

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.379

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60年3月

社団法人
日本造船研究協会

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和59年度補助事業「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。

なお、船舶技術研究所と本会の間で共同研究契約を締結し、研究を効率的に進めた。

本研究部会委員ならびに関係者は次のとおりである。(敬称略、順不同)

第192研究部会委員名簿

部会長	中村彰一(大阪大学)	大楠丹(九州大学)
委員	竹沢誠二(横浜国大)	池田良穂(大阪府立大)
	前田久明(東京大)	高木幹雄(広島大)
	平山次清(横浜国大)	高石敬史(船舶技術研究所)
	内藤林(大阪大)	大松重雄(船舶技術研究所)
	宝田直之助(住友重機械工業)	新田顕(日本海事協会)
	中川賢一郎(住友重機械工業)	井上隆一(住友重機械工業)
	高木又男(日立造船)	李中勝(日立造船)
	山中直樹(川崎重工業)	杉浦正憲(日立造船)
	更田康夫(日本鋼管)	田中陽(川崎重工業)
	吉野信治(三井造船)	森山厚夫(日本鋼管)
	角野忠夫(三井造船)	小林正典(三井造船)
	三和英一(三菱重工業)	渡部洋八郎(三菱重工業)
	佐々木恒登(石川島播磨重工業)	池上国広(三菱重工業)
		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

主査	高石敬史(船舶技術研究所)	
委員	中村彰一(大阪大学)	竹沢誠二(横浜国大)
	大楠丹(九州大学)	藤本亮典(日本鋼管)
	吉野信治(三井造船)	三和英一(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)	山中直樹(川崎重工業)
	工藤君明(海洋科学技術センター)	小島清孝(石川島播磨重工業)
	山内八郎(日本鋼管)	

討議参加者名簿(前任委員を含む)

近藤譲(日立造船)	雨宮俊幸(住友重機械工業)
鷹尾伏昭(三菱重工業)	坂田隆司(川崎重工業)
西本和生(東京大)	藤本亮典(日本鋼管)
和田洋二郎(三菱重工業)	山川賢次(船舶技術研究所)
姫野洋司(大阪府立大)	中村潔(三井造船)

斎藤和彦(日本海事協会)
遠藤久芳(船舶技術研究所)
米家卓也(日本海事協会)
永井 豊(北海道開発局) 中村昌彦(九州大学)
増本 彰(川崎重工業)
河合正人(石川島播磨重工業)
小段範久(日本钢管)

目 次

は じ め に	1
1. セミサブ型リグの転覆機構に関する研究	3
1.1 複合外力下の転覆模型実験	3
1.1.1 目 的	3
1.1.2 実験の概要	3
1.1.3 動的風荷重附加装置によるモデルの過渡応答特性	4
1.1.4 動的風荷重附加装置用の不規則信号	4
1.1.5 実験結果	5
1.1.6 ま と め	8
1.2 係留状態の大傾斜時の動搖模型実験	21
1.2.1 目 的	21
1.2.2 実 験	21
1.2.3 実験結果および考察	22
1.2.4 ま と め	24
1.3 逆風と大波高の波の併存時水槽実験	66
1.3.1 まえがき	66
1.3.2 使用モデル及び実験状態	66
1.3.3 実験方法	66
1.3.4 実験結果	67
1.3.5 結 論	68
1.4 海水打込み水槽実験	75
1.4.1 まえがき	75
1.4.2 水槽試験	75
1.4.3 波強制力	76
1.4.4 波浪中の動搖特性	77
1.4.5 Air gap と Down flooding	78
1.4.6 あとがき	79
1.5 二方向波中の動搖特性水槽実験	114
1.5.1 まえがき	114
1.5.2 一方向過渡水波中での浮体の運動	114
1.5.3 二方向規則波中の浮体の運動	114
1.5.4 方向スペクトルの推定法について	116
2. セミサブ型リグの風圧転覆モーメントに関する研究	134
2.1 まえがき	134

2.2	記号	134
2.3	動的空力係数及び空力伝達関数	135
2.4	使用風洞および模型	135
2.5	試験方法	135
2.6	試験条件	135
2.7	データ整理法	136
2.8	試験結果および考察	136
2.9	まとめ	137
3.	設計外力の推定精密化に関する研究	157
3.1	ジャッキアップ型リグのレグに働く風圧力および潮流力の実験	157
3.1.1	はじめに	157
3.1.2	実験装置と計測方法	157
3.1.3	実験結果とその考察	157
3.1.4	レグに働く流体力の推定法および今後の研究課題	158
3.2	定常流中の動搖流体力および部材間の流体力学的干渉実験	178
3.2.1	まえがき	178
3.2.2	供試模型	178
3.2.3	静止流体中での強制動搖試験	178
3.2.4	一様流中での強制動搖試験	179
3.2.5	まとめ	181
3.3	セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究	200
3.3.1	まえがき	200
3.3.2	潮流力に及ぼす要素部材の影響	200
3.3.3	全体模型に働く潮流力と転倒モーメント	200
3.3.4	潮流と波の複合外力	201
3.4	大波高時セミサブ型リグの要素部材に働く流体力の計測	226
3.4.1	はじめに	226
3.4.2	実験	226
3.4.3	実験結果	226
3.4.4	まとめ	227
4.	実機試験の検討	234
4.1	実機試験の目的と意義	234
4.2	実機試験計画の概要	234
4.3	実機試験用構造物の試設計	234
4.3.1	設計条件	234
4.3.2	構造物の設計	235

4.3.3	係留システムの設計	238
4.3.4	諸性能の確認	239
4.4	曳航計画	245
4.5	設置計画	247
4.6	実機試験実施方案	249
4.7	模型実験結果	250
4.8	まとめ	254
付録1.	北海道開発局土木試験所留萌沖実験構造物の調査	255
付録2.	九州大学応用力学研究所海洋観測ステーションの調査	257

はじめに

海底石油掘削が海象条件の厳しい海域にまで進展するに伴って、石油掘削リグもそれに応じた高い性能が要求されるようになってきている。相づぐ石油掘削リグの大きい海難事故の発生は安全性の向上の必要性を改めて認識させることとなり、国際的にも安全性基準（MODU CODE）の見直しがさし迫った議題となっている。そして、主要各国（米国、英国、ノルウェーなど）は石油掘削リグの復原性に関する大規模な研究プロジェクトを発足させて対応を始めているところである。

我が国も世界有数の石油掘削リグ供給国であり、その安全性に関する設計技術や基準には重大な関係を有しているので、上述のような状況に対応して国家的な規模で研究を推進することの必要性が認められる。

幸い、昭和56年度以来4か年計画で、石油掘削リグを主要対象とする設計外力及び復原性の研究が第192研究部会により実施されることとなった。

第1年目は技術のレビュー、現行基準の問題点の抽出並びに研究すべき課題の設定を行い、研究計画を立案した。

第2年目は、それに基づき転覆機構の解明、風圧転覆モーメントの実験、設計外力推定精密化の各研究テーマに関して基礎的研究を実施した。すなわち、転覆機構に関してはセミサブ型リグの動搖特性の実験や、波・風・潮流中のセミサブ型リグの挙動の総合的観測を行った。

風圧転覆モーメントに関しては定常風中で傾斜したセミサブ型リグに働く風圧力を風洞試験で測定した。また設計外力に関してはセミサブ型リグの全体又は部材に働く波力、潮流力、風圧力、動搖流体力などを調べた。さらに、模型実機の相関を明かにするための実機試験の基礎調査も開始した。

昭和59年度は第3年目（実質研究の第2年目）として、研究をさらに進め、転覆現象に対する多くのパラメータの影響を詳細に調べた。すなわち、

(1) セミサブ型リグの転覆機構に関する研究においては、風圧力を動的変動風圧として波浪と同一方向から加えこれに順逆の潮流が加わった場合の傾斜角並びに係留ライン張力の最大値などを求めた。また係留されたセミサブ型リグに対して風と波の方向が順逆の場合、初期大傾斜している場合、波浪が2方向から来る場合等の動搖特性、定常傾斜や係留ライン張力の特性並びにエアギャップと海水の打込み（チェーンロッカー内）との関連などを水槽実験を中心として調べた。

(2) 風圧転覆モーメントに関する研究では正弦的に変動する風速によりセミサブ型リグに働く風圧力の周波数応答を求めるとともに、変動風が自然風のスペクトラムを有する場合の風洞実験も行い、前年度実施した定常風圧特性と対比した。

(3) 設計外力の精密化に関する研究においては、セミサブ型リグに働く風圧力の中心や水圧着力点など復原性基準に直接関連する量を種々の傾斜状態につき明らかにするとともに、部材に働く異常波力や動搖流体力についての基礎研究を行った。

さらに本年度からジャッキアップ型リグの設計外力の主要な部分であるラック付きレグに働く風圧力、潮流力を風洞試験、水槽試験で調べて、ラックの影響や複数レグの相互干渉効果などを明らかにした。

(4) 実機試験の計画立案と調査に関しては、実験用の浮遊式海洋構造物として12本カラム（フーティング付）のプラットフォームを選定し、その詳細構造の設計を行い、波浪中の性能を計算と模型実験で確認した。

また、実機試験が実施されている構造物として、北海道留萌沖及び福岡県津屋崎沖の、いずれも着底式構造物とその計測システムを実地調査した。

以上の研究の結果、セミサブ型リグ並びにジャッキアップ型リグに働く風圧力、波力、潮流力の変動性の影響や、各種の外力が複合されたときのそれぞれの外力の役割がかなり明確になり、これら海洋構造物の設計外力推定や復原性評価にとって重要なファクター及びその取り扱い方に対する知見が得られた。

昭和60年度は、これらの知見を用い、セミサブ型リグの転覆に至るような異常状態を模型実験で再現すると共に、これら現象のシミュレーション手法を完成させ、シリーズ計算により主要パラメータの影響を定量的に示して、安全性確保のための設計手法の改良に役立つように資料のとりまとめを行う計画である。そのほか、設計外力をさらに精密に推定するための問題点の解明並びに理論計算や模型実験で得られた計算外力や応答特性の実機への適用性を調査するための実機試験の計測法等の検討を行う予定である。

1. セミサブ型リグの転覆機構に関する研究

1.1 複合外力下の転覆模型実験

1.1.1 目的

前年度は複合外力として、不規則波、定常風圧モーメント、定常擬似潮流三者の種々の組合せによるサバイバル状態での実験を実施し危険な状態となる外力の限界を示した。それによれば、三者の組合せの中では潮流と波が同方向で風が逆方向の場合横傾斜が大となるため主としてそのような組合せでの結果を示したが、例えば風速が80ノット以下では張力が潮流の許容最大値を決め4ノット以下でなくてはならない。またその時はヒールは20°(波上側ダウン)より若干小さい値となる。一方風速が80ノット以上ではヒール+ロールが20°(Deck端接水角)以下という条件が潮流と風速の許容値を決め、風速が100ノットでは潮流は3ノット以下でなくてはならない(以上実機相当)といった結果が得られた。但し係留点はやや高めである。

一方、今年度は風による外力を動的なものとし、より実際に近い状態での実験を目的とした。その為に、昨年度の擬似潮流用システムに加えて動的風荷重附加装置を新たに作製した。ただし不規則波、定常擬似潮流、不規則擬似風圧三者の組合せの内、波と風は同方向を主体とした。

1.1.2 実験の概要

主要目及びモデルの状態は表1.1.1に示す。モデルは昨年使用したものと同一である。慣動半径の違いも0.3%程度あり同一と見做せる。また図1.1.1に示すように前年度に対して、係留点高さをCG(重心)+12cm(実機で+7.68m)からCG-2cm(実機で-1.28m)に下げ風圧によるレバーを相対的に大きくした。

更に風荷重のメカニカルな着力点もDeck20cm(12.8m)から12cm(7.68m)とした。係留系の決定方法は昨年度と同じ(研究資料¹⁾No.373-1.4.2節参照)であるが、1983年版のNVルールに基づいて計算し直した結果、サバイバル状態(Aと称す)で全長12.55m(実機で803m、昨年度は850m)、初期張力264g(69.1ton、昨年度88ton)とした。()内は実機相当。但し係留鎖の単位重量は58.9g/m(214.4kg/m)、破断荷重は2995g(785ton)を想定した。なお設計条件の内潮流は6.25cm/sec(実機で0.5m/s約1ノット、昨年は2ノット)を想定したがそれ以外の風速(100ノット)、波高(30m)は同じにしておりサバイバル状態での設計荷重としては3098g(812ton)と推算した。

またサバイバル状態(Aと称す)から係留ラインを繰り込んでオペーレーティング状態に近い状態での実験(Bと称す)も若干実験を行なった。ケースBは41.6cm(26.6m)係留鎖を短くした状態でこの時の初期張力は581g(152ton)である。但しオペーレーティングの想定状態は51.3cm(32.9m)繰り込み、初期張力845g(221ton)である。

ケースA、Bに対応する固有周期の実測値を表1.1.2に示す。この表からも明らかな様にタイプA、タイプB程度の係留系の変化はヒープ、ロールの固有周期には殆んど影響が無く、もともと固有周期を持たないスウェーに大きく影響を及ぼす。

係留鎖を含めた実験状態の概略は図1.1.2に示す。昨年度と同様潮流を模す為に係留系全体が移動出来るシステムとしており水槽の深さ3.5mに対してアンカー深さは2.5mとなっている。また係留鎖の張力計測法及びモデルの運動を光学電子式遠隔計測装置(P.S.D)により計測する方法も昨年と同じである。

一方、今年度新たに開発した動的風荷重附加装置の概略は以下の通りである。即ち昨年度は定常風という事でデッキ上に立てたP.S.Dターゲット用の支柱上で風荷重着力点位置からケブラー糸を水平に張り、ブーリーを介した下端に錐を下げる事により一定荷重をかけたわけであるが本装置では先ず波上側、波下側両方に水平に糸をのばし、その端部を高性能サーボモーター(図1.1.2の黒く塗りつぶした部分)の軸に直結したブーリーで巻き取る事により糸がたるまぬよう張力をかける。張力はデッキ上の着力点で検出し所定の値となるように尚モーターの動

きにフィードバックをかける。次に2本の糸の張力のアンバランスを、1.1.4節で述べる風荷重の計算値に相当する信号電圧に追従させるべく作り出すシステムを付加する事により動的風荷重をモデルに附加する形とした。ただし入力信号がゼロ、即ち風が無い状態ではあたかも糸一プーリー糸が無いが如くに、つまりモデルに影響を全く与えない様な動きをサーボモーターにさせる必要がある事は言うまでもない。また糸の長さは十分長くとって、モデルの上下運動等による張力の上下方向成分出現を無視し得る程度に押えた。

以上のシステムにより本年度実験では擬似潮流（±2ノット、一部+3.5ノット）、平均風速（±100ノット）の変動風、JONSWAP型スペクトルを有する不規則波（最大有義波高12.8m、但しスペクトルピークは波漂流力が最大となる周波数近傍としている）の範囲での実験を実施した。但し“目的”の所でも述べたように風は波と同方向に吹く場合、即ちプラス（+）の場合を主とした。

1.1.3 動的風荷重附加装置によるモデルの過渡応答特性

動的風荷重附加装置を用いて不規則変動風荷重をかける前に装置自体のメカニカルな応答特性をチェックする意味も含めて横浜国大水槽でルーチン的に使用している過渡水波の造波用信号と同様な信号を入力として過渡的変動風荷重をかけた時の応答のタイムヒストリー例を図1.1.3に示す。風荷重としてのタイムヒストリーは初期に100ノットの定常風相当の荷重約1500g（実機に換算すると約390ton）をかけてるのでバイアスがある。その様な風荷重による運動を見てみると風荷重の変動分がゼロとなった後に自由動揺が残っており、張力をかけていてもサーボモータ糸は動揺に影響を与えていない事が見てとれる。

次にこれらのタイムヒストリーから求めたスウェー、ヒープ、ロールの周波数応答関数を図1.1.4に示す。縦軸の分母は全て風荷重Fである。各々右半分が100ノット相当の一定荷重がある場合、左半分が変動荷重のみの場合、上半分がケースA（サバイバル状態）、下半分がケースB（係留鎖がオペレーティングに近く、Aより張った状態）の場合となっている。先の図1.1.3は右上に対応している。

一定荷重が無い場合は表1.1.2の固有周期を示した図中の矢印と応答関数のピーク周期は良く一致しており、一定荷重のある場合もピーク周期から固有周期が確認出来る事がわかる。またケースBはもともと係留鎖を張った状態であるので一定荷重（定常風）はスウェーとロールのピークの高さを少し低める丈で固有周期にもあまり変化を与えていないのに対して、ケースAのサバイバル状態の係留鎖の場合にはスウェーの27sec（実機で3.6分）の固有周期を約1/3に、かつピークの高さも著しく低下させており、更に全体的に左下の3枚の応答関数と大略同程度である事から約390tonの定常風の効果と、ケースAに対して約3.3%係留鎖を繰り込んだケースBで定常風無しとした効果がほぼ同等である事がわかる。勿論これは変動成分について言える事であって定常風の有り無しでは、定常変化は同等でない事は明らかである。

またこのようなスウェー応答関数の著しい変化、特に固有周期の変化は波漂流力により定常ドリフトを生じた場合にも当然予想される事であって大波高不規則波中の長周期運動現象を複雑なものとする原因の一つになっているものと思われる。なおロールの応答関数の長周期側のピークはスウェーのピーク周期と一致しておりスウェーからロールへの連成が無視出来ない事を意味している。

1.1.4 動的風荷重附加装置用の不規則信号

不規則変動風にもとづく変動荷重の信号は以下の様に造った。先ず変動風速のタイムヒストリー $u(t)$ はDavenportのスペクトル²⁾により不規則水波と同様な方法で合成した。

スペクトルは(1)式で与えられる。

$$S(f) = 2K \cdot \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}} \cdot \frac{\bar{U}^2}{f} \quad (1)$$

但し

$$K = 0.003, \quad x = 1200 f(\text{Hz}) / \bar{U} \quad \bar{U} = \text{平均風速 (m/s)}$$

次に $u(t)$ にもとづく風荷重は定常抗力係数 C_D を用いて(2)式により求めた。

$$F_D(t) = \frac{1}{2} \rho [u(t) + \bar{U}]^2 \sum_i C_D i A_i \equiv \frac{1}{2} \rho C_D A [u(t) + \bar{U}]^2 \quad (2)$$

ここで $C_D i$, A_i は部材 “ i ” における抗力係数及び面積を意味する。また本来ならば風速の鉛直方向のシャー及び相関も考慮すべきであるがここでは鉛直方向の変動も一様とし、 $u(Z_i, t) \equiv u(t)$ とした。なお(2)式を展開した時の $u^2(t)$ 項は一般に小さくこれを無視して変動項としては線型な変動項 $2u(t) \cdot \bar{U}$ のみを残せば周波数応答等の計算に都合が良い事は通常言われている通りである。但し今回は、機械系の応答関数も大略フラットと見做せる様であったので風のスペクトルも特に補正せず風荷重も(2)式のままで数値計算した。更に実際にはモデルの運動に基づく相対風速の変化も考慮する必要があるが、サバイバル状態の固有周期で係留水深の20%のスウェー、片振幅10°のロールを仮定した時の風荷重着力点での最大水平速度が約3.3ノット程度であるので今回は無視し、またリフトにもとづくヒールモーメントも考慮していない。

最終的に変動風荷重附加装置用の信号は、計算された $F_D(t)$ を D→A 変換しアナログ信号として磁気テープに収め使用した。図 1.1.5 にシグナルの流れを模式的に示す。変動風については水波と異なり可成りのバイアス（平均値）を有している点に十分注意する必要があろう。

図 1.1.6 には風速のスペクトル、風速のタイムヒストリー、変動荷重のタイムヒストリー及び変動荷重のスペクトルの具体例を $\bar{U} = 100$ ノットの場合についてを示した。(1)式で示されるダベンポートの風スペクトルでは平均風速が決まればスペクトル形状も一意的に決まる形となっているので不規則風速計算時のスペクトルの周波数範囲を①～③の3種類にとる事により変動風速のゼロクロス平均周期 ($T_{0.2wind}$) を3種類に変化させた。①～③に対応して $u(t)$ と $F_D(t)$ の3対のタイムヒストリーが図 1.1.6 に示されている。但し①の平均周期が一番大なるケースでもヒーヴの固有周期より若干長目、ロール、スウェーのそれよりは $1/2$ ～ $1/6$ の値となっている。なお変動荷重のスペクトル形状が上段の風速スペクトルと相似な事からも先程述べた非線型項 $u^2(t)$ の無視が妥当である事がわかる。最後に図 1.1.7 に、平均風速に対するガストの変動幅の参考として台風通過時の強風の1例を示す³⁾。今回想定した100ノット程度の状況まで記録されているので興味深い。

1.1.5 実験結果

以上述べたシステムを用いて、ヒール及びテンションの極大値の最大値が不規則波、変動風、定常潮流の組合せ方でどの様に変化するかを主として調査した。但し変動風の平均周期は3種、JONSWAP型スペクトルを有する不規則波の平均周期は1種について実施している。なお波の進行方向に対して潮流はプラス、マイナスに変化させたが風の向きは波と同方向のケースを主体としている。

(1) 不規則変動荷重による運動等応答例

先ず不規則変動風荷重をかけた時のモデルの運動及び張力変動のタイムヒストリー例を図 1.1.8～10 に示す。

図 1.1.8 は波、潮流なしで風のみの場合図 1.1.9 と 10 は3者が共存しているが潮流が波と同方向及び逆方向の違いとなっている。但し潮流の大きさ自体も異なる。

図 1.1.8 には計測された変動風荷重の上に信号として与えた風荷重のタイムヒストリーをも示した。この例からも判るように今回開発した動的風荷重附加装置の特性が可成り良好である事が示されている。またこの例では荷重のピーク最大値と平均荷重の比 γ より $G \approx (\gamma + 1)/2$ で求めた実機で10分間程度の観測時間でのガストファクター ($G \equiv u_{max}/\bar{U}$) は約1.25 となっており $\bar{U} = 100$ ノットにおける実測例ともオーダ的には合っている様である。

風のみであるのでヒーヴは小さい。また100ノットの定常風によるヒールも約1°程度と小さいが変動風とする事により最大片振幅6°のロールが誘起されており、しかもその平均周期から見てロールの固有周期運動が誘起されているものであることがわかる。従ってこの様な点からも変動風の効果は無視し得ないものであると言えよう。

ただし、スウェーについては 100 ノットの定常風がある時の固有周期に相当する現象は顕著ではなくロールの固有周期相当の運動が目立つ。即ちロールの連成が意外に効いているようである。

次に図 1.1.9 は全て同方向の、波と潮流も存在する場合であるが 16 cm (10.2 m) の有義波高がある場合でも風荷重のタイムヒストリーには殆んど波の影響が出ておらず、この点からも再度新システムが良好な特性を有している事がわかる。このケースでは定常ドリフトは係留水深の 30% と大きいが転倒モーメントはバランスする為ロールの平均がゼロに近いのが特徴的であるが、また一方では逆にテンションに大きな値が出る。またスウェーは波高の包絡線に対応した変動となっているのに対しロールは固有周期的な変動が顕著である。一方テンションの異常値はほぼドリフトの異常値及びヒーヴの Max とタイミングが合っておりロールの Max (波上側 U_p) の時ではないように見える点は興味深い (図中の矢印参照)。なお波高計は固定式であって波のタイムヒストリーは出会い波ではない点に注意する必要がある。

図 1.1.10 は不規則波及び潮流に対して風が逆方向の場合で転倒モーメントが大きくなる組合せである。従って波高、潮流共に前図より大となっているが、前図とは逆にドリフトの平均値は $\frac{1}{4}$ 位に、またテンションの平均値は $\frac{1}{2}$ 位に落ち、一方でヒールの平均値が -13° (波上側 Down) 程度に急増している。そして Max では -20° 近い危険な値が出現している。またテンションの平均が下った結果波の包絡線に対応する長周期のドリフトが顕著に見られるようになり、対応して波上側テンションにも明白な長周期変動が現われている。

(2) 張力の最大値

次にセミサブの安全性を評価する統計量の内、張力の最大値が不規則波、潮流、変動風の組合せでどのように変化するか見てみる。

図 1.1.11 に縦軸に波上側係留鎖張力の最大値を○印で示し実線で結び、波下側張力の最大値を●で示し一点鎖線で結び、横軸に潮流 (プラスは波の進行方向とする) 速度、奥行方向に不規則変動風速の平均値をとて三次元表示した 12 枚のグラフを示す。12 枚のグラフの内、④ の段から⑩ の段へは波高が低から高へ、左から右の列へは不規則変動風速の平均周期が図 1.1.6 に対応して短から長へと変化する配列となっている。

なお、図中の数値は、モデルと実機相当の値とを並記せず全て実機相当の値に換算したものとしている。また各図中で二重丸をつけた点は、その図の中での最大点を示すものであり、71 ton 高さの面は初期張力を示している。従って初期張力を含んだ全張力は全てプラス側に出る事になる。

図 1.1.11 から言える点を列記すれば以下の様になる。

- ① 波上側張力の Max が最大となる外力の組合せは、当然予想されるように大なるプラスの潮流、大なるプラスの風速で生じる事が明白に示されている。従って係留鎖の破断に関しては三者が全て同方向の場合に危険となる。
- ② 波下側張力の Max の外力の組合せ方による変化は少なく特に風がプラス 100 ノットの時は潮流の向きが変化しても殆んど影響が無い。いずれにしても波下側の張力は破断に関しては問題にならない。
- ③ 図 1.1.11 の範囲内では、張力 Max の内の最大値は変動風周期 $T_{02WIND} = 15.4 \text{ sec}$ の所で生じている傾向が見られる。これは特に波高が大きかった平均風速 100 ノットの所で見られるが、100 ノットの平均風速で係留鎖が張った状態でのスウェーの固有周期約 13 sec に近い変動風周期である事と関係があるようと思われる。ちなみに Max の内の最大値は破断荷重の 85% に達している。
- ④ 張力の Max が、有義波高によって変化する状態をグラフに描いてみると④ から⑩ へ移る脱階、即ち 5.1 m から 7.7 m へと増大する時の Max の増大が特に急激である。この事は張力の Max を波高ベースに推定する時直線的な外そは危険である事を意味する。ただし有義波高 10.2 m では変化に頭打ちの傾向が見られる。
- ⑤ 1 つのグラフで奥行き方向の変化を見た場合、波有りで潮流がマイナス 2 ノット (波と逆方向) の時、平均風速がゼロからプラス 100 ノットに増大した時の張力 Max の増加は約 130 ~ 180 ton であるのに対して、潮流

がプラス2ノット（波と同方向）で平均風速がゼロからプラス100ノットに増大した時の張力Maxの増大量は約190～350 tonと約2倍の増大率となっている。これは逆に言えば定常な潮流の向き、大きさにより非線型なカタナリ係留の初期状態を変化させた結果がMaxの変化に及ぼす程度を示しているとも言えよう。

⑥ 1つのグラフで横軸方向の変化を見た場合は、波有りで風がプラス100ノットの状態で潮流がマイナス2ノットからプラス2ノットに変化した時の張力Maxの増大率は、風がゼロで潮流がマイナス2ノットからプラス2ノットへ変化した時の約2倍となっている。また潮流が2ノットの状態で平均風速がゼロから100ノットへの増大と、風が100ノットで潮流がマイナス2ノットからプラス2ノットへと変化した時の張力Maxの増大量は同程度である。あるいは、別の言い方をすれば、波有りで、潮流がプラス2ノットで風無しの状態と、潮流がマイナス2ノットでプラス100ノットの風が吹いた時の張力Maxに与える効果がほぼ等価である事を意味している。

⑦ 以上は不規則波有りの場合であるが、波無しで変動風と潮流のみの場合（Ⓐの段）、風の周期の変化は、左図9.53 secの（+2ノットの潮流、+100ノットの風）の組合せ一点を除けば潮流の増大と共に張力Maxも漸増する一定の傾向に変化はなくしかも値自体もほぼ等しくなっている為、影響を及ぼしていない様に見える。またⒶの段の各々の図中で、平均風速100ノットの時の方が風無しにくらべて右上りの傾向が強く出ており、矢張り非線型なカタナリーを張った状態でダイナミックな風の影響が出ていると言える。なお100ノットの定常風のみでは223 TONの定常張力であった（図1.1.3）故変動風によりMaxが約25%大きく出ていることになる。これは波が無い時はガストファクターと同程度であると言える。

③ (ヒール+ロール) の最大値

次にヒール+ロールのMaxが外力の組合せでどのように変化するか見てみる。ここでヒールとは横揺れタイムヒストリーにローパス・フィルターをかけて一波一波による応答を除いた残りの長周期に変動する部分、またロールとは、逆にハイパス・フィルターをかけた時の一波一波による応答部分をさす。従ってロールの平均値はゼロ、一方ヒールの平均値は一般にゼロにはならないがこれを定常ヒールと呼ぶことにする。以上より、ここで(ヒール+ロール) の最大値とはロールの極大値の部分で、なおかつヒールも加えた時の値の1回の実験における最大値の事である。

図1.1.12に先程と同様、今度は縦軸に角度のMax(度)をとって3次元表示したものを示す。Ⓐの段で中央の図中にケースBの初期張力状態の結果がある以外は全てケースA(サバイバル状態)での結果である。●印は波上側がUpする方向のMax、○印はDownする方向のMaxである。

図1.1.12から言える点を先程と同様に列記すれば以下の様になる。

① 張力と異なり顕著な傾向は把みにくい。この図の範囲の外力の組合せでは波上側UpとDownのMaxの内の最大値（太い縦線で示した）が同程度のオーダで出ていると言える。勿論最大値の出る組合せは各々の図で異なる。

② 波高が7mを越えると波漂流力が卓越してくる結果波上側Down(マイナス)のMaxが出る外力の組合せが1つの図中で右下、即ち風速ゼロ、潮流はプラス2ノット（プラスのMaxが潮流ゼロ、風はプラス100ノットの点）と一定の組合せに落着く。そして当然予想されるように、またⒶ段中央の図からもわかるように、潮流速度も更にプラス方向に大、風速がマイナス方向に大となる組合せでは傾斜のマイナス方向Maxは更に大きくなる。これは昨年度主として実験した組合せに相当する。

③ 不規則波無しのⒶの段を見ると、更に潮流のみの時はプラス・マイナス2ノットの変化により定常ヒールはマイナス・プラス3°程度変化する。また変動風のみの時は平均風速100ノットの風付加により約プラス・マイナス6°のMaxの変動を出現させる。ただし100ノットの定常風のみではヒールは1°程度変化するだけである。また変動風と潮流の組合せを見た時、●印(Up)は潮流が加算的に効いているが、○印(Down)は若干

加算性が崩れている。

- ④ 不規則波の波高が高くなるに従い、奥行き方向の変化が小さくなる。特に有義波高10mの②の段では100ノットの風の影響は小さくなる。一方この実験の潮流範囲に対しては左右方向の変化で見て右下りの傾向がⒶの段の潮流のみの効果での傾向と似ている事から加算的傾向があると言えるが詳細にみると重ね合わせた方が大き目に出ている。
- ⑤ 波高が高くなるに従い当然の事ではあるが波無しでの結果との差が大となっており10mの波高は全体的に見てプラス・マイナス5程度の振幅増大をもたらしている。
- ⑥ この図の組合せの中でヒール+ロールの波上側Up Maxの最大を示している点はプラス100ノットの変動風、7.7mの有義波高、潮流ゼロの組み合わせの場合で約プラス14°、一方Down側のMaxの中の最大値となっている組合せは変動風ゼロ、10.2mの有義波高、プラス2ノットの潮流の時でマイナス12°程度となっており、マイナス20度を安全限界とするとその60%程度であり張力が破断荷重の85%にまで達したのに比べて可成り低いと言える。勿論これで変動風の向きを変えて-100ノットになると潮流がプラス3.5ノットの時マイナス15°というように増大する。

更に有義波高を13mと高くした場合には図1.1.13に示すように、風マイナス100ノット、潮流プラス3.5ノットの状態で波上側DownのMaxが20°となり、横傾斜に関しては昨年と同様な外力の組合せで危険な状態となる事がわかる。ただし潮流と風が逆でも、風プラス100ノット、潮流マイナス2ノットといった組合せでは当然の事ながら大きなマイナスのヒールにはならず、波と潮流が同方向（プラス）で風が逆方向の時が矢張り危険である。

1.1.6 まとめ

昨年度は同方向に進む波と潮流に対して定常な逆風の場合についてセミサブの横傾斜、索の張力等について危険となる組合せを検討した。本年度は引き続き三者が同方向で張力の面で危険側に陥り易い場合について、昨年度の擬似潮流発生装置に統一して新らしく動的風荷重附加装置を開発する事により定常風丈でなく変動風の効果もとり入れられる形で実験を行ない、横傾斜及び張力のMaxに注目した解析を行なった。その結果風の変動性が無視し得ない事、従って風荷重附加装置が有用である事、又、風、波、潮流三者が同方向の時張力の面で限界となる値の組合せあるいは三者の加算性についての知見が得られた。また100ノットの風に対して潮流の2ノット程度の変化も風と同程度あるいはそれ以上の影響があり、潮流の速度の変動性も無視し得ないのではないかと思われる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第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。研究資料No.373
昭和59年3月（1984）
- 2) 日本造船研究協会第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。研究資料No.366
昭和58年3月（1983）
- 3) 荒川秀俊、真鍋大覚：台風周辺の渦巻状雨域の分布と浅水波紋の相似関係、航空学会誌、第13卷、第138号
昭和40年7月（1965）

表 1.1.1 モデル主要目
PRINCIPAL DIMENSIONS

ITEM	MODEL 1/64	SHIP
Length (m)	1.797	115.0
Breadth (m)	1.172	75.0
Depth (m)	0.594	38.0
(to Main Deck)		
Draught (m)	0.313	20.0
Displacement (in fresh water.)	131.8 kg	34551 ton
KG (m)	0.273	17.5
GM _T (m)	0.045	2.87
GM _L (m)	0.037	2.37
Radius of Gyration : r_g		
Roll (m)	0.516	33.0
Pitch (m)	0.557	35.6
Yaw (m)	0.666	42.6
Water Depth(m)	2.500	16.00

COORDINATE SYSTEM

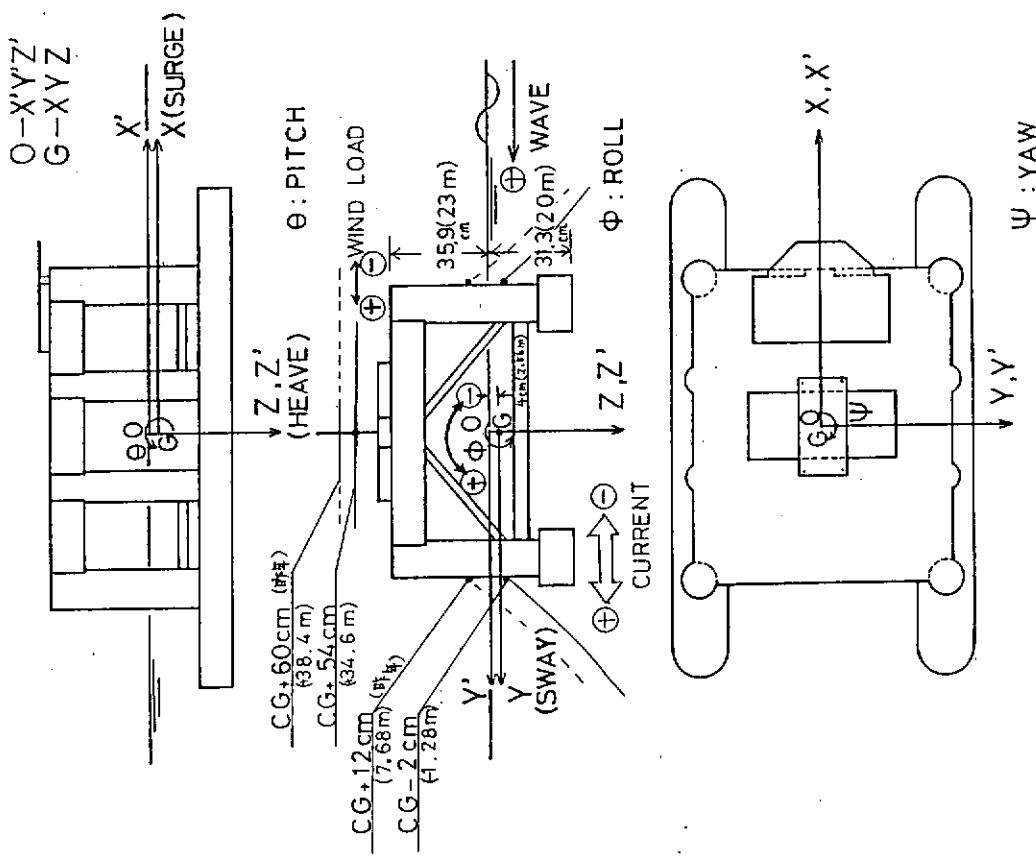


表 1.1.2 固有周期
NATURAL PERIODS
(自由振动: 1/43)

MODEL SCALE 1/64		
	MOORING CONDITION TYPE A ($\frac{1}{4}\pi^2 \text{ rad}^2/\text{s}^2$)	MOORING CONDITION TYPE B ($\frac{1}{4}\pi^2 \text{ rad}^2/\text{s}^2$)
SWAY	218.08	27.26
HEAVE	23.92	2.99
ROLL	48.72	6.09

Unit: sec

図 1.1.1 座標系等

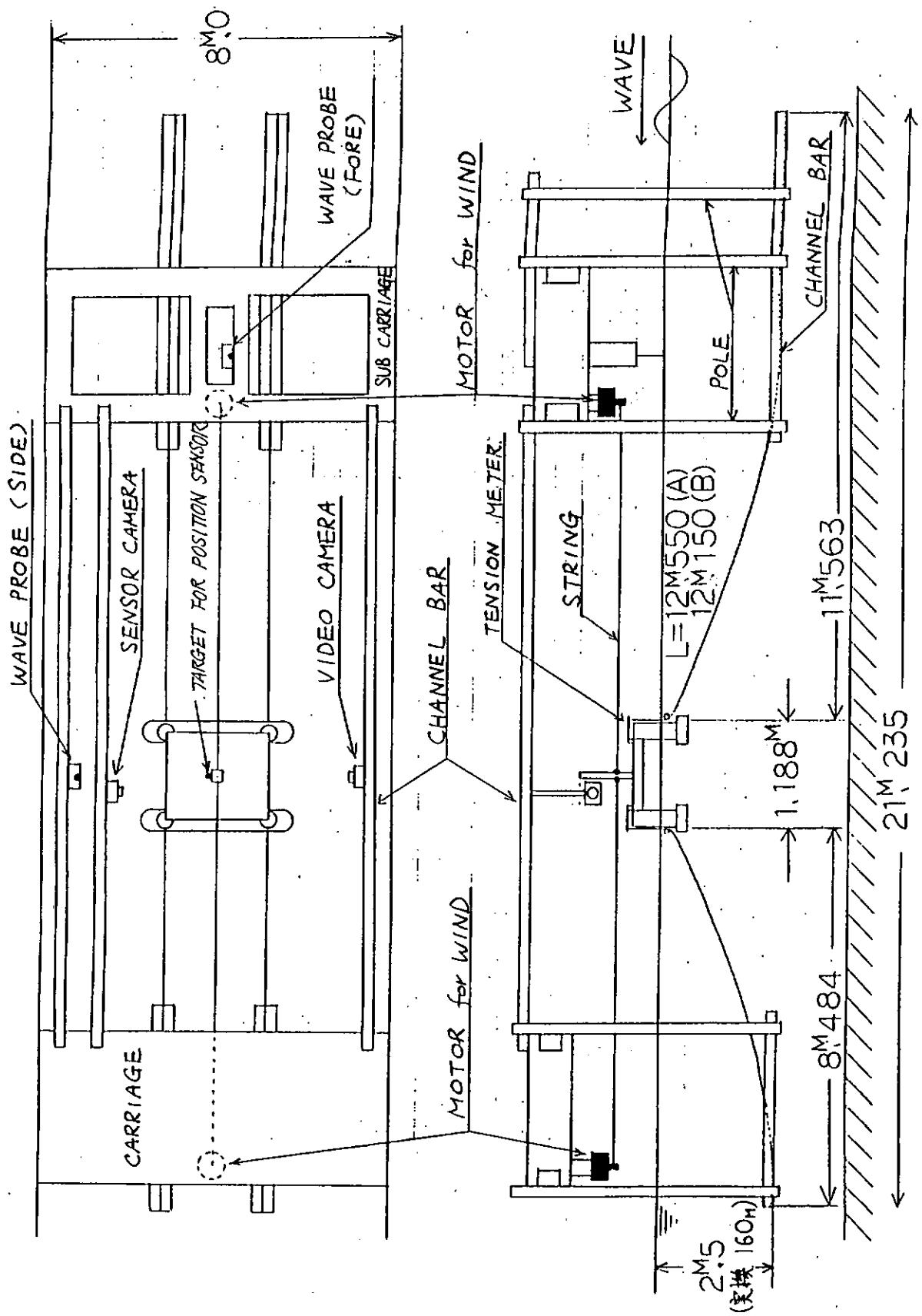


図 1.1.2 実験概略（動的風荷重附加装置を除いて昨年とはほぼ同様）

TIME HISTORY
WIND TRANSIENT $\omega = 0.1 \sim 4.0 \text{ rad/sec}$
initial $\oplus 1500 \text{ g}$ (100 ット⁹ 定常風相当)

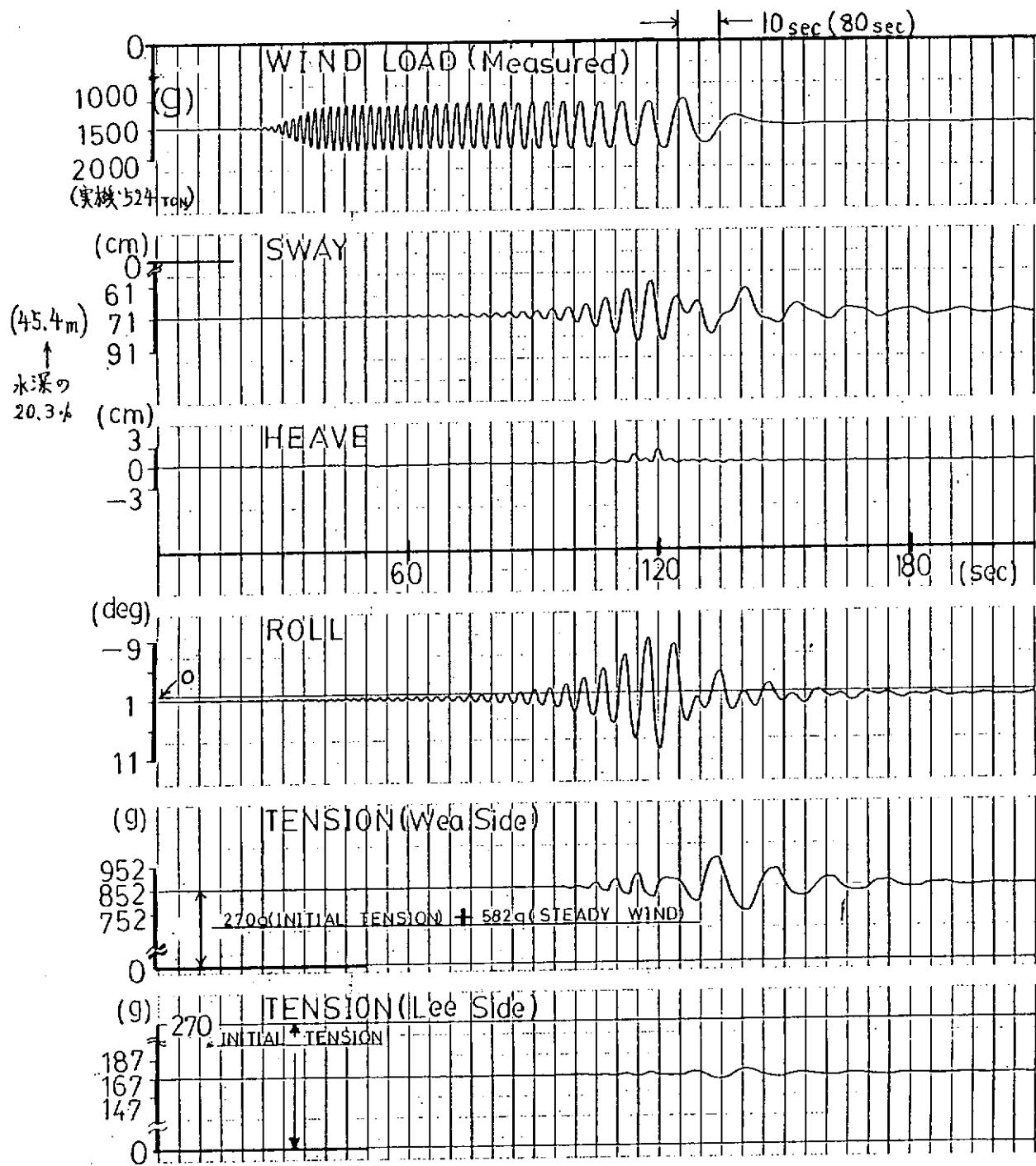
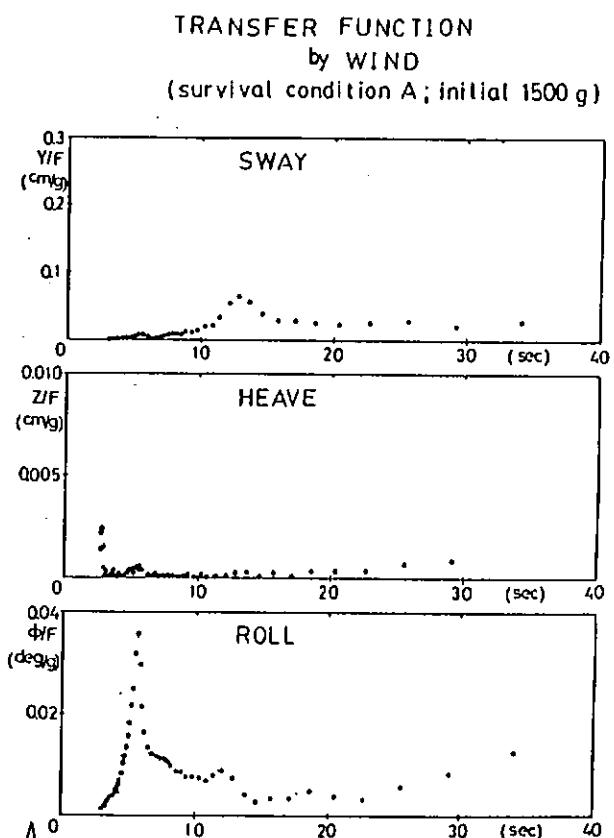
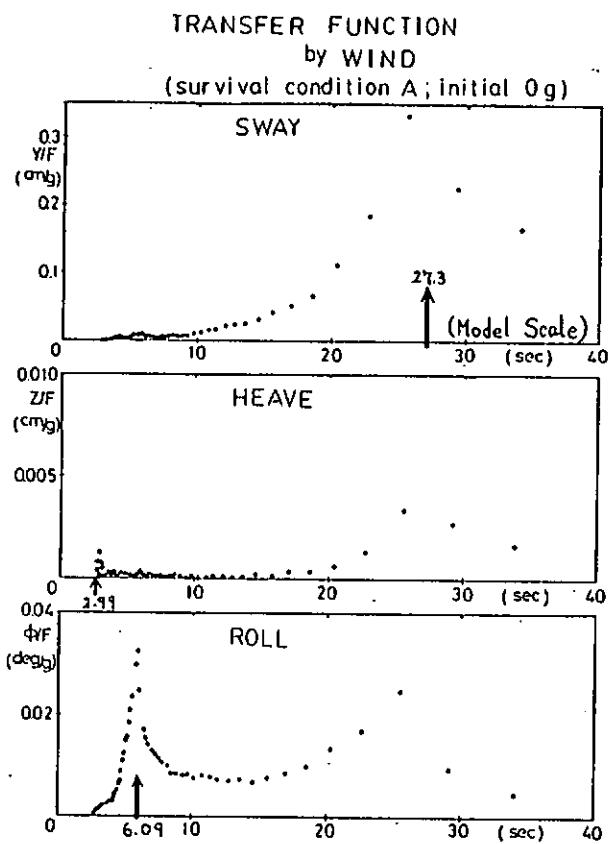
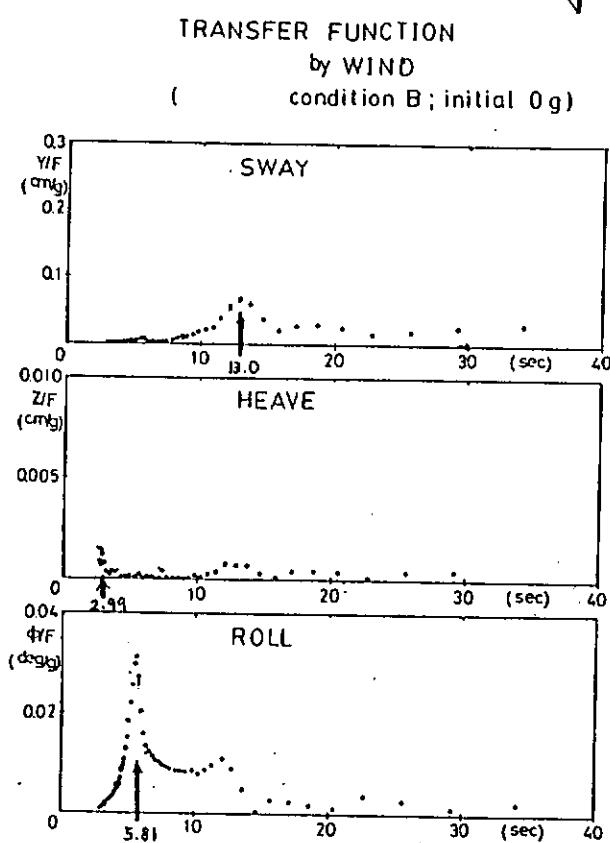


図 1.1.3 過渡的変動風荷重に対する応答 (タイプA)



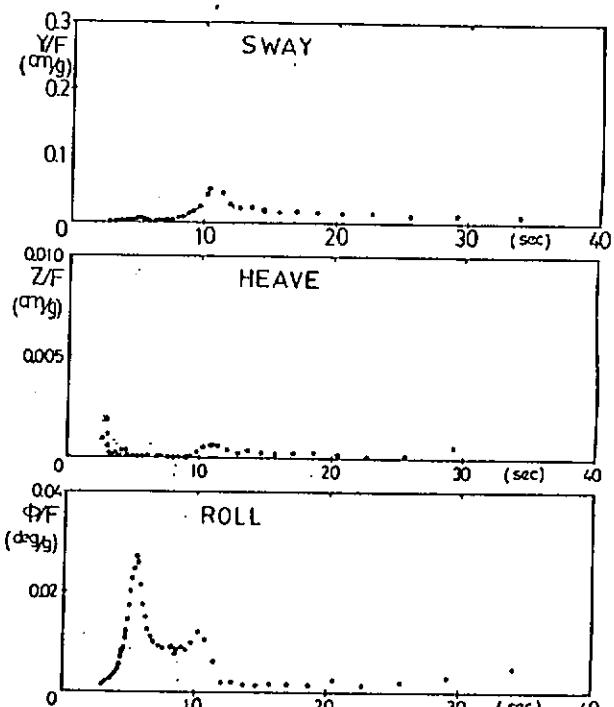
Condition A

過渡的変動風のみのケース



定常風 + 過渡的変動風
(100%外相当 1.5kg)

TRANSFER FUNCTION
by WIND
(condition B; initial 1500 g)



Condition B

図 1.1.4 過渡的変動風による周波数応答関数

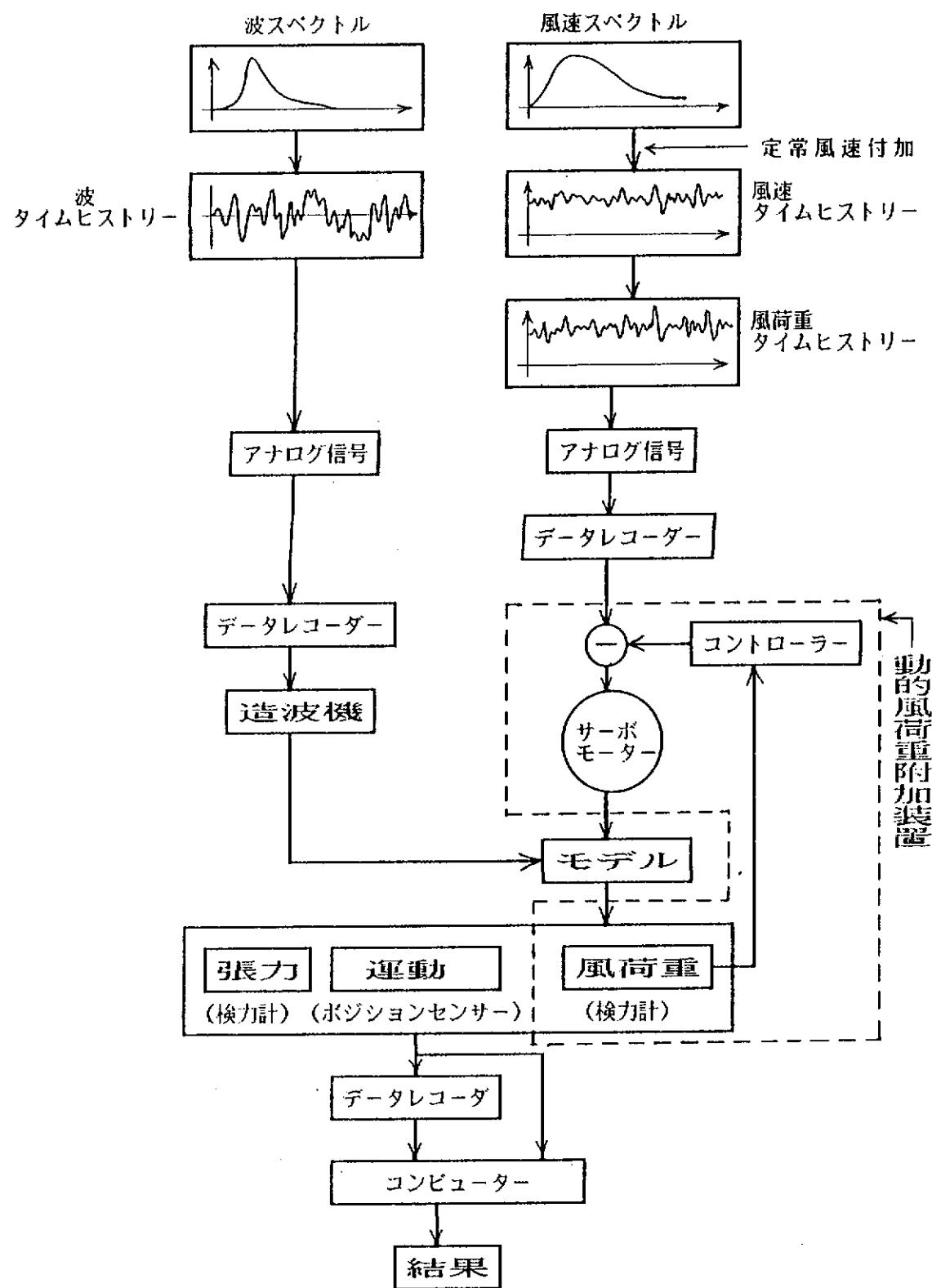


図 1.1.5 シグナルの流れ

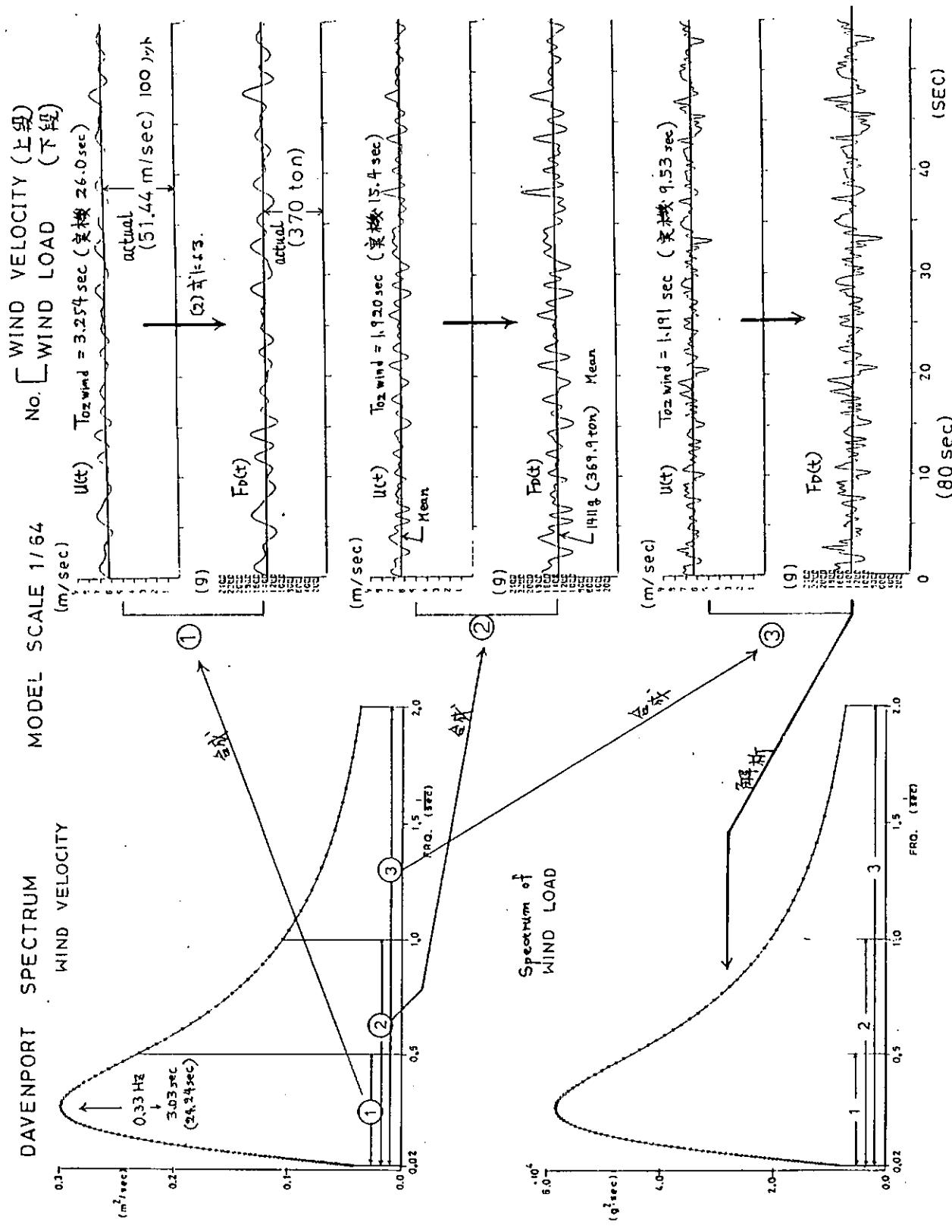
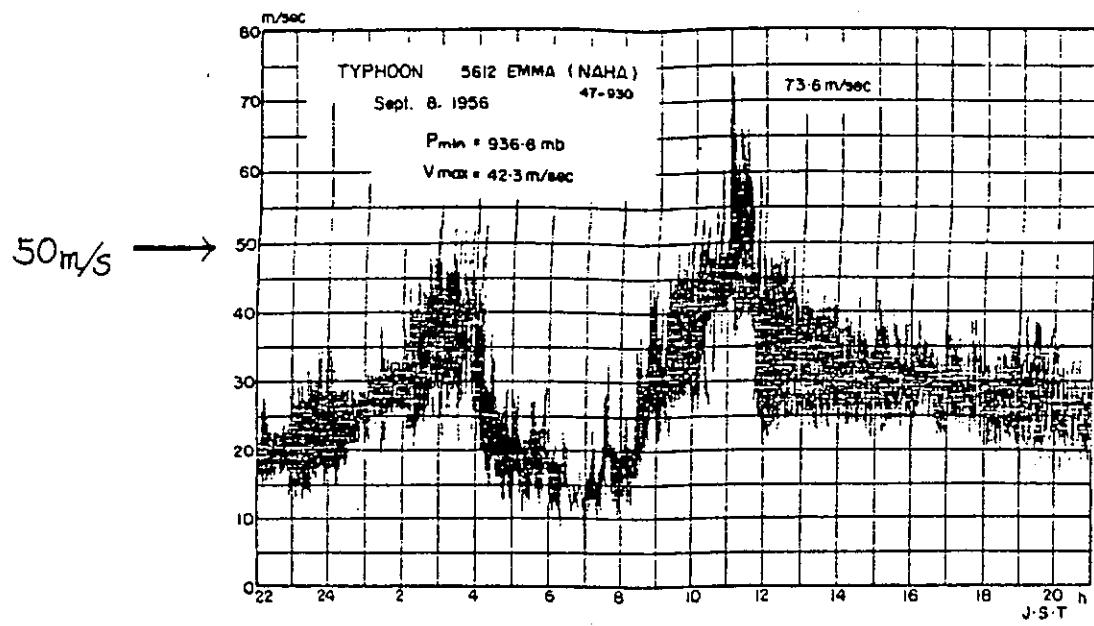


図1.1.6 風及び抗力のスペクトルとタイムヒストリー（計算） $\bar{U} = 12.5$ ノット（実機100ノット）



台風のダインス風圧計による風速記録（昭和31年9月8日）

図 1.1.7 強風の1例³⁾

WIND : DAVENPORT ②

SHIP : $\bar{U} = 51.44 \text{ m/sec}$, $T_{02} = 15.36 \text{ sec}$ (風)

MODEL SCALE 1/64

MODEL : $\bar{U} = 6.43 \text{ m/sec}$, $T_{02} = 1.92 \text{ sec}$ (風)

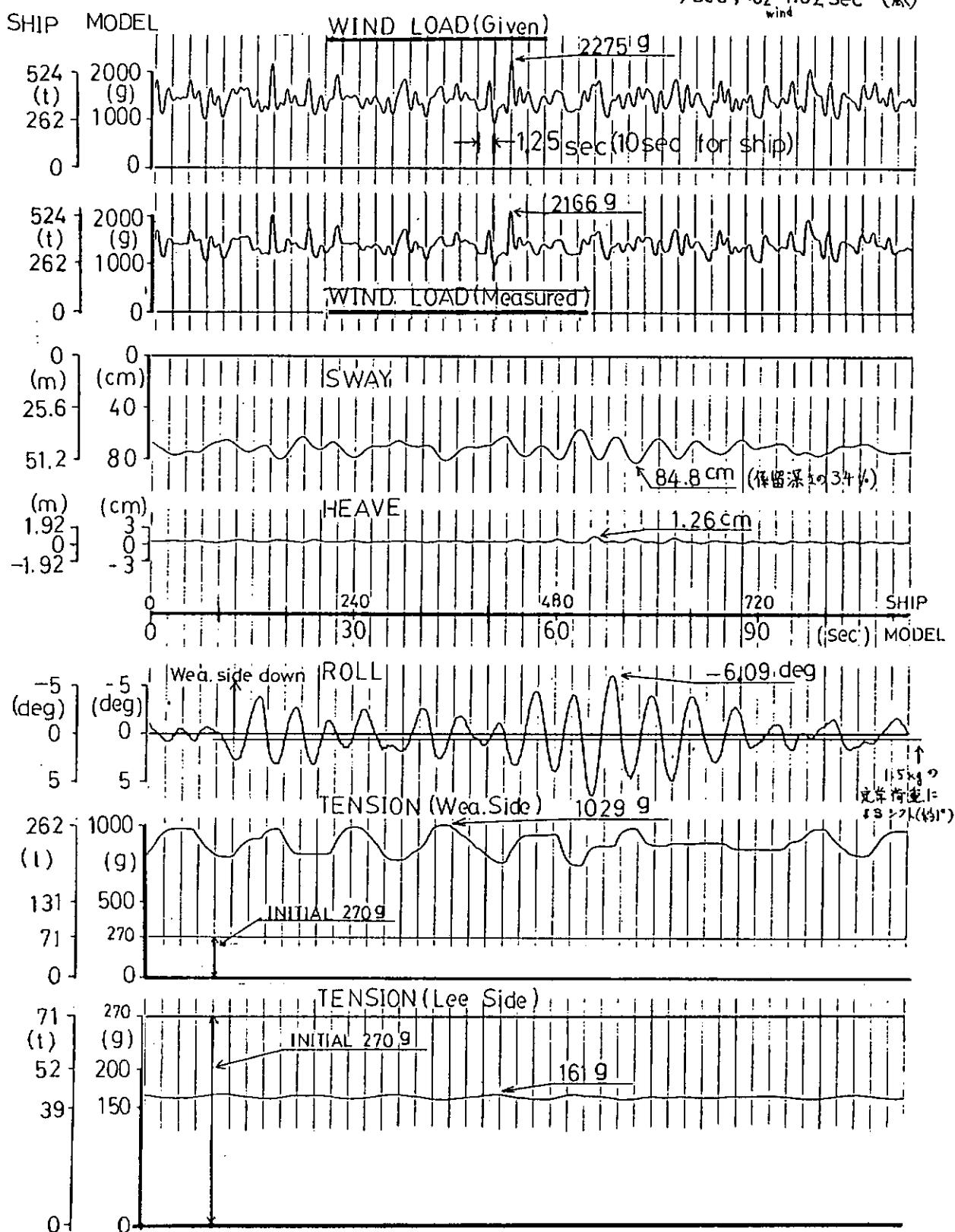
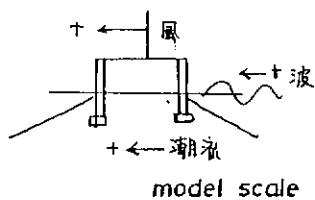


図 1.1.8 不規則変動風荷重に対する応答（潮流及び波無し）（タイプ A）



TIME HISTORY

(+) WIND + WAVE + CURRENT 2 knot

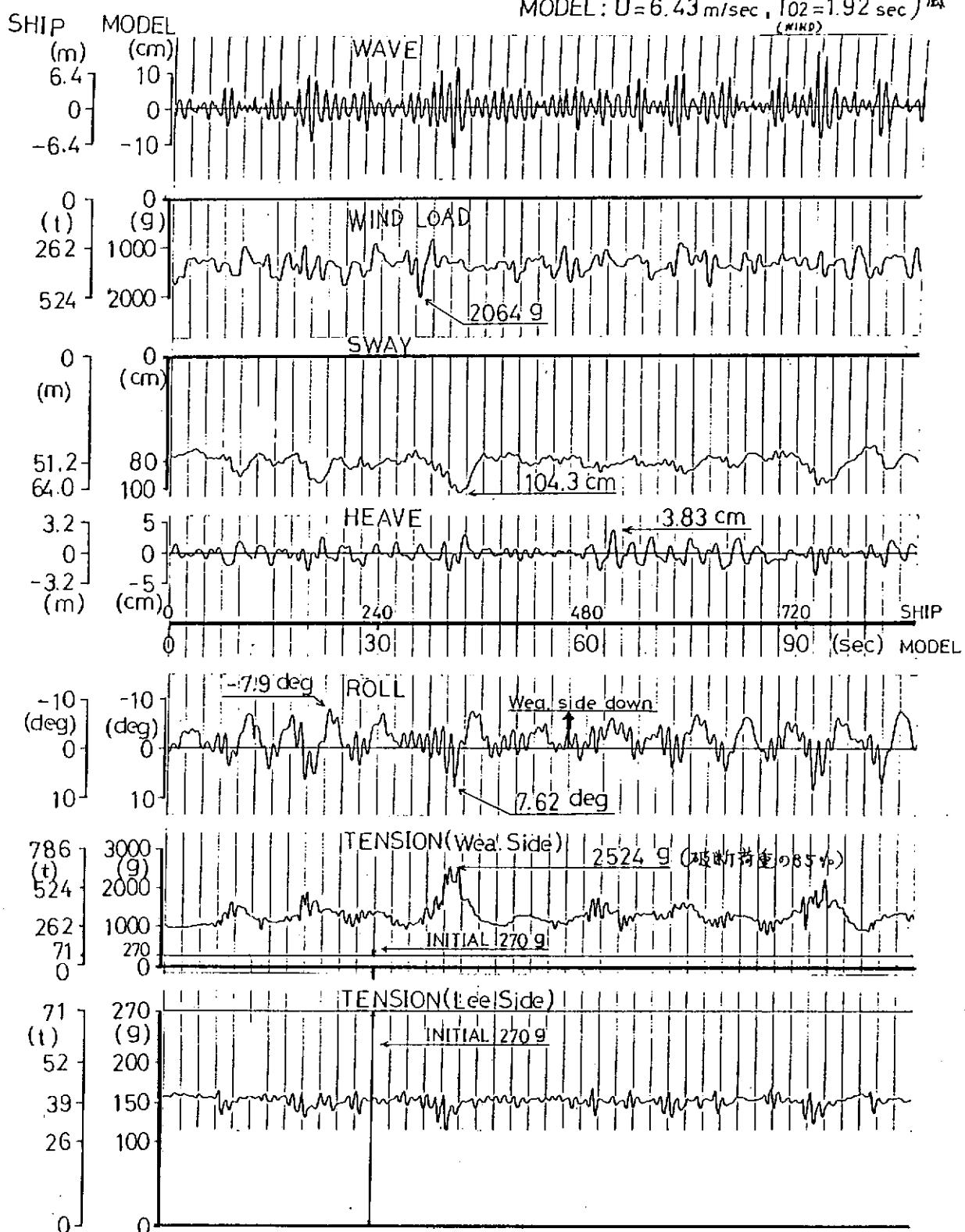
WAVE: JONSWAP

SHIP: $H_{1/3}=10.2\text{ m}$, $T_p=9.992\text{ sec}$) 波
MODEL: $H_{1/3}=16\text{ cm}$, $T_p=1.249\text{ sec}$) 波

WIND: DAVENPORT②

SHIP: $U=51.44\text{ m/sec}$, $T_02=15.36\text{ sec}$) 風
MODEL: $U=6.43\text{ m/sec}$, $T_02=1.92\text{ sec}$) 風

model scale 1/64



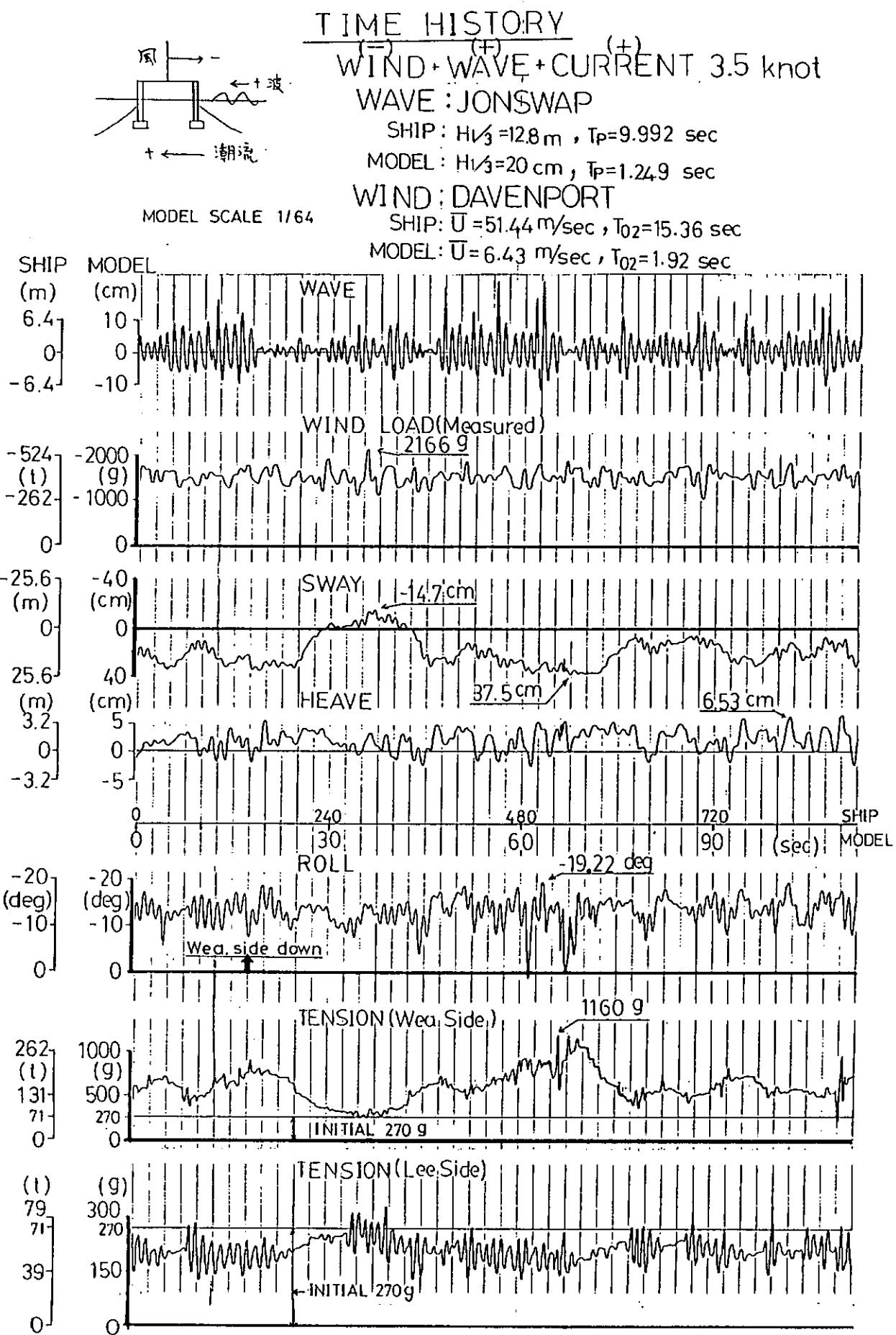


図 1.1.10 不規則変動風+波+潮流中の応答（タイプA）

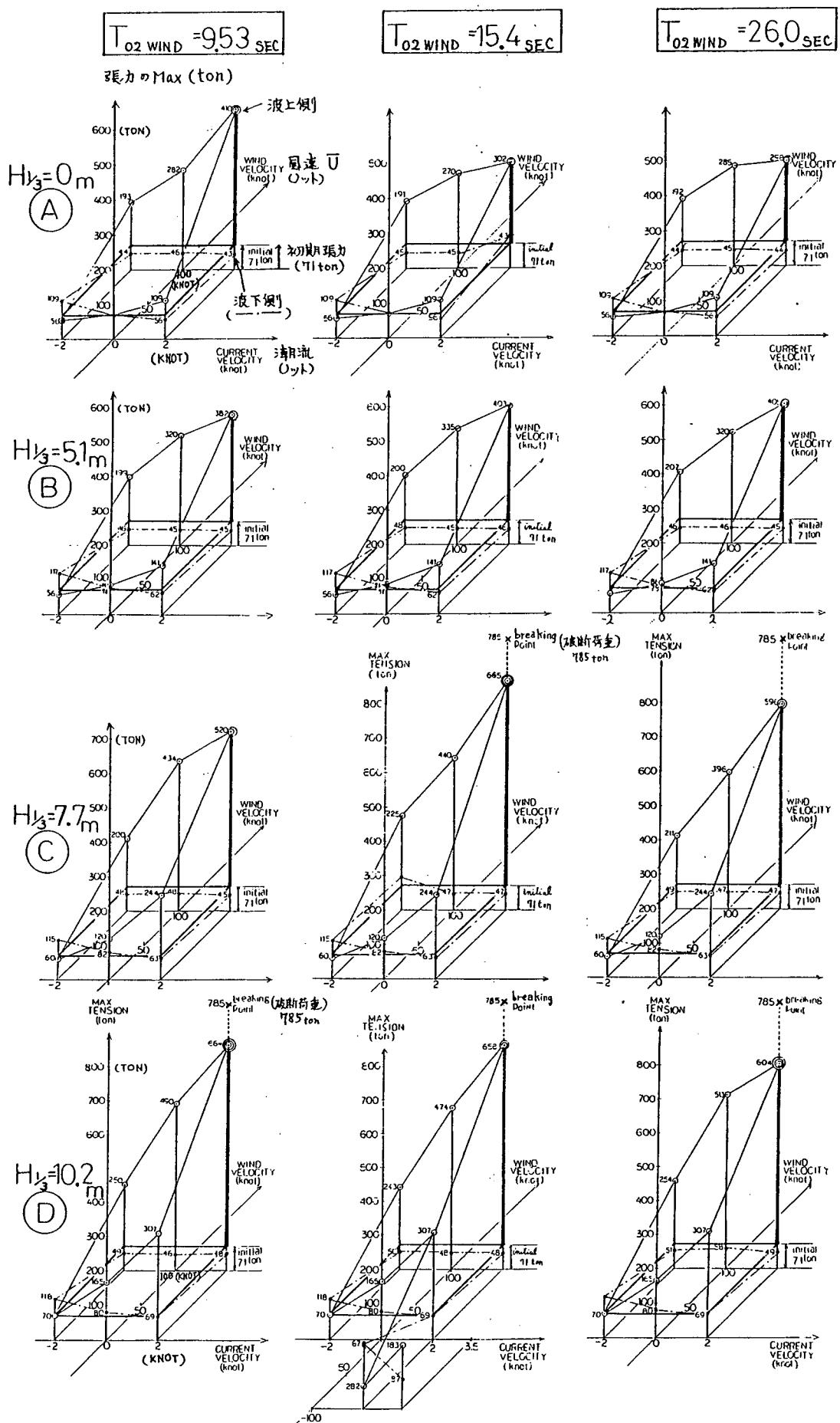


図 1.1.11 不規則波 + \oplus 潮流 + \ominus 変動風中の張力 MAX (タイプ A)

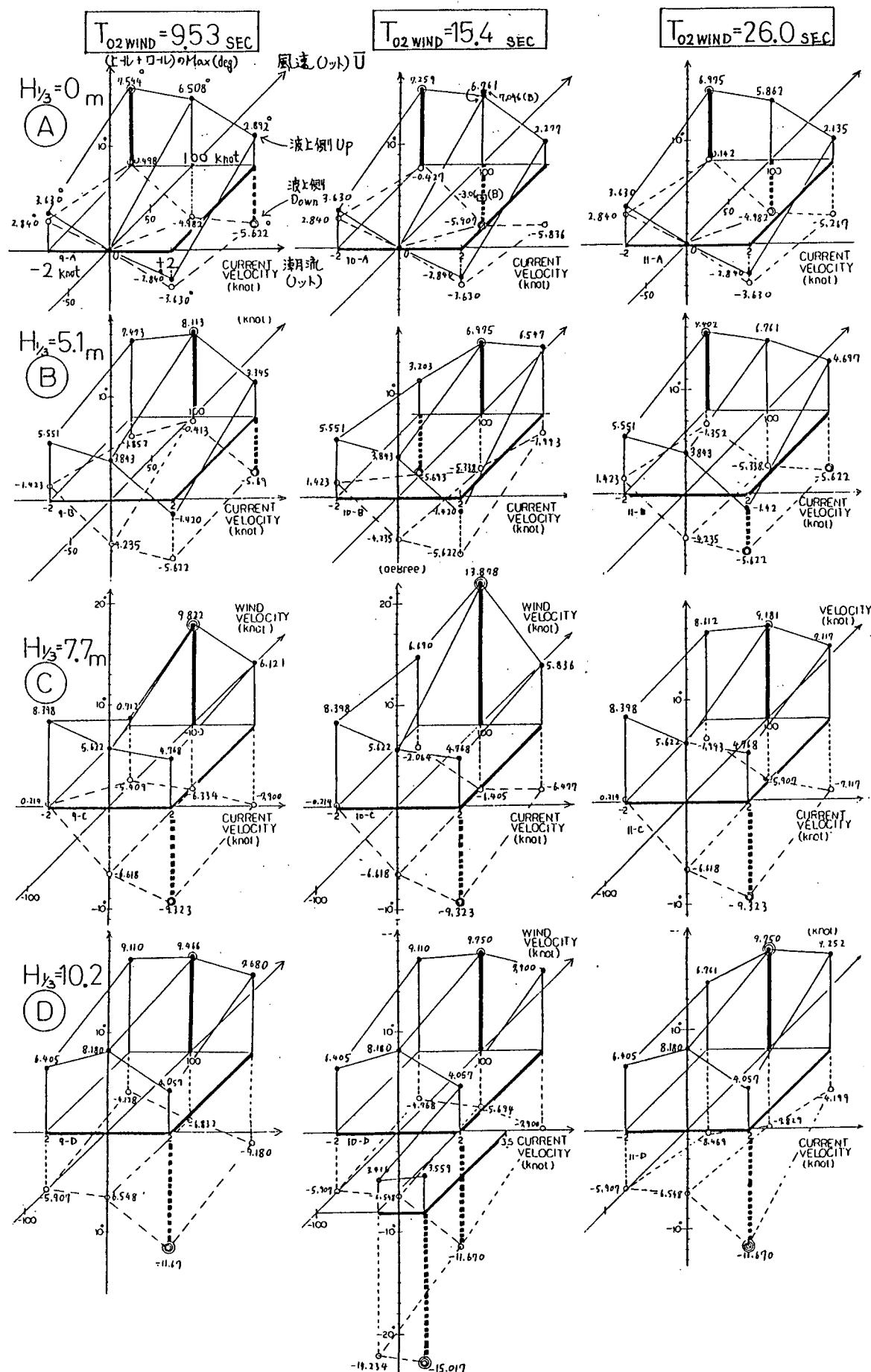
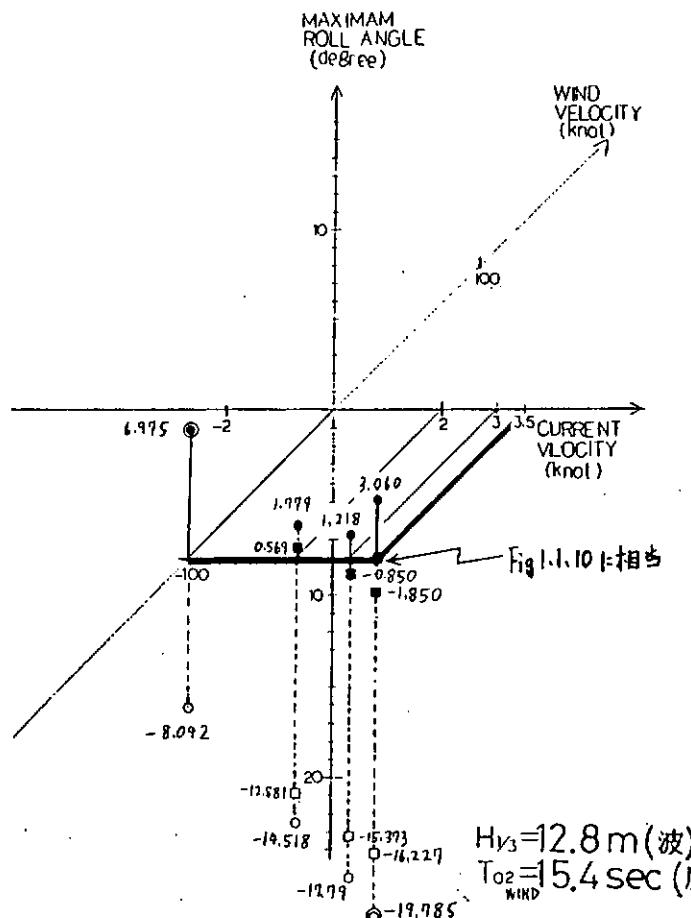


図 1.1.12 不規則波 + \oplus 潮流 + \oplus 変動風中の (ロール+ヒール) MAX (タイプ A)



- WEATHER SIDE UP (A)
 - WEATHER SIDE DOWN (A)
 - WEATHER SIDE UP (B)
 - WEATHER SIDE DOWN(B)

図 1.1.13 初期張力をえた場合（タイプA及びB）

1.2 係留状態の大傾斜時の動搖模型実験

1.2.1 目 的

波浪中のセミサブリグの安定性を検討する上で重要な課題の一つであると考えられる傾斜状態における波浪中の挙動を調べるために初期傾斜角がある場合の規則波中の動搖実験を昭和58年度の自由浮遊状態（無係留状態）に引き続いて係留状態について実施した。

こゝでは、係留状態の大傾斜時のセミサブリグの規則波中の挙動（定常成分および変動成分）に関する実験結果について述べる。

1.2.2 実験

供試模型は昭和58年度研究で使用した2ロワーハル、8コラム型セミサブリグである。表1.2.1に主要目およびEven keel時の実験状態を示す。実験はサバイバル状態について実施した。

模型は、図 1.2.1 に示すように水槽内 4箇所に配置したアンカーにチェーンによってカテナリ係留した。模型での係留点の高さは重心高さとした。チェーンは鋼製であり水中重量は 56.1 g/m である。図 1.2.2 にアンカ一点からの距離に対するチェーン 1 本当りの張力特性を示す。図に示すように緩係留の状態である。係留ラインの張力の調整はアンカー位置に取付けた初期張力調整機構で係留ラインの長さを調整することで行なった。

初期傾斜角は無係留状態の実験と同様士 15 deg の2種類および 0 deg (Even keel状態)について実施した。初期傾斜角は波の入射方向に傾斜させて設定し波の入射方向に傾斜した状態(Weather side down)が正の時である。初期傾斜角の設定方法は無係留状態の実験の場合と同じく、上甲板上のウェイトの移動によって行なった。傾斜状態の確認は4箇所のコーナーコラムにおける吃水によった。傾斜状態の吃水を表1.2.2に示す。表に示す吃水は排水量を一定にして計算した値である。波入射角 $x = 45\text{ deg}$ および 0 deg の場合、傾斜状態でローハルの一部

が水面から露出する。

波は規則波で波高 ($H_w = 25 \text{ A}$) 0.160 m , 波周期 (T_w) $0.75 \sim 3.5 \text{ s}$ および波入射角 (χ) 90 deg (横波), 45 deg (斜波), 0 deg (縦波)について実験を実施した。

波高の計測はサーボ型波高計を用いて水槽内の定点および模型近傍の2箇所で行なった。

運動の計測は、図1.2.3に示す光学式非接触3次元動搖計測システムによった。図に示すとく模型に発光ダイオード(LED)をターゲットとして、互に直交する3平面に取付け3台のカメラヘッドを用いて3平面内のLEDの動き(水平および垂直変位)を計測することにより、浮体の重心位置における6モードの運動を求める方法である。

係留ラインに働く張力(係留力)は、図1.2.1に示す模型の4箇所の係留点(M1, M2, M3およびM4)に2分力(水平および垂直方向)検出器を取り付け計測した。2分力検出器の容量は水平方向 10 kg , 垂直 5 kg である。

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

1.2.3 実験結果および考察

固有周期の計測結果を表1.2.3に示す。初期傾斜角がある場合の固有周期はWeather side down ($\theta_i = 15 \text{ deg}$)の状態とWeather side up ($\theta_i = -15 \text{ deg}$)の状態の固有周期の計測値を平均した値である。傾斜状態において、Even keel状態の固有周期と大きく異なるのは、RollおよびPitchのモードの場合である。他運動モードには両者の差はほとんどない。

また、表1.2.3には、初期張力の計測結果も示してある。初期張力は4本の係留ラインにおける張力の計測値の平均値であり、初期傾斜角がある場合の初期張力は、固有周期と同じくWeather side downの状態とWeather side upの状態の平均値である。図1.2.2に示した初期張力の目標値(306 g)にはほぼ一致している。

運動の計測波形の一例を図1.2.4に示す。図は $\chi = 90 \text{ deg}$, $H_w = 0.160 \text{ m}$, $T_w = 1.5 \text{ s}$ でWeather side up ($\theta_i = -15 \text{ deg}$)の場合である。図1.2.3に示すように上甲板上の重心位置に取付けたターゲットP4(取付け位置の高さ, VCG + 515)とP5(VCG + 715)における水平および垂直方向の変位とこれらの変位から得られた浮体の重心位置における運動(Sway, Heave, Roll)の波形である。図に見られるように変位および運動に無係留状態と同様2つの周期が重っている事が判る。一つの周期は波周期と一致しているがもう一方はその倍の周期になっている。この現象は、Weather side up ($\theta_i = -15 \text{ deg}$)で、波周期が $T_w = 2.25 \text{ s}$ 以下の範囲で現われ、Even keel状態 ($\theta_i = 0 \text{ deg}$), Weather side down ($\theta_i = 15 \text{ deg}$)では生じていない。波入射角が変化してもこの傾向は同様である。

図1.2.1に示すように、係留された模型に規則波が入射した場合、模型は定常変位を起し、それぞれのモードの復原力と釣合った位置の回わりで波周期で動搖している。その時の運動および係留力の変動成分および定常成分を以下に示す。

図1.2.5.1～1.2.5.3は、 $\chi = 90 \text{ deg}$ の場合の傾斜状態の動搖特性について実験結果および数値計算結果を示す。Rollの無次元化においては、有限水深の波傾斜を用いた。

数値計算は昭和58年度報告で示した。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った。係留系については波漂流力を定常力として加え新しい平衡位置を求め、カテナリ理論により準静的に扱った。なお、ここでは波漂流力を後で示す計測値を用いた。

運動に対する初期傾斜角の影響はHeaveでは小さくEven keel状態に比べても大きな差はない。しかしSwayおよびRollでは初期傾斜角の影響が見られる。特にRollでは波周期が長い領域で顕著である。この傾向は無係留状態における場合と同じである。

一方計算結果においても、傾斜状態の動搖特性(振幅および位相特性)をかなりよく示している。初期傾斜角の影響が顕著なRollは定性的に両者はよく一致している。したがってHooftの方法に傾斜状態を考慮して修正を加

えた計算法は係留状態の場合でも傾斜状態の動搖特性の推定が可能であると考える。

図1.2.6.1～1.2.6.4は、 $\alpha=90\text{deg}$ および $\alpha=45\text{deg}$ の場合の各係留点における係留力の計測波形を示す。前述の波高、運動変位の計測波形と同様、 $H_w=0.160\text{m}$ 、 $T_w=1.5\text{s}$ の場合である。係留力に対する初期傾斜角の影響は顕著であり、Weather side ($\alpha=90\text{deg}$ の場合は係留点M1およびM2であり、 $\alpha=45\text{deg}$ の場合は係留点M1である。)の係留力がLee side ($\alpha=90\text{deg}$ の場合M3およびM4、 $\alpha=45\text{deg}$ の場合M4)のそれと比較して大きいことが判る。また運動変位の場合と同様、図1.2.6.1に見られるように2つの周期が重っていることが係留力において確認できる。

図1.2.7.1～1.2.8.6は係留力の変動成分の実験結果を示す。 $\alpha=90\text{deg}$ および 0deg の場合はWeather side側の係留点、 $\alpha=45\text{deg}$ の場合は各係留点における係留力について図示してある。

図1.2.7.1～1.2.7.6は係留力の水平成分、図1.2.8.1～1.2.8.6は係留力の垂直成分である。

図1.2.7.2～1.2.7.5および図1.2.8.2～1.2.8.5において明らかなように係留力の変動成分に対する初期傾斜角の影響はWeather sideでは顕著でLee sideでは小さい。図は $\alpha=45\text{deg}$ の場合であるが、他の波入射角においても同様の傾向である。以下Weather sideの係留力について考察する。

係留力の水平成分は、波周期が短い領域でWeather side upの状態がEven keel状態よりかなり大きく、Weather side downの状態はEven keel状態と同程度あるいはこれより小さくなっている。Heaveの同調点近傍では、波周期が短い領域と逆の傾向である。

係留力の垂直成分は、波周期の全領域においてWeather side upの状態がEven keelの状態より大きく、波周期が短い領域で係留力の水平成分と同様大きくなっている。Weather side downの状態はEven keel状態とほぼ同じ傾向である。

次に、運動および係留力の定常成分について図1.2.9.1～1.2.11.6に示す。ここで定常成分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1.2.9.1～1.2.9.3はRollの定常成分(定常傾斜角)について示す。図には無係留状態の場合の実験結果も示してある。図の横軸は初期傾斜角を基準にしてある。

定常傾斜角はWeather side downの状態では初期傾斜角を減少させる方向に生じている。Weather side upの状態では波周期が短い領域で定常傾斜角は初期傾斜角を増加させる方向に生じているが、他の波周期の領域においてはWeather side downの状態と同様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く、Even keel状態と同程度の大きさである。Weather side upの状態で定常傾斜角が初期傾斜角を増加させる方向に生じている波周期の領域は前述の運動に2つの周期が重っている現象が生じている波周期の領域と一致しているが、関連性は不明である。

無係留状態の定常傾斜角と係留状態のそれと比較すると波周期の全範囲にわたって同じ傾向を示している。

図1.2.10.1～1.2.11.6は係留力の定常成分について示す。変動成分の場合と同様、波入射角毎に、係留力の水平成分を図1.2.10.1～1.2.10.6、垂直成分を図1.2.11.1～1.2.11.6に示す。

図1.2.10.2～1.2.10.5および図1.2.11.2～1.2.11.5に示すように初期傾斜角の影響は、Weather sideで大きくLee sideでは若干見られるが小さい。係留力の変動成分の場合とほぼ同じ傾向である。

水平、垂直成分ともに波周期が短い領域において初期傾斜角の影響が顕著に現われその値も大きい。波周期が、 1.75s 以上の長い領域では、定常成分は非常に小さくなっている。垂直成分はEven keel状態に比べてWeather side upの状態が大きくWeather side downの状態が小さい。

定常成分に対する波入射角の影響は、初期傾斜角がある場合が大きくEven keel状態ではその影響は小さい。

図1.2.12.1～1.2.12.3に波漂流力を示す。

ここに示す波漂流力は、模型の4箇所の係留点で計測した係留力(水平成分)の定常成分から求めた。波漂流力

に対する初期傾斜角の影響は波漂流力が大きくなる波周期が短い領域で見られる。波周期が 1.75 s 以上の範囲では波漂流力は非常に小さい。波入射角が変化してもこの傾向は同じである。

1.2.4 まとめ

係留状態の大傾斜時の 2 ローワーハル、8 コラム型セミサブリグの規則波中の応答特性を調べて傾斜状態の影響を実験的に明らかにした。

- (1) 動搖特性に対する傾斜状態の影響は、無係留状態の場合と同じ傾向である。
- (2) Hoofit の方法に傾斜状態を考慮して修正を加えた計算法は係留状態の場合でも用いられる。
- (3) 係留力の定常成分および変動成分は、傾斜状態の影響が顕著である。
- (4) 運動の定常成分、係留力の変動成分および定常成分は波周期が短い領域で大きくなる。
- (5) 係留力の定常成分および変動成分に対する波入射角の影響は傾斜状態の場合が大きい。

参考文献

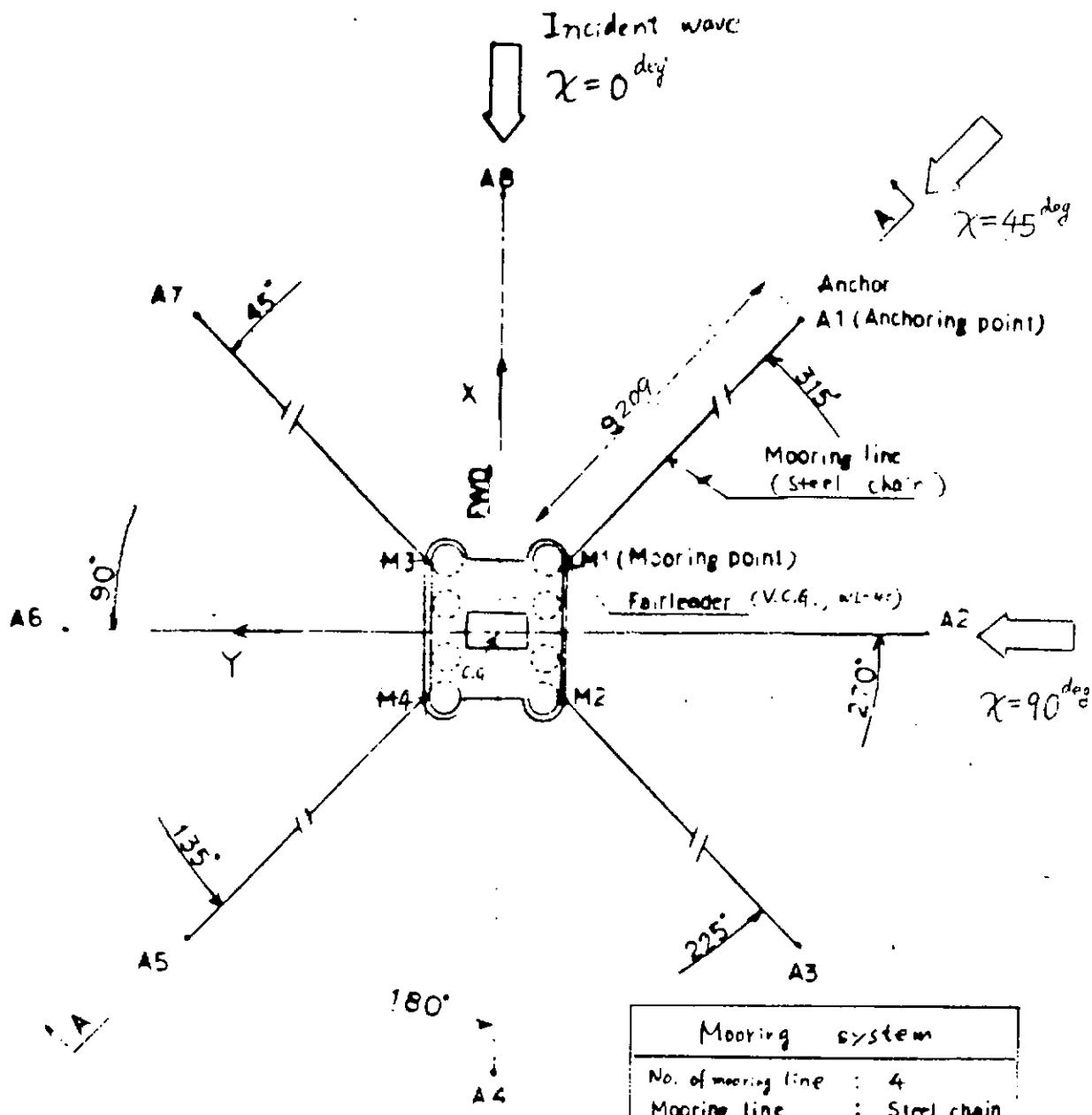
1. 中村一郎、高木幹雄、朴魯植、原田晋：傾斜したセミサブ型リグに働く流体力（第1報）
西部造船会々報、第68号、昭和59年（1984）
2. Huang, X., Naess, A. : Dynamic Response of a Heavily Listed SemiSubmersible Platform, 2nd Symp. Ocean Eng. and Ship Handling, Gothenburg, Sweden, 1983
3. 日本造船研究協会第192研究部会：海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究、研究資料No 373、昭和59年3月（1984）

表 1.2.1 供試模型主要目

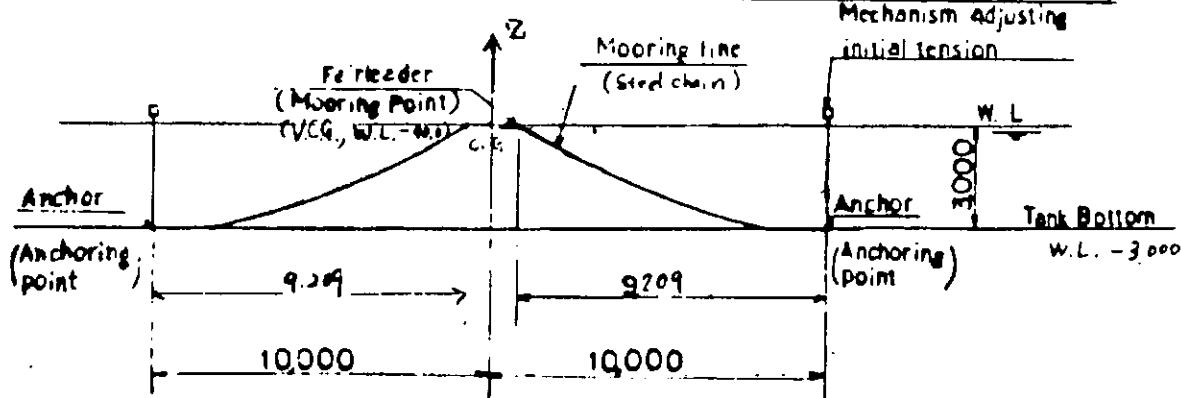
		S R 192 セミサブ模型（縮尺 1/64）		
		I T T C 比較計算	無係留状態の大傾斜時の動搖実験	係留状態の大傾斜時の動搖実験
全長	(m)		1.797	
全幅	(m)		1.177	
高さ	(m)		0.672	
吃水	(m)		0.313	
排水量	(kg)	130.3	131.7	130.3 ※
重心位置 (m)	VCG	0.273	0.274	0.273 ※
	LCG	0	0	0
	TCG	0	0	0
メタセンタ 高さ (m)	LGM	0.037	0.036	0.037 ※
	TGM	0.045	0.044	0.045 ※
慣動半径 (m)	K _{xx}	0.536	0.504	0.529 ※
	K _{yy}	0.556	0.554	0.556 ※
	K _{zz}	0.634	0.654	0.681 ※
		無係留	無係留	係留
固有周期	Surge	—	—	—
	Sway	—	—	—
	Heave	—	2.99	2.96
	Roll	—	6.18	6.15
	Pitch	—	7.18	7.16
	Yaw	—	—	—

表 1.2.3 参照

1. ※印は係留索鎖を含まない値である。
2. 上表は Even keel 状態の値を示す。



Mooring system	
No. of mooring line	: 4
Mooring line	: Steel chain
Total length per line	: 10.534 m
Deployed length per line	: 9.209 m
Unit weight in air	: 63.0 gr/m
Unit weight in water	: 56.1 gr/m
Initial tension of each	: 306 gr
mooring line	
water depth	: 30 m



A-A SECTION

図1.2.1 係留システム

表 1.2.2 傾斜状態の吃水

波入射角 α deg	初期傾斜角 θ_i deg	吃水				
		D 1	D 2	D 3	D 4	D 5 (平均吃水)
90	15	459	459	166	166	313
45		537	323	329	116	326
0		474	173	474	173	324
0, 45, 90	0	313				
90	-15	166	166	459	459	313
45		116	329	323	537	326
0		173	474	173	474	324

表に示す数値は係留索鎖を含まない値である。

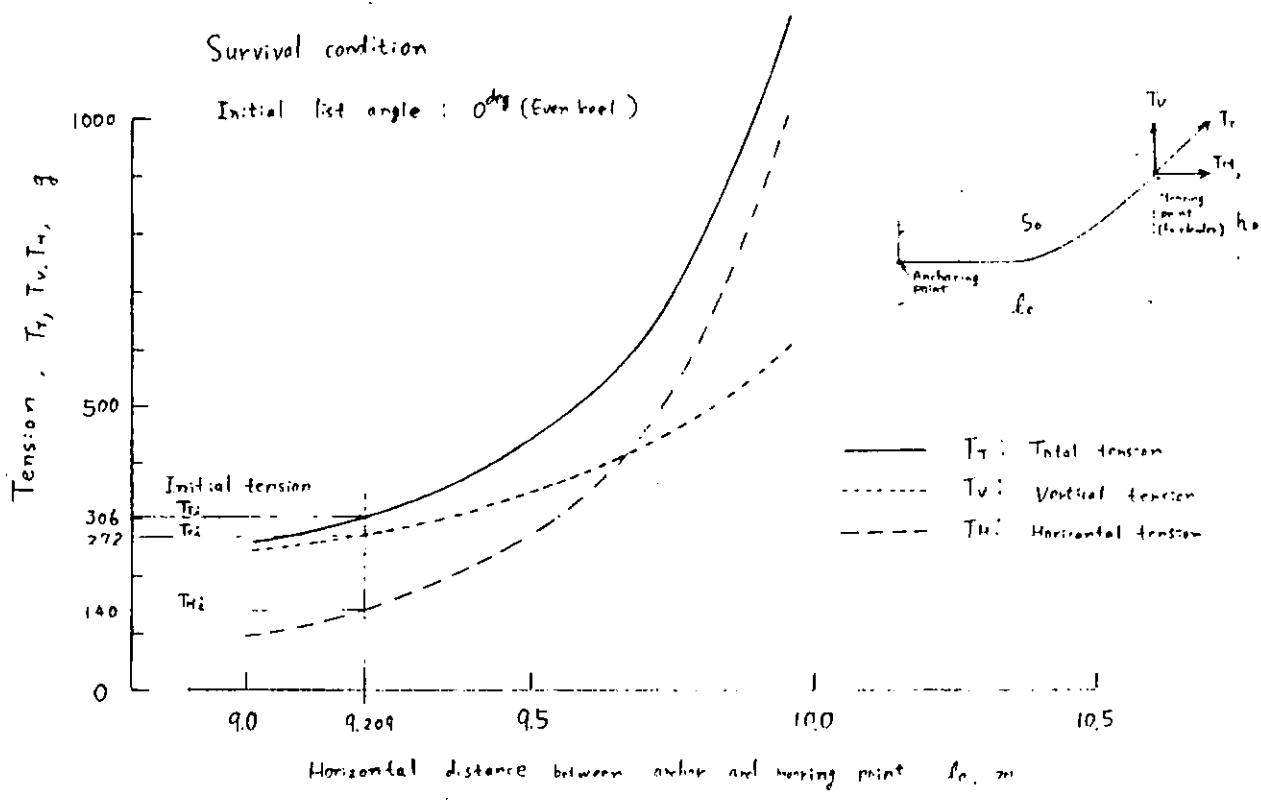
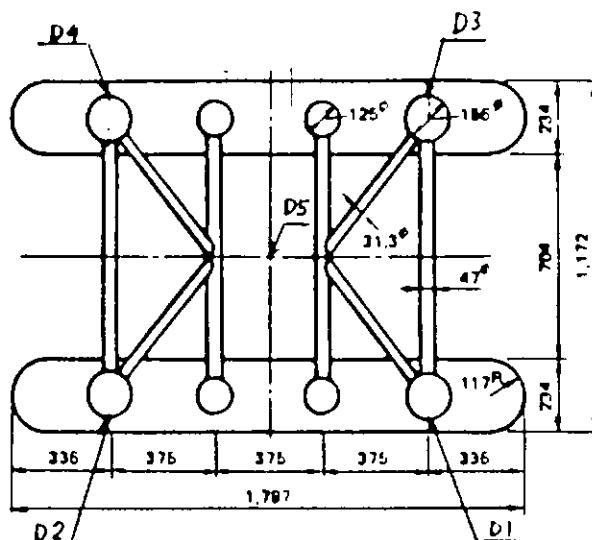


図 1.2.2 係留ライン 張力特性

表 1.2.3 固有周期および初期張力

運動モード 初期傾斜角 deg	90		45		0	
	0	±15	0	±15	0	±15
Surge (s)	30.20	29.97	31.73	30.70	33.16	32.72
Sway (s)	36.58	36.37	37.37	37.92	38.38	37.55
Heave (s)	2.97	3.01	2.96	3.27	2.98	3.39
Roll (s)	6.08	5.63	6.05	5.64	6.10	3.83
Pitch (s)	6.74	7.20	6.71	3.28	6.77	3.31
Yaw (s)	26.84	25.50	26.27	24.62	26.92	25.25
初期張力 g	314	306	303	298	298	295

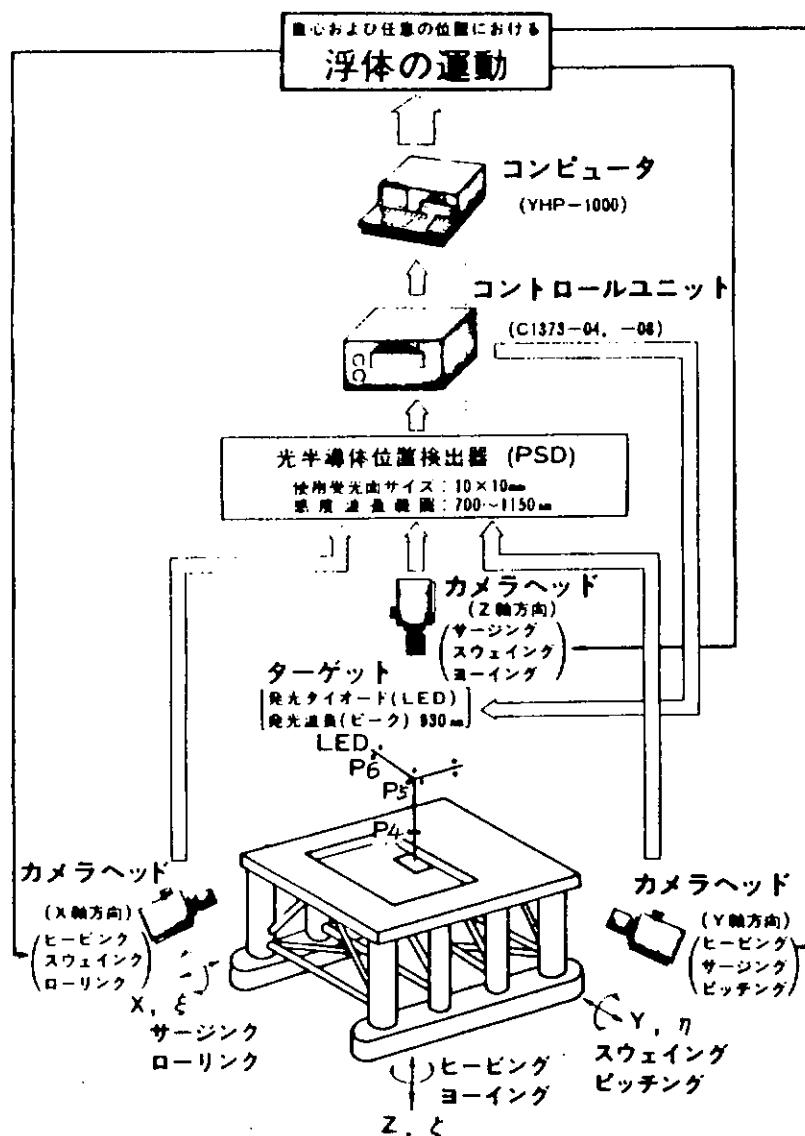
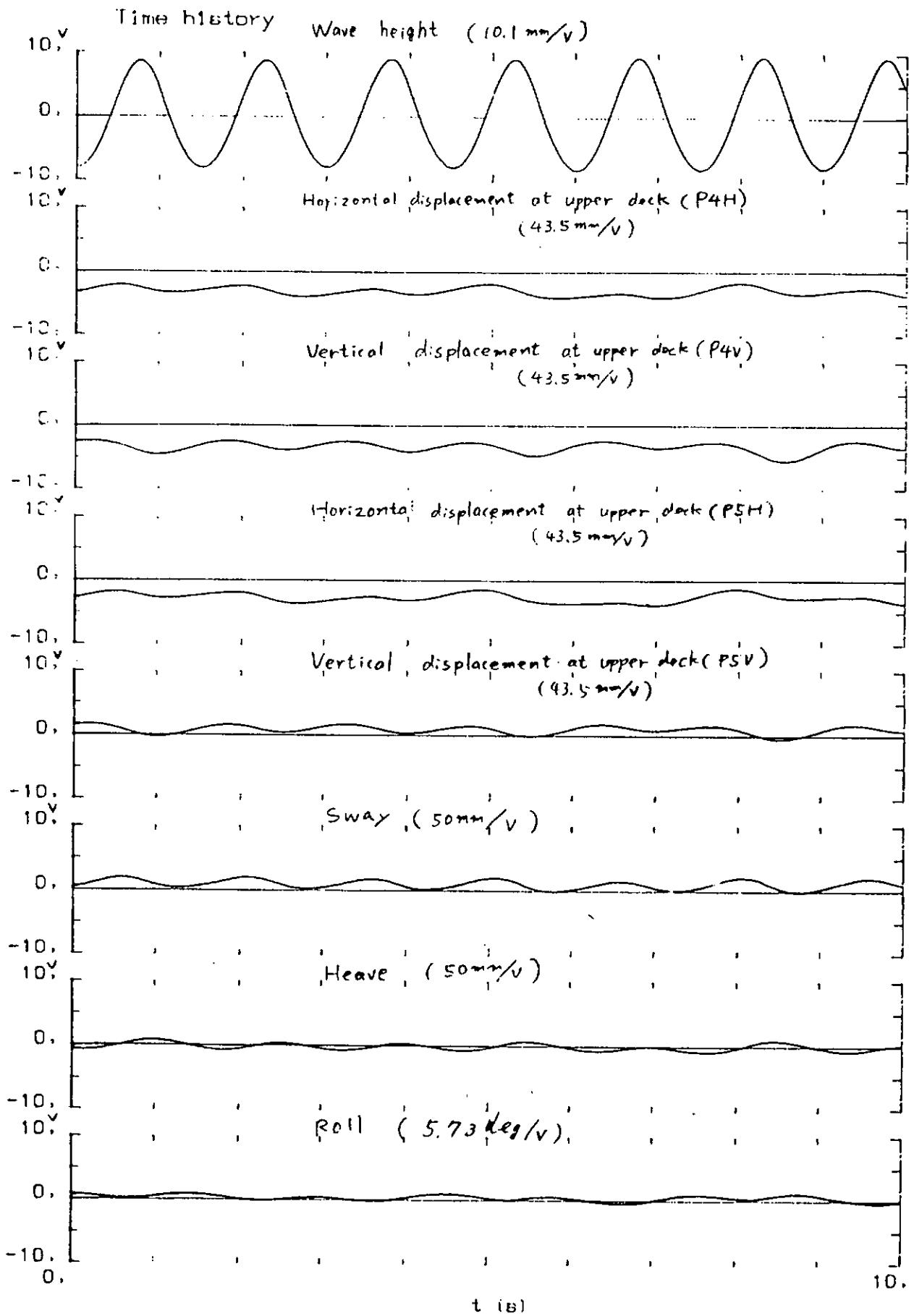
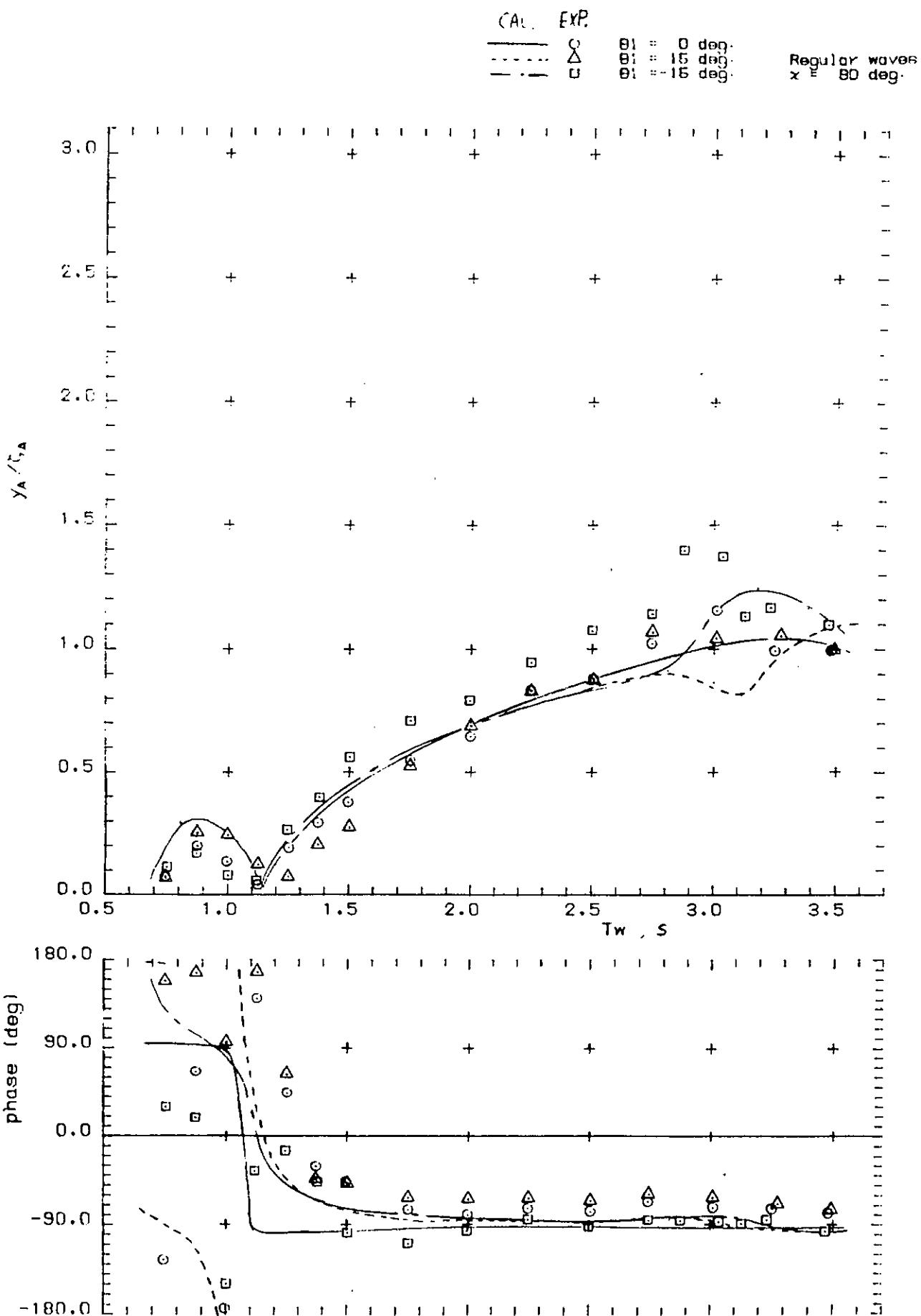


図 1.2.3 光学式非接触型 3 次元動揺計測システム



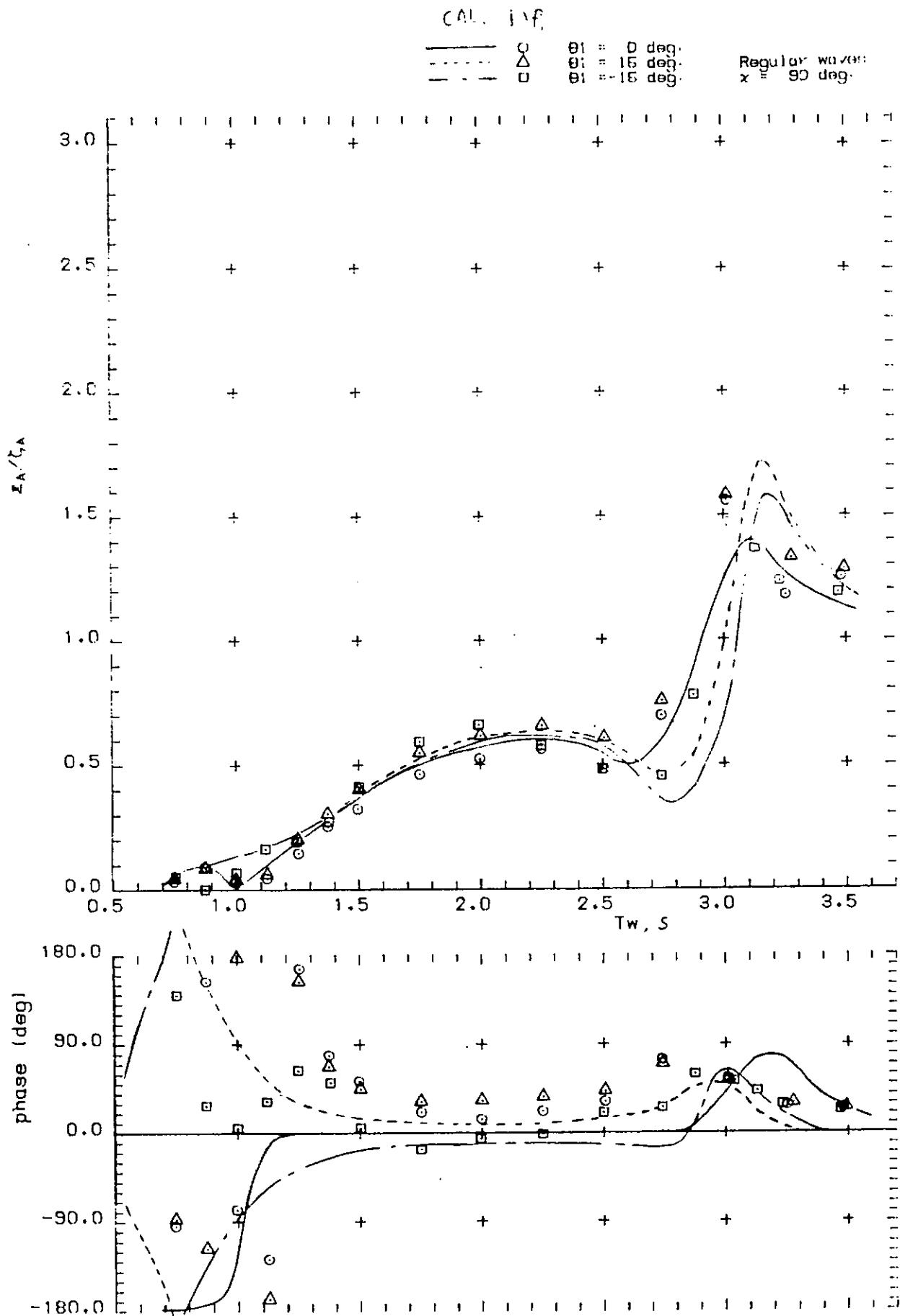
: $x = 90 \text{ deg}$ $\theta_i = -15 \text{ deg}$ $H_w = 160 \text{ mm}$ $T_w = 1.5 \text{ s}$

図 1.2.4 波高および運動変位の計測波形 ($x = 90 \text{ deg}$, $\theta_i = 15 \text{ deg}$)



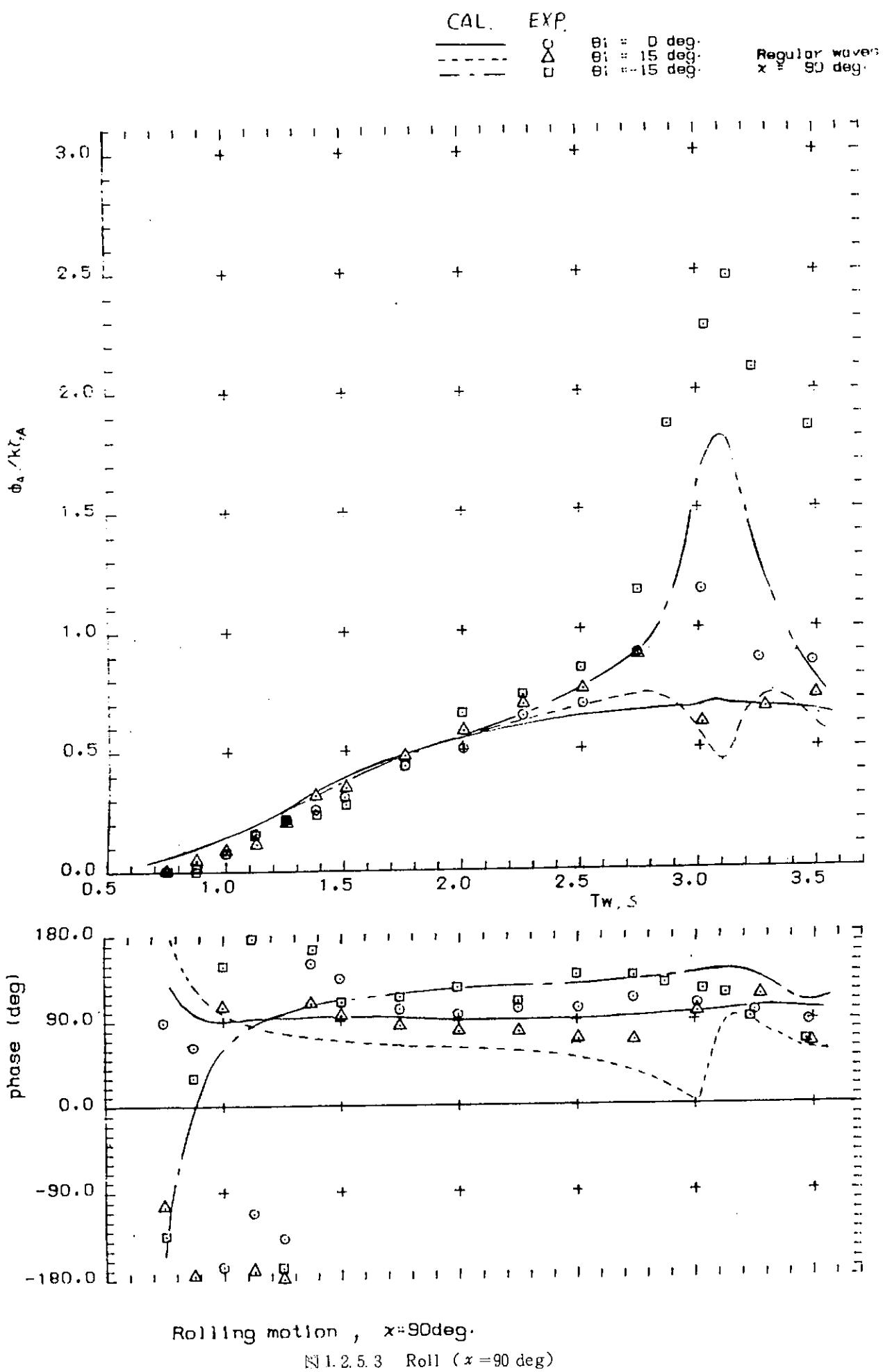
Swaying motion $x=90\text{deg}$

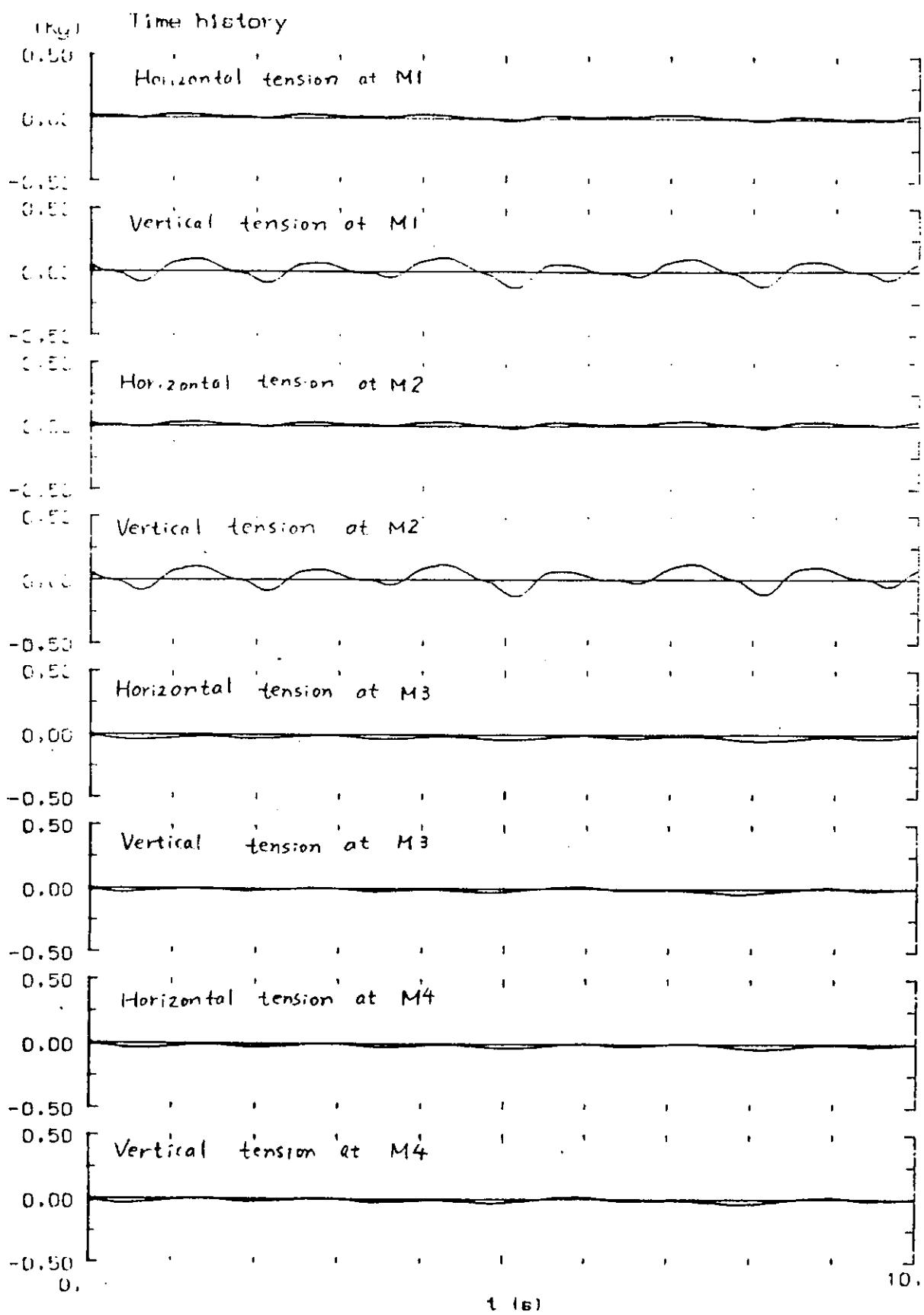
図 1.2.5.1 Sway ($x=90 \text{ deg}$)



Heaving motion . $x=90^\circ$.

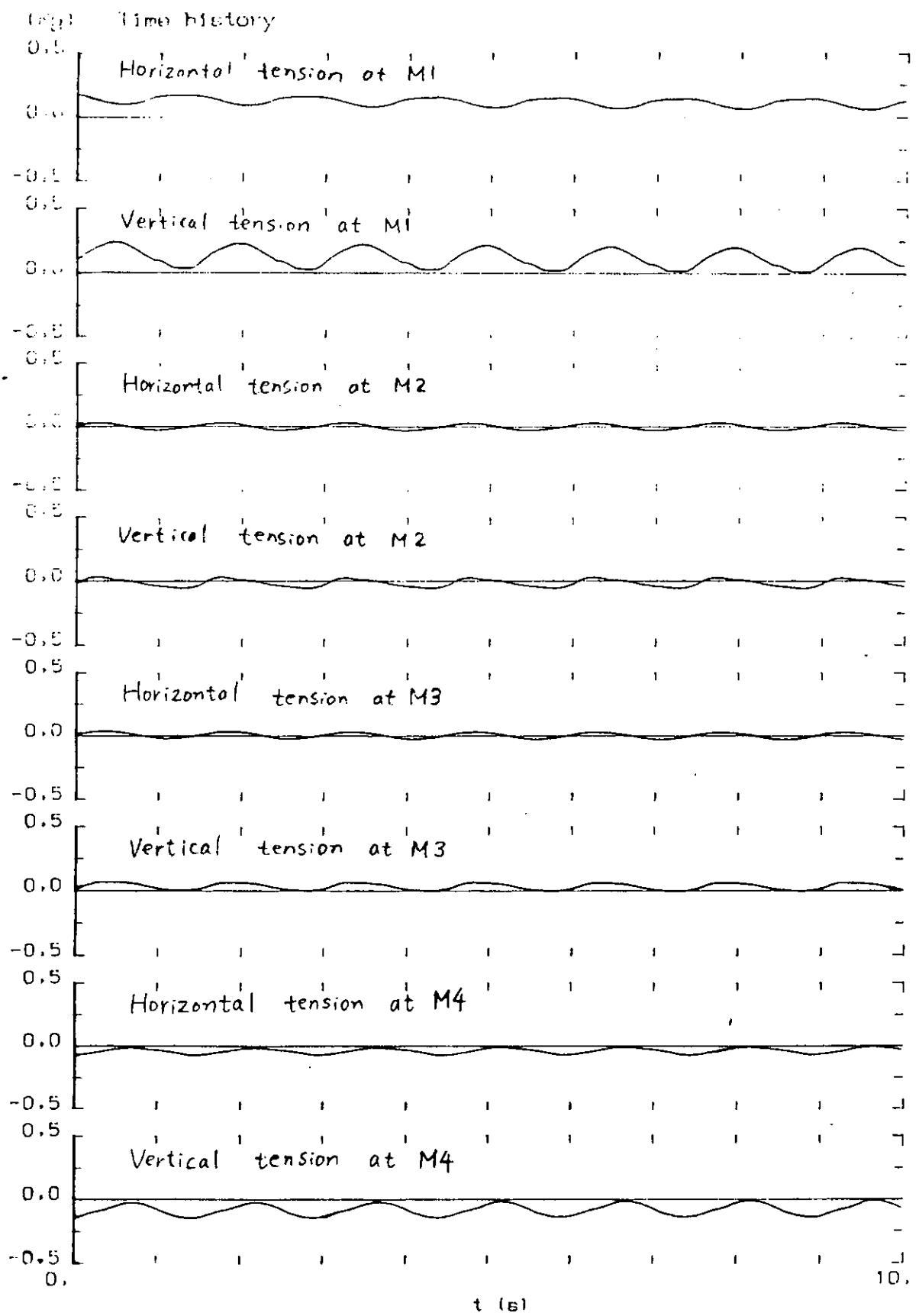
図 1.2.5.2 Heave ($x = 90^\circ$)





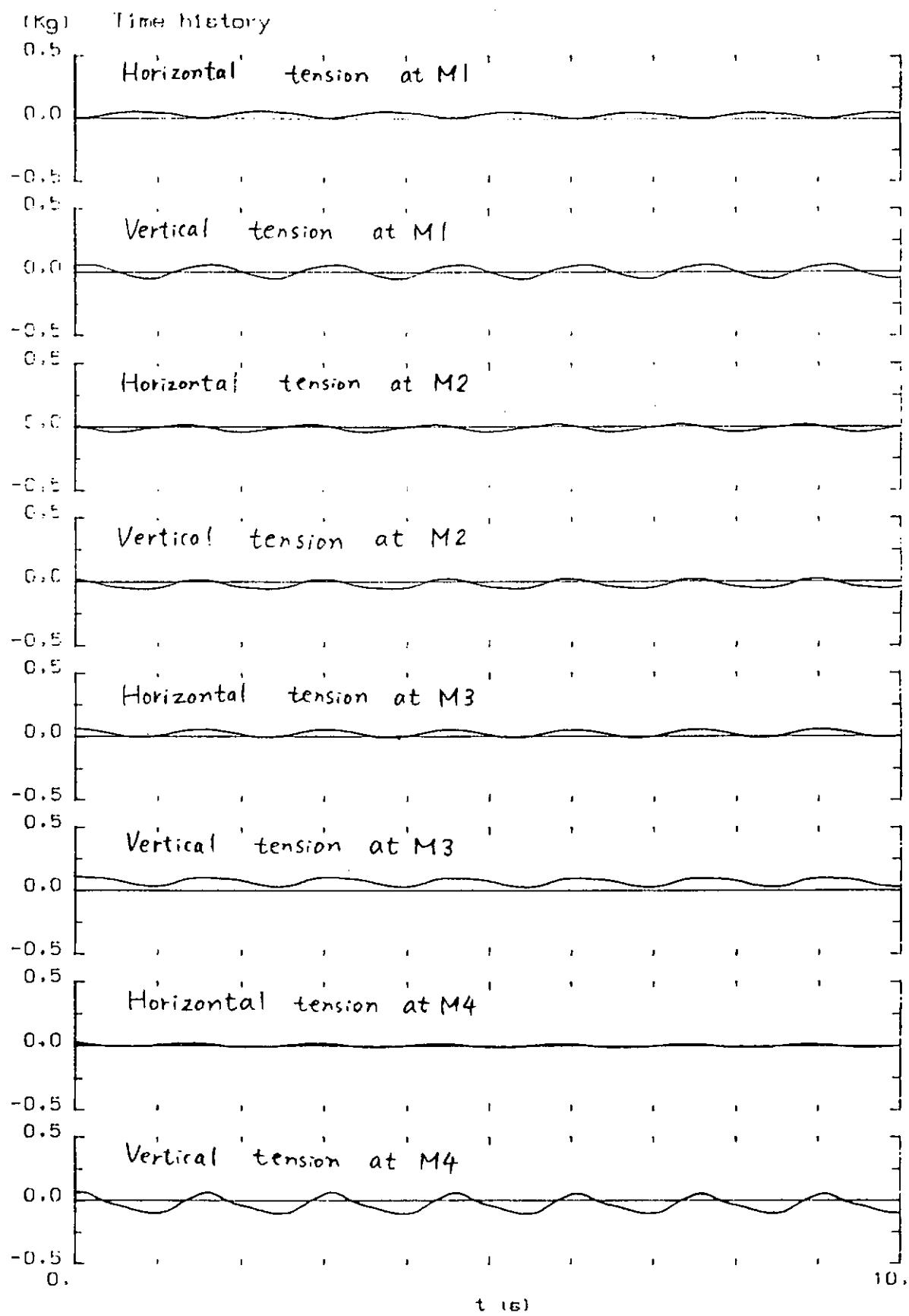
Horizontal and vertical tensions acting on each mooring line
 $(\alpha=90 \text{ deg} \quad \theta_i=-15 \text{ deg} \quad H_w=160 \text{ mm} \quad T_w=1.5 \text{ s})$

図 1.2.6.1 係留力の計測波形 ($\alpha=90 \text{ deg}$, $\theta_i=-15 \text{ deg}$)



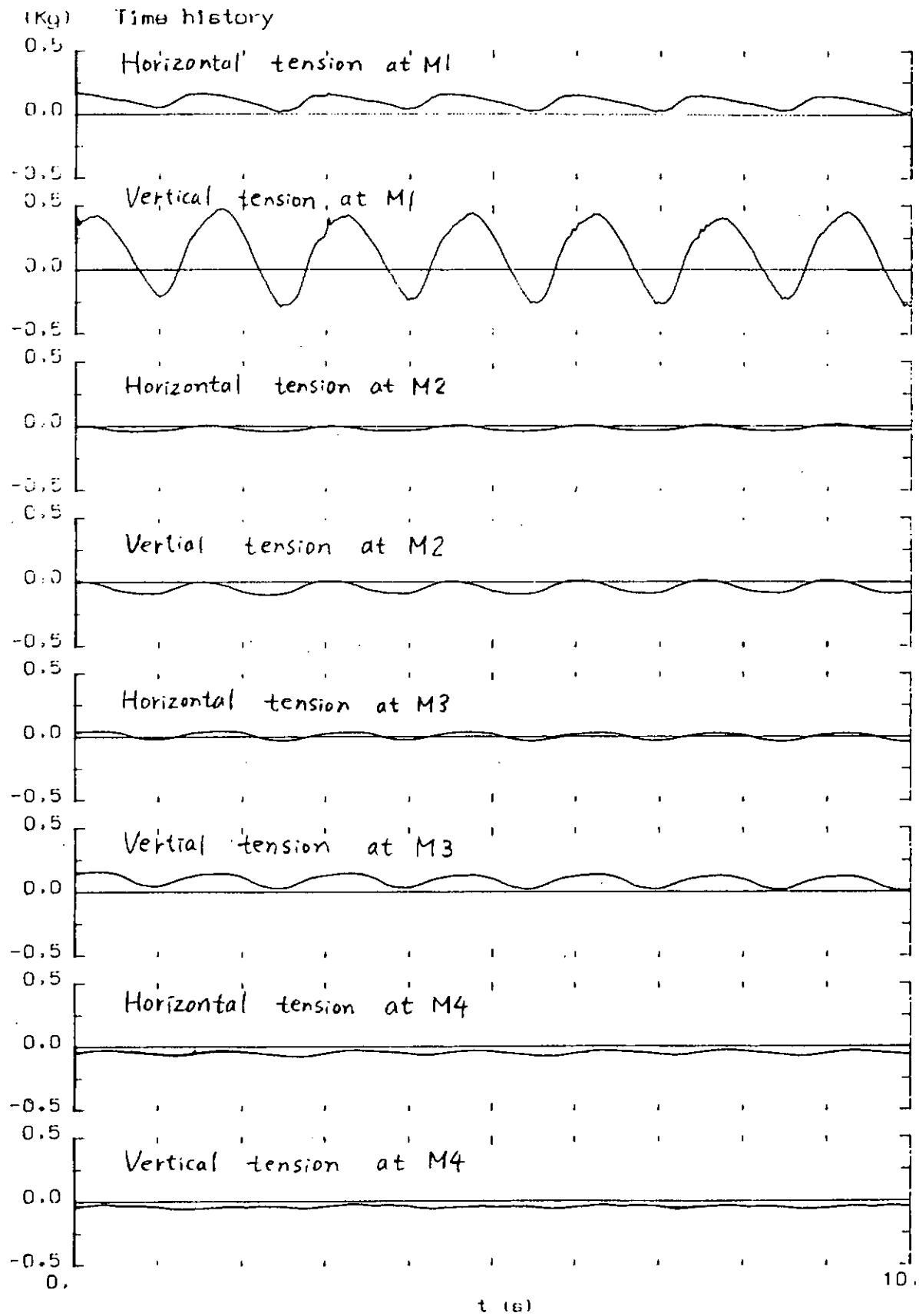
Horizontal and vertical tensions acting on each mooring line
 $(\alpha = 45 \text{ deg}, \theta_i = 0 \text{ deg}, H_w = 160 \text{ mm}, T_w = 1.5G)$

図 1.2.6.2 係留力の計測波形 ($\alpha = 45 \text{ deg}, \theta_i = 0 \text{ deg}$)



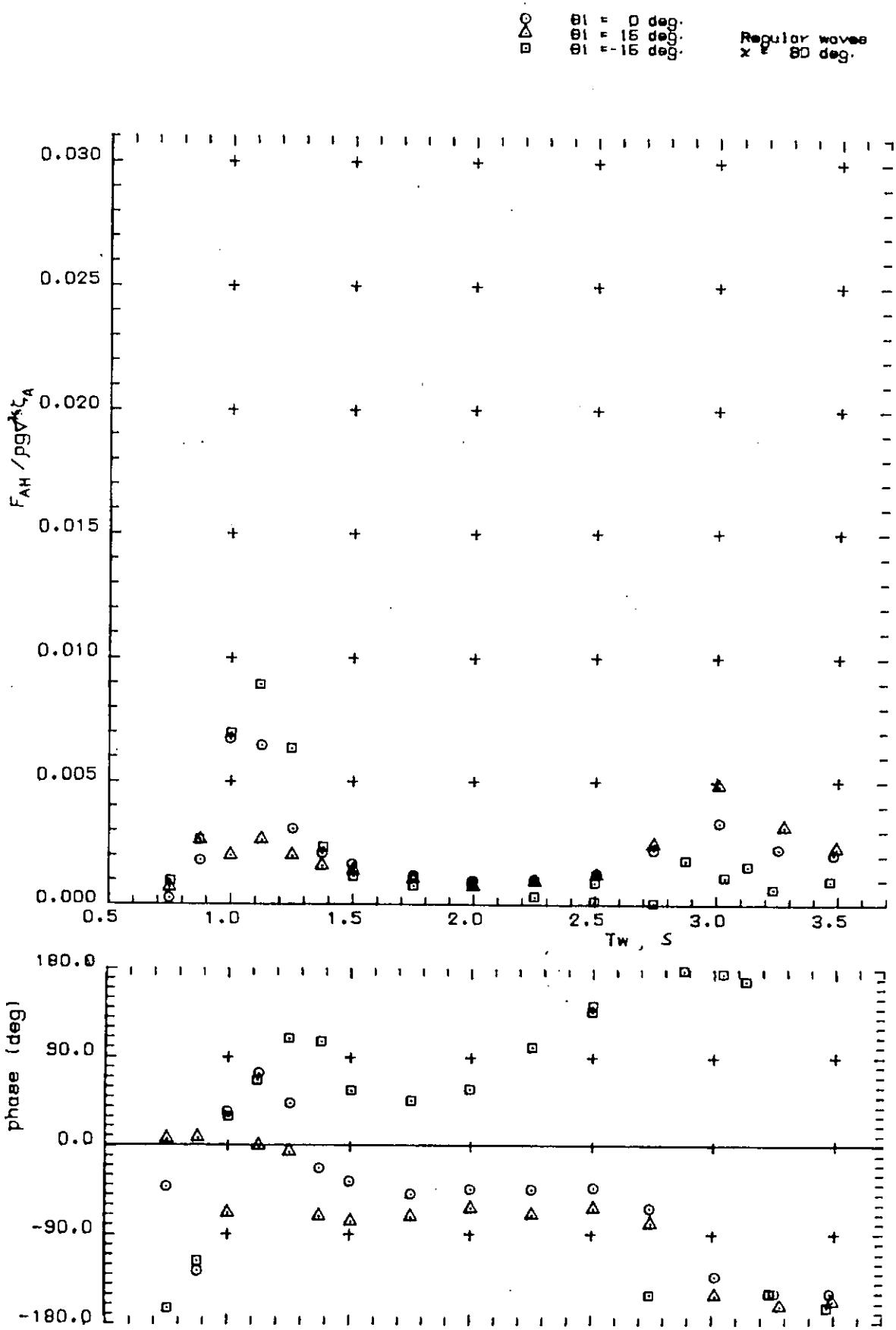
Horizontal and vertical tensions acting on each mooring line
 $(x = 45 \text{ deg} \theta_i = 15 \text{ deg} H_w = 160 \text{ mm} T_w = 1.5 \text{ s})$

図 1.2.6.3 係留力の計測波形 ($x = 45 \text{ deg}, \theta_i = 15 \text{ deg}$)



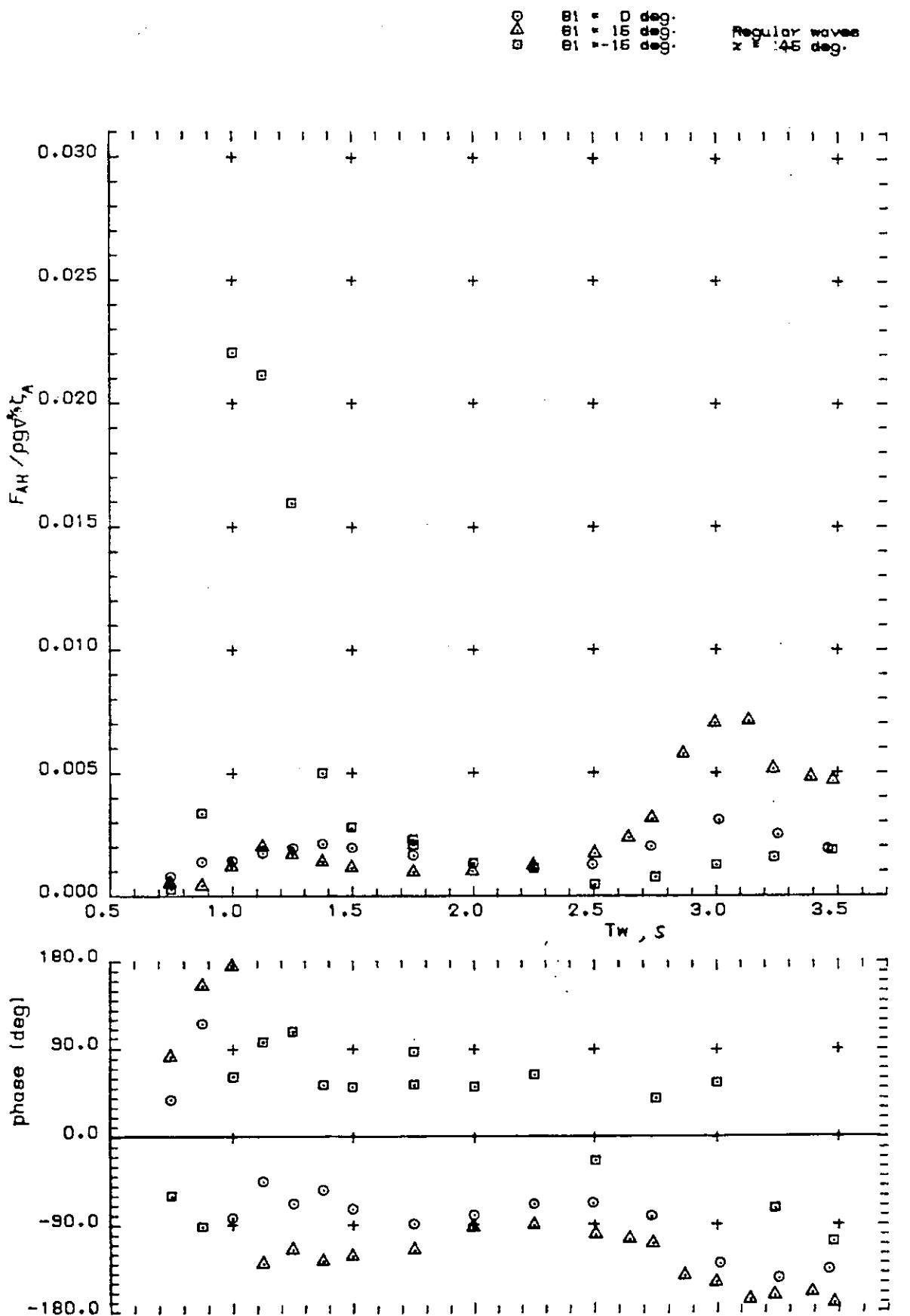
Horizontal and vertical tensions acting on each mooring line
 $(x = 45^\circ, \deg \theta = -15^\circ, H_w = 160\text{mm}, T_w = 1.5G)$

図 1.2.6.4 係留力の計測波形 ($x = 45^\circ, \theta_i = -15^\circ$)

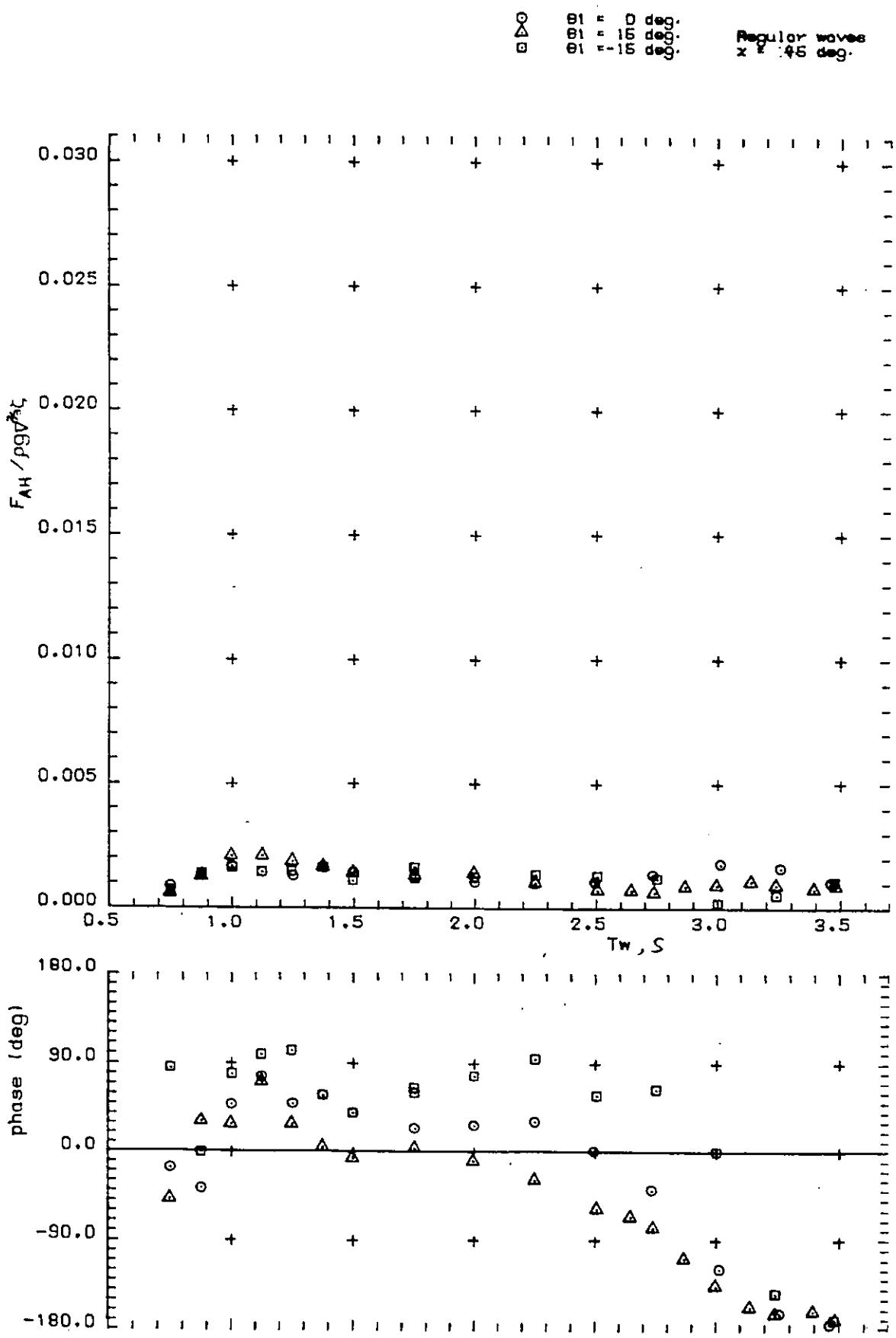


Fluctuate component of mooring line tension at M1. Horizontal

図 1.2.7.1 係留力の変動成分（水平成分, $x = 90 \text{ deg.}$, M1）

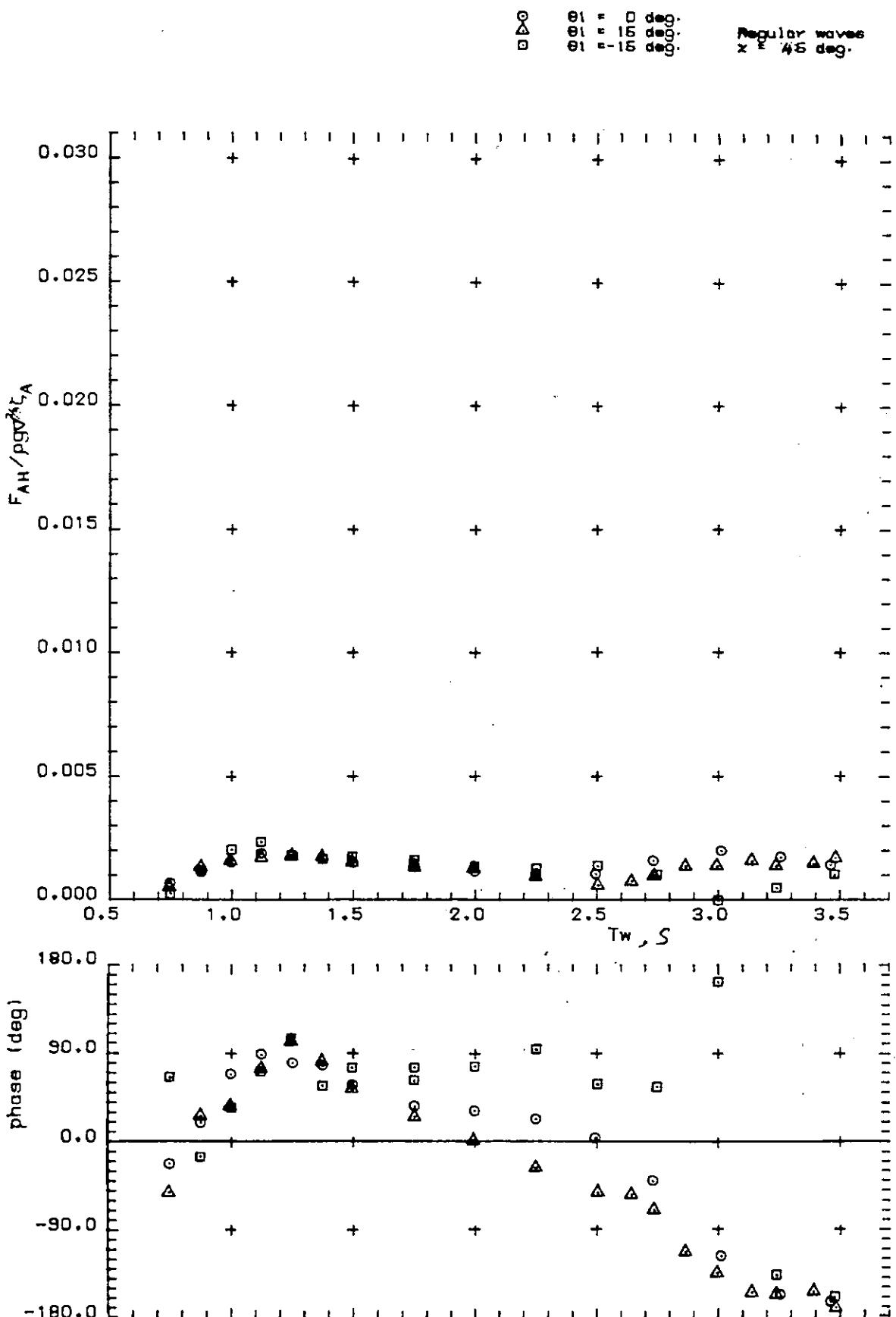


Fluctuate component of mooring line tension at M1. Horizontal
図 1.2.7.2 係留力の変動成分（水平成分, $x = 45 \text{ deg}$, M1）



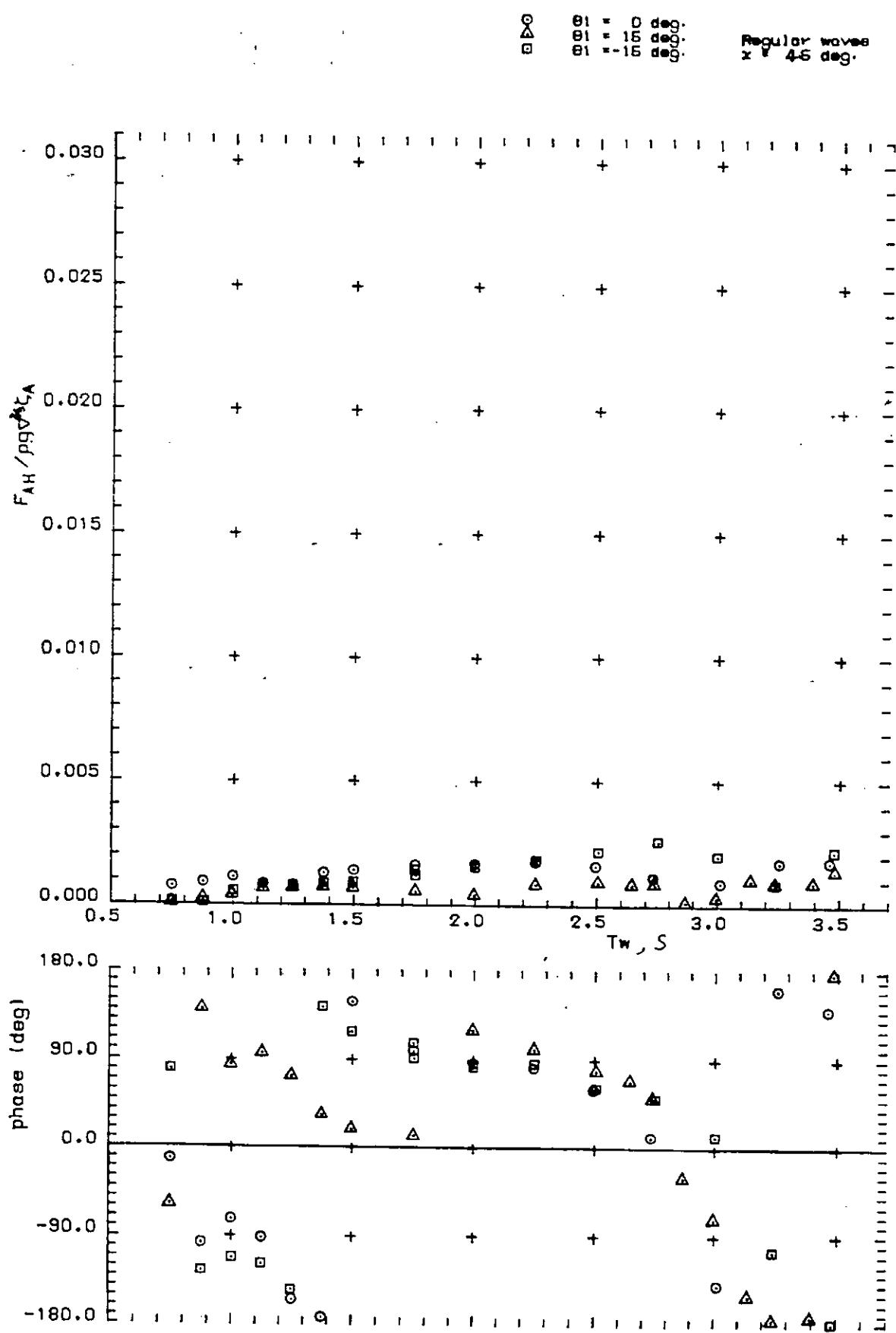
Fluctuate component of mooring line tension at M2. Horizontal

図 1.2.7.3 係留力の変動成分（水平成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M2）



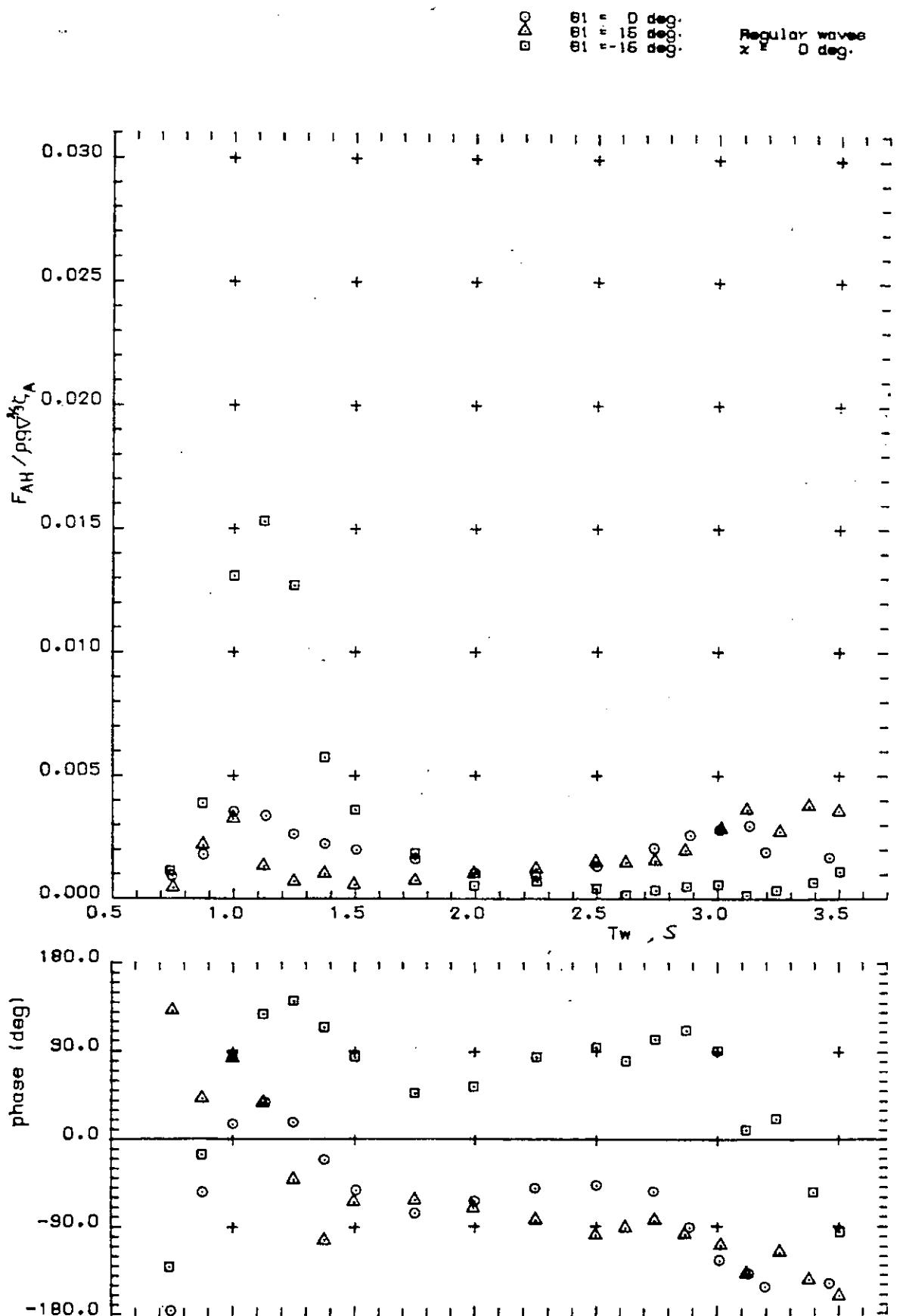
Fluctuate component of mooring line tension at M3, Horizontal

図 1.2.7.4 係留力の変動成分（水平成分, $x = 45$ deg, M 3）



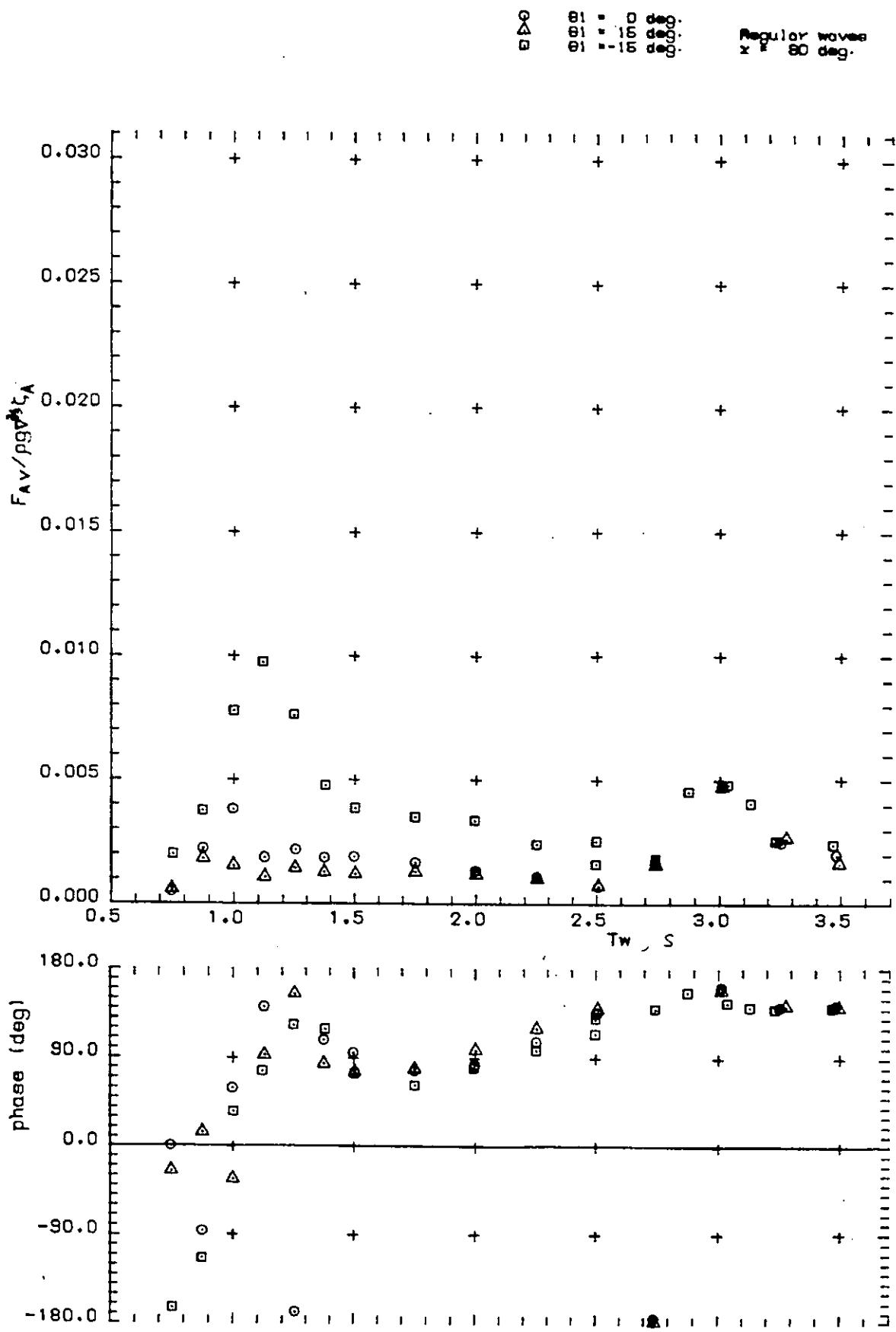
Fluctuate component of mooring line tension at M4, Horizontal

図 1.2.7.5 係留力の変動成分（水平成分, $x = 45$ deg, M 4）



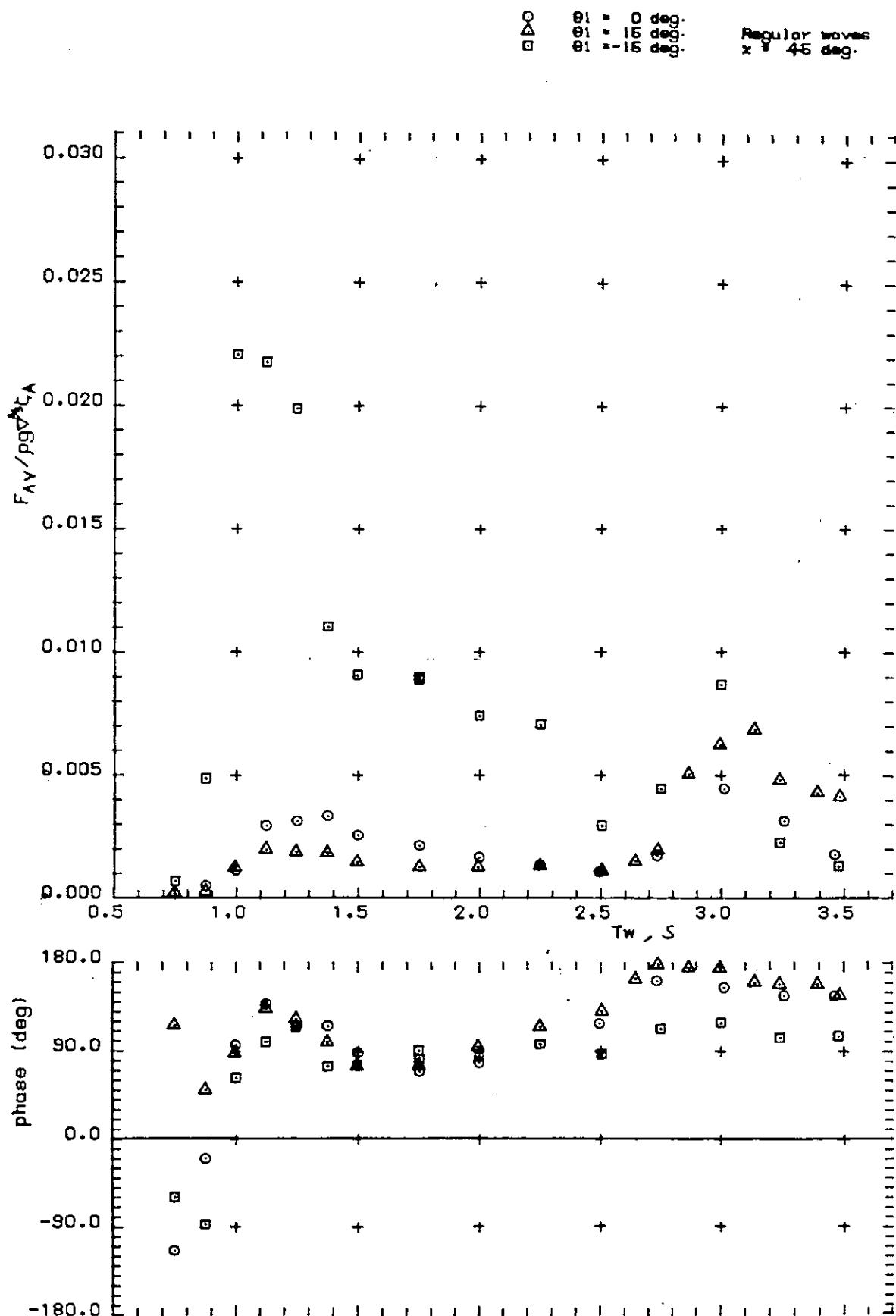
Fluctuate component of mooring line tension at M1. Horizontal

図 1.2.7.6 係留力の変動成分（水平成分, $x = 0 \text{ deg.}$, M1）



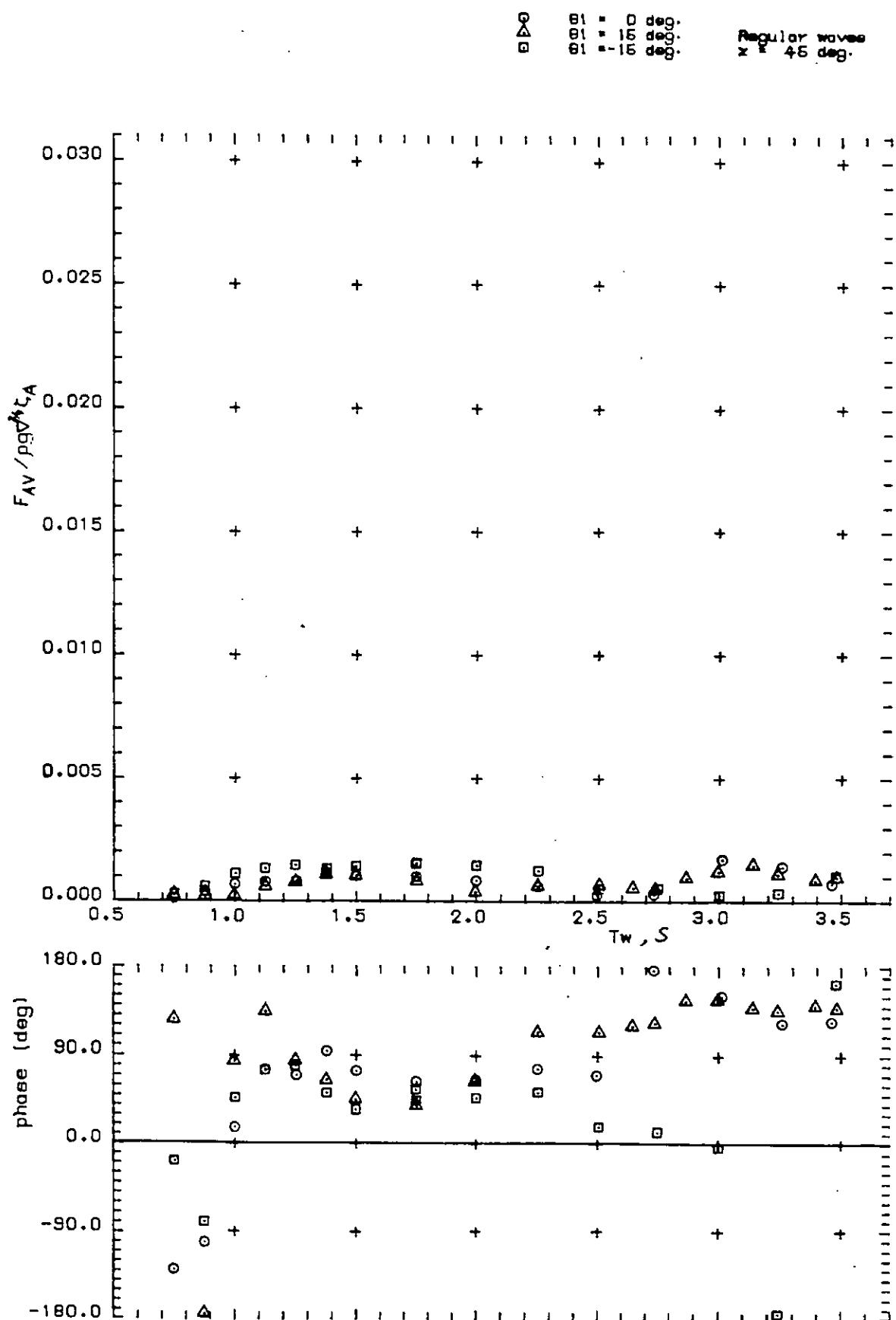
Fluctuate component of mooring line tension at M1. Vertical

図 1.2.8.1 係留力の変動成分（垂直成分, $x = 90 \text{ deg.}$, M1）

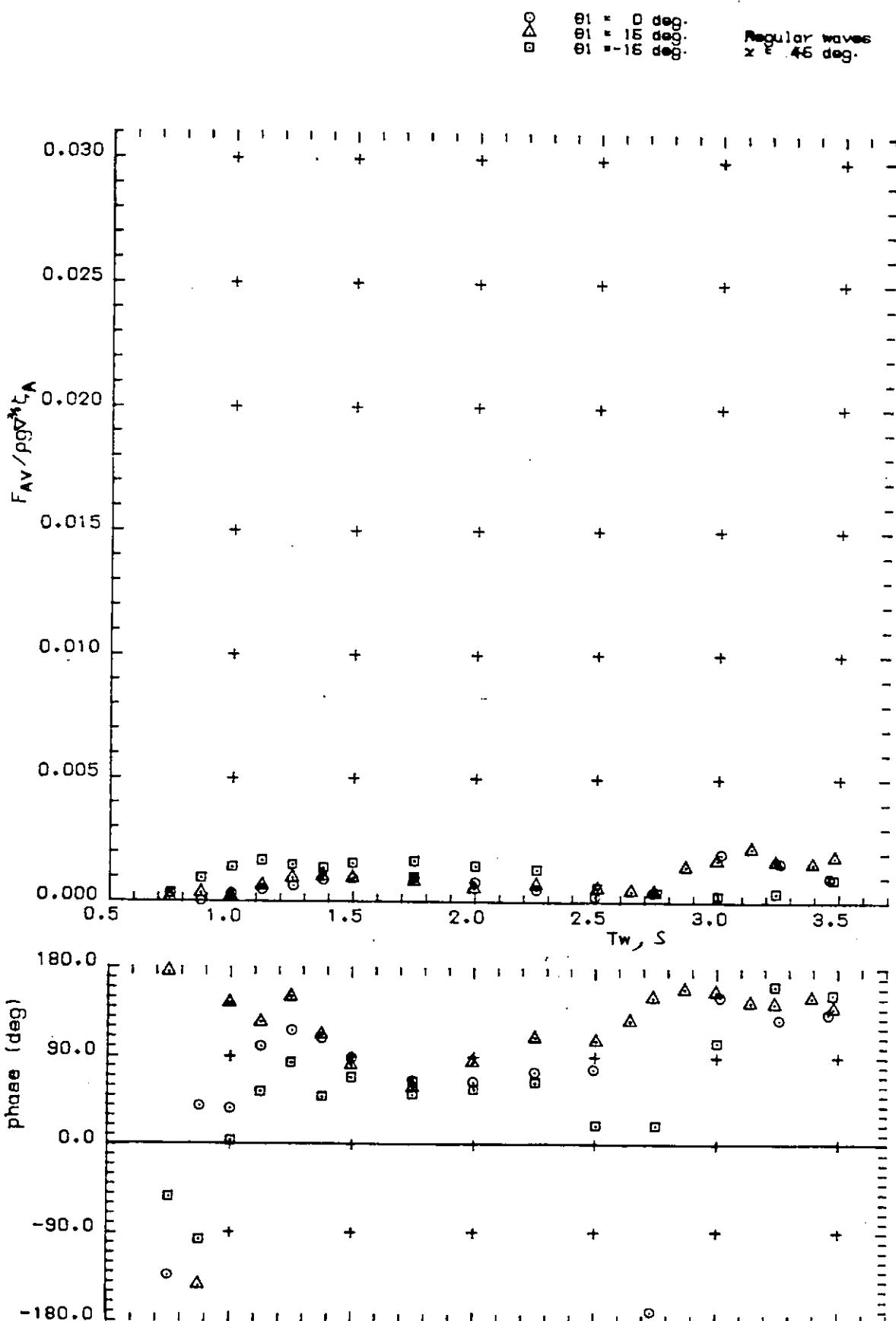


Fluctuate component of mooring line tension at M1. Vertical

図 1.2.8.2 係留力の変動成分（垂直成分, $x = 45$ deg, M 1）

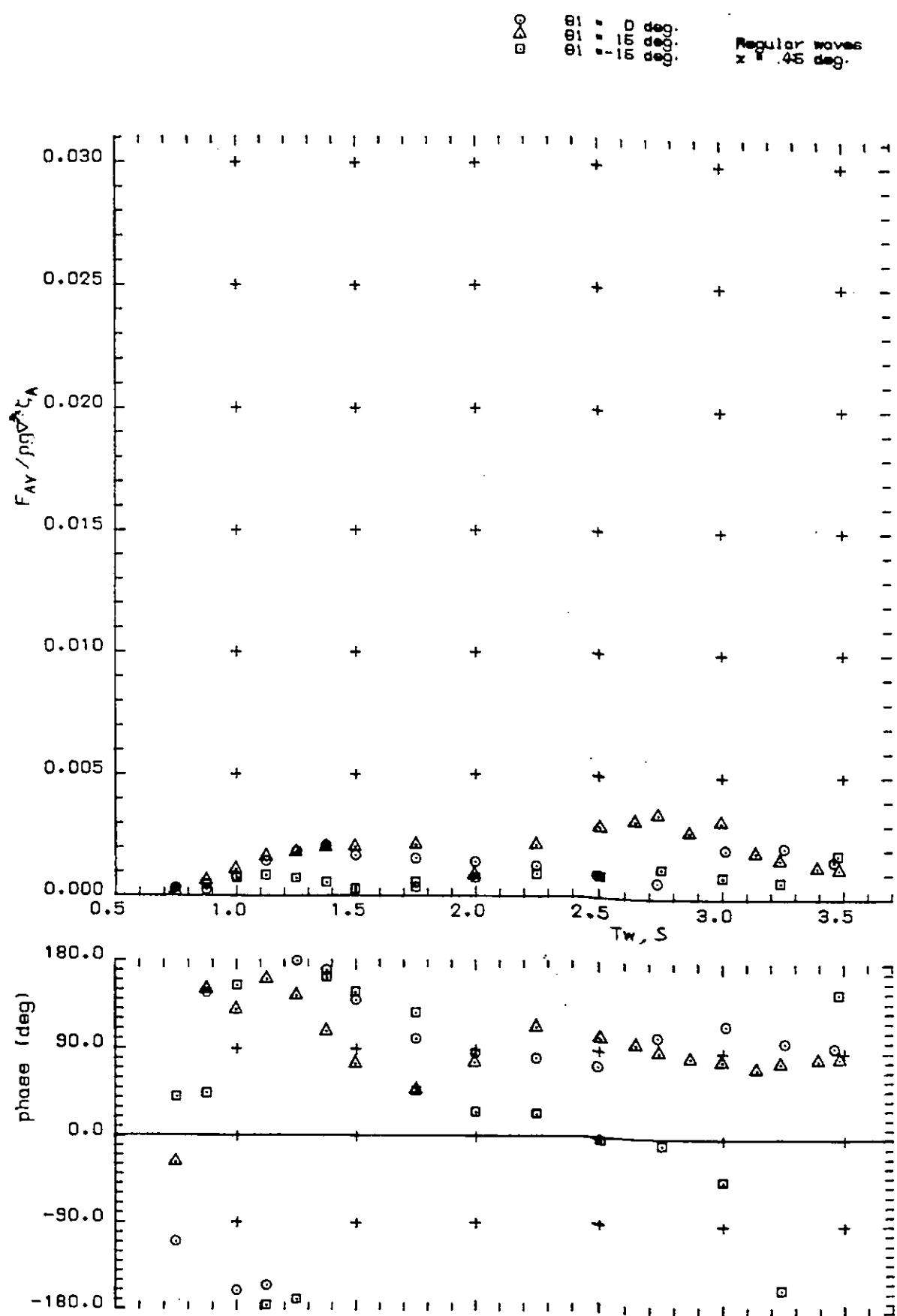


Fluctuate component of mooring line tension at M2. Vertical
図 1.2.8.3 係留力の変動成分（垂直成分, $\alpha = 45 \text{ deg}$, M 2）



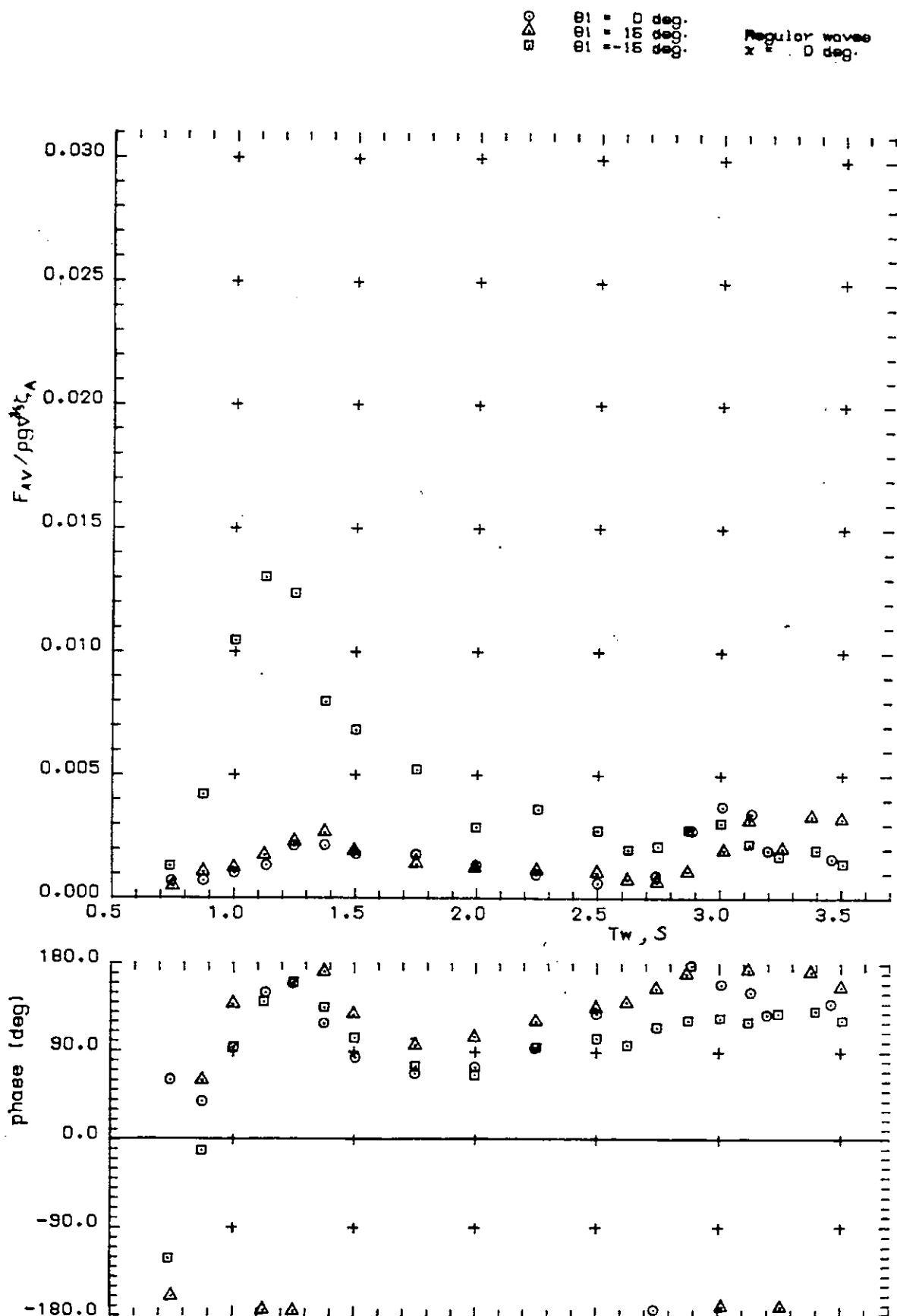
Fluctuate component of mooring line tension at M3. Vertical

図 1.2.8.4 係留力の変動成分（垂直成分, $x = 45 \text{ deg}$, M 3）



Fluctuate component of mooring line tension at M4. Vertical

図 1.2.8.5 係留力の変動成分（垂直成分, $x = 45^\circ$ deg, M 4)



Fluctuate component of mooring line tension at M1. Vertical

図 1.2.8.6 係留力の変動成分（垂直成分, $x = 0$ deg, M1）

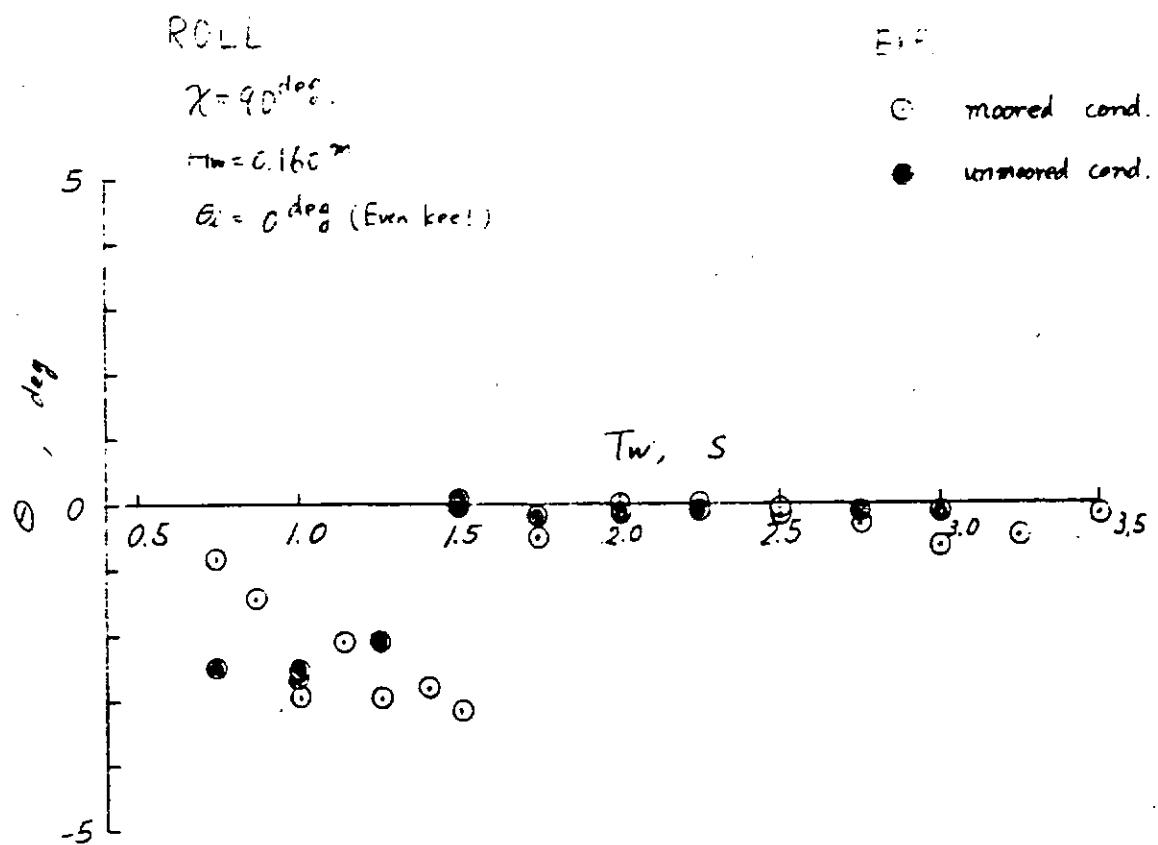


図 1.2.9.1 Roll の定常傾斜角 ($\theta_i = 0^\circ$ deg)

ROLL

$$\chi = 90^\circ$$

$$H_w = 0.160^m$$

$$\theta_i = 15^\circ \text{ (weather side down)}$$

EXC.

— moored cond.

▲ unmoored cond.

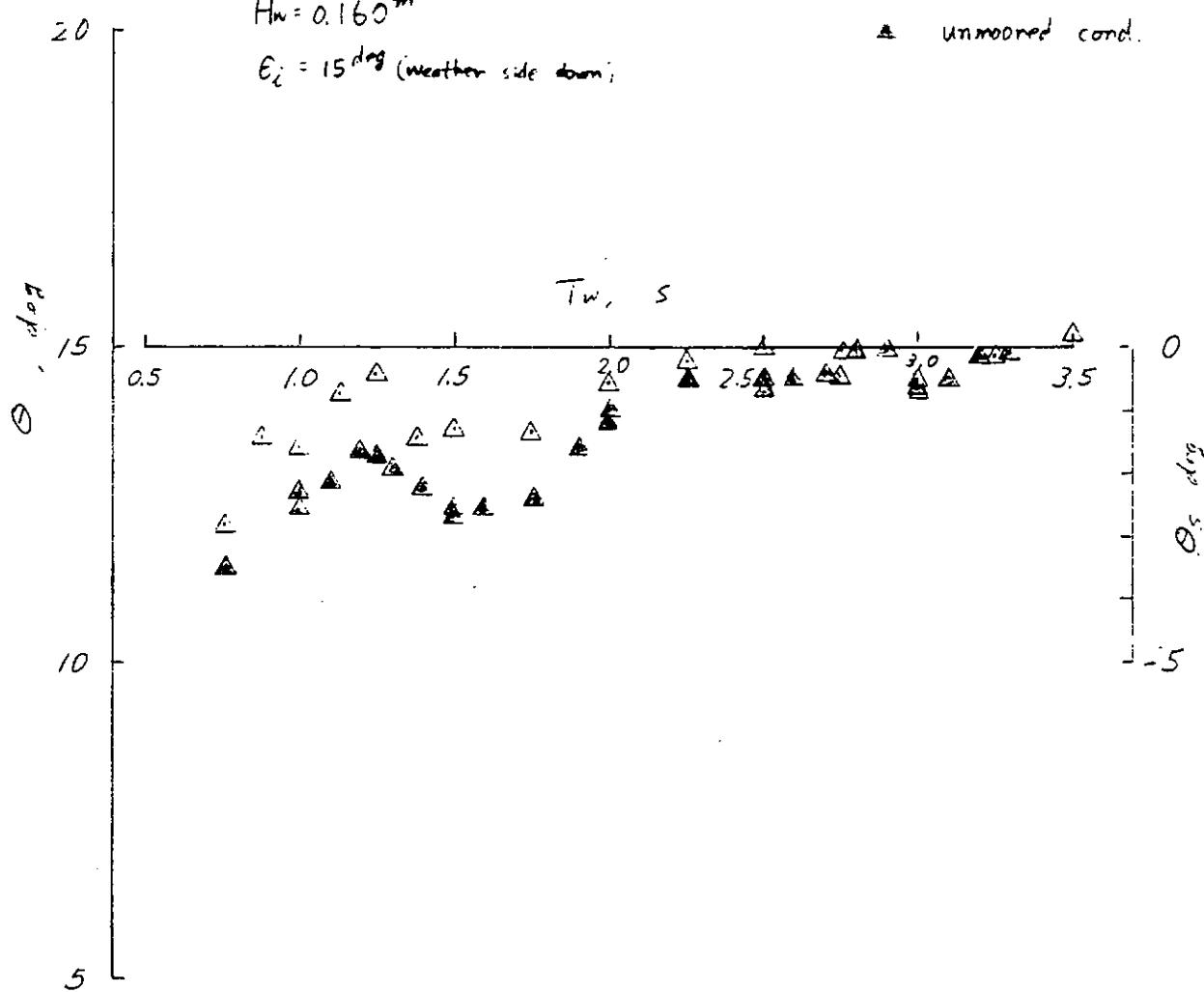


図 1.2.9.2 Rollの定常傾斜角 ($\theta_i = 15^\circ$)

ROLL

$$\chi = 90^\circ$$

$$H_w = 0.160 \text{ m}$$

$$\theta_i = -15^\circ \text{ (weather side up)}$$

EXP.

moored cord

unmoored cord

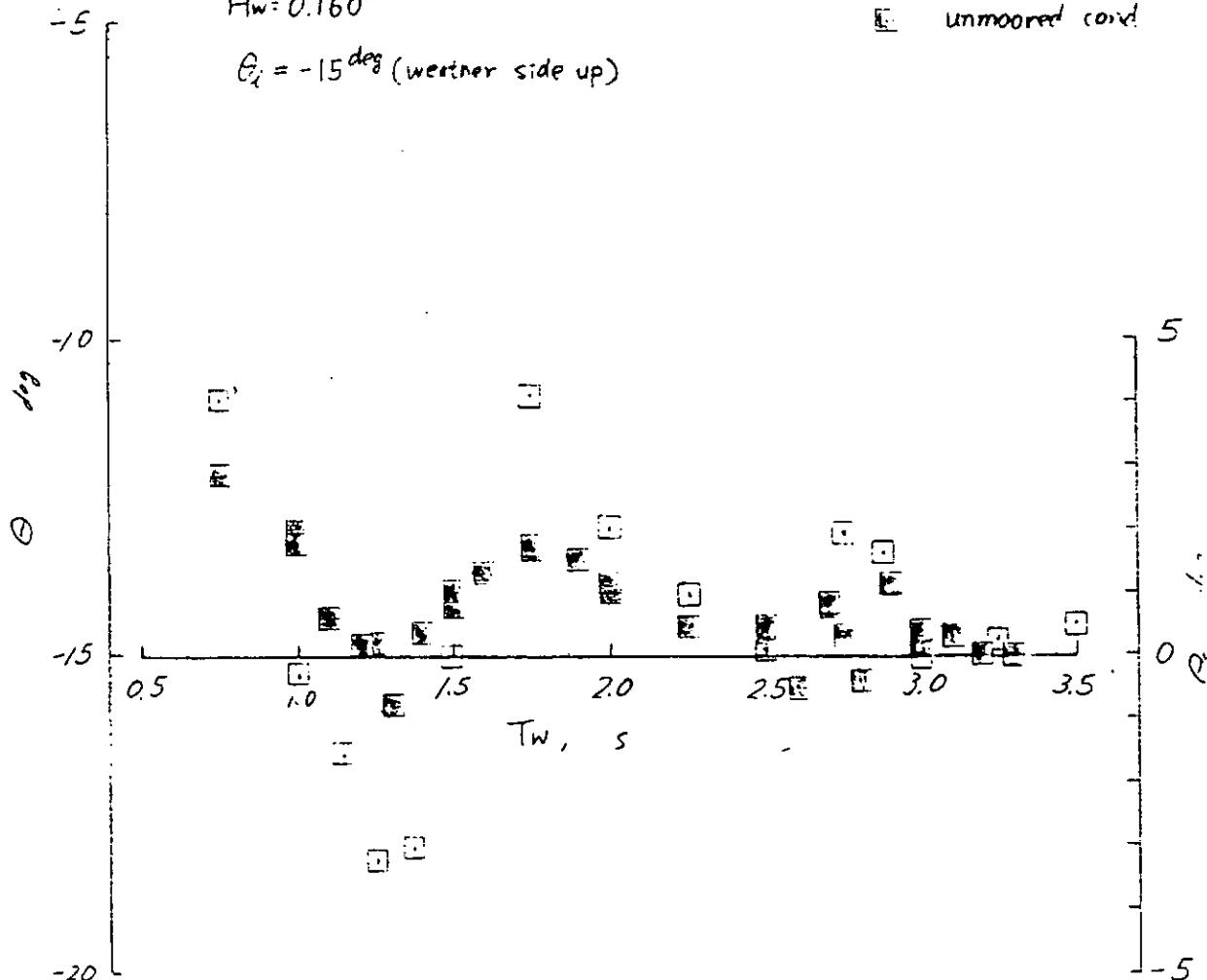


図 1.2.9.3 Roll の定常傾斜角 ($\theta_i = -15^\circ$)

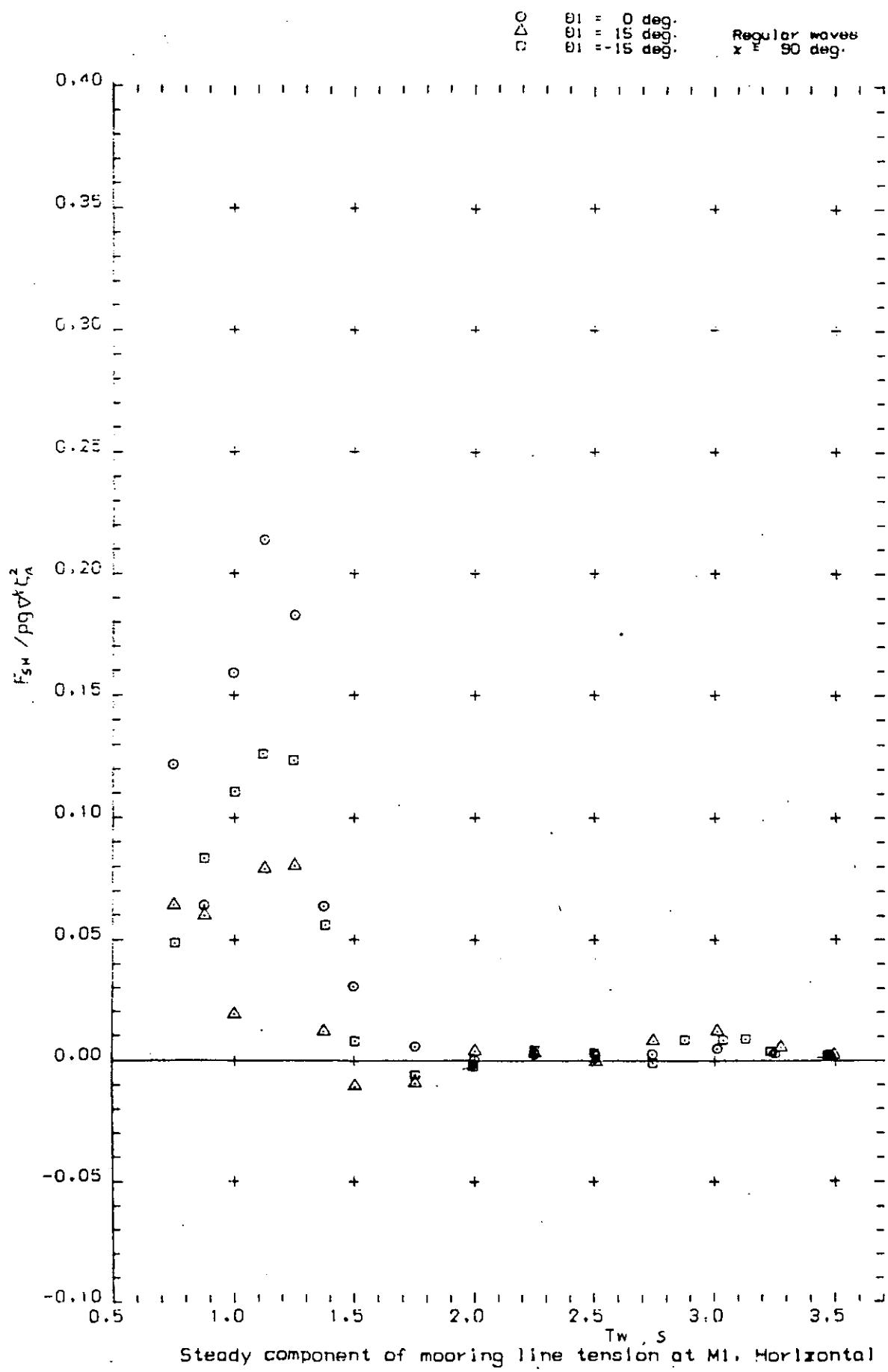
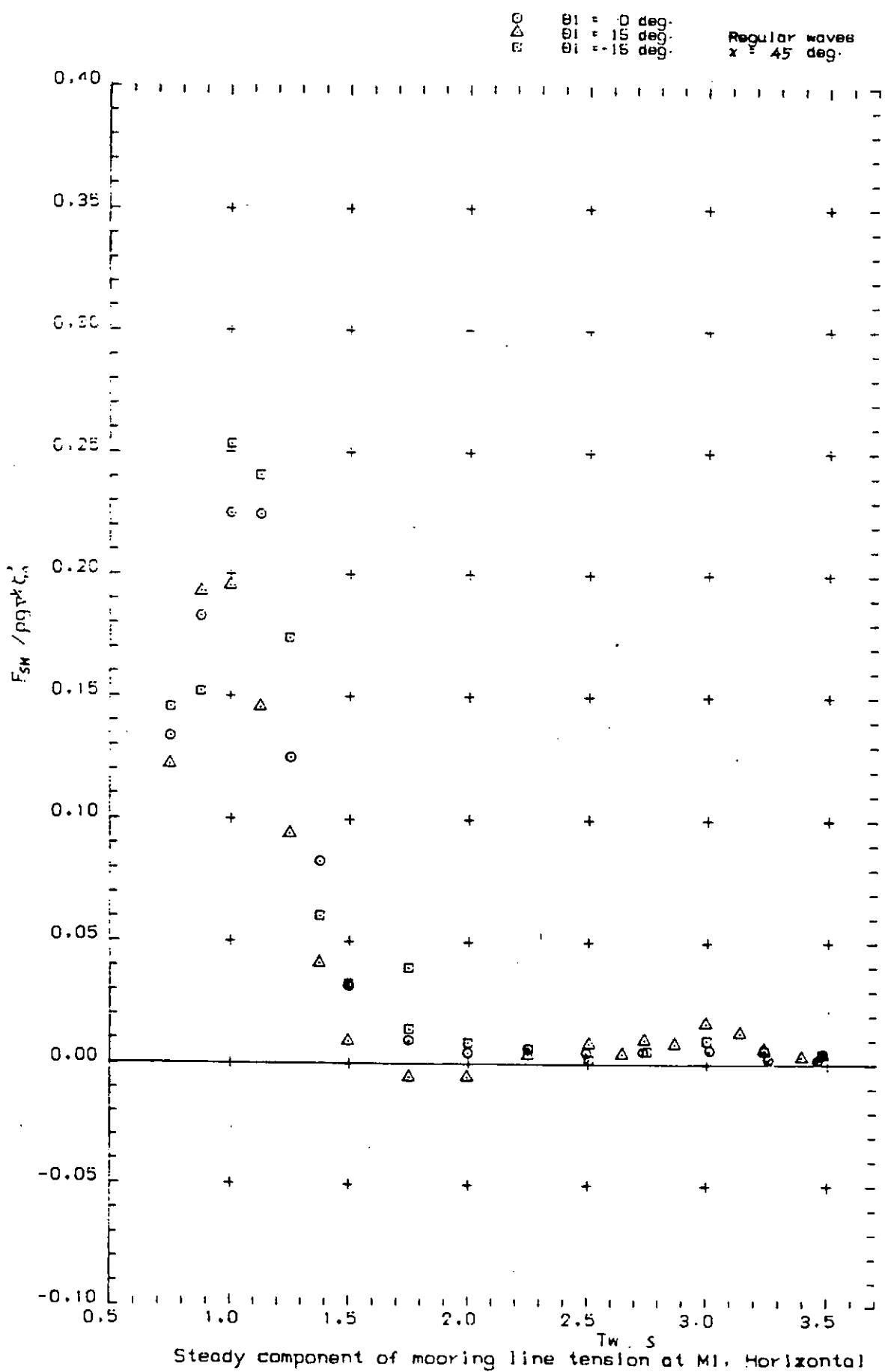


図 1.2.10.1 係留力の定常成分（水平成分, $x = 90 \text{ deg.}$, M1）



Steady component of mooring line tension at M1, Horizontal

図 1.2.10.2 係留力の定常成分（水平成分, $x = 45 \text{ deg}$, M1）

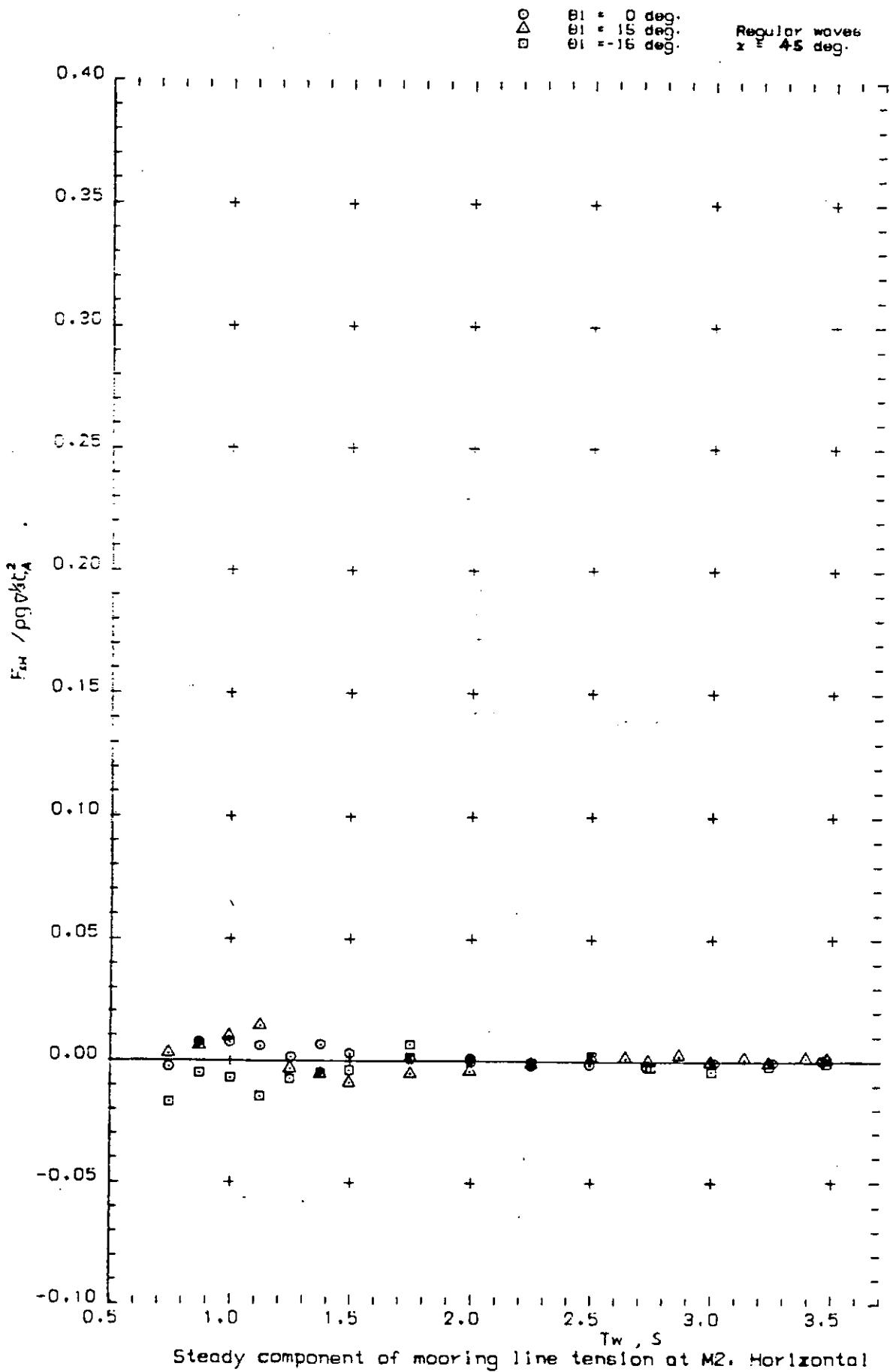


図 1.2.10.3 係留力の定常成分（水平成分, $x = 45$ deg, M 2）

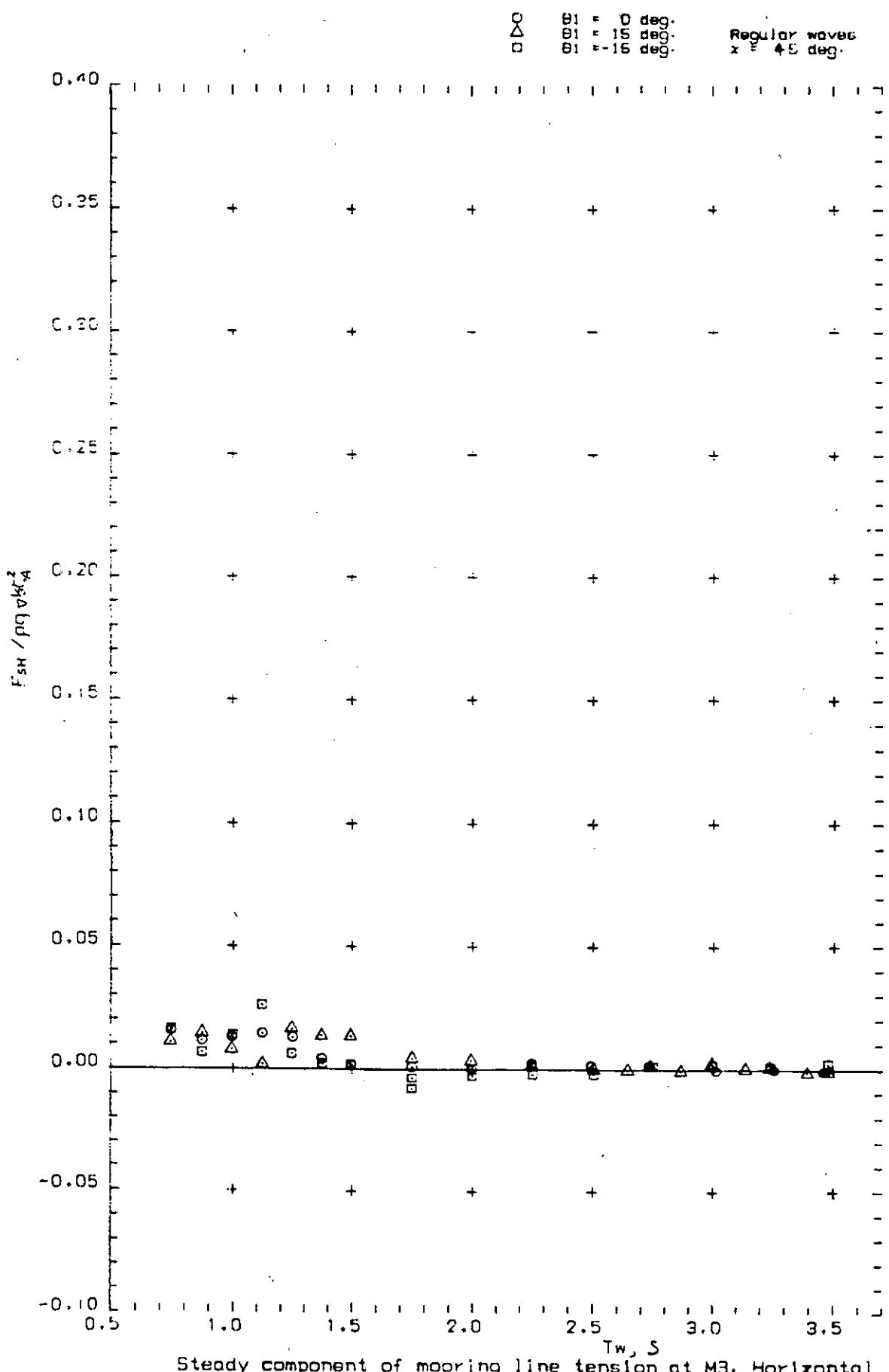


図 1.2.10.4 係留力の定常成分（水平成分, $x = 45 \text{ deg}$, M 3）

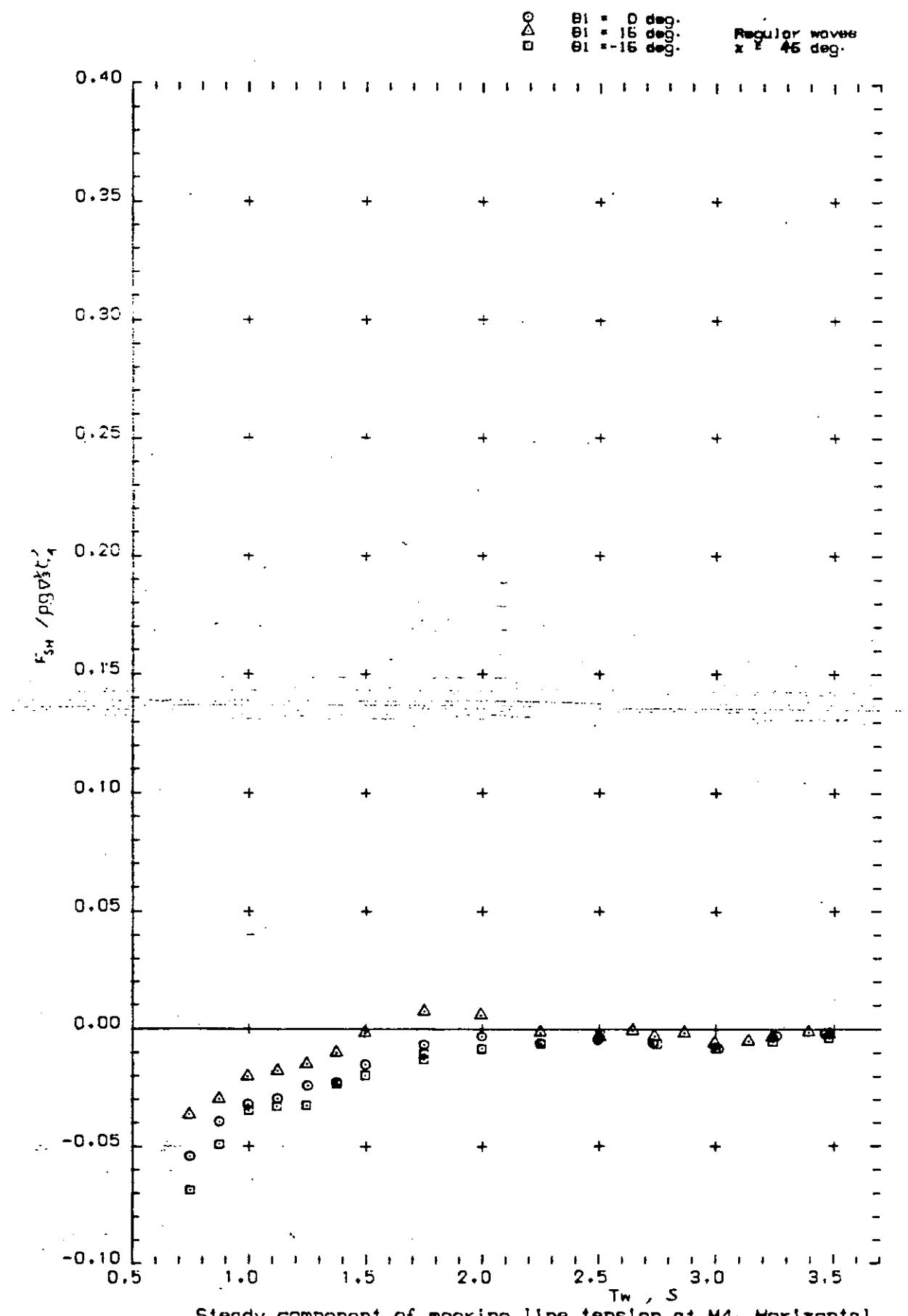


図 1.2.10.5 係留力の定常成分（水平成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M 4）

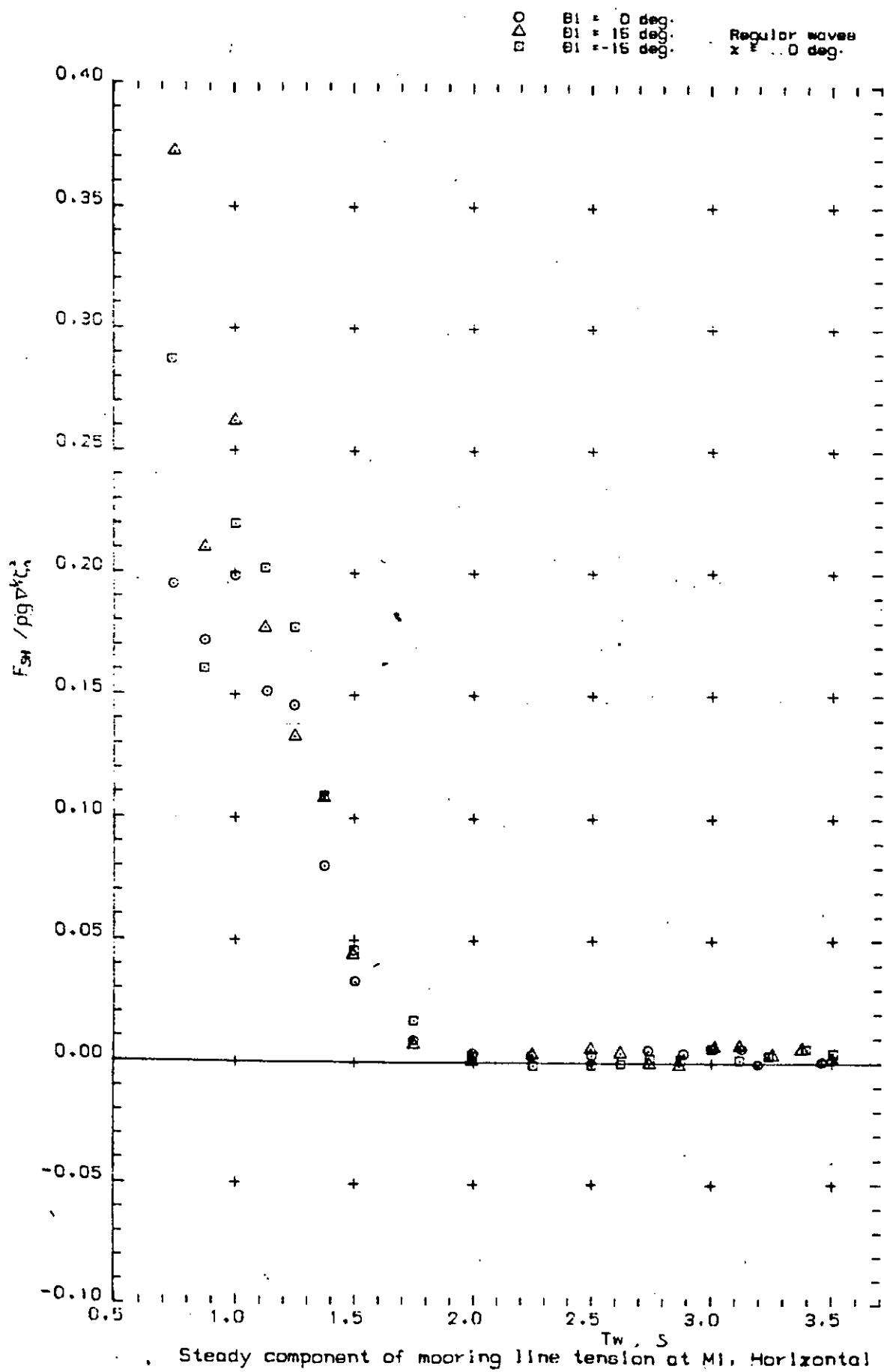


図 1.2.10.6 係留力の定常成分（水平成分, $x = 0 \text{ deg.}$, M1）

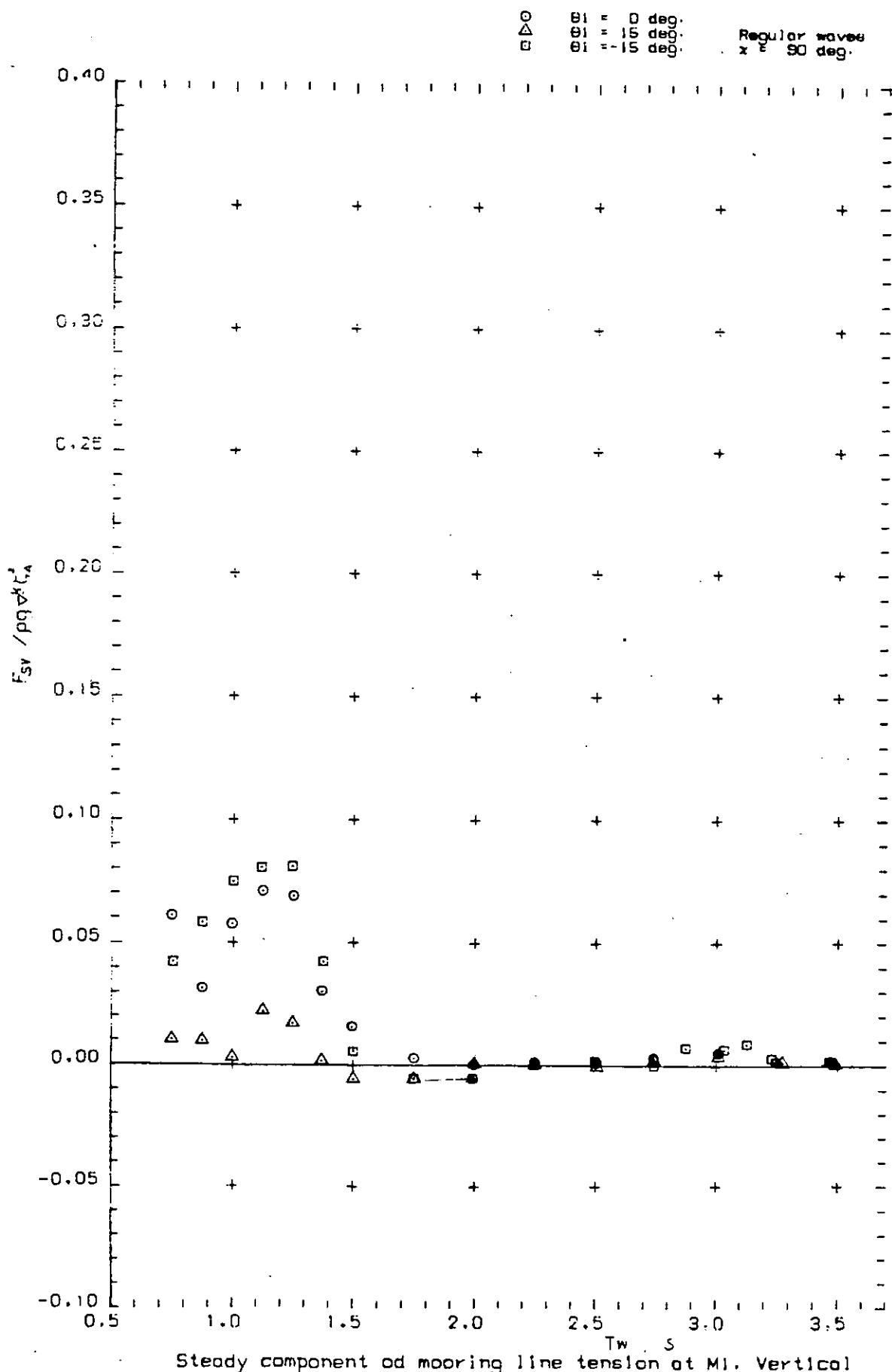


図 1.2.11.1 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 90 \text{ deg.}$, M 1)

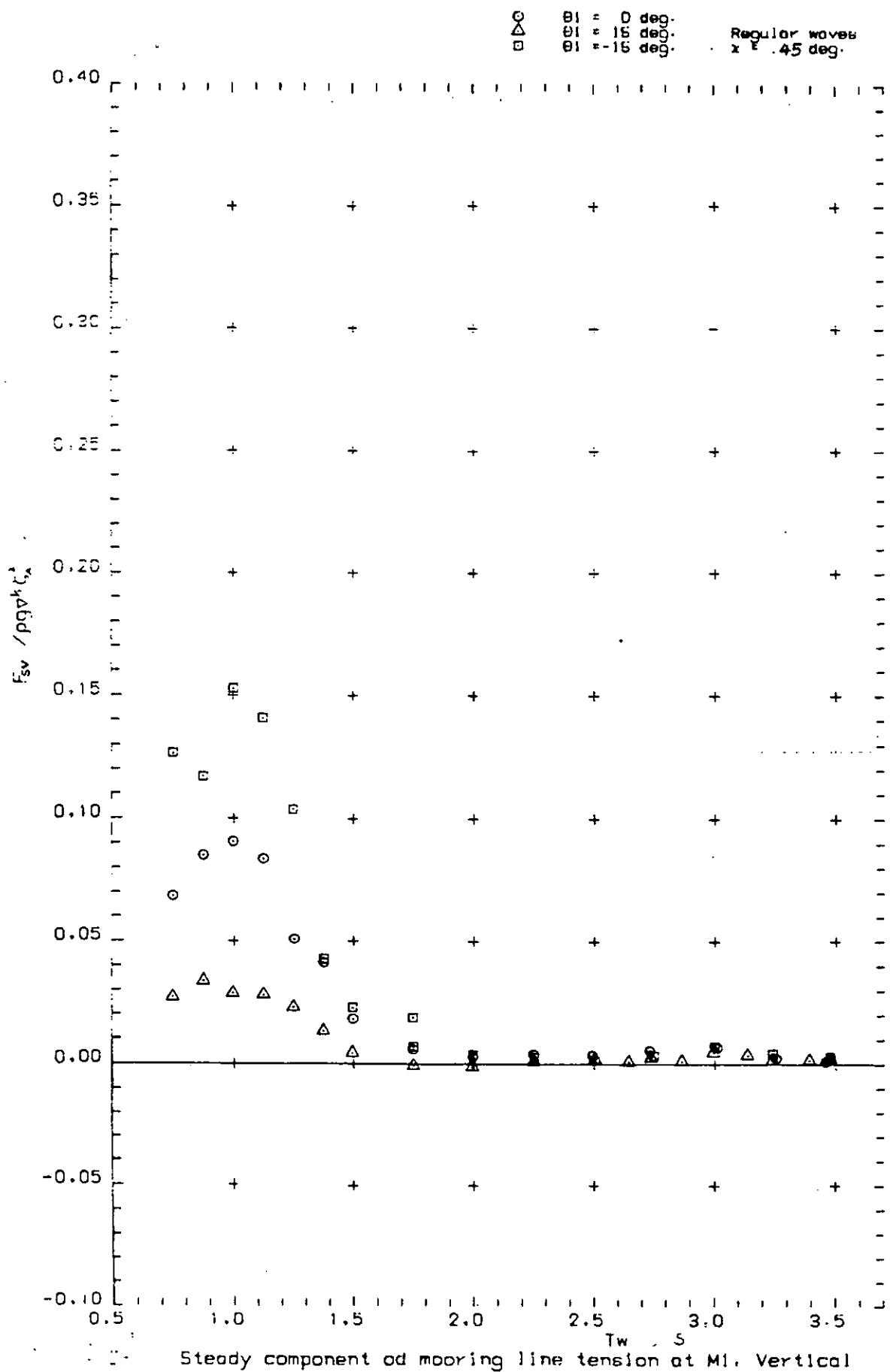


図 1.2.11.2 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M1）

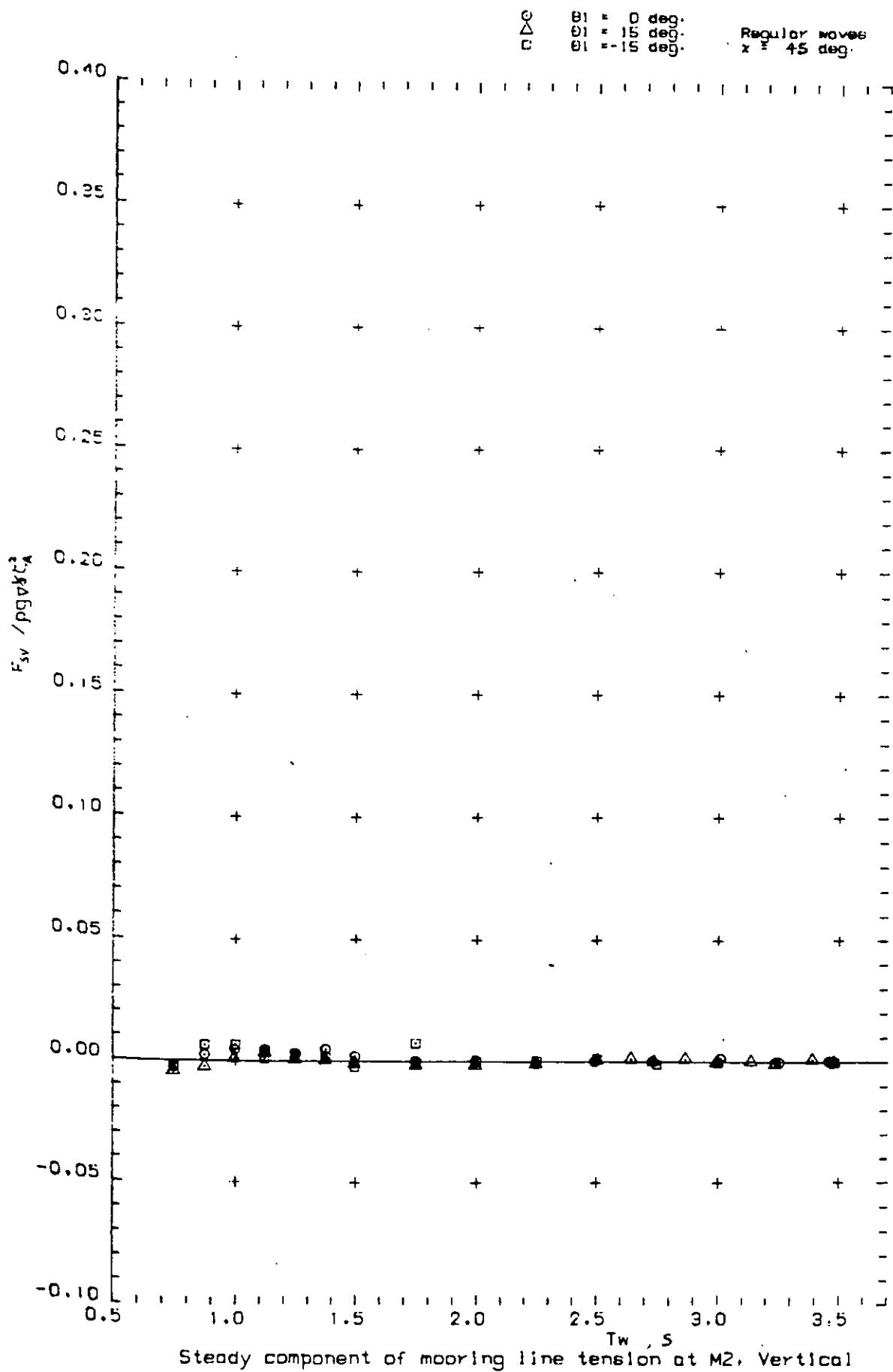


図 1.2.11.3 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M 2)

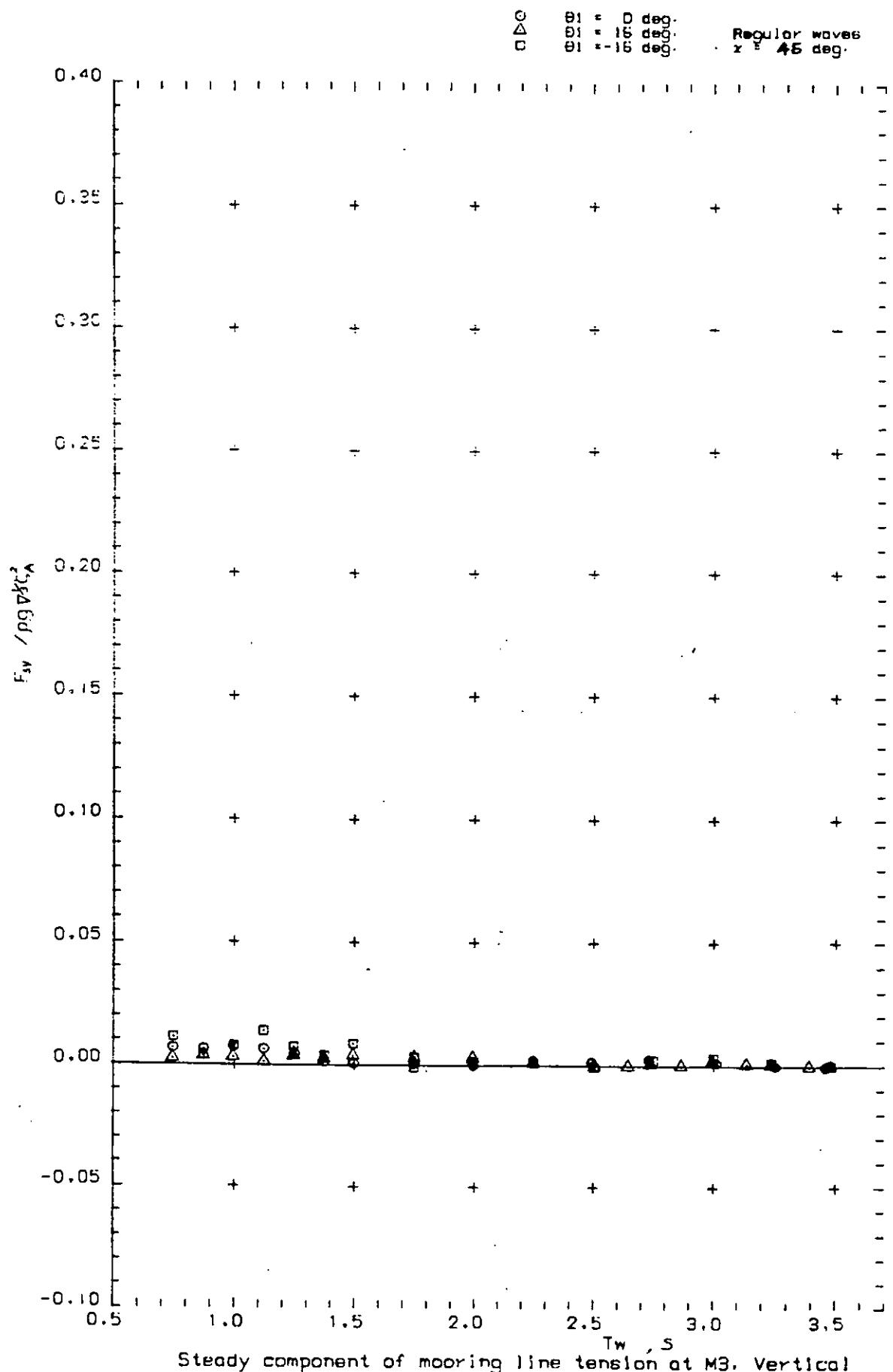


図 1.2.11.4 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M 3)

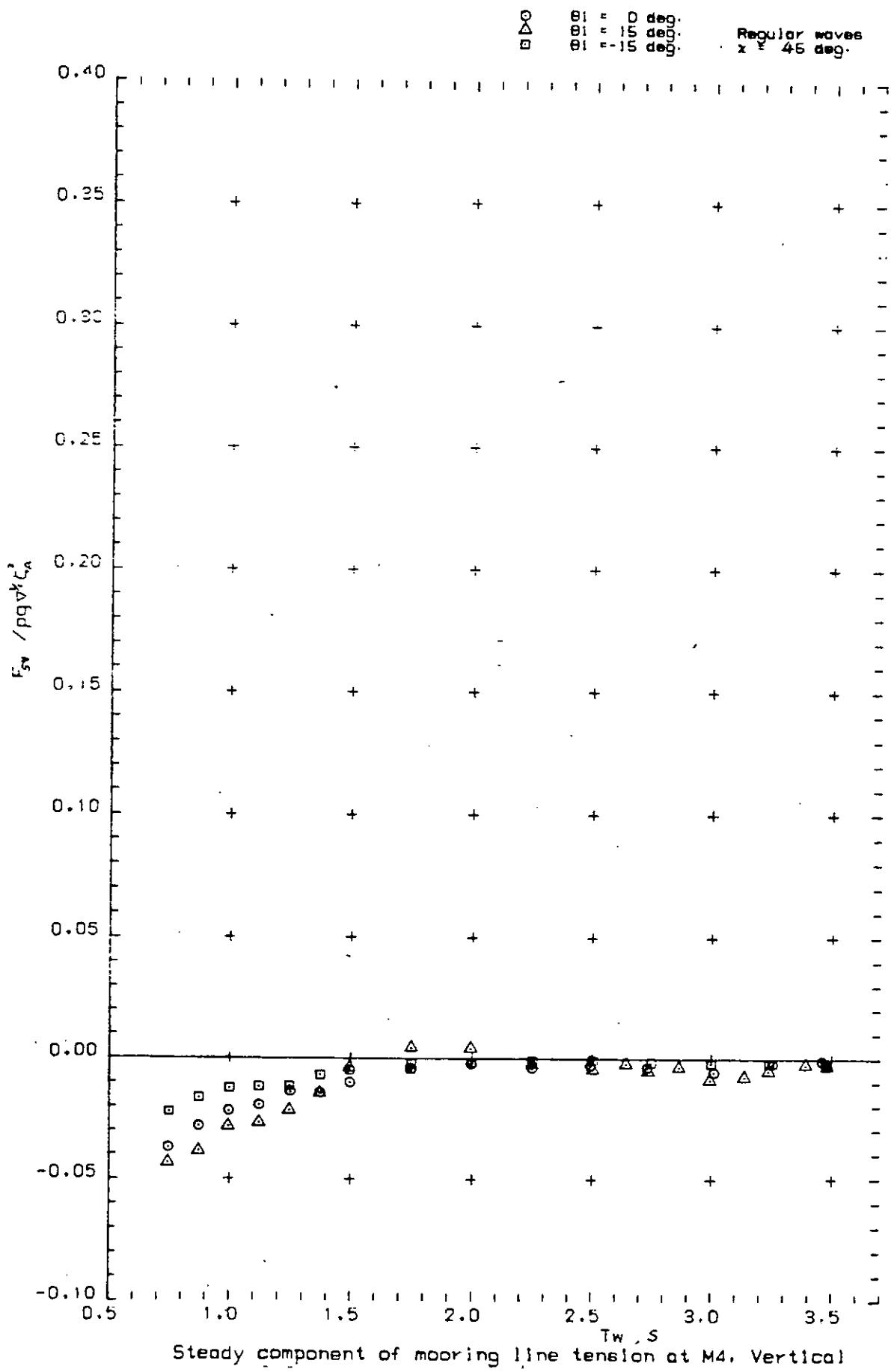


図 1.2.11.5 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 45 \text{ deg.}$, M 4)

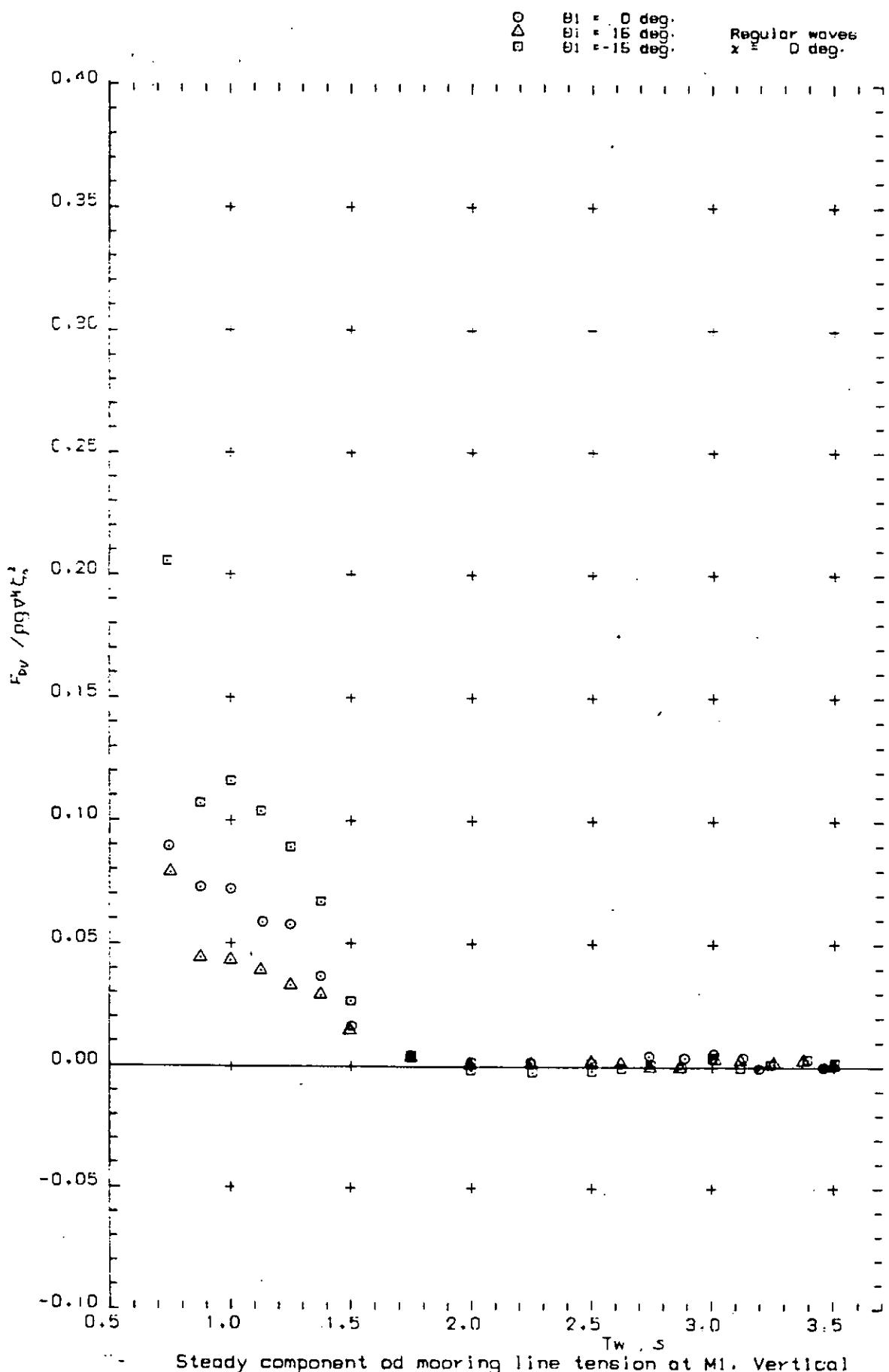


図 1.2.11.6 係留力の定常成分（垂直成分, $x = 0$ deg, M1）

WAVE DRIFT FORCE

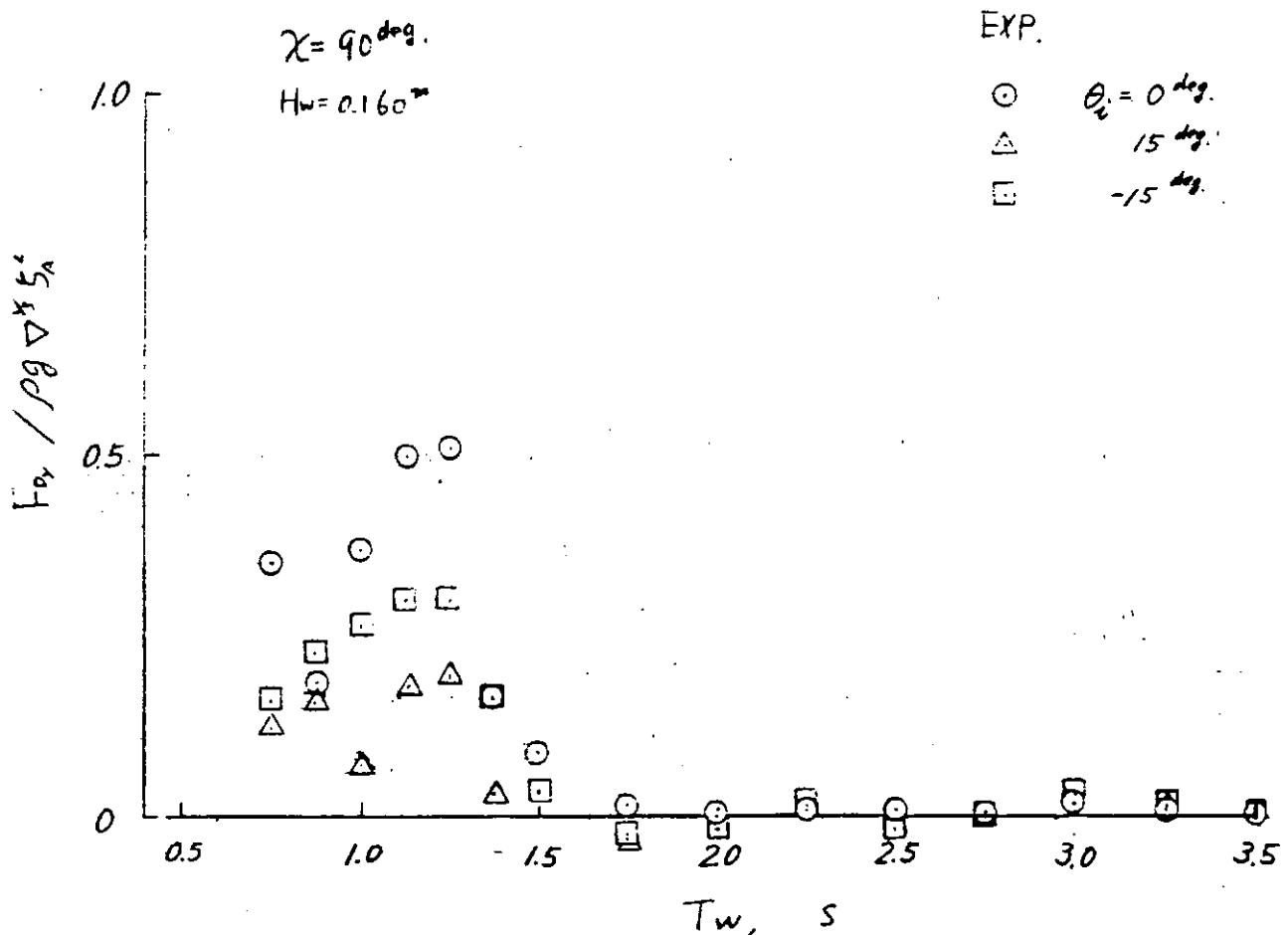


図 1.2.12.1 係留力の定常成分から求めた波漂流力 ($\chi = 90^\circ$ deg)

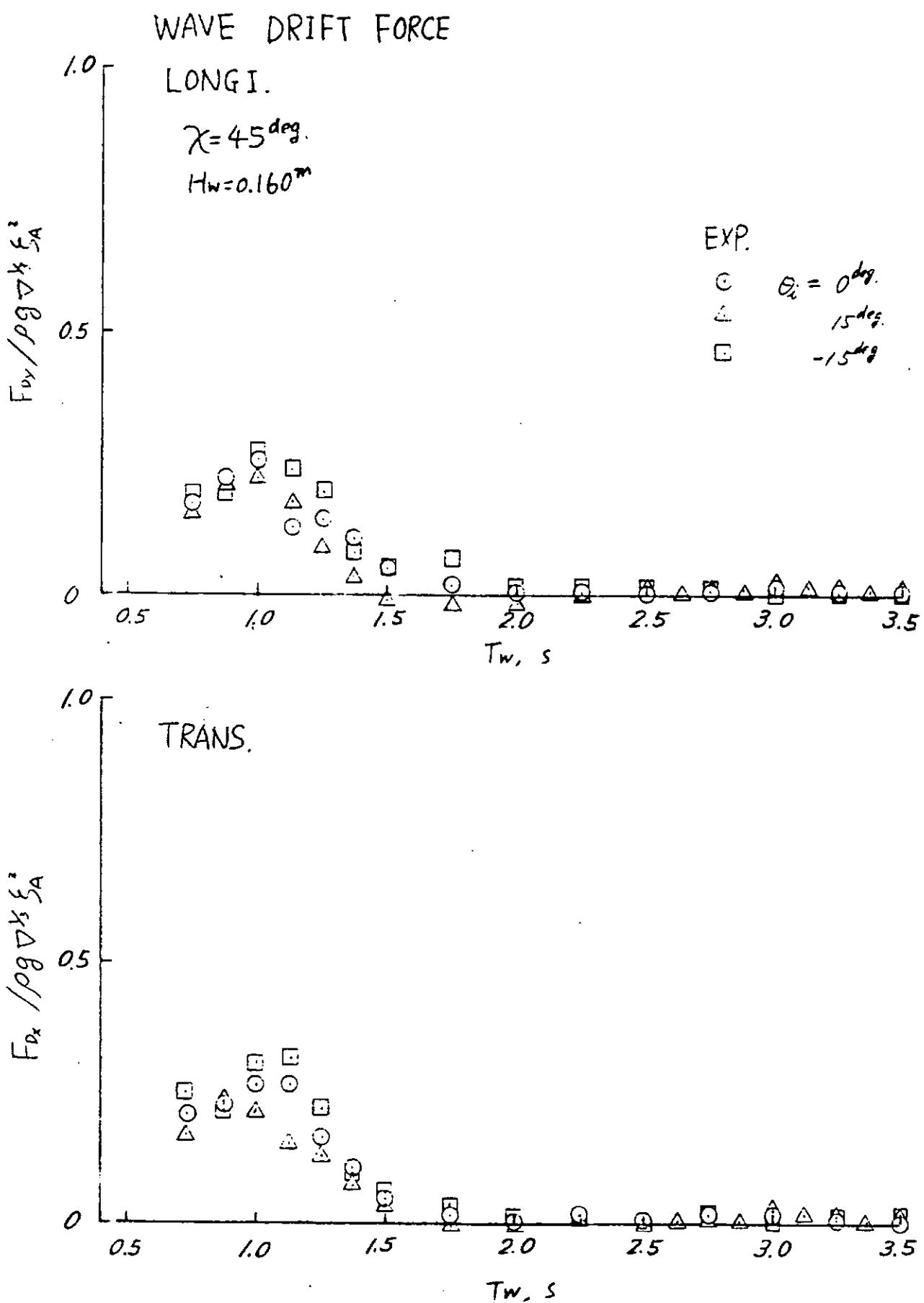


図 1.2.12.2 係留力の定常成分から求めた波漂流力 ($\chi = 45^\circ$)

WAVE DRIFT FORCE

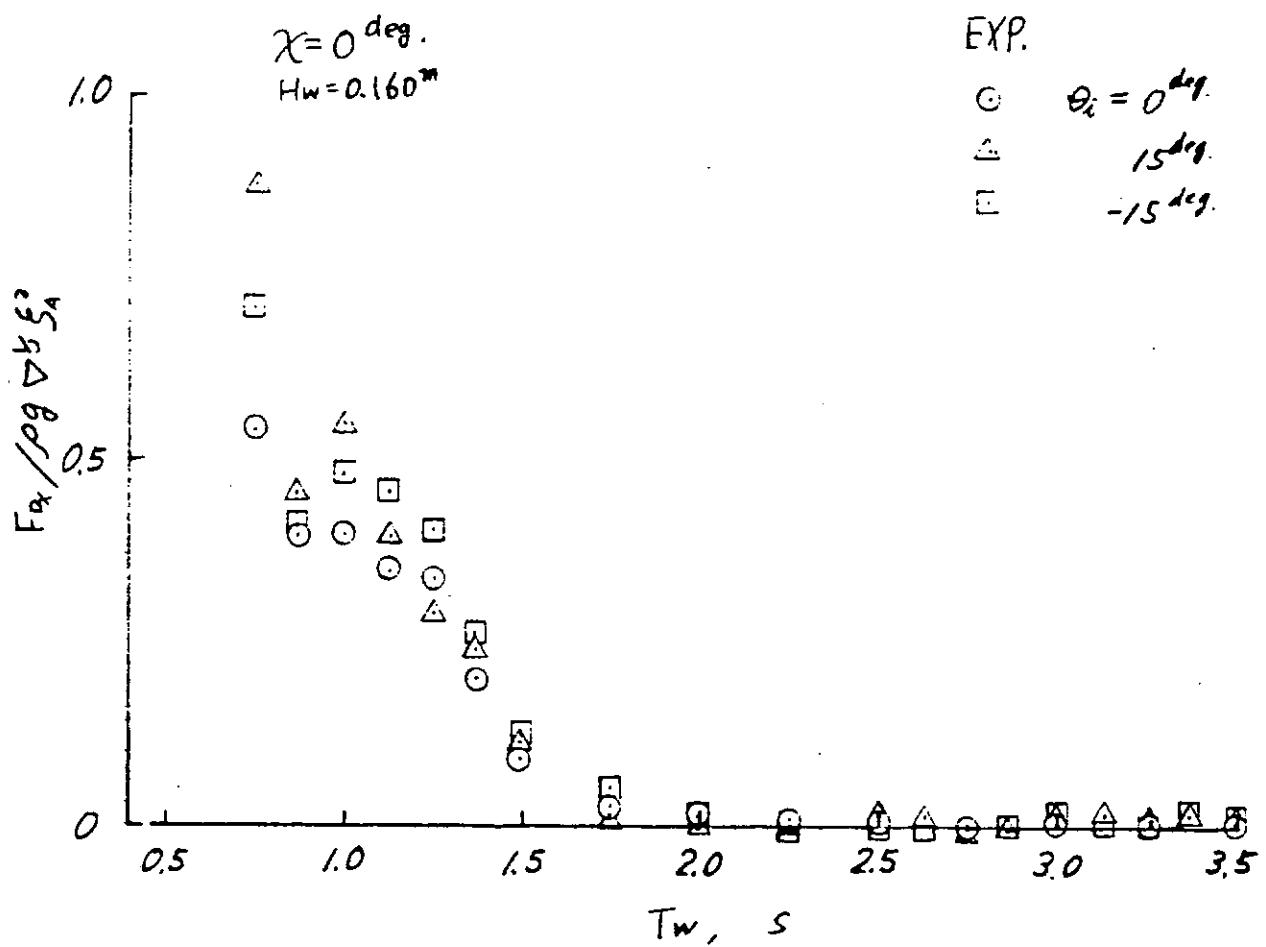


図 1.2.12.3 係留力の定常成分から求めた波漂流力 ($\chi = 0^{\deg}$)

1.3 逆風と大波高の波の併存時水槽実験

1.3.1 まえがき

実験は、風と波浪の方向が逆の場合に海岸構造物の挙動が常識的に予想されるものと劇的に異なるものであるのか、転覆その他の危険な状態に導くような現象が起り得るのかを調べる目的で行った。したがって実験では非常に大きい風速（実機換算で100 kt をはるかに超えるような風速）を用い、また波高も規則波の場合は造波機の能力限度内で最大となるようにした。

実験の結果は、構造物に作用する風力が水面に波動のある場合とない場合で異なるのか、あるいは逆風の存在によって入射波が変形して波浪外力が風のない場合に比べ大幅に異なるのか等の問題点を検討する材料にも用いられると考えられるが、本実験のみではそのような分析的な検討は困難で、来年度実施される理論計算の結果との比較によって行うこととし、本年度は逆風時には特別な現象が起るのかどうかを知ることに主眼を置くことにした。

1.3.2 使用モデル及び実験状態

実験水槽（九大応用力学研究所津屋崎海洋災害実験所大水槽）に逆風を実現するために送風装置を設置した。吹出口の最大風速は20 m/sec であるが、海洋構造物の実験に適したほど一様な風速が得られる地点は吹出口から数m離れており、そこでの最大風速は約15 m/sec である。

海洋構造物のモデルは、設計外力の推定精密化に関する研究で広島大学が用いた2-ロワーハル、4-コラム及び2本のプレースを有する半潜水式海洋構造物である（詳細はSR 192 昭和58年度報告書を参照）。広大の実験状態では研究の目的上、意識的にGMを過小にしているので、その点を若干変更し横搖固有周期が、やはりSR 192の2-ロワーハル、8-コラム型のモデルのそれと実機換算ではほど同一となるようにした。係留状態も水槽水深が異なるので変更せざるを得なかった。実験状態を図1.3.1に主要寸法等を表1.3.1に示す。

表1.3.1 主要寸法

ロワーハル全長	$L = 1.62\text{m}$
” 幅	$L_a = 0.32\text{m}$
” 深さ	$L_d = 0.1472\text{m}$
コラム直徑	$D_c = 0.2672\text{m}$
吃水	$T = 0.365\text{m}$
排水量	$\Delta = 197.7\text{kg}$
メタセンタ高さ(係留鎖除く)	$GM_T = 0.055\text{m}$
K G	$KG = 0.412\text{m}$
横搖固有周期(係留鎖つき実測値)	6.5秒
係留鎖長さ	16m
” 水中重量	0.0302 kg/m
” 初期張力	約 0.5 kg

1.3.3 実験方法

風速はモデルの中心で、モデルがない時に10 m/s となるようにし、波長を変えて実施した。他の風速では一種類の波長を選んで実験を行った。本実験で用いたモデルは厳密な意味では対応する実機がないが、縮尺をほど1/50とすると風速10 m/s は実機換算で70 m/s 以上になり非常に大きい。この風速はまえがきで述べた本研究の目的を考慮して設定している。なお、風速の上下方向の分布については、実際の海面上の分布をシミュレートしてはおらず、上下方向にはほど一様となっている。

係留状態は図 1.3.1 に示す通りであるが、係留鎖は広大で用いられたものをそのまま使用している。実験は横波状態でのみ実施したが、係留鎖は各サイドに 2 本ずつ平行に取りつけられている。この係留方法は波、風の方向に直角方向にモデルを拘束する力が弱く、10m/s 以下の風速の実験では後に述べるように少し問題があることがわかった。係留鎖の初期張力は広大の実験と同様に約 0.5 kg としている。4 本の係留鎖には全て張力計が付けられている。

運動の計測は浜松フォトニクス製の遠隔計測システムを用いた。カメラは 2 台用い模型上の 3 ケの赤外線発光ダイオード(LED) の位置を計測する。LED は同一平面内に変位を、その上下、左右の座標を計測する。3 ケの LED のうち 2 ケがいづれかのカメラでとらえられていればモデルの変位が計測されるようになっている。したがってモデルの水平方向変位についてはカメラ 2 台分の範囲まで測定が可能である。

カメラからの計測信号は曳行電車上のコンピュータで on-line でデジタル処理され、モデルの水平変位、上下変位及び回転角に換算され、D-A 変換してからモニターに出力されたりデータレコーダに記録される。したがって実際の変位と記録されるその信号の間には、コンピュータ処理時間に相当する僅かな時間差 0.1 秒以下であるが、波高計のデータもこの on-line デジタル処理のプロセスを通してから記録し、波と変位との位相差の計測に支障がないようにしている。

計測は入射波、上下、左右変位、回転角、係留鎖張力、モデルの波上側のコラム間の水面の相対変位について行った。入射波はモデルより波上側に 7 m 離れた地点で計測し、なるべく風の影響を受けない入射波を計測するようにした。実際にはこの地点でも入射波は風の影響を受けるが、影響は高周波数の波がもとの入射波に加わる結果として現われ、基本周波数の波の振幅には大きな影響がない。モデルのある位置では入射波の変形は激しく起り、波の峯が風に吹きとばされるようなこともおこる。

風速が 10m/s 以下では、モデルが風の方向と直角方向に振動させられる。これはモデル背後に生じる渦と、モデルのその方向の拘束が弱いことによると思われる。非接触型の変位計測特に回転角の計測にあたっては、回転角の小さい場合にこの振動が誤差の原因になる。LED がカメラから遠ざかたり近づいたりすることによって見掛けの上下変位が観測されることになるからである。この点を 3 次元変位の計測を実施することによって改良する必要がある。

計測は風速を 10m/s に一定し、波は風と逆方向に規則波（周期 1 秒～3 秒）及び ITTC スペクトラムを有する不規則波で実施した。不規則波については解析がすんでいないので本報告では規則波中の結果のみを示す。また $\lambda/L = 3$ の場合についてのみは風速を 8 m/s, 13 m/s と変化させた実験も行った。

1.3.4 実験結果

実験の結論は、波高が $H/L = 1\%$ の限界波高にならなかったことを割り引いても、構造物の動揺そのものが異常になったり、また危険を予想させるような状態にはならないということである。さらに順風状態、潮流力が加わった状態及び一部の係留鎖が破断した状態などの、より危険な状態について実験を続行する必要がある。

以下、順を追って実験結果について説明する。以後の図では横軸の λ/L は参考のために記入したもので、 λ は周期から深海波として計算された仮想の波長であり、 $\lambda/L \leq 7$ では実際の波長に対応している ($L = 1.1$ m) が、それより λ/L が大きいと実際の波長は示された λ より小さくなることに注意されたい。

(1) 動搖振幅及び相対水位変動

図 1.3.2, 1.3.4 の上下揺、横揺の結果では、風の有無にかかわらず、動搖の振幅はほとんど変化しない。この結果は 10° 程度のヒール角（本実験では定常なヒール角は 10° 以下）では、流体力、波浪強制力とも直立状態と変化がないという広大の同一モデルについての実験結果とも符合する。図 1.3.3 の左右揺では波長が大きくなると風速がある場合には動搖振幅が大きくなる。波のくる方向に傾斜した場合の波浪強制力に変化が生じるのではないかと思われる。

実験の観察では、モデル直下の波はローワーハル上で岐度が増し、風によって波の峯が吹きとばされる。また波

頂線も風速の大きい場所で風下に押しやられ、彎曲するなど変化があるが、動搖はもちろん図1.3.5の相対水位変動（波の来る側のコラムの中心上）でも風の有無によって変化がほとんどない。これらの結果は、データをフーリエ解析して基本周波数成分のみをとり出しているためでもあるが、いづれにせよ基本周波数成分については動搖は風の影響をほとんど受けないことがわかる。

なお $\lambda/L \leq 4$ では $H/\lambda = 1/10 \sim 1/15$ 、 $4 < \lambda/L < 6$ では $H/\lambda = 1/20$ 、 $\lambda/L \geq 6$ では徐々に小さくなつて $\lambda/L=14$ では $H/\lambda = 1/100$ となっている。以後の実験の結果でも同様である。

(2) 定常変位

図1.3.6、7、8はヒール角、ドリフト量、上方変位量である。ヒール角、ドリフト量は波の来る側に傾斜変位する場合を正としている。本実験では波の来る側を weather side と呼ぶことにする。

ヒール角は、風なし、波のみではほとんど0で波長が短く、漂流力の大きい場合に少く傾斜する程度である。風と波が併存する時の傾斜角も、風のみによる傾斜角とはほとんど変化しないが、 $\lambda/L = 2 \sim 6$ の範囲では増大する。

ドリフト量は、風波併存時は風のみの場合とほとんど変化できる。一方、波のみの場合は波漂流力で lee side に流される。風と波の併存時の結果は次の理由によると思われる。ドリフトの計測点はモデルの重心よりかなり上方にあり、波によるドリフト量は、 $\lambda/L = 2 \sim 6$ の間で大きくなるヒール角によって生ずる lee side 方向の計測点の変位によって相殺されて、全波長範囲では一定のドリフト量となる。

図1.3.8の上方変位では、ほど全波長範囲でモデルに揚力が作用していることがわかる。波のみの場合でも波長が短いと上向きにモデルは変位する。揚力の問題については後に再び触れる。

(3) 係留鎖の定常張力

図1.3.9、10は係留鎖の定常張力である。Lee side ではヒール角によって係留点のドリフトが減少し（係留点は重心より下方にある）、したがってヒール角の大きい $\lambda/L = 2 \sim 6$ で lee side の張力は減少する。

(4) 風と波浪併存時の風荷重

ヒール角の大きくなる $\lambda/L = 2 \sim 6$ の範囲で次のような計算を行った。モデルのヒール角、上下及び左右方向の定常変位が知れているので係留鎖の張力の上下、水平方向成分が計算できる。一方、変位にもとづく浮力の変化から上下方向へ定常流体力を計算する。これらの力の和を相殺する力として風と波浪併存時にモデルに作用する上下、左右方向の力 I 、 I_u を求め波のみの場合の同様な力 F_v 、wave と F_h 、wave を引いて示したのが図1.3.11である。一応、この値が逆風と波浪の併存時にモデルに作用する風による力と考えられる。風のみの場合の計測値も参考のために同図に記入されている。風荷重が波浪に依存することがわかる。この点についてはさらに検討が必要である。

(5) その他

波長を一定にし ($\lambda/L = 3.0$)、風速を変化させた時に動搖振幅や上下変位がどうなるかを示したのが図1.3.12～15である。すでに(1)で見たように左右揺のみが逆風によって変化し、横揺や上下揺は風の有無によって変化せず、13 m/s 程度の高い風速でも影響は現われない。

上下方向変位は、この範囲のデータからは風速に比例するように見える。

1.3.5 結論

本実験で使用したモデルでは異常に大きい風速の逆風のもとでも、異常な状態は観測されなかった。特に運動そのものは逆風の有無にはほとんど影響されないらしい。この点について今後さらに順風、不規則波の実験を加えて定量的に詳しく検討するつもりである。

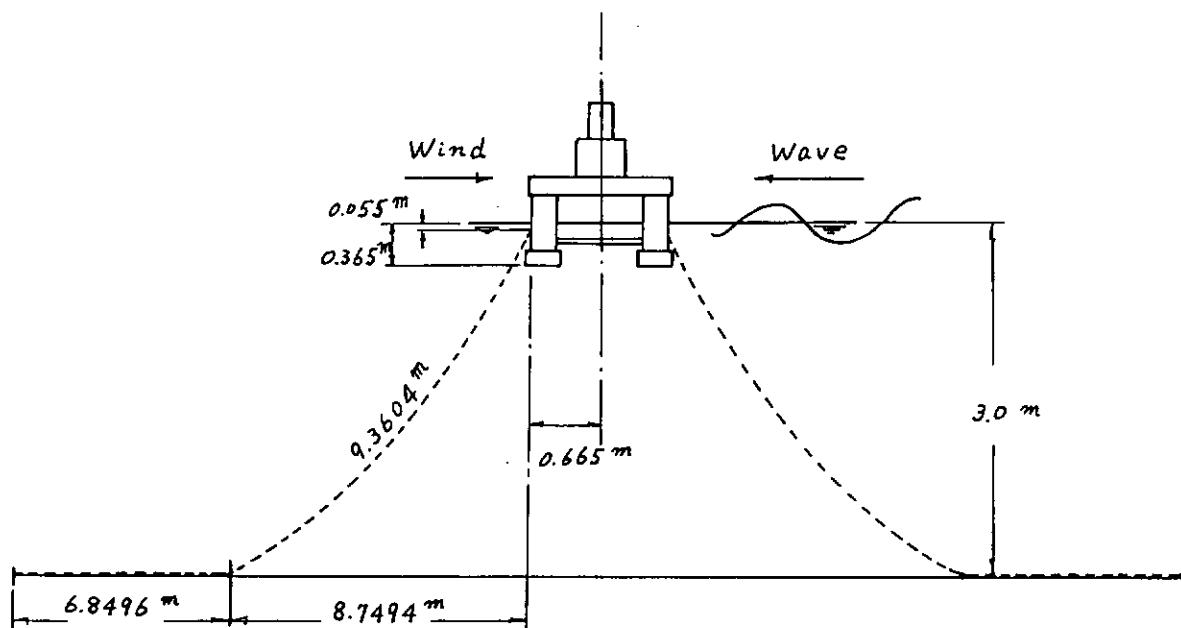


図 1.3.1 モデル設置図

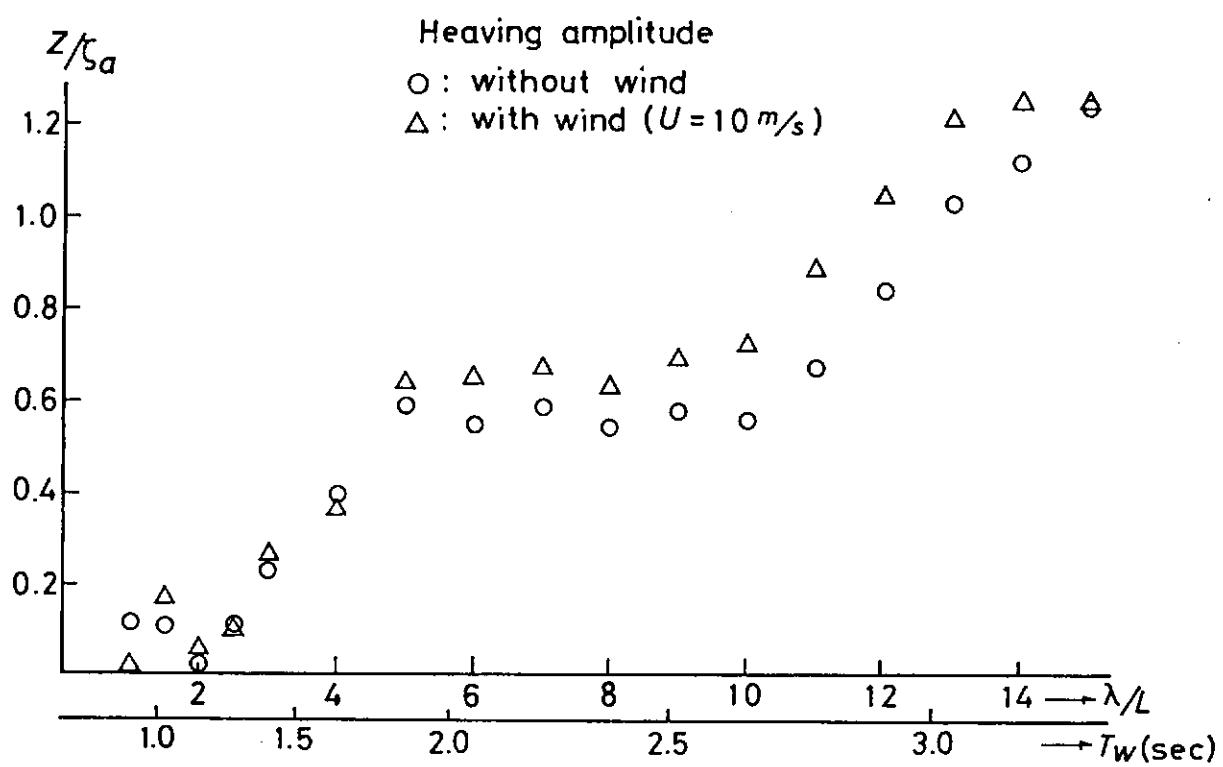


図 1.3.2 上下振幅

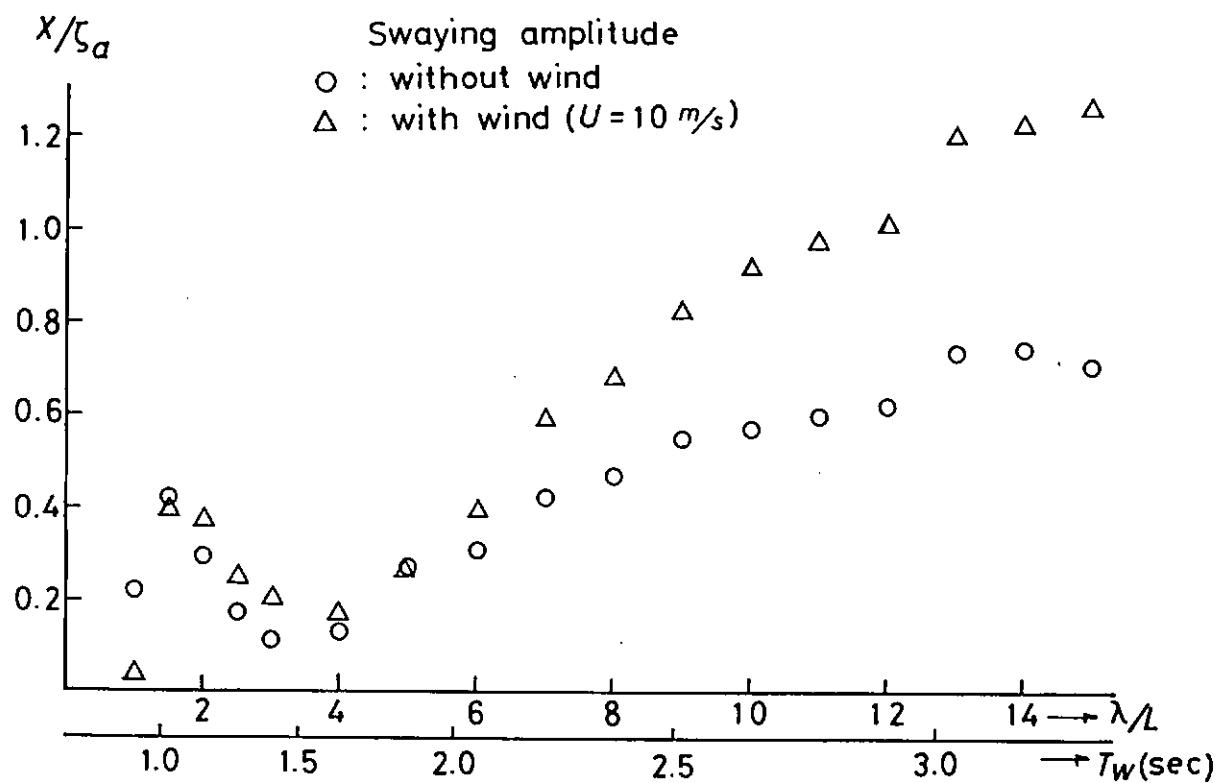


図 1.3.3 左右搖振幅

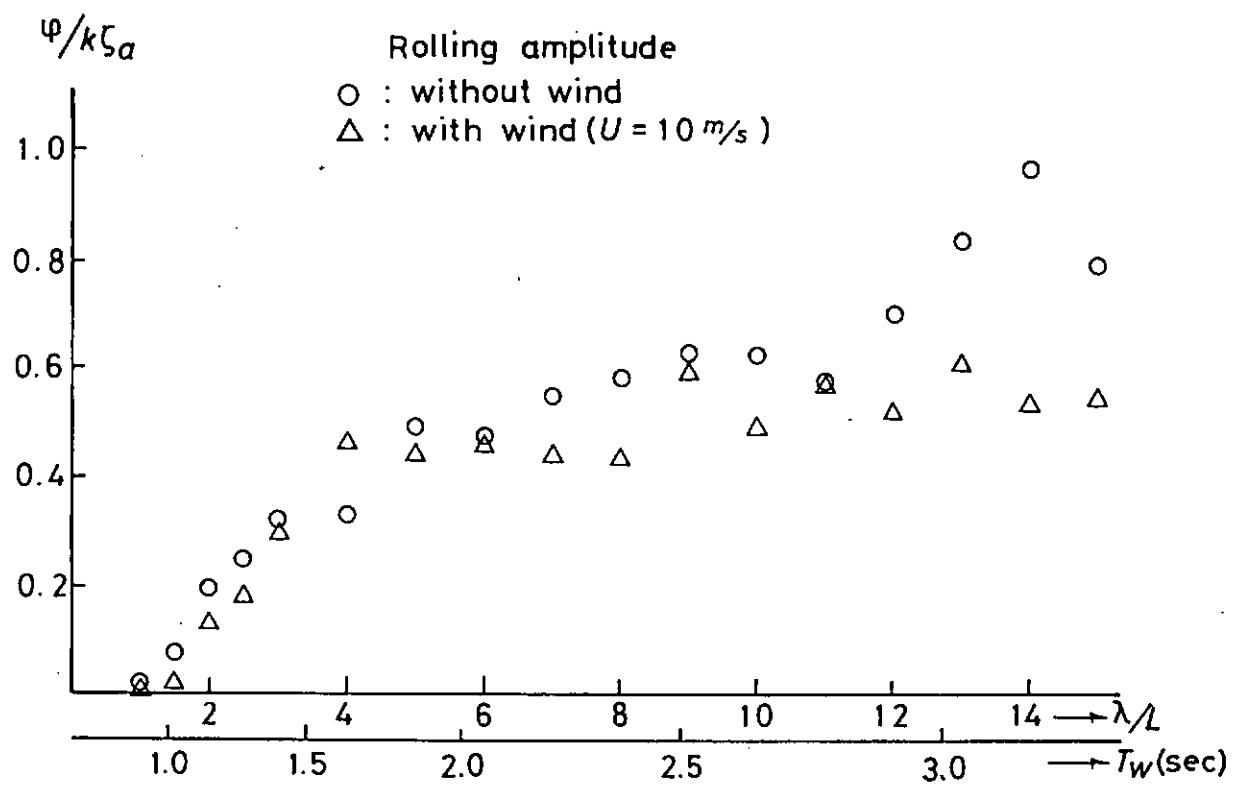


図 1.3.4 横搖振幅

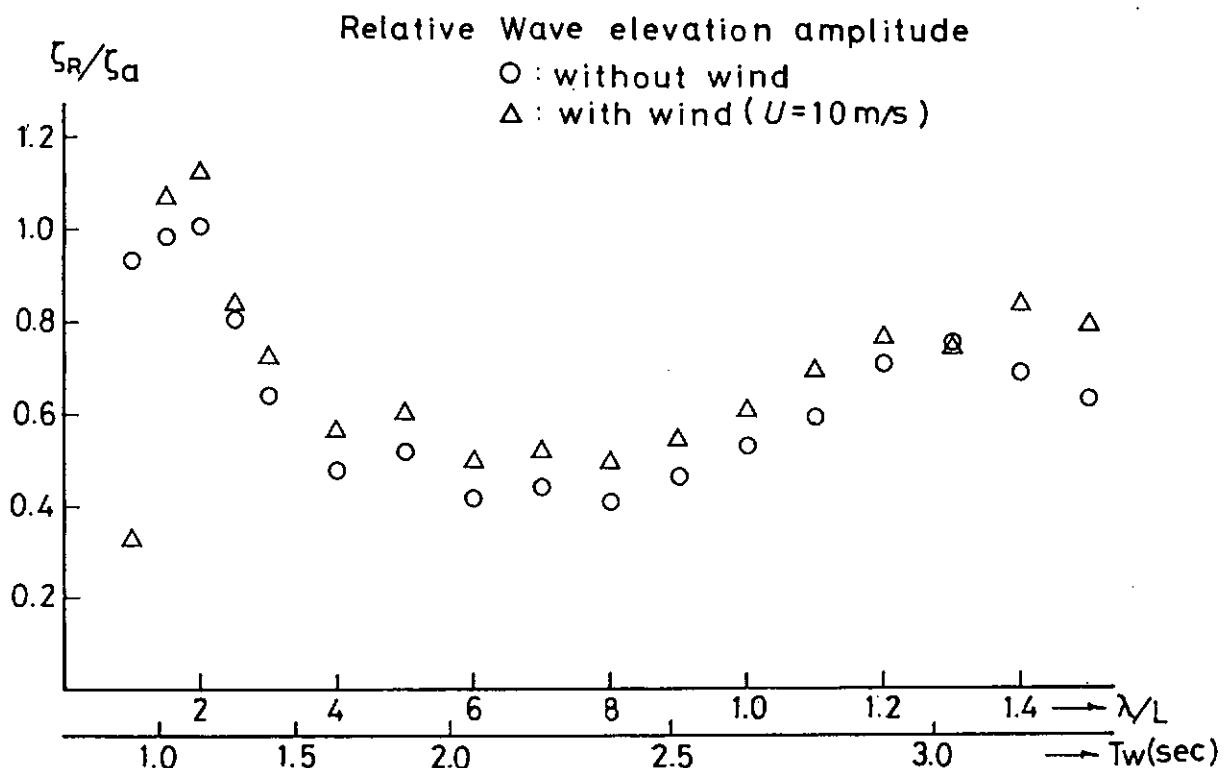


図 1.3.5 相対水位（ロワーハル上面より）

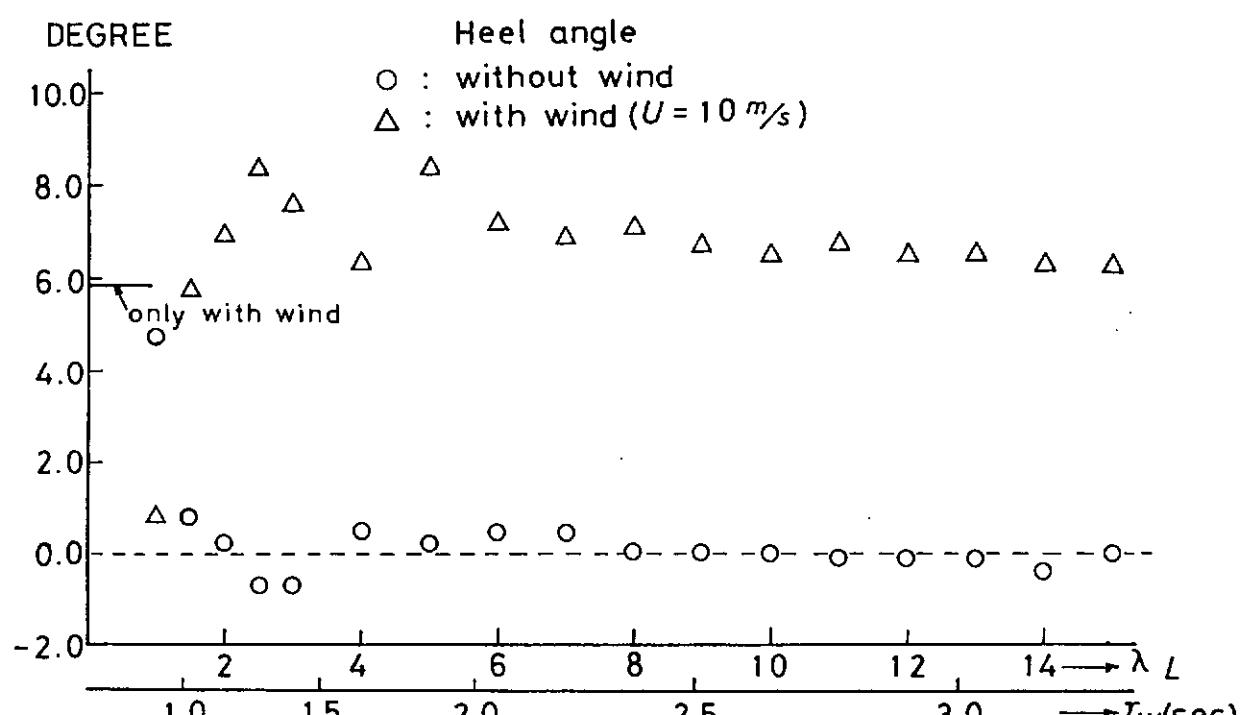


図 1.3.6 ヒール角（波上側下降正）

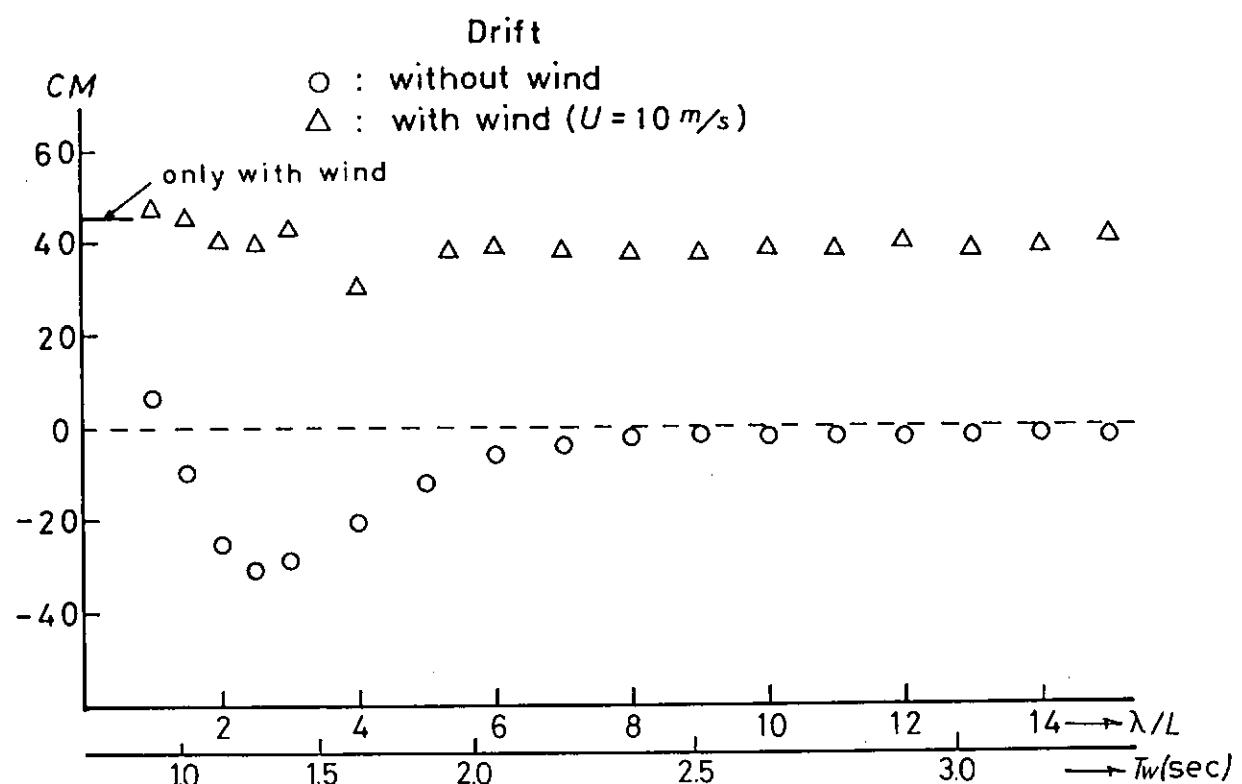


図 1.3.7 ドリフト量（波上側正）

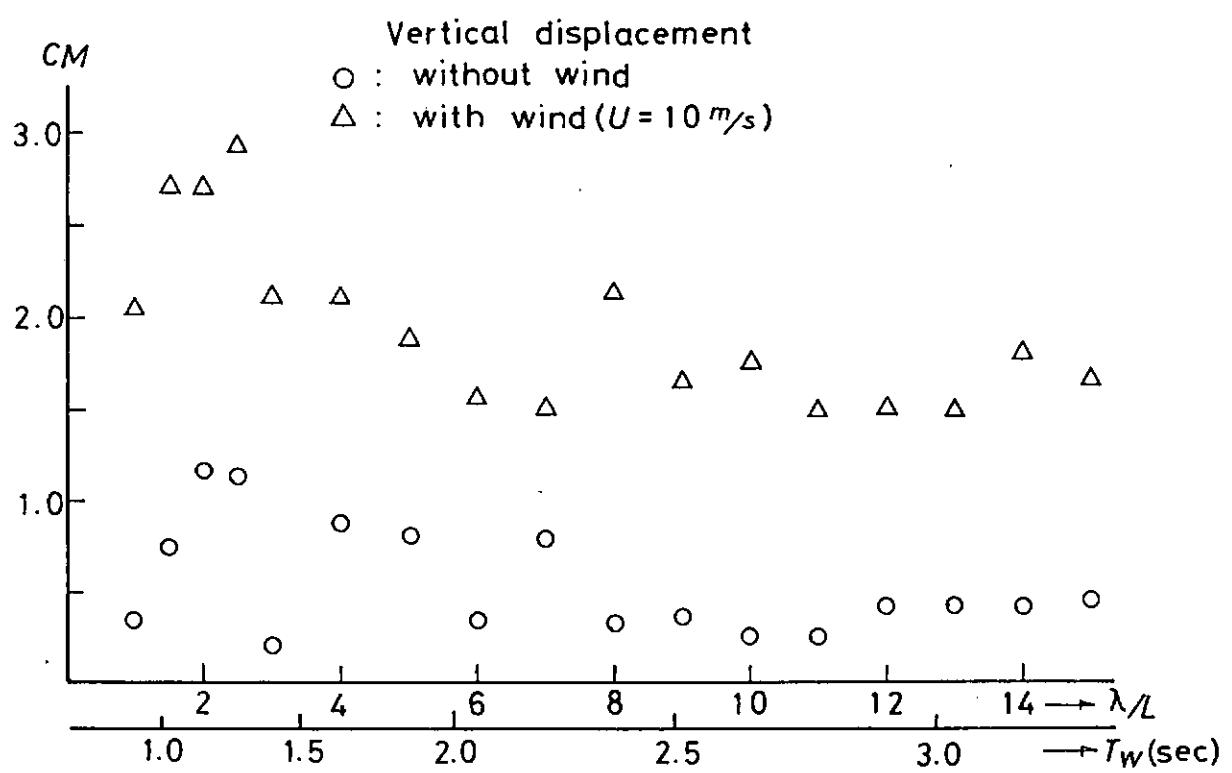


図 1.3.8 定常上方変位

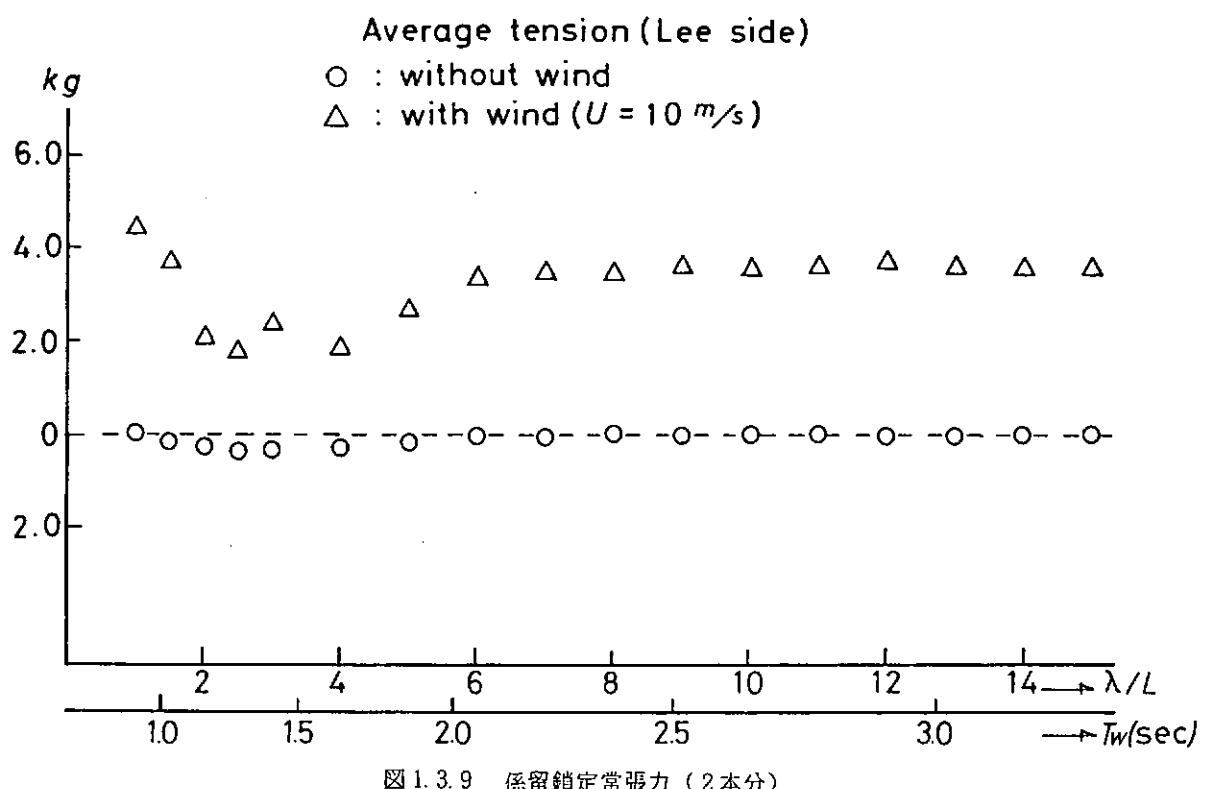


図 1.3.9 係留鎖定常張力 (2本分)

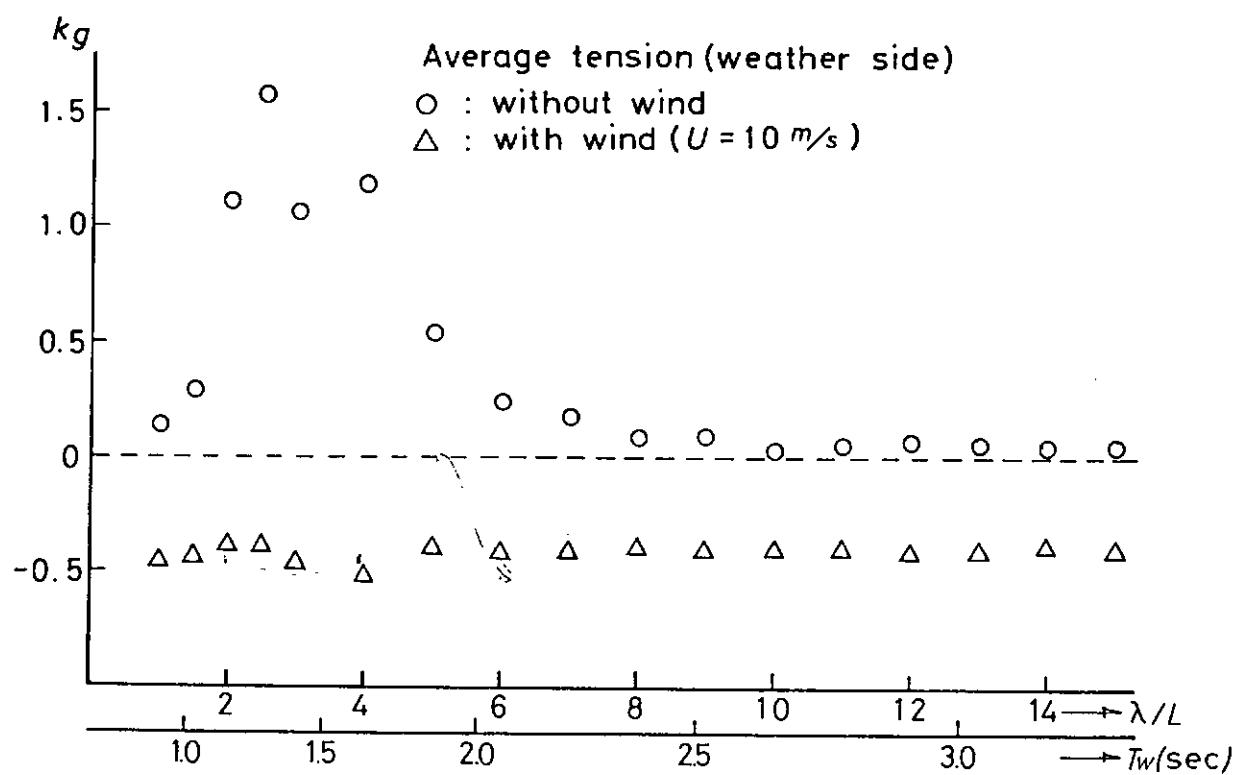


図 1.3.10 係留鎖定常張力 (2本分)

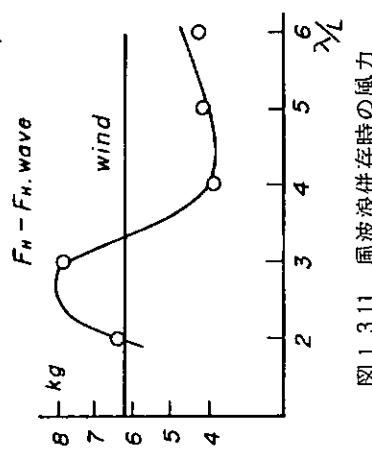
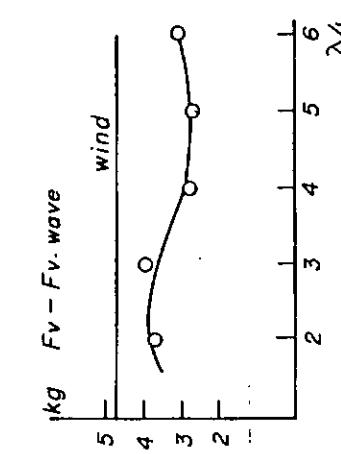


図 1.3.11 風波浪併存時の風力

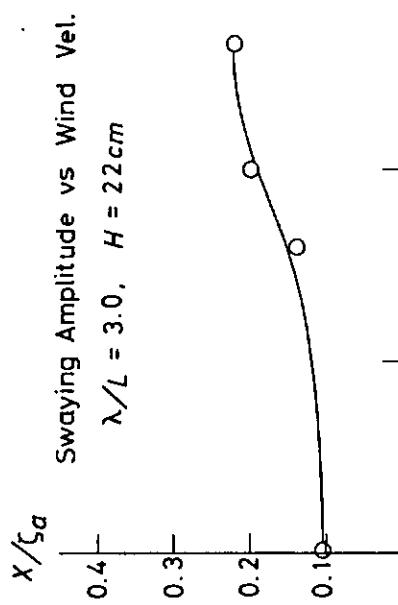


図 1.3.12 左右搖振幅
 $\lambda/L = 3.0, H = 2.2 \text{ cm}$

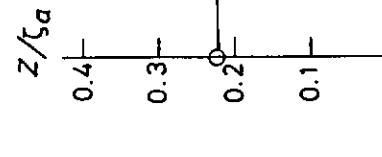


図 1.3.14 上下搖振幅
 $\lambda/L = 3.0, H = 2.2 \text{ cm}$

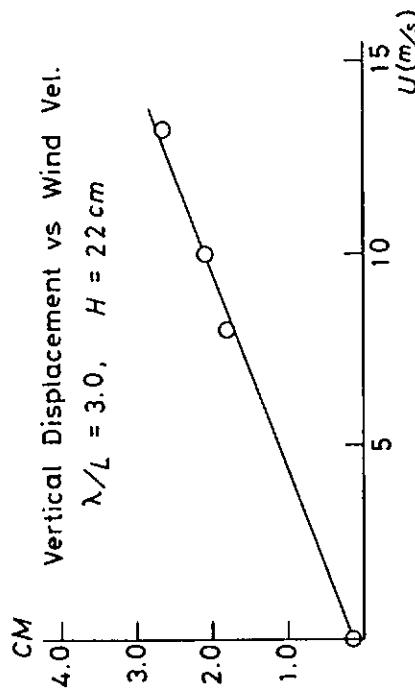


図 1.3.15 定常上方変位

1.4 海水打込み水槽実験

1.4.1 まえがき

本節では、甲板への海水打込みがセミサブリグの転覆事故の発生原因の一つであると考えて¹⁾、大傾斜したセミサブ型リグに働く波強制力および波浪中における運動性能の計測を行った。これらの実験結果をもとに、波強制力の一次成分、定常流体力、動搖振幅および定常姿勢に対する初期傾斜角の影響を求めた。最後にAir gapの大きさおよびチェインロッカーへのDown floodingの可能性について検討を行った。

1.4.2 水槽試験

本実験に用いた模型は図1.4.1に示すような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²⁾。表1.4.1に模型の主要目を示す。実験は波強制力測定試験および波浪中の運動計測試験の2種類行った。

(1) 波強制力測定

図1.4.2に示すように、海上側にdownする方向を初期傾斜角の正側としている。実験は縦波状態および横波状態において、それぞれ初期傾斜角度を±10°±20°の4種類変化させて行った。本実験に用いた波組表1.4.2に示すように、λ/L=0.5~10で最大波高Hw=0.4mまでは波の組度1/20、1/40の2種類を用いた。ただし、波組度1/20の場合、λ/L=5~10の波高は造波機の発生可能な最大波高とした。表1.4.2に実験状態をまとめて示す。

計測したデータは全てデータレコーダに集録した後、原点0回りの値に変換し、フーリエ級数に展開した。すなわち、j方向(j=x:前後揺方向、j=y:左右揺方向、j=z:上下揺方向、j=φ:横揺方向、j=θ:縦揺方向、j=ψ:船首揺方向)に働く波強制力およびモーメントをそれぞれFj(t)、Mj(t)とおくと次のように表すことが出来る。

$$\begin{aligned} F_j(t) &= F_j^0 + F_{cj} \cos \omega t + F_{cj}^2 \cos \omega t + \dots \\ &\quad + F_{sj} \sin \omega t + F_{sj}^2 \sin \omega t + \dots \\ &= F_j^0 + F_{aj} \sin (\omega t + \epsilon_j) + F_{aj}^2 \sin (2\omega t + \epsilon_j^2) + \dots \quad (1) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_j(t) &= M_j^0 + M_{cj} \cos \omega t + M_{cj}^2 \cos \omega t + \dots \\ &\quad + M_{sj} \sin \omega t + M_{sj}^2 \sin \omega t + \dots \\ &= M_j^0 + M_{aj} \sin (\omega t + \epsilon_j) + M_{aj}^2 \sin (2\omega t + \epsilon_j^2) + \dots \quad (2) \end{aligned}$$

波強制力、モーメントの定常項Fj⁰、Mj⁰および一次の流体力Faj、Majの無次元化は次の通りである。

(a) 定常項

$$\left. \begin{aligned} \widehat{F}_j^0 &= F_j^0 / \frac{1}{2} \rho g L \zeta_a^2 \quad (j=x, y, z) \\ \widehat{M}_j^0 &= M_j^0 / \frac{1}{2} \rho g L^2 \zeta_a^2 \quad (j=\phi, \theta, \psi) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

(b) 一次の流体力

$$\left. \begin{aligned} \widehat{F}_j &= F_{aj} / \rho g L^2 \zeta_a \quad (j=x, y, z) \\ \widehat{M}_j &= M_{aj} / \rho g L^3 \zeta_a \quad (j=\phi, \theta, \psi) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし、ρ:流体密度、g:重力加速度、ζa:波振幅、L:模型の全長。

一次の流体力は無次元周波数KD(K:波数、D:コラムの直径)を横軸にして、図1.4.3 a~図1.4.5 bに示す。また定常流体力は初期傾斜角を横軸にして、図1.4.7 a~図1.4.9 bに示す。

(2) 波浪中の運動計測試験

模型は図1.4.10に示すように、水槽の長手方向に平行に配した4本のチェインで係留している。係留ラインの長さは模型縮尺 $1/50$ より実験水深3.5mを実験状態の水深に換算し、その水深で稼動していたNAUTILAS-PACESETTERの係留状態³⁾とNKの係留システム設計指針⁴⁾に従って設定した。実験は横波状態および縦波状態において、それぞれ初期傾斜角度±10°、±20°の4種類変化させて行った。実験に用いた波の状態は図1.4.11に示すように $\lambda/L = 0.5 \sim 5$ は波姐度 $1/20$ 、 $\lambda/L = 5 \sim 10$ では造波機の発生可能な最大波高を用いている。模型の各コラムにはチェインロッカーを配置し、上甲板海水打込みによるロッカー内への流入量の計測を行った。チェインロッカーの各寸法は実機の図面²⁾より模型縮尺を考慮して決定した。表1.4.3に模型の実験状態とチェインロッカーの寸法を示す。また、運動変位は無接点方式のポジションセンサーにより計測した。

1.4.3 波強制力

(1) 一次の流体力

図1.4.3 a～5 bは横波状態および縦波状態におけるそれらの方向の波強制力 F_j 、($j = x, y, z$) および原点0の回りのモーメント M_j 、($j = \phi, \theta$) である。図中の○、△、□印は実験値、実線、点線および一点鎖線はそれぞれストリップ法による理論計算値である。

図1.4.3 a, bは左右搖方向および前後搖方向の波強制力である。左右搖方向の波強制力に対して、初期傾斜角の影響は顕著でなく、各傾斜角の状態における実験結果と理論計算結果は良く一致している。前後搖方向の波強制力は低周波数領域において初期傾斜角の影響は小さく、実験結果と理論計算結果の一一致は良いのに対し、高周波数領域で両者の一致は悪くなっている。

図1.4.4 a, bはそれぞれ横波および縦波状態における上下搖方向の波強制力である。傾斜角 $\phi = -20^\circ, \theta = -20^\circ$ の実験値は他の傾斜角の状態の実験値よりも大きくなっている。傾斜角 $\phi = \pm 10^\circ, \theta = \pm 10^\circ$ における理論計算結果と実験結果とは良く一致しているのに対し、 $\phi = \pm 20^\circ$ の状態においては、理論計算結果が実験値より大きくなっている現われている。これはリグの初期傾斜角度が大きくなると、ローハル断面が水面近傍あるいは水面上に僅かに突び出すために、線形理論の適用が不可能となるためと考えられる^{5), 6)}。一例として横傾斜角 $\phi = \pm 20^\circ$ の時水面近くになる側のローハル断面がその中心軸の回りに20°傾斜した状態と直立状態における2次元流体力を特異点分布法⁷⁾で求めた結果を図1.4.6 a, bに示す。上下搖および左右搖の付加質量に負の値が現れたり、低周波数領域で急激に変化して不安定な様子が分る。ここでは示していないけれど、発散波は付加質量以上に急激に増大している。これは没水矩形断面の上面に定在波が存在し、これが発散波の急激な増大の原因であるとNewman et al⁸⁾は述べている。図1.4.4 aの $\phi = \pm 20^\circ$ の理論計算値と実験値の不一致はこの現象の非線形性によるためと考えられる。このような水面近傍にある没水体に働く流体力の正確な推定法の開発は今後の課題である。

図1.4.5 a, bはそれぞれ横搖波強制モーメントおよび縦搖波強制モーメントである。直立状態の実験結果と理論計算結果は良く一致しているのに対し、傾斜角が大きくなるにつれて、両者の一致が悪くなっている。特に横波状態においては実験値が理論値よりも大きくなっている。

(2) 定常流体力

初期傾斜角は波浪中のリグの動搖振幅よりも定常変位に大きく影響することが分っている。⁹⁾そこで波漂流力が最も大きくなる波周波数 $KD = 0.8$ ($\lambda/L = 1.30$) およびリグの定常斜角が最も大きくなる波周波数 $KD = 0.4$ ($\lambda/L = 2.59$) の2状態における定常流体力を実験から求め、初期傾斜角を横軸にして図1.4.7 a, b～図1.4.9 a, bに示す。

図1.4.7 a, bは波漂流力を示す。波漂流力に対しては初期傾斜角の影響は小さく、波漂流力は波周波数の増

加と共に僅かに増加している。本模型に関しては横波状態よりも縦波状態の値が大きくなっている。

図 1.4.8 a, b は定常揚力である。横波状態においては、初期傾斜角が $\phi = \pm 15^\circ$ までは浮上力として作用しているのに対し、 $\phi = \pm 20^\circ$ では逆に沈下力となっている。縦波状態では波長が短い場合には全て浮上力となり、波長が長くなると初期傾斜角 $\theta = \pm 20^\circ$ で沈下力となっている。

図 1.4.9 a, b は定常傾斜モーメントである。波による傾斜モーメントは初期傾斜角の影響を強く受けている。横波状態においては初期傾斜角 $\phi = \pm 15^\circ$ 近傍までは傾斜角をさらに増加する方向に働き、 $\phi = \pm 20^\circ$ では逆に傾斜角を減少させる方向に働いている。他方、縦波状態では先と同じような傾向が見られるが、横波状態ほど顕著な傾斜角 θ に対する反対称性は現れていない。

1.4.4 波浪中の運動特性

(1) 原点 0 回りの動搖振幅

係留されたリグが傾斜を起すと、係留ラインの着力点の位置が相対的にずれて、復原力が傾斜角に対して非線形となる。図 1.4.12 a, b はそれぞれ横方向および縦方向の復原力曲線である。初期傾斜角が 20° の場合、特に非線形性が強く現れている。

図 1.4.13、図 1.4.14 はそれぞれ左右揺および前後揺の振幅を示す。これら水平面内の動搖振幅に対して、初期傾斜角は波上側に傾斜した状態 ($\phi = 10^\circ, 20^\circ, \theta = 10^\circ, 20^\circ$) の動搖振幅に影響し、傾斜角が大きくなると動搖振幅は大きくなっている。

図 1.4.15、図 1.4.16 は横波状態および縦波状態における上下揺振幅はいずれの傾斜状態においても大きくなっている。

図 1.4.17 a, b は横揺振幅、図 1.4.18 a, b は縦揺振幅を示す。これらの回転運動に対して、横傾斜角 $\phi = 10^\circ, 20^\circ$ の状態を除いて、いずれの場合も傾斜角が増加するにつれて動搖振幅は増大している。

(2) リグの定常姿勢

図 1.4.19 および図 1.4.20 はそれぞれ左右方向および前後方向の定常変位を示す。これらの水平面内の定常変位は初期傾斜角が増大するにつれて増大している。特に縦波中の前後方向変位はその傾向が顕著に現れている。これは図 1.4.7 a, b で示した波漂流力が傾斜角の増大と共に大きくなっているためと思われる。

図 1.4.21 および図 1.4.22 は上下方向の定常変位を示す。横波状態および縦波状態の初期傾斜角が $\phi = \pm 10^\circ, \theta = \pm 10^\circ$ と小さい場合には浮上し、 $\phi = \pm 20^\circ, \theta = \pm 20^\circ$ と大きい場合には沈下している。これは図 1.4.8 a, b の初期傾斜角に対する定常揚力の方向と一致している。

図 1.4.23 および図 1.4.24 はそれぞれ定常傾斜角を示す。横波状態において初期傾斜角 $\phi = \pm 10^\circ$ の状態では $\lambda/L = 2 \sim 5$ で傾斜角が更に増加しているのに対し、 $\phi = \pm 20^\circ$ の状態では僅かに定常傾斜角が初期傾斜角よりも減少している。この傾向は図 1.4.9 a の波による定常傾斜モーメントの傾向と全く一致している。また縦波状態においては初期縦傾斜角 $\theta = -10^\circ, -20^\circ$ で傾斜角を減少させている。この状態も図 1.4.9 b の傾向と一致している。

以上の考察より、波浪中のリグの運動における定常変位は波強制力の定常流体力の影響を非常に強く受けていることが分る。

(3) チェインロッカー入口の運動

波浪中のリグの運動によりチェインロッカーへの海水流入の発生の可能性を検討するために、チェインロッカー入口の運動変位を求め、図 1.4.25～図 1.4.32 に示す。

水平方向の動搖振幅は横波状態および縦波状態のいずれの場合においても、初期傾斜角の増大と共に大きくな

っている。上下方向の動搖振幅は横波状態および縦波状態いずれの場合においても、波上側に傾斜した時 ($\phi = 10^\circ, 20^\circ$, $\theta = 10^\circ, 20^\circ$)、初期傾斜角の増加と共に増大しているのに対し、波下側に傾斜した時 ($\phi = -10^\circ, -20^\circ$, $\theta = -10^\circ, -20^\circ$) には初期傾斜角の増大と共に逆に減少している。

水平方向の定常変位は原点 0 の回りの水平定常変位と全く同じ傾向にある。上下方向の定常変位は原点 0 の回りの上下方向の定常変位よりも定常傾斜の影響を強く受けて変化している。

1.4.5 Air gap と Down flooding

1.4 節で波浪中におけるリグの運動特性が明らかになったので、これらの実験値を用いて各傾斜状態における、Air gap とチェインロッカーへの Down flooding の大きさを求める。ただし、入射波はリグの存在により乱されないものと仮定する。

図 1.4.2 の座標系において、入射波を次式で表す。

$$\eta(t) = \zeta_a \cos(\omega t - ky) \quad \dots \dots \dots \quad (5)$$

また、under deck 先端 (Dy, Dz) およびチェインロッカー入口 (Cy, Cz) における上下揺をそれぞれ次式で表す。

$$\text{under deck} ; Zd(t) = Zda \cos(\omega t - \epsilon\phi) = Zdc \cos\omega t + Zds \sin\omega t \quad \dots \dots \dots \quad (6)$$

$$\text{chain locker} ; Zc(t) = Zca \cos(\omega t - \epsilon c) = Zcac \cos\omega t + Zcas \sin\omega t \quad \dots \dots \dots \quad (7)$$

静水面から (Dy, Dz), (Cy, Cz) までの距離および、リグの原点 0 の回りの定常変位をそれぞれ次のようにおく。

ld : 静水面より under deck 先端 (Dy, Dz) までの鉛直距離

lc : 静水面よりチェインロッカー (Cy, Cz) までの鉛直距離

\bar{Z}_0 : 原点 0 における上下方向定常変位

$\bar{\phi}_0$: 原点 0 における定常傾斜角

従って、波面より点 (Dy, Dz) および点 (Cy, Cz) までの鉛直距離はそれぞれ Air gap および Down flooding の大きさとなる。

$$\text{Air gap} : A.G. = (ld + \bar{Z}_0 - Dy \bar{\phi}_0) - |\eta(t) - Zd(t)| = (ld + \bar{Z}_0 - Dy \bar{\phi}_0) - hd \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \text{Down flood} : D.F. &= (lc + \bar{Z}_0 - cy \bar{\phi}_0) - |\eta(t) - Zc(t)| \\ &= (lc + \bar{Z}_0 - cy \bar{\phi}_0) - hc \quad \dots \dots \dots \quad (9) \end{aligned}$$

ただし、

$$hd = \{ (\zeta_a \cos Kdy - Zdc)^2 + (\zeta_a \sin Kdy - Zds)^2 \}^{1/2} \quad \dots \dots \dots \quad (10)$$

$$hc = \{ (\zeta_a \cos KCy - Zcac)^2 + (\zeta_a \sin KCy - Zcas)^2 \}^{1/2} \quad \dots \dots \dots \quad (11)$$

(8) および (9) 式をそれぞれの静水中における値 ld , lc で除して無次元化した Air gap (A.G./ld) と Down flooding (D.F./lc) を図 1.4.33 および 図 1.4.34 にそれぞれ示す。

Air gap は当然のことながら初期傾斜角が増加する程小さくなっている。海水をかぶりやすくなっている。初期傾斜角 $\pm 10^\circ$ の場合、縦波状態よりも横波状態の Air gap は小さくなり、under deck への海水打込みが発生している。これは横波状態における定常傾斜はリグの傾斜を更に増大させる方向に発生しているのに対し (図 1.4.9 a, 図 1.4.23 a, b), 縦波状態におけるそれは傾斜を緩和する方向に発生しているためである (図 1.4.9 b, 図 1.4.24 a, b)。また横波状態において波下側に傾斜した場合の Air gap はさらに小さくなり under deck への海水打込みが大きくなっている。

チェインロッカーへの Down flooding は横波状態よりも縦波状態の初期傾斜角 $\theta = \pm 20^\circ$ で発生しやすくなっている。これは図 1.4.1 に示すように水平プレースが水面から突出するために吃水が 1.64 cm 深くなり、静水面よりチェイ

ショックカーポートまでの距離 l_c が小さくなつたためである。この計算結果ではチェインロッカーへの Down flooding は $\lambda/L = 4.5$ 近傍のみで発生しているのに対し、実験では図 1.4.35 に示すように $\lambda/L = 4, 4.5, 5$ の 3 状態で発生している。これは初期縦傾斜角 $\theta = 20^\circ$ の実験では、upper deck の先端はチェインロッカー入口よりも更に水面近傍にあり、 $\lambda/L = 4 \sim 5$ の状態では波が upper deck の先端にかかり、更に海水が upper deck 上をかけ昇る現象が発生して、Down flooding が生じたものである。一度 Down flooding が発生すると、図 1.4.35 b に示すように更に大きな定常沈下および定常傾斜が発生し、以後連続して Down flooding が発生して転覆に至つていた。従って、波上側にリグが傾斜している場合、チェインロッカー入口までの Down flooding より upper deck 先端までの Down flooding を求めた方が転覆現象をより正確に把握出来るものと思われる。

1.4.6 あとがき

本節で得られた主な成果をまとめると、次のようになる。

- (1) 初期傾斜角が増大し、ローハルが水面に近接する場合の流体力は従来の線形理論の適用が不可能であり、他の計算法の開発が必要である。
- (2) 初期傾斜角は一次の流体力および動搖振幅よりも、定常流体力および定常変位に大きな影響を与えている。
- (3) 波浪中の定常変位に対する初期傾斜角の傾向と入射波の定常流体力に対する初期傾斜角の傾向とは全く等しい。
- (4) Air gap は縦波状態よりも横波状態の方が小さくなり、更に波上側よりも波下側に傾斜した状態の方が小さくなっている。
- (5) Down flooding は縦波状態の波上側に傾斜した時が最も発生しやすくなる。
- (6) Air gap を減少させ Down flooding の発生に最も大きな影響を与えるのは定常傾斜モーメントである。

参考文献

- 1) Wilson E. Russel, et al : Technical Investigation of Ocean Ranger Accident, Vol. I, Petroleum Directorate, April (1983)。
- 2) GVA4000 - and the new 2000 : The Naval Architect, p. p. E211, Sept. (1981)。
- 3) 為広正起 : 半潜水式海洋掘削装置の計画計算法に関する研究, 東京大学学位論文 (1982)。
- 4) 係留システム設計指針, 日本海事協会 (1983)。
- 5) Huang, X. et al : Load and Motions Measured on a Semisubmersible having a Large Permanent List Angle, Norwegian Maritime Research, No 2 (1982)。
- 6) Naess, A., et al : On the Dynamic Response of Damage Platforms, Marine Offshore China, Shanghai (1983)。
- 7) 原口富博, 他 : 水面と直交しない浮体の動搖問題の解法と Irregular Frequency の簡易な除去法, 西部造船会々報, No66 (1983)。
- 8) Newman, J. N. et al : Added mass and Damping of Rectangular Bodies close to the Free Surface, J. S. R; Vol. 28, No 4, (1984)。
- 9) 中村一郎, 他 : 傾斜したセミサブ型リグに働く流体力 (第 1 報), 西部造船会々報, No68, (1984)。

表 1.4.1 模型主要目

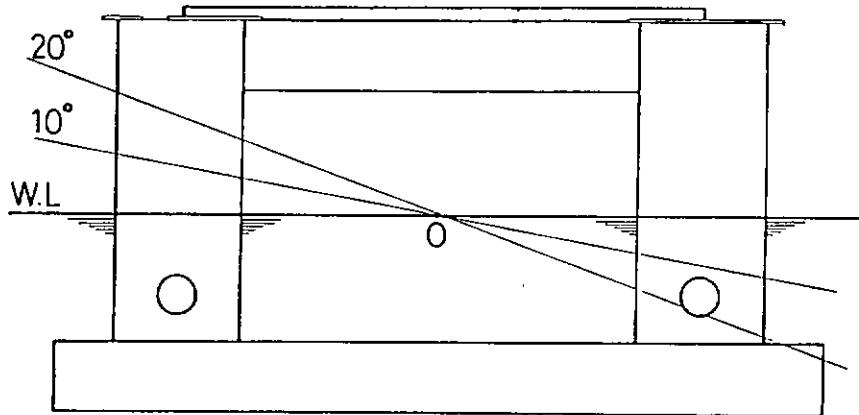
全長	L = 1.62 m
全幅	B = 1.42 m
吃水	T = 0.41 m
排水量	V = 0.2125 m³
ローハル全長	L _L = 1.62 m
ローハル幅	B _L = 0.32 m
ローハル深さ	T _L = 0.1472 m
コラム直径	D = 0.2672 m
ブレース直径	D _B = 0.0767 m
コラム間隔	縦方向 B _{pl} = 1.1 m 横方向 B _{pt} = 1.1 m

表 1.4.2 波強制力測定試験状態

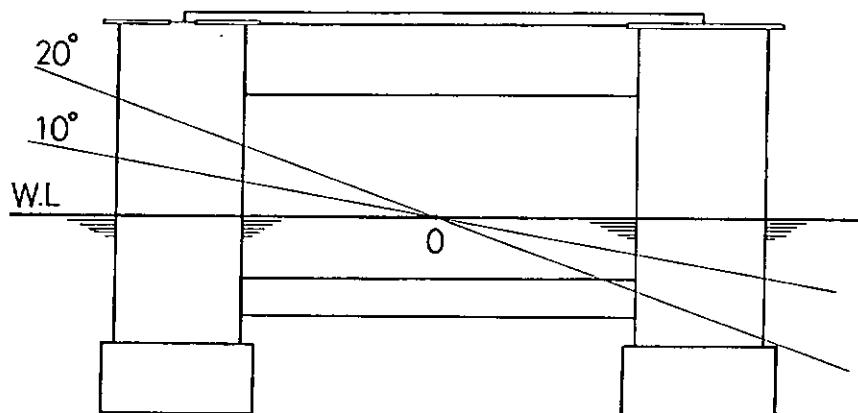
	初期傾斜角	波周期	波周波数
横波状態	$\phi = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ$	$1/20$	K D =
縦波状態	$\theta = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ$	$1/40$	0.1 ~ 1.6

表 1.4.3 運動計測試験状態

初期 傾斜角	重心位置 KG(m)	環動半径 R (m)	* ld (m)	** lc (m)
Heel $\phi = \pm 10^\circ$	0.443	0.612	0.156	0.308
Heel $\phi = \pm 20^\circ$	0.444	0.611	0.052	0.197
Trim $\theta = \pm 10^\circ$	0.444	0.577	0.133	0.298
Trim $\theta = \pm 20^\circ$	0.447	0.576	0.003	0.161
初期 傾斜角	固有周期 (sec)			
	Surge	Sway	Heave	Roll
Heel $\phi = \pm 10^\circ$	—	19.0	3.26	9.76
Heel $\phi = \pm 20^\circ$	—	24.8	3.27	5.7
Trim $\theta = \pm 10^\circ$	22.2	—	3.22	—
Trim $\theta = \pm 20^\circ$	23.1	—	3.28	—
チェインロッカー	入口直徑 内径 深さ	D _c = 0.054 m D _{ci} = 0.067 m lc = 0.78 m		
* ld : 静水面より under deck 先端までの鉛直距離				
** lc : 静水面より チェインロッカー入口までの鉛直距離				



TRIM ANGLE



HEEL ANGLE

図 1.4.1 セミサブ型リグ模型

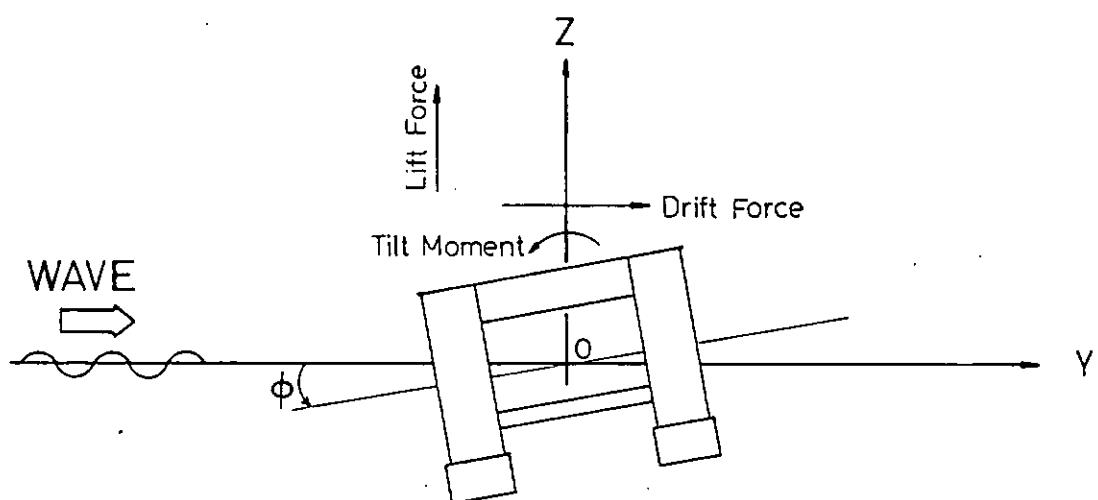


図 1.4.2 座 標 系

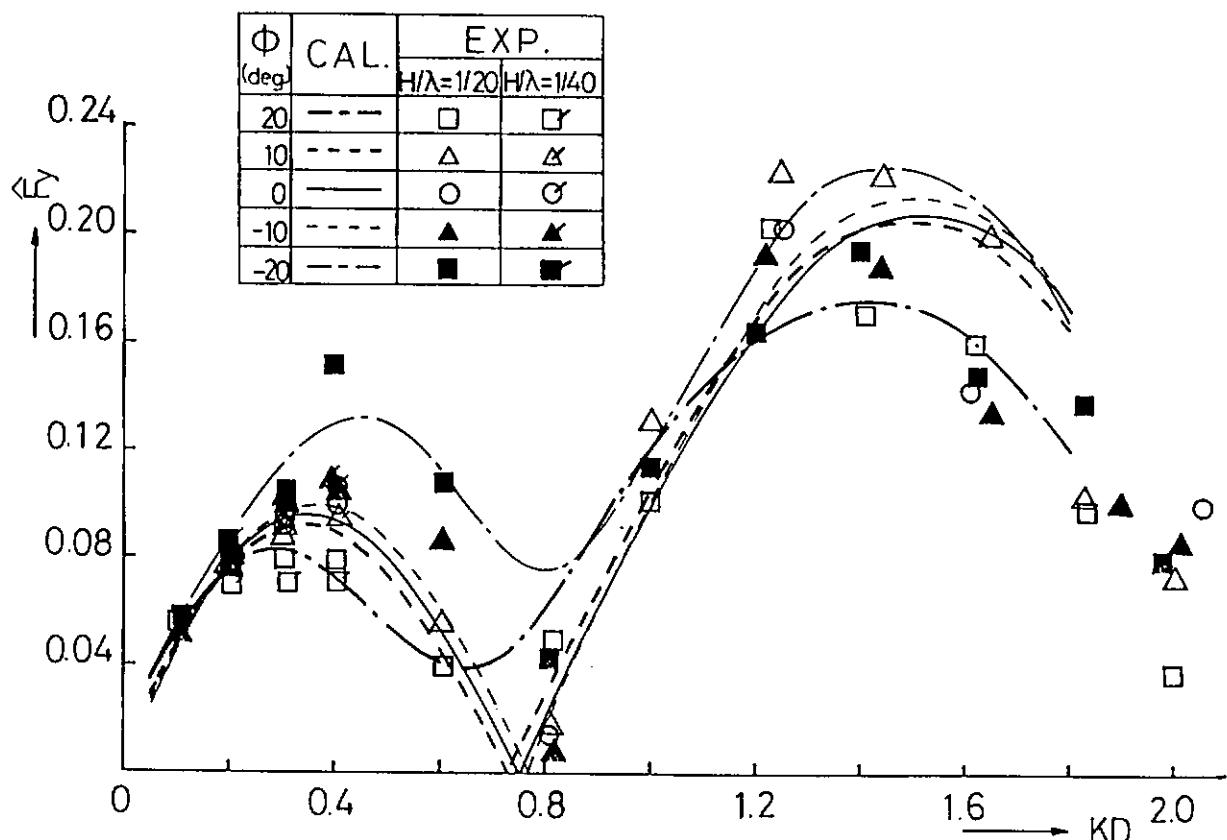


図 1.4.3 a 横波状態における左右搖方向の波強制力

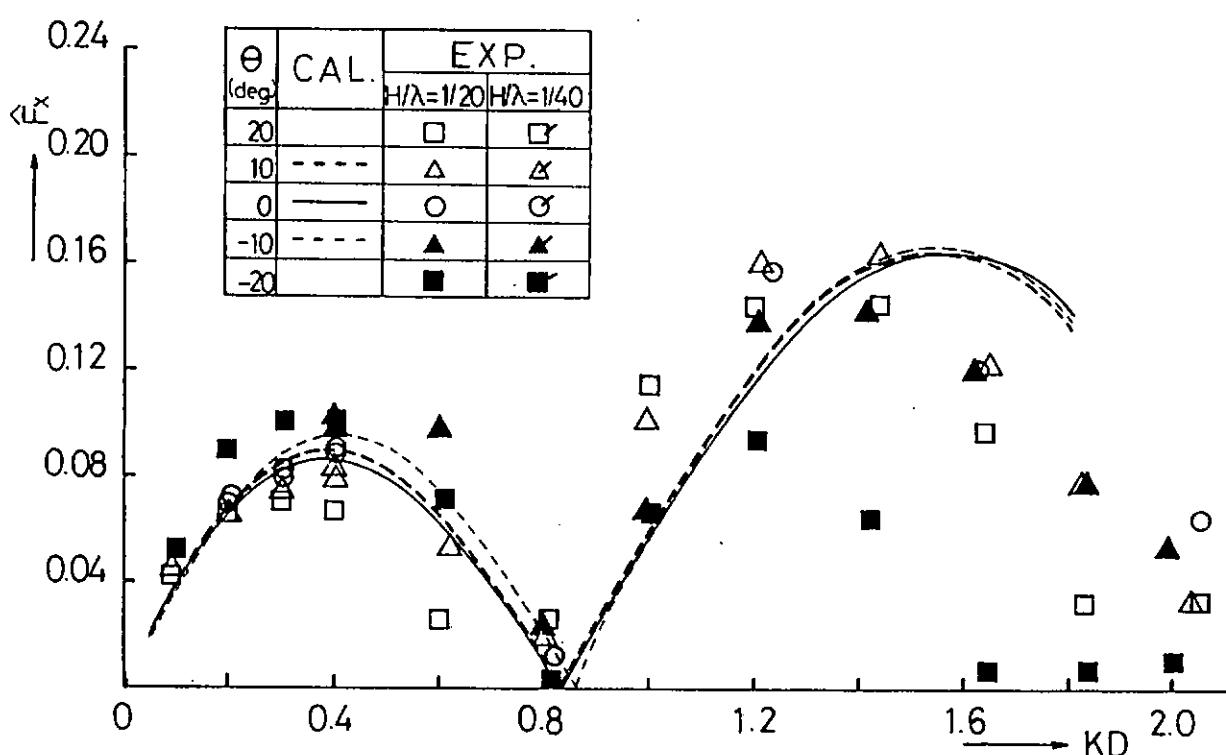


図 1.4.3 b 縦波状態における前後搖方向の波強制力

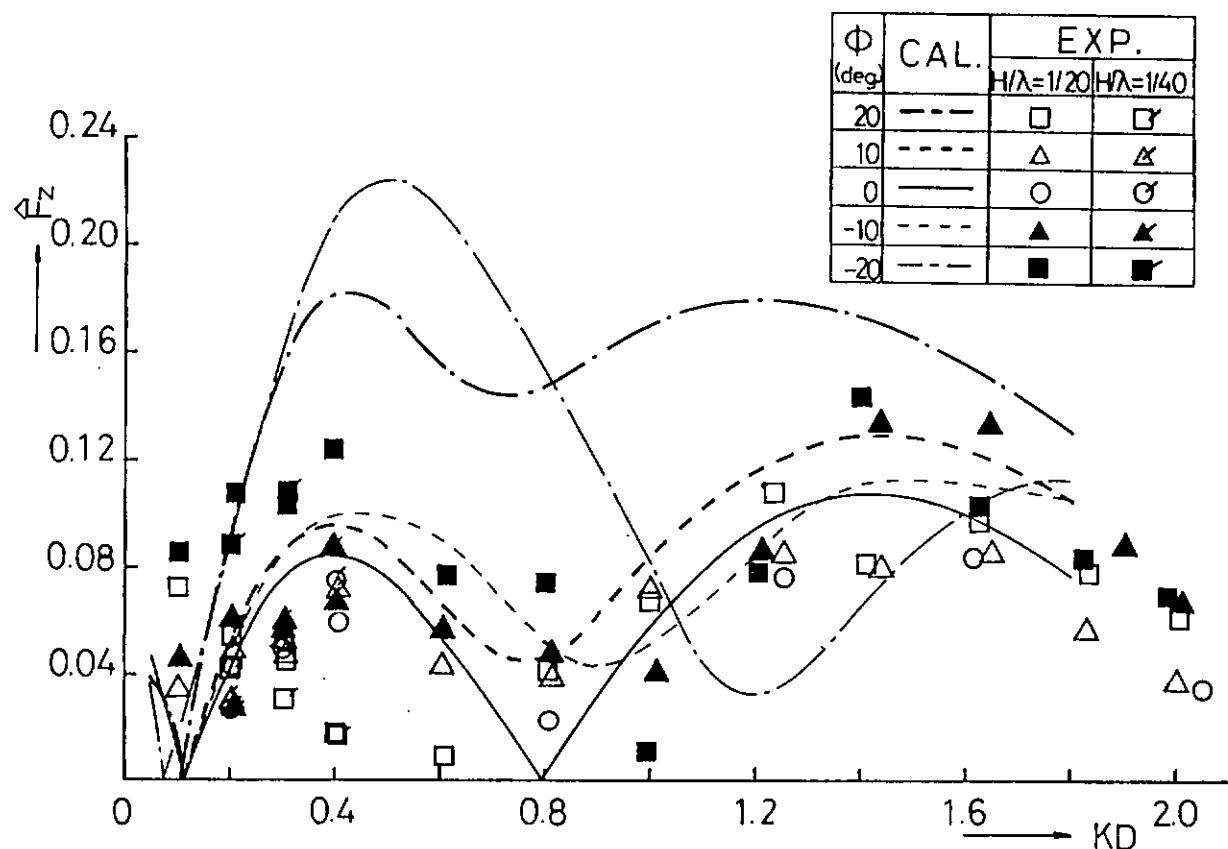


図 1.4.4 a 横波状態における上下搖方向の波強制力

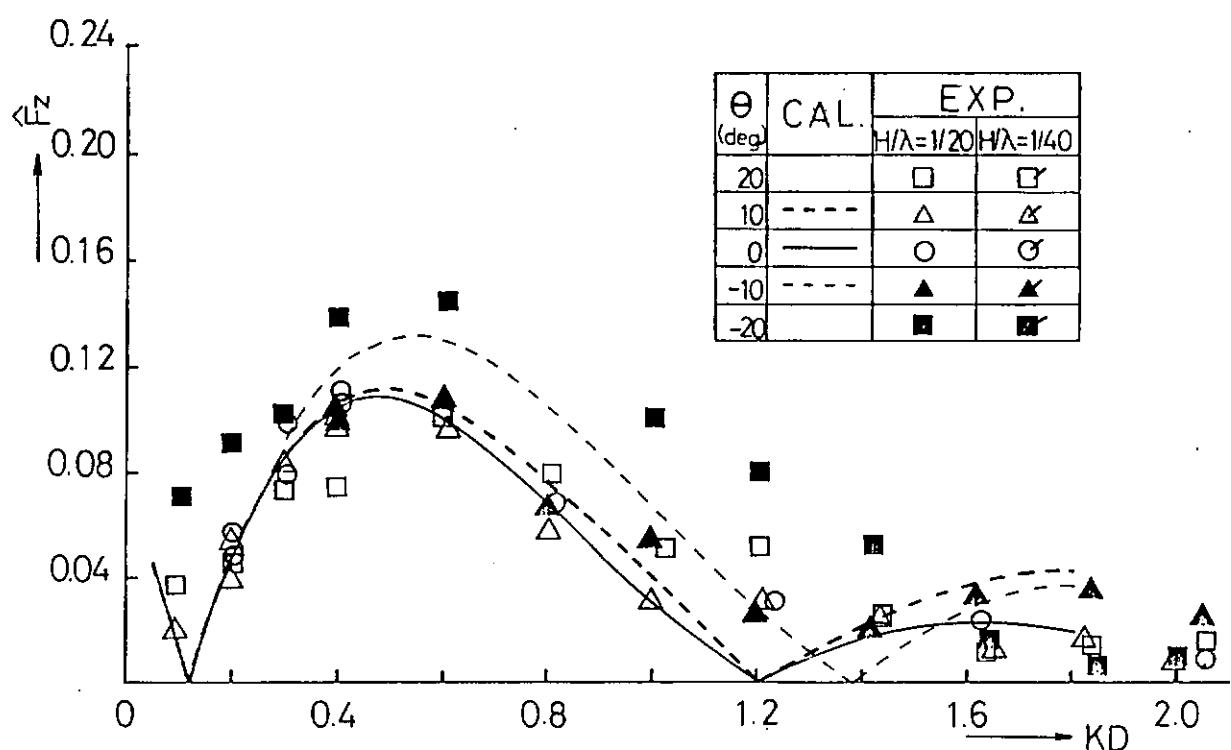


図 1.4.4 b 縦波状態における上下搖方向の波強制力

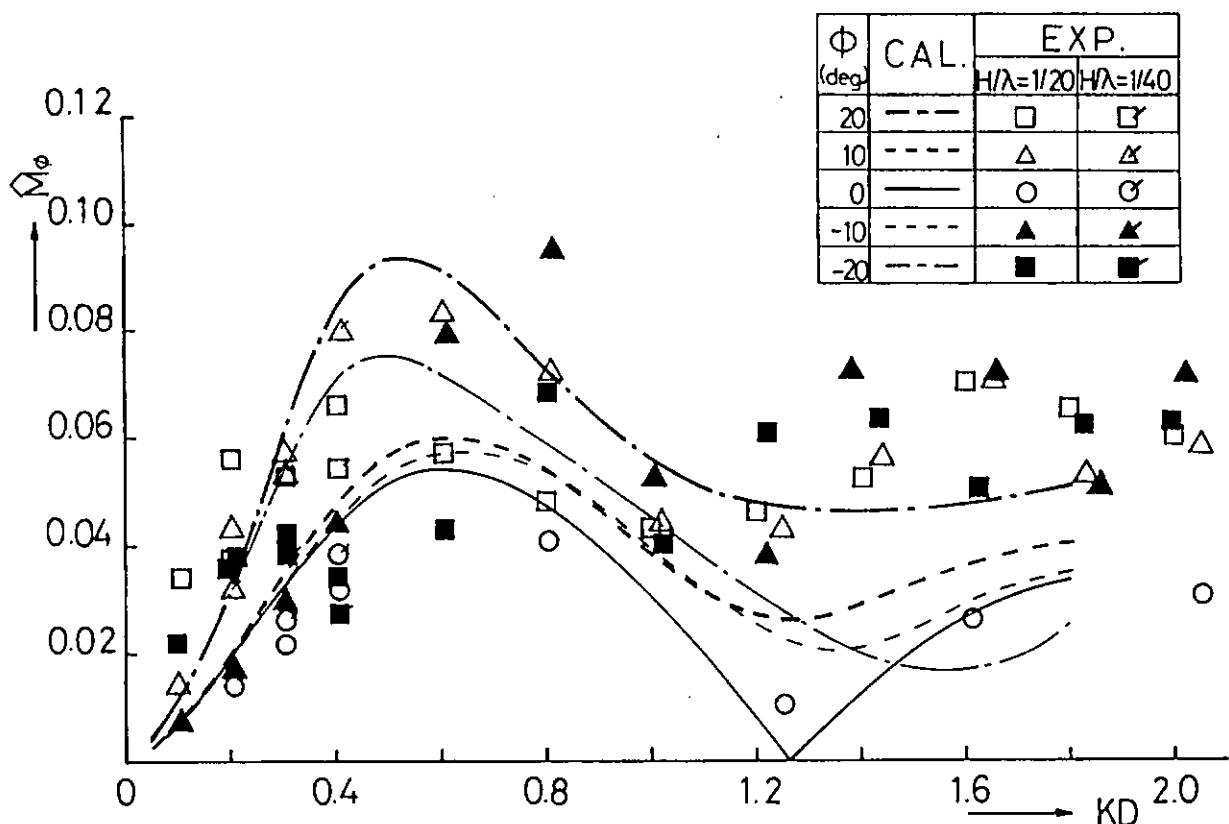


図 1.4.5 a 横波状態における横揺波強制モーメント

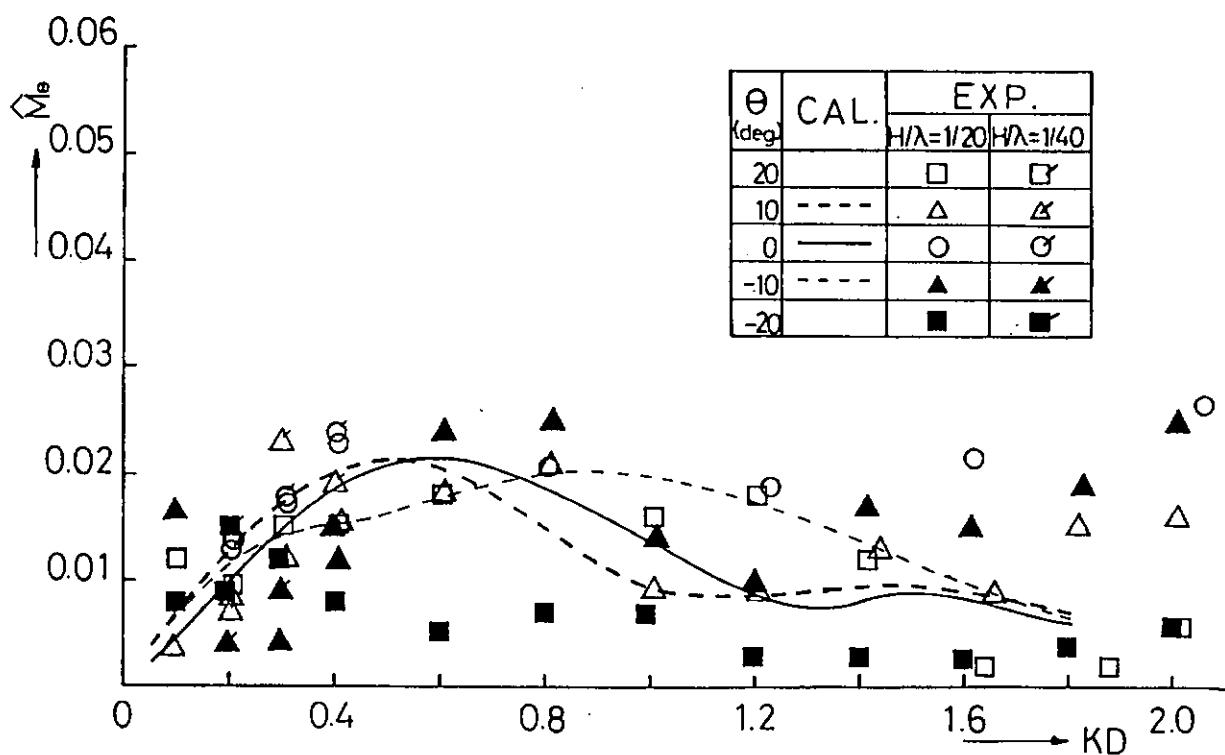


図 1.4.5 b 縦波状態における縦揺波強制モーメント

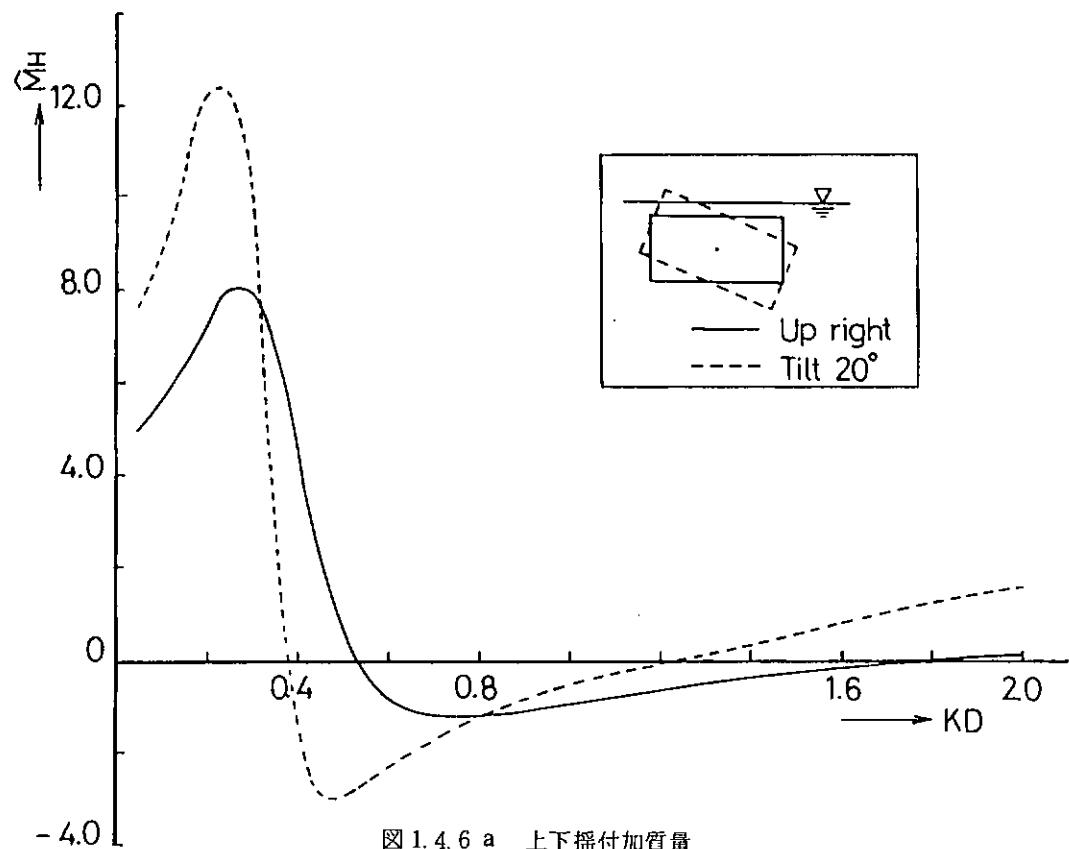


図 1.4.6 a 上下揺付加質量

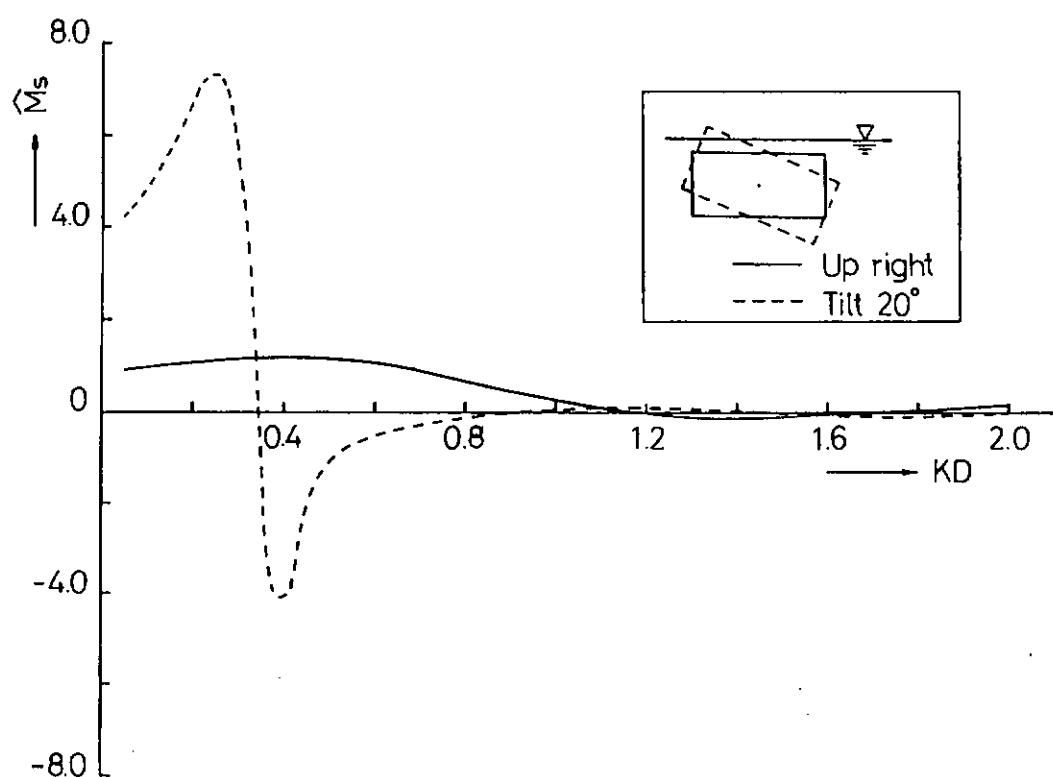


図 1.4.6 b 左右揺付加質量

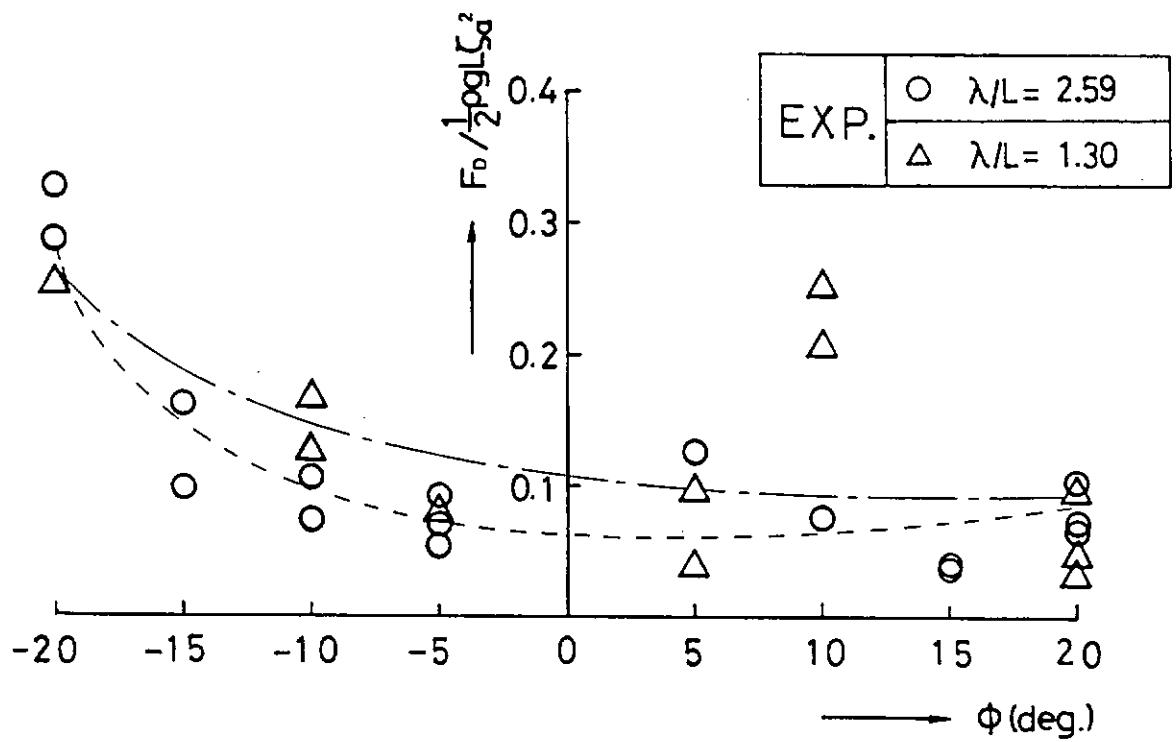


図 1.4.7 a 横波状態における漂流力

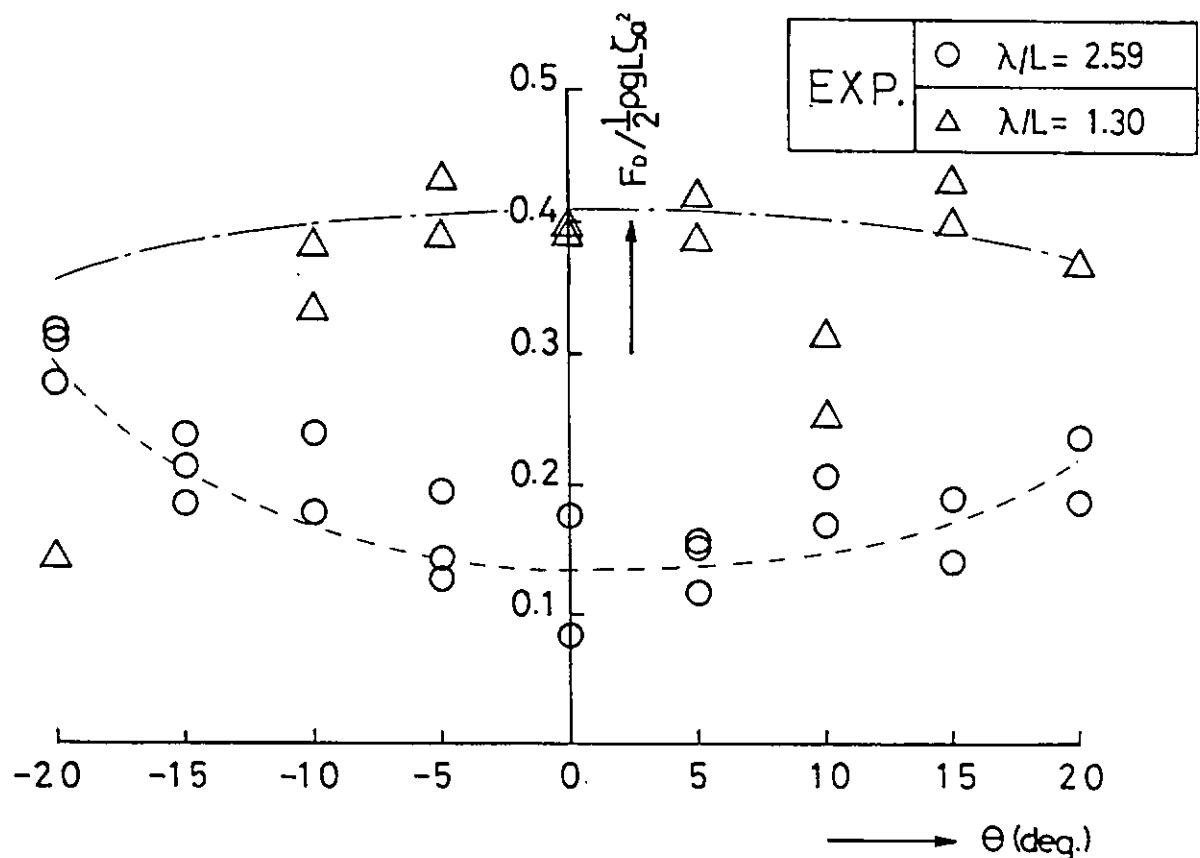


図 1.4.7 b 縦波状態における漂流力

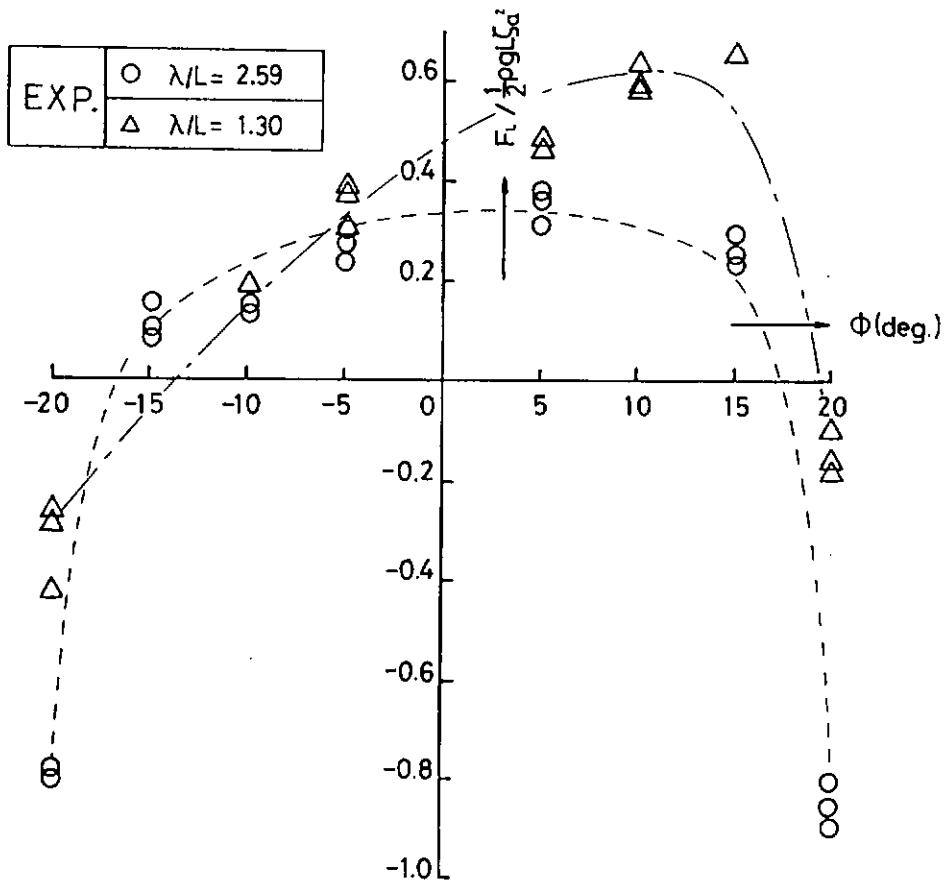


図 1.4.8 a 横波状態における定常揚力

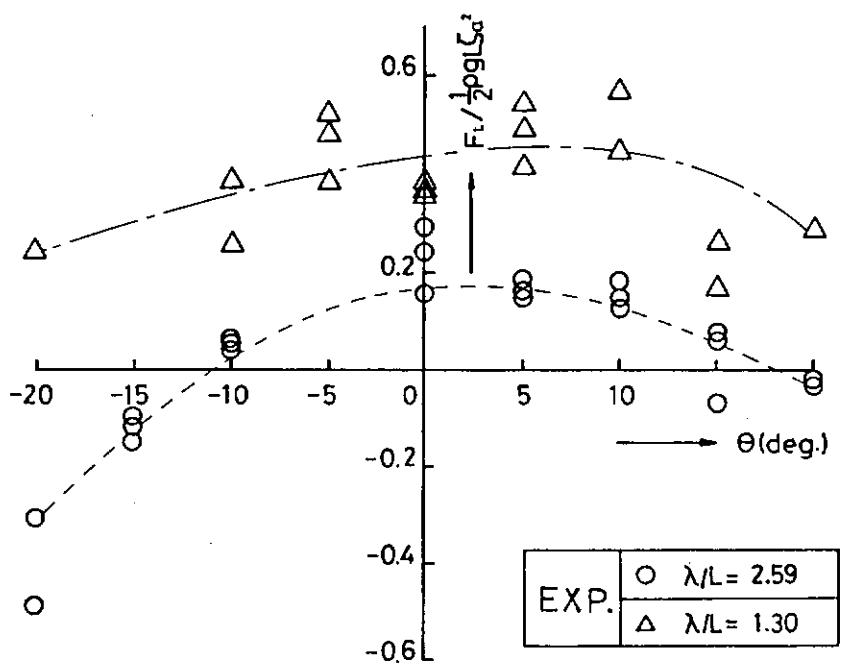


図 1.4.8 b 縦波状態における定常揚力

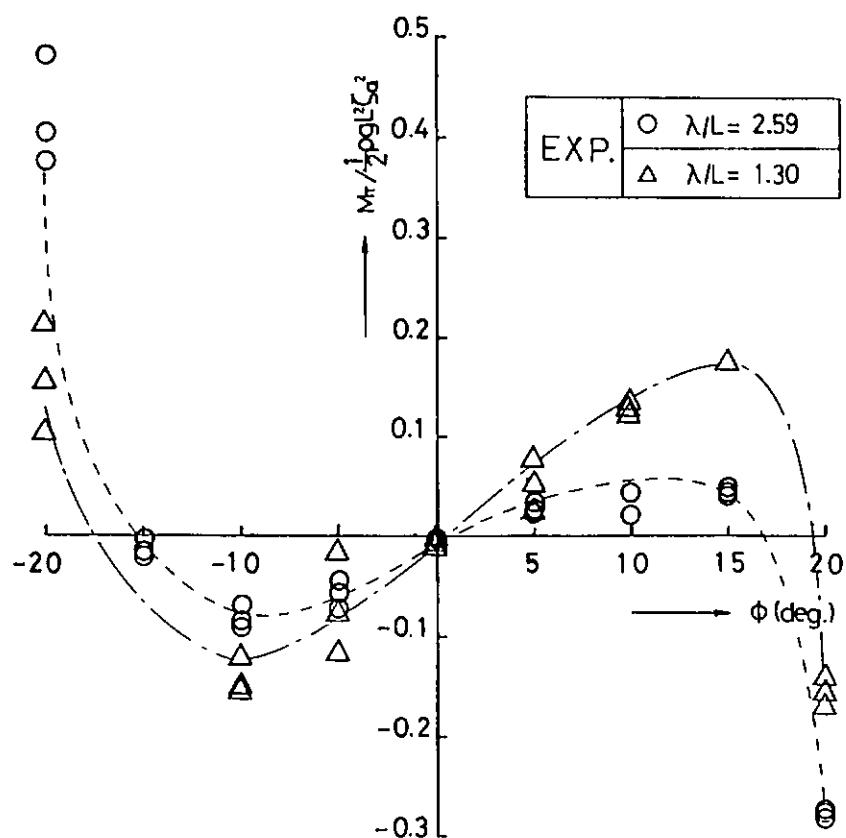


図 1.4.9 a 横波状態における定常傾斜モーメント

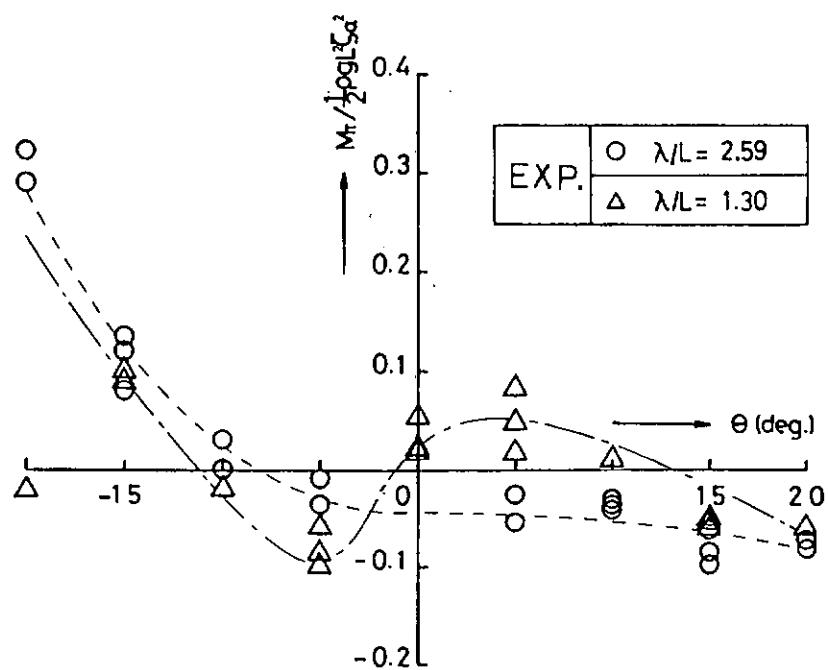


図 1.4.9 b 縦波状態における定常傾斜モーメント

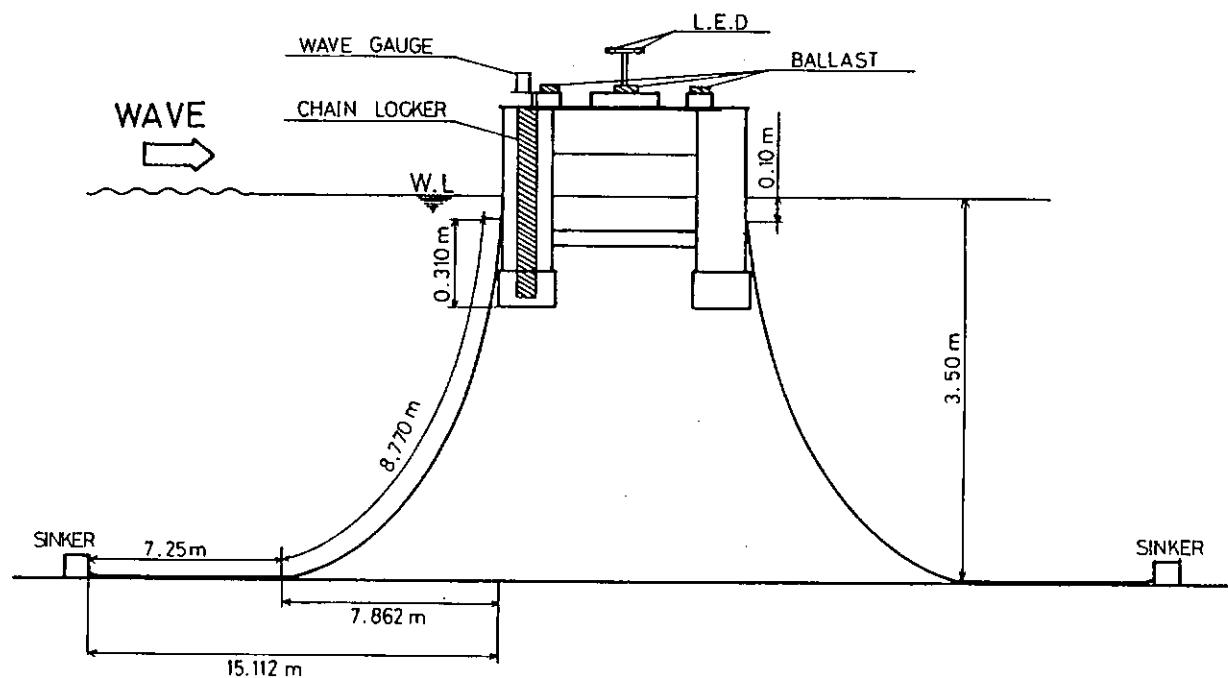


図 1.4.10 実験配置図

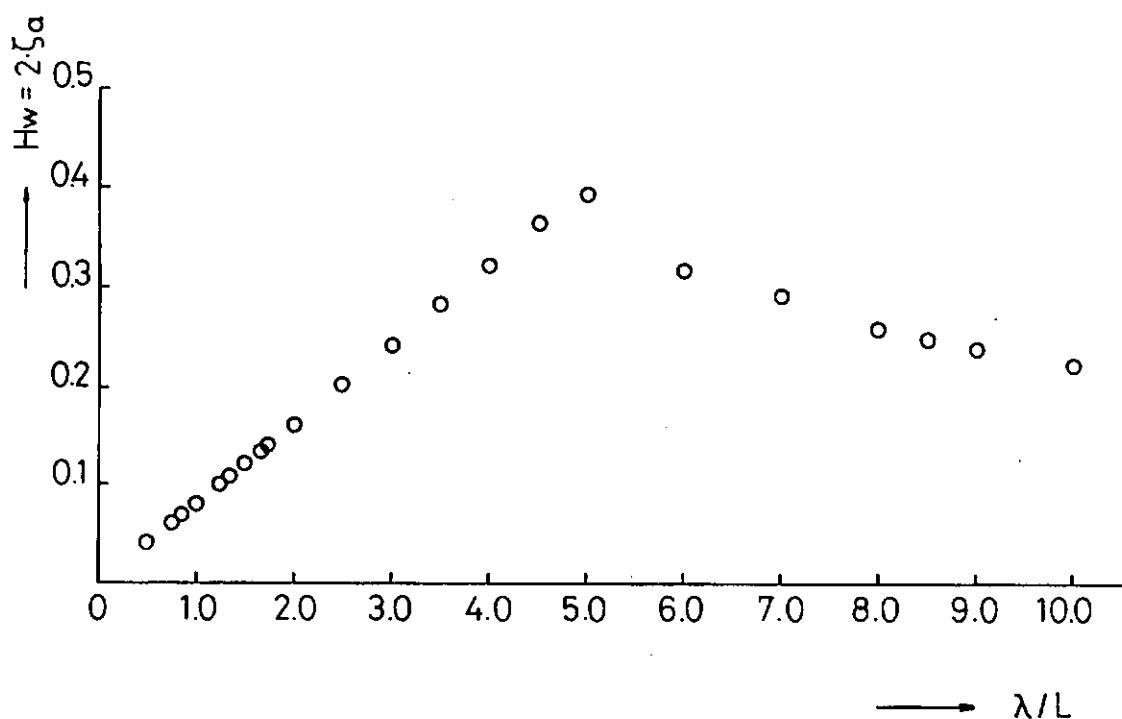


図 1.4.11 設定波高

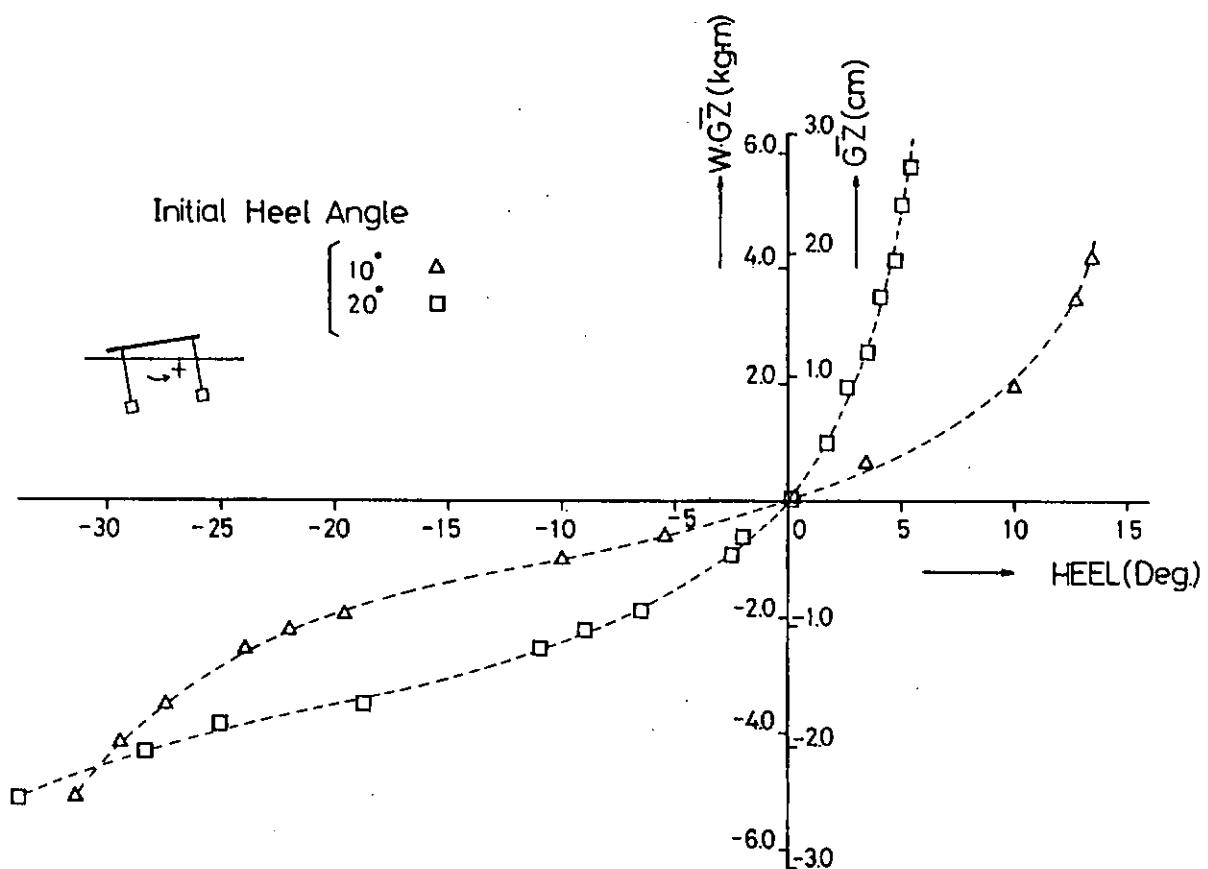


図 1.4.12 a 横方向の復原力曲線

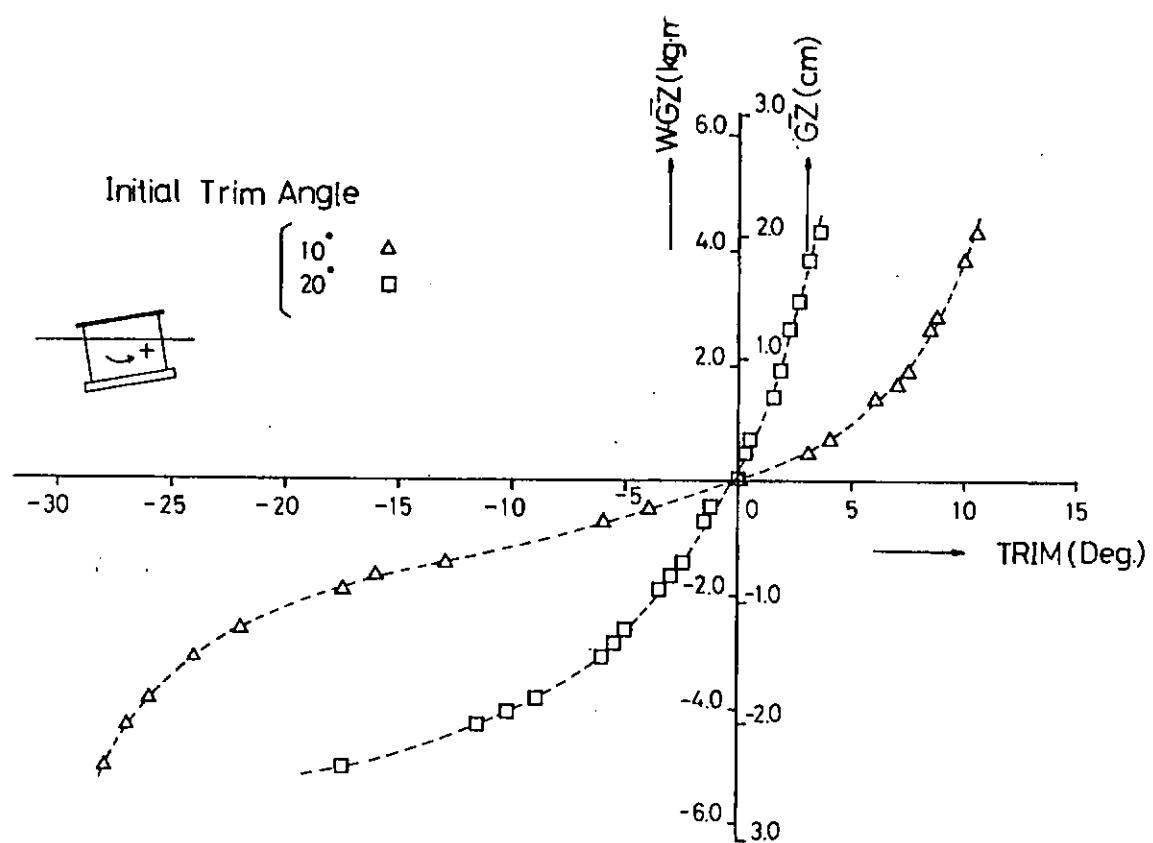


図 1.4.12 b 縦方向の復原力曲線

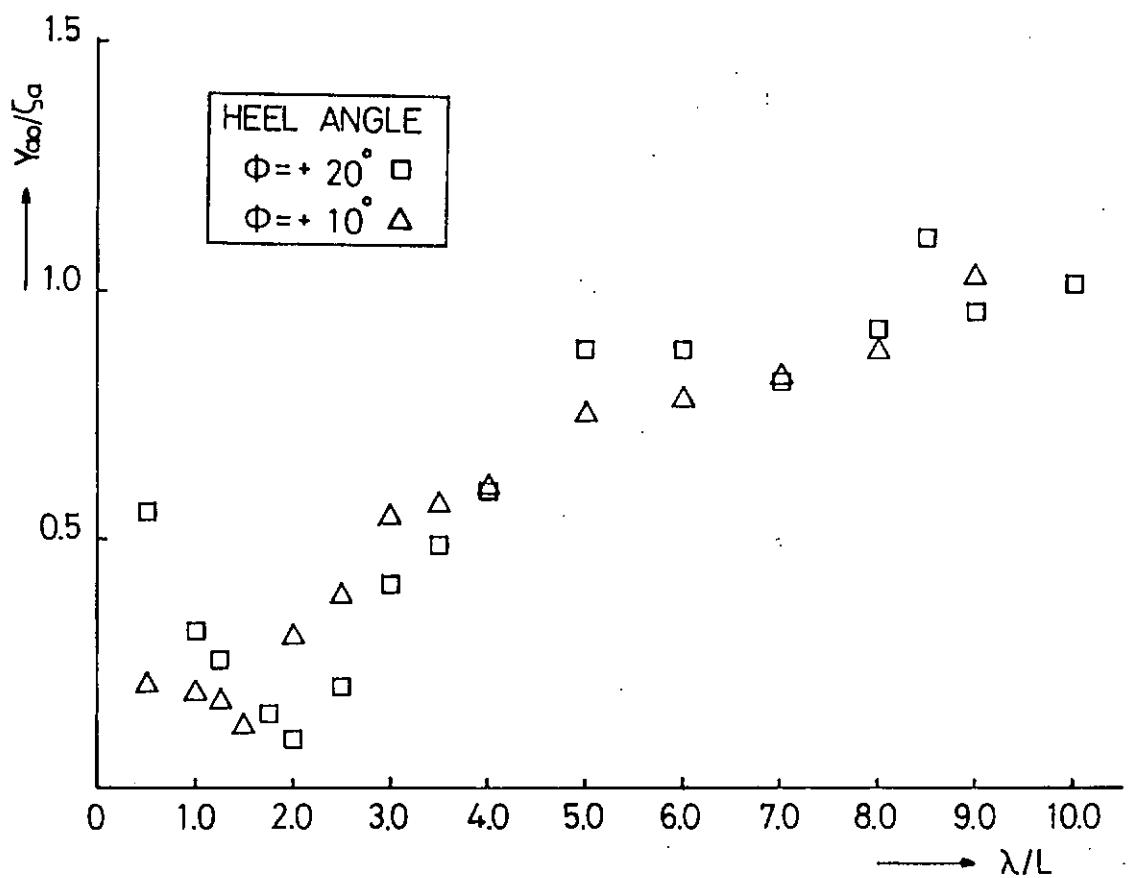


図 1.4.13 a 横波状態における 0 点まわりの左右揺振幅

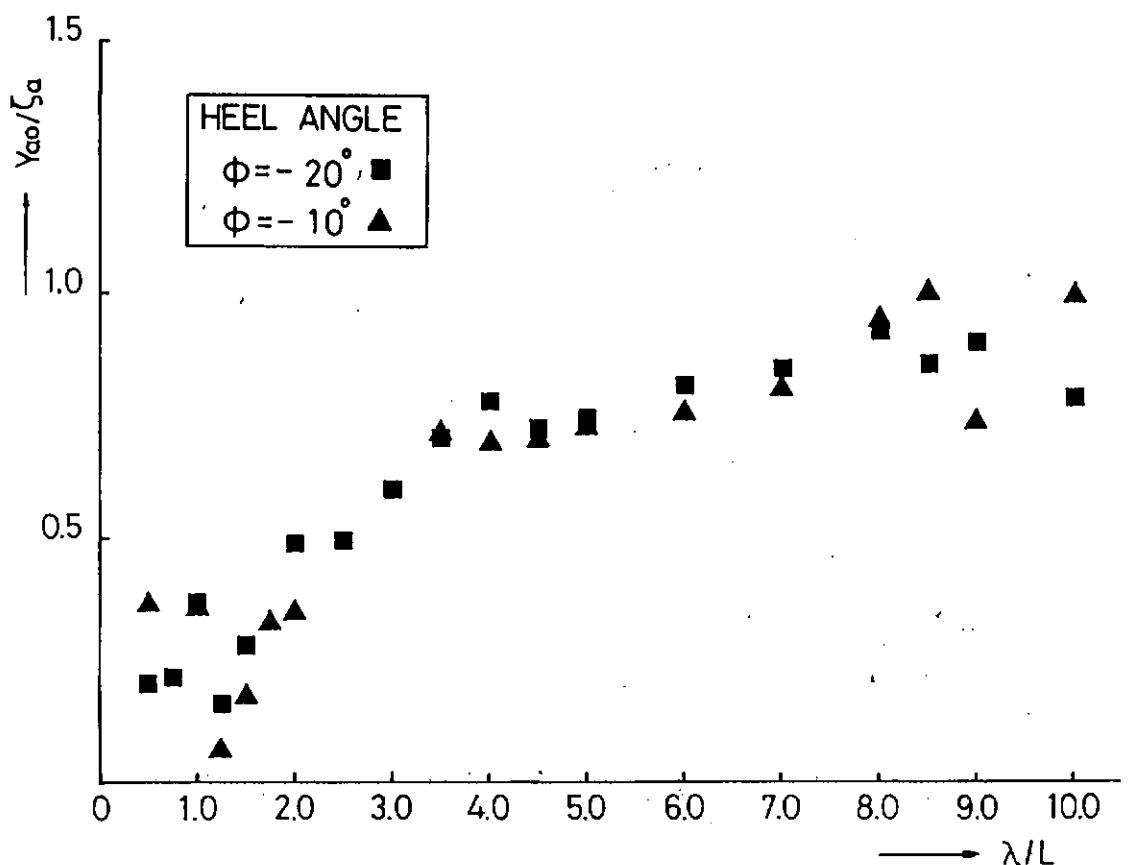


図 1.4.13 b 横波状態における 0 点まわりの左右揺振幅

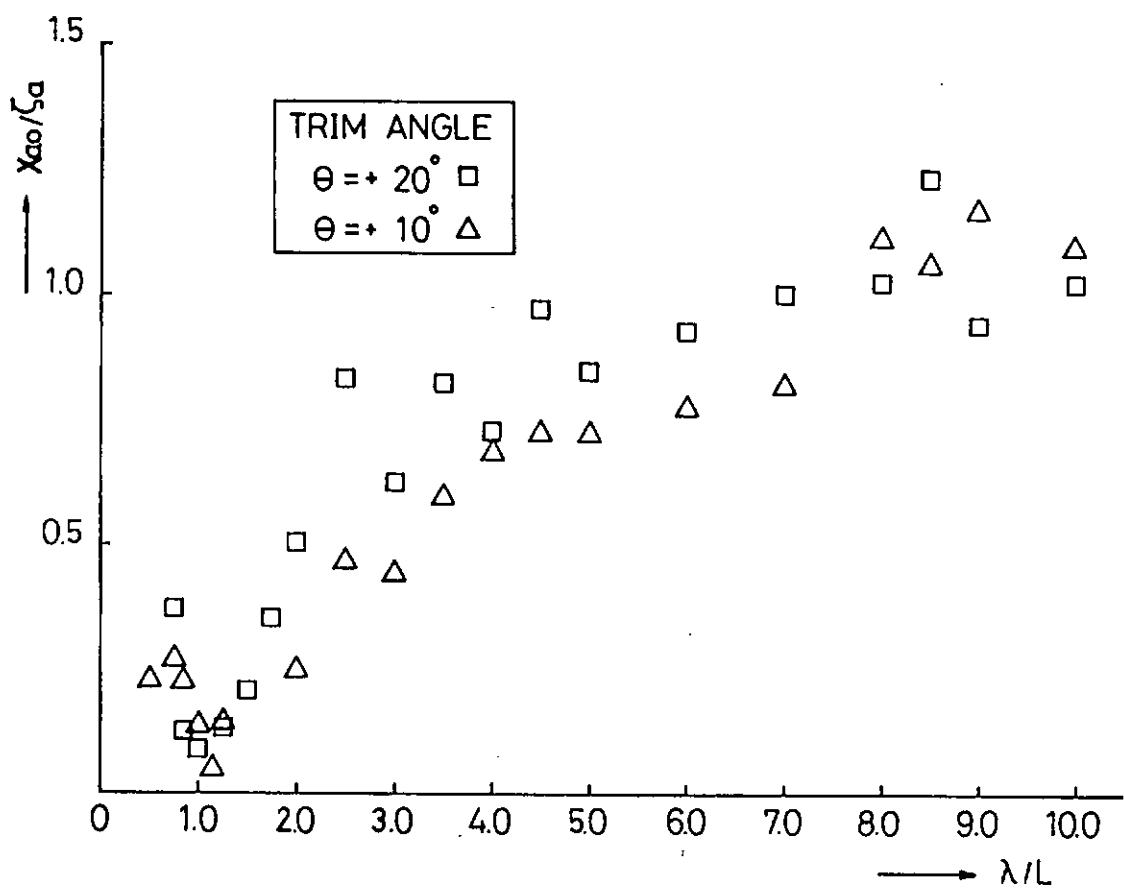


図 1.4.14 a 縦波状態における 0 点まわりの前後振幅

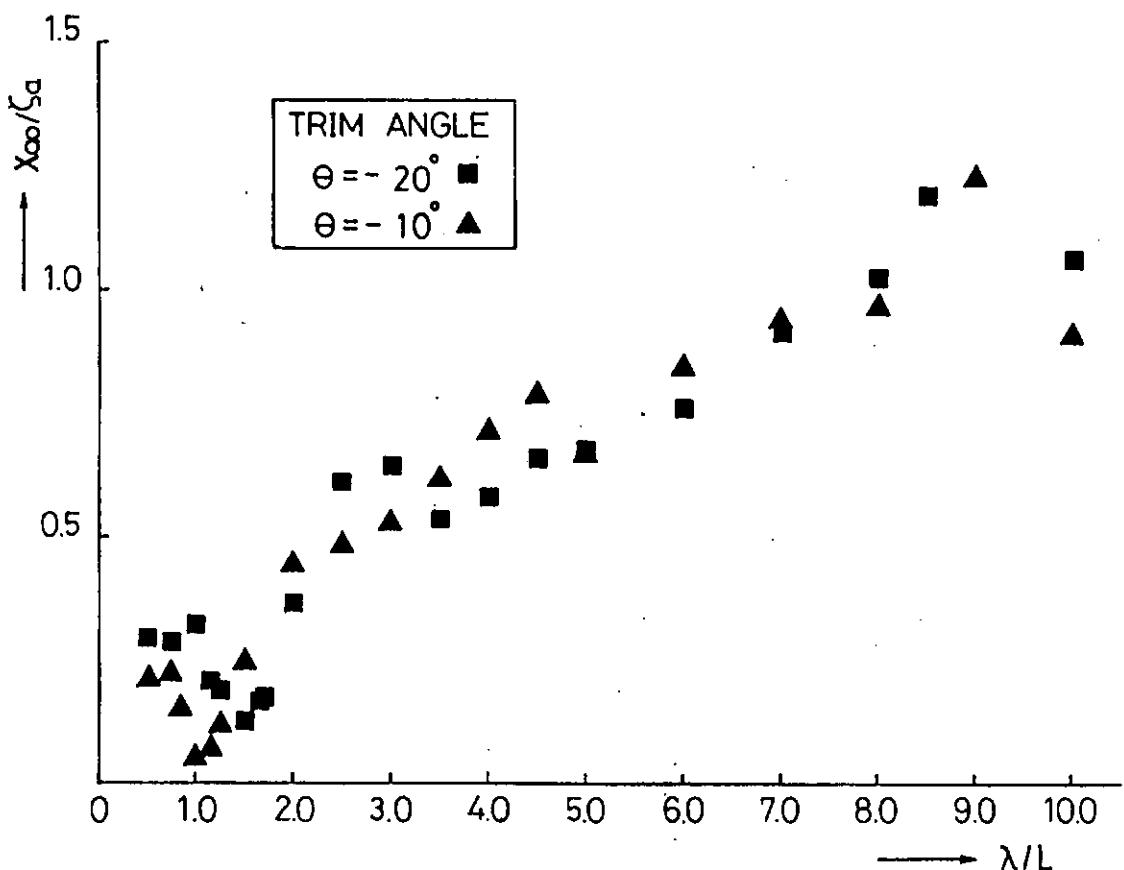


図 1.4.14 b 縦波状態における 0 点まわりの前後振幅

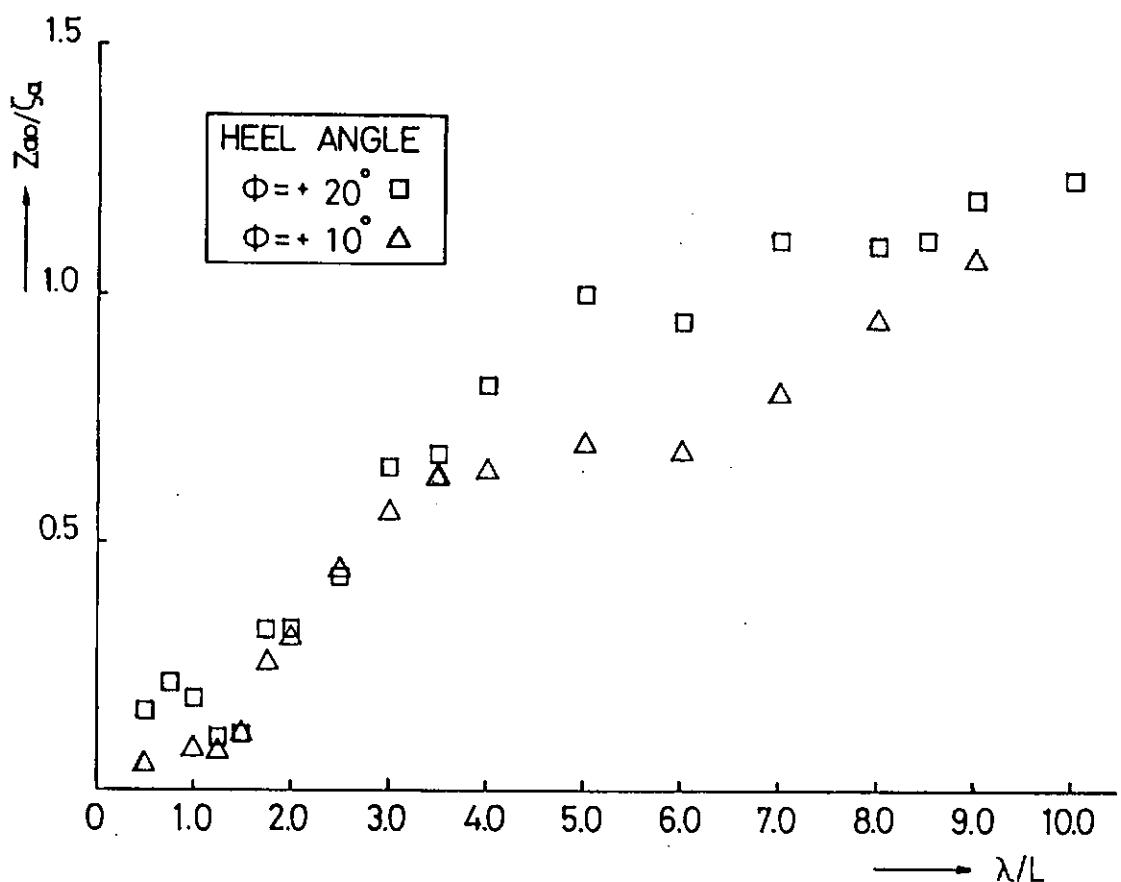


図 1.4.15 a 横波状態における 0 点まわりの上下揺振幅

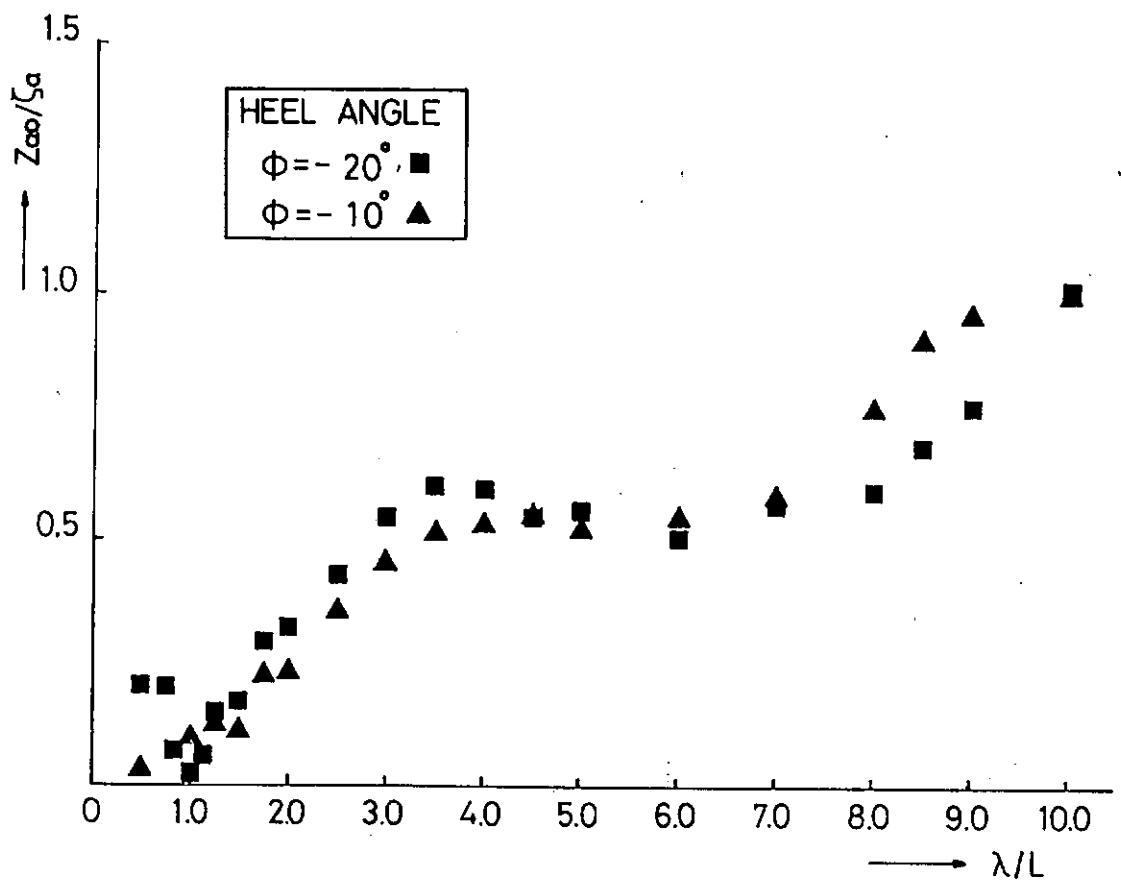


図 1.4.15 b 横波状態における 0 点まわりの上下揺振幅

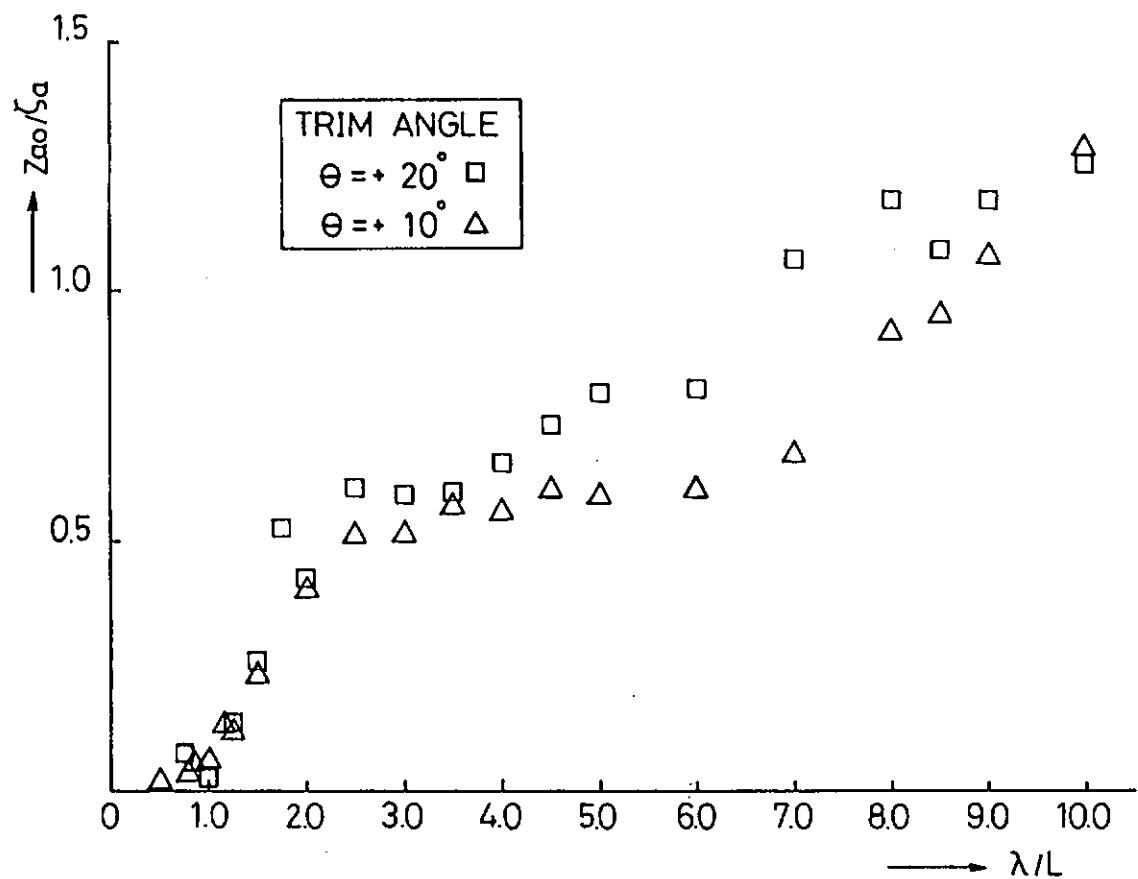


図 1.4.16 a 縦波状態における 0 点まわりの上下揺振幅

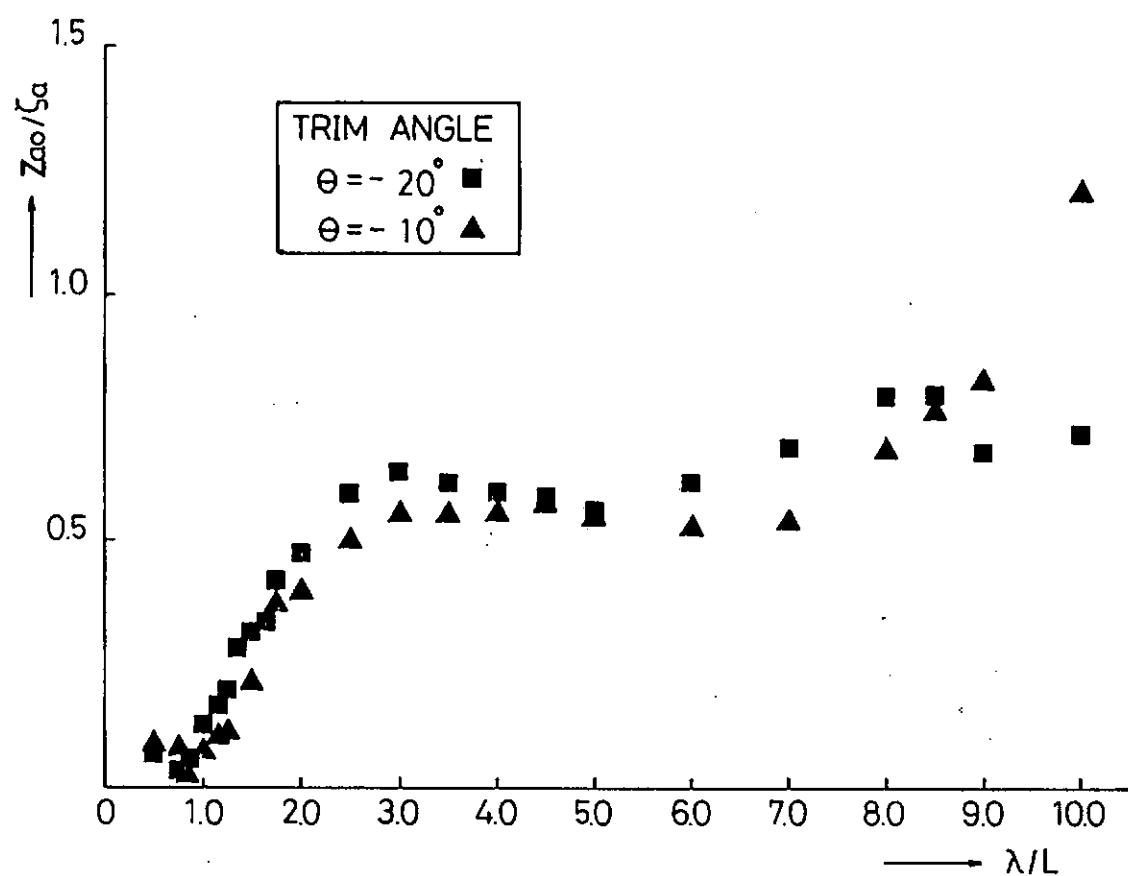


図 1.4.16 b 縦波状態における 0 点まわりの上下揺振幅

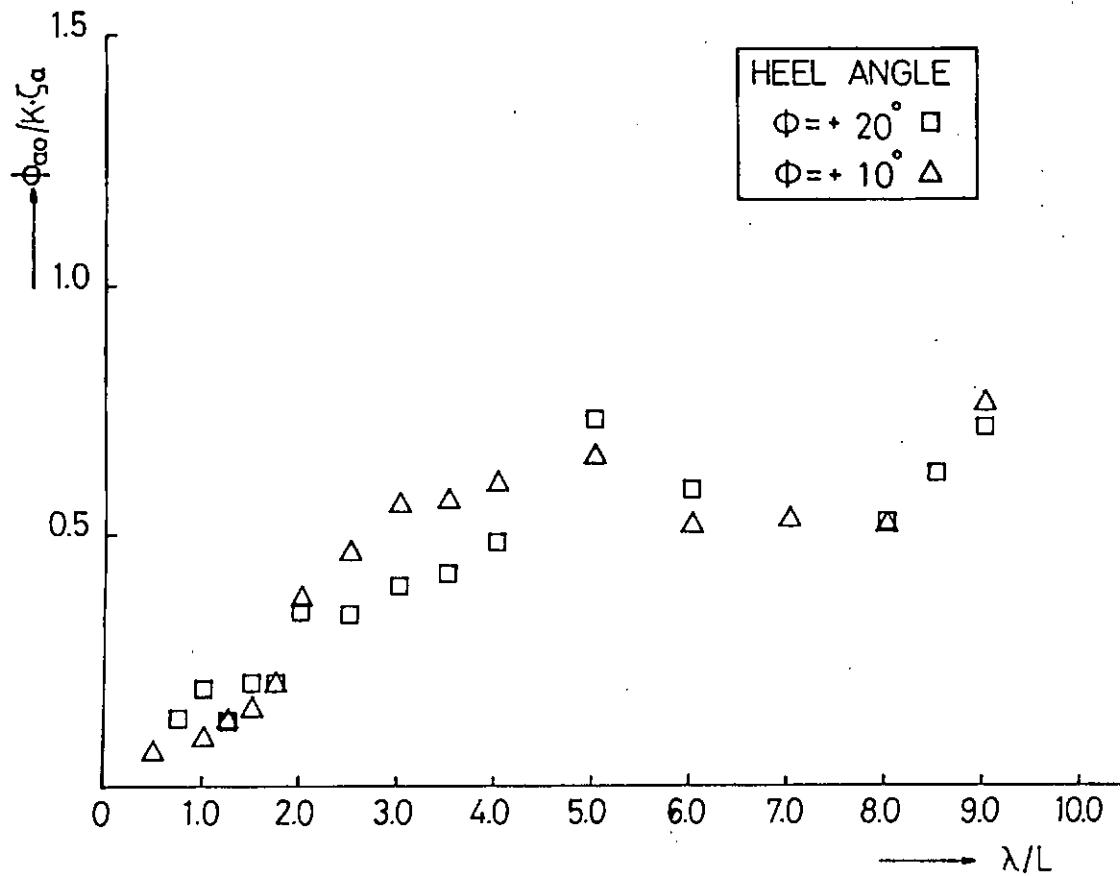


図 1.4.17 a 横波状態における 0 点まわりの横揺れ振幅

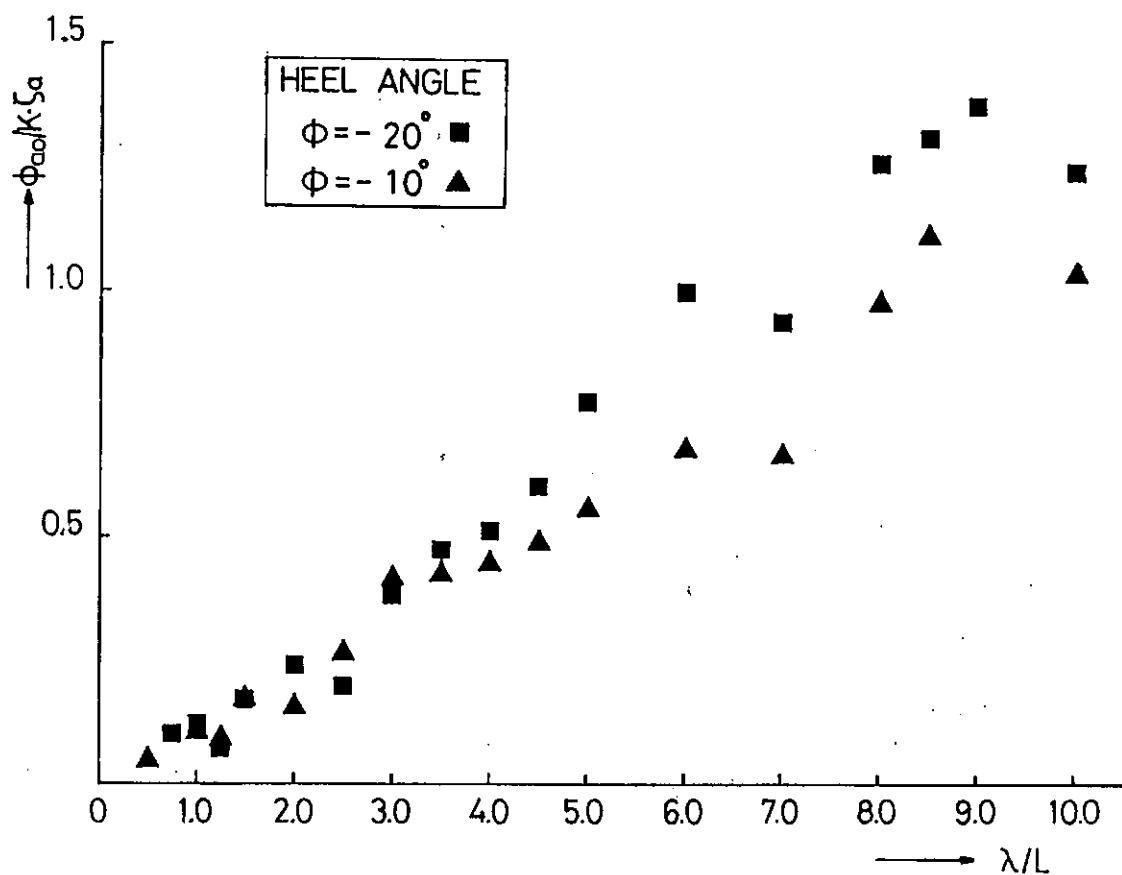


図 1.4.17 b 横波状態における 0 点まわりの横揺れ振幅

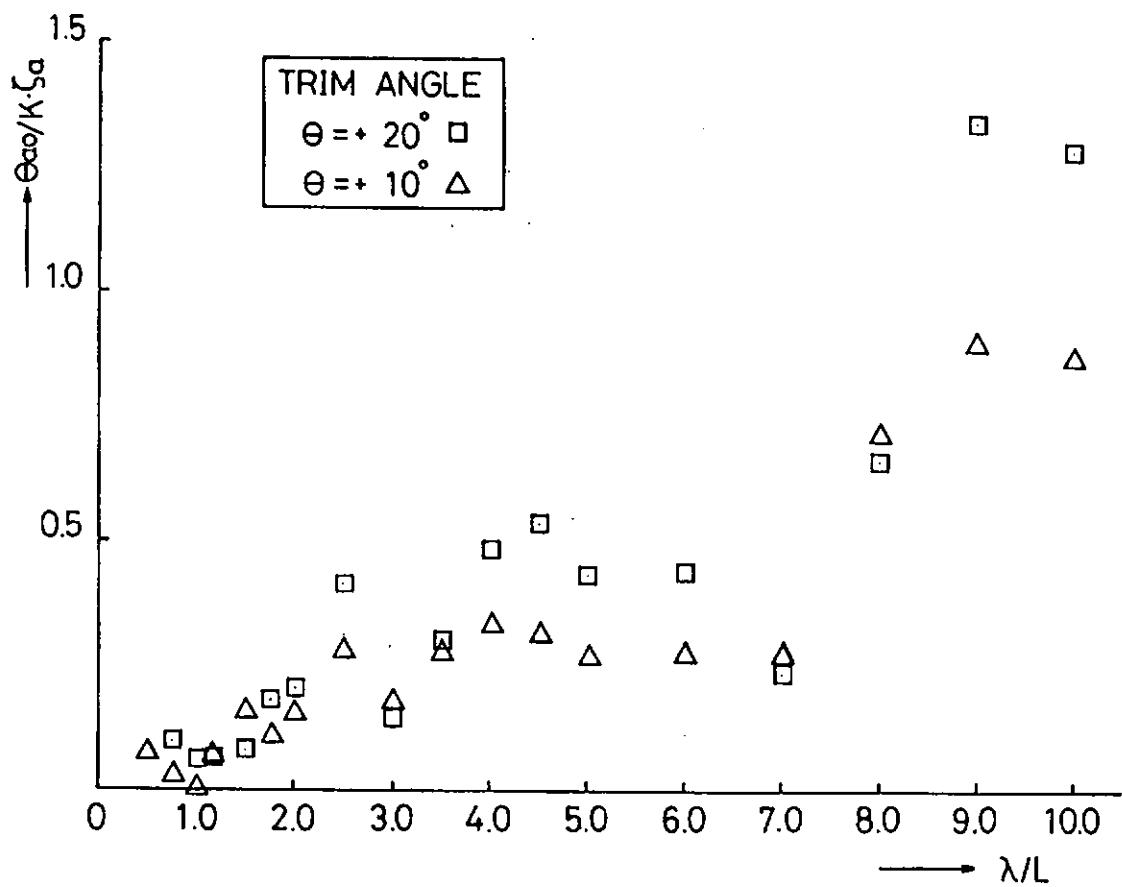


図 1.4.18 a 縦波状態における 0 点まわりの縦揺れ振幅

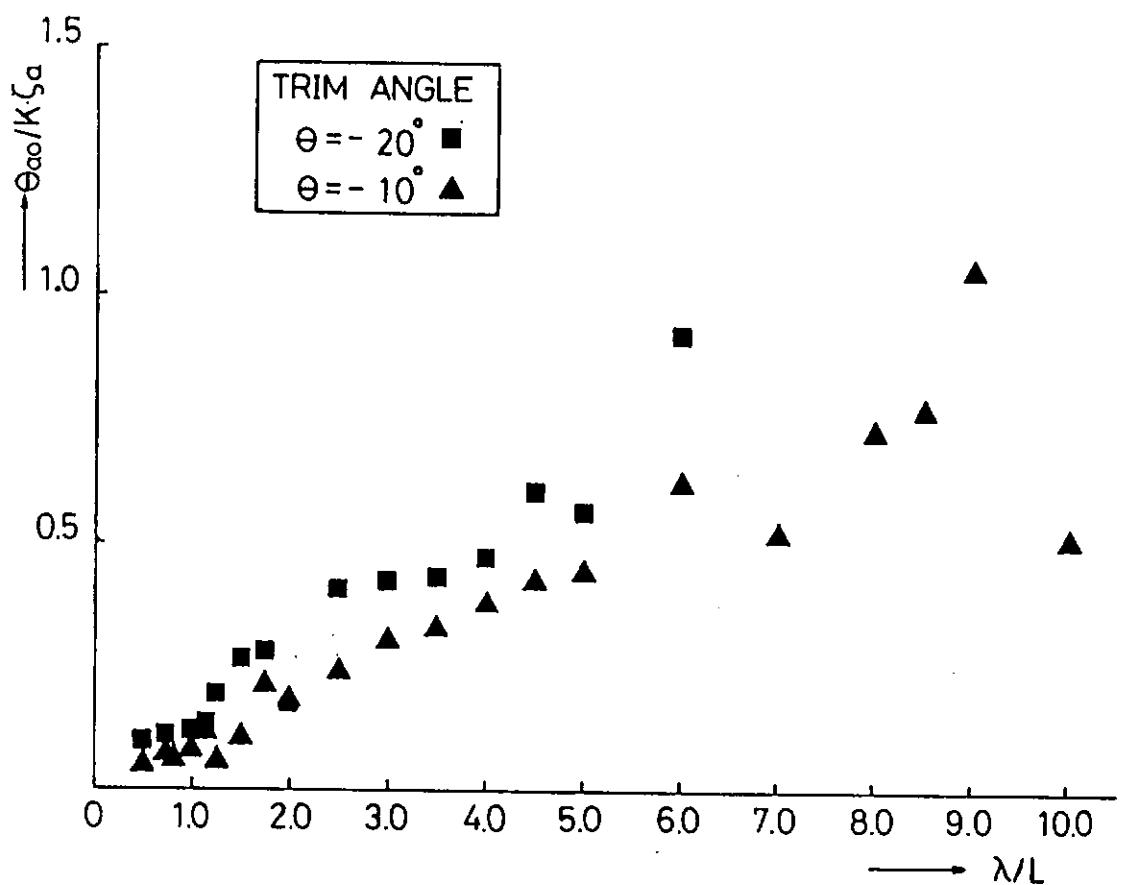


図 1.4.18 b 縦波状態における 0 点まわりの縦揺れ振幅

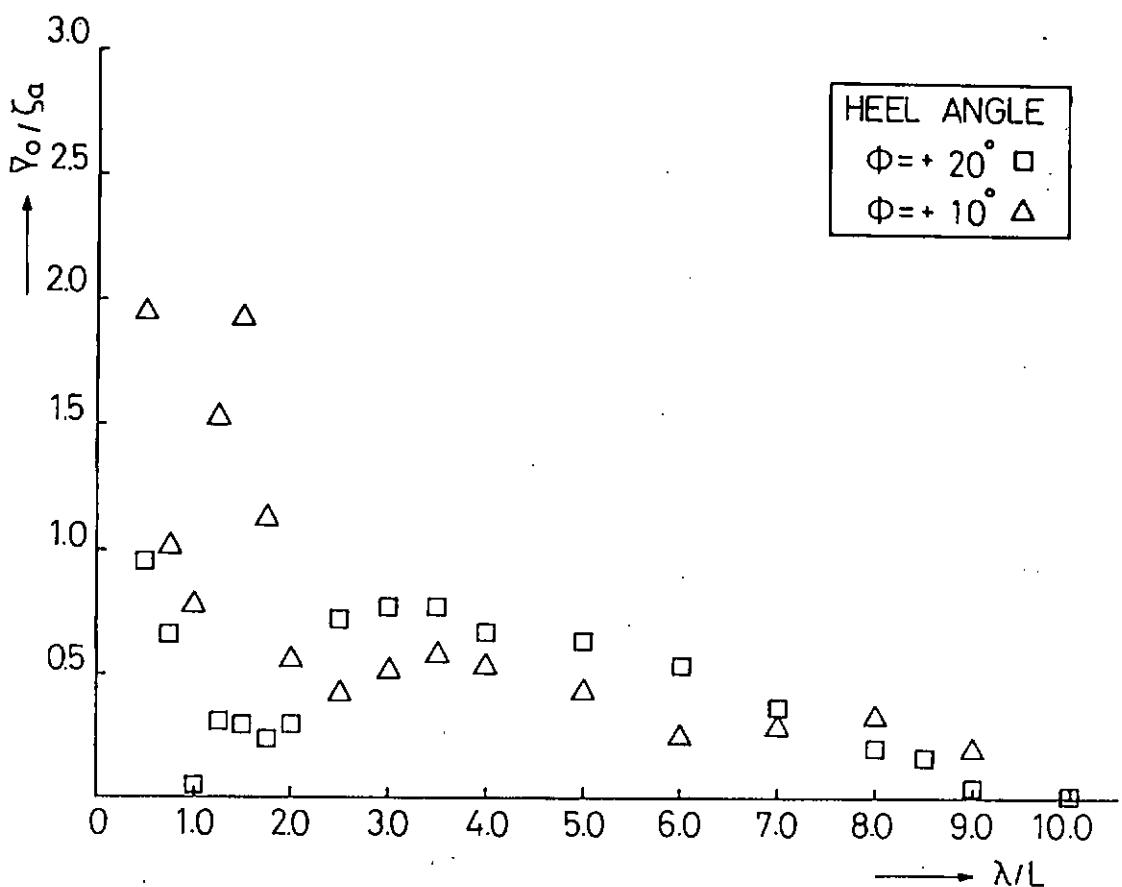


図 1.4.19 a 横波状態における 0 点まわりの左右方向定常変位

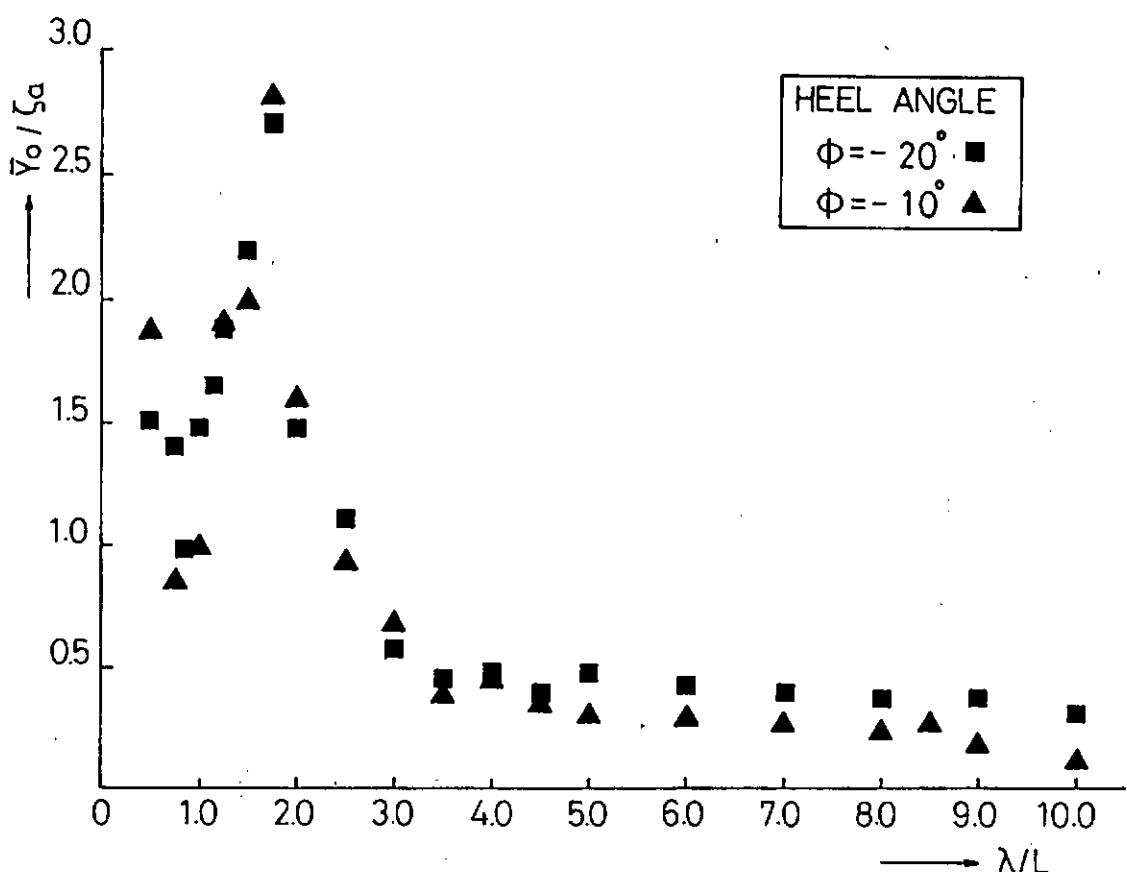


図 1.4.19 b 横波状態における 0 点まわりの左右方向定常変位

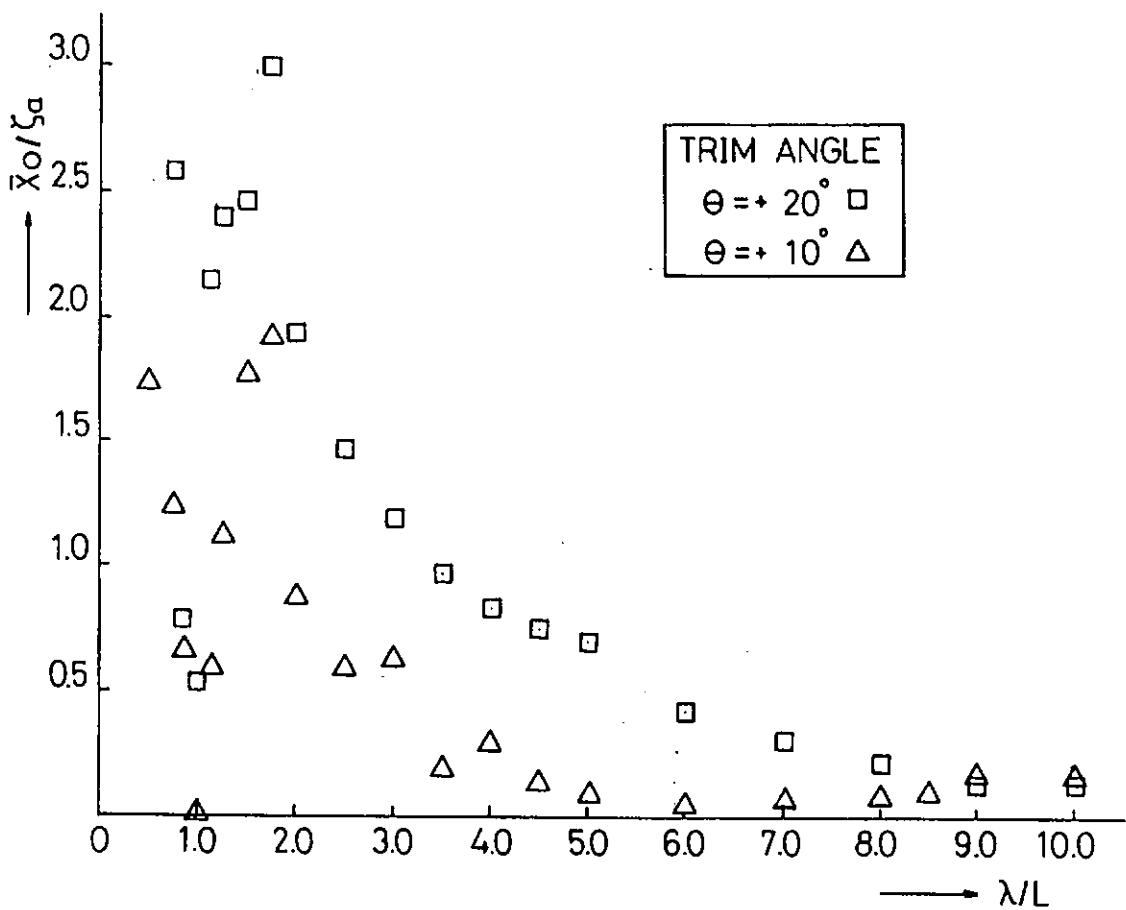


図 1.4.20a 縦波状態における 0 点まわりの前後方向定常変位

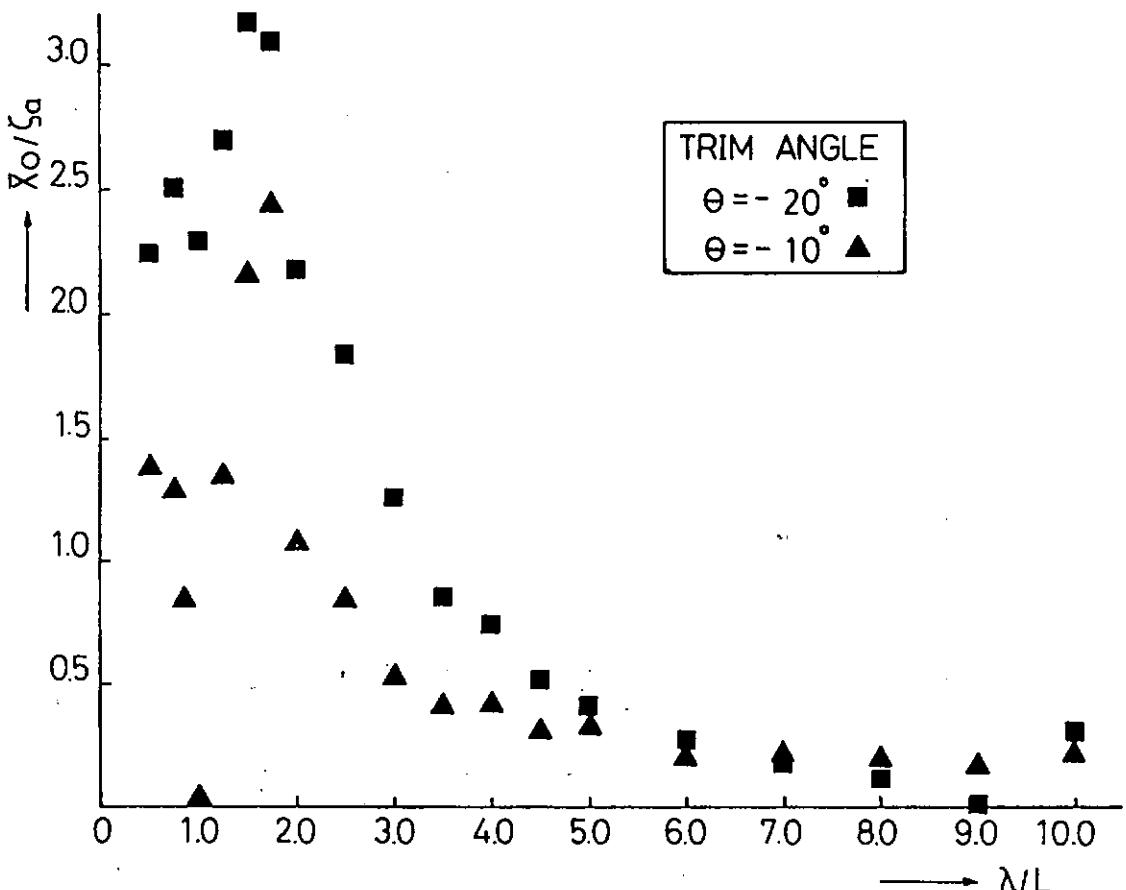


図 1.4.20 縦波状態における 0 点まわりの前後方向定常変位

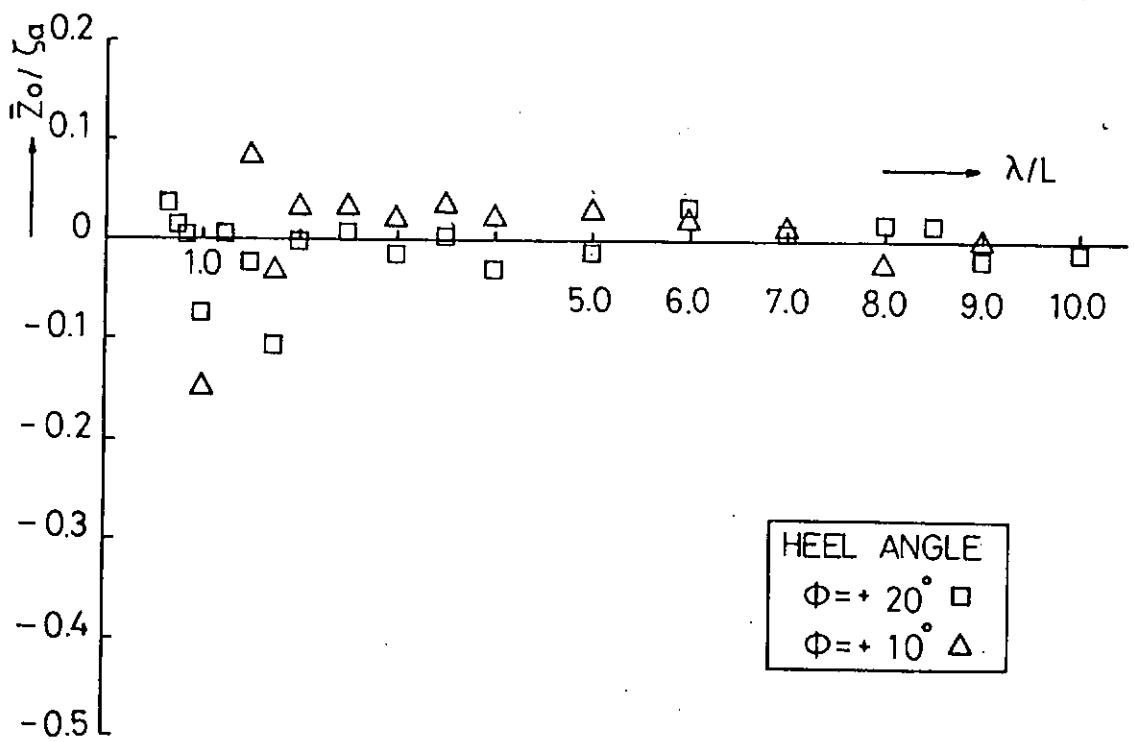


図 1.4.21 a 横波状態における 0 点まわりの上下方向定常変位

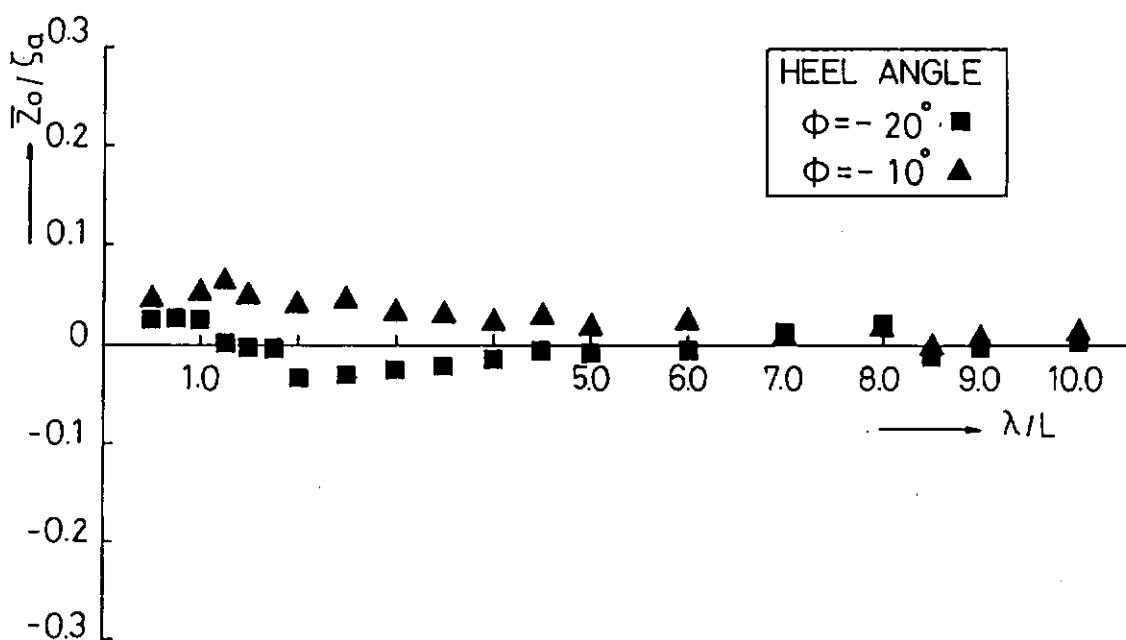


図 1.4.21 b 横波状態における 0 点まわりの上下方向定常変位

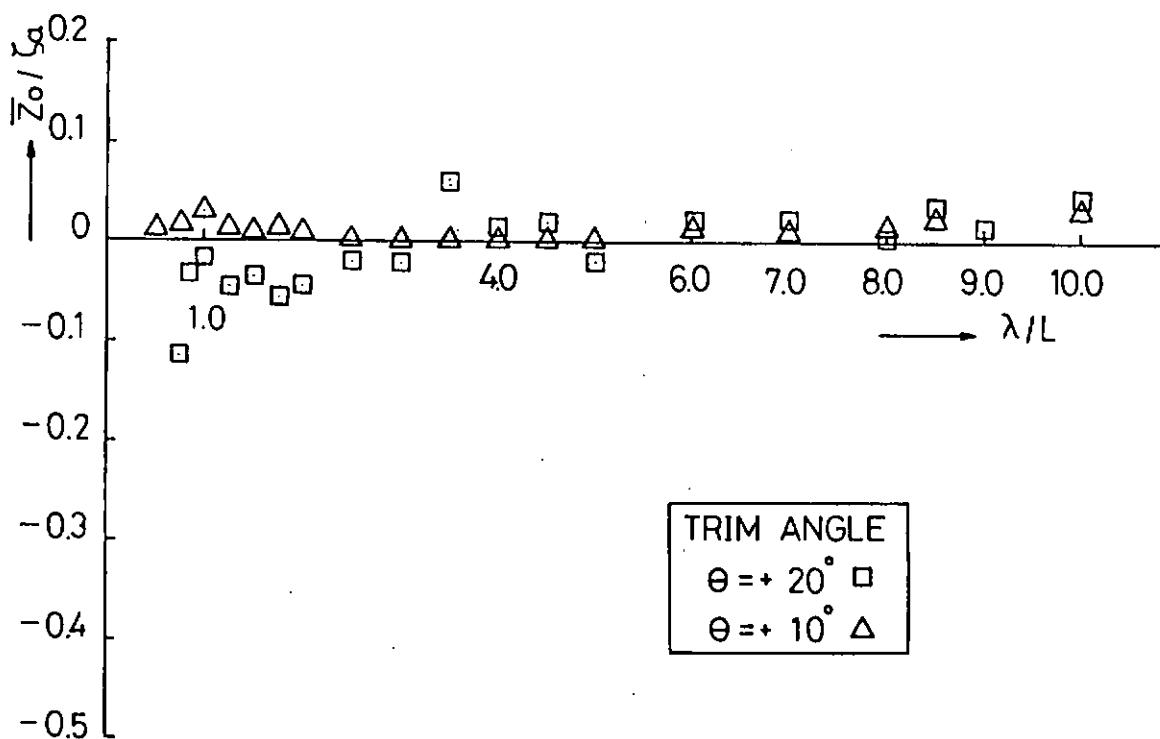


図 1.4.22 a 縦波状態における 0 点まわりの上下方向定常変位

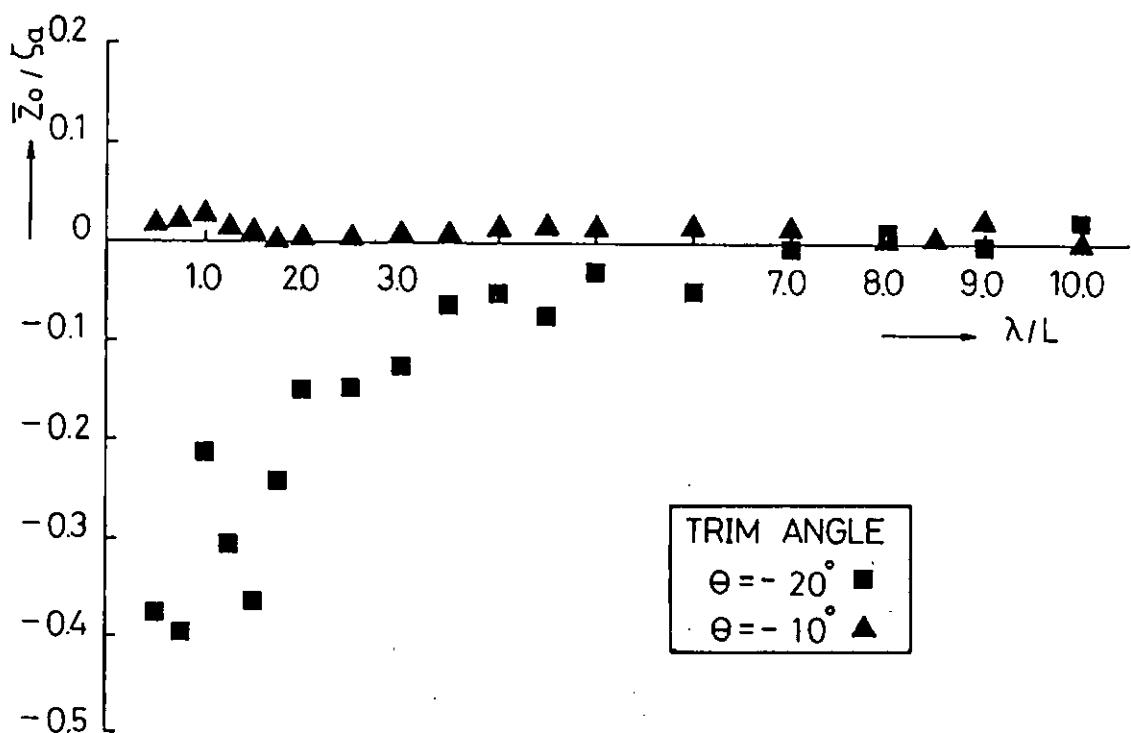


図 1.4.22 b 縦波状態における 0 点まわりの上下方向定常変位

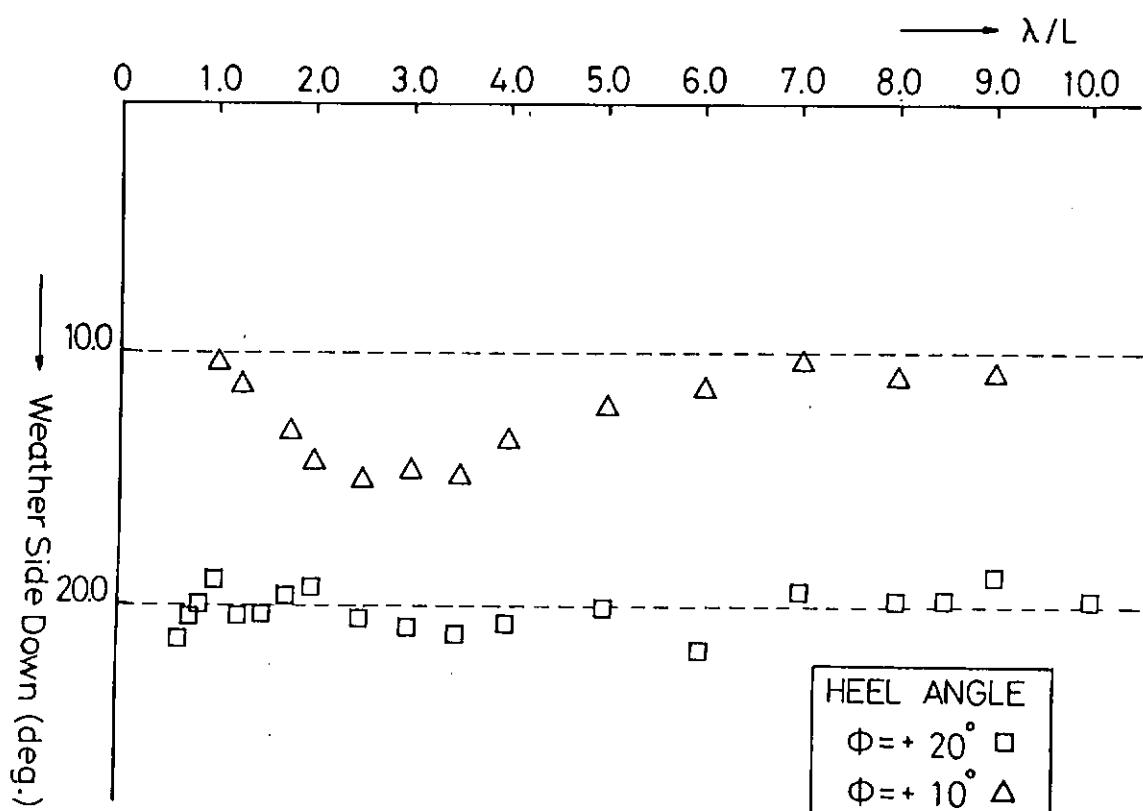


図 1.4.23 a 横波状態における定常傾斜角

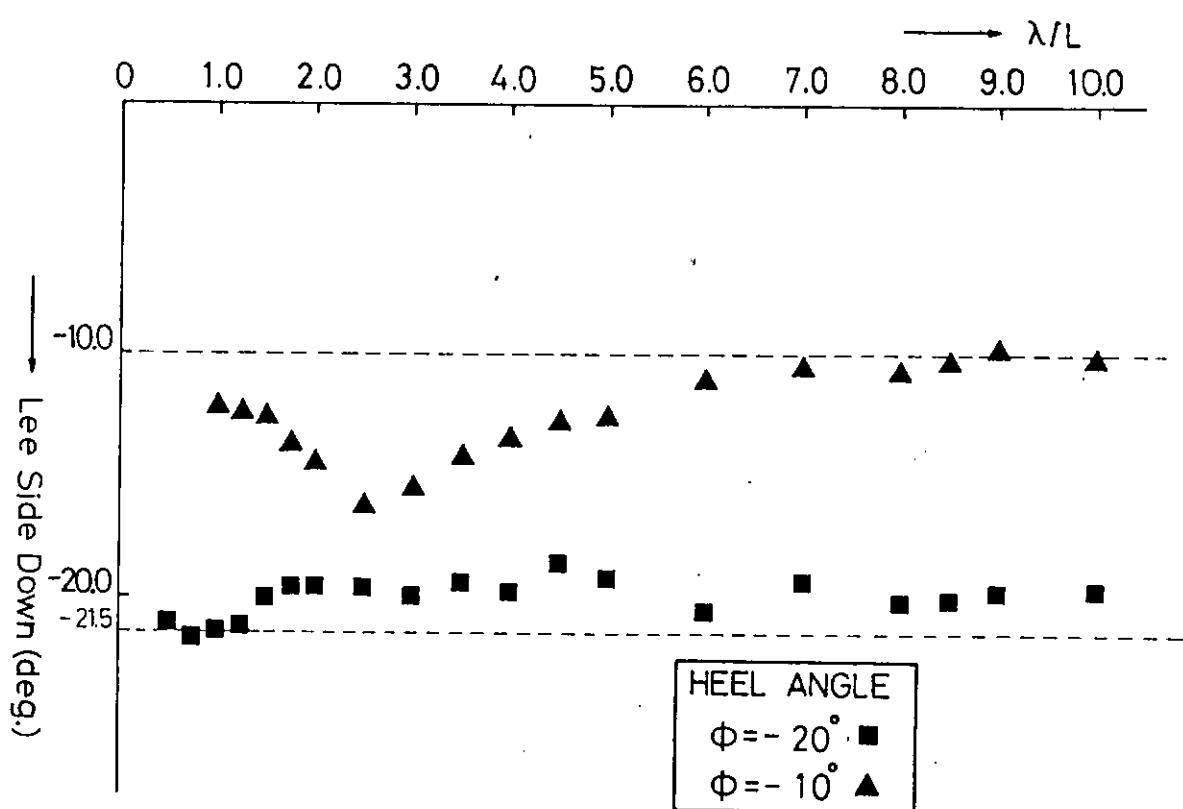


図 1.4.23 b 横波状態における定常傾斜角

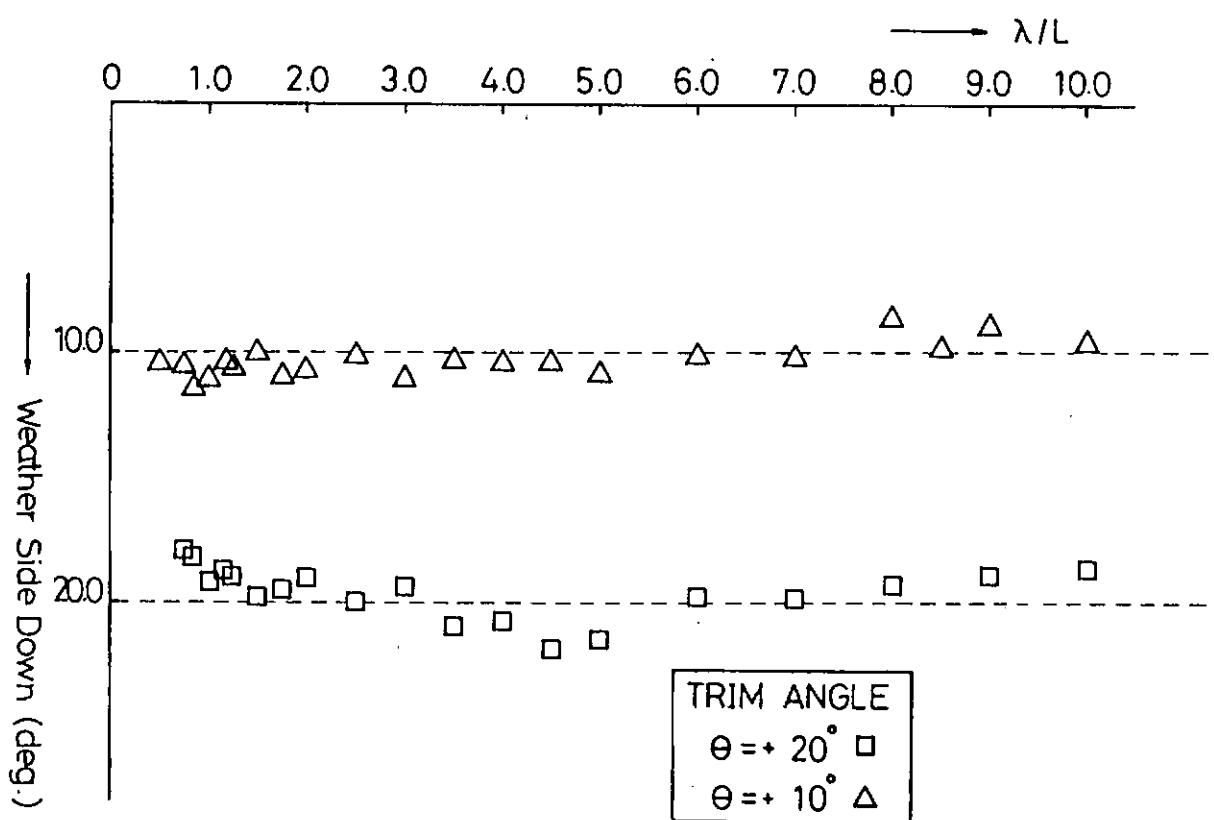


図 1.4.24 a 縦波状態における定常傾斜角

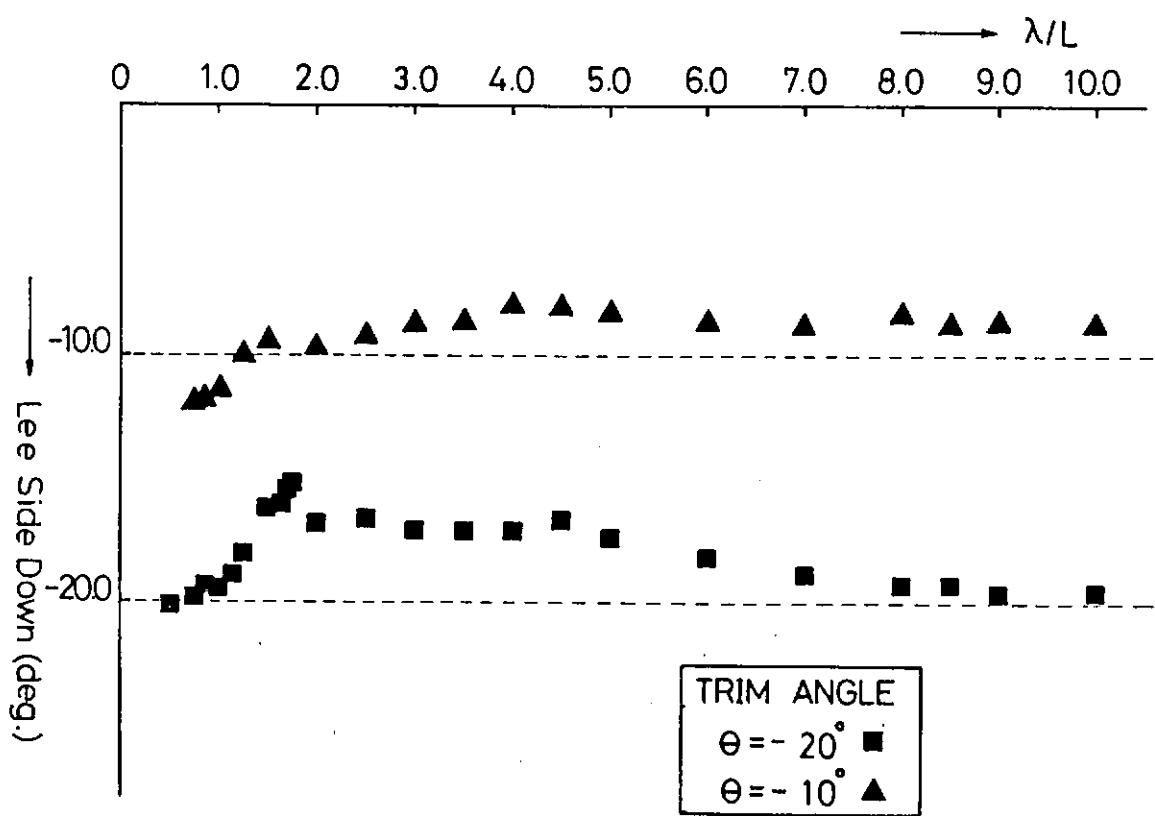


図 1.4.24 b 縦波状態における定常傾斜角

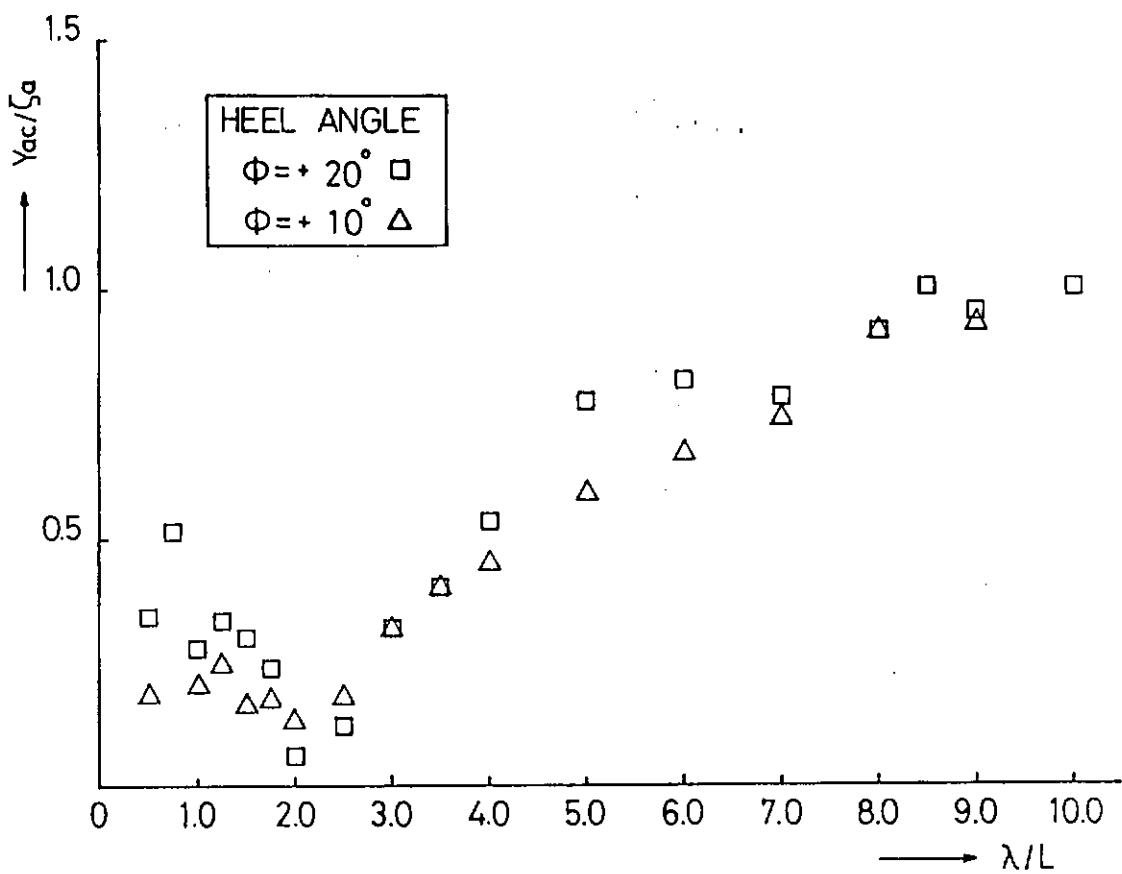


図 1.4.25 a 横波状態における Chain Locker 入口の左右振幅

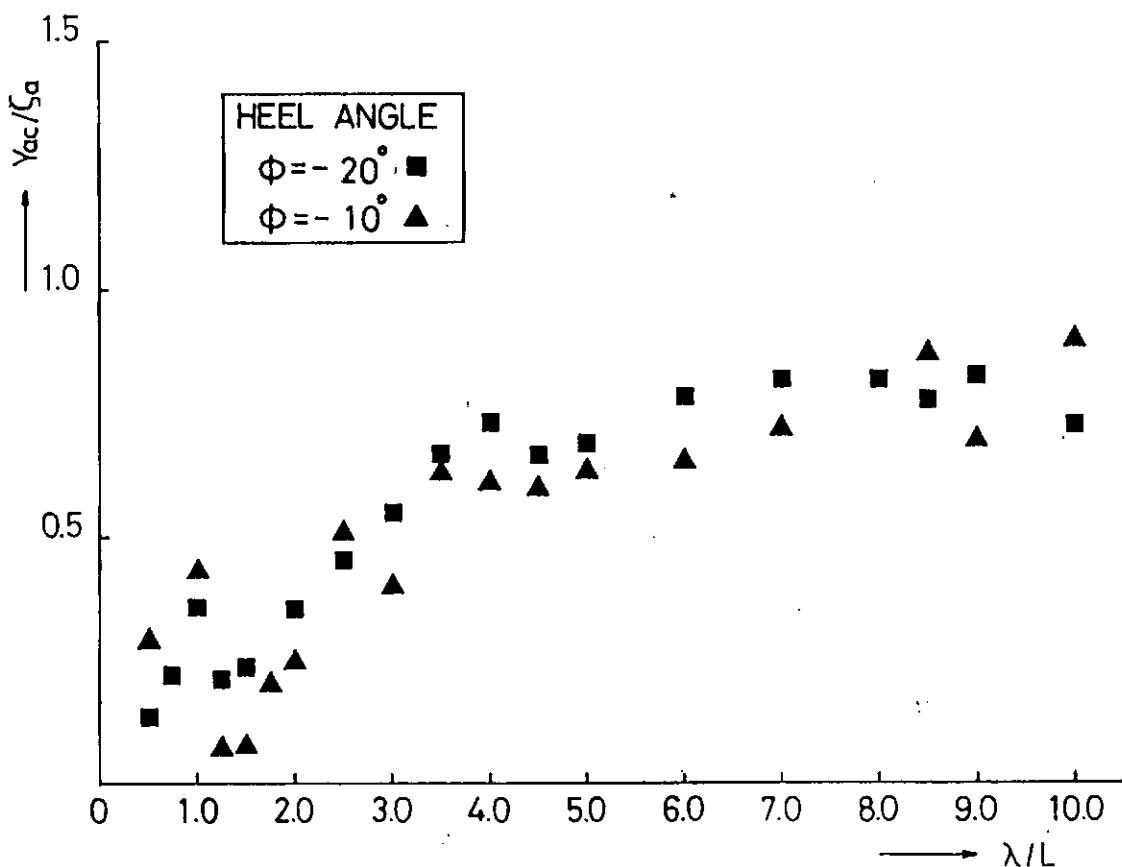


図 1.4.25 b 横波状態における Chain Locker 入口の左右振幅

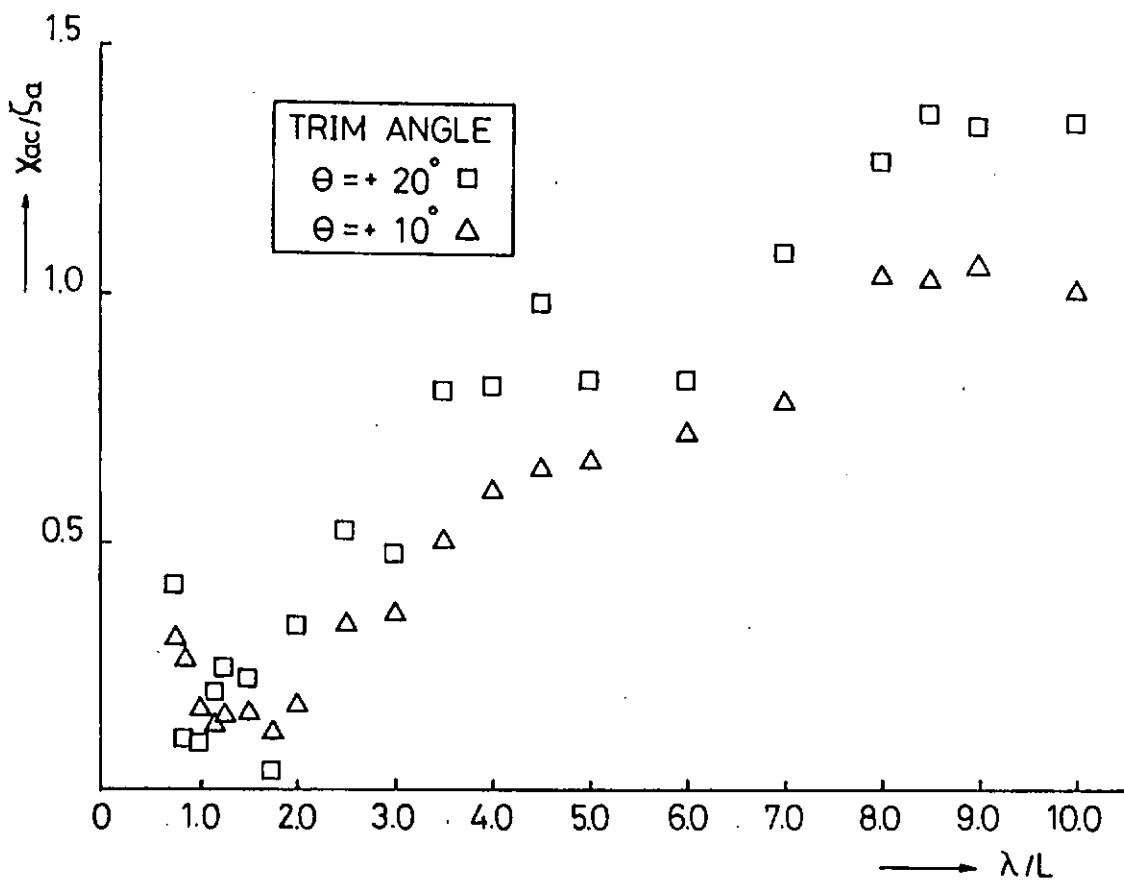


図 1.4.26 a 縦波状態における Chain Locker 入口の前後揺振幅

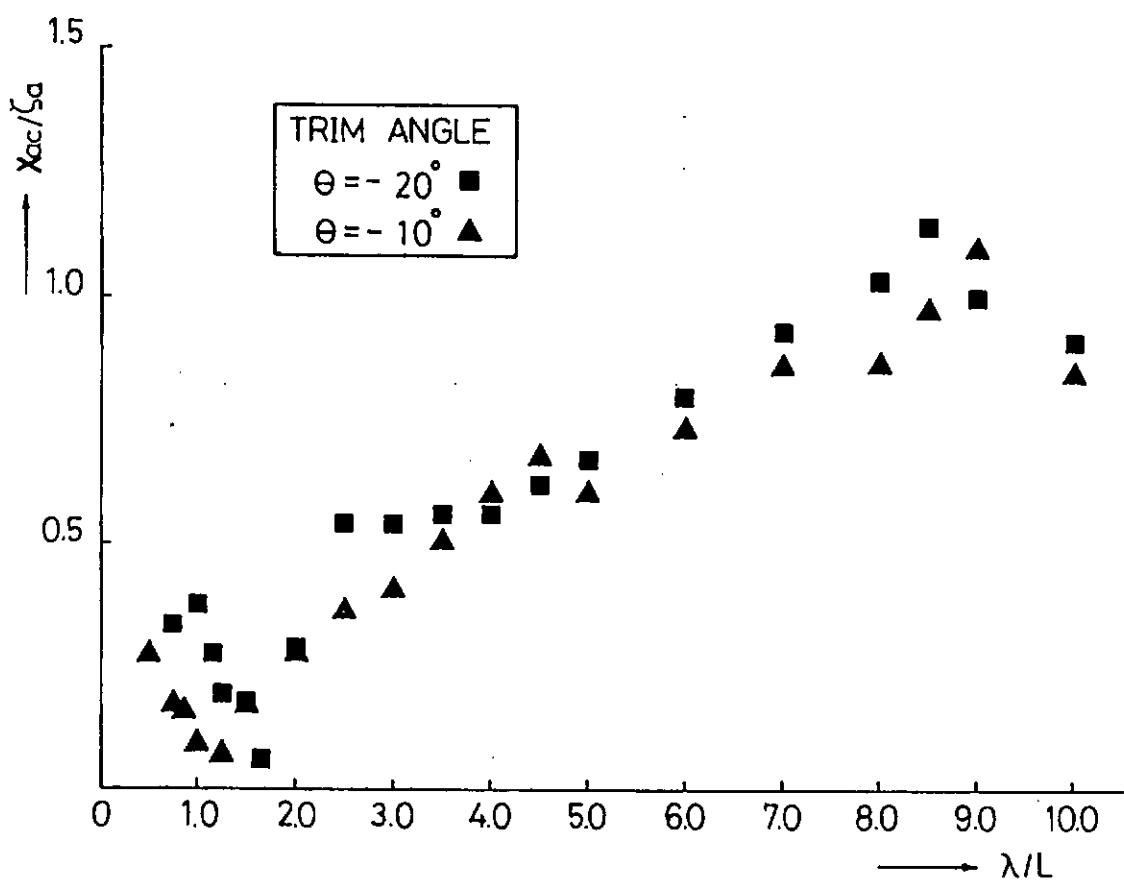


図 1.4.26 b 縦波状態における Chain Locker 入口の前後揺振幅

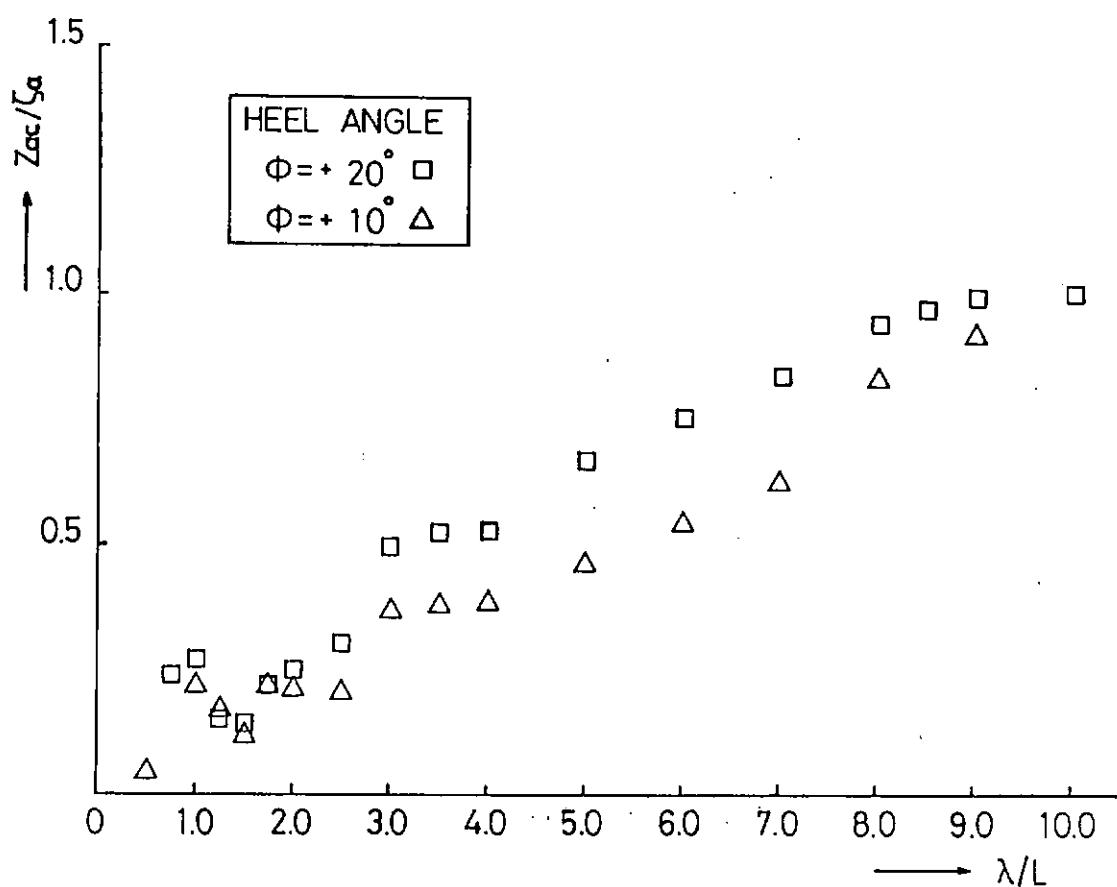


図 1.4.27 a 横波状態における Chain Locker 入口の上下搖振幅

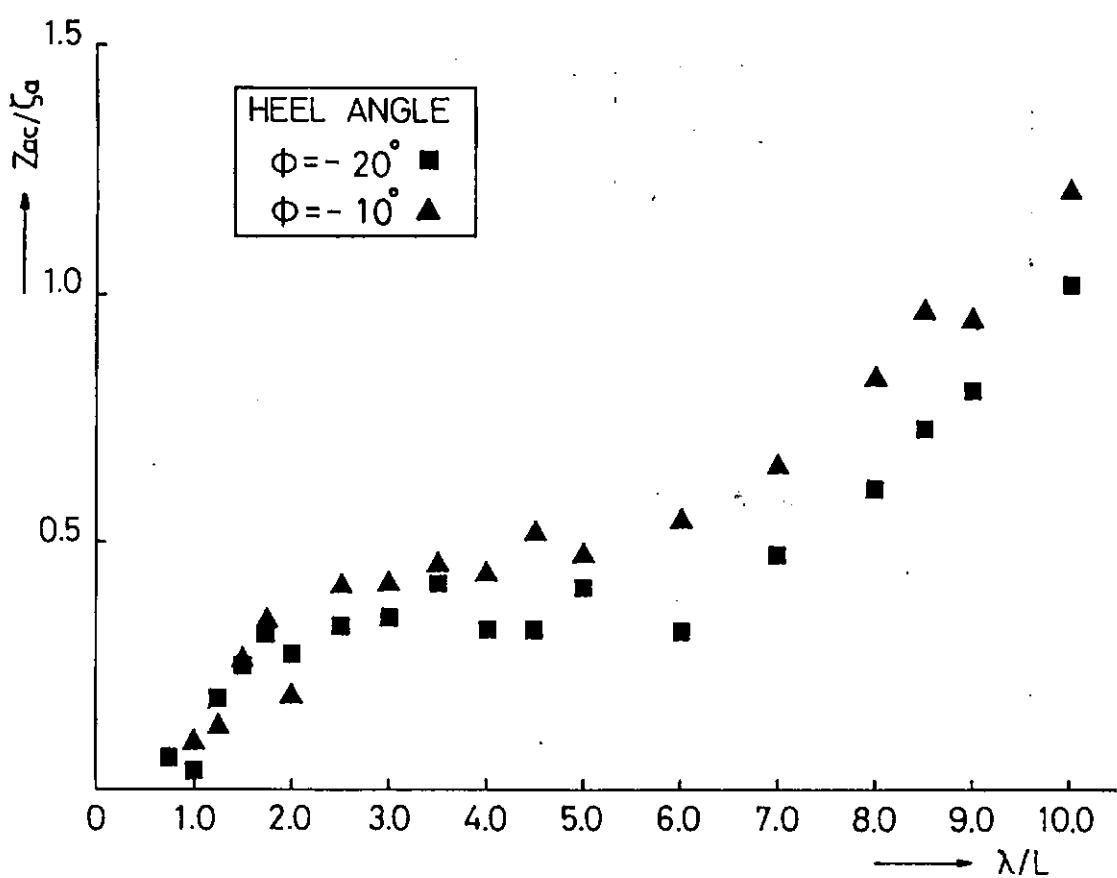


図 1.4.27 b 横波状態における Chain Locker 入口の上下搖振幅

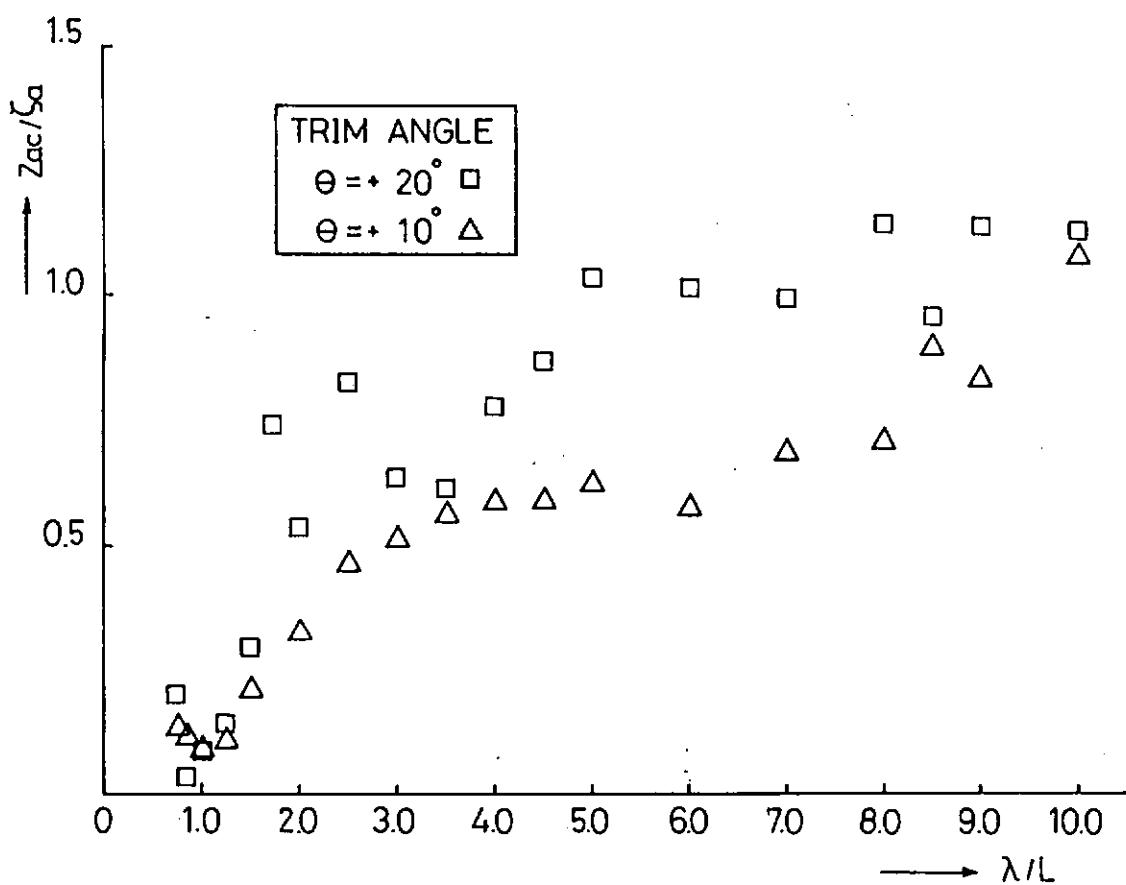


図 1.4.28 a 縦波状態における Chain Locker 入口の上下搖振幅

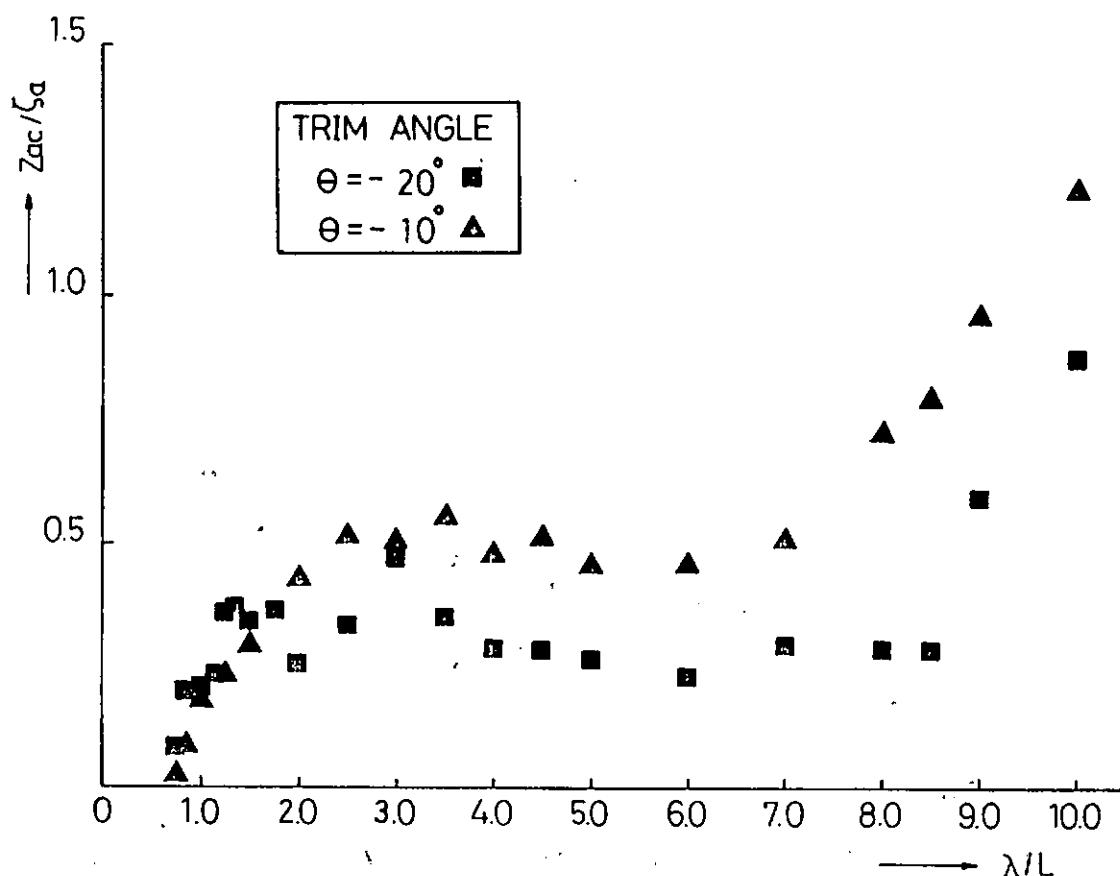


図 1.4.28 b 縦波状態における Chain Locker 入口の上下搖振幅

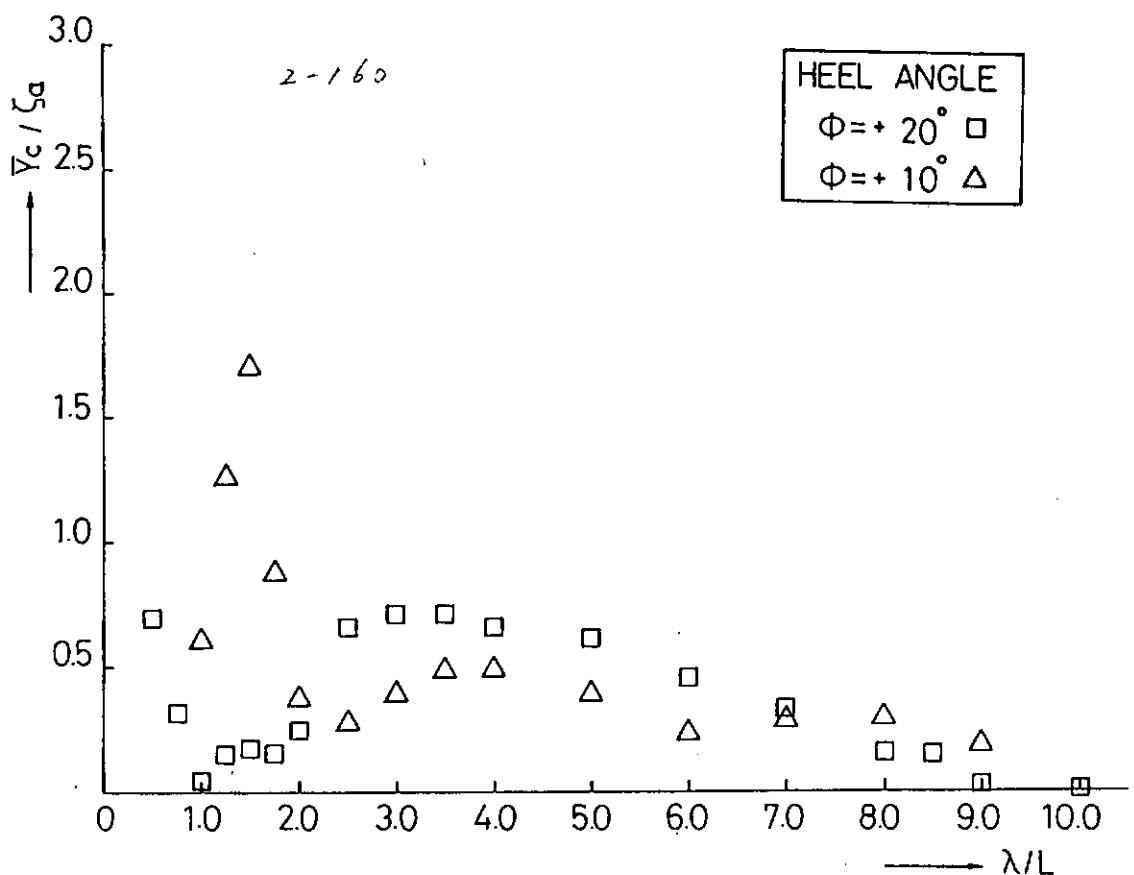


図 1.4.29 a 横波状態における Chain Locker 入口の左右方向定常変位

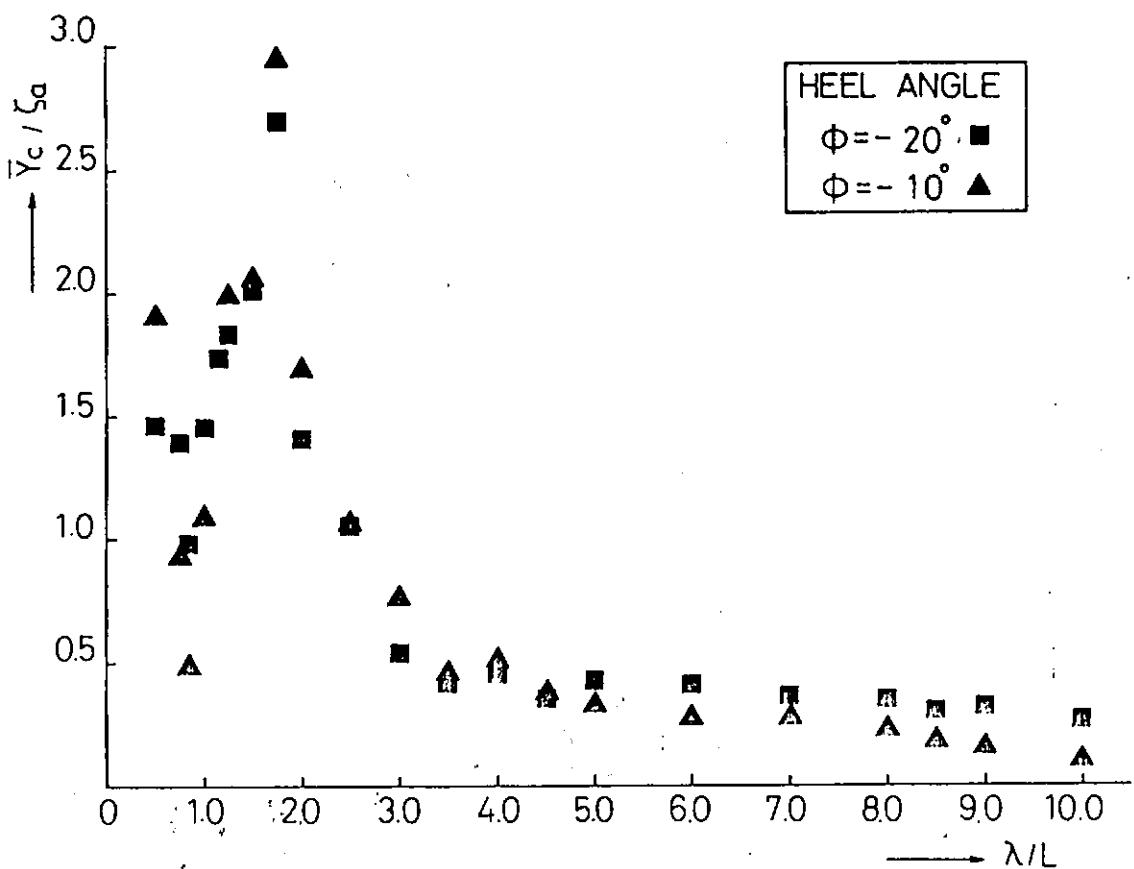


図 1.4.29 b 横波状態における Chain Locker 入口の左右方向定常変位

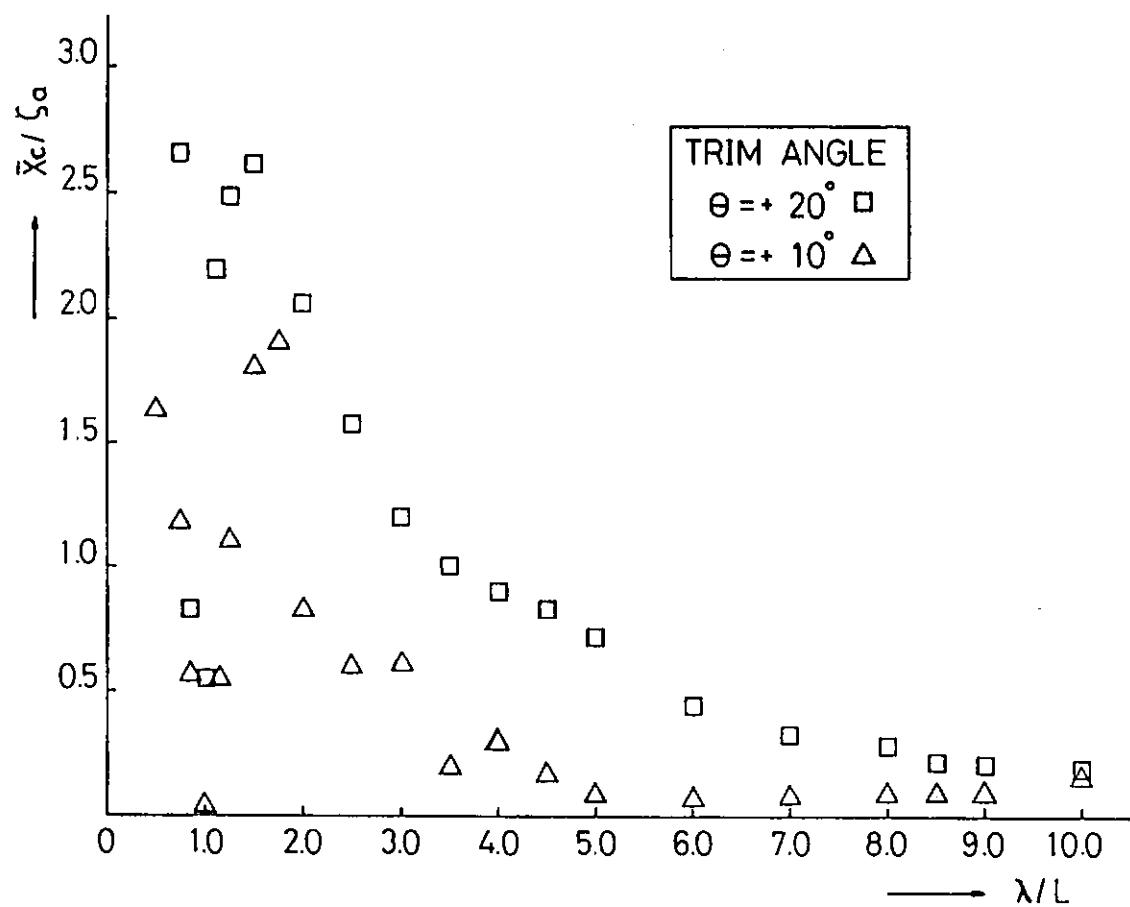


図 1.4.30 a 縦波状態における Chain Locker 入口の前後方向定常変位

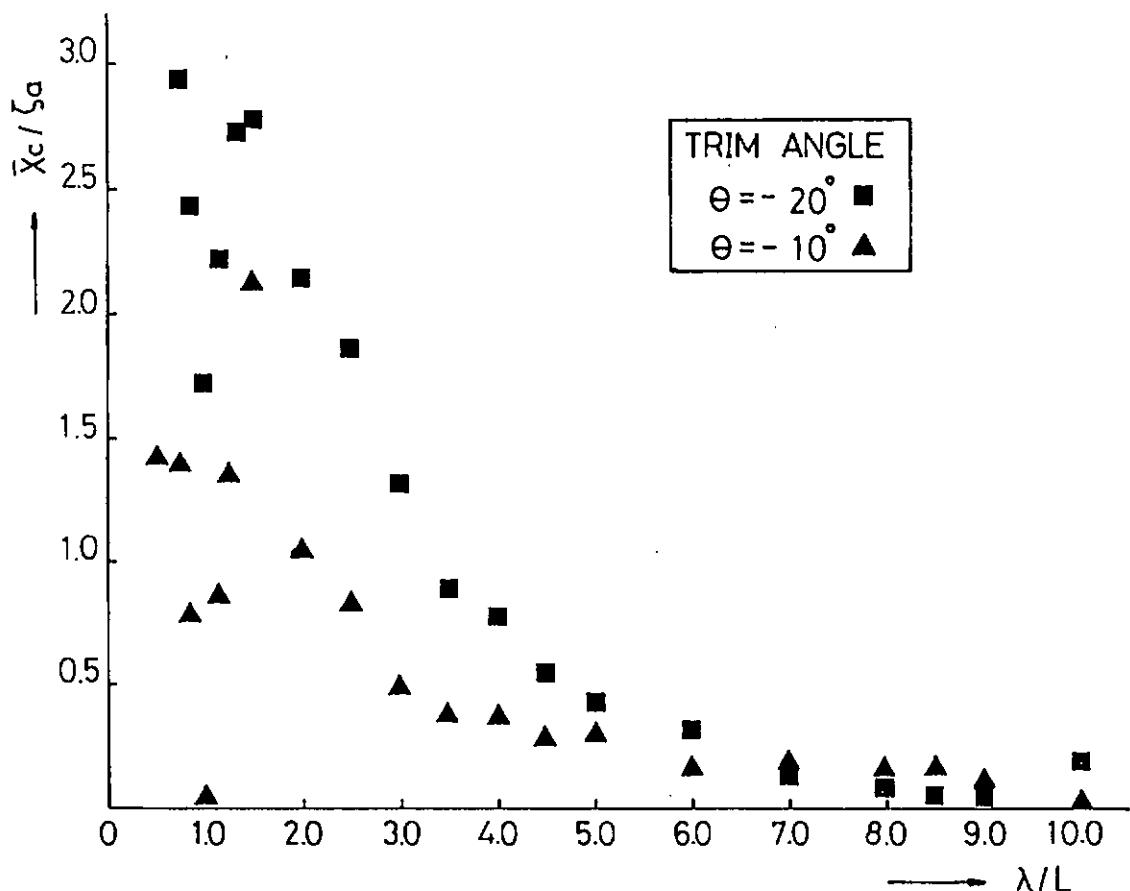


図 1.4.30 b 縦波状態における Chain Locker 入口前後方向定常変位

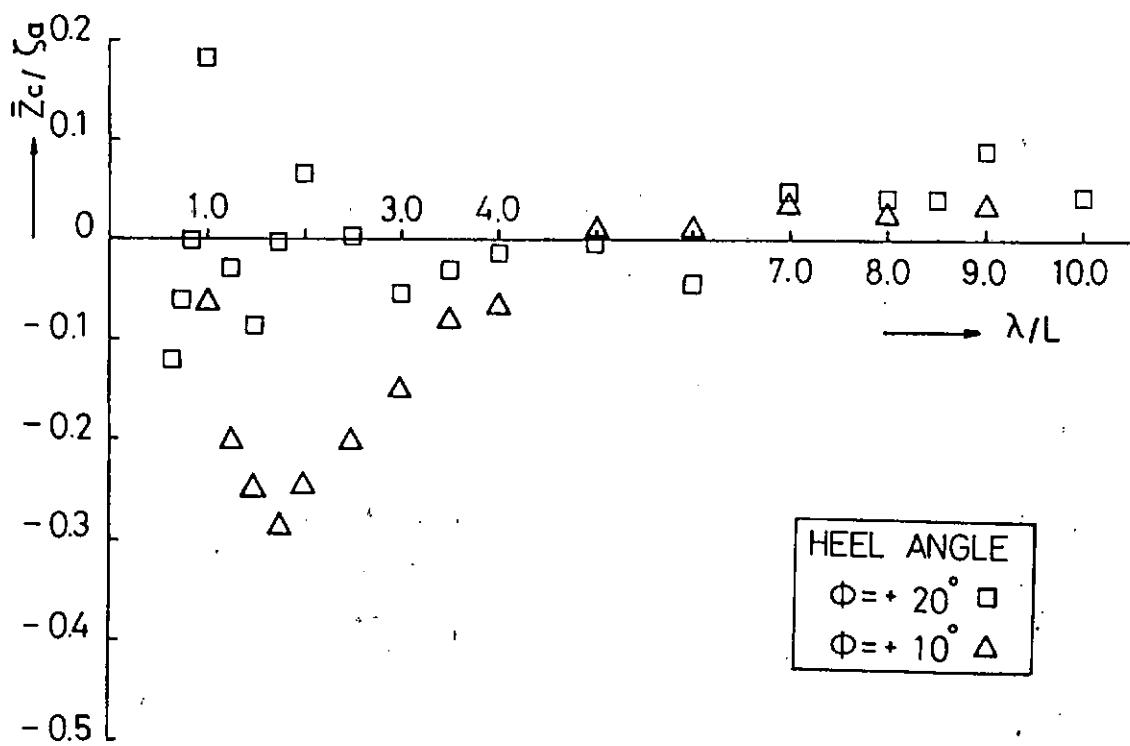


図 1.4.31 a 横波状態における Chain Locker 入口の上下方向定常変位

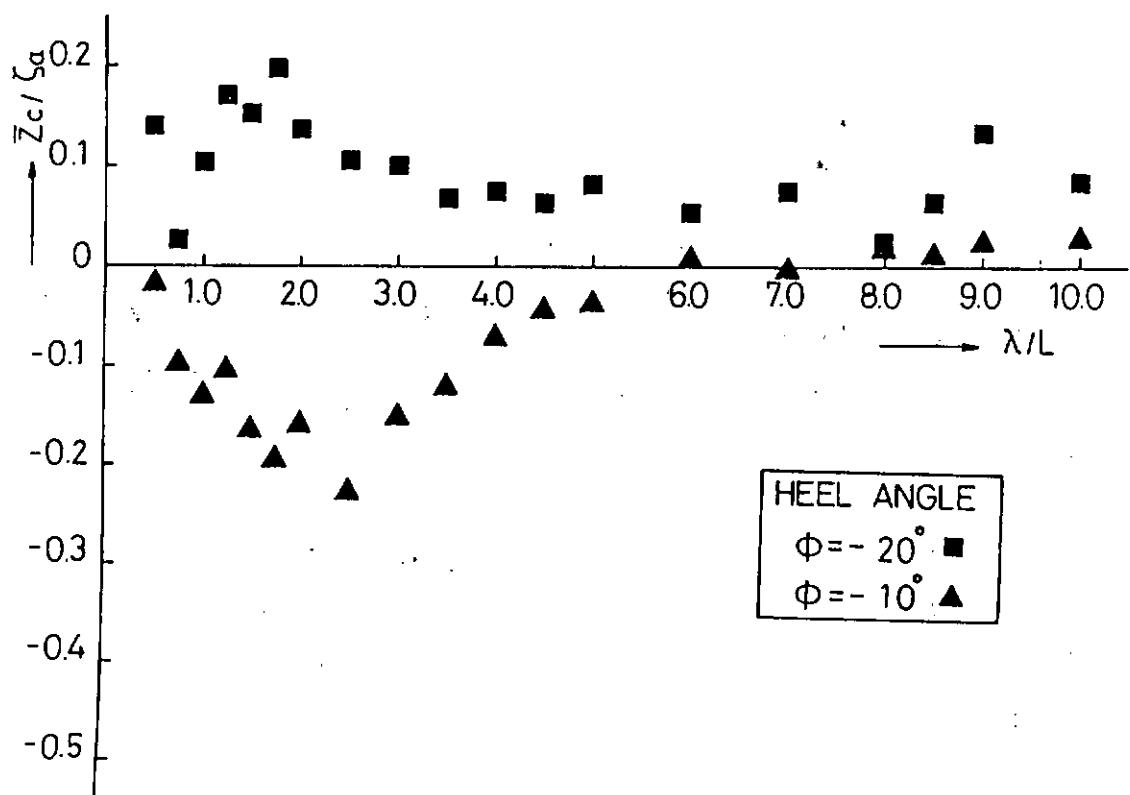


図 1.4.31 b 横波状態における Chain Locker 入口の上下方向定常変位

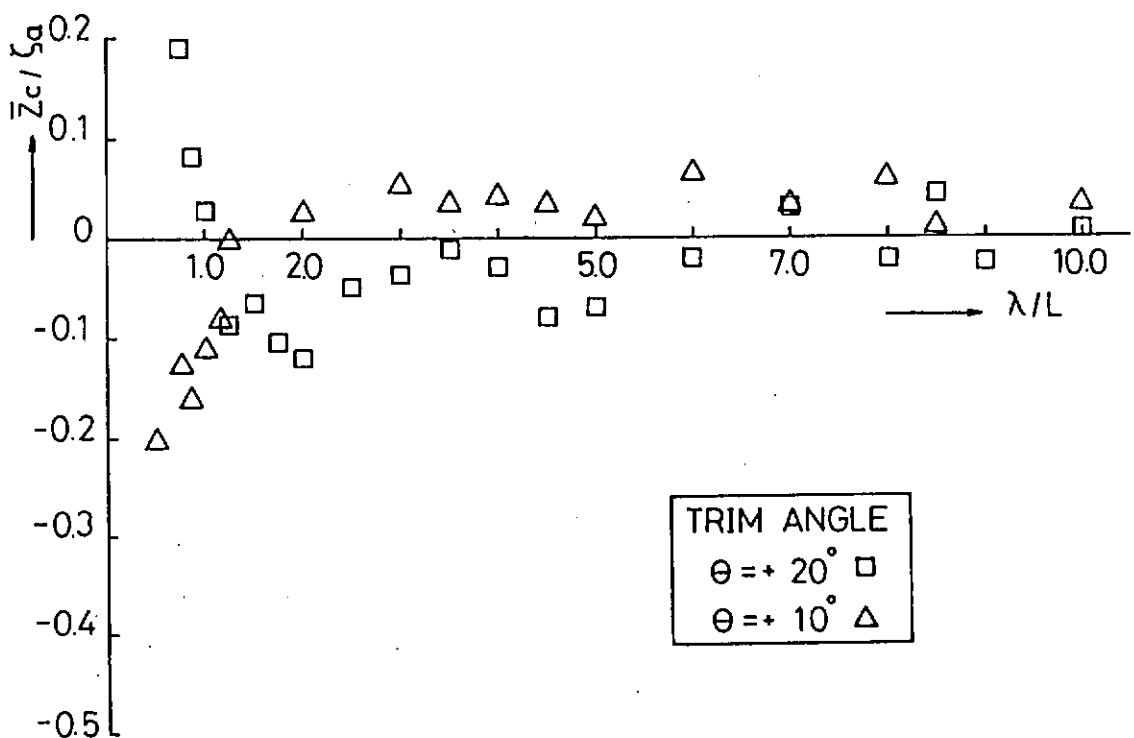


図 1.4.32 a 縦波状態におけるChain Locker 入口の上下方向定常変位

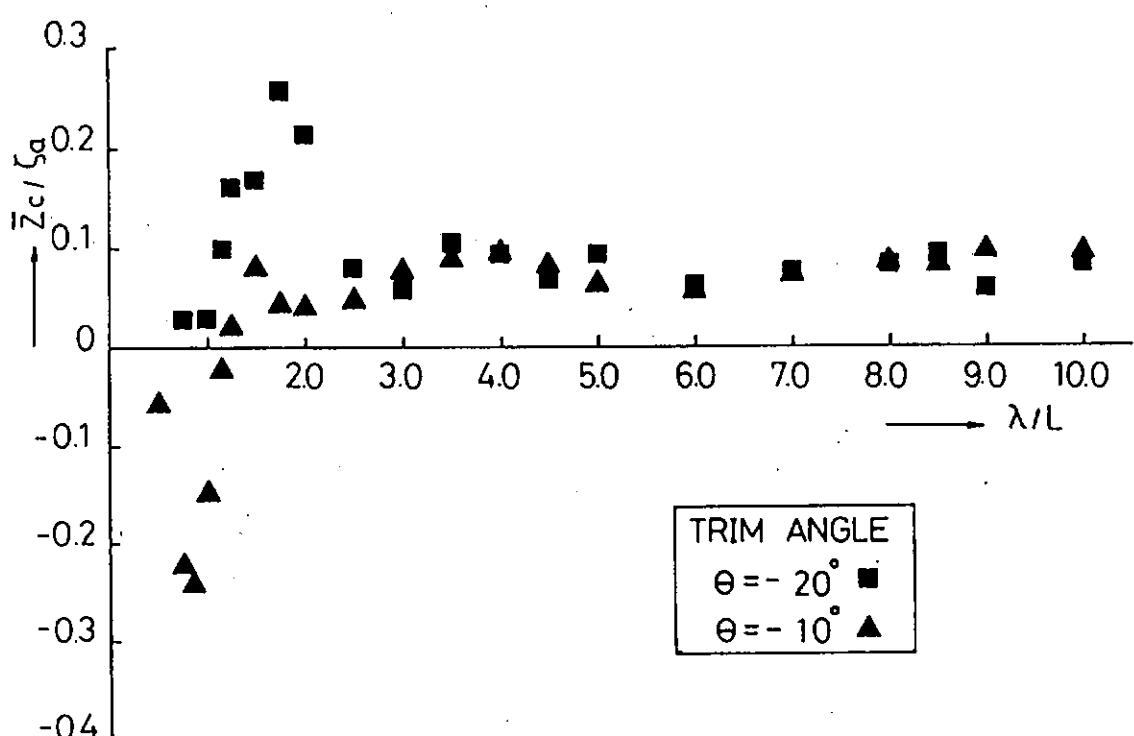


図 1.4.32 b 縦波状態におけるChain Locker 入口の上下方向定常変位

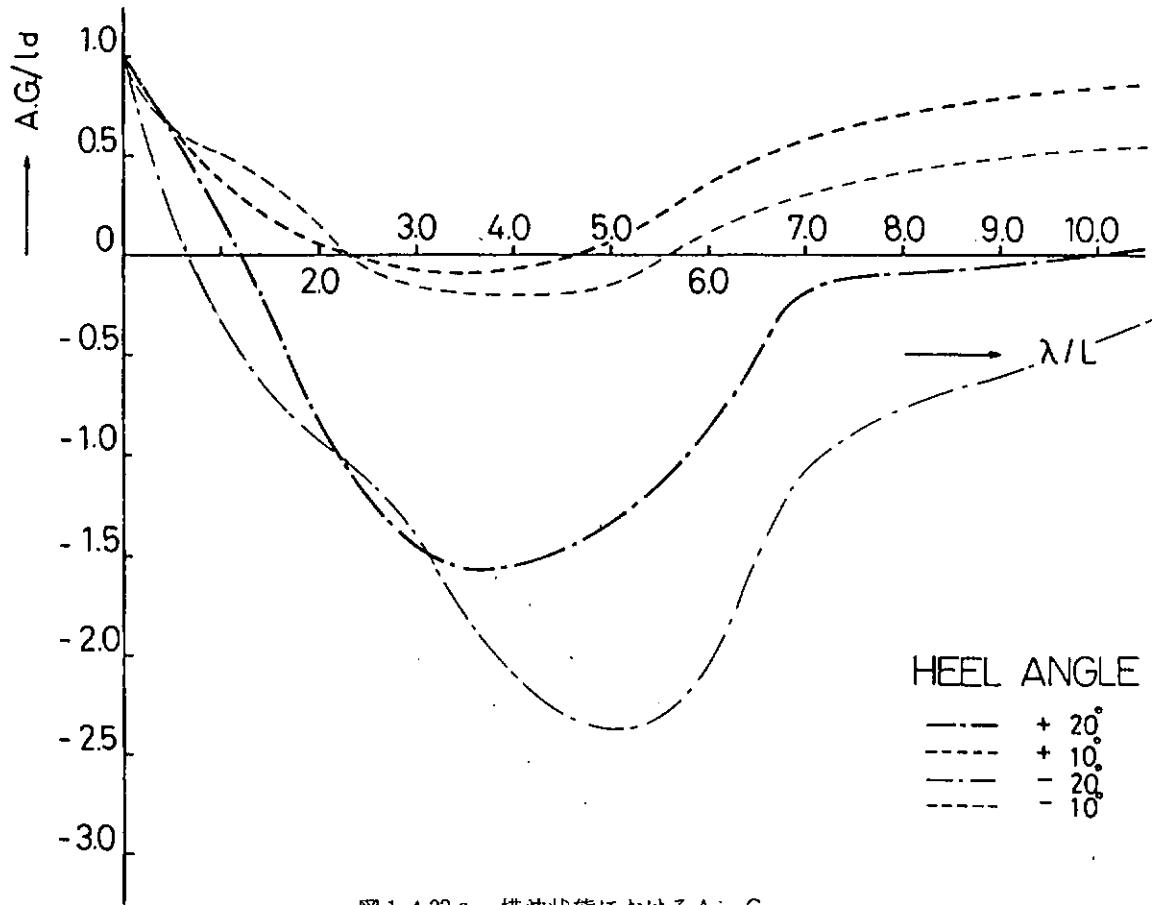


図 1.4.33 a 横波状態における Air Gap

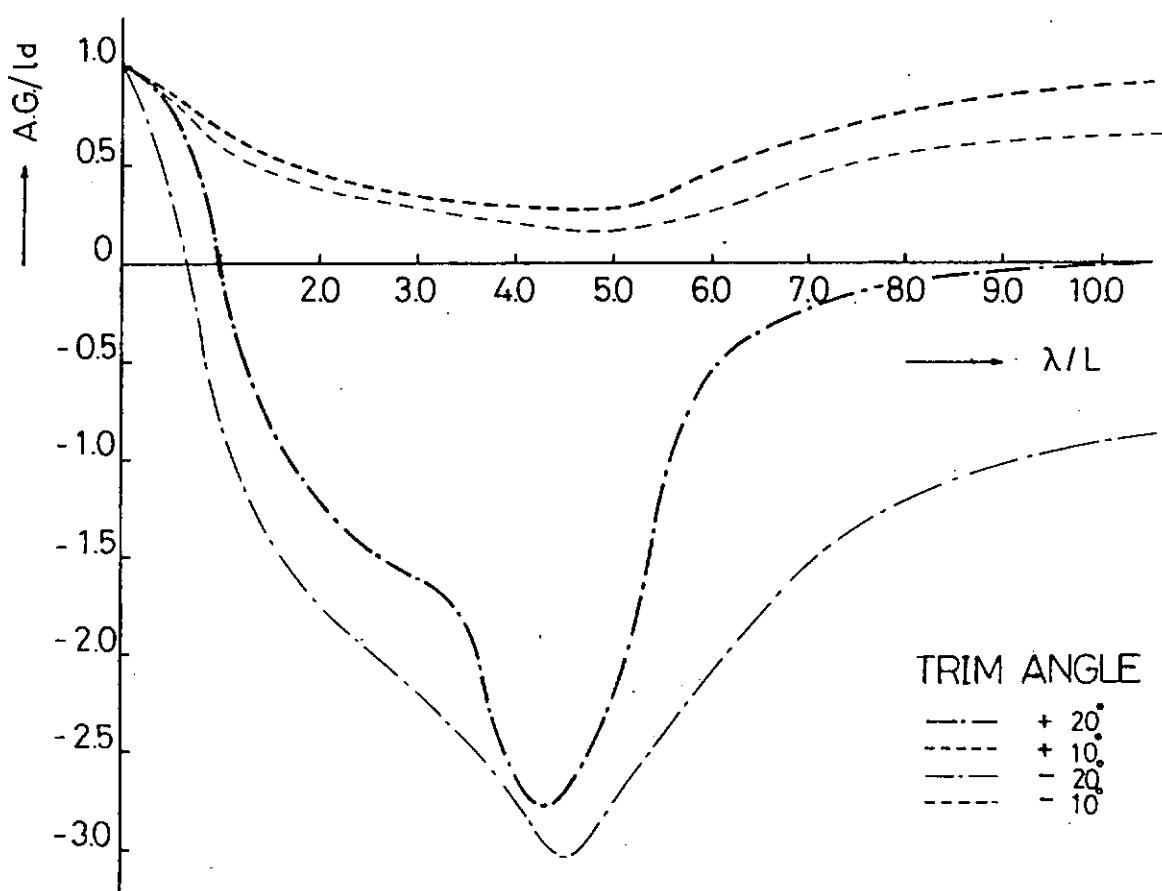


図 1.4.33 b 縦波状態における Air Gap

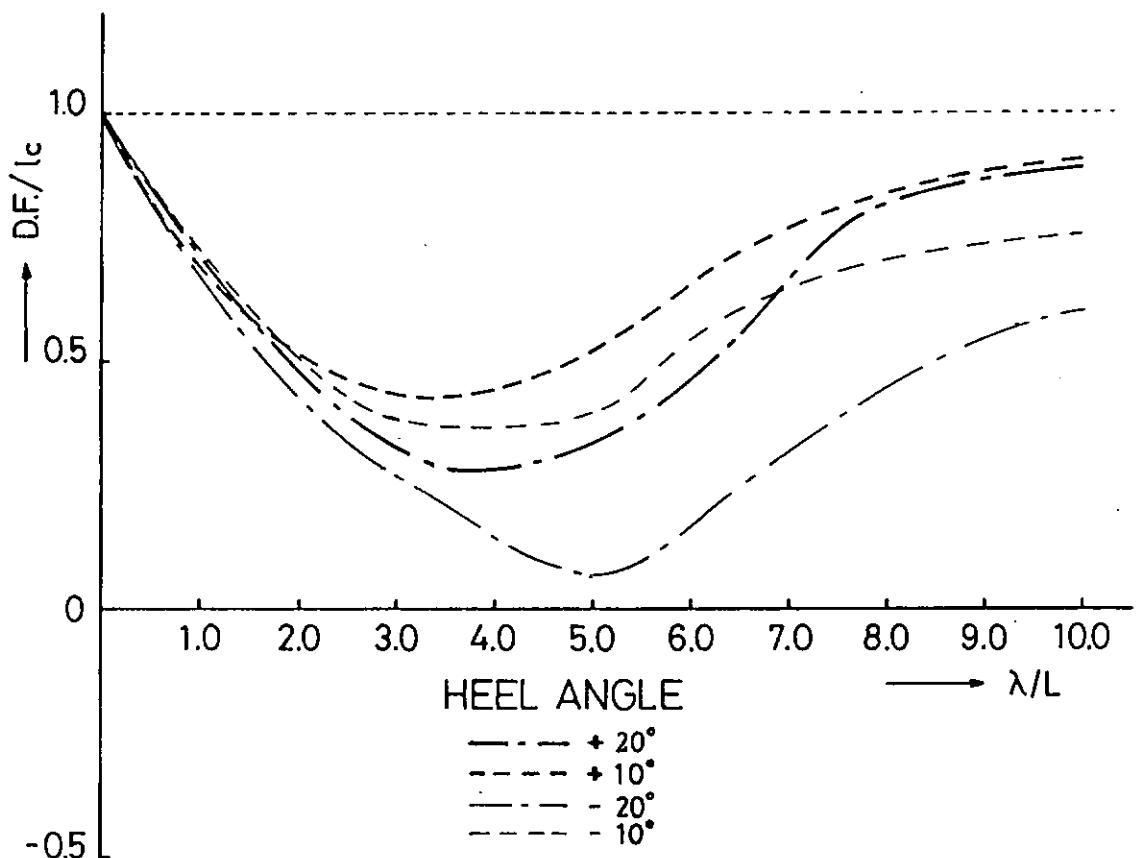


図 1.4.34 a 横波状態における Down Flood

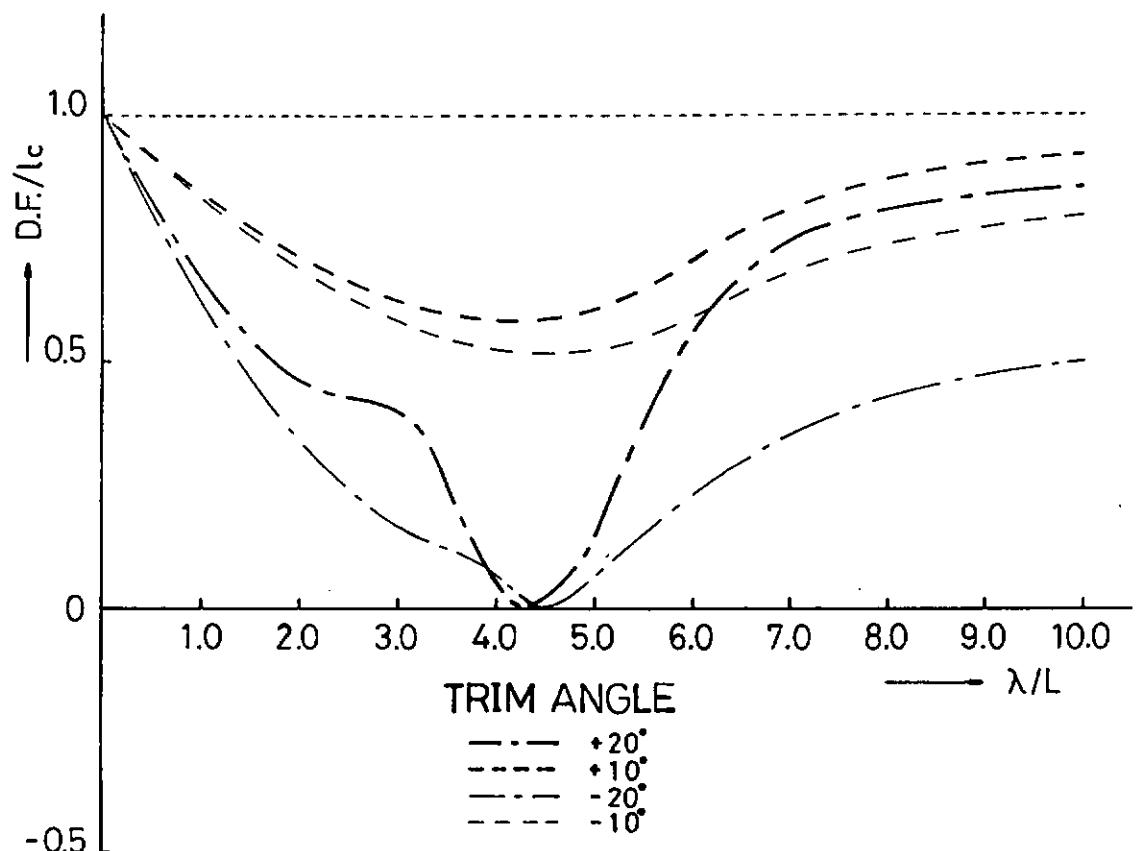


図 1.4.34 b 縦波状態における Down Flood

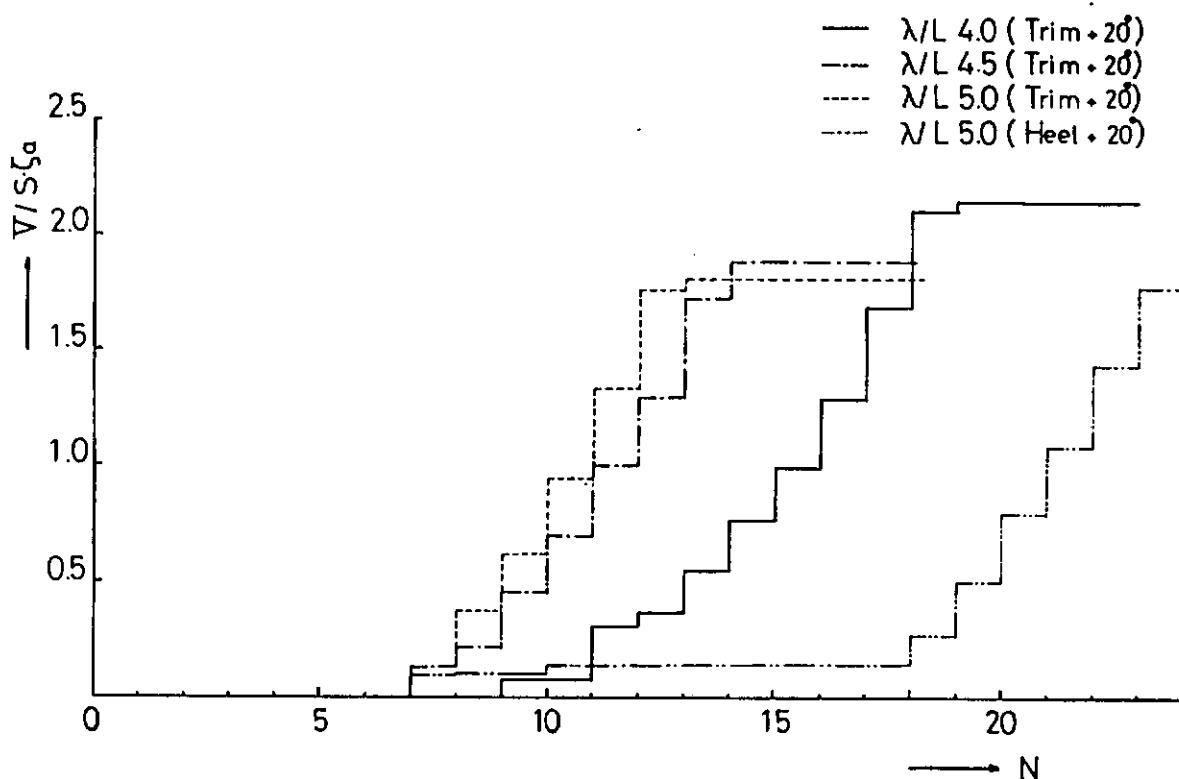


図 1.4.35 a Chain Locker への海水打ち込み量

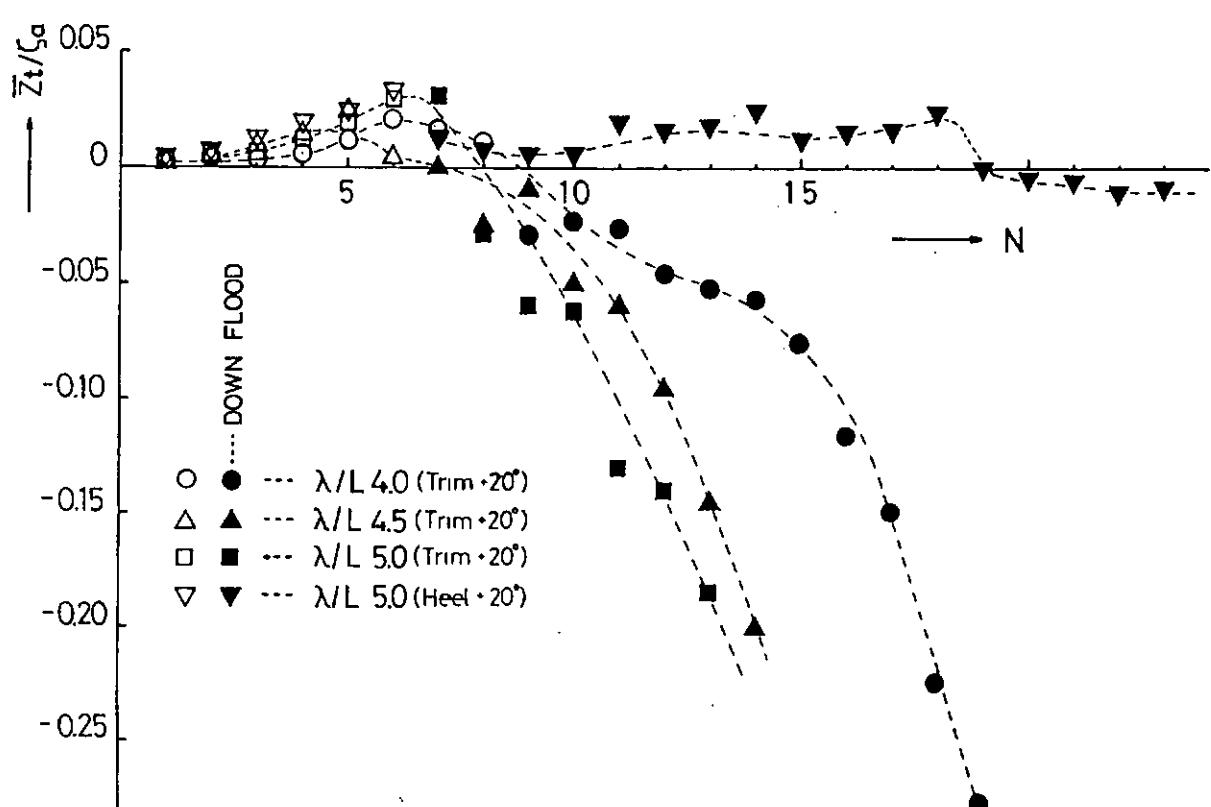


図 1.4.35 b Chain Locker に入水時の上下方向定常変位

1.5 二方向波中の動搖特性水槽実験

1.5.1 まえがき

短波頂不規則波は線形性が成り立つ範囲では重なったものと解釈できる。その中でも二方向波は最も簡単な短波頂波である。ところで水槽の設備の節約から多方向波中の水槽実験が行なわれた例は極めて少ない。そこで本節では、方向性をもった波スペクトルという意味で短波頂不規則波中の浮体の動搖特性に関する基礎的研究を行った。波向は施設の関係から直交する二方向波中の問題で興味のあるところは波そのものと浮体の動搖特性との二点である。いずれの場合も一方向の場合と比べて二方向波で線形の範囲では考えられない現象が生じるか否かが知りたいところである。また二方向波中の水槽試験では計測方法、解析方法等に関して新たに試験方法を開発しなければならない点がある。波そのものに対しては方向スペクトルの計測法であり、動搖では大振幅動搖の計測法である。本年度は一方向波中の係留浮体の動搖動性試験、および二方向規則波中の係留浮体の動搖特性試験を行いさらに方向スペクトル解析法に検討を加えたので以下に報告する。

1.5.2 一方向過渡水波中の浮体の運動

使用した模型は1/100のSR192モデルで主要目を表1.5.1に示す。東京大学千葉実験水槽を使用し、模型の係留ならびに設備状態は図1.5.1に示す。波向は模型の長手方向を $x = 0^\circ$ ととり横波状態を $x = 90^\circ$ とする。 $x = 0^\circ$ の時の過渡水波中の応答を図1.5.2～1.5.4に示し、 $x = 90^\circ$ の場合を図1.5.5に示す。各図で図面番号中の「(a)」は応答のスペクトルを表し、「(b)」はそれぞれの運動の応答関数を表わす。図1.5.2と1.5.3の違いは単に解析時点での周波数のとり方の細かさであり、前者が1024に対し後者は512である。図1.5.2と1.5.3と1.5.5は高周波側に重点をおいた過渡水波であり、図1.5.4は低周波側に重点を置いている。いずれの場合も相対水深は異なるものの昨年度報告の運動の応答結果に近い値を示している。

1.5.3 二方向規則波中の浮体の運動

使用した模型は前節で用いたものである。実験に使用した規則波の組み合わせは表1.5.1で二重丸印、丸印、三角印、X印を付したものである。

(1) 連成しない運動

浮体が前後左右対称であれば線形性の成り立つ範囲では連成しないはずの運動について述べる。 $x = 0^\circ$ ではRollとSwayは無いはずである。 $x = 90^\circ$ ではPitchとSurgeは無いはずである。このような観点から動搖特性をまとめたものがPitch(図1.5.6)、Surge(図1.5.7)、Roll(図1.5.8)、Sway(図1.5.9)である。図中の丸印は、図1.5.6および1.5.7では $x = 0^\circ$ での値であり、図1.5.8および1.5.9では $x = 90^\circ$ での値を意味する。縦軸は全て波高で規格化してある。この程度の波高でこのような表示のもとでは、Pitch、Surge、Roll、Swayの応答関数には線形重ね合わせが成り立つといえる。

(2) 二方向規則波の分離

微小波高の限りにおいてはある一点で計測される波高の記録は二方向の規則波が重ね合ったものである。ただし二方向規則波には一般に互いにその位相差 ϵ が存在する。位相差 ϵ とは線形性の仮定のもとに二方向波を重ね合わせた時系列の記録をFFT解析することにより得られる。この方法では二方向波の周波数が互いに異なる場合にのみ位相差が求まる。

(3) 一方向および二方向規則波中実験による線形性の検証

一方向および二方向波中の浮体の運動変位ベクトルをそれぞれ波向き $x = 0^\circ$ 単独、 $x = 90^\circ$ 単独、 $x = 0^\circ$ と $x = 90^\circ$ の二方向に対応して、 $\{\underline{x}_0(t)\}$ 、 $\{\underline{x}_{90}(t)\}$ 、 $\{\underline{x}_{0+90}(t)\}$ とおく。二方向波の場合浮体運動にも線形性が成り立つならば、 $\{\underline{x}_{0+90}(t)\} = \{\underline{x}_0(t)\} + \{\underline{x}_{90}(t)\} e^{i\epsilon}$ となるはずである。従って、 $\{\underline{x}_0(t)\} + \{\underline{x}_{90}(t)\} e^{i\epsilon}$ と $\{\underline{x}_{90}(t)\}$ とを比較することにより浮体運動の線形性の検証を行なうことができる。

(4) 解析結果

$\{\{x_0(t)\}, \{x_{90}(t)\}\}$, $\{x_{0+90}(t)\}$ と $\{\{x_0(t)\} + \{x_{90}(t)\} e^{i\epsilon}\}$ の三種類をそれぞれ記号(a), (b), (c)に対応させて 1 組として、解析結果を図 1.5.10(a)から図 1.5.15(c)に示す。線形重ね合わせの計算は Heave に対してだけで行い、波向 $\alpha = 0^\circ$ のみの一方方向波のときの Roll, Sway と $\alpha = 90^\circ$ のみのときの Pitch, Surge は零とおいた。各(a)図における破線は $\alpha = 90^\circ$ を示し実線は $\alpha = 0^\circ$ を意味する。

(5) まとめ

線形性が成り立つ例を図 1.5.6 から図 1.5.9 に示し、線形性が成り立たない例を図 1.5.10 から図 1.5.15 に示す。

- ・線形重ね合わせが成り立つ場合と成り立たない場合のあることがわかった。
- ・線形重ね合わせが成り立たない場合とは、Pitch, Surge, Roll, Sway に長周期運動が発生している場合を指す。
- ・二方向異周波数規則波は定点での時系列はある周期でうなり現象を発生する。
- ・線形性の成り立つ例は、表 1.5.1 で二重丸印で示し、うなり現象を発生する例を三角印で示し、解析精度のとれなかった例を X 印で示す。

1.5.4 方向スペクトルの推定法について

(1) はじめに

方向スペクトルの推定には様々な方法があるが、ここであつかうものは、空間に固定された波高計群の計測による方法である。ここではこの方法を直接積分法と級数展開法に大別し、それぞれの基本的な方法により数値シミュレーションを行ないこれらの方法を評価する。

(2) 方向スペクトル推定の理論の概要

波高 η (x, y, t) を次のように仮定する。

共分散関数 $\psi(X, Y, \tau)$ は

$$\psi(X, Y, \tau) = \overline{\eta(x, y, t) \cdot \eta(x+X, y+Y, t+\tau)} \\ = \sum_{m,n=1}^{\infty} \frac{1}{2} a_{mn}^2 \cos(k_m x \cos \theta_m + k_n y \sin \theta_n - \sigma_m \tau) \quad \dots \dots \dots (2)$$

となる。方向スペクトルの定義式(3)より

$$\Psi(X, Y, \tau) = \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} S(k, \theta) \cos(kx \cos \theta + ky \sin \theta - \sigma \tau) d\theta dk \quad \dots \dots \dots (4)$$

となる。

また、クロススペクトルを $\phi_0(X, Y, f)$ とすると

$$\phi_0(X, Y, f) = \int_{-\infty}^{\infty} y(X, Y, \tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau \quad \dots \dots \dots \quad (5)$$

である。

(4)式を極座標系 (k, θ) から直交座標系 (u, v) に交換し、それを逆変換したものの(5)式を代入すれば

$$S k_0(u, v, f) = \frac{1}{(2\pi)^2} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \phi_0 * (X, Y, f) e^{-i(uX+vY)} dXdY \dots \dots \dots (6)$$

となる。

($\phi_0^* : \phi_0$ の共役関数) これが方向スペクトル推定の基本式である。

(a) 直接積分法

以上までの展開をはじめに行なったのは Barber で彼は式(6)の $\iint dX \cdot dY$ を数値積分するために、計測された $\phi_0^*(X, Y, f)$ 以外の ϕ_0^* は 0 とみなして、

$$S_{k_0}(u, v, f) = \frac{1}{(2\pi)^2} \sum_{n=-M}^M \phi_{k_0}^*(X_n, Y_n, f) e^{-i(uX_n + vY_n)} \dots \quad (7)$$

とした。(M : 波高計の対の組合せの数, $(X_{-n}, Y_{-n}) = (-X_n, -Y_n)$ さらに

$\phi_0^* = C_0 + iQ_0$ で展開すると次のようになる。

$$Sk_0(u, v, f) = \frac{1}{(2\pi)^2} \left\{ C_0(o, o, f) + 2 \sum_{n=1}^M [C_0(X_n, Y_n, f) \cos(uX_n + vX_n) + Q_0(X_n, Y_n, f) \sin(uX_n + vX_n)] \right\} \dots \quad (8)$$

これは $-\infty < f < +\infty$ で定義された波数ベクトル表示であるが、これを $0 < f < \infty$ の (θ, f) 表示に変換すると（分散関係式の成立、方向スペクトル $S(f, \theta) = S(f) \cdot G(\theta|f) \int_0^{2\pi} G(\theta|f) d\theta = 1$ を仮定する）

$$S(f, \theta) = 2C_0(o, o, f) \cdot G(\theta | f) \quad \dots \dots \dots (9)$$

$$G(\theta, f) = \alpha \left\{ 1 + 2 \sum_{n=1}^M \left[\frac{C_0(X_n, Y_n, f)}{C_0(0, 0, f)} \cos(kX_n \cos \theta + kY_n \sin \theta) + \frac{Q_0(X_n, Y_n, f)}{C_0(0, 0, f)} \sin(kX_n \cos \theta + kY_n \sin \theta) \right] \right\} \quad \dots \quad (10)$$

となる。

(b) 級数展開法

この方法は方向スペクトル $S(f, \theta)$ の形を

$$S(f, \theta) = \frac{1}{2} A_0(f) + \sum_{n=1}^{\infty} [A_n(f) \cos n\theta + B_n(f) \sin n\theta] \quad \text{.....(11)}$$

と仮定し、(a)の方法と同様クロススペクトルのデータにより A_n, B_n を決定する方法で Borgman により提唱された。

基本式である(6)の逆変換より

$$C_0(X_n, Y_n, f) = \int_0^{2\pi} S(f, \theta) \cos(kX_n \cos \theta + kY_n \sin \theta) d\theta \quad \text{.....(12)}$$

$$Q_0(X_n, Y_n, f) = \int_0^{2\pi} S(f, \theta) \sin(kX_n \cos \theta + kY_n \sin \theta) d\theta \quad \text{.....(13)}$$

(11)の $\sum_{n=1}^{\infty}$ を $\sum_{n=1}^{M'}$ として(12), (13)に代入すると A_n, B_n に関する連立一次方程式ができる。未知数の数は $2M+1$ 個で、式の数は $(X, Y) = (0, 0)$ のとき(13)の両辺が 0 となるので $2M-1$ 個である。よって

$$2M+1 \leq 2M-1 \quad \therefore M' \leq M-1 \quad \text{.....(14)}$$

が M' に関する条件である。

(3) 数値シミュレーションの結果と考察

(a), (b)の2法でシミュレーションを行なう。クロススペクトルは仮定した $S(f, \theta)$ を(12), (13)式に代入して求める。つまり、正確なクロススペクトルが得られたという仮定のもとに行なう。(b)については $M=7$ に対して $M'=5$ を採用した。 $(M=6$ では係数マトリックスが Singular になった。)

波高計配置は図 1.5.16 のようにとり波向は図のように θ をとる。

(正三角形の3頂点と中心点の4点)

図 1.5.17 は一方向規則波に対する結果である。これは方向分解能を表わしているといえる。直接積分法を A 法、級数展開法を B 法と呼ぶことにする。波長 λ を $2D, 3D, 5D, 10D$ の4種類について結果を示す。A 法、B 法の特徴は次のとおりである。

- A 法
 - 波長が大きくなると分解能が著しく低下しつつ、ピークの値も真の値に比べてかなり小さくなる。
 - 見かけのピーク（真の方向以外の方向のピーク）がやや大きい場合がある。
- B 法
 - 今回計算した波長では方向スペクトルの形、大きさはほとんど同じである。
 - 分解能は A 法より良くピークの値も真の値に近い。
 - 小さいが見かけのピークが多く（4 個）である。また負の値をとることが多い。

図 1.5.18 は多方向波に対する結果である。波長 λ はそれぞれ一定で $\lambda/D = 2, 3, 5, 10$ について計算した。

方向スペクトル $S(f_0, \theta)$ は

$$S(f_0, \theta) = |\cos \frac{\theta}{2}|^{2-6} \quad \text{.....(15)}$$

とした。B 法の結果はいずれも(15)とほとんど一致した。A 法についてはだいたい一方向波の場合と同じ傾向である。

図 1.5.19 は二方向及び三方向規則波に対する結果である。波長 λ は $\lambda = 2D$ である。これは A 法が一方向波で比較的良好な結果を示した波長である。B 法はここでも負の領域がかなり見られる。ピークの鋭さは A 法と同じか、それ以上である。

(4) まとめ

数値シミュレーションの結果次のことがわかった。

- ① 直接積分法の方向分解能は波長に大きく依存するが、級数展開法は計算した範囲では波長によらず良好な結

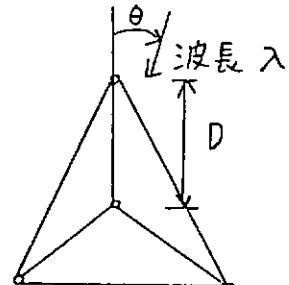


図 1.5.16

果を示すといえる。

- ② ただし級数展開法はスペクトルが負になる領域が直接積分法より多い。とくにこれはピークから下がったあたりで大きく負になる。
- ③ 図 1.5.18で級数展開法がよく一致したのは元のスペクトル $S(\theta) = (\cos \frac{\theta}{2})^{2-6}$ が $M = 5$ 項までのフーリエ級数展開で良く近似できるからであろうと思われる。
- ④ 以上は正確なクロススペクトルが前提となっているので、時系列から正確なクロススペクトルをとるのはまた問題である。
- ⑤ 両法を基本にしてよい手法を探ぐるのが今後の予定である。

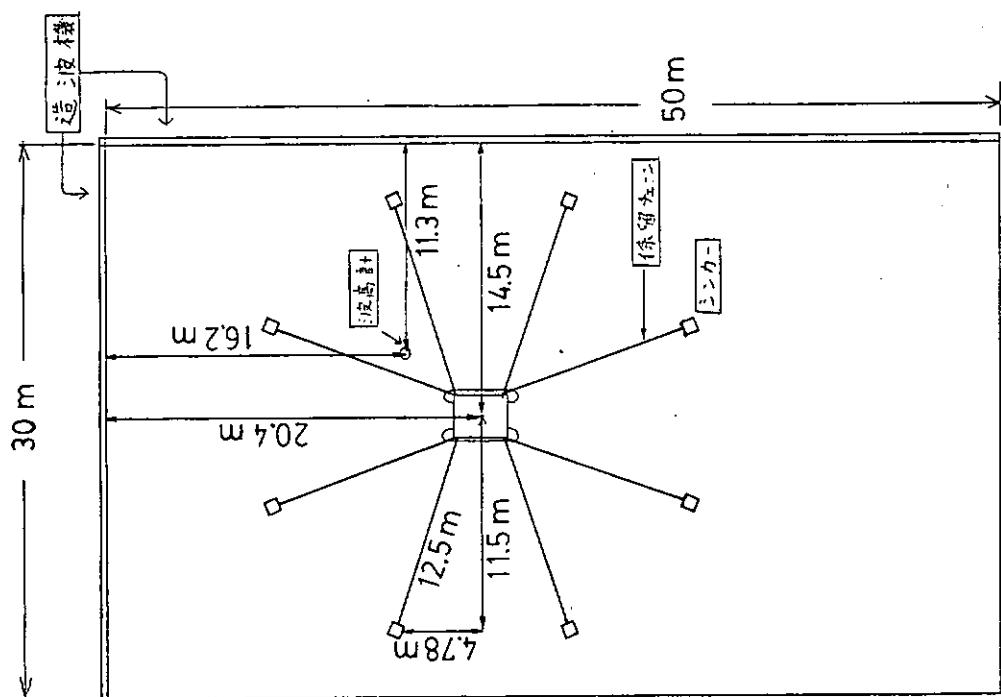
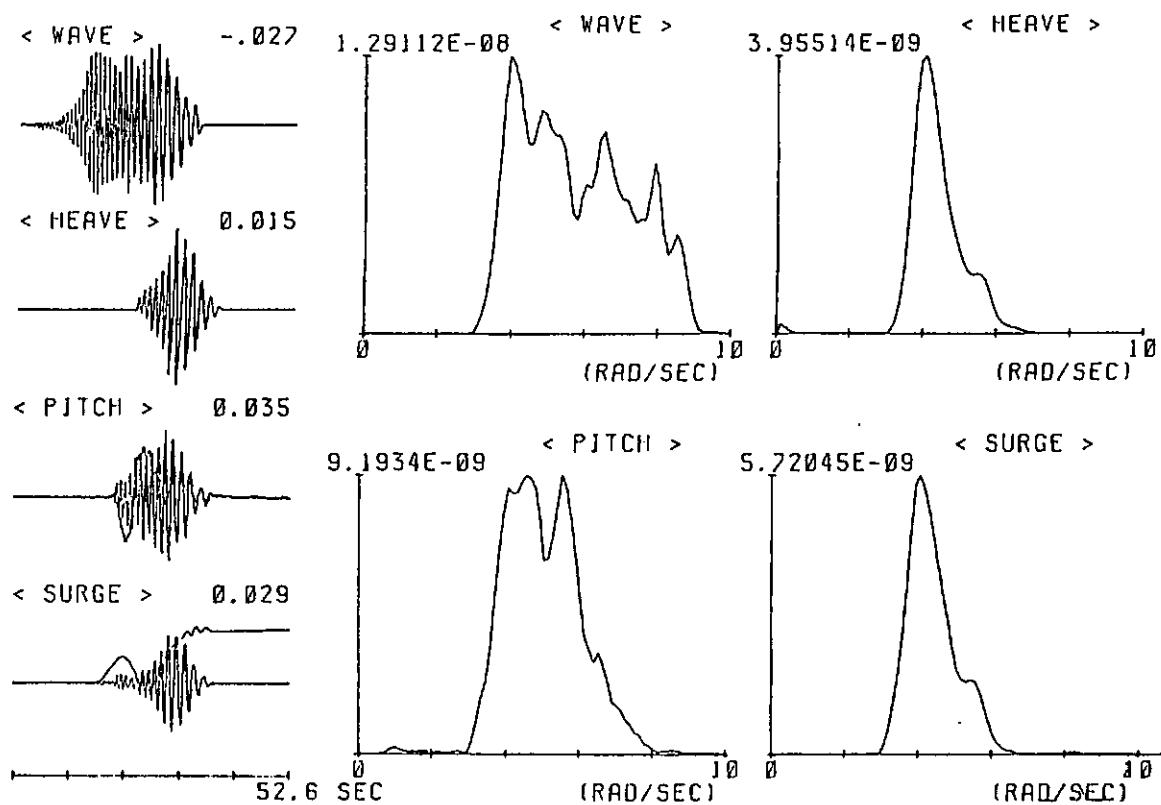


図 1.5.1 モデルの設置状況

表 1.5.1 模型船主要目

(SR-192, 2ロワーハル, 8コラム型)

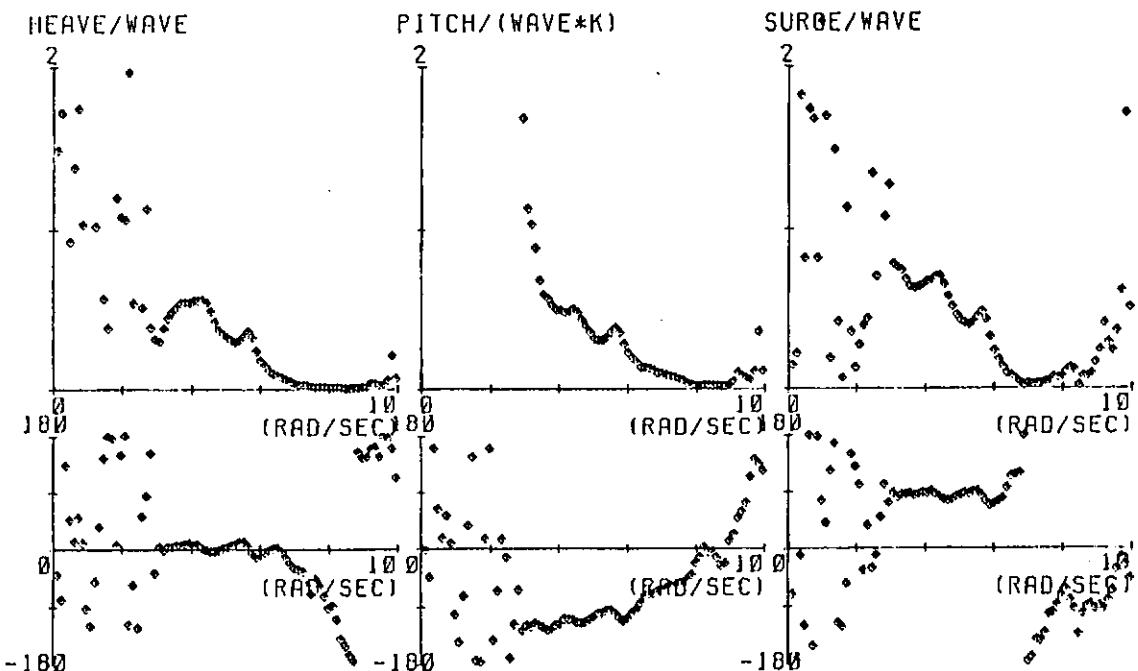
項 目	実 機	模 型 (1/100)		備 考
		無 係 留	係 留 時	
全長	115 M	1.15 M		
全幅	75 M	0.75 M		
高さ(メインデッキ)	38 M	0.38 M		
吃水	20 M	0.20 M	0.223 M	
排水量		34.6 kg	35.8 kg	
エアーギャップ	16.5 M	0.165 M	0.142 M	
KG	17.5 M	0.172 M		
GM _T	2.87 M	0.0285 M		
GM _L	12.37 M	0.0271 M		
ロワーハル				
長さ	115 M	1.15 M		
幅	15 M	0.15 M		
深さ	8 M	0.08 M		
長隔	60 M	0.60 M		
コラム				
	4-10 Mφ	4-0.10 Mφ		
	4-8 Mφ	4-0.08 Mφ		
固有周期				目標値(無係留)
Surge			13.5 sec	
Sway			15.3 sec	
Heave		2.36 sec	2.34 sec	2.38 sec
Roll		5.79 sec	4.80 sec	5.47 sec
Pitch		7.31 sec	5.60 sec	6.24 sec
Yaw			8.46 sec	
水深		2.50 M		



** EXP. NO. = 12 MODEL = SEMI-SUB X = 0

図 1.5.2 (a)

== TRANSFER FUNCTION ==



** EXP. No. = 12 MODEL = SEMI-SUB X = 0
FILE No. = "

図 1.5.2 (b)

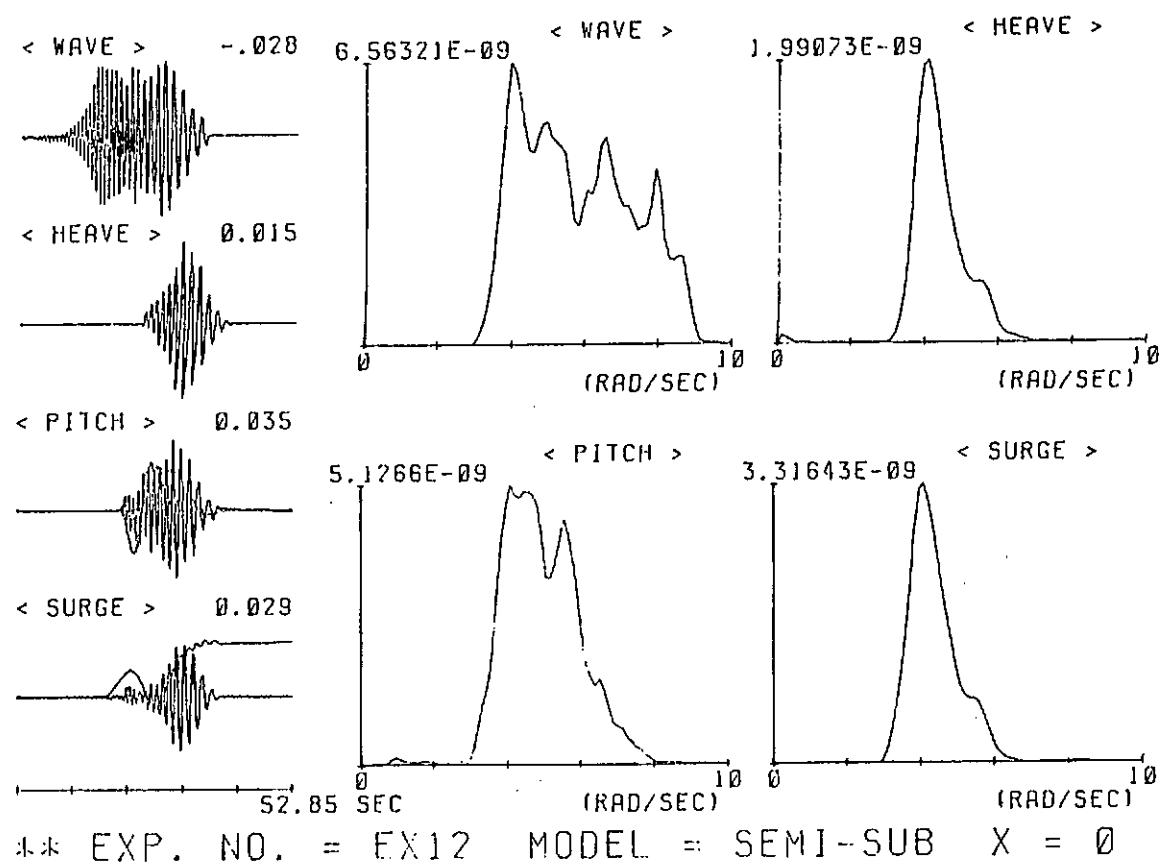


图 1.5.3 (a)

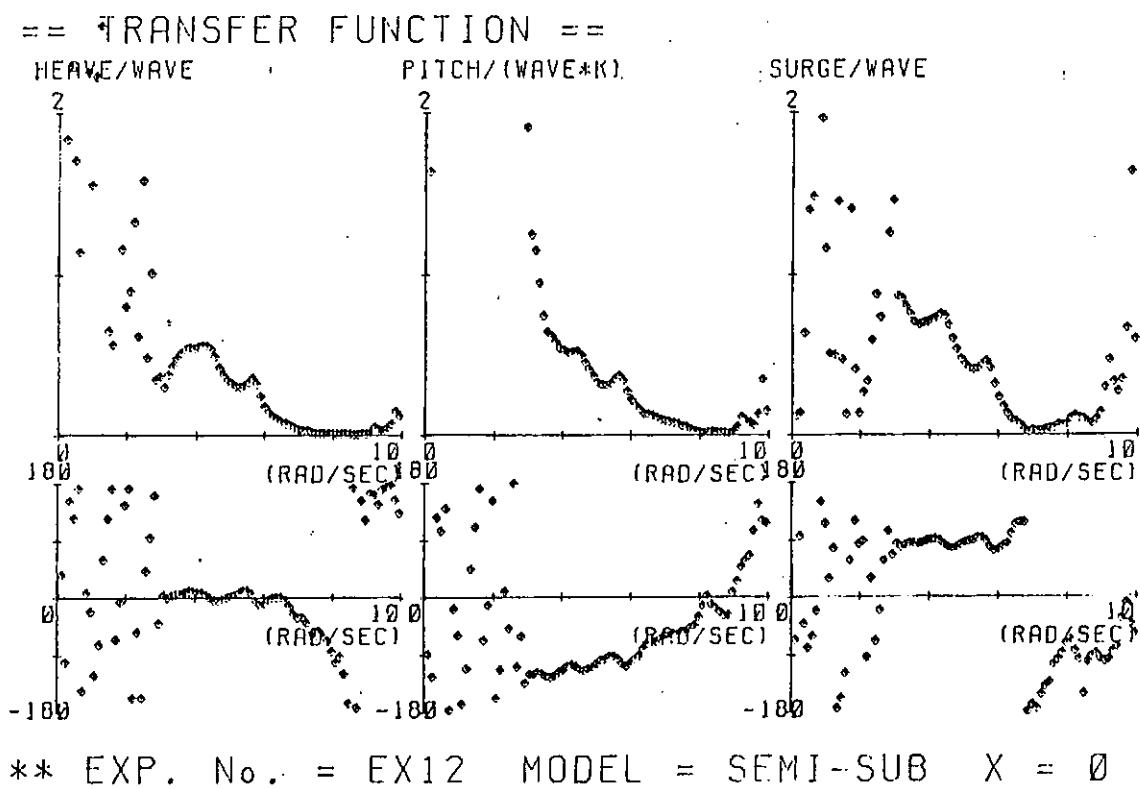


图 1.5.3 (b)

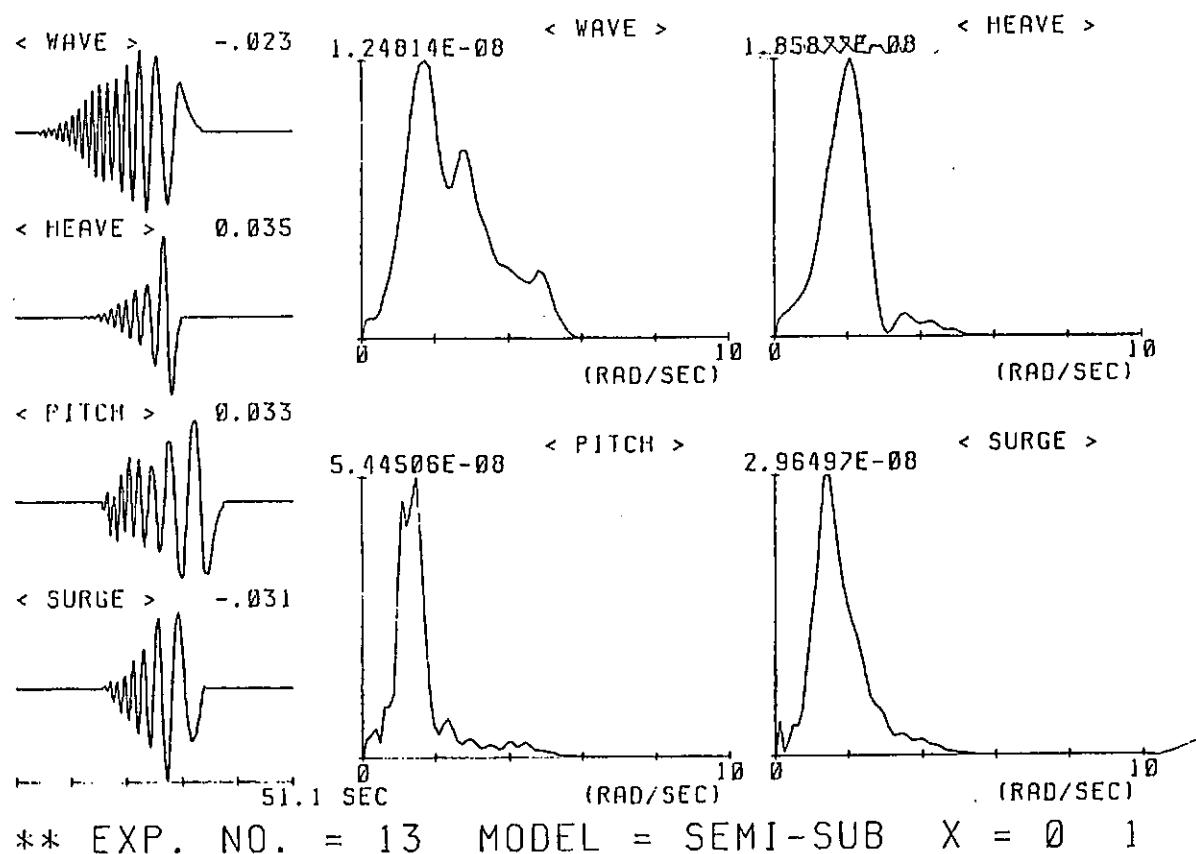


図1.5.4 (a)

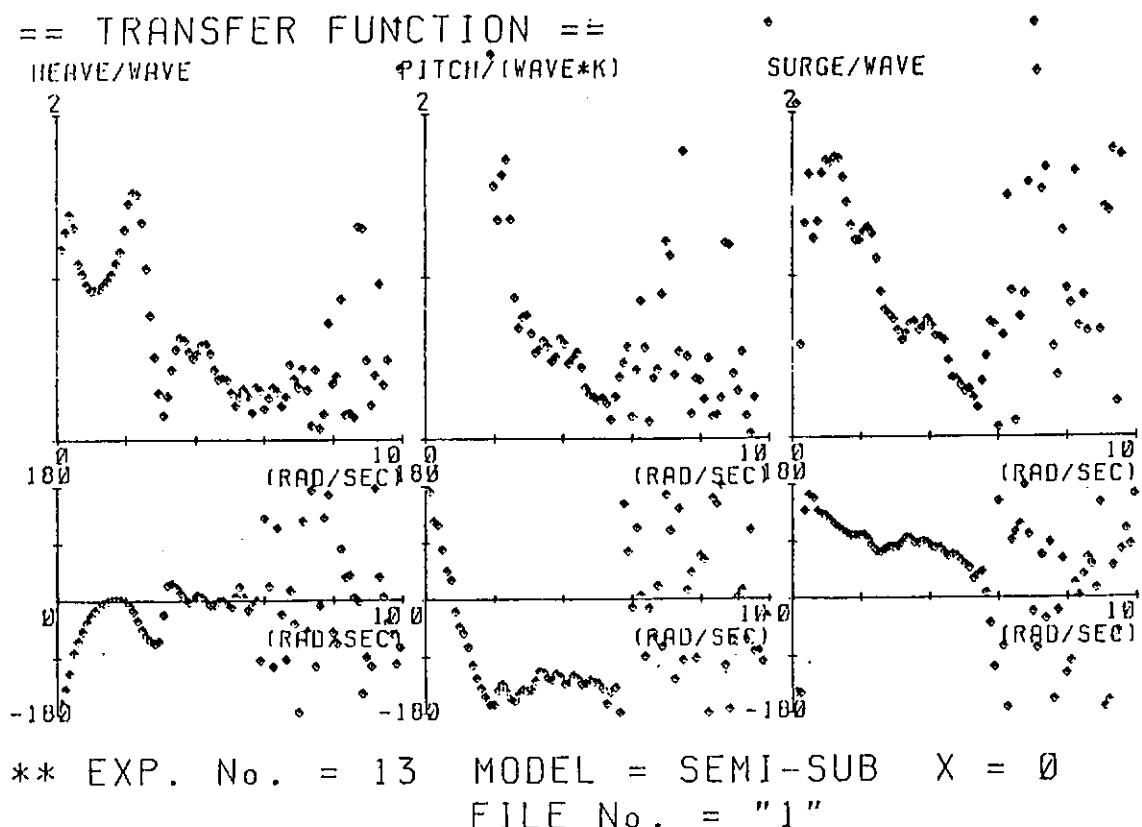


図1.5.4 (b)

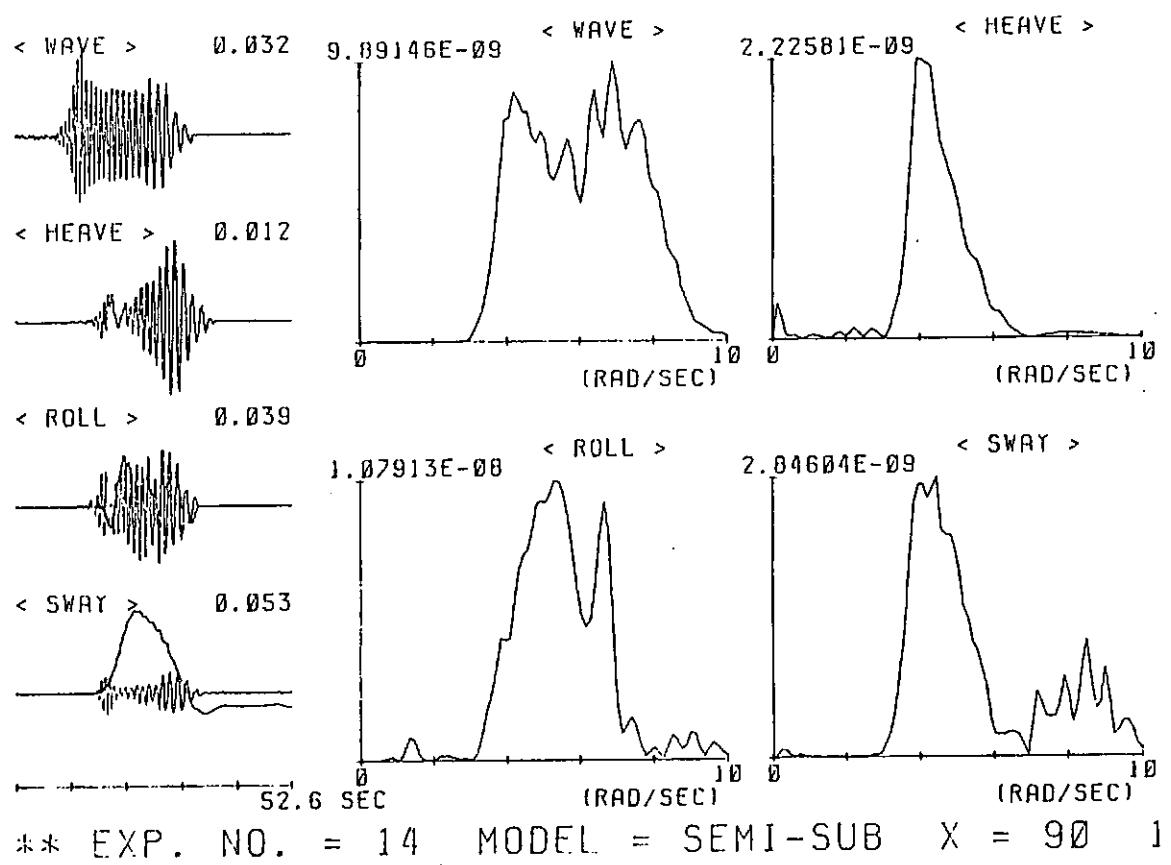


図 1.5.5 (a)

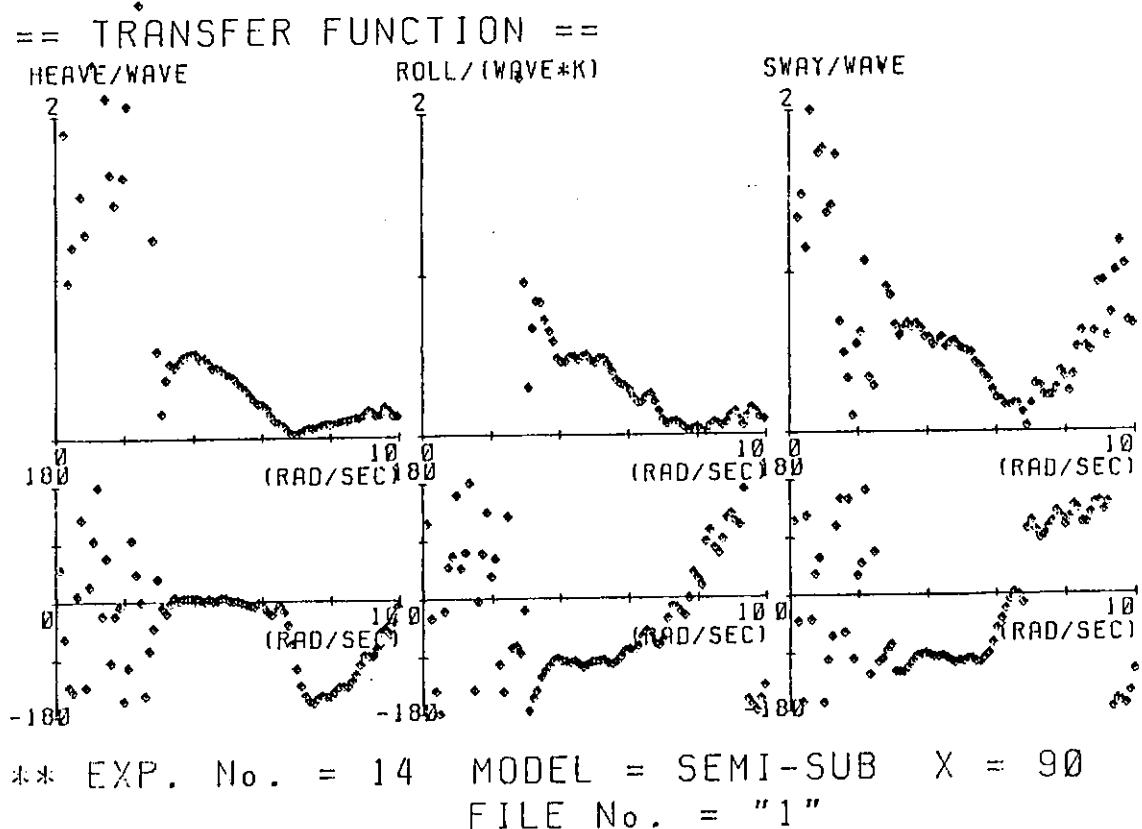


図 1.5.5 (b)

2. 方向規則波

表 1.5.2 実験条件

周 期 (sec)	$\chi = 90^\circ$	0.8	0.9	0.933	1.0	1.21	1.4	1.8	2.0	2.36	3.0
$x \downarrow 0^\circ$	波 高 (cm)	8.20	7.12	7.79	5.16	6.12	6.60	5.97	4.83	4.35	4.38
0.8	8.26	○	△	○×	○×				○		
0.9	9.24	△									
0.96	8.89	×									
1.0	3.82		○						○×		
1.4	6.52				○	○△					
1.8	6.30				○×	○					
2.0	4.84						○	○×			
2.36	4.68				○○		○	○	○○		
3.0	3.63						○○	○○			

○波高は、各方向单独で造波したときのもの。

2. ②

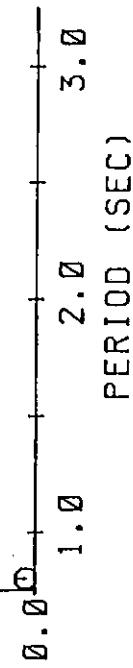
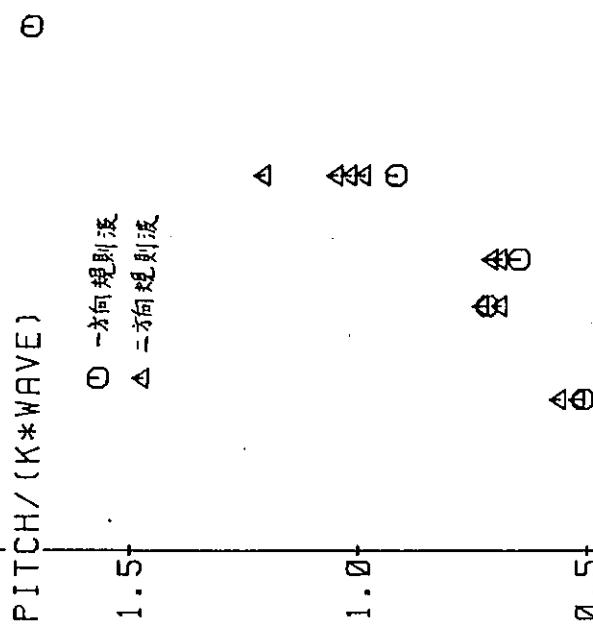


図 1.5.6

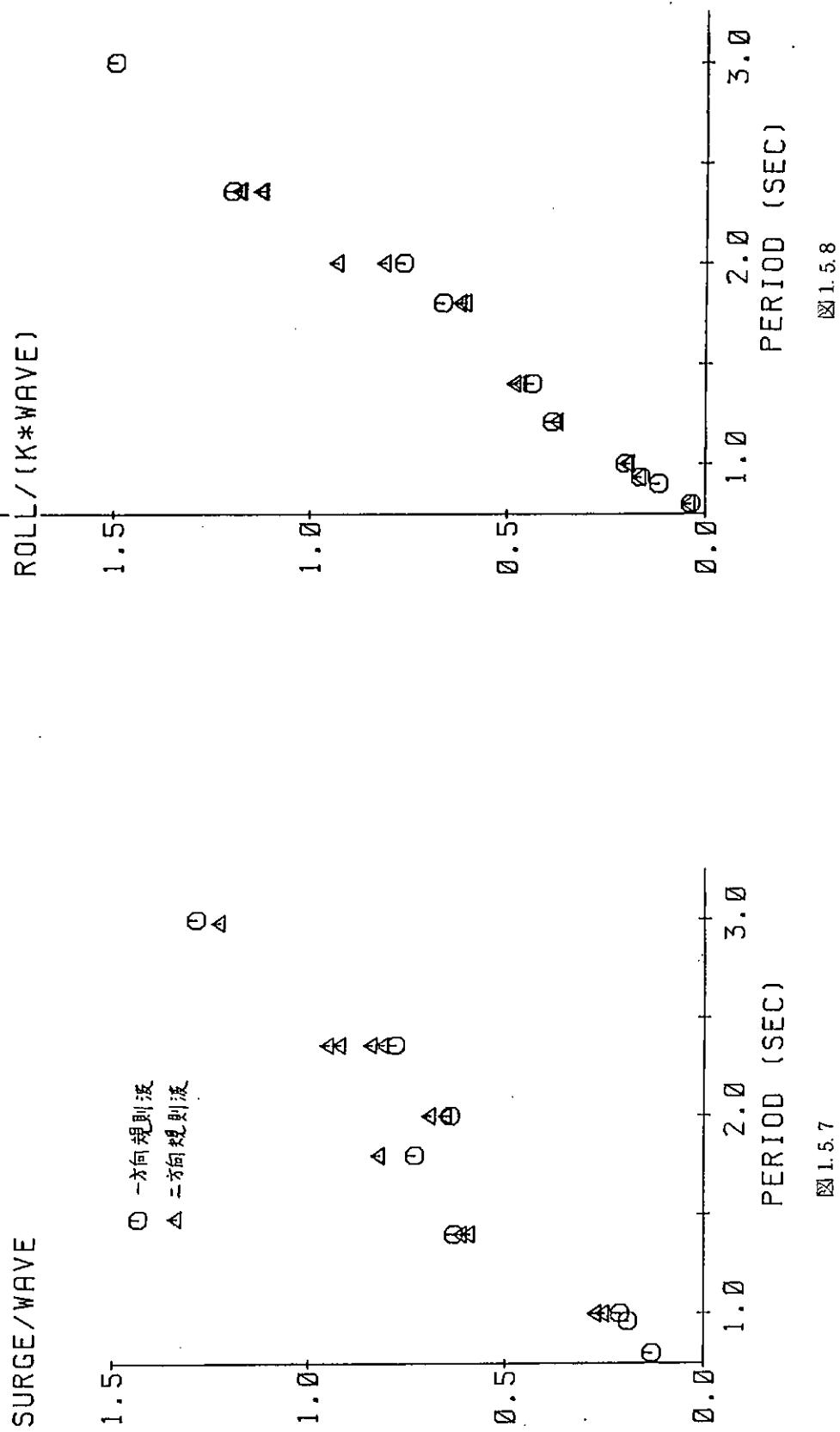


図1.5.7

図1.5.8

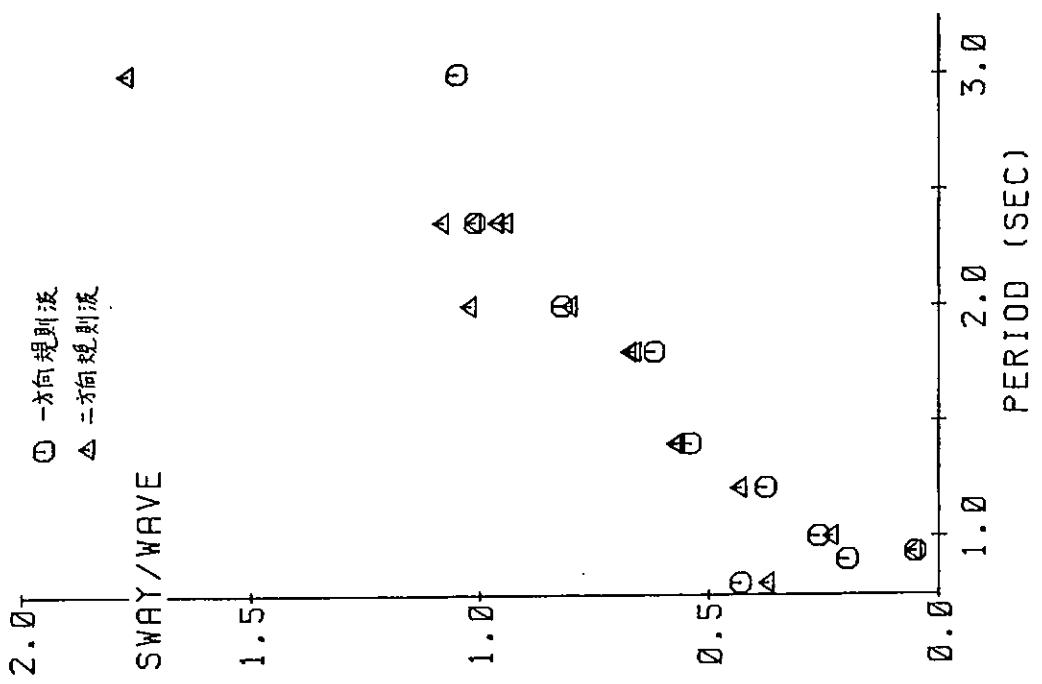


図 1.5.9

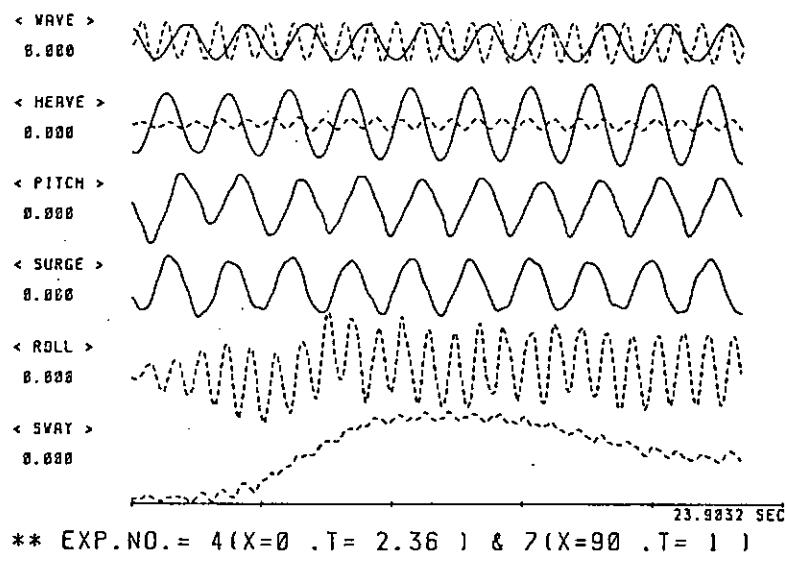


図 1.5.10 (a)

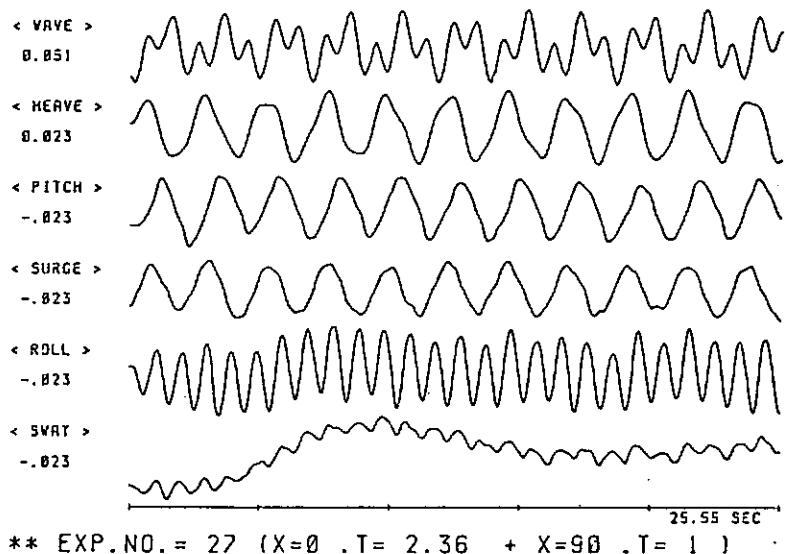


図 1.5.10 (b)

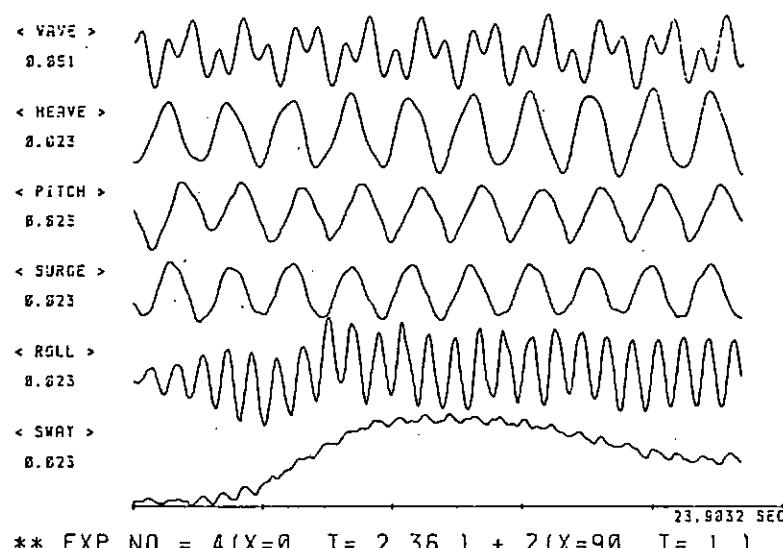


図 1.5.10 (c)

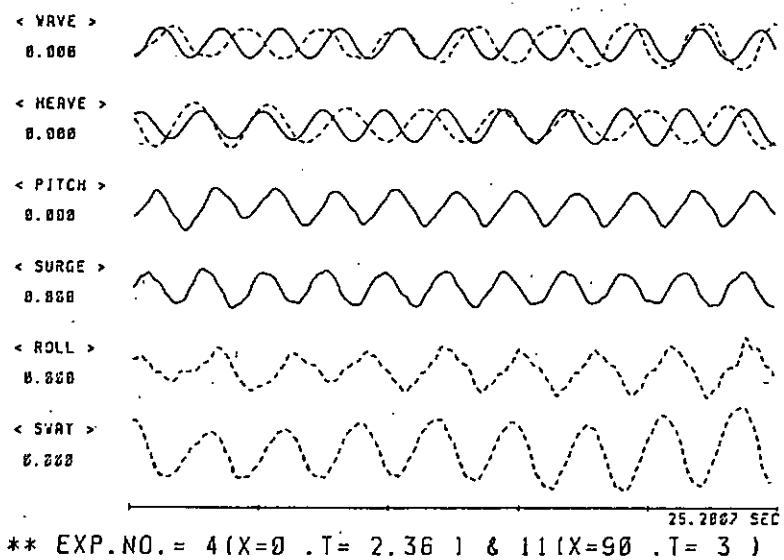


図 1.5.11 (a)

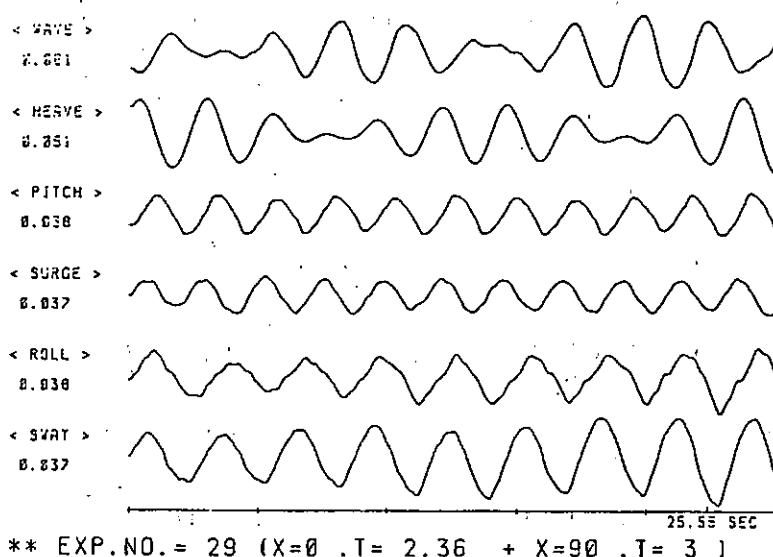


図 1.5.11 (b)

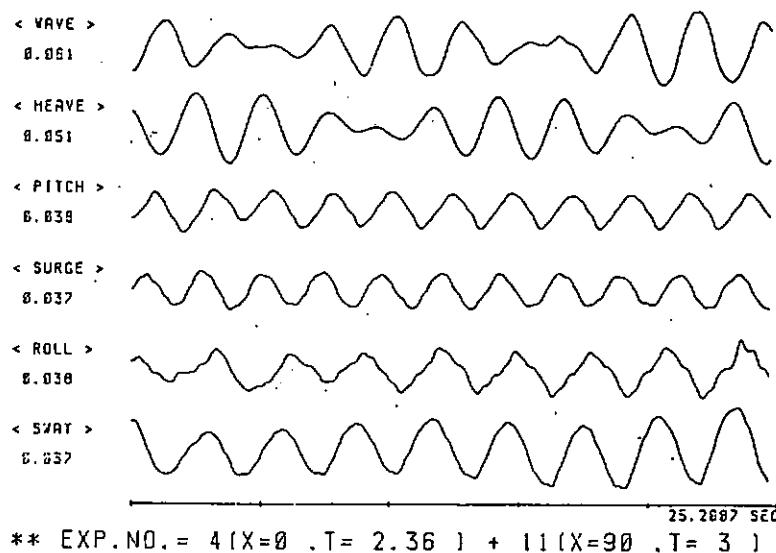


図 1.5.11 (c)

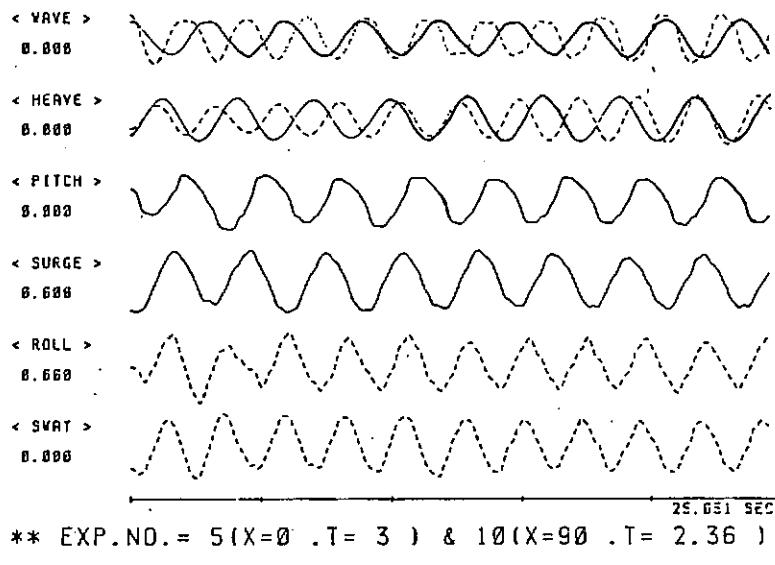


図 1.5.12 (a)

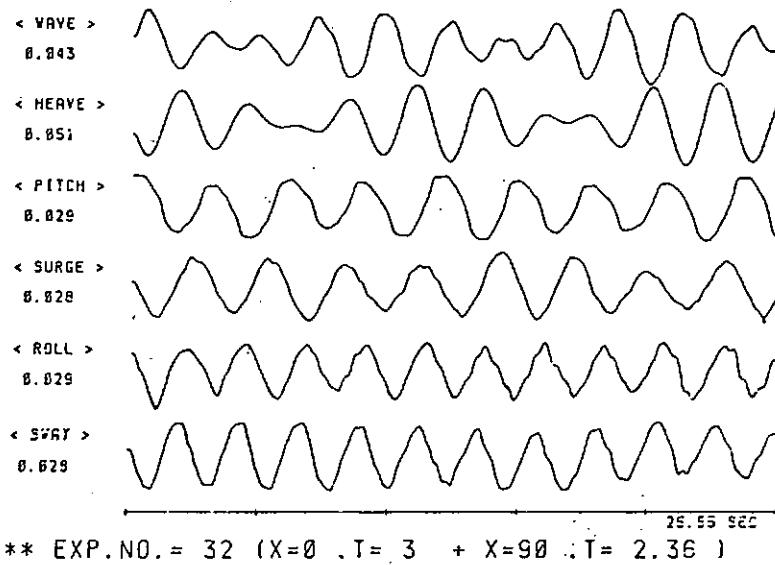


図 1.5.12 (b)

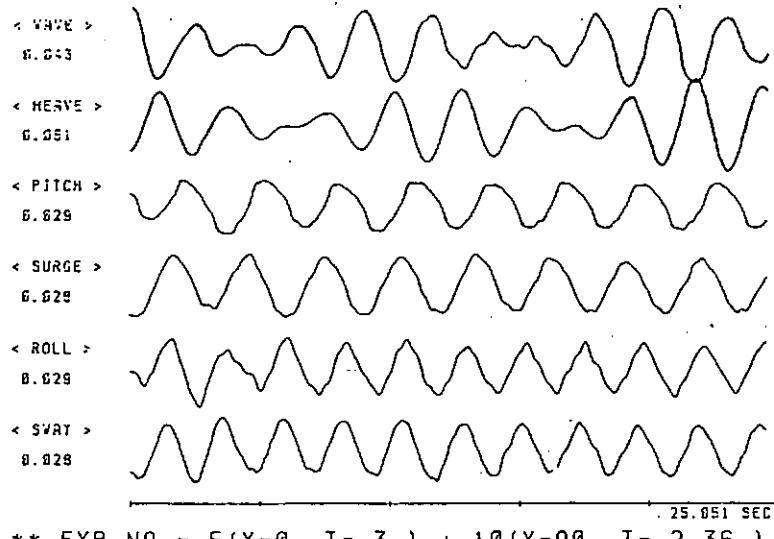


図 1.5.12 (c)

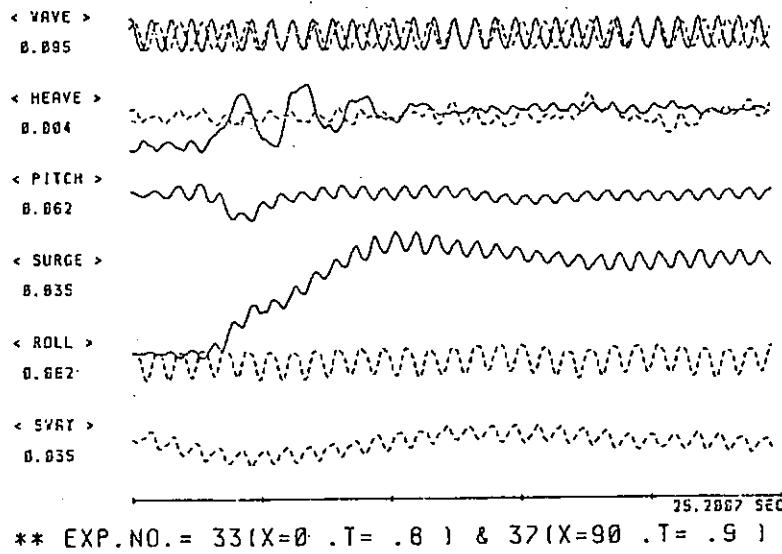


図 1.5.13 (a)

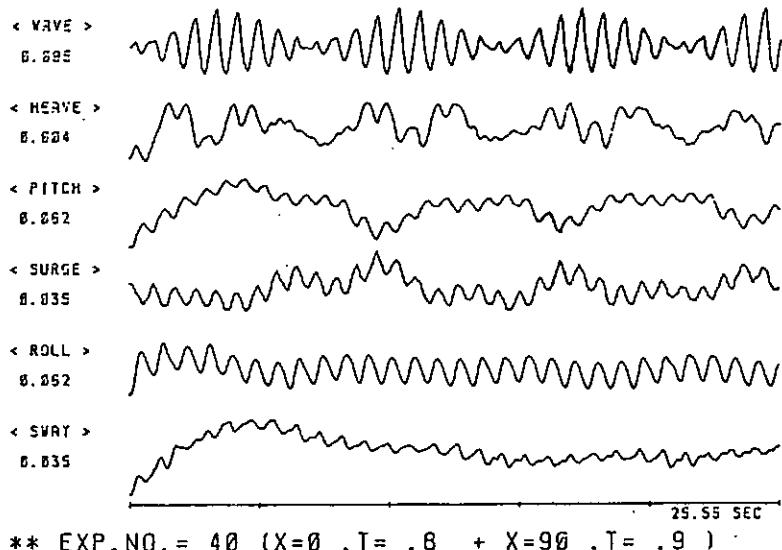


図 1.5.13 (b)

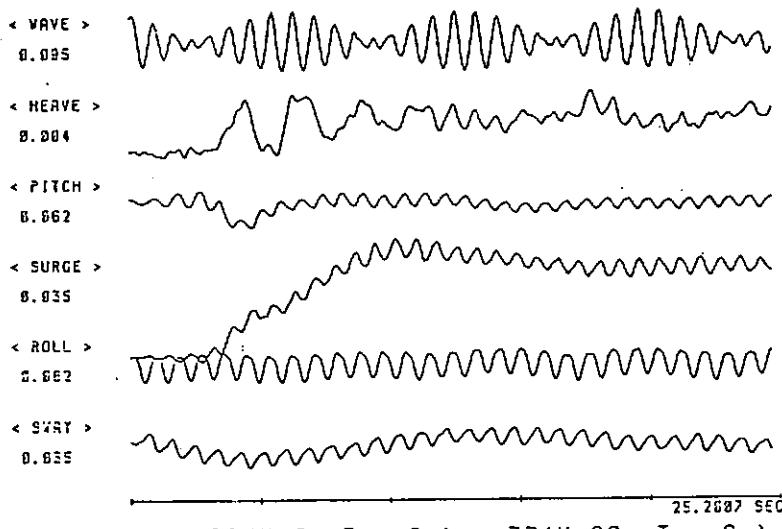


図 1.5.13 (c)

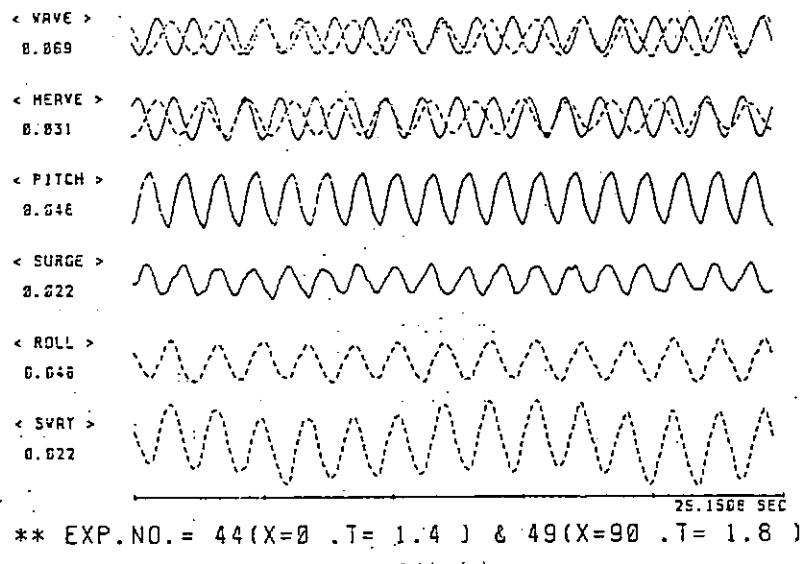


図 1.5.14 (a)

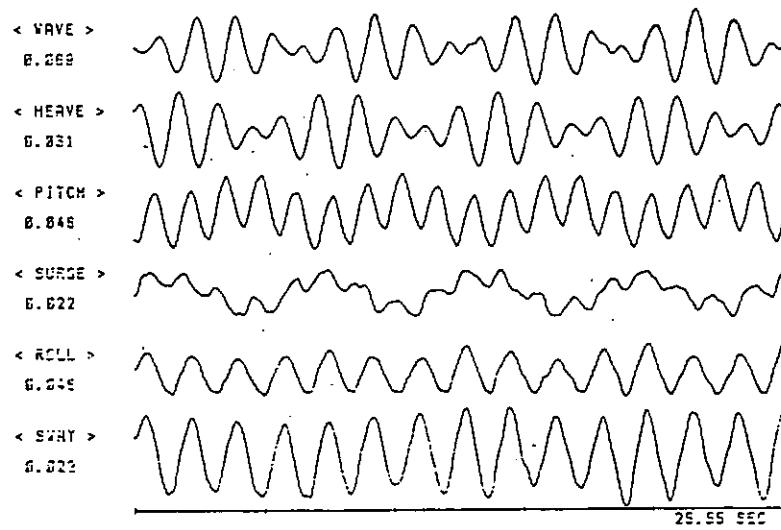


図 1.5.14 (b)

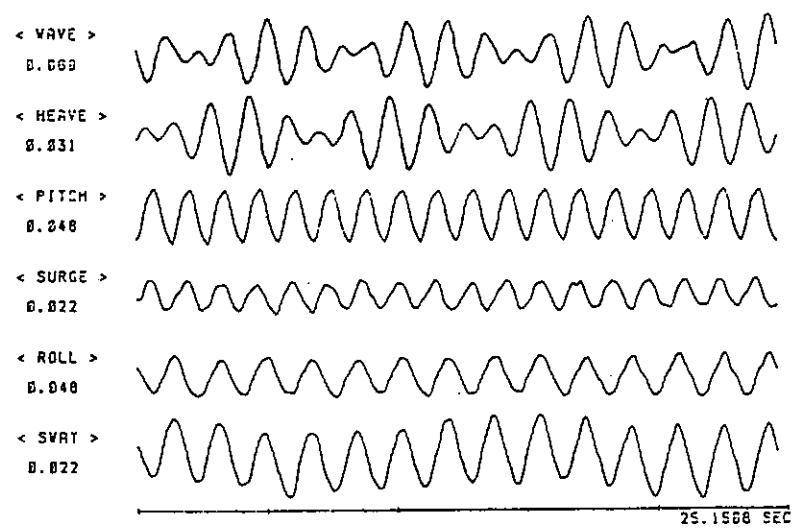
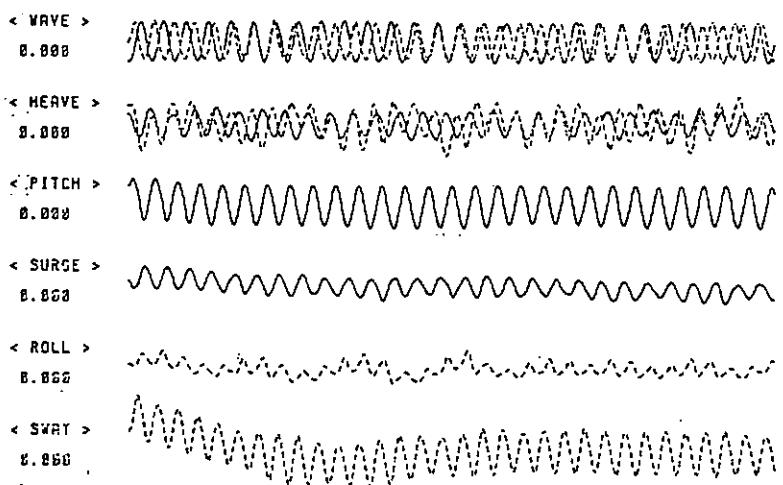


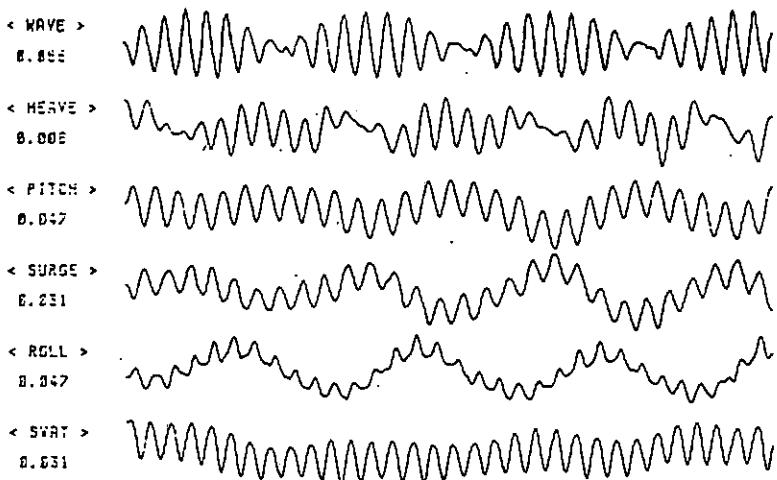
図 1.5.14 (c)



25.4522 SEC

** EXP.NO. = 36 (X=0 , T= .9) & 35 (X=90 : T= .8)

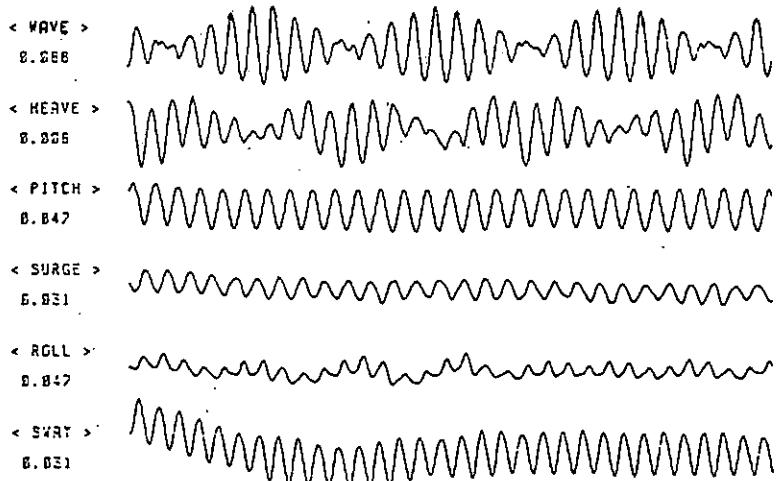
図 1.5.15 (a)



25.55 SEC

** EXP.NO. = 41 (X=0 , T= .9 + X=90 , T= .8)

図 1.5.15 (b)



25.4502 SEC

** EXP.NO. = 36 (X=0 , T= .9) + 35 (X=90 , T= .8)

図 1.5.15 (c)

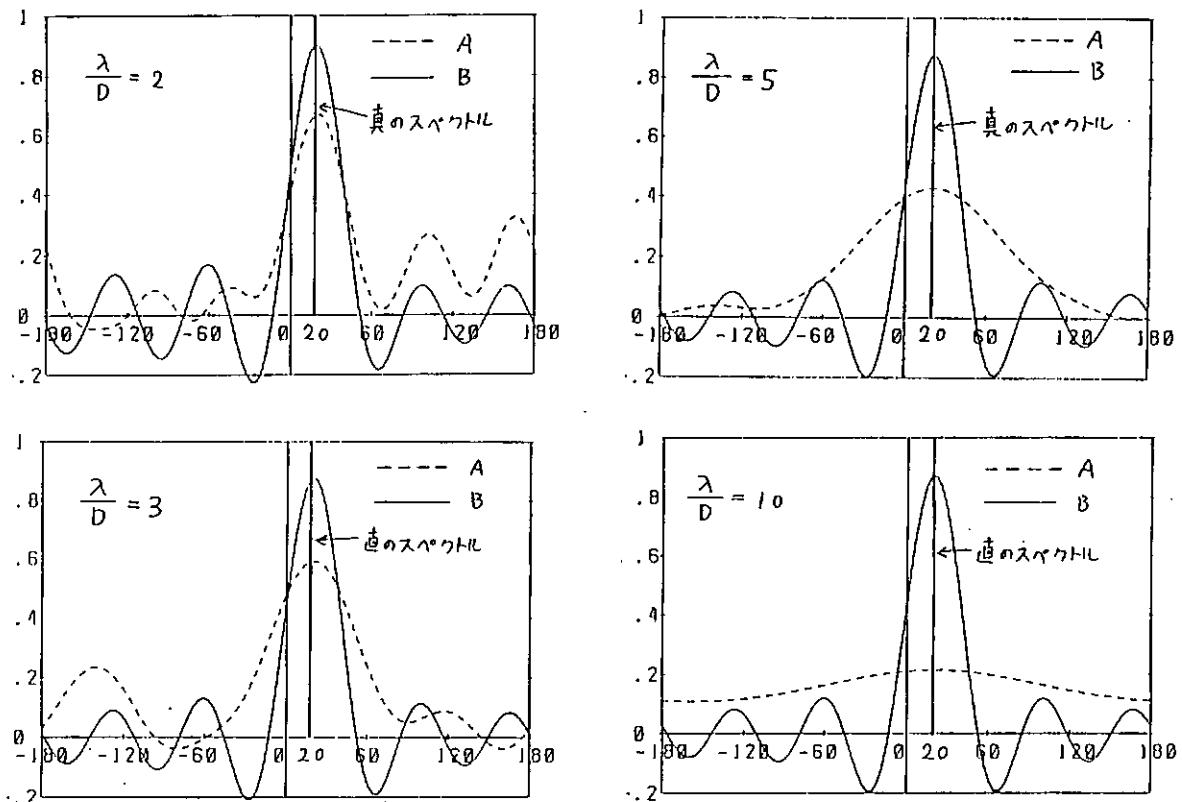


図 1.5.17 一方向規則波 ($\theta = 20^\circ$) に対する結果 A : 直接積分法, B : 級数展開法

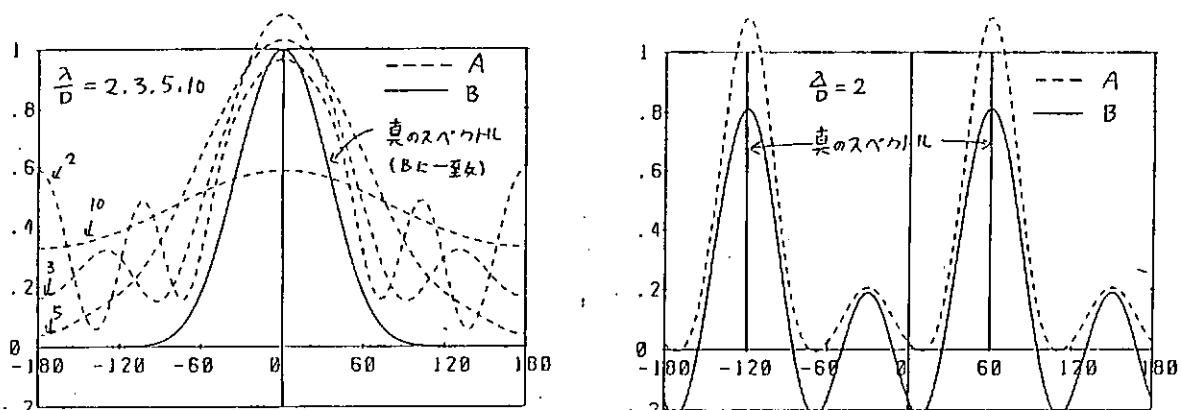


図 1.5.18 多方向規則波に対する結果

A : 直接積分法

B : 級数展開法

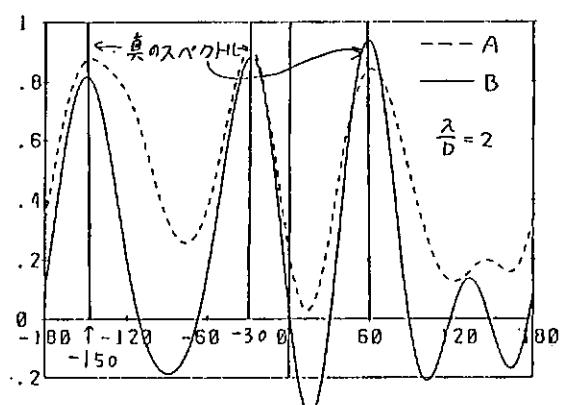


図 1.5.19 二, 三方向規則波に対する結果

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

セミサブ型リグの動揺の固有振動数は、図2.1.1に示すように自然風のパワースペクトルの大きい周波数領域に位置しているために、変動風速による同調現象（選択共振）が問題となっている。強風状態での安全性のより合理的な評価法の確立を図るために、変動風速に起因する動的空気力の特性を明らかにすることが重要である。このため、本研究では、2ロワーハル、8コラムのセミサブ型リグを対象とし、変動風中での風洞試験を行い、動的空気力の特性を調査した。

変動風による動的空気力の研究は従来より航空工学、風工学の分野で種々の研究がなされているが、これらの研究手法を大別すると、次のようにある。

区分 No	変動風の特性	理論実験の別	研究例
①	空間的に均一で 時間的にのみ変動	理論的研究	◦ Searsの鉛直gustによる翼の揚力 ¹⁾ ◦ Horlockの水平gustによる翼の揚力 ²⁾
②	空間的に均一で 時間的にのみ変動	実験的研究	◦ 河島らの鉛直gustによる翼の揚力 ³⁾ ◦ 小西らの鉛直gustによる橋梁の揚力 ⁴⁾ ◦ 笠口らの鉛直gustによる橋梁の揚力 ⁵⁾
③	空間的にも 時間的にも変動	実験的研究	◦ Vickeryの格子乱流による平面ラティスの抗力 ⁶⁾ ◦ Vickery, Bearmanらの格子乱流による平板の抗力 ^{7) 8)}

本研究は、上記区分によれば②に属し、空間的に均一で、時間的にのみ変動する変動風中の試験であり、空気力としては、抗力、揚力、転倒モーメントの3成分について調査した。

2.2 記号

本章では、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 : 静的抗力係数

C_L : 静的揚力係数

C_{MP} : 静的転倒モーメント係数

C_D^* : 動的抗力係数

C_L^* : 動的揚力係数

C_{MP}^* : 動的転倒モーメント係数

F_D : 静的抗力

F_L : 静的揚力

M_P : 静的転倒モーメント

$F_D^*(t)$: 動的抗力

$F_L^*(t)$: 動的揚力

$M_P^*(t)$: 動的転倒モーメント

F_{D0}^* : 正弦波動的抗力の振幅

($F_D^*(t) = F_{D0}^* \sin 2\pi ft$)

F_{L0}^* : 正弦波動的揚力の振幅

($F_L^*(t) = F_{L0}^* \sin 2\pi ft$)

M_{P0}^* : 正弦波動的転倒モーメントの振幅

($M_P^*(t) = M_{P0}^* \sin 2\pi ft$)

d : 吃水

f : 変動風周波数

L : 基準長 (main deckの長さ)

u(+): 主流方向変動風速

u_0 : 正弦波変動風の振幅

($u(t) = u_0 \sin 2\pi ft$)

V : 平均風速

α : 傾斜角

ψ : 風向角

ρ : 空気密度

抗力、揚力、転倒モーメントの表示法を図2.2.1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。

2.3 動的空力係数および空力伝達関数

物体が変動成分を含んだ風速 $V + u(t)$ を受ける時に、物体に作用する空気力は、 $u(t)$ が V に比べ小さい場合には、一般に次式のように表わされる。

$$F = \frac{1}{2} \rho V^2 C A + \rho u(t) V C^* A$$

ここで、第1項は静的空気力であり、第2項は変動風に起因する動的空気力である。 C^* は動的空気力係数であり、一般に無次元振動数の関数である。また、静的空力係数に対する動的空力係数の比 C^*/C は空力伝達係数と呼ばれ⁹)、空力伝達関数の絶対値の二乗は空力アドミッタンスと呼ばれる。

2.4 使用風洞および模型

本試験には、三菱重工長崎研究所の耐風拡散汎用風洞を使用した。また模型は前年度の静的空気力試験に使用した標準セミサブ型リグの1/55縮尺模型を使用した。模型の組立図を図2.4.1に示す。

2.5 試験方法

試験方法の概略を、図2.5.1に示す。本試験では、変動風発生法として、風洞吹出口の両側に取付けたダンパー方式の変動風発生装置を使用した。ダンパーはコード150mmの複数の平板で構成されていて、相隣る平板を互に反対方向にピッチングさせ、流路の断面積を変化させることによって主流方向に風速変動が発生する。またダンパーはパルスモータで駆動され、コンピュータの指令により、正弦波、不規則波、ステップ波等の変動風を発生できる。動的空気力の計測に先立ち、模型がない状態で、模型の位置する空間の複数点（図2.5.2に示す7点）で熱線風速計7台を使用して変動風の同時計測を行い、変動風の振幅の分布、位相特性を調査した。

模型は、支持金具とピアノ線を介して5個のロードセルに連結されていて、これらのロードセルにより、抗力、揚力、転倒モーメントの3分力を計測した。空気力試験時の風速の計測には、ピトー静圧管と熱線風速計をそれぞれ1台使用し、模型の側方で気流に歪みがない場所に設置し、平均風速と変動風速を計測した。

2.6 試験条件

空気力試験では模型をSurvival conditionにセットし、先ず、一様流で静的空気力を計測した。その後、正弦波変動風、不規則変動風を作成させ、動的空気力を計測した。空気力試験の条件を表2.6.1に示す。

表2.6.1 試験条件

吃水	風向角(ψ)	傾斜角(α)	変動風の条件
Survival condition (d=20m)	90°	0°	(1) 正弦波変動風 ◦ V : 4, 6, 8 m/s ◦ f : 0.05 ~ 0.4 Hz ◦ u/V : 0.1 ~ 0.15
		10°	
		20°	(2) 不規則変動風 ◦ 波形 : 3種 (A, B, C) ◦ V : 4 m/s ◦ 乱れ度 ($\sqrt{u^2}$) : 0.07 ~ 0.1
	45°	0°	

2.7 データ整理法

計測された静的空気力および動的空気力を、以下に示す方法で無次元化または解析し、静的空力係数及び動的空力係数を求めた。

(1) 静的空気力試験結果

$$C_D = F_D / \frac{1}{2} \rho V^2 A, \quad C_L = F_L / \frac{1}{2} \rho V^2 A, \quad C_{MP} = M_P / \frac{1}{2} \rho V^2 A L$$

ここに、基準面積(A)、基準長(L)の数値は

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

である。

(2) 正弦波変動風での動的空気力試験結果

$$C_D^* = F_{D0}^* / \rho u_0 V A, \quad C_L^* = F_{L0}^* / \rho u_0 V A, \quad C_{MP}^* = M_{P0}^* / \rho u_0 V A L$$

(3) 不規則変動風での動的空気力試験結果

$$C_D^* = |S_{D-u}(f)| / \rho V A S_u(f)$$

$$C_L^* = |S_{L-u}(f)| / \rho V A S_u(f)$$

$$C_{MP}^* = |S_{M-u}(f)| / \rho V A L S_u(f)$$

ここに、 $S_u(f)$ ：変動風速のパワースペクトル

$|S_{D-u}(f)|$ ：動的抗力と変動風速とのクロススペクトルの絶対値

$|S_{L-u}(f)|$ ：動的揚力と変動風速とのクロススペクトルの絶対値

$|S_{M-u}(f)|$ ：動的転倒モーメントと変動風速とのクロススペクトルの絶対値

である。

2.8 試験結果及び考察

(1) 変動風の特性

図2.5.2に示す7点で同時計測された変動風の波形の例を図2.8.1、図2.8.2に示す。これらの図から変動風の波形、振幅とともに、空間的に均一であることが分る。次に正弦波変動風について、主流方向の3点（計測点①、⑥、⑦）の変動風から位相を求め、無次元振動数（ fL/v ）に対しプロットした図を図2.8.3に示す。ここに、 r は2点間（①-⑥、⑥-⑦）の距離である。図2.8.3の直線は自然風におけるTaylorの仮説^{*}に基づく位相であり、ほぼこれに近い特性を有している。従って、今回の試験で発生した変動風は位相面で自然風の条件を満たしている。

^{*}) Taylorの仮説：自然風中で、主流方向に距離 r 隔った2点を考えた場合、風下の風速変動は風上の変動がそのまま平均流(V)で運搬されるとの説。従って、2点間の変動風速のtime lagは r/v でこれを位相差で表わすと $2\pi fr/v$ となり図2.8.3の直線で表わされる。

(2) 静的空気力試験結果

一様流中での静的空力係数を前年度のせん断流での結果と対比して図2.8.4に示す。両者の差は、 C_D 、 C_u 、 C_{MP} によってまた傾斜角、風向によってかなり異なり、規則性に乏しい。これは、風速分布の違いが速度圧ばかりでなく、デッキ上下面の圧力分布にも影響を及ぼし、その影響の度合が傾斜角、風向によって微妙に変わるためにと思われる。全般的にみると、せん断流での値が大きいようで、特に $\phi=90^\circ$ の $\alpha=0^\circ \sim 10^\circ$ の C_{MP} においては約30%位せん断流の値が大きくなっている。

(3) 正弦波変動風での動的空気力試験結果

変動風及び動的空気力の波形の例を図2.8.5(a), (b)に示す。また、これらのデータから動的空力係数を求め、無次元振動数（ fL/v ）に対し、プロットすると、図2.8.6(a)～(d)のようになる。更に無次元振動数に対する傾向を

解り易くするために、各試験ケース毎に空力伝達関数を平均的カーブで求め、全試験のカーブをまとめて表わすと図2.8.7のようになる。空力伝達関数は抗力、揚力、転倒モーメントいずれも無次元振動数に対し、単調に減少する傾向を示している。また傾向は傾斜角、風向によらず、ほぼ同じである。空力伝達関数の減少傾向の要因として次のような要因が考えられる。

① 各部に作用する風圧力間の位相差

例えば、デッキの前面（風上）と後面（風下）に作用する風圧力の間には位相差が生じると思われる。この位相差は変動風の位相差に起因し、 fL/v に比例すると考えられる。従って fL/v が増すと、位相差が大きくなり、前後面の風圧力の合力は低下することとなる。

② 変動風の振幅の減少、コヒーレンシーの低下

一たんリグの前面に作用した変動風は、その後、勢いが弱まり振幅が減少したり、波形がくずれコヒーレンシーが低下する可能性があり、これらの原因で動的空気力が減少することが考えられる。

(4) 不規則変動風での動的空気力試験結果

変動風A、B、Cでの試験で計測された変動風と動的空気力の波形の例を図2.8.8に示す。また、これらのデータのスペクトル解析結果を下記のように示した。

図2.8.9 変動風速のパワースペクトル

図2.8.10 変動風速の無次元パワースペクトル

図2.8.11 動的空気力のパワースペクトル

図2.8.12 動的空気力と変動風速とのクロススペクトル（絶対値）

図2.8.10は、試験に適用した変動風と自然風とのパワースペクトルの相似性を調べるために、無次元表示したもので、自然風のスペクトルとしてKármán型スペクトルを示してある。この図によれば、試験に適用した変動風は自然風に比べ相対的に高周波成分が小さく、低周波成分が大きくなっている。変動風A、B、Cの中ではCが最も自然風に近い。AとBでは波形は多少異なるがパワースペクトルはほぼ同形状である。

次に以上のパワースペクトル、クロススペクトルから2.7のデータ整理法に示した式に基づき、動的空力係数を求めると、図2.8.13(a)~(d)のようになる。それぞれの図には正弦波変動風での試験結果を破線で示した。これらによれば、各空力係数は無次元振動数が大きくなると、多少ばらつきはあるが、減少する傾向がはっきりと現われている。

高周波領域でばらつきが大きいのは、図2.8.11に示されるように、周波数1Hz前後に、水面の動搖の影響と思われる、外乱が混入していること、小さな値のスペクトル同士の割算となり、解析精度が低下すること等のためと思われる。伝達関数の定量データとしては、正弦波変動風での試験結果を使用して頂きたい。

2.9 まとめ

以上、空間的に均一で自然風の位相特性を満たす変動風を適用した風洞試験により、セミサブ型リグに作用する動的空気力の特性を調査した。その結果、

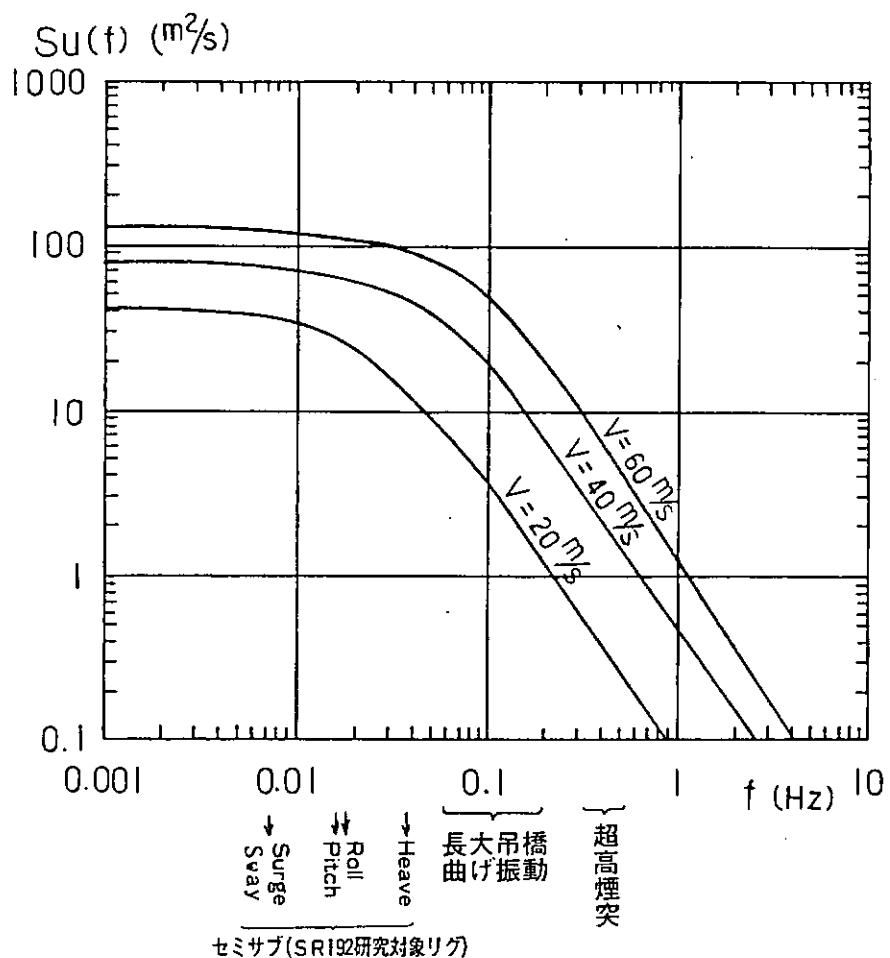
- ① 正弦波変動風での動的空気力試験により、応答計算に適用できる空力伝達関数を得ることができた。
- ② 空力伝達関数は、動的抗力、動的揚力、動的転倒モーメントのいずれにおいても、無次元振動数に対し、単調に減少する傾向があることが、正弦波および不規則変動風に対する傾向は、傾斜角、風向によらず、ほぼ同様の傾向であることが分った。

参考文献

- 1) W. R. Sears; Some Aspects of Non-stationary Airfoil Theory and its Practical Application, J.

Aeron. Sci., Vol. 8, № 3, 1941, pp 104 - 108

- 2) J. H. Horlock: Fluctuating Lift Forces on Airfoil Moving through Transverse and Chordwise Gust, Jnl of Basic Eng'g, Trans. ASME, 1968, pp 494 - 500
- 3) 河島佑男・田中博喜・藤本信弘: 調和的に変動する風に関する研究, 構造物の耐風性に関する第1回シンポジウム論文集, 土木学会ほか, 1970
- 4) 小西一郎・白石成人・松本 勝他: 変動風による橋梁断面の動的応答特性について, 構造物の耐風性に関する第2回シンポジウム論文集, 土木学会ほか, 1972
- 5) 笠口辰宏・坂田 弘・田中博喜: 不規則気流による吊橋振動に関する研究, 構造物の耐風性に関する第1回シンポジウム論文集, 土木学会ほか, 1970
- 6) Vickery, B. J.: On the Flow behind a Coarse Grid and its Use as a Model of Atmospheric Turbulence in Studies related to Wind Loads on Buildings, NPL Aero Report 1143, March, 1965.
- 7) Vickery, B. J.: Load Fluctuations in Turbulent Flow, Proc. ASCE, EM 1, 1968.
- 8) Bearman, P. W.: An Investigation of the Forces on Flat Plates normal to a Turbulent Flow, J. Fluid Mech., Vol. 46, Part 1, 1971.
- 9) 岡内 功・伊藤 学・宮田利雄, : 耐風構造, 丸善。



図示のパワースペクトルは

Kármán 型スペクトル

$$S_{u^*}(f) = \left(\frac{\sqrt{U^*}}{V}\right)^2 \cdot V \cdot \frac{2Lx}{\left(1 + 70.7 \left(\frac{Lx}{V}\right)^{1/5}\right)^{5/3}}$$

Lx : 乱れのスケール (=100m)

$\frac{\sqrt{U^*}}{V}$: 乱れ度 (=0.1)

図 2.1.1 自然風のパワースペクトルと長大構造物の固有振動数の関係

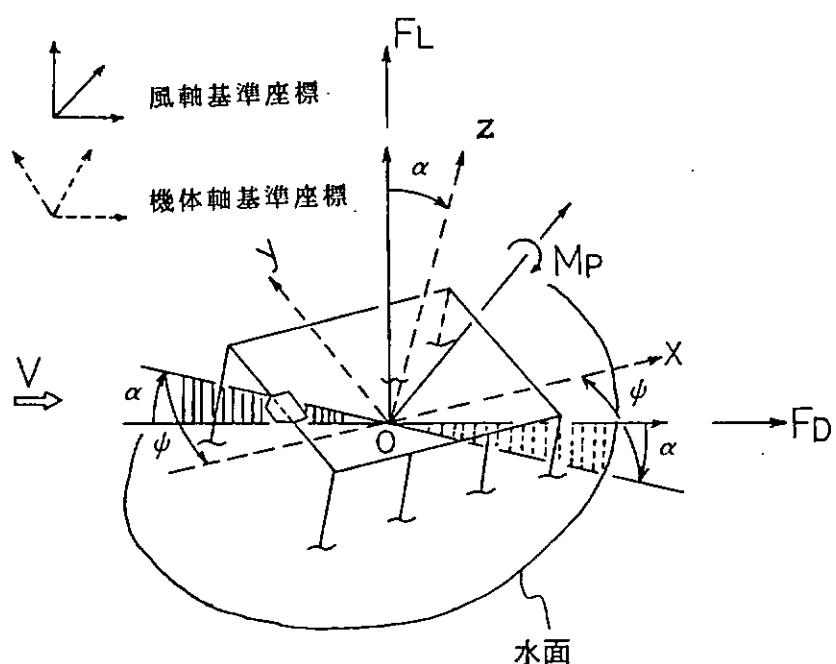


図 2.2.1 空気力の表示法

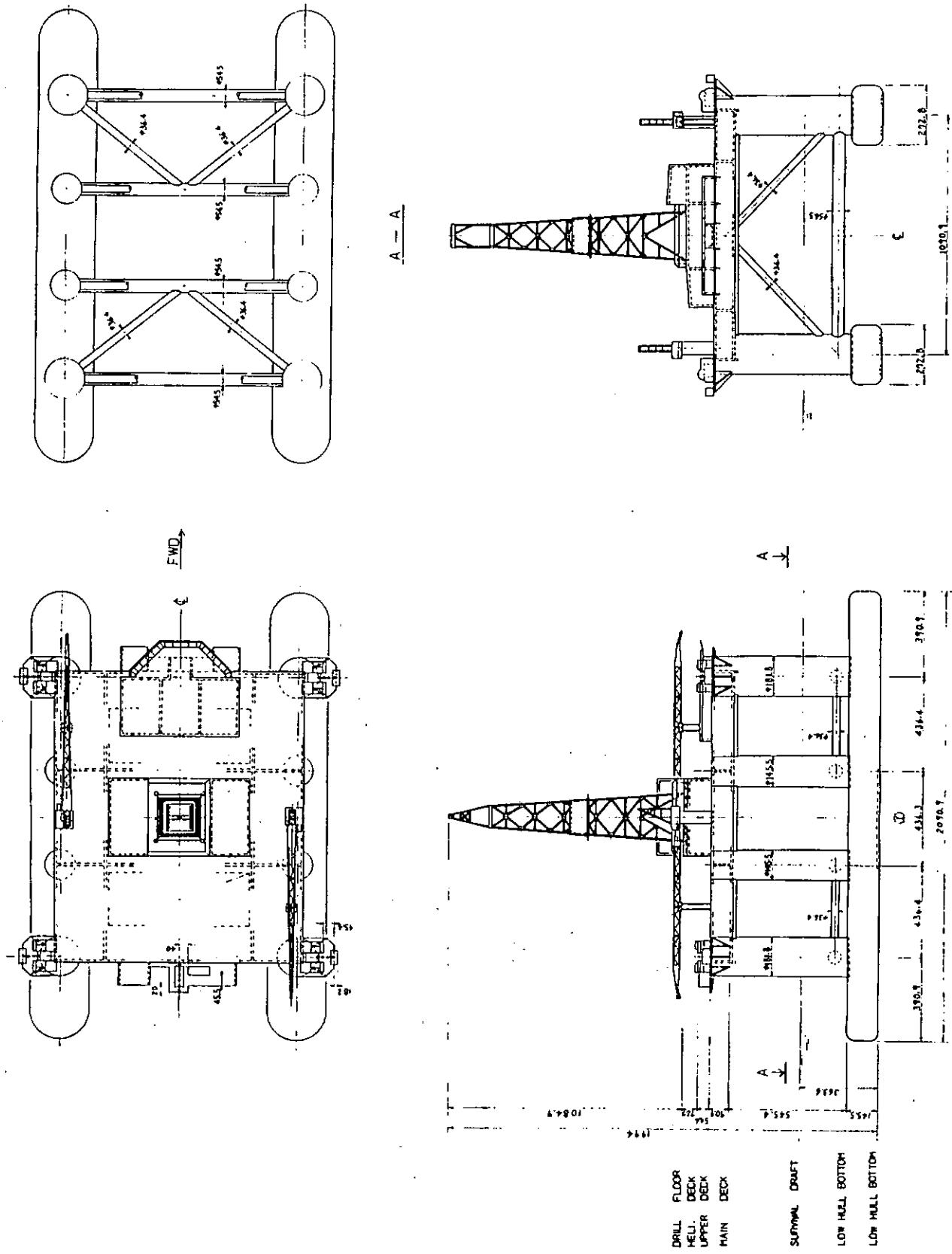


図 2.4.1 模型組立図

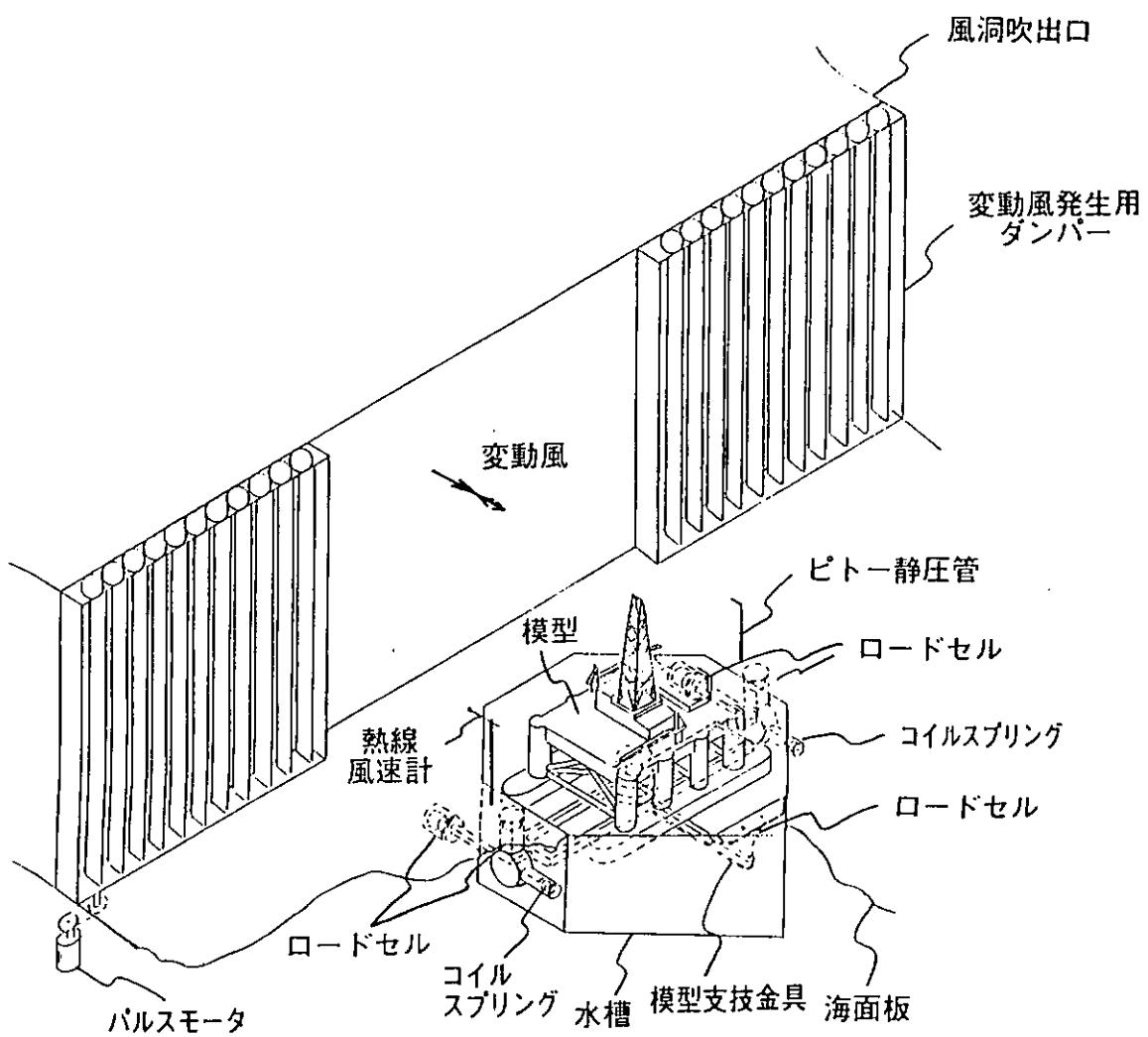
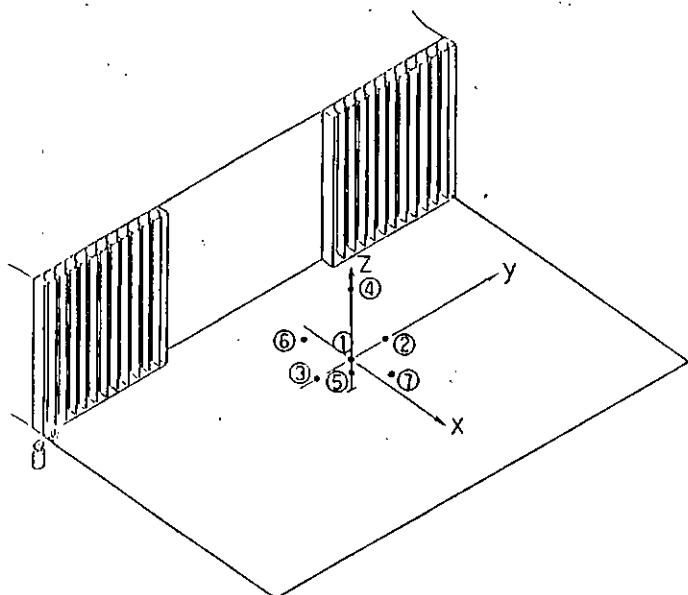


図 2.5.1 試験方法



計測点		座 標 (mm)		
No.		X	Y	Z
①		0	0	0
②		0	550	0
③		0	-550	0
④		0	0	1340
⑤		0	0	-180
⑥		-660	-200	0
⑦		660	200	0

注) 原点(①)の平面位置は、
模型中心、高さは
水面から360mm

図 2.5.2 変動風速計測位置

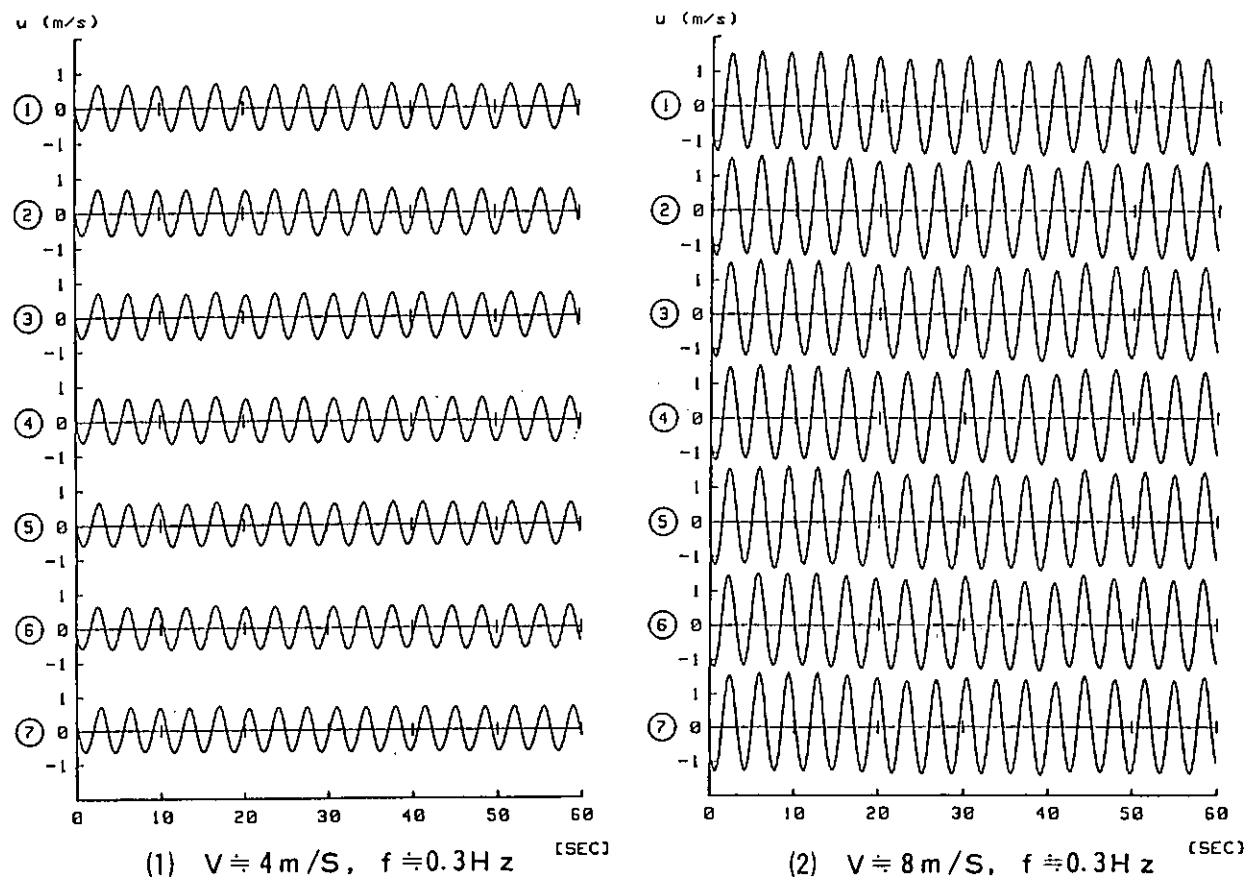


図 2.8.1 正弦波変動風の波形

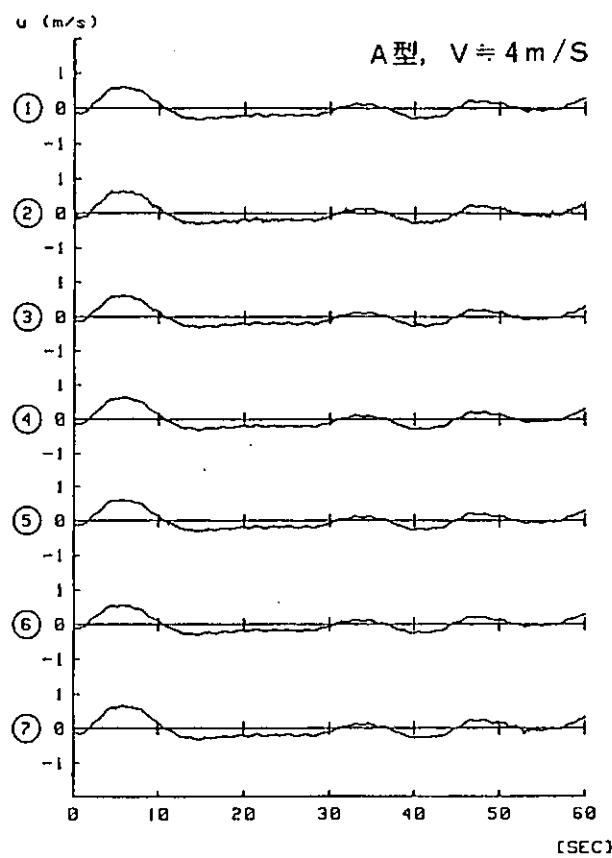


図 2.8.2 不規則変動風の波形

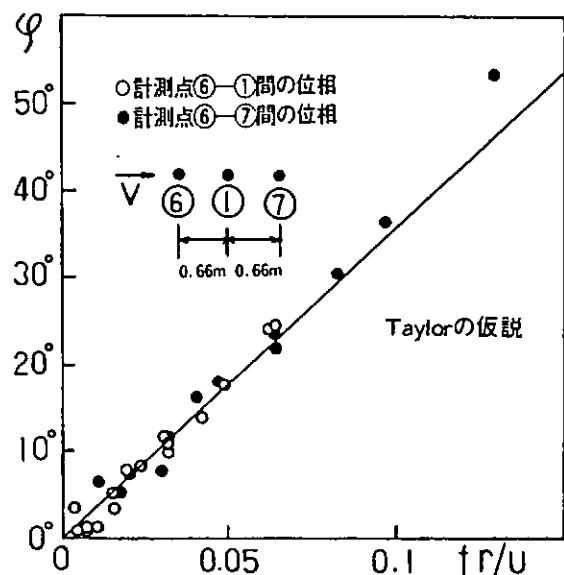
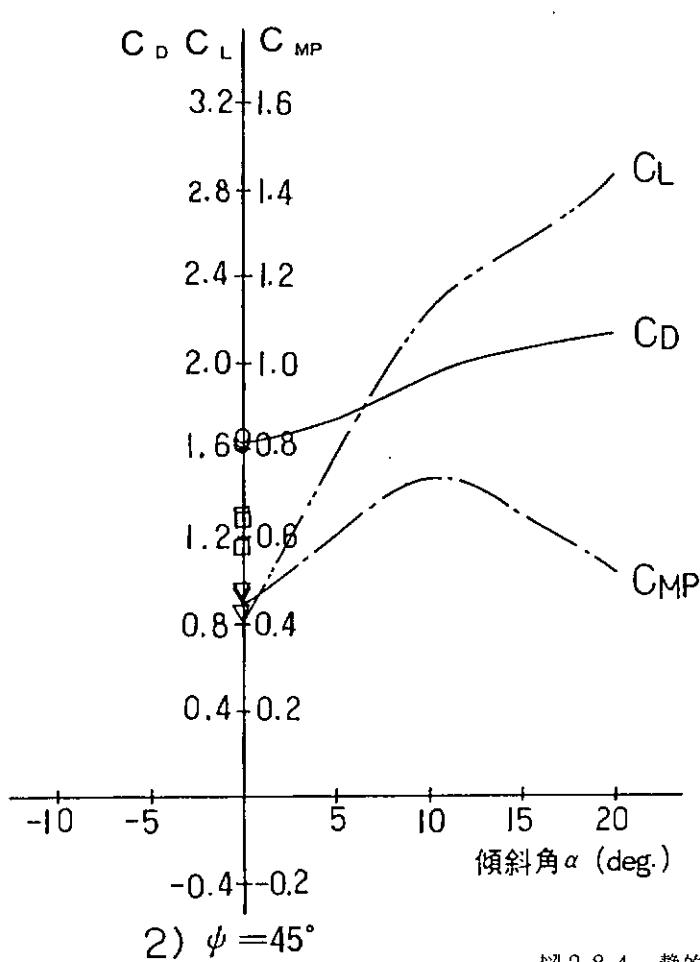
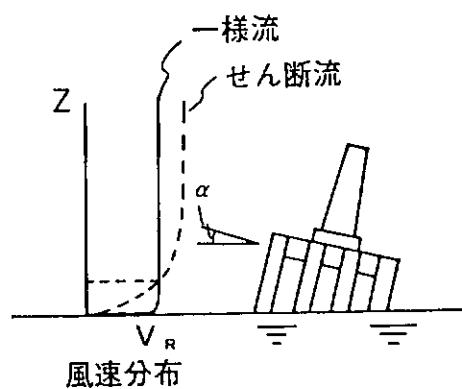
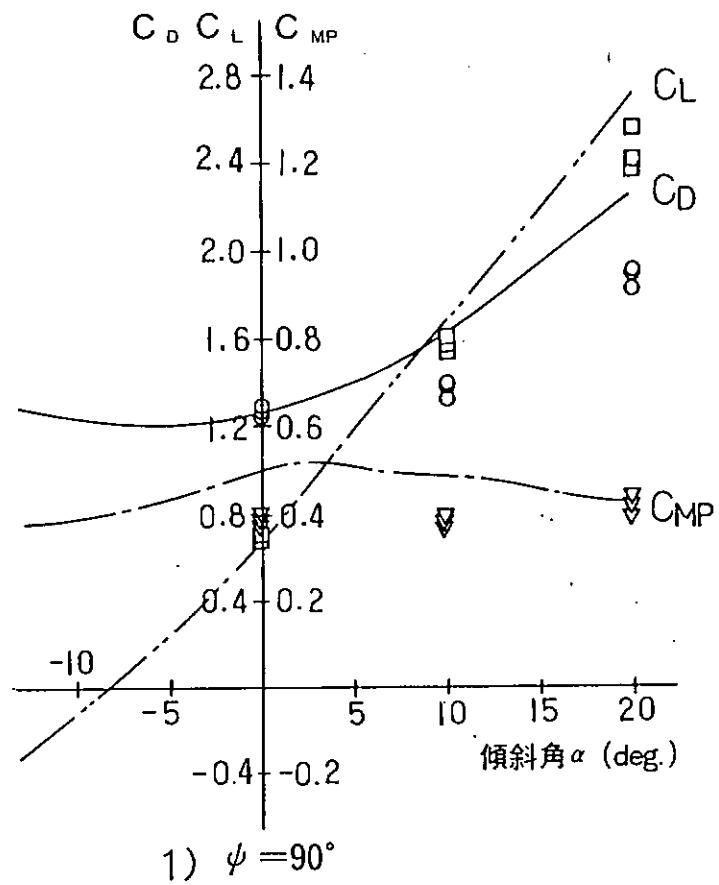
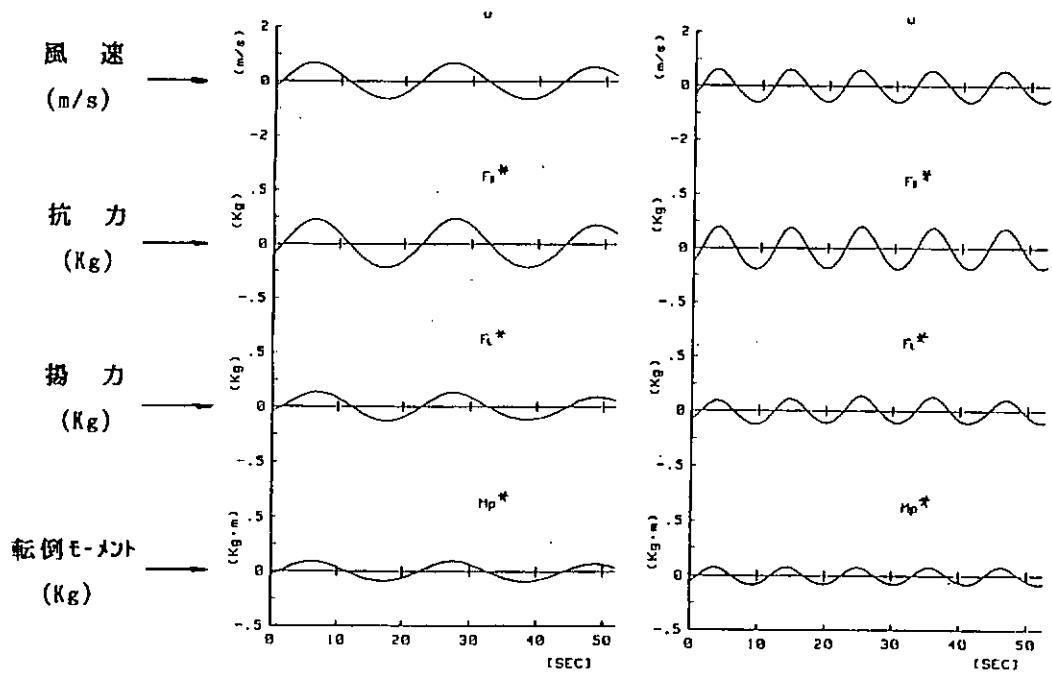


図 2.8.3 主流方向 2 点間の位相特性



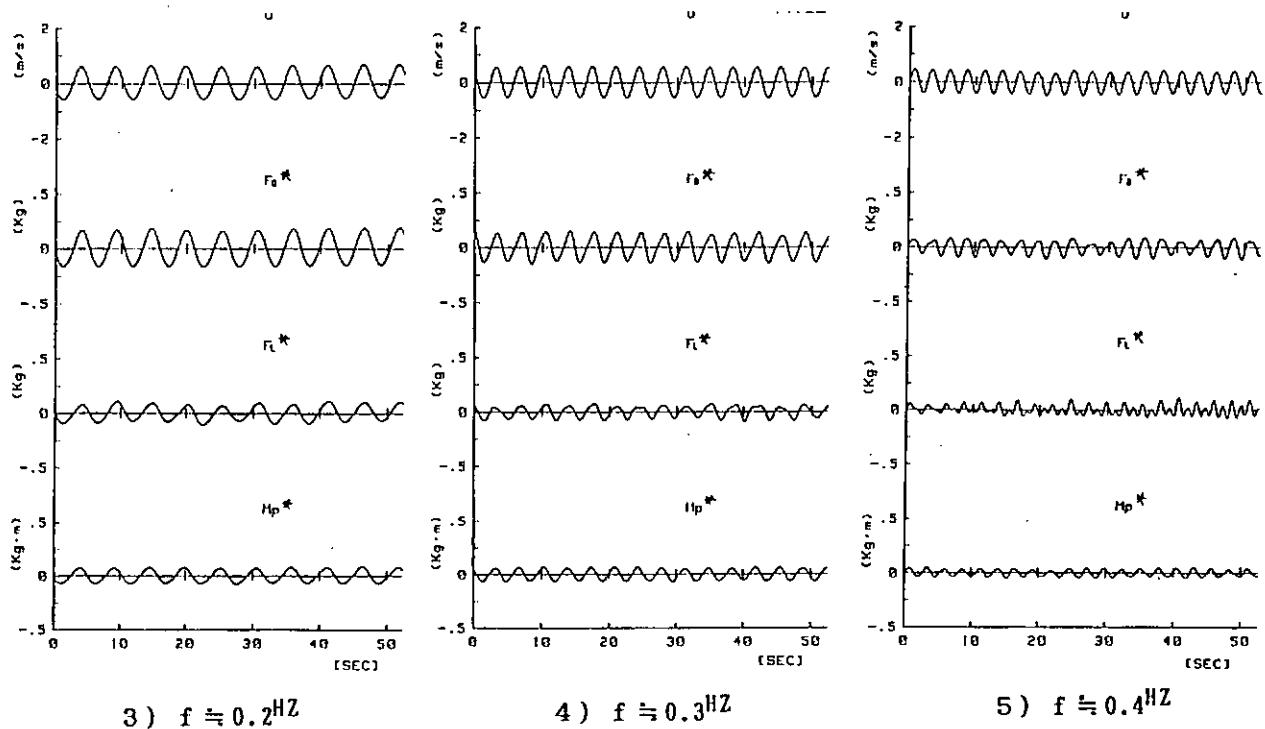
	一様流 での試験	せん断流 での試験
C_D	○	—
C_L	□	— · —
C_{MP}	▽	— · —

図 2.8.4 静的空力係数



1) $f \approx 0.05\text{Hz}$

2) $f \approx 0.1\text{Hz}$

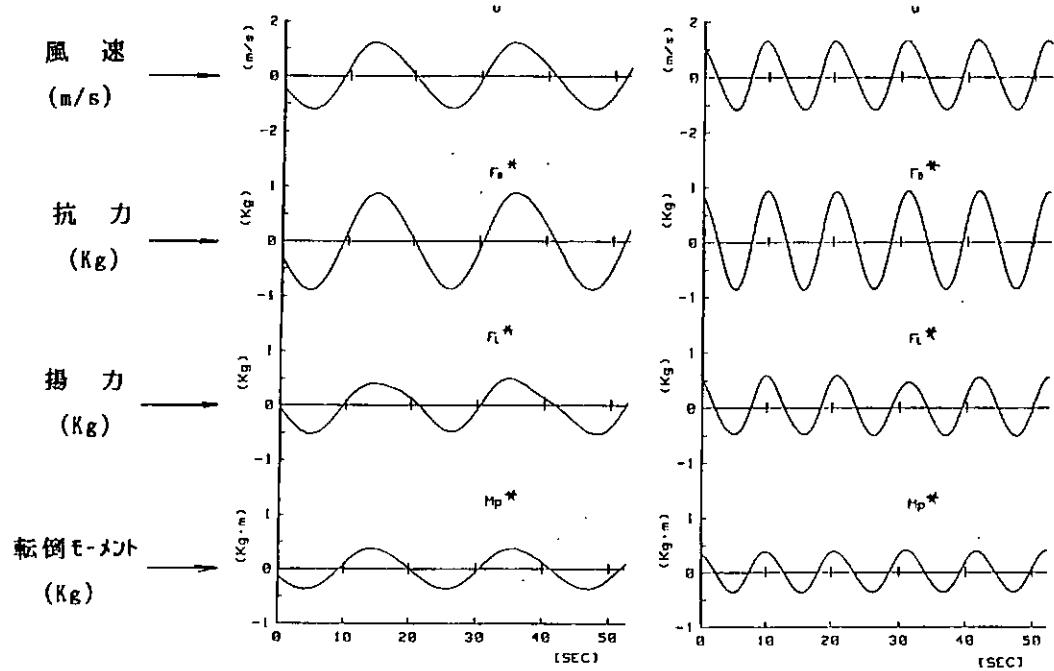


3) $f \approx 0.2\text{Hz}$

4) $f \approx 0.3\text{Hz}$

5) $f \approx 0.4\text{Hz}$

図 2.8.5(a) 正弦波変動風中での動的空気力の波形 ($\psi = 90^\circ$, $\alpha = 0^\circ$, $V = 4 \text{ m/s}$)



1) $f = 0.05\text{Hz}$

2) $f = 0.1\text{Hz}$

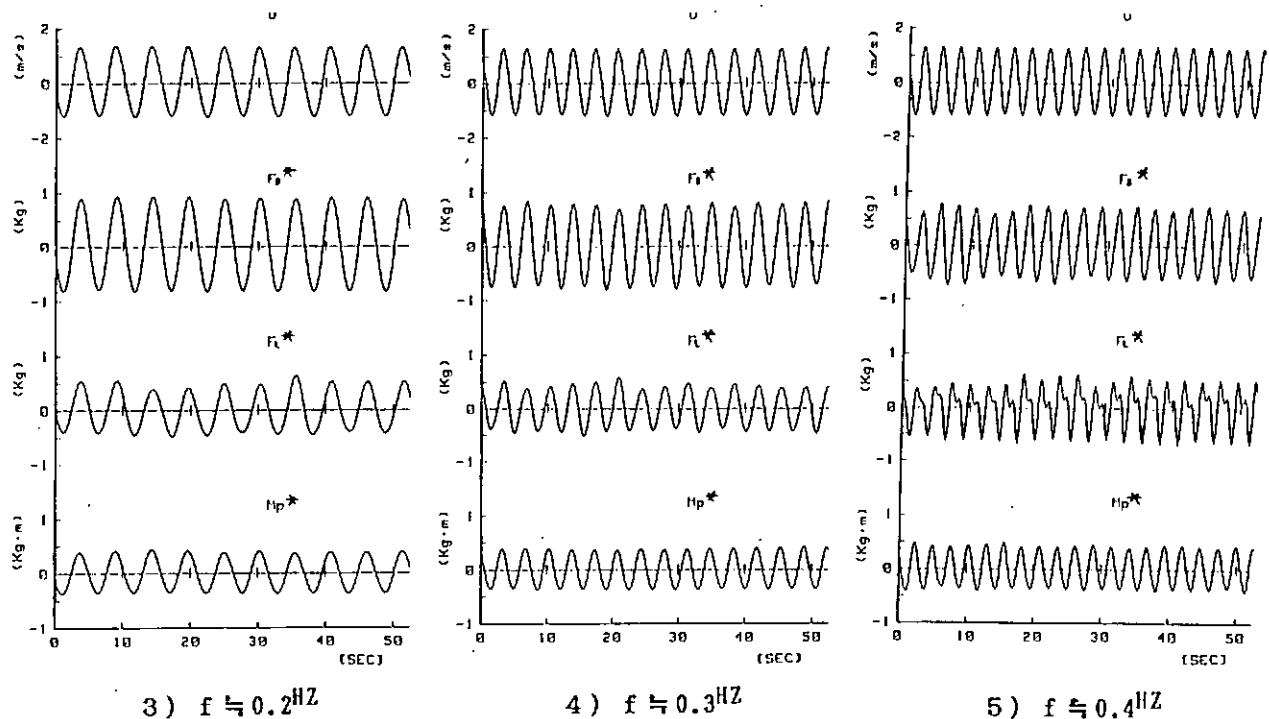
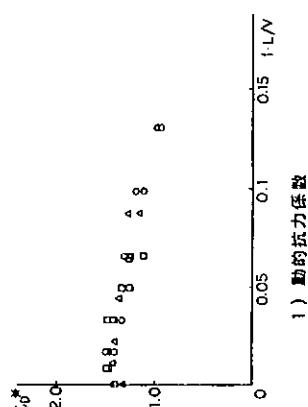
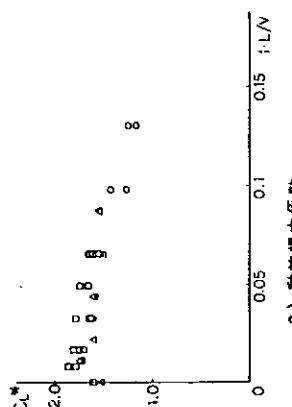


図 2.8.5(b) 正弦波変動風中での動的空気力の波形 ($\psi = 90^\circ$, $\alpha = 0^\circ$, $V = 8 \text{ m/s}$)

試験条件	
生存率 (d)	Survival Cond. (20a)
風向 (β)	90°
傾斜角 (α)	0°
平均風速 (V)	○: 4 m/s △: 6 m/s □: 8 m/s
試験風 (正弦波) (正弦波)	$u_s/\sqrt{N} = 0.1 \sim 0.15$ $f = 0.05 \sim 0.4 \text{ Hz}$



1) 動的抗力係数



2) 動的摩擦係数

試験条件	
生存率 (d)	Survival Cond. (20a)
風向 (β)	90°
傾斜角 (α)	0°
平均風速 (V)	○: 4 m/s △: 6 m/s □: 8 m/s
試験風 (正弦波) (正弦波)	$u_s/\sqrt{N} = 0.1 \sim 0.15$ $f = 0.05 \sim 0.4 \text{ Hz}$

2) 動的摩擦係数

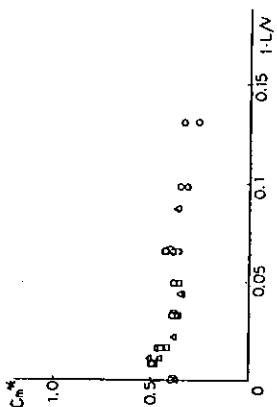
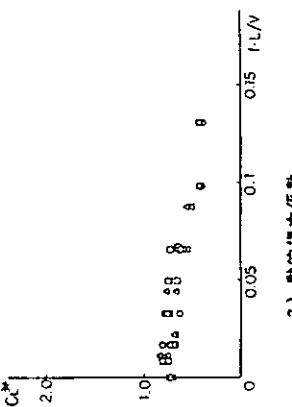


図 2.8.6 (a) 動的空力係数 (正弦波変動風での試験)
図 2.8.6 (b) 動的空力係数 (正弦波変動風での試験)

試験条件	
蛇水 (d)	Survival Cond. (20m)
風向 (β)	90°
傾斜角 (α)	20°
平均風速 (v)	0.4 m/s △: 6 m/s □: 8 m/s
変動風	$u_s/\lambda = 0.1 \sim 0.15$ (正弦波) $f = 0.05 \sim 0.4$ Hz
	$u_s/\lambda = 0.1 \sim 0.15$ (正弦波) $f = 0.05 \sim 0.4$ Hz

試験条件	
蛇水 (d)	Survival Cond. (20m)
風向 (β)	90°
傾斜角 (α)	0°
平均風速 (v)	0.4 m/s △: 6 m/s □: 8 m/s
変動風	$u_s/\lambda = 0.1 \sim 0.15$ (正弦波) $f = 0.05 \sim 0.4$ Hz
	$u_s/\lambda = 0.1 \sim 0.15$ (正弦波) $f = 0.05 \sim 0.4$ Hz

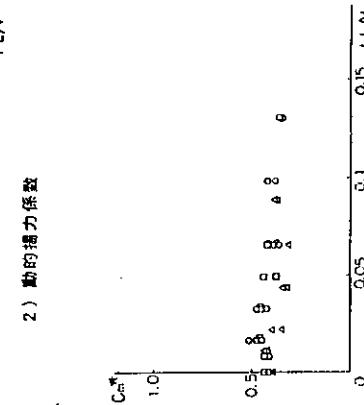
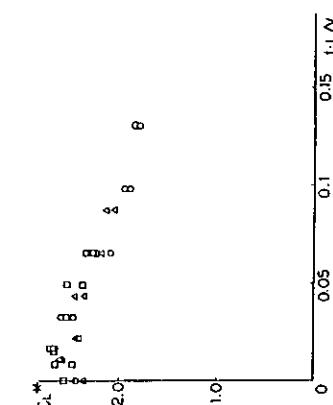
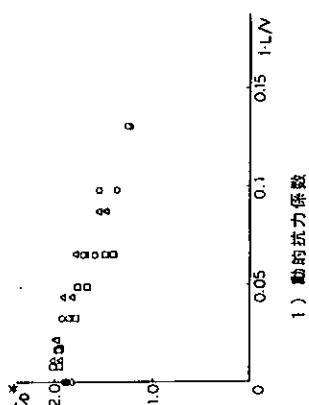


図 2.8.6(c) 動的空力係数 (正弦波変動風での試験)

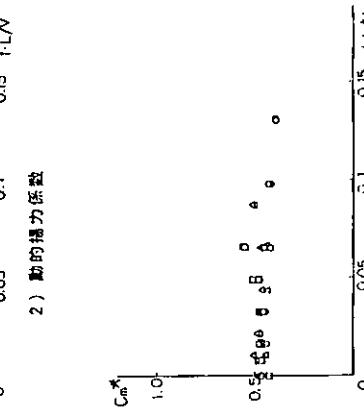
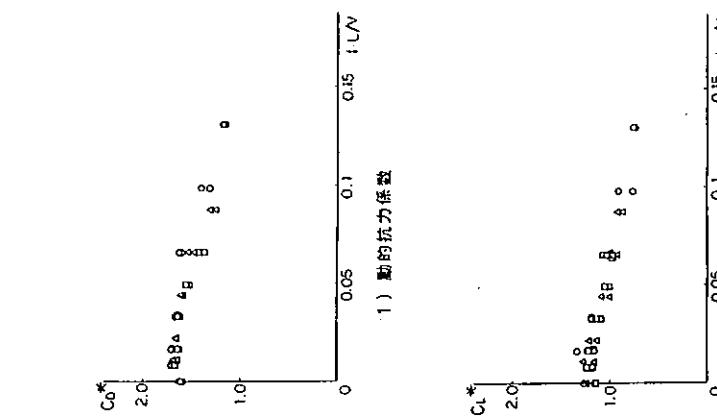


図 2.8.6(d) 動的空力係数 (正弦波変動風での試験)

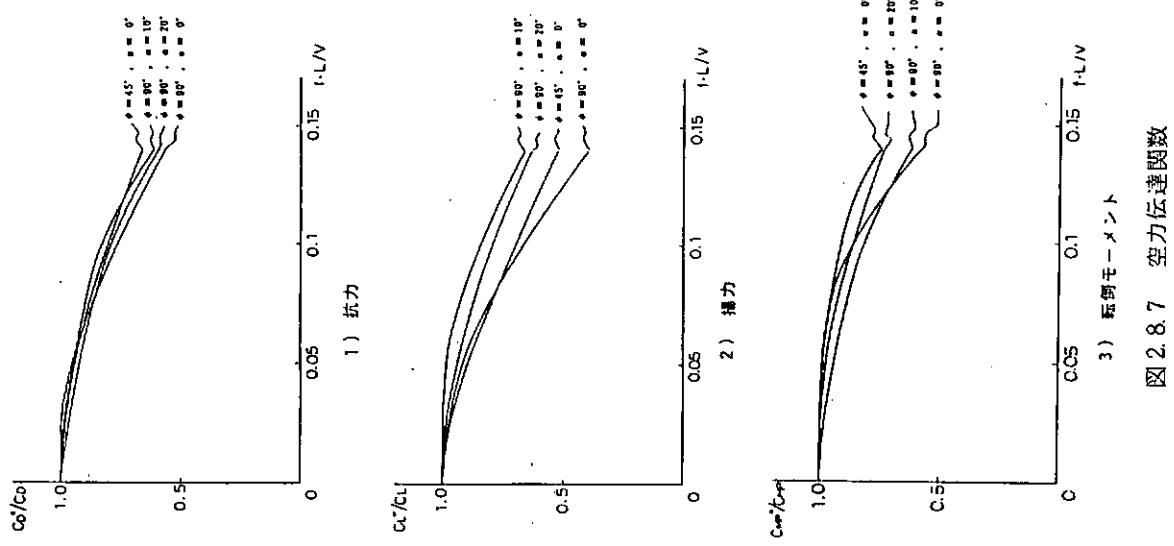


図 2.8.7 空力伝達関数

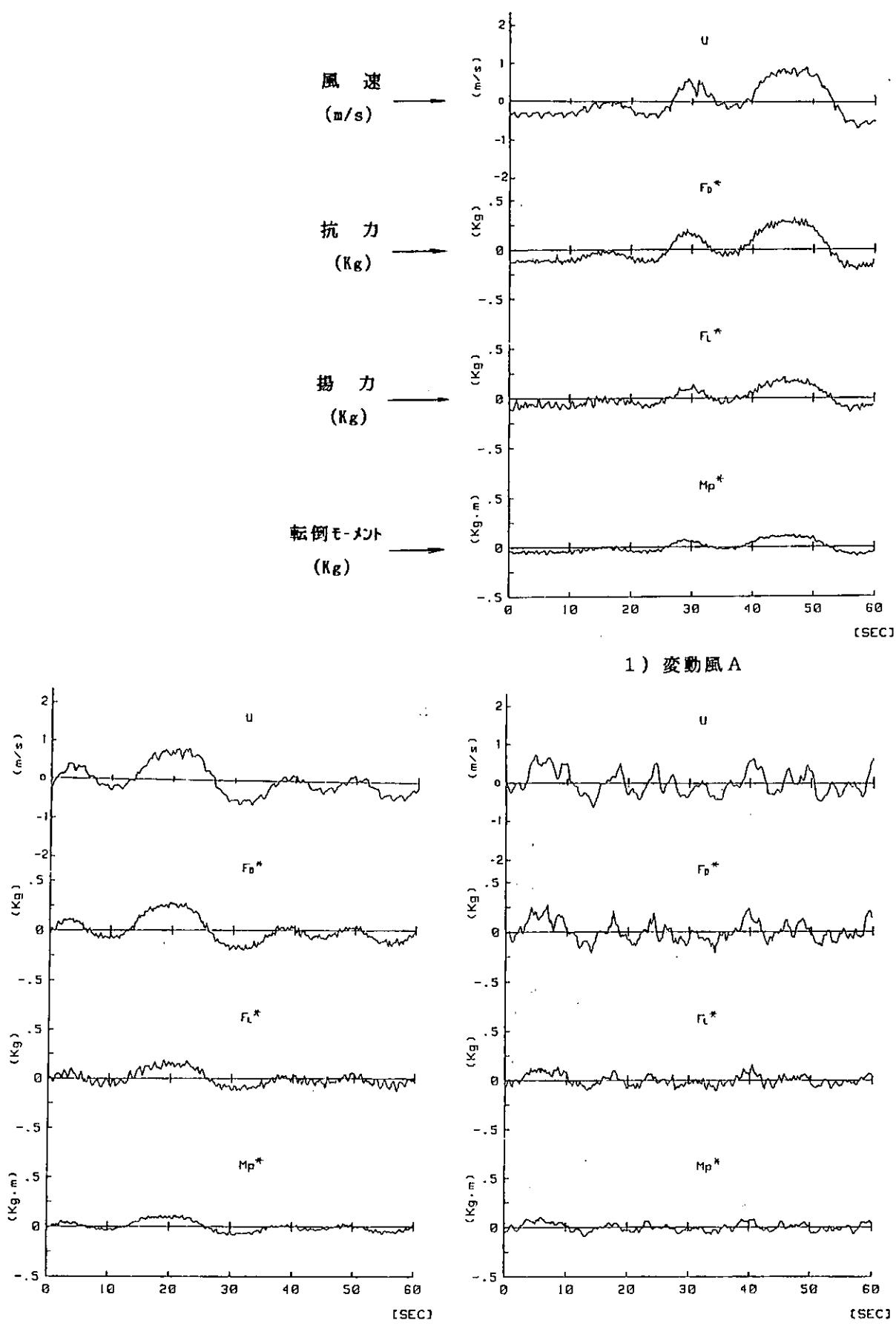


図 2.8.8 不規則変動風中での動的空気力の波形 ($\psi = 90^\circ$, $\alpha = 0^\circ$, $V = 4 \text{ m/s}$)

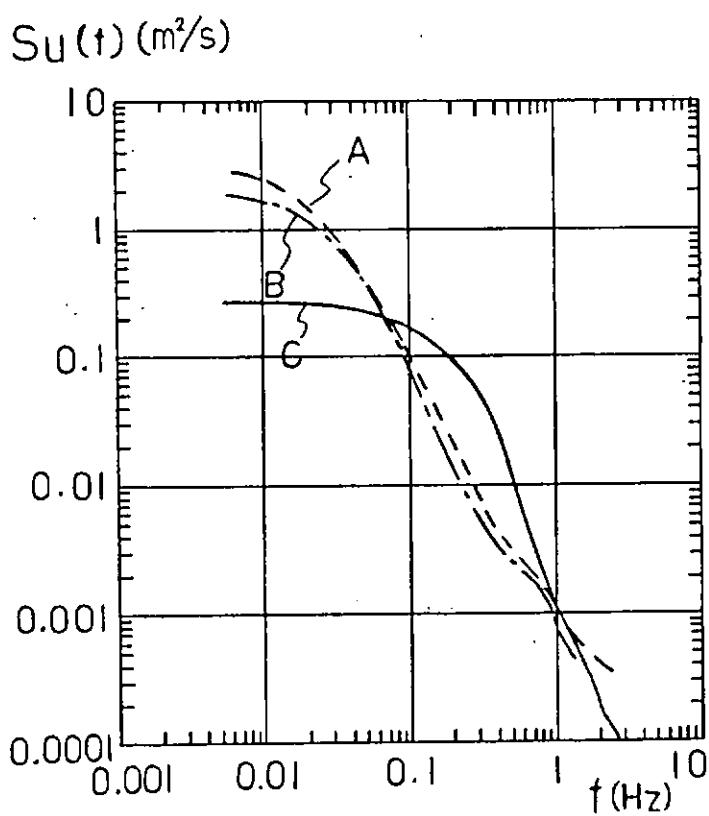


図 2.8.9 不規則変動風のパワースペクトル

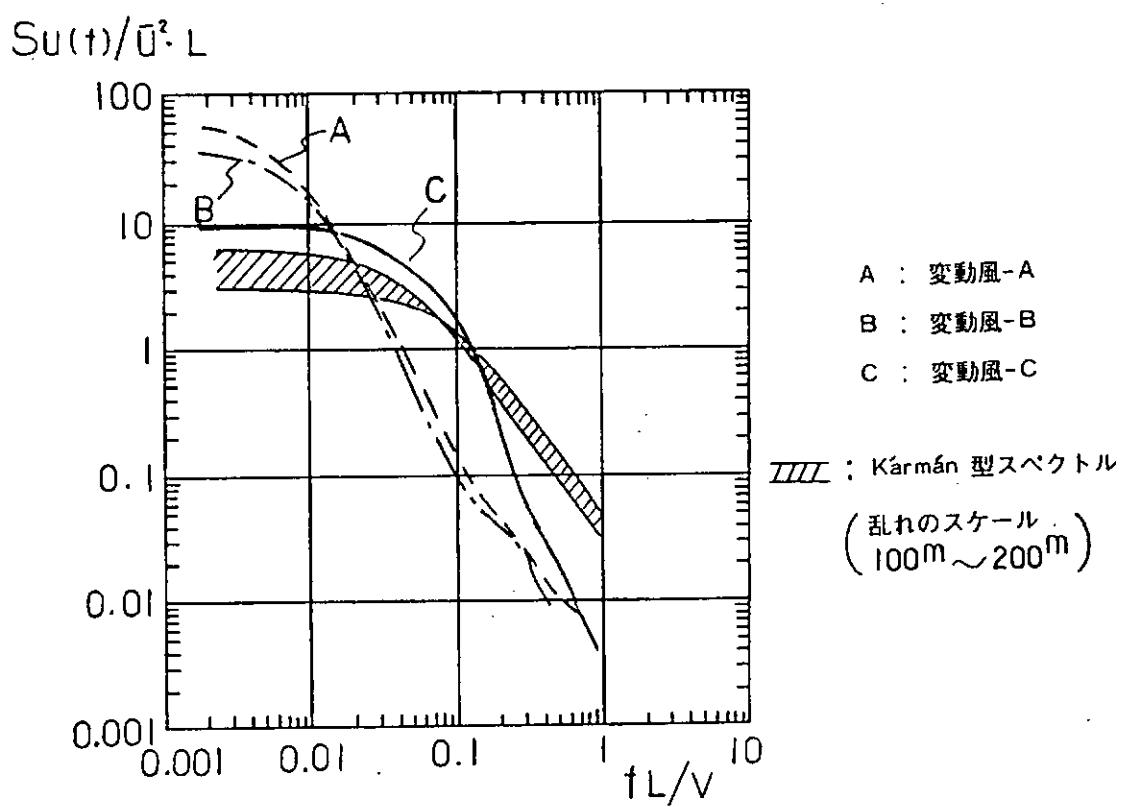
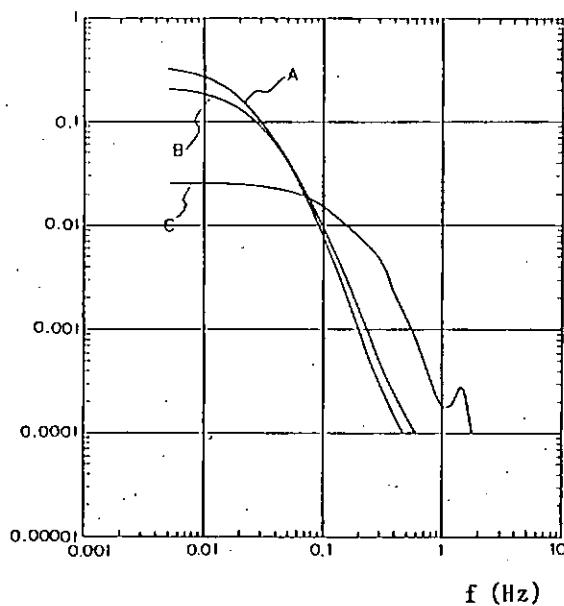


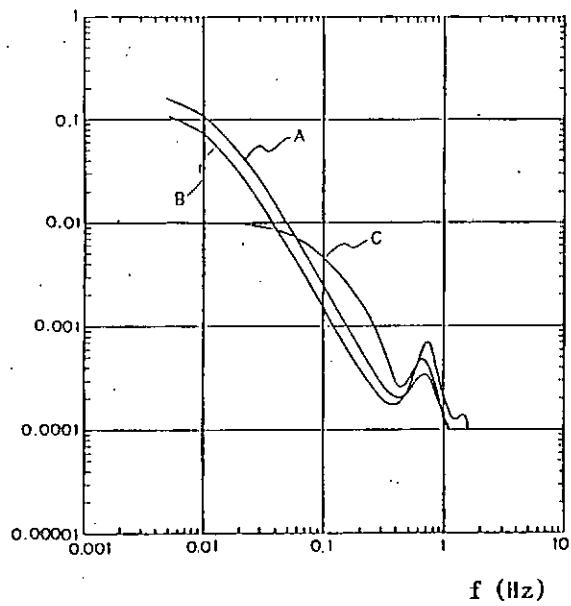
図 2.8.10 不規則変動風の無次元パワースペクトル

$S_D(f) \text{ (kg}^2 \cdot \text{s)}$



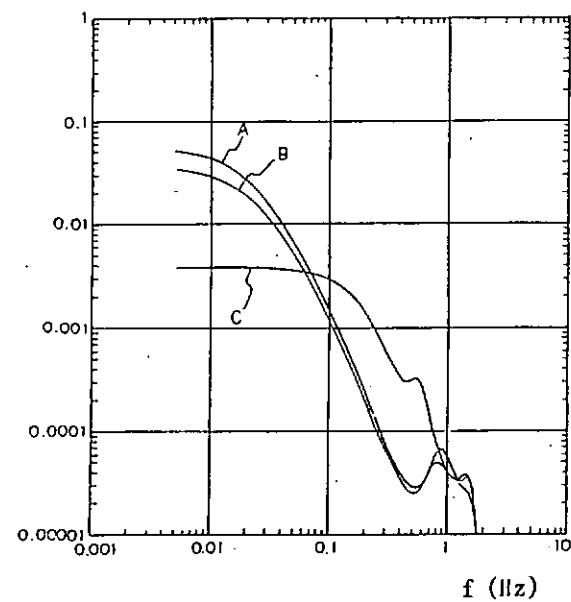
1) 動的抗力のパワースペクトル

$S_L(f) \text{ (kg}^2 \cdot \text{s)}$



2) 動的揚力のパワースペクトル

$S_M(f) \text{ (kg}^2 \cdot \text{m}^2 \cdot \text{s)}$



3) 動的転倒モーメントのパワースペクトル

A : 変動風 - A での試験結果

B : 変動風 - B での試験結果

C : 変動風 - C での試験結果

試験条件

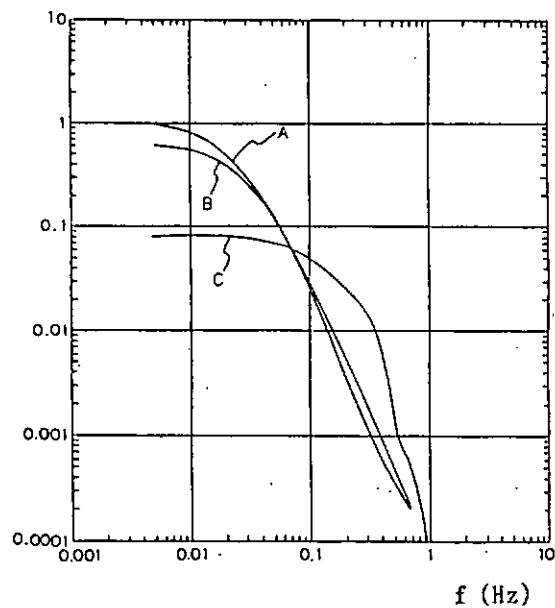
ϕ : 90°

α : 0°

$V = 4 \text{ m/s}$

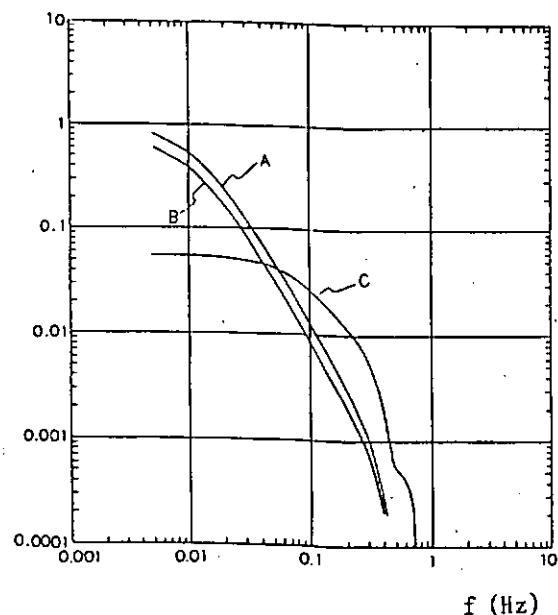
図 2.8.11 動的空気力のパワースペクトル

$|S_{D-u}(f)|$ (kg·m)



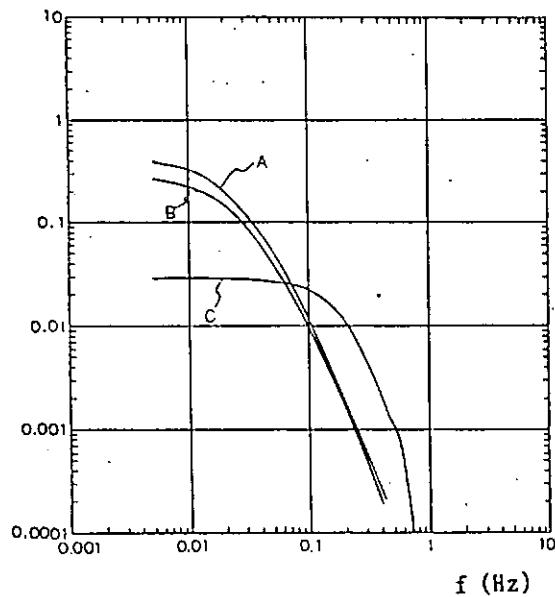
1) 動的抗力と変動風速との
クロススペクトル(絶対値)

$|S_{L-u}(f)|$ (kg·m)



2) 動的揚力と変動風速との
クロススペクトル(絶対値)

$|S_{M-u}(f)|$ (kg·m²)



3) 動的転倒モーメントと変動風速との
クロススペクトル(絶対値)

A : 変動風 - A での試験結果

B : 変動風 - B での試験結果

C : 変動風 - C での試験結果

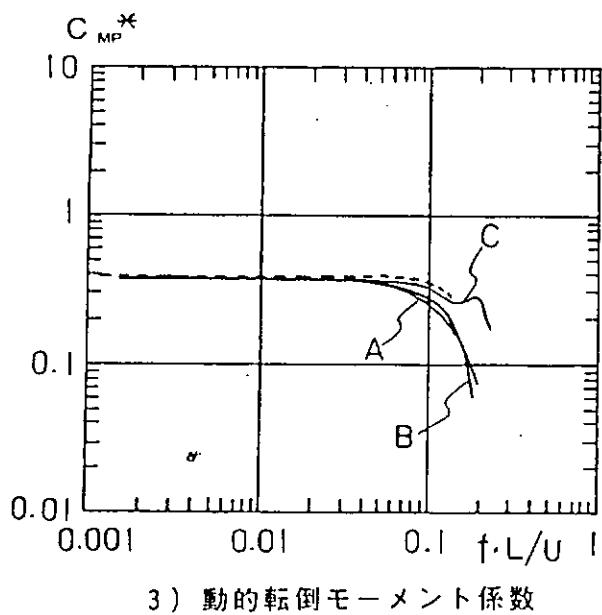
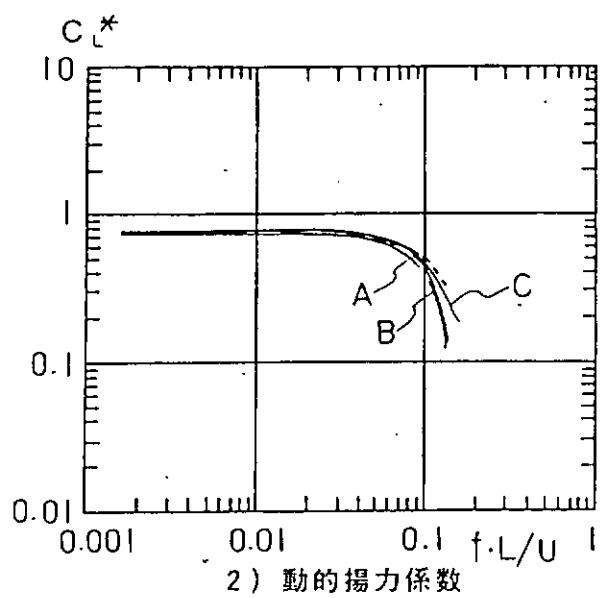
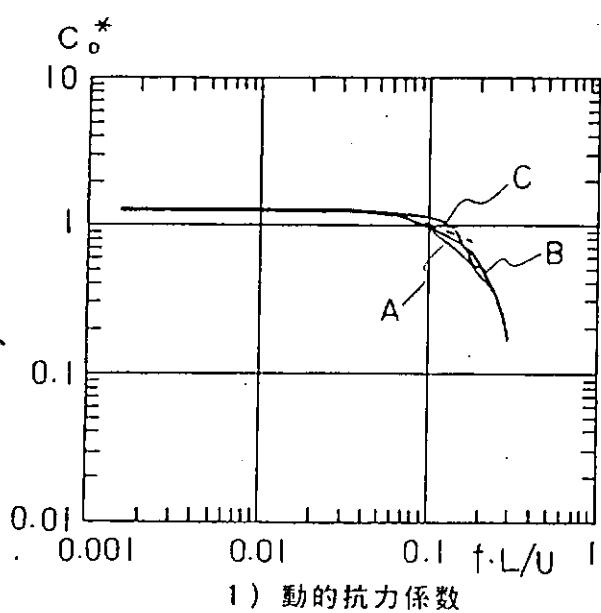
試験条件

ϕ : 90°

α : 0°

$V = 4 \text{ m/s}$

図 2.8.12 動的空気力と変動風速とのクロススペクトル(絶対値)

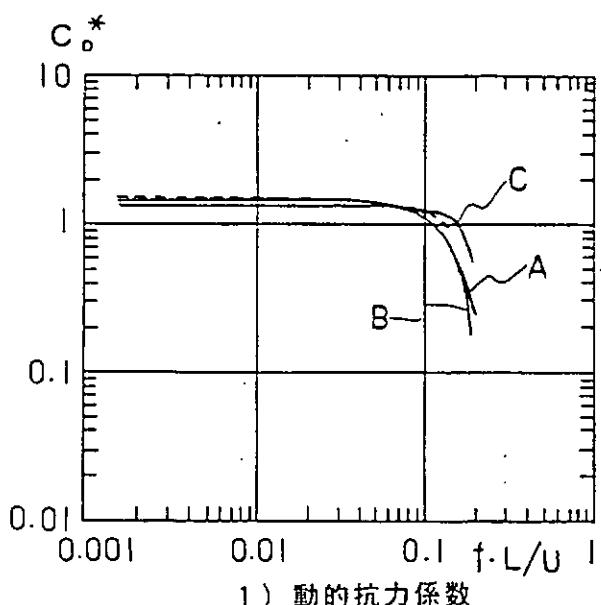


——— A : 変動風-A
 ——— B : 変動風-B
 ——— C : 変動風-C
 - - - - 正弦波変動風
での試験結果

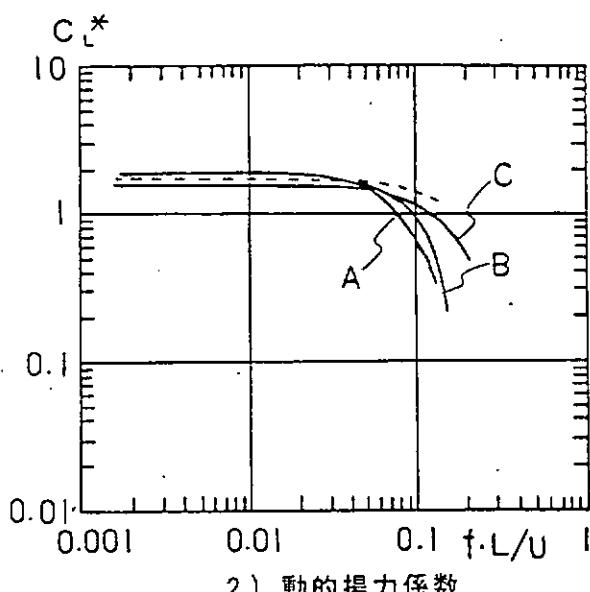
風 向 : 90°

傾斜角 : 0°

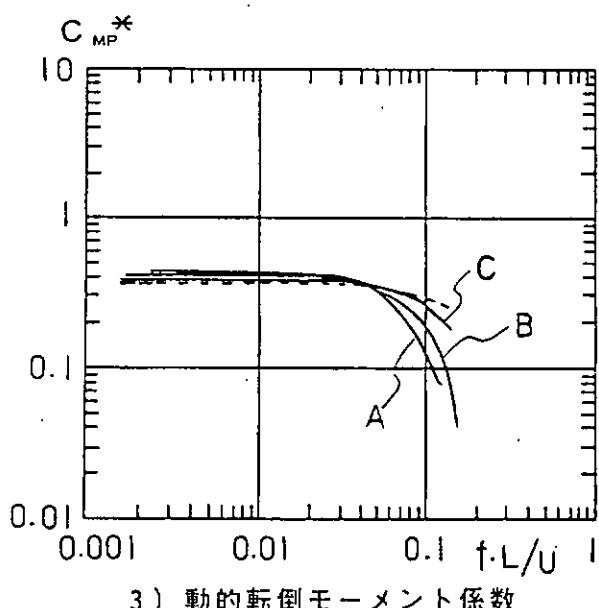
図 2.8.13(a) 動的空力係数（不規則変動風での試験）



1) 動的抗力係数



2) 動的揚力係数



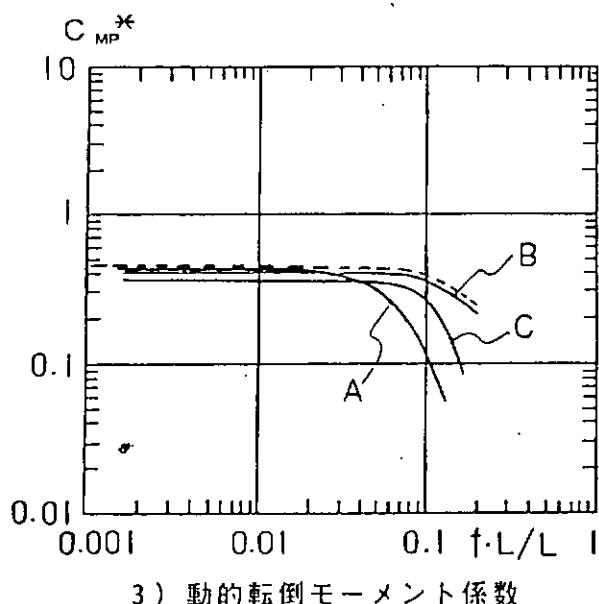
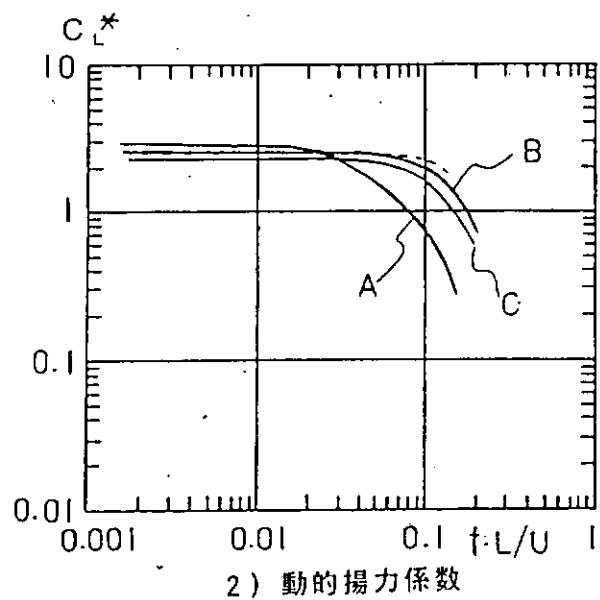
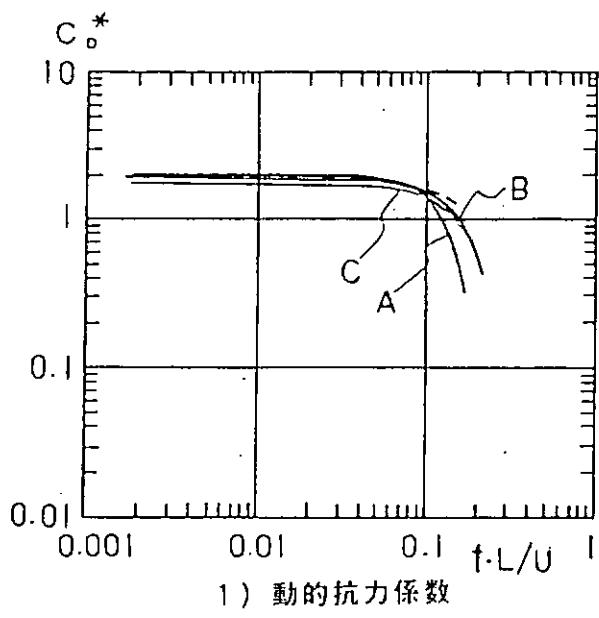
3) 動的転倒モーメント係数

————— A : 変動風-A
 ————— B : 変動風-B
 ————— C : 変動風-C
 - - - - - 正弦波変動風
での試験結果

風 向 : 90°

傾斜角 : 10°

図 2.8.13(b) 動的空力係数（不規則変動風での試験）

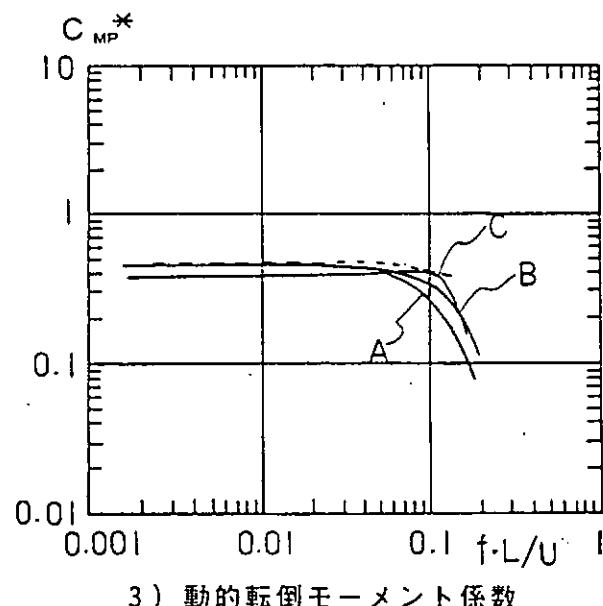
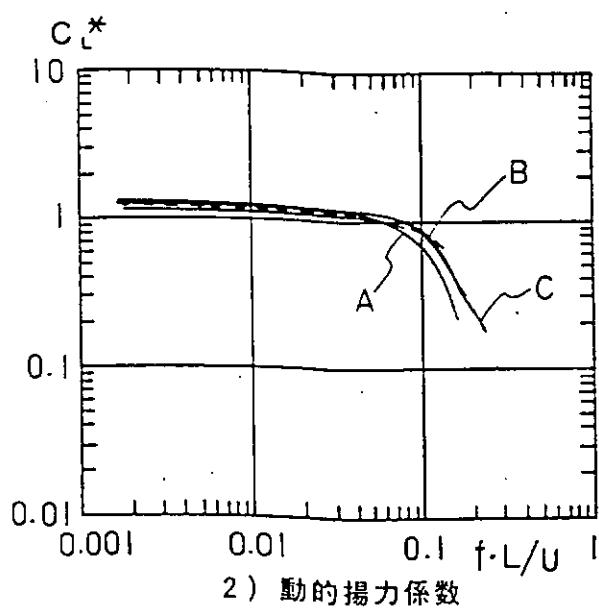
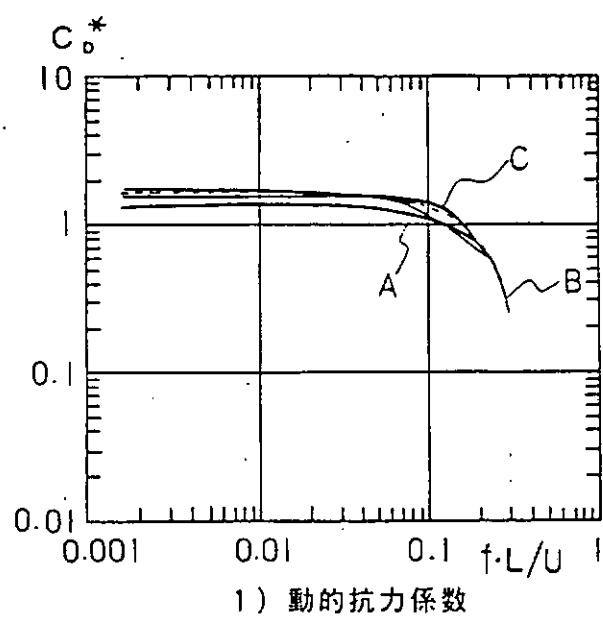


————— A : 変動風-A
 ————— B : 変動風-B
 ————— C : 変動風-C
 - - - - - 正弦波変動風
 の試験結果

風 向 : 90°

傾斜角 : 20°

図 2.8.13(c) 動的空力係数（不規則変動風での試験）



——— A : 変動風-A
 ——— B : 変動風-B
 ——— C : 変動風-C
 - - - - 正弦波変動風
での試験結果

風 向 : 45°

傾斜角 : 0°

図 2.8.13(d) 動的空力係数（不規則変動風での試験）

3. 設計外力の推定精密化に関する研究

3.1 ジャッキアップ型リグのレグに働く風圧力および潮流力の実験

3.1.1 はじめに

ジャッキアップ型リグの構造を特徴づけるレグに働く風および潮流による外力推定の精度を向上させ、安全でかつ合理的な設計を行うための資料を得ることを目的として、レグの縮尺模型を用いた風洞実験を行った。

レグは円柱にラックの付いたメインコードおよびそれらをつなぐ円形プレースで構成され、各々の部材が相互に干渉し合う構造配置になっており、これに働く流体力に Scale effect (Re 数依存性) を含め不明な点が多い。

本実験ではまずレグの主構造であるラック付メインコードの単体に働く流体力を計測し、Re 数依存性と流れの方向に対する変化を調べた。

次に、二体のラック付メインコードを適当間隔に配置し、下流側のメインコードに働く流体力を計測して干渉影響を調べた。

最後にプレースを含むレグ全体模型およびその中の一つのメインコードの流体力を計測し、Re 数依存性および流れの方向に対する変化を調べた。

以上の実験結果をもとに相互干渉影響を考慮したレグに働く流体力の推定を試み、今後の研究課題を述べる。

3.1.2 実験装置と計測方法

実験を実施した風洞は日立造船技術研究所のゲッチング型汎用低速風洞で、閉鎖モードで使用した。

メインコード単体およびレグ全体構造の流体力は三分力天秤で、又全体構造の中の一つのメインコードの流体力は三分力検力計によって各々計測された。(図 3.1.1)

ラック付メインコード模型およびレグ全体模型を各々図 3.1.2、図 3.1.3 に示す。縮率は各々実物の 1/7.5 および 1/25.71 である。

又、風路に対する閉塞率はセンターラック付メインコードで最大 1/15.5、サイドラック付メインコードで最大 1/18.7、および全体模型で 2 つのメインコードが風上側にある場合に風下側を無視して約 1/19.7 である。

実験は一定風の速度が 5 m/s ~ 30 m/s の範囲で行い、抗力 (Fd)、揚力 (Fℓ) およびモーメント (M) の計測値を無次元表示した。(図 3.1.4)

センターラック付メインコード単体模型、サイドラック付メインコード 2 体の模型、レグ全体構造模型が各々風洞の測定部に設置されている様子を写真 3.1.1 ~ 3.1.3 に示す。

3.1.3 実験結果とその考察

(1) メインコードに働く流体力

メインコードに先立って計測した円柱の抗力を図 3.1.5 に示す。この結果より風の乱れはかなり小さいことがうかがわれる。

図 3.1.6 ~ 3.1.10 にメインコードの代表的な風向角についての Re 数依存性を調べた結果を示す。センターラック付の $\alpha = 0^\circ$ について、Re 数依存性が大きい。風上側のラックが乱れを発生するためと思われる。

図 3.1.11 ~ 3.1.12 に代表的な Re 数におけるセンターラック付の風向に対する流体力の変化の様子を、同じく図 3.1.13 ~ 3.1.14 にサイドラック付のそれを示す。センターラック付では、 α が $-15^\circ \sim 15^\circ$ で Re 数依存性が抗力と揚力にはっきり現われている。 $\alpha = 90^\circ$ 付近では平板的な性質を持つ。サイドラック付では α が $5^\circ \sim 40^\circ$ でセンターラック付の $-15^\circ \sim 15^\circ$ と同様なことが言える。又、 $\alpha = -90^\circ$ と 90° では抗力が大きく異なり、 $\alpha = -90^\circ$ では円柱的、 $\alpha = 90^\circ$ では平板的である。

(2) サイドラック付メインコードの干渉影響

図 3.1.15 ~ 3.1.20 にサイドラック付メインコードがレグ全体構造で配置された姿勢、すなわちラック同志のな

す角度が60°の場合下流側のメインコードに働く流体力を示す。

メインコードの中心を結ぶ方向の風向 ($\beta = 0^\circ$) から 10° 風向が傾いた場合までを行った。

パラメタとしてメインコードの中心間距離 (l) とメインコードの直径 (d) との比 (l/d) を 8, 10, 12 に変化させており、各ケースについて Re 数を 2 通りとした。

各図には比較のために、上流側にメインコードが存在しない場合の図 3.1.13～3.1.14 に対応する値も示されている。

結果を一見してすぐわかるることは、上流側メインコードの下流側への影響が非常に大きいことである。又、今回の実験の風向範囲ではその影響が小さくなる（あるいは無くなる）までをカバーしていない。（ $\beta : -30^\circ \sim 30^\circ$ の範囲で実験すべきであった。）

風向が変化した場合の各流体力の変化の様子は全てのケースについて同様である。又、 l/d による影響度は、抗力、モーメントについては余りなく、揚力についてのみ差がはっきり現われている。

(3) レグ全体構造およびその中のメインコードに働く流体力

図 3.1.21～3.1.23 にレグ全体構造に働く抗力の代表的風向角に対する Re 数依存性を示す。 $Re \geq 3 \times 10^4$ でほぼ一定な値となっている。

図 3.1.24～3.1.25 に代表的な Re 数において風向 (α) を変化させた時の抗力、揚力、モーメントの様子を示す。メインコードが風向に対して前後に重なる配置の時、抗力が最小となり、揚力、モーメントが最大となっている。又、メインコードが最上流側にある時の抗力が最大で、メインコードが最下流側にある時はそれよりずっと小さくなっている。これは既に図 3.1.13～3.1.14 に示されたサイドラック付メインコードの性質を現わしていると言える。

図 3.1.26 にレグ全体模型の中の一つのメインコードに働く流体力を対応するメインコード単体の結果（図 3.1.13）と共に示す。抗力については他のメインコードと最も離れた位置 ($\alpha = 0^\circ$) で単体との差がなく、上流側に他のメインコードが位置する $\alpha = 60^\circ$ 付近で単体との差が最も大きい。揚力、モーメントについてはその値が 0 になる風向 ($\alpha = 90^\circ$) を除いて、いづれの風向でも有意な差が存在し、その差が大きい所は大体抗力と同じ風向範囲である。

図 3.1.27 は図 3.1.26 から一部を抜き出したもので、 l/d がほとんど等しいメインコードの干渉影響の実験結果（図 3.1.19）と比較しやすくしたものである。図 3.1.27 と図 3.1.19 の干渉を受けた流体力を比較すると、抗力はほとんど等しくなっているが、揚力、モーメントについては傾向は等しいが大きさはかなり異なっている。

3.1.4 レグに働く流体力の推定法および今後の研究課題

設計されたあるレグ構造について、その流体力を求めるのに、その都度風洞実験を行えば良いと言う立場は当然であろうが、それでは前もって流体力を見積ることも、新規の設計で改良を施すことも困難である。

レグを構成している各部材の流体力の特性、分担率、したがって最終的にレグ全体に働く流体力の推定法が分かれば便利である。

レグはラックの付いたメインコードと円柱ブレースで構成されており、メインコードの流体力特性と共に各部材間の相互干渉を考慮する必要があるが、それをなるべく簡単な要素を組み合わせることで行いたい。

図 3.1.3 及び写真 3.1.3 などを見ると、ブレースは言わば満遍無く配置されており、3 分力係数 (C_d, C_l, C_m) の風向に対する特性は主にメインコードの流力特性とその配置によるのではないかとの推測がつく。

サイドラック付メインコード単体の流力特性（図 3.1.13）とレグ全体構造中の一つのメインコードに働く流体力（図 3.1.26）を組み合わせて求めた三つのメインコードによる流体力を図 3.1.28 に示す。図にはブレースを含むレグ全体構造に働く流体力（図 3.1.25 の実験値を線状にしたもの）を比較のため記入している。これらを見ると、先の定性的推測が正しいことが分かる。

全体構造の実験値と三つのメインコードのみを考慮して組み立てた値の差は特に C_d について著しく、プレースに働く流体力を加えることによって埋められるべきものである。

風向角 (α) が $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ の場合について以下に示す仮定のもとにプレースに働く流体力の C_d, C_l に対する寄与を検討する。

- 1) メインコードの影響を無視する。
- 2) 水平プレースは上流側にあるもののみ計算の対象とする。
- 3) 斜プレースは、前後の重なる部分を含めて、全てを計算に考慮する。
- 4) 各プレースには Cross-Flow Principle に基づく流体力が働くとする。
- 5) 円柱の抵抗係数を 1.2 とする。

表 3.1.1

$\alpha (^\circ)$	C_d^b	C_l^b
0	0.71	—
30	0.68	0.10
60	0.92	—

各プレースの面積、風に対する方向を用いて計算するとプレースに働く流体力係数は表 3.1.1 のようになる。

ここに、 C_d^b, C_l^b は各々レグ全体模型における C_d, C_l の中のプレースによるものである。

この結果、 α の代表角 $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ ではレグ全体構造の C_d は、相互干渉を考慮したメインコードに働く力と、 cross-flow による力を考慮したプレースに働く力を組み合わせて求まることがわかった。(図 3.1.28 に●印で示す。)

又、全体構造の C_l についてはメインコードによる流体力のみの算定で大体の推定が可能であるが、プレースの寄与 ($C_l^b = 0.10$ at $\alpha = 30^\circ$) を考慮することはさらに推定の精度を増す方向である。(図 3.1.28 に▲印で示す。)

C_m に関しては、 $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$ での全体構造とメインコードのみによる値の差は、 C_d, C_l と同様な仮定の計算を行ってもプレースからの寄与はなく、その差を埋めることはできない。

図 3.1.4 に示した力とモーメントの無次元化表示より、

$$\frac{M}{C \sqrt{F_d^2 + F_l^2}} = \frac{C_m}{\sqrt{C_d^2 + C_l^2}}$$

となるが、 $\alpha = 15^\circ, 30^\circ$ について各々、全体構造とメインコードのみによる値の平均の C_m を用いて、 $M/C\sqrt{F_d^2 + F_l^2}$ を計算すると約 0.03 および 0.07 となり、元々その値は差を云々するほど大きなものでない。

表 3.1.2

$\alpha (^\circ)$	C_d^b	C_m^b
0	1.04	—
30	0.51	-0.074
60	1.04	—

なお、上記の計算に用いた仮定のうち 4) の Cross-Flow Principle の仮定に変えて、流れに垂直な平面へのプレースの投影面積を用い、流れ方向に抗力のみが働くと仮定して計算すると表 3.1.2 のようになる。

この計算法では C_d^b に $\alpha = 0^\circ$ と 60° の場合の差が生じない。

C_m^b ($\alpha = 30^\circ$) が抗力の着力点がレグ全体構造の中心からずれていることによって出てくる。

表 3.1.2 の値は表 3.1.1 の値とかなり異なっており、レグ全体構造に働く流体力の推定精度は Cross-Flow Principle を用いたものに比べ劣る。

以上に、メインコードとプレースの各々に働く力を適当に組み合わせることによって、レグ全体構造の流体力をかなりの精度で推定することが可能であることを示した。

しかしながら、今回の流体力推定法に用いた上流側メインコードの影響を受けた下流側メインコードの液体力は、レグ全体構造系の一部に組み込まれたメインコードについての値であり、この値は将来、メインコードの相互干渉のみから得られた値にプレースの影響を表わす係数を掛ける等の、より汎用性のあるもので置き換えられることが望まれる。

又、任意の風向角 (α) についてのプレースに働く流体力の推定が可能になるようとする必要がある。

そのために今後解明すべき事柄は次の諸点であろう。

- 1) 種々のラック付メインコードの流力特性の把握
- 2) プレース等の小材で構成された構造の流力特性の把握
- 3) ラック付メインコードが下流側のラック付メインコードないし、プレース等の小材の流体力に与える影響の一般的性質
- 4) プレース等の小材が下流側のラック付メインコードの流体力に与える影響の一般的性質

参考文献

Hoerner, S. F. "Fluid-Dynamic Drag" 1958

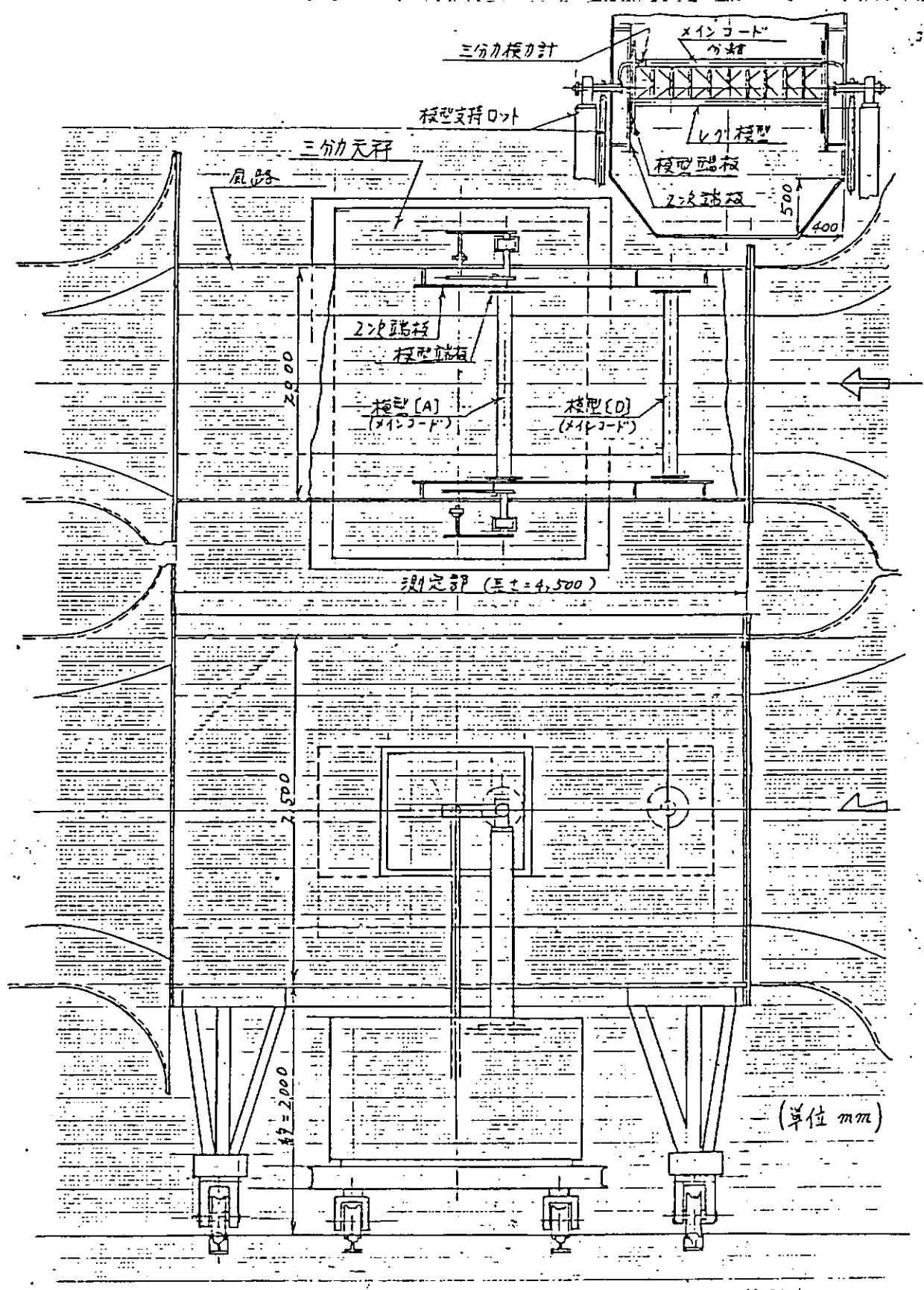


図 3.1.1 実験装置と計測要領

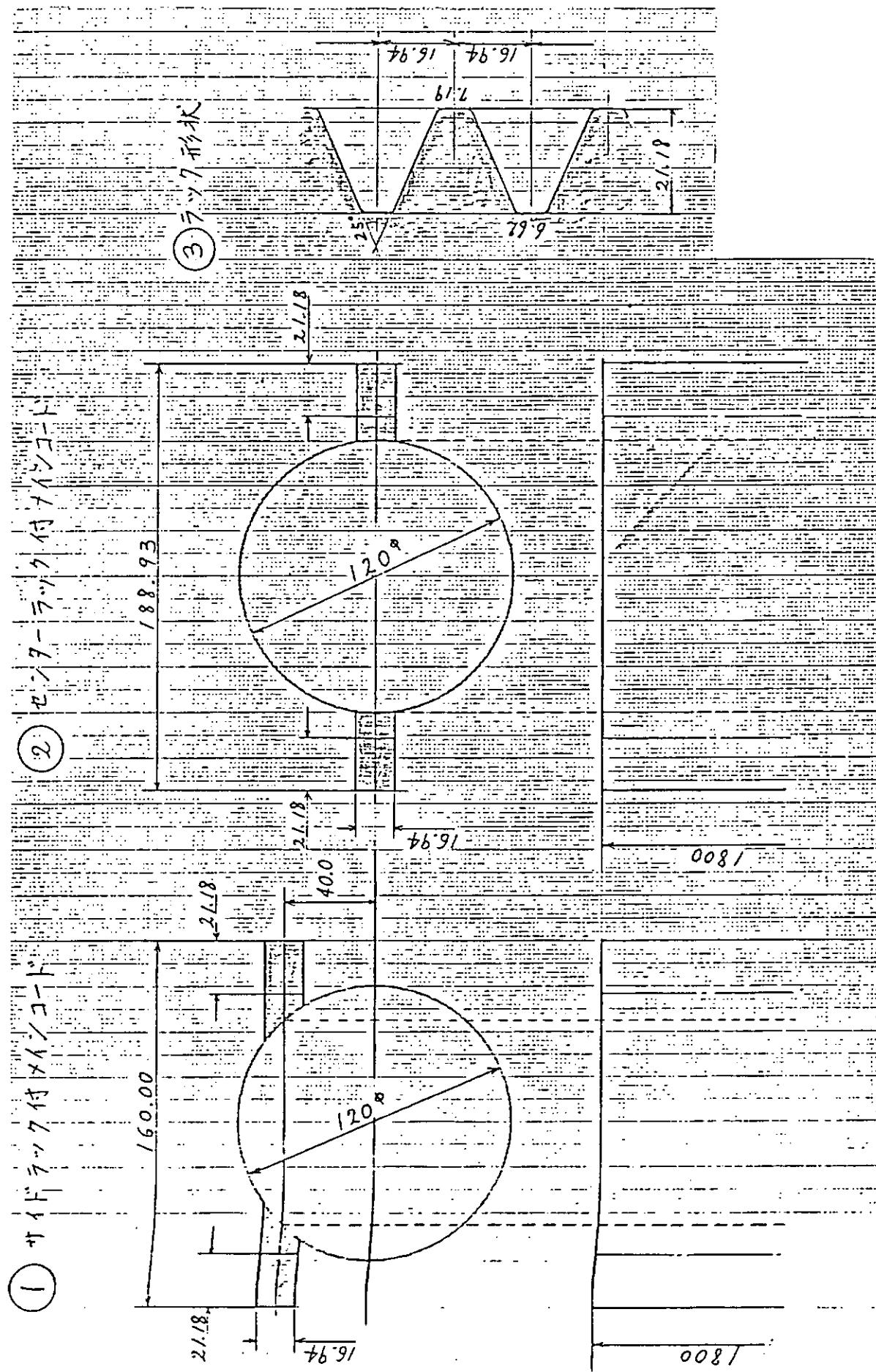


図 3.1.2 ラック付メイソンコード模型

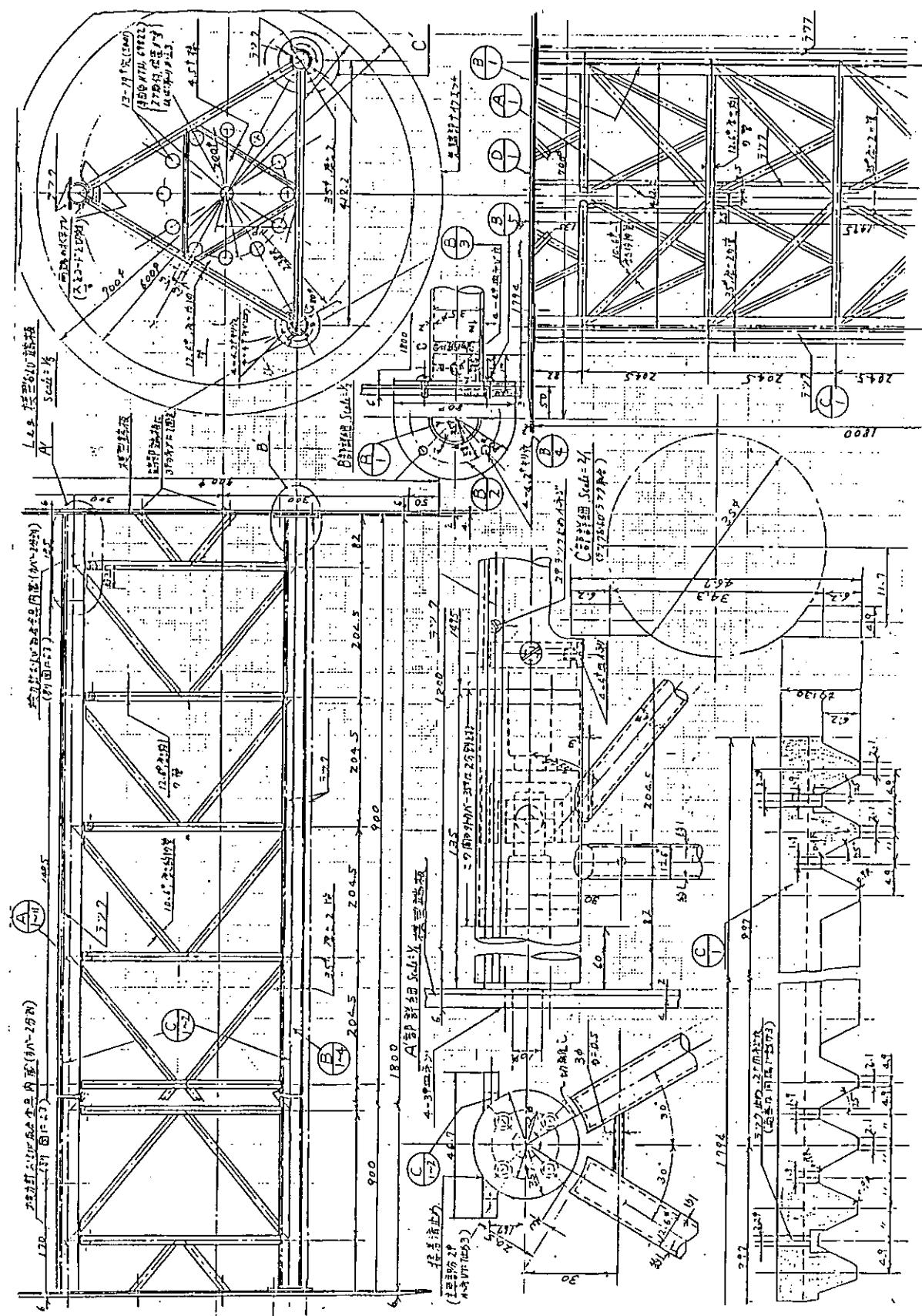
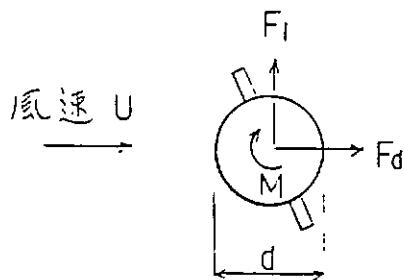


図3.1.3 レグ全体構造模型

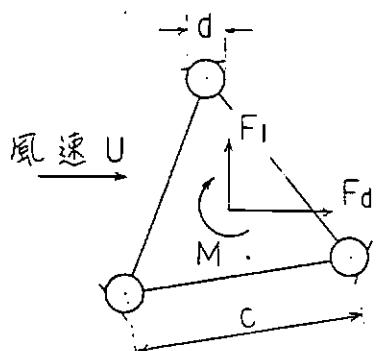


$$Re = \frac{U d}{\nu}$$

$$C_d = \frac{F_d}{\frac{1}{2} \rho U^2 d l}$$

$$C_l = \frac{F_l}{\frac{1}{2} \rho U^2 d l}$$

$$C_m = \frac{M}{\frac{1}{2} \rho U^2 d^2 l}$$



$$Re = \frac{U d}{\nu}$$

$$C_d = \frac{F_d}{\frac{1}{2} \rho U^2 (3d) l}$$

$$C_l = \frac{F_l}{\frac{1}{2} \rho U^2 (3d) l}$$

$$C_m = \frac{M}{\frac{1}{2} \rho U^2 (3d) c l}$$

ただし、l: スパン長さ

図 3.1.4 流体力の定義および無次元化の方法

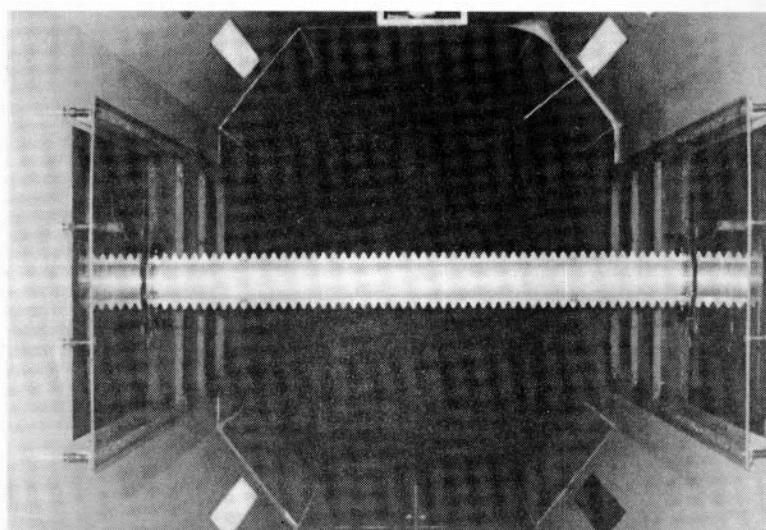


写真 3.1.1 センタラック付メインコード単体模型

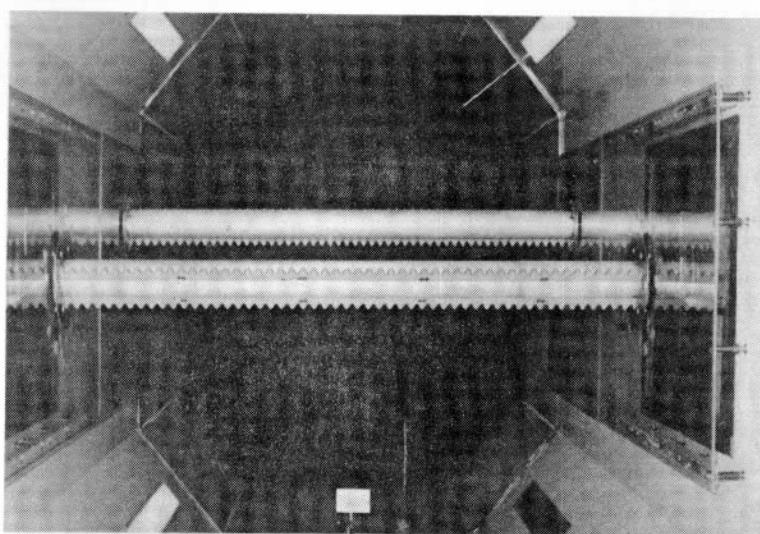


写真 3.1.2 サイドラック付メインコード 2体の模型

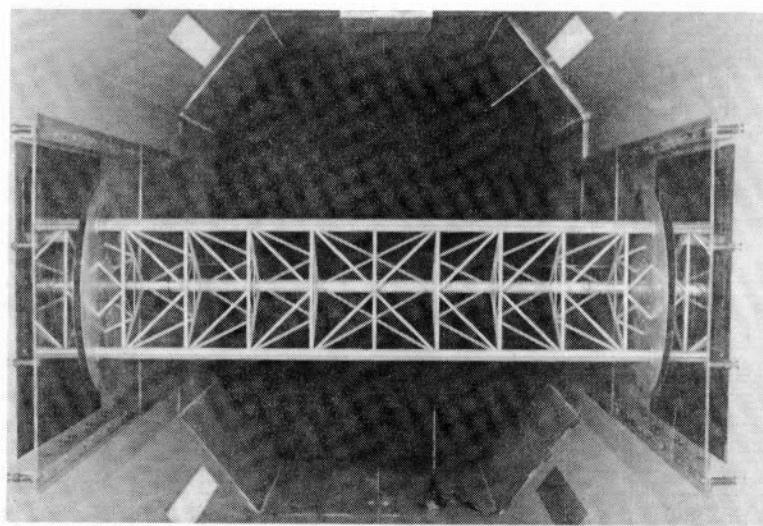


写真 3.1.3 レグ全体構造の模型

図 3.1.5 円柱の抗力

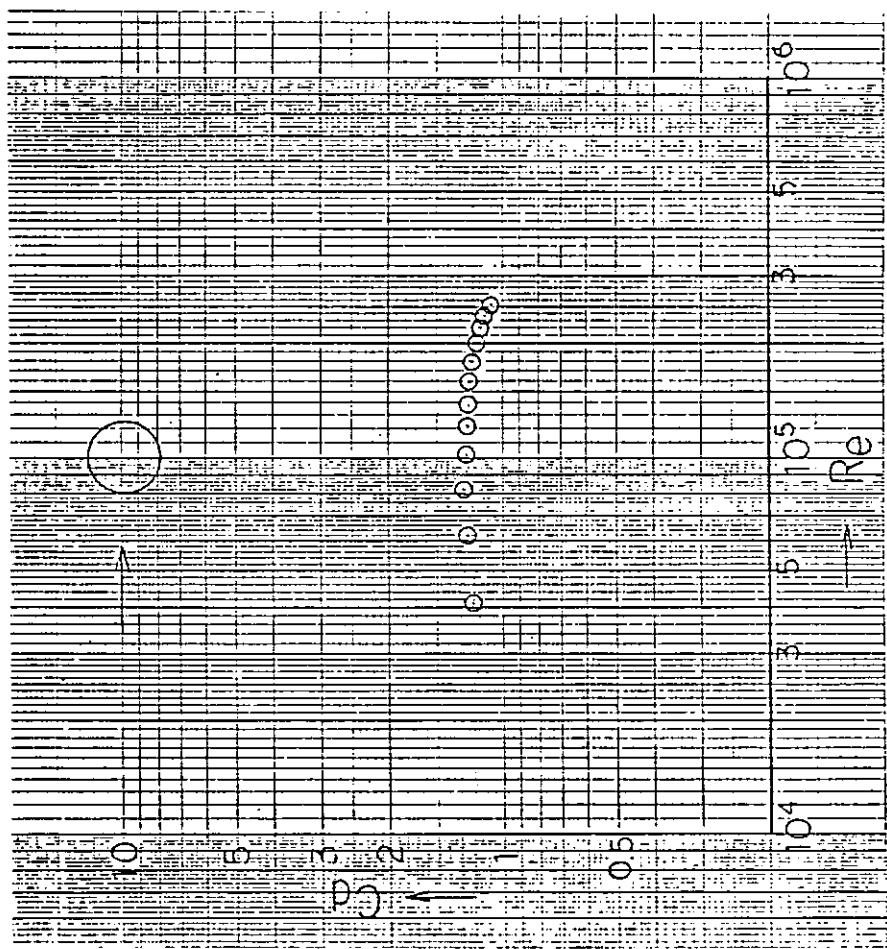
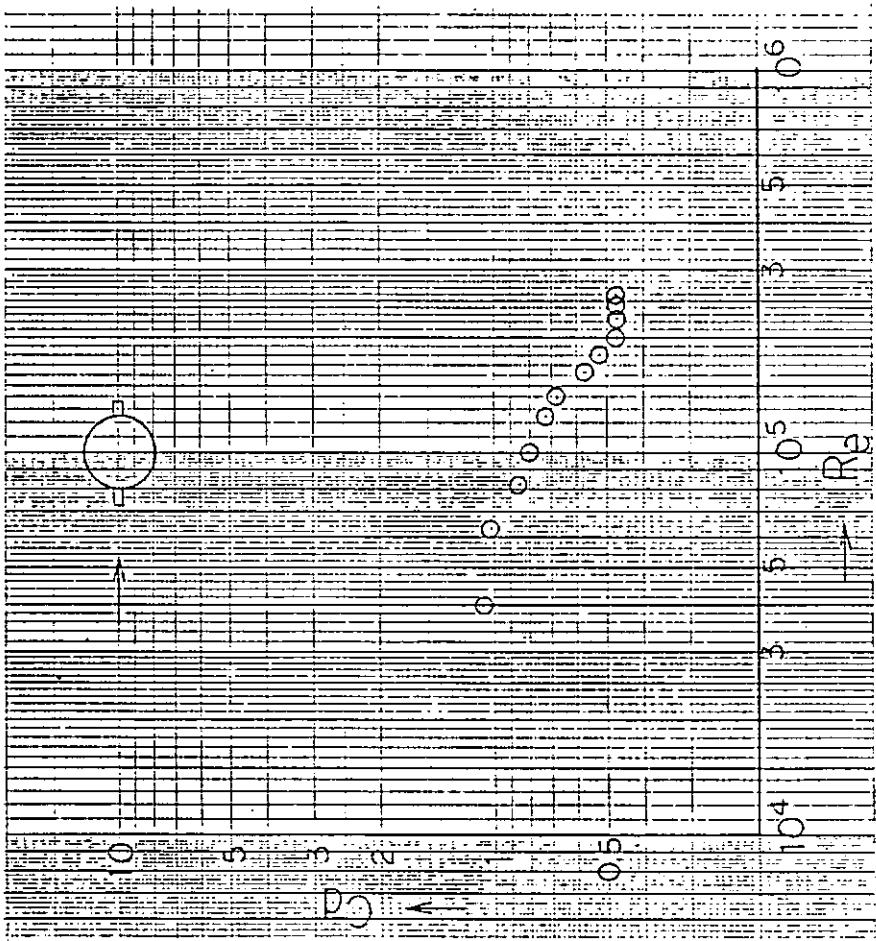


図 3.1.6 センターラック付メイソンコードの抗力



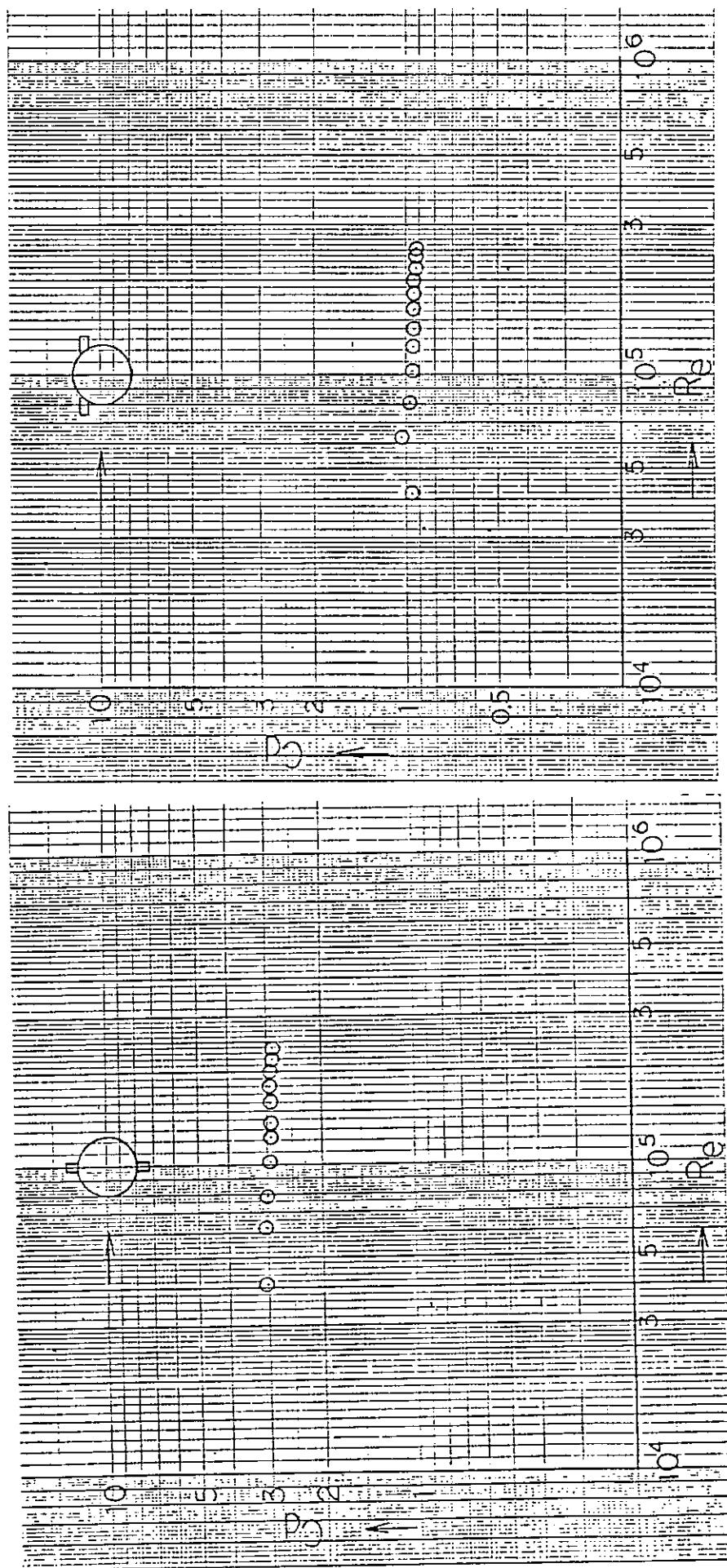


図 3.1.8 サイドラック付メインコードの抗力

図 3.1.7 センターラック付メインコードの抗力

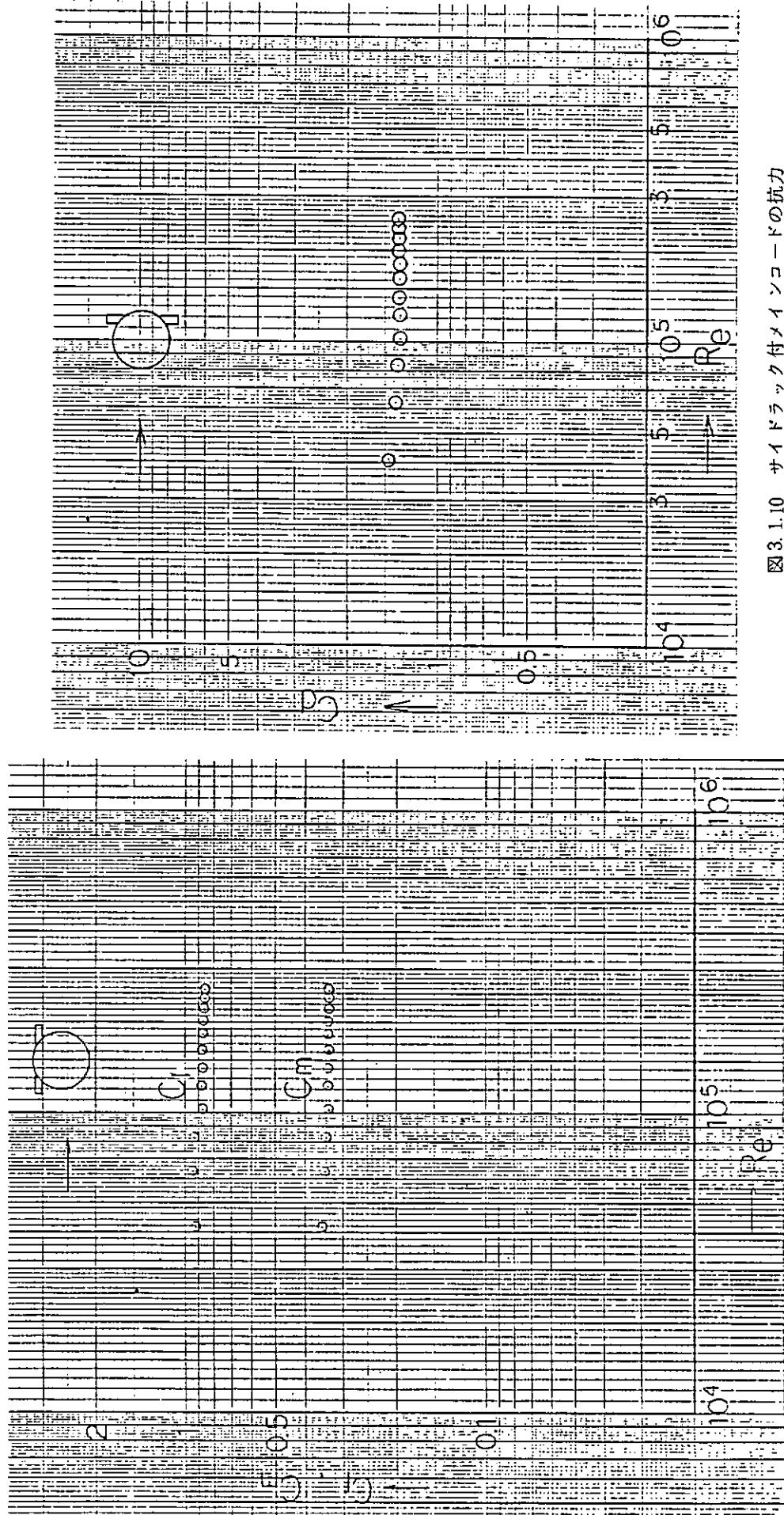


図 3.1.9 サイドラック付メイソンコードの揚力、モーメント

図 3.1.10 サイドラック付メイソンコードの抗力

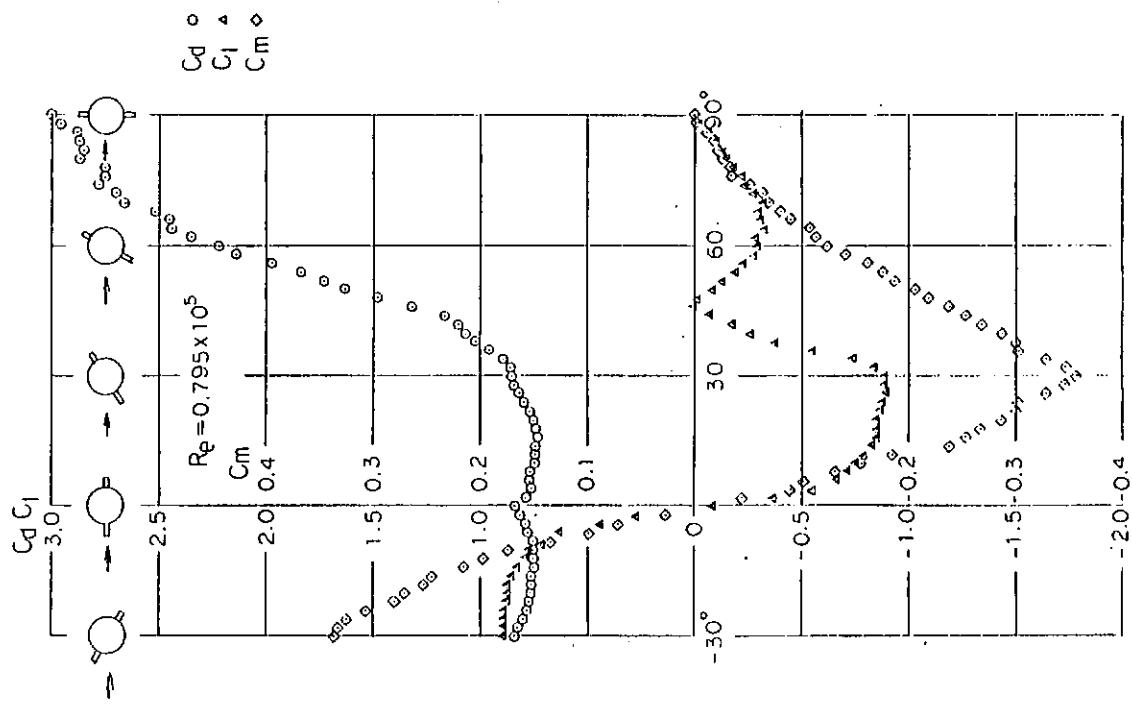


図 3.1.11 センターラック付メインショコードに働く流体力 (I)

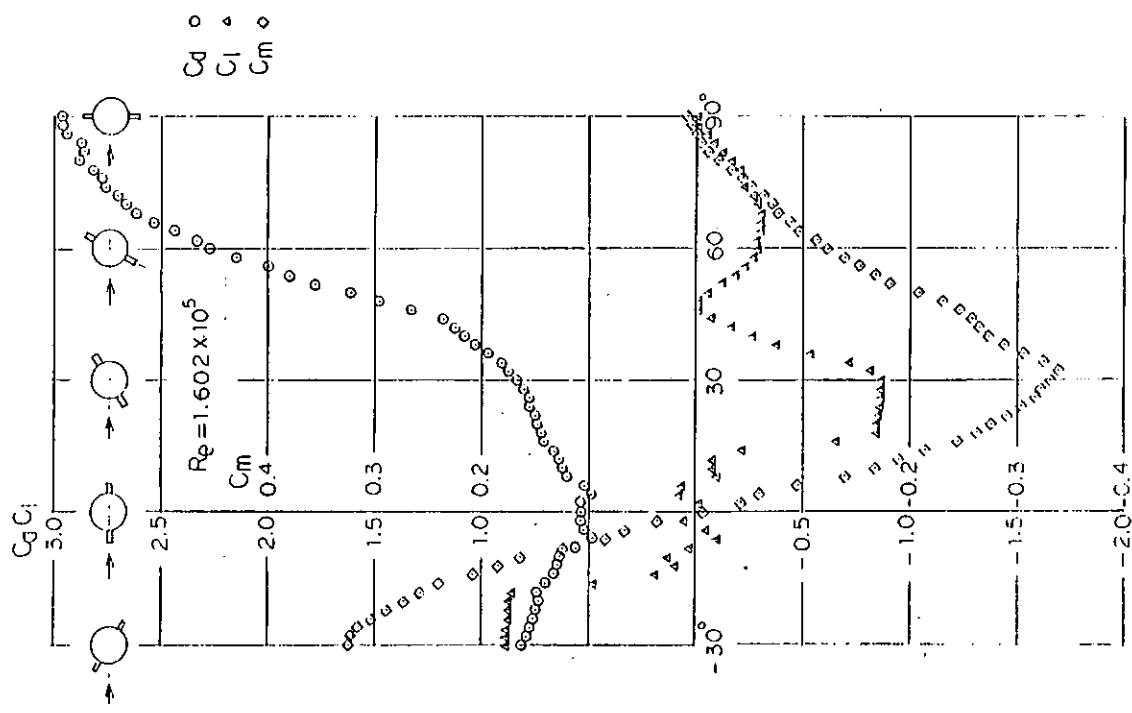


図 3.1.12 センターラック付メインショードに働く流体力 (II)

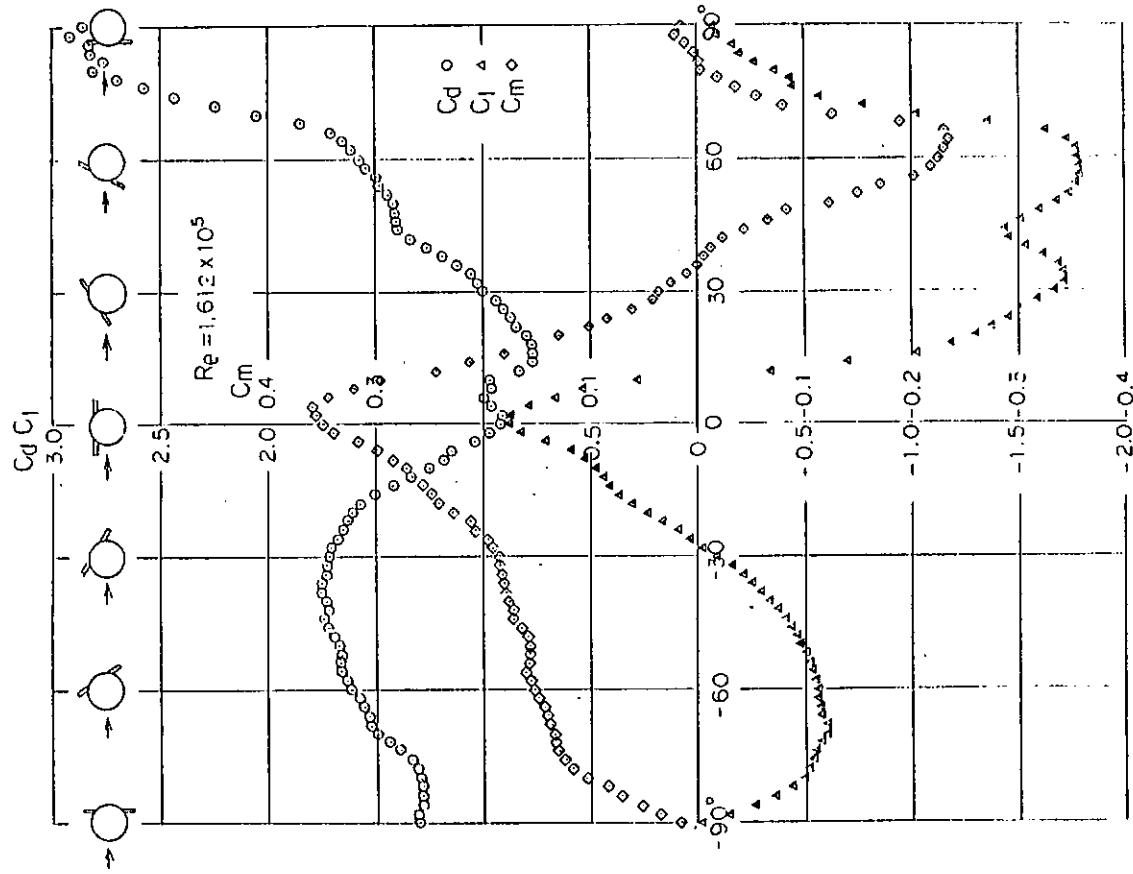


図 3.1.14 サイドラック付メインコードに働く流体力 (II)

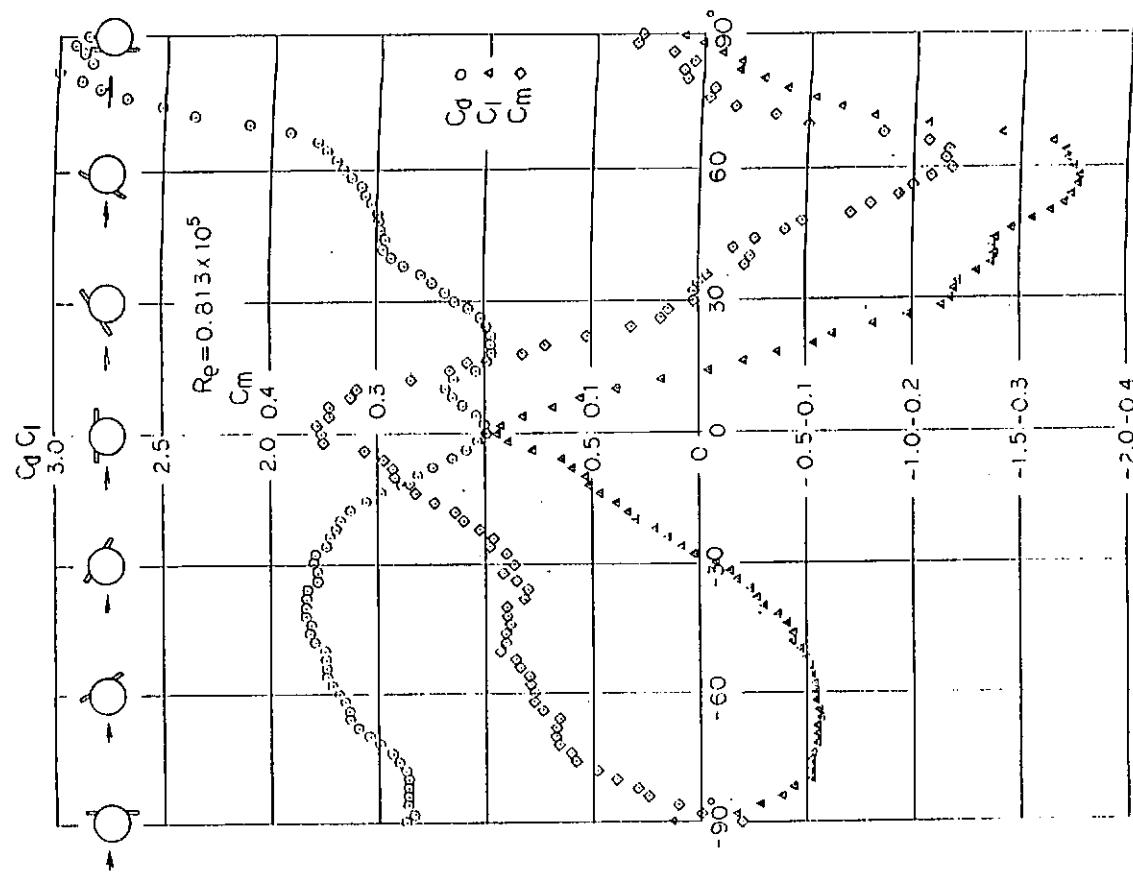


図 3.1.13 サイドラック付メインコードに働く流体力 (I)

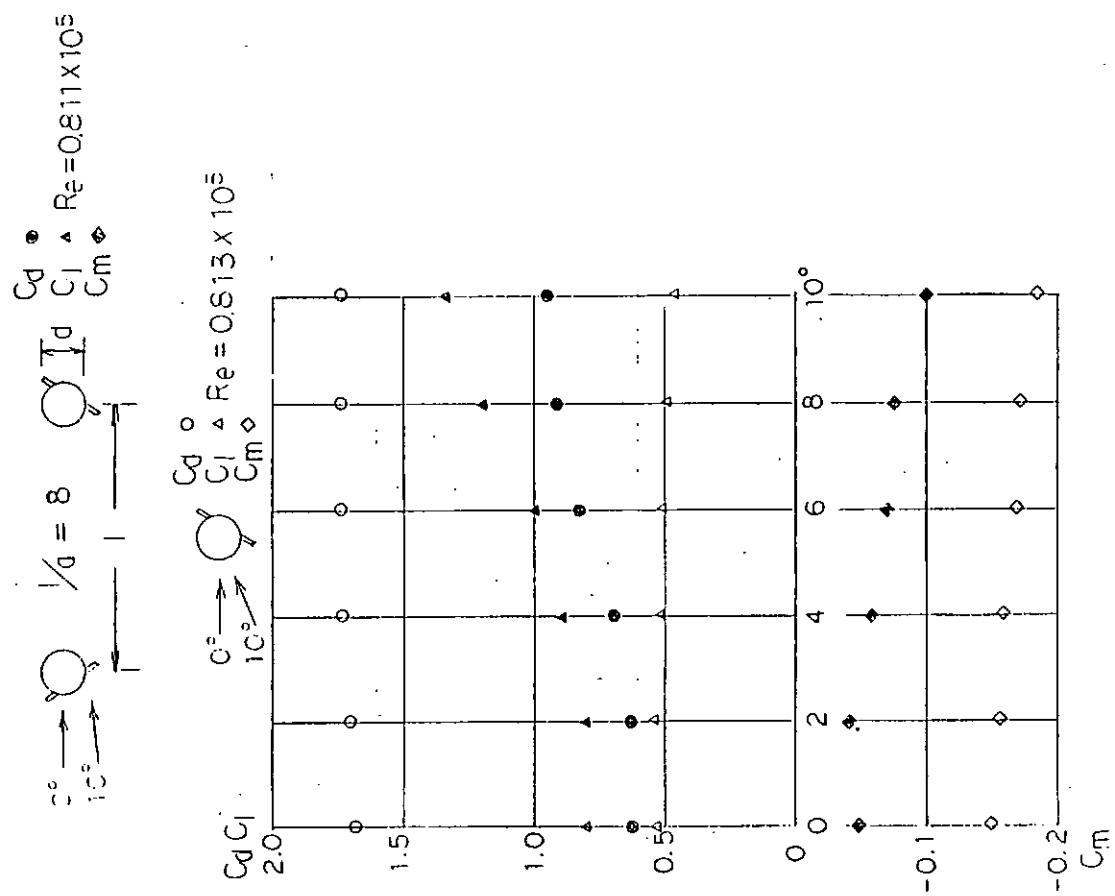


図 3.15 サイドラック付メイソンコードの干渉影響 (I)

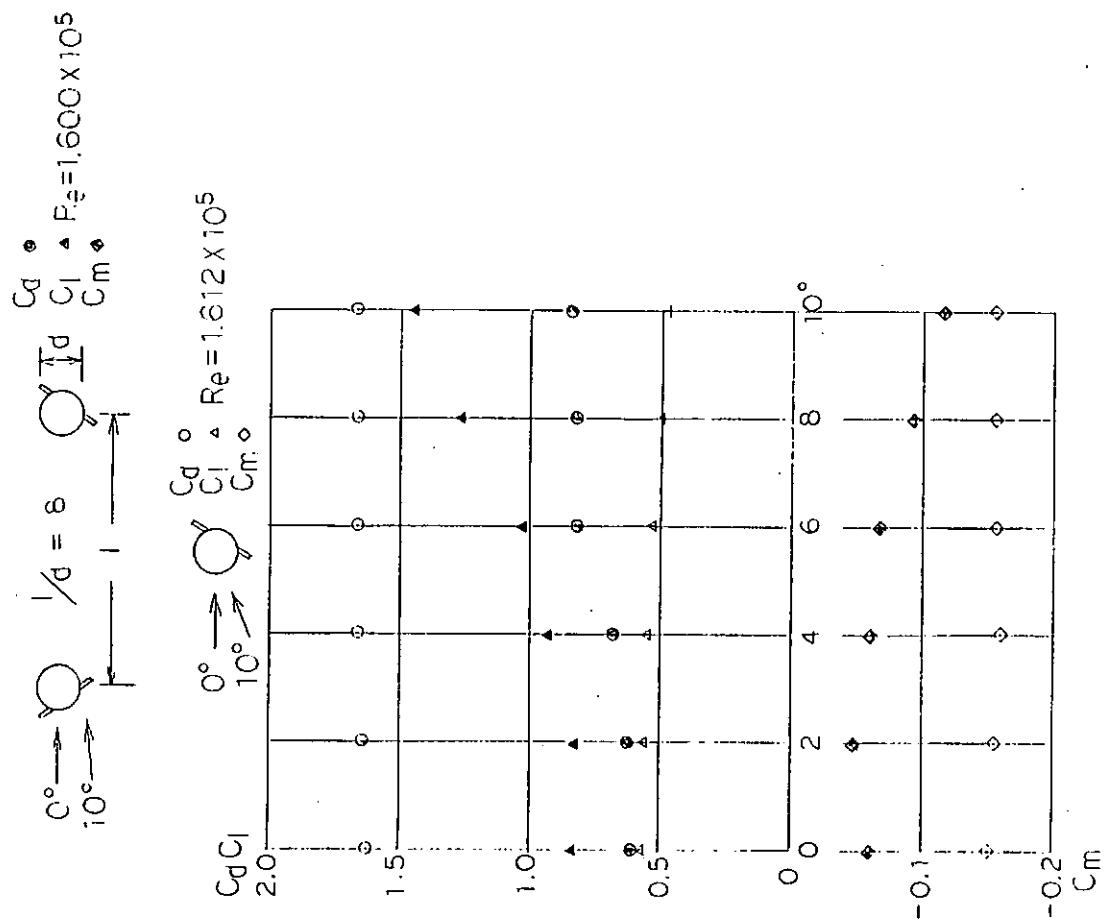


図 3.16 サイドラック付メイソンコードの干渉影響 (II)

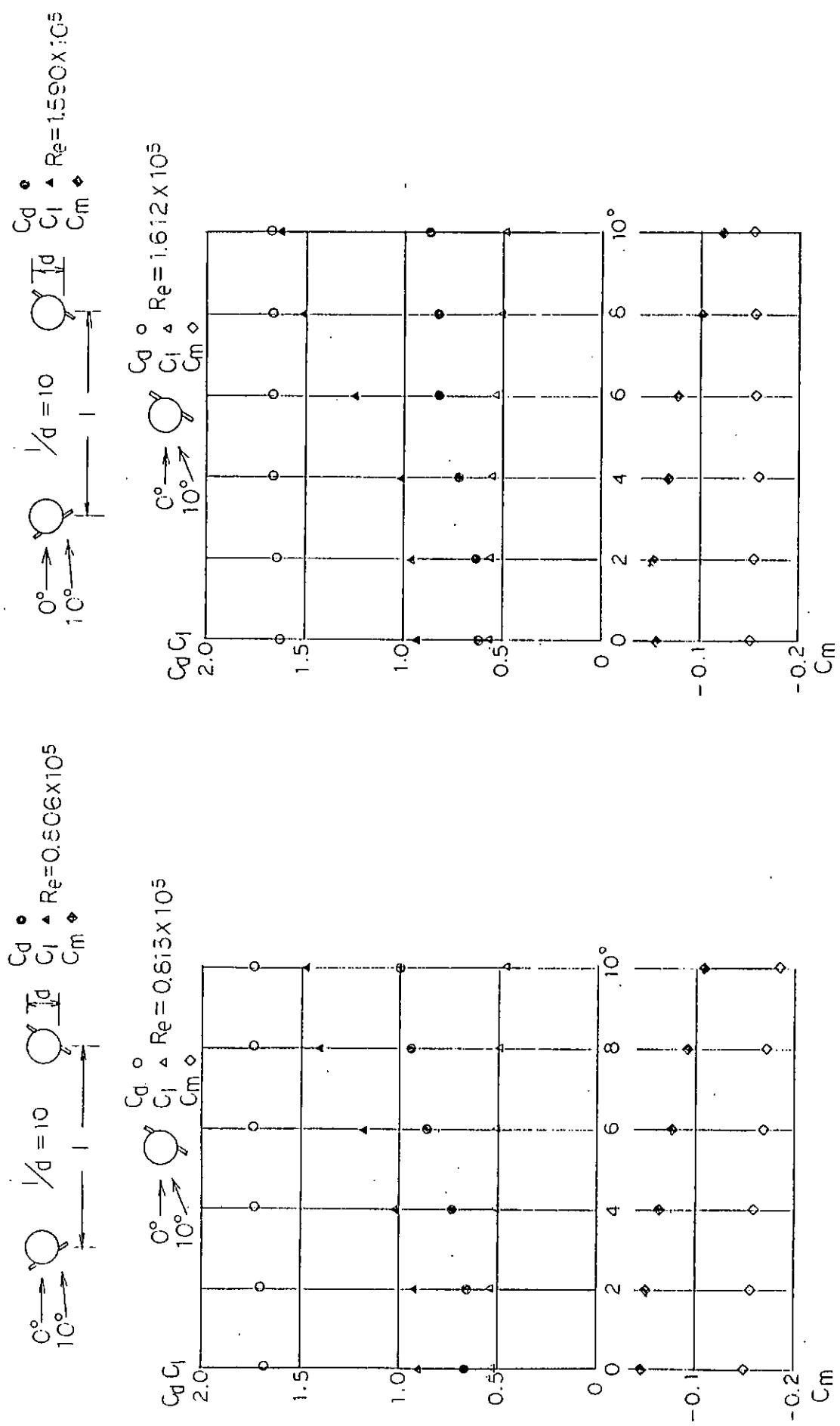


図 3.1.17 サイドトラック付メインコードの干渉影響 (III)

図 3.1.18 サイドトラック付メインコードの干渉影響 (IV)

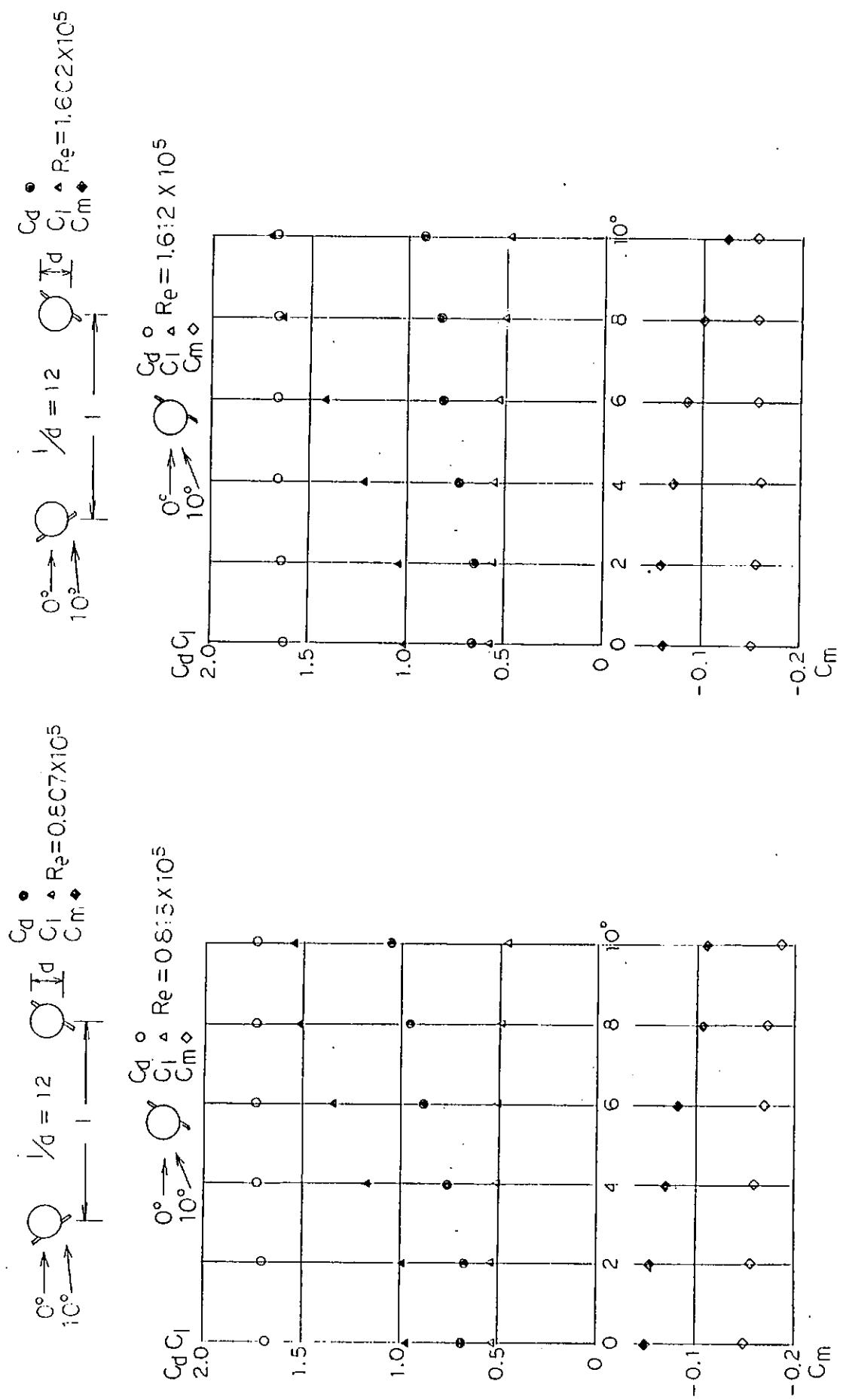


図 3.19 サイドスロット付マイクロコードの干涉影響 (V)

図 3.120 サイドスロット付マイクロコードの干涉影響 (VI)

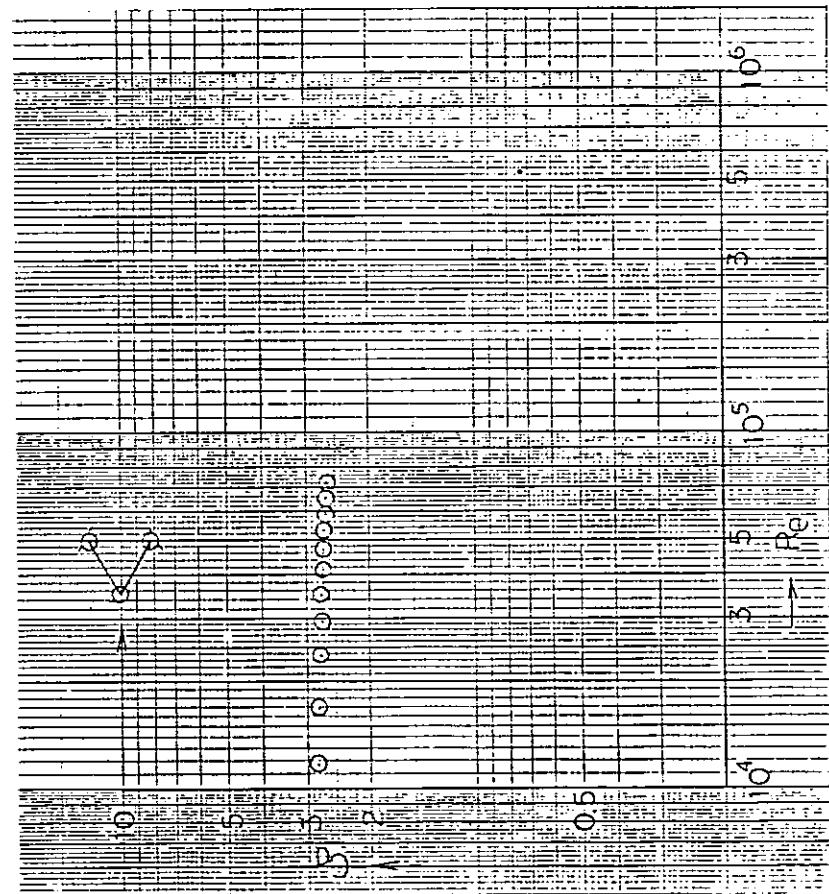


図 3.1.21 レグ全休模型に働く流体力 (Re 数依存性) (I)

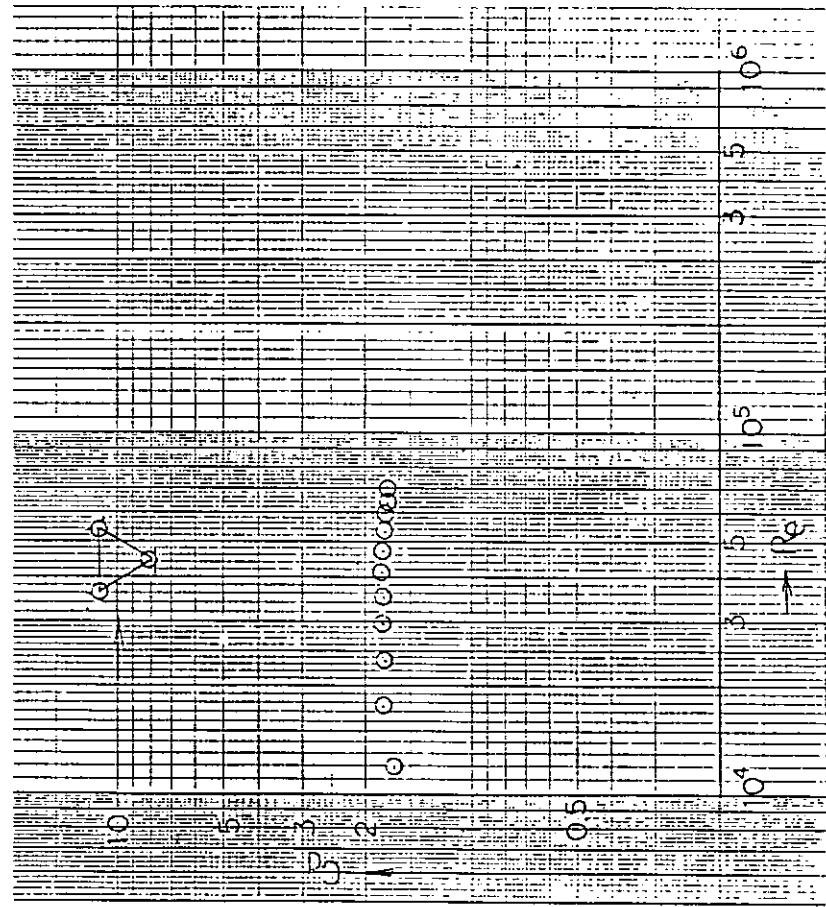


図 3.1.22 レグ全休模型に働く流体力 (Re 数依存性) (II)

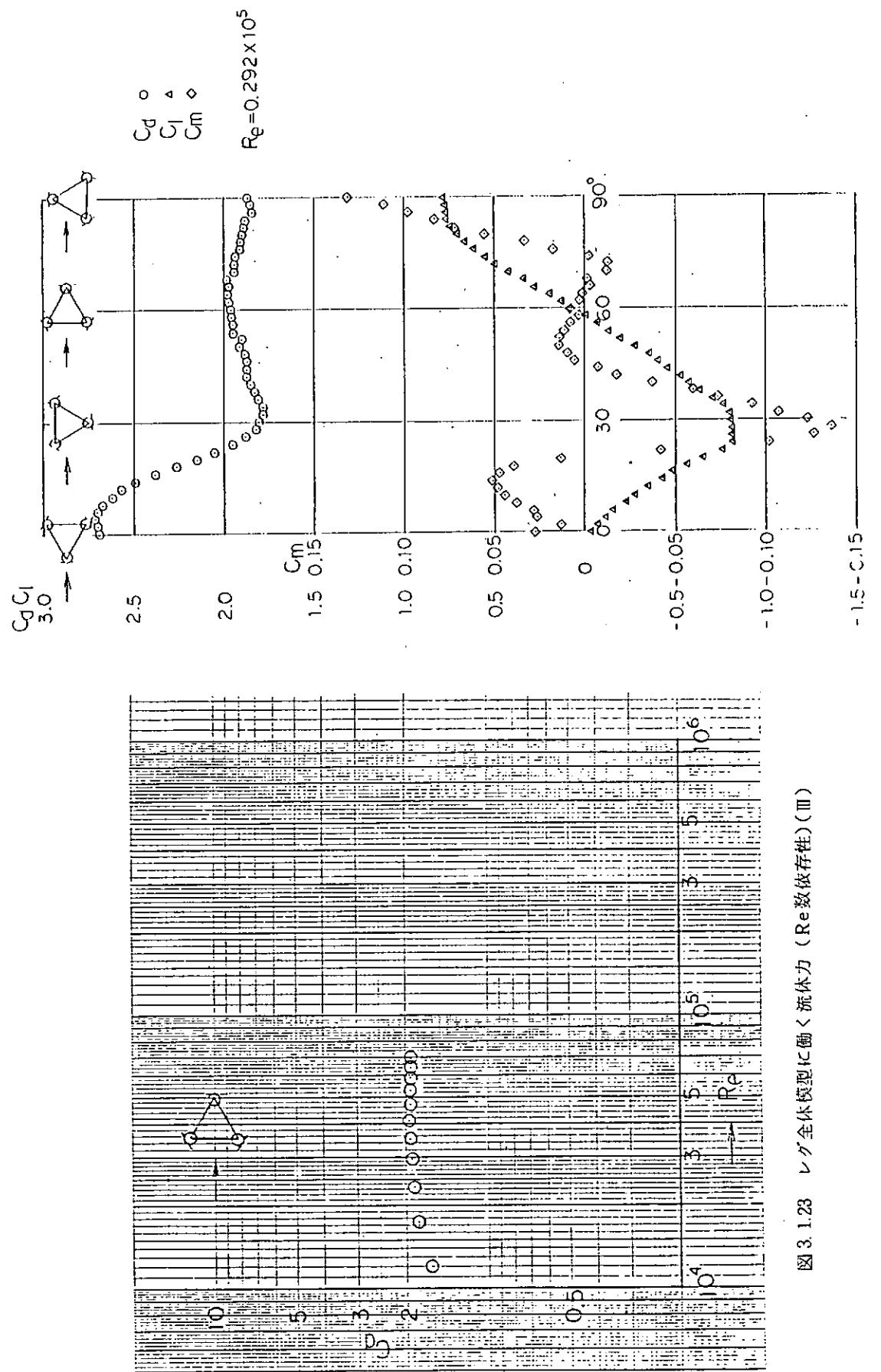


図 3.1.23 レグ全休模型に働く流体力 (Re数依存性)(Ⅲ)

図 3.1.24 レグ全休構造に働く流体力 (I)

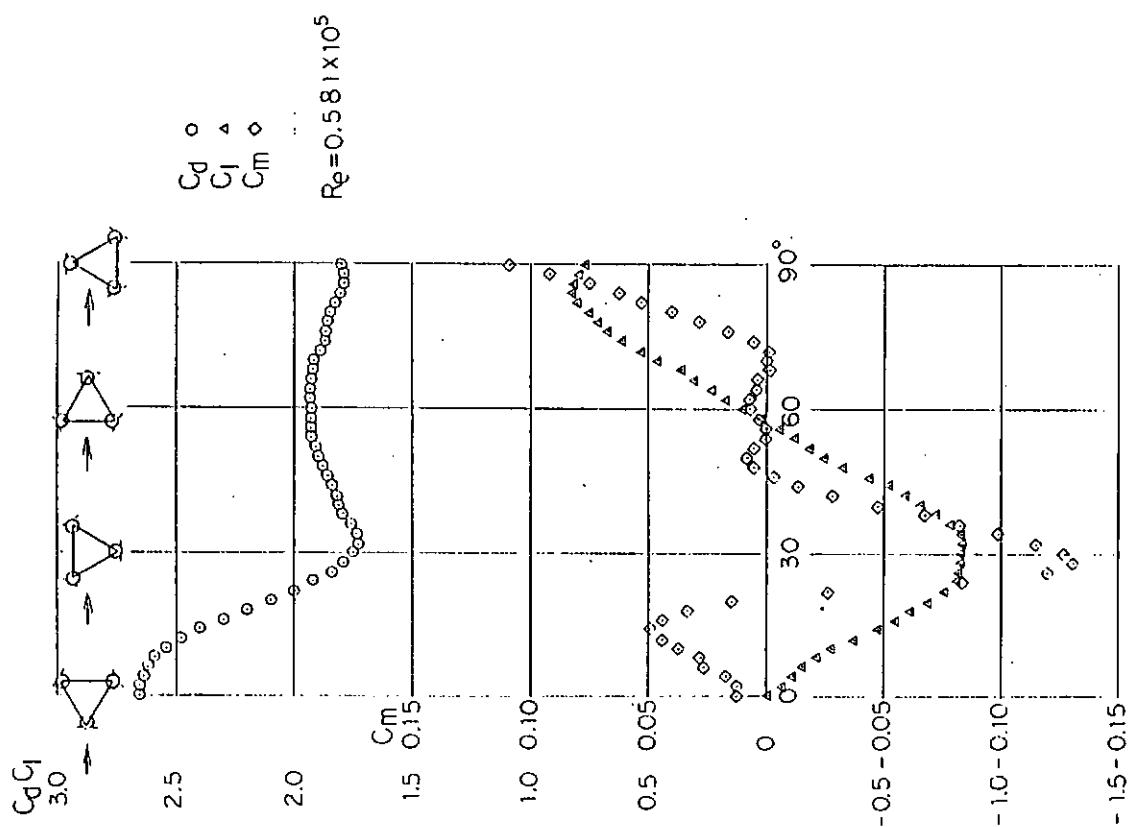


図 3.125 レグ全体構造に働く流体力 (II)

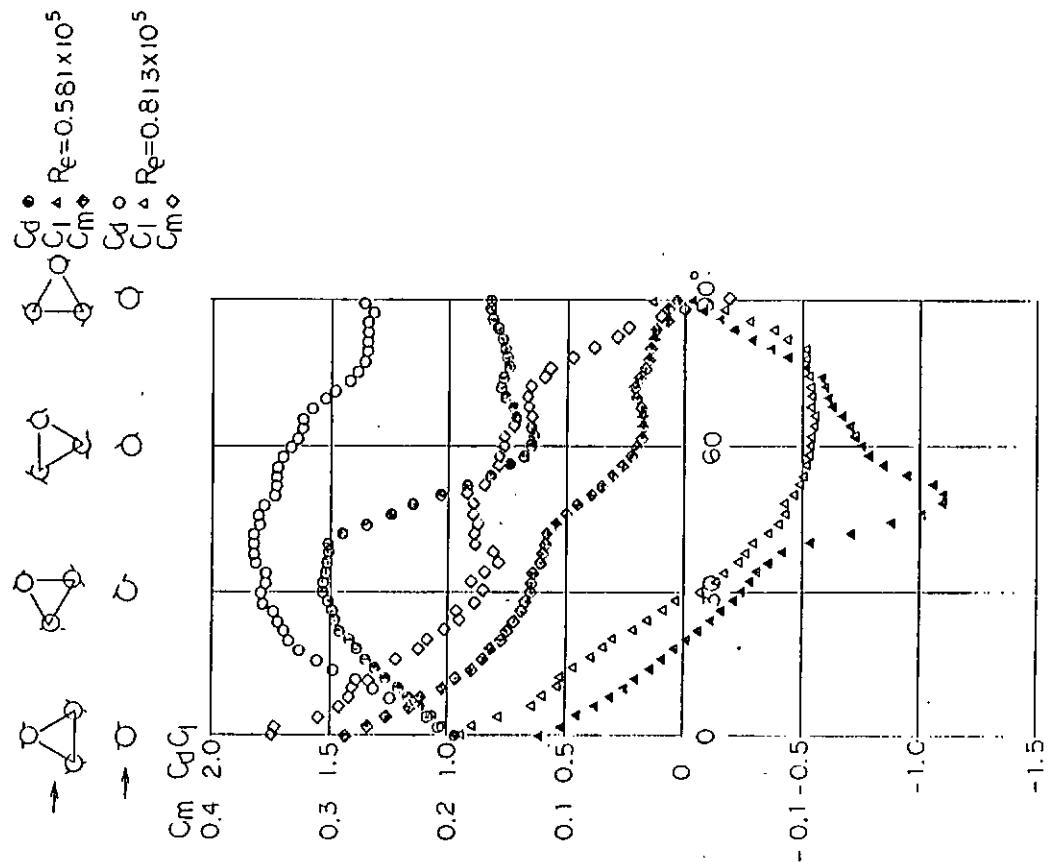


図 3.126 レグ全体構造中の一つのメイソンコードに働く流体力 (I)

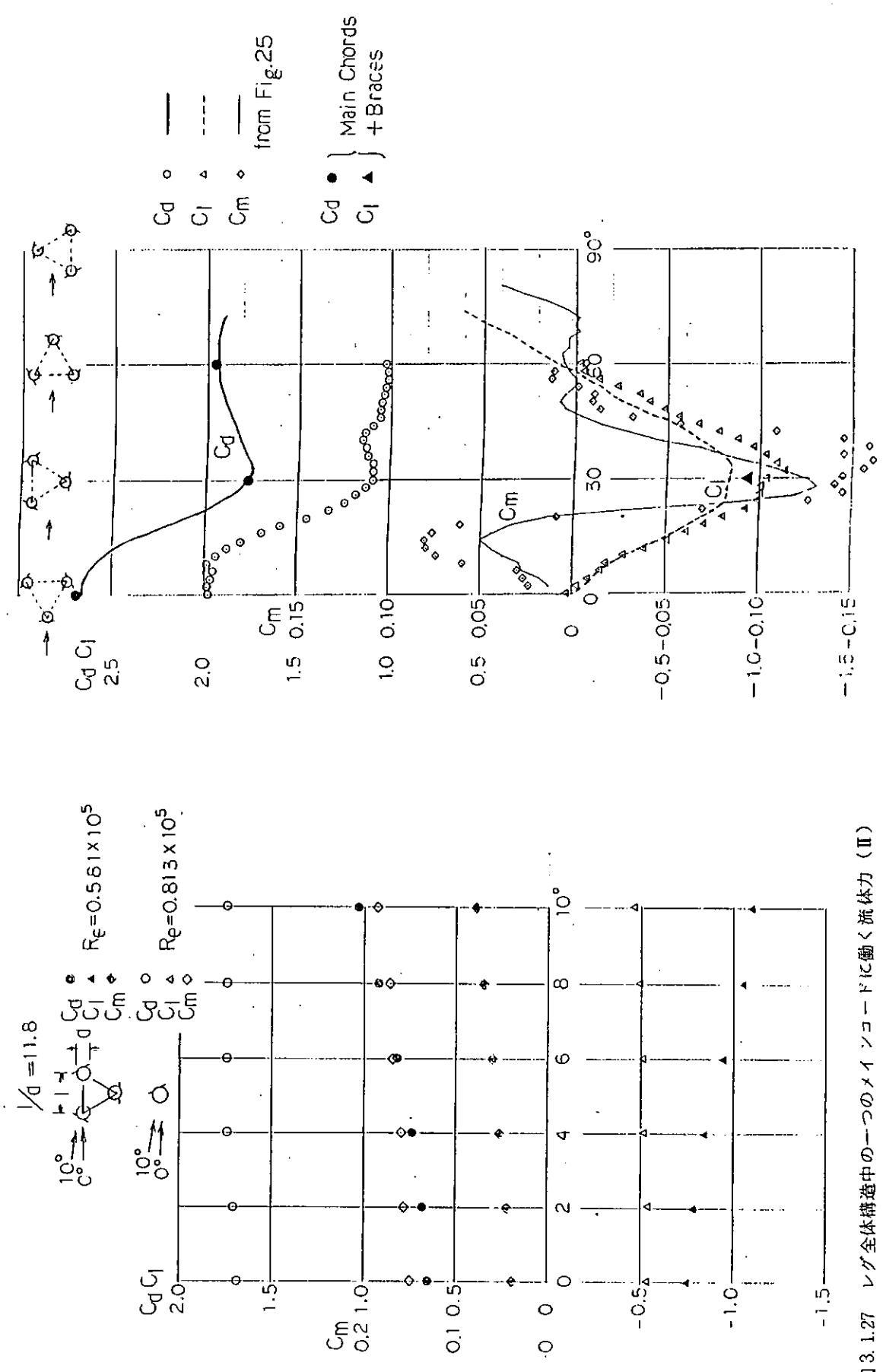


図 3.1.27 レグ全体構造中の一つのメインコードに働く流体力 (II)

図 3.1.28 メインコードに働く流体力の組合せによる流体力

3.2 定常流中の動搖流体力および部材間の流体力学的干渉実験

3.2.1 まえがき

ジャッキアップ型リグのレグを構成するメインコード（Rack 付円柱）と、セミサブ型リグのロワーハル形状（SR 192型）の2次元柱体について静止流体中および一様流中での強制動搖試験を行い、2次元柱体に働く非定常粘性流体力の性質を調べた。なお、参考のため、一様流中においては円柱模型についても実験を実施した。

また、部材間の流体力学的干渉影響に関する基礎資料を得るために、複数柱体の強制動搖試験も行った。

3.2.2 供試模型

供試模型は、ジャッキアップリグのレグ・メインコード模型、セミサブリグのロワーハル模型および円柱で、いずれも長さ55cmの2次元柱体模型であり、断面形状等を図3.2.1に示す。2次元性を保つため模型の両端にはエンドプレートを付けている。

3.2.3 静止流体中での強制動搖試験

(1) 実験法および解析法

2次元柱体を強制動搖装置で強制的に一定振幅、一定周波数で単振動させ、柱体に働く流体力を3分力計を用いて計測した。なお、計測した3分力のうち運動方向に働く成分（抗力成分）とそれに直角に働く成分（揚力成分）の2分力のみ解析している。

柱体に働く流体力を次式のように表わすこととする。

$$\begin{aligned} F &= F_D + iF_L = (F_d + F_i) + i(F_{LD} + F_{La}) \\ &= \left(\frac{1}{2} \rho L D C_D u |u| + \frac{\pi}{4} \rho L D^2 C_a \frac{du}{dt} \right) \\ &\quad + i \left(\frac{1}{2} \rho L D C_{LD} u |u| + \frac{\pi}{4} \rho L D^2 C_{La} \frac{du}{dt} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、 F_d 、 F_i は運動方向に働く流体力、 F_{LD} 、 F_{La} はそれに直角方向の流体力をあらわし、 C_D は抗力係数、 C_a は付加質量係数、 C_{LD} は揚力のうち運動速度の2乗に比例する成分の係数、 C_{La} は揚力のうち運動加速度に比例する成分を表わす。また、 ρ は流体密度、 L は柱体の長さ、 D は柱体の代表長さ、 u は振動速度を表わす。

(1)式をフーリエ級数展開して求まる1次の項の係数と、計測データをフーリエ級数展開して求めた1次の項の係数をそれぞれ等しいとすると、 C_D 、 D_a 、 C_{LD} 、 C_{La} の各係数が決定される。また、 K_c 数 ($= U_{max} T / D$) が大きいときには、揚力が不規則となる場合がある。このような場合には揚力の最大値 F_{max} を次式で無次元化した最大揚力係数 C_{Lmax} を定義した。

$$C_{Lmax} = \frac{F_{Lmax}}{\frac{1}{2} \rho L D u |u|} \quad (2)$$

(2) 実験結果

まずジャッキアップリグのレグ・メインコードについての実験結果について述べる。

模型はモデルとした実機の約1/20のもので、 K_c 数を5～80まで変化させ（波高20mの波中の実機水面付近において $K_c = 62.8$ ）、Reynolds数は15,000～70,000とした。実験した Reynolds 数の範囲において、流体力に及ぼす Reynolds 数の影響はほとんど見られなかったので、実験データはすべて K_c 数で整理した。

図3.2.2に抗力係数、図3.2.3に付加質量係数、図3.2.4に最大揚力係数、図3.2.5に揚力の計測値をフーリエ解析した時の1次元の項から求めた揚力係数を示す。各流体力係数が、 K_c 数に対して強く依存すると共に、ラックの流れに対する迎角 θ によってその特性が大きく変化することが判る。すなわち、 $\theta = 0$ 度における各流体力係数は円柱のそれに近く、 $\theta = 90$ 度では平板の値に近い。図3.2.2、3には参考のためにN V基準値を示してあるが、抗力係数、付加質量係数ともに、特に θ が大きい時に過小評価となっている。

揚力は、図3.2.4から判るように、 $\theta = 45, 60$ 度において大きくなり、抗力係数とはほぼ同じ程度となるため、ジャッキアップリグの設計時にはこの力を考慮しておく必要があろう。この揚力の増加は、図3.2.5から判るよ

うにはほとんど運動と同じ周波数を持つ力からなっており、このことは柱体がラックが付いているために一種の翼として働いていることを示しているものと思われる。

図3.2.6には、揚力の周波数を示す。θ = 30, 45, 60度の場合には運動周波数と同一周波数成分 ($f_L / f = 1$) が卓越し、それに運動周波数の3倍および5倍の周波数を持つ流体力成分が重なっている。θ = 0, 90度の場合と異なり、運動周波数の偶数倍の成分がほとんど現われないのも1つの特色である。

図3.2.7～12には、部材間の流体力学的干渉影響を調べるために行なった、2本の柱体の強制動搖試験結果を示す。直列に並んだ場合(図3.2.7)の高 K_c 数域 ($K_c > 40$) を除くと、干渉影響はほとんどないとしてよさそうである。

次にセミサブリグのロワーハル模型の結果について述べる。同模型については、 K_c 数を0.5～4.5まで変化させた。

図3.2.13には抗力係数 C_D 、付加質量係数 C_a 、揚力係数(1次成分) C_L を Reynolds 数ベースにプロットした結果を示す。これから、本実験の範囲内では各流体力係数に対する Reynolds 数の影響はほとんどないとしてよいことが判る。以下、実験データはすべて K_c 数で整理することとする。

図3.2.14には抗力係数、図3.2.15には付加質量係数、図3.2.17, 18には揚力係数 C_{LD} , C_{La} を示す。これらの結果から、ロワーハルの場合にも、先に示したジャッキアップリグのレグの場合と同じく、各流体力係数は K_c 数および迎角に強く関係することが伺える。図3.2.14に示す抗力係数は、 $K_c = 0.75 \sim 1$ 付近で最小値を持ち、このことからこのあたりの K_c 数の増加と共にながらに減少する。揚力は、運動速度と同位相の成分 (C_{LD}) が卓越しており、同成分は K_c 数の増加と共に増加する傾向を持つ。

図3.2.18, 19には、図3.2.14に示す抗力係数および図3.2.15に示す付加質量係数を迎角θベースにプロットした結果と、θ = 0度およびθ = 90度の流体力を合成して各迎角に対する流体力係数および付加質量係数を求めた結果との比較を示す。抗力係数については、この2つの結果の差が大きく、このことは抗力の推定には線形重合せが適用できないことを示している。例えば、左右揺れと上下揺れとの連成運動時のセミサブ・ロワーハルに働く減衰力を求める場合、左右揺れ時の減衰力と上下揺れ時の減衰力を用いて連成時の減衰力を求めるところの誤差が生ずることとなり、この場合には迎角を持った柱体に対する流体力係数を用いて推定する必要がある。

3.2.4 一様流中での強制動搖試験

(1) 実験方法

一様流中で振動する肥大物体に働く粘性流体力を調べるために、曳航電車に強制動搖装置を乗せ、2次元柱体を一定速度で引っ張りながら強制前後揺れさせ、柱体に働く流体力を計測した。供試模型は前節で用いたのと同じジャッキアップリグのレグ・メインコード模型、SR192 セミサブリグのロワーハル模型、および円柱の3種類である。

(2) 実験解析法

一様流中で前後揺れする肥大物体に働く粘性流体力の表示式としては、モリソン式の速度に一様流と振動速度の合成速度(相対速度) $U + u$ を代入した次式が用いられる場合が多い。

$$F = \frac{1}{2} \rho D C_D (U+u) |U+u| + \frac{\pi}{4} \rho D^2 L C_a \frac{du}{dt} \quad (3)$$

しかし、Moeら¹⁾は、実験値のフーリエ級数展開したものと、上式のフーリエ級数展開したものとの、各係数の比較から抗力係数 C_D を求めると、0次の項から決まる C_D と1次の項から決まる C_D とが、値も K_c 数に対する依存性も異なることを報告し、上式の表示の有効性に疑問をなげかけた。また、小寺山ら²⁾の実験も同様の傾向を示している。このように一様流中で振動する物体に働く流体力については流体力の表示式自体も未だ確立していないのが現状である。

ここでは以下のような解析を行った。前後揺れの速度を $u = u_m \sin(\omega t)$ とした時に、実験値が次のフーリエ級数展開式で表わせるとする。

$$F = A_0 + A_1 \sin \omega t + A_2 \sin 2 \omega t + \dots \quad (4)$$

$$+ B_1 \cos \omega t + B_2 \cos 2 \omega t + \dots$$

この各係数から、次の各流体力係数を定義した。

$$C_{D0} = \frac{A_0}{\frac{1}{2} \rho D L U^2} \quad (5)$$

$$C_{D1} = \frac{A_1}{\frac{1}{2} \rho D L U_m^2} \times \frac{8}{3\pi} \quad (6)$$

$$C_a = \frac{B_1}{\frac{\pi}{4} \rho D^2 L (u_m \omega)} \quad (7)$$

ここで、 C_{D0} は定常力成分の係数、 C_{D1} は変動力成分（1次成分）のうち前後揺れ速度と同位相の成分の係数、 C_a は付加質量係数である。

(3) 実験結果

実験にあたって一様前進速度 U を $2.5 \sim 10 \text{ cm/sec}$ と非常に低速で行ったため、計測した流体反力が小さく、 C_{D0} については精度のある結果は得られず、 C_{D0} の $U/y_a \omega$ および K_c に対する関係を把握するには至らなかった。 C_{D0} の実験結果の例を図 3.2.20～22 に示す。

次に変動力の係数 C_{D1} 、 C_a および揚力係数 C_{LD} 、 C_{La} を図 3.2.23～24 に示す。図 3.2.23～24 は、円柱の結果で、横軸は $K_c (= 2\pi y_a / D, y_a : \text{前後揺れの振幅})$ である。 C_{D1} は $U/y_a \omega$ の増加に伴い増加し、 C_a は逆に減少する。揚力は非常に小さくほとんど計測されなかった。

図 3.2.25～32 にはジャッキアップリグのレグ・メインコード模型の結果を示す。いずれの迎角 θ においても C_{D1} は $U/y_a \omega$ の増加に従い増加し、 C_a は減少する。揚力は、 $\theta = 0, 90^\circ$ においてほとんど働かない。迎角を持つと揚力が生じ、その揚力係数 C_{LD} は、 $\theta = 30^\circ$ においては $U/y_a \omega$ が大きいほど小さくなり、 $\theta = 60^\circ$ においてはその反対の傾向を示す。

図 3.2.33～38 は、セミサブリグのロワーハル模型の結果である。 $U/y_a \omega$ の増加と共に C_{D1} は増加し、 C_a は減少する。 $\theta = 0, 90^\circ$ において揚力はほとんど働かず、 $\theta = 45^\circ$ においては $U/y_a \omega$ が大きいほど大きな揚力が働く。

以上のように、いずれの断面形状についても、 C_{D1} は前進速度の増加と共に増加する傾向を示し、このことは物体背後に形成される渦が前進速度が加わることにより大きくなることを示唆していると考えられる。非定常運動において、肥大物体背後に発生、成長する渦の大きさは、種子田³⁾により、物体の移動距離に関係することが明らかにされており、定常振動問題における K_c 数も運動振幅、即ち移動距離を表わすパラメタである。一様流と定常振動が組み合わされた今回の実験のような場合には、渦の発生、成長は相対速度が 0 となった時刻からの移動距離に関係すると考えるのが適当であろう。そこで、次の K_c^* を定義することとする。

$$K_c^* = \frac{\pi \int_{t1}^{t2} (U+u) dt}{D} \quad (8)$$

ここで、 $t1$ は相対流速 $(U+u)$ が 0 となった時刻であり、 $t2$ は次に相対流速が 0 となる時刻である。この K_c^* の定義では、 $U/y_a \omega < 1$ において一周期間に 2 つの異なる値が得られるが、このうち大きな方の K_c^* を用いて円柱の C_{D1} 、 C_a を整理し直したのが図 3.2.39 である。 C_{D1} および C_a を K_c^* で整理するとそれっぽ一つの線にまとまり、このことから K_c^* が一様流と定常振動流が組み合わされた場合の流場を表わす一つの重要なパラメタであることが判る。

3.2.5 まとめ

海洋構造物の設計外力の推定精度精密化のために、セミサブ型リグおよびジャッキアップ型リグに働く粘性流体力の特性を調べ、以下の結論を得た。

- 1) セミサブリグのロワーハルに働く粘性流体力は K_c 数および迎角に依存する。
- 2) ジャッキアップリグのレグ・メインコードに働く粘性流体力は K_c 数および迎角に依存し、迎角 = $\theta = 0$ 度のときは円柱に、 $\theta = 90$ 度の時は平板の特性と類似する。
- 3) 潮流等の一様流が加わると、変動抗力係数は増加し、付加質量係数は減少する。このときの流場は(8)式で定義した K_c^* に関係する。

参考文献

- 1) G. Moe and R. L. P. Verley : Hydrodynamic Damping of Offshore Structures in Waves and Currents, OTC No 3798, 1980
- 2) 小寺山亘, 田代昭正: 波浪中を前進する鉛直円柱に加わる流体力についての実験的研究(第2報), 西部造船会々報, 第64号, 昭57
- 3) 種子田定俊: 物体まわりの粘性流の観察, 粘性抵抗シンポジウム, 日本造船学会, 昭48
- 4) 田中紀男, 池田良穂, 西野公夫: 振動する各種二次元柱体に働く粘性流体力, 第6回海洋工学シンポジウム, 日本造船学会, 昭57

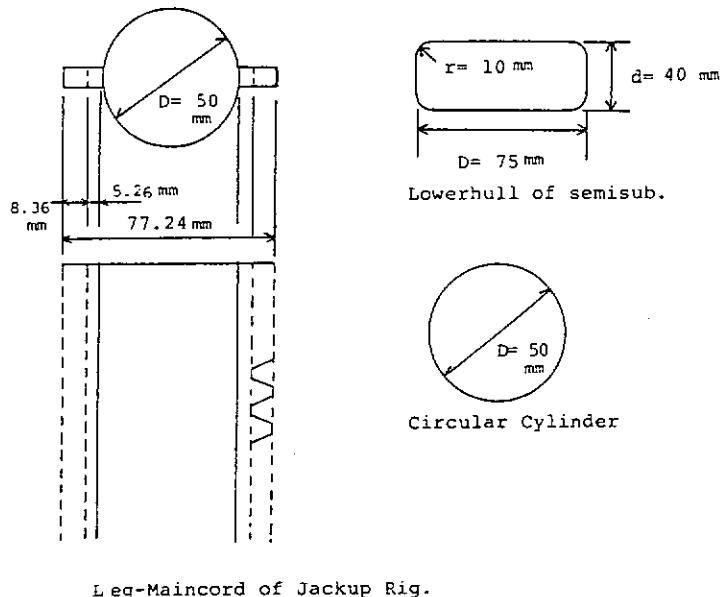


図 3.2.1 Cross section of cylinders used

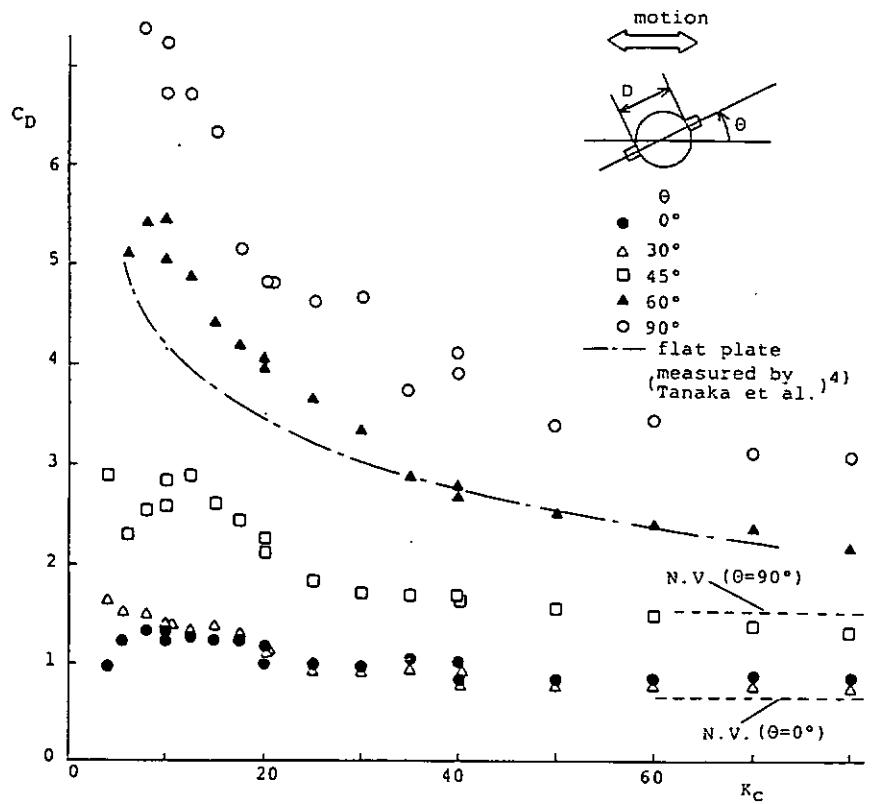


図 3.2.2 Drag coefficient C_D of maincord of leg of jack-up rig

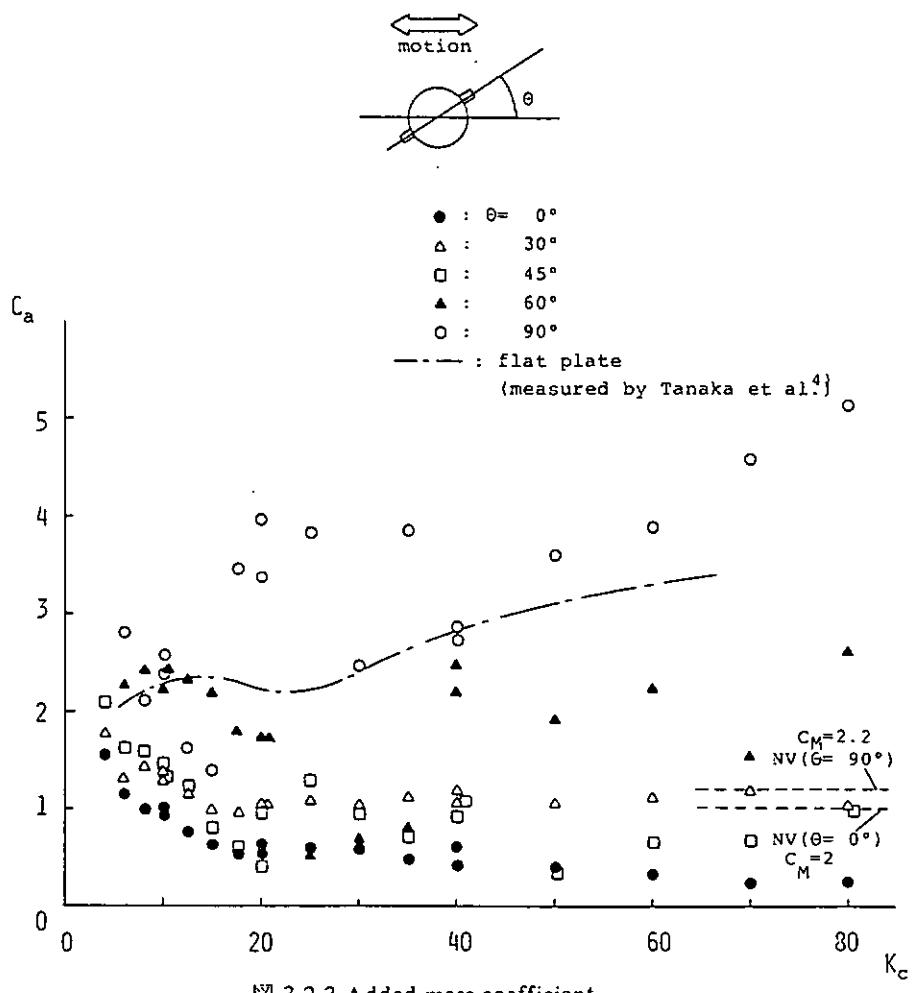


図 3.2.3 Added mass coefficient

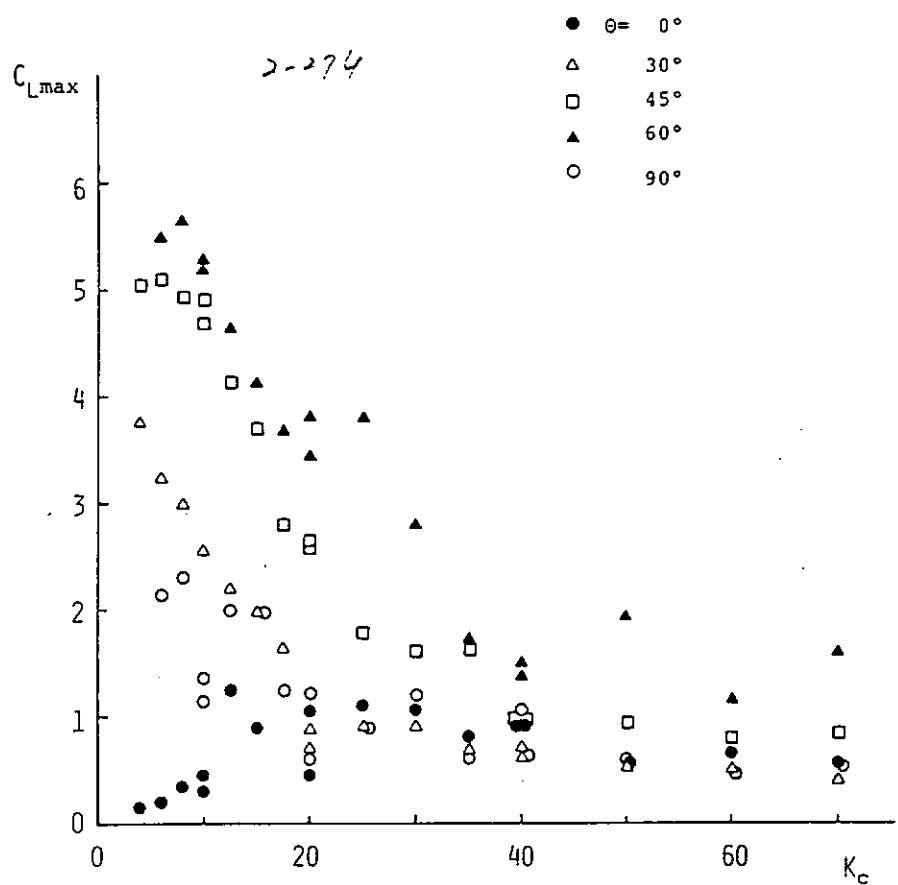


図 3.2.4 Coefficient of maximum lift force acting on maincord of leg of jack-up rig during measurement.

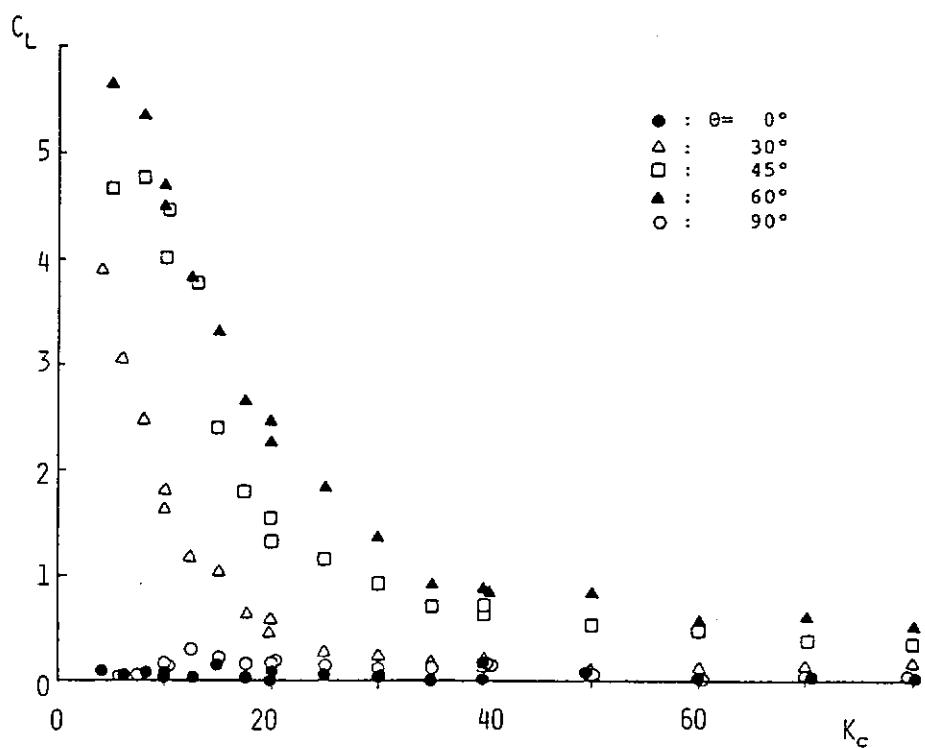


図 3.2.5 Coefficient of 1st order lift force

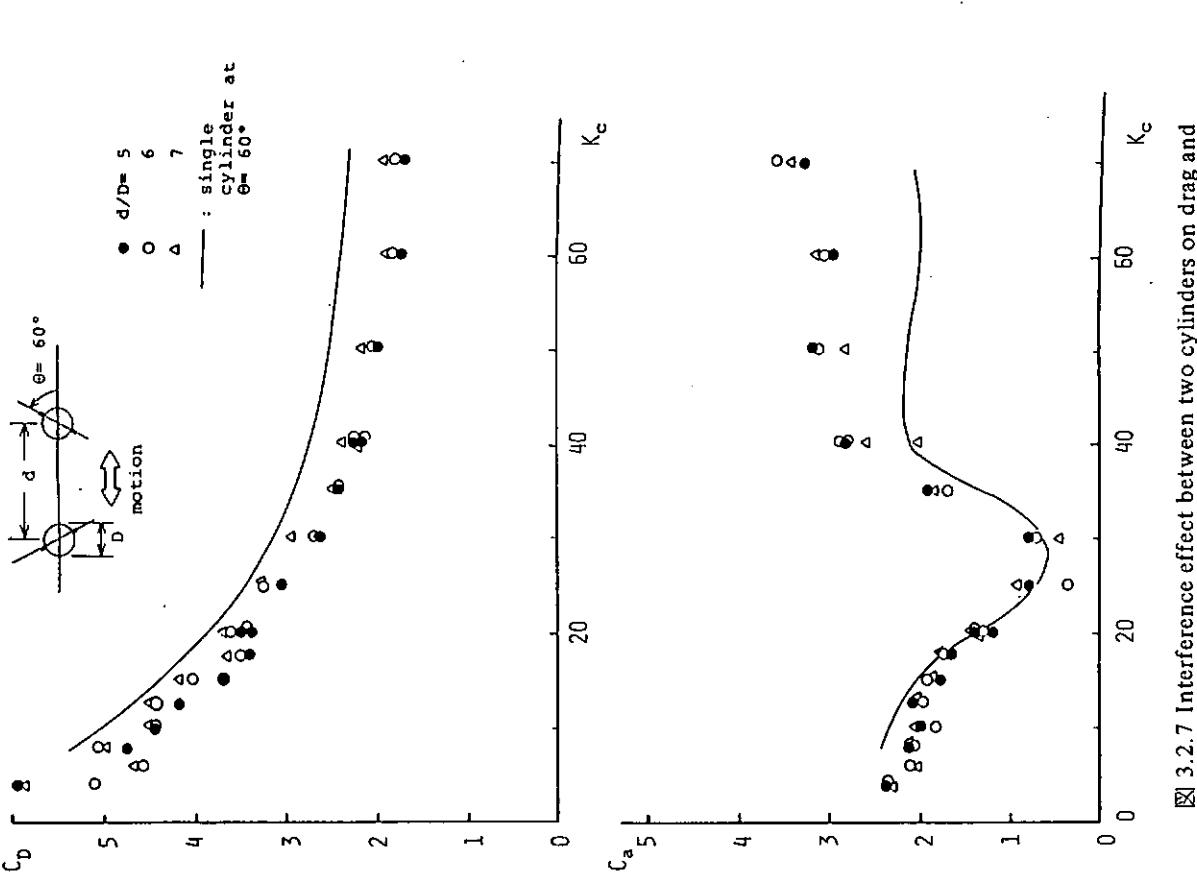


図 3.2.7 Interference effect between two cylinders on drag and added mass force

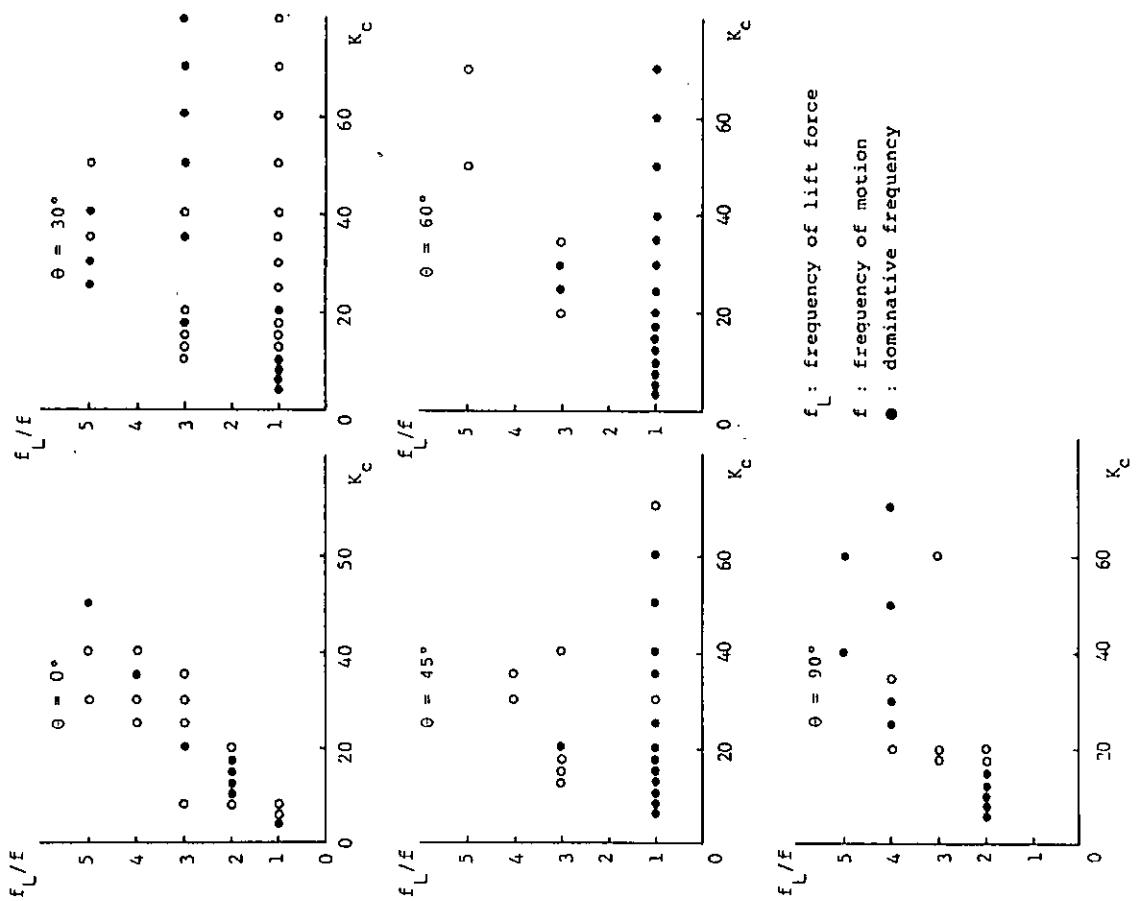


図 3.2.6 Frequency of lift force

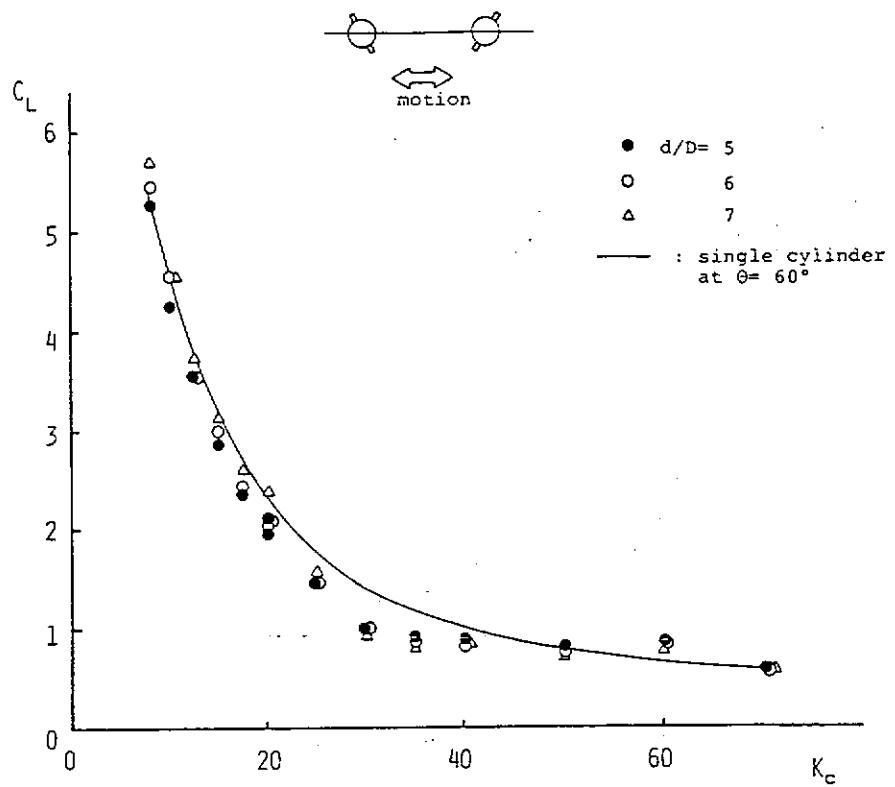


图 3.2.8 干扰效应对两个圆柱体 1 阶升力系数的影响

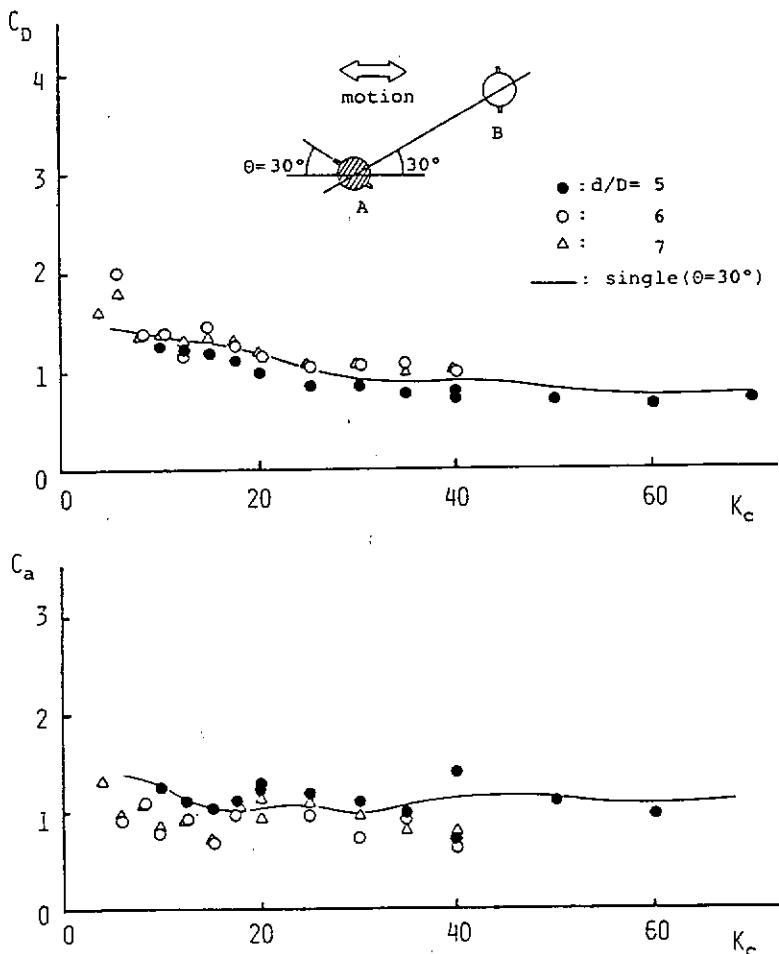


图 3.2.9 干扰效应对两个圆柱体阻力系数和附加质量系数的影响

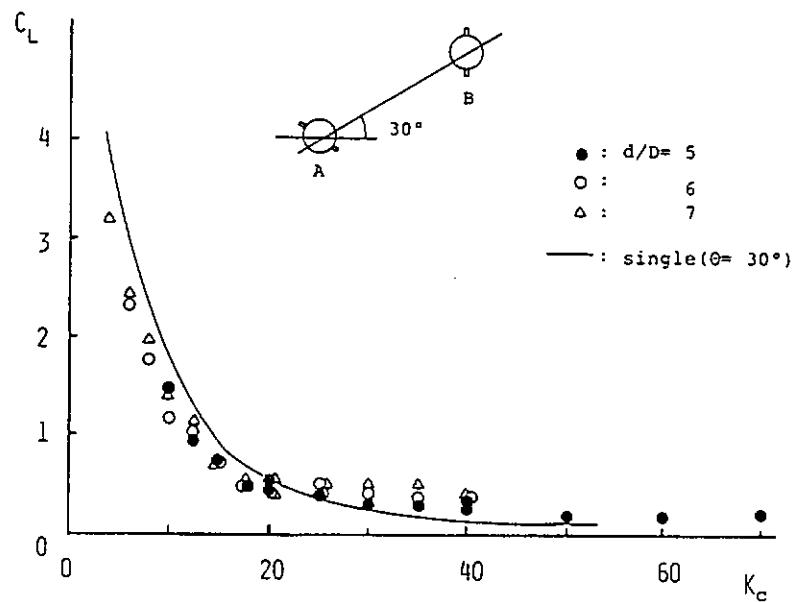


图 3.2.10 干涉效应对两圆柱体 1 阶升力系数的影响

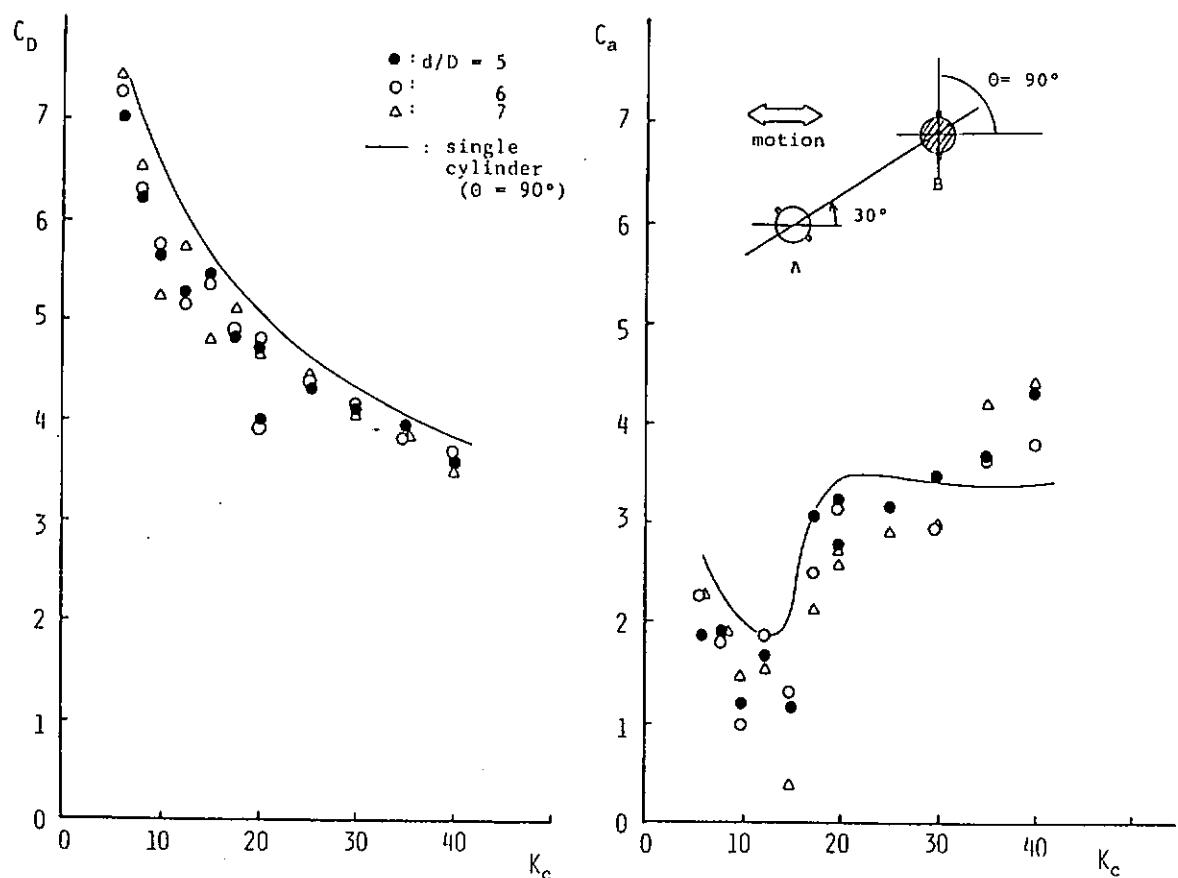


图 3.2.11 干涉效应对两圆柱体阻力系数和附加质量系数的影响

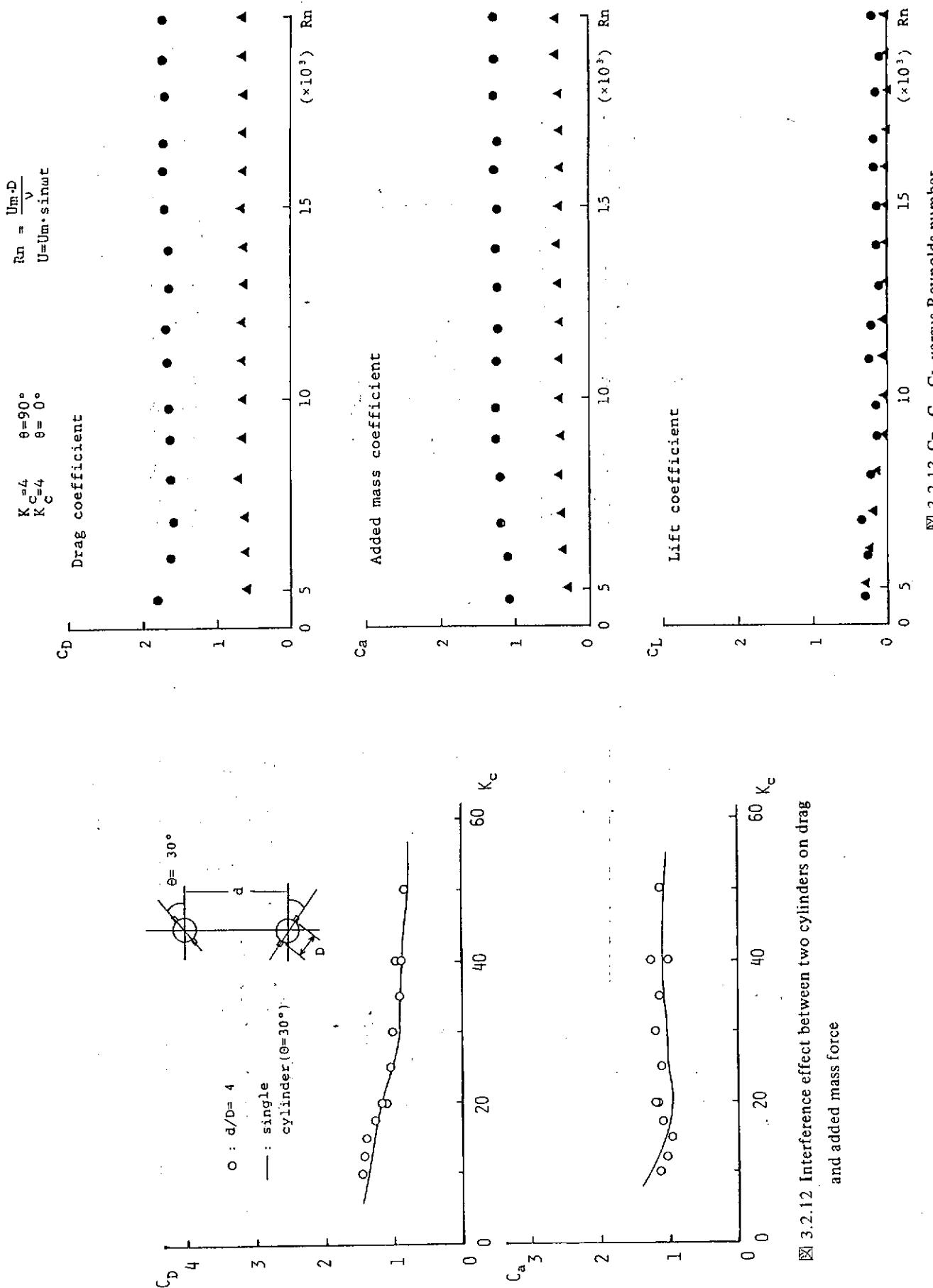


图 3.2.12 干涉效应对两个圆柱体对流体力学参数的影响
and added mass force

图 3.2.13 C_D , C_a , C_L versus Reynolds number.

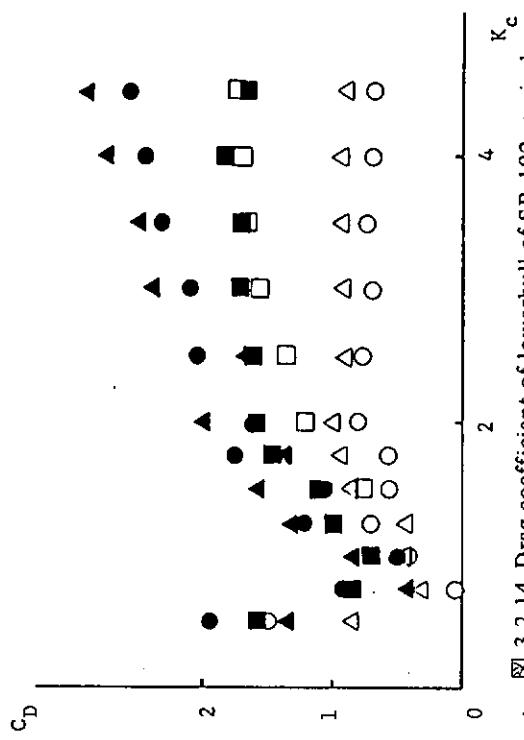


图 3.2.14 龙骨系数 C_D 为 SR 192 半潜船.

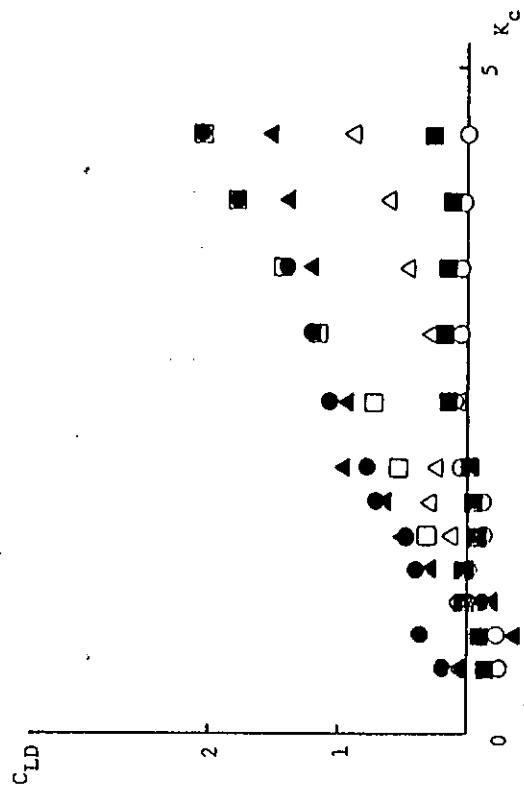


图 3.2.16 升力系数 C_{LD} 为 SR 192 半潜船.

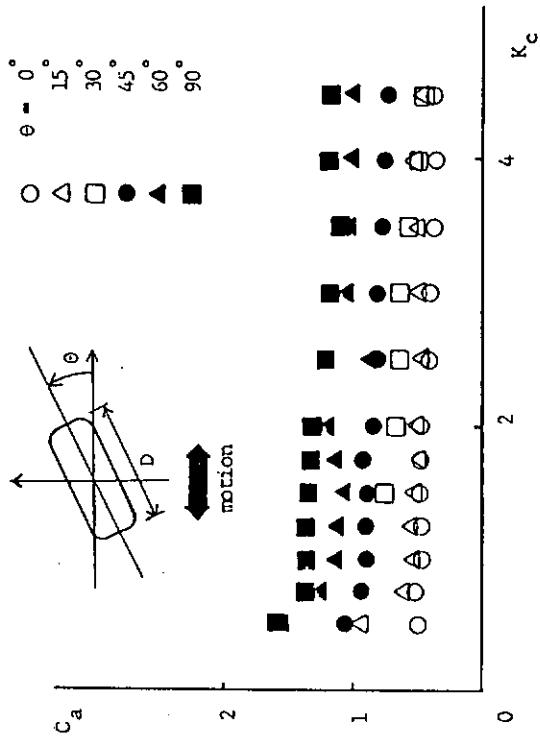


图 3.2.15 增加质量系数 C_a 为 SR 192 半潜船.

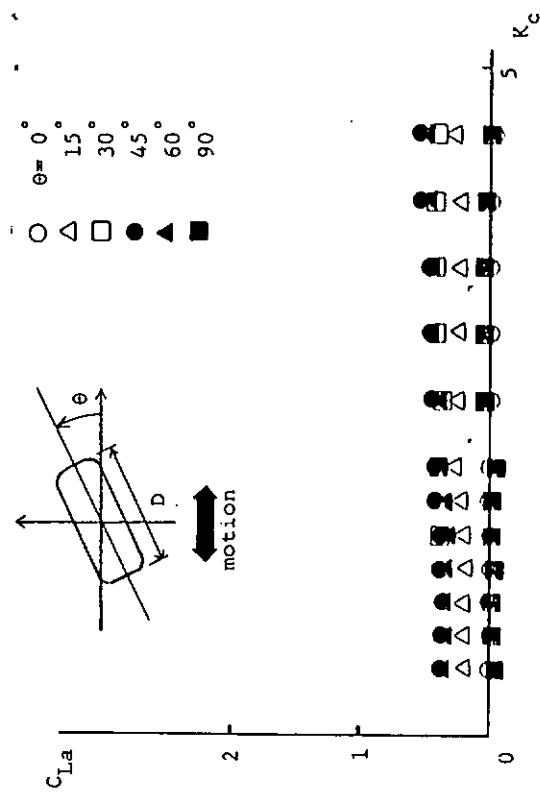
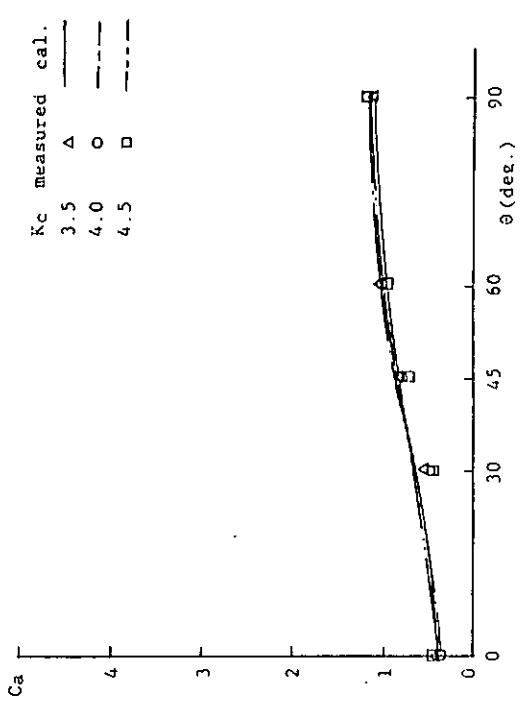
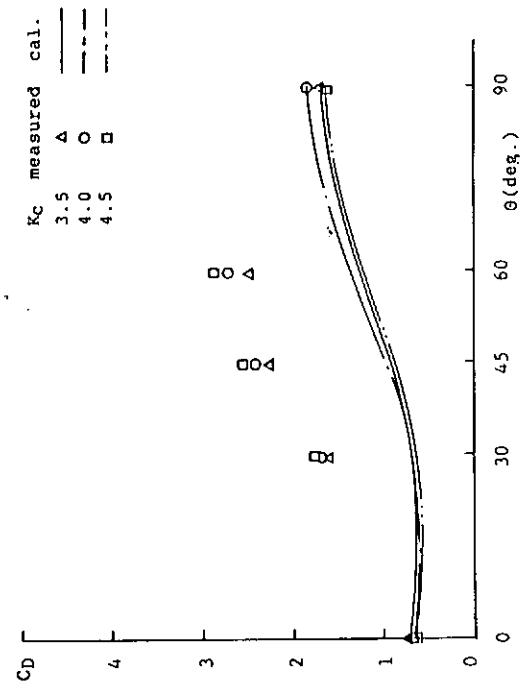
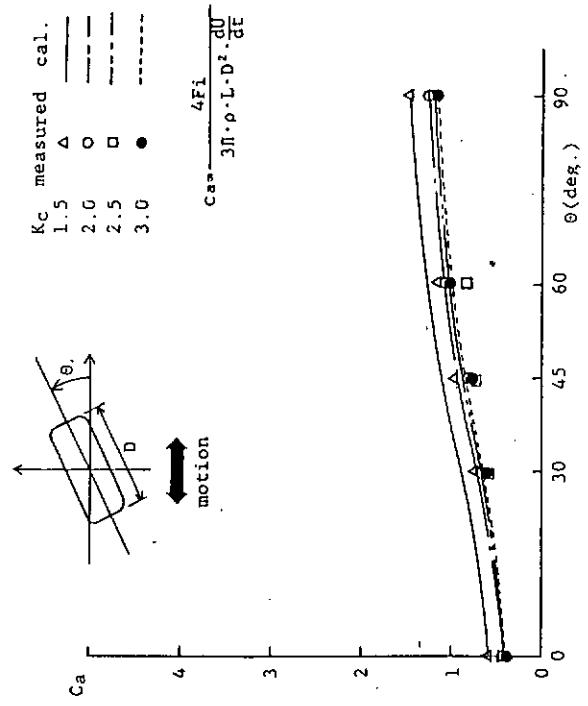
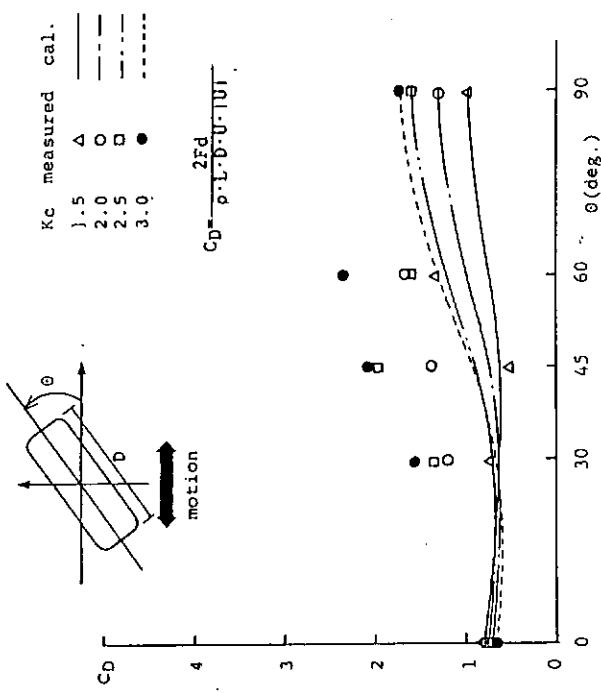


图 3.2.17 升力系数 C_{La} 为 SR 192 半潜船.



☒ 3.2.18 Comparison between measured drag coefficient and estimated one using cross-flow-drag assumption.

☒ 3.2.19 Comparison between measured added mass coefficient and estimated one using cross-flow-drag assumption.

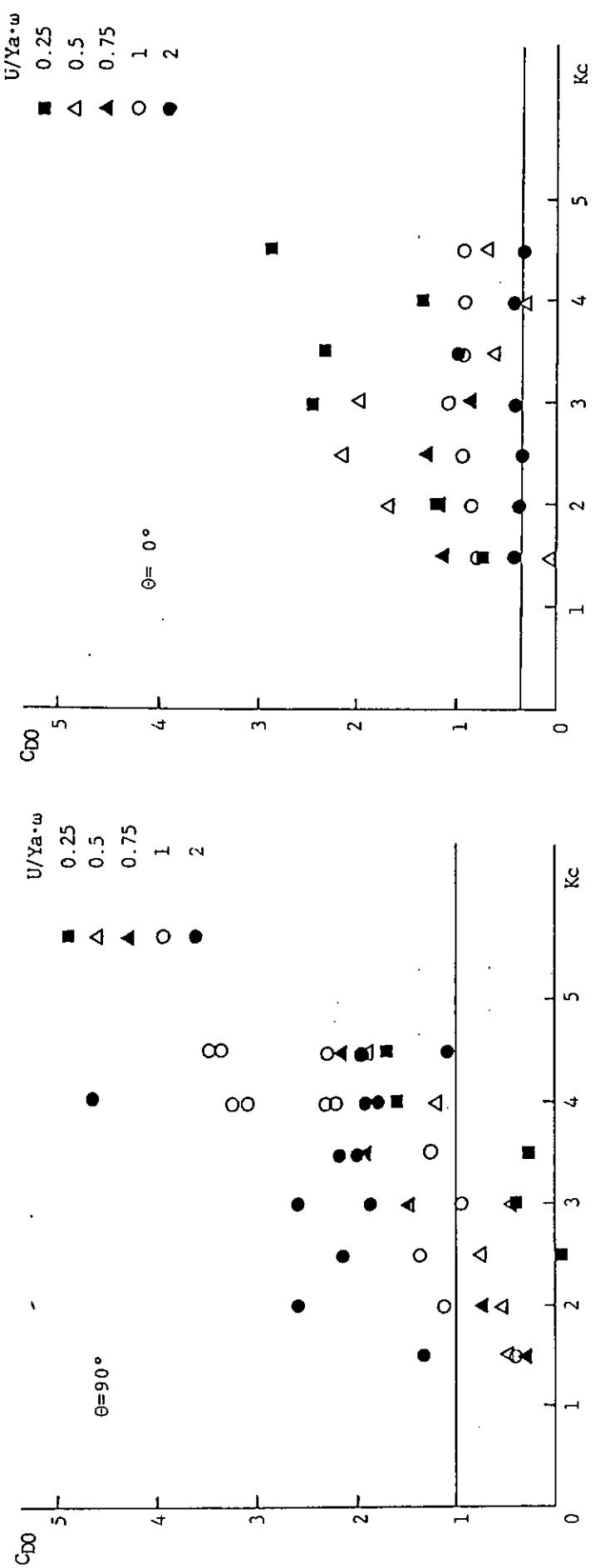


图 3.2.20 阻力系数随雷诺数变化的圆柱体数据

图 3.2.21 作用于船体下部圆柱体上的阻力系数

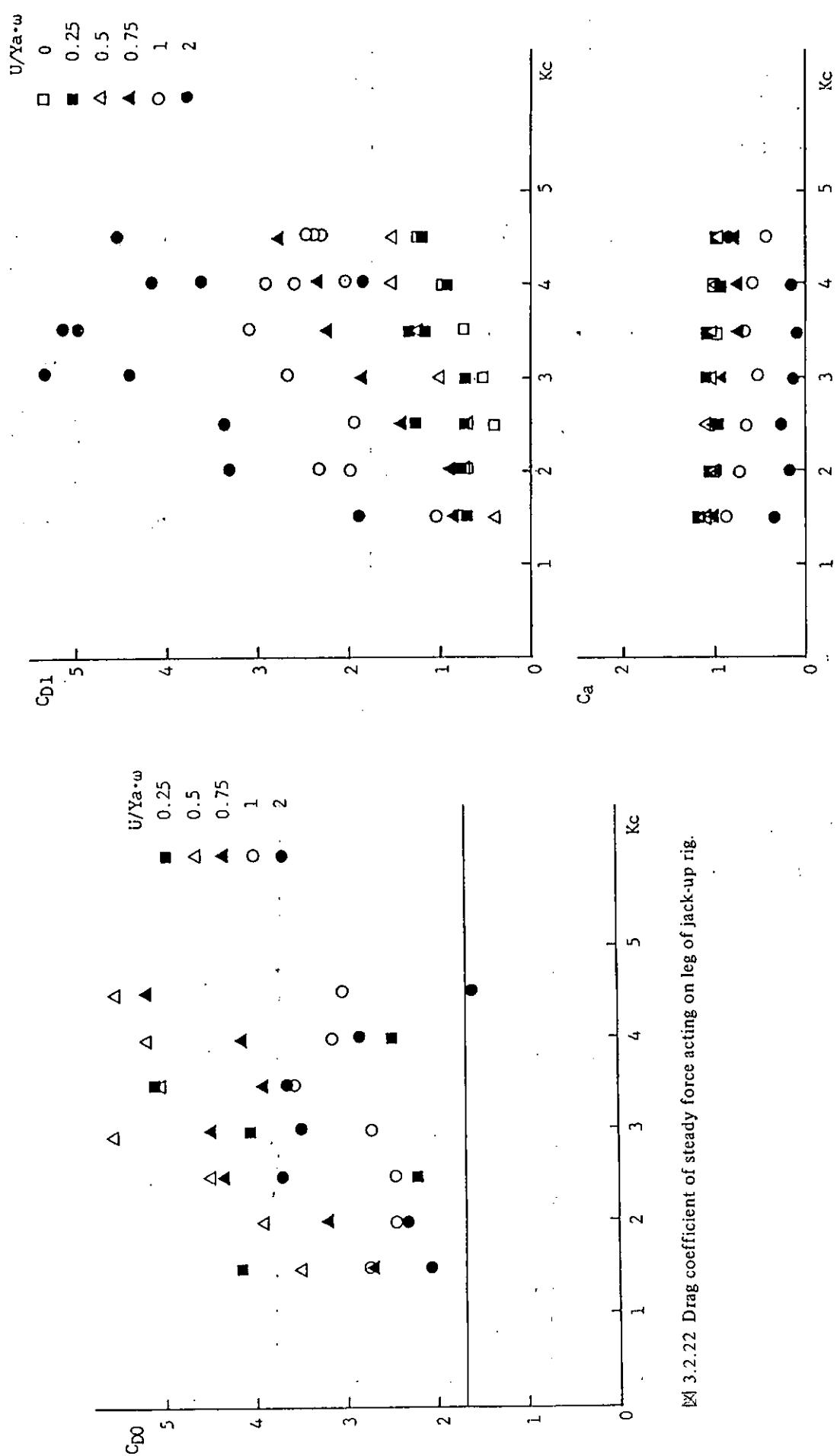


图 3.2.22 Drag coefficient of steady force acting on leg of jack-up rig.

图 3.2.23 C_{D1} and C_a of circular cylinder

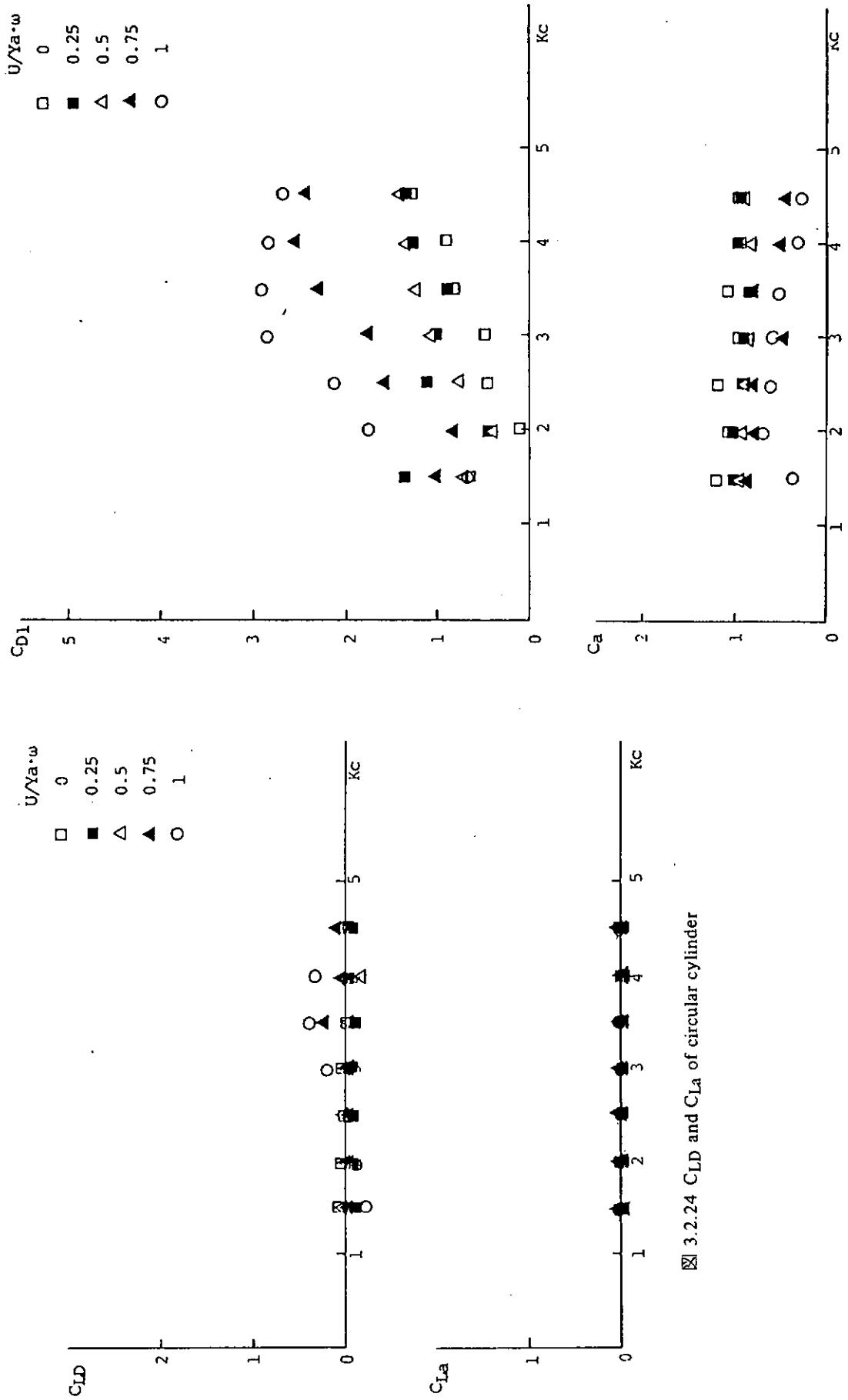


図 3.2.24 C_{LD} and C_{La} of circular cylinder

図 3.2.25 C_{D1} and C_a of leg of jack-up rig at $\theta = 0^\circ$

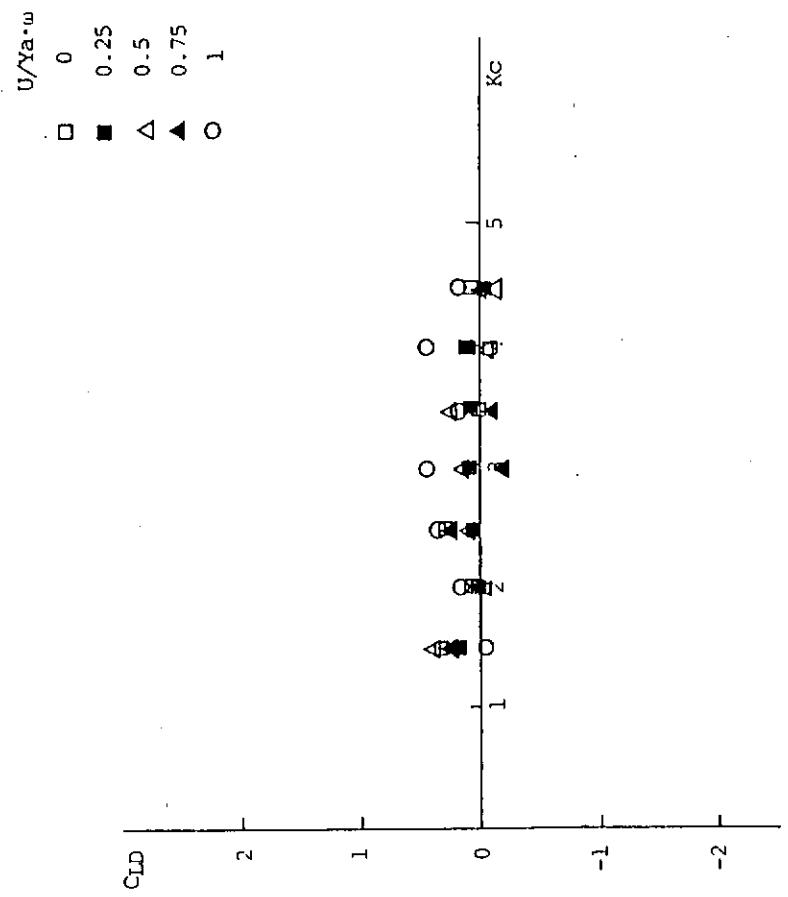


图 3.2.26 C_{LD} and C_{La} of leg of jack-up rig at $\theta = 0^\circ$

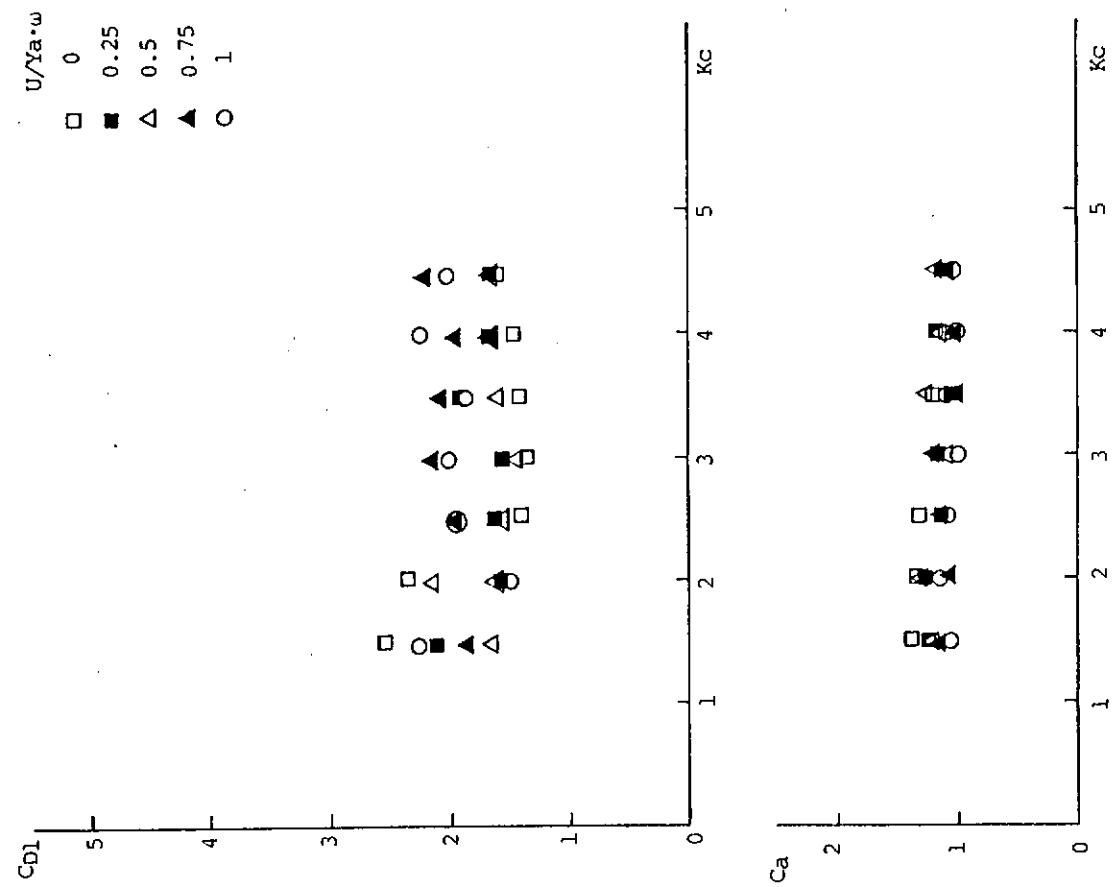


图 3.2.27 C_{D1} and C_a of leg of jack-up rig at $\theta = 30^\circ$

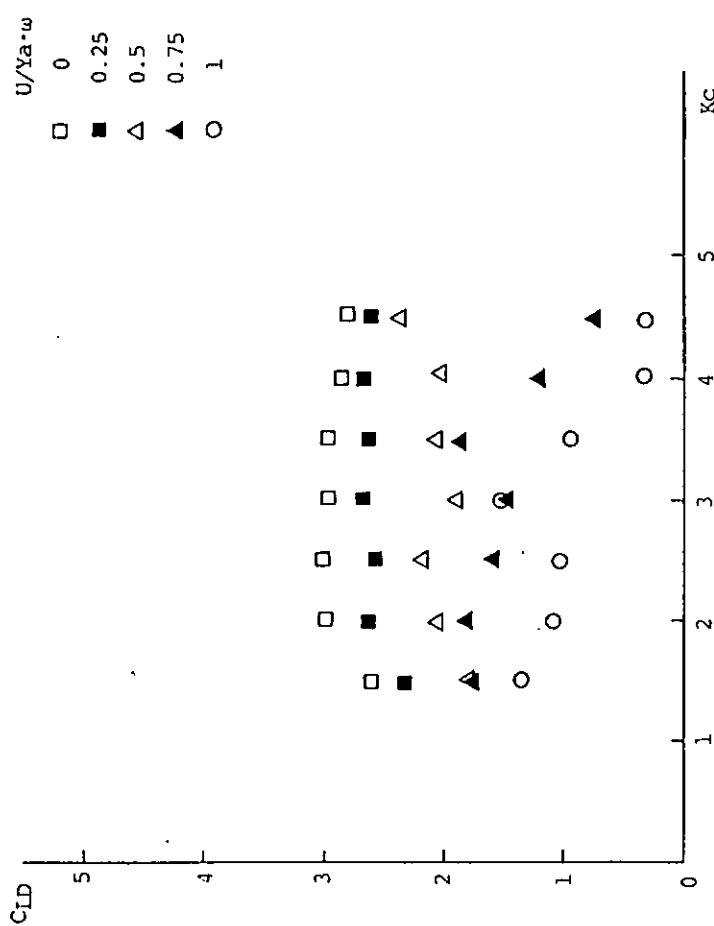


图 3.2.28 C_{LD} and C_{La} of leg of jack-up rig at $\theta = 30^\circ$

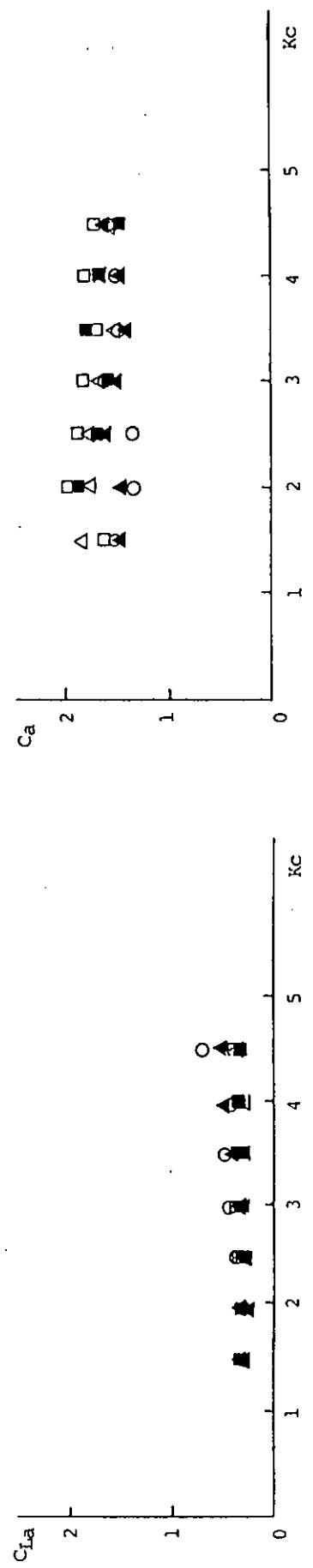
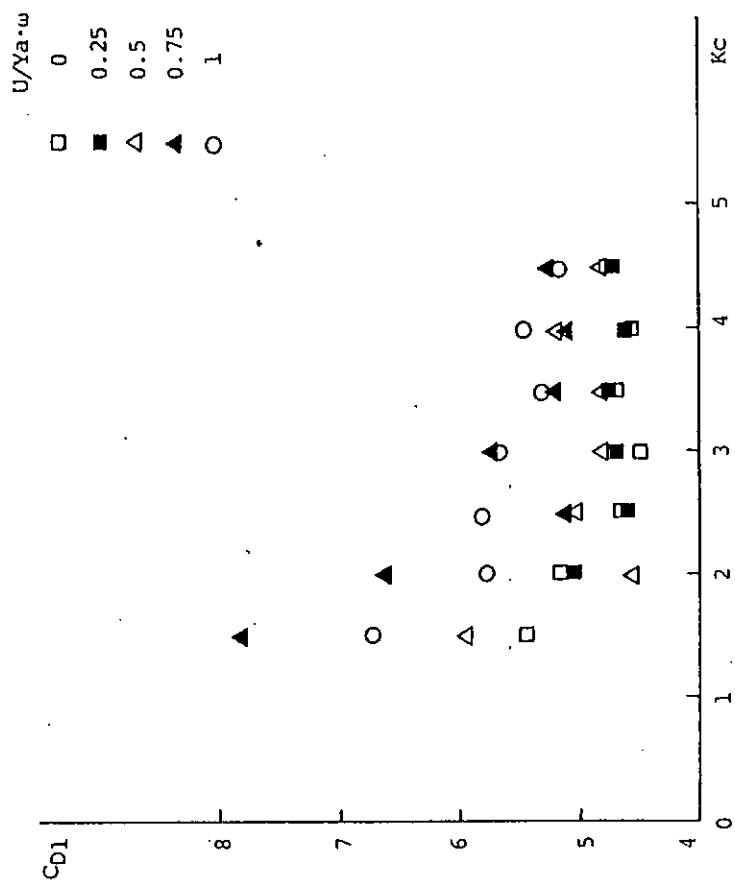


图 3.2.29 C_{D1} and C_a of leg of jack-up rig at $\theta = 60^\circ$



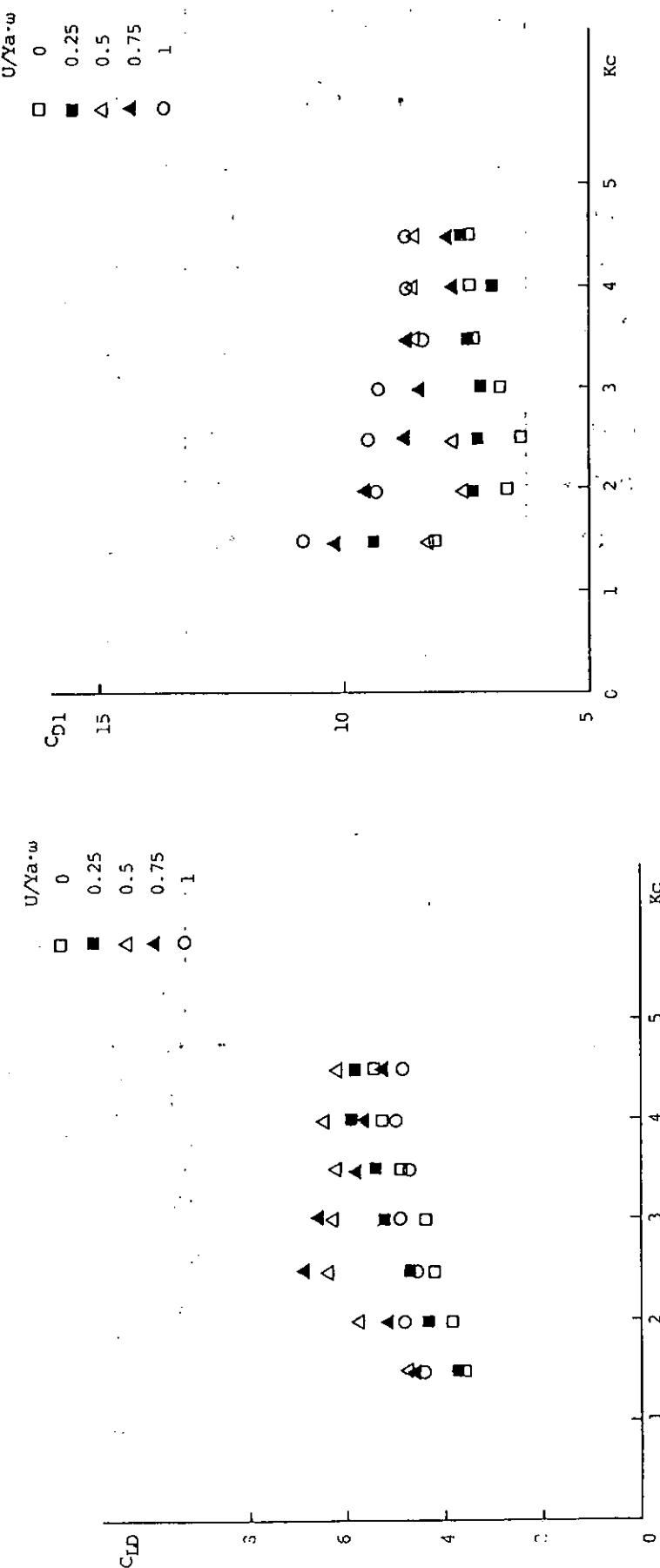


图 3.2.30 C_{LD} 和 C_{La} of leg of jack-up rig at $\theta = 60^\circ$

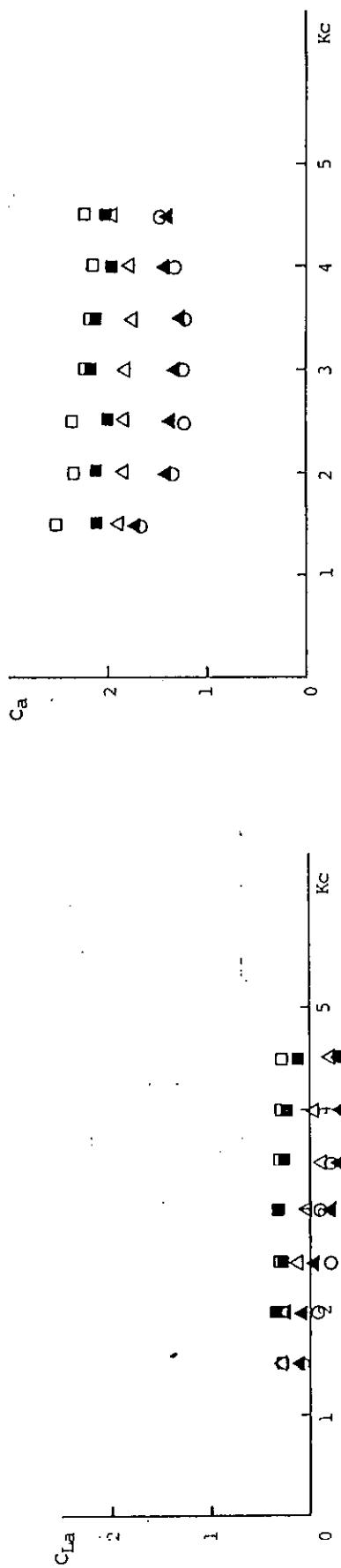


图 3.2.31 C_{D1} and C_a of leg of jack-up rig at $\theta = 90^\circ$

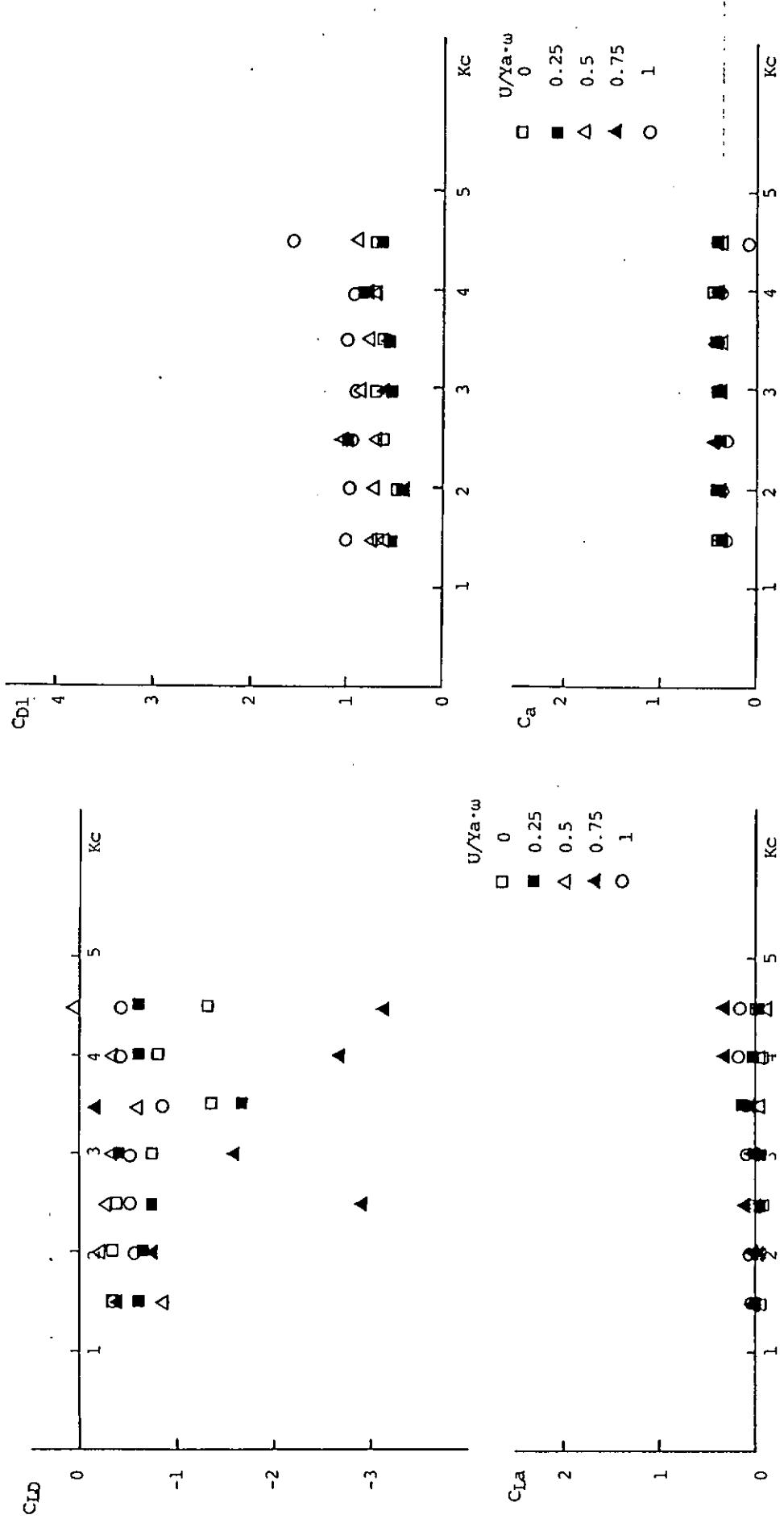


图 3.2.32 C_{LD} and C_{La} of leg of jack-up rig at $\theta = 90^\circ$

图 3.2.33 C_{D1} and C_a of lowerhull of SR 192 semisub at $\theta = 0^\circ$

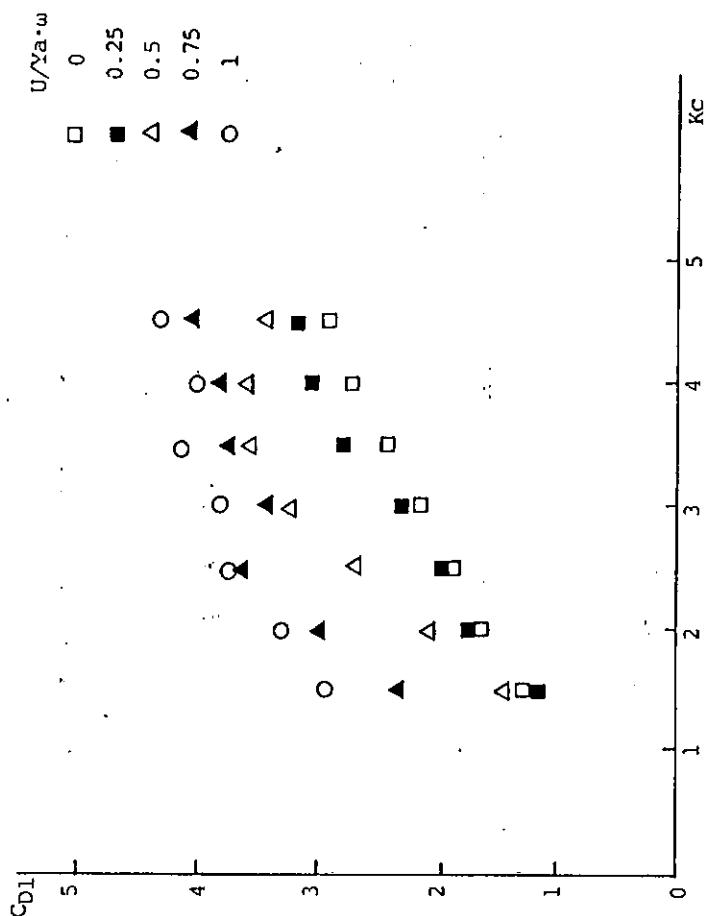


图 3.2.35 C_{D1} and C_a of lowerhull of SR 192 semisub at $\theta = 45^\circ$

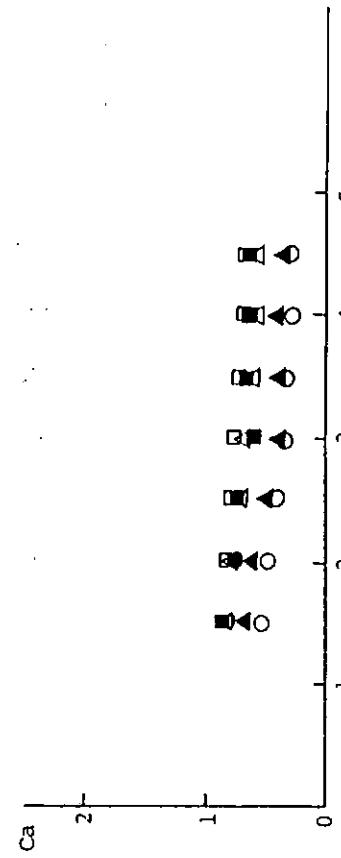
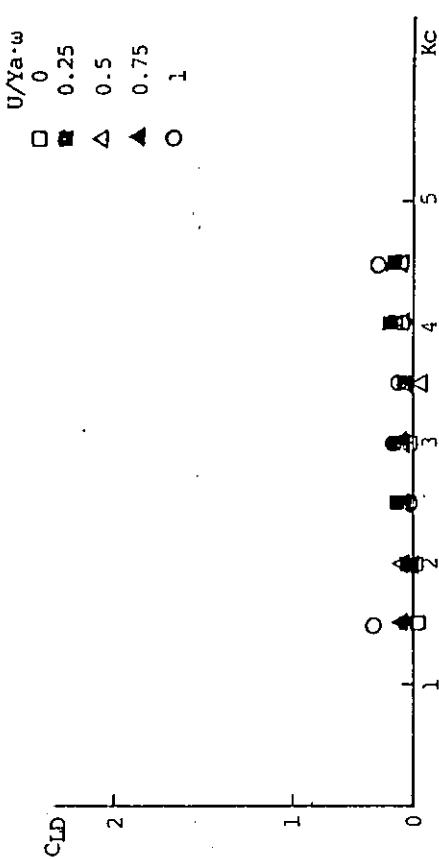


图 3.2.34 C_{LD} and C_{La} of lowerhull of SR 192 semisub at $\theta = 0^\circ$



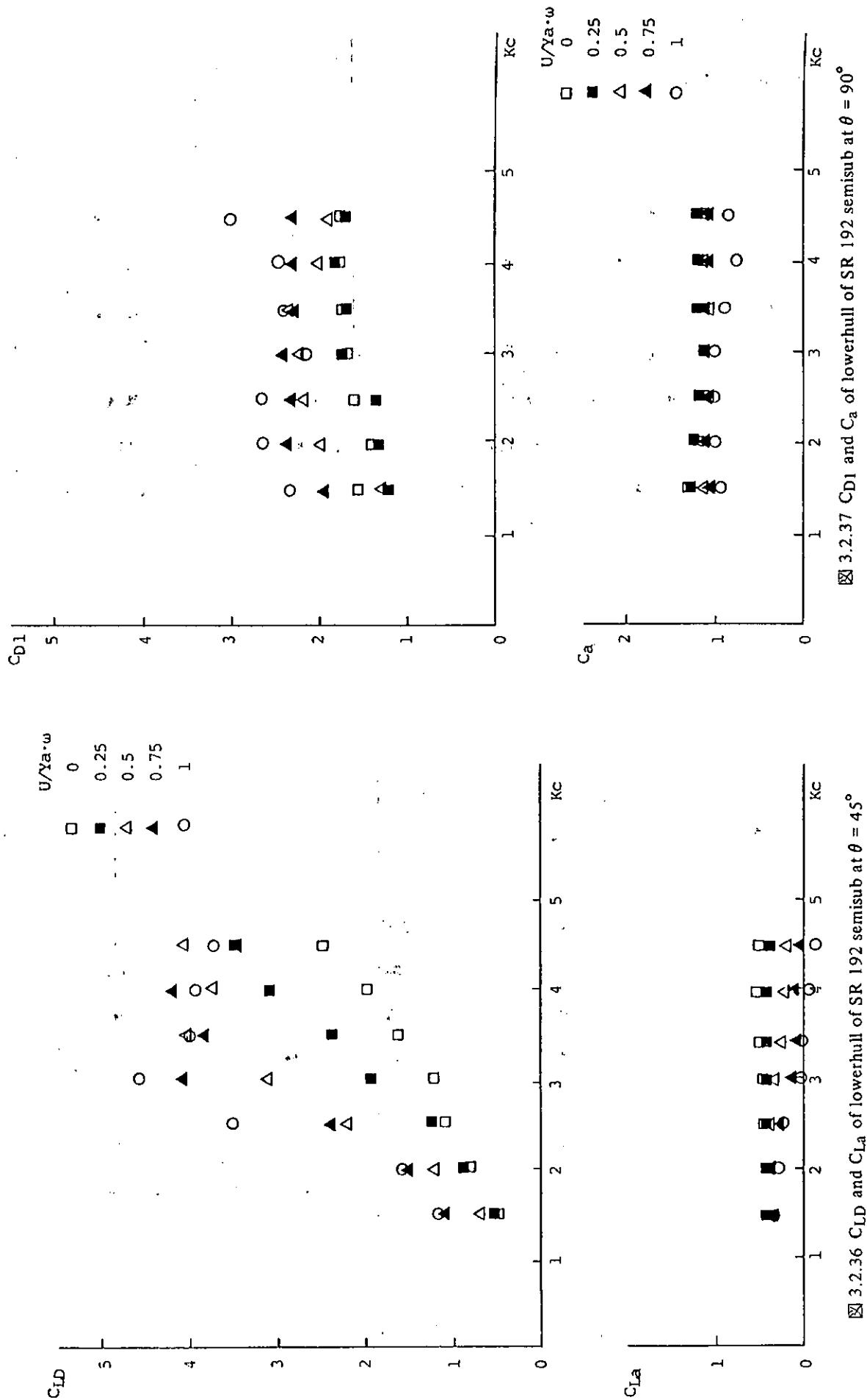


图 3.2.36 C_{LD} 和 C_{La} of lowerhull of SR 192 semisub at $\theta = 45^\circ$

图 3.2.37 C_{D1} 和 C_a of lowerhull of SR 192 semisub at $\theta = 90^\circ$

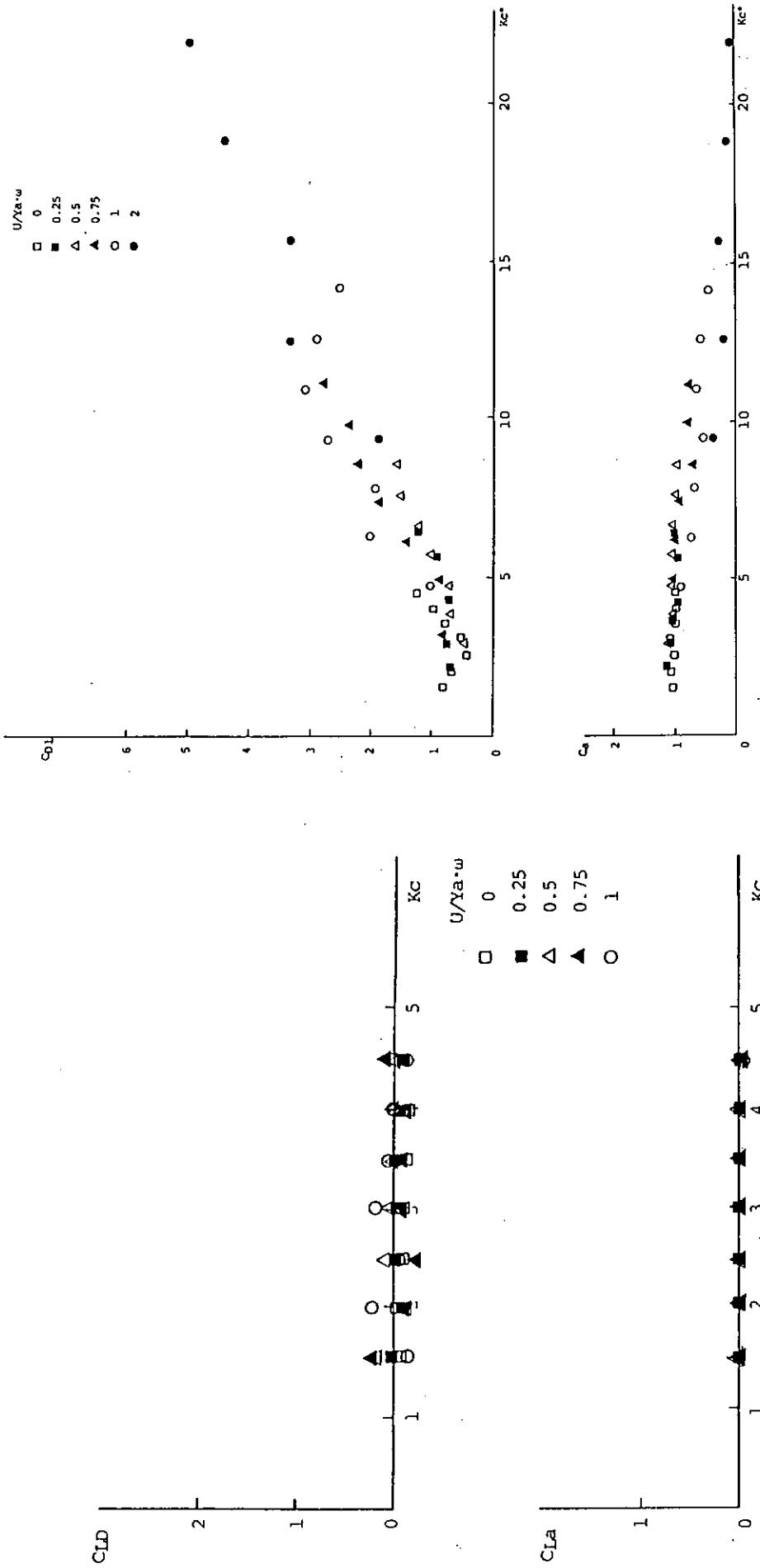


図 3.2.38 C_{D1} and C_{La} of lower hull of SR 192 semisub at $\theta = 90^\circ$

図 3.2.39 C_{D1} and C_a versus K_c^* .

3.3 セミサブ型リグに働く外力の推定精密化の研究

3.3.1 まえがき

本章では、セミサブ型リグに働く外力としてはまず定常力である潮流力に検討を加え、ついで潮流と波とが複合した場合の定常力並びに変動力について論じる。潮流力に関しては、各要素部材が潮流力に及ぼす影響について論じ、全体模型に働く潮流力の特性を明らかにし、水面下構造物に働く抗力の着力点を示し、風荷重を受けて漂流する場合の転倒モーメントについて論じる。

3.3.2 潮流力に及ぼす要素部材の影響

水面下構造物に加わる潮流力の実験結果を示す。コラムの本数とロワーハルとの組み合わせを種々変化させて、潮流力の6方向成分を求めている。

(1) 実験方法

使用したセミサブ模型は、図3.3.1に示すように2ロワーハル、8コラムを基本形状とする分割可能な模型である。表3.3.1に実験に用いた要素部材としてのコラムの本数とロワーハルの組み合わせ、並びにその組み合わせを示す記号を併記する。模型の主要目を表3.3.2に示す。図3.3.2に実験装置の概略を示す。実験は東京大学千葉水槽にて行った。モデルを曳航することで潮流を模擬した。曳航速度は0.4 m/sで、これに対応するレイノルズ数は 0.4×10^5 、フルード数は0.119である。図3.3.3に計測した6方向成分の潮流力を風軸を基準にして定義する。これら潮流力の無次元化を表3.3.3に定義する。

(2) 実験結果

図3.3.4から図3.3.11までのモデルの傾斜は0度である。また、横軸は潮流の流向角を示す。図3.3.4に抗力係数を示す。TOTALとはプレーシングも付いたSR 192 モデルを用いた実験結果である。その他は、図3.3.1に示すプレーシングの無いモデルによる結果である。無次元化にはロワーハルが大きく寄与していることが分かる。図3.3.5は転倒モーメント係数（ピッチモーメント係数）を示す。転倒モーメント係数の大小は必ずしも部材の数に対応していない。ロワーハル及びプレーシングによる揚力が大きく影響しているものと考えられる。図3.3.6は、図3.3.4の抗力係数に対応するDNV'77規則による計算値である。実験結果との対応はそれほど悪くない。図3.3.7は図3.3.5の転倒モーメント係数に対応するDNV'77規則による計算値である。実験結果より計算値は小さい。規則では転倒モーメントに抗力成分のみを取り入れ揚力成分を無視しているため、計算値が危険側に出ている。この傾向は、水面上の風荷重とは逆である。図3.3.8には横力係数の実験結果を示す。図3.3.9にロールモーメント係数の実験結果を示す。図3.3.10に揚力係数の実験結果を示す。図3.3.11にヨーモーメント係数の実験結果を示す。

(3) まとめ

- ① 潮流力にはロワーハルからの寄与が大きい。
- ② 潮流の転倒モーメントには抗力成分のみならず揚力成分も大きく寄与している。
- ③ 船級協会規則による潮流の転倒モーメントの計算値は小さ目（危険側）になる傾向にある。

3.3.3 全体模型に働く潮流力と転倒モーメント

前節で用いた模型はプレーシングや付加物を除いたロワーハルとコラムだけからなる模型である。従ってSR 192 モデルとは形状が少し異なる。そこでプレーシングの影響を見る意味も含めて全体模型に働く潮流力特性を求める実験を行った。全体模型の転倒モーメントを知るために水面下における定常力及びモーメントを把握しなければならない。水面上における定常力及びモーメントは昨年度既に風洞試験を行って求めてあるので、水面上の風荷重の着力点は既知である。そこで今年度は、水面下における定常力及びモーメントから水面下の潮流力の着力点を求め、全体模型に加わる転倒モーメントに検討を加えた。

(1) 実験方法

使用した模型は SR 192 モデルの 1/100 模型である。全体模型を図 3.3.12 に示す。東京大学千葉水槽で曳航試験を行い潮流力を計測した。模型の水面下形状は前後左右対称なので流向角を 0° から 90° の範囲で最大傾斜角を風荷重試験に対応させて六分力計をもちい六分力を計測した。解析に使用した座標系と無次元化は前節に準じたものを用いた。

(2) 実験結果と考察

模型による曳航試験での潮流力の計測で一番問題にされるのはレイノルズ数の影響である。模型による曳航試験では実機相当のレイノルズ数を実現することは不可能である。しかしキャビテーション水槽での実験結果では、模型と実機との潮流力では大きく異なることが示されている（図 3.3.3）¹¹。ところがこの結果をよく見ると表面粗度が大きい場合にはレイノルズ数の影響が小さく、模型実験で実機の推定が可能である。セミサブ型リグの実機では、ブレーシングや付加物が多数付いており、表面粗度は十分大きいと見なせるので、模型実験には十分意味があるといえる。

曳航速度を $0.2, 0.3, 0.4, 0.6 \text{ m/sec}$ の範囲で変化させレイノルズ数の影響を調べてみたがこの範囲でのレイノルズ数の影響は少なかった（図 3.3.14）。また前後対称性も確認できた。

曳航速度を 0.4 m/sec とし、流向角 χ を横軸に潮流力の無次元値を縦軸にとり、傾斜角 α を $-20^\circ, -10^\circ, 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ の各々にたいして表示したものを図 3.3.14 から図 3.3.18 までに示す。傾斜角 α を横軸に潮流力の無次元値を縦軸にとり、流向角 χ を $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の各々にたいして表示した結果を図 3.3.19 から図 3.3.21 に示す。

抗力は傾斜角が増すと投影面積が増えるために増加する。揚力は傾斜角 0° では、ロワーハル上部のコラムによりロワーハルの上下で流れが対称でなくなり沈下の方向にはたらく。正の傾斜角ではロワーハルが浮上する方向へ働き、負の傾斜角では沈下の方向へ働く。転倒モーメントは傾斜角が 0° と正の場合には流向角が 90° 付近で最大値をとるが、負の傾斜角では流向角 45° 付近で最大値をとる。前後左右対称の形状にも拘わらず yaw moment の大きいのが目に付く。

図 3.3.22 から図 3.3.25 までに水面下の構造物に働く潮流力の着力点を示す。参考までに傾斜角 0° の場合のロワーハルの底面を記入してある。揚力の影響で、着力点がロワーハルより下にくることがあることが判明した。図 3.3.26 は水面上の構造物に働く抗力と転倒モーメントの実験値とノルエーの船級協会の計算結果とを比較し、図 3.3.27 は水面下のそれを表す。実験値と比べると、計算値は水面上ではおおきめに、水面下では計算値は小さめに出ている。図 3.3.28 から図 3.3.30 には、水面上と水面下定常外力の着力点を結ぶ挺の長さを示す。実線は船級協会の規則に基づく計算値である。流向角 45° の場合には計算値が実験値を下回ることがあるので注意を要する。

3.3.4 潮流と波の複合外力

(1) 実験装置の概要

セミサブ型リグに働く潮流による力及びモーメントを主に定常外力と考え、波によるそれらを主に変動外力として考える。ここではこれらの外力がリグに作用する時に、主として線型重ね合わせが成り立つか否かの点に関して検討するために、既存の水槽に手を加えて実験を行うことにした。

水槽は東京大学生産技術研究所所属の風路付き水槽（長さ 20m 、幅 1.8m ）である。この水槽は鋼鉄製で改造は比較的容易であるので水槽の長さ方向の底に仕切り板を立て、片側を流れを発生させる領域、他の片側を計測の領域として簡便な回流水槽とした。図 3.3.31 に全体配置図を示す。

水は回転するプロペラ、整流格子、ガイドベーンを経てテストセクションに流れる。流れの方向はプロペラの回転方向を切り換えることによって、流速は回転数を変えることによって、いずれもインバーターに付属する制御ボタンで変化させることができる。

造波機は在来のものをそのまま流用したもので、整流格子やガイドベーンの上端は水深 1 m の時に 15 cm 没水する高さとした。

水槽の諸元と潮流発生装置の仕様を表 3.3.4 に示す。流速分布は図 3.3.32, 図 3.3.33 に示す通りである。図 3.3.32 は幅中央の深さ方向の分布を示し、図 3.3.33 は水深 10 cm と 20 cm での幅方向の分布を示す。計測にはプロペラ式流速計を用いた。

(2) 実験方法

潮流及び波を同時に又は個々に発生させた時、水中に固定した 2 次元模型 ($L \times B \times d = 52 \times 15 \times 8.8 \text{ cm}$) 柱状体に働く力を計測した。力の方向は上下方向 (F_z) 流れ方向 (F_x) である。

模型は水面上から波及び潮流を乱さない様なステーで固定し、そのステーを介して検力計に固定した。又模型と水槽壁の間には固定ダミーを水槽壁に着け、水槽壁による境界層の影響を除去し、模型を完全 2 次元模型に近づけている。なおステーのみを検力計に着け、波・潮流を起こしてステーに加わる力をも観測してみたが、本実験で用いた波・潮流では力はほぼ零であった。

(3) 実験結果

(a) 潮流による波の変化

潮流上の水波は、水波中走行実験の様に出会いの周期周波数が変化する事が予想されたが、予想に反し潮流中では造波機の周期と同じ周期の波が発生、伝播されていた。波周波数（出会い周波数を指す）と造波機の周波数との比を示した（図 3.3.34）。潮流による波の変形理論²⁾によれば、波長、位相速度が変化し周期（周波数）は一定に保たれる。又同理論では波の存在条件が、

$$U_c / C_0 = (2\pi f_0 / g) U_c \geq -0.25$$

である。本実験でも上記の値が -0.25 以下の時では波が伝播して来なかった。

(b) 波浪変動力に対する潮流の影響

波周波数は不变であるが潮流によって波長及び波高が変化する為、波浪変動力も潮流の速度によって変化する。その様子を図 3.3.35 に示す。図では横軸に潮流の変化を取り縦軸に単位波高当たりの波浪変動力を取った。潮流の進行方向と波の伝播方向が逆行する時変動力が著しく変化する。又図中の黒三角印は、造波機の振幅を一定として造波した時の変動力を潮流のない時の波高で割った値である。潮流による波浪変動力の変化はより著しくなる。

潮流による波の変形理論を用いれば潮流中の波数が計算出来る。波周波数から波の波数を計算し、この値を用いて無次元数 kB を造り、 F_x / H との関係を示した図が図 3.3.36 である。曲線は静水中での計算値である。ほぼ直線に近い値を示している。したがって、波浪変動中は空間的な波長に大きく依存している事がわかる。

(c) 定常力に対する波浪の影響

定常力の変化を見る実験は、造波条件を ($f = 0.8 \text{ Hz}$, Stroke = 36 or 50) に限定した。これは設定時において波に関する条件と潮流による条件とは独立に扱われている事から、造波条件と限定し潮流による定常力の独立性を見る為である。

波だけの波浪定常力即ち潮流がない時の波浪定常力は上下方向も流れ方向も記録上には全く現れない。ところが潮流が存在すると波浪定常力が現れる。図 3.3.37 に水平方向、図 3.3.38 に上下方向の定常力を示す。白丸印が潮流による定常力、白三角印が潮流と波とを同時に発生させた時の全体の定常力である。即ち白丸印と白三角印が潮流が存在することによって生ずる波浪定常力と考えられる。

図 3.3.37 から水平方向の定常力のうち $U_c = -0.4 \text{ m/sec}$ の時、明らかに波浪定常力は波の伝播方向と逆向きの定常力を生じており興味深い結果を得た。他の流速においては波浪定常力はほぼ零であるが、潮流がない時の波浪定常力より大となっていた。

上下方向の波浪定常力は、潮流によって負に揚力を生じ、波によって上向きの定常力を生ずる(図 3.3.38)。参考までに波高の変化を図 3.3.39に示す。

(4) まとめ

本実験を通じて以下の知見を得た。

- ① 潮流と波を同時に発生させた時の波浪変動力は潮流の有無、速度等に関係なく潮流上での空間的な波長に關係が深い。
- ② 定常力については潮流による定常力と潮流のない時の波浪定常力の線型重ね合わせが成り立たない場合がある。

参 考 文 献

- 1) P. Jacobsson, G. Dyne : Reynolds Number Effects in model tests with a four-column Semi-Submersible.
Second International Symposium on Ocean Engineering and Ship Handling, 1983, SSPA.
- 2) 岩垣雄一, 植木亨 : 海岸工学, 共立出版株式会社 昭和54年

表 3.3.1

		$0L + 4C$
$2L + 8C$ 	$0L + 4C$ 	
$2L + 6C$ 	$0L + 3C$ 	
$2L + 4C(B)$ 	$0L + 2C$ 	
$2L + 4C(S)$ 	$0L + 2C$ 	
	$1L + 4C$ 	

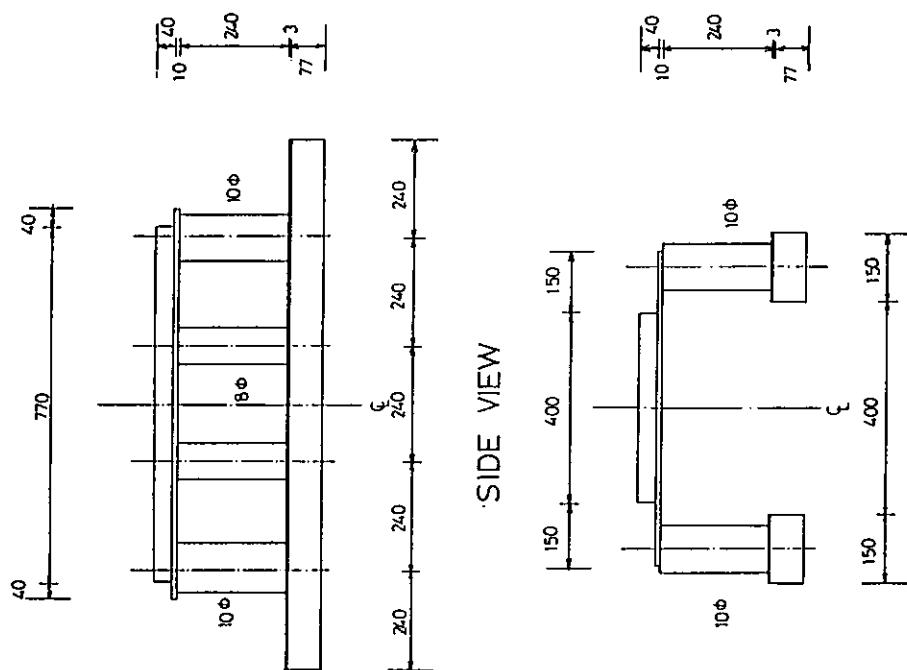
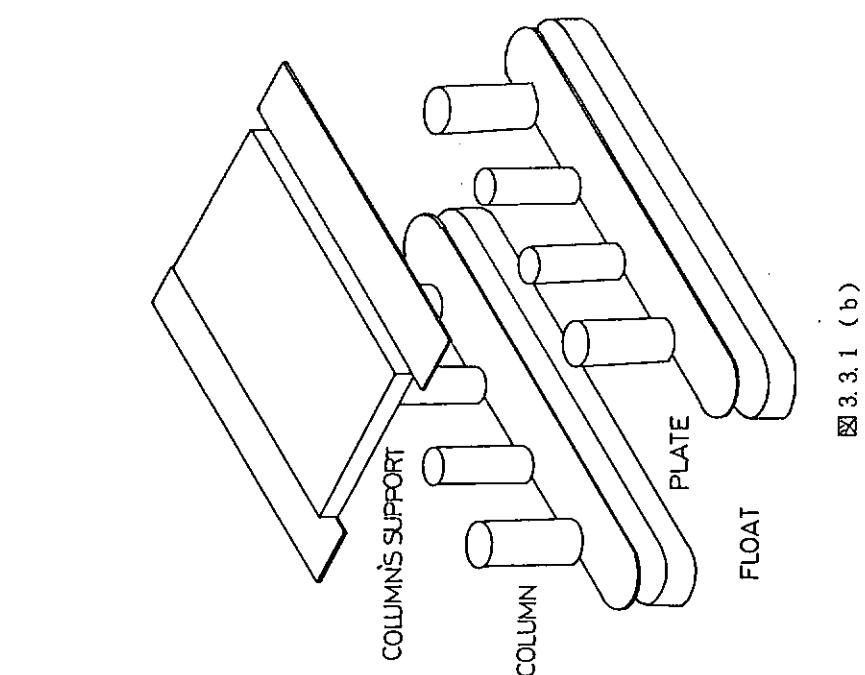


表 3.3.2

	(M)	FULL	MODEL
		1/1	1/100
LOWER HULL LENGTH	115	1.15	
BREADTH	15	0.15	
HEIGHT	8	0.08	
CORNER COLUMN SPAN	60	0.60	
COLUMN NO. -DIA	4-10	4-0.10	
	4-8	4-0.08	
HEIGHT TO MAIN DECK	38	0.38	
UPPER DECK	43	0.43	
HELI DECK	46	0.46	
DRILL FLOOR	50	0.50	
LENGTH OF DECK	72	0.72	
BREADTH OF DECK	60	0.60	
SURVIVAL DRAFT	20	0.20	
DISPLACEMENT (Kg)	-	34.60	
PROJECTED AREAS (M*2)			
above water(FRONT)	1497.4	0.16165	
under water(FRONT)	630.0	0.06300	

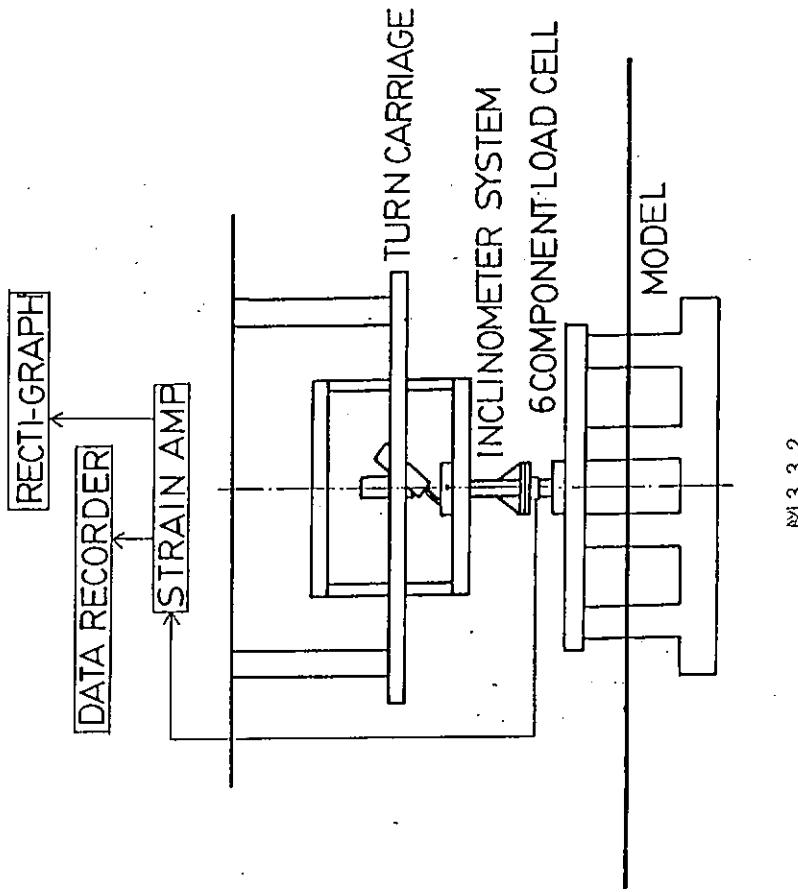


图 3.3.2

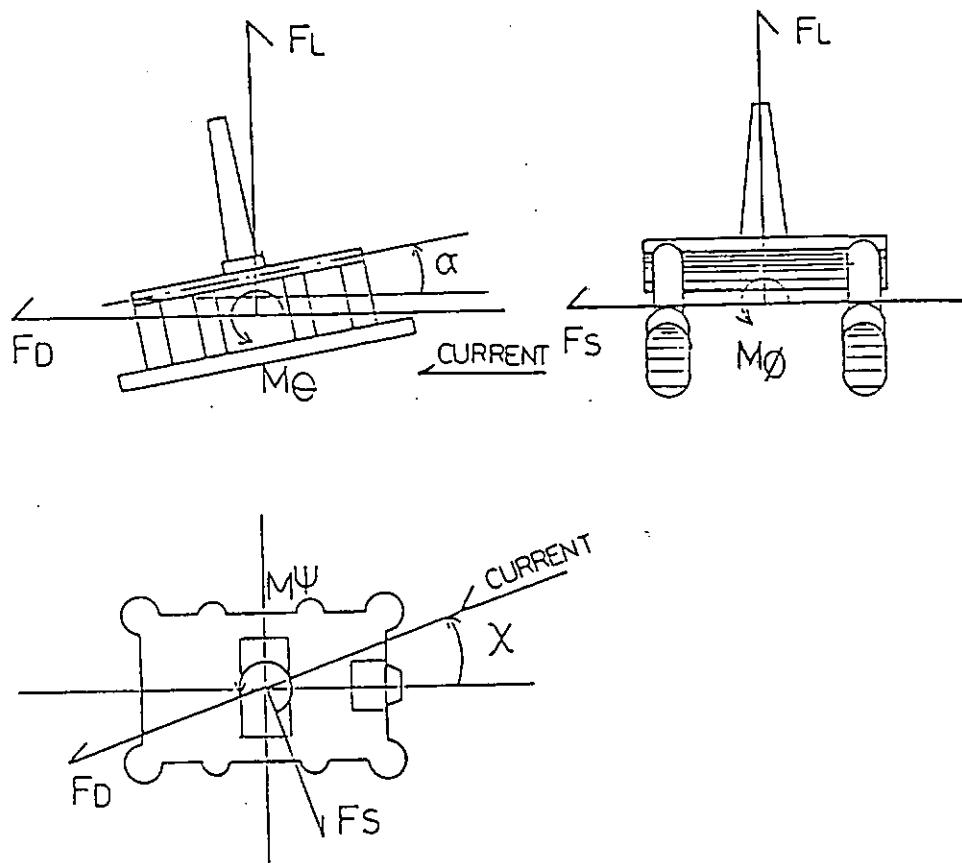


図 3.3.3

表 3.3.3

$$CD = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^2 V_C^2}$$

$$CD = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho A V^2}$$

$$CS = \frac{F_S}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^2 V_C^2}$$

$$CL = \frac{F_L}{\frac{1}{2} \rho A V^2}$$

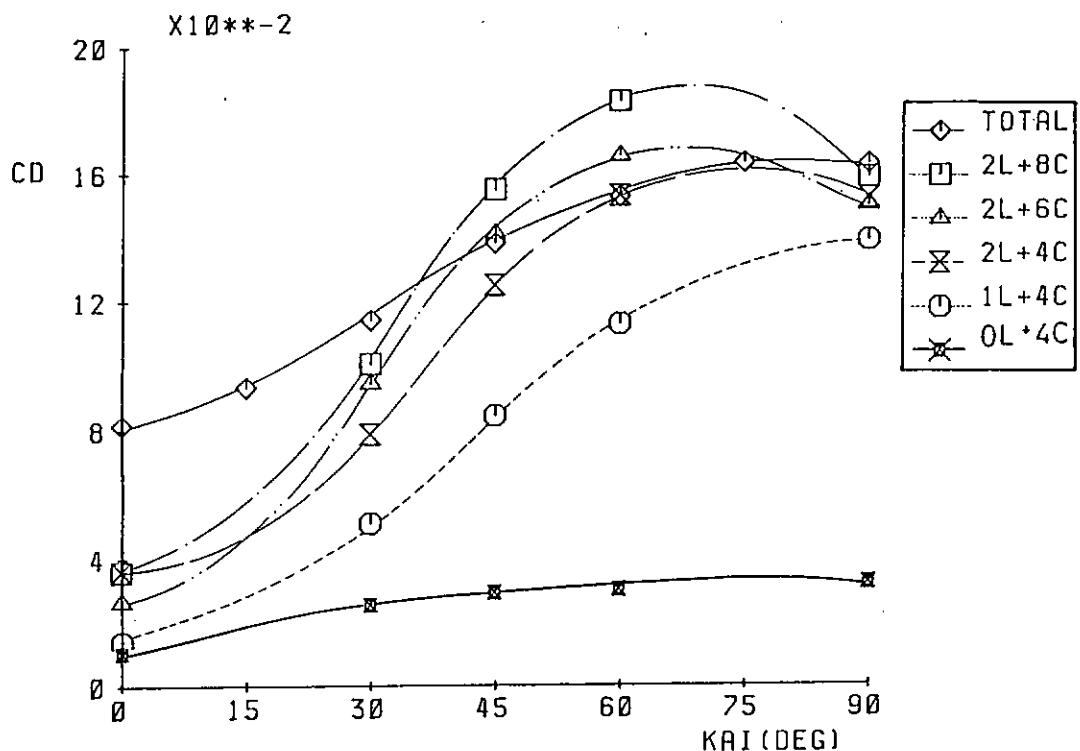
$$CL = \frac{F_L}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^2 V_C^2}$$

$$CM_\theta = \frac{M_\theta}{\frac{1}{2} \rho A V^2 L_D}$$

$$CM_\theta = \frac{M_\theta}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^3 V_C^2}$$

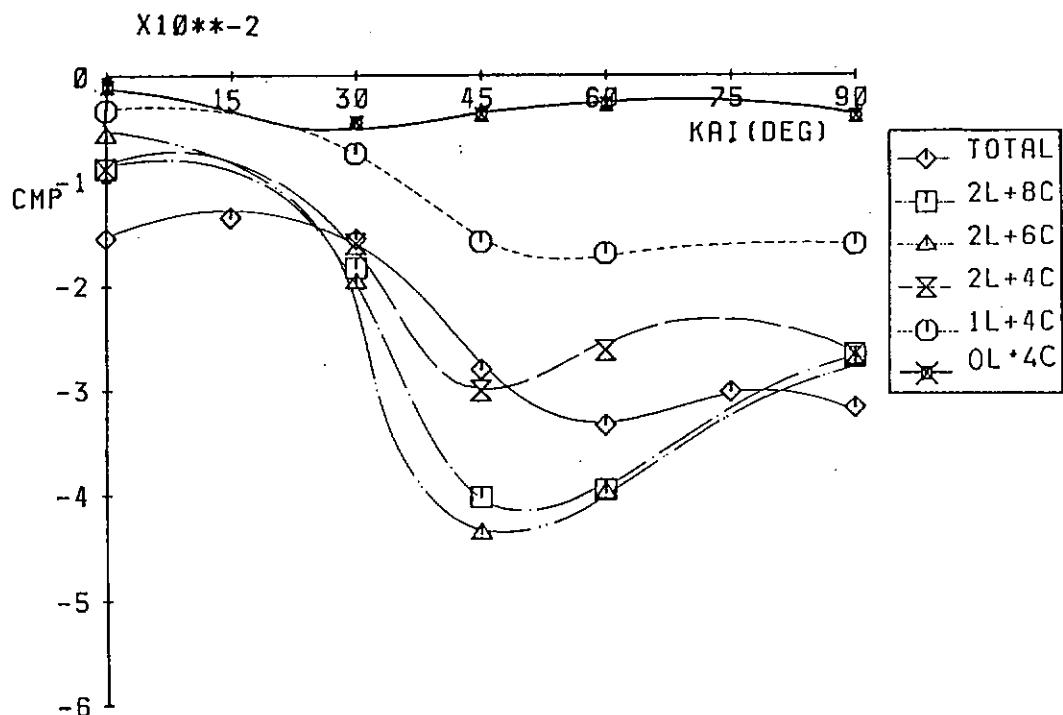
$$CM_\phi = \frac{M_\phi}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^3 V_C^2}$$

$$CM_\psi = \frac{M_\psi}{\frac{1}{2} \rho_w L_{PP}^3 V_C^2}$$



CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
 SURVIVAL CONDITION
 INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.4



CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
 SURVIVAL CONDITION
 INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.5

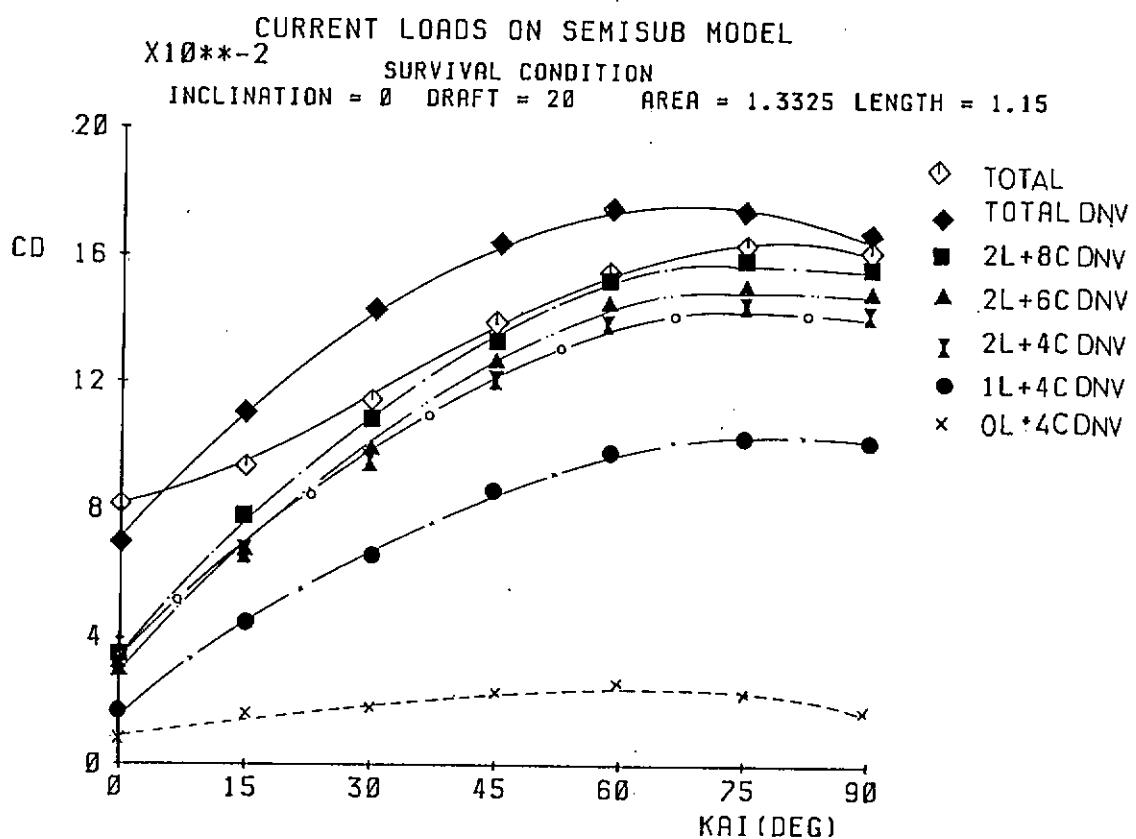


図 3.3.6

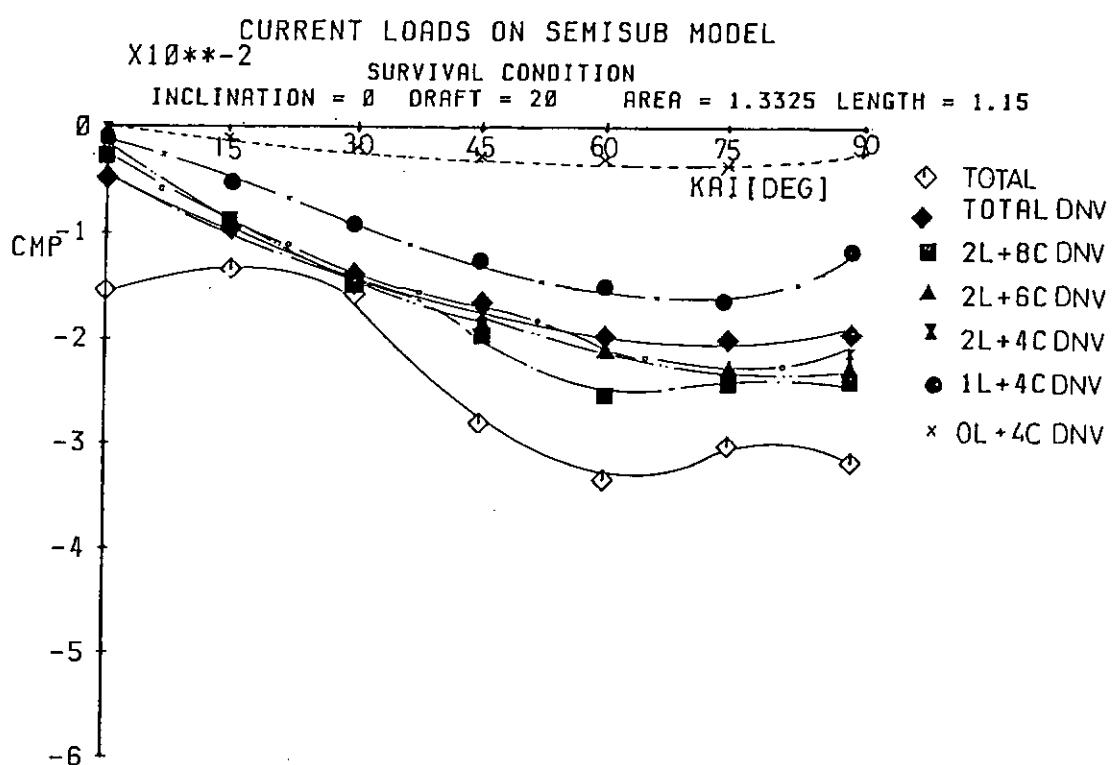
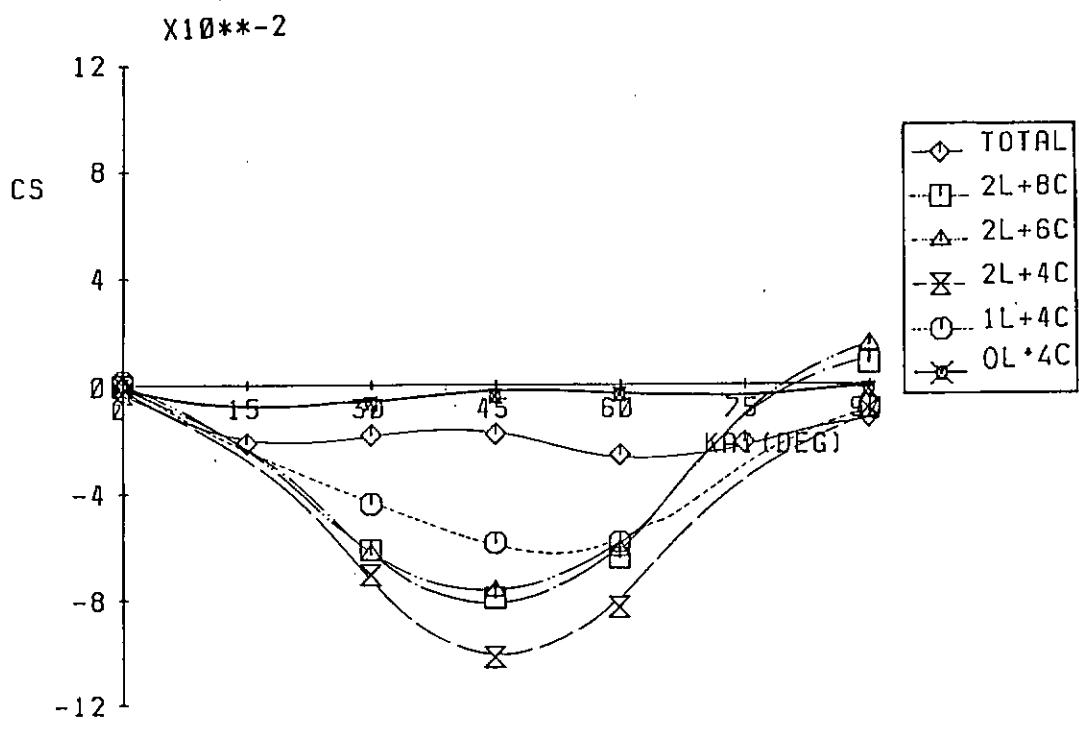
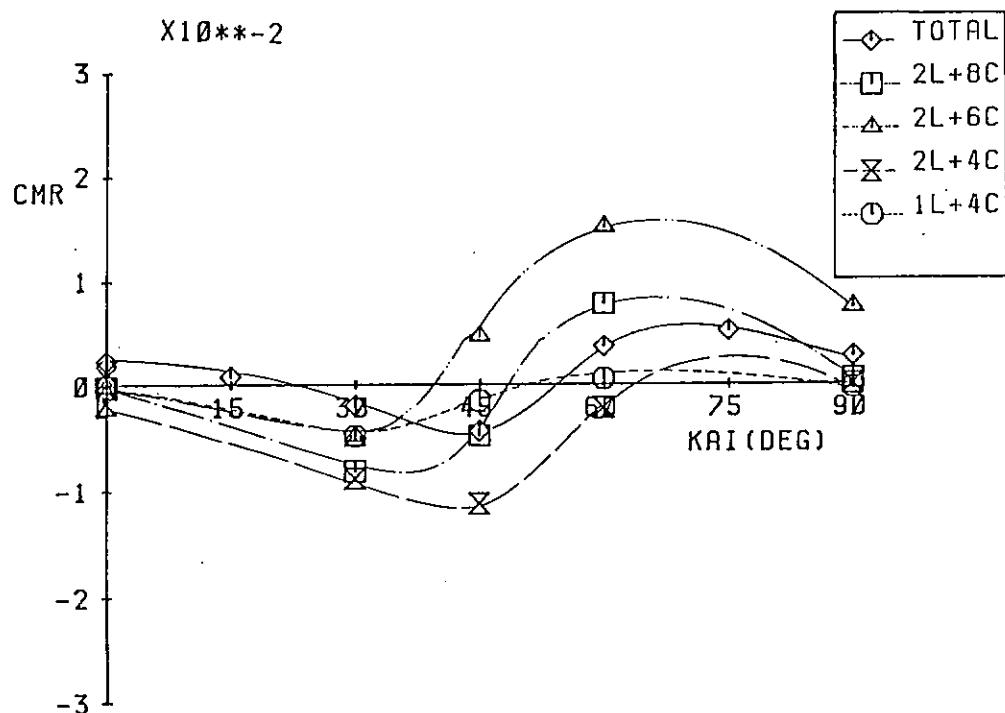


図 3.3.7



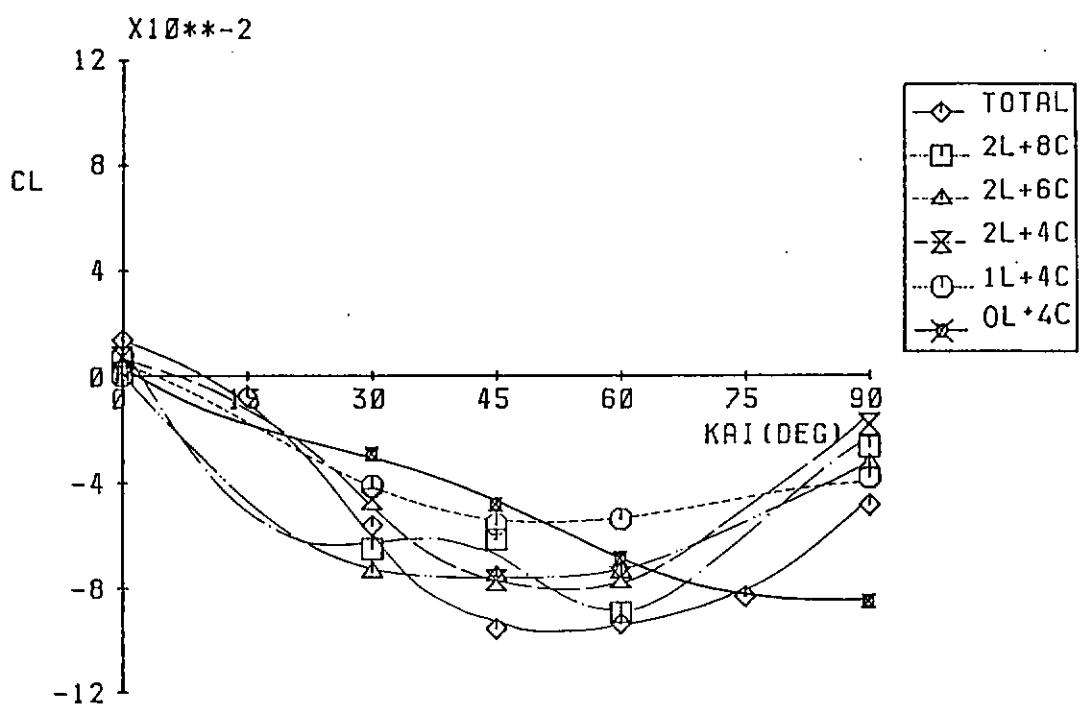
CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION
INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.8



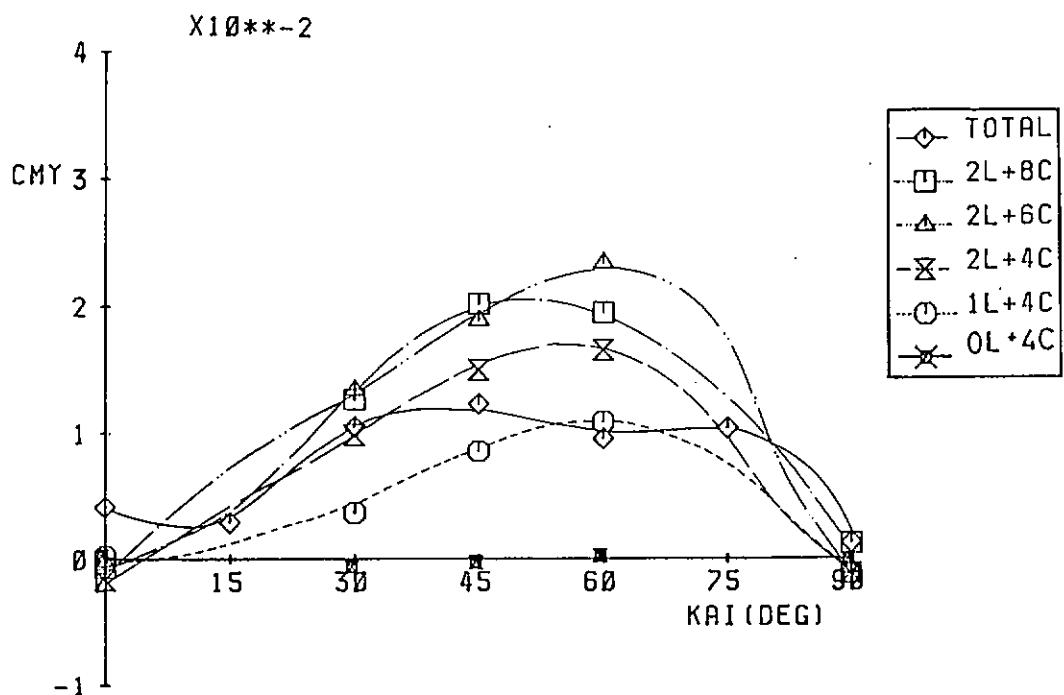
CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION
INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.9



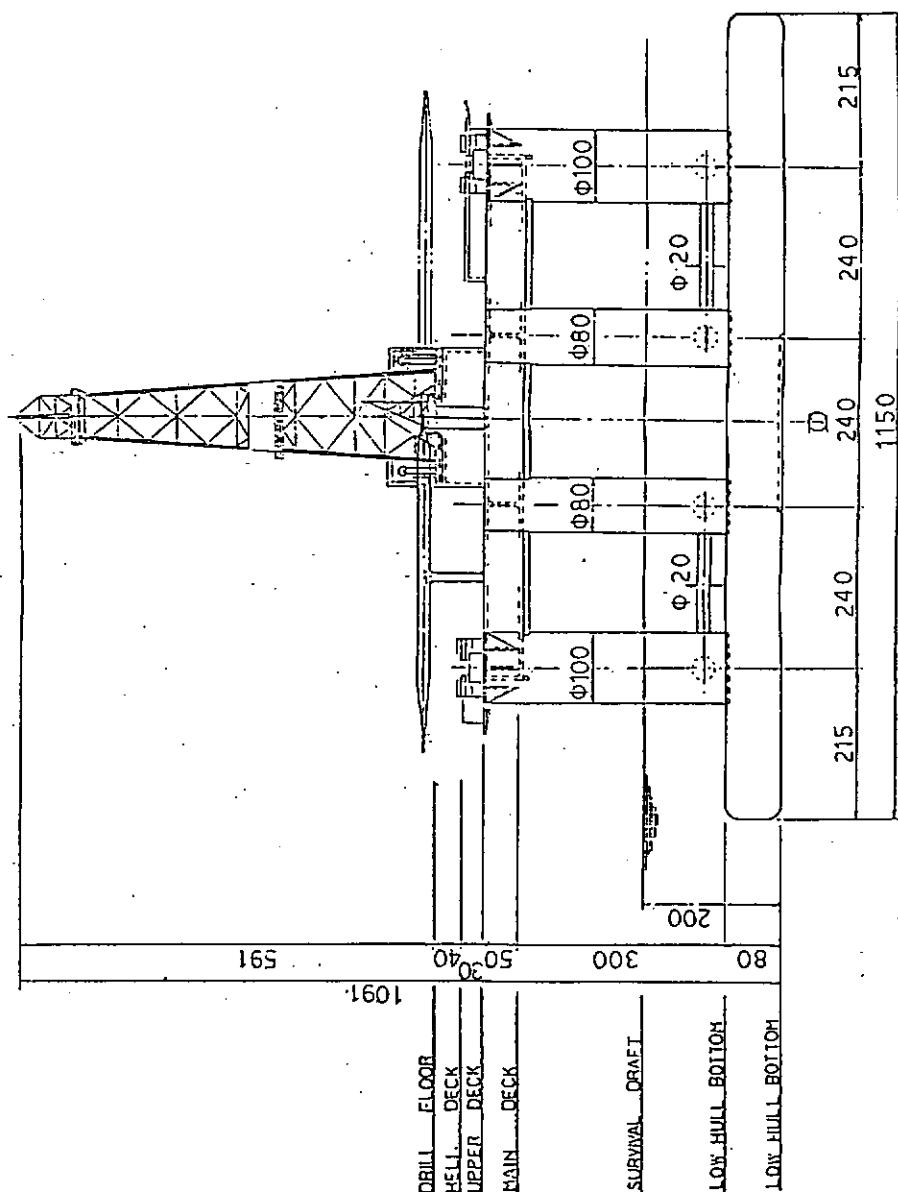
CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION
INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.10

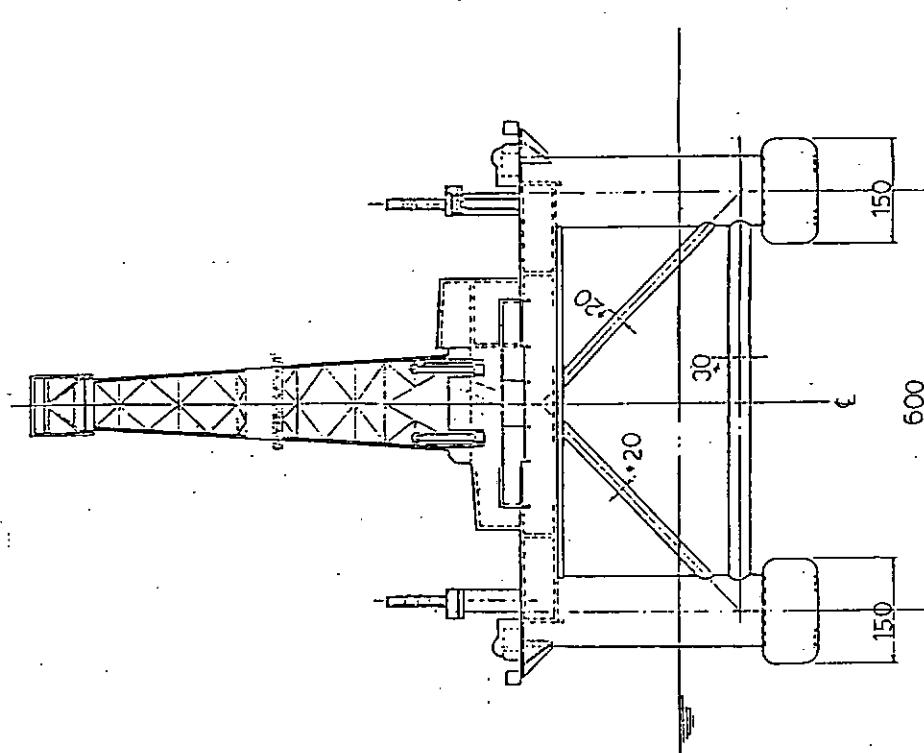


CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION
INCLINATION = 0 DRAFT = 20 AREA = 1.3325 LENGTH = 1.15

图 3.3.11

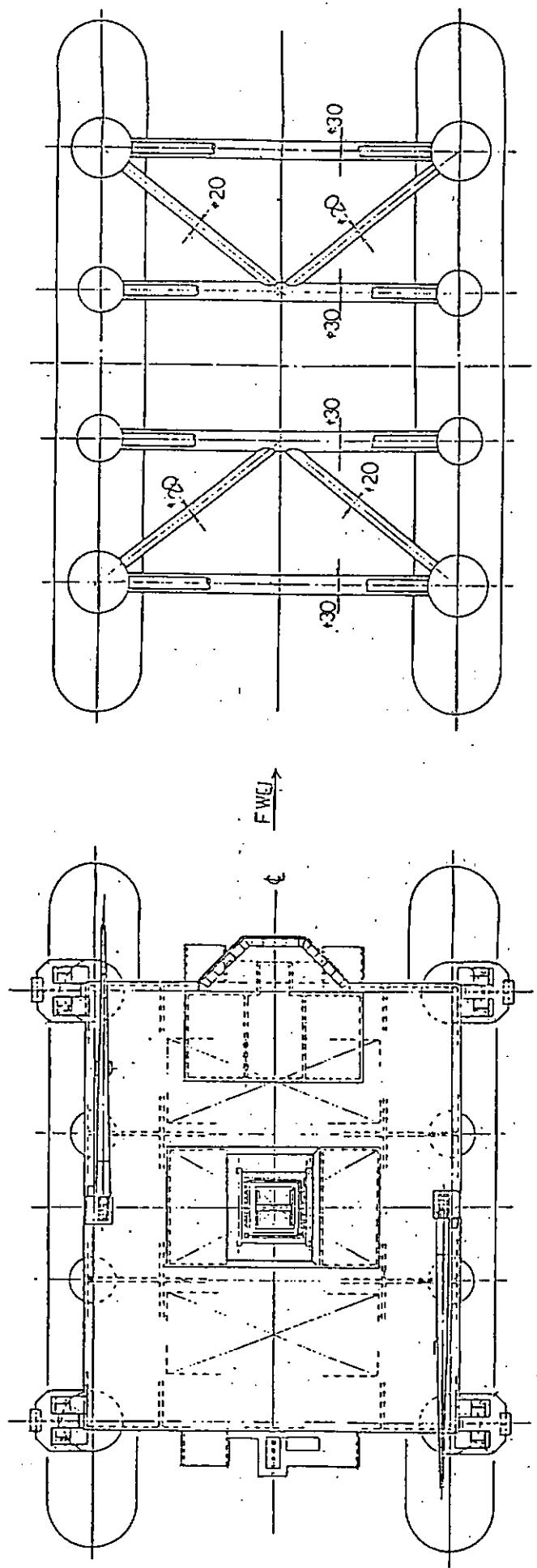


SIDE VIEW



-FRONT VIEW

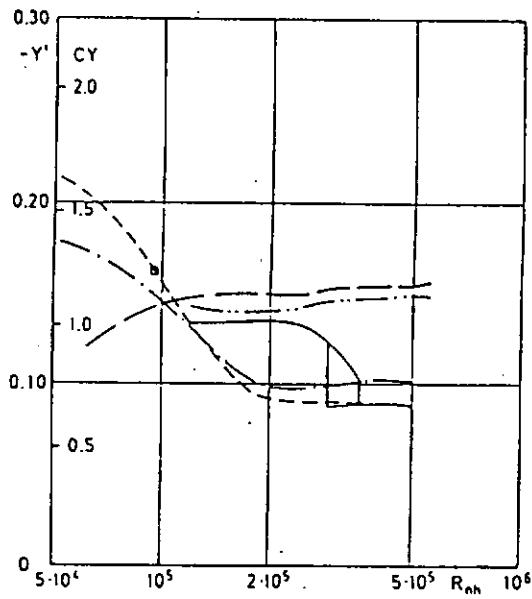
图 3.3.12 (a)



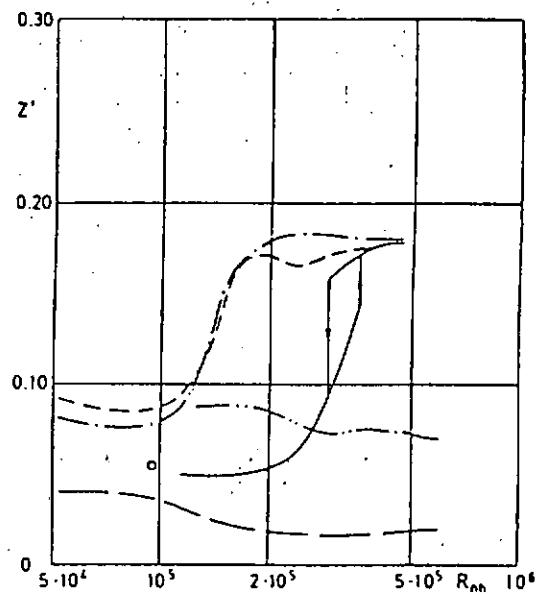
TOP VIEW

PRINCIPAL DIMENSIONS OF MODEL

图 3.3.34 (b)



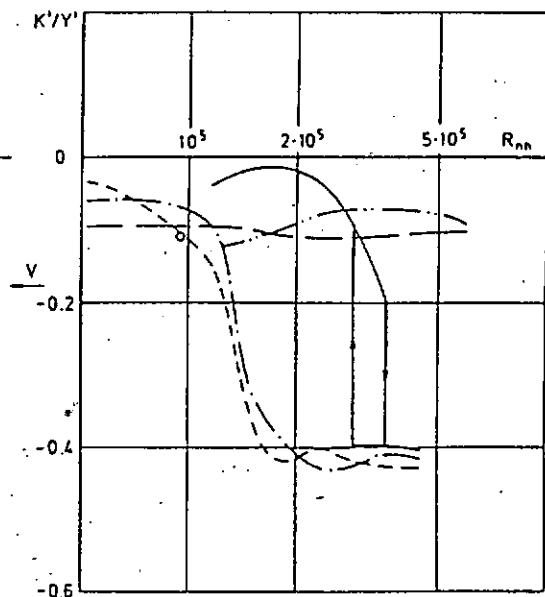
TRANSVERSE FORCE



VERTICAL FORCE



SYMBOL	FACILITY	HULL COND	REMARKS
—	CAV TUNNEL	SMOOTH	TURB STIMUL
---	"	"	BILGE KEELS
- - -	"	ROUGH	0.1MM ROUGHNESS
- - -	"	"	0.5MM ROUGHNESS
○	WIND-TUNNEL	"	0.3MM ROUGHNESS



APPEARENT MOMENT ARM
OF TRANSVERSE FORCE

INFLUENCE OF REYNOLDS NUMBERS

图 3.3.13

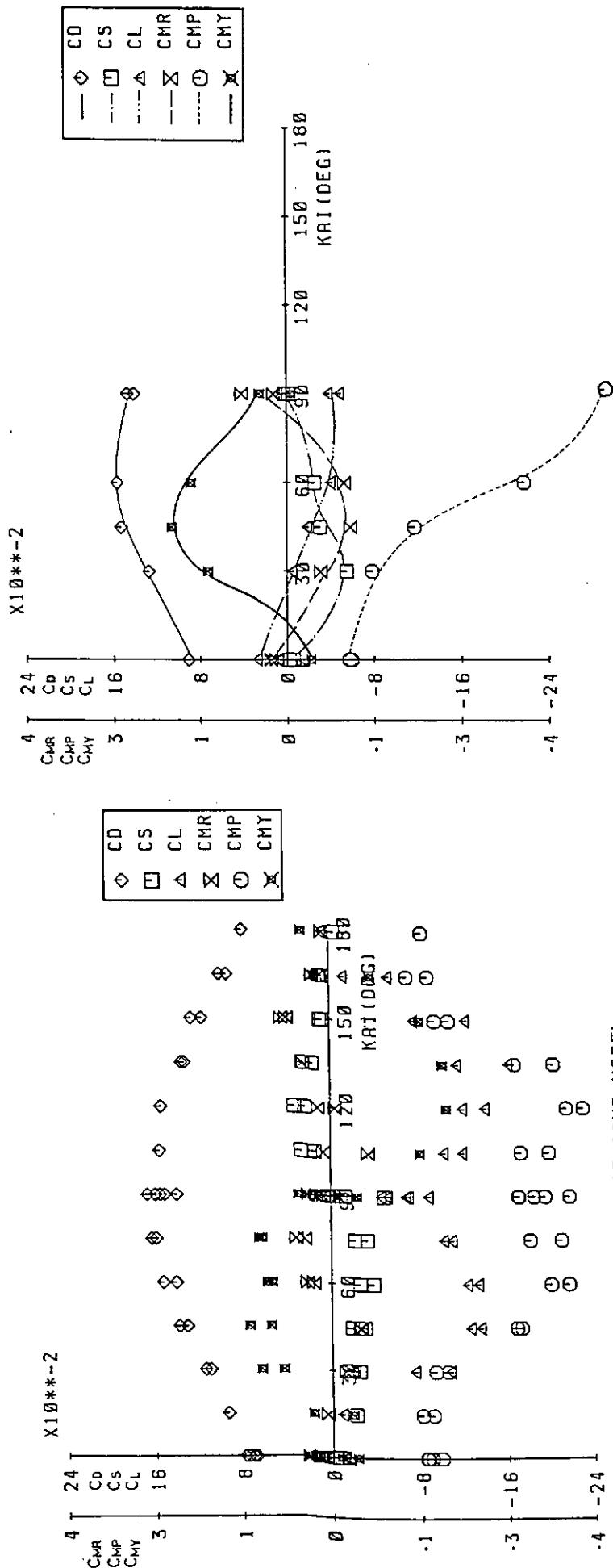
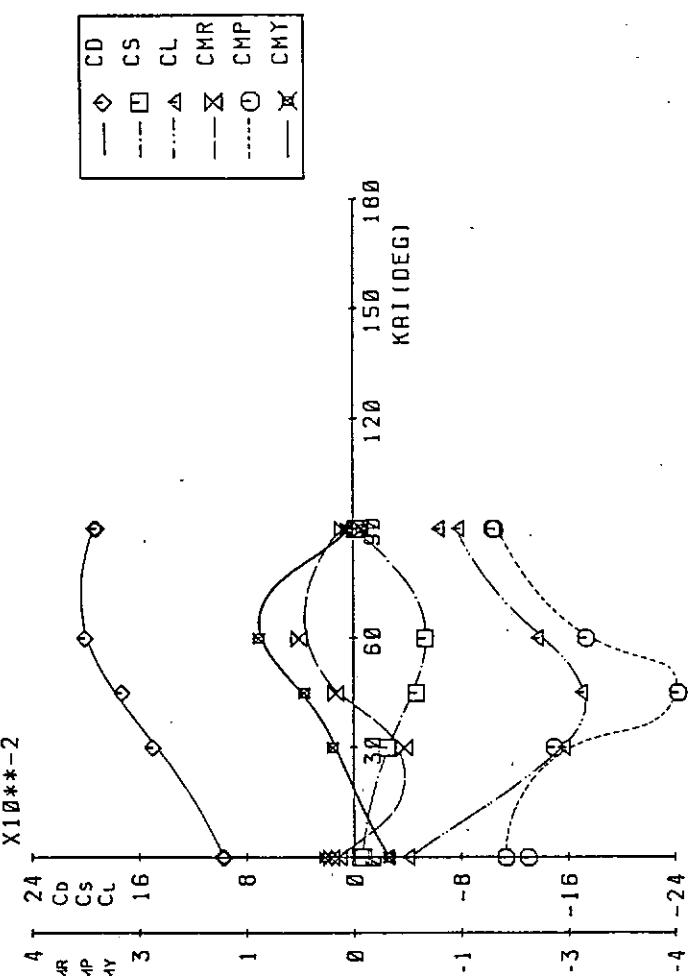


FIG. 3.3.14 CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL

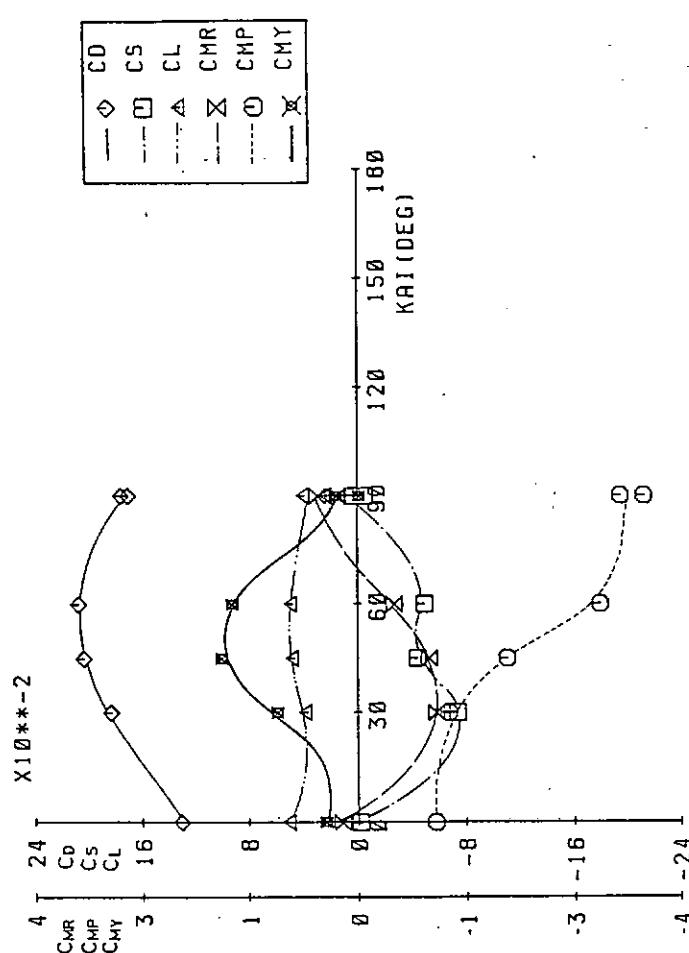
SURVIVAL CONDITION
INCLINATION = 10° DRAFT = .2 AREA = 1.325 LENGTH = 1.15

FIG. 3.3.15 CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL



CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION = 20 DRAFT = .2 AREA = 1.325 LENGTH = 1.15
INCLINATION = 20

FIG 3.3.16



CURRENT LOADS ON SEMISUB MODEL
SURVIVAL CONDITION = 10 DRAFT = .2 AREA = 1.3225 LENGTH = 1.15
INCLINATION = -10

FIG 3.3.17

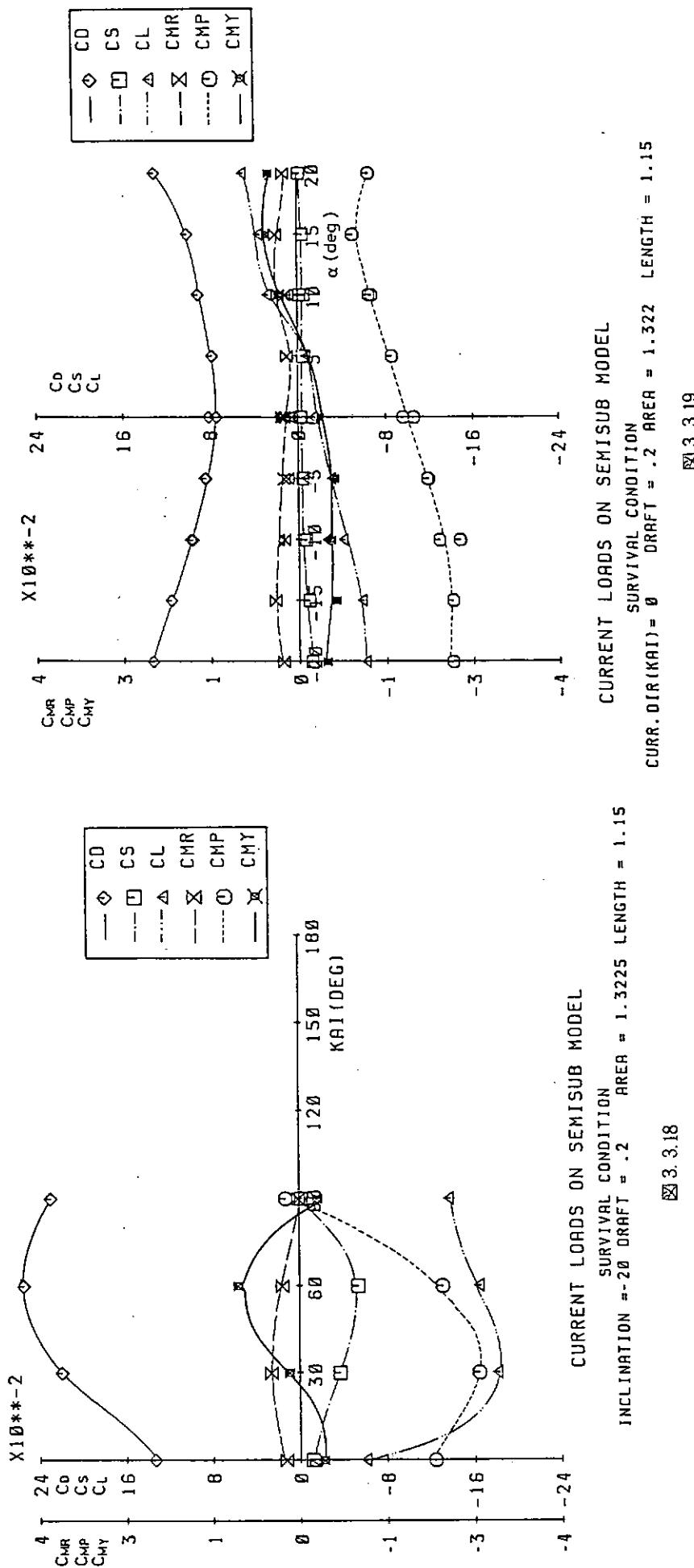


FIG. 3.3.19

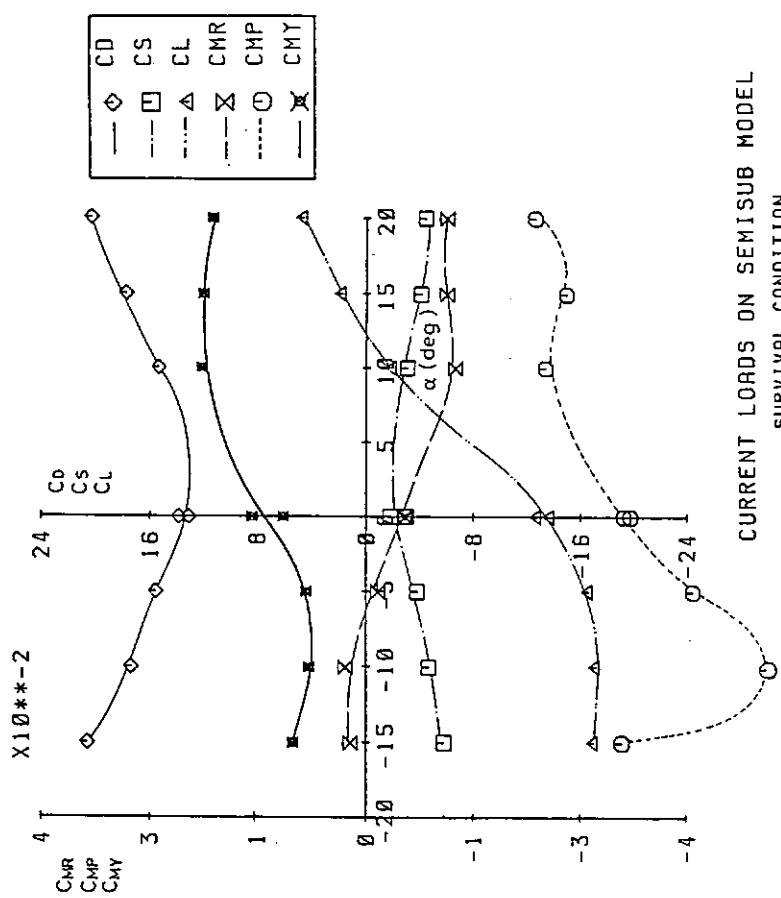


FIG. 3.3.20

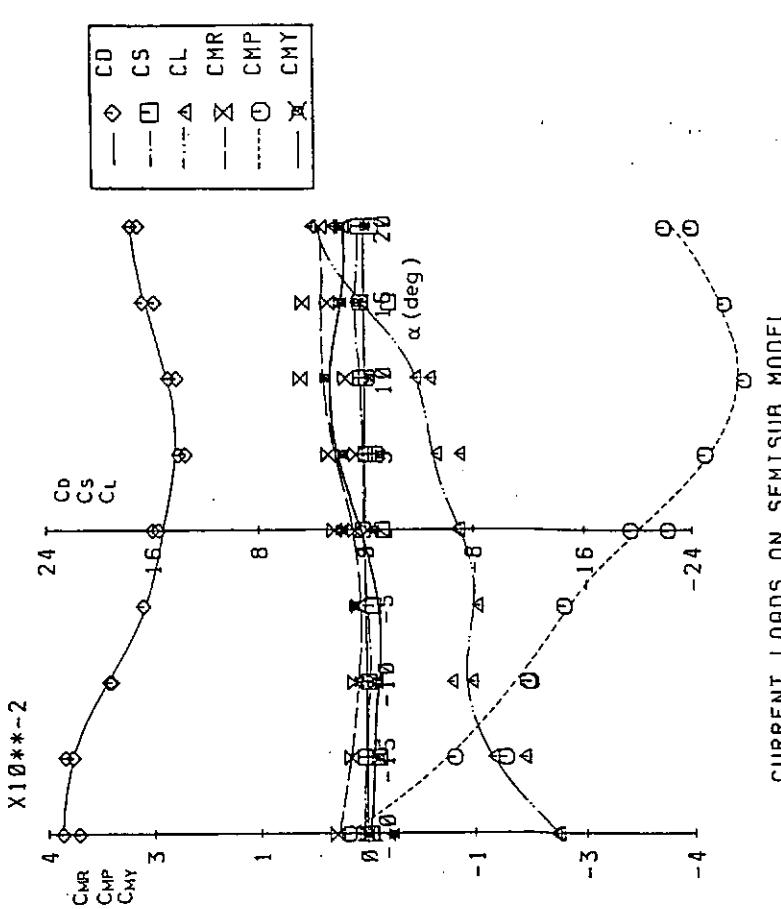


FIG. 3.3.21

OVERT. MOMENT ARM ON SEMISUB

X10**-2 SURVIVAL CONDITION
CURR.DIR(KAI) = 45 DRAFT = .2

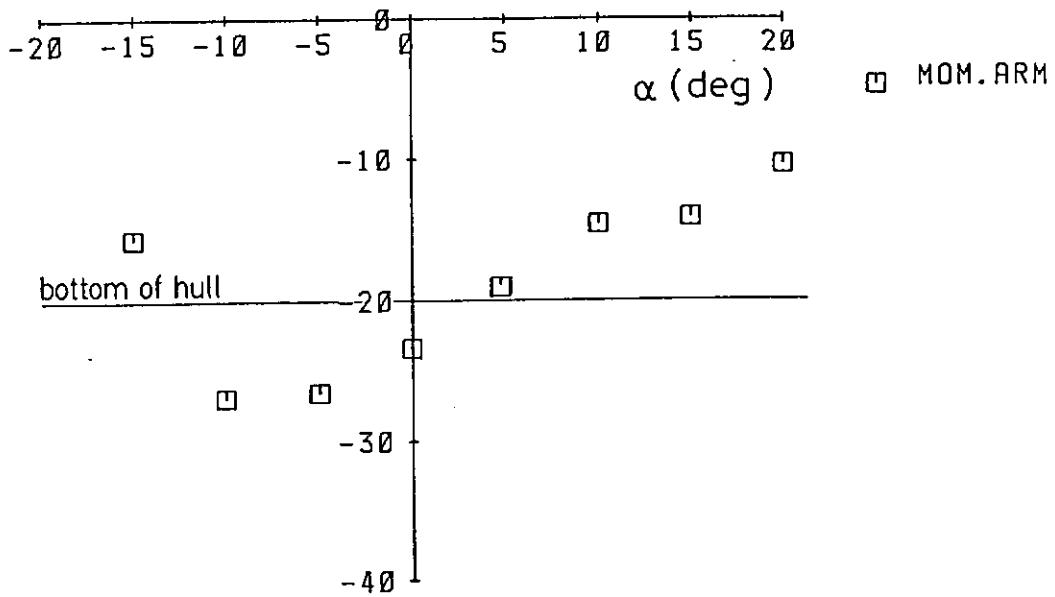


図 3.3.22.

OVERT. MOMENT ARM ON SEMISUB

X10**-2 SURVIVAL CONDITION
CURR.DIR(KAI) = 0 DRAFT = .2

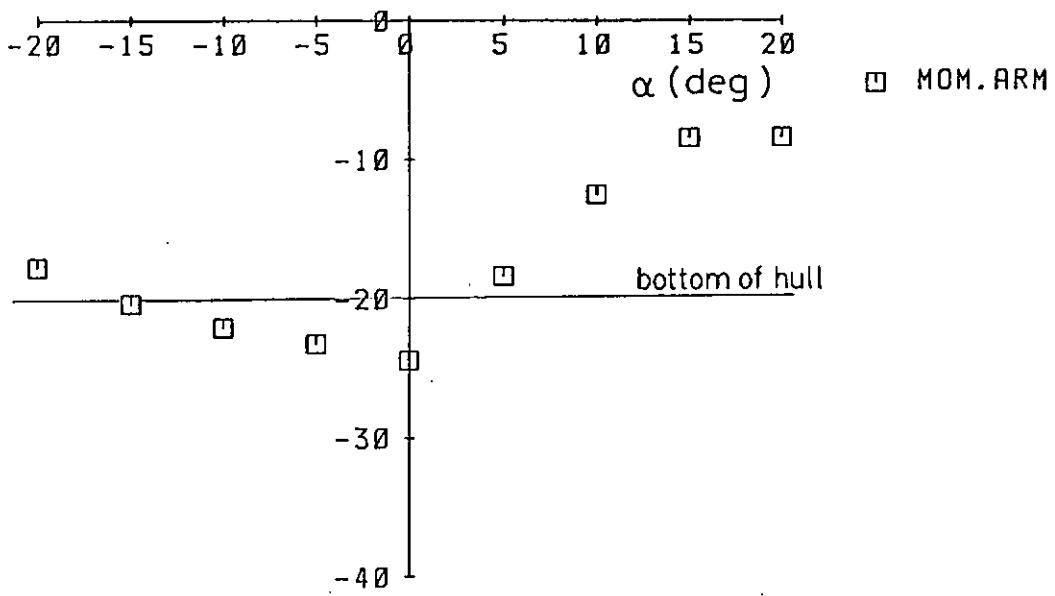


図 3.3.23

OVERT. MOMENT ARM ON SEMISUB
X10**-2 SURVIVAL CONDITION
CURR.DIR(KAI) = 60 DRAFT = .2

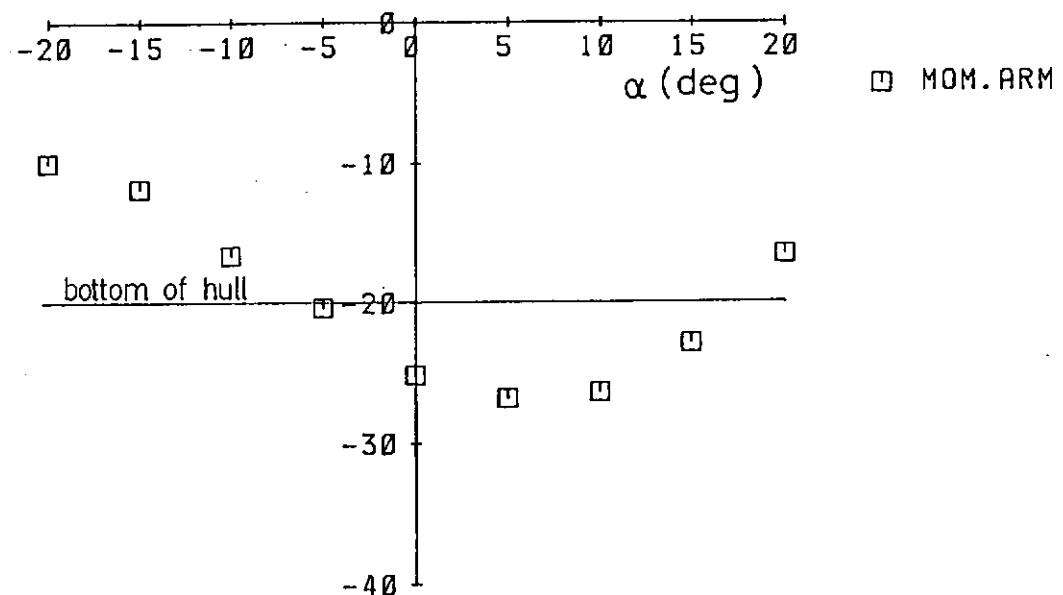


図 3.3.24

OVERT. MOMENT ARM ON SEMISUB
X10**-2 SURVIVAL CONDITION
CURR.DIR(KAI) = 90 DRAFT = .2

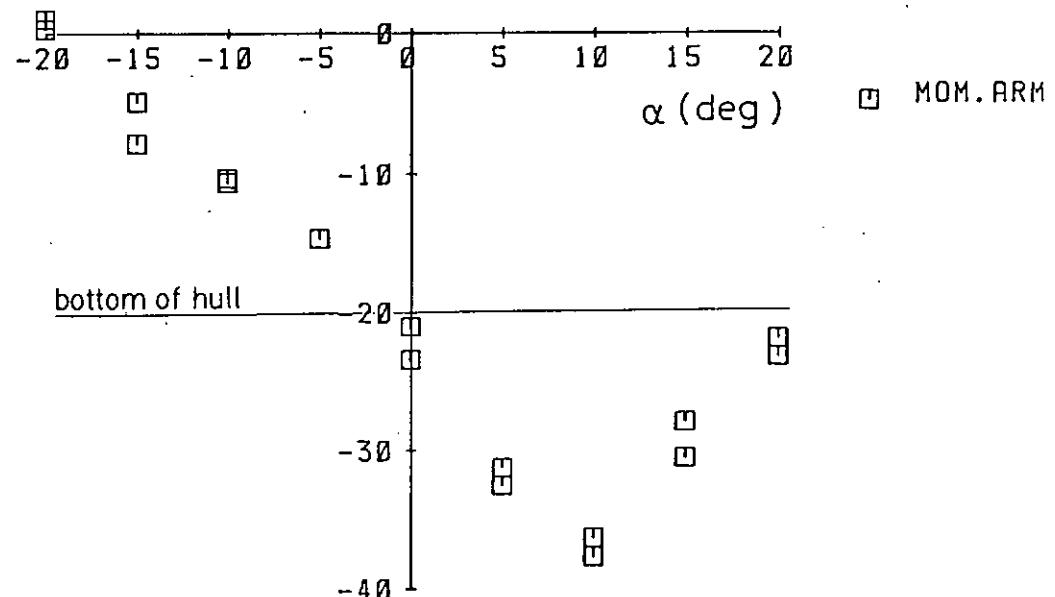


図 3.3.25

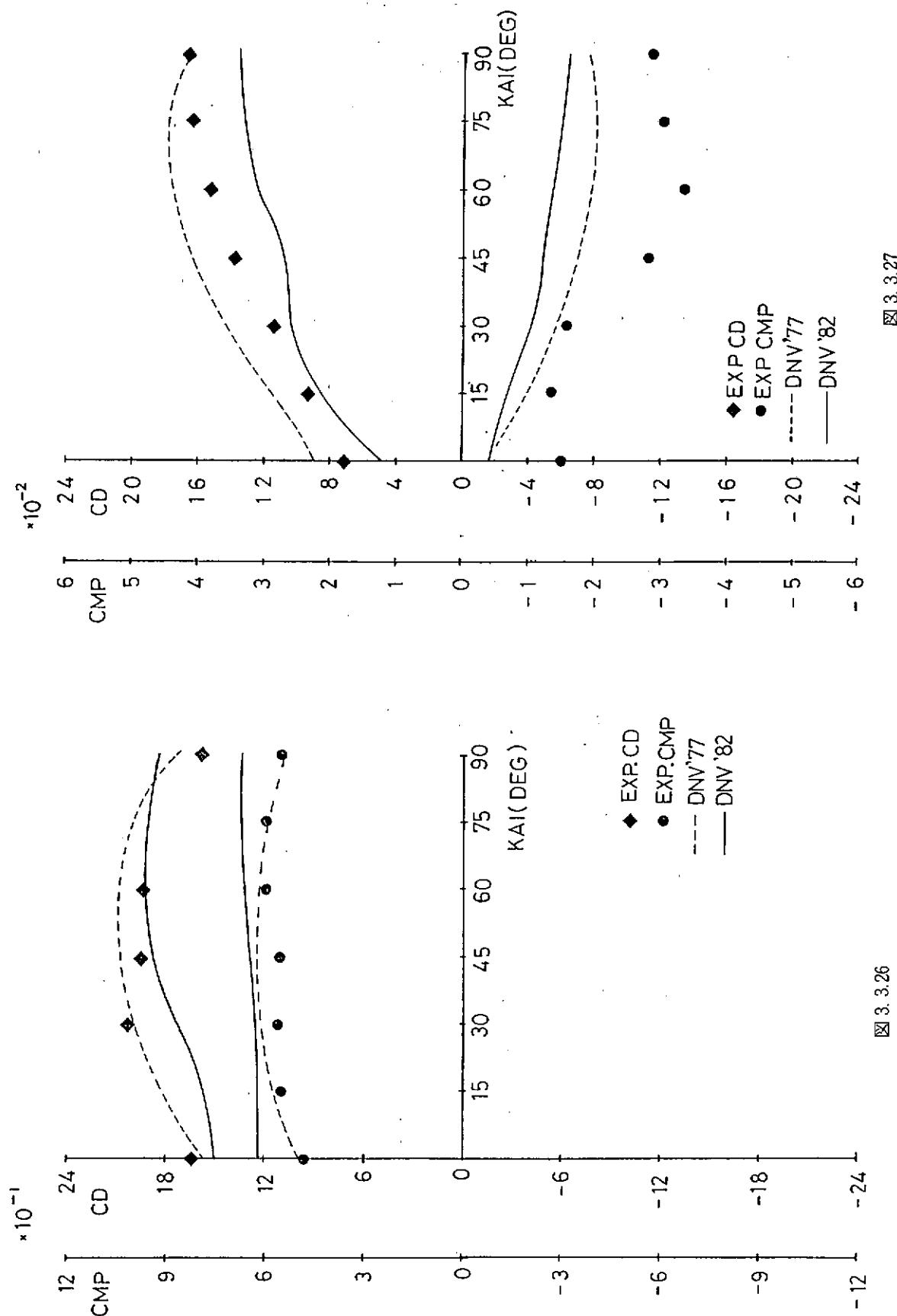


図 3.3.26

図 3.3.27

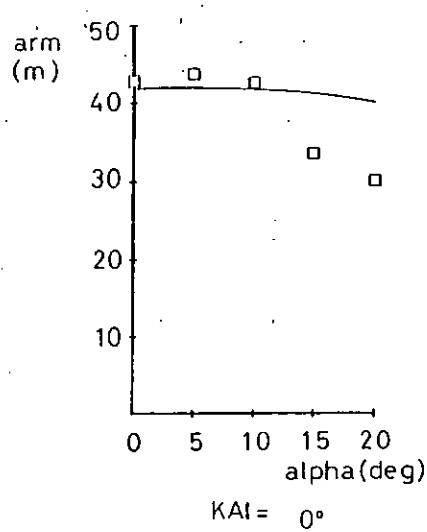


図 3.3.28

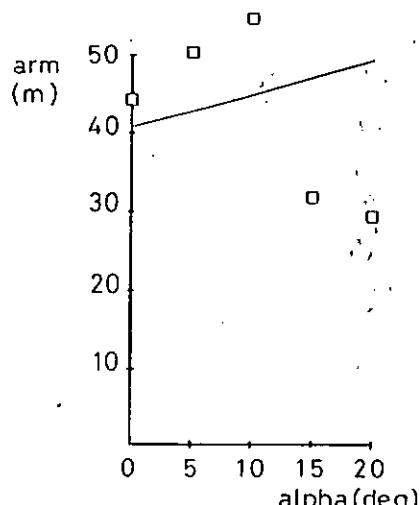


図 3.3.29

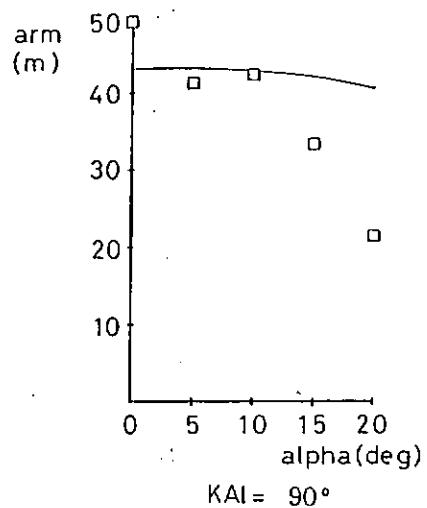
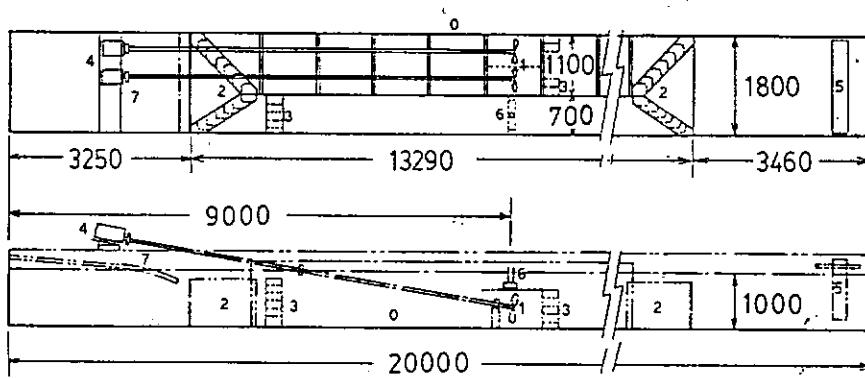


図 3.3.30

表 3.3.4 仕 様

水槽長さ	20 M
水槽幅	1.80 M
水槽深さ	1.35 M
回流部長さ	13.29 M
回流部幅(発生部)	1.10 M
回流部幅(観測部)	0.70 M
発生方式	2インペラ方式
駆動電動機	3.7 kw × 2
発生流速	0 ~ 0.5 m/s
流速均一度	10%
波周期	0.5 ~ 2.0 sec
波高	5 cm



0: Towing Tank 1: Impeller 2: Guide Vane

3: Commutating Grid 4: Driving Motor

5: Wave Maker 6: Model 7: Wave Absorber

図 3.3.31 General Arrangement

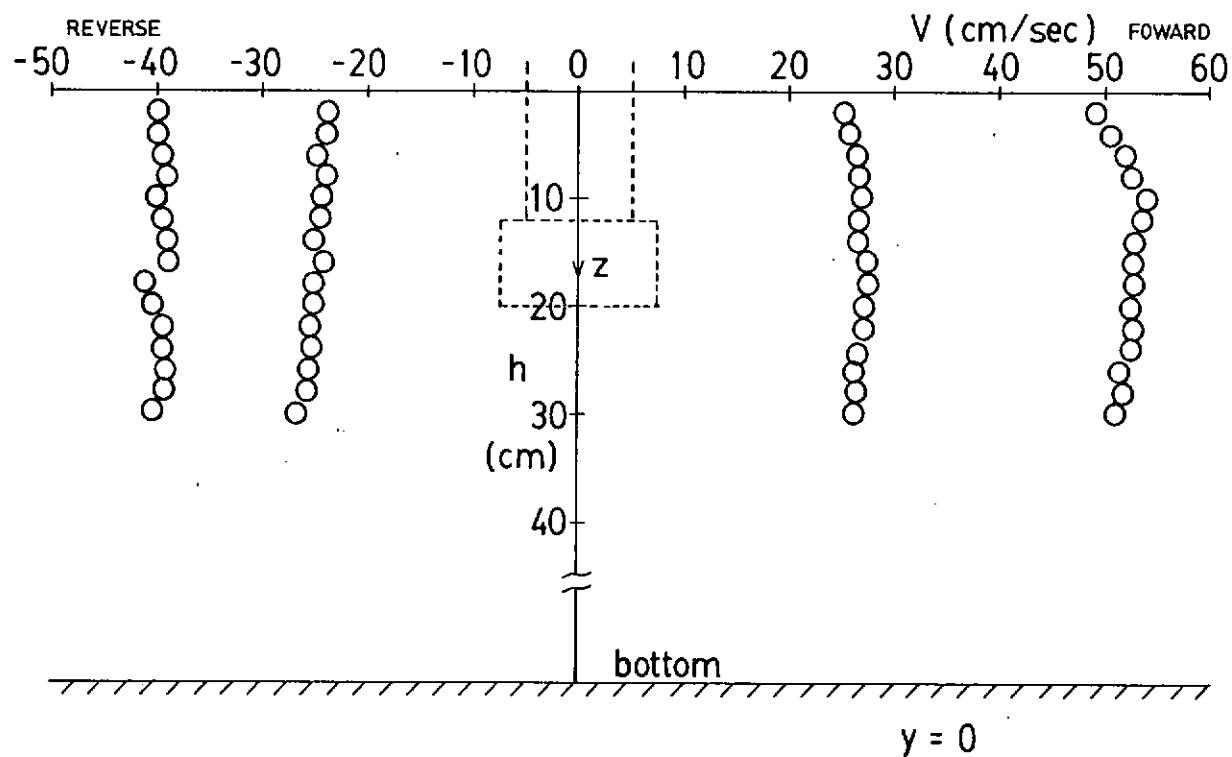


図 3.3.32

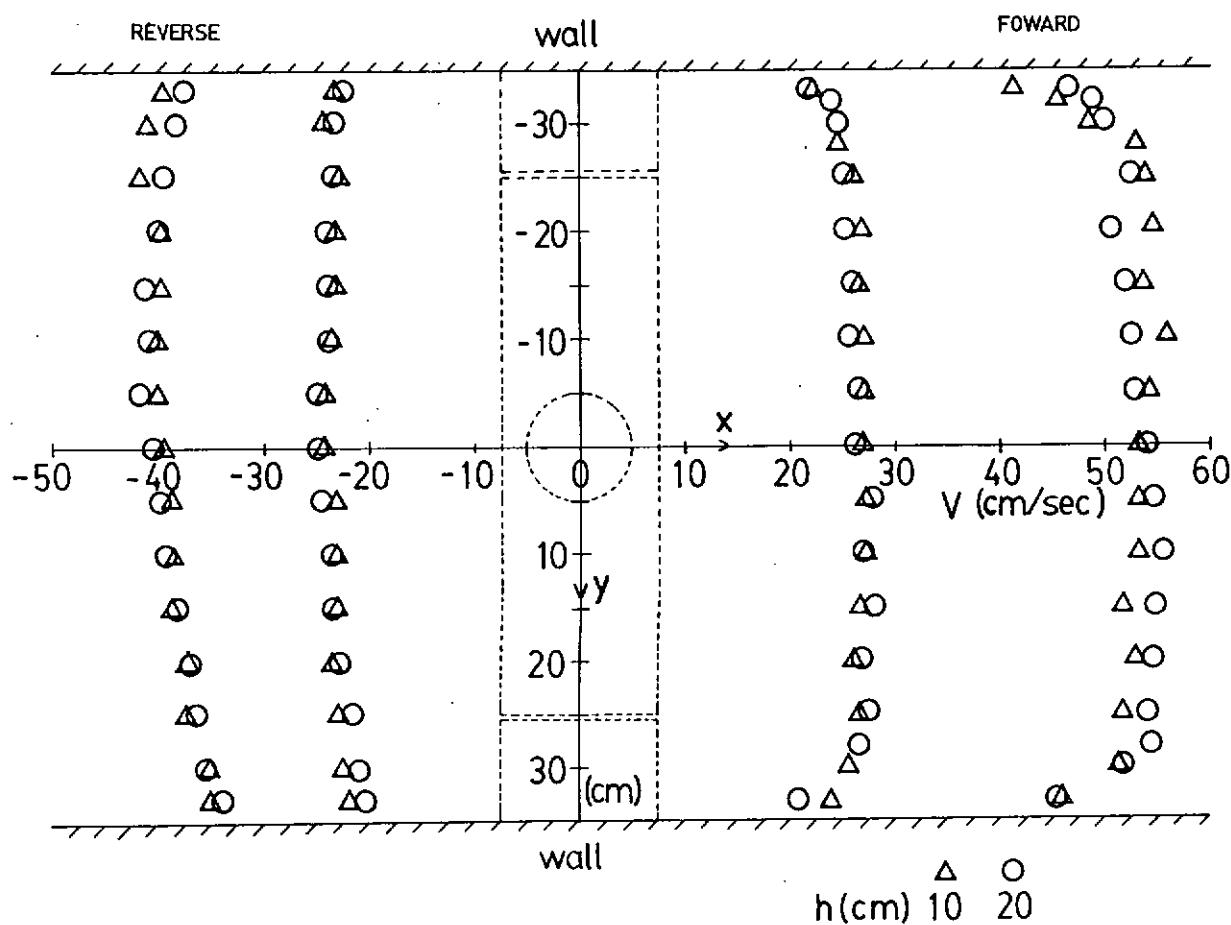


図 3.3.33

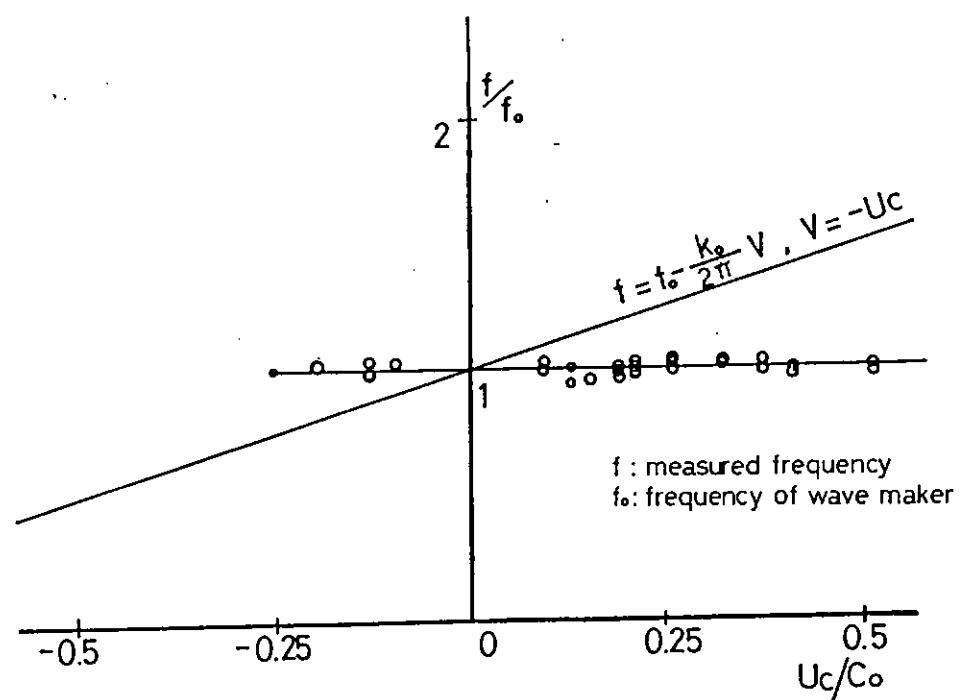


図 3.3.34

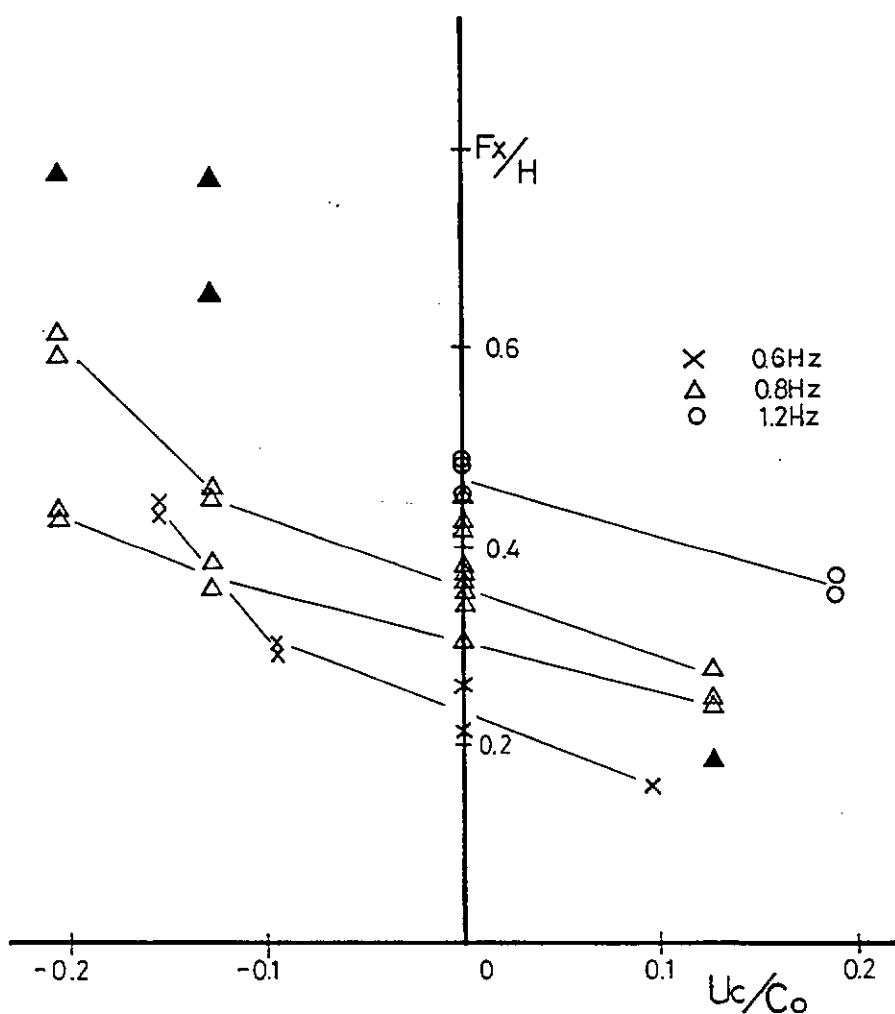


図 3.3.35

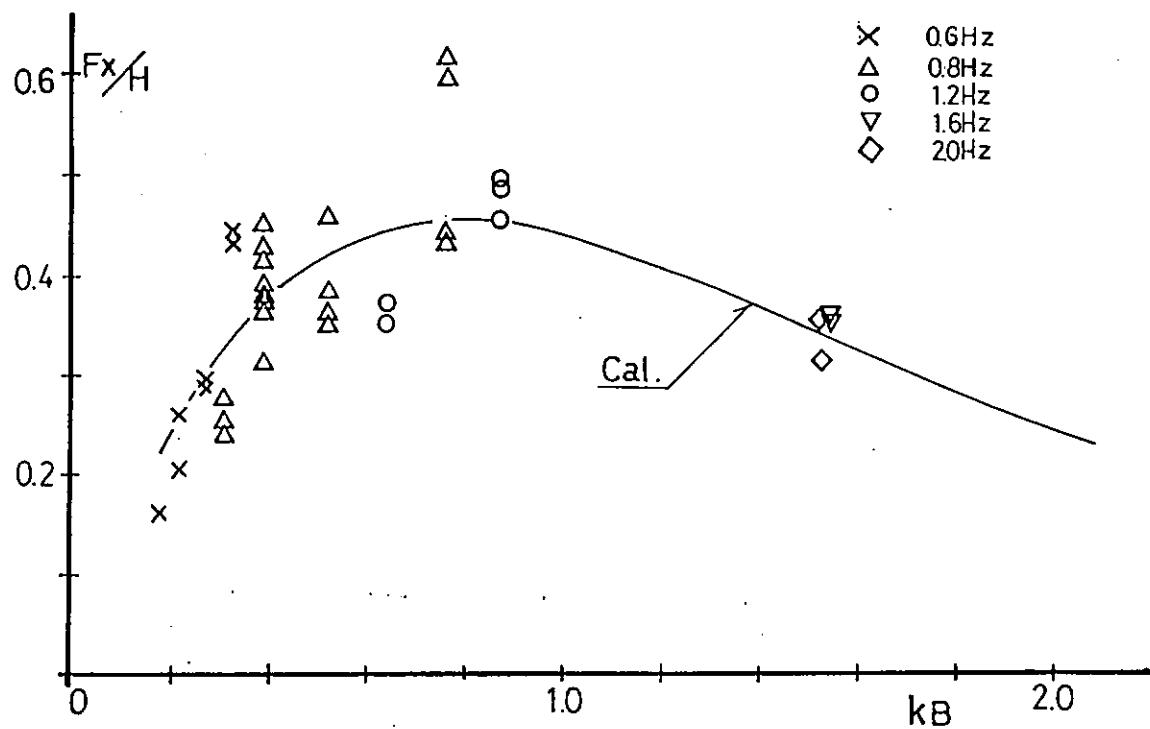


図 3.3.36

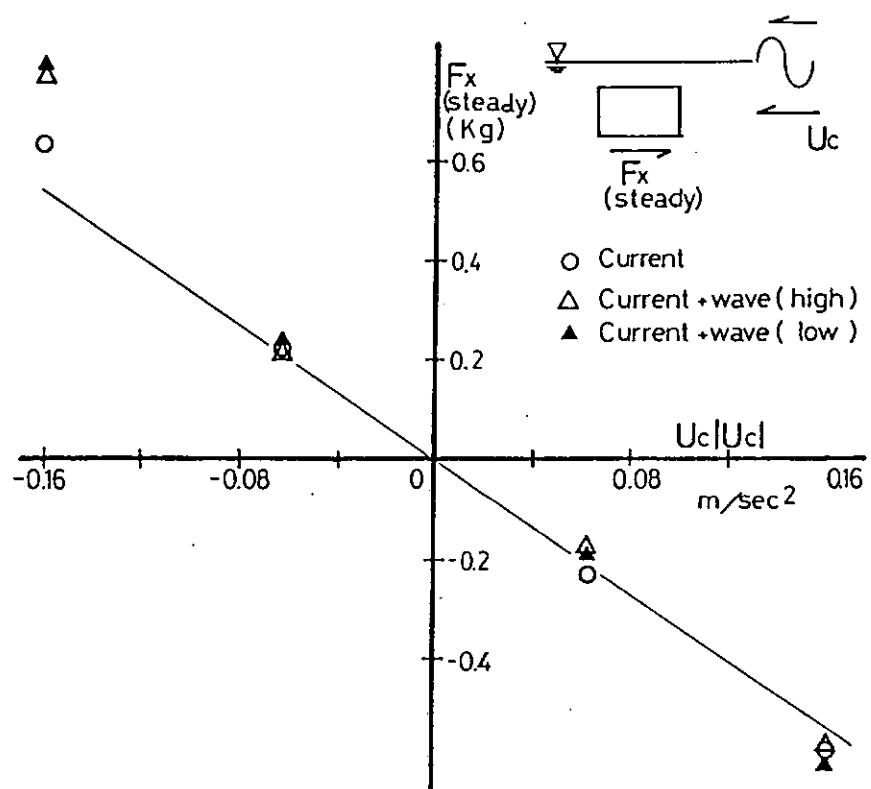


図 3.3.37

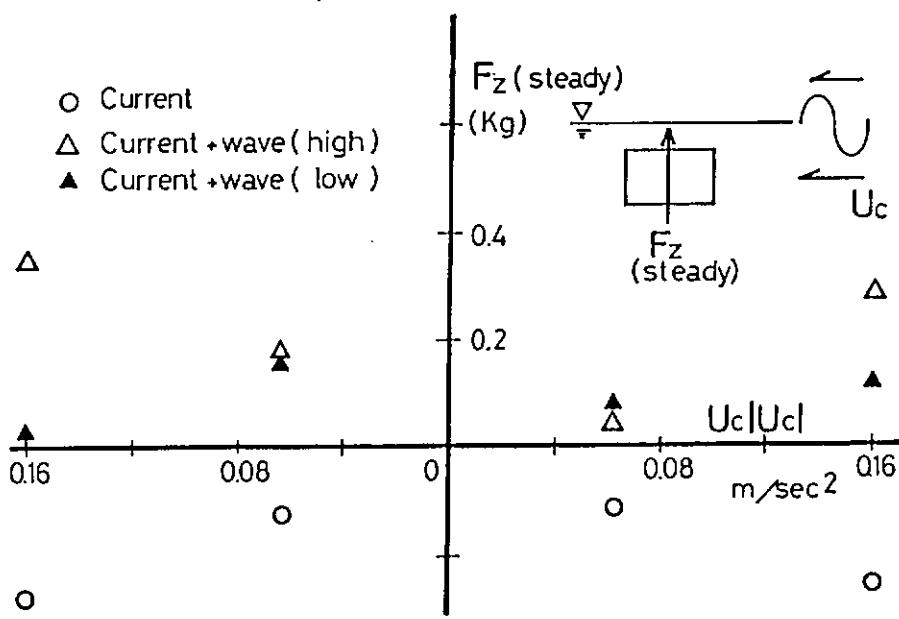


図 3.3.38

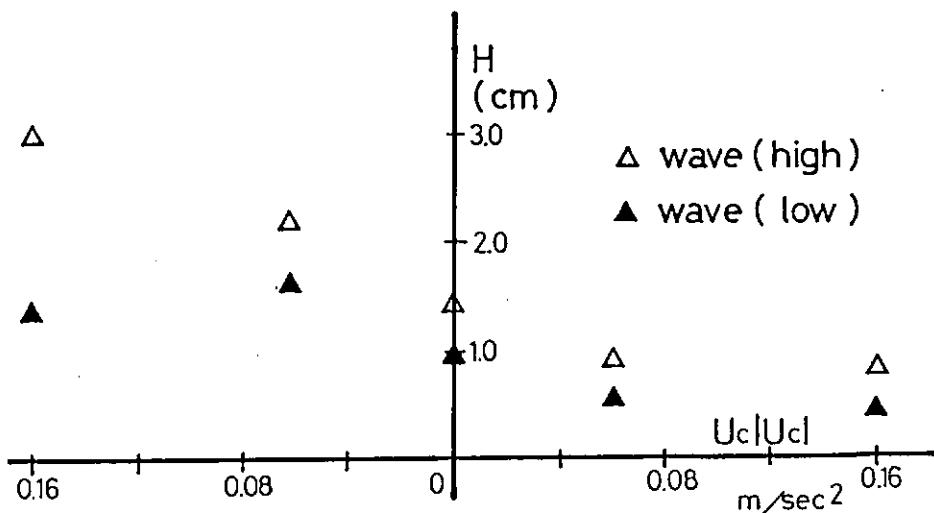


図 3.3.39

3.4 大波高時セミサブ型リグの要素部材に働く流体力の計測

3.4.1 はじめに

荒天海象下で稼動しているセミサブ型リグに働く波の力を精度良く推定することはリグを設計する場合に重要なことである。特にセミサブ型のように作業甲板とローハルをコラムで結合してあるような構造物においては、コラムが大切な役割を果たすが、本節ではローハルとコラムの結合体に働く流体力と、ローハル、コラム単体の流体力をおのおの求め両者の関係を調整するとともに、大波高時の状況を過渡水波で模擬しコラムに働く力の時系列を求めた。

3.4.2 実験

実験は阪大の小水槽で実施した。使用したローハルとコラムの寸法を図3.4.1に示す。寸法は当研究部会のセミサブの寸法を参考にして決めたもので、4本コラム付セミサブリグの中央部を切り取りコラム間の寸法が小水槽の幅と等しくなっている。

実験は、次の3状態について実施した。

(1) コラム単体、ローハル単体

コラム、ローハル単体で、強制左右搖実験、強制上下搖実験、規則波中各単体固定状態実験の3種の実験を行った。

(2) 結合体（コラムとローハルの結合体）

二単体の結合体で、強制左右搖実験、強制上下搖実験、規則波中固定状態実験の3種の実験を行った。

(3) コラム単体

コラム単体で、過渡水波中固定状態実験を行った。

(1)、(2)の実験時における強制動搖振幅は1cmで、規則波の波振幅も1cmである。

強制動搖実験からは、各々の動搖モードにおける付加質量と、減衰力を、規則波中固定状態実験からは波浪強制力を通常の方法で求めた。(3)の実験では、コラムに働く左右方向の力の時系列を求めた。

3.4.3 実験結果

実験結果を示す図面は次のとおりである。

図3.4.2はコラム(C_0)、ローハル(L_0)単体の上下方向付加質量係数を、図3.4.3は左右方向付加質量係数を示す。なお、無次元化はコラム、ローハルの寸法を使って行われている。単体の付加質量係数を単純に加え合わせた結果と、コラム、ローハル結合体の付加質量係数と比較した図が、上下方向の場合図3.4.4で左右方向の場合図3.4.5である。当然のことながらローハルの付加質量が圧倒的に大きいことがわかる。図中Totalの記号で示しているものが結合体である。結合体と、 $C_0 + L_0$ の結果は明確な差がある。左右搖の付加質量の低周波数側で大きな差がみられる。

図3.4.6は単体の上下方向減衰力係数、図3.4.7は単体の左右方向減衰力係数である。コラムの上下方向減衰力への寄与はほとんどないが、左右方向減衰力は有意な値を持っている。減衰力に関する結合体と、 $C_0 + L_0$ の結果を比較した図が、上下方向の場合図3.4.8で、左右方向の場合、図3.4.9である。上下方向減衰力は、結合体と単体単純和は比較的良く合致するが、左右方向減衰力は結合体の値が単体単純和よりもかなり大きい。これは特徴的なことである。

図3.4.10は単体の上下方向強制力、図3.4.11は左右方向強制力である。強制力に関する結合体と、 $C_0 + L_0$ の単純和を比較した図が、上下方向の場合図3.4.12で、左右方向の場合、図3.4.13である。強制力に関しては、 $C_0 + L_0$ の単純和と結合体の一致度は比較的良好。

図3.4.14に過渡水波が丁度集中する地点にコラムがあった場合、そのコラムに働く左右方向(X-direction)に働く強制力の時系列の実験値と計算値の比較した結果を示す。衝撃的にかなり大きな力が働いている。計算値は

実験値を良く説明するものとなっている。集中した時の波頂の高さが変化した場合、左右方向強制力の時系列がどのように変わるか計算で求めたものが図3.4.15である。波頂高さ（集中した波頂と水平面との距離）11cmの場合の力は、急激に大きくなっている様子がわかる。なお、計算は次のような方法で実施した。

左図 dZ 部分の水の運動量は

$$\rho S(z, t) dZ \cdot V(z, t)$$

で与えられる。いわゆる質量力係数

$C_m = 2$ とすると、力 $F_1(t)$ は

$$F_1(t) = \int_{-L}^{\zeta_1(t)} \rho \frac{\partial}{\partial t} \{ S(z, t) V(z, t) \} dZ$$

で与えられる。

さて、これに抗力も考慮する。抗力が円柱後部で発生する渦によるものとすると、抗力が働く部分は、 $-L \leq Z \leq \zeta_2(t)$ の部分と考えられる。したがってその力 $F_2(t)$ は

$$F_2(t) = \int_{-L}^{\zeta_2(t)} \left(-1 \right) \frac{1}{2} \rho S_0 C_D |V(z, t)| |V(z, t)| dZ$$

で与えられる。 C_D の値は 1.2 とした。

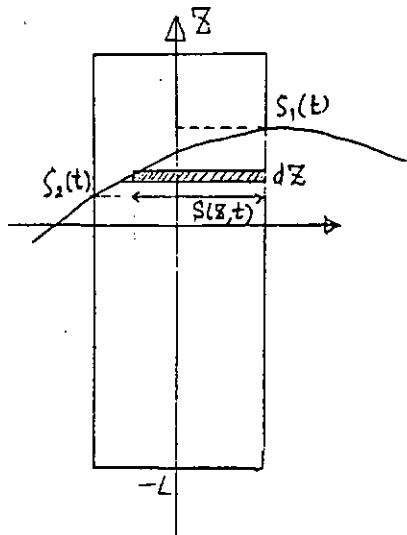
この計算では、流速 $V(z, t)$ と、瞬時瞬時の波の形が必要になるが、それは、境界要素法によって Δt 秒毎に計算した。そして流速は円柱の中心流速を用い、水が中心まで到達していない場合は、中心に最も近い場所の流速を使用した。境界要素法による流速ベクトルの一例を図3.4.16に示す。図3.4.14, 15の計算値は $F_1(t) + F_2(t)$ の値を示してある。 F_1 と F_2 の大小関係は $F_1 \gg F_2$ である。

このような境界要素法で計算された非線型波の波粒子ベクトルが線型計算の結果とどの位の相違があるかを示したのが図3.4.17である。自由表面付近での違いが大きいことがわかる。更に高速写真撮影した実際の波と計算の波を比較したものが図3.4.18である。完全には一致しないまでも、傾向をとらえた計算結果だと思われる。

3.4.4 まとめ

コラム、ロワーハルの単体と、それらが結合された構造物に働く流体力に関しての検討では次の点がわかった。

- ① 単体の流体力を単純に加えた結果と、結合体の実験値と比較すると傾向的には一致するが定量的には合わない。ただし強制力は定量的にも良く合う。
- ② 左右揺の減衰力は、単体の単純和と結合体のそれとは大きく相違し、結合体の方が大きな減衰力を持つ。
- ③ 大波高時コラムに働く左右方向の力を、境界要素法によって得られた流体粒子速度と波形を使い、微少時間ステップ毎にコラム部分の運動量変化から計算した結果は実験結果を良く説明するものであった。
- ④ $F_1 \gg F_2$ で、抗力 F_2 は無視することができる。



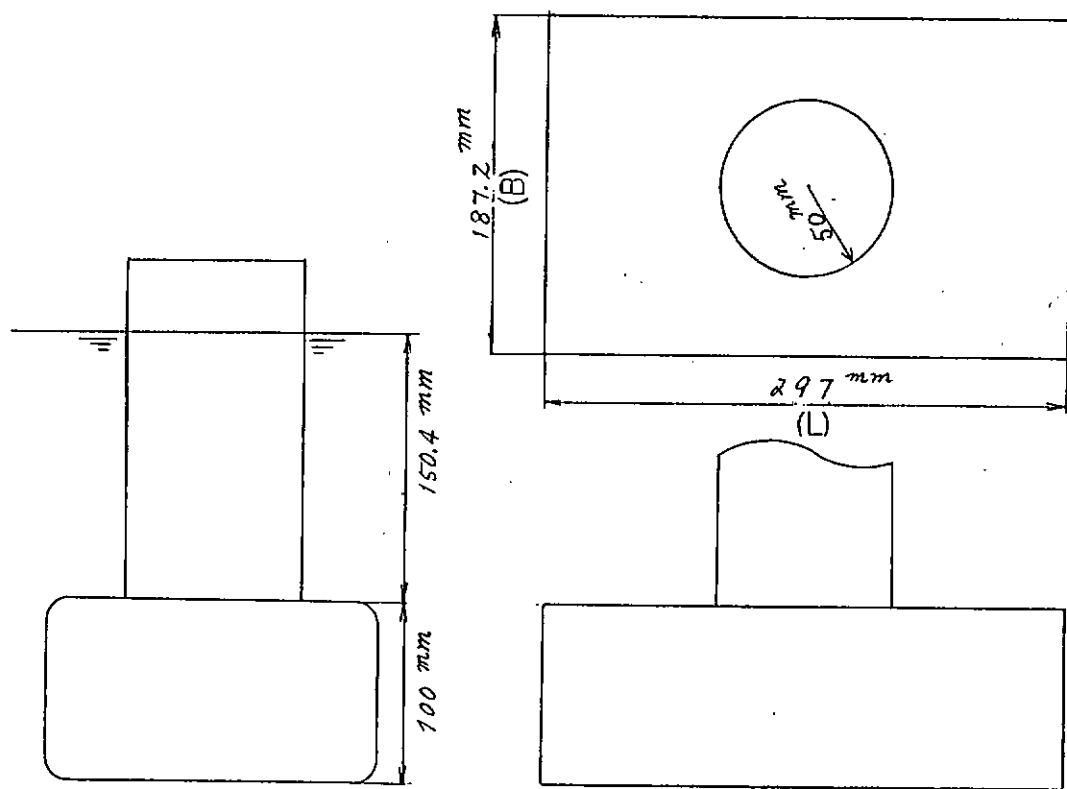


图 3.4.1 使用模型

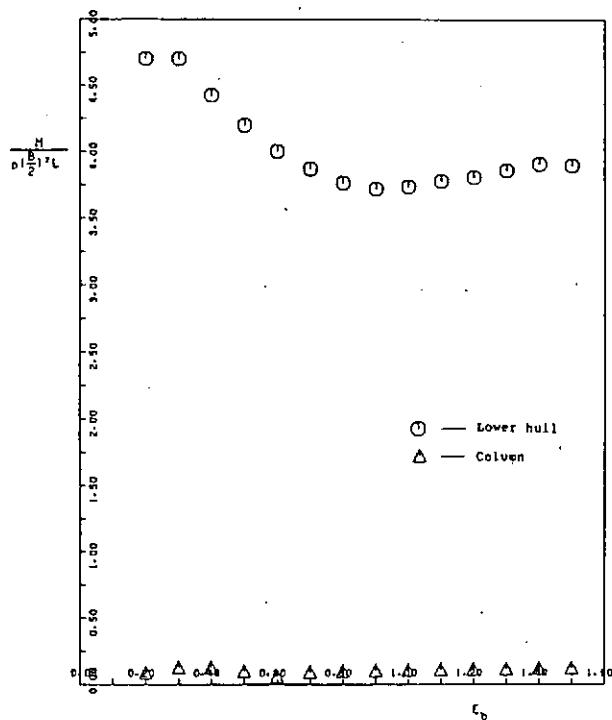


图 3.4.2 Added mass coefficient in heave.

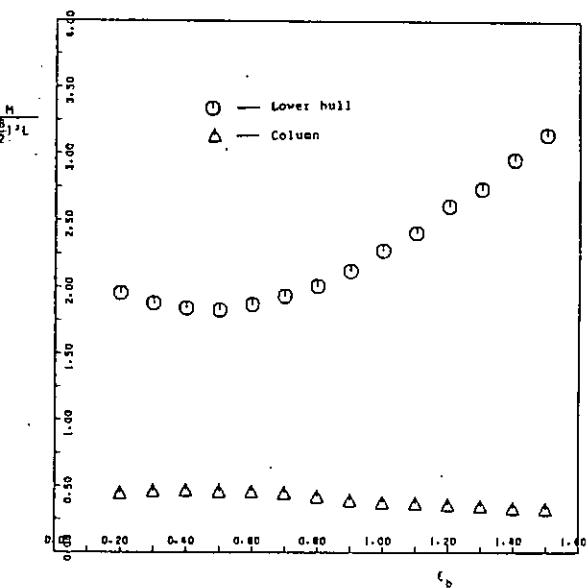


图 3.4.3 Added mass coefficient in sway.

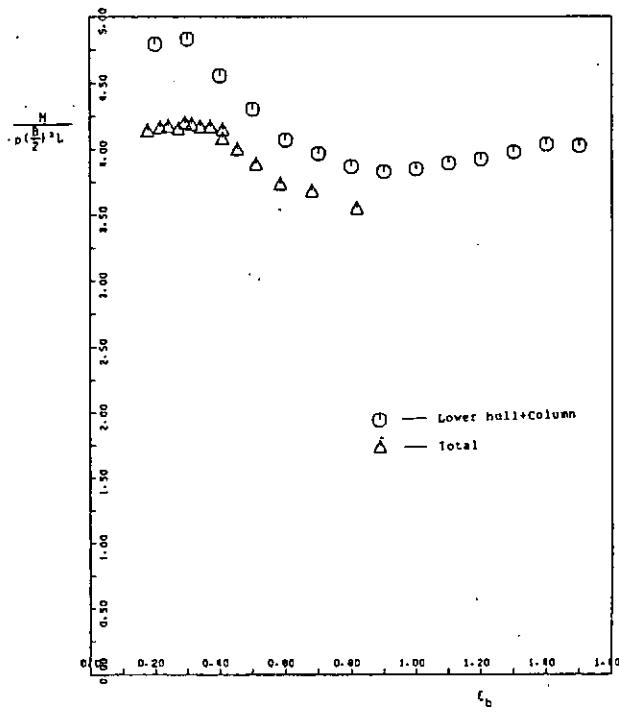


图 3.4.4 Added mass coefficient in heave.

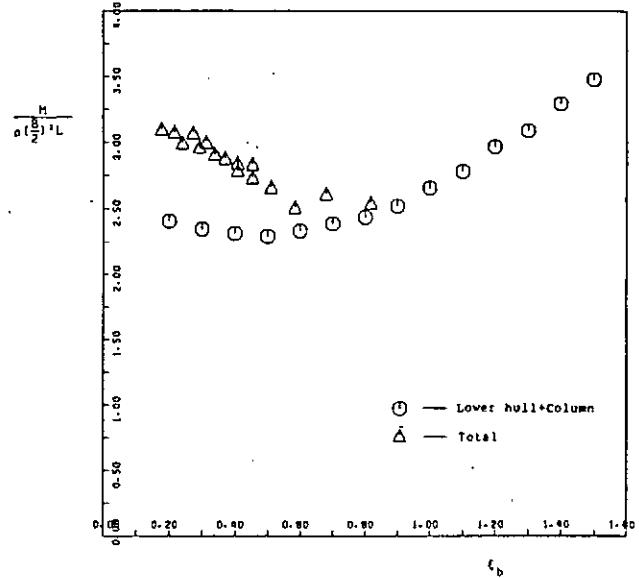


图 3.4.5 Added mass coefficient in sway.

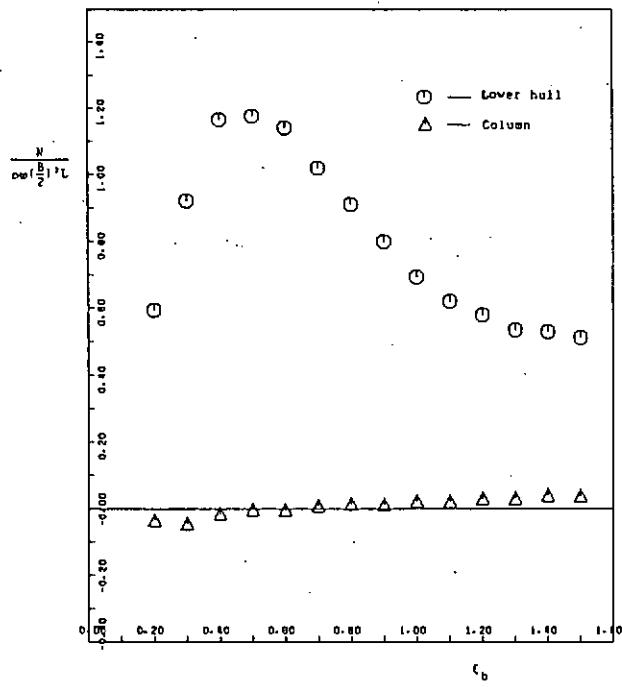


图 3.4.6 Damping coefficient in heave.

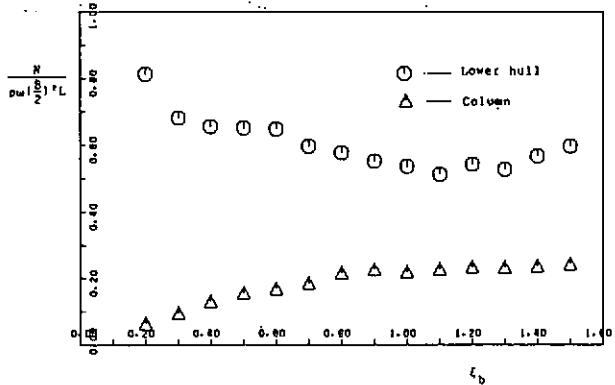


图 3.4.7 Damping coefficient in sway.

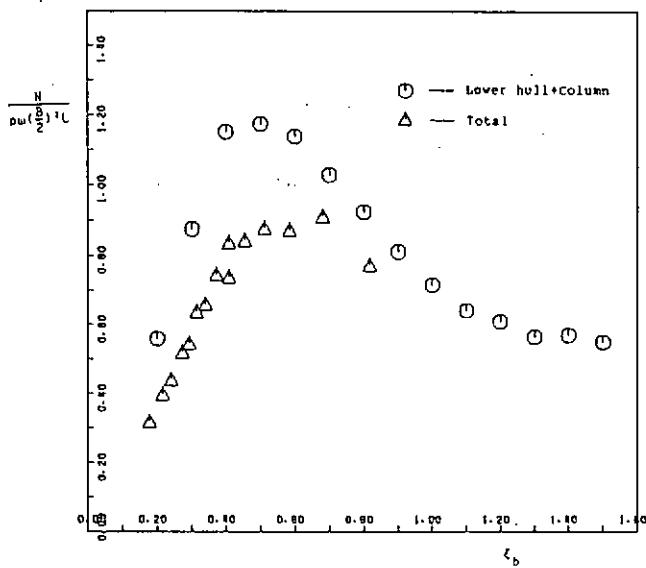


图 3.4.8 Damping coefficient in heave.

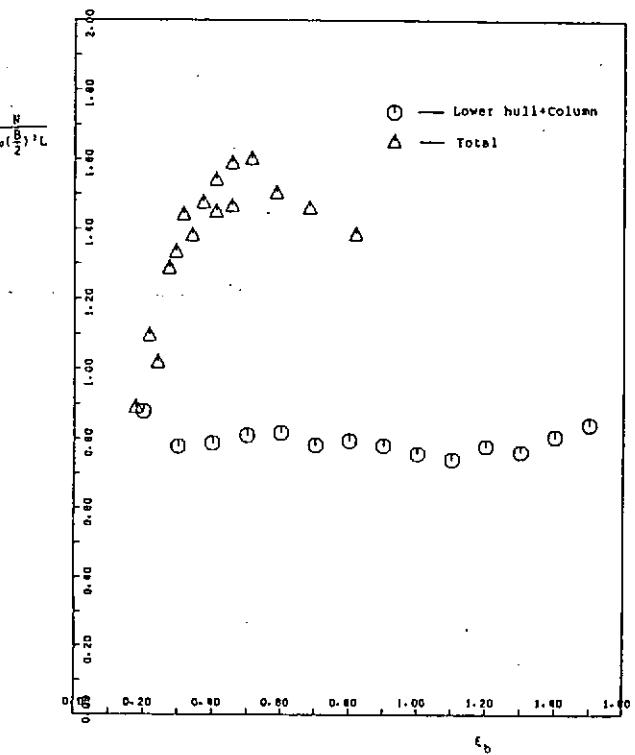


图 3.4.9 Damping coefficient in sway.

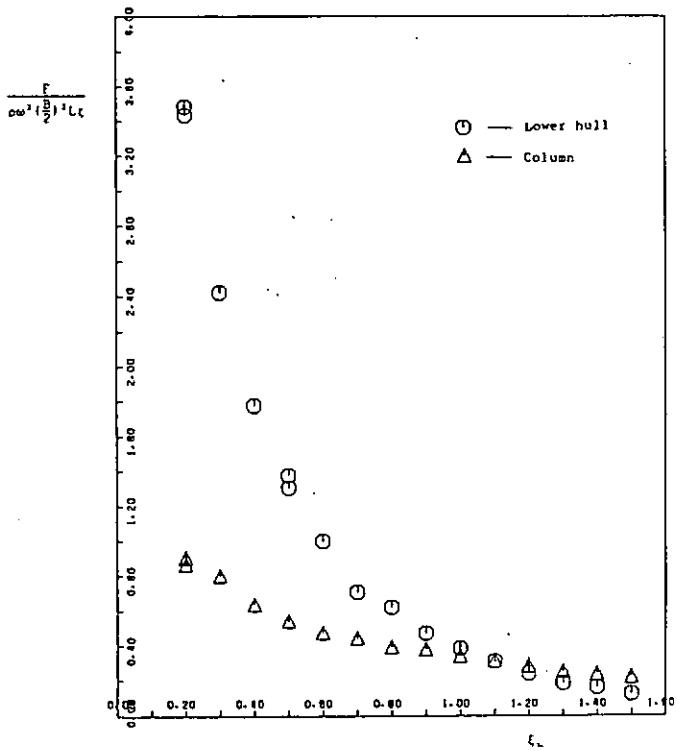


图 3.4.10 波兴力系数
在 x - 方向。

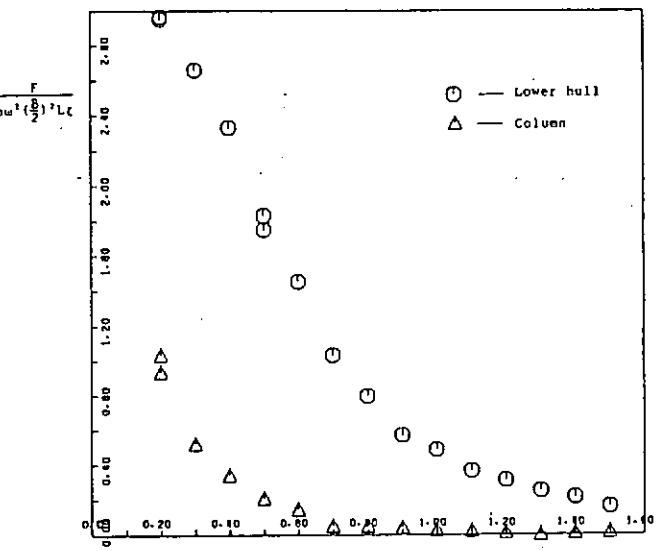


图 3.4.11 波兴力系数
在 y - 方向。

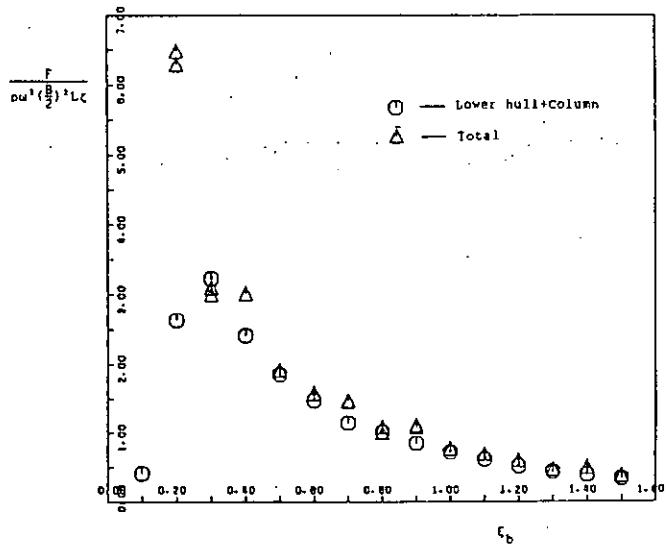


图 3.4.12 波兴力系数
在 x - 方向。

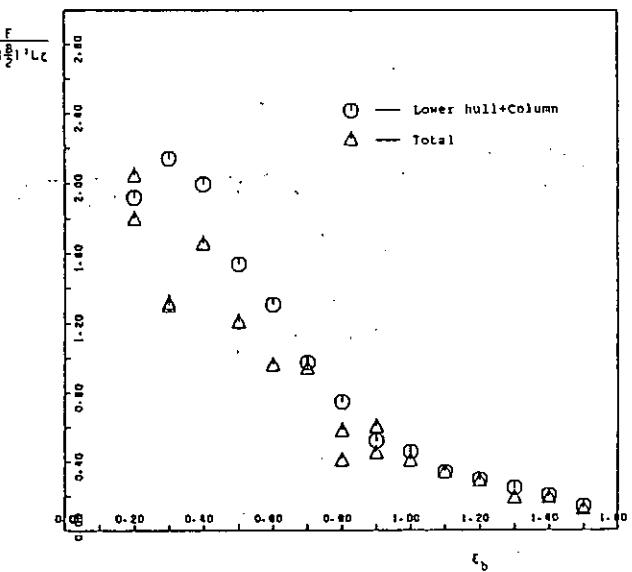


图 3.4.13 波兴力系数
在 y - 方向。

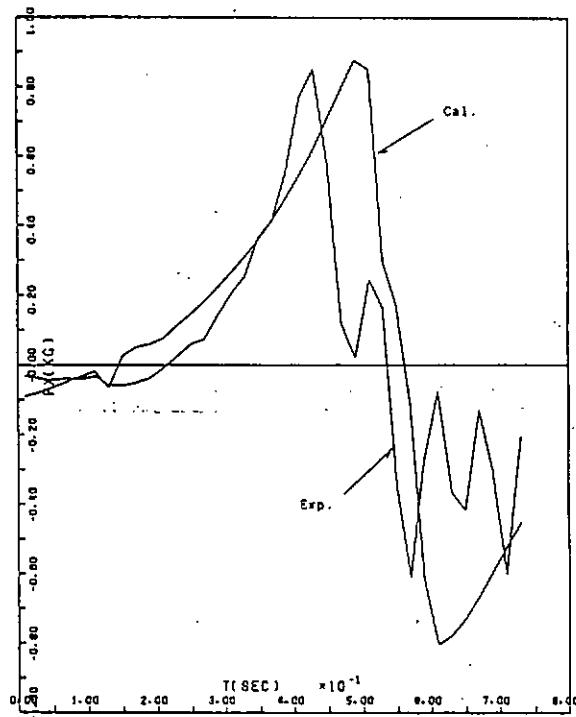


図 3.4.14 Time history of wave exciting force in x-direction.

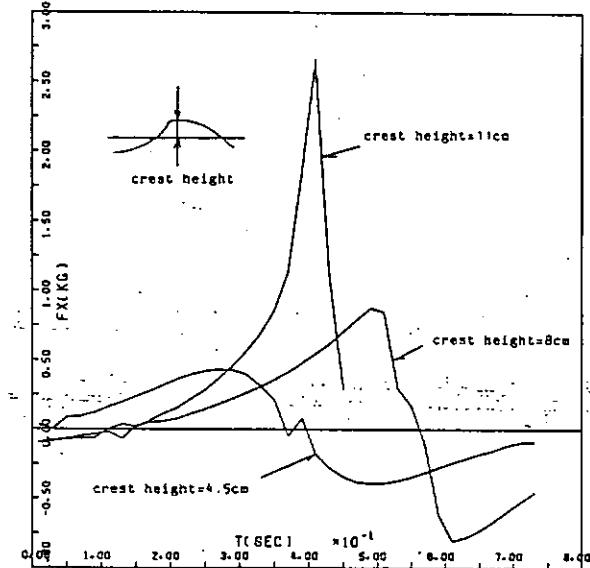


図 3.4.15 Computed time history of wave exciting force in x-direction.

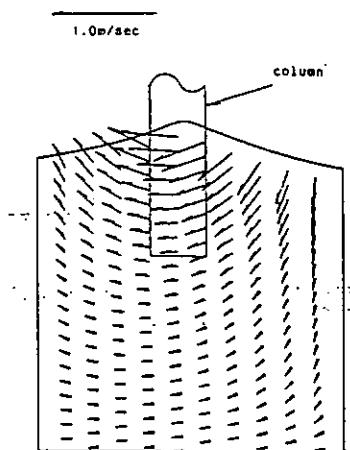
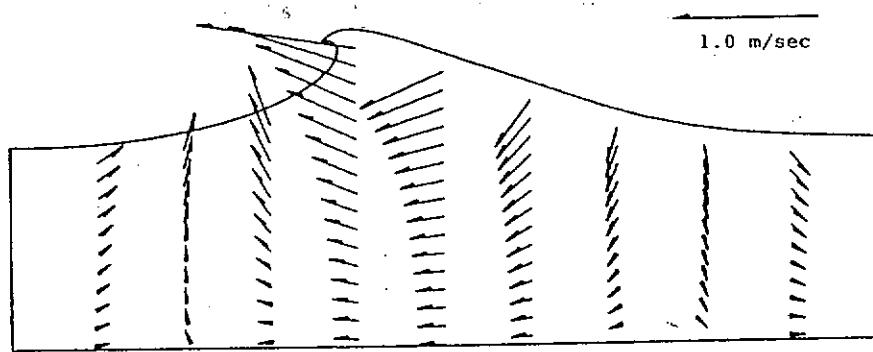
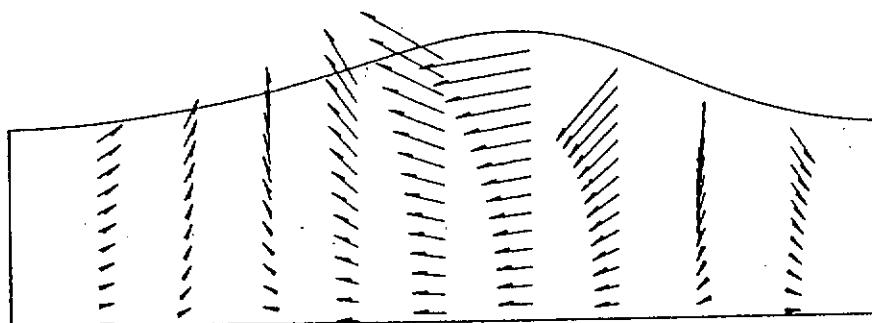


図 3.4.16 Computed velocity distribution.
crest height = 8 cm
t = 0.53 sec



(a) Calculated by BEM.



(b) Calculated by linear theory.

図 3.4.17 Numerical results of velocity field in a breaking wave.

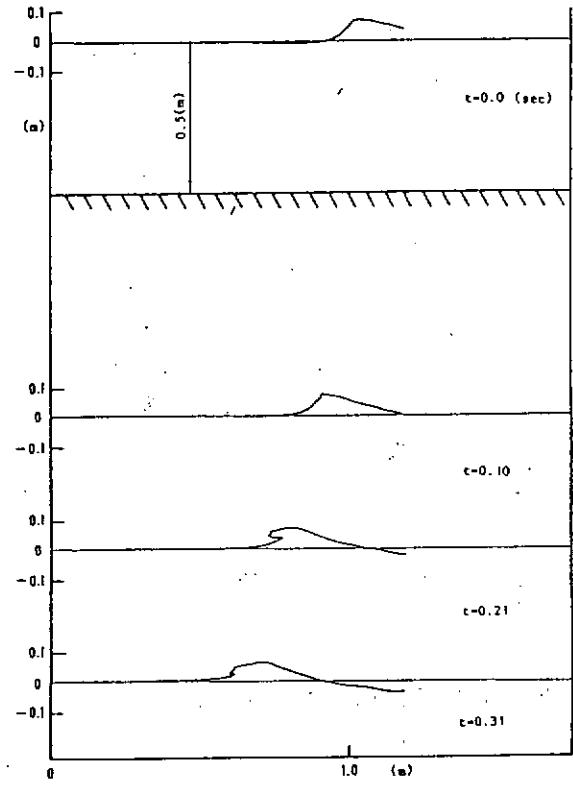
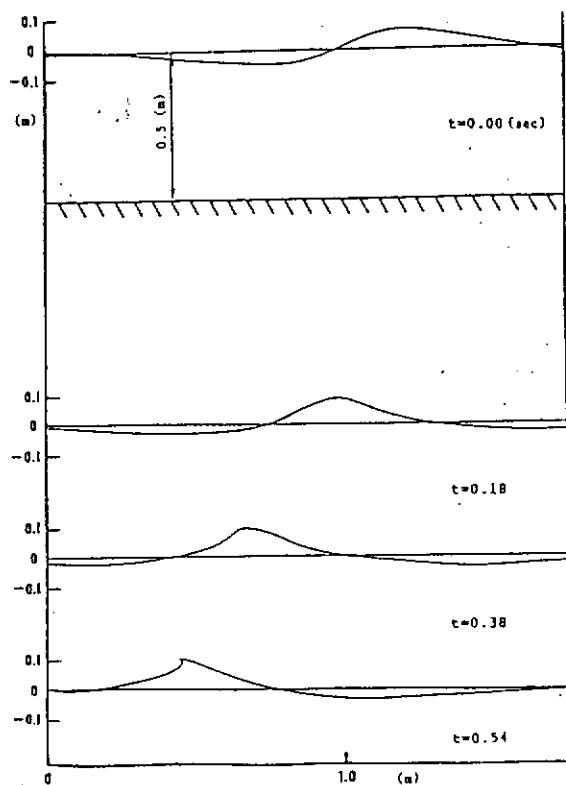


図 3.4.18 Comparison between computed and measured wave profiles. $h = 0.5 \text{ m}$

4. 実機試験の検討

4.1. 実機試験の目的と意義

海岸構造物の設計外力には50年～100年の再現周期をもつような非常に厳しい海象・気象条件が設定される場合が多い。構造物の強度や復原性など安全性にかかる性能はこれらの外力に対して十分耐え得るものとして設計される必要がある。そのため設計に当っては水槽実験や理論計算など現時点での技術が活用されて波浪外力や運動、係留力などが推定される。このような一連の設計技術の妥当性は実海域での実機の実績によって検証されるわけであるが、設計条件で与えられたような厳しい波浪条件の中での正確な実機計測を行わなければならない。

前年度の報告において見たようにこれまでにも多くの実機試験が行われているが、厳しい外界条件の中で長期にわたり計測を実施し、水槽実験や理論計算と対比して設計技術の実機への適用性あるいは模型一実機の相関を解明したような実験例は非常に少く、発表されたデータも不十分である。

そのような要求を満足させる実験を行うためには実物に近いスケールのプロトタイプ構造物を実験用として建造し、厳しい海象・気象条件が得られる海域に長期間にわたって設置し、外界条件を正確に把握しながら構造物にかかる波力や応答を測定しデータを蓄積することが最も有効な方法である。

そこでそのような実機試験を計画し、前年度の報告書では計画の概要、構造物の概略、計測システムの概略並びに実機試験海域の調査結果等を示した。

本年度は実験用構造物の詳細設計、その係留システムの設計、実海域での施工法の検討等の構造物の建造に備える作業を実施した。

またこのようにして設計された構造物の水槽実験も実施し、理論計算と併せて構造物の波浪中の基本性能を把握するとともに、設計の妥当性の検討を行った。

4.2 実機試験計画の概要

(1) 実験期間

建 造	昭和60年10月～同61年3月
曳航・設置	昭和61年7月
実験計則	第1次：昭和61年7月～同62年3月
	第2次：昭和62年4月～

(2) 設置予定海域

山形県鶴岡市由良沖（離岸約3km）

(3) 実験における検証項目

- 1) 自然環境条件の把握
- 2) 係留技術
- 3) 構造強度
- 4) 運動性能

4.3 実機試験用構造物の試設計

4.3.1 設計条件

由良、酒田及び温海の波浪観測資料等に基づいて、設計条件を表4.3.1のように設定した。

表 4.3.1 設計条件

項目	条件		備考
機能	計測データは、構造物上に設けた海上局よりテレメータ装置により無線伝送し、陸上局で受信・収録する。		係留方式 弛緩係留 緊張係留（比較的波の穏かな時期に弛緩係留と併用して実施する）
自然環境条件	水深	40 m	
	潮汐	± 0.3 m	
	潮流	1.0 kt	
	波	有義波高 $H_{1/3} = 8.0 \text{ m}$ 有義波周期 $T_{H_{1/3}} = 8 \sim 12.0 \text{ sec}$ 最大波高 $H_{\max} = 12.0 \text{ m}$	(緊張係留時) $H_{1/3} = 2.5 \text{ m}$ $H_{\max} = 5.0 \text{ m}$
	風	10分間平均 35 m/sec	要素浮体の波無周期 8 sec
	海底土質	粘土砂質	

4.3.2 構造物の設計

(1) 建造仕様の概要

構造物の設計にあたって建造仕様書を作成し、これに基づいて設計された。以下に仕様の概要を述べる。

(a) 一般配置

構造物は上部構造、コラム及びフーティングから構成する。上部構造には予備浮力を保持するため、必要な大きさの水密区画を設け、上甲板中央付近に電源装置及び給排水装置を収納する機械室と計測室及び測風塔(20m)を設ける。また、上甲板舷側に1トン吊クレーン用回転式ブーム及びコラムに支援船からの乗り移り用の足場と梯子を設ける。

(b) 上部構造

上部構造は縦通梁式構造とし、上甲板の設計荷重は全面 0.92 ton/m^2 とする。但し、ウインドラス等により特に大きな荷重が加わる個所は、荷重に応じて補強するものとする。

(c) コラム及びフーティング

コラム及びフーティングの数は12本とし浮力及び復原力を保有する。前後端の4本のフーティングは、係留ラインの中間支持点を有し、係留力を受ける。したがって、この4本についてのみプレースで補強する。左右の8本のコラム及びフーティングは、バランスタンクとして喫水やトリムの調整に使用する。

(d) 装備する機器類

装備する機器類を表 4.3.2 に示す。

表 4.3.2 装備する機器類

項目	規格	数量	備考
ウインドラス	10 ton/9m/min	2台	チェーンホイル数 2 エンジン馬力 50 ps
ウインチ 冷暖房装置	1 ton	1台	電動
	1 kw	1台	冷 2400 kcal / h 暖 1600 kcal / h
発電機 給排水ポンプ	40 KVA	1台	ジーゼルエンジン
	30 m ³ /h × 20 m	1台	電動うず巻式

(e) その他

バラストタンクの給排水は、ポンプ1台によって行い、タンク間の移送は行わない。

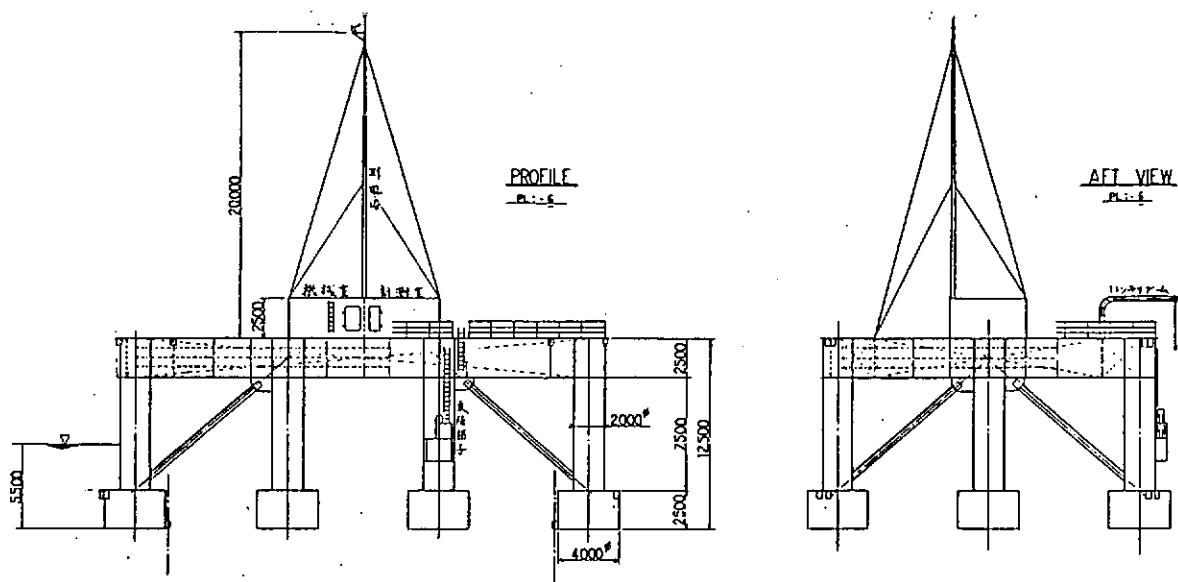
燃料タンク(15 m³)及び廃油タンク(0.3 m³)を装備する。バラストタンク及び燃料タンクには空気管及び測深管または液面計を設ける。

(2) 構造物の主要目

前節で述べた仕様に基づいて設計された構造物の主要目を表4.3.3に、一般配置及び構造概要を図4.3.1に示す。

表4.3.3 構造物の主要目

項 目	要 目
全 長 (L)	34.0 m
全 幅 (B)	24.0 m
コ ラ ム 間 隔	10.0 m
高 さ (H)	12.5 m
喫 水 (d)	5.5 m
重 心 高 さ (KG)	4.76 m
排 水 量 (Δ)	502.2 ton
自 重	270.0 ton
係留鎖重量	17.2 ton
バラスト水	215.0 ton
慣 動 判 径	
Roll (kxx)	10.05 m
Pitch (kyy)	12.77 m
Yaw (kzz)	14.91 m
G M	
横 (GM _T)	2.564 m
縦 (GM _L)	3.854 m
固 有 周 期	
Surge	31.8 sec
Heave	8.7 sec
Roll	14.9 sec
Pitch	15.5 sec



DECK STRUCTURE (TOP)
PL-6 (19.36.26.51)
STIFF: 55.155x6

DECK STRUCTURE (BOTTOM)
PL-6 (19.36.26.51)
STIFF: 100x75x7

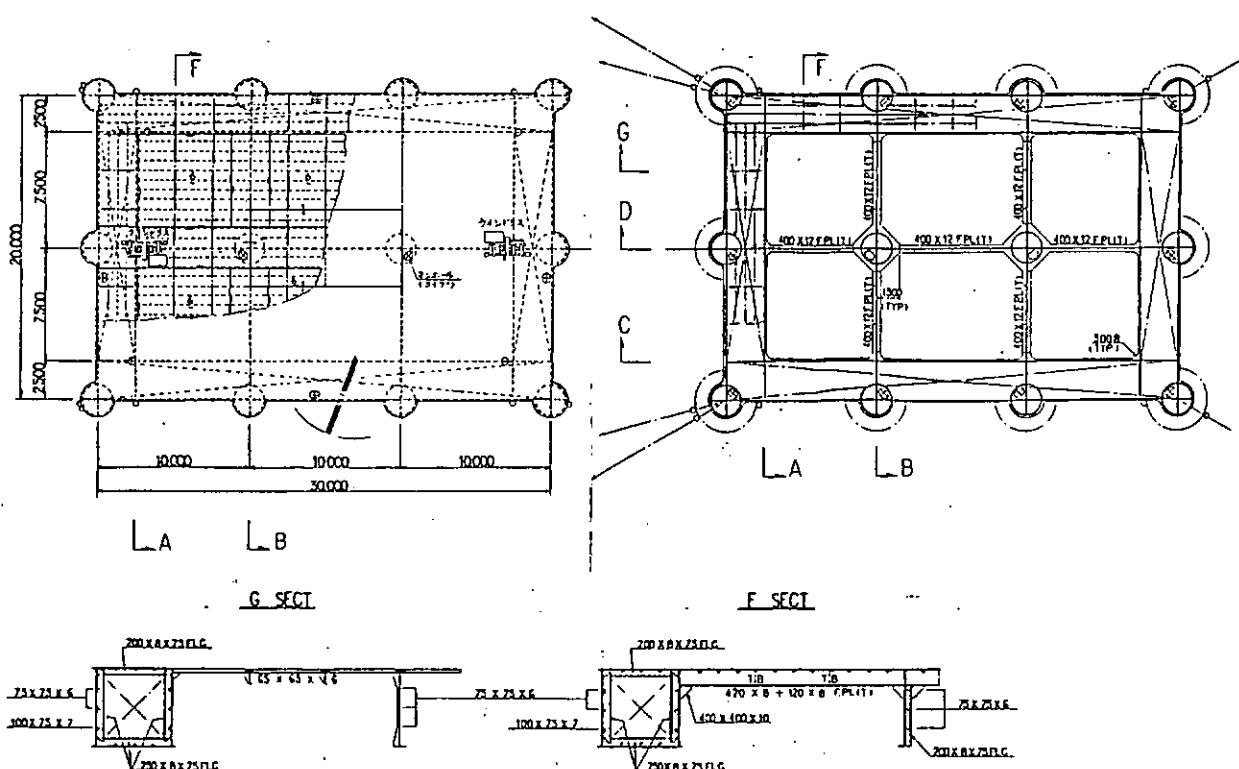


図 4.3.1 一般配置及び構造

4.3.3 係留システムの設計

構造物の設置方位は、構造物の長手方向を冬期季節風の卓越風向と一致させ西北西（292.5°）とした。

係留方式は弛緩係留を主として、海象条件の比較的穏かな時期に緊張係留の実験を実施するものとし両係留方式の設計を行った。図4.3.2に係留システムの概要を、表4.3.4に主要目を示す。

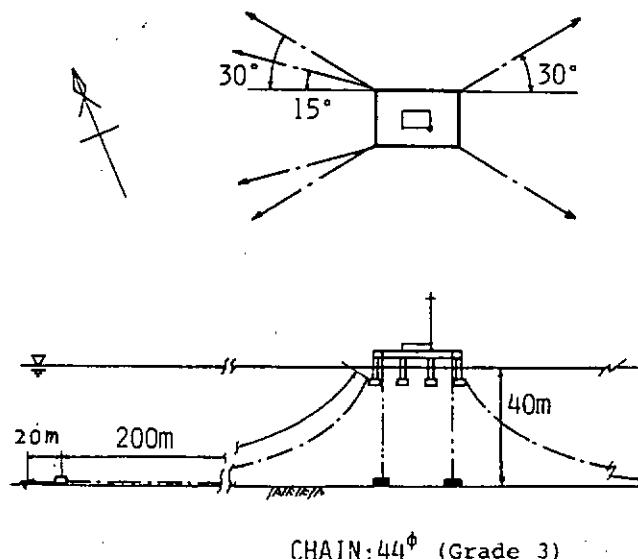


図4.3.2 係留システムの概要

表4.3.4 係留システムの主要目

	弛緩係留	緊張係留
係留ライン	スタッド付第3種 (JIS F 3303) 44Φ * 200m 6本条係留	スタッド付第3種 (JIS F 3303) 50Φ 4本条係留
シンカー	5TON * 6基 (中間シンカー)	40 * 30 * 1m バージを沈没後 200TON 載荷
アンカー	quick hold型 9.9TON * 6基	

(1) 弛緩係留

弛緩係留は四隅のフーティングを中間支持点として、構造物の長手方向を基準に波上側では15°及び30°方向に各2条、波下側では30°方向に各1条の全体で6条の係留ラインによるものとした。係留ラインの初期張力（水平成分）は、波上側で各1.5 ton、波下側で各3.2 tonである。

(2) 緊張係留方式

緊張係留は四隅のフーティングに備えた中間支持点を介して垂直に係留する方式とした。係留ラインはチェーンをゴムに埋め込んだ複合係留鎖を用い、チェーンの高張力とゴムの弾性及び耐食性の機能を有するものとした。

係留ラインの初期張力は、波浪による変動浮力と潮汐による変動浮力を考慮して各ライン当たり27 tonとした。

4.3.4 諸性能の確認

(1) 復原性

A B S 規則(OFFSHORE MOBILE DRILLING UNIT 3.13)の復原性基準に従って、復原性の計算を行った。

復原挺 (G Z) は次のように計算される。

$$G Z = G' Z - K G_0 \sin \theta \quad (\text{m})$$

$G' Z$: 仮定重心位置における復原挺

$K G_0$: バラスト水による自由水の影響を補正した重心位置

風力による傾斜偶力挺 (A Z) は次のように計算される。

$$A Z = M / W \quad (\text{m})$$

ここで、 M : 傾斜偶力モーメント $M = P \cdot A \cdot \ell \cdot 10^{-3}$ (ton・m),

$$P : \text{風圧 } P = 0.063 \cdot V^2 \cdot C_h \cdot C_s \quad (\text{kg} \cdot \text{m}^2), \quad W : \text{排水量 (ton)}$$

A : 投影面積 (m^2), ℓ : 浮心位置と面積中心との垂直距離 (m),

V : 風速 (m/sec), C_h , C_s : 高さ及び形状修正係数 である。

復原性の計算は、横方向、縦方向及び対角方向について行った。図 4.3.3 に横方向の傾斜状態図、図 4.3.4 に横方向の復原力曲線を示す。

表 4.3.5 面積比及び海水流入角

	面 積 比	海 水 流 入 角
横 方 向	2.10	47.7 deg
縦 方 向	4.36	31.5 deg
対 角 方 向	1.46	28.0 deg

復原性の基準は図 4.3.4において次式が条件である。

$$\text{基 準: } \frac{\text{面 積 } (A + B)}{\text{面 積 } (B + C)} \geq 1.4$$

表 4.3.5 に風速 50 m/sec に対する風傾斜偶力挺についての各方向の面積比の計算結果及び海水流入角を示す。

これによると各方向に対して基準を満足している。

(2) 波浪中の運動及び係留力

運動及び外力は、流体の粘性を考慮して Hooft の方法により計算した。計算は係留ラインを考慮しない場合は、 $x = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の波方向について、前後揺れ、左右揺れ及び横揺れを、係留ラインを考慮した場合は $x = 0^\circ, 30^\circ$ の波方向について前後揺れ及び左右揺れを求めた。波高は $H_w = 12 \text{ m}$ 或は波傾斜 $H_w / \lambda = 1/10$ のうち小さい方を用い、波周期は $T_w = 1 \sim 20 \text{ sec}$ の範囲で計算した。係留ラインのバネ定数は次節で述べる傾留特性を用いて、定常外力は最大風速 35 m/sec を考慮し全体のバネ定数として 4 ton/m をとった。

計算上でこのバネは、前後揺れ及び左右揺れのみに入れてあり、その他の運動成分には考慮していない。

図 4.3.5 に係留時の前後揺れと左右揺れの計算結果を示す。

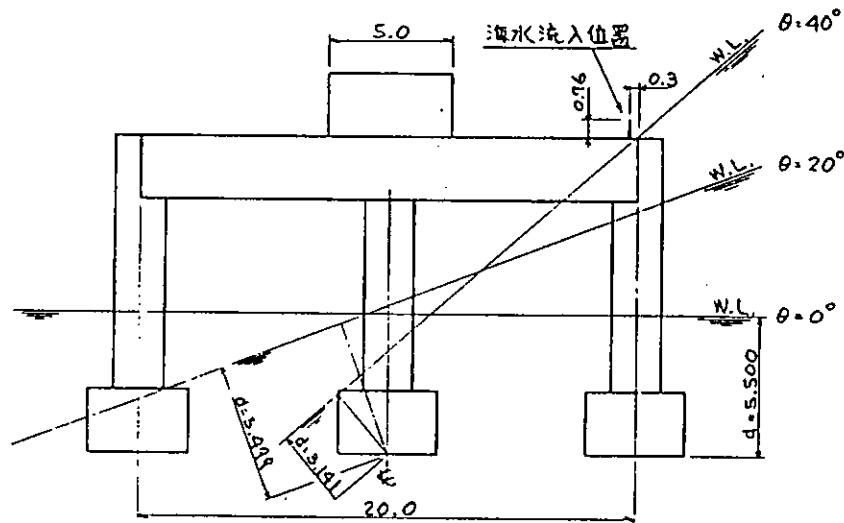


図 4.3.3 傾斜状態図

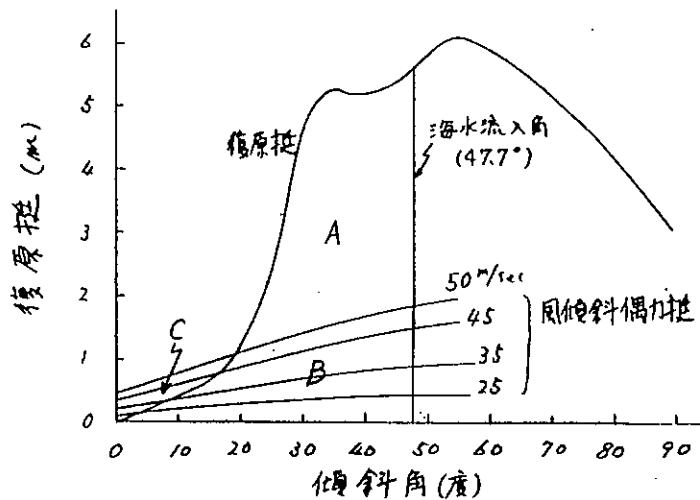


図 4.3.4 横方向の復原力曲線

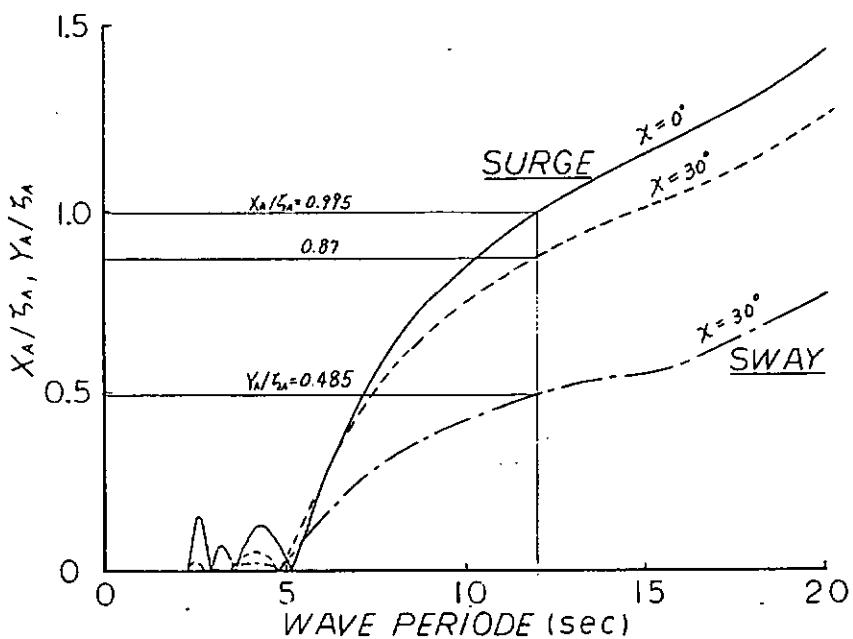


図 4.3.5 前後揺れ及び左右揺れの応答

係留力の計算は、次のように行った。

(a) 係留力の計算条件

風速35 m/sec に対する定常風荷重

波高12 m, 波周期12 secにおける運動振幅に対する変動力

(b) 風荷重の計算

風圧力の計算は、A. B. S. Rules for Building and Classing Mobile Offshore Drilling Units 1980

3.5.2を基準として次式を用いて行った。

$$\text{風圧} \quad P = 0.0623 \cdot V^2 \cdot C_h \cdot C_s \quad (\text{kg/m}^2)$$

$$\text{風荷重} \quad F = P \cdot A \times 10^{-3} \quad (\text{ton})$$

(記号は復原性の項と同じ)

$$\chi = 0^\circ \quad F = 10.035 \text{ ton}$$

$$\chi = 30^\circ \quad F = 13.718 \text{ ton}$$

(c) 運動による水平変位の計算

図4.3.5の前後揺れ、左右揺れから次のように求まる。

$$\chi = 0^\circ \quad X_A = 0.995 \times 6 \text{ m} = 5.97 \text{ m}$$

$$\chi = 30^\circ \quad X_A = \sqrt{0.87^2 + 0.485^2} \times 6 \text{ m} = 5.98 \text{ m}$$

(d) 係留鎖1本当りの最大張力の算定

係留鎖1本当りの最大張力は、まず図4.3.6に示す全体の係留特性から風荷重に対する水平変位を求め、これに運動による水平変位を加えて図4.3.7から係留鎖1本当りの水平力が求められる。但し、図4.3.7の横軸はアンカーから係留点までの水平距離で表してあるので、上記の水平変位に平衡状態の係留点までの水平距離203.5 m（図中の矢印）を加えた値である。このようにして求められた最大水平変位及び係留ラインの最大張力等を表4.3.5に示す。

表4.3.6 係留ラインの最大張力

χ	0°	30°
構造物の最大水平変位	11.37 m	12.7 m
係留鎖の最大水平変位	11.0 m	12.7 m
" 水平力	16.5 ton	60.0 ton
" 張力	18.0 ton	62.5 ton

表4.3.5から係留ラインの最大張力は62.5 tonとなり、第3種のチェーンの場合、破断荷重は156.75 tonであるから安全率は2.5となる。アンカーの水中重量は8.69 ton、係留ラインの張力が62.5 tonのときアンカー部の角度は2.5°となるので、アンカーの有効重量は $8.69 - 60.0 \times \tan 2.5^\circ = 6.07 \text{ ton}$ となる。アンカーの把握力係数は10以上が期待できるとして60 tonの水平力を保持できる。

(3) 構造解析

全体構造の解析は、波方向 $\chi = 0^\circ, 90^\circ$ 及び斜め波について行った。

波方向 $\chi = 0^\circ$ 及び 90° の状態についての構造解析は、縦方向及び横方向各2断面について平面モデルとして解いた。図4.3.8に構造解析断面、図4.3.9に構造解析モデルを示す。

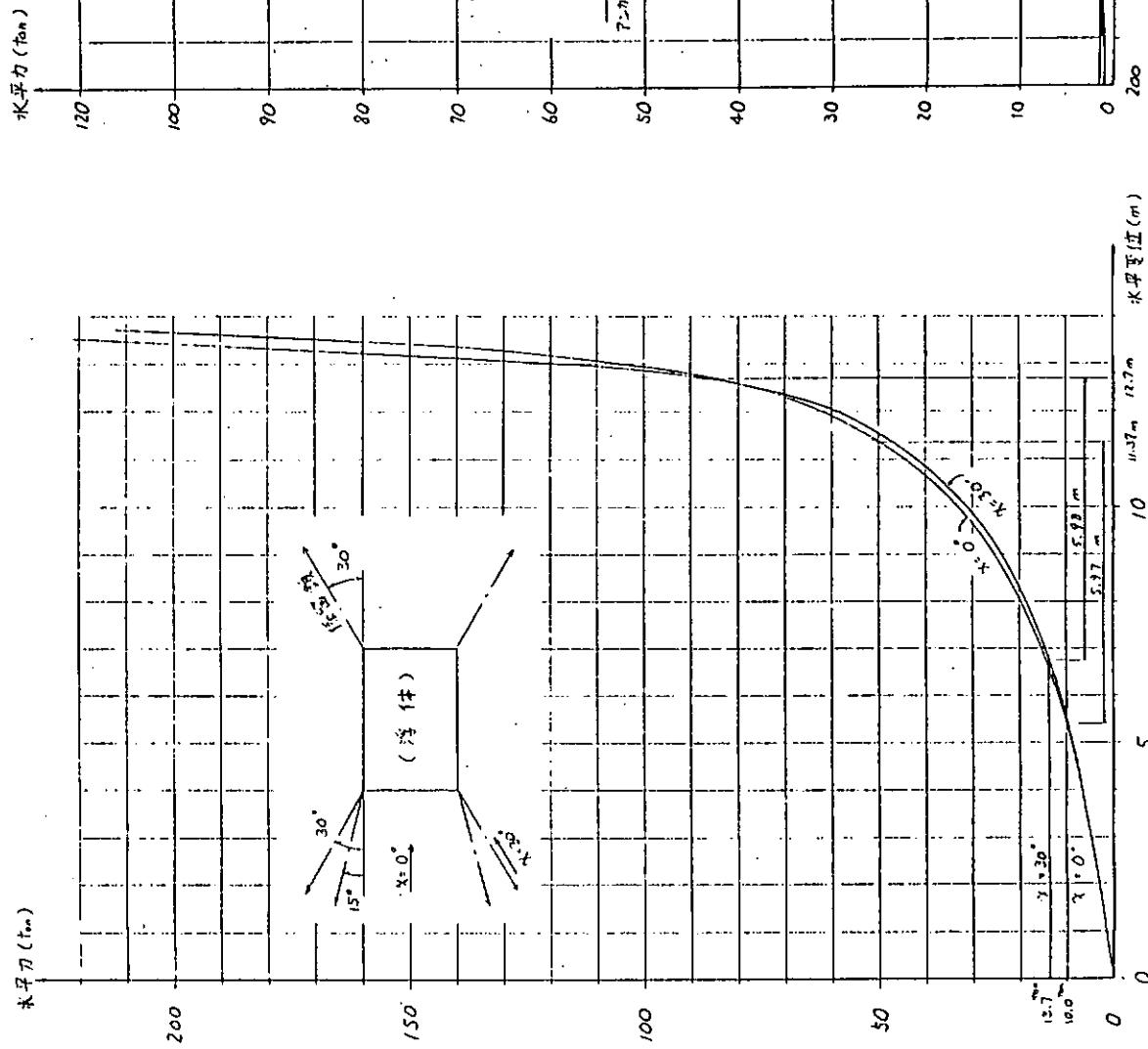


図 4.3.6 係留特性（全体）

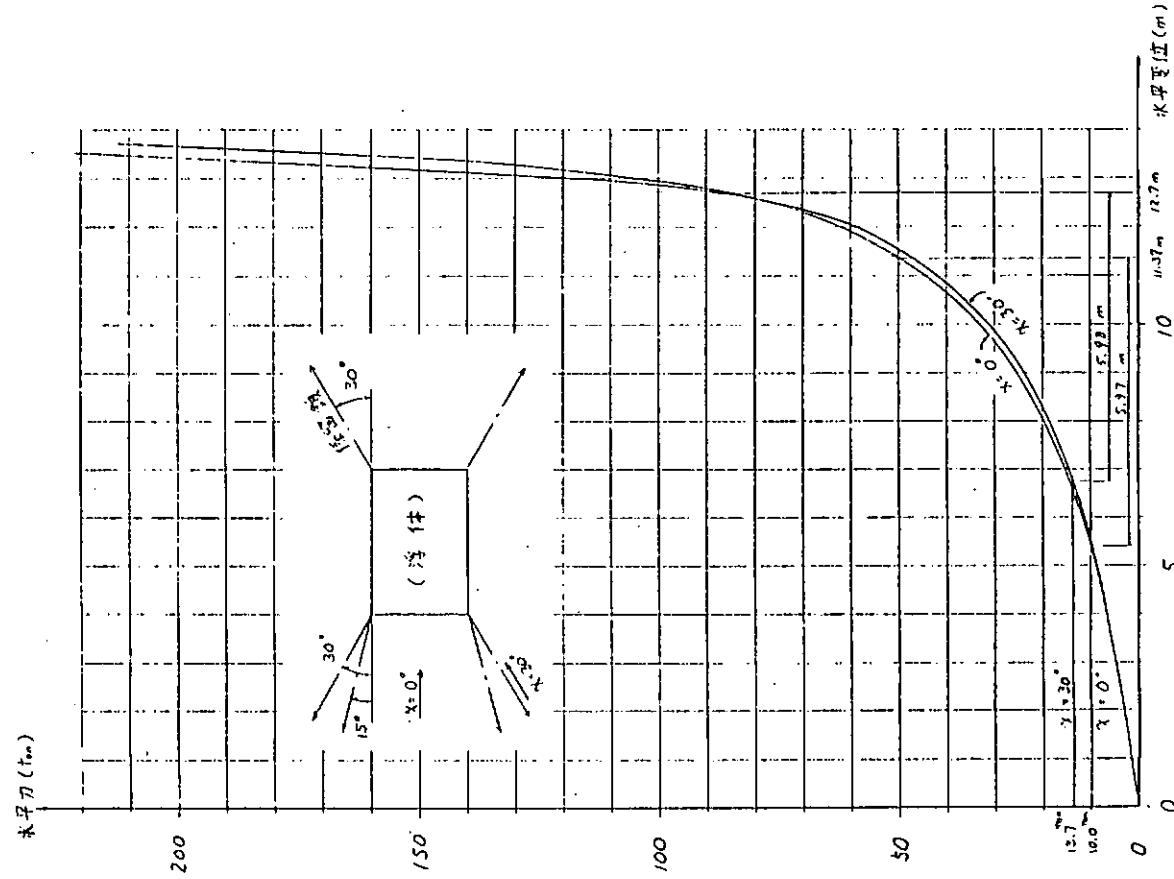
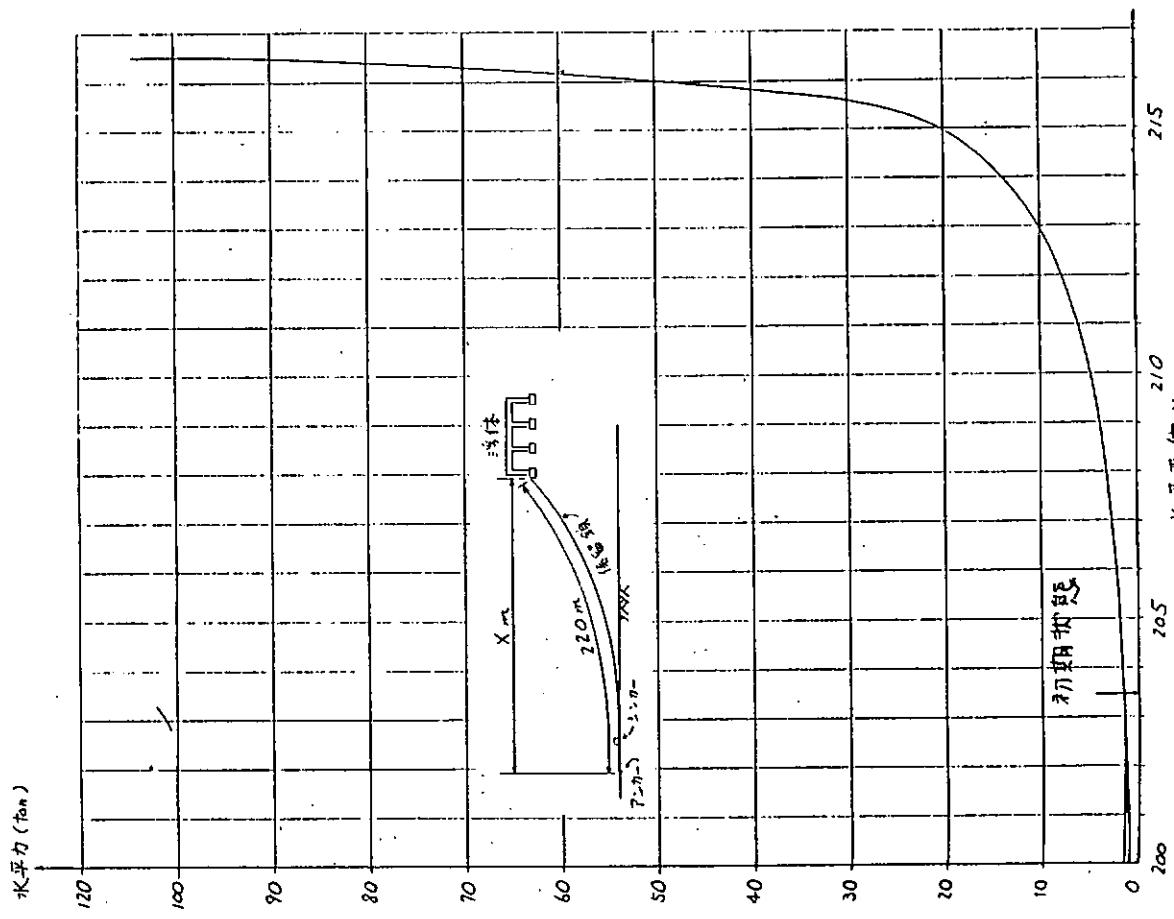


圖 4.3.7 係留特性 (係留鎖 1 本)



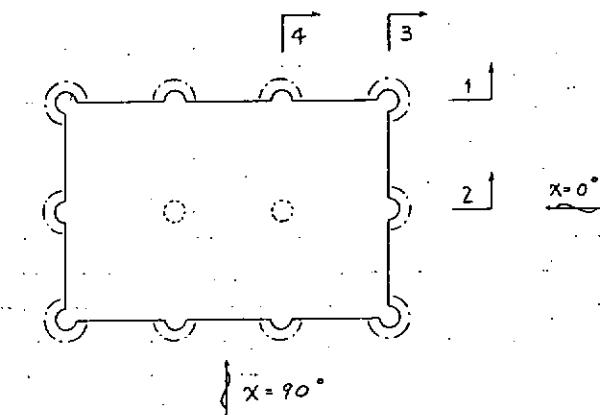


図 4.3.8 構造解析断面

構造物に働く外力として次の荷重を考慮する。

- 1) 自重: 重量分布に従った荷重を加える。
- 2) 浮力: 自重に釣合うバネ支持の反力をとして加える。
- 3) 運動による外力: 波は周期 $T = 4, 6, 8 \text{ sec}$, 波高 H_w は $H_w / \lambda = 1/10$ とし, 構造物に対する波の位相を $\pi/6$ ラジアンずつ 0 から $11\pi/6$ まで考慮する。
- 4) 係留鎖による外力: 波は運動による外力の項と同じとし, 波方向は $x = 0^\circ$ の状態における断面番号 1 (係留鎖の付いている断面) について, 波の位相を $\pi/6$ ラジアンずつ移動している。また, 定常外力は 35 m/sec の風圧力として 5 ton を上部構造に加えている。

全体の振りについては, 上部構造の振り強度, 即ち対角線方向からの波による強度チェックを目的としている。図 4.3.10 に示すように上部構造を平面格子モデルとし, 対角線上の 4 点でバネ支持して自重を加えてある。荷重としては静的であるが運動している場合を考慮しても最も厳しい状態と考えられる。

また, ブレースの効果に着目し, ブレースが全く無い場合について断面番号 1 及び 3 について構造解析を行った。荷重条件は両断面ともに波周期 $T_w = 6 \text{ sec}$, 波高 5.6 m である。

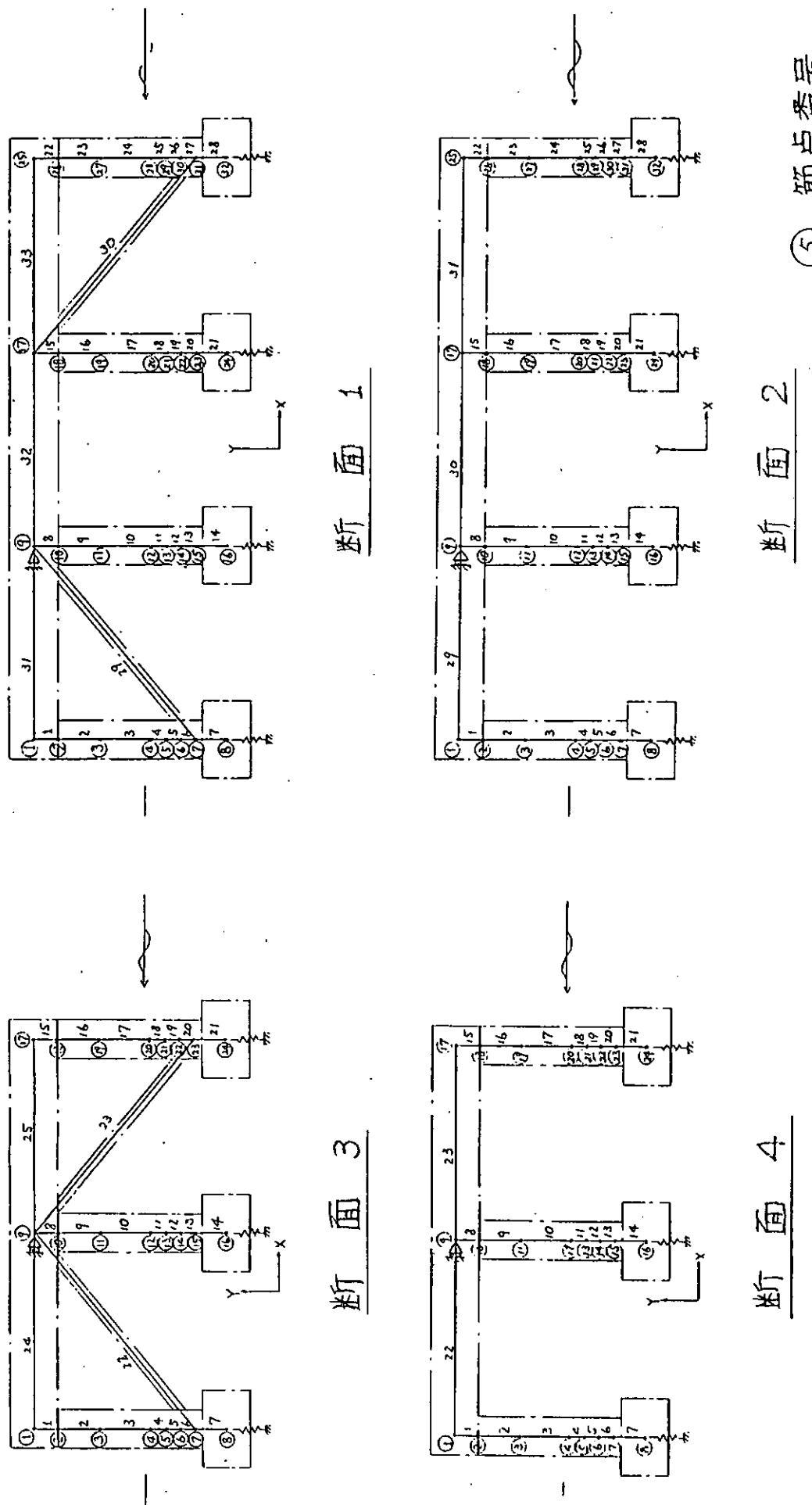
構造解析の結果から得られた実応力は, ABS Rules for Building and Classing and Mobile Offshore Drilling Units 1980 及びパイプに関しては ARI RP2A 12th Edition PLANNING, DESIGNING and CONSTRUCTING FIXED OFFSHORE PLATFORMS に従って評価した。各部材の各断面に働く最大応力を求めた結果及びその評価を表 4.3.6 に示す。この結果は基準を満足している。応力の大きさは, 一般の海洋構造物と同程度である。

次にブレースが無い場合の構造解析結果について述べる。上部構造のボックスガーダーは, 最大曲げモーメント $41,380 \text{ ton} \cdot \text{cm}$ となったが, 表 4.3.6 で評価されている値 $44,012 \text{ ton} \cdot \text{cm}$ より小さいので強度上問題ない。コラムの各応力の最大値は軸応力 $f_a = 0.016 \text{ ton/cm}^2$, 曲げ応力 $f_b = 0.536 \text{ ton/cm}^2$, 剪断応力 $\tau = 0.067 \text{ ton/cm}^2$, 許容曲げ応力 $F_b = 1.488 \text{ ton/cm}^2$, 許容圧縮応力 $F_a = 1.85 \text{ ton/cm}^2$ となる。したがって, 曲げと圧縮の組合せによる評価は $f_a / F_a + f_b / F_b = 0.369 < 1.0$ となり基準を満足している。本計算は $x = 0^\circ$ 及び 90° について行われているが, $x = 30^\circ$ の場合に係留力が大きくなるため, 波長の長い波では上述の値より大きくなる可能性がある。

荷重と構造強度の関係について述べる。コラムとブレースについては, 波長の短い波では波力及び慣性力が, 波長の長い波では係留力及び波力の影響が大きい。上部構造は, ボックスガーダーでは自重と浮力の分布の差による力と運動による力との割合が 2 対 1 程度, I 型ガーダーでは 1 対 1 程度である。

5 節点番号
部材番号

図 4.3.9 構造解析モデル



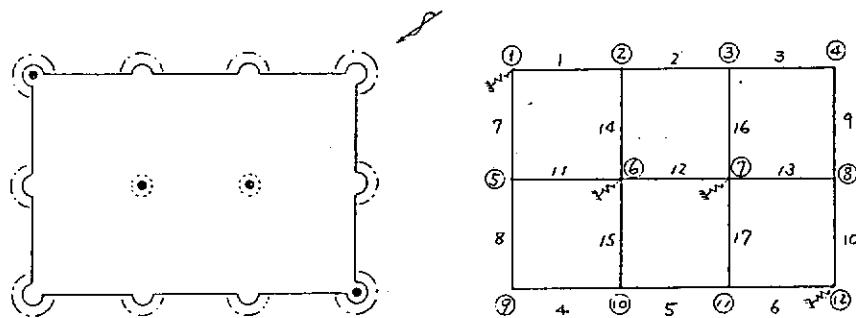


図 4.3.10 摆り強度解析モデル

以上のはか、局部強度の評価が行われているが基準を満足している。

4.4 曳航計画

曳船の要目は次の通りである。

出 力：1,800 HP

航海速力：13 ノット

曳 航 索：60mm × 200 m (ナイロン)

曳航速力：3～4 ノット

図 4.4.1 に曳航計画図を示す。

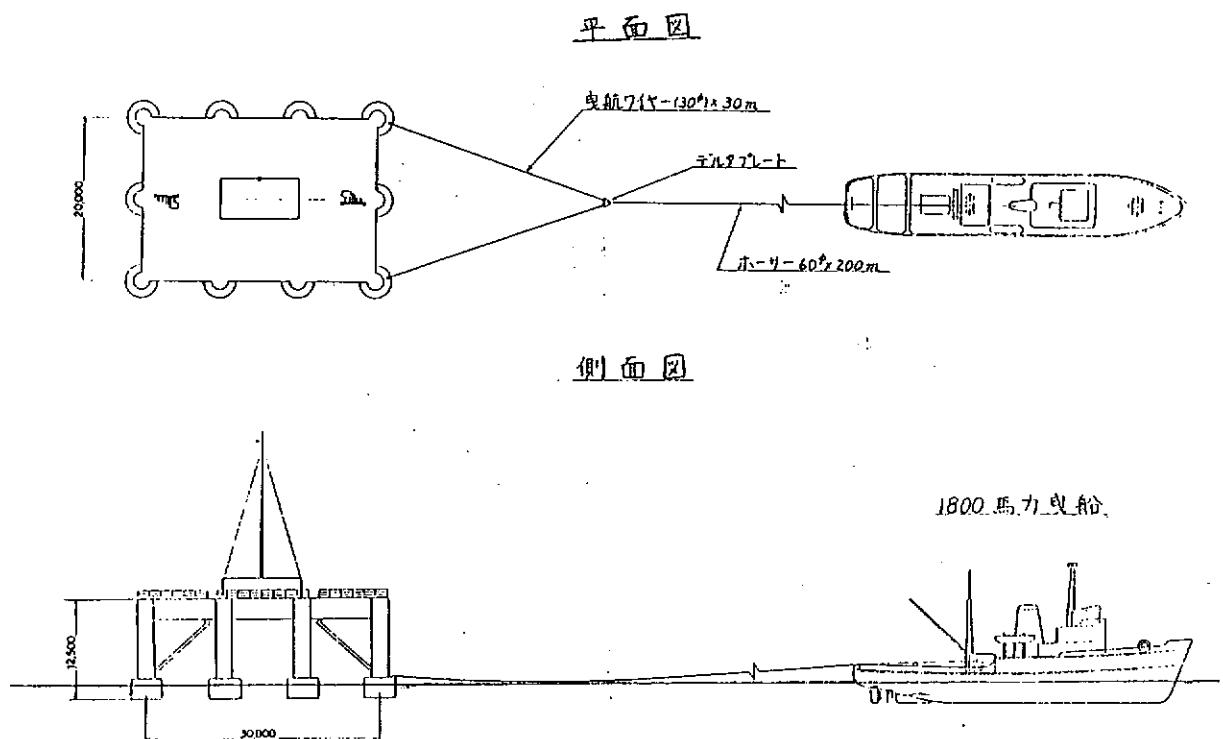


図 4.4.1 曳航計画図

表 4.3.7 各部材の最大応力とその評価

		軸 力	軸 応 力 f_a	断 面 番 号	部 材 番 号	波 周 期 (秒)		評 値
		曲げモーメント	曲げ応力 f_b					
		剪 断 力	剪断応力 τ					
コ ラ ム (プレース無し)	14.7 ton	0.024 ton/cm ²	2	2	6			曲げと圧縮の組合せによる評価
	14,774.0 ton·cm	0.477 "	2	2	6			$\frac{f_a}{F_a} + \frac{f_b}{F_b} = 0.334 < 1.0$
	18.7 ton	0.060 "	2	2	6			$F_a = 1.85, F_b = 1.488$
コ ラ ム (プレース付き)	5.4	0.009	1	2	6			$F_s = 1.277 > 0.060$
	3,077.0	0.099	1	2	6			
	4.6	0.015	1	6	6			
フーティング		45.6	0.045	3	14	4		応力が非常に小さいので評価を省略する。
		1,253.0	0.013	3	14	4		
		14.9	0.030	1	7	6		
ブ レ ー ス		27.0	0.338	1	29	6		曲げと圧縮の組合せによる評価
		86.0	0.109	1	29	6		$\frac{f_a}{F_a} + \frac{f_b}{F_b} = 0.279 < 1.0$
		—	—					$F_a = 1.52, F_b = 1.92$
上 部 構 造	ボ ツ ク ス ガ ー ダ ー	長 手 方 向	26.7	0.038	1	32	6	最大圧縮応力の評価
			41,493.0	0.665	1	32	6	$\frac{f_a}{F_a} = 0.869 < 1.0$
			117.7	0.392	平面格子モデル			$F_a = 0.811$
		横 方 向	—	—	平面格子モデル			許容剪断応力 $F_s = 1.277 > 0.392$
	I 型 ガ ー ダ ー		44,012.0	0.705				
			114.7	0.382				
	長 手 方 向	0.5	0.001	3	24	6	最大圧縮応力の評価	
		31,090.0	1.264	3	24	6	$\frac{f_a}{F_a} = 0.971 < 1.0$	
		35.5	0.178	3	24	6	$F_a = 1.323$	
	横 方 向	—	—	平面格子モデル			許容剪断応力 $F_s = 1.277 > 0.178$	
		31,623.0	1.285					
		45.6	0.100					

鋼材の最小降伏応力 : $F_y = 2.4 \text{ ton/cm}^2$ 許容軸応力 : $F_a = F_{cr}/SF$ 安全率 壓縮 : $SF = 1.28$ 許容曲げ応力 : $F_b = F_{xc}/SF$ 曲げ : $SF = 1.25$ 許容剪断応力 : $F_s = F_y/SF$ 剪断 : $SF = 1.88$ 軸圧縮による全体座屈応力 : F_{cr} 曲げによる局部座屈応力 : F_{xc}

4.5 設置計画

(1) 位 置：山形県由良沖（位置図参照）

(2) 設置要領：

- a. 現地調査
 - ↓
 - 水深・底質の調査を行う。
- b. マーカーブイ打設
 - ↓
 - 陸上基準点よりトランシットによりアンカー及び浮体の据付位置へマーカーブイを打設する。（小型船にて行う）
- c. アンカー及びシンカーの打設
 - ↓
 - 旋回クレーン船によりアンカー及びシンカーを打設する。
 - シンカーからチェーンを敷設する。
 - ダイバーにて海底の状況を確認する。
- d. 浮体の誘導・位置決め
 - ↓
 - 曜船により曳航してきた浮体を係留チェーンマーカーブイの位置に誘導し、順次係留チェーンをセットする。
 - 曜航及び小型作業船により位置決めし、仮設アンカーにより一時的に浮体を係留する。
- e. チェーンの取付
 - ↓
 - ダイバーによりチェーンからのガイドワイヤーをマーカーブイから外の浮体側に接続する。
 - ウィンドラスのワーピングドラムを使用してチェーンを巻き上げ制鎖器で一時的に止めておく。
- f. チェーンの張力調整
 - 6本のチェーンを取付終ったら、バラストタンクに注水し、予定喫水付近まで沈める。
 - ウィンドラスにより予定張力になる様に調整する。
 - 最終的に据付位置をトランシットにより確認する。

(3) 概略据付工程

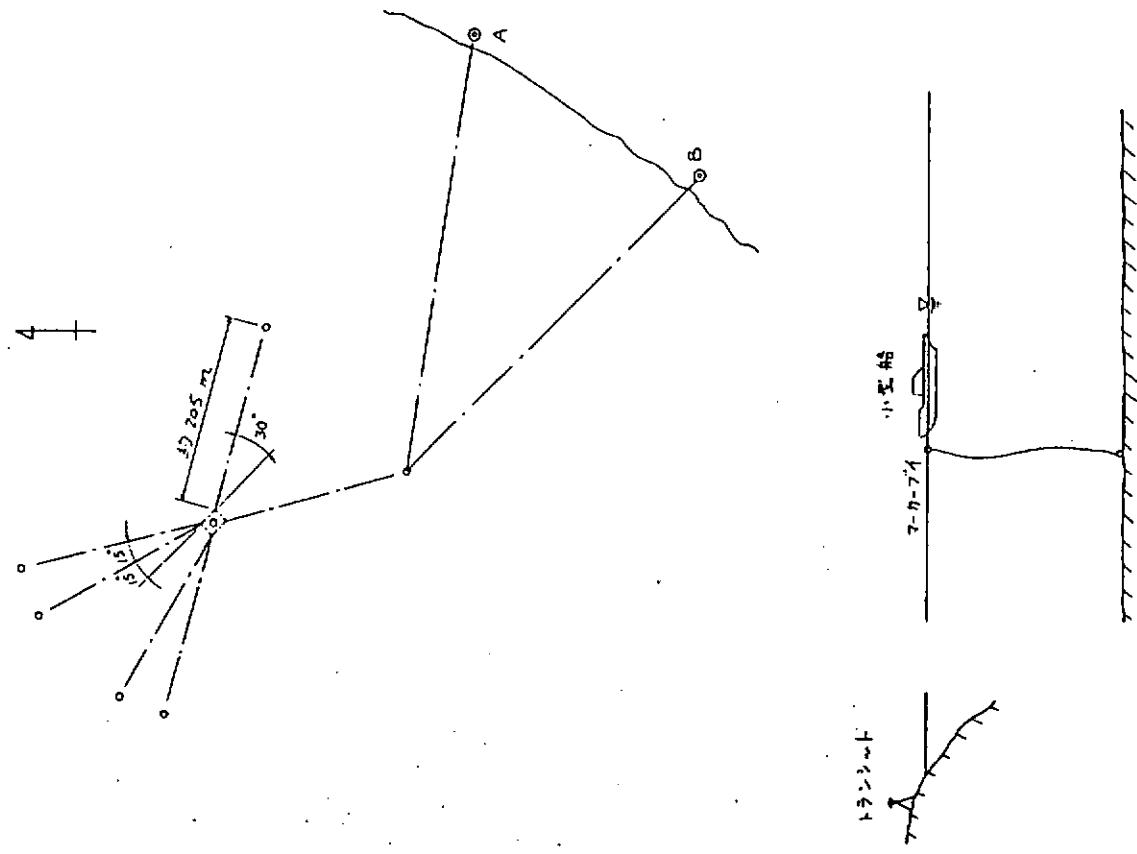
（天候待ちは含まない）

表 4.5.1 設置工程表

項 目	日 程																			
	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
（作業）																				
陸 上 準 備	■	■	■	■	■															
アンカーブイ打設						■	■	■	■	■	■									
浮 体 曜 航												■	■	■	■					
チエーン取付調整														■	■	■				
（使用船舶）																				
旋回クレーン船																				
同 上 用 曜 船																				
小 型 作 業 船																				
通 船																				

図 4.5.1(a), (b) に設置工程図を示す。

(a) ランプ打設



(b) 洋体・設置位置

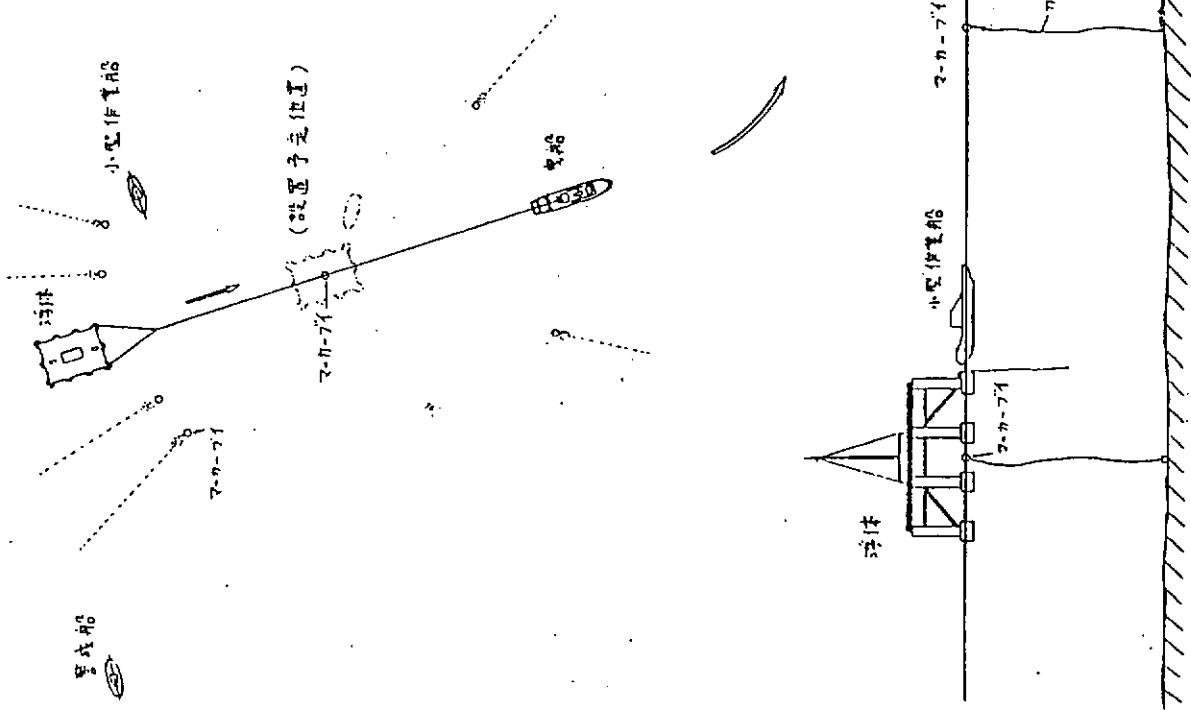


図 4.5.1(a) 設置工程図

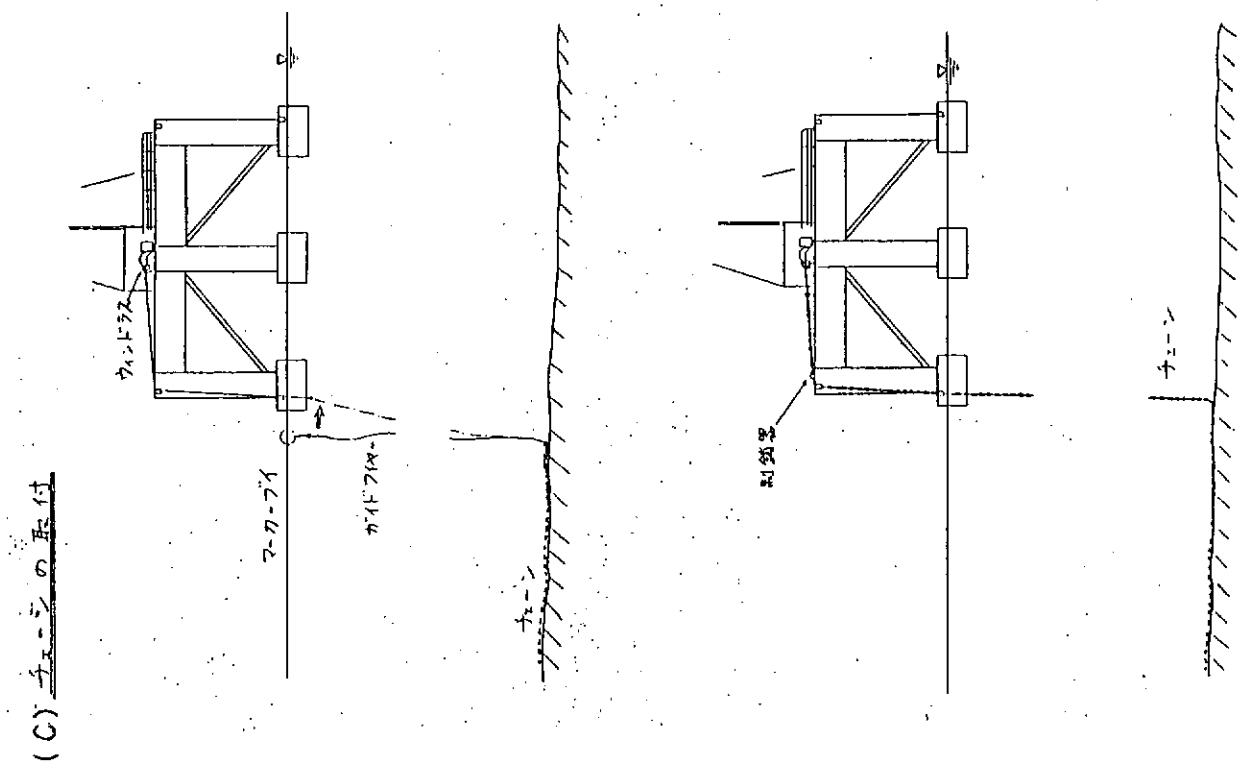


図 4.5.1(b) 設置工程図

4.6 実機試験実施方策

海洋構造物の設計の妥当性は、実海域での測定によって検証される。しかし、検証を目的とした実海域実験の例は少なく、あつたとしても外力と応答の関係を明かにするほど十分なデータがあるとは言えない。特に設計条件の妥当性を判定できるほど大波浪中で長期間の実海域実験は非常にまれである。そこで本実機試験では、大波浪の期待できる実海域での検証を目的として構造物を設計し、各種実験を実施しようとするものである。このような実験を実施するに当っては、船舶技術や海洋開発技術のポテンシャルを結集し、多くの機関による幅広い共同研究が望ましい。

(1) 実験期間

	60 年 度	61 年 度	62 年 度	
模 型 実 験 構 造 物 の 建 造	建造			
計 测	検討 製作	取付		
実 海 域 実 験		設置 第1次 第2次		
デ タ 解 析				

(2) 設置予定海域

山形県鶴岡市由良沖（離岸約 3 km）

(3) 実験における検証項目

本実海域実験では、次の主要課題について研究を実施する。

1) 自然環境条件の把握

i) 波浪：波高の短期連続記録、短期分布の有義波高と平均波周期（又は有義波周期）との結合出現頻度分布、

年最大波など極値統計に必要なデータ。波浪の方向及び方向スペクトル。

ii) 風: 風向、風速の短期及び長期連続記録、風速変動のスペクトラム。平均風速の出現頻度。年最大風速など
極値推定に必要なデータ。風の垂直分布。

2) 係留技術

- i) 係留ラインに働く変動張力及び長周期変動張力
- ii) 係留ラインの劣化
- iii) 高把駐力アンカーの検証

3) 構造強度

要素浮体間の外力の相互干渉及び波浪衝撃力

4) 運動性能

- i) 係留浮体の長周期運動
- ii) 相対水位変動
- iii) 動揺
- iv) 波浪外力

(4) 計測に関する検討事項

東海域実験の計測に関して今後さらに検討すべき事項を列挙する。

1) 計測項目及び計測方法

- 2) 計測システム: データ伝送及び収録方法
- 3) 解析方法

(5) 実海域実験実施にあたっての検討事項

1) 実海域実験実施体制

2) 安全対策

3) その他の

4.7 模型実験結果

設計された浮遊式海洋構造物(図4.3.1)を1/14.3に縮尺した供試模型を製作し、係留状態における波浪中動揺試験及び供試模型を固定した状態における波強制力試験を行った。

模型実験は、運輸省船舶技術研究所の海洋構造物試験水槽(長さ40.0m、幅27.8m、深さ1.8m)で実施した。

供試模型の主要目を表4.7.1に示す。規則波中及び不規則波中における動揺試験は、縦方向についてのみ行った。このため係留状態は、図4.7.1に示すように波方向に4条の鎖で係留し、波上側では単位長さ当たりの水中重量が約2倍の鎖を用いた。係留特性は本実験で設定した通常時の定常外力が働いた状態で、設計された実機の係留特性と一致させた。

外力条件は、通常時と異常時を設定し、定常外力として通常時には15m/secの風荷重を、異常時には35m/secの風荷重と1ノットの潮流による力とした。

表4.7.1 供試模型の主要目

項目	要目
長さ(コラム中心間)(L)	2.100 m
幅(") (B)	1.400 m
高さ(H)	0.875 m
喫水(d)	0.385 m
重心高さ(KG)	0.283 m
排水容積(V)	0.168 m ³
慣動半径(pitch)	0.979 m
G M _t 縦	0.524 m
固有周期	
Surge	13.6 sec
Heave	2.8 sec
Pitch	3.3 sec
初期張力(水平)	0.491 kg

定常外力は波方向と一致するものとして、相当する水平荷重を供試模型の重心の近くに加えた。規則波は波傾斜を通常時 $1/30$ 、異常時 $1/15$ と設定したが、実験では造波性能や計測装置等の制限から波高 $10 \sim 20\text{cm}$ とした。不規則波は JONSWAP 型波スペクトルを使用し、平均波周期 $H = 7.0, 10\text{ sec}$ の 2 種類とし有義波高 $H_{1/3} = 2.0\text{ m}$ とした。外力条件の組合せを表 4.7.2 に示す。

図 4.7.2(a), (b), (c) に前後揺れ、上下揺れ及び縦揺れの周波数応答特性を示す。縦軸は入射波の波高または波傾斜で無次元化した値、横軸は波周波数で実機の値に換算してある。図中の記号は通常時と異常時における規則波中の実験値と計算値及び不規則波中の応答スペクトルから求めた応答関数の値である。

図 4.7.3(a), (b) に波上側の係留ライン 1 条分の係留力の水平成分と垂直成分の応答特性を示す。縦軸は係留力の応答値を入射波の振幅で除した値で実機に換算した値である。記号は図 4.7.2 と同じである。

図 4.7.2 から動揺応答の実験値と計算値は、ほぼ類似しており推算法が妥当であると言える。図 4.7.3 から通常時の係留力応答については、規則波及び不規則波ともに類似の傾向にある。しかし、異常時には実験値と計測値の差が大きい。特に係留力の垂直成分の実験値が規則波中と不規則波中で大きく相違している。これは漂流や傾斜など運動の定常分や係留特性に起因しているのではないかと考えられる。

表 4.7.2 外力条件の組合せ（実機値）

項目		通常時	異常時
定常外力 (ton)		2.1	8.3
規則波	波周期 (sec)	4.5 ~ 12.0	
	波高 (波傾斜)	$1/30$	$1/15$
不則規波	平均波周期 (sec)	7.0, 10.0	
	有義波高 (m)	2.0	

図 4.7.4 に不規則波中における実験時の記録の一例を示す。外力条件は、通常時の定常外力と平均波周期 $T_w = 10\text{ sec}$ 、有義波高 $H_{1/3} = 1.0\text{ m}$ である。 F_{x1}, F_{z1} の記号は波上側の係留力の水平成分及び垂直成分である。図 4.7.5 に不規則波中の入射波、前後揺れ、波上側の係留力の水平成分及び垂直成分のスペクトルを示す。外力条件は、通常時の定常外力と平均波周期 $T_w = 7\text{ sec}$ 、 $H_w = 1.8\text{ m}$ である。

図 4.7.4、図 4.7.5 ともに構造物の前後揺れに長周期運動が顕著に現れており、これに伴って係留力の応答にも長期変動が生じていることがわかる。長周期運動は前後揺れの固有周期とほぼ一致する周期で動揺する。係留力の長周期成分は、波周期成分と同程度の応答値を示しており、最大係留力の推定において重要な要素である。

波強制力試験は、要素浮体間の相互干渉影響及びその計測法を検討する資料を得る目的で実施し、供試模型全体及びコラムに働く波力、コラム周辺の圧力及び波高等を計測した。実験値と推算値は比較的よい一致となった。

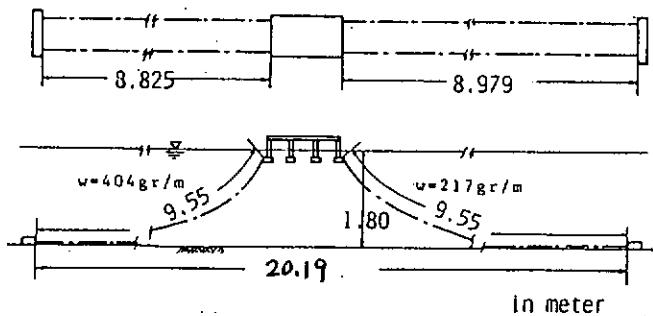
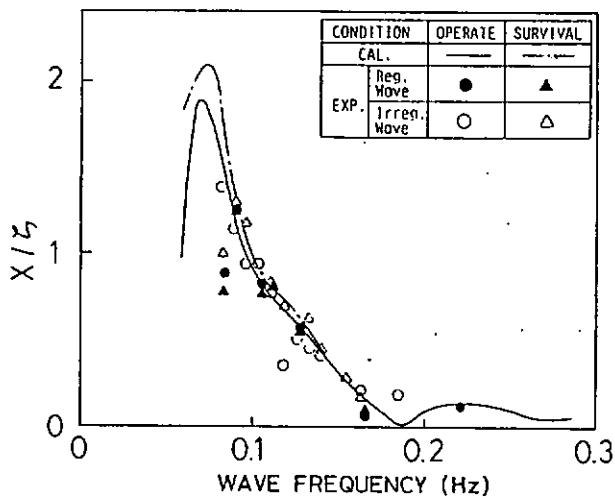
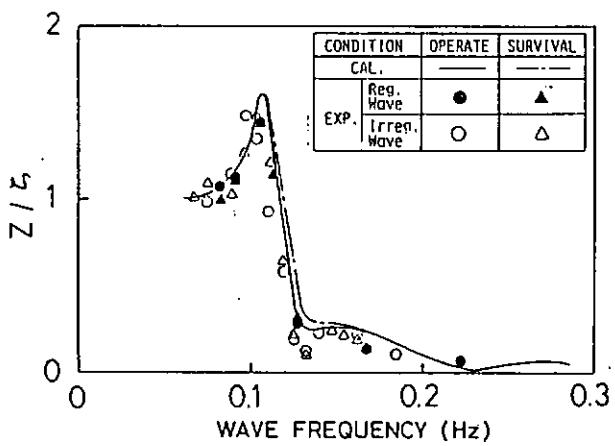


図 4.7.1 水槽試験時の係留状態

(a) 前後揺れ



(b) 上下揺れ



(c) 縦揺れ

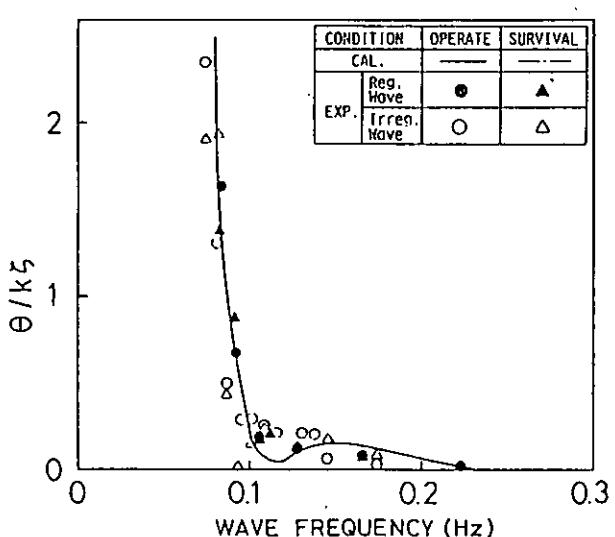
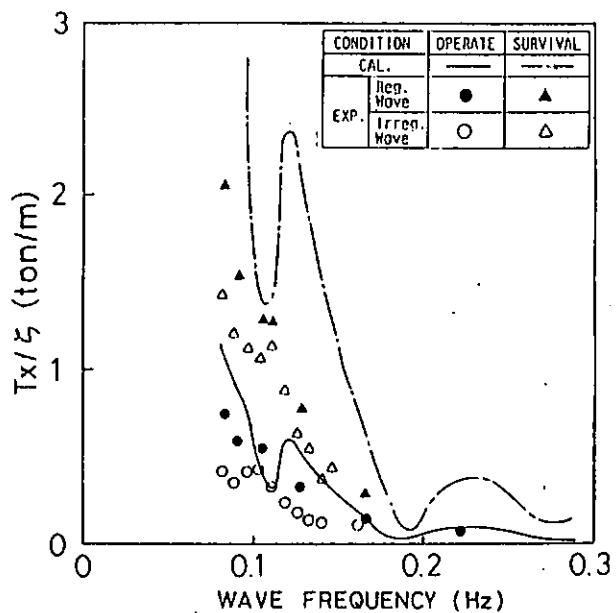


図 4.7.2 運動の応答特性

(a) 水平成分



(b) 垂直成分

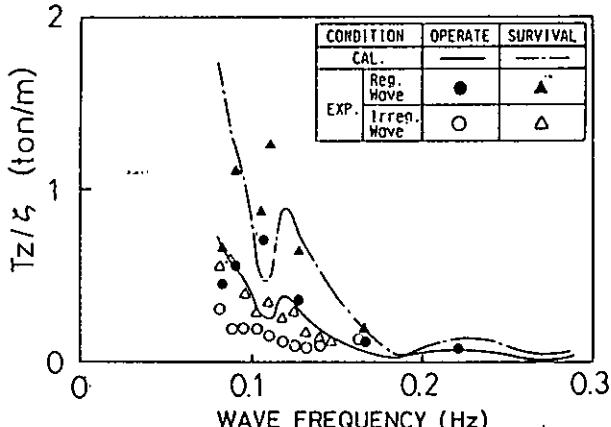


図 4.7.3 係留力の応答特性

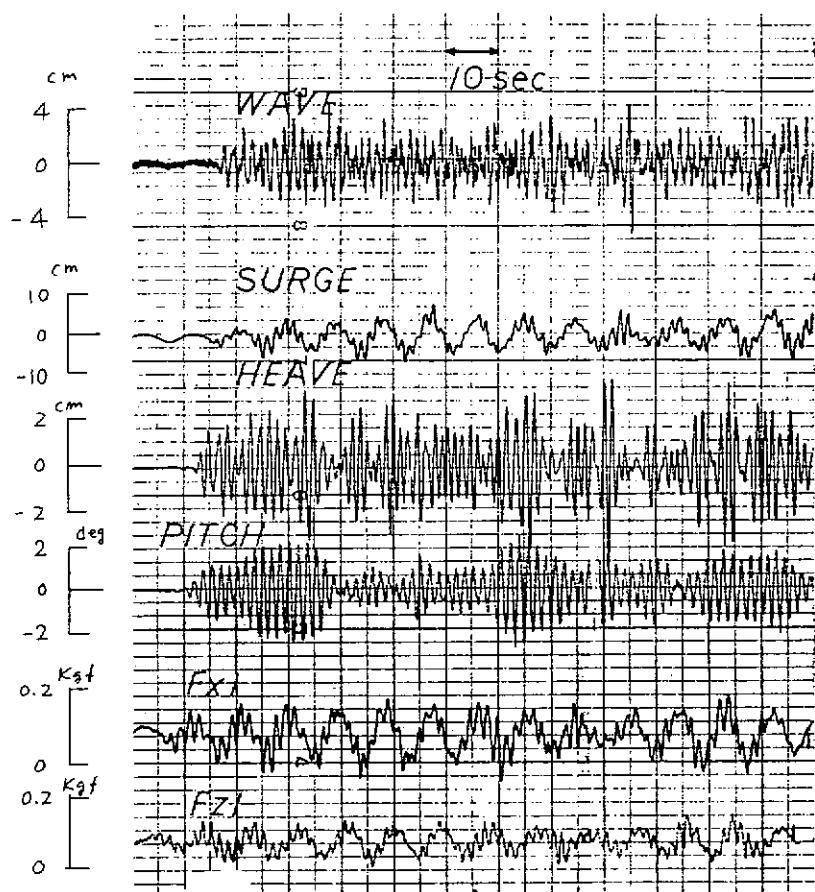


図 4.7.4 不規則波中の記録の例

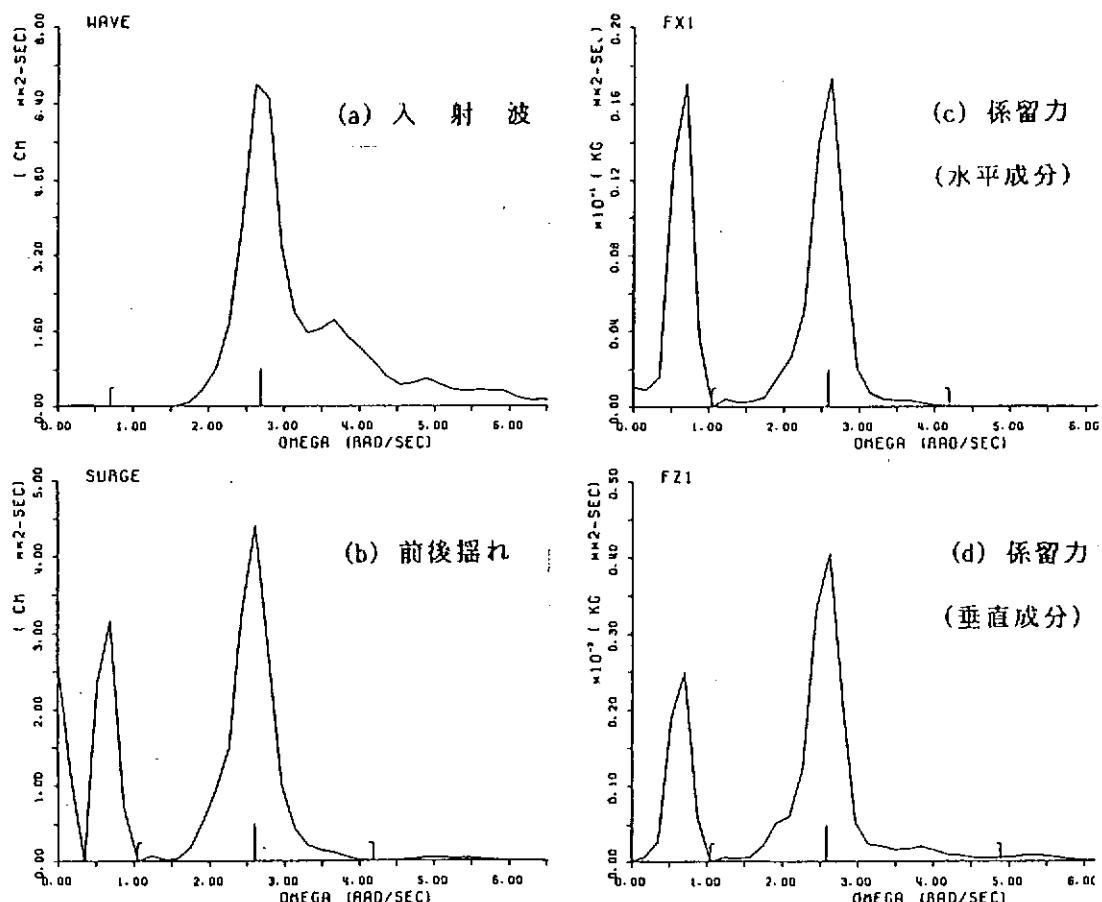


図 4.7.5 不規則答中の応答スペクトルの例

4.8 まとめ

本年度は実機試験用構造物を設計し、復原性の計算及び構造解析等によって諸性能を確認した。また、模型実験によって運動応答及び係留力応答を求め推算値との比較を行った。

今後は実機試験方案の具体的な立案のために、計測システムの設計、データの解析法及びそのシステムの検討を行いたい。また、模型実験及び理論計算によって、波浪中における運動各部応力等の応答の最大値予測及び係留力の最大値の推定等を検討し、実機試験との比較資料を得る予定である。

付録 1. 北海道開発局土木試験所留萌沖実験構造物の調査

昭和59年10月26日、北海道留萌市において実機試験小委員会を開催し北海道開発局土木試験所が、同市黄金岬沖合に設置している着底式海洋構造物（図1）を見学した。この実験用構造物は昭和59年8月に設置され、10月より各種計測を開始したもので、その構造図及び計測システムは図2に示すとおりである。¹⁾ 構造物の詳細、設置工法、計測システム等については土木試験所の担当官より、資料に基づき詳しい説明を受けることができた。計測の中心は波浪条件及び構造物に働く波力などであり、計測器や信号伝送・記録システムにそれぞれ新しい試みが採用されており、実機試験の計画立案に大いに参考となった。

また、実機試験小委員会では実機試験用構造物の試設計仕様書の検討を行った。

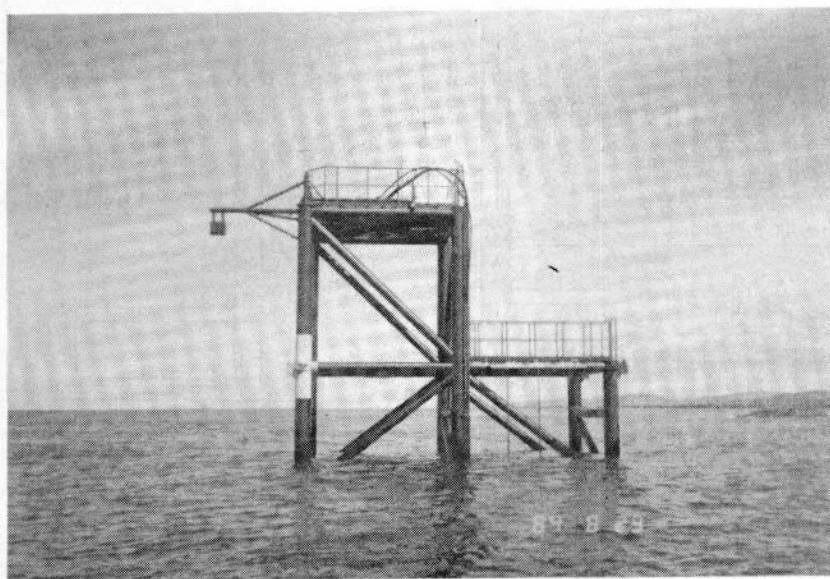


図 1.1. 留萌沖の着底式実験構造物の写真
(北海道開発局土木試験所の提供による)

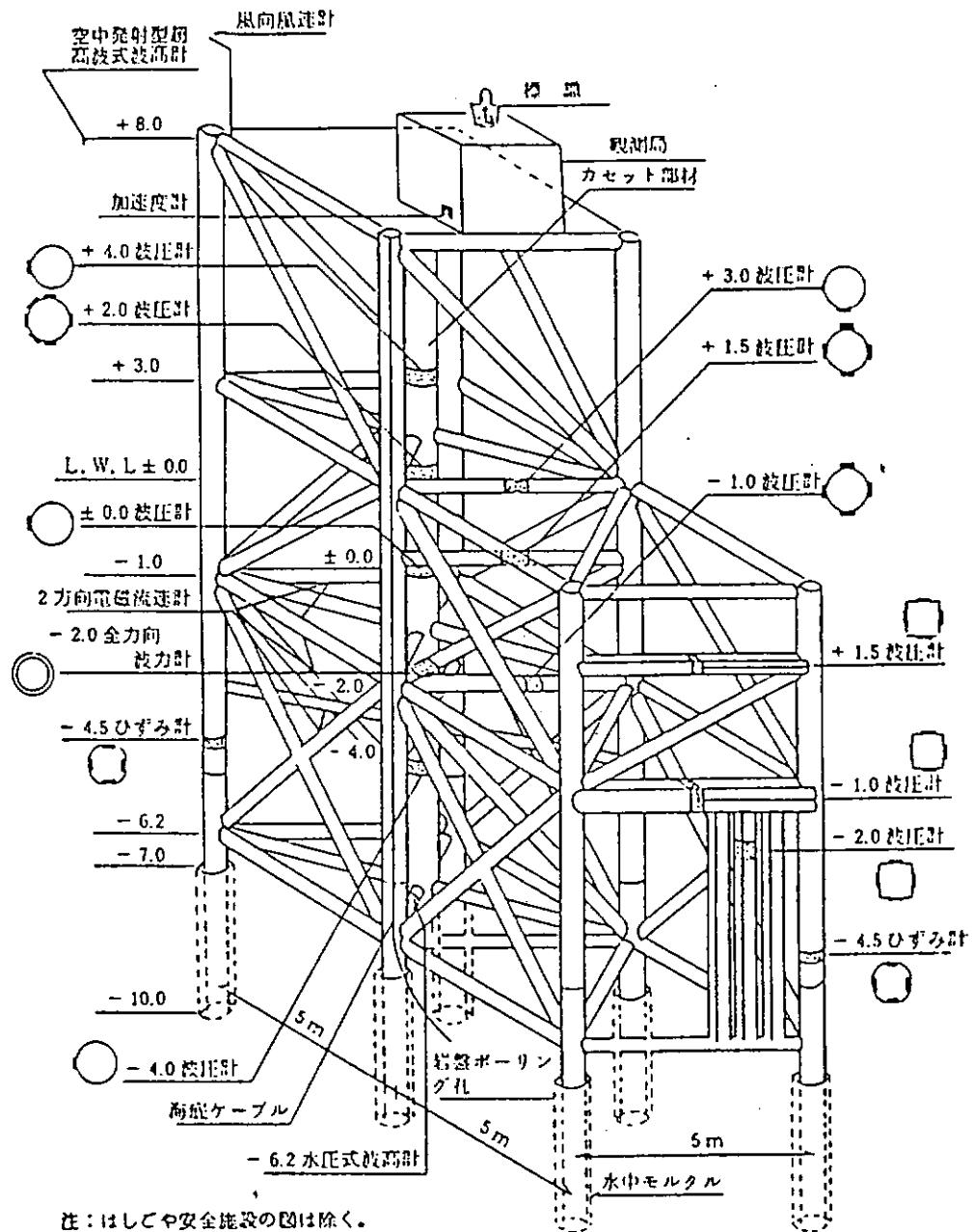


図 1.2 構造及び計測器取付図 (永井)

付録2 九州大学応用力学研究所海洋観測ステーションの調査

昭和60年1月23日、九州大学応用力学研究所津屋崎海洋災害実験所（福岡県宗像郡津屋崎町）において実機試験小委員会を開催し、同所が津屋崎沖合に設置して海上実験が実施された海洋観測ステーションを見学した後、報告書の原稿を審議した。

海洋観測ステーションの見学は、津屋崎災害実験所及び九州大学農学部水産実験所の御厚意により調査艇で接近し、細部にわたって観察することができた。また、実験が終了している浮遊式の海洋観測ステーションの実例²⁾も含め、計測器配置、実験上の問題点、データ収集、アクセス及びメンテナンス等について担当教授より詳細な説明を受け、実機試験に関する多くの事項について参考とすることができた。

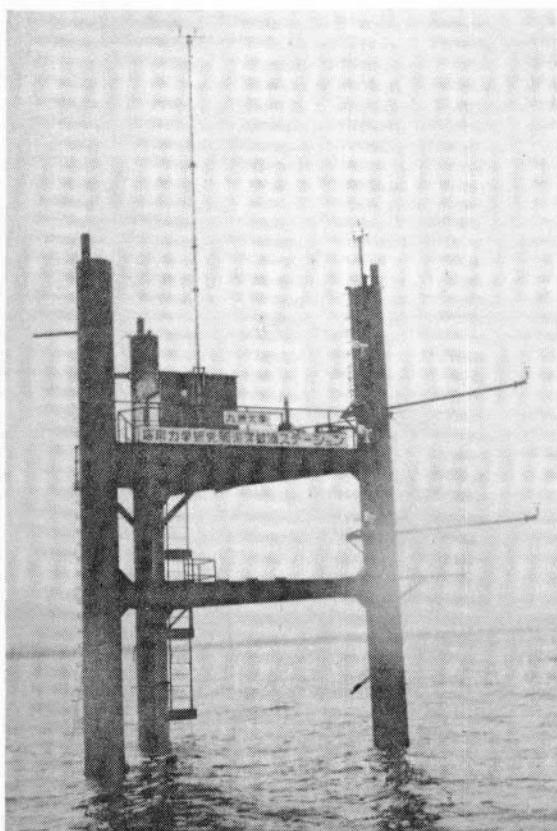


図2.1 津屋崎沖の固定式海洋観測ステーションの写真

(参考文献)

- 1) 永井 豊：海洋構造の実海域実験研究、第27回北海道開発局技術研究発表会論文集、昭和58年
- 2) 田才福造ほか：海上実験による海洋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、昭和52年9月