

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

研究資料No.373

第192研究部会
海洋構造物の設計外力
及び復原性に関する研究
報告書

昭和59年3月

社団法人
日本造船研究協会

セミサブリグの転覆機構の研究として、2ロワーハル、8コラム型モデルによる波浪中動搖実験、大傾斜時の実験、複合外力下の実験及び総合模型実験、セミサブリグの風圧転覆モーメントの研究として傾斜時の風圧力風洞試験、設計外力の推定精密化の研究として、2ロワーハル・4コラム型モデルによる流体力実験、セミサブリグの全体及び部分モデルによる風圧力と潮流力の転倒モーメント計測実験を行い、これらの結果をまとめると共に実機試験に係る構造物の概略検討、計測システムの検討、実験適地の調査などの結果をまとめたものである。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和58年度補助事業「海洋構造物に関する基礎的研究」の一部として、日本造船研究協会第192研究部会が実施した「海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究」の成果をとりまとめたものである。

第192研究部会委員名簿

(敬称略、順不同)

部会長	中村彰一(大阪大学)	大楠丹(九州大学)
委員	竹沢誠二(横浜国立大学)	姫野洋司(大阪府立大学)
	前田久明(東京大学)	高木幹雄(広島大学)
	平山次清(横浜国立大学)	大松重雄(船舶技術研究所)
	高石敬史(船舶技術研究所)	新田直之助(住友重機械工業)
	新田顕(日本海事協会)	宝田隆一(住友重機械工業)
	中川賢一郎(住友重機械工業)	井上勝(日立造船)
	高木又男(日立造船)	李中勝(日立造船)
	荻原亮太郎(川崎重工業)	田中陽(川崎重工業)
	藤本亮典(日本鋼管)	森山厚夫(日本鋼管)
	吉野信治(三井造船)	小林正典(三井造船)
	角野忠夫(三井造船)	渡部洋八郎(三菱重工業)
	西村弘道(三菱重工業)	池上国広(三菱重工業)
	佐々木恒登(石川島播磨重工業)	田中久仁雄(石川島播磨重工業)

実機試験小委員会委員名簿

(敬称略、順不同)

主査	高石敬史(船舶技術研究所)	
委員	中村彰一(大阪大学)	大楠丹(九州大学)
	荻原亮太郎(川崎重工業)	藤本亮典(日本鋼管)
	吉野信治(三井造船)	西村弘道(三菱重工業)
	岸田千秋(日立造船)	佐々木恒登(石川島播磨重工業)
	中川賢一郎(住友重機械工業)	

討議参加者名簿

(敬称略、順不同)

影本浩(船舶技術研究所)	永松秀一(住友重機械工業)
杉浦正憲(日立造船)	田嶋栄吉(川崎重工業)
鷹尾伏昭(三菱重工業)	新井信一(日立造船)
村上延夫(日立造船)	坂田隆司(川崎重工業)
山田孝三郎(日立造船)	松本光一郎(日本鋼管)
西本和生(東京大学)	高津尚之(川崎重工業)
池淵哲朗(川崎重工業)	山川賢次(船舶技術研究所)
宮崎武晃(海洋科学技術センター)	中村潔(三井造船)

目 次

はじめに	1
1. 2 ロワーハル, 8 コラム型セミサブリグの水槽実験	2
1.1 供試模型	2
1.2 無係留状態の波浪中動搖模型実験	5
1.2.1 目 的	5
1.2.2 実験方法	5
1.2.3 計算方法	6
1.2.4 実験および計算結果と考察	6
1.2.5 まとめ	7
1.3 大傾斜時の動搖模型実験	24
1.3.1 目 的	24
1.3.2 実験方法	24
1.3.3 計算方法	24
1.3.4 実験および計算結果と考察	25
1.3.5 まとめ	25
1.4 複合外力下の転覆模型実験	34
1.4.1 線型バネ係留時の波および潮流による複合外力下の実験並びに考察	34
(1) 使用モデル及び実験状態	34
(2) 実験方法及び計測方法	34
(3) 周波数応答特性	34
(4) 潮流の効果	35
(5) 規則波及び潮流の複合効果	35
(6) 不規則波及び潮流の複合効果	35
1.4.2 Chain係留時の波, 潮流, 風による複合外力下の実験及び考察	36
(1) 実験方法及び実験状態	36
(2) 定常風のみによる効果	36
(3) 潮流と風の複合効果	37
(4) 規則波の効果	37
(5) 不規則波の効果	37
(6) 複合外力下の極大値の分布	37
(7) 危険な複合外力の条件	38
(8) 複合外力下における実験例	38
1.4.3 1.4 節における結論	38
1.5 総合模型実験	54
1.5.1 目 的	54
1.5.2 実験方法	54
1.5.3 実験結果及び考察	54
1.6 2 ロワーハル, 8 コラム型セミサブリグの水槽実験に関するまとめ	56
2. セミサブ型リグの風圧転覆モーメントに関する研究	68

2.1 まえがき	68
2.2 既往の風洞試験の概要	68
2.3 記号	68
2.4 使用風洞および模型	69
2.4.1 風洞	69
2.4.2 模型	69
2.5 試験方法	69
2.6 試験条件	69
2.6.1 気流条件	69
2.6.2 吃水、傾斜角、風向、風速	69
2.7 データ整理法	70
2.8 試験結果および考察	70
2.8.1 Re数試験結果	70
2.8.2 風向および傾斜角特性試験結果	70
2.9 ABSルールによる計算との比較	72
2.10 まとめ	72
3. 海洋構造物の設計外力の推定精密化に関する研究	93
3.1 セミサブ型リグに働く流体力の水槽実験	93
3.1.1 まえがき	93
3.1.2 水槽実験	93
3.1.3 実験解析および結果	93
3.1.4 理論計算	95
3.1.5 実験結果と理論計算結果との比較	98
3.1.6 あとがき	99
3.2 セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究	129
3.2.1 まえがき	129
3.2.2 セミサブ型リグに働く風圧力による転倒モーメント	129
(1) 試験概要	129
(2) 結果及び考察	131
3.2.3 セミサブ型リグに働く潮流力による転倒モーメント	132
(1) 実験概要	132
(2) 結果及び考察	133
3.2.4 結論	133
4. 実機試験の検討	160
4.1 実機試験の目的と必要性	160
4.2 浮遊式海洋構造物の実機試験計画	160
4.3 実機試験用構造物の概略	163
4.4 計測システム	165
4.5 実機試験用適地の調査結果	167
付録（I）海洋構造物の実機（実海域）実験例	171
付録（II）実機試験に関して参考となる事項	178

は　じ　め　に

海底石油掘削が海象条件の厳しい海域まで進展し、それに応じてより性能の高い石油掘削リグが要求されるようになり、安全性と経済性の両方の見地より適切な復原性を備えること、或は設計されたリグの復原性を正当に評価することが重要となってきた。一方、石油掘削リグの復原性や構造、設備の安全性を規定する国際的な統一ルールである IMO の MODU CODE に関しても、より安全性を高める立場からその見直しを求める声もあがり始めている。従って関係各国では石油掘削リグの復原性の検討にとりかかり、今や復原性は海洋開発工学の部分での一つの重要な研究課題となっている。

このようなときに我が国においても復原性及び外力研究の要望が高まり、昭和57年度より第192研究部会が設けられ研究を開始したことは時宜を得たものであった。昭和57年度は本研究を無駄なく有効に推進するため石油掘削リグの設計基準の現状の調査、その問題点の抽出ならびに研究課題の設定とを組織的体系的に行うという、研究計画立案のフェージビリティスタディを行った。

昭和58年度は第2年目として前年度に立案した計画に沿って研究の実施に入った。研究計画は復原性及び設計外力に関する課題を抱含するものであるが、本年度はとりあえずそのうち最も問題の解明上基礎的かつ緊急を要する課題にしぼって研究を実施した。即ち

- (1)転覆機構の解明に関しては、セミサブリグの波浪中における動搖特性に関する基本的な性質を調べる模型実験と理論計算を行い、各機関の計算値相互の比較や実験と計算の比較などを行った。さらにリグが定常的な外力によって傾斜している状態での動搖特性を中心に調べた。そして波と潮流の作用を同時に受けた場合の応答特性の調査や波、風、潮流の混在する中で係留されたセミサブリグの挙動を総合的に観測し、転覆につながる要因を探った。
- (2)風圧転覆モーメントに関する風洞試験では、水槽試験に用いたと同じ代表的セミサブ船型について、水平浮上時並びに大傾斜時について各種風圧力（抗力、揚力、モーメント）等を測定し風向、傾斜角、吃水等の影響を明らかにするデータを得て、現行ルールとの比較も行った。
- (3)設計外力の推定精密化に関する研究では、セミサブリグの直立及び傾斜時の強制上下動試験及び波強制力測定実験と理論計算、セミサブリグの上部構造物に働く風圧力及び部材に働く風圧力成分並びに水中船体に働く潮流力等の実験的研究を行ない、部材及び全体に働く外力及び流体力の推定への足がかりを得た。
- (4)実機試験の計画立案と調査に関しては、過去に実施された実機試験例の調査、実機試験項目や構造物の検討並びに実機試験に適する海域の現地調査を行った。

これらの研究により、前年度設計された供試用の代表的セミサブリグ船型について、動搖特性、複合外力下の大動搖・大傾斜の状況、風圧力、並びに流体力、波浪、潮流力などの外力に関する基本的な性質をひと通り把握することができた。

1. 2 ロワーハル, 8 コラム型セミサブリグの水槽実験

セミサブリグの代表的な型式として、2 ロワーハル, 8 コラム型セミサブリグを対象とし、転覆機構を解明する手段として、次の水槽試験を実施した。

- (1) 基本的な波浪中の運動を把握するため、拘束のない無係留状態の波浪中の動搖実験
- (2) 動的復原性能を調査するため、波浪以外の外力によって初期傾斜角がある場合に波浪外力を受け大傾斜を起す場合の実験（石川島播磨重工業）
- (3) 実海域では風、潮流、波浪等の外力を受けるので、これらの外力の影響および、これらの外力が複合した場合を想定し、擬似風、擬似潮流を設定した複合外力下の波浪中動搖特性試験（横浜国立大学）
- (4) 以上の個別外力による影響を認識した上で、風、潮流、波浪を発生させた総合水槽実験（住友重機械工業）

以上の実験を上記 3 機関の水槽試験設備の特徴を活用して実施した。

1.1 供試模型

実験に使用した模型は 3 機関共通の 1 つの模型とし、これを持廻り使用した。その目的は模型差による測定誤差の排除と、経済性であるが、その代償として試験予定の拘束、運搬時の破損の補修、実験設備の改造等実験実施機関の犠牲を強いる結果になった。

模型は 2 ロワーハル、8 コラム型セミサブリグで縮尺 1 / 64 とした。その主要目は表 1.1.1 に、外形図を図 1.1.1 に示した。ロワーハル、コラム部分は F R P 製、上甲板部及び上部構造物は木製とした。模型の没水部分では、アンカーラック、上甲板部分では係留用ウィンドラス、救命ボート、パイプラック等の付加物は省略した。また、クレーン、デリック等は装備したが、簡略化したものにした。試験状態では 3 機関でできるだけ同一にするよう努力したが、詳細については調整し切れないところがあり、実際の実施状態を表 1.1.1 に併記した。なお、ITTC の O. E. C. セミサブ運動比較計算プロジェクトにこの模型が計算対象として選定されたので、その要目も参考として示した。

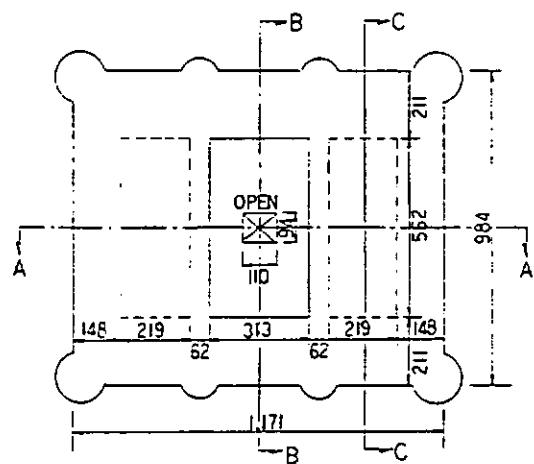
表 1.1.1 供試模型主要目

	実機	I T T C 比較計算	模型		N o. 1 Experiment		N o. 2 Experiment		総合 実験
			無係留時動搖実験	横浜国大立石 橋川島橋基	大傾斜時 動搖実験	複合外力下 実験			
全長 (m)	115	1.797					1.797		
全幅 (m)	75	1.172					1.172		
高さ(バーナまで)(m)	38	0.594					0.594		
吃水 (m)	20	0.313	0.313		図1.3.1参考			0.313 *	
排水量(ton, kg)	35,000(海水)	130.3	131.1	131.7	131.8	131.7	131.8 *	131.8 *	131.1 *
重心位置 (m)	VCG (KG) LCG TCG	17.5 0 0	0.273 0 0	0.273 0 0	0.274 0 0	0.273 0 0	0.273 0 0	0.273 *	0.273 *
メタセント 高さ(m)	GML GMT	2.37 2.87	0.037 0.045	0.037 0.045	0.036 0.044	0.037 0.044	0.036 0.045	0.037 *	0.037 *
慣動半径 (m)	kxx kyy kzz	- - -	0.536 0.556 0.634	0.508 0.554 0.642	0.504 0.557 0.654	0.518 0.557 0.663	0.517 0.557 0.662	0.518 0.556 0.664	0.513 0.557 0.664
固有周期 (sec)	Surge Sway Heave Roll Pitch Yaw	- - - - - -	- - - - - -	- - - - - -	- - - - - -	- - - - - -	8.12 11.2 3.00 6.72 6.40 no data	- - 3.00 6.46 7.26 no data	no data no data 2.99 6.07 7.00 - - 3.5
水深 (m)	-	3.0	2.5	3.0	3.5	3.0	-	-	2.5

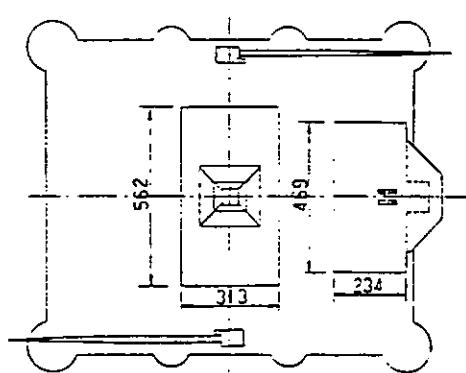
* 係留錆を含まない値

Spring Constraint / Spring (A).... 4.05kg/m, Spring (B).... 1.5kg/m

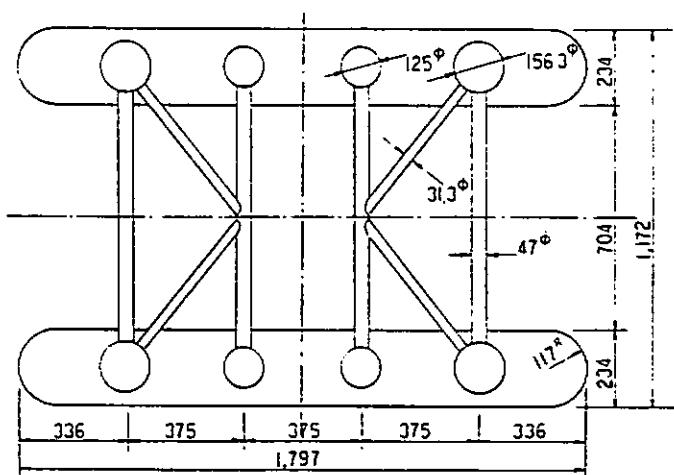
MAIN DECK PLAN



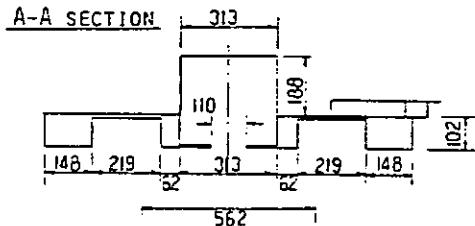
TOP VIEW



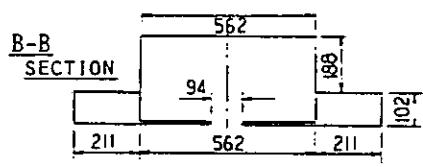
LOWER HULL



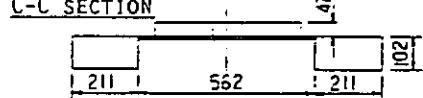
A-A SECTION



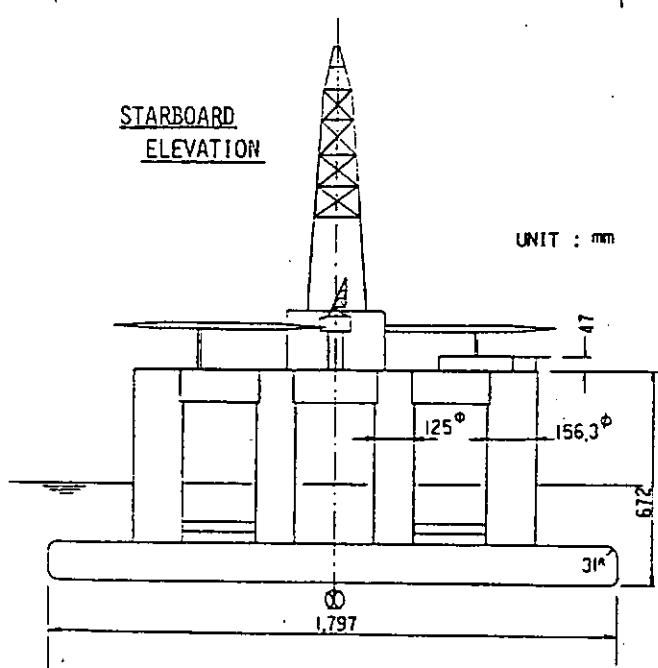
B-B SECTION



C-C SECTION



STARBOARD ELEVATION



FORWARD ELEVATION

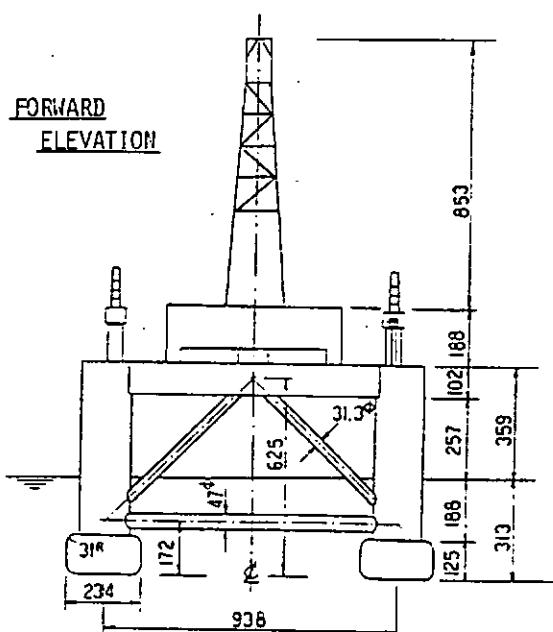


図 1.1.1 セミサブリップ模型外形図

1.2 無係留状態の波浪中動搖模型実験

1.2.1 目的

前年度（昭和57年度），本研究部会で選定された2種類のセミサブリグのうち2ロワーハル，8コラム型セミサブリグの無係留状態の波浪中動搖特性を調べるために水槽実験を実施した。また，セミサブリグの波浪中における動搖の推定に関して現在行われているHooft法を基にした計算法による数値計算を実施し，実験結果と比較し計算法の妥当性を検討した。

実験は，横浜国立大学長水槽（長さ100m，幅8m，水深3m），住友重機械工業^株航海性能水槽（長さ56m，幅30m，水深2.5m）および石川島播磨重工業^株運動性能水槽（長さ70m，幅30m，水深3m）で実施された。以下，機関名をそれぞれYNU，SHIおよびIHIと略す。

ここでは，セミサブリグの波浪中動搖特性について，上記3機関の実験結果をとりまとめた結果を示す。さらに，この実験結果と数値計算結果を比較検討し，2ロワーハル，8コラム型セミサブリグの基本的な波浪中動搖特性を明らかにした。

なお，本実験で使用した模型は，ITTC Ocean Engineering Committeeで実施されているセミサブリグの運動についての比較計算の対象として採用されており，ここで示す実験結果は，それに提供される。

1.2.2 実験方法

供試模型は，3機関とも図1.1.1で示す外形図においてヘリポートを除いて上部構造物を取りはずした状態で，サーバイバル状態について実験を行った。各機関の実験状態を表1.1.1に示す。

運動の計測は，次に示す2つの方法によって計測された。

1) 6自由度運動計測用ガイド装置を用いた機械的な計測方法（SHIおよびIHI）

図1.2.1および図1.2.2に示すごとく模型に作用する定常力（波漂流力および波漂流モーメント）をウェイトとソフトスプリングでバランスさせる方式によって，ガイド装置の計測可能な範囲で模型の位置を保持し運動を計測する方法である。

2) 非接触の光学的センサを用いた遠隔計測方法（YNU）

図1.2.3に示すごとく，模型は完全自由浮体である。模型に発光ダイオード（LED）をターゲットとして取付け，直交して設置した2台のカメラにより得られる平面座標から運動変位を検出する計測方法である。

実験に使用した波は規則波（SHIおよびIHI）および過渡水波（YNU）の2種類である。規則波の場合の波高（ $H_w=2\zeta_a$ ），波周期（ T_w ）を表1.2.1に示す。

表1.2.1 波高および波周期

	波高（ H_w ），m	波周期（ T_w ），s
a	0.046	0.5～3.5
b	0.160	0.75～3.5
c	0.280	1.5
d	0.310	2.0

表1.2.1においてa) b)は波高影響を調べるために2種類の波高について実験した。波周期は上下揺れの固有周期を含めた長周期の範囲まで実験した。c), d)は大波高中の応答を調べるために造波装置の造波可能な波高について行った。これらの波高，波周期は前述のITTC Ocean Engineering Committeeで指定された値に合わせてある。

過渡水波の場合は低周波数域において波高一定，高周波数域において波傾斜一定で実験した。

波入射角は、縦波中 ($\chi = 0^{\deg}$)、斜波中 ($\chi = 45^{\deg}$) および横波中 ($\chi = 90^{\deg}$) の 3 状態である。S H I および I H I は 3 状態について、Y N U は縦波中および横波中の 2 状態について実施した。

1.2.3 計算方法

セミサブリグの波浪中における動搖を推定するため、Hooft の方法を基にした計算法による数値計算を行った。座標系は、空間固定の座標系を設定し、浮体の重心を原点とし、静止状態において上記座標系と平行な船体固定座標系を用いた。

流体力および波強制力は、ロワーハルについて固有関数展開法（いわゆる領域分割法）で計算した値を用いた。粘性に基づく力として運動と波粒子の相対速度の自乗に比例する減衰力を加えた。コラム、プレースは波周波数に依存しない一定の付加質量と粘性減衰力を考慮した。

1.2.4 実験および計算結果と考察

図 1.2.4(a)～図 1.2.15(b)に実験結果および計算結果を示す。図番における(a)は振幅特性、(b)は位相特性を示す。実験結果において Y N U は振幅特性のみである。

なお、運動の計測は図 1.2.1、図 1.2.2 および図 1.2.3 に示すごとく 3 機関ともデッキ上面で計測しているが、実験結果は重心位置に変換して示してある。

縦揺れ、横揺れおよび船首揺れの無次元化においては、有限水深の波傾斜を用いた。

次に、数値計算は 3 機関で実施されたが、ここでは I H I の実験状態について実施した結果のみを示す。

(1) 3 機関の比較

i) 慣動半径 (表 1.1.1 参照)

K_{xx} (横揺れ) は、目標値に対して 3 機関とも小さい。

K_{yy} (縦揺れ) は、3 機関とも目標値と一致している。

K_{zz} (船首揺れ) は、目標値に対して 3 機関とも大きい。

ii) 固有周期 (表 1.1.1 参照)

上下揺れは、3 機関とも一致している。

縦揺れおよび横揺れは 3 機関で差が大きい。

船首揺れは、模型に作用する定常モーメントをバランスさせるために用いたソフトスプリングの影響が現われて差が大きくなっている。

固有周期の計測は、Y N U と I H I は模型を完全に自由にして行った。S H I は運動計測用ガイド装置を模型に取付けた状態で実施した。

縦揺れおよび横揺れにおける 3 機関の差は、それらが周期が長く減衰力が早い現象であるので、精度よく計測するのが難しいことも一つの要因であると考える。

iii) 水深の影響

表 1.1.1 に示すごとく、実験を実施した 3 機関の実験時の水深が異なっている。図 1.2.16(a)～図 1.2.18(b)は、この水深の違いが動搖特性にどの程度影響するかを調べるために実施した数値計算の結果を示す。図は横波中 ($\chi = 90^{\deg}$) の場合である。数値計算は I H I の実験状態について、水深のみを 3 機関の数値に変えて行った。波高は $H_w = 0.046$ m である。水深の影響は振幅特性について波周期 $T_w = 1.8$ s 附近から現われて、長周期になるにしたがい顕著になる。位相特性については、上下揺れの同調点付近で見られる程度で他の運動モードには、ほとんど水深による差はない。これらの傾向は、他の波入射角の場合も同じである。

iv) 動搖特性

3 機関とも振幅特性および位相特性は大略一致している。実験方法の違い、iii) で述べた実験時の水深による差などを考慮すると 3 機関の結果はよく一致しているのではないかと考える。

(2) 実験および計算結果との比較

図に示すとく、実験結果と計算結果はよく一致している。

波高影響は、上下揺れにおいて顕著であるが他の運動モードにおいては、実験を実施した波高、波周期の範囲では、ほとんど認められない。

上下揺れは、同調点付近と波無し付近で波高による応答の違いが振幅特性、位相特性に現われている。

また、波入射角が変化しても、上下揺れはほとんど変わらない。これらの特性は、実験、計算ともに定性的にはもちろん定量的にもかなりよく一致している。

1.2.5 まとめ

2ロワーハル、8コラム型セミサブリグの基本的な波浪中動搖特性を明らかにした。

また、Hooft の方法を基に、波高影響を含む計算法による動搖の推定は、実験結果と定性的にも定量的にもかなりの精度で一致することが判った。

3機関による実験結果は、実験設備、実験方法などの違いがあるのにもかかわらず、振幅特性、位相特性とともによく一致していることが確かめられた。

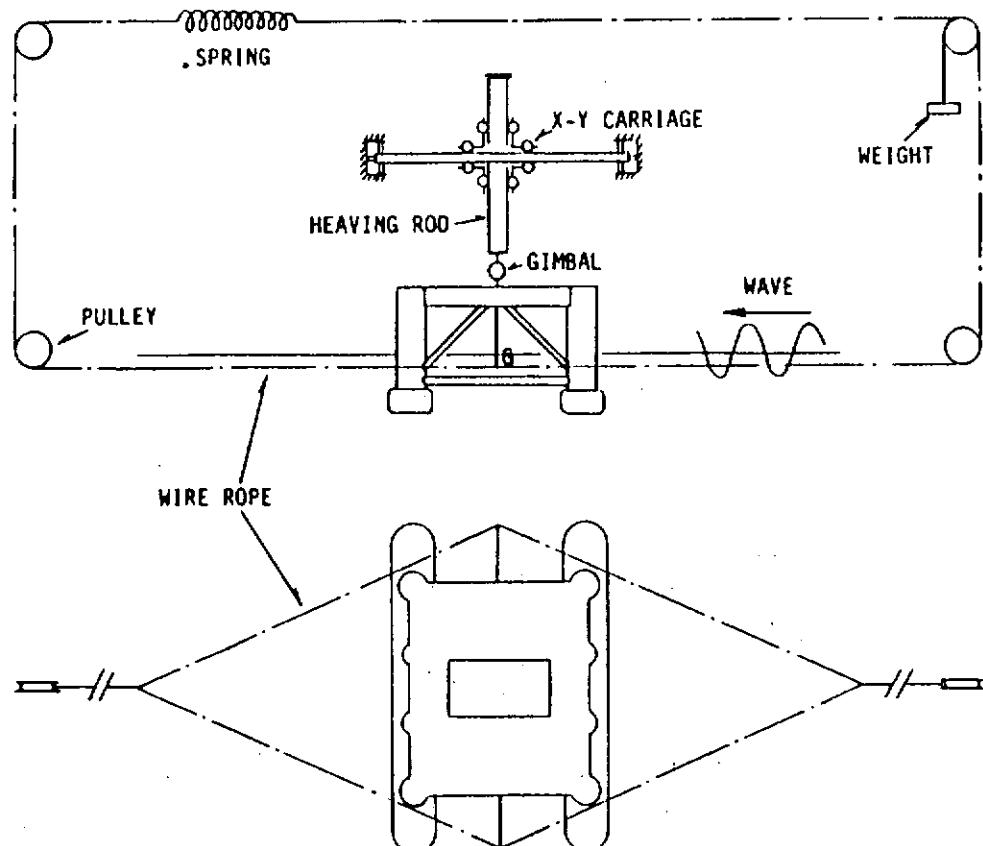


図 1.2.1 運動の計測方法 (S.H.I.)

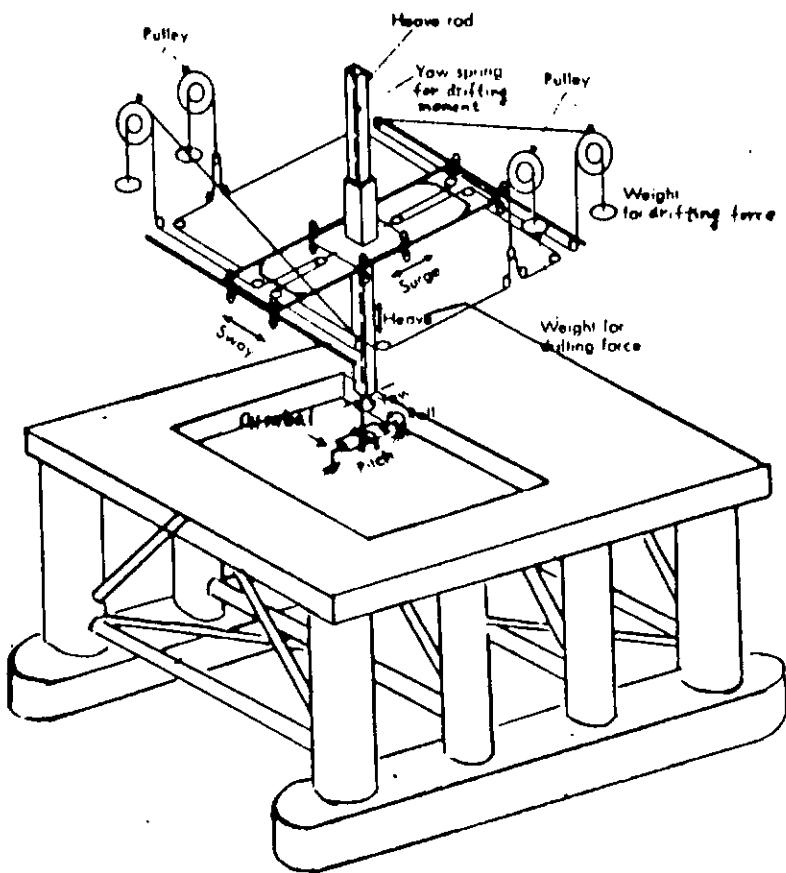


図 1.2.2 運動の計測方法 (I.H.I.)

Remote Measurement by Position Sensor Device (YNU)

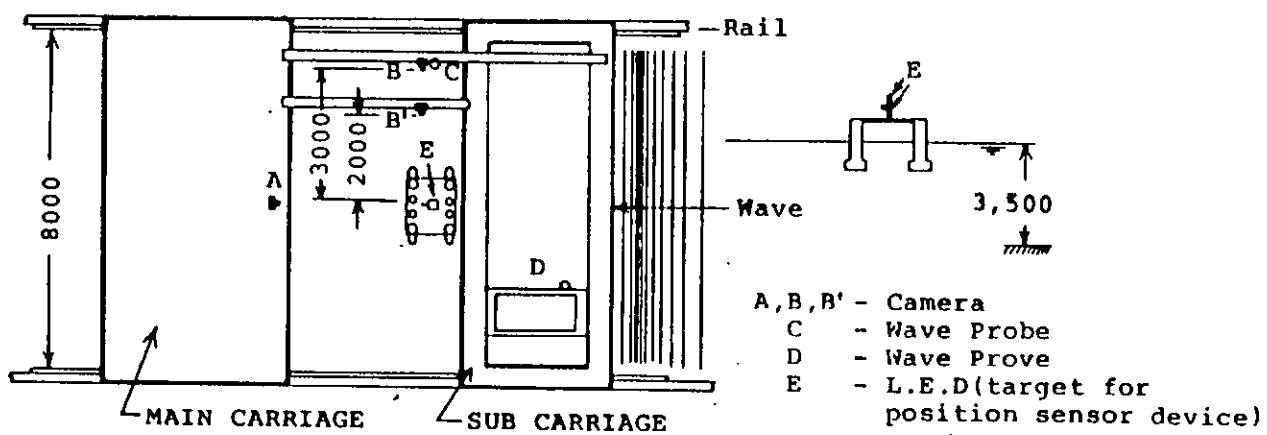


図 1.2.3 運動の計測方法 (Y.N.U.)



図 1.2.4 (a)前後搖れ

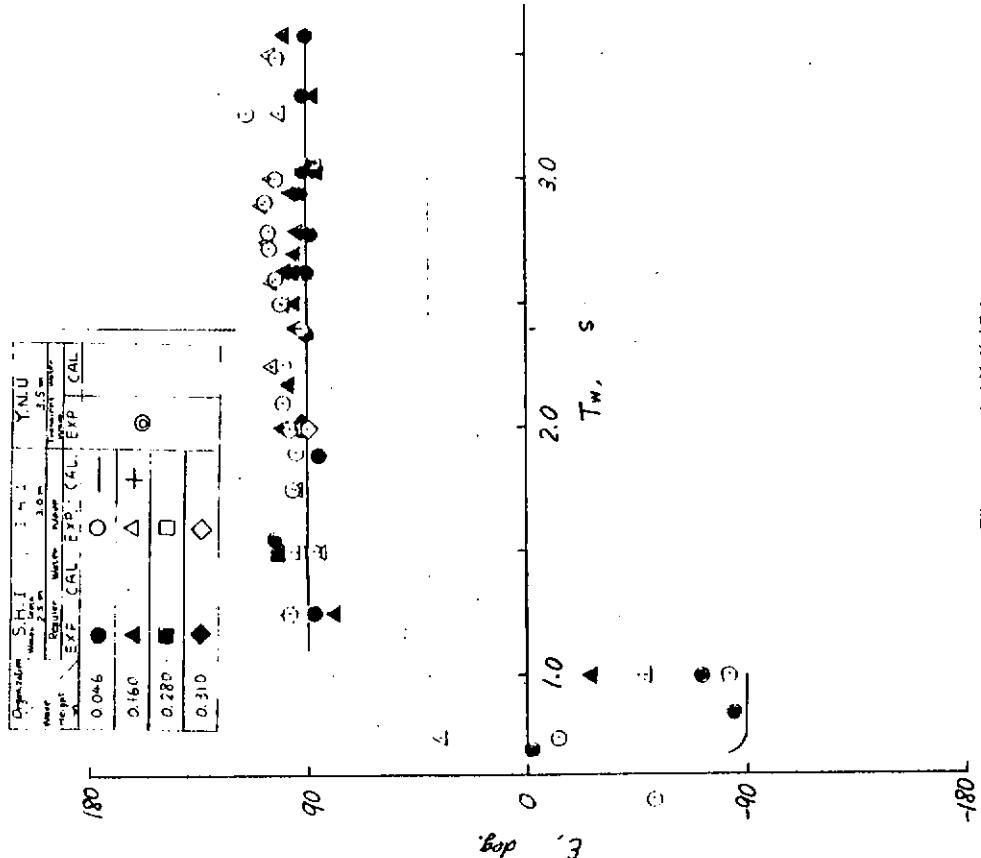


図 1.2.4 (b)前後搖れ

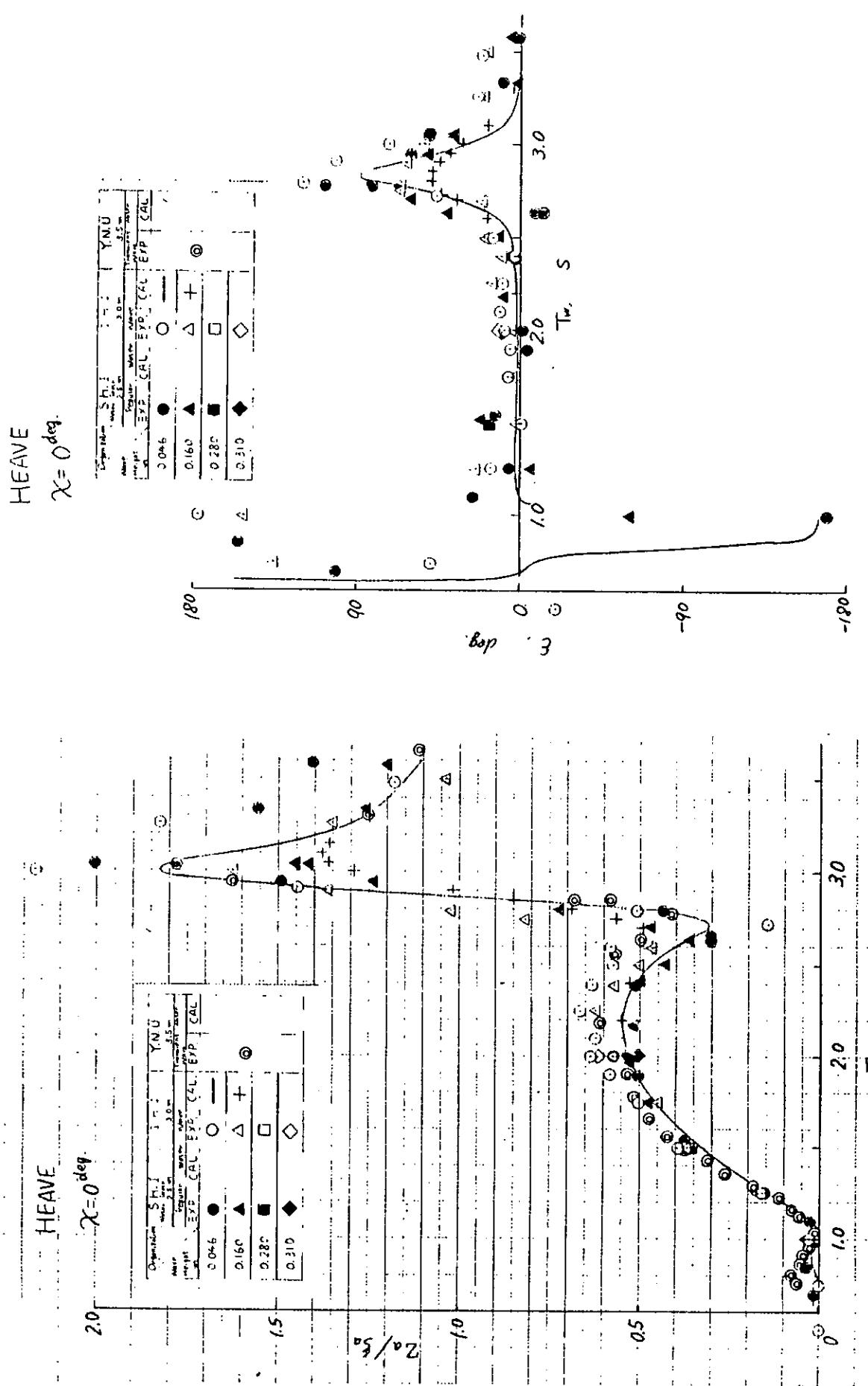


図 1.2.5 (a)上下揺れ

図 1.2.5 (b)上下揺れ

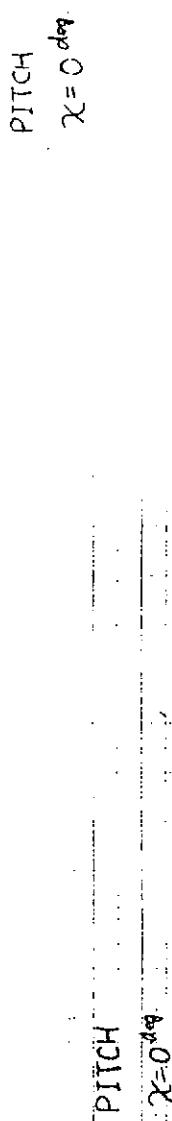


図 1.2.6 (a)縦振れ

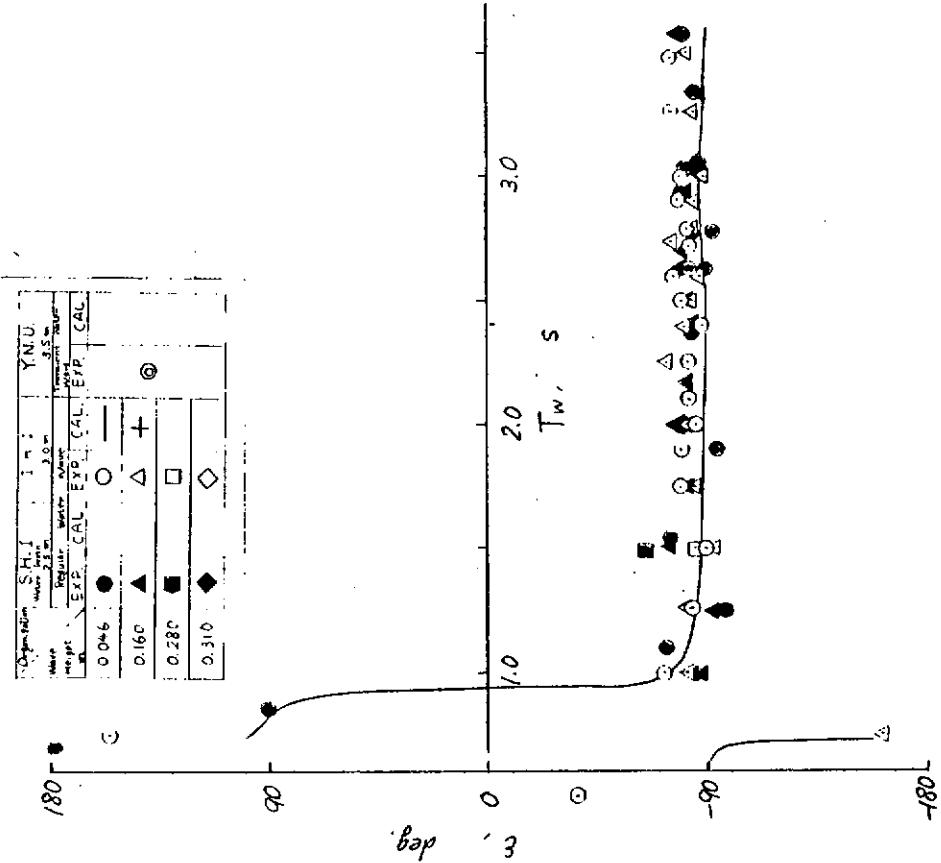


図 1.2.6 (b)縦振れ

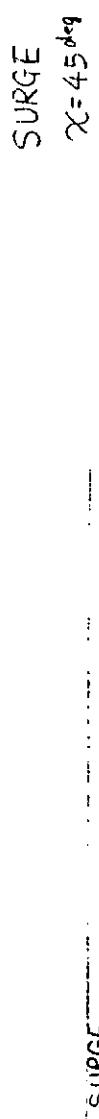


図 1.2.7 (a)前後揺れ

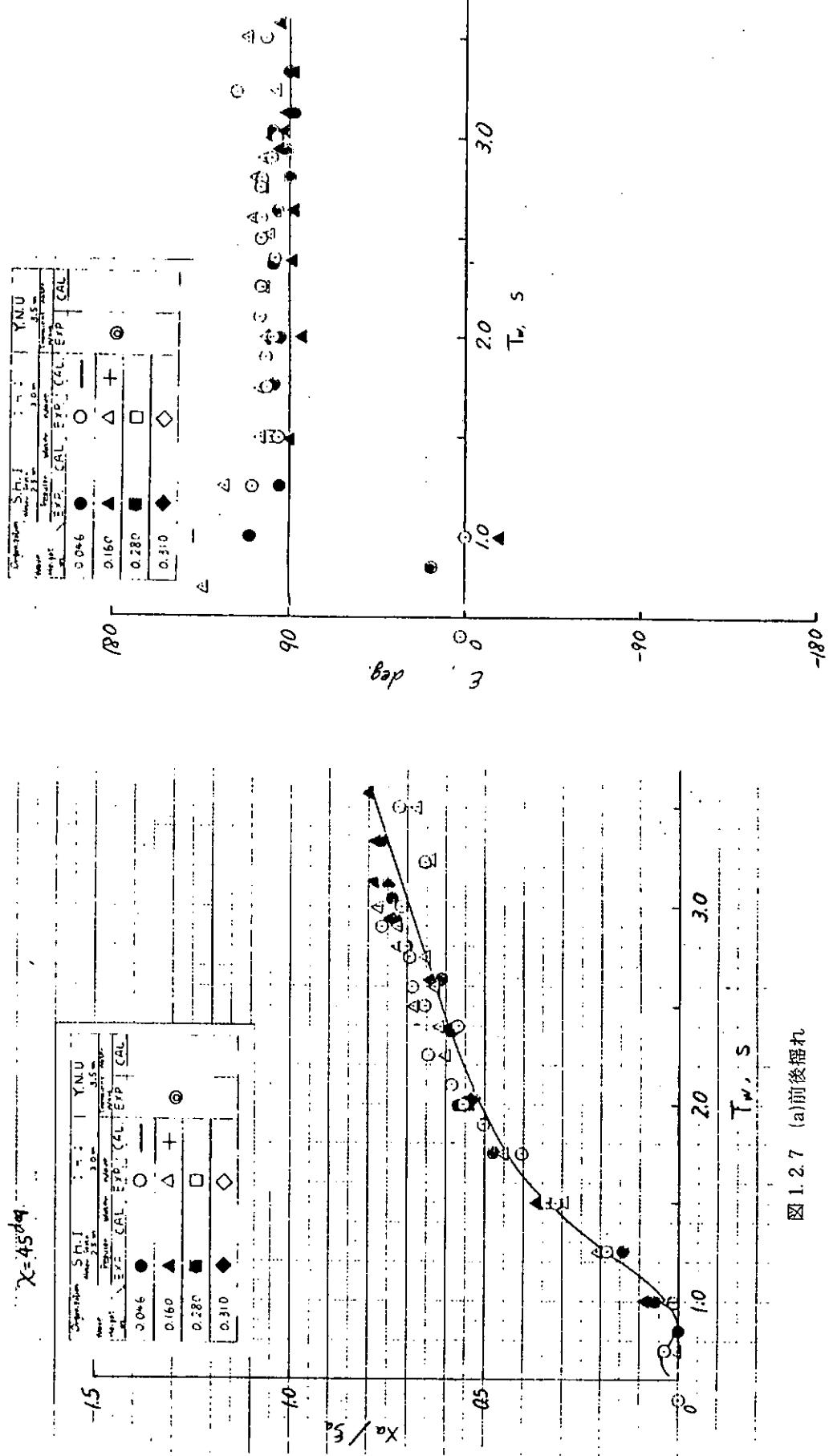


図 1.2.7 (b)前後揺れ

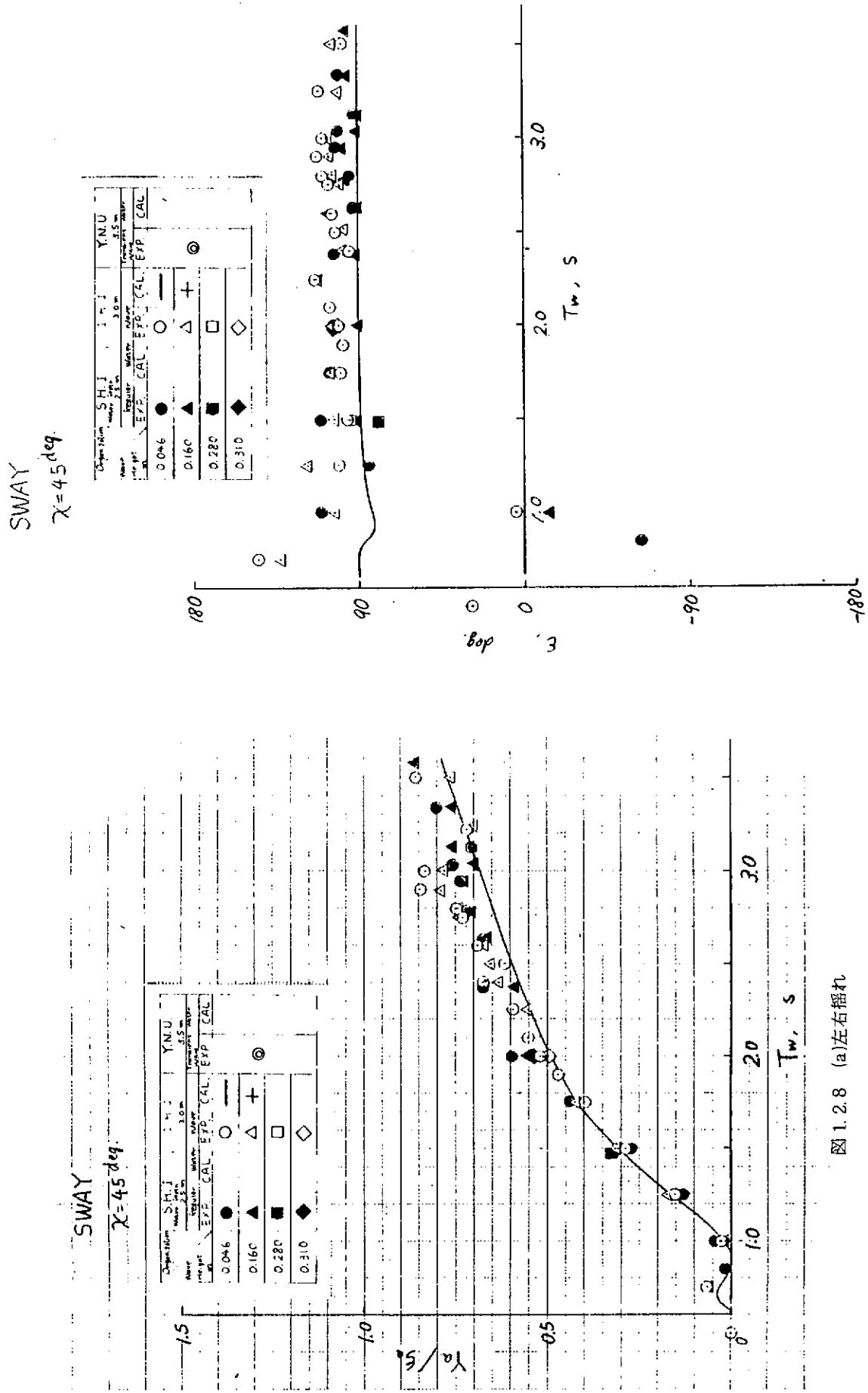


図 1.2.8 (a)左右揺れ

図 1.2.8 (b)左右揺れ

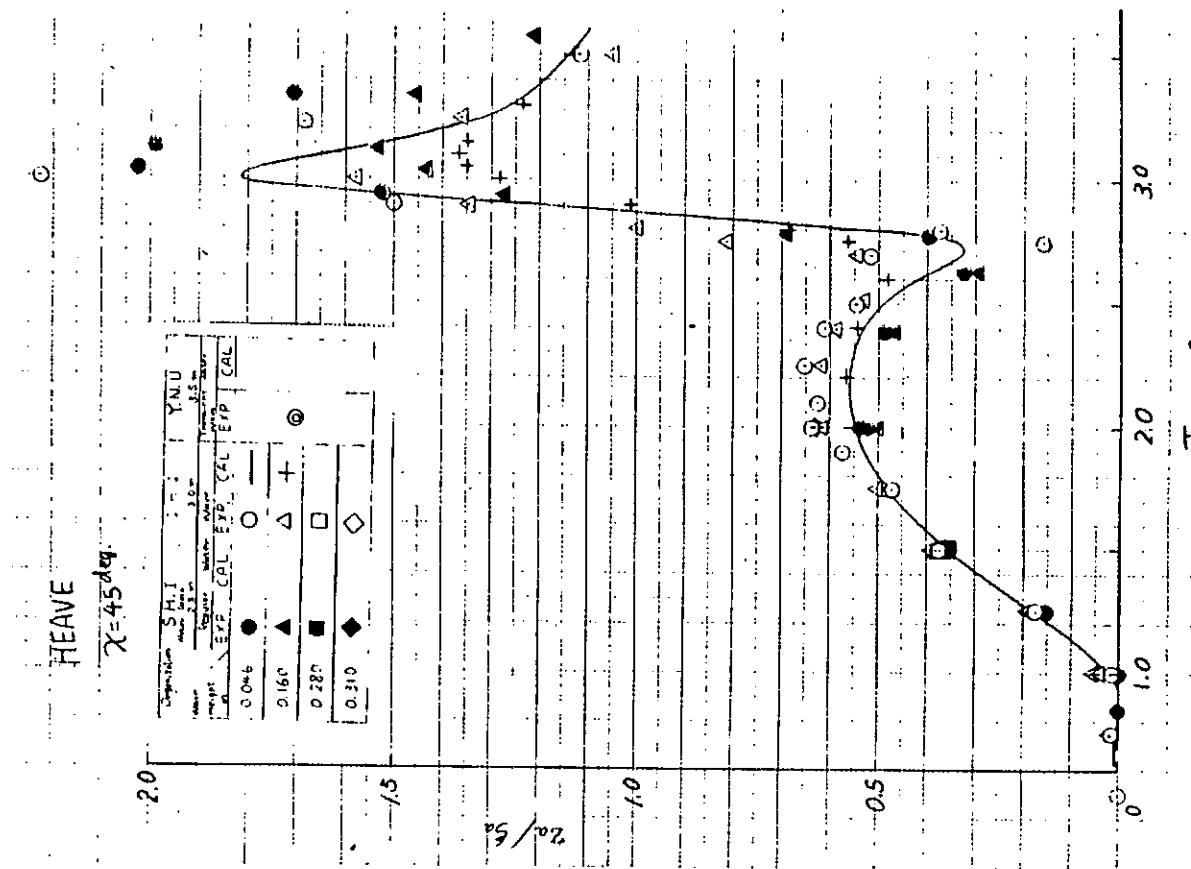


図 1.2.9 (a) 上下揺れ

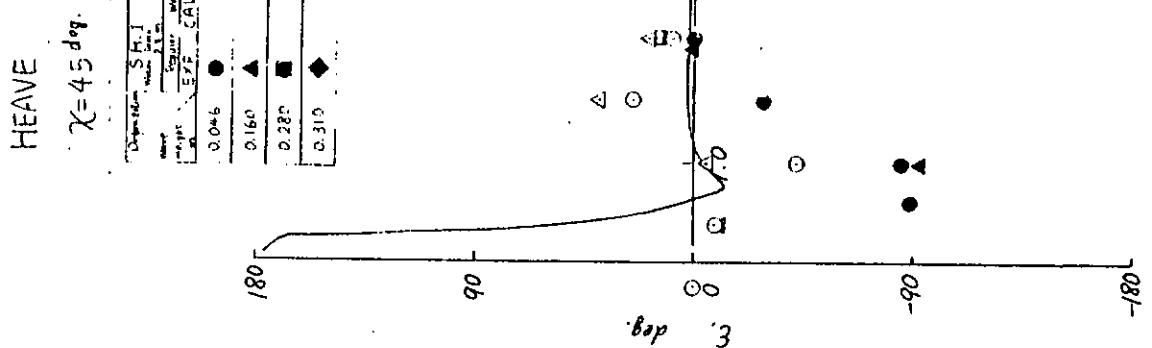


図 1.2.9 (b) 上下揺れ

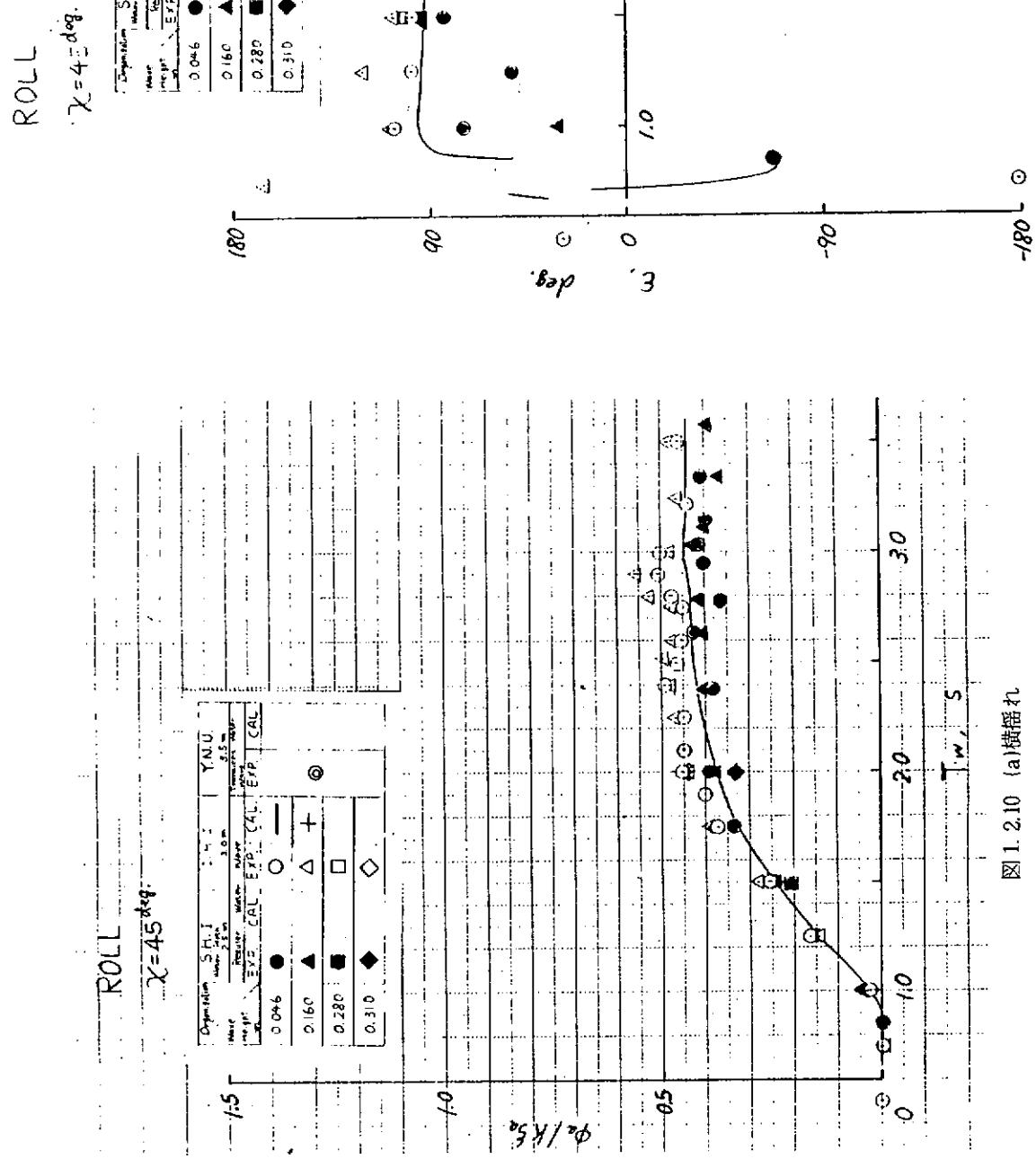


図1.2.10 (a) 横揺れ

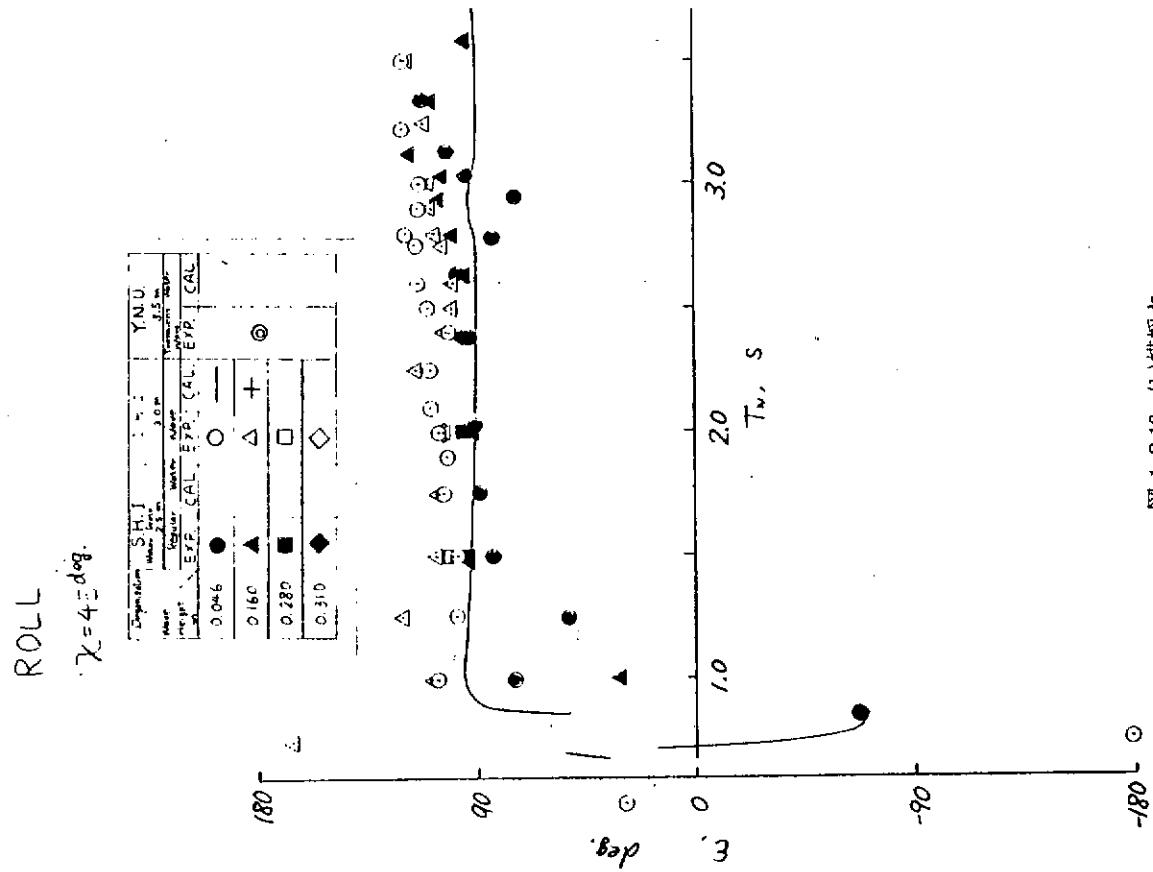


図 1.2.10 (b) 横揺れ

PITCH
 $\chi = 45^\circ$

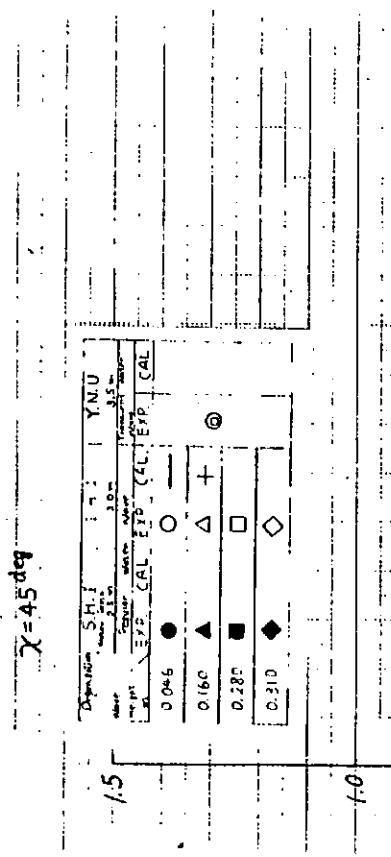


図 1.2.11 (a) 滾擺れ

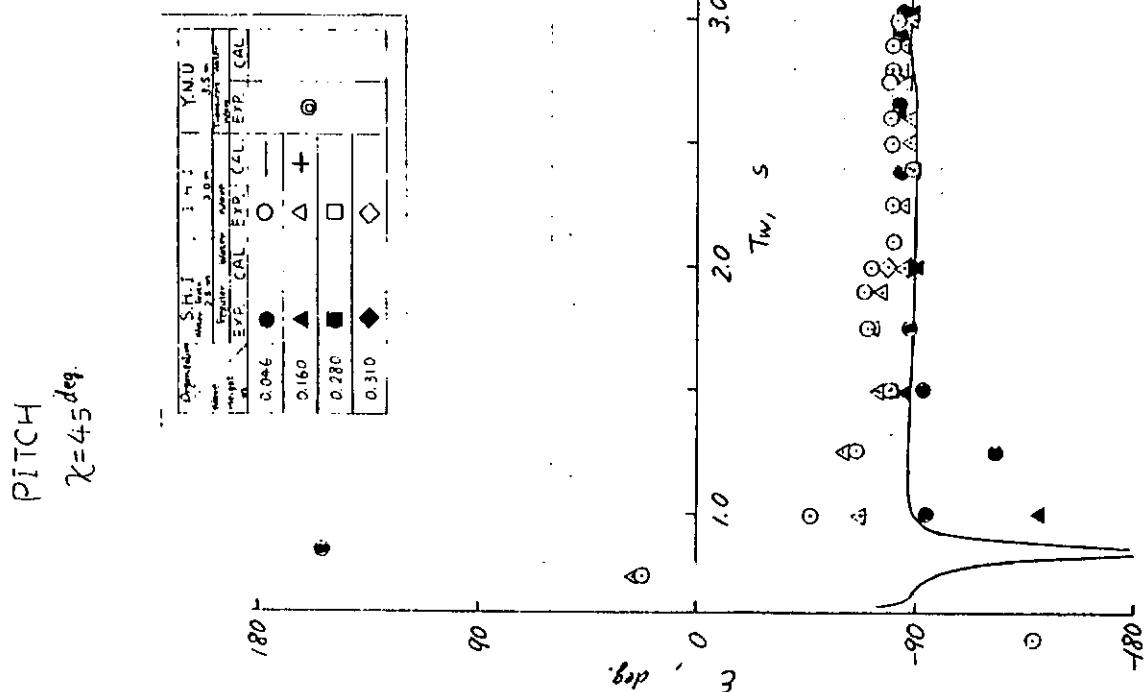


図 1.2.11 (b) 縦擺れ



図 1.2.12 (a)船首搖れ

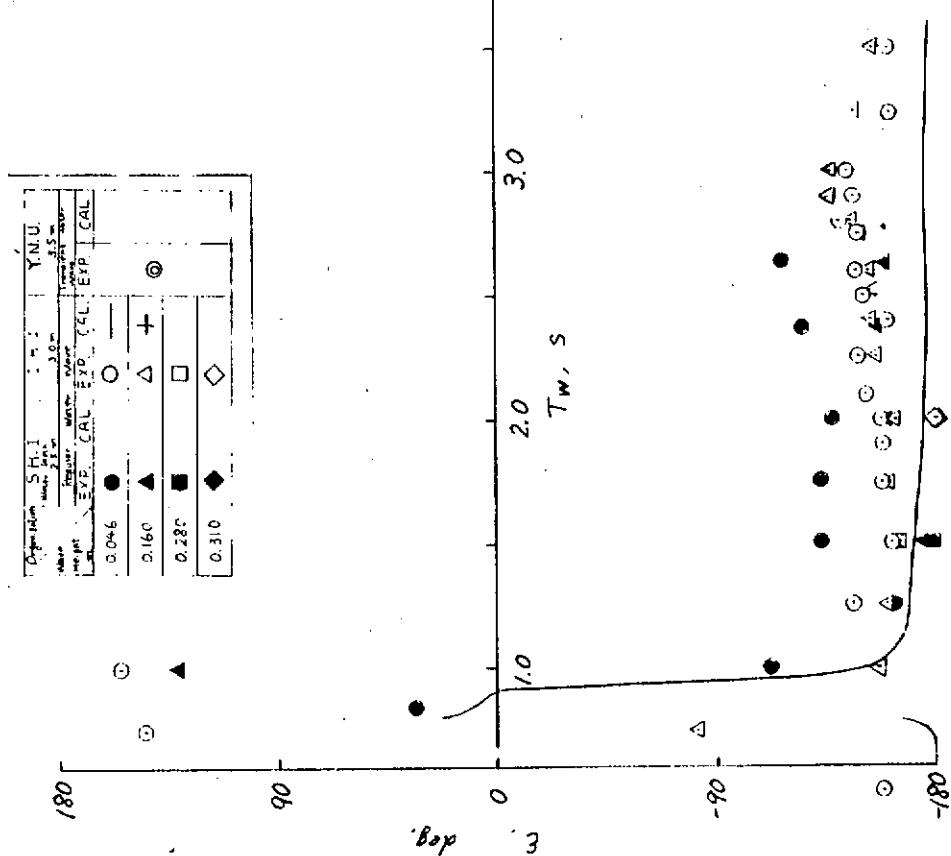


図 1.2.12 (b)船首搖れ

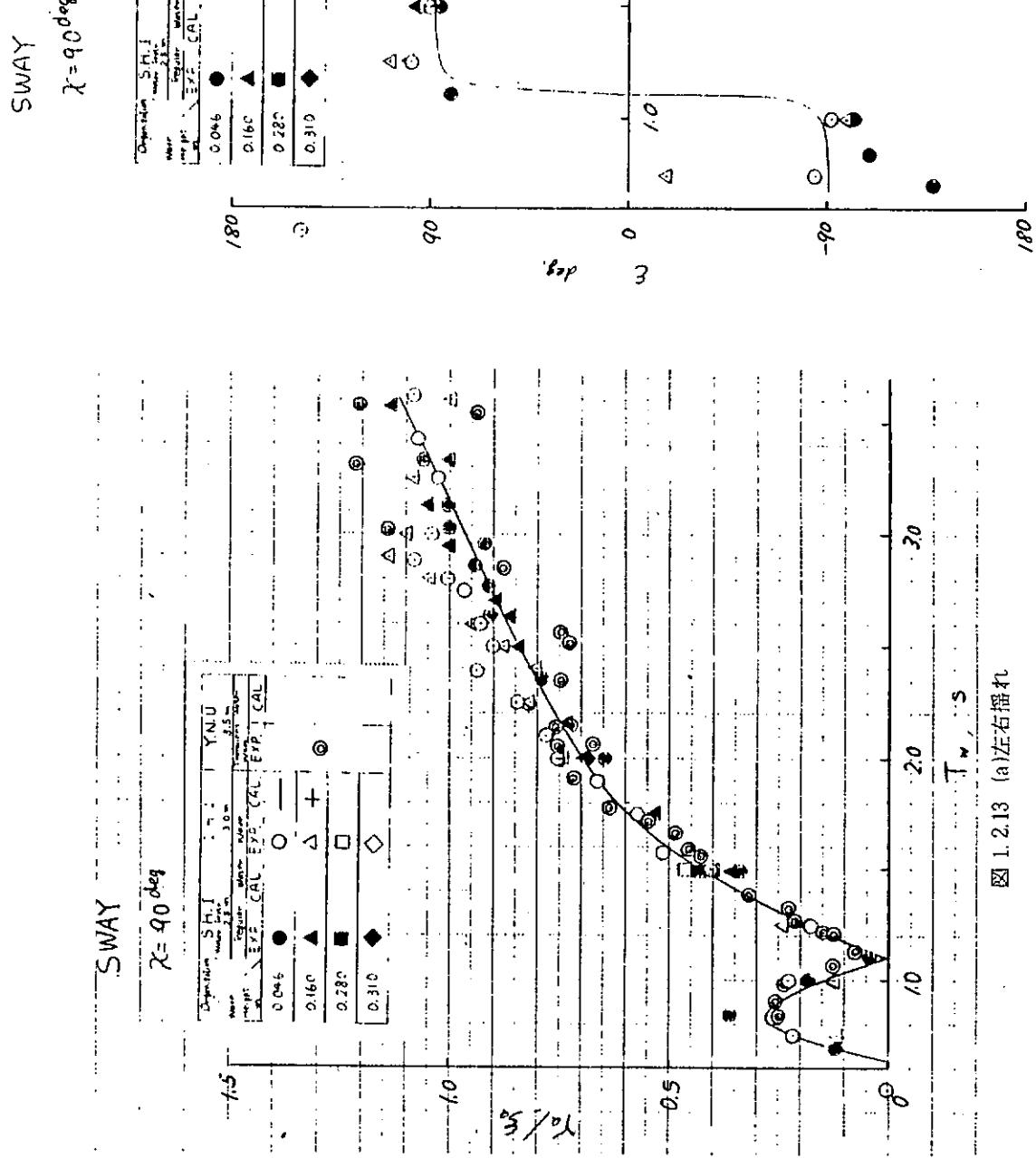


図 1.2.13 (a)左右揺れ

図 1.2.13 (b)左右揺れ

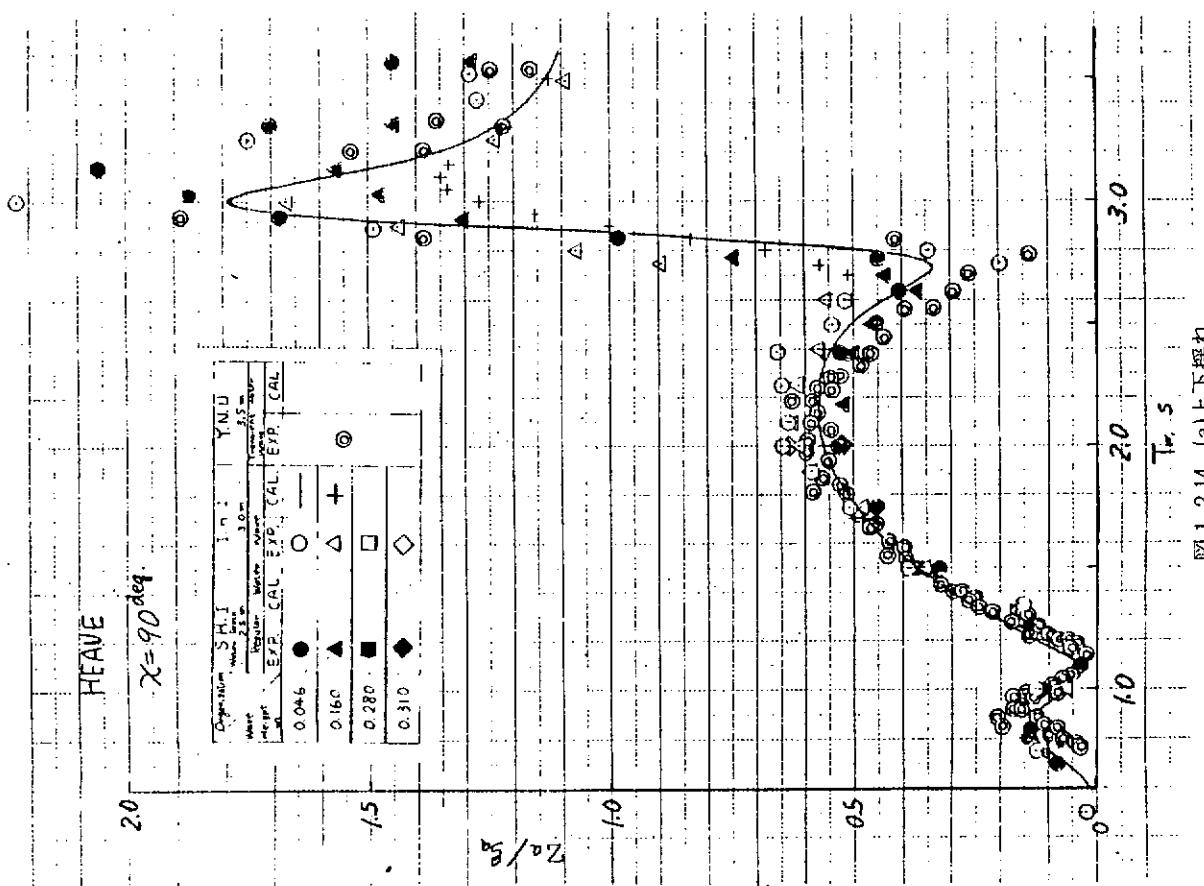


図 1.2.14 (a)上下揺れ

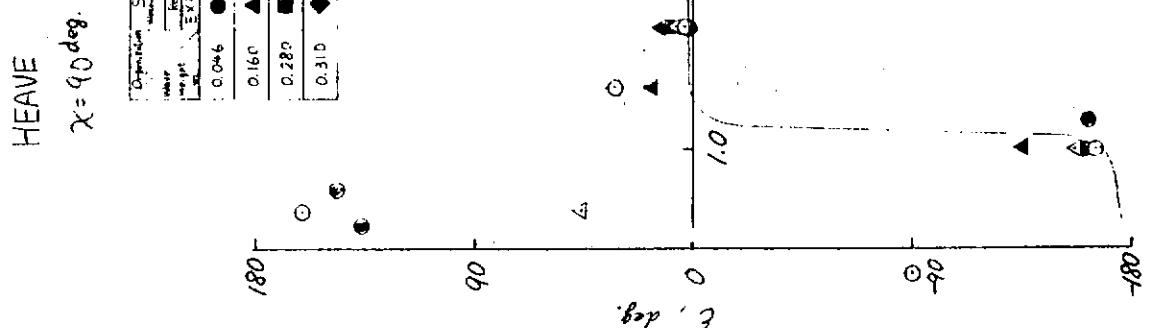


図 1.2.14 (b)上下揺れ

ROLL

$\chi = 90 \text{ deg}$

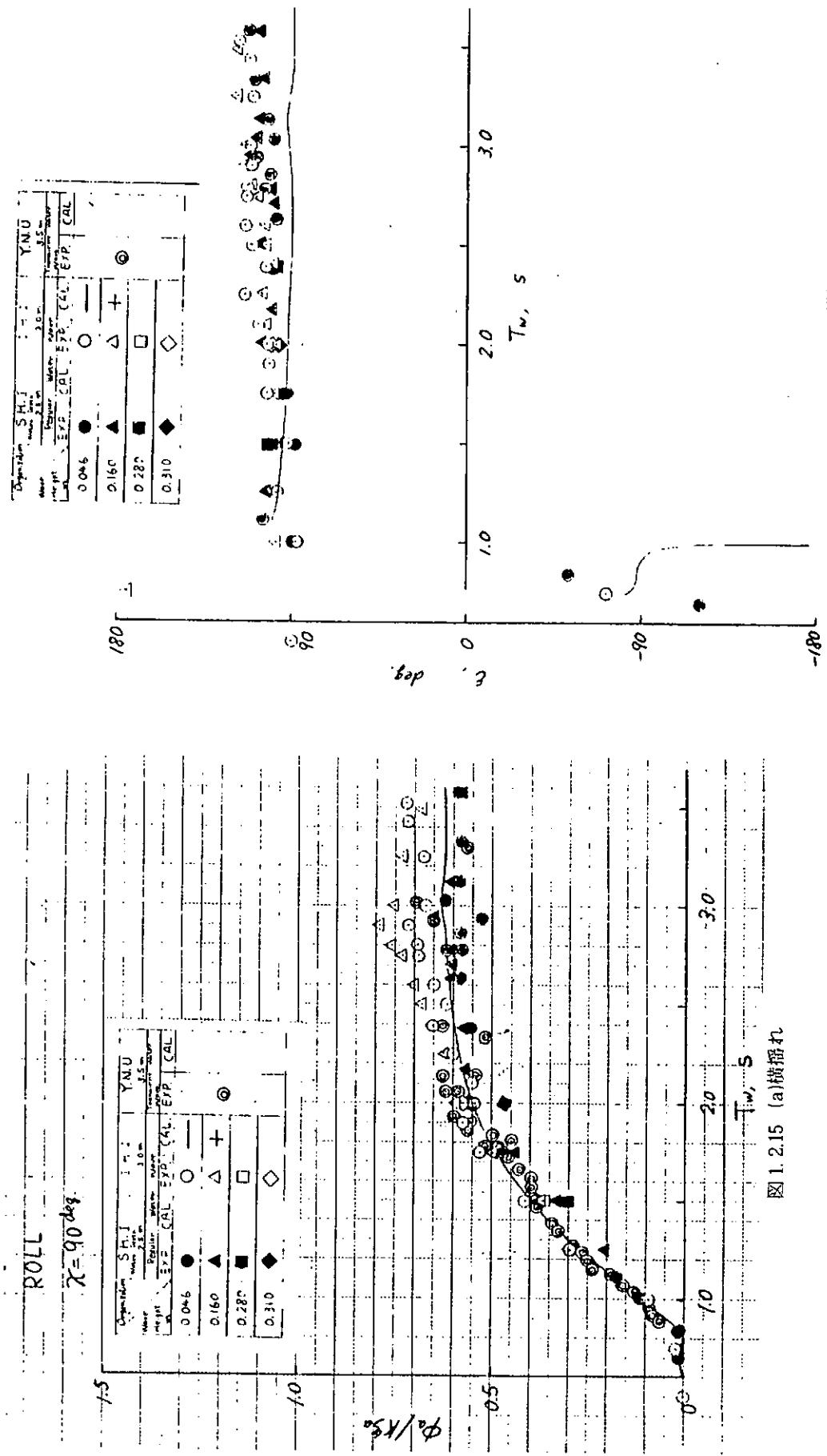


図 1.2.15 (a)横揺れ

図 1.2.15 (b)横揺れ

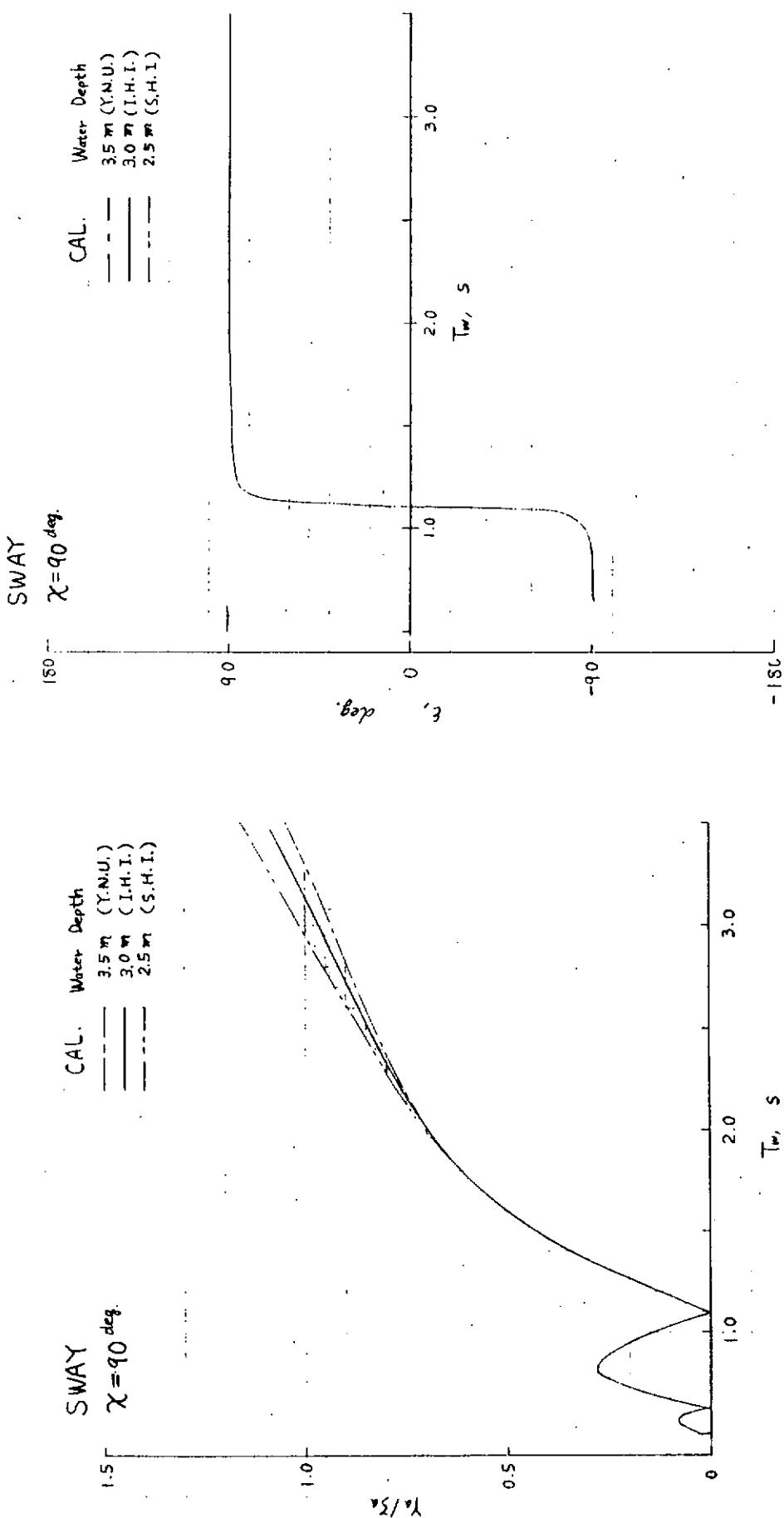


図 1.2.16 (a)左右揺れ

図 1.2.16 (b)左右揺れ

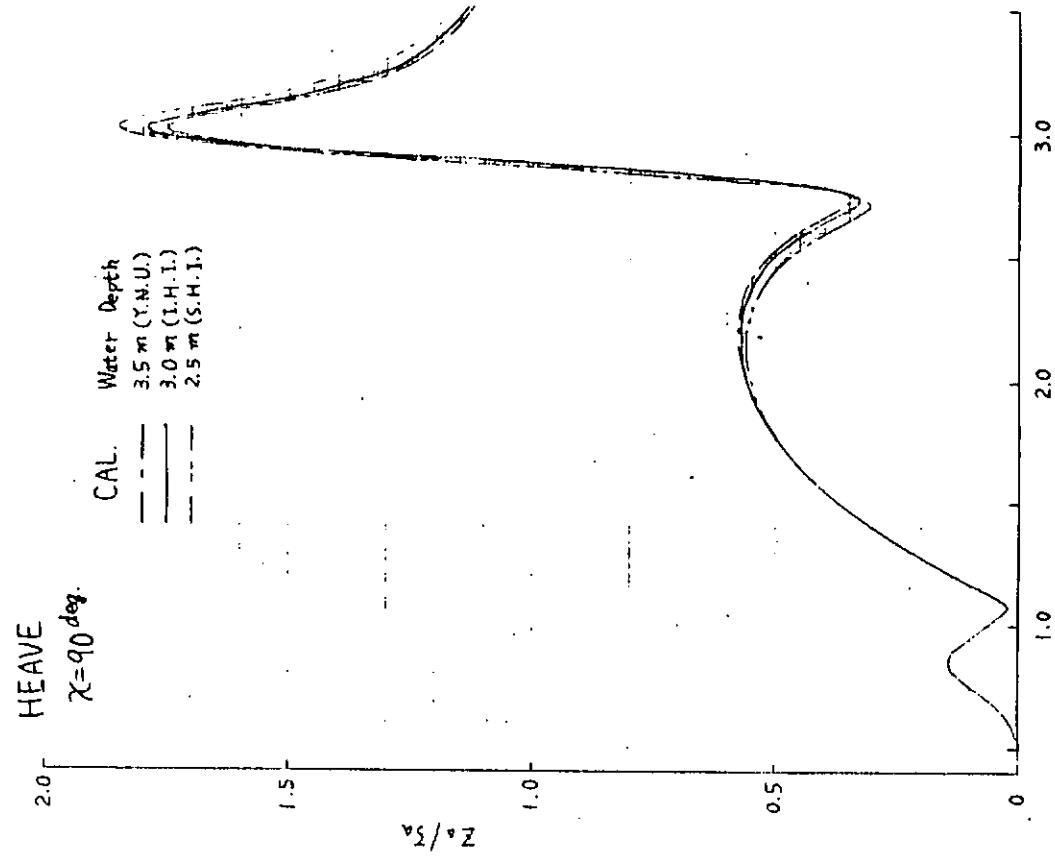


図 1.2.17 (a)上下揺れ

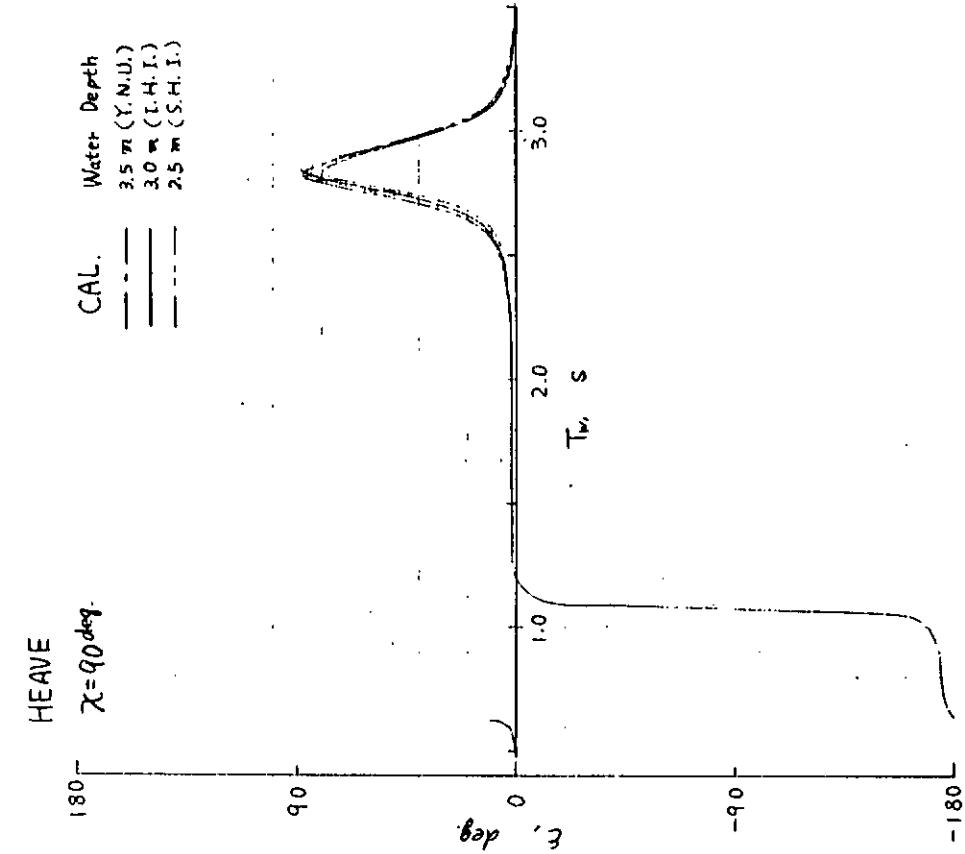


図 1.2.17 (b)上下揺れ

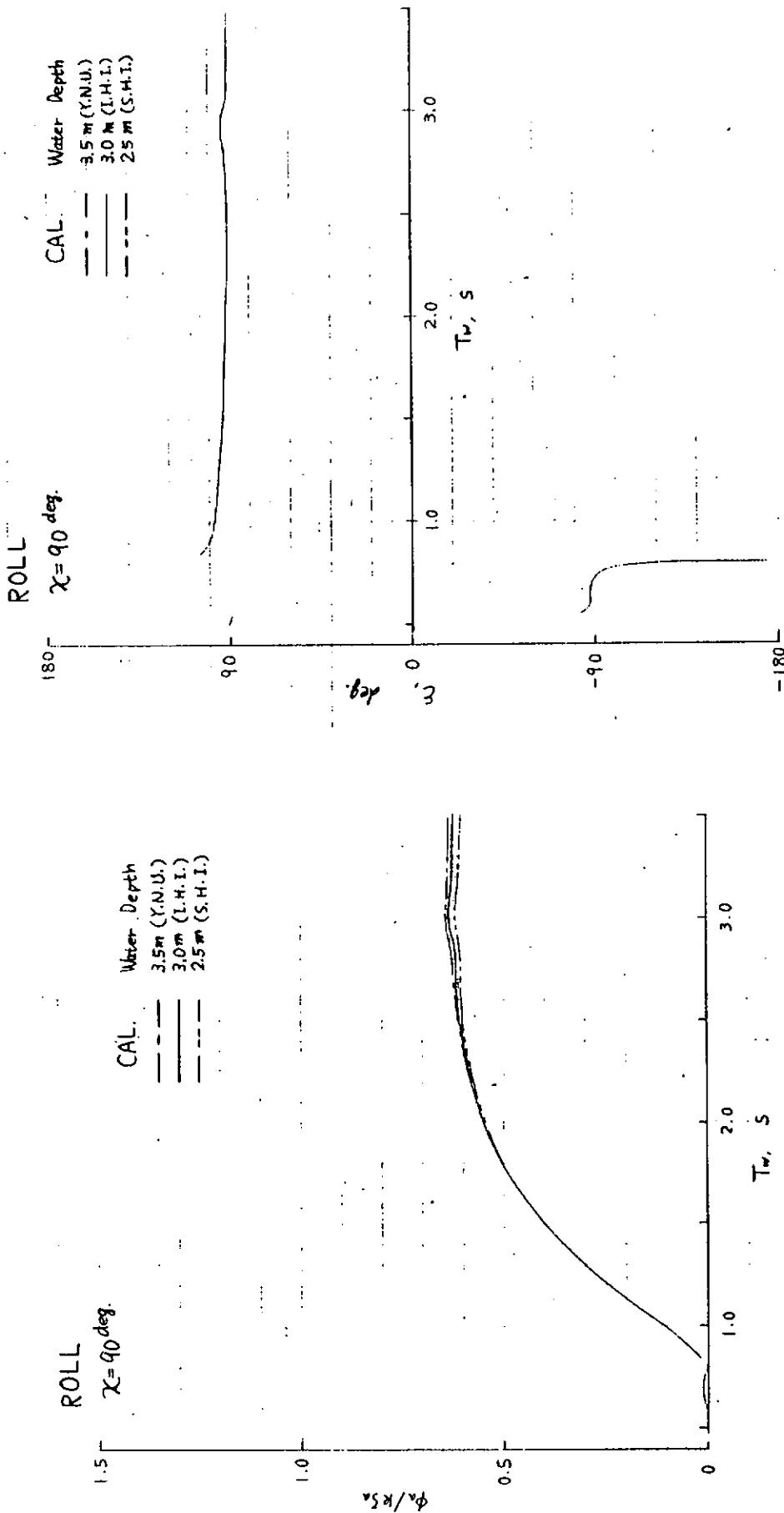


図 1.2.18 (a)横揺れ

図 1.2.18 (b)横揺れ

1.3 大傾斜時の動搖模型実験

1.3.1 目的

セミサブリグの波浪による動的復原性能を調べるために基礎データを得る目的で風によって傾斜した状態を想定し、初期傾斜角がある場合の規則波中の動搖実験を実施した。さらにHooft法を基にした計算法による数値計算を行い、実験結果と比較検討した。ここでは、大傾斜状態のセミサブリグの波浪中の挙動について考察する。

1.3.2 実験方法

供試模型は、1.1で述べた2ロワーハル、8コラム型セミサブリグである。

実験はサーバイバル状態について実施した。

模型に作用する定常力（波漂流力および波漂流モーメント）は、1.2で述べたウエイトとソフトスプリングでバランスさせる方式によって行い、運動の計測は6自由度運動計測用ガイド装置を用いた機械的な計測方法によって計測した。運動の計測点はデッキ上面（B Lから0.686 m上の位置）である。

波は、規則波で波高(H_w) 0.160 m、波周期(T_w) 0.75 s ~ 3.0 s および波入射角(χ) 90^{deg} (横波中)について実験を行なった。波高の計測は容量型波高計を用いた。

実験は、I H I運動性能水槽(長さ70 m、幅30 m、水深3 m)で実施した。

初期傾斜角(ϕ_s)は±15^{deg}の2種類および0^{deg}(Even keel状態)について行った。初期傾斜角が正の時が波の入射方向に傾斜した状態(Weather side down)である。初期傾斜角は、本セミサブリグを供試模型とした風洞実験の結果より転倒モーメントが最大となる傾斜角付近を選んだ。傾斜状態はデッキ上のウエイトを移動させて初期傾斜角を設定した。図1.3.1に傾斜状態の吃水を示す。設定した初期傾斜角の確認は図に示すコラムの中心線における吃水によった。

表1.1.1に実験状態を示す。

1.3.3 計算方法

傾斜状態の波浪中の動搖を推定するための数値計算は基本的には1.2で述べた方法によったが、大きく傾斜している状態におけるロワーハルの流体力は没水深度を考慮して算出した。また傾斜状態のコラムに働く波強制力は、次に示すような方法によって求めた。

Hooft法では、柱体要素はstrip法によって扱われる。すなわち軸に垂直にとったstripに働く力を積分して全体の力を求めている。したがって図1.3.2に示すように水面を斜めに切る柱体の場合、計算では流体の作用を受ける部分として図の斜線をつけた部分を考えていることになる。しかし、このような取扱いをすると、部材が傾斜していることによって生じる水線面、すなわち復原力の増加に対応すべき波強制力の成分が考慮されず、このため波周波数 $\omega \rightarrow 0$ で上下揺れの応答値が1に収束しないという現象が生じる。これはプレースのような細い部材によっても明瞭に見られるものであり、したがって傾斜状態のセミサブリグはコラムが水面を斜めに切るので、単に $\omega \rightarrow 0$ での挙動のみでなく広い周波数域で影響が現れる可能性がある。

Hooft法の計算を修正するには、図1.3.2において、水中にある楔形部分(その柱面部分を A_1 とする)に働く力を加え、逆に空中にある楔形部分(同じく A_2 とする)に働く力を差引いてやればよい。この修正をここでは A_1 、 A_2 に働く力のうち、Froude-Krylovの力のみをとり、さらに圧力を1点で評価するという、最も簡単な方法の修正を試みた。比較的長周期での動搖が問題となるセミサブリグでは広い周波数域で実質的に正しい修正になっているものと考える。

以上に述べた方法による傾斜状態のセミサブリグの波浪中動搖特性についての数値計算結果を図1.3.3、図1.3.4および図1.3.5に示す。数値計算は1.3.2で示した実験状態について実施した。図において、C A L. A(実線)は波強制力を前述のように修正した場合、C A L. B(破線)は修正しない場合である。

C A L. AとC A L. Bとの差は長周期側で顕著に認められる。

C A L. A すなわちコラムに働く波強制力に傾斜状態を考慮した場合が次の1.3.4で示す実験結果に大略一致している。

1.3.4 実験および計算結果と考察

実験中の写真を写真1.3.1(a), (b)に示す。写真に見られるような波面がデッキ底面に当るような状態が、 $\phi_s = -15^\circ$ (weather side up) の場合で、波周期が短い範囲 ($T_w = 1.25$ s, 1.5 s および 1.75 s) で観察された。また、この時は、weather side のロワーハルの上面の一部が水面に飛び出るのが見られた。写真で示した各傾斜状態の計測波形を図1.3.6に示す。 $\phi_s = -15^\circ$ の場合に、波周期と異なる周期が生じ、うなりのような現象が生じている。このような波形は前述の波周期の範囲で見られた。この周期成分は、運動の固有周期に近いが、一定でないのは波面がデッキ底面に当るような現象、さらにデッキ部が浮力を有する構造となっており、この浮力の影響およびロワーハルの上面が水面に飛び出るような現象などの要因によって模型の状態が異なっているためではないかと考える。これについては、次年度の研究で調べる予定である。

以下に傾斜状態の動搖特性（振幅および位相特性）を示す。上下揺れ、左右揺れおよび横揺れの変動成分について、実験結果および計算結果を図1.3.7, 図1.3.8および図1.3.9に示す。上下揺れおよび左右揺れの実験結果は重心位置に変換して示してある。

横揺れの無次元化においては、有限水深の波傾斜を用いた。

傾斜状態による動搖特性の違いは、実験結果では上下揺れでは、同調点付近で、左右揺れでは波周期が短い領域で見られるが、その差は小さく、Even Keel 状態の動搖特性と比べても大きな差はない。しかし横揺れでは、波周期が長い領域で、傾斜状態による動搖特性の相違が顕著である。 $\phi_s = -15^\circ$ の時波周期が長くなるとともに増加する傾向であるが、 $\phi_s = 15^\circ$ の時は、逆の傾向である。

計算結果においても、これらの特性をかなりよく示している。傾斜状態の影響が顕著な横揺れは、振幅特性および位相特性ともに定性的にはもちろん定量的にも両者はよく一致している。したがって、1.3.3で述べたHooftの方法に傾斜状態を考慮して修正を加えた計算法は有効であり、かなり正確な動搖の推定が可能であると考える。しかし横揺れの場合ほど上下揺れは、実験結果と計算結果との一致度は、同調点付近と波無し点付近でよくないが、この原因は不明である。

次に、横揺れの定常成分（いわゆる定常傾斜角）について図1.3.10(a), (b), (c)に示す。ここで定常傾斜角は、実験時の初期値と変動成分の平均値から求めた値である。図の横軸は、初期傾斜角を基準にしてある。

定常傾斜角は、初期傾斜角を減少させる方向に生じている。その値は、傾斜状態による差は小さい。Even Keel 状態と比較すると定常傾斜角は、波周期の全範囲にわたって生じている。また、同図には初期傾斜角がある場合に波が作用して傾斜する大きさを見るためPeak to peak値の解析結果も表示した。

Peak to peak 値は計測時間（5～10周期分）の範囲における変動成分の極大値を平均した値である。したがって、前述のうなりのような現象が現われた波形の場合には問題があるが、ここでは同様の解析結果を示してある。

傾斜状態による動搖特性の違いがPeak to peak 値によっても明確になっている。定常傾斜角が初期傾斜角を減少させる方向に発生するのでセミサブリグの傾斜は初期傾斜角よりそれほど大きくなっていない。傾斜は、傾斜状態による変動成分の特性の差で、 $\phi_s = -15^\circ$ の時の方が $\phi_s = 15^\circ$ と比較して、波周期 $T_w = 1.25$ s 以上で大きくなっている。

1.3.5 まとめ

2ロワーハル、8コラム型セミサブリグの傾斜状態について、横波中の動搖特性を調らべ傾斜状態の影響を実験的に明らかにした。また、Hooftの方法に傾斜状態を考慮して修正を加えた計算法による数値計算結果は実験結果と比較してかなりよい一致度を示し、ここで示した計算法が傾斜状態の動搖の推定に有効であることが判った。

参 考 文 献

傾斜状態の動搖に関する文献を記す。

1. Naess, A., Hoff, J.R. : On the Dynamic Response of Damaged Platforms. Marintec Offshore China, Shanghai, Oct. 1983
 2. Huang, H., Naess, A. : Dynamic Response of a Heavily Listed Semi-Submersible Platform, 2nd Symp. Ocean Eng. and Ship Handling, Gothenburg, Sweden. 1983
 3. Huang, X., Hoff, J.R., Naess, A : Loads and Motions Measured on a Semisubmersible having a Large Permanent List Angle, Norwegian Maritime Research, No. 2, 1982
 4. Huang, X., Hoff, J.R. : On the Behavior of Semisubmersible Platforms at Large Angles, OTC 4246, 14-th Offshore Technology Conference, Houston, 1982
 5. 中嶋俊夫, 井上隆一 : 傾斜角を考慮したSemi-Subの運動について, 海洋工学委員会第36回性能分科会資料, OH 36-15, S 58. 7. 12

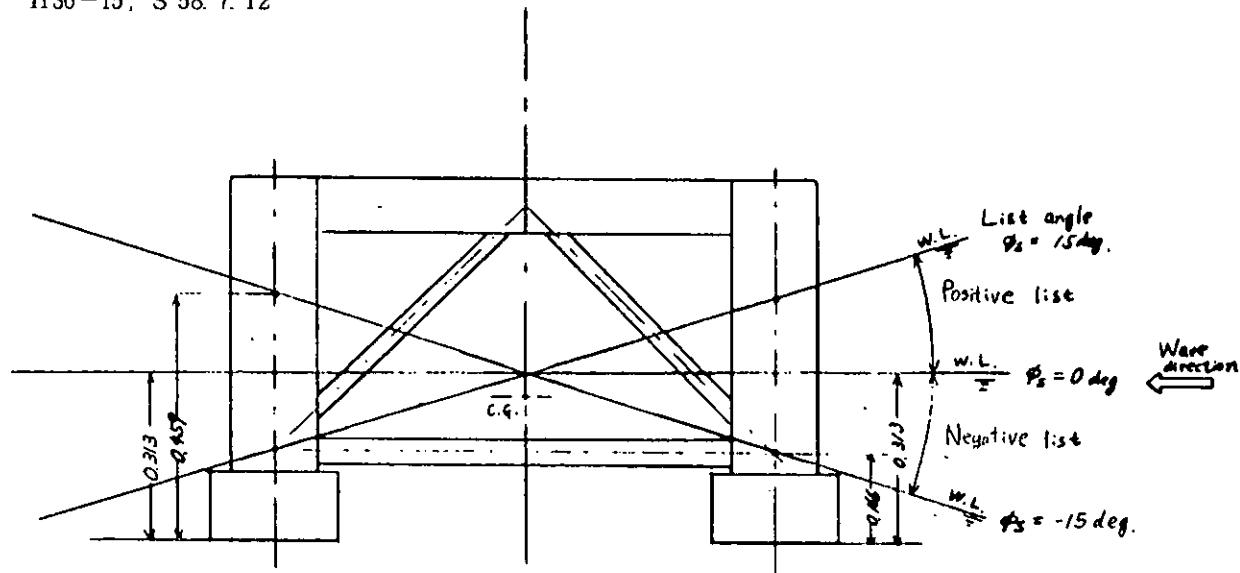


図 1.3.1 傾斜状態の吃水

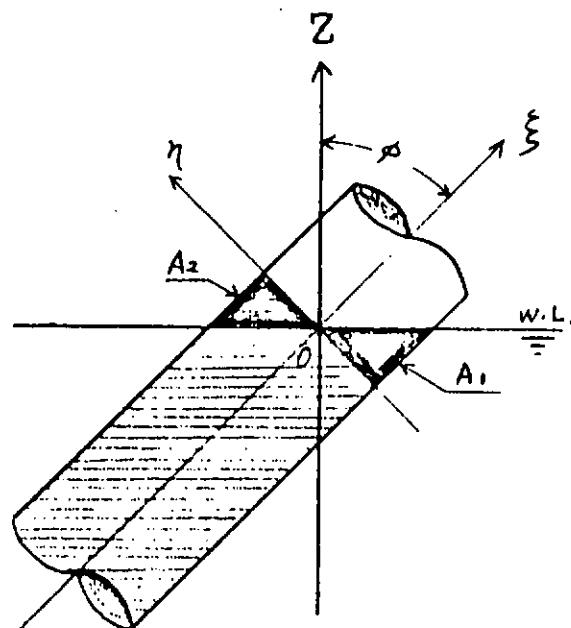


図 1.3.2 水面を斜めに切る柱体

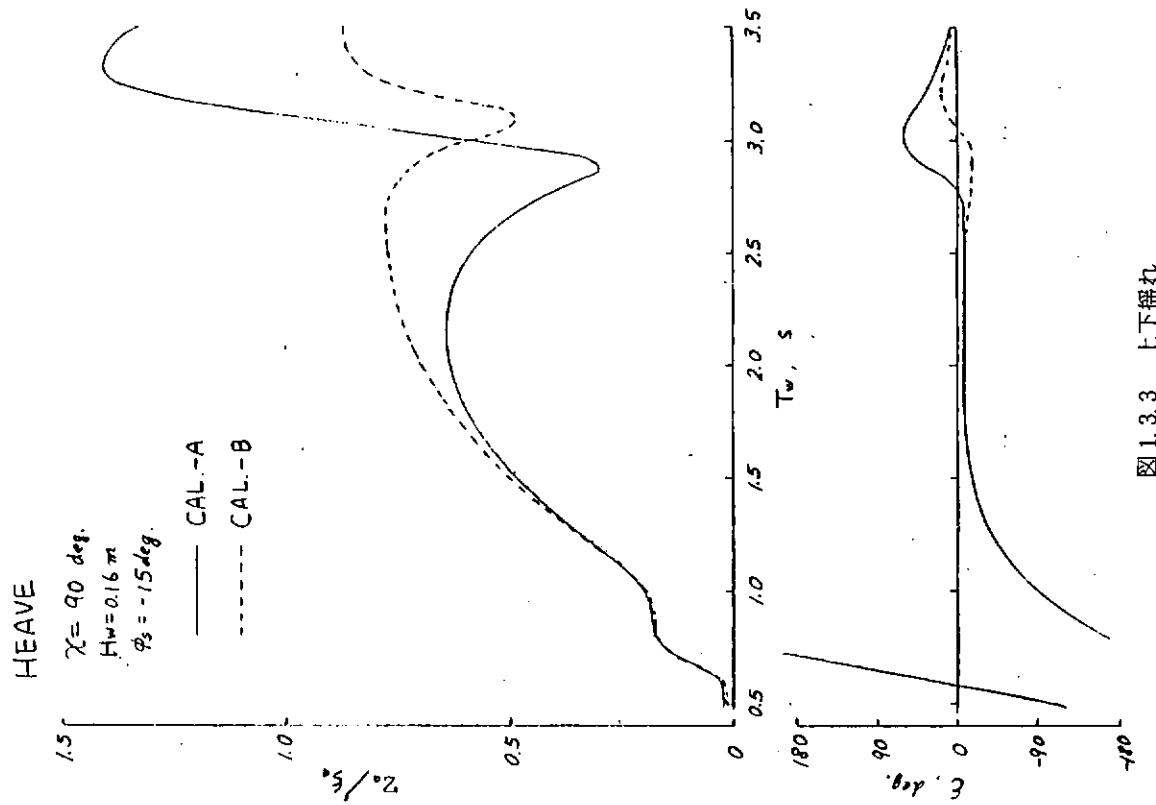


図 1.3.3 上下揺れ

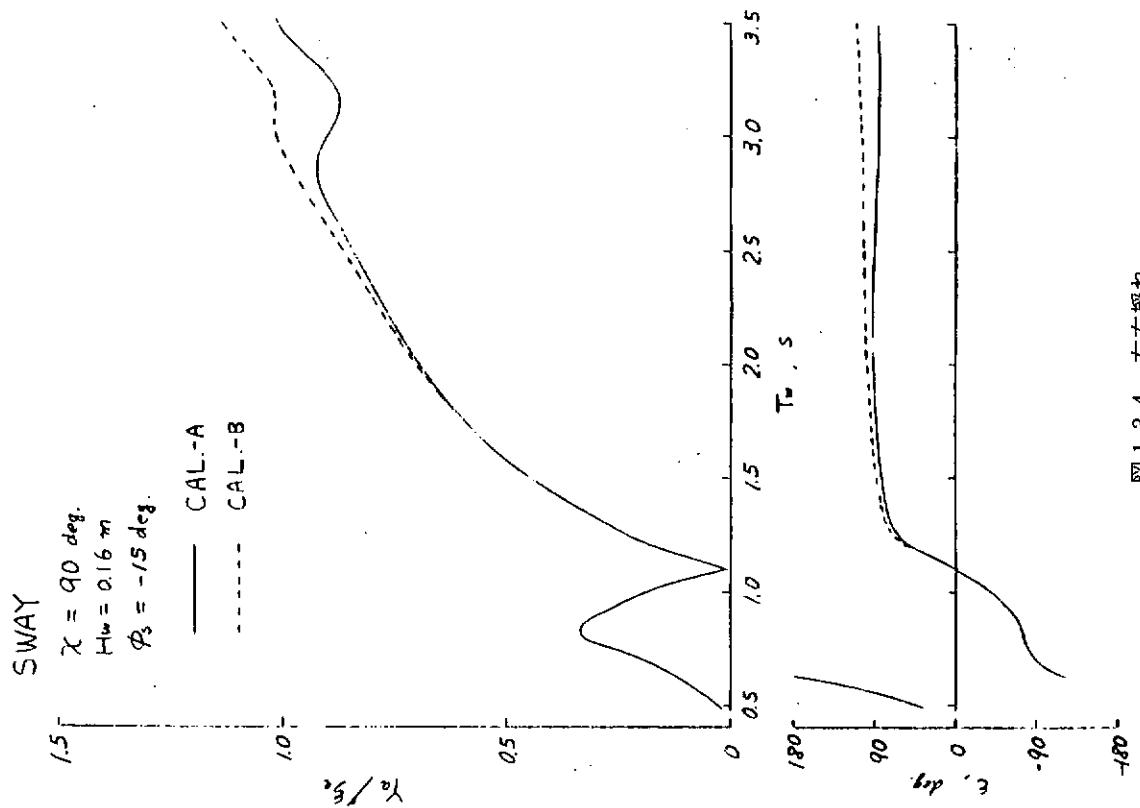


図 1.3.4 左右揺れ

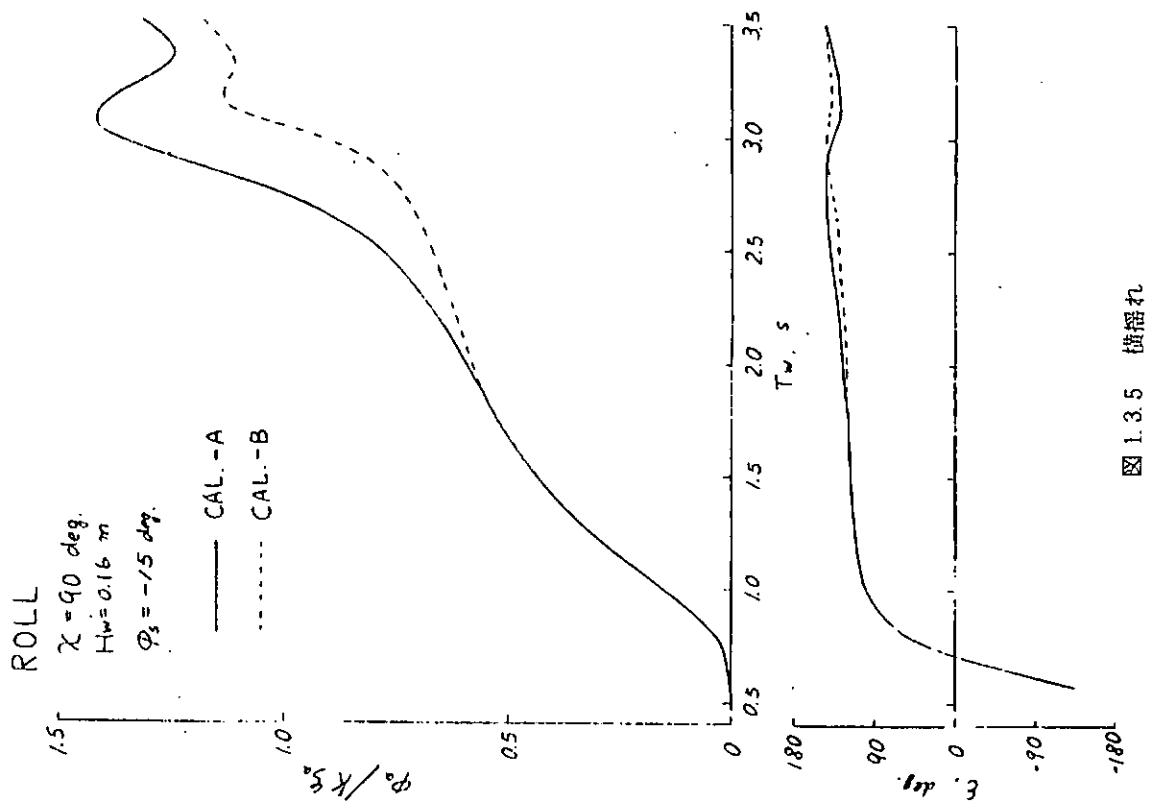
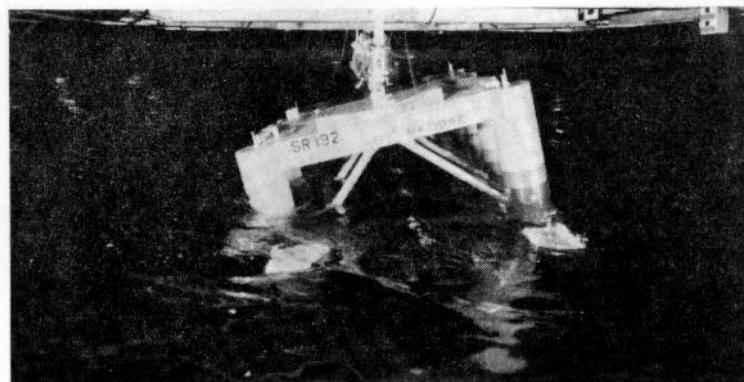
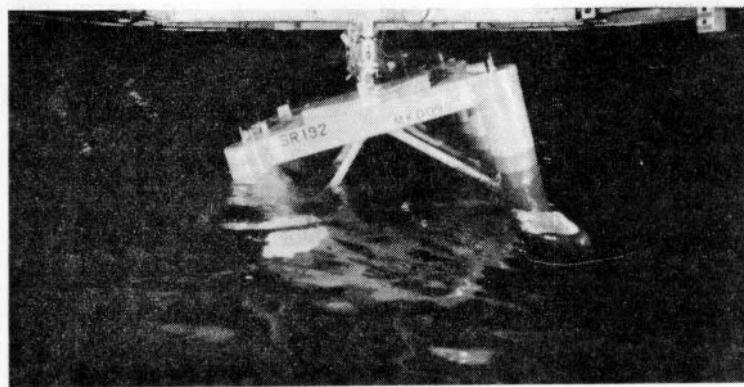


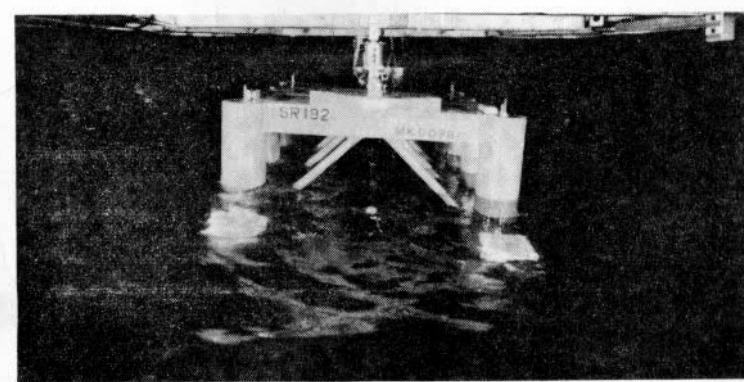
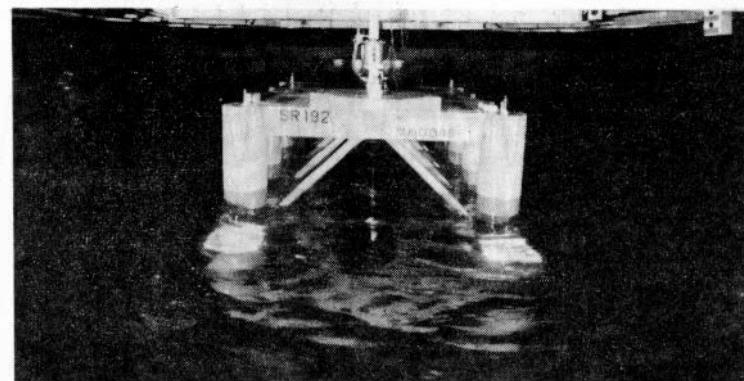
図 1.3.5 横揺れ

T.NO.170



List angle $\phi_s = -15\text{deg}$ (Weather side up)

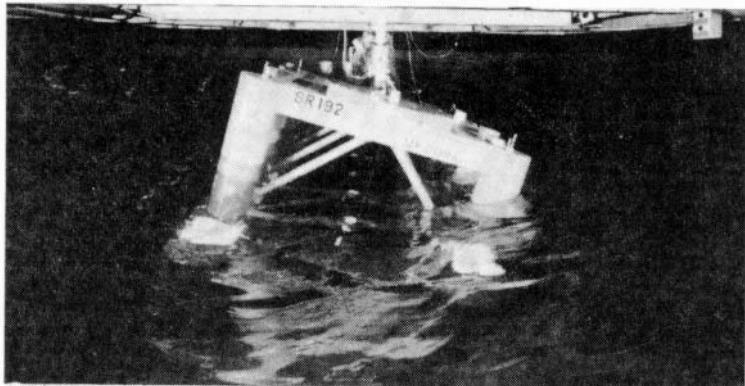
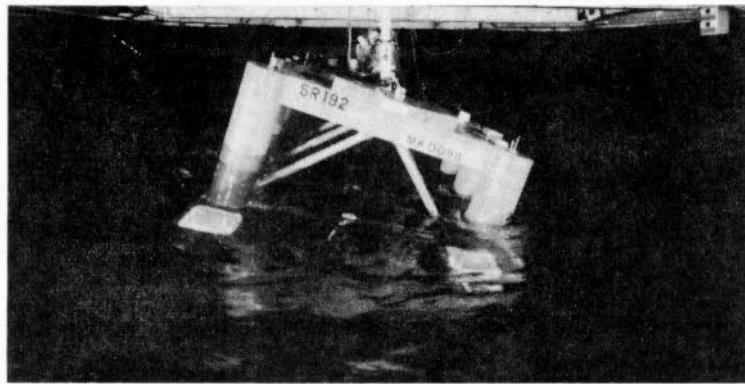
T. NO. 185



$\phi_s = 0\text{deg}$ (Even keel)

写真 1.3.1 (a)実験状態 ($H_w=160\text{mm}$, $T_w=1.5\text{S}$, $X=90\text{deg}$)

T. NO. 157



$\phi_s = 15 \text{ deg}$ (Weather side down)

写真 1.3.1 (b) 実験状態 ($H_w = 160 \text{ mm}$, $T_w = 1.5 \text{ S}$, $\chi = 90 \text{ deg}$)

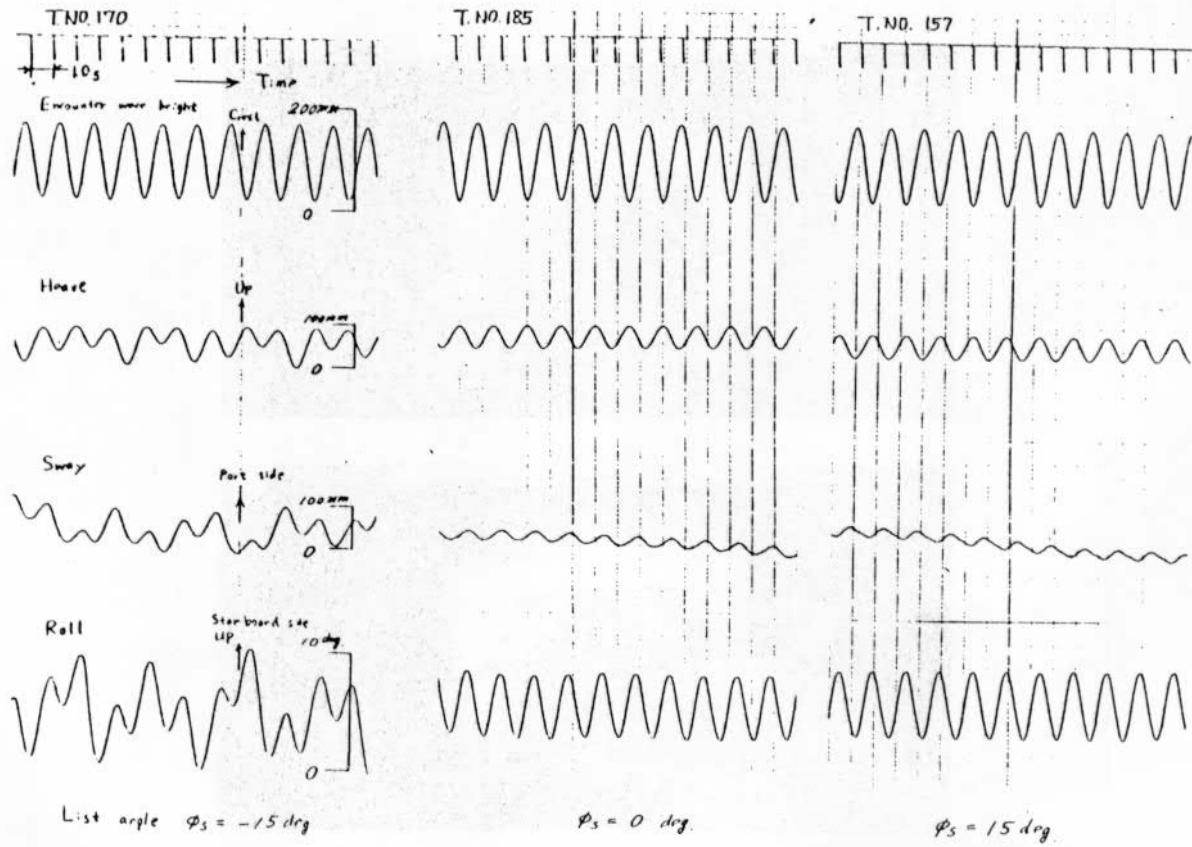


図 1.3.6 計測波形 ($H_w = 160 \text{ mm}$, $T_w = 1.5 \text{ S}$, $\chi = 90 \text{ deg}$)

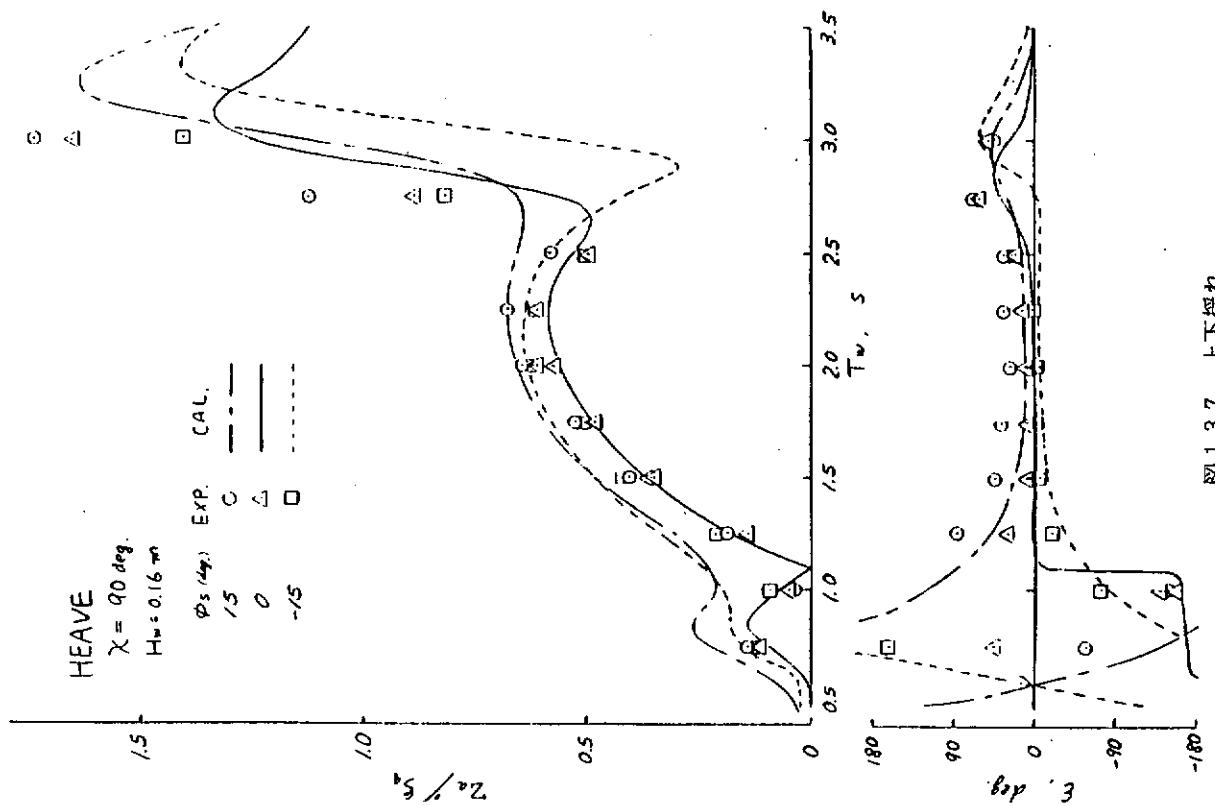


図 1.3.7 上下揺れ

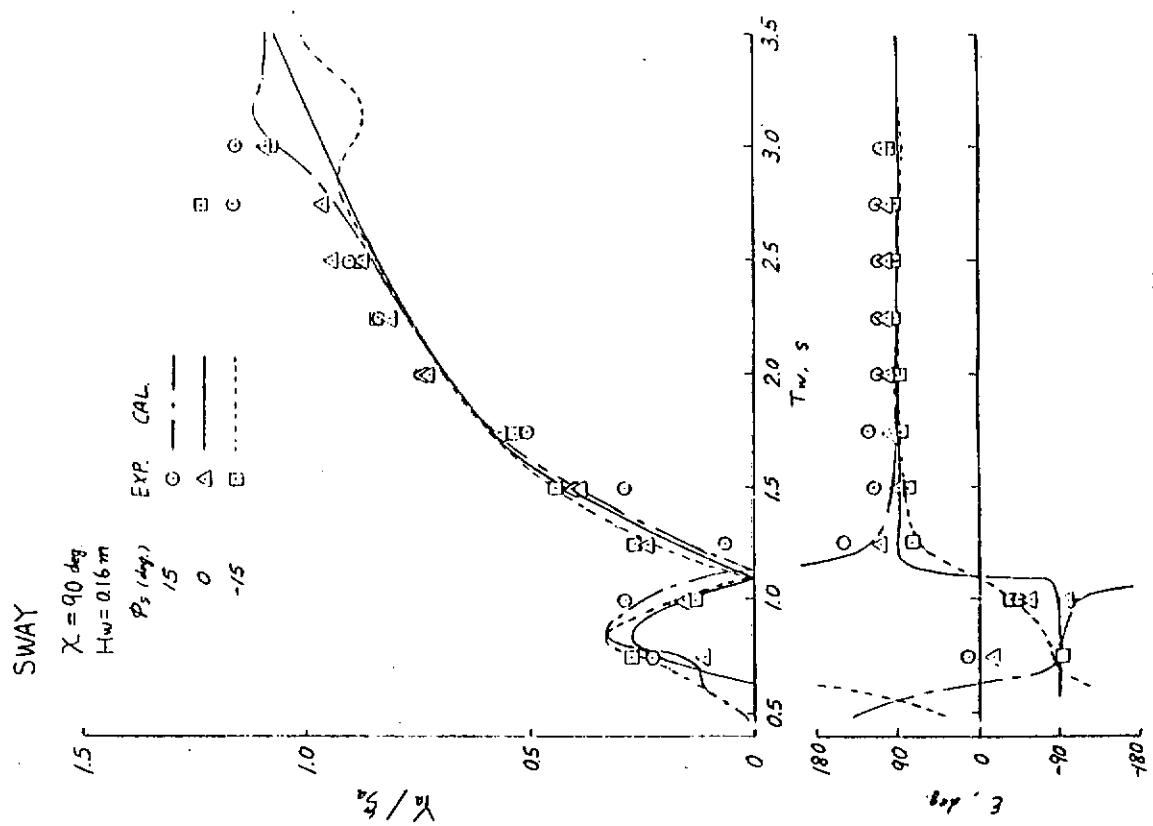


図 1.3.8 左右揺れ

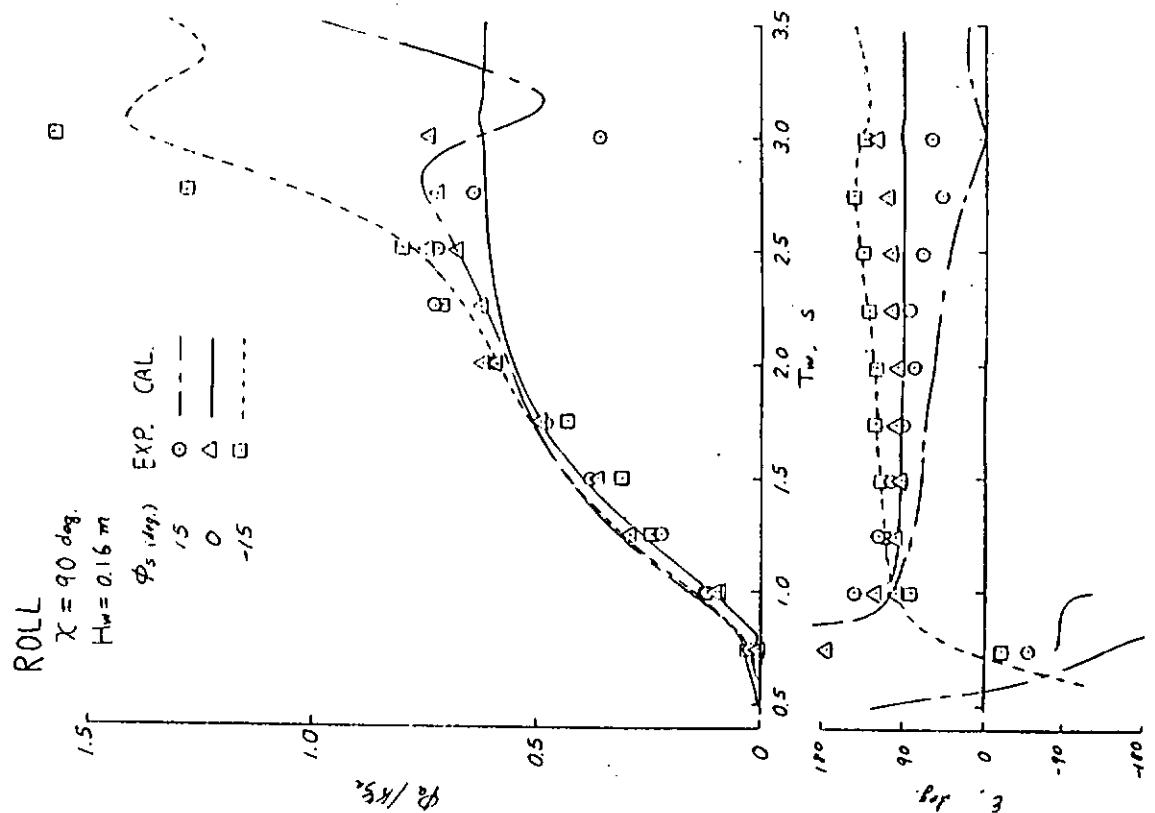


図 1.3.9 横揺れ

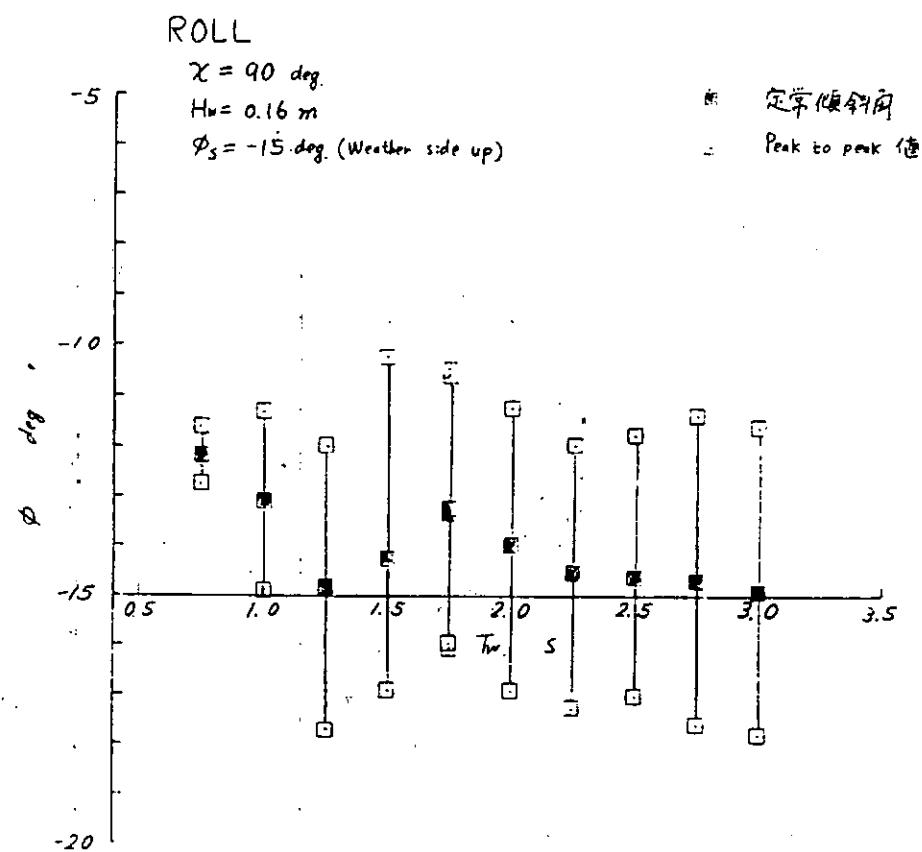


図 1.3.10 (a)横揺れの定常傾斜角および Peak to peak 値 ($\phi = -15 \text{ deg}$)

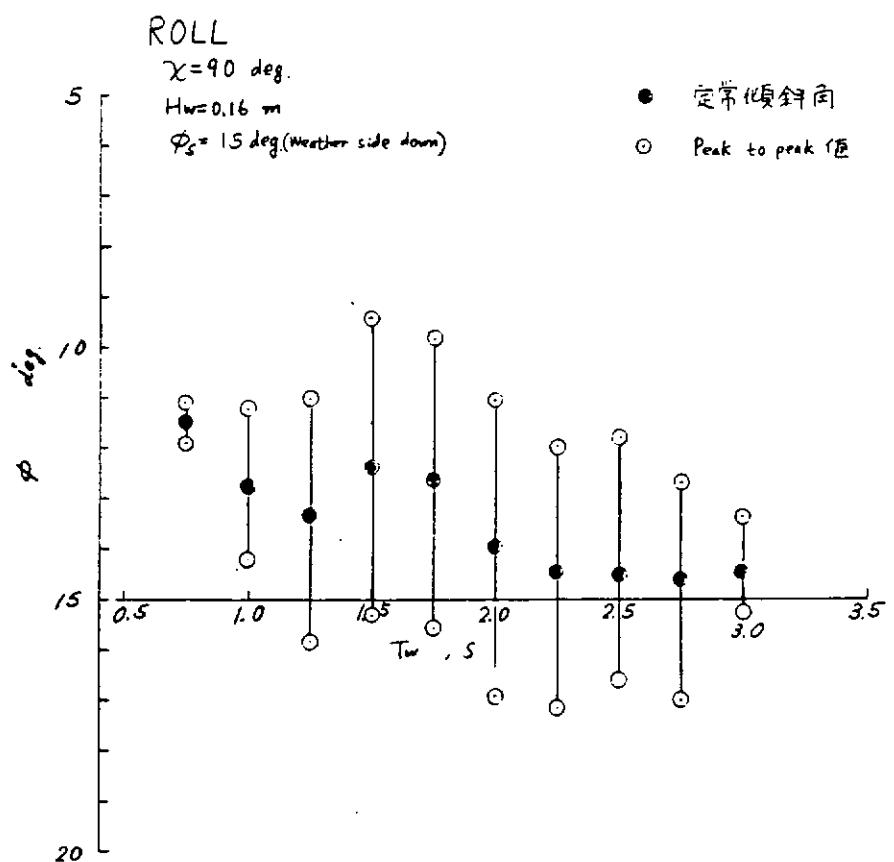


図 1.3.10 (b) 横揺れの定常傾斜角および Peak to peak 値 ($\phi_s = 15 \text{ deg.}$)

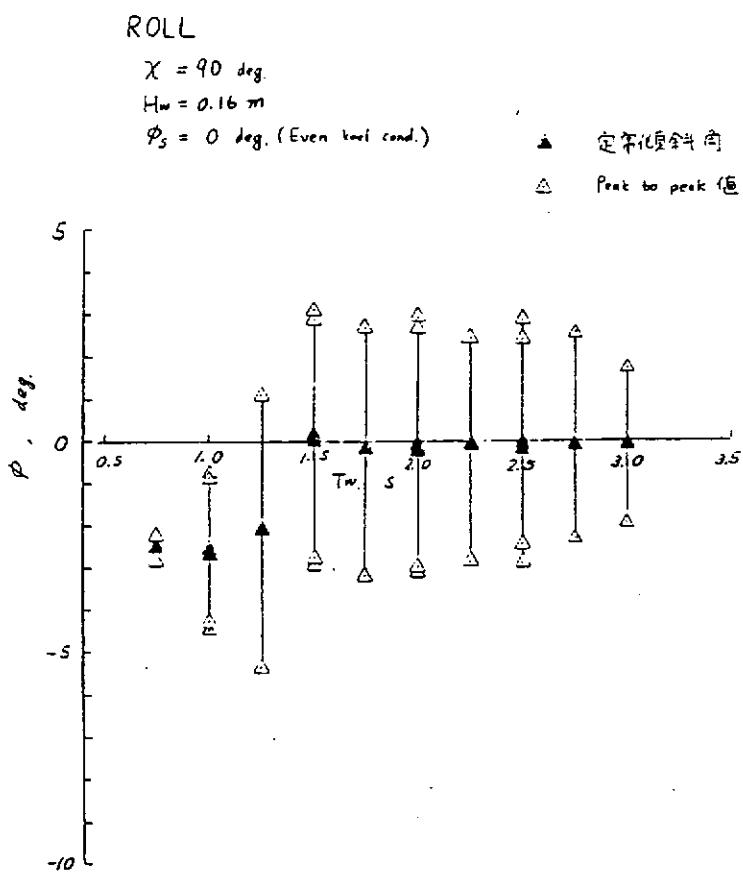


図 1.3.10 (c) 横揺れの定常傾斜角および Peak to peak 値 ($\phi_s = 0 \text{ deg.}$)

1.4 複合外力下の転覆模型実験

本節では係留されたセミサブ型リグに長波頂波および擬似潮流、擬似風による各外力が単独あるいは複合して作用した状態での水槽試験を実施し、危険な状態あるいは転覆に到り得る複合外力の条件等について検討した。但し係留索の破断、Deck内への浸水の影響を考慮した場合については次年度に検討する予定である。

本節の内容は大きくわけて2つからなる。まず1.4.1では係留索を線型バネで置きかえた時の波および係留系移動による擬似潮流中の運動について述べる。この時は姿勢変化も小さく外力の非線形性、加算性を比較的に容易に評価できる。次に1.4.2では1.4.1の結果を考慮しつつ、係留索を想定実機に対応させたチェン係留時の波および擬似潮流、擬似風中での大振幅運動計測結果を示し、転覆との関連を考察する。

なお以後、擬似潮流、擬似風は単に潮流、風と略記する。

1.4.1 線型バネ係留時の波及び潮流による複合外力下の実験並びに考察 (No. 1 Experiment)

(1) 使用モデル及び実験状態

使用モデルは1.1節で述べられているように2ロワーハル、8本コラムのS R 192モデルでスケールは1/64である。主要目は表1.1.1を参照されたい。表1.4.1には慣動半径のみ改めて示した。本モデルはITTCの無係留時の比較計算にも採用されており、ITTCで指定された1/64モデルについての値に合わせている。また次節で述べるNo 2 Experimentの実験状態も併記されている。本モデルの形状については図1.1.1を参照されたい。ただし上部構造物は除去されたものを使用した。固有周期の計測値は表1.1.1に示されているが表1.4.2に係留時の値を実機換算も含めて改めて示す。計測は後述する無接触センサーによるもので、無係留の場合にも自由動揺のタイムヒストリーが得られている。

(2) 実験方法及び計測方法

実験方法の概略を図1.4.1に示す。横浜国立大学の長水槽（水深3.5m、幅8m）の台車2台を間隔をあけて連結し、4点係留用の4本のポールをたてた。ポールの上端で支えた線型スプリングとモデル係留用ワイヤーはポール下端のブーリーを介して結合している。4本のポールの内、対角線上の2本には検力計がセットされており係留索張力を計測する。ここで述べたスプリング係留方式では係留索の長さは係留索反力にはあまり影響がない。従って本実験では係留索を短くし、長水槽では通常実施不可能な90°に開いた4点係留とした。従って次節のNo 2 Exp.とアンカー方向は異なる。更に係留系全体を定常走行させる事により擬似潮流中の実験が可能である。

運動の計測は横浜国大で開発した遠隔光学式計測システム（PSD：Position Senser Deviceと呼ぶ事にする）によった。従って従来から問題視されていたメカニカル測定における摩擦、慣性の影響は全く心配する必要はない。

このシステムではカメラにおける画面上の一点だけでなく、模型上の複数個の発光ダイオードによる多数点の画面上でのx、y座標を識別して計測し、直交する2台のカメラを用いて6自由度の運動を計算機により求める所に特色がある。ただし今回の実験では平面内の3自由度運動となる故実質的に使用したのは1台のカメラである。

係留点の位置は重心（CG）からの高さで示すこととするが、今回の実験では特に断らない限りCG+12cm（モデルスケール）としており、実際より若干高めと思われる値にしている。

スプリングの定数と係留索が水面となす角（ β ）は表1.4.2の外欄に示してある。これは想定した実機のカタナリ係留の変位—張力曲線における初期張力点での接線相当のバネ定数に略対応している。

(3) 周波数応答特性

過渡水波中の周波数応答特性を図1.4.2④～⑦に示す。横軸はモデルスケールの周期である。下段の⑦～①はNo 2 Exp.のChain係留の場合である。 $\chi=90^\circ$ のみ示す。また波高影響の無いと思われる小波高の線型応答

である。1.2節の図に示されている無係留時の応答関数と比較してもわかる様に、係留の影響はこの図の範囲では殆んど現われず、Sway及びSurgeが大なる周期の所で固有周期を持つようになるため $T = 4 \text{ sec}$ の位置でみて10%位大きくなっている程度である。この図はむしろ、後述するように転覆に関係すると考えられる厳しい波浪条件はドリフトが大となるSwayの波無し点付近（矢印で示す）と思われる故、その様な状況では一波一波による運動応答は非常に小さいと判断出来る事を示していると見た方が良いと思われる。

なお図中の実線以外の曲線はHooft法にもとづく計算値であり破線がDNVルールにもとづく付加質量係数、Drag係数を用いたもの、一点鎖線は付加質量と減衰係数に実験値を使用したものである。ただし係留の影響は初期張力点近傍を線型化して復原力係数として運動方程式にとり入れている。

(4) 潮流の効果

図1.4.3に潮流中（速度 V_c (cm/sec)）のDragを示す。これは索の角度も考慮し係留索にかかる力を潮流方向の力に換算した台力であり、図1.4.4に示すようにヒールは小さいため姿勢変化の影響は小さいと考えてよい。(a)は $\chi = 0^\circ$ 、(b)は $\chi = 90^\circ$ の場合（潮流はSway方向）であり大略 V_c^2 に比例していると言える。図中の実線はDNV RuleによるDrag係数を用いて推定した値であり若干高めとなっている。一方一点鎖線はコラムの $C_D = 1.0$ 、ローワーハルの $C_D = 1.8$ と一律にした場合であり、2倍近く違っている事からDNVルールの如くアスペクト比等をきめ細かく考慮する必要がある事が改めてわかる。図中には直線の傾きから投影面積全体（後方のコラムなども含めた）に対する見かけのDrag係数を示してある。

なお本実験では線型係留である事から一定係数を掛ける事により直ちにDriftからDriftへ換算出来るのでDriftの図は省略した。

(5) 規則波及び潮流の複合効果

規則波プラス潮流（波下方向への）中のタイムヒストリーの例を図1.4.5に示す。規則波が入射する前に潮流丈の効果が見られる。また図中に変位量の定義を示す。ドリフト(d)、ヒール(ℓ 、波高と区別するため ℓ とした)、係留索張力(t)について各々潮流による成分を C 、波による成分を W_a 、全体を CW_a としてサフィックスで区別している。潮流+規則波中の漂流力を、波漂流力がmaxとなる周期1.1secを中心に3種類の周期について示したのが図1.4.6でありほぼ V_c^2 並びに H^2 比例性が示されている。

これらの図より、潮流効果と波の複合効果が加算的に評価されるかどうかを細かく見たのが図1.4.7であり、波の漂流力を $f_{wa} = f_{cw_a} - f_c$

としたものを縦軸にとった。ただし f_c は実験値を用いた。横軸は出会い周期としている。加算的であれば V_c が異っても各周期で $V_c = 0$ の値と一致するはずである。データが少ないので決定的な事は言えないが、細かく見ると加算性が成立するとは言えないようである。

(6) 不規則波及び潮流の複合効果

使用した不規則波はJONSWAP型で平均周期は最大漂流力となる規則波の周期にはば対応している。図1.4.8に不規則波中（但し潮流速度 $V_c = 0$ ）のタイムヒストリー例を示す。図1.4.5と同様に変位の定義も示す。ここでは長周期運動に重畠された一波一波に対応する応答の極大値 d_{max} 、 ℓ_{max} の分布に着目する。

図1.4.9(a)(b)に極大値に関する3種の統計量の潮流による変化を示す。潮流が単に加算的に影響するだけであれば3種の統計量のmean lineは平行になると見て良いわけであるが、特にドリフト+Swayによる d_{max} の最大値の分布はそのような傾向からはずれている事が見られる。

これは実際に図1.4.10(a)(b)に示す頻度分布を見ても明らかである。係留による復原力は線型とみなして良いケースであるから、これは出会い周波数変化も含む流体力の効果にもとづくものと考えられる。

但しヒールに関してはこの係留の性質上潮流効果はもともと大きく出ないわけで分布形状も $V_c = 0$ の平行移動的なものとなっている。図1.4.9(a)中には参考までに漂流力が最大となる周期の規則波中の例を重ねたが右上りの潮流による傾向は大略一致していると言える。

1.4.2 Chain 係留時の波、潮流、風による複合外力下の実験及び考察 (No. 2 Experiment)

ここではサバイバル状態を想定したChain 係留時の実験を実施した結果について述べる。

(1) 実験方法及び実験状態

図 1.4.11に実機でアンカー深さ 160 m 相当のChain 係留時の潮流及び風の模擬方法を示す。水槽の水深は 3.5 m であるがアンカー深さは 2.5 m としている。長い係留システム全体を一定速度で動かすために大がかりな装置を新たに作製し使用している。係留ラインは都合上平行としている。システム全体の長さは有効全長約 80 m の水槽における移動距離の余裕も考えて 20 m におさえた。また本実験では定常風の効果も模擬するために、Weight によりブーリーを介して想定着力点に荷重をかけられるようにしている。

モデル自体は前節の No. 1 Exp. と同じ状態をめざしたが表 1.1.1 あるいは表 1.4.1 に示されるようにわずかに異なっている。また Chain 係留時の固有周期についても表 1.1.1 あるいは表 1.4.2 に示されている。

係留ラインについては、まずサバイバル状態の設計条件として風速 100 ノット、潮流 2 ノット、波高 30 m を想定した。この時定常外力として潮流によるもの 90 ton、風によるもの 430 ton、波漂力 420 ton と見積った。ただし潮流、風によるものは NV ルールを参照し、波漂流力は実験結果より、最大値を与える波の限界波高によるものとしている。これらにより定常外力は合計 940 ton となる。

次に実機で単位重量 219 kg/m (空中) の Chain を用いた時、アンカ一点で Chain の水平部分が存在する事、及び Chain の破断荷重 (約 720 ton) に対して 2 度の安全係数を有している事を考えたが、潮流を加味させた時の係留システム全体の移動距離等の制約から Chain の繰り出し長さは短めとし 850 m とした。この時は 764 ton の定常外力により Chain の水平部分が無くなる。またこの時 940 ton の設計外力による張力に関する安全係数は約 1.9 となる。

オペレーティング状態の設計条件として風速 70 ノット、潮流 0.5 ノット、波高 12 m を想定した時、定常外力の合計を約 300 ton と見積ると水平移動距離は水深の約 11% となる。従ってオペレーション時は チェンを 35 m 短くする事によって水平移動距離が通常課せられている水平の 5% 以内という条件を満足する事が出来る。またその時は破断荷重に対する安全係数も 3.7 程度となる。

なおサバイバル時の初期張力は 88 ton としたが、これは No. 1 Experiment のスプリング係留(B)の Sway 方向の復原力係数がほぼ一致するような値にも相当している。

図 1.4.12(a) にサバイバル係留時の水平方向変位に対する水平方向全復原力、(b) にアンカ一点からの距離に対する Chain 1 本当りの張力及びその成分の変化を示した。

係留点の高さはモデルで重心上 12 cm (CG + 12 cm と記す) で No. 1 Exp. と同一とし張力はモデル側の Chain の先端をデッキ上に導きカンチレバータイプの検力計で 4 本とも計測した。

使用した規則波、不規則波は No. 1 Exp. と同じとし潮流は最大 5 ノットまで模擬した。又風によるモーメントも 100 ノット相当の Weight で着力点を非常識に高くした場合も含めて全体的に可成り極端なケースについてまで実験を行った。

以下に主として大なる横傾斜を生ずるという観点から波、潮流の方向に対して逆風のケースについて示す。

(2) 定常風のみによる効果

図 1.4.13 に定常風のみによるドリフト(a)、ヒール(b)、張力(c) の変化を示した。風荷重 1.5 kg は風速 100 ノットを想定したものに対応している。横軸は重心から風圧中心までの距離で デッキ上 20 cm (DK + 20 と記す) が想定状態である。ただし(b) では横軸に荷重による重心まわりのモーメントをとった。風圧中心が高くなるに従いドリフト量が若干小さくなり張力も若干変化している。ただしドリフトは重心におけるものであり、ヒールの影響を受ける。波と逆風となる 100 ノットの風速で現実的な着力点の場合 ドリフトは水深の 16%、ヒールは -2 度程度となっている。

(3) 潮流と風の複合効果（ただし波無し）

図 1.4.14に潮流と風が複合された時のドリフト(a), ヒール(b), 張力(c), の変化を示す。潮流ゼロで DK + 20cm と DK + 60cm の風圧中心の違いだけでドリフトに 5 cm 位の差があるのは前図の(a)と対応しており、潮流が増大しても両者はこの差で平行的に変化している。又風無しの場合とくらべても 3 ノット位までは大略平行的に変化している。

4 ノット以上ではドリフトと共にヒールも頭打ちの傾向となっているがこの時はロワーハルが可成り水面に近づいた状態である。4 ノット以下では着力点によるモーメントの大きさに応じた差でヒールも大略平行的に変化している。張力に関しては、潮流と逆方向の風荷重により緩和される方向となっており●と○が平行である故先のドリフトの特性とも合わせて着力点の違い、即ちヒール角の 4 度位の違いは Drag の差としては殆んど出て来ていないようと思われる。

いずれにしても今回の係留状態では 4 ノット位までの潮流中の風の複合効果は単独の効果の加算として大略評価出来ると言えよう。なお(b)中には No 1 Exp. のスプリング係留時の結果も点線で入れてあるが係留ラインの方向は異なるがチェン係留とほぼ同じになっている事がわかる。

(4) 規則波の効果

No 1 Exp. にくらべデータは少ないが規則波によるドリフトを図 1.4.15 に示す。(b)は周波数による変化を波高の 2 乗で整理したもので No 1 Exp. と同様出会い周期 $T_e = 1.1 \text{ sec}$ でピークを示している。○印は風のある時で本来図 1.4.7 のような修正値で示すべきであるがここでは全体のドリフトを波高の 2 乗で割った値となっている。(a)はピークを示した周期の波による波高影響を示すもので●印が波のみ、○印は 100 ノット相当の風荷重がある時に風のみによる効果を差し引いて示したものである。波高約 19cm (実機で約 12cm) の時ドリフトは水深の 20% となるが、この時波傾斜は 1/10 位の限界波高である故、このドリフトが波による最大に近いものと言えよう。従って(2)の風のみによる結果と合わせると、100 ノットの風によるドリフトと、波による最大ドリフトが略対応する。また潮流のみによるドリフトとしては約 3.8 ノット相当である。

(5) 不規則波の効果

波漂流力が最大となると考えられる平均周期を有する JONSWAP 型不規則波中で図 1.4.8 で定義されたドリフト及びヒールの極大値の統計量 (最大値, 1/10 最大値, 有義値, 平均値) を有義波高ベースに図 1.4.16 に示す。No 1 Exp. の結果も点線で記入したが、最大値, 1/10 最大値などはチェン係留の方が抑えられる傾向となっていることがわかる。また、最大値と有義値との差も非常に小さくなっている。さらに実機で 9.6 m (モデルで 15cm) の有義波高の時ドリフトの極大値の最大は 12.5 m (水深の 8%) ヒール極大値の最大は約 -8 度である。これを単純に直線的に外挿すると、ヒールが危険な -20 度となるのは 15.2 m (モデル 23.7 cm) の有義波高ということになる。この時の見掛けの波傾斜は約 1/8 で限界である。またこの時のドリフト極大値は、31.2 m (同 48.7 cm) で水深の 19% となり(4)の結果と考え合わせると有義波高を規則波高と見なした時ドリフトの最大値あるいは有義値と規則波によるドリフトが略対応すると言える。

(6) 複合外力下の極大値の分布

次に、図 1.4.10 と同様に複合外力下の Drift + Sway の極大値 (d_{\max})、Heel + Roll の極大値 (ℓ_{\max})、及び Tension の極大値 (t_{\max}) の分布を図 1.4.17 に示す。①②③は d_{\max} 、④⑤⑥は ℓ_{\max} 、⑦⑧は t_{\max} で各々上段が不規則波 + 潮流、中段が不規則波 + 潮流 + 風、下段が不規則波 + 風の場合である。不規則波は(5)で述べたものと同じもので潮流と波は同方向、風のみ逆方向である。潮流は実機で 0, 3, 4 ノット相当の場合のみ示した。また風荷重は実機で 100 ノット相当で風圧中心は Deck 上 12.8 m (モデル 20cm) の現実的な場合を主としている。図中には各々の極大値の統計量、山数も示した。まず重ね合わせの観点から見てみる。各々の図で I の状態での平均値をベースとして図 1.4.14 から読みとれる風、潮流の影響を加え合わせたものを予想平

均値としてⅡ, Ⅲの状態の平均値と比較してみると、①②③のドリフトに関してはほぼ予想値と実験による平均値とは合っている。また⑦の張力も大略合っているが⑧の状態では実験値が予想を可成り上まわる値となっている。一方ヒールに関しては④, ⑤の状態では実験が予想を上まわり、⑥の状態では予想より若干小さ目となっている。従って複合外力下の平均値でみると、ドリフト極大値は大略重ね合わせで説明がつくがヒールと張力の極大値に関しては、重ね合わせでは過少評価になってしまふと言える。また分布の形状でみるとその変化は張力において著しく、特に極大値の最大が潮流の増大と共に急激に増大し、潮流4ノットでは破断荷重の約720 tonを超えたケースも見られる。ただし設計条件としては潮流2ノットであった。

(7) 危険な複合外力の条件

前図(図1.4.17)をもとにして風荷重を横軸に、潮流の流速を縦軸にとった時、ヒール極大値の最大値が例えば-25度となるような組合せを2つの有義波高について示したのが図1.4.18の(a)である。(b)は張力の極大値について示した。各々左側が有義波高ゼロの場合、右側が実機で波傾斜で限界に近い9.7 mの不規則波(JONSWAP型 $T_p = 10 \text{ sec}$ モデルで 1.25 sec T_z は約 1.1 sec)の場合である。

S R 192 モデルは大略-20度のヒールでDeckが冠水し始めるので(a)では-20度以上となる領域を危険領域としてハッチで示した。波が無い場合は5ノットの潮流と100ノットの風速でも-20度以上となる事はないのに対してドリフトが大となる周波数の不規則波が入射すると危険領域が急激に降下して100ノットの風では3ノットの潮流で限界に達するようになる。

(b)ではチェンの破断荷重を約3,000 g(実機786 ton)として危険領域を示した。この場合は9.7 mの有義波高になると風速にかかわらず4ノット以上の潮流で張力の極大値の最大が破断荷重を超てしまう傾向が示されている。また(a)の危険領域を(b)に重ねて示しているが風荷重が1 kg(実機で約80ノット相当)を境にして、それ以下の風速では破断荷重によりそれ以上では傾斜のリミットによりセミサブが安全であるような潮流の最大値が決定される事が示されている。ただしここでは安全係数を1としているので実際には潮流の最大値は更に低く抑えられることになる。なお設計条件の潮流2ノットではヒール最大値は-16度位に下がり張力に関しては逆風のケース故大幅に安全側となる。

(8) 複合外力下における実験例

最後に、実験状況を示す写真を写真1.4.1に掲げた。波が激しくDeckに打上げている状況が(b)に見られるがモデルの前傾姿勢により大部分は前方にはね返えされる。

1.4.3 1.4節における結論

S R 192 モデルの主として水深160 m相當に於ける複合外力下の係留実験により次の点が要約的に結論出来る。ただし外力としては波、定常風、係留系の移動による潮流を考えた。

- (1) 複合外力の効果が各々の単独効果の重ね合わせで予想出来るかに関しての詳細は係留の非線型効果をとり除いた線型スプリング係留による実験が有効である。
- (2) 線型係留状態では、複合外力の平均値的なものは単独効果の重ね合わせで概略は予想可能のようである。
- (3) 一方チェン係留状態での複合外力下の応答の極大値の重ね合わせに関しては、ドリフト極大値の平均値については単独外力によるもの重ね合わせで概略は予想可能であるのに対して、ヒール及び張力のそれは必ずしも可能ではない。
- (4) 規則波及び不規則波のみによるドリフトの最大値は水深の20%のオーダである。これは最大漂流力を生ずる周期の波の限界波時の値である。又、これは100ノットの風に相当する荷重のみによるものとも同程度である。
- (5) 波、風、潮流有りのもとでの複合外力の効果としては潮流流速が特に張力の極大値の大きい側の分布に大きく影響する。
- (6) 今回の実験をもとにしてチェンの破断、Deck冠水という危険な状況を生ずる複合外力の組合せを示した。

それによると漂流力が最大となる不規則波の限界波高では、100 ノットの逆風では潮流3ノットで波上側 Deck 冠水となるヒール（-20度）に、4ノットで波上側チェン破断に到る事が示されている。ただし設計条件では潮流は2ノット、風速100ノットを想定していた。

(7) 以上の結果は同方向の波と潮流に対して逆風の場合についてであり、図は示していないが3者が同方向の場合には、当然予想されるように張力に関してより危険な状態に陥りやすい結果が得られている。

表 1.4.1 傾動半径

	Actual Value		SR192 Model (1/64)		No. 2 Experiment	No. 2 Experiment
	from the Specified Value	Specified Value by ITTC	No. 1	No. 2		
Radius of Gyration						
Roll (Kxx) (m)	34.3	0.536	0.517	0.518		
Pitch (Kyy) (m)	35.6	0.556	0.557	0.556		
Yaw (Kzz) (m)	40.6	0.634	0.662	0.664		

表 1.4.2 固有周期
NATURAL PERIODS

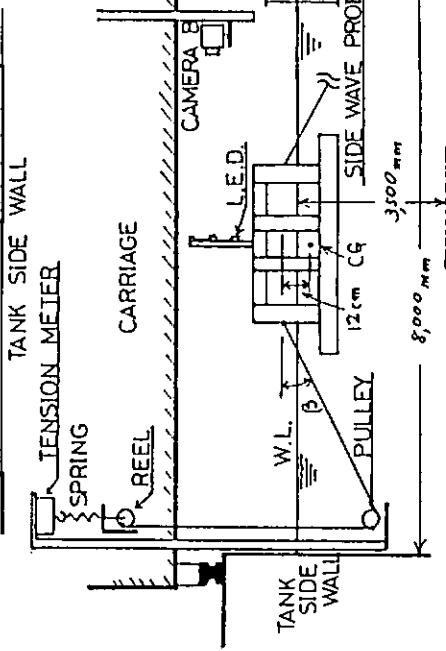
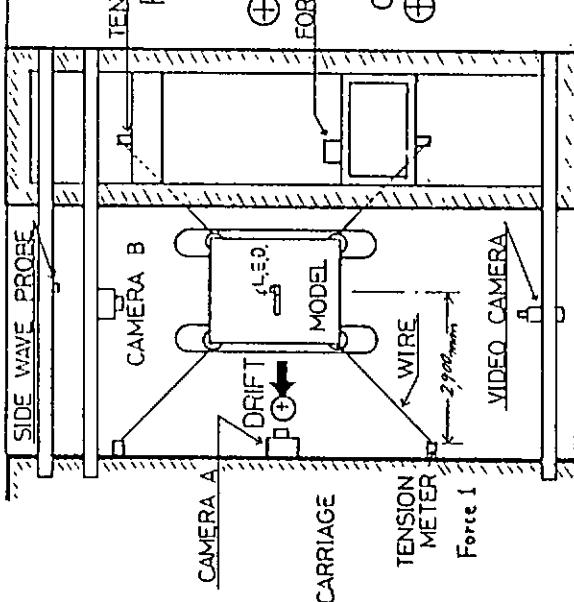
	No. 1 Exp		No. 2 Exp		Moored by Chain	Moored by Spring (B)
	Moored by Spring (A)	Moored by Spring (B)	Actual Model	Actual Model		
Surge (sec)	65.0	8.12	no data	no data	no data	no data
Sway (sec)	89.6	11.2	over	180.4	22.55	2.99
Heave (sec)	24.0	3.00	damping	23.9	6.07	6.07
Roll (sec)	48.0	6.00	52.8	48.6	no data	no data
Pitch (sec)	51.2	6.40	no data	no data	no data	no data

$$\beta = 14.4^\circ \text{ Spring Const} = 4.05 \text{ kg/m}$$

$$\beta = 4^\circ \text{ Spring Const} = 1.51 \text{ kg/m}$$

β : Angle between water line and mooring line
 Spring const : for single mooring line

TANK SIDE WALL



TANK SIDE WALL

FIG. 1.4.1 No 1 Exp. 配置図 (スプリング係留)

運動計測は非接触型の P. S. D. による。ヒールの

定義は図 1.4.5 参照潮流は係留系の移動による。

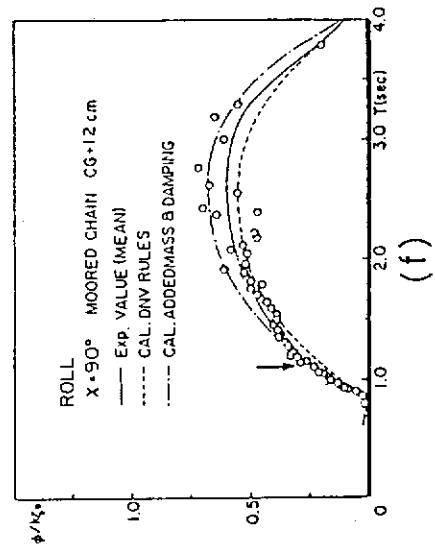
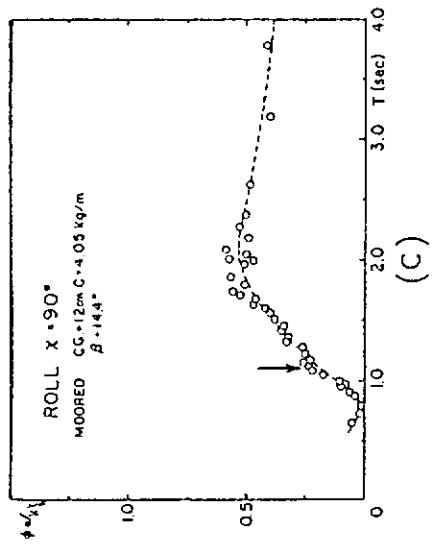
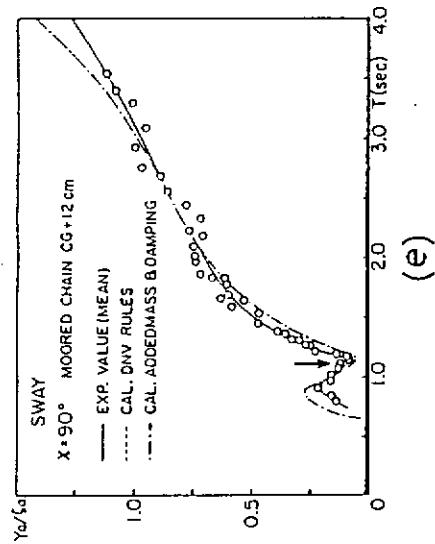
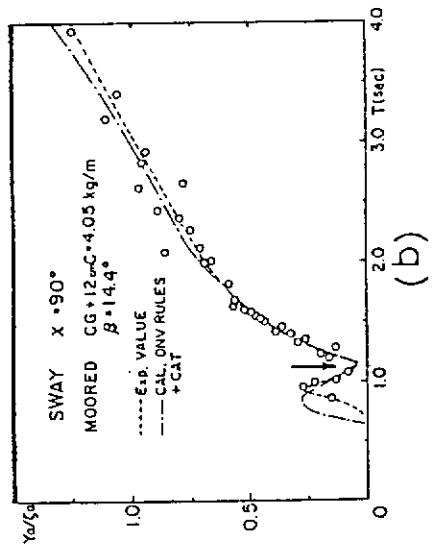
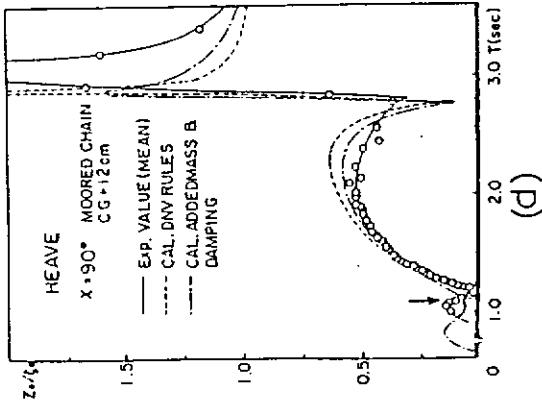
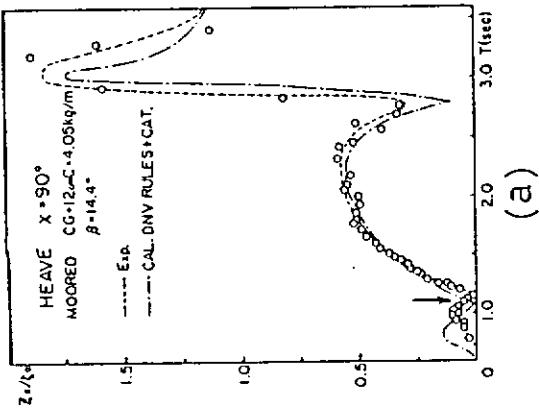


図 1.4.2 過渡水波による周波数応答特性。
上段は No 1 Exp. (スプリング係留), 下段は No 2 Exp. (チューーン係留) によるもの。
矢印は漂流力が最大となる周期を意味する。

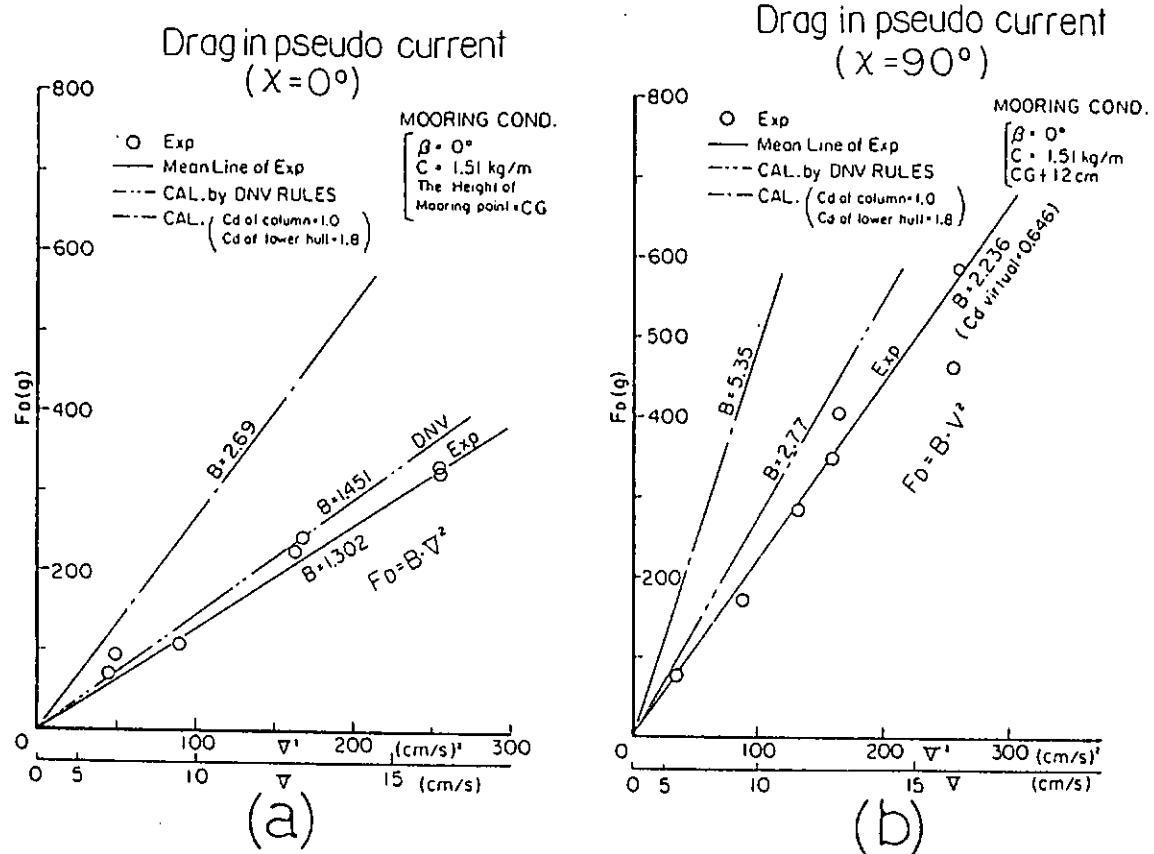


図 1.4.3 擬似潮流中の Drag.

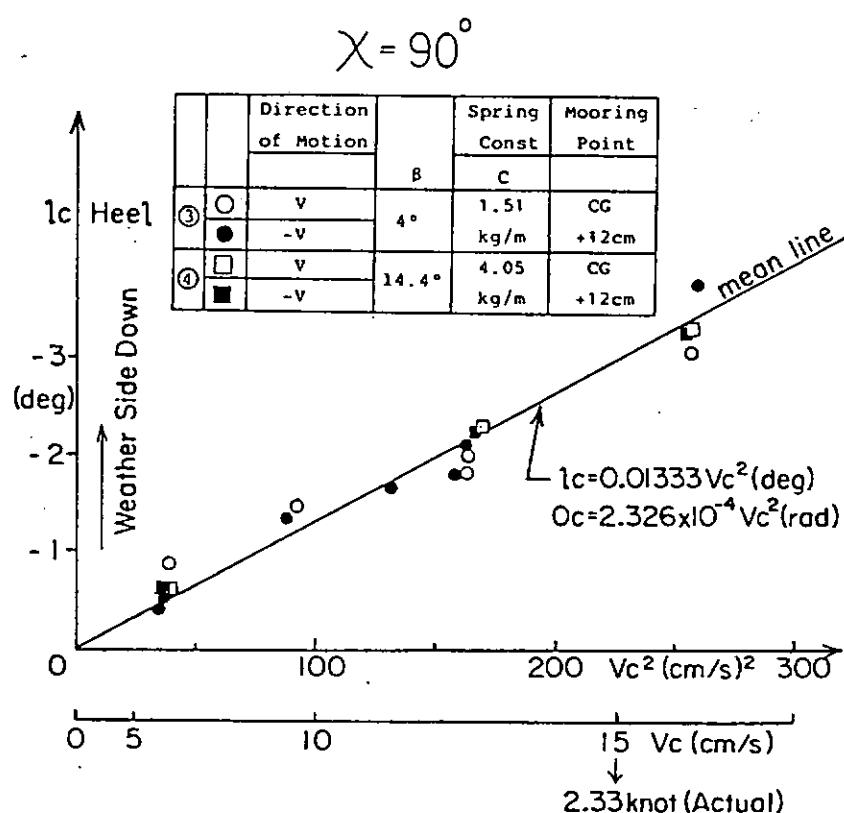


図 1.4.4 擬似潮流中の横傾斜

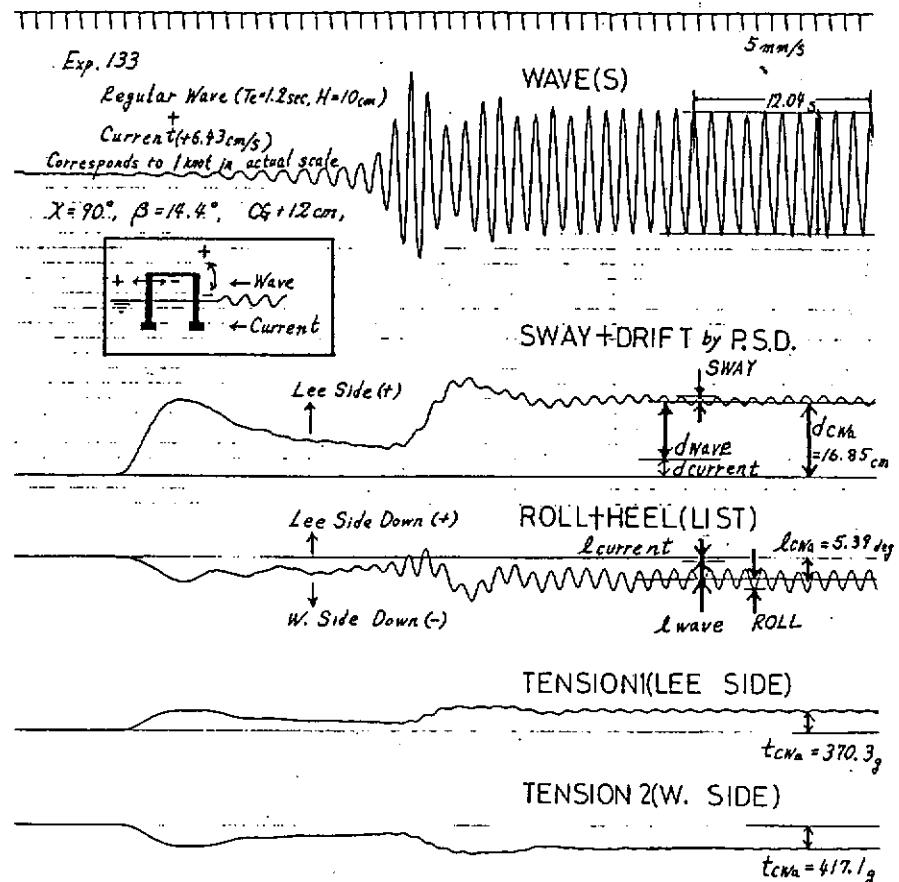


図 1.4.5 擬似潮流 + 規則波中の運動例 ($\chi = 90^\circ$) 及びドリフトの定義。

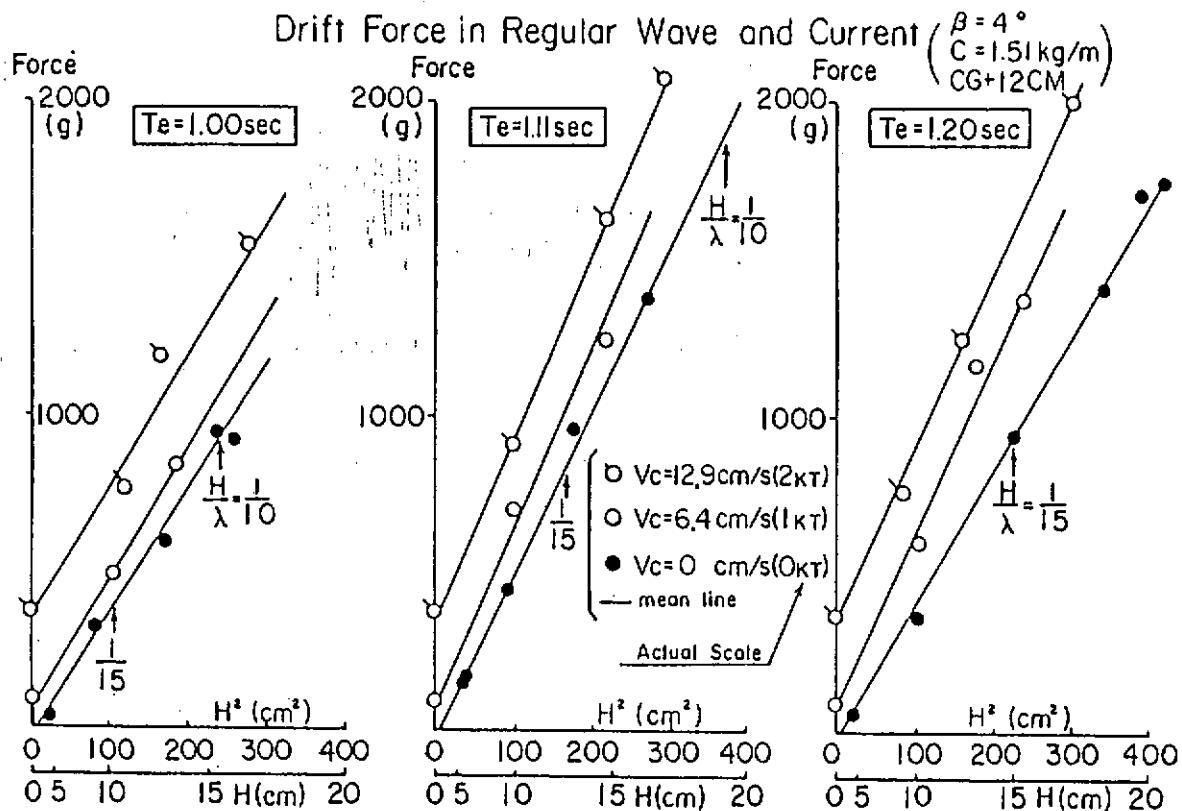


図 1.4.6 擬似潮流 + 規則波中の平均漂流力。
係留力より全水平方向成分を求めたもの。

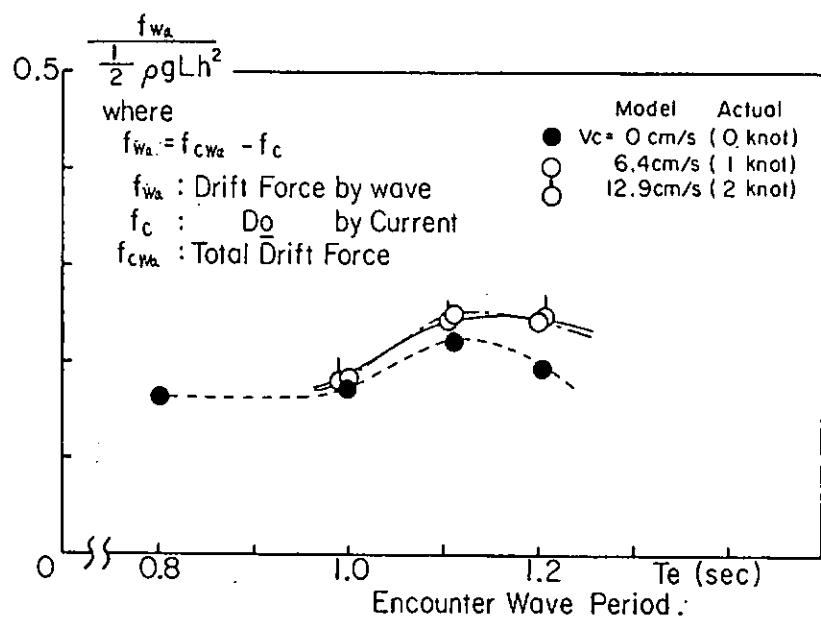


図 1.4.7 潮流単独の Drag を差し引いた時の、規則波 + 潮流中における波漂流力。

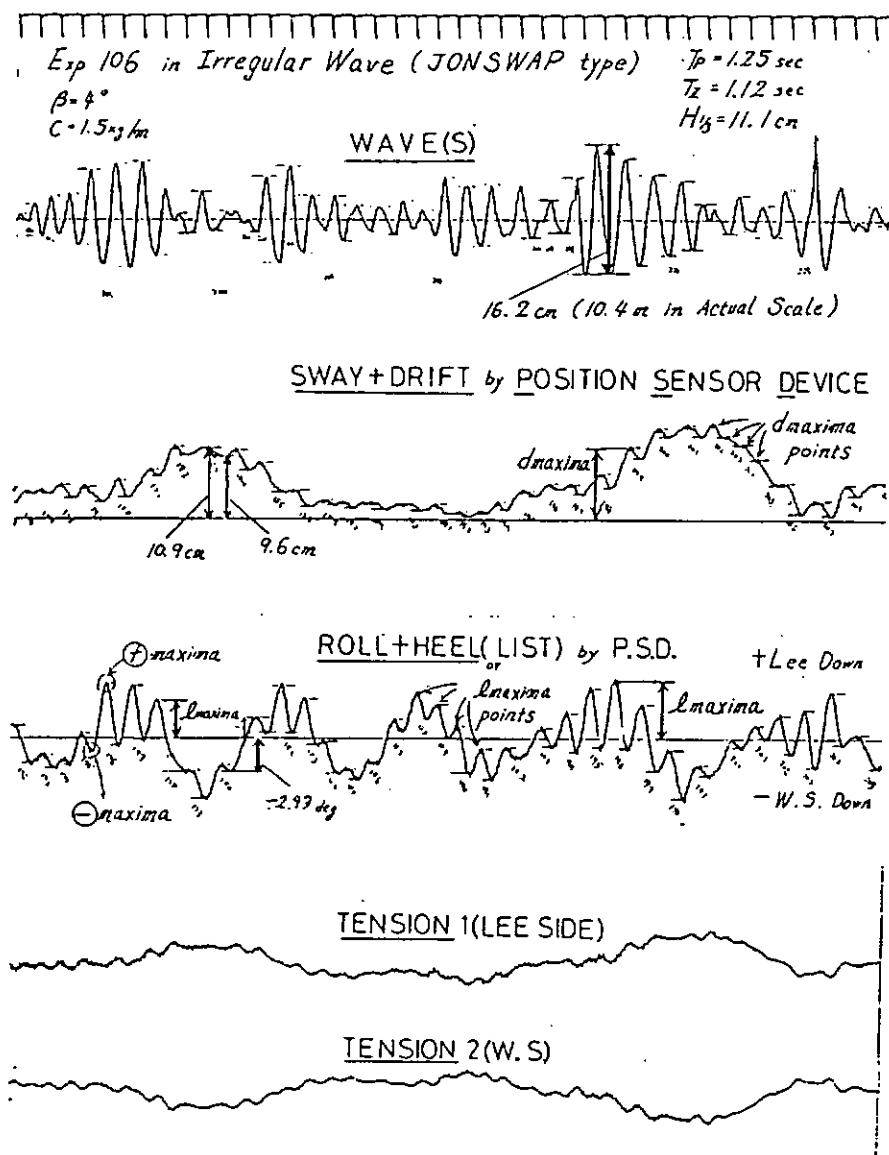


図 1.4.8 不規則波中タイムヒストリー例（潮流無し）及び L_{maxima} , d_{maxima} の定義。

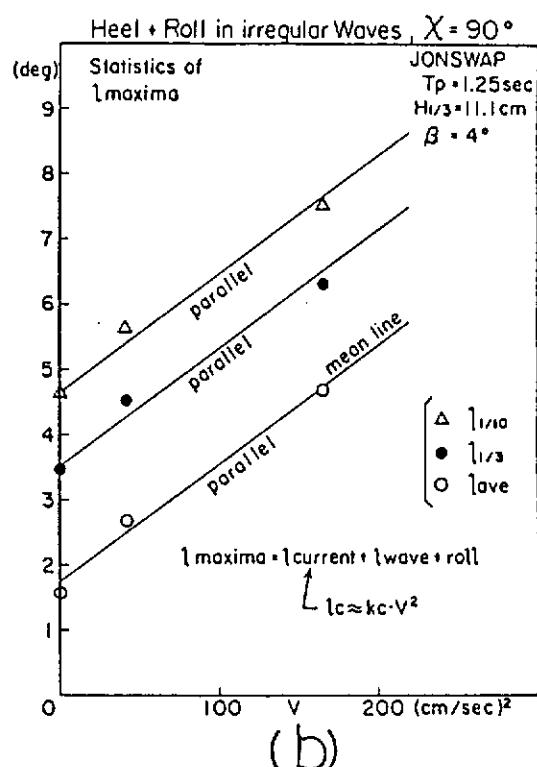
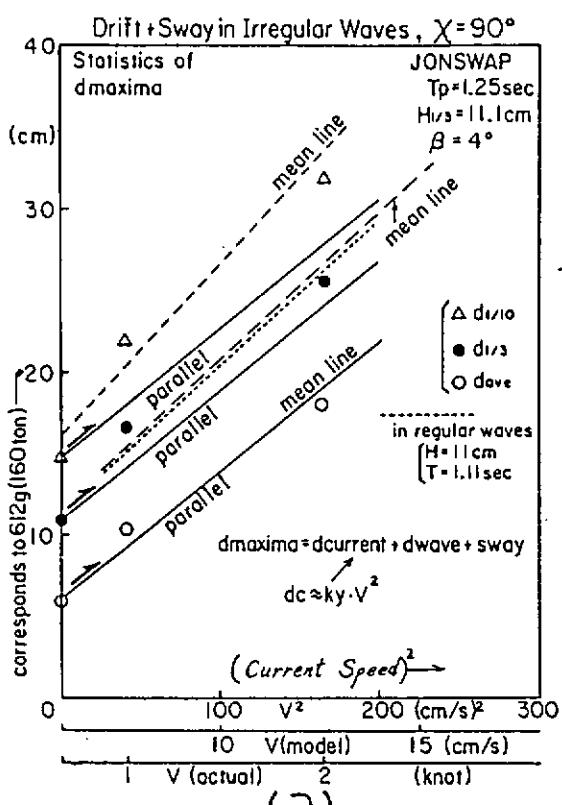


図 1.4.9 不規則波 + 潮流中のドリフト、ヒールの極大直の統計量

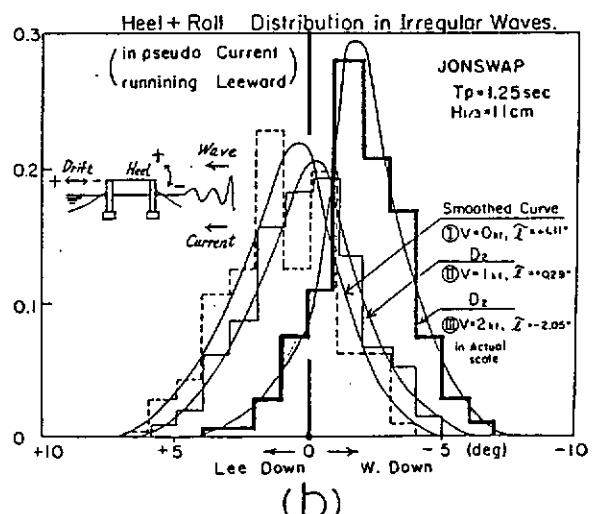
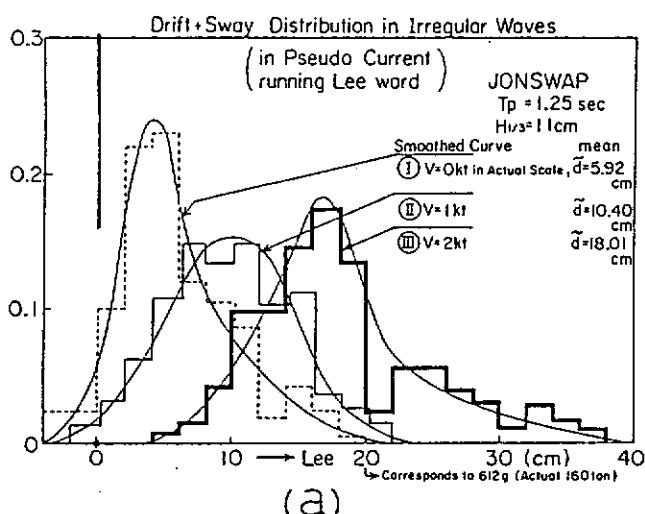


図 1.4.10 不規則波 + 潮流中のドリフト、ヒール極大値の分布。

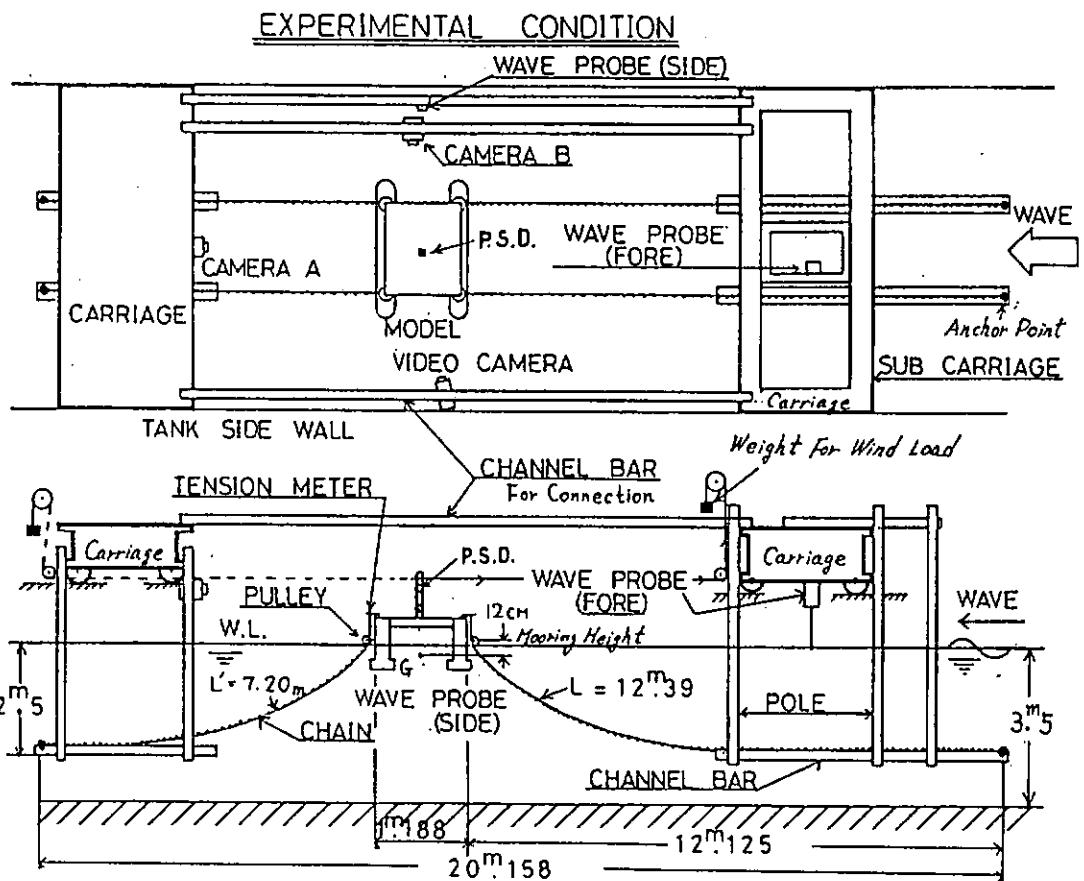


図 1.4.11 No 2 Exp. 配置図。運動計測は非接触式の P. S. D.による。

又、擬似潮流は係留システム全体の走行により、定常風荷重は錘による。

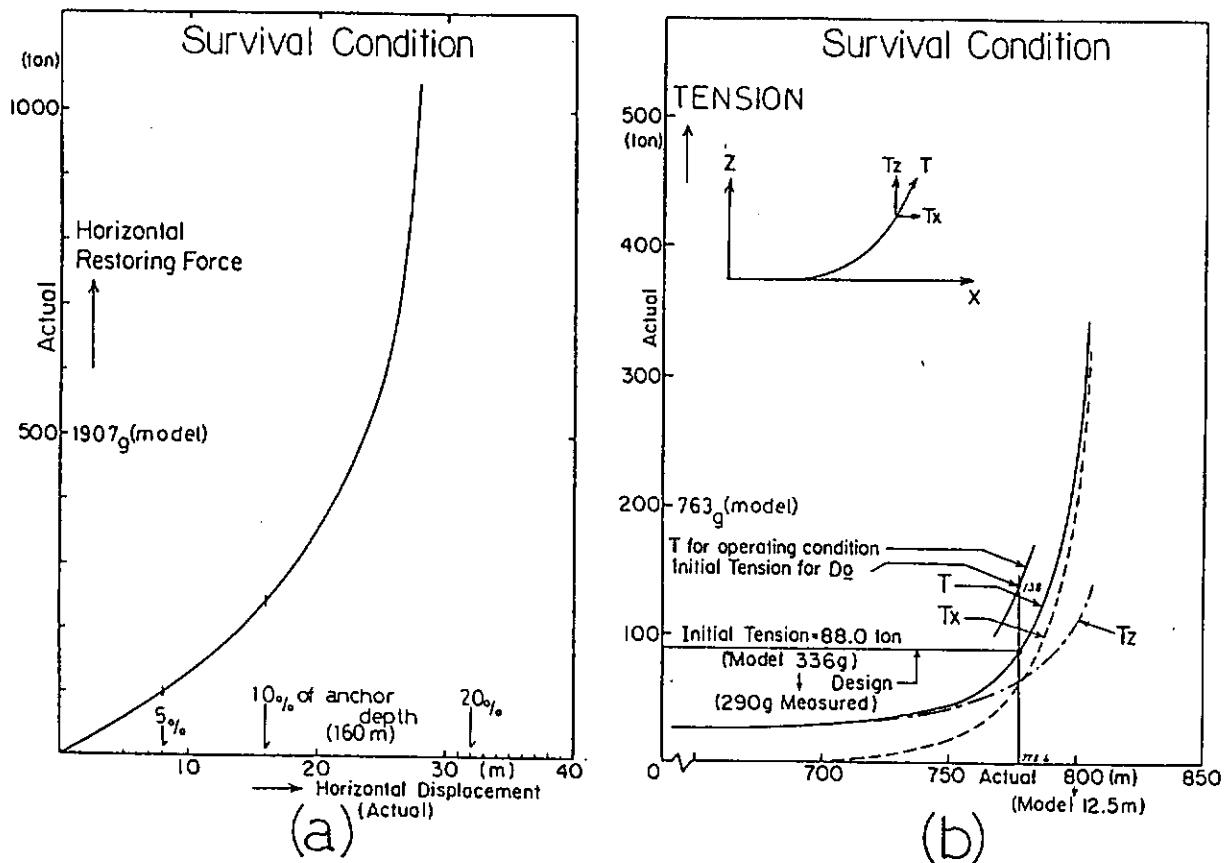


図 1.4.12 チュン係留特性（実機スケール）

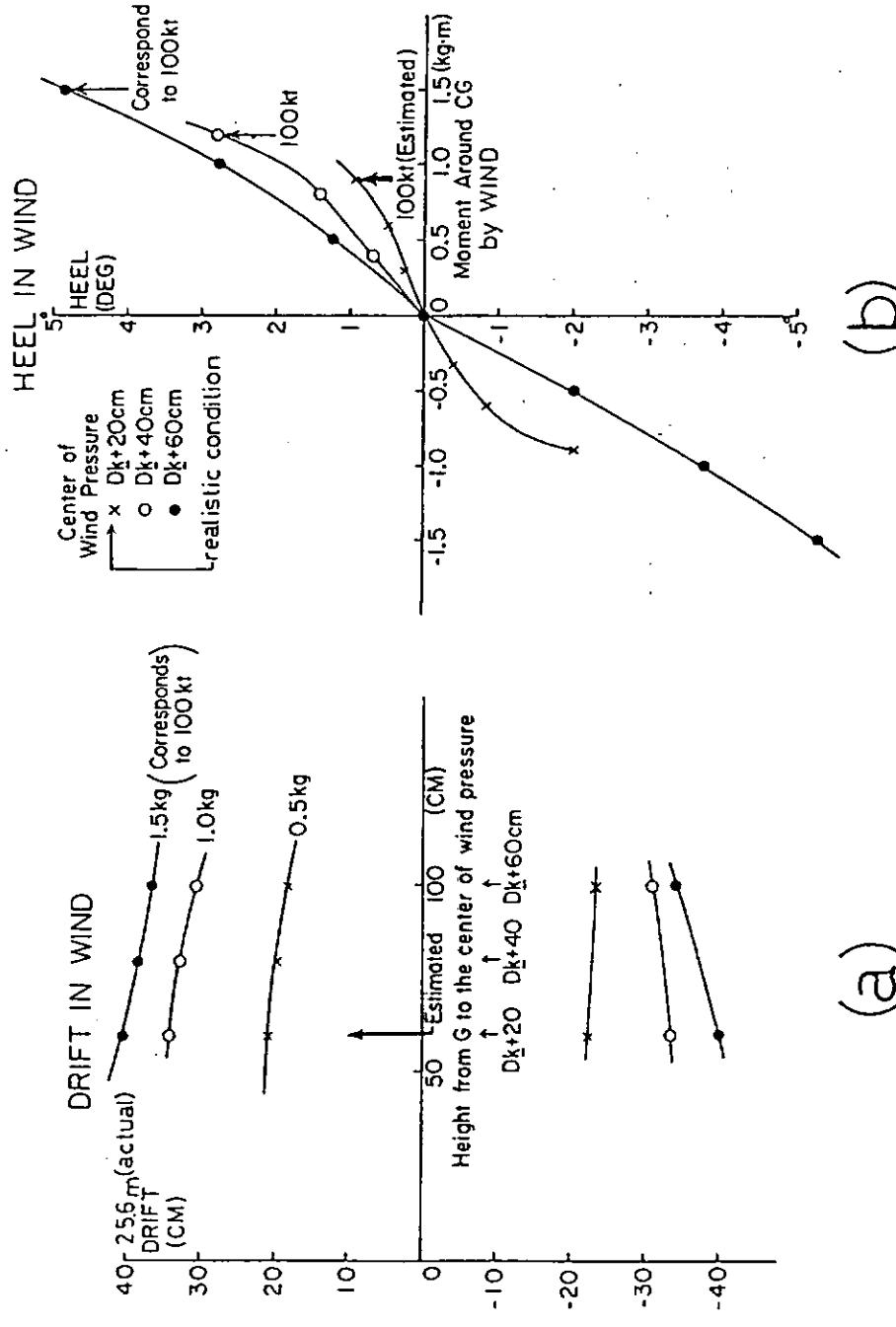


図 1.4.13 風のみの効果（荷重、着力点変化の影響）

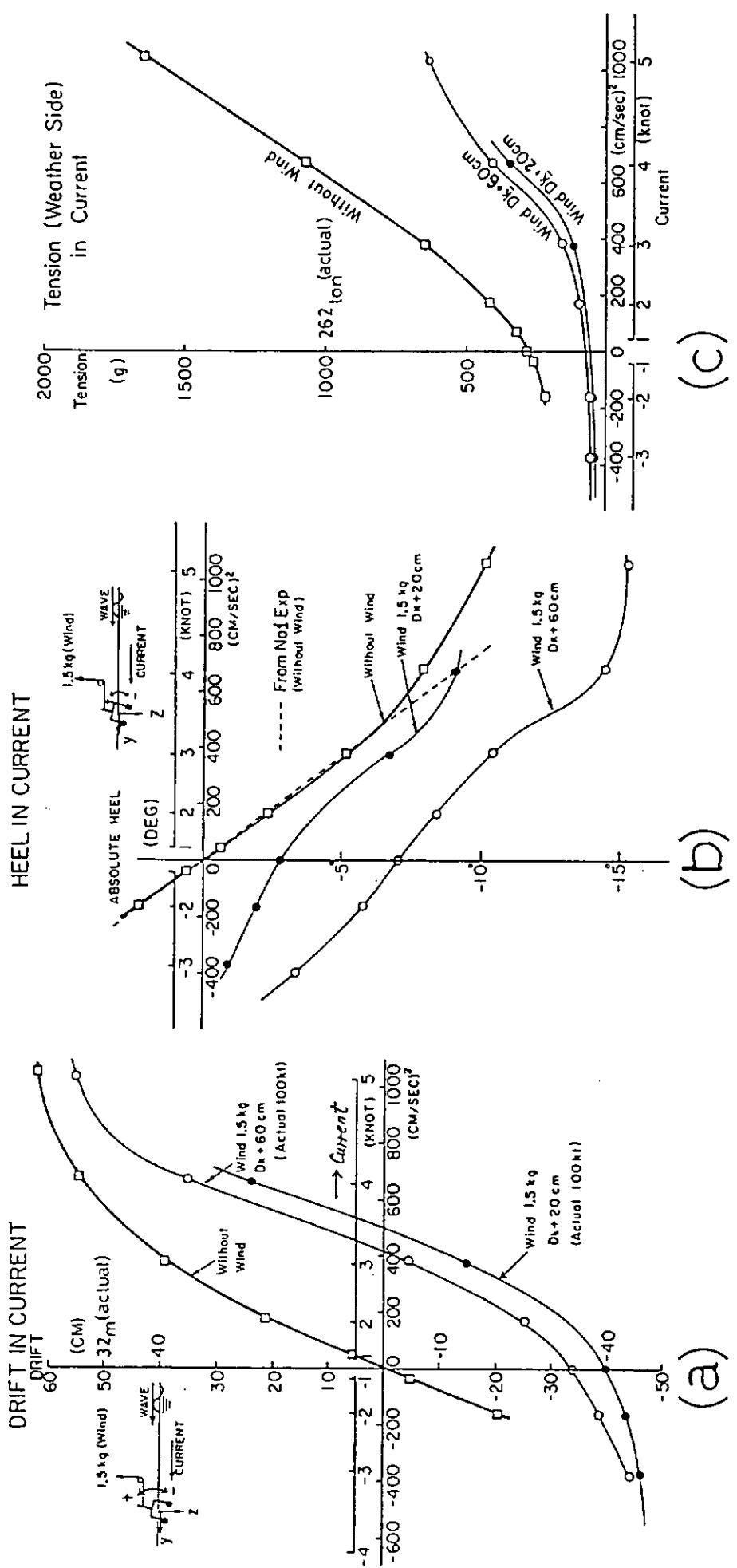


図 1.4.14 潮流と定常風の効果（波無し）

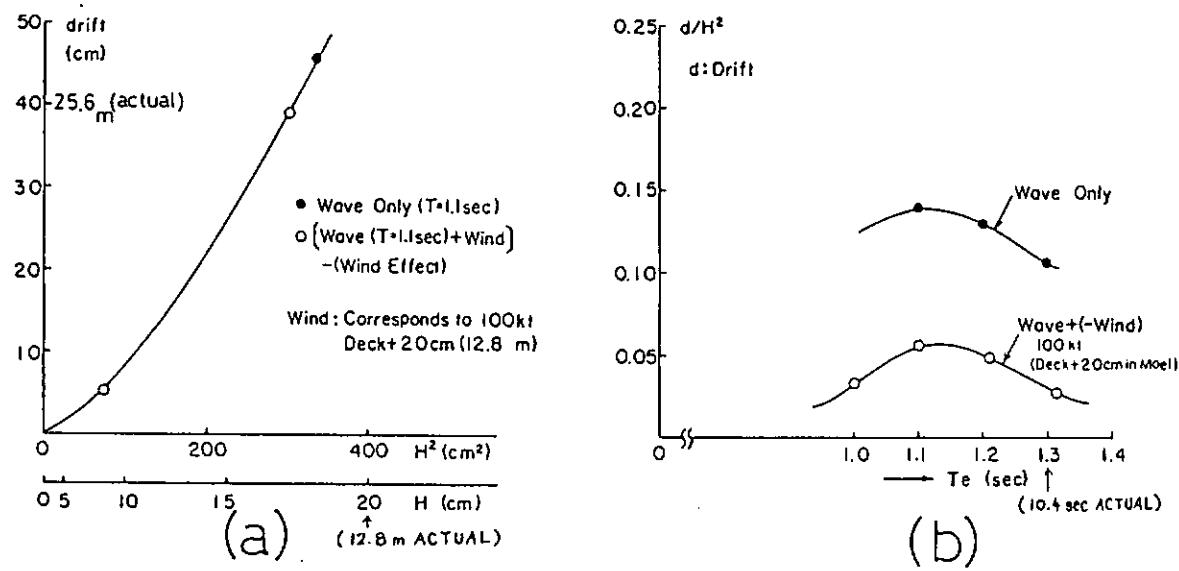


図 1.4.15 規則波によるドリフト

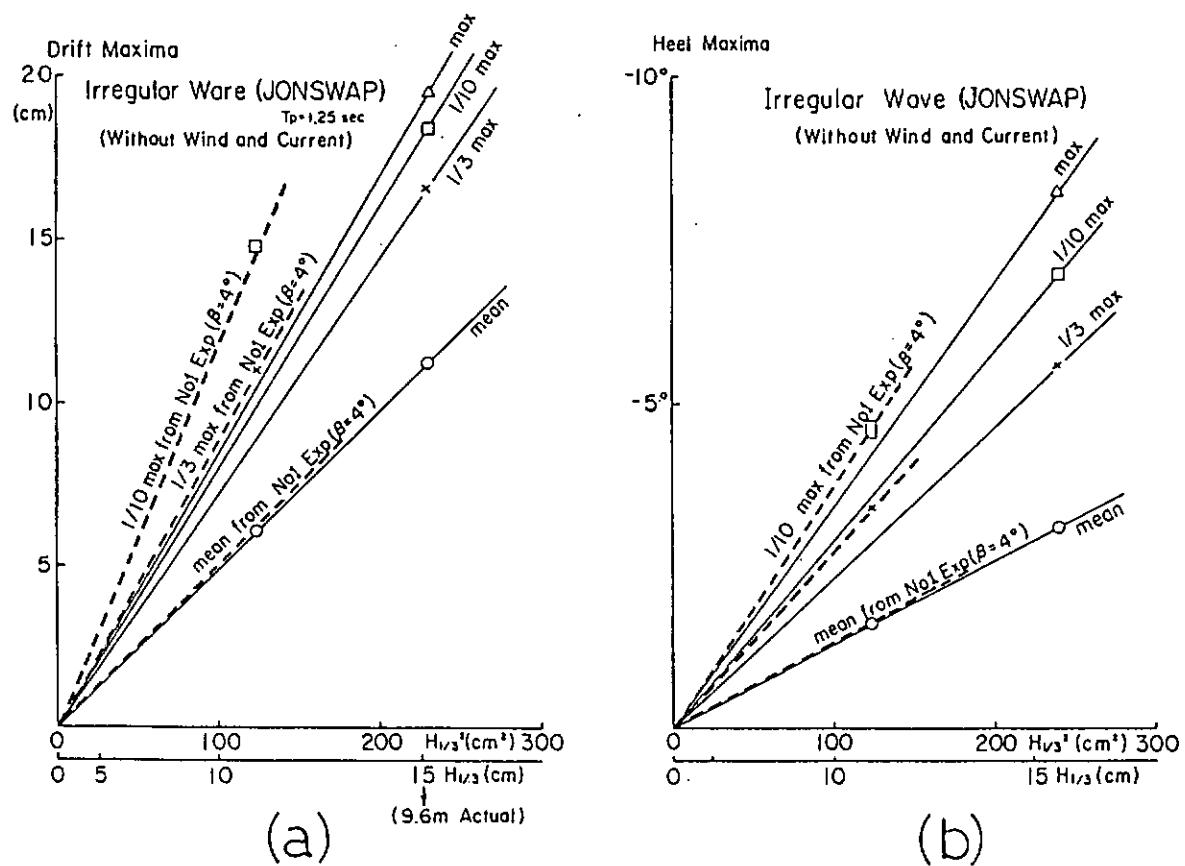


図 1.4.16 不規則波によるドリフト、ヒール極大値の統計量

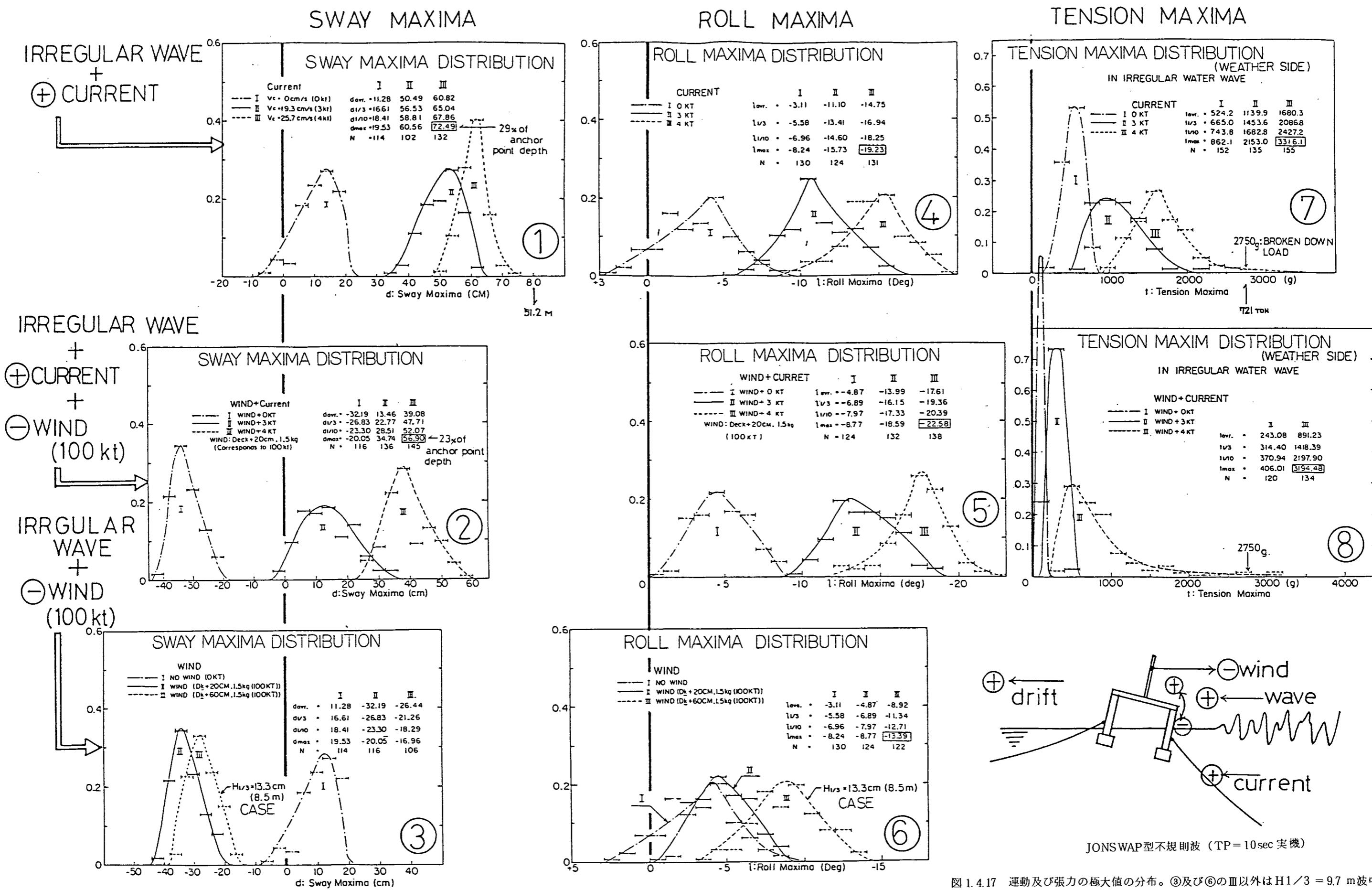
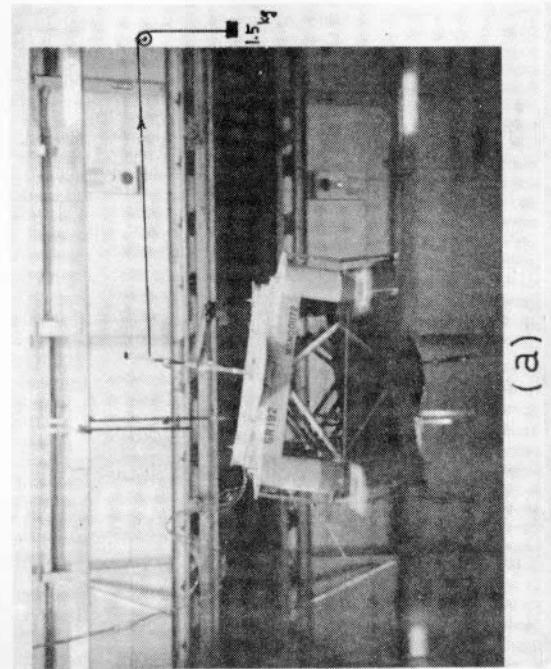


図 1.4.17 運動及び張力の極大値の分布。③及び⑥のⅢ以外は $H_1/3 = 9.7 \text{ m}$ 波中。

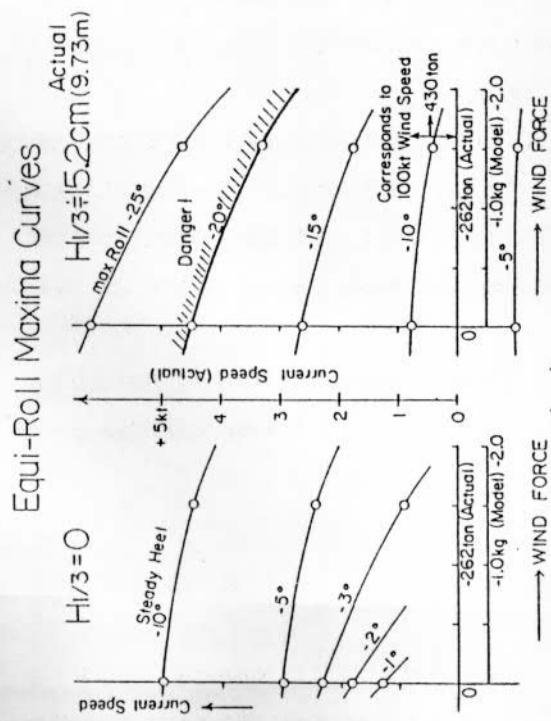


(a)

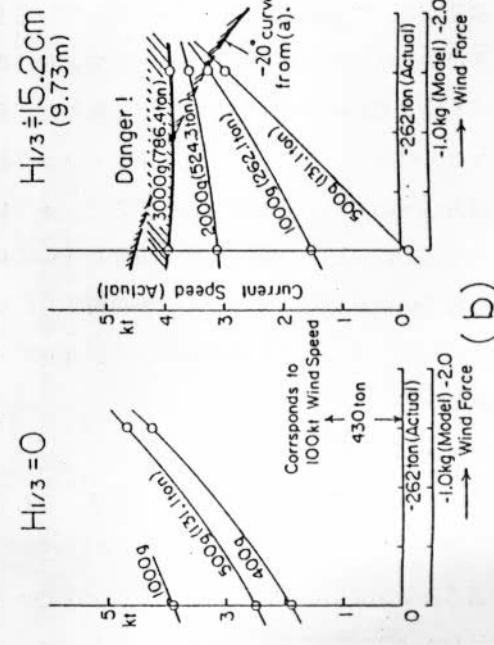


(b)

写真 1.4.1 (a) 100 ノットの擬似風による荷重だけで傾斜した状態
 (b) JONSWAP型不規則波 (実機で $H_1/3 = 8.5$ m,
 $T_p = 10\text{sec}$) + 擬似潮流 (実機 + 4 kt相当, 左側へ)
 + 擬似定常風 (実機100 kt相当, ただし着力点は
 Deck 上 38.4 m と異常に高い状態) 中の実験



(a)



(b)

図 1.4.18 危険な状態となりうる外力の組合せ。風荷重
 の着力点は現実的な高さ $D_K + 20\text{ cm}$ (モデル)
 としている。

1.5 総合模型実験

1.5.1 目的

波、風、潮流の混在する中で係留されたセミサブ・リグの動搖を観測し、転覆現象をもたらす外力の条件を明らかにし、転覆機構に対する認識を明確にするために総合水槽実験を実施した。転覆現象を総合的に評価するために、係留、模型等は実機に近い状態に合わせた。

1.5.2 実験方法

実験は住友重機械工業(平塚研究所)航海性能水槽(長さ×幅×水深(D_b) = 56 m × 30 m × 2.5 m)で実施された。

実験での模型の状態を表1.1.1に示す。表中の値は係留鎖を含まない値である。実験は模型に対し横方向($\chi = 90^\circ$)、縦方向($\chi = 0^\circ$)、斜方向($\chi = 45^\circ$)から風、潮流、波(規則波及び不規則波)を作用させた場合と、それらを複合させた場合を行なった。複合させる場合は外力の方向は同一方向とした。実験の目的から異常海象下のセミサブリグの動搖を対象としているにもかかわらず、風については設備の関係上、最大風速約4.5 m/sec(実機で約35 m/sec)までしか実施できなかった。

模型は図1.5.1に示すように、正8角形に配置されたアンカーに係留した。模型での係留点高さは重心高さとした。係留鎖は真鍮製であり、水中重量は41 g/mである。全ての係留ラインの初期張力(T_0)は0.4 kgとした。模型での係留鎖の取付点が正8角形でないために、4隅の各コラムに取り付けた2本の係留ラインの全長が異っている。

風速、潮流速度、波高の計測はそれぞれ翼車式風速計、電磁式流速計、容量式波高計で行った。左右揺、前後揺はデリック先端に光源を設置し、その動きをTVトラッカーで追跡して計測した後、重心のそれらに換算した。横揺、縦揺をパーティカルジャイロで、波上側の係留鎖張力をリング型ロードセルで計測した。

1.5.3 実験結果

(1) 風の中での実験

風の中での係留鎖張力の増加(ΔT_1)、重心位置の水平ドリフト($\Delta x, \Delta y$)及び定常傾斜($\Delta \theta, \Delta \phi$)を図1.5.2～図1.5.4に示す。これらの図には、一定流速の潮流を複合させた時の結果も示しており、左縦軸上の結果は風速が零、すなわち潮流だけが作用しているときの値である。

図1.5.2は係留鎖張力の増加を示したものであり、これから構造物に働く風圧力の風速に対する変化や、方向による大小を論ずるわけにはいかないが、定性的な把握の目安と考えると、風圧力は風速の2乗に比例し、方向による大きな差はみられない。従って水平ドリフト(図1.5.3)にも方向による大きな差がみられないが模型の縦方向、横方向への水平ドリフトを合成すると、 $\chi = 45^\circ$ のときが他方向に比べて大きい。定常傾斜(図1.5.4)は重心よりも上方に風圧力が働くため風下側に僅かに傾斜している。

風に一定流速の潮流を複合させると、係留鎖張力の増加は風による増加に潮流単独時の係留鎖張力の増加を加えたものとほぼ等しくなることがわかる。潮流が加わると水平ドリフトは増すが、定常傾斜は風単独時とは逆に上流側に傾く。

(2) 潮流中の実験

潮流中の結果を図1.5.5～図1.5.7に示す。これらの図には一定風速の風、あるいは一定の波を複合させた時の結果も示す。

潮流による係留鎖張力の増加は水面下投影面積の小さい $\chi = 0^\circ$ の時が他の2方向と比べて小さく、水平ドリフト、定常傾斜も小さい。潮流に一定風速の風を複合させると、前述したように潮流による張力増加に風単独時の張力増加を加えたものとほぼ等しくなっている。しかしこの程度の風速では定常傾斜は潮流単独時からほとんど変化していない。一方、潮流に一定の規則波を複合させた時の係留鎖張力の増加は潮流、規則波それぞれ単独時の

増加量を加算したものにはほぼ等しい場合とそうでない場合の相反する結果が得られている。また、定常傾斜は $\chi = 0^\circ$ 以外では規則波との複合により、潮流単独時から流速によって不規則に変化している。図中の両端矢印付の線は定常傾斜角を中心に波周期で変動する動搖範囲を示す。中には、最大約 15° 波上側に傾斜する場合がある。しかし、一般には潮流と波を重ね合わせる実験は難しいので、今回の実験結果をすべて定性的に正しいと結論づけることは出来ない。

(3) 規則波中の実験

規則波中に係留されたセミサブの動搖を図1.5.8に示すが無係留中の結果（1.2節参照）とほとんど変わらない。また、規則波に風あるいは潮流を複合させた時の結果も併記したが、規則波単独時と大きくは変わらないことがわかる。

図1.5.9に規則波中の係留鎖張力の増加を示す。規則波に風あるいは潮流を複合させた場合は、これらの複合時の増加量から風あるいは潮流単独時の増加量を差しひいた結果を示す。これによると、規則波に風を複合させた場合にはそれぞれ単独時の増加量をほぼ単独に加算すればよいのに対し、規則波に潮流を複合させた場合は単純加算した値より大きな値をとることがわかる。

係留鎖張力の波周期による変動（最小値から最大値）を図1.5.10に示す。規則波、風、潮流の複合状態では張力変動が大きくなっている。

図1.5.11、図1.5.12に水平ドリフト及び定常傾斜を示すが、これらの図では、実際の規則波に対する結果を示す意味から波高による無次元化は行われていない。図1.5.11中の（ ）内の数値は波高・波長比を示した。規則波による水平ドリフトは波周期の1.2～1.3秒（実機で約10秒）付近にピークがあり、この付近で波漂流力は最大になると思われる。規則波に風速4 m/sec（実機で約32 m/sec）の風が複合した場合、水平ドリフト、定常傾斜は規則波単独時とあまり変化がないが、潮流（流速が実機で2ノット弱）が複合した場合は特に定常傾斜に大きい変化がみられる。

(4) 不規則波中の実験

不規則波中の横揺及び縦揺の有義両振幅を有義波高で除した結果を図1.5.13に示す。動搖振幅は不規則波に風、潮流が複合しても不規則波単独時と大きく変化しないことがわかる。

図1.5.14には不規則波中の係留鎖張力の増加を示すが、規則波中の結果（図1.5.9）に比べて格段に小さい。従って不規則波中の平均的な波漂流力は小さいことが予想される。また、不規則波に風、潮流を複合させた場合の不規則波による張力増加（複合時の増加量から風、あるいは潮流による増加量を差しひいて求めた）を示したが不規則波単独時の増加のまわりに散在しており、概ね変化はないと考えてよい。これはこの時の張力増加は潮流、風が支配的であるためである。

係留鎖張力の変動を図1.5.15に示す。図中の実線は規則波中の実験結果（図1.5.10）と実測された不規則波スペクトルとから、線型重ね合わせにより不規則波中の張力変動を推定した結果である。推定値は実験値に比較して過大な値を与えており、カテナリ係留での張力変動については線型重ね合わせが成立しないことを示している。

また、不規則波に潮流が複合すると張力変動は大きくなることがわかる。従って、図1.5.16に示した係留鎖張力の最大値（初期張力を含む）は、潮流と不規則波とが複合した場合は実機で1,000 ton以上となり、係留鎖の破断強度を越える可能性は十分ある。なお、この時の不規則波の有義波高は平均波周期の短い範囲では約14 cm（実機で約9 m）、長い範囲では約20 cm（実機で約13 m）である。

図1.5.17に $\chi = 0^\circ$ での水平ドリフト及び定常傾斜角を示したが、前述したように不規則波中の波漂流力が小さいことから、潮流、風に不規則波が複合した場合も潮流、風単独時の結果とほとんど変わらないことを示す。

以上のように、波、風、潮流の混在する中に係留されたセミサブリグの総合水槽実験を実施し、動搖、係留鎖張

力等について調査したが、本実験状態では特に転覆に結びつく危険な状況は観測されなかった。これは適切なGM, Air Gap, あるいは係留点高さが設定されたためと思われる。ただし、本実験での範囲では、潮流と規則波とが複合した場合に安全性上最も危険度が高く、GM, Air Gap, 係留点高さの設定如何によっては大傾斜を惹き起こす可能性のあることがわかった。また、以上のような複合外力下では係留鎖張力の最大値が大きくなり、係留鎖の強度上の問題が重要となることもわかった。

1.6 2口ワーハル、8コラム型セミサブリグの水槽実験に関するまとめ

以上のように2口ワーハル、8コラム型セミサブリグについて大傾斜時を含む無係留中動搖実験、複合外力下の係留動搖実験を実施し種々の知見を得た。

まず無係留中動搖実験については横浜国立大学、住友重機械工業㈱、および石川島播磨重工業㈱の3所で実施し、水槽設備、計測方法等の相違があるがこの模型についての基本的な動搖特性がほぼ一致した形で得られた。この結果はITTCのO.E.C.セミサブ比較計算プロジェクトの実験データとして提供された。

次に大傾斜時の動搖実験では傾斜時の動搖特性が実験的に得られ、またHooftの方法に傾斜状態を考慮する修正を加えた計算法による数値計算結果は実験結果に対しかなり良い一致をみた。このことは転覆機構解明の基本的資料を提供するものと期待できる。

また複合外力下の係留実験では線型ばね係留あるいはカテナリ係留下で擬似風、擬似潮流、あるいは自然現象として発生する形態に近い形の風、潮流及び波を使用して実験を実施した。大傾斜再現の実験手法の確認としては、複合外力の効果が、単に各々の単独外力効果の加算で推定できるか否かが問題になるが、これらの実験結果より、線型バネ係留の範囲では、単独効果の加算で平均的な複合外力効果を推定できるが、非線型係留（例えばカテナリ係留）の非線形部分では必ずしも推定できないことが明らかになった。また安定性上、危険な複合外力の組合せ、潮流影響等を示すことができた。各実験の詳細な比較及び結論は次年度の詳細解析で行うこととする。

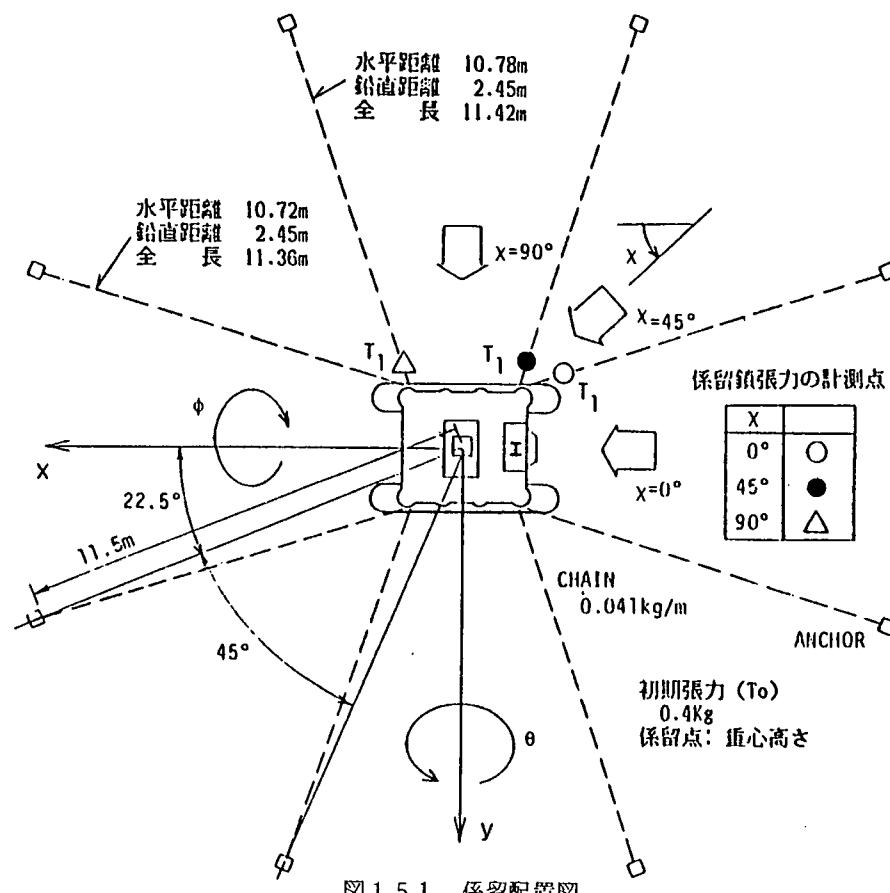


図 1.5.1 係留配置図

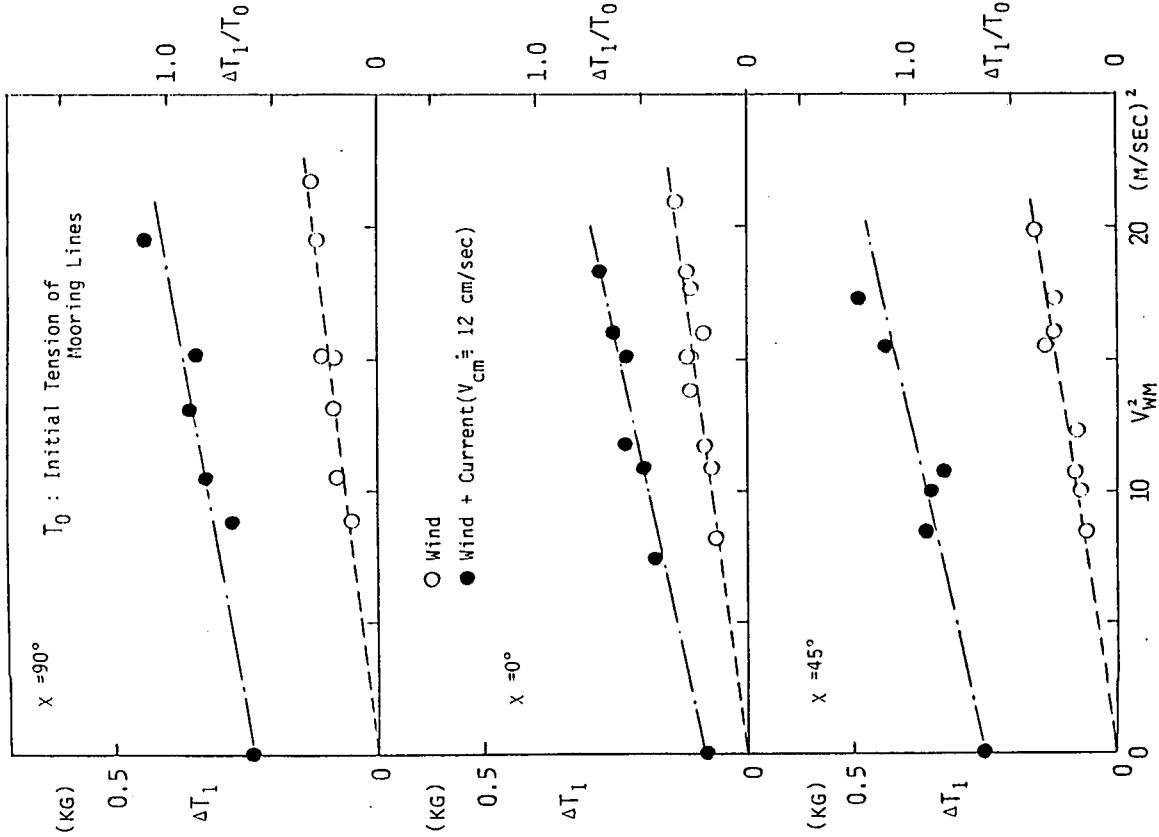


図 1.5.2 風の中での係留鎖張力の増加

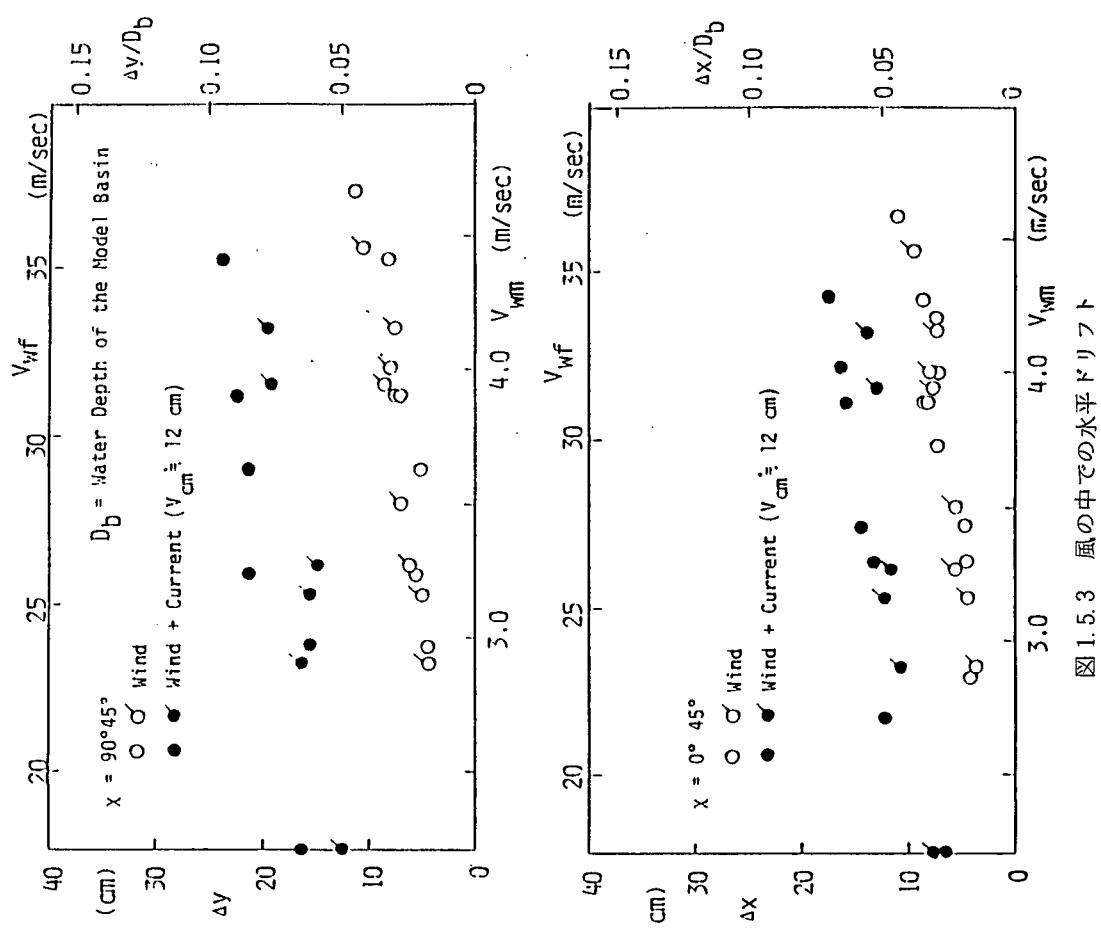


図 1.5.3 風の中での水平ドリフト

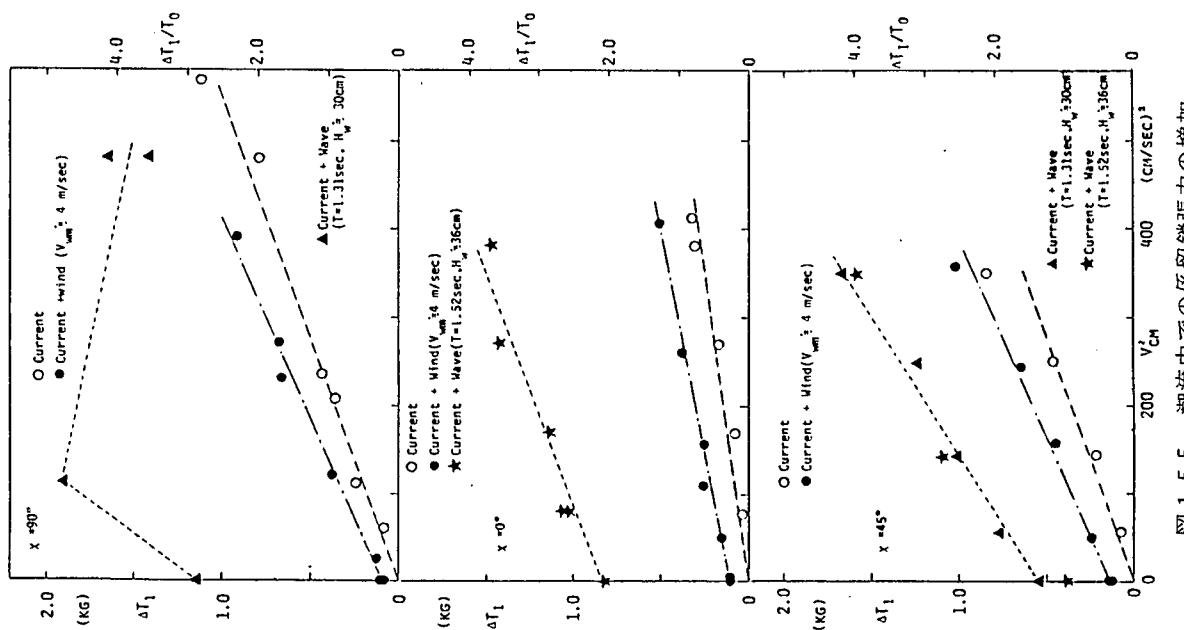


図 1.5.5 潮流中の係留強張力の增加

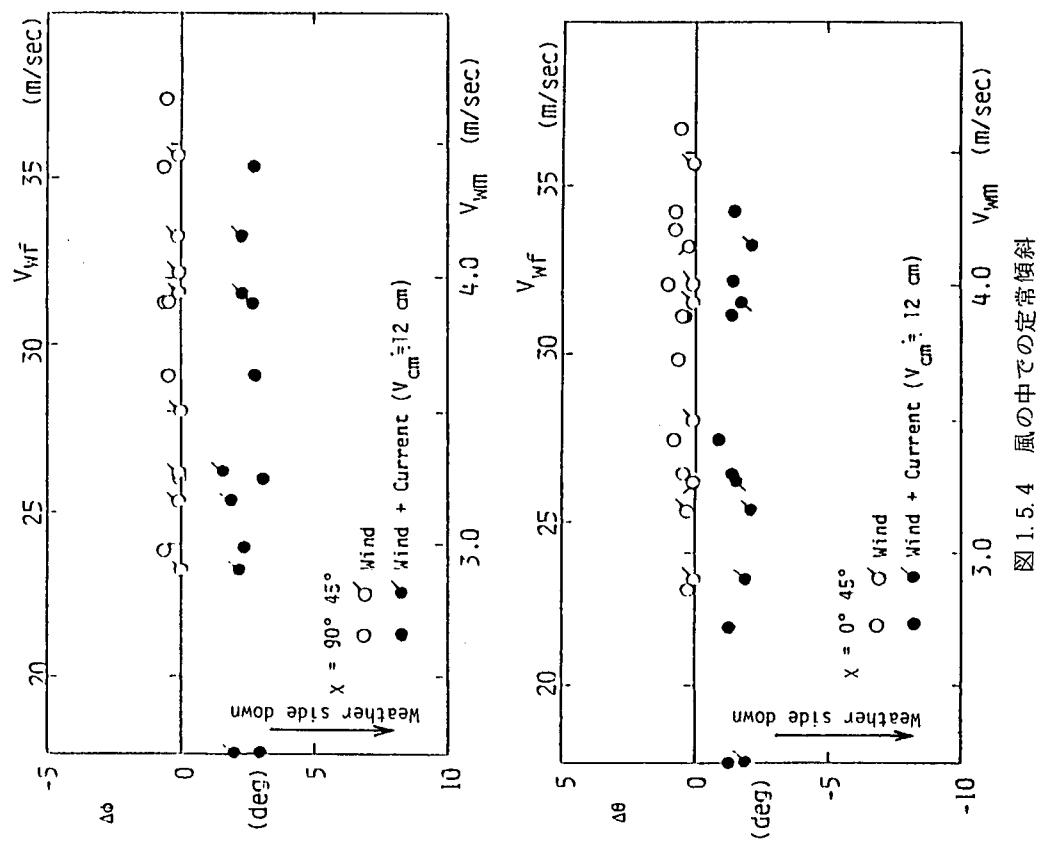


図 1.5.4 風の中での定常傾斜

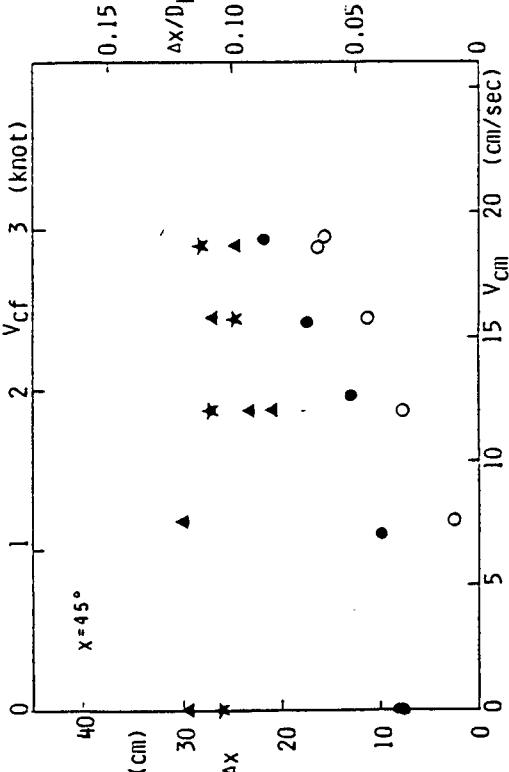
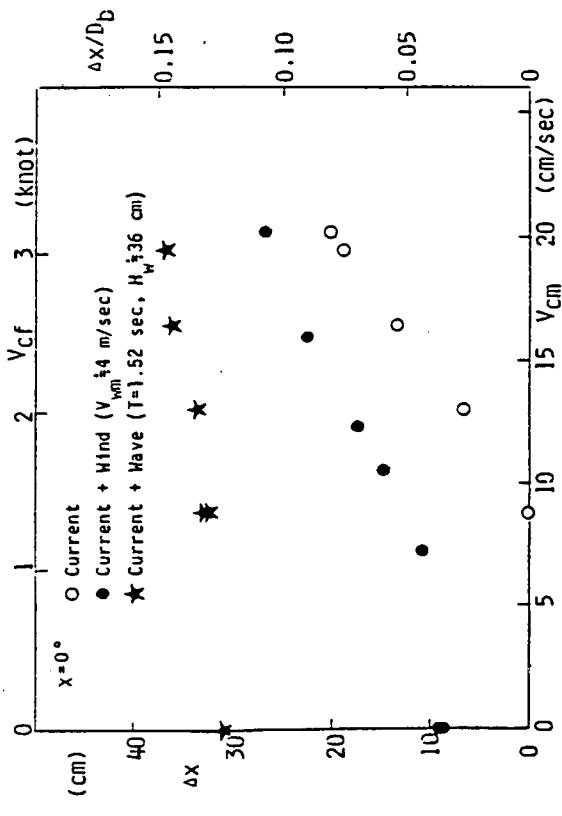
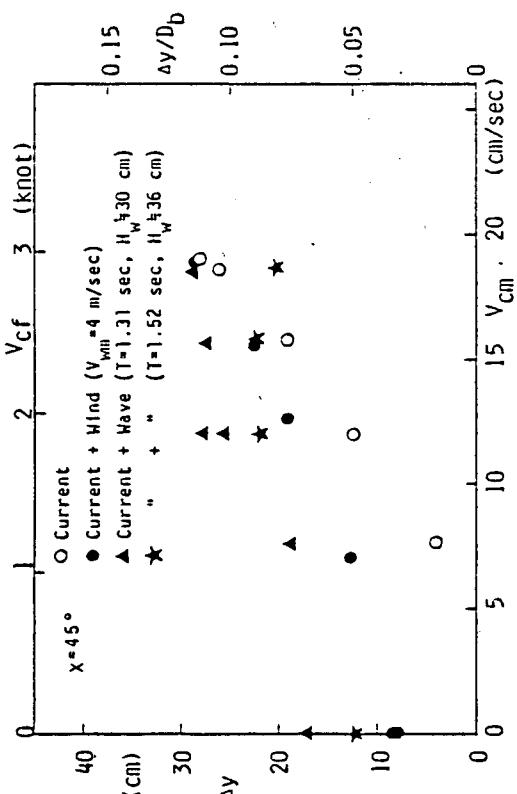
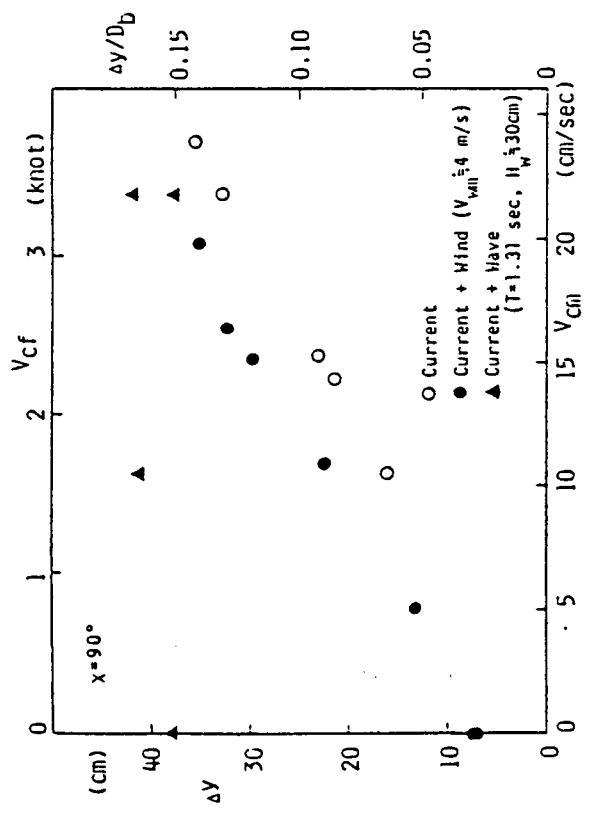


図 1.5.6 潮流中の水平ドリフト

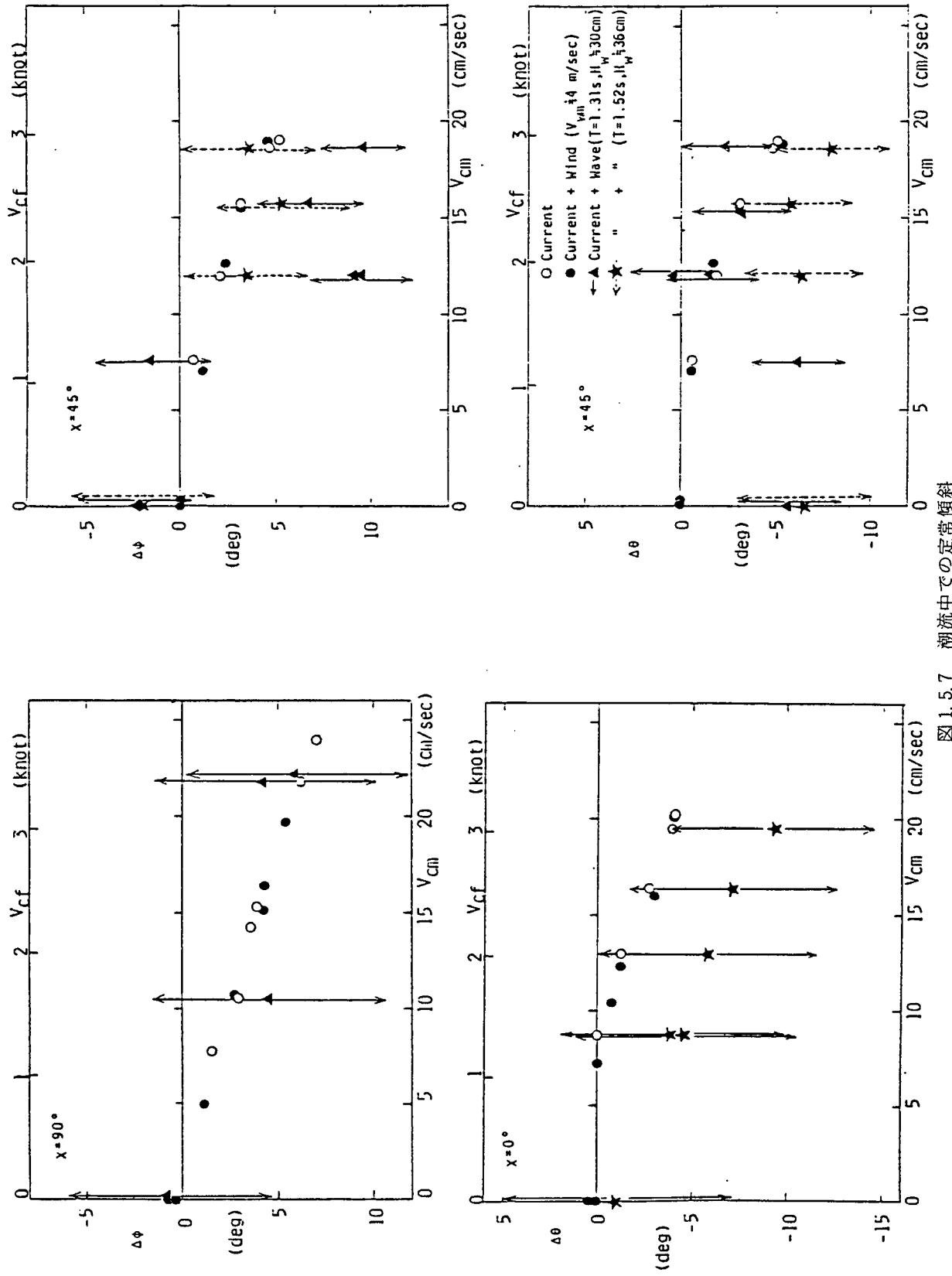


図 1.5.7 潮流中での定常傾斜

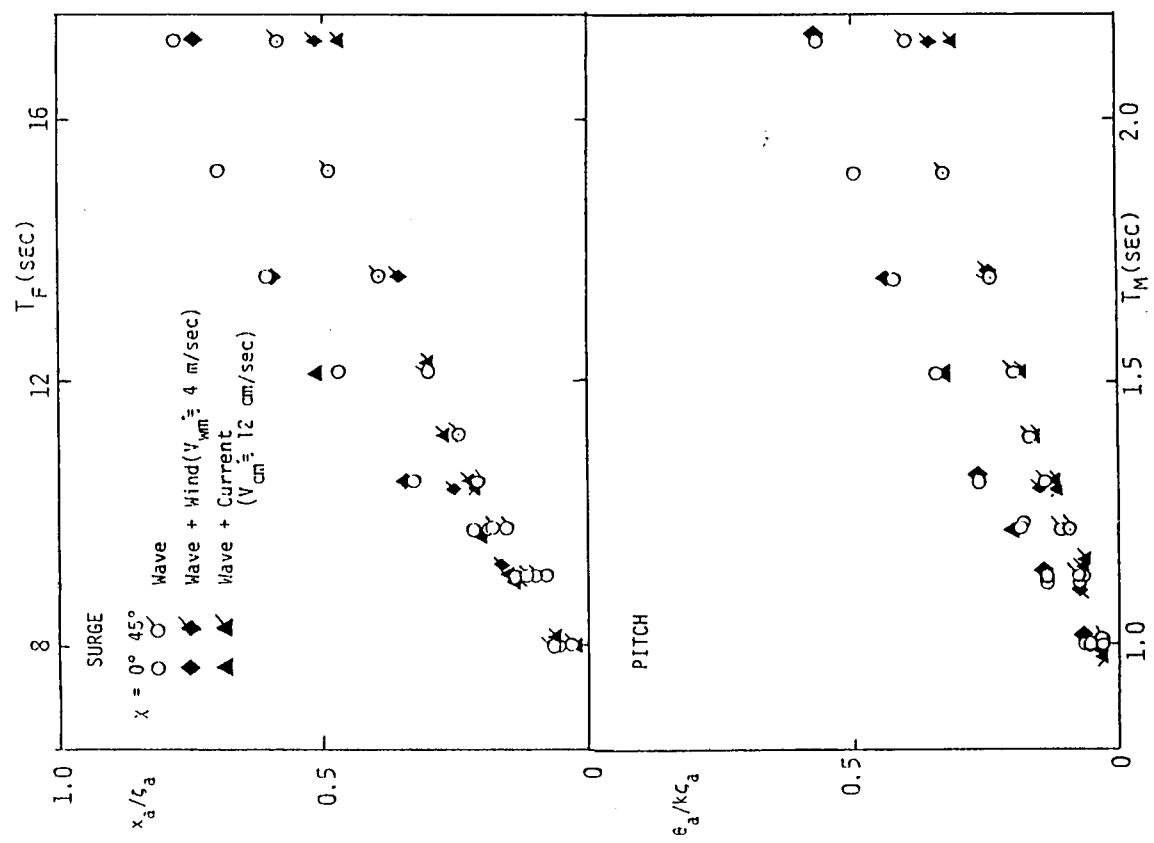


図 1.5.8 (a)係留状態での動揺

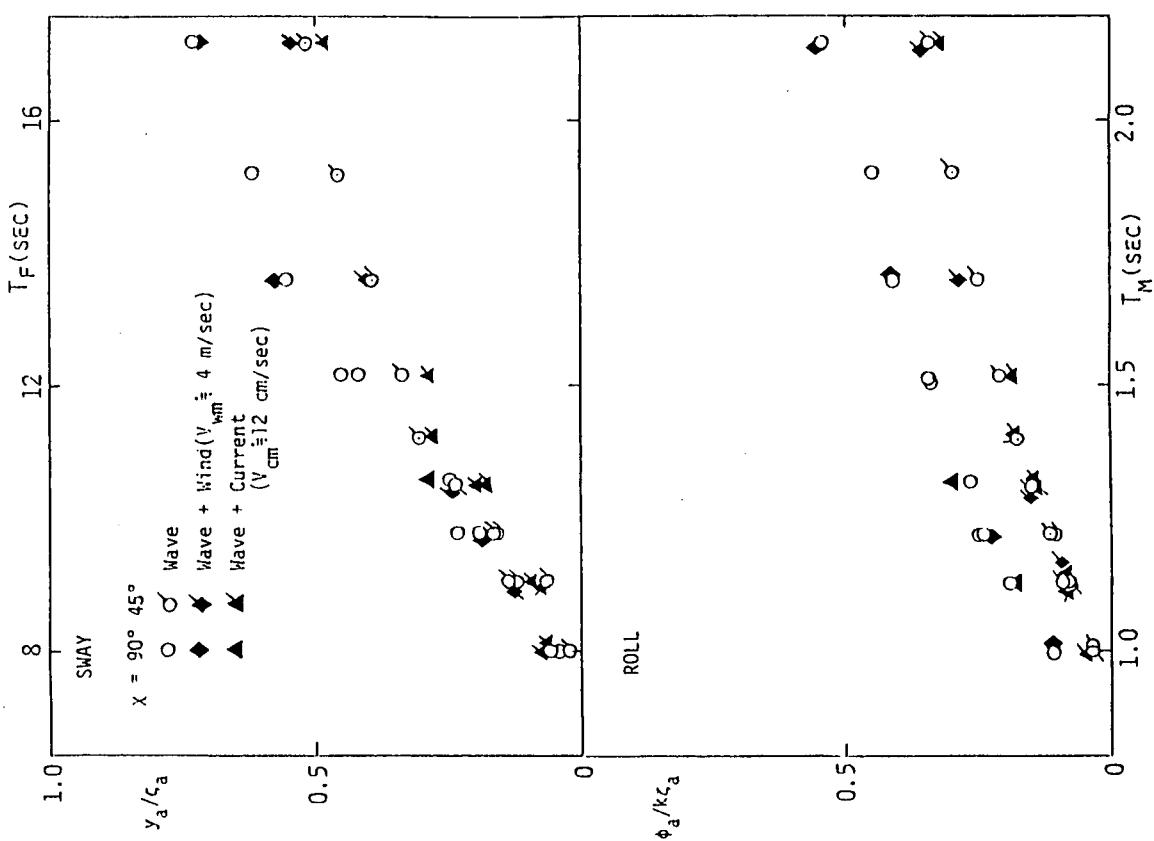


図 1.5.8 (b)係留状態での動揺

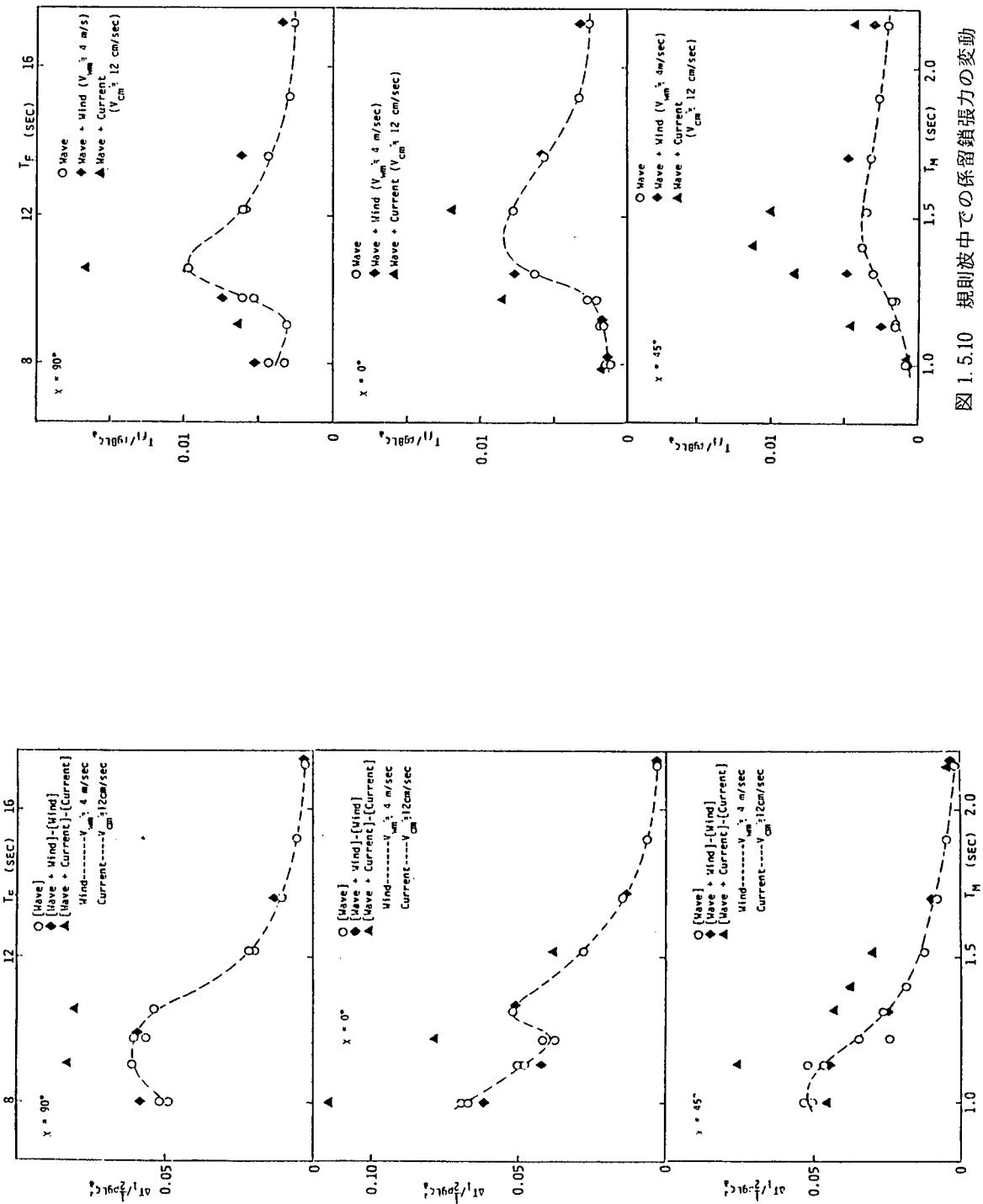


図 1.5.9 規則波中の係留鎖張力の増加

図 1.5.10 規則波中の係留鎖張力の変動

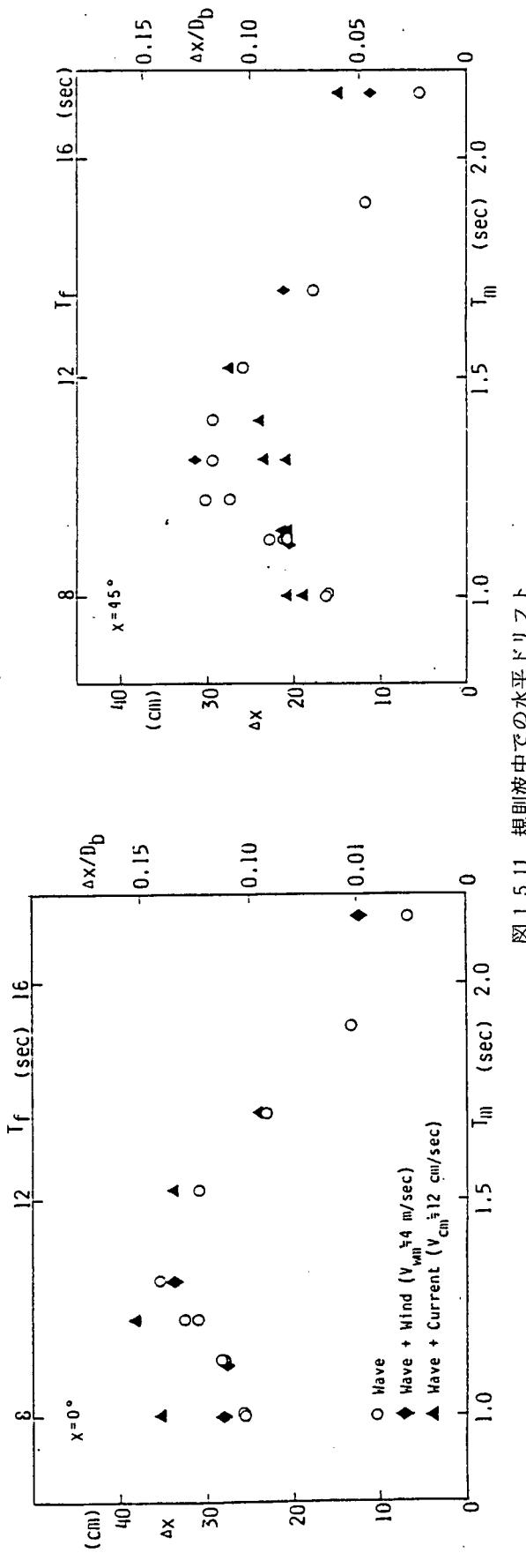
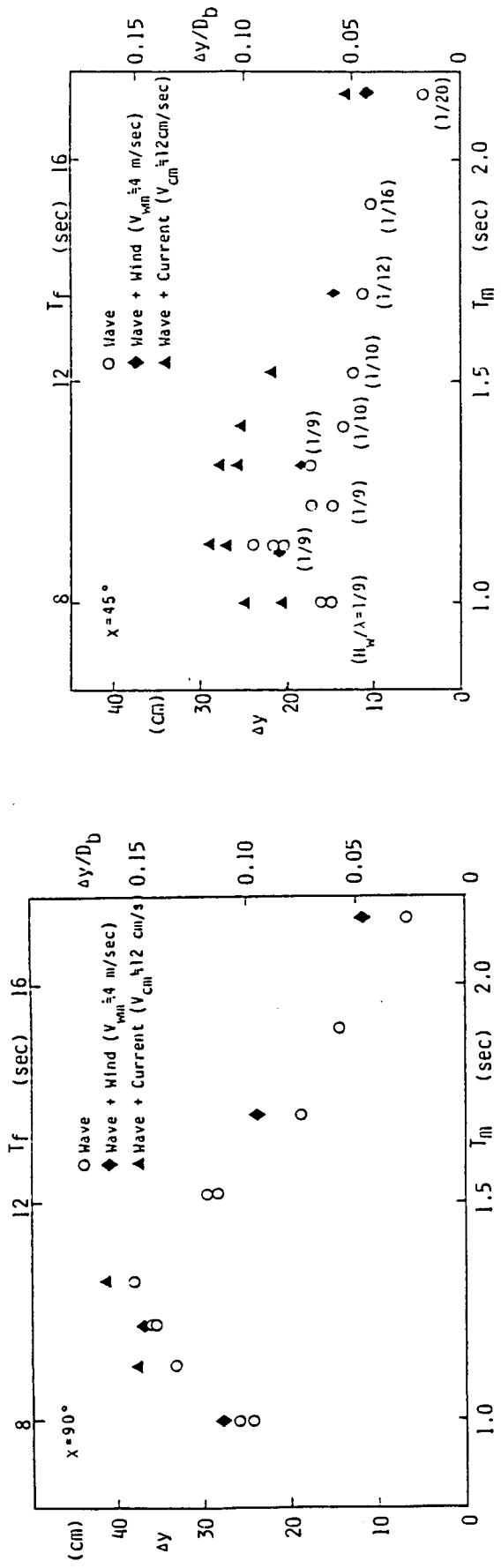


図 1.5.11 規則波中の水平ドリフト

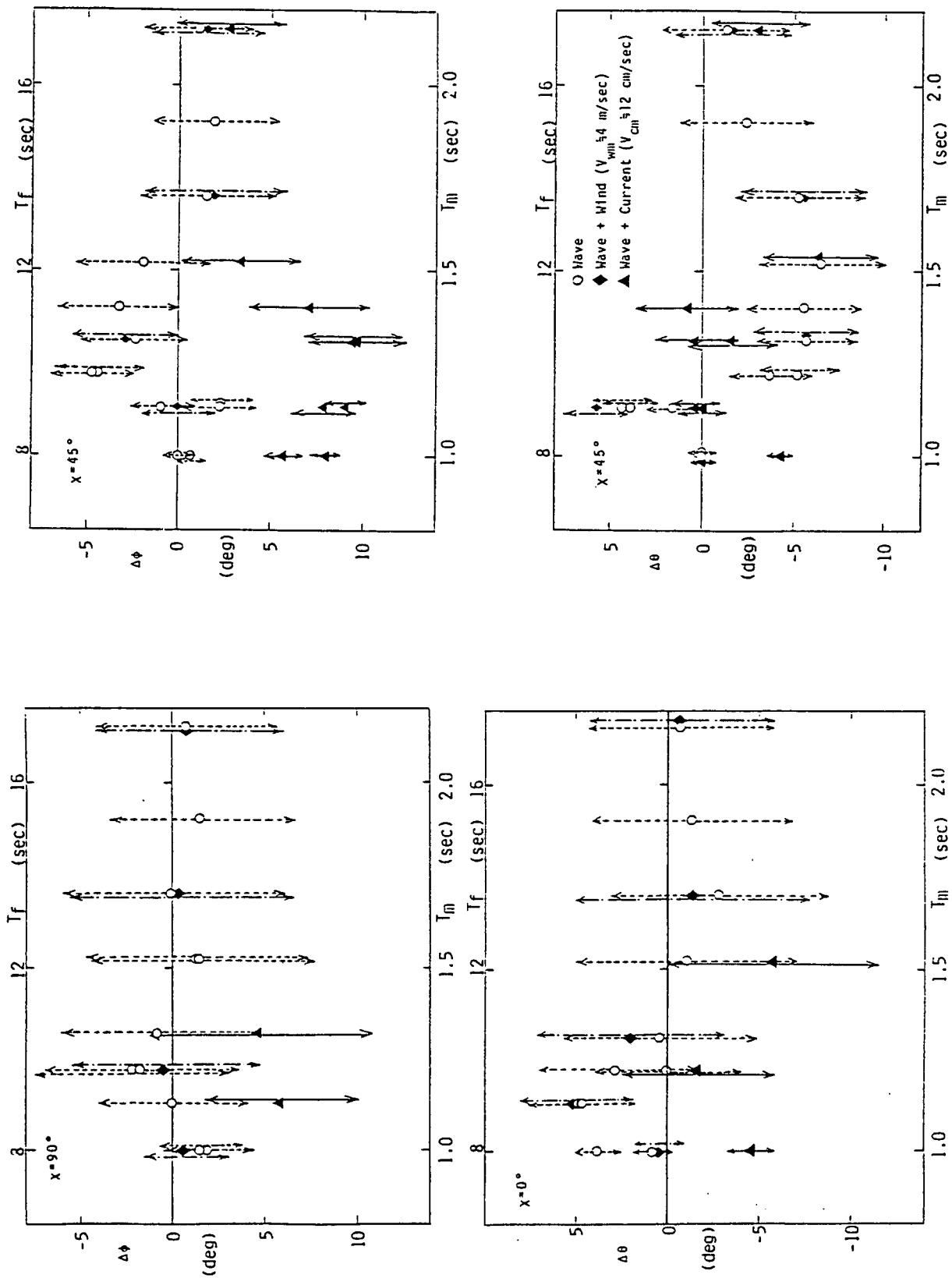


図 1.5.12 規則波中での定常傾斜

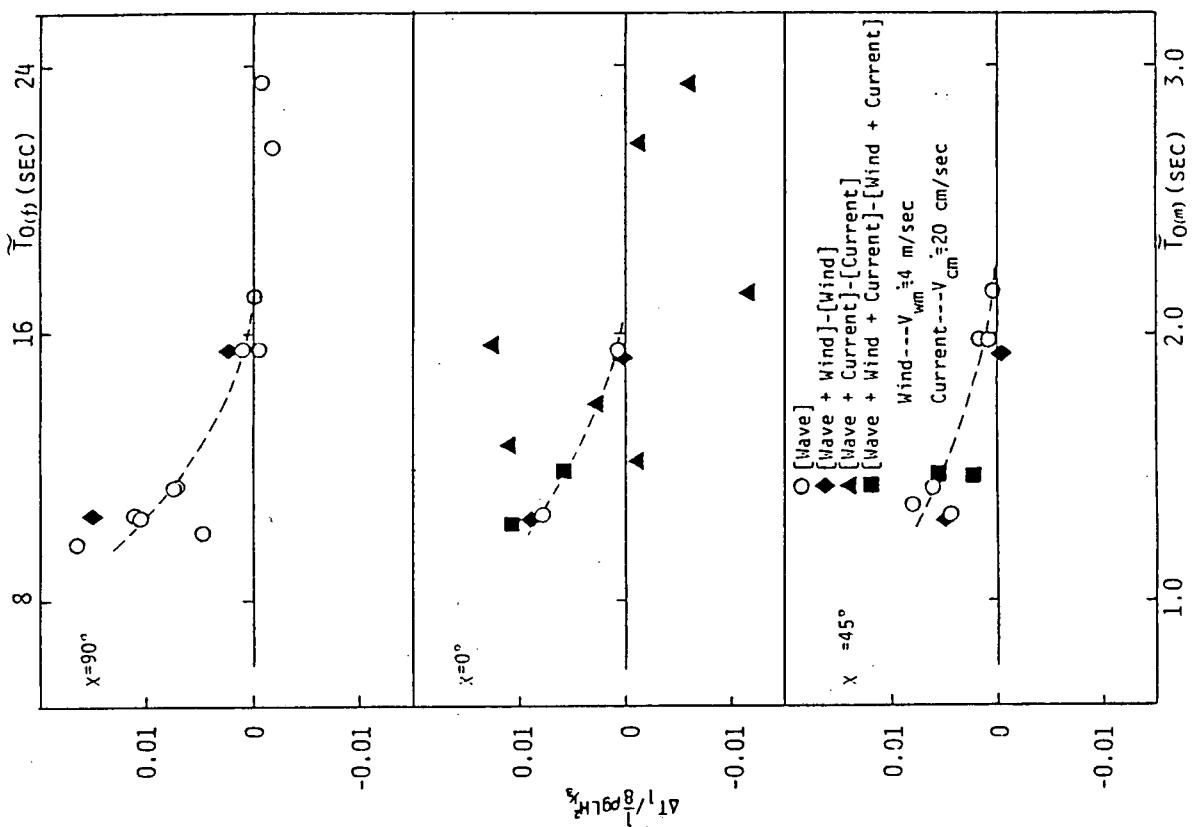


図 1.5.14 不規則波中での係留鎖張力の増加

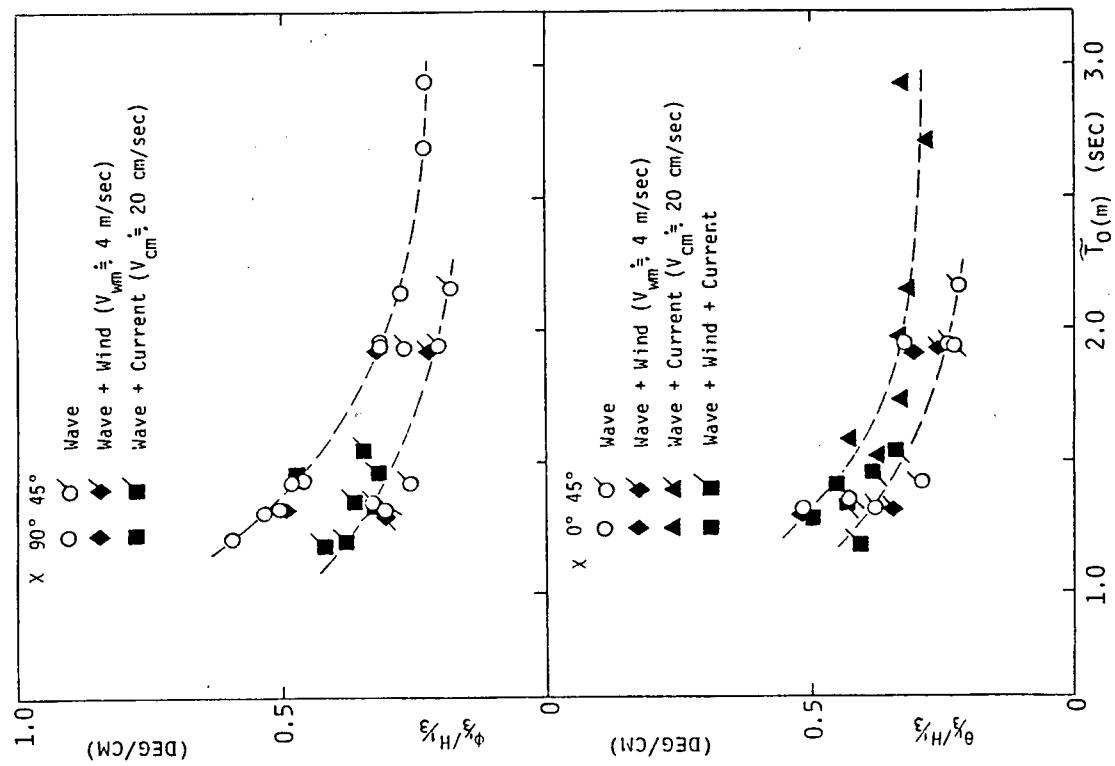


図 1.5.13 不規則波中での動搖

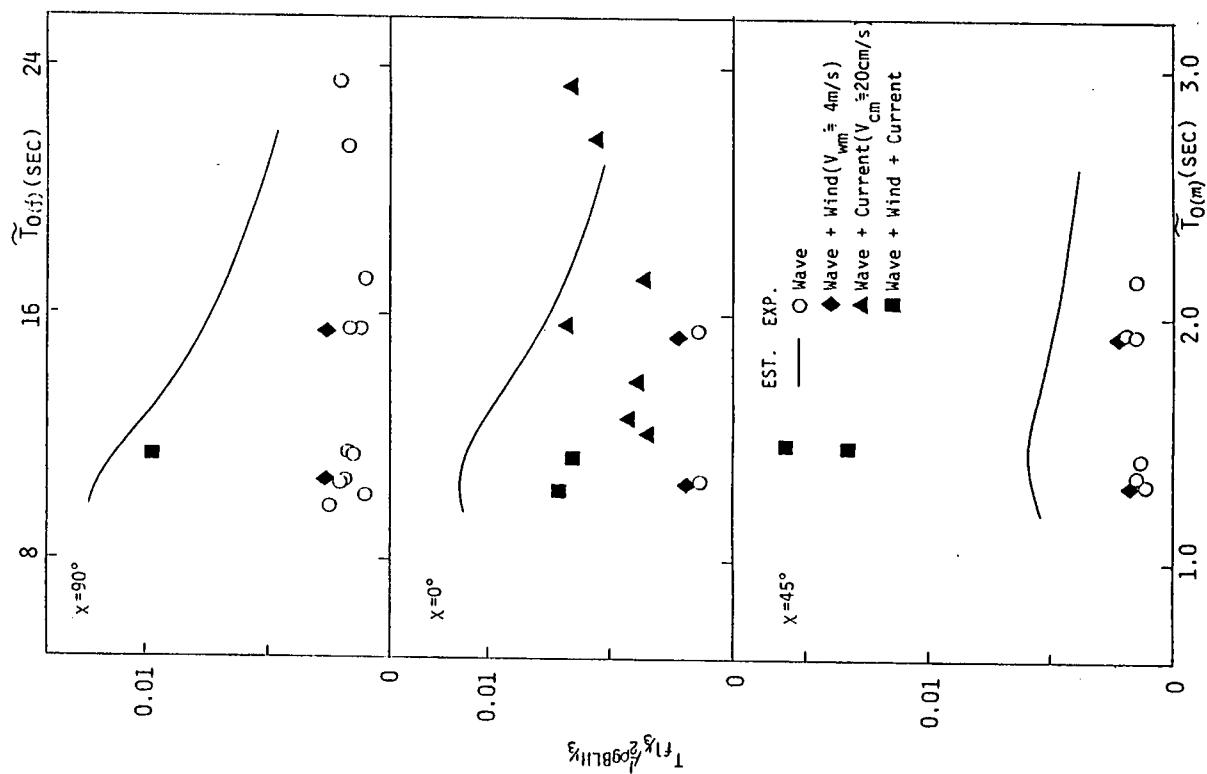


図 1.5.15 不規則波中の係留鎖張力の変動

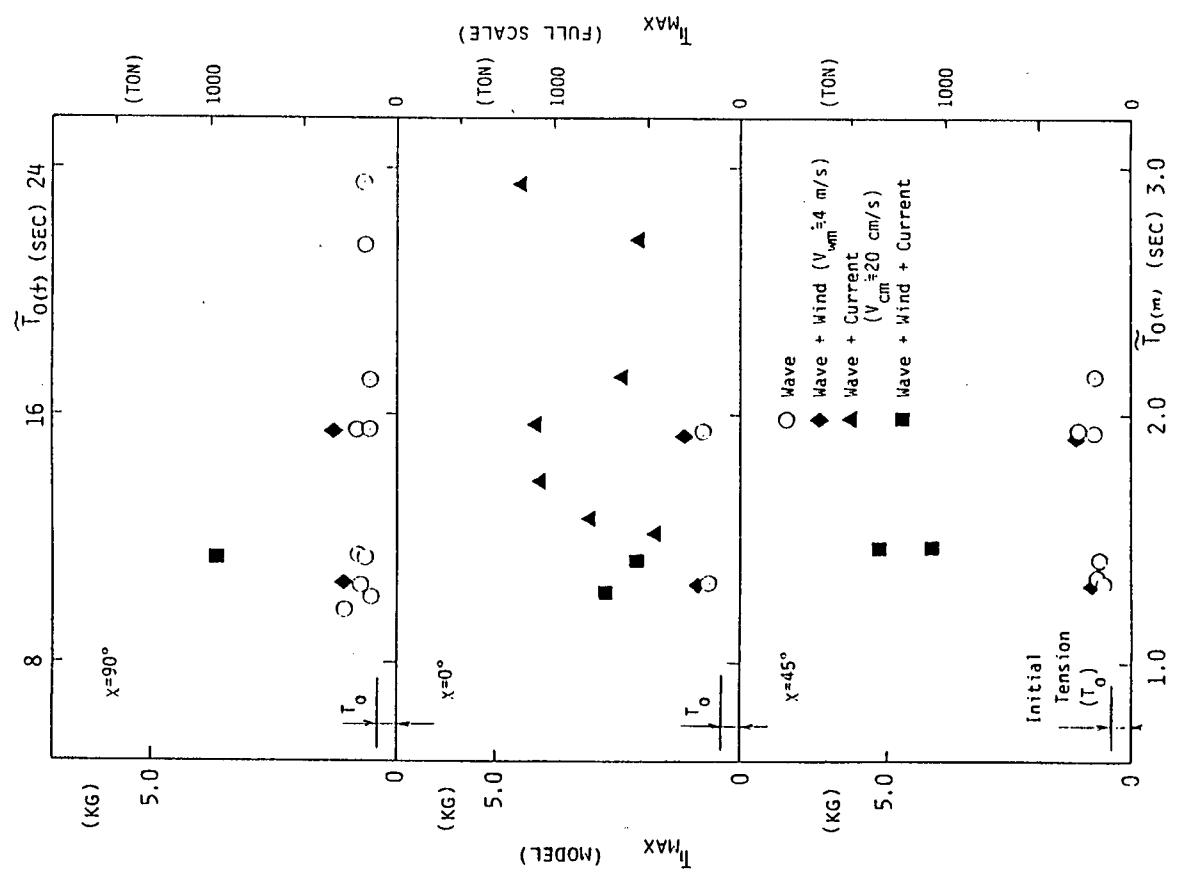


図 1.5.16 不規則波中の係留鎖張力の最大値

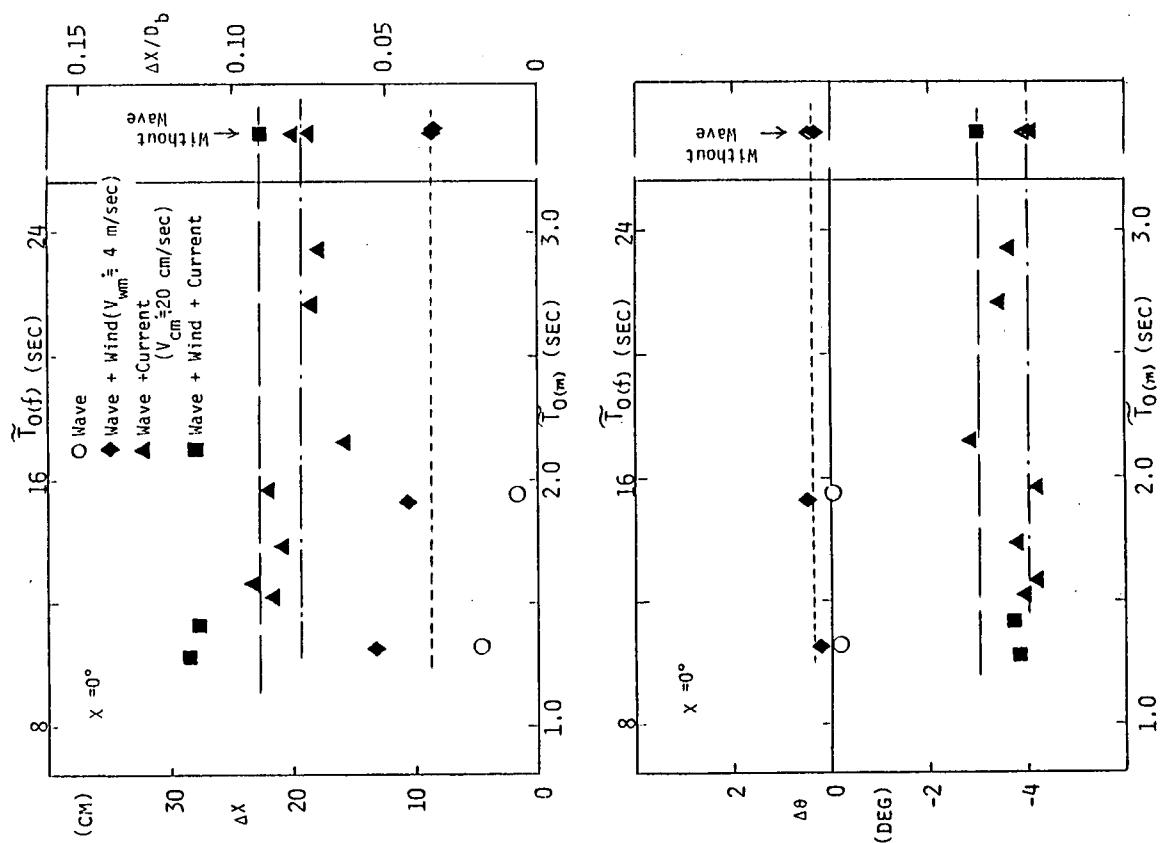


図 1.5.17 $\chi = 0^\circ$ の水平ドリフト及び定常傾斜角

2. セミサブ型リグの風圧転覆モーメントに関する研究

2.1 まえがき

セミサブ型リグの復原性に最も影響する外力である風圧力と風圧モーメントの発生機構を解明するために、下記の研究が計画された。

研 究 名	実施時期	実 施 場 所
① セミサブ型リグの風圧力に関する研究 a) 傾斜時の風圧力に関する風洞試験 b) 変動風による風圧変動に関する風洞試験	58 年 度	三菱重工業㈱
	59 年 度	長崎 研究所
② 設計外力の推定精密化に関する研究 a) セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究	58 年 度	東京大学 生産技術研究所

本章では上記試験のうち、「傾斜時の風圧力に関する風洞試験」の結果をまとめた。本試験ではリグの水面上構造物模型を用いて、定常風下における風向、傾斜角の変化に対する静的風圧力および風圧モーメントの特性を調査し、A B S ルールによる計算値と比較した。尚「セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究」では、上載構造物(Derrick, Deckhouse, Heliport)およびMain Deck の風圧モーメントに寄与する度合を調べる分割模型による試験が行われ、3.2に報告されている。

2.2 既往の風洞試験の概要

セミサブ型リグ風洞試験関係の文献リストを表2.2.1に示す。これらの研究の概要をまとめると以下のようである。

(1) 風洞気流条件

ほとんどの試験が高さ方向に指数法則で風速が変化するせん断流(Shear flow)で実施されている。

(2) Re数の影響

- コラムのRe数が臨界領域(4×10^5 付近)まで達している試験はなく、Re数の影響は十分解明されていない。
- Re数の影響を補正するため、プレースの直徑を半分にした模型による試験(③、Noは表2.2.1の文献Noを表わす)やコラムにトリップワイヤーを取付けた模型による試験(⑧)があるが、その他の試験では特にRe数の補正是なされていない。
- 水面下構造の場合、抗力係数、モーメント、レバーに対するRe数の影響はかなり大きいようである。(⑩)

(3) A B S又はD N Vルールによる計算値との比較

ルールによる計算結果に比べ、試験結果の方が小さくなる試験結果(②, ③, ⑤, ⑩)が多く、中には計算結果の半分程度になる試験結果もある。反面、計算結果と同程度の試験結果(⑨)もある。

2.3 記号

本章および3.2の風洞試験関係では、次のような記号を使用した。

A : 基準面積(風向 0° 、傾斜角 0° での投影面積)
 C_D : 抗力係数
 C_L : 揚力係数
 C_s : 横力係数
 C_{MP} : 転倒モーメント係数

L : 基準長(外側前後コラム中心間隔)
 M_p : 転倒モーメント
 M_R : ローリングモーメント
 M_Y : ヨーイングモーメント
 M_x, M_y, M_z : 船体軸(x, y, z)まわりの風圧

C_{MR} : ローリングモーメント係数
 C_{MY} : ヨーイングモーメント係数
 C_x, C_y, C_z : 船体軸 (x, y, z) 方向の風圧係数
 $C_{M\phi}, C_{M\theta}, C_{M\psi}$: 船体軸 (x, y, z) まわりの風圧モーメント
 d : 吃水
 D : 外側コラム直径
 F_D : 抗力
 F_L : 揚力
 F_s : 横力
 F_x, F_y, F_z : 船体軸 (x, y, z) 方向の風圧力

モーメント
 R_e : レイノルズ数 (基準長は外側コラム直径)
 V_z : 高度 z での風速
 V_R : 基準高度での風速
 Z : 高度
 Z_R : 基準高度 (15.3 m)
 α : 傾斜角
 β : 風向角
 ρ : 空気密度

風圧力および風圧モーメントの表示法を図 2.3.1 に示す。符号は矢印方向が正であり、作用基準点 0 は船体中心を通る z 軸と水面の交点とした。

2.4 使用風洞および模型

2.4.1 風 洞

本試験には、三菱重工業㈱長崎研究所の耐風拡散汎用風洞を使用した。本風洞の一般図と要目を図 2.4.1 に示す。

2.4.2 模 型

図 1.1.1 に示された標準セミサブ型リグの 1/55縮尺の模型を使用した。模型は木製で、コラムおよびロワハルは防水塗装されている。模型の組立図を図 2.4.2、風洞にセットした模型の状況を図 2.4.3～4 に示す。

2.5 試験方法

試験方法の概略図を図 2.5.1 に示す。風洞吹出口には、せん断流を発生するために、直径 20 mm の複数の円柱パイプが水平に配列されている。パイプの間隔は、予備試験を行い、鉛直方向の風速分布がべき法則に従がい、べき指数が 1/7 ～ 1/10 となるように調整した。風速分布は模型がない状態で、模型の中心位置で計測し、模型セット時（風圧力計測時）には、基準風速（15.3 m 高さ相当の風速）だけを模型中心から気流に対し、直角横方向に離れた位置（図 2.5.1 のピトー静圧管）で計測した。次に、風圧力は、模型を水槽内にセットした状態で吊線式の 6 分力天秤で計測した。この方法によれば、実際に近い状態が再現できるとともに、傾斜角、風向を変える作業が容易である。しかし、この方法では、高風速になると風波が大きくなり、純粹に風圧力だけを計測するのが困難と思われたので、風向、傾斜角を変える試験は、約 8 m/s の低風速で行い、 R_e 数の影響を調べる高風速（最大 24 m/s）の試験は、代表例について、水面に板を張り、波が立たないようにして実施した。

2.6 試験条件

2.6.1 気流条件

せん断流の風速分布の計測結果を図 2.6.1 に示す。また、同図には参考として東大生研での試験結果（3.2 参照）ABS ルール¹⁾の高度係数から求めた風速分布、NMD 風洞試験手順²⁾で規定された風速分布も示した。

2.6.2 吃水、傾斜角、風向、風速

吃水は Survival Condition ($d = 20 \text{ m}$) とし、傾斜角、風向、風速については、表 2.6.1 の条件で実施した。

尚船体が傾斜した場合は傾斜しない場合の吃水と異なるが、この関係を図2.6.2に示す。模型では傾斜角を変化させた時の吃水は装置の関係上、図2.6.2の点線のラインのように変化する。傾斜角が小さい範囲では、模型吃水の20mのラインは実機の吃水とほぼ一致するが、傾斜角が大きくなると、風向角によっては、このラインから外れてくる。このため、傾斜角10°、15°、20°については、吃水を3ケース変え、3ケースのデータから実機相当の吃水状態を補間して求めた。

2.7 データ整理法

○ 風軸基準の風圧力係数および風圧モーメント係数

$$C_D = F_D / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_P} = M_P / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

$$C_L = F_L / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_R} = M_R / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

$$C_S = F_S / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_Y} = M_Y / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

○ 船体軸基準の風圧力係数および風圧モーメント係数

$$C_X = F_X / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_\phi} = M_\phi / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

$$C_Y = F_Y / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_\theta} = M_\theta / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

$$C_Z = F_Z / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A \quad C_{M_\psi} = M_\psi / \frac{1}{2} \rho V_R^2 A L$$

ここに基準面積(A)、基準長(L)の数値は

$$A = 0.495 \text{ m}^2, L = 1.309 \text{ m}$$

である。尚、各係数の方向、符号は図2.3.1に示してある。

2.8 試験結果および考察

2.8.1 R_e 数試験結果

R_e 数の影響を調べる目的で、代表例(吃水20m、傾斜角0°、風向0°)について風速を4m/s～24m/sの範囲で変え試験を行った。抗力係数、揚力係数、転倒モーメント係数の R_e 数に対する変化状況を図2.8.1に示す。また抗力係数について、二次元円柱、鋼管鉄塔の特性と比較したものを図2.8.2に示す。

これらの結果から各係数は $R_e = 5 \times 10^4 \sim 2.9 \times 10^5$ の範囲ではほぼ一定であり、 R_e 数の影響を受けてない。尚横力、ヨーイング、ローリングの各係数は値が小さく図示していないが、 R_e 数に対しほぼ一定であった。しかし、図2.8.2によれば、二次元円柱および钢管鉄塔の臨界 R_e 数は 4×10^5 付近にあり、セミサブリグのコラムも 4×10^5 付近になると、臨界 R_e 数に達し、抗力係数が減少する可能性がある。ただ、セミサブリグの場合、コラムのアスペクト比が小さいこと、複数円柱であること、 R_e 数の影響を受けない角状部材との複合構造体であること等を考慮すると、 R_e 数の影響は少いと思われる。

2.8.2 風向および傾斜角特性試験結果

6分力係数の風向特性を図2.8.3(a)～(i)、傾斜角特性を図2.8.4(a)～(h)に示す。これらの結果から、横力係数、ローリングモーメント係数、ヨーイングモーメント係数は、抗力係数、揚力係数、転倒モーメント係数に比べ小さく、無視し得るようである。このため、ここでは抗力係数、揚力係数、転倒モーメント係数の特性について述べる。

(1) 風向特性

i) 抗力係数

傾斜角が0°の場合は、船体軸方向($\psi = 0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$)の風向で最小となり、Main Deckの対角線方向($\psi = 40^\circ, 140^\circ, 220^\circ, 320^\circ$)の風向で最大となる。これは、船体軸方向でコラム、プレースの遮蔽作用による抗力低減が大きいこと、対角線方向でMain Deck、Derrick等の受圧面積が大きいこと等に起因すると思われる。

また傾斜角が 20° になると、風向による起伏は小さくなる。これは、 20° になると、風下側のMain Deckの下面が水面に近くなり（ $\psi=40^\circ$ 付近になるとDeck端部が水没する。）、Deck下面の通風性が悪くなるため、風向によって遮蔽作用に差が出なくなること、受圧面積の風向による差が少なくなること等に起因すると思われる。

ii) 揚力係数

$\psi = 0^\circ \sim 90^\circ$ の範囲では、 $\psi = 40^\circ \sim 60^\circ$ 間で最大となっている。また $\alpha = 0^\circ$ での $\psi = 0^\circ \sim 360^\circ$ の間では、 $\psi = 0^\circ \sim 180^\circ$ の C_L に比べ $\psi = 180^\circ \sim 360^\circ$ の C_L の方が全体的に大きい。

iii) 転倒モーメント係数

$\alpha = 0^\circ$ では、最大値が最小値の約1.2倍であり、比較的風向に対する起伏が少ない。表2.2.1の文献⑧、⑪によれば、最大値は最小値の1.6~2倍であり起伏が大きい。 C_{MP} はリグの形状により、風向特性がかなり変わるものである。また C_{MP} が最大となる風向は、傾斜角が $0^\circ \rightarrow 10^\circ \rightarrow 20^\circ$ と変化すると、これに対応し、 $15^\circ \rightarrow 30^\circ \sim 40^\circ, \rightarrow 45^\circ$ と変化する。

(2) 傾斜角特性

各風向毎の傾斜角特性をまとめたものを図2.8.5(a)~(c)に示す。

以下これらの図に基づき各係数の傾斜角特性を述べる。

i) 抗力係数

$\alpha = 0^\circ$ の抗力係数(C_D)とする)を基準にすると、 $\psi = -20^\circ \sim 0^\circ$ の負の傾斜角では、 $C_L = (0.9 \sim 1.15) \times C_D$ であり、大きな変化はない。正の傾斜角では、 C_D は単調に増加し、 $\alpha = 20^\circ$ で C_D の1.3~1.7倍となる。傾斜角による C_D 増加は主にDeck上下面の圧力差の抗力方向成分に起因すると思われる。

ii) 揚力係数

C_L は $\alpha = 0^\circ$ で C_D の約1/2程度であるが、傾斜角が増すと急激に増加し、 $\alpha = 10^\circ$ 付近で C_D と同程度となり、 $\alpha = 20^\circ$ では C_D の1.2~1.4倍となる。

C_L の発生源は主にDeck上下面の圧力差に起因すると思われる。

iii) 転倒モーメント係数

C_D, C_L が正の迎角で単調に増加するのに対し、 C_{MP} は迎角が増すと、一たん最大値に達し、その後減少する傾向がある。最大値は $\psi = 90^\circ$ を除き、 10° 付近で発生している。 C_{MP} が減少する傾向は、Deckの上下面に作用する風圧の中心が風下側へ移動し、モーメントレバーが小さくなるために起ると思われる。

(3) 吃水の影響

2.6.2で述べたように、 $\alpha = 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$ について、実船の吃水に相当する風圧力および風圧モーメントを推定するために、3ケースの吃水で試験を行った。 C_D, C_L, C_{MP} のそれぞれについて3ケースの試験結果を図2.8.6(a)~(c)に示す。これらのデータから次のようなことが分る。

i) C_D においては、吃水の影響は少ないようである。 C_D に対しては吃水が増すと受圧面積が減少すること、高さが低くなるため風速が低下すること等、 C_D の低減要因がある一方、Main Deck下面の通風性が悪くなり下面の圧力が上昇し、 C_D が増加する要因もある。両者が相殺して C_D への影響度は少なくなったものと思われる。

ii) C_L においては、 $\alpha = 15^\circ, 20^\circ$ で影響が比較的よく現われており、吃水が増すと、 C_L は大きくなる傾向がある。これは上記 C_D の増加要因と同様 Main Deckに作用する圧力の増加に起因すると思われる。

iii) C_{MP} は吃水が増すと減少する傾向が現れている。

以上吃水の影響を調べたが、これらの傾向は $\alpha = 10^\circ \sim 20^\circ$ で吃水が20m付近を2.5mの狭い範囲で変化する場合の傾向であって、一般的な傾向とは言い難い。

2.9 ABSルールによる計算との比較

図2.8.7に示すようなブロックに分割し、各ブロック毎に受風面積と高さ（モーメントレバー）を求め、ABSルールに規定された抗力係数と高度係数を乗じて、100 knot (51.5 m/s) での抗力および転倒モーメントを求めた。計算結果の例を表2.8.1～3に示す。また、これらの結果を風洞試験結果と同じ方法で無次元化し、試験データと比較したものを図2.8.8に示す。これらの結果によると、ルールによる計算結果は試験結果に対し過大推定の傾向がある。傾斜角が0°では両者の差は比較的小さいが、傾斜角が大きくなると差が大きくなり、大きいところでは試験結果の2～3倍もある。傾斜角による抗力係数、転倒モーメント係数の増減は主にMain Deckの風圧分布の大きさ、分布形状に影響されるので、推定精度を高めるにはMain Deckに作用する圧力分布の特性を明かにする必要がある。

2.10 まとめ

以上の結果、本試験で調査対象としたセミサブリグの風圧力および風圧モーメントには次のような特性があることが分った。

- (1) 風圧力、風圧モーメントの6成分のうち、抗力、揚力、転倒モーメントが大きく、他の成分（横力、ローリングモーメント、ヨーイングモーメント）は無視し得る位小さい。
- (2) 各風圧力係数、風圧モーメント係数に対する R_e 数の影響は、 $R_e = 5 \times 10^4 \sim 2.9 \times 10^6$ の範囲でほとんどない。
- (3) 抗力係数、揚力係数は傾斜角が増すと単調に増加する。転倒モーメント係数はほとんど風向で傾斜角10°付近で最大となり、それ以上の傾斜角になると減少する傾向がある。また傾斜角に対する各係数の増加には、Main Deckに作用する風圧力が大きな影響を及ぼすようである。
- (4) ABSルールによる計算値は過大推定の傾向があり、推定精度は傾斜角が増す程悪くなる。

参考文献（表2.2.1以外の文献）

- 1) Rules for Building and Classing Mobile Offshore Drilling Units, 1980, American Bureau of Shipping
- 2) Norwegian Maritime Directorate Wind Tunnel Test Procedure, Issued 10th September 1973
- 3) N. K. Delany & N. E. Sorensen, Low-speed Drag of Cylinders of Various Shapes, NACA T. N. 3038
- 4) A. Roshko, Experiments on the Flow Past a Circular Cylinder at Very High Reynolds Number, Journal of Fluid Mechanics, vol. 10, 1961
- 5) G. W. Jones, Aerodynamic Forces on a Stationary and Oscillating Circular Cylinder at High Reynolds Numbers, NASA TR. 300, 1969
- 6) 送電用支持物設計標準（JEC-127-1979），電気学会，電気規格調査会標準規格

表 2.2.1 セミサブリグ風洞試験関係文献

番号	文 献	著 者	出 典
①	Wind Drag Coefficients for Bluff Offshore Ocean Platform	S. Thomas Aiston John H. Math	OTC 1068 1969
②	Assesment of Stability Requirements for Semisubmersible Units	Edward Numata W. H. Michel Alan C. McClure	SNAME 1976
③	WIND OVERTURNING EFFECT ON A SEMI - SUBMERSIBLE	Egon T. D. Bjerregaard Svenn Velschou Skibsteknisk Laboratorium John S. Clinton	OTC 3063 1978
④	WIND OVERTURNING EFFECTS OBTAINED FROM TUNNEL TESTS WITH VARIOUS SEMISUBMERSIBLE MODELS	Egon T. D. Bjerregaard Erik G. Sorensen	OTC 4124 1981
⑤	Wind-Tunnel Tests on a Model of a Semisubmersible Platform and Comparison of the Results With Full-Scale Data	H. Boonstra C. Leynse	OTC 4245 1982
⑥	Forces and Moments on Under-Water Bodies, Obtained From Wind Tunnel Tests	Egon T. D. Bjerregaard Erik Gerfut Sorensen	OTC 4438 1982
⑦	Time-Averaged Aerodynamic Forces and Moments on a Notional Model of a Semi-Submersible Offshore Rig	RWF Gould C F Cowdrey	NMI R 26 June 1982
⑧	Wind-Tunnel Measurements of Aerodynamic Forces and Moments on a Model of a Semi-Submersible Offshore Drilling Rig	P J Ponsford	NMI R 34 June 1982
⑨	Wind Loads on a 1 : 115 Model of a Semisubmersible	A. W. Troesch R. W. VanGunst S. Lee	Marine Technology, Vol. 20, No. 3, July 1983
⑩	REYNOLDS NUMBER EFFECTS IN MODEL TESTS WITH A FOUR-COLUMN SEMI-SUBMERSIBLE	P JACOBSSON G DYNE	Second International Symposium on Ocean Engineering and Ship Handling 1983
⑪	Wind Forces on a Semisubmersible Equipped With Alternative Drilling Derricks	Hans Rollsman E. T. Bjerregaard	OTC 4531 1983

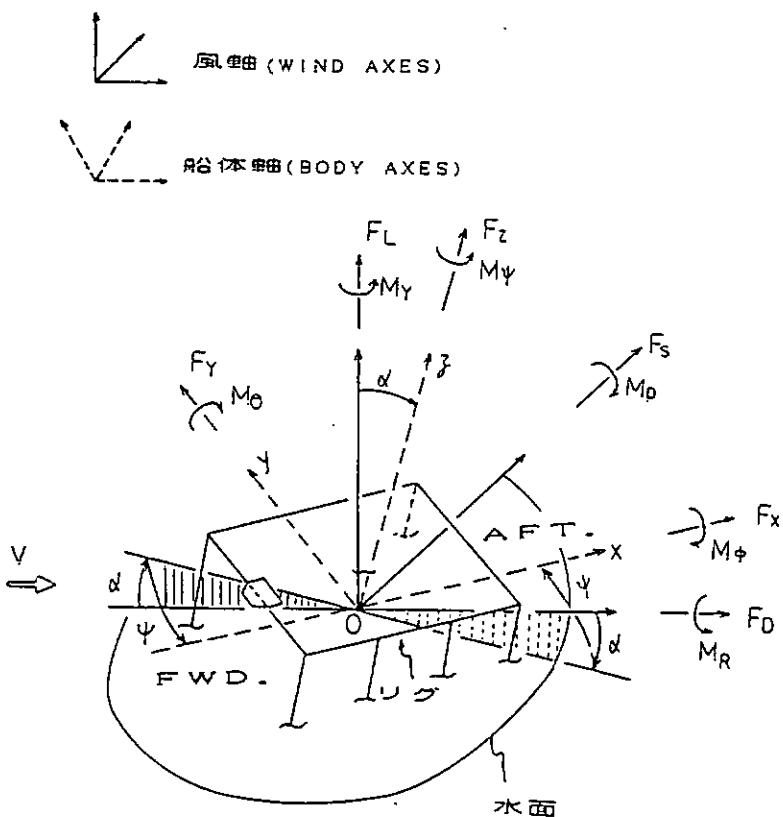


図2.3.1 風圧力および風圧モーメントの表示法

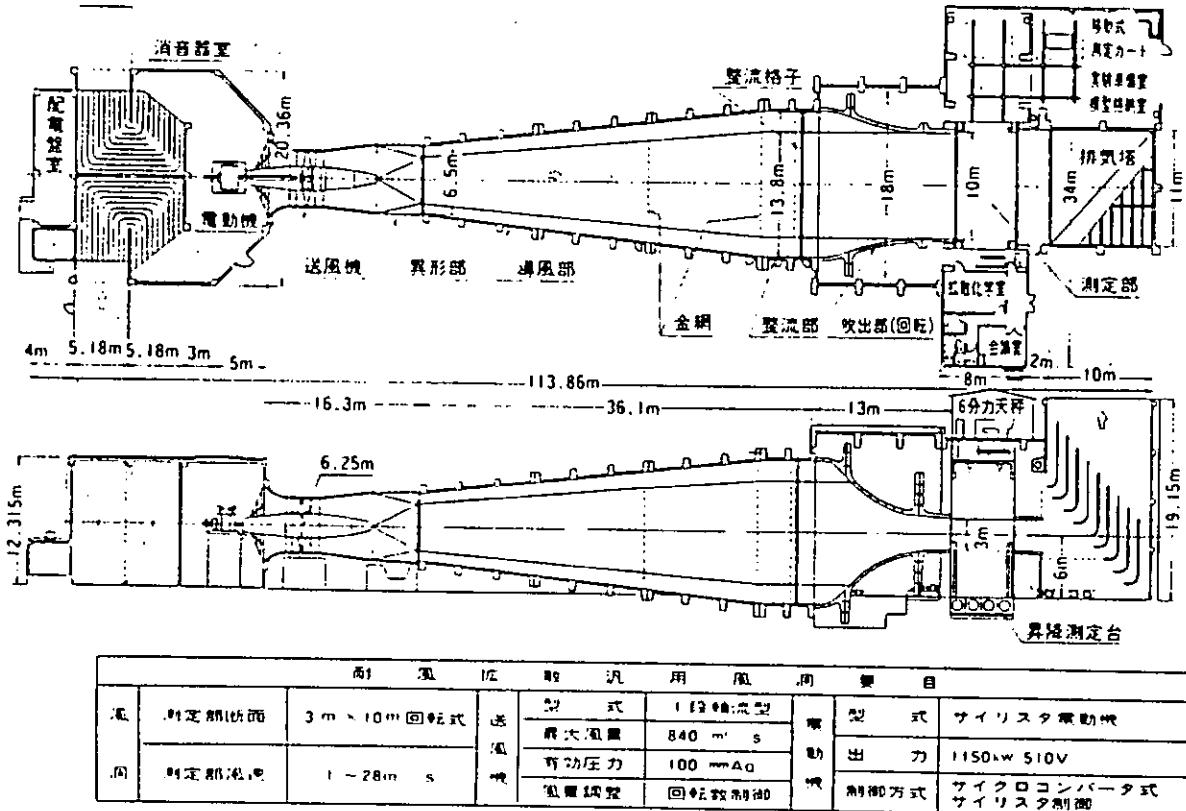
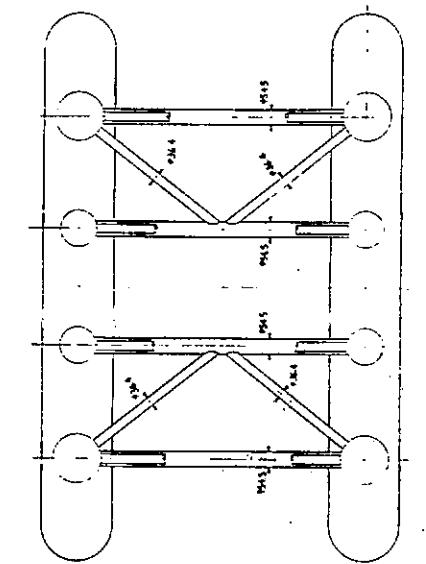
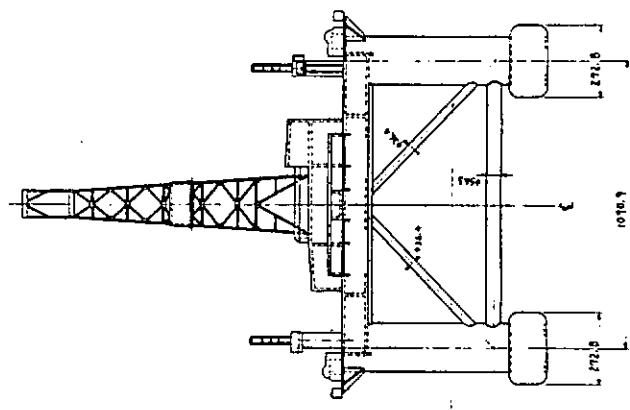


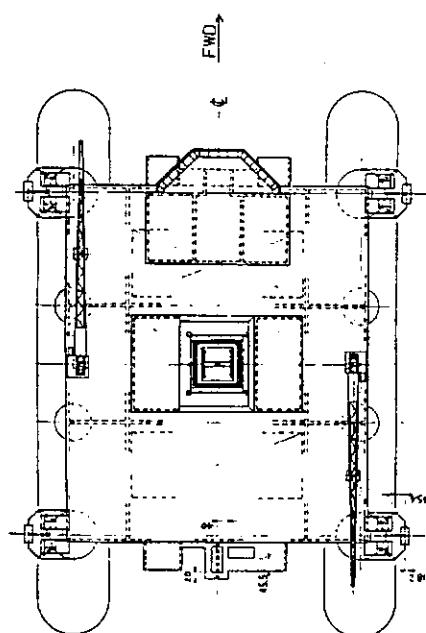
図2.4.1 耐風拡散汎用風洞



A - A



圖立組型模



A detailed longitudinal section drawing of a ship's hull. The drawing shows the hull's profile with various internal compartments and deck levels. Labels indicate 'FLOOR', 'DECK', 'HULL BOTTOM', 'DRAFT', and 'SURFACE'. A vertical scale on the right side shows heights from the 'HULL BOTTOM' at 0.00 ft up to 370.9 ft. Horizontal dimensions at the bottom are 1080.0 ft, 222.0 ft, 208.0 ft, 315.0 ft, and 55.0 ft. A vertical dimension of 366.1 ft is also shown.

Level / Dimension	Value
HULL BOTTOM	0.00 ft
SURFACE	370.9 ft
DRAFT	436.4 ft
FLOOR / DECK	436.4 ft
HULL BOTTOM	366.1 ft
HULL BOTTOM	350.4 ft
HULL BOTTOM	295.0 ft
HULL BOTTOM	208.0 ft
HULL BOTTOM	108.0 ft
HULL BOTTOM	0.00 ft

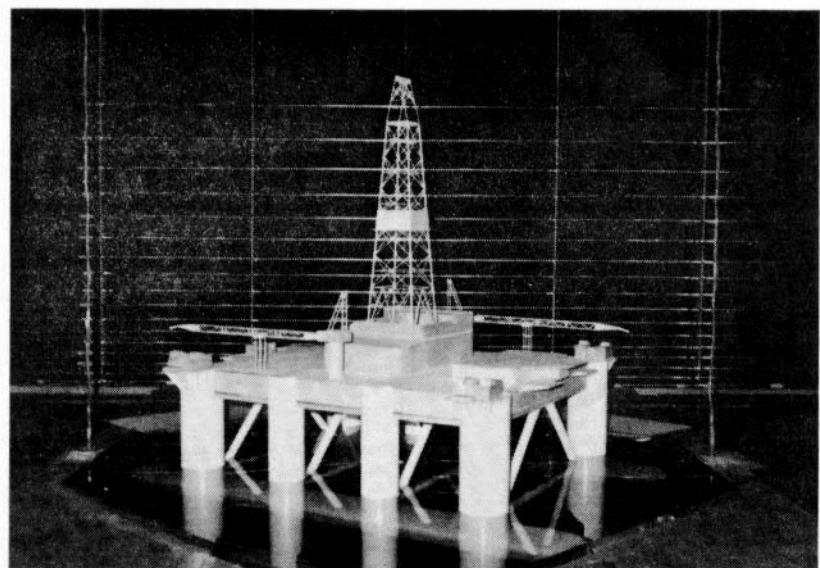


図 2.4.3 風洞にセットしたリグ模型（傾斜角 0°）

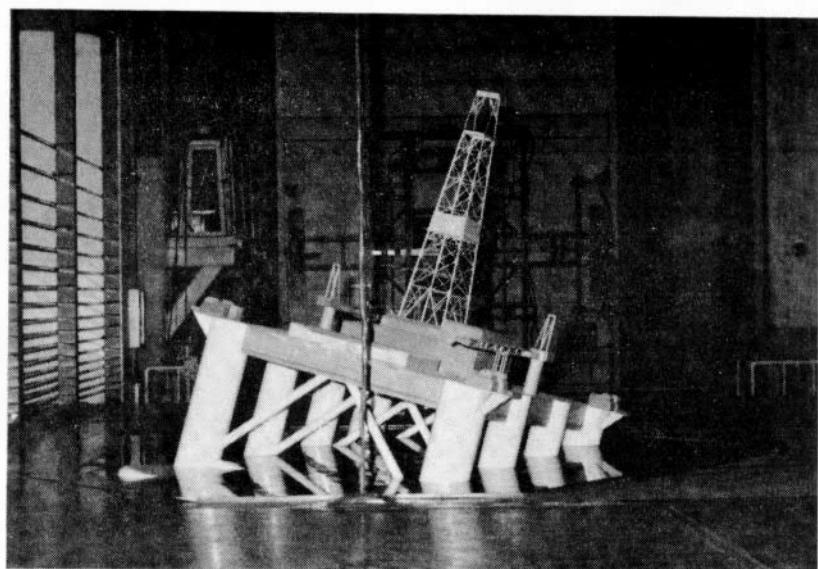


図 2.4.4 風洞にセットしたリグ模型（傾斜角 15°）

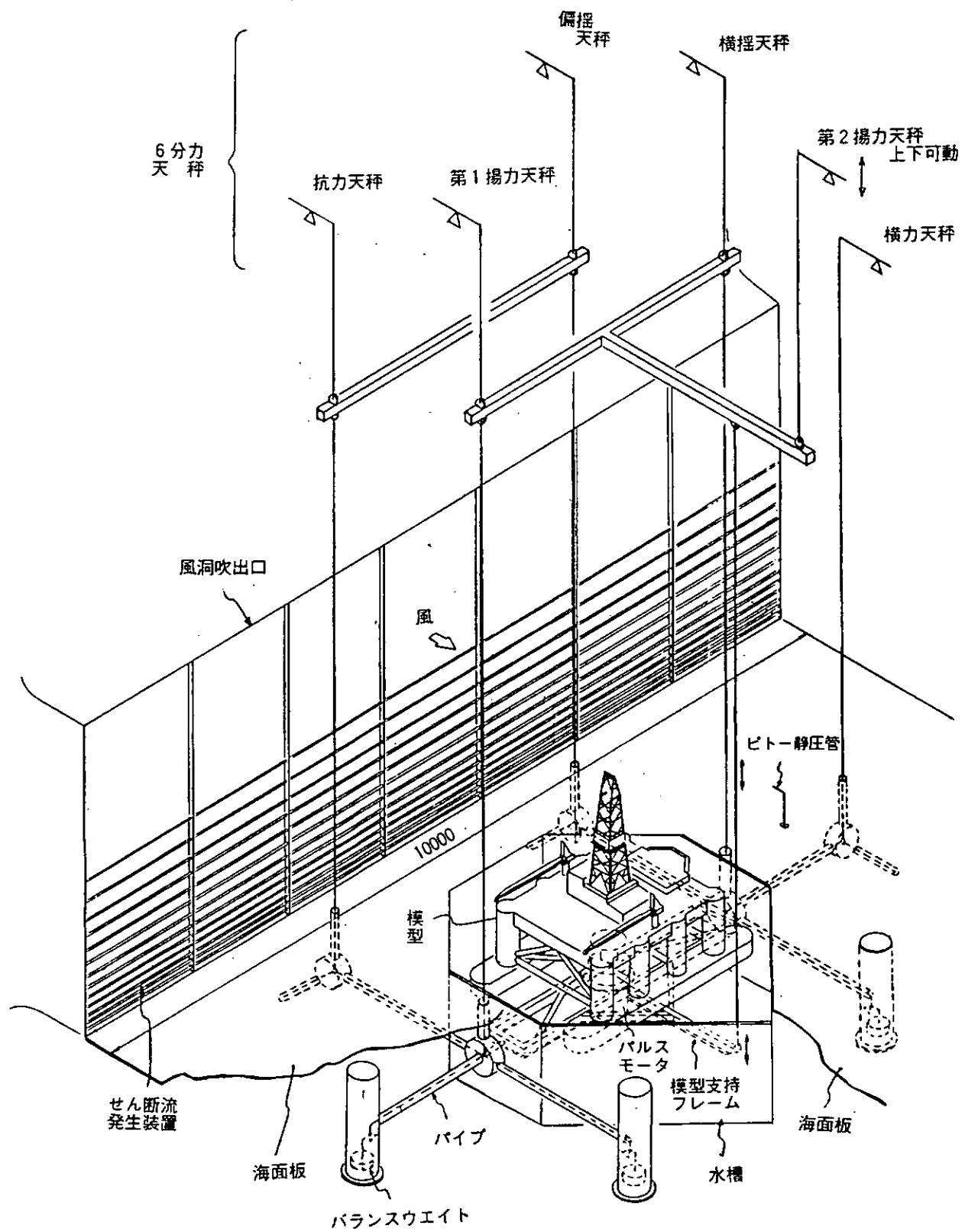


図 2.5.1 試験方法

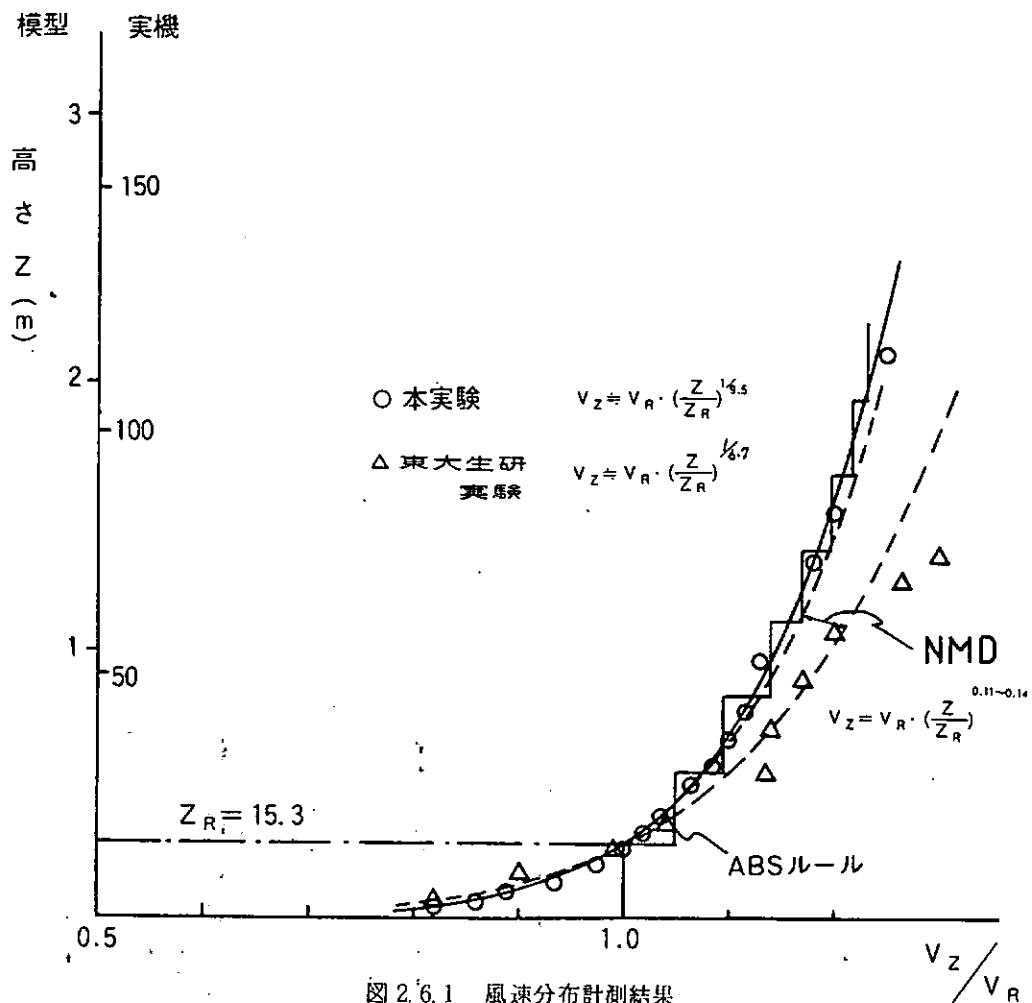


図 2.6.1 風速分布計測結果

表 2.6.1 試験条件(傾斜角, 風向, 風速)

試験項目	傾斜角 α	風向 4	基準風速 V_r
R _e 数試験	0°	0°	4~24 m/s
傾斜角・風向特性試験	0°	◦ 0°~180°間15°ピッチ ◦ 180°~360°間30°ピッチ ◦ 対角線方向 (40°, 140°, 220°, 320°)	8 m/s
	5°, 10° 15°, 20°	◦ 0°~90°間15°ピッチ ◦ 対角線方向 (40°)	8 m/s
	-5°, -10° -15°, -20°	0°, 40°, 90°	8 m/s
	2.5°, 7.5° 17.5°	90°	8 m/s

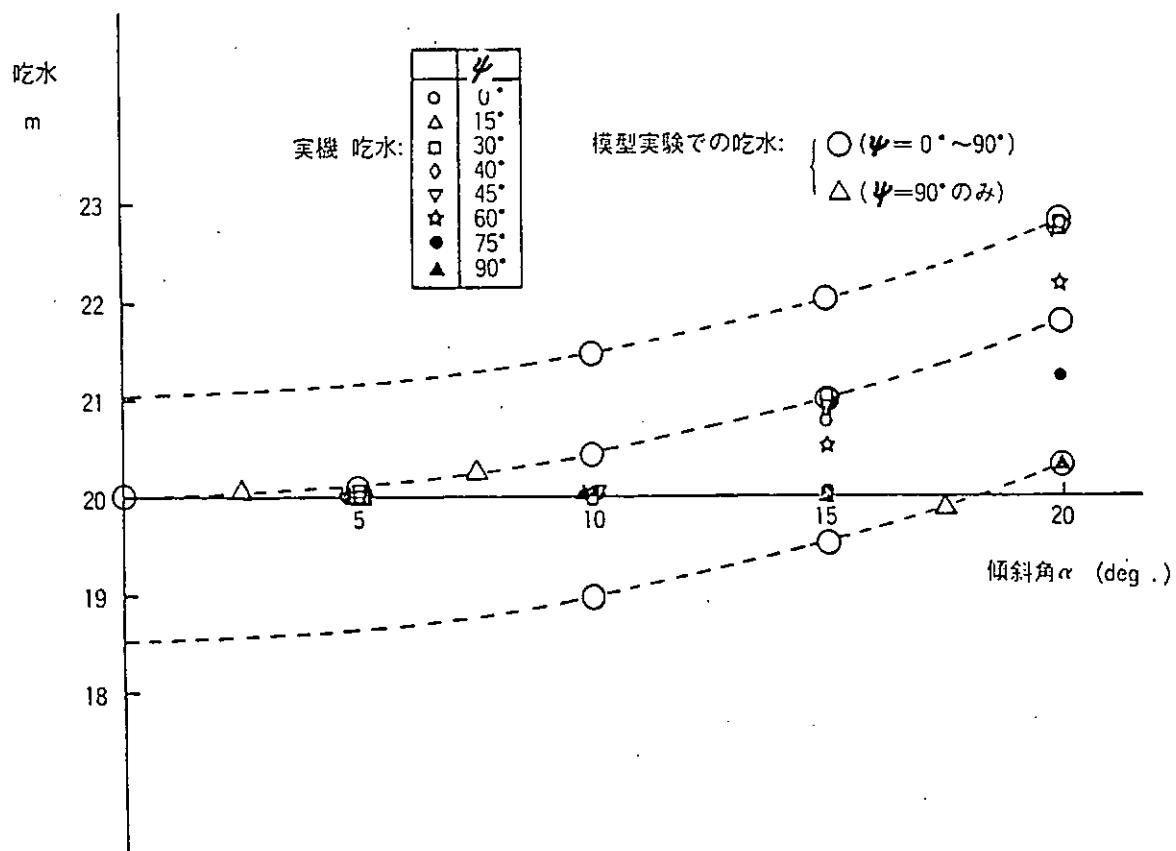


図 2.6.2 試験条件(吃水)

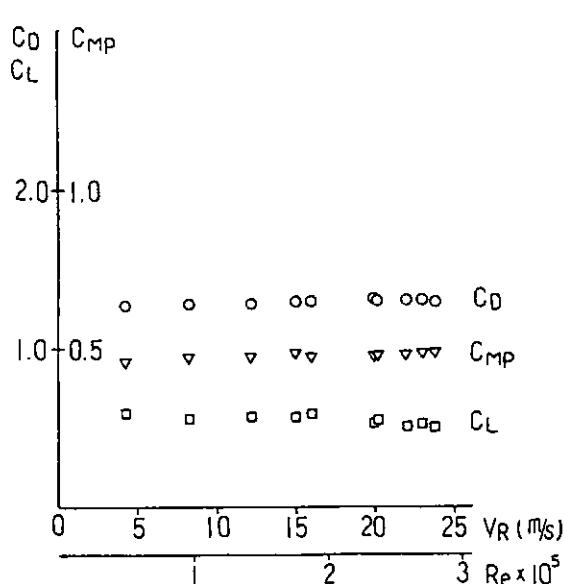


図 2.8.1 C_D , C_L , C_{MP} の R_e 数特性

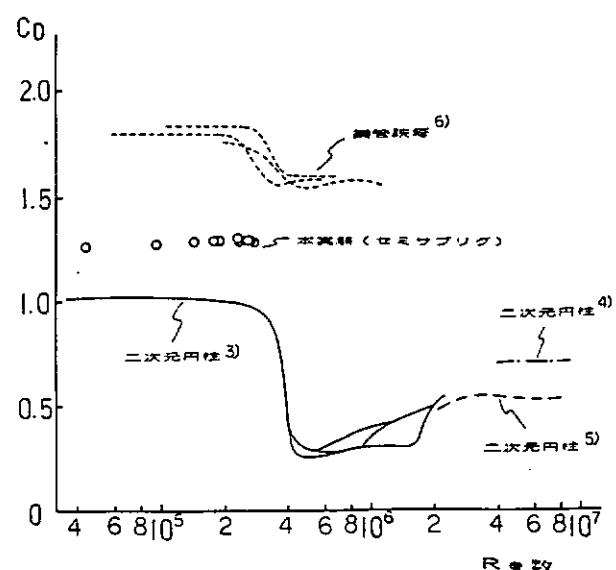


図 2.8.2 C_D の R_e 数特性

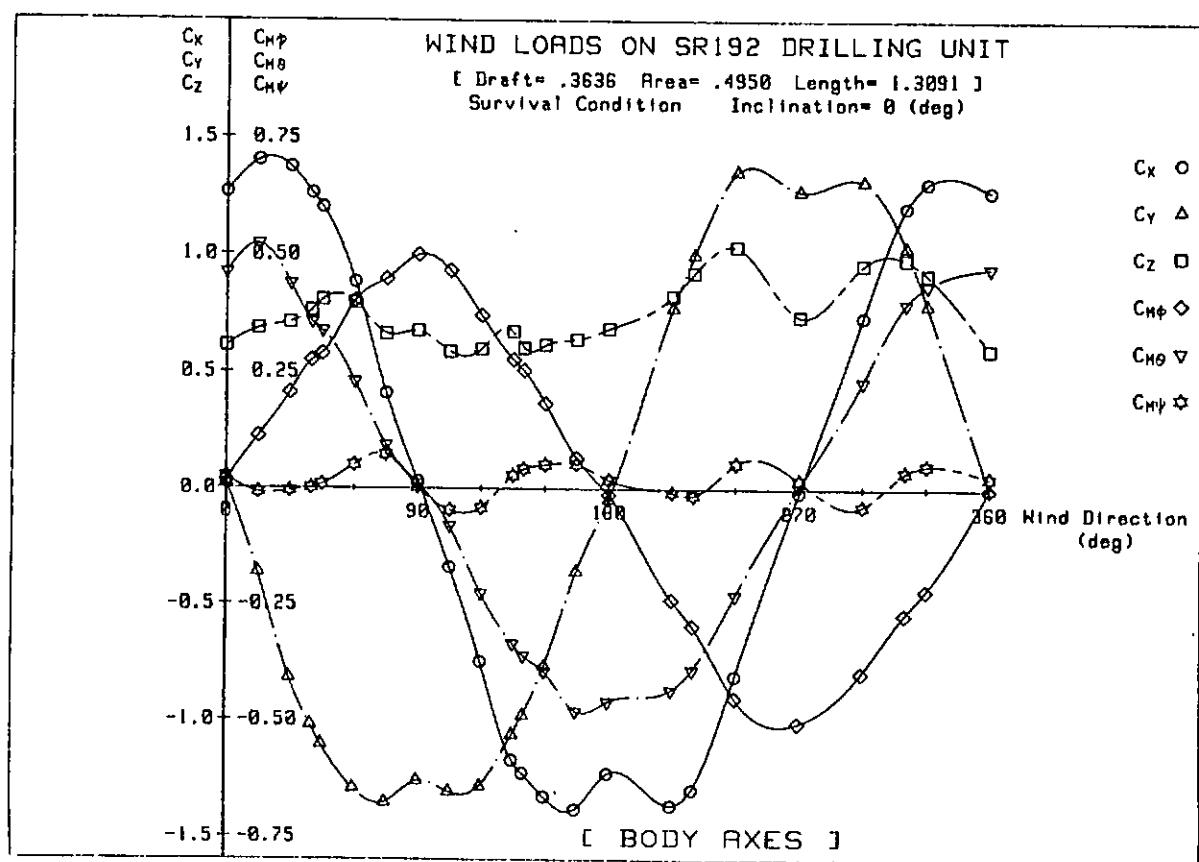
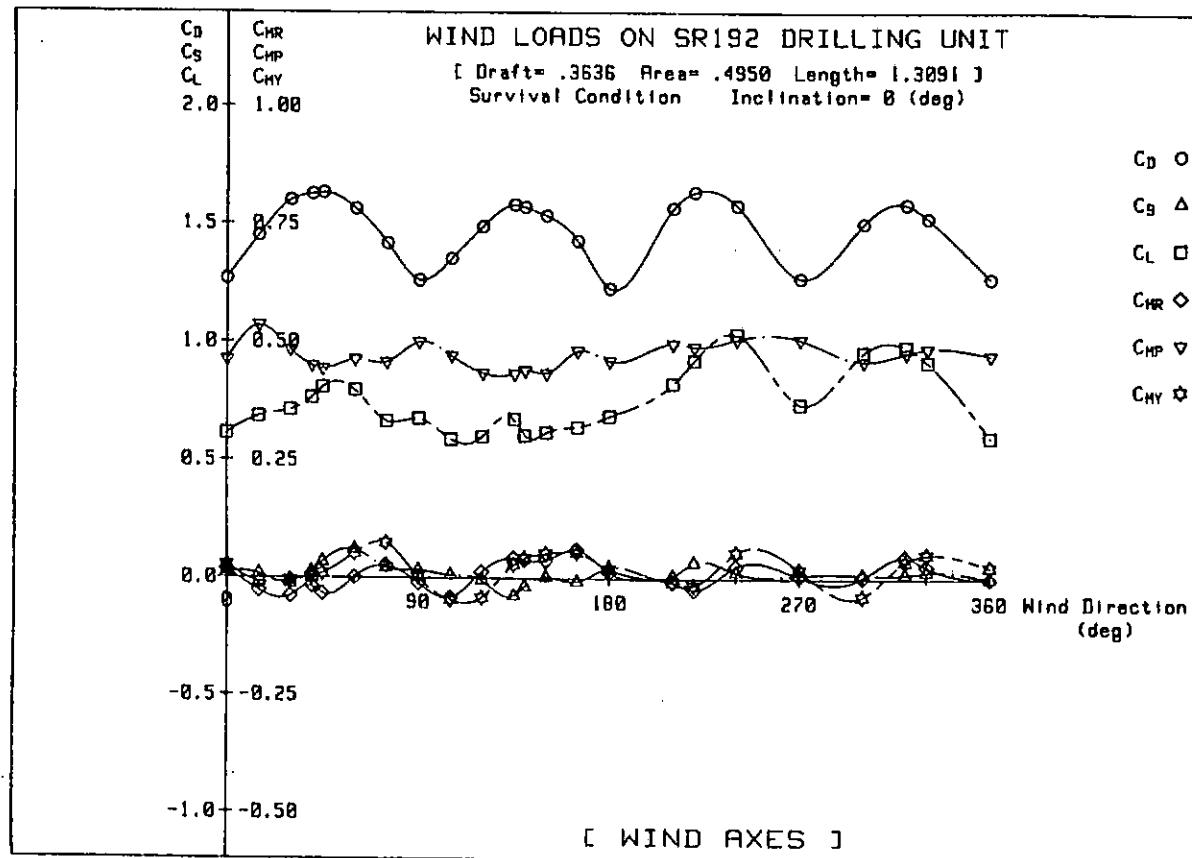


図 2.8.3 (a) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = 0^\circ$)

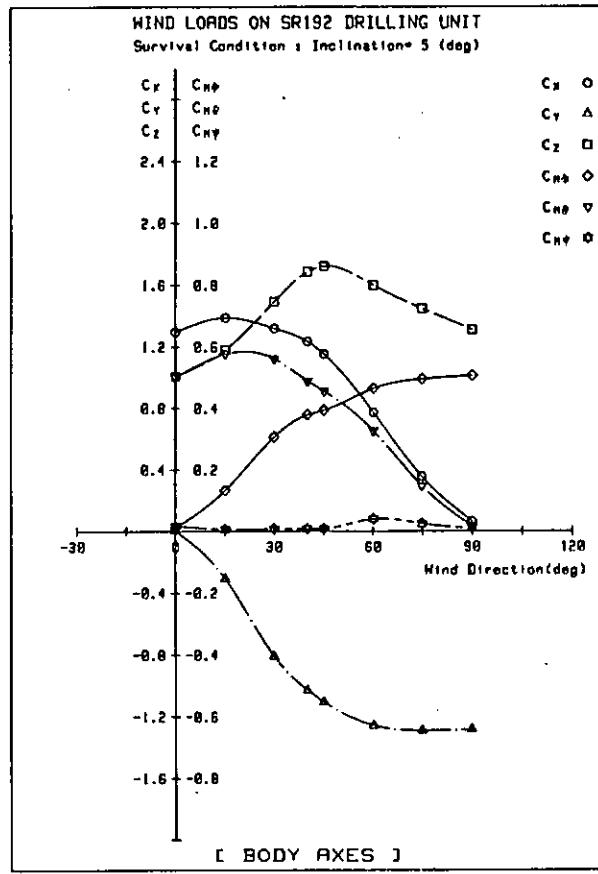
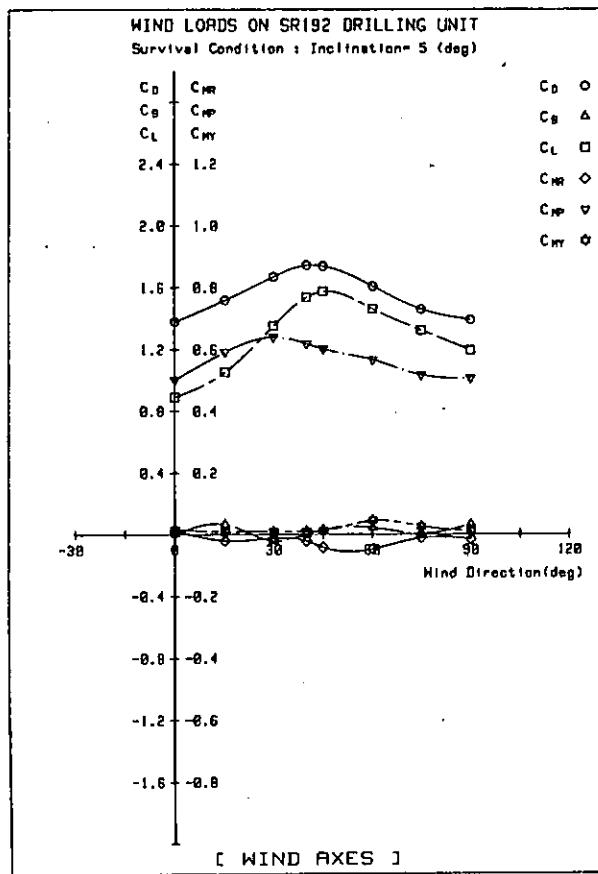


図 2.8.3 (b) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = 5^\circ$)

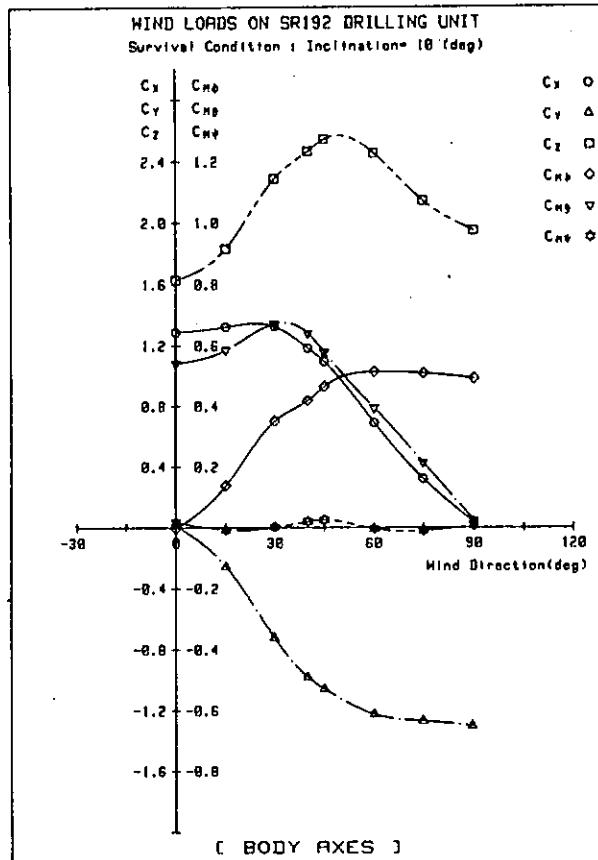
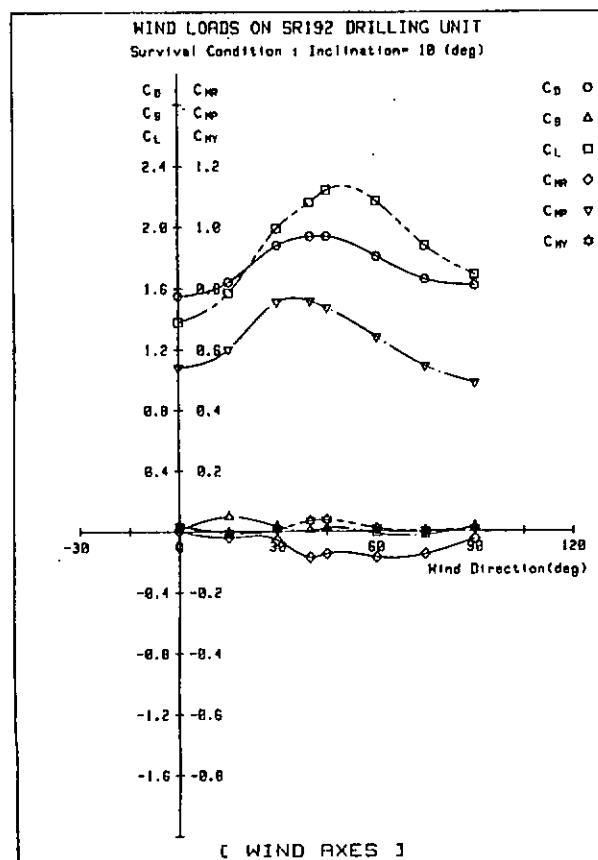


図 2.8.3 (c) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = 10^\circ$)

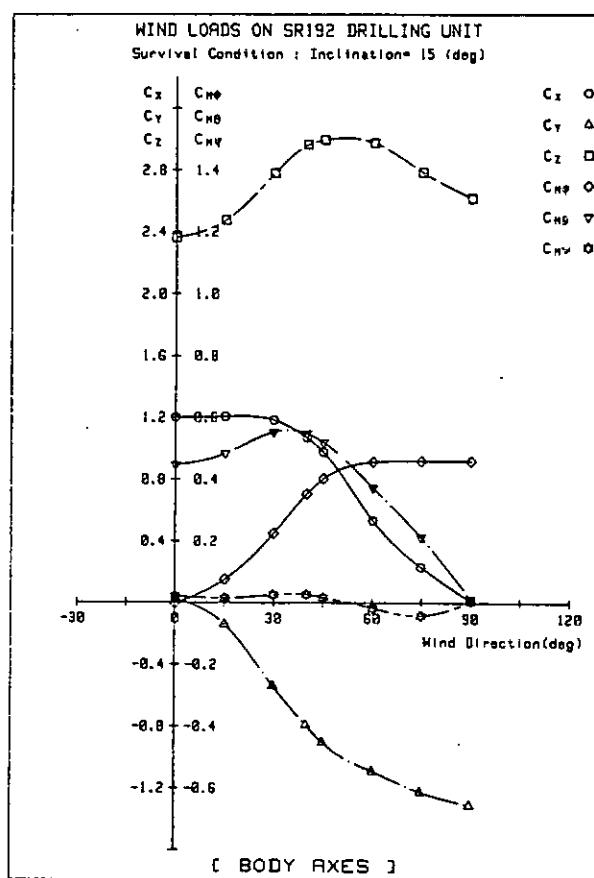
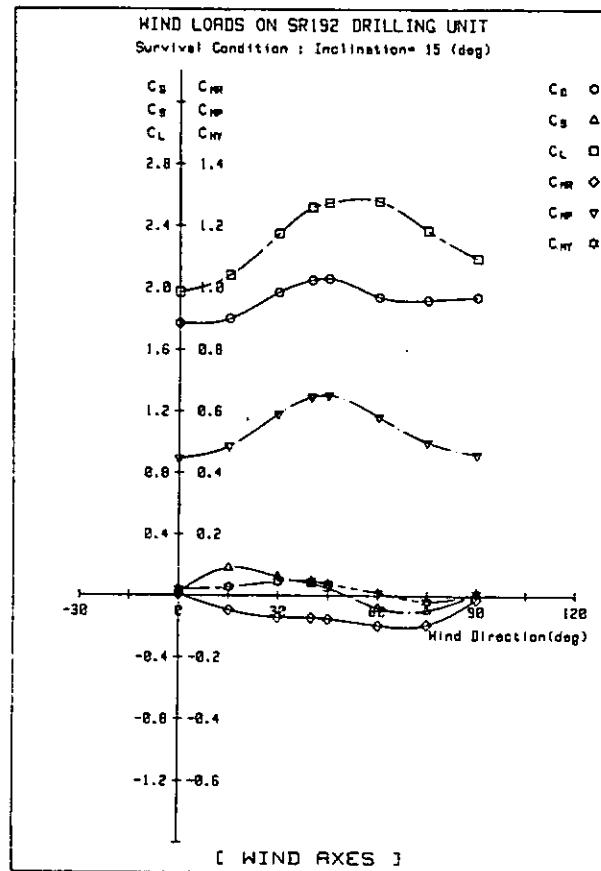


図 2.8.3 (d) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = 15^\circ$)

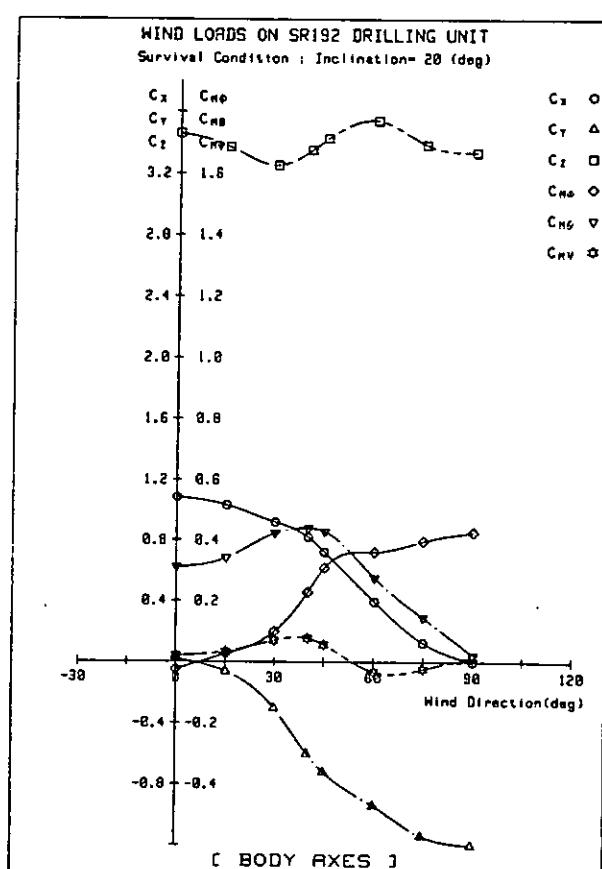
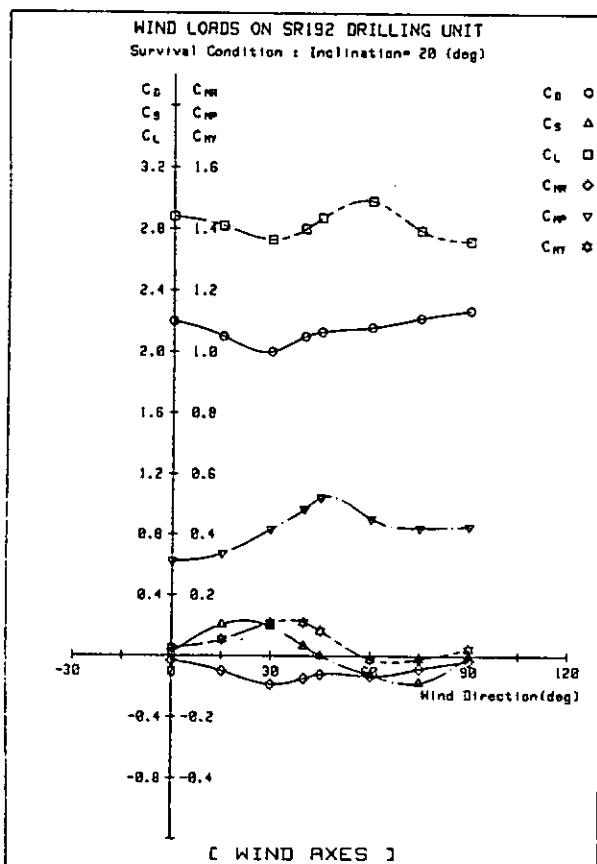


図 2.8.3 (e) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = 20^\circ$)

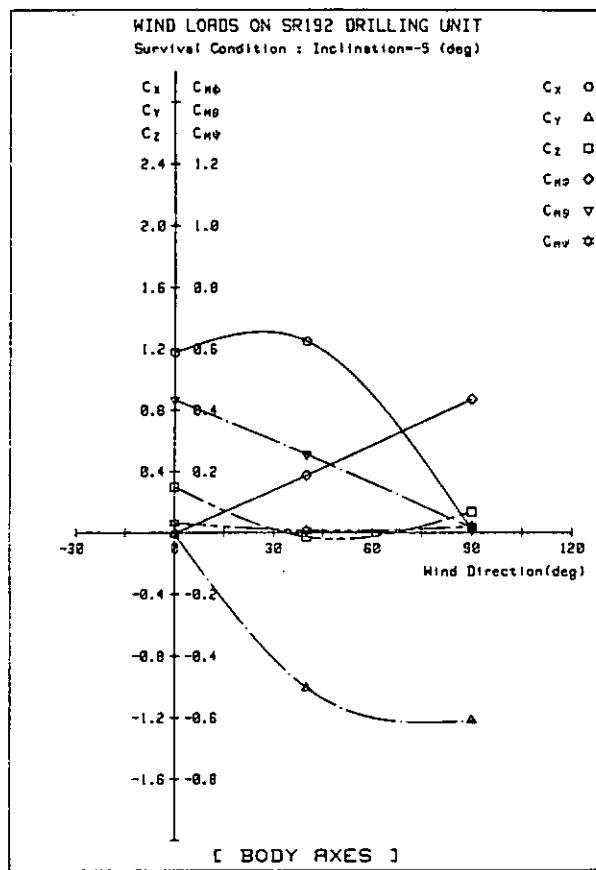
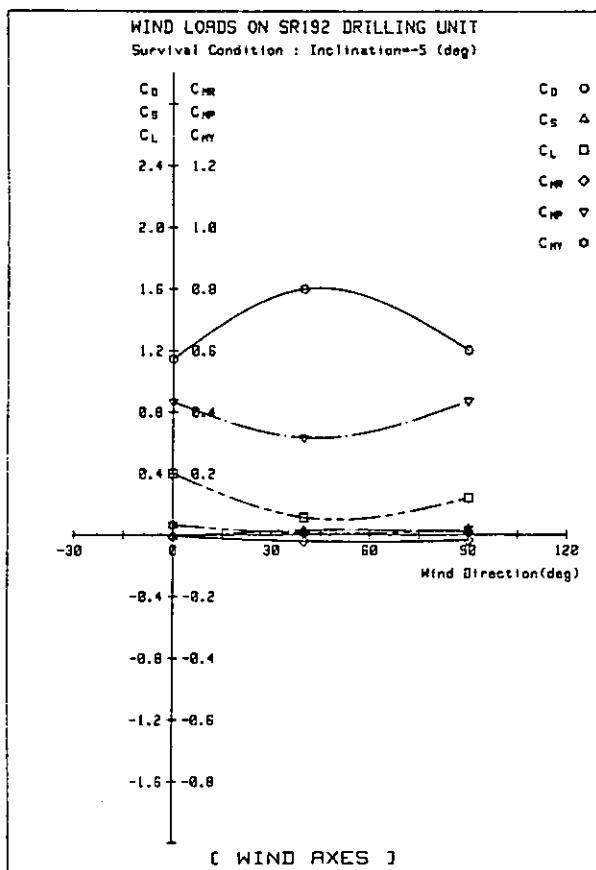


図 2.8.3 (f) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = -5^\circ$)

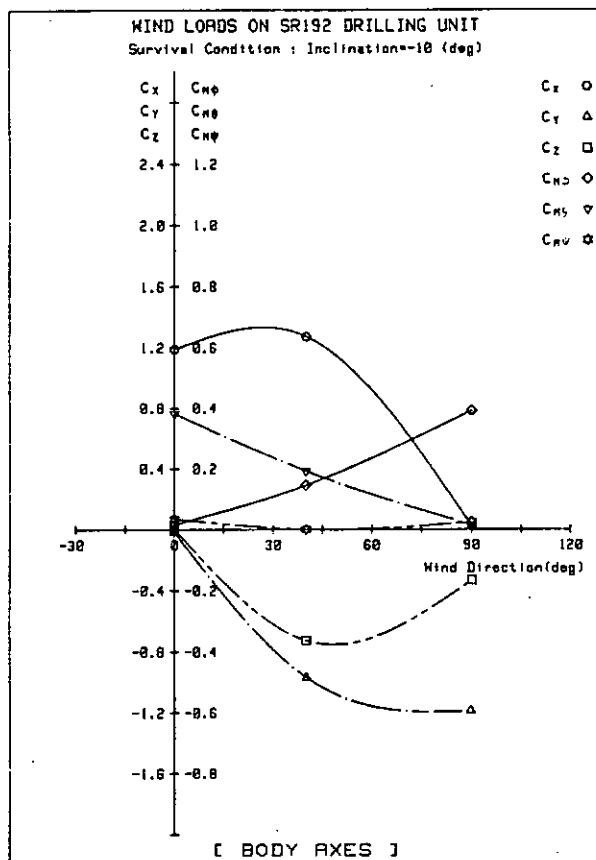
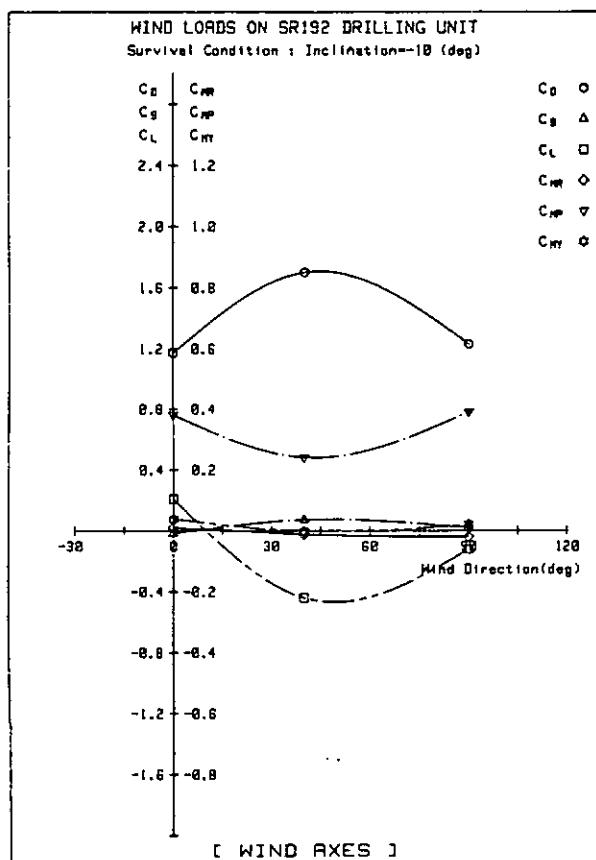


図 2.8.3 (g) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = -10^\circ$)

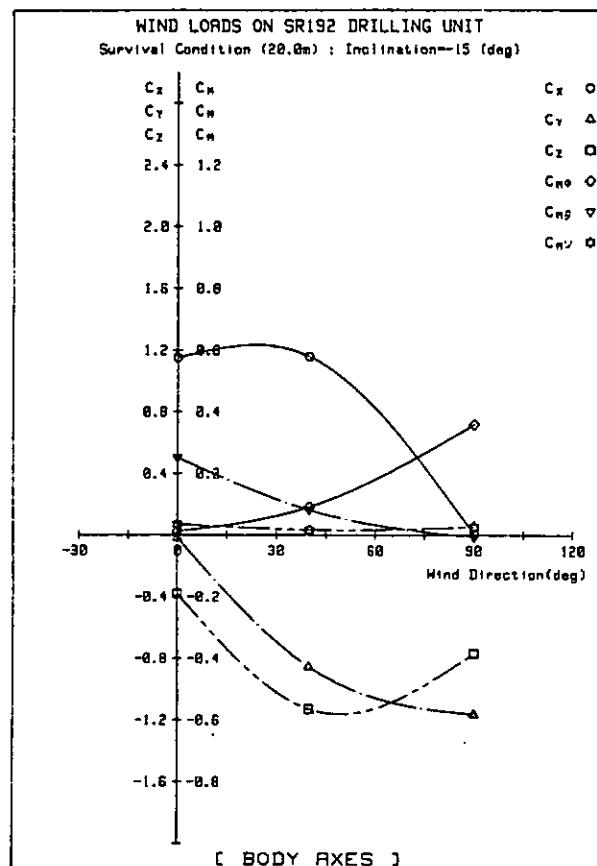
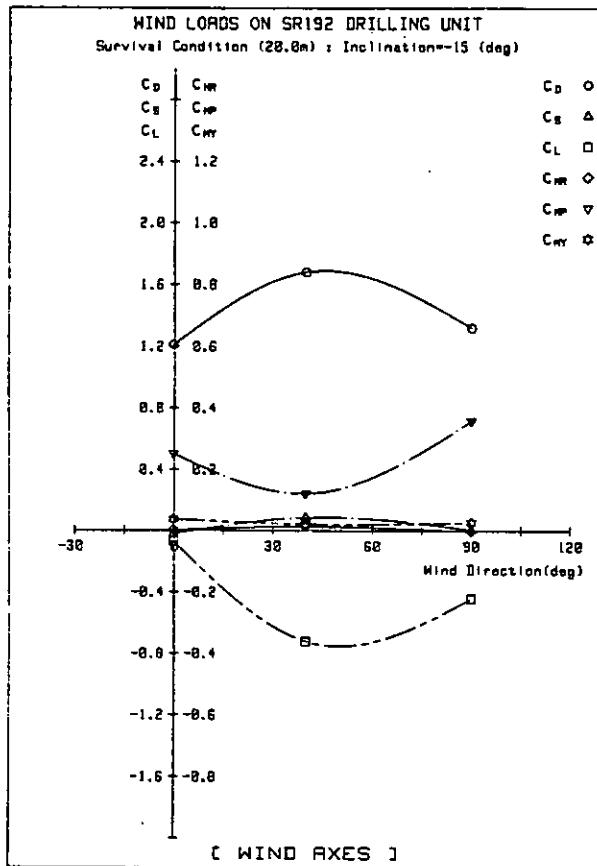


図 2.8.3 (h) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = -15^\circ$)

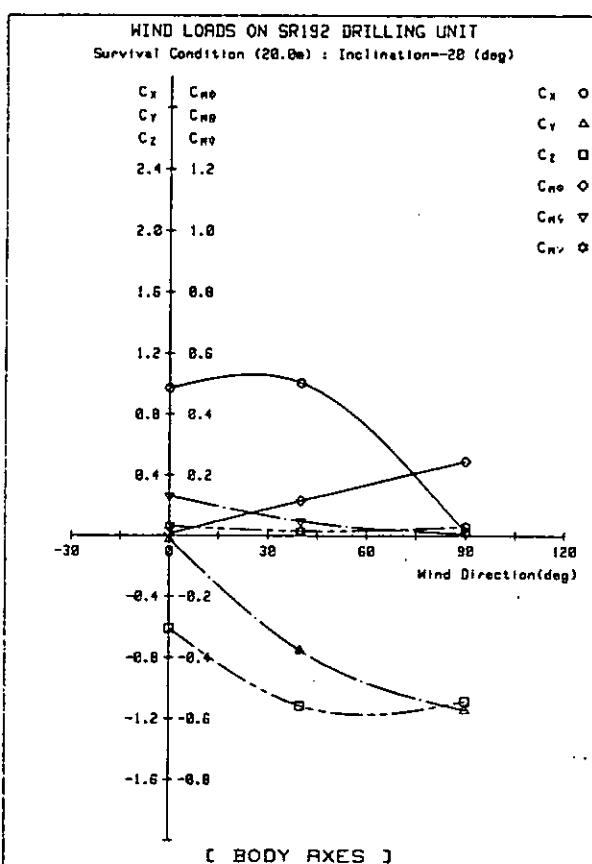
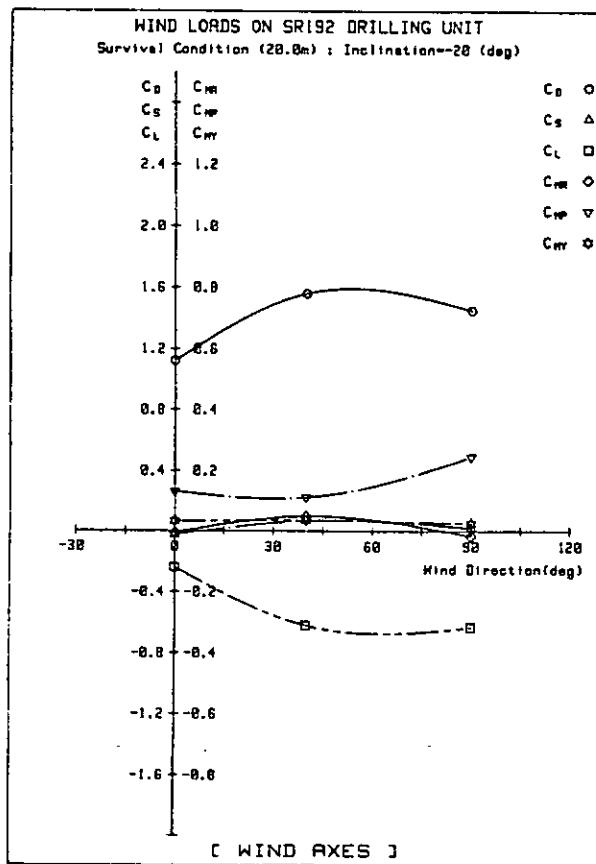


図 2.8.3 (i) 6 分力係数の風向特性 ($\alpha = -20^\circ$)

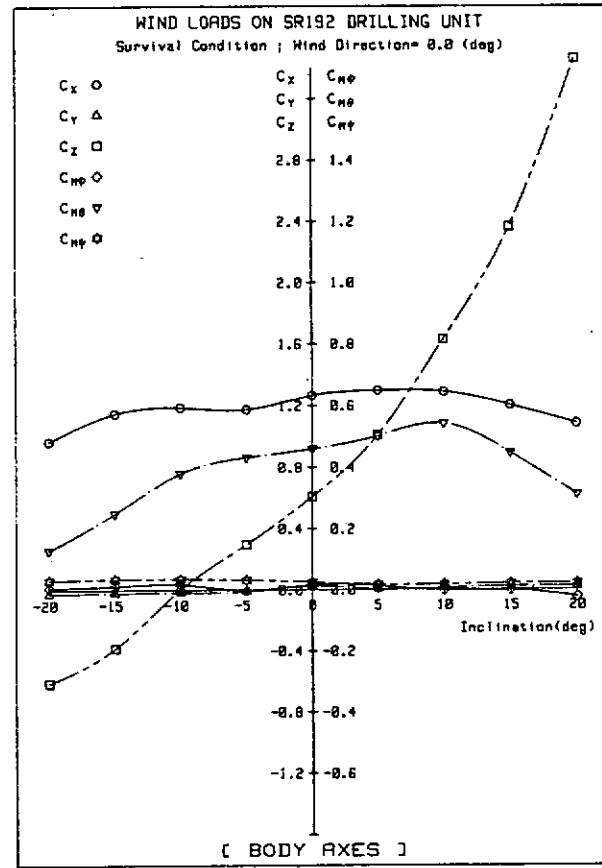
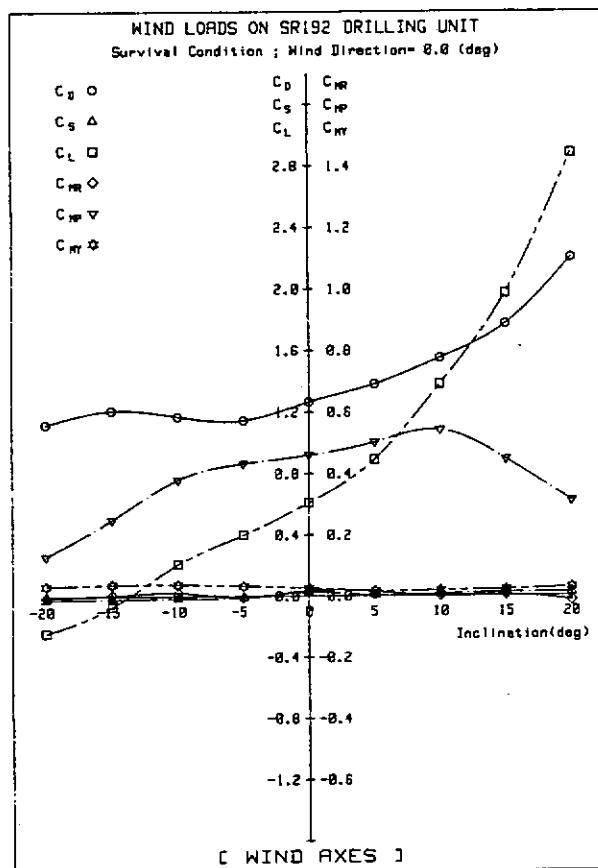


図 2.8.4 (a)6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 0^\circ$)

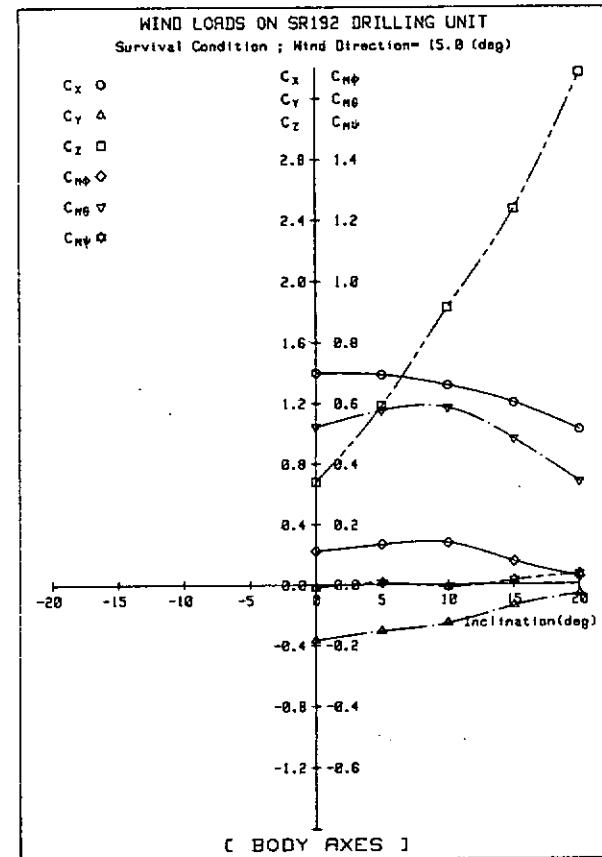
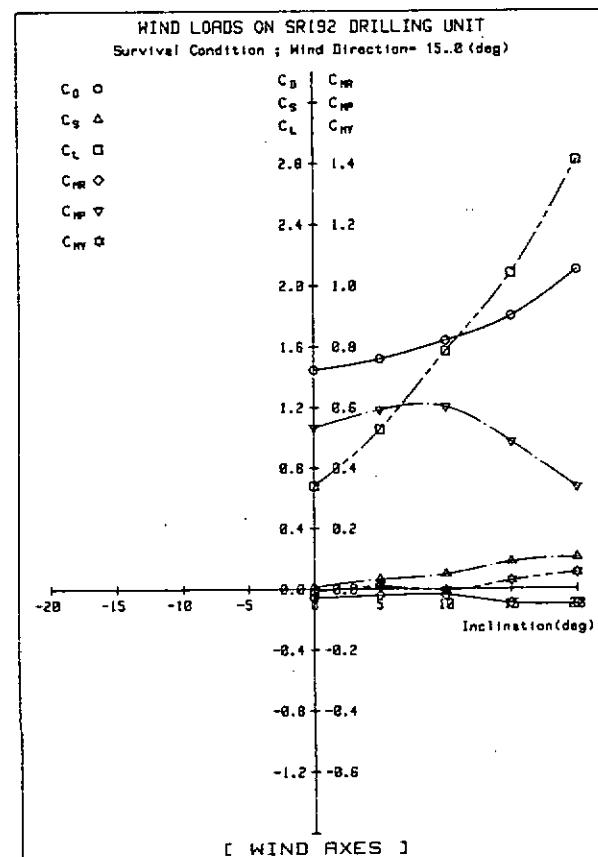


図 2.8.4 (b)6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 15^\circ$)

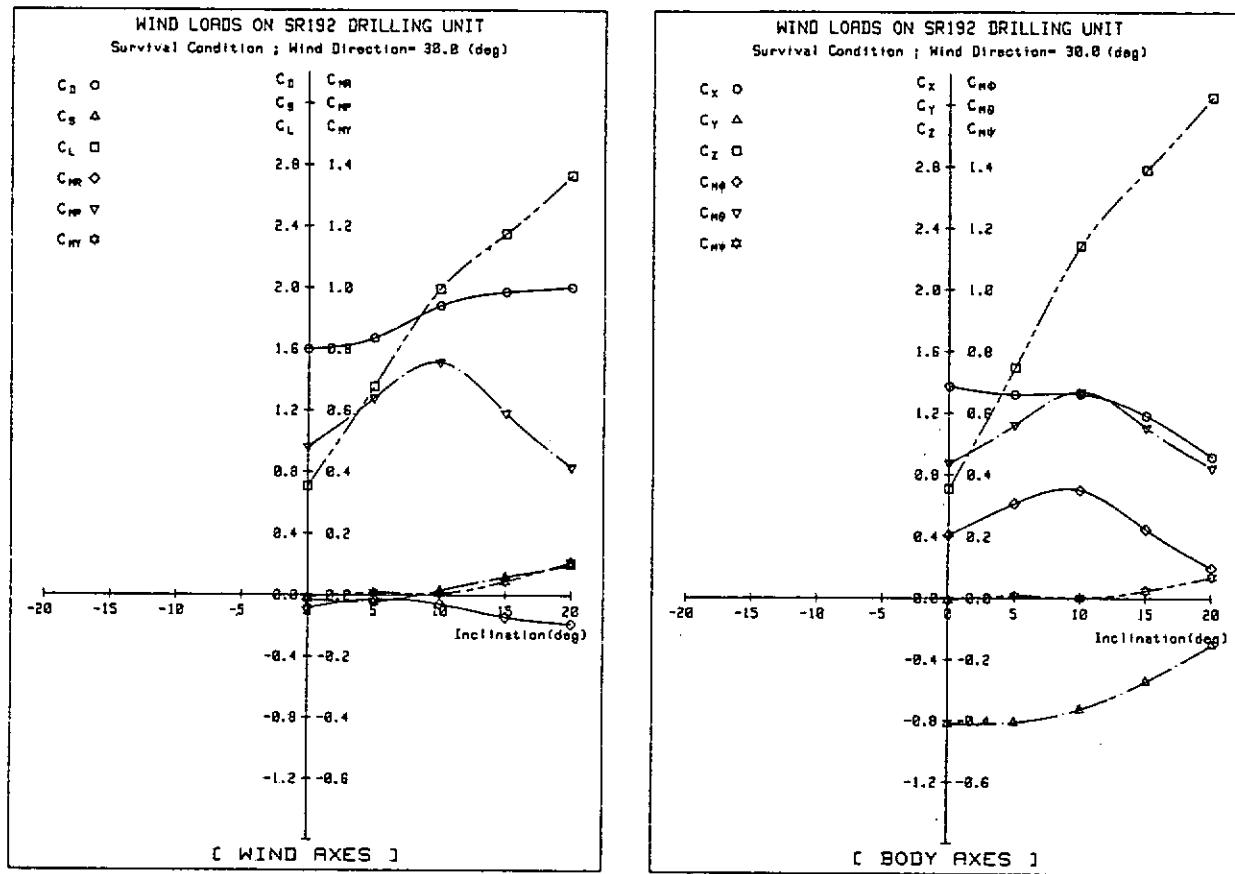


図 2.8.4 (c) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 30^\circ$)

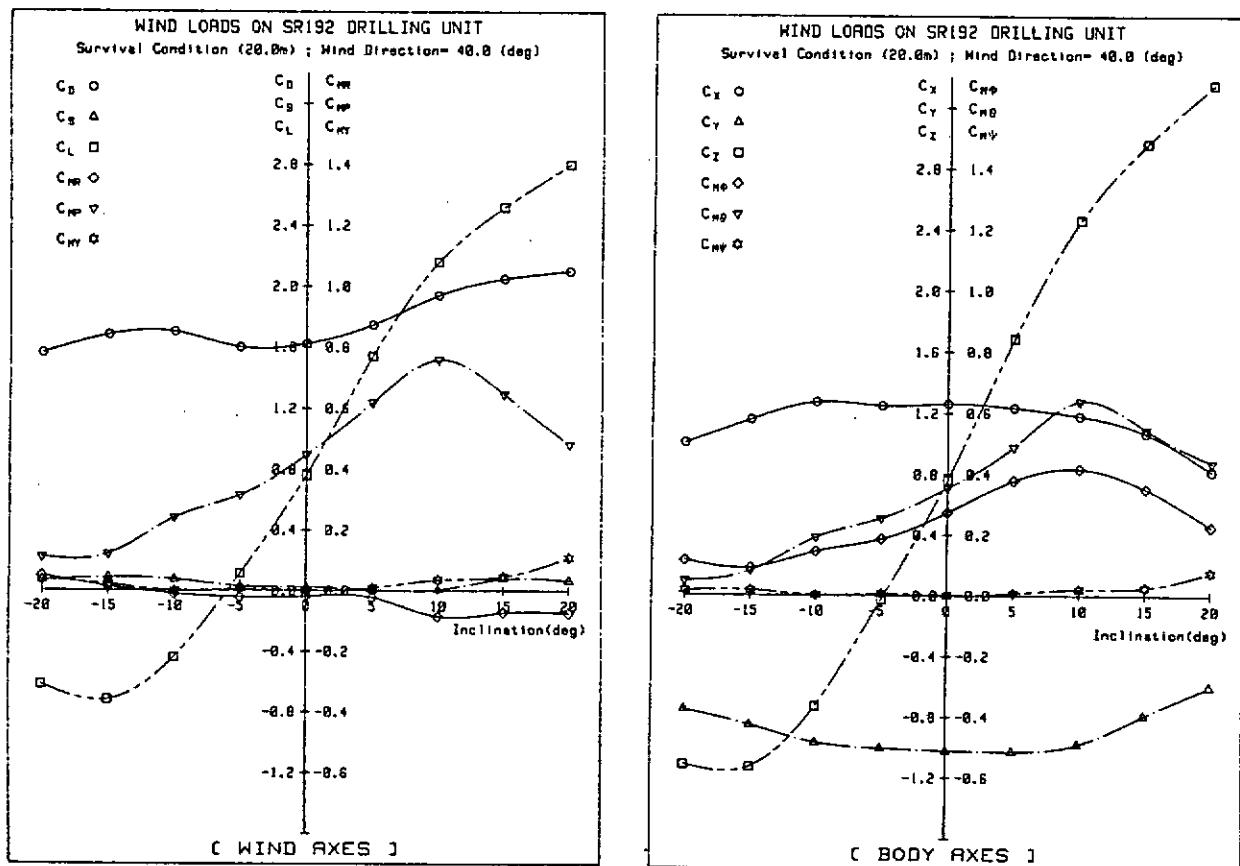


図 2.8.4 (d) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 40^\circ$)

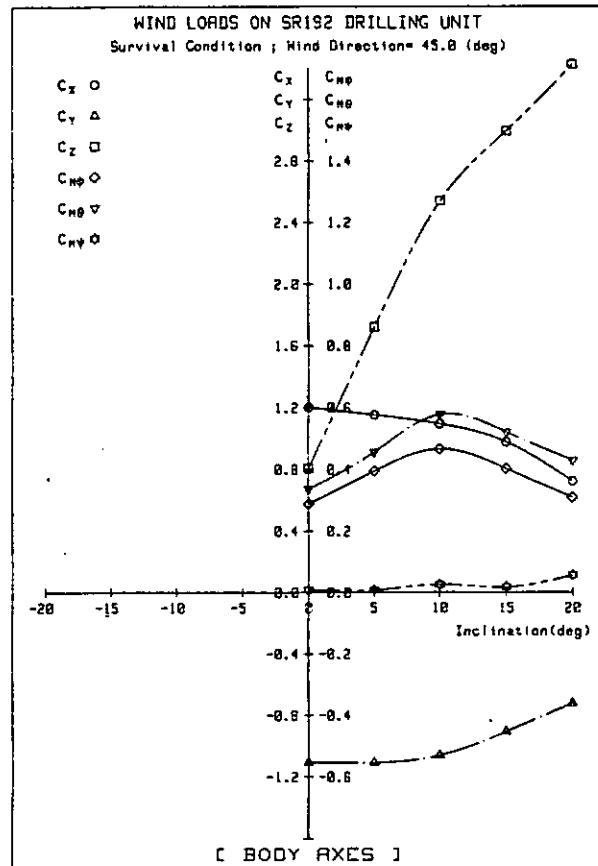
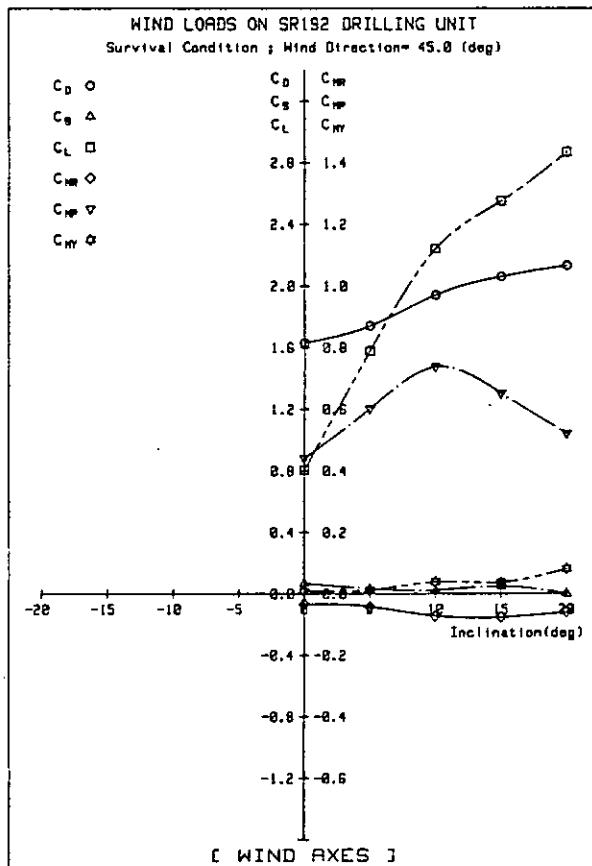


図 2.8.4 (e)6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 45^\circ$)

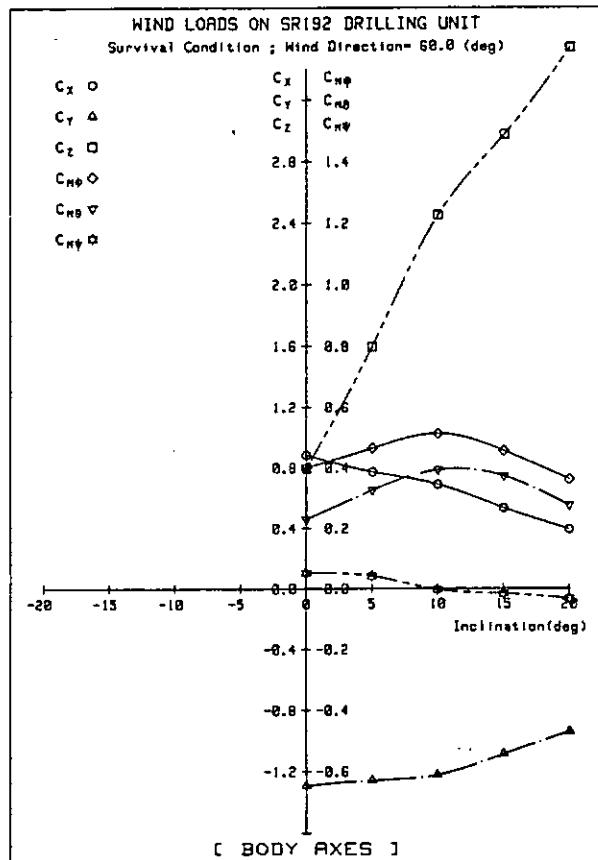
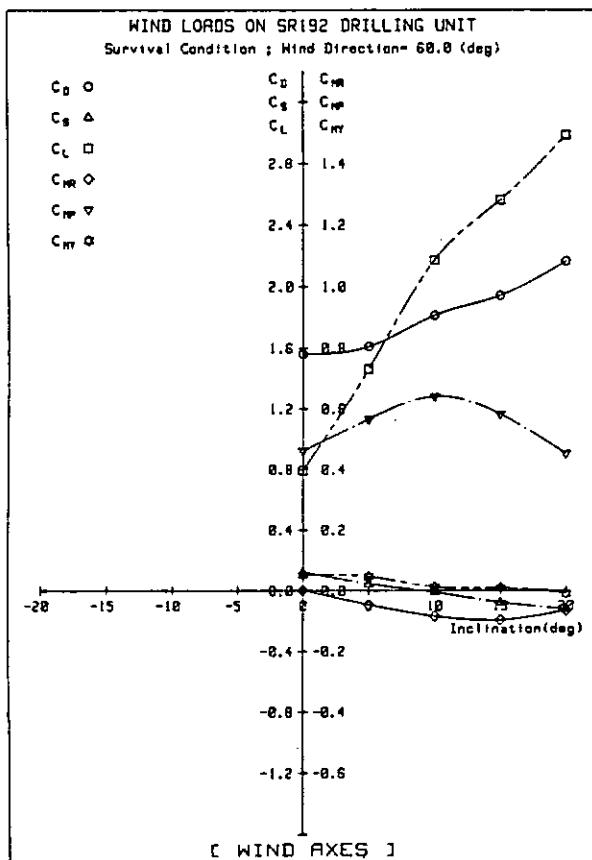


図 2.8.4 (f)6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 60^\circ$)

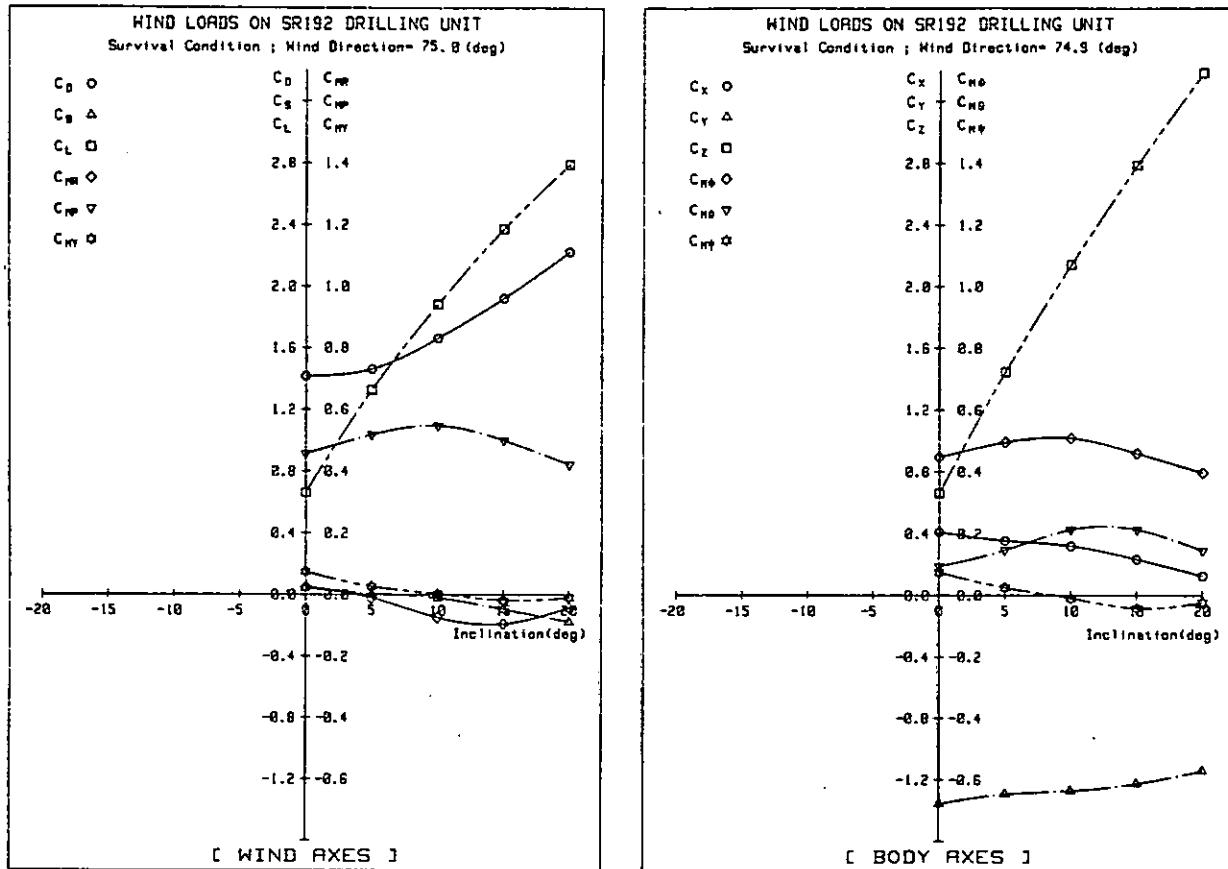


図 2.8.4 (g) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 75^\circ$)

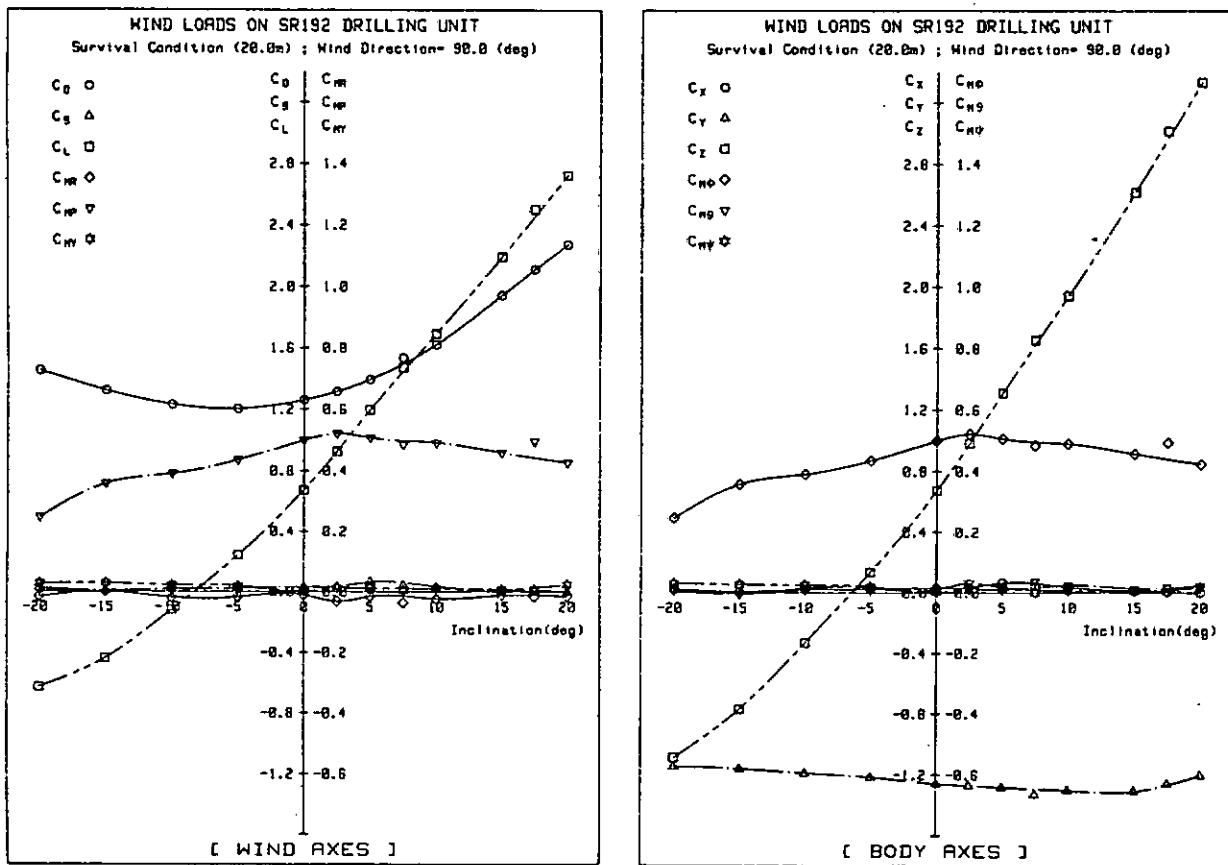


図 2.8.4 (h) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 90^\circ$)

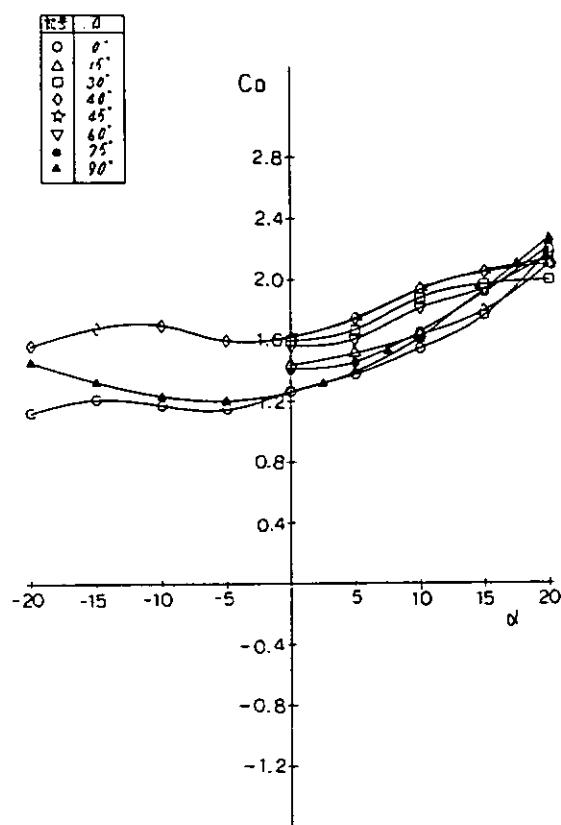


図 2.8.5 (a) C_D の傾斜角特性

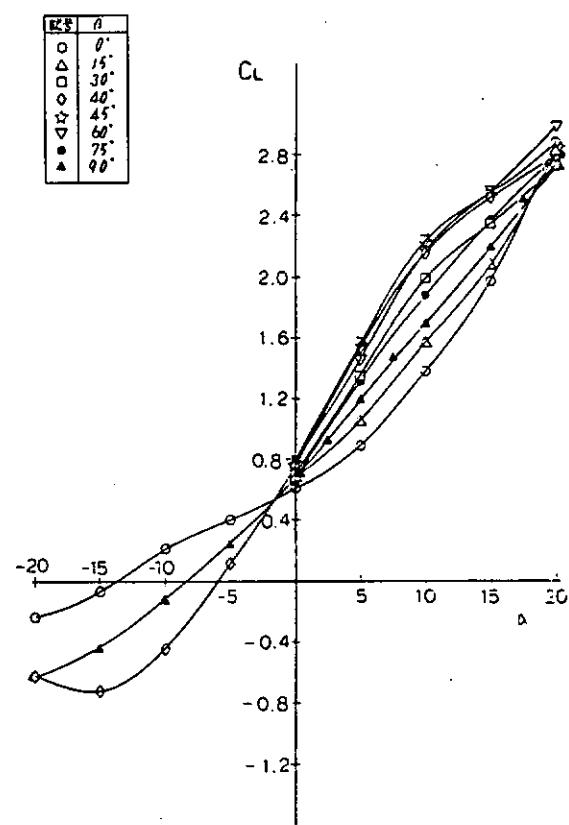


図 2.8.5 (c) C_L の傾斜角特性

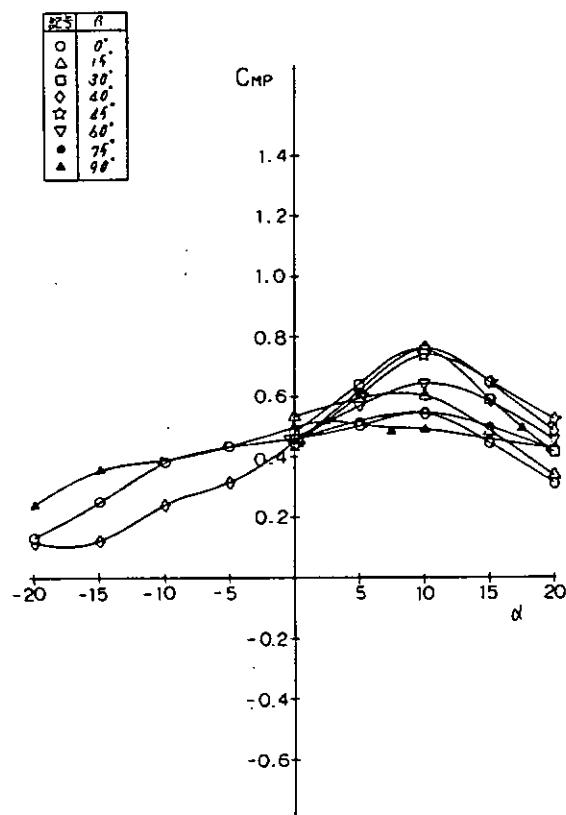


図 2.8.5 (b) C_{M_p} の傾斜角特性

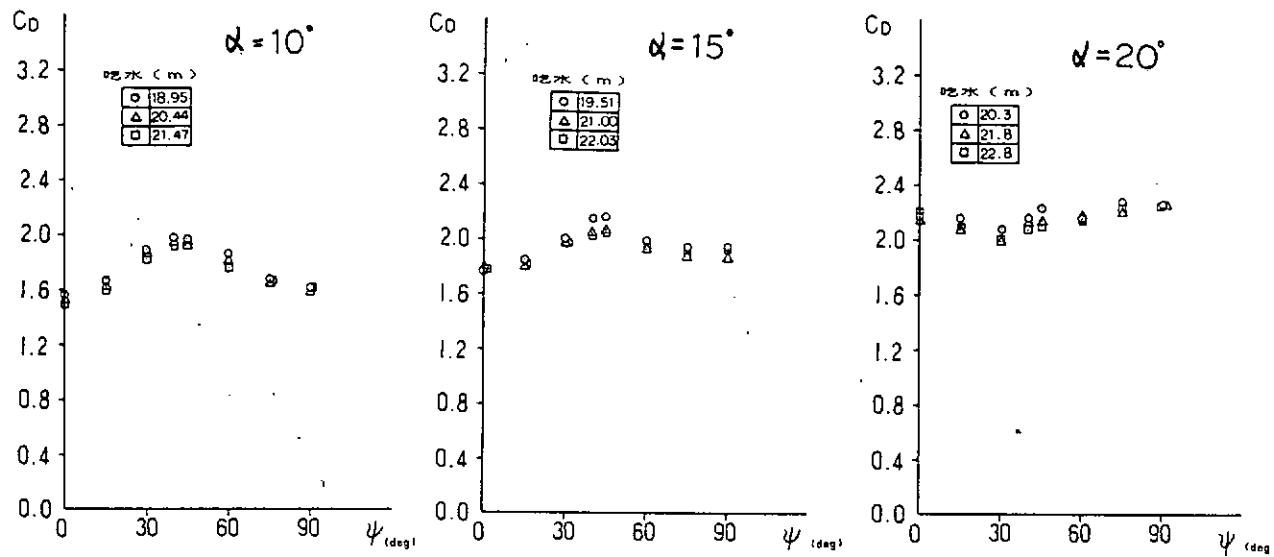


図 2.8.6 (a)吃水による C_D の変化

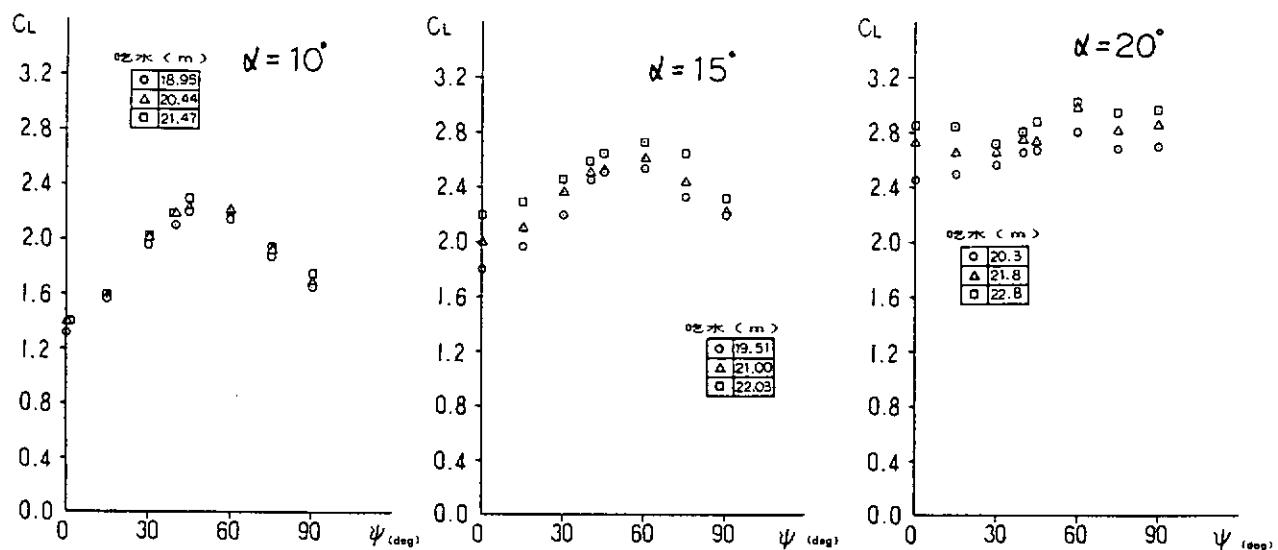


図 2.8.6 (b)吃水による C_L の変化

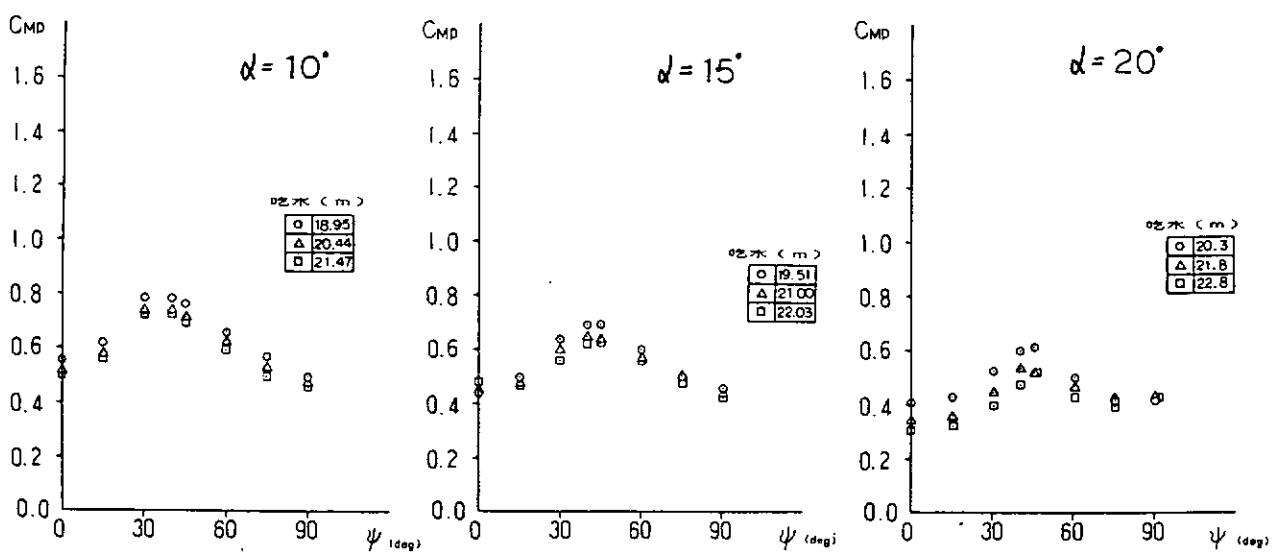


図 2.8.6 (c)吃水による C_{M_p} の変化

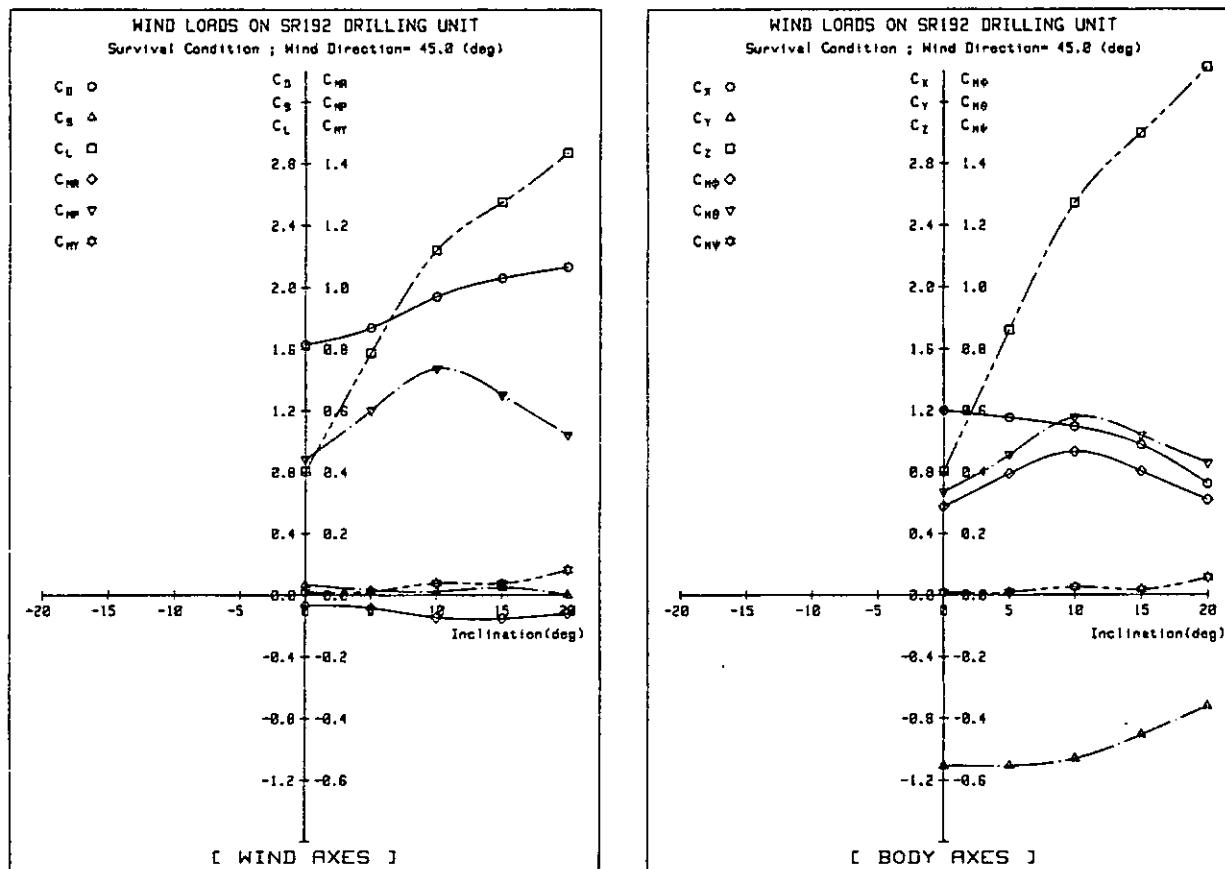


図 2.8.4 (e) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 45^\circ$)

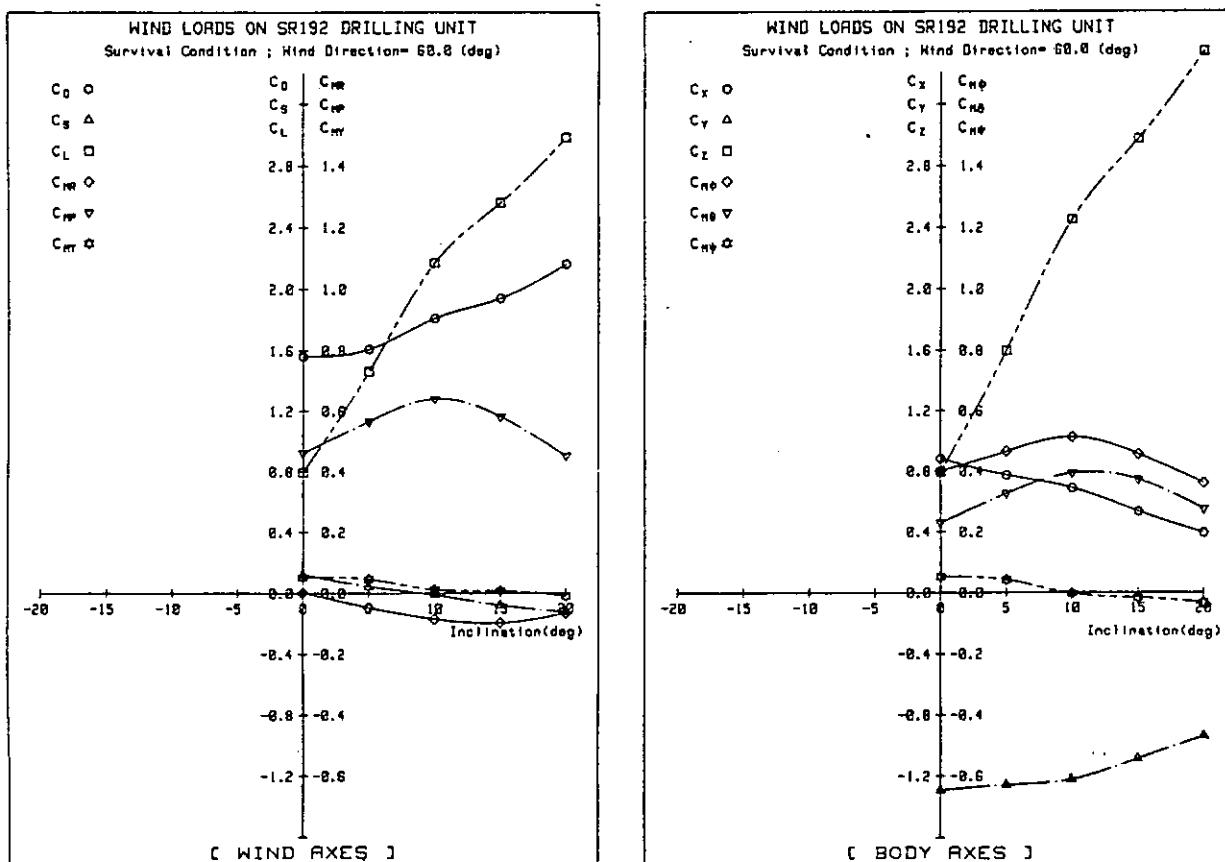


図 2.8.4 (f) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 60^\circ$)

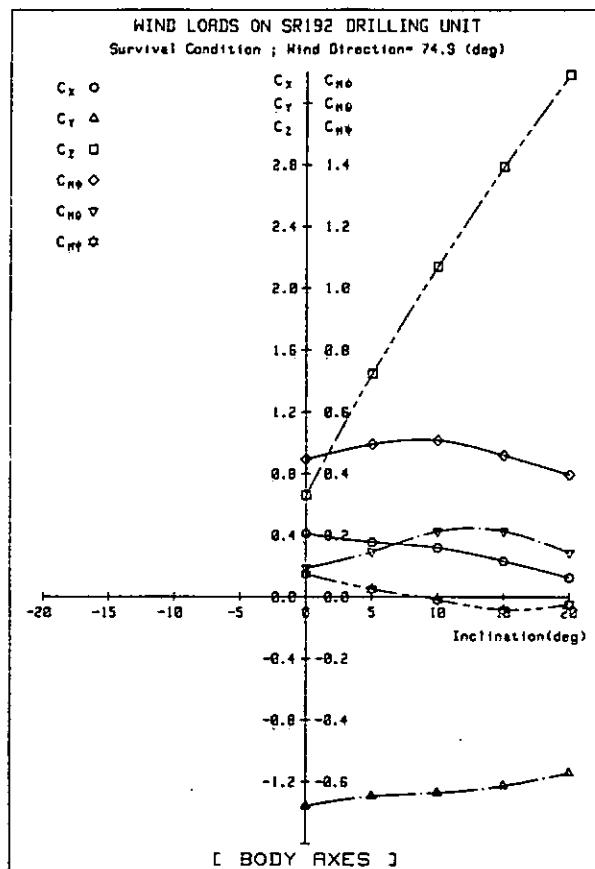
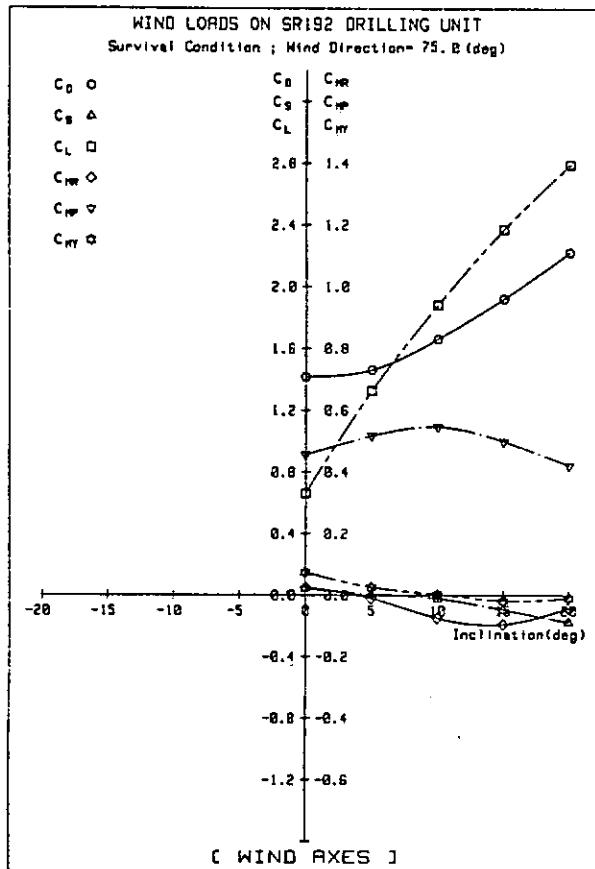


図 2.8.4 (g) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 75^\circ$)

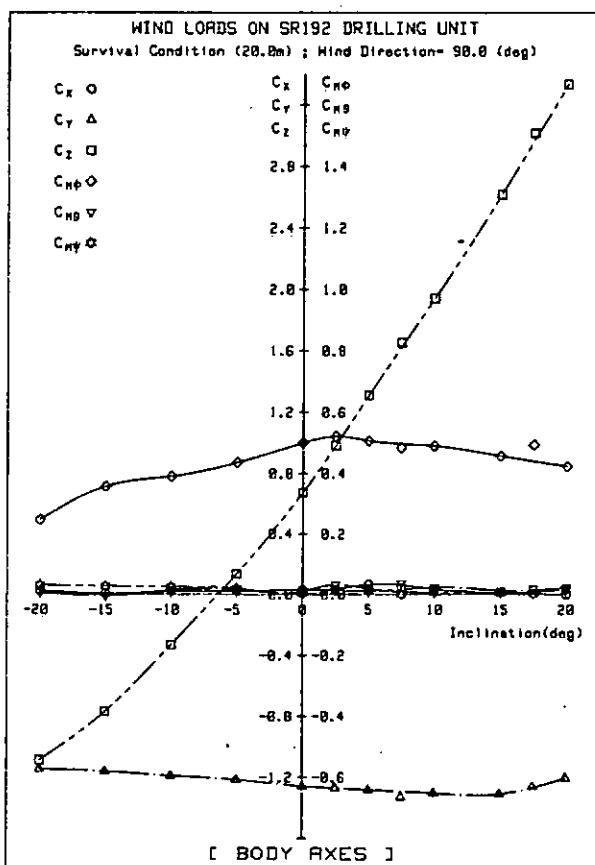
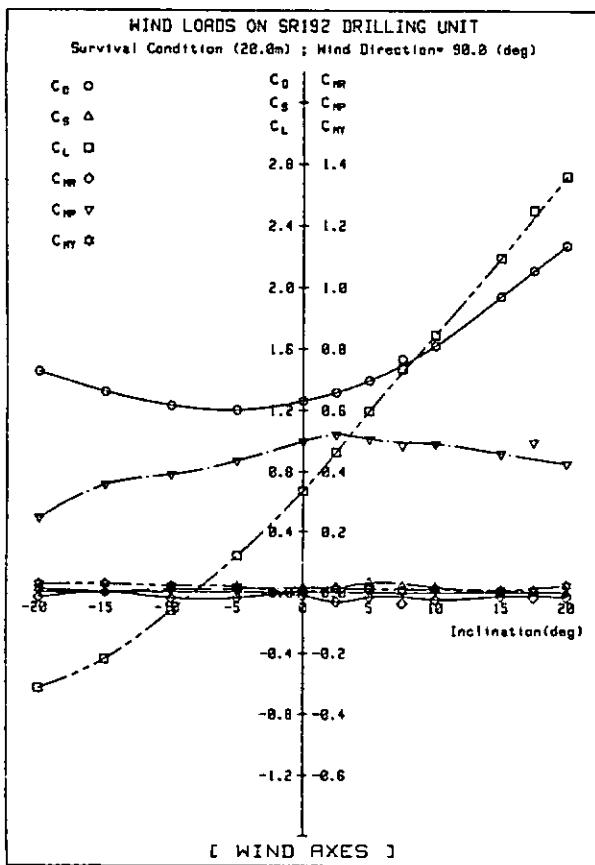


図 2.8.4 (h) 6 分力係数の傾斜角特性 ($\psi = 90^\circ$)

表 2.8.1 ABSルールによる計算表
10° 固向0°

条件 吃水20m、傾斜角10°、風向0°							M _p (ton・m)
No.	Item	C _D	C _H	A(m ²)	F _D (ton)	H(m)	M _p (ton・m)
1	Column	0.5	1.007	1188.0	99.1	8.3	822.6
2	V. Brace	0.5	1.067	379.8	33.6	8.7	292.3
3	Main Deck House	1.0	1.1	409.5	74.6	19.8	1,477.1
4	Deck House	1.0	1.1	117.2	20.1	24.4	490.4
5	Windlass (×4)	1.5	1.1	112	30.8	25.0	770.0
6	Crane Boom(×2)	1.5	1.2	4.2	1.2	31.8	38.2
7	Crane Room(×2)	1.5	1.2	19.5	5.8	32.2	186.8
8	Crane Post (×2)	0.5	1.106	48.0	4.4	27.0	118.8
9	Substructure-Lower	1.0	1.1	252.0	45.9	26.5	1,216.4
10	" -Middle	1.0	1.183	78.0	15.3	31.5	482.0
11	" -Upper	1.0	1.20	20.0	4.0	34.0	136.0
12	Derrick-Lower	1.25	1.236	132.6	33.9	43.4	1,471.3
13	" -Windbreaker	1.25	1.3	39.3	10.6	56.6	600.0
14	" - Middle	1.25	1.37	84.9	24.1	68.6	1,653.3
15	" - Upper	1.25	1.43	18.2	5.4	82.3	444.4
	Total			2896.2	408.8		10,199.5

表 2.8.2 ABSルールによる計算表
角 0° 固定 00°

条件1 吃水20m、傾斜角0°、風向90°						
No	Item	C _D	C _H	A (m ²)	F _D (ton)	H (m)
1	Column	0.5	1.007	1,188.0	99.1	8.3
2	V. Brace	0.5	1.007	264.0	22.0	8.3
3	Main Deck House	1.0	1.1	487.5	88.8	19.8
4	Deck House	1.0	1.1	80.8	14.7	24.4
5	Windlass (×4)	1.5	1.1	128.0	34.8	25.0
6	Crane Boom (×2)	1.5	1.2	82.0	24.4	31.8
7	Crane Room (×2)	1.5	1.2	19.8	5.8	32.2
8	Crane Post (×2)	0.5	1.106	48.0	4.4	27.0
9	Substructure-Lower	1.0	1.1	140.0	25.5	26.5
10	" -Middle	1.0	1.183	60.0	11.8	31.5
11	" -Upper	1.0	1.20	40.0	7.9	34.0
12	Derrick-Lower	1.25	1.236	132.6	33.9	43.4
13	" -Windbreaker	1.25	1.3	39.3	10.6	56.6
14	" -Middle	1.25	1.37	84.9	24.1	68.6
15	" -Upper	1.25	1.43	9.1	2.7	81.3
	Total			2,804.4	410.5	10,381.1

表 2.8.3 ABSルールによる計算表

条件 吃水20m、傾斜角0°、風向40°							M _P (ton·m)
No.	Item	C _b	C _H	A(m ²)	F _D (ton)	H(m)	
1	Column	0.5	1.007	1,188.0	99.1	8.3	822.5
2	V. Brace	0.5	1.058	336.8	29.5	8.7	256.7
3	Main Deck House	1.0	1.1	627.1	114.2	19.8	2,261.2
4	Deck House	1.0	1.1	136.4	24.9	24.4	607.6
5	Windlass (×4)	1.5	1.1	168.0	46.0	25.0	1,150.0
6	Crane Boom(×2)	1.5	1.2	54.3	16.2	31.8	521.6
7	Crane Room(×2)	1.5	1.2	27.7	8.2	32.2	264.0
8	Crane Post (×2)	0.5	1.106	48.0	4.4	27.0	118.8
9	Substructure-Lower	1.0	1.1	283.0	51.6	26.5	7,367.4
10	" -Middle	1.0	1.183	59.8	11.7	31.5	368.6
11	" -Upper	1.0	1.2	41.0	8.2	34.0	278.8
12	Derrick-Lower	1.25	1.236	186.9	47.8	43.4	2,074.5
13	" -Windbreaker	1.25	1.3	55.4	14.9	56.6	843.3
14	" -Middle	1.25	1.37	119.6	33.9	68.6	2,325.5
15	" -Upper	1.25	1.43	19.7	5.9	82.0	475.6
	Total			3,351	516.4		13,736.1

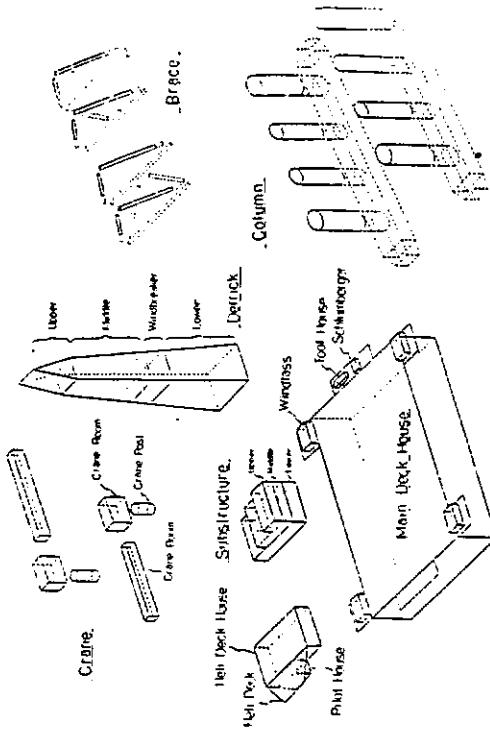


図2.8.7 ABSルールによる計算のためのブロック分割

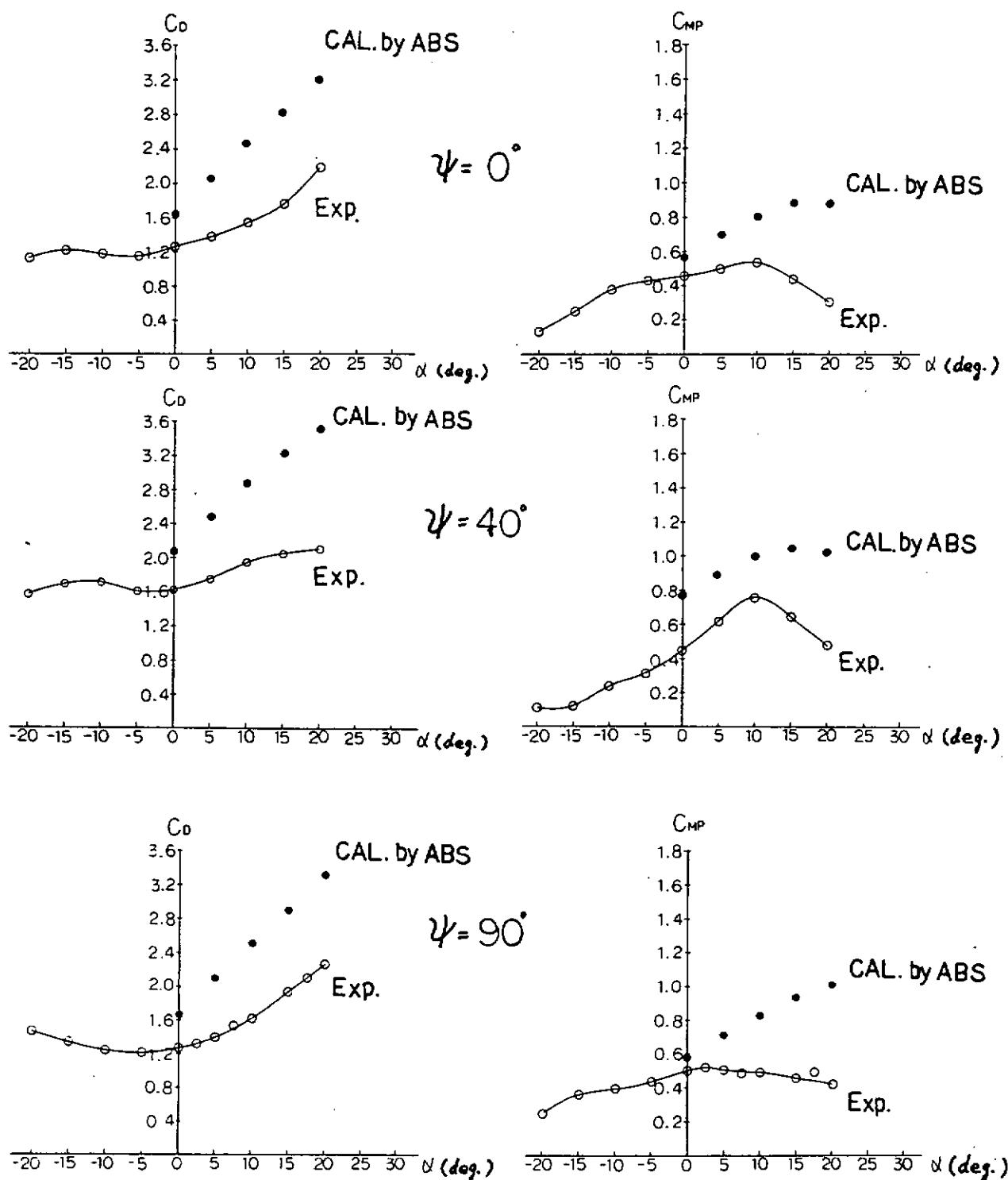


図 2.8.8 試験結果とABS ルールによる計算結果の比較

3. 海洋構造物の設計外力の推定精密化に関する研究

3.1 セミサブ型リゲに働く流体力の水槽実験

3.1.1 まえがき

海洋構造物に働く流体力を精度良く推定することは、波浪中におけるその運動性能を把握する上で最も基本的かつ重要なことである。本章においては流体力の推定精密化を目的として、セミサブ型リグ模型の直立状態および傾斜状態の強制動搖試験および波強制力測定試験を行い、流体力に対するリグの姿勢の影響、構造物の要素部材間の干渉効果を調べた。次に動搖周波数と同じ周波数を有する流体力に関しては、ストリップ法、三次元特異点分布法の現有理論および新しく提案した三次元実用計算法による結果との比較を行い、これらの理論計算法の推定精度の検討を行った。最後にリグに働く定常流体力および粘性減衰力係数等の非線形流体力に関して、実験値により検討を行った。

3.1.2 水槽実験

(1) 供試模型

本研究に用いた模型は Götaverken-Arendal 社の GVA-4000¹⁾ を 1/50 に縮尺したもので、図 3.1.1 に示すように、2 本のロワーハル、4 本のコラムおよび 2 本の水平プレースからなっている。ただし、模型の製作上、カラムの直徑およびロワーハルの断面形状は多少変化させている。表 3.1.1 に本模型の主要寸法を示す。

(2) 実験方法と状態

前節に示した模型に働く流体力に対するリグの姿勢および部材間の干渉影響を調べることを目的として、模型の直立状態、ヒール角10°およびトリム角10°で傾斜させた3状態について、強制動搖試験および波強制力測定試験を行った。実験状態は表3.1.2に示すように、強制前後揺および強制左右揺試験においては、操縦性試験用のPMMを用いたために低周波数領域($KD = 0.02 \sim 0.22$)の大振幅($X_a, Y_a = 0.15, 0.20, 0.25\text{ cm}$)の試験しか行うこととは出来なかった。また強制上下揺、強制横揺および強制縦揺試験においてはロードセルの容量が小さかったために、小振幅の試験を行っている。直立状態および傾斜状態の強制動搖試験における計測器の配置の一例を図3.1.2～4に示す。波強制力測定試験においては、屈度1/40の波を用いて向い波状態および横波状態の試験を行った。これらの計測結果は全てデータレコーダに集録した後、原点回りの値に変換しフーリエ級数に展開して、定常成分および動搖周波数成分に分解して、流体力のそれぞれの諸量を求めている。

最後に模型を直立状態、ヒール 10° およびトリム 10° の傾斜状態で静水中を定常航走させた時の定常抗力、定常揚力および原点回りの傾斜モーメントの計測を行った。

3.1.3 実験解析および結果

波浪中における浮体の6自由度の運動方程式を次のように表す。

$$\left(\begin{array}{cccccc} d_{11} & d_{12} & d_{13} & d_{14} & d_{15} & d_{16} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} & d_{24} & d_{25} & d_{26} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} & d_{34} & d_{35} & d_{36} \\ d_{41} & d_{42} & d_{43} & d_{44} & d_{45} & d_{46} \\ d_{51} & d_{52} & d_{53} & d_{54} & d_{55} & d_{56} \\ d_{61} & d_{62} & d_{63} & d_{64} & d_{65} & d_{66} \end{array} \right) \left(\begin{array}{c} x \\ y \\ z \\ \phi \\ \theta \\ \varphi \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} F_{xe}(t) \\ F_{ye}(t) \\ F_{ze}(t) \\ M_{\phi e}(t) \\ M_{\theta e}(t) \\ M_{\varphi e}(t) \end{array} \right) \dots \quad (1)$$

ただし

$$d_{ij} = M_{ij} \frac{d^2}{dt^2} + B_{ij} \frac{d}{dt} + C_{ij} \quad \dots \dots \dots (2)$$

M_1 = mass matrix :

$$M_i = \begin{pmatrix} m & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & J_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & J_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & J_{66} \end{pmatrix} \quad \dots \dots \dots \quad (4)$$

A_{ij} , B_{ij} , C_{ij} : j 方向の運動による i 方向の付加質量, 減衰係数, 復原力係数, また, 添字 i , j は運動および流体力の方向を示す。

$i = 1$: Surge, $i = 2$: Sway, $i = 3$: Heave, $i = 4$: Roll, $i = 5$: Pitch, $i = 6$: Yaw

(1) 強制動搖試験

浮体を j モードの正弦運動

$$Y_j = Y_{aj} \sin(\omega t + \epsilon) \quad \dots \dots \dots \quad (5)$$

をしている時, 原点回りの i 方向の流体力を $F_i(t)$ と表す。この $F_i(t)$ をフーリエ級数に展開し, 定常成分 $F_{oi,j}$ および動搖周波数と同一成分を次式のように表す。

$$F_i(t) = F_{ci}^0 + F_{ci} \cos \omega t + F_{si} \sin \omega t \quad \dots \dots \dots \quad (6)$$

(5), (6)式を(1)式に代入すると付加質量および減衰係数は次のように求めることが出来る。

$$\text{付加質量: } A_{ij} = -\frac{F_{ci} \sin \epsilon + F_{si} \cos \epsilon}{\omega^2 Y_{aj}} + \frac{C_{ij}}{\omega^2} - M_i \quad \dots \dots \dots \quad (7)$$

$$\text{減衰係数: } B_{ij} = \frac{F_{ci} \cos \epsilon - F_{si} \sin \epsilon}{\omega Y_{aj}} \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

ただし, $i \neq j$ の時, $C_{ij} = 0$, $M_i = 0$

これらの流体力係数の無次元化は次の通りである。

$$\left. \begin{array}{l} \hat{A}_{ij} = A_{ij} / \rho \nabla \\ \hat{B}_{ij} = B_{ij} / \omega \rho \nabla \end{array} \right] \quad (i, j = 1, 2, 3)$$

$$\left. \begin{array}{l} \hat{A}_{ij} = A_{ij} / \rho \nabla L \\ \hat{B}_{ij} = B_{ij} / \omega \rho \nabla L \end{array} \right] \quad (i = 1, 2, 3; j = 4, 5, 6 \text{ or } j = 1, 2, 3; i = 4, 5, 6)$$

$$\left. \begin{array}{l} \hat{A}_{ij} = A_{ij} / \rho \nabla L^2 \\ \hat{B}_{ij} = B_{ij} / \omega \rho \nabla L^2 \end{array} \right] \quad (i, j = 4, 5, 6)$$

ただし, ρ : 流体密度, ∇ : 浮体の排水量, L : 浮体の全長, ω : 動搖周波数

(2) 波強制力測定試験

規則波 ($\zeta = \zeta_a \sin(\omega t + \epsilon)$) 中に固定された浮体の原点回りの j 方向の流体力 $F_j(t)$ をフーリエ級数に展開し, 波周波数 ω と同一成分を次式のように表す。

$$\begin{aligned} F_j(t) &= F_{cj} \cos \omega t + F_{sj} \sin \omega t \\ &= F_{aj} \sin(\omega t + \alpha) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (9)$$

波強制力の振幅の無次元化は次の通りである。

$$\left. \begin{array}{l} \hat{F}_{aj} = F_{aj} / \rho g \zeta_a L^2 \quad (j = 1, 2, 3) \\ \hat{F}_{aj} = F_{aj} / \rho g \zeta_a L^3 \quad (j = 4, 5, 6) \end{array} \right.$$

ただし, g : 重力加速度, ζ_a : 入射波の振幅

(3) 動搖時の抗力係数

セミサブ型リグに働く減衰力の大部分が粘性に起因するものである。本節では(8)式より求めた減衰力係数より

抗力係数を次のように求めた。

三次元特異点分布法より求めた造波減衰係数を $B_{w_{ij}}$ とおくと、抗力 F_{Dj} は(8)式より次のように求められる。

$$F_{Dj} = (B_{jj} - \sum_{i=1}^n B_{w_{ij}}) \dot{Y}_j \quad \dots \dots \dots \quad (10)$$

これがモリソン公式の抗力と等しいとおくと、抗力係数 C_d は次式のように表すことが出来る。

$$C_d = \frac{F_{Dj}}{\frac{4}{3}\pi \rho s \omega^2 Y_{aj}} \quad \dots \dots \dots \quad (11)$$

ただし、 s ：各部材の運動方向への投影面積、本解析においては、

本解析においては、リグの傾斜状態の値も直立状態の s を用いて表示している。

以上、(1)～(3)までの動揺周波数を有する流体力に関しては、3.1.4項の理論計算結果と共に後で考察することにする。

(4) 定常流体力

リグが動揺している時、(6)式が示すように動揺周波数とは関係のない定常成分の流体力が作用する。これらの成分は動揺周波数成分と比較して量的に小さなものであるけれど、リグの各モードの復原力が小さいために、リグの姿勢に大きな影響を与える場合がある。^{3, 4, 5)} 図3.1.5～10は強制動揺時に計測された比較的大きな定常流体力である。上下揺による鉛直方向の定常流体力は鉛直上方に働くのに対し、前後揺、左右揺および横揺からの力は鉛直下方に働いている。特に前後揺および左右揺の水平方向の運動による力が大きく現れている(図3.1.5～7)。更にリグが傾斜した場合、前後揺からの定常縦揺モーメント(図3.1.9)および左右揺からの定常横揺モーメント(図3.1.10)が発生し、動揺振幅および動揺周波数の増加と共に各傾斜角度を増加させる傾向にある。これはAir Gapを減少させ甲板への海水打ち込みの可能性を増すことになるので注意すべき事項である。

(5) 定常航走中の流体力

リグを直立状態および傾斜状態で静水中を航走させた時の抵抗、揚力および原点回りのモーメントを図3.1.11～16に示す。抵抗はロワーハル方向の航走よりもロワーハルに直角な方向の値が大きくなっている。また両者共トリム角およびヒール角を付けた状態の抵抗が増加している。特にヒール角10°の場合傾斜した方向に航走する場合の抵抗の増加が大きくなっている(図3.1.12)。

揚力はロワーハルの長手方向の航走の場合、値は小さくばらついており、bow up 方向の航走以外は鉛直上方に働いている(図3.1.13)。他方、ロワーハルに直角方向の航走時の揚力は大きく現れ、全て鉛直下方に働いている。特に傾斜方向とは逆の方向に航走時の揚力が大きくなっている(図3.1.14)。

原点回りの傾斜モーメントに関して、ロワーハルの長手方向の航走時の値は、直立状態の方が前後進いずれの場合もトリム角10°の傾斜時の値よりも大きくなっている(図3.1.15)。他方、ロワーハルに直角方向の航走時の傾斜モーメントは先の長手方向の航走時の値より大きくなり、特に傾斜方向とは逆方向の航走時の値が大きく現れている(図3.1.16)。

3.1.4 理論計算

ストリップ法および三次元特異点分布法の現有理論が3.1.3項の実験結果とどの程度の推定精度で一致しているか検討を行った。本項ではこれらの理論および新しい実用計算法の概要のみを示すことにし、詳しくは文献[6]に譲ることにする。

(1) ストリップ法(OSM)

セミサブ型リグの任意断面に働く j 方向の二次元流体力を f_j と表すと、構造物全体に働く流体力は次式のように表すことが出来る。

$$F_j^s = \int_L f_j d\ell \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

本計算においては、ローワーハルの平行部を20等分と前後端の半円柱部に分割した。またカラム部およびブレーキング部分はそれぞれ長手方向に10等分している。これらの円断面に働く二次元流体力は無限流体中の値を、またローワーハル断面に働く二次元流体力は二次元特異点分布法による値を用いている。傾斜時のローワーハルに働く流体力に関しては、ローワーハル断面の中心点の没水深度を求め、その断面の直立時の流体力で代用した。図3.1.17にローワーハル断面の付加質量に対する没水深度の影響を示している。没水深度が大きくなると $\omega = 0$ の時の流体力に近づいている様子が分る。

(2) 三次元特異点分布法 (3 DM)

自由表面条件 [F]、水底条件 [B]、発散条件 [R] およびラプラスの方程式 [L] を満足するグリーン関数 G を用いて、速度ポテンシャル ϕ は次式で表される。

$$\phi(p) = \iint_s \sigma(Q) \cdot G(P, Q) ds(Q) \quad (2)$$

(2)式の両辺を法線方向で微分し、点 p を物体表面 s に近づけると次の関係式を得る。

$$f_n(p) = -2\pi\sigma(p) + \iint_s \sigma(Q) \frac{\partial}{\partial n} G(P, Q) ds(Q) \quad (3)$$

$f_n(p)$ は物体表面条件 [H] で与えられているので σ を未知数としてこの積分方程式を解くことが出来る。更に(2)式に σ を代入すると、速度ポテンシャル $\phi(p)$ が求まる。

次に流体力の各諸量は ϕ を用いて次式より求めることが出来る。

$$\text{付加質量 : } M_{ij} = -R_e \{ \rho \iint_s \phi_j n_i ds \} \quad (4)$$

$$\text{減衰係数 : } N_{ij} = -I_m \{ \rho \omega \iint_s \phi_j n_i ds \} \quad (5)$$

ただし、i, j はそれぞれ運動の方向を表し、i = 1 : Surge, i = 2 : Sway, i = 3 : Heave, i = 4 : Roll, i = 5 : Pitch, i = 6 : Yaw、また R_e : 実部、 I_m : 虚部を表す。

次に浮体が規則波中に固定されている時の反射波の速度ポテンシャルを ϕ_r とおくと、これは(3)式で $f_n = -\partial \phi_r / \partial n$ とおいた時の解である。ただし、 ϕ_r は入射波の速度ポテンシャルで次式で表される。

$$\phi_r e^{-i\omega t} = -\frac{i\omega a}{k} e^{-kz-i\mathbf{k}(x\cos\theta+y\sin\theta)-i\omega t} \quad (6)$$

ただし、a : 波振幅、θ : 波の入射角。

ϕ_r が求まると、波強制力は次式で表される。

$$F_j = i\omega\rho \iint_s (\phi_0 + \phi_r) n_j ds, \quad (j = 1, 2, \dots, 6) \quad (7)$$

更に対応するモードの Radiation Potential ϕ_j を用いて変形すると、

$$F_j = i\omega\rho \iint_s (\phi_0 \frac{\partial \phi_j}{\partial n} - \phi_j \frac{\partial \phi_0}{\partial n}) ds, \quad (j = 1 \sim 6) \quad (8)$$

が得られる。さらに三次元 Kochin 関数

$$H_j(K, \theta) = \iint_s \left(\frac{\partial \phi_j}{\partial n} - \phi_j \frac{\partial}{\partial n} \right) e^{-kz-i\mathbf{k}(x'\cos\theta+y'\sin\theta)} ds \quad (9)$$

を導入すると、

$$F_j(x) = \rho g a H_j(k, x) \quad (10)$$

が得られる。次に Haskind-Newman の関係より、減衰力係数 N_{jj} は次式より求めることが出来る。

$$N_{jj} = \frac{\rho \omega k}{4\pi} \int_0^{2\pi} |H_j(k, \theta)|^2 d\theta \quad (11)$$

本計算においては、直立状態においては 1/4 象限を 105 分割し、トリム角 10° では第 1, 第 2 象限を 210 分割、ヒール角 10° の場合には第 1, 第 4 象限を 210 分割することによって数値計算を実行した。

(3) 実用的計算法

(2) 項の三次元特異点分布法は、厖大な計算時間を必要とし、実用的な推定法とは言い難い。そこで計算時間の単縮を計り、推定精度の高い実用的計算法を開発した。

(2) 式のグリーン関数 G を次のように 3 成分に分割する。

$$G = G^{(r)} + G^{(L)} + G^{(w)} = \left(\frac{1}{r} + \frac{1}{r'} \right) + G^{(L)} + G^{(w)} \quad (12)$$

$$\text{ただし, } r = \{ (x - x')^2 + (y - y')^2 + (z - z')^2 \}^{1/2},$$

$$r' = \{ (x - x')^2 + (y - y')^2 + (z + z')^2 \}^{1/2}$$

$G^{(L)}$: 局所擾乱項, $G^{(w)}$: 波動項

まず最初にセミサブ型リグの物体形状の特徴を考えた場合、水面下没水形状が大きく、水面近傍の部材寸法が波長に比して十分に小さいので、自由表面の影響は小さくなり(2)式の第 2 項および第 3 項は第 1 項に比して十分に小さく、グリーン関数は第 1 項のみで近似することが出来る。

$$G \approx G^{(r)} = \frac{1}{r} + \frac{1}{r'} \quad (13)$$

これは自由表面を鏡像面とするグリーン関数で、動揺周波数 $\omega = 0$ の状態を示している。

(i) C O S M (Correction of Ordinary Strip Method)

ストリップ法は部材間の流体力の干渉効果を無視しているために推定精度が悪くなっている。従って、ストリップ法 (OSM) の値に三次元修正を施すことによって推定精度の向上を計る方法を C O S M と呼ぶことにする。

まず、周波数 $\omega = 0$ の時の三次元流体力は(2)式のグリーン関数 G を用いて求めることが出来る。他方、 $\omega = 0$ における二次元付加質量は Lewis Form ⁷⁾ により容易に求めることができるので、この両者の比は低周波数領域における二次元付加質量の三次元修正となり、任意周波数 ω における付加質量分布は第 1 近似として次式で表すことが出来る。

$$M(\omega) = \frac{M_{3DM}(\omega=0)}{M_{2DM}(\omega=0)} \times M_{2DM}(\omega) \quad (14)$$

ただし、 M_{2DM} : 自由表面を考慮した二次元付加質量。

波強制力は(8)式の関係を用いて次式より求めることができる。

$$F_j = i \omega \rho \iint_s (\phi_0 \frac{\partial \phi_j}{\partial n} - \phi'_j \frac{\partial \phi_0}{\partial n}) ds \quad (15)$$

$$\text{ただし, } \phi'_j = \phi_{j3DM}(\omega=0) \times \frac{M_{2DM}(\omega)}{M_{2DM}(\omega=0)} \quad (16)$$

また、減衰力係数は Haskind - Newman の関係から次式で求めることができる。

$$N_{jj} = \frac{\rho \omega k}{4 \pi} \int_0^{2\pi} |H_j(k, \theta)|^2 d\theta \quad (17)$$

$$\text{ただし, } H_j(k, \theta) = \iint_s \left(\frac{\partial \phi_j}{\partial n} - \phi'_j \frac{\partial}{\partial n} \right) e^{-kz - ik(x' \cos \theta + y' \sin \theta)} de \quad (18)$$

である。

図 3.1.19は図 3.1.18に示すようなセミサブ型リグの要素模型に作用する付加質量分布を示したものである。⑩式で求めた付加質量分布はストリップ法の値よりも三次元特異点分布法の値に近づいていることが判る。

(iii) ZFM (Zero Frequency Method)

本方法はCOSMのようなストリップ法の修正を行わないで、⑪式のグリーン関数を用いて(2)～(11)式にそって三次元流体力を求めるもので、ZFM (Zero Frequency Method)と呼ぶことにする。図 3.1.19でも明らかのように、本方法はストリップ法よりも三次元特異点分布法の値に近づいている。

(iv) PWM (Progress Wave Method)

先のCOSMおよびZFMによる減衰係数はHaskind-Newmanの関係を用いているので、物体表面上の減衰力分布を求めることができない。そこで、物体表面上の造波減衰力分布を求めるために⑫式のグリーン関数 $G^{(r)}$ と out phase にある波動項 $G^{(w)}$ を考慮したグリーン関数

$$G = G^{(r)} + G^{(w)} \quad (19)$$

を用いて(2)～(11)式にそって三次元流体力を求める方法をPWM (Progress Wave Method)と呼ぶこととする。波動項 $G^{(w)}$ は簡単な関数であるから計算時間の急激な増加もなく、自由表面影響を考慮することになるので、流体力の推定精度向上を期待することが出来る。

(4) 実用的計算法の適用限界

(3)項で提案した実用的計算法は水面近傍の搅乱影響が小さいことが前提条件となっている。従ってローハル等の大きな形状の物体が水面近くで大きな搅乱を与える場合には、推定精度が悪くなる。そこで本計算法の適用限界を明らかにしておく。

自由表面を貫通している部材を想定して1本の鉛直円柱を取り上げ、これが前後揺している時の付加質量分布に関して、各種の三次元計算法による結果を図 3.1.20に示す。図から明らかのように、動揺周波数KDが大きくなるにつれて、水面近傍で3DMと実用的計算法との差は大きくなっている。他方、水深が大きくなるにつれて両者の差異は小さくなっている。従って、両者の差異が許容される深さおよび周波数を求めたものが図 3.1.21の点線である。図中の横軸はグリーン関数のGの指数部 $Ke^{-k(z+z')}$ をとったものである。実用的計算法(PWM)において関数 $Ke^{-k(z+z')}$ が点線内の値を取る場合には厳密解(3DM)の値と大差なく求めることが出来る。

3.1.5 実験結果と理論計算結果の比較

3.1.3項で求めた実験結果と3.1.4項で示した理論計算結果を図 3.1.22～84に示す。図中、実線は三次元特異点分布法(3DM)点線はストリップ法(OSM)一点鎖線および二点鎖線は実用的計算法(それぞれCOSMおよびZFM)による計算結果、また○△□印は実験結果である。

(1) Radiation Force

(i) 直立状態(図 3.1.22～39)

図 3.1.22～33は各モードの主要項(付加質量、減衰係数)である。付加質量は前後揺を除き3DMの結果と良く一致しているのに対し、OSMおよび実用的計算法による推定精度は少々悪くなっている。減衰係数は粘性影響のため、いずれのモードの場合も実験値は理論値よりも大きくなってしまっており、抗力成分を無視できないことが分る。これらの抗力係数については(3)項で検討する。

連成項は図 3.1.34～39に示す。理論値と実験値との一致は主要項ほど良くない。特に速度に比例する項に関しては、実験値の絶対値は理論値のそれよりも大きくなってしまっており、定性的には3DMの値と良く一致しているのに対し、OSMは定性的にも一致していない。3DMとの差異は粘性に起因するものと考えられる。

(ii) トリム角10°の状態(図 3.1.40～57)

主要項の値は直立状態の値とほとんど差異は現れていない。しかしながら連成項に関しては、トリム角による前後非対称の形状になるために、上下揺、前後揺および縦揺の間に連成影響が新しく生じている。これらの

項はいずれも縦揺モーメントを増加させる方向に働くので注意を要する。理論値の推定精度は、連成項の場合に少々悪くなっている。

(iii) ヒール角 10° の状態(図3.1.58~75)

主要項の値は直立状態の値と大差なく、ヒール角の影響は小さい。しかしながらヒール角により左右非対称形状となるので、左右揺および横揺と上下揺との間に連成項が発生する。これらの連成項はいずれも横揺モーメントを増加させる方向にあるので、注意を要する。左右揺からの連成項の推定精度が悪いのは大振幅動揺によるためと思われる。

(2) 波強制力

図3.1.76~79は直立状態、図3.1.80~81はトリム角 10° の状態、図3.1.82~84はヒール角 10° の状態における波強制力である。向い波状態におけるトリム角の影響はほとんど現れていないのに対し、横波状態におけるヒール角の影響は上下揺に強く現れている。しかし、いずれの傾斜状態においてもロワーハルやブレースが水面上に飛び出す状態ではないので、線形理論での推定が可能であり、3DMによる推定値は実験値と良く一致している。一方、OSMおよび実用的計算法は高周波数領域での推定精度が少々落ちている。

(3) 抗力係数

3.1.3項(i)による実験値を図3.1.85~87に示す。左右揺の抗力係数に傾斜角の影響が見られるが、他の前後揺⁸⁾および上下揺の抗力係数には傾斜角の影響は顕著に現れていない。⁹⁾図中の実線はN.V.Rulesより推定した直立状態における値である。Surgeの C_d に関しては、N.V.Rulesは過少評価となっている。これは円柱の抗力係数に関してN.V.Rulesは実機相当のReynolds領域(Supercritical)における値を用いているためと思われる。これに対し、左右揺および上下揺に関して、実験値の下限の値となっている。

3.1.6 あとがき

本研究により得られた主な成果をまとめると次のようになる。

- (1) 3DMは動揺周波数成分の流体力を良く推定することが出来る。これに対し、OSMはRadiation Forceの推定精度が悪くなっている。特に造波減衰力に関しては、定性的にも定量的にも実験値との一致が悪い。
- (2) 実用的計算法はロワーハルの没水深度が大きく、低周波数領域において非常に有効な方法である。しかし、没水深度が浅い場合の推定精度はOSMと同程度であるが、造波減衰係数の推定精度はOSMよりも優れている。
- (3) 10° 程度の傾斜ではロワーハルあるいはブレースが水面上に突出しないので、流体力は線形理論による推定が可能である。またRadiation Forceの主要項に対して、傾斜角の影響は小さい。しかし、直立時に現れない連成項が生じ、これらの項は縦揺あるいは横揺モーメントを大きくする傾向にあるので注意を要する。
- (4) 動揺時の定常流体力は直立状態よりも傾斜状態において大きくなる場合がある。特に前後揺および左右揺からの定常傾斜モーメントは大きく、傾斜角を更に増大させる方向にあるので注意を要する。
- (5) 静水中を定常航走する時、リグに働く抗力、揚力および傾斜モーメントはいずれもロワーハルに対して直角方向の航走時の値が、長手方向の航走時の値よりも大きく現れる。

参考文献

- 1) GVA 4000 - and the new 2000 : The Naval Architect, page E 211, Sept. (1981)
- 2) Keulegan, G.H. & Carpenter, L.H. : Forces on Cylinders and Plates in an Oscillating Fluid, J.R.N. B.S., Vol. 60, No. 5, Research Paper 2857, (1958)
- 3) Numata, E., Michel, W.H and McClue, A.C. : Assesment of Stability Requirements for Semisubmersible Units, Trans. of SNAME, (1976)
- 4) Martin, J. and Kuo, C. : Calculations for Steady Tilt of Semisubmersibles in Regular Waves, RINA,

(1978)

- 5) Hineno, M. et al. : The Effect of Low Frequency Roll Motion on Under-deck Clearance of a Semi-submersible Platform, 2nd International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, (1982)
- 6) 高木幹雄, 朴魯植, 中村一郎 : 半潜水式海洋構造物の要素部材に働く流体力, 西部造船会々報, 第67号, (1984)
- 7) 田才福造, 高木又男 : 規則波中の応答理論および計算法, 耐航性に関するシンポジウム, 日本造船学会, (1969)
- 8) Huang, X., Hoff, J. R. and Naess, A. : Load and Motions Measured on a Semisubmersible having a Large Permanent List Angle, Norwegian Maritime Research, No 2 (1982)
- 9) Rules for Classification of Mobile Offshore Units, Det Norske Veritas, (1983)

表 3.1.1 Principal dimensions of model

ローワーハル 全長		$L_{all} = 1.62 \text{ m}$
ローワーハル 幅		$L_B = 0.32 \text{ m}$
ローワーハル 深さ		$L_D = 0.1472 \text{ m}$
コラム 直径		$D_C = 0.2672 \text{ m}$
吃水		$T = 0.41 \text{ m}$
コラム間隔	縦方向	$B_{pl} = 1.1 \text{ m}$
	横方向	$B_{pt} = 1.1 \text{ m}$
ブレース 直径		$D_B = 0.0767 \text{ m}$
排水量		$\nabla = 0.2128 \text{ m}^3$
メタセンタ	Even keel	$GM_L = 0.0375 \text{ m}$
	Even keel	$GM_T = 0.0375 \text{ m}$
	Trim 10°	$GM_L = 0.0179 \text{ m}$
	Heel 10°	$GM_T = 0.0189 \text{ m}$

表 3.1.2 Test Conditions

Forced Oscillation tests				
Mode	Conditions	Amplitude (m)	Frequency (KD)	
Surge	even keel	0.15, 0.20, 0.25	0.02~0.22	
	trim (10°)			
Sway	even keel	0.15, 0.20, 0.25	0.02~0.22	
	heel (10°)			
Heave	even keel	0.025, 0.05	0.1~1.6	
	trim (10°)	0.025		
	heel (10°)	0.025		
Roll	even keel	$\phi_a = 2.8^\circ, 5.6^\circ$	0.1~0.8	
	heel (10°)	$\phi_a = 1.12^\circ$		0.1~1.0
Pitch	trim (10°)	$\phi_a = 1.12^\circ$	0.1~1.6	
Test for wave exciting forces				
Forces or Moment	conditions	wave steepness	Frequency(KD)	entrance angle of incident wave
Surge, sway, heave	even keel	1/40	0.1~1.6	0°, 90°
	trim (10°)			
	heel (10°)			
Roll	heel (10°)	1/40	0.1~1.6	90°

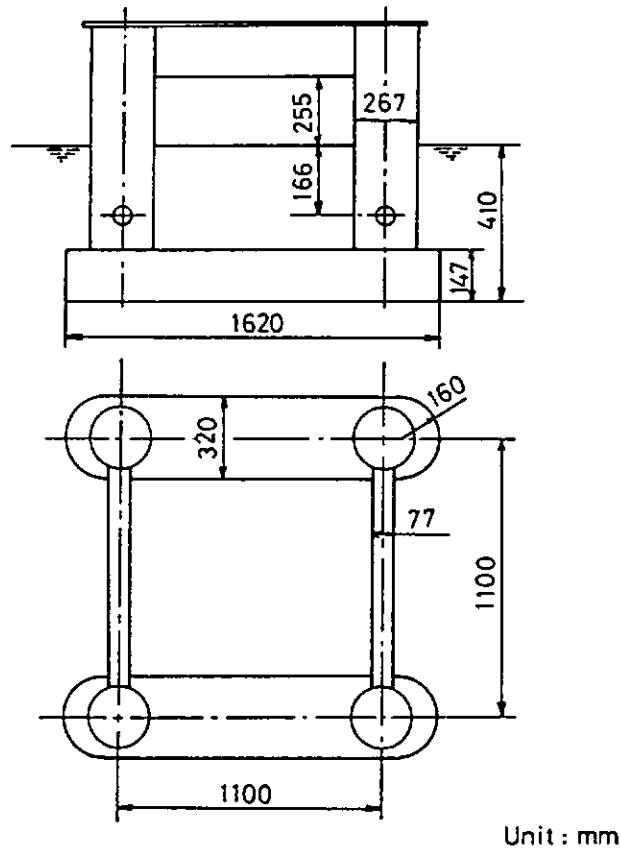


図 3.1.1 Semisubmersible model

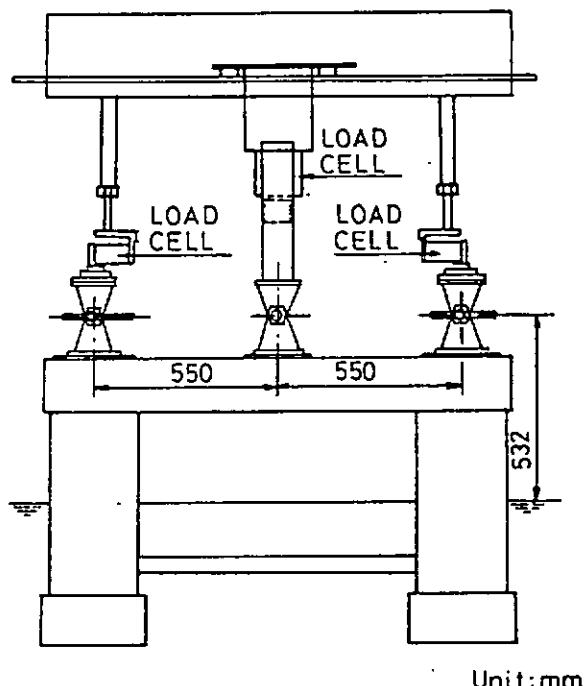


図 3.1.2 Equipment of forced swaying test
with even keel

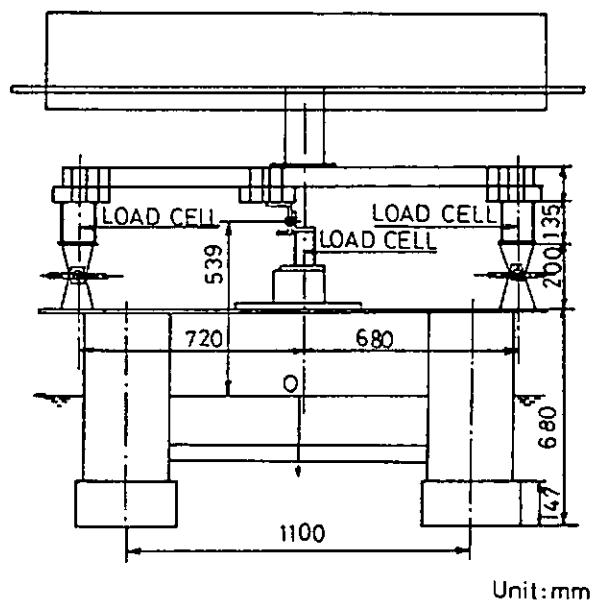


図 3.1.3 Equipment of forced heaving & rolling
test with even keel

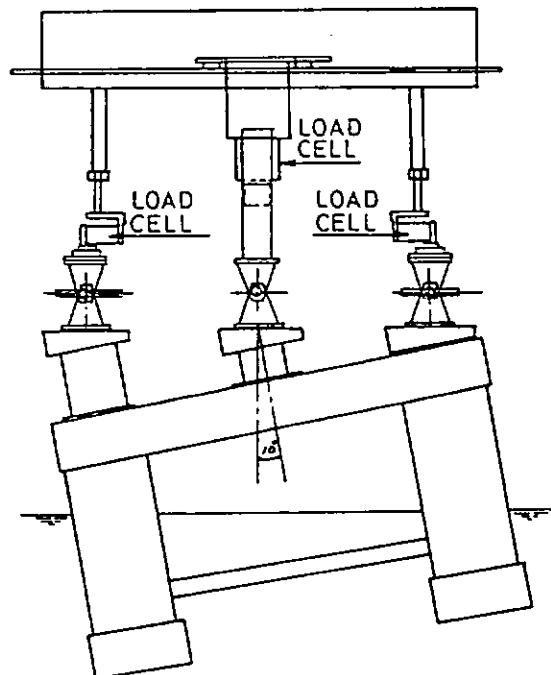


図 3.1.4 Equipment of forced heaving & rolling
test with even heel

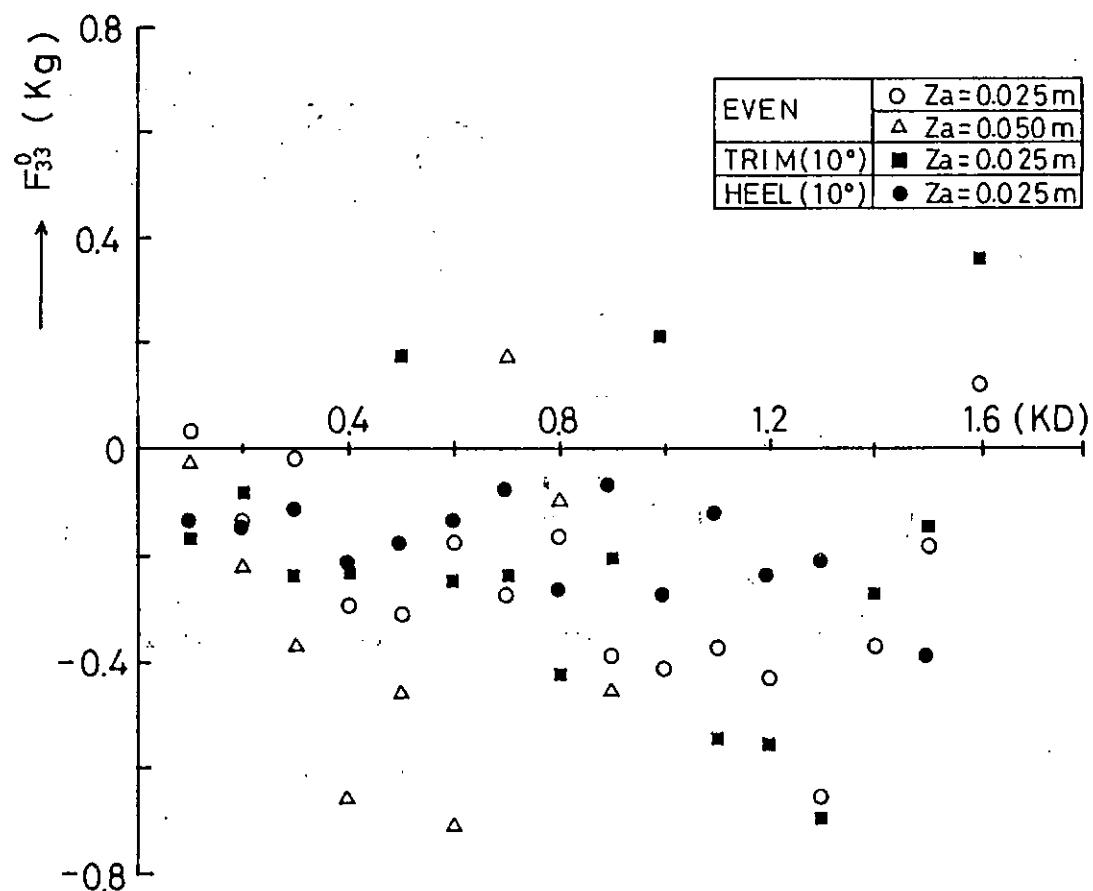


図 3.1.5 Steady virtual force due to heaving motion

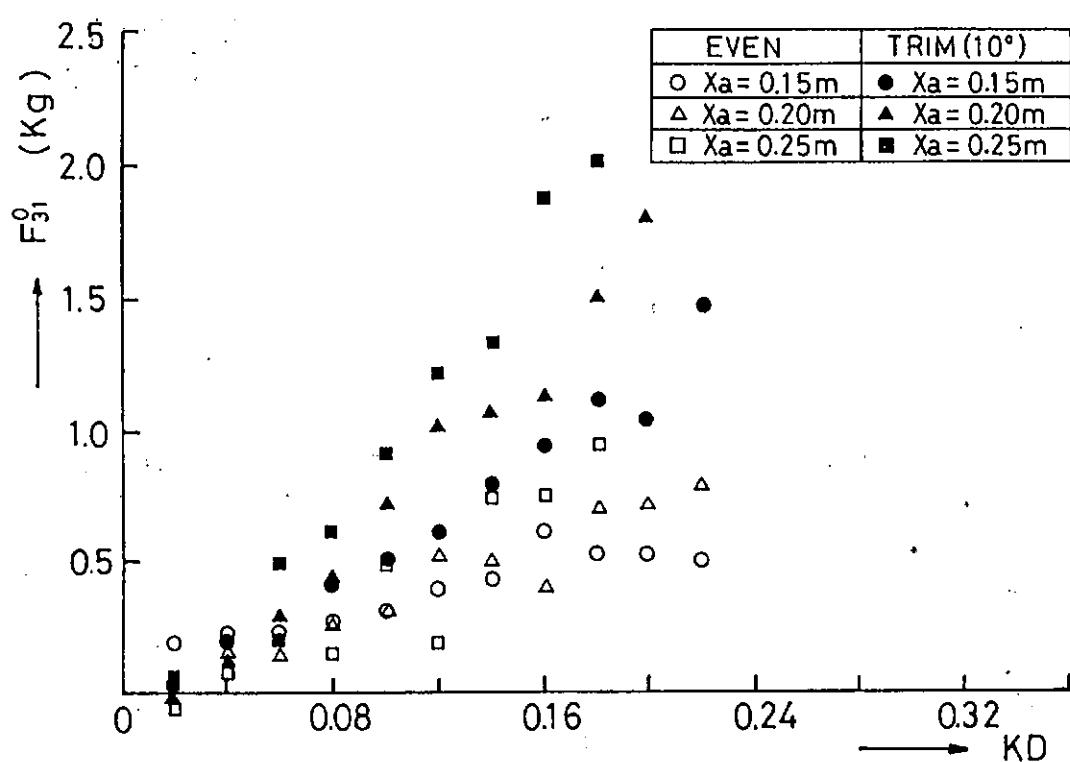


図 3.1.6 Steady virtual force due to surging motion

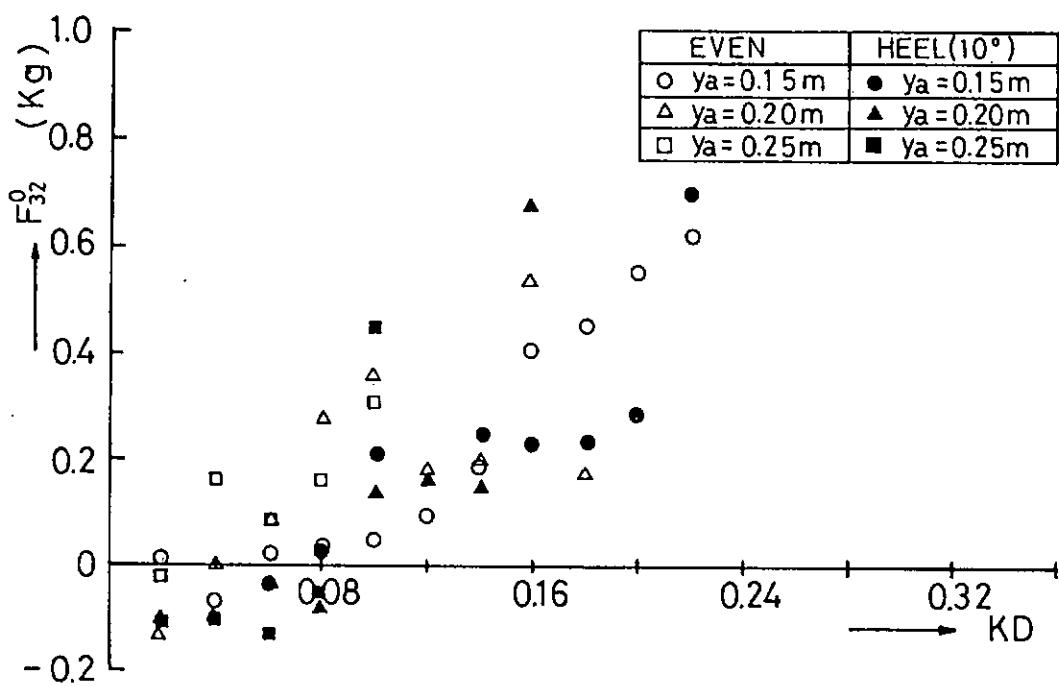


図 3.1.7 Steady vertical force due to swaying motion

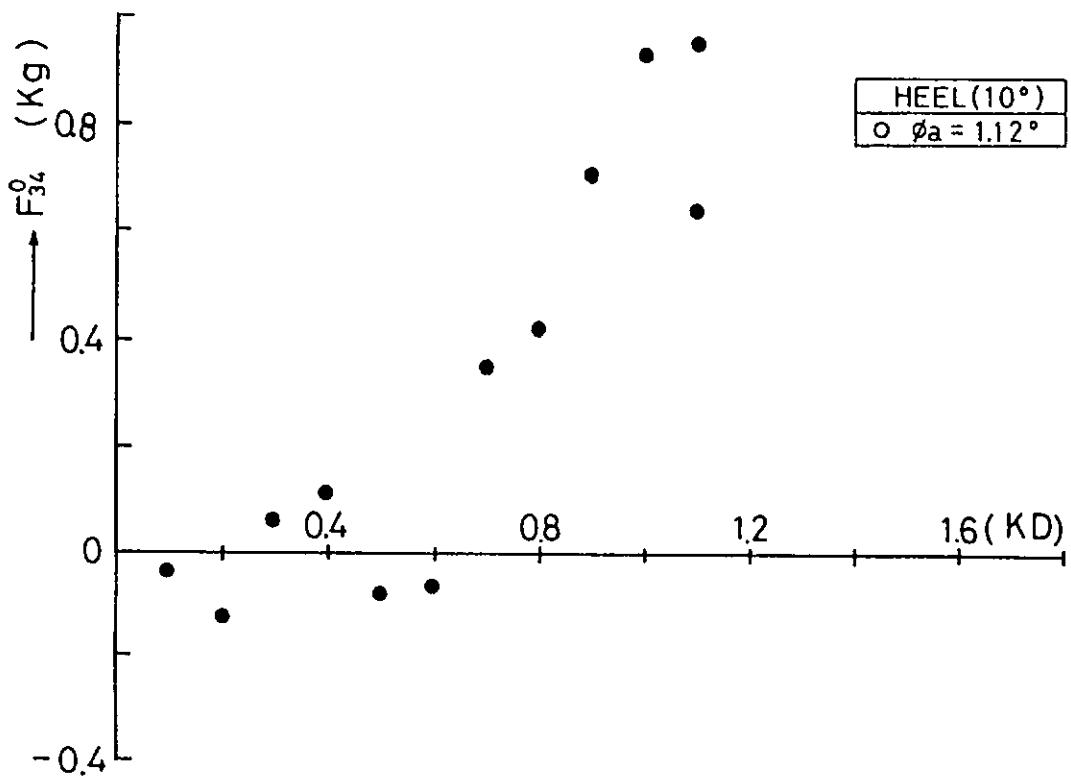


図 3.1.8 Steady vertical force due to rolling motion

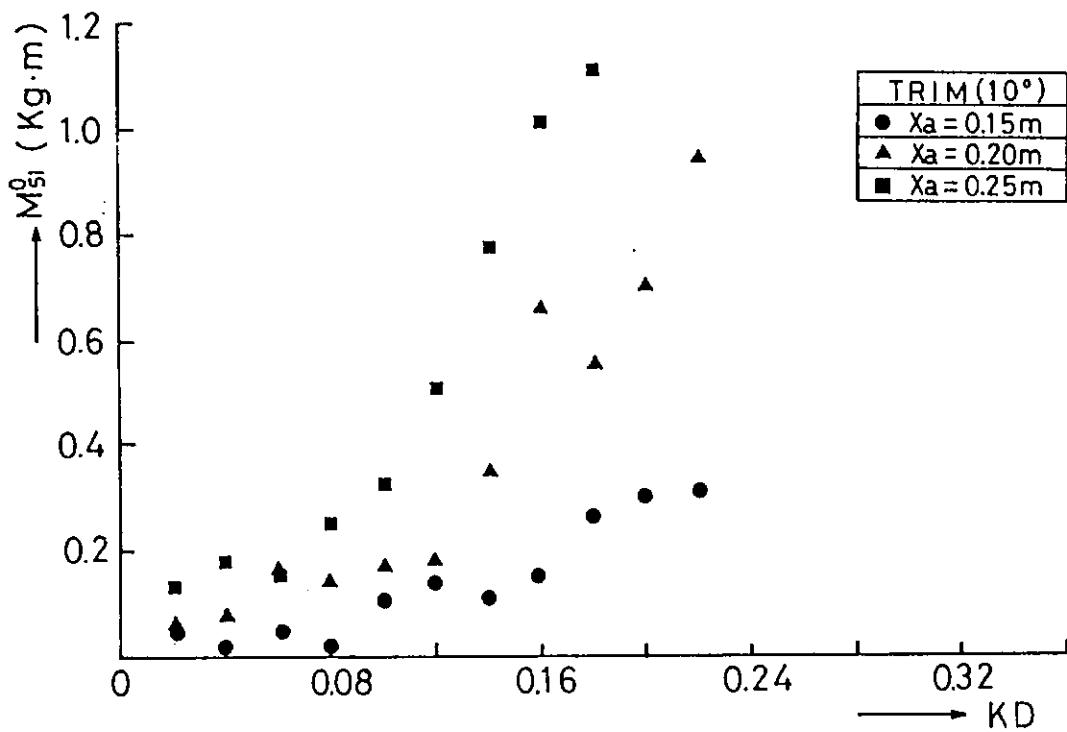


図 3.1.9 Steady pitching moment due to surging motion

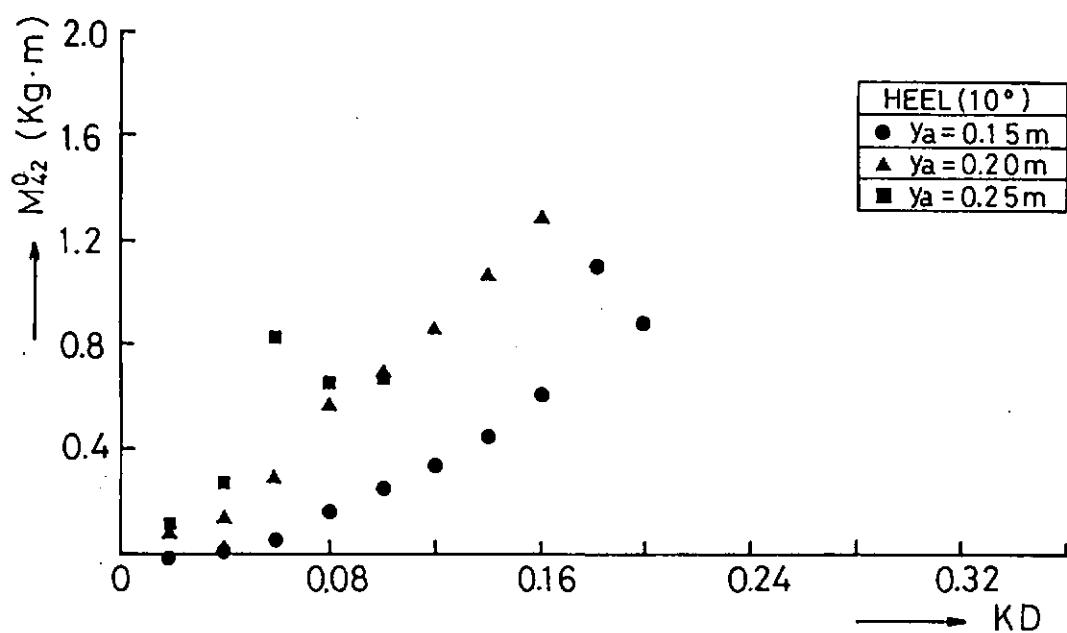


図 3.1.10 Steady rolling moment due to swaying motion

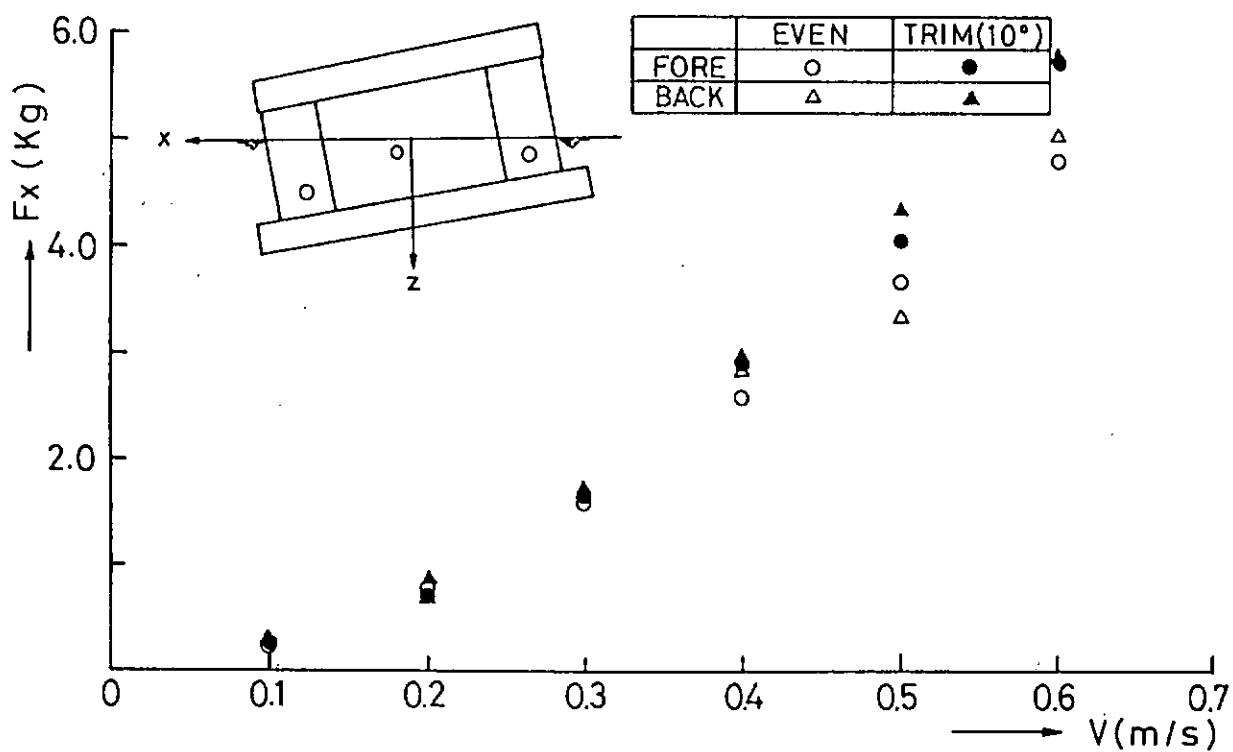


図 3.1.11 Drag force due to towing test for surge

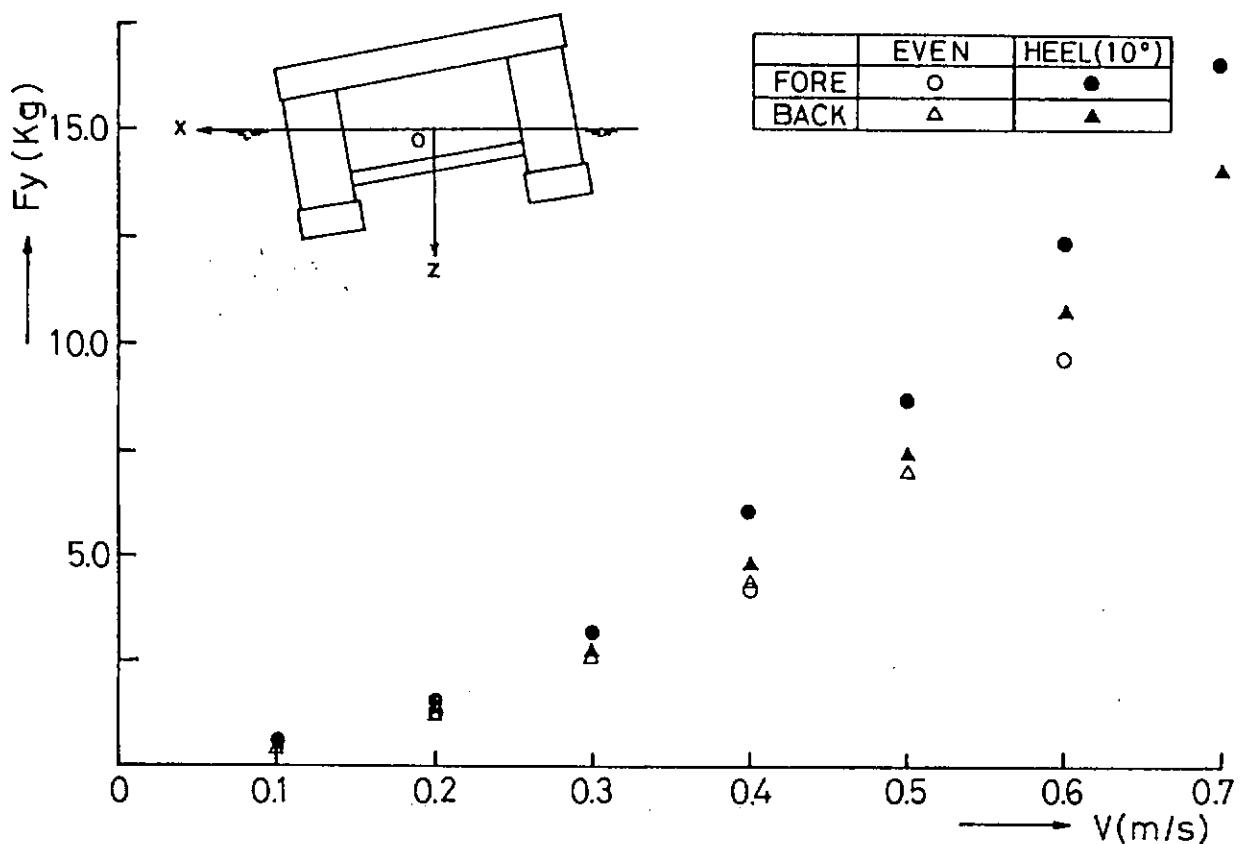


図 3.1.12 Drag force due to towing test for sway

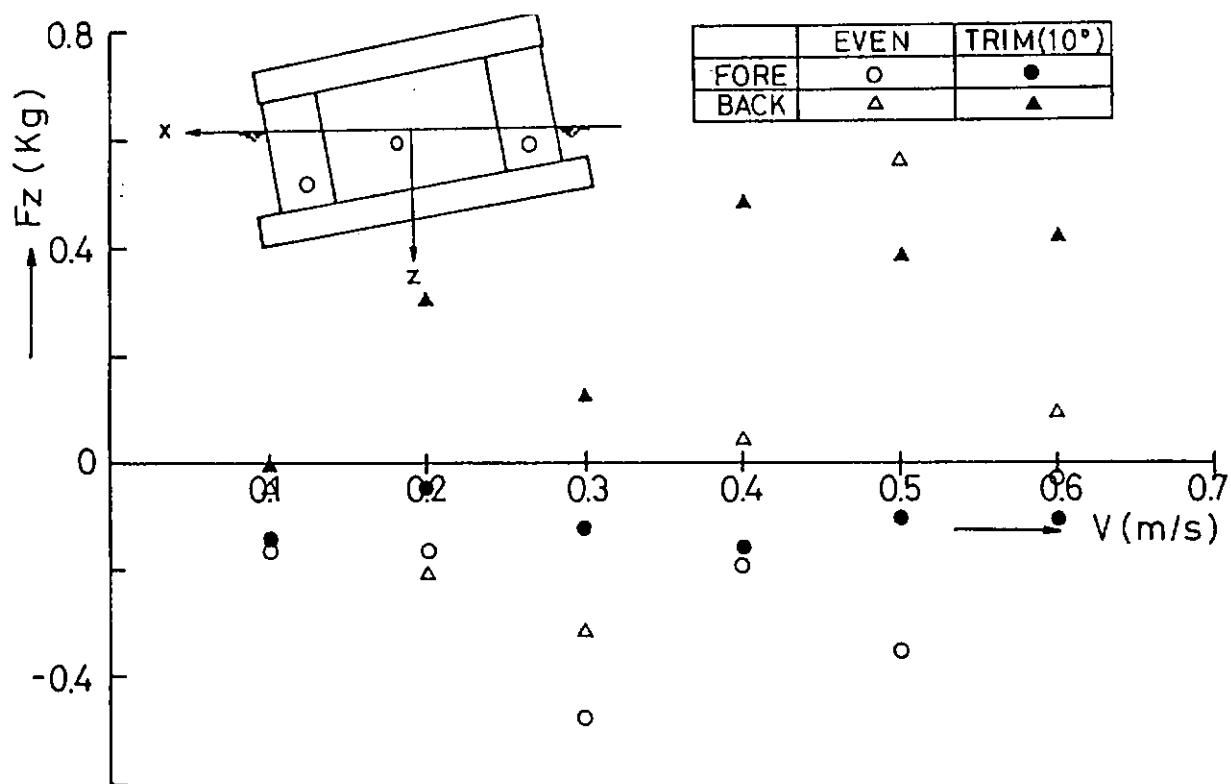


図 3.1.13 Lift force due to towing test for surge

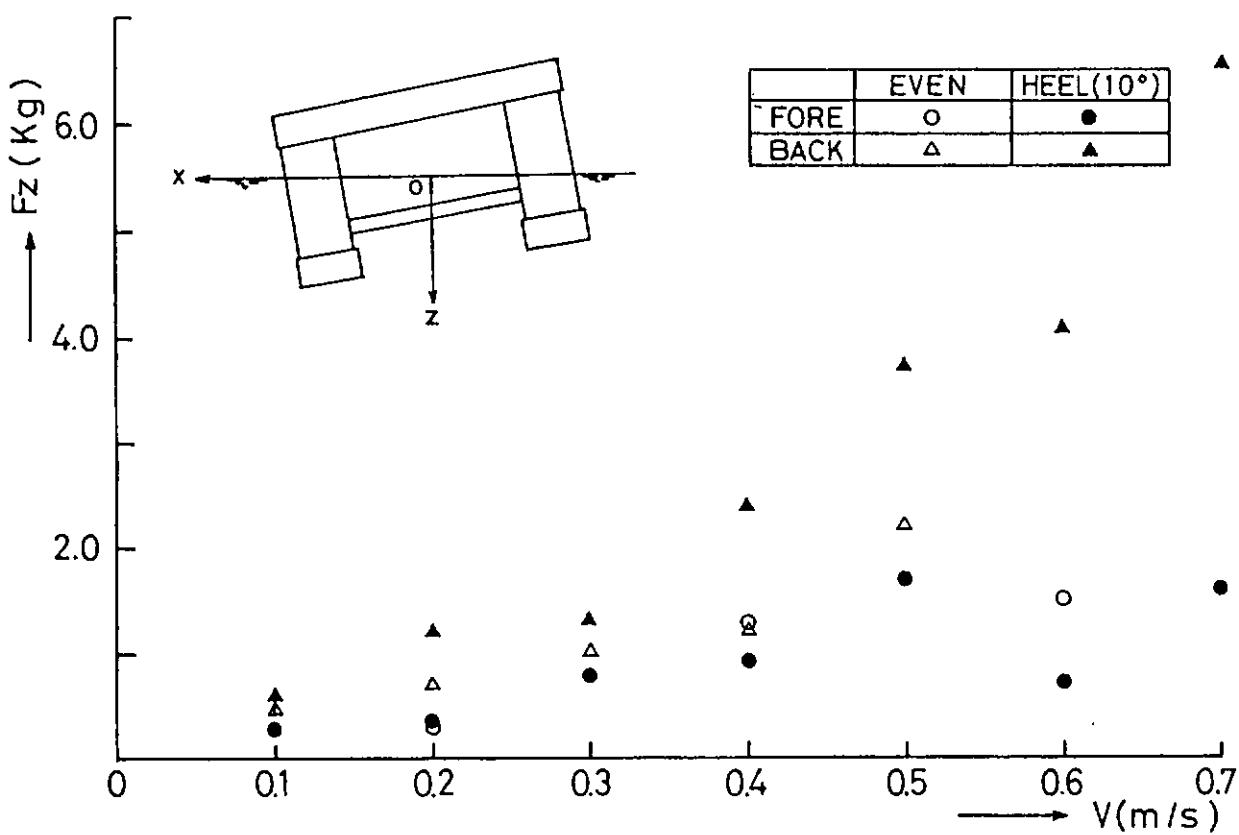


図 3.1.14 Lift force due to towing test for sway

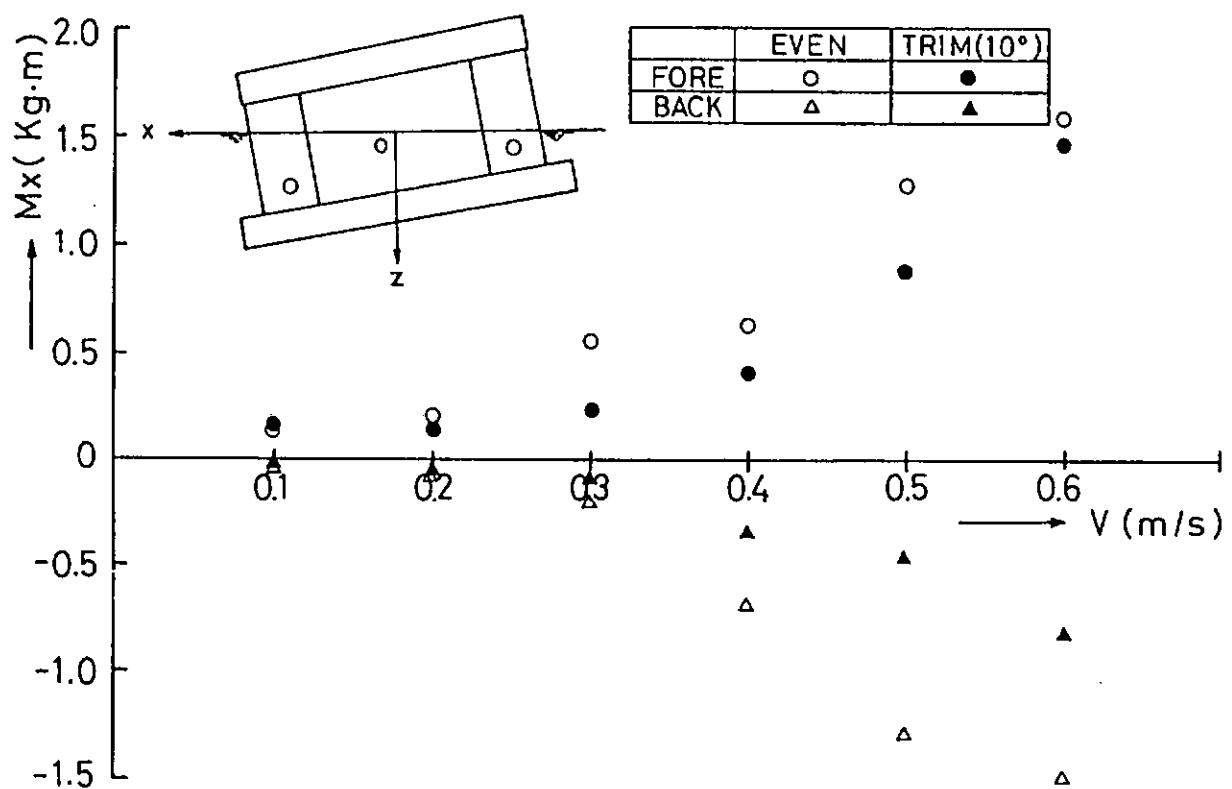


図 3.1.15 Tilt moment due to towing test for surge

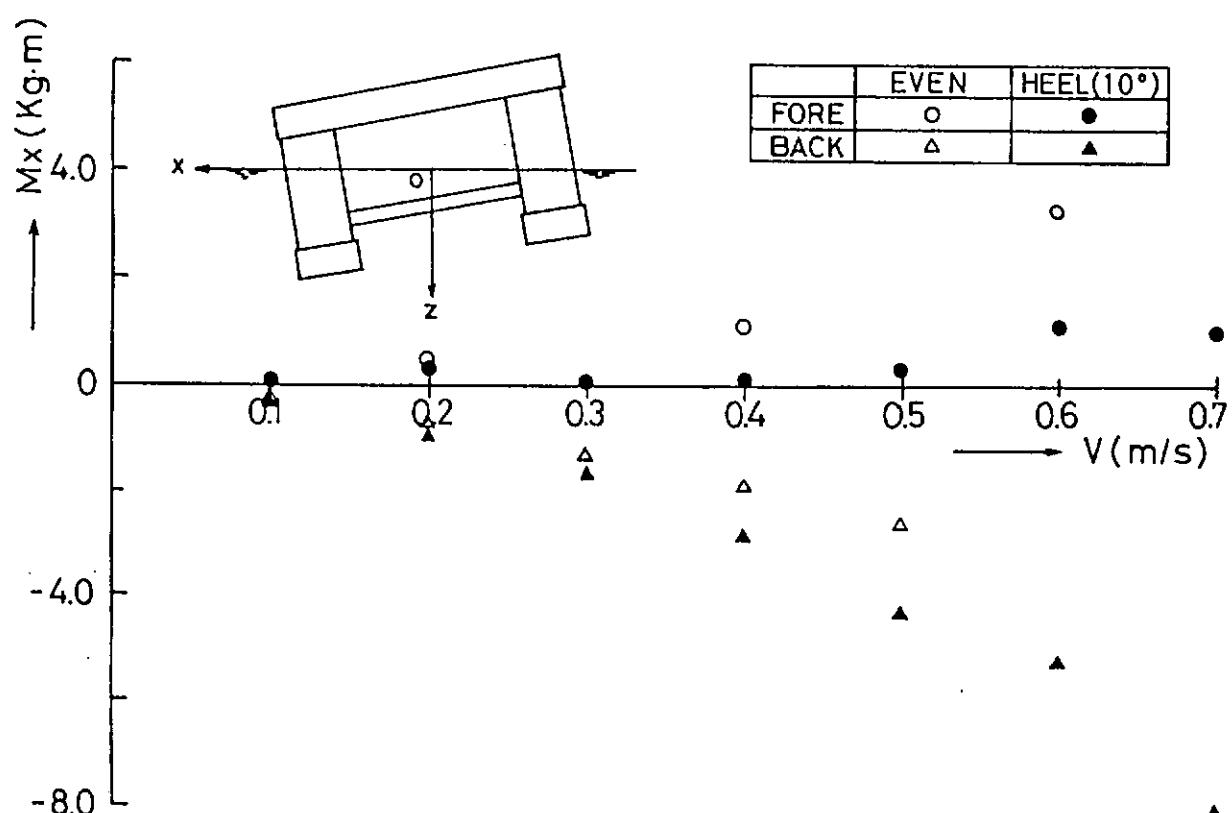


図 3.1.16 Tilt moment due to towing test for sway

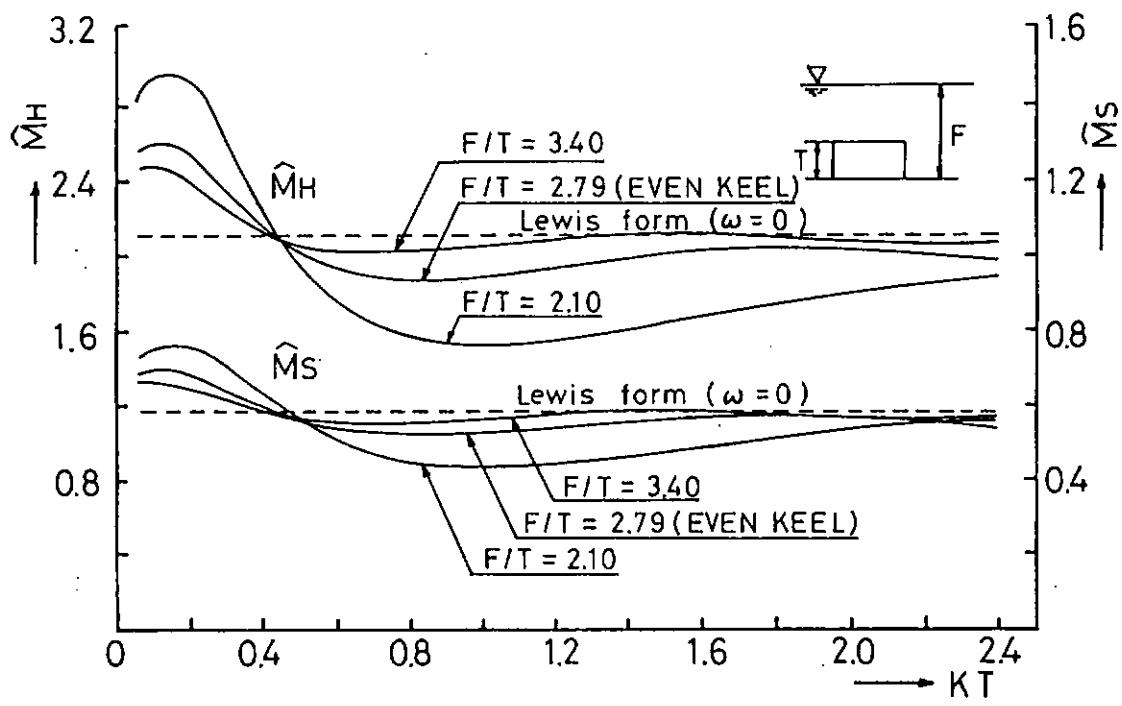


図 3.1.17 Added mass on the submerged rectangular cylinder

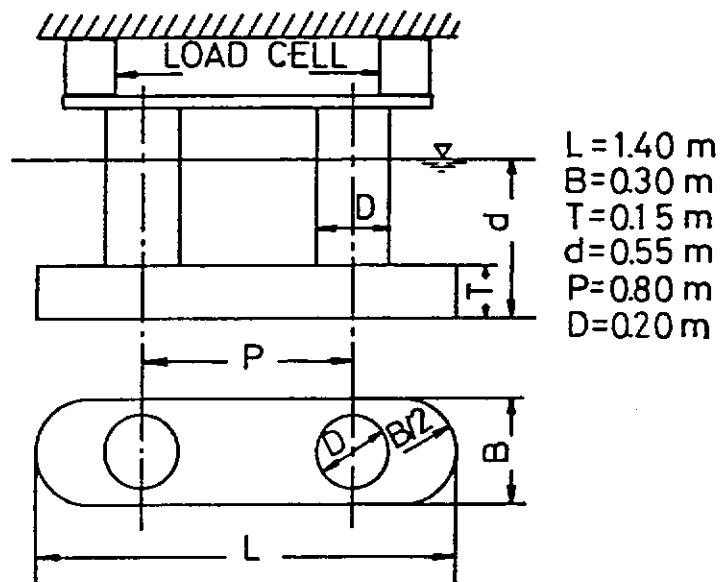


図 3.1.18 Semisubmersible parts model

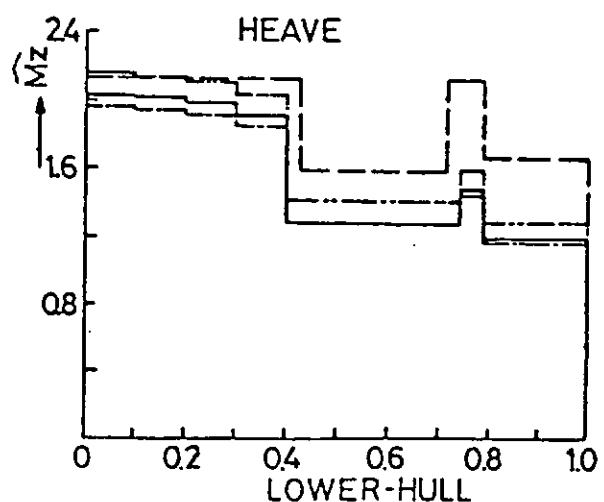
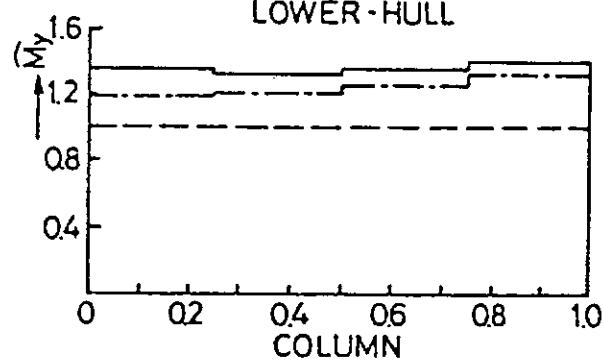
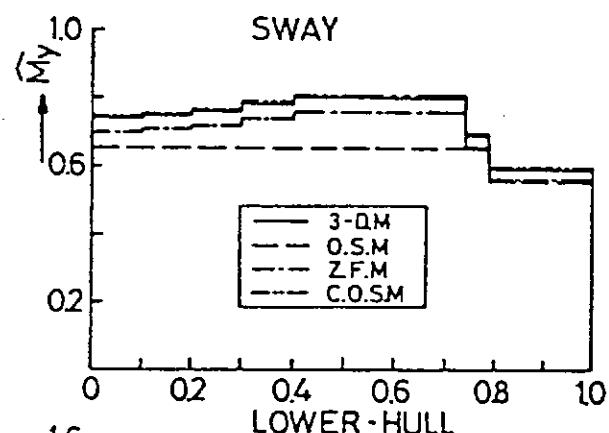
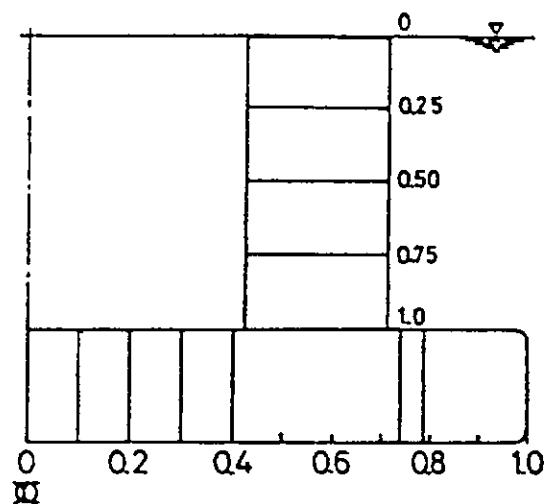


図 3.1.19 Distributions of added mass (KD = 0.2)

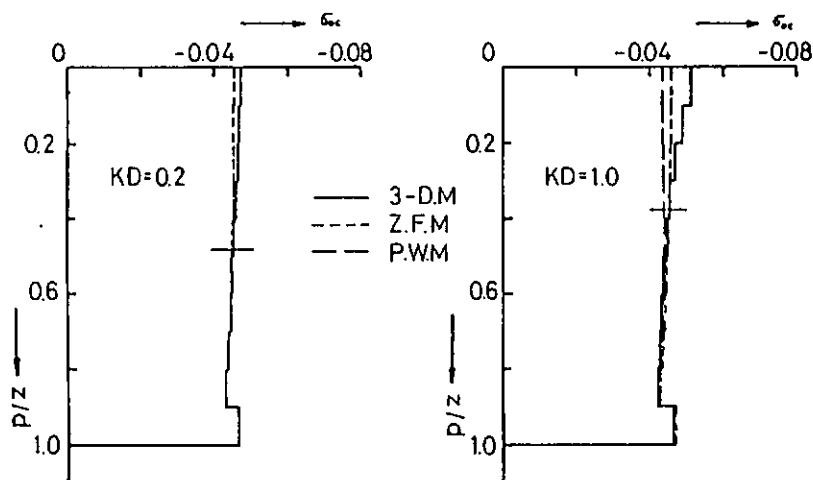


図 3.1.20 Source distributions on the virtual circular cylinder for surge

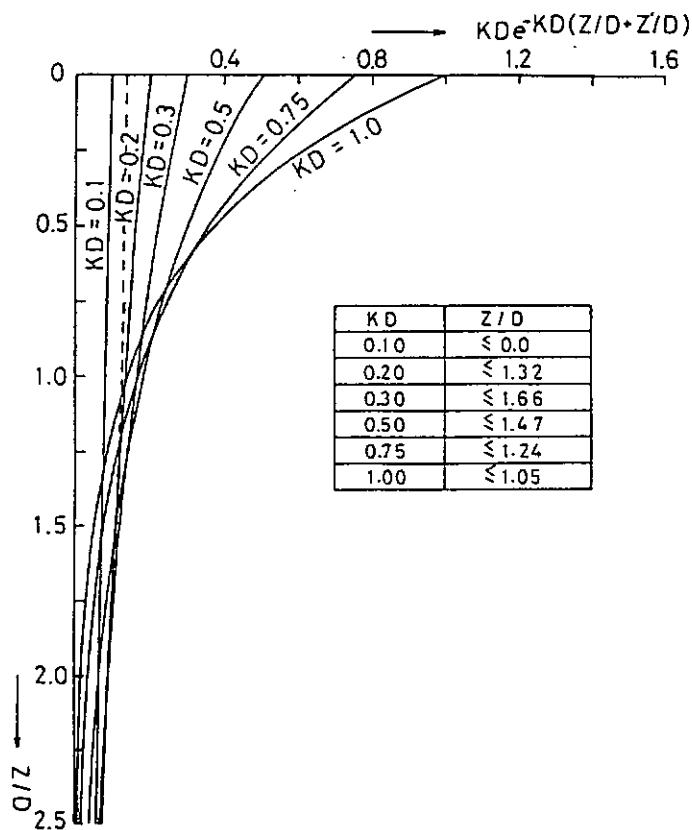


図 3.1.21 The values of the function $KDe^{-KD(z+z')/D}$ as a function of z/D

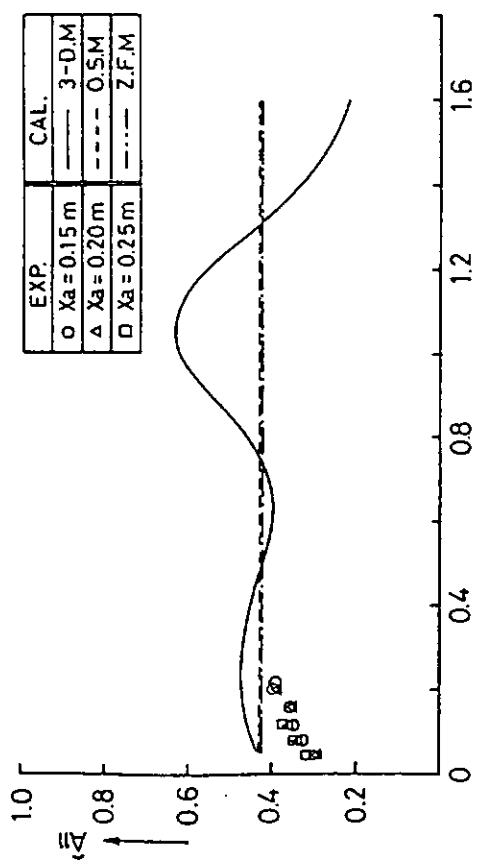


図 3.1.22 Added mass for surge with even keel

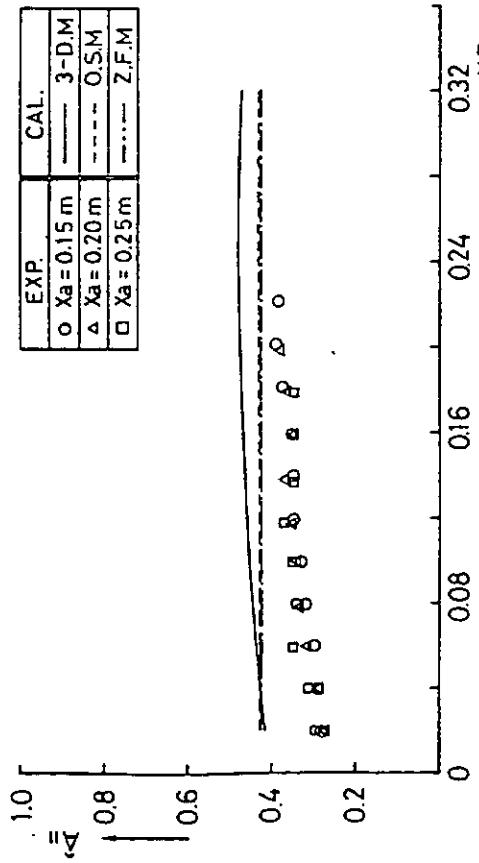


図 3.1.24 Added mass for surge with odd keel

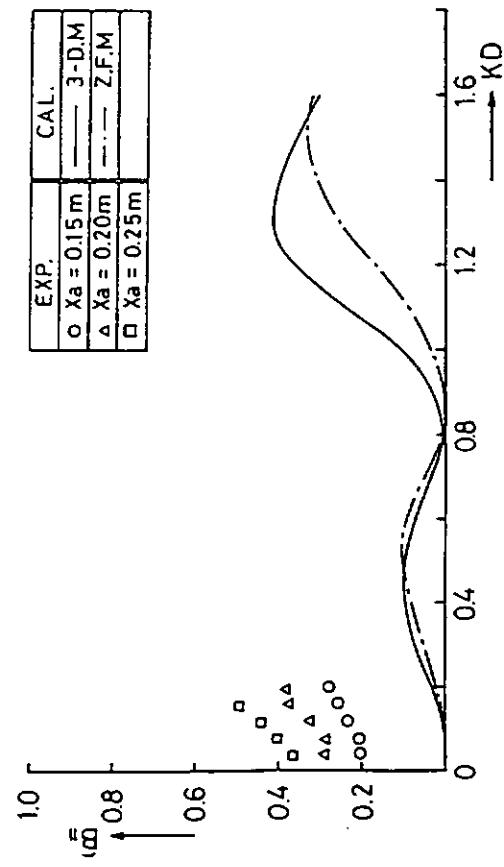


図 3.1.23 Damping force coeff. for surge with even keel

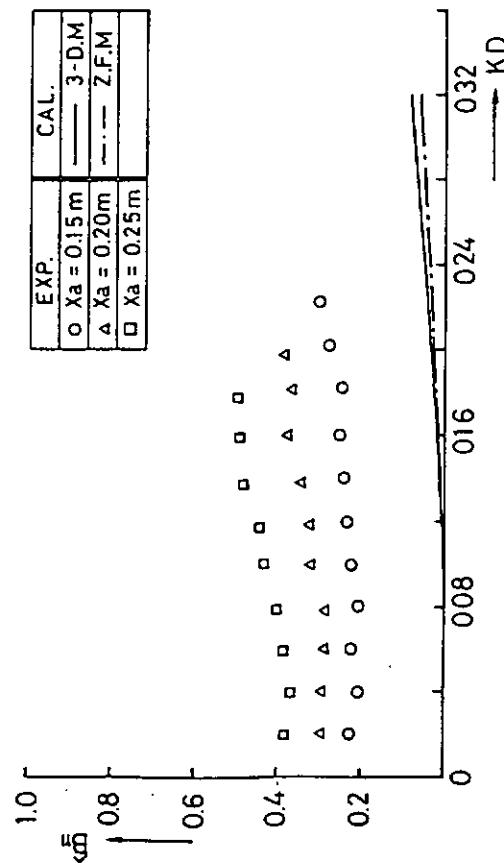


図 3.1.25 Damping force coeff. for surge with odd keel

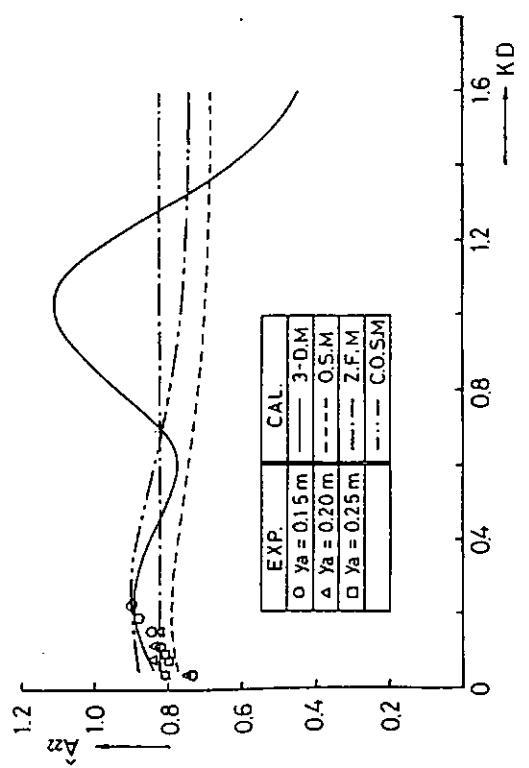


図 3.126 Added mass for sway with even keel

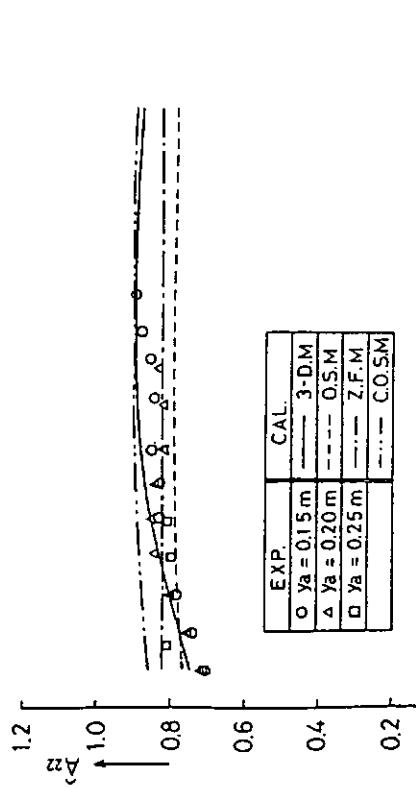


図 3.128 Added mass for sway with even keel

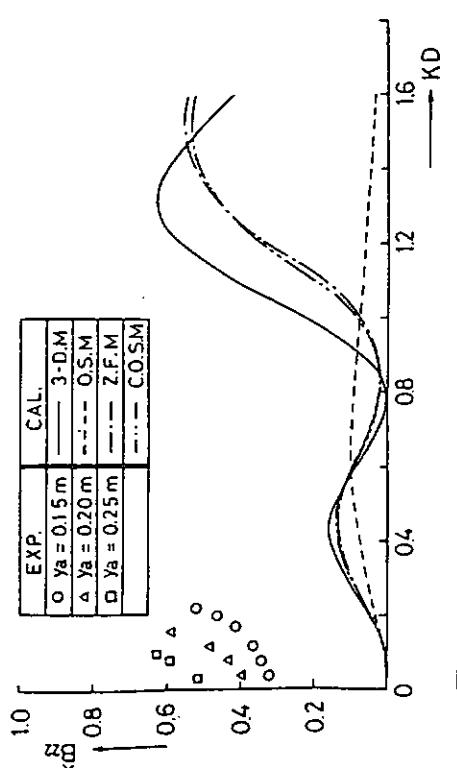


図 3.127 Damping force coeff. for sway with even keel

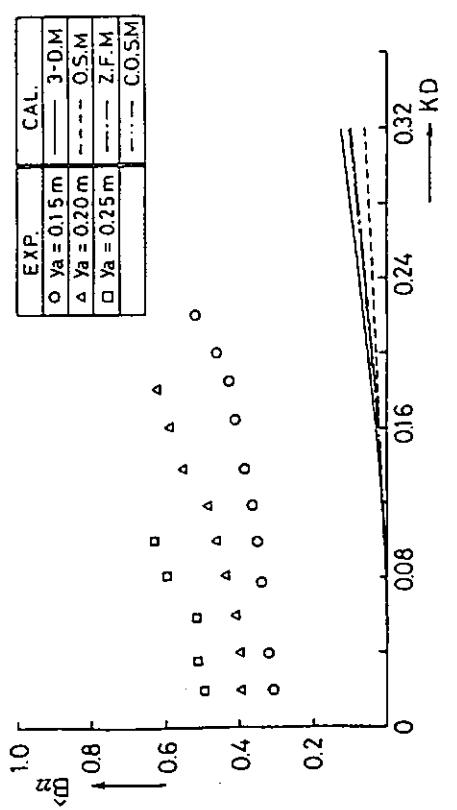


図 3.129 Damping force coeff. for sway with even keel

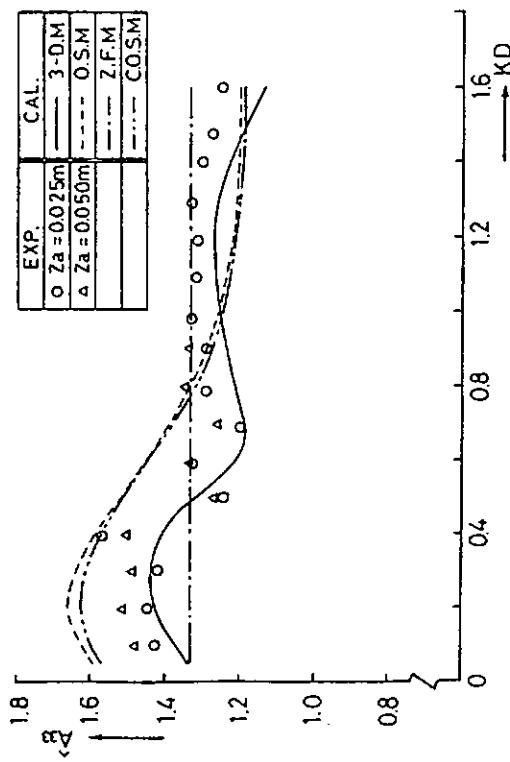


図 3.130 Added mass for heave with even keel

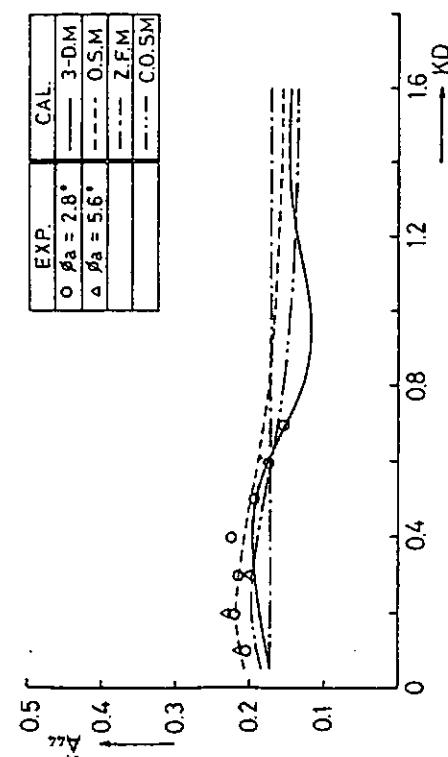


図 3.132 Added mass moment of inertia for roll with even keel

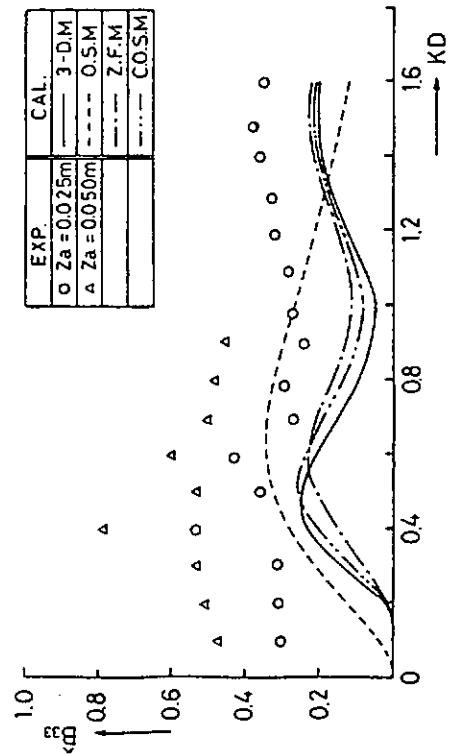


図 3.131 Damping force coeff. for heave with even keel

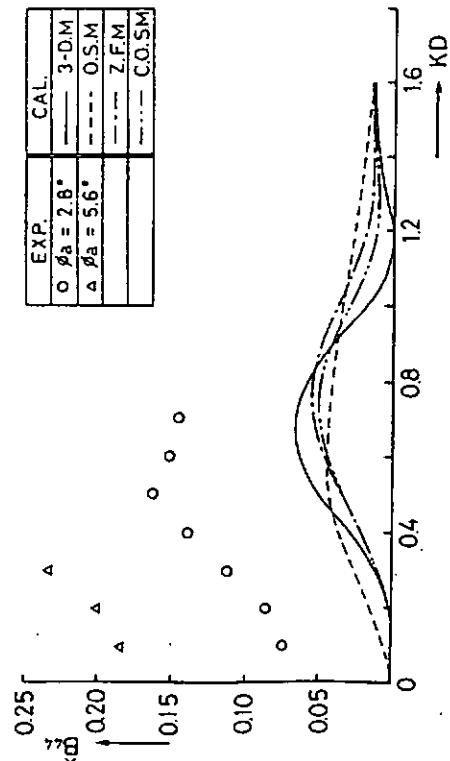


図 3.133 Damping moment coeff. for roll with even keel

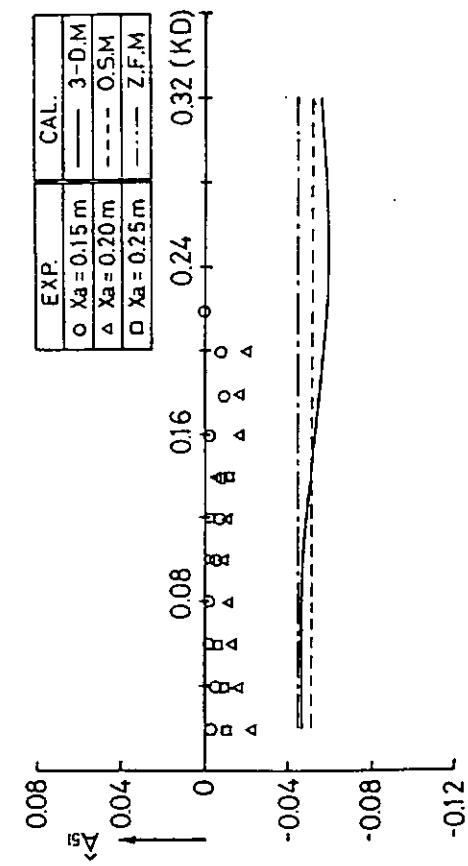


图 3.1.34 Coupling moment coeff. of surge into pitch with even keel

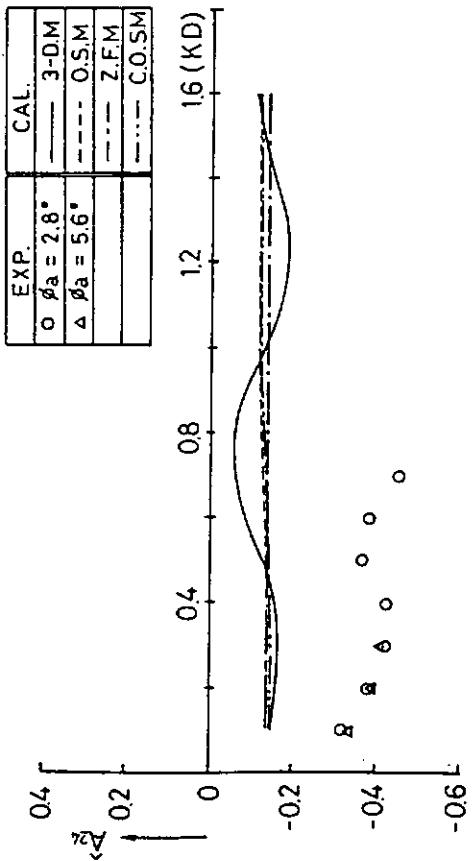


图 3.1.35 Coupling force coeff. of roll into sway with even keel

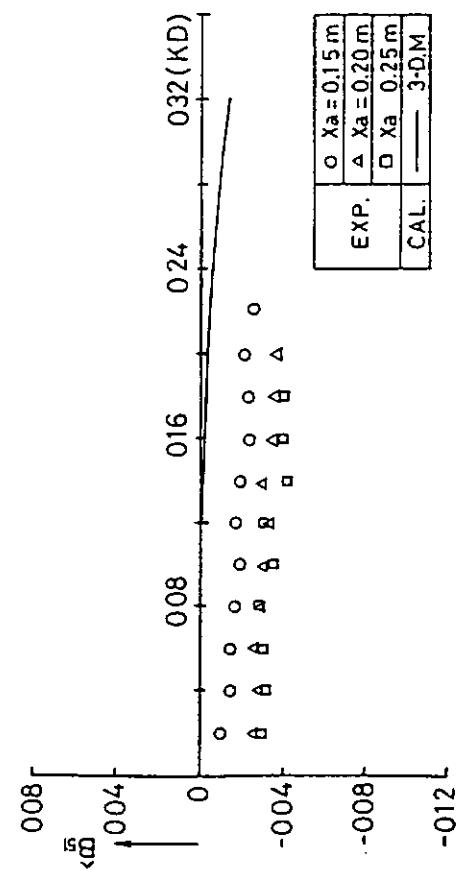


图 3.1.36 Coupling force coeff. of roll into sway with even keel

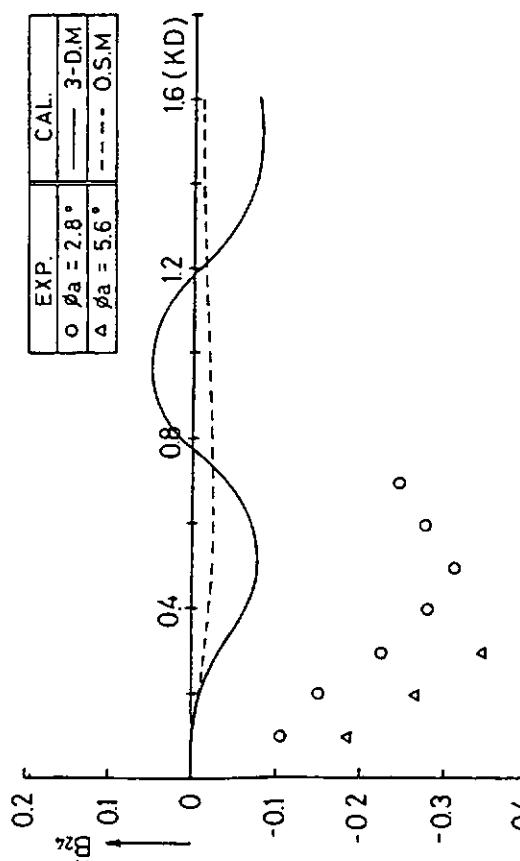


图 3.1.37 Coupling force coeff. of roll into sway with even keel

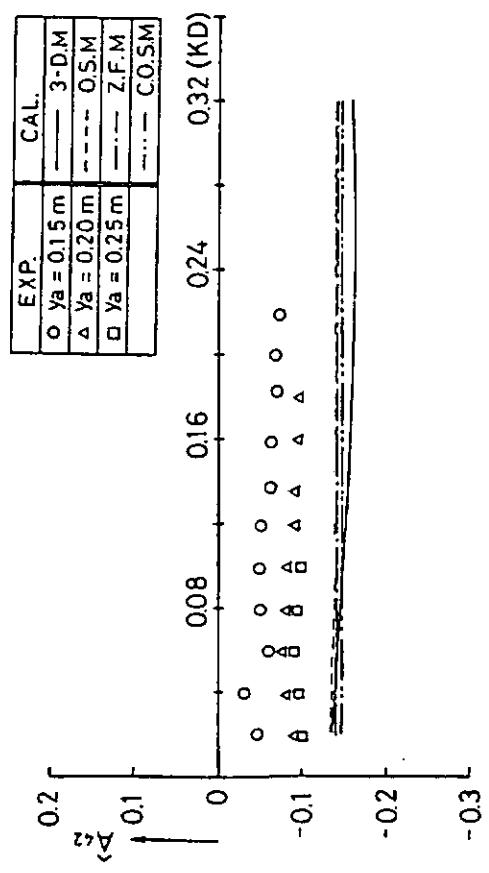


図 3.138 Coupling moment coeff. of sway into roll with even keel

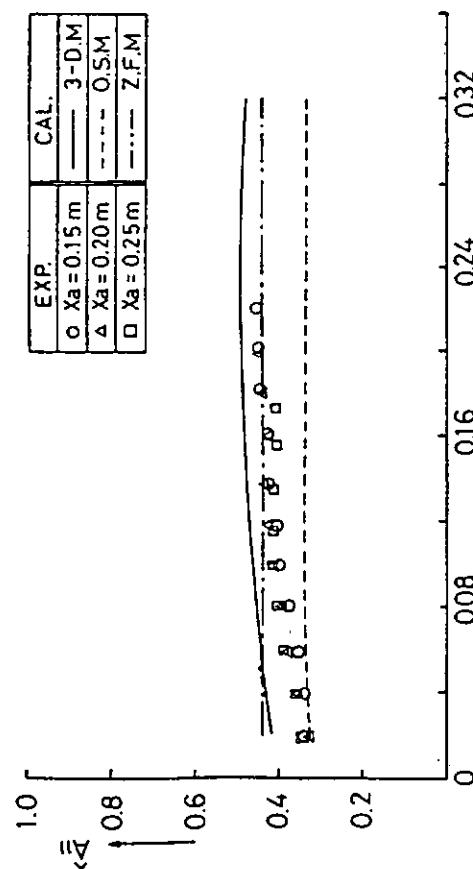


図 3.140 Added mass for surge with trim angle 10°

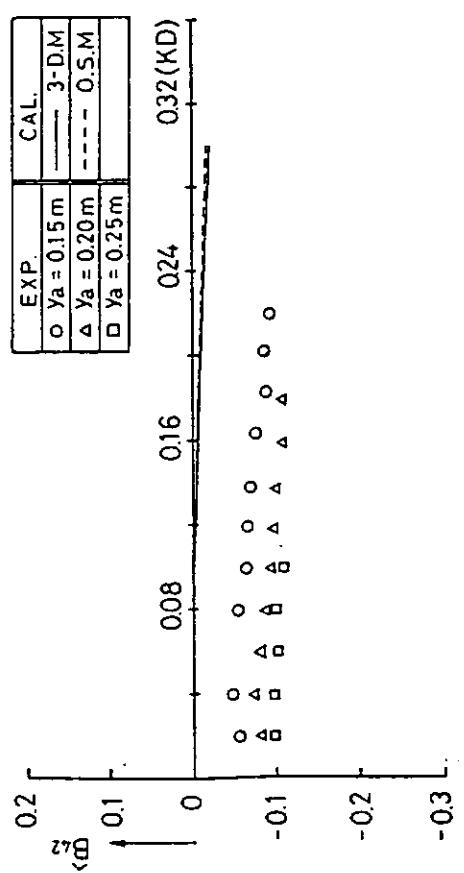


図 3.139 Coupling moment coeff. of sway into roll with even keel

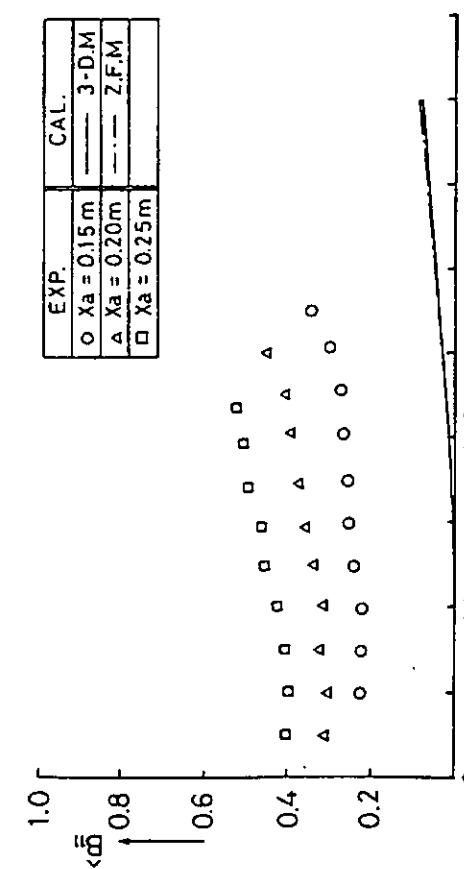


図 3.141 Damping force coeff. for surge with trim angle 10°

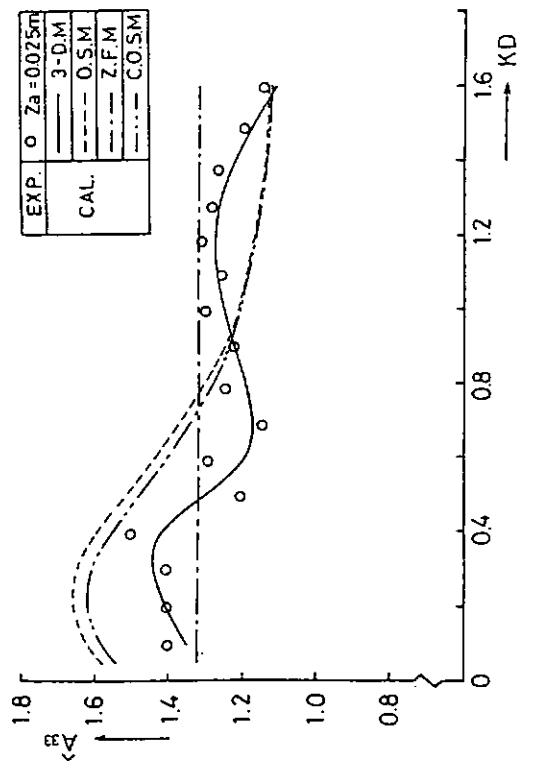


図 3.142 Added mass for heave with trim angle 10°

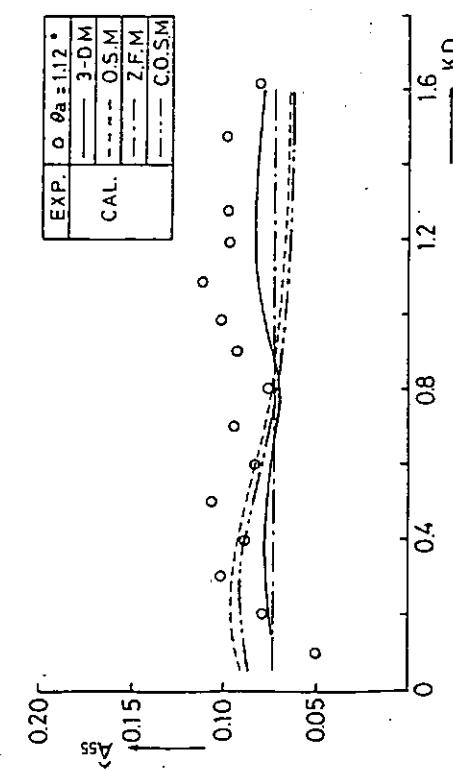


図 3.144 Added mass moment of inertia for pitch with trim angle 10°

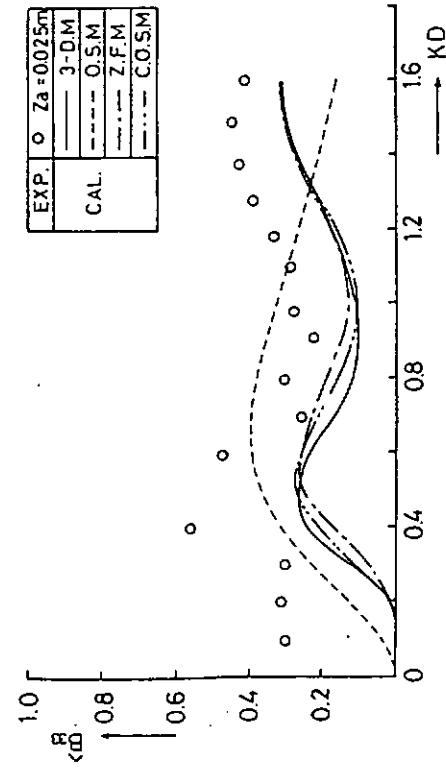


図 3.143 Damping force coeff. for heave with trim angle 10°

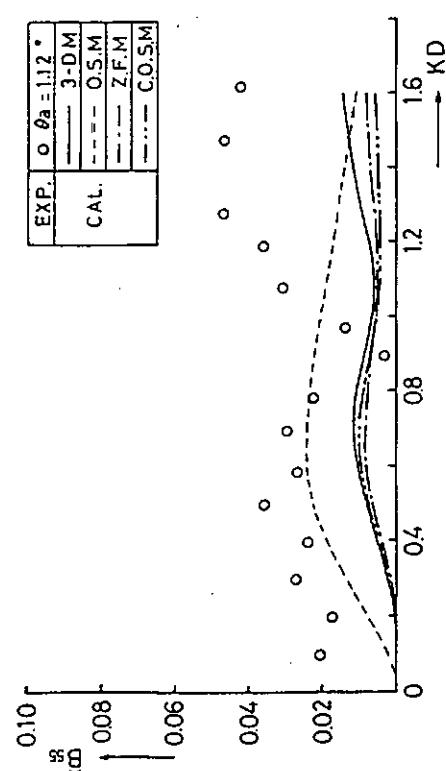


図 3.145 Damping moment coeff. for pitch with trim angle 10°

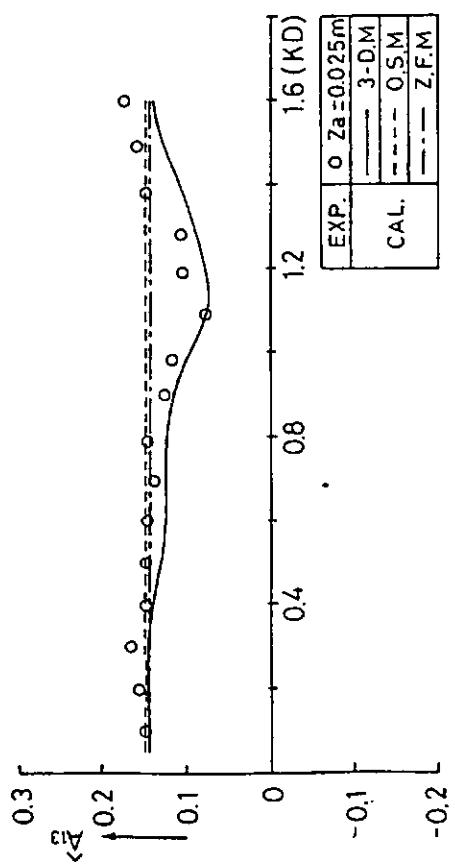


图 3.1.46 Coupling force coeff. of heave into surge with trim angle 10°

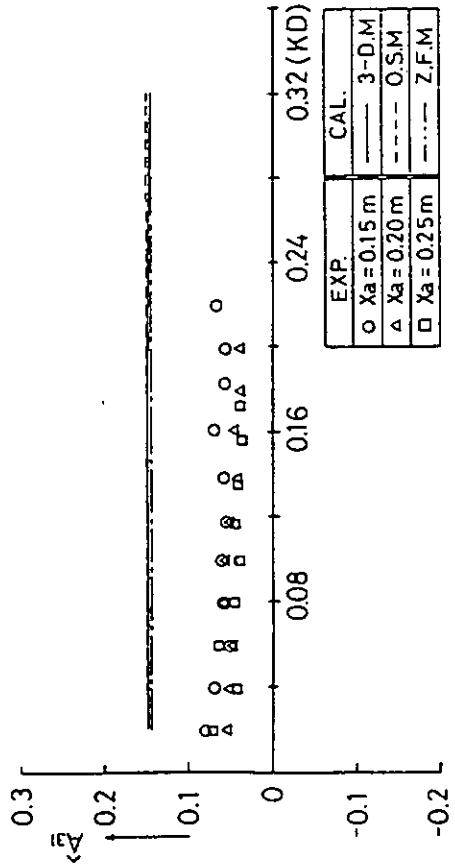


图 3.1.48 Coupling force coeff. of surge into heave with trim angle 10°

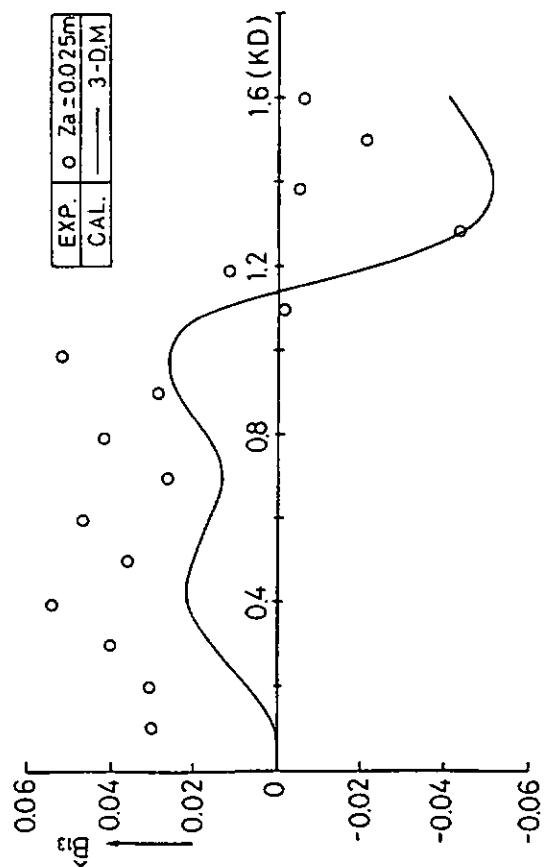


图 3.1.47 Coupling force coeff. of heave into surge with trim angle 10°

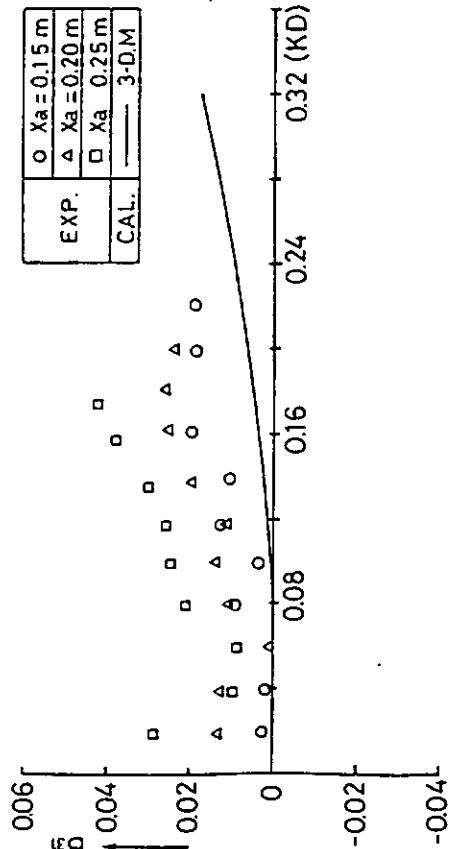


图 3.1.49 Coupling force coeff. of surge into heave with trim angle 10°

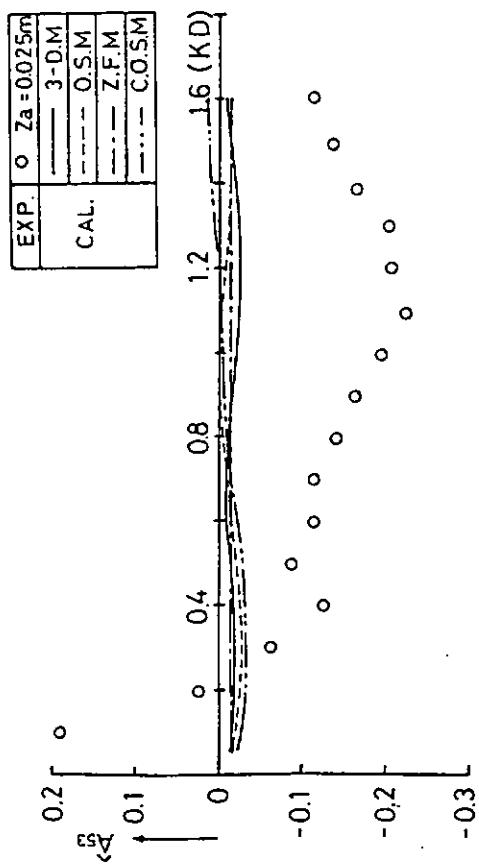


図 3.150 Coupling moment coeff. of heave into pitch with trim angle 10°

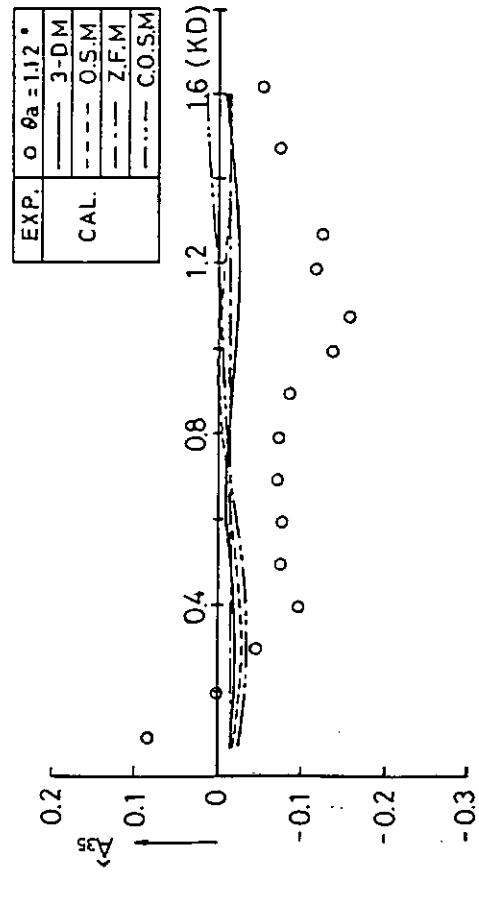


図 3.152 Coupling force coeff. of pitch into heave with trim angle 10°

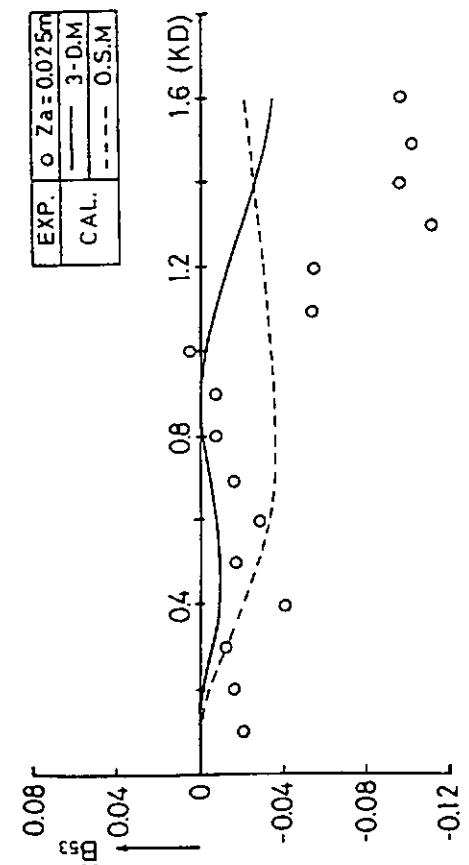


図 3.151 Coupling moment coeff. of heave into pitch with trim angle 10°

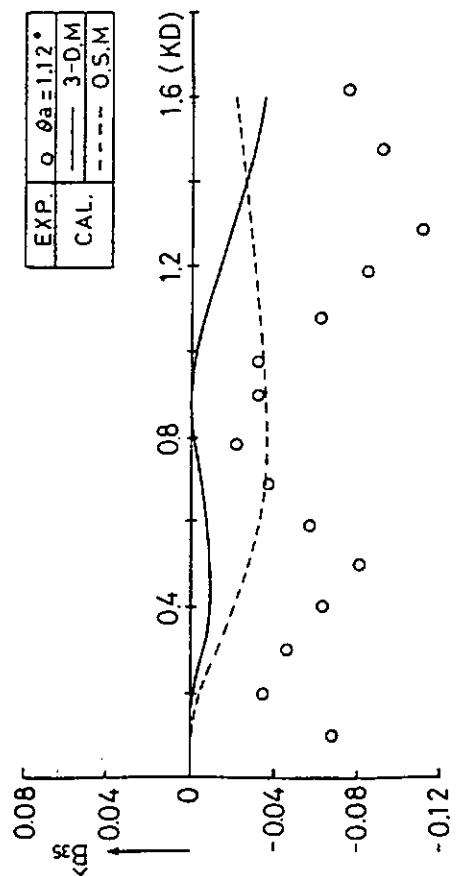


図 3.153 Coupling force coeff. of pitch into heave with trim angle 10°

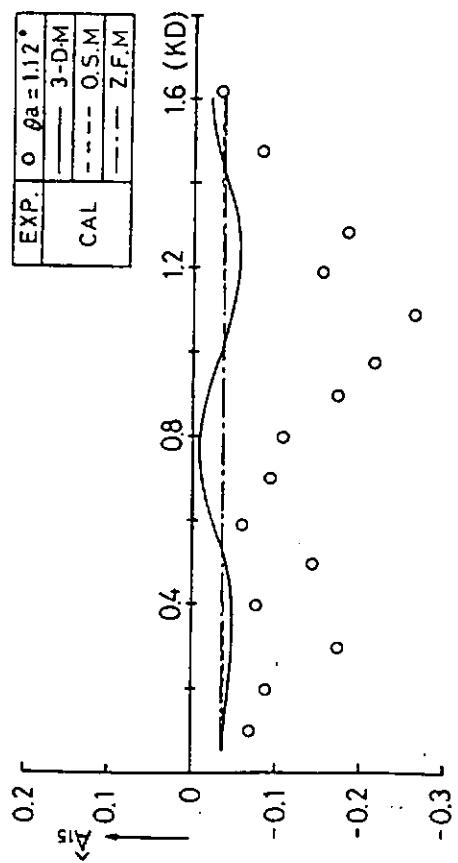


图 3.154 Coupling force coeff. of pitch into heave with trim angle 10°

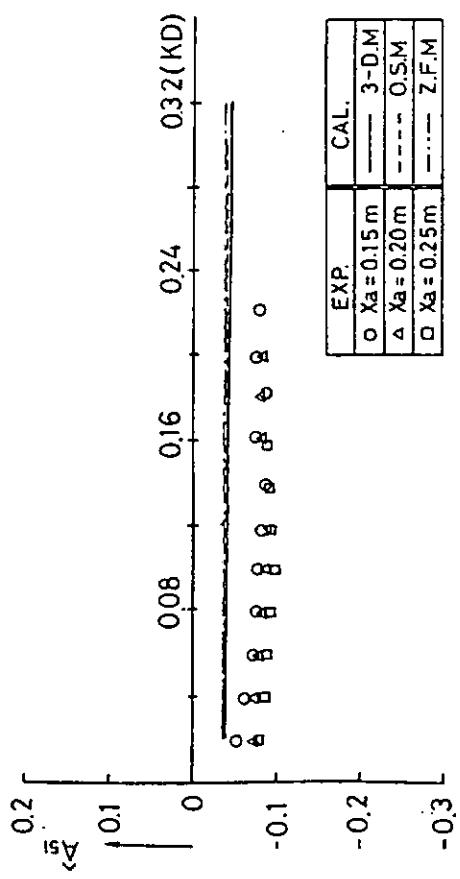


图 3.156 Coupling moment coeff. of surge into pitch with trim angle 10°

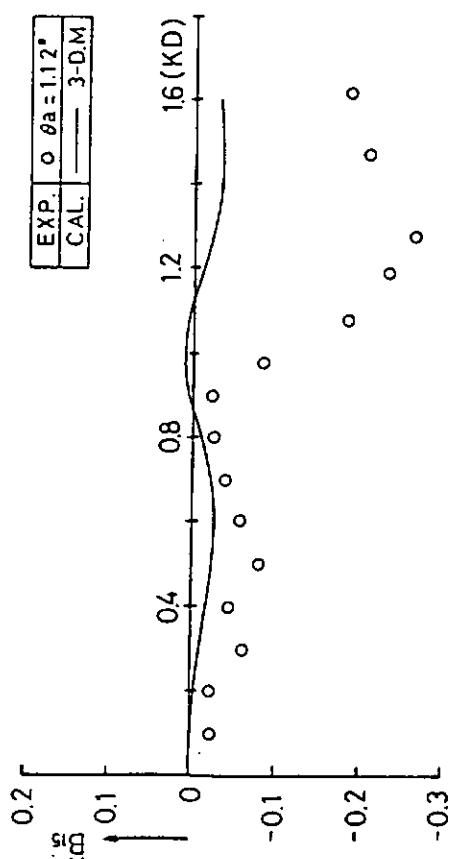


图 3.155 Coupling force coeff. of pitch into heave with trim angle 10°

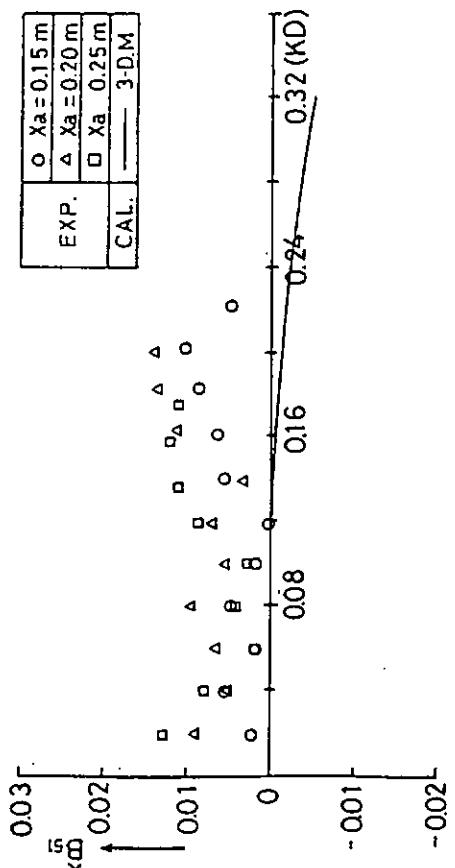


图 3.157 Coupling moment coeff. of surge into pitch with trim angle 10°

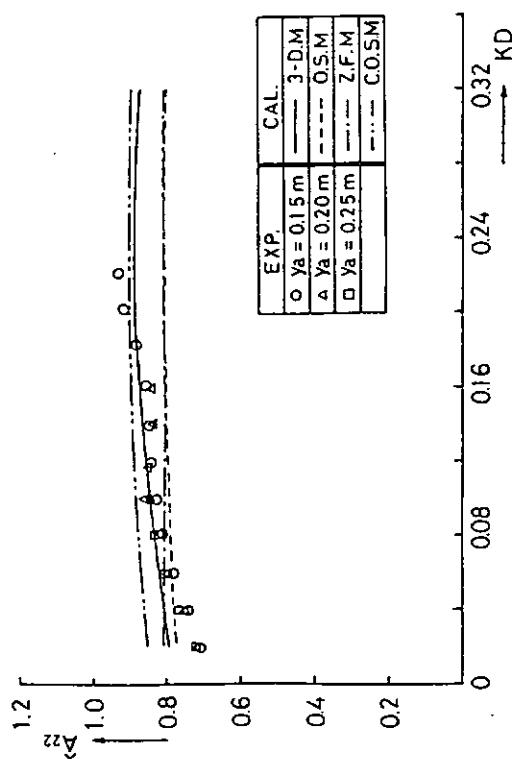


図 3.1.58 Added mass for sway with heel angle 10°

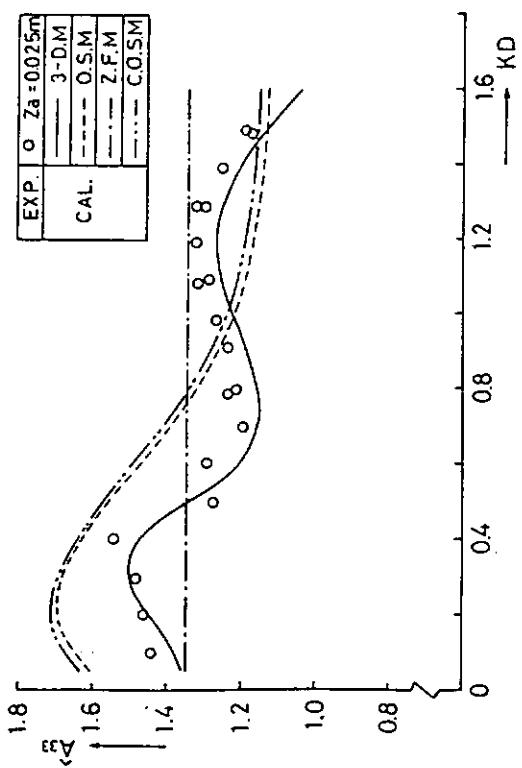


図 3.1.60 Added mass for heave with heel angle 10°

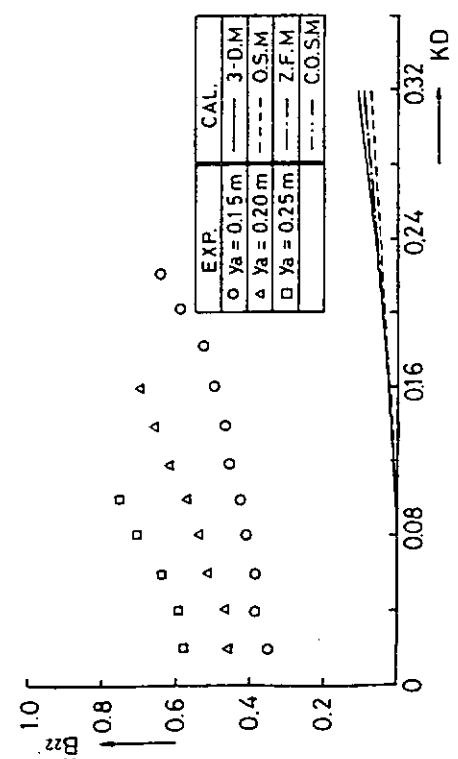


図 3.1.59 Damping force coeff. for sway with heel angle 10°

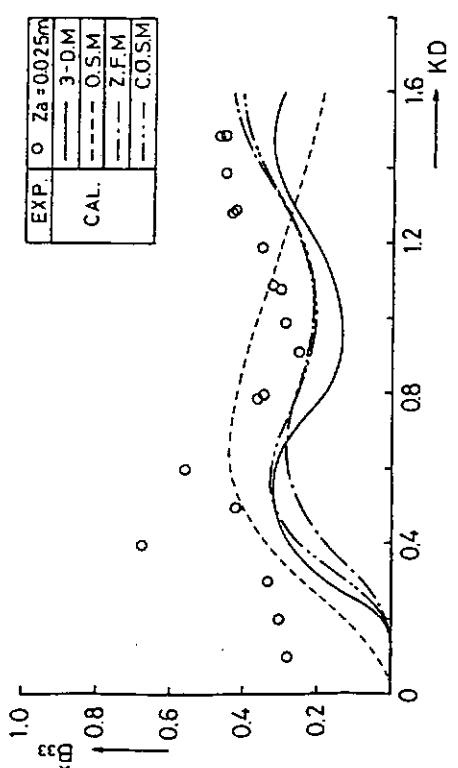


図 3.1.61 Damping force coeff. for heave with heel angle 10°

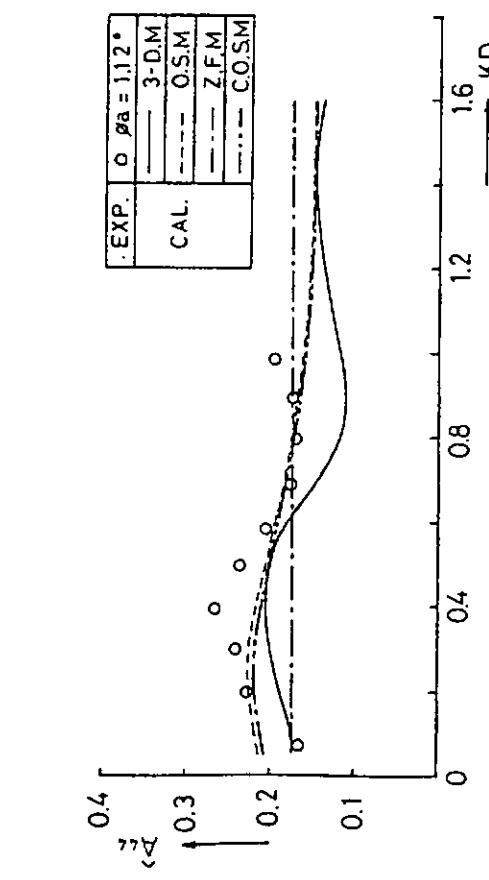


図 3.1.62 Added mass moment of inertia for roll with heel angle 10°

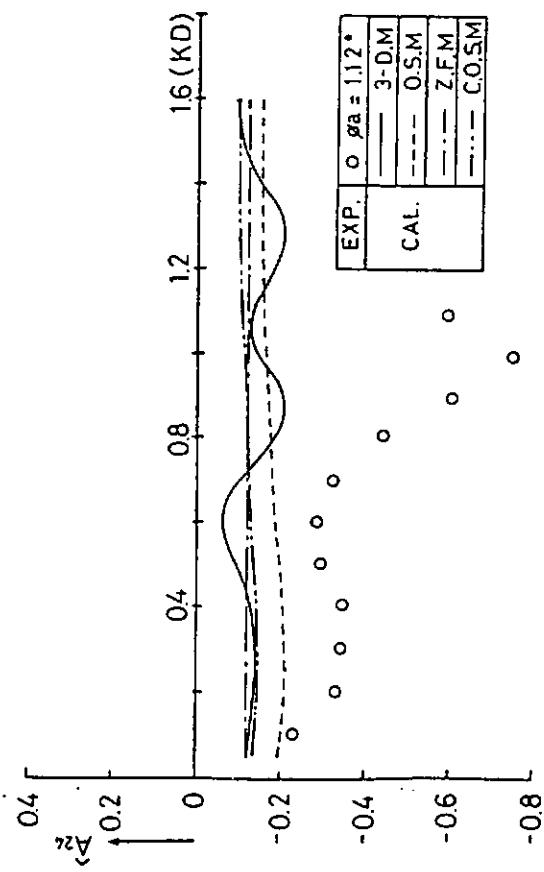


図 3.1.64 Coupling force coeff. of roll into sway with heel angle 10°

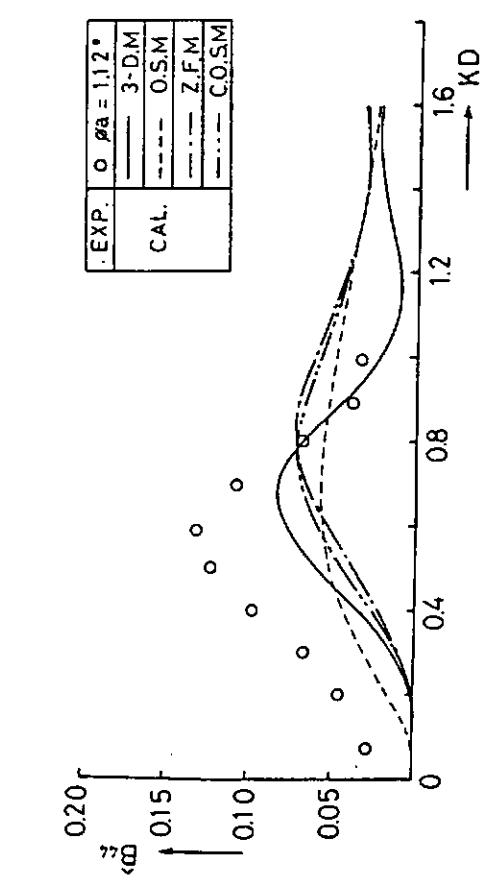


図 3.1.63 Damping moment coeff. for roll with heel angle 10°

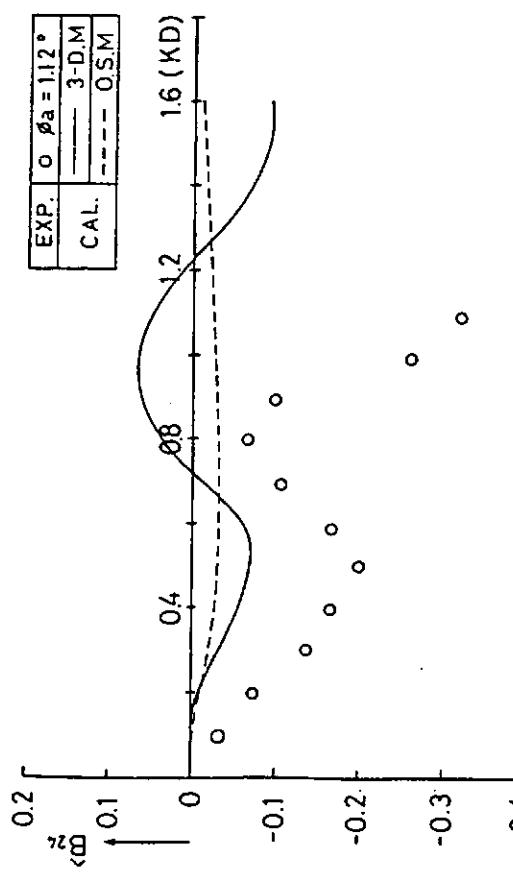


図 3.1.65 Coupling force coeff. of roll into sway with heel angle 10°

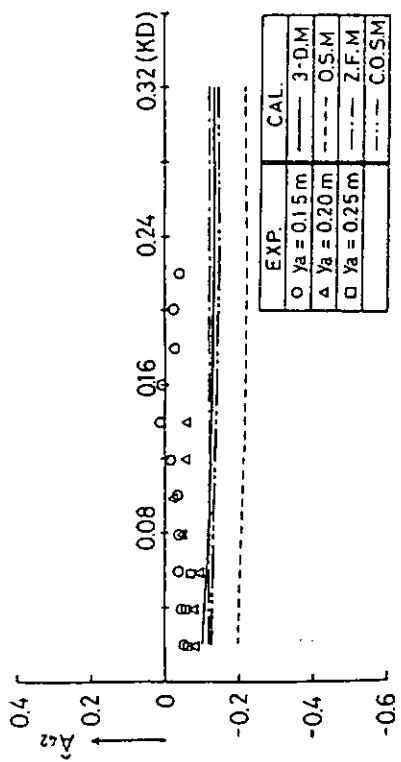


図 3.1.66 Coupling moment coeff. of sway into roll with heel angle 10°

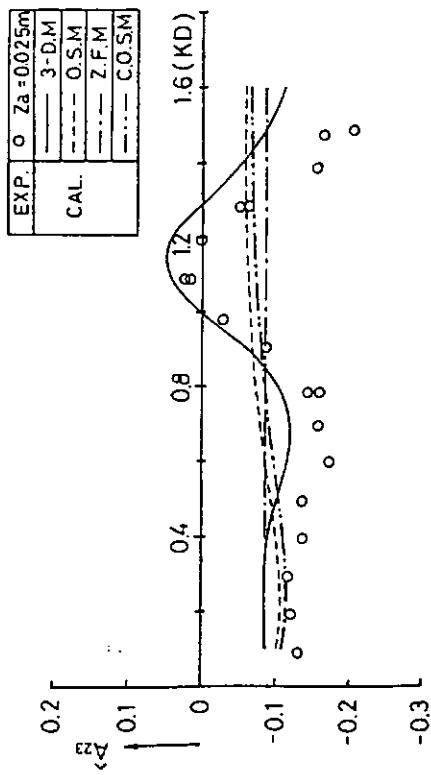
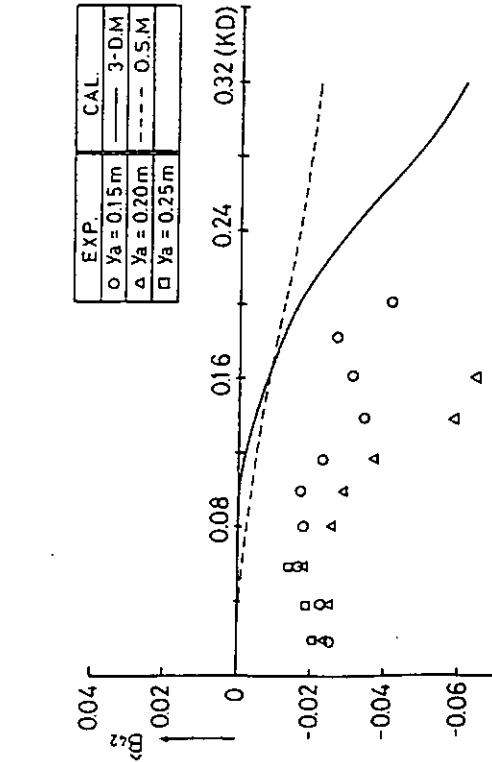


図 3.1.68 Coupling force coeff. of heave into sway with heel angle 10°



- 123 -

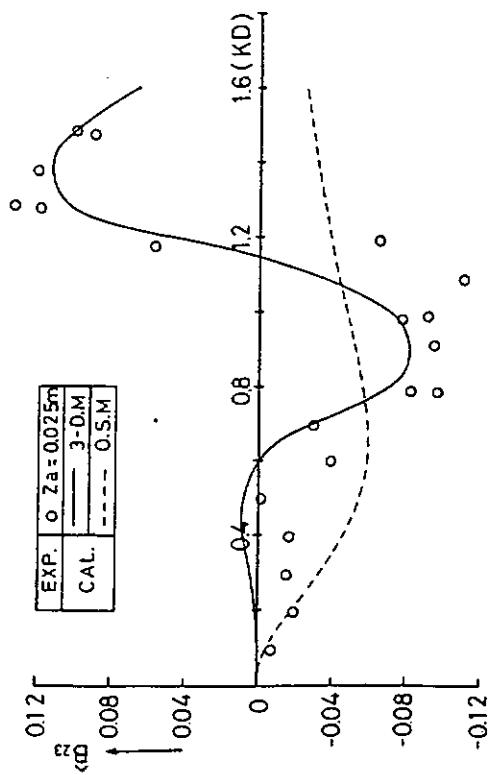


図 3.1.67 Coupling moment coeff. of sway into roll with heel angle 10°

図 3.1.69 Coupling force coeff. of heave into sway with heel angle 10°

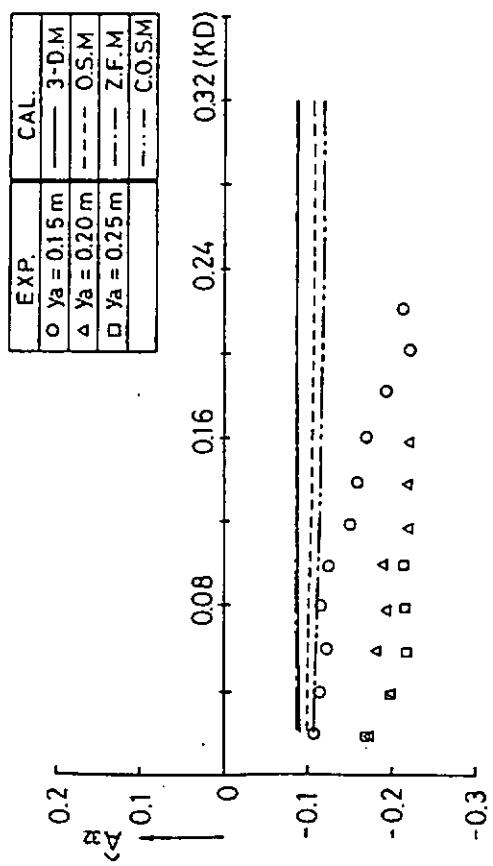


图 3.170 Coupling force coeff. of sway into heave with heel angle 10°

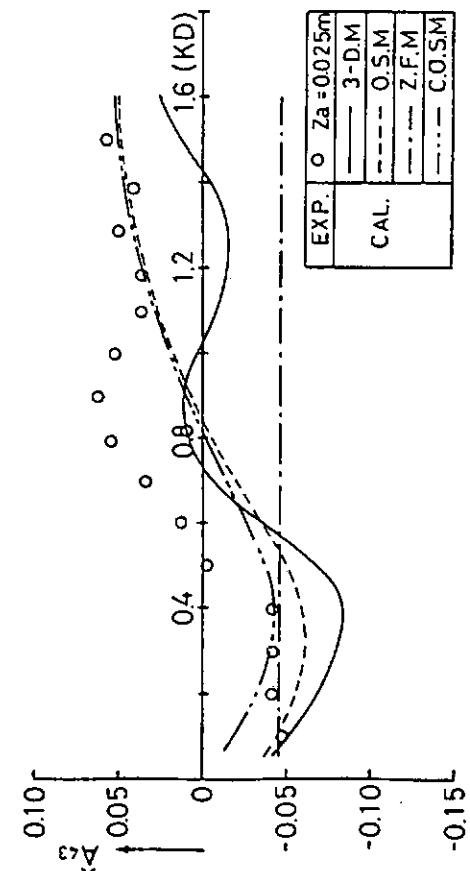


图 3.172 Coupling moment coeff. of heave into roll with heel angle 10°

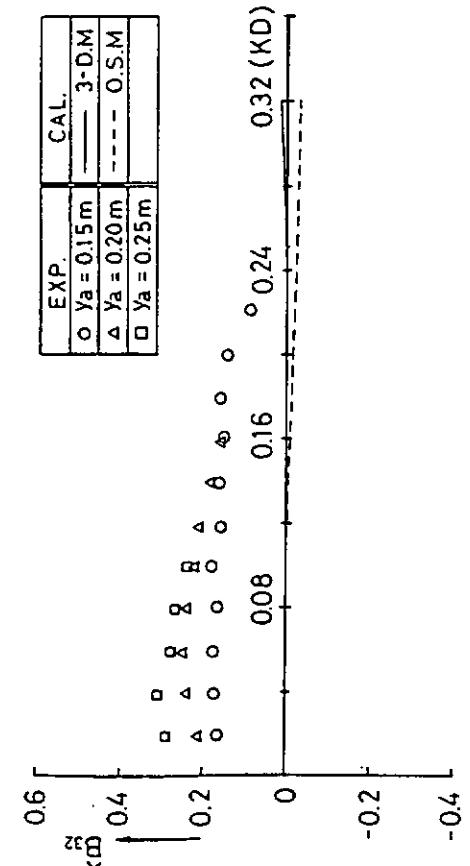


图 3.171 Coupling force coeff. of heave into roll with heel angle 10°

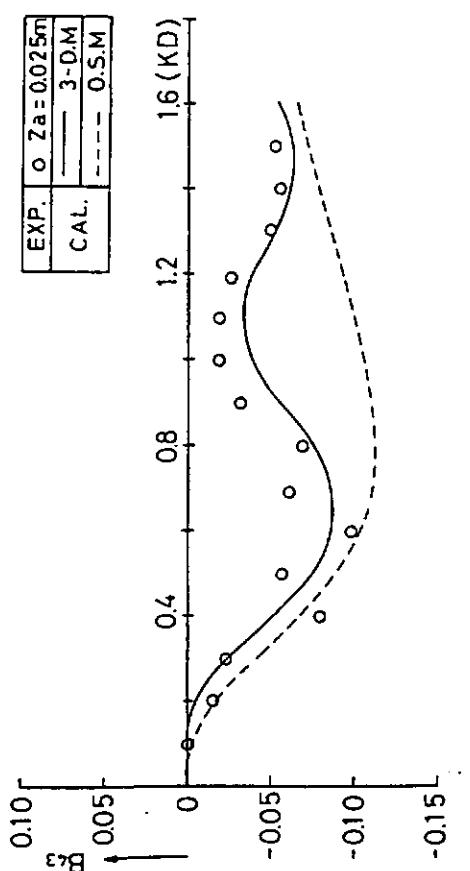


图 3.173 Coupling moment coeff. of heave into roll with heel angle 10°

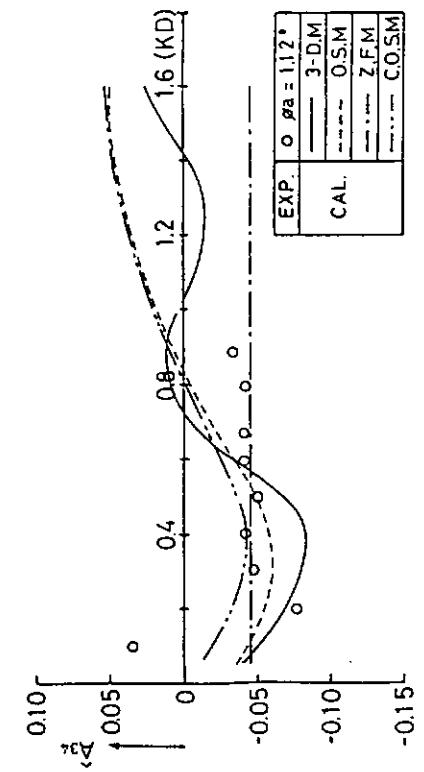


図 3.174 Coupling force coeff. of roll into heave with heel angle 10°

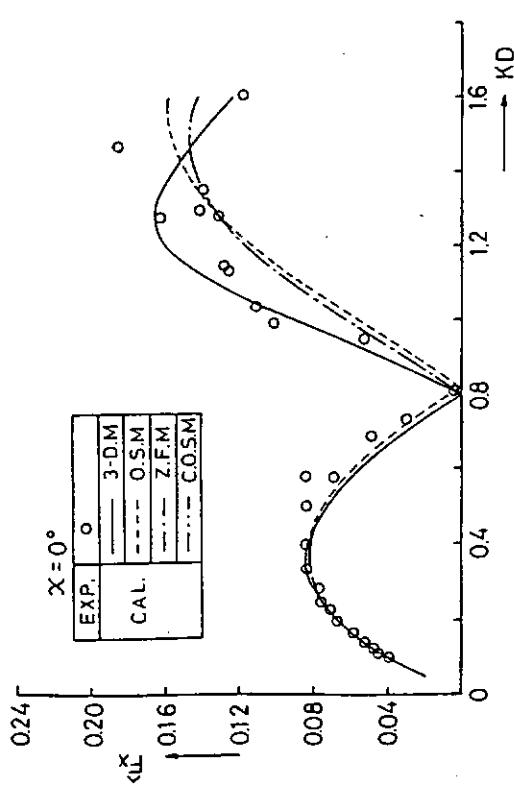


図 3.176 Wave exciting force for surge with even keel in head sea cond.

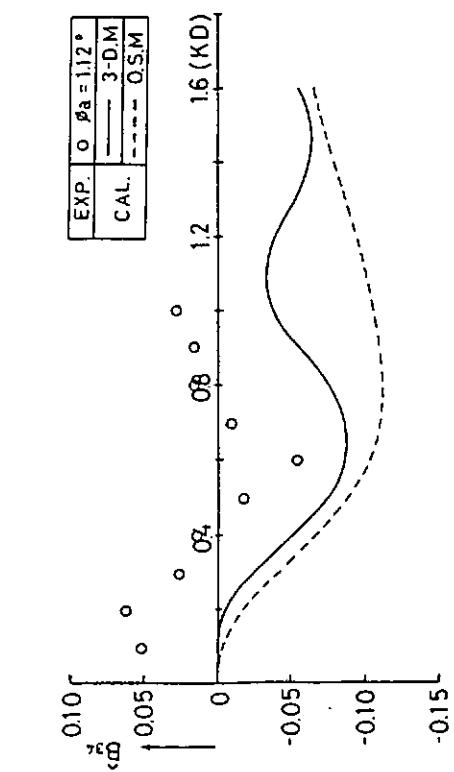


図 3.175 Coupling force coeff. of roll into heave with heel angle 10°

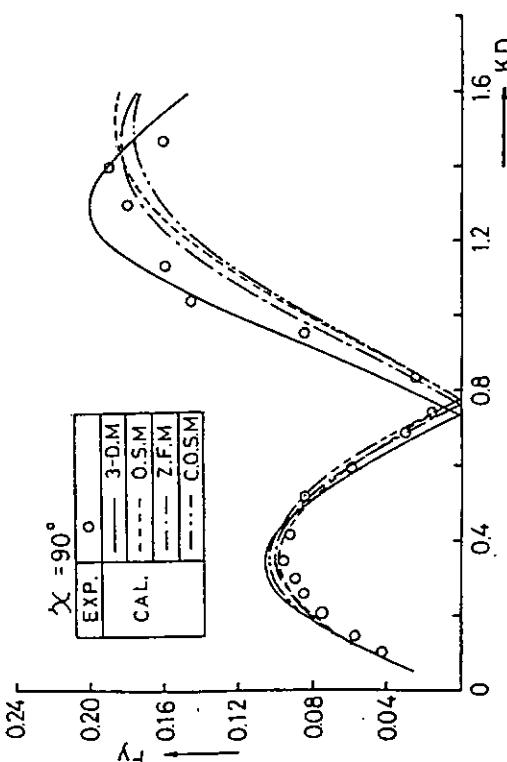


図 3.177 Wave exciting force for sway with even keel in beam sea cond.

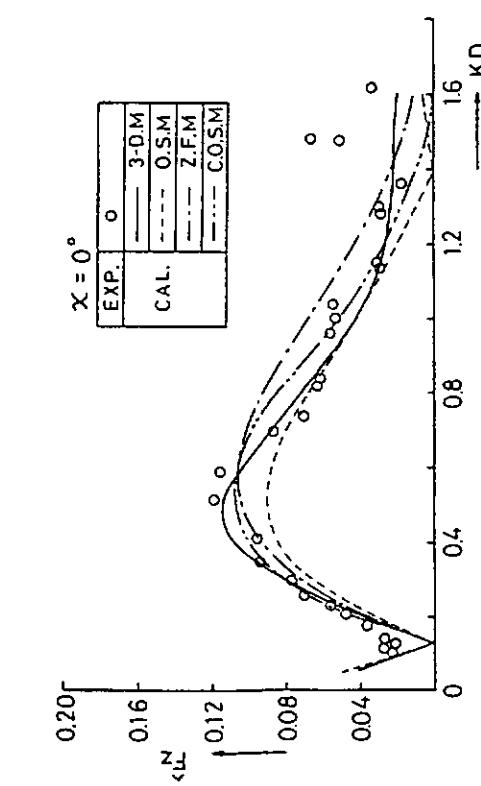


図 3.178 Wave exciting force for heave with even keel in head sea cond.

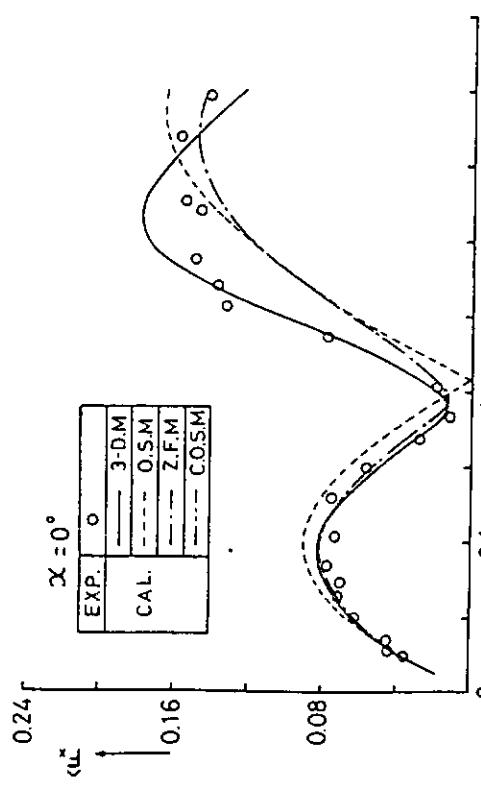


図 3.180 Wave exciting force for surge with trim angle 10°
in head sea condition

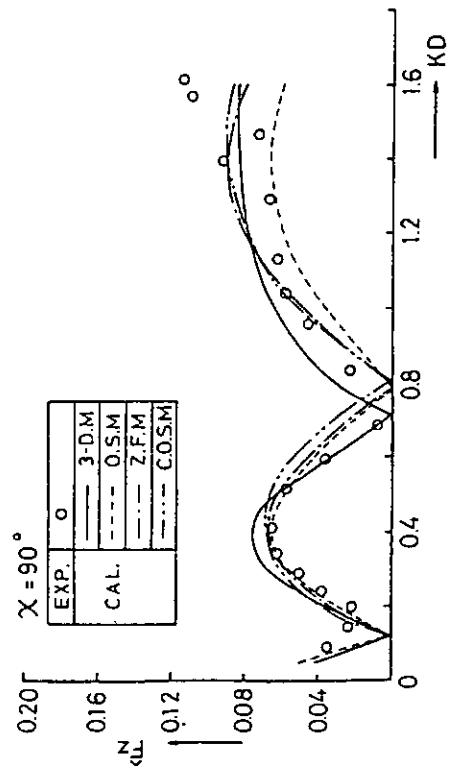


図 3.179 Wave exciting force for heave with even keel in beam sea cond.

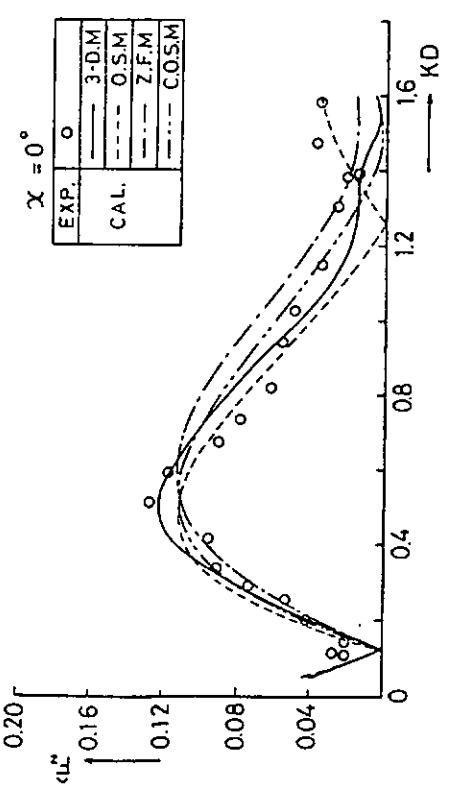


図 3.181 Wave exciting force for heave with trim angle 10°
in beam sea condition

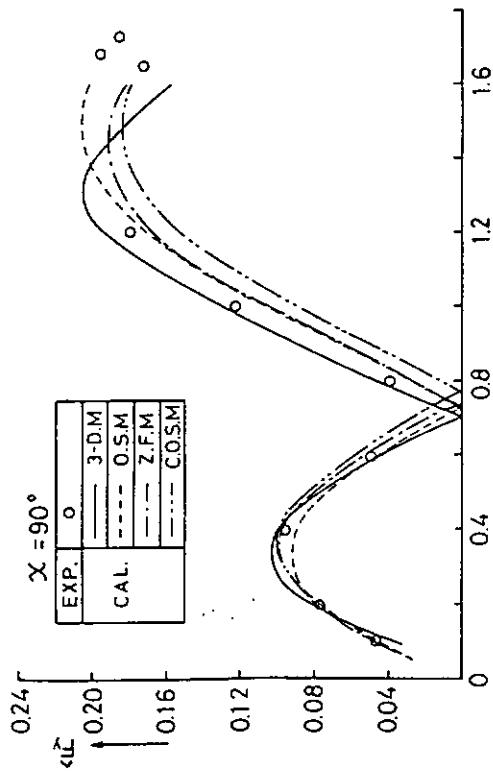


图 3.1.82 波兴风波力系数随波浪作用水深变化
在波浪作用下的横摇角为 10°
在正向海况下的横摇角为 90°

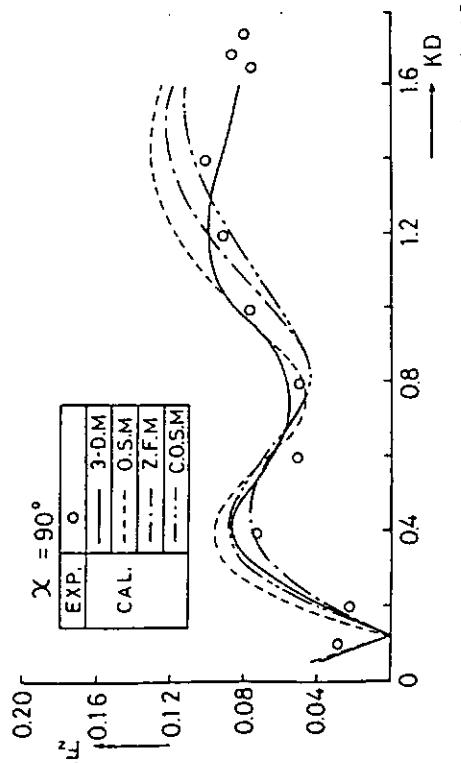


图 3.1.83 波兴风波力系数随波浪作用水深变化
在波浪作用下的横摇角为 10°
在正向海况下的纵摇角为 90°

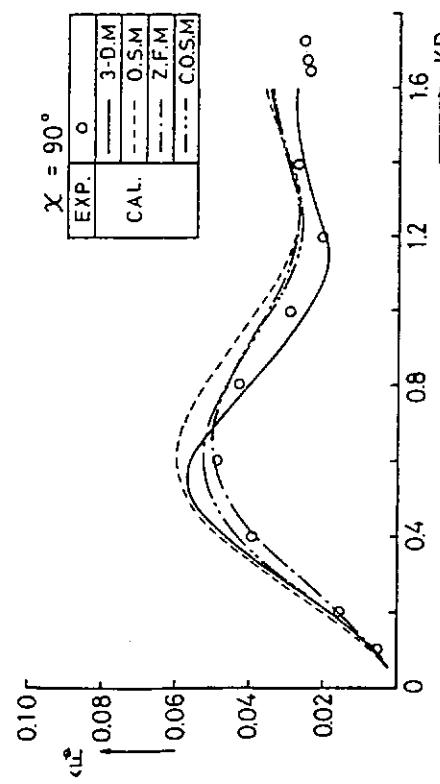


图 3.1.84 波兴风波矩系数随波浪作用水深变化
在波浪作用下的横摇角为 10°
在正向海况下的横摇角为 90°

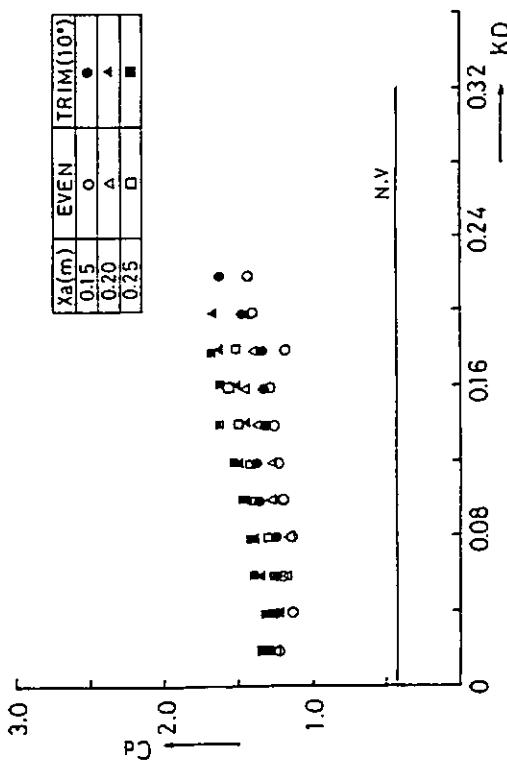


图 3.1.85 拖曳力系数随波浪作用水深变化
在波浪作用下的横摇角为 10°
在正向海况下的纵摇角为 90°

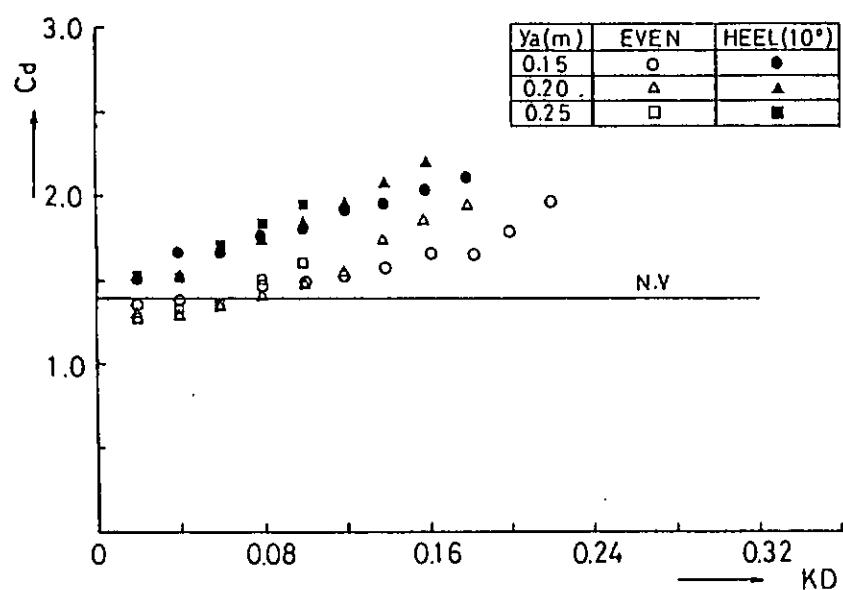


図 3.1.86 Drag force coeff. for sway

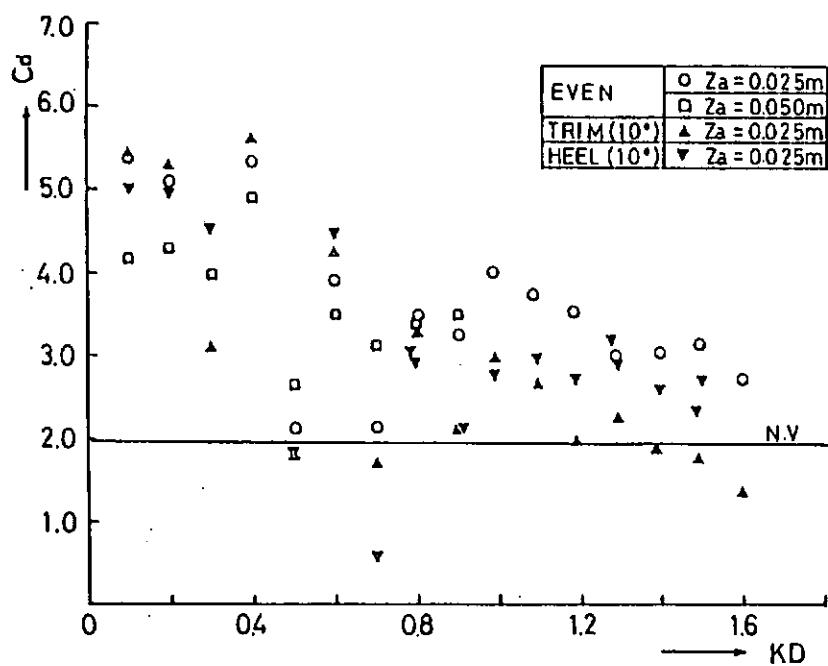


図 3.1.87 Drag force coeff. for heave

3.2 セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究

3.2.1 まえがき

第2章ではセミサブ型リグの風圧力及びモーメントに着目して構造物に働く6成分の力及びモーメントが風洞試験より得られた。この試験でも今まで問題にされていた揚力成分が各角度(α, χ)において大きな値を示していることが明らかになった。⁽¹⁾

本研究では風力及び潮流力によるセミサブ型海洋構造物の転倒モーメントに寄与する成分を調べ、設計の資料として役立つ情報を得るために現存するセミサブ型リグの代表的な形について風圧力試験及び潮流力試験を行い、静的な特性を調べ、さらに各部材に働く力を積分することによって全体が得られるものと仮定し、各部材について特性を調べた。

今回特に大きな要素と考えられる甲板について検討することにした。この甲板に作用する風圧力の分布から転倒モーメントに寄与する揚力の着力点がわかると思われる。さらにこの圧力分布も波の存在によって変動してその着力点も変化すると考えられる。本研究ではこのような風波存在時における風圧力の変動に対する試験も行った。⁽²⁾

各要素の風圧力による転倒モーメントに寄与する度合いを調べるため、DERRICK, DECK HOUSE, HEL-PORTなどの要素を取りはらった状態での試験も実施した。^{(3), (4)}

風による転倒モーメントは水面上部については風向きと反対向きの潮流力によって生ずると考えられる。^{(5), (6)}

水面上部について行う試験を風圧力試験、水面下部について行う試験を曳航試験と呼ぶこととする。

3.2.2 セミサブ型リグに働く風圧力による転倒モーメント

(1) 試験概要

(a) 方 法

試験は風圧力試験を東京大学生産技術研究所風路付水槽で行った。セミサブ型リグモデルの高さに合せて水深を0.45 mにして図3.2.1のように送風機から送り出した空気の流れを一度水槽部分へ誘導して、流線形の製流板と製流網を使って所定の風速分布を得た。

供試モデルは透明なアクリル製で1/100スケールの全体モデルで第2章のモデルとは若干Derrickの形状が異なるがほぼ同型のモデル(図3.2.2~3)を用いた。また単純モデル(モデル1, 2)としてDeckの部分だけ単純化した箱型モデルを用いた。(図3.2.9~10)

全体モデルの上部構造物の一部にはバルサ等の軽量材を使用している。またモデルを所定の状態にするためWeightとしてLower-Hullに鉛の円盤形状のものを入れた。

この風洞試験では鋼鉄製の水槽の底に架台を溶接固定し、これに6分力計(図3.2.6), 姿勢制御機構(図3.2.5)を介して全体モデルを取り付けた。(図3.2.4)

単純モデルについても同様にして取り付け、板にあけた多数の穴にビニールパイプを接続しスキヤニ・バルブを経て半導体式微差圧計で圧力分布を計測した。

(b) 6分力計

本研究で使用した検力計は今回特別設計した水中にセットできる6分力計である。

従来の6分力計と異なる点は、各成分間の干渉を含んだままで計測し、解析の段階で各成分に分ける方法にある。

今既知の力とモーメントをF, その時の電気的な出力をM, 係数をBとするとき, 線型性の成り立つ範囲で

$$F = B \cdot M$$

の関係が成り立つ。Mの逆行列 M^{-1} を計算すれば

$$F \cdot M^{-1} = B \cdot M \cdot M^{-1}$$

$$F \cdot M^{-1} = B$$

となってキャリブレーション係数マトリックス B が得られ、これを計測した出力に乘すれば各方向の力及びモーメントの成分が求まる。

このような方法を用いると 6 分力計の各方向の力の干渉が存在しても精度よく 6 方向の力が計測できる。

(c) 条件

i) 試験条件

モデルの吃水は SURVIVAL CONDITIONとした。 $d = 0.20\text{ m}$ 、水平に対する模型の傾斜角を α 、風向角を χ とすると各々モデルに関する条件は表 3.2.1 に示す通りである。

ii) 風速分布

風速分布は $D_n V$ (1977) の基準を用いて試験を行った。 $D_n V$ rule では⁽⁷⁾

$$V_z = \alpha V_r \left(\frac{Z}{Z_r} \right)^{\beta}$$

$Z_r = 10\text{ m}$
 $V_r = 10\text{ m}$ での風速
 $z = \text{高さ (m)}$
 $\alpha = \text{gust factor}$
 $\beta = \text{高さ factor}$

今回使用した α と β は Average time interval を 1 hr としたので $\alpha = 1.0$, $\beta = 0.150$ ($1/6.7$)。このルールは 1982 年とは異なる。

計測された風速分布と計算値は第 2 章の図 2.6.1, 及び本章の図 3.2.11 に示されている。

この条件では A B S と $D_n V$ とで差があることがわかる。

試験での風速は水面上 15.3 m のところで 8.6 m/s である。この状態での Reynold's 数は 15.3 m (基準高さ) での風速を用いると

$$R_e = \frac{V_r D}{\nu}$$

D = 外側 column の diameter (10 m), $\nu = 15.01 \times 10^{-6}\text{ m}^2/\text{s}$ ($T = 20^\circ$)

$$R_e = 0.573 \times 10^5$$

となり第 2 章で示されている R_e 数の影響が少ない範囲に入っている。

iii) 閉塞率

本研究で使用した風路付水槽で上のような風速分布を作成することによって風速が制限される。よって模型試験から実物の空力特性を推定するため相似則 (Reynold's 数) を充分に考慮する必要があるためモデルの寸法が大になる。そのため Wind tunnel による試験結果には閉塞影響が現われその修正を取り入れなければならない場合がある。

表 3.2.1

全 体 モ デ ル		単 純 モ デ ル	
α	χ	α	χ
0°	$0^\circ - 180^\circ$ (INT 15°)	0°	$0^\circ, 40^\circ$
	$180^\circ - 360^\circ$ (INT 30°)	10°	0°
	$40^\circ, 140^\circ$ $220^\circ, 320^\circ$	20°	0°
$5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$	$0^\circ - 180^\circ$ (INT 30°)		
$-5^\circ, -10^\circ$ $-15^\circ, -20^\circ$	$0^\circ, 30^\circ$ $40^\circ, 90^\circ$		

本研究で使用したモデルの寸法では風洞の閉塞率は10%～20%に達するのでこのような修正が必要であると思われる。

完全なclosed tunnelではモデルを挿入することは伴流の外側(undisturbed stream)の風速が大きくなることを意味する。(Appendix A)。したがって計測される C_D と風速の間には次のような関係がなりたつ。⁽⁹⁾

$$H = \frac{V_c^2}{V^2} = \frac{C_D}{C_{DC}}$$

C_{DC} : 実際の C_D
 C_D : 風洞での C_D

このように風洞に入れた場合の風速 V を用いて修正係数 H を算出する。

一例として閉塞率を用いた修正法で C_D を修正したものを図3.2.34aに示す。しかし本研究で用いたモデルは複雑な型状をしているので若干異なりこれらの修正量より小さいと思われる。

$$C_{DC} = C_D \left(1 - 1.404 \frac{S}{C} \right)$$

C : cross sectional area of tunnel

S : representative area of model

IV) 上部構造物の影響

全体モデルについては上部構造物の有無における影響を調べるためにDerrick, Deck House, Heliportを取り除いて試験をおこなった。その条件は次の通りである。

1) Derrickの無い場合(T)

$$\alpha = 0^\circ, \chi = 0^\circ \sim 180^\circ (30^\circ \text{ interval})$$

2) Derrick及びDeck Houseが無い場合(T+D)

$$\alpha = 0^\circ, \chi = 0^\circ \sim 180^\circ (30^\circ \text{ interval})$$

3) Derrick, Deck House及びHeliportが無い場合(T+D+H)

$$\alpha = 0^\circ, \chi = 0^\circ \sim 180^\circ (30^\circ \text{ interval})$$

4) Derrickにビニールを巻いて氷海用Derrickを想定した試験(TV)

$$\alpha = 0^\circ, \chi = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 180^\circ$$

(2) 結果及び考察

風圧力試験の解析結果については図3.2.12以降に第2章のデータ整理法(2.7)に従って(ここでは $C_m\phi = C_{mx}$, $C_m\theta = C_{my}$, $C_m\chi = C_{mz}$ 及び $A = 0.1617 \text{ m}^2$ としている)解析した最大傾斜角($0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$)における各成分の力, モーメント(風抗力, 転倒モーメント等)を示す。

図3.2.12では $\alpha = 0^\circ$ であっても抗力及び風圧転倒モーメントに比べて揚力成分も少なくないことがわかる。図3.2.35, 3.2.39~42のDeckの単純モデル($\alpha = 0^\circ$)の上面と下面に働く圧力の和であるにもかかわらず揚力が見られる。これはコラムの存在によってDeckと海面の流れが減速されて上向きの揚力が働くためと思われる。第2章でもこのことは述べられている。

図3.2.14~21は構造物があおられる姿勢で傾斜角を持つ場合の試験結果で $\alpha = 5^\circ \sim 20^\circ$ に対して全体的に風向角が $30^\circ \sim 60^\circ$ の間に抗力(C_D), 揚力(C_L), 転倒モーメント(C_{mp})の値が見られ傾斜角が大きくなるにつれてその値が増加する傾向にある。この傾向は第2章と同様であるが全体的に本結果は大になっている(図3.2.34)。これは閉塞影響ではないかと思われ、傾斜角が増すにつれて閉塞率も大きくなるので傾斜角が大である場合にはその修正量も大きくなるものと思われる(図3.2.34~34-a)。

図3.2.22~29は $\alpha = -5^\circ \sim -20^\circ$ (前のめりの姿勢)の結果で、全体的に転倒モーメントは小さくなっている、揚力(C_L)にはマイナスの値が見られる。

今回風によって起される風波の影響をおさえるためfetchには金属性の水面板を取り付けた。さらにモデル近傍

で発生する風波の影響を調べるためにビニールをモデルの回りに取りつけて実験を行った。図 3.2.33はその結果を示し、波の影響は少ない。

本研究では転倒モーメントに寄与する成分及びそれぞれの部材の間の干渉の度合を調べるために Derrick, Deck House, 等の要素がない状態での試験を行った。

図 3.2.30～32は Derrick がない場合 (T), Derrick + Deck House がない場合 (T+D), Derrick + Deck House + Heliport がない場合 (T+D+H), 氷海用 Derrick を想定した場合 (TV) (このケースでは Tower にビニールを巻いている), そして全体 (TOTAL) モデルと 5 ケースの抗力、揚力、転倒モーメントを比較したグラフで図 3.2.30 の抗力係数では $\chi = 0^\circ \sim 180^\circ$ にわたってそれぞれ TV, TOTAL, T+D+H の順に小さくなっている。この順番は閉塞率を考慮しても T+D と T+D+H が入れ替わるぐらいで変化しない。一方図 3.2.32 の転倒モーメントは全般的な χ に対して TV, TOTAL, T+D+H, T+D, T の順に小さくなっていることがわかる。これは転倒モーメントに揚力成分が大きく影響しているためと思われる。このことは閉塞修正を入れるとさらに強調される。

図 3.2.31 の揚力係数では転倒モーメントが小であった T の場合が大きな値をしめており、この成分が転倒モーメントを減少させていると考えられる。

しかし揚力がどのように転倒モーメントに寄与しているかわからないので、その着力点を明確にすることが今後の課題である。

その基礎試験として全体モデルから Deck のみに着目して単純モデルについて圧力分布を計測する試験をおこなった。図 3.2.35～40 での MODEL 1 の結果で $\alpha = 10^\circ$ と 20° (図 3.2.36～38) には大きな揚力が働いていることがわかる。その着力点も傾斜が大になるほど風下に移動していることがわかる。図 3.2.41～52 は MODEL 2 の結果であり全体的に MODEL 1 に較べると Deck の side よりで圧力を計測しているので大きな値を示している。(図 3.2.41～46)。

また MODEL 2 の Section B では MODEL 1 と同様な傾向をしめしている。図 3.2.36 での圧力分布では風と波の併存時の波が及ぼす風圧力の変化を示す。この変動は大波高になるほど大きな変動を示すと思われる。⁽²⁾

コラムが存在する場合これらの圧力分布は異なると思われる所以今後これらの影響を把握していくかなければならない。

3.2.3 セミサブ型リグに働く潮流力による転倒モーメント

(1) 実験概要

(a) 方 法

曳航試験は東京大学生産技術研究所千葉実験所船舶航海性能試験水槽で行った。この試験では 30mspan の台車に図 3.2.8 に示した油圧式シリンダーを用いた姿勢制御機構を取り付けた (図 3.2.7)。

使用したモデルは風圧試験で用いたものと同じで上部構造物を取り払って検力計をセット出来るように台をもうけた。

また傾斜を有するため吃水変化がありその修正は turn carriage を上下させておこなった。

(b) 条 件

水面下の構造物は前後、左右対称なので相対的な流れに対する角度は $\chi = 0^\circ \sim 90^\circ$ とした。

$$\alpha = 0^\circ \quad \chi = 0^\circ \sim 90^\circ$$

(interval 15°)

この条件については前進及び後進させて $\chi = 0^\circ \sim 90^\circ$ 及び $\chi = 180^\circ \sim 270^\circ$ も行った。

$$\alpha = 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$$

$$-5^\circ, -10^\circ, -15^\circ, -20^\circ$$

$$\chi = 0^\circ - 90^\circ$$

(interval 15°)

使用した曳航速度は $V_r = 0.4 \text{ m/sec}$ 。

Reynold's 数は外側の column の diameter を基準の長さとすると

$$R_e = D V_r / \nu \quad D = 0.10 \text{ m}$$

$$\nu = 1.144 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{sec} \quad (T = 15^\circ)$$

$$R_e = 0.349 \times 10^5$$

となる。

(2) 結果及び考察

曳航試験においては $\alpha = 0^\circ$ (船体基準座標) のみ示した (図 3.2.53)。

風向角が 0° から 90° に変化するにつれてモーメント (C_{mx}) が大きくなっていることがわかる。この水面下部でも揚力 (C_z) の成分が大きくモーメントに寄与していると思われる。

ここに示す結果は風圧力試験で用いた解析方法に準じた。

3.2.4 結論

- 1) 本研究においての風路付水槽での風圧力試験は精度よく計測できた。特に新しく設計した水中で使用可能な検力計の有用性がたしかめられた。
- 2) 本研究で使用したモデルは比較的大きく、閉塞影響があると思われる。したがって閉塞修正が全体モデルについて必要であると思われる。
- 3) 転倒モーメントに寄与する成分は抗力のみならず揚力も大きく影響している。この成分の寄与度は各部材の有無で変化する。しかしどのように作用するかを調べるのは今後の課題である。
- 4) 風波存在時の単純モデル (Deckのみ) に働く風圧力は波の変動で変化し、転倒モーメントに影響を与えると思われる。
- 5) 水面下に作用する力及びモーメントの中で揚力成分は大きく転倒モーメントに影響していると思われる。

参考文献

- 1) Wind overturning effect on a semi-submersible E. T. D. Bjerregaard et al. OTC 3063 1978
- 2) Wind/Wave Interactions and Structure Wind Loads, David J. Norton and J.M. Macha, Coastal Structures '79
- 3) Mobile Offshore Platform Wind Loads, David J. Norton et al. OTC 4123 1981
- 4) Wind Loads on a 1 : 115 Model of a Semisubmersible, A. W. TROESCH, R. W. Vangunst and S. Lee SNAME MARINE TECHNOLOGY, July 1983
- 5) Forces and Moments on Under Water Bodies, Obtained from Wind Tunnel Tests, E. T. D. Bjerregaard and Gerluf Sorensen, OTC 4438 1982
- 6) Reynolds number effects in model tests with a four columns semi-submersible, P. JACOBSON, Second Intern. Symp. on Ocean Eng. and Ship Handling 1983
- 7) Rules for the Design Construction and Inspection of offshore Structures 1977, Appendix A, Environmental Conditions
- 8) Wind Forces in Engineering, Sachs Pergamon Press 1972
- 9) 流体力学実験法, 谷一郎他 (岩波) 1980
- 10) Effect of Wall Confinement on Aerodynamics of Stationary Circular Cylinders, J. MODI et al., Wind effect on Buildings and Structures 1971

- 11) A Theory of the Blockage Effects on Bluff Bodies and Stalled Wing in a Closed Wind Tunnel, by E. C. Marskell Aeronautical Research Council Report 1965
- 12) Wall Interference in a Two Dimensional-flow Wind Tunnel with Consideration of the Effect of Compressibility, H. Julian Allen and W. G. Vincent, NACA report No 782
- 13) Wind Forces on a Semisubmersible Equipped with Alternative Drilling Derrick, Hans Rolfsman, Bjerregaard et al. DMI, OTC 1983
- 14) N. M. I reports

Appendix

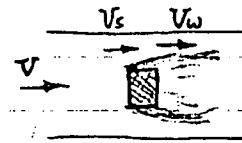
— 風洞壁の影響 —

広い空間での構造物の風力を風洞試験のように模型を流れの中に置いてそれに働く力の計測を行うことは限られた境
⁽⁸⁾⁽⁹⁾界内での実験結果を利用することになるのでその結果を実機に適用するには何らかの修正を必要とする。

風洞には2種類に分けられる。

- 1) Closed type (固定壁)
- 2) Open-jet type (自由壁)

ここではClosed typeの場合の境界修正について述べる。



a) 水平浮力効果

固定壁にそう境界層の形成、または自由壁に沿う混合のために、多くの場合に流れの方向に静圧の変化が生じる。このためモデルには水平方向の浮力が発生する。この静圧勾配が後述の伴流閉塞効果にもとづくものと考えてもよい。

b) 閉塞効果

モデルがあるために、固定壁境界の場合には無限遠の一様速度に相当する流速が増加し、自由壁の場合には減少する。

$$EX : \frac{\Delta V_s^2}{\Delta V^2} = \frac{C_D}{C_{Ds}}$$

c) 後流閉塞効果(伴流閉塞)

モデルでは必ず伴流が生じ、その平均流速は自由流のそれより遅くなる。従って前述同様固定壁の場合に伴流の外側の流速は早くなる。

d) 流線の曲率

揚力を持った物体は流れに曲率を与える、これが実際の物体の曲率を相対的に減少している。

e) 吹きおろしの効果

主として後方にひきずられる伴流渦によって誘起される(induced-liftによるdrag)。

この効果は前述の流線の曲率に影響する。

このようにClosed typeの風洞での構造物の風力はb)とc)の効果が主であり修正においても、これらのみを考慮してもよいと思われる。

\therefore 修正には

$$C_L \rightarrow C_L (1 - 2 \frac{\Delta V_s}{V} - 2 \frac{\Delta V_w}{V})$$

$$C_D \rightarrow C_D (1 - 3 \frac{\Delta V_s}{V} - 2 \frac{\Delta V_w}{V})$$

$$C_m \rightarrow C_m (1 - 2 \frac{\Delta V_s}{V} - 2 \frac{\Delta V_w}{V})$$

よって ΔV_s と ΔV_w がわかれば修正が可能である。

もし $\Delta V_s = \Delta V_w = \Delta V$

$$\text{ならば } C_L (-1 - 4 \frac{\Delta V}{V})$$

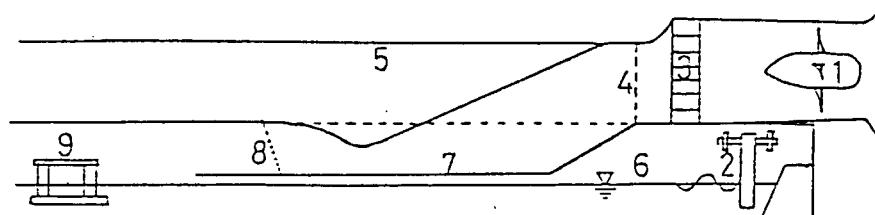
$$C_D (1 - 5 \frac{\Delta V}{V})$$

$$C_m (1 - 4 \frac{\Delta V}{V})$$

⁽¹¹⁾ Maskell, ⁽¹²⁾ Allen-Vicentなど各型状において修正法を提案しており MODI は high-blockage (3%~38%) においての修正法を提案している。

$$C_{DC} = C_D \left(1 - 1.404 \frac{s}{c} \right)$$

$$C_{LC} = C_L \left(1 - 1.83 \frac{s}{c} \right)$$



General arrangement of wind tunnel

- | | | | |
|---------------|--------------|-----------------|------------------|
| 1 Fan | 2 Wave maker | 3 First grid | 4 Second grid |
| 5 Wind tunnel | 6 Tank | 7 Alminum plate | 8 Controled grid |
| 9 Model | | | |

図 3.2.1

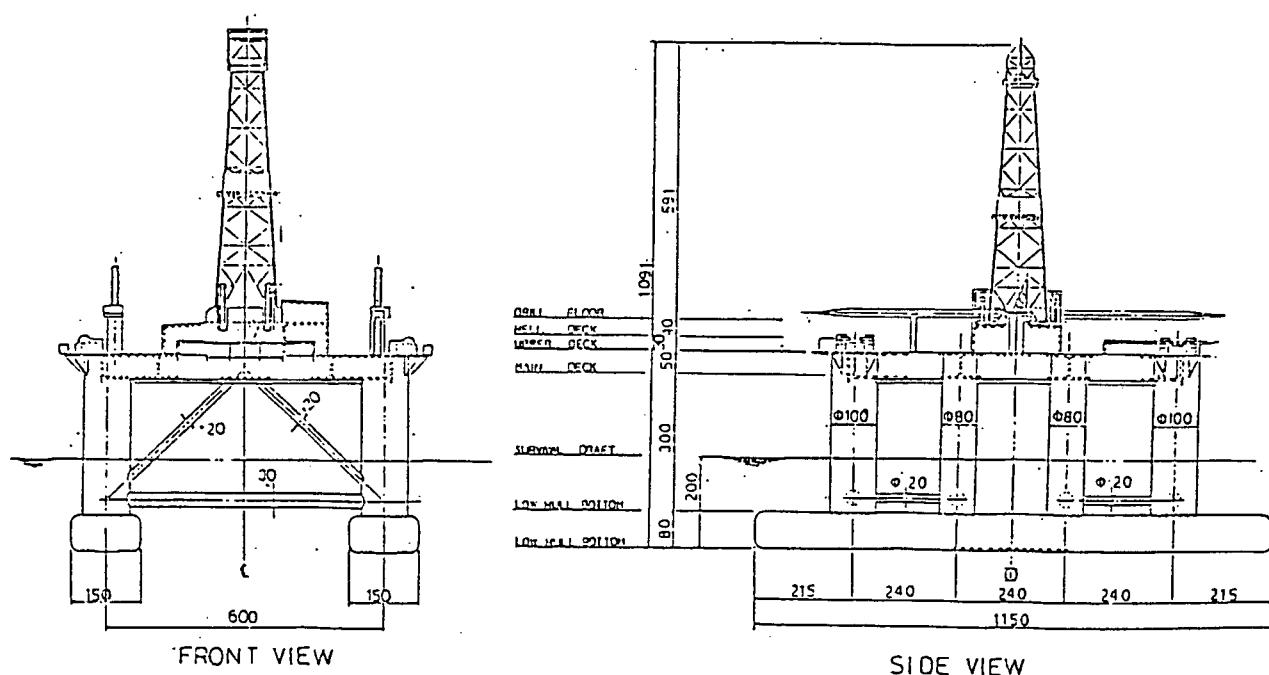


図 3.2.2 Principal dimensions of model (1)

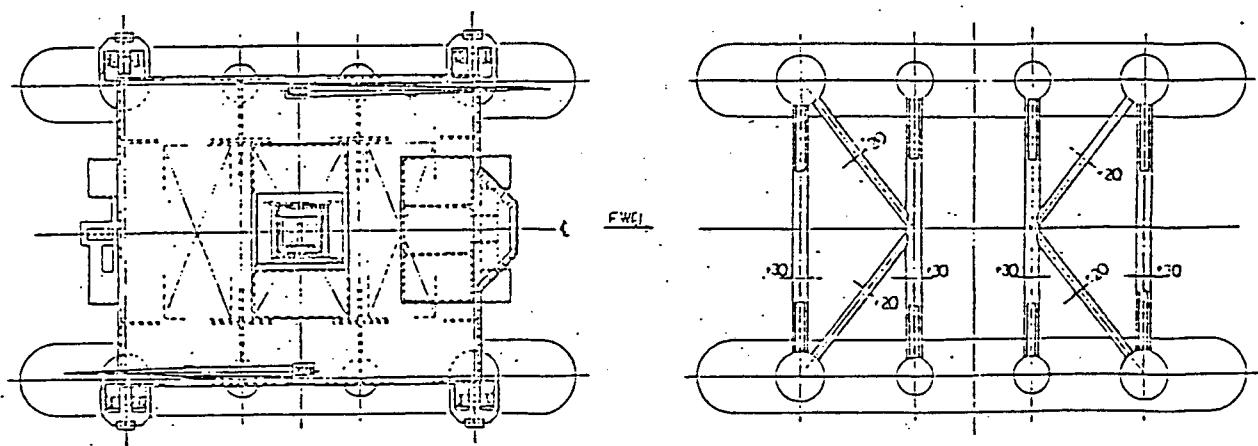


図 3.2.3 Principal dimensions of model(2)

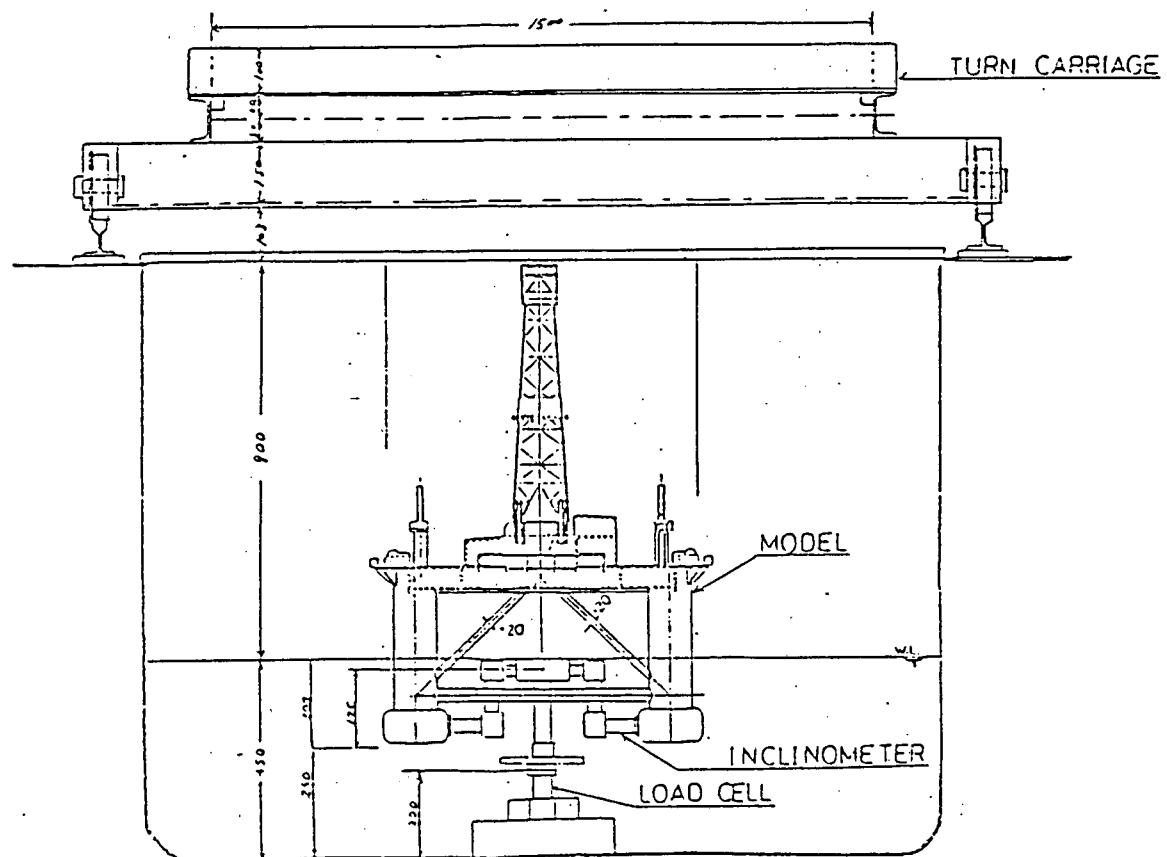


図 3.2.4 General arrangement of experiment in wind tunnel

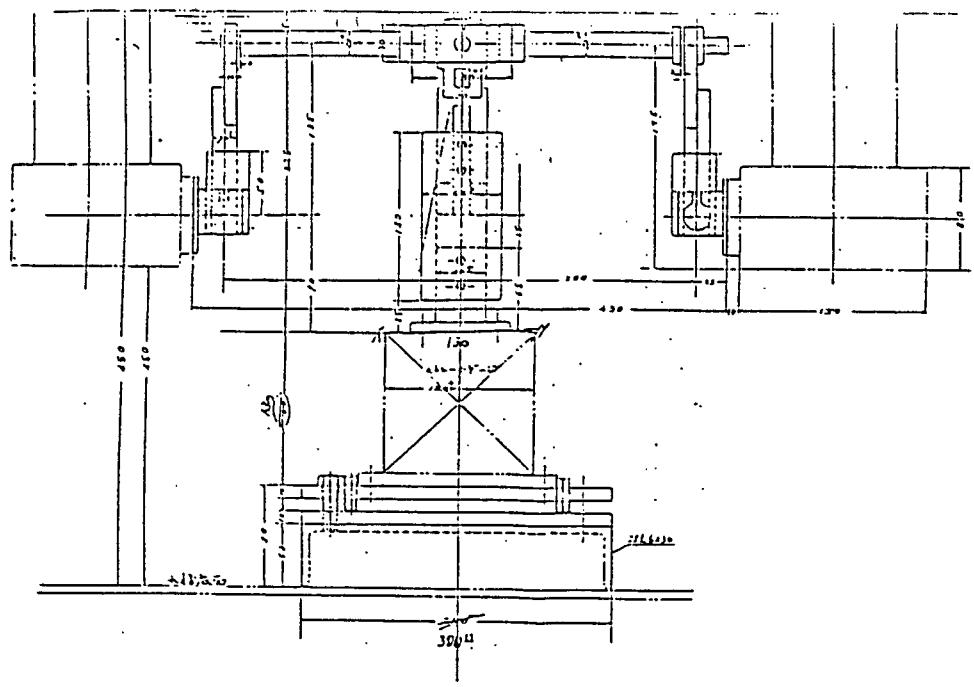


図 3.2.5 Inclinometer system for wind tunnel test

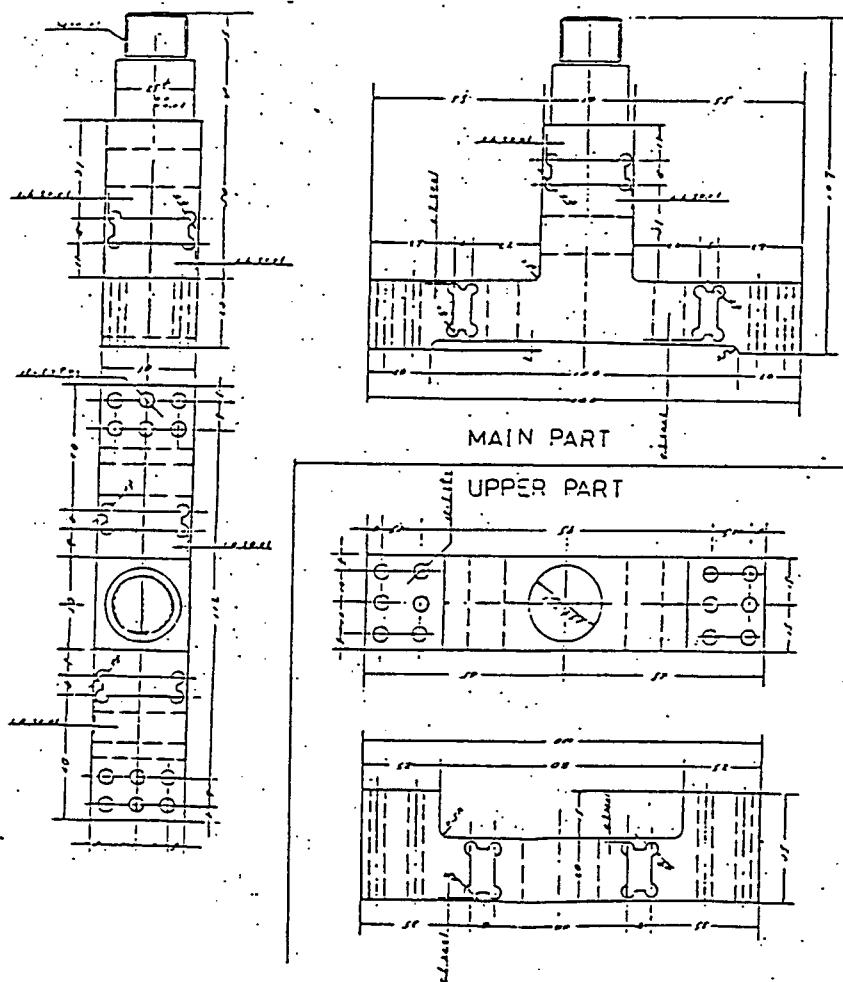


図 3.2.6 Six components load cell

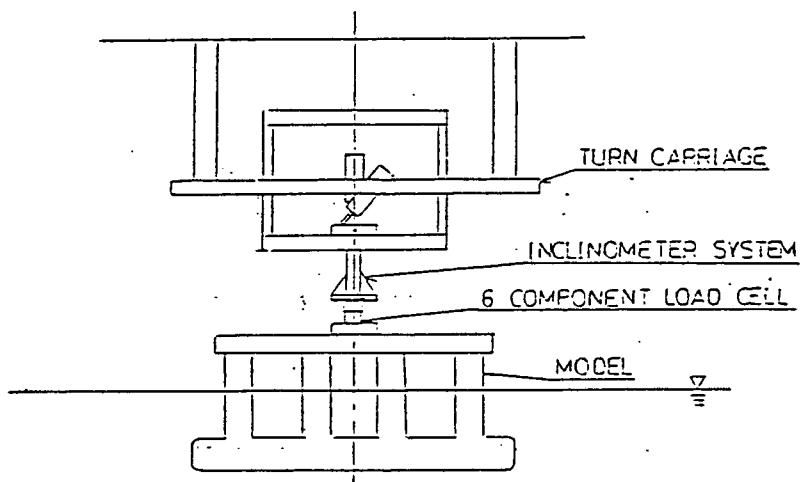


図 3.2.7 General arrangement of running test

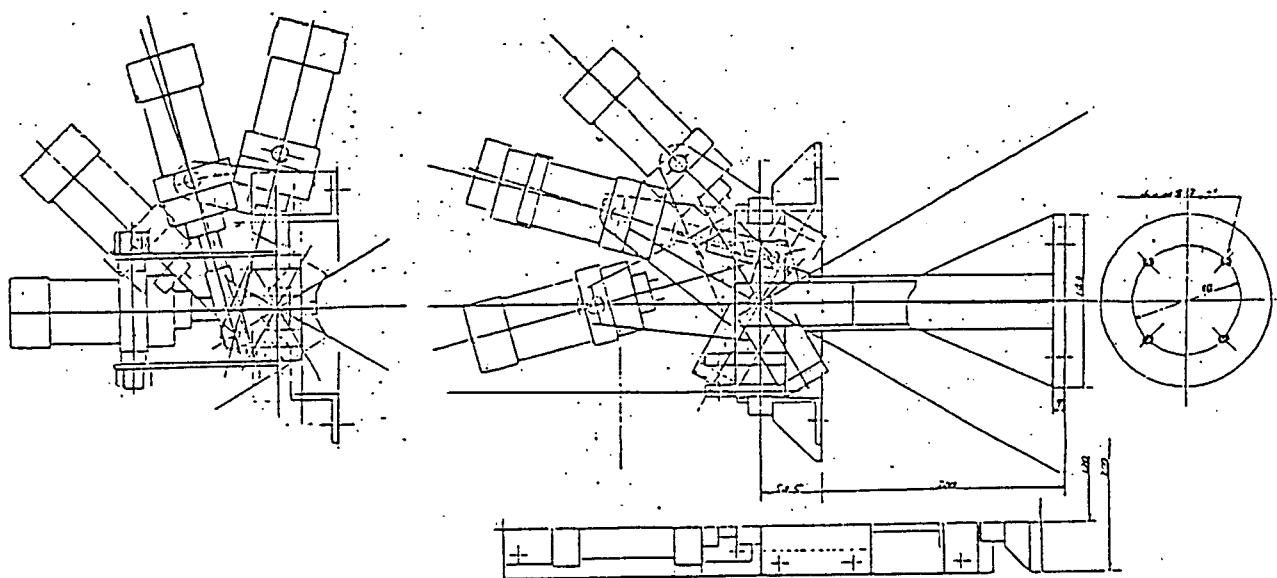


図 3.2.8 Inclinometer system for running test

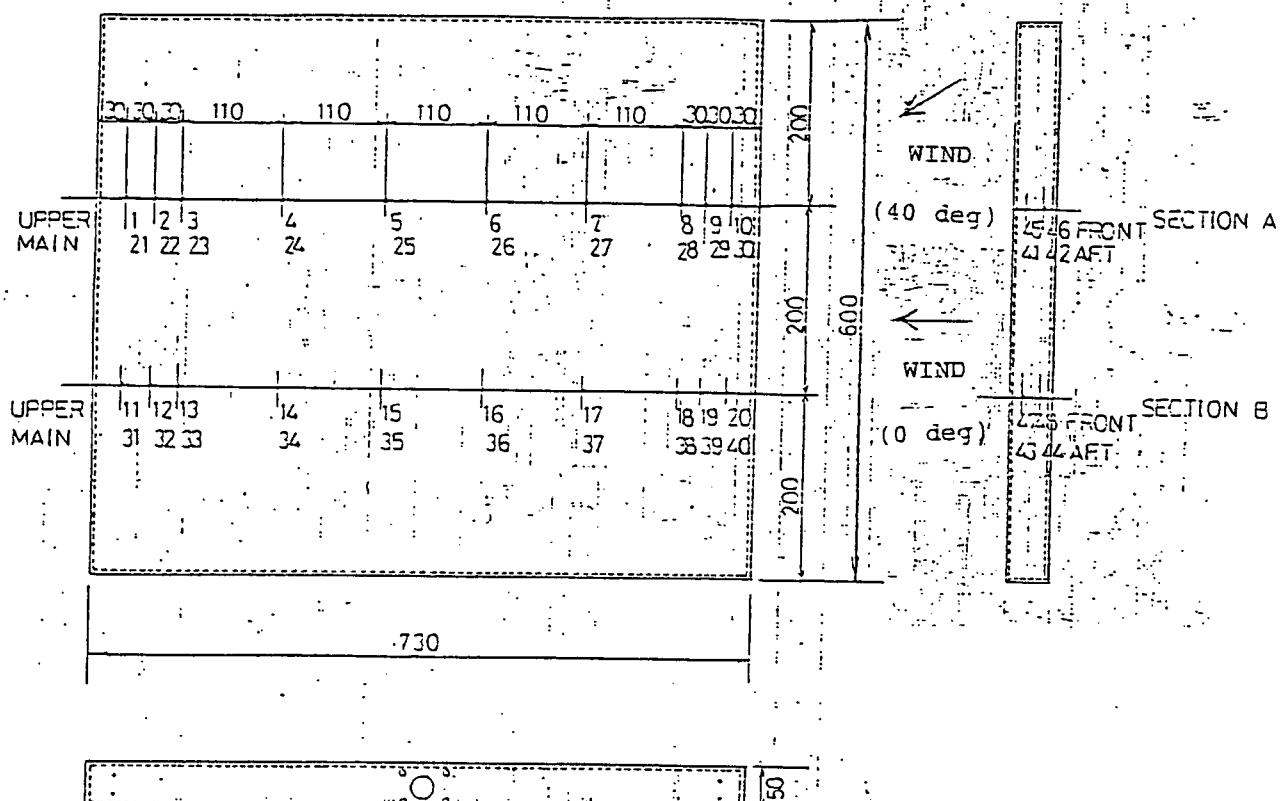


図 3.2.9 Principal dimensions of model 1

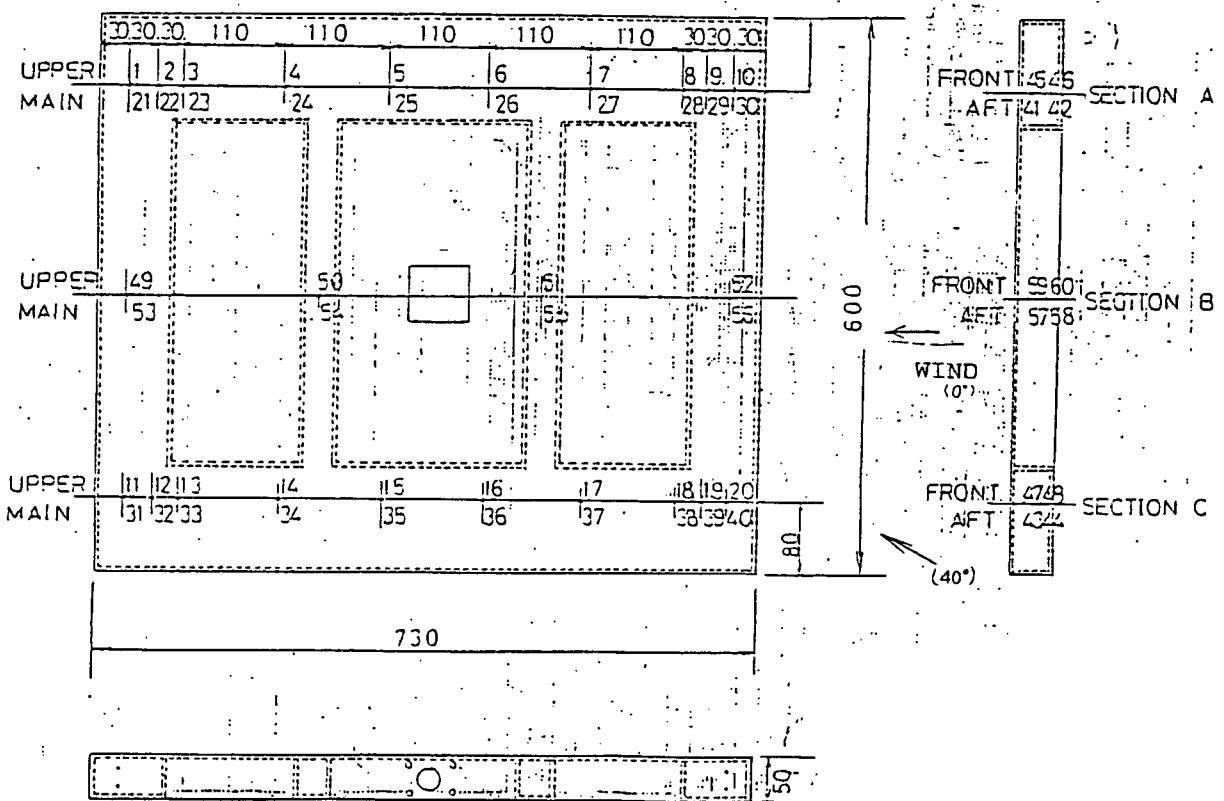


図 3.2.10 Principal dimensions of model 2

WIND VELOCITY DISTRIB.

SECTION:0

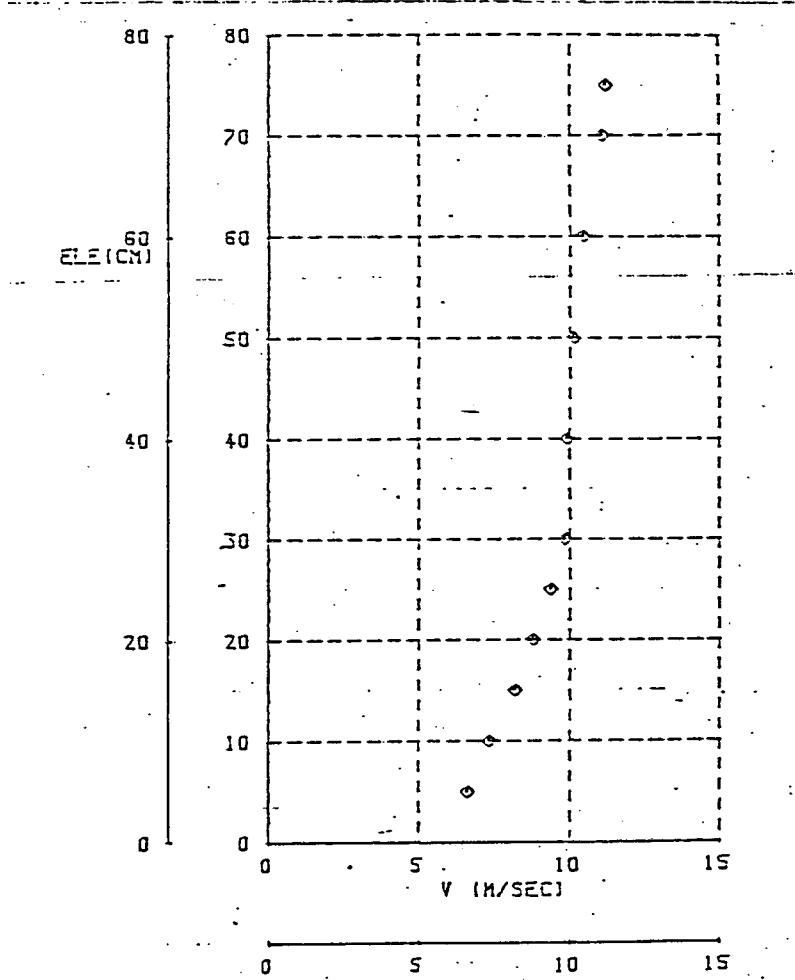


図 3.2.11

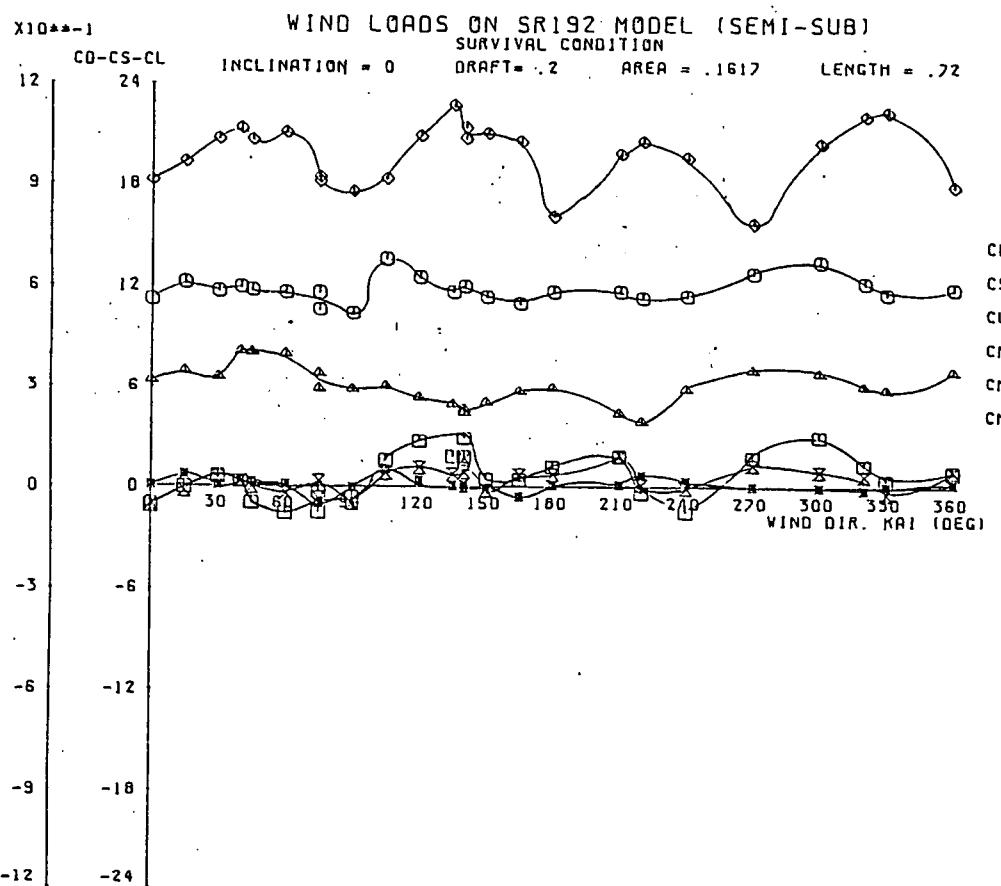


図 3.2.12

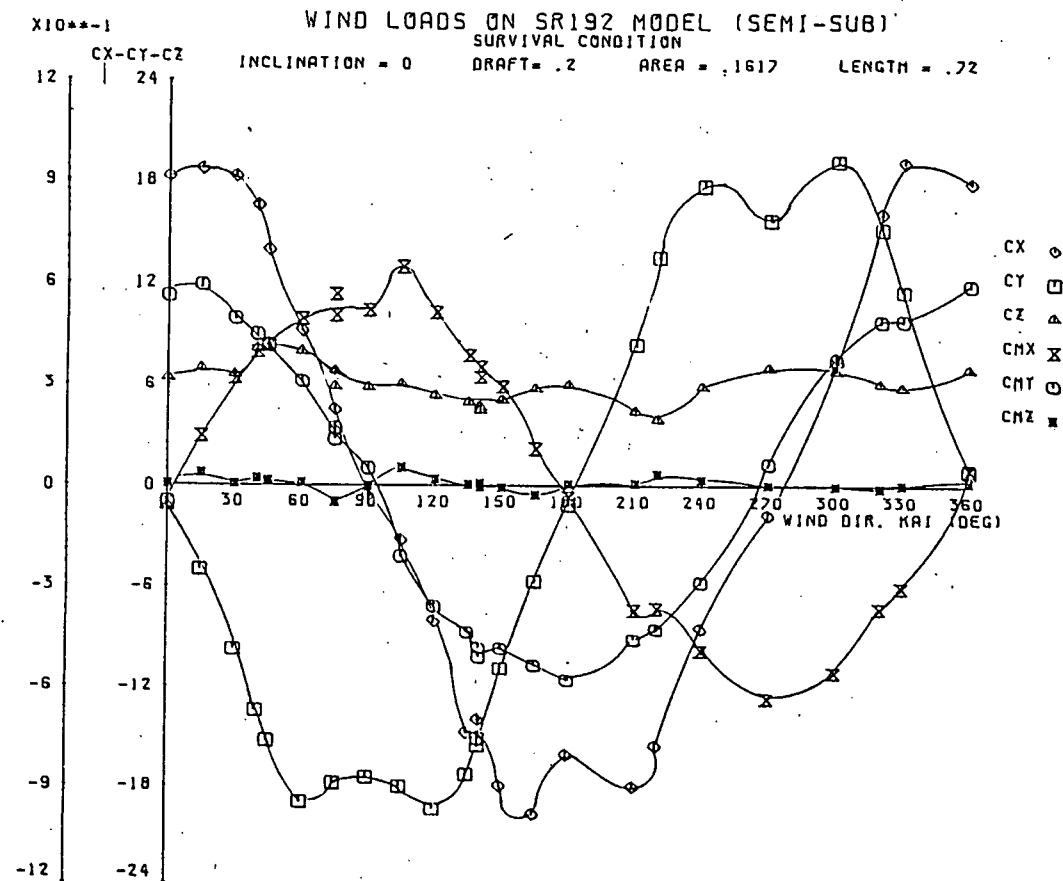


図 3.2.13

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

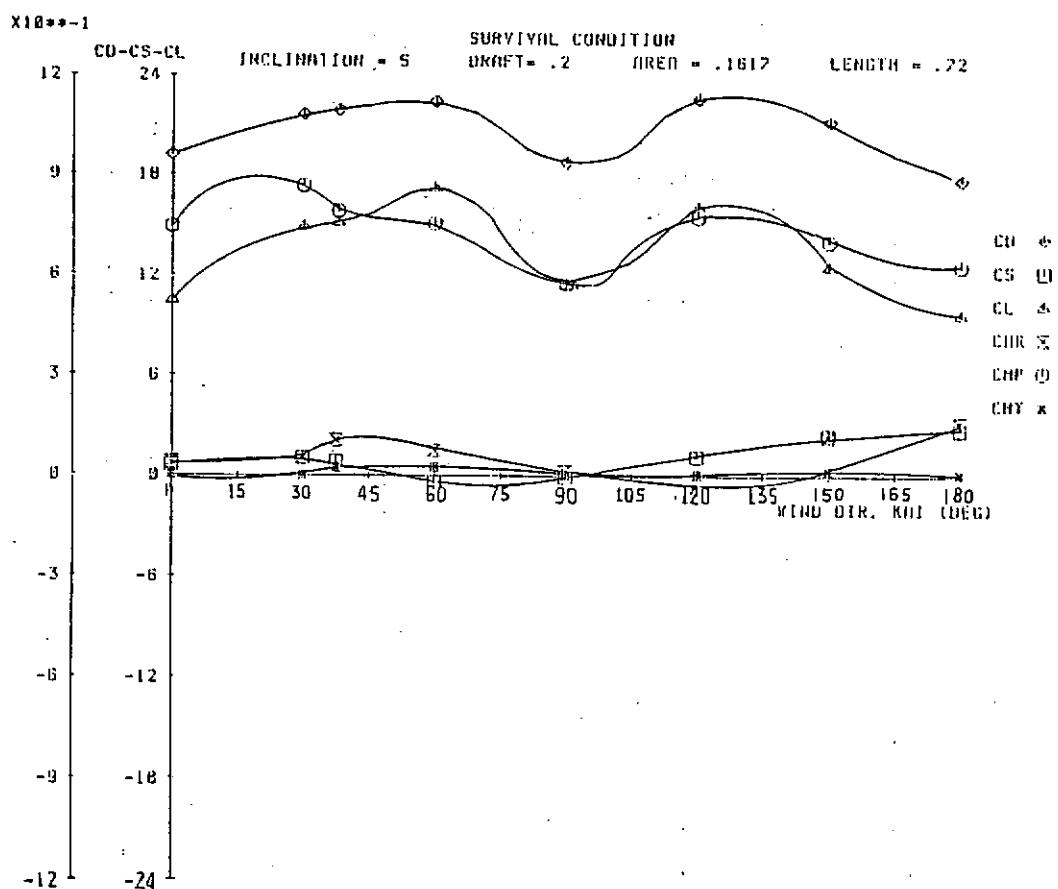


図 3.2.14

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

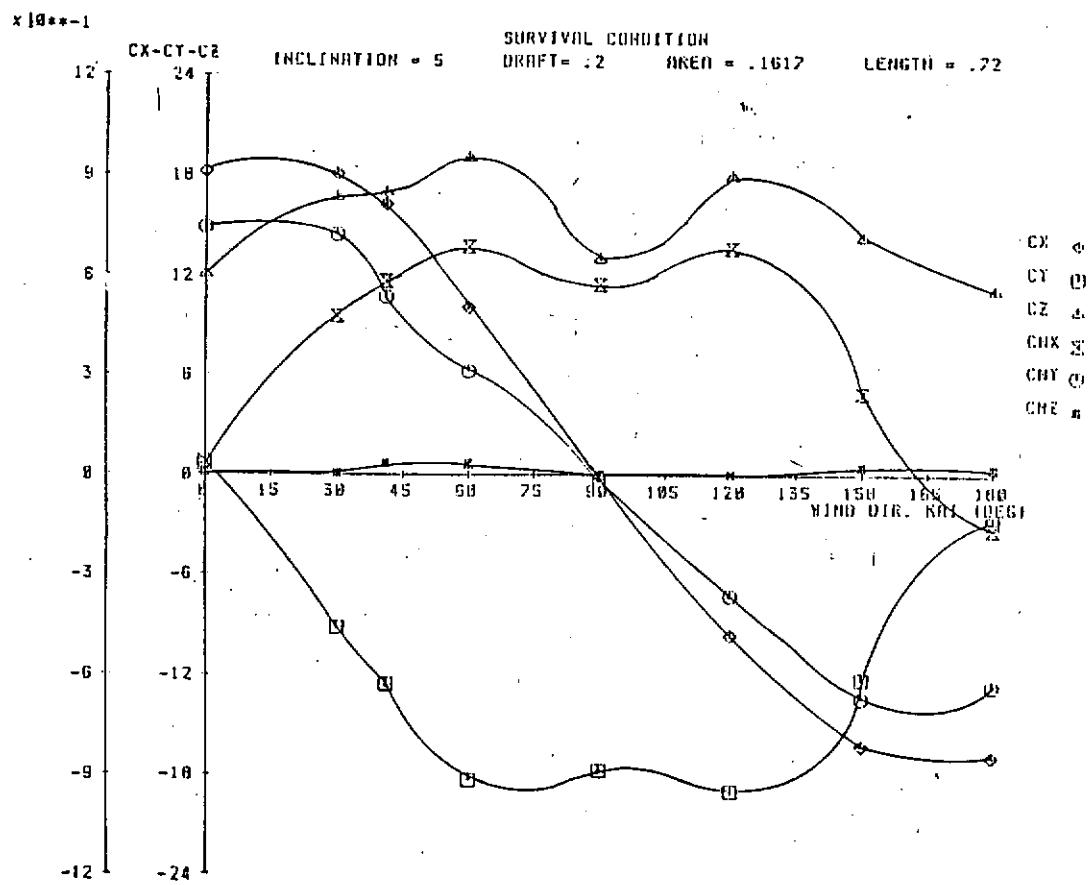


図 3.2.15

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

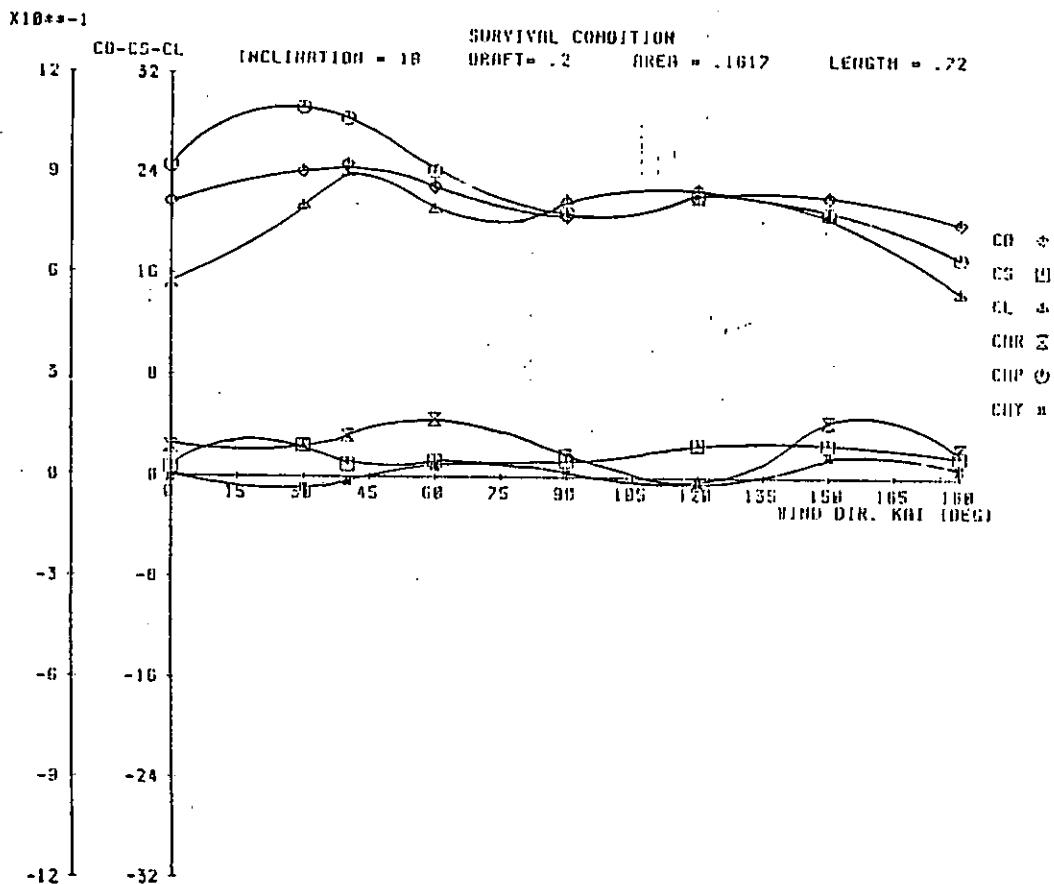


图 3.2.16

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

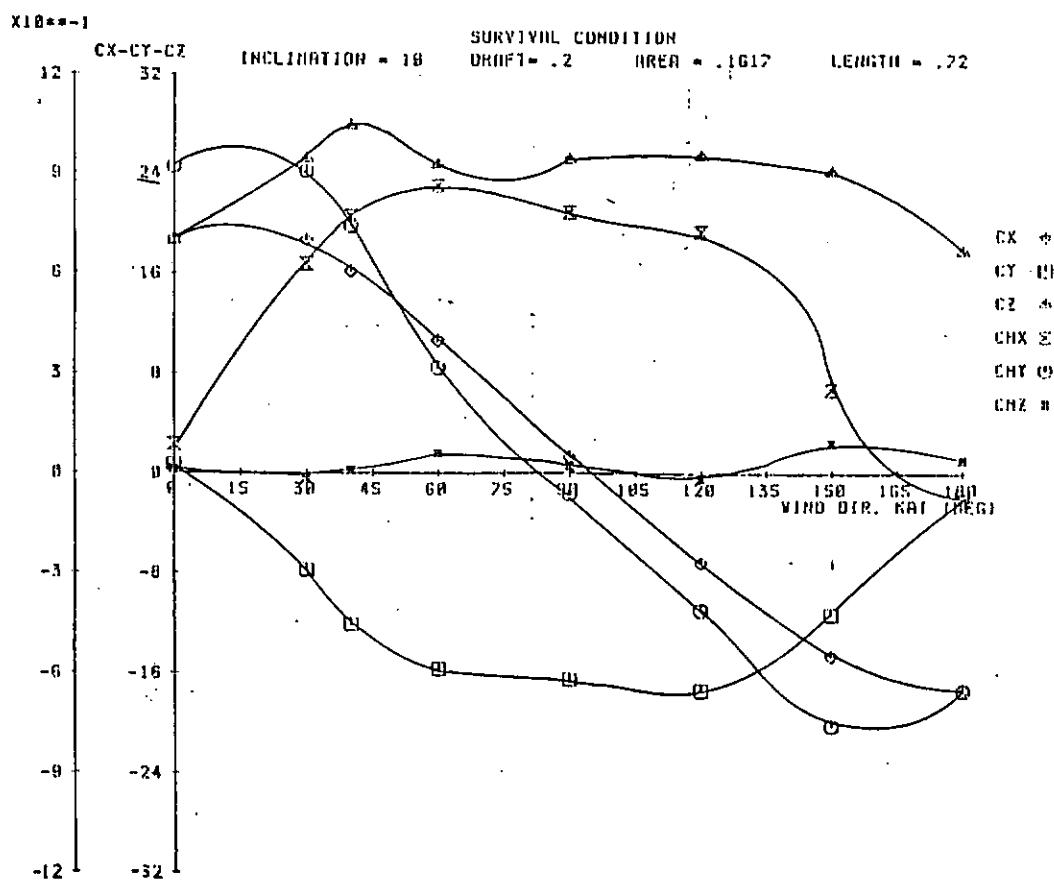
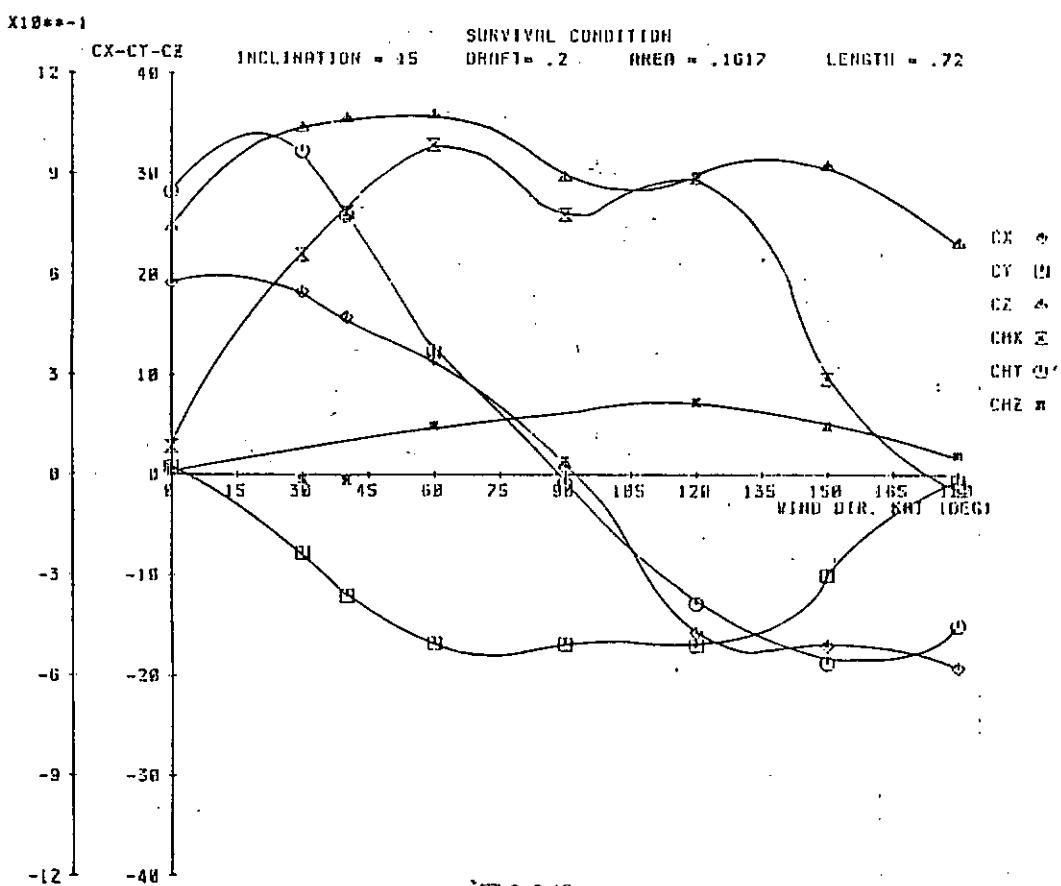
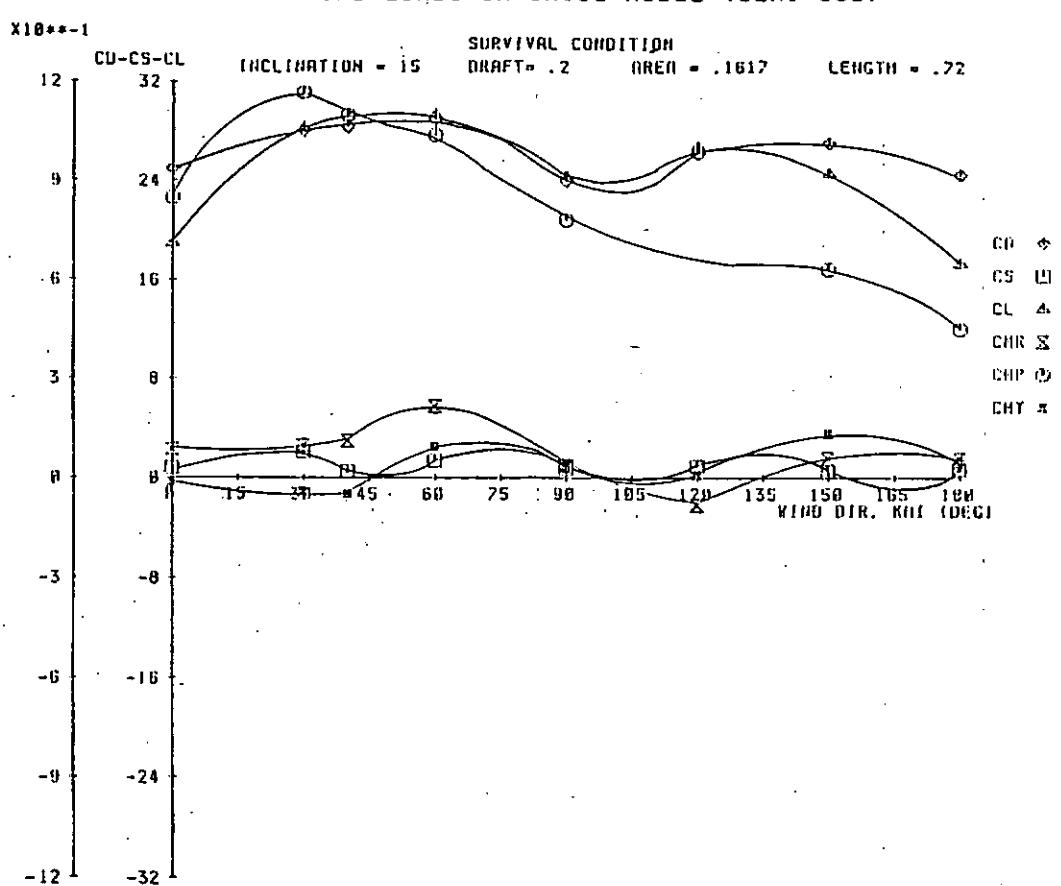


图 3.2.17

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)



WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)



WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

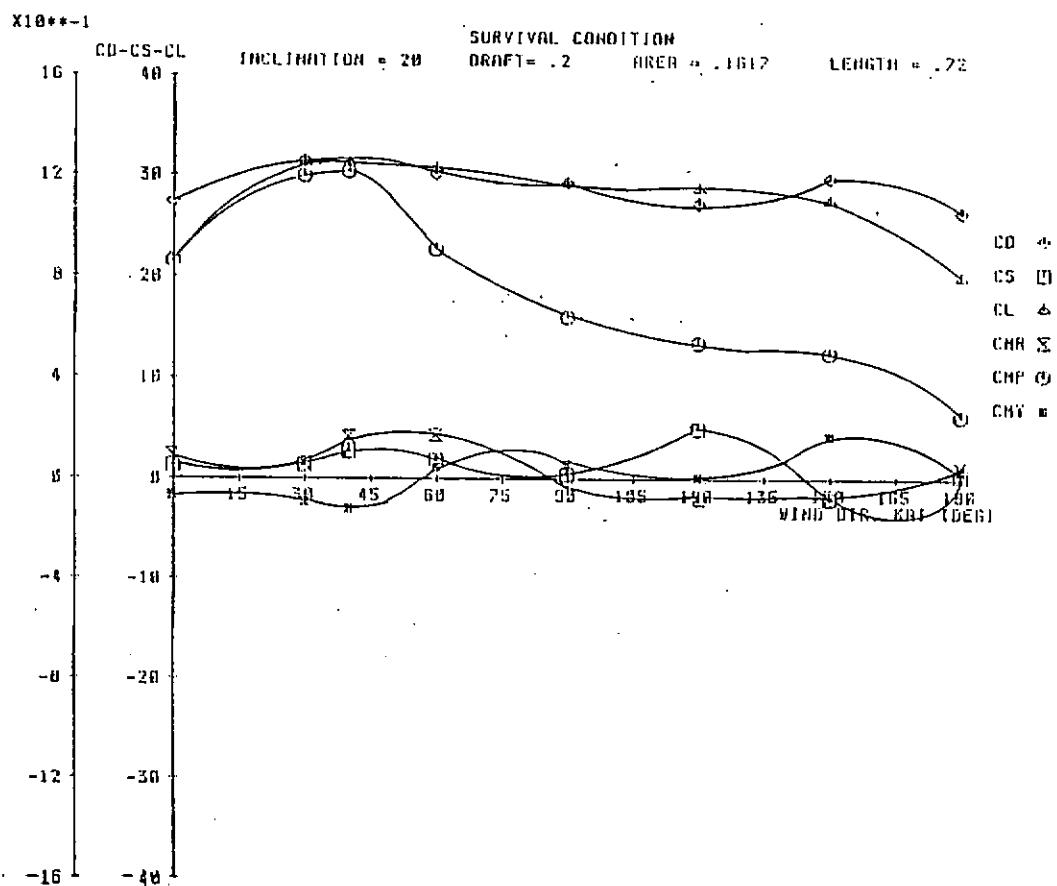


図 3.2.20

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

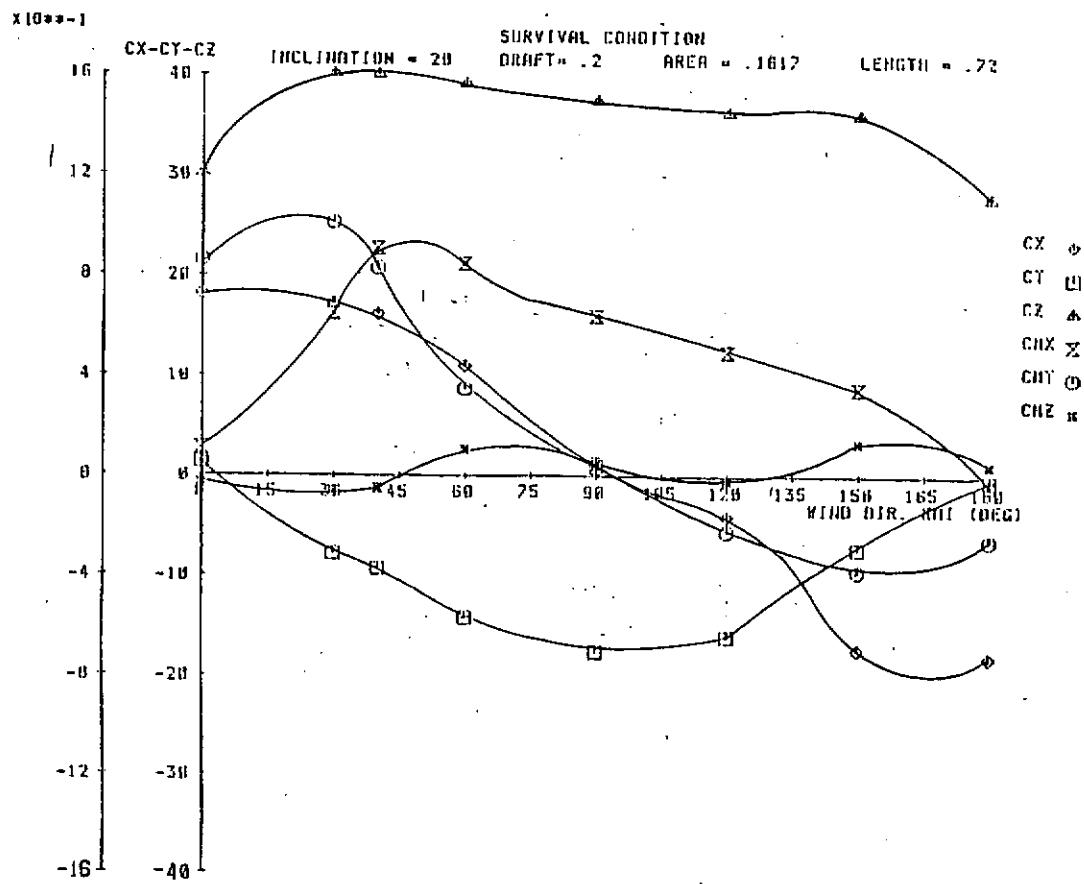


図 3.2.21

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

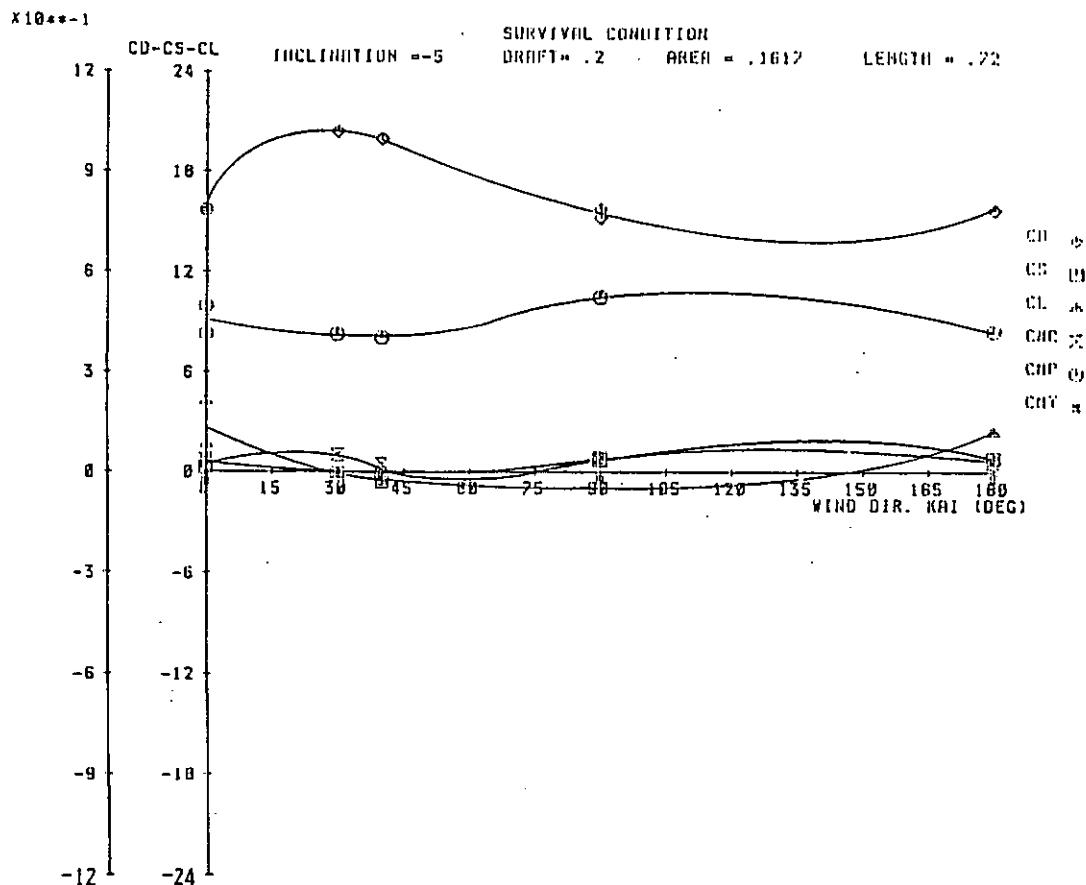


図 3.22

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

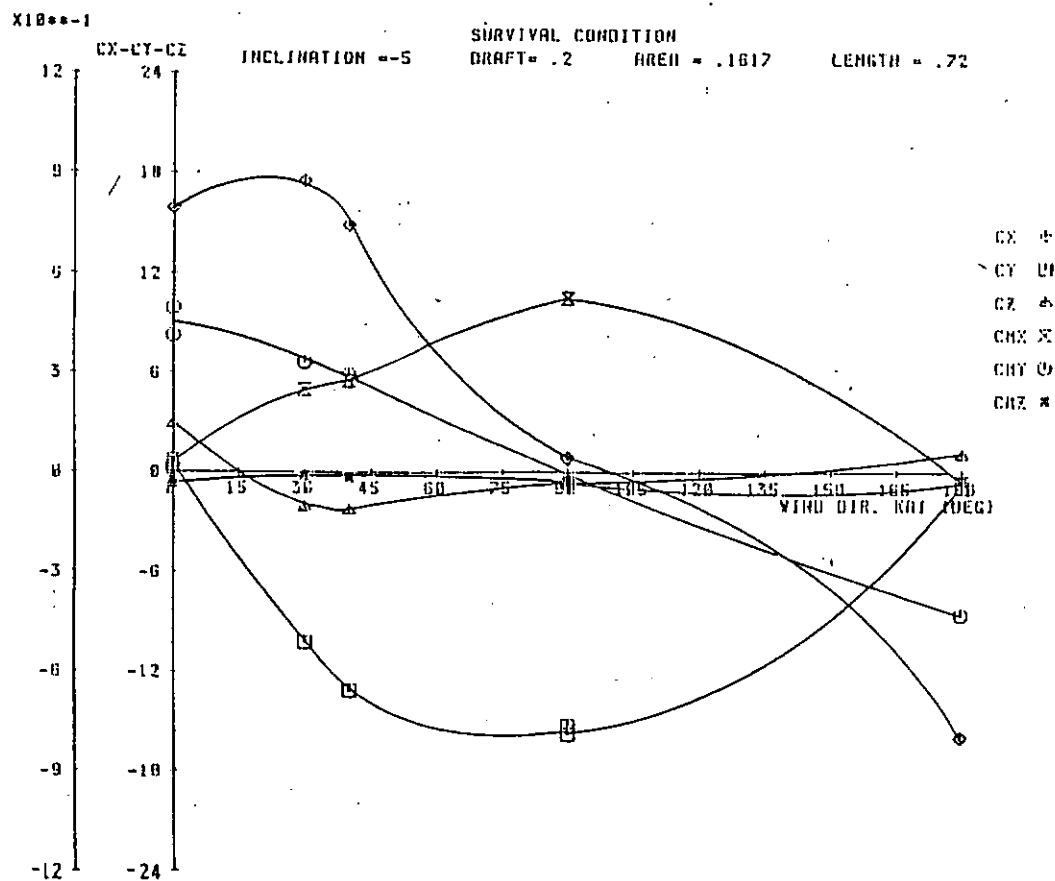


図 3.23

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

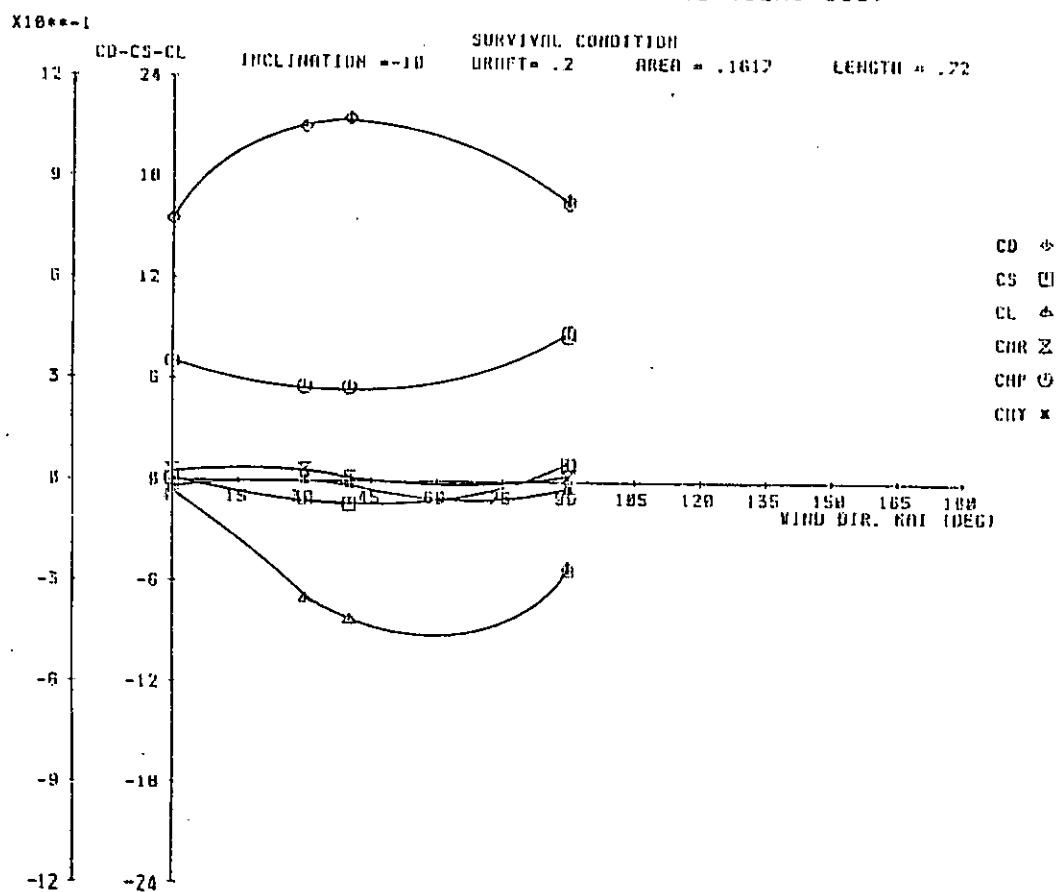


図 3.2.24

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

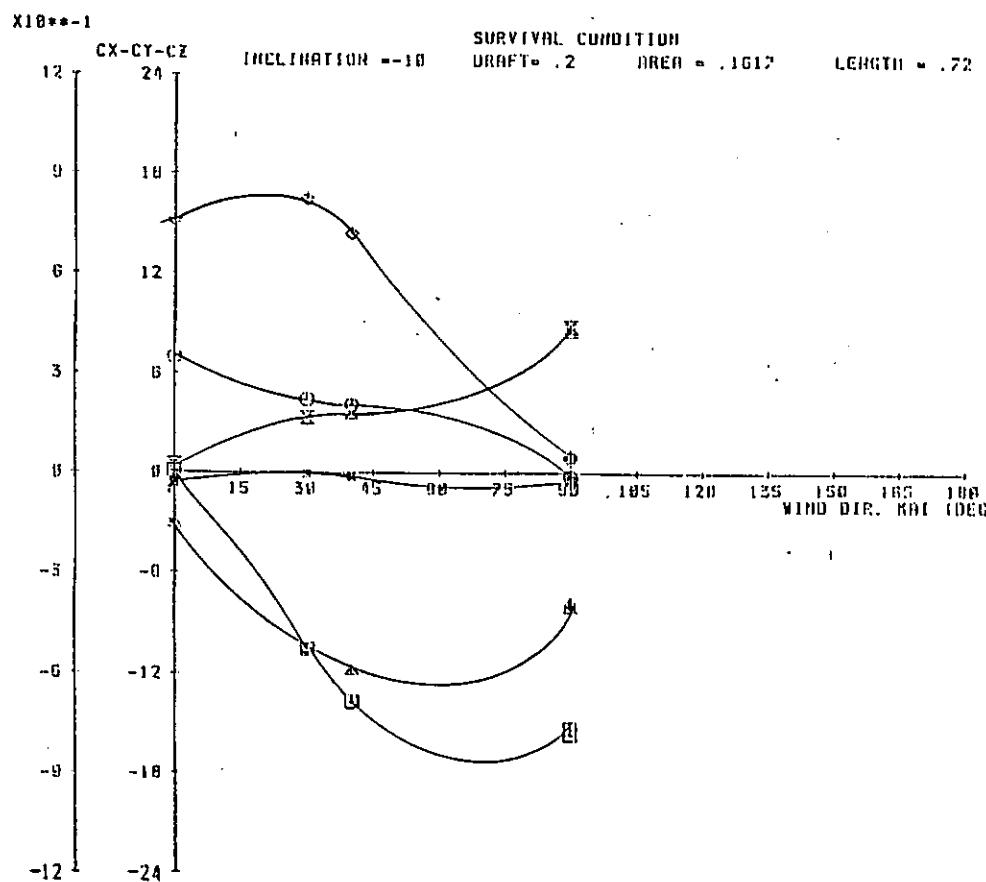
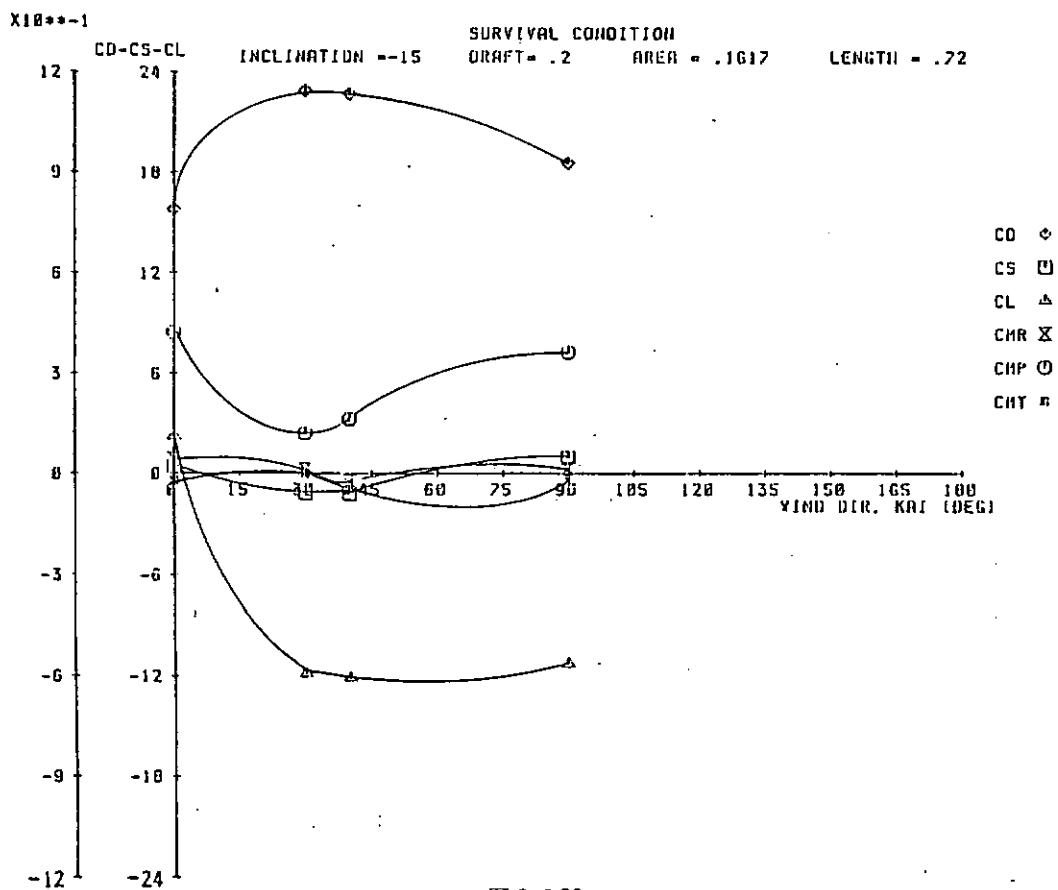
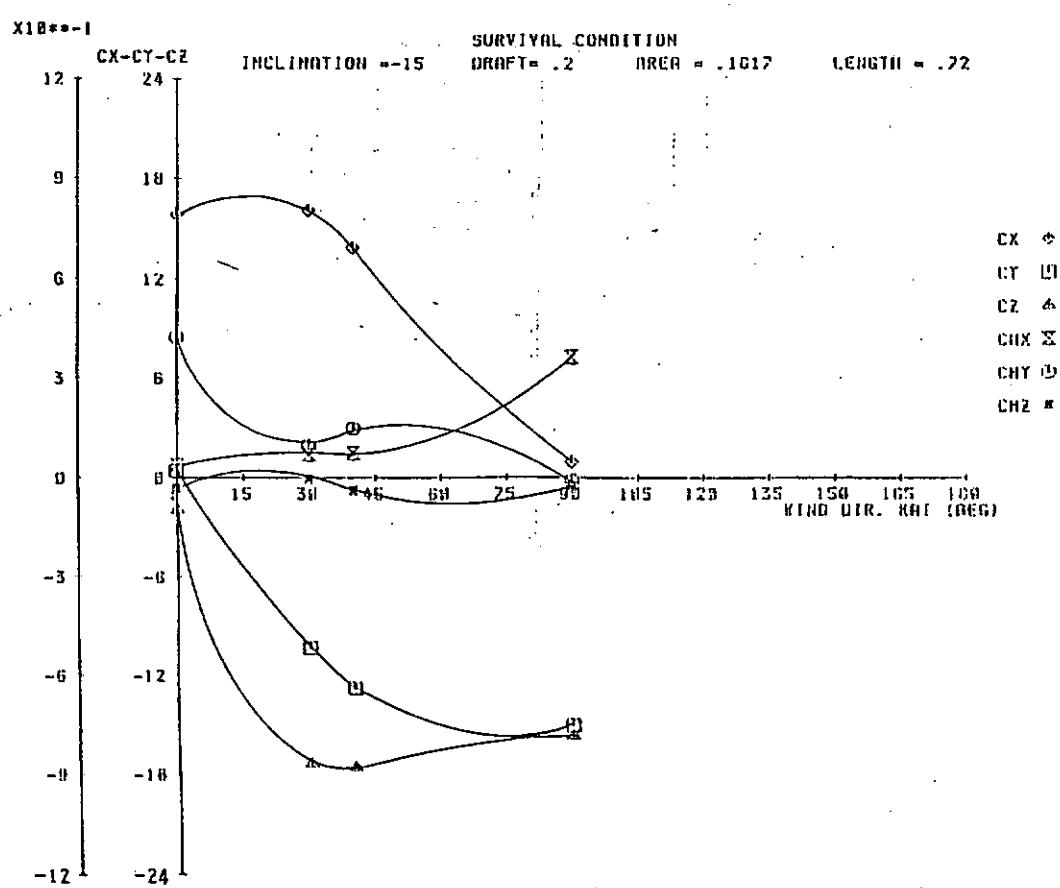


図 3.2.25

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)



WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)



WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

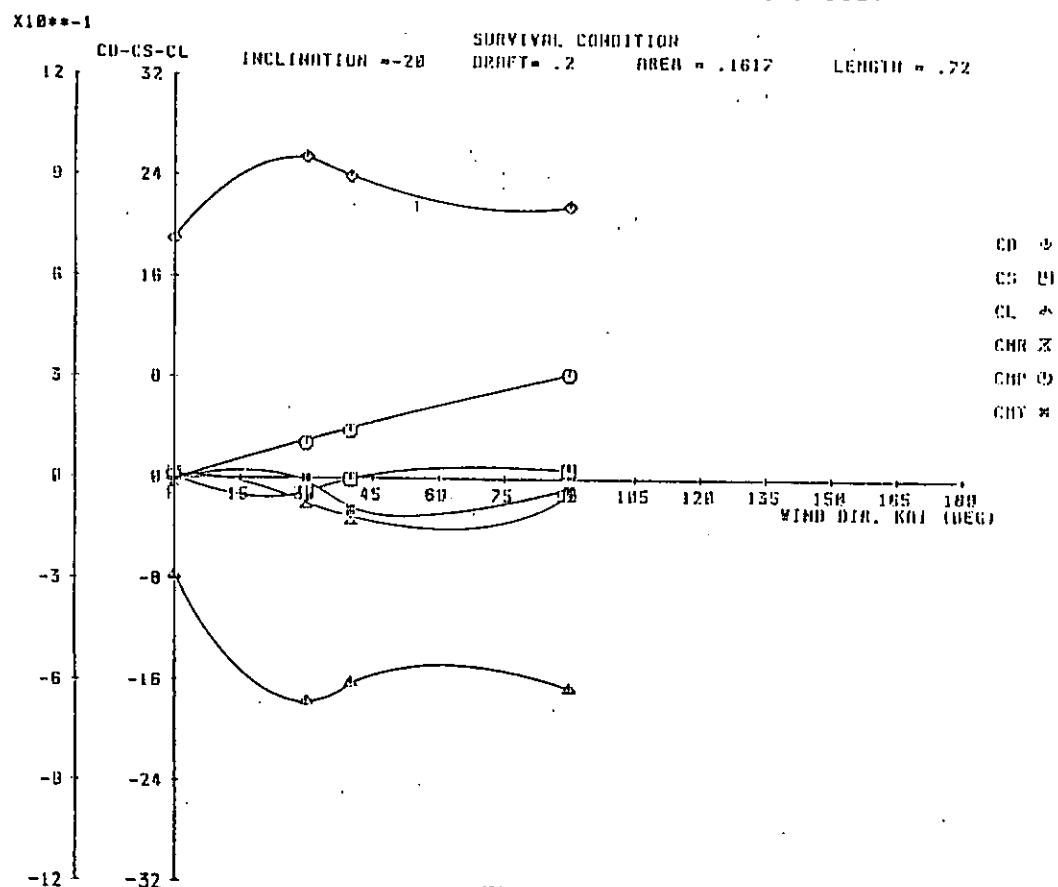


図 3.2.28

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

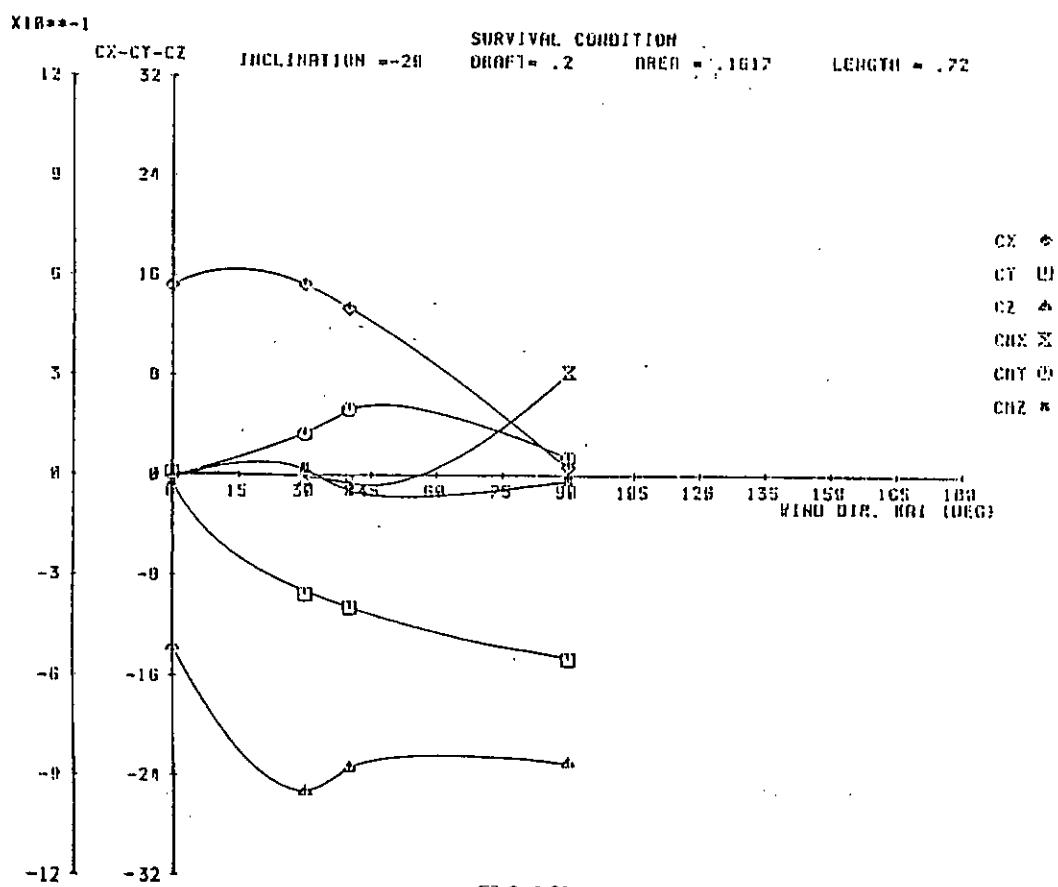


図 3.2.29

WIND LOADS ON COMPONENTS OF SR192 MODEL

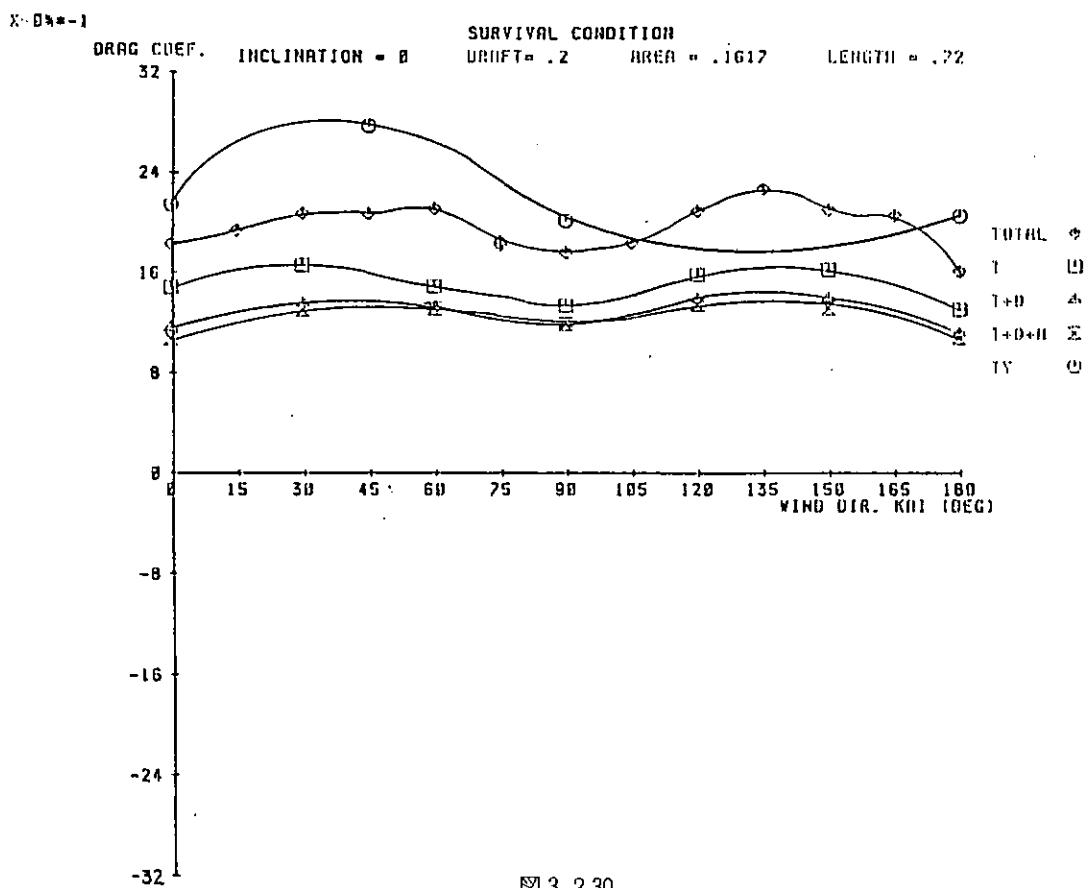


図 3.2.30

WIND LOADS ON COMPONENTS OF SR192 MODEL

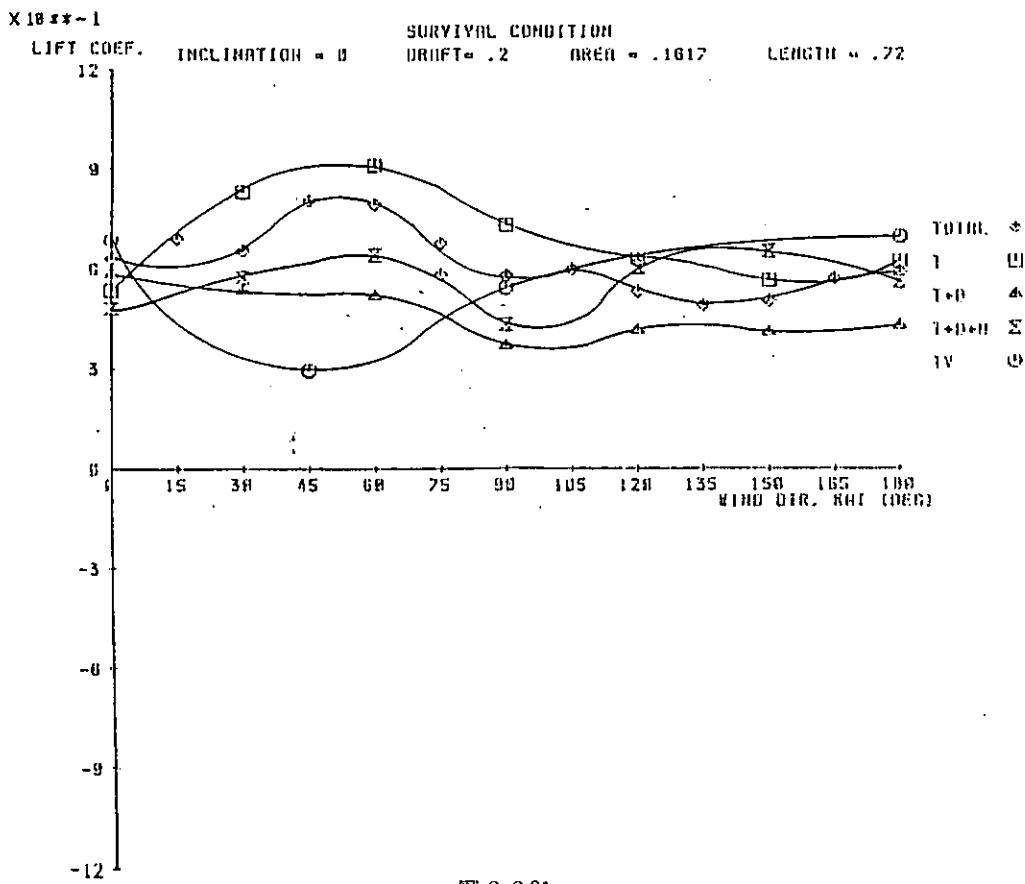


図 3.2.31

WIND LOADS ON COMPONENTS OF SR192 MODEL

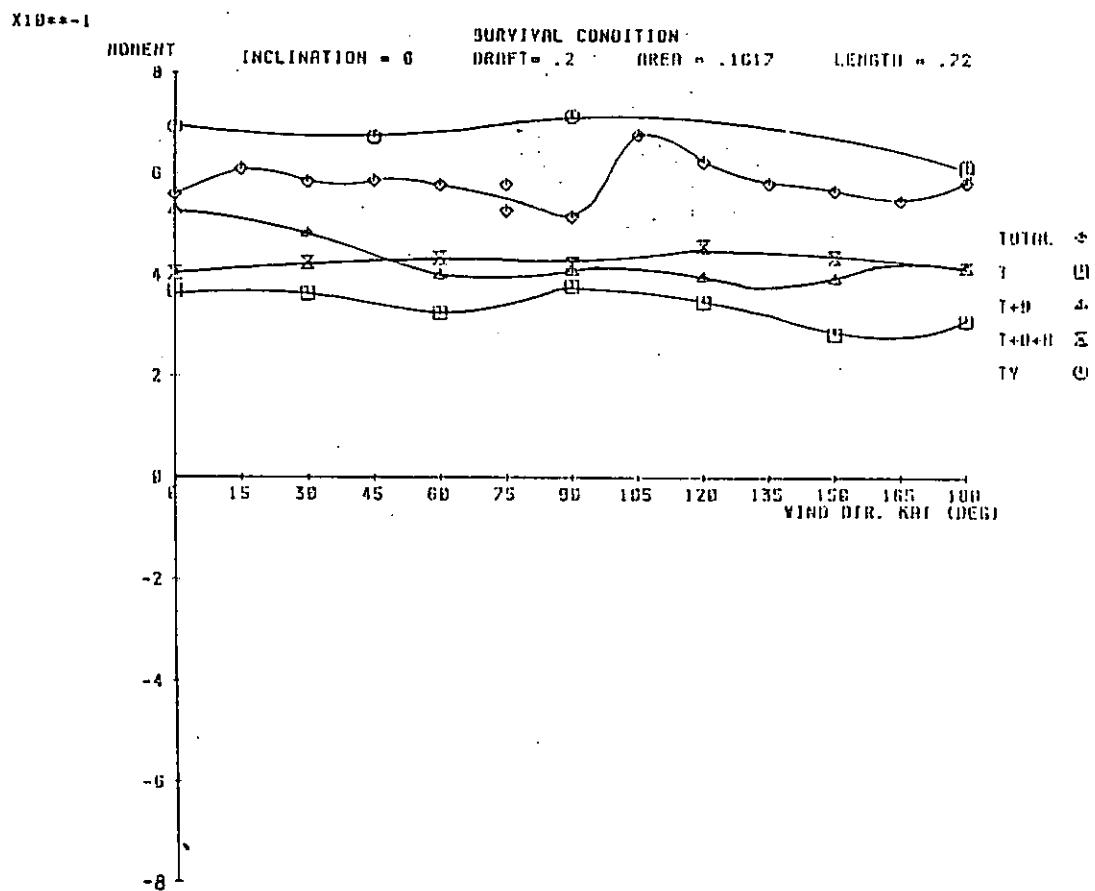


図 3.2.32

WIND LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

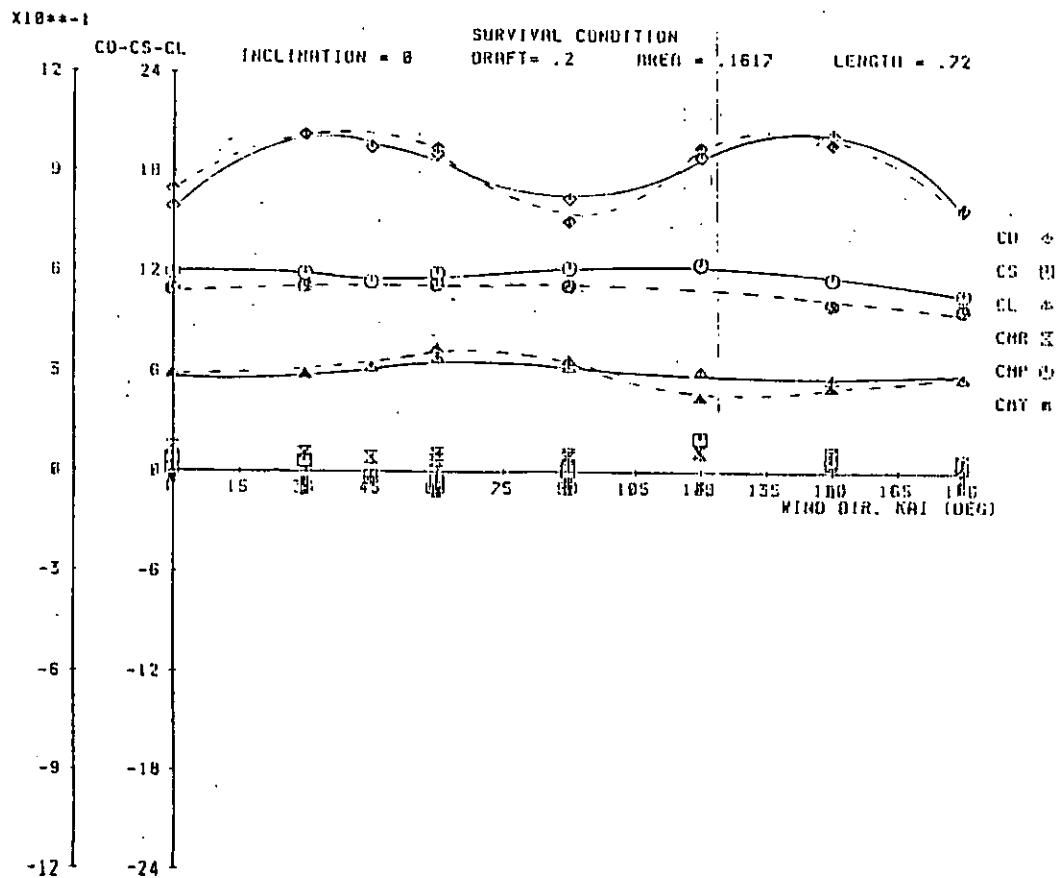
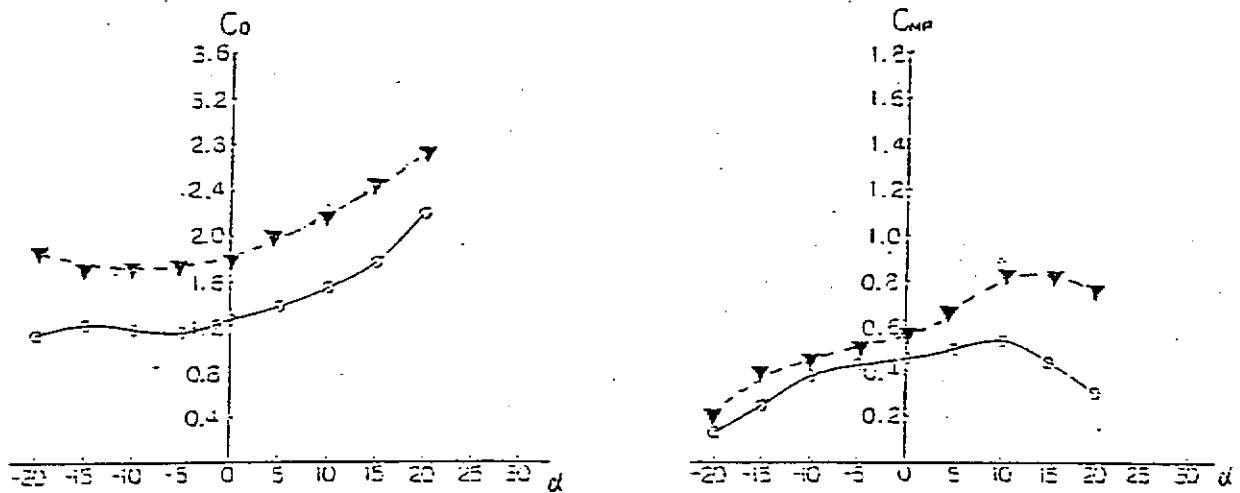
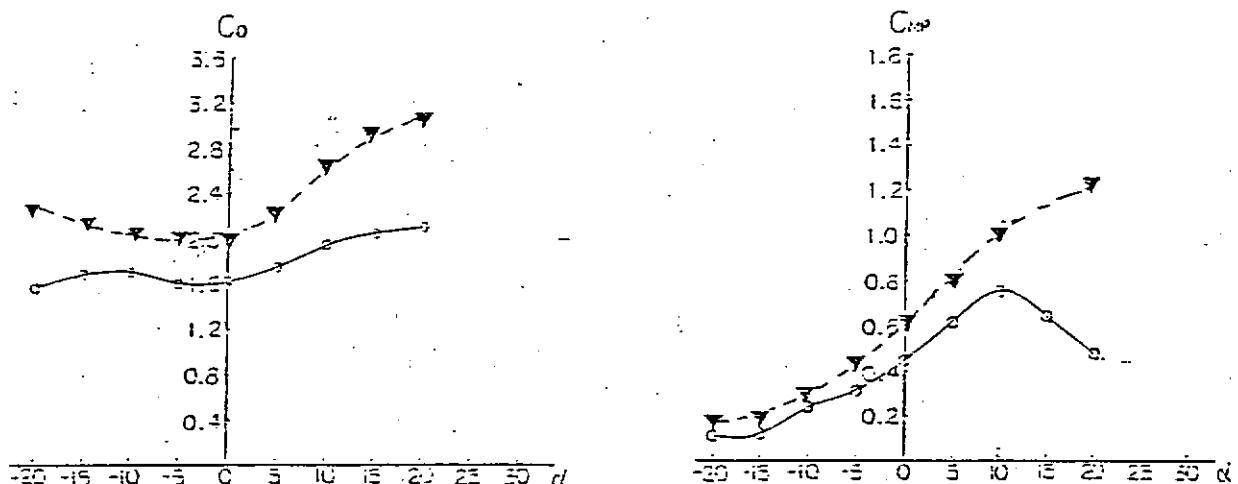


図 3.2.33



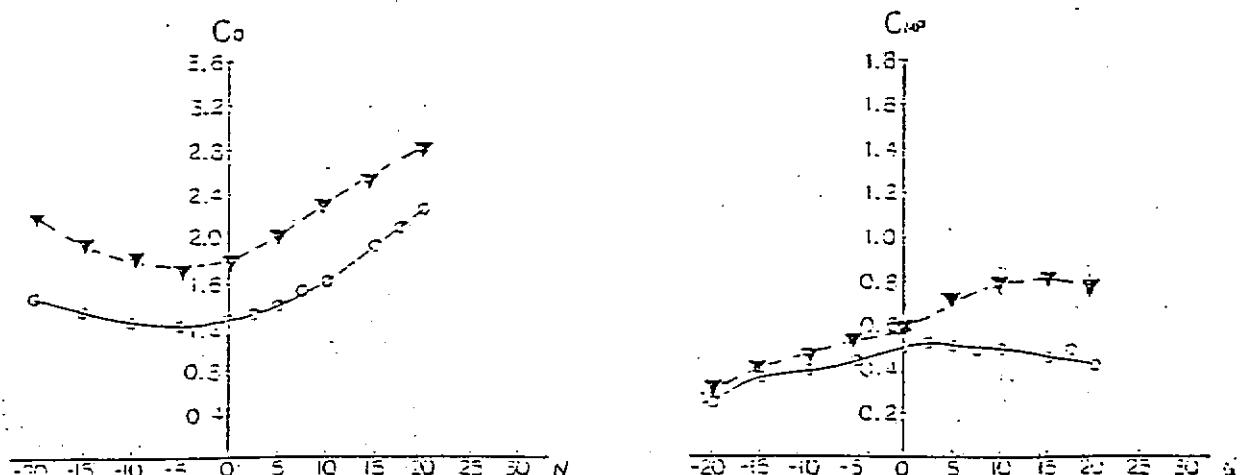
$\chi = 0^\circ$



$\chi = 40^\circ$

○ MITSUBISHI's DATA

▼ SEIKEN'S DATA



$\chi = 90^\circ$

図 3.2.34 Drag coefficient & overturn. moment

ESTIMATED BLOCKAGE EFFECT ON EXPERIENCE

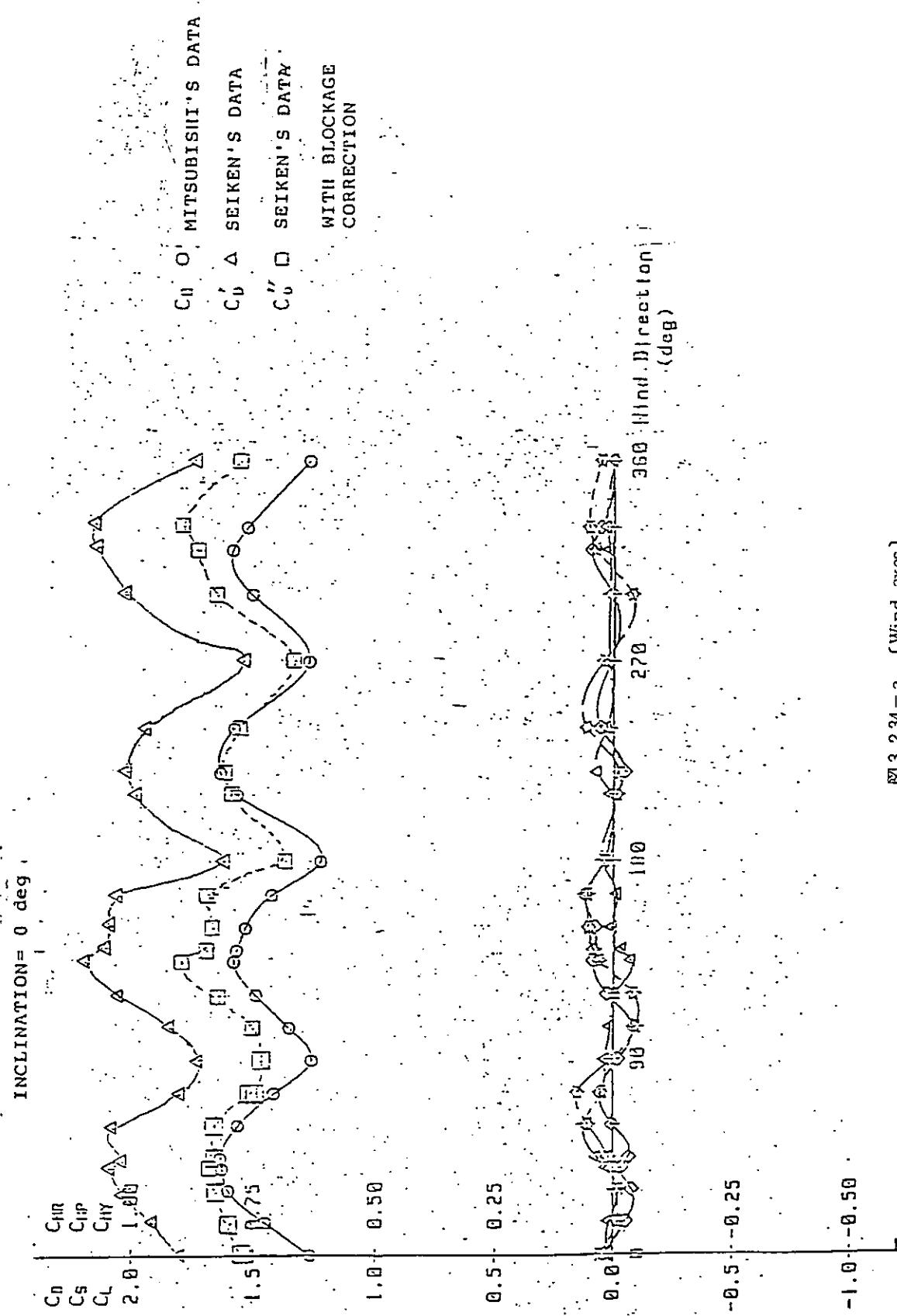


図 3.2.34-a (Wind axes)

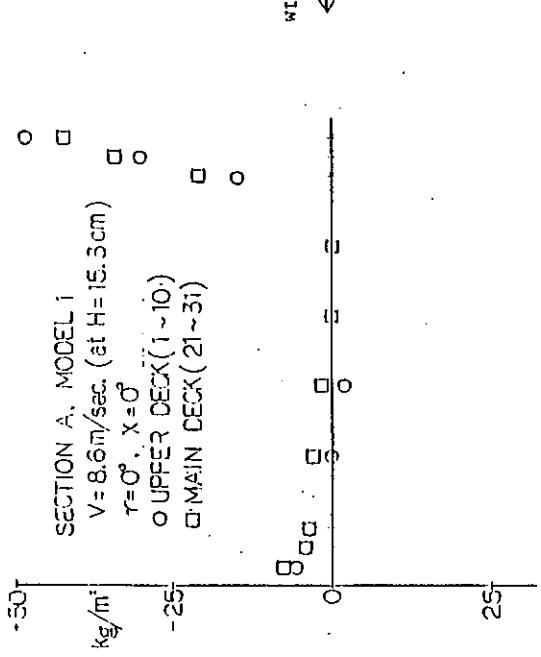


図 3.2.35 Pressure distribution on deck

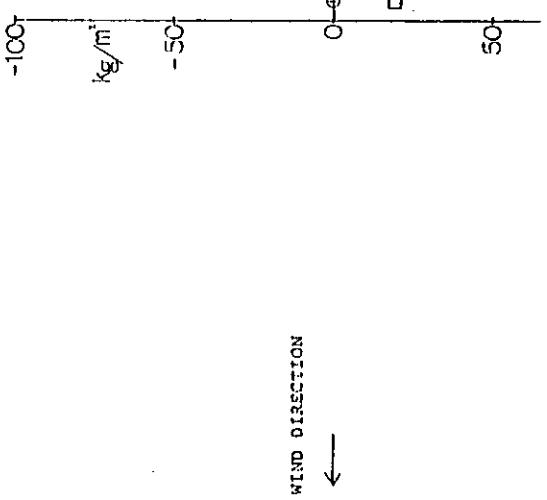


図 3.2.37 Pressure distribution on deck

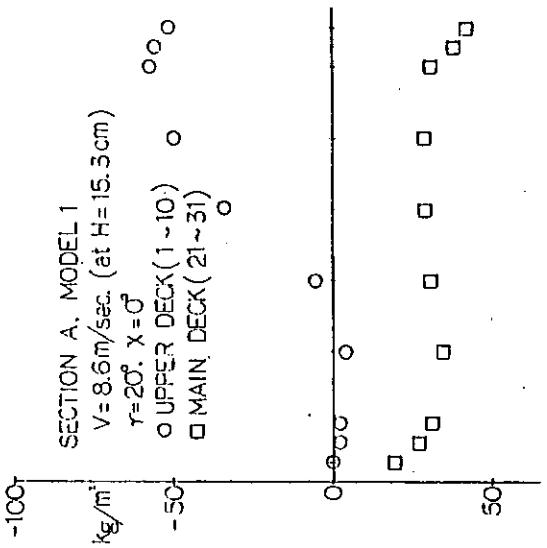


図 3.2.37 Pressure distribution on deck

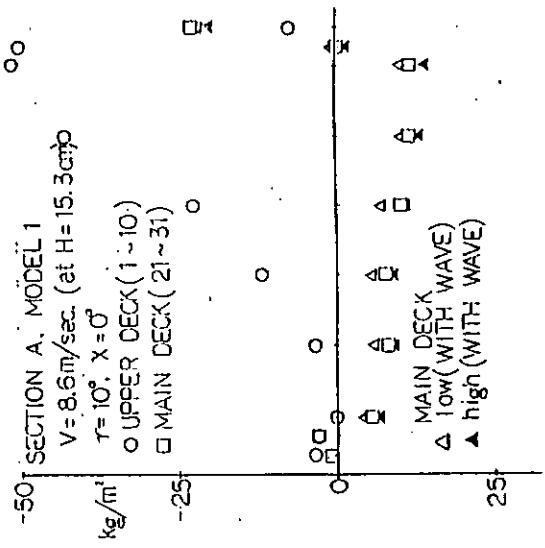


図 3.2.36 Pressure distribution on deck

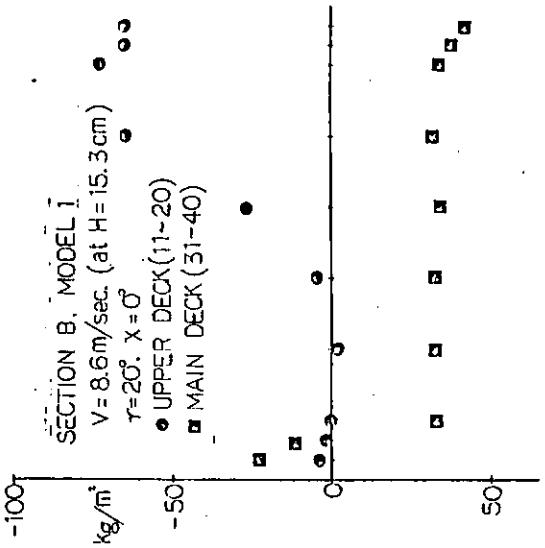


図 3.2.38 Pressure distribution on deck

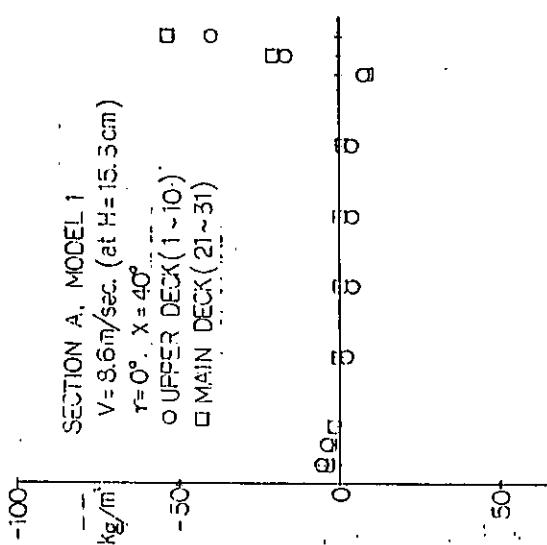


图 3.239 压力分布于甲板

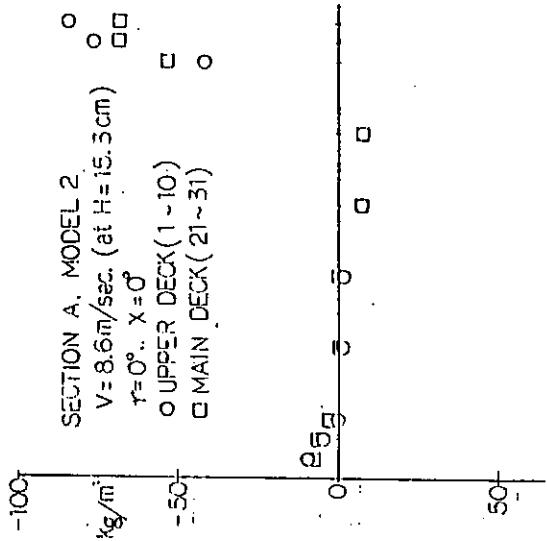


图 3.241 压力分布于甲板

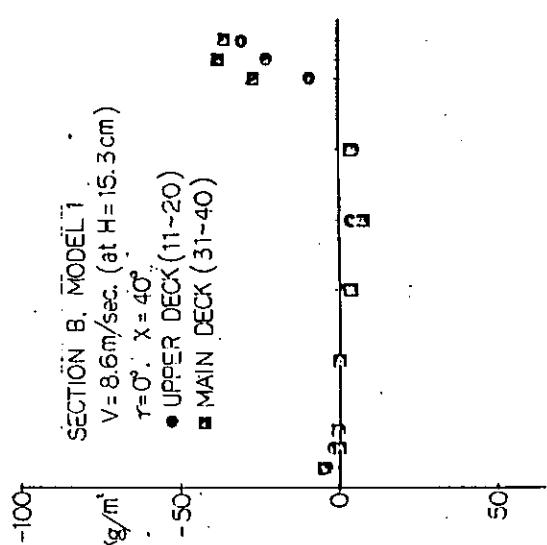


图 3.240 压力分布于甲板

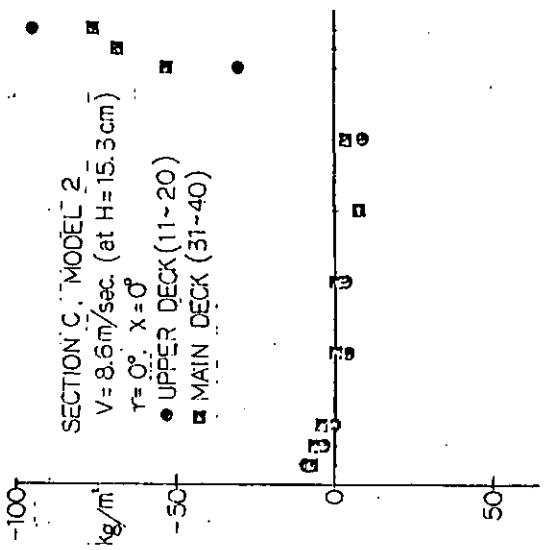


图 3.242 压力分布于甲板

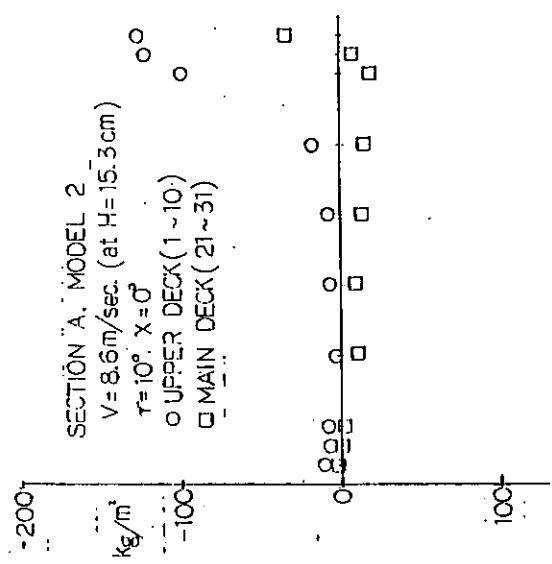


図 3.243 Pressure distribution on deck

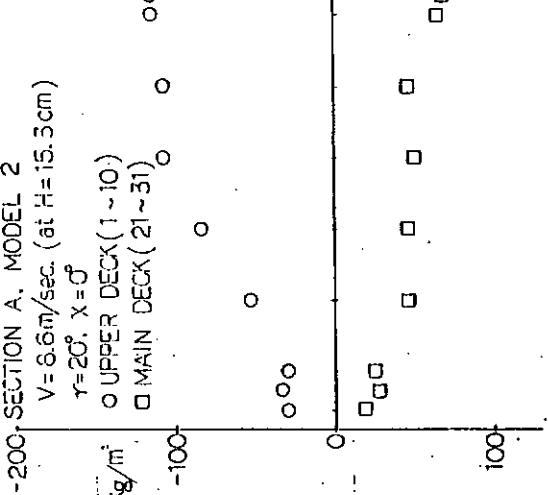


図 3.245 Pressure distribution on deck

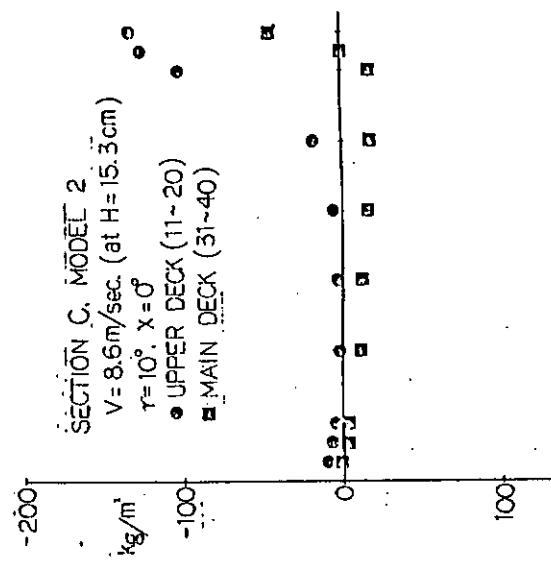


図 3.244 Pressure distribution on deck

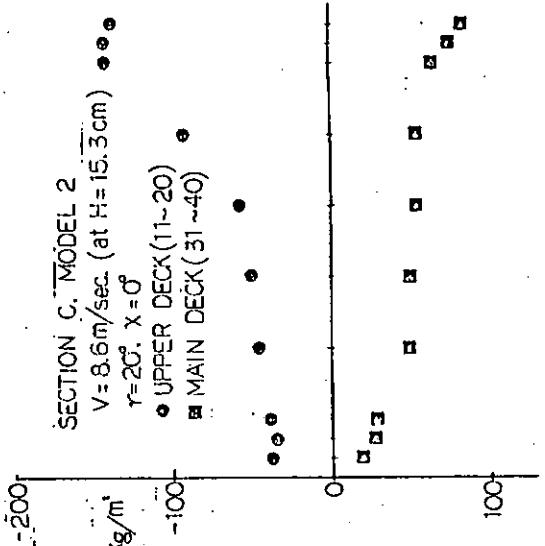


図 3.246 Pressure distribution on deck

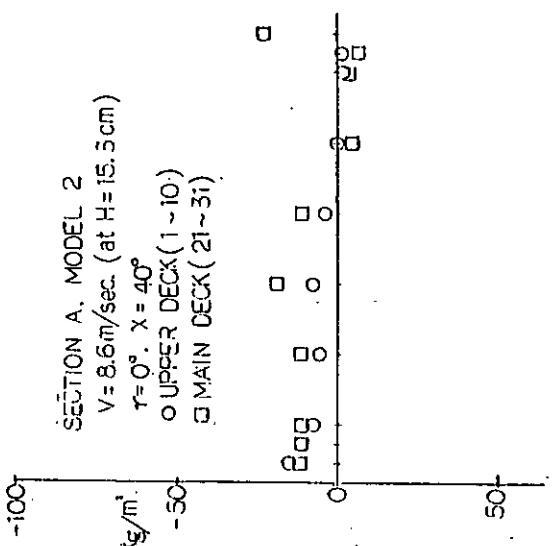


図 3.247 Pressure distribution on deck

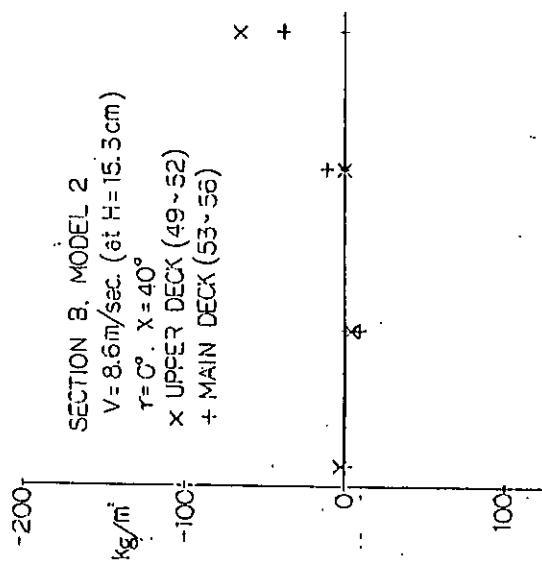


図 3.249 Pressure distribution on deck

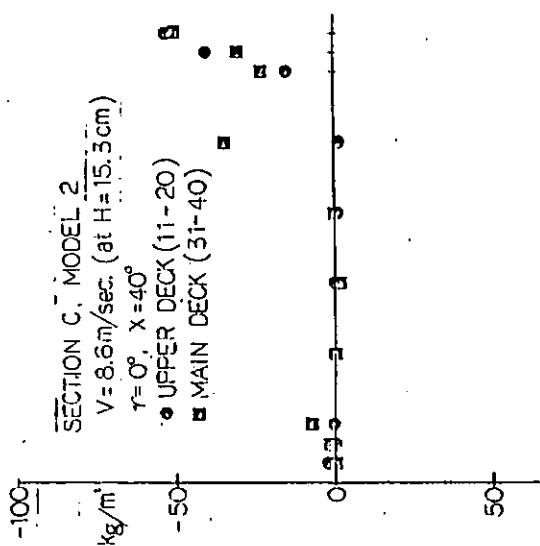


図 3.248 Pressure distribution on deck

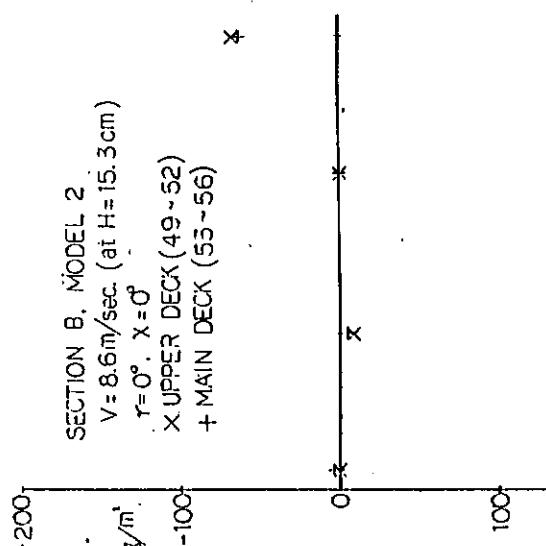


図 3.250 Pressure distribution on deck

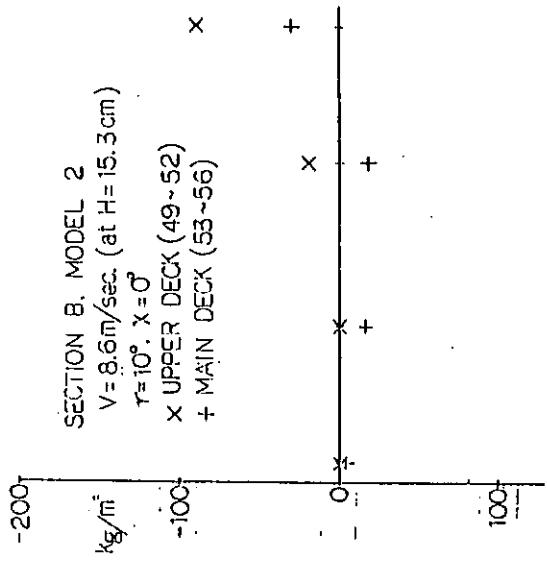


図 3.251 Pressure distribution on deck

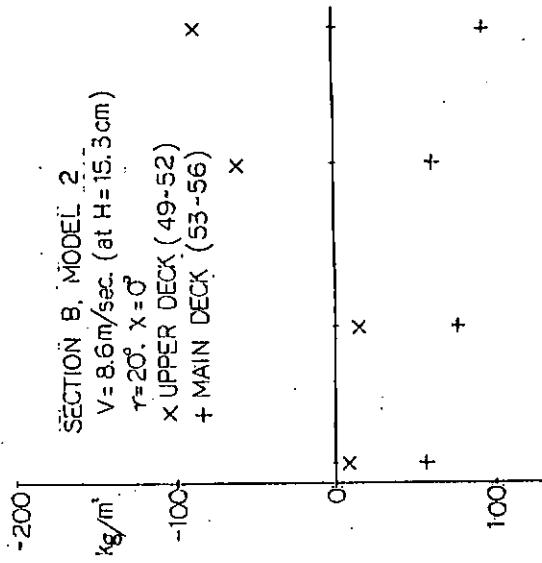


図 3.252 Pressure distribution on deck

CURRENT LOADS ON SR192 MODEL (SEMI-SUB)

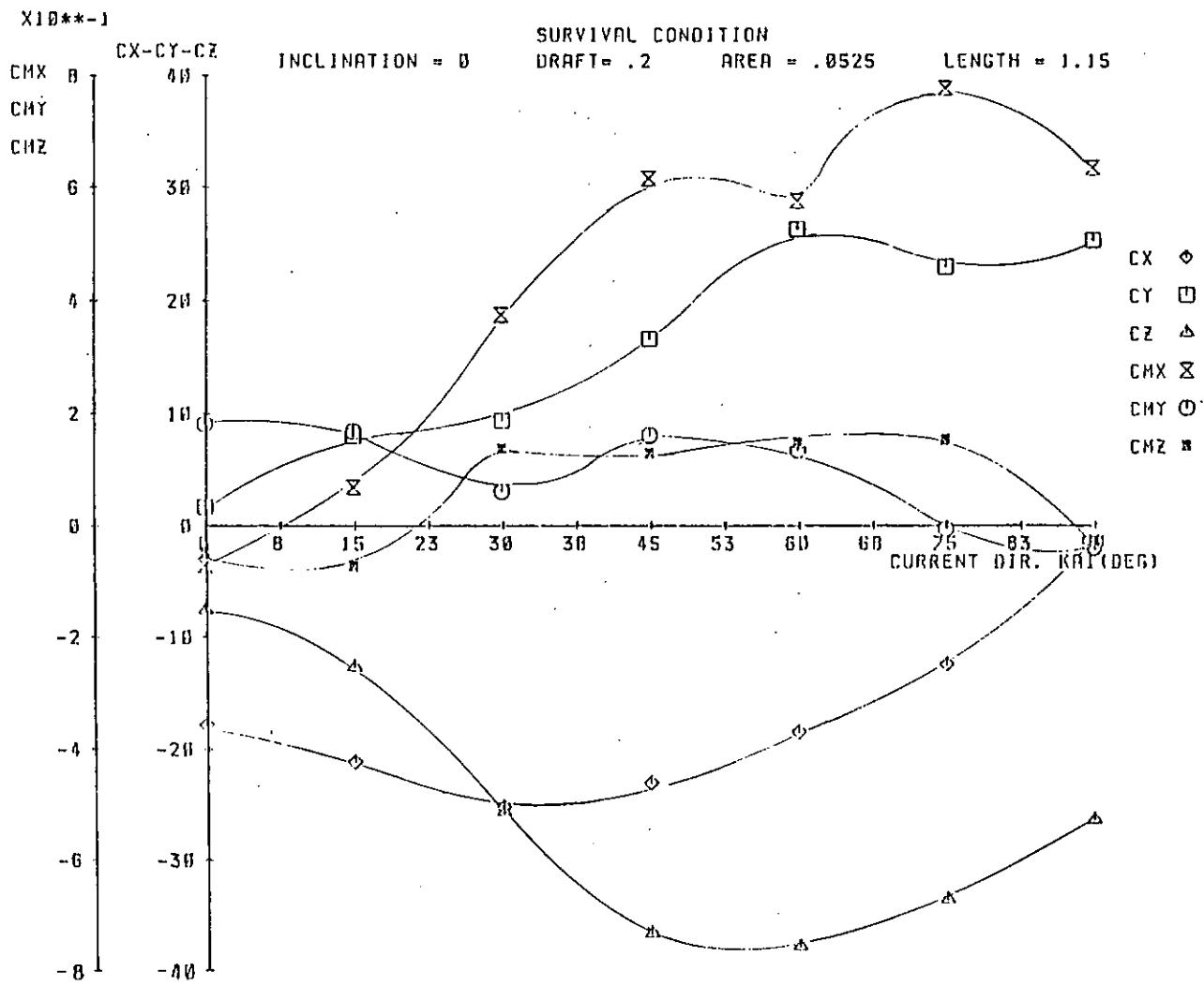


図 3.253

4. 実機試験の検討

4.1 実機試験の目的と必要性

海洋構造物の設計に当っては、先ず外力や応答を通常状態に対応する規則波や不規則波を用いた水槽実験及び理論計算によって推定し、次いで設置海域の想定海象を設定してその中の応答の極値を前者の結果を用いて推定し、安全性を確認する手法がとられる。このようにして求めた設計値が妥当なものであるかどうかは最終的には実海域での測定によって確かめられることが望ましい。特に実海域での計測による検証を前提として構造物を設計することは、設計手法の合理性を確めるうえで必要である。

しかしながら付録に述べるように、そのような実機試験の例は少なく、外力と応答との関係について模型と実機との相関を明らかにするデータも十分であるとは言えない。特に設計条件の妥当性を判定できるほど長期的にわたる実験が少ない。その理由として稼働中の石油掘削リグなどの実機による長期の計測が困難であることのほか、若し実験が行われてもデータの発表が貴重な設計のノウハウとして抑制されているのではないかということも考えられる。

そこで、実機に近い規模の大型模型（プロトタイプ）を作成し、実海域に設置して諸種の計測を行い、水槽実験や理論計算の結果と対比できるデータを得るための実機試験を計画した。

実機試験により可能である実験内容には次のようなものがある。

- (1) 波、潮流、風等の外力と浮体の運動応答との関係
- (2) 外力と構造応答との関係
- (3) 浮体の要素に働く波力、流体力
- (4) 各種係留システムと浮体の応答の関係
- (5) 浮体の曳航時の抵抗、動搖、及び安定性

これらの計測を行うことにより、模型実験だけでは解明できない自然環境条件の不均一性や変動性の影響、模型と実機の間の寸法効果、模型と実機との相異が大きい局部構造強度などを明らかにする手がかりが得られ、さらに大規模な海洋構造物建造技術の基礎が固められる。

4.2 浮遊式海洋構造物の実機試験計画

将来における海洋構造物による海洋空間等の利用拡大を考えると、文献1)で検討されているような、各種要素浮体により支持される上部構造を有するセミサブ式を中心とする大型プラットフォームが基本になると考えられている。

- (1) 本体設計・建造技術
 - イ) 自然環境条件の設定法
 - ロ) 浮体に働く外力及び流体力の推定法
 - ハ) 浮体の耐波設計法
- ニ) 浮体の接合部に働く局部強度の推定法
 - ホ) 長周期変動外力による浮体の挙動
- (2) 係留設計技術
 - イ) 大把駐力アンカーの開発
 - ロ) 浮体の複数係留システムと総合把駐力の推定法
 - ハ) 係留ラインの耐久性と許容係留力の推定法
- (3) 実海域実験

イ) プロトタイプによる実海域での実証実験

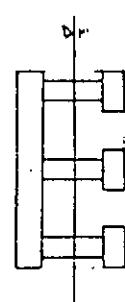
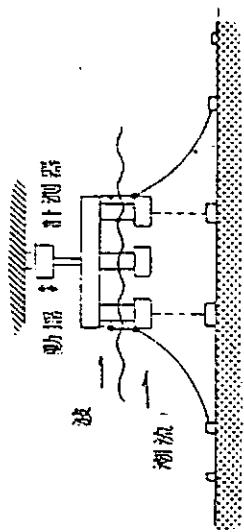
このうち、(1)～(2)の研究課題は大型浮遊式海洋構造物の模型実験による研究により実施され、(3)の実海域実験はこれらの模型実験で検討した大型構造物の構成要素である局部浮体の実物に近いプロトタイプ構造物を用いて行われる。

実海域実験は図4.1のような計画である。

1/30 模型実験 (59年)

実験地調査 (58年)
及び計画立案

実海域実験用浮体 (实物の1/3程度のユニット浮体)
実海域実験 (61年)



動力源・計測器

- ① 浮体に働く外力及び流体力の推定法
- ② 浮体の耐波設計法
- ③ 浮体の複数係留システムと総合化駆力

④ 係留装置の耐久性

- (1) 係留索・鎖の腐食疲労実験
- (2) 基盤アンカーの実海実験
(59~60年)

高耐駆力アンカーの
実証実験 (61年)

設計 (59年) 建造 (60年) 航航・据付 (61年) 実験

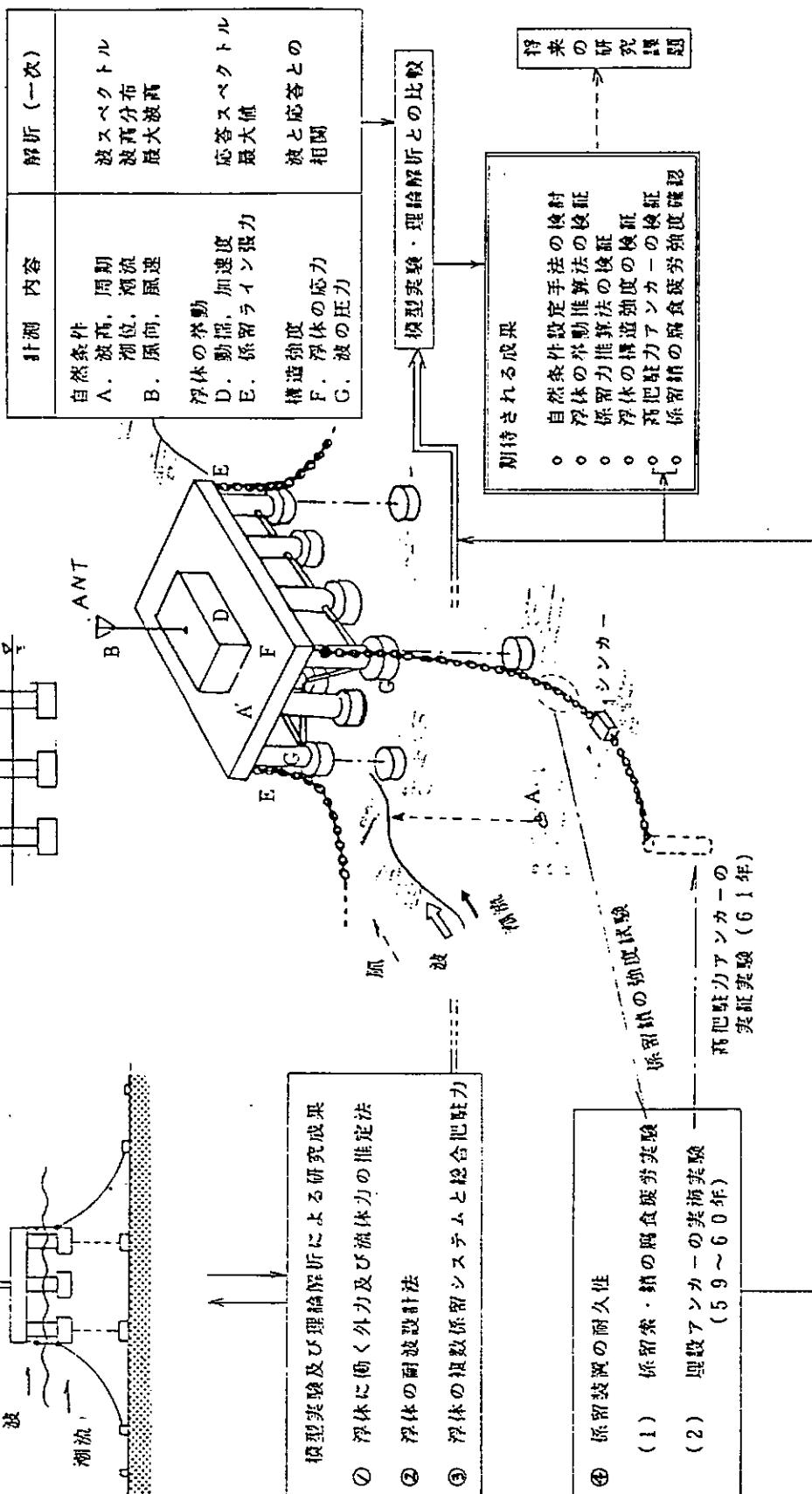


図4.1 浮遊式海洋構造物の実海域実験(船研計画)

4.3 実機試験用構造物の概略

(1) 構造物及び実機試験の概要

海洋の自然環境条件の中で海洋空間利用等に利用される大型浮遊式海洋構造物のプロトタイプ模型を製作し、設置海域に曳航・係留設置して、外界条件及び構造物の各種応答を長期（最低1ヶ年）にわたり随時計測し、データを取得する。

試験終了後は構造物を撤去し解体する。

(2) 構造物の形状・寸法及び備えるべき機能

構造物の形状は、選択に自由度の多い海洋空間利用のための大型浮遊式海洋構造物の要素浮体を主体とするコラム、フーティング又はロワーハル、ブレーシング、上部構造から成る鋼製の構造物である。図4.2に1例を示す。

1) 上部構造：上部構造は主強度構造として十分な強度を保つよう補強された平面箱型構造である。本体は、コラム浮力喪失時にも十分な予備浮力を確保できる水密区画を備えたものとする。甲板上部には計測室等の機器を収容できるスペースを設ける。

係留ラインの操作、バラスト水の注排水用機器は上甲板内部に設置する。

2) コラム：コラムは浮力及び復原力保持能力を有する主コラム及び外力・構造強度測定用コラムの2種類を備えるものとする。主コラムは上部構造と剛に固定されコラム間のブレーシングを適当に配置することにより補強される。計測用コラムは上部構造とのみ剛に結合される。前後端の合計4つの主コラムは係留ラインの中間支持点を有し係留力を受ける。

3) フーティング又はロワーハル：フーティングやロワーハルは浮力保持能力を有するもので、カラムと剛に結合される。損傷時の浮力喪失を限定するため適当な水密区画を設ける。

（フーティングとロワーハルのどちらにするかは今後さらに検討する）

4) ブレーシング：ブレーシングは主カラム間及びカラムと上部構造とを結合する補強材として必要な個所に設ける。

5) 構造様式：構造様式は必要な基準・規則に則った。外力に十分耐える強度を有するものとする。但し、測定用カラムの構造及び同カラムと上部構造との結合部の構造は、室内強度模型実験結果により選定するものとする。

(3) 係留方式

実験用浮遊式構造物の係留方式は通常の鎖を用いたカテナリー係留と、テンションレグ係留の2方式を備える。構造物の設置水深は約40mとする。

1) カテナリー係留方式：カテナリー係留を主係留装置とし、構造物の四隅に2条ずつ、合計8条の係留ラインから構成される。係留ラインはアンカー、シンカー、係留鎖及び構造物との結合部からなり、これらの寸法等の要目は水槽模型実験から推算した必要係留力に十分耐えるものであり、かつ施工や取扱いに難点のないものとする。

2) テンションレグ係留方式：テンションレグ係留は特定目的の実験時における一時係留装置とし、構造物の4隅の主カラムに結合される。テンションレグ係留ラインシステムの詳細は今後の実験目的に沿って決定される。

3) 係留ラインと構造物との取り合い：係留ラインの取扱い、構造物との結合方式等を考慮して決める。

また、いずれの場合にも係留ライン張力は測定する。

(4) 設置海域の自然環境条件

実験海域は日本海の水深40m程度の外海に面する海域で適当な場所を選択するものとする。

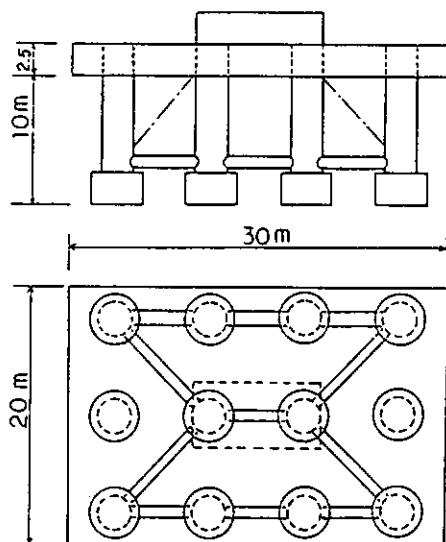


図4.2 浮遊式構造物の例

- 1) 波浪条件：有義波高 ($H_{1/3}$) = 7.0 m, 最大波高 (H_{max}) = 12 m
有義波周期 $T_{H_{1/3}}$ = 10~11 sec
- 2) 風 : 最大風速 (10分間平均) = 35 m/sec
- 3) 潮 流 : 既存のデータを調査する
- 4) 海底地形及び地質 : 既存のデータを調査すると共に構造物の設置に当っては実地調査を行うことを前提とする。

(5) 装備の要件 (検討項目)

- 1) カテナリー係留ライン
 - イ) 鎖の材質, 寸法, 長さ
 - ロ) 中間シンカーの重量, 材質, 鎖との結合方法
 - ハ) アンカーの型式, 重量, 期待把駆力
- 2) テンションレグ係留ライン
検討項目はカテナリー係留ラインと同じ。
- 3) バラスト水調整システム
 - イ) バラスト水タンク容量と配置
 - ロ) ポンプ及び配管
 - ハ) ポンプ駆動電源及び配線, コントロールシステム
- 4) 標識
 - イ) ブイとしての標識の要件と型式
 - ロ) バックアップシステム, 故障時対策
- 5) 電源
 - イ) 必要電力の見積り
 - ロ) 電力源供給システム
 - ハ) 配線, 盤の配置, コントロールシステム
- 6) 非常用電源
 - イ) 燃料
- 6) アクセス・安全設備
 - イ) 船着場及び防舷装置, 係船設備
 - ロ) はしご, 手すり等
 - ハ) 衝突対策
- ニ) 鷲報設備
- ホ) 救命設備

(6) 計測システム

計測システム及び計器の概要は別途に示す。

構造物の概略設計において検討すべき項目は下記の通り。

- 1) 計測室の配置及び構造
- 2) 計測センサーと計測室間の配線
- 3) 計測センサーの取付方法
- 4) テレメータシステム

- イ) 無線局開設に必要な要件（構造面で）
 - 5) 水中設置センサーと構造物との結合、信号伝達方法
- (7) 準拠すべき基準（rule 等）
- 1) 構 造
 - 2) 係 留
 - 3) 設 備
 - 4) その他
- (8) 弔航及び設置工事
- 1) 弔航方式
 - 2) 係留システム敷設方法
 - 3) 現場海域の調査方法
 - 4) 作業船等必要支援船の作業計画
- (9) 実験関係
- 1) 計器・センサー等の取付手順
 - 2) 同上較正並びに調整作業
 - 3) 予備実験
 - 4) 実験実施計画
 - 5) 実験支援体制
- (10) 保守及び撤去工事
- 1) 定期点検
 - 2) モニタリング計画
 - 3) 補給計画
 - 4) 故障時対策
 - 5) 事故時対策
 - 6) 撤去工事手順
- (11) その他
- 展示用モデルの製作見積

4.4 計測システム

- (1) 計測項目
- 計測項目は、気象・海象など構造物の外力となる要素と構造物の挙動や部材の応力など構造物の応答となる要素とがある。それぞれの要素は次のような項目がある。
- 1) 気象・海象データ；風向・風速、気温、水温、潮流向・流速（深度分布）及び構造物周辺の波浪（波高・波向）
 - 2) 構造物の応答；構造物の運動応答、係留力、フーティングコラムに作用する波圧力や上甲板との接続部の応力及びブレーシングなど構造部材の応力
- (2) 計測制御
- 構造物の上甲板上及び陸上に計測室を設けて、それぞれ海上局及び陸上局とする。海上局では、計測データの集録または伝送に必要な処理を行い、陸上局では計測制御及び海上局から伝送された計測データの集録や一次処理を行うものとする。計測データの集録及び伝送方式については、次項で述べる。
- 計測制御は、定時観測または随時観測などいくつかの計測制御モードの設定ができるようにして、計測機器の作

動を陸上局からの遠隔操作で行うものとする。

計測項目は、長期的に継続して収集する要素と短期的に集中して収集する要素とに分離し、計測システム全体の簡素化を計る。後者の計測は、一定時期に必要な機材を搬入して集中的に実施するものとし、計測制御は前者との連動を可能とする。

(3) 計測データの集録・伝送方式

計測データの集録には、次の三つの方式が考えられる。

- 1) 海上局から陸上局にFMテレメータで伝送されたデータを集録する無線伝送方式
- 2) 海上局と陸上局を海底に敷設した光ファイバー等のケーブルで結び、伝送されたデータを集録する有線伝送方式
- 3) 海上局に備えたデータレコーダに計測データを集録し、定期的に磁気テープを交換する方式

しかし、2) の方式はケーブル敷設に莫大な費用を要することや、動搖する構造物との接続、3) の方式はアクセスが困難な気象・海象条件下での作業を要するなどの問題点を考慮すると1) の無線伝送方式が有利である。

図4.3に無線伝送方式による計測システムの一例をブロック図で示す。光ファイバー等による有線伝送方式の場合は、無線装置が光送受信器に代ることになる。データの処理装置は、集録したデータの1次解析をできるだけ現地で行うこと前提として付加した。計測機器の作動状態の良否をチェックするためにも、現地における解析機能は必要である。

(4) 電源装置

実機試験を実施するには、一次的に必要な動力源と連続的に必要な海上局の空調や計測機器の電力が要る。この中で計測機器に供給される電力は、十分な安定性が要求される。この条件を考慮すると①海底ケーブルを敷設して商用電力を供給する②ジーゼル発電機とバッテリーを組み合せる方法がある。①は海底ケーブル敷設に莫大な費用を要する反面、電力ケーブルと共に伝送用ケーブルを組み込める利点もある。②は燃料補給の作業が気象・海象条

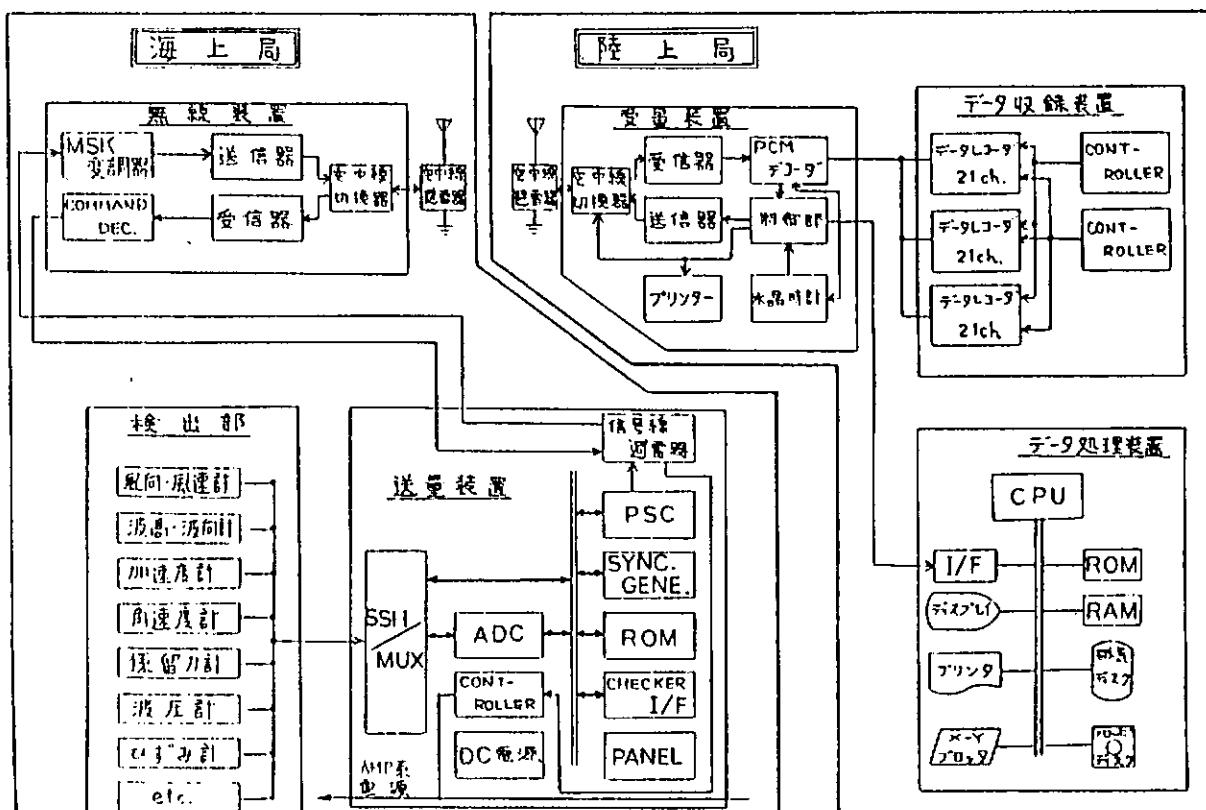


図4.3 計測システムのブロック図

件に左右されるなどの難点を伴う。いずれの場合も、補助電力供給の方法を考えておく必要がある。

4.5 実機試験用適地の調査結果

実海域での実機試験では自然環境条件の予測が立て易く、波浪条件が供試構造物に対して適切である場所を選ぶ必要がある。また設置海域の水深や地形や海底地質などができるだけ単純でかつ広範囲にわたり均質な所が地域性を避けるため望ましい。

このような観点から、日本海沿岸に於て適当な海域を調査することにした。即ち、日本海沿岸では波浪観測データ等を参照すると、日本海では冬期の北西季節風によりほぼ定常に予測し得る波が襲来すること、夏期は比較的穏かな海象が持続し海上作業に便であること、太平洋岸に比べて海底の勾配がゆるく構造物の設置に好都合であること、さらに地元に実海域実験の支援体制が期待できること等を目安とした。

そして、昭和58年度は舞鶴湾及び山形県鶴岡市由良について調査を行った。

(1) 日本海の海象・気象の特性と舞鶴湾及び由良海域の気象・海象

1) 日本海沿岸の気象・海象の特性

日本海沿岸の波浪は、海岸線の走向に対応して西または北西風によって生じ易く、冬季に低気圧が日本近海を通過し北海道の東方海上で発達すると季節風が強まり、最大風速は 20 m/sec 位になり 10 m 位の高波が襲来することもある。しかし、日本海は対岸距離 $7\sim800\text{ km}$ の閉じた海で、低気圧の規模と同程度か、それより小さいため風向によっては吹送距離に制約され、波は十分に発達できない。したがって、太平洋沿岸のようなうねりはあまり見られないなどの特徴がある。

文献2), 3) から作成した太平洋沿岸の鹿島及び日本海沿岸の酒田における1981年の月別の大有義波高と最大波高及びそれに対応する波周期、さらに図中に示した期間の大有義波高を図4.4に示す。四季を通して比較すると、台風を除けば太平洋沿岸の鹿島では季節による特徴が現れていないが、日本海沿岸の酒田では冬季に高波が出現し、夏季には静穏である。波周期は鹿島の方が大きく、波長は太平洋沿岸の方が長く、日本海沿岸の方が短いことがわかる。

風については、文献4)に強風の全国分布が再現期間100年の最大10分間平均風速及び瞬間最大風速の再現期待値が示されている。これによると日本海沿岸では、北海道の留萌、瀬棚、山形県の酒田付近が年最大10分間平均風速 40 m/sec の強風域となっている。

2) 舞鶴湾及び由良海域の気象・海象

文献5)から作成した舞鶴湾入口の経ヶ岬及び由良海域に近い温海における月別大有義波の最大値及び最大波高とそれに対応する波周期を図4.4(c), (d)に示す。両者と酒田の四季を通じての傾向は類似している。図4.5は、酒田における2時間毎の大有義波高の及び各月毎の5年間平均値(実線)と由良沖における波力発電装置「海明」の実験時の観測値を比較したもの^{④)}に温海の値(3時間毎^{⑤)}を加えたもので、酒田の5年間平均値は日本海沿岸波浪の月別の変化が特徴的に現れている。

図4.6は「海明」の実験時に観測された、由良沖の風向、風速、最大波高及び大有義波高である。昭和54年10月20日に観測されている 10 m の最大波高は、台風20号が日本を縦断した時の値である。同月21~23日及び翌年3月10~13日に観測されている $5\sim7\text{ m}$ の最大波高は、西寄りの季節風によるもので、冬型の気圧配置の衰退と共に静穏となっている。この図から日本海沿岸の波浪が、季節風の周期と一致しており数日周期で静穏となる特徴をもつことがわかる。さらに、風速と波高を比較すると、風速が大きくなつてから短時間(1~2時間)で波が発達しているが、波の減衰は風速の低下よりやや遅れていることがわかる。

図4.7と図4.8は文献3)に示されている酒田における冬季(12~2月)の波高・周期の出現頻度(昭45~54)及び確率波高の算定結果である。これによると、10ヶ年統計で冬季に卓越する波浪は、波高 $2.0\sim2.5\text{ m}$ 、周期6

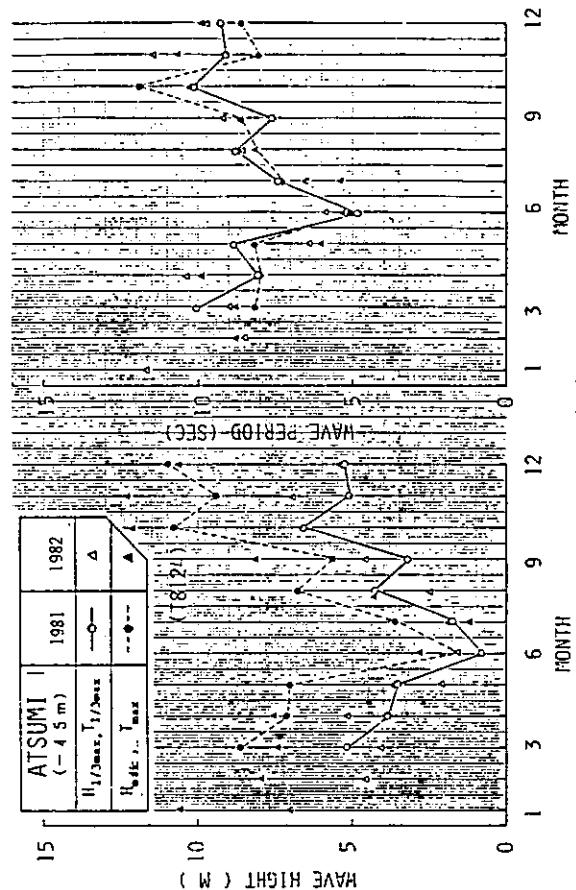
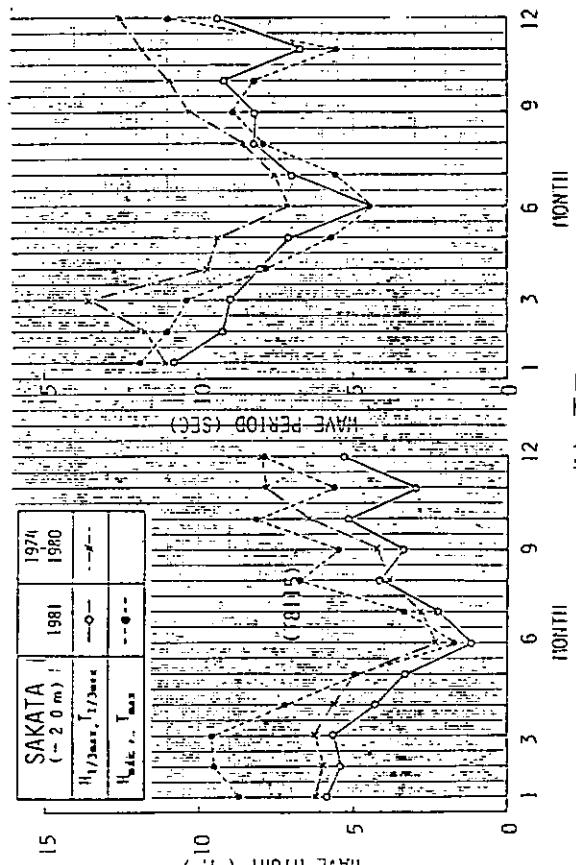
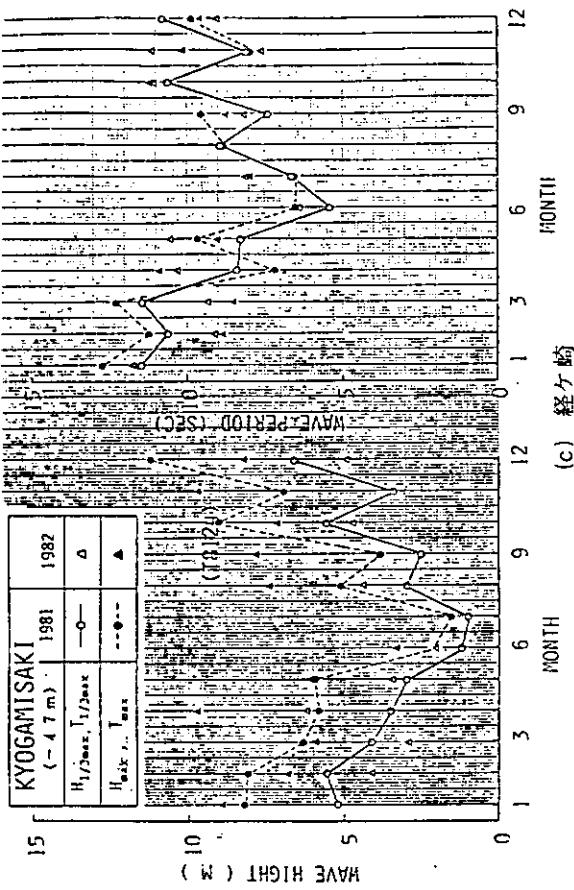
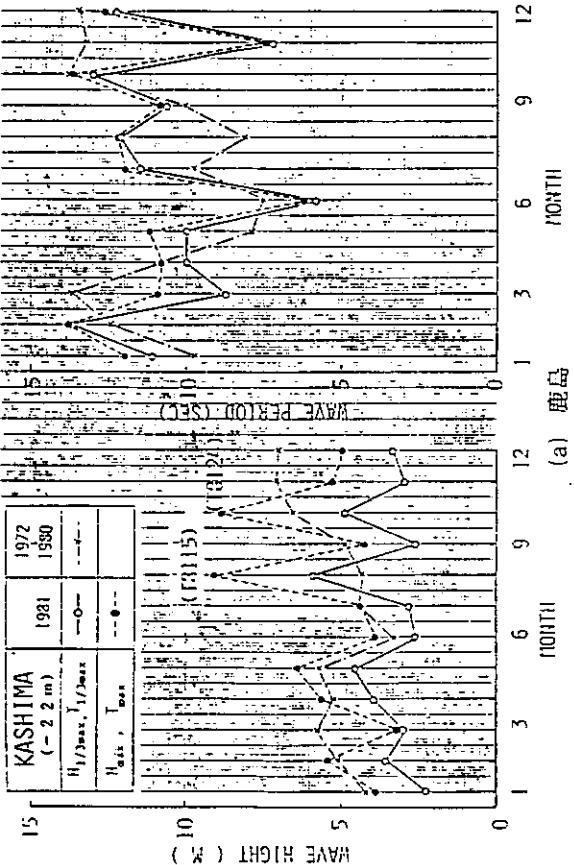


図 4. 沿岸波浪の観測値

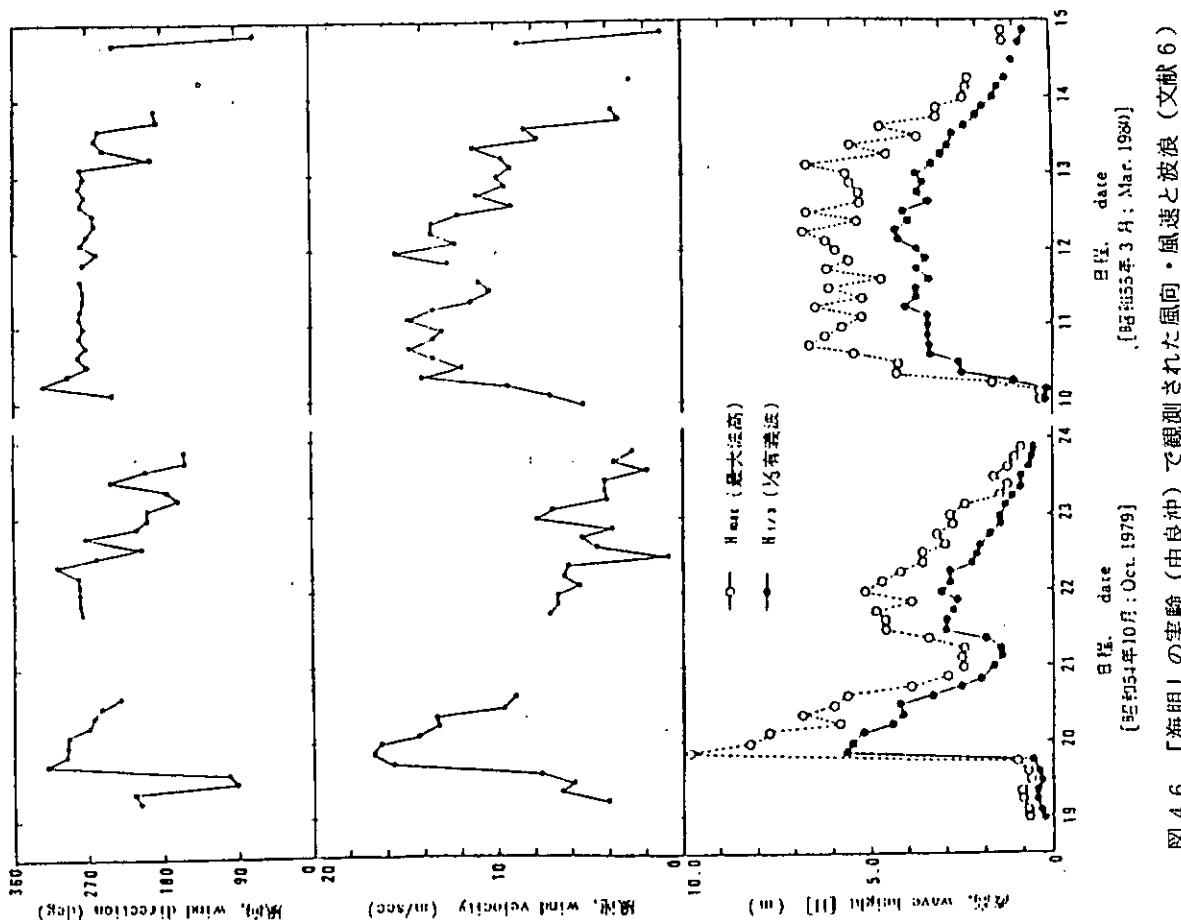


図 4.6 「海明」の実験(由良沖)で観測された風向・風速と波浪(文献 6)

[昭和54年10月～昭和55年3月：Mar. 1979]

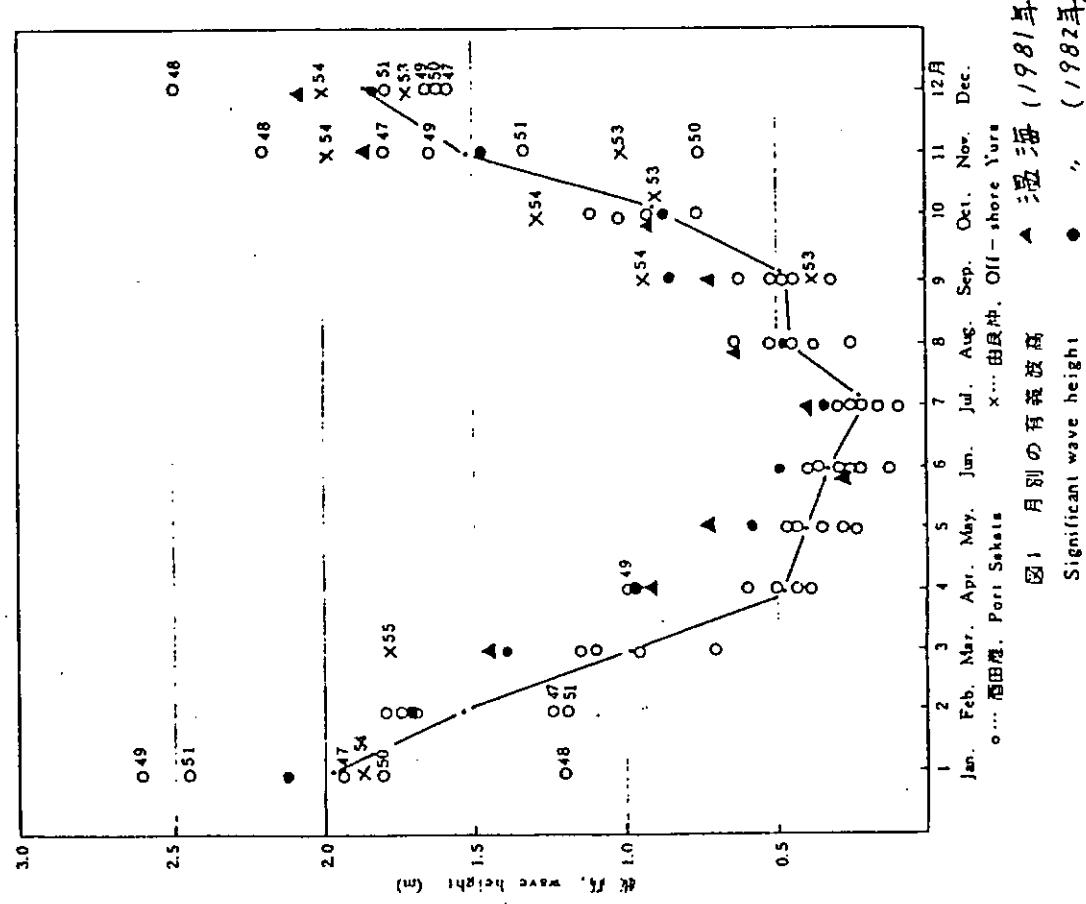
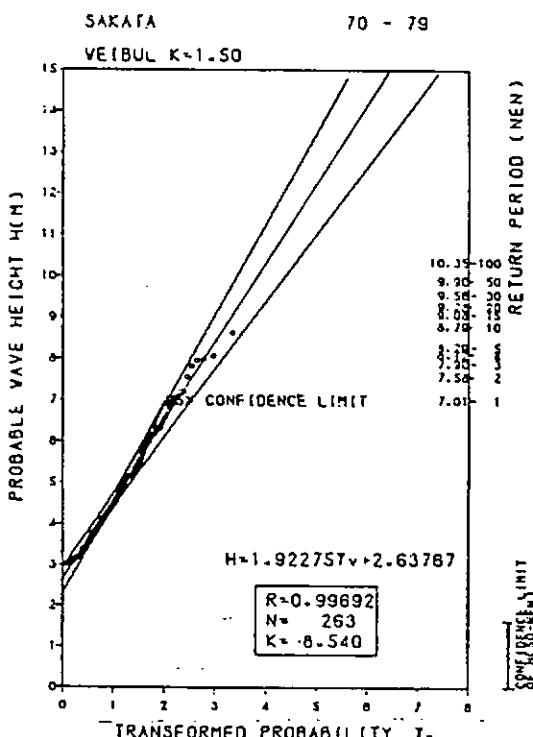


図 4.5 日本海沿岸の月別の有義波高(文献 5)

SAKATA

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	9-10	10-11	11-12	12-13	13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-	TOTAL RECORD
SEASON	18	17	16	15	14	13	12	11	10	9-10	10-11	11-12	12-13	13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-	NO. OF RECORDS
0.25~ 0.50	6	17	17	21	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	335 394
0.50~ 0.75	1	21	61	125	141	74	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	393 789
0.75~ 1.00	0	12	62	179	202	64	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	559 1346
1.00~ 1.25	0	2	25	70	226	57	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	190 1932
1.25~ 1.50	0	0	48	19	260	96	12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	408 2544
1.50~ 1.75	0	0	9	140	282	97	17	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	604 3150
1.75~ 2.00	0	0	5	161	300	160	63	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	436 3788
2.00~ 2.50	0	7	25	115	334	370	76	12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1111 4899
2.50~ 3.00	0	3	4	51	274	410	121	4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	370 3768
3.00~ 3.50	0	1	3	17	64	272	117	18	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	486 4257
3.50~ 4.00	0	0	1	1	6	103	143	28	4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	290 4547
4.00~ 4.50	0	0	1	2	1	17	115	64	4	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	126 4225
4.50~ 5.00	0	0	0	0	0	2	42	34	0	3	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	108 4833
5.00~ 5.50	0	0	0	1	0	0	6	29	4	5	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	48 4881
5.50~ 6.00	0	0	0	0	0	0	3	5	13	17	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	36 4932
6.00~ 6.50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	5	1	0	0	0	0	0	0	0	0	10 4922
6.50~ 7.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	3 4922
7.00~ 8.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4 4932
8.00~ 9.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0 4932
9.00~10.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0 4932
10.00~11.00	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0 4932
11.00~12.00	0	6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0 4932
12.00~	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0 4932
TOTAL	23	67	483	1392	2354	1654	697	207	67	19	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	6932 6932
(0.12)	314	1024	7024	20734	32344	10114	3014	734	334	114	034	034	034	034	034	034	034	034	034	034	034(1000)(1000)
PICHO	23	92	573	1965	4299	3957	6654	6861	8908	6227	6032	6932	6932	6932	6932	6932	6932	6932	6932	6932	6932
(0.12)	314	1324	6324	26324	42024	35214	96024	99024	99724	3391	31000	31000	31000	31000	31000	31000	31000	31000	31000	31000	31000

図 4.7 冬季の波高・周期出現頻度表（昭45～54）（文献2）



昭和45年1月～昭和54年12月 (PW, USW)
確率波高の算定結果 (酒田)

図 4.8 確率波高の算定結果 (文献2)

～7秒である。確率波高は50年で9.9mとなっている。

上記のように日本海沿岸は、夏季には静穏で冬季には高波が見込まれ、波長は比較的短いこと、冬季でも数日周期で静穏となるなどの特徴があり、実機試験に適していると考えられる。

今後、実機試験を実施するにあたっては、海洋科学技術センターが実施した波力発電装置「海明」の実験時の観測データや気象庁及び港湾建設局の観測データが有効な資料となる。

(2) 舞鶴湾

実機試験小委員会（第2回）を舞鶴市日立造船㈱舞鶴工場で開催し、舞鶴湾の海象・気象並びに海域の利用状況などに関する情報を得た。

(3) 鶴岡市由良

実機試験小委員会（第3回）を山形県鶴岡市由良で開催し、波力発電装置「海明」の実験に使用した陸上施設及び現在実施中の固定式波力発電装置を見学した後、実機試験に関する討論に海洋科学技術センターの担当者の参加を得て、教訓となる経験報告を受けた。⁸⁾

付録（I）海洋構造物の実機（実海域）実験例

表(I)1(a), (b)に示すように従来我が国はじめ外国で実施された実験例がある。12例を挙げているが、このうち3例（No.4, No.5及びNo.12）は着底式構造物であり、他の9例は浮遊式構造物である。なおNo.3, No.4, No.10, No.11及びNo.12は実海域実験用構造物（大型模型）である。

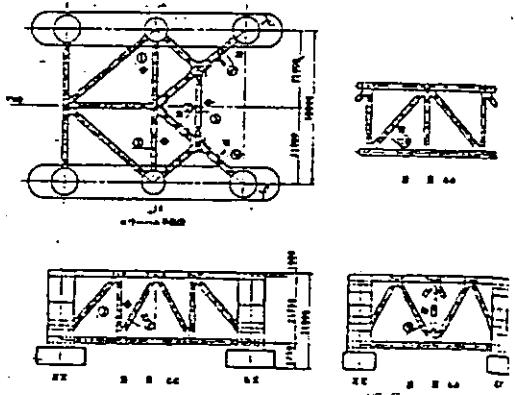
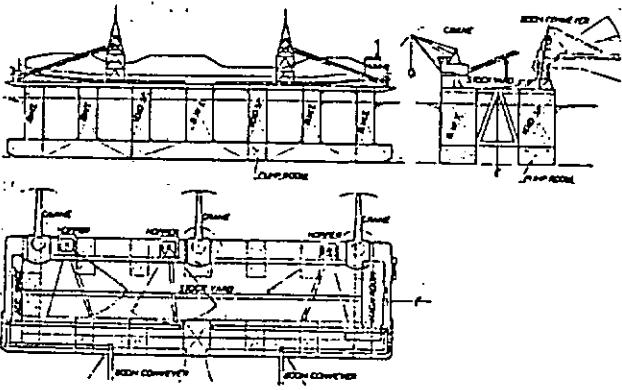
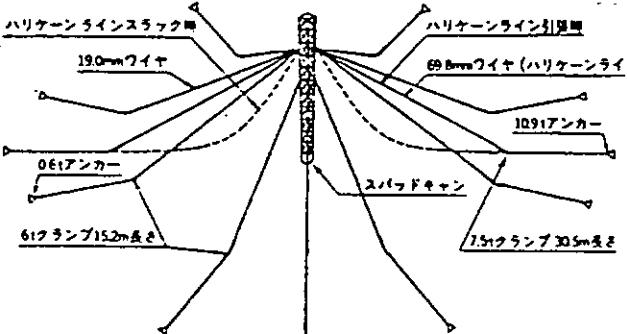
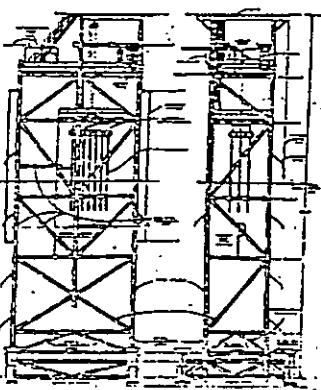
No.1のセミサブリグの実機試験では、長期の船体運動や部材の応力の計測を行って、理論推定値と比較している。有義波高の最大値は6mであった。No.4の実験では主として円筒部材に働く波力や構造物全体に働く波力を計測し、 C_m や C_d などの波力係数と波の流速との関係、全体波力の計算値との相関などに関するデータを得ている。

No.6の波浪発電「海明」の実海域実験では特に自然環境条件（波浪）の連続観測が行われ、この海域での波浪の性質を推定する貴重なデータを提供している。係留力の最大値についても水槽模型実験と実海域での計測値との対応をつけている。

No.10のPC構造バージの実験は浅海域の湾内での実験であるが、その計測システムは参考となる。

No.11, No.12は、福岡県津屋崎沖で並行して実施された実海域実験である。No.11は固定式海洋観測塔で、No.12の基準点として多数の気象・海象要素の観測及び塔体の固有振動の問題や構造強度について研究されている。No.12は浮遊式の海洋観測ステーションで、一点係留式スパープイの適応性や観測データの有効性が検討されている。文献9)に詳述されておりデータ集録・解析システム及び実海域実験の実施体制など参考となる点が多い。

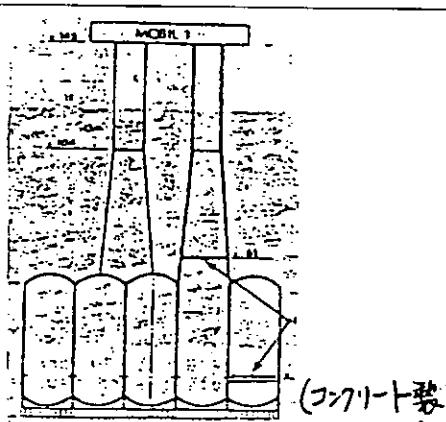
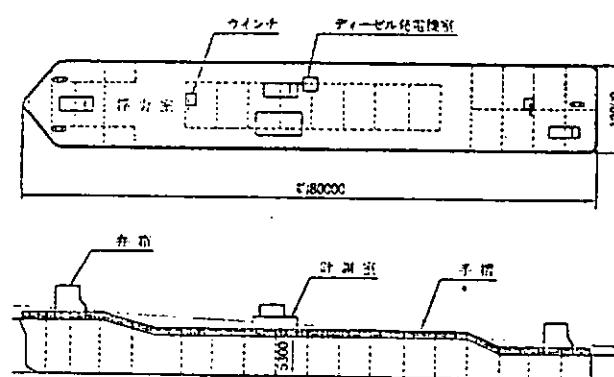
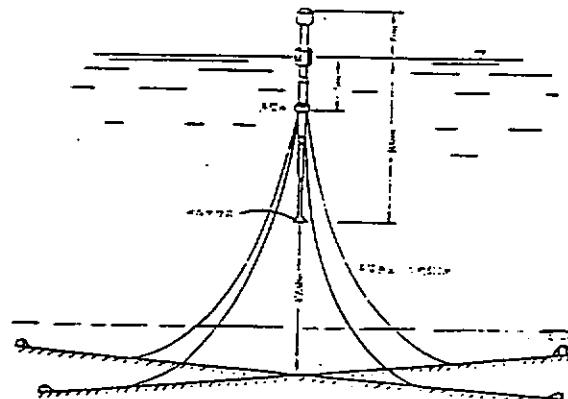
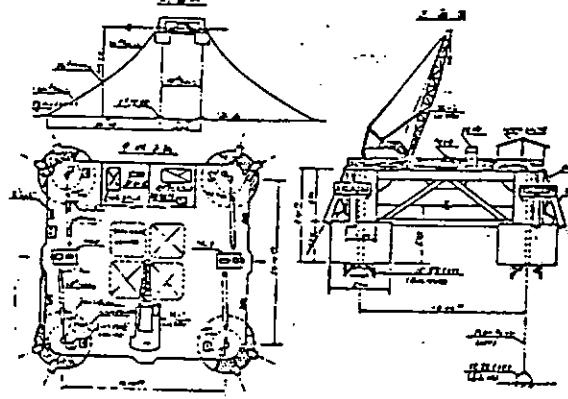
表(I)1(a) 海洋構造

実施者	構造概略図	構造様式・主要寸法
No.1 三菱重工 三菱技報 Vol. 10 No. 2 (1973. 3)		浮遊式 全長 87.0 m 全幅 67.46 m 高さ 31.0 m (ローハル底面からメインデッキまで) (石油掘削リグ第2白竜)
No.2 九大応力研 三井海洋 三井造船 日本造船学会論文集 Vol. 134 (1973)		被曳航時は浮遊、稼働時は着底 全長 107.5 m 全幅 32.0 m 高さ 21.0 m (ローハル底面からメインデッキまで) (ローディングステーション)
No.3 EXXON 他数社 (三菱重工)		スパッドキャンにより海底に貫入、係留索も併用 6.1 m × 6.1 m × 117.6 m (高さ) (大水深用石油掘削ガイドタワーの1/5大形模型)
No.4 EXXON 他数社 (日本钢管)		着底 12.2 m × 6.1 m × 38.6 m (高さ) (ジャケットタイプ海洋構造物の大型模型)

物の実海域実験例

実験海域、年月日	計測項目・計測器	実験時の海象	特記事項
広島沖（1971.5月） 秋田、新潟沖 (1971.8月～1972.4月)	風向・風速；自動記録式 気温 潮流；CM-4B形 潮流向 波高；WE-2形 波向 歪；ひずみゲージ アンカーライン張力；テンションメータ 運動；加速度計	最大風速30 m/s 潮流速 0.05～0.3 m/s 有義波高 1.1～6.0 m 波周期 4.5～12.0 sec	海上公試時（広島沖）に強制曲げ、ねじり試験、デッキ搭載荷重試験を行って応力を測定
四国沖（1971.12月28日） ～九州東南沖 (1971.12月30日)	風向・風速 気温・水温 波高・波向；クローバー型 波向；目視 曳航速力；ノットメーター 曳航張力；ロードセル 歪；ひずみゲージ 運動；加速度計、バーチカルジャイロ		・進水時の応力を測定 ・稼動地（インド）への被曳航時に計測を実施
メキシコ湾ルイジアナ沖 (水深90m) 1975年12月～1976年12月 1976年12月～1977年12月	風向・風速 潮流 波高 係留索張力 歪；ひずみゲージ 運動 スパッドキャンの貢入量； コアデータから計算で推定	最大風速 6.1～16.8 m/s 平均風速 3.1～12.6 m/s 潮流速 0.05～0.65 m/s 最大波高 2.4～8.3 m 有義波高 1.2～4.2 m 平均波周期 4.86～9.72 sec	係留索の腐食を調査
メキシコ湾ニューオーリンズ（水深20m） 1976年12月～1977年5月 1977年12月～1978年5月	風向・風速 気温 気圧 潮流 波高；容量式 全体波力；ロードセル 部材波力；ロードセル コンダクタパイプの波力； ロードセル 衝撃波力；ロードセル		全体波力、部材波力、衝撃波力も計測

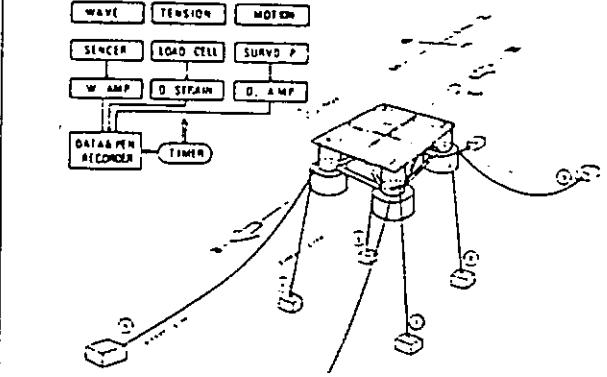
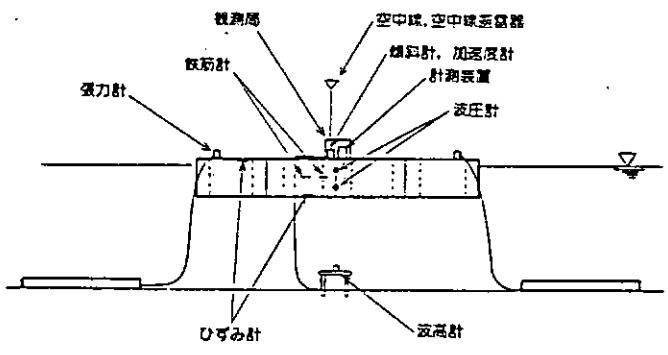
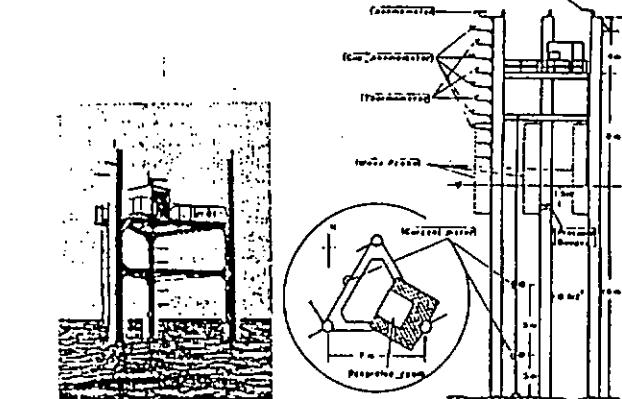
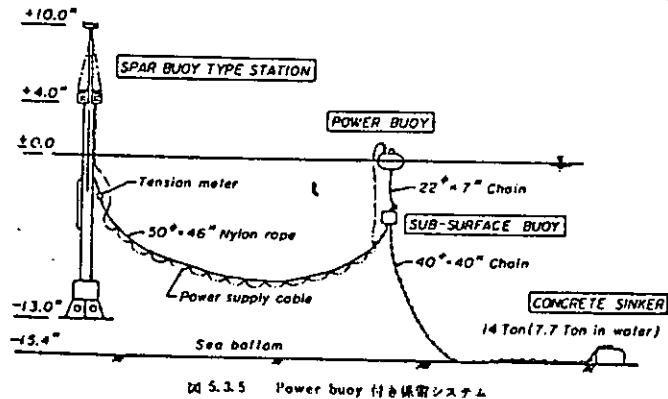
表I)1 (b) 海洋構造

実施者	構造概略図	構造様式・主要寸法
No 5 Norwegian Inst. Tech. OTC (1976)		被曳航時 浮遊 稼動時 着底 底面 $100\text{ m} \times 100\text{ m}$ 高さ 145 m (石油掘削用コンクリート プラットフォーム)
No 6 海洋科学技術センター		浮遊式(船型) 全長 80.0 m 全幅 12.0 m 高さ 7.8 m (波浪発電実験船“海明”)
No 7 日本電信電話公社		長さ $135\text{ m} \times 4\text{ m} \varnothing$ (海洋無線中継所)
No 8 本州四国連絡橋公團		浮遊式 上部デッキ $16.5 \times 17.5\text{ m}$ 全高 8.0 m (半潜水式船足場創成1号)

物の実海域実験例

実験海域、年月日	計測項目・計測器	実験時の海象	特記事項
ノルウェー 1975年	海底との接触圧 歪；ひずみゲージ	港湾のため静穏	コンクリートの収縮、クリープ等による歪の時間的変化を調査
山形県由良沖（水深40m） 1978.8月～1979.3月 1979.9月～1980.4月	風向・風速 波高；ブイ式、船舶式、ウェーブライダー、海底設置の超音波式 係留力 運動	最大波高 9.8 m 最も頻度の多い波 有義波高 1 m 波周期 6.5 sec	各種波高計の記録を比較 (水槽実験あり)
伊豆大島千波崎沖 (水深200m) 1973.10月～	風向・風速 波高 潮流 潮流向 運動；ジャイロ等 垂直方向移動量；水圧計 水平方向移動量；電波測距		潮流の深さ方向分布を測定。 実用化検討のための実験 (水槽実験あり)
愛媛県井ノ口港沖 (水深15m) 1970.11月～1971.8月 広島県瀬戸田町沖 (水深22m) 1971.5月～1971.9月	風向・風速；風車型 潮流・流向；電磁式 波高；フロート式 潮位 傾斜 動搖；トランシット、レベル アンカ索張力；ロードセル 吃水；フロート式 曳航速度	潮位差 4.0 m 潮流 0～3.0 m/sec 風速 最大23 m/sec	200 t 埋設アンカー築造試験 1,000 t 埋設アンカー築造試験 アンカー(40 t) の把駐力試験

表(I)1(c) 海洋構造

実施者	構造概略図	構造様式・主要寸法
No.9 大成建設 第27回海岸工学講演会論文集 (1980)		浮遊式 カラム間隔 14.0 m カラム径 2.5 m Ø " 高 4.5 m フーティング径 5.0 m Ø " 高 3.5 m 排水量 280 t T_{OA} 8 ~ 9 t
No.10 港湾建設局 UJNR 提出レポート (1983.8)		浮遊式 PC構造 バージタイプ 全長 40 m 幅 10 m 高さ 4 m 喫水 3.06 m 排水量 907.6 t
No.11 九大応力研 応力研究所報 第46号 (1977.9) 西部造船会報 第65号 (1982.11)		固定式 一辺 7 m の正三角形 甲板高 ; 海面上 8 m 水深 ; 15 m
No.12 九大応力研 応力研究報 第46号 (1977.9) " 第49号 (1979.2)	 図 5.3.5 Power buoy 付き係留システム	一点係留型 スパー・ブイ 排水量 11.06 ton 全高 23 m 吃水 13.37 m

物の実海域実験例

実験海域、年月日	計測項目・計測器	実験時の海象	特記事項
東京湾横断道路地質調査工事中（水深30m） 1ヶ月間	波高 動搖（4点） 張力（6点）	$H_{1/3} = 1.1 \text{ m}$	
有明海（熊本新港沖） (水深8m) 1982.12月～	風向・風速 波高（入射波、透過波） 潮位 潮流 波圧 動搖 応力 チェーンの張力		シンカー 222.4 t 中間シンカー 9.1 t チェーン NKNa 3 スタッド付 $76\phi \times 89 \text{ m}$
福岡県津屋崎沖合 2km 1975.9～1978.10	風向・風速；ダイナペーン 風速分布；三杯式 気温・水温 波高・波向；容量式 加速度；歪計 波圧計；歪計 流向；ペーン、コンパス 流速；サボニアローター 潮位；フロート型	最大風速 46 m/sec	塔体の固有振動数及び減衰係数計測
同上	ロール・ピッチ；バーチカル ジャイロ 加速度；ストレンゲージ 波高；容量式 ロープ張力；ストレンゲージ 曲げモーメント；ストレンゲージ 方位；マグネットコンパス (光学式) 風向・風速；プロペラ型		昭51.7 パワープライ撤去

付録（II）実機試験に関する参考となる事項

実機試験小委員会、海洋科学技術センター、留萌における実海域実験計画及び諸文献・資料から得られた参考意見等を下記に列挙しておく。

(1) 実験用浮遊式海洋構造物の形態について

- イ) セミサブではローワーハル型が主流となっており、実験結果の有効利用も計りやすい。またブレーシングは省略して構造を簡略化する傾向にある。
- ロ) 構造を実機とどの程度まで相似にするか問題である。局部強度は内部構造によりるので実機計測の意味が少ない（外力が支えられれば模型で出来る）。むしろ全体強度を対象にして全体構造をシンプル化したらしい。
- ハ) いずれにしても、構造関係の専門家に計画の段階から入ってもらいたい意見を求めることが望ましい。

(2) 設置海域及び自然条件について

- イ) 外力として風、波、潮流のどれに重点を置くかによって設置場所を選択する。海底地形の影響も考慮する。波の方向スペクトル、風・潮流の垂直方向分布まで測定できる計測システムが必要である。
- ロ) 理論と実験の対応をどうつけるか当初によく考えて計画を立てる。その為には自然条件の調査がキーポイントである。予測と実測の比較、計測した外力中での模型実験など必要となろう。
- ハ) 将来、海洋空間利用の構造物が実現する可能性のある海域を選んでそこの自然条件を把握することは有意義である。
- ニ) 候補地を何ヶ所か調査して各要素で点数をつける。
- ホ) 航路及び漁場を外れた海域でなければいけない。
- ヘ) 構造物への補給及びメンテナンスに使用する小型船の現地でのチャーターが必要。
- ト) 構造物と小型船の動搖特性が異なるため、乗り移りについては十分安全性を配慮する必要がある。
- チ) 実験時の要員及び監視体制
- リ) 実験関係者以外の安全策（釣船の接近禁止等）

(3) 計測システム上注意を要する事項

- イ) 無線によるデータ伝送方式を探る場合、無線局開設の手続に6ヶ月程を要する。したがって、関係官署（郵政省電波管理局航空海上課）等に早目に研究計画の概要及び無線の必要性等を説明する必要がある。
- ロ) 超音波式波浪計等、海底設置型計測機のケーブルを海底から構造物にとり上げる部分が、構造物の動搖や係留ラインとのからみ合いなどで損傷を受け易い。電力及び伝送ケーブルについても同様の問題を伴う。
最近では、これらの点で改良された電線が開発されている。

参考文献

- 1) 安藤定雄；海洋空間の利用について — 大型浮遊式海洋構造物の建造基礎技術に関する研究、船舶技術研究所創立20周年記念特別講演会講演概要（1983. 11）
- 2) 高橋智晴、広瀬宗一、菅原一晃；沿岸波浪観測年報、港湾技術研究所資料No 445、昭56
- 3) 高橋智晴、広瀬宗一、菅原一晃、橋本典明；波浪に関する拠点観測10か年統計（昭45～54）、港湾技術研究所資料No 401、1981. 12
- 4) 大久保忠良、成田信之；日本における強風期待値の分布について、UJNR耐風、耐震構造専門部会、第10回合同部会会議録（1978）、土木研究所（昭54. 3）
- 5) 気象庁波浪観測資料 第5号、第6号（1981, 1982）
- 6) 緑川弘毅、高橋賢一；日本海由良沖の波の特性（第2報）— 風と波高 —、海洋科学技術センター試験研究報告（JAMSTECTR）8（1982）

- 7) 高橋賢一, 甲斐源太郎, 益田善雄; 四種類の波高計の比較 JAMSTECTR 7 (1981)
- 8) 海洋科学技術センター; 波力発電装置「海明」の研究に関する総合報告 (昭 56. 12)
- 9) 田才福造, 栖原寿郎, 光易 恒, 川建和雄, 水野信二郎, 大楠 丹, 小寺山亘, 富岡 勝, 肥山 央, 長浜智基, 荒川広行, 本多忠夫, 高木幹雄, 益田 章; 海上実験による海洋観測ステーションの開発研究 (第 1 報), 九州大学応用力学研究所 所報第46号 (昭 52. 9)