

日本船舶振興会昭和54年度補助事業
“船舶の安全対策に関する研究”

研究資料 No. 330

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 55 年 3 月

社 団 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における船舶の航行安全の向上を図るため、プロペラ加減速時の操縦性能を模型実験（狭水路、浅水域を含む）及び理論解析、シミュレータによる操船実験、グラフィックディスプレイによる操船シミュレーション等によって検討した結果を総合的にまとめたものである。

はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和54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)	野 本 謙 作(大阪大学)
委 員	井 上 正 祐(九州大学)	小 山 健 夫(東京大学)
	仲 渡 道 夫(広島大学)	小 濑 邦 治(広島大学)
	藤 野 正 隆(東京大学)	小 林 弘 明(東京商船大学)
	原 潔(神戸商船大学)	菅 井 和 夫(船舶技術研究所)
	貴 島 勝 郎(九州大学)	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 顯 二(日立造船)
	川 口 升(三菱重工業)	石 橋 賢 諭(日本钢管)
	高 井 忠 夫(日立造船)	山 上 順 雄(川崎重工業)
	松 本 慶 洋(日本钢管)	田 中 稔(石川島播磨重工業)
	平 野 雅 祥(三井造船)	永 松 秀 一(住友重機械工業)
	伊 藤 哲(佐世保重工業)	河 井 清 高(大阪造船所)
	森 川 卓(日本船主協会)	久 田 靖 二(函館ドック)
	羽 田 知 所(大阪商船三井船舶)	山 本 尚 二(昭和海運)
	二 宮 鎮 男(日本無線)	菅 原 四 郎(古野電気)
	前 島 孝 雄(北辰電機製作所)	早 見 信 博(神戸製鋼所)
		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(非制限水路)	2
2.1 加減速時船体に働く流体力の実験(昭和54年度)	2
2.1.1 プロペラ逆転により誘起される横方向流体力に関する基礎的実験	2
2.1.2 操縦流体力に及ぼすプロペラ・スリップの影響	3
2.2 加減速時流体力の検討とその数学モデル	30
2.2.1 加減速中の船に働く流体力 — プロペラ順転時	30
2.2.2 加減速中の船に働く流体力 — プロペラ逆転時	39
2.2.3 加減速時流体力の数学モデル	42
(1) プロペラ順転中の流体力の数学モデル	42
(2) プロペラ逆転時流体力数学モデル(v_s モデル)	45
2.3 加減速運動の数学モデルと船体運動のシミュレーション	96
2.3.1 一般操船の簡略な応答方程式(応答モデル)	96
2.3.2 加減速運動のシミュレーション — プロペラ順転時	98
2.3.3 v_s モデルに基づく減速時船体運動シミュレーション	99
 3. 加減速性能に対する制限水路の影響	117
3.1 流 体 力	117
3.1.1 浅水影響	117
(1) プロペラ順転時	117
(2) プロペラ逆転時	118
3.1.2 狹水路影響	119
3.2 流体力数学モデル	119
3.2.1 浅水および狭水路影響	120
3.3 運動のシミュレーション	121
3.3.1 浅水影響	121
3.3.2 狹水路影響	121
 4. マン・マシン操船シミュレーション	144
4.1 概 要	144
4.2 操船シミュレータの概要	144
4.2.1 SR151／阪大 操船シミュレータ	144
4.2.2 東京商船大学における操船シミュレータ	144
4.3 供試数学モデル	145
4.3.1 供試船の想定	145
4.3.2 数学モデルの形式	145

4.3.3 特性値の推定	148
4.4 実験内容と考察	148
4.4.1 定点停止操船(外力のない場合)	148
4.4.2 定点停止操船(風のある場合)	152
4.4.3 避航操船	154
4.5 操船シミュレータによって加減速操船をする際の今後の課題	155
5. 交通流シミュレーション	183
5.1 海上交通管制と船の加減速性能	183
5.1.1 海上交通管制の問題点	183
5.1.2 交差部制御方式と時間調整必要量	184
5.1.3 交差部交通問題の一般化	184
5.2 定点定時定速度通過モデルの特性	185
5.2.1 必要時間調整量と必要調整距離	185
5.2.2 最小必要調整距離	185
5.2.3 届折航路の影響	186
5.3 シミュレータによる検証	186
5.3.1 実験の目的、方法	186
5.3.2 実験結果	186
5.3.3 必要調整距離に対する考察	187
5.4 海上交通管制と要求性能	187
6 結　　言	196
参考文献	200

1. 緒 言

港湾内や海狭通過等の交通量の多い海域での航行安全確保は、従来より重要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。

本年度は3ヶ年計画の最終年度に当り、下記の研究を実施したが、本報告は本年度の成果のみならず、3ヶ年に亘って得られた成果を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

本年度は一軸コンテナ船型の4.0m模型について、通常速力のほか、微速及び大漂流角の場合についてプロペラ回転数を種々にかけて、船に働く流体力を計測した。

ii) プロペラ逆転中の加減速操縦性能

前年度まではタンカー船型、貨物船型、Series 60等についてプロペラ逆転時の流体力を計測して来たが、本年度は流体力の発生のメカニズムを明らかにする目的で、船体のかわりに矩形平板を用い、逆転プロペラによる圧力分布及び流体力の計測を行なった。

2) 加減速運動のシミュレーション

前年度までに計測した流体力を用ひ、船体運動の数学モデルを作製しプロペラ減速、逆転時の船の挙動のシミュレーションを行ない、自由航走模型による逆転停止実験の結果との比較を行なった。

3) 加減速性能に対する制限水路の影響

港湾内で加減速運動を行なうと、大なり小なり浅水又は狭水路の影響を受けるので、これら制限水路が加減速運動に及ぼす影響を明らかにしておく必要がある。

本年度は昨年度の浅水時の実験に引き続き、狭水路における加減速性能を調べるため、浅水水槽に仮の水路壁を設け、水路巾、水深を変えつつ船に加わる流体力を計測し、又自由航走模型により減速時の船の姿勢の変化を計測し、シミュレーション計算の結果と比較した。

4) 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、船単位としての性能に止まらず、操船者と船と合わせたマン・マシン系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、SR151で制作したVisual display付実時間シミュレーター（大阪大学）及び東京商船大学の操船シミュレーターを用いて船長と船速の比、即ち相対的な船速が変わった場合、操船応答のループ巾を変えて針路安全性を変化させた場合、及び風、波等の外力の強さを広範囲に変えた場合について定点停止操船、避航操船等のシミュレーションを行なった。

5) 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、マクロを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。

本年度は最小の必要調整距離を船位ディスプレーのついた操船シミュレーターを用いて種々の大きさ、速度の船について求めた外、屈折航路の影響を求めた。

2 加減速時の船の性能（非制限水路）

2.1 加減速時船体に働く流体力の実験（昭和54年度）

2.1.1 プロペラ逆転により誘起される横方向流体力に関する基礎的実験

本年度まで種々の船型について逆転プロペラによる横方向流体力を計測してきたが、その発生メカニズムの検討に供する目的で、船体のかわりに矩形平板を用い逆転プロペラによる流体力計測実験を行なった。

(1) 供試模型

図2.1.1.1に示した長さ1,200mm、高さ400mm、厚み10mmのアクリル平板の後端近くの片面に8(長さ方向)×6(深さ方向)=48個の水圧孔をあけ、プロペラ逆転時の水圧を計測するとともに、同図中に示したカンチレバーでアクリル板全体に加わる横力・ヨーモメントを同時計測した。板の厚みの関係で水圧孔は片側のみにしかあけられないので、左右舷の測定は平板を向きを逆にして行なった。

実験は深さ400mmの平板を奥水300mm、200mm、150mmにそれぞれ沈め、曳航台車で直進に曳航し、平板の後部に別個に設けたプロペラ駆動装置によりプロペラを回転させて実施した。プロペラは昭和52年度の実験に使用した天長丸模型のもので、主要目は本研究部会資料¹⁾表2.2.1.1に掲げてある。プロペラと平板後端の間隙は3mmで、平板の奥水を上述のように変えた場合でも水面からプロペラ軸までの深度は125mmで一定とした。水圧計測に使用した圧力計は、セトラ・システムズ社製model 237(測定範囲±10psi、容量変換型)である。

実験時の速度U、プロペラ逆転回転数Nの組合せは表2.1.1.1に示した。

(2) 計測結果

(i) 圧力計測結果

プロペラ逆転時の圧力計測値から、平板単独の圧力値を差引きプロペラ逆転による圧力とした。このようにして求められた50mm×50mmのメッシュ上の圧力値から、既存の「等圧線を描くライブラリー・プログラム」を利用して描いた圧力分布が図2.1.1.2～2.1.1.4である。等圧線の圧力値を示す数字はmmH₂Oである。各図上半分が左舷側、下半分が右舷側で、図の上下は実際の配置における上下と対応している。図は、船速およびプロペラ逆転回転数の同一の組合せに対し、奥水の異なる平板での計測結果をひとまとめに配列している。

たとえば図2.1.1.2、図2.1.1.3はともに船速U=0.1m/s、プロペラ逆転数N=-1,025rpmで奥水のみd=0.3m、d=0.2mと異なる。両図を比較すると、d=0.2mの図2.1.1.3に示した分布の大局部的な傾向は左右舷とも、図2.1.1.2のd=0.3mにおける分布で、下方1/3を除外したものに近いことがわかる。このような傾向は、他の船速、プロペラ回転数の場合についても大凡いえることが図2.1.1.4～2.1.1.14から読みとれる。

図2.1.1.2～2.1.1.3の前進速度に比し、プロペラ回転数の高い場合にはとくに著しいが、プロペラ近傍でかつプロペラ軸高さ附近に顕著な負圧部が左右舷とともに形成され、右舷ではその上方に、左舷ではその下方に正圧部が存在する。これはプロペラの回転方向が左旋であることによる。とくに右舷側の正圧部の形成が顕著で、プロペラ回転による板の下端をまわる流れがプロペラ近傍で際立っていることがわかる。このことは奥水が浅いd=0.15mの場合はとくに著しい(図2.1.1.6、2.1.1.10、2.1.1.14)。

これらの圧力計測結果をもとに、板面に垂直に働く力の奥水方向分布、船長方向分布を求めたのが

図 2.1.1.5～2.1.1.19 である。これらの図の 1, 2, 3……および①, ②, ③, ……は図 2.1.1.1 に示す船長方向および喫水方向の幅 25mm のストリップを表わす。また図中の力はそのストリップに働く垂直力で、平板面を押す力を正としている（したがって図 2.1.1.5 で、 starboard 側①ストリップの力が約 100 gr となっているのは図 2.1.1.1 で水面に最も近い幅 25mm, 長さ 400mm の①ストリップに右舷から左舷に向う 10 gr の力が働いているとの意味である）。

(ii) 横方向流体力計測結果

図 2.1.1.1 に示したカンチレバー型検力計で平板全体に作用する横力および回頭モーメントを求めたものを、それぞれ $\rho n^2 D^4$, $\rho n^2 D^4 L$ で無次元化し図 2.1.1.20 にまとめた。見掛けの前進定数 J_p ($\equiv U/nP$: プロペラ・ピッチ) の違いによる回頭モーメントの変化の具合は平板の深さ d によらずほぼ一定している。すなわち $|J_p|$ が増加するとともに左旋→右旋→左旋と方向が変わる。これに対し横力は大凡左舷より右舷へ向う作用方向から右舷より左舷へ向う作用方向に変わる傾向があるが、細かくは平板の深さによって微妙な相異がある。

前項で求められた圧力分布を積分して得られた横力・回頭モーメントも参考のために図 2.1.1.20 に示してある。平板全体に作用する流体力の計測結果とはあまり良く合わない。しかし、前項でも述べたごとく、 $d = 0.2 m$ での圧力分布の大凡の様相は $d = 0.3 m$ の場合の下方 $\frac{1}{3}$ をそのまま取去ったものに近く、この結果圧力分布を積分して求めた横力は $d = 0.2 m$ では $d = 0.3 m$ に比し、左舷より右舷に向う横力が一層強調されることになる。一方、平板全体に作用する横力を計測した ●, ▲ にもそのような傾向の存在することが認められる。

2.1.2 操縦流体力に及ぼすプロペラ・スリップの影響

（プロペラ順転、コンテナ船型、通常速力のほか微速、大漂流角を含む。）

53 年度報告 2.1.1 節は大型タンカー船型一隻、series 60 母型一隻についての上記の水槽実験結果であったが、54 年度は一軸コンテナ船型一隻について同様の実験を行ったのでここに報告する。なお今回は風圧下における微速、かつ機関操作を伴う操船問題への応用を考えて、微速かつ大漂流角（45°まで）の実験を含んでいる点がひとつの特長である。

- (1) 供試船型、Model No. 328 (大阪大学試験水槽用)
- 一軸コンテナ船 4.0M 模型
- 船体線図、主要寸図 図 2.1.2.1, 表 2.1.2.3
- (2) 荷重度変更自航試験結果 図 2.1.2.2～6
- (3) 直進中舵直圧力に及ぼすスリップの影響 図 2.1.2.7～10
- (4) 直進中操舵が誘起する船体横押力と旋回モーメント 図 2.1.2.11～14
- (5) 直進中操舵にもとづく付加抵抗 図 2.1.2.15～16
- 微速においては小舵角操舵が前進力の増大を招く意外な結果、要検討
- (6) 斜航が船体及び舵に誘起する流体力に与えるプロペラ・スリップの影響 図 2.1.2.17～28
- (7) 舵直圧力一致法にもとづく舵流入速度とプロペラ・スリップの関係（直進中） 図 2.1.2.29～30
- (8) 舵直圧力一致法にもとづく舵有効流入角とプロペラ・スリップの関係（所謂整流効果） 図 2.1.2.31

表 2 L L 1 実験状態

	U (m/s)	0.1	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
	$-N(r.p.m.)$	1025	1043	746	596	410	298
喫水(d)	$-J_p$	0.100	0.197	0.275	0.344	0.500	0.688
$0.3m$	圧力測定	●	●	○	●	○	●
	流体力測定	○	○	○	○	○	○
0.2	圧力測定	●	●	●	●	●	●
	流体力測定	○	○	○	○	○	○
0.15	圧力測定		●		●	○	●
	流体力測定	○	○	○	○	○	○

●印は圧力分布図が掲載されている。

表 2.1.2.1 Principal Particulars of Model Ship

Model

Type	Container	Rudder	
M.No.	328	A_R (m^2)	0.01662
Hull		A_R/L_d	1/50
Lpp (m)	4.00	A	1.60
B (m)	0.5874	Propeller	
d (m)	0.2076	P.No.	H-38
C_b	0.568	D (m)	0.1500
Icb (%)	2.0 A	P (m)	0.1500
s (m)	2.679	P/D	1.000
L/B	6.81	E.A.R.	0.70
B/d	2.83	Z	5
L/d	19.3	Note	0.618% Trim by Stern

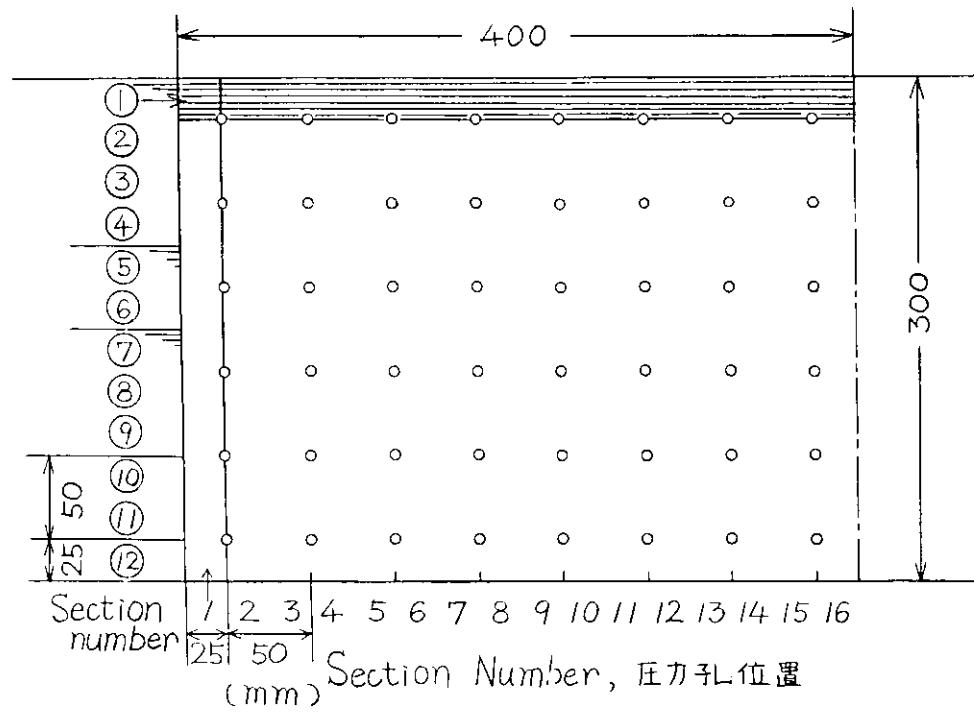
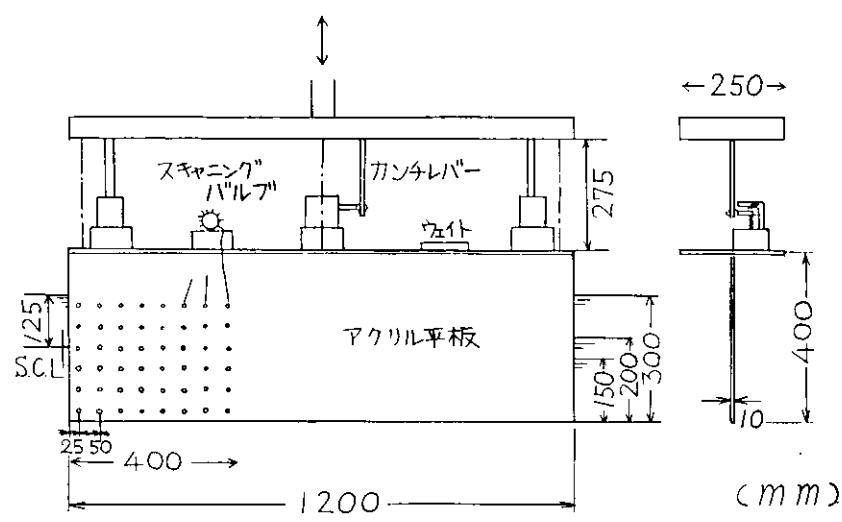


図 2 L.L.1

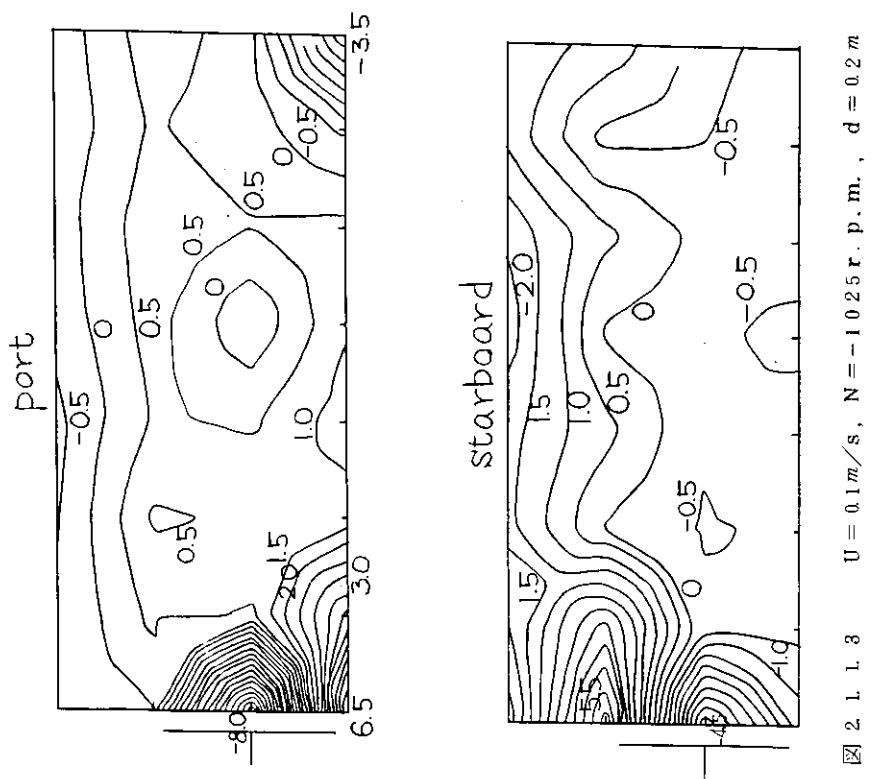


図 2 1. 1. 3 $U = 0.1 \text{ m/s}$, $N = -1025 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.2 \text{ m}$

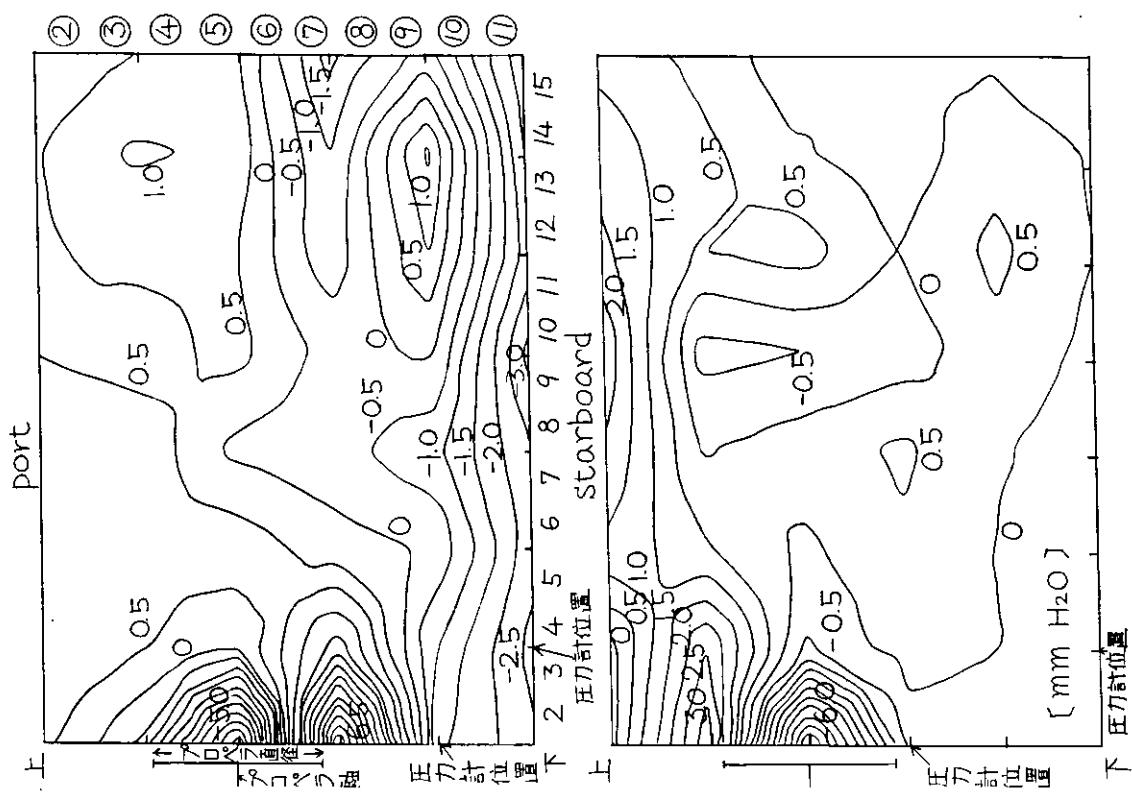


図 2 1. 1. 2 $U = 0.1 \text{ m/s}$, $N = -1025 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.3 \text{ m}$

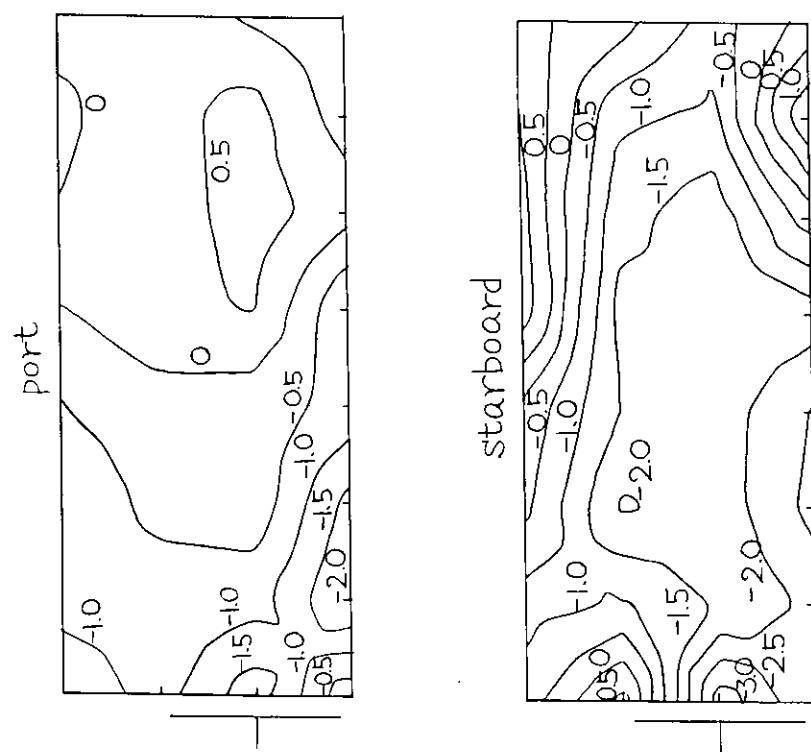


图 2 l. 1. 5 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -1.043 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.2 \text{ m}$

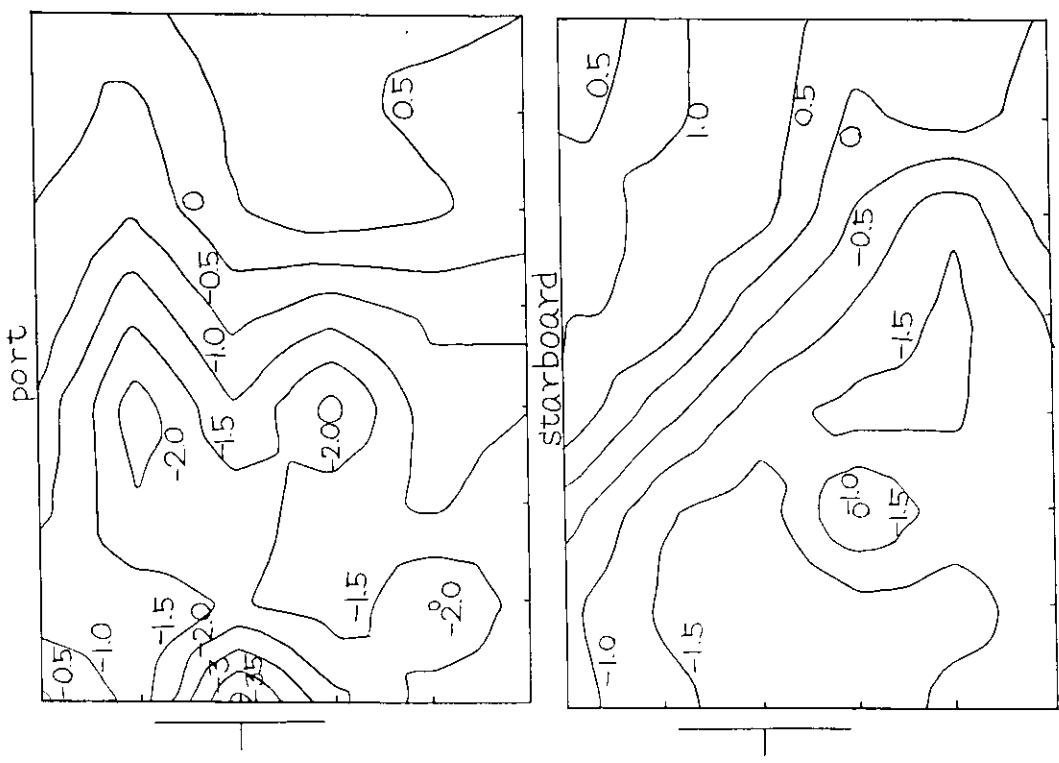
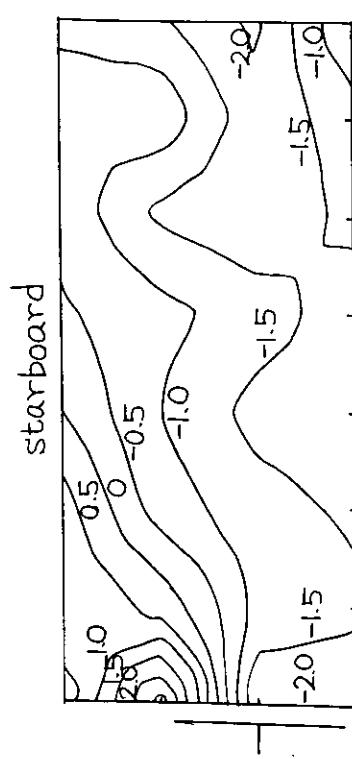
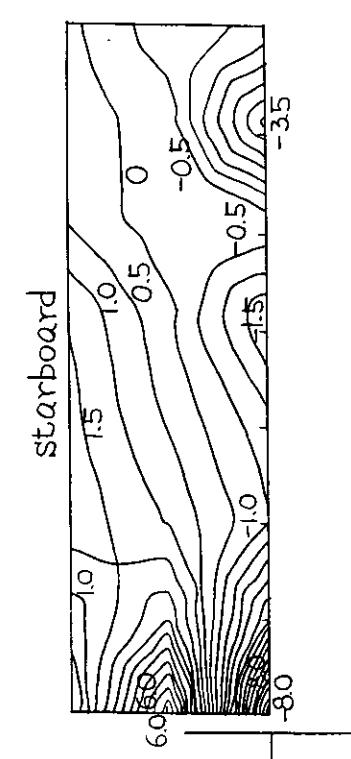
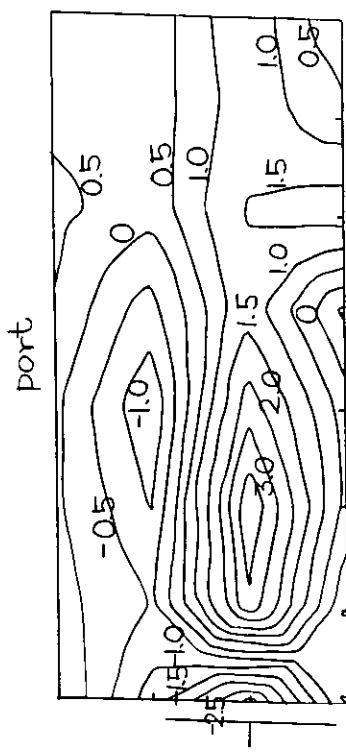
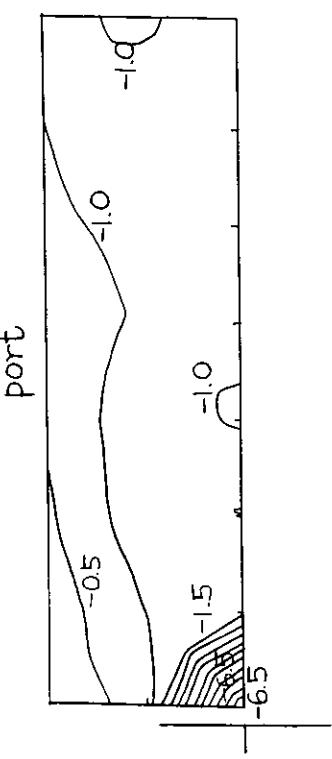


图 2 l. 1. 4 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -1.043 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.3 \text{ m}$



[图] 2. 1. 1. 6 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -1043 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.15 \text{ m}$

[图] 2. 1. 1. 7 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -746 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.2 \text{ m}$

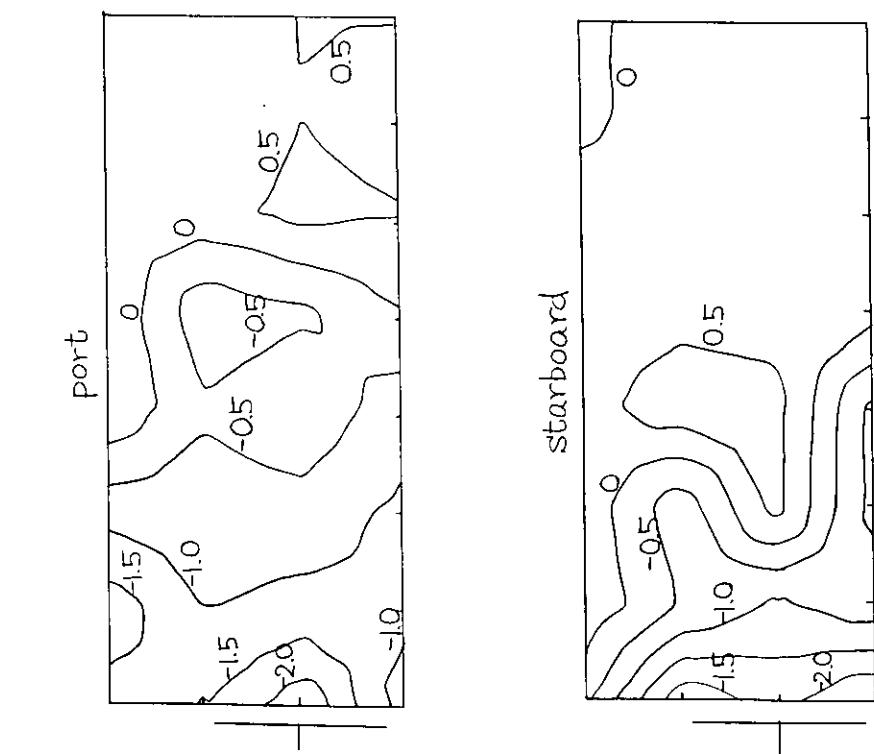


图 2.1.9 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -596 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.2 \text{ m}$

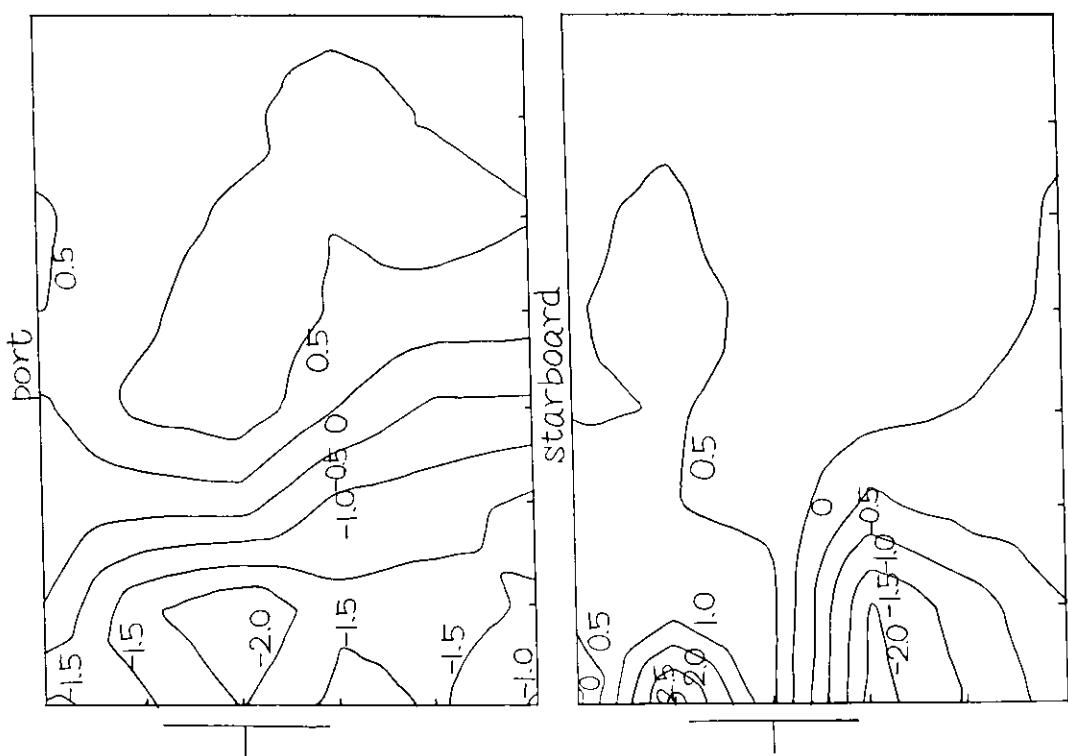


图 2.1.8 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -596 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.3 \text{ m}$

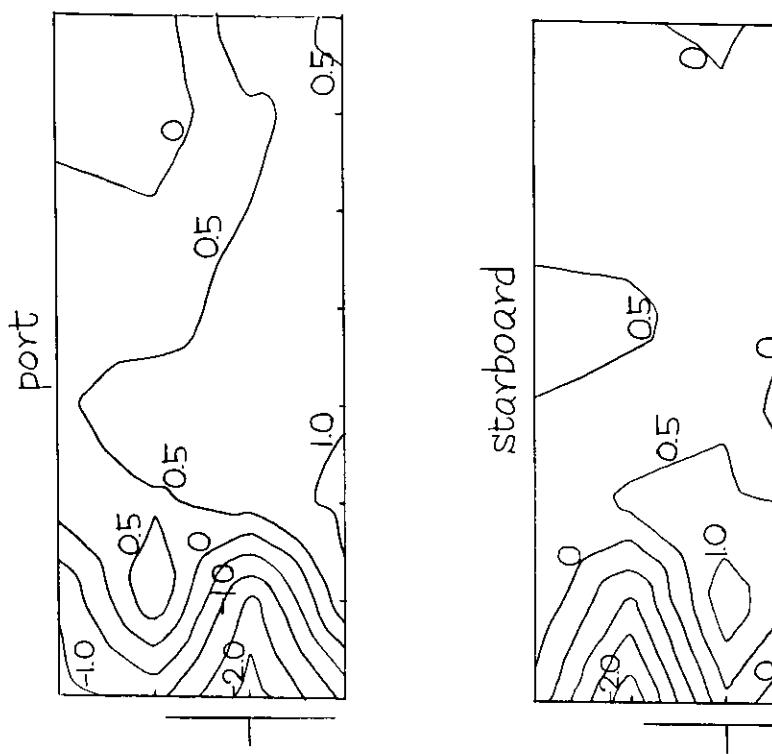


图 2.1.1.11 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -410 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.2 \text{ m}$

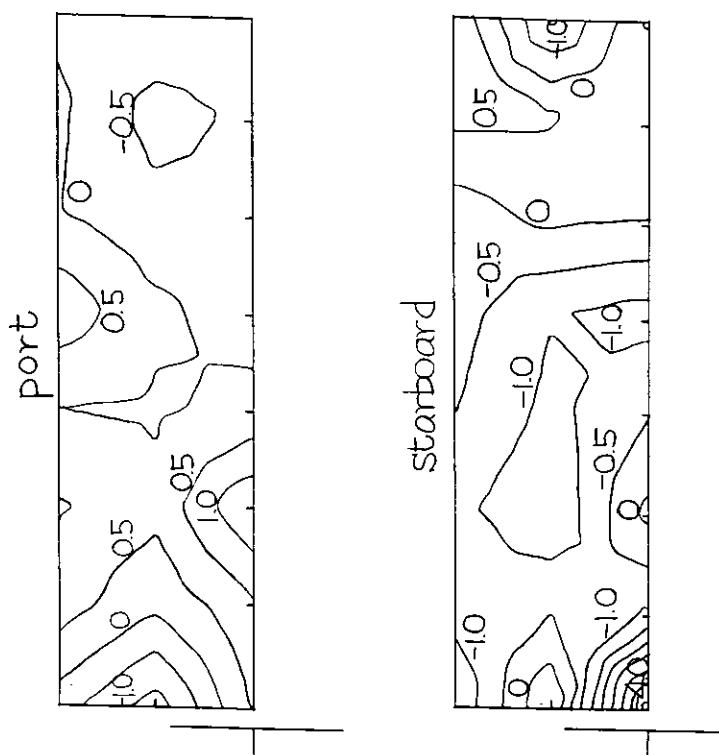
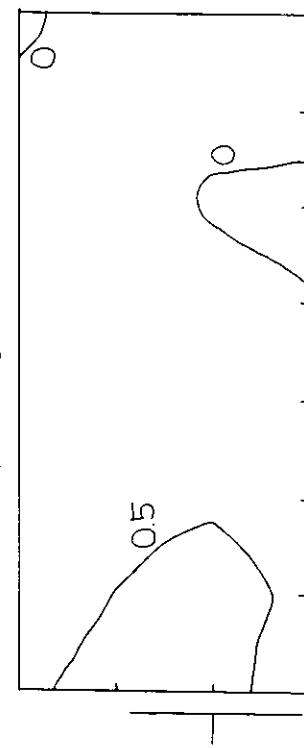
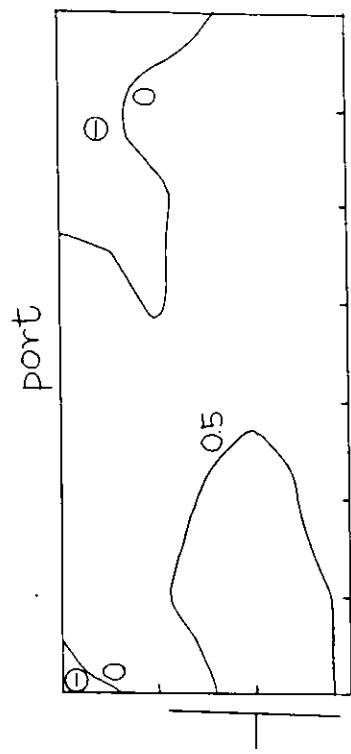
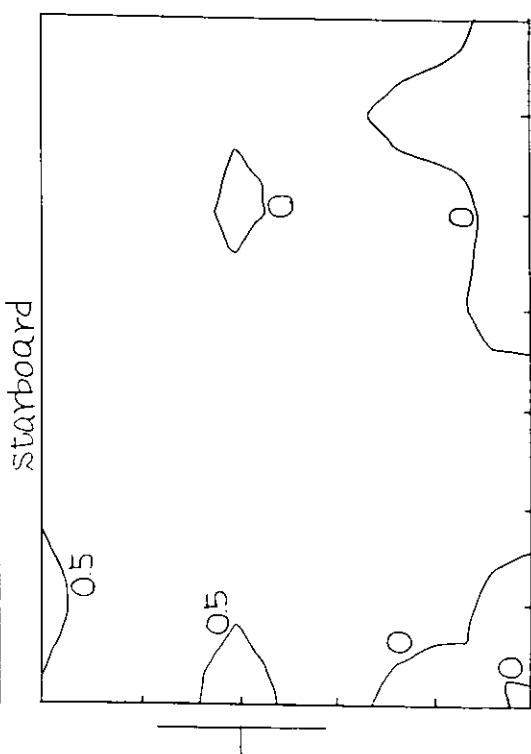
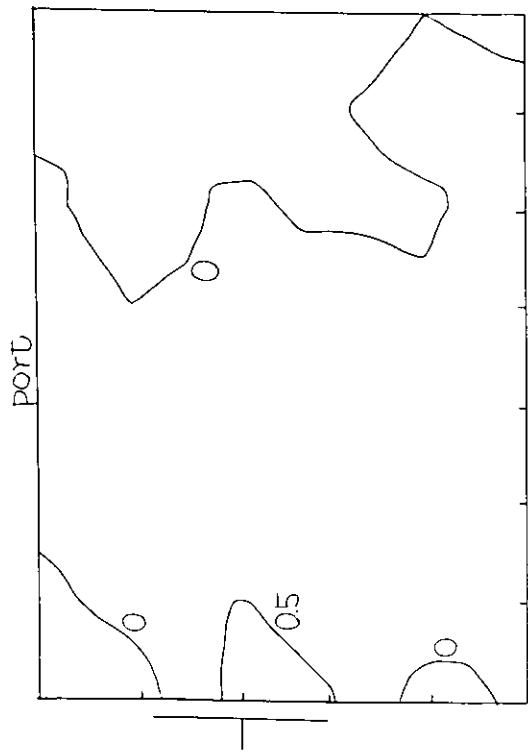


图 2.1.1.10 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -596 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.15 \text{ m}$



$$\text{图 2.1.13} \quad U = 0.2m/s, N = -2.98r, p, m., d = 0.2m$$



$$[\Sigma] \quad 2 \quad 1 \quad 1.12 \quad U = 0.2 m/\sqrt{s}, \quad N = -2.98 \text{ r. p. m.,} \quad d = 0.30 m$$

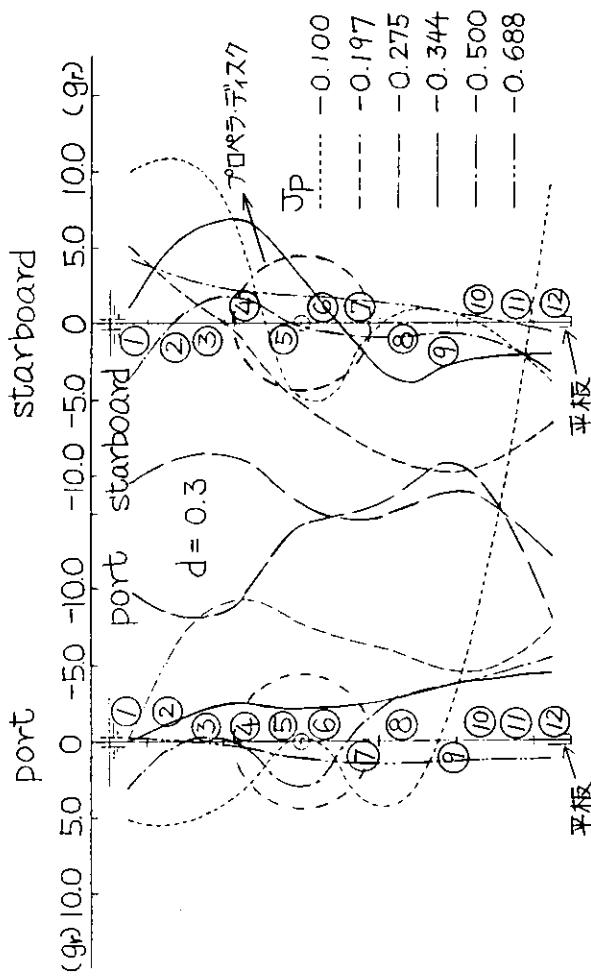


図 2.1.15

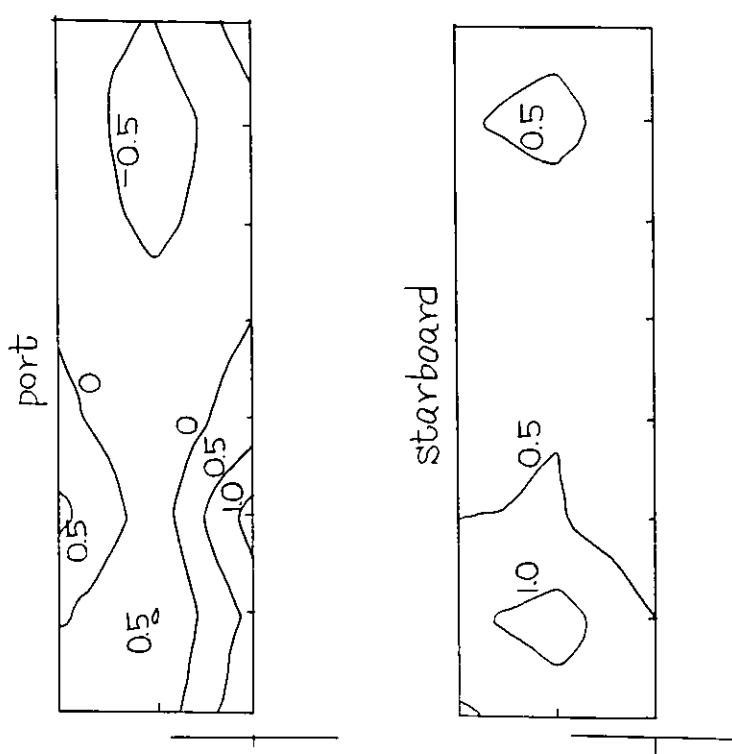
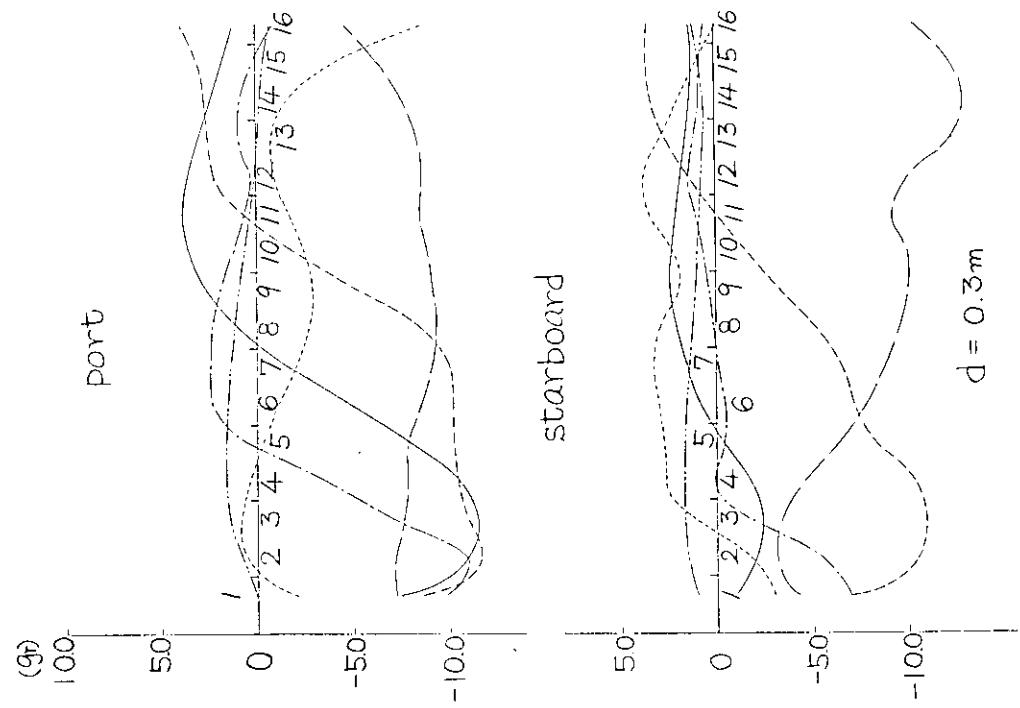
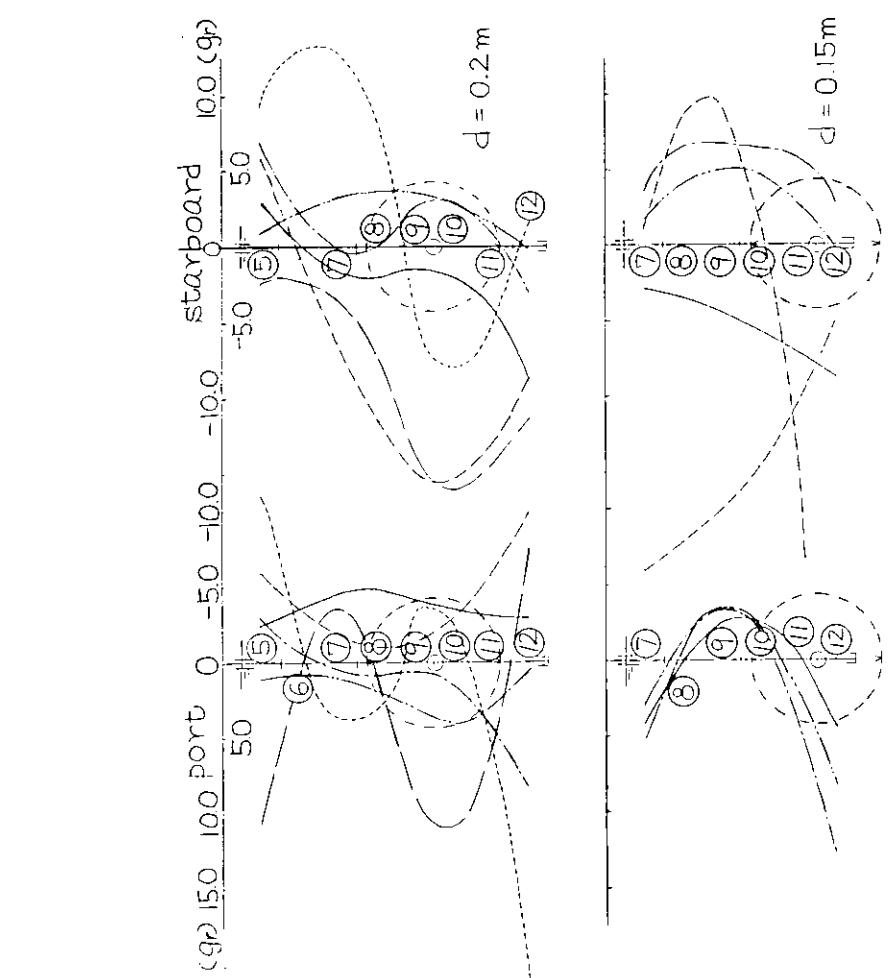


図 2.1.14 $U = 0.2 \text{ m/s}$, $N = -298 \text{ r.p.m.}$, $d = 0.15 \text{ m}$



[图] 2.1.b.17



[图] 2.1.b.16

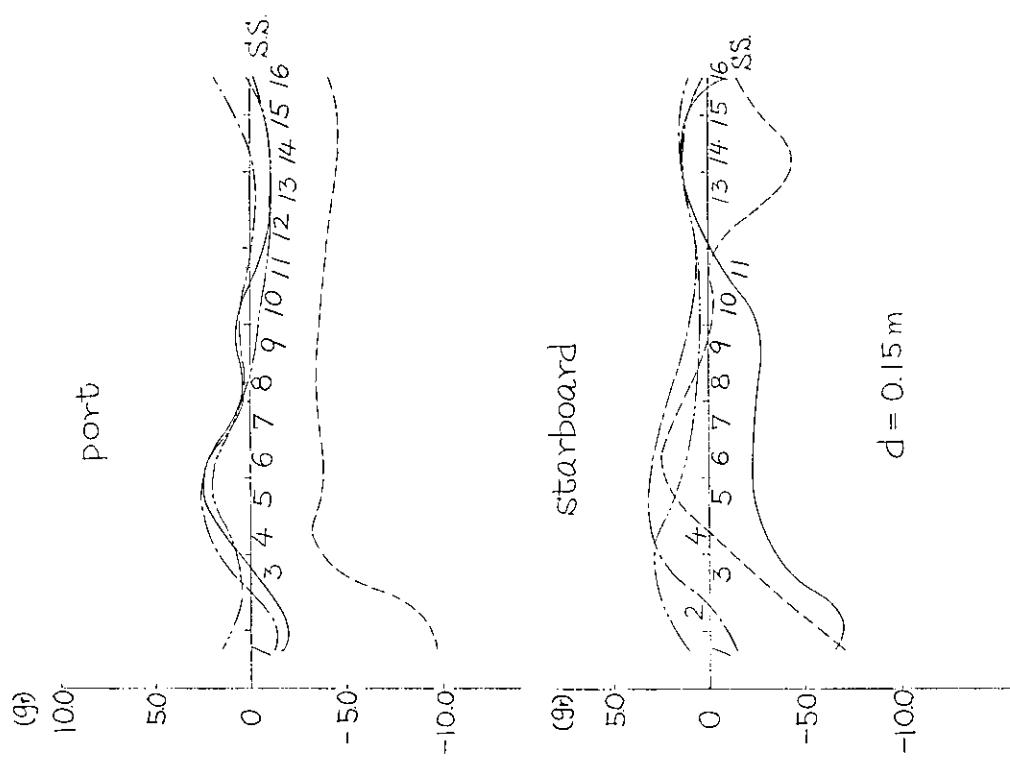


图 2.1.1.19

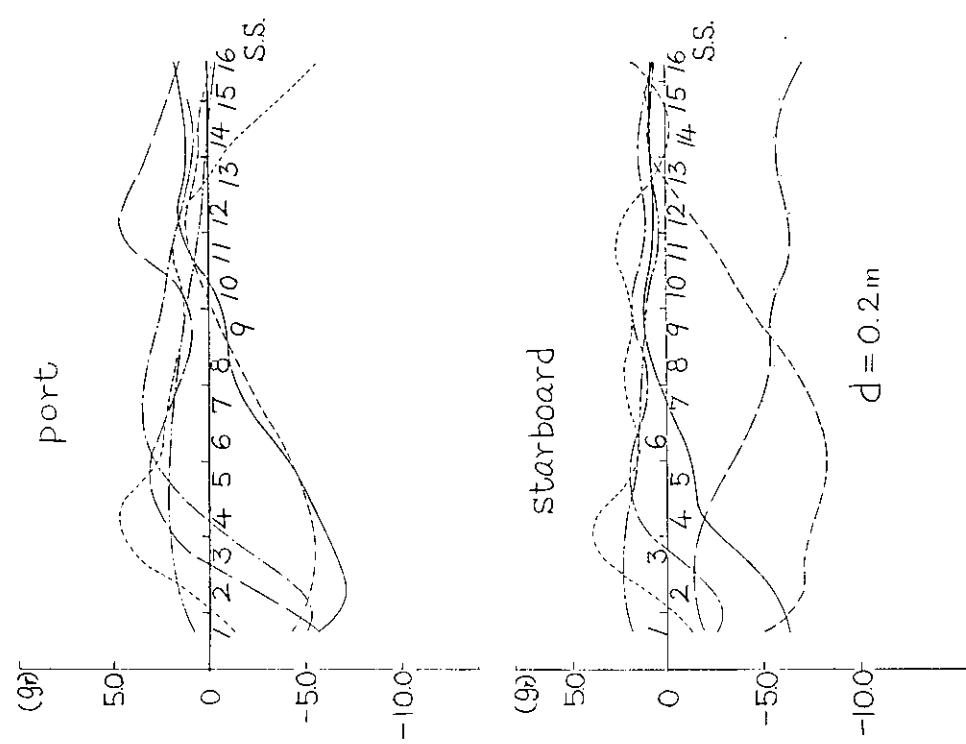


图 2.1.1.18

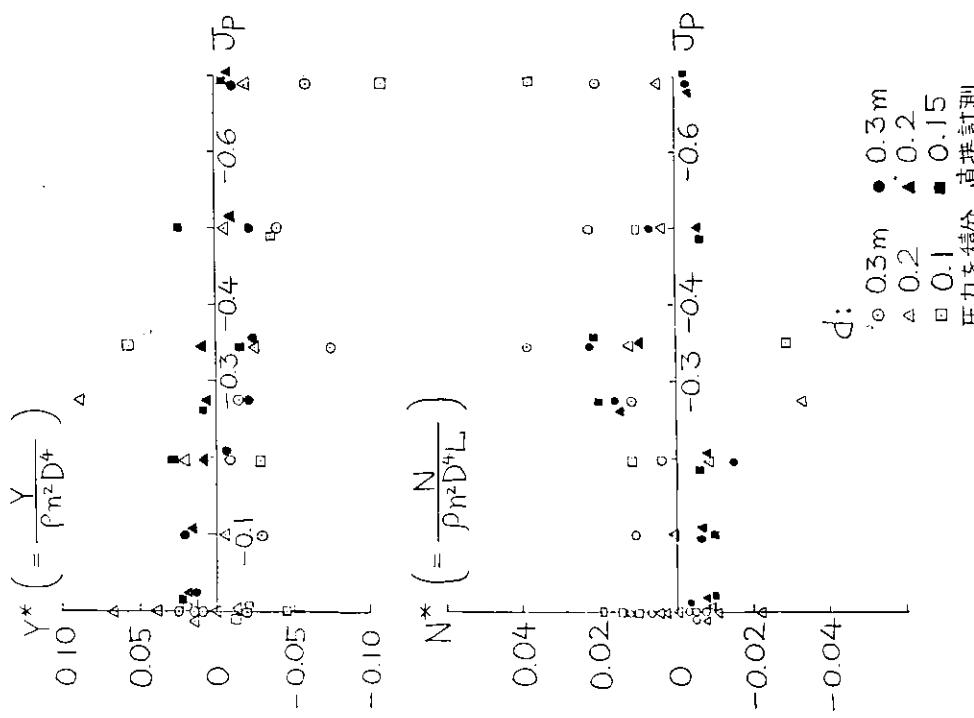


図 2.1.2-1

Body Plan and Bow and Stern Profile
of Model 328

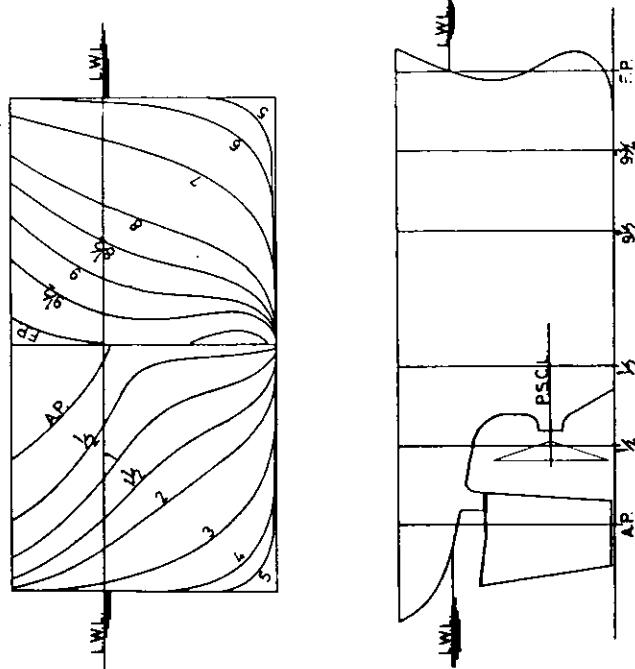


図 2.1.2-1 Body Plan and Bow and Stern Profile
of Model 328

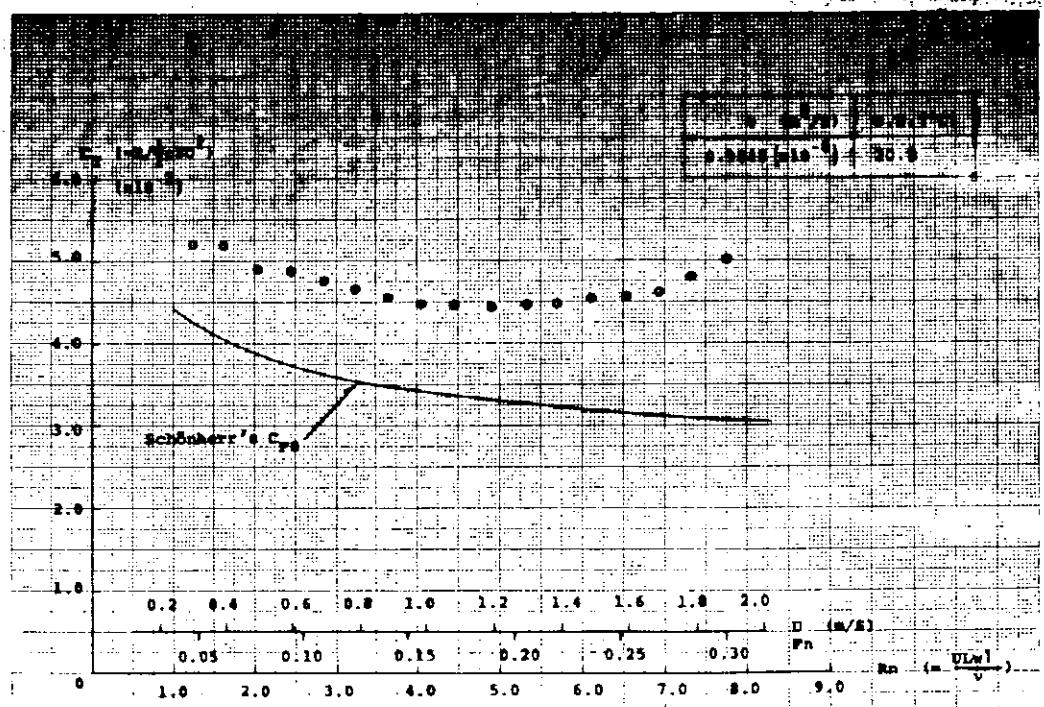


图 2.1.2.2 Total Resistance Coefficient (Model 328)

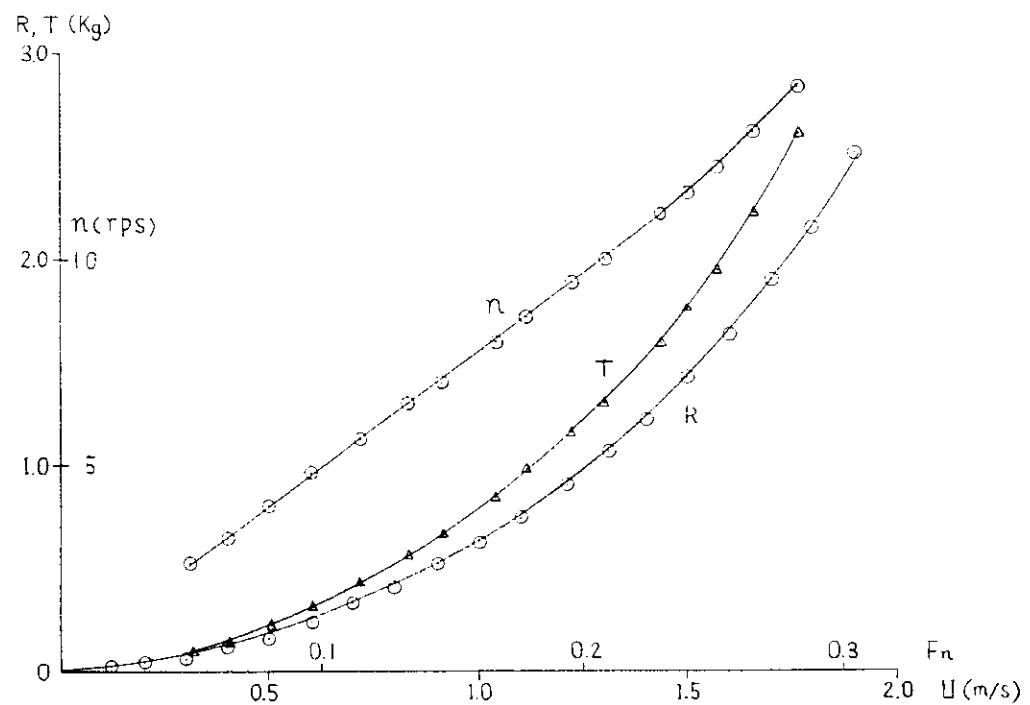
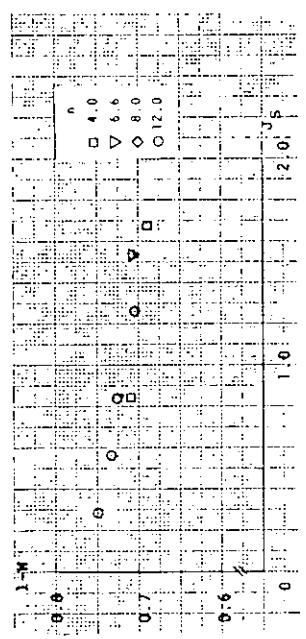
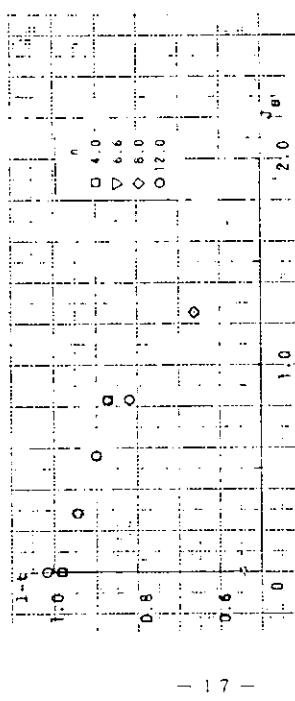


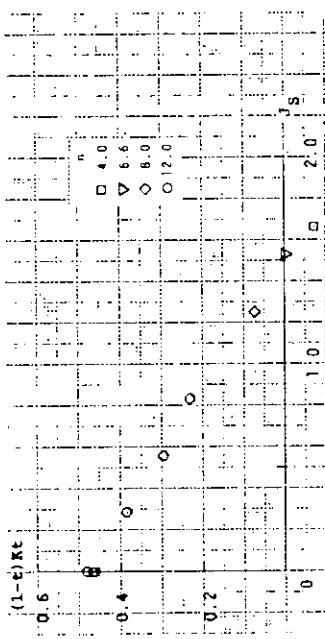
图 2.1.2.3 Results of Resistance & Self Propulsion Test (Model 328)



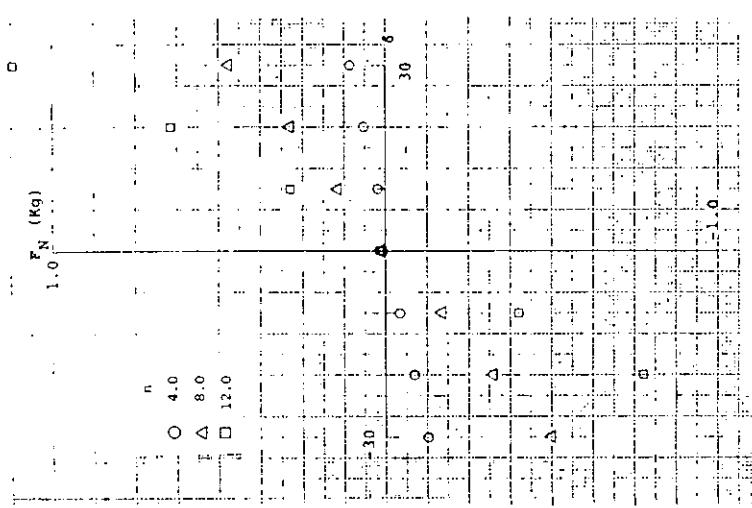
[2] 2.1.2.4 Effective Wake Factor at various propeller Load Condition (Model 328)



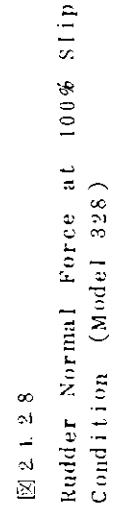
[2] 2.1.2.5 Thrust Deduction Coefficient at various propeller Load Condition (Model 328)



[2] 2.1.2.6 Effective Thrust at various propeller Load Condition (Model 328)



[2] 2.1.2.7 Rudder Normal Force at 100% Slip Condition (Model 328)



[2] 2.1.2.8 Rudder Normal Force at 100% Slip Condition (Model 328)

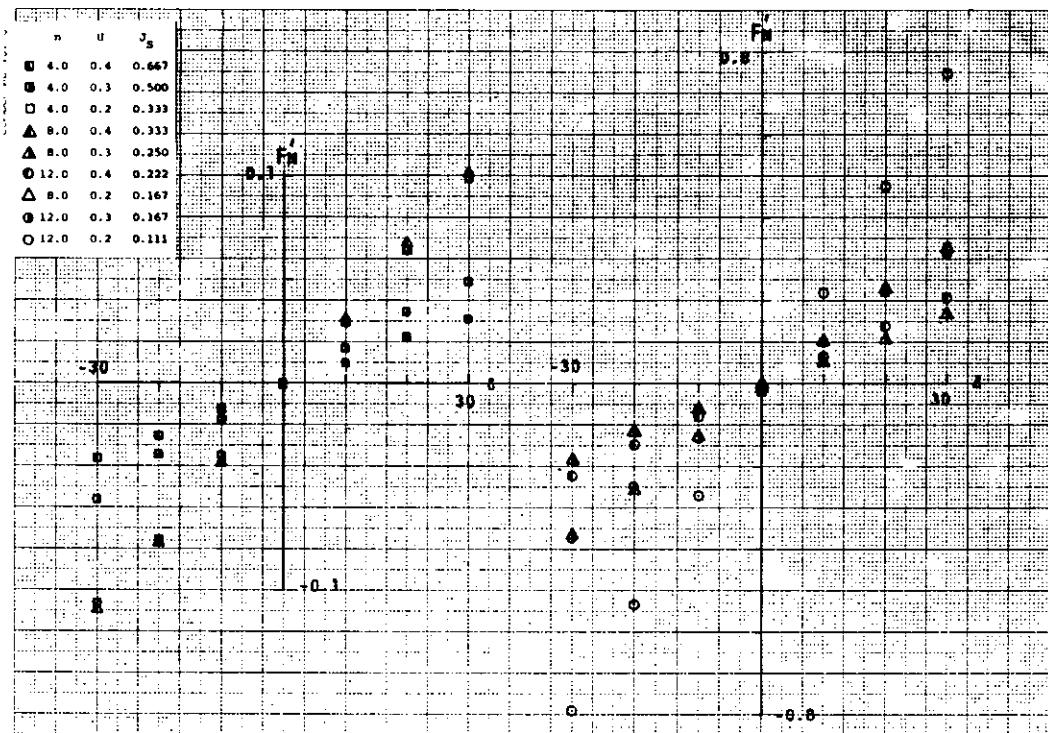


图 2.1.2.9 Rudder Normal Force at various Propeller Load Condition (Model 328 ; $\beta = 0$)

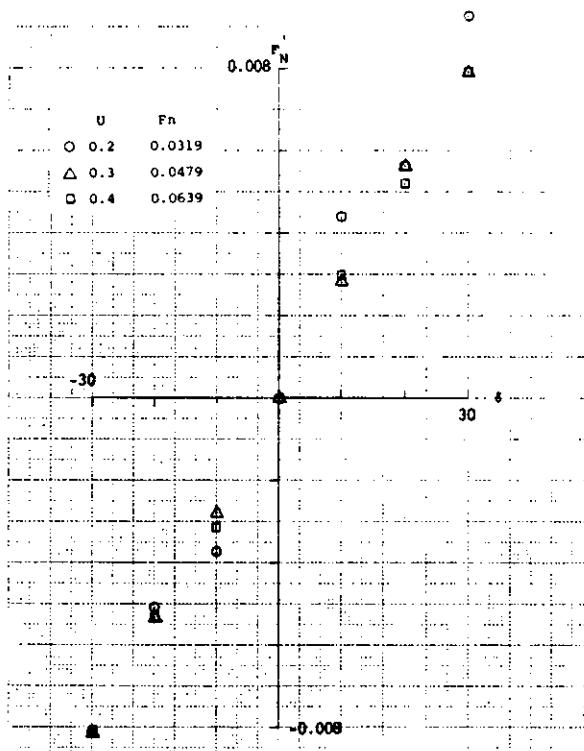


图 2.1.2.10 Rudder Normal Force (Model 328 ; without prop. $\beta = 0$)

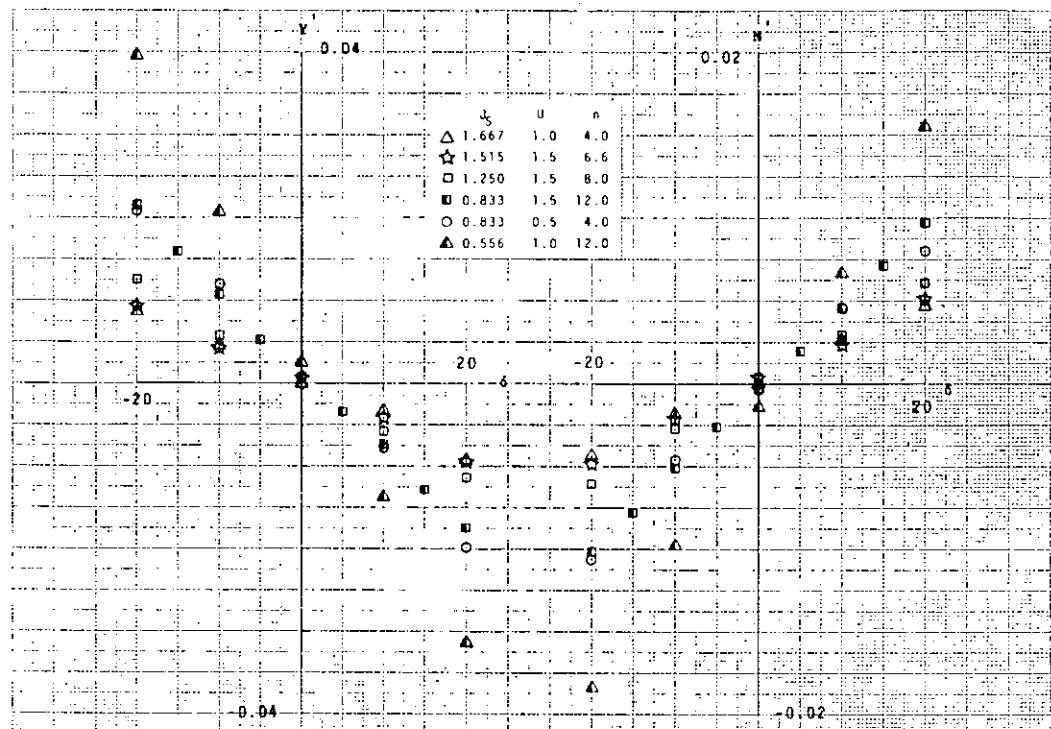


図 2.1.2.11 Lateral Force and Yaw Moment at various Prop. Load Condition (Model 328 ; $\beta = 0$)

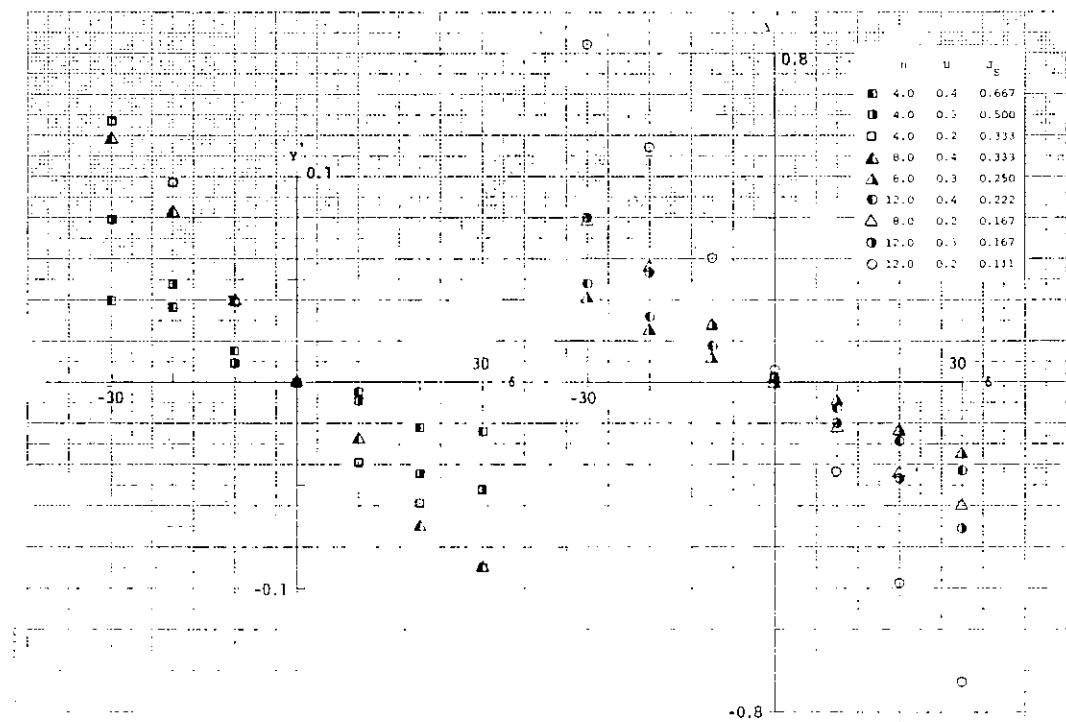


図 2.1.2.12 Lateral Force at various Propeller Load Condition (Model 328 ; $\beta = 0$)

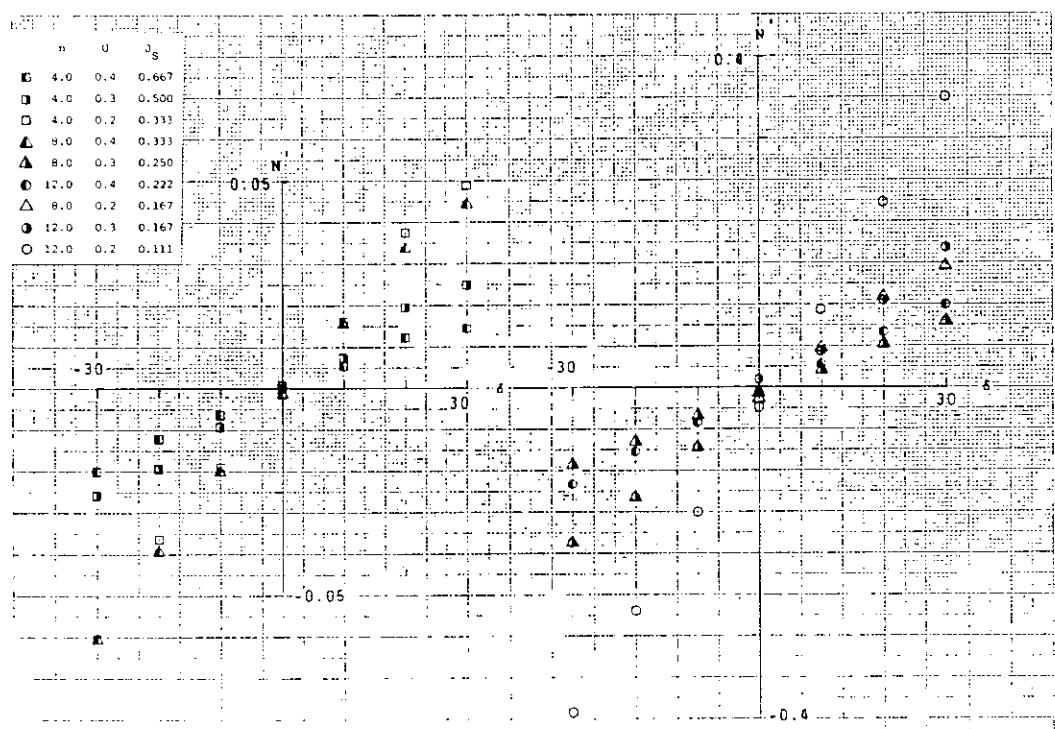


图 2.1.2.13 Yaw Moment at various Propeller Load Condition (Model 328 ; $\beta = 0$)

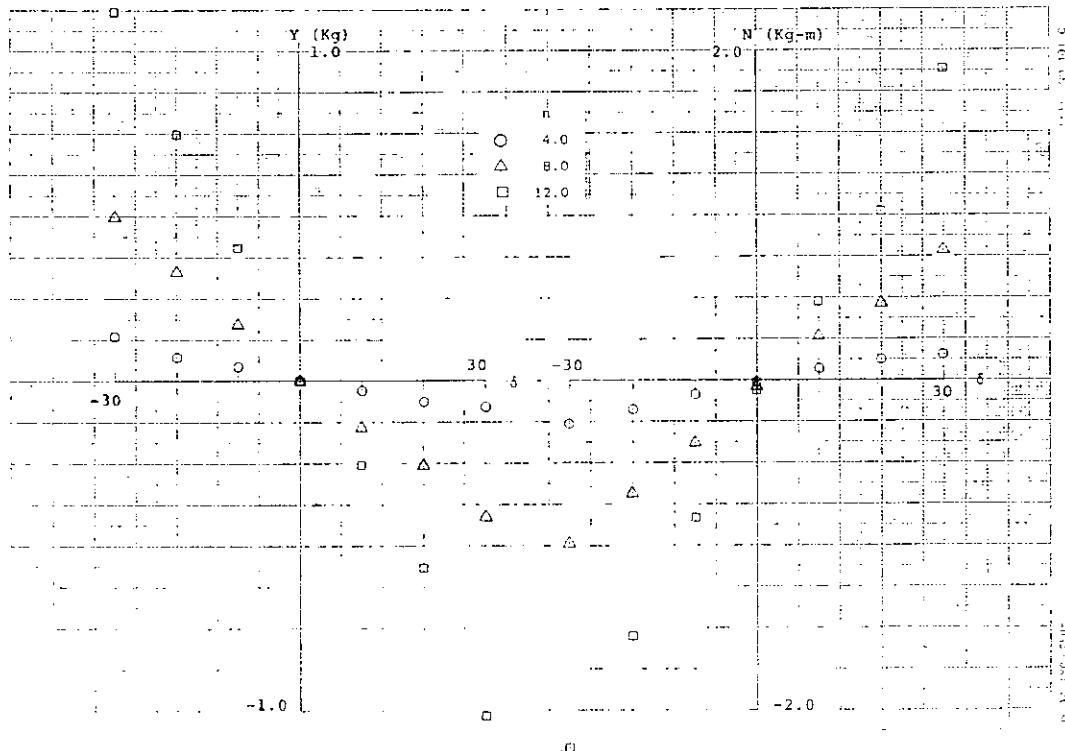


图 2.1.2.14 Lateral Force at 100% Slip Condition (Model 328)

Yaw Moment at 100% Slip Condition (Model 328)

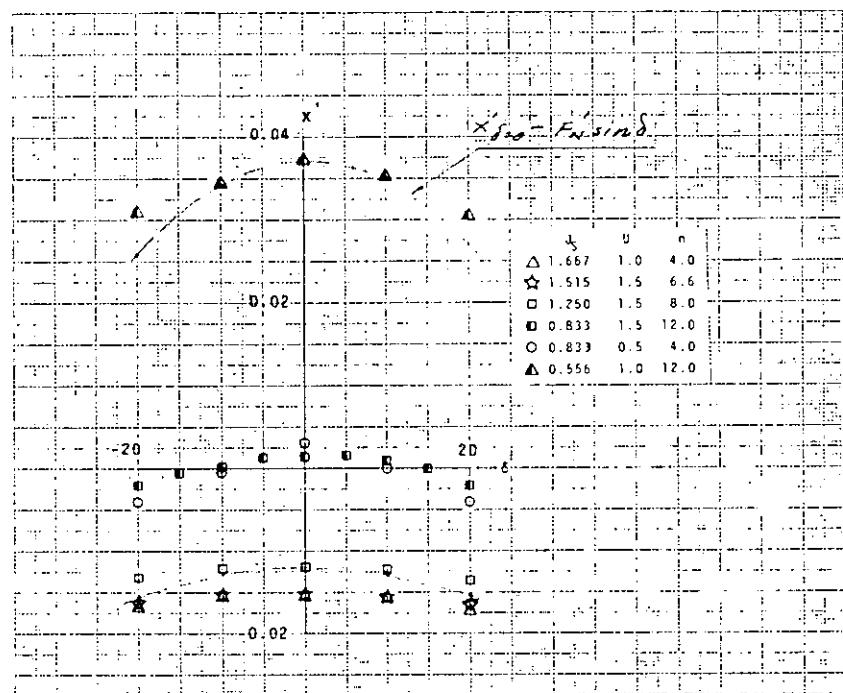


図 2.1.2.15 Longitudinal Force Exerted
by Steering
(Model 328 ; $\beta = 0$)

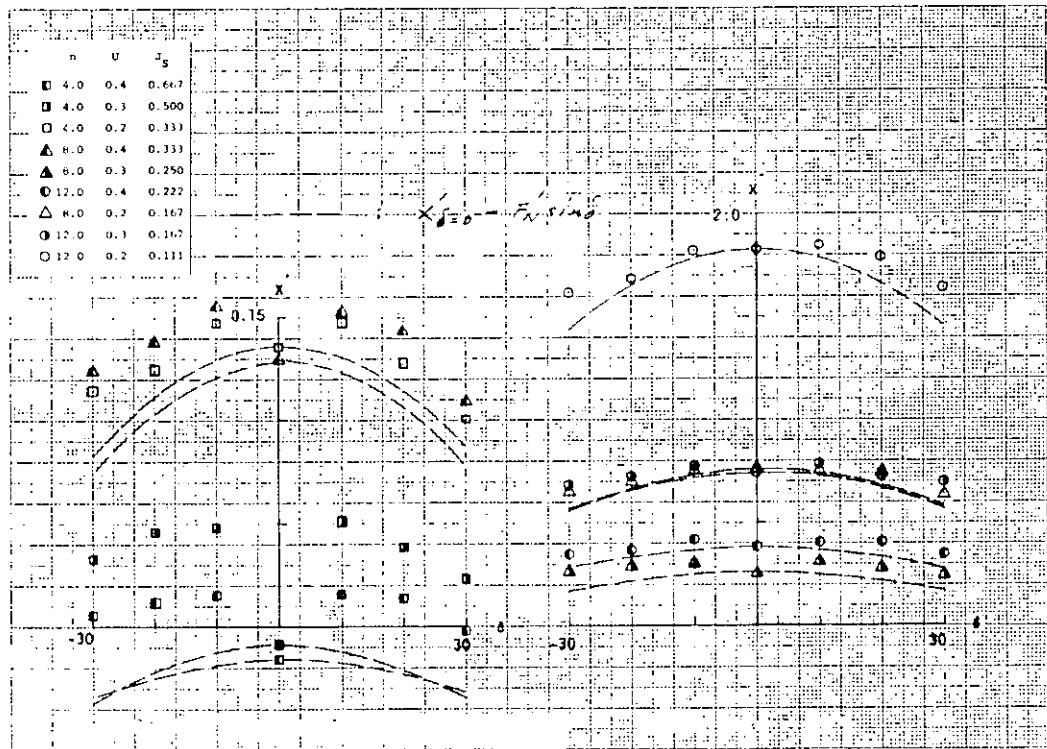


図 2.1.2.16 Longitudinal Force Exerted
by Steering
(Model 328 ; $\beta = 0$)

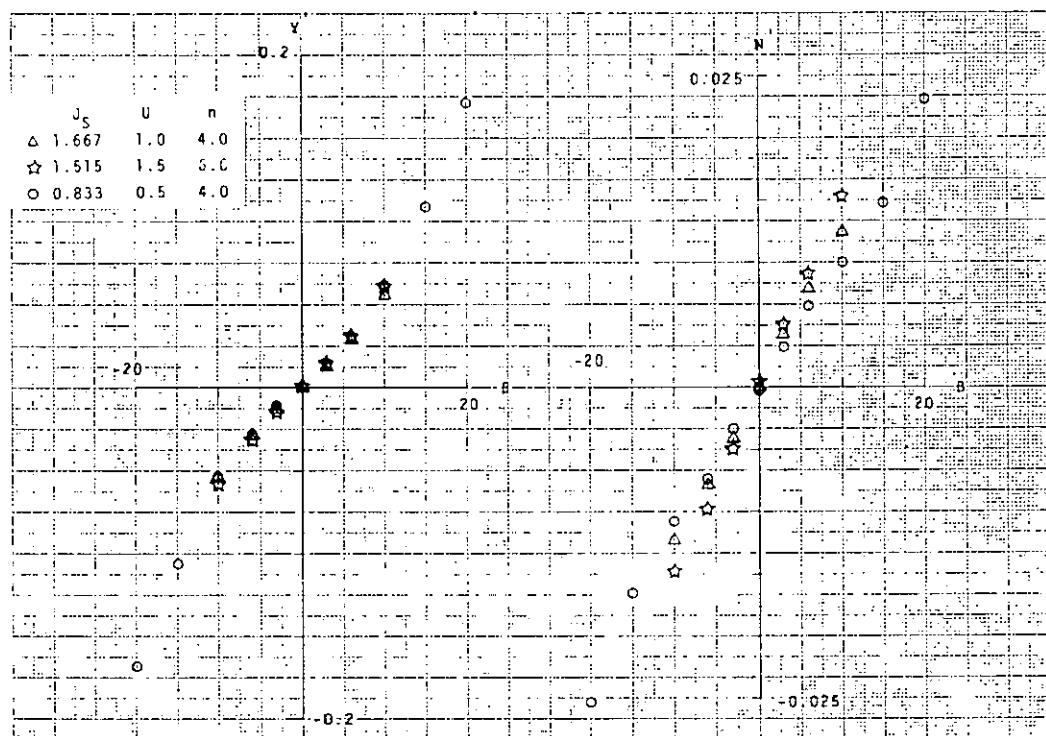


图 2.1.2.17 Lateral Force and Yaw Moment at various Prop. Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

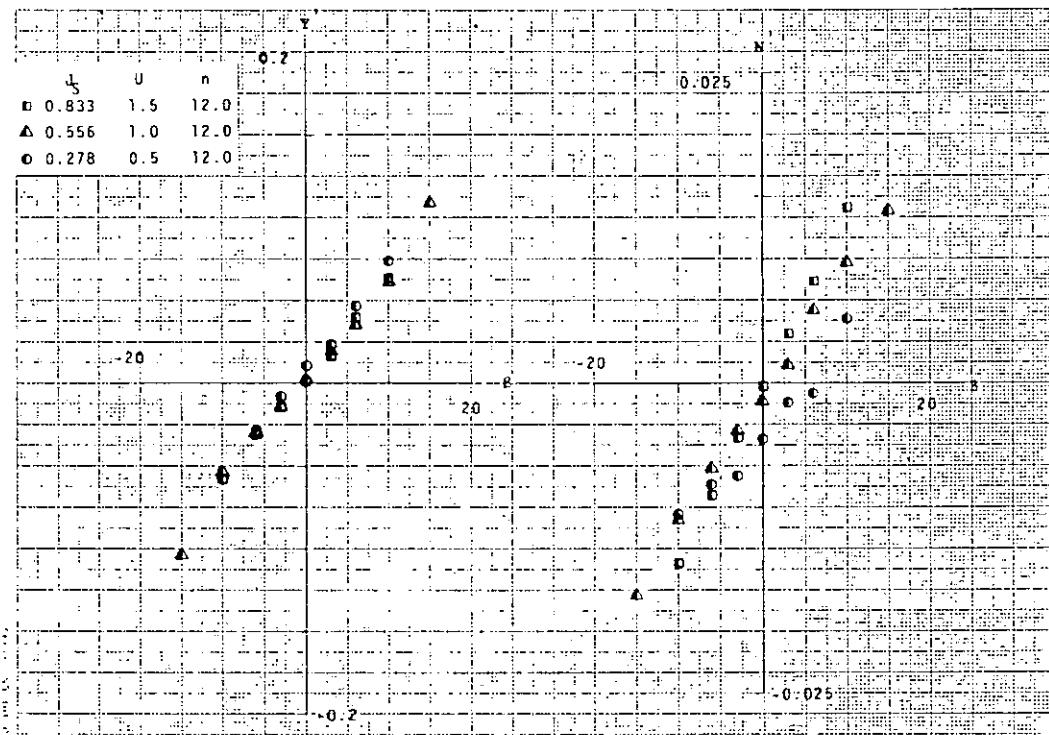


图 2.1.2.18 Lateral Force and Yaw Moment at various Prop. Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

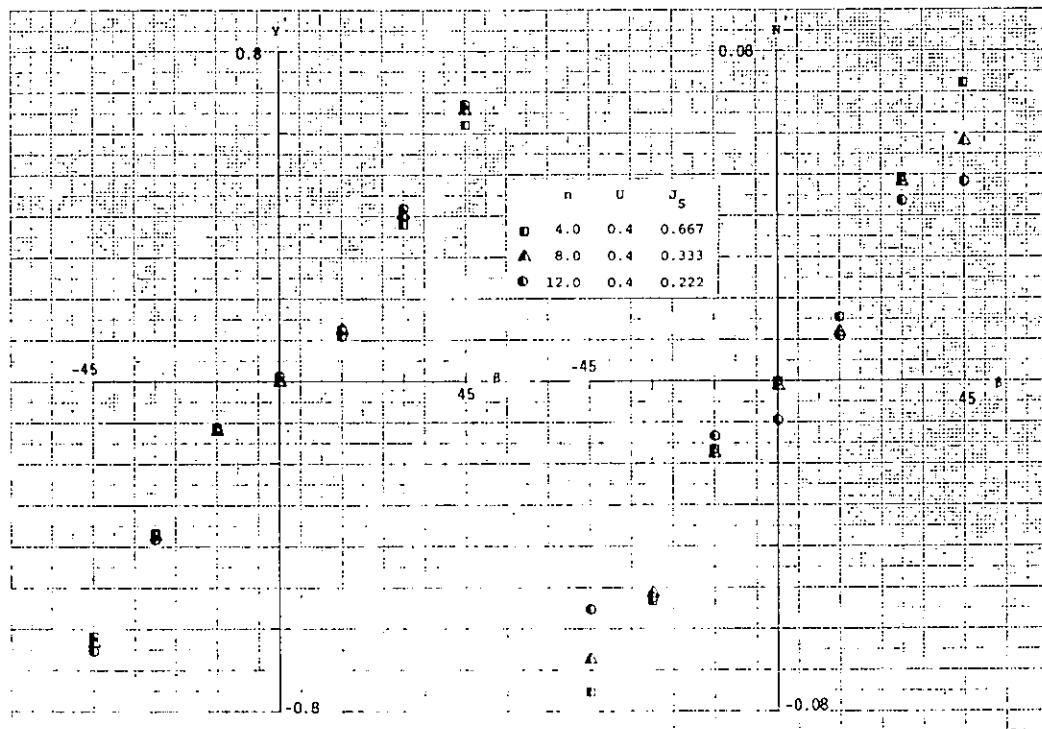


図 2.1.2.19 Lateral Force and Yaw Moment at various Propeller Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

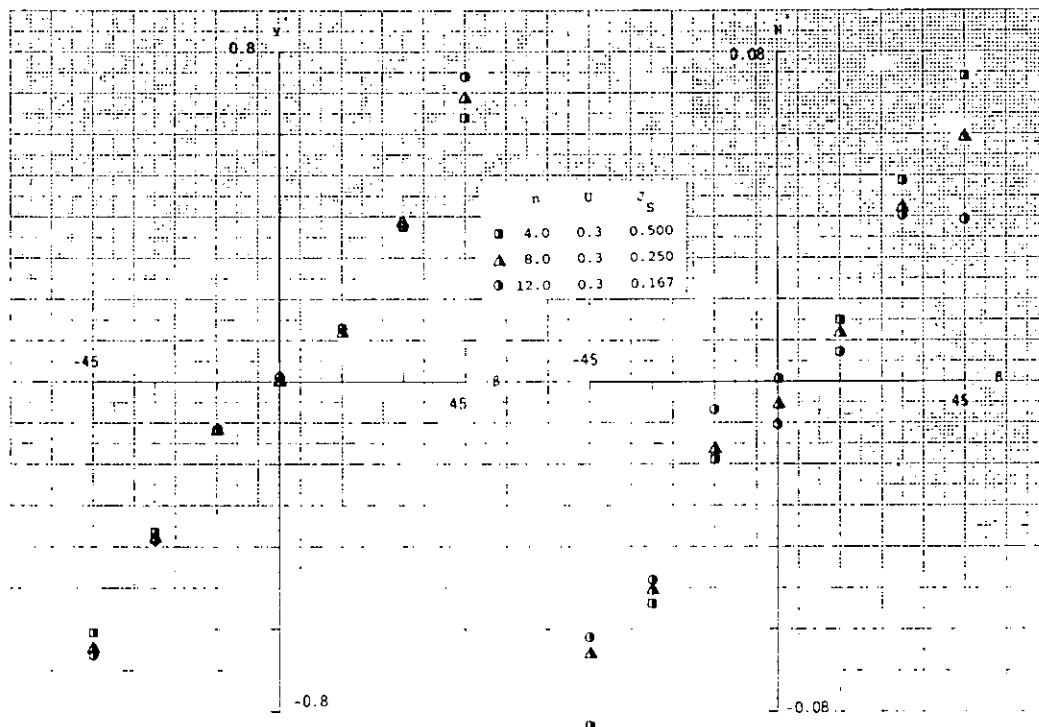


図 2.1.2.20 Lateral Force and Yaw Moment at various Propeller Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

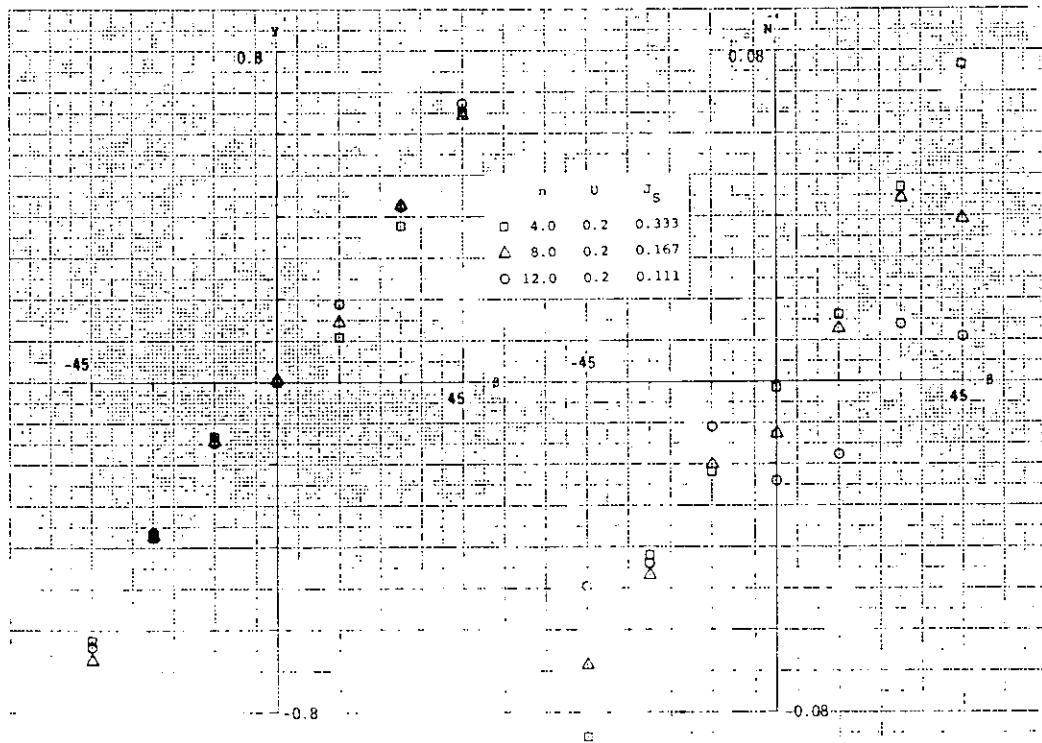


図 2.1.2.21 Lateral Force and Yaw Moment at various Propeller Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

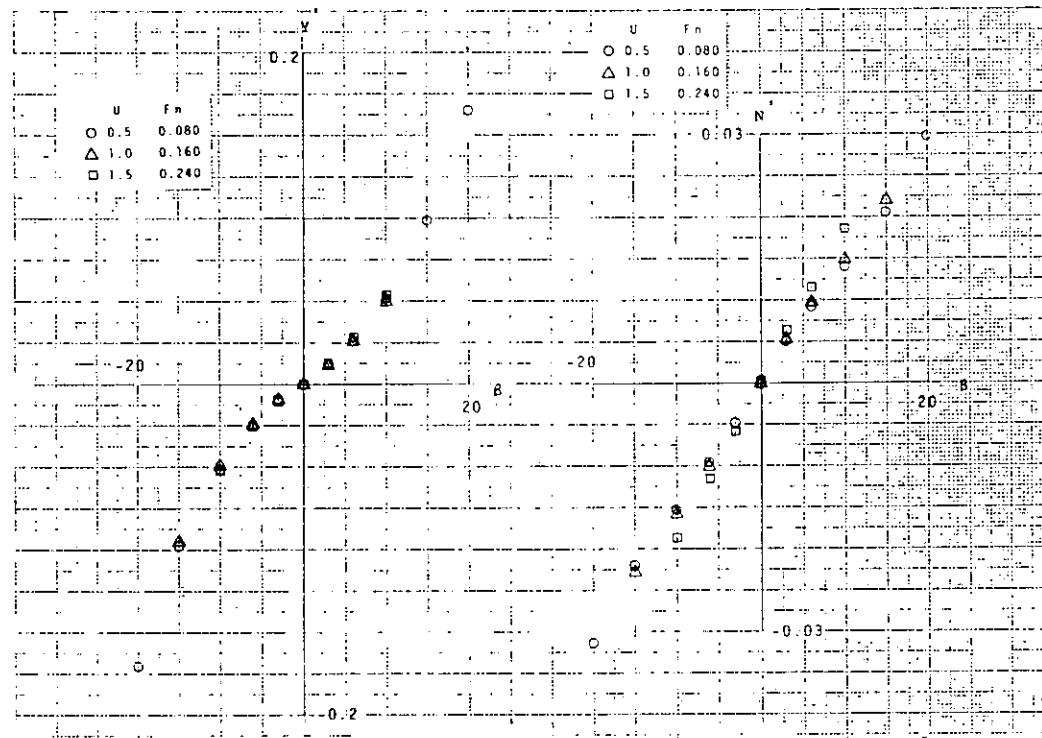


図 2.1.2.22 Lateral Force and Yaw Moment
(Model 328 ; Bare Hull)

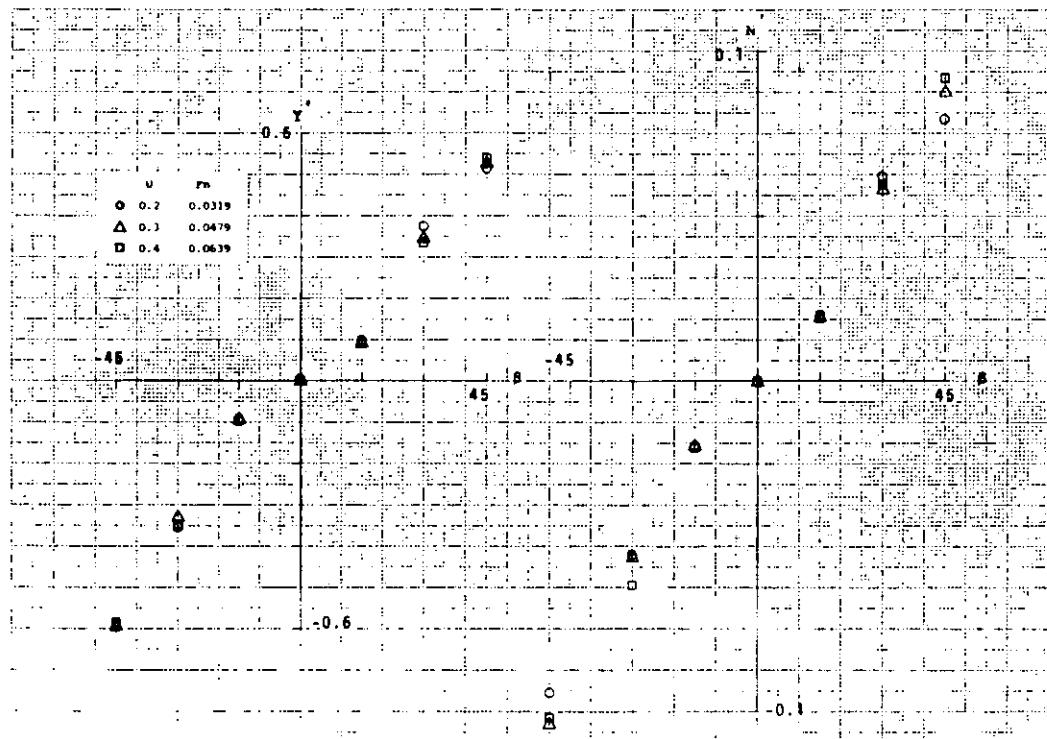


图 2.1.2.23 Lateral Force and Yaw Moment
(Model 328 ; Bare Hull)

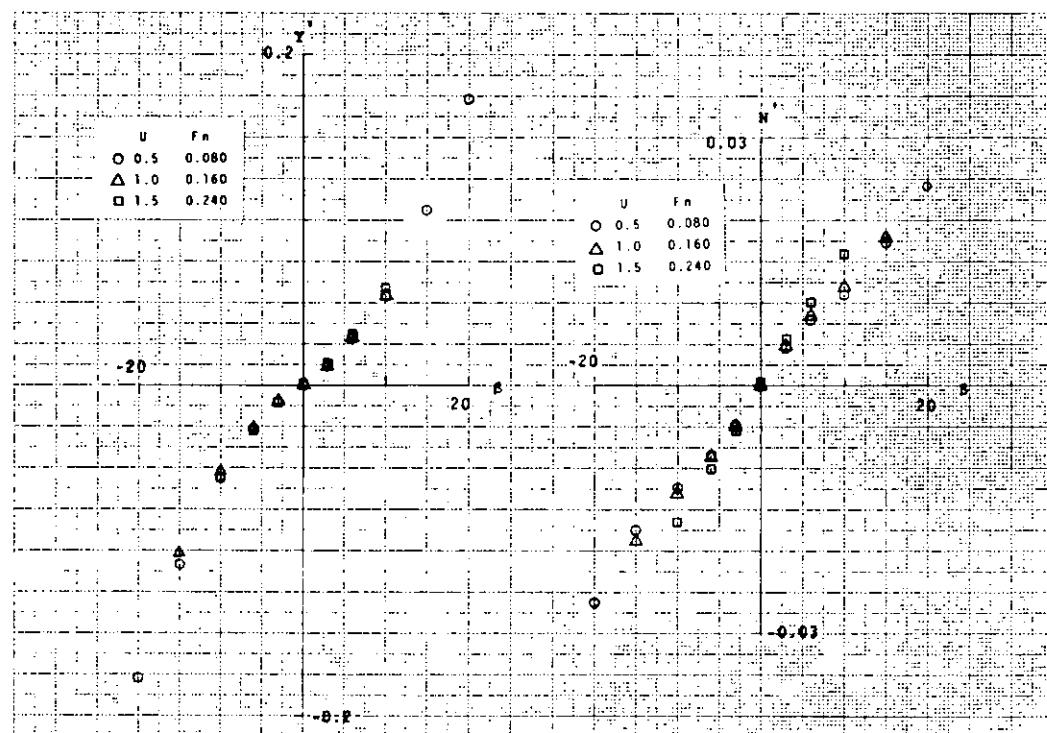


图 2.1.2.24 Lateral Force and Yaw Moment
(Model 328 ; Without Prop. $\delta = 0$)

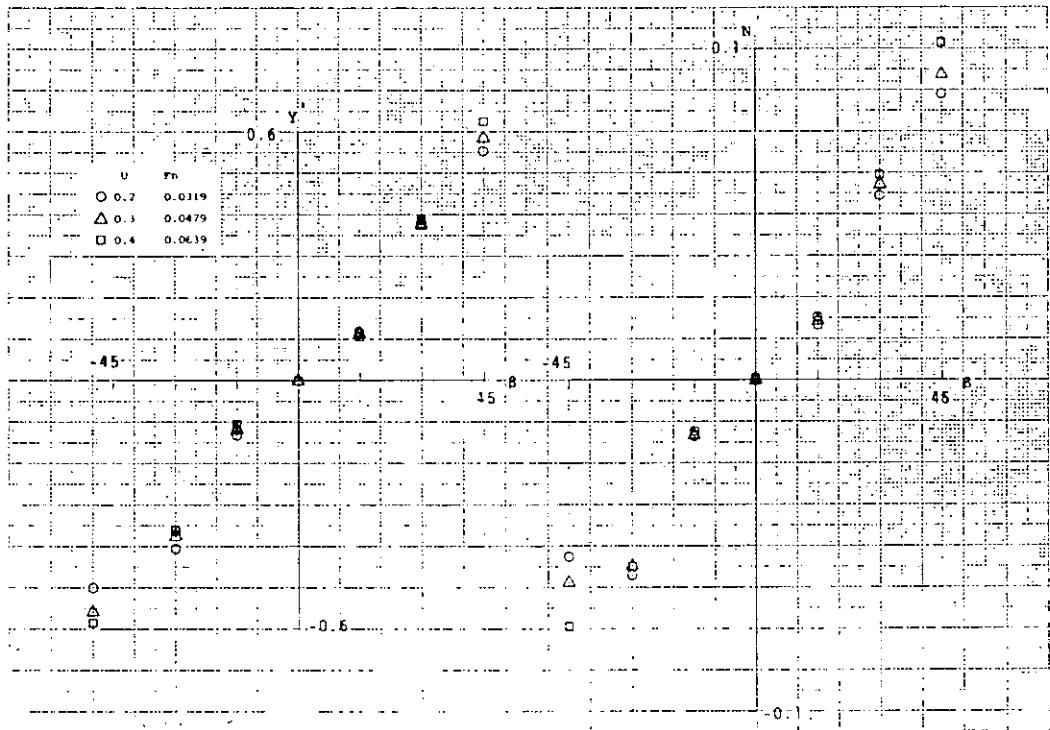


図 2.1.2.25 Lateral Force and Yaw Moment
(Model 328 ; Without Prop. $\delta = 0$)

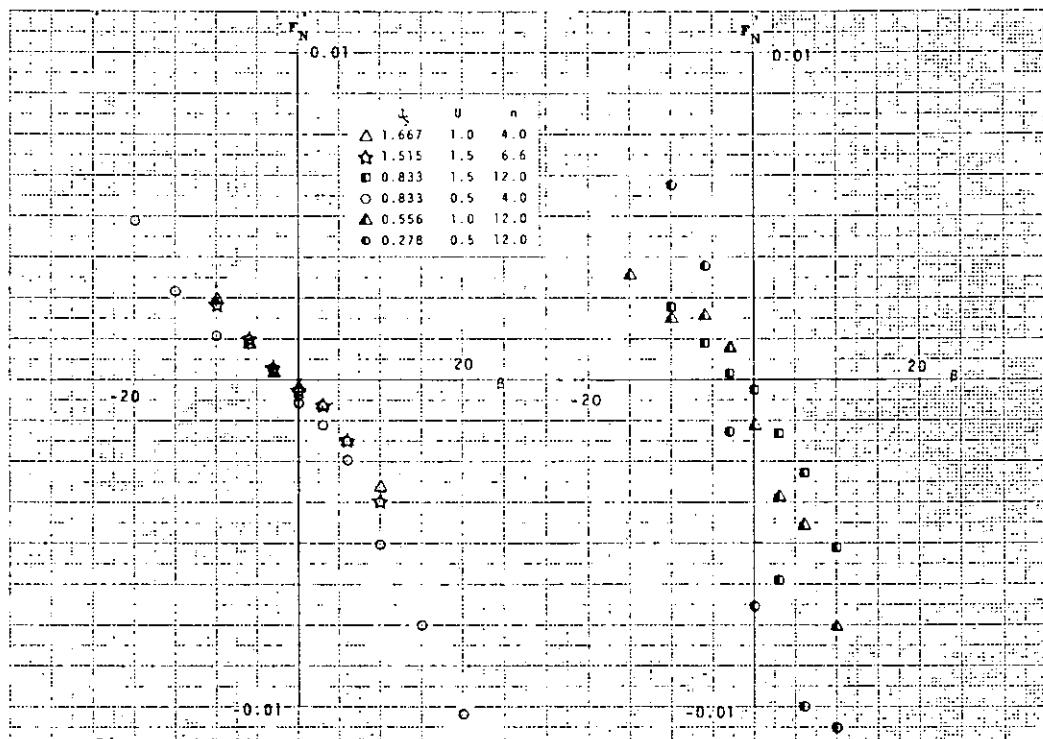


図 2.1.2.26 Rudder Normal Force at various Prop.
Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

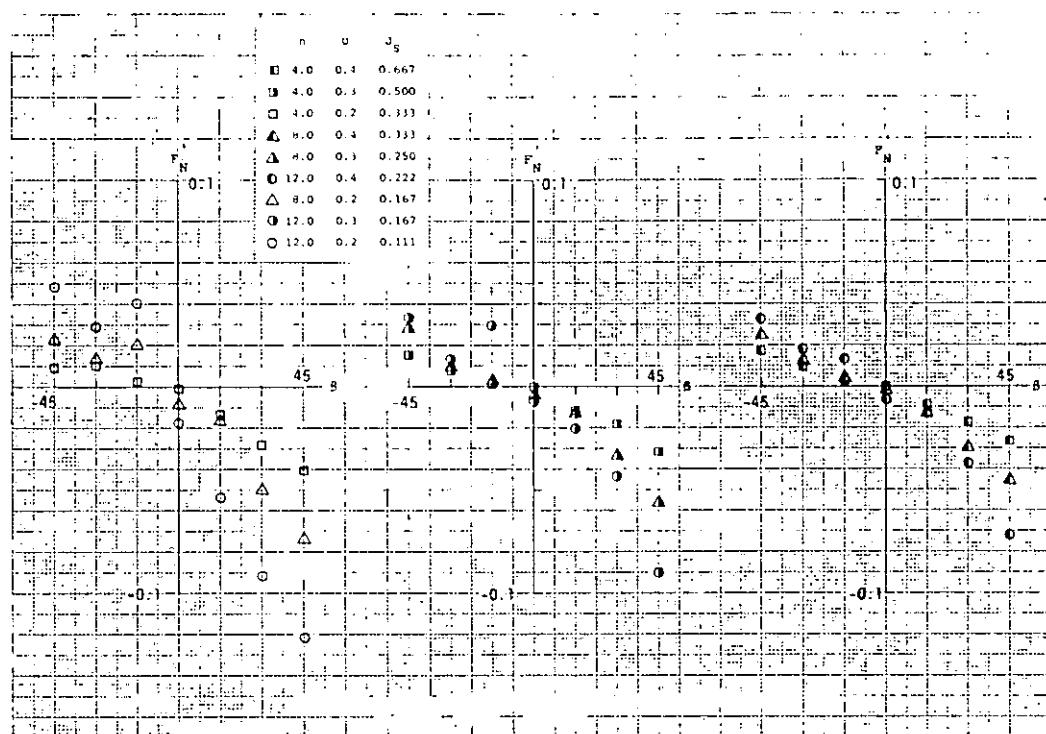


图 2.1.2.27 Rudder Normal Force at various Propeller Load Condition
(Model 328 ; $\delta = 0$)

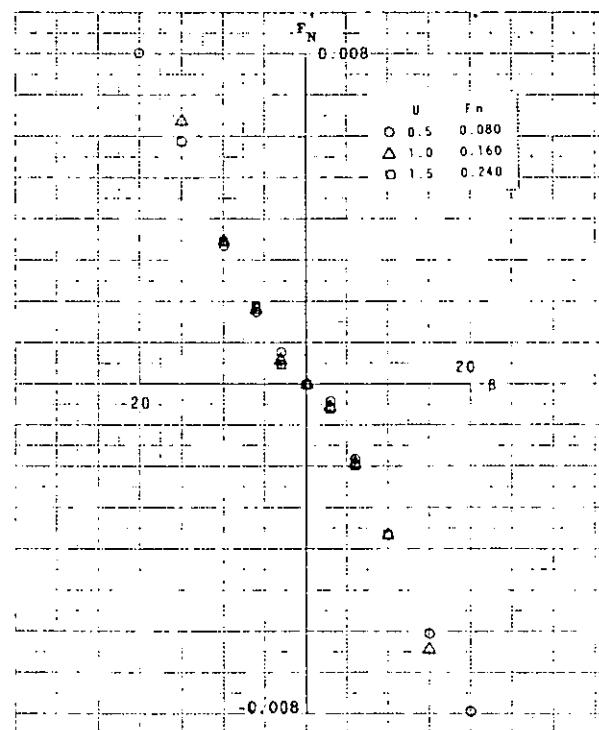


图 2.1.2.28 Rudder Normal Force
(Model 328 ; Without Prop., $\delta = 0$)

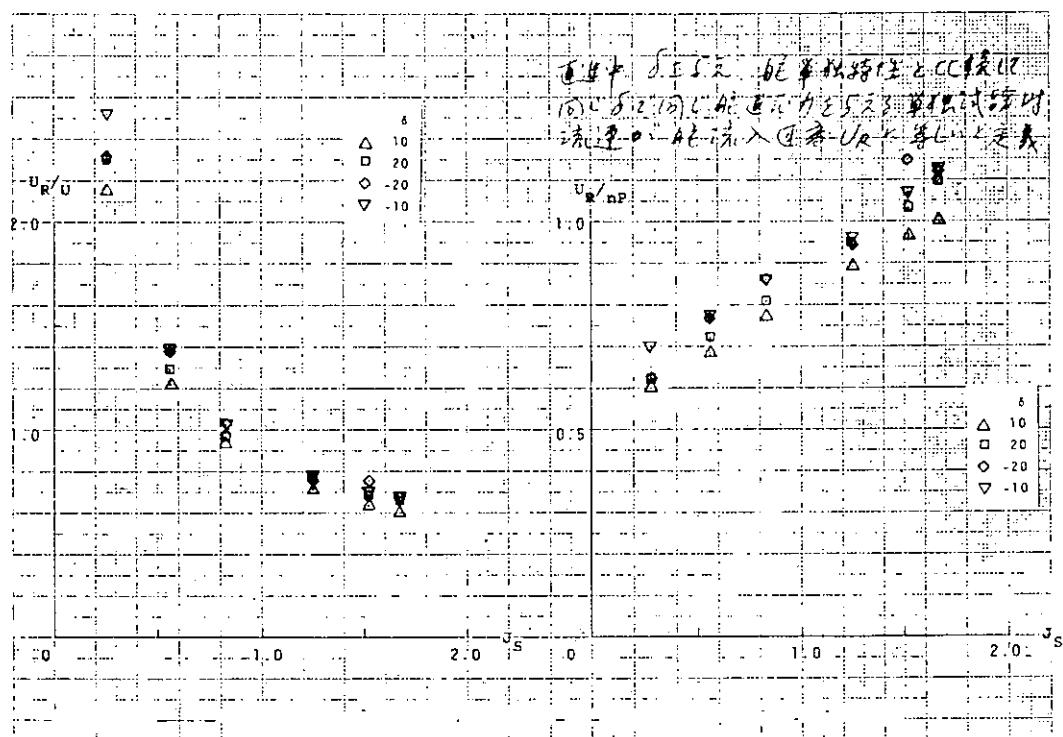


図 2.1.2.29 Effective Rudder Inflow Velocity
in various Prop. Load Condition
(Model 328 ; $\beta = 0$)

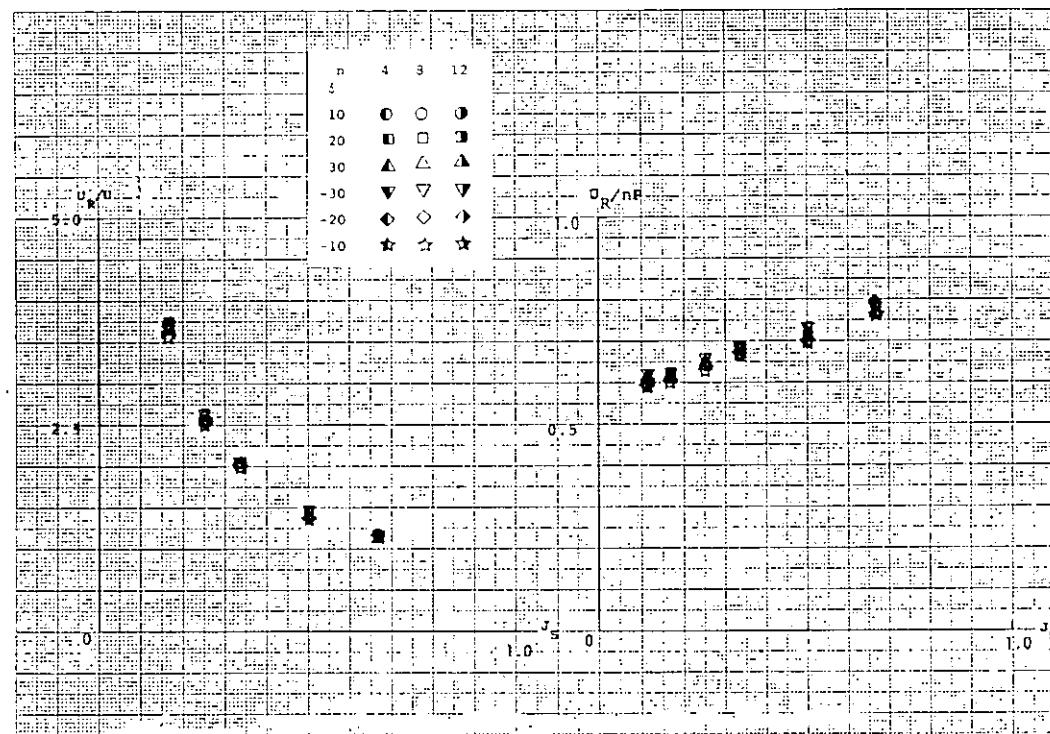


図 2.1.2.30 Effective Rudder Inflow Velocity
in various Propeller Load Condition
(Model 328 ; $\beta = 0$)

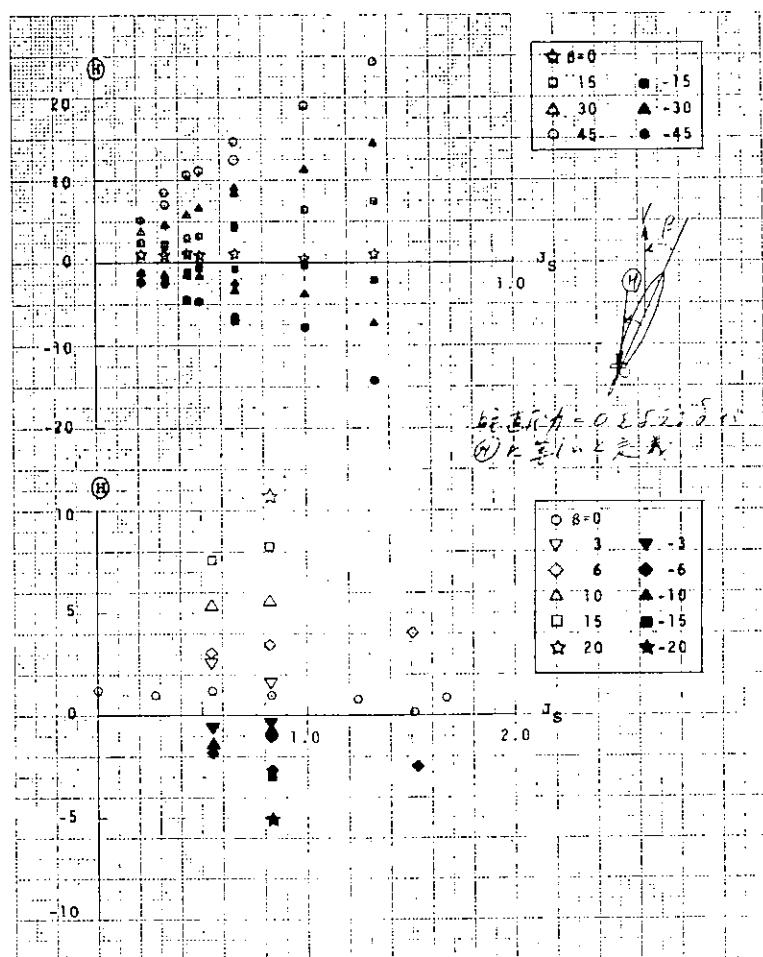


図 2.1.2.31 Effective Rudder Inflow Angle at various Drift Angle
(Model 328)

2.2 加減速時流体力の検討とその数学モデル

2.2.1 加減速中の船に働く流体力 —— プロペラ順転時

プロペラ順転中の船に働く流体力に関する研究実績の多くは一定速力航走時を対象にしたもので、積極的に船速を変化させた場合の研究は極めて少ない。しかし、狭水路中の操船では主機操作や次節で扱う逆転減速操船も行われる。

したがって、本節では水深が大きいところでプロペラが順転しつつ船速が変化しているときの船に作用する流体力を準定常的に検討する。

(1) 拘束操縦性試験の概要

これまでに実施した試験の詳細はその都度報告されているが、水深が大でプロペラ順転時の拘束操縦性試験を行った供試船型の主要目と線図を表2.2.1.1 および図2.2.1.1 に示す。

モデルAはS R I 5 4 で用いられたU L C C 模型、モデルBは普通のV L C C 模型である。また、モデルCは高速船型の例で、コンテナー船模型である。残る一隻のモデルDは実用船型ではないが、操縦性研究に巾広く用いられている Series 60 の母型 ($L/B = 7.0$, $C_B = 0.7$) であり、プロペラ径のやや大きな中速貨物船々型とみなすことができる。

試験担当機関は東大(U.T.), 阪大(O.U.), 広大(H.U.) および船研(S.R.I.)の四者である。広大と東大は共同で Series 60 船型について、夫々の Planar Motion Mechanism (PMM) と Circular Motion Mechanism (CMM) による詳しい拘束試験を行った。この概要は 53 年度報告書に記載されているが、旋回角速度、横流れ角、舵角、船速、プロペラ回転数等を種々組合せ、一隻の供試船に対する調査としては他に例がない詳しい試験となっている。同じ Series 60 船型については、阪大と船研で斜航と操舵試験が行なわれ、今回の拘束試験精度の確認に有益であった。(模型寸法はやや異なり、広大と東大は $L_{PP} = 4.0\text{ m}$ 、阪大と船研は $L_{PP} = 4.5\text{ m}$ の模型を用いている。) モデル A, B, C については阪大と船研で斜航と操舵時の試験が実施されている。

拘束試験中の計測項目は、広大と東大の場合、船全体に作用する力とモーメント (X, Y, N), プロペラスラスト (T), 舵直圧力と接線方向の力 (F_N, F_T) の計 6 項である。阪大、船研の場合には、縦方向の力の一部の計測が省略されている。

加減速時の拘束操縦性試験ではあるが、模型の曳航は一定速力で行った。

すなわち、加減速中に生じるであろう速力とプロペラ回転数の組合せをセットして普通通りの拘束試験を行った。実際に加減速している船に働く流体力はこの試験で得られる流体力に、いわゆる付加質量の力をつけ加えて得ることになるが、このような準定常的な取扱いは船速変化の緩かな船の操縦運動を扱う際に十分、成り立つことが実験的に確かめられている。

計測結果は船速とプロペラ回転数を種々、組合せて得られる流体力をみかけの前進率 ($J_s = U/nD$) で整理している。造波等の影響が顕著でない範囲の操縦運動はこのパラメタでまとめることができる。

なお、本節における流体力の記述は ∞ を座標原点にしており、無次元化には $\frac{1}{2}\rho L^2 U^2$, $\frac{1}{2}\rho L^3 U$ 等を用いている。記号その他は J T T C 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(通称 MMG)²⁾ の推奨に準拠しているが、舵直圧力の方向のみ、MMG と逆にした。各年度報告の中では、記述法は必ずしも統一されておらず、重心に座標原点をおいている場合もあるが、この節では上述の方法に統一した。

(2) 船に働く縦方向の流体力

この流体力については、計測自体が難しいこともあり、比較的データが乏しい。まず、船体単独時の流体力

について、次いでプロペラと舵の影響を検討する。

船体単独時（[H]で表現する。）の流体力の縦方向成分は直進中の抵抗と付加質量力と横運動に起因する抵抗増加がつけ加わる。直進中の抵抗については通常の抵抗試験成績が利用でき、それは各年度報告に載せられている。また、縦方向の付加質量力については元良のチャート等が利用できるため、ここでは詳しく述べない。

船体単独時の横運動による抵抗増加の計測例を図2.2.1.2に示す。これはSeries 60船型の場合であり、次式をモデルとしこれにあてはめて解析すると表2.2.1.2に示す係数をうる。

$$X'_{\text{H}} = X'_{\dot{u}\dot{u}} + X'_{uu} u'^2 + X'_{vv} v'^2 + (X'_{vr} - Y'_{v'}) v' r' + X'_{rr} r'^2 \quad (2.2.1)$$

きわめて常識的なことではあるが、横運動による抵抗増加の主力は旋回と横流れの連成項であることがわかる。この連成項の係数（ $X'_{vr} - Y'_{v'}$ ）のうち、 $-Y'_{v'}$ はSway運動時の付加質量係数（ $-Y_v' = my'$ ）であり、この影響が最も大きい。しかし、 X'_{vr} も無視できないよう、このSeries 60船型の場合、 $(X'_{vr} - Y'_{v'}) / (-Y_v')$ の値は0.77である。⁸⁾ L.W. Smittはコンテナー船型で0.41、タンカー船型で0.74、0.78という値を得ている。広大の実績によると、やせた船型では0.5位、また、タンカー船型では1.0に近い値もあり、およそ0.5～1.0で肥った船ほど大きな値をとる（ $|X'_{vr}|$ が小さい）と考えられる。

続いて、プロペラのスラストと船体への干渉（推力減少）について検討する。直進中のスラスト（ $K_T = T / \rho n^2 D^4$ ）、伴流率（ $1 - W_p$ ）および推力減少率（ $1 - t$ ）を求めた例を図2.2.1.3に示す。これはSeries 60船型の場合で、広大、阪大両者の結果を示している。 K_T と（ $1 - t$ ）の計測値はよく一致しており、拘束試験中のスラストおよび縦方向の流体力の計測の精度が良いといえる。

（ $1 - W_p$ ）については J_s の小さい時にいく違ひがみられる。この値を求める際にはプロペラ単獨特性を用いるが、両者の用いた単獨特性は図2.2.1.4に示すとおり、広大やG.R. Stuntzら⁴⁾の計測値（図中の実線）と比べ、阪大の単獨特性は J の小さいところで多少低めであり、これが（ $1 - W_p$ ）の差となったようだ。図2.2.1.5、2.2.1.6はモデルBとC、つまりタンカーとコンテナー船型の伴流率と推力減少率を与える。⁵⁾ Harvald⁶⁾、仲渡ら⁷⁾の計測例も参考にすると、（ $1 - W_p$ ）と（ $1 - t$ ）はプロペラ荷重の影響を受け、その程度は肥大した船型ほど顕著であると考えられる。

横運動が伴流率、推力減少率に及ぼす影響を図2.2.1.7、2.2.1.8に示す。この結果から横運動は伴流率に強い影響をもつが、推力減少率には効かないという結論をうる。

全般的な傾向としては、横運動が強くなるにつれて、伴流の弱い流れがプロペラに流入して（ $1 - W_p$ ）は大きくなる。しかし、微少運動中伴流には相当に強い左右非対称性もあり、伴流率の変化は複雑である。微少運動中の伴流の非対称性が強い時、蛇航時のスラスト変動が蛇航の周波数（倍周波数ではない）で生じるという野本⁷⁾の指摘したような結果をうる。この非対称性は、当然ともいえるがプロペラ荷重が強い、 J_s の小さい領域で顕著である。

旋回と横流れが共に存在する場合の伴流率を図2.2.1.9に示す。同図の横軸は船尾における有効横流れ速度（ $\beta - x'_p r'$ ）= $-(v' + x'_p r')$ であり、両運動の伴流率変化に対する寄与の大きさを与える常数 x'_p を求める、このSeries 60船型で-0.42をうる。幾何学的なプロペラ位置は-0.5付近であるから、両運動の伴流率に対する貢献度は幾何学的なレバーを基準として記述できるのかも知れない。

船の縦方向の流体力に対する舵の寄与は一般に舵直圧力の縦方向成分（ $F_N \sin \delta$ ）であるとされている。船後における舵直圧力自体は別に考察するとして、操舵時の抵抗増加と舵直圧力の関連に関する上述の考え方を確かめてみると、図2.2.1.10の結果をうる。図中の実線は操舵時の抵抗増加を舵直圧力の抵抗成分のみとした推定値を与えるが、計測値によく一致している。53年度報告書中の図2.1.2.6、2.1.2.7は操舵が自

航要素 ($1 - w_p$), ($1 - t$) に及ぼすみかけ上の影響を示す。みかけ上の影響と称したのは、次式を用いて解析した結果得られる ($1 - w_p$), ($1 - t$) という意味である。

$$x' = x'(u) + F_N \sin \delta + (1 - t) T' \quad (2.2.2)$$

この ($1 - t$) に対する舵角の影響が顕著でないことは、操舵時の抵抗増加は舵直圧力の抵抗成分と考えてよいことを示している。ただし、この結論は舵角 20° 以内の通常の操舵時についてであり、これ以上の操舵では僅かながらスラスト特性に影響するようである。

舵に働く接線方向の流体力の抵抗成分 ($F_T' \cos \delta$) は舵直圧力の抵抗成分に比べて小さく、よほど翼厚比の大きい特殊な舵の場合以外には省略してよさそうである。

(3) 舵によって生じる横方向の流体力

舵によって生じる横方向の流体力の主力は舵直圧力であるが、その直圧力は船体に対しても無視できない横方向の力を誘起する。⁸⁾ この干渉に関しては鳥野⁹⁾ の報告があり、最近、藤野らによってさらに理論的実験的検討が加えられている。ここでは舵によって生じる横方向の流体力を船体、プロペラと舵の相互干渉を考慮して検討する。

舵の直圧力を求めるために、舵の単獨特性に舵位置の有効流速、有効流向を組合せる方法がしばしば用いられる。船体とプロペラの舵に対する干渉を有効流速、流向で表現するものであり、この場合、舵直圧力は次式で与えられる。

$$F_N' = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha(A) \alpha_R / \frac{1}{2} \rho L^2 U^2 \quad (2.2.3)$$

ただし、 A_R : 舵面積、 $f_\alpha(A)$: 舵の単獨特性、 A : 舵のアスペクト比

U_α : 舵有効流速、 α_R : 舵有効流向

この舵の単獨特性については、今日迄に多くの理論的、実験的な研究があるが、ここでは藤井¹⁰⁾ の式を用いる。

$$f_\alpha(A) = \frac{613A}{A+225} \quad (2.2.4)$$

舵位置の有効流速、流向はこの舵の単獨特性を用いて、船後の舵で計測されるのに等しい直圧力を与える一樣流の流速、流向として定義することができる。換言すると、ある単獨特性をもつ舵を流速、流向計として用いることにする。

まず、直進中、船体に働く横方向の力とモーメント、舵直圧力の横方向成分を計測し、舵角に対する傾斜を求めた結果を図 2.2.1.11 に示す。これは Series 60 の結果であるが、模型船寸法もよく似ているため、三者の結果はよく一致している。この舵の微係数に対するプロペラ荷重度の影響を調べたものが図 2.2.1.12 である。同図の横軸は後述するようにプロペラによる增速率の自乗としているので、微係数が流速の自乗の割で変化しているのがわかる。

このようなデータから、直進中の舵位置での有効流速、有効流向を求めることができる。モデル D (Series 60) の舵位置の有効流速、流向を求めた結果を図 2.2.1.13, 2.2.1.14 に示す。有効流向には多少のバラツキもあるが、全体として三者の結果はよく一致している。なお、各年度の報告中、機関によっては舵直圧力の個々の計測値から直接、有効流速を算定しているが、直進中であってもプロペラという非対称な要素が存在する場合、図 2.2.1.14 にみるように有効流向は零にならないから、流速は直圧力の舵角に対する傾きから、また流向は直圧力が零となる舵角から求めるべきであろう。モデル A, B (タンカー船型), C (コンテナー船型) の同様な結果を図 2.2.1.15, 2.2.1.16 に示す。コンテナー船の場合のみ、舵位置の有効流向が他の三隻と方向が逆になっている。この船の舵のみが吊舵となっていることが関係しているのかも知れない。

さて、プロペラ位置の流速はすでに得られているから、これと舵位置の流速の比を求めてみよう。この流速比は運動量理論をベースにした MMG の提案を多少変形して次式で記述できる。

$$u_R/u_p = \epsilon \sqrt{1 + \kappa \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}} \quad (2.2.5)$$

スラストが計測されているモデル B, C, D の流速比の自乗 (u_R/u_p)² を $\frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}$ をベースにプロットすると図 2.2.1.17 をうる。実験値はほとんど直線上にあるから、縦軸との交点から ϵ^2 、傾きから $\epsilon^2 \kappa$ を求めることができる。こうして得られた ϵ , κ を表 2.2.1.3 に示す。

この ϵ , κ は種々の物理現象を反映する実験常数である。 $K_T = 0$ の時, $u_R/u_p = \epsilon$ となるから、 ϵ はプロペラによる增速がない場合の有効流速の比を与える。しかし、この有効流速はプロペラや舵を取りつけて、スラストや舵直圧力を測り、それぞれの一様流中の性能との比較から得られた流速であるから、実際の流速以外の種々の要因の影響を受けている。

最近、藤野らは船体と舵の相互干渉について検討し、船体の干渉によって、船体の後に置かれた舵の直圧力が減少することを示した。これは実際の伴流の影響以上に舵直圧力を減少させるから、みかけ上、舵の有効流速の減少となり、船尾配置、例えば船体と舵の距離に支配される。また、舵の上部に船体が近接している場合、藤井の式のような一様流中の舵単獨特性ではなしに鏡像効果が生じる。これは直圧力を増加させ、有効流速の増大となる。舵がプロペラの直後に配置されている時、プロペラ後流の流速は両者の距離によって変わることが知られており、船尾配置が ϵ , κ に微妙な影響をもつことにもなる。

さらに、プロペラと舵の流速を測る場所、いわゆる検査面の相異も考慮すべきであろう。特に、最近の大型船型においては、プロペラ径が相対的に小さくなり、舵の上下端部にプロペラ後流があたらない場合が多い。¹¹⁾ 岡田はプロペラと舵の高さが異なる場合、後流を受ける部分とそれ以外の部分に分けて直圧力を算定すべきこと、を示した。プロペラ径を D 、舵高さを H とし、岡田の指摘によって (2.2.5) 式を書き改めると、

$$u_R/u_p = \epsilon \sqrt{1 + \left(\frac{D}{H}\right) \kappa \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}} \quad (2.2.6)$$

つまり、 D/H の影響は結局のところ、 κ の項に含まれてしまうことがわかる。

表 2.2.1.3 に示される ϵ , κ の値のうち、モデル B の ϵ が大きく、 κ が小さいことが特徴的である。同表中には船尾配置に関連したパラメタも同時に示しているが、同モデルの D/H の小さいことを考慮してもなお (D/H) κ は他より小さい。 ϵ は肥大船で大きな値をとり ($\epsilon = 1.4 \sim 1.6$)、やせた船では $\epsilon = 0.8 \sim 1.0$ 程度の値をとるようである。モデル D の場合、他のモデルに較べて、船体、プロペラそして舵の三者が近接して配置されている。この船の κ の値が大きいのはプロペラ後流の過渡的な流速特性の影響をうけているとも考えられる。

これらの検討を通じて、プロペラによる舵位置の有効流速の増加を (2.2.5) で記述しうることがわかる。しかし、 ϵ と κ の船型要素との関連等については今後の問題である。

舵位置の有効流速については岡田、藤井らの研究があるが、最近の船尾配置のようにプロペラ径と舵高さに顕著な相違がある場合について、森は次の推定式を提案している。¹²⁾

$$u_R/u_p = \sqrt{\epsilon^2 + \left(\frac{1+k_a}{\epsilon} - 1\right) \eta \epsilon^2 + C (1+k_a) (1+k_a - \epsilon)} \quad (2.2.7)$$

$$\epsilon = (1-W_R)/(1-W_p)$$

$$k_a = 1.2$$

$$\eta = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{D}{H} \right) + \frac{2}{\pi} \left(\frac{D}{H} \right) \sqrt{1 - \left(\frac{D}{H} \right)^2}$$

$$C = \left(\frac{D}{H} \right) \frac{\lambda + 2.25}{\lambda + \frac{2.25}{\left(\frac{D}{H} \right)}}$$

$$a = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}} - 1 \right)$$

この森の式中の諸係数を求めるとき表 2.2.1.4 の値をえ、これを用いた有効流速の推定値を図 2.2.1.15 中の破線で示す。なお、森式で用いた ϵ はスラスト零の時の $(1-W_p)$, $(1-W_R)$ を用いており、(2.2.5) の場合と多少、値がちがっている。この結果からみると、コンテナー船の場合には(2.2.5) と殆んど同じ推定値を与えており、その他の船型についても比較的よい推定結果となっている。(2.2.5) の MMG の提案式がよい近似を与えていているのは、よい近似をうるべく ϵ , κ を定めたのであるから、いわば当然であろう。問題は MMG 式の簡単な二つの実験常数 ϵ , κ が船型要素との関連でどの程度容易に推定しうるかという点で、前述したように、これらは資料不足であり、今後の検討に待つべきである。

舵位置の有効流速に対する横運動の影響を図 2.2.1.18 に示す。阪大、広大両者の結果を示しているが試験条件の相違もあり、直接の比較はできない。しかし、プロペラなしの場合や模型船の自航点付近 ($J_S = 0.9$ 附近) では試験条件が似ているものはよく一致している。前年度報告書において、横運動の影響はプロペラ位置の流速にのみ取り入れ、プロペラによる増速率は直進中の値を用いるという形で、この横運動が存在する際の舵の有効流速がほぼ記述できることを示した。この結果を再掲したもののが図 2.2.1.19 である。

舵直圧力に関連するもう一つの要素が舵の有効流向であり、肥大船型の舵面積を決定する舵の旋回抵抗はこれに主に依存する。この有効流向は従来、藤井らによって、次式の形で記述されてきた。

$$\alpha_R = \delta - \gamma^* (\beta + \frac{1}{2} r') \quad (2.2.8)$$

この形で有効流向を考えると、整流係数 γ^* は船体とプロペラ、両者の影響を受ける結果となり、プロペラスリップの関数となる。ところが、加減速中の操縦運動の場合にはプロペラの荷重が大巾に変化するので、この γ^* の取り扱いが容易でない。この点を改良するためのポイントは船体とプロペラの整流効果を分離して表現することであろう。有効流向をこの形で整理するために、MMG の提案にしたがって、舵角が零の時の有効流向を次式で考える。

$$\alpha_R = -\gamma (V_R/u_R) \quad (2.2.9)$$

ただし、 γV_R , u_R は、それぞれ舵位置の横および縦方向の流速を表わす。

まず、プロペラを取り外し、船体のみによって生じる有効流向を図 2.2.1.20 に示す。図の流向は、舵位置における縦方向の流速を考慮して、 $\alpha_R (u_R/U)$ の形で示している。この形で流向を表現すると、 α_R の複雑な変化の相当部分が u_R の変化によって吸収され、0.4 以内の V' に対して $\alpha_R (u_R/U)$ はほとんど比例することがわかる。

旋回運動に対しても、図 2.2.1.21 に示すように同様な結果をうる。したがって、 $\alpha_R (u_R/U)$ は次式で記述できることになる。

$$\begin{aligned}\alpha_R(u_R/U) &= -\gamma(v_R/U) \\ &= -\gamma\left(\frac{v+x_R r}{U}\right) \\ &= -\gamma(v'+x'_R r')\end{aligned}$$

斜航試験の結果から γ を求めると、次の値をうる。

モデル	B	$\gamma = 0.65$
■	C	$\gamma = 0.48$
■	D	$\gamma = 0.36$

モデル D の場合、旋回時のデータから x'_R を求めることができる。

$$\text{モデル D} \quad x'_R = -0.907$$

図 2.2.1.21 には旋回と横流れの両方が存在する場合の結果も示しているが、 $\alpha_R(v_R/U)$ は γ , x'_R の 2 つの係数でうまく表現しえている。

ここで注目すべきこととして、 x'_R が幾何学的な舵位置の値 ($x'_R = -0.5$) と大巾に異り、むしろ -1.0 に近い値を取っていることであろう。小山も同様な結果を報告していること等から判断すると、 x'_R は -1.0 前後の値をとる実験常数とみなす方がよさそうである。これらの意味は船尾部の流れに関する今後の研究を待たねばならないが、幾何学的な舵位置の値を用いる積極的な理由はないといえよう。

プロペラが稼動すると、軸方向の流速が加速され、有効流入角はその分だけ減少するはずである。この場合、軸方向流速の増加は u_R の項で吸収されるとすれば、 $\alpha_R(u_R/U)$ はプロペラの稼動に影響されないと考えることができる。

プロペラ稼動中の $\alpha_R(u_R/U)$ を図 2.2.1.22, 2.2.1.23 に示す。図 2.2.1.22 が Series 60, 図 2.2.1.23 がモデル B, C のタンカーとコンテナー船の結果である。図中の実線は、いずれもプロペラがない場合の γ の値を示すが、プロペラ稼動中の $\alpha_R(u_R/U)$ の傾きをうまく表現しえている。しかし、昨年度の報告でも触れているように、プロペラ稼動中には、直進中にもある流向が生じること、および左斜航時（左旋回中でも同様である。ただし右回転プロペラの時）に斜航角の変化にもかかわらず $\alpha_R(u_R/U)$ が殆んど一定値を取る領域が存在することは別に考慮しなければならない。この直進中の有効流向については、すでに図 2.2.1.14 に示した。左斜航時の流向を、一定の斜航角の範囲で $\alpha_R(u_R/U)$ が一定値を取り、それ以外の領域においては一定の傾斜 (γ) をもつ形で表現すると、モデル B, C, D ともに一応の近似がえられる。また、この左旋時に $\alpha_R(u_R/U)$ が一定値をとる領域はプロペラの影響が強い程、さらに船型が肥大している程広いように見える。

このように、舵への有効流向は基本的には、船体とプロペラによる整流作用を分離して表現できる。すなわち、船体による影響は整流効果係数 γ で表現し、プロペラによる影響は軸方向の流速の増加 u_R で考慮される。¹⁴⁾ しかし、高木らが超大型幅広船の舵直圧力を伴流分布を考慮して計算しているように、図 2.2.1.22, 図 2.2.1.23 に現れた流向の非対称性等は、伴流やプロペラ後流の分布等を含めた次の段階での舵直圧力推定の問題と考えられる。 δ_0 や $\alpha_R(u_R/U)$ に導入した折れ線特性は、実験結果の近似のための一つの方法であり、今後の研究に多くを期待しなければならない。

舵直圧力に関する要素については以上で一にの知識が得られた。

統いて、舵の船体に対する干渉について検討する。舵に直圧力が生じる時、船体後方にその干渉力が生じ、無視できない舵の効果の増大をうることはすでに鳥野によって指摘されている。鳥野は船体を矩形平板、舵を半無限馬蹄形渦に置きかえて計算し、舵直圧力の約 3 割の力が船体に誘起されることを示した。また、最近、藤

野らは船体と舵を互に近接した矩形平板とみなし、両者の相互干渉についての計算と実験を行った。その結果によると、舵の船体に対する干渉は次式で表現できる。

$$Y' = (1 + a_H) F'_N \cos \delta$$

$$N' = (x'_{RG} + a_H x'_H) F'_N \cos \delta$$

ただし、 x'_{RG} は舵の位置を示し -0.5 である。

直進中の舵角試験で得られる舵直圧力の横方向成分と船全体に作用する横方向の力とモーメントの計測結果を図 2.2.1.24 に示す。この図においては、試験中の模型船の設定誤差やドリフトの影響を除くために、舵および船全体に働く力やモーメントの舵角に対する傾斜、即ち微係数の形で両者の関係を示している。

$$Y'_\delta = (1 + a_H) Y'_{RG\delta}$$

$$N'_\delta = (x'_{RG} + a_H x'_H) Y'_{RG\delta}$$

プロペラの荷重度を種々、変更して計測した結果を示しているが、いずれの船型に対しても、 Y'_δ 、 N'_δ と $Y'_{RG\delta}$ はよい直線関係を保っており、これらの結果から a_H 、 x'_H を求めると表 2.2.1.5 をうる。プロペラ荷重度の変化がある場合でも、舵直圧力が増すとその船体に対する干渉も増加し、 a_H 、 x'_H は一定値を保つと考えてよい。

船型との関連については、 x'_H はモデルによらず、ほぼ -0.45～-0.5 の値をとり、 a_H は船型によって大きく値をえると指摘できる。モデル C (コンテナー船) の a_H が小さいのは、吊舵の採用もあり、舵と船体間の間隙が大きいためであろう。

(4) 船体に働く横方向の流体力

ここで取り扱う横方向の流体力は船体に働く力ではなく、先に述べた舵による干渉力を除いたものである。昨年度の研究によると、この流体力は船体にプロペラのみを取り付けて得られる流体力に相当する。

さて、この流体力に関して、昨年度 2 つの問題について検討した。その一つは、船体に作用する横方向の力とモーメントには、 β や γ に比例する線型項の他に非線型成分が存在し、その記述法としてどのようなモデルが妥当かという点である。このモデルの一つに、Cross flow drag の考え方を採用した次のような MMG の提案するものがある。

$$Y' = Y'_L + Y'_N$$

$$N' = N'_L + N'_N$$

ただし、添字 L は線型項、N は非線型項を意味する。

$$Y'_L = Y'_{v'v'} + Y'_{r'r'} + Y'_{v'v'} + (Y'_{r'} + x'_{\dot{u}} u') r$$

$$N'_L = N'_{v'v'} + N'_{r'r'} + N'_{v'v'} + N'_{r'r'}$$

MMG の提案するモデルは

$$Y'_{N1} = \int_{-1/2}^{1/2} C_D(x') |v' + x' r'| |(v' + x' r')| d_x'$$

$$N'_{N1} = \int_{-1/2}^{1/2} C_D(x') |v' + x' r'| |(v' + x' r') x'| d_x'$$

これに対して、従来から広く用いられてきた非線型項は r' と v' の多項式を用い、Cross flow drag の概念に基いて、 r' と v' の 2 次式を用いる場合と、Taylor 展開から形式的に導かれた 3 次式を用いる

二つの場合がある。

2次多項式モデル

$$Y_{N2}' = Y'_{|v|v}|v'|v' + Y'_{|v|r}|v'|r' + Y'_{|r|r}|v'|r' + Y'_{|r|r}|r'|r'$$

$$N_{N2}' = N'_{|v|v}|v'|v' + N'_{|v|r}|v'|r' + N'_{|r|r}|v'|r' + N'_{|r|r}|r'|r'$$

3次多項式モデル

$$Y_{N3}' = Y'_{vvv}v'^3 + Y'_{vvv}v'^2 r' + Y'_{vvv}v' r'^2 + Y'_{rrr}r'^3$$

$$N_{N3}' = N'_{vvv}v'^3 + N'_{vvv}v'^2 r' + N'_{vvv}v' r'^2 + N'_{rrr}r'^3$$

さて、MMG のモデルの場合、Cross-flow drag 係数 $C_D(x')$ の分布の形が決まっていないので、この分布をとりあえず、 x' の多項式で記述する。

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

この m の大きさを定めるために、山内らによる最小 AIC (Akaike's Information Criterion) 推定法を用いる。

AIC (m) を次式で定義し、第一項の記述精度と第二項の記述の煩雑さに対するペナルティのかね合いで、AIC (m) が最小となる m を最適値とみなす。

$$AIC(m) = n \log \sigma_m^2 + 2(m + m_0)$$

$$\text{ただし, } \sigma_m^2 = \frac{n}{i=1} \left[Y_i' - \{ Y'_0 + Y'_v v' + (Y'_r + x'_u u) r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_D(x') |v' + x'r'| (v' + x'r') dx' \} \right]^2 \\ + \lambda \sum_{i=1}^n \left[N'_i - \{ N'_0 + N'_v v' + N'_r r' + \int_{-1/2}^{1/2} C_D(x') |v' + x'r'| (v' + x'r') \cdot x' dx' \} \right]^2$$

$$m_0 = \Sigma (Y_i)^2 / \Sigma (N_i)^2$$

$$m_0 = 8$$

Series 60 船型に対する AIC (m) の計算例を図 2.2.1.25 に示す。試験状態による差はあるが、 $m=2$ が最適とみなしうる。 $m=0 \sim 2$ に対する Y, N の記述の精度を図 2.2.1.26 に示す。 m の増加にしたがって、多少精度は改善されているが、必ずしも十分とは言えない。2次および3次の多項式モデルの係数を最少自乗法で決定して得られる記述との比較を図 2.2.1.27 に示す。試験した運動の強さが十分でないため、非線型自体が小さく、明確な差とは言えないが、 Y', N' を同じ係数で表現するという自由度の少なさの分だけ、MMG のモデルの精度が劣るようである。また、僅かな試験データの違いで係数 C_0, C_1, C_2 の値が大巾に変わるとからもモデルとして適当でないといえよう。

そこで、物理的意味づけが容易という点で魅力はあるものの、 $C_D(x')$ モデルを一応断念し、多項式モデルの場合に2次と3次のいずれが妥当かを検討することにする。このために、横流れのみ、旋回のみの試験で得られた Y', N' の v', r' に対する傾斜を求めてみる。斜航中の場合、次式をうる。

$$Y'(v)/v' = Y'_v + Y'_{vv} |v'|$$

$$= Y'_v + Y'_{vvv} v'^2 \quad \begin{matrix} 2\text{次多項式モデルの場合} \\ 3 \quad " \quad " \end{matrix}$$

旋回についても同様である。Series 60 船型の船体単独時の試験結果をこの形にまとめ、図 2.2.1.28 に示す。運動の正負によって多少値が異なるのは直進時の試験における模型船設定誤差等のために有意なものではない。同様に模型船の自航点でプロペラを回した場合 ($J_S = 0.904$) の結果を図 2.2.1.29 に示す。船体単独の場合、斜航時には 2 次のモデルの方が多少、良い結果を与えているように見える。しかし、プロペラが稼動中のデータは 3 次モデルの方が直線に近い。同様な結果をモデル B, C について求め、図 2.2.1.30, 図 2.2.1.31 に示す。これらを見る限り、2 次と 3 次の多項式のいずれが良いとも判断できないというべきであろう。

同様な考察は P M M 試験解析においても試みることができる。P M M 試験の場合、旋回と横流れの両方の運動が存在する状態の試験として、いわゆる Combined motion (模型の重心を直線的に曳航しつつ、正弦状の回転を与える) 試験があるが、解析の容易さ等からは、むしろ一定の斜航角を保ちつつ、Yawing させる試験が便利である。後者の試験の Yawing 振幅と斜航角の組合せを Yawing 振幅一定あるいは斜航角一定に保ちつつ変化させ、得られたフーリエ係数をそれぞれ v'_0, v'^2_0 あるいは r'_0, r'^2_0 ベースにプロットすると、 v' と r' の連成項が 2 次になるか、3 次になるかを調べることができる。本部会の試験はこうした v' と r' の組合せで実施されていないので、ここにデータを紹介できないが、広大の経験によると、 v' と r' の連成項については明らかに 3 次のモデルの方が実験事実に合っていた。

井上らは N_{rrv}, N_{vvv} のみ 3 次多項式を用いており、Smitt らは Y'_{vvv}, N'_{vvv} のみに 2 次式を用いている。今回の研究の範囲で 2 次と 3 次の多項式のいずれが良いかを判断することは難しいが、データ全体として 3 次の項の近似がやや優れているので、とりあえず、非線型項を v' と r' の 3 次多項式で表現する。

次に、船体に作用する横方向の流体力に対するプロペラの影響について検討する。53 年度報告書においては、非線型流体力に 2 次の多項式を用いて得られる微係数について調べた。今回は、前述の議論にしたがって 3 次の非線型項を用いて得られる微係数を考える。

モデル D (Series 60) の微係数を表 2.2.1.6 に示す。参考のため、2 次の非線型項の値を表 2.2.1.7 に示す。表 2.2.1.6 の結果をみかけの前進率 J_S ベースに示したもののが図 2.2.1.32 である。2 次の非線型を用いた場合と同様に、個々の微係数の J_S による変化はさほど顕著ではない。 Y'_{Hpr}, N'_{Hpv} という比較的にその値が小さい微係数の変化がやや大きいといえるかも知れない。注目すべき問題は個々の微係数の変化そのものよりも、変化の方向であろう。全ての微係数が船の針路安定性に効く方向に揃って変わっている。

船の針路安定性を判断する上で、旋回と横流れによって生じる減衰力のみかけの着力点位置の変化が重要な指標となる。

$$\ell_r = (m x_g - N_r) / (m - X_u - Y_r)$$

$$\ell_v = N_v / Y_v$$

この結果を示したものが図 2.2.1.33 である。図中には船全体に作用している流体力のみかけの着力点 ℓ_r , ℓ_v と、それから舵の寄与分をさし引いて船体とプロペラによる横方向の流体力の着力点 ℓ_{Hpr} , ℓ_{Hpv} を求めた結果を同時に示している。両者の差が舵による針路安定化ということになる。舵は明らかに船の針路安定性に大きく寄与している。舵によって得られる減衰力の大きさは、プロペラによる有効流速の増加率に比例して変化する。舵による旋回力はこの増速率の 2 乗に比例するが、減衰力の場合には流速の増えた分だけ、有効流向が減るためである。問題は ℓ_{Hpr}', ℓ_{Hpv}' であるが、プロペラの増速率の増加に伴って、 ℓ_{Hpr}' は前方に、 ℓ_{Hpv}' は逆に後方に移動し、相当に顕著な針路安定性の変化が生じている。つまり、プロペラはその後流中にある舵に対してだけでなく、船体やプロペラ自身に働く横方向の流体力に直接影響し、船の針路安定性に寄与していることになる。

このプロペラの効果によって、加速中の船は舵効きのみではなく、針路安定性も改善され、減速中にはその逆となる。また、この事実は実船と模型の尺度影響等を調べる場合にも重要である。尺度影響ですべて考察されるべきは、両者のプロペラ荷重度のちがいであることはよく知られている通りである。しかし、このプロペラの効果は舵の力を絶対してのみ、船の操縦性における尺度影響に効くというのが従来の一般的な解釈であり、この事実のもつ意味は大きい。

この事実をより正確に認識するために、阪大、船研で同じ Series 60 船型の 4.5 m 模型を用いて実施された斜航試験の結果を紹介しておく。図 2.2.1.34 は $|\beta| \leq 6^\circ$ の斜航試験データを用いて求めた Y'_v , N'_v を示す。これから舵の寄与分を除いて得られる Y'_{Hpv} , N'_{Hpv} を図 2.2.1.35 に示す。三者の試験データの間にばらつきや多少の量的な違いがみられるものの、その傾向は一致しており、少くとも、この船型については、プロペラは船体とプロペラ自身に働く横方向の流体力に直接影響を与えているといえそうである。

この現象がSeries 60 船型特有の現象か、それとも他の実用船型でも生じていることなのかを確認するために、同様な整理を本部会の他の供試船型について試みたものが図 2.2.1-36 である。この場合、 Y'_{Hpv} 、 N'_{Hpv} は船体単独時の値 Y'_{hv} 、 N'_{hv} との比の形で表現している。モデルA（タンカー船型）の場合、船体単独時の試験が実施されていないので、プロペラ回転数が零の時のデータから船の寄与分を差し引いたものを基準として用いている。

この結果によると、比較的にやせて、プロペラ径が大きいモデルC（コンテナー船型）の場合、Series 60と同様にプロペラは船体とプロペラ自身に働く横方向の流体力に直接影響している。しかし、タンカー船型であるモデルA、Bの場合にはプロペラのこの影響は小さく、またその傾向も複雑である。今のところ、データも少ないし、このプロペラの影響を説明する理論も明瞭でないので一般的な結論を述べる段階になく、今後の調査と検討が必要である。

最後に、モデル B, C では船速の異なる斜航試験が実施されているので、この結果をまとめておく。船速によっては斜航角を大きくした状態の試験が行われていないので、 $|\beta| \leq 6^\circ$ のデータから線型微係数と同じ方法で決定し、その結果を図 2-2-1-37 に示す。なお、同図には横流れによる流体力の着力点も同時に示す。

この結果によると、モデルB（タンカー船型）では船速が低下すると $(-N_{Hv}')$ が小さくなり、 $(-Y_{Hv}')$ が大きくなる傾向が顕著で、横方向の流体力のみかけの着力点も大巾に後方に移動している。（この船の斜航による横方向の力のみかけの着力点は相当に前方にあり、 $U/\sqrt{Lg} = 0.175$ の場合、FPよりも 0.2 L 前方となっている。）モデルC（コンテナー船）では $(-N_{Hv}')$ 、 $(-Y_{Hv}')$ ともに船速低下につれて値が減り、着力点はタンカー同様に後方に移っている。従来、普通の船速の範囲においては、無次元化した流体力は速力に依存しないとみなされており、今後、確認する必要がある。

2.2.2 加減速中の船に働く流体力——プロペラ逆転時

前進航行中、プロペラ逆転によって船体に生ずる流体力を実験的に調査した船型と研究機関を挙げると次のとおりである。

5-27 M 船型 $L_{pp} = 4.0\text{ m}$ 大阪大学

$L_{pp} = 25m$ 東京大学

天長丸(内航タンカー) $L_{pp} = 25m$ 東京大学

Series 60 $C_b = 0.70$ 母型 $L_{pp} = 4.0 m$ 広島大学

各船型の主要目等は研究資料 No. 303, No. 321 に出てゐるので、ここでは省く。プロペラ逆転によって船体に誘起される流体力を考えるうえで、直進時と横運動時をわけて考察するのが便利であるので、以下でも記述をわけて行なうこととする。

(1) 直進時

操縦運動にとり、とりわけ重要なのは横力(スウェイ力)と回頭モーメント(ヨー・モーメント)であるので、これらに焦点をあて各船型について得られた結果を以下にとりまとめる。前進航行中プロペラを逆転させる場合、前進速度 U (または V)とプロペラ回転数 n の組合せは無限にあるわけだが、プロペラ・スラストをはじめとし、プロペラ逆転により誘起される横力・回頭モーメントは、見掛けの前進率 J_s (= U/nD) または J_p (= U/nP)で整理すると、よくまとまることがいずれの船型についても云えることがわかった。一例として Series 60 船型によって計測された直進時逆転中のスラスト、逆転プロペラによって全船体に生ずる横力および回頭モーメントの結果を図 2.2.21, 2.2.22, 2.2.23 に示す。

しかし、逆転プロペラによって誘起される横力および回頭モーメントが見掛けの前進率により変化する定性的傾向には各船型によって相違があることがわかった。

図 2.2.24 には $5-27M L_{pp} = 25m$ の結果を、図 2.2.25 には $5-27M L_{pp} = 4.0m$ での結果、図 2.2.26 には天長丸での結果を示した。

- a) $5-27M L_{pp} = 25m$ 模型では、 $|J_p|$ の小さい範囲で右旋回のモーメント、左舷方向へ横流れする横力を受けるが、 $|J_p|$ が大きくなると $|J_p| \approx 1$ あたりで流体力の作用方向が逆方向に転ずる。
- b) これに対し天長丸では終始右旋回のモーメント、左舷側へ横流れする横力を受ける。
- c) Series 60 船型では流体力の作用方向は、 $|J_s|$ の増大とともに 右旋→左旋→右旋→左旋 とめまぐるしく変化する。
- d) 船型は同一で船長のみ a)と異なる $5-27M L_{pp} = 4.0m$ 模型では、 $|J_s|$ が大で横力が右舷側に横すべりする方向に変わったのも、a) の場合ほど左旋回のモーメントが顕著ではないが、傾向的には a) の場合にほぼ等しい結果を与えていた。

このように、 J_p (ないしは J_s) の変化に伴なう流体力の変化の傾向が船型によって大幅に異なることの原因については、現在プロペラ逆転による流体力発生のメカニズムが十分解明されていない現状では確かにことはいえない。ただ、 $5-27M L_{pp} = 25m$ 模型と天長丸模型で、船体とプロペラを入れ換えて全船体に加わる逆転プロペラによる流体力を計測した例(図 2.2.27, 2.2.28)では、プロペラの入れ換えの前後で横力・回頭モーメントの大きさ及び J_p の変化に伴う定性的傾向に著しい相異は生じていず、先に述べた a) ~ c) の船型による違いは主としてプロペラ附近の没水部船型によると推定しても良さそうである。

逆転プロペラによる全流体力は、主船体・プロペラ・舵にそれぞれ作用する流体力の和であると考えられる。 $5-27M L_{pp} = 25m$ 模型で、プロペラ・舵付きの状態から舵のみを取りはずした状態、さらにプロペラをも主船体から分離した状態につき、逆転プロペラによって船体に誘起される流体力を計測した例では、流体力はプロペラ・舵付きの状態の流体力と実験精度の範囲内で全く等しいといえるほどで、逆転プロペラによる流体力はほとんど主船体に加わっている流体力から成るといえる。同様な実験が天長丸模型についても実施されたが、 $5-27M L_{pp} = 25m$ 模型と全く同じ結論が得られた。

しかし、Series 60 船型では直進時逆転プロペラにより舵に発生する流体力の全流体力に占める割合は $|J_s|$ の増加に伴ない増大し、必ずしも無視できるオーダーではないことが指摘されている。すなわち、逆転が弱い時の横力は舵に働く揚力が主たる成分である。 $5-27M L_{pp} = 25m$ 模型および天長丸模型では、舵およびプロペラを分離してゆき流体力を測定したのに対し、Series 60 ではプロペラ・舵付きの標準装備状態で舵部に働く流体力を別個に検出した点が異なり、主船体・プロペラ・舵間に複雑な相互干渉が予想されるこの種の計測では、直接舵に加わる力を検出することが、詳細な検討には必要であろう。

$5-27M L_{pp} = 25m$ 模型については、その後舵に働く横力も独立に計測されたが、それによれば舵・プロ

ベラ分離試験結果より得られた結論は変りなく、逆転プロペラによって船に生ずる流体力は無視してさしつかえない程度であることが認められた。

逆転プロペラは $|J_s|$ の小さいところでは失速を起さず、したがってプロペラ後流も一般流に抗して、主船体沿いにプロペラ前方かなり離れたところまで及ぶが、ある $|J_s|$ のところで失速した後は、プロペラ逆転流の及ぶ範囲も船尾部プロペラ近傍に限られる。このため、 $|J_s|$ が小さい時には逆転プロペラのスラスト K_T はほぼ一定か変化しても変化量は少なく、 $|J_s|$ が大きくなると船速の増加に応じてスラストが増えるという傾向を示すが、このスラスト変化と逆転プロペラによる船尾附近の流場とは当然連動しており、逆転プロペラによる横方向流体力発生のメカニズム及び流体力の大きさ、作用方向を考えてゆく際には、逆転プロペラのスラスト変化を常に考慮に入れておく必要があると思われる。

逆転プロペラによる流体力発生の詳細な検討のために船尾附近の流場観測と圧力場の把握が必要である。船尾附近船体表面上に植付けたタフトによる流場観測が 5-27M $L_{pp} = 2.5\text{ m}$ 模型および天長丸について、圧力場の計測が 5-27M $L_{pp} = 4.0\text{ m}$ 模型についてそれぞれ実施された。¹⁾

まず流れ場の観察から前述の a), b) の相違に相当する流れ場の差異が認められた。すなわち、天長丸では逆転プロペラ後流が船首方向に及ぶ範囲が J_p のいかんにかかわらず左舷側より右舷側が常に大きいが、5-27M 船型では $|J_p|$ の大きいとき逆に左舷側でのプロペラ後流が右舷側より若干強くなることがわかり、両船型での流体力が見掛けの前進率とともに変化する傾向の相違と符合することが認められた。

さらに逆転プロペラによる流体力が見掛けの前進率 J_p (または J_s) によってよくまとめられることに対応して、船尾附近の流れ場も、 U , n に相違があっても J_p (または J_s) が同一であれば非常に酷似していることが認められた。

プロペラ逆転中の船尾附近船体表面圧力の測定結果を積分して逆転プロペラが誘起する流体力を求めたところ、別途計測された横方向流体力と定性的に良く合うことも確認された。

(2) 横運動のある場合

船体が横流れ速度、ないしは旋回角速度を有する場合には船尾附近の流れ場は直進時に比し一層複雑であり、したがって逆転プロペラにより誘起される流体力についても直進時とは違った様相が現われるものと思われ、実験も精力的に行なわれた。

(i) 斜航試験

5-27M $L_{pp} = 4.0\text{ m}$ 模型を用い、かなり強い $\pm 40^\circ$ までの斜航時に逆転プロペラによって誘起された横方向流体力の計測例を図 2.2.2.9 ~ 2.2.2.10 に示す。これを先の図 2.2.2.5 に示した直進時の横方向流体力と比較すると、直進時 ($\beta = 0$) の流体力の J_s に対する変化の様子が $\beta \neq 0$ では正負ともに強調されることがわかる。さらに横流れ速度の方向によって、流体力計測結果に次のような差異がみとめられる。

- $\beta > 0$ の場合は斜航による一般流、逆転プロペラによる水流の回転方向がいつも左舷から右舷へ向かう方向となるため、比較的スムーズに水流が船底を流れ抜け流場の非定常性が少なく、流体力の計測結果もまとまりがよい。
- $\beta < 0$ の場合はこれに反し、斜航による一般流と逆転プロペラの水流が互にぶつかり合うことになるため、流れがスムーズでなく(とくに右舷の流れがよくない)流体力の計測結果もまとまりが悪い。

Series 60 船型では横方向流体力のほかに、プロペラ・スラストも計測されている。結果の一部を図 2.2.2.11 ~ 2.2.2.13 に示した。それぞれプロペラ逆転流が弱い場合、やや強い場合、十分に強い場合に対応している。プロペラ逆転時のプロペラ・スラストの変化と横方向流体力の変化を比較すると、 β の変化でプロペラ・スラストに跳躍が起るときには横方向流体力にも跳躍が起り、両者の変化が連動していること

がわかる。

(ii) 旋回試験

横流れ速度、旋回角速度とともに零でない旋回状態で、プロペラ逆転時に全船体に加わる横方向流体力から、同一の旋回状態で裸殻に加わる流体力を差し引き逆転プロペラによって誘起された付加流体力を求め、これを船尾での幾何学的横流れ速度 v'_s ($= v' - \frac{1}{2} r'$) で整理した。旋回が比較的弱い状態での計測結果を整理したのが図 2.2.14 ~ 2.2.16 で、船型はそれぞれ 5-27M $L_{pp} = 2.5m$ 模型、天長丸、Series 60 船型である。これらの図より付加流体力を船尾での横流れ速度で整理すると、比較的よくまとまることがわかる。ただし、図 2.2.17 に示した 5-27M $L_{pp} = 2.5m$ 模型で横運動が大きい場合も含むときには、逆転プロペラによる付加流体力を v'_s で整理すると、ある v'_s の値を境に付加流体力が v'_s とともに変化する様子が異なる。船尾附近の水流を目視にて観察した際にも、この流体力の急変に呼応して、船尾附近の流れ場の様相が著しく変化していることが観察されている。

5-27M $L_{pp} = 2.5m$ 模型では、直進中逆転プロペラによって舵に生ずる流体力は無視できる程度であったが、旋回時に舵に加わる横力を計測した例を示したのが図 2.2.18 である。横運動が大なるときには、舵にもかなりの流体力が作用していることがわかるが、プロペラなしの状態とプロペラ逆転時の舵に加わる流体力の差は大きくなく、プロペラ逆転によって新たに舵に生じた横力はやはり小さいといって良い。

2.2.3 加減速時流体力の数学モデル

(1) プロペラ順転中の流体力の数学モデル

2.2.1において、プロペラ順転中の船に働く流体力について検討した。この結果を前進、横流れ、旋回の 8 つの運動方程式にとり入れると、操縦運動を計算することができる。J T T C 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) の提案に従うと、 X を座標原点とした運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} m' (\dot{u}' - v' r' - x'_G r'^2) &= X' \\ m' (\dot{v}' + u' r' + x'_G r'^2) &= Y' = Y'_R + Y'_{HP} \\ (I_{zz}' + m' x'^2_G) \dot{r}' + m' x'_G (\dot{v}' + u' r') &= N' = N'_R + N'_{HP} \end{aligned}$$

記号等は夫々の場所で説明する他、MMG に準拠する。

さて、2.2.1で示したように、プロペラ順転中の船に働く流体力を舵によるものとそれ以外の船体（主船体とプロペラ）によるものに分離して表現する方向で整理してきた。また舵に作用する流体力は舵位置の流速、流向と舵単獨特性を用いて解析した。これらの形は実船と模型間の尺度影響を取り入れるために便利な形になっている。しかし、尺度影響を本格的にとり入れたモデルを考えるには、それぞれの流体力に関する尺度依存の資料が不足しており、今回は一応、尺度影響は考慮せず模型船のみでの検討を行う。

① 縦方向の流体力のモデル

縦方向の流体力については、船体単独の特性に有効スラストおよび舵の抵抗を加えて次式で記述する。

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

この式中の各項は次のように与える。

- i) X'_u 元良チャートもしくは強制サーチング試験で求める。
- ii) $X'(u')$ 抵抗試験から求める。一般の抵抗試験は F_T を含む。

あまり高速でなければ次式で記述できる。

$$X'(u') = X'_{uu} u'^2$$

iii) X'_{vv} , X'_{rr} , $(X'_{vr} - Y'_v)$ 横運動による主船体の抵抗増加を表わす係数であり、PMMあるいはCMM試験で求める。うち($-Y'_v$)はSwaying試験で求められる付加質量係数である。

iv) $(1-t)T'$ プロペラの有効スラストを表わす。 $(1-t)$ は J_s の関数として記述する。プロペラ、舵つきの状態の試験で得られる縦方向の力、その時のスラストおよび抵抗試験成績より求められる。 T' は次式で与える。

$$T' = \rho n^2 D^4 K_T / -t \rho L^2 U^2$$

K_T はプロペラ単独性能に、伴流率($1-W_p$)が表わすプロペラ位置の軸方向の有効流速とプロペラ回転数を組合せて得る。 K_T は $J = (1-W_p) u / nD$ によって、次式で記述できる。

$$K_T = k_0 + k_1 J + k_2 J^2$$

$(1-W_p)$ は直進時の伴流率($1-W_{p0}$)に操縦運動の影響を加えて記述する。この値はスラスト一致法でえられる。

$$(1-W_p) = (1-W_{p0}) + \tau (v'_p + C_p |v'_p| v'_p)^2$$

ただし、($1-W_{p0}$)はみかけの前進率 J_s の関数である。

$$v'_p = v' + X'_p r'$$

X'_p は実験常数もしくはプロペラ位置を示す常数である。

τ, C_p 試験で得られる実験常数で左右非対称が顕著な場合 v'_p の正負によって値を変更してもよい。

v) $F'_N \sin \delta$ 舵直圧力の抵抗成分であり、舵直圧力は次の項で扱う。

vi) $F'_T \cos \delta$ 舵接線力の抵抗成分であり、一般に小さく、場合によっては省略することができる。

② 舵によって生じる横方向の流体力

この横方向の流体力とモーメントは舵直圧力の横方向成分と舵の干渉によって船体に生じる干渉力から成り立つ。舵接線力(F'_T)の横方向成分は直圧力に較べて小さいので省略できる。

$$Y'_R = (1+a_n) F'_N \cos \delta$$

$$N'_R = (X'_{RG} + a_n X'_H) F'_N \cos \delta$$

この式中の各項は次のように定める。

i) a_H 舵によって船体に生じる流体力を表わす常数であり、直進中の操舵試験で計測される船全体に働く横方向の力 Y'_R と舵直圧力(F'_N)から求める。

ii) X'_{RG} 舵位置を表わし $= -0.5$

iii) X'_H 舵によって船体に生じるモーメントを表わす常数で、直進中の操舵試験で計測される船全体に働くモーメント N'_R と舵直圧力から求める。

iv) F'_N 舵の直圧力であり、舵の単獨特性に舵位置の有効流速(U_R)、流向(α_R)を組合せ、次式で求め る。なお、直圧力の方向をMMGと逆にしている。

$$F'_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f\alpha(A) \alpha_R / \frac{1}{2} \rho L^2 U^2$$

$f\alpha(A)$ は舵の単獨特性で、例えば次の藤井の式で推定する。

$$f \alpha(A) = \frac{6134}{A + 225}$$

U_R は舵直圧力一致法で求める。この U_R のうち、縦方向成分 u_R は、プロペラ位置の流速にプロペラによる速力増加を考えて次式で与える。

$$u_R / u = (1 - w_p) \epsilon \sqrt{1 + K \frac{8}{\pi} \frac{K_t}{J^2}}$$

ϵ , K は実験常数であり、直進中の操舵試験から求められる。

α_R は次式で与える。

$$\alpha_R = -(\delta - \delta_0) - \frac{U}{u_R} \gamma (v' + X'_R r')$$

δ_0 は直進中の有効流向を表わす。

γ および X'_R は船体の整流効果を表わす実験常数である。

③ 船体による横方向の流体力

船体による横方向の流体力は船全体に働く横方向の流体力から舵の寄与分をさし引いたものであり、プロペラと舵つきの試験から Y'_R あるいは N'_R を引いて求める。また、プロペラのみをつけた試験から直接求めることもできる。

この項は線型部分と非線型部分から成る。

$$Y'_{HP} = Y'_{HP,L} + Y'_{HP,N}$$

$$N'_{HP} = N'_{HP,L} + N'_{HP,N}$$

添字 L, N はそれぞれ、線型部分、非線型部分を意味する。

線型部分は次式で与えられる。

$$Y'_{HP,L} = Y'_v v' + Y'_r r' + Y'_v v' + (Y'_r + X'_u u') r'$$

$$N'_{HP,L} = N'_v v' + N'_r r' + N'_v v' + N'_r r'$$

非線型項については、先の議論に従って MMG の提案した $C_D(x')$ モデルを用いず v' と r' の 3 次多項式の形のモデルを用いる。

$$Y'_{HP,N} = Y'_{vvv} v'^3 + Y'_{vvr} v'^2 r' + Y'_{vrr} v' r'^2 + Y'_{rrr} r'^3$$

$$N'_{HP,N} = N'_{vvv} v'^3 + N'_{vvr} v'^2 r' + N'_{vrr} v' r'^2 + N'_{rrr} r'^3$$

続いて、このそれぞれの係数にプロペラの影響を取り入れる。

取り入れる方法については今後の検討に待つべき点が多いが、とりあえず、模型船自身の運動がどこまで正確に、この数学モデルで表現できるかという点に主眼を置いて考える。Series 60 船型の場合、次の形の記述が形式的ではあるが、簡略ながらもよい近似を与えるためこの式を用いた。

$$Y'_v = a_v + b_v / J_s$$

$$N'_v = c_v + d_v / J_s$$

.....
.....

④ 拘束試験成績と数学モデルの対応

以上に述べた数学モデルを、模型船 D (Series 60) の拘束操縦性試験成績と比較し、船に働く流体力の記述精度を検定しておく。

(i) 縦方向の流体力

船体単独時の流体力に有効スラストと舵による抵抗を加える形で、船に作用する縦方向の流体力の数学モデルを導いた。この数学モデルによる縦方向の流体力の推定値と拘束試験成績と比較した形で図2.2.3.1に示す。自航時の船の運動を考える場合、 $r\beta > 0$ の状態が重要であるが、この状態の流体力の特徴を数学モデルはよく表現している。 $J_s = 0.904, 1.30$ の場合、数学モデルは全般によい近似を与えている。しかし、 $J_s = 0.50$ の場合、数学モデルによる推定値の記述精度は必ずしも十分とは言えないようみえる。この原因は、この場合プロペラの伴流係数の変化が複雑で、ここで導入した数学モデルでは十分にその特徴を表現しえない為である。おそらく、 $J_s = 0.5$ の場合のような過負荷時の伴流係数の表現にはより複雑な形の数学モデルの導入が必要であろう。また、船型に応じて、あるいは、取り扱う操縦運動の種類に応じて工夫を要すると思われる。

(ii) 舵直圧力

同様に舵直圧力の推定例を図2.2.3.2に示す。これらはいずれも舵角が零の場合の結果である。

図2.2.1.19および図2.2.1.22に示した舵位置の有効流速、流向からもわかるように、プロペラの影響の増大とともに推定値と計測値の対応は必ずしも十分でなくなる。特に左旋時の舵直圧力の誤差が大きい。しかし、運動による推定値の変化率、つまり推定特性の主な傾き自体は実際によく一致している。このことから、船体のみによる整流効果にプロペラによる增速を加味して有効流向を推定する方法は妥当であるが、プロペラによる非対称な挙動までは十分に表現出来ていない。

ということは、平均的な意味での舵に対する船体やプロペラの干渉については一応成功したが、伴流分布のように平均値のみでは表現できない特性のある現象に対しては未だ不十分である。

(iii) 船全体に作用する横方向の流体力

船体に働く横方向の流体力の表現には r' と v' の3次多項式を用い、かつ、係数にプロペラの直接的な影響があるとみなして得られた横方向の力とモーメントの推定例を図2.2.3.3に示す。もちろん、舵直圧力と舵による船体への干渉も前述した方法で推定し、加えている。 J_s の総ての場合について推定値は実際とよい対応を示しており、ここで提案した数学モデルが実用上、十分な記述精度をもつことがわかる。

(2) プロペラ逆転時流体力数学モデル(v_s モデル)

プロペラ逆転時船体に働く流体力(前後力X、横力Y、ヨーモーメントN)のうち、前後力のモデル化については後の2.3.3に於いて述べるので、ここではプロペラ逆転によって生ずる横力・ヨーモーメントの数学モデル—— v_s モデル——について記述する。

プロペラを逆転しつつ前進航行する船体に働く流体力が、裸船船体のみで前進航走する際に働く流体力と逆転プロペラにより誘起される流体力とから成ると仮定し、このときの誘起付加流体力 ΔY , ΔN が船尾での横流れ速度 v_s ($\equiv v + x_p r$)によって簡単に

$$\begin{aligned}\Delta Y &= \Delta Y_0 + \Delta Y_{v_s} \cdot v_s \\ \Delta N &= \Delta N_0 + \Delta N_{v_s} \cdot v_s\end{aligned}\quad \{ \quad (2.2.3.21)$$

と線形表示できると考えるのが v_s モデルの骨子である。このような考え方にもとづき $5-27M L_{pp} = 2.5m$ 模型、天長丸模型によるプロペラ逆転時の流体力を解析した結果、比較的弱い横運動に対しては v_s モデルはかなり有効であることが認められているので、本節ではSeries 60船型に対して v_s モデルを適用した解析結果を中心に検討し、 v_s モデルの全般的な有効性についてまとめる。

Series 60船型を用いて逆転プロペラによる付加流体力が計測された例に、本節冒頭に述べた解析法を用

いて解析した結果の一部を図 2.2.3.2.1 ~ 2.2.3.2.8 に示した。前半が斜航試験結果であり、後半が C M T による試験結果である。これらの図より、逆転プロペラのスラストおよび直進時逆転プロペラによる横方向流体力が急変する $J_p \approx -0.545$ 付近を除くほかは、(2.2.3.2.1)式の表現が $v'_s = 0$ を含む v'_s のある区間内で有効であることがわかる。前述の 5-27M 船型、天長丸模型の場合と比較すると、Series 60 船型では付加流体力の v_s による線型表示の適合性が一層良いといえる。

Series 60 船型について(2.2.3.2.1)式中の係数 $\triangle Y_{vs}$, $\triangle N_{vs}$ を $x_p = -\frac{1}{2}L$ として求めたものを図 2.2.3.2.9 に示した。これを図 2.2.3.2.10 に示した 5-27M 船型についての両係数と比較すると定性的にも定量的にもよく似ていることがわかる。

図 2.2.3.2.9 では斜航試験で求めた $\triangle Y'_{vs}$, $\triangle N'_{vs}$ と C M T から求めた両係数を区別して示したが、両試験法による $\triangle Y'_{vs}$, $\triangle N'_{vs}$ には明らかな差異がある。すなわち C M T より求められた両係数の絶対値は斜航試験より求めた両係数のそれより一様に大きい。この事実は v_s モデルで付加流体力を説明するには、 $|x_p| > L/2$ とした方がよいことを物語っている。そこで試みに $|x_p|$ を $L/2$ より大として解析した結果のうち、両試験法から求めた $\triangle Y'_{vs}$, $\triangle N'_{vs}$ が比較的よく一致する $x_p = -L$ とした例を図 2.2.3.2.11 に示した。

Series 60 船型による模型試験では船体中央に原点を固定した座標系を基礎に横力・ヨーモーメントを計測しているので、線形操縦運動方程式は v_s モデルの仮定の下では

$$\begin{aligned} m(\dot{v} + ur) &= Y = \tilde{Y}_v \dot{v} + \tilde{Y}_r \dot{r} + \tilde{Y}_v v + (\tilde{Y}_r + \tilde{X}_u u) r + \triangle Y_0 + \triangle Y_{vs} v_s \\ I_{zz} \dot{r} &= N - Y x_g = \tilde{N}_v \dot{v} + \tilde{N}_r \dot{r} + \tilde{N}_v v + \tilde{N}_r r + \triangle N_0 + \triangle N_{vs} v_s \\ &\quad - (\tilde{Y}_v \dot{v} + \tilde{Y}_r \dot{r} + \tilde{Y}_v v + (\tilde{Y}_r + \tilde{X}_u u) r + \triangle Y_0 + \triangle Y_{vs} v_s) x_g \end{aligned} \quad (2.2.3.2.2)$$

となる。ここで微係数の頭に付した(～)の記号は裸船時の流体力微係数を意味する。(2.2.3.2.2)式を無次元化し、整理すると

$$\begin{aligned} (m' - \tilde{Y}'_v) \dot{v}' - \tilde{Y}'_r \dot{r}' &= (\tilde{Y}'_v + \triangle Y'_{vs}) v' + (\tilde{Y}'_r + \tilde{X}'_u - m' - k \triangle Y'_{vs}) r' + \triangle Y'_0 \\ (I'_{zz} - \tilde{N}'_r + \tilde{Y}'_r x'_g) \dot{r}' - (\tilde{N}'_v - \tilde{Y}'_v x'_g) \dot{v}' &= (\tilde{N}'_v + \triangle N'_{vs} - \tilde{Y}'_v x_g - \triangle Y'_{vs} x'_g) v' \\ &\quad + (\tilde{N}'_r - k \triangle N'_{vs} - \tilde{Y}'_r x'_g - \tilde{X}'_u x'_g + k \triangle Y'_{vs} x'_g) r' \\ &\quad + \triangle N'_0 - \triangle Y'_0 x'_g \end{aligned} \quad (2.2.3.2.3)$$

ただし、 $v'_s = v' - kr'$ とした。

すなわち、減衰力の線形流体力微係数は次のようになる。

$$\left. \begin{array}{l} Y' \left\{ \begin{array}{l} v' : \tilde{Y}'_v + \triangle Y'_{vs} \\ r' : \tilde{Y}'_r + \tilde{X}'_u - m' - k \triangle Y'_{vs} \end{array} \right. \\ N' \left\{ \begin{array}{l} v' : \tilde{N}'_v + \triangle N'_{vs} - (\tilde{Y}'_v + \triangle Y'_{vs}) x'_g \\ r' : \tilde{N}'_r - k \triangle N'_{vs} - (\tilde{Y}'_r + \tilde{X}'_u - k \triangle Y'_{vs}) x'_g \end{array} \right. \end{array} \right\} \quad (2.2.3.2.4)$$

(2.2.3.2.4)式で求めた微係数を図 2.2.3.2.12 に、全流体力を非線形項まで含めて解析して求めた微係数とともに示した。旋回に関する微係数 $Y'_r - m' + X'_u$, $N'_r - m' x'_g$ は v_s モデルで求めたものと、全流体力の最小二乗法近似による両係数は定性的にも定量的にも良い一致を示しているが、横流れに関する微係数 Y'_v , N'_v については v_s モデルに基づく値と最小二乗法近似によるものとの一致度はそれほど良くない。 v_s モデ

ルに基づき針路安定性を評価したのが図 2.2.3.2.13 である。図中 ℓ'_r , ℓ'_v はそれぞれヨー減衰力およびスウェー減衰力の着力点を表わし

$$\left. \begin{aligned} \ell'_r &= \frac{\tilde{N}'_r - k \Delta N'_{vs} - (\tilde{Y}'_r + \tilde{X}'_u - k \Delta Y'_{vs}) x'_0}{\tilde{Y}'_r + \tilde{X}'_u - m' - k \Delta Y'_{vs}} \\ \ell'_v &= \frac{\tilde{N}'_v + \Delta N'_{vs} - (\tilde{Y}'_v + \Delta Y'_{vs}) x'_0}{\tilde{Y}'_v + \Delta Y'_{vs}} \end{aligned} \right\} (2.2.3.2.5)$$

で与えられる。 ℓ'_r , ℓ'_v ともに逆転プロペラ回転数が高くなり $|J_s|$ の値が減少するに伴ない針路不安定度を高める方向に変化することがわかる。この傾向の大勢は、図 2.2.3.2.14 に示した 5-27M 船型につき v_s モデルを適用した場合と同様である。図 2.2.3.2.13 には針路安定性を判定した $\ell'_r - \ell'_v$ をも J_s ベースに示した。 v_s モデルが適用された各 J_s での針路安定性の判定は、流体力の最小 2 乗法近似で決定された微係数にもとづく判定と定性的にも定量的にも良い一致を示している。しかし、後者の判定法では、 J_s が $-0.9 \leq J_s \leq -0.5$ で針路安定になる結果を得ているが、 v_s モデルではこの J_s において付加流体力 ΔY , ΔN を(2.2.3.2.1)式で近似することができず、したがって針路安定性の判定ができていない。このような現象を v_s モデルでどのように取扱うかは今後に残された問題点である。

すでに述べたように、裸殻船体に加わる流体力に逆転プロペラにより誘起される付加流体力を加え合せることにより、プロペラを逆転させつつ前進航走する船体に働く流体力とするという仮定が v_s' モデルの考え方の基本であった。5-27M $L_{pp} = 25m$ 模型でこの考え方の適合性を調べたのが図 2.2.3.2.15 ~ 2.2.3.2.16 である。図中、各種記号で示されたものはプロペラ逆転時 CMT で計測された横方向流体力で、実船が前述の v_s モデルの考え方によって計算された流体力である。

v_s モデルは横運動が弱いときには計測された流体力をよく説明しているが、横運動が強い場合には必ずしも良い推定値を与える、むしろ裸殻船体の流体力に直進時逆転プロペラにより生ずる付加流体力 ΔY_0 , ΔN_0 を加えたものの方が全体的一致度はよい。

このように横運動が弱いときには v_s モデルはかなり有効であることがわかった。 v_s モデルの考え方では逆転プロペラにより誘起される流体力を(2.2.3.2.1)式で表現する場合、CMT 試験を実施する必要は原理的にはない。たとえば、5-27M 船型について(2.2.3.2.1)式の係数 ΔY_{vs} , ΔN_{vs} を斜航試験および CMT より求めたものを図 2.2.3.2.17 に示した。これによれば斜航試験、CMT とともにほぼ同じ係数を与えており、比較的簡単に実行できる斜航試験を実施する方が便利であろう。ただし、 $v_s' (= v' - kr')$ 中の k の値については、 $\frac{1}{2}$ でよいのかあるいは 1.0 程度の値がよいのか、現在の段階では断定しかねるので、当分は両試験法を併用した方がよからう。

以上 v_s モデルについて検討したが、主な結論と問題点をまとめておく。

- a) プロペラを逆転させつつ前進航行する船体に働く流体力を、裸殻船体に働く流体力にプロペラ逆転による付加流体力を(2.2.3.2.1)式で表現したものと加え合せることにより近似する手法は、横運動が弱い場合にはかなり有効である。
- b) v_s モデルで、プロペラ逆転時の船の針路安定性の変化を推定することが、かなりの程度可能である。しかし、 v_s モデルでは、逆転プロペラによる付加流体力を説明できない場合もあるので、この点については逆転プロペラによる流体力発生メカニズムのより一層の研究とともに、今後引き続き検討せねばならない。

表 2.2.1.1 供試船の要目

Model	A	B	C	D
Type	SR-154 S-27M	Tanker	Container	Series 60
Hull				
L (m)	4.000	4.500	4.000	4.000
B (m)	0.800	0.743	0.587	0.571
d (m)	0.293	0.280	0.208	0.229
L/B	5.00	6.06	6.81	7.00
B/d	2.73	2.65	2.83	2.50
L/d	13.65	16.07	19.23	17.50
C _b	0.820	0.833	0.568	0.700
lcb	3.1°F	3.21°F	2.08A	0.5°F
Rudder				
Λ_R/L_d	1/55	1/60	1/50	1/66.7
Λ	1.333	1.28	1.60	2.17
Propeller				
D (m)	0.0966	0.120	0.150	0.160
P/D	0.607	0.800	1.000	1.100
E.A.R.	0.720	0.670	0.700	0.500
z	5	5	5	4

表 2.2.1.2 操縦運動による抵抗増加を表わす係数の例(モデルD)

	X' _{VV} x10 ³	X' _{RR} x10 ³	X' _{Vr} -Y' _V x10 ³	-Y' _V x10 ³	X' _{Vx} -Y' _V -Y' _V
CMT	-0.894	-0.046	8.80	—	0.77
PMM Test	-1.974	-0.874	9.45	11.4	0.83

表2.2.1.3 舵位置の有効流速と舵尾要目(モデルB, C, D)

model	ϵ	κ	D/H	x_{ca}/D
B	1.60	0.071	0.73	0.67
C	0.97	0.39	0.92	0.68
D	0.86	0.68	0.93	0.38

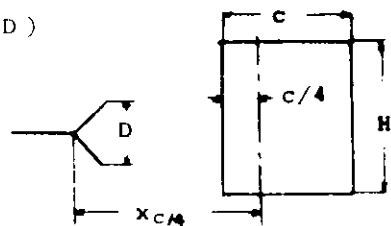


表2.2.1.4 舵位置の有効流速を推定する森の式の諸係数(モデルB, C, D)

model	λ	ϵ	n	c	k
B	1.28	1.64	0.839	0.591	1.20
C	1.60	0.95	0.973	0.876	1.20
D	2.17	0.86	0.978	0.896	1.20

表2.2.1.5 舵の船体に対する干渉を表す係数(モデルA, B, C, D)

model	a_H	x'_H
A	0.645	-0.491
B	0.318	-0.487
C	0.156	-0.426
D	0.340	-0.471

表2.2.1.6 船体に働く流体力を表わす微係数(3次多項式モデル, モデルD)

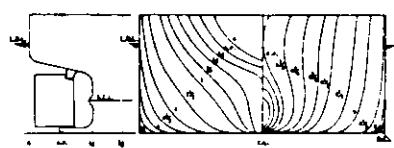
 $(\times 10^{-3})$

Fn	0.15		0.10		0.15		0.15	
Js	bare hull		0.50		0.904		1.30	
	Y_H	N_H	Y_{HP}	N_{HP}	Y_{HP}	N_{HP}	Y_{HP}	N_{HP}
v	-16.36	-6.62	-18.11	-4.92	-17.27	-5.66	-16.89	-6.10
r	4.10	-2.85	6.37	-3.55	5.44	-3.25	4.66	-3.21
vvv	-82.33	2.44	-73.11	-5.25	-81.31	-3.46	-84.87	-2.43
rrr	-3.90	-3.24	-5.81	-1.38	-3.09	-1.78	-1.62	-2.36
vrr	-30.45	6.16	-35.42	2.52	-36.06	5.18	-35.06	5.36
rsv	40.77	-35.57	17.15	-17.79	19.58	-16.49	30.05	-32.47

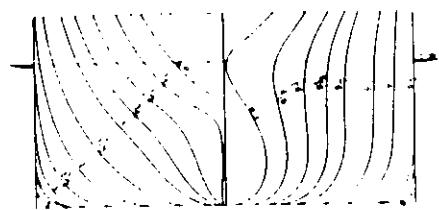
表2.2.1.7 船体に働く流体力を表わす微係数(2次多項式モデル, モデルD)

 $(\times 10^{-3})$

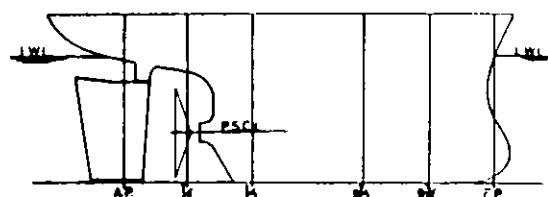
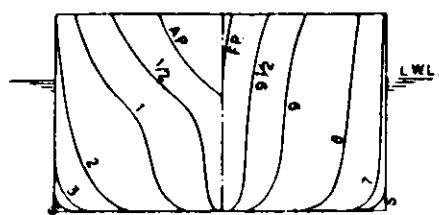
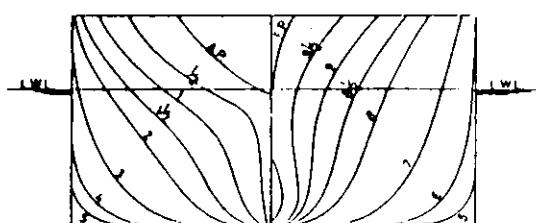
Fn	0.15		0.10		0.15		0.15	
Js	bare hull		0.50		0.904		1.30	
	Y_H	N_H	Y_{HP}	N_{HP}	Y_{HP}	N_{HP}	Y_{HP}	N_{HP}
v	-13.35	-7.18	-15.37	-4.97	-14.86	-5.91	-13.53	-6.25
r	3.86	-2.78	6.56	-3.67	5.51	-3.20	4.84	-3.21
vvv	-35.50	2.69	-28.24	-2.95	-30.82	-0.18	-36.10	0.19
rrr	-1.15	-0.34	-2.05	-0.74	-1.34	-0.21	-1.00	-0.14
vrr	-1.97	3.75	-5.50	2.63	-3.48	3.39	-3.33	3.80
rsv	12.00	-5.17	2.74	-2.53	5.51	-2.71	9.01	-2.97



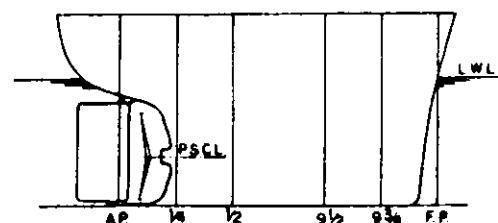
model A



model B



model C



model D

図 2.2.1.1 供試船型

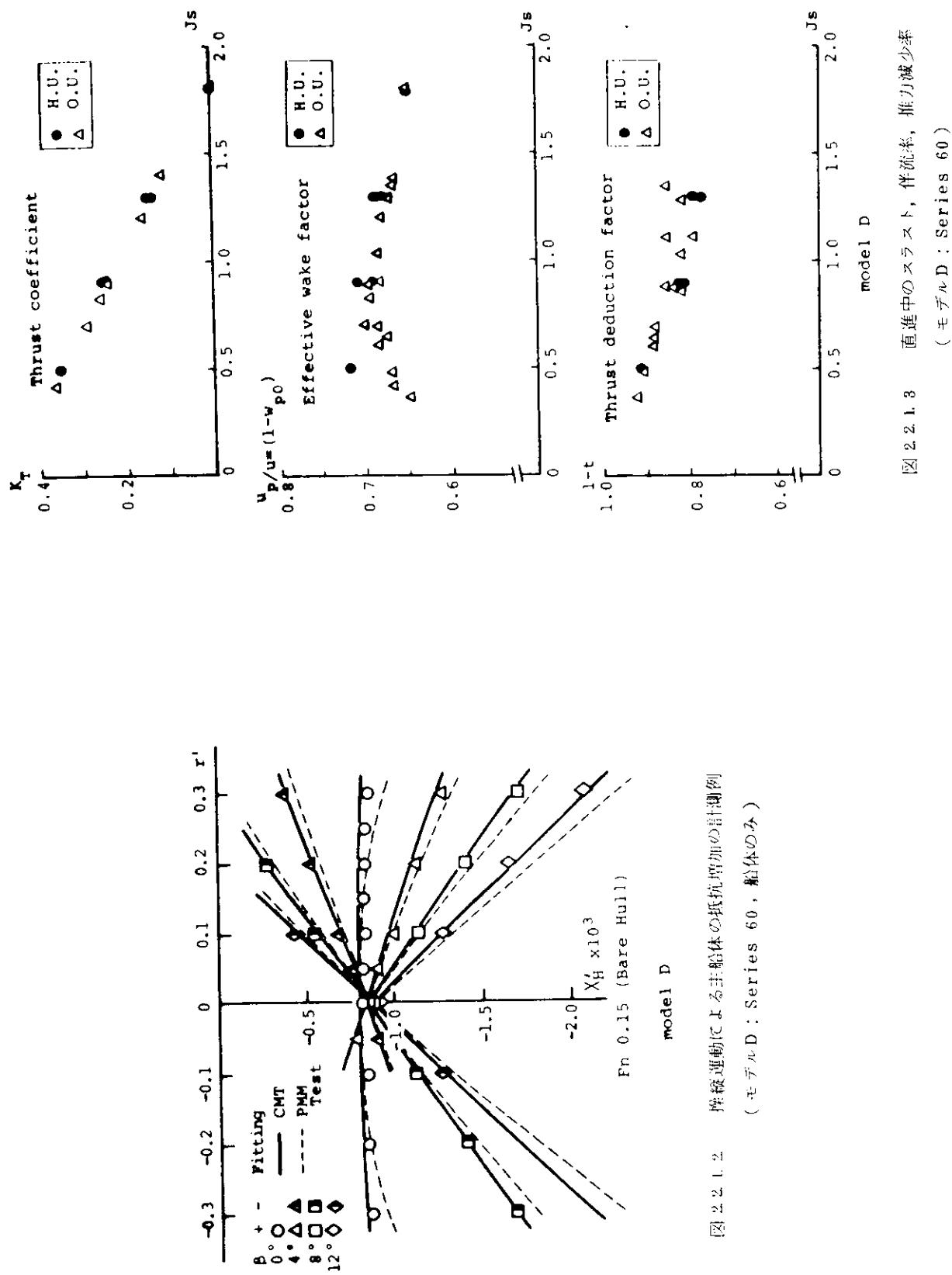


図 2.2.1.2 慢速運動による主船体の抵抗増加の計測例
(モデル D : Series 60, 船体のみ)

図 2.2.1.3 直進中のスラスト, 伴流率, 推力減少率
(モデル D : Series 60)

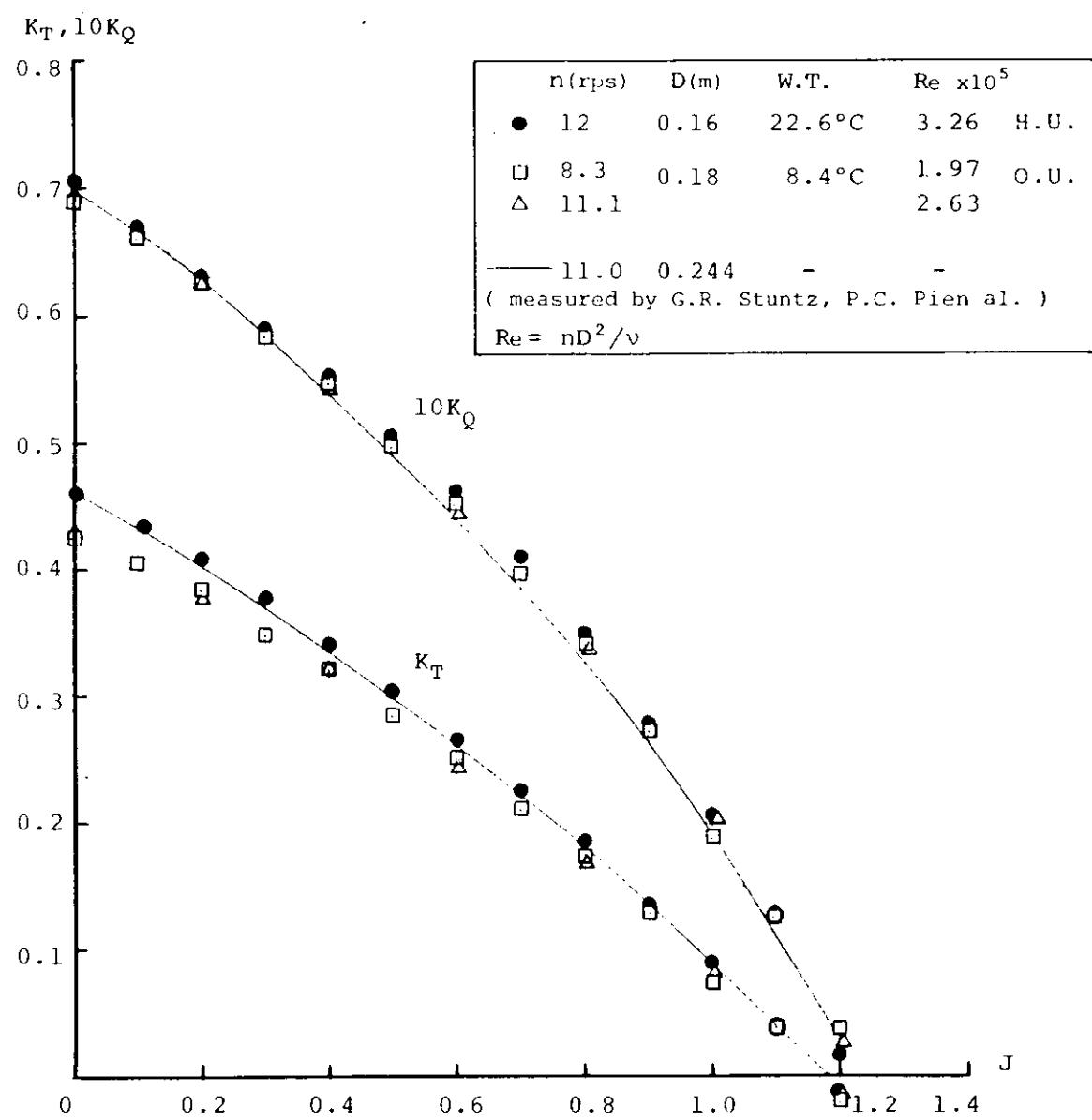


図 2.2.1.4 プロペラ単独試験の結果(モデルD: Series 60)

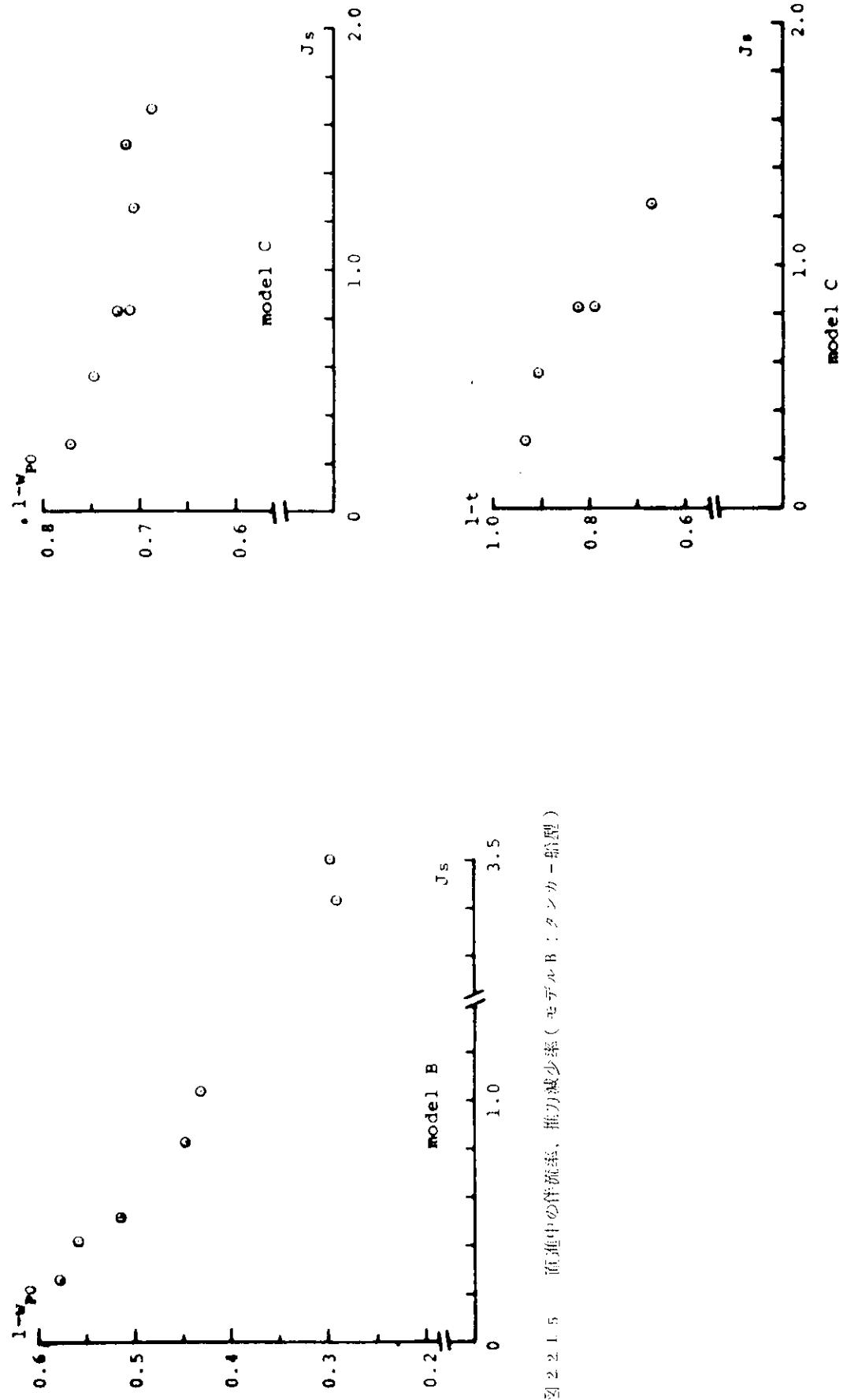


図 2.2.1.5 亂れ中の伴流率、推力減少率(τ_c 、 λ_B : タンカ - 始型)

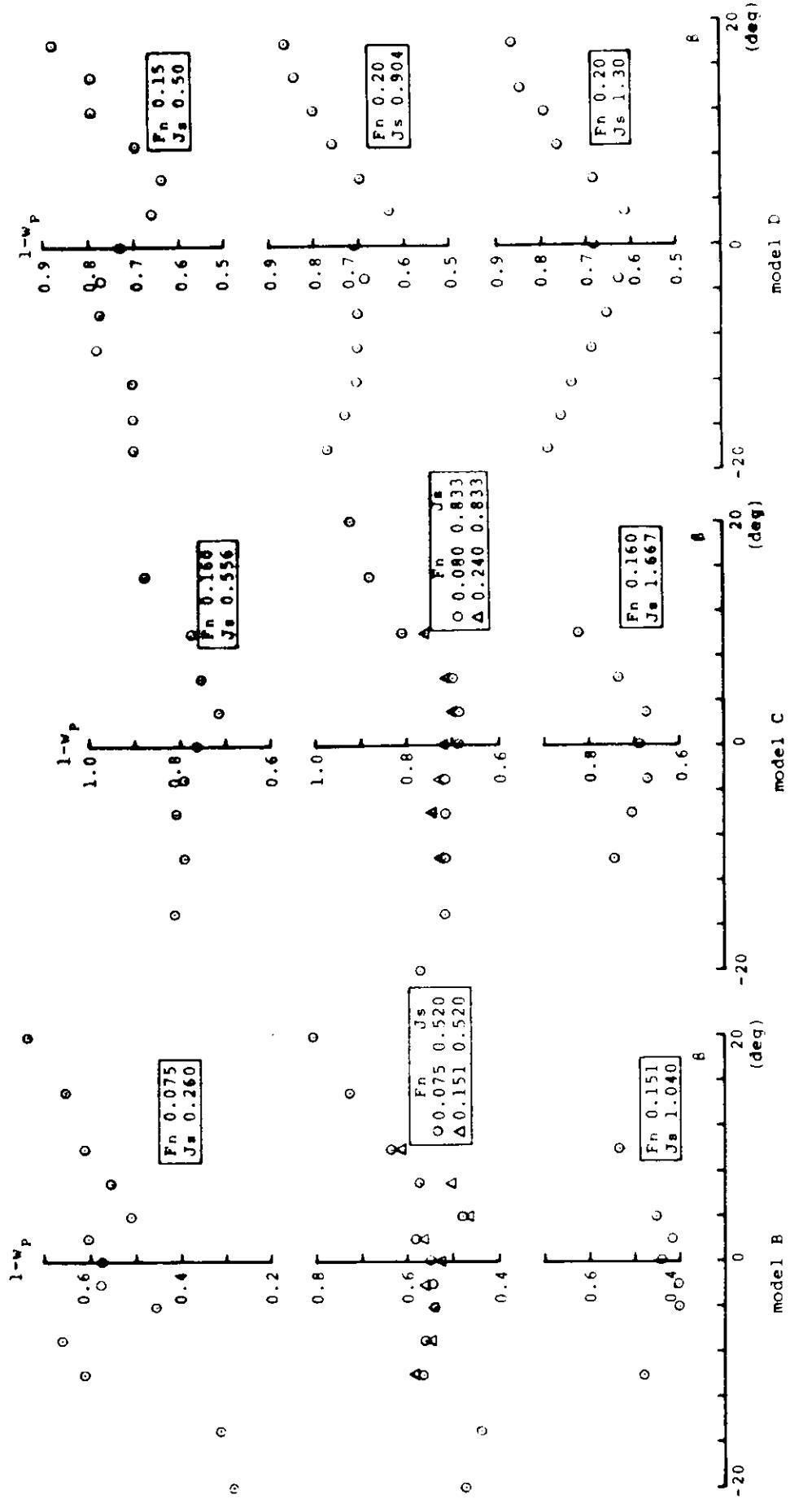


図 2.2.1.7 斜航中の伴流率($\pi_{\text{左}} \pi_{\text{右}}$ B , C , D)

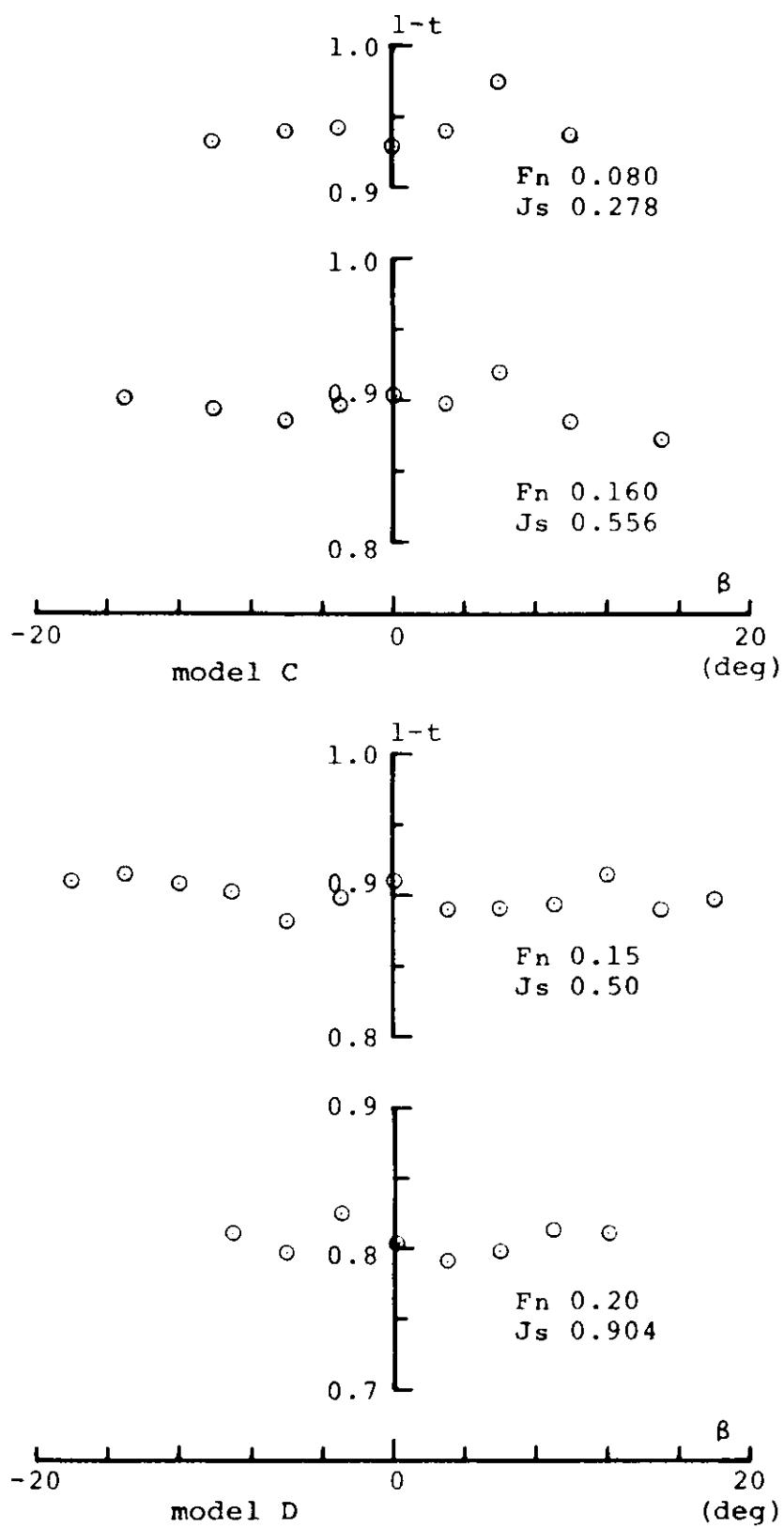


図 2.2.1.8 斜航中の推力減少率(モデルC, D)

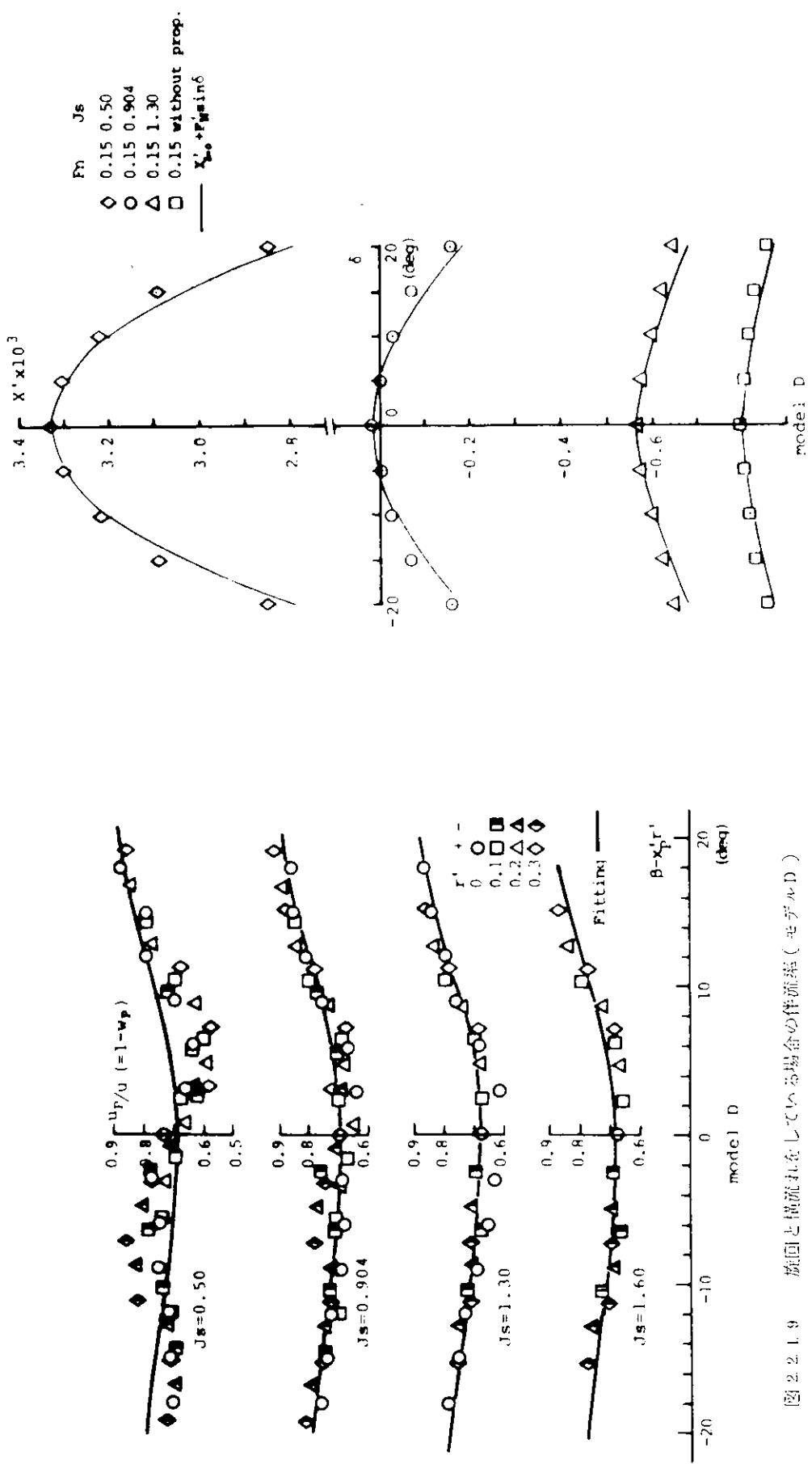


図 2.2.1.9 調査と潮流流れてしてある場合の作筋 (モード D)

(図 2.2.1.10 流れと抵抗問題の計算例 (モード D))

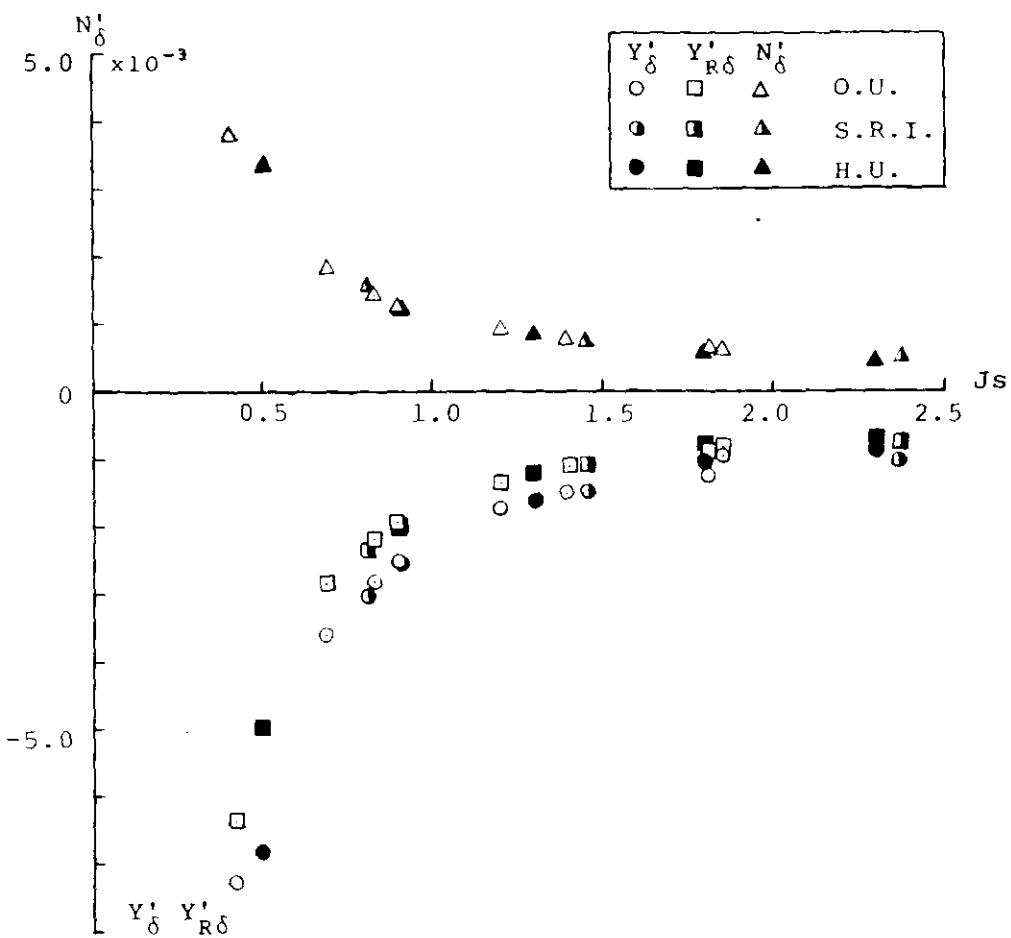


図 2.2.1.11 操舵による横方向の流体力の計測例(モデルD: Series 60)

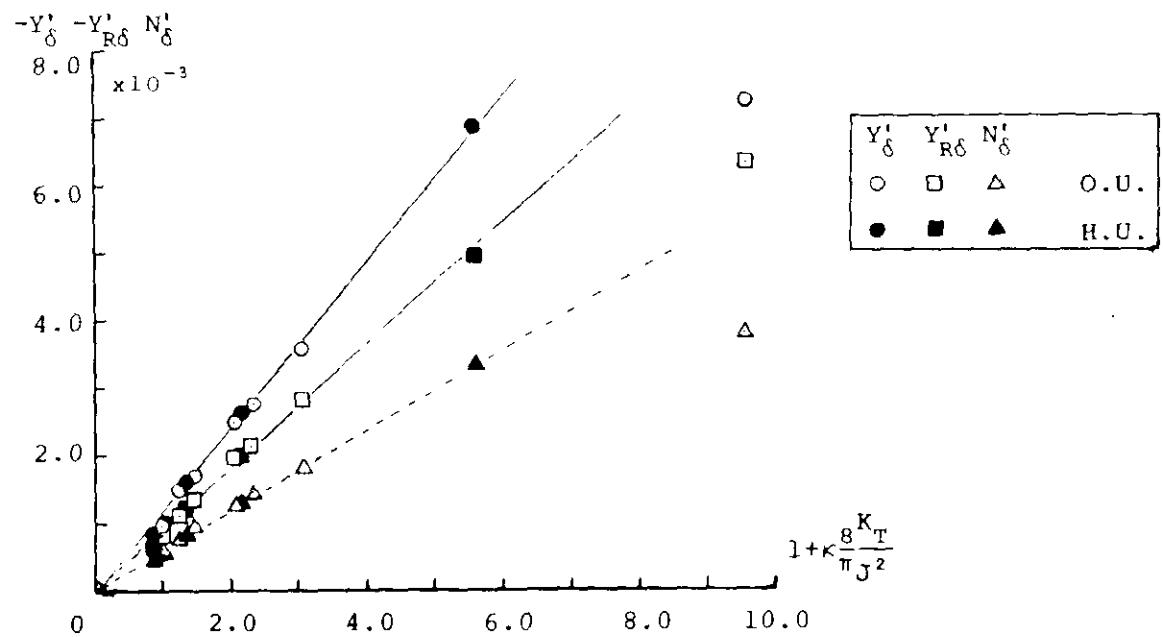


図 2.2.1.12 操舵による横方向の流体力とプロペラ増速率(モデルD: Series 60)

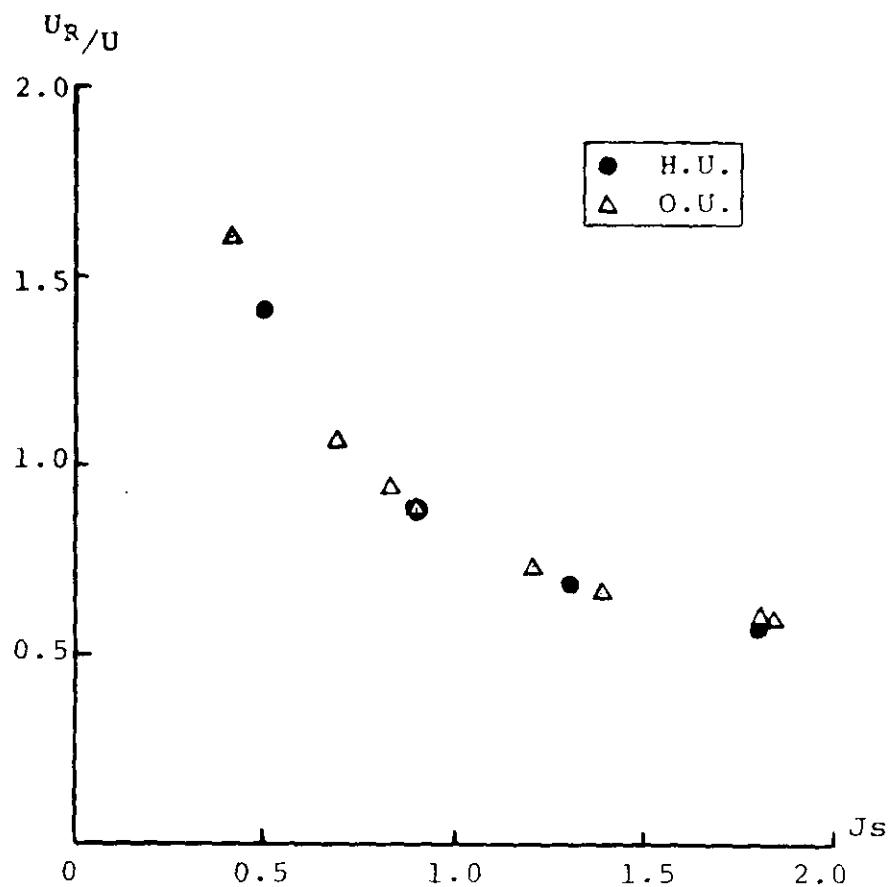


図 2.2.1.13 直進中、舵位置の有効流速(モデルD : Series 60)

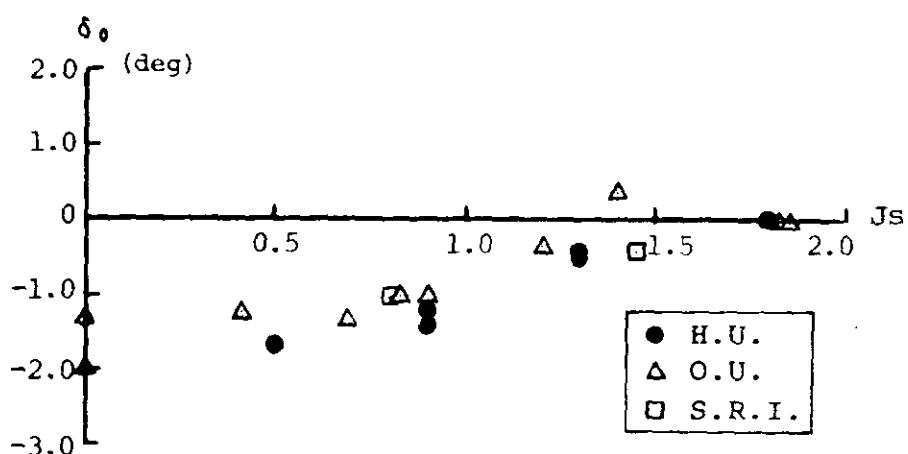


図 2.2.1.14 直進中、舵位置の有効流向(モデルD : Series 60)

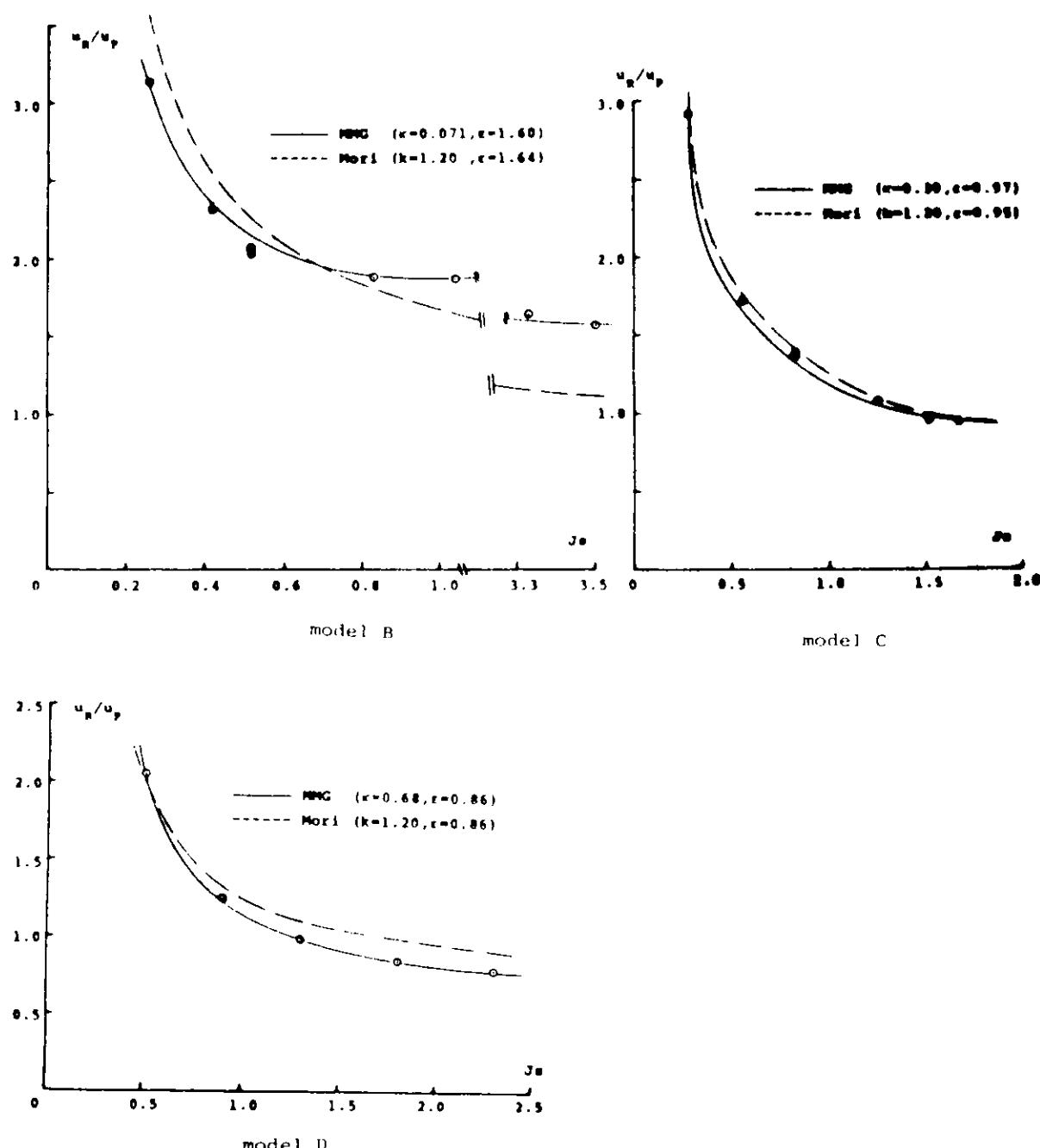
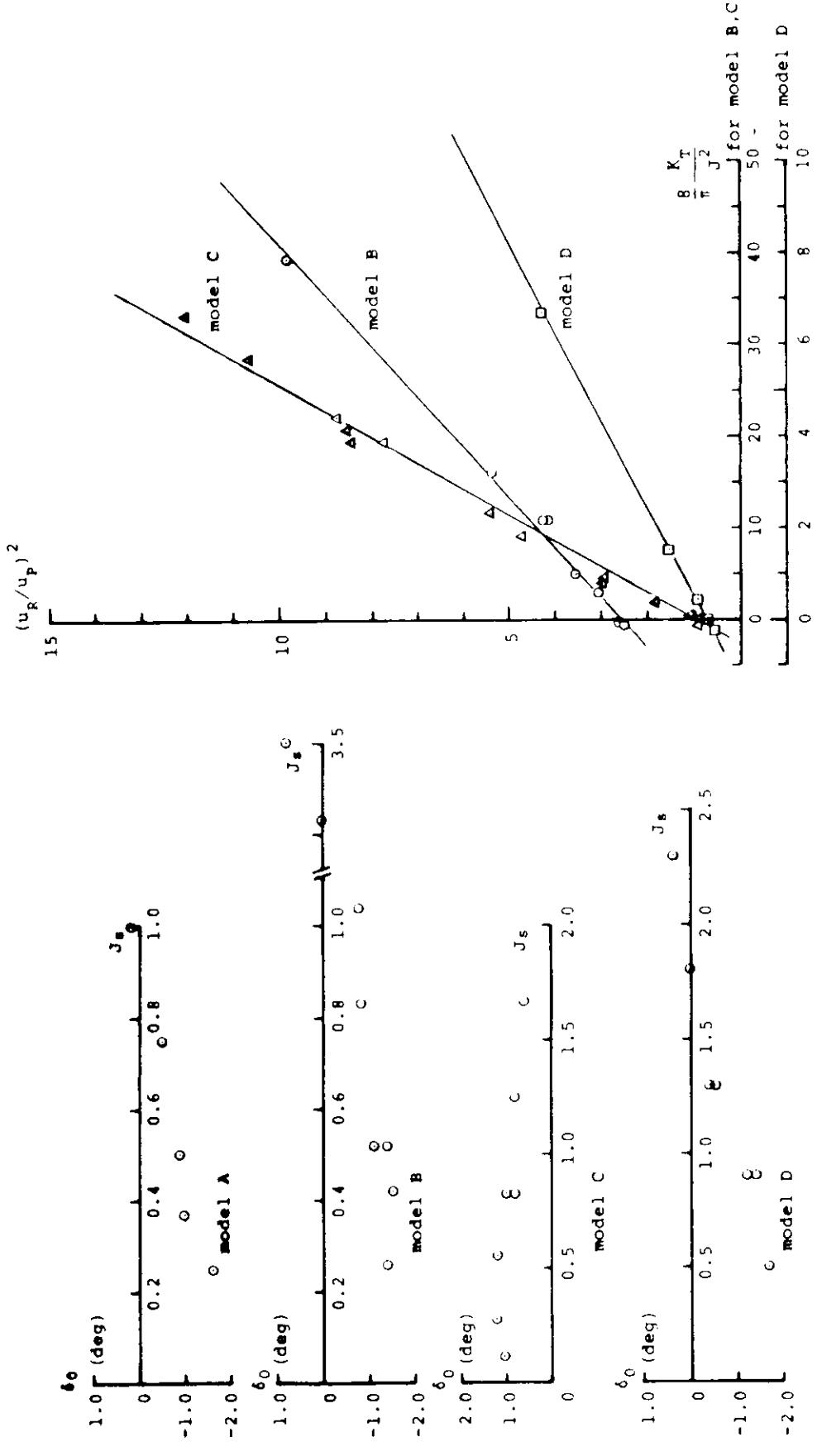


図 2.2.1.15 直進中、舵位置の有効流速(モデルB, C, D)



[図 2.2.1-16] 直進中、能面積の有効流向 (モデル A , B , C , D)

[図 2.2.1-17] 直進中、船位置の有効流速とプロペラ増速率 (モデル B , C , D)

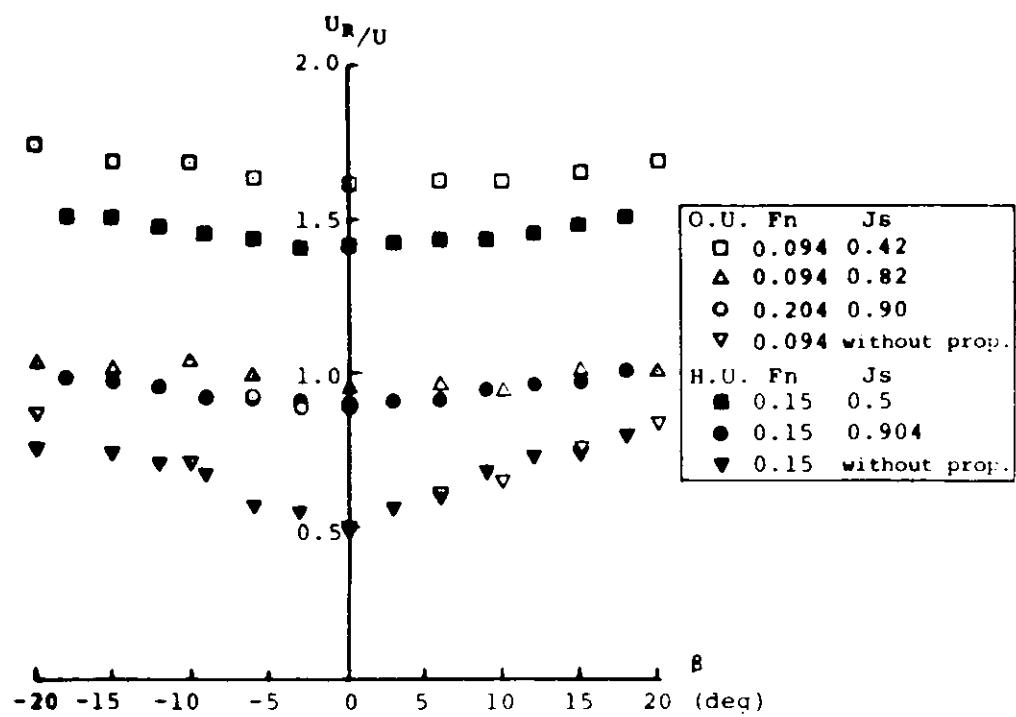


図 2.2.1.18 斜航中の舵位置の有効流速(モデルD)

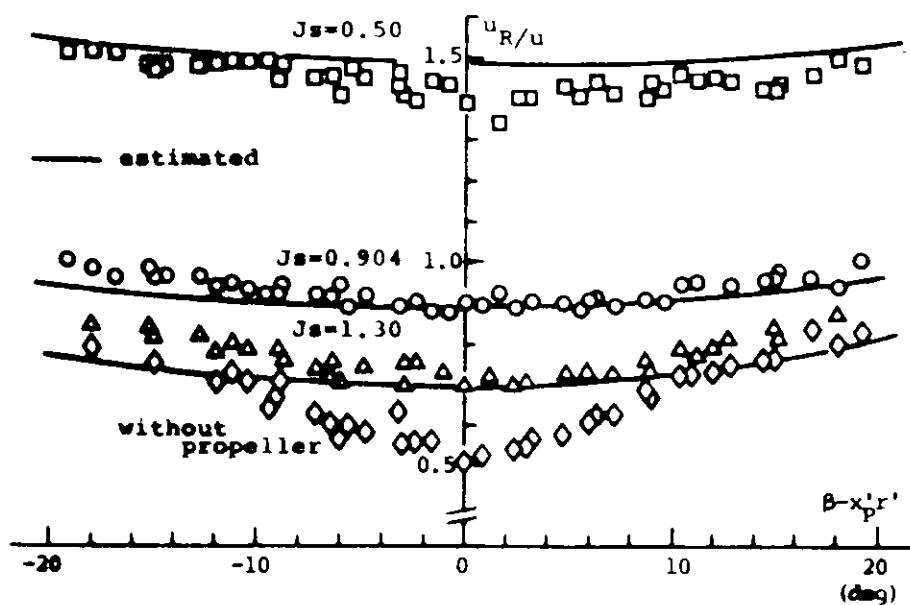


図 2.2.1.19 旋回と横流れをしている場合の舵位置の有効流速(モデルD)

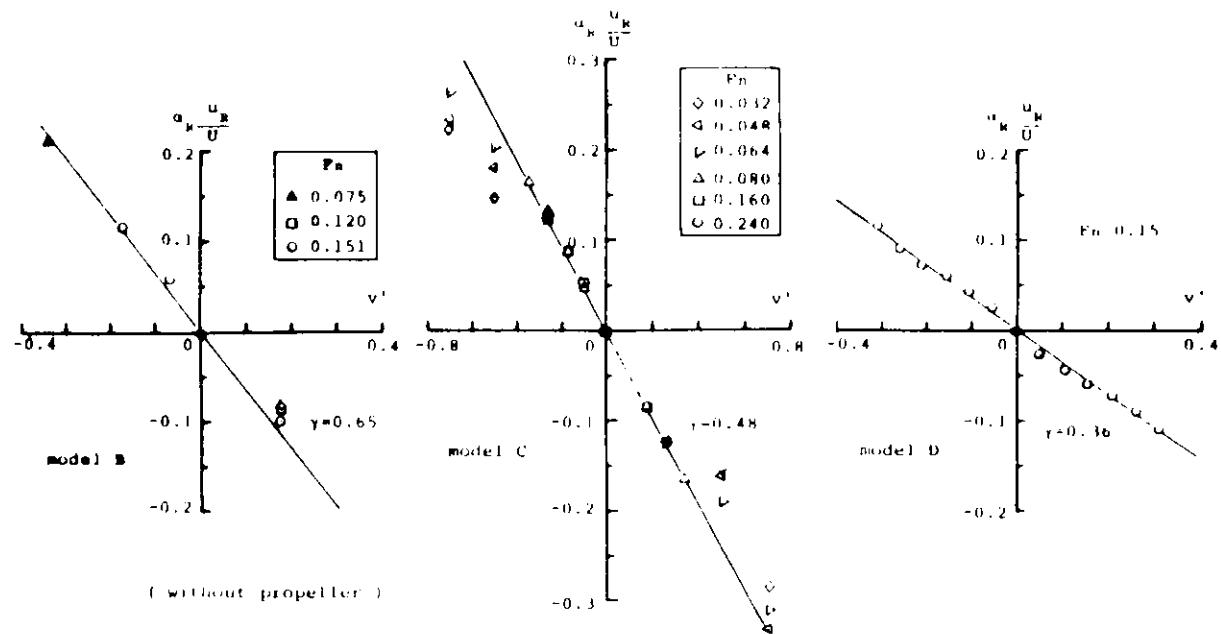


図 2.2.1.20 斜航中、船体のみによって生じる舵位置の有効流向(モデルB, C, D)

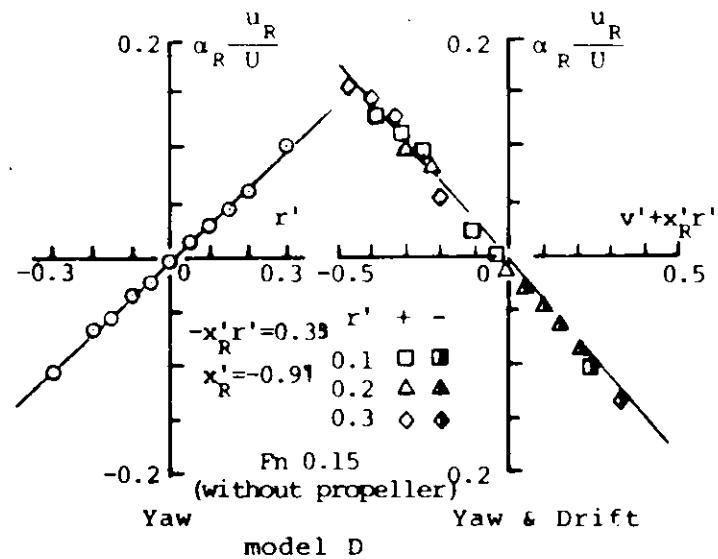


図 2.2.1.21 旋回中、船体のみによって生じる舵位置の有効流向(モデルD)

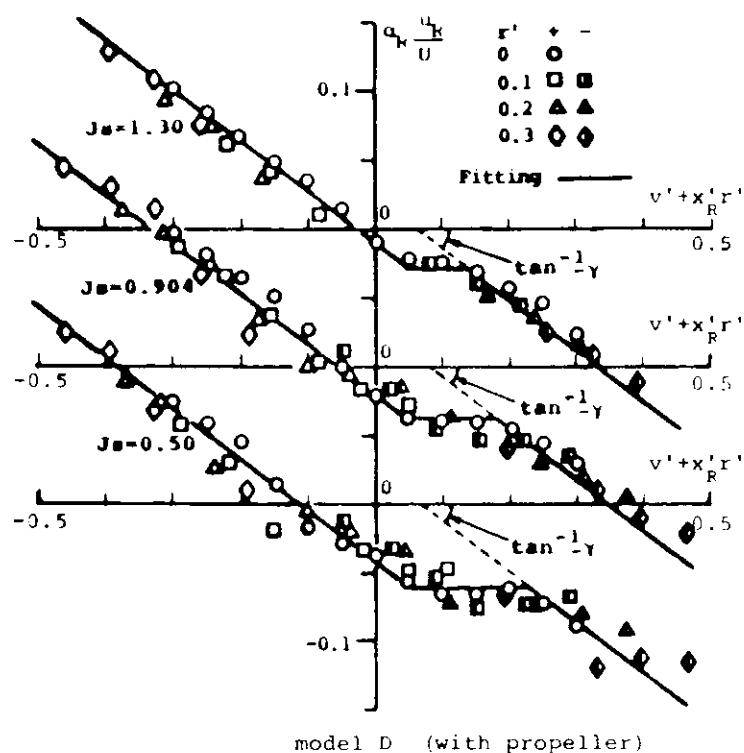


図 2.2.1.22 旋回と横流れ時の舵位置の有効流向(プロペラ稼動中)(モデルD)

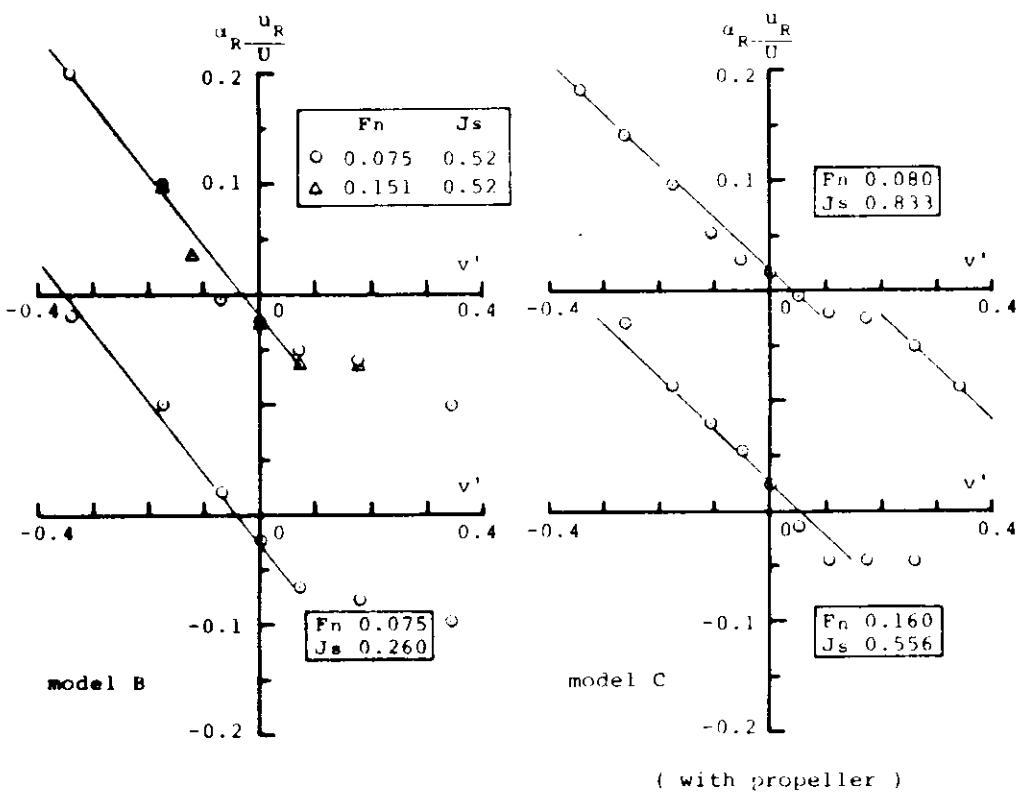


図 2.2.1.23 斜航中の横流れ時の舵位置の有効流向(プロペラ稼動中)(モデルB, C)

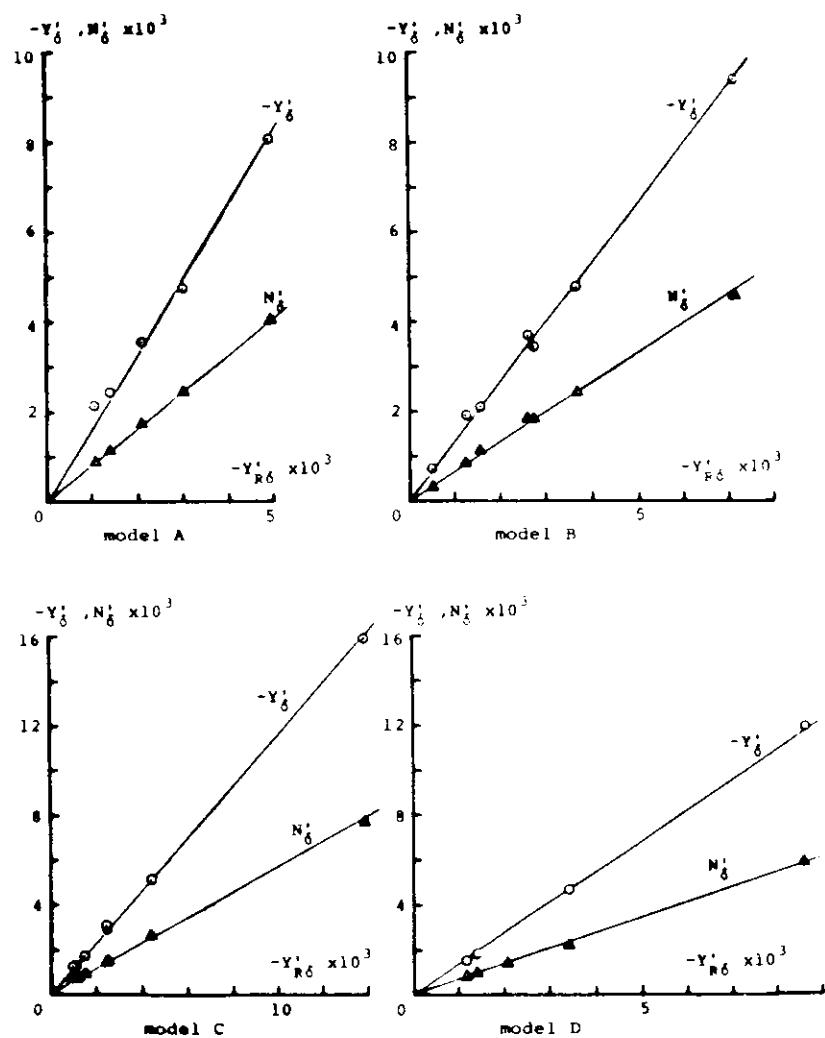


図 2.2.1.24 操舵によって船体と舵に生じる横方向の力の関係(モデル A, B, C, D)

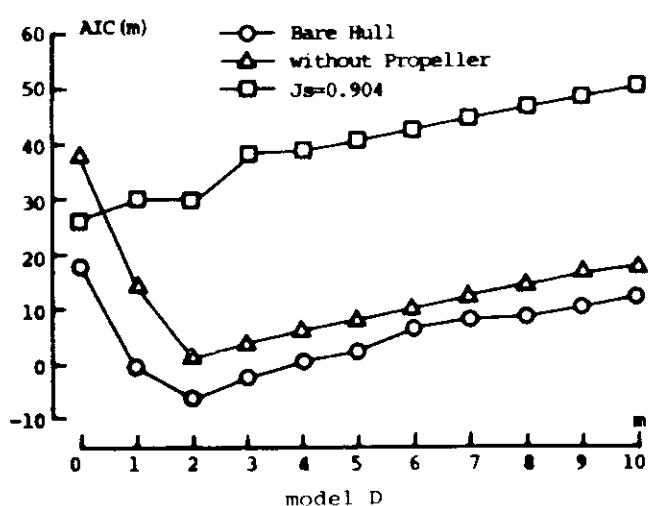


図 2.2.1.25 船体に働く流体力の非線型項の記述方法を評価する A I C (m) の例

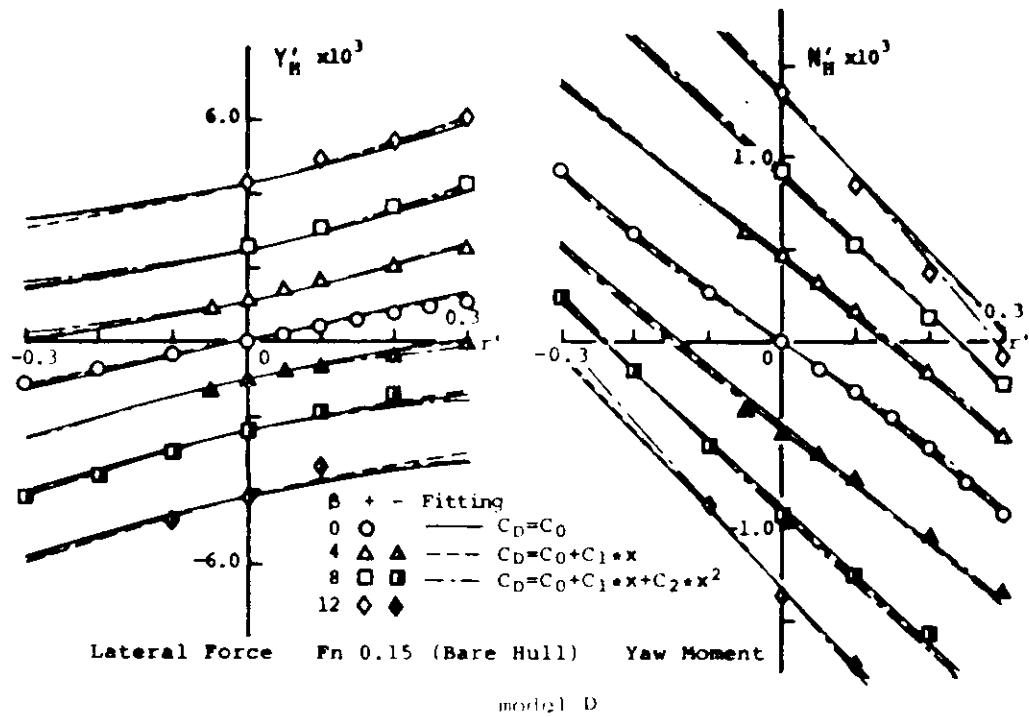


図 2.2.1.26 MMG, $C_D (x')$ モデルによる横方向の流体力の記述例

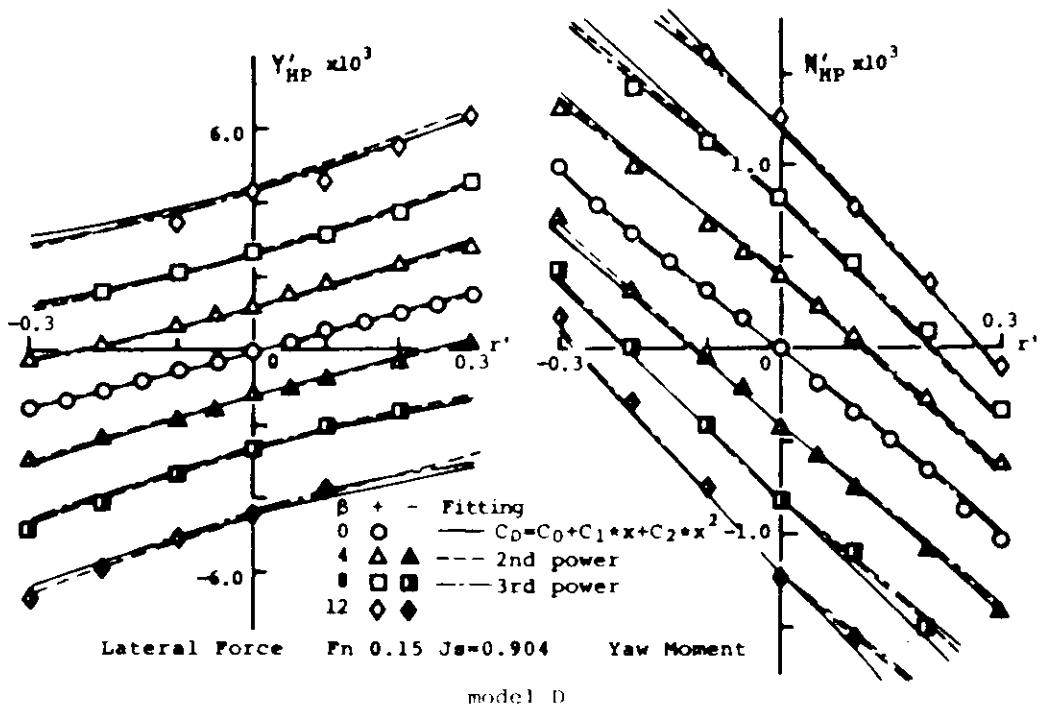


図 2.2.1.27 各種の数学モデルによる横方向の流体力の記述例(モデルD)

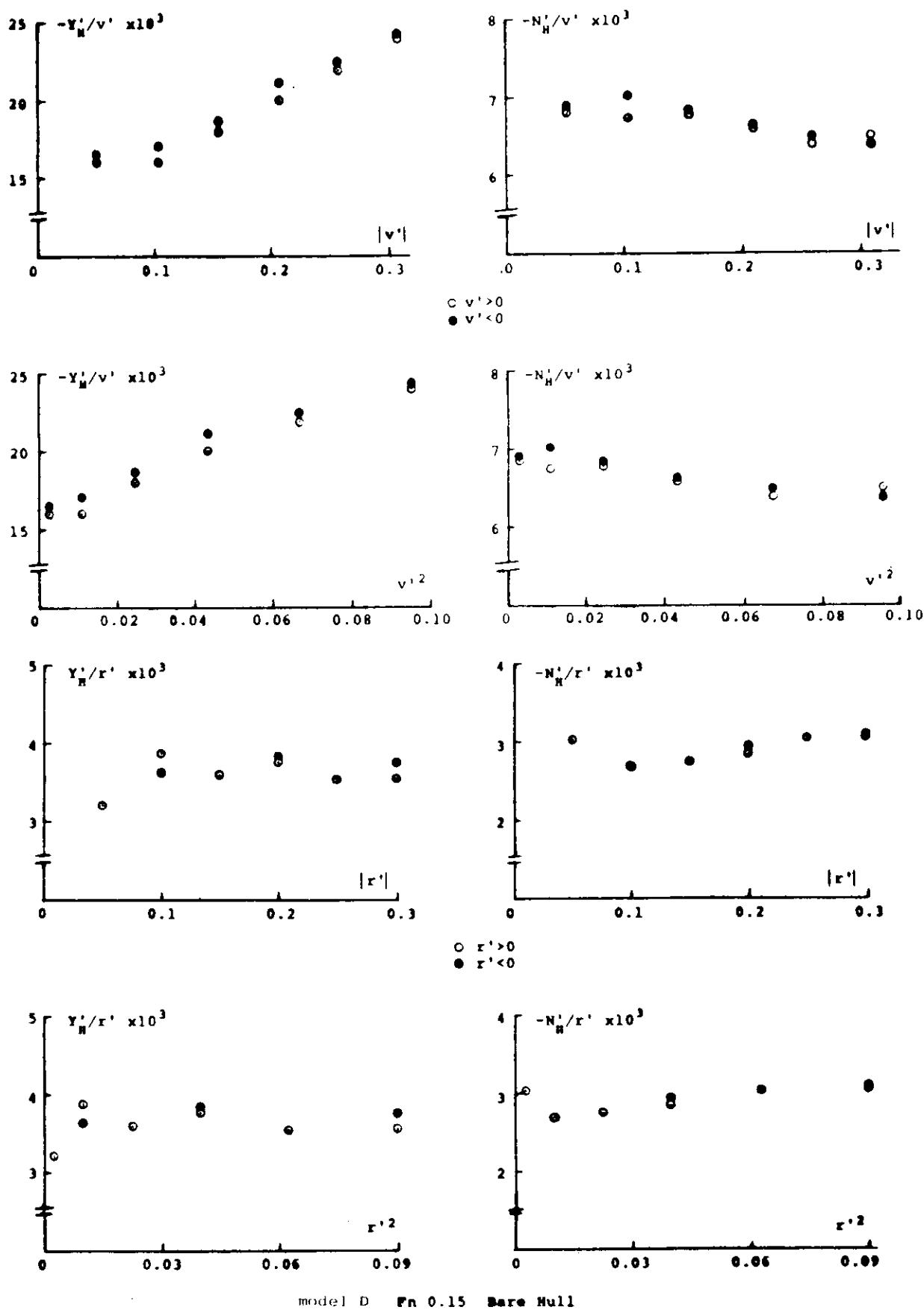
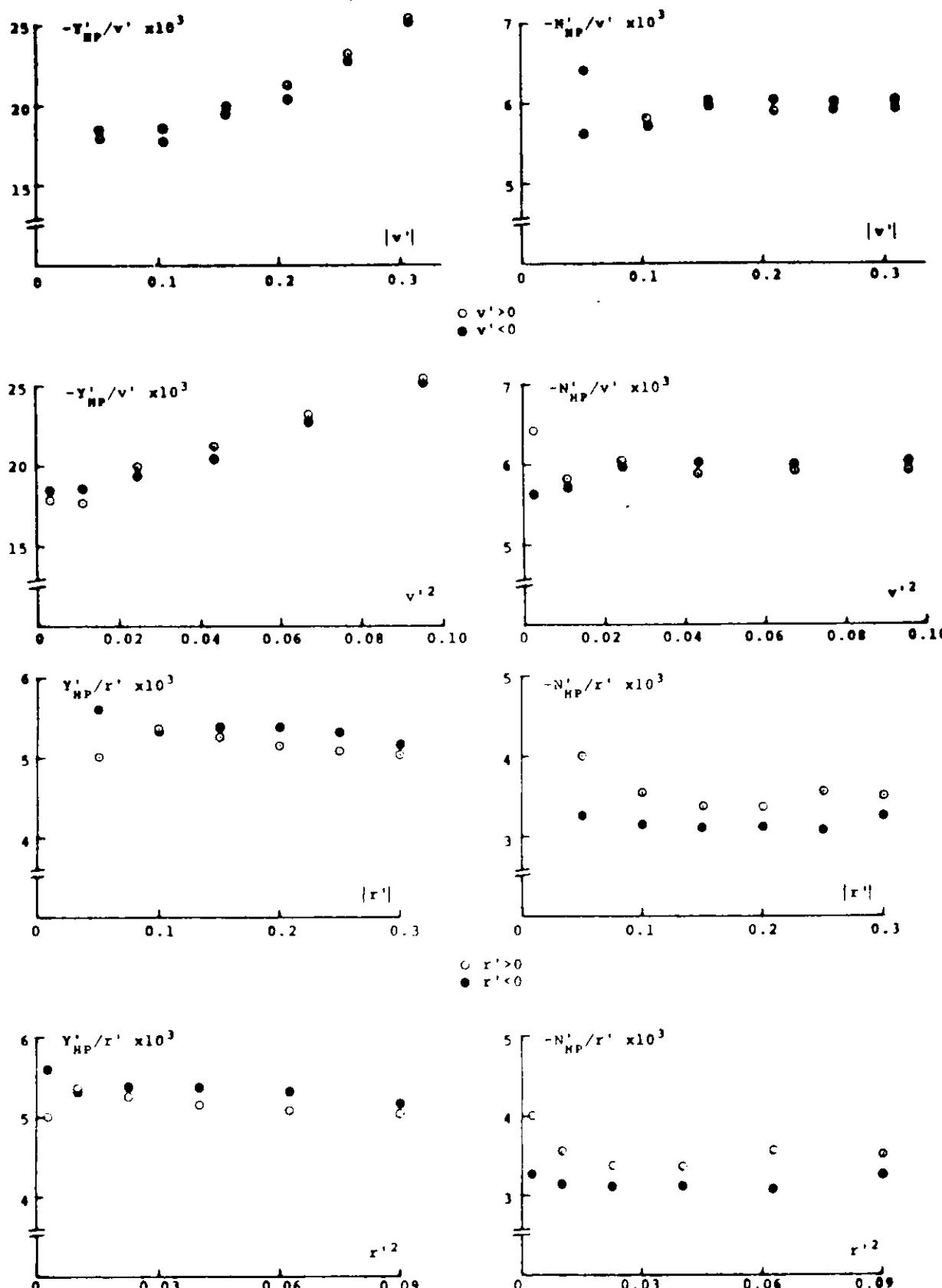
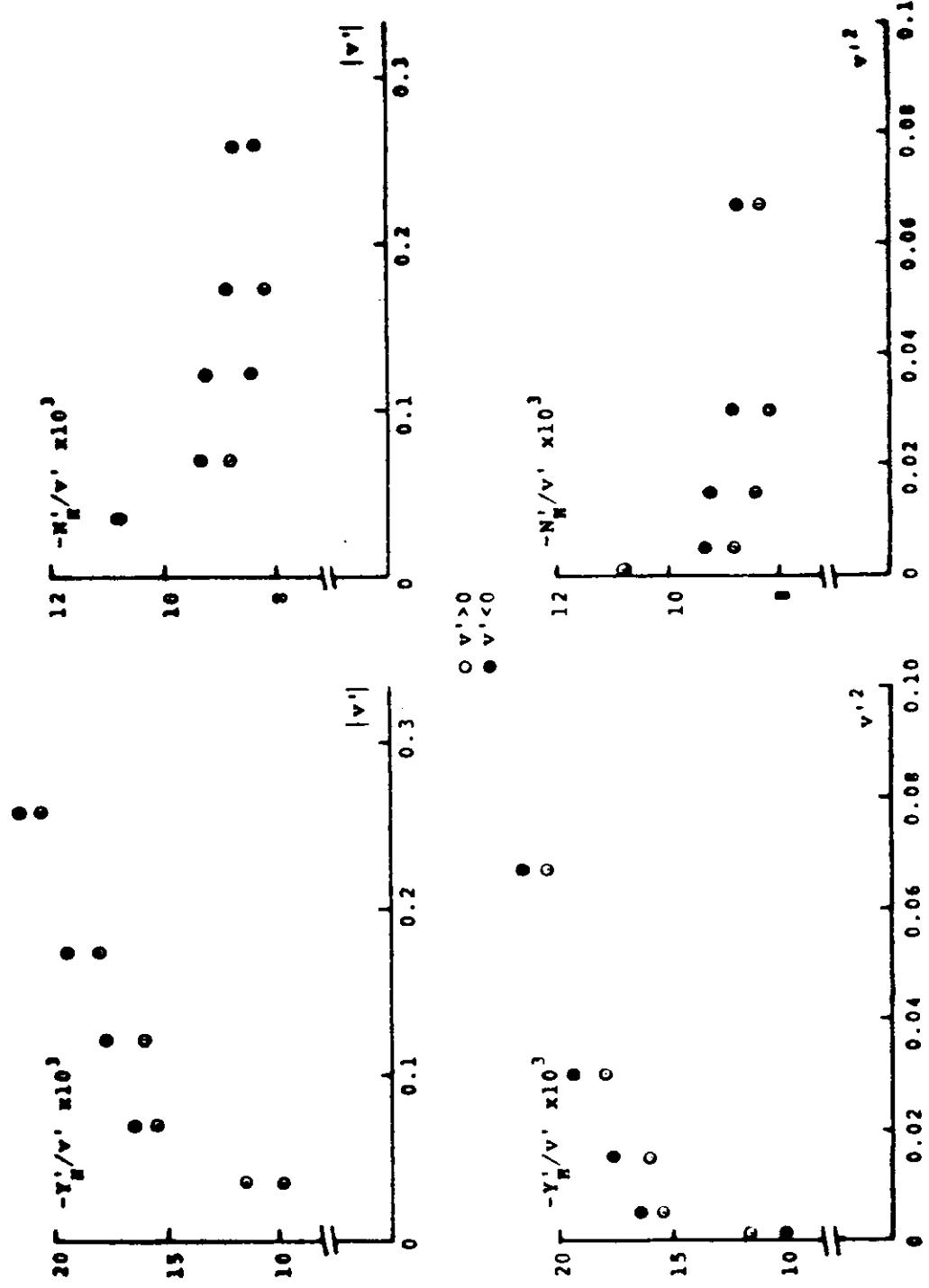


図 2.2.1.28 v' , r' の多項式の次数に関する検討例(船体単独, モデルD)



model D $F_n = 0.15$ $J_s = 0.904$

[図] 2.2.1.29 v' , r' の多項式の次数に関する検討例 ($J_s = 0.904$, モデルD)



model B $r = 0.120$ Bare Null

(図 2 と 1.30 v' , r' の多項式の次数に関する検討例(密度単純, モデル B)

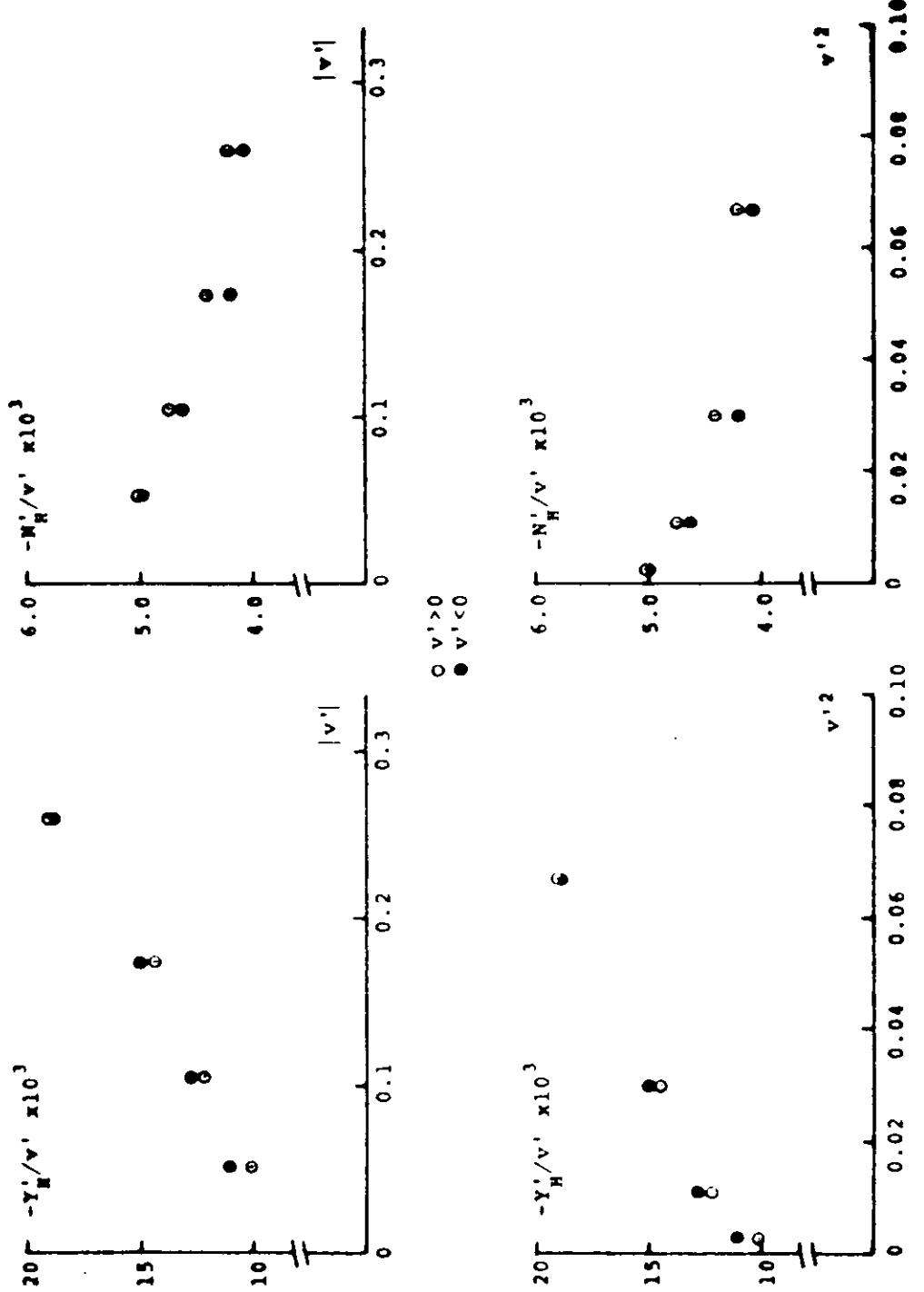


図 2.2.1.31 v' , r' の多項式の次数に関する検討例(船体単独, モデルC)

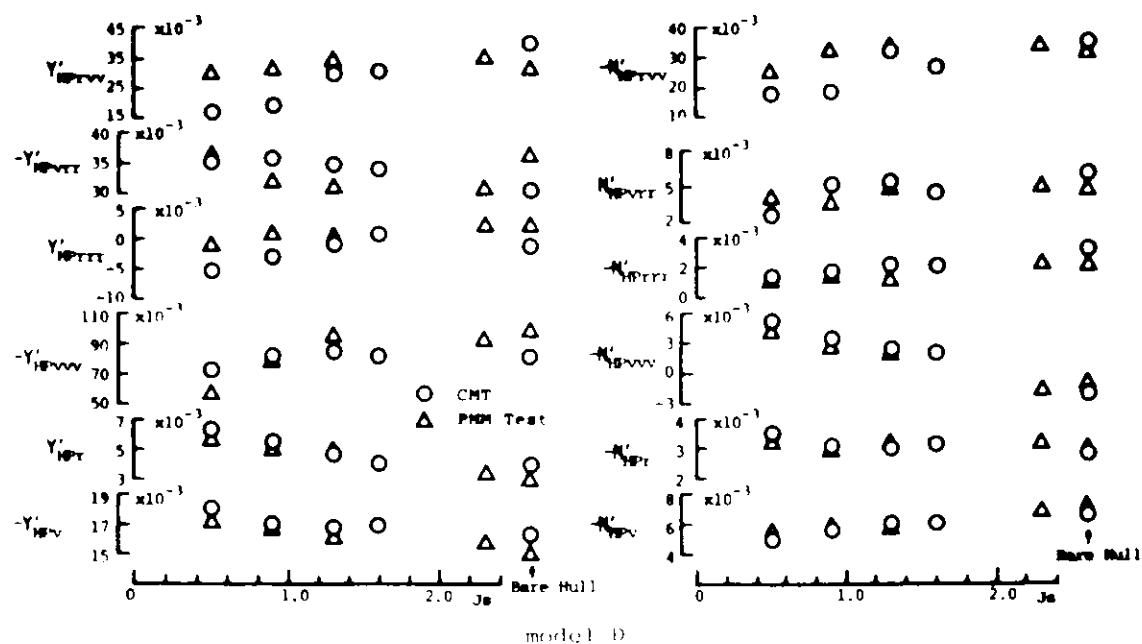


図 2.2.1.32 船体に働く横方向の流体力に対するプロペラの影響(モデルD)

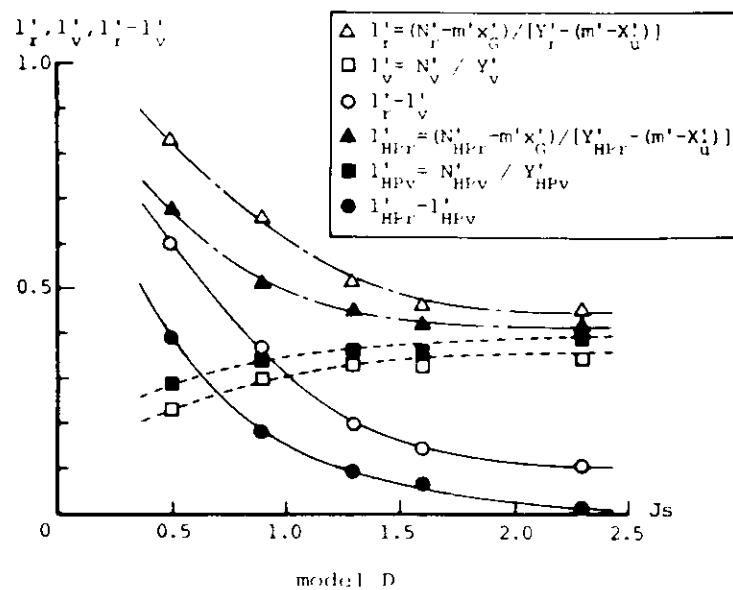


図 2.2.1.33 針路安定性に対するプロペラの影響(モデルD)

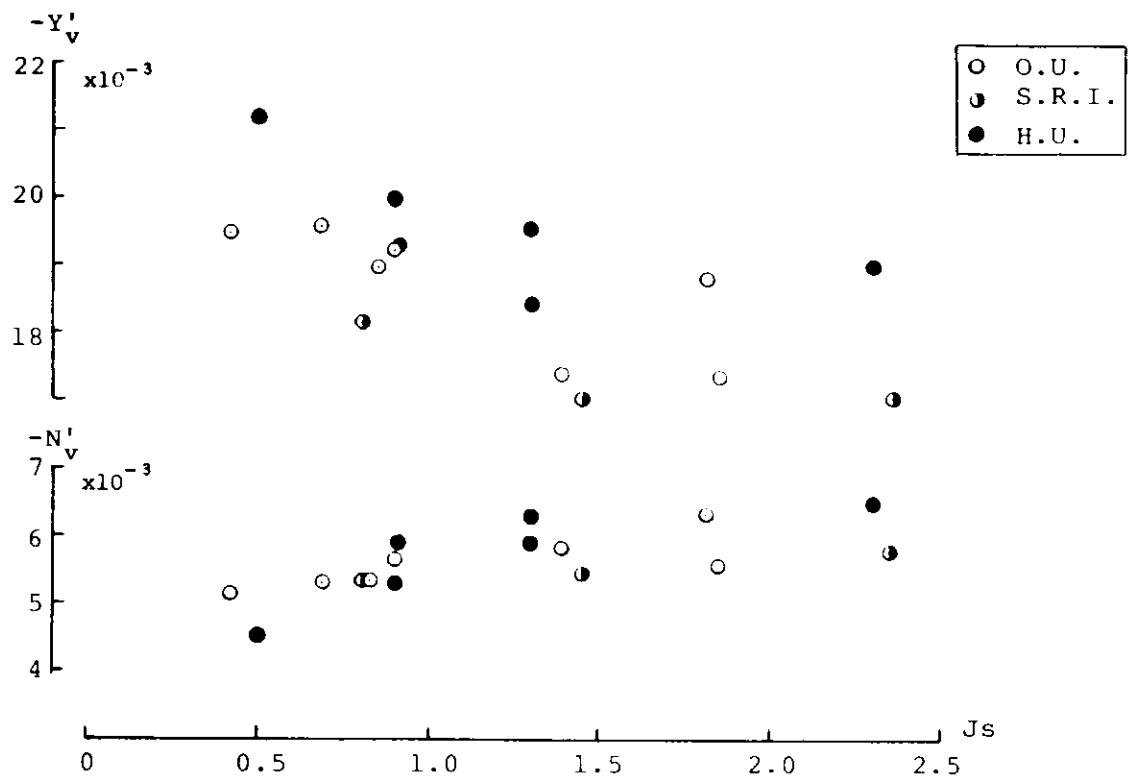


図 2.2.1.34 斜航試験結果の比較(船全体の横方向の力) (モデルD)

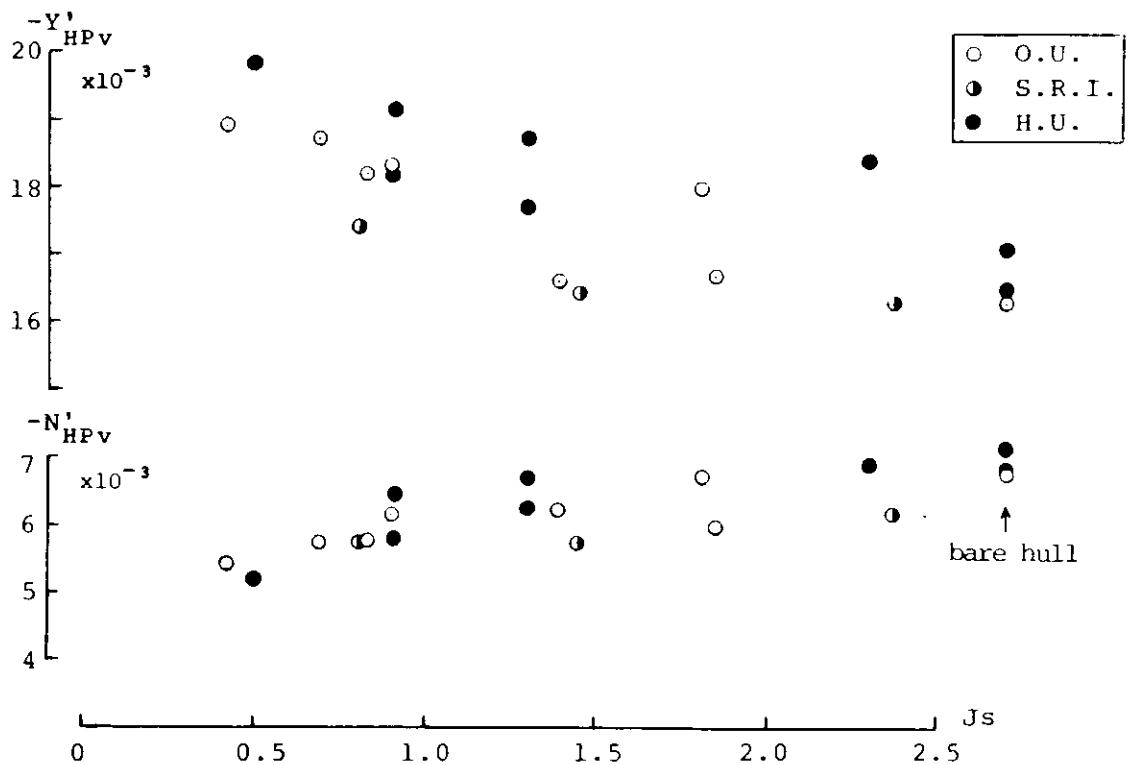
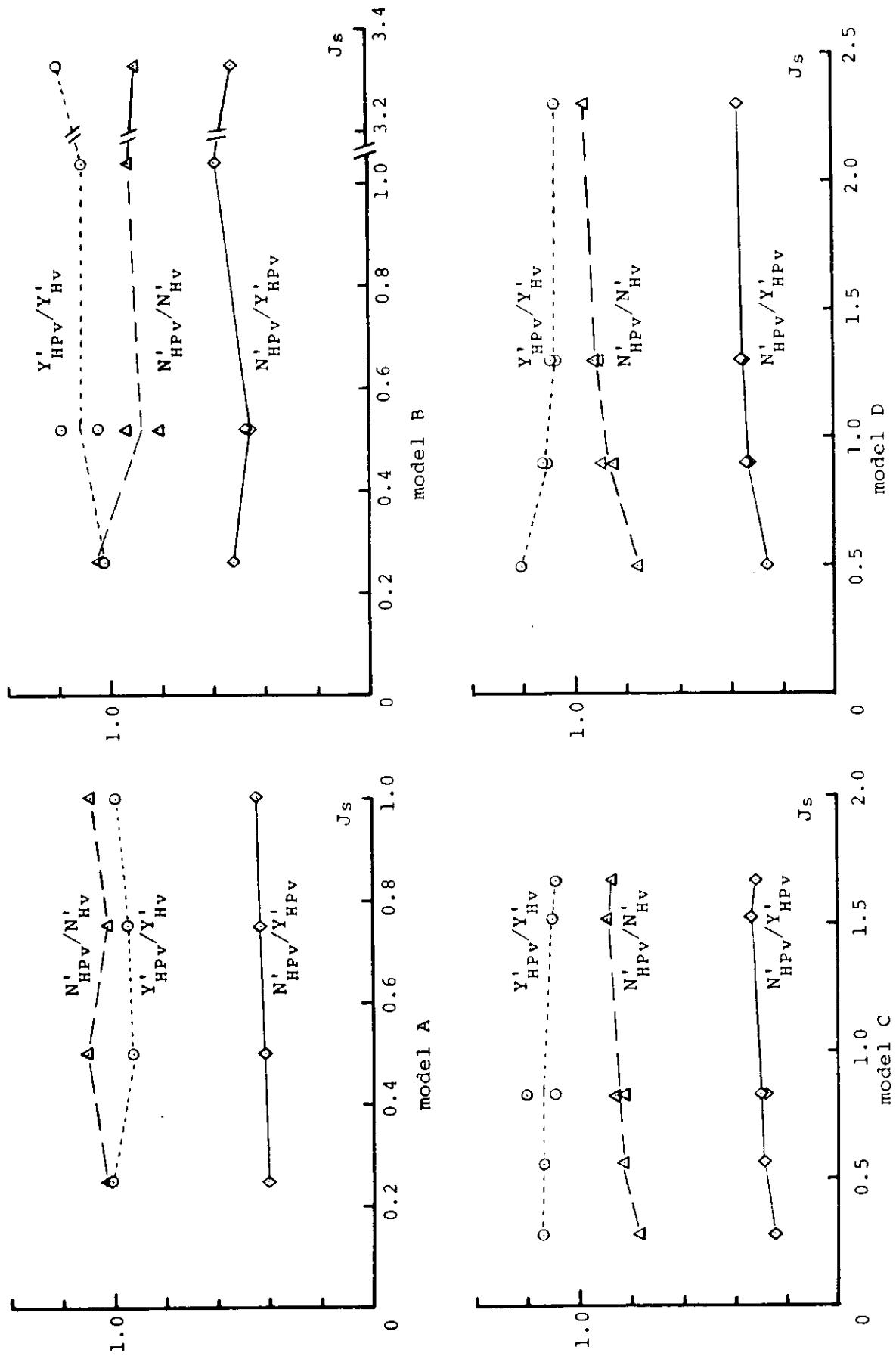


図 2.2.1.35 斜航試験結果の比較(船体, プロペラ部の横方向の力) (モデルD)



[図 2.2.1.36] 斜航試験で得られる流体力に對するプロペラの影響(モードル A, B, C, D)

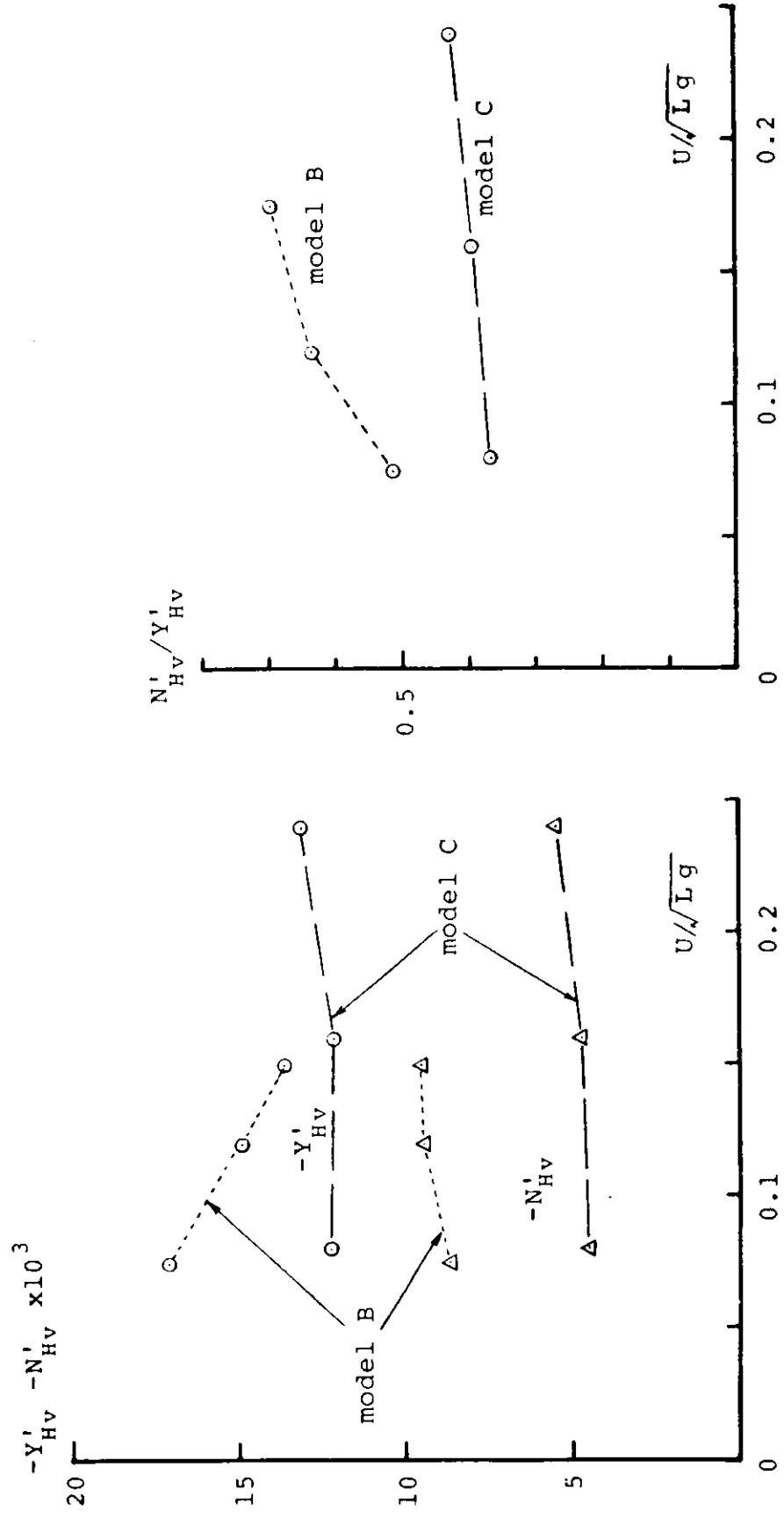


図 2.2.1.37 测航試験で得られる流体力に対する船速の影響(モデルB, C)

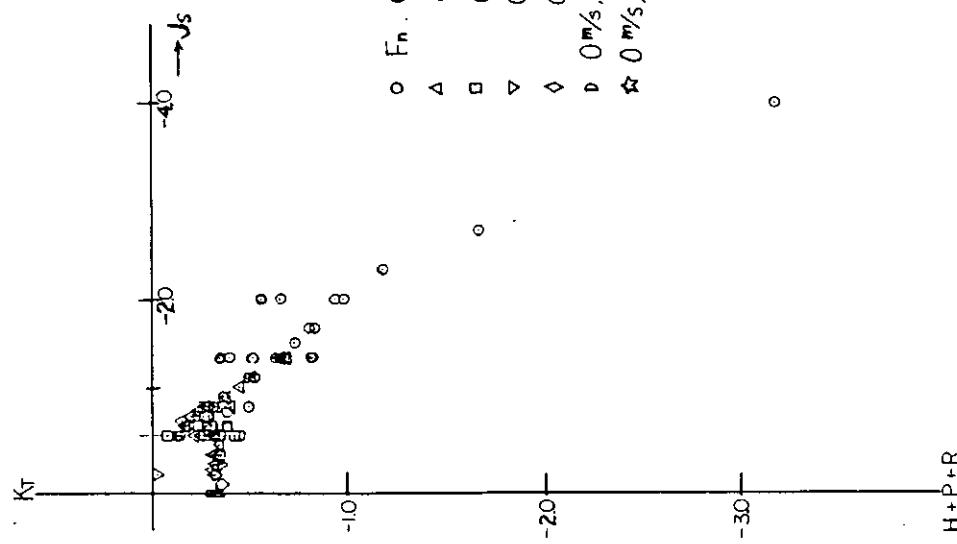


図 2.2.1 甫進, プロペラ逆転中のスラスト特性
(Series 60)

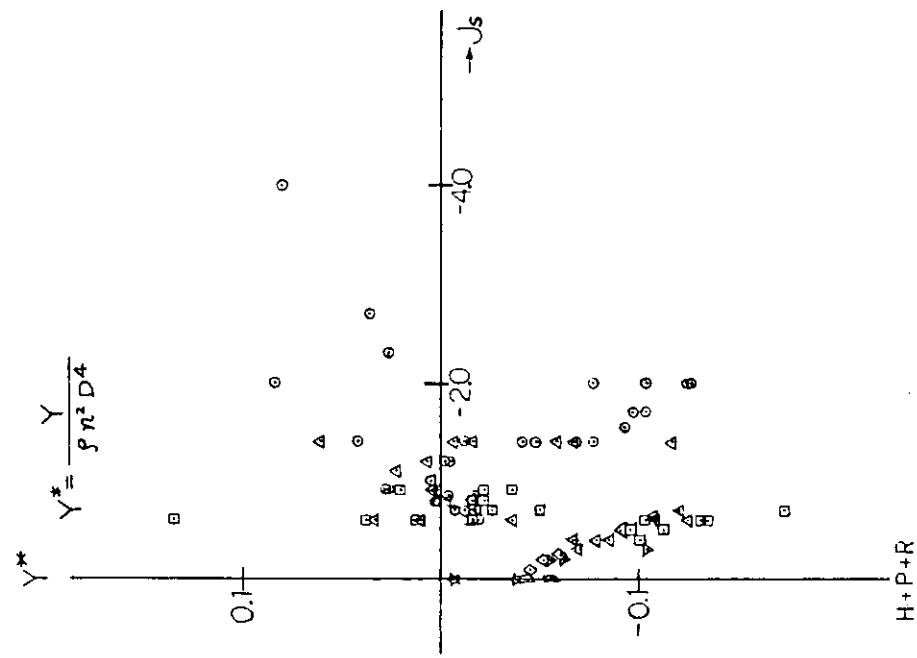
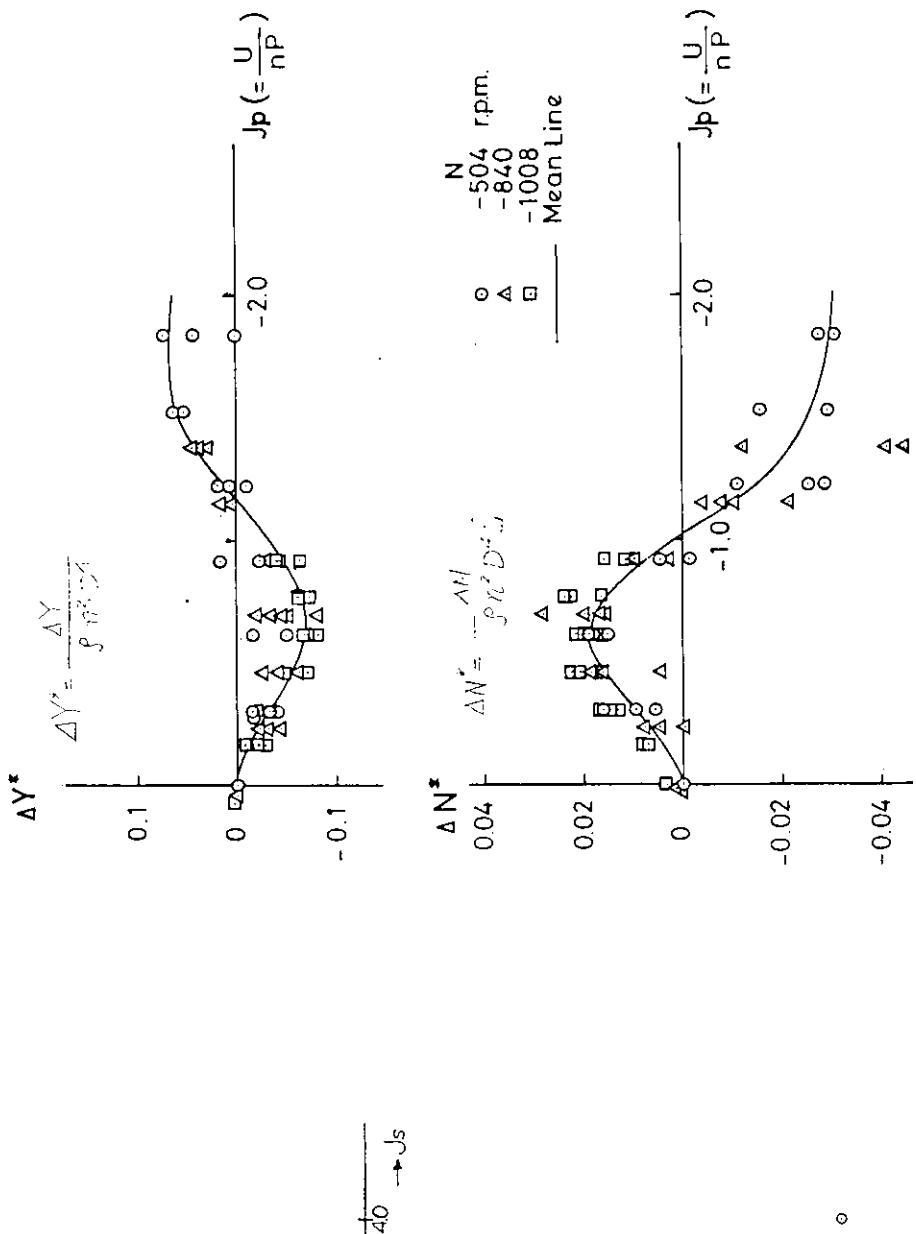
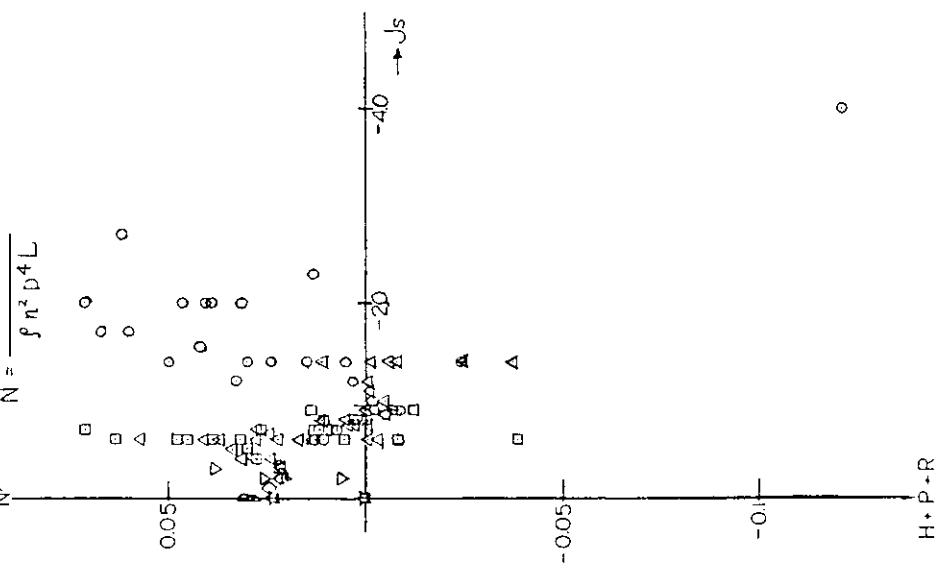
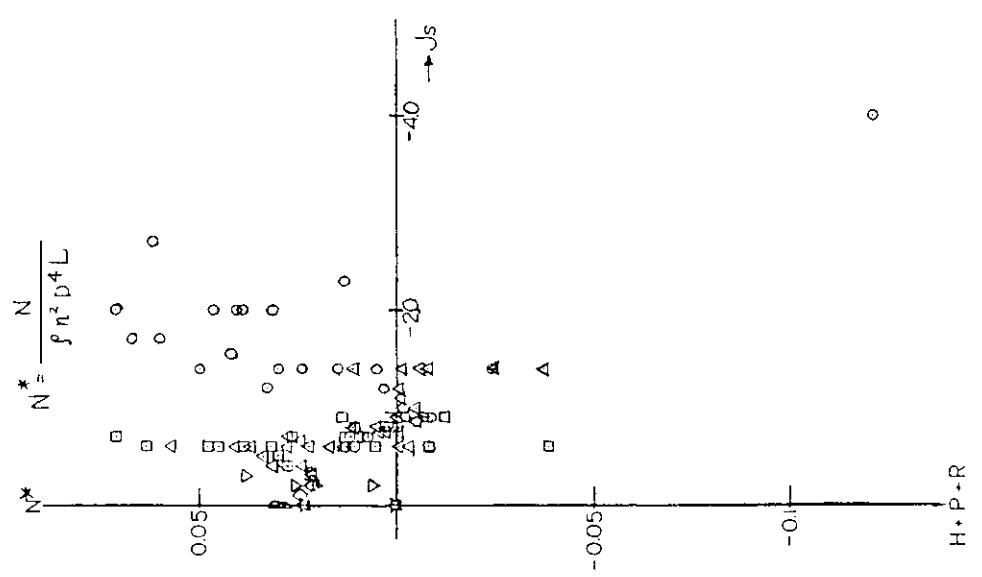


図 2.2.2 甫進, プロペラ逆転により生ずる慣性力
(Series 60)



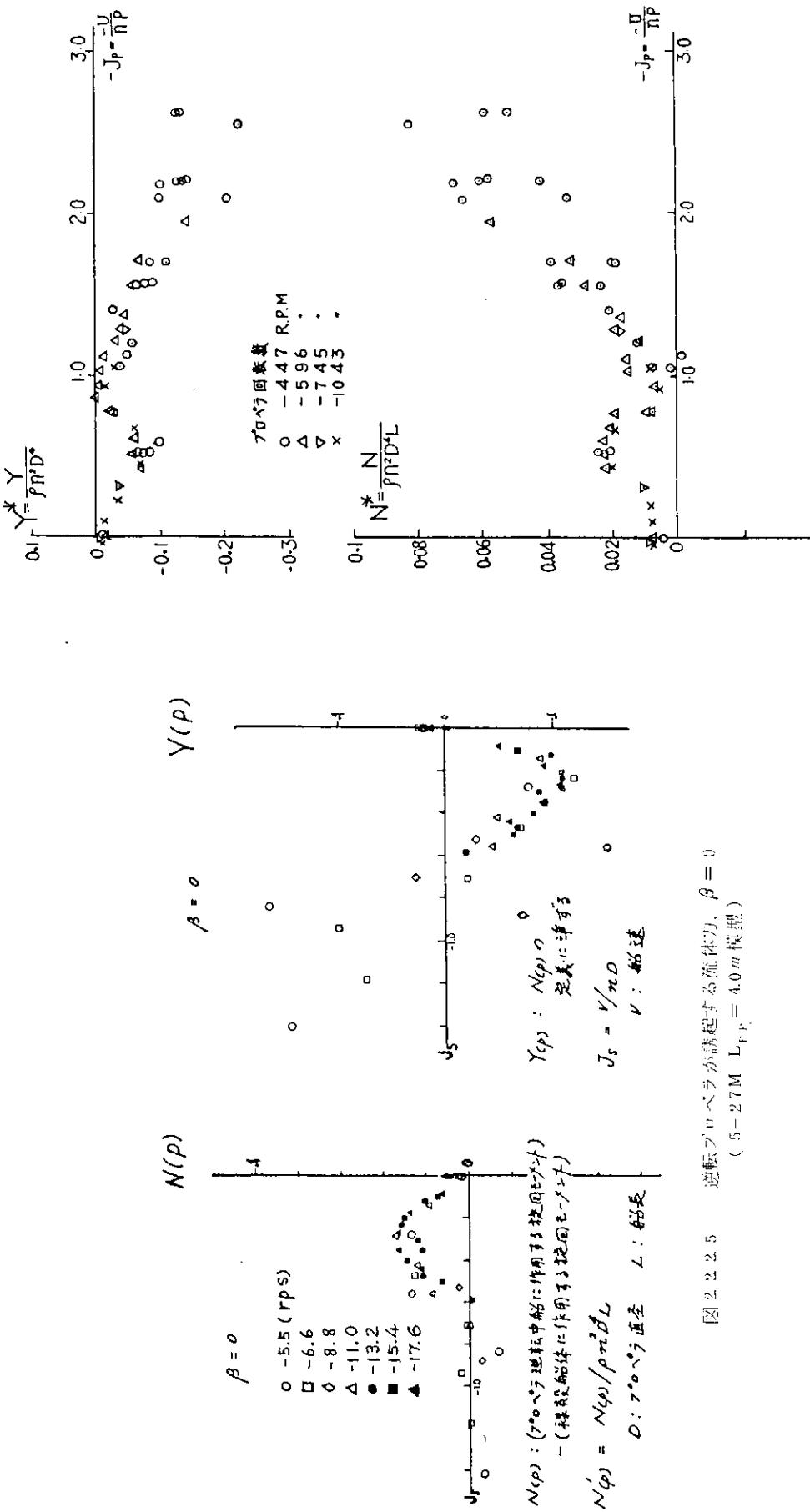
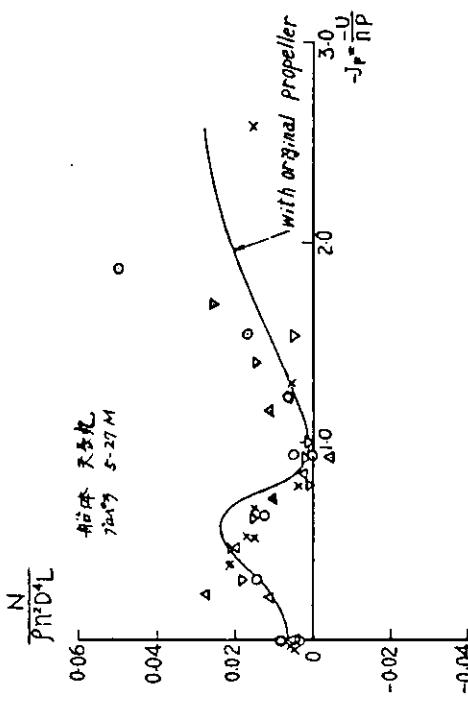
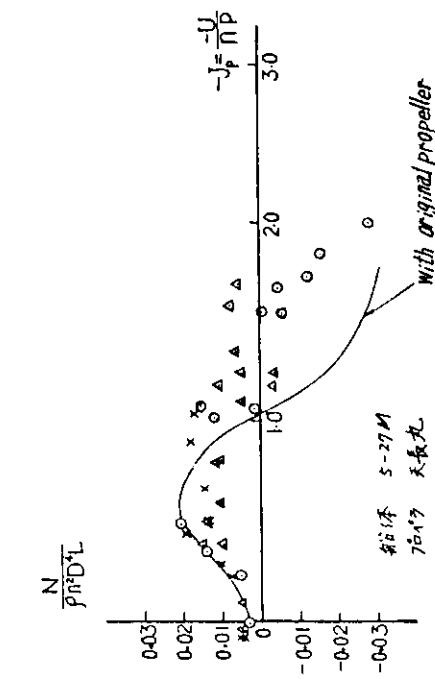
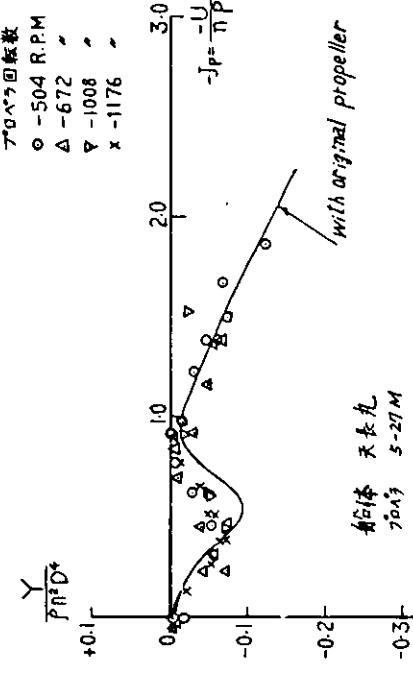
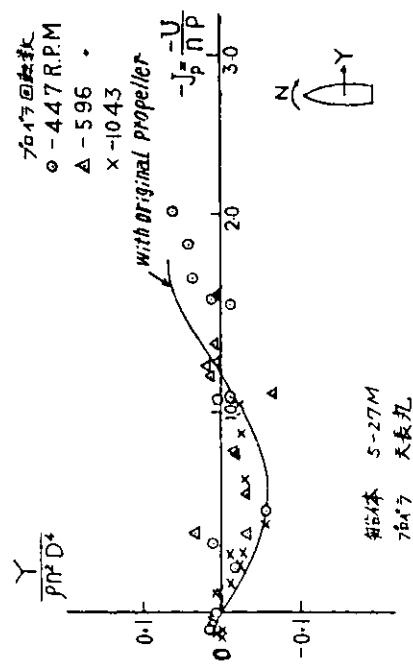


図 2.2.5 逆転プロペラによる横方向流(矢印), $\beta = 0^\circ$
(5-27M $L_{pp} = 4.0m$ 模型)

図 2.2.6 逆転プロペラによる横方向流(矢印), $\beta = 0^\circ$
(天長丸)



[図 2.2.7] 直進、逆航プロペラによる横方向流体力
(船体 = 5-27M, プロペラ = 天長丸)

[図 2.2.8] 直進、逆航プロペラによる横方向流体力
(船体 = 5-27M, プロペラ = 天長丸)

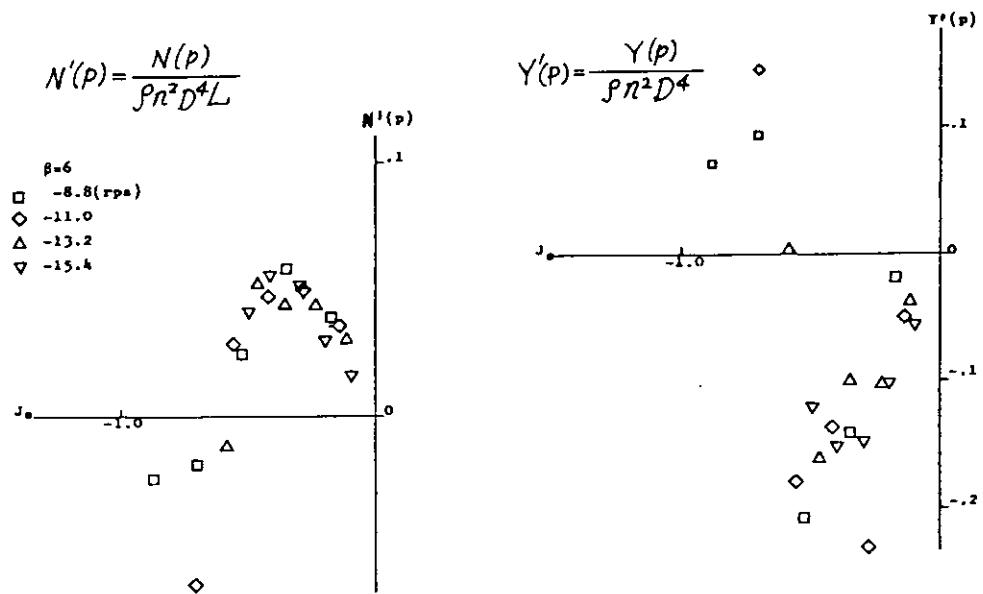


図 2.2.9 斜航時、逆転プロペラが誘起する流体力、 $\beta = 6^\circ$
(5-27M $L_{pp} = 4.0\text{m}$ 模型 : $Y(p)$, $N(p)$ の定義は図 2.2.5 と同じ)

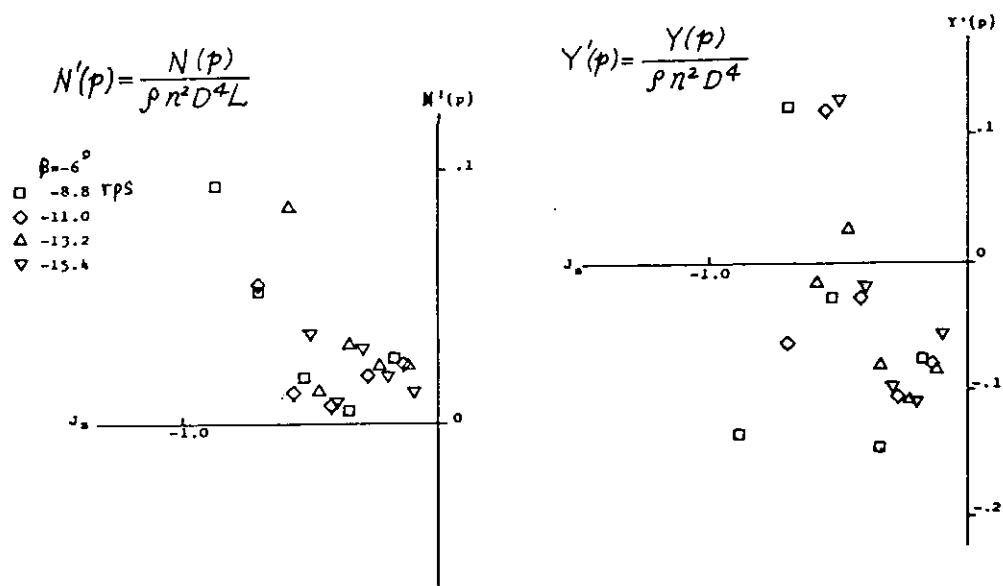
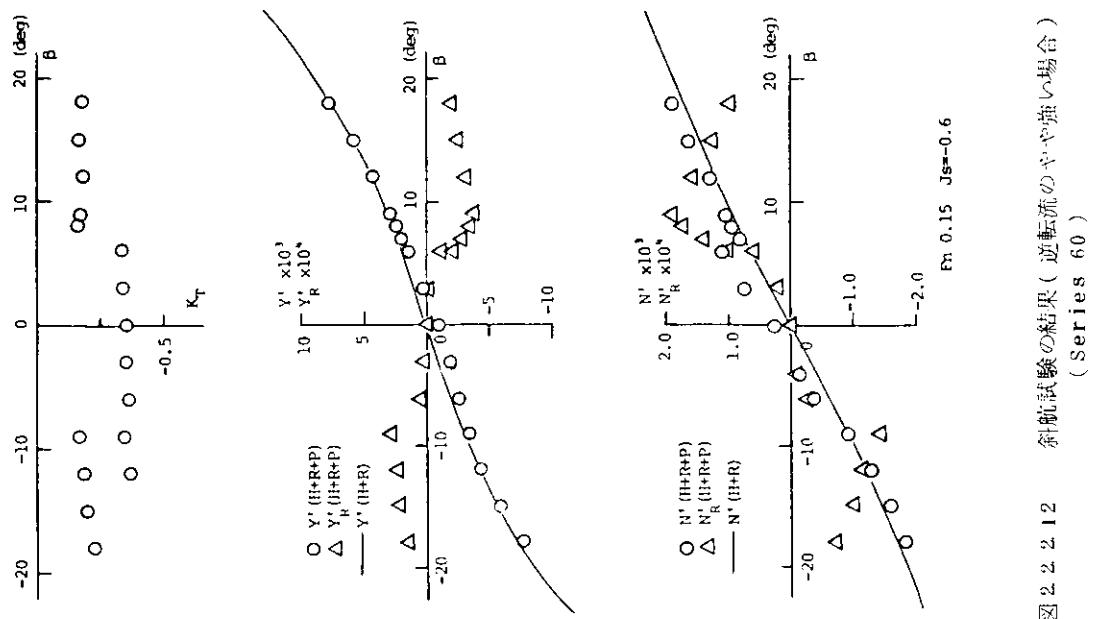
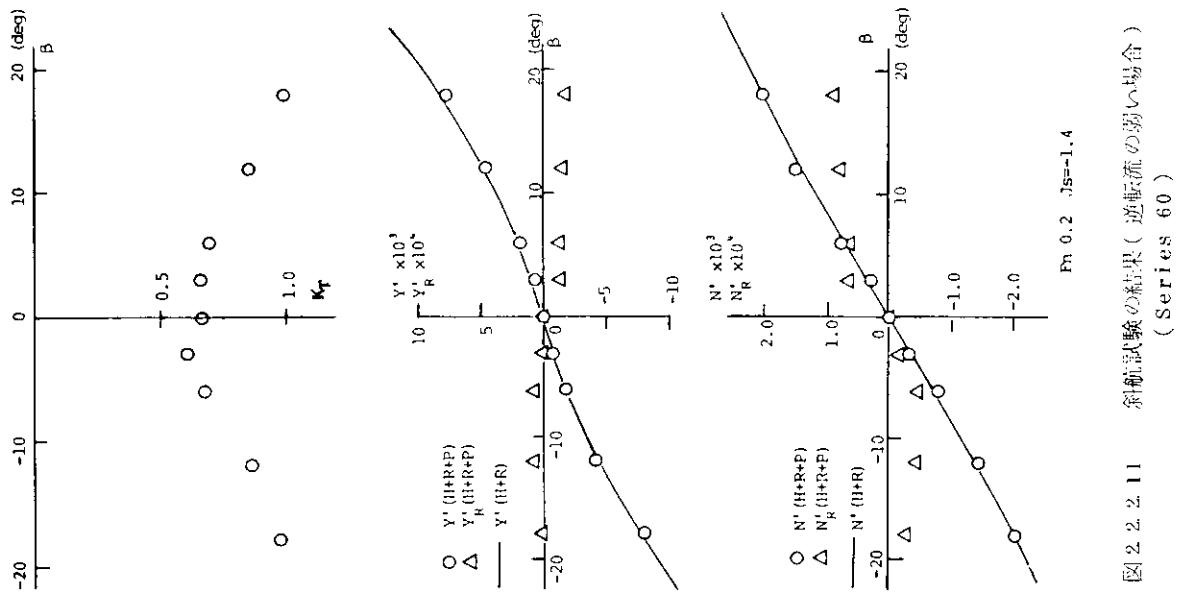


図 2.2.10 斜航時、逆転プロペラが誘起する流体力、 $\beta = -6^\circ$
(5-27M $L_{pp} = 4.0\text{m}$ 模型 : $Y(p)$, $N(p)$ の定義は図 2.2.5 と同じ)



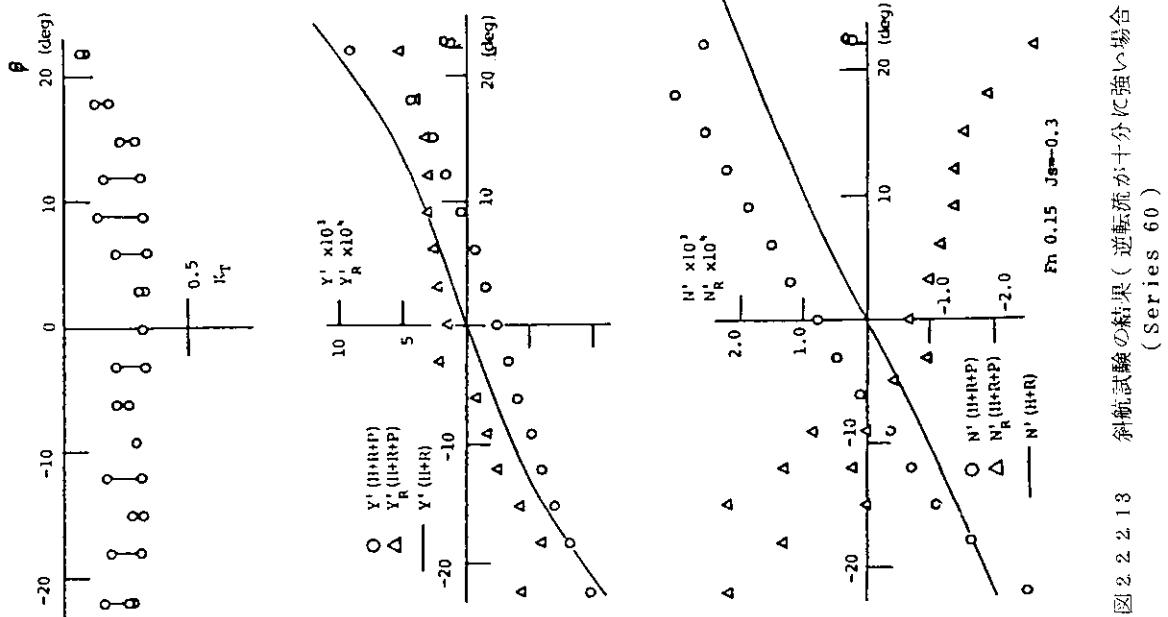


図 2.2.13 側航試験の結果(逆転流が十分に強い場合)
(Series 60)

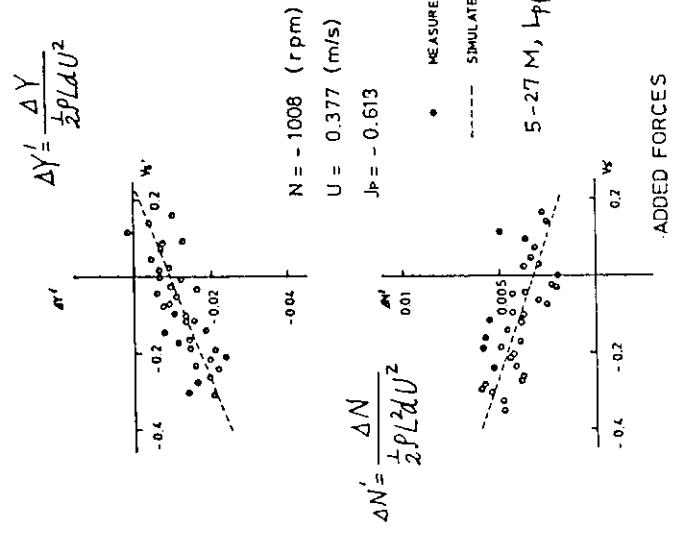


図2.2.2.14 旋回時、逆転プロペラによる付加流体力
 $(v'_s = v' - \frac{1}{2} r')$: 5-27M $L_{PP} = 2.5 \text{ m}$)

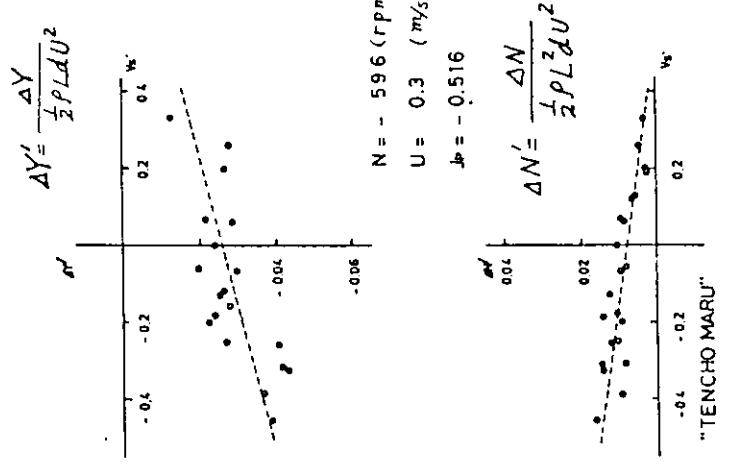
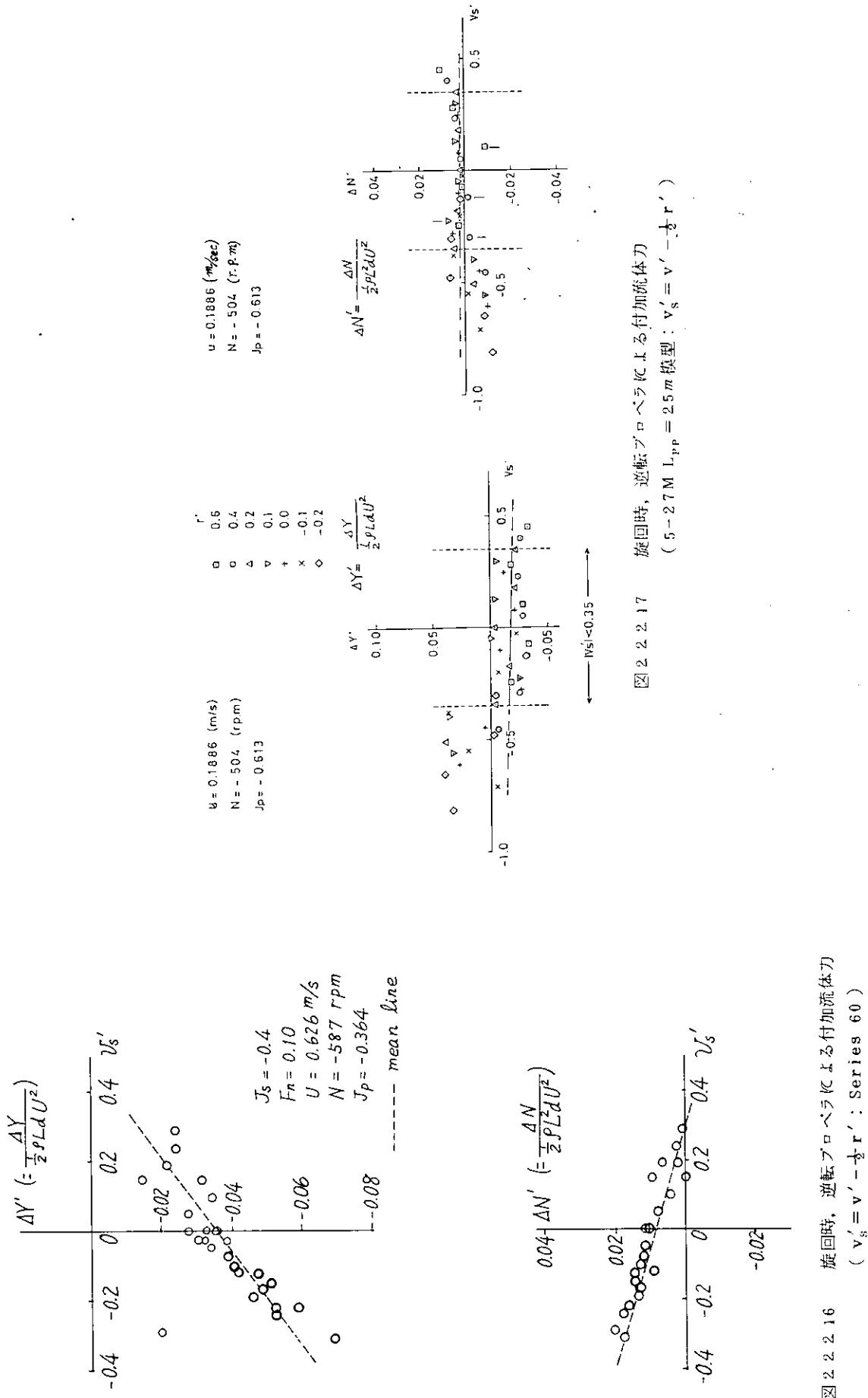


図2.2.2.15 旋回時、逆転プロペラによる付加流体力
 $(v'_s = v' - \frac{1}{2} r')$: 天長丸)



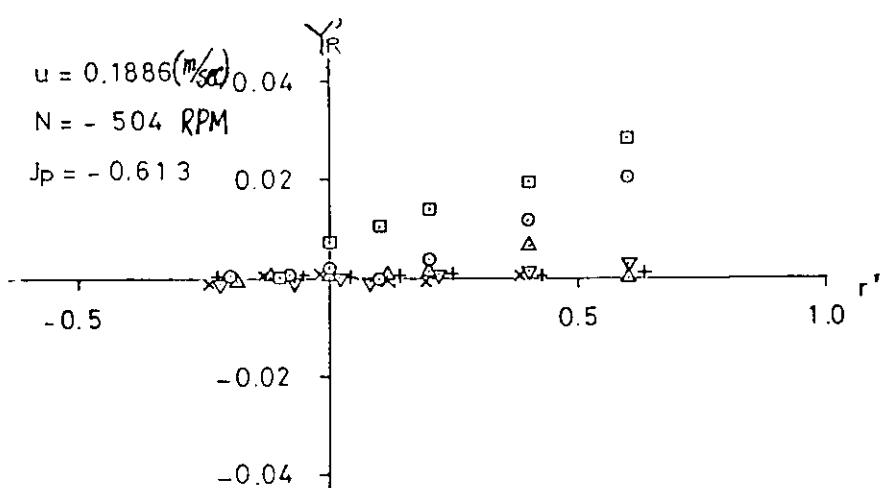
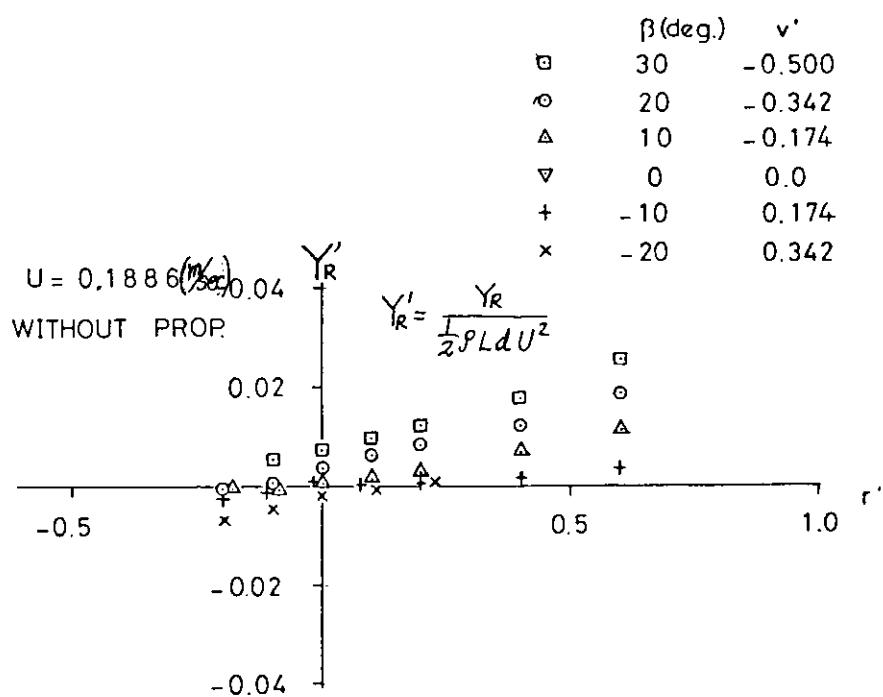


図 2.2.18 旋回時、舵に加わる横力 (Y_R')
 (5-27M $L_{PP} = 2.5m$ 模型)

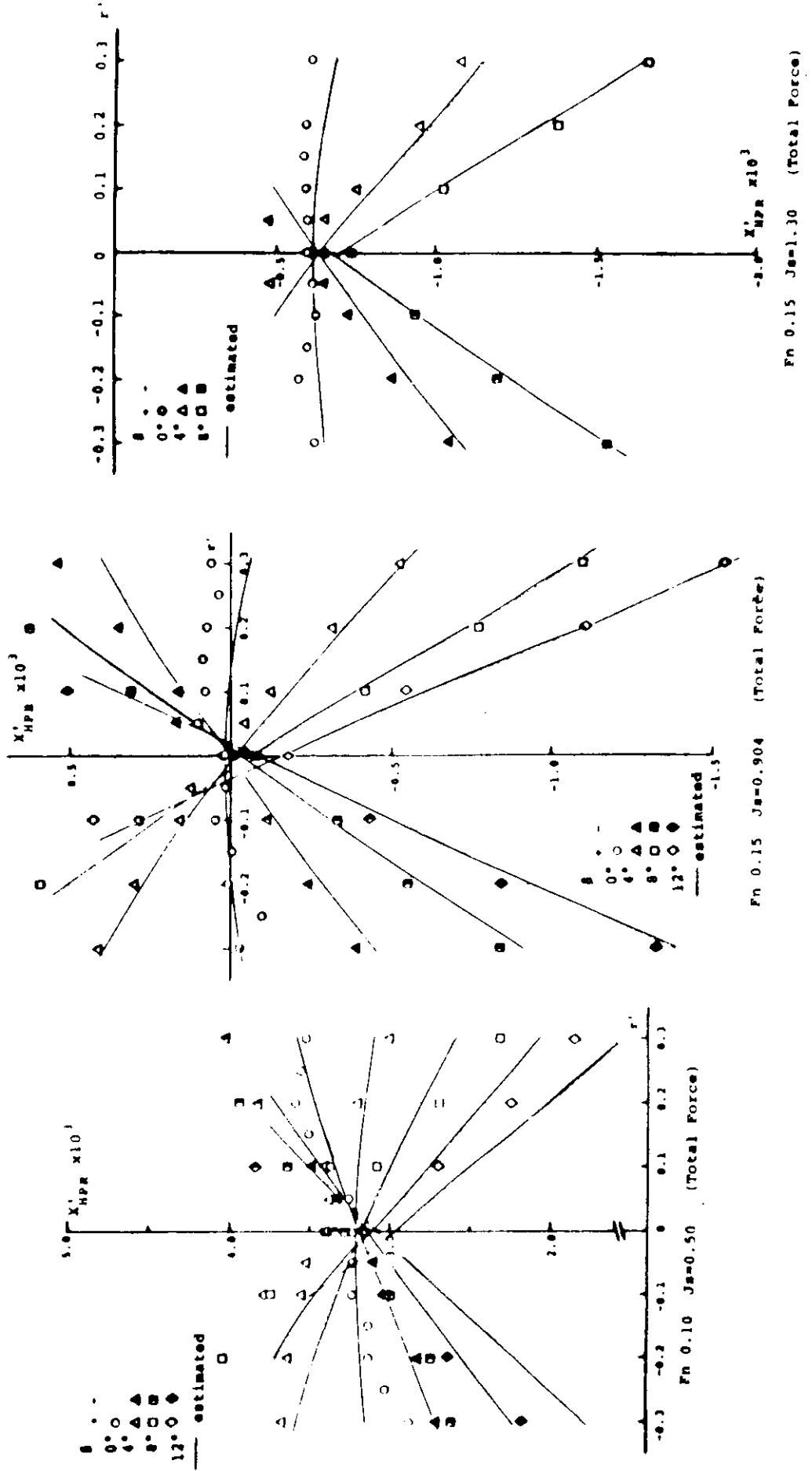
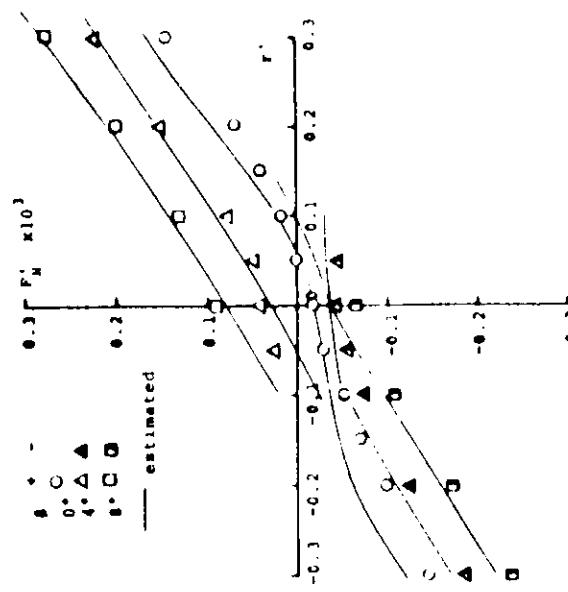
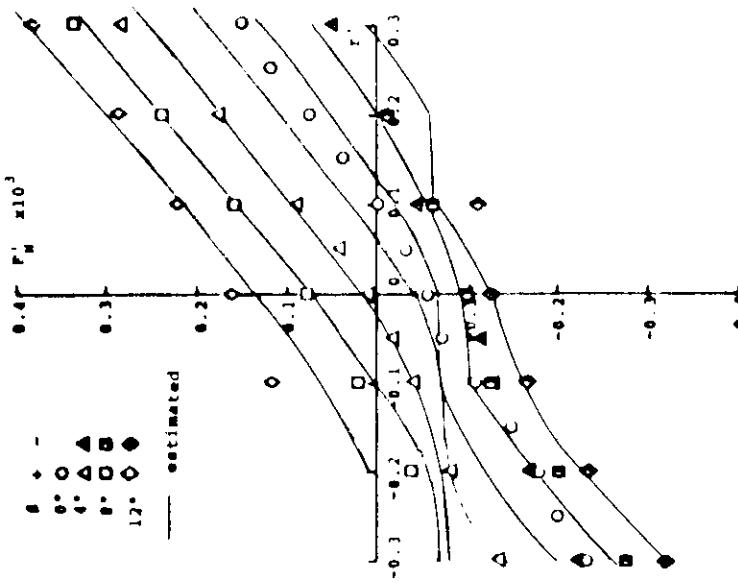


図 2.2.3.1 船に働く縦方向の流体力(モデルD)

$F_n = 0.15 \quad J = 1.30$ (Rudder Normal Force $\delta = 0^\circ$)



$F_n = 0.15 \quad J = 0.904$ (Rudder Normal Force $\delta = 0^\circ$)



[2] 2.2.2.2 航向角の影響 ($\delta = 0^\circ$)

$F_n = 0.10 \quad J = 0.50$ (Rudder Normal Force $\delta = 0^\circ$)

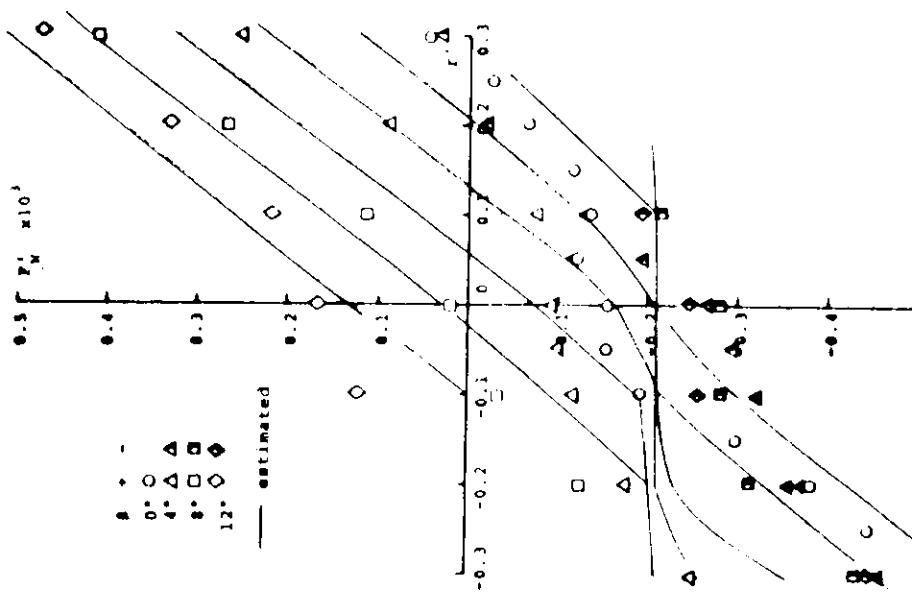
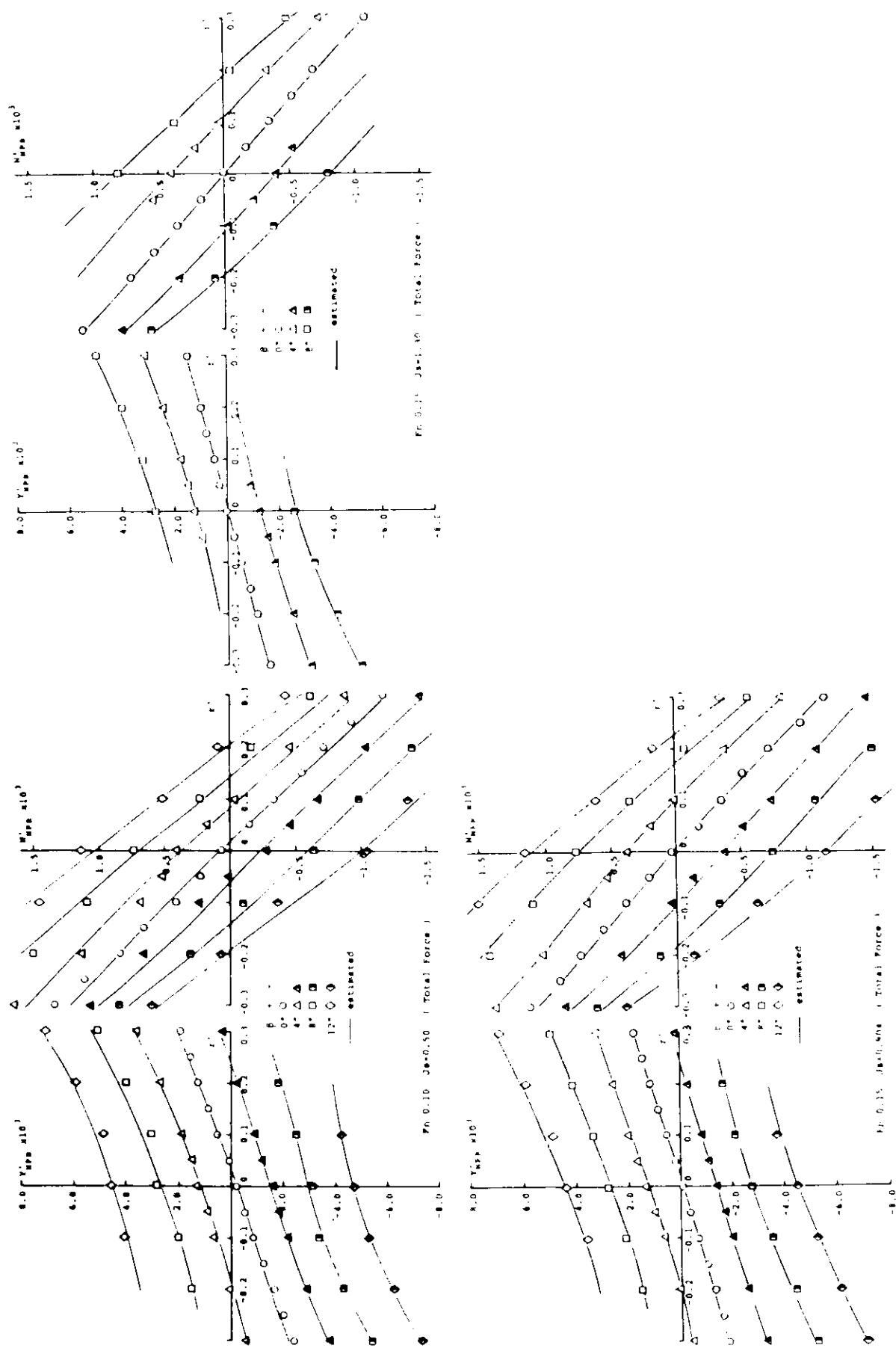
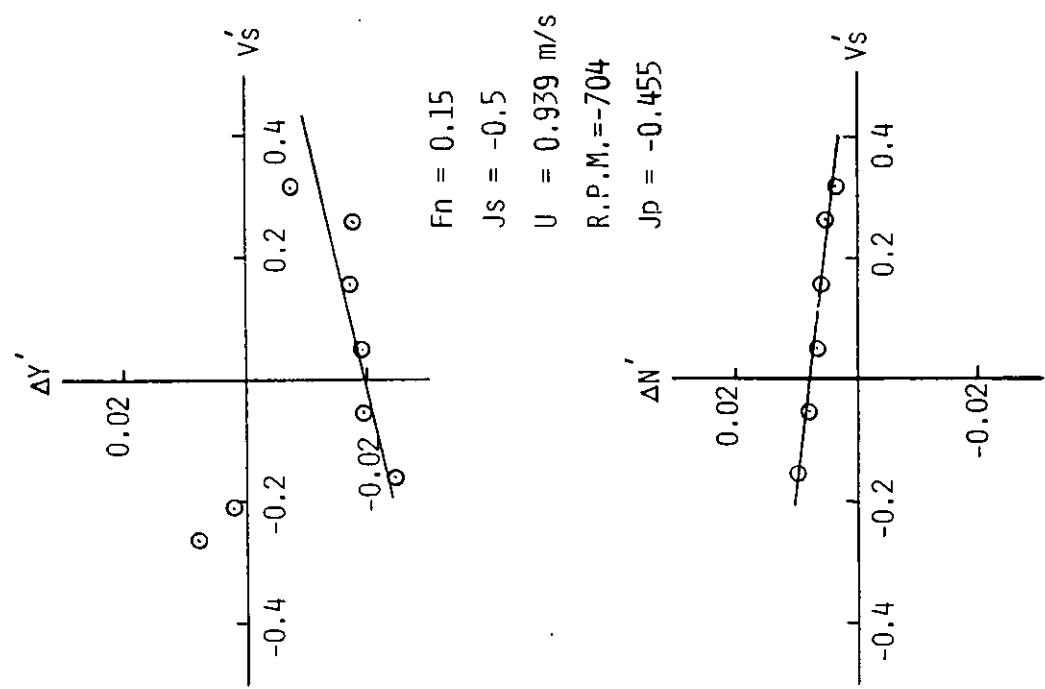
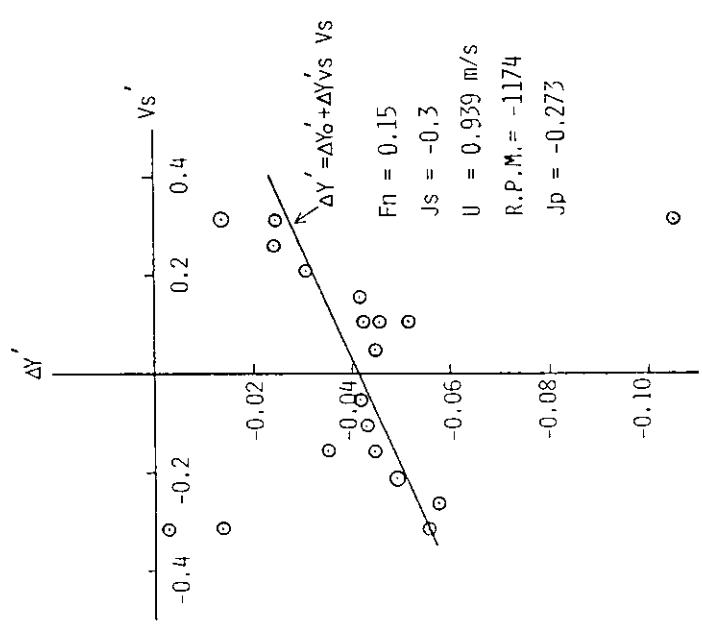


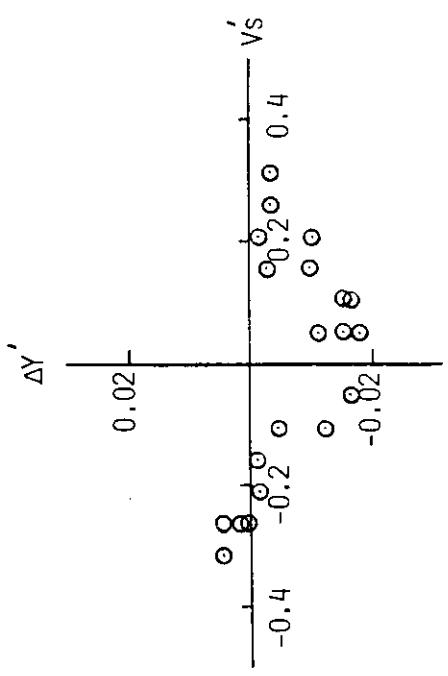
図 2.2.3.3 船に働く横方向の流体力(モデル D)





[2] 2.2.3.2.1

[2] 2.2.3.2.2



$Fn = 0.15$
 $J_S = -0.6$
 $U = 0.939 \text{ m/s}$
 $R, P, M = -587$
 $J_P = -0.545$

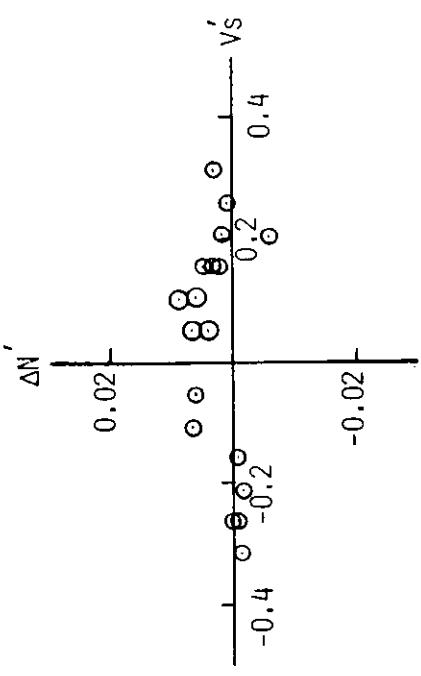
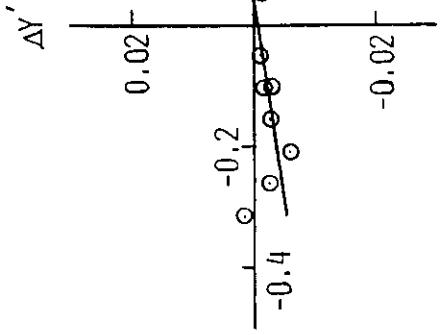


图 2.2.3.2.3



$Fn = 0.15$
 $J_S = -0.9$
 $U = 0.939 \text{ m/s}$
 $R, P, M = -391$
 $J_P = -0.819$

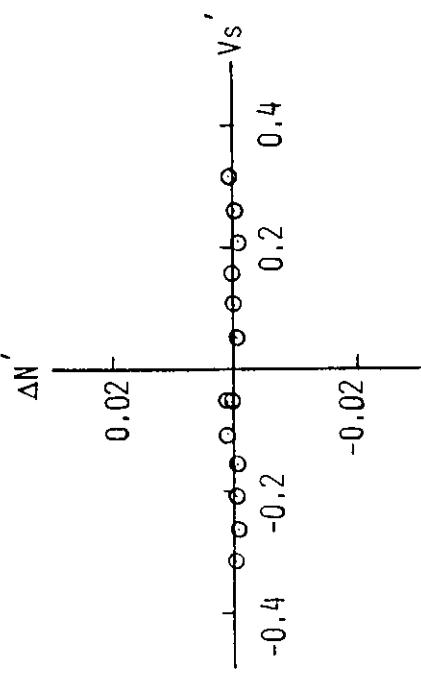


图 2.2.3.2.4

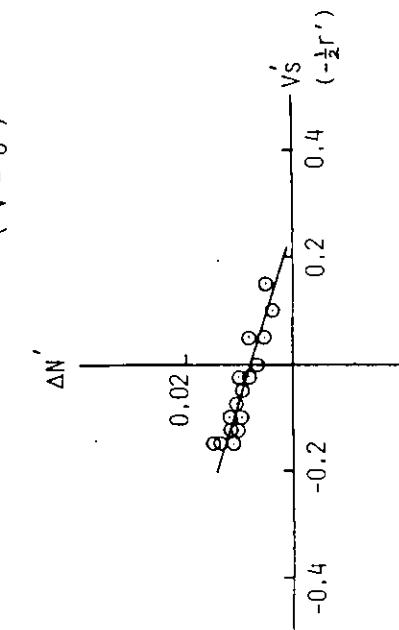
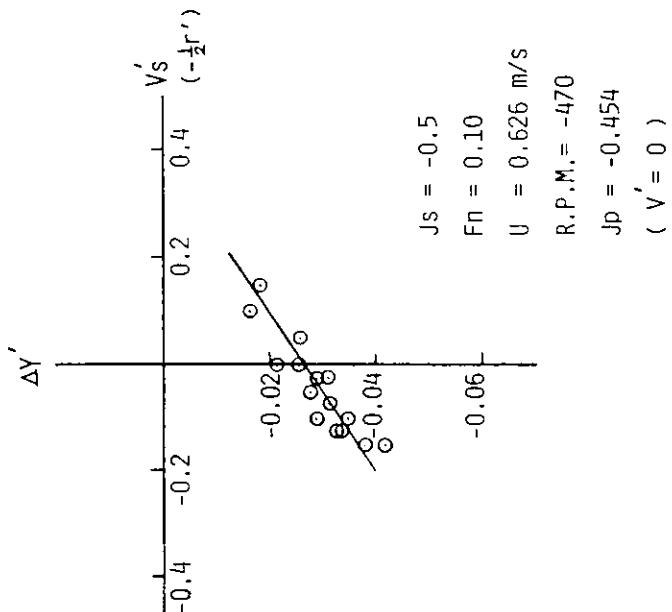
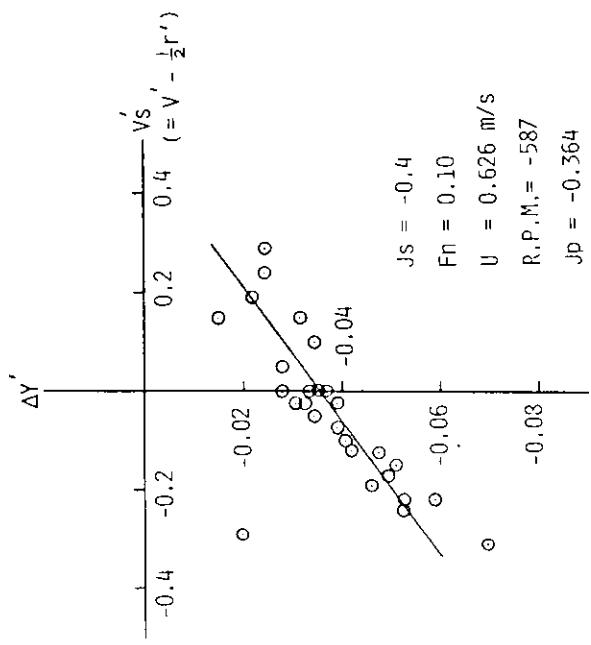
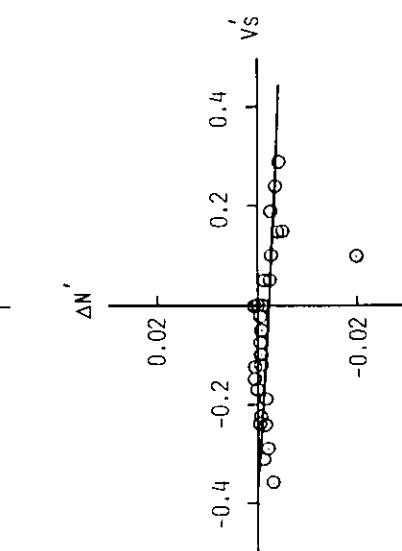
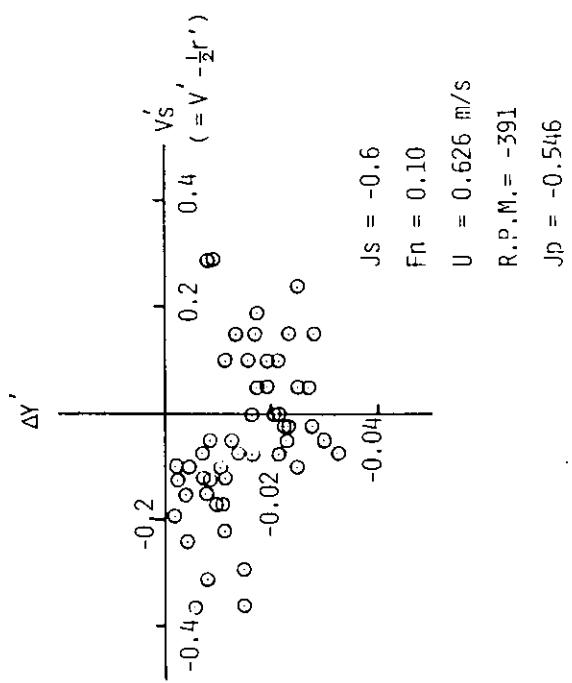
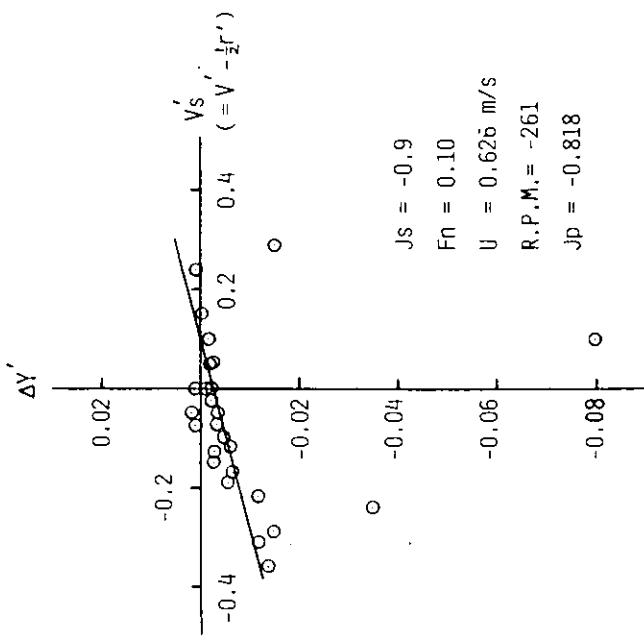
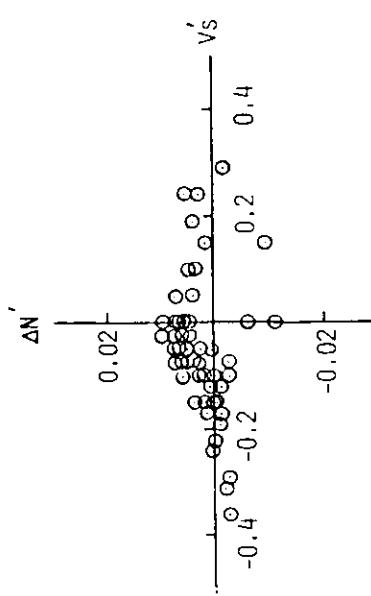


图 2.2.3.2.6

图 2.2.3.2.5



[图] 2.2.3.2.8



[图] 2.2.3.2.7

○ 斜航試験 ($F_n = 0.15$)
 $\Delta Y = Y(H+R+P) - Y(H)$
 △ C.M.T. ($F_n = 0.10$)
 $\Delta Y = Y(H+R+P) - Y(H)$

△ △

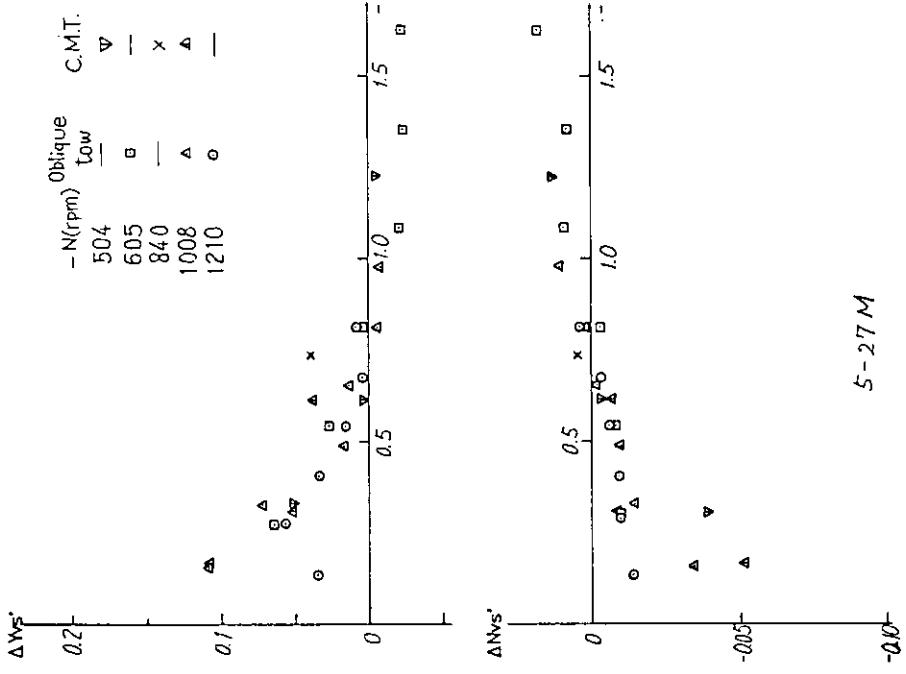
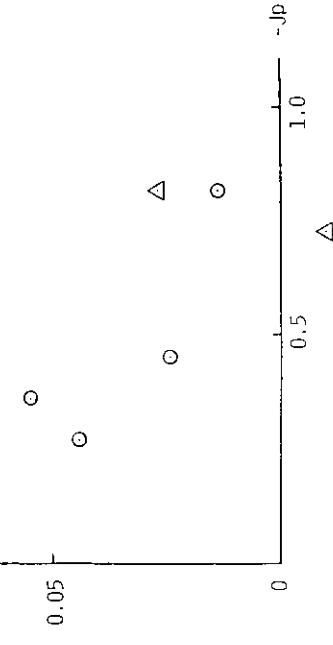


図 2.2.3.2.9

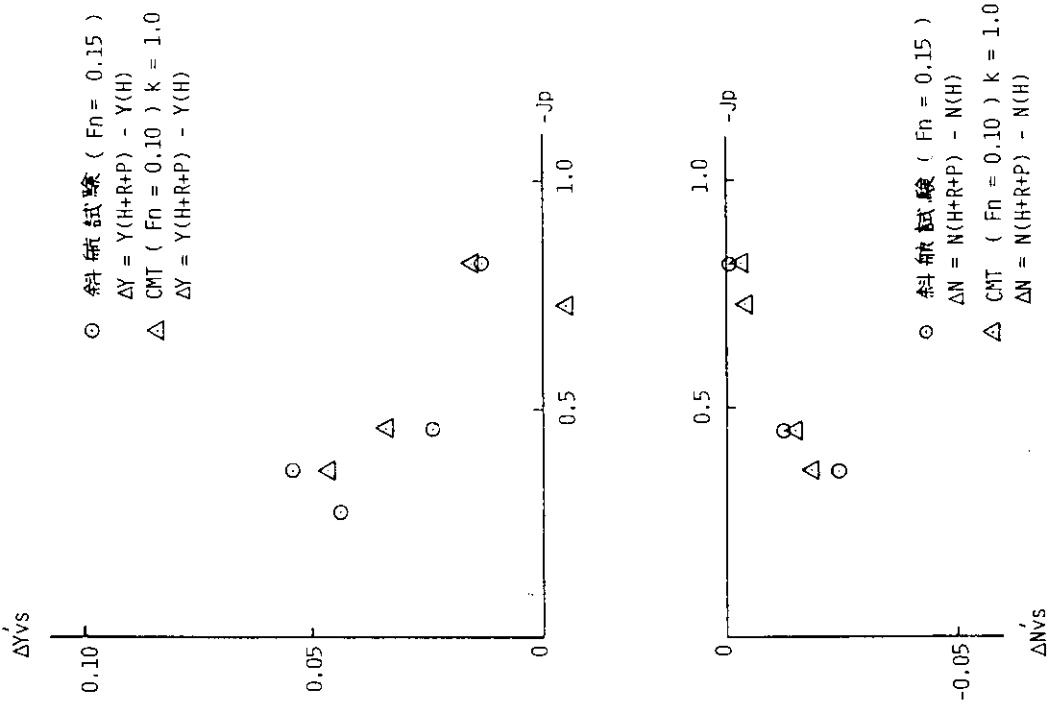
○ 斜航試験 ($F_n = 0.15$)
 $\Delta N = N(H+R+P) - N(H)$
 △ C.M.T. ($F_n = 0.10$)
 $\Delta N = N(H+R+P) - N(H)$

-0.05

○ 斜航試験 ($F_n = 0.15$)
 $\Delta N = N(H+R+P) - N(H)$
 △ C.M.T. ($F_n = 0.10$)
 $\Delta N = N(H+R+P) - N(H)$

-0.05

図 2.2.3.2.10



- 92 -

図 2.2.3.2.11 (Series 60)

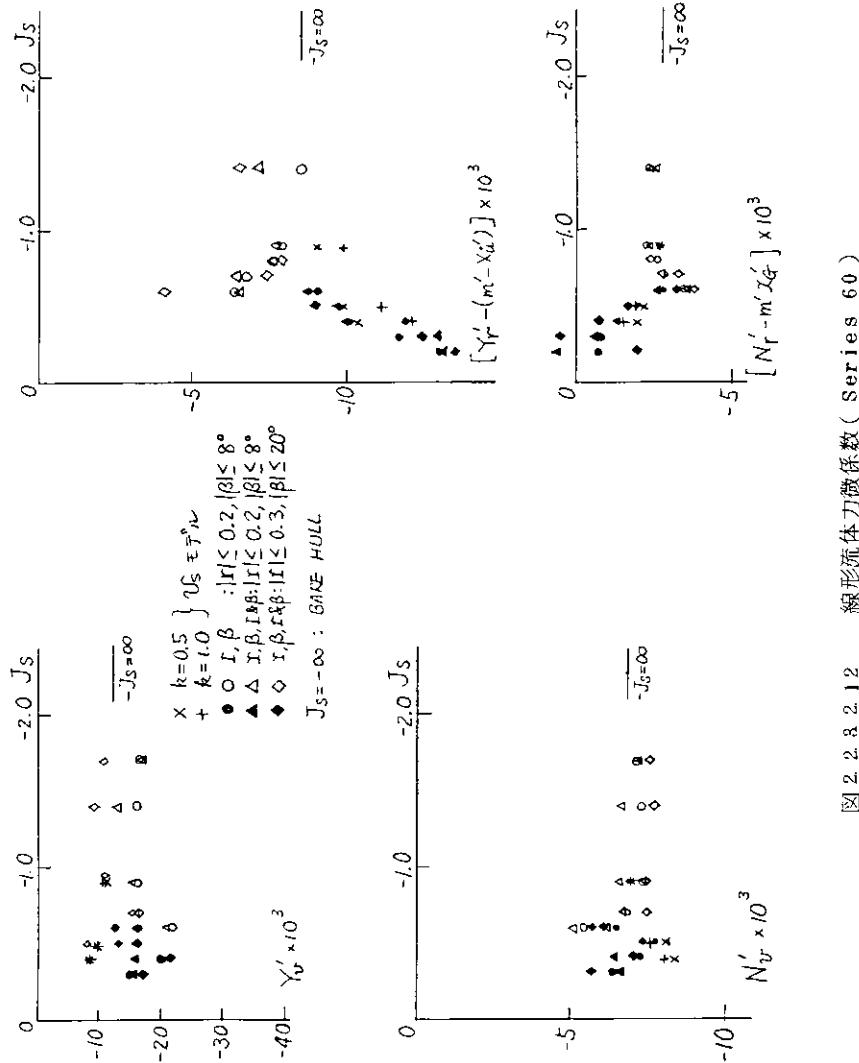
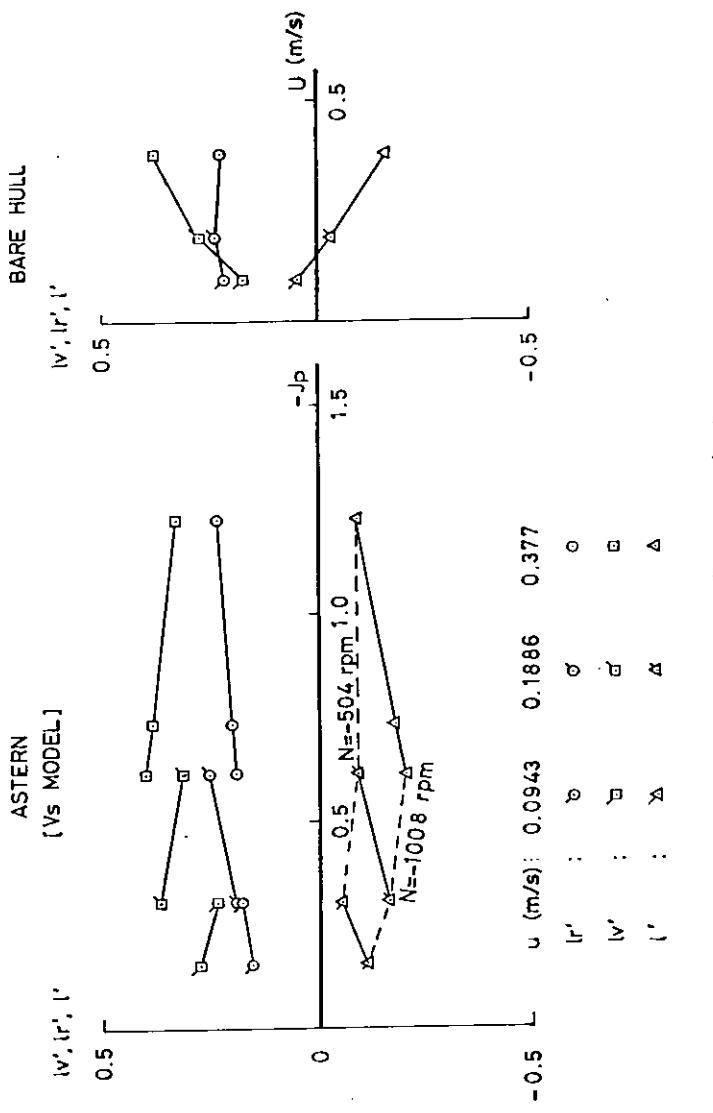
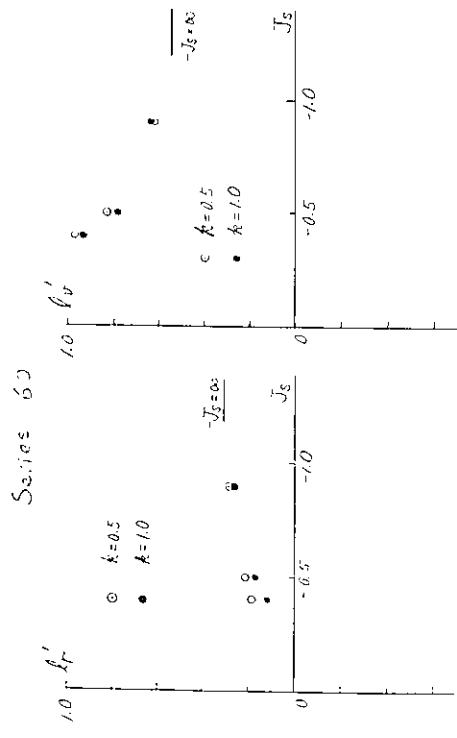


図 2.2.3.2.12 線形流体力微係数(Series 60)



[图] 2.2.3.2.13 钢路稳定性(Series 60)

ASTERN
[Taylor expansion]

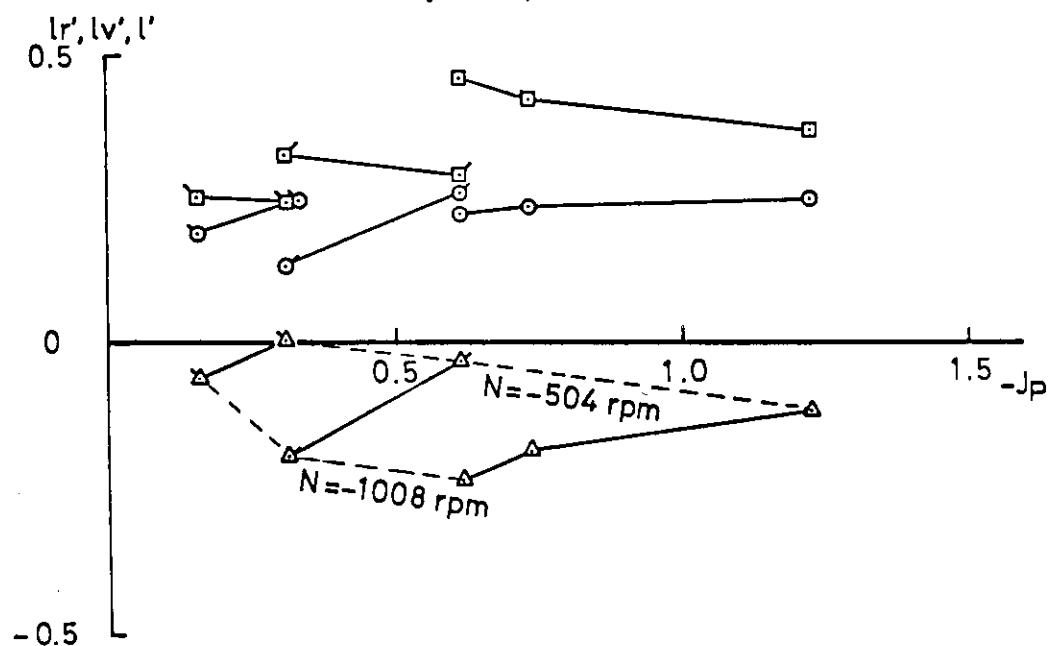


図 2.2.3.2.14 (5-27M) その2

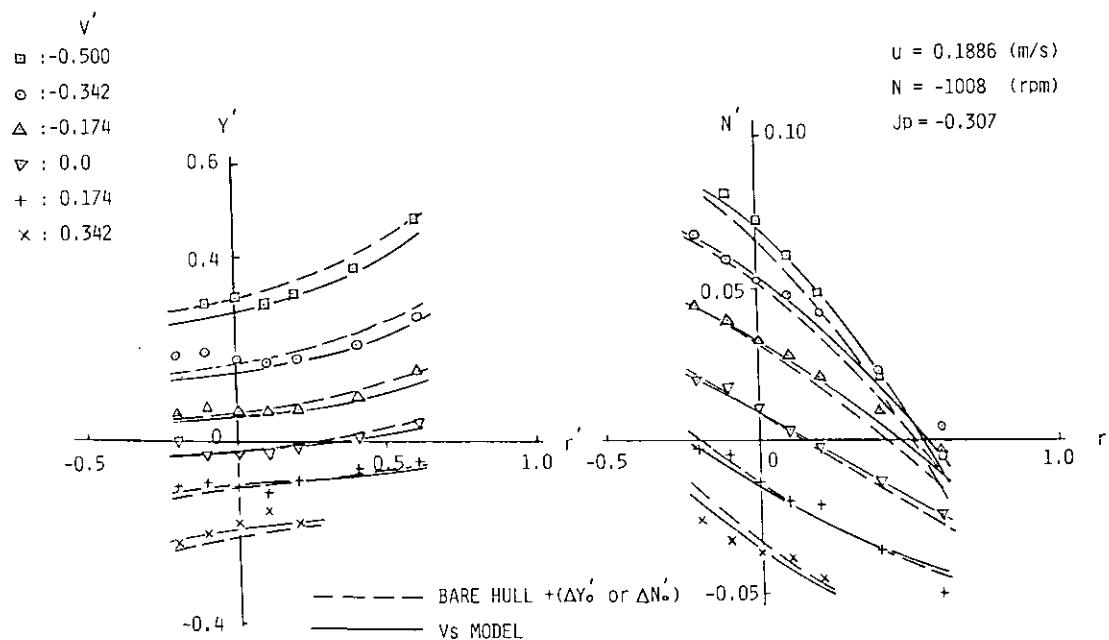
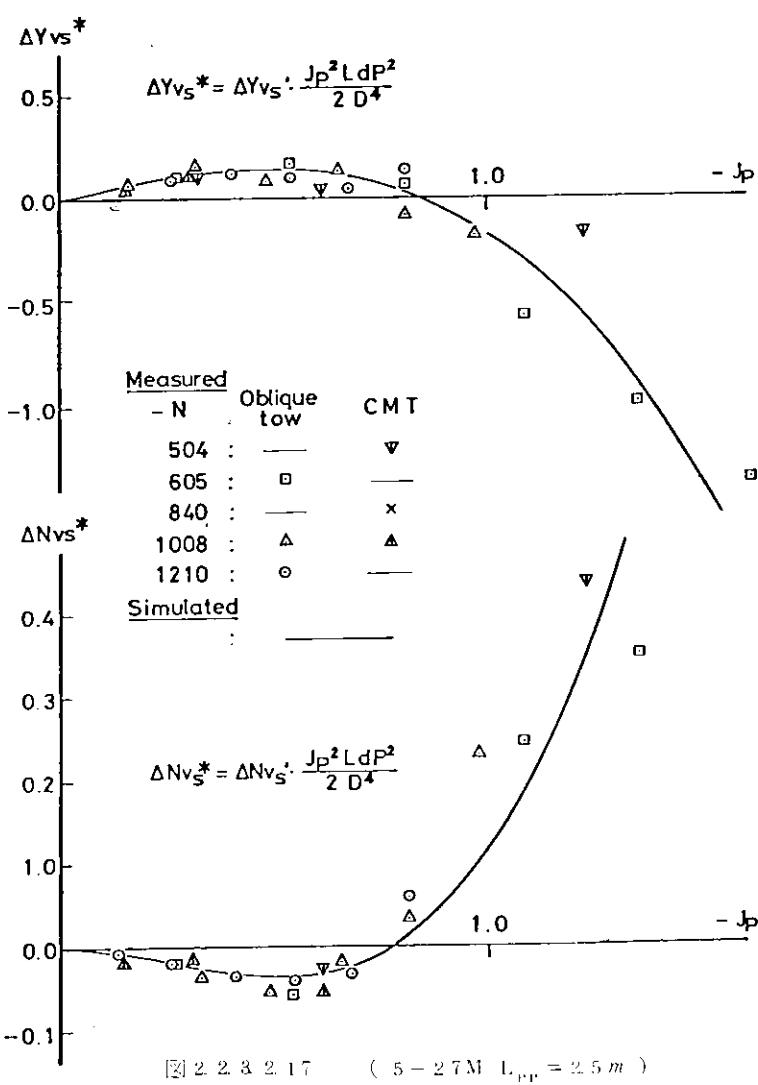
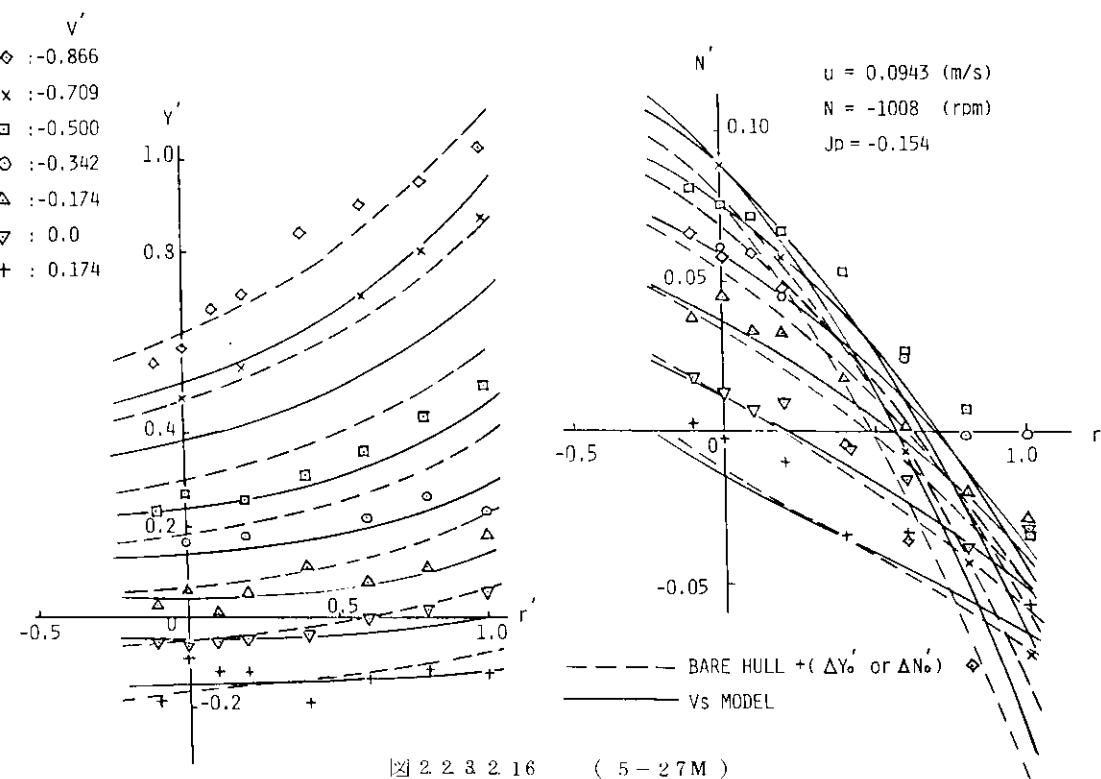


図 2.2.3.2.15 (5-27M)



2.3 加減速運動の数学モデルと船体運動のシミュレーション

3カ年にわたって実施された加減速時船体に働く流体力の実験ならびにその検討結果を利用して、操舵ならびに主機関を操作する一般操縦運動を解析する運動方程式を作ることができる。この方程式を数値積分して運動のシミュレーション計算を行い、実船又は無線操縦模型船の運動の観測結果と比較することは加減速を含む一般操船性能の推定上有益である。また上記の運動方程式の若干の項に近似を行うことによって比較的簡略な応答方程式の形で加減速を含む操船に対する船の応答を表現することも実用上有用であろう。

本節においてはこれらのシミュレーション計算ならびに一般操船の簡略な応答モデルについて記述する。

基礎となる運動方程式は

$$\left. \begin{aligned} (m + m_x) \dot{u} - (m + m_y) v r &= X(u, v, r, n, \delta) \\ (m + m_y) \dot{v} + (m + m_x) u r &= Y(u, v, r, n, \delta) \\ (I_{zz} + J_{zz}) \dot{r} &= N(u, v, r, n, \delta) \end{aligned} \right\} \quad (2.3.1)$$

ここに

m : 船の質量 m_x, m_y : 船の前後方向ならびに左右方向の付加質量

I_{zz} : 垂直軸回りの船の慣性モーメント

J_{zz} : 垂直軸回りの船の付加慣性モーメント

なお船の加速度に関する流体力のうち、完全流体を前提とする付加質量の力をここに挙げた m_x, m_y および J_{zz} で表現し、それ以外の分は右辺の流体力 X, Y, N に含めてある。換言すれば右辺の X, Y, N には付加質量の力は含まれない。

u : 前進速力 v : 横流れ速力(右向き正)

r : 回頭角速度(右旋回正)

X : 船に働く前進方向の流体力

Y : # 右舷方向の流体力

N : # 右旋回方向の流体力モーメント

δ : 舵角(右舵正)

n : プロペラ毎秒回転数(前進方向正)

2.3.1 一般操船の簡略な応答方程式(応答モデル)

18), 19)

詳細については本部会52年度報告書ならびに文献にゆずり、ここでは結果を示す。

(1) プロペラ前進回転 ($n > 0$)

船体前進中 ($v > 0$)

$$\ddot{v} + a_{vv} v^2 + a_{rr} r \dot{\varphi}^2 + a_{\delta\delta} v^2 \delta^2 = a_{nn} n^2 + a_{nv} n v \quad (2.3.2)$$

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

$$= K'_0 \left(\frac{V}{L}\right) g(s) \left\{ \delta + T'_3 \left(\frac{L}{V}\right) \dot{\delta} \right\} \quad (2.3.3)$$

ここで

v : 船速(m/s), n : 回転数(rps)

$$a_{vv} = \frac{1}{L} \cdot \frac{X'_{vv}}{m' + m'_x}, \quad X'_{vv} = \frac{R_t}{\frac{\rho}{2} L d v^2}$$

R_t : 全抵抗

$$m' = \frac{m}{\frac{\rho}{2} L^2 d}, \quad m'_{x,y} = \frac{m'_{x,y}}{\frac{\rho}{2} L^2 d}, \quad L : 船長$$

d : 吃水

$$a_{rr} = \ell_p \frac{(m' + C_m m'_y)}{(m' + m'_x)}$$

ℓ_p : 重心から転心の距離, 0.4 ~ 0.5 L

C_m : 修正係数, C_m ≈ C_b

$$a_{\delta\delta} = \left(\frac{1}{L}\right) \frac{A_R}{L d} \cdot \frac{X'_{\delta\delta}}{m' + m'_x}$$

$$X'_{\delta\delta} \approx (1 - w)^2 (1 + 3.6 s^{1.5}) \frac{6.1 \lambda}{\lambda + 2.2}$$

w : 伴流率,

s : スリップ,

λ : 航高／舵前後幅 (アスペクト比)

$$a_{nn} = L \cdot \left(\frac{D}{L}\right)^3 \cdot \left(\frac{D}{d}\right) \frac{2C_1}{m' + m'_x}$$

D : プロペラ直径

C₁ : プロペラの特性の係数で装備したプロペラのスリップ 100% (J=0) のときの $K_T = T/\rho n^2 D^4$ を略等しい。

$$a_{nV} = - \left(\frac{D}{L}\right)^2 \left(\frac{D}{d}\right) \cdot \frac{2 C_2}{m' + m'_x}$$

C₂ : プロペラ特性の係数で

$$C_2 \approx C_1 (1 - w) / \left(\frac{p}{D}\right)$$

(p/D) : ピッチ比

また, $\dot{\varphi}$: 旋回角速度 (= r), δ : 舵角

T_{1'}, T_{2'}, T_{3'}, K_{0'}, α' は操縦性を表わす常数で z 試験とスパイラル試験から求めることができる。

概略値は船型主要目と従来の実績から推定できる。

g(s) : プロペラ・スリップ's が舵効に与える影響を表わす修正係数で, スリップの変化が極端でなければ

$$g(s) \approx \frac{1 + 3.6 s^{1.5}}{1 + 3.6 s_0^{1.5}}$$

$$s = 1 - \frac{(1 - w) V}{np}, \quad s_0 : 定常航走中のスリップ's$$

(2) プロペラ逆転 ($n < 0$), 船体前進中 ($V > 0$)

$$\dot{V} + a_{vv} V^2 + a_{rr} \dot{\varphi}^2 = a_{nn} n^2 + a_{nv} nV \quad (2.3.4)$$

$$T' \left(\frac{L}{V} \right) \ddot{\varphi} + \dot{\varphi} + \alpha' \left(\frac{L}{V} \right)^2 \dot{\varphi}^3 = \left(\frac{V}{L} \right) a'_r / J_s^2 \quad (2.3.5)$$

ここで

$$a_{nn} = L \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^3 \left(\frac{D}{d} \right) \frac{2 C_3}{(m' + m'_x)} \quad J_{st} < J_s \text{ のとき}$$

$$a_{nn} = L \left(\frac{D}{L} \right)^3 \left(\frac{D}{d} \right) \frac{2 C_5}{(m' + m'_x)} \quad J_s < J_{st} \text{ のとき}$$

また $a_{nv} = 0 \quad J_{st} < J_s \text{ のとき}$

$$a_{nv} = \left(\frac{D}{L} \right)^2 \left(\frac{D}{d} \right) \frac{2 C_4}{(m' + m'_x)} \quad J_s < J_{st} \text{ のとき}$$

C_3, C_4, C_5, J_{st} は逆転しながら前進するプロペラの特性を表わす常数で

$$C_3 \cong -0.8 C_1$$

$$C_4 \cong 1.7 (1-w) / (p/D) \quad p : \text{プロペラピッチ}$$

$$C_5 \cong 0.26 C_1$$

$$J_{st} \cong -0.4 (p/D) / (1-w)$$

また, T' , α' はそれぞれ z 試験, スパイラル試験から求めることができる常数。また概略値は船型主要要素から推定可能。

a'_r は水槽実験又は逆転停止実験から,

求める常数

$$J_s = V / nD \quad V : \text{船速}$$

これら (2.3.2), (2.3.3), (2.3.4), (2.3.5) の応答モデルは図 2.3.1 ~ 図 2.3.6 に例を示すように実用にたえる近似度で操舵と加減速の一般操船運動の応答を表わすことができる。

2.3.2 加減速運動のシミュレーション — プロペラ順転時

船体中央を座標原点とする操縦運動の方程式は MMG の提案に従って次のように記しうる。

$$\begin{aligned} m' (\dot{u}' - v' r' - X'_G r'^2) &= X' \\ m' (\dot{v}' + u' r' + X'_G \dot{r}') &= Y'_R + Y'_{HP} \\ (I_{zz} + m' X'^2_G) \dot{r}' + m' X'_G (\dot{v}' + u' r') &= N'_R + N'_{HP} \end{aligned}$$

記号は大部分 MMG の方法に従っている。

この式の右辺の流体力の項に 2.2.3(1) で詳しく述べた流体力に対する数式を入れ、数値解法の形で運動方程式を解くと、種々の加減速運動をシミュレーションすることができる。このようなシミュレーションは本研究で提案した数学モデルの有効性を検証するための有益な手段でもある。

計算は模型寸法のままで行い、ルンゲークッターギル法を用いた。計算の時間間隔は 0.1 秒である。供試船型はモデル D (Series 60) の 4 m 模型である。

まず、プロペラ回転数を一定とした場合の定常旋回特性の推定結果を図 2.3.2.1 に示す。この図中には本研究で提案した数学モデルの他に、船体に作用する横方向の流体力を、MMG の提案通りの $C_D(X')$ モデルを用いた場合、また v' と r' の 2 次多項式を用いた場合、更にプロペラの直接的な影響を考慮しなかった場合の結果

を併せて示している。この結果から、本稿で示した数学モデルが最もよい推定値をえていると指摘できる。また、船体に働く横方向の流体力の表現に2次多項式を用いた場合も比較的良好な推定結果をえている。しかし、 $C_D(X')$ モデルの場合、運動が発達し、非線型項の役割が強まるに従って、推定値は実際から離れる傾向があり、この形のモデルの採用には難点がある。また、船体（含プロペラ）に働く横方向の流体力に対するプロペラの直接的な影響を考慮しなかった場合、船速低下が大きくなるに従って、推定値は明らかに実際から外れる傾向をもっている。このことから、Series 60 船型の場合には少くともプロペラのこの効果をモデルに取り入れるべきであるといえる。他の種々の船型において、プロペラのこの効果をどう扱うべきかについては今のところ資料不足である。

続いて、プロペラ回転数一定時の z 試験の推定例を図 2.3.2.2、図 2.3.2.3 に示す。船速低下を含めて、よい推定結果をえている。図 2.3.2.4 は z 試験を解析して得られた K' 、 T' を示す。やや小さめの K' を得ていると考えるかも知れないがその程度は僅かであり、拘束試験によって、自航時の操縦性能を十分に推定しうることがわかる。

続いて、加速あるいは減速しながら変型 z 試験を行った場合の計算例を図 2.3.2.5 および図 2.3.2.6 に示す。同図中にはタイムヒストリーの他に有次元あるいは無次元化した位相面軌跡を同時に示している。加速中には操舵による旋回角加速度、従って旋回モーメントが増し、舵効きが良くなり、減速中にはその逆となる。

また、旋回角速度が零付近の軌跡の傾斜によって針路安定性が判定でき、加速時には改善され、減速時にはその逆となることを示している。旋回角速度が零付近にある時、舵角は一定であり、操舵によって得られる旋回力は旋回運動の強さ（角速度の大きさ）によらず、ほぼ一定とみなしうるから、この付近の軌跡の傾きが示す旋回角加速度の変化は専ら旋回によるダンピングの変化に起因する。加速時にはこのダンピングモーメントは明らかに大きくなってしまい、針路安定性は改善されている。この一部は、プロペラの增速率には比例して変化する舵のダンピングモーメントの故であるが、同時にプロペラの船体に働く横方向の力に対する直接的な寄与の結果でもある。

以上から、この研究で提案したプロペラ順転中の数学モデルが加減速中の操縦運動の推定に十分、有効であることがわかる。最後に舵の寄与による流体力を分離して扱うこのモデルは、舵面積を変化させた場合の操縦性能の推定を可能にする。図 2.3.2.7 は舵面積と定常旋回特性の関係を推定した結果である。

5.3 年度報告中には、アドウェンス、ランスファー、旋回半径と舵面積の関係を推定し、示している。造船設計上で重要な舵面積の選択を行う上で、この数学モデルは極めて有効であるといえよう。

2.3.3 v_s モデルに基づく減速時船体運動シミュレーション

前進航走中の船体をプロペラ逆転により制動する際、船体に働く流体力を裸船船体に加わる流体力と逆転プロペラにより生ずる付加流体力との和で近似する v_s モデルの考え方を用いて、プロペラ逆転により制動中の船体運動を予測し、これを自由航走模型で計測された運動と比較した結果をまとめる。なお、ここに述べる結果はすべて 5-27M $L_{pp} = 2.5m$ 模型についての計算と実験結果である。

座標原点を中心固定した船体固定座標系にもとづいてサージ、スウェイ、ヨーの運動を書きくだせば

$$\left. \begin{array}{l} m(\dot{\bar{u}} - vr) = X \\ m(\dot{\bar{v}} + ur) = Y \\ I_{zz}\dot{r} = N \end{array} \right\} \quad (2.3.3.1)$$

て、右辺の外力 X , Y およびモーメント N は次のとくに仮定する。

$$X = \tilde{X}_u \dot{u} - 0.75 \tilde{Y}_v v r - R(u) + (1-t) T \quad (2332)$$

$$Y = \tilde{Y}_v \dot{v} + \tilde{Y}_r v + \tilde{Y}_{vv} v^3 + \tilde{Y}_{vr} v^2 r + \tilde{Y}_{vrr} v r^2 + \tilde{Y}_{rrr} r^3 + \Delta Y \quad (2333)$$

$$N = \tilde{N}_r \dot{r} + \tilde{N}_v v + \tilde{N}_r r + \tilde{N}_{vv} v^3 + \tilde{N}_{vr} v^2 r + \tilde{N}_{vrr} v r^2 + \tilde{N}_{rrr} r^3 + \Delta N \quad (2334)$$

(2333), (2334)式では連成する加速度に関する項 $\tilde{Y}_r \dot{r}$, $\tilde{N}_v \dot{v}$ は、その寄与が小さいので省略されており、また ΔY , ΔN がそれぞれ逆転プロペラによるスウェイ力、モーメントを表わし、微係数上の記号(～)はそれらの微係数が裸船に対するものであることを意味している。(2332)式右辺の第3項、第4項はそれぞれ船体抵抗、プロペラ推力である。

以下に示した計算例では $-\tilde{X}_u$, $-\tilde{Y}_v$, $-\tilde{N}_r$ の付加質量および付加慣性モーメントは元良チャートより推定した値を用いた。プロペラ逆転しつつ、横運動している船体に加わる流体力の表現式としての(2333), (2334)式の妥当性を定常運動時 ($\dot{v} = \dot{r} = 0$, $v \neq 0$, $r \neq 0$)について調べたのが先に掲げた図223216, 223217である。横運動が大きいときには、両式が与える推定値と実測値との一致度が悪くなることは先に述べたとおりである。

減速運動の予測計算を実行するには $k(u)$, $(1-t)T$, ΔY , ΔN を具体的に与えねばならない。

- a) 船体抵抗は計測された全抵抗を無次元係数 C_r (=全抵抗/ $\frac{1}{2} \rho L d U^2$) で整理し、これを次のように数式近似しておく(図2331参照)。

$$C_r = \frac{\beta_{-1}}{F_n} + \beta_0 + \beta_1 F_n \quad (2335)$$

- b) 逆転プロペラの推力も無次元化し、これを次式で数式近似しておく(図2332参照)。ただし、図に見るごとく、 $J_p \approx -1.1$ を境に2通りの数式を使いわける。

$$K_r (1-t) = -\alpha_0 - \alpha_1 J_p - \alpha_2 J_p^2 - \alpha_3 J_p^3 \quad : J_p \geq -1.1$$

$$K_r (1-t) = -\alpha'_0 - \alpha'_1 J_p \quad : J_p < -1.1$$

$$\text{但し } J_p = \frac{U}{n p} \quad (2336)$$

(2335), (2336)式の係数 β_{-1} , β_0 , β_2 , α_0 , α_1 , α_2 , α_3 , α'_0 , α'_1 は計測結果に最小二乗法を適用して決定する。

- c) 逆転プロペラによる付加流体力 ΔY , ΔN はそれぞれ $\rho n^2 D^4$, $\rho n^2 D^4 L$ で次のように

$$\left. \begin{aligned} \Delta Y^* &= \frac{\Delta Y}{\rho n^2 D^4} \\ \Delta N^* &= \frac{\Delta N}{\rho n^2 D^4 L} \end{aligned} \right\} \quad (2337)$$

無次元化し、これを v'_s (= $v' - 0.5 r'$) で線形表示する。

$$\left. \begin{aligned} \Delta Y^* &= \Delta Y_0^* + \Delta Y_{vs}^* v'_s \\ \Delta N^* &= \Delta N_0^* + \Delta N_{vs}^* v'_s \end{aligned} \right\} \quad (2338)$$

ここで ΔY_0^* , ΔN_0^* , ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* はいづれも見掛けの前進率 J_p により変化するので、 J_p の多項式で数式近似しておく。たとえば ΔY_{vs}^* , ΔN_{vs}^* は

$$\begin{aligned}\Delta Y_{VS}^* &= a_1 J_p + a_2 J_p^2 + a_3 J_p^3 \\ \Delta N_{VS}^* &= b_1 J_p + b_2 J_p^2 + b_3 J_p^3\end{aligned}\quad \left. \right\} \quad (2339)$$

とする。このような数式近似を、計測結果と比較したのが、図2.2.3.2.17、図2.3.3.8である。

以上で数学モデルが準備できたので、これをオイラー法（計算ステップ間隔 Δt は0.1秒とした）で数值的に解き、自航模型による運動記録と比較することにする。自航試験はいづれも、一定速度で直進中ある時刻にプロペラを停止させ、直ちに逆転を発令し、そのまま終始一定の回転に保つという手順で行なわれた。以下に示す例はすべてそのような条件の下で計測または計算されたものである。

代表的な例を図2.3.3.4～2.3.3.9に示す。図中上半分は船体の水面上航跡を、下半分は u, v, r, β, ψ （方位角）の時刻歴を示す。また、図中に記載されている v_0, r_0 の値は、シミュレーション計算の際用いらえた v, r の初期値である。自航試験との比較の結果、シミュレーション計算は運動前半において u, v, r の良い推定値を与えるが、横運動が発達したのちの後半では必ずしも良い推定値を与えていないことがわかる。とくに注目すべきであるのは図2.3.3.6と図2.3.3.7の相違で、初期船速 U_0 、プロペラ逆転回転数 $N = -672 \text{ rpm}$ とほとんど同じ状態であるのにかかわらず、プロペラ逆転中の船体運動は全くといってよいほど異なる。シミュレーション計算の結果は、これら両図の運動の違いが、極くわずかな運動の初期条件の相違によるものであることを予想させる。

これらのシミュレーション計算によれば停止時（ $u = 0$ をもって停止と定義する）までに航走する距離 S_s 及び停止点の位置 (X_s, Y_s) （X：原針路の方向、Y：原針路と直角右舷側を正とする）がきまる。これを模型試験結果とともに図2.3.3.10に示した。模型試験では水槽水面の大きさの制約から停止に至らなかったものもある。全般的にはシミュレーション計算は実測にくらべて小さめの S_s, X_s, Y_s を与えているが、定性的にも定量的にもかなり良い推定といえる。

以上まとめると、逆転プロペラにより生ずる流体力の v_s 線形表現を基本とした減速時船体運動数学モデルは細い点ではまだ十分とはいえない箇所もあるとはいえ、プロペラ逆転による制動運動において初期の運動状態のわずかな相違が以後の運動に大きな差異をもたらしうるなどを示すのに成功し、今後さらに不十分な点を詰めていくに倣する数学モデルであるといえよう。

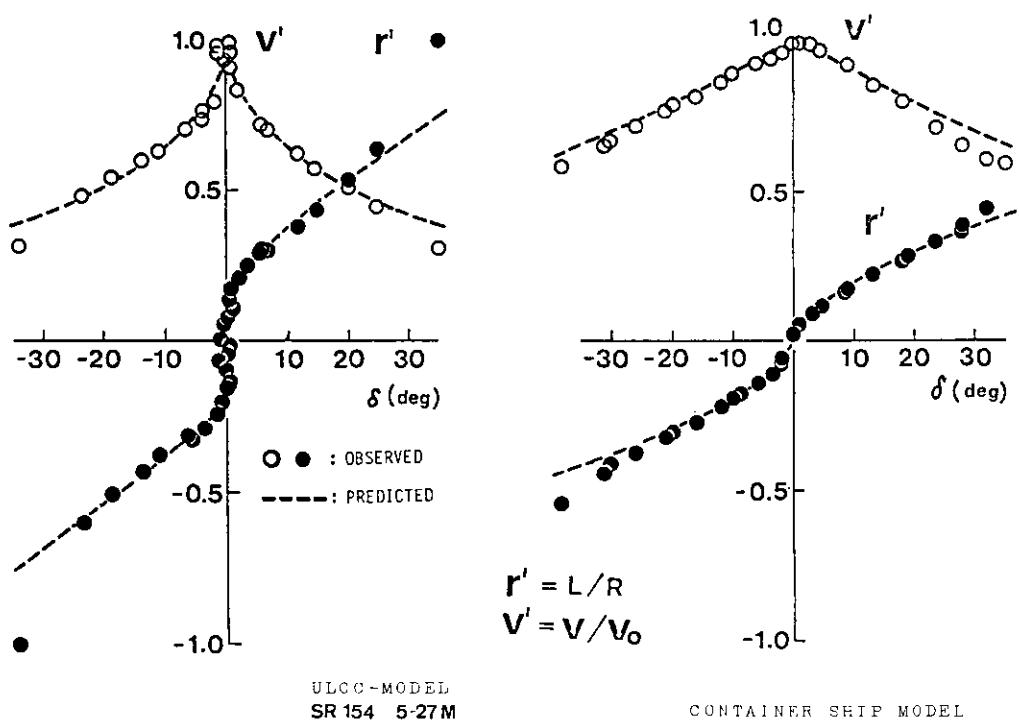


図 2.3.1 定常旋回運動の推定と実測
(ULCC: 文献 19 の A 船、CONTAINER SHIP: 文献 19 の C 船)

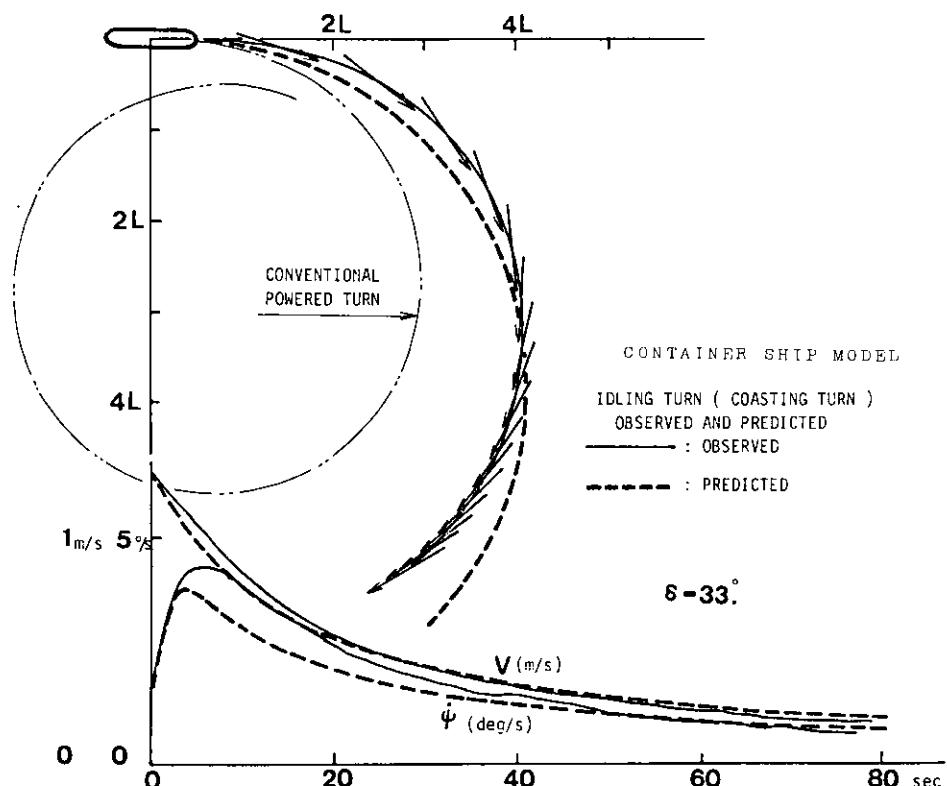


図 2.3.2 主機停止旋回運動の推定と実測

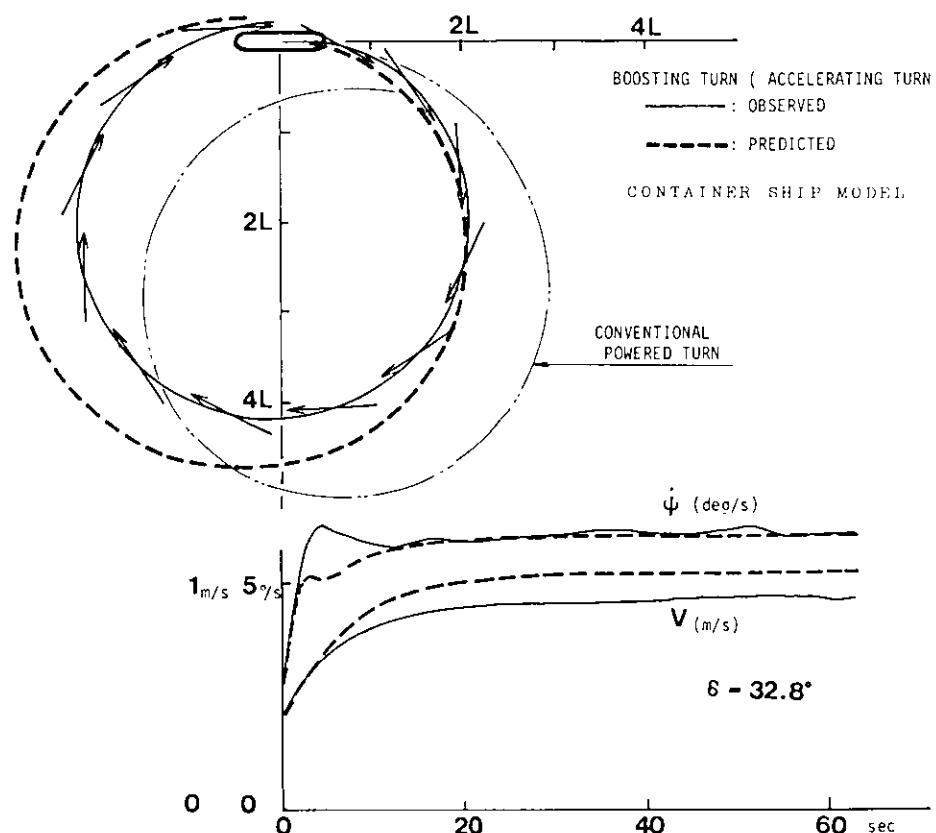


図 2.3.3 主機発動旋回運動の推定と実測

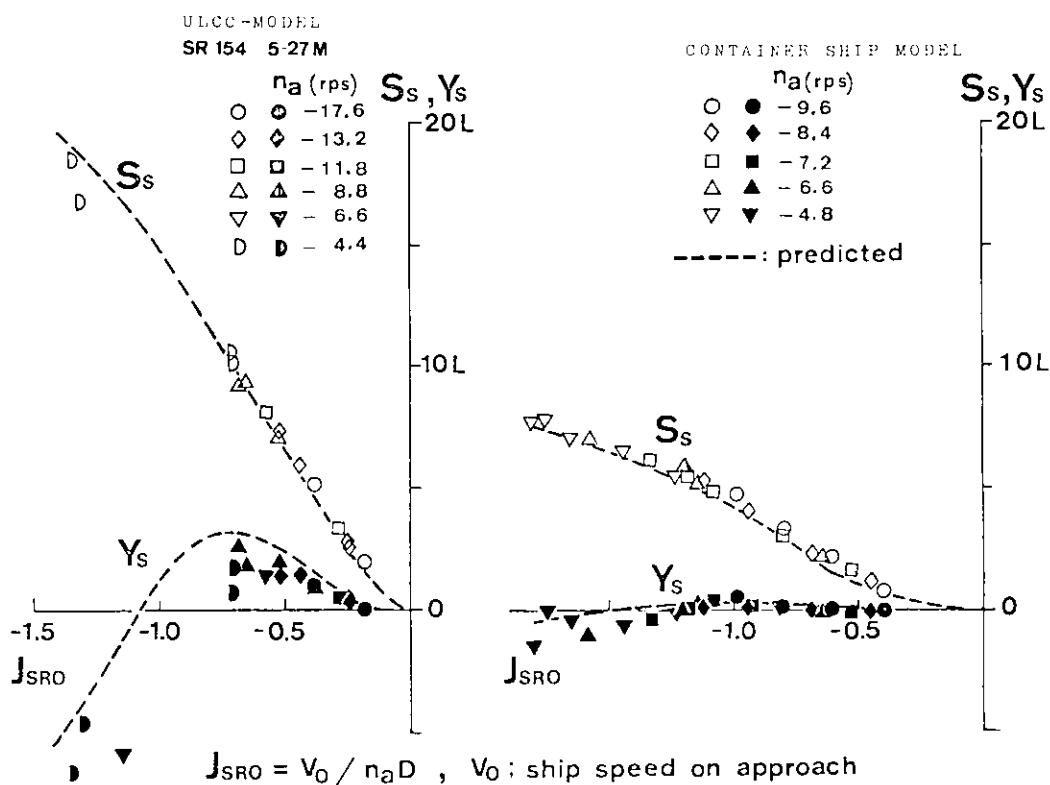


図 2.3.4 後進停止距離、停止時横偏位置の推定と実測

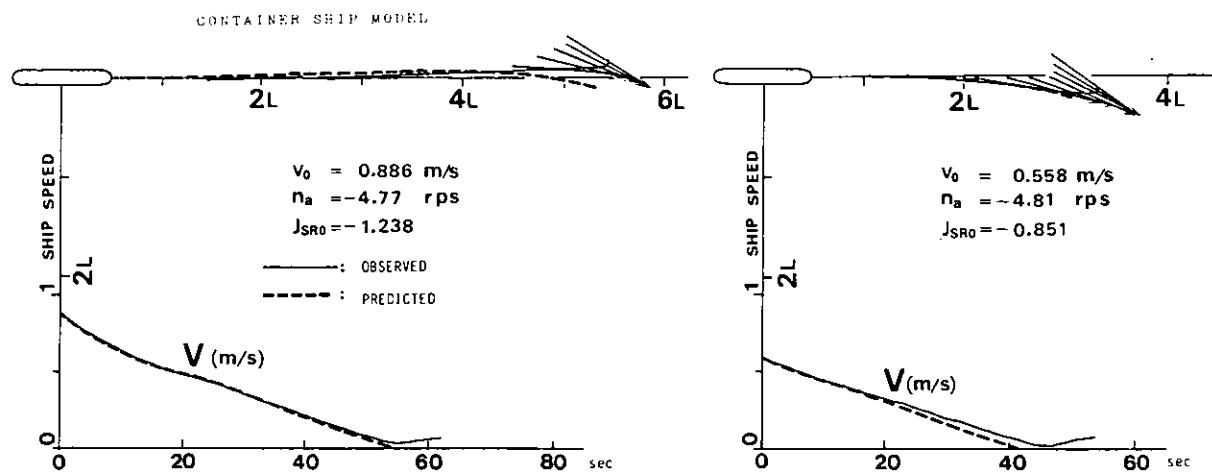


図 2.3.5 後進停止運動の推定と実測(コンテナ船模型)

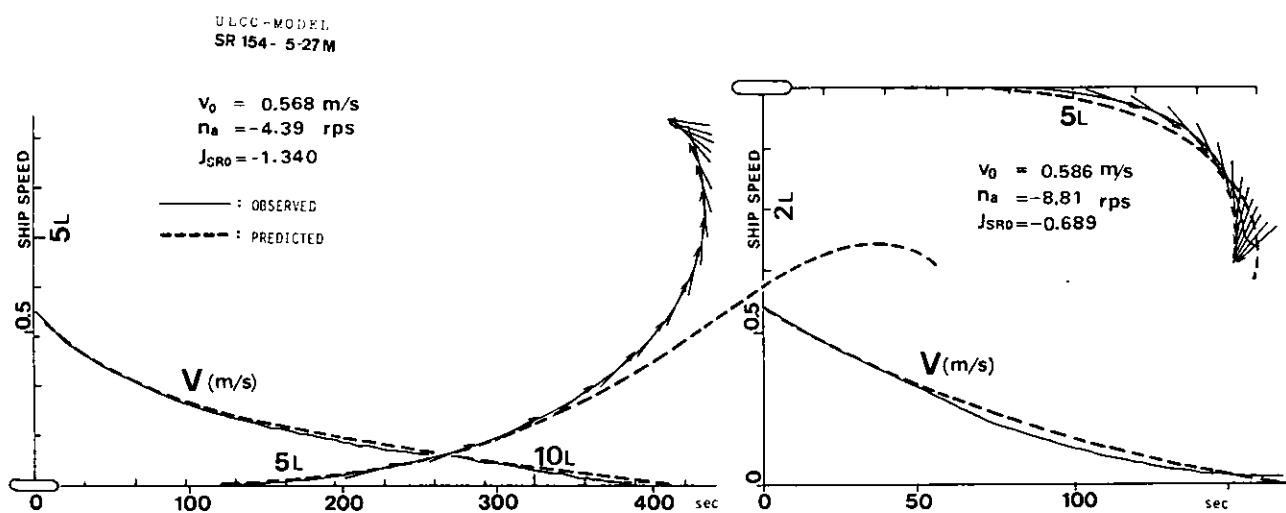


図 2.3.6 後進停止運動の推定と実測(ULCC 模型)

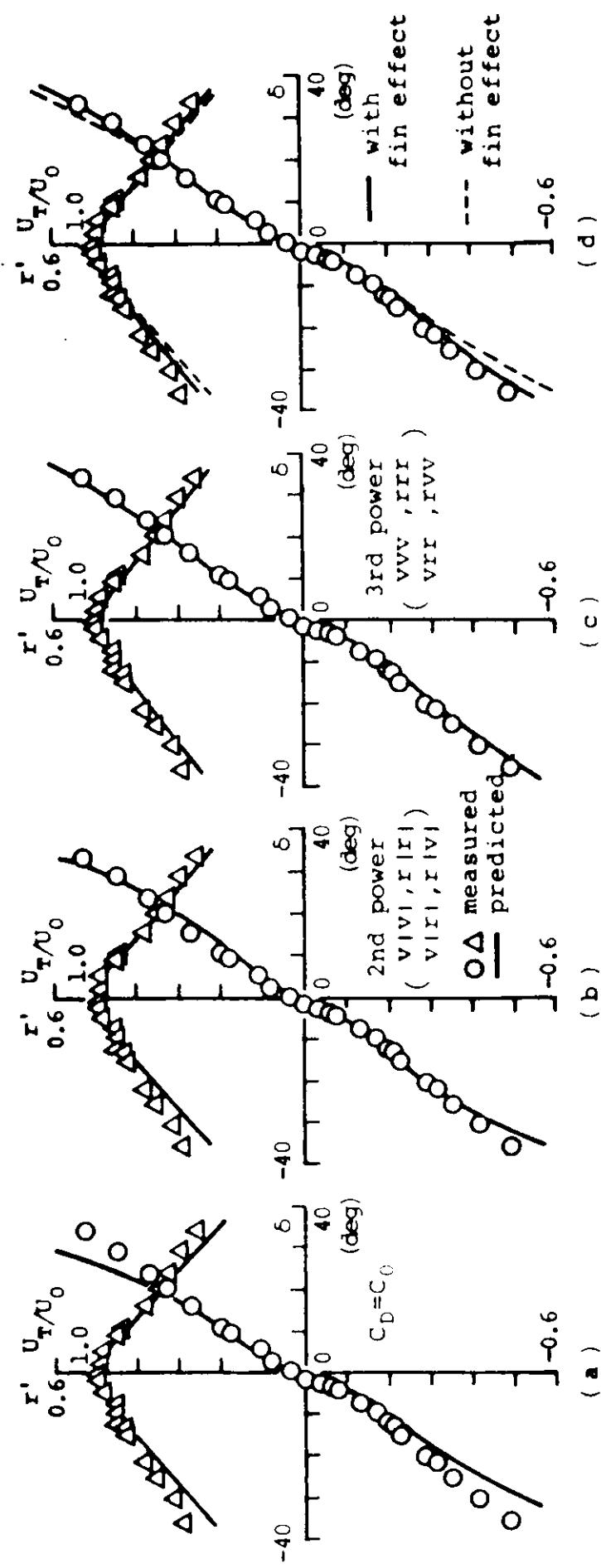
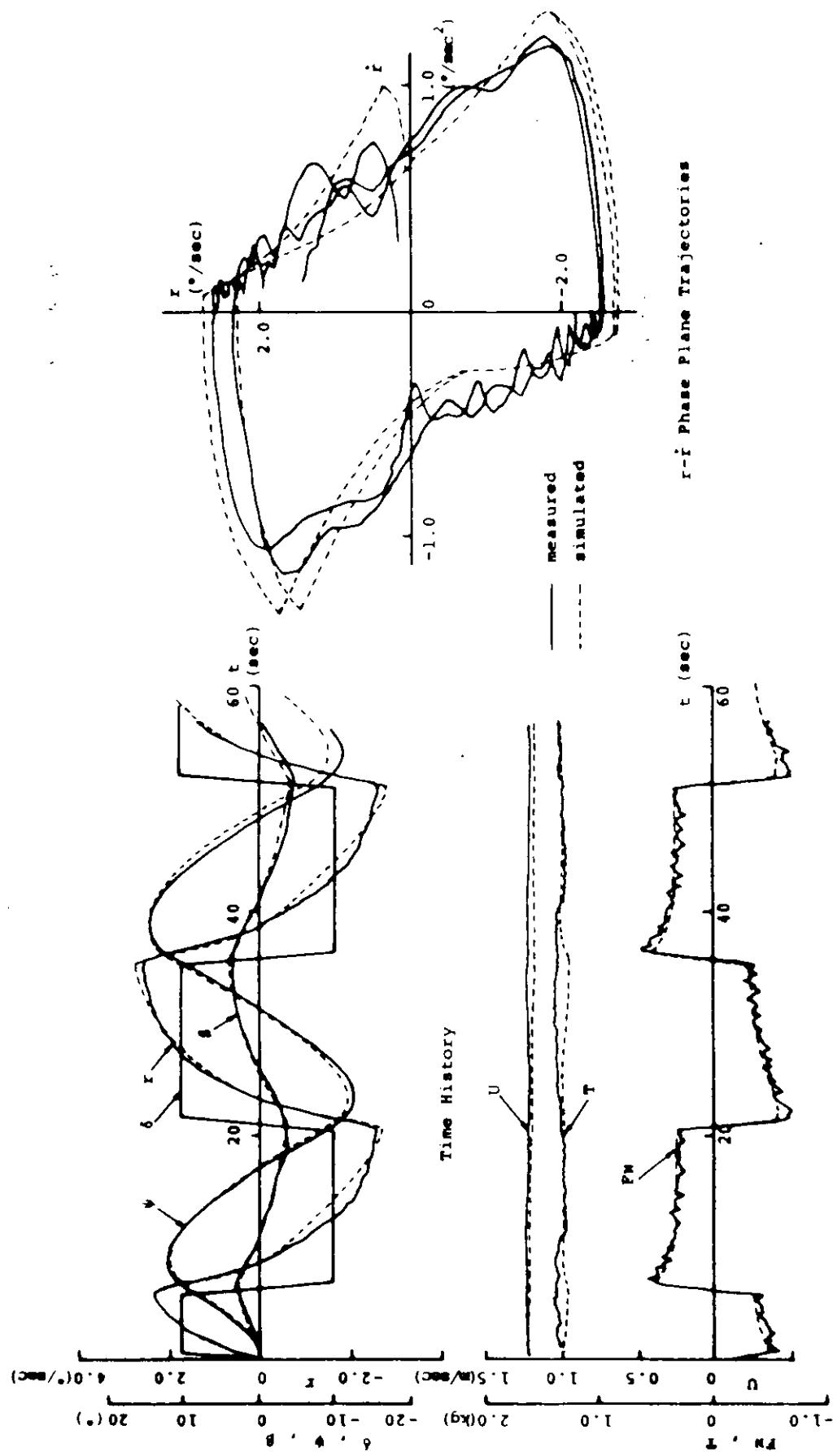
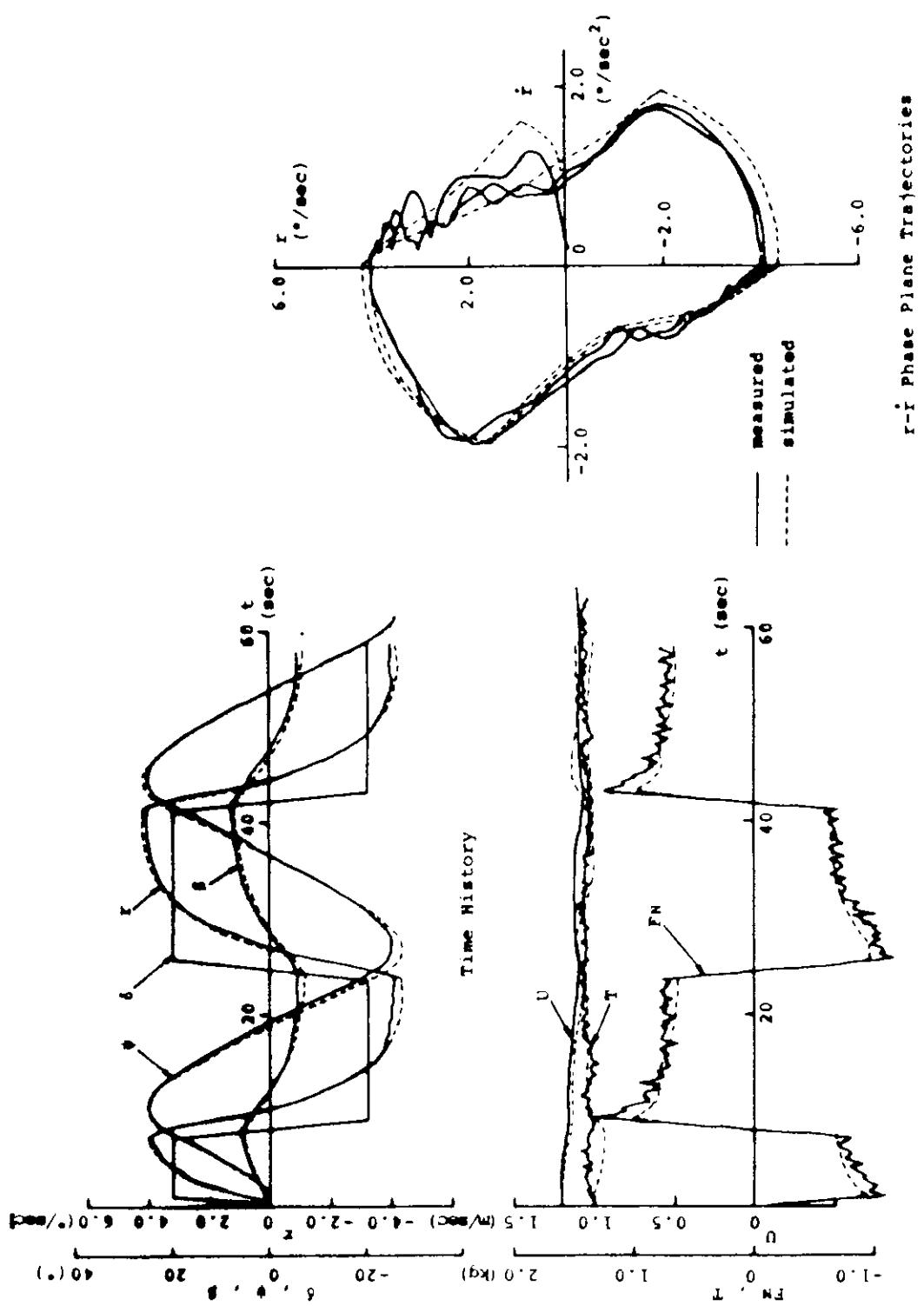


図2.3.2.1 定常旋回特性の推定結果（モデルD：Series 60）



10°-10° Zig-zag Test

図2.3.2.2 10°Z試験の推定結果 (モード:D: Series 60)



20°-20° Zig-zag Test

図 2.3.2.3 20°Z 試験の推定結果（モデルD：Series 60）

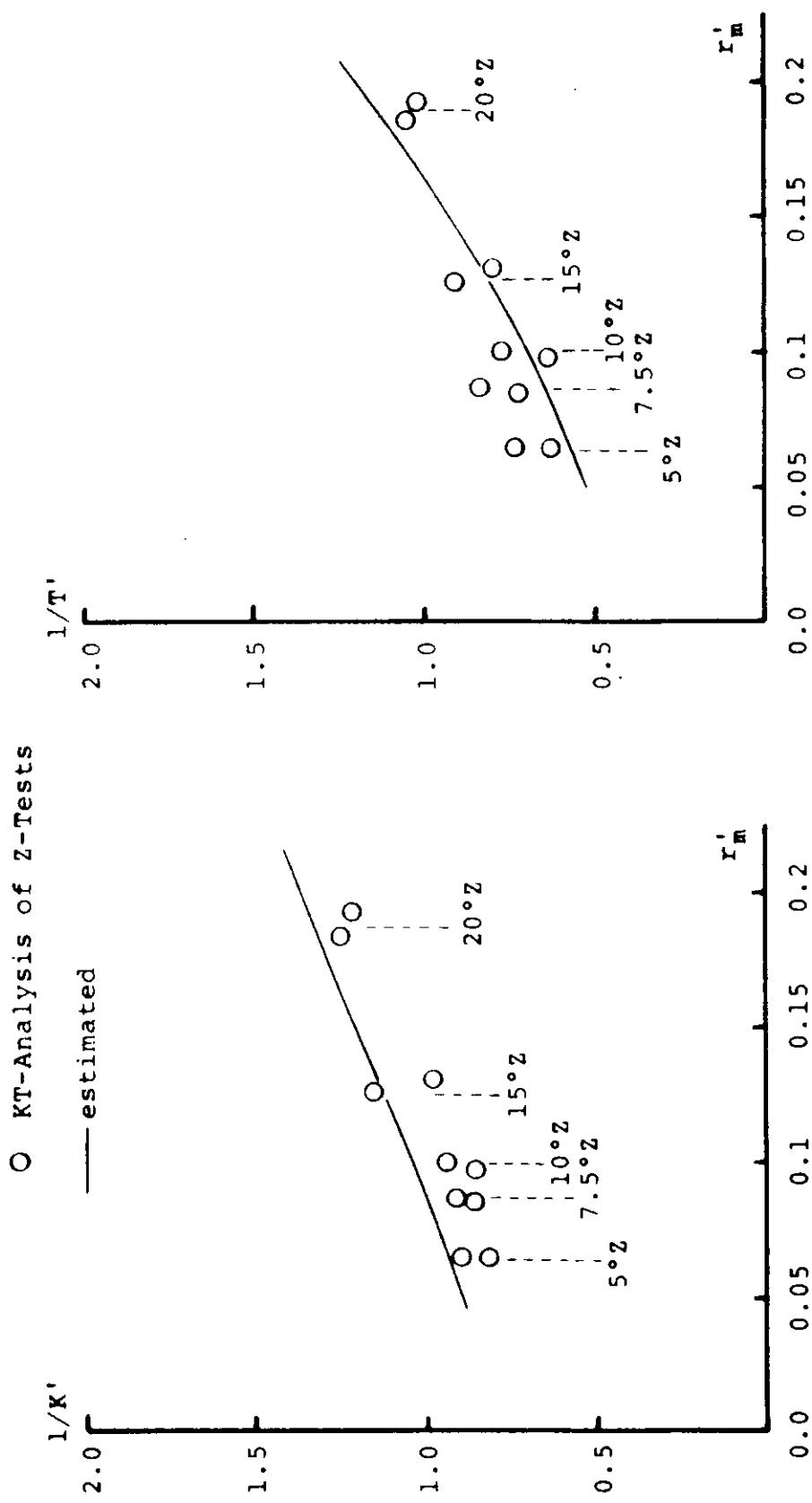
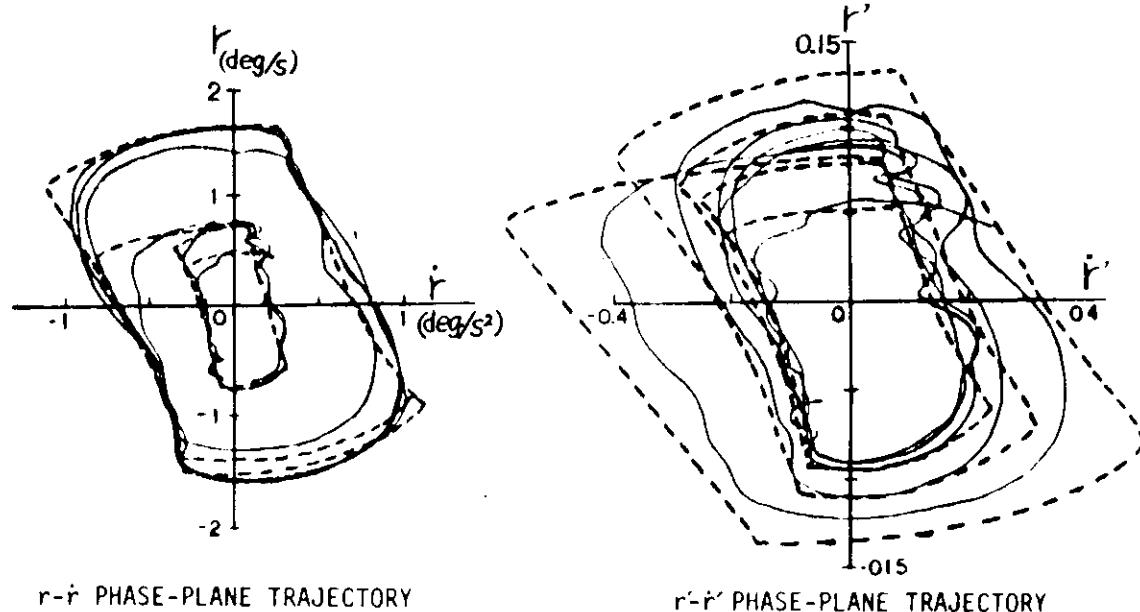
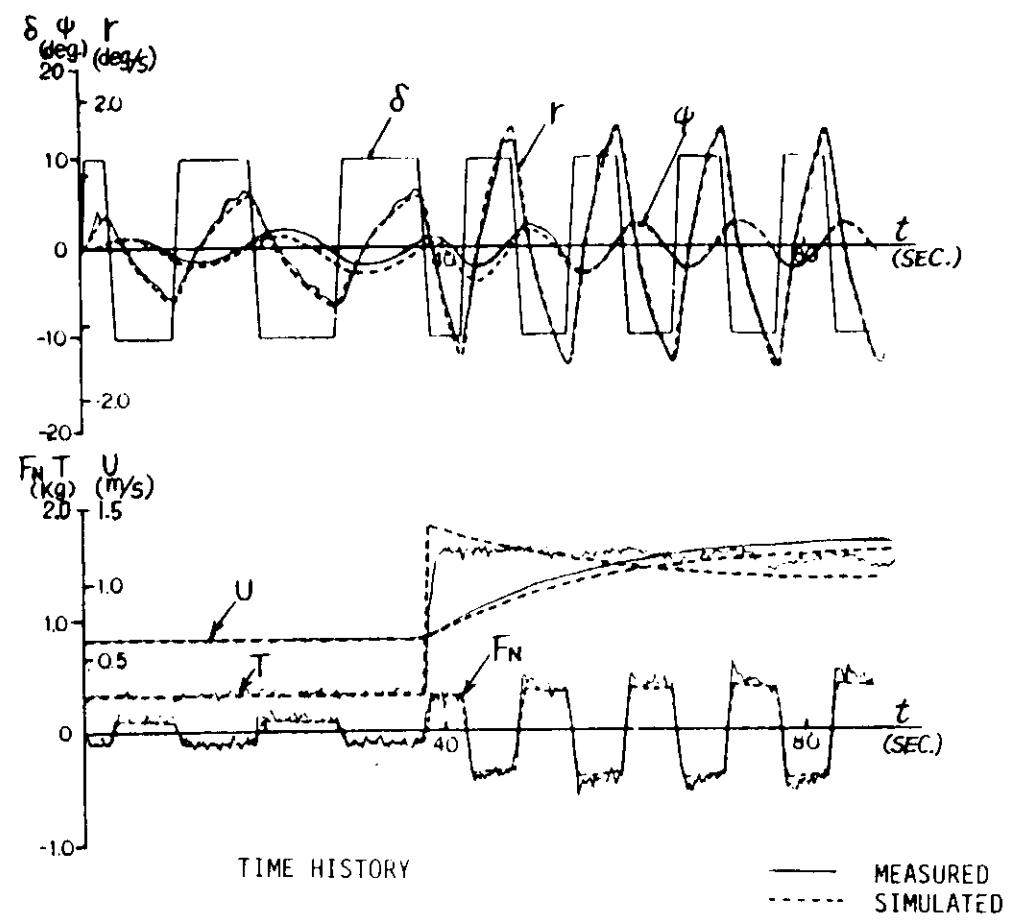
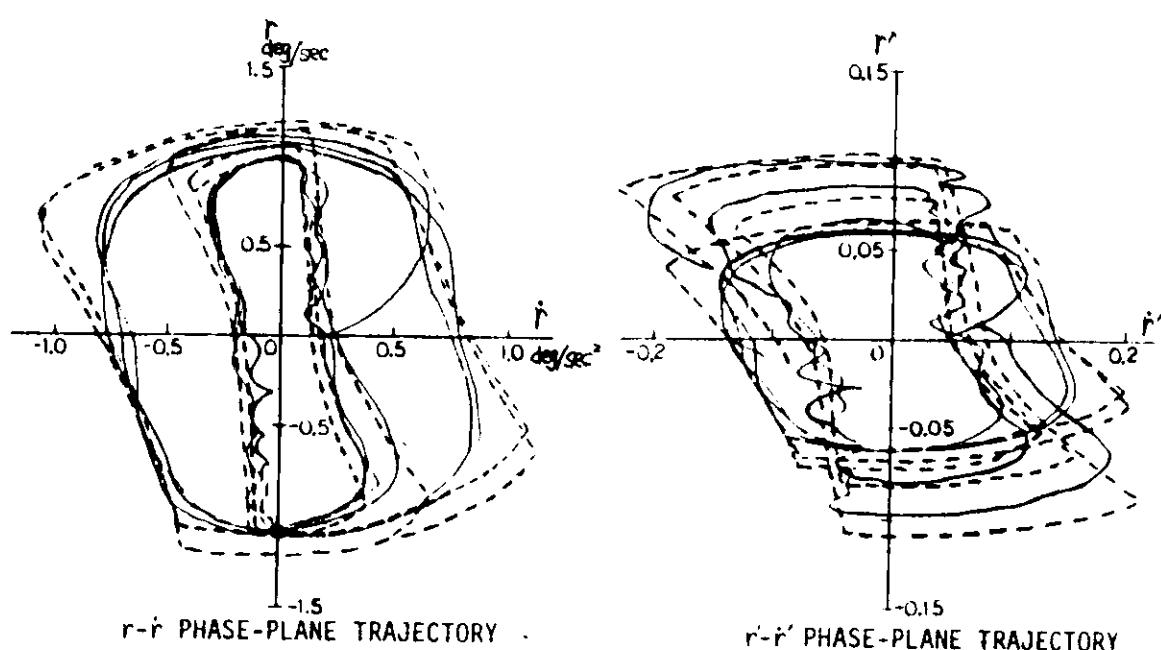
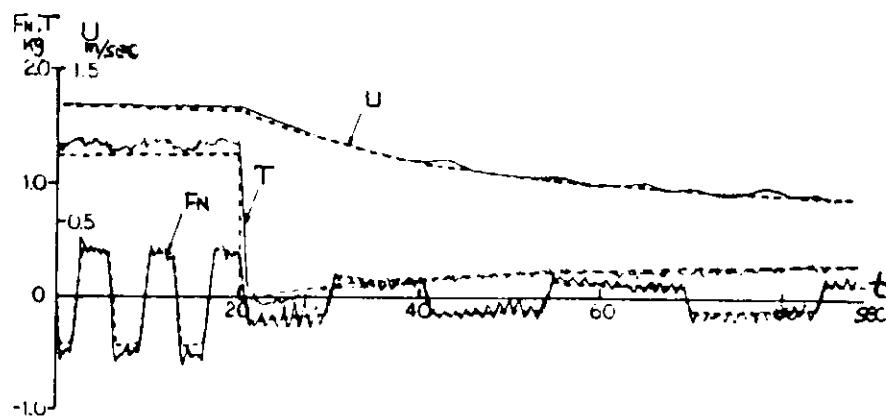
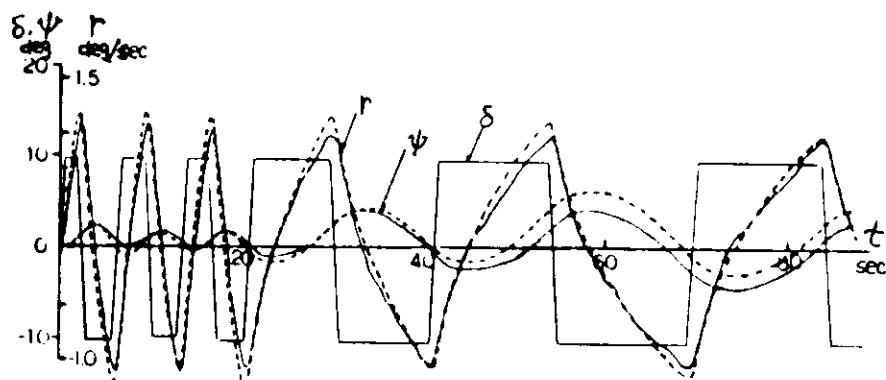


図 2.3.2.4 Z 試験の標準 (KT) 解析結果 (モデルD: Series 60)



COMPARISON OF MEASURED AND SIMULATED Z-MANEUVER RESPONSE
WITH ACCELERATION ($10^{\circ} 1^{\circ} Z$ $F_N 0.1 + 0.2$)

図 2.3.2.5 加速中のZ試験結果（モデルD：Series 60）



COMPARISON OF MEASURED AND SIMULATED Z-MANEUVER RESPONSE
WITH DECELERATION (10°-1% Y.R.Z. Fn 0.2 → 0.1)

図 2.3.2.6 減速中のZ試験結果（モデルD：Series 60）

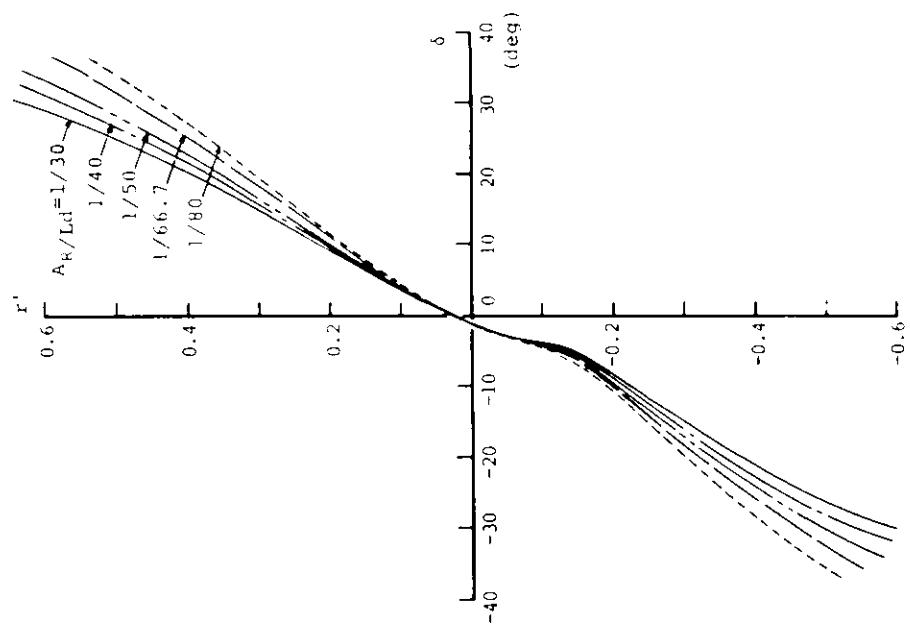


図 2.3.2.7 純面積と定常旋回特性の関係に関する推定例
(モデルD : Series 60)

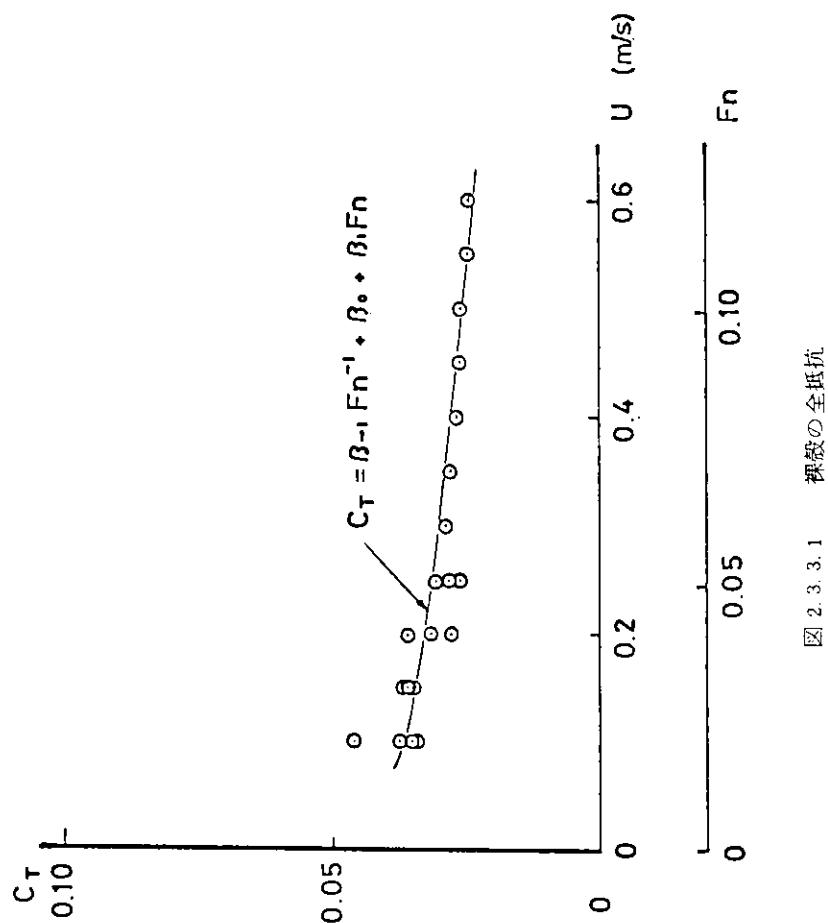


図 2.3.3.1 複数の全抵抗

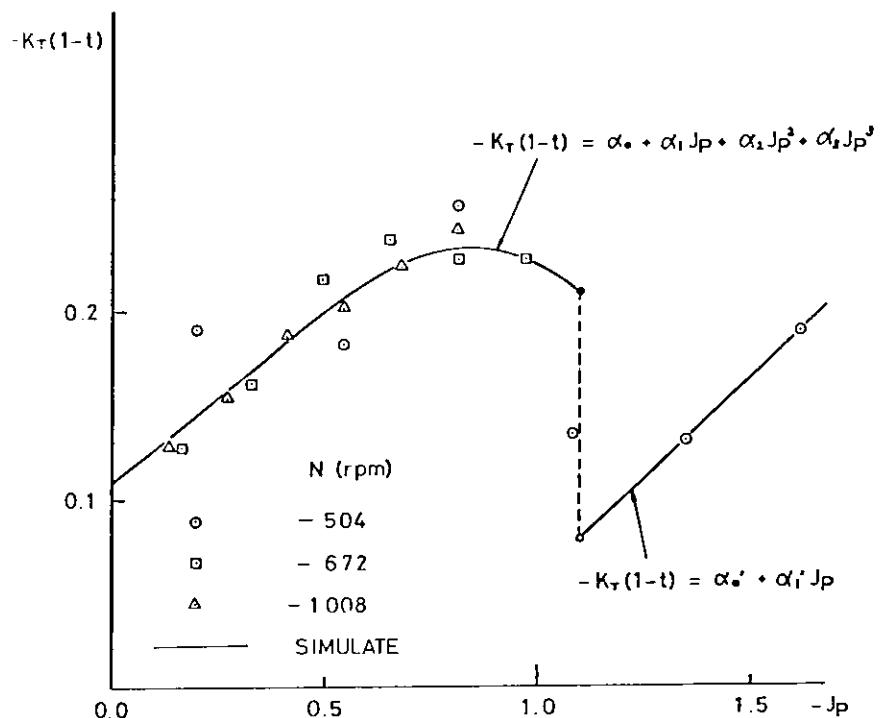


図 2.3.3.2 逆転プロペラのスラスト

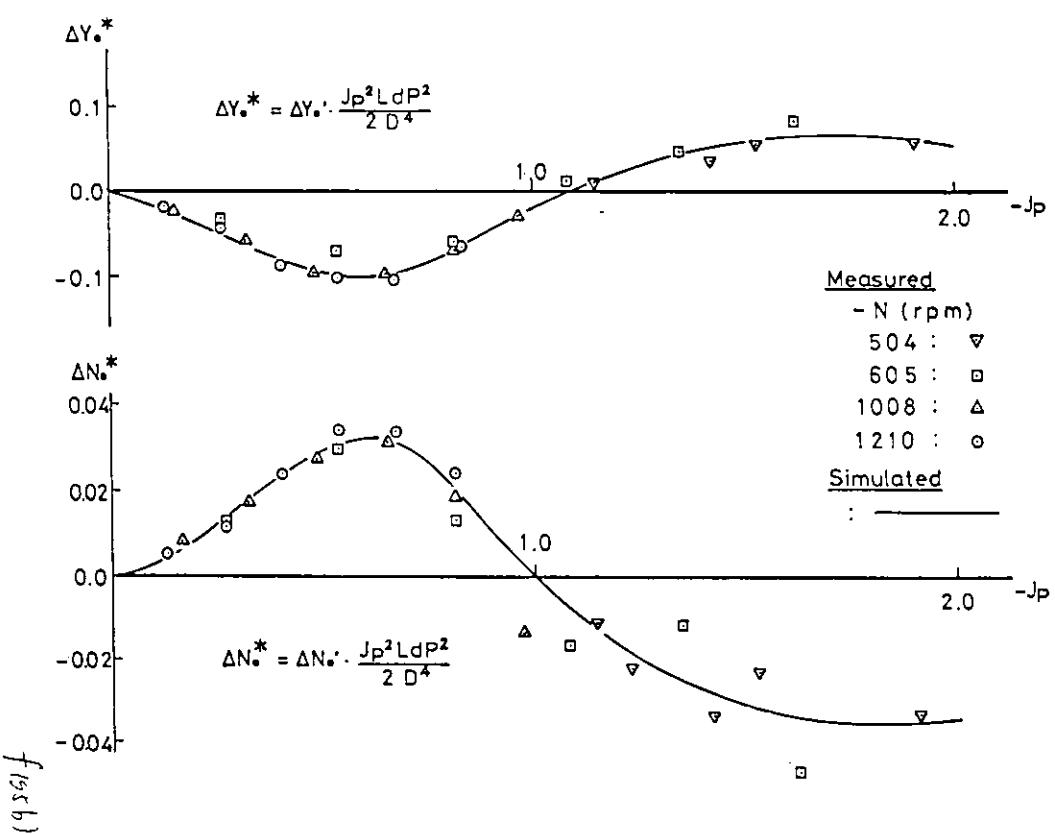


図 2.3.3.3

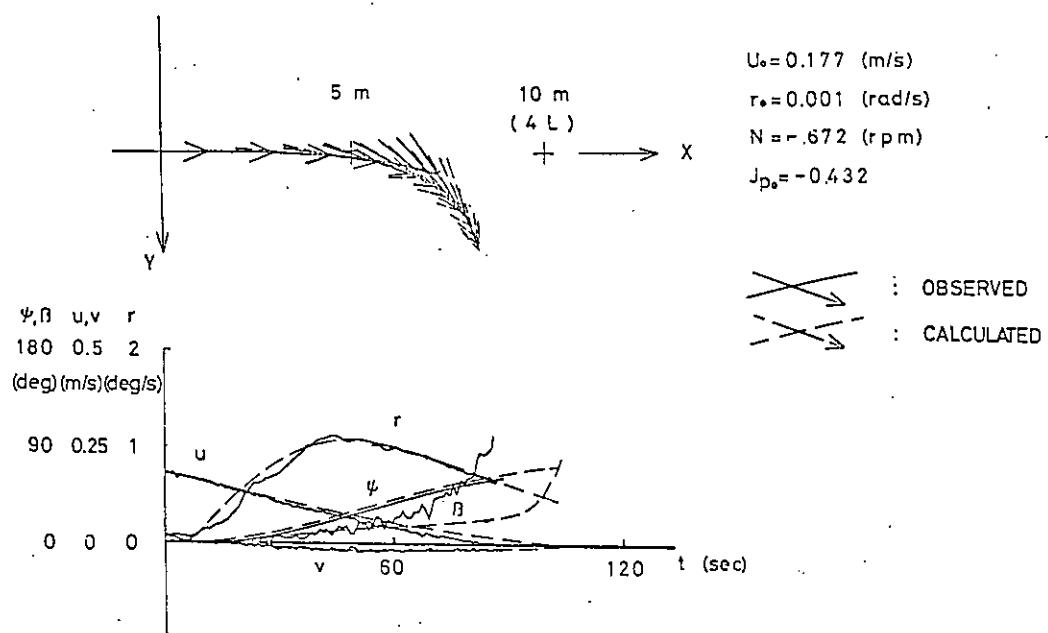


図 2.3.3.4

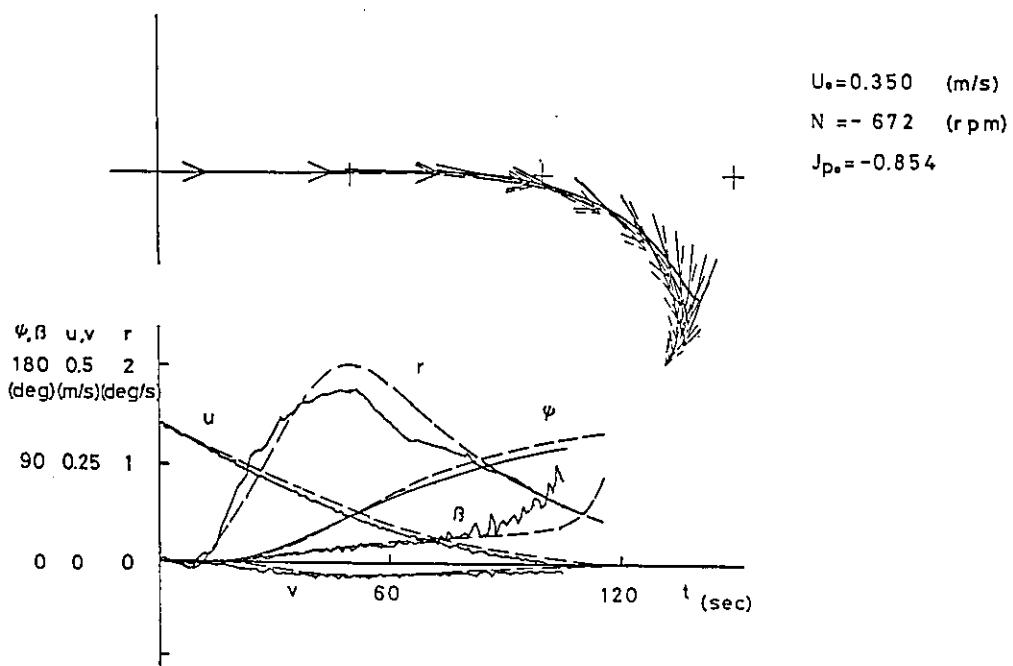


図 2.3.3.5

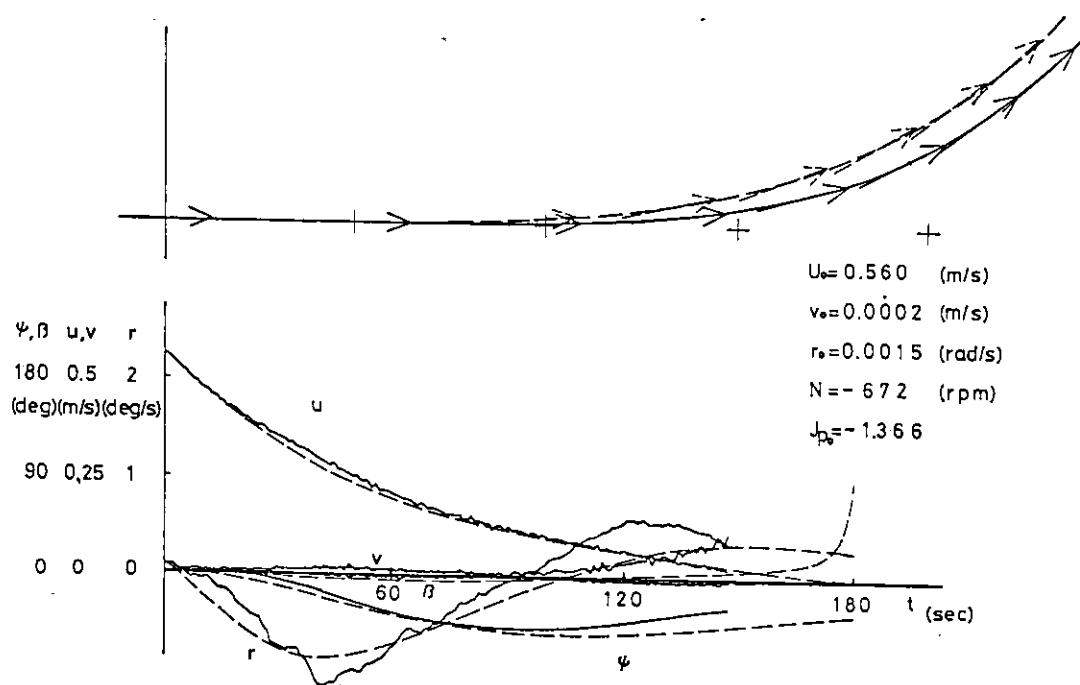


图 2.3.3.6

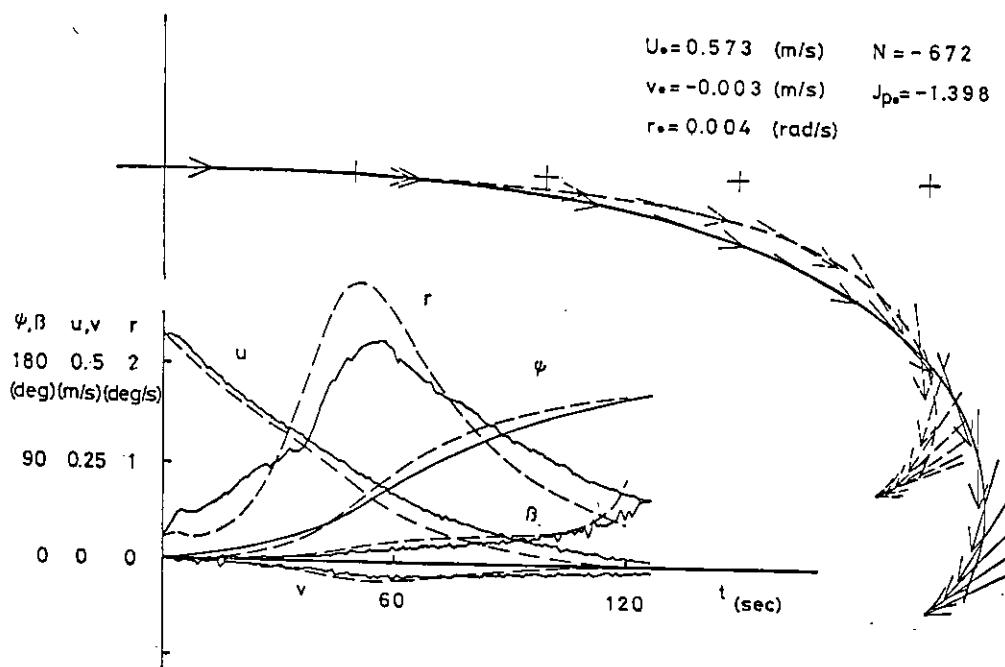


图 2.3.3.7

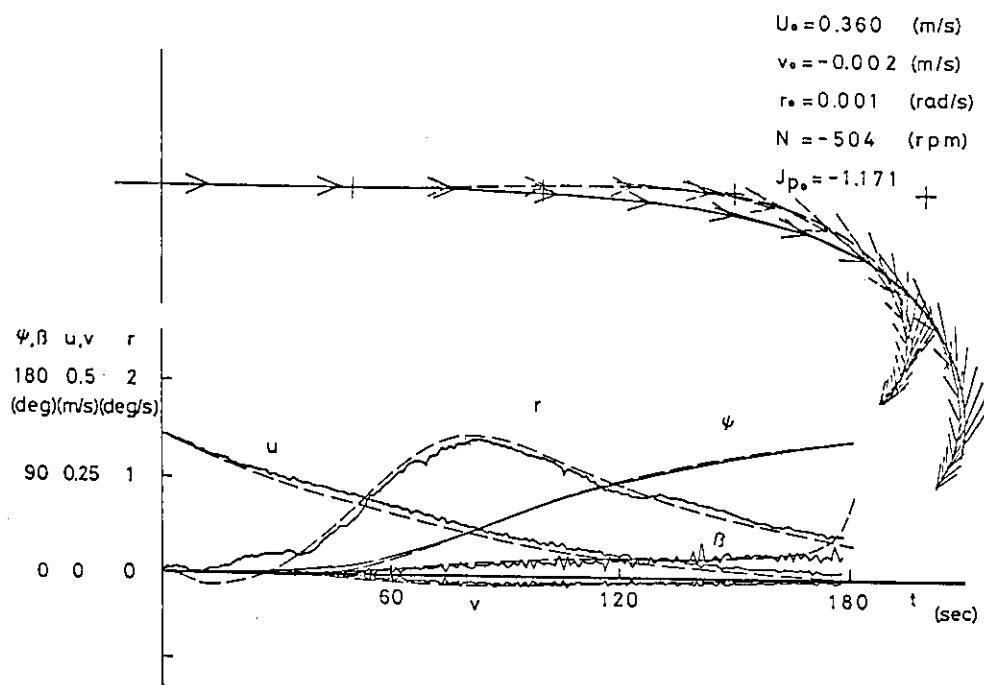


図 2.3.3.8

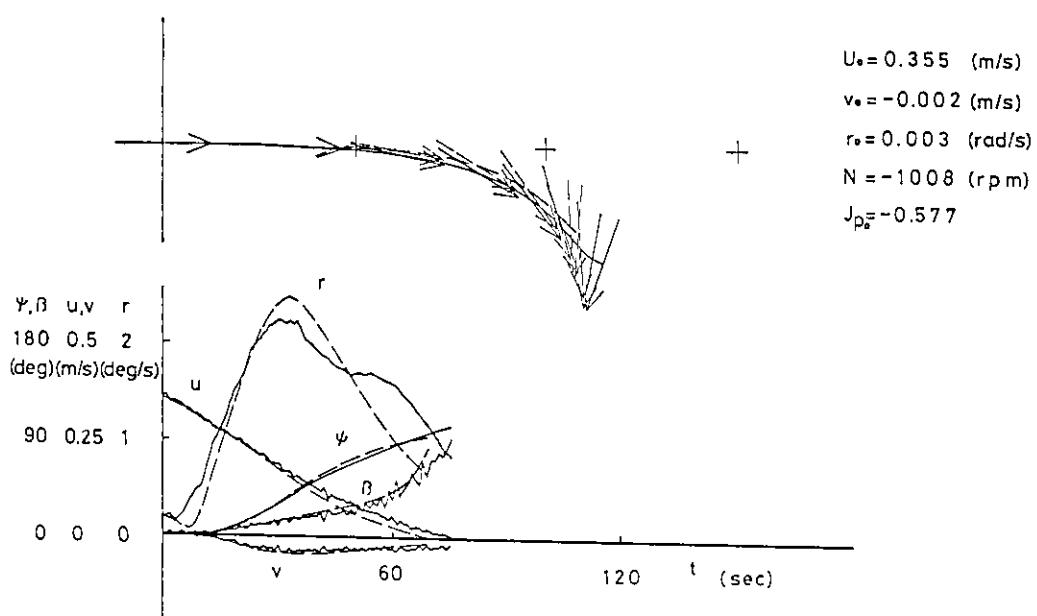


図 2.3.3.9

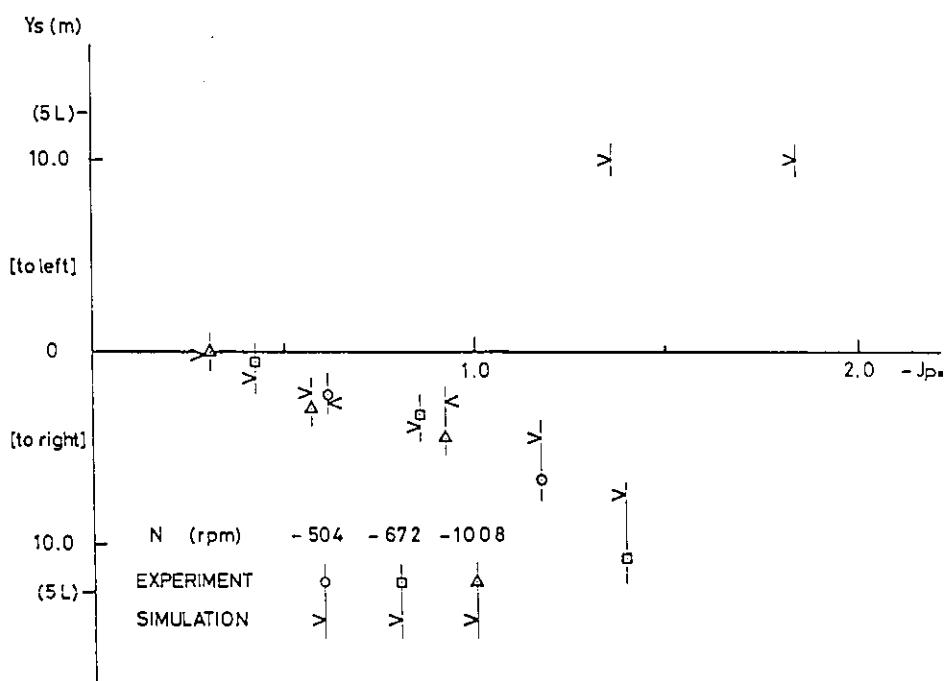
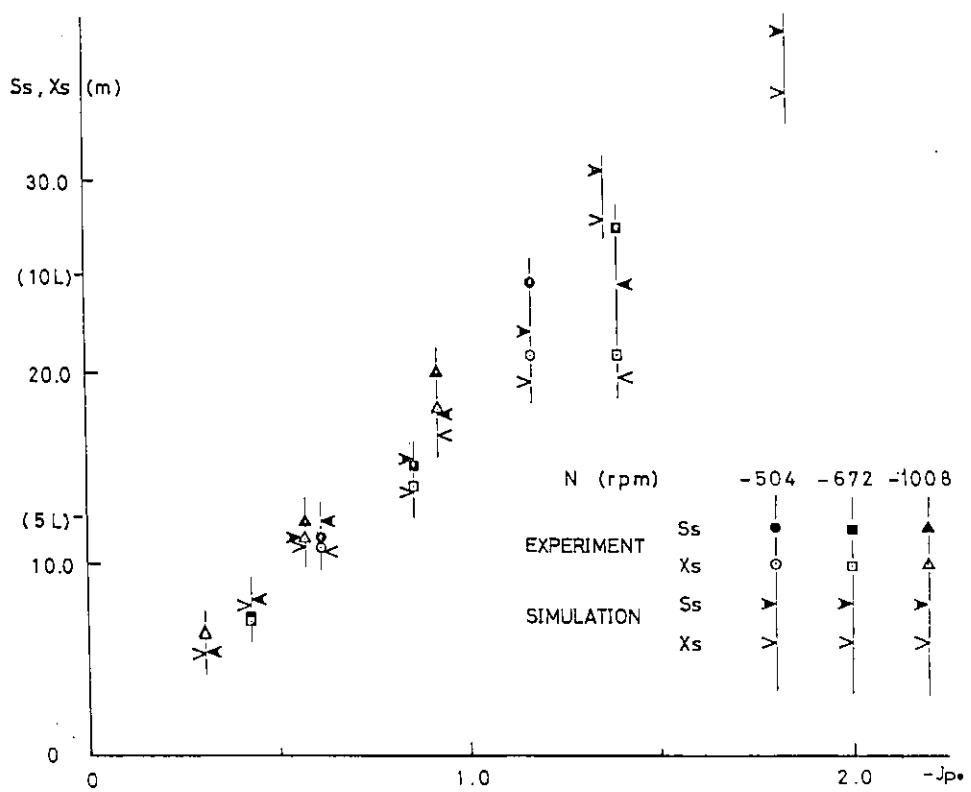


図 2. 3. 3. 1 0

3 加減速性能に対する制限水路の影響

港湾内や海峡・運河のように海上交通の過密化する海域では、航行の安全性の面から船の操縦性能が重要な問題となる。特にプロペラ逆転による制動中の船の運動を把握することはタンカーのような大型の船では重要な課題の1つである。

その場合、無限水域に比べて注目すべき点は水深および水路幅あるいは岸壁という要素が制動運動にどのような影響を及ぼすかということである。従ってここでは実験的にプロペラ順轉時に船体に働く流体力に関する水深と水路幅の影響および自航模型船を用いた実験とシミュレーション計算により、減速中の船の挙動とそれらの影響について検討した結果を述べる。

3.1 流 体 力

まず水深が浅い場合と水深が深く水路幅が狭い場合の2状態について前進航走している船がプロペラを順轉および逆転している時、船体に働く流体力を計測した。実験は浅水時の計測を東京大学、船舶技術研究所、九州大学で、また狭水路時の計測を九州大学で行なった。供試模型船はS.R.154研究部会で使用された5-27M船型であり、船舶技術研究所で行なわれたプロペラ順轉時の浅水影響の実験では5-27M船型に加えてseries 60船型($C_b = 0.7$)も用いられた。

5-27M船型の主要寸法は次の通りである。

$$L_{pp} = 2.5 \text{ m}, B = 0.5 \text{ m}, d = 0.183 \text{ m}$$

$$C_b = 0.82, A = 18.77 \text{ kg}, A_r/L_d = 1/5.5$$

$$I.c.b.: 31\% \text{ Fore}, \text{ プロペラ直径: } 603 \text{ mm}$$

プロペラ翼数: 5, プロペラは前進右回り

3.1.1 浅水影響

(1) プロペラ順轉時

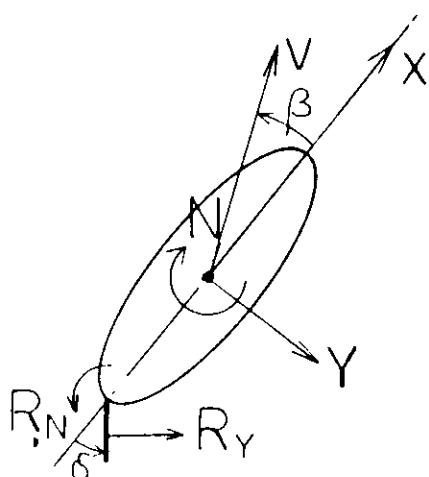
5-27M船型とseries 60船型($C_b = 0.7$)について、前進航走中プロペラ逆転時の船体に働く流体力X, Y, N, 舵に働く力 R_N , R_Y を各水深ごとに計測した。座標系および諸量の無次元化は次のように考える。

$$X', Y', R'_N = \frac{X, Y, R_N}{\frac{1}{2} \rho L d V^2}$$

$$N', R'_Y = \frac{N, R_Y}{\frac{1}{2} \rho L^2 d V^2}$$

5-27M船型に対する浅水時の計測結果は
21)
本研究部会昭和53年度報告書に詳細に掲載されてるので、ここでは5-27M船型と全く同じ実験を行なったseries 60船型について述べ、これらの結果から5-27M船型とseries 60船型との相違について触れるところとする。series 60船型における実験状態は、

(i) 水深(H)と吃水(d)比 : $H/d = 1.36, 1.6, 1.3$



- (ii) 斜航試験 ($\delta = 0^\circ$) $\beta = -25^\circ \sim +25^\circ$
 (iii) 舵角試験 ($\beta = 0^\circ$) $\delta = -30^\circ \sim +30^\circ$
 (iv) J ($\equiv V/nD$) $J = 0.8, 1.4, 2.4, \infty$

ただしプロペラ回転数 n , プロペラ直径 D , 船速 V とする。針航試験の計測結果を図 3.1.1.1 ~ 図 3.1.1.7, 舵角試験結果の一例を図 3.1.1.8 に示す。図 3.1.1.1 ~ 図 3.1.1.2 は深水中の Y' , N' を示しているが浅水中でもプロペラ回転による変化の割合のオーダーはこの程度で、全体的にはプロペラ回転数が高いほど Y' は大きく、 N' は小さくなっている。圧力中心位置 N'/Y' については J の影響がはっきりと現われており、 J が小さいほど圧力中心は後方へ下がっているし偏角 β が小さいほど J による差が大きく出ている。圧力中心の J による変化は浅水中でも同様であるが、水深による変化は深水中では β が増すにつれてやかに後方へ移動するが浅くなるにつれて小偏角での圧力中心の後方への移動が急になる。直進状態で舵をとる舵角試験では R'_v への浅水影響は非常に小さい。図 3.1.1.8 は深水中の R'_v であるが深水に比べて浅水では J の小さいところで少し大きく、 J の高いところで小さく出ている程度で定性的な変化はほとんど見られない。

以上の試験結果から series 60 と 5-27M の両船型で共通な特性および相違する特性を簡単に列記してみると次のようになる。

(i) 共通点

- a) Y' , N' は浅くなるにつれて大きく増加するとともに、その非線型性も変化する。
- b) R'_v は浅水では値そのものも J による差も少し大きくなると共に非線型性も強まる。
- c) 船体の圧力中心の β による変化は浅水になるほど小さい β で急に後方へ移り、それから β の増加と共にゆっくり移動するようになる。
- d) 舵角試験での R'_v への浅水影響は非常に小さいが、 R'_v は浅水では J が小さいところで大きく J の高いところで小さく出ている。

(ii) 相違点

- a) 船体の圧力中心は J が小さくなるにつれて series 60 では後方へ移ってゆくが、5-27M は微少偏角では、いったん前方へ移動してから後方へ移る。
- b) 舵角試験で舵の圧力中心は 5-27M では J が小さいほど前方にあるが、series 60 では J による差は余り明確ではない。

(2) プロペラ逆転時

以下プロペラ逆転時の流体力の計測は 5-27M 船型について行なった。試験状態は水深 (H), 吃水 (d) の比 H/d ごとにプロペラ回転数 (n) を種々変えて斜航試験により船体に働く流体力 X' , Y' , N' を計測した。¹⁾ これらの結果は本研究部会の昭和 52 年度および昭和 53 年度報告書に東京大学と九州大学で実施された実験結果として報告されているので、ここではその要約にとどめる。

図 3.1.1.9 ~ 図 3.1.1.12 は東京大学で計測された結果の例、図 3.1.1.13 ~ 図 3.1.1.16 は九州大学での結果を示したものであり、 H/d ごとに偏角 $\beta = 0^\circ$ で航走している船のプロペラ逆転時の船体に作用する流体力を前進係数 J ($\equiv N/nD$) でまとめたものである。これらの結果から判断すると、

- (i) 横力 $|Y'|$, モーメント $|N'|$ の最大値はともに水深が浅くなるにつれて大きくなる。
- (ii) また $|J|$ の小さい値から大きいところになると、 $|Y'|$, $|N'|$ の作用方向が変わり、その方向が変わる J の値は深水の場合に略 $J = -0.7$ 位であるのに対して、水深が浅くなるとこの値は大きくなり、 $H/d > 1.5$ では 1.0 以上の値をとる傾向が見られる。これは水深が浅くなるにつれて船体に働く流体力も非常に大きくなる為と考えられる。

一方、 $n = 0$ での Y' , N' と偏角 β の関係に対しては従来から知られているような結果で、図 3.1.1.17 に示されている通り、 β の増加につれて Y' , N' 共に増加するが非線型影響が大きく現われてくる。

3.1.2 狹水路影響

上記実験と同じ方法でプロペラ逆転時の船体に働く X' , Y' , N' に及ぼす水路幅の影響について検討した。実験状態は船が水路幅の中心線上を偏角 $\beta = 0$ で前進航走している時、プロペラの逆回転数と水路幅 (W) の組合せで流体力を計測した。その結果を図 3.1.2.1～図 3.1.2.21 に示す。図 3.1.2.1～図 3.1.2.9 は水深を固定して水路幅と船幅比 W/B ごとに計測した Y' と N' を J でまとめたものである。これらの結果から

- (i) Y' , N' 共に深水の場合には W/B の影響は少なく、また $|J|$ の小さいところでは W/B の影響は非常に少ない。
- (ii) 浅水域では Y' , N' 共に $|J|$ の大きいところで W/B の影響は大きく現われ、 W/B が小さくなるほど Y' , N' の値は大きくなっている。特に N' について $H/d = 1.3$ では水路幅影響が顕著に現われている。
- (iii) J の変化について Y' , N' の作用方向が変わり、 H/d , W/B が小さくなるにつれて作用方向が変わる。 $|J|$ の値は若干大きい方へ移ってゆく傾向が見られる。
- (iv) X' に関しては予知される通り、水路幅・水深が小さくなるにつれてプロペラ逆転度の弱いところで X' の値は大きくなっており水路幅影響は大きい。

図 3.1.2.10～図 3.1.2.21 はプロペラ回転数 $n = 0$ の時船体に働く X'_H ($= X'$), Y'_H ($= Y'$), N'_H ($= N'$) と偏角 β の関係を示したものである。これらの結果は当然のことながら Y' , N' は水深、水路幅が小さくなるにつれて増加し、その非線型性も大きく現われてくる。

以上が水路幅の影響を調べたものであるが、これらは何れも船が水路中心線上を航走している時である。現実問題としては船が狭い水路を航行する場合、水路中心線上を航行するよりも、むしろどちらか一方の水路壁に近づいて航行する場合が多いと思われる。即ちこのような状態では前進航走中船体まわりの流れは極端に左右両舷非対称となり、従ってこの時プロペラを逆転した場合の船の挙動は水路の中心線上にある時に比べて異なった性質を有することが考えられる。そこでこの岸壁影響を調べる為の実験を行なった。実験方法は前述と全く同様であり、計測結果のいくつかの例を図 3.1.2.22～図 3.1.2.28 に示す。偏角 $\beta = 0$ の場合、 Y' , N' 共に舷側と水路壁との距離 (r_B) と船幅の比 r_B/B が小さく、且つ W/B が大きく H/d が小さくなるにつれて Y' , N' の値は $|J|$ の大きいところで増加する。また $|J|$ の小さいところでは Y' , N' における r_B/B の変化は余りみられない。これはいわゆる bank suction の影響であり、船体周り左右の非対称流れが強くなるほど Y' は増加する。以上の実験結果ではプロペラ逆転時の回転方向は左回りで船体は右舷側が岸壁に近接した場合であるが、左舷側の岸壁に近寄った場合は $|J|$ の大きいところでは船体への bank suction が支配的である為に Y' , N' に関しては作用方向が異なるが右舷側における結果と略同じようなオーダーと考えてよい。 X' についてはプロペラ逆転時における r_B/B の影響は小さいように思われる。

3.2 流体力数学モデル

操縦運動方程式の流体力の項を的確に表現することは従来から種々検討されており、運動の小さい時の流体力は理論的に推定可能であるが停船運動中のように船が大きな偏角を持った運動をする場合には非線型項をどのように取扱うかが問題となる。前節の実験結果からわかるように浅水時および狭水路中での流体力は無限水域時に比べて非線型性が強くなり、また水深によってもそれが変化していることを考えると、水深・水路幅影響を含めた流体力を合理的に表わすことは非常に困難なものと思われる。ここでは一般的な形として船体(裸船)に働く流体力

Y' , N' を

$$\left. \begin{aligned} Y' &= Y_\beta \beta + Y_r r + Y_\eta \eta + Y_\phi \phi + g_y (\beta, r, \eta, \phi) \\ N' &= N_\beta \beta + N_r r + N_\eta \eta + N_\phi \phi + g_n (\beta, r, \eta, \phi) \end{aligned} \right\}$$

• • • • (3 . 2 . 1)

但し η は船体重心の水路中心線からの偏位(距離), ϕ は x 軸と水路中心線のなす角, g_y と g_n は非線型項。で定義した時の微係数に対する水路幅影響および浅水影響について簡単に述べる。

3.2.1 浅水および狭水路影響

上記式中の線型微係数の内 β と r に関する項については浅水影響、水路幅影響も含めて実験的にも理論的にも求められており、それらの成果を用いれば容易に推定することができる。5-27M船型については斜航試験によって得られた Y'_β , N'_β に関する浅水および狭水路中での値を表3.2.1.1に示す。

表3.2.1.1 微係数

W/L	1.0		0.6		0.5		0.4	
	Y'_β	N'_β	Y'_β	N'_β	Y'_β	N'_β	Y'_β	N'_β
4.0	0.500	0.174	0.548	0.224	0.224	0.217	0.602	0.419
2.0	0.708	0.260	0.810	0.297	0.831	0.355	1.096	0.451
1.3	1.444	0.659	2.404	0.888	0.888	1.160	4.754	1.466

予知されるように水路幅・船長比 W/L が小さくなるにつれて、また H/d が小さくなるにつれて Y'_β , N'_β の値は増加する。

一方無限水域での流体力は井上の推定式、

$$\begin{aligned} Y' &\equiv \left[\frac{1}{2} \pi K + 1.4 C_b \frac{B}{L} \right] \beta + \frac{1}{4} \pi K r' \\ &\quad + Y'_{\beta\beta} |\beta| \cdot \beta + Y'_{\beta r} \beta \cdot |r'| + Y'_{rr} |r'| \cdot r' \\ N' &\equiv K \beta - (0.54 K - K^2) r' \\ &\quad + N'_{rr} |r'| \cdot r' + (N'_{rr\beta} r' + N'_{\beta\beta r} \beta) \beta r' \end{aligned}$$

但し $K = 2d/L$

を用いれば求めることが出来、またこれは普通の船型では大略非線型項まで推定可能である。従って(3.2.1)式の β と r に関する項については無限水域での微係数に理論的実験的に求められた修正係数を乗することによって推定可能となる。 η に関しては前筋での実験結果や理論的方法から求めることが可能である。しかし狭水路中では先の実験結果からもわかるように、 H/d , W/B , η_B/B の各値が小さくなるにつれて Y' , N' の非線型性が非常に強くなり、従って非線型項の推定も重要となる。制限水路の影響を含んだ非線型項の推定、船型要

素まで考慮した推定になるともっと数多くの資料の蓄積と解析が必要であり、今後の検討課題である。

3.3 運動のシミュレーション

本節では狭水路中を船が前進航走時にプロペラ逆転を行なった時の航跡、偏角、方位および船速の時間に対する変化を計算により求める。計算に必要な流体力は主に上記実験から得られた値を用い、また計算結果の比較検討の為に自航模型船を用いた停船運動の実験を行なって計算と実験の双方から航跡、偏角、方位および船速に対する水深と水路幅の影響について検討する。

計算に用いた運動方程式は偏角 β 、船速 V 、重心まわりの角速度 r' とした時の無次元化された方程式として、

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

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

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

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

$$Y' = Y'_h + Y'_r r + Y'_p / J^2$$

$$N' = N'_h + N'_r r + N'_p / J^2 , \quad r' = L r / V$$

を用いる。但し $m' + m'_x$ 、 $m' + m'_y$ は船首尾方向および船側方向の見掛け質量、 n' は見掛けの慣性モーメントの無次元値である。

自航模型船の実験は $L = 2.5\text{ m}$ の $5 - 27\text{ M}$ 船型を用いて九州大学運動性能水槽で行なわれた。この実験では前進航走中にプロペラを逆転して制動をかけた時の船の運動を写真で撮影することによって偏角 β 、方位 ϕ 、船速 V を求めている。

3.3.1 浅水影響

上記運動方程式を用いたプロペラ逆転時の浅水影響に関する計算結果は本研究部会の昭和 53 年度報告書で既に述べているのでここではその要点のみを述べることにする。

計算と自航試験との比較の例を図 3.3.1.1～図 3.3.1.2 に示す。両者の比較より船の停止直前は大きな偏角を持つことがわかる。また Head Reach については $|J|$ の小さい時は水深の影響は少ないが、 $|J|$ の大きいところでは $H/d = 1.3$ での例のようにその差が現われる。またこの計算結果では深水時の方が実験値への一致度がよい。

3.3.2 狹水路影響

主として水路幅影響を検討する為に、ここでは余り水深の影響がないと思われる $H/d = 2.0$ について自航模型船による実験を行なった。従って計算もこの水深について行なっている。計算結果と実験結果の比較を図 3.3.2.1～図 3.3.2.8 に示す。図中の t はプロペラ停止から逆転開始までの時間を表す。また V_0 は初速である。図 3.3.2.1～図 3.3.2.4 は水路幅が丁度船の長さに等しく、船の初期状態としては水路の中心線上を

$\beta = 0^\circ$ で直進している時にプロペラを逆転した場合の結果である。この状態は $W/B = 5.0$ で水路幅が広く、プロペラ逆転発令までの初期状態では水路幅の影響は小さいと考えられる。従ってこれらの結果と先の浅水影響だけの結果と比較してもほとんど大差ない。しかし狭水路で問題となるのは方位（回頭角）と水路幅中心線からの偏位であり、これらの大ささによっては船は水路壁に衝突することになる。水路中心線上を航走している場合 J の値によっては回頭運動を極力おさえて水路を並進することも可能となる。図 3.3.2.1～図 3.3.2.4 の計算結果は実験に比べて ϕ が多少大きくなる為、停止又は岸壁への接触までの Head Reach に多少の差が見られる。これは船体に作用する流体力に関して舷側と水路壁との距離 η_B と、 β による非線型項の影響が大きく現われているものと考えられる。図 3.3.2.5～図 3.3.2.8 は $W/B = 2$ の場合で水路幅が小さい方が多少船の右回頭の時期が遅れている。また速度に関しては予知されるように水路幅が小さい方が速度減少は大きくなっている。船の初期状態が一方の水路壁に近接して航走している場合の減速時の船の挙動は、本実験から判断すると β による Bank Suction の影響が強いか、または J による影響が強いかで決まるようである。

このように実験値を基にした流体力モデルからの計算で制限水路中の停船運動の状況を解析出来るようである。

以上の検討より船の減速時の運動に関する水深と水路壁の影響は非常に大きい。一般的に狭水路中では船は針路不安定になる傾向もみられ、狭水路中の制動運動においては船の位置、本船のみならず他の船等、周辺条件に大きく制約を受けることになる。

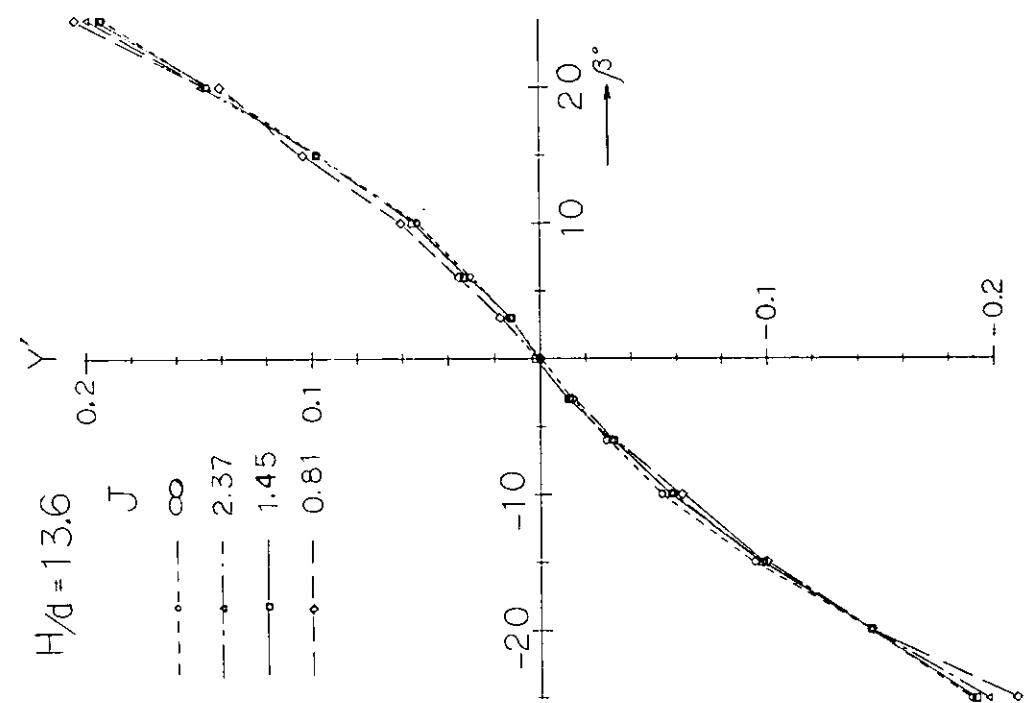


图 3.1.1.1

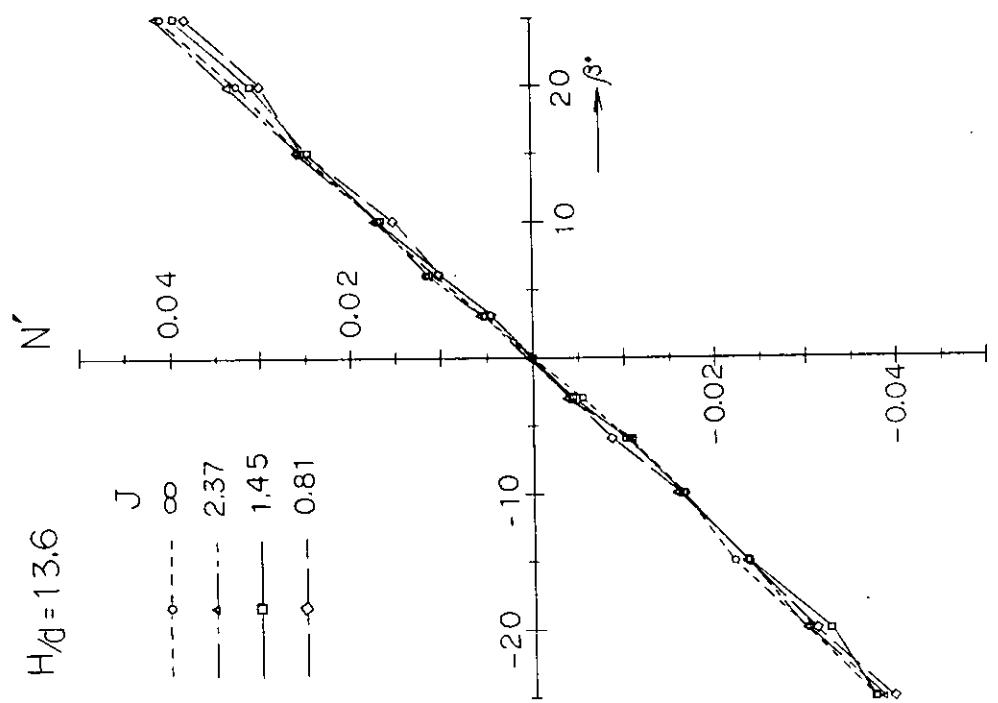


图 3.1.1.2

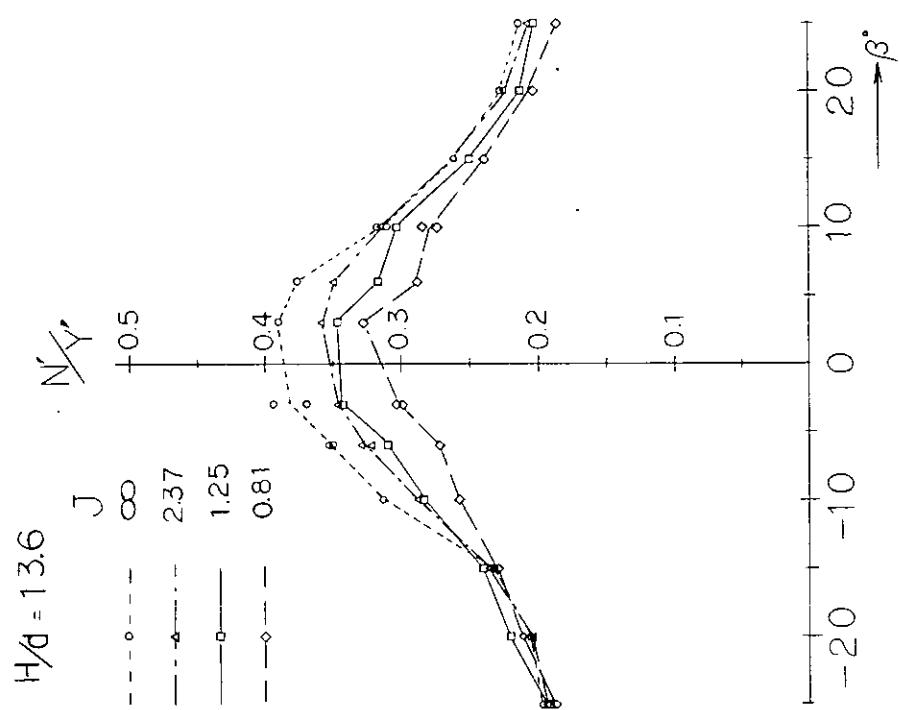


図 3.1.1.3

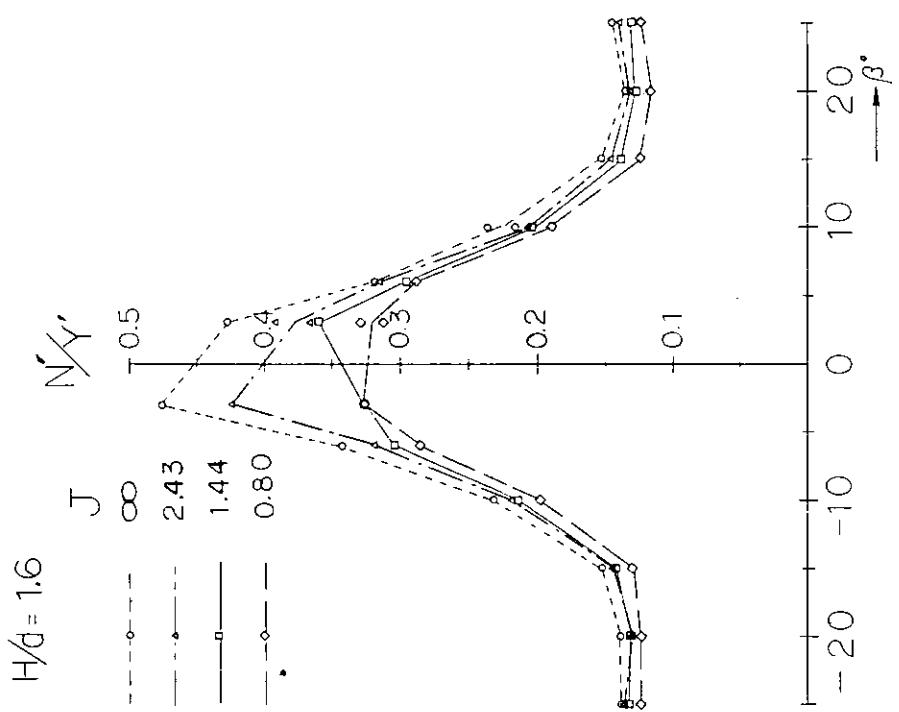


図 3.1.1.4

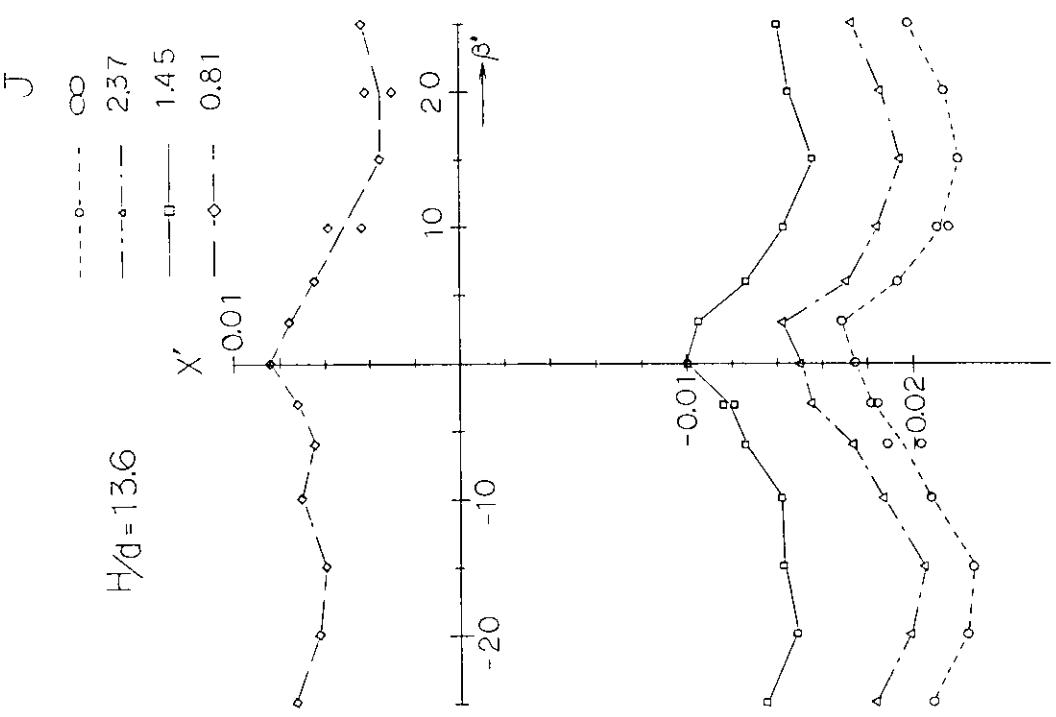


图 3.1.1.6

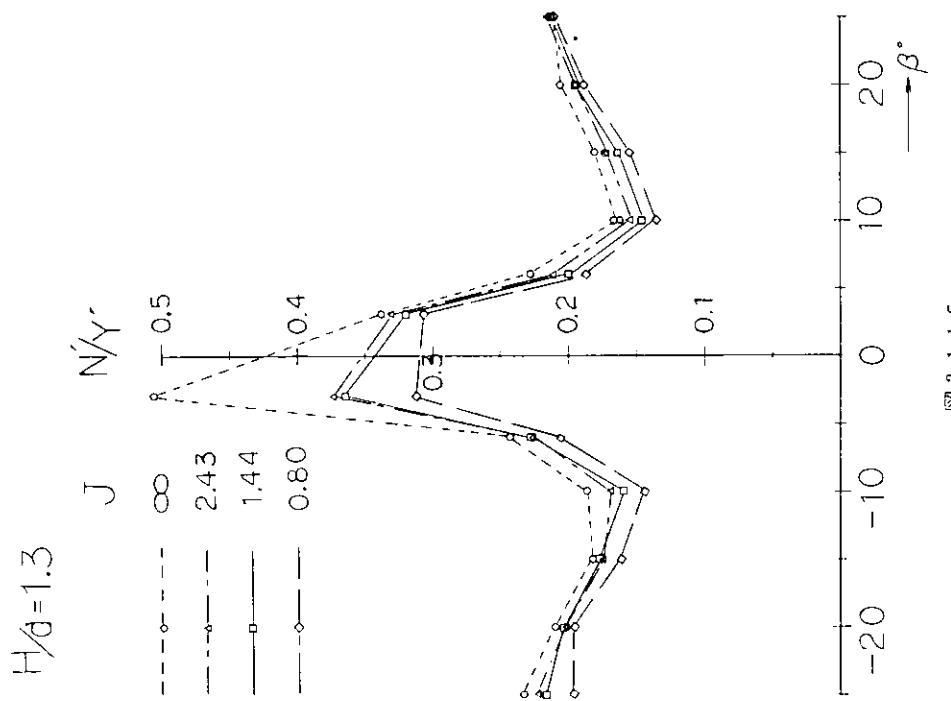


图 3.1.1.5

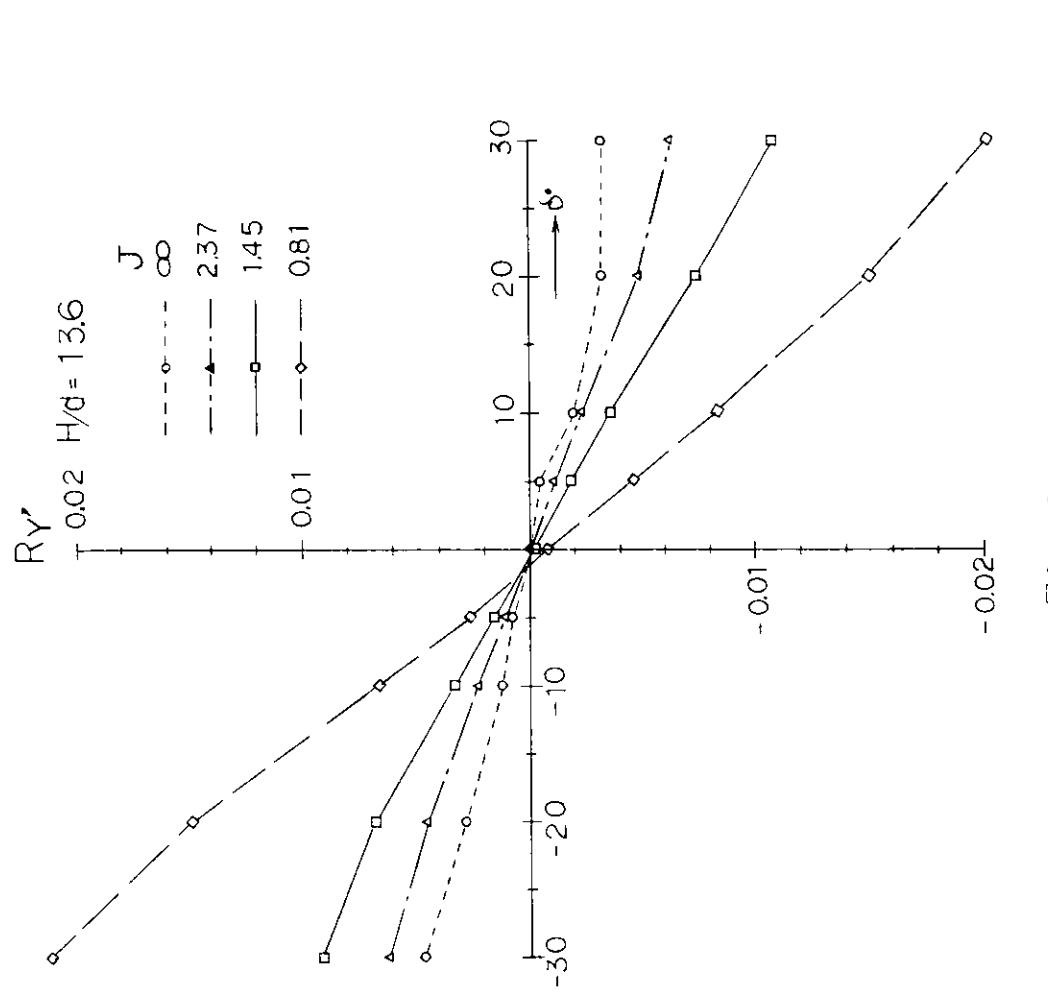


图 3.1.1.8

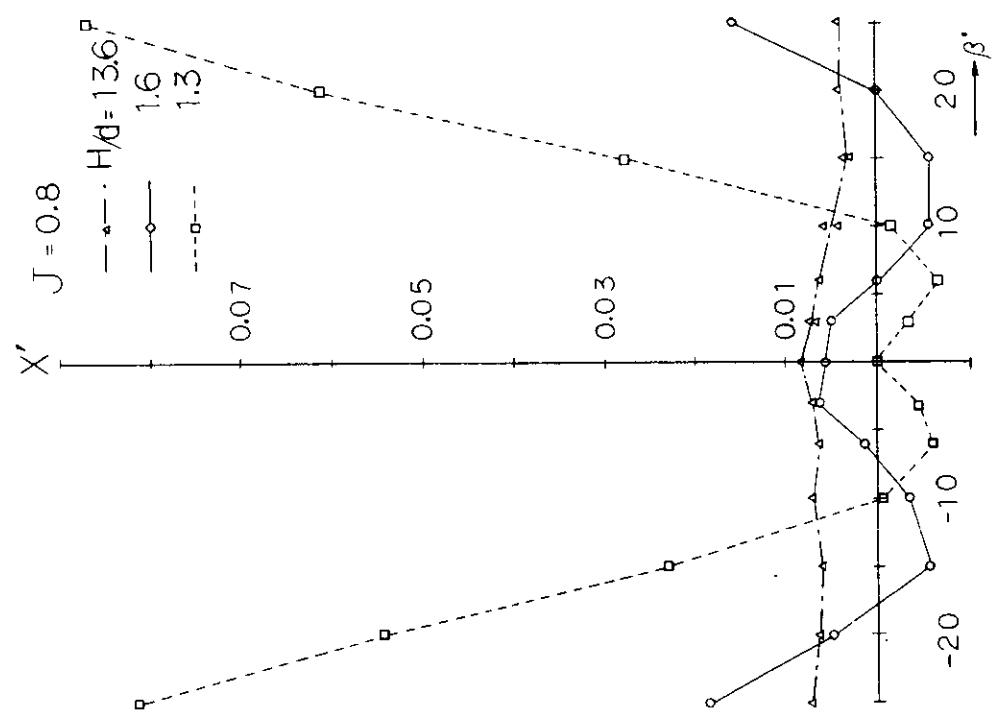


图 3.1.1.7

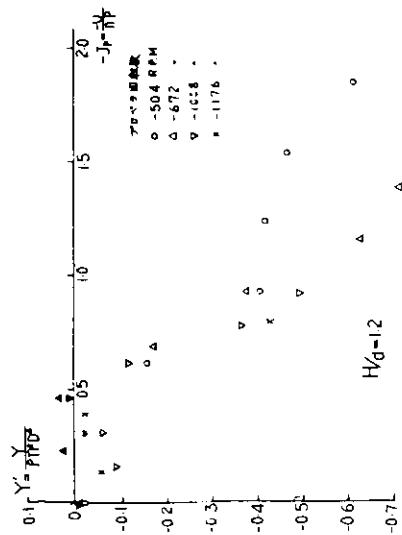


图 3.1.1.9

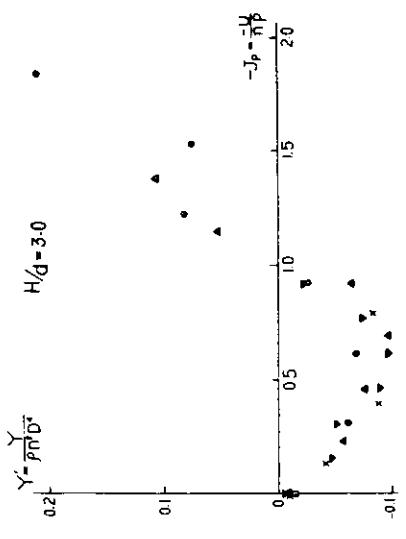


图 3.1.1.11

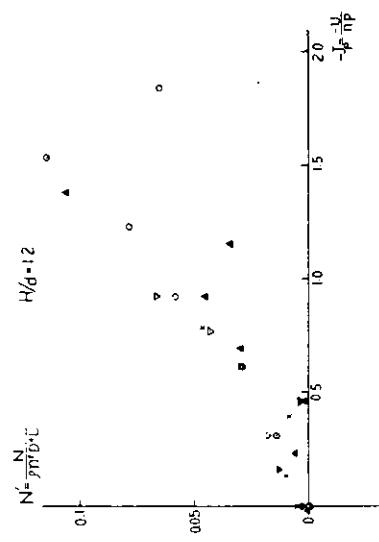


图 3.1.1.10

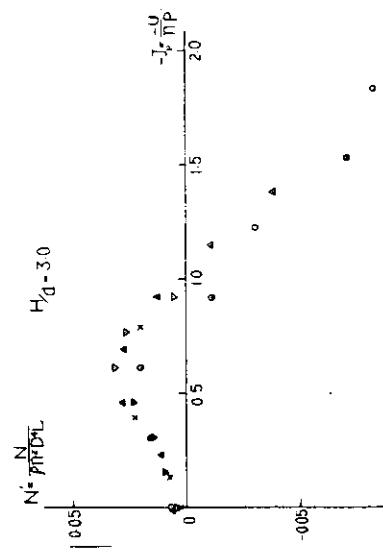


图 3.1.1.12

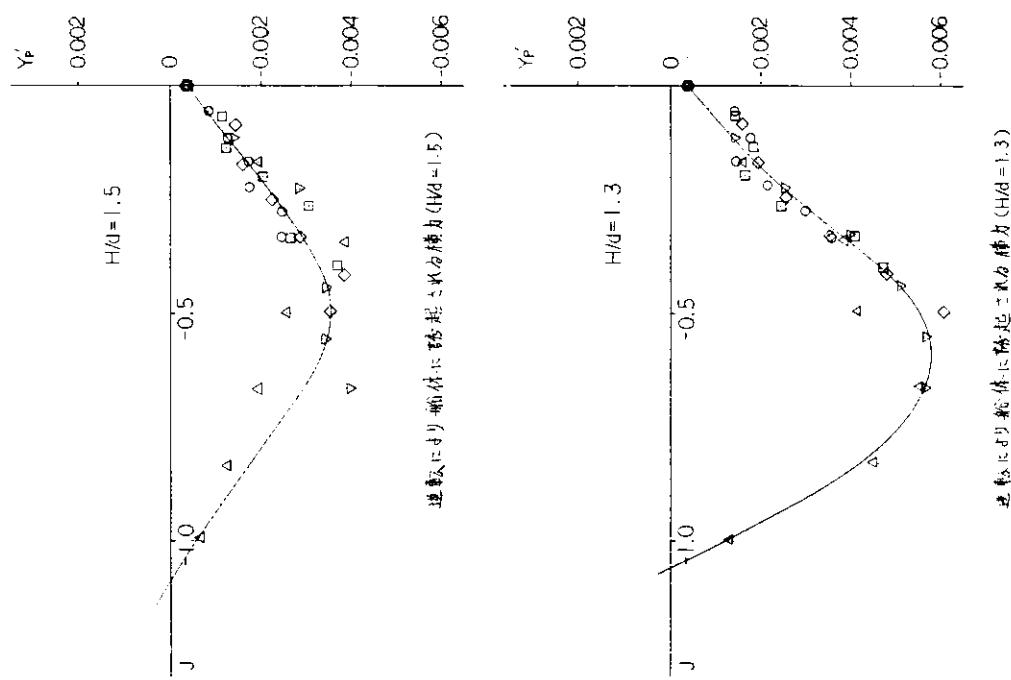
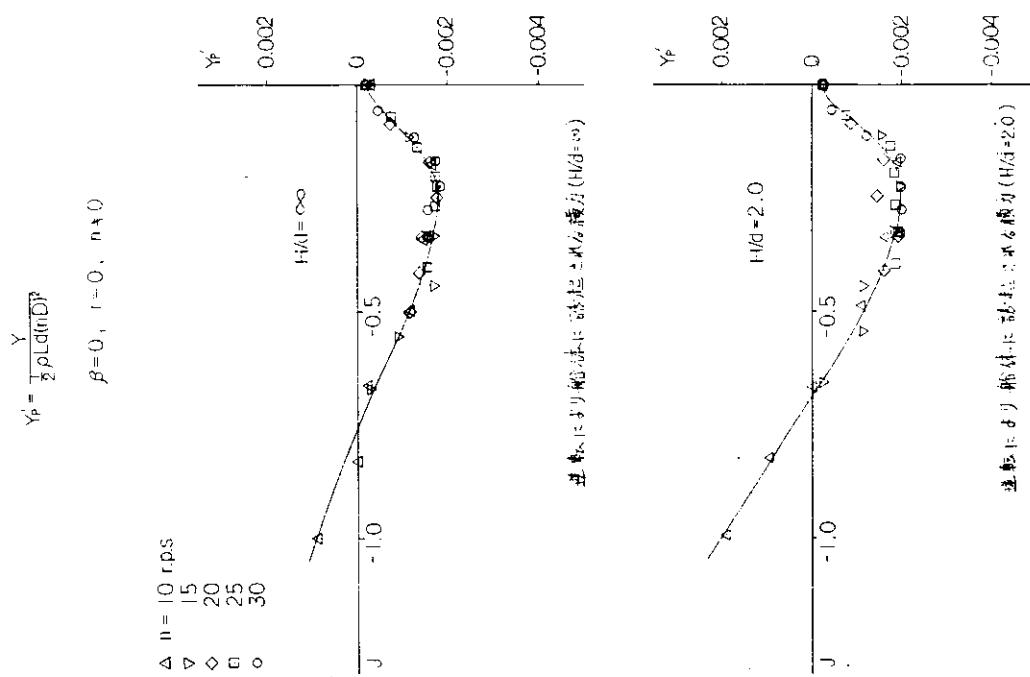


図 3.1.1.3

図 3.1.1.4

逆転により船体に誘起される揚力 ($H/d = 1.3$)

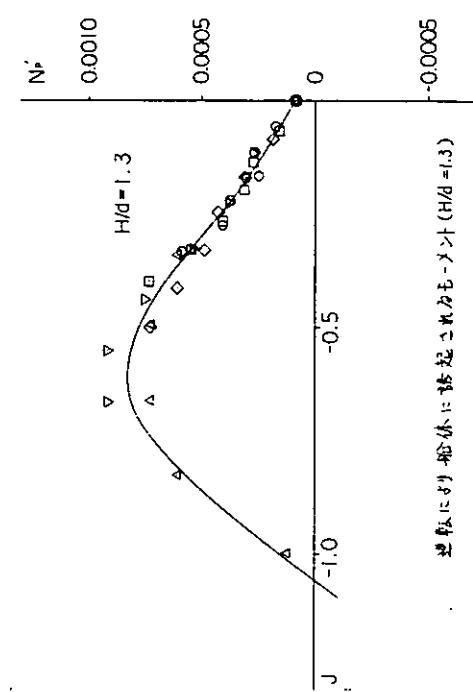
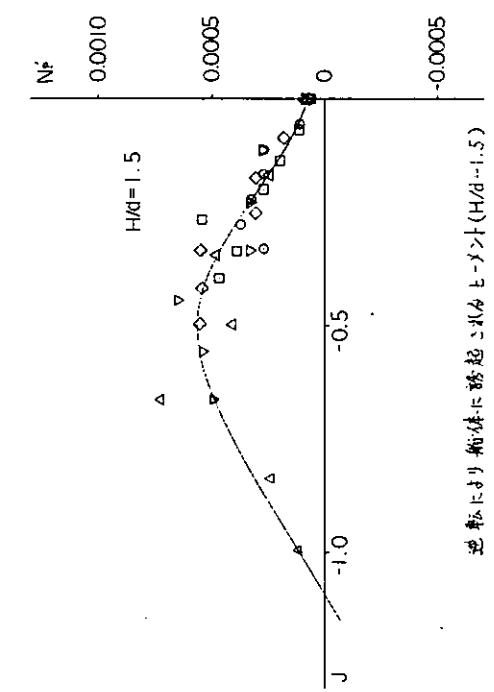
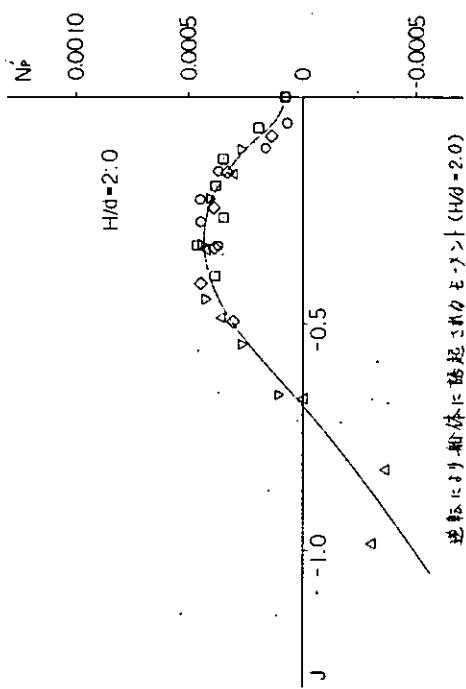
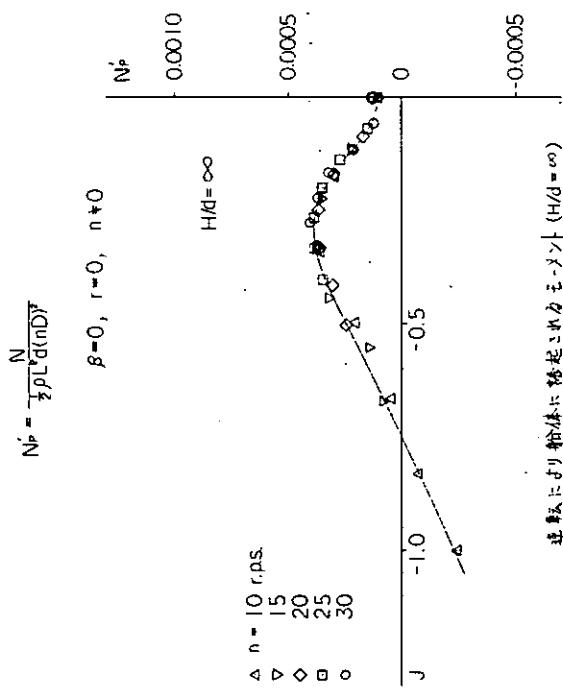


図 3.1.1.6

図 3.1.1.5

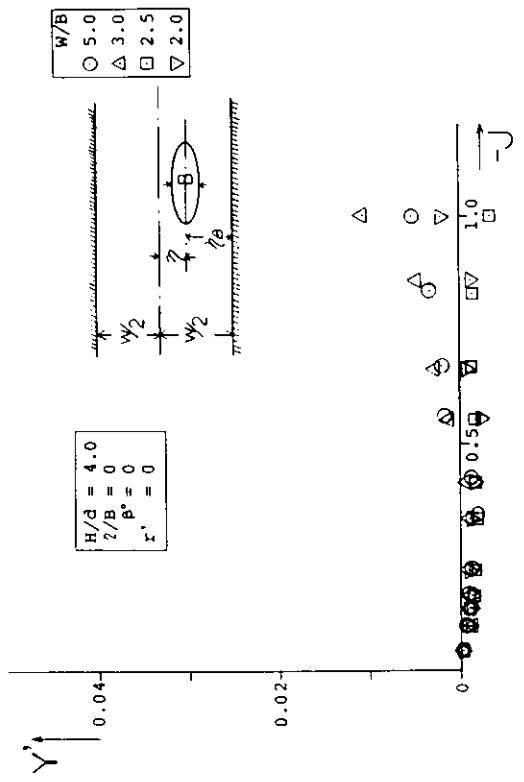
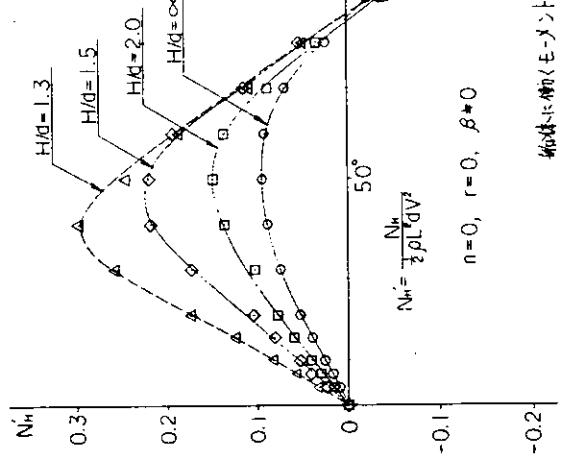
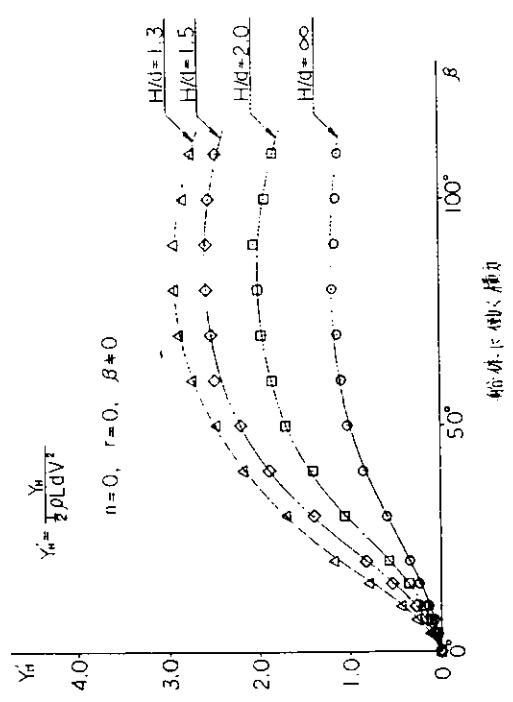


图 3.1.2.1

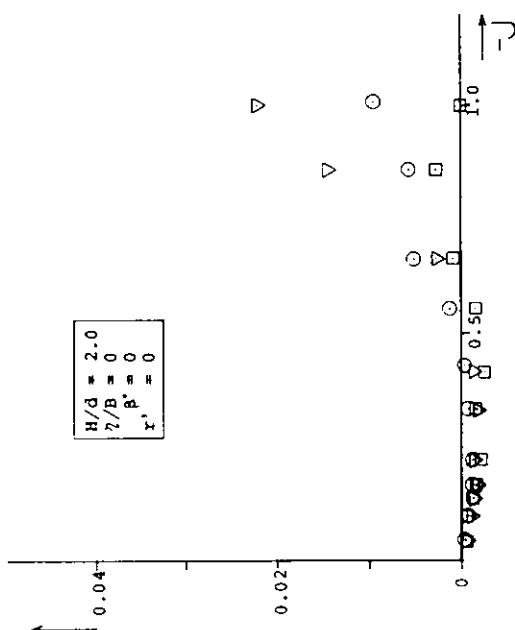


图 3.1.2.2

W/B
○ 5.0
△ 3.0
□ 2.5
▽ 2.0

$H/d = 4.0$
 $\zeta/B = 0$
 $r' = 0$



图 3.1.2.4

W/B
○ 5.0
△ 3.0
□ 2.5
▽ 2.0

$H/d = 2.0$
 $\zeta/B = 0$
 $r' = 0$

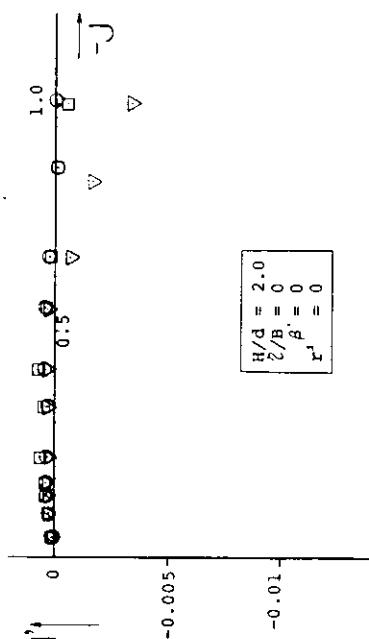


图 3.1.2.5

W/B
○ 5.0
△ 3.0
□ 2.5
▽ 2.0

$H/d = 1.3$
 $\zeta/B = 0$
 $r' = 0$

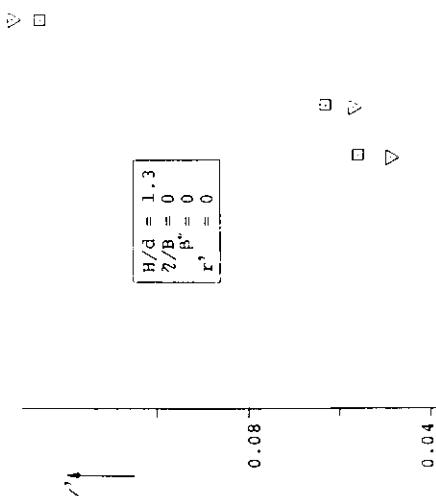


图 3.1.2.3

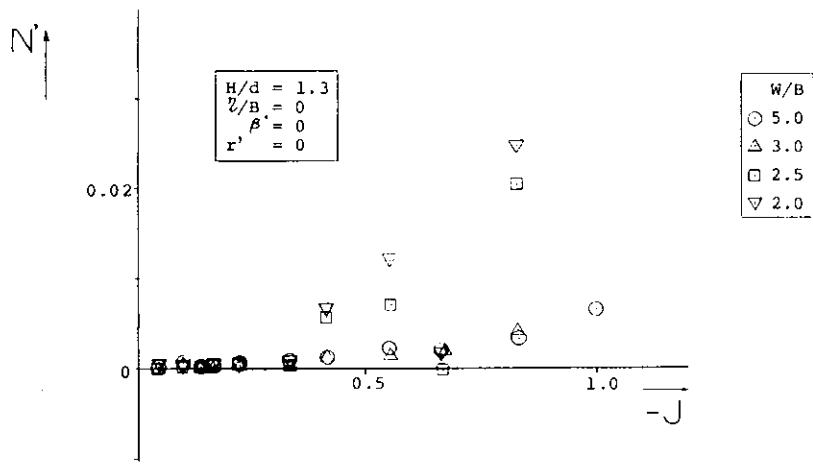


図 3.1.2.6

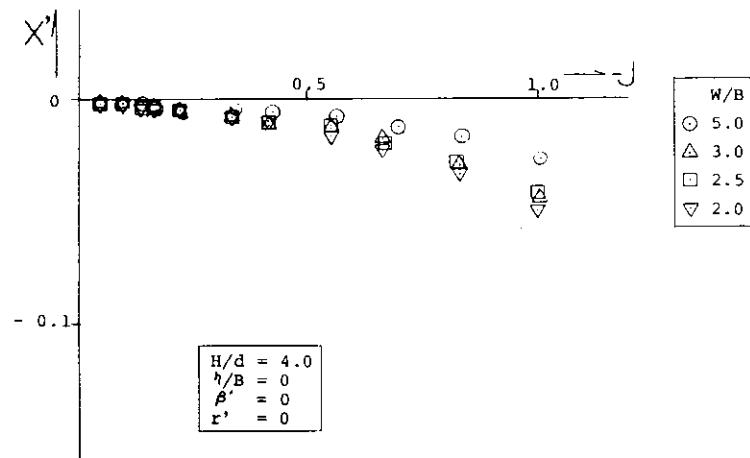


図 3.1.2.7

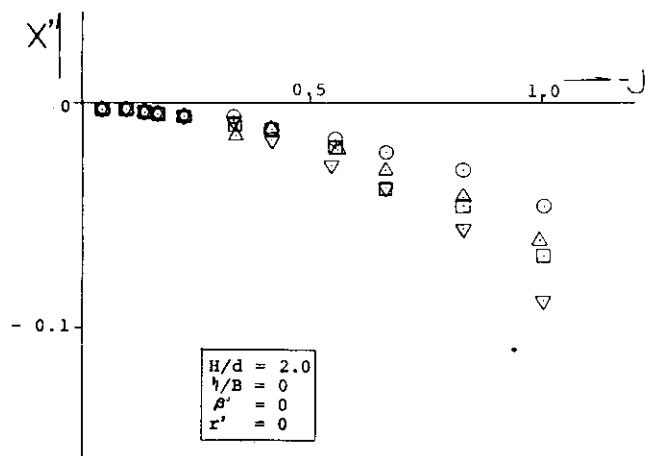
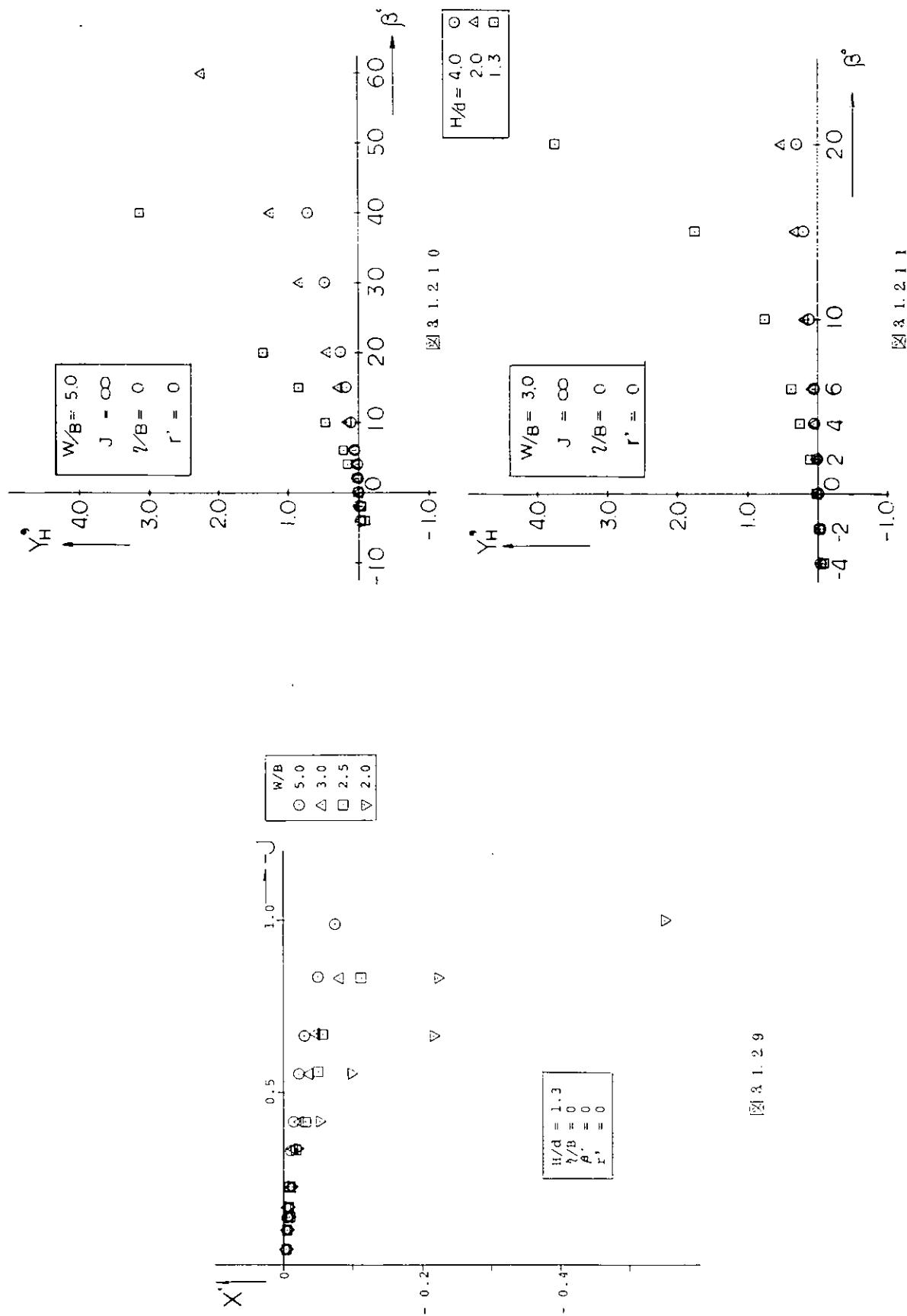


図 3.1.2.8



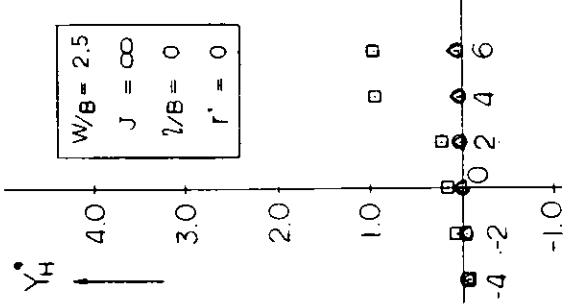


图 3.1.2.1.3

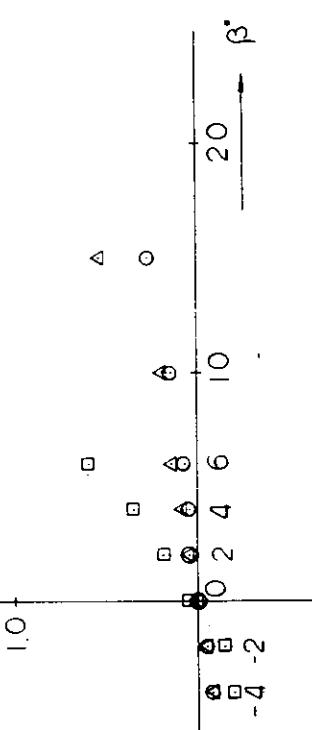
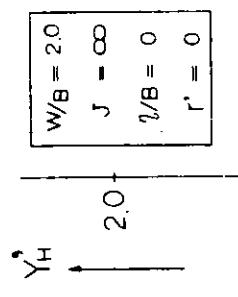


图 3.1.2.1.3

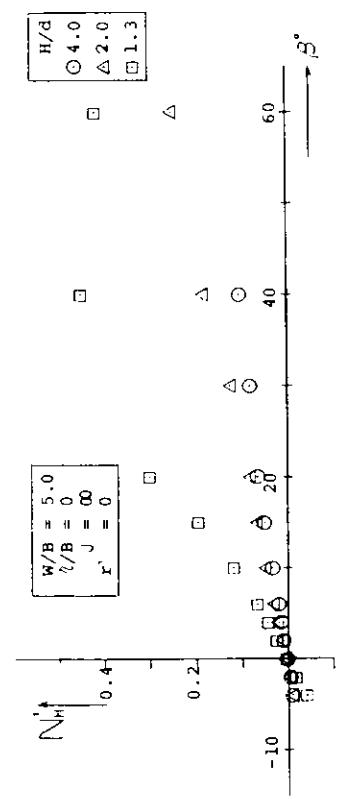


图 3.1.2.1.4

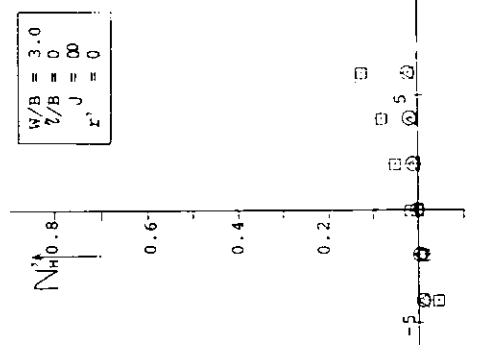
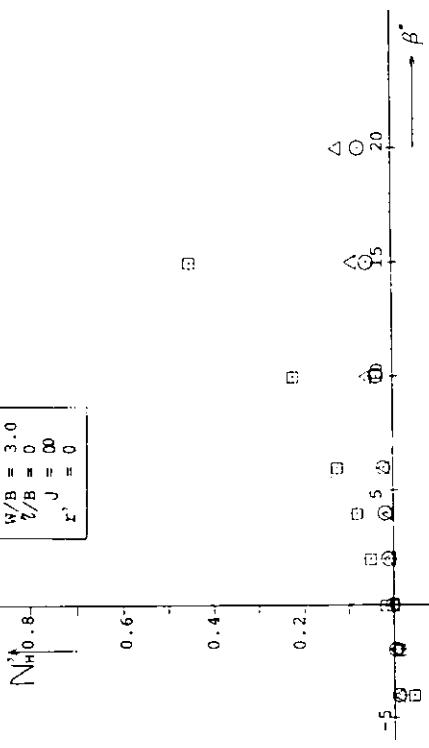


图 3.1.2.1.5



图

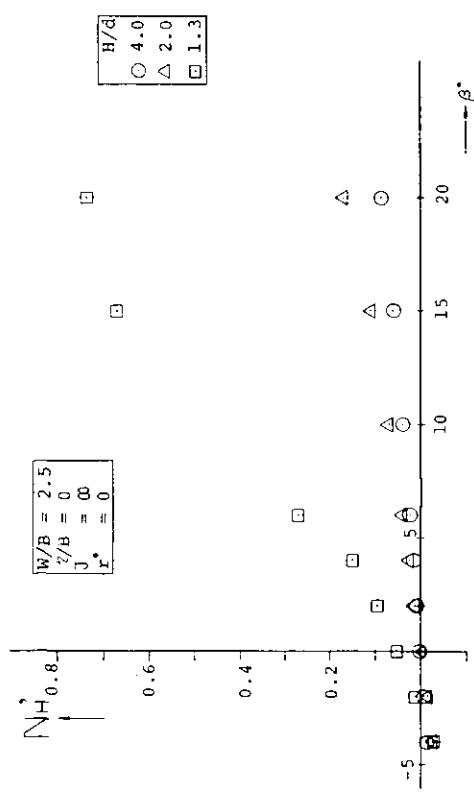


图 3.1.2.1.6

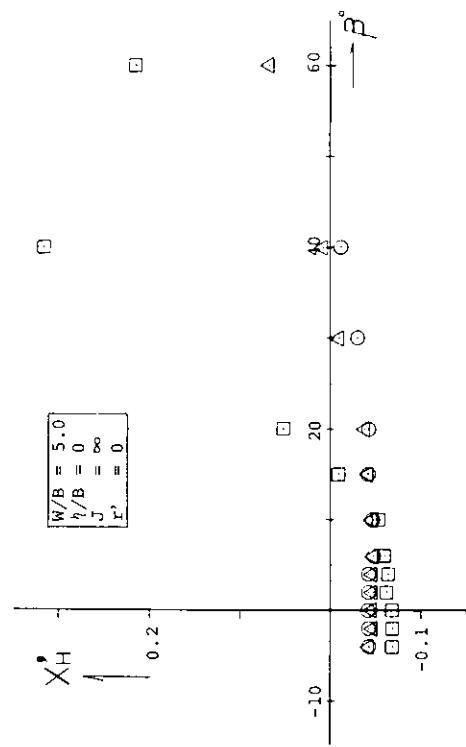


图 3.1.2.1.8

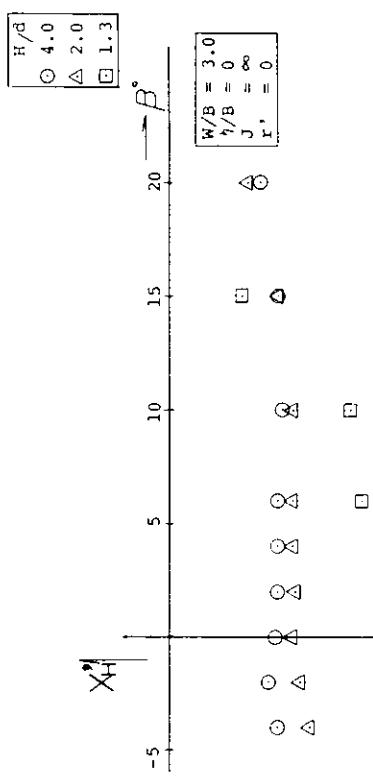


图 3.1.2.1.9

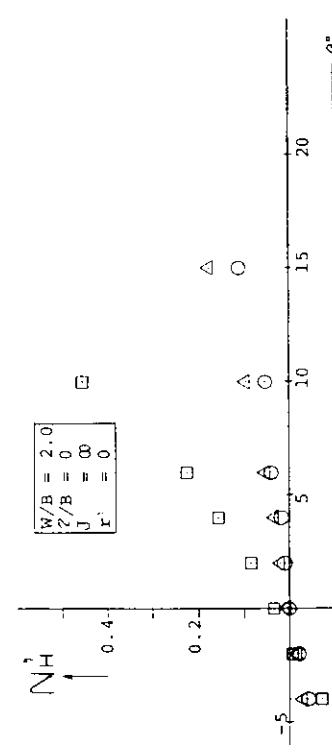
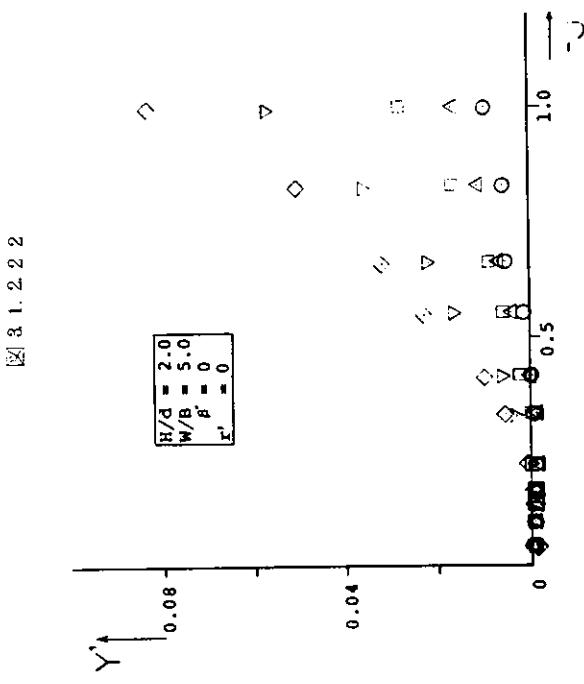
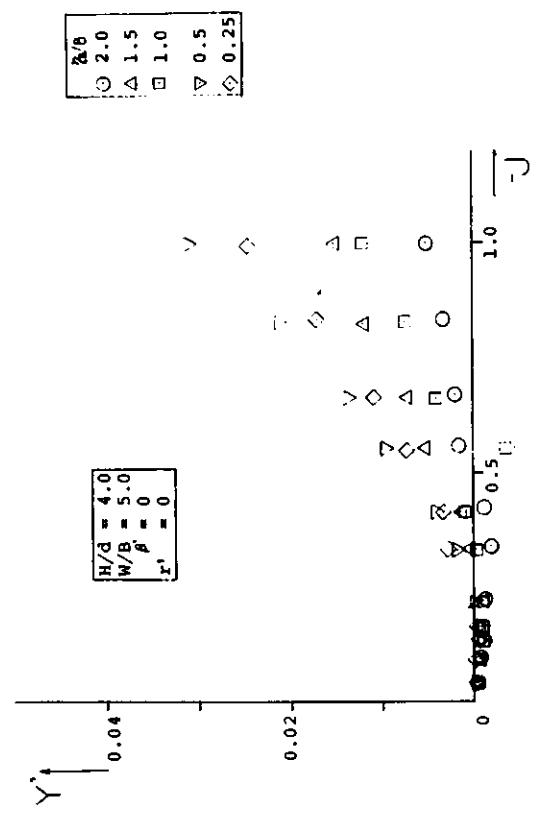
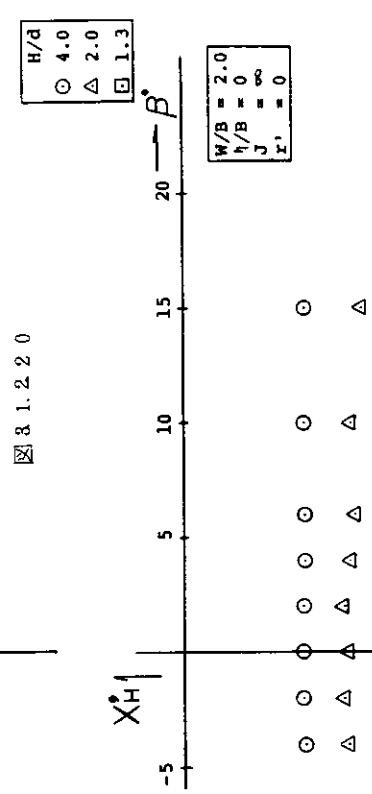
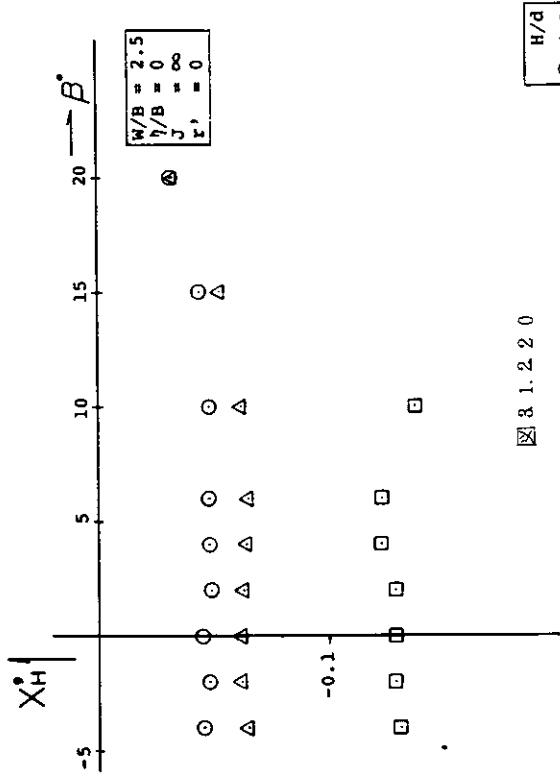


图 3.1.2.1.7



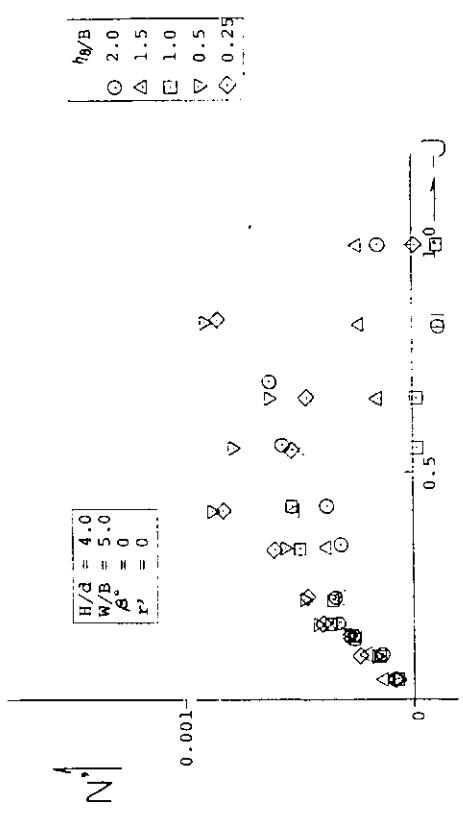


图 3.1.2.25

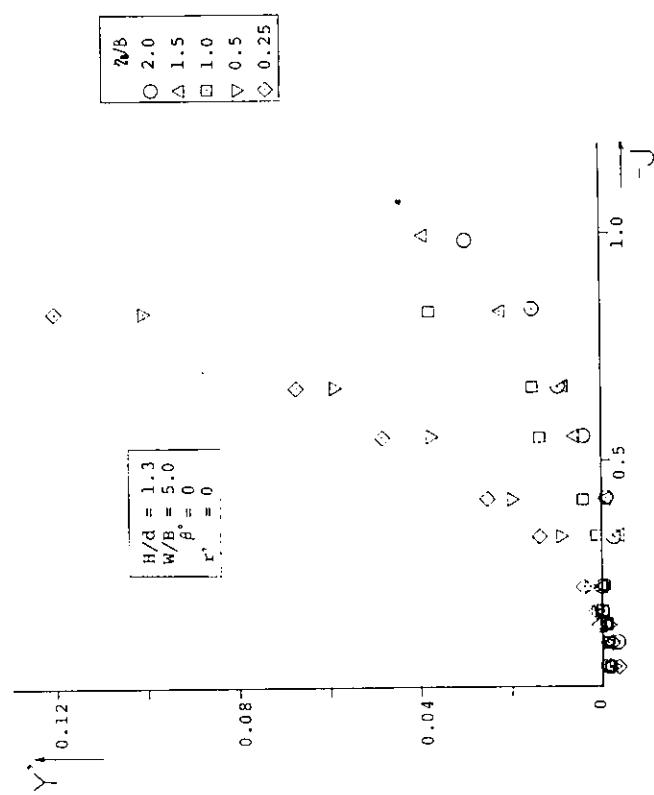


图 3.1.2.24

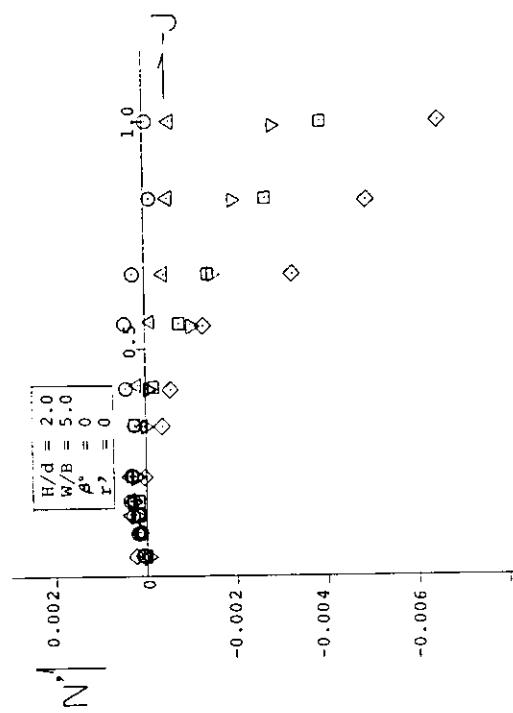


图 3.1.2.26

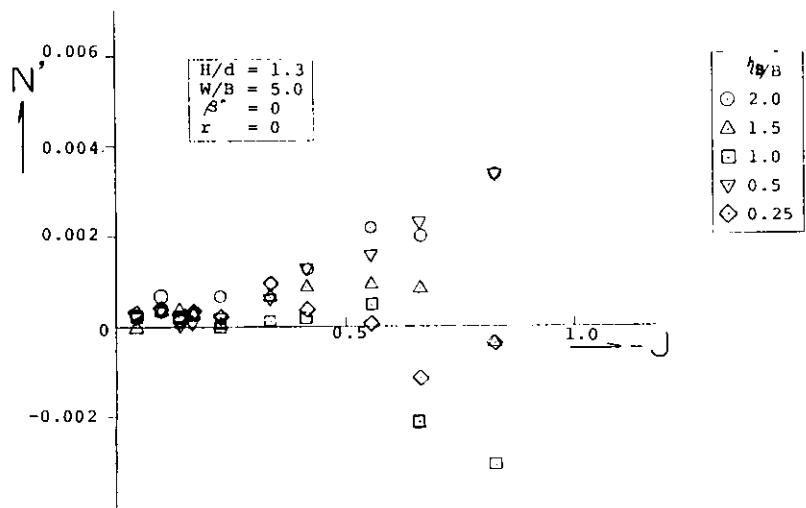


図 3.1.2.2.7

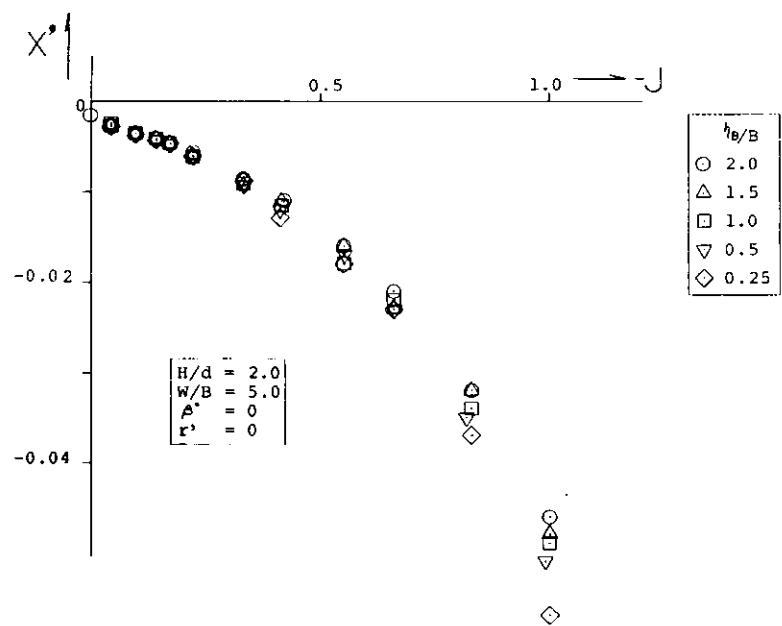
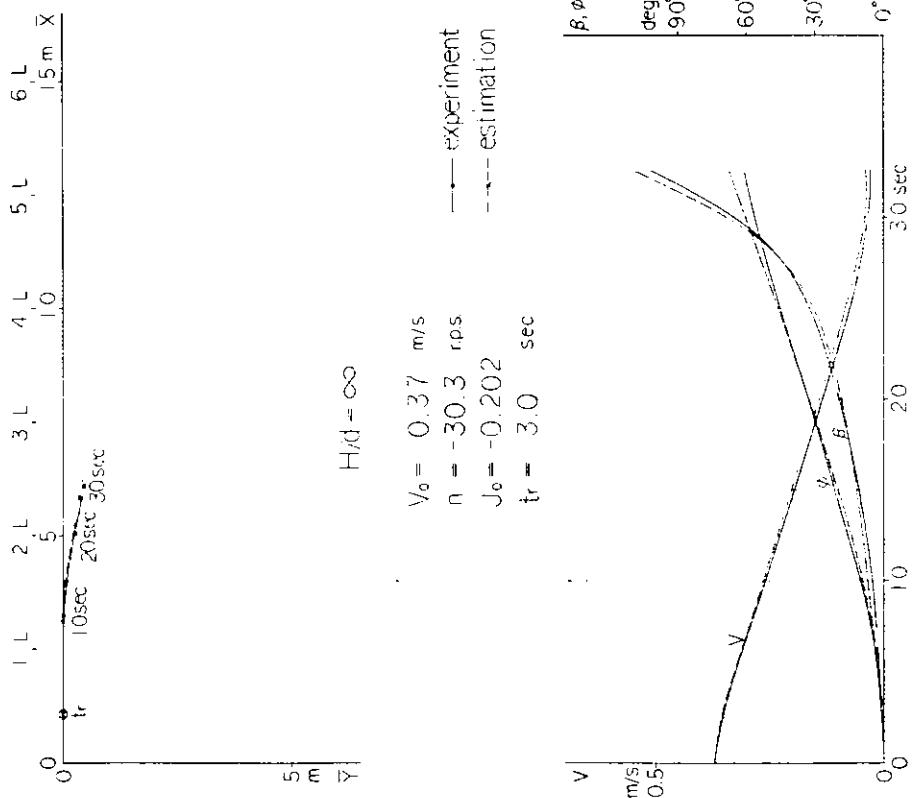
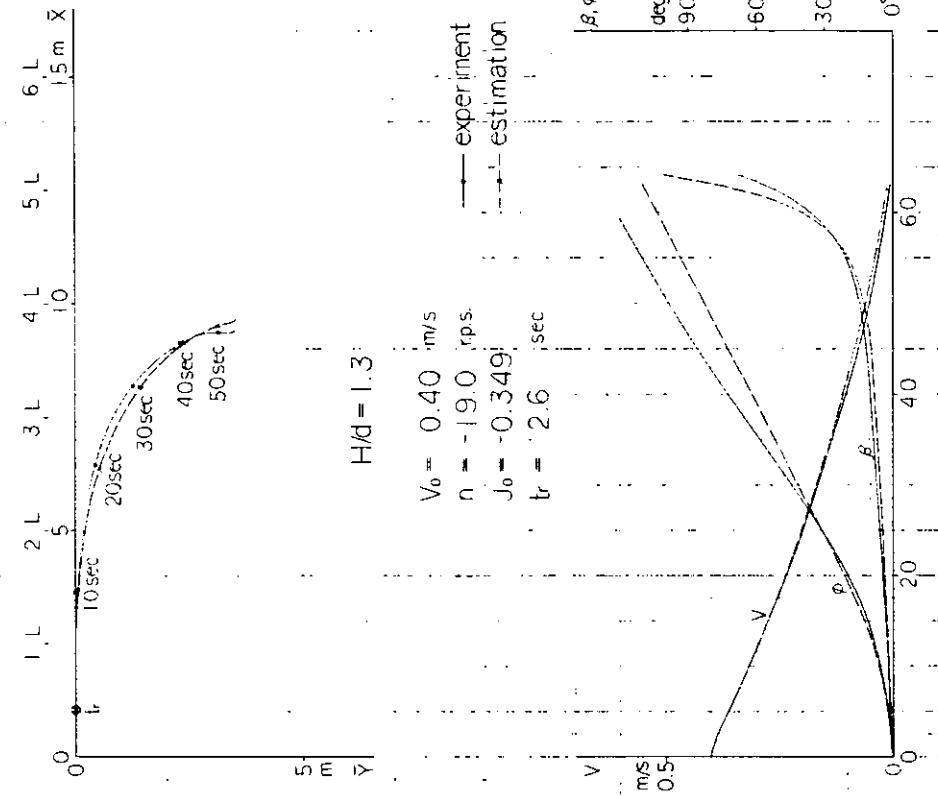


図 3.1.2.2.8



[Fig. 3.3.1.1]



[Fig. 3.3.1.2]

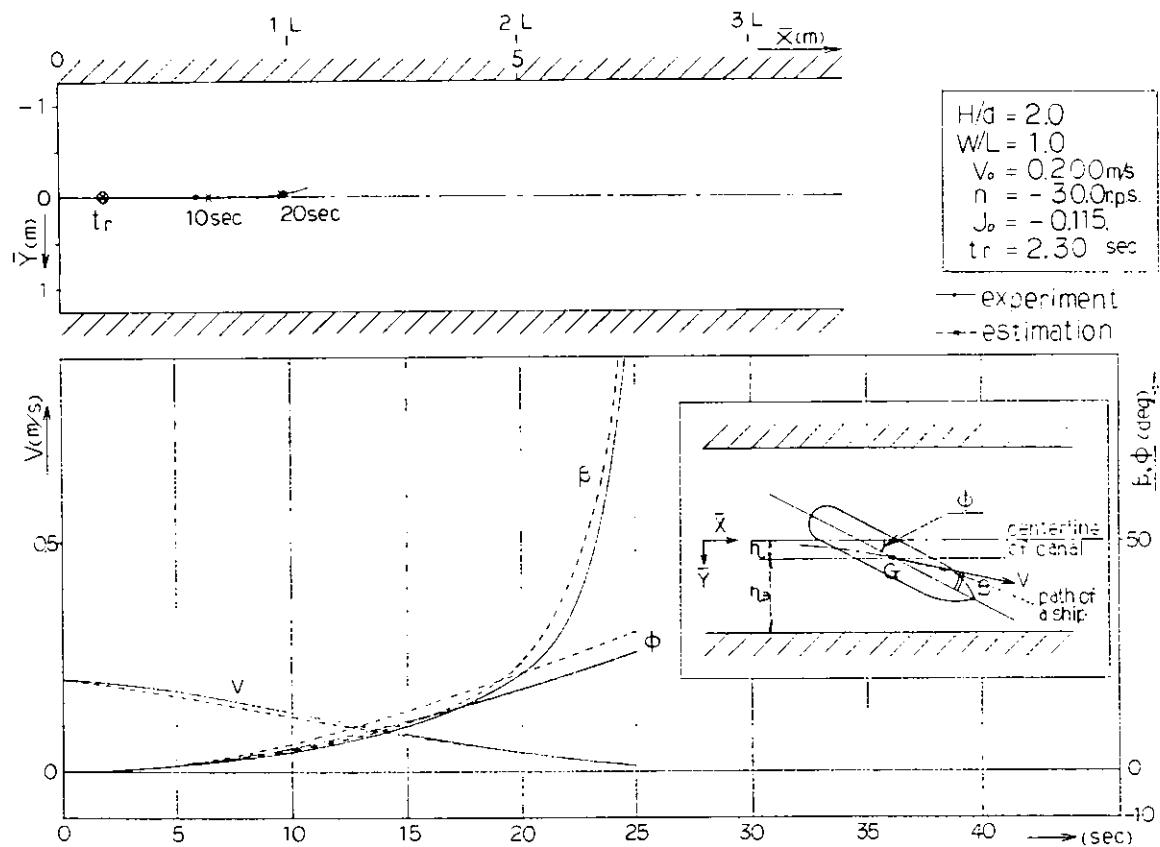


図 3.3.2.1

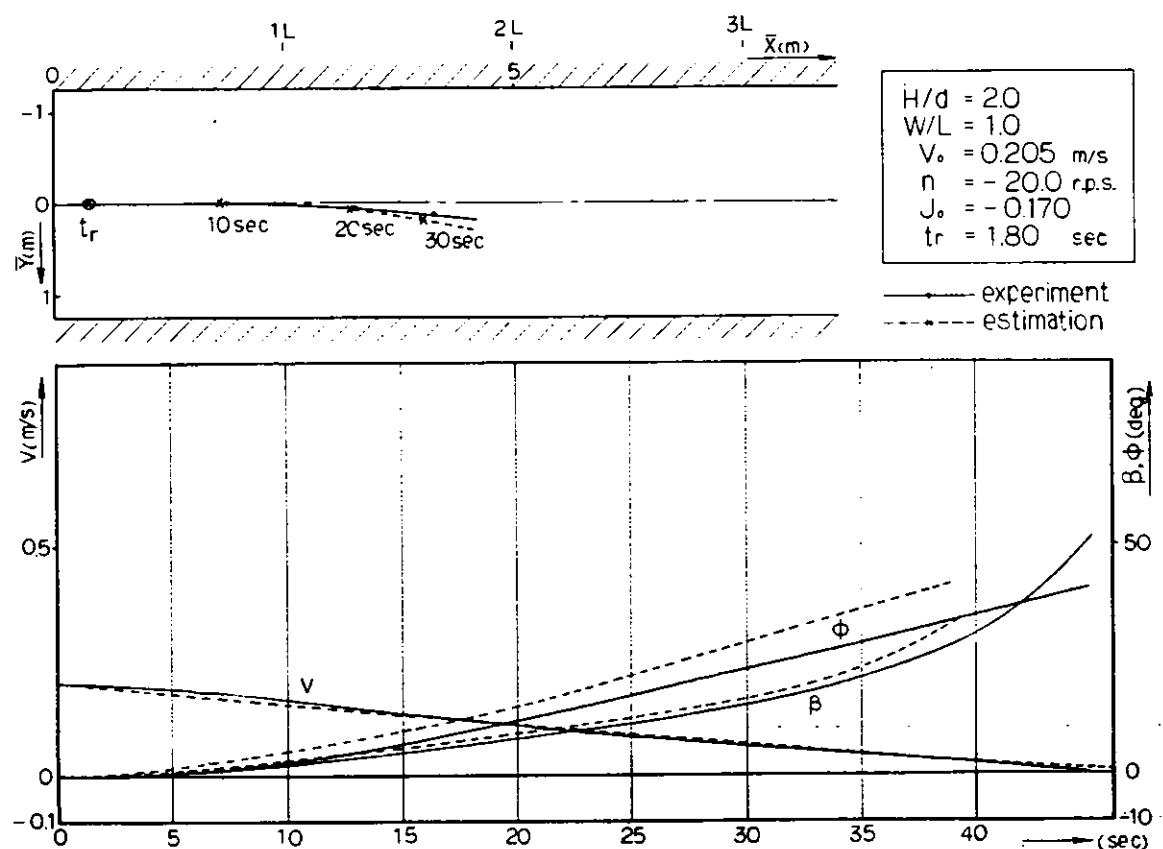


図 3.3.2.2

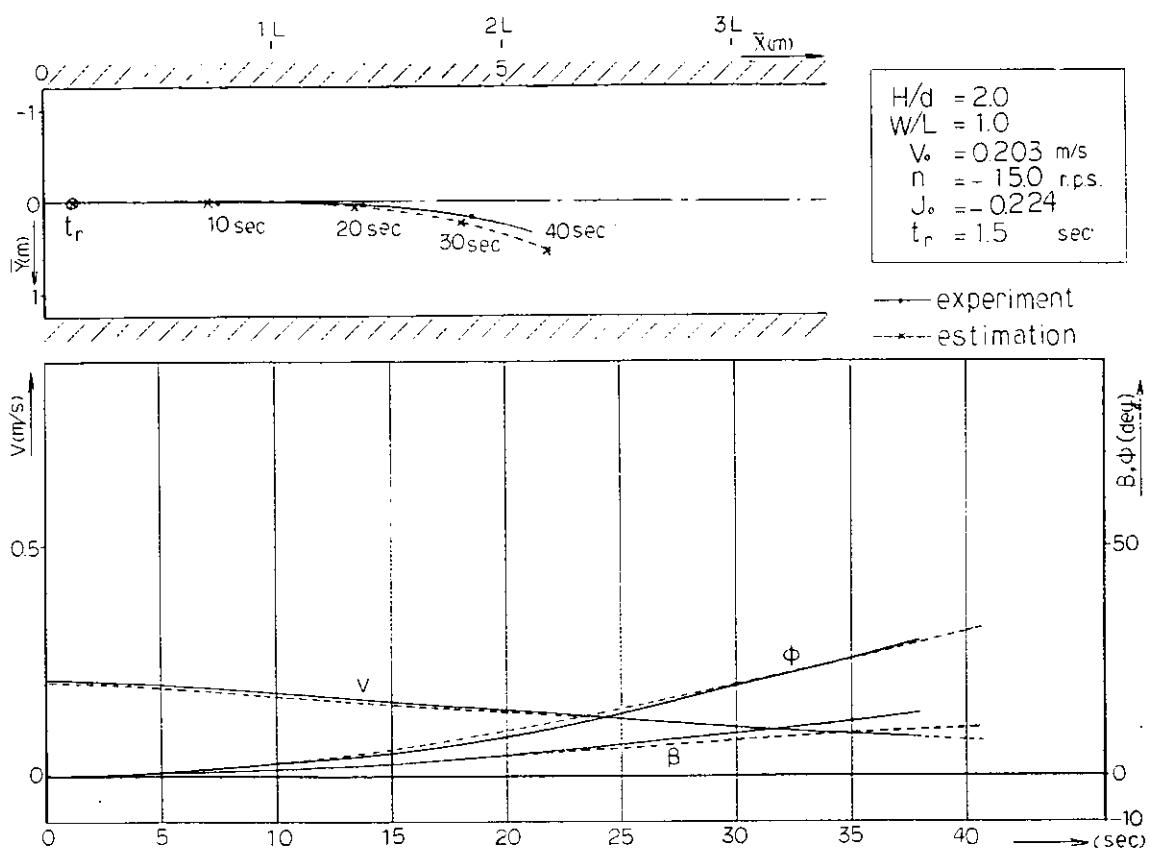


図 3.3.2.3

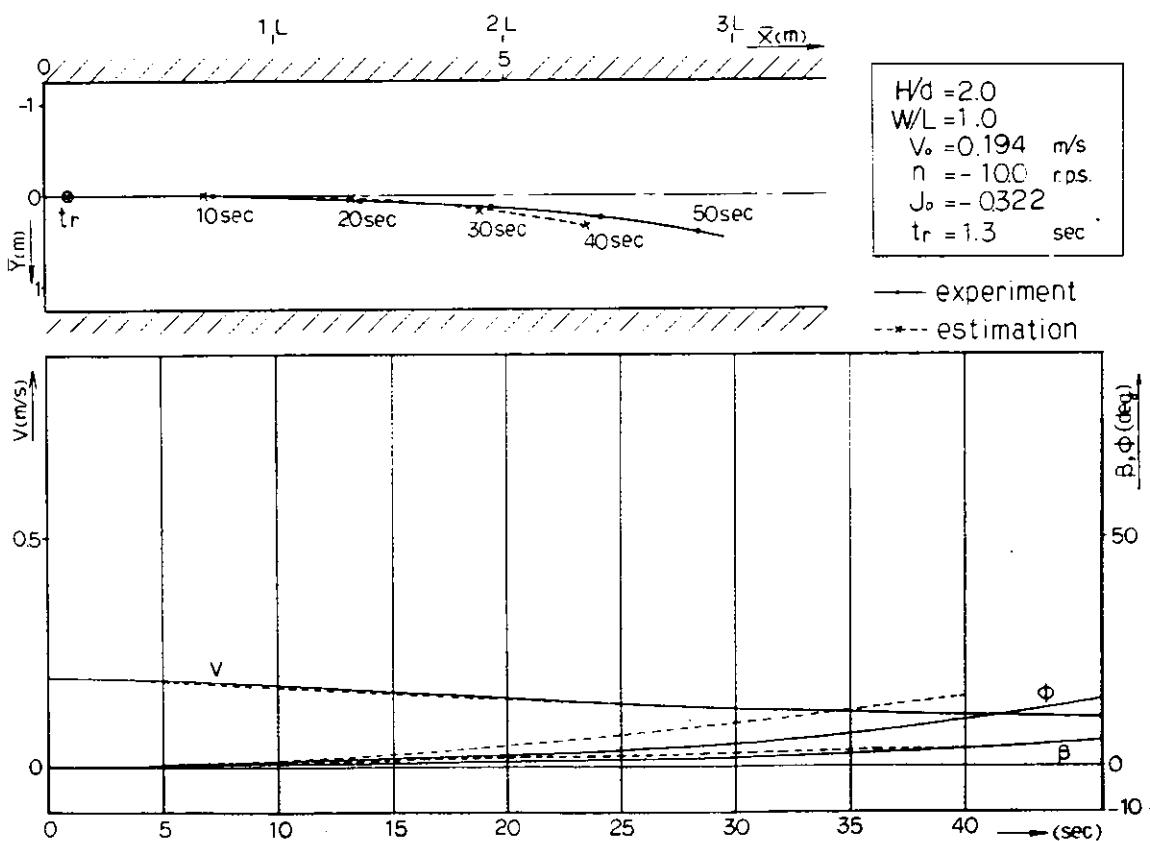


図 3.3.2.4

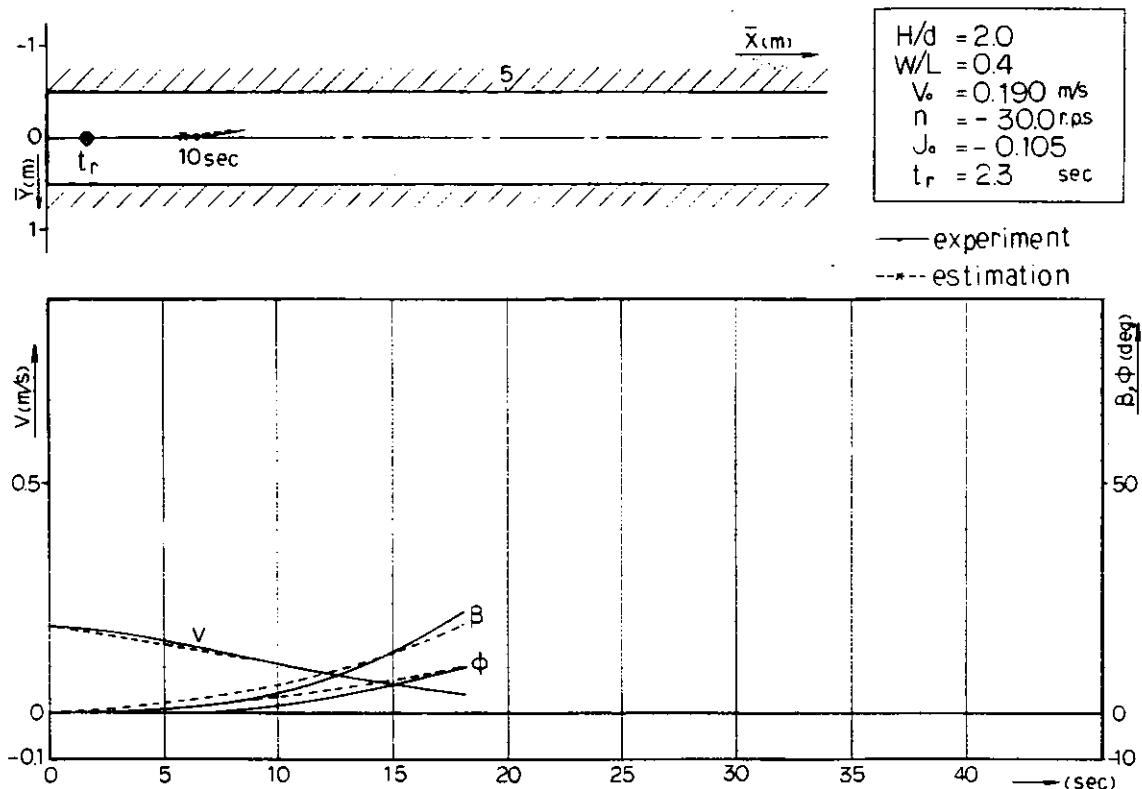


図 3.3.2.5

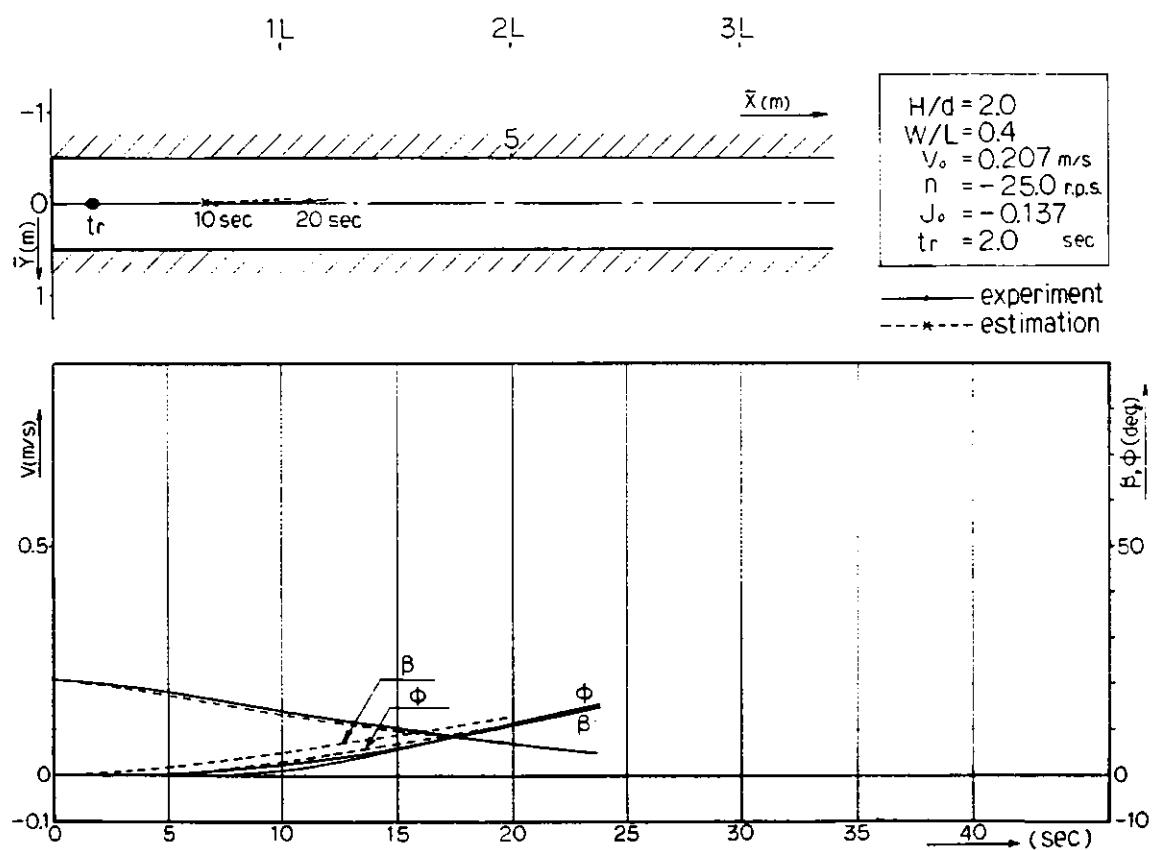


図 3.3.2.6

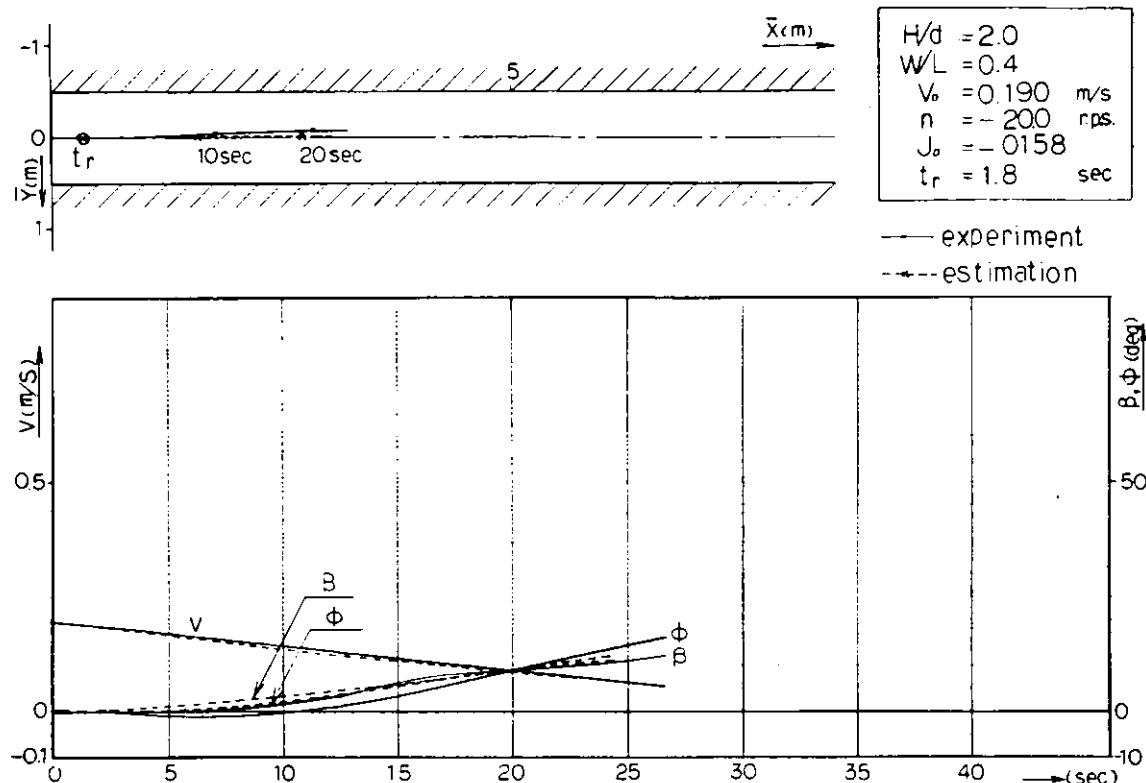


図 3.3.2.7

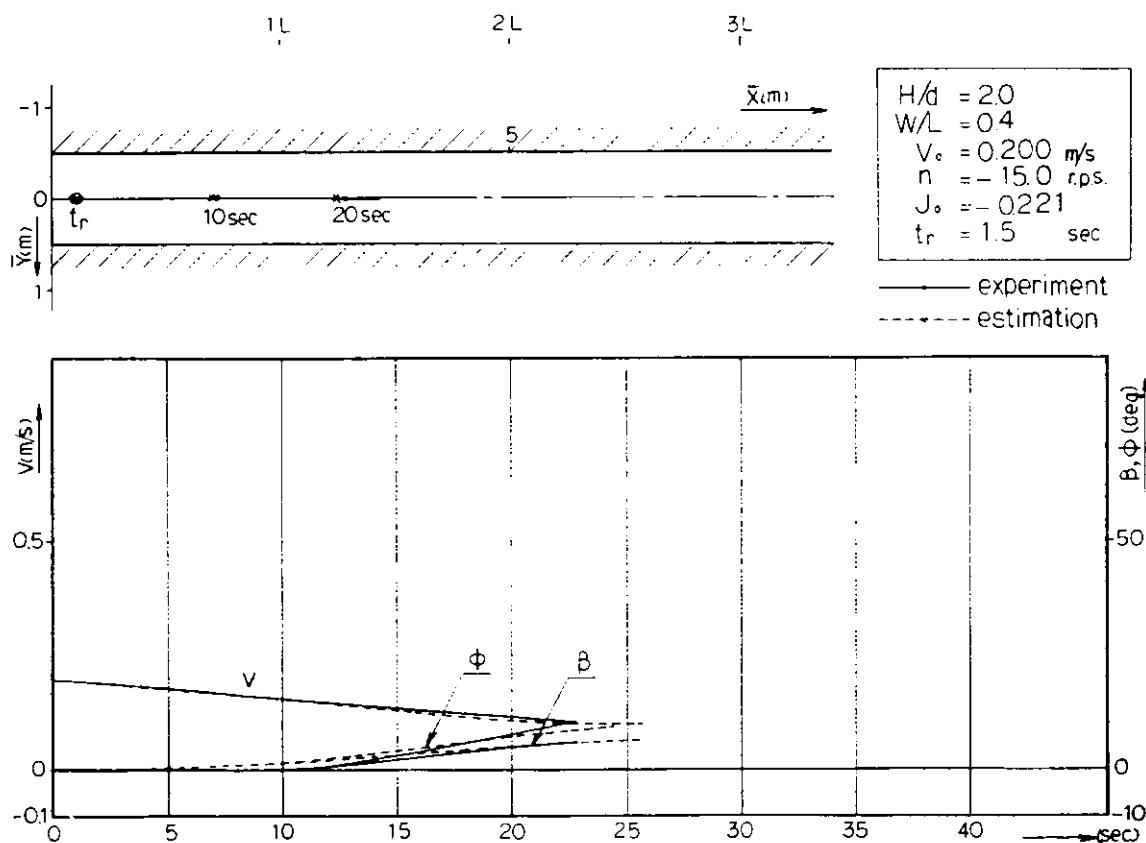


図 3.3.2.8

4. マン・マシン操船シミュレーション

4.1 概 要

日本造船研究協会で開発され、大阪大学に設置されている S R 1 5 1 / 阪大操船シミュレータと東京商船大学操船シミュレータの二基の操船シミュレータを使って各種の加減速操船を実施した。使用した数学モデルは S R 1 5 1 研究部会で開発されたものを基礎に機関停止操作および機関逆転操作が可能な数学モデルに改良された。

小型内航貨物船から V L C C まで 5 種の船種と針路安定船から不安定ループ幅 25° まで 5 種の不安定ループ幅を組合せて合計 25 種のモデルを作り、E シリーズ船と名付けた。

実験は 3 ヶ年にわたって行なわれ、あらかじめ定められたところに停止させる操船（定点停止操船）を中心に、加減速操作を必要とする避航操船や、先行する船に追従する操船が行なわれた。実験は E シリーズ船のうちから一般的なモデルを中心に選定して広範囲なモデルについて実施した。

昭和 52 年度は基本的な船型について、定点停止操船、定点定時通過操船、追従操船を実施し、昭和 53 年度には避航操船および外力の影響下における定点停止操船、昭和 54 年度にはそれについて L/V、ループ幅および外力の強さを広範囲に変えて実験を行なった。

一方、昭和 52 年度、53 年度には加減速操船の実態を調査するため、出入港時および狭水道通過時のコースレコーダと主機関の操作記録を収集し、又、合わせて操船者に対してアンケート調査を実施して加減速操船の実態を分析した。

4.2 操船シミュレータの概要

22)

4.2.1 S R 1 5 1 / 阪大操船シミュレータ

S R 1 5 1 / 阪大操船シミュレータは日本造船研究協会が開発したもので、現在は大阪大学工学部に設置されている。この操船シミュレータは、船橋の前面に 210° にわたるスクリーンを持ち、その上に海面、遠方物標、及びテレビカメラにより別に撮影された接近する島、Bouy 又は他船のいずれか一つの物標が投影出来る。これらは船の操船にともなって相対運動をするように作られている。そして、船橋内の航海計器は一般の大型船舶に装備されているもので、ホイールスタンド（レピータコンパス・ヨーレートメータ、自動操舵装置を含む）オフィサー用レピータコンパス、テレグラフ、主機回転数、船速、舵角の各メータ類、およびレーダ指示部が設置されている。レーダには、投影されている物標と同じ相対運動をレーダ画面上でするので、操船者は視覚とレーダを併用しながら操船することが出来る。

シミュレータの演算部は、アナログコンピュータ（ A L S - 2 0 0 ）を母体としており、任意の操縦性能を持つ船を種々の操船環境のもとで、操船できるように設定出来る。又、操船記録も必要なものがピックアップ出来るので操船を評価するのに極めて都合よく作られている。

4.2.2 東京商船大学における操船シミュレータ

23)

本シミュレータについては既に報告もされているので、ここでは簡単に構成について触れるに留める。

（図 4.2.2.1）、（図 4.2.2.2）、船橋模型、スクリーンの大きさ、形状は S R シミュレータとはほぼ同様の規模であるが、本装置では、相手船等の投影に高輝度の点光源を用いた影絵投影方式を採用している。2 隻の相手船あるいは 1 隻の相手船と 1 つのブイは船橋の上部、前部にそれぞれ設置された投影機により円筒形スクリーン上に投影される。

本シミュレータの演算部は従来専用のアナログ計算機を使用していたが、今回の調査実験に先立ち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/VO 3 を用い、A/D 変換器を介して舵角量、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 変換器に 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 4.2.2.3)

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 Simulation (D.D.S.) を使用している。D.D.S. はアナログ計算機における積分器、加算器等の各演算要素を、プログラムの形で製作しておき、演算過程に応じて必要となる演算要素をその都度呼び出して用いる方法である。D.D.S. を用いる事により、記憶領域の節約と汎用性をあげる事が出来る。現在、本シミュレータが保有する D.D.S. 要素の一覧を表 4.2.2.2 に示す。

図 4.2.2.4 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 台のフロッピードライブを用いる事により、プログラムのロード・各種実験データの格納等が効率よく行えるようになっている。

4.3 供試数学モデル

4.3.1 供試船の想定¹⁾

加減速操船のシミュレータを行なうにあたり、次の船を想定し、E シリーズモデルとして作成した。

E 5 0	:	大型タンカー	(L = 300 m)
E 4 0	:	バルクキャリア	(L = 240 m)
E 2 5	:	高速貨物船	(L = 150 m)
E 1 0	:	内航貨物船	(L = 50 m)
E 5	:	内航小型貨物船	(L = 25 m)

想定船の主要目は過去 5 ケ年間の新造船の実績を参考とし表 4.3.1 のように決められた。

各々の想定船について、不安定ループ巾が stable, 0°, 5°, 10°, 25° の 5 種類を想定し、これらを組合せることによって 25 種類の数学モデルが作成された。ここでモデル名称の数字は V を 6 m/S とした時の L/V の値を示している。

4.3.2 数学モデルの形式

S R 1 5 1 によって開発された数学モデルを基本とし、これに機関停止時のプロペラ遊転中の舵効、さらにプロペラ逆転が回頭運動に与える効果を加味したものである。¹⁸⁾

なお、本報告書 2.3.1 (一般操船の簡略な応答方程式) にも今回使用した数学モデルについて説明がなされている。

① 外乱のない場合

(1) 回頭運動の応答方程式

i) プロペラ正転の場合

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

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

δ

ただし

$$g(s) = \frac{1 + ks^{1.5}}{1 + ks_0^{1.5}}$$

$k = 3.2$

$$s : \text{プロペラスリップ比} (= 1 - \frac{V(1-w)}{nD})$$

s_0 : 定常直進中のプロペラスリップ比

ii) プロペラ逆転の場合

$$T'_1 - T'_2 - (\frac{L}{V})^2 \ddot{\phi} + (T'_1 + T'_2) (\frac{L}{V}) \dot{\phi} + \dot{\phi} + \alpha' (\frac{L}{V})^2 \phi^3 = a'r (\frac{V}{L}) / J^{\frac{2}{3}}$$

ただし

$$J_s = \frac{V}{nD}$$

(2) 船速の応答特性

i) プロペラ正転の場合（遊転を含む）

$$\dot{V} + a_{vv} V^2 + a_{rr} \dot{\phi}^2 + a_{\delta\delta} V^2 \delta^2 = a_{nn} n^2 + a_{nv} n V \quad (0 < Js)$$

ii) プロペラ逆転の場合

$$\dot{V} + a_{vv} V^2 + a_{rr} \dot{\phi}^2 = \begin{cases} a_{nn1} n^2 & (Js \tau < Js < 0) \\ a_{nn2} n^2 + a_{nv} n V & (Js < Js \tau) \end{cases}$$

(3) 操舵機の応答特性

$$T_E \dot{\delta} + \delta^* = \delta^* \quad (|\delta^* - \delta| \leq \delta_c) \\ \dot{\delta} = \text{sign}(\delta^* - \delta) |\dot{\delta}_{\max}| \quad (|\delta^* - \delta| > \delta_c)$$

ただし

δ^* : 指令舵角

δ : 実舵角

δ_c : 先進角 ($= |\dot{\delta}_{\max}| \cdot T_E$)

(4) 主機回転の応答方程式

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

ただし

n^* : 指令回転数

n_E^* : 主機指令回転数

n_i : 遊転回転数 ($= 0.7(1-w)V/P$)

ii)

$$T_n \dot{n} + n = n_E^*$$

ただし

T_n : 主機の時間おくれ

ここに、各記号は次の諸定数を示している。

- L 船長
- D プロペラ直径
- P プロペラピッチ
- V 船速
- δ 艤角
- ϕ 回頭角
- n プロペラ回転数
- w 船体伴流係数

$T'_1, T'_2, T'_3, K', \alpha'$: 旋回運動に対する操縦性指数の無次元表示

$a_{vv}, a_{rr}, a_{\delta\delta}, a_{mn}, a_{nv}$

a_{mn}, a_{nn2}, a_{nv2} : 船速の応答特性指数

18)

② 外乱の設定

操船シミュレータを使って模擬操船を行なう時、風や波浪、潮流などの外乱は必要不可欠である。本研究において取り上げた外乱は次のとおりである。

(1) 潮流による平行移動

本船の位置 X, Y は

$$X(t) = \int_0^t (V \cos \phi + V c_x) dt + l_p (1 - \cos \phi)$$

$$Y(t) = \int_0^t (V \sin \phi + V c_y) dt + l_p \sin \phi$$

ここで $V c_x, V c_y$ は潮流の X (原針路) 方向成分、Y 方向成分、又、 l_p は操船者位置より前方、転心までの距離である。

(2) 定常風による回頭、横流れ、速力変化

水面上の船体、上部構造に働く風圧は船体横傾斜モーメント、前後方向ならびに横方向の水平力、そして回頭モーメントを発生する。傾斜モーメントの操船に与える影響は小さいとして無視すると次のようになる。

風圧による横流れと回頭運動は、船の操縦運動を解析する基礎方程式に風圧力とモーメントを付加する事により風圧下の操縦運動の方程式が出来る。この方程式に若干の近似を行うと回頭運動は風圧の影響を等価的な舷角でおきかえる事が出来る。又、横流れ運動も回頭運動と風圧影響の函数として導びける。すなわち

$$\delta_n = \frac{N'_v - Y'_a}{N'_v - Y'_\delta} - \frac{Y'_v - N'_a}{Y'_v - N'_\delta} r^{-2}$$

$$V' = \frac{\{(Y'_r - m' - m'_x) N'_\delta - N_r Y_\delta\}}{N'_v - Y'_\delta} r' - \frac{Y'_a - N'_a}{N'_v - Y'_\delta} - \frac{Y'_\delta - N'_a}{Y'_v - N'_\delta}$$

$$\equiv C_r r' + C_r r^2$$

ここで

$$r \equiv \left(\frac{V_a}{V} \right) : \text{風速船速比}$$

$$Y_a = Y_a / \frac{\rho}{2} L_d V^2 = - C_y \left(\frac{\rho_a}{\rho} \right) \left(\frac{S}{L_d} \right)$$

$$N_a \equiv N_a / \frac{\rho}{2} E_d V^2 = - C_N \left(\frac{\rho_a}{\rho} \right) \left(\frac{S}{L_d} \right)$$

Y_a, N_a : 風圧の横押力ならびに回頭モーメント

C_y, C_N : 風圧の横押力、モーメントの無次元係数

(ρ_a / ρ) : 空気と海水の密度比

S : 水面上側面積

次に風圧の前後方向成分を船速の応答方程式に代入する事により次式を得る。

$$\dot{V} + a_{WV} V^2 + a_{rr} \dot{\phi}^2 + a_{\delta\delta} V^2 \delta^2 = a_{mn} n^2 + a_{nv} nv + a_{vav} V_a^2$$

ここで

$$a_{vav} = \frac{\frac{\rho_a}{2} S_a C_x}{m + m_x}$$

S_a : 水面上正面積

C_x : 風圧の前後方向水平力の無次元係数

(3) 不規則外乱

波浪ならびに風速変動のスペクトル観測例から、船のヨーイングの応答スペクトルを求めたものに、実船において観測されたヨーイングの不規則変動例を加味し想定船のヨーイングスペクトルを決定する。

操船シミュレータで模擬操船する場合は、決定されたスペクトルに従ってヨーイングの不規則変動の外乱を加え合せる事となる。

4.3.3 特性値の推定

船速の応答方程式中の諸係数は表 4.3.2 に示すように推定された。又、回頭運動の応答方程式中の諸係数は表 4.3.3 のように推定された。

次に、外乱に対する諸係数、特に定常風による回頭、横流れ、船速変動の影響は相対風向により変化するが、タンカー・タイプの船に対する影響係数の推定には水面下は参考文献 2.4 の C_r 0.85 のタンカモデル、水面上の風圧特性は参考文献 2.5 のデータにより決定した。

図 4.3.1 に δ_n / r^2 、図 4.3.2 に C_r 、図 4.3.3 に a_{vav} を示す。又、タンカー・タイプの船に対する横流れ運動の係数 C_r は -0.511 を推定値とした。

4.4 実験内容と考察

4.4.1 定点停止操船（外力のない場合）

加減速操船の最も基本的な操船として、あらかじめ定められた海域で自船を停止させる操船（定点停止操船）実験を実施した。本節では、昭和 54 年度に行なった外力のない場合の実験を中心について述べる。

(1) 実験内容

直進航路上の停止予定水域には島又は他船を設け、レーダ画面上とスクリーン上に表示した。操船者はあらかじめ決められた初期位置（停止予定期からの距離）で、初速 V_0 からレーダおよびコンパスにより自船の船位を確認しながら減速していく。 V_0 は“slow ahead”7ノットを中心にしてS/B Full ahead 1.1.7ノットおよびNav.full 1.7.5ノットまで変え、初期位置は1.5.4Lから3.3.3Lの範囲までかえ2.0Lを中心に実験した。

実験に使用したモデルは、SR151／阪大操船シミュレータではEシリーズ船のうちの高速貨物船(E25), VLCC(E50), バルクキャリア(E40)および小型貨物船(E10)の4隻である。ここでモデルの符号のうち数字はL/Vを示している。東京商船大学操船シミュレータでも、バルクキャリアを除く3隻について行なった。

¹⁾ 昭和52年度には、各船種のうちで標準的な操縦性能をもつ船型E25-S(針路安定船), E50-5(不安定ループ幅5°), E40-0(不安定ループ幅0°)を対象にした。昭和54年度には、操縦性能の影響をみるためにL/Vを5.0, 2.5, 1.0, 不安定ループ幅を5°, 10°, 25°と組合せた合計9船型について実験した。そしてE25-5のモデルについて後進時の偏向性の指標 a_R をオリジナルの a_R の $\frac{1}{2}$, $\frac{1}{4}$ にしたものを作成した。

実験は、昭和52年度は海図上の航路幅(700m)に制限を加え、昭和54年度にはBouy 投影装置により航路標識を航路の両端に投影し、スクリーン上にも操船者が使用できる海面を明示した。したがって航跡が航路端からはみ出したり(昭和52年度)、回頭角 ϕ が20度を越えた時(昭和54年度)は操船は失敗であるとみなした。

各実験は1~3回づつ繰返し、実験毎に操船者は操作のしやすさを6段階で評価した。

(2) 実験結果

a. 操船者の評価

操船者は操作の困難なものを6点として、6段階で評価(I)した。

図4.4.1.1は評価(I)と実験中の ψ_{max} の関係を示しているが、相関関係があることがわかる。ループ幅が大きいと ψ が大きくなり、困難さの評価が高くなり、L/Vが大きいと ψ が小さいので容易になる。このことは変針操作の必要な避航操船等とは逆の評価になる。

図4.4.1.2は操船者がかなり操作しにくいとした操船(E10-2.5, 評価6)の減速曲線で、最終段階で針路を保持するためBoostingをするため、減速ができない。この時の機関回転(n)と舵角(δ)の関係が図4.4.1.3に示されている。保針中も大きな舵角をとり、舵と機関を同時に動かし、制動開始後は左舵をほとんど保持したままである。

図4.4.1.4は、逆に操船者が操作しやすいとした操船(E50-5, 評価1.5)の結果で、減速曲線も比較的なめらかで、 $n-\delta$ は図4.4.1.5から低速になるにしたがって使用舵角が大きくなるが、舵と機関を別々に操作していることがわかる。

b. 航跡および減速曲線

図4.4.1.6~9は船型別、実験順序別、ループ幅別にえられた航跡図を示している。図4.4.1.10, 11は同様に減速曲線を示している。これらの図から減速をするため後進をかけると右回頭をし、これを止めるためにBoostingをくりかえすので、航跡は蛇行し、減速曲線では増減速する。図4.4.1.12に停止予定期までの最大蛇行量 $|y_{max}|$ と、その間のBoostingによる増速量 ΔV_b と($V_0 - V_{min}$)の比を示している。

操船者は出来るだけ Boosting による增速 ΔV_b が小さく、かつ最大蛇行量 y_{max} を小さくしたいので、図 4.4.1.1.2 で原点に近いほどよい操縦性能と言えよう。多少バラツキはあるが、これから L/V はあまり影響がなくて、ループ幅が小さい程よい結果を与えていた。しかし、操船者の操作のしにくさの評価は前述したように、後進時の $\dot{\psi}$ が影響を受けるので、時間スケール L/V の影響を受ける。

(3) 操船結果の一つの評価法

a. 操作量 (S)

今回は加減速操船を行なったが、変針とともに避航操船も同じ基準で評価できるようなものが望ましい。評価項目として(1)操作開始時機 (2)操作量 (3)操作の効果 の少なくとも 3 項目を探るべきだろう。(1)および(3)は、操船結果をみれば定量的に決められるが、操作量は時間的に変化するので、これを一つの値で示すため次のように考える。

操作量は、操作の頻度と操作の種類で表現する。操作時間 t_s 中に N_δ 回の舵又は N_n 回機関の操作をした時、その頻度を N/t_s とし、その各々の操作の種類の使用時間分布は $p(\delta)$, $p(n)$ とする。

同じ回転数（又は舵）を長く保つことは、それを繰返すより単純であり多種の回転数（又は舵）を使い分ける。操作はそれより複雑であるとする。たとえば操作開始から終了まで 5 分間 Slow ah'd を保つ場合（図 4.4.1.1.3 CASE 1）はじめに 2 分間 Slow, ah'd を保ちその後 Stop eng. を 3 分間保つ場合（CASE 2）の方が複雑である。

$p(n_i)$ と $p(\delta_i)$ を求める場合には、全操作時間 t_s に対する n_i の回転数を使用した時間と舵角 δ_i を操作していた時間の割合から求める。又、頻度の型にするため、 n と δ も分割する必要があるが、その分割幅 Δn と $\Delta \delta$ の一つの決め方は、操船者が意図する δ および n の許容誤差をとるのが妥当であろう。操船者は舵操作を舵角 5° ごと、機関操作はテレグラフの設定値を常用しているので、 $\Delta \delta$, Δn の区分として妥当と思われる。

$p(n)$ の違いを表現する関数としては、使用する回転数の幅 n_{max} が拡がると大きくなり、 $p(n_i) = 1$ （ただ 1 つの回転数 n_i を使用する）のときゼロになって $p(\delta)$ が一様分布する時、最大になるのが望ましい。又、 $p(\delta)$ についても同様で、機関制御だけでなく、舵操作の多様性も加算できるようなものがよい。このような条件に合うのは \log 関数である。従って、例えば機関操作の多様性を示すのに

$$H_n = -\sum_{i=1}^n p(n_i) \log p(n_i) \quad (4.4.1.1)$$

を探る。これはエントロピーを示す式でもあり \log の底を 2 とすると、情報量を表現するためにビットとして使用されている。ここでは e を底とすると、舵操作をともなう時にも 同様に

$$H_\delta = -\sum_{i=1}^n p(\delta_i) \cdot \log p(\delta_i) \quad (4.4.1.2)$$

をとる。

機関操作と舵操作の手持ちの種類が全てを同じ割合で使った場合、つまり $p(n_i)$ と $p(\delta_i)$ が、一様分布する時の H_n , H_δ を $(H_n)_{max}$, $(H_\delta)_{max}$ とする。この時、実際の H_n と H_δ との比（相対エントロピー）を次のように書く。

$$H'_n = H_n / (H_n)_{max} \quad H'_\delta = H_\delta / (H_\delta)_{max} \quad (4.4.1.3)$$

ここで舵と機関は独立に操作されるものとする。これらの操作を時間 t_s 内に N_δ 回および N_n 回行うので

$$S = \frac{1}{t_s} (N_\delta H'_\delta + N_n H'_n) = \frac{NH'}{t_s} \quad (4.4.1.4)$$

を操作量として操作を開始してから操船者に加わる操作上の負担と考える。操船者に加わる負担は、この他に心理的な負担があるが、これは今のところ数量的に表現することが難しい。

b. 操作量(s)の計算法

舵および機関操作の種類は、操船者が意図する舵角、回転数の許容誤差を探るのが妥当であろう。例えば操船者は避航時には 5° 程度毎に操舵号令をし、機関操作は前、後進共Full, Half, Slow等の区別をする。したがって舵角は $+35^{\circ}$ から -35° まで 5° 毎に分割して15種類、機関操作は前進および後進操作合せて9種類があるので

$$(H_{\delta})_{\max} = \log e^{16} = 2.773$$

$$(H_n)_{\max} = \log e^{9} = 2.197$$

となる。

操作の使用時間分布 $p(\delta)$, $p(n)$ は操船中の舵角と回転数の時間記録から、この分割にしたがって読みとることができる。

簡単な場合として、上記のCASE 1, 2, 3についてSを計算する。

ここで $t_s = 300$ sec $(H_{\delta})_{\max} = 2.773$ とする。

$$\text{Case 1} \quad p(\delta)=1 \quad H_{\delta}=-1 \cdot \log 1=0 \quad N_{\delta}=1$$

$$\therefore s=0$$

$$\text{Case 2} \quad H_{\delta}=-\frac{1}{3} \log \frac{1}{3}-\frac{2}{3} \log \frac{2}{3}=0.636 \quad N_{\delta}=2$$

$$\therefore s=\frac{2}{300} \cdot \frac{0.636}{2.773}=0.15 \times 10^{-2}$$

$$\text{Case 3} \quad H_{\delta}=16 \cdot \frac{1}{16} \log 16=2.773 \quad N_{\delta}=3$$

$$\therefore s=1 \times 10^{-2}$$

以上から労力の評価($\frac{N}{t_s} \cdot H'$)と操船の効果(たとえば停止操船では残速力等)とを相対的に比較できるであろう。

この方法によって、実験結果を解析したのが図4.4.1.14～4.4.1.2.1である。図4.4.1.14, 4.4.1.15は、Model E10でループ幅が変わった時の $p(n)$, $p(\delta)$ の分布を示している。この場合はループ幅が大きくなると分布が拡がり、操作が多様化して行き、 H_n , H_{δ} が大きくなっていくことがわかる。

図4.4.1.16, 4.4.1.17は(a) Ast'n 制動をかける前と(b) Ast'n 制動をかけてから実験終了および全体の $p(n)$, $p(\delta)$ の分布を示している。当然ながら制動前は舵の使用が多様であり、制動後は機関の使用が多様化している。

図4.4.1.18は、舵角および機関操作の操作の多様性を見るため、 $N_{\delta} \cdot H'_{\delta}$ と $N_n \cdot H'_n$ をプロットしたもので、 δ と n の多様性の合計 $N \cdot H = N_{\delta} \cdot H_{\delta} + N_n \cdot H'_n$ は各実験で大差なく、船の諸性能との関連は今のところはっきりしていない。ただ、操船者の評価は δ か n のどちらか一方の操作が複雑になると困難とする傾向がみられる。ここで操舵の回数は 5° 以上操作したものと1回と数えた。これを操作速度 $N_{\delta} H'_{\delta} / t_s$ と $N_n H'_n / t_s$ でみると、図4.4.1.19になる。操作速度は1/時間の次元をもち、操船者の評価と直接関連し、速度が大きい程困難となる。

図 4.4.1.2 0 は操船者が評価する主要項目 $\dot{\Psi}_{max}$ と実験中の操作速度 $H \cdot N' / t_s$ との関連をみたもので、ほぼ直線関係がみられる。

図 4.4.1.2 1 は操作の効果として V_f / V_0 をとり、 $H \cdot N' / t_s$ (操作速度) との関係をみたもので、定点停止操船の場合の一つの採り方である。どこに限界を引くかは、その操船の場に要求される安全のレベルによって異なる。つまり、大洋の真中で停止すると、今回のようにかなりきびしい制約 ($\dot{\Psi}_{max} \leq 20^\circ$) のもとでの停止では限界の採り方が異なるが、減速量のひとつの目安としては、試みとして実船のアンケートにあったように、操船者が舵効がないとした約 3 ノットをとり、操作速度は操船者の評価が 3 (普通) のところをとっている。

これらを図 4.4.1.2 1 に点線で示している。こうすると、図の右下の領域が評価がよいと伝える。今回の実験の設定では、E 1.0 は操作速度の点で、E 5.0 は減速量の点で、E 2.5 はその両方の点から操船性能の評価はかんばしくない。ただ 1 例として行なった E 2.5 - s には妥当な評価を与えることができよう。

以上の評価方法は試行的なものであり、今後一層の実験データの集積分析を通じてより一層適確な表現を得る必要がある。

4.4.2 定点停止操船（風のある場合）

停止操船に影響を与える外乱には、潮流、風などがある。船体を停止させるまでの機関停止、逆転という針路制御能力の著しく劣化した場面で、これら外乱の影響は相当強く効いてくるものと思われる。

特に風の影響は通常の船舶運用においても出合う機会が多く、又、潮流外乱にくらべ回頭モーメント、横流れ運動、スピード変化にと作用し、その強さも風速／船速の二乗のスケールで時々刻々変化するので操船に与える負担は大きいと思われる。

① 実験内容

操船実験は 150 m, 240 m, 300 m の船長の船に対して、風速が 0 m ~ 25 m/s の場合における停止操船実験を行った。実験状態としては初期船速 6 m/s で、右舷 90° から V_w の風をうけつつ、航路巾 800 m の直線水路中を 20 L 航走後停止するものである。（図 4.4.2.1）

受風に伴う回頭、横流れ、速力変化の影響は図 4.3.1 ~ 4.3.3 のデータを用いている。操船実験は東京商船大学の操船シミュレータを使用し、操船者はスクリーン上に投影された停止点前方 1000 m の地点を示すブイの映像とブイまでの距離を示すデジタル距離計、その他通常の航海計器を用いて操船を行っている。

なお、供試船としては上記 3 船長の船に対し針路安定度が Stable, 10°, 25° の船について行っている。
(表 4.4.2.1)

操船者は全実験を通じて同一人で、海上実歴 10 年の航海士である。

一船、一風速状態について 3 回の操船を行っているので、大略 $3 (L_{pp}) \times 3 (2\delta c) \times 6 (V_w) \times 3 (\text{回})$ の操船実験を行っている。

なお、操船者はつきの点を留意して停止操船を行うこととした。

- i) 航路巾 800 m 内を維持する。
- ii) なるべく航路中心線上を航走する。
- iii) 停止目標地点で停止させる。

② 実験結果

図 4.4.2.2 から図 4.4.2.3 に各船、各風速状態に対する停止操船の航跡図、減速曲線の代表例を示す。各図とも同一船長の船に対し針路安定度別に、弱風速、中風速、強風速の三状態について風速をパラメータに示し

である。

航跡図は縦、横軸共船長(L)で無次元表示し、針路の直角方向の距離は針路方向の 5 倍のスケールで示している。

減速曲線は縦軸の船速の零点を針路安定度に応じて上下にずらして表示している。横軸の残航程は船長(L)で無次元表示している。

航跡図の横軸は実験開始点を零とし、減速曲線は停止目標点を零としている。

次に停止操船の評価として停止点誤差(D_{END}), 最大横偏位量(X_{max}), 平均横偏位量(\bar{X}), 平均船速(\bar{V}), 平均回頭角速度($\dot{\phi}$), 舵操作回数(N_δ), 機関操作回数(N_n)を図 4.4.2.4 から図 4.4.2.11 へ示す。図は各船長ごとに針路安定度別に各評価量を絶対風速(V_w)の変化に対して示してある。

図 4.4.2.4 は船速が零になった時の停止目標点までの直線距離を示している。

図 4.4.2.5 には航路半巾 400 mとの対応をみるために停止操船中に生じた航路中心線からの最大横偏位量を示している。

図 4.4.2.6 は航跡全般に対する操船精度を見るために航路中心線からの横偏位量の絶対値の平均を求めたものである。

図 4.4.2.7 には外乱の影響は風速／船速の自乗で効くことから、実験開始から船体停止までの平均船速を示してある。

図 4.4.2.8 は実験開始からプロペラ逆転開始までの平均回頭角速度を示している。ここでプロペラ逆転開始までとしたのは、プロペラ逆転後は舵効がなくなり操船者の針路制御の範囲を超えていたためである。

図 4.4.2.9 には船体停止時までに操作した機関操作日数を示している。本図と次の図 4.4.2.10 では針路安定度の違いはシンボルを変えて示している。

図 4.4.2.10 には船体停止時まで行った舵舵回数を示している。

今回の実験のように定常風外乱のある場合の停止操船においては、船速が低下してからの状態、特にプロペラ逆転後の船体運動の状態は操船者にとって重要な点となる。プロペラ逆転後は舵効が無くなるので、その後の運動は逆転開始時の運動状態と定常風の大きさによって決ってしまう。そこで操船者はプロペラ逆転後の運動を予測して、その運動を打ち消す運動状態をプロペラ逆転までに作る事になる。この点からプロペラ逆転開始時の運動状態は操船者の一つの目標状態と考えられる。

図 4.4.2.11 a から図 4.4.2.11 c にプロペラ逆転開始における船速(V_n), 残航(D_n), 針路(ϕ_n)を外乱の強さに対して示す。他の評価量に比べ明瞭な傾向がうかがえる。

船速のグラフの中の直線は舵角 35°で釣合り相対風速の限界を示している。直線の下側は操縦不能域を示す。

逆転時の回頭角が正のもの多くは、風圧のために切り上り運動が既に始っているものである。

③ 実験結果に対する考察

航跡図から風速／船速の増加に従い蛇行量が増す事、船速が低くなつてからの蛇行量が大きい事などが判る。これは今回の操船ではブースティングがほとんど使われていない事にも対応している。針路安定度は、不安定ループ巾が 25°になって航跡上に影響が表れて来ている。

減速曲線から顕著なことは船長の増加に従い減速開始点が早くなる事である。150 m で 5 L, 240 m で 10 L, 300 m で 15 L 程度となっている。風速(V_w)が 2.5 m/s の場合で早期から減速が始まっているものは、風圧による圧流を補正する目的で針路を風上にとったため、風圧により船速低下がおきているためである。針路安定度の違いにより減速曲線の変化は明らかではない。

最終停止点誤差、最大横偏位量、平均横偏位量、平均船速の各図を通して次の事が判る。各評価量とも船長

が大きくなるに従い誤差、偏位量は増大し、平均船速は減少する。外乱の強さは横偏位量に対し影響が大きく、針路安定度に対してはこれ等の評価量はあまり影響を受けていない。

平均回頭角速度については、船長、針路安定度、外乱強度のそれぞれに対し、比較的明瞭な傾向を示している。即ち、不安定ループ巾ならびに外乱強度の増大に伴いヨーイングは大きくなり、船長の増大に伴いヨーイングは減少している。船長の影響は針路不安定度の大きな船ほど顕著である。

機関操作回数(図4.4.2.9)中のシンボルについているヒゲの数はブースティングのための機関操作回数を示している。今回の操船者の場合、停止操船のための機関操作の基本パターンは初期の機関操作位置から1段づつ下げ、最後はFULL ASTERNで終るというものである。供試船の初期機関操作位置からFULL ASTERNまでは6段である。図から判るように150mの船の場合は減速開始点から目標点までの距離が小さいために操作は各段を全て行わず回数は少ない。又、風速が強くなると減速開始点が目標点に近づくために同様に操作回数は減少している。

転舵回数についてはバラツキが大きいが、針路安定度、風速の違いがいくらか表われている。

プロペラ逆転時の運動状態をみてみると風速が強くなるに従い、航効の確保できる船速一杯まで逆転を開始しない事が判る。逆転開始地点も風速の増加に伴い停止点に近く、この傾向は船が大型化するほど顕著である。又、風速が強くなるに従い逆転開始時点が遅くなるので、船速の低下による風上への切り上りが大きくなっている事が判る。

以上、定常風外乱下での停止操船を大型船を中心として行った訳であるが、調査自体まだ初步的な段階であり十分な進展は得られなかった。今回の報告では各種パラメータの変化に対する操船結果を一覧する事に重点をおいた。このために停止操船の評価量として適当でないものも含まれているが、なるべく多くの面からデータを比較する立場をとっている。

4.4.3 避航操船²¹⁾

SR151／阪大操船シミュレータを使い、バルクキャリア(E40-s)高速貨物船(E25-s)および小型貨物船(E10-s)を用いて機関操作をしながら避航せざるを得ないような場合(変速避航とよぶ)を設定し、初認時機を広範囲に変えて実験した。比較のため、操舵によって避航する場合(変針避航とよぶ)も併せて実験した。変速避航として、他船の針路と自船の針路との交角(出会い角θとする)を自船の船首から測って左右に135°の場合として、変針避航は出会い角が左右に45°のときとした。

実験結果のひとつの評価法として、避航終了時の両船の相対距離(D_f)を探り、これに影響を与える諸要素との関連を全データを対象に統計的に解析した。それによると、避航の種類が同じであれば D_f には初認時機が最も強く影響をもち、操船する船のL/Vの影響はあまり明確ではなかった。これは今回の実験の範囲、回数にも関係するが、操船者が自船の操船性能の影響を操作開始時機、操作量によって補正するように操作するためとみられる。しかし、変速避航と変針避航との困難さは定量的に検討することが出来た。

図4.4.3.1と4.4.3.2は船の長さの影響を見るために初認距離(実験開始時の自船の位置から衝突予想点までの距離 $V_A \cdot \tau_0$)を一定(2250m)および1.5L(L:船長)にした時の結果で、変速避航($\theta = 135^\circ$)の方が変針避航($\theta = 45^\circ$)より大きな D_f を確保することが難しく、Lが大きくなてもそれに応じた D_f を確保できないことを示している。同様に図4.4.3.3は行なった操作(避航開始時機 τ と避航時間 t_s の比)に対するその効果($D_f/V_A \cdot \tau_0$)の関係を全データについて示しており、同様の傾向がみられる。

操船上の余裕を評価する一つの考え方として、シミュレータ操船時の操作開始時機($V_A \cdot \tau_0$)と操船者が確保した D_f と同じ D_f を全速後進操作又は舵角35°を操作してえられるような操作開始時機($V_A \cdot \tau_c$)との

差 $V_a \tau_a$ を求めた。これは操作を開始するまでの余裕と考えられる。図 4.4.3.4 に、この点から変針避航と変速避航の困難さの違いが検討された。

この他、避航能力を高めるために操舵と同時に機関を一時増速して旋回し、それが避航操船における効果が調べられ、小型船では避航時間がより短く、大きな D_f がえられ、効果が大きく、大型船においても避航時間の減少に役立つことが確認出来た。

4.5 操船シミュレータによって加減速操船をする際の今後の課題

以上の基礎的な実験結果に基づいて、操船シミュレータによって加減速操船性能を評価しようとする際には、およそ次のような点に留意し、今後検討を加えて行くべきであろう。

- (1) 加減速性能に関する操船者の評価は減速性能よりも減速にともなう舵効の低下、喪失によって針路保持が困難になることを訴えている。とくに機関後進中の回頭運動を制御する手段を持たないことに困惑している。したがって、第一にこうした回頭特性をなくするかよわくする方法を考えるべきだろう。操船シミュレータ等を使ってこうした特性を体験させて、改良の効果を評価するのは有効である。
- (2) 「操船が可能な船である」と判断するには、船が使われる環境を決めなければならない。今回の実験では、単純化した操船場面を想定して、加減速操船を行なっているので、実用上の評価をするにはより複合した操作を必要とする場面や制限水路等を想定して実験する必要がある。それには、操船シミュレータのスクリーン上に投影できる物標の数を少なくとも 2 ~ 3 ケまで増し、側壁等を投影する必要がある。合せて、実船の加減速時の性能をより精度よく表わす数学モデルを作る必要がある。
- (3) 操船性能を評価するのに、どのような操船が“良い操船”なのかという基準を確立する必要がある。そして、与えられた操船環境の中で“良い操船”をするのにどのような操船性能が必要なのかを求めることが必要であろう。それには操船結果を項目毎に評価するのではなく、多くの項目を総合的に評価できる指標を作ることが必要である。

表 4.2.2.1 D.D.S. ELEMENT

FUNCTION	ELEMENT
INPUT/OUTPUT	A/D CONV. D/A CONV. F/D READ F/D WRITE TTY READ TTY WRITE
OPERATION	ADDER MULTIPLIER DIVISOR INTEGRATOR
FUNCTION	SIN COS ARCTAN VECTOR MAGNITUDE RANDOM NOISE STEP VOLUNTARY FUNC.
LOGIC	SWITCH COMPARATOR
STATISTICS	MEAN DEVIATION

表 4.3.1 E-Series モデルの主要目

	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
Δ (t)	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 4.3.2 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
C_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_o	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}

表 4.3.3 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 4.3.4 E-Series モデルの主機回転数と船速

	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)	66.5 (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 4.4.2.1 実験要目

船 長 L (m)	150	240	300
初期船速 V_o (m/s)	4.5	4.8	4.8
実験回数 (回)	54	54	29
不安定ループ幅 $2\delta_c$ (deg)	Stable, 10°, 25°		
航路距離	20L		
絶対風速 V_w (m/s)	0, 5, 10, 15, 20, 25		

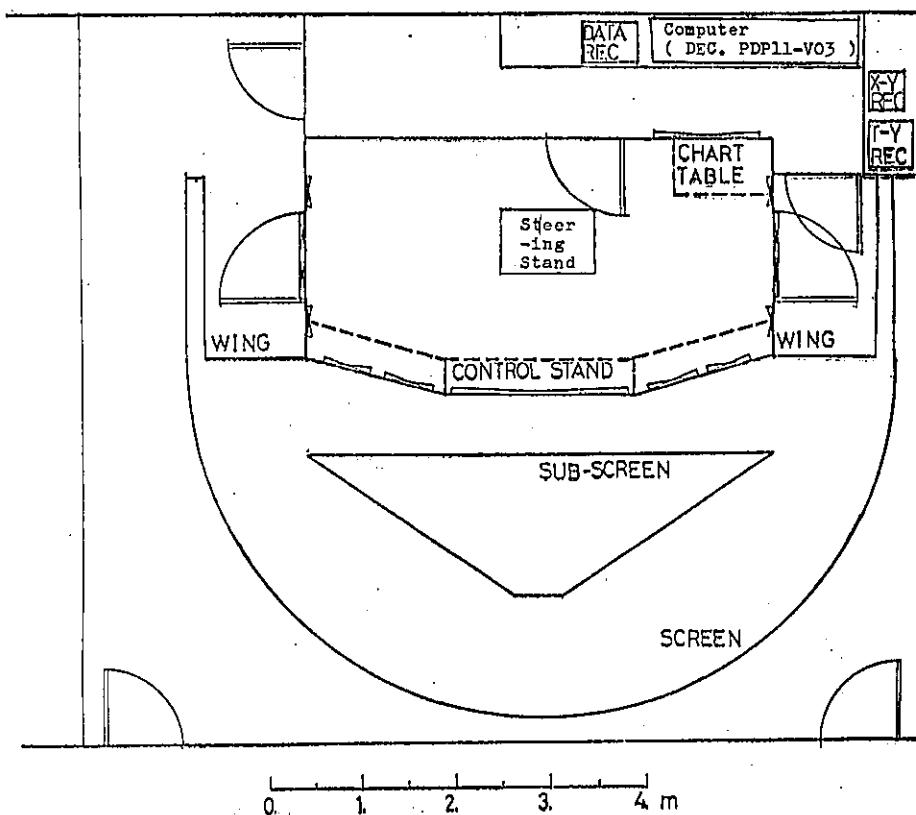


図 4.2.2.1 東京商船大学操船シミュレータ平面図

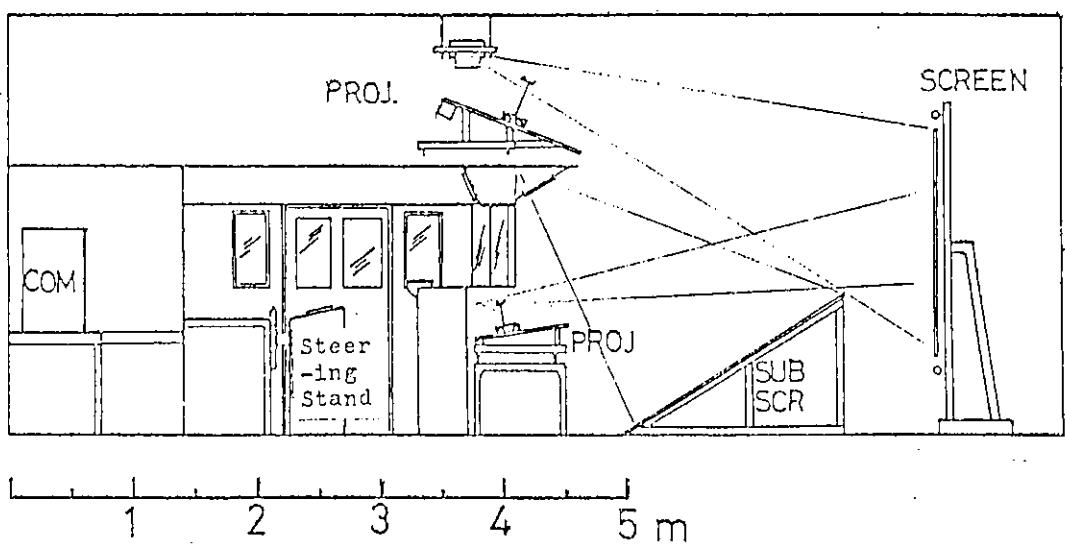


図 4.2.2.2 東京商船大学操船シミュレータ側面図

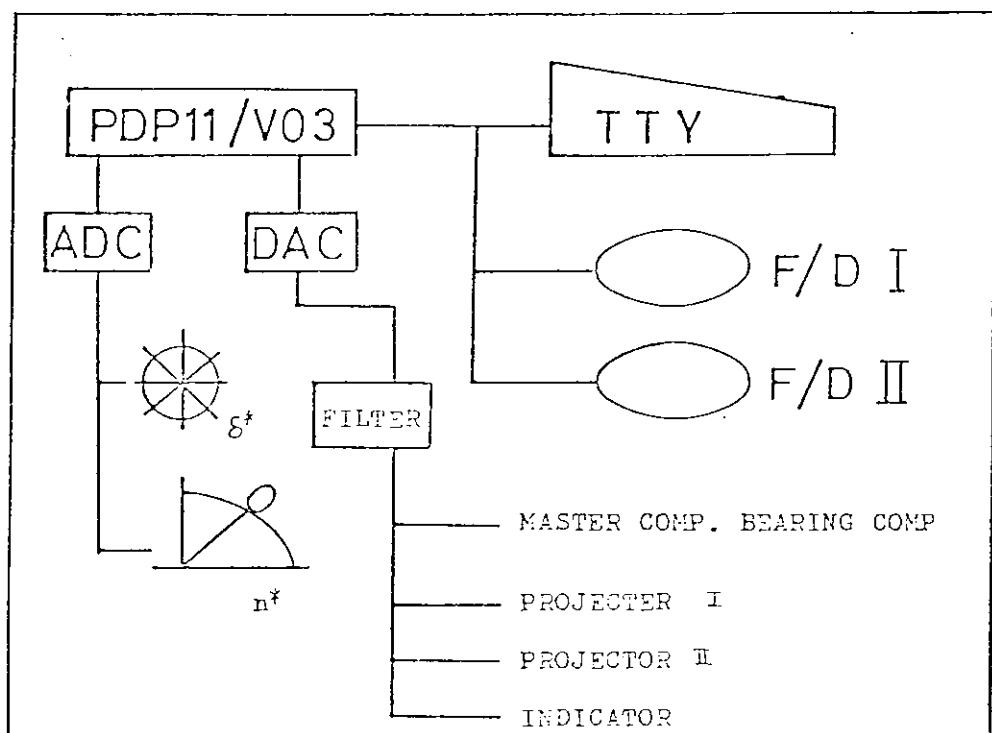


図 4.2.2.3 シミュレータの構成

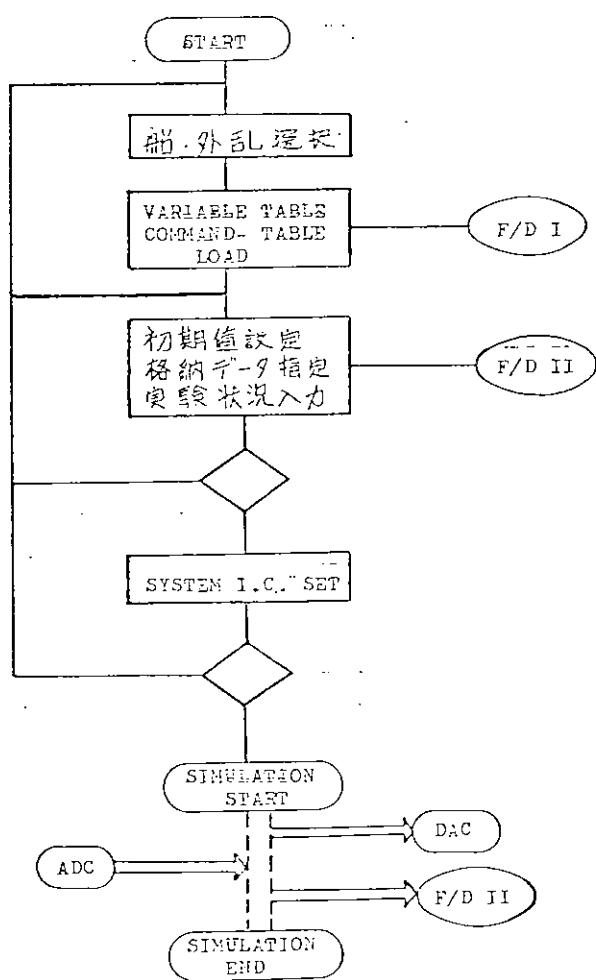


図 4.2.2.4 シミュレーション・フロー・チャート

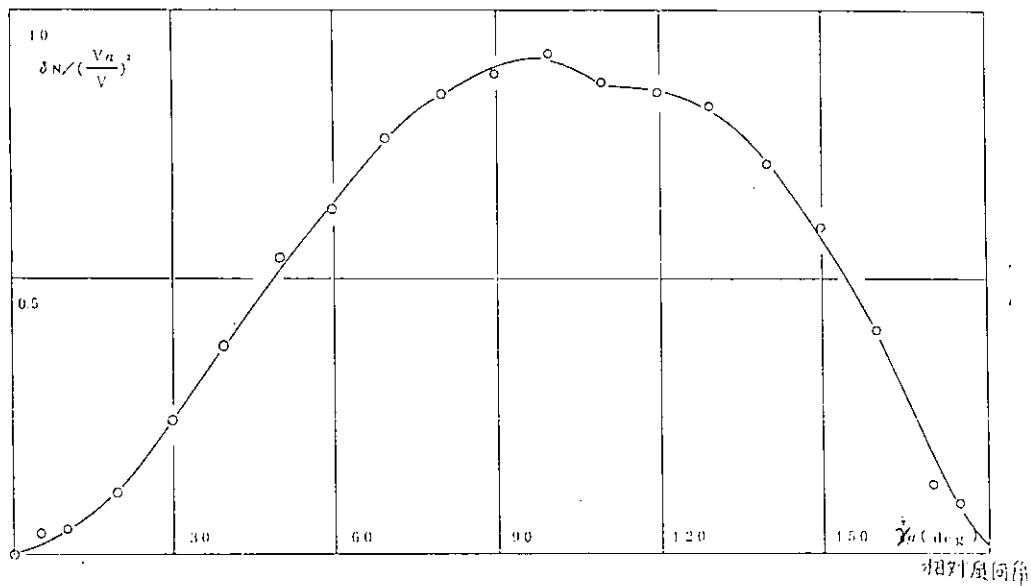


図 4.3.1 風圧力による外乱の等価舷角係数の例(タンカー、タイプ)

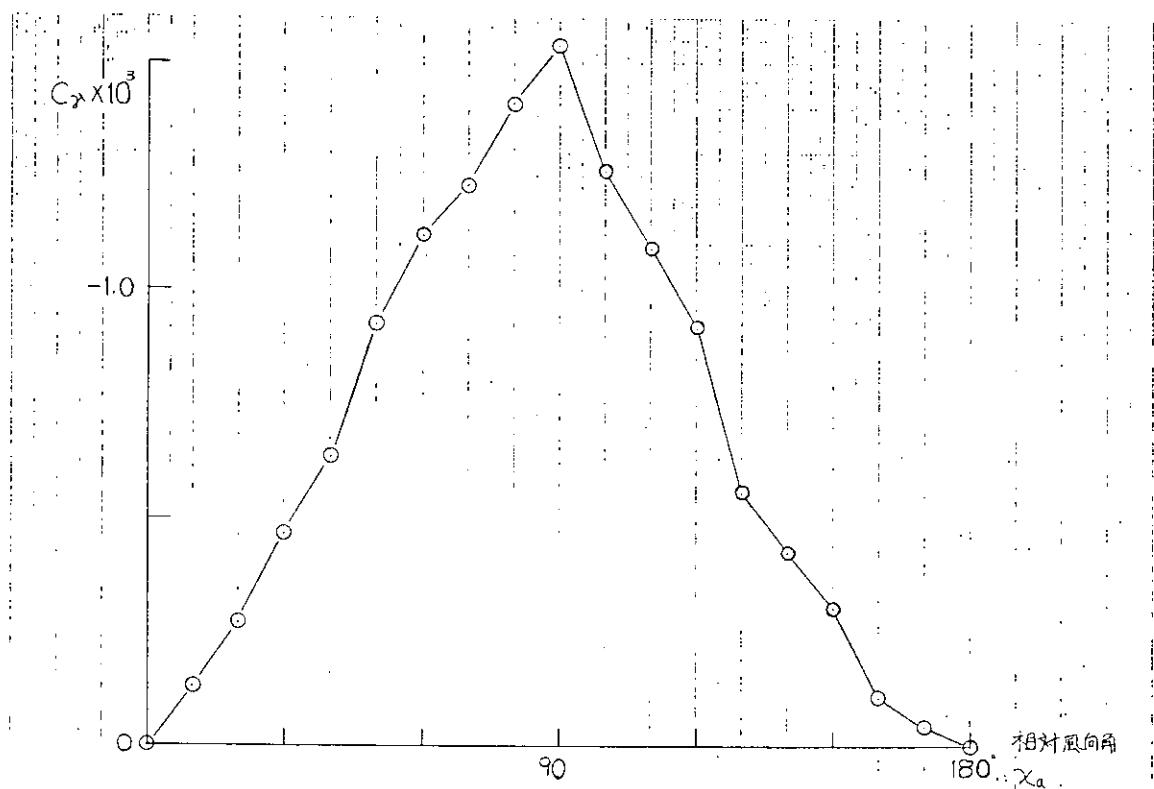


図 4.3.2 風圧力による横流れの係数(タンカー・タイプ)

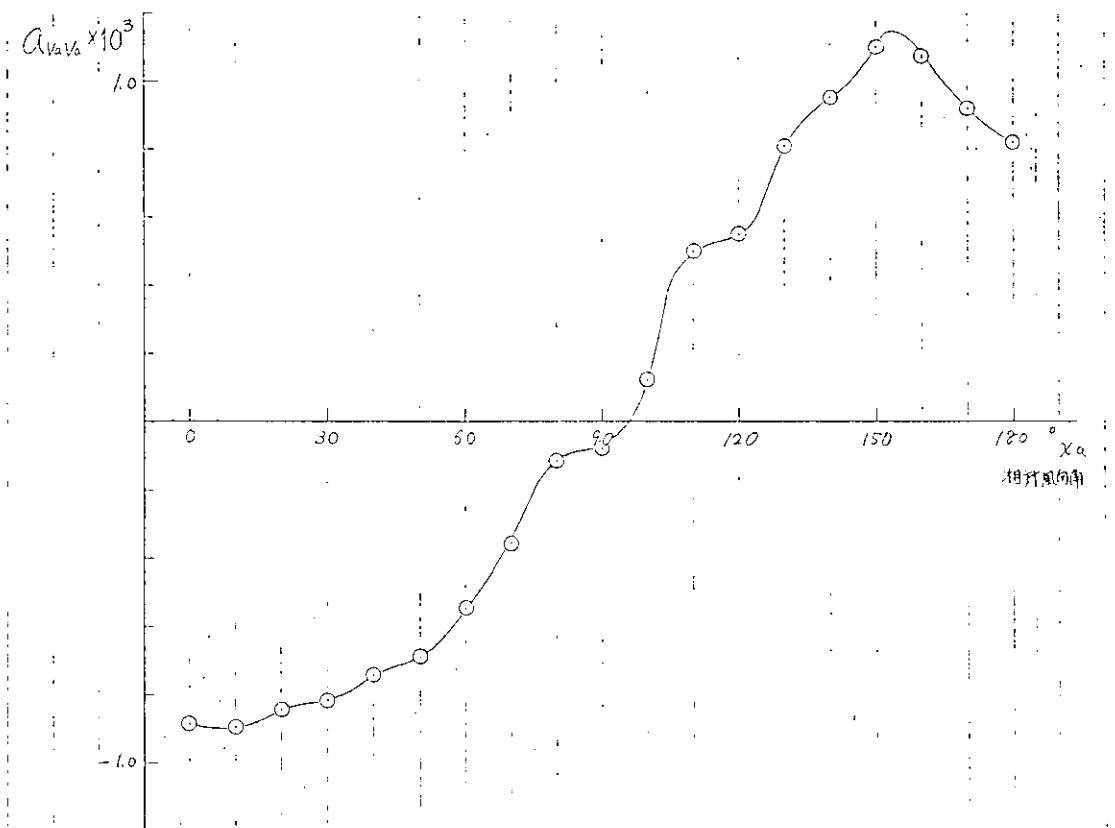


図 4.3.3 風圧力による船速変化の係数(タンカー・タイプ)

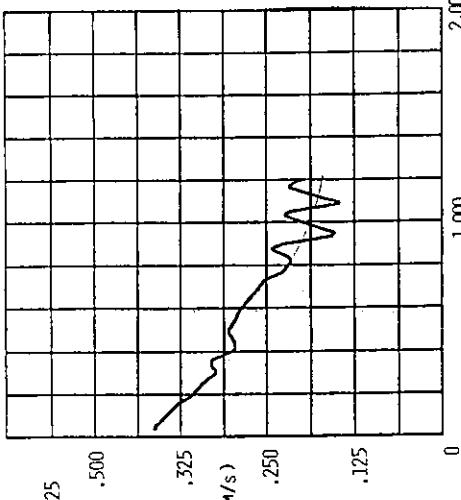


図 4. 4. 1. 2

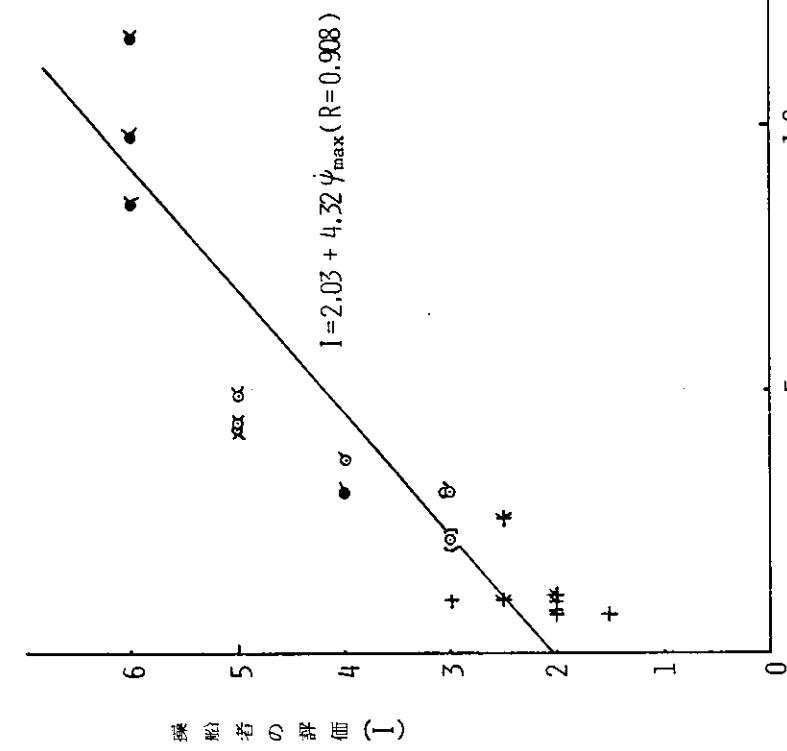


図 4. 4. 1. 1 操船のしにくさの操船者の評価

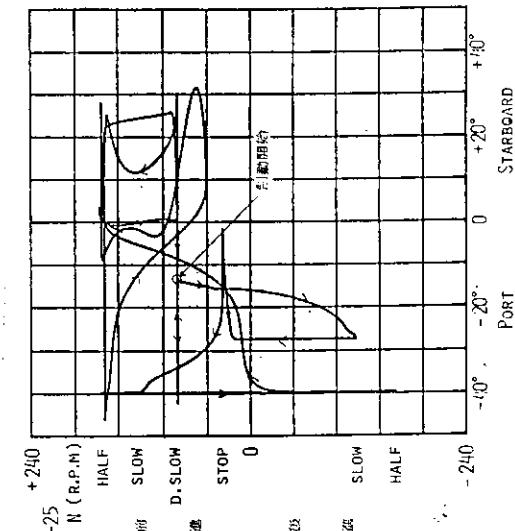
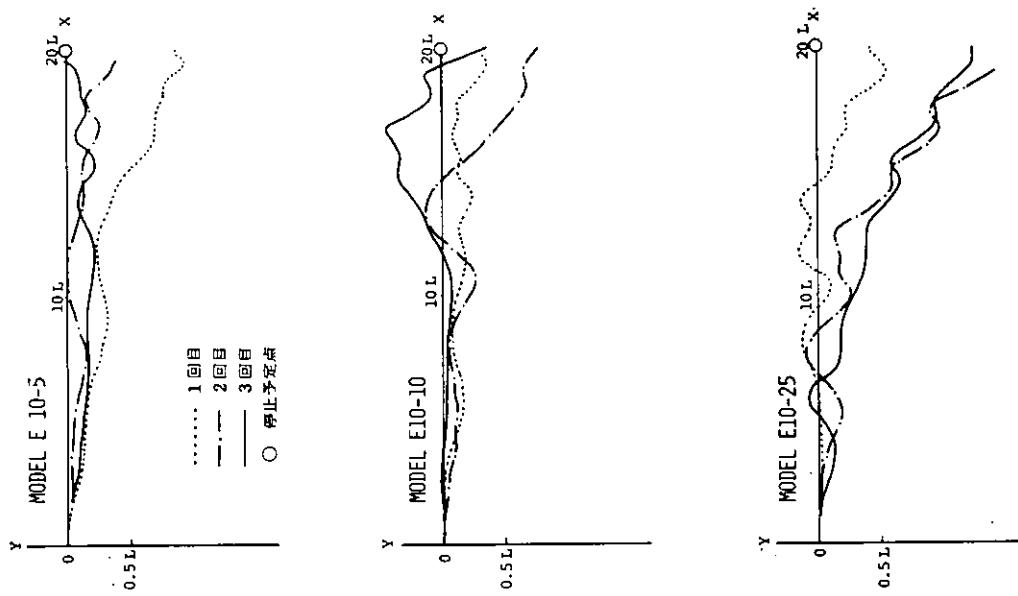
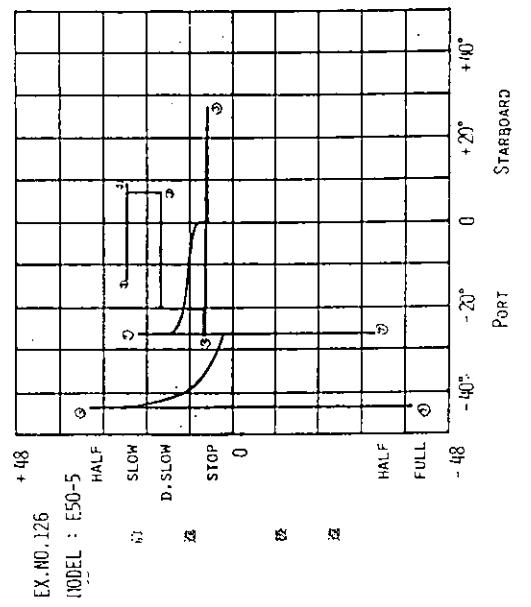
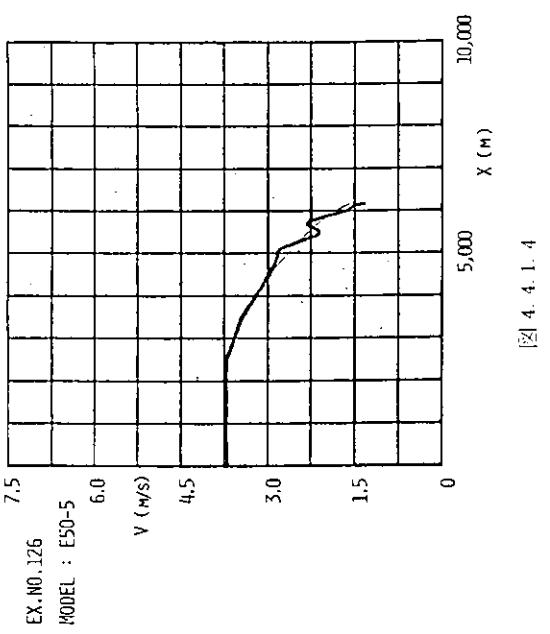
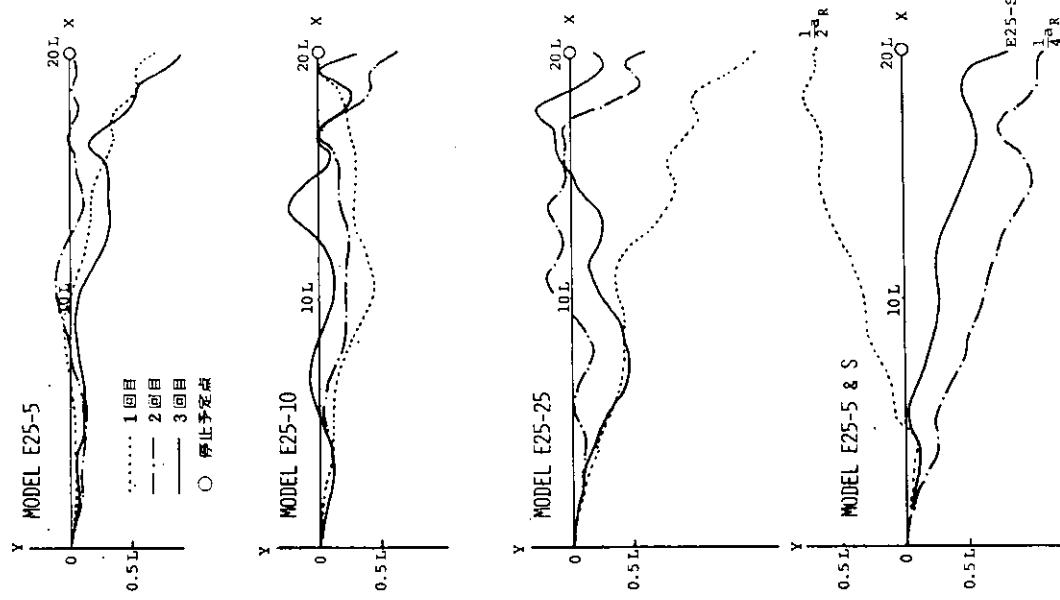
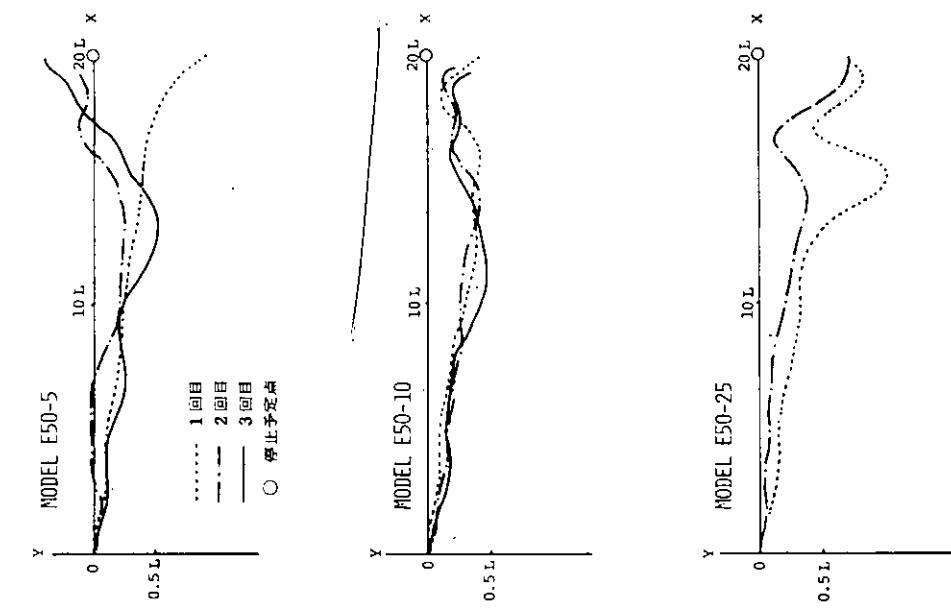


図 4. 4. 1. 3





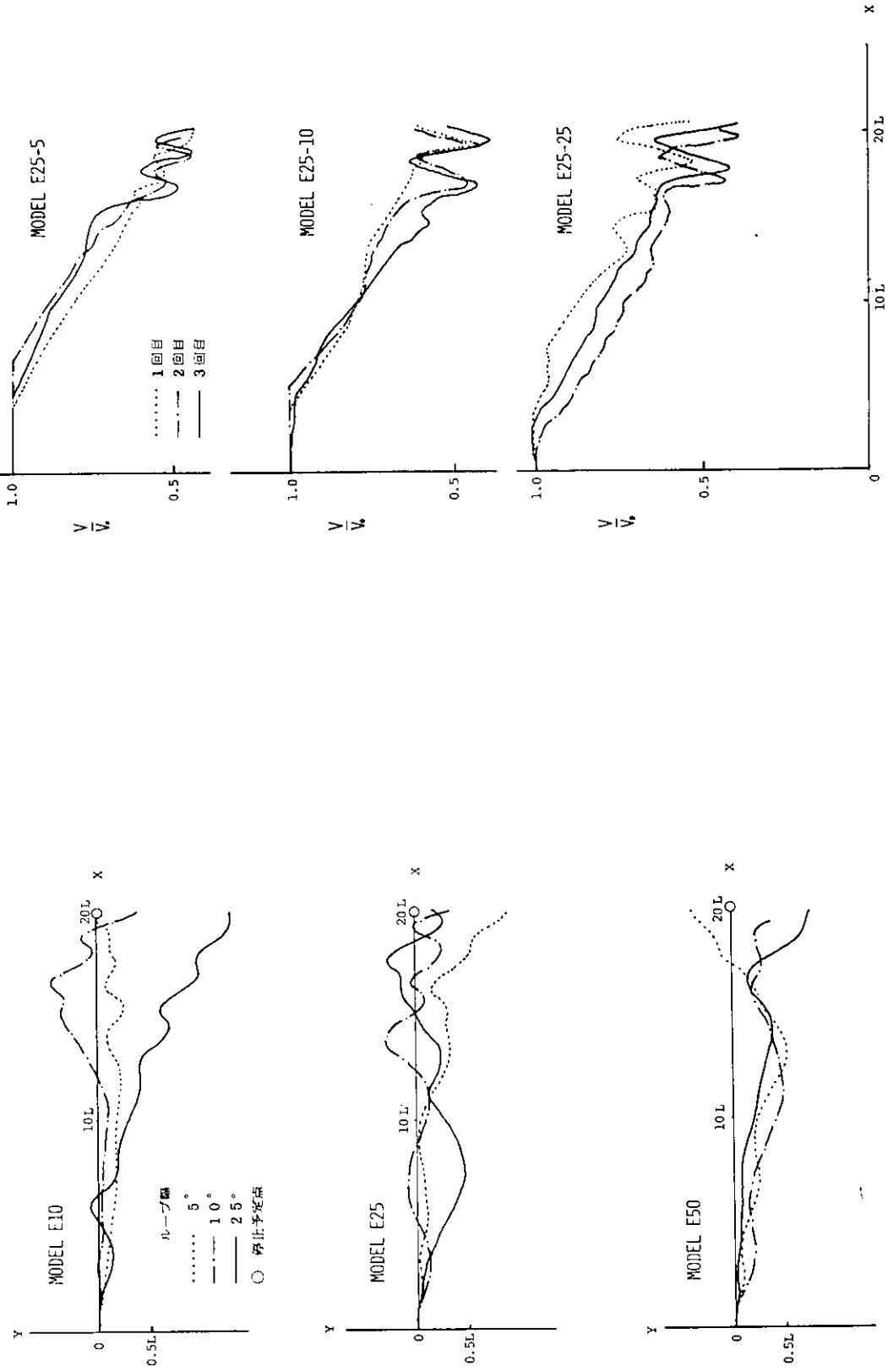
[図 4.4.1.7] 航跡図 (Model : 小型貨物船)

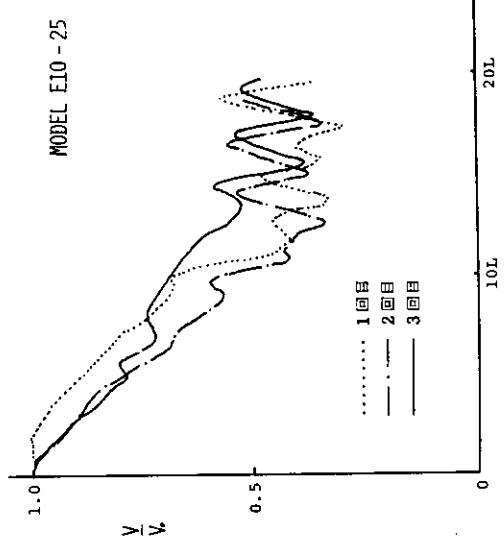


[図 4.4.1.8] 航跡図 (Model : VLCC)

図 4.4.1.10 減速曲線と不安定ループ軌跡

図 4.4.1.9 軌跡図(3回目)





- 166 -

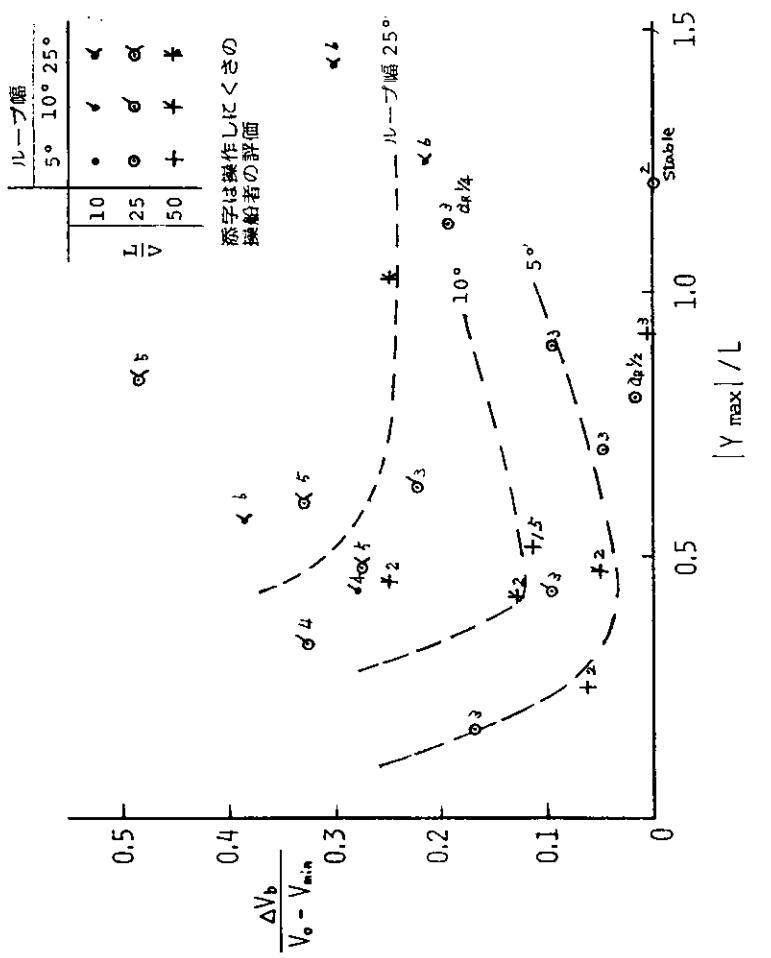


図 4. 4. 1. 2 Boosting V による增速と横偏位 R_H

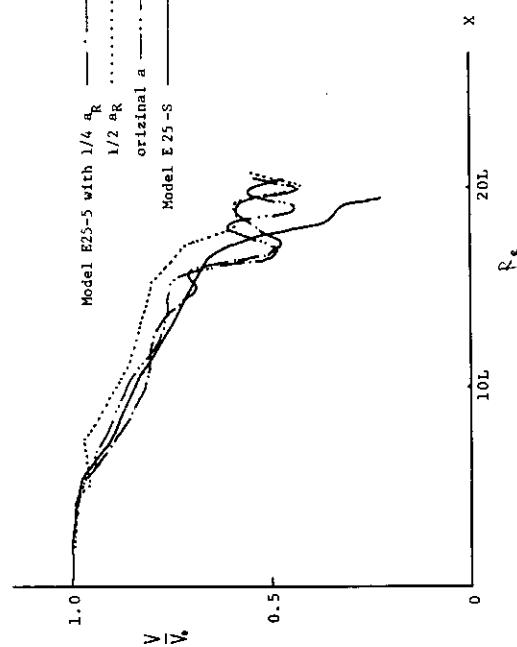


図 4. 4. 1. 1 減速曲線

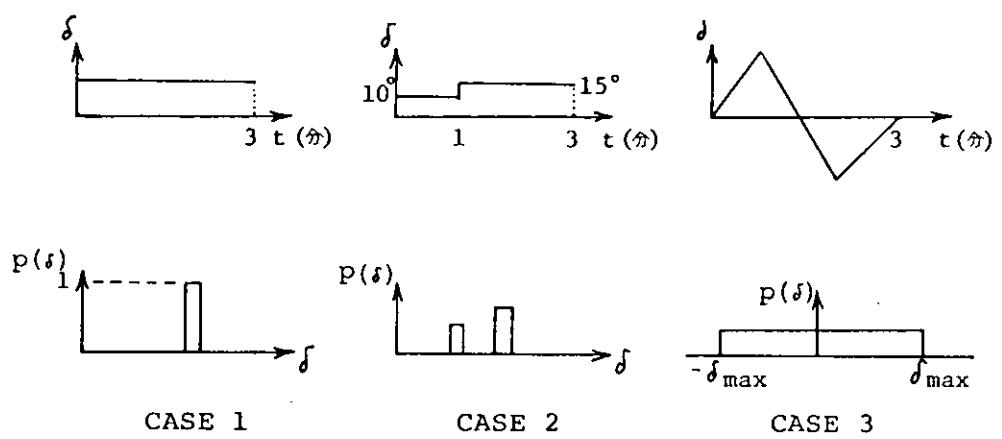


図 4.4.1.1-3

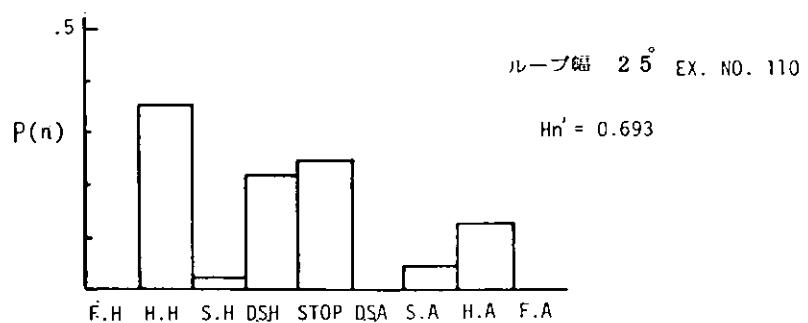
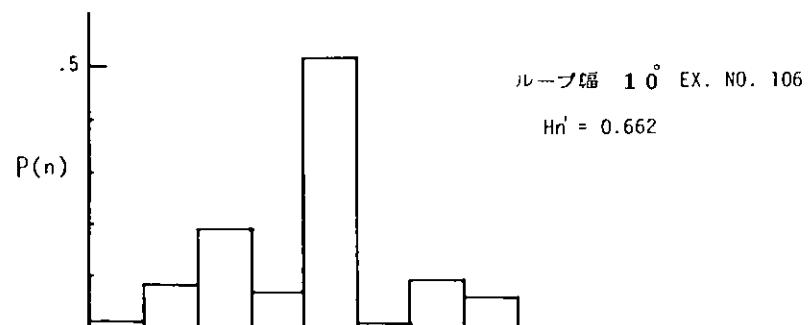
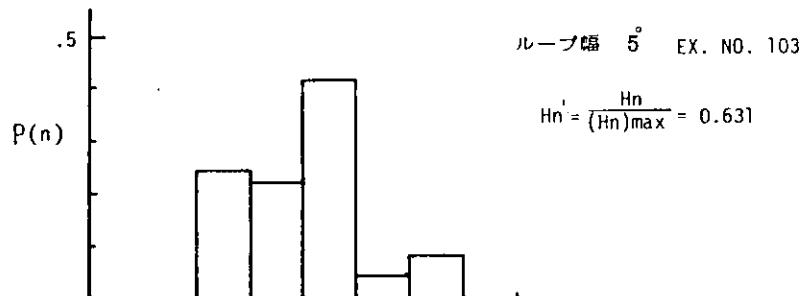
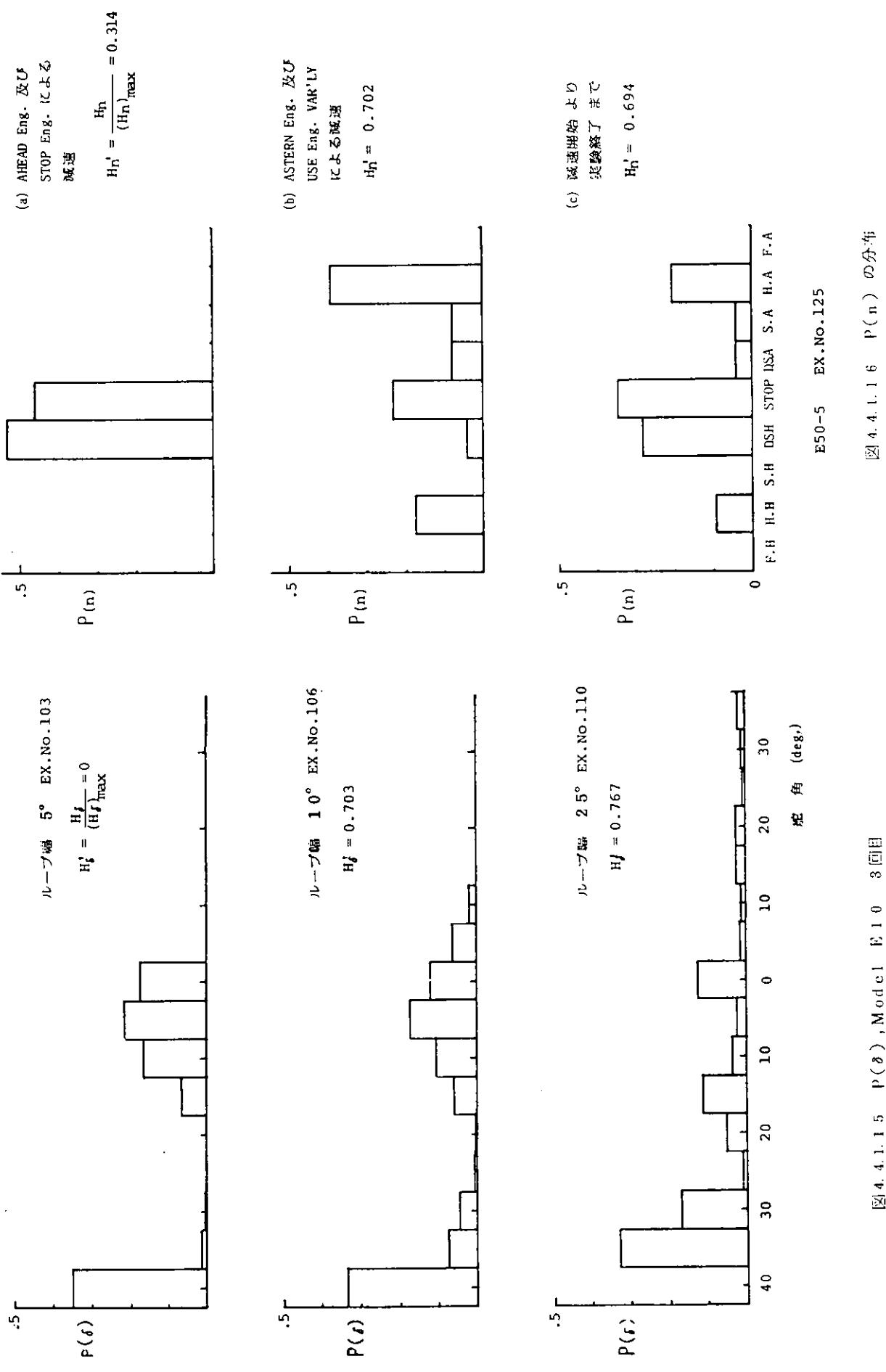
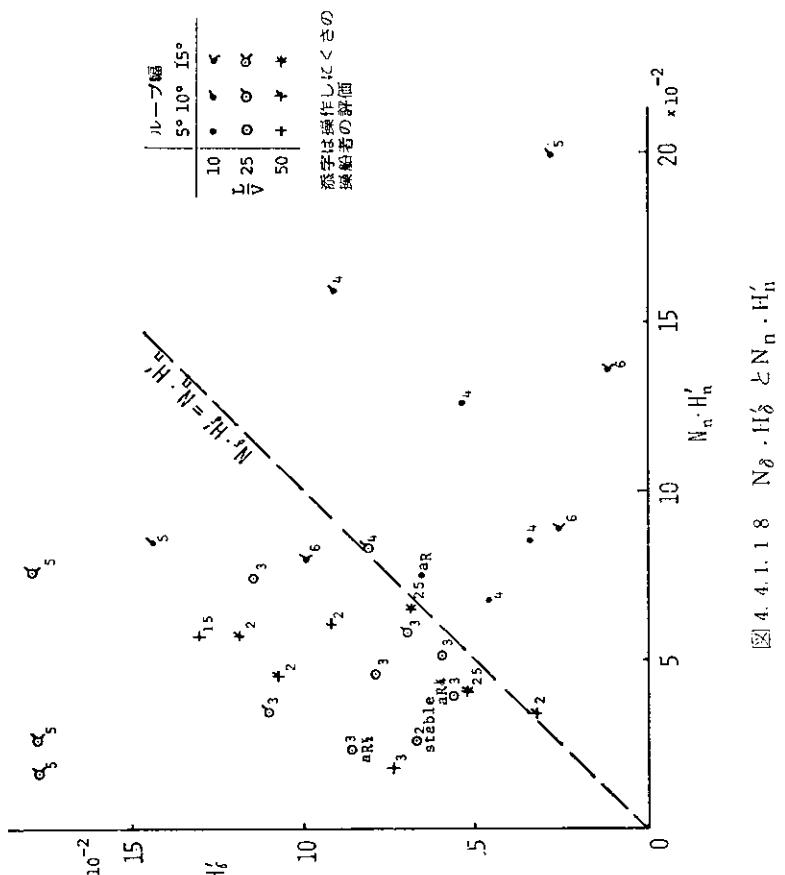
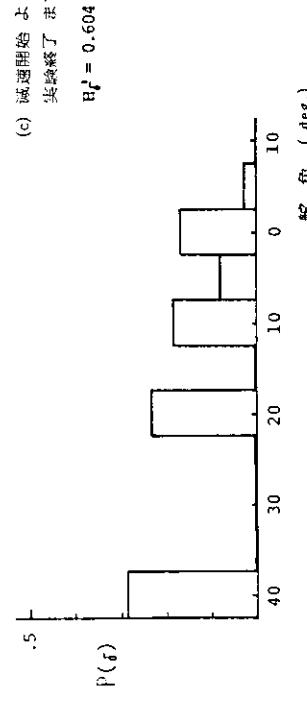
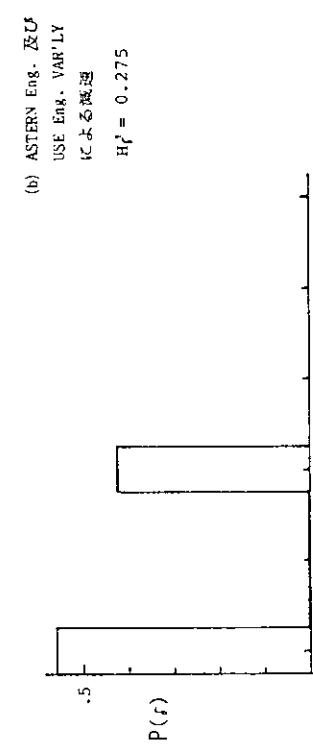
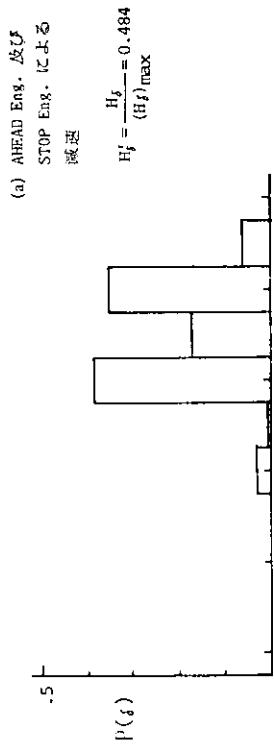


図 4.4.1.1-4 P(n), Model E 10 3 回目





E50-5 EX. No. 125

図 4. 4. 1. 1 7 $P(\delta)$ の分布

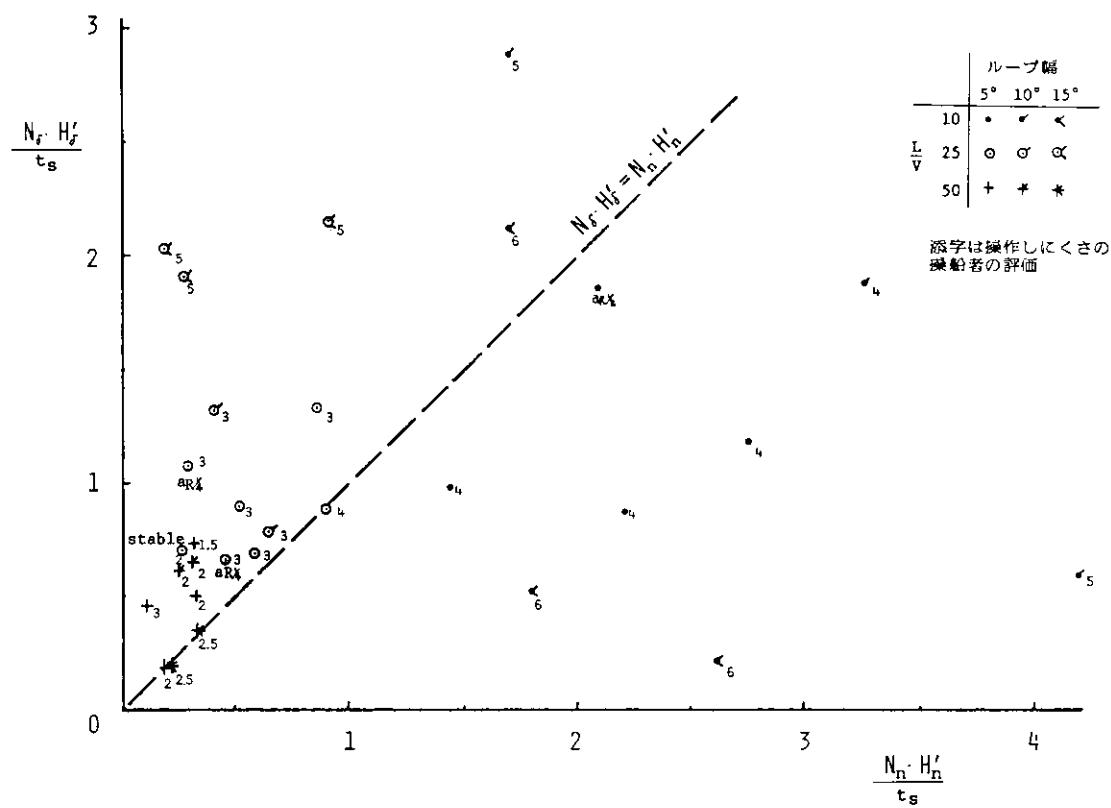


図 4.4.1.19 操舵と機関操作の多様性

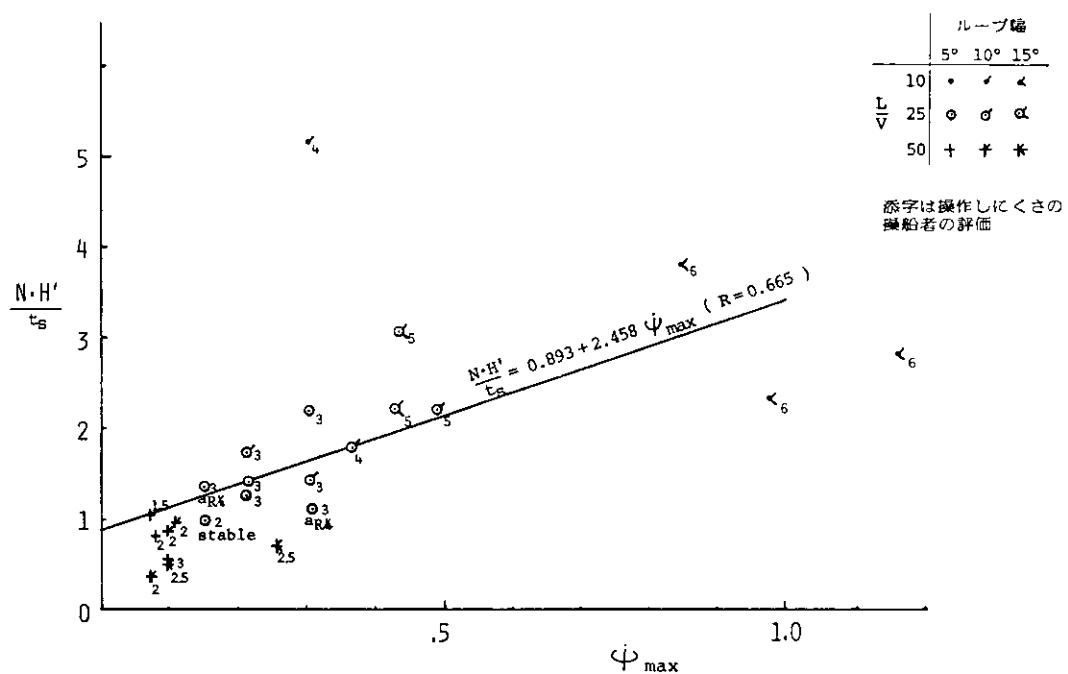


図 4.4.1.20 ϕ_{max} と操作の多様性

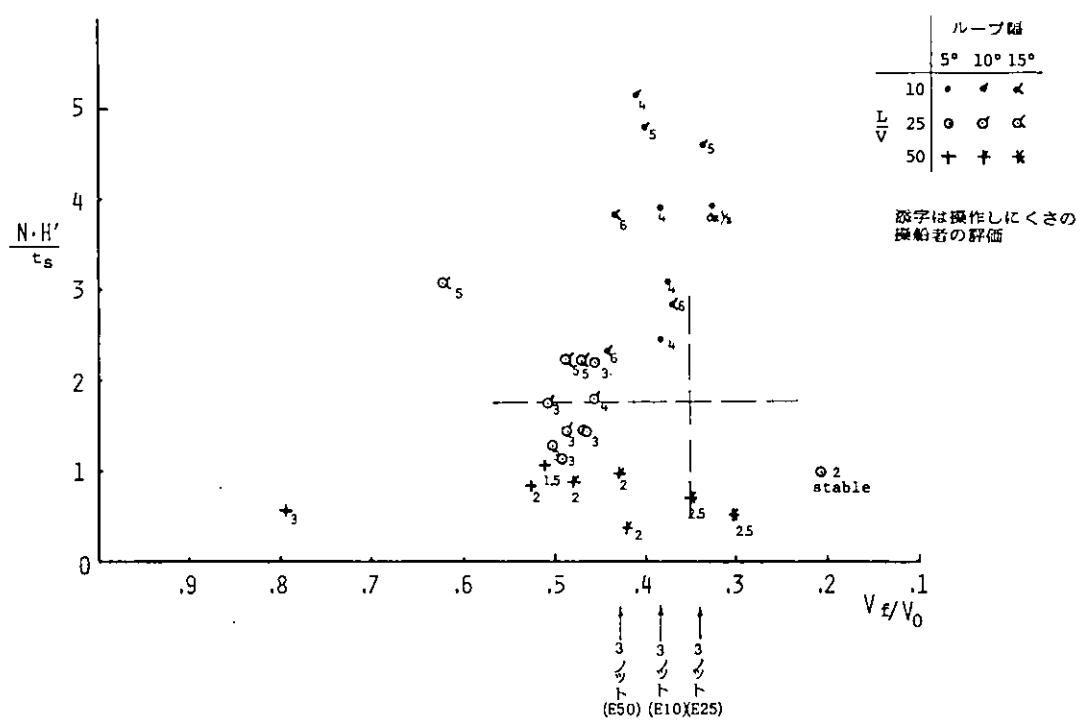


図 4.4.1.2.1 定点停止操船の評価

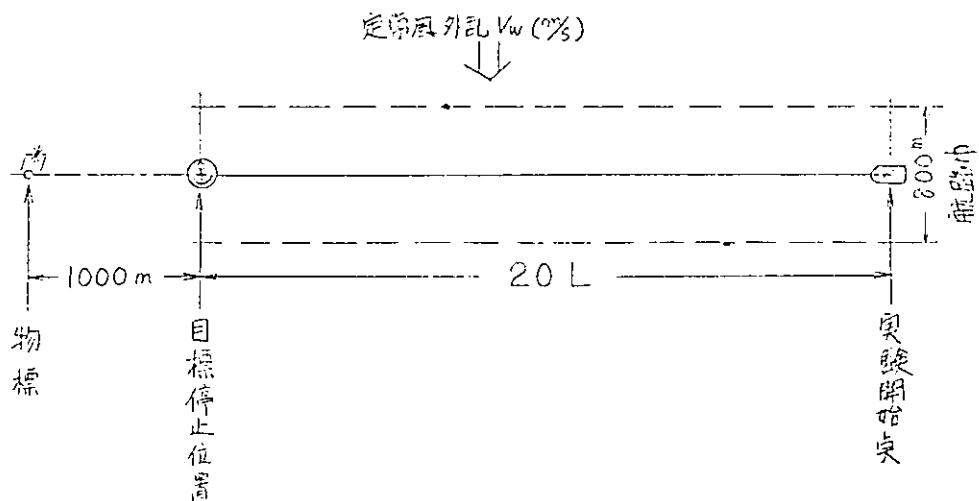


図 4.4.2.1 設定状況

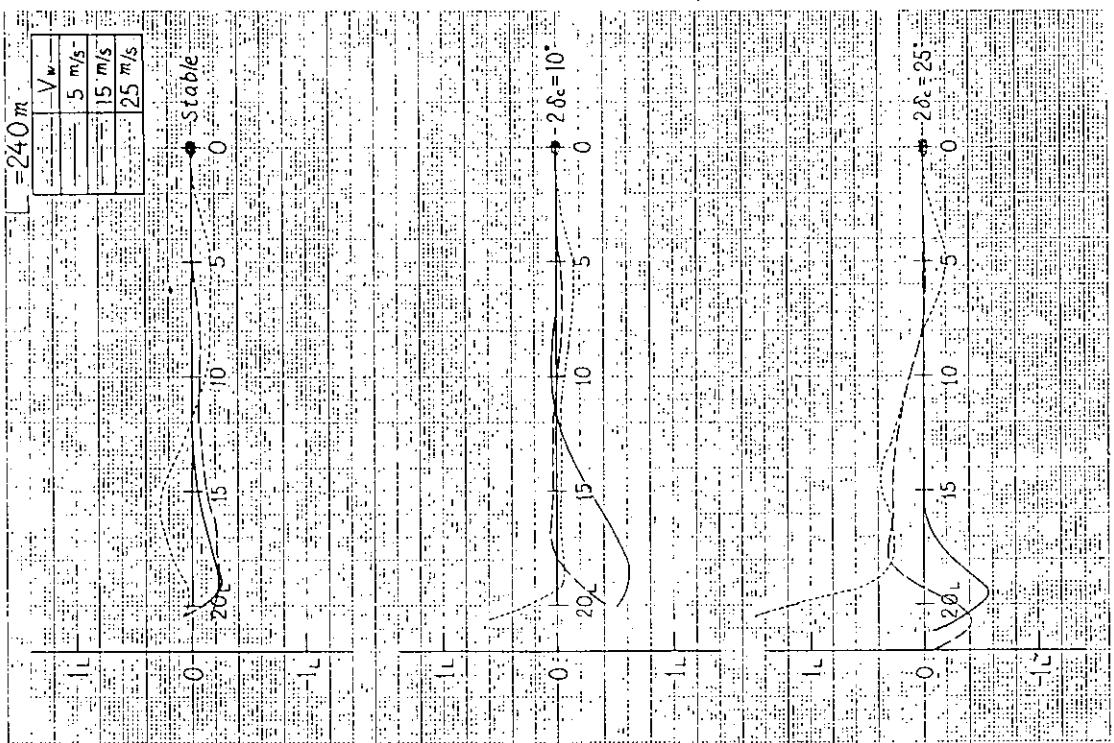


图 4.4.2.2 b

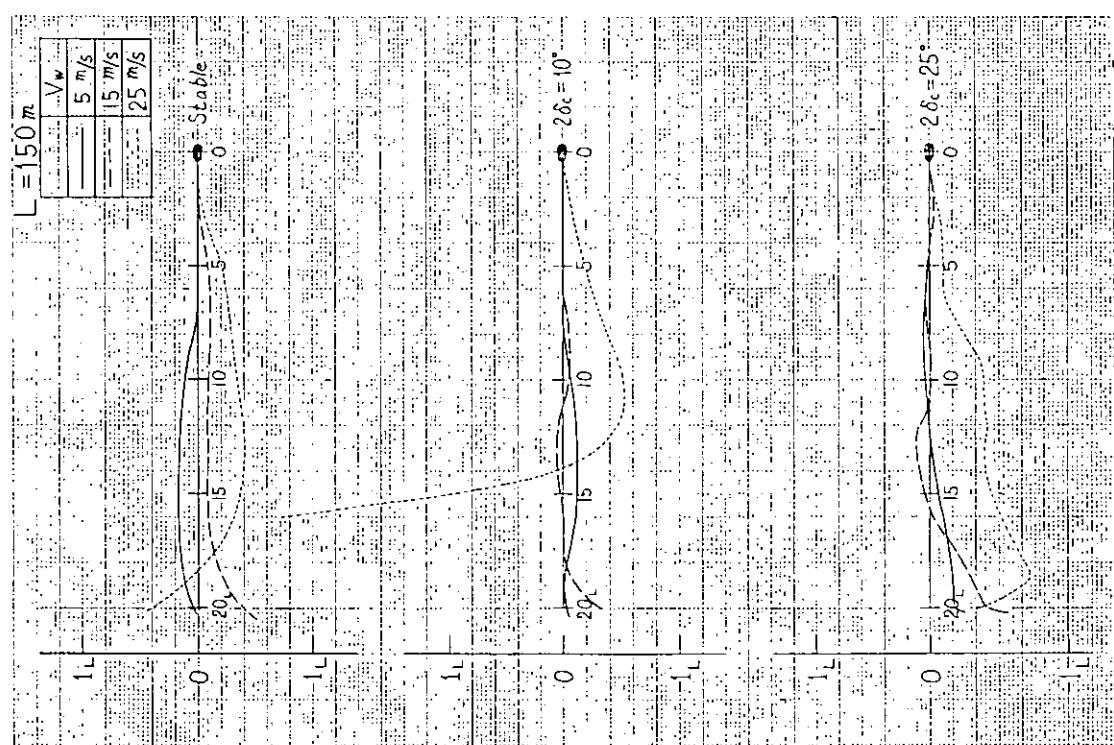


图 4.4.2.2 a

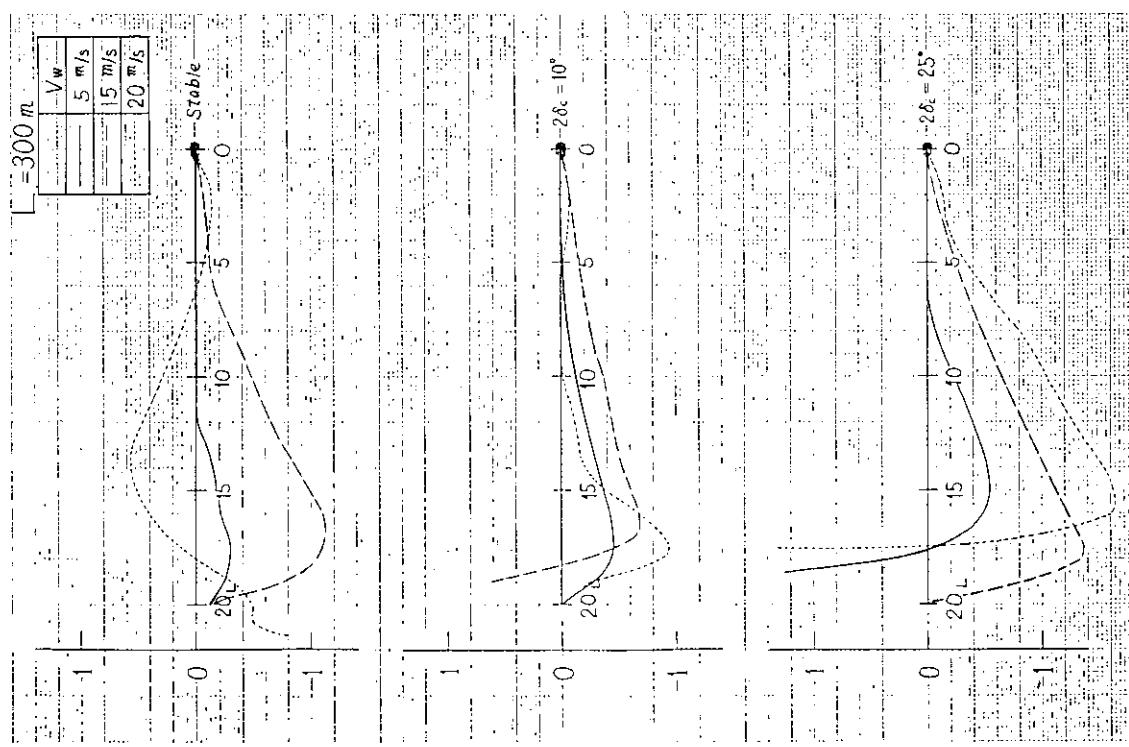


图 4.4.2.2 c

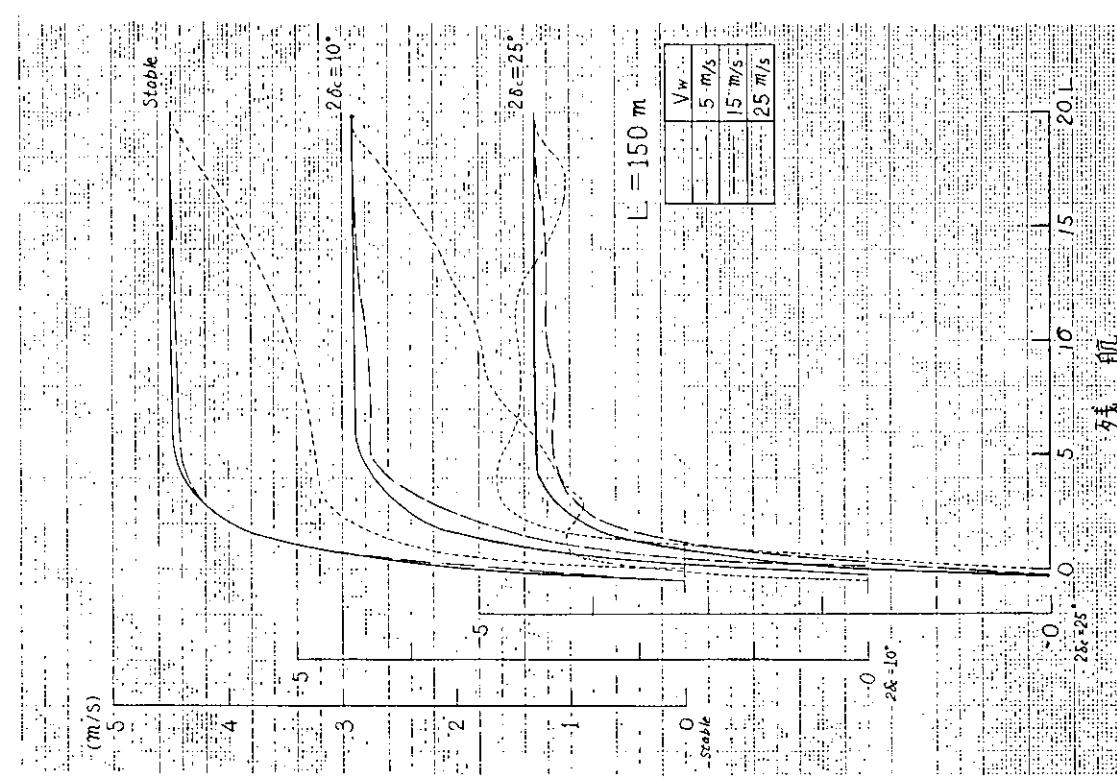


图 4.4.2.3 a

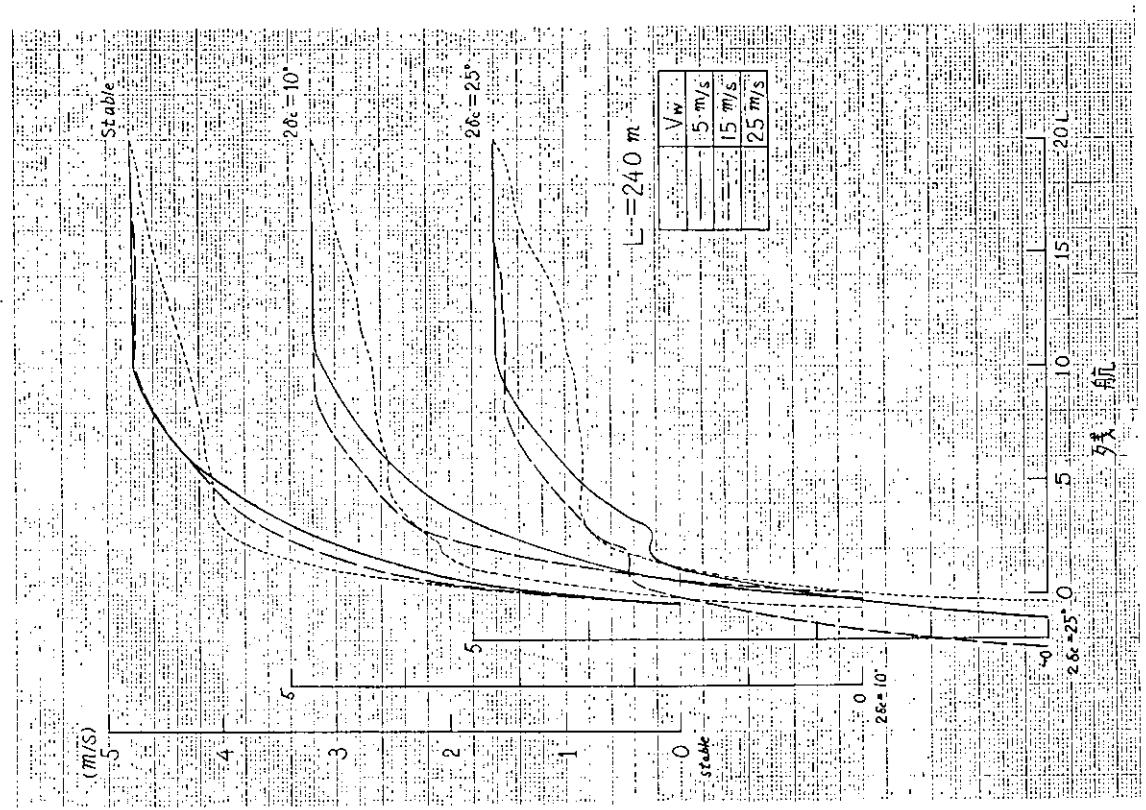


图 4.4.2.3 b

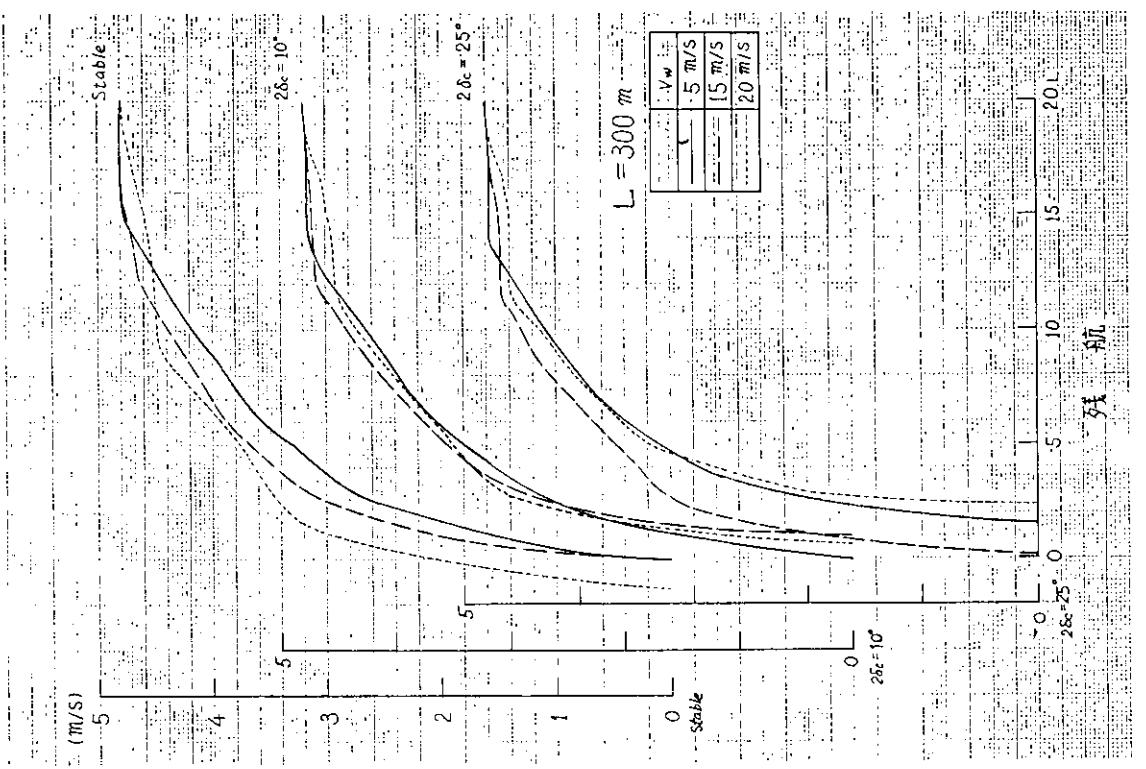


图 4.4.2.3 c

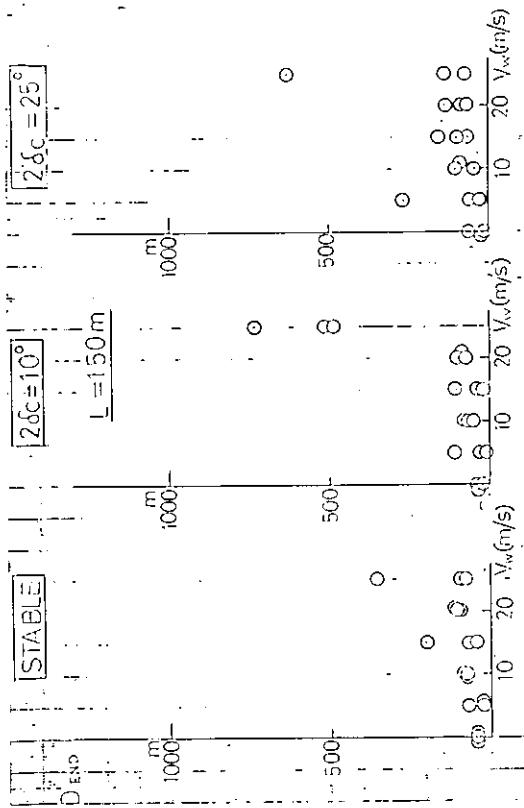


図 4.4.2.4 a 停止位置誤差

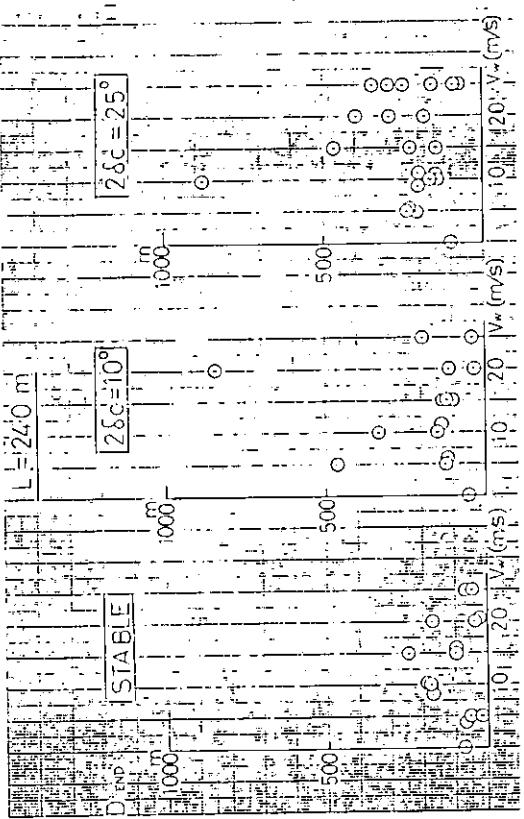


図 4.4.2.4 b 停止位置誤差

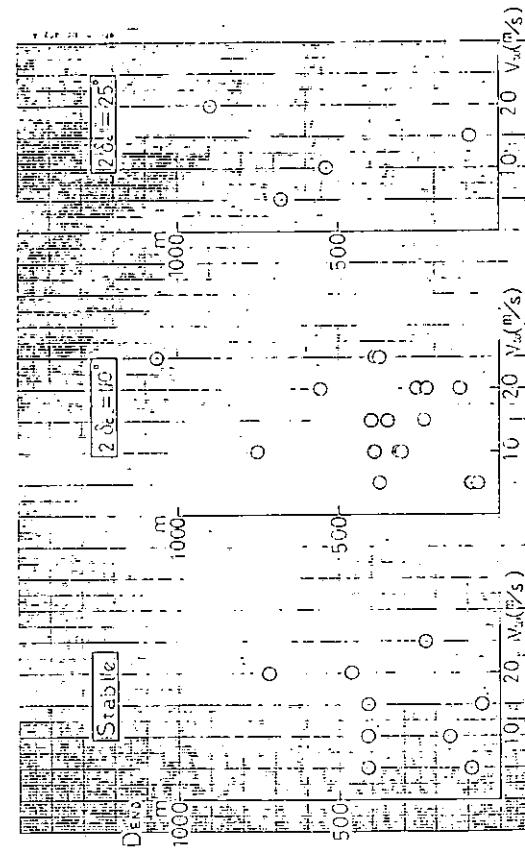


図 4.4.2.4 c 外乱の強さと停止位置誤差

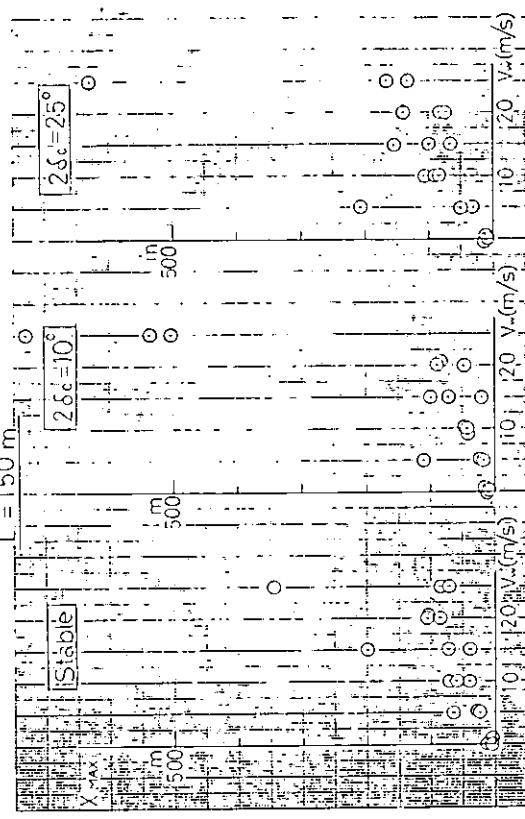


図 4.4.2.5 a 最大横偏位量

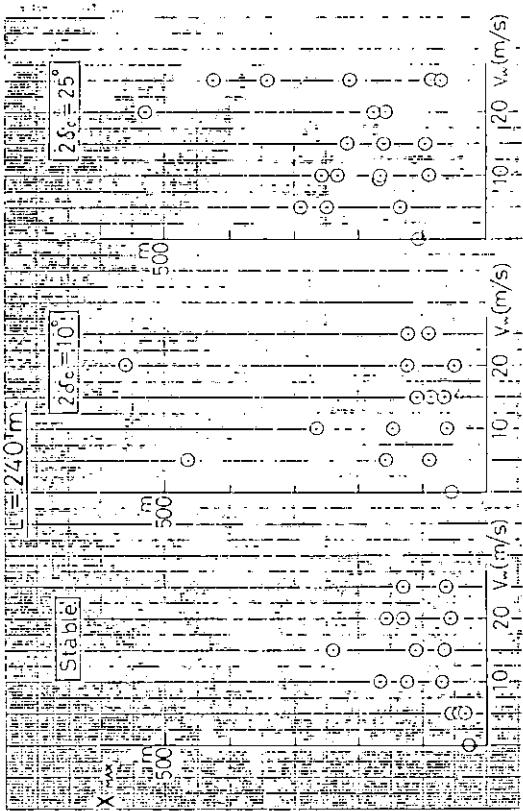


図 4.4.2.5 b 最大横偏位

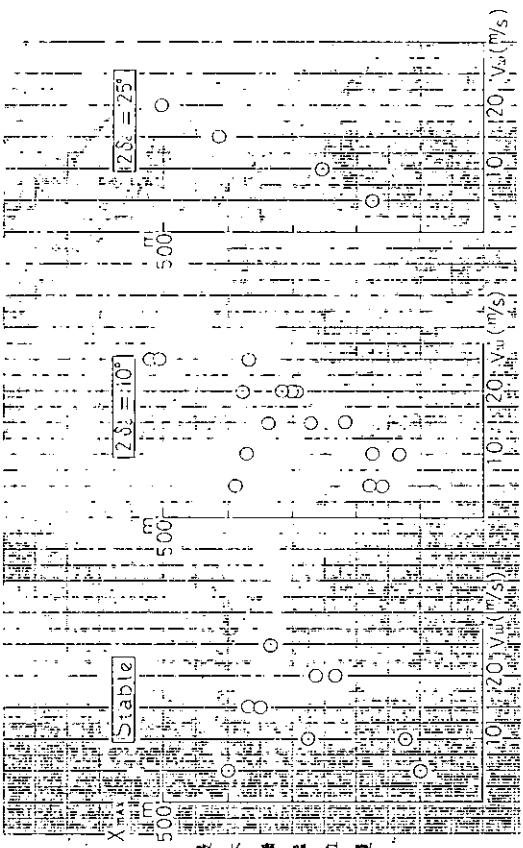


図 4.4.2.5 c 外乱の強さと最大横偏位

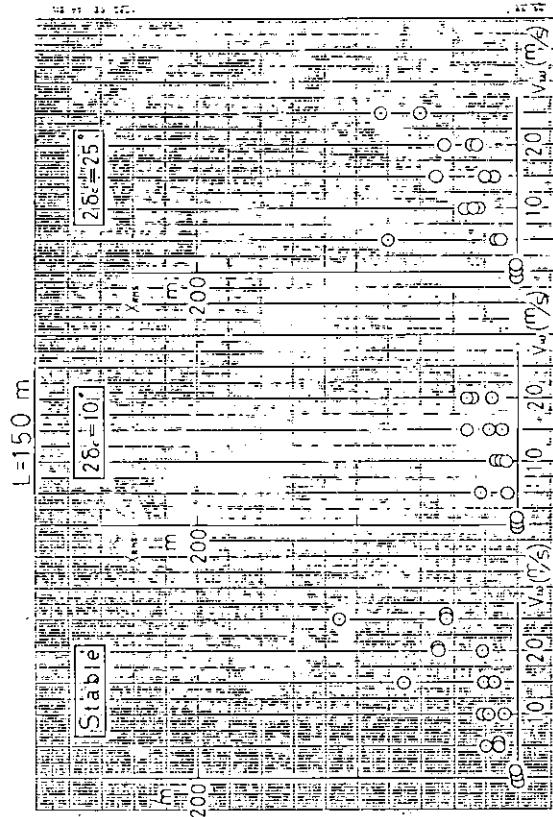


図 4.4.2.6 a 平均横偏位

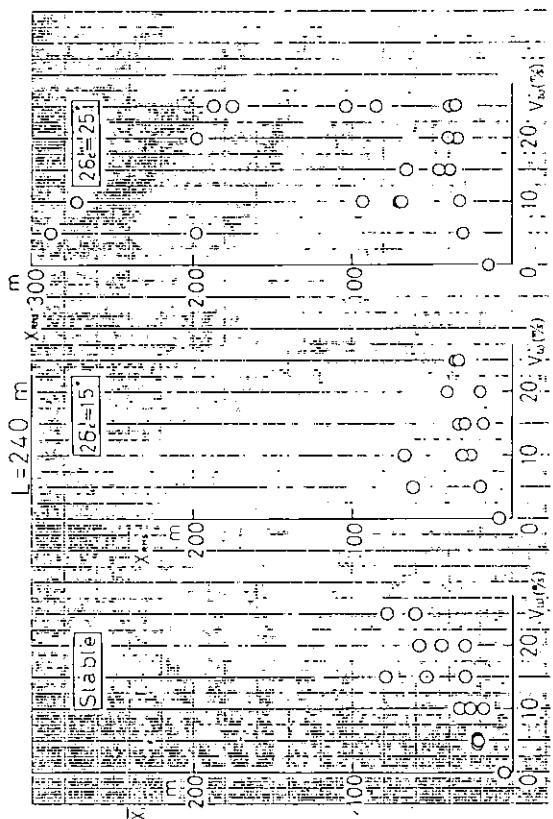


図 4.4.2.6 b 平均横偏位

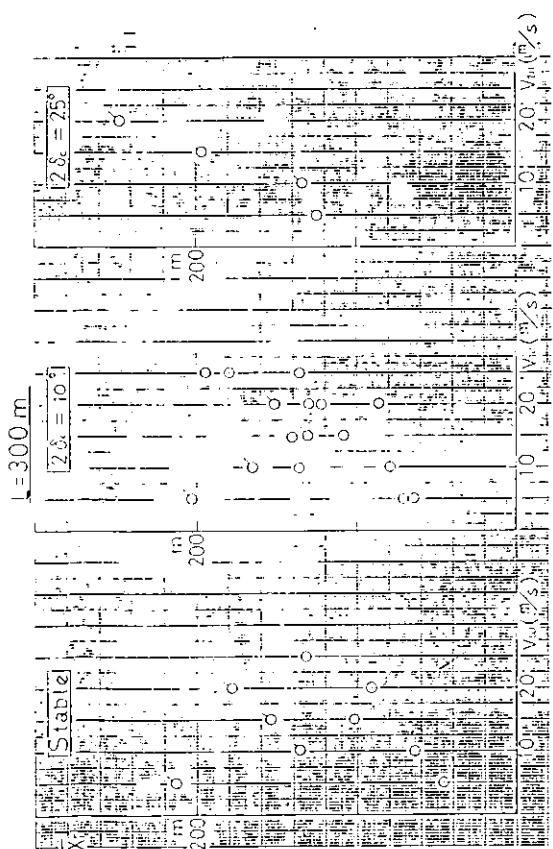


図 4.4.2.6 c 平均船速

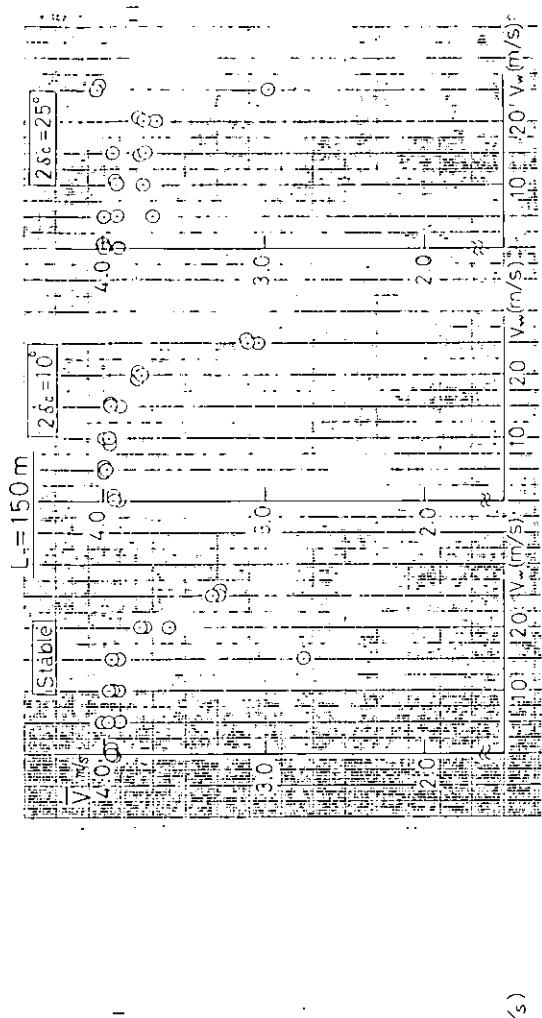


図 4.4.2.7 a 平均船速

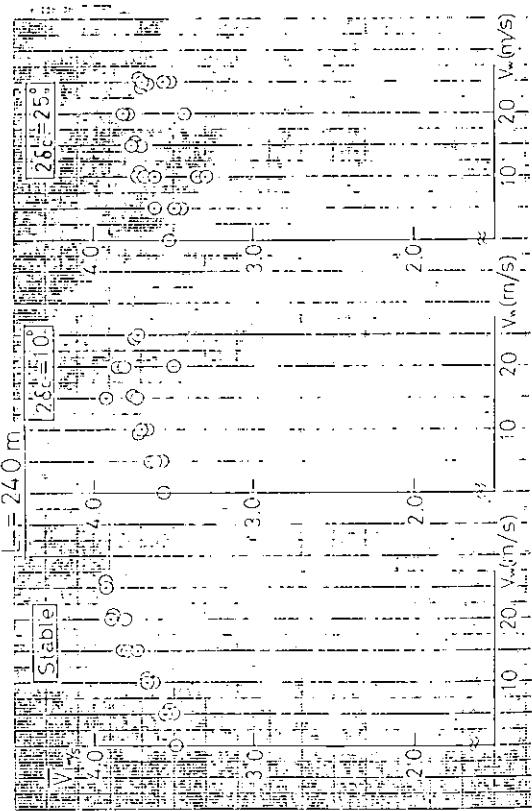


図 4.4.2.7 b 平均船速

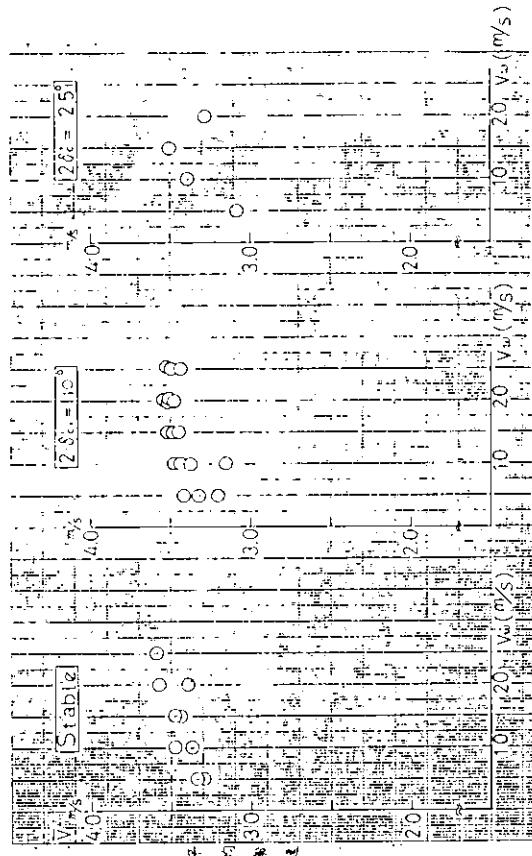


図 4.4.2.7 c 外乱の強さと平均船速

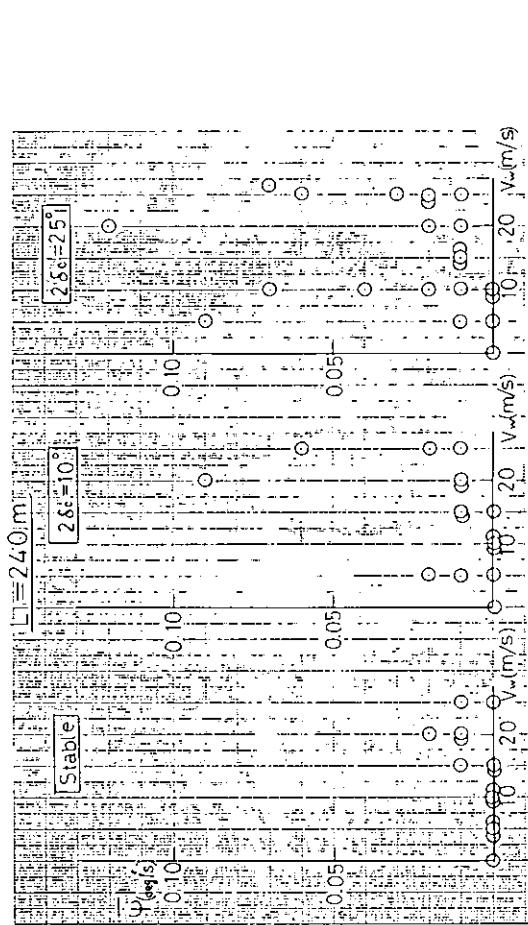


图 4.4.2.8 b 平均回頭角速度

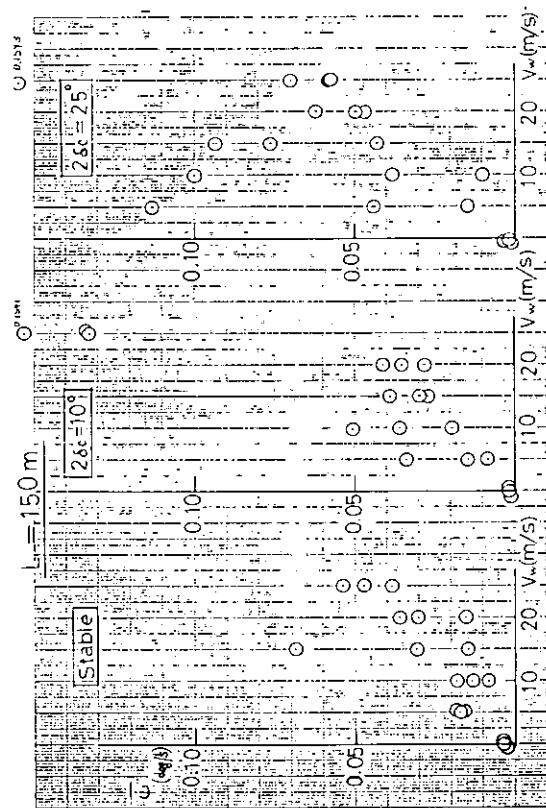


图 4.4.2.8 a 平均回頭角速度

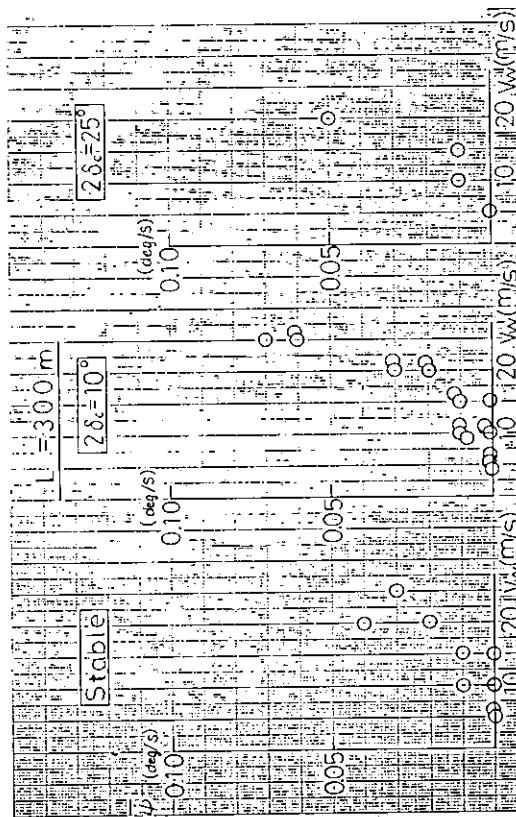


图 4.4.2.8 c 平均回頭角速度

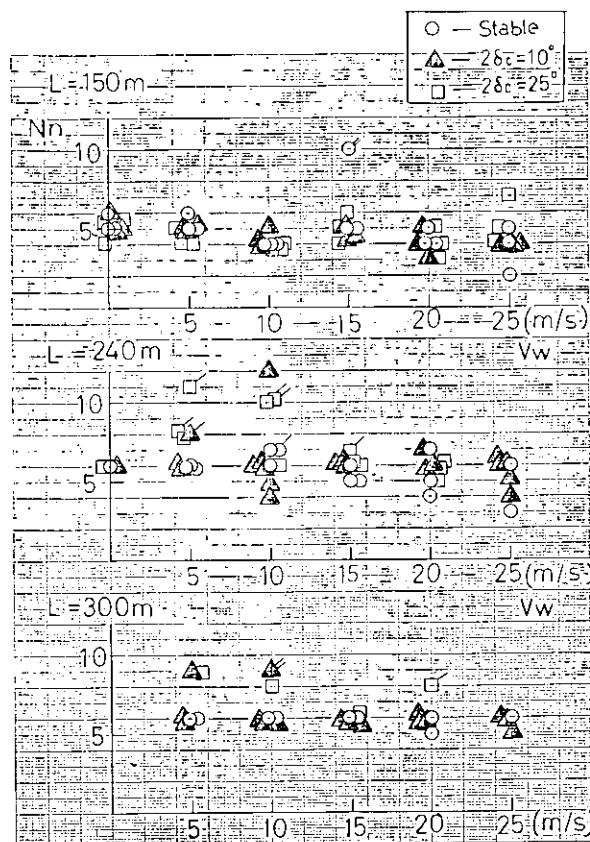


図 4.4.2.9 機関操作回数

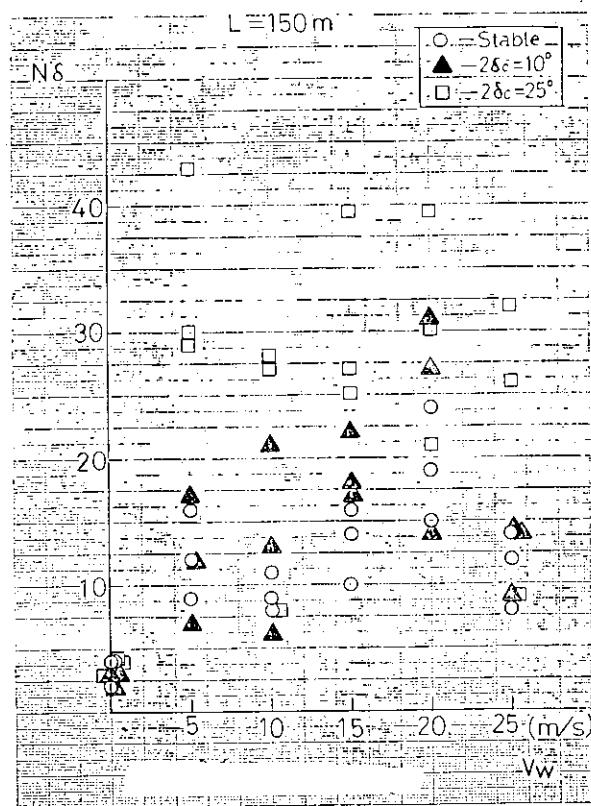


図 4.4.2.10 a 転舵回数

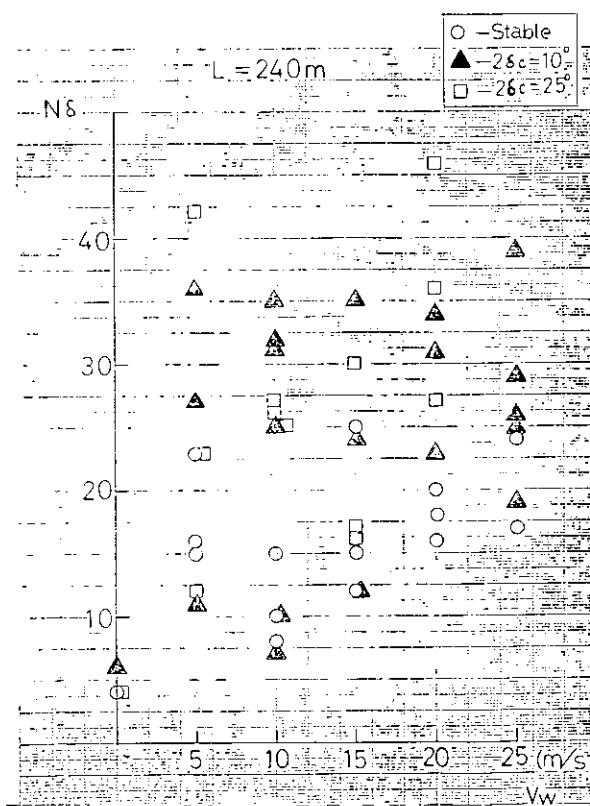


図 4.4.2.10 b 転舵回数

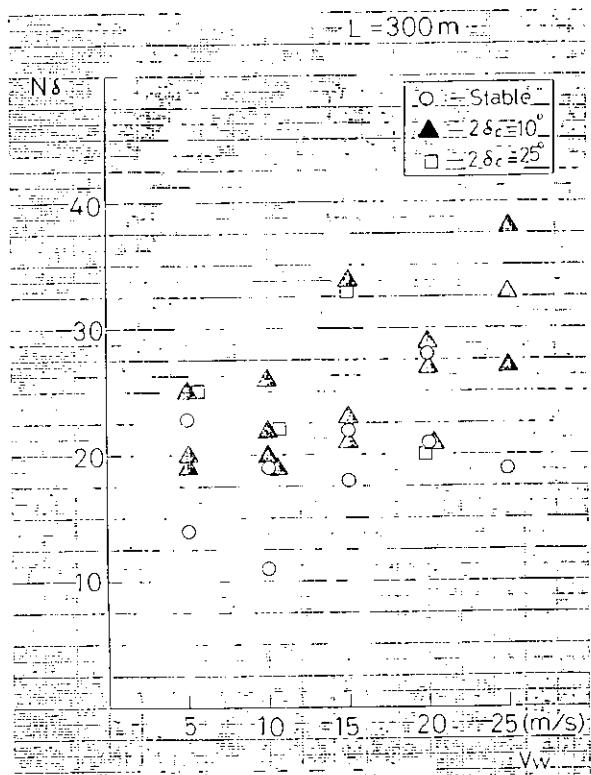


図 4.4.2.10 c 転舵回数

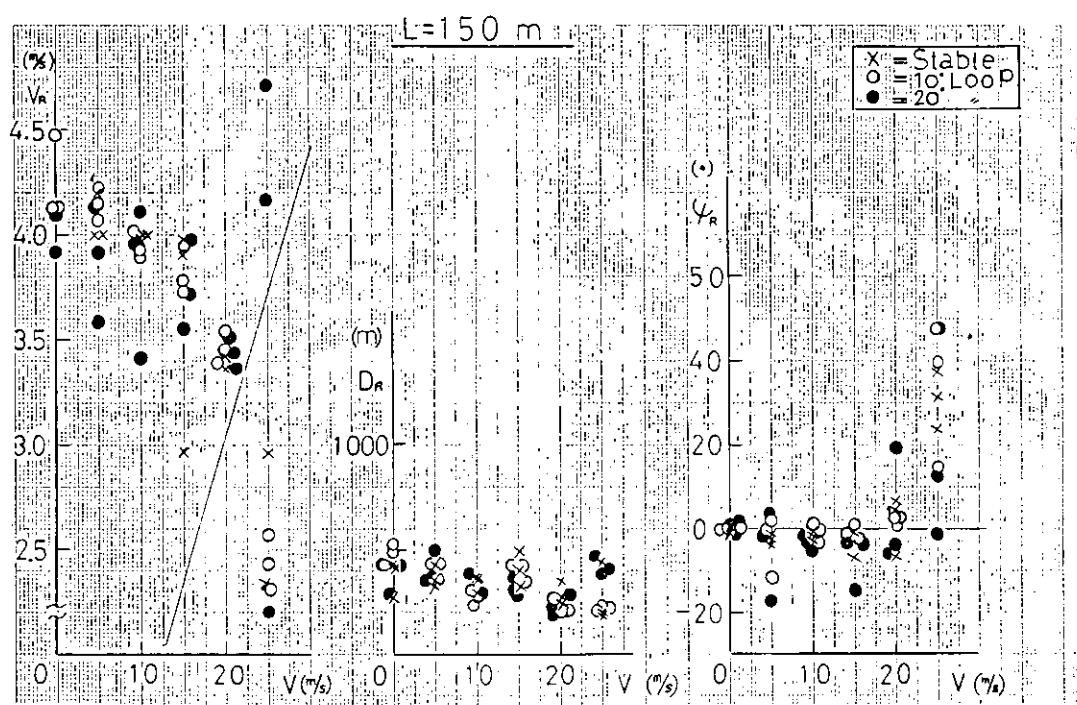


図 4.4.2.11 a プロペラ逆転時における状態

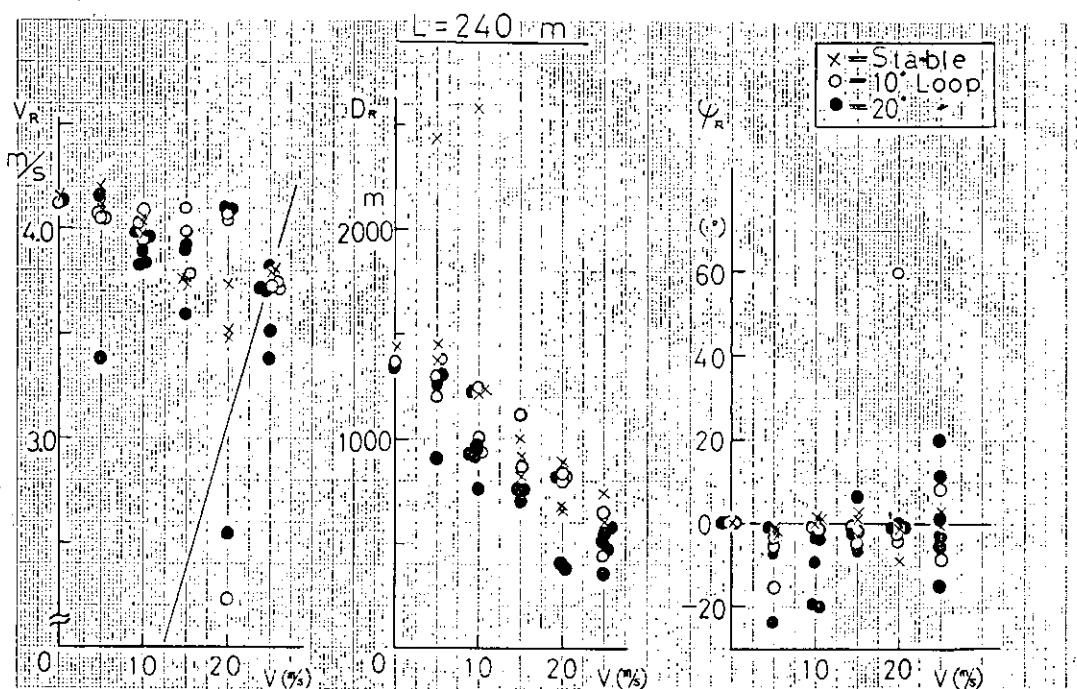


図 4.4.2.11 b プロペラ逆転時における状態

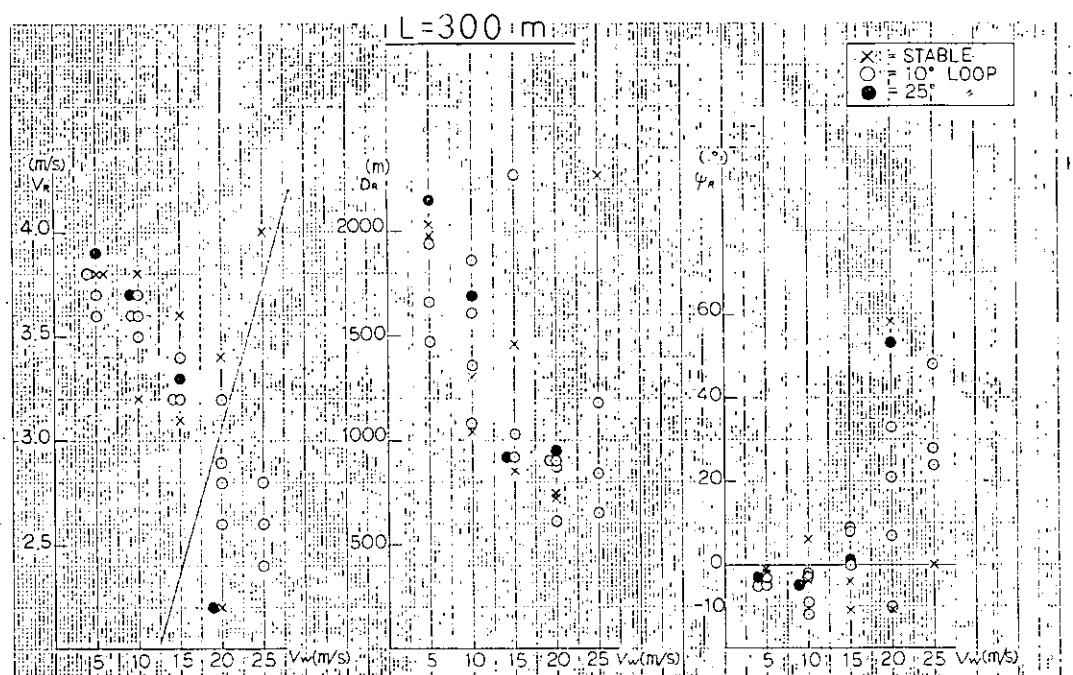


図 4.4.2.1-1c プロペラ逆転時における状態

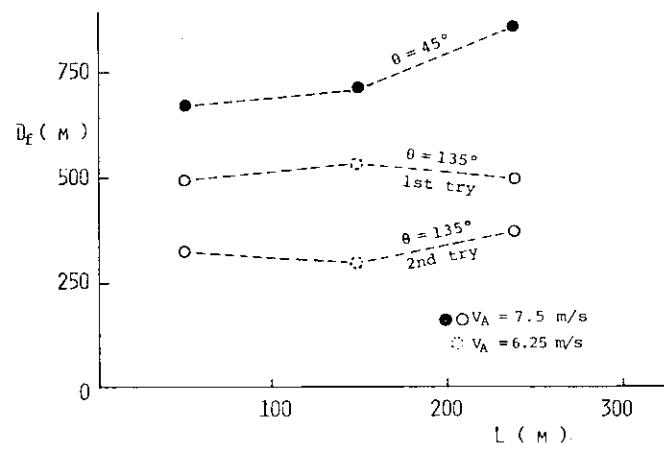


図 4.4.3.1 L の影響 ($v_A \tau_0 = 2.250 \text{ m}$ の場合)

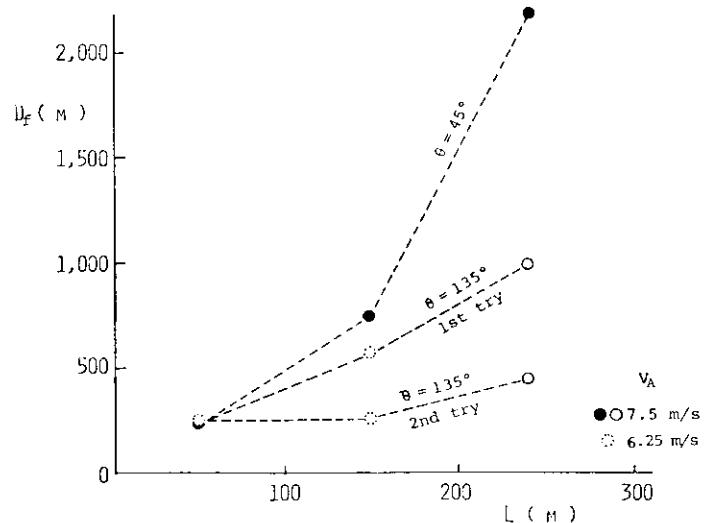


図 4.4.3.2 L の影響 ($v_A \tau_0 = 1.51 \text{ m}$ の場合)

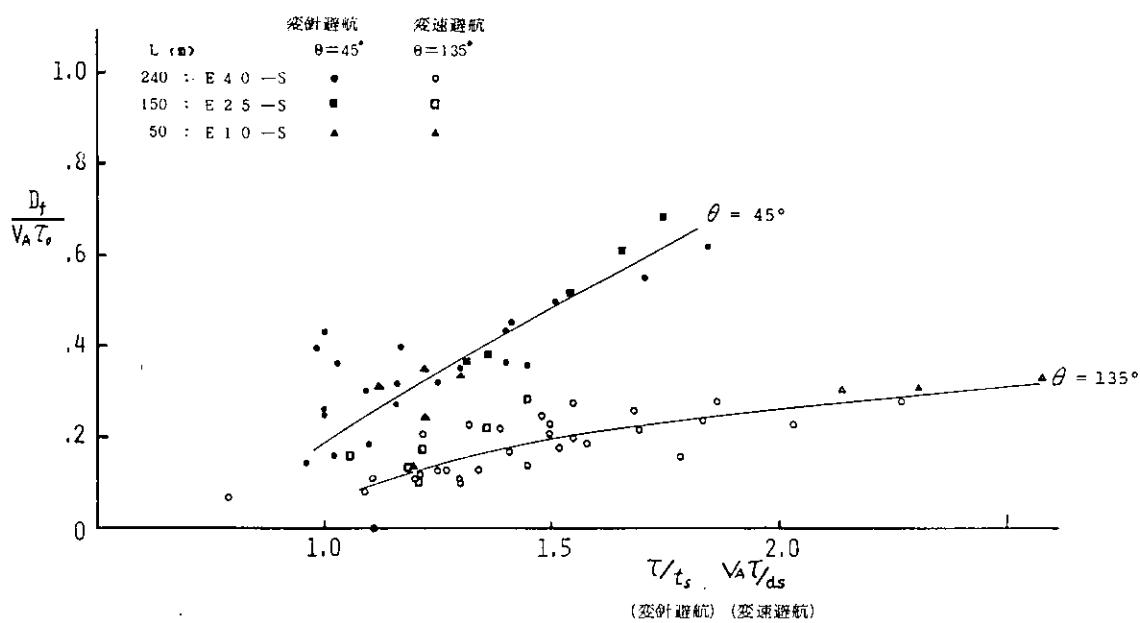


図 4.4.3-3 避航動作の効果

(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／航走距離

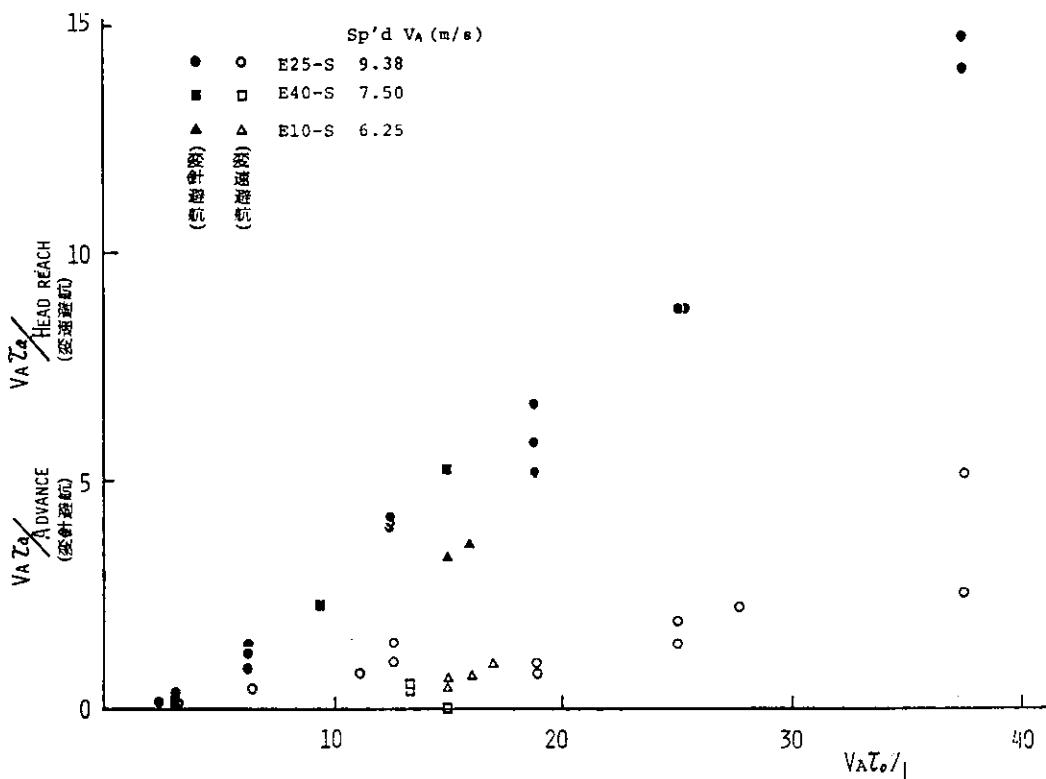


図 4.4.3-4 操船上の余裕と観認時期

5. 交通流シミュレーション

5.1 海上交通管制と船の加減速性能

5.1.1 海上交通管制の問題点

かつては全く自由であった海上の交通も、経済活動の進展に伴う交通量の増大、あるいはより高い安全性を追求する社会的要請などにより、一部の幅さうする水域ではかつてない海上交通の管制が行なわれ始めている。この動きは全世界的な傾向であり、欧米の主要港湾、ソ連等で着々と実施されつつあり、日本においても東京湾・伊勢湾・阪神地区・備讃瀬戸・関門海峡などにおいて実施あるいは検討が行なわれている。

交通管制の目的は、個々の船の行動に制約を加え、交通の流れをパターン化することにあるといってよからう。交通流がパターン化されれば、個々の船が自由に行動する場合にくらべて他船の行動の予測が容易であり、危険回避の行動の選択が容易になる。航行船舶が少ない場合、他船がとり得る行動の全てを予測しそれに対応した処置をとることは困難ではない。しかし、配慮すべき他船が多数になると、その困難さは級数的に増大するであろうことは容易に想像できる。これを緩和する方法は、個々の船の行動の自由を限定し、交通流をパターン化することによって、考慮すべき場合の数を限定する以外にない。

現在すでに実行されている航路分離・航路指定・速力制限などの交通管制の方式はすべて交通流のパターン化をねらったものであるといえる。これらの管制により交通流は整流され、管制対象水域では衝突・乗揚げ等の海難が激減している。

しかし、上記のような方法が万全でないこともまた明らかである。東京湾中ノ瀬航路出口付近で発生した、第十雄洋丸とパシフィック・アレス号との衝突・炎上事故は未だ我々の記憶に新らしい。これは指定航路出口付近というまさに管制のきれ目において発生した不幸な事故である。このような事故を防止するには、より広域にわたる航路の指定を実施しなければならない。東京湾においても湾内交通のための航路体系が検討され、既にその一部が実施されそれと共に交通情報センターの運用が開始されている。

広域の航路指定は、上記のように必然的な方向であるが、新たに非常に大きな問題の解決をせまっている。航路指定の枠を拡げれば拡げるほど、航路同志の交差は避けられなくなる。船の立体交差は不可能であるとするならば、不用意な指定航路の交差はかえって交差部における衝突事故の危険を増大させることにつながる。事故防止のためには当然、交通の方向に対してプライオリティの設定が必要であるが、交通量増大の結果としての航路指定である以上、どちらかの方向の交通に優先権を与えた場合、他の方向の交通は非常に大きな制約をうけることになる。したがって、交差部を含むような交通管制を行なう場合、従来にない全く新しい方式の交通管制が行なわれなければならないことは明らかであろう。

交差部における管制の実施が現実のものとなる方向にあるとすれば、これは単に管制手法の問題に止まらず、管制対象水域を航行する個々の船のもつべき性能についても相当重要な関りをもってくる。2方向の交通が交差する場合、交差部の交通は時間的に交通の方向を切替えることによって共有する以外にない。このことは、交差部を通過する個々の船にとってみれば、通過時刻を何等かの形で指定されることにほかならない。このような形での要求は従来船の性能としては考慮されていなかったものである。指定航路を通過できる性能という形では暗黙の要求があったが、指定航路を指定時刻に通過するという概念は船の仕様の中にはなかったものである。ここに船の加減速性能を交通管制との対応で考えなければならない要因がある。

交通管制と船の性能との関係は当然相対的なものである。船が指定時刻に交差部を通過しようとする場合、停止して時間調整をすることはできない。したがって必要とする時間調整を行なうに十分な余裕をもって調整を開

始しなければならない。交通管制の方法を前提とすれば、その管制に対応できる性能という形で船に対する要求が決まり、逆に交差部を通過すべき船の性能を前提とすれば、それに対処するための管制のあり方が決まるであろう。

現段階では、上記のどちらかの立場に態度を限定することは避け、より基礎的な検討を行なうことにより、種々の局面において管制と船の性能との関係で大きな問題となりそうな場合を明らかにすることを当面の目標とすべきであろう。管制側から見れば、同時に監視すべき船の隻数、いいかえれば、十分な余裕をもって時間調整を行ないうるための調整距離がひとつの大きな指標になるであろう。

5.1.2 交差部制御方式と時間調整必要量

交差部の交通を制御する方式としてつぎの2方式が考えられている。

- a . 個々の船が個別に交差部通過時刻の指定（先着順予約）を受け、そのスケジュールに合せて航行する方法（予約方式）。

- b . 交差部の通行方向を一定時間毎に切替え、船は集団で指定時間内に交差部を通過する方法（信号方式）。

道路交通の場合と対比して考えれば容易に類推できるが、交通量が少ない場合は信号周期が短い方が交差点での平均待ち時間は少なく、交通量の増大と共に信号周期を長くした方が平均待ち時間が短くなる。これは信号切替えに要する時間（黄信号）の全体の時間に含める割合と他方向の交通がないにも拘らず赤信号で待たされる確率の関係によるものである。

海上交通の場合、現実には停船して信号待ちをすることは考えられないが、陸上交通の待ち時間がそのまま必要時間調整量に対応する。また、予約方式は信号方式の信号周期が一隻分の交差部通過時間まで短かくなつた極限として考えることができる。

53年度の研究により、種々の観点からこの問題について検討した結果、現在程度の交通量では信号方式より予約方式の方が待ち時間が少なく、東京湾航路体系案において最も混雑が予想される横浜沖交差部においてボアソン到着と仮定して95%最大待時間はつぎのように推定される。

昭和49年度平均交通量	2.5分
49年度の1.5倍交通量	5分
49年度の2倍交通量	10分

95%最大待時間とは、95%の船の必要調整時間が、その値以下であることを示すものであり、5%の船の調整時間はそれ以上を必要とする。また、現在の海上交通のピーク率は水域により異なるが平均交通量のおよそ1.5～2倍である。

以上の結果を前提として、交差部における交通管制を実施した場合、必要時間調整量の最大値 T_{max} はおよそ10分程度と考えられる。

5.1.3 交差部交通問題の一般化

前項において、1個所の交差部交通における必要調整時間 T_{max} の概念を与えたが、一般の航路体系において複数の交差部を連続して通過しなければならない。この場合、第一の交差部には指定時刻に到着しても、そのときの船速及び第一交差部と第二交差部との距離との関係によっては第二交差部における指定時刻を守ることが著しく困難になることもあり得る。

この関係を図5.1.1に示す。即ち、横軸に時間、縦軸に距離をとった場合、第1、第2、第3交差部の通過指定時刻を○印のように与えられたとすれば、それらの指定を守る操船を行なうためには、船の性能に応じて通過時

刻と共に通過時の船速についても注意を払う必要がある。逆の見方をすれば、船の性能と交通管制の関係は、指定位置の指定時刻・指定船速での通過と必要時間調整量との関係、即ち前章の定点定時定速通過モデルに一般化できることがわかる。

図 5.1.2において、A点の状態にある船がそのまま速力を保持するとB点において交差部を通過する。一方、管制側からC点において速力 V_0 で通過するよう要求されたとすると、必要調整時間は \overline{BC} となる。この時間調整を余裕をもって行なうためには図に示す調整距離をどの程度とらなければならないかは、当然船の性能によって異なる。この関係こそが、交通管制のあり方と船の性能要件との接点となる問題である。

5.2 定点定時定速度通過モデルの特性

5.2.1 必要時間調整量と必要調整距離

現在の最も混雑する水域における交差部通過のための必要調整時間の最大を10分とするとき、個々の船がその調整を余裕をもって行なうに要する距離は初速 V_1 および交差部通過指定船速 V_0 の関数となる。

また「余裕をもって」という表現は、平均的能力をもった操船者が操縦した場合という意味であり、必要調整距離は操船者の加減速制御法の関数でもある。

平均的な能力をもつ操船者がどのような制御を行なうかという問題は、それ自体かなり大きな問題であり、多数のシミュレーターによる実験の結果その平均的操船モデル（制御則）が得られるものである。しかし、交通管制と船の性能の関係に問題を限定した場合、マクロな問題であることを考慮すればより簡便な方法も許されるであろう。

ここでは、まず必要時間調整 T_{max} を行なうに際し、これを最短時間制御則によって行なう場合の必要調整距離を求めこれをひとつよりどころとして議論を進める。最短時間制御は周知のとおり許容制御量の範囲内のBang-Bang制御となる。制御量の範囲は針路制御からの要求を考慮し、プロペラの逆転は避け、港内Fullと遊転の間とした。また、速力が5kn未満に低下することのないよう制限を設けた。

当然のことながら、最短時間制御により求めた必要調整距離は、許容される範囲内で最大限の努力を行なった結果であり、これ以上調整距離を短くすることはできない。その意味でこの距離を L_{min} と呼ぶ。求めたいのは最大必要調整時間 T_{max} に対して、「余裕をもって」調整するために必要な距離である。したがって、 L_{min} はあくまで指標であり、これをよりどころとして目的とする距離を推定するための手段である。

L_{min} に対する余裕がどの程度必要かについてはシミュレーターによる実験によるものとし、5.3節において述べる。本節では以上の条件を留保した上で種々のケースについて L_{min} を求めてみる。

5.2.2 最小必要調整距離 L_{min}

必要調整距離は、船の性能、 T_{max} 、 V_0 、 V_1 の関数となるが、 $T_{max} = 10$ 分とし、大型・中型・小型($L = 210m$, $120m$, $48m$)の3種の標準的な船型を選び、 V_0 、 V_1 をパラメータとして L_{min} を求めた。

計算結果を図5.2.1、図5.2.2に示す。

図5.2.1はLを横軸にとり、船型による L_{min} の相異を示したものである。当然のことながら船が大きくなるほどより長い調整距離を要する。またこの関係は初速 V_1 に対し指定船速 V_0 が大きくなるにつれて拡大される。

この関係を大型船のみについて図5.2.2に示す。

初速に対し通過時刻を遅らせる制御 ($v_1 > v_0$) に対し、進める制御 ($v_1 < v_0$) の場合は、非常に長い調整距離を必要とし、場合によっては 2 倍以上となることがわかる。

5.2.3 屈折航路の影響

前項の計算例は簡単のため直線航路の交差について求めたものであるが、交通管制の対象となる水域では指定航路は屈折するのが普通である。屈折航路に沿って変針を行なえば、船速は低下するため、加減速操船に影響を及ぼすと考えられる。このため、図 5.2.3 に示すような航路について、屈折部の変針角 θ と屈折部・交差部間の距離 l をパラメータとして、航路に沿った必要調整距離 L_{min} を求めた。

図 5.2.4、5.2.5 に $l = 3 \text{ km}$, $\theta = 60^\circ$, 90° の場合大型船に対する L_{min} を示す。

予想に反し、屈折の影響は全般的には顕著ではない。しかし、初速 v_1 に対し指定船速 v_0 が大きい場合 L_{min} は大きくなり、変針角が大きくなると L_{min} の増大は著しい。

中・小型船の場合、航路と船長の関係は大型船と同じ航路を考えれば非常に大きな余裕があり、屈折航路の影響は顕著とはならない。

5.3 シミュレータによる検証

5.3.1 実験的目的、方法

前節の議論により時間調整の方法、制御則として最短時間制御則を考える事により、必要調整距離に一つの基準を設定出来た。

本節においては、最短時間制御則による計算結果が人間による実際の操船方法にくらべ非常識なものでないかを検証するとともに実際の操船においては、調整距離として計算値の何倍位の余裕が必要であるかを求ることとする。

調査は東京商船大学の操船シミュレータを用いて行われた。供試船は本委員会において提案された表 4.3.1 の船舶のうち船長が 50 m , 150 m , 240 m , 300 m の針路安定船とした。

各供試船に対し調整時間を 5 分とした場合、前節の制御則による必要調整距離を図 5.3.1～図 5.3.4 に示す。

実験は、調整時間を 5 分とし交差部における通過速力を 3.5 m/s , 4.5 m/s , 5.5 m/s とした場合、自船の初期船速を 6.0 m/s , 4.5 m/s , 3.5 m/s のそれぞれについて行った。

操船は、通常の航海計器とスクリーン上に投影されたブイの映像、ならびに時間ベースの航程図を示す X-Y レコーダの記録図 5.3.5 を用いて行われた。

図 5.3.5 において、初め A 点にある自船は加減速操作を行わなければ破線上を進む事になるので、機関操作を行い時間調整を行い、指定通過時刻 B 点を指定船速 (v_0) で通過することになる。

5.3.2 実験結果

交差部通過時の指定時刻、指定船速に対する誤差量を図 5.3.6～図 5.3.9 に、調整距離の違いに対して示している。各図 a 図は指定通過速度 (v_0) に対する速度誤差 (ϵ_v)、b 図は指定時刻に対する時刻誤差 (ϵ_τ) を示している。又、初期船速と通過指定船速の組合せの違いはシンボル・マークの違いで示している。

実験結果から顕著な事は次の各点である。

- (1) どの船の場合も、通過時刻の精度は調整距離の増加に従い向上している。通過速度の精度は今回の実験の範囲では調整距離の影響は明らかでない。

- (2) 通過時刻の誤差量は船長の増加に従い増大する。
- (3) 初期船速と通過指定船速の組合せの違いは時刻誤差、速度誤差には特定の傾向を示さない。
- (1)の理由としては一つには速度の変化を読み取りづらい事と目的船速に対応する機関操作位置がないために一度ガイド・ライン上に乗ったあと目的船速付近で振動しながら交差部を通過しているためと思われる。

時間調整のための調整距離の増加に伴い通過時刻誤差は減少する訳だが、 50m , 150m 船では計算調整距離の $1.5 \sim 2.0$ 倍以上で一定誤差内(4秒以内)に収束している。この傾向は 300m の船でも見られ、 $2.0 \times L_{min}$ の調整距離で同様の誤差量を示している。 240m の船が $2.0 \times L_{min}$ の調整距離でも比較的過大な誤差量を示すのは次の理由が考えられる。

船長 240m の船で調整距離が計算値の 1.5 倍、 2.0 倍の場合の操船は図5.3.5に相当するX-Yレコーダの記録上から時間誤差を読み取っている。これに対し、他のケースでは上記実験状態に加え通過指定時刻を現実の時刻(0時00分通過)として与えているので誤差量の読み取り精度が向上し通過時刻誤差が減少したと思える。この二実験状態に対する実験結果を較べる事により情報の種類が操船結果に影響を与える事が判る。

5.3.3 必要調整距離に対する考察

全実験を通して調整距離が計算値の 1.2 倍の状態においても、通過時刻に関しては、实际上十分な精度が得られている事が判る。しかし、時間調整の過程を見ると調整距離の影響が明らかである。時間調整の過程を航程と位置差の位相面上にプロットしたものが図5.3.10から図5.3.12である。図中の破線、実線は各初期状態から位置誤差(Δx)を最適制御により調整する場合を示している。調整距離の余裕が減少し、計算値の 1.2 倍となると当然ながら曲線と一致し、操船上の自由度がほとんどなくなっている事が判る。

又、以上の事は今回の実験で操船者に示された情報がある場合についての事であり、今回の実験からも判るように、わずかな情報の違いによっても操船の結果は大きく異なる事も事実である。実験において提示したX-Yレコーダの記録は、その時々の航程、時刻、速度等の情報を示すばかりでなく、船の運動の変化を連続的に示し、未来の運動を予測しやすくしている。この点からもX-Yレコーダの記録は操船者にとってかなり上質の情報と云う事になる。今後、実際の操船の場で今回の実験のような操船が要求された場合、X-Yレコーダの情報に対応するものがどのような形で操船者(船側)に供給されるかは重要な問題であろう。

次に、各船の調整距離に対する時間調整の誤差をみると、船長の増加に従って誤差も増大している。船の大きさの違いによる応答の速度の違いは計算値の段階で当然反映されている訳だが、現実の操船の場においては、船体の応答運動の速さの違いは操船者の判断、予測の精度を左右する事になる。

時間調整の精度を各船の間で正規化し同一スケールで比較するためには、操船者の予測精度自体を調べこれに対する配慮をしなければならないであろう。

以上の事から、時間調整のために必要な調整距離の長さを調整量の誤差と操船上の余裕の面から判断すると次のように云えるであろう。

今回の実験状態と同等の情報が得られるならば、 50m , 150m の船では計算値の 1.5 倍程度、 240m , 300m の大型船で 2 倍以上の調整距離を必要とするであろう。

5.4 海上交通管制と要求性能

本章では、将来幅ぞう水域で実施されるであろう交差部の交通管制との関係において、交通管制の方法と船の性能の基礎的な相互関係について言及した。未だ実施されていない管制を前提とした議論であるため、非現実的な要素が含まれていることは明らかであり、その結果船の加減速性能と重要な関りを生ずることもまた明らかであろう。

この意味で、本章のような検討は必要であると考える。

前節までの結論を列挙すると次のとおりである。

- (1) 交差部の制御方式は、予約方式に近い形になるであろう。
- (2) 交差部通過のための時間調整量は最大10分程度となる。
- (3) 必要時間調整量に応じて必要調整距離（管制区間）がきまり、この距離が管制の方式と船の性能との接点となる。
- (4) 必要調整距離の推定にあたり、最短時間制御則により求めた L_{min} は指標として有意義である。
- (5) シミュレーション結果によれば、必要調整距離は L_{min} の1.5～2倍程度必要と考えられる。

以上の結果をふまえて考えると、交通管制側から見て、大型船の存在は管制を著しく困難にさせるであろうことは容易に想像できる。しかし、 L_{min} の計算結果を見ると初速に対して著しく大きな交差部通過船速を指定しないかぎり、船型による L_{min} の差はそれほど大きくない。即ち、大型船に対し何等かの予備的管制を行ない、管制区間内での加速をできるだけ要求しなくてもすむような管制が可能であれば、大型船の存在はさほど邪魔にはならないと考えられる。

上記の条件が満されるとすれば、 L_{min} としてはほゞ10km、したがって管制区間は20km程度と考えられる。現在の交通密度の最大値から見て、1隻／1kmとすれば管制側は1交差部あたり最大40隻程度の管制を行なう必要がある。この量は管制側が個々の船に与えるべきサービスと管制システムのもつ情報処理能力との関係を見ながら多いか少ないかを判断しなければならない問題である。仮に管制側の処理能力から見て、40隻という対象船隻数が限度に近いとするならば、その水域を航行する船舶に対する要求性能は厳しいものにならざるをえない。

いずれにしても、船の要求性能と管制の方式とは相対的な関係にあり、本章のような方法論をより高度化することにより両者の接点における問題が明確になるものと考える。

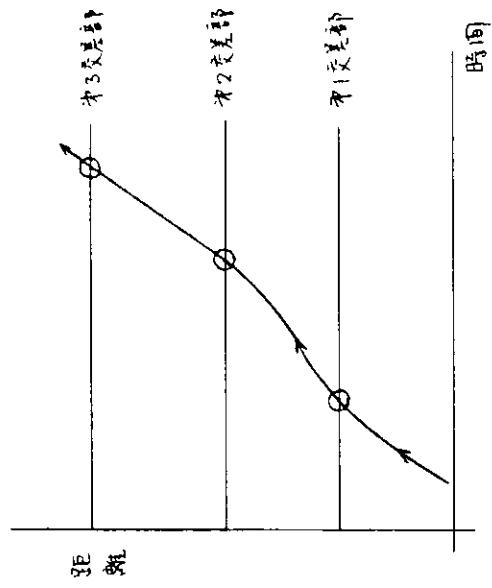


図 5.1.1 連続した交差部の通過

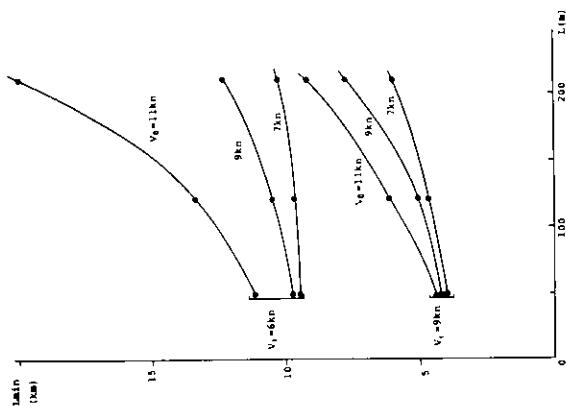


図 5.2.1 船型と L_{\min} の関係

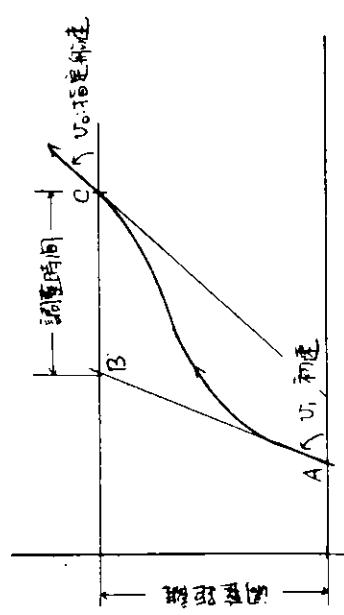


図 5.1.2 定点定時定速度通過モデル

図 5.2.2 L_{\min} と v_0 の関係(大型船)

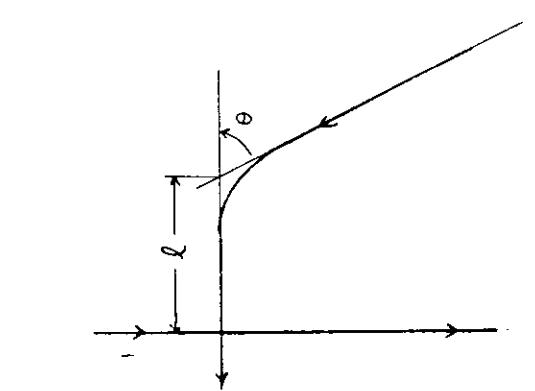


図 5.2.3 曲折指定航路

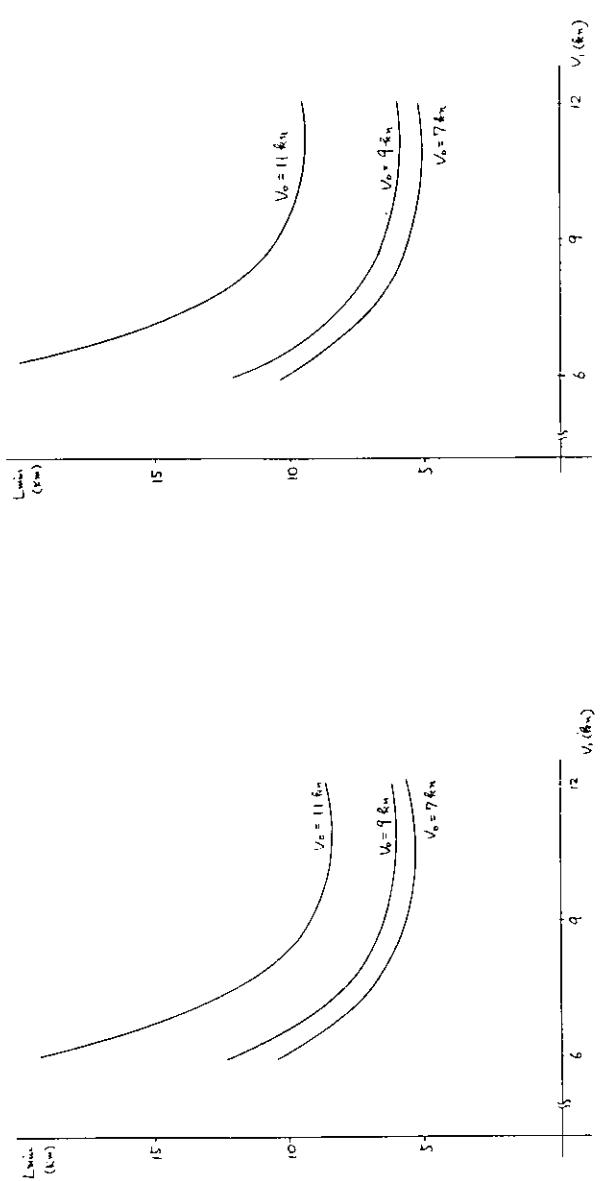


図 5.2.4 曲折航路の L_{\min} ($\ell = 3 \text{ km}$, $\theta = 60^\circ$)

図 5.2.5 曲折航路の L_{\min} ($\ell = 3 \text{ km}$, $\theta = 90^\circ$)

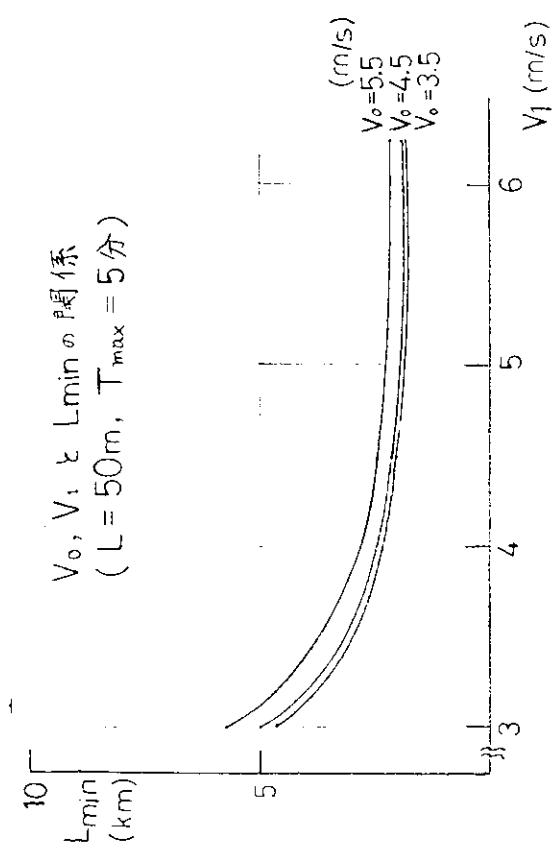


図 5.3.1

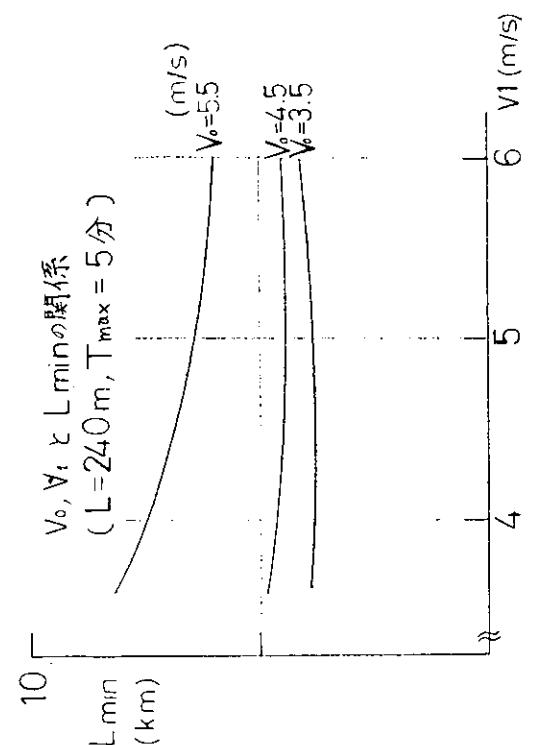


図 5.3.3

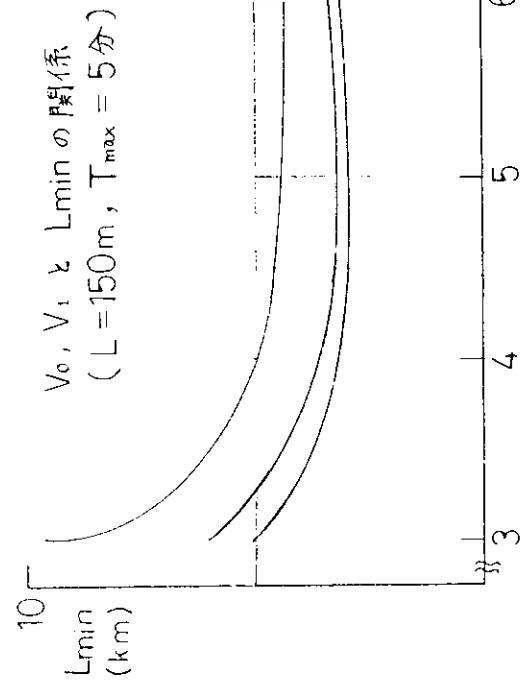


図 5.3.2

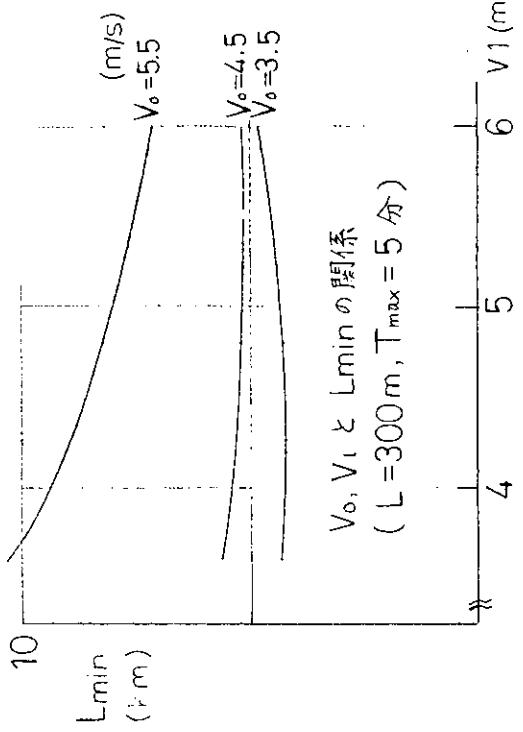


図 5.3.4

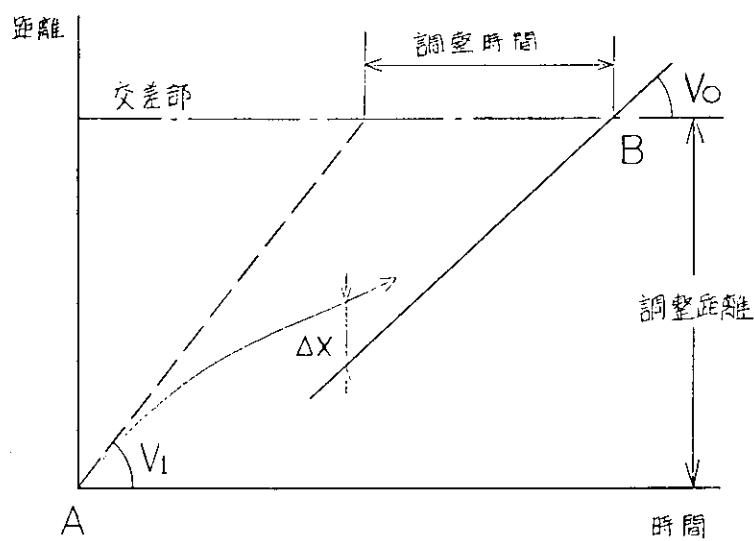


図 5. & 5 x - y レコーダの記録

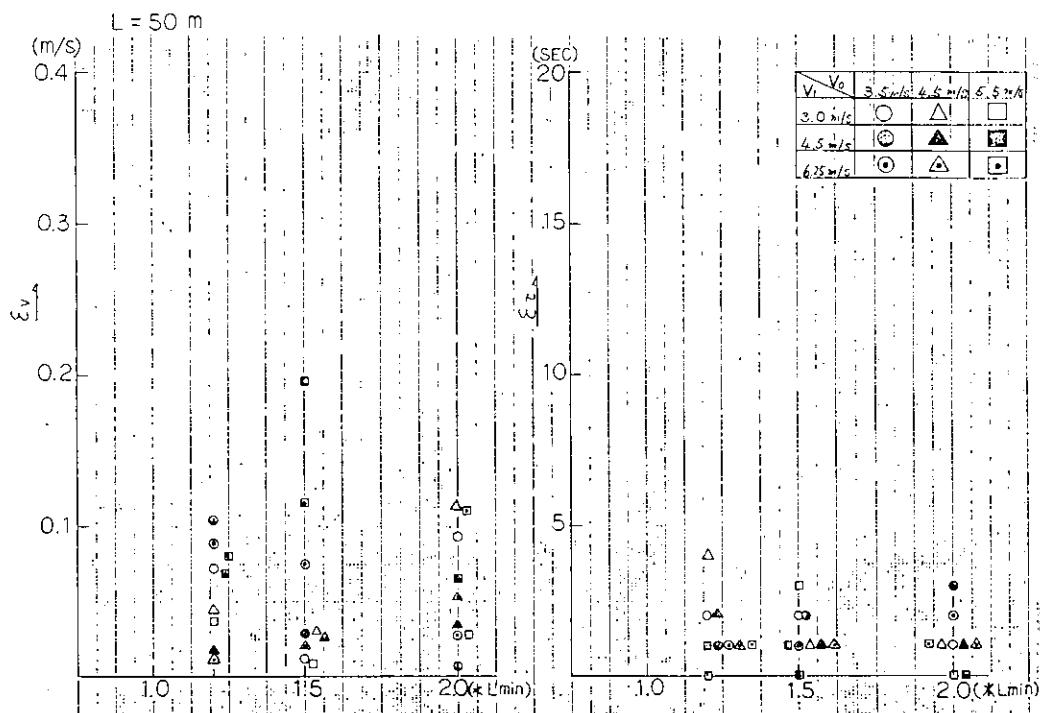


図 5.3.6 a

図 5.3.6 b

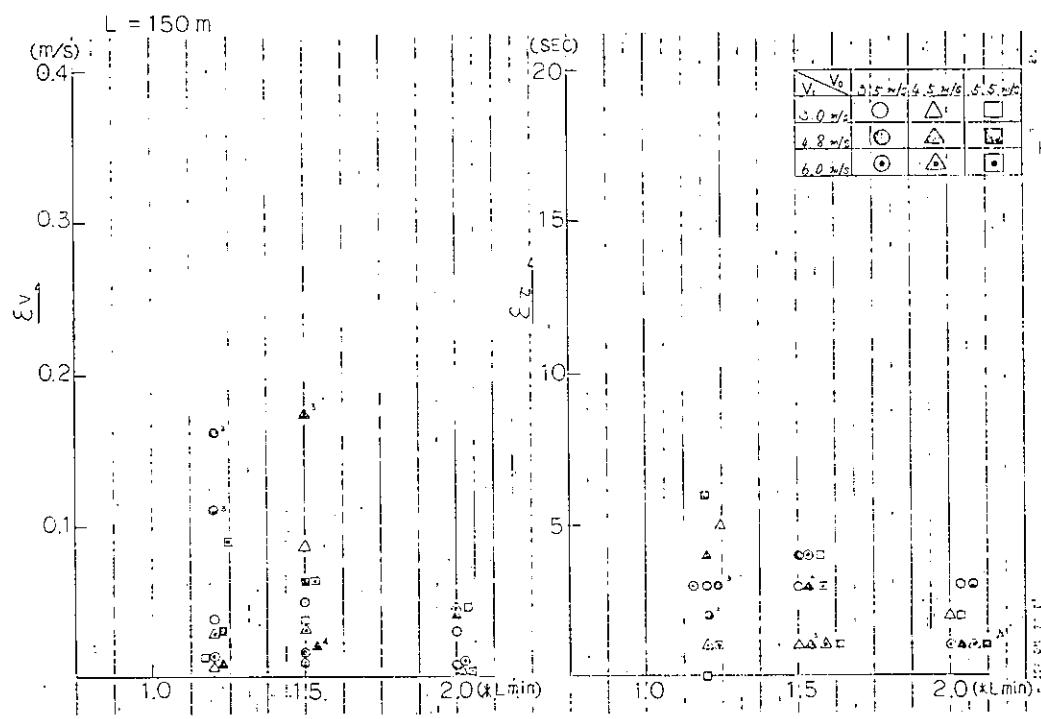


図 5.3.7 a

図 5.3.7 b

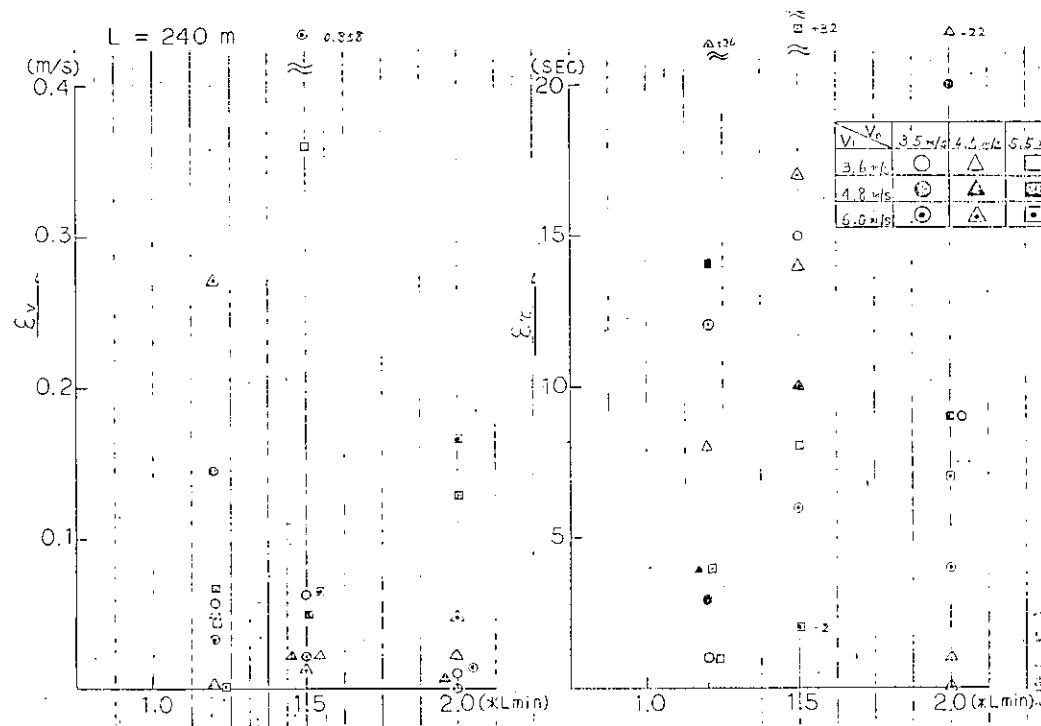


図 5.3.8 a

図 5.3.8 b

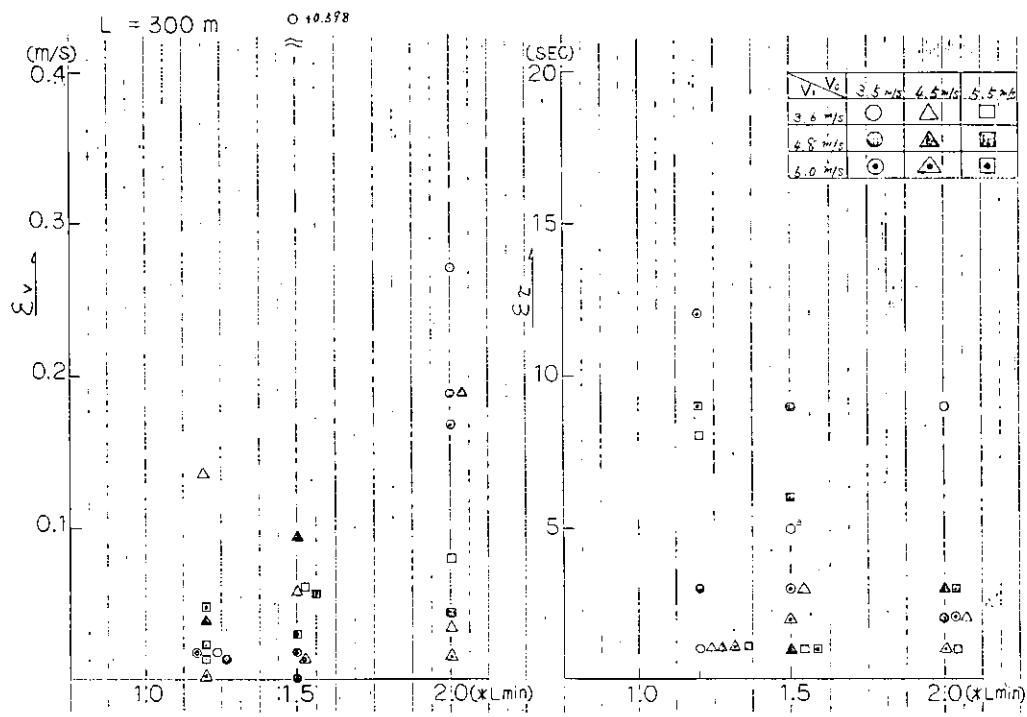


図 5.3.9 a

図 5.3.9 b

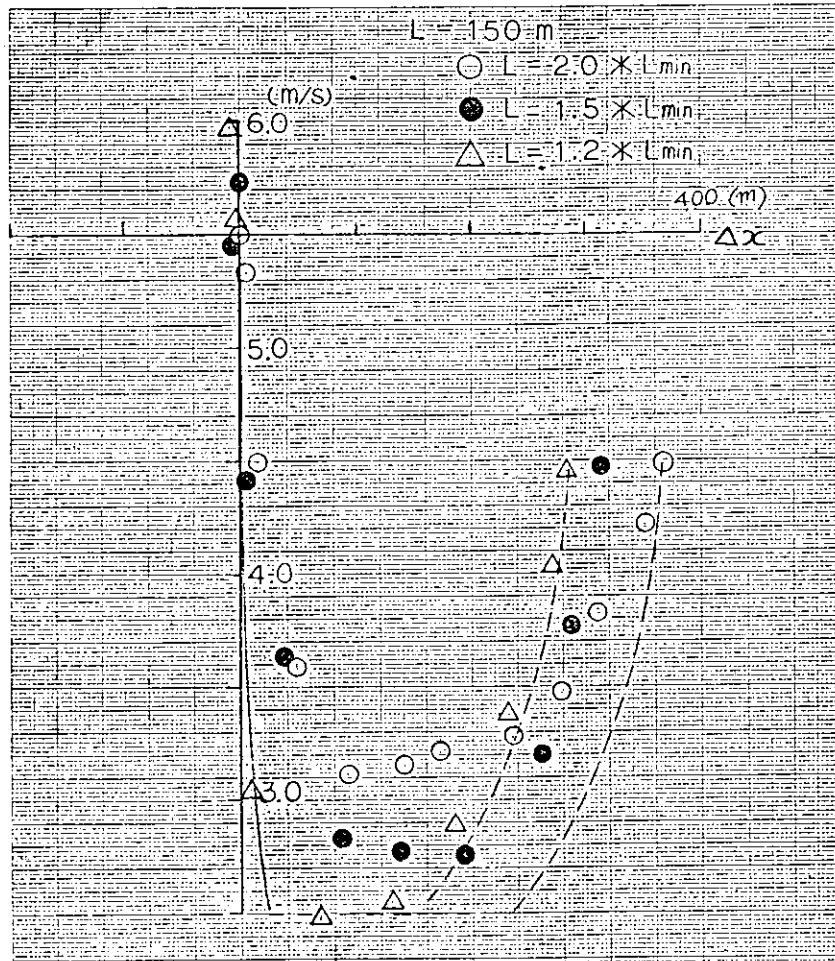


図 5.3.10

図 5.3.1.2

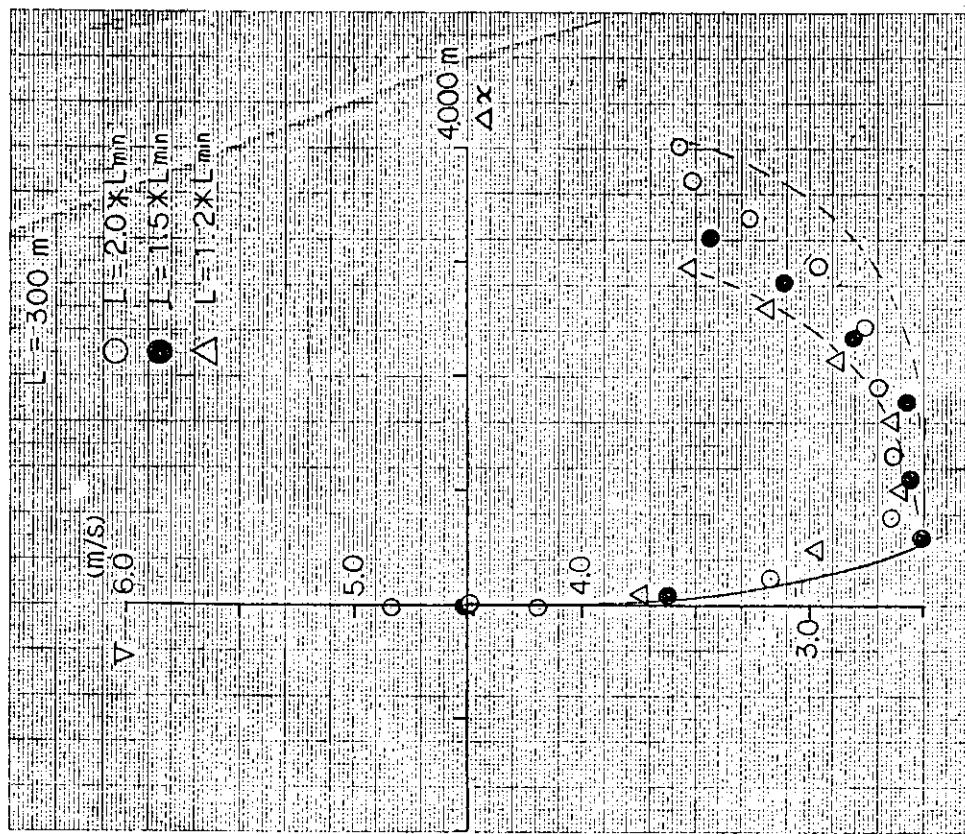
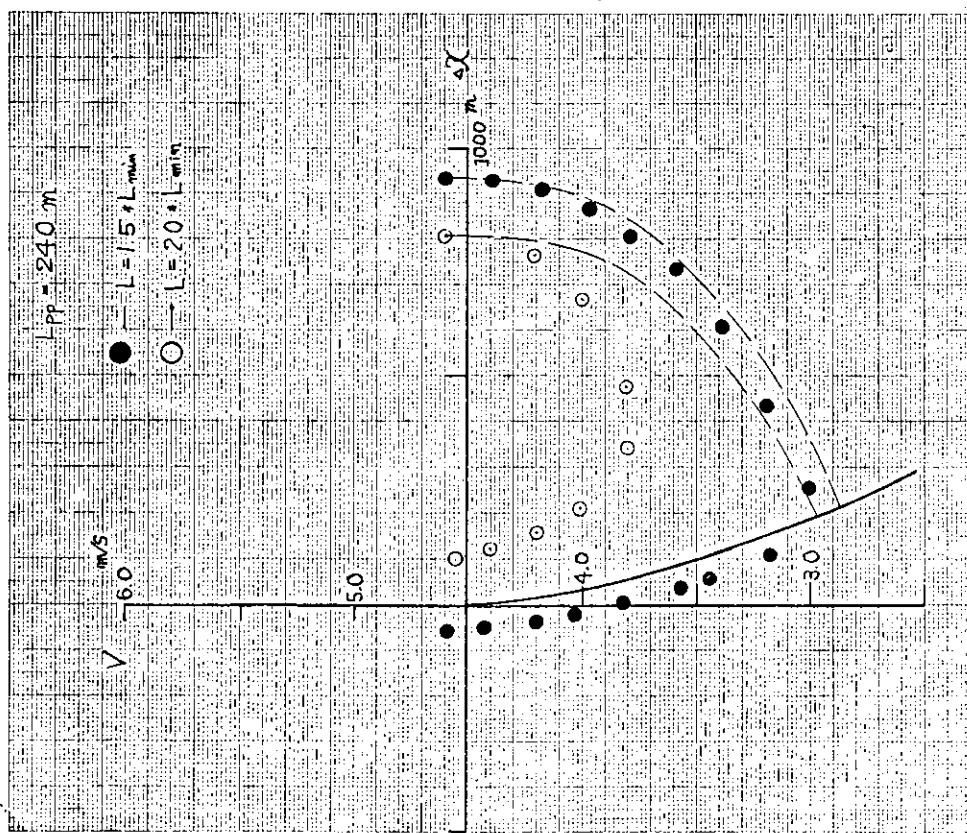


図 5.3.1.1 シミュレータ操船における制御軌跡例



6 結 言

本研究部会では3年間に亘り、加減速操船を行なう際の船の挙動、及び加減速性能が船舶の交通管制に対して、どのような影響を及ぼすかについて調査研究を行なって来た。

本部会の研究は大別して次の諸点に分けられる。

- 1) 加減速時に船に働く流体力を実験的に調べ、それにもとづいて加減速時の船の挙動、即ち船の速力の変動及び船の姿勢の変化等について調べる。
- 2) 1)の結果を用いて、プロペラの変速と操船に対する船の応答運動の力学モデルを作り加減速時の船の挙動についてシミュレーションを行なう。
- 3) 加減速操船を種々の環境下でバイロットが行なうときのマン・マシン系としての船の応答のシミュレーションをシミュレーターを用いて行なう。これにより船の加減速性能と、実際の操船の容易さとの相関を求める。
- 4) 尚、これに関し、実船が港に入る際の操船の実態の調査を行なう。
- 4) 海上交通流のシミュレーションにより海上交通管制と船の加減速性能の関連を明らかにする。

以上に対し3ヶ年間に亘って行った研究から得られた成果は次の通りである。

1 加減速時に船に働く流体力とその数学モデル

(1) プロペラ順転時

4隻の模型船(シリーズ60, タンカー船型2, コンテナ船型を使用し, 4研究機関(東大, 阪大, 広大, 船研)において3年間に亘り実施した実験の結果を解析して得られた結論の主なものは次の通りである。

1) (2.2.1)において加減速運動(プロペラ順転中)時、船全体に働く流体力を、船体、プロペラ、舵夫々が受ける力と、夫々の間の干渉に分けて詳細に研究した。その結果(2.2.3)-(1)に記すような流体力の数学モデルがほとどのような船型に対しても有効であることがわかった。

なお、船体、プロペラ、舵に分けたこの分離モデルにより加減速運動(プロペラ順転中)時の進路安定性に対する夫々の寄与が明らかとなった。(2.2.1)更に、この分離は今後、模型-実船間のscale effectの研究に大きく役立つと考えられ、これは今後の課題である。

2) 上記流体力モデルの検討を通じて加減速運動(プロペラ順転中)時の操縦性の解析は、プロペラ荷重度(ここでは見掛けの前進率 $J_s = V_s / nD$ を用いている)をパラメータとして準定的に取り扱いうることを確認した。

(2) プロペラ逆転時

平板も含め、種々の船型につき、プロペラ逆転によって誘起される横方向流体力が東大、阪大、広大で詳しく計測された。その結果下記の事実が明らかとなった。

1) プロペラ順転時は舵もある程度効き、又異常な旋回モーメントや横力を生じないが、プロペラ逆転時には舵効きは殆んど無くなり、異常な旋回モーメントや横力を生じる。この旋回モーメント及び横力は、プロペラの見掛けの前進率 $J_s (=V_s / nD)$ 又は $J_p (=V_p / n_p)$ で整理するとよくまとまることがわかった。

2) プロペラ逆転時の旋回モーメントは船型によってかなり大きさ、方向が変わるが、 $|J_p|$ の小さい範囲では概して右旋回モーメントであり、船型によってプロペラが失速を起こす $|J_p|$ あたりで、左旋回モーメントに逆転するもの(貨物船型)、増減はあるが終始右旋回のままのもの(タンカー船型)右左とめまぐるしく変化するもの(series 60)などがあり、プロペラ逆転時の運動の予測を困難にしている。

又、このモーメントはプロペラによる逆流の及ぶ範囲が船体の左右で異なることに起因していることが判明

した。

- 3) これらの船型のプロペラを交換しても、旋回モーメントの傾向は余り変わらないことから、主としてプロペラ付近の没水部の船型によるものと推定される。
- 4) J_s または J_p に伴う横方向流体力の大きさおよび作用方向の変化には、船型によって相違がある。また J_s に伴う横方向流体力の大きさおよび作用方向は逆転プロペラの作動状態と直接結びついているので、逆転プロペラのスラスト変化と強く連動している。
- 5) 横運動中のプロペラ逆転による誘起流体力は、船体の横流れ速度によって船底をまわる流れが直進時より一層滑らかになるか否かによって、非定常性が弱くなったり或いは強くなる。
- 6) 微小横運動の範囲内では、プロペラ逆転による横方向流体力は船尾での横運動の強さとともに連続的に変化するが、横運動がある限界点に達すると横方向流体力は急変する。このことは船尾附近の流れ場の観点からもたしかめられる。

以上の流体力計測結果から、流体力の数学モデルが検討され次のような結論を得た。

- 1) プロペラ逆転時の前後力は裸殻時の流体力と、プロペラ制動力との和で表現することが可能で、プロペラ制動力は、横方向流体力と同様見掛けの前進率 J_s (または J_p) でよくまとめられる。
- 2) 横運動の強さがある範囲内にある場合には、プロペラ逆転による横方向流体力は船尾での幾何学的横流れ速度 V_s の線形近似でよくまとめられる。(これを V_s モデルと呼ぶ) ただし、船尾での横流れ速度に寄与する回頭角速度による成分を評価する際のレバーとして、船長 L の $1/2$ 程度とするか船長 L 程度とする方がよいかは船型によって異なるようである。
- 3) 裸殻時の流体力に V_s モデルによって推定された付加流体力を加味すれば、プロペラ逆転の針路安定性の J_s に伴う変化を概ね推定できることがわかった。

2 加減速運動のシミュレーション

前節の数学モデル化した流体力を運動方程式に入れて運動のシミュレーションを行ない自由航走模型による実験結果と比較することにより、流体力の表現が適当であったかどうか、更に流体力を限られた状態について計測することによりその数学モデルの諸係数を定め、それを用いて船の加減速運動を推定できるかどうかについて検討を行なった結果、次に述べるように、ほぼ満足できる結果を得た。

(1) 簡略な応答方程式を用いたシミュレーション

2.3.1 のごとく、船の応答を記述するのに主眼をおいた簡略化された運動方程式を用いてシミュレーションを行なった結果、プロペラ順転時、逆転時共によい結果を得た。

(2) プロペラ順転時の運動シミュレーション

2.2.3 で述べた流体力の数学モデルを運動方程式に入れて定常旋回及び λ 試験の運動を数値計算し、自由航走模型実験結果と比較して良好な一致を見たことから、流体力の数学モデルが妥当であったことが確かめられた。次で加速、減速時の変形 λ 試験のシミュレーションを行ない加速時には舵効きがよくなり、減速時には舵効きが悪くなること、又加速中には保針性がよくなり、減速中には悪くなることを確かめ、シミュレーションが加減速時の運動性能の推定の有力な手段であることを示した。

(3) プロペラ逆転時のシミュレーション

- 1) プロペラ逆転時の前後力に関して 2.2.3(2)で述べた(1)の仮定を横方向流体力については V_s モデルの考え方を適用すると、プロペラ逆転によって制動する際の船体運動がかなり良く予測できることがわかった。
- 2) また、プロペラ逆転による制動時の船体運動力には、プロペラ逆転発令時の微小な初期条件の相違が大きく

影響することが明らかとなった。

3 加減速性能に関する制限水路の影響

浅水および狭水路について、船研及び九大で実験を行なった結果、次のような結果を得た。

(1) 浅水影響

- 1) 船体に作用する横力(Y)、モーメント(N)は水深が浅くなるにつれて大きく増加するとともに、その非線型性も変化する。

また前進係数 J による変化の割合も浅水になると増加する。

- 2) プロペラ逆転時の $|Y|$ と $|N|$ の最大値はともに水深が浅くなると大きくなる。また $|J|$ の小さい値から大きい値になると、 $|Y|$ 、 $|N|$ の作用方向が変わり、その方向が変わる $|J|$ の値は浅水になるにつれて増加する傾向がみられる。

- 3) 浅水域でプロペラを逆転した時の船の停船運動に対して Head Reach, Transfer は J と水深(H)と吃水(d)比 H/d の値により変わるが、水深影響が見られるのは $H/d < 1.5$ で、Head Reach が減少し Transfer が増加する。

これは Crash stop の時に浅水が有利と考えられそうであるが、Transfer が大きくなることは航行船舶の過密化した海域では危険なことである。

(2) 狹水路影響(プロペラ逆転時)

- 1) Y 、 N 共に深水時および $|J|$ の小さいところでは水路幅影響は小さい。

- 2) 浅水域では Y 、 N 共に $|J|$ の大きいところで水路幅の影響は大きく、水路幅が狭いほど Y 、 N の値は大きくなる。

- 3) また水路の中心線から偏位して右舷側の水路壁に近接した場合、(偏角 $\beta = 0$)舷側と水路壁との距離(η_B)と船幅(B)比 η_B/B が小さく、且つ水路幅が大きく、水深が浅くなるにつれて Y 、 N は $|J|$ の大きいところで大きな値となる。

これは Bank Suction の影響が支配的となる為、つまり船体まわりの流れの非対称性の強いほどこの傾向となる。

- 4) 狹水路中でのプロペラ逆転による停船運動では、初期状態として船が水路の中心線上を航走している場合は船の偏角、回頭角等の時間的变化に及ぼす水路幅影響は小さい。

しかし、狭水路で問題となるのは船の方位(回頭角)と水路の中心線からの偏位であり、これらの大ささによっては船は水路壁に接触することになる。ところが J の値によっては回頭角を極力小さくして水路を並進することが可能(但し直線水路で船は水路中心線上)な場合もある。船速に関しては無制限水域に比べて水路幅が小さくなると速度減少は大きくなる。

一般的に、狭水路中では船は不安定になる傾向にあり、狭水路中での制動運動においては操舵の問題も含めて考えると、船の位置、相手船等周辺条件に大きく制約を受けることになる。

4 マン・マシン操船シミュレーション実験

(1) 避航操船シミュレーション

S R 1 5 1 操船シミュレーターを用い、主として神戸商船大が担当してバルクキャリアー、一般貨物船、内航貨物船等の特性を用いて加減速時の避航シミュレーションを行なった。

その結果次のことが判った。

1) 機関を逆転するまでの減速時の操船性能は、時間の余裕があれば、あらかじめ制御方法を予測出来、操船可能であるが、機関逆転後の減速性能は、保針が不可能になり、この点から操船が不可能になる。このためTug等の補助を用いないときの加減速操船性能の評価は、機関逆転時の回頭の強さで決まる。したがってL/Jの小さい船、ループ巾の大きい船程、操船結果が悪く、評価もよくない。

2) 時々プロペラを順転させて舵効きを確保するのは有効な手段である。

(2) 定点停止シミュレーション

東京商船大の操船シミュレーターを用いて船の大きさ、針路安定をかえ、種々の設定航路について定点停止シミュレーションを行なった。又、風、潮流等の外乱の影響を調べた。

その結果次のことが明らかになった。

- 1) 外乱のない屈折航路では、減速開始点をおくらせて舵効きの確保をしている。
- 2) 外乱としては一般に風より潮流の方が影響が大きく、外乱が強いほど、プロペラ逆転をかける時点がおくれる。又、大型船の場合強風下における停止操船は大変困難である。
- 3) 強風下では、針路不安定な船では針路保持のために操船者に対する負担が増大する。
- 4) 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

本章では将来幅そう水域で行なわれる航路同志の交差部管制方法と、それに関わる船の加減速性能について考察を行なった。

交差部の管制は同一の場所を複数の針路をもつ交通流が時間的な割当てを得て共有するものであり、これが実施されれば船の加減速性能と強く関連することは明らかである。この関係をマクロな交通流シミュレーションにより必要調整時間としてまとらえた。

船の加減速性能はこの必要調整時間の調整を行なうため、どの程度の距離を要するかという点に繋りをもつ。これを必要調整距離として定義し、性能によりこの距離がどう変わるかについての分析を行なった。必要調整距離を推定するに当り、まず最短時間制御則を適用した場合の距離を求め、次にこの距離を目安にしながら操船シミュレーターにより最短時間制御則による場合の何倍をとればよいかについての検証を行なった。

以上の結果、必要調整距離は東京湾の交通実態から見て約20km程度必要と考えられること。特に大型船については管制水域に入る前からの予備的管制が必要であることなども明確になった。

交差部における交通管制は未だに実施されていないがこれが近い将来実施される場合の種々の検討を行なうための方法論が本研究により見通しを得られたものと考える。

参考文献

- 1) SR175 研究部会報告書, 研究資料No.303 昭和53年3月
- 2) MMG 報告 I~N 日本造船学会誌 №.575, 577, 578, 579. 1977
- 3) L.W. Smitt, M.S. Chislett : " Xvr for models of a fast container vessel and two large tankers, measured with a planar motion mechanism " 13th ITTC 1972
- 4) G.R. Stuntz, P.C. Pien, W.B. Hinterthan, N.L. Ficken : " Series 60-The effect of various afterbody shape upon resistance, power, wake distribution and excited vibratory forces " Trans. SNAME vol 68 1960
- 5) S.V. AA. Harrald : " Wake and thrust deduction at extreme propeller loadings " SSPA Rept. №.61 1967
- 6) 仲渡, 小瀬, 寺本, 島宗 : " 船の加減速運動に関する実験的研究(第1報) " 日本造船学会論文集 第140号 1976
- 7) 野本, 元山 : " 船首搖にもとづく推進馬力の損失について " 造船協会論文集 第120号 S41
- 8) 烏野 : " 操舵が船体に誘起する横方向の力について " 関西造船協会誌 第133号 1969
- 9) 藤野, 沼田 : " 舵と船体の相互干渉に関する基礎的研究 " 日本造船学会論文集 第146号 1979
- 10) 藤井, 津田 : " 自航模型による舵特性の研究(2) " 造船協会論文集 第110号 1961
- 11) 岡田 : " 推進器後流中に置かれた舵の性能に関する実験結果について " 造船協会論文集 第104号 S34
- 12) 森 : " プロペラ後流中に置かれた舵の直圧力計算について " 関西造船協会誌 第153号 S49
- 13) 小山 : " 操縦運動方程式について " MMG 資料 MMG 2 - 5 1976
- 14) 高木, 田口, 細田, 万野 : " 船後の舵特性の縮率影響について " 関西造船協会誌 第155号 S49
- 15) 山内, 大津, 北川, 織田 : " データ解析の動向(1) " 日本造船学会誌 第589号 1978
- 16) 井上, 平野, 向井 : " 操縦時船体に働く横力, モーメントの非線型項について " 西部造船会々報 第58号 S54

- 17) L.W.Smitt, M.S.Chislett : " Large amplitude PMM tests and manoeuvring Predictions for a mariner class vessel " 10th Symp. on Naval Hydrodynamics 1974
- 18) SR151 研究部会報告書, 研究資料No.265 昭和52年3月
- 19) 芳村康男, 野本謙作 : " 増減速を伴う操縦運動の取扱いについて " 造船学会論文集 昭和53年12月
- 20) 元良誠三 : " 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて " (その1~その5) 造船学会論文集 第105~107号 昭和34~35年
- 21) 日本造船研究協会 : " 加減速時における操船性能に関する研究 " SR175 研究部会報告書 No.321, 1979
- 22) 日本造船研究協会 : " 大型化に対応する船舶操縦システムの調査研究 " 報告書 昭50.3, 昭51.3, 昭52.3
- 23) 谷 他 : 「 T.U.M.M. 操船シミュレータについて 」 日本航海学会 航海50号
- 24) Clarke, D. : " An Investigation into the Course Stability of B.S.R.A. 0.85 C_a Methodical Series Form " I.S.P. vol 17 No.188 1970
- 25) 辻 豊治 : 「 船体に働く風圧に関する模型試験 」 船研報告 第7巻 第5号 1970