもたなければならない。即ち社会的環境の中でどの程度の性能が要求されるかを考察しようとするものである。

交通流の中での加減速性能の要求は、航路の交差部において顕著に現れることは明らかである。互に交わる航路上を航行する船は、時間的に相互に調整し合い交差部を共有しなければならない。輻そうする水域の航行管制の整備とともに、一部の水域では航路指定が進みつつあり、それに応じて交差部の管制方法が検討されつつある。したがって、将来行なわれるであろう管制に対して、適応し得るための船の性能はどの程度かという見方、あるいは逆に、船の性能からみてどのような管制が行ない得るかという見方から、交通流の中での加減速性能の検討が必要である。

昨年度の研究では、交差部の管制方法として一定時間毎に交差部の流れの方向を変える信号制御方式と先着順に交差部を予約する形で占有する予約方式との比較を行なった。この両方式を現実の交通量に対応させG P S Sによるシミュレーションを行ない、交差部通過のために必要な調整時間を求めた。その結果、現在程度の交通量では、予約方式の方が信号方式よりも調整時間は短かくてすみ、その量は、現在の平均交通量に対し、9.5%の船は約2.5分以内、平均交通量の1.5倍および2倍の交通量に対し、それぞれ5分および10分以内であるといふ結論を得た。

この値は当然、到着時間分布（昨年度の到着分布はボアソン分布）、必要調整時間の累積分布を何%できるか、あるいはピーク率として平均交通量の何倍をとるかなどによって異なるが、一概の目途として数分ないし10分程度を考えることとした。

輻そう水域の交通管制が進むにしたがへ、航路指定がネットワークを構成し、複数個の交差部をつぎつぎと通過しなければならなくなることも考えられるが、この問題は交差部の通過時刻と通過時の速力を指定すれば、单一交差部の問題に帰着できることも指摘した。

本年度の研究は、以上の条件を前提とし、必要調整時間(T_{max})を消化するために必要な調整距離(L_{min})即ち、要求される時間調整を行なうためには交差部の何km手前からそのための行動を開始しなければならないかについて検討した。

L_{min} は当然、 T_{max} 、船の性能、船の加減速制御を行なうときの制御則、交差部通過指定船速(V_o)制御開始時の船速(V_1)の関数である。これらのうち、 T_{min} はパラメトリックに、2.5分、5分、10分として扱い、制御則は次節に示すような仮定をおき、船の性能についてはその大きさを主要な指標と考え、長さ4.8m、12.0m、21.0mの船を小型船、中型船、大型船の代表として水槽試験資料の中から用いた。船の運動は前進方向のみを考え

$$(m + m_x) \dot{V} = T(J)(1 - t) - R(v)$$

V : 速力 J : Advance Constant
T : 推力 T : Thrust Deduction
R : 抵抗

とする。

かくして、調整距離はつきのよしな関数となり

$$L_{min} = f(T_{max}, V_0, V_1)$$

T_{max} : 必要調整時間

V_0 : 交差部通過指定速力

V_1 : 創御開始時の初速

船型別に求められる。

4.2 制御則の仮定

制御則は、リアルタイムでの操船シミュレータなどにより Man-Machine System の総合的試験結果として、多数の船に対し、多数の被験者を使って、平均的操船パターンを求めるべきことは当然である。しかし、このように非常に多くの実験を行なうことは困難であり、かつ操船者にどのような情報を与えるかなど、結果に大きな影響を与える要因も多く残されている。

そこで、本研究では逆に、適当な情報さえ与えられれば操船者にとって無理のないと考えられる制御則を仮定し、これを前提として議論を進めて問題の概要をとらえようという立場をとることにする。仮定した制御則はつきのとおりである。

いま図 4.1 の A 点において速力 V_1 で航行している船があるとし、その船が C 点を速力 V_0 で通過するよう指定されたとする。現在の状態を続けるならば船は AB の線上を移動することになるので、加減速制御を行ない BD の線で表現される指定状態に移行しなければならない。このとき、図に示すように刻々の指定状態からの位置の偏差を $\Delta x(t)$ 、速力を $V(t)$ としたときの位相面を考え制御則を図 4.2 のように仮定する。

図 4.2 は $L = 210 m$ の大型船に対し、 $V_0 = 9 \text{ kn}$ の指定船速の場合の例を示したものである。中央の曲線が切替線を示しており、左上半分の状態にあればプロペラを遊転することにより、また右下半分の状態にあるときはプロペラを Full 回転させることによっていずれも指定状態 ($\Delta x = 0, V = 9 \text{ kn}$) に到達できることを示している。したがって、位相面上で現在の状態が切替線の右側にあるときは遊転、左側にあるときは Full 回転させて切替線上まで状態を移し、その後は逆に Full 回転あるいは遊転されれば指定状態に移行できるというのがこの制御則の假定である。なお、この制御則では、針路制御を確保するため、逆転は用いず、また船速も 5 kn 以下にはしないこととしている。

この方法は、Full 回転又は遊転という乱暴な制御方法であるが、操船者にたとえばブラウン管表示で切替線を示し、刻々の状態をスポットで表示すれば、容易に実現可能な方法でもあり、その意味では操船者にとって無理のない制御則である。但し、現実には Half, Slow などの中間の回転も使用するはずであるから、この制御則によって求めた調整距離は下限を与えるものとして考えるべきであろう。

図 4.2 の中で A や B を初期状態としてその後この制御則によれば、状態がどのように推移するかの例を図 4.3 および 4.4 に示す。

4.3 必要調整距離

以上述べた假定により必要調整距離 L_{min} を求めることができる。このとき L_{min} は、指定船速 V_0 、初期船速 V_1 という条件のもとで、仮定した制御則にしたがって T_{max} という時間調整を行なうための必要最小限の距離である。次の各状態について計算を行なった。

船型：大、中、小型 ($L = 210, 120, 48 m$)

T_{max} : 2.5, 5, 10 分

V_0 : 7, 9, 11 kn

V_1 : 6, 9, 12 kn

求めた L_{min} を V_0 別に図 4.5 ~ 4.7 に示す。

これらの図を見ると、必要調整距離は船型よりもむしろ V_0 , V_1 の相互関係により強く依存していることがわかる。

図 4.8 は大型船について V_0 と V_1 の L_{min} におよぼす影響を示したものであるが、 V_0 と V_1 の差が大きくなると L_{min} が大きくなること、また V_0 に対し V_1 が小さい側で L_{min} の増大が顕著となることを示している。

これは、図 4.9 に示すように L_{min} を初期速力 V_1 の状態を続けるとすれば、交差部において T_{max} の調整が必要であるという条件で求めているためであり、同一の T_{max} に対し V_1 が V_0 より小さいほど初期の Δx の絶対値が大きくなるためである。P 点において V_0 という船速に調整するためには A . B . C の各点から減速したのち加速をしなければならないが、 V_1 が V_0 より小さいほどこの操作に要する距離は大きくなる。

図 4.10 は L_{min} に対する船型の影響をとり上げたものである。船の大きさを長さで表現し、 V_0 , V_1 が変わったときの L_{min} を示している。注目すべきことは、 V_0 が小さいときは船型による相異が顕著ではないが、 V_0 が大きくなると非常に大きな差が出てくることである。とくに V_1 が小さく V_0 が大きい場合、大型船と小型船とでは 2 倍近い差がある。

以上をまとめて、この計算の結果はつぎのよう簡約できよう。

- (1) T_{max} が大きくなると L_{min} が大きくなるが、その増加は線型的であり、急激な上界はない。
- (2) 指定船速が大きくなると L_{min} は増える。
- (3) 初期船速 V_1 が指定船速 V_0 にくらべて小さいと L_{min} は激増する。
- (4) 船型の影響は V_0 が大きいときは顕著になるが、小さいときはすぐない。

4.4 交通流シミュレーション

加減速操船とともに予約方式の交差部制御の交通流がどのようになるかを見るためシミュレーションを行なった。予約方式の場合、交差部の占有は 1 方向流でも 2 方向流でも本質的な差はないので 1 方向流として扱っている。

シミュレーションの一例を図 4.11 に示す。シミュレーションの条件は下記のとおりである。

平均到着間隔	5 分 (288隻/日)
船型別混合比	大型 1 : 中型 1.2 : 小型 1.2
初速度分布	1.0 ~ 1.2 kn 3 角分布
調整距離	7 km (図 4.6 参照)
交差部指定速力	9 kn

交差部では直前の船の長さの 8 倍の間隔をとることとし、それ以上の間隔がある場合なるべく前につめるよう制御を行なっている。

図 4.11 を見るかぎりにおいては、初速と指定速力の差が大きくないため顕著な問題はないが、初速が小さくなると船型による調整距離の差が大きくなり、これをどのようにして扱うかが交通管制上問題となる。

4.5 今後の展望

本年度は、調整時間を消化するための調整距離がどのような要因により影響をうけるかについて検討しその概要を把握できた。

今後は、このような特性を考慮に入れた上で、交差部交通管制のあり方について詳細な検討を行なうとともに、本年度の研究で用いた制御則の仮定と実際との比較を行ない、その高度化を図りたい。

船の性能と交通流との関連については、調整距離が十分とれる場合については問題がないことは明らかである。この関係を把握するためには、相互の間隔の狭い複数の交差部の管制について検討する必要がある。

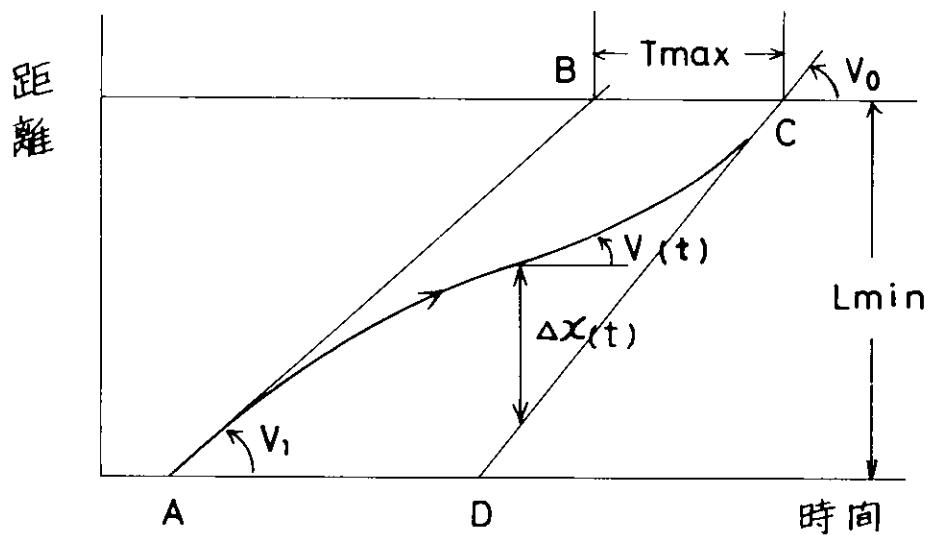


図 4.1 時間調整の考え方

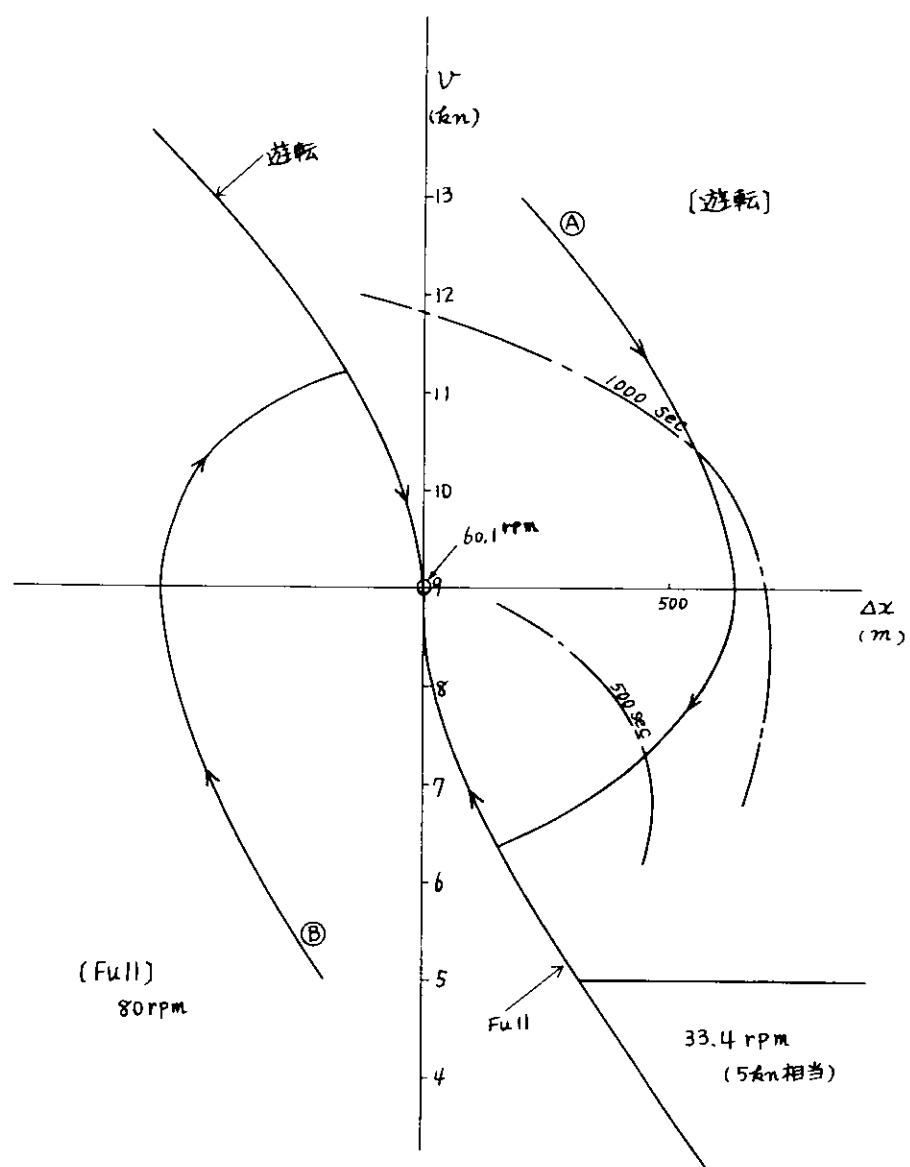


図 4.2 制御則の仮定

図 4.4 加速交差部通過③

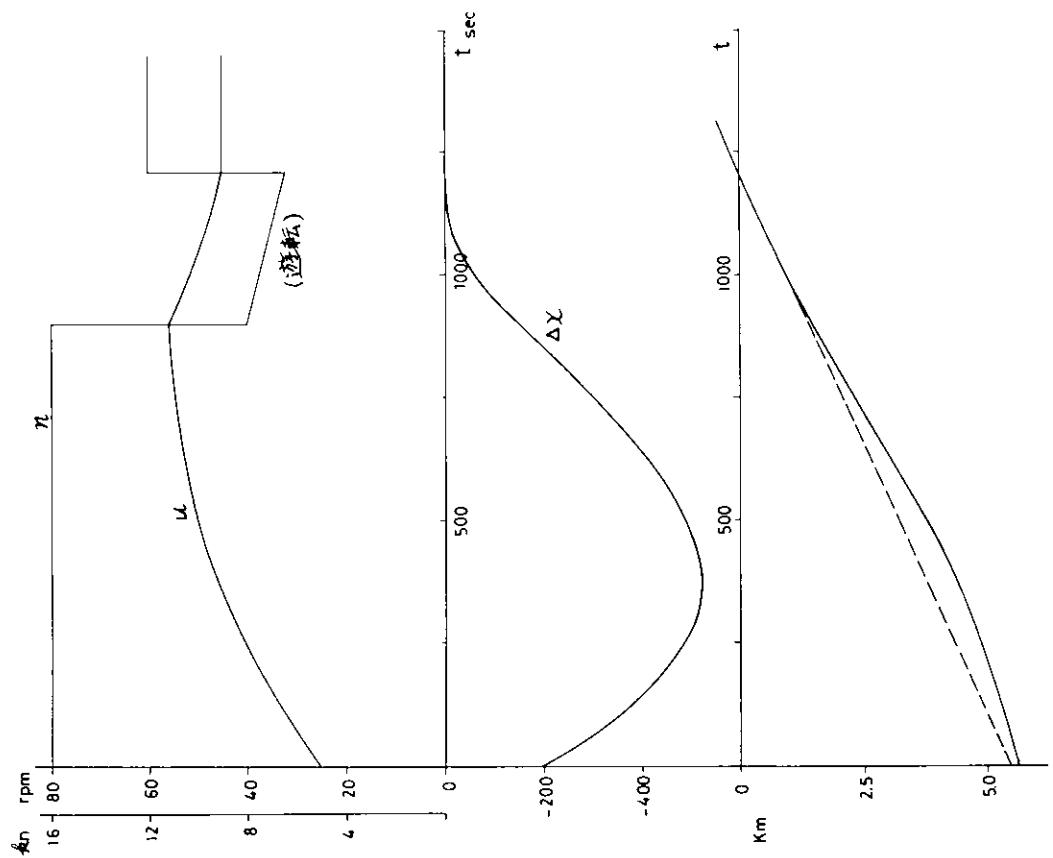
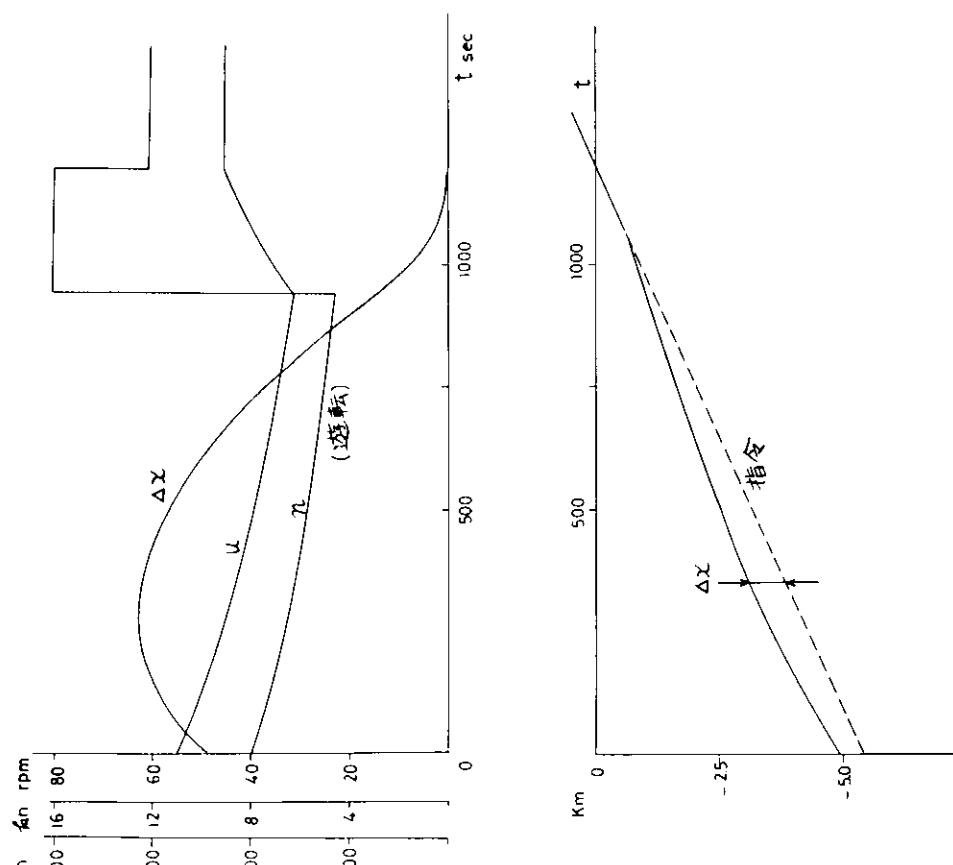


図 4.3 減速交差部通過④



指定船速 = 7 kn
調整距離 (km)

指定船速 = 9 kn
調整距離 (km)

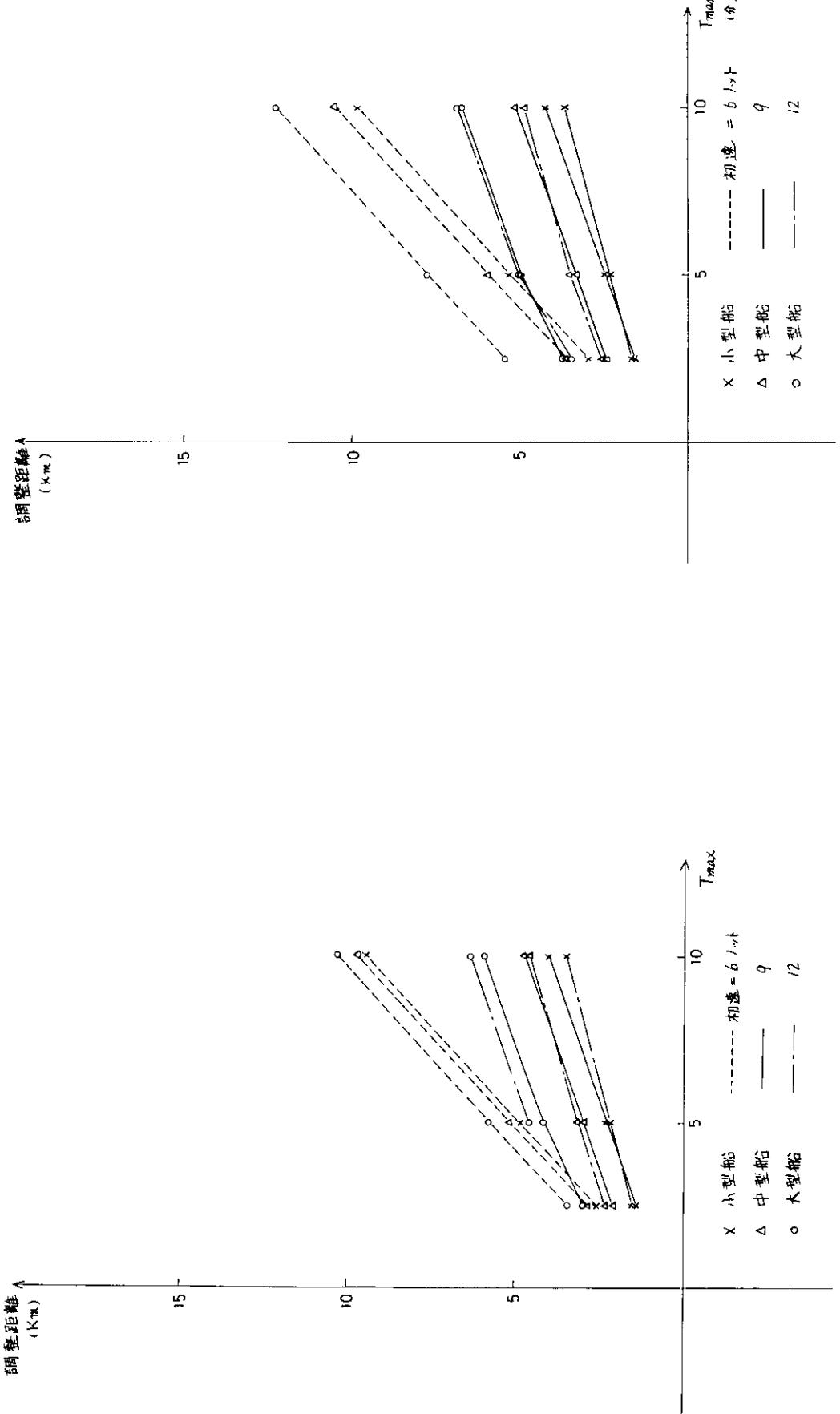


図 4.5 $V_0 = 7 \text{ kn}$ のときの T_{max}

図 4.6 $V_0 = 9 \text{ kn}$ のときの T_{max}

指定船速 = 11 t_{γ}

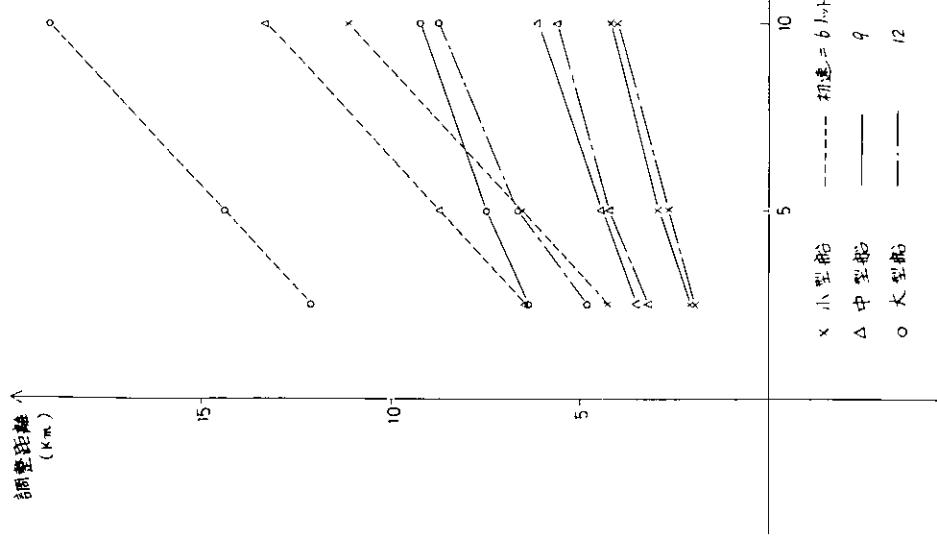


図 4.7 $V_0 = 11 \text{ km} / \text{時}$ のときの L_{min}



図 4.8 V_0 , V_1 と L_{min} の関係 (大型船)

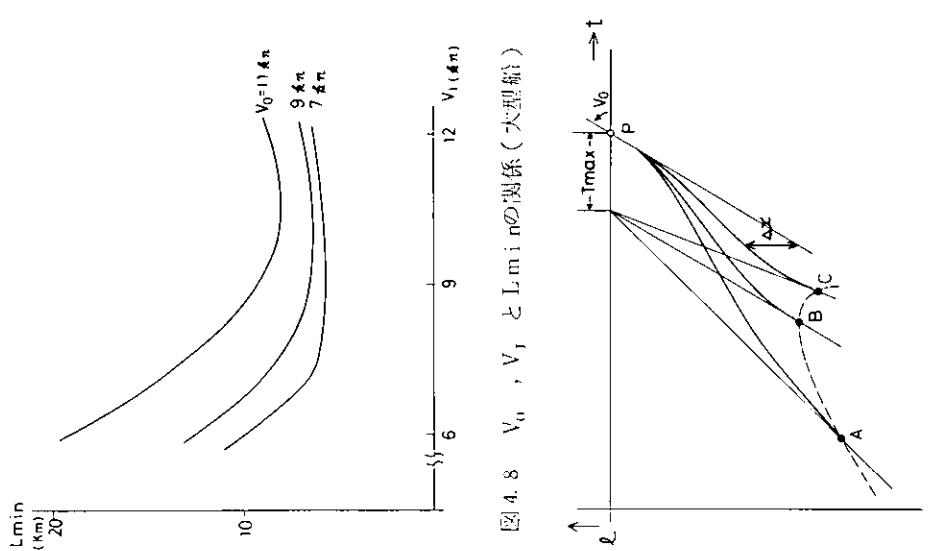


図 4.9 速力調整開始位置と時間

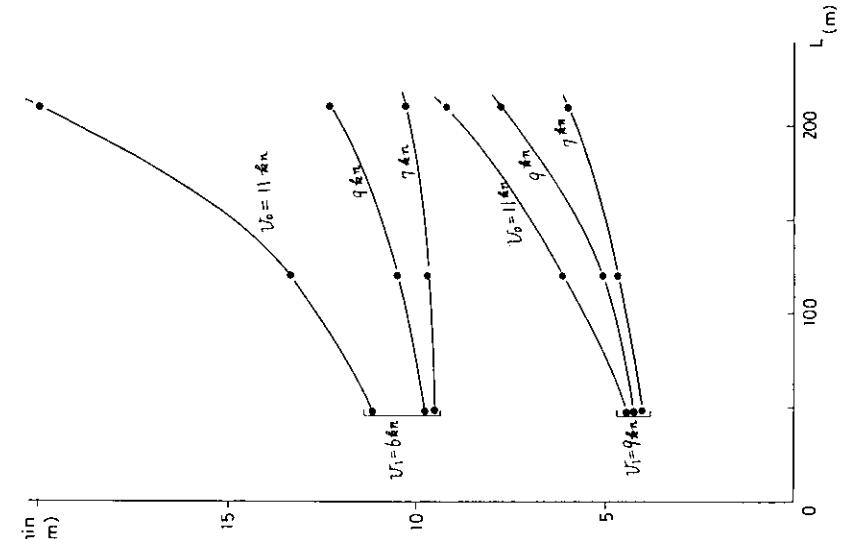


図 4.10 速力調整開始位置と時間

5. 港内狭水道に於ける加減速操船の実態調査

5.1 調査目的

昨年度に引き続き、港内等における加減速操船の実態を調査して、加減速操船性能に関する基礎資料を得る。

5.2 調査概要

昭和52年度に収集した操船資料のうち未解決であった実船の操船記録のうち入港操船記録を中心に解析を行った。昨年度の報告書にあるアンケートに記入された出入港時の船位（著名物標からの方位と距離）を出入港した港の海図（Harbour Chart）上に記入し、それから着岸予定地までの距離および速力を求めた（速力はログの記録を使用したものもある）。併せて、テレグラフの記録又はスタンバイブックの記録から機関操作時機を求める。それらをもとに入港時の減速パターンを求め、又、機関操作方法についても解析を行なった。

調査対象資料は昨年度の資料を再点検して下表のものを対象とした。

表5.1 対象の資料

船種	操船記録（実測）					操船アンケート (経験則)
	隻数	入港	出港	シフト	Engine Motion	
Tanker	27	23	9	2	32	26
Cargo Ship	8	9	1	1	11	7
Ore Bulk Carrier	14	14	5	1	20	14
Car, Car - Bulk Carrier	4	3	0	1	4	4
Container Ship	13	11	7	0	18	12
Training Ship	3	7	0	0	7	3
計	69	67	22	5	92	66

5.3 調査結果

5.3.1 入港時の機関操作法

操船者が現在乗組中の船を満載状態で岸壁（又はドルフィン）に入船係留するための機関の操作方法をアンケートによってたずねた。これは操船の結果ではなく、操船者が経験的に体得しているものなので経験則と呼称する。

図5.3.1はこうした操船の基礎となる機関操作設定（テレグラフ設定）と対応する速力の関係を船種別にみたもので、船種別に速力は若干異なるが、傾斜はほぼ一定である。1 Septごとの速力差はこの図から約2ノットとみることが出来る。

図5.3.2～5.3.6はテレグラフの各設定ごとに入港時に操作する位置をベースまでの残航程（Dマイル）で示している。横軸はこの操作と関連しているとみられるDW／主機馬力を示している。これからS/B Full, Half, Slowの機関操作についてはある程度対応がみられる。

図5.3.7は、この操作を船種別に求めてこれを平均化した値を示しており、一般的な傾向をみることが出来る。特にTankerはContainer Shipに比べてDW／主機馬力の比が小さいためか各減速操作の位置が予定バースよりかなり遠くなっている。早めに減速することが注目される。

5.3.2 入港時の減速状況

入港時の航跡又は Log の記路から速力 V を求め、それを航海速力 V_N で無次元化して残航程 (D) / 船の長さ (L) をベースに岸壁係留および錨泊に区別して減速状況を示したのが図 5.3.8, 5.3.9 である。これらの折線群は航跡から 2 地点間の平均速力を求めたものであり、船位の測定間隔も一定でないので傾向を示す程度とみるべきだろう。これらの折線群を 2.5 L ごとに読み取ったのが図 5.3.10, 5.3.11 である。白丸印はこれらの平均値を示している。又、図中の実線は昭和 5.2 年度報告書に示した考え方により、減速曲線を $1n(D/L)$ (対数の底は e) で回帰したもので、よく平均値をつらねていることがわかる。錨泊の方が岸壁係留時よりも若干手前で減速してベースに接近している傾向がみられる。これは、地形的、交通的な制約が錨泊より岸壁係留の方が大きいので、舵効を維持するためおよびタグ等の補助操船手段をもつためとみられる。錨泊の時は余裕水面も大きく、タグ等の使用も比較的すくないので、あらかじめ余裕を持って操船するためとみられる。しかし、これに関しては操船条件をより詳細に調べる調査を行うべきだろう。

5.3.3 出入港時の増減速操作

(1) 増減速率

出入港時の増減速率を次式で定義する。

$$\text{増減速率} = \frac{\text{発令した主機の回転数に相当する船速} (V_n^*)}{\text{発令時の船速} (V_0)}$$

したがって、この比が 1 より大きい時は増速操作、1 と 0 の間で減速操作、マイナスになると後進操作をすることを示している。図 5.3.1.2 は入港時、図 5.3.1.3 は出港時、図 5.3.1.4 は出入港時を合せた増減速率の頻度分布を示している。減速率の頻度は 0.8 でピークが出ているが、これは、昨年度報告したように、機関の操作位置に対する船速は、一段上の操作位置における船速の 80% 程度になることを考慮すると、平均的な減速操作は一段づつ減じ、かつ船速がある程度整定してから次のステップに移行しているとみることが出来る。

図 5.3.1.5 は DW / 主機馬力を 4 クラスに分けて増減速率の頻度を示したがあまり顕著な差はみられない。

(2) 機関後進操作中の J_s と操作時間 t_s

どのような状態で後進操作をかけているかを調べるために、Telegraph の記録があり、比較的速力の計測が正確とみられる次のデータを使用して後進操作をした時の J_s を計算した。

船種	着岸	錨泊	計
コンテナ船	4	1	5
バルクキャリアー	5	3	8
タンカー	6	4	10
練習船	2		2
	17	8	25

J_s はプロペラ逆転時偏航モーメントの強さと関係する指数として使われている次式とする。

$$J_s = \frac{V_m}{n D}$$

ここで、 V_m : 後進操作中の平均船速、 n : プロペラ逆転回転数

D : プロペラ直徑

V_m は後進操作開始より同一操作終了までの平均速力を速力の記録から読み取る。 n はアンケートによる前進時の機関操作回転数設定と同じ後進回転数とし、プロペラ直徑 D は、前年度報告 (P 7.4) に示す過去の実績による次の推定式を使用した。

大型タンカー バルクキャリアー 2.7% L

高速貨物船 3.5% L

プロペラ逆転中の時間 t_s はテレグラフの記録から読み取った。図 5.3.1.6 は J_s と $t_s \times V_m / L$ の関係を示している。これから J_s の小さいところを短時間使う後進の使用頻度が高いことがわかり、これは偏向モーメントの影響を小さくするためと見られる。図 5.3.1.7 は各後進機関操作位置の使用頻度と操作時間を調べたもので、やはり、錨泊時に比べて着岸係留時には比較的弱い後進力を使用している。これは、偏向モーメントを生じないためとタグボート等を使用して制動をかけるためとみられる。

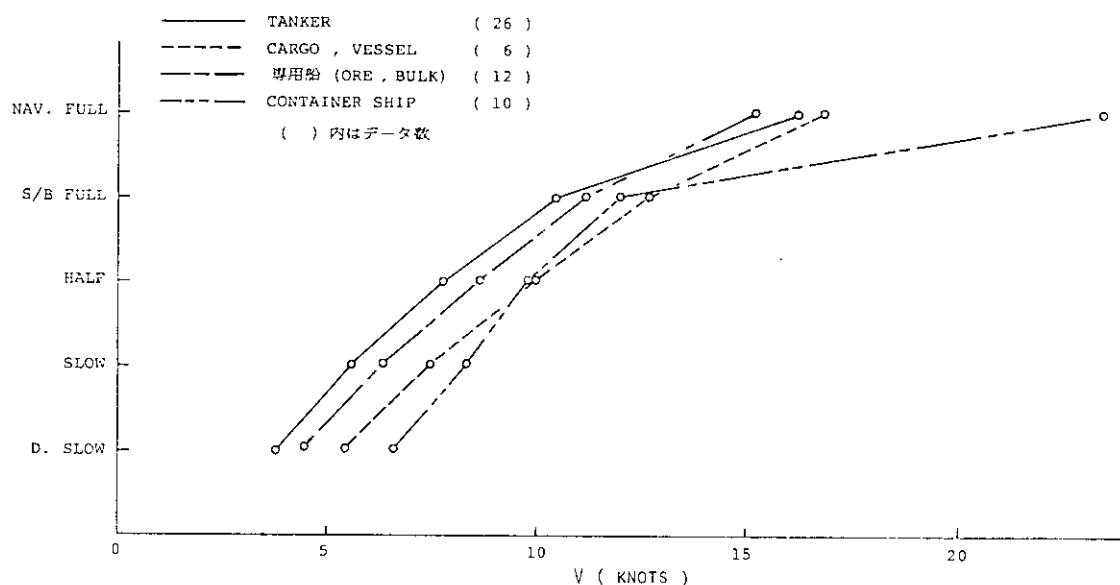


図 5.3.1 船種別機関操作設定と速力の関係(経験則)

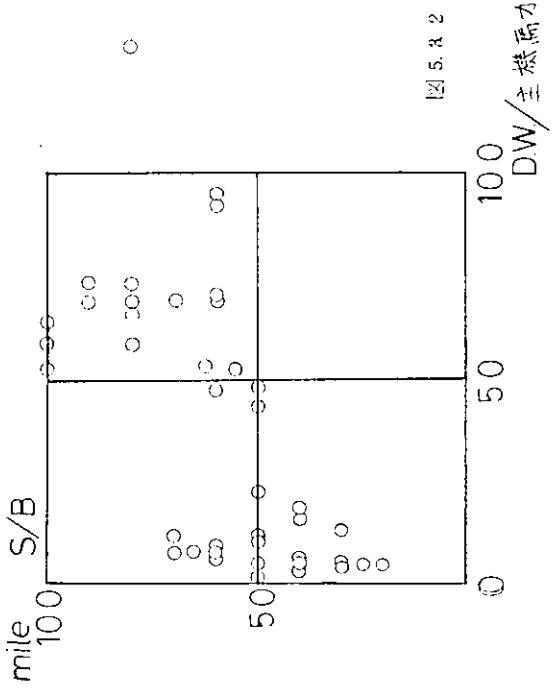


図 5.3.2

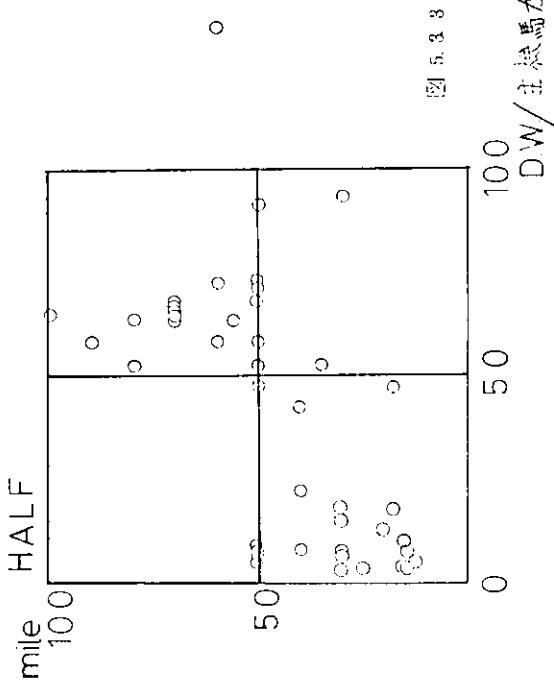


図 5.3.3

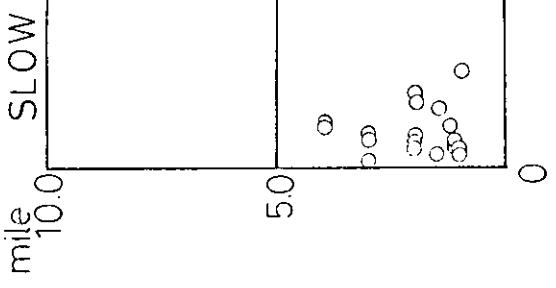


図 5.3.4

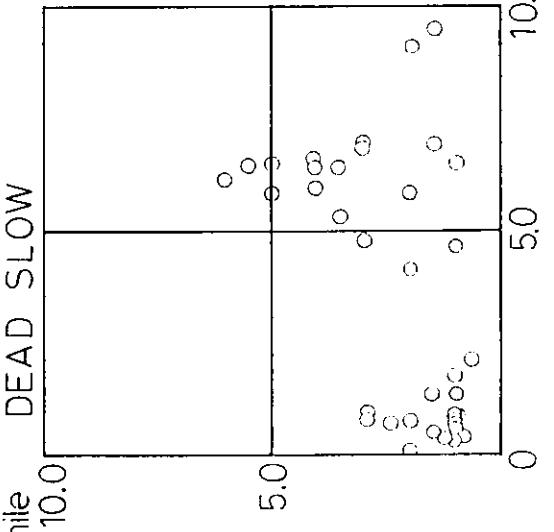


図 5.3.5

DW/主機馬力

DW/主機馬力

DW/主機馬力

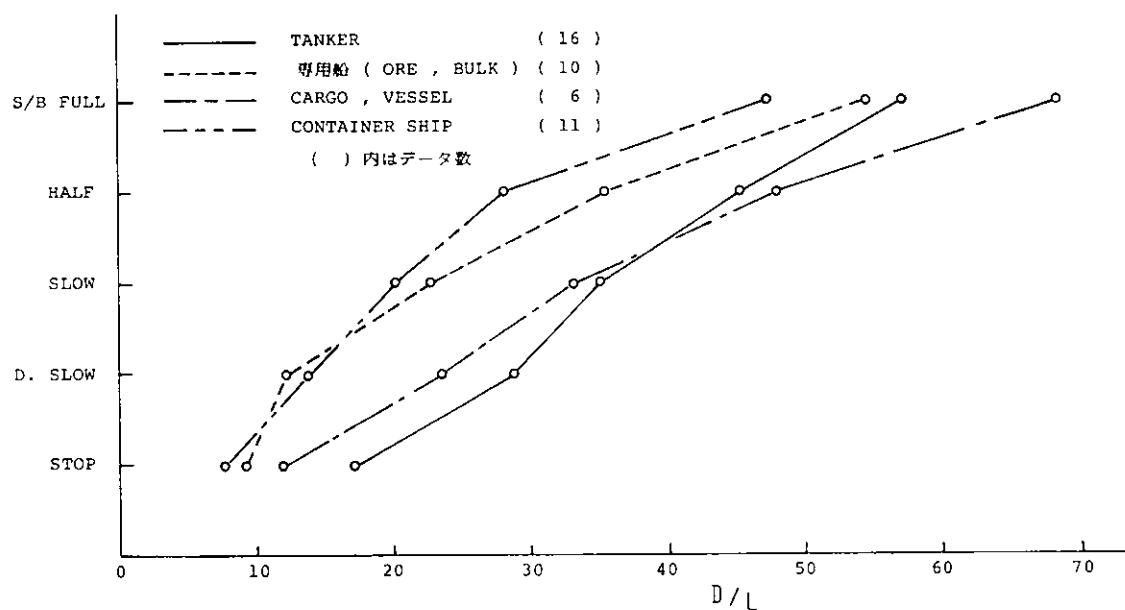
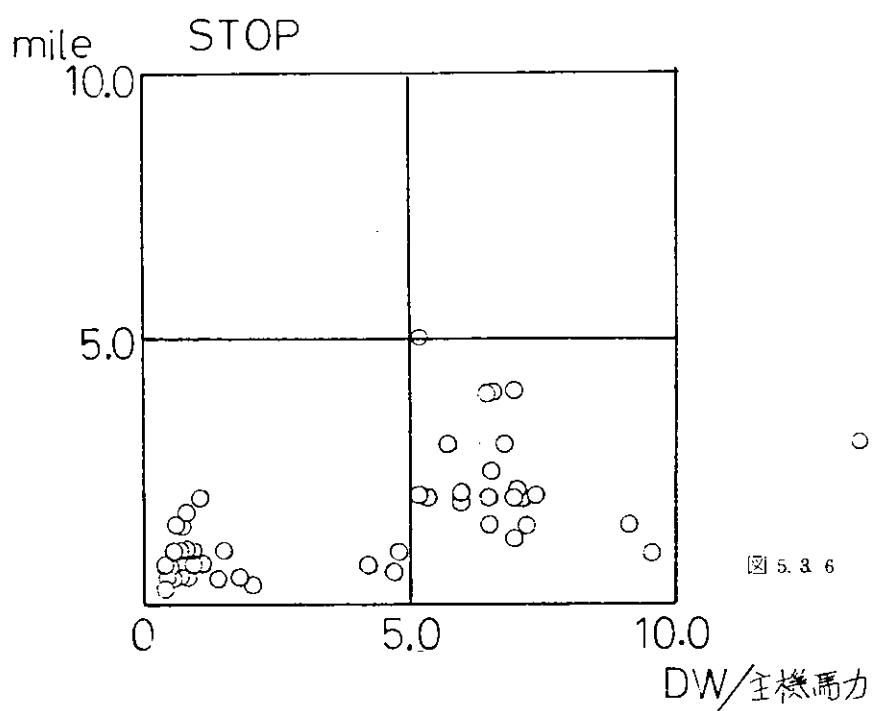


図 5.3.7 船種別入港時機関操作時機 (経験則)

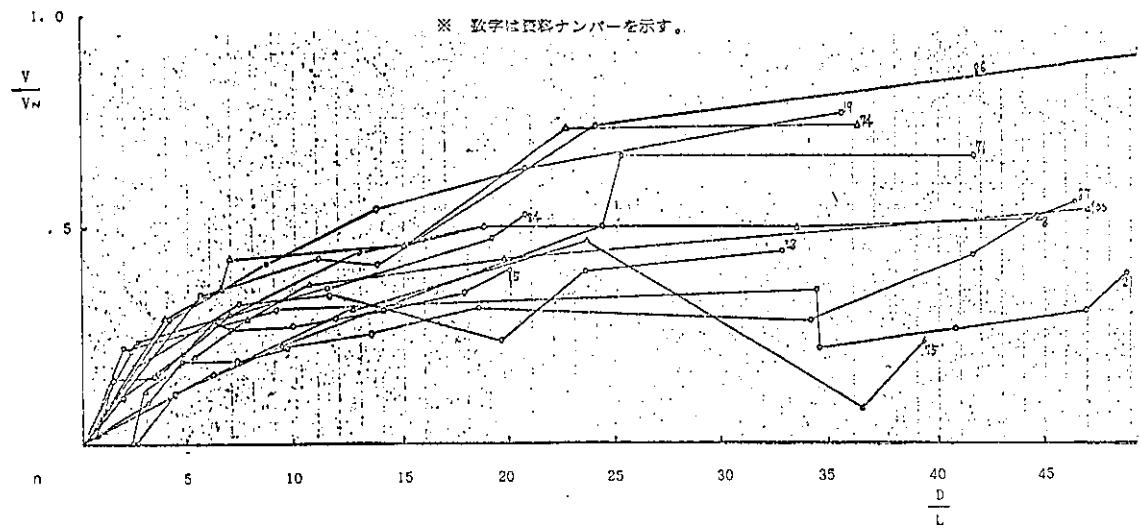


図 5.3.8 岸壁係留時の速力変化(実測)

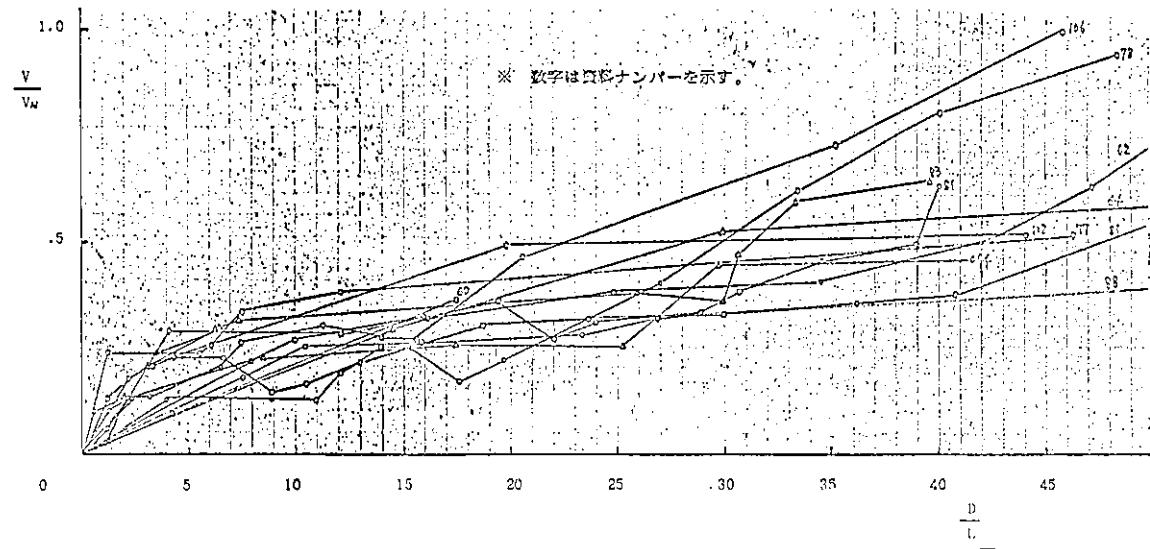


図 5.3.9 びょう油時の速力変化(実測)

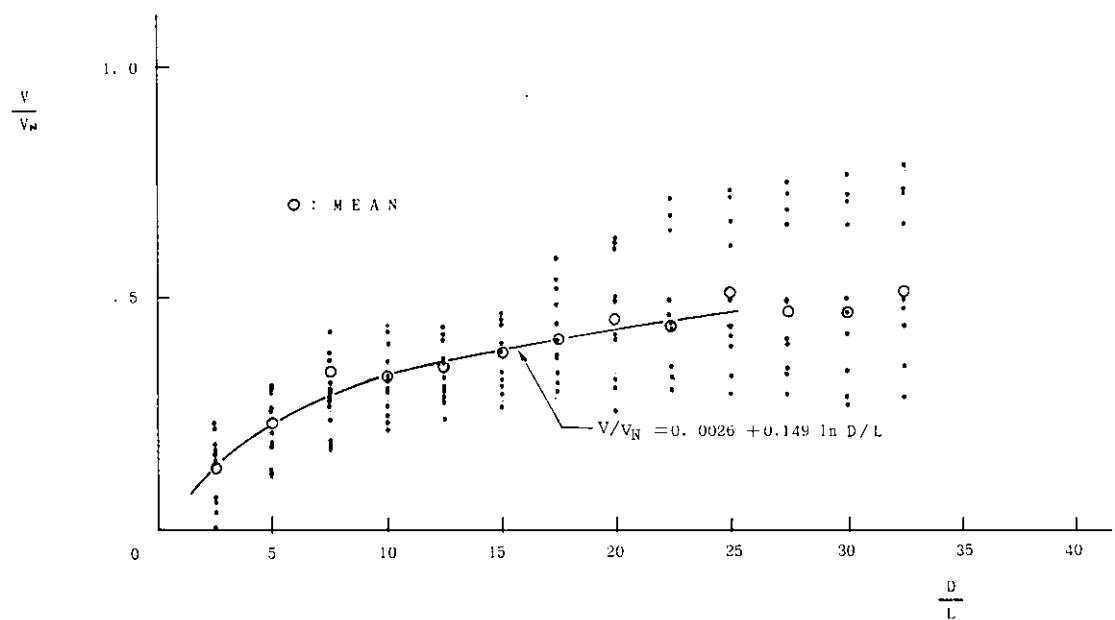


図 5.3.1.0 岸壁係留時の 2.5 D/L 毎の速力分布図

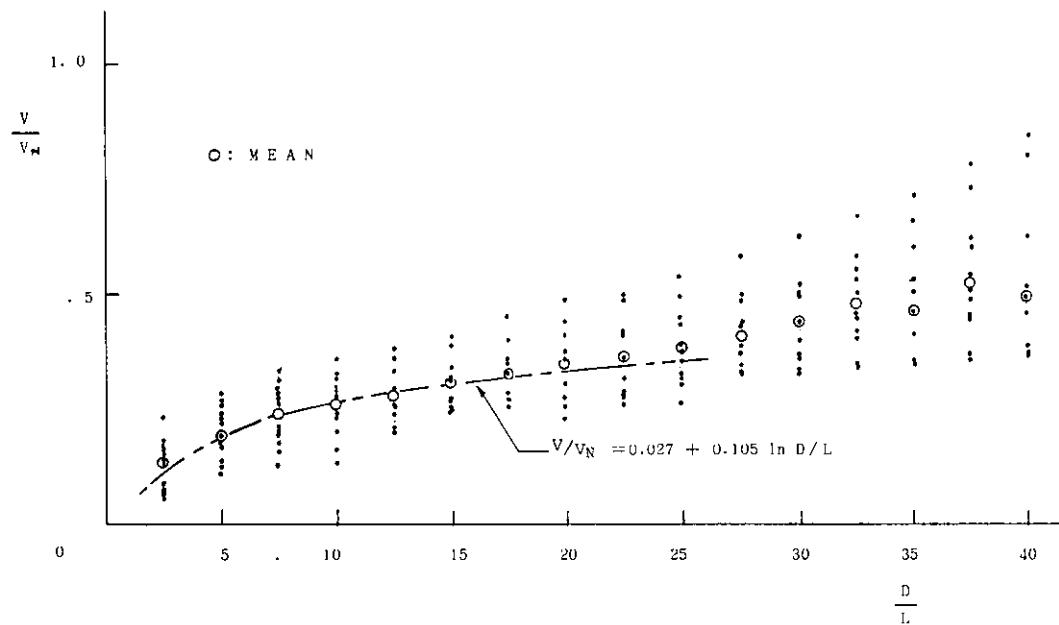


図 5.3.1.1 ひょう泊時の 2.5 D/L 每の速力分布図

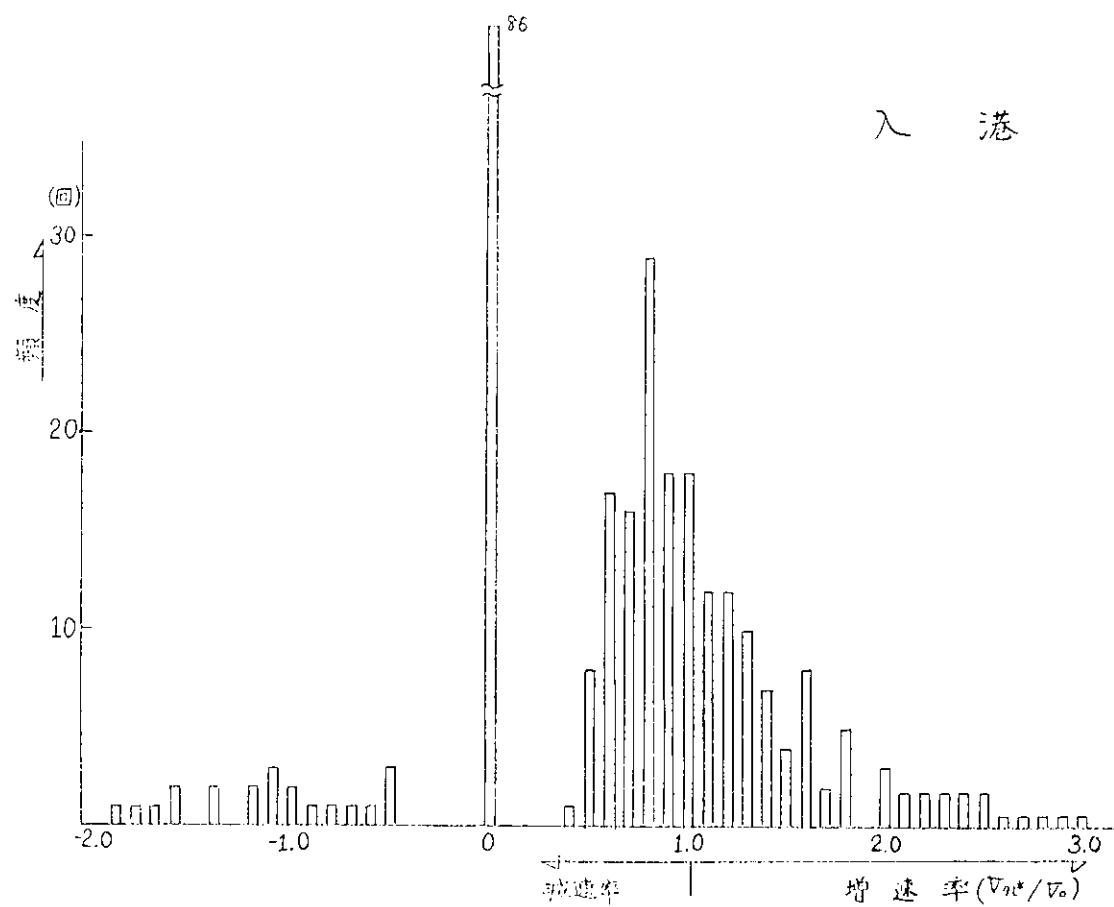


図 5.3.1-2

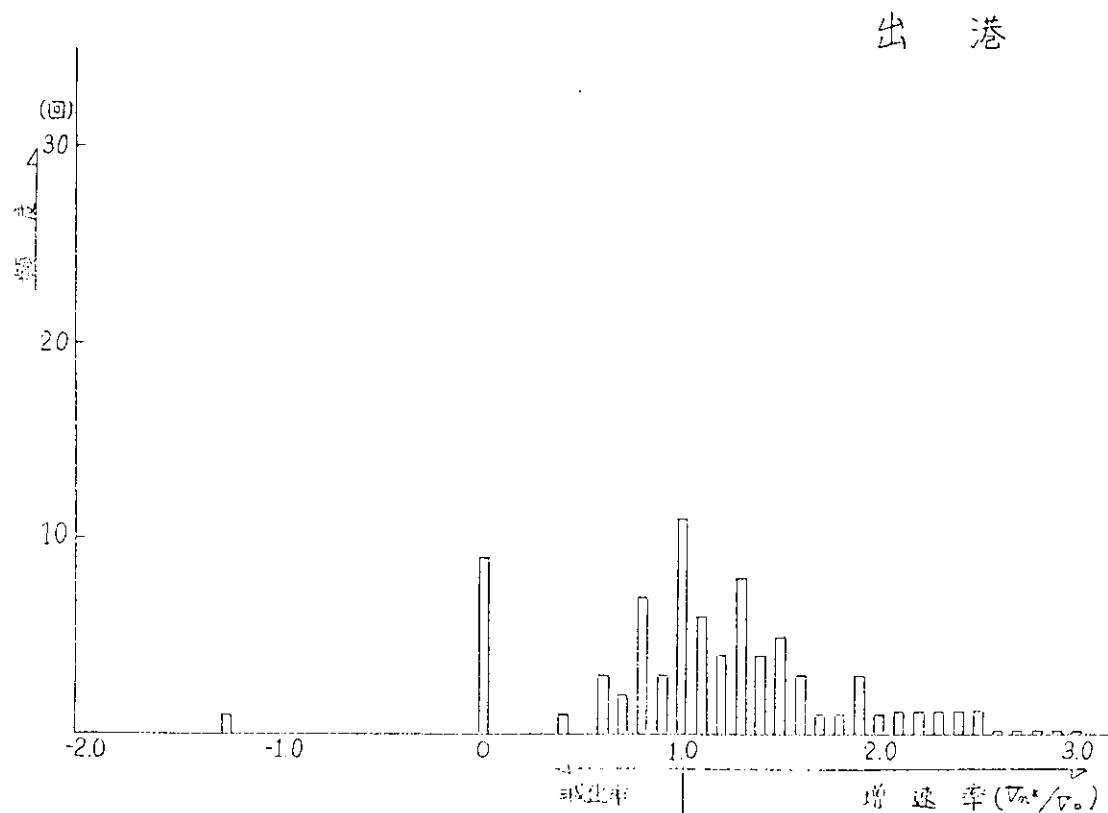


図 5.3.1-3

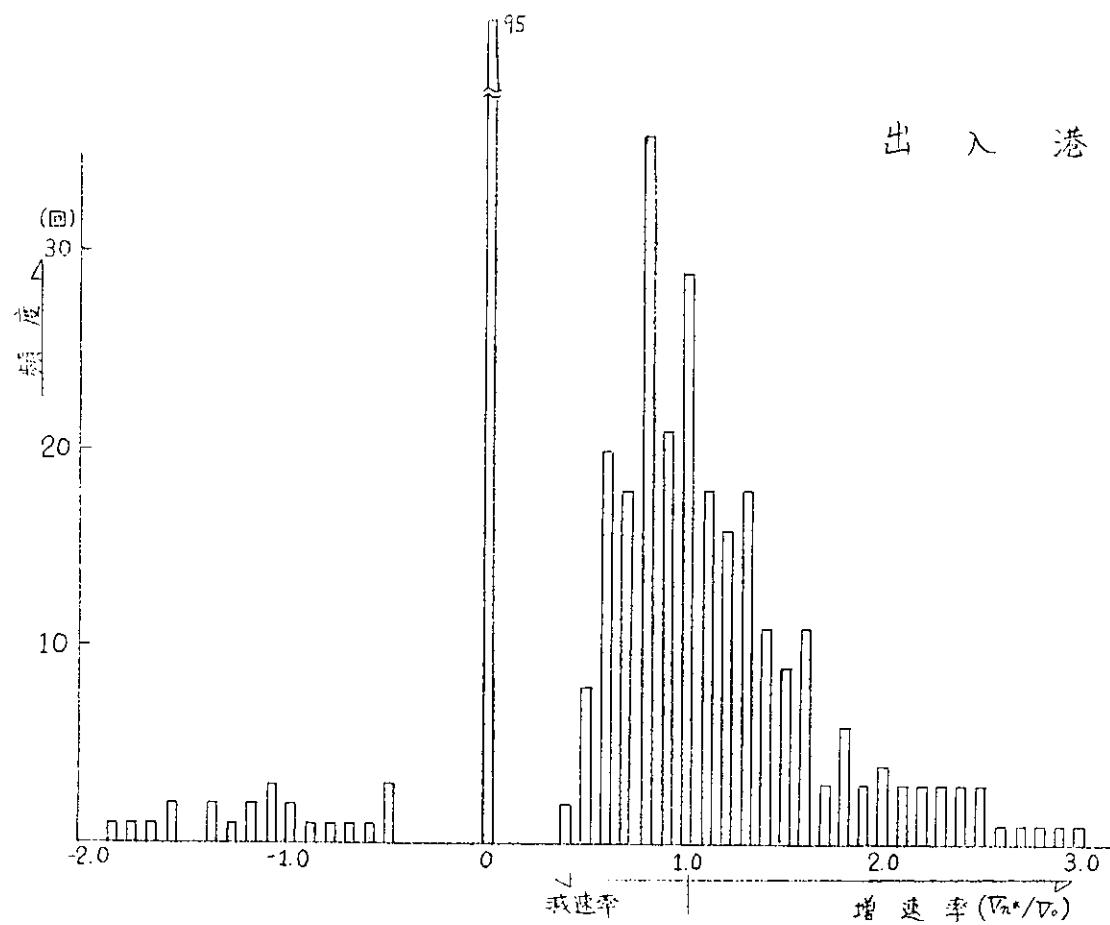


図 5.3.1.4

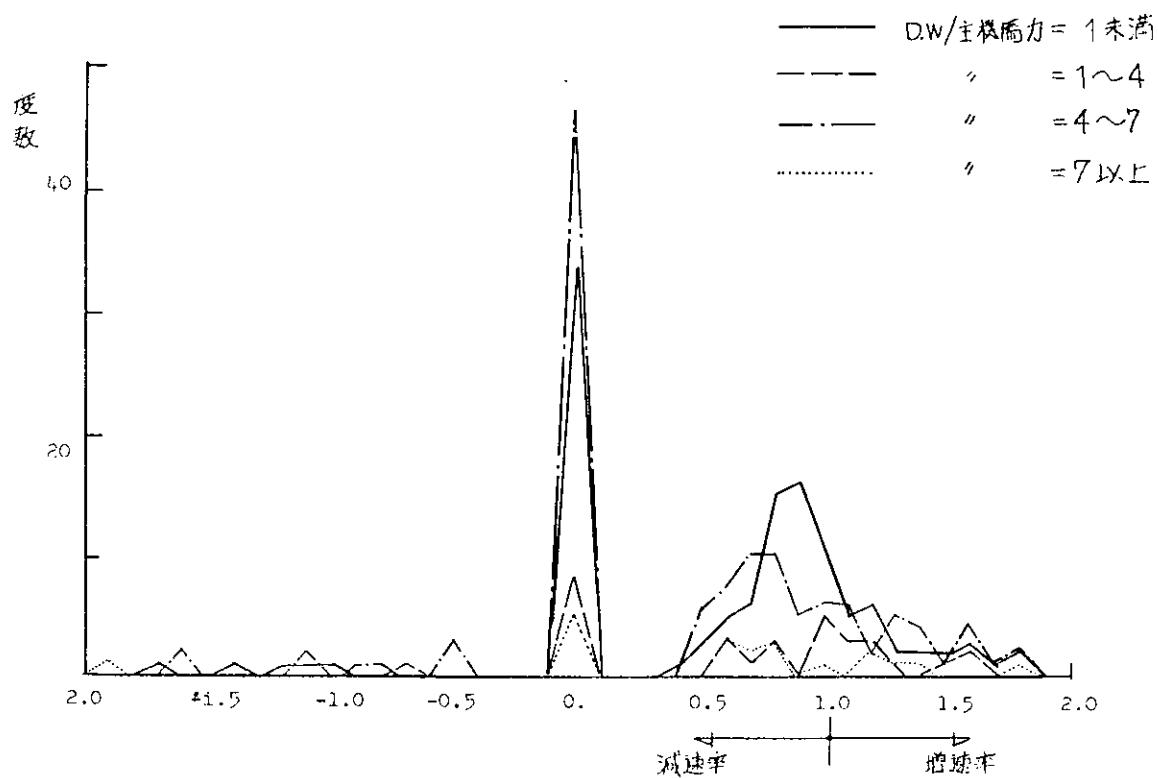


図 5.3.1.5 DW／主機馬力別の増減速率

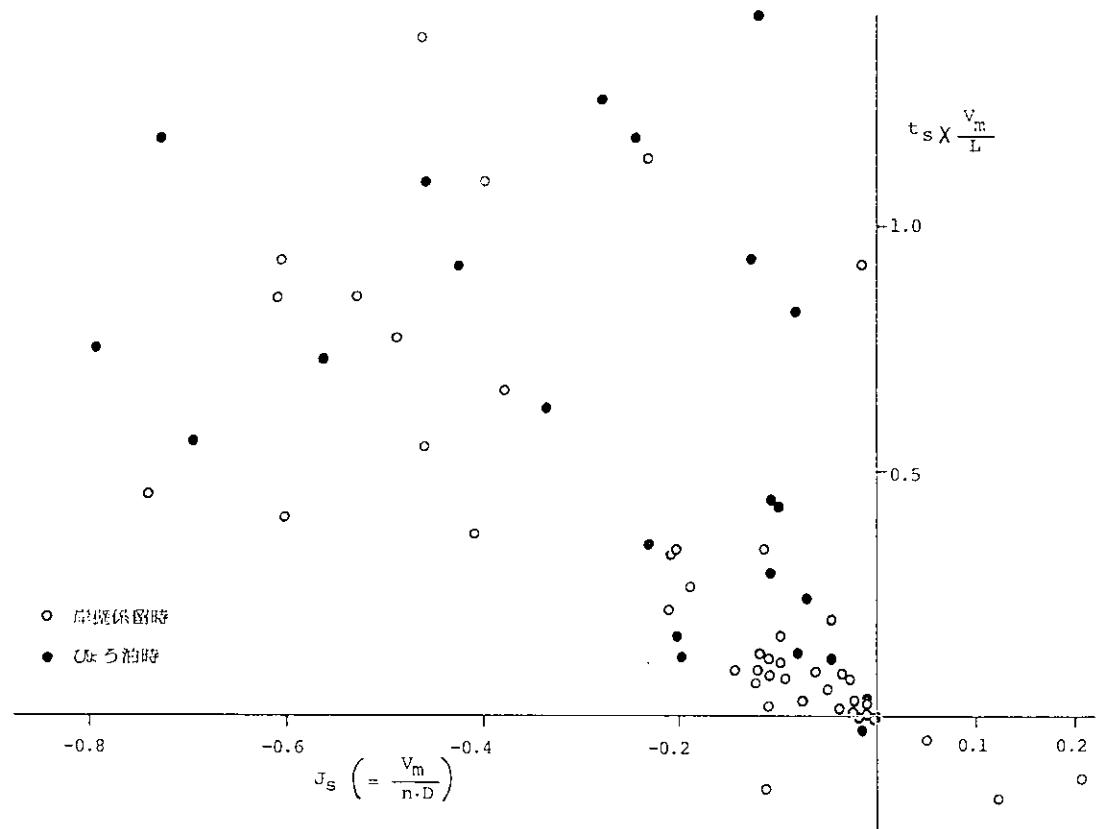


図 5.3.1.6 機関後進時の J_s と $t_s \times \frac{V_m}{L}$

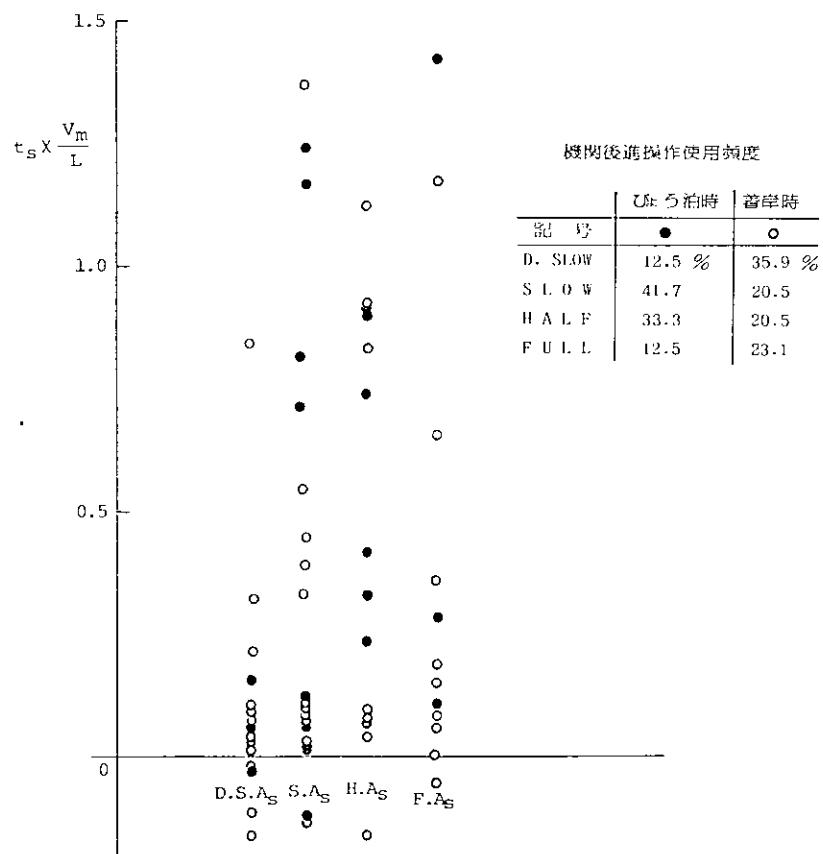


図 5.3.1.7 後進機関操作と $t_s \times \frac{V_m}{L}$

6. 成 果 の ま と め

1. プロペラ順転時の性能

プロペラが船速に相当する回転数から順次減速してプロペラ回転停止に至るまでの過程における船の挙動に関しては主として阪大と広大で研究が行われ、次のような成果が得られた。

- 1) プロペラ・スリップが増加すると操舵の誘起する旋回力は著増する。この現象に関連の深い舵への有効流入速度を考えるに当って舵位置の伴流とプロペラ位置の伴流の区別を考えるべきである。
- 2) 斜航流体力の計測によると方向安定板としての舵の作用は明らかであり、プロペラスリップが大きくなることの効果も漸増する。この現象を考えるに当ってスリップの増加に伴う舵効果の増大の他に船体プラスプロペラに作用する斜航流体力に与えるスリップの影響を考える必要があるかも知れない。
- 3) プロペラ順転中の船に作用する流体力を舵の寄与による項とそれ以外とに分けて表現する、いわゆる「舵力分離型モデル」について検討し、加速、減速中に生じるプロペラ荷重度の大巾な変化の影響を、物理的意味を保つつつ簡略に記述する上でこの型のモデルが有効であることを確かめた。
- 4) 船体に働く流体力の非線形項、舵の直圧力等の表現法についても検討を行ない、自航操縦性試験結果との比較等を通じて、有効な記述法を提案した。また、加速、減速中の操縦性についても検討し、加速時には方向安定性、舵効き共に向上了し、減速時にはその逆となることを示した。さらに、舵力分離型モデルの応用例として、舵面積を変化させた場合の旋回圈の推定が可能であることを示した。

2. プロペラ逆転時の性能

船は前進状態にありながらプロペラが逆転している状態に対しては、主として東大と広大で研究が行なわれ、次のような成果が得られた。

- 1) プロペラ逆転によって制動をかけつつ前進航走する船体に加わる流体力は、船殻に加わる流体力とプロペラ逆転によって誘起される流体力より成ると仮定して操縦運動数学モデルを組立て。
 - a) プロペラ逆転時の針路安定性に及ぼすプロペラ逆転回転数の影響を議論するとともに、操縦数学モデルの適用例を示した。
 - b) プロペラ逆転による制動運動の計算シミュレーションを実施し、これを自由航走模型試験結果と比較してみた。
- 以上の結果、一応の成果を得ている。さらに、プロペラ逆転によって船体に誘起される回頭力の発生メカニズムの検討に資する資料を得るために
- c) 船尾におけるプロペラ位置の変化や人为的に付加された各種の鰭などが、プロペラ逆転による回頭力に及ぼす影響を調査した。

しかし、c)については十分な検討は行なわれておらず、詳しい検討は次年度に繰り越された。

- 2) 順転中の場合と同じく Series 60 船型を用い、逆転中の流体力について詳しい調査を行ない、次の結果を得た。
 - a) プロペラ逆転が強い場合、 K_T は船速によらず略一定値をとり、船尾部全体が逆転流の影響を受け、大きな抵抗増が生じる為 ($1 - t$) が 1.0 以上の値になる。
この場合、船尾部に大きな右施力を生じる。
 - b) プロペラ逆転が弱い場合にも施回力が生じるが、順転中と同様に、舵によって生じる力が主になる。
 - c) 上記の両領域を中間で ($J_s = -0.6 \sim -0.8$)、 K_T が不連続的に変化する現象が見られる。このスラストの跳躍に、横方向の力等も連動して変化する。

d) 逆転が弱い場合、針路安定性は低下し、逆転が強まるに従って一度回復する。しかし、更に逆転が強まると再び針路不安定に転じる。この針路安定性の変化の主因は施回によって生じる減衰力の着力点の移動である。

3. 浅水中における性能

浅水中における船の加減速性能については主として船研と九大で研究が行なわれ、次の成果が得られた。

1) 舵角試験

- a) プロペラ回転数がモデル自航点より低い場合は、舵に働く力は浅くなるにつれて減少するが、船全体に働く力は必ずしも減少するとはかぎらない。
- b) J_s による Y , N , R_y の変化の割合は浅くなるにつれて若干増加する。
- c) 舵をとる事による抵抗増加は、浅水でも $R_y \sin \delta$ で大体近似出来る。

2) 斜航試験

- a) Y , N は浅くなるにつれて大きくなるとともに、その非線型性も変化する。
 - b) 浅くなるにつれて、直進付近の抵抗は増加するが、偏角がつくと揚力による X 方向成分が浅いほど推力として大きくなっている。
 - c) R_y は、深水に比べて浅水では、傾きのものも大きいし、 J_s による変化も大きいが、オーダー的には $h/d = 1.5$ と 1.2 では大差ない。
- 3) タンカー模型を用いて浅水中におけるプロペラ逆転時の船の挙動を計測し、一方実験値を基にした流体力の理論モデルを用いて運動方程式から求めた船の挙動とを比較した結果、かなりよい一致を得た。
- 4) 上記の解析より、Head Reach, Transfer 比は水深/吃水比により変わるが、水深の影響の出るのは $h/d < 1.5$ の範囲であって、Head Reach が減少し、Transfer が増加することが確かめられた。

4. マンマシン操縦性能シミュレーション

1) 避航操船シミュレーション

S R 151 操船シミュレーターにより、バルクキャリア、一般貨物船、内航貨物船を想定した 3 艘のモデルをもつて、(1)出会い角、(2)初認距離、(3)相対速力を加えて避航操船実験を行ない、避航操船における諸要素の影響を評価し、船の旋回および加減速性能との関連を検討した。又、避航操船の安全性向上へのひとつの試みとして、操船時に增速することの効果も検討した。

2) 定点停止シミュレーション

- i) 東京商船大学の操船シミュレータの演算・制御部をデジタル計算機に変更した。これにより今後、多様な数学モデルにも対処出来る事となった。
- ii) 船長 150 m の針路安定船に対し、設定航路、外乱の種類、外乱強度を変化して、定点において停止するシミュレータ実験を行い次の事が判った。
 - a) 外乱のない場合、曲折航路では、減速開始点をおくらせて舵効の確保をしている。
 - b) 停止操船に影響を与える外乱は、風よりも潮流の方が大きく、又、外乱が強い場合程、プロペラ逆転をかける時点がおくれている。
 - c) 停止操船のための機関操作の状況は、船速と残航程の平面上で大略分割表示出来、これは実船でのアンケート調査とも、よい対応を示している。

5. 交通流シミュレーション

交通流シミュレーションは昨年度求めた交差点調整時間をもとに、必要調整距離について考察した。

必要調整距離は、船の加減速性能、初期速力、交差部指定速力、速力調整を行なう際の制御則等の関数となる。これらのうち制御則についてある仮定を設けた上で、その他の要因を変化させ調整距離を求めた結果、船の加減速性能とならんで初速と指定速力の関係が非常に強い影響をもつことがわかった。

来年度は、上記結論をもとに、仮定した制御則を改善すると共に、初速・指定速力の関係に強く影響を及ぼす、交差部管制のあり方について研究する予定である。

6. 港内狭水道における加減速操船の実態調査

昭和52年度に収集した操船資料を用いて、主として実測された航跡およびテレグラフの記録をもとに入港時の主機操作と速力変化を中心にして入港操船の実態を調べた結果、次のことが判った。

- 1) 入港時の機関操作は船種別に若干異なるが、1ステップの速力差は約2ノットである。タンカーのようにDW/主機馬力の大きいものは、バースの遠方より早めに減速する傾向がある。
- 2) 入港時の減速状況をLogの記録から、残航程(D)/船の長さ(L)をとって整理してみると、錨泊の方方が岸壁係留時よりも若干手前で減速する傾向が見られる。
- 3) 入港時の減速操作時の T_s を調べてみると T_s の小さいところを短時間使う後進の使用頻度が高いこと、及び岸壁係留時には錨泊時に較べて比較的弱い後進力を使用していることがわかる。これは偏向モーメントを生じないためと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 森 正彦 : プロペラ後流中に置かれた船直圧力計算について, 関西造船協会誌 153号, 昭和49年
- 2) 烏野慶一 : 撥離が船体に誘起する横方向の力について, 関西造船協会誌 133号, 昭和44年
- 3) M. M. G. : MMG報告 I ~ IV
(日本造船学会誌 575, 577, 578, 579号 1977)
- 4) 労村 : 確有効流入速度の数学モデルの検討
(JTTTC 第二部会資料 M53-12 1978)
- 5) 井上 : 航力について
(西部造船会技術研究会性能部会資料 1978)
- 6) 仲渡, 小瀬, 佐伯 : 船の加減速運動に関する実験的研究(第2報)
(日本造船学会論文集 第144号 1978)
- 7) 山内他 : データ解析の動向 (I)
(日本造船学会誌 589号 1978)
- 8) 元良誠三 : 船体運動に対する附加質量及び附加慣性モーメントについて(其の1)~(其の5)
日本造船学会論文集 第105号(昭和34年)~第107号(昭和35年)
- 9) 小川陽弘, 井上正苗 : 操縦性解析への電子計算機の適用: 第2回操縦性シンポジウム,
日本造船学会, 1970
- 10) Sv.Aa, Harold : Wake and thrust deduction at extreme propeller
loadings for a ship running in shallow water
RINA 1977
- 11) M. Fujino : Maneuverability in restricted waters : State of the
Art, 1976
College of Eng., University of Michigan