

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. 385

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 61 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60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。

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

討議参加者名簿(前任委員を含む)

近藤譲(日立造船)	坂田隆司(川崎重工業)
鷹尾伏昭(三菱重工業)	中村潔(三井造船)
高木幹雄(広島大)	増本彰(川崎重工業)
池淵哲朗(川崎重工業)	河合正人(石川島播磨重工業)
中嶋俊夫(住友重機械工業)	米家卓也(日本海事協会)
山岸直人(石川島播磨重工業)	松浦正巳(三菱重工業)

辻 谷 潤 一(日 立 造 船)
荒 井 宏 範(日 本 海 事 協 会)
日根野 元 裕(三 井 造 船)

長 康 平(大 阪 府 立 大 学)
藤 井 斎(三 菱 重 工 業)
菅 原 一 美(海 洋 環 境 技 術 研 究 所)

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 複合強制外力の測定	3
1.1.3 複合外力下の係留実験	4
1.1.4 まとめ－危険状態となる複合外力	7
1.2 転覆現象のシミュレーション計算法の開発と実験	26
1.2.1 まえがき	26
1.2.2 画像表示の考え方と方法の概略	26
1.2.3 海洋構造物の運動の計算	27
1.2.4 流体力と運動の計算の概略	28
1.2.5 計算例	28
1.2.6 まとめ	29
1.3 大傾斜したセミサブリグの安定化について	32
1.3.1 まえがき	32
1.3.2 不規則波中動搖試験	32
1.3.3 不規則波中動搖試験	32
1.3.4 シミュレーション計算	33
1.3.5 リグの安定化のシミュレーション	35
1.3.6 あとがき	36
1.4 二方向波中の動搖特性水槽実験	71
1.4.1 二方向不規則波の発生法について	71
1.4.2 二方向波中におけるセミサブ型リグの運動性能	72
1.4.3 風、波、潮流中でのセミサブ型リグの安全性	73
1.4.4 まとめ	74
1.5 転覆現象のシリーズ計算	87
1.5.1 目的	87
1.5.2 理論計算	87
1.5.3 実験結果との比較	89
1.5.4 規則波中におけるシリーズ計算	89
1.5.5 外力の組合せのシリーズ計算	90
1.5.6 2成分波中での挙動シミュレーション	91
1.5.7 2成分波中でのシリーズ計算（横波中）	91
1.5.8 まとめ	92
2. 設計外力の推定精密化に関する研究	128
2.1 ジャッキアップ型リグのレグに働く風圧力及び潮流力の実験	128
2.1.1 はじめに	128

2.1.2	実験結果とその考察	128
2.1.3	構造物に働く流体力の推定法の検討	131
2.1.4	まとめ	133
2.2	ジャッキアップ型リグおよびセミサブ型リグの構成部材に働く不規則粘性流体力の実験	151
2.2.1	まえがき	151
2.2.2	供試模型	151
2.2.3	実験システム	151
2.2.4	振動モード	151
2.2.5	解析法	152
2.2.6	正弦振動モード（Mode 1）での流体力係数の過渡特性	152
2.2.7	減衰・増幅振動モード（Mode 2,3）における流体力係数の特性	153
2.2.8	不規則モード（Mode 4,5）における流体力の特性	153
2.2.9	あとがき	154
2.3	大波高時要素部材に働く流体力の推定	178
2.3.1	はじめに	178
2.3.2	実験状態	178
2.3.3	静止垂直円柱に働く衝撃圧力	178
2.3.4	静止ポンツーンに働く衝撃力	178
2.3.5	垂直円柱（コラム）とポンツーン結合体に働く衝撃力	178
2.3.6	垂直円柱（コラム）の強制左右揺時に働く力	179
2.3.7	まとめ	179
3	外力の実機試験法の検討	192
3.1	はしがき	192
3.2	実験システムの概要	192
3.3	計測機器	192
3.4	記録装置その他	193
3.5	実験試験の実例調査	194
3.6	むすび	194

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。相つ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、設定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・潮流中で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。

第3年目は、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。

昭和60年度は、最終年度の研究として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った。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った。

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。

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

本節の目的は係留されたセミサブ型リグに対して長波頂不規則波、擬似潮流及び擬似風による各外力を単独あるいは複合した状態で作用させた時の水槽実験を実施する事によって、非損傷時のセミサブが危険な状態あるいは転覆に到り得る複合外力の組合せ等について検討する事である。

なおそのような異常状態を推定するための基礎的なデータを得る目的で固定モデルを用いた単独あるいは複合外力の測定も併せて実施した。

1.1.2 複合強制外力の測定

(1) 計測方法

表 1.1.1 にセミサブの主要目を、図 1.1.1 にモデル形状を示す。複合外力の測定は本モデルを曳航台車の下面に検力計を介して固定する事により行なった。図 1.1.2 に装置の概略を示す。検力計（3 分力計）を支える架台は 5° おきに $\pm 20^{\circ}$ の範囲で傾斜しうるようになっている。その場合排水量は一定となるようにした。図 1.1.2 に示すように検力計まわりの力、モーメントは傾斜角 ϕ 、重心と検力計との距離 ℓ を用いて、重心まわりで空間固定座標軸方向の力（抗力及び揚力）、モーメントに換算した。換算はデジタル処理によったが実験中のモニターとしてはアナコン処理したもの用いた。なお揚力は下向きを正としている。

(2) 計測結果

潮流のみの結果を図 1.1.3～5 に示す。抗力係数 C_D 、揚力係数 C_L 、モーメント係数 $C_{M\phi}$ の定義も同図中に示してある。潮流速度は実機スケールで 2～5 ノットまで変化させているが係数で見て極端な違いは見られない。一方プラス、マイナスの傾斜角による係数の非対称性が出ており特にモーメントにおいてそれが著しい。

図中の実線は D_nV ルールに基づいた推定値であるがモーメントについては推定出来ておらず、推定方法に工夫を要すると言える。但しサバイバルの係留状態で考えると係留ラインに基づく定常ヒールモーメントが支配的であり前述の違いは無視し得る事が計算と実験の比較により明らかとなっている。

以上の計測結果を他の機関によるもの（S R 192 昭和60年3月報告書 p 217 東大データ）と比較して図 1.1.4 に示した。線で示したものがそれであるが計測方法、モデルの大きさの違いにもかかわらず両者はほぼ一致していると言える。

得られた転倒モーメントを抗力で割り算した見かけの転倒レバー、即ち潮流による抗力の見かけの作用中心を、重心からの下方距離（実機スケール）で示したのが図 1.1.5 である。 D_nV ルールによる値も破線で示したが先の $C_{M\phi}$ と同様実測による推定値とは大きく異なり実測に基づく推定値は 10° の Weather 側 Up の状態でロワーハルの下方 $10m$ といった値を示している。従って、抗力の推定は D_nV ルールによるものではば合っている故、揚力に基づく転倒モーメントが無視出来ない事を示していると言える。

次に、規則波と潮流が同時に存在する時の複合外力の効果を図 1.1.6 に示す。但しタイムヒストリーの平均により得られた Total の定常力から、潮流による値を差し引いたものを波高の 2 乗で無次元化している。なお平均値の算出に際しては規則波周期の整数倍のタイムヒストリーをサンプリングしている。

図 1.1.6 は波漂流力係数 (C_{DWA}) の周期ベースの値であるが上図には潮流による抗力も含まれた Total の定常水平力を参考の為に示した。但し入射波の波高は周期ベースに同一ではない。横軸の周期は出会い周期を絶対周期に変換したものである。

ここで使用した擬似潮流の波への効果は向い波（潮流方向プラス）あるいは追い波（同マイナス）中の抵抗増加と同じ事になり、当然ながらプラス潮流（波と同方向）では C_{DWA} が大となりマイナス潮流では大幅低下とな

っている。

なお潮流ゼロで波のみによる漂流力係数をカテナリ係留時のドリフトから逆算したもの（S R 192, 59年3月報告書 p44）と比べると係留により運動を許した時の C_{DWA} のピーク周期はモデルで約1.1 sec (実機8.8 sec), ピーク値約0.2であり図1.1.6の固定モデルに対して可成り大となる故注意する必要がある。

次に複合外力状態で傾斜角の影響が大きく出るケースとして波による定常転倒モーメント係数(M_{WA})を図1.1.7に示した。前図と同様潮流によるものは差引いてある。

潮流のみによるもの（図1.1.3）では傾斜角による图形の左右非対称性があるにせよ全てマイナス側、即ち $Weather$ 側 $Down$ 側のモーメントが常に働くのに対して波による定常転倒モーメントは初期傾斜を常に増大させる方向に働く点に大きな違いがある。従って直立状態では波による定常転倒モーメントはほぼゼロであるのに対し潮流によるものはゼロとはならない。

波と潮流による定常転倒モーメントの大きさの割合を見るために図1.1.6の上図と同様な図を図1.1.8に示す。図1.1.6上図では波高は揃っていないが図1.1.8では波傾斜 $\frac{1}{20}$ の波高のものに換算した結果である。ここで特徴的な事は潮流分による転倒モーメントは傾斜時には相対的に小さい事で、その為に波による定常転倒モーメントの特性が複合外力時のモーメント特性を決定している。即ち大波高では潮流の方向にかかわらず初期傾斜角を増す方向に転倒モーメントが作用すると考える必要がある。

次に図1.1.9に参考の為に傾斜時の波浪強制ロールモーメント応答関数を示す。横軸は周期（モデルスケール）で過渡水波中の実験である。

1.1.3 複合外力下の係留実験

(1) 実験方法

複合外力として定常潮流によるもの、変動風荷重、不規則波によるものをモデルに与える為の実験システムを図1.1.10に示す。定常潮流（プラス、マイナス可能）は係留系全体を左右に等速度で移動させる事により模擬した。従って潮流速度分布は水深方向に一様となる。なおアンカー水深は水槽水深より若干小さくなっている。変動風荷重（プラス、マイナス可能）は前年度と同じく新システムを用いサーボモータのコントロールによって、Davenportの風速スペクトルに相当する風荷重タイムヒストリーを想定風荷重位置に与えた。不規則波は漂流力が最大となる周波数にピーク周波数を有するJONSWAP型スペクトルをもつものを使用した。

係留系の概略も図1.1.10に示してあるが、その決定方法も前年度と同一で、係留鎖1本当たり全長803m、初期張力69ton、破断荷重785ton、という値も同一であり、サバイバル状態を想定している。

係留点高さの影響、GMの影響も調べたがそれらの位置関係を図1.1.11に示した。標準状態(A)に対して係留点の重心からの高さを1.28m下方から15.4m上方へと異常に高く変化させた場合を(B)、(A)に対してGMを2.87mから半分の1.45mに小さくした場合を(C)としている。

標準状態(A)での水平変位と鎖張力との関係、水平変位と全水平反力との関係を図1.1.12に示した。想定したサバイバル時の外力は風圧力約430ton(風速100ノット)、波漂流力約290ton(T=9.6sec, H=9.9m, λ/H=1/14の規則波相当)、潮流力約100ton(潮流2.36ノット吹送流も含む)で概略4対3対1の割合である。これら三者が全て同方向に作用した場合は約43m、アンカー水深の約27%のドリフトを生じる。

図1.1.13にスタビリティーカーブを示した。一点鎖線が実験に対応する計算値、○印が実験値(状態(A))である。係留鎖の影響を見るために係留無しの状態(実線)、係留点高さを重心上方20mと高くした場合(状態(B)より更に高い)(破線)も示したが係留系はスタビリティーカーブに殆んど影響しない事がわかる。

強いて言えば係留鎖がある事によってGMが見かけ上9%増大となっており、係留点をCG+20mとする事によってそれが7%の増にとどまる結果となっている。従って係留鎖によるロール固有周期の変化も高々数パーセントの減少にとどまると見える。勿論大きくドリフトした状態ではもう少し変化するがスウェーの復原力係数の

変化に比べれば無視し得る程度である。

(2) 定常複合外力による変位

図 1.1.13には 100 ノットの風でドリフトした状態でのスタビリティーカーブも×印で示した。この場合もつり合い位置が 4 度位にくる丈で全体の形は変わらずその影響が小さい事がわかる。このようにドリフトに伴なう傾斜は比較的小さいと言えるがもう少し詳しく示したのが図 1.1.14である。

上図が定常風荷重に伴なうドリフト、下図がヒールである。●印は係留鎖を繰込んでオペレーティング状態に近いケース（状態 D と称す）でヒールは矢張り殆んど同じであるがドリフトは大きく抑えられている事がわかる。

定常風によるドリフト、ヒールに対して潮流によるもの、潮流プラス定常風荷重によるものを図 1.1.15に示す。潮流のみによるものでは 3.5 ノットで約 4 度の Weather 側 Down であり 100 ノットの風と 3.5 ノットの潮流がドリフト、ヒールの面ではほぼ同等の効果を与えることがわかる。但し両者が同方向の場合風は Weather 側 Up、潮流は Down を生じさせる。本システムでは風と潮流の間に相互作用は無く外力としては加算的に作用すると考えられるが図 1.1.15でも 2 本の曲線が大略平行である事からこの事が確認出来る。

潮流と定常風の組合せで定常傾斜がどのように変化するかを実験により系統的に調べたものが図 1.1.16である。

横軸に潮流 V_c (± 2 ノット)、奥行に風速 V_{wi} (± 100 ノット)、縦軸にヒール角（プラスは Weather Side Up）をとっている。

前述のように両者が加算的である事からヒールの変化は傾斜したほぼ平面として現われている。(A)(B)(C)は図 1.1.10 の 3 つの状態に対応している。図中の α はヒールの面と $V_c - V_{wi}$ 平面との交線が V_c 軸となす角であり α が大きいほど潮流の効果が強く出ている事を意味する。これより(B)の係留点が異常に高い場合は潮流が相対的に効き特に風無しの状態では傾斜角が(A)(C)よりも大となる点に注意する必要がある。但し 100 ノットの風が併存する場合は係留点高さをベースにした風転倒モーメントレバーが小さいため(A), (C)よりも小さいヒール角となっている。

一方(A)の 1% の GM とした(C)では傾斜が全体的に(A)に対して 2 倍になっており GM の変化が定常ヒールに及ぼす影響は比較的明快であると言える。

(3) 変動複合外力による変位及び張力

次に定常潮流に対して変動風荷重、不規則波を組合せた場合の応答の異常値について述べる。先ず図 1.1.17 ~ 18 にタイムヒストリーの例を示す。図 1.1.17 は変動風荷重（平均風速 51.4 m/s, 変動のゼロクロス周期 15.4 sec に相当、向きは順（波と同一）方向）、JONSWAP 型不規則波 ($H_{1/3} = 10.2 \text{ m}$, スペクトルのピーク周期 10.0 sec), 2 ノットの潮流（順方向）中の例である。但しモデルの状態は GM の小さい(C)のケースである。順方向の風の為ヒールは Lee 側へ 16 度の最大値となっている。この状態では Weather 側張力に異常値を生ずる可能性があるがこの例では 692 ton であり破断荷重の 785 ton に対して約 88 % に達している。最下段は風速タイムヒストリーから作製して与えた風荷重のタイムヒストリーである。

これに対して変動風荷重の方向のみを波、潮流に対して逆方向とした例が図 1.1.18 である。この場合は平均風荷重によって Weather 側 Down となったセミサブが波の定常ヒールモーメントにより更に傾斜を強め危険な状態になる事が予想され、タイムヒストリー上でも -25° という異常傾斜を呈している。ドリフトは順風の図 1.1.17 で最大がアンカー深さの 27 %、逆風の図 1.1.18 で 17 % という値を示している。なおドリフトにより動的特性に一番大きな変化が現われる原因是 Sway の固有周期であり、図 1.1.17 の状態では定常外力無しに比べて固有周期は 1/2 以下に小さくなっている。

次に状態(A)(B)(C)に対して変動複合外力の組合せによってヒール、張力の Max の異常値が如何に変化するかを図 1.1.19 に示す。表現の仕方は図 1.1.16 と同じである。与えた変動風荷重、不規則波の特性は先のタイムヒスト

リーの場合と同一であり不規則波は有義波高、周期とも一種類に限定している。この不規則波の平均周期は波漂流力係数が最大となる規則波の周期で、この周期に対する見かけの波傾斜が約 1% となる有義波高を選んだ。

MaxあるいはMinの異常値は絶対ゼロからの値であり、張力に関しては初期張力も含む。ヒールに関してはMaxとMinを同一平面上に表現したので2枚の曲面として現われている。右端の列にヒールの平均値の面を示したがこれは図1.1.16とはほぼ同じ傾向でありヒールの平均値特性は定常潮流、定常風荷重及び定常波漂流力で推定可能と言える。

一方ヒールのMaxあるいはMinの異常値を表わす曲面については上下に平行移動的ではあるが全般的に平均値のものより傾斜がきつくなっている。この分が波によるダイナミックな効果にもとづくものと考えられる。勿論この中には波周波数応答成分図1.1.7、8で説明したと定常力にもとづく長周期変動成分が含まれている。

風荷重の変動成分による効果を見るために図1.1.19中では、定常風による結果をあわせて●印で示した。これによると○印(変動風)との差が一番大きく見られる所は状態(C)の(-2ノット、-100ノット)の点で5度位となっている。なお変動風のダイナミックな効果は張力に対しては比較的小さいようである。

張力のMaxを表わす面については当然の事ながらWeather側とLee側で逆の傾向となっているがWeather側の方が急傾斜となっているのは波の進行方向が一定となっているからで両者の違いは向い波と追い波の効果の違いに相当している。

ヒールの面で危険となる複合外力の組合せ、あるいは張力の面で危険となる組合せについては図1.1.19により一目瞭然であるがこの点については1.1.4節のまとめで改めて触れる。

図1.1.20には不規則波のみ、変動風荷重のみ、不規則波と変動風荷重が同時に作用した場合の各々についてSway、Tension、Rollのパワースペクトルを示した。与えた不規則波、及び変動風荷重のスペクトル形状は上段に破線で示した。これで見ると長周期変動と外力との関係が明らかである。なおこの図は(A)の状態である。

図1.1.20の(a)の列は外力として不規則波のみの場合で明らかに波周波数成分の無い(これは波高であって力についてはこの限りではない)長周期領域でSway、Rollの固有周期成分(矢印で示す)が誘起されておりTension及びRollにはSway成分も現われていてその連成関係をうかがわせる。一方(b)の列は変動風荷重のみの場合で、もともと力の成分としてSway、Rollの固有周期成分を含んだものとなっているため一次の応答としてSway、Rollの固有周期成分が現われている。また、(a)列の波周波数成分も(b)の風荷重スペクトルとしては含んでいるのがその領域では逆に(a)で見られたロールの顕著な応答は現われておらず波周波数領域では風荷重の変動成分の効果が如何に小さいか、言い換えれば波の一波一波の力が如何に強いかを物語っている。

なお参考の為に(a)の不規則波を風荷重スペクトルとみなして行なった実験では矢張りロールの変動は無視しうるものである事、またSway、Rollの固有周期成分は誘起されず、不規則波中の長周期成分は波による二次の流体力成分にもとづくものである事が確認された。

次に(c)列は不規則波+変動風荷重中での応答スペクトルでここではSway、Tensionにも波成分の応答が見られる。Tensionには長周期側にピークが2つ見られるが、これは大幅にドリフトした時Swayの固有周期が位に変化する事と関係あると思われ、またこの2つのピークに対応するピークがSwayにも見られる。なお(c)では風と不規則波の進行方向は同じである。

図1.1.20を見る上で注意すべき点は各々の図で縦軸のスケールが異なっている点でスペクトルから求まる標準偏差でみるとSwayでは(a):(b):(c)=11:1:1.5 Rollでは1.1:1:1.3、Tensionでは1.5:1:3.3となっており、同方向の風及び不規則波が複合された時Tension変動が非常に大きくなる事、逆にSway変動は非常に小さくなり、一方Roll変動はあまり変化しないことがわかる。勿論定常成分は別にあるわけであるが風、波同方向の場合、特にTensionに注意が必要である事はこの変動成分からも言えるわけである。

最後に図1.1.21には極大値(RollについてはWeather側DownのMinを考える)の頻度分布を示した。各々

絶対ゼロ（静止時基準）からの値をとっている。各々複合外力の組合せ3ケースについて示しているが、その組合せは Sway, Tension と Roll では異なる。

即ち Sway, Tension で最悪の組合せ（実線）は波、風、潮流が3者共同方向の場合であるが、Roll にとって最悪の組合せ（実線）は同方向の波と潮流に対して風が逆方向の場合であるからである。

図 1.1.21 中にはバンド幅パラメータ (ϵ) で決まる Longuet-Higgins による理論分布も書き入れたが Tension を除いて大略あてはまるようである。即ち長周期成分がある場合でもこれを含んだスペクトルより求まるバンド幅パラメータを用いれば Tension を除いて、統計量の推定が可能であろうと思われる。

1.1.4 まとめ—危険状態となる複合外力

本節では以上で得られた知見ならびに前年度までに得られた結果なども考慮して係留された非損傷時のセミサブにとって横傾斜の面あるいは係留鎖張力の面でサバイバル時に転覆あるいは破断を生ずる可能性があると考えられる複合外力の組合せ等について触れる。なおここでの結論は S R 192 で標準モデルとして採用した 2 ロワーハル、8 本コラム型のセミサブで、平行 4 本係留、アンカー水深 160 m（セミサブ全幅の 2.1 倍）に対応する長波頂横波中のサバイバル想定の模型実験にもとづくものである点に注意されたい。

また不規則波は波漂流力が最大となるスペクトルを有するのみを考慮した。

(1) 定常傾斜、平均傾斜

異常値の前に先ず定常傾斜について見てみる。図 1.1.22 に定常風と定常潮流による定常ヒールが Weather 側に 5° 以上 Down する領域を影の部分で示した。この図は、図 1.1.16 の第 4 象限の曲面を平面で近似して -5° の平面との交線を求め描いたものである。実験は風速土 100 ノット、潮流土 2 ノットの範囲で行なったが一部 3.5 ノットの潮流まで行なったので潮流の 2 ノットから 4 ノットまでの範囲を破線で示した。なおサバイバル時の想定潮流は 2.4 ノットであった。

図 1.1.22 に示されるように状態(A)に対して GM を $\frac{1}{2}$ にした(C)では -5° のラインが (A) にはほぼ平行に移動しておりその領域の範囲も約 2 倍（面積的には約 4 倍に）に拡大されており、GM の変化が及ぼす影響は比較的明確である。

一方 GM を同一にして係留点を異常に高くした（重心下方 1.28 m から上方 15.4 m へ）状態(B)でも明らかに 5° 以上の領域は拡大しているが (A) の -5° のラインに平行的では無く、(A) で 5° 以上あった (+2 ノット、 -100 ノット) の点は (B) では 5° 弱となって見かけ上定常傾斜が減少する領域も出てくる。これは係留系がある場合、大きくドリフトして変位-係留力曲線が急激に立上がる状態ではヒールの回転中心が係留ポイント高さに移動して風荷重によるモーメントレバーが減少する一方潮流によるモーメントレバーが増大する為と考えられる。

次に不規則波、定常風、定常潮流が存在する場合の平均傾斜値について同様の表現を図 1.1.23 に示す。図 1.1.22 に示すライインを破線で入れておいたが、これでみるとプラス方向の不規則波により (A)(B) 共 -5° のラインが平行的に上昇しているのに対して (B) の高係留点のケースでは変化は小さくかつ平行的にはなっていない。また (A)(C) でみるとこの不規則波は風速の変化約 35 ノットと等価である。なお波はドリフト力によりセミサブをドリフトさせ、その結果係留系の反作用でヒールを増大させると共に左右のロワーハルに水深によりアンバランスな揚力を発生させその傾斜を増々増大させる。また本システムでの風は波、潮流に対して相互作用がなく加算的に作用すると考えられるが、波と潮流は加算的とはならず、ここで採用した擬似潮流中では実際の潮流効果と異なり波高の変化は無く、かつ出会い周波数が変化しその結果、波浪中の抵抗増加現象が現われドリフトをより増大させる結果となる。

(2) 異常傾斜、異常張力

横傾斜及び係留鎖張力の異常値については、図 1.1.19 で見た様に、Weather Side Down の異常値については $V_c - V_w$ 平面の第 4 象限で（即ち不規則波と潮流が同方向で風が逆方向）、また張力については Weather

Side の張力かつ、第1象限で（即わち潮流、風共に不規則波と同方向）それが大きく出て危険となる組合せとなる。

それら第4、第1象限内の曲面を先と同様に平面で近似して Weather 側 Down の異常傾斜が20度以上となる領域、及び Weather 側の係留鎖張力が破断荷重の80%以上となる領域を示したのが図1.1.24である。

同図中には図1.1.23の平均値-5°のラインも破線で示した。但し図1.1.24における風は定常風の場合である。

この図から次の事が言える。①先ず、実線と破線が平行的でないことから横傾斜の異常値を生ずる不規則波の動的効果が一様でない事がわかる。これは特に高係留点とした(B)、(A)のGMの1/2とした(C)について著しい。

不規則波によるロール振幅（長周期成分も含んだ）の異常値の出方が V_c （潮流速）、 V_w （風速）の組合せ如何にかかわらず一様であれば図19の異常値の面は平均値を示す面を下方に平行移動したものとなり従って-20°のラインは-5°のラインにはほぼ平行となるからである。

②標準のGM状態(A)では（±2ノット、±100ノット）の範囲で20°を超えて Weather 側 Down する組合せは見られないのに対して(C)ではその範囲で20°を超える組合せが存在し GMを小さくする事が直接に危険に結びつくと言える。

③次に標準のGMで低係留点の(A)では Weather 側張力が危険となる外力の組合せが（±2ノット、±100ノット）の範囲で出現する可能性があり、この点からは(A)の状態が最適とは言えず、実際にはもう少し低い初期張力の最適係留が存在すると考えられる。GMが小さい(C)では張力の面では逆に安全側と言える。

④一方標準GMで高係留点の(B)では（+4ノット、-100ノット）の近辺で-20°の領域が現われるものの全体的に横傾斜の面でも、張力の面でも危険となる組合せが（±2ノット、±100ノット）の範囲では見られず、前図図1.1.23で平均値が5度を超える領域が(A)にくらべて増大した傾向とは異なる。またこれは従来の認識とは異なる点であり前提も含めて更に検討の余地がある。

⑤58年度の実験で得られた結論（昭59年3月研究資料 p53の(a)図）を図1.1.24の(A)に-20°の線として入れると○を結んだ線となり今回の結果と比較的近いと言える。（但し実験状態は若干異なる）

(3) その他

①変動風の動的効果としては特に Sway、Roll の固有周期近傍の風速スペクトルに留意すればよい。

②非損傷時の安全性を左右する要素としては GM、係留点高さ、初期張力が主たるものであるが、初期張力がサバイバル対応となつていれば今回の横波状態での一番重要な要素は GMではないかと思われる。

③GMの効果が明快であるのに対して係留点高さと安全性との関係は単純ではない。

④張力の安全率は1.8として係留系をデザインしたが実験ではこれが1.2に下った。これは外力のDynamicな効果によるものであるが波漂流力が設計条件にまで達していない（実験は設計条件の規則波相当の有義波により行なった。）事を考えるともう少し検討の余地がある。

⑤一方定常なサバイバル外力によるヒールは-12°と想定していた（状態(A)）が実験では Dynamicな効果により-20°まで増大する複合外力の組合せも見られた。しかし想定した設計潮流2.4ノット以下では標準状態(A)ではそこまで到らず状態(A)のGMは若干余裕があると言える。（状態(C)は余裕無し）。

表 1.1.1. 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	3455.1 ton
KG (m)	0.273	175
GM _r (m)	0.045	2.87
GM _l (m)	0.037	2.37

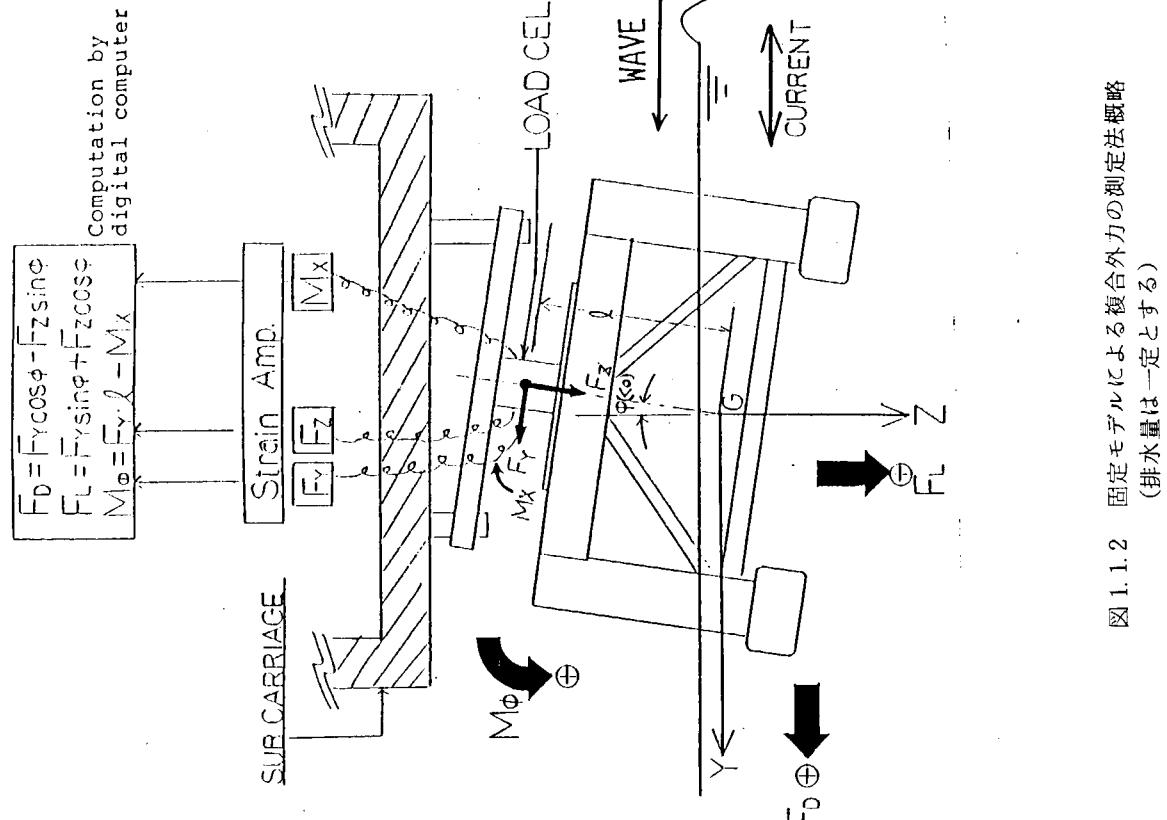


図 1.1.2 固定モデルによる複合外力の測定法概略
(排水量は一定とする)

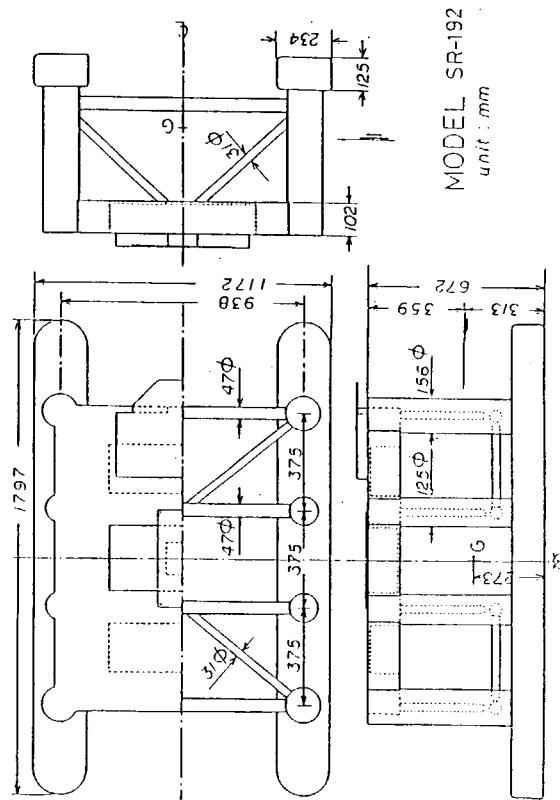
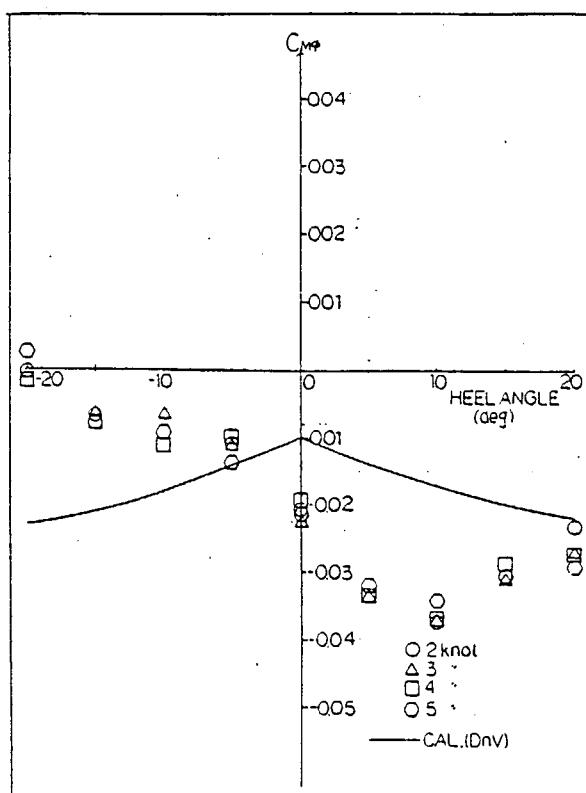
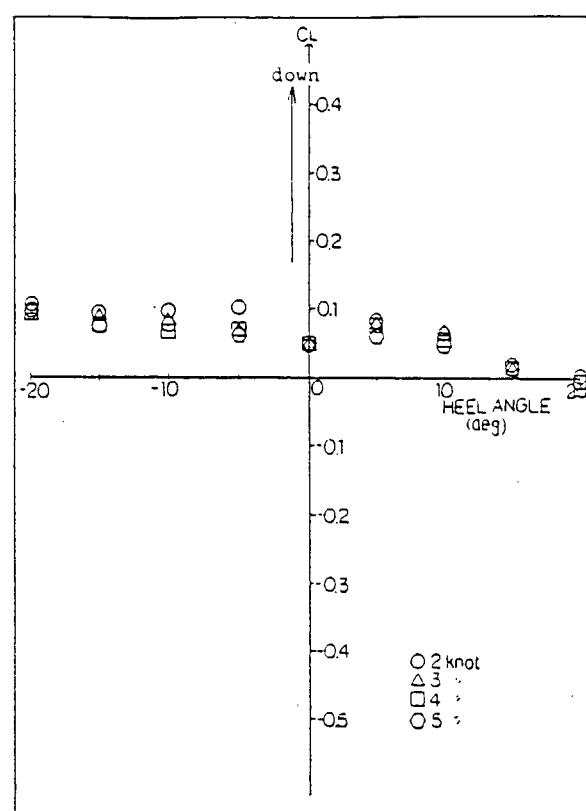
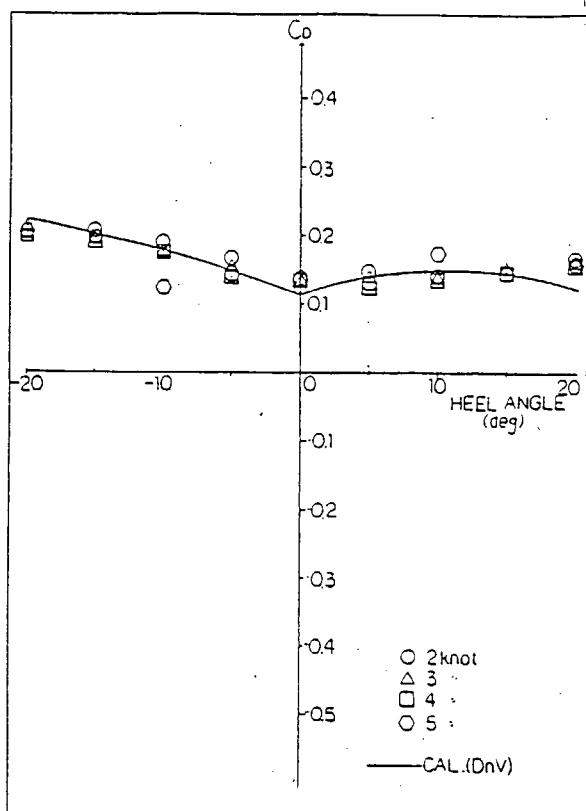


図 1.1.1. モデル形状



$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 V_c^2}$$

$$C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2} \rho L_{pp}^2 V_c^2}$$

$$C_{M\phi} = \frac{M_\phi}{\frac{1}{2} \rho L_{pp}^3 V_c^2}$$

図 1.1.3 定常潮流力 (F_D : 抗力, F_L : 揚力, M_ϕ : モーメント)

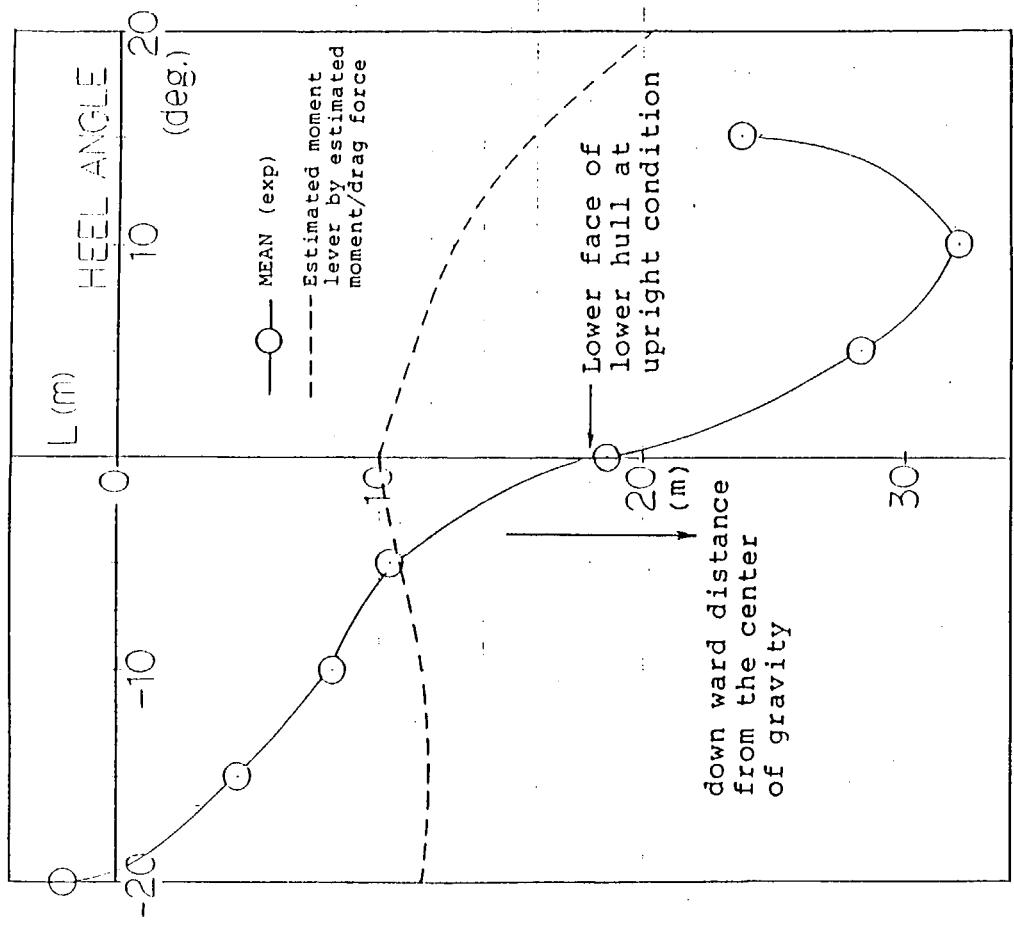


図 1.1.5 潮流力の見かけの作用中心（重心より下方の距離）

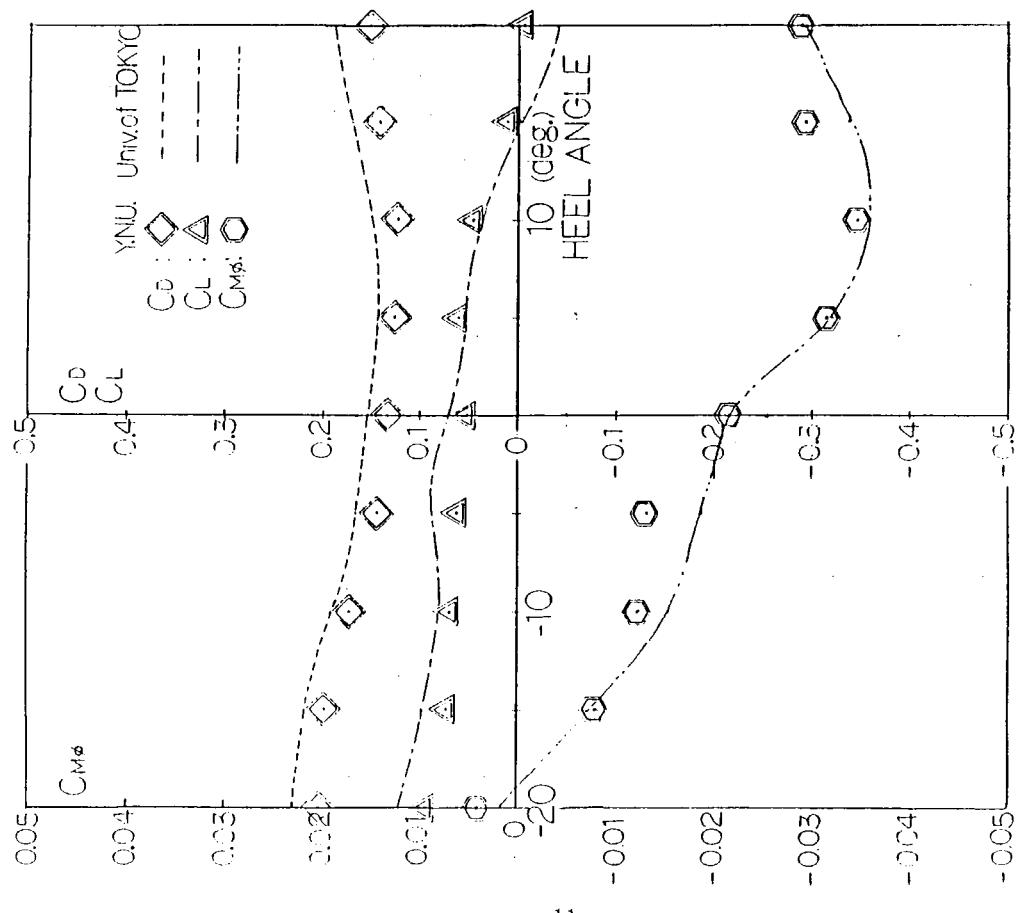
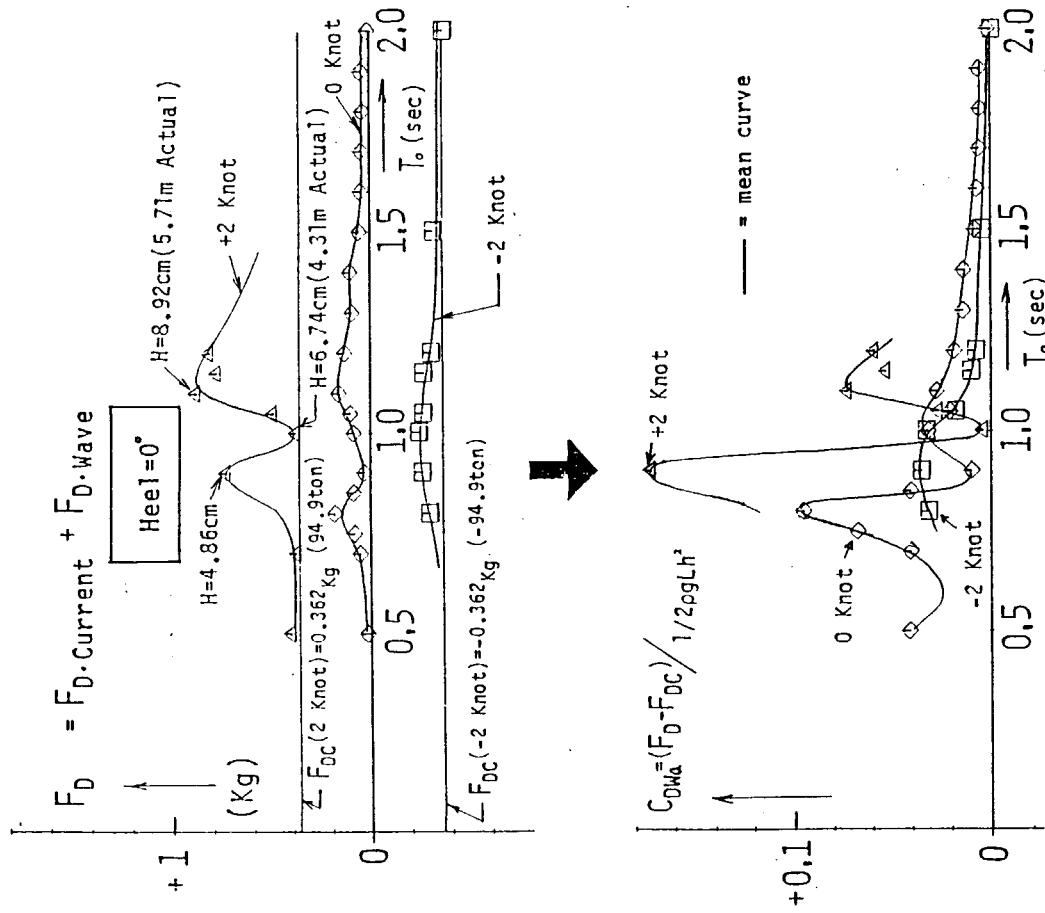


図 1.1.4 実験値同志の比較（横浜国大、東大）



-12-

図 1.1.6 潮流併存時の波漂流力(固定モデルによる)
 T_o は波の絶対周期(モデルスケール), 但し潮流(ノット)は
 実機スケール

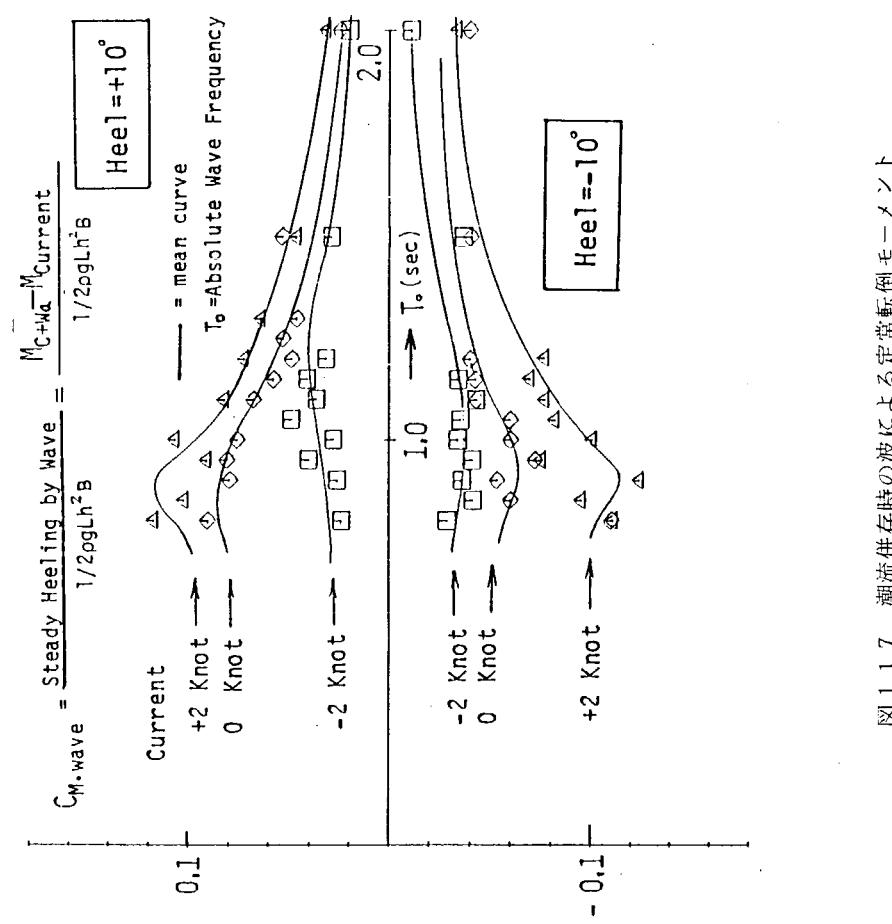


図 1.1.7 潮流併存時の波による定常転倒モーメント

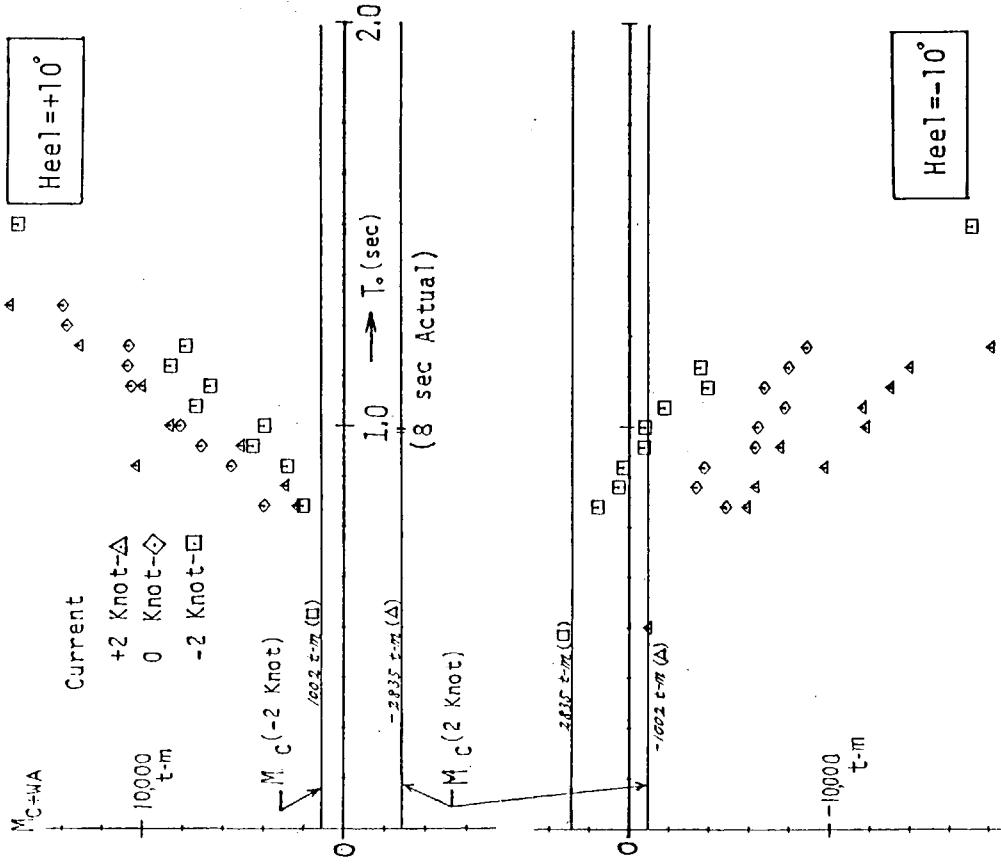


図 1.1.8 潮流と規則波による定常転倒モーメント（傾斜時）
絶対問題ToはModelスケール、縦軸のモードン
は実機スケール、波高は波傾斜とのものに換算した。

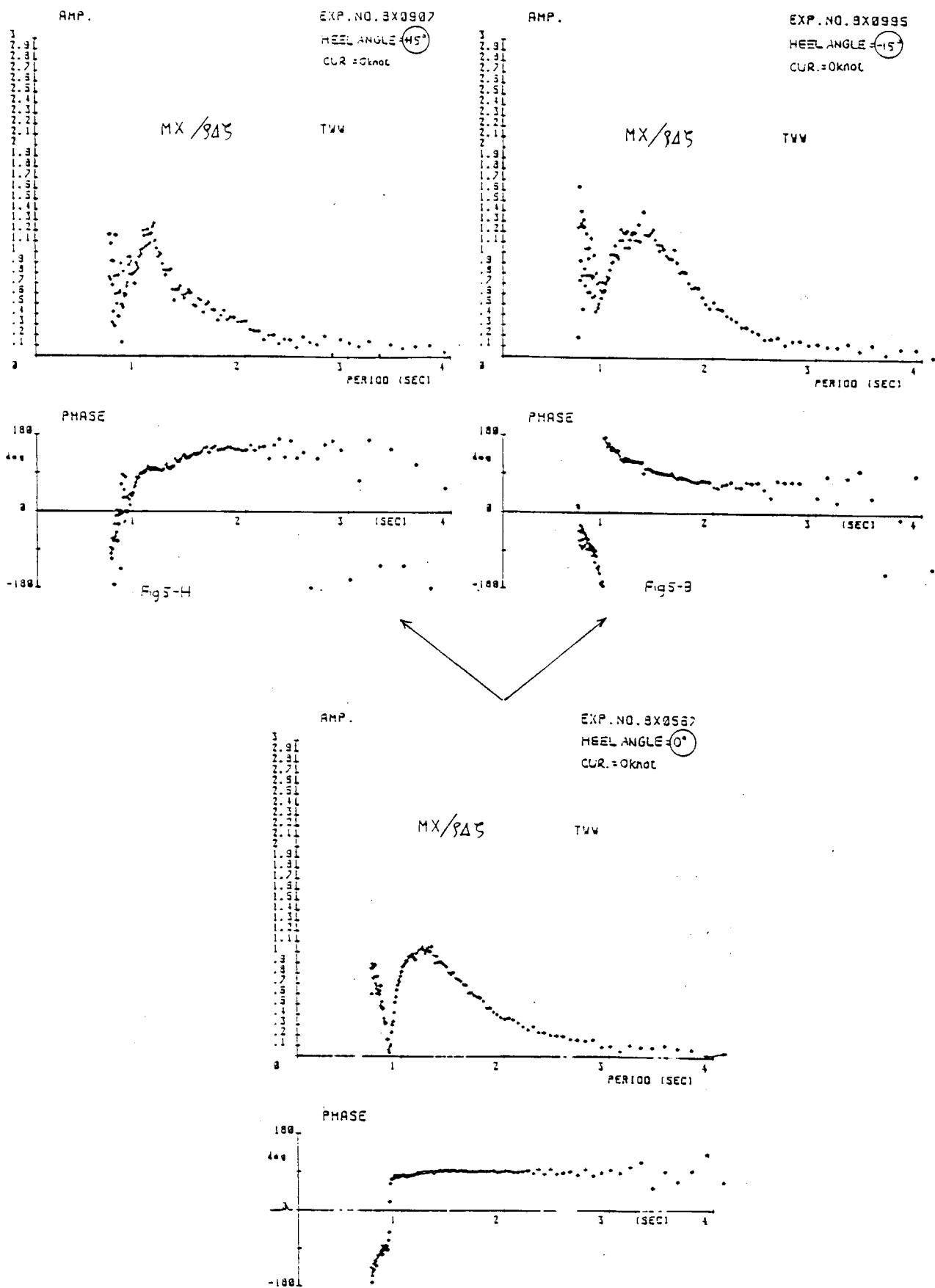


図 1.1.9 傾斜時の波浪強制ロールモーメント応答関数（過渡水波中）
横軸はモデルスケール

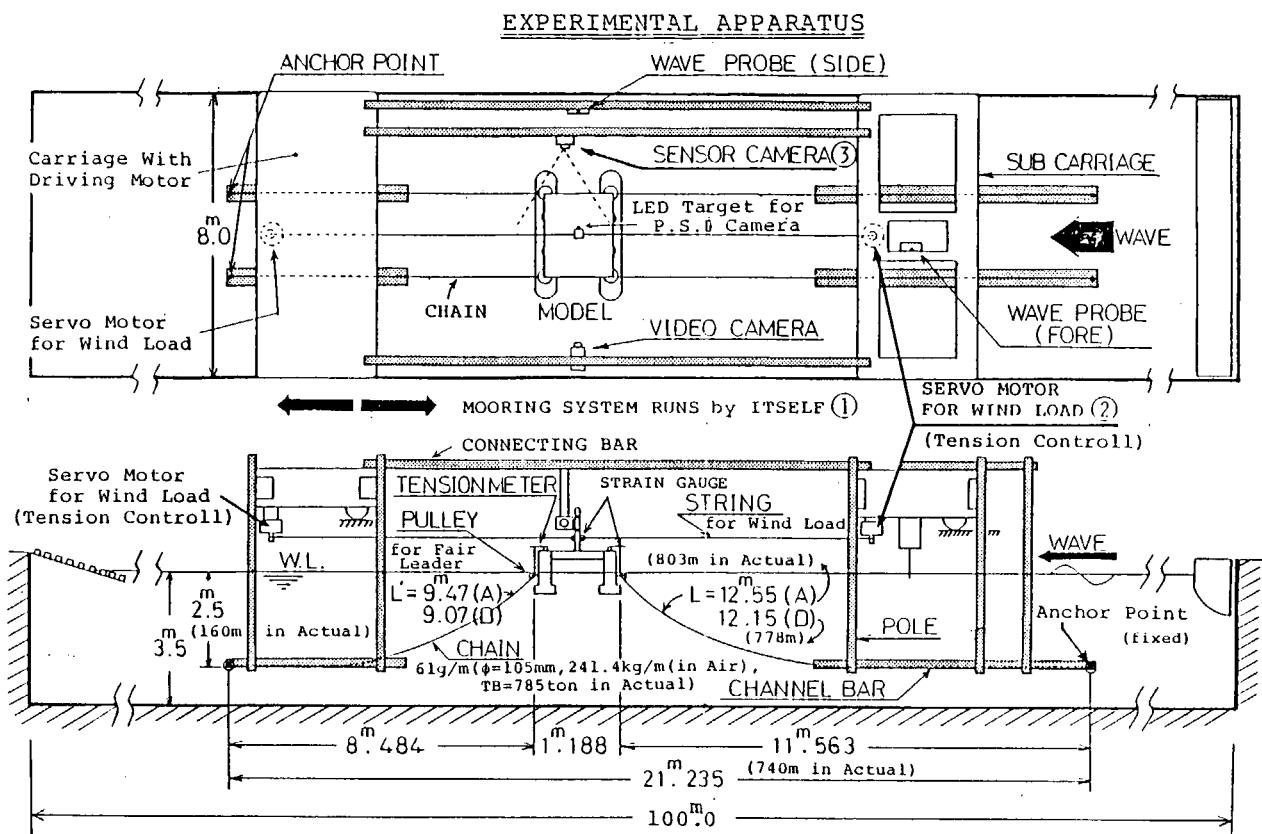


図 1.1.10 複合外力下（定常潮流、変動風荷重、不規則波）の係留実験システム概略

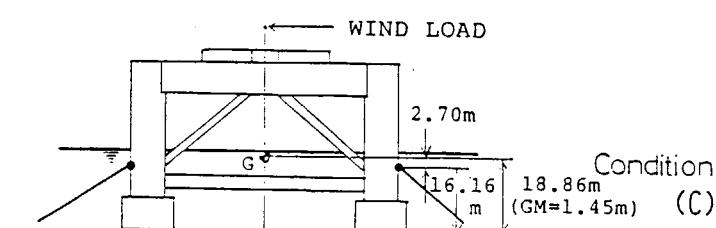
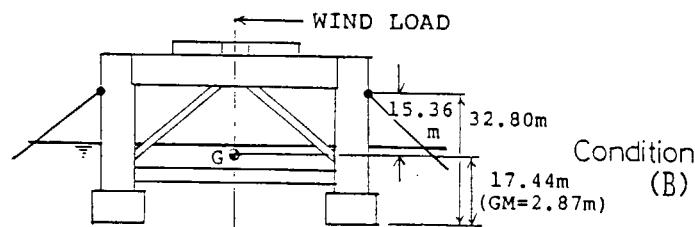
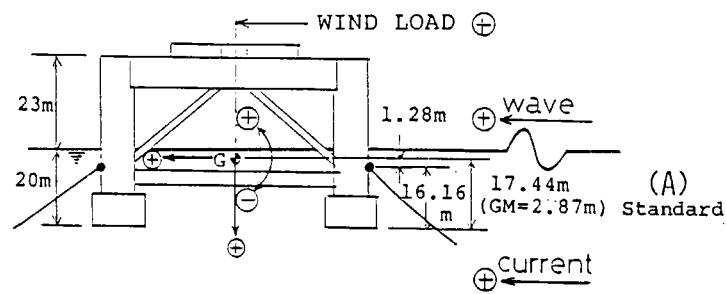


図 1.1.11 実験状態(A)=標準, (B)=(A)の係留点高さのみ上昇,
(C)=(A)のG Mのみに $\frac{1}{2}$ に。

MOORING LINE CHARACTERISTIC CURVES
(Survival Condition : Condition A)

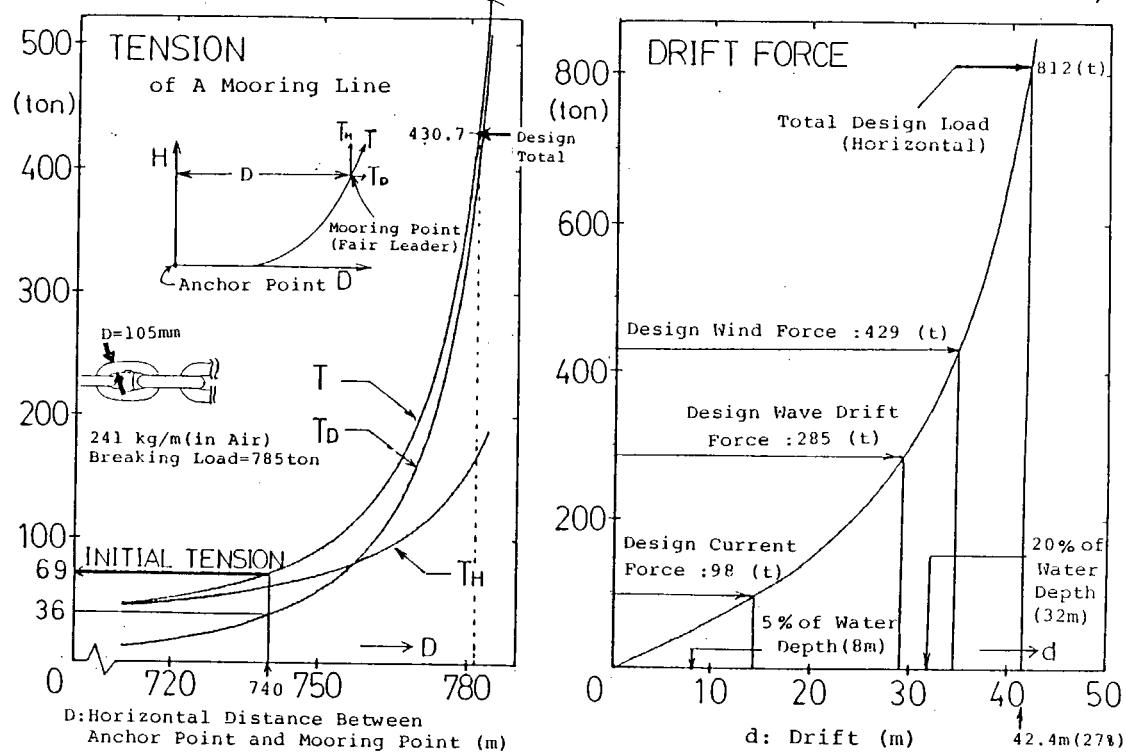


図 1.1.12 水平変位—張力曲線(左), 水平反力曲線(右)

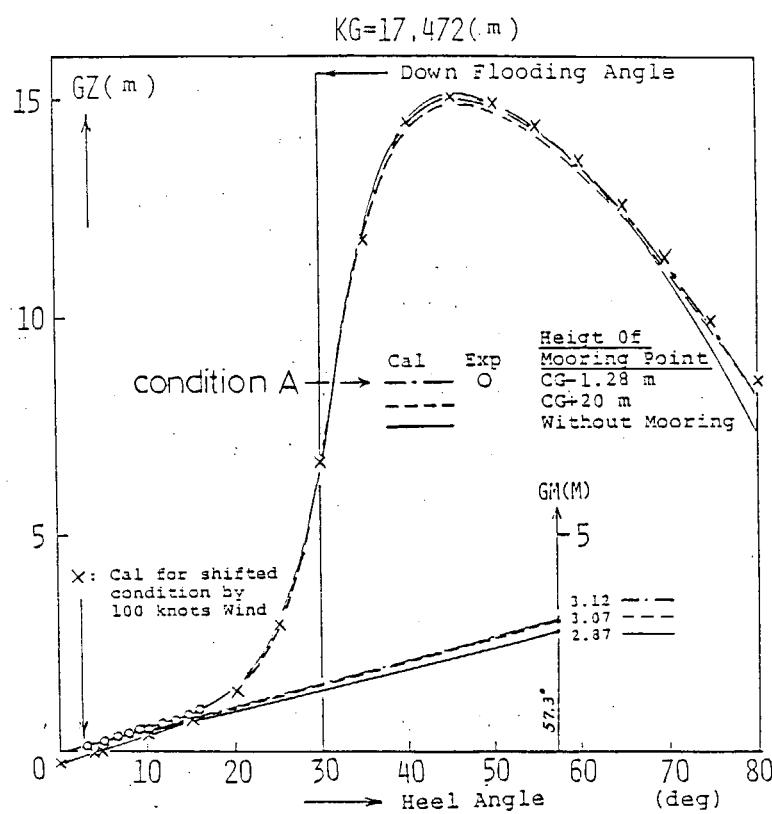


図 1.1.13 G Z カーブに及ぼす係留ラインの影響

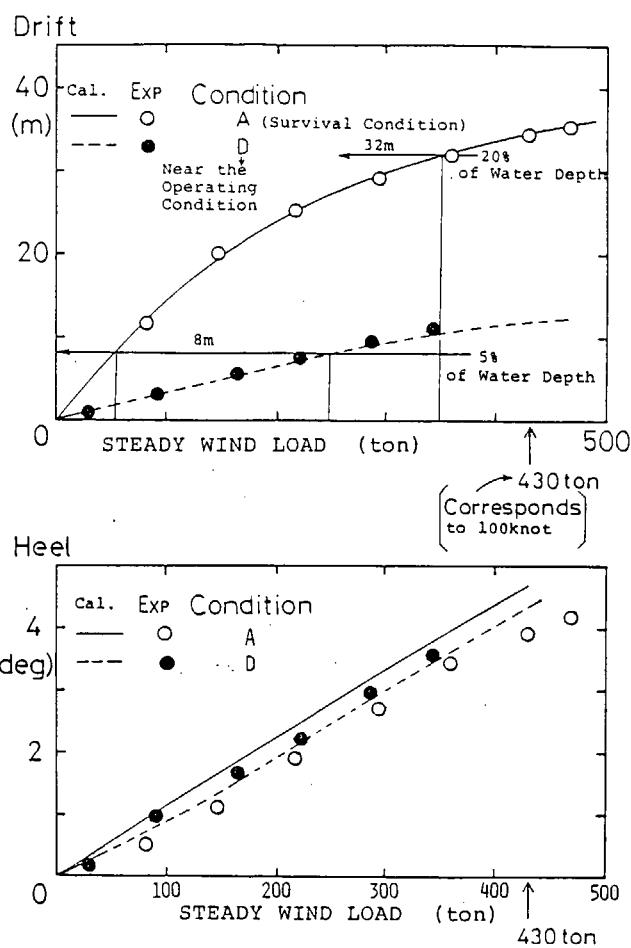


図 1.1.14 定常風によるドリフト及びヒール（風荷重付加装置による実験値と計算値），なお状態Dの初期張力は152ton。

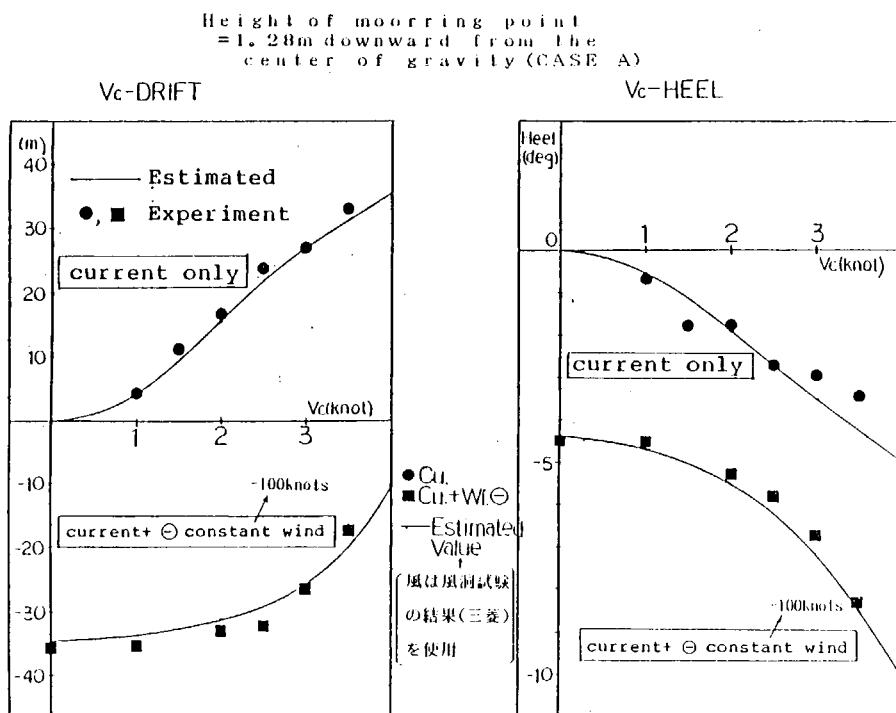


図 1.1.15 ドリフト，ヒールの予測値と実験値の比較

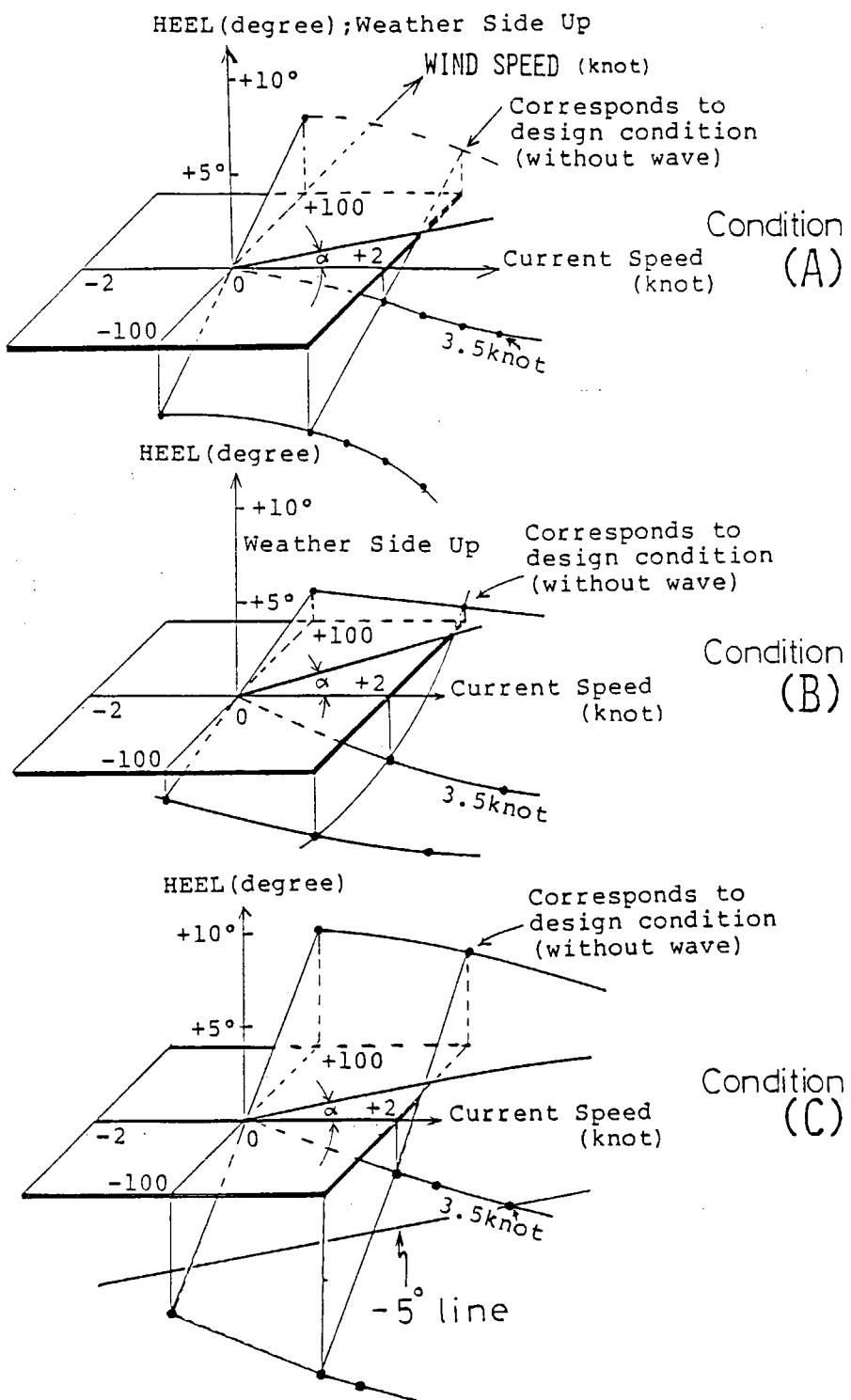


図 1.1.16 定常な風及び潮流によるヒール（波ナシ）
(A), (B), (C)は図 1.1.11 に対応している。

TIME HISTORY

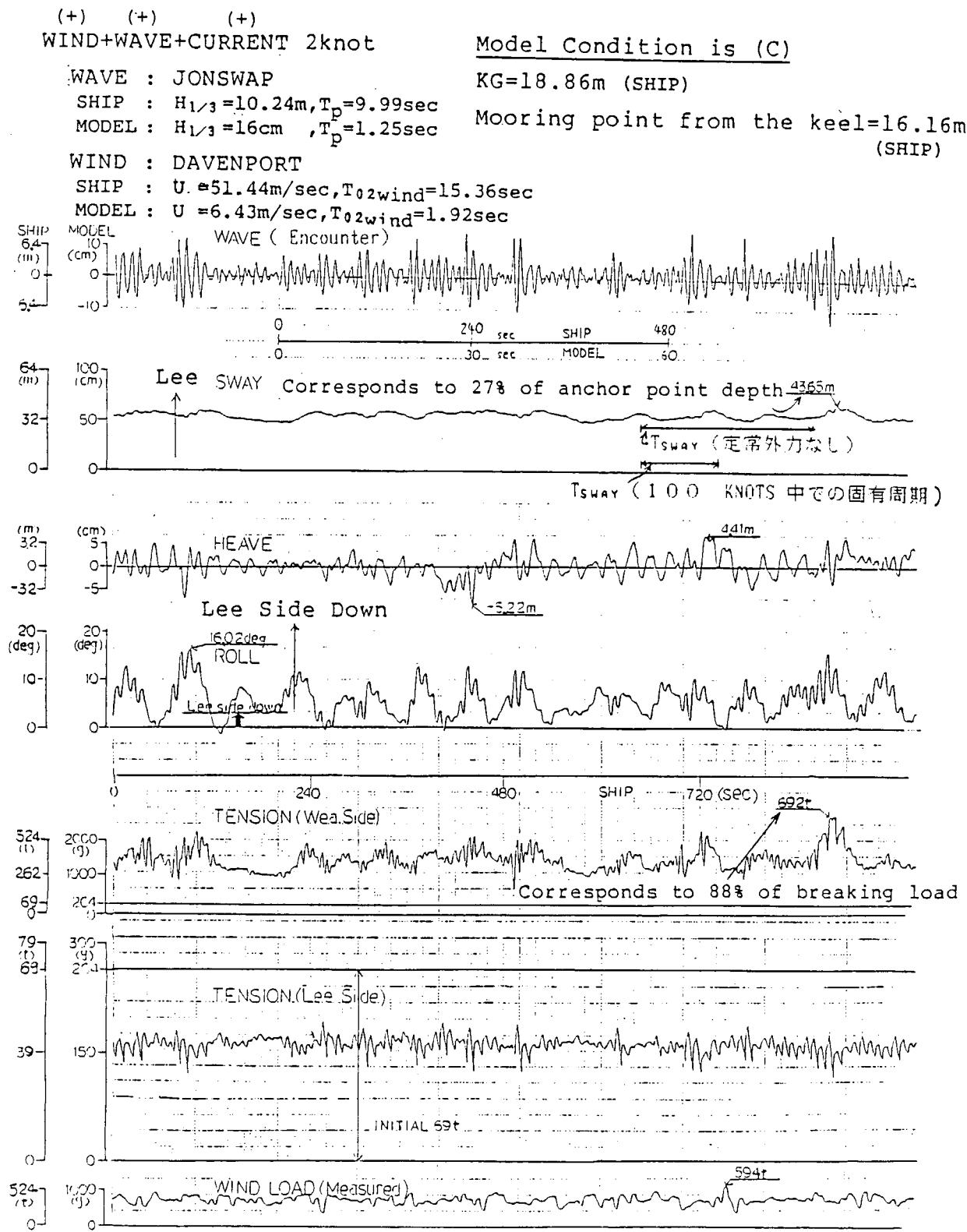


図 1.1.17 状態(C)でのタイムヒストリー例 (④変動風荷重 + ④不規則波 + ④潮流)

TIME HISTORY

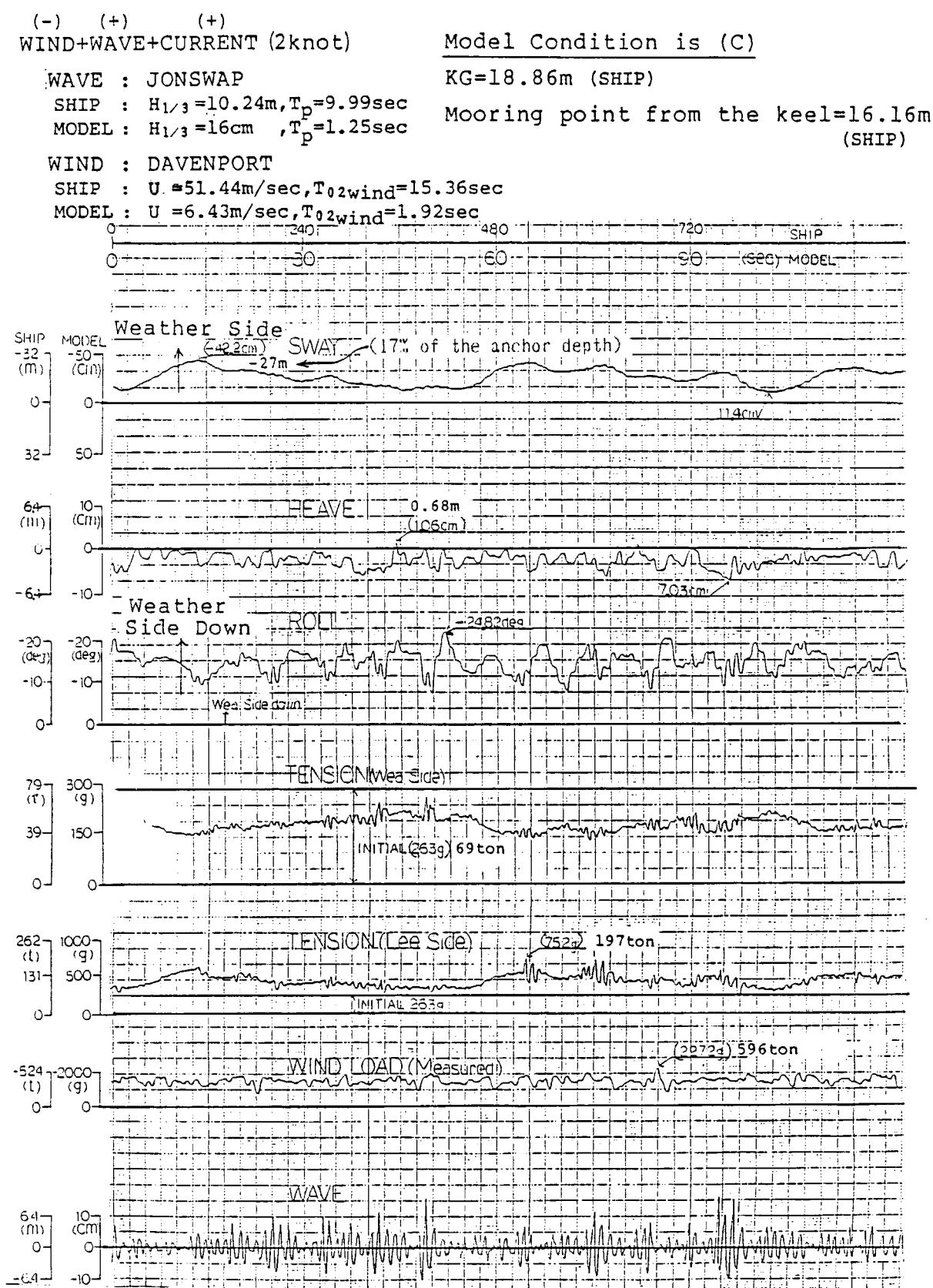


図 1.1.18 状態(C)でのタイムヒストリー例 (⊖変動風荷重 + ⊕不規則波 + ⊕潮流)

● 定常風
○ 運動風

不規則波 = JONSWAP

($T_{\alpha_1} = 3.8 \text{ sec}$, $H_{1/3} = 10.2 \text{ m}$)

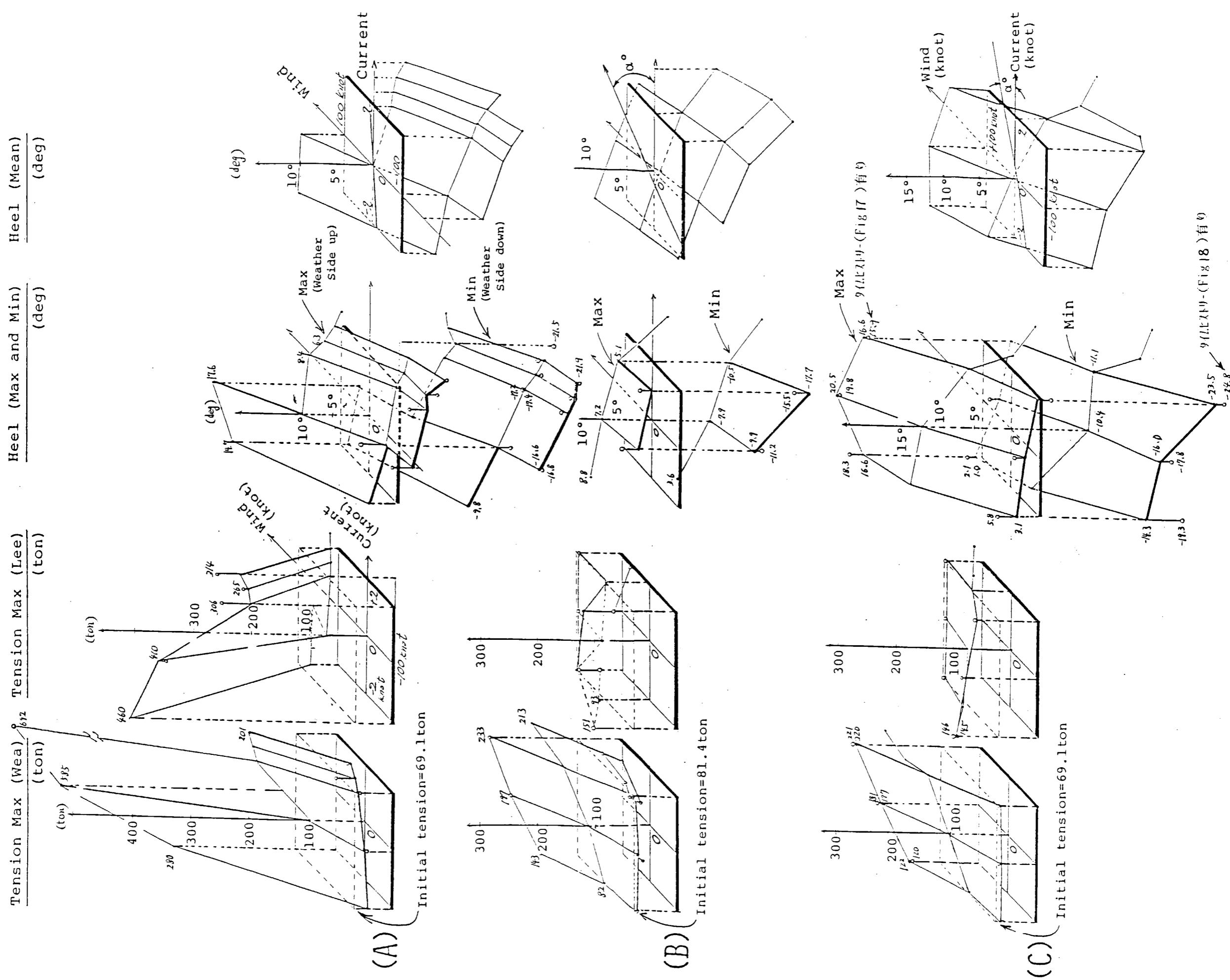


図 1.19 張力及びヒールのMax, Min, Meanの風荷重, 流れの組合せによる
変化(不規則波アリ)。(A), (B), (C)は図 1.11 の状態に対応している。

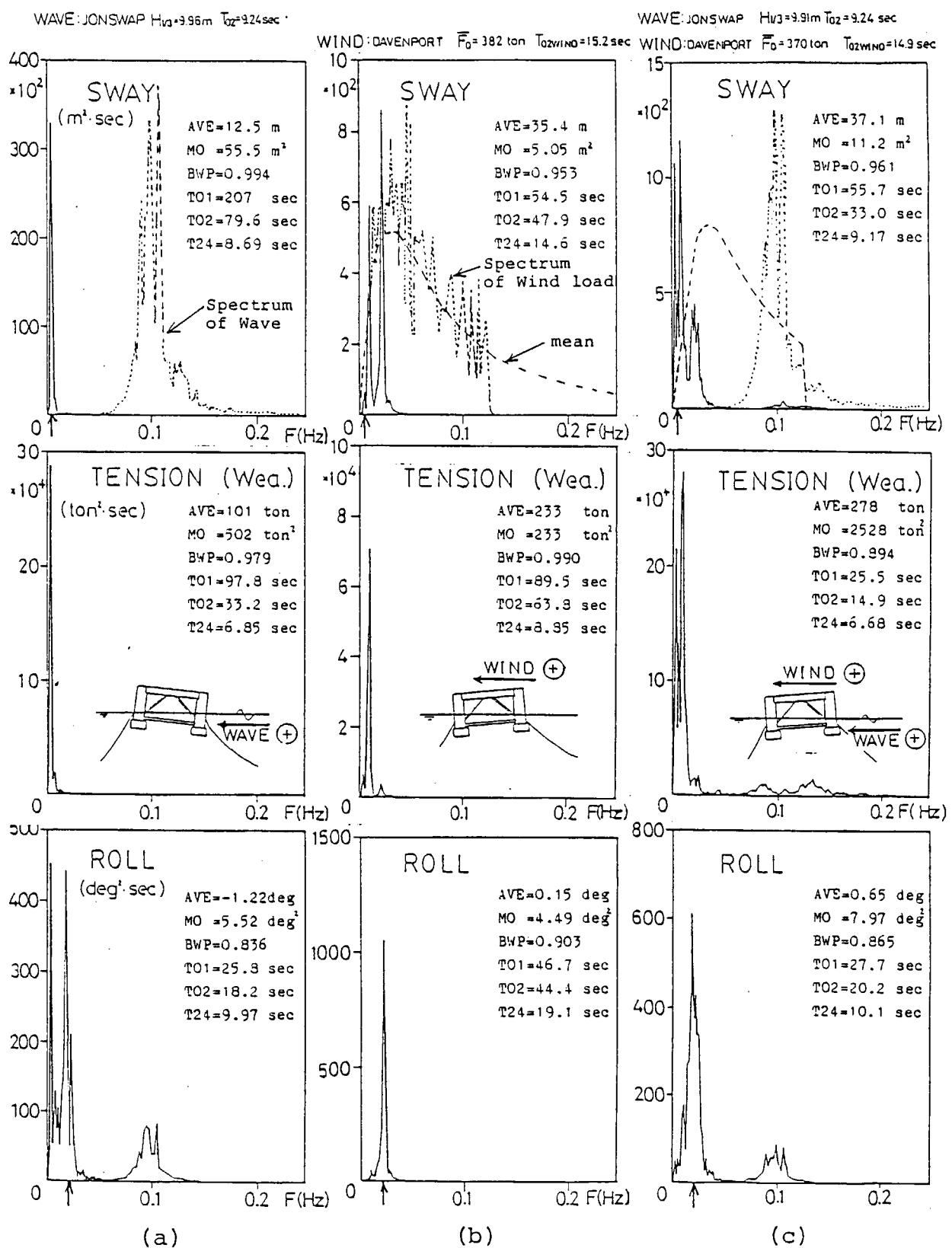
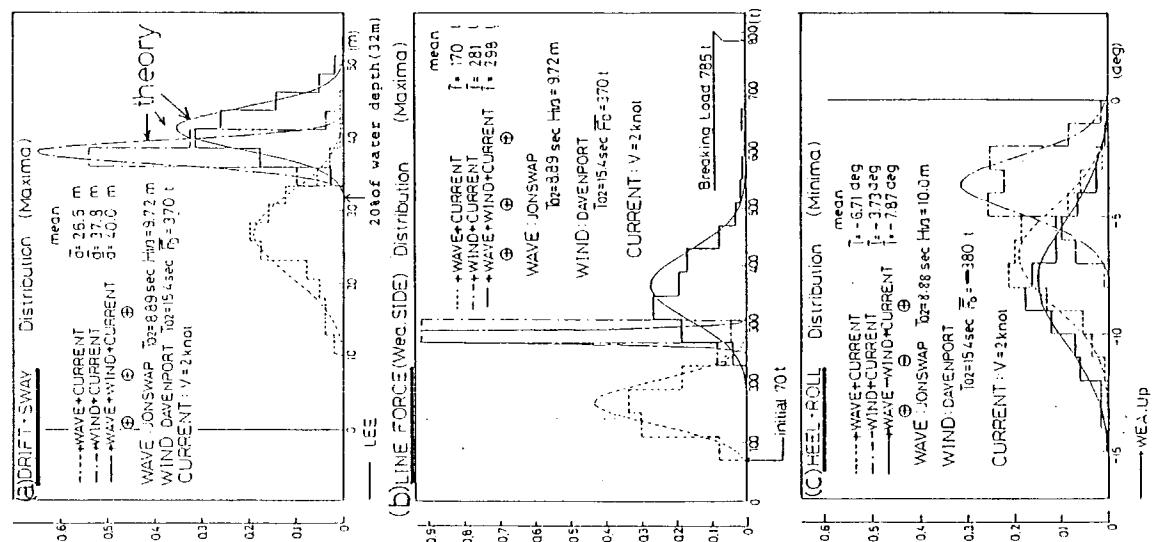


図 1.1.20 スウェー、テンション、ロールの長周期成分を含むスペクトルの例（状態は(A))
波スペクトル及び風荷重スペクトルは破線で示す。（但し形状のみ）



- 24 -

In Constant Wind + Current (without Wave)

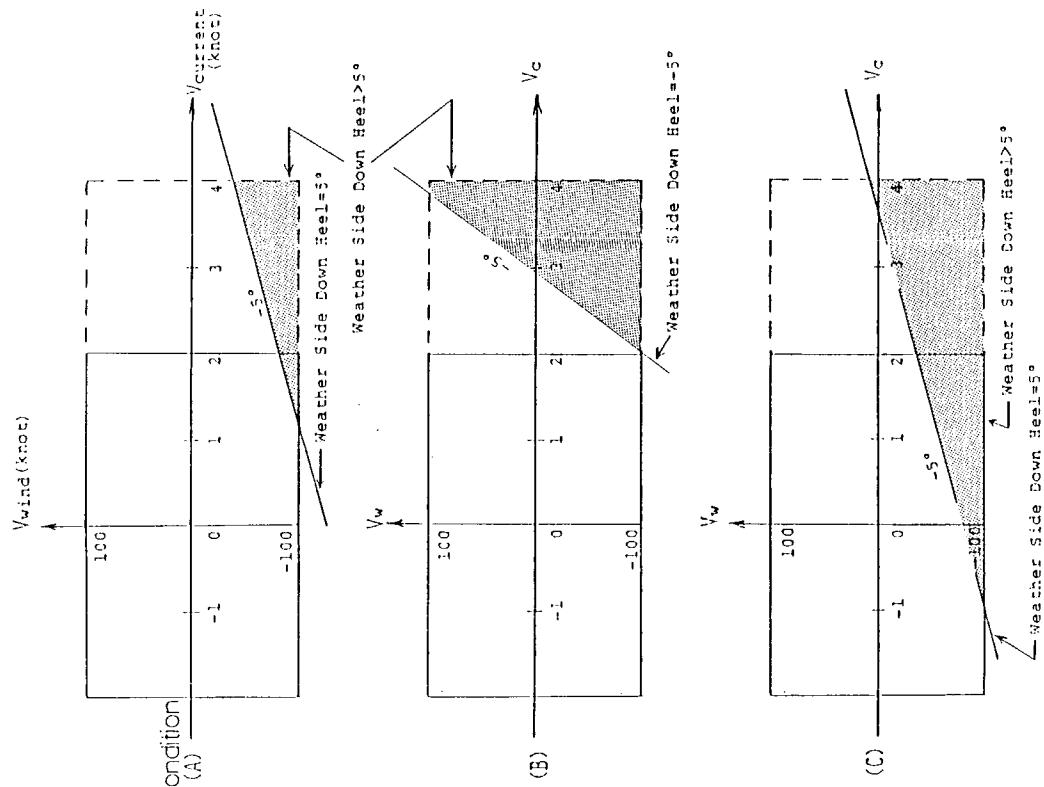


図 1.1.21 極大値の頻度分布 (状態A), 曲線は理論値, また各々の実線は各々 Sway, Tension, Rollに対して最悪の複合外力の場合である。

図 1.1.22 Weather Side Down Heel > 5° 以上 Downする定常風と定常潮流の組合せ, 状態 (A), (B), (C)は図 1.1.11に対応

In Irregular Wave (JONSWAP $T_1 = 8.8 \text{ sec}$, $H_{1/3} = 10.24 \text{ m}$)
+ Constant Wind + Current

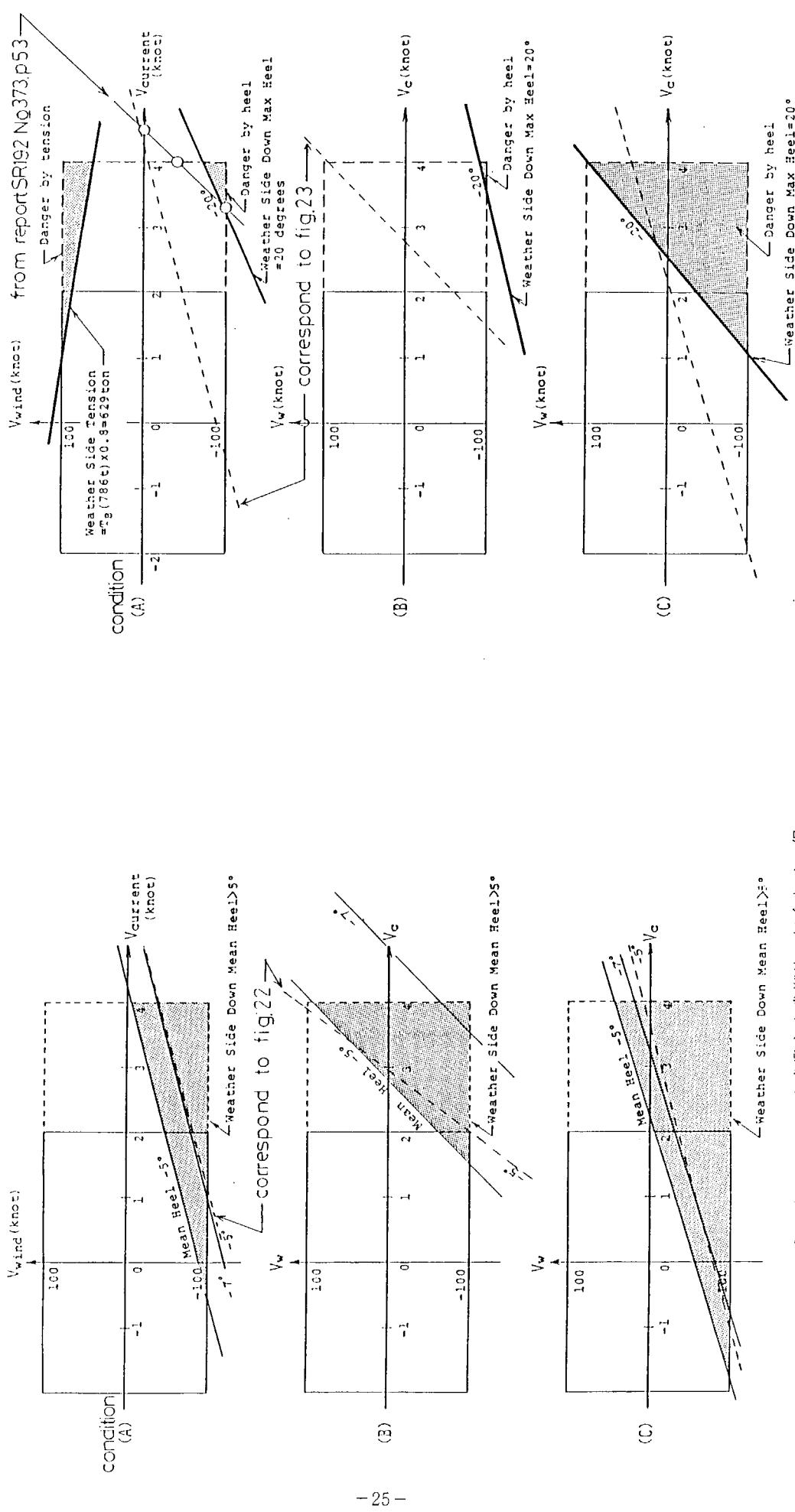


図 1.1.23 Weather Side $< 5^\circ$ 以上 Downする定常風と定常潮流の組合わせ、但し不規則波有り。

図 1.1.24 異常ヒールがWeather Side に 20° 以上 Downある時は異常張力が破断荷重の 80 %以上となる風と潮流の組合わせ、但し不規則波有り。

1.2 転覆現象のシミュレーション計算法の開発と実験

1.2.1 まえがき

風荷重、波浪、係留索等の影響を全て考慮して、海洋構造物の海洋における挙動をシミュレーションすることが可能になりつつある。理想的なシミュレーションが行われれば、海洋構造物の安全をおびやかす諸条件の組み合せ（一般には、多数の可能な組み合せ中のいくつかであると考えられる）を、机上で見出すことが可能になるであろう。

シミュレーションの結果は、種々の量、例えば6自由度の運動、ある点での波面上昇等の時系列として表現されることが多い。しかしながら、シミュレーション計算の結果、得られる海洋構造物の動きと波浪の全体像を、いわば水槽実験を観察しているようにダイナミックに表示し、海洋構造物の危険な状態を感じて解析したり、転覆にいたる過程を観察することも必要である。本節においては3次元グラフィック・ディスプレイ装置を用い、海洋構造物の動きと波面の動きを画像として表示する研究の結果を報告する。

なお、本年度の研究の結果、海洋構造物の動く3次元像の表示が可能となり、海洋構造物の転覆応答を表示する道具は完成したが、この道具を用いて海洋構造物の安全性の詳細な研究を実施することは時間の関係でできなかった。

1.2.2 画像表示の考え方と方法の概略

画像の表示にあたり、次のような考え方としたがった。

- (i) 構造物の画像はワイヤフレーム表示とする。
- (ii) 構造物の画像は3次元鳥瞰図的なものとする。さしあたり海洋構造物の動きは3自由度しか考えないが、斜め波中で6自由度の運動をする場合の動きを表示することを可能としておくためと、画像に奥行きを持たせて実在感をあたえるためである。
- (iii) 波面も3次元的な表示をする。シミュレーション結果の画像表示の意味は、波浪の空間的分布と構造物の動きの全体像の把握にあると考えられるからである。
- (iv) 係留索は、構造物に取りつけられる上端部分のみ3次元線表示する（係留索の全部を画面に入れると構造物画像は極端に小さくなる）
- (v) 定量的把握のため必要に応じて、海洋構造物、運動等の諸量の時系列（構造物の動きにつれて時々刻々変化する時系列のある過去の時点から現在まで）も同時に表示可能とする。

画像の作製と表示の概略は以下の通りである。

用いたディスプレイ装置はムトーアイダ M C 310、ディスプレイ装置（図1.2.1）に接続されたコンピュータは九大応用力学研究所所有のFACOM M310 Eである。

海洋構造物の画像は、ディスプレイ画面上で、ジョイ・スティックとピックを用いて人間の手で作られる。まずロワー・ハルやコラムとなる基本部分を作る（各断面形状をいくつかの点座標をピックして画面上に作り、それを柱状体的に引き伸ばして立体をつくる）。出来あがった基本立体を積木を組み立てるように画面上で移動させて最終的な海洋構造物に組みあげる。この時点で、海洋構造物の節点、すなわち最初にピックした点の3次元座標情報はディスプレイ装置に記憶される。このディスプレイ装置は、このように記憶した剛体を変位、回転の時系列にしたがい3次元鳥瞰図として時々刻々表示するための装置である。

海洋波の表面も一定の大きさのパネルの集合として表現し剛体としてこれらのパネルの上下動として表示する。将来考えられる斜め波あるいは短波長波の表示もパネルの数を増加させることで容易に実施できる。

係留索は、上端の一部のみの表示であるから、空間直線で近似的に表示する。海洋構造物の運動にともなう上端の3次元座標の変化及びカテナリーとしての係留索の準定常的な動きの結果生じる上端での傾斜角の変化を考慮して表示する。

画像の表示速度は、現在ディスプレイ装置とコンピュータのマッチングの問題があり、計算した時系列のタイム・ステップに関わりなく、約3秒に1コマとなっている。将来、ディス・プレイ装置のグレードアップ等によってより速くすることが必要と思われる。ダイナミックな画像の動きを見たい場合は、何らかの方法で画像の增速映写が必要である。

このような海洋構造物の動きを表示するシステムの利用をもっと有効にするため、次の点を今後可能にしたい。

- (i) 画像の表示中のインタ・ラプトを出来るようにする。すなわち時系列計算のパラメタを途中で画像を見ながら変化させられるようにする。
- (ii) 3次元画像を見る視点を、画像表示の途中で任意に変えられる。
- (iii) 計算画像と実験画像の比較を可能とする。

1.2.3 海洋構造物の運動の計算

海洋構造物の運動のシミュレーションの計算は、本SR192でも行われている。それらの計算は、時間領域の計算であり、本研究で開発した画像表示装置で、その結果を表示すれば、その成果をより有効に用いられると考えられる。

本節では、それとは別に少し違った方法で海洋構造物の運動を計算してみた。以下、それについて記述する。

運動方程式の構成は次の考え方で行った。

- (i) 運動の計算は周波数領域で行う。時間を追った計算が必要となる場合でも最小限にとどめる。したがって長周期動揺と短周期動揺（波浪の周期に対応した周期の運動で、以下このように呼ぶことにする）を同時に取り扱わずに、両者の計算を分離して別々に実施する。そのため以下のように書く¹⁾。
- (ii) 長周期運動の周期は、短周期運動のそれに比して十分に長い。前者の振幅は大きく、後者の振幅は波浪の振幅程度に微小であるとする。両者の速度は十分に小さいとする。これらの仮定によって海洋構造物の波浪中の運動 $\mathbf{r}(t)$ は、形式的に書くと次のように表現される。

$$\mathbf{r}(t) = \epsilon \cdot \mathbf{r}_w(t) + \mathbf{r}_s(\epsilon t) \quad (1)$$

ここで、 $\mathbf{r}_w(t)$ ：短周期動揺、 $\mathbf{r}_s(\epsilon t)$ ：長周期動揺、 ϵ は入射波の振幅に対応する微小量である。構造物の運動方程式は、最低次の大きさでは再び形式的に次のように書ける。

$$M \cdot \epsilon \cdot \partial^2 \mathbf{r}_w / \partial t^2 = \epsilon F_1(t; \mathbf{r}_s) + \epsilon G_1(\mathbf{r}_w; \mathbf{r}_s) \quad (2)$$

$$M \cdot \epsilon^2 \cdot \partial^2 \mathbf{r}_s / \partial (\epsilon t)^2 = \epsilon^2 F_2(\epsilon t; \mathbf{r}_w) + G_2(\mathbf{r}_s) \quad (3)$$

ただし M ：海洋構造物の質量（慣性モーメント）、 $F_1(t; \mathbf{r}_s)$ ：波振幅の1次のオーダーの流体力、構造物の位置の変化 \mathbf{r}_s にもとづく1次のオーダーの波力の位相変化、同じく姿勢の変化にもとづく1次の流体力の変化があるためパラメタとして \mathbf{r}_s が書かれている。本計算では姿勢の変化の影響は、横波中の3自由度運動なので小さいとして無視している。本計算の特徴は、 \mathbf{r}_s の変化は非常にゆっくりしており、その \mathbf{r}_w の運動への影響は準定常的である。即ち F_1 の計算は \mathbf{r}_s は一定とし良く、パラメターとし考えれば良い。こゝでは構造物の位置の変化にもとづく波力の位相変化として \mathbf{r}_s の影響が考慮されている。

$G_1(\mathbf{r}_w; \mathbf{r}_s)$ ：係留力。大変位 \mathbf{r}_s に依存して変化するが、海洋構造物の場合、係留力はそれ程大きくなく、その多少の変化は1次のオーダーの運動にあまり大きな影響をあたえない。つまりそれ程係留系の復原力による同調周期は海洋波の周期とかけ離れている。以上のような考え方で、本計算では G_1 の \mathbf{r}_s 依存は考慮していないが、風や潮流、波などによって海洋構造物の定常変位が非常に大きい場合には、この仮定は必ずしも合理的ではないであろう。

$F_2(\epsilon t; \mathbf{r}_w)$ ：2次のオーダーの流体力：波振幅のみでなく、それによって生じる短周期動揺 \mathbf{r}_w にも当然、依存するのでパラメタとして \mathbf{r}_w をふくんでいる。 $G_2(\mathbf{r}_s)$ ：大変位 \mathbf{r}_s による係留力。

具体的には、 G_1 に対する \mathbf{r}_s の影響を無視して、不規則波の各成分波に対して \mathbf{r}_w を求める。この時に F_1

の \mathbf{r}_s 依存による \mathbf{r}_w の位相変化は無視する。 F_2 の計算に用いる \mathbf{r}_w としては位相の情報は必要がないからである（ F_2 の計算法がもっと合理化されば必要となるが）。この \mathbf{r}_w を用いて(3)式によって \mathbf{r}_s を計算する。この \mathbf{r}_s を用いて再び(2)式を解き（この時は F_1 の \mathbf{r}_s 変化にもとづく位相変化を考慮に入れる。）本計算では(3)式の同調周期での応答のみを計算している。つまり長周期の同調周期かあるいはそれから非常に離れた周期の F_2 を生じるよう、成分波の周期が選ばれる。

1.2.4 流体力と運動の計算の概略

1次のオーダーの流体力は特異点法で計算した、構造物の表面は約 180 のパネルに分割した。計算時間は、FACOM-M360AP で 3 モード（上下揺、左右揺、横揺）1 周波数で約 4 秒 CPU タイムである。計算は $\lambda/L = 0.5 \sim 7$ の範囲で実施した。

2次のオーダーの定常流体力は、 \mathbf{r}_w の決定の後、各周波数に対して左右揺方向の力を計算した。定常横揺モーメントは、ロワー・ハルを円柱とし、Ogilvie の方法で上下方向の定常力を計算し、初期傾斜がある場合のみモーメントが生じるとして求めた。この場合には \mathbf{r}_w の影響は考慮していない。

このようにして各周波数 ω_i に対して求めた左右揺方向定常力あるいは横揺定常モーメントの係数を $D(\omega_i)$ とし、長周期波力（モーメント）を

$$F_2 = \sum \frac{1}{2} \rho g \zeta_i^2 \cdot D(\omega_i) \cdot \cos(\epsilon \omega_0 t + \delta)$$

で近似する。ただし $\epsilon \omega_0$ は左右揺あるいは横揺の同調周波数とする。

長周期運動は同調時のみ計算するが、必要な減衰力は各部材を全て柱状体として抗力を計算し（断面形状に関らず $C_D = 1.5$ とした）、それを合計して求めた。

風荷重は昨年の SR 192 昭58年度報告図 2.8.4 の C_D 及び C_L 曲線を用いて定常荷重のみを計算した。

1.2.5 計算例

海洋構造物のモデルとしては昨年広島大学が用いた 2-ロワー・ハル、4 本コラム形のものを用いた。寸法は少し変更して、また実機の寸法は、昨年想定していたものより少し大きめにした。

L :	120 m
△ :	123,550 ton
GM :	2.90 m
k_{xx} :	0.335 L
係留鎖表 :	990 m × 4 本
係留鎖重量:	270 kg/m
係留点 :	重心下 20 m
水深 :	180 m

計算状態：

風速は全状態を通じ $V_m = 60$ ノットとした（状態IV、V では逆風）計算は成分波について実施したが、ほゞ有義波高相当で 10 m となるように成分波の振幅が選ばれている。また例えば 2 成分波でも横揺、左右揺の長周期動揺をひきおこすために各成分波の近くの周波数をもつ波がふくまれているので、実質的には 4 成分波となっている。

以下の計算状態について図 1.2.2 から図 1.2.6 までに動揺の様子が図示されている。波は右方から左方へ伝わっている。

状態 I	周期	7.5 秒	9 秒	12 秒
	波高	5 m	4 m	3 m

II	周期	7.5秒
	波高	9m
III	周期	12秒 15秒
	波高	5m 5m
IV	周期	7.5秒 9秒
	波高	5m 5m
V	周期	15秒
	波高	12m

図1.2.2の場合は、上部に4種の量の時刻歴が示されている。左から左右揺、上下揺、横揺、構造物中心における波面上昇である。構造物の水平分向、定常変位は左右揺から除かれていること及び、上下方向の単位は適当に変化させていることに注意すべきである（上下揺は実際は小さいが、時刻歴上は大きく示されている）。

以上の状態の動きでは、あまり危険と思われる状態は見出せなかった。

1.2.6 まとめ

本年度は、海洋構造物と波面の動きを画面に表示する技術の開発にとどまった。今後、この道具を用い多くの状態、パラメターを変化させた状態について画像表示を行い、海洋構造物の転覆現象について研究を実施する。一方シミュレーション技術については本SR192の成果等をもとに、もう少し検討し、理想的なものに近づける努力が必要と思われる。

参考文献

- (1) Triantafyllow, M. S. ; A Consistent Hydrodynamic Theory for Moored and Positioned Vessels, J. Ship Research Vol. 26, No. 2, (1982)

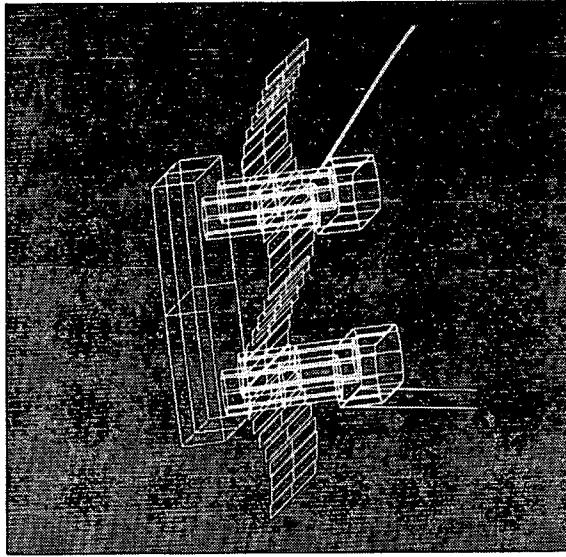
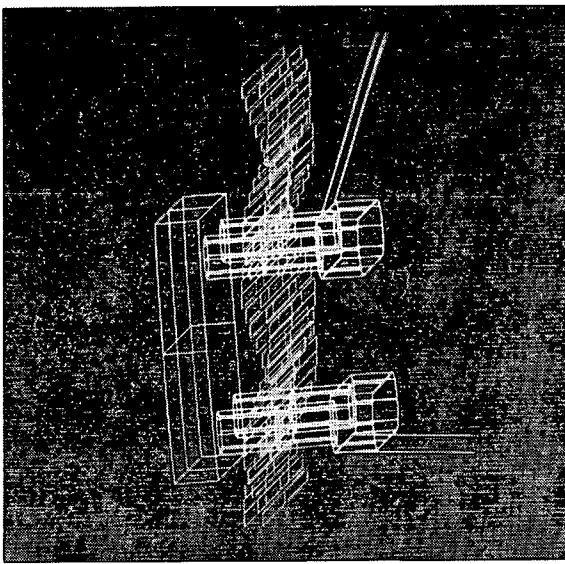


図 1.2.3 状態 II

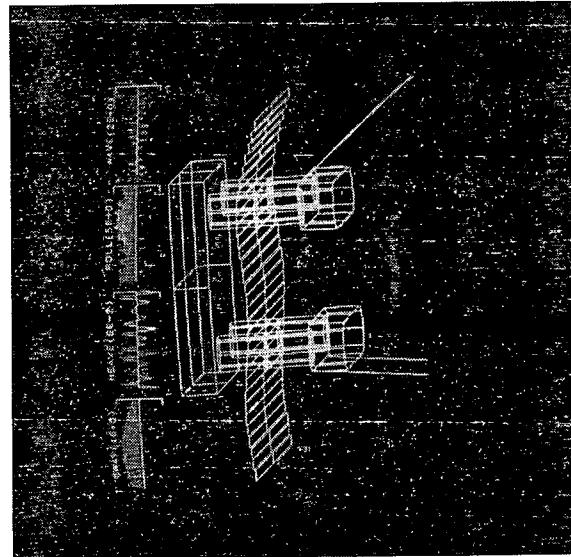
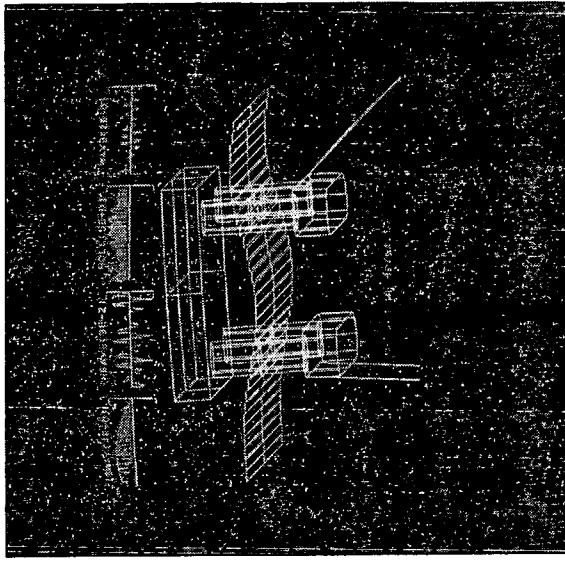


図 1.2.2 状態 I

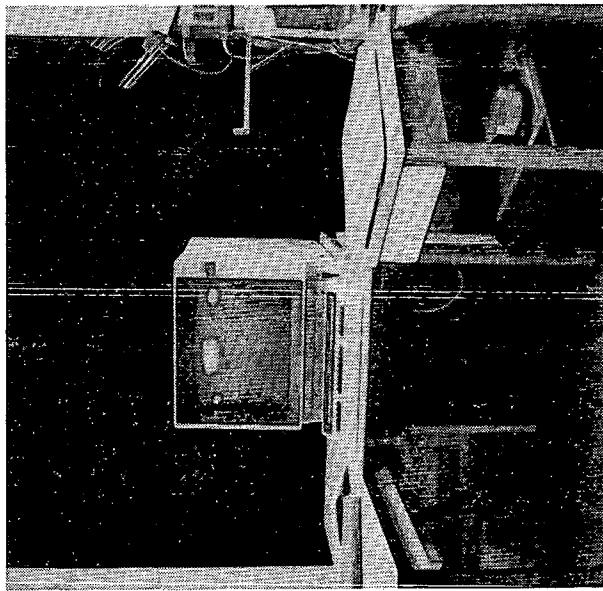


図 1.2.1 ディスプレイ装置

図 1.2.6 状態 V

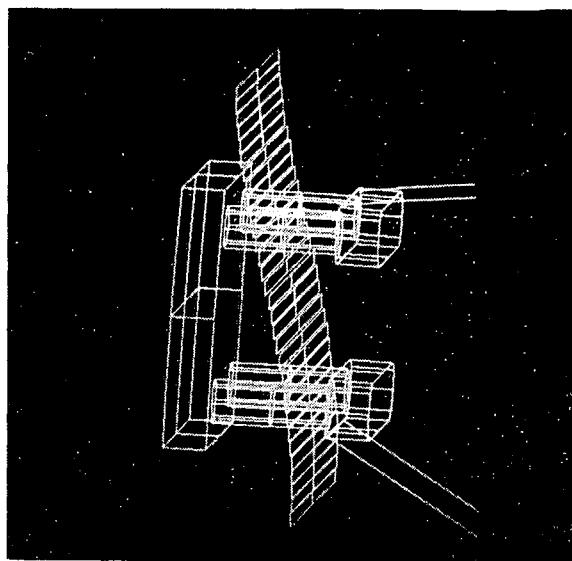


図 1.2.5 状態 IV

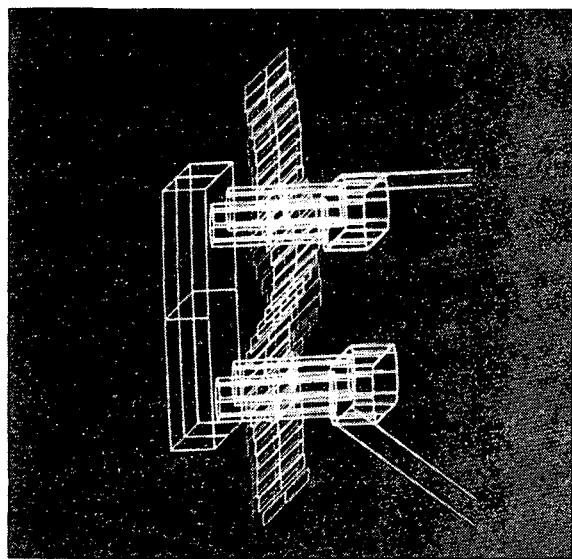
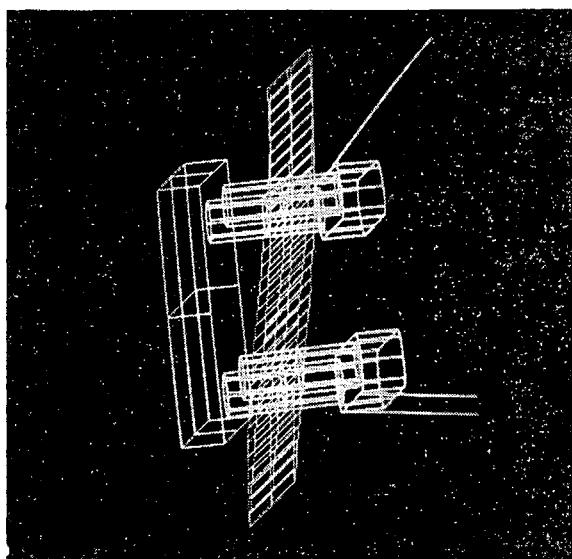
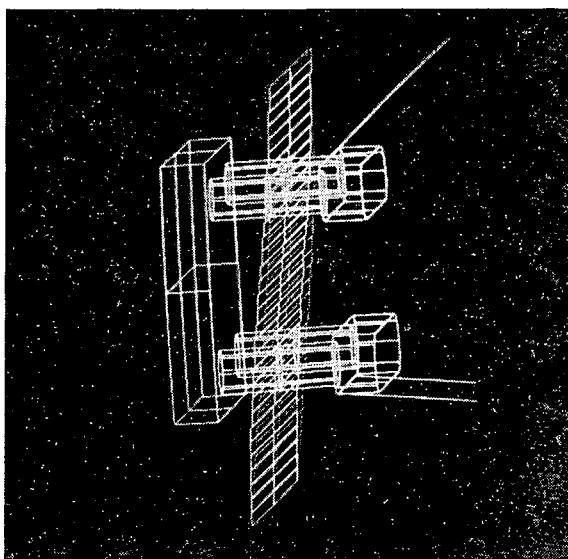


図 1.2.4 状態 III



1.3 大傾斜したセミサブリグの安定化について

1.3.1 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原因の一つである¹⁾という観点から、セミサブリグの姿勢を制御し、海水打込みを回避すれば、この種の事故を防ぎ安全性が保たれると考えた。そこで、大傾斜したセミサブ型リグの不規則波中動揺試験を行い、昨年度報告²⁾のデータをもとに、運動のシミュレーション計算を試み、実験結果との比較検討を行った。さらに、何らかの理由でセミサブリグが大傾斜した場合を想定し、バラストを調整する³⁾ことによって、その姿勢を制御し、リグの安定化の可能性をシミュレーション計算によって検討した。

1.3.2 不規則波中動揺試験

本実験に用いた模型は、図1.3.1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⁴⁾。表1.3.1に模型の主要目を示す。

座標系は、図1.3.2に示したものを使用し、波上側にdownする方向を初期傾斜角の正側している。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を±10°、±20°の4種類変化させて行った。また、運動変位は無接点方式のポジションセンサーによって計測した。

本実験に用いた不規則波は、(1.3.1)式に示すようなJONSWAP型のスペクトラムを有するもので、表1.3.2に示すように、有義波高が0.18mで平均波周期1.80secのものと有義波高が0.12mで平均波周期が1.25secの2種類を用いた。これらの波のスペクトラムを図1.3.5および図1.3.6に破線で示す。また、実験の計測状態を表1.3.3にまとめて示し、実験の配置状態を図1.3.3に示す。

$$\begin{aligned} S(\omega) &= (\alpha / 2\pi) H_1 \ell^3 T_p^{-4} f^{-5} \exp[-1.25(T_p f)^{-4}] r \exp[-(T_p f - 1)^2 / 2\sigma^2] \\ f &= 2\pi/\omega \quad : \quad r = 3.3 \\ \alpha &= 0.0624 / [0.23 + 0.0336r - 0.185(1.9+r)^{-1}] \\ \sigma &= \begin{cases} \sigma_a = 0.07 : \omega \leq \omega_p \\ \sigma_b = 0.09 : \omega \geq \omega_p \end{cases} \quad \omega_p = 2\pi/T_p \\ T_p &= 1.408 T_{o2} \end{aligned} \quad \cdots \cdots \quad (1.3.1)$$

計測したデータは、全てマイコンでAD変換し、重心G回りの値に変換した後に、スペクトル解析および時系列の統計解析を行った。

また実験に先立って、係留ラインの復原力を調べるために、静的復原力試験を行った。その結果を図1.3.4a, b示す。

1.3.3 不規則波中動揺試験

(1) 重心G回りの有義値

図1.3.5、図1.3.6に計測された不規則波のスペクトラムを○印で示す。

また表1.3.4aおよび表1.3.4bに実験によって得られたスペクトル解析値と時系列統計解析値の一例を示す。ここでは、横波状態で有義波高0.18m、平均波周期1.80secの結果を示すが、現象が線形に近い場合、上下揺に見られるように、スペクトル解析結果と時系列統計解析結果とは良く一致しており、線形重ね合わせが可能であることを示唆しているが、左右揺および横揺では長周期動揺が存在するので、周知のようにスペクトラムが双頭型となり、狭帯域のRayleigh分布の仮定によって求めたスペクトル解析値と時系列統計解析値とは異なった結果を示す。当然のことながら、時系列解析の方が事実にそくした値となっているので、以後は時系列統計解析の結果について検討する。このことからも数値シミュレーションの重要性が認識される。

図1.3.7～図1.3.12は初期傾斜角が動揺に及ぼす影響を検討するために、横軸に初期傾斜角を、縦軸に最大平均値(有義値)を示したものである。尚、上側の図は両振幅を解析した結果で、下側の図はzero-upの極値

(極大値：極小値)を解析した結果である。

図 1.3.7, 図 1.3.8 は上下揺の有義値であるが、昨年度報告の規則波中の運動特性と同様、いずれの状態においても初期傾斜角が大きくなると有義値が大きくなっていることがわかる。

図 1.3.9, 図 1.3.10 は左右揺および前後揺の有義値であるが、相対的に波上側に傾斜した方が波下側に傾斜しているよりも大きくなっていることがわかる。平均波周期 1.25 secにおいては特に縦波状態で値がばらついているが、これは漂流が最大となる周期がこの平均波周期と一致しており、実験状態によって値が不安定になっているためと思われる。

図 1.3.11, 図 1.3.12 は横揺れおよび縦揺れの有義値であるが、初期傾斜角が増加するにつれて、増大する傾向にあり、特に波下側に 20° 傾斜したときに大きな値を示している。

(2) リグの定常姿勢

図 1.3.13～図 1.3.15 は初期傾斜角が定常変位に及ぼす影響を検討するために、横軸に初期傾斜角を、縦軸に定常変位を示したものである。

図 1.3.13 は上下方向の定常変位であるが、昨年度報告の規則波中の運動特性と同様、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、 $\theta = \pm 20^\circ$ の場合には沈下している。 $\phi = +20^\circ$ の場合だけ、昨年度報告の結果とは異なっているが、いずれにしても小さな値で、リグの安定性を脅かす存在ではないと考えられる。

図 1.3.14 は左右方向および前後方向の定常変位であるが、横波状態では波上側に 20° 傾斜したときに小さくなっているが、縦波状態では ±10° で一度小さくなっているが、±20° で増大するという傾向にある。

図 1.3.15 は回転方向の定常傾斜を示すが、横波状態において初期傾斜角が ±10°, +20° では傾斜角が増加しているが、-20° では逆に僅かながら定常傾斜角が初期傾斜角よりも減少している。また縦波状態においては、初期傾斜角が ±10° で傾斜角を増大させているにもかかわらず、±20° では傾斜角が初期傾斜角よりも明らかに小さくなっている。この傾向は昨年度報告の規則波中においても見られたものである。

以上の結果より、不規則波中においても程度の差こそあれ、規則波中の運動の特性とほとんど同様の傾向を示すことがわかった。

(3) Air Gap

図 1.3.16 に初期傾斜角が Air Gap に及ぼす影響を示す。

図の見方は縦軸に、静止状態における Air Gap に対する不規則波中における Air Gap の極大値の有義値の比を表わしている。従って、その値が大きくなればなるほど Air Gap が小さくなり、1.0 を越えると少なくとも 1.3 最大平均は甲板を越えていることになる。

これによると、初期傾斜角が ±10° の場合には縦波状態よりも横波状態の方が、Air Gap が小さくなっているが、初期傾斜角が ±20° の場合には逆に横波状態よりも縦波状態の方が、Air Gap が小さくなっている。これは、縦波状態の初期傾斜角が ±20° においては図 1.3.1 により明らかなように、水平ブレースが水面より出ることによりリグ全体が沈下するため初期の Air Gap が表 1.3.3 に示すように横波状態よりも小さくなることに由来する。

また、±20°においてはいずれの状態においても 1.0 を越えており、本リグへの海水打込みの可能性は非常に大きいと考えられる。しかしながら、本実験においては海水打込みがあっても転覆に到る現象は見られなかった。これは昨年度の報告と異なり今回の実験では、上甲板上にはチェーンロッカー等の開口部を設けていなかったことと、大きな波が連續する規則波の方が条件が厳しいことが理由として考えられる。

1.3.4 シミュレーション計算

波浪中において係留された浮体の運動方程式は、一般的に⁵⁾

$$\left. \begin{aligned} & \sum_{j=1}^6 [M_{ij} + m_{ij}] \ddot{X}_j + N_{ij} \dot{X}_j + N_{ij} (\dot{X}_j - \bar{U}_j) + \dot{\bar{U}}_j | \\ & + C_i (X_1, X_2, \dots, X_6) = F_{di} + F_{wi} \\ & (i = 1, 2, \dots, 6) \end{aligned} \right\} \quad (1.3.2)$$

と書ける。

ここで、 X_i は浮体の各方向変位で、 M_{ij} は浮体の質量および質量モーメント、 m_{ij} は付加質量および付加慣性モーメント、 N_{ij} は造波減衰係数、 N_{vij} は粘性減衰係数、 C_i は復原力であり、 \bar{U}_i は i 方向の波の粒子速度成分の平均値である。また F_{wi} は線形波浪外力、 F_{di} は漂流力および漂流モーメントを表す。

本節では、(1.3.2)式における各流体力係数として、昨年度報告の実験データを使用して、Runge-Kutta-Gill 法により数値シミュレーションを行った。

また不規則波においては、(1.3.2)式をさらに線形波浪外力に関するものと、漂流力に関するものの二つに分け、これらを連成させて解析した。ここで、線形波浪外力に関する式における Radiation 流体力は、代表周期のもので固定し、漂流力に関する式における Radiation 流体力は、自由振動によって求めた値を使用した。

また(1.3.1)式で表わされるスペクトラムを有する波は、

$$\left. \begin{aligned} \zeta(t) &= \sum_{k=1}^N \zeta_k \sin(\omega_k t + \epsilon_k) \\ \zeta_k &= \sqrt{2 S(\omega_k) \Delta \omega_k} \end{aligned} \right\} \quad (1.3.3)$$

と表わされる。ここで、 ω_k は円周波数で、 ϵ_k は $0 \sim 2\pi$ に分布する一様乱数、 $\Delta \omega_k$ は円周波数の分割幅を示す。

従って、(1.3.3)式で表わされるような波に対する線形波浪外力は、その振幅応答 $H_w(\omega)$ および位相応答 $\epsilon_w(\omega)$ を用いて、

$$F_w(t) = \sum_{k=1}^N H_w(\omega_k) \zeta_k \sin[\omega_k t + \epsilon_k + \epsilon_w(\omega_k)] \quad (1.3.4)$$

と表わすことができる。

さらに、変動漂流力は Pinkster の方法に従い⁶⁾定常漂流力の応答関数 $H_d(\omega)$ を用いて、

$$F_d(t) = \sum_{k=1}^N \sum_{n=1}^N H_d[(\omega_k + \omega_n)/2] \zeta_k \zeta_n \sin[(\omega_k - \omega_n)t + \epsilon_k - \epsilon_n] \quad (1.3.5)$$

と表現できる。

本シミュレーション計算においては、 $H_w(\omega)$ 、 $\epsilon_w(\omega)$ 、 $H_d(\omega)$ 等は昨年度の実験結果を用いた。

(1) 規則波中におけるシミュレーション計算結果

図 1.3.17、図 1.3.18 に規則波中における運動の本シミュレーション計算による結果の時系列の一例を示す。本節においては、このシミュレーション計算の時系列が定常に達した段階でフーリエ解析を行い、一次の応答の振幅と位相を実験結果と比較検討したので以下にその結果についての考察を示す。

図 1.3.19～図 1.3.24 に横波状態の初期傾斜角 ±10° における応答のシミュレーション結果をまた図 1.3.25～図 1.3.30 に縦波状態の初期傾斜角 ±10° における応答のシミュレーション計算結果を示す。図において、横軸は λ/L で縦軸に各々の応答の無次元値を探っており、実線は昨年度の規則波中の実験結果を表し、○印は不規則波中の実験からスペクトル解析によって求めた応答で、破線がシミュレーション計算の結果を示すが、これに

よると応答のシミュレーション計算結果は実験の結果と良く一致している。

さらに、図1.3.31～図1.3.36は各状態におけるリグの定常姿勢を示したものである。ここで、△および▲印で示したもののが昨年度の規則波中動揺試験によって得られた結果で実線で示したもののがシミュレーション計算の結果である。

これによると、上下方向の定常変位は横波状態、縦波状態とともにシミュレーション計算結果は実験と良い一致を示しているが、左右方向の定常変位は定性的には良好な結果を与えるが、定量的な一致度があまり良くない。これは、シミュレーション計算における漂流力係数は、昨年度の実験結果を用いているが、これは海上側と波下側のチェーンの張力の差から求めたもので、その推定精度に若干の問題があったためと考えられる。

また、定常傾斜角についてはシミュレーション計算結果と実験結果は比較的良好一致を示し、全般的に本シミュレーション計算の推定精度は良好であると考えられる。

(2) 不規則波中におけるシミュレーション計算結果

図1.3.37～図1.3.44は横波を受けた直立状態の運動およびAir Gapのシミュレーション計算結果で、図1.3.45～図1.3.60は横波状態の初期傾斜角±10°における運動およびAir Gapのシミュレーション計算結果を示す。図において下側はシミュレーション計算による時系列を表わし上側はそのスペクトラムをスペクトラムの0次モーメント(m_0)で割った値を実線で表わす。また、スペクトラムの図において○印は不規則波中動揺試験によって得られた結果を示す。

これによると、平均波周期が1.80 secの場合の各運動とAir Gapのスペクトラムにおけるシミュレーション計算と実験結果の一致度は良好であるが、平均波周期が1.25 secの場合にはあまり良い一致を示さない。特に左右揺においてその傾向が顕著となっている。これは、後者の平均波周期(1.25 sec)が漂流力最大となる周期と一致しており、規則波中におけるシミュレーションのところで記述したように、シミュレーション計算に用いた漂流力係数の推定値に問題があるためと思われる。

また、平均波周期が1.25 secの場合に、上下揺の実験値において ω が2.0付近、すなわち上下揺の固有周期附近で長周期運動のような小さなピークが見られることが興味を引く。本シミュレーションにおいては、上下方向の定常流体力は無視して計算しており、このようなピークは表われない。

さらに、図1.3.7～図1.3.12にシミュレーション計算によって得られた時系列の統計解析の結果を初期傾斜角を横軸に採って実験結果と比較している。

また、図1.3.13～図1.3.16は同じくシミュレーション計算による定常姿勢およびAir Gapを初期傾斜角を横軸にして実験結果と比較している。シミュレーション計算の結果は、実験結果との間に若干の定量的な差異が認められるが、全般的に良い傾向を示していると考えられる。

以上の結果から、不規則波中における運動のシミュレーション計算も実験と比較的良好一致しており、漂流力係数の推定精度を上げれば、さらに良好な結果が得られると考えられ、このことから本シミュレーション計算がリグの安定性を評価する上で十分な精度を有していると考えることができる。

尚、図1.3.61～図1.3.72に参考のためにシミュレーション計算によって得られたチェーンの張力を示す。

1.3.5 リグの安定化のシミュレーション

これまでのことから、本シミュレーション計算の妥当性が一応評価されたので、これを用いて、姿勢制御によるセミサブリグの安定化の検討を行った。

昨年度の報告からも分かるように、海水打込みを発生させる要因は定常傾斜にあり、また縦波状態よりも横波状態の方が、その危険度が大きいため、ここでは横波状態において定常傾斜を緩和させるように、バラストをコントロールすることによってリグの安定化を試みた。具体的には、浮上している側のロワーハルにバラストを注水し、時々刻々のAir Gapを見ることによってその安全性を評価した。

バラストを注水することによって本体の重量が増加し、リグ全体が沈下する方向になるが、その沈下量よりも傾斜が緩和されることによって Air Gap が大きくなれば、一応の危険は脱ったと考えることができる。

バラスト注水速度としては、ロワーハルの各区間に配管されたバルブの約 $\frac{1}{3}$ を開いた場合を想定し、OCEAN RANGERのバラスト注入能力⁷⁾を参考にして、 $V_p = 1.20 \text{ l/min}$ （実機換算 $21.2 \text{ m}^3/\text{min}$ ）とした。

図 1.3.73、図 1.3.74 は安定化シミュレーション計算結果の時系列の一例を示したものである。いずれの図も横波状態で、有義波高が 0.18m で平均波周期が 1.80 sec の場合の結果であり、図 1.3.73 は初期傾斜角が $+10^\circ$ 、図 1.3.74 は初期傾斜角が $+20^\circ$ である。図において実線は、バラストを注水しはじめてから 100 秒間のシミュレーション結果を表わしたもので、破線はバラストを注水しない場合のシミュレーション結果である。また Air Gap の図における一点鎖線は甲板の位置を示し、これを越えると海水打込みの可能性が大きくなることを意味する。

これらによると、バラストの注水による定常沈下は僅かであるが、それに対して横回転方向の定常傾斜の変化は顕著であり、相対的に Air Gap はバラストを注水しない場合に対して大きくなっていることがわかる。特に初期傾斜角が $+10^\circ$ の場合において、その傾向が顕著である。初期傾斜角が $+20^\circ$ のときには図 1.3.4 に示すように復原力が大きいためあまり効果がないようである。

さらに、注水による影響を系統的に調査するために、注水する時間を横軸に横回転方向の定常傾斜角、上下方向の定常変位および Air Gap の定常値を図 1.3.75～図 1.3.77 に示す。

これによると、注水する時間が 100 秒程度（実機換算で約 12 分、注水総量約 256 ton）で各値ともに大略定常に達し、いずれも Air Gap が増加していることがわかる。

これらのシミュレーションはリグが直立状態から損傷等の理由で傾斜していく途中の状態で計算を行ったわけではなく、初期状態すでに傾斜しており、ある意味では安定な傾斜状態から計算を始めているため、現象が若干異なると思われるが、定性的な傾向は大略推定できるのではないかと考えられる。

これらのことから初期傾斜角が小さい場合、バラストを注水することによって比較的短時間でリグの姿勢を制御することができ、従って傾斜をしはじめてから早い機会にバランストを調整すれば、セミサブリグの安定化の手段としてかなり有効であることがわかる。

1.3.6 あとがき

本節で得られた主な結果をまとめると、次のようになる。

- (1) 不規則波中の動搖試験によって得られた運動特性は、傾向的には規則波中におけるものと変わらない。
- (2) 初期傾斜角が定常姿勢に及ぼす影響も、不規則波固有の傾向は見られず、規則波の場合と同じであり、リグの定常変位は波強制力における定常流体力に依存している。
- (3) 初期傾斜角が $\pm 20^\circ$ のときには、いずれの状態においても海水打込みの可能性が大きい。
- (4) 本実験においては海水打込みによる転覆現象が見られなかったが、これは上甲板に開口部がなかったことが大きな原因として考えられる。
- (5) リグの安定化をバラストの調整によって制御することをシミュレーション計算によって検討したところ、傾斜が小さい場合には、比較的早い時間で姿勢がコントロールされ、Air Gap が増加することがわかった。
- (6) これらのことから、リグの傾斜が致命的になる前にバラストをコントロールすればセミサブリグの安定化の手段として有効であることがわかった。

参考文献

- 1) Wilson E. Russel, et al : Technical Investigation of Ocean Ranger Accident, Vol. I, Petroleum Directorate, April (1983)
- 2) SR 192 : 海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究報告書, 研究資料 No. 379, (1985), pp. 75-113

- 3) 宝田直之助, 竹沢誠二: 係留された浮遊式海洋構造物の海難防止用姿勢制御方法, 特許公報, 昭和58年5月6日出願
- 4) GVA - 4000 and the new 2000 : The Naval Architect, pp. E211, Sept. (1981)
- 5) 例えば, 元良誠三監修: 船体と海洋構造物の運動学, 成山堂書店
- 6) Pinkster, J.A. : Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea, Soc. of Petroleum Engineers of AIME, SPE Paper, No 4837. (1974)
- 7) 為広正起: 半潜水式海洋掘削装置の計画法に関する研究, 東京大学学位論文 (1982)

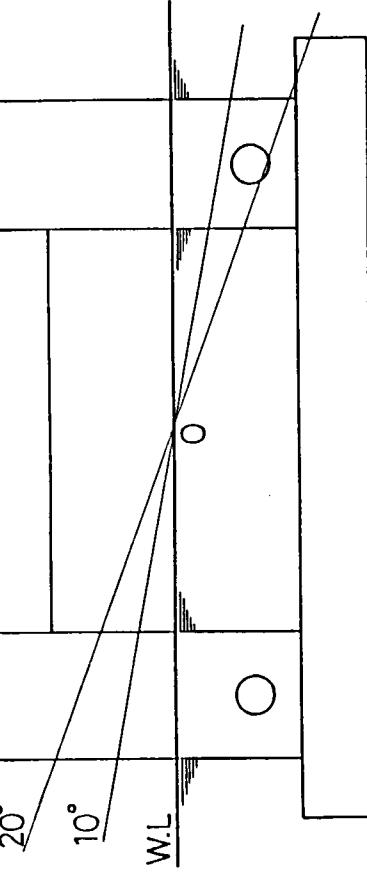
表 1.3.1 模型主要目

全長	$L = 1.62 \text{ m}$
幅	$B = 1.42 \text{ m}$
排水量	$T = 0.41 \text{ m}$
	$V = 0.2095 \text{ m}^3$
ロワーハル全长	$L_L = 1.62 \text{ m}$
ロワーハル幅	$B_L = 0.32 \text{ m}$
ロワーハル深さ	$T_L = 0.1472 \text{ m}$
コラム直径	$D = 0.2672 \text{ m}$
ブレース直径	$D_B = 0.0767 \text{ m}$
コラム間隔	横 方 向 $B_{\perp} = 1.1 \text{ m}$ 縦 方 向 $B_{\parallel} = 1.1 \text{ m}$

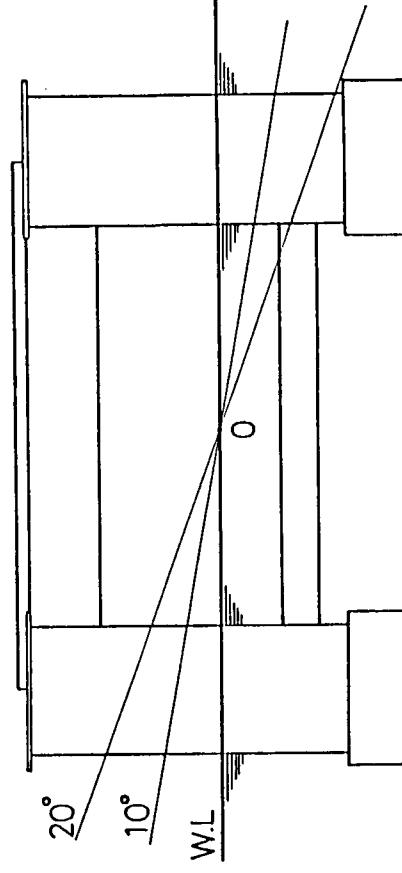
表 1.3.2 不規則波条件

初期傾斜角		重心位置	運動半径	有義波高 (m)	平均波周期 (sec)
横波状態	$\phi = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ$		0.12	1.25	
縦波状態	$\theta = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ$		0.18	1.80	

表 1.3.3 運動計測状態



TRIM ANGLE



HEEL ANGLE

図 1.3.1 セミサブ型リグ模型

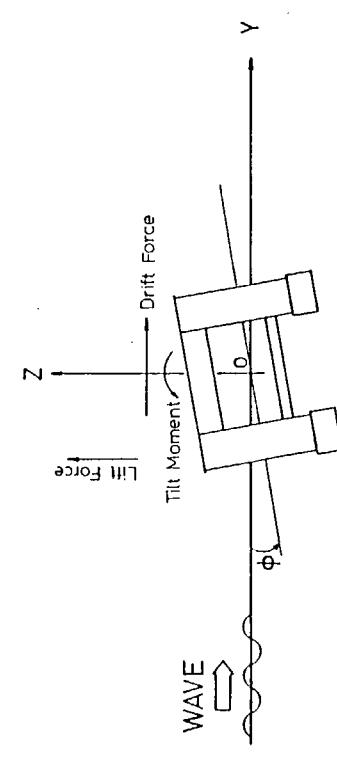


図 1.3.2 座標系

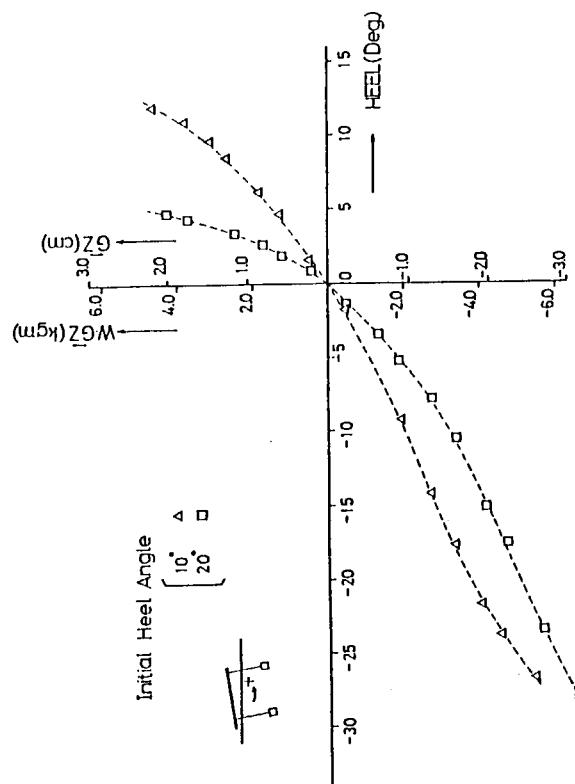


図 1.3.4 a 横方向の復原力曲線

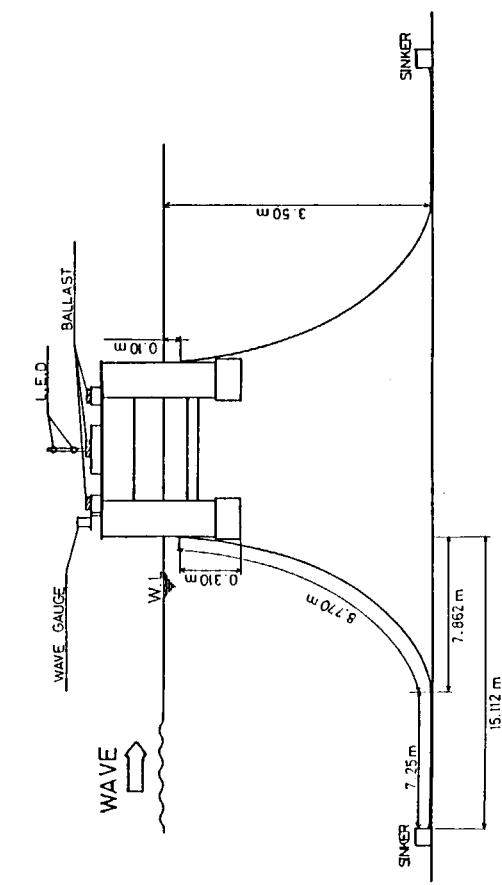


図 1.3.3 実験配置図

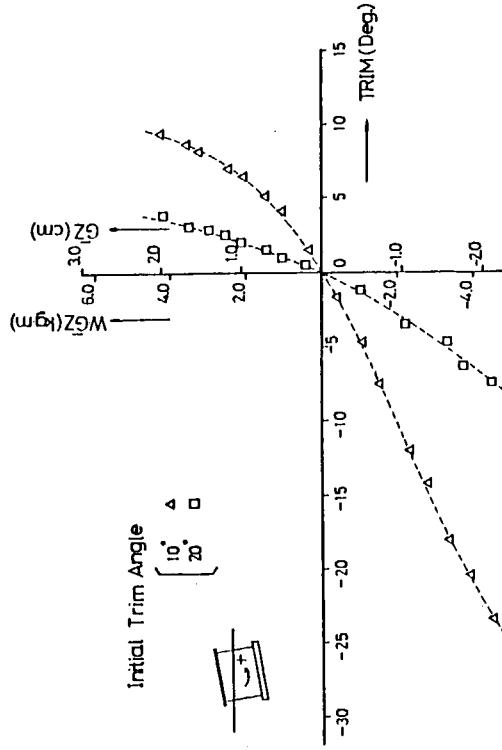


図 1.3.4 b 縦方向の復原力曲線

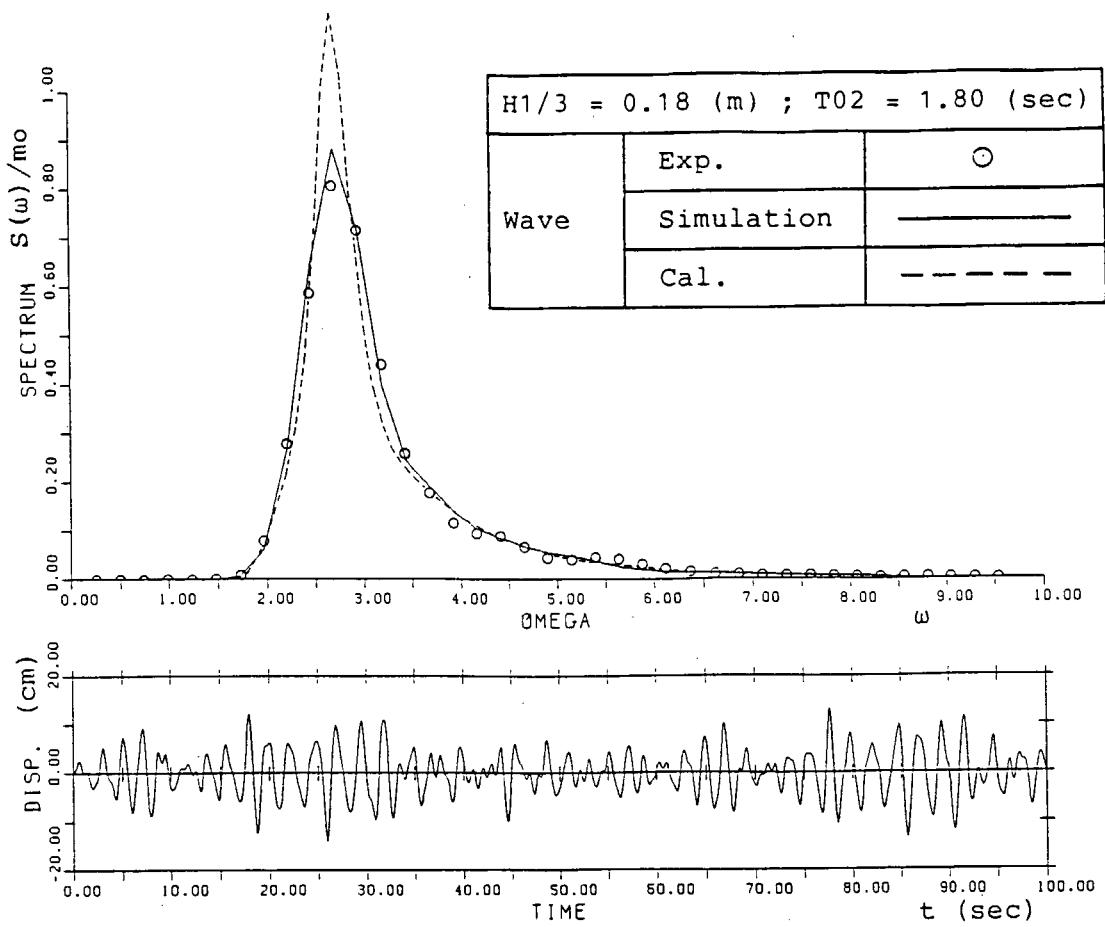


図 1.3.5 不規則波のスペクトラム

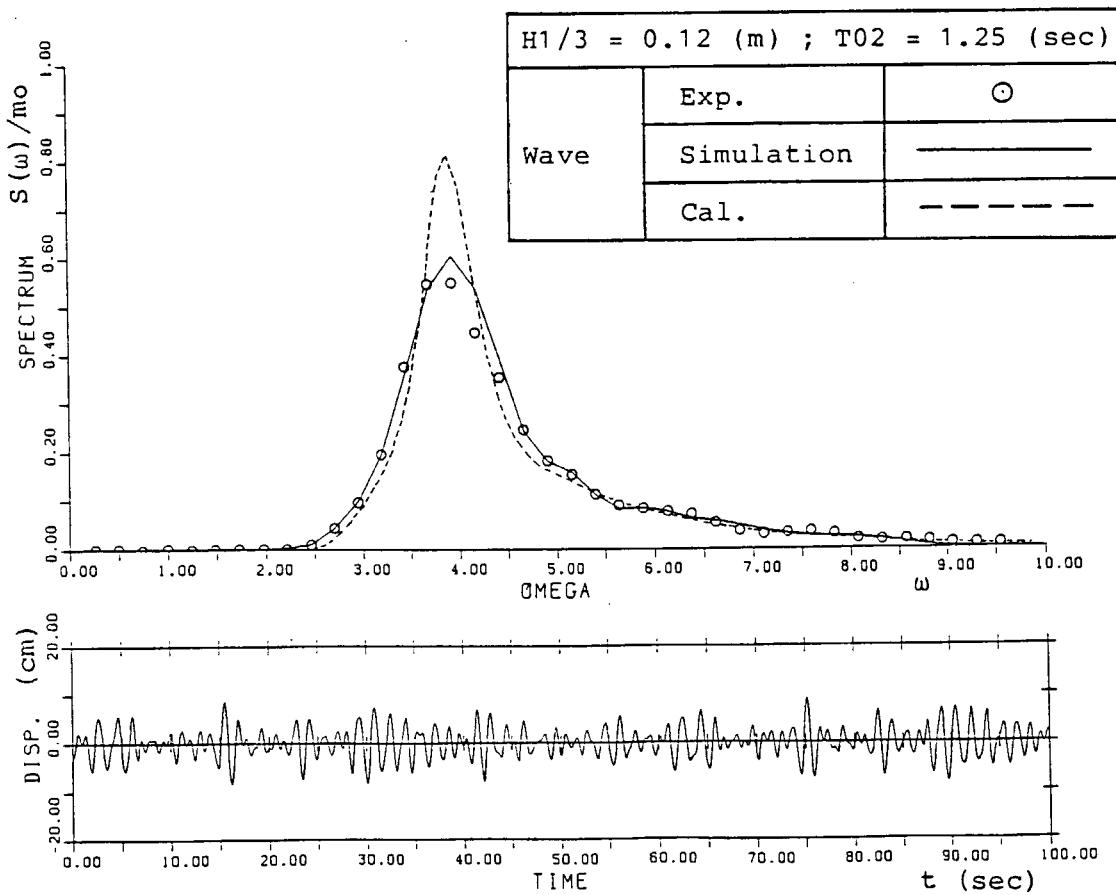


図 1.3.6 不規則波のスペクトラム

表 1.3.4 a 不規則波中動搖試験解析結果

不規則波条件 有義波高 = 0.18 m, 平均波周期 = 1.80 sec

項目	状態	計測入射波									
		直立状態		波上側 Down				波下側 Down			
				+ 10°	+ 20°	- 10°	- 20°				
	スペクトル 解析	時系列 統計解析									
データ総数	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096
サンプリング時間	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	0.05
両振幅データ個数	—	115	—	113	—	110	—	114	—	110	—
平均値 (m)	0.047	0.047	0.048	0.048	0.048	0.048	0.047	0.047	0.048	0.048	0.048
H1/1 (m)	0.118	0.111	0.119	0.115	0.121	0.120	0.118	0.114	0.121	0.120	0.120
H1/3 (m)	0.188	0.184	0.191	0.190	0.193	0.194	0.189	0.188	0.193	0.194	0.194
H1/10 (m)	0.240	0.254	0.242	0.252	0.245	0.256	0.240	0.257	0.245	0.258	0.258
Hmax (m)	—	0.327	—	0.329	—	0.351	—	0.343	—	0.334	—
極大値データ個数	—	144	—	141	—	151	—	146	—	141	—
h1/1 (m)	—	0.047	—	0.050	—	0.047	—	0.050	—	0.050	—
h1/3 (m)	—	0.093	—	0.096	—	0.095	—	0.096	—	0.097	—
h1/10 (m)	—	0.131	—	0.132	—	0.134	—	0.135	—	0.135	—
hmax (m)	—	0.218	—	0.209	—	0.205	—	0.205	—	0.210	—
T01 (sec)	1.914	—	1.917	—	1.908	—	1.902	—	1.914	—	—
T02, Tz (sec)	1.792	1.754	1.795	1.782	1.781	1.832	1.775	1.753	1.788	1.845	—
T24, Tpp (sec)	1.237	1.370	1.243	1.392	1.217	1.300	1.208	1.359	1.217	1.413	—
ε_p	0.723	0.625	0.722	0.624	0.730	0.705	0.723	0.632	0.732	0.643	—

項目	状態	横波状態 (上下揺)									
		直立状態		波上側 Down				波下側 Down			
				+ 10°	+ 20°	- 10°	- 20°				
	スペクトル 解析	時系列 統計解析									
データ総数	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096
サンプリング時間	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	0.05
両振幅データ個数	—	91	—	90	—	91	—	95	—	95	—
平均値 (m)	0.022	0.022	0.025	0.025	0.033	0.033	0.023	0.023	0.029	0.029	0.029
H1/1 (m)	0.054	0.052	0.064	0.063	0.082	0.080	0.057	0.055	0.072	0.071	—
H1/3 (m)	0.086	0.086	0.102	0.100	0.131	0.129	0.090	0.087	0.115	0.110	—
H1/10 (m)	0.110	0.116	0.130	0.131	0.166	0.165	0.115	0.117	0.147	0.138	—
Hmax (m)	—	0.161	—	0.178	—	0.229	—	0.167	—	0.181	—
極大値データ個数	—	89	—	92	—	94	—	94	—	96	—
h1/1 (m)	—	0.026	—	0.030	—	0.039	—	0.027	—	0.035	—
h1/3 (m)	—	0.044	—	0.051	—	0.065	—	0.044	—	0.056	—
h1/10 (m)	—	0.061	—	0.069	—	0.085	—	0.061	—	0.073	—
hmax (m)	—	0.083	—	0.100	—	0.113	—	0.084	—	0.088	—
T01 (sec)	2.283	—	2.303	—	2.286	—	2.233	—	2.221	—	—
T02, Tz (sec)	2.235	2.192	2.256	2.243	2.244	2.191	1.948	2.126	2.171	2.123	—
T24, Tpp (sec)	2.034	2.174	2.048	2.105	2.037	2.079	1.948	2.077	1.933	2.037	—
ε_p	0.415	0.127	0.420	0.345	0.420	0.316	0.453	0.215	0.455	0.282	—

H : 両振幅, h : 極大値, 1/1 : 1/1 最大平均値, 1/3 : 1/3 最大平均値, 1/10 : 1/10 最大平均値, max : 最大値

Tz : zero-up cross 平均周期, Tpp : peak to peak 平均周期, ε_p : バンド幅パラメータ

表 1.3.4 b 不規則波中動搖試験解析結果

不規則波条件 有義波高 = 0.18 m, 平均波周期 = 1.80 sec

項目	横波状態 (左右揺)									
	直立状態		波上側 Down				波下側 Down			
			+ 10°	+ 20°	- 10°	- 20°				
	スペクトル 解析	時系列 統計解析								
データ総数	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096
サンプリング時間	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05
両振幅データ個数	—	62	—	77	—	75	—	67	—	65
平均値 (m)	0.040	0.040	0.044	0.044	0.045	0.045	0.036	0.036	0.033	0.033
H1/1 (m)	0.101	0.085	0.110	0.088	0.114	0.099	0.091	0.077	0.083	0.067
H1/3 (m)	0.161	0.135	0.176	0.134	0.182	0.143	0.146	0.116	0.132	0.103
H1/10 (m)	0.205	0.166	0.224	0.164	0.231	0.178	0.185	0.145	0.168	0.175
Hmax (m)	—	0.185	—	0.201	—	0.215	—	0.178	—	0.175
極大値データ個数	—	94	—	96	—	98	—	99	—	105
h1/1 (m)	—	0.034	—	0.038	—	0.039	—	0.030	—	0.026
h1/3 (m)	—	0.081	—	0.086	—	0.090	—	0.069	—	0.056
h1/10 (m)	—	0.127	—	0.140	—	0.136	—	0.111	—	0.082
hmax (m)	—	0.162	—	0.167	—	0.171	—	0.134	—	0.109
T01 (sec)	4.047	—	3.674	—	3.524	—	3.752	—	4.014	—
T02, Tz (sec)	3.058	2.890	2.889	2.532	2.807	2.588	2.916	2.932	2.997	2.930
T24, Tpp (sec)	1.914	2.086	1.904	2.043	1.837	2.013	1.850	1.989	1.687	1.867
ε p	0.780	0.692	0.752	0.591	0.756	0.628	0.773	0.735	0.827	0.771

項目	横波状態 (横揺)									
	直立状態		波上側 Down				波下側 Down			
			+ 10°	+ 20°	- 10°	- 20°				
	スペクトル 解析	時系列 統計解析								
データ総数	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096	4096
サンプリング時間	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05	—	0.05
両振幅データ個数	—	95	—	87	—	90	—	83	—	75
平均値 (deg.)	1.308	1.308	1.637	1.637	1.770	1.769	1.494	1.494	2.345	2.345
H1/1 (deg.)	3.279	3.041	4.105	3.620	4.439	4.315	3.745	3.581	5.880	5.544
H1/3 (deg.)	5.237	5.071	6.556	5.671	7.085	6.687	5.981	5.681	9.391	8.962
H1/10 (deg.)	6.659	6.576	8.336	7.100	9.009	8.182	7.605	7.092	11.94	11.88
Hmax (deg.)	—	9.737	—	10.58	—	11.94	—	9.349	—	13.41
極大値データ個数	—	103	—	102	—	104	—	102	—	91
h1/1 (deg.)	—	1.441	—	1.600	—	1.876	—	1.536	—	2.381
h1/3 (deg.)	—	2.558	—	3.121	—	2.925	—	2.759	—	4.422
h1/10 (deg.)	—	3.509	—	4.639	—	3.586	—	3.456	—	6.211
hmax (deg.)	—	4.426	—	6.019	—	4.181	—	4.351	—	9.570
T01 (sec)	2.342	—	2.829	—	2.463	—	2.654	—	2.865	—
T02, Tz (sec)	2.176	2.070	2.457	2.299	2.282	2.215	2.347	2.393	2.612	2.647
T24, Tpp (sec)	1.766	1.904	1.789	1.928	1.774	1.877	1.725	1.909	1.857	2.134
ε p	0.584	0.393	0.685	0.544	0.629	0.531	0.678	0.603	0.703	0.592

H : 両振幅, h : 極大値, H1/1 : 1/1 最大平均値, H1/3 : 1/3 最大平均値, H1/10 : 1/10 最大平均値, max : 最大値

Tz : zero-up cross 平均周期, Tpp : peak to peak 平均周期, ε p : バンド幅パラメータ

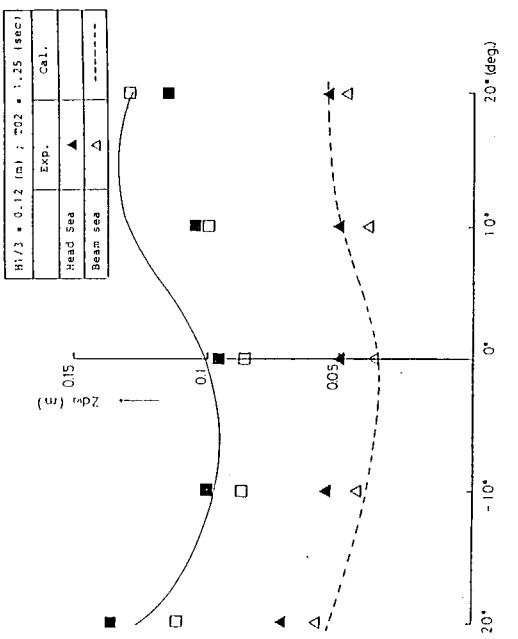


図 1.3.7 初期傾斜角に対する上下揺変位の有義値

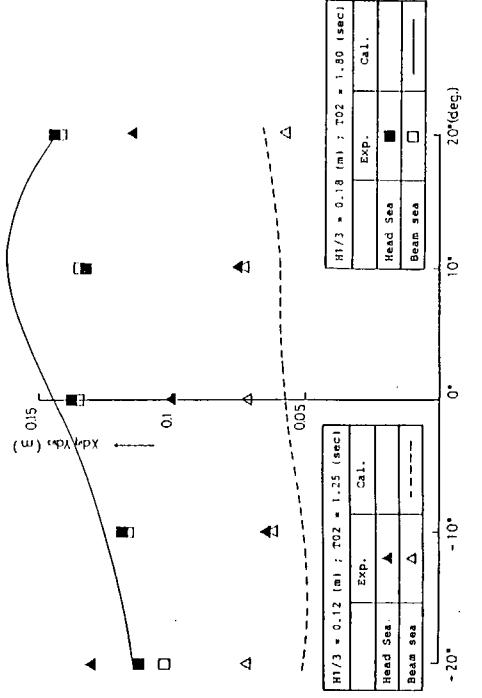


図 1.3.9 初期傾斜角に対する左右搖、前後搖変位の有義値

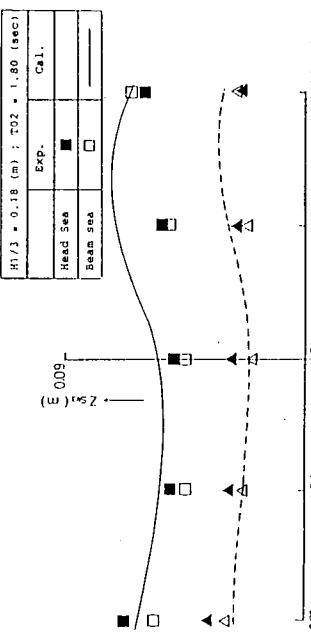


図 1.3.8 初期傾斜角に対する上下揺変位の有義値

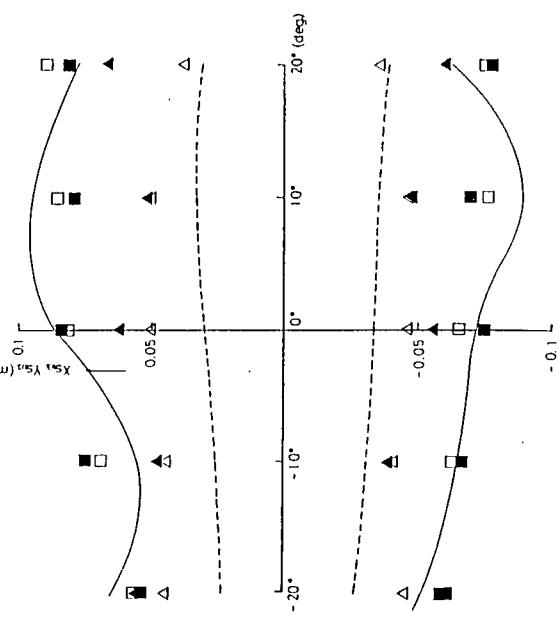


図 1.3.10 初期傾斜角に対する左右搖、前後搖変位の有義値

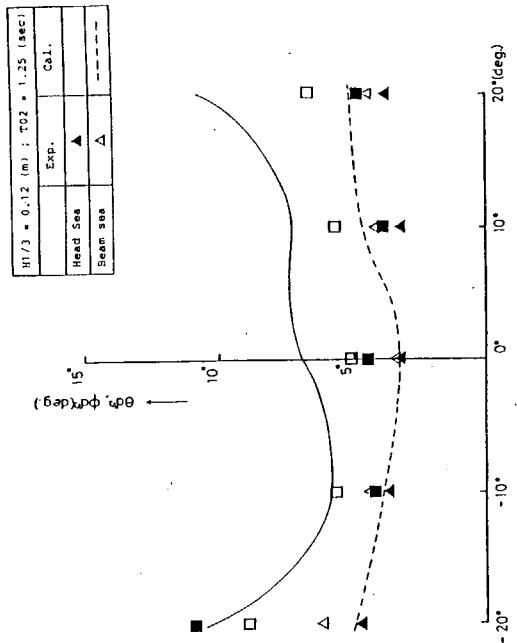


図 1.3.11 初期傾斜角に対する横揺れ、縦揺れ変位の有義値

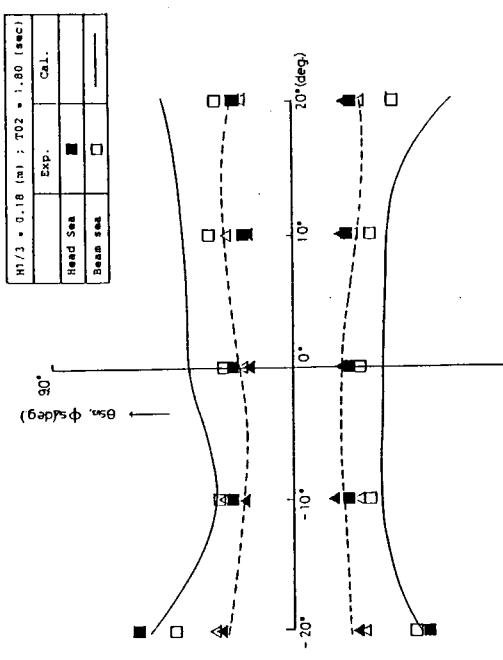


図 1.3.11 初期傾斜角に対する横揺れ、縦揺れ変位の有義値

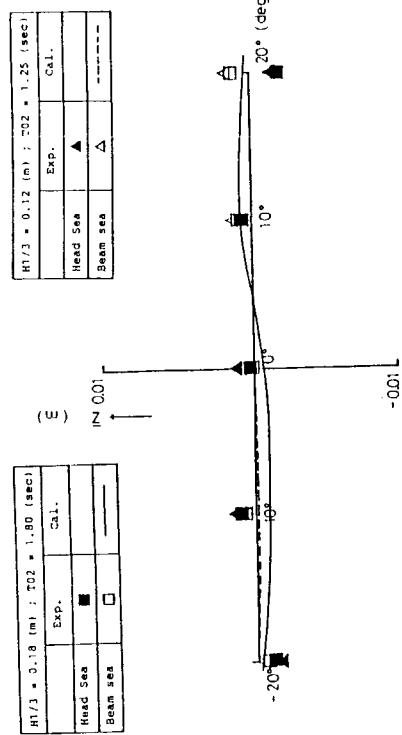


図 1.3.11 初期傾斜角に対する上下方向の定常変位

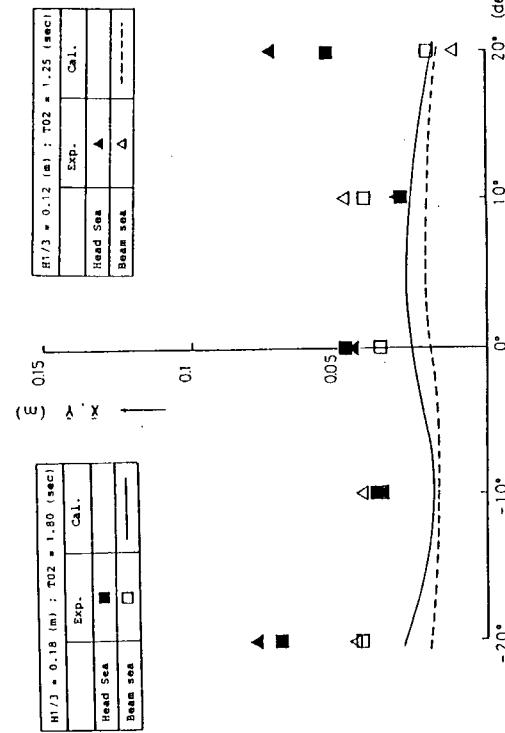


図 1.3.11 初期傾斜角に対する横揺れ、縦揺れ変位の有義値

図 1.3.13 初期傾斜角に対する上下方向の定常変位

図 1.3.14 初期傾斜角に対する左右方向、前後方向の定常変位

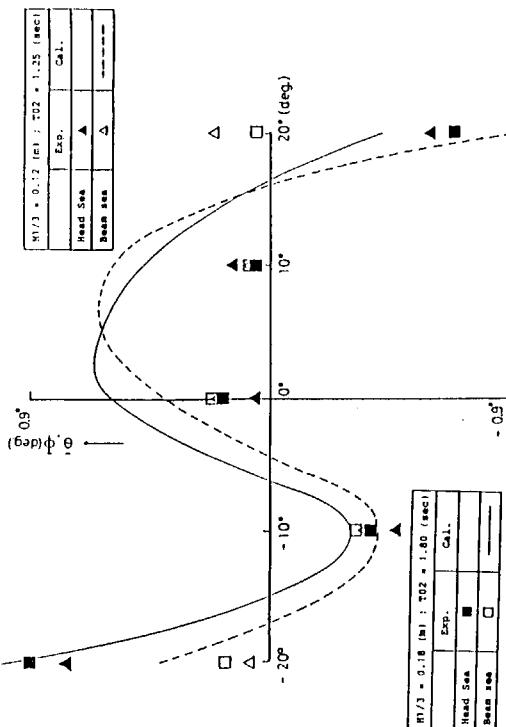


図 1.3.15 初期傾斜角に対する横回転方向、縦回転方向の定常傾斜角

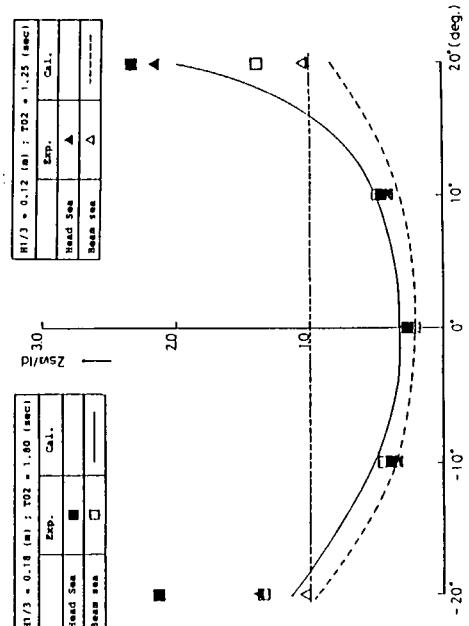


図 1.3.16 初期傾斜角に対する Air Gap

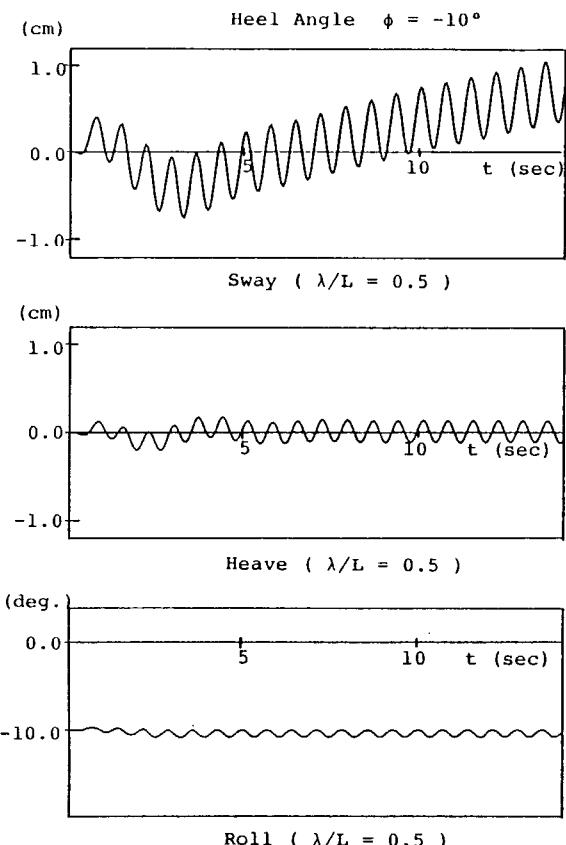


図 1.3.17 規則波中における運動のシミュレーション計算例

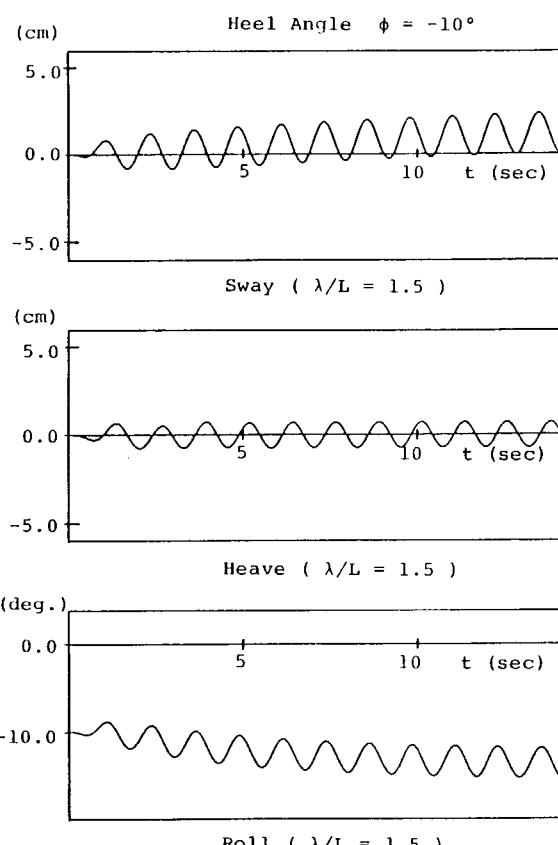


図 1.3.18 規則波中における運動のシミュレーション計算例

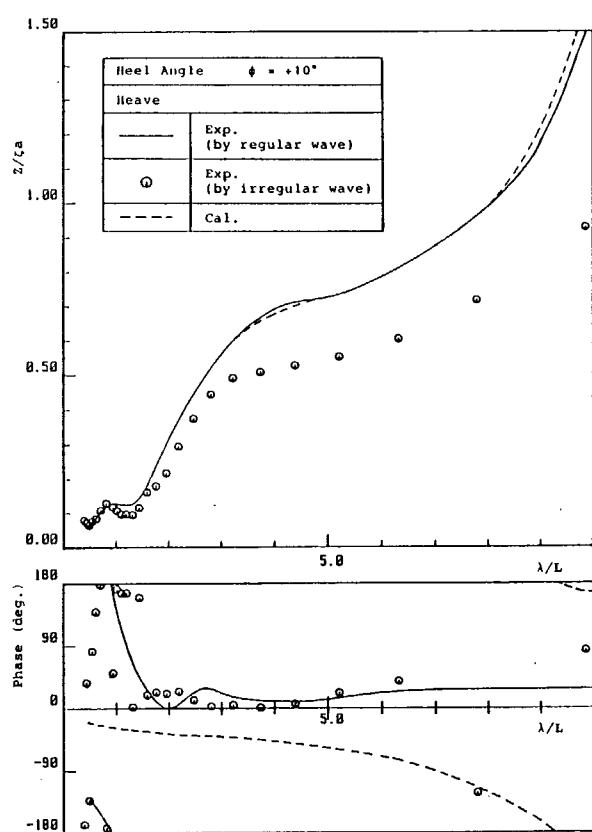


図 1.3.19 横波状態における G 点回りの上下揺応答関数

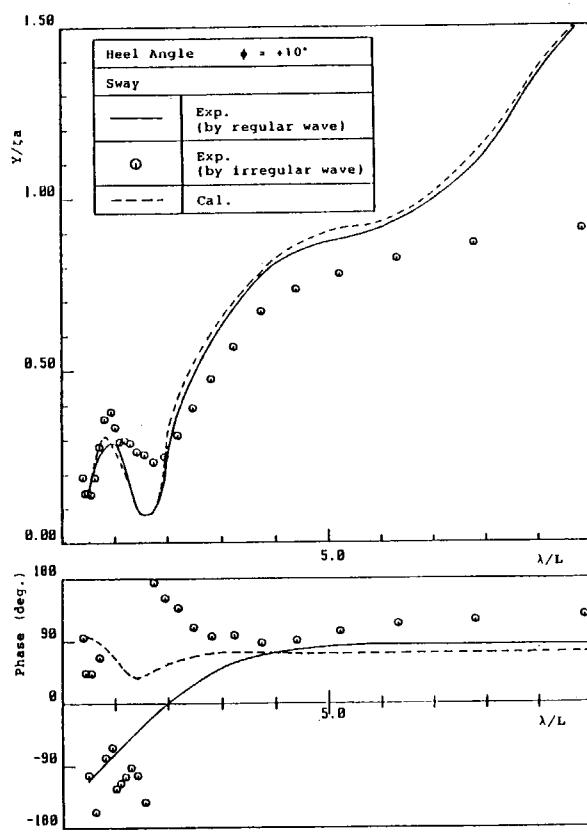


図 1.3.20 横波状態における G 点回りの左右揺応答関数

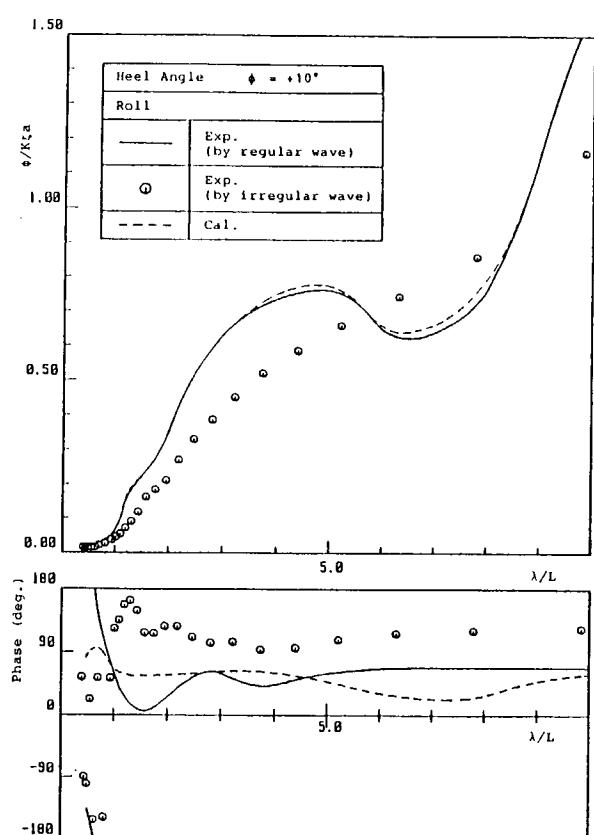


図 1.3.21 横波状態におけるG点回りの横揺れ応答関数

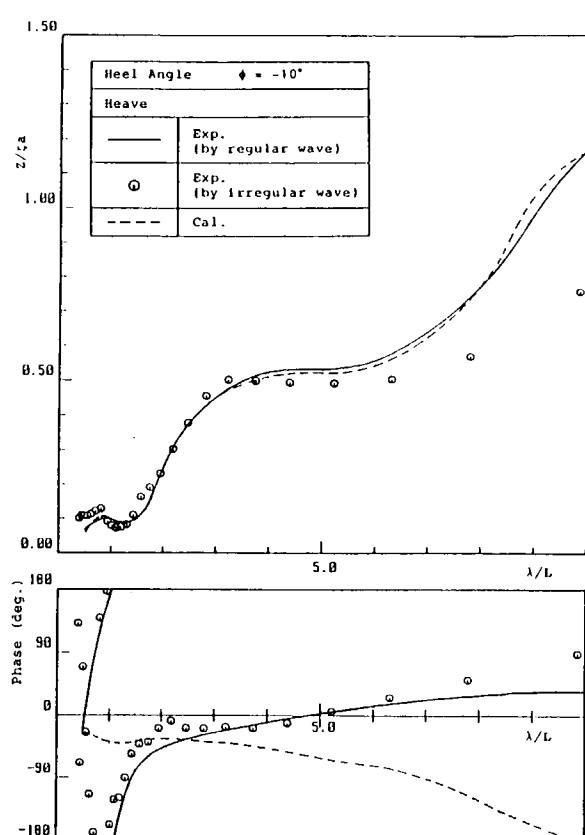


図 1.3.22 横波状態におけるG点回りの上下揺応答関数

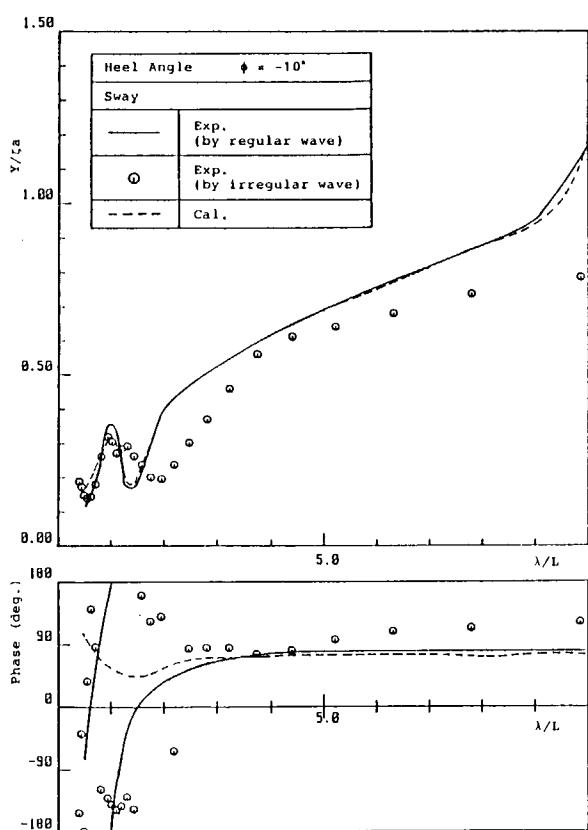


図 1.3.23 横波状態におけるG点回りの左右揺応答関数

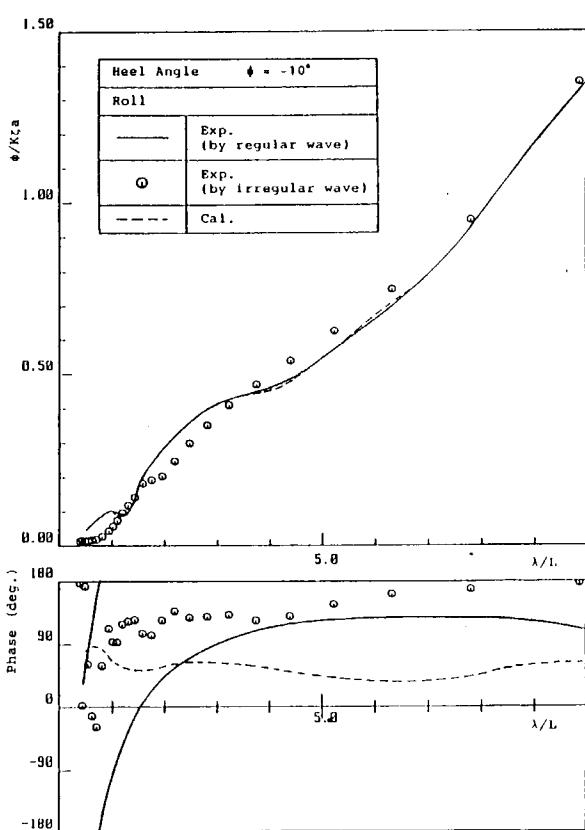


図 1.3.24 横波状態におけるG点回りの横揺れ応答関数

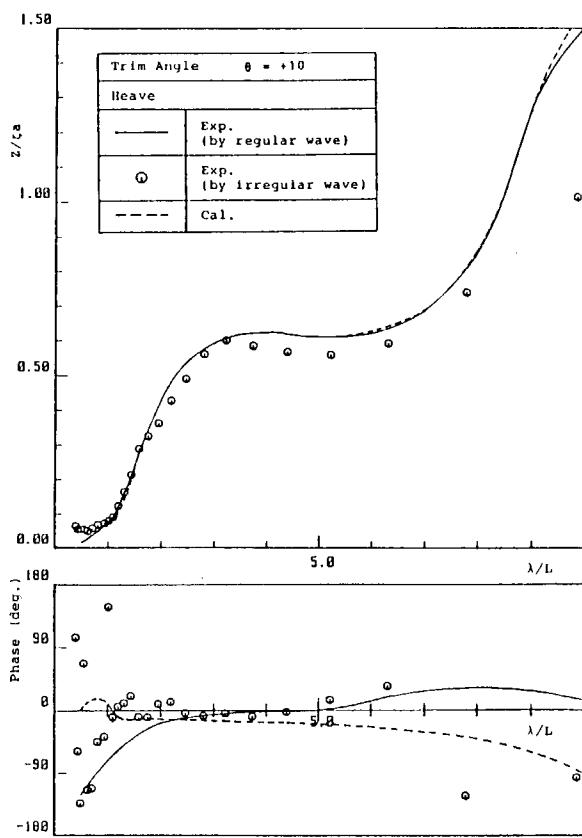


図 1.3.25 縦波状態におけるG点回りの上下揺応答関数

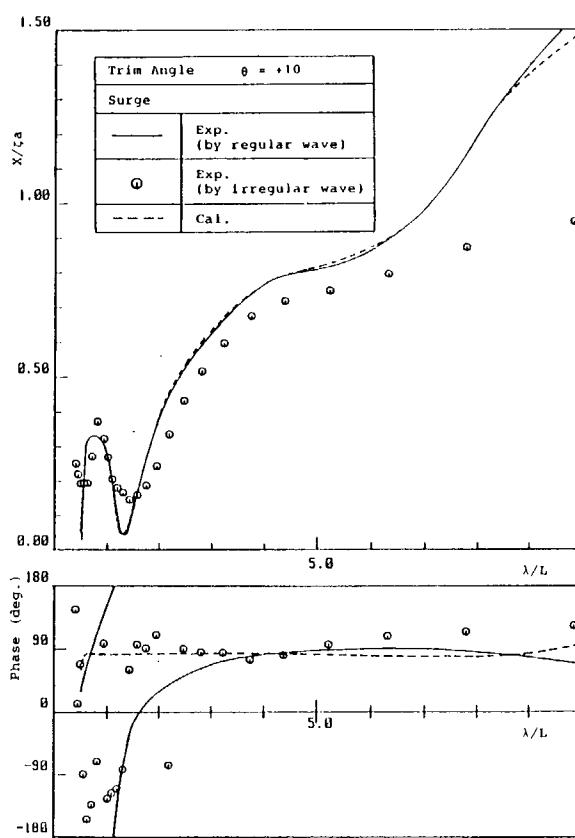


図 1.3.26 縦波状態におけるG点回りの前後揺応答関数

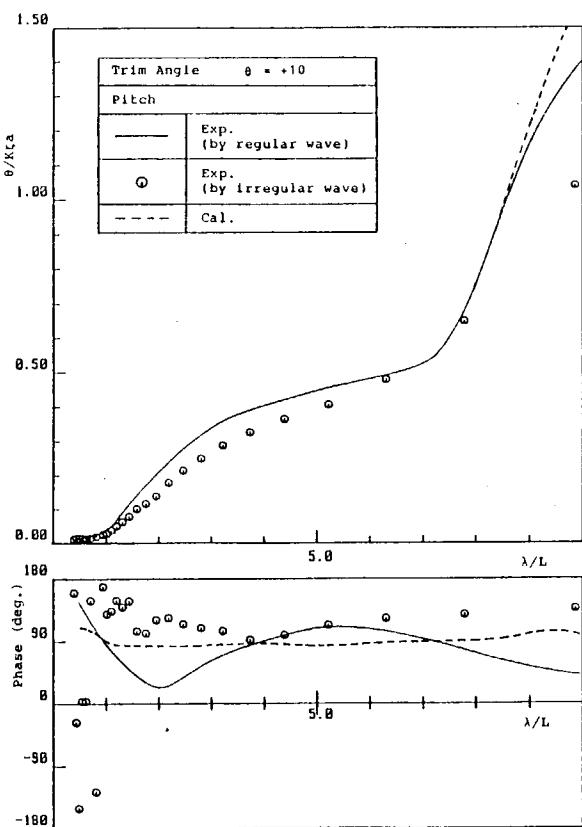


図 1.3.27 縦波状態におけるG点回りの縦揺れ応答関数

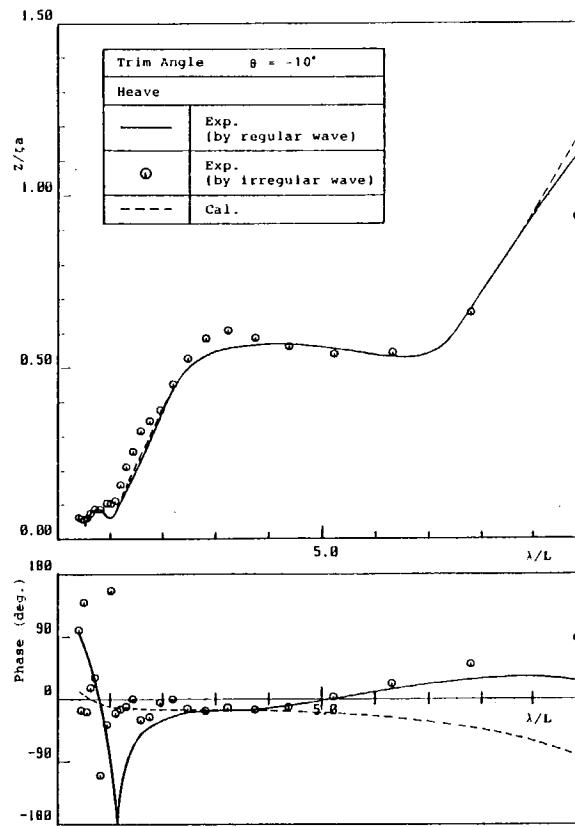


図 1.3.28 縦波状態におけるG点回りの上下揺応答関数

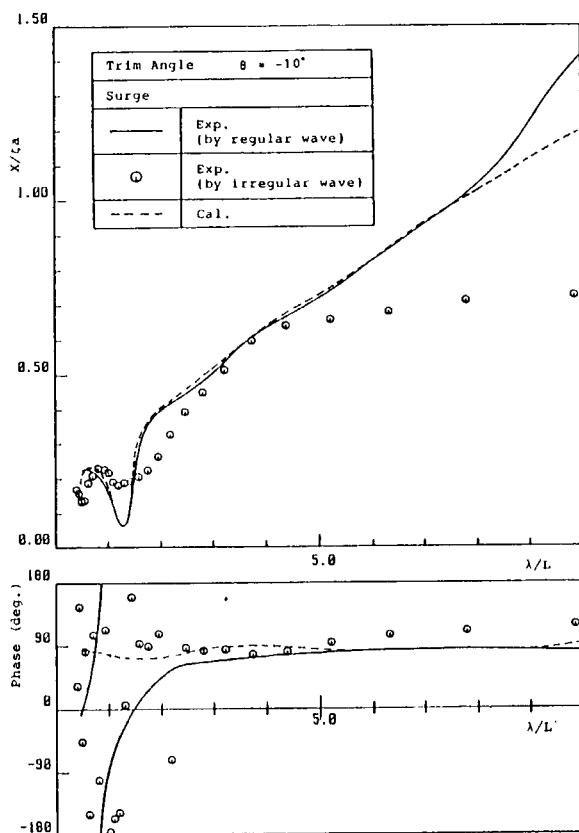


図 1.3.29 縦波状態における G 点回りの前後揺応答関数

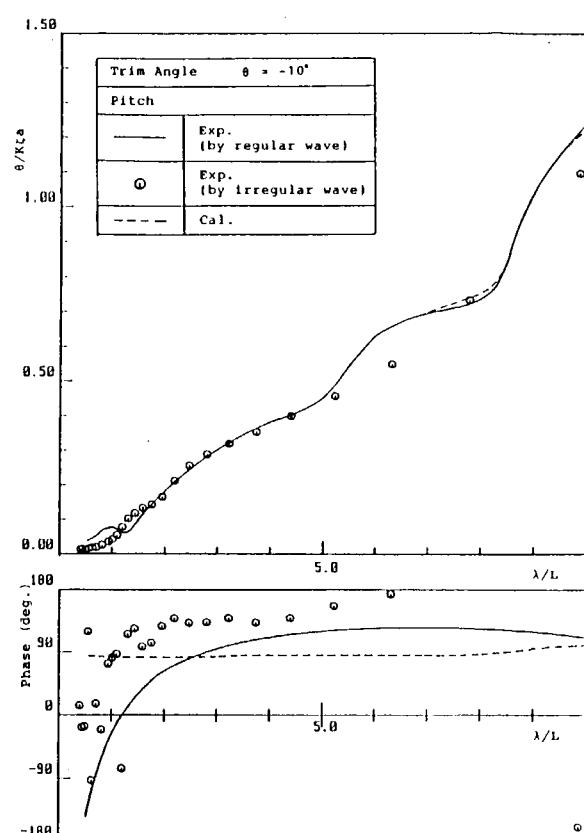


図 1.3.30 縦波状態における G 点回りの縦揺れ応答関数

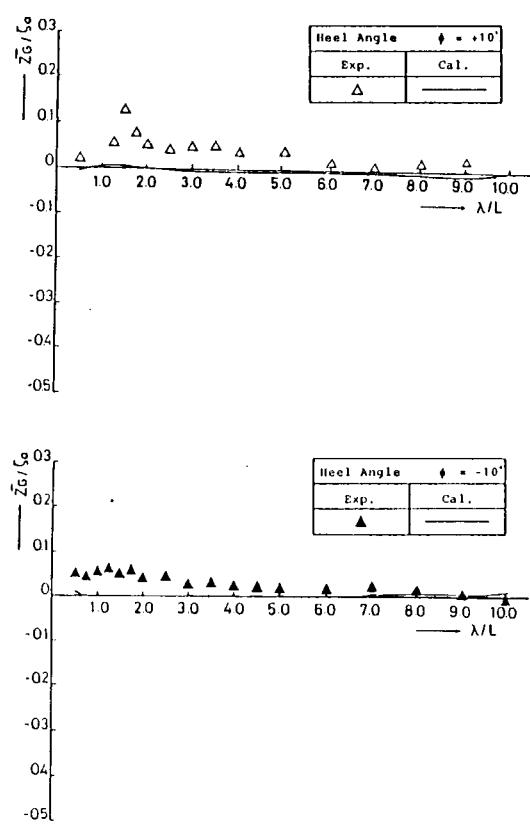


図 1.3.31 横波状態における G 点回りの上下方向定常変位

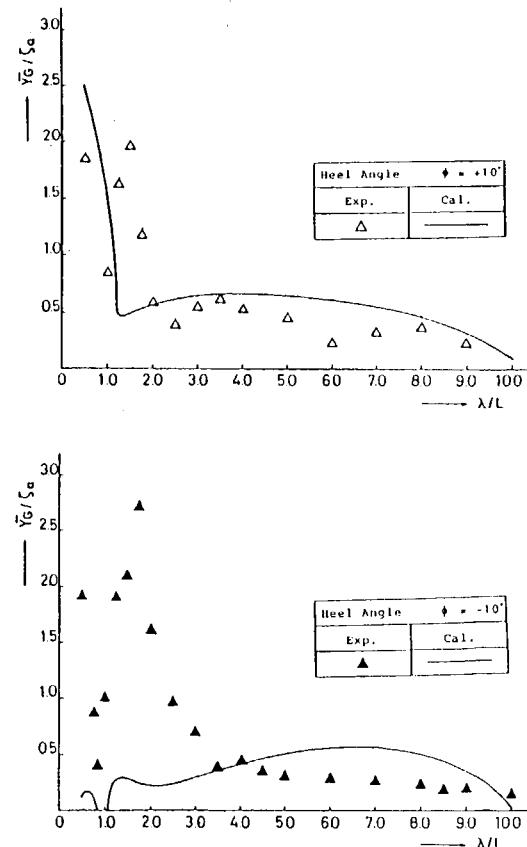


図 1.3.32 横波状態における G 点回りの左右方向定常変位

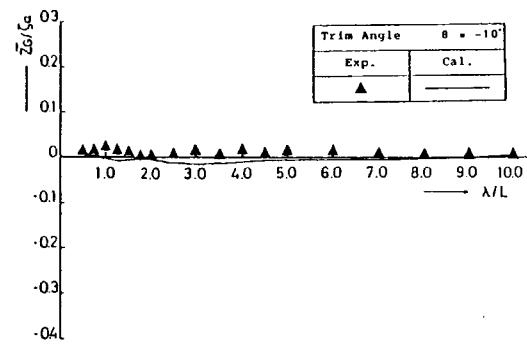
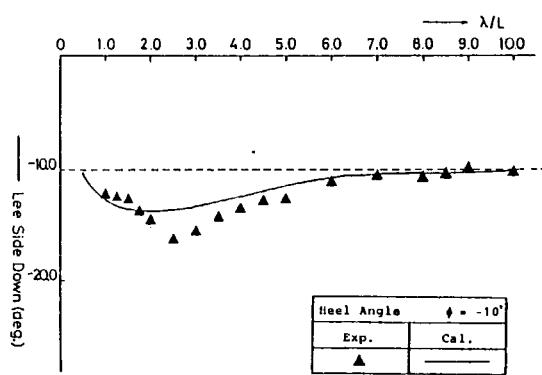
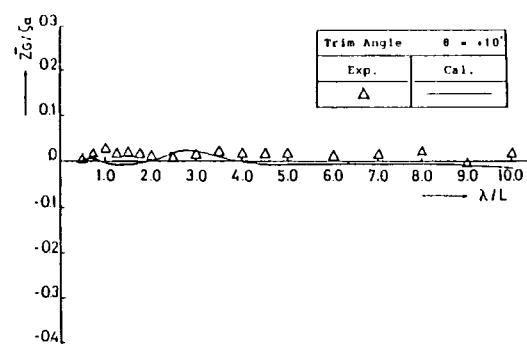
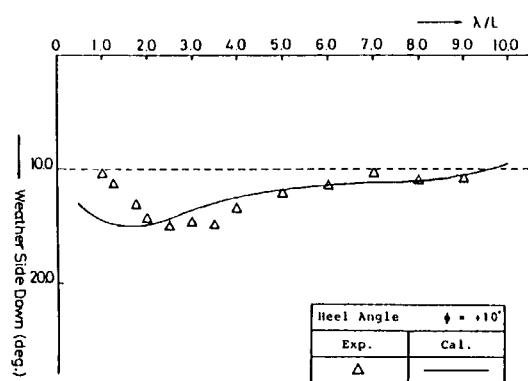


図 1.3.33 横波状態における G 点回りの横回転方向定常傾斜角

図 1.3.34 縦波状態における G 点回りの上下方向定常変位

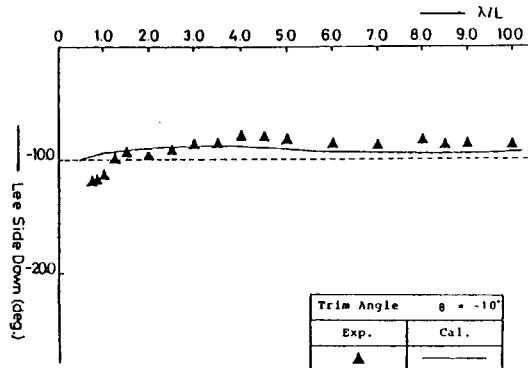
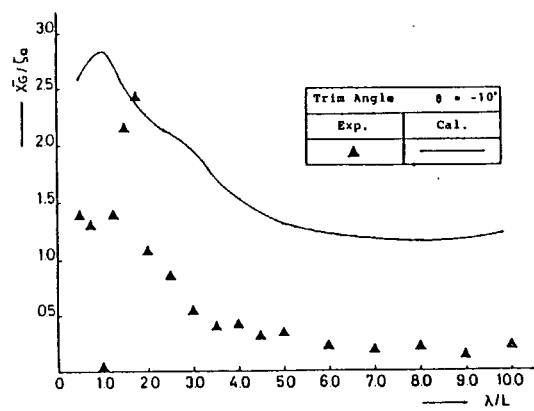
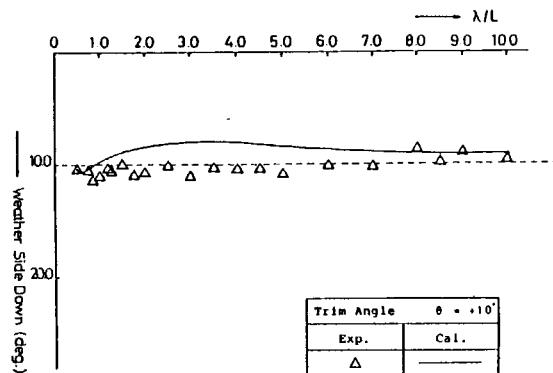
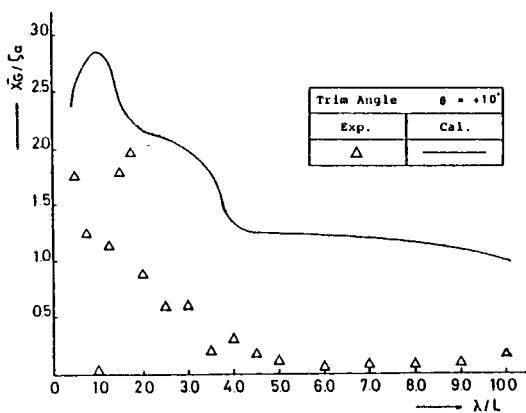


図 1.3.35 縦波状態における G 点回りの前後方向定常変位

図 1.3.36 縦波状態における G 点回りの前後方向定常変位

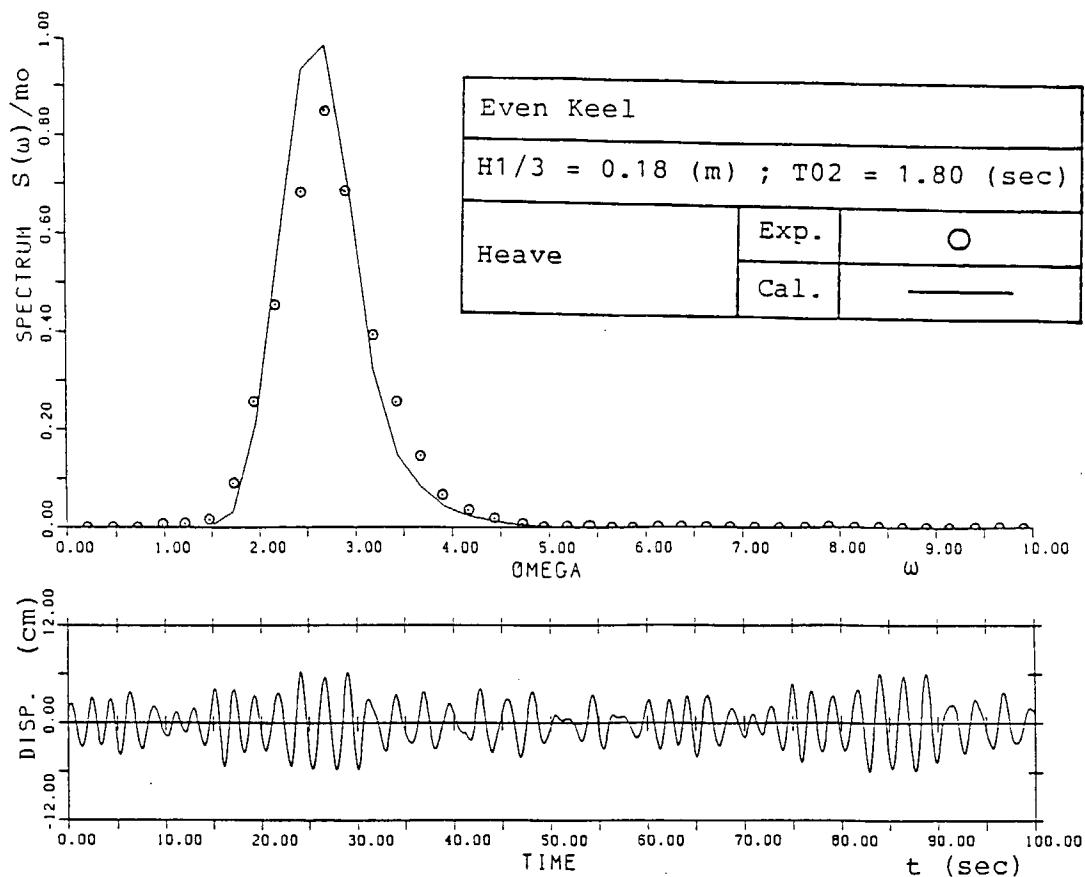


図 1.3.37 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

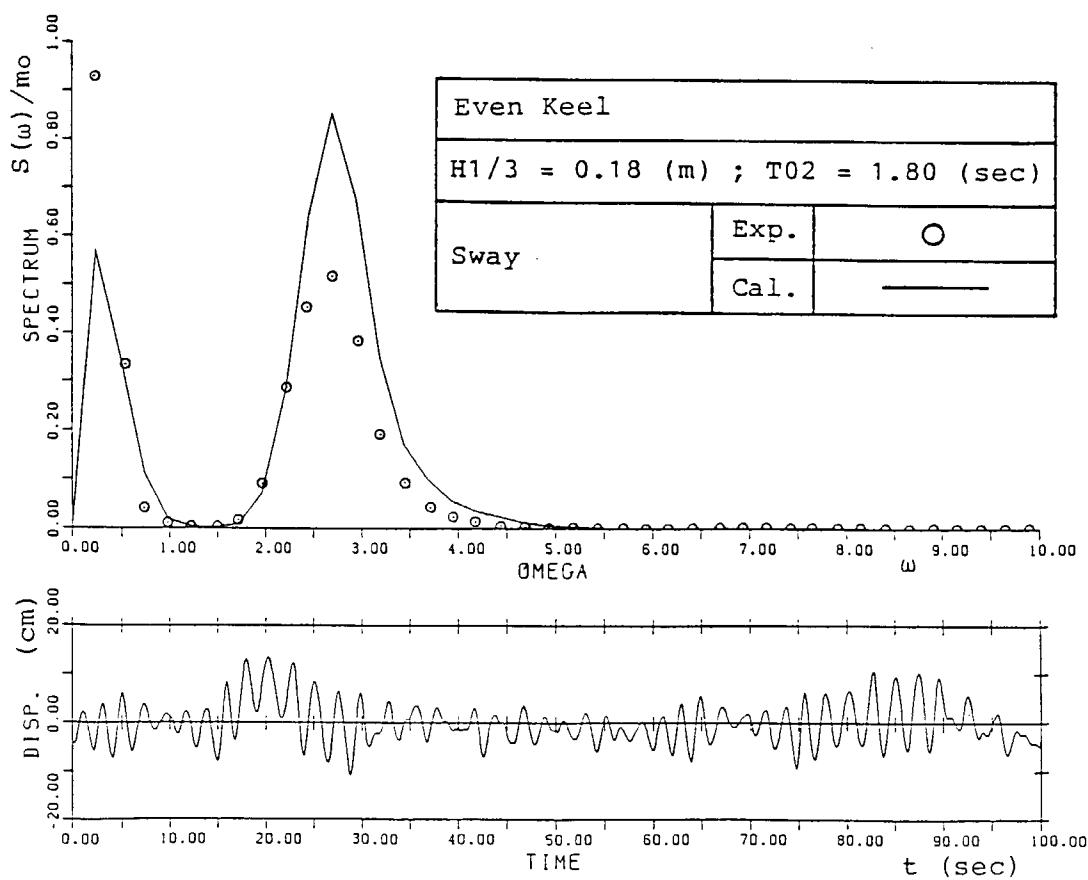


図 1.3.38 横波状態における不規則波中左右揺のスペクトラムと時系列

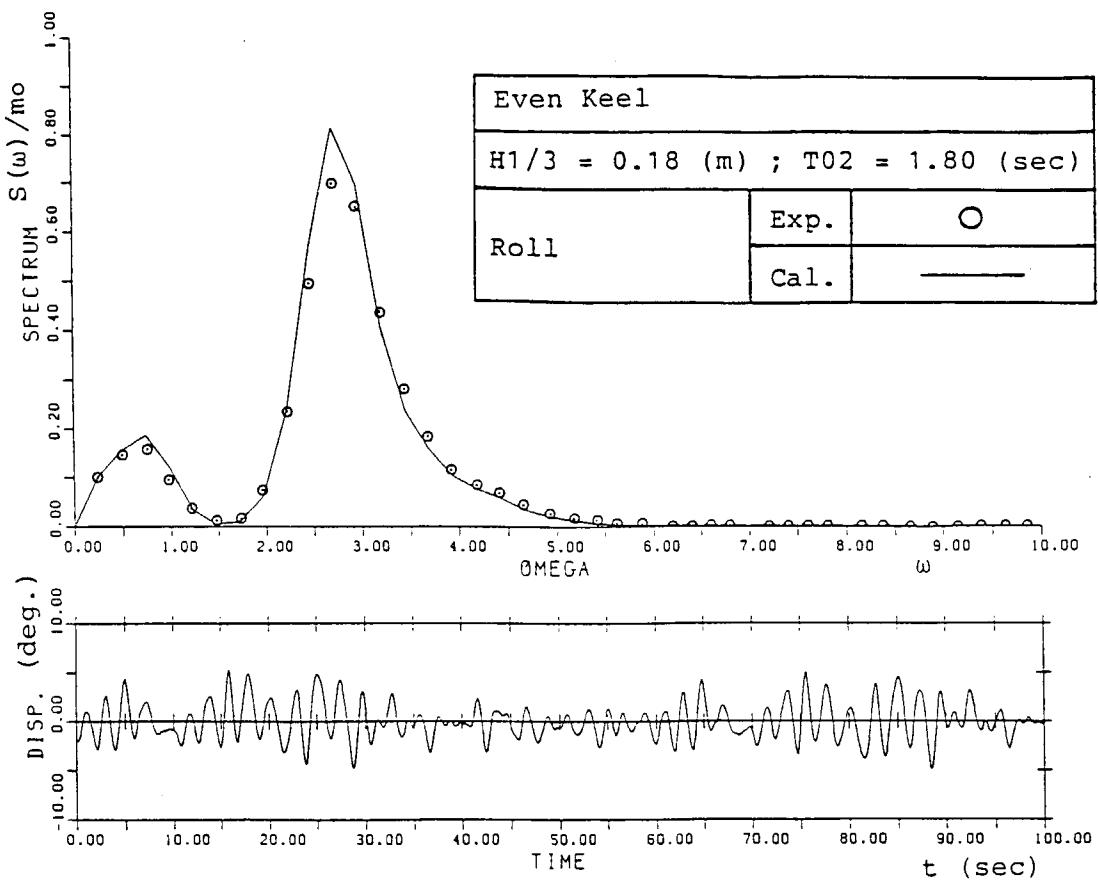


図 1.3.39 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

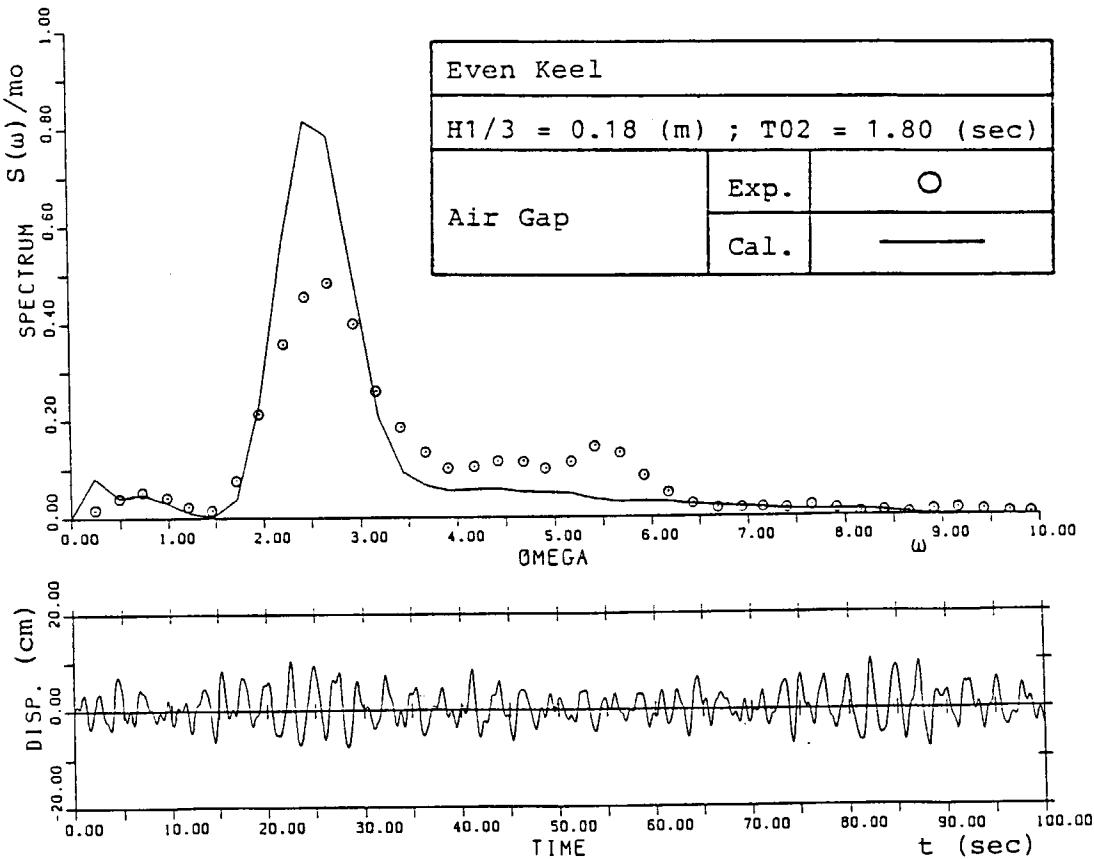


図 1.3.40 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

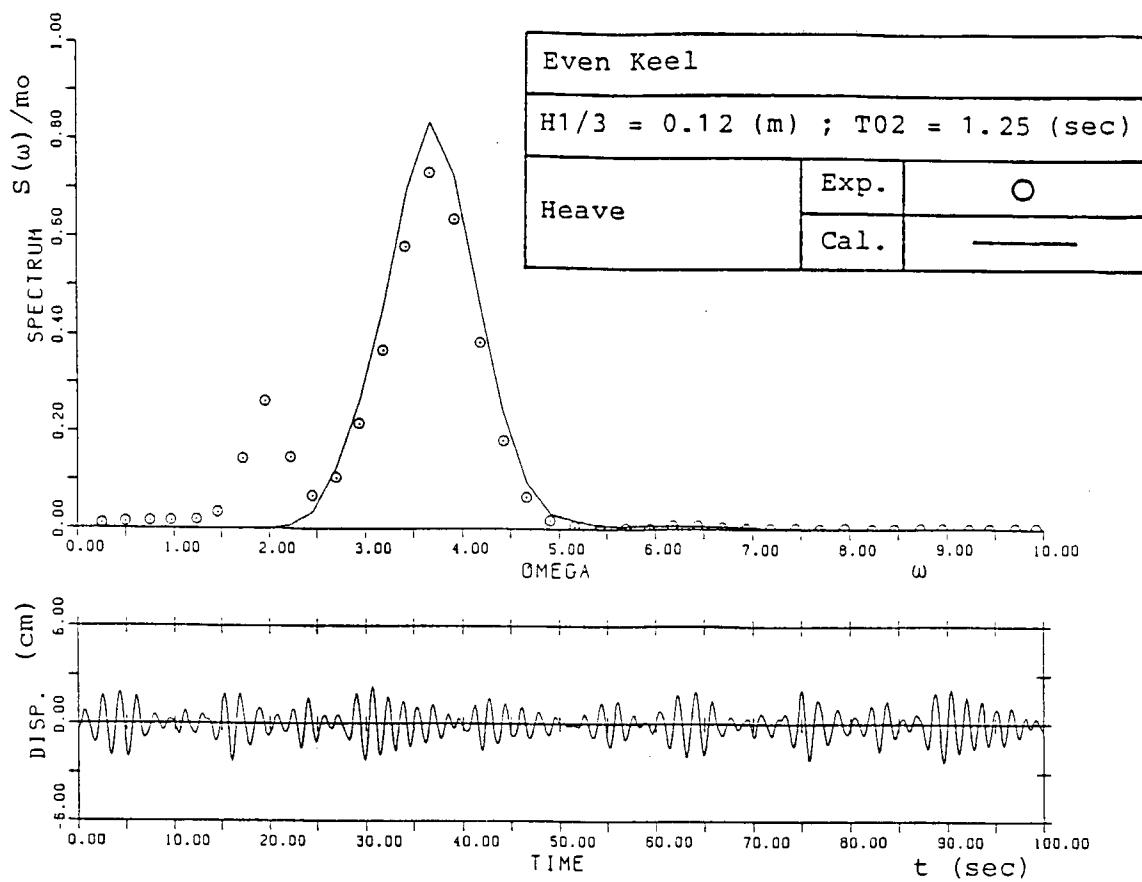


図 1.3.41 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

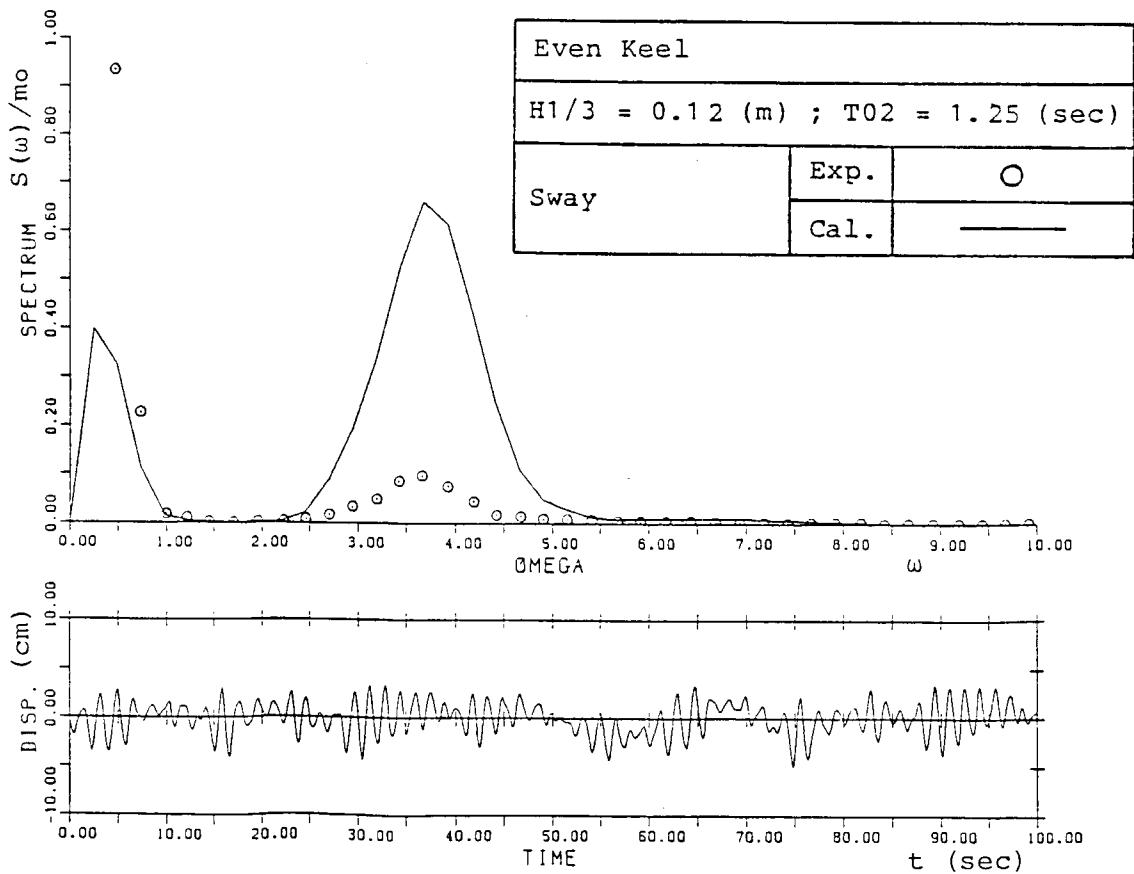


図 1.3.42 横波状態における不規則波中左右揺のスペクトラムと時系列

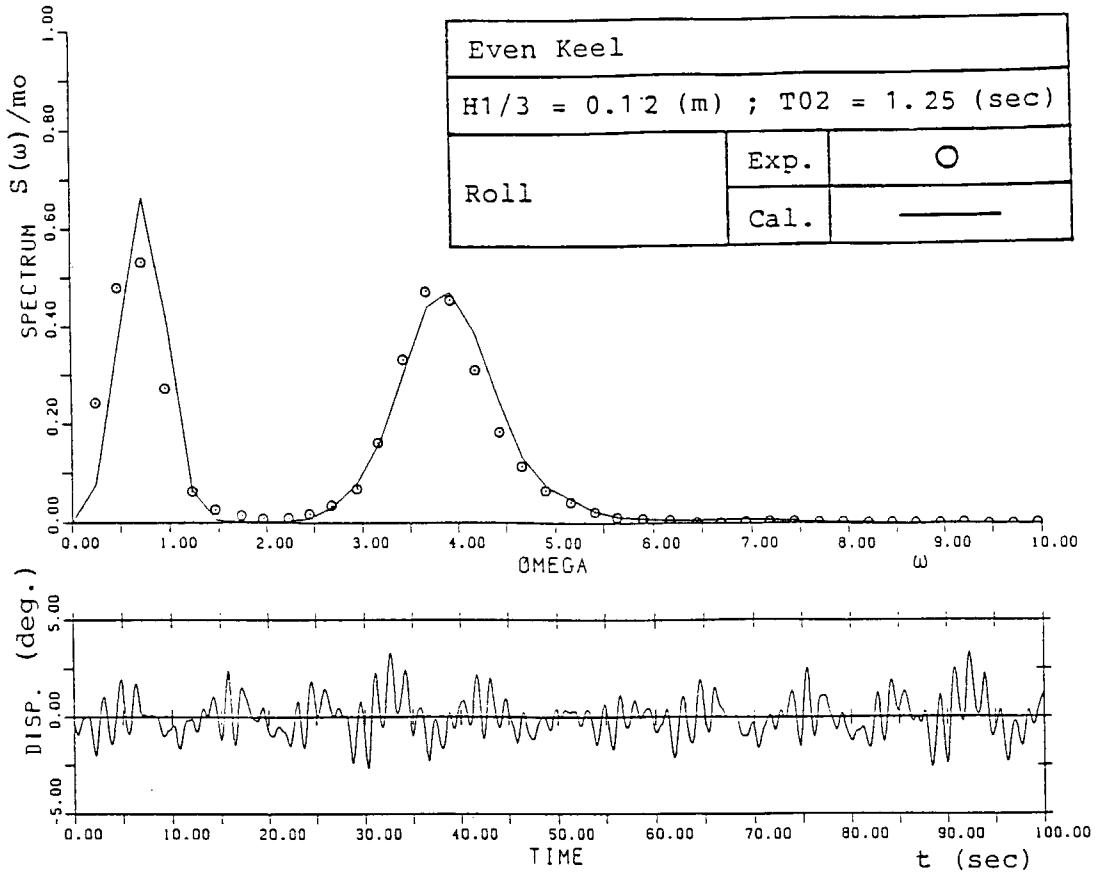


図 1.3.43 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

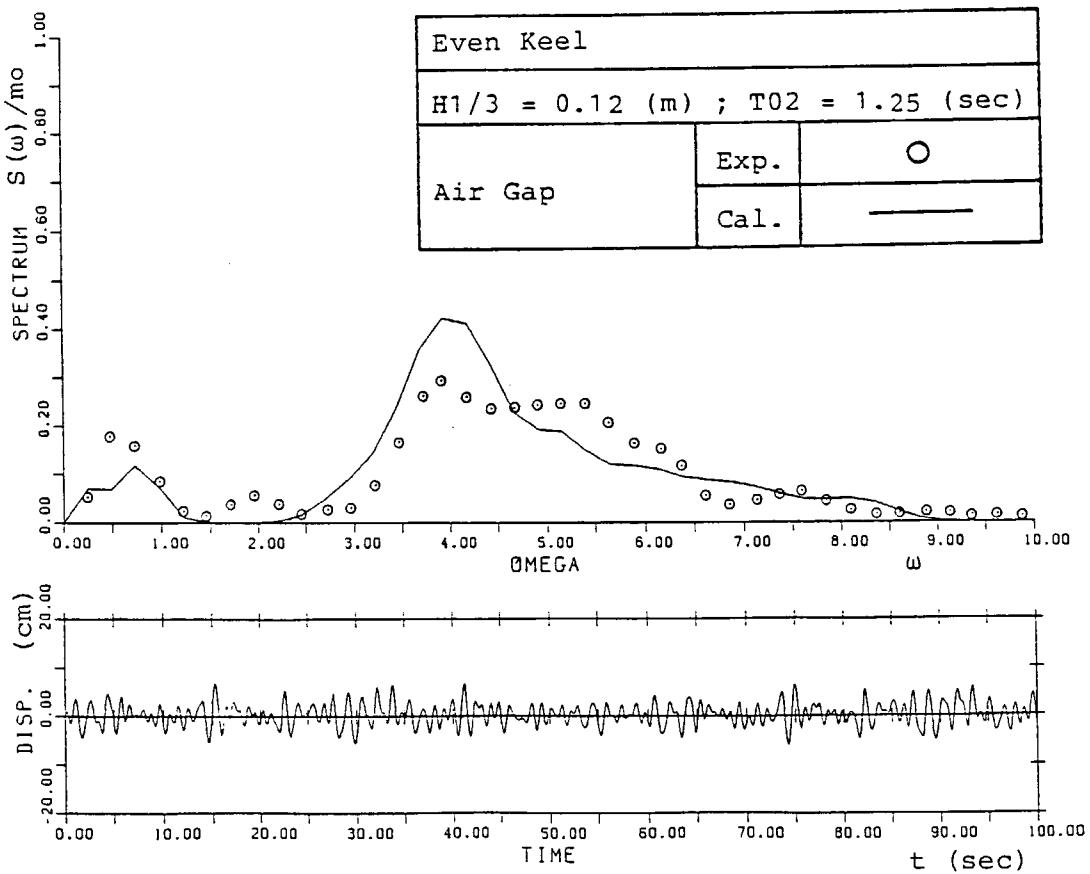


図 1.3.44 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

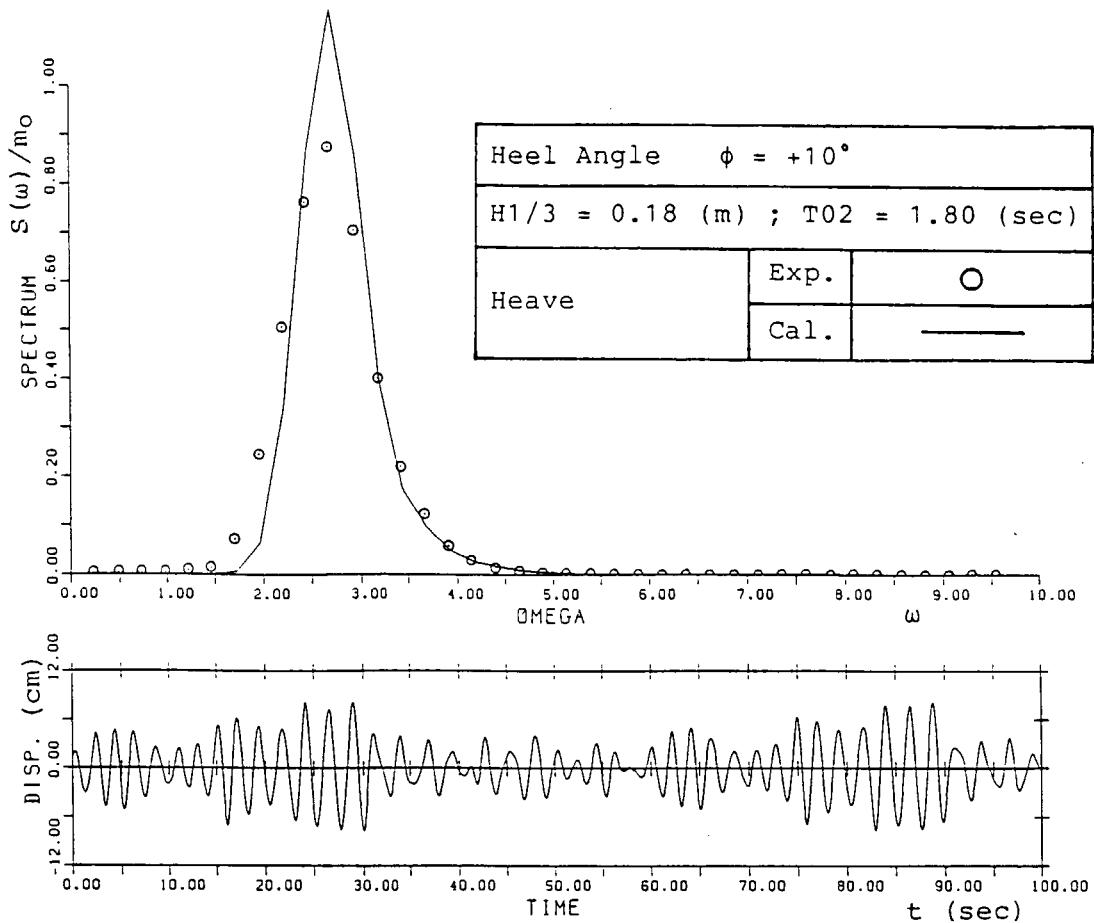


図 1.3.45 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

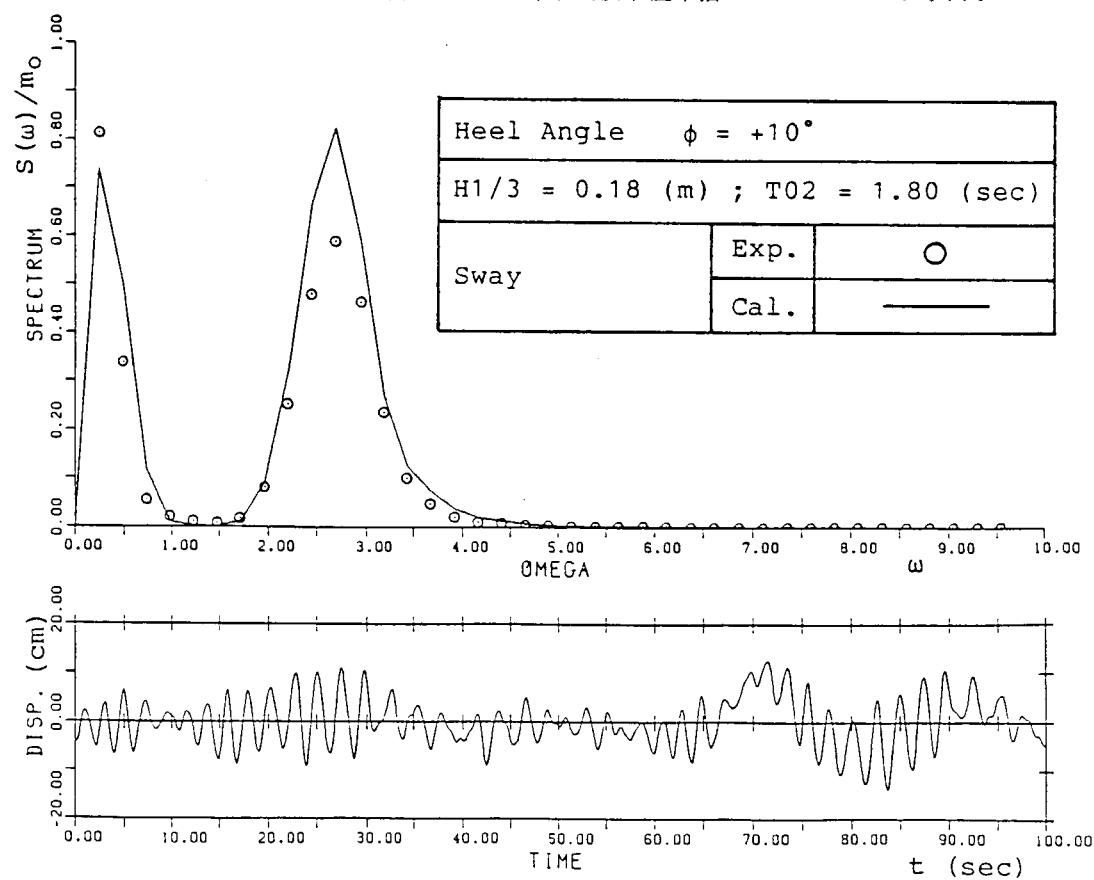


図 1.3.46 横波状態における不規則波中左右揺のスペクトラムと時系列

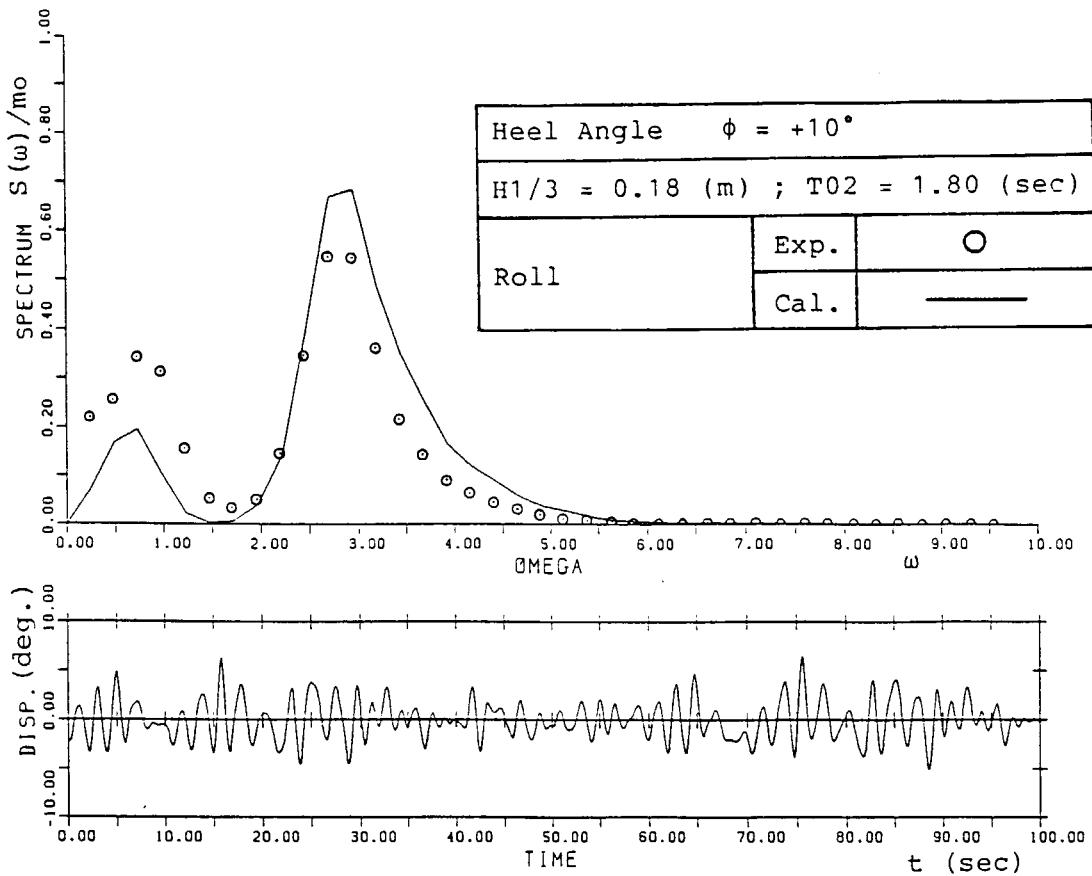


図 1.3.47 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

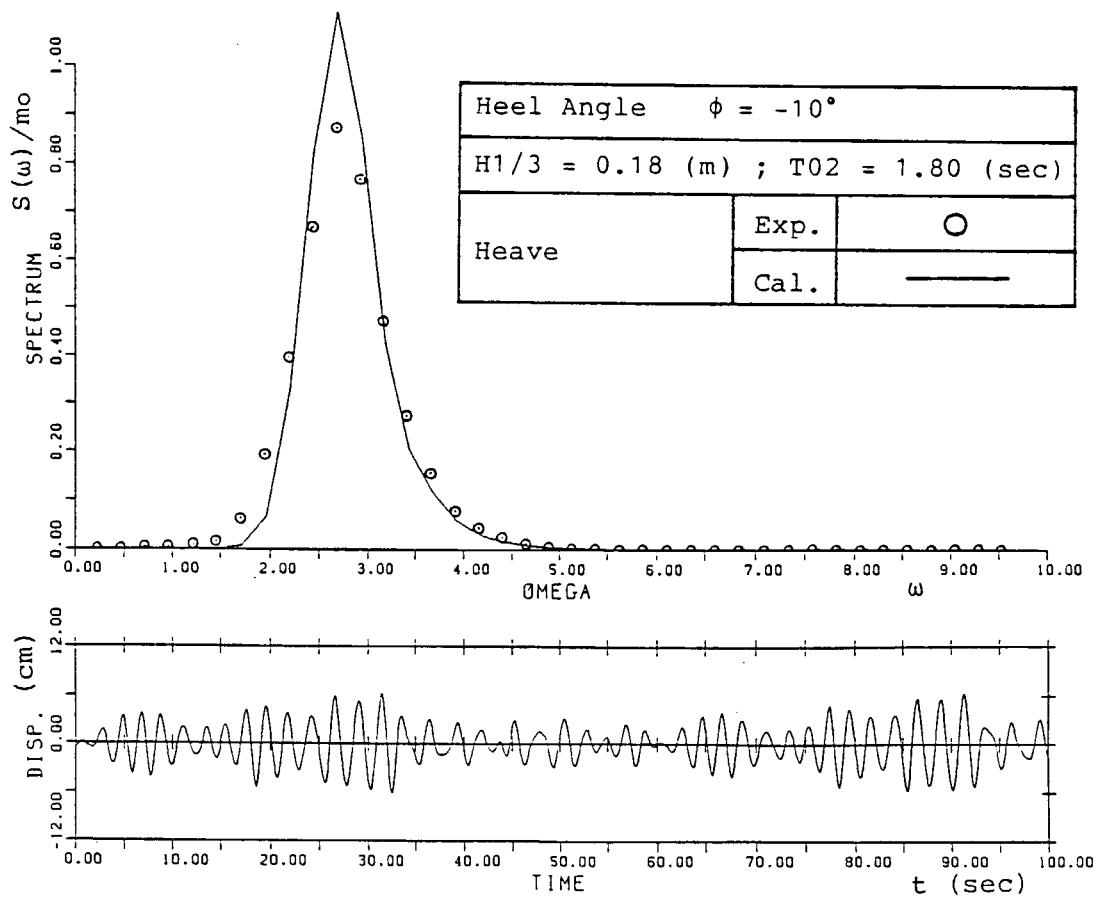


図 1.3.48 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

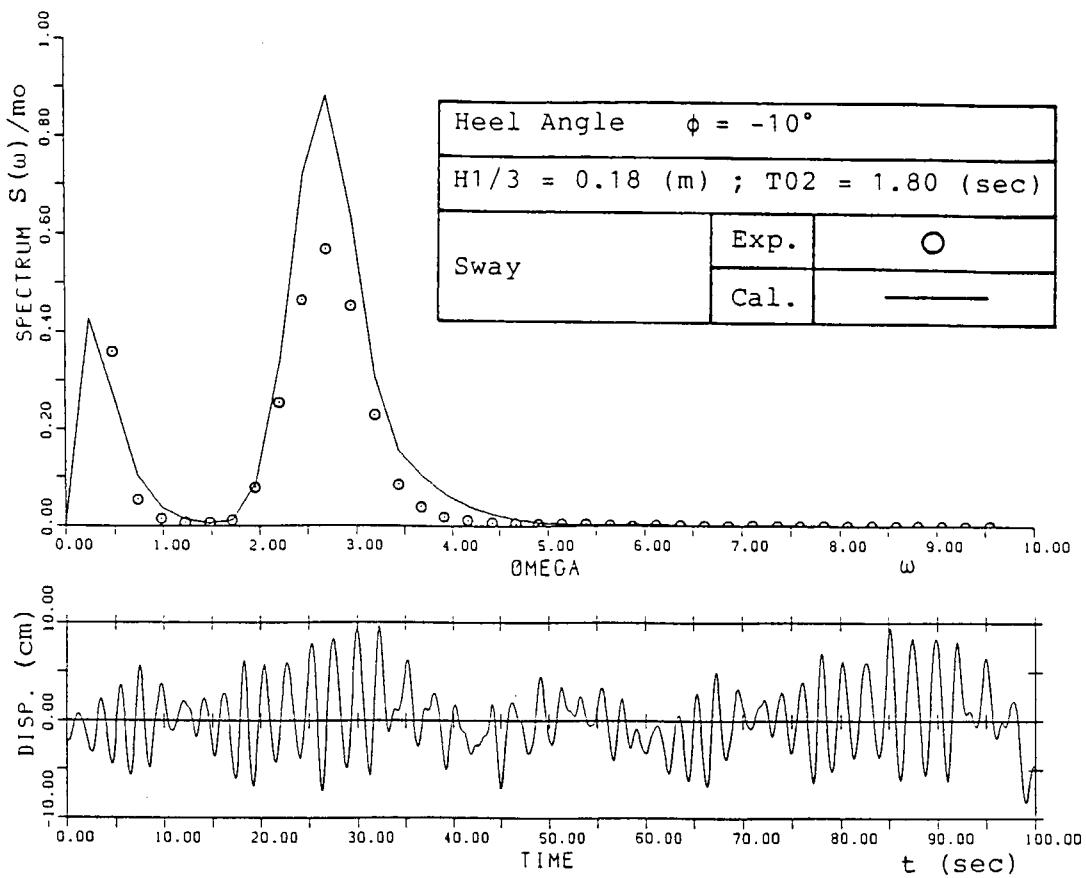


図 1.3.49 横波状態における不規則波中左右搖のスペクトラムと時系列

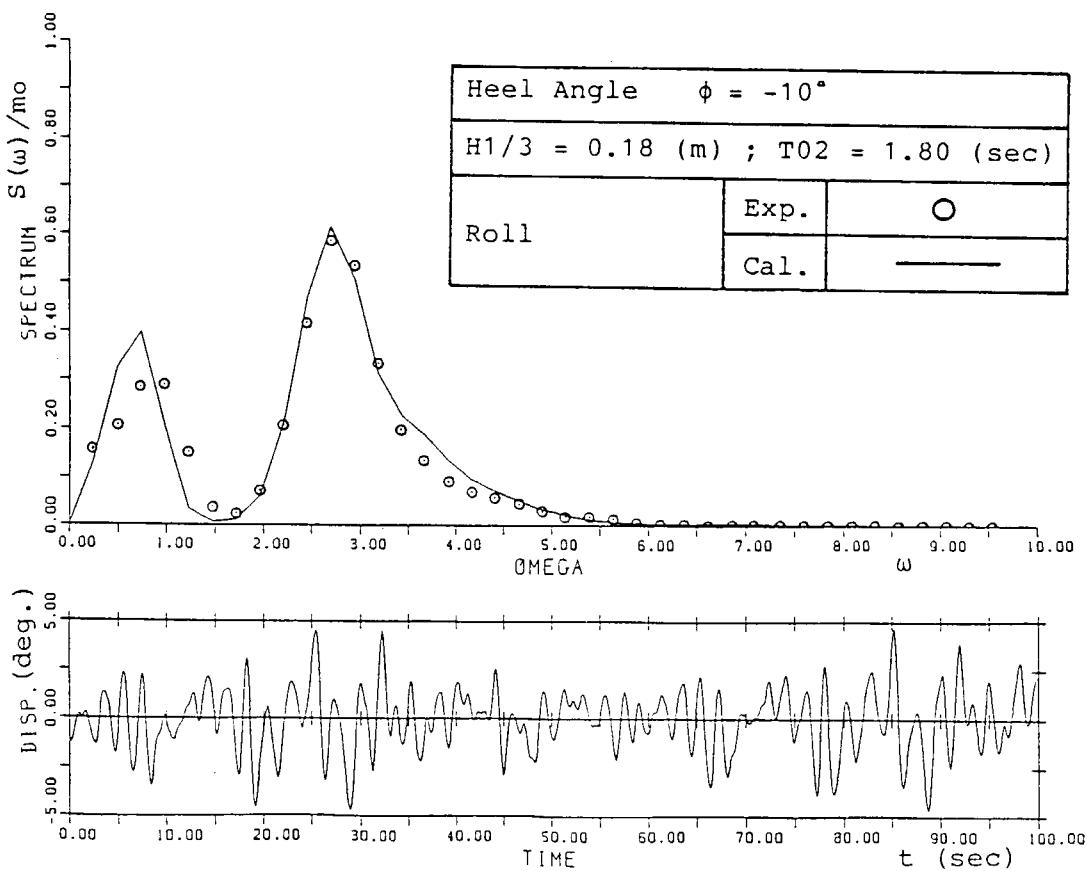


図 1.3.50 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

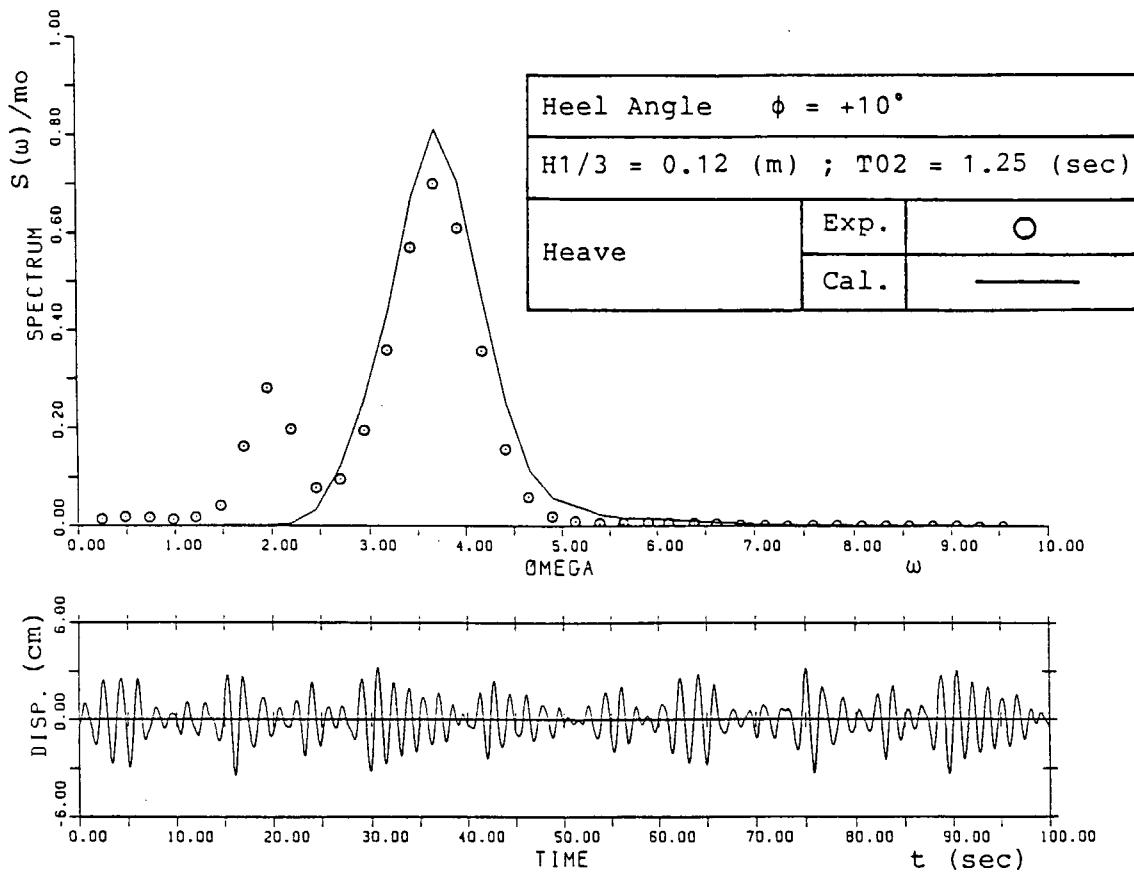


図 1.3.51 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

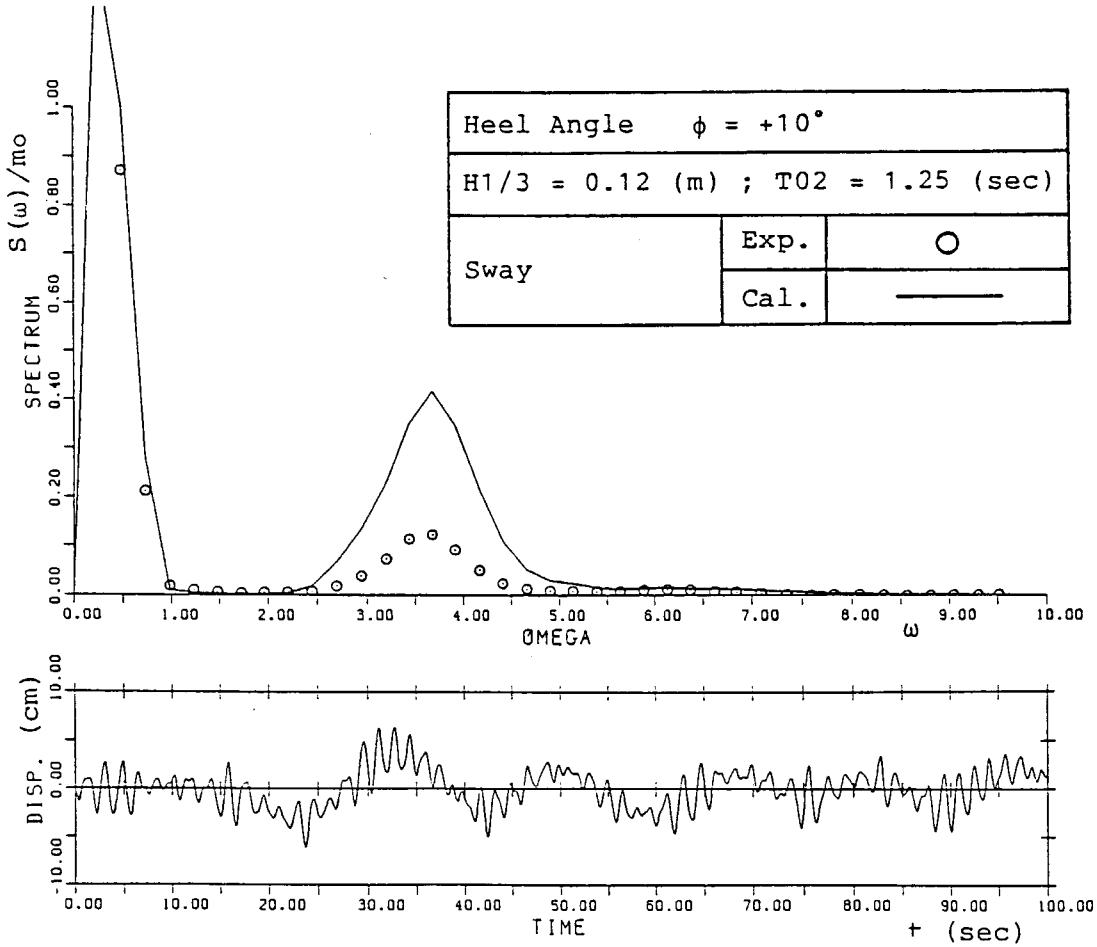


図 1.3.52 横波状態における不規則波中左右揺のスペクトラムと時系列

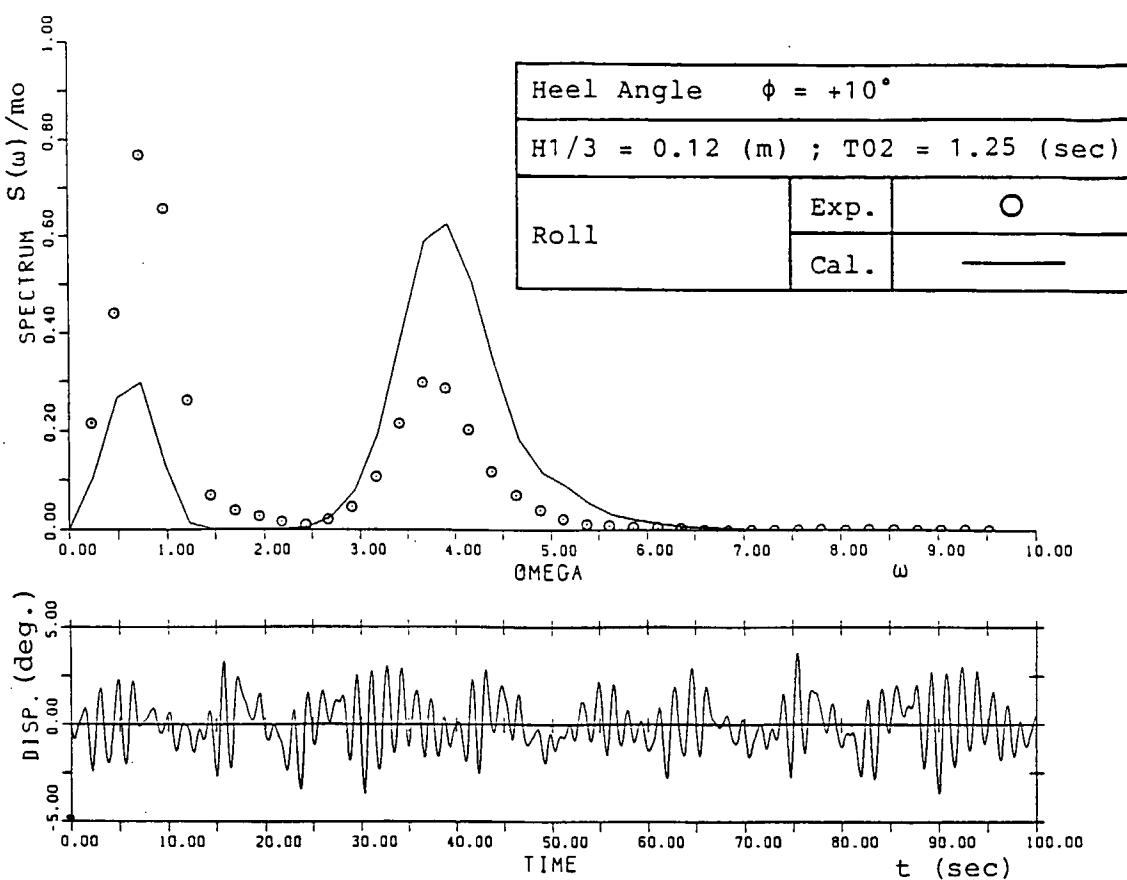


図 1.3.53 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

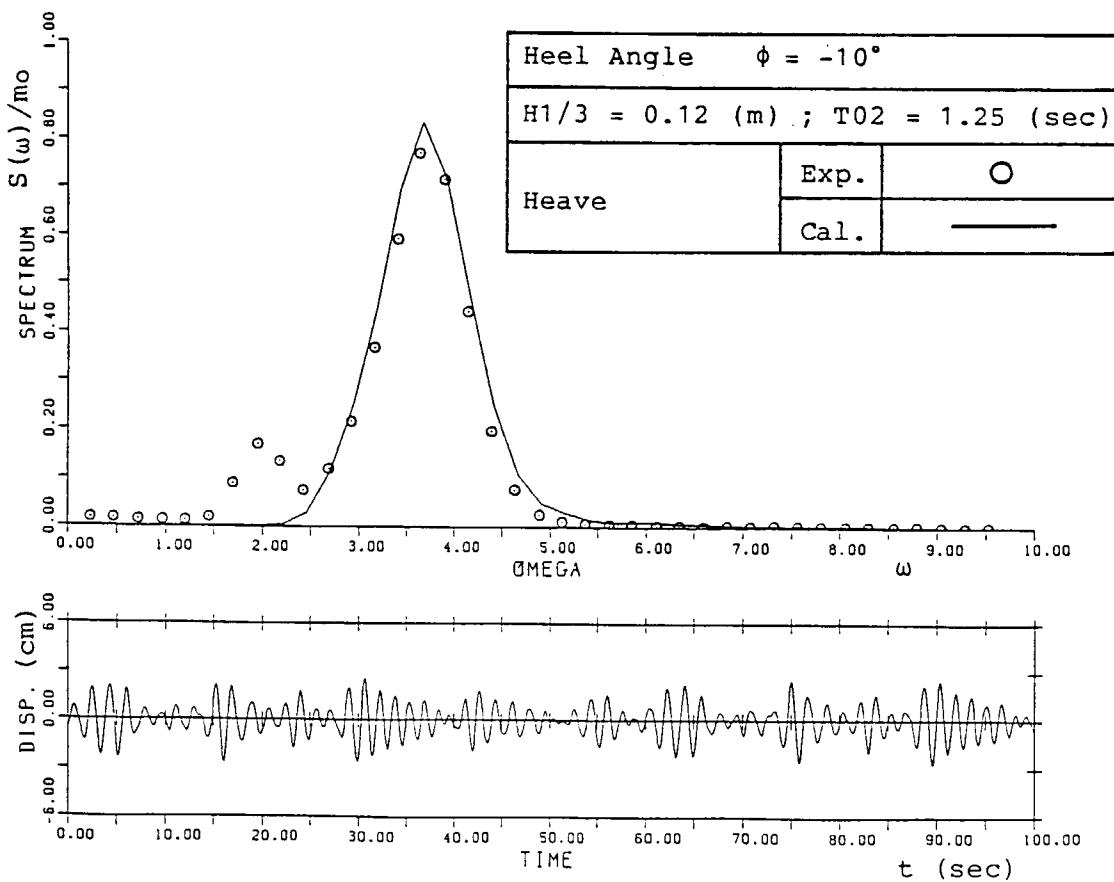


図 1.3.54 横波状態における不規則波中上下揺のスペクトラムと時系列

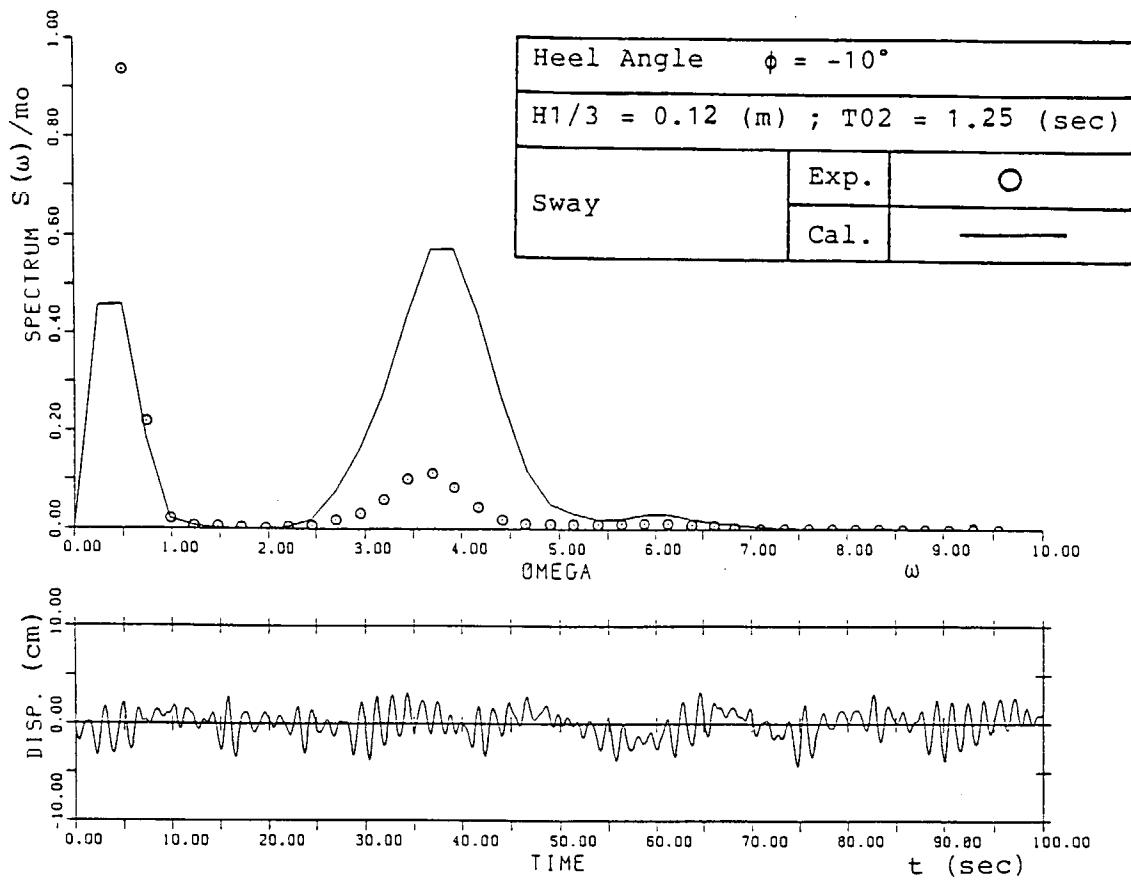


図 1.3.55 横波状態における不規則波中左右揺のスペクトラムと時系列

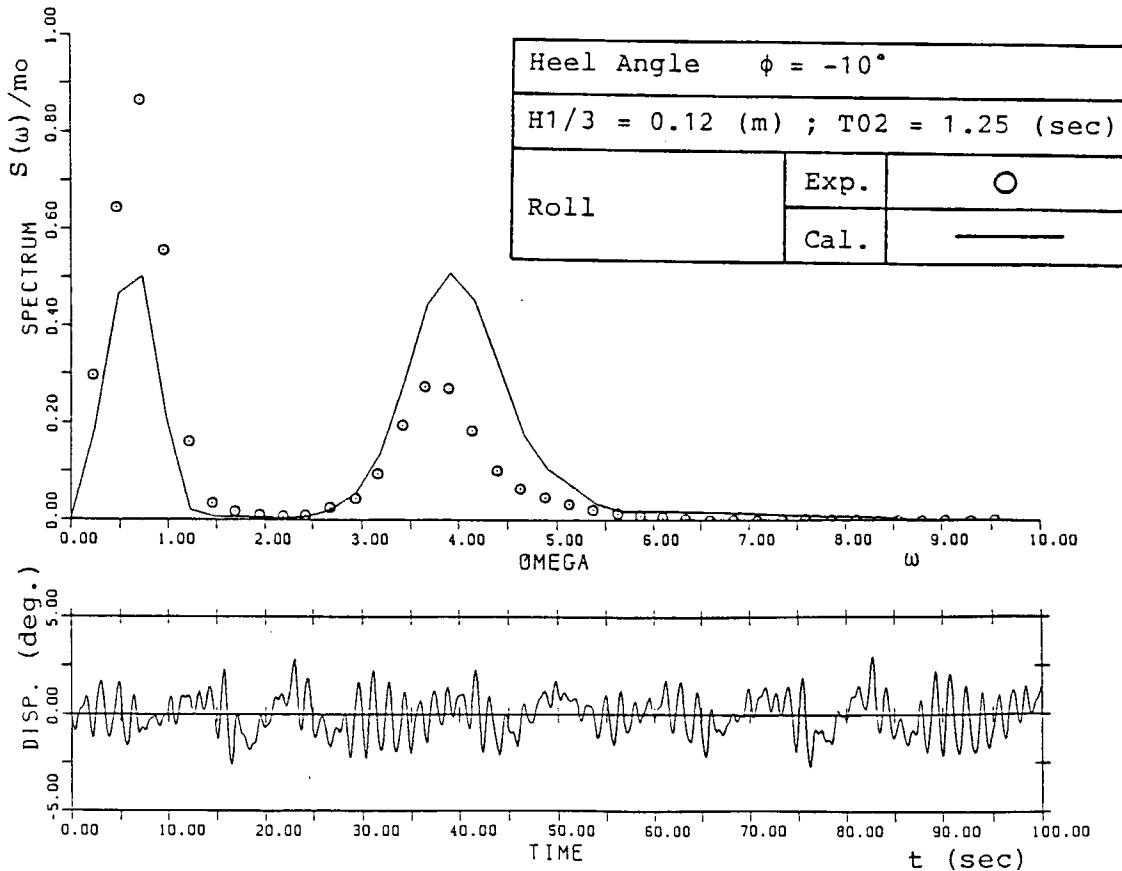


図 1.3.56 横波状態における不規則波中横揺れのスペクトラムと時系列

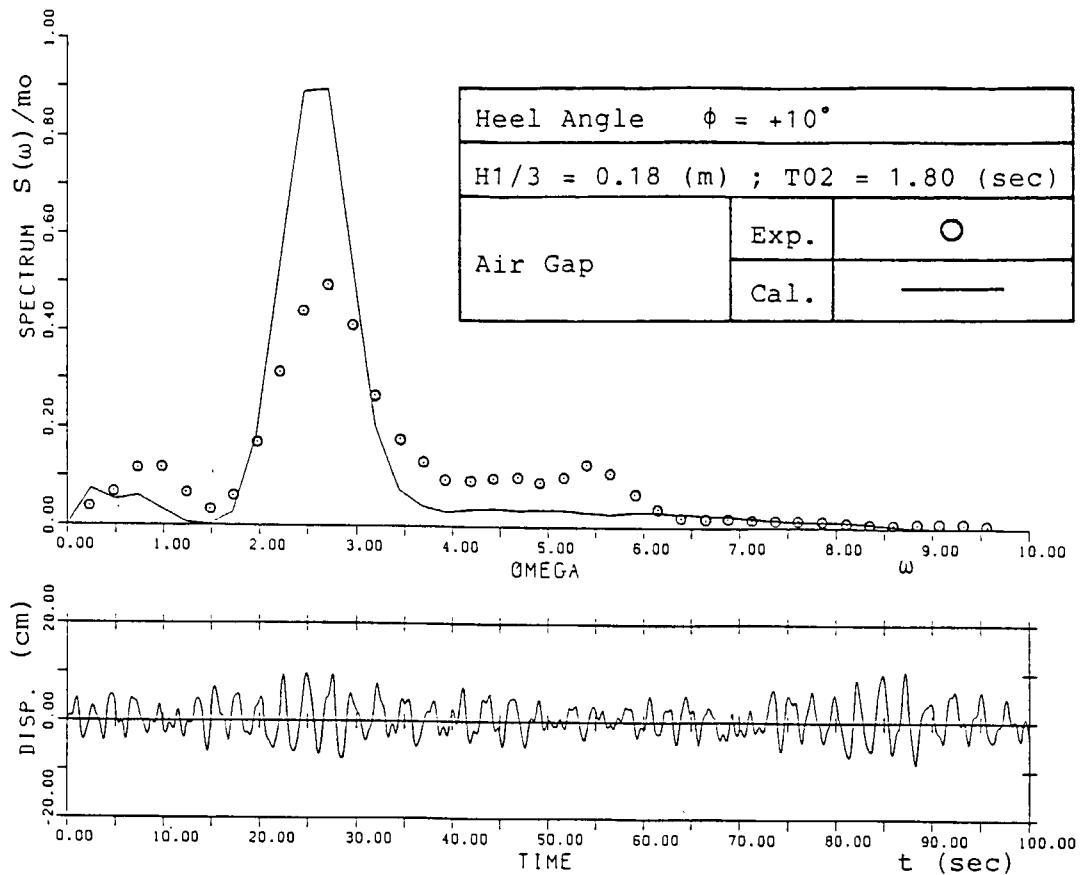


図 1.3.57 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

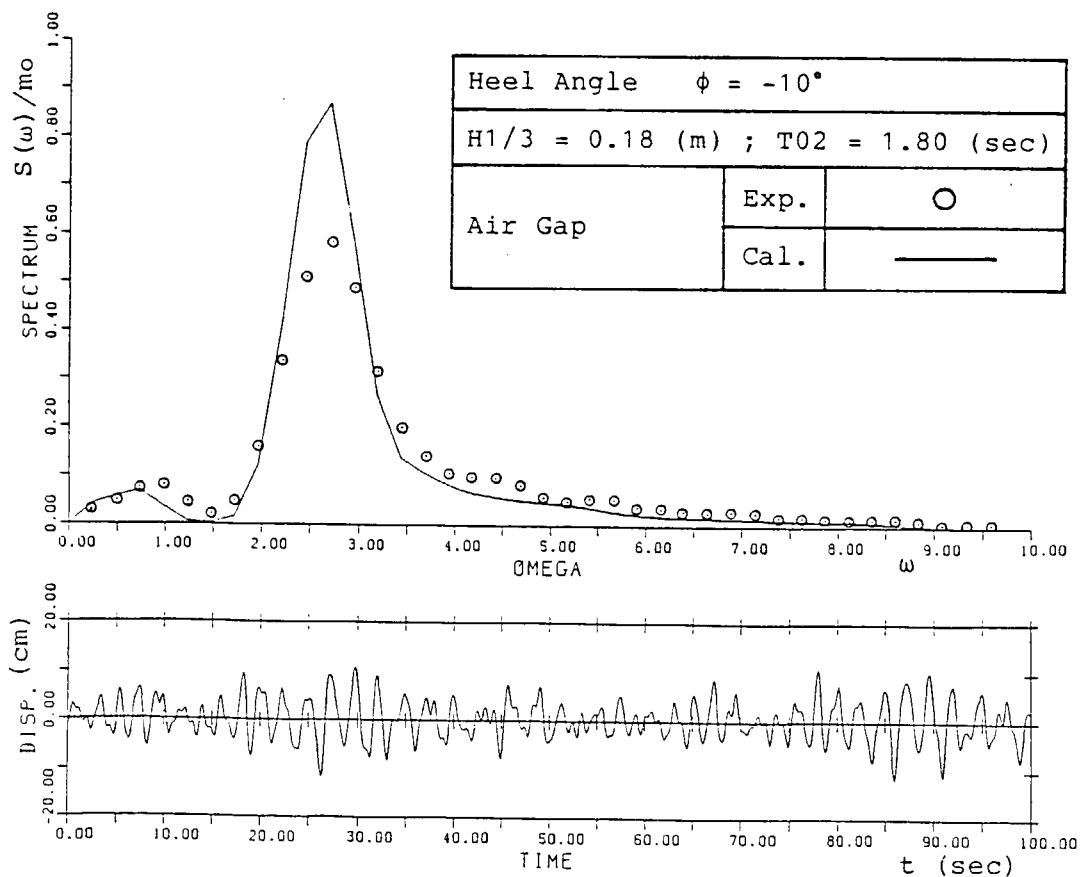


図 1.3.58 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

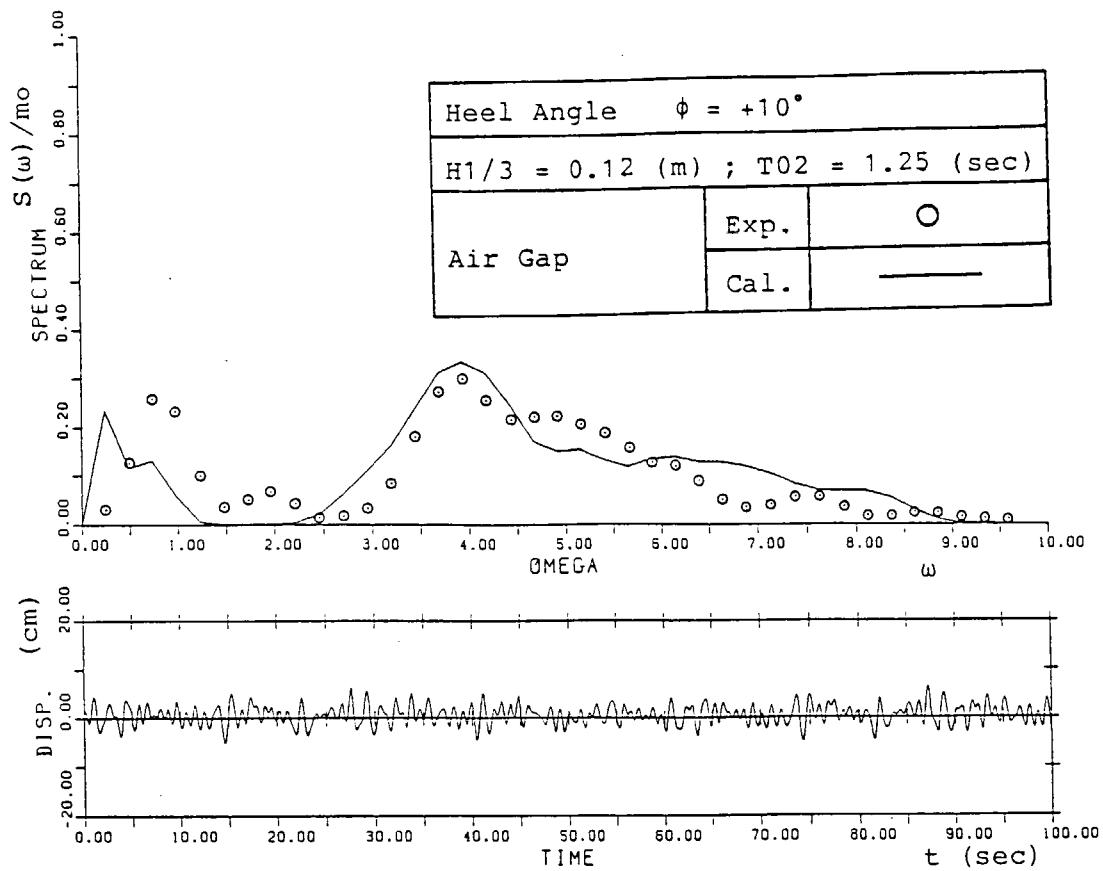


図 1.3.59 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

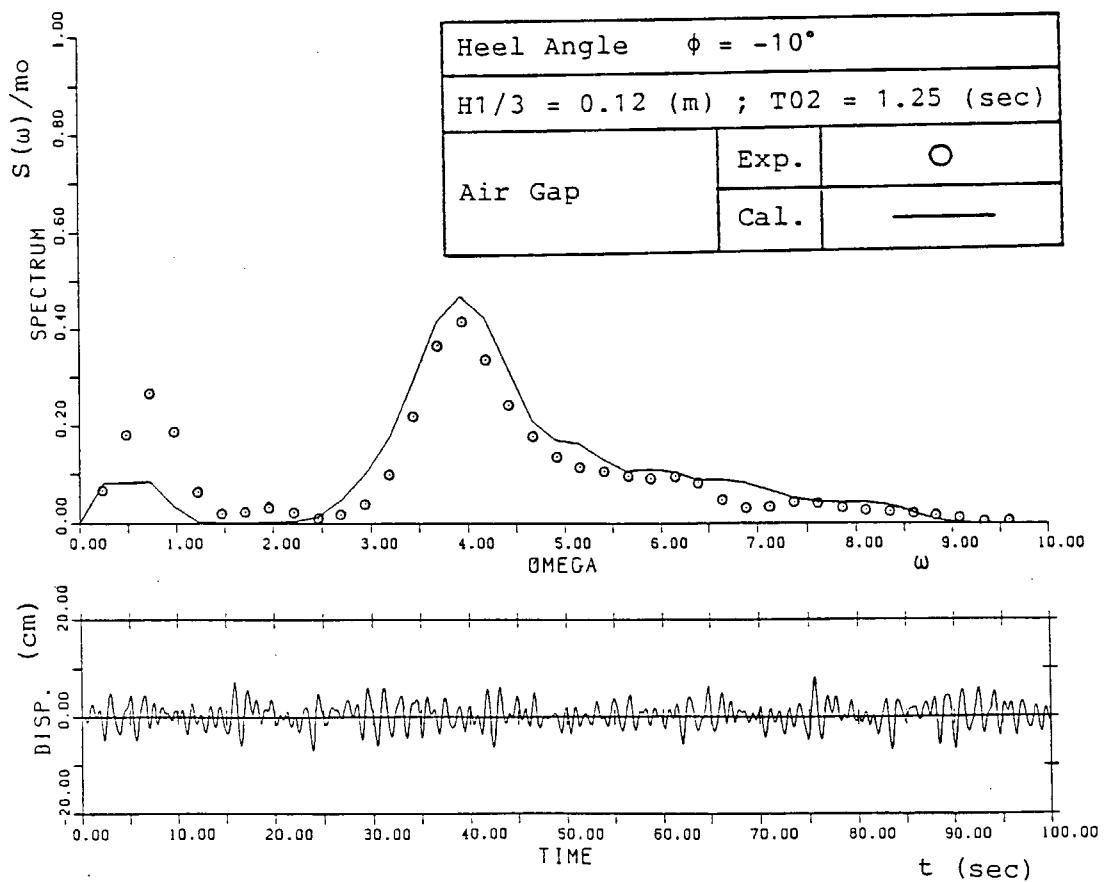


図 1.3.60 横波状態における不規則波中 Air Gap のスペクトラムと時系列

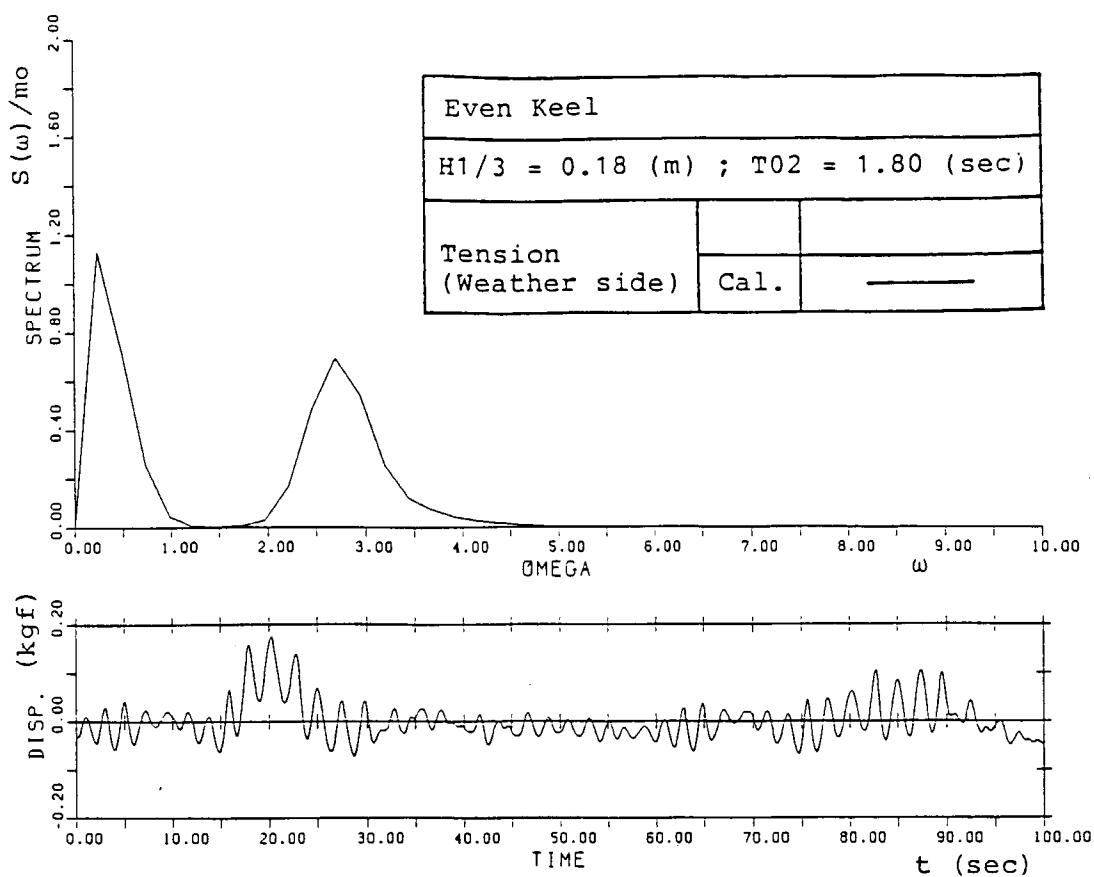


図 1.3.61 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

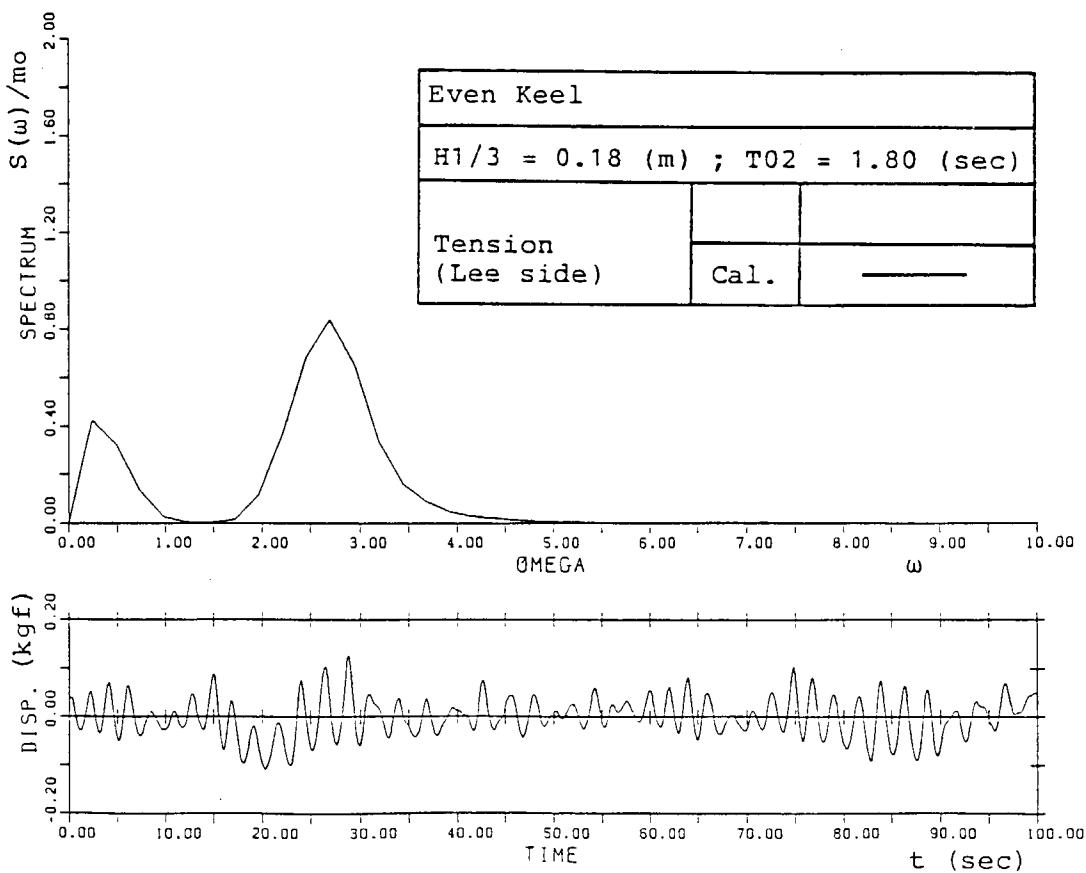


図 1.3.62 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

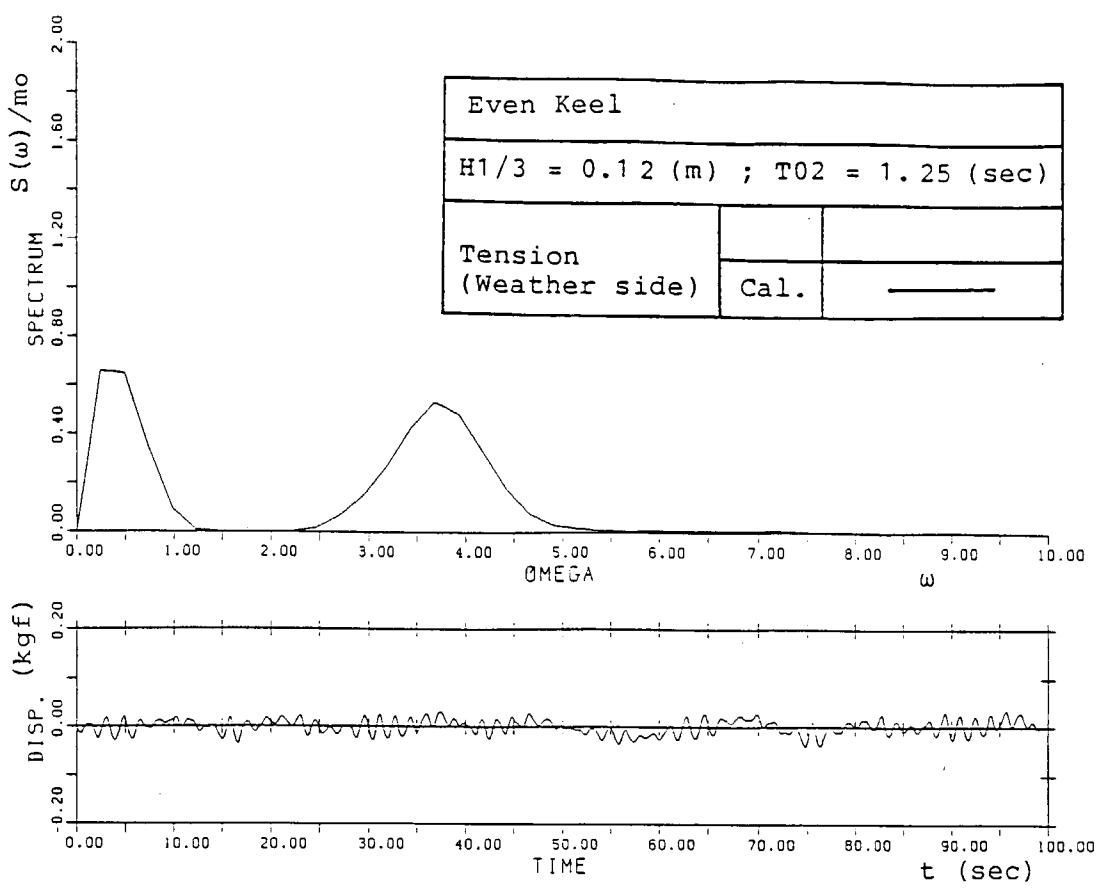


図 1.3.63 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

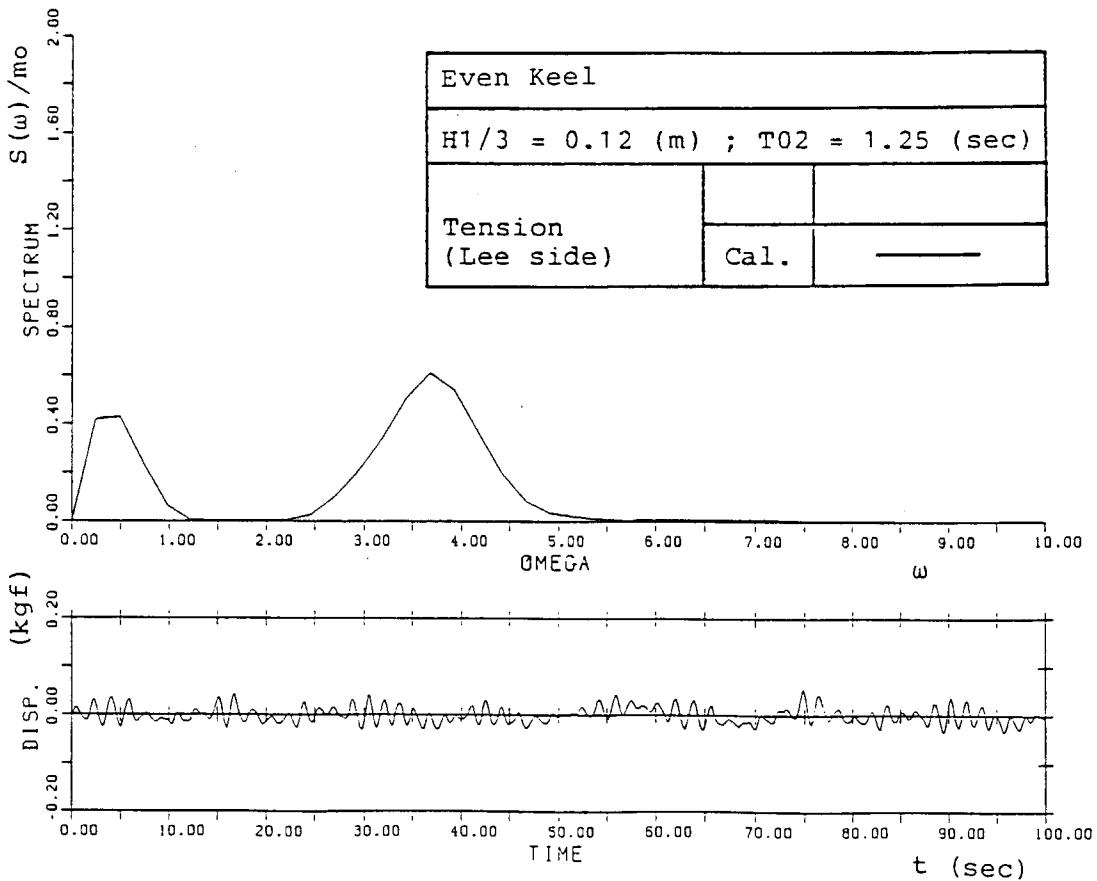


図 1.3.64 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

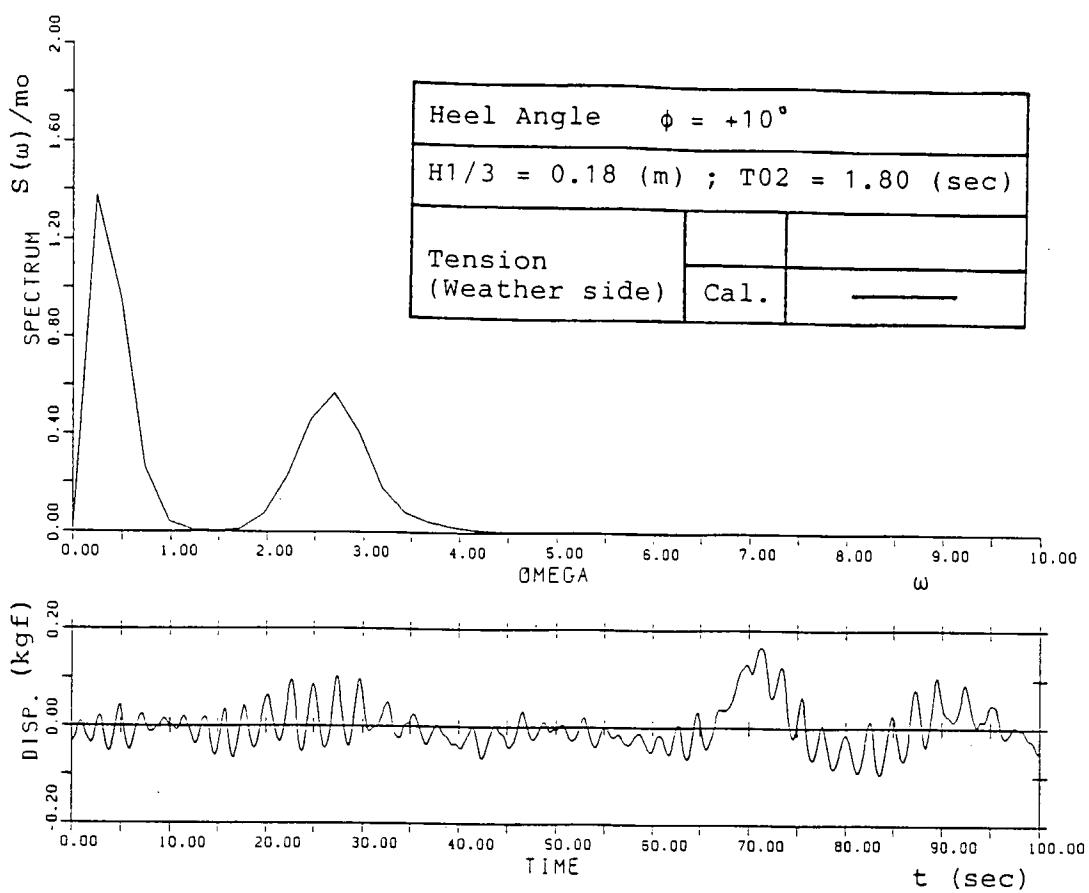


図 1.3.65 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

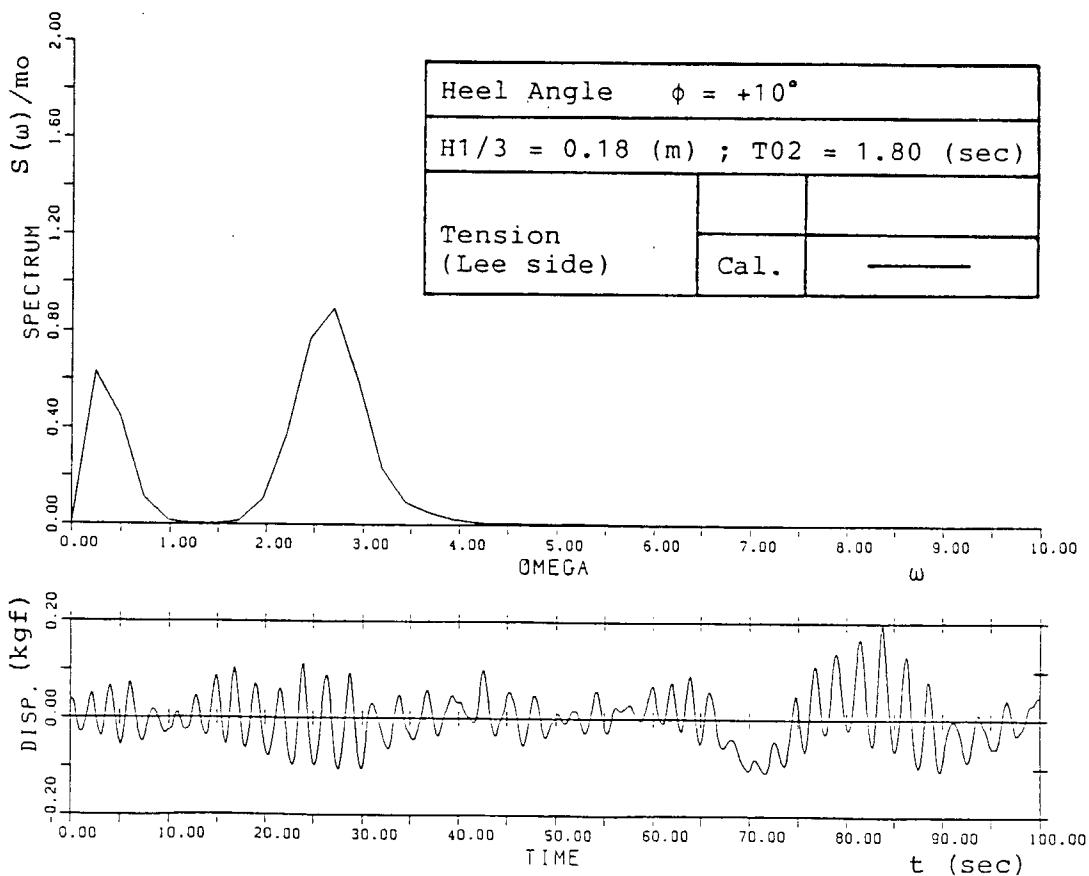


図 1.3.66 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

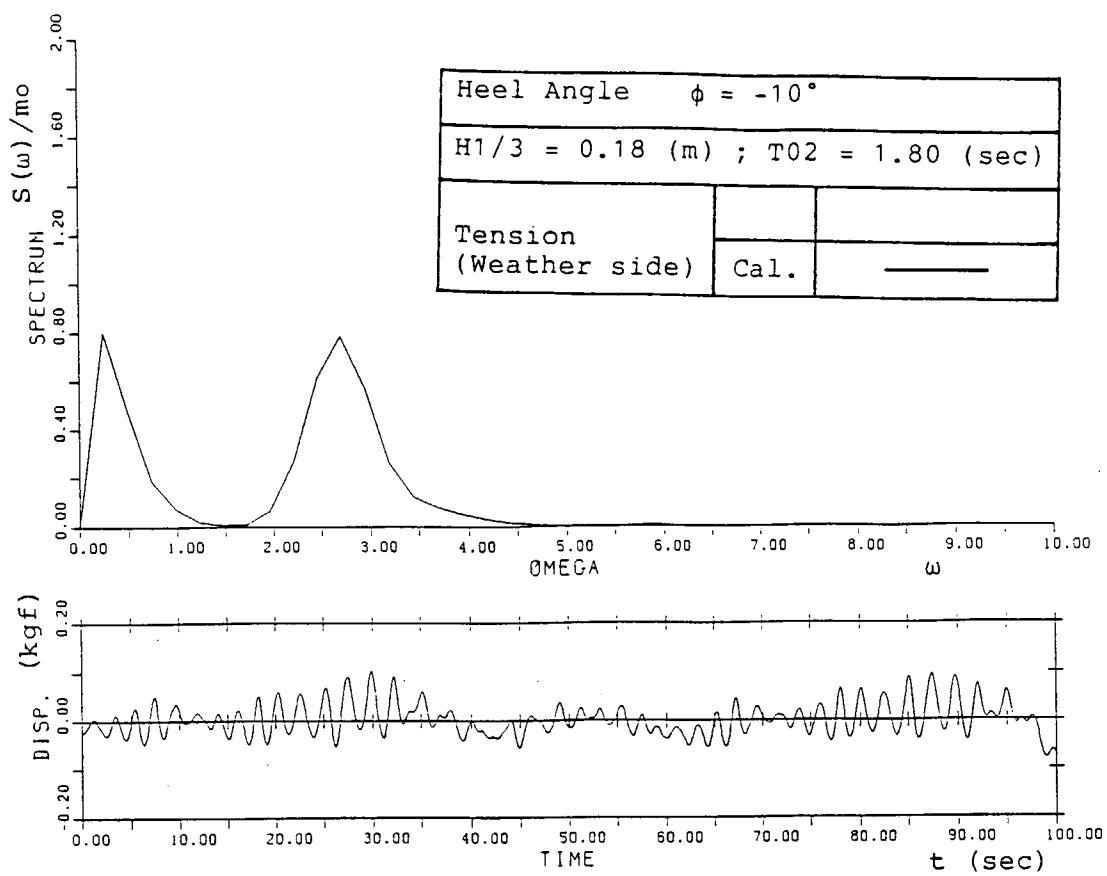


図 1.3.67 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

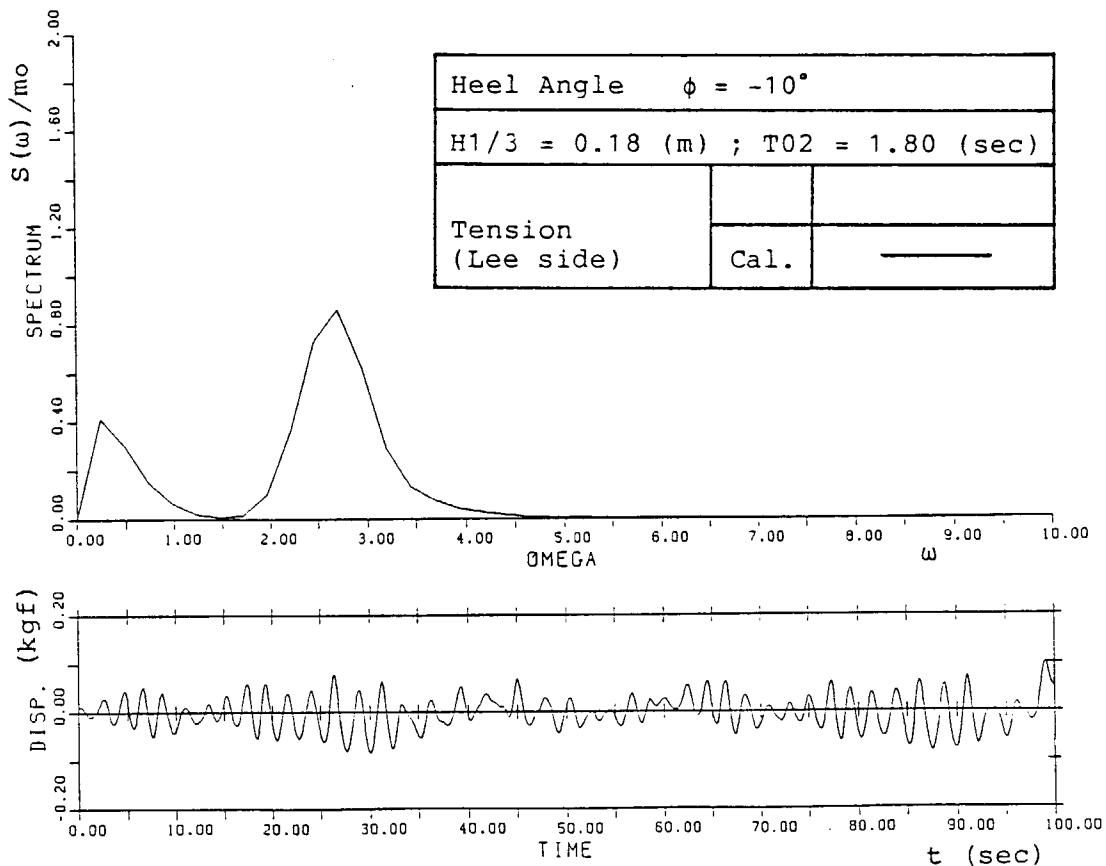


図 1.3.68 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

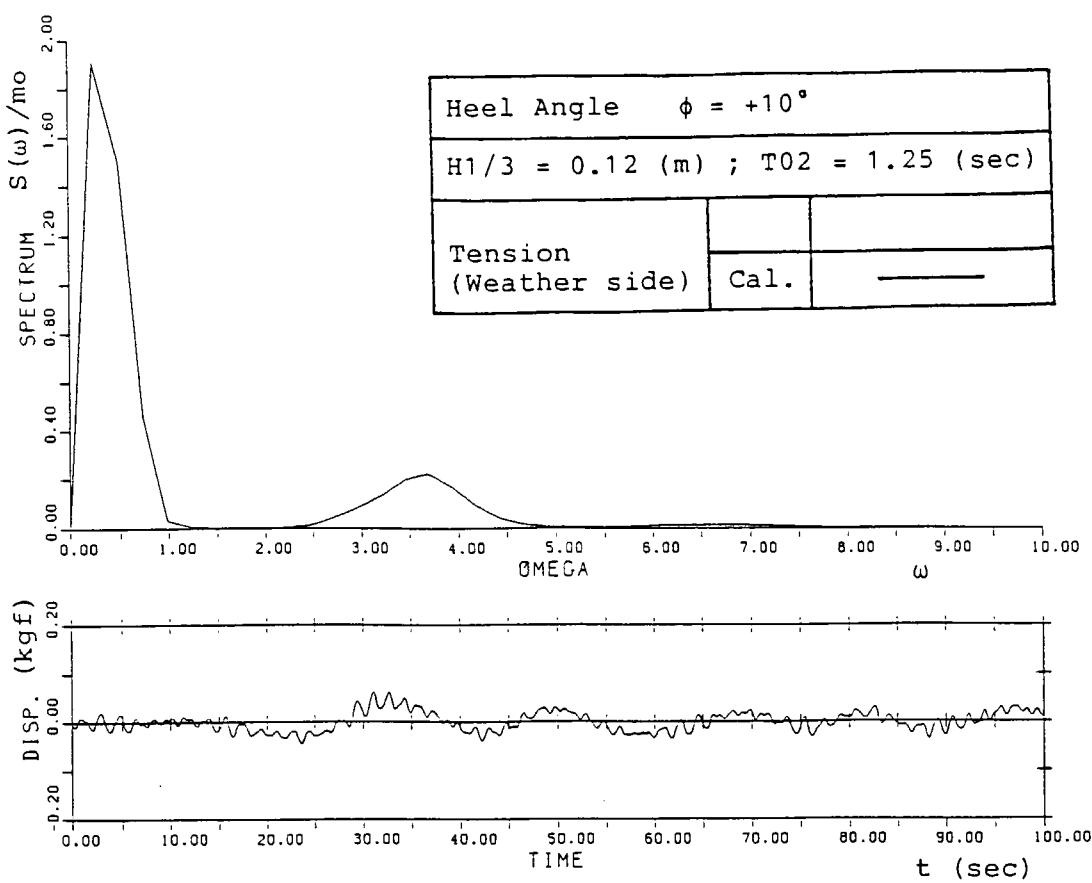


図 1.3.69 横波状態における不規則波中チエーン張力変動のスペクトラムと時系列

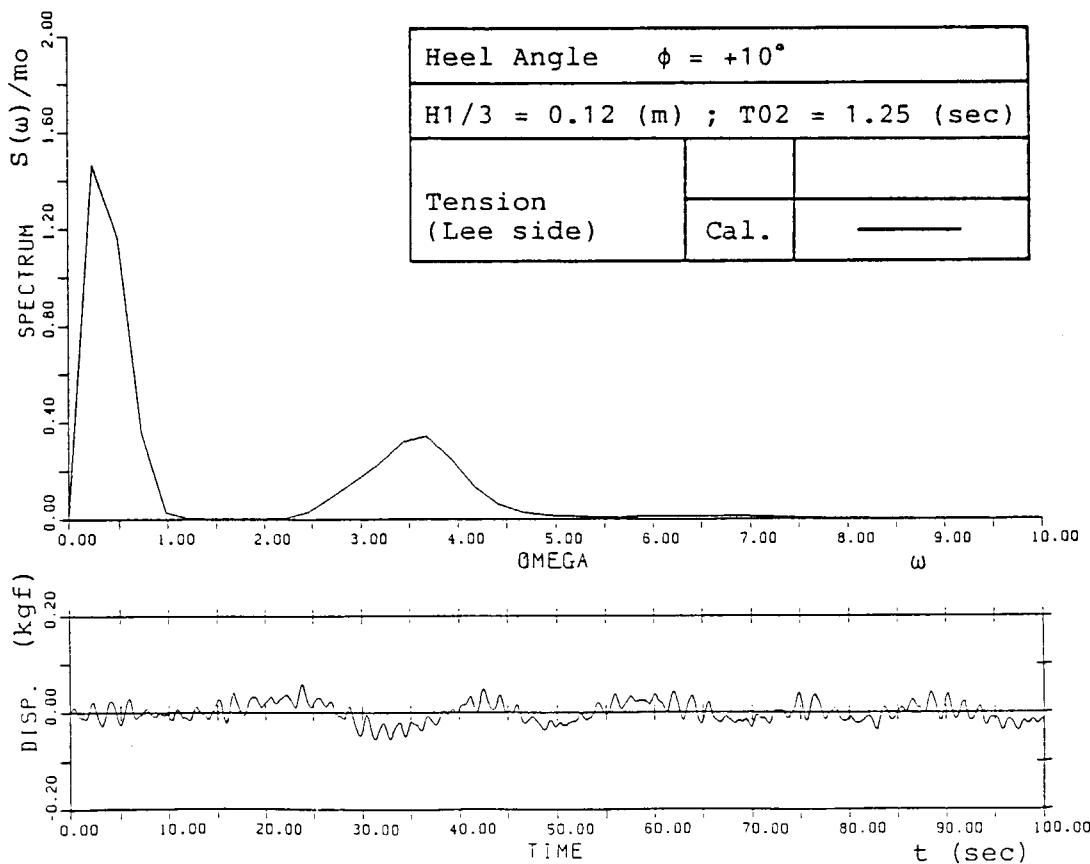


図 1.3.70 横波状態における不規則波中チエーン張力変動のスペクトラムと時系列

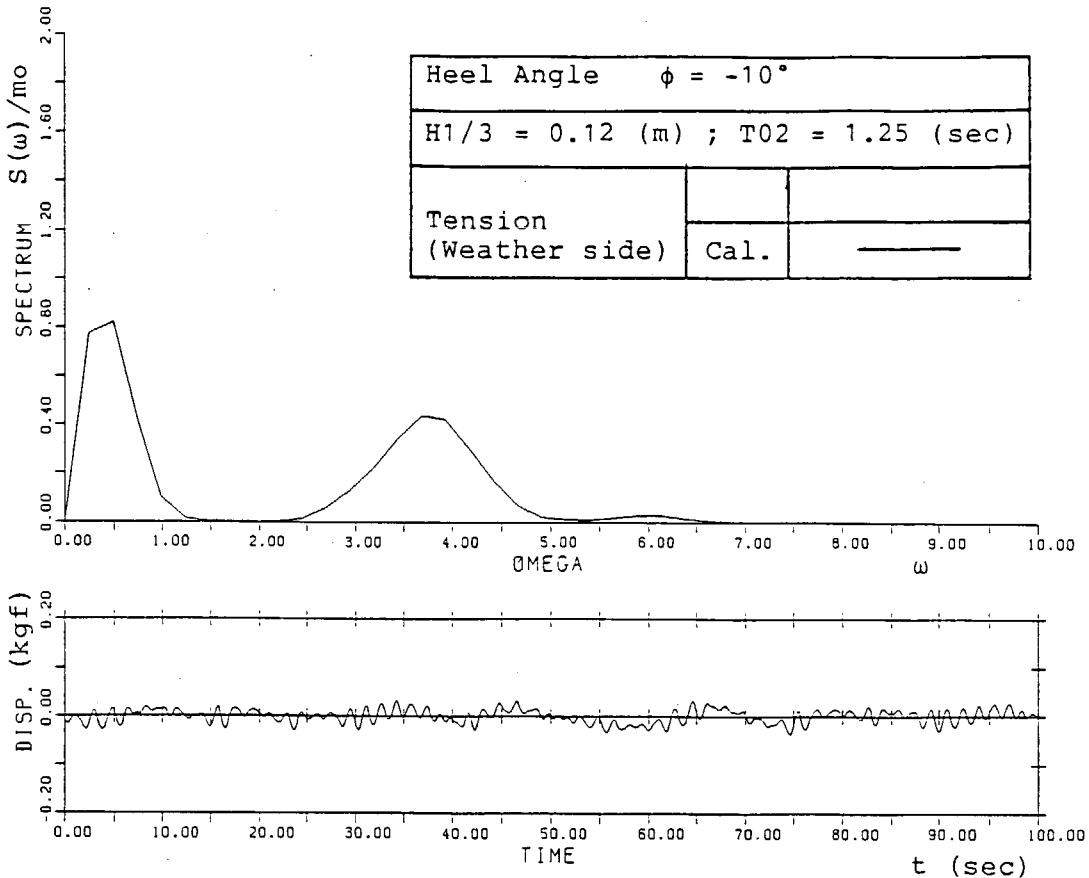


図 1.3.71 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

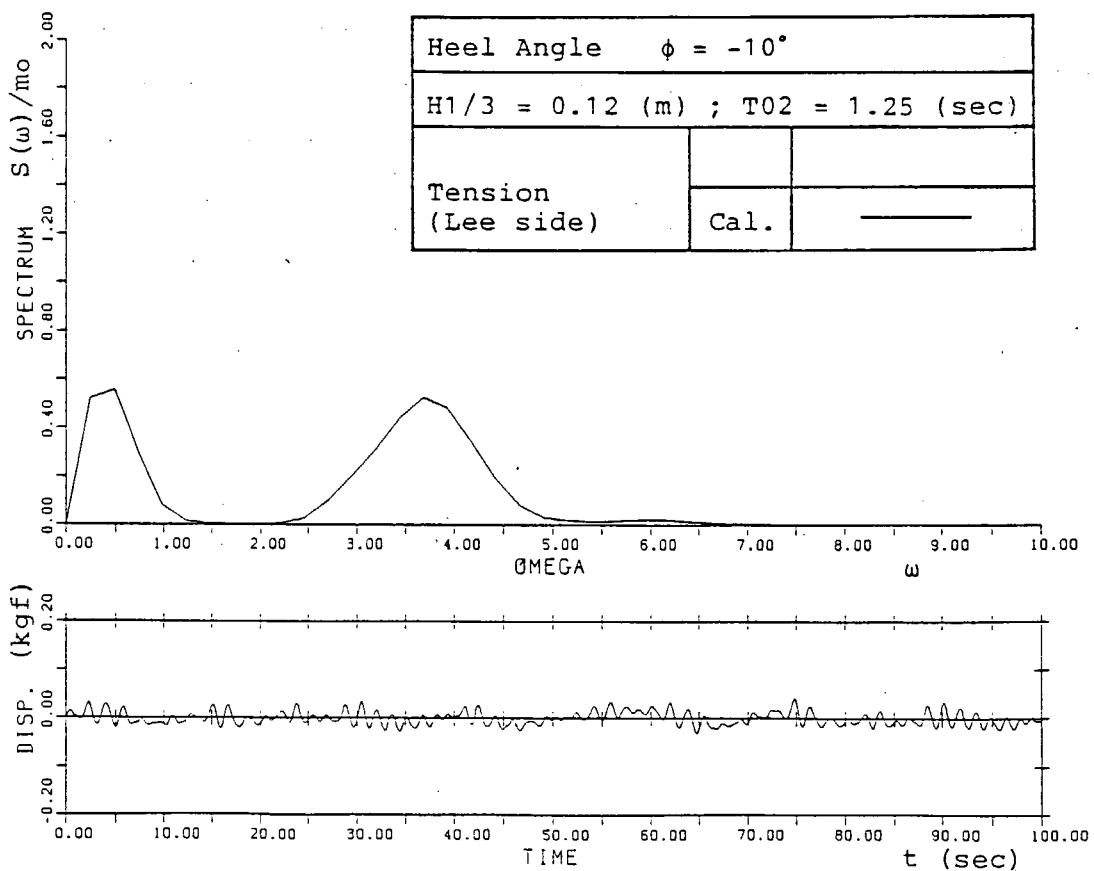


図 1.3.72 横波状態における不規則波中チェーン張力変動のスペクトラムと時系列

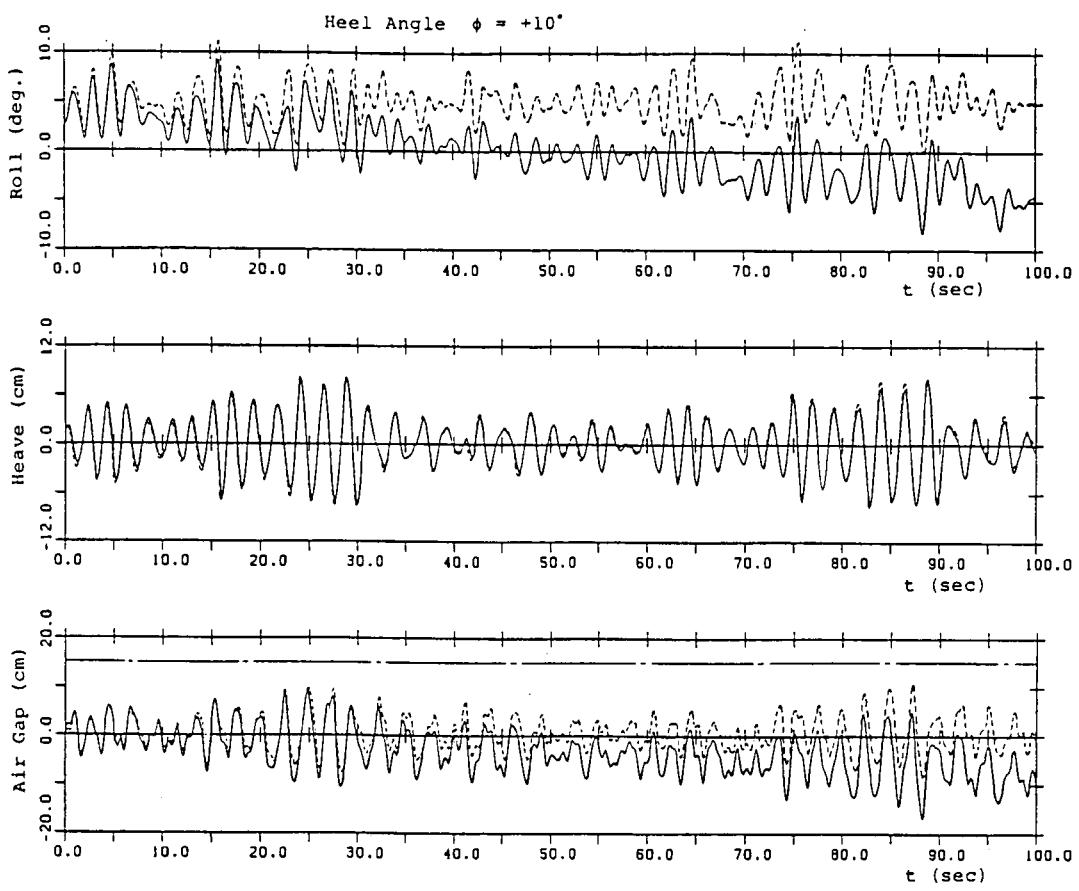


図 1.3.73 バラストを注水した場合と注水しない場合の運動および Air Gap の比較

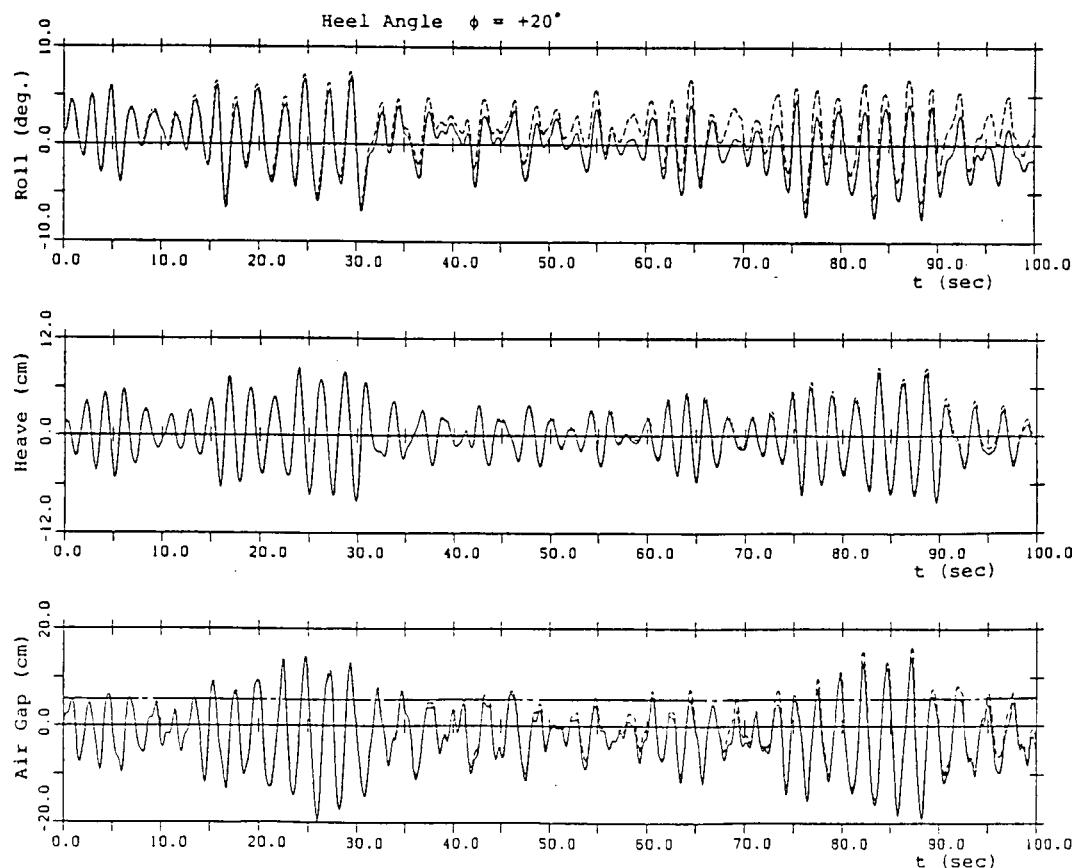


図 1.3.74 バラストを注水した場合と注水しない場合の運動および Air Gap の比較

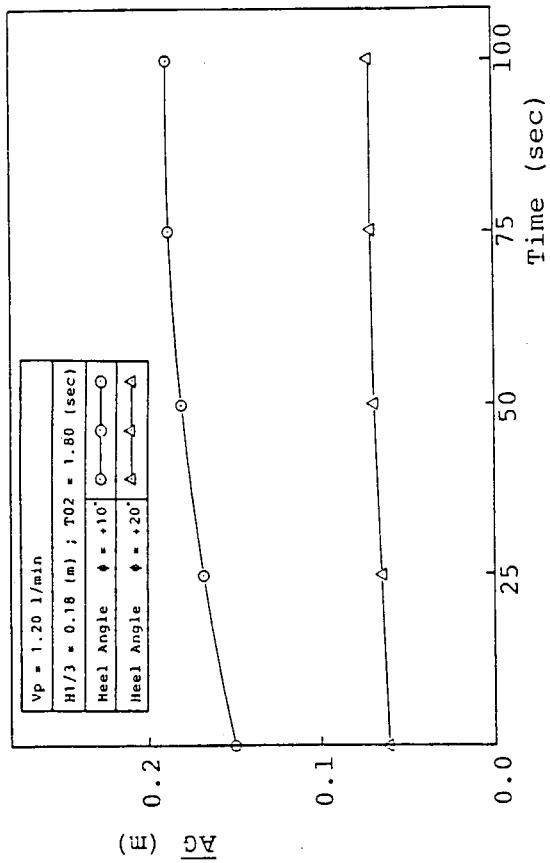


図 1.3.77 バラスト注水時間に対する Air Gap の定常値

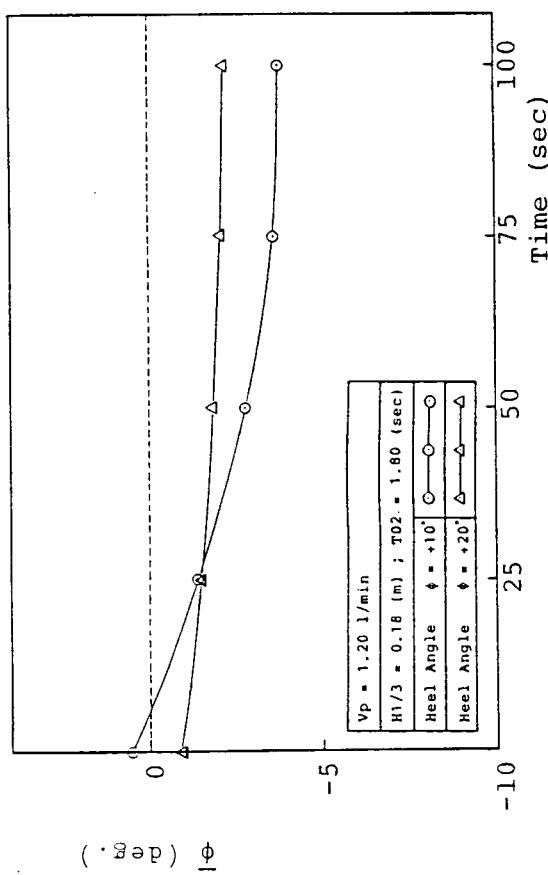


図 1.3.75 バラスト注水時間に対する定常傾斜角

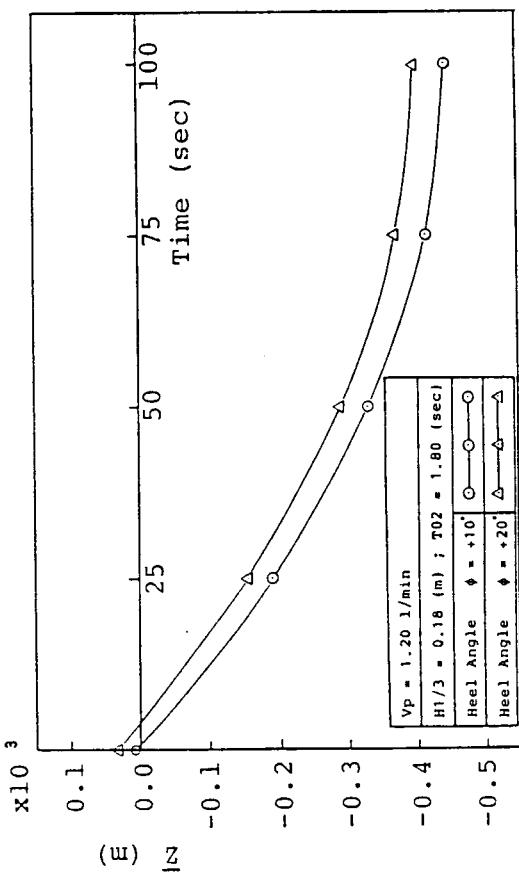


図 1.3.76 バラスト注水時間に対する上下方向定常変位

1.4 二方向波中の動搖特性水槽実験

二方向不規則波の発生法を開発し、二方向波中の浮体の運動性能を調べ、二方向波中の浮体の長周期運動の解析法について述べる。また、風、波、潮流中のセミサブ型リグの安全性に関する問題点、ならびに大傾斜損傷時のセミサブ型リグの波浪中運動特性に検討を加える。

1.4.1 二方向不規則波の発生法について

昨年度、角水槽内に二方向不規則波を発生させた実験を行った。その実験解析の中に、二方向不規則波のパワースペクトルの性質が、観測位置によって異なる現象を見出した。その原因が判明し、その回避方法も一例挙げることができた。これを、数値シミュレーションならびに水槽実験により示す。

角水槽で発生した二方向不規則波のスペクトラムの性質と、角水槽における二方向不規則波の発生法について述べる。

本報告書で用いたスペクトルはP-M型を有し、Line spectraの本数は121本である。また ω_i と ω_{i+1} の間隔は、乱数を用いて不等間隔に分布している。

(1) 理論

θ 方向から来る不規則波は、線形重ね合わせの原理の下に、

$$\eta_\theta = \sum_{i=1}^N \sqrt{S_\theta(\omega_i) \Delta\omega_i} \cos(\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} (x \cos \theta + y \sin \theta) + \epsilon_i) \quad (1)$$

ただし、

g ：重力加速度

$\Delta\omega_i$ ： $\omega_{i+1} - \omega_i$ ($\omega_{i+1} > \omega_i$)

a ： $0 - 2\pi$ *の一様乱数

で、表せられる。二方向不規則波も、線形重ね合わせの原理を下に、一方向不規則波の重ね合わせと、見なせる。即ち、

$$\eta = \eta_{\theta_1} + \eta_{\theta_2} \quad (2)$$

である。

いま、 η_{θ_1} に含まれる ω_i と、 η_{θ_2} に含まれる ω_i とが、すべて一致していなければパワースペクトルは、 $S_{\theta_1} + S_{\theta_2}$ に等しくなる。

ところが、両者の ω_i がすべて一致していれば、三角関数の加法定理を用いた後、整理すると、二方向不規則波のパワースペクトルは、

$$S_{\theta_1} + S_{\theta_2} + 2 \sqrt{S_{\theta_1} S_{\theta_2}} \cos \left(\frac{\omega_i^2}{g} (x (\cos \theta_2 - \cos \theta_1) + y (\sin \theta_2 - \sin \theta_1)) + (\epsilon_{\theta_1i} - \epsilon_{\theta_2i}) \right) \quad (3)$$

となり、観測位置(x,y)によって異なる形となる。

(2) 数値シミュレーション

比較の基礎として一方向不規則波の解析

S-0 一方向不規則波の解析

を行ない、かつ、3つの場合のシミュレーションを考えた。

S-1 同一スペクトラム、同一入力信号を用いる場合

S-2 同一スペクトラム、同一周波数成分を互いに含み、位相のみ異なる場合

S - 3 同一スペクトラムで、同一周波数成分を互いに含まない場合

である。また (x_1, y) は、実験との対応のため図 1.4.1 の 6 点で計算を行なった。

解析結果

図 1.4.2, 1.4.3 に、それぞれ W. P. 4, 5 のシミュレーションの解析結果を示す。

解析は、FFT を用い No of block = 512, lag = 128, 平均回数 = 11, とした。尚、実験解析も同様である。

結果として以下のものが分かった。

- 1) S - 0, S - 3 の位置によるスペクトルの変化は、図 1.4.2 の左上と図 1.4.3 の左上、及び図 1.4.2 の右上と図 1.4.3 の右上、をそれぞれ比較して見ても変化は、感じられない。
- 2) W. P. 4 の S - 2 (図 1.4.2 の左下) は、他のスペクトルと比較して様相が一変している。しかしながら同じ時系列での W. P. 5 では、図 1.4.3 の左下のように又異なった様相をしめす。
- 3) S - 1 における、位置による変化は、顕著では無いが、シミュレーションした位置では顕著でなかった、と思われる。
- 4) 図の中の数値は、M 0, T 02 である。S - 2, S - 3 で変化している。

(3) 実験

シミュレーションに、対応して

E - 0 一方向不規則波の実験、及び解析

E - 1 同一スペクトル、同一入力信号を用いる場合。

E - 3 同一スペクトル、同一周波数成分を互いに含まない場合。

3種の実験を行なった。尚、 ω_i ($i = 121$) は、数値シミュレーションの値と、一致したものを持ちいた。

解析結果

E - 1 の位置による変化は、シミュレーションの結果と異なるが、明らかである。(図 1.4.4 の左下と Fig 1.4, 5 の左下)

E - 3 の再現度は、満足の行く者では無いが、シミュレーション同様、位置による変化は、見られなかった。(図 1.4.4 の右上と図 1.4.5 の右上)

1.4.2 二方向波中におけるセミサブ型リグの運動性能

さらに、二方向波中におけるセミサブ型リグの運動性能解析法について述べる。

SR 192 モデルを図 1.4.6 に示すように水槽に対して 45 度の向きに設置し、一方向二成分波あるいは二方向二成分波を当てた時の実験を行なった。モデルは四隅をばねで保留してある。図 1.4.7 に一方向二成分波を当てた時の 6 自由度の運動の実験結果を示す。図 1.4.8 に二方向二成分波を当てた時の 6 自由度の運動の実験結果を示す。yaw に長周期運動の現れているのが特徴である。二方向波中の長周期運動の解析法は、以下に示すように一方向波中の長周期運動の解析法と同様に取り扱うことが可能である。

多方向波中の運動は次のように functional polynomial model で表される。

$$\Omega(t) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=-\infty}^{\infty} g_{ij}(\tau_1) \cdot \xi_i(t-\tau_1) d\tau_1 + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{l=-\infty}^{\infty} g_{ijkl}(\tau_1, \tau_2) \cdot \xi_i(t-\tau_1) \cdot \xi_j(t-\tau_2) d\tau_1 d\tau_2 + \dots \quad (4)$$

(4)式を二次の項までとり、二方向波中の浮体運動を考えることにすると、本実験に対応する式は、

$$\Omega(t) = |\xi_1| \cdot |G_1(\omega_1)| \cos [\omega_1 t - K_1 X - (\epsilon_1 - \epsilon_2 \varphi_1)]$$

$$\begin{aligned}
& + |\xi_2| \cdot |G_2(\omega_2)| \cdot \cos[\omega_2 t - K_2 Y - (\epsilon_2 - \epsilon Q_2)] + \frac{|\xi_1|^2}{2} \cdot G_{11}(\omega_1, -\omega_1) \\
& + \frac{|\xi_2|^2}{2} \cdot |G_{22}(\omega_2, -\omega_2)| \\
& + \frac{|\xi_1| \cdot |\xi_2|}{2} \cdot |G_{12}(\omega_1, -\omega_2)| \cdot \cos[(\omega_1 - \omega_2)t + (K_1 X - K_2 Y) - (\epsilon_1 - \epsilon_2) + \epsilon Q_2] \quad (5)
\end{aligned}$$

(5)式右辺最終項が二方向波中での長周期運動を表わす。実験より求めた二方向二成分波中での応答関数 $G_{12}(\omega_1, -\omega_2)$ を用いている。

但し、上式において

$g_i(\tau_1), g_{ij}(\tau_1, \tau_2)$: インパルス応答関数

$G_i(\omega_1), G_{ij}(\omega_1, -\omega_2)$: 伝達関数

$\xi_i(t)$: 波強制力

1.4.3 風、波、潮流中のセミサブ型リグの安全性

風、波、潮流中のセミサブ型リグの安全性に関する問題点のうち、水面上および水面下の構造物に作用する抗力、復原性におよぼす係留の影響、大傾斜損傷時のセミサブ型リグの波浪中運動特性の三点に検討を加える。

(1) 水面上および水面下の構造物に作用する抗力

図 1.4.9 に正面から風が吹く場合の S R 192 モデルの水面上構造物に作用する風抗力の実験値と計算値を示す。縦軸は水面上構造物に対する抗力係数 C_d であり、横軸はリグの傾斜角 α である。抗力係数 C_d は水面上構造物の正面投影面積で無次元化してある。計算値は D N V 規則に基づいている。計算値は、コラム、サブストラクチャー間の遮蔽影響を考慮するかしないか、甲板の抗力係数 C_d を二次元（ストリップ法）と考えるか三次元と考えるかにより 5 種類に分かれている。A, B, C は甲板に二次元形状の C_d を用いた計算値である。遮蔽影響に関しては、A は考慮しないもの、B, D は even keel 状態で遮蔽影響があると判断される部材にだけ遮蔽影響を考慮する計算値である。図 1.4.10 に真横から潮流が当たる場合の S R 192 モデルの水面下構造物に作用する潮流抗力の実験値と計算値を示す。計算値の A, B, C, D, E は図 1.4.9 に準じて用いられている。但し水面下においては甲板は存在しない。

図 1.4.9, 10 から導かれる結論は、抗力の推定精度を向上させるためには、甲板の抗力推定には三次元の抗力係数を用いるべきであり、遮蔽影響は前方の部材のウエークの影響をうける部材にのみとりいるべきである。

(2) 復原性におよぼす係留の影響

図 1.4.11 に斜め前方から風が吹き、それと 180 度異なる斜め後方から潮流が当たる場合の復原力曲線と転倒モーメントの曲線のうち、実線は船級規則による計算値であり、点線は実験値であり、これらは共に 100 knot の風による転倒モーメントだけを考慮している（無係留状態に対応している）。2 点鎖線は、水面上に係留点があると仮定して、100 knot の風と 2 knot の潮流による転倒モーメントの実験結果である。係留を考慮すると水面下の潮流力のために安定性が劣化する場合のあることが明らかとなった。

(3) 大傾斜損傷時のセミサブ型リグの波浪中運動性能

S R 192 モデルが無係留状態で斜め前方からの入射波中にあるときの運動の計算値を以下に示す。図 1.4.12 に sway, 図 1.4.13 に heave, 図 1.4.14 に roll, 図 1.4.15 に pitch の場合を示す。計算法は三次元特異点分布法によった。20 度傾斜した場合の水面下の形状の要素の分割を図 1.4.16 に示す。大傾斜しても、sway, heave, roll の運動は even keel の場合と比べて余り変わりないが、pitch は大きく揺れる場合があることが分かった。このことは損傷時安定性に動揺を考慮すべきことを示唆している。

(4) 二次元没水矩形柱に働く波と潮流の複合外力について

二次元没水矩形柱に働く外力として、波と潮流とが複合した場合の定常力と変動力について、重ね合わせ（線形性）の仮定が成り立つか否かを検討する。

水槽内に波と潮流を同時に発生させる方法には二通りある。一つは、回流水槽で潮流を発生させているところに造波機で波を発生させる方法である。他の一つは、曳航水槽で模型を曳航しながら波を当てる方法である。これら二つの方法で、実験結果に違いがでるか否かについても検討を加える。

a. 模型

潮流、曳航の両実験には同じ模型を使用した。模型は矩形断面を有する二次元柱状模型であり、断面寸法は、 $B \times d = 15 \times 8.8 \text{ cm}$ である。模型長さは52cmである。図1.4.18にしめす。没水柱状模型の両端に同一断面を有するダミーの模型を取り付け、潮流実験では両側壁の境界層の影響を取り除いた。曳航実験では模型の両端から生ずる渦の影響を排除した。模型底面の没水深度は20cmとし、模型は水面上から両端をステイで固定した。模型はステイを介して6分力計に連結している。潮流、曳航実験ともステイによって生じる水平方向、上下方向の力は無視した。

b. 実験状態

潮流実験は、風路付き水槽 ($L \times B \times d = 20 \times 1.8 \times 1.0$) を改造して、長手方向に仕切板を立て、その片側に潮流発生装置を取り付けて行った。水槽の配置図を図1.4.17に示す。流れの方向及び流れの速度はインペラーの回転方向及び回転数を変化させて調整した。造波機は既存のものを使用したため、整流格子、ガイドベンチの上端は、水面より15cm没水させた。潮流発生装置の仕様を表1.4.1に示す。

潮流の深さ方向、幅方向の流速分布を図1.4.18と図1.4.19に示す。幅方向の流速分布は水深10cmと20cmにおける分布である。計測には、プロペラ式流速計を用いた。これらの流速分布は、模型が無い場合の様子を示したものである。模型を使用した実験の時には、流れに悪影響を及ぼす恐れがあるため、流速の計測は行っていない。

曳航実験は角水槽 ($L \times B \times d = 50 \times 30 \times 2.5$) で実施した。流速計測は、プロペラ式流速計と電車速度計とを使用した。

実験では、波周波数、潮流速度を種々変化させ、流れの組み合わせは順方向、逆方向それぞれについて行った。計測は、6分力計を使用して、模型に作用する水平方向の力 (F_x) と、上下方向の力 (F_z) を計った。計測された力のうち、定常力成分についてはA/D変換した記録を計算機により単純加算平均し求め、変動力成分は振幅より求めた。

c. 実験結果および考察

潮流実験、曳航実験では、それぞれ水平方向と上下方向の定常力と変動力を計測したが、ここでは潮流実験、曳航実験における定常力について報告する。さらに、潮流実験における水平方向変動力についても報告する。

1) 水平方向の定常力

潮流実験、曳航実験で得られた水平方向の定常力のタイムヒストリーを図1.4.20、21に示す。潮流実験の定常力は、流速を $\pm 25, \pm 40 \text{ cm/sec}$ の4通り、波の周波数は、 $f = 0.8 \text{ Hz}$ 、ストロークは36、及び50の二通りで計14通りに変化させて計測した。曳航実験では、速度を $\pm 25, \pm 40, \pm 50, \pm 75 \text{ cm/sec}$ 、波周期と波高の組みを6通りに変えている。ただし、ここで潮流の流速は、波の進行方向と一致する向きを正とする。曳航実験では向かい波が正である。

水平方向の定常力は、潮流実験に対するものを図1.4.22に、曳航実験に対するものを図1.4.23に示す。直線は、流れだけが存在した時に働く抗力で、抗力係数 $C_d = 1.4$ を用いて計算した結果である。図1.4.22の○及び図1.4.23の×が、流れだけの場合を示す。曳航実験の $\pm 75 \text{ cm/sec}$ の速度を除けば、計算結果の直線との一致は良好である。波だけが存在する場合の水平方向の定常力は、数グラムのオーダーなので無視した。

図1.4.22, 図1.4.23の○及び×以外の記号は, 流れと波とが共存している時の定常力である。流れと波とが複合することにより, 定常力が増減することが分る。潮流実験, 曜航実験共に約1.1倍の増加を示した。曳航実験の±75cm/secの時は逆に減少している。潮流実験, 曜航実験共に, 波の進行方向と逆向きの流れを発生させた時, すなはち追い波状態では, 複合外力下で, 波の進行方向と逆向きに力を受けることが分かった。

2) 上下方向の定常力

潮流実験, 曜航実験で得られた上下方向の定常力のタイムヒストリーを図1.4.24, 25に示す。潮流実験による定常力を図1.4.26に, 曜航実験による定常力を図1.4.27に示す。図中○及び×は, 流れだけが存在するときの定常力である。速度零のところが, 波だけの場合の定常力を示す。両実験共, 波, 流れが個々に存在するときの定常力と, 複合するときの定常力とは, 大きさ, 方向共に著しく異なる。

3) 潮流実験における水平方向変動力

流れと波とが複合するときに, 波高計で得られた波周期は, 造波機の周期と同一であった。流速を変化させても波の周期は変化しなかった。波の位相速度 $C_0 = g/\omega$ と流速との比で変動力 F_x をまとめたものを図1.4.28に示す。波と流れが複合すると, 波は, 空間的な波長と位相速度及び波高が変化していることが予想される。空間的な波長から求めた波数 k と模型の代表長さ B によりもとめた無次元波数 kB と, 規格化した水平方向変動力 F_x/H の関係を図1.4.29に示す。図中の実線は, 流れが無い場合の理論計算値である。

4) 一様流れによる波の変形

波長を求めるには, 分散方程式を解けば良い。一様流れが存在する場合の分散方程式は

$$k^2 (C - Uc)^2 = gk \cdot \tanh(kh) \quad (6)$$

で与えられる。ただし, C : 一様流れ上での波の位相速度, k : 一様流れ上での波の波数(空間的波数) = $2\pi/\lambda$, h : 水深, である。(6)式から波長 λ を求めればよい。

ここで, 位相速度 C と波数 k とは, 波周波数 ω が一定に保たれるから,

$$kC = \omega = k_0 C_0 = (\omega^2/g \cdot g/\omega) \quad (7)$$

である。下つき数字₀は深海波における値を意味する。(6)式を C_0 で現すと,

$$C/C_0 \cdot (1 - Uc/C)^2 = \tanh(kh)$$

ここで, $kh \gg 1$ とすると,

$$C/C_0 = \lambda/\lambda_0 = 1/2 \cdot (1 + 2 \cdot Uc/C_0 + \sqrt{(1 + 4 \cdot Uc/C_0)}) \quad (8)$$

を得る。(3)式から, λ の存在する条件として,

$$Uc/C_0 \geq -1/4 \quad (9)$$

を得る。これは, 流れの中を進行する波の存在条件である。

ちなみに, 本実験において, 横軸に Uc/C_0 , 縦軸に造波機の周波数と, 観測された波の周波数の比をとったものを図1.4.30に示す。

1.4.4 まとめ

二方向不規則波の発生法に関しては, 数値シミュレーション及び実験を通して, 以下のことが分かった。

- (1) 二方向不規則波を発生させるとき, 同一信号を入力すると観測位置によって異なるスペクトルが得られる。

- (2) 二方向不規則波を発生させるとき、同一周波数成分を互いに含み、位相のみ異なる信号を入力しても観測位置によって異なるスペクトルが観測される可能性がある。
- (3) 二方向不規則波を発生させたとき、観測位置によるスペクトルの変化を無くすためには「同一周波数成分を互いに含まない信号を入力する」という一例が考えられた。

二方向波中の長周期運動の解析法は、一方向波中の長周期運動の解析法と同様に取り扱うことが可能である。
風、波、潮流中でのセミサブ型リグの安全性に関して以下のことことが分かった。

- (1) 風および潮流による抗力の推定精度を向上させるためには、甲板の抗力推定には三次元の抗力係数を用いるべきであり、遮蔽影響は前方の部材のウェークの影響をうける部材にのみとりいれるべきである。
- (2) 係留を考慮すると水面下の潮流力のために安定性が劣化する場合がある。
- (3) 損傷時安定性に動搖を考慮すべきである。

二次元没水矩形柱に働く波と潮流の複合外力に関して以下のことことが分かった。

- (1) 流れと波とが複合する場合、水平方向及び上下方向の定常力は、それぞれの場合の定常力を重ね合わせたものとは異なる。
- (2) 波浪変動外力は、潮流の有無に拘わらず、空間的波長に依存している。
- (3) 定常力に関しては、潮流実験結果と曳航実験結果とは良好な一致を示した。

表 1.4.1 回流水槽の仕様

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

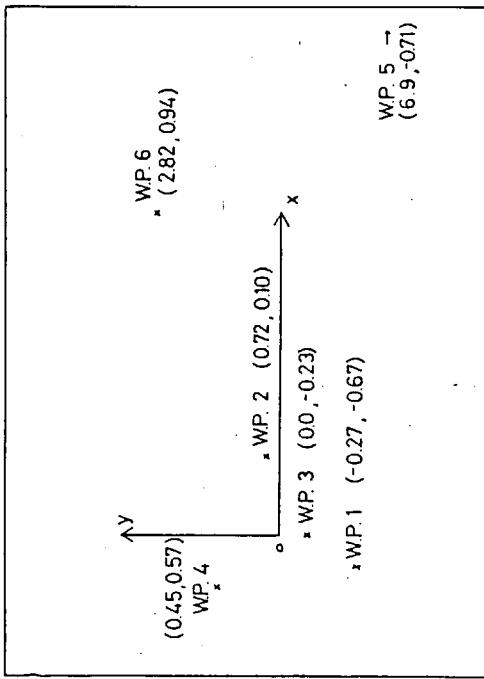


図 1.4.1 観測位置

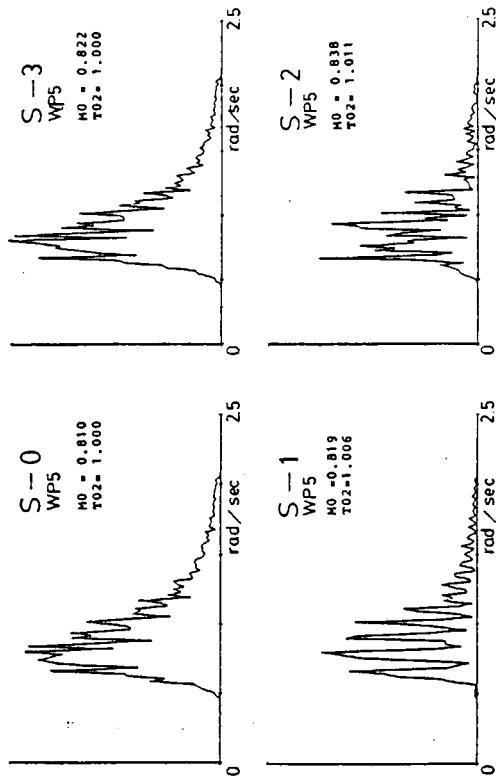


図 1.4.2 数値シミュレーション解析結果 WP5

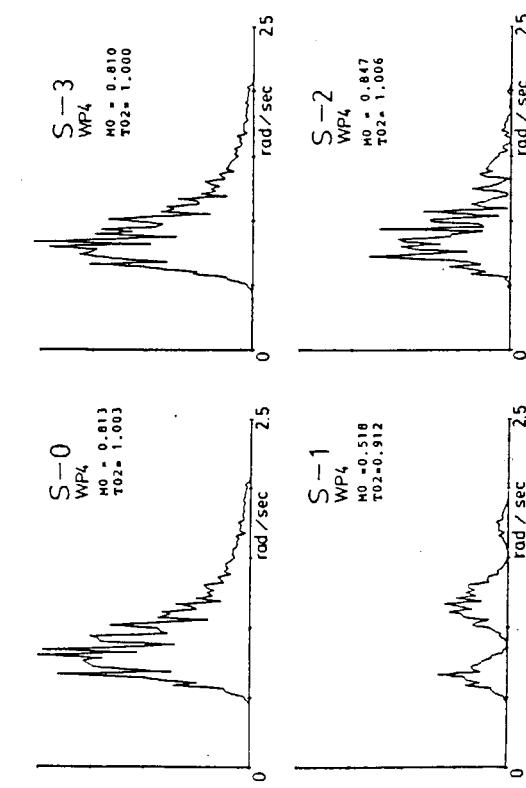


図 1.4.3 数値シミュレーション解析結果 WP4

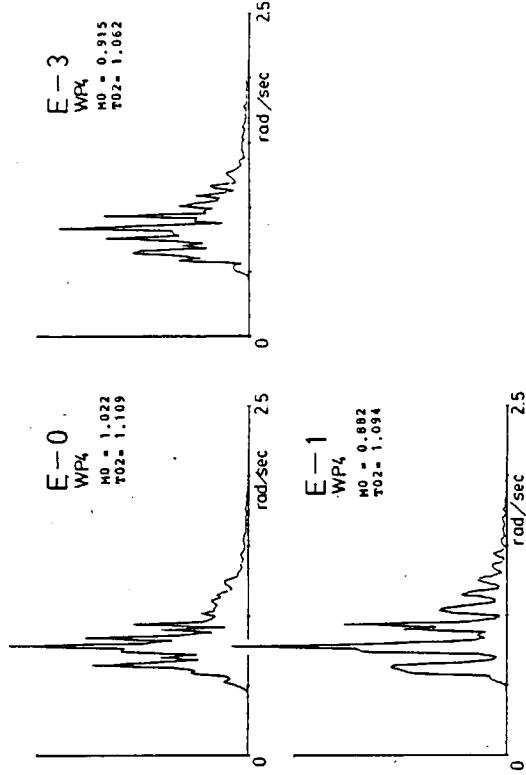


図 1.4.4 実験解析結果 WP4

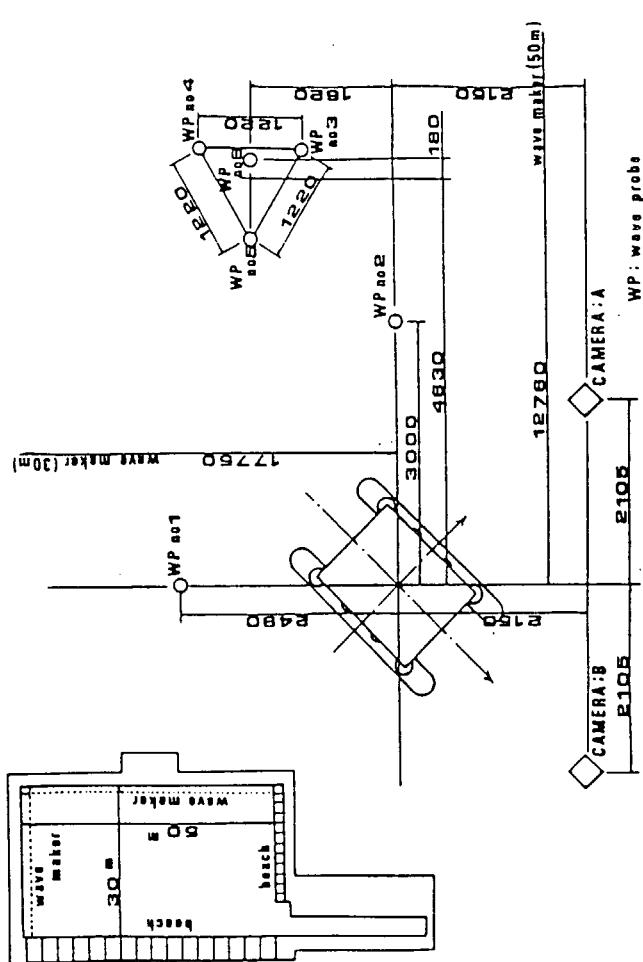


図 1.4.6 実験状態図

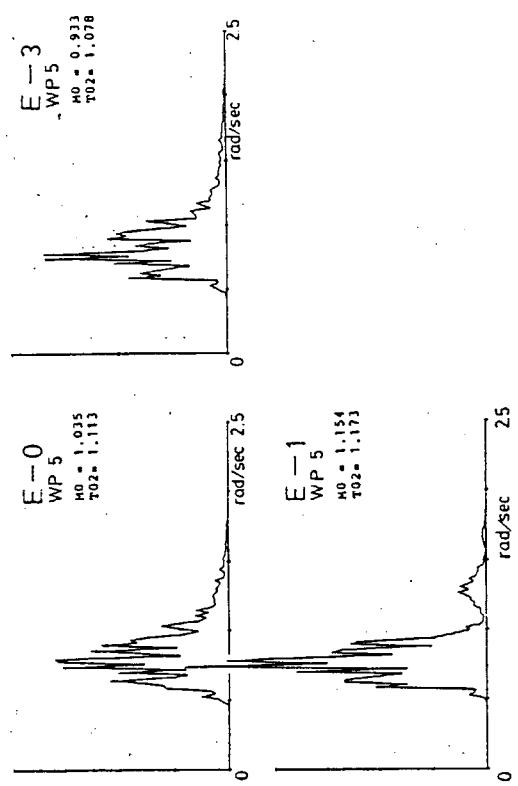


図 1.4.5 実験解析結果 WP5

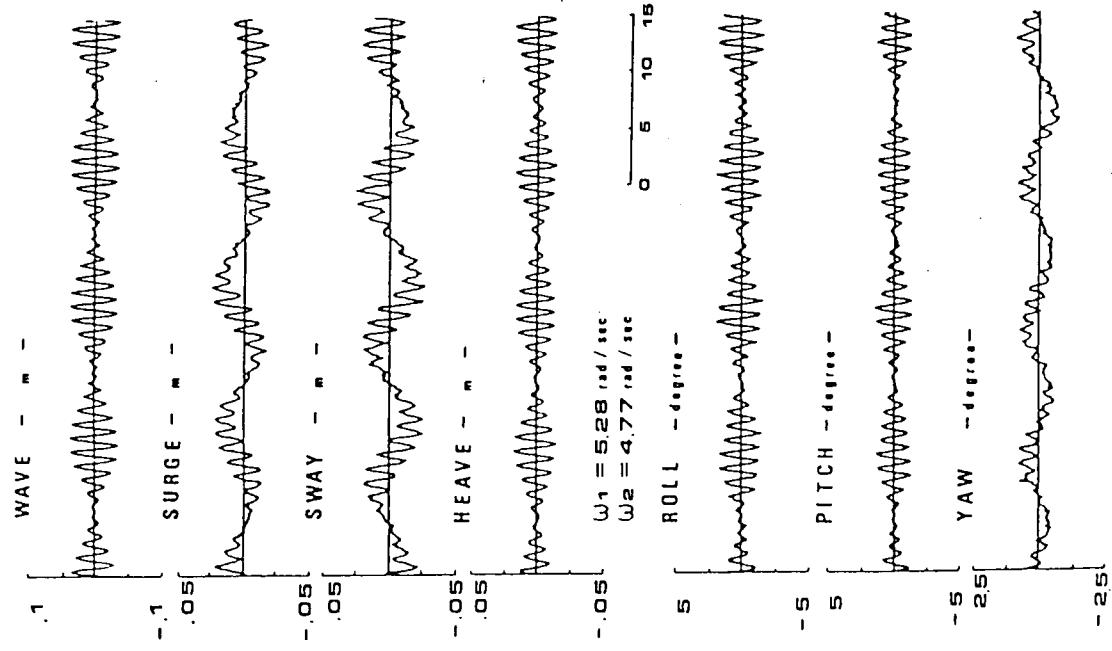


図 1.4.7 一方向二成分波中の時刻歴

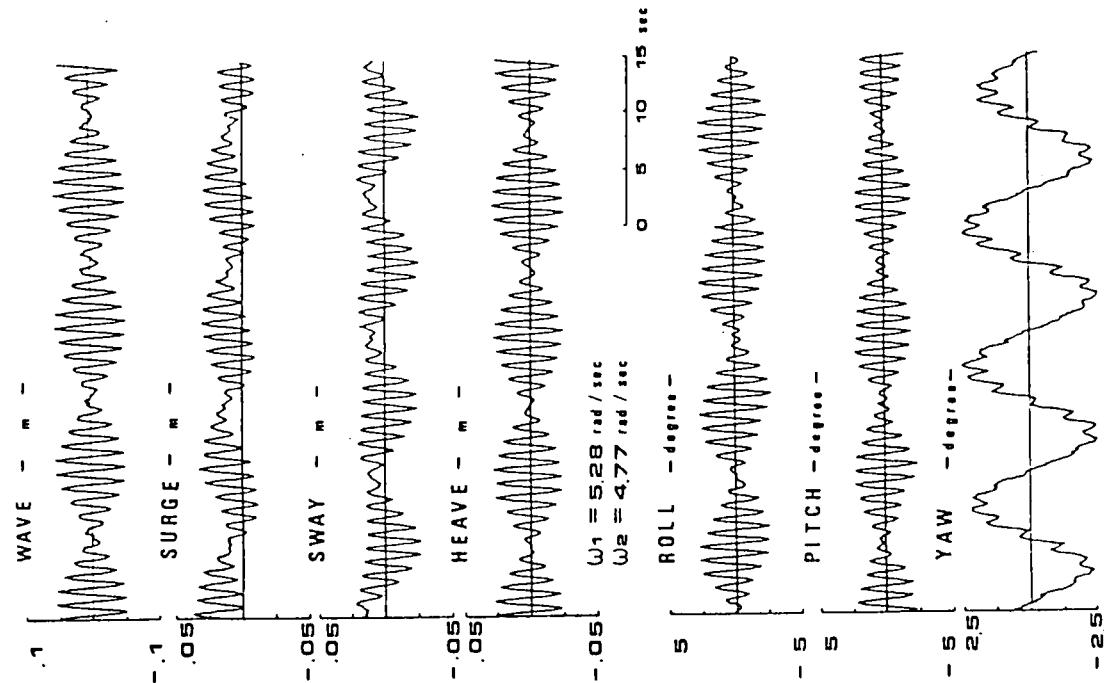


図 1.4.8 二方向二成分波中の時刻歴

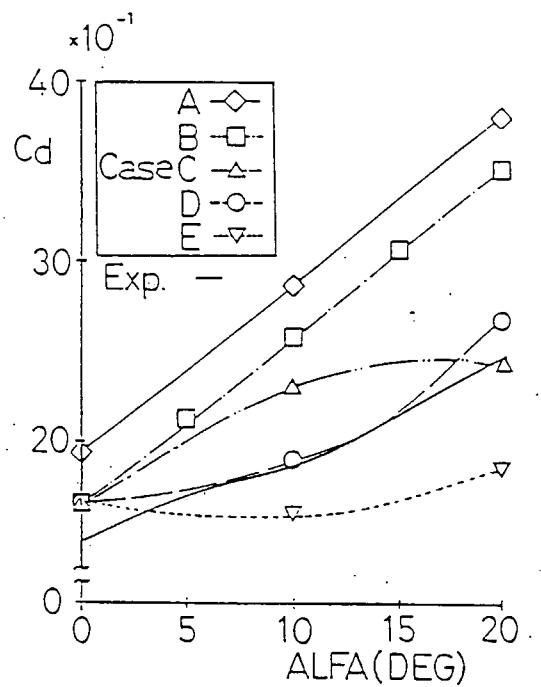


図 1.4.9 水面上構造物に働く抗力係数の計算値 ($\alpha = 0^\circ$)

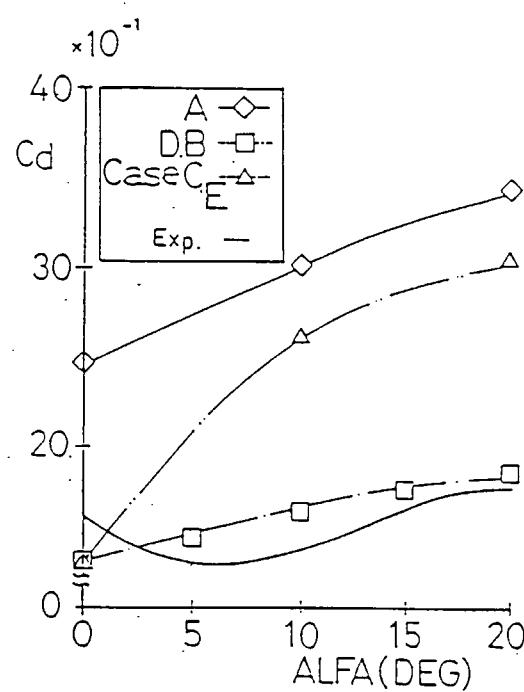


図 1.4.10 水面下構造物に働く抗力係数の計算値 ($\alpha = 90^\circ$)

INTACT STABILITY of SEMISUBMERSIBLE

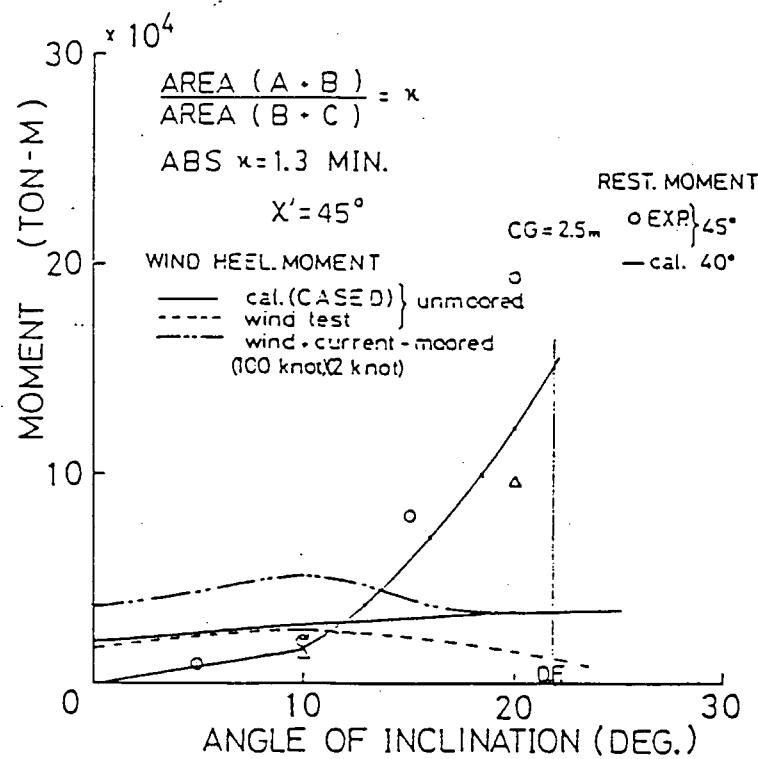


図 1.4.11 復原モーメントと傾斜モーメント ($\alpha = 45^\circ$)

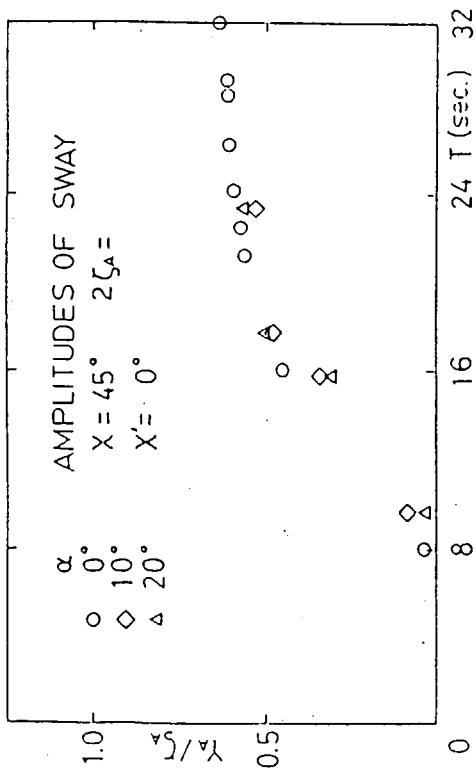


図 1.4.12 左右搖振幅

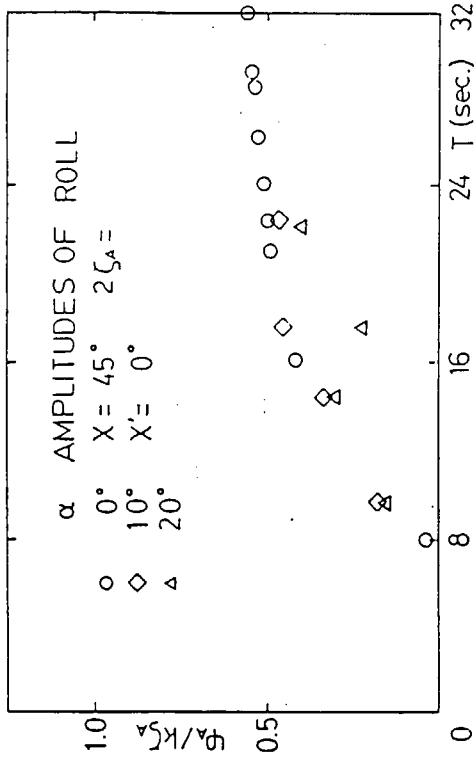


図 1.4.14 横搖振幅

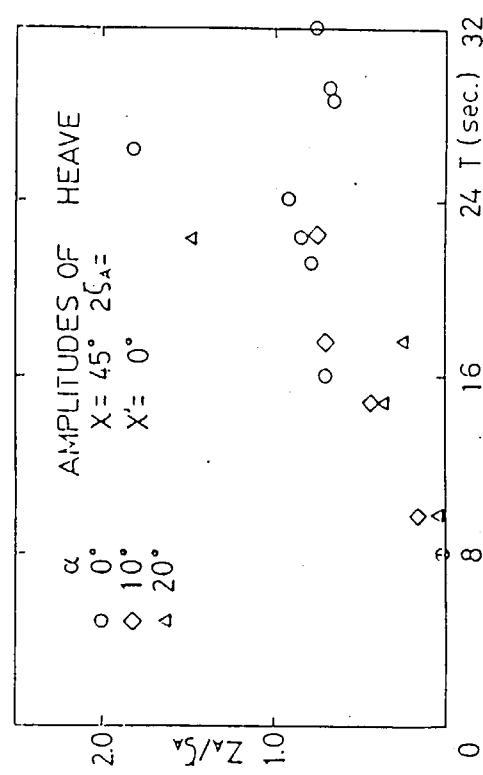


図 1.4.13 上下搖振幅

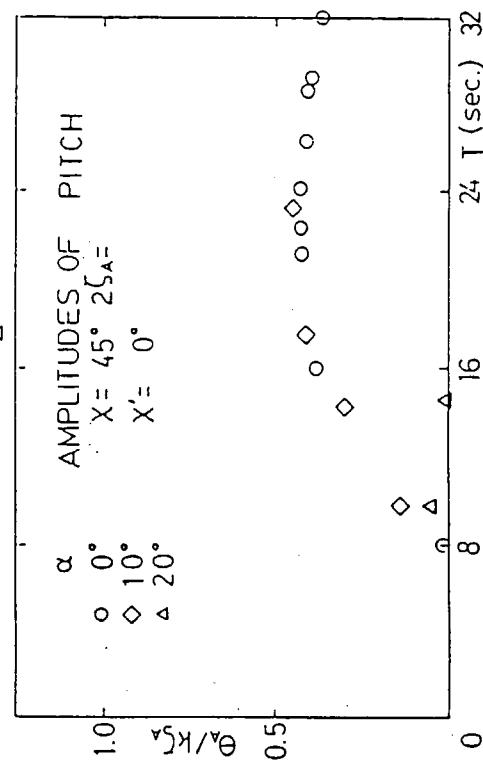
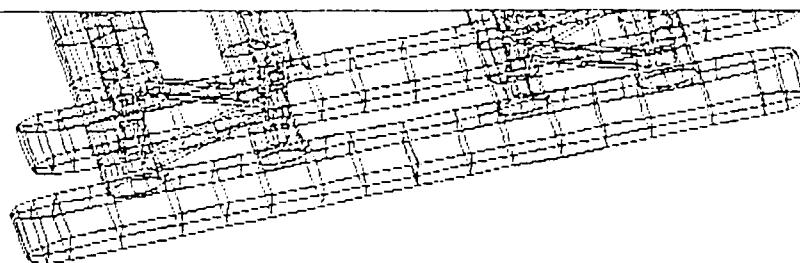
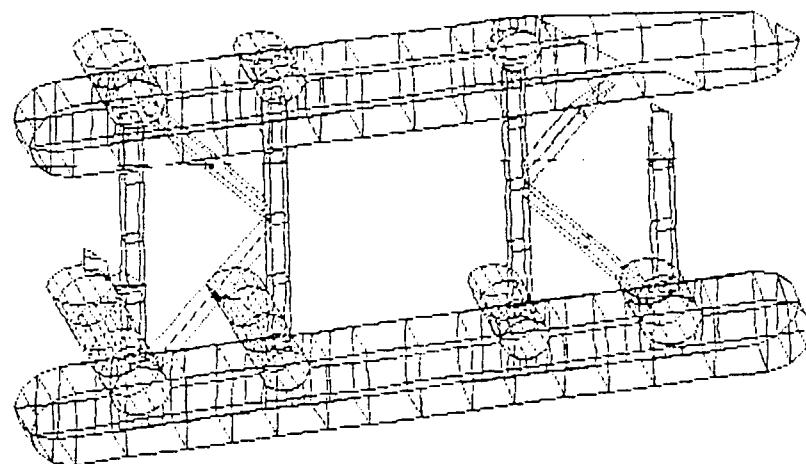


図 1.4.15 縦搖振幅

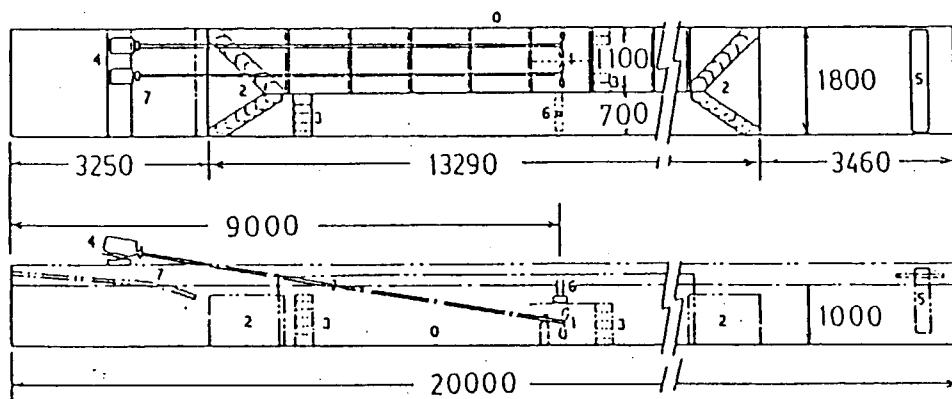


SIDE VIEW AFTER CUTING



GENERAL VIEW AFTER CUTING

図 1.4.16 セミサブの水面下形状



O: Towing Tank 1: Impeller 2: Guide Vane

3: Commutating Grid 4: Driving Motor

5: Wave Maker 6: Model 7: Wave Absorber

図 1.4.17 回流水槽

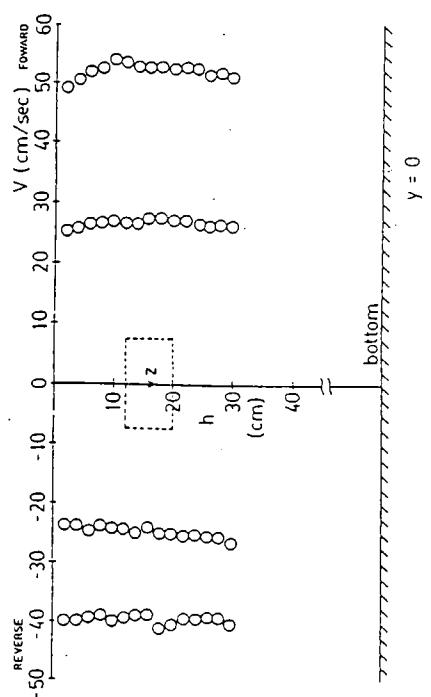


図 1.4.18 鋸直面流速分布

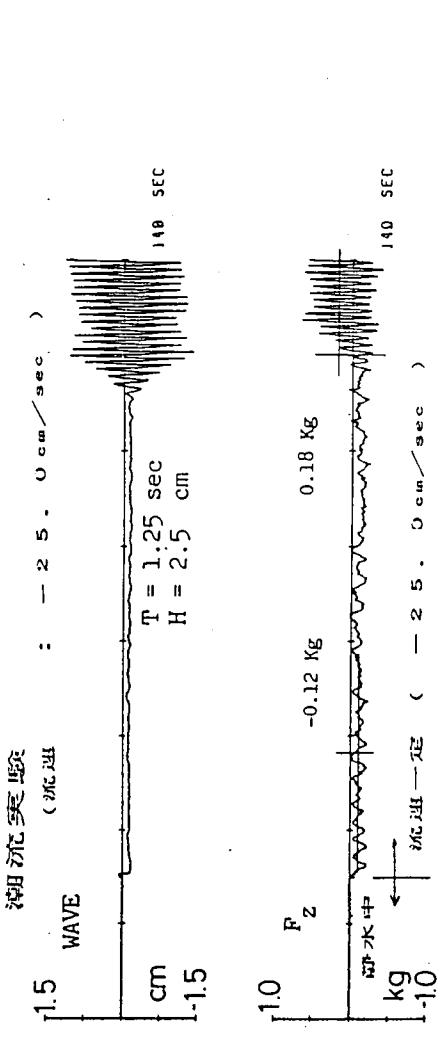


図 1.4.19 水平面流速分布

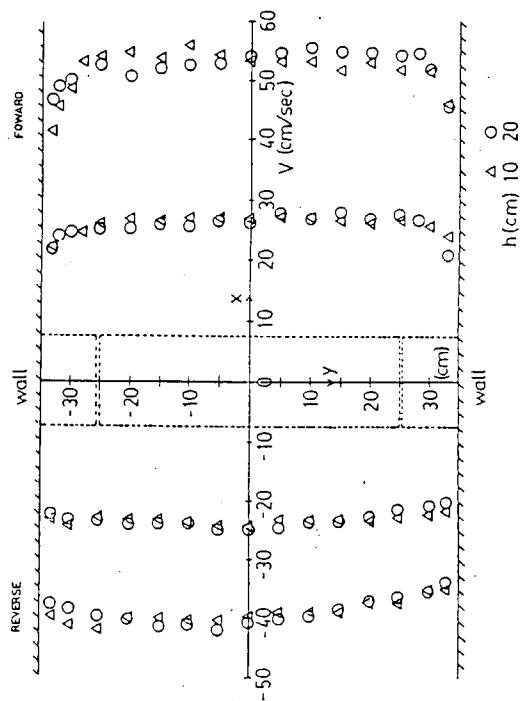


図 1.4.20 潮流実験

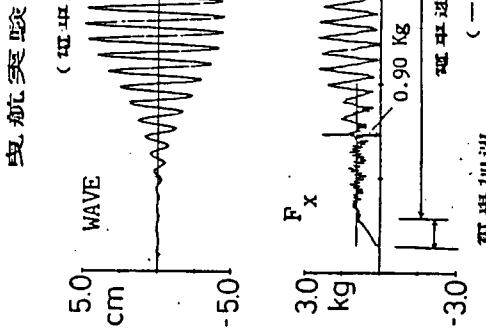


図 1.4.21 曳航実験

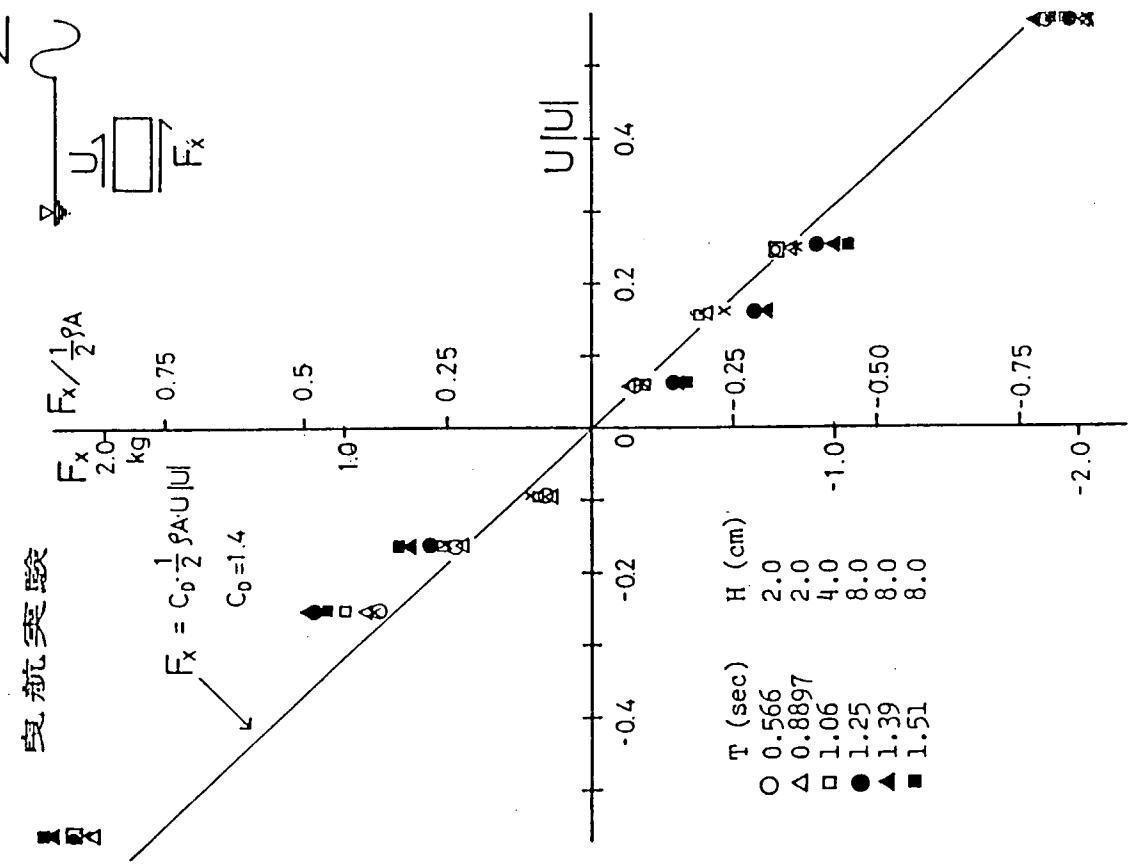


図 1.4.23曳航実験

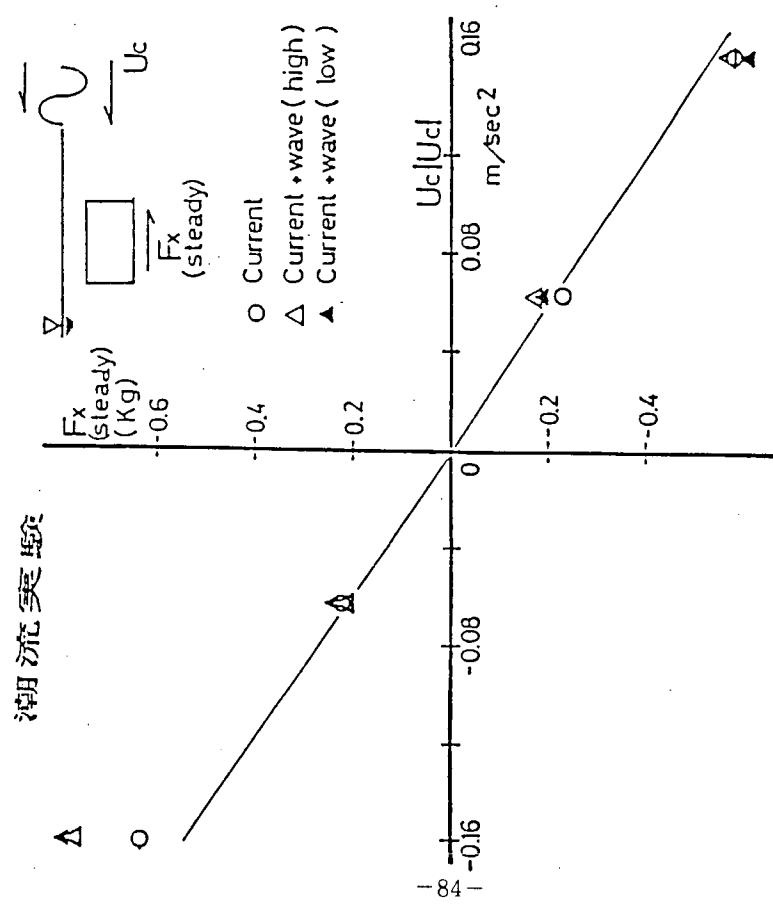


図 1.4.22潮流実験

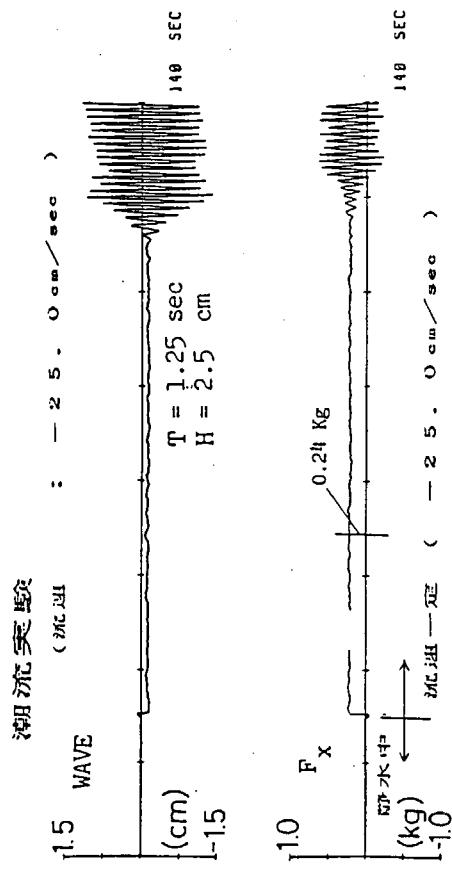


図 1.4.24 潮流実験

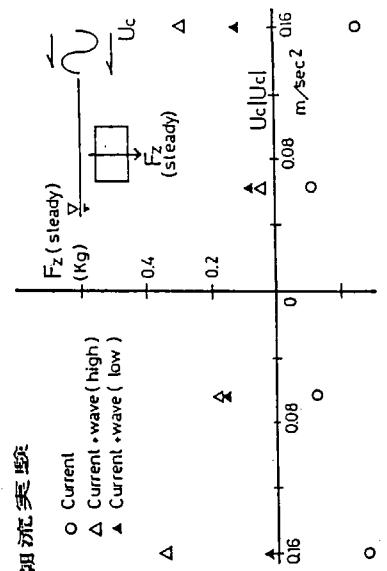


図 1.4.26 潮流実験

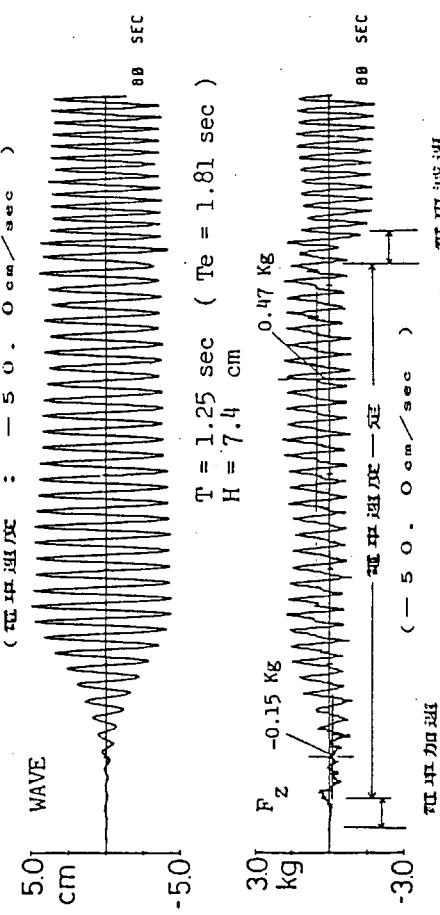


図 1.4.25 曳航実験

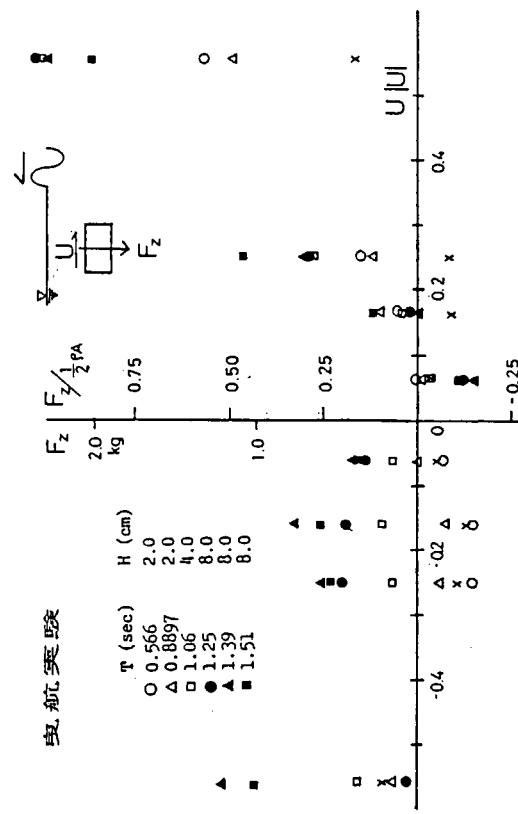


図 1.4.27 曳航実験

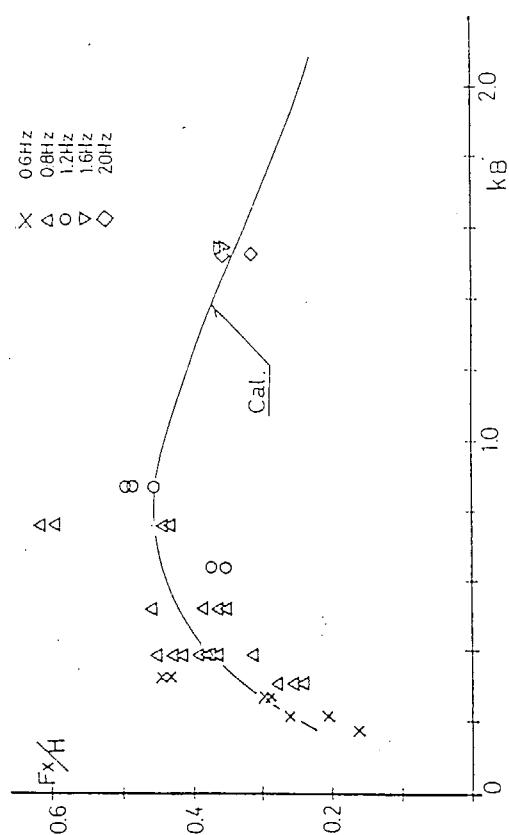


図 1.4.29

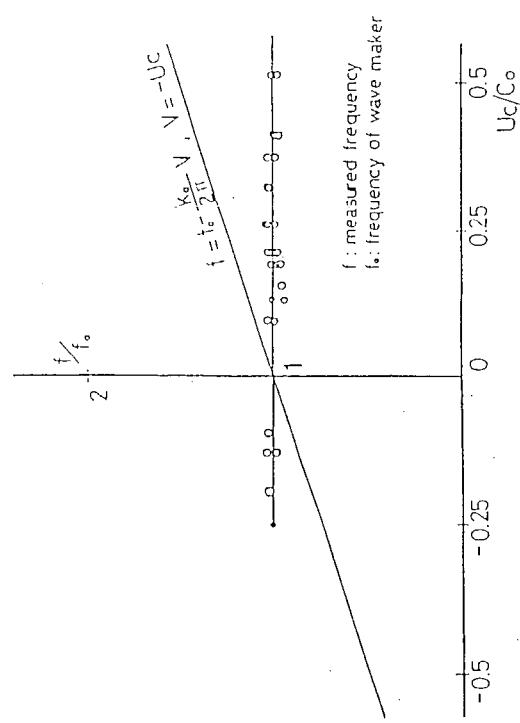


図 1.4.30

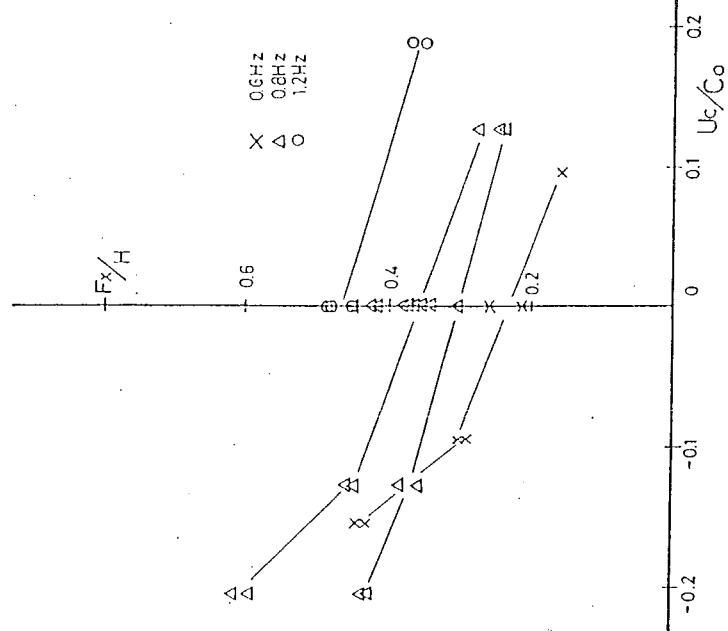


図 1.4.28

1.5 転覆現象のシリーズ計算

1.5.1 目的

昭和59年度までに得られた外力の精密推定法の結果を利用してセミサブ型リグの運動、安定性等に関するシリーズ計算を実施し、安定性確保の為の諸問題を検討する。

なお、ここでは、主として、(1)GM値の影響、(2)係留点高さの影響、(3)外力の組合せの影響等について調査する。

1.5.2 理論計算

(1) 概要

シリーズ計算の対象とする供試構造物は、本研究部会で考えられた2ローワーハル、8本カラムのセミサブリグ（排水量35,000 ton）で、外形図を図1.5.1に、主要目を表1.5.1に示す。このリグが、水深160mの海域に於て、図1.5.2に示す様に8本の係留鎖（全長730.9m、水中重量167.9kg/m、初期張力104.3ton）により係留される場合を考える。

座標系を図1.5.3に示す。挙動シミュレーションは横波中あるいは縦波中について実施するので、基本的には、3自由度の連成運動を考える2次元問題である。

又、本計算では、以下に述べる仮定に基づく。

- 1) 比較的大振幅の波を対象とするが、水深を考慮した線形波とし、波形が崩れる事は考えない。
- 2) 流体力は、各構造部材に比べて波長は充分長いとして計算し、ローワーハルが水面から出たり、デッキが水没する事は考慮しない。又、プレース等に加わる流体力は省略する。
- 3) 係留鎖張力は、各時間ステップにおいて、カティナリー計算で求めた値を用いる。

本計算では、3自由度の運動の外に、波上側及び波下側の係留張力、並びに図1.5.3に示す4ヶ所のエアギャップ（A1, A2, A3, A4）を解析する。

(2) 運動方程式及びその解法

横波及び縦波中におけるセミサブリグの重心位置での運動方程式は以下の様に表わせる。ここで x_1, x_3, x_5 は、横波中では、Sway, Heave, Roll、縦波中では、Surge, Heave, Pitchの運動であり、又、 F_1, F_3, F_5 及び $\bar{F}_{1D}, \bar{F}_{3D}, \bar{F}_{5D}$ は同様に、それぞれの運動の一次及び二次の波浪強制力（モーメント）である。

— Surge 又は Sway —

$$(M + A_{11})\ddot{x}_1 + A_{13}\dot{x}_3 + A_{15}\dot{x}_5 + K_{11}(x_1) + K_{13}(x_3) + K_{15}(x_5) + \frac{1}{2}\rho\sum_m C_{d1m}\cdot\bar{A}_{1m}|x_1| \\ \pm \bar{Z}_m\cdot x_5 - \xi_m - V_c | \times \{ x_1 \pm \bar{Z}_m \cdot x_5 - \xi_m - V_c \} - \sum_k T_{hk} = F_1 + \bar{F}_{1D} + F_{w1} \quad (1)$$

— Heave —

$$(M + A_{33})\ddot{x}_3 + A_{31}\dot{x}_1 + A_{35}\dot{x}_5 + K_{33}(x_3) + K_{31}(x_1) + K_{35}(x_5) + \frac{1}{2}\rho\sum_m C_{d3m}\cdot\bar{A}_{3m}|x_3| \\ \pm \bar{y}_m\cdot x_5 - \zeta_m | \times \{ x_3 \pm \bar{y}_m \cdot x_5 - \zeta_m \} + C_{33}\cdot x_3 + C_{35}\cdot x_5 - \sum_k T_{hk} = F_3 + \sum_m \bar{F}_{3Dm} + F_{w3} \quad (2)$$

— Pitch 又は Roll —

$$(I + A_{55})\ddot{x}_5 + A_{51}\dot{x}_1 + A_{53}\dot{x}_3 + K_{55}(x_5) + K_{51}(x_1) + K_{53}(x_3) \pm \frac{1}{2}\rho\sum_m [C_{d5m}\cdot\bar{A}_{5m} \\ \cdot \bar{z}_m \cdot |x_1 \pm \bar{z}_m \cdot x_5 - \xi_m - V_c| \times \{ x_1 \pm \bar{z}_m \cdot x_5 - \xi_m - V_c \} - C_{d3m}\cdot\bar{A}_{3m}\cdot\bar{y}_m] \cdot x_3 + \bar{y}_m\cdot x_5 \\ - \zeta_m | \times \{ x_3 + \bar{y}_m \cdot x_5 - \zeta_m \}] + \ell_{Gz}\cdot M\cdot\rho g + C_{53}\cdot x_3 - \sum_k [T_{hk}\cdot\bar{z}_k + T_{vk}\cdot\bar{y}_k] \\ = F_5 + \underbrace{\bar{F}_{5D}}_{(M_D)} + \underbrace{\sum_m \bar{F}_{3Dm}\cdot\bar{y}_m + F_{w5}}_{(M_L)} \quad (3)$$

ここに

M, I : 浮体の質量及び慣性モーメント

A_{rs}, C_{rs} : r に寄与する s 方向の付加質量 ($w = \infty$) 及び復原力係数

ρ : 液体密度

C_{d1m}, C_{d3m} : 要素mの水平及び垂直方向抗力係数
 $\bar{A}_{1m}, \bar{A}_{3m}$: 要素mの水平及び垂直方向投影面積
 \bar{y}_m, \bar{z}_m : 要素mの水平及び垂直方向モーメントレバー
 $K_{rs}(x)$: r に寄与する s 方向流体力のメモリー関数 $\bar{K}_{rs,m}(t)$ を含む項
 $\{\equiv \sum_m \int_0^t \bar{K}_{rs,m}(t-\tau) x(\tau) d\tau\}$
 ξ_m, ζ_m : 要素mの中心における水平及び垂直方向波粒子速度
 ℓ_{GZ} : 重心と浮心の水平距離

又,

x_1, x_3, x_5 : 縦波中ではそれぞれ surge (X), Heave (Z) 及び Pitch (θ), 横波中ではそれぞれ Sway (y), Heave (z) 及び Roll (ϕ)

(注: 上式で付合が上下にある場合は, 上が縦波中, 下が横波中のものである。)

さらに, 上式中の F_{W1}, F_{W3}, F_{W5} は, 風荷重及びモーメント, V_c は潮流速度を示す。又, Pitch又はRollの波浪定常モーメントは,

- 1) 直立状態での定常モーメント ($= M_D$)
- 2) ロワーハルに働く上下方向波浪定常力によるモーメント ($= M_L$)

から成ると考える。

上記の運動方程式は, Newmark- β 法による時間積分を実施する事により解く。この時の時間ステップの間隔は, 0.08 秒とした。

(3) 流体力係数及び外力の推定

風による力及びモーメントについては, 昭和58年度に実施された風洞実験結果¹⁾の C_D, C_L, C_M 等の係数を利用した。又, 潮流力は, 昭和59年度に実施された平水中曳航試験の結果を利用した。

次に, 波浪強制力及びモーメントであるが, これらは一次と二次の項から成る。前者は, Diffraction と Fronde-Krylov 力の和として求められる。波漂流力(二次の項)は, 昭和59年度に実施された実験結果(図 1.5.4 参照)より推定した。

一方, 直立状態での定常モーメント (M_D) は, 直立状態での波漂流力にモーメントレバーを乗じて得られると考え規則波中での定常傾斜の実験結果から推定されたモーメントレバーを用いて推定した。

もう一方の波浪定常モーメント (M_L) については, 次に示す Lee-Newman⁵⁾ が示したロワーハルの上下方向波浪定常力の推定式で得られた値に, 水平方向のモーメントレバーを乗じて求めた。この際, この値は, 実験値と合う様に修正係数を乗じている。

$$\bar{F}_{3D} = k^2 \exp \{-2k(Z + H/2)\} S [2 + A_{11}(\omega) + A_{33}(\omega)] \cdot f_0$$

ここに

$$f_0 = \frac{1}{2} \rho g L \zeta a^2 \quad (4)$$

ω : 波周波数

k : 波数

Z : ロワーハル没水深度

S : ロワーハルの断面積

L : ロワーハル長さ

ρ : 液体密度

ζa : 波振幅

H : ロワーハル高さ

周波数無限大の時の付加質量係数及び減衰係数については、表面特異点分布法により予め計算した値を用いている（図1.5.5参照）。一方、メモリー影響関数は、減衰係数を用いて計算（図1.5.6参照）し以下に示す近似計算法により没水深度の影響を取り入れた。

$$K_{rs}(\dot{x}) = \bar{K}_{rs}(\dot{x}) \cdot \left[2^{(2z/H-1)} \right]^{-1} \quad (5)$$

ここに

$K_{rs}(\dot{x})$ ：水深 z における r に寄与する S 方向のメモリー影響関数

$\bar{K}_{rs}(\dot{x})$ ：($Z/H = 0.5$) でのメモリー影響関数

(4) シリーズ計算

本研究では、主として以下に示す3種類のシリーズ計算を実施した。

- 1) 規則波中でのシリーズ計算 (GM値及び係留点高さの影響)
- 2) 外力の組合せのシリーズ計算 (波と風、波と潮流及び波、風、潮流の組合せ)
- 3) 2成分波中でのシリーズ計算 (GM値及び係留点高さの影響)

それぞれのシリーズ計算結果は、水平ドリフト（重心位置）、定常傾斜、波上側及び波下側のエアギャップ並びに係留鎖張力の増加の図としてまとめた。これらの図では、定常値として変動する値の中間値を示す事とし、又矢印により変動の範囲を表わした。又、上記のシリーズ計算に用いた波高及び波周期は、次に示す波傾斜を一定 ($1/10$) とした値を用いた。なお、一部、波高を半分にした場合の状態についても計算をしたが、これを図中では、黒く塗り潰した印で示す事とする。

波周期 (sec)	8.	10	12	14
波 高 (m)	10.0	15.6	22.5	30.6

1.5.3 実験結果との比較

シリーズ計算を実施するに先立って、実験結果との比較の為の計算を行った。実験は昭和58年度報告書に示された総合模型実験 (P54～P67) を参考にした。

図1.5.7に、風の中でのドリフト、定常傾斜並びに係留鎖張力の増加に関する計算値と実験値の比較を示す。

これらの図で実験結果と計算結果がほぼ良好に一致する事がわかる。一方、同図中で、黒丸及び黒丸の二重丸が示されているが、これらは、風と潮流が同時に作用した場合のそれぞれ実験値及び計算値である。

図1.5.8は、同様に潮流が作用する場合の結果が示されている。風の場合と同様、計算結果は実験と良く合っている。又、図1.5.8(a)で星印と、菱形の印が示されているが、これらは、波と潮流が作用した時のそれぞれ実験値と計算値の比較である。この比較で、ドリフトの一一致度がよくないが、図1.5.9(a)に示す様に、波周期1.52秒の時の波漂流力の計算値が小さくなる事による。

図1.5.9に、規則波中での、ドリフト、定常傾斜、運動及び係留張力の比較を示す。係留張力の推定精度に問題はあるものの、概ね計算値は実験値をよく説明している。

1.5.4 規則波中でのシリーズ計算

シミュレーション計算が実験結果をよく説明する事を確認した上で、規則波中で、GM値及び係留点高さ(FH)を変化させた場合のシリーズ計算を実施した。

(1) GM値の影響

図1.5.10及び図1.5.11に縦波及び横波中で、GM値を2.0, 1.0, 0.5 mと変化させた場合の結果を示す。この時の係留点は、重心高さである。

水平ドリフトは、横波中及び縦波中共ほぼ同様な傾向と値で、しかもGM値による影響は余りない。一方、定常傾斜については、横波中縦波中共、波周期による傾斜は似ているが、GM値による変化は大きい事が分かる。

なお、図1.5.10(a)及び図1.5.11(a)の定常傾斜の図で示されている矢印は、pitch又は、RollのPeak-to-

Peak を示す。

図 1.5.10(b)及び図 1.5.11(b)に波上側及び波下側のエアギャップを示す。エアギャップは、上甲板下面から波頂までの距離を示してあるが、波周期の大きいところでエアギャップは小さくなる傾向がある。

係留鎖張力の増加を図 1.5.10(c)及び図 1.5.11(c)に示すが GM 値の影響は少ない。

(2) 係留点高さ (FH) の影響

GM 値を 2.0 m とし、係留点高さを重心高さに対して下方 3.0 m から上方 12.0 m まで 4 種類に変化させた場合のシリーズ計算を実施した。図 1.5.12(a)及び図 1.5.13(a)は、水平ドリフト及び定常傾斜の結果であるが、横波中と縦波中の結果は、ほぼ同様な値となっている。係留点高さの影響は、水平ドリフトには小さく又定常傾斜には大きく現われている。図 1.5.12(b)及び図 1.5.13(b)にエアギャップ、図 1.5.12(c)及び図 1.5.13(c)に係留鎖張力を示す。エアギャップは、係留点高さによる影響が大きいが、係留鎖張力は余り影響がみられない。

1.5.5 外力の組合せのシリーズ計算

ここでは、波（規則波）と風、波と潮流及び波、風、潮流が同時に作用する場合の水平ドリフト、定常傾斜、エアギャップ並びに係留鎖張力のシリーズ計算結果を示す。

波高及び波周期の値については、先に示した値と同じである。又、風速 (Vw) 及び流速 (Vc) は、それぞれ 70 ノット及び 2 ノットとした。一方、GM 値は 2.0 m、係留点高さは重心高さとして計算している。

(1) 波と風の組合せ

図 1.5.14 及び図 1.5.15 に、波と風が作用する場合の縦波中、横波中の結果を示す。同図で、菱形印が、波と風が同方向、三角印が逆方向を示し、又、丸印は波単独の場合の結果である。一方、風単独の結果を参考の為、一点鎖線で示す。なお、黒く塗り潰した印は、波高を半分とした時の結果である。

定常傾斜、水平ドリフト及びエアギャップに関しては、横波中、縦波中共ほぼ同様な傾向及び値を示す事が、これらの図に示されている。又、風と波が同時に作用する場合のこれらの数値は、風及び波単独の値を単純に加える事によっては得られない事が分かる。図 1.5.14(c)及び図 1.5.15(c)は、係留鎖張力の増加であるが、風による影響は大きい。特に、風が作用する場合、張力の変動が顕著に現われる事が分かる。

(2) 波と潮流の組合せ

図 1.5.16 及び図 1.5.17 は、波と潮流が作用する場合の結果である。これらの図を比較してみると、波と潮流が逆方向の結果で、横波中の定常傾斜が著しく大きくなっている。波高を半分にした計算値が、同図で、黒く塗り潰した印で示されているが、波高によって定常傾斜が大きく異なる事が伺える。一方、波と風が作用する場合（図 1.5.15(a)）と比べると、波と潮流が作用する場合、波高による影響が特に大きいが、これは、潮流による転倒モーメントが、傾斜角により大きく変化する為と、傾斜が大きくなると、規則波中では、ロワーハルの上下方向に加わる波浪定常力が増大する事による。

又、波と風の場合と同様、波と潮流が同時に作用する場合の結果でも、波及び潮流単独の値の単純な和とはなっていない。

(3) 波、風、潮流の組合せ

図 1.5.18 及び図 1.5.19 は、波、風、潮流が同時に作用する場合の結果である。本計算では、波上側 UP の最も大きくなる組合せと考えられる。(i) 波と風が同方向で潮流のみ逆方向の場合と波上側 DOWN の最も大きくなると考えられる。(ii) 波と潮流が同方向で風が逆方向の場合を実施した。

縦波中と横波中の水平ドリフト、定常傾斜、エアギャップ及び係留鎖張力を比べると、定量的には異なるものの、全体の傾向は一致している事が分かる。又、波、風、潮流が同時に作用する場合、エアギャップが問題となる事が考えられるが、図 1.5.18(b)及び図 1.5.19(b)から分かる様に、波に大きく依存し、風と潮流の作用は、この場合 ($Vw = 70 \text{ knots}$, $Vc = 2 \text{ knots}$) 支配的ではないと考えられる。

1.5.6 2成分波中での挙動シミュレーション

(1) 計算法

不規則波中の長周期運動の転覆現象への影響を調べる為に長周期運動が顕著に現われる2成分波を用いてセミサブ型リグの挙動シミュレーション計算を実施した。2成分波は、次式で示す様に、波高 H_w で、周期の異なる2種類の波の重ね合せとして考える事ができる。

$$\begin{aligned}\delta &= \frac{H_w}{2} \cos [kx - \omega t] + \frac{H_w}{2} \cos [(k + \delta\kappa)x - (\omega + \delta\omega)t] \\ &= A(t, x) \cos [kx - \omega t + \gamma]\end{aligned}\quad (6)$$

ここで、

$$A(t, x) = \frac{H_w}{2} \sqrt{2 \{ 1 + \cos [\delta\kappa x - \delta\omega t] \}}$$

2成分波中での波漂流力の計算は、規則波中の波漂流力係数 C_{DF} （図1.5.4）を用いて次式で計算した。

$$\bar{F}_{1D}(t) = 4\rho g \cdot C_{DF} \cdot B^2 L^{-1} \cdot A(t, x)^2 \quad (7)$$

ただし、波漂流力係数は、2成分波の平均波周期の値を用いている。又、波漂流力によるモーメント (M_D) については規則波の場合と同様に実験結果を用いて推算した。

一方、ロワーハルに働く上下方向波浪定常力に関しては、規則波中の時と同様にLee-Newmanの式を用いているが、同式中の波振幅を $A(t, x)$ に置換えた形にして計算している。又、この力によるモーメント (M_L) は、規則波の場合のモーメントレバーを用いて推定した。

(2) 時刻歴解析例

2成分波中の挙動シミュレーション結果の一例を図1.5.20に示す。この例は、波高 (H_w) が7.8m、波周期がそれぞれ10.0秒(T_{w1})及び12.528秒(T_{w2})、波群周期(T_{wg})が125.6秒の時のものである。又、図中、点線で示されているものは、ロワーハルに働く上下方向波浪定常力を考慮しない場合の結果であるが、この場合、上下方向の力による影響は極めて少ない事が分かる。この原因は、2成分波の場合、波高がピークになる時にロワーハルに働く上下方向波浪定常力が現われ始めるが、その後、波高がすぐに下がる為に、上下方向の定常力が減少し、結果として影響が出にくくなると解釈できる。

1.5.7 2成分波中でのシリーズ計算(横波中)

ここでは、2成分波中に於て、GM値あるいは、係留点高さの変化による水平ドリフト、定常傾斜、エアギャップ及び係留鎖張力の計算結果を示す。成分波のそれぞれの波高(H_{w1}, H_{w2})及び周期(T_{w1}, T_{w2})の組合せを表1.5.2に示す。なお、波群の周期(T_{wg})には、Rollの固有周期(49.6秒)及びSwayの固有周期(125.6秒)を選んでいる。

(1) GM値の影響

図1.5.21及び図1.5.22に、異なるGM値の水平ドリフト、定常傾斜、エアギャップ及び係留鎖張力の結果を示す。同図中で実線又は破線は、規則波中の結果であるが、特に定常傾斜については、GM値による影響が大きい事と比較して、2成分波中ではその影響が小さい事が分かる。この原因としては、1.5.6でも示した様に、2成分波中に於ては、ロワーハルの上下方向に働く波浪定常力の影響が規則波中に比べ顕著に現われない事が掲げられる。さらに、2成分波中の水平ドリフトが小さい為に、係留鎖張力の影響が規則波中の場合と比べて少なくなり、これが転倒モーメントを小さくする事も一因と考えられる。

図1.5.22(a)に示す水平ドリフトでは、定常ドリフトに対し、非定常分が大きいが、これはSwayの長周期運動が大きい為である。従ってこの時の係留鎖張力は、図1.5.22(c)に示すとくかなり大きくなる。一方、定常傾斜については、所謂、長周期Rollが全般的に現われる事により変動成分が大きくなる。

(2) 係留点高さの影響

次に、係留点の違いによる比較を図1.5.23及び図1.5.24に示すが、GM値のシリーズ計算の傾向と同様、2成分波中では、係留点の相違による影響は少ない。

1.5.8 まとめ

今までに得られた各機関の外力の推定に関する試験結果を基に、実機を想定した数値シミュレーションを幾つかの状態について実施した。その結果、以下に示す知見が得られた。

- (1) まず本数値シミュレーション結果の信頼性を検証する目的で、1昨年度に実施された総合水槽実験について計算し比較検討を行った。その結果、本数値シミュレーションは、実験を説明する事が確認された。
- (2) 次に、規則波中での数値シミュレーションを行い、GM値及び係留点高さが定常傾斜、エアギャップ、係留鎖張力等に与える影響について検討した。その結果、規則波中では、以前から指摘³¹⁾されている様に、ロワーハルの上下方向に働く波浪定常力による定常傾斜がエアギャップを小さくする事が確認できた。この傾斜は、GM値が小さい場合や係留点高さが高い場合に於ては、増大するが、これを図1.5.25及び図1.5.26に示す。

図中で実線の矢印が定常傾斜、破線の矢印が傾斜の非定常部分を含めた最大傾斜角である。

- (3) 続いて複合外力下での数値シミュレーションを実施し、外力の組合せが定常傾斜等に与える影響を調べた。風又は潮流に波（規則波）が作用する場合、定常傾斜がそれぞれ単独の場合の和より大きくなる結果が得られた。この原因是、傾斜角が増大すると、主として潮流及び波による定常転倒モーメントが大きくなる事による。図1.5.27及び図1.5.28に、外力の組合せの下での定常傾斜をまとめてみた。図中では、風及び潮流による定常傾斜を太い実線の矢印で、波も含めた定常傾斜を実線の矢印そして非定常傾斜も含めた最大傾斜を破線の矢印で示す。
- (4) 最後に、長周期運動をしているセミサブ型リグがGM値又は係留点高さの違いで受けける影響の相違について検討した。このシリーズ計算では、長周期運動が顕著に現われる2成分波を用いた。結果は、規則波中の場合と異なり、GM値及び係留点高さの違いでは、運動等に与える影響はほとんど現われなかった。その原因是、波単独の場合に比べてロワーハルに働く上下方向波浪定常力の影響が少ない事、又水平ドリフトが小さい為に係留鎖張力による影響が少ない事によると考えられる。従って、水平ドリフトを増大させる様な他の外力等が同時に働く場合の検討も必要で今後の課題の一つに掲げられる。

以上、セミサブ型リグの大傾斜に関して、数値シミュレーション計算による検討結果をまとめたが、ここで示された結果は一部に過ぎず、転覆現象の解明には、さらに計算が必要と考えられる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会：海洋構造物の設計外力および復原性に関する研究、第192研究部会報告書（昭和59年3月）。
- 2) 日本造船研究協会：海洋構造物の設計外力および復原性に関する研究、第192研究部会報告書（昭和60年3月）。
- 3) 宝田直之助、中嶋俊夫、井上隆一：半潜水式海洋構造物の転覆機構に関する一考察（第1報）、日本造船学会論文集、第155号（昭和59年6月）。
- 4) 宝田直之助、中嶋俊夫、井上隆一：半潜水式海洋構造物の転覆機構に関する一考察（第2報）、日本造船学会論文集、第156号（昭和59年12月）。
- 5) Lee, C. M. and Newman, J. N. : The vertical mean force and moment of submerged bodies under waves. J. S. R., Vol. 15, No 3 (Sept. 1971).
- 6) Rye, H., Rynning, S. and Moshagen, H. : On the Slow-Drift Oscillation of Moored Structures, OTC Paper, No 2366, 1975.

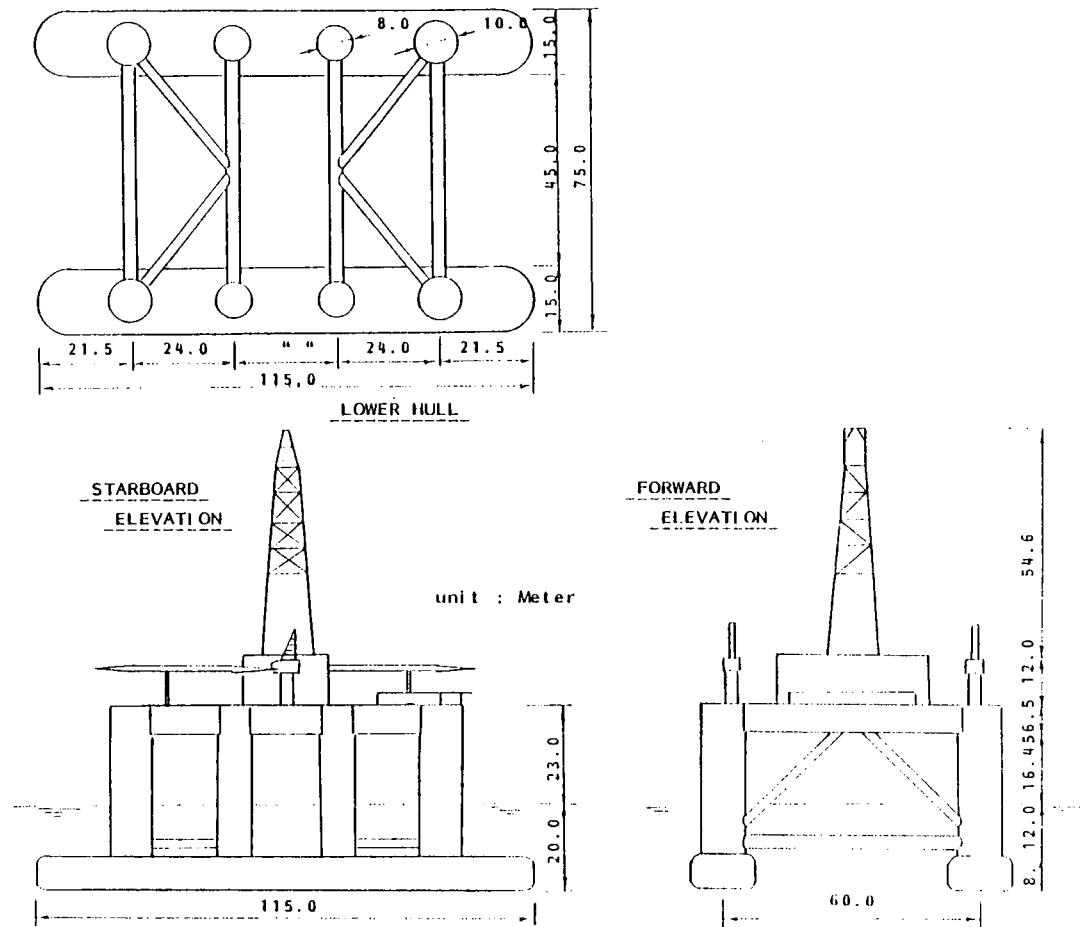


図 1.5.1 セミサブ型リグの主要目

表 1.5.1 セミサブ型リグの主寸法

Length of Lower Hulls	115.0 m
Breadth over Lower Hulls	75.0 m
Distance between Lower Hulls	60.0 m
Draft	20.0 m
Airgap	16.45 m
Diameter of Large Columns	10.0 m
Diameter of Small Columns	8.0 m
Displacement	3,5000 ton
VCG(KG)	17.5 m
GM_L	2.37 m
GM_T	2.87 m

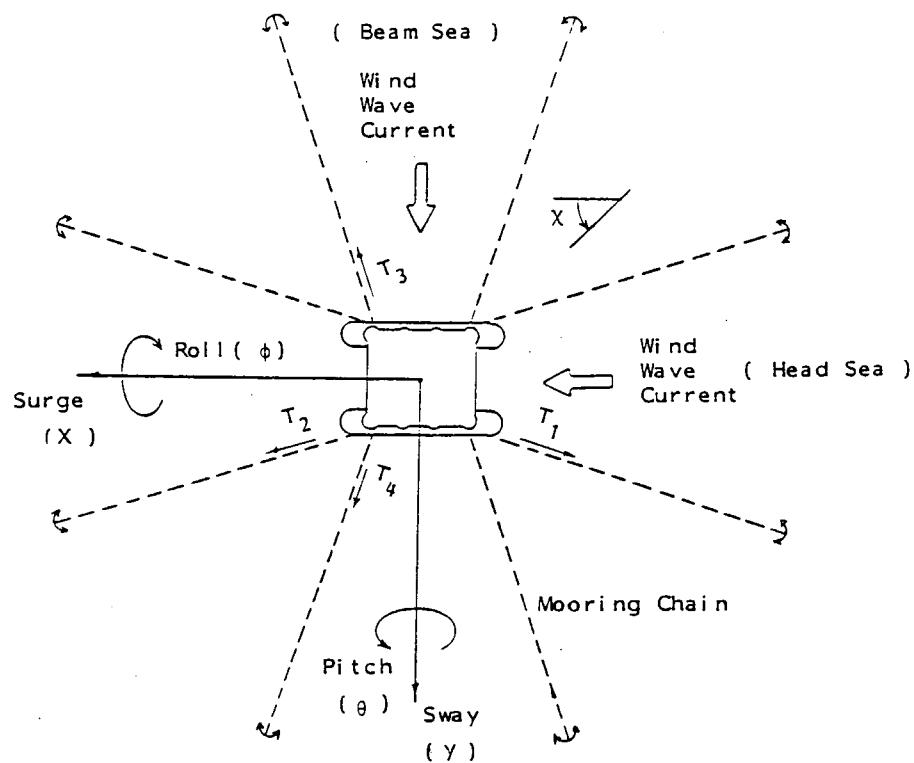


図 1.5.2 係留鎖と係留されたリグの構成

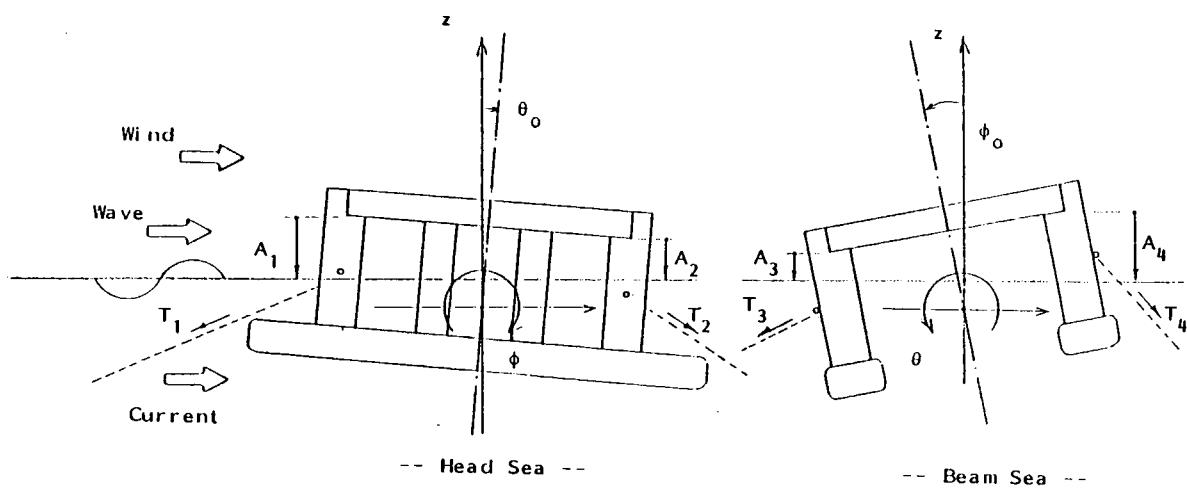


図 1.5.3 座標系

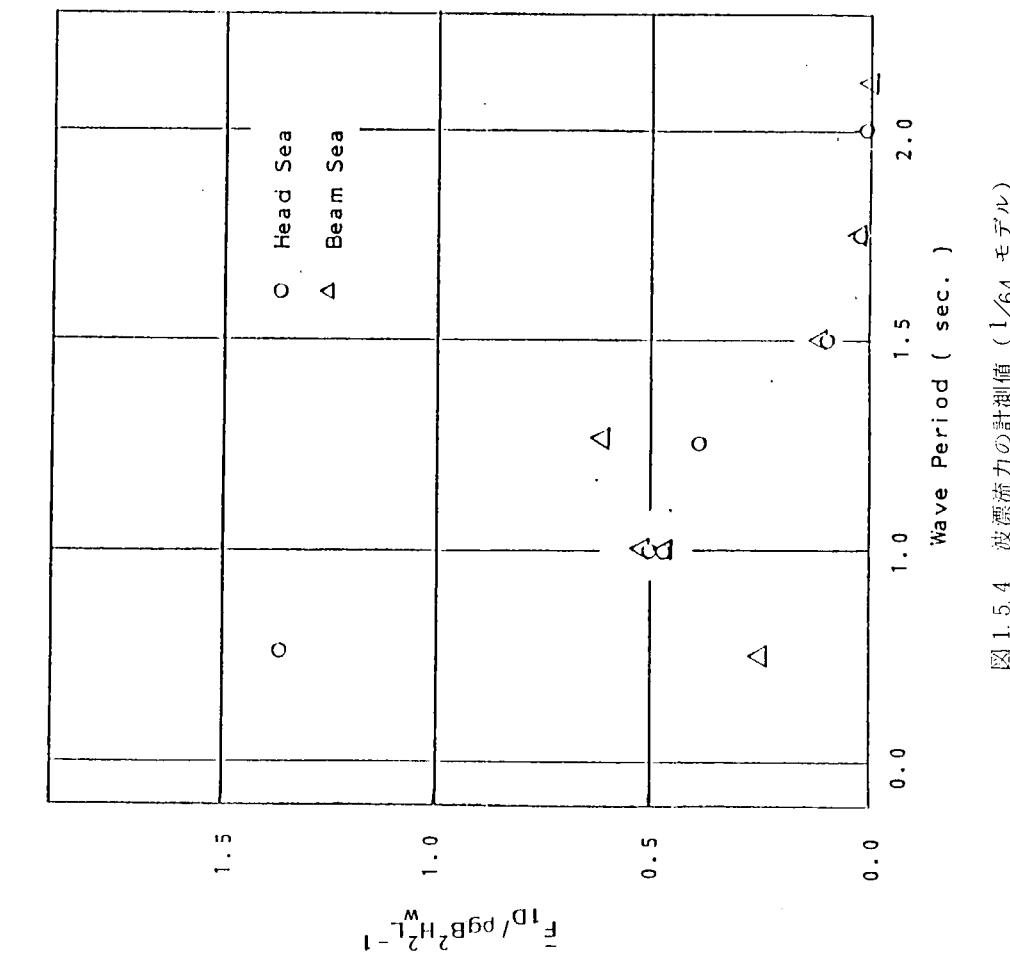


図1.5.4 波漂流力の計測値 (1/64 モデル)

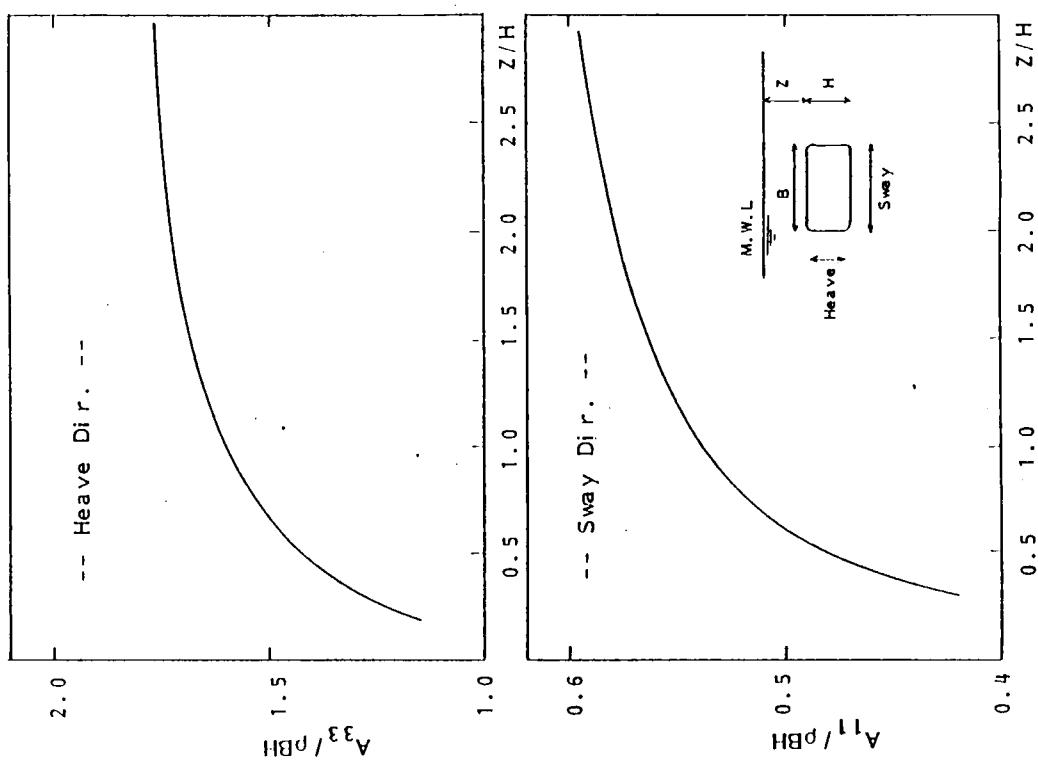


図1.5.5 ロワーハルの付加質量係数 ($\omega = \infty$)

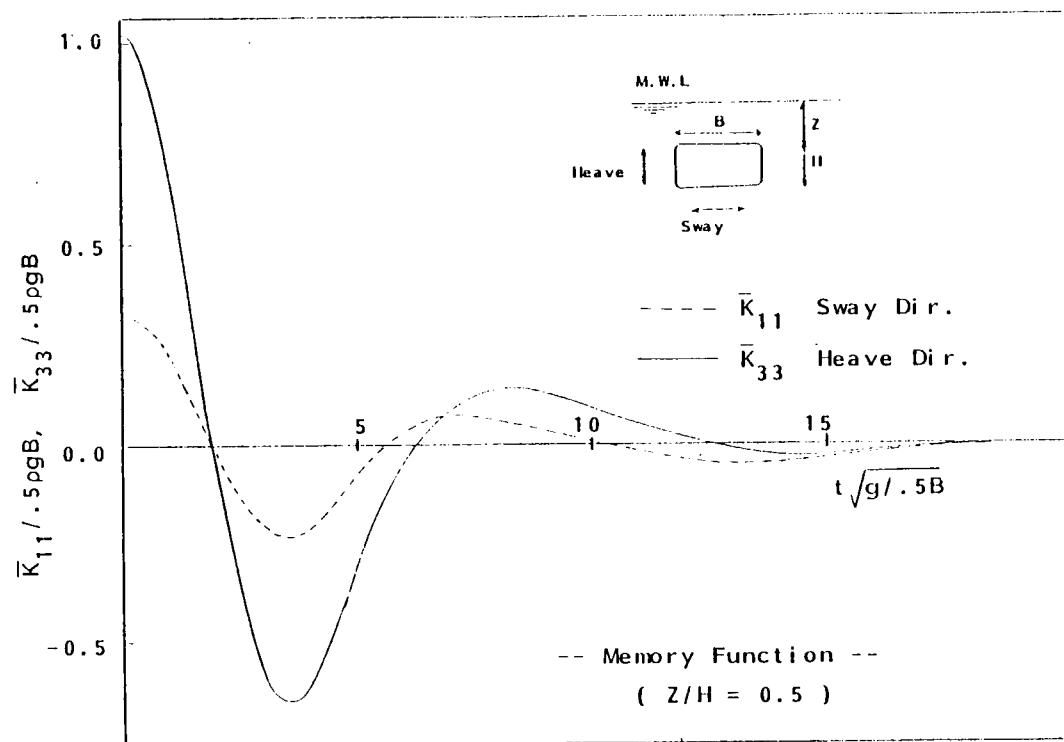


図 1.5.6 メモリー影響関数 ($Z/H = 0.5$)

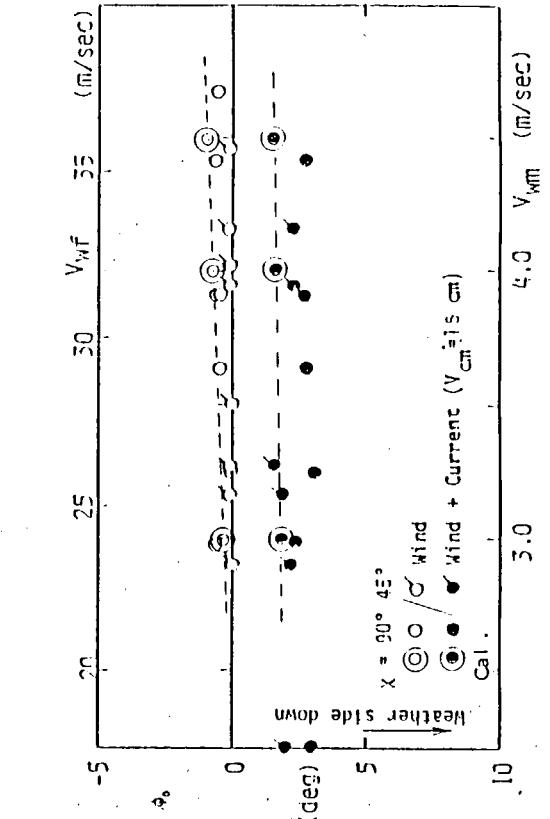
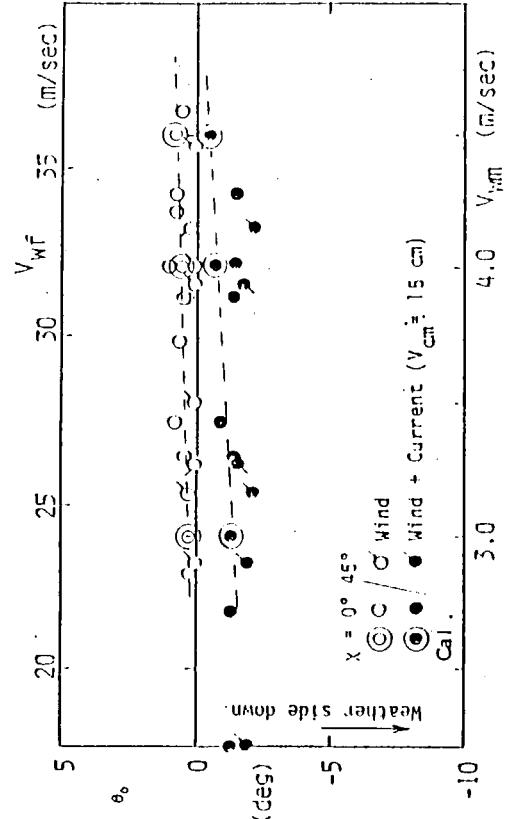
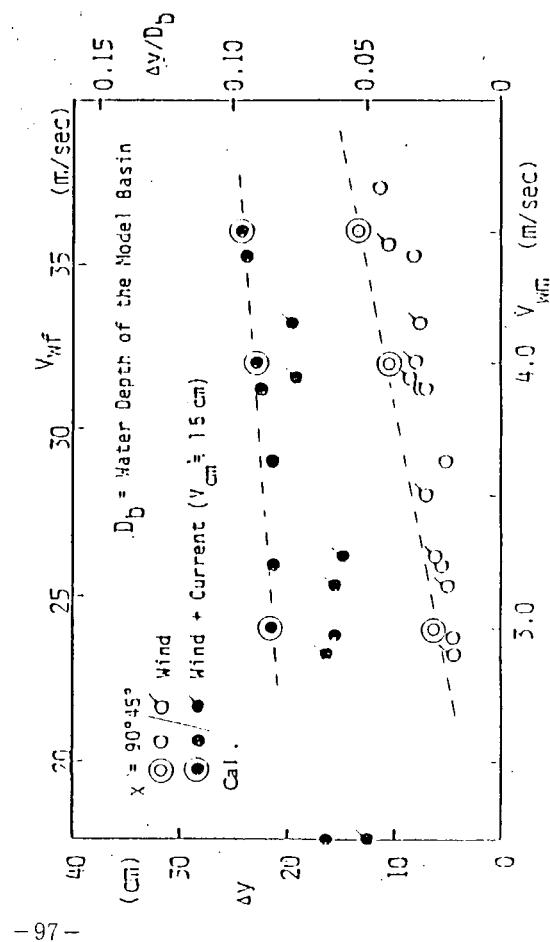
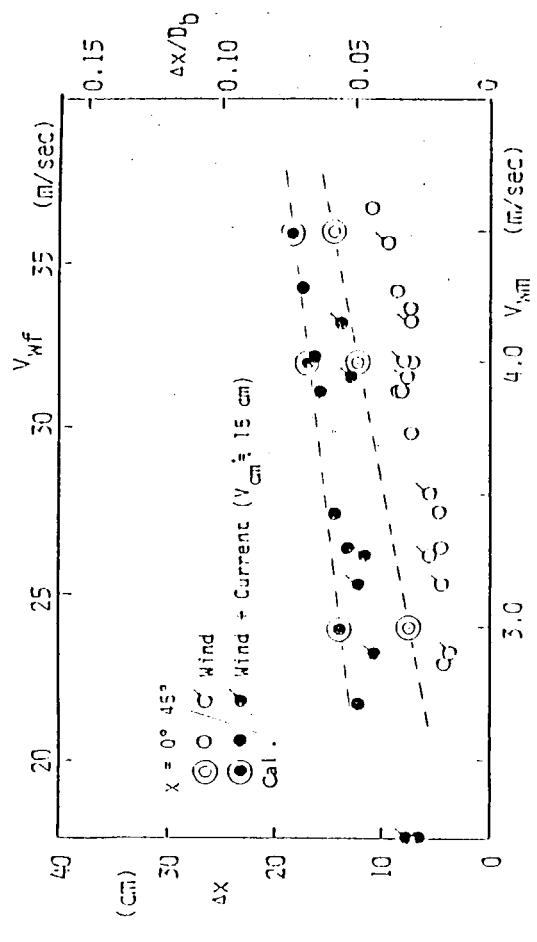


図 1.5.7(a) 風の中での水平ドリフト

図 1.5.7(b) 風の中での定常傾斜

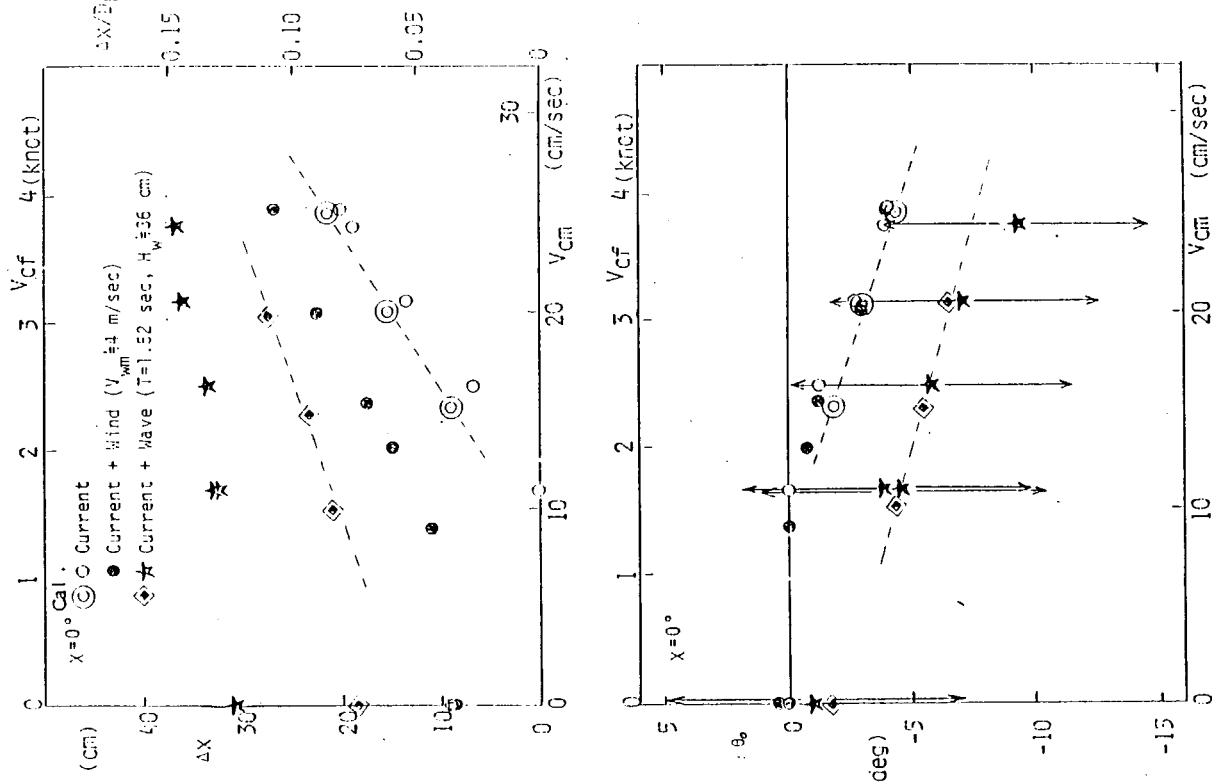
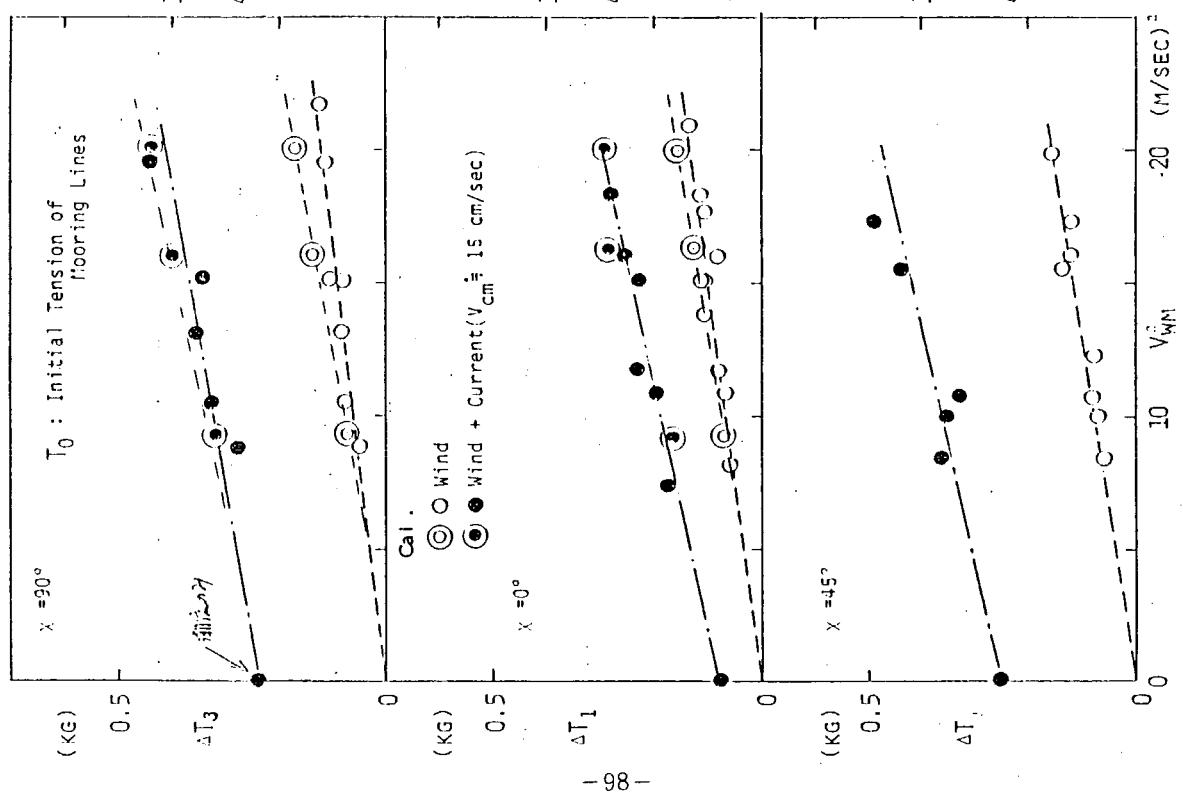


図 1.5.7(c) 風の中での係留鎖張力 (T_1 , T_3) の増加

図 1.5.8(a) 潮流中での水平ドリフト及び定常傾斜($X = 0^\circ$)

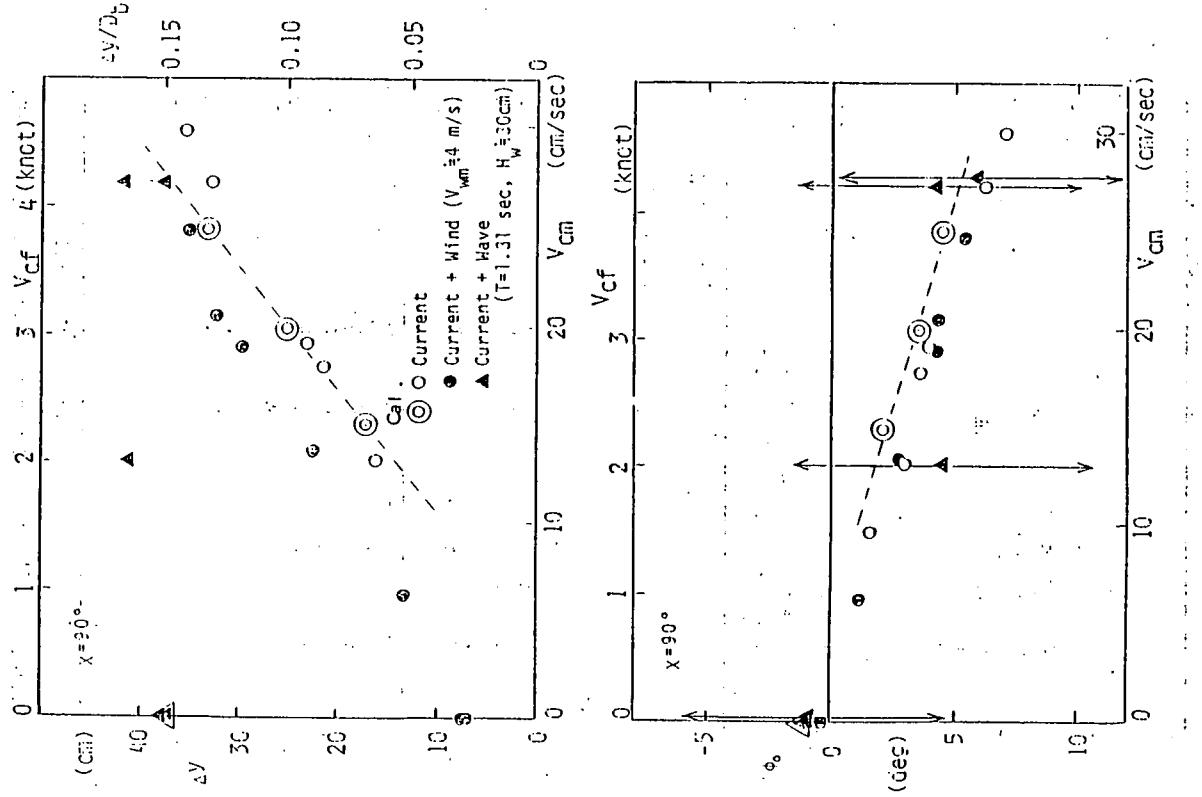


図 1.5.8(b) 潮流中での水平ドリフト及び定常傾斜 ($x=90^\circ$)

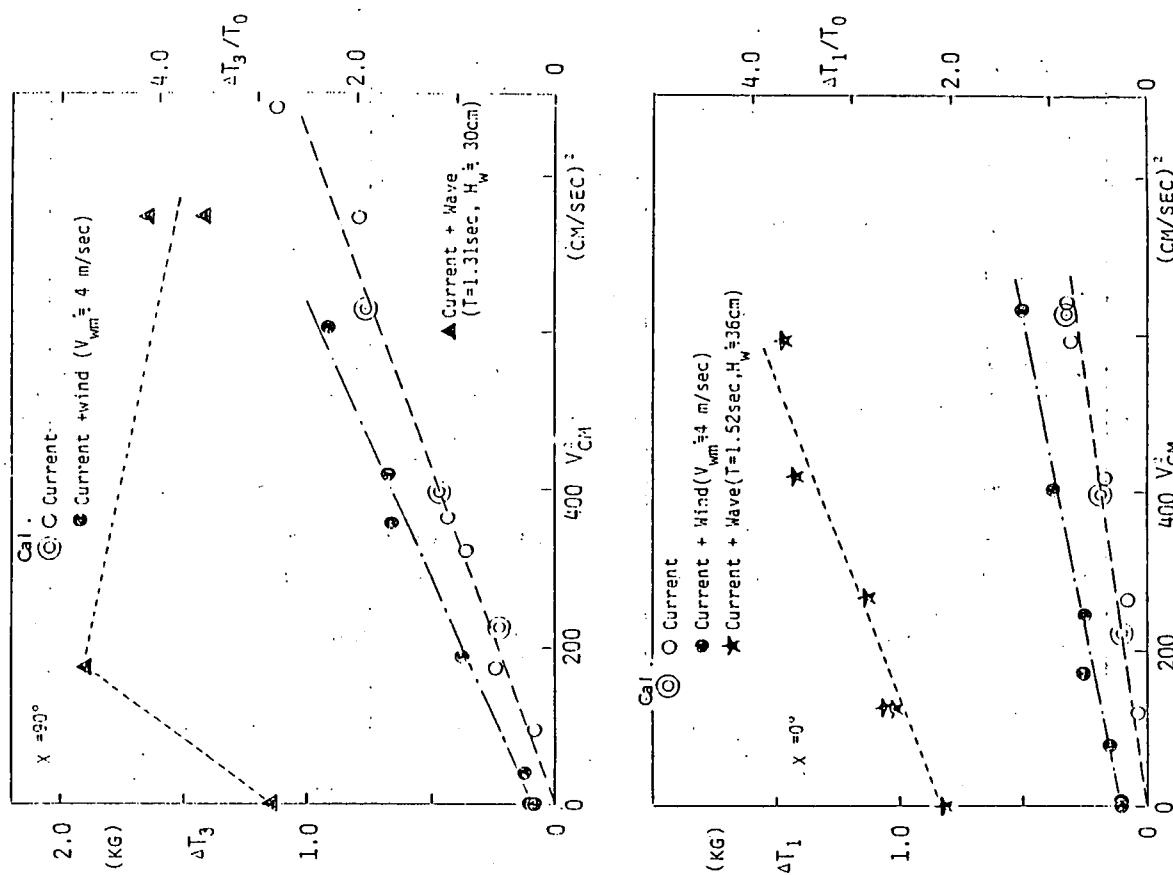


図 1.5.8(c) 潮流中での係留鎖張力 (T_1, T_3) の増加

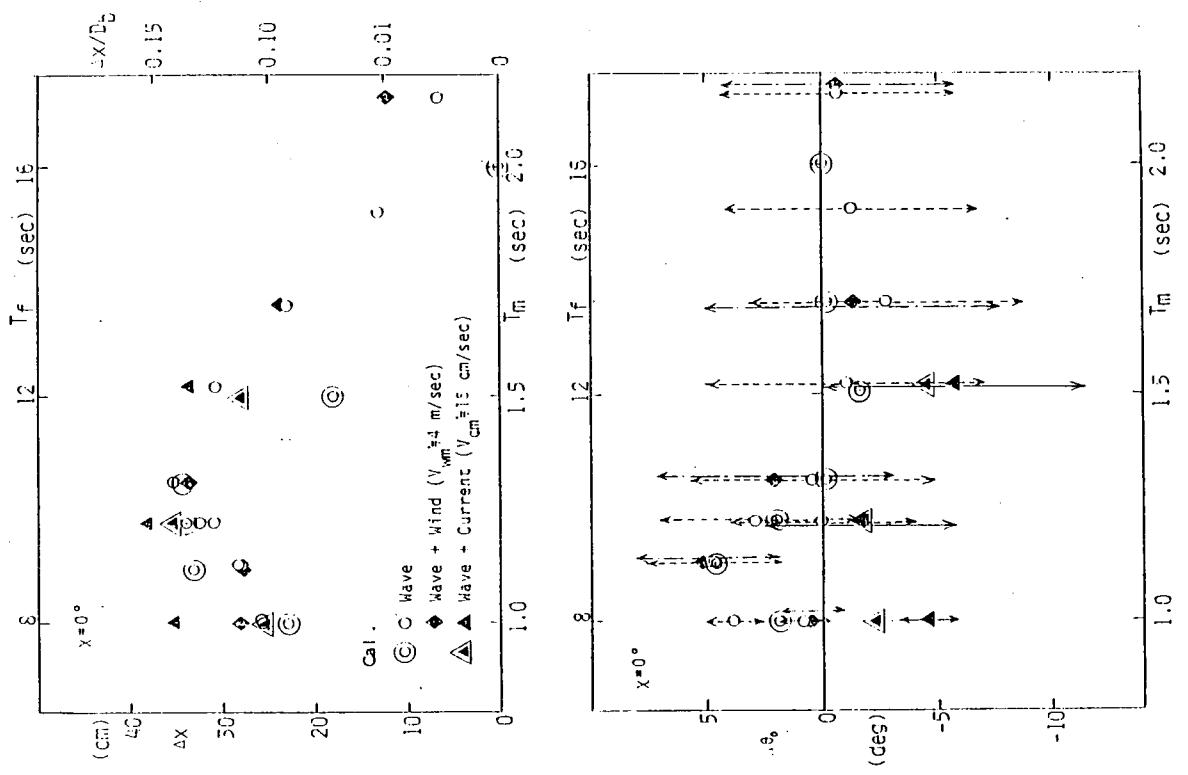


図 1.5.9(a) 規則波中での水平ドリフト及び定常傾斜 ($x = 0^\circ$)

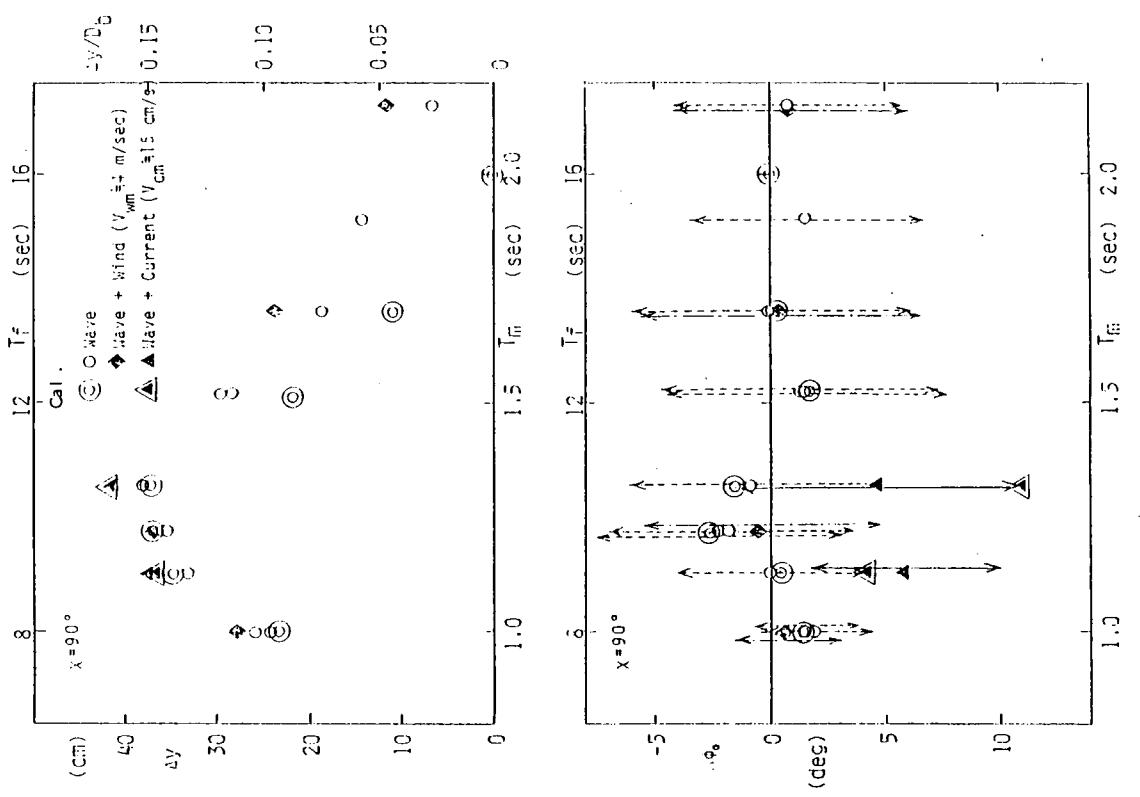
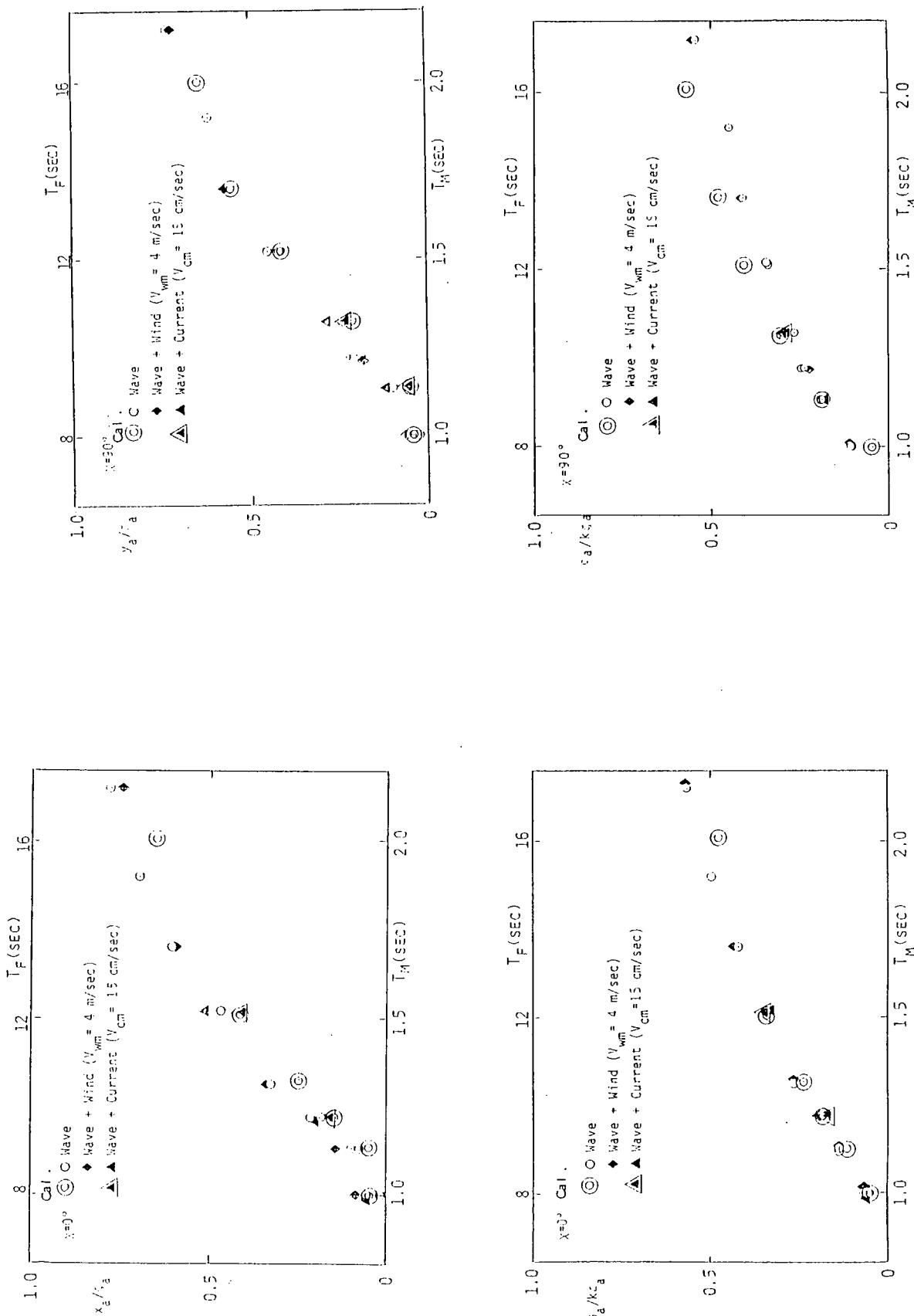


図 1.5.9(b) 規則波中での水平ドリフト及び定常傾斜 ($x = 90^\circ$)

図 1.5.9(d) Sway 及び Pitch 運動の応答関数

図 1.5.9(c) Surge 及び Pitch 運動の応答関数



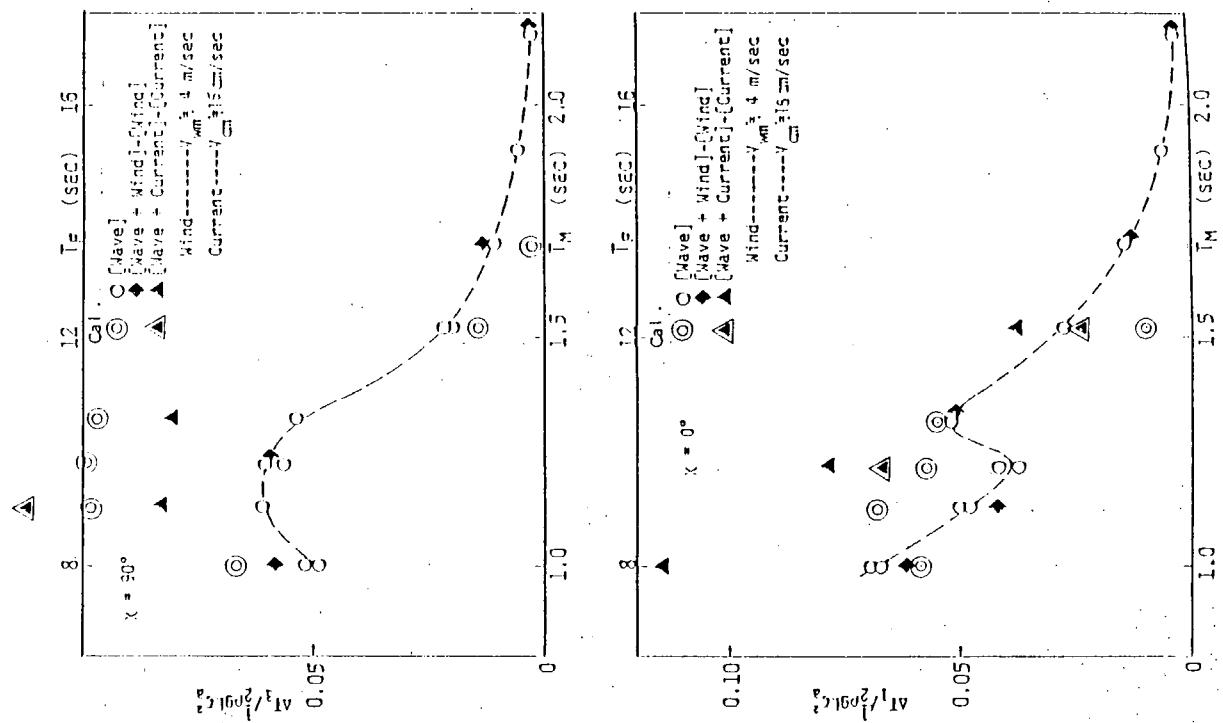


図 1.5.9(e) 規則波中の係留錆張力の増加

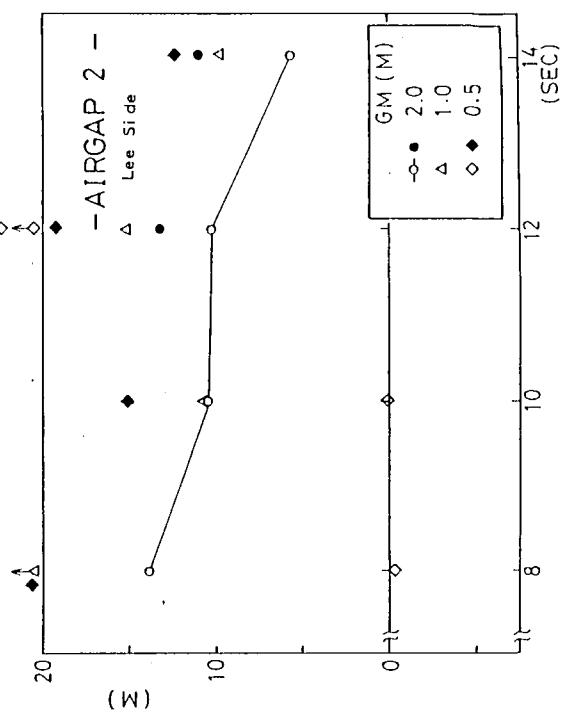
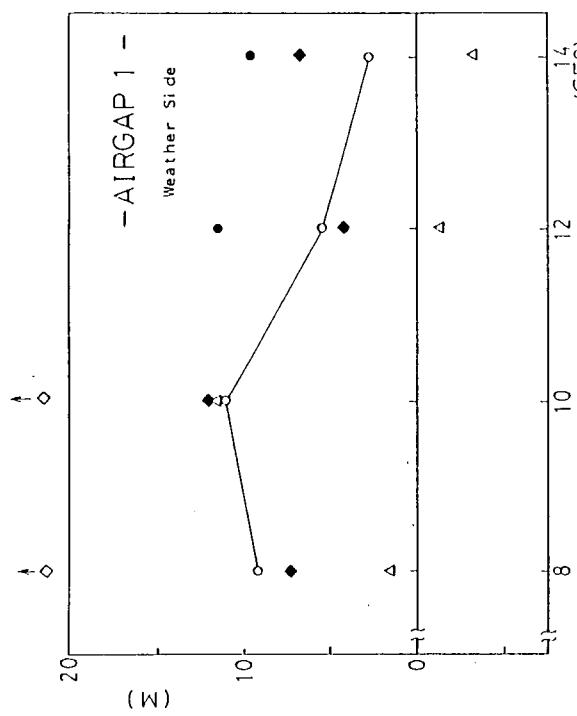
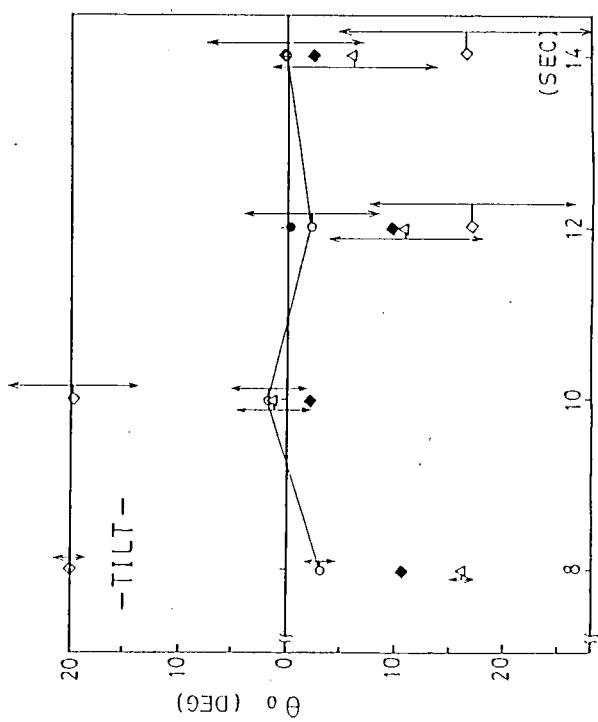
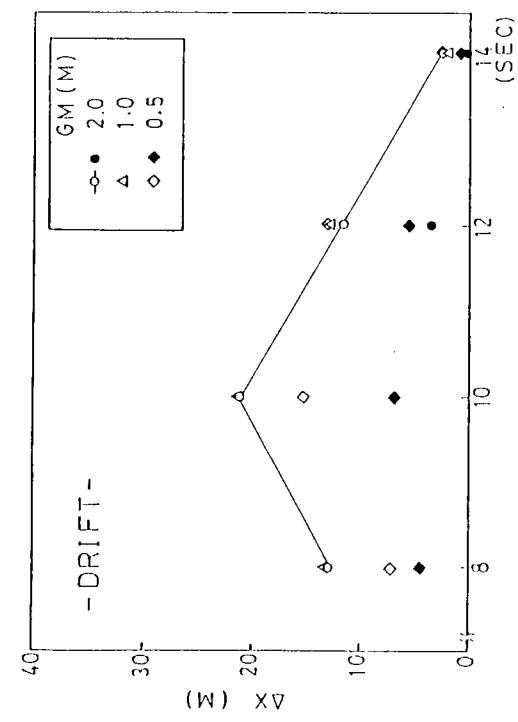


図 1.5.10(a) GM値による水平ドリフト及び定常傾斜への影響
($\chi = 0^\circ$)

図 1.5.10(b) GM値によるエアギャップへの影響 ($x = 0^\circ$)

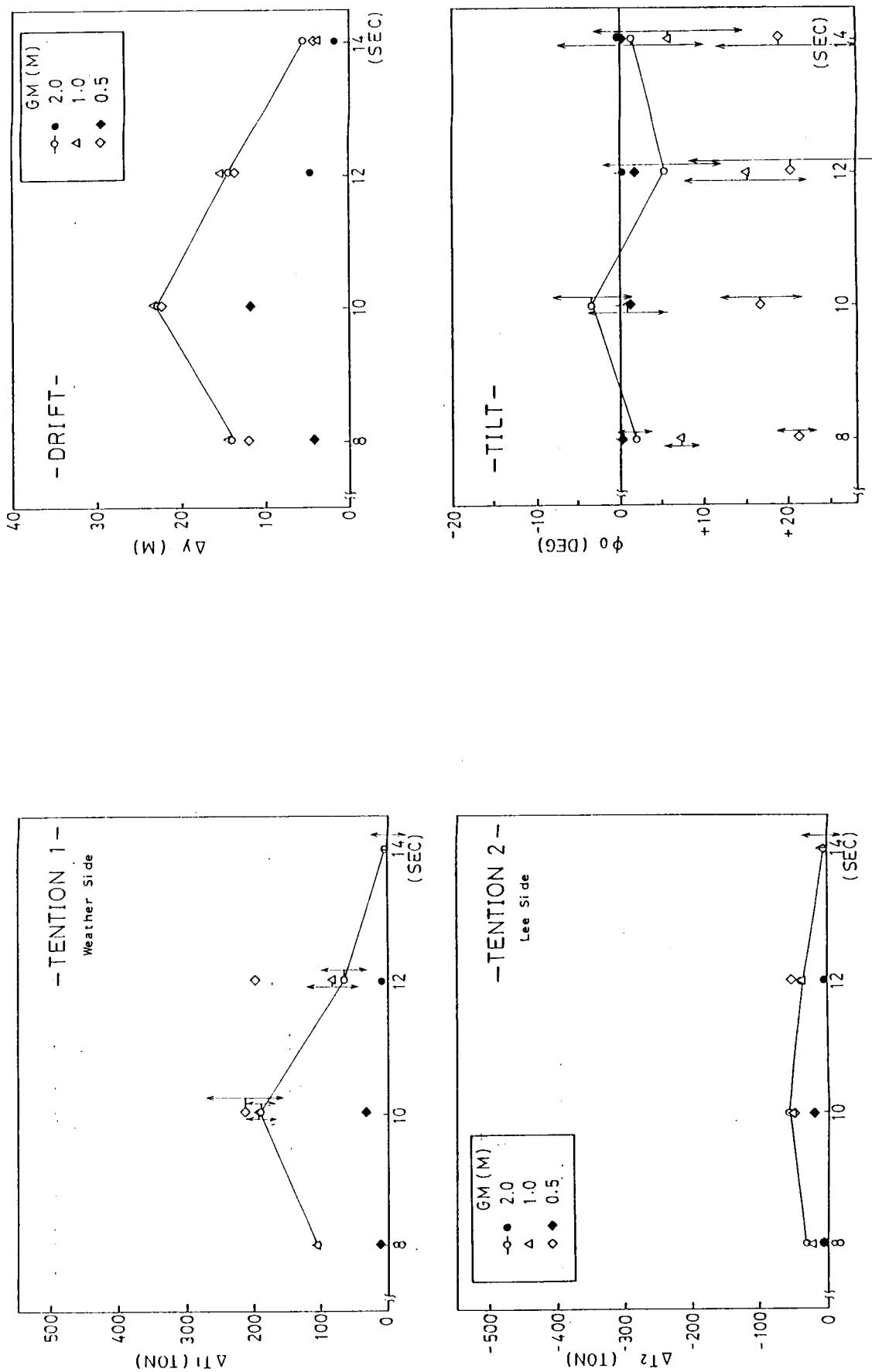


図 1.5.10(c) GM値による係留鎖張力の増加への影響 ($x = 0^\circ$)

図 1.5.11(a) GM値による水平ドリフト及び定常傾斜への影響 ($x = 90^\circ$)

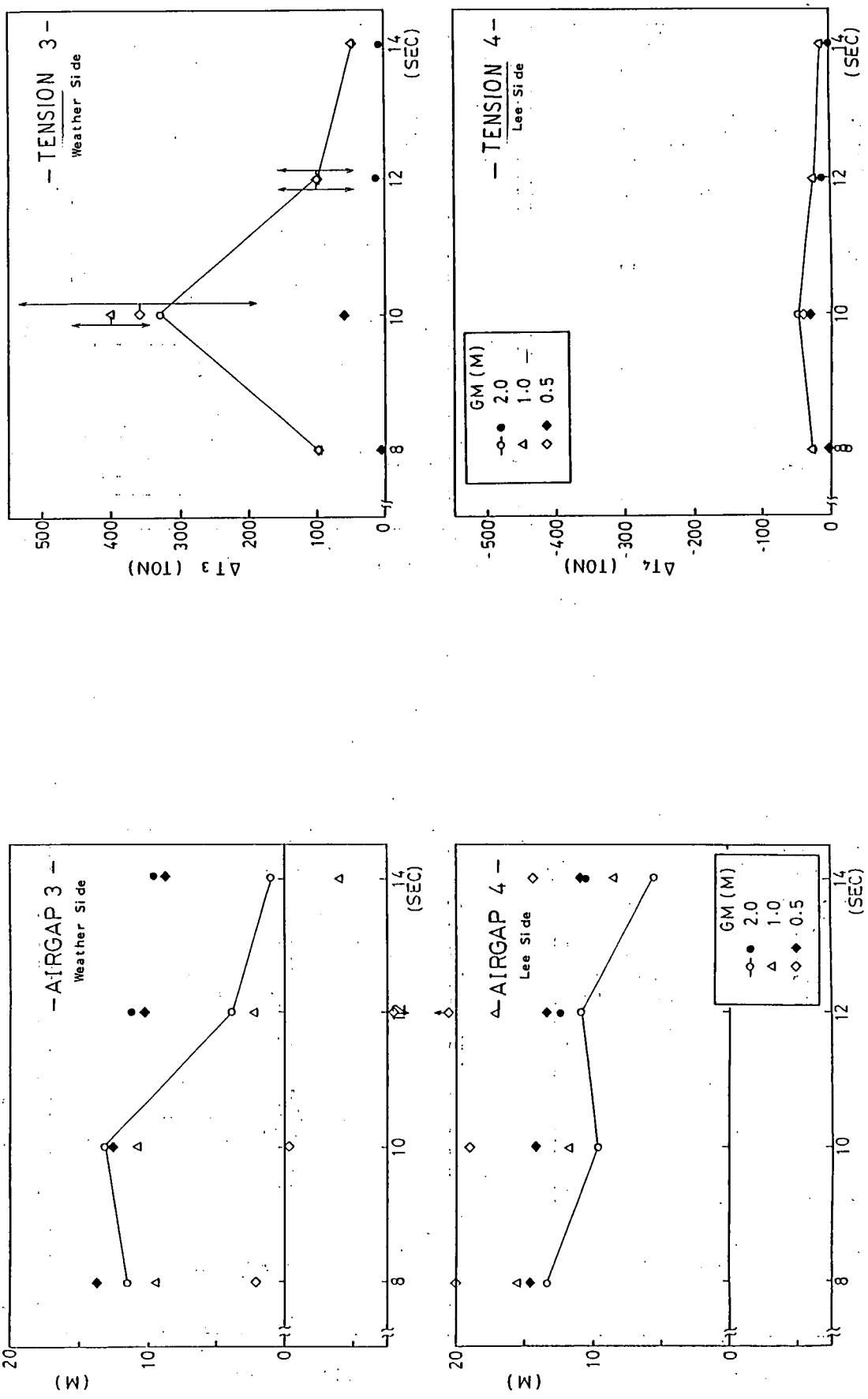


図 1.5.11(c) GM値による保留鎖張力の増加への影響 ($x=90^\circ$)

図 1.5.11(b) GM値によるエアギャップへの影響 ($x=90^\circ$)

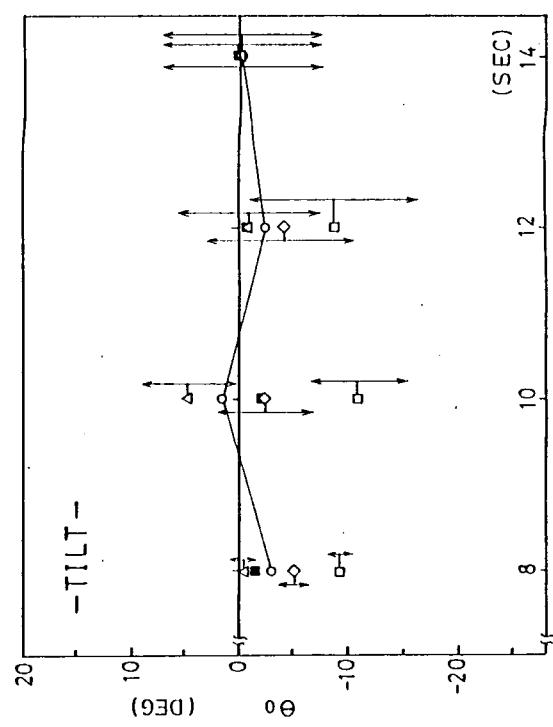
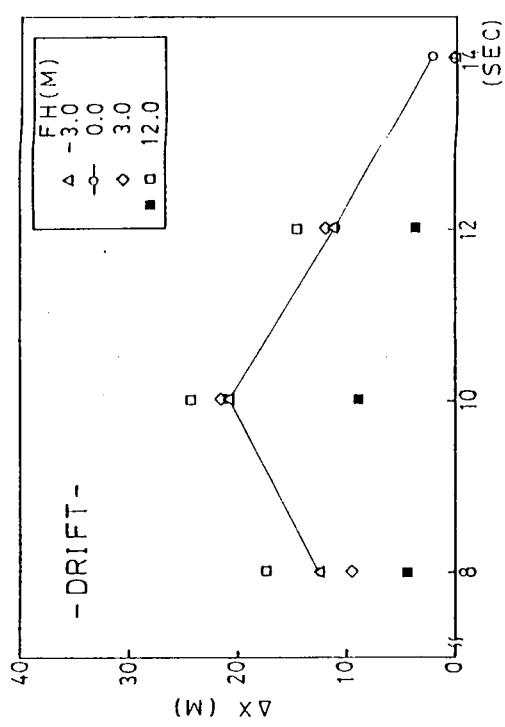


図 1.5.12(a) 係留点高さによる水平ドリフト及び定常傾斜への影響
($x = 0^\circ$)

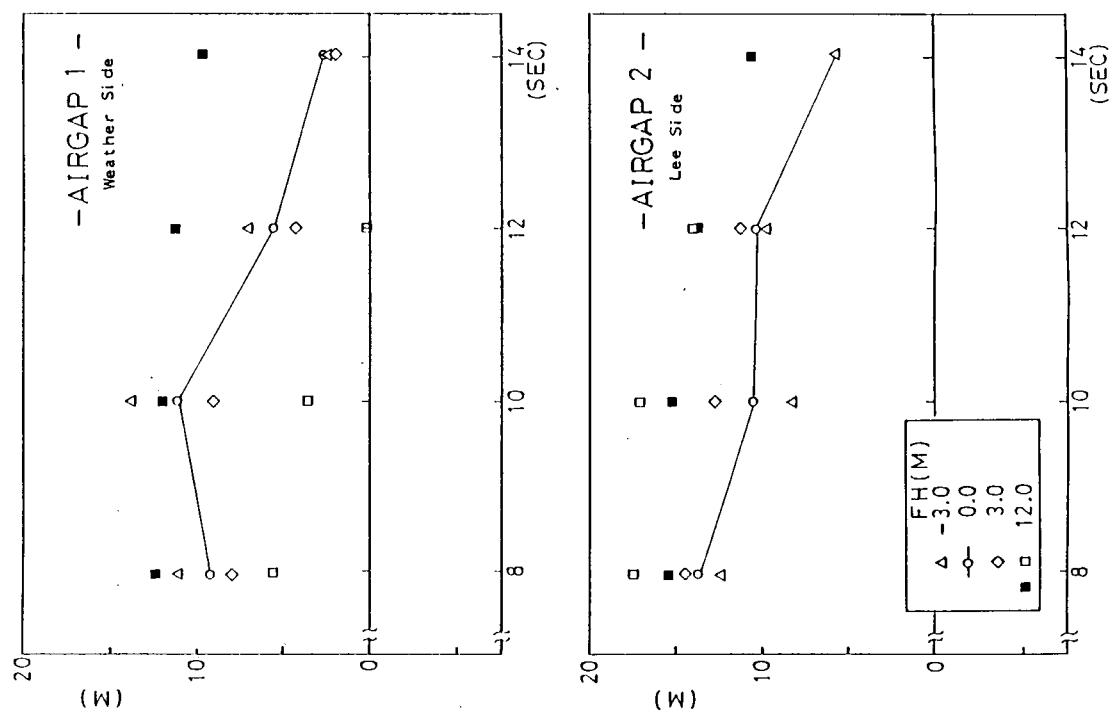


図 1.5.12(b) 係留点高さによるエアギャップへの影響 ($x = 0^\circ$)

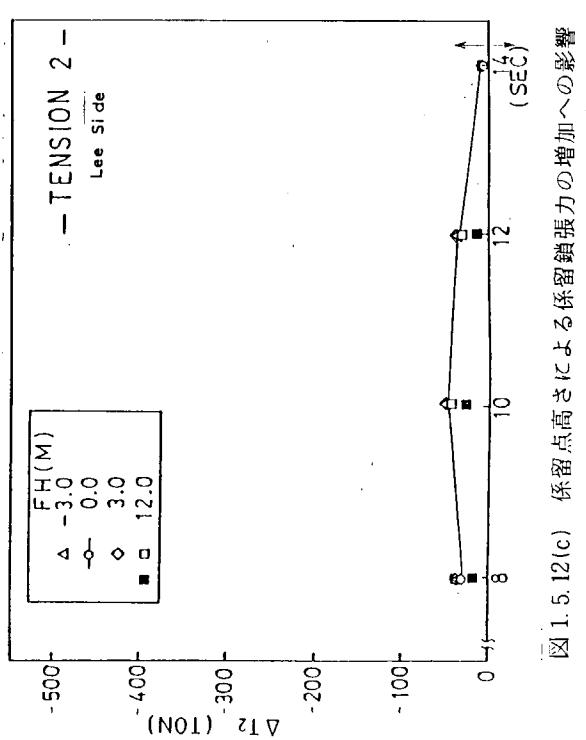
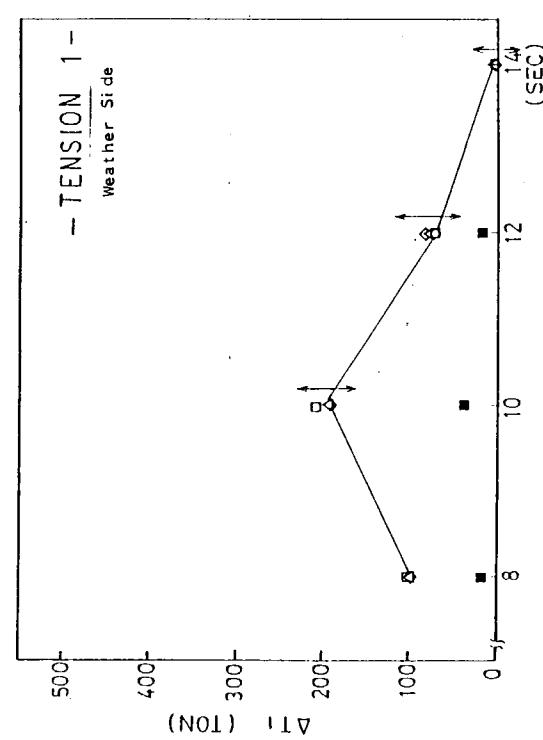


図 1.5.12(c) 係留点高さによる係留鎖張力の増加への影響
($x = 0^\circ$)

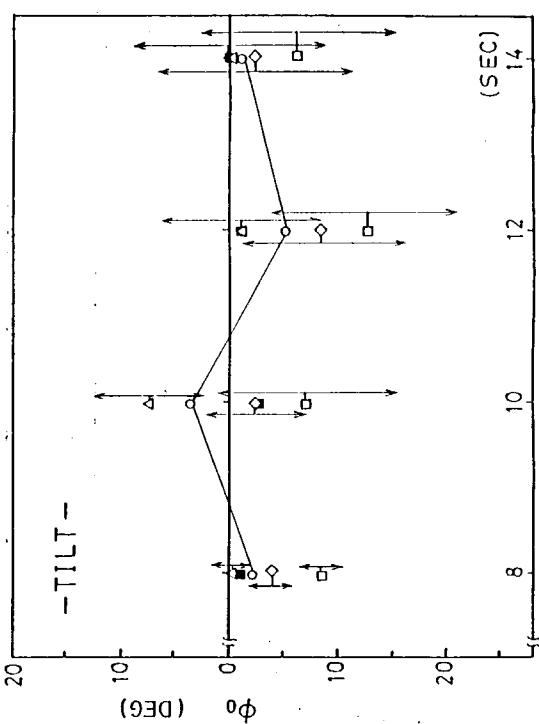
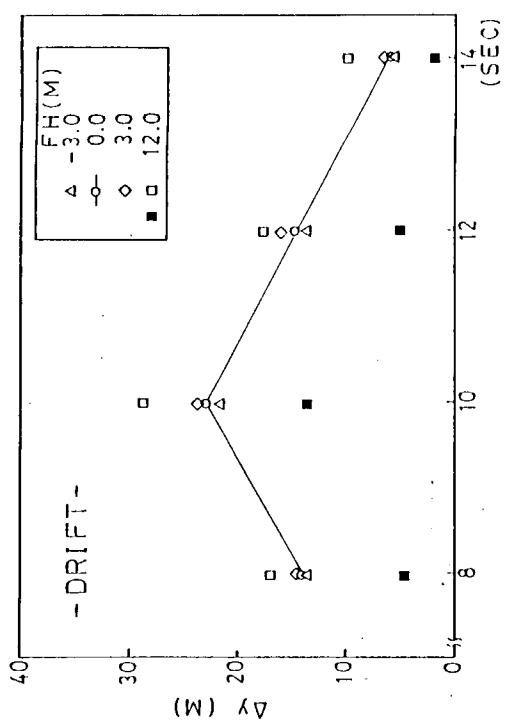


図 1.5.13(a) 係留点高さによる水平ドリフト及び定常傾斜への影響 ($x = 90^\circ$)

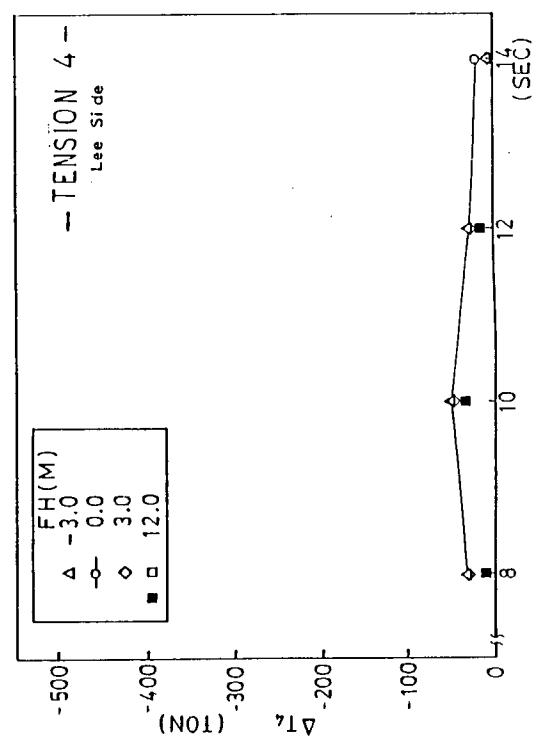
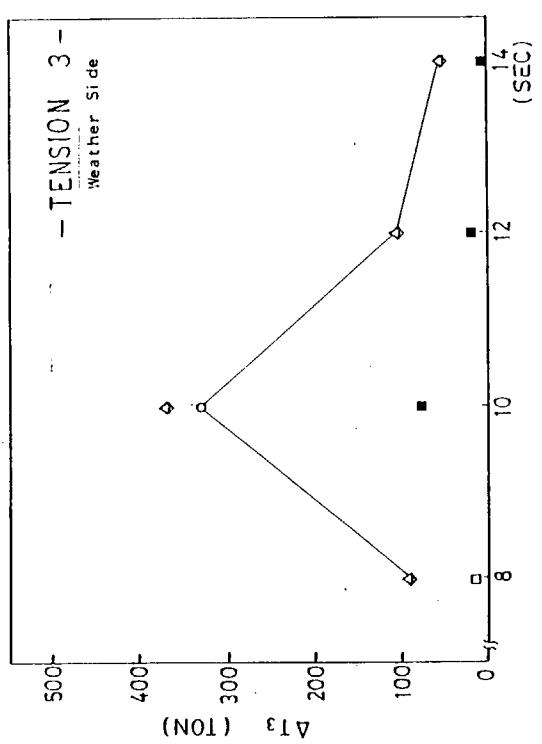
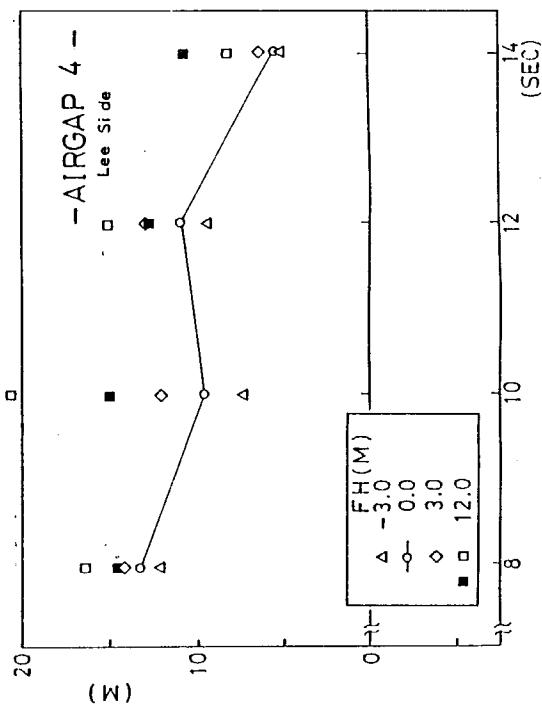
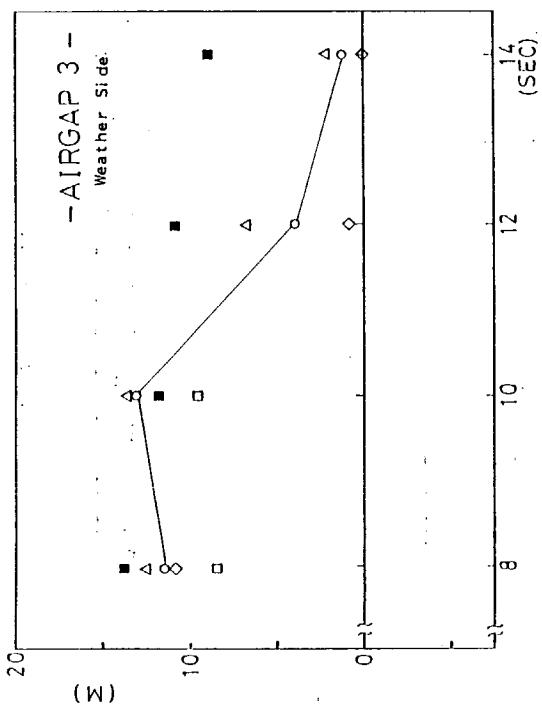


図 1.5.13(b) 係留点高さによるエアギャップへの影響 ($x=90^\circ$)

図 1.5.13(c) 係留点高さによる係留鎖張力の増加への影響 ($x=90^\circ$)

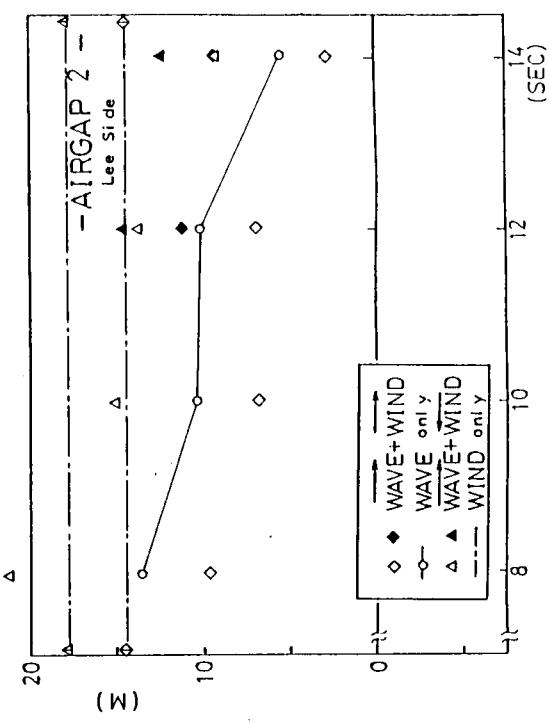
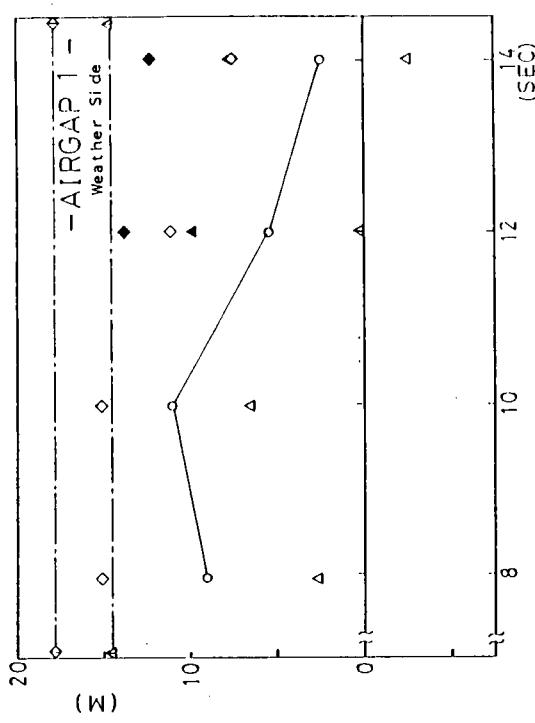
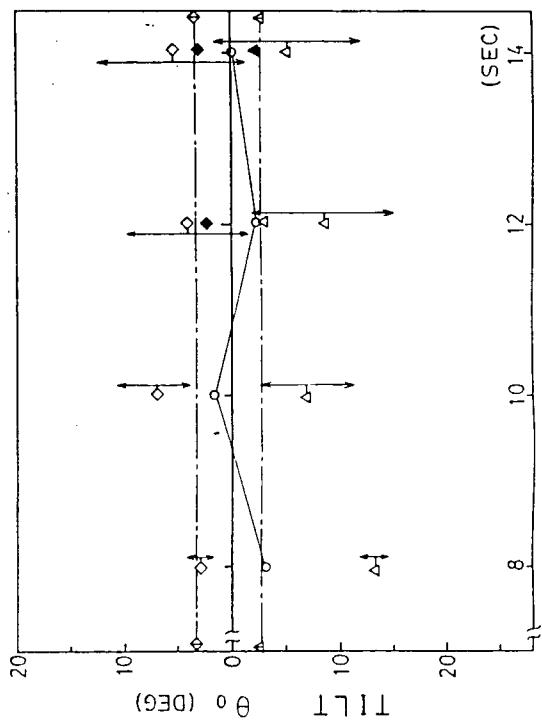
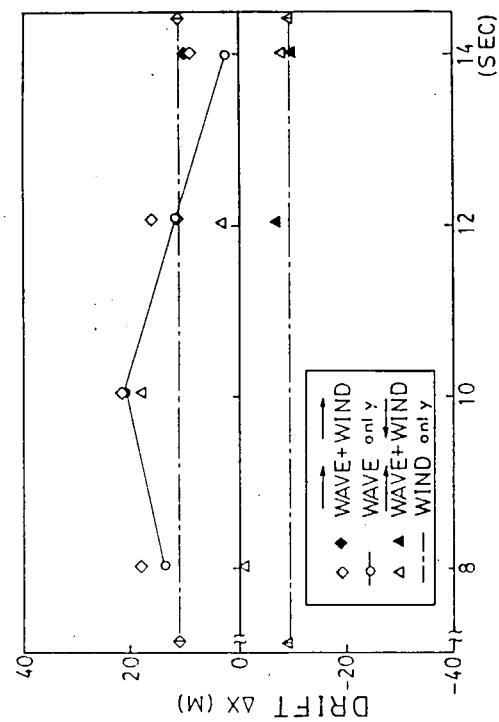


図 1.5.14(a) 規則波と風 ($V_w=70$ knots) の中での水平ドリフト
及び定常傾斜 ($x=0^\circ$)

図 1.5.14(b) 規則波と風 ($V_w=70$ knots) の中でのエアギャップ ($x=0^\circ$)

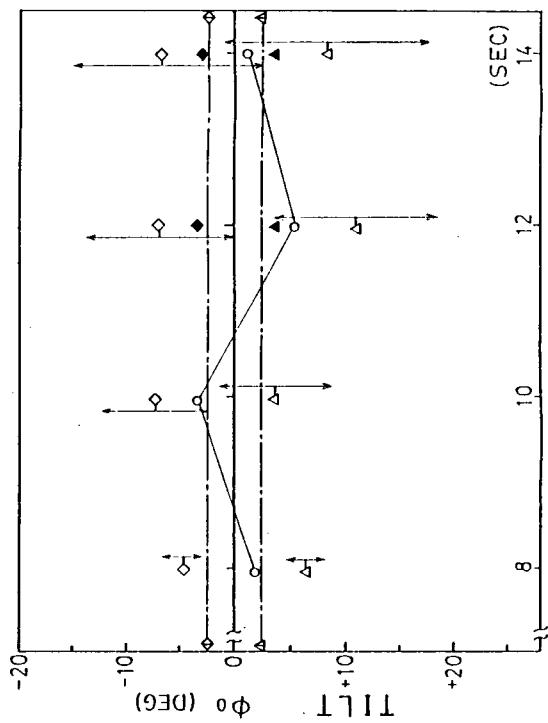
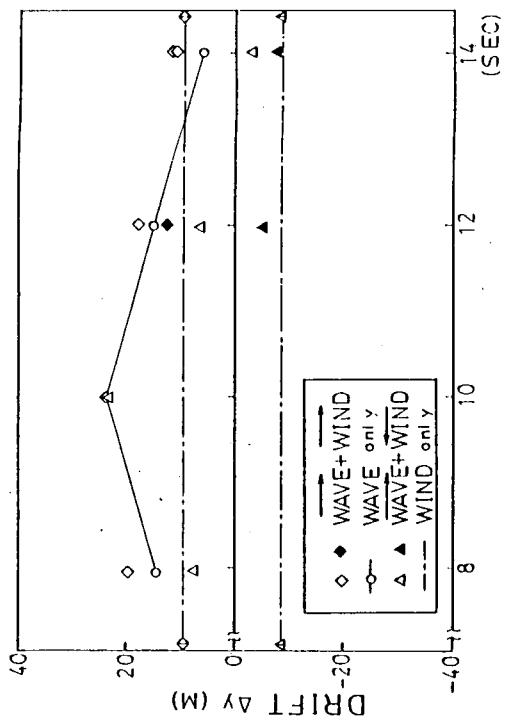


図 1.5.15(a) 規則波と風 ($V_w=70$ knots) の中での水平ドリフト
及び定常傾斜 ($x=90^\circ$)

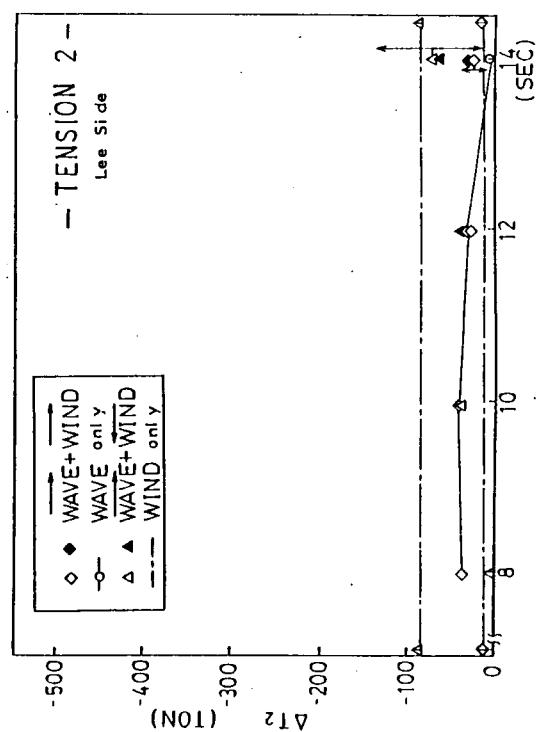
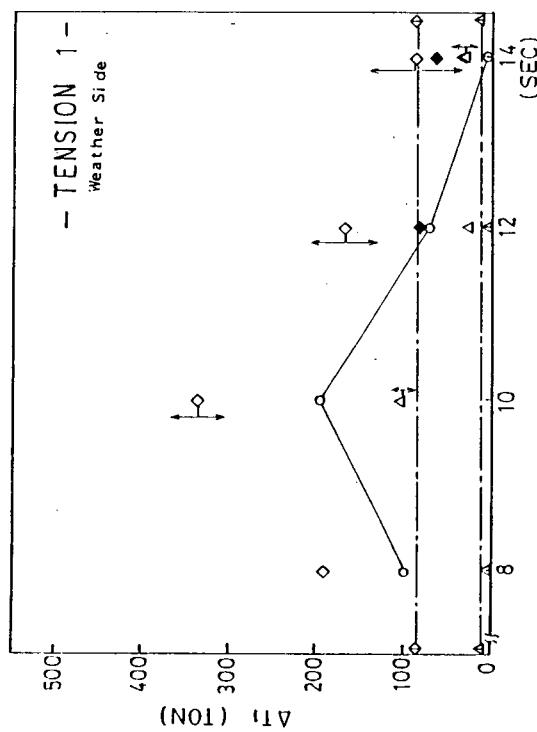


図 1.5.14(c) 規則波と風 ($V_w=70$ knots) の中での係留錆張力の増加 ($x=0^\circ$)

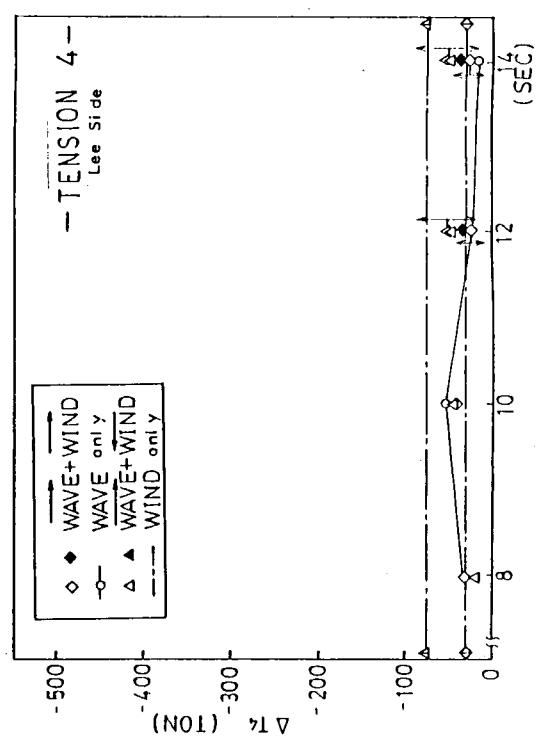
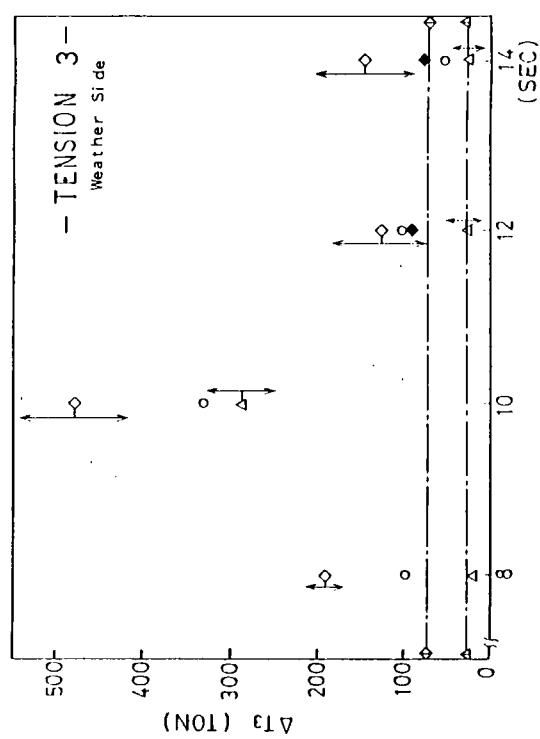
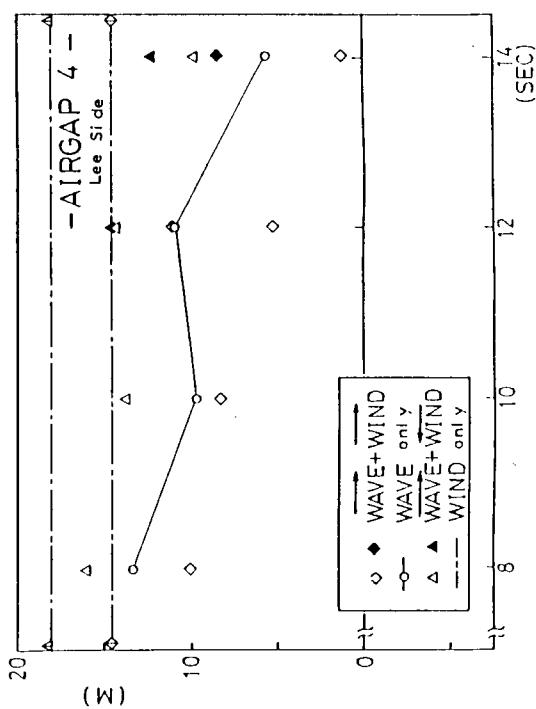
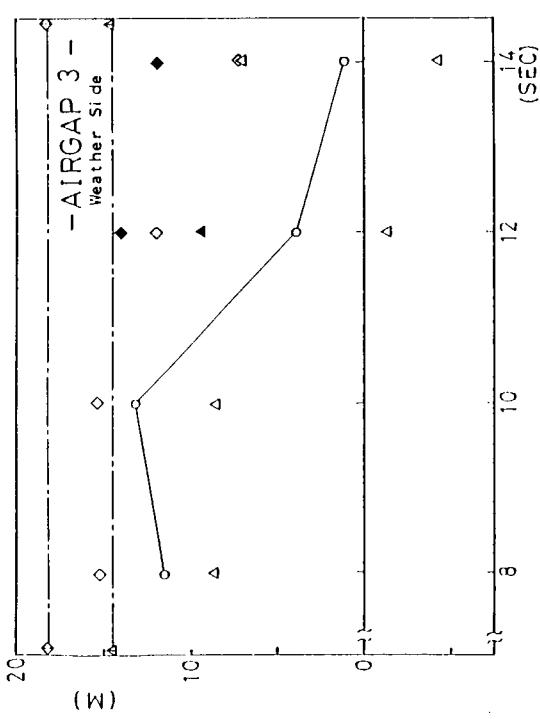


図 1.5.15(b) 規則波と風 ($N_w = 70 \text{ knots}$) の中でのエアギャップ ($x=90^\circ$)

図 1.5.15(c) 規則波と風 ($N_w = 70 \text{ knots}$) の中での係留錆張力の増加 ($x=90^\circ$)

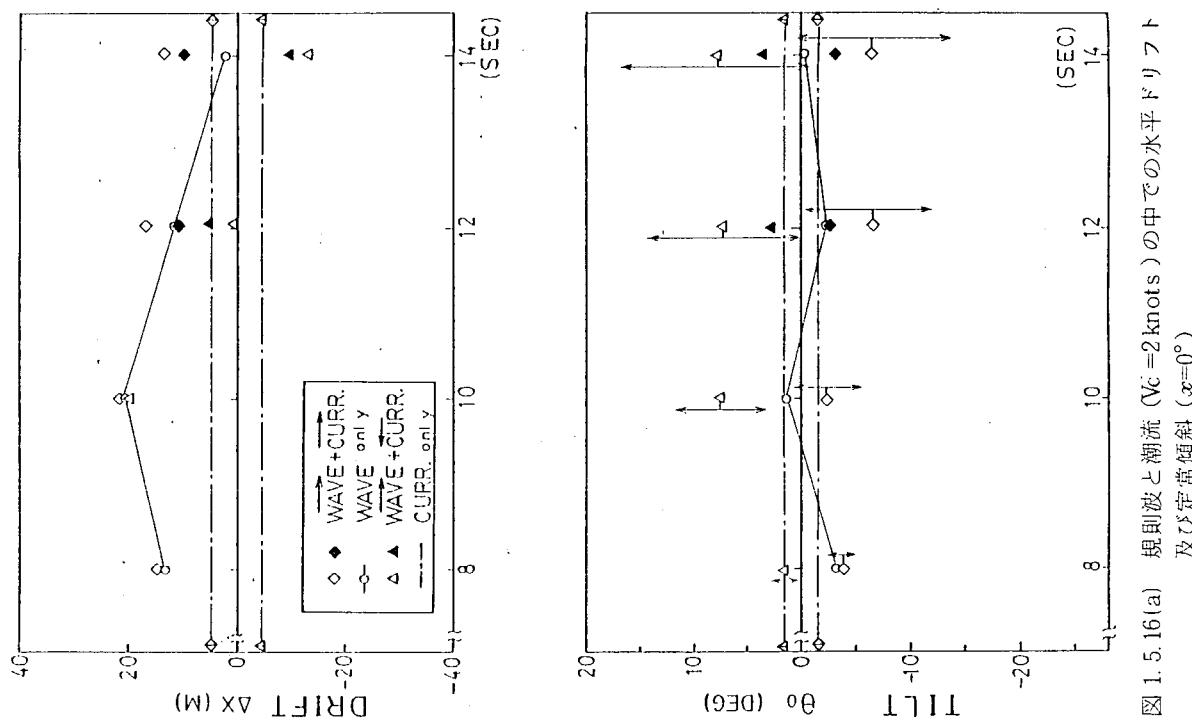


図 1.5.16(a) 規則波と潮流 ($V_C = 2$ knots) の中での水平ドリフト
及び定常傾斜 ($x=0^\circ$)

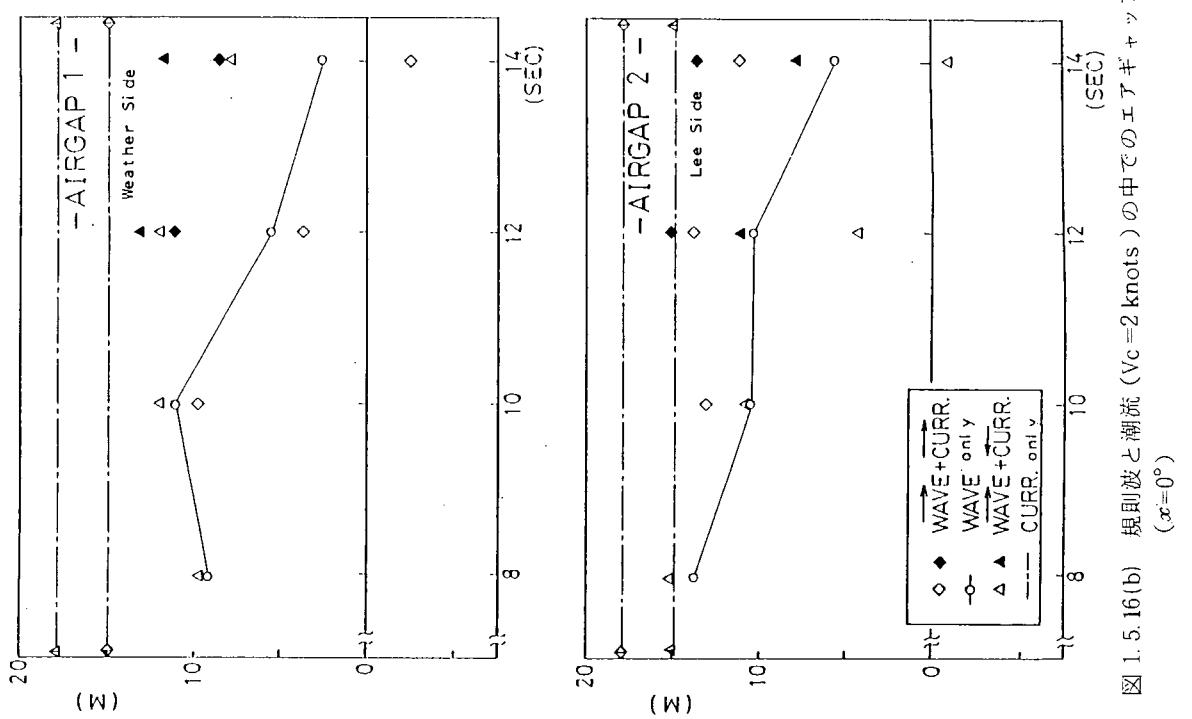


図 1.5.16(b) 規則波と潮流 ($V_C = 2$ knots) の中でのエアギャップ
($x=0^\circ$)

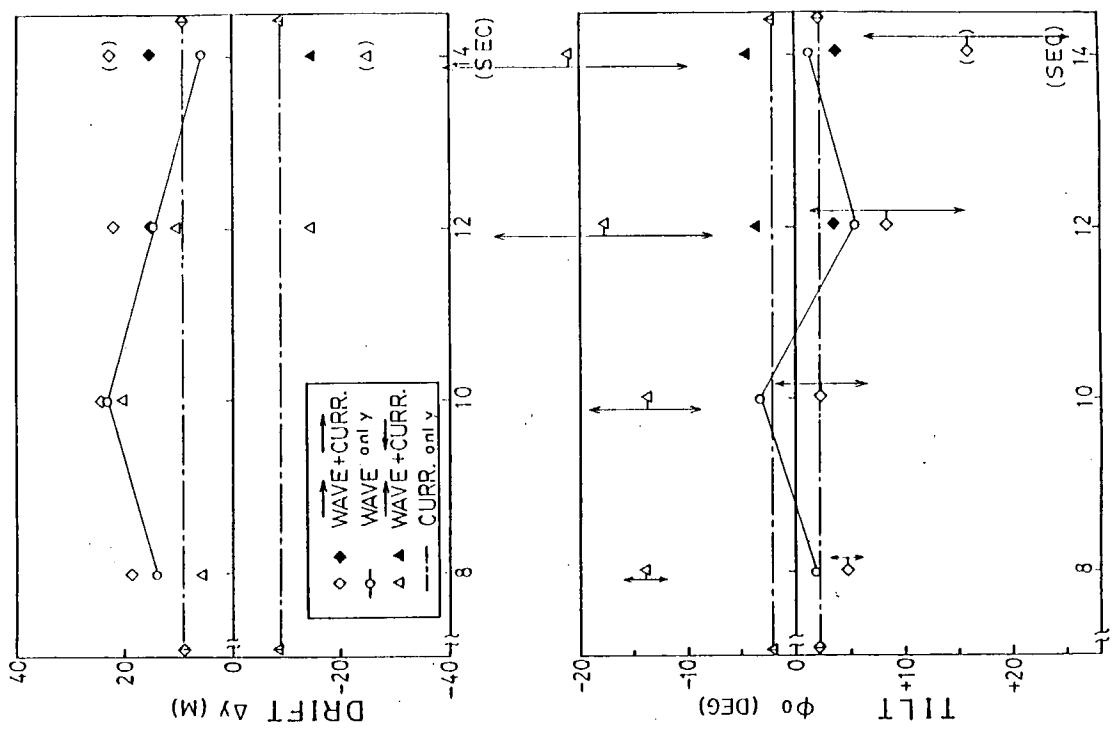


図 1.5.17(a) 規則波と潮流 ($V_c = 2$ knots) の中での水平ドリフト
及び定常傾斜 ($x=90^\circ$)

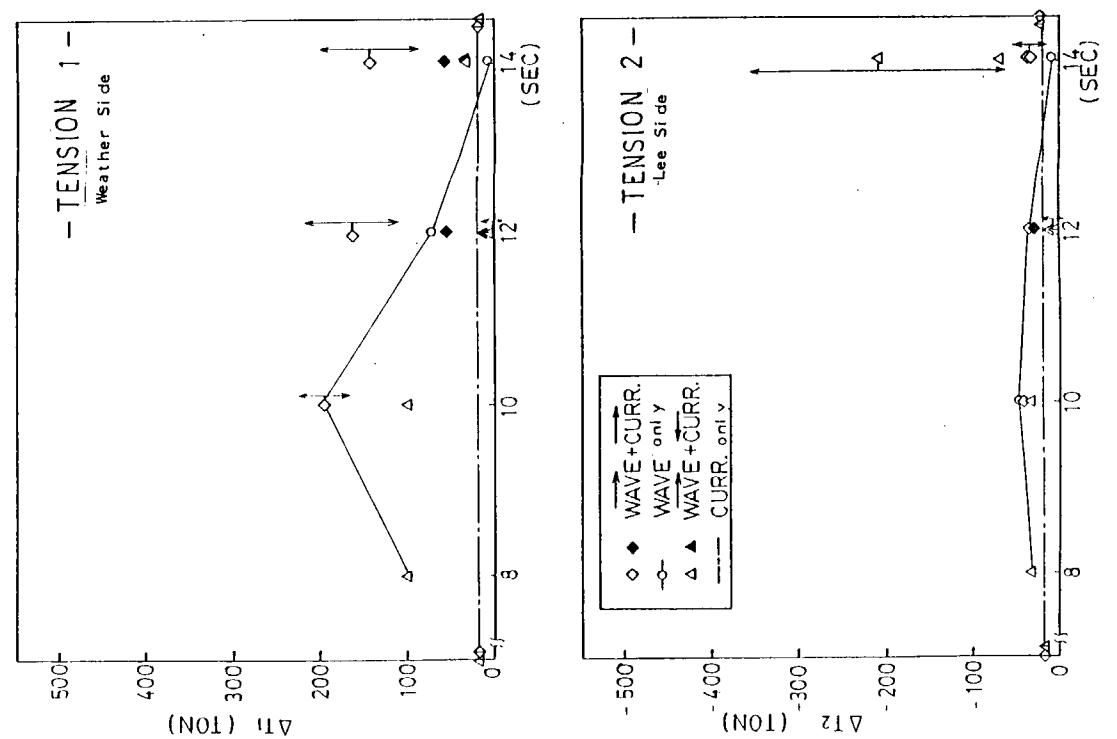


図 1.5.16(c) 規則波と潮流 ($V_c = 2$ knots) の中での係留鎖張力の
増加 ($x=0^\circ$)

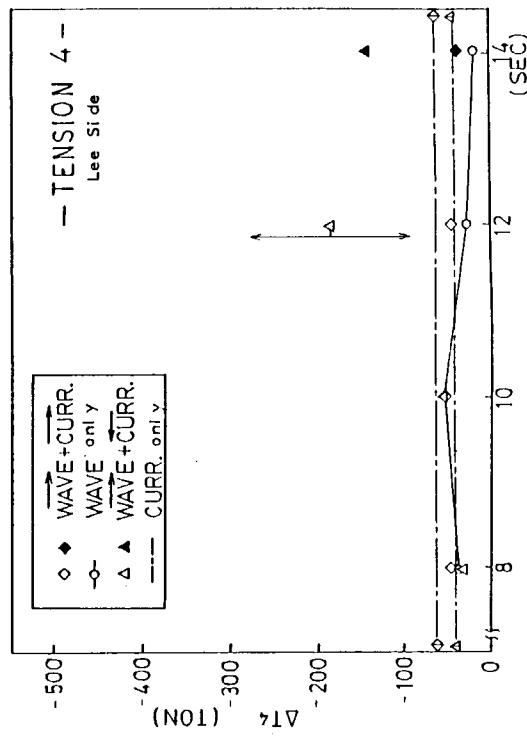
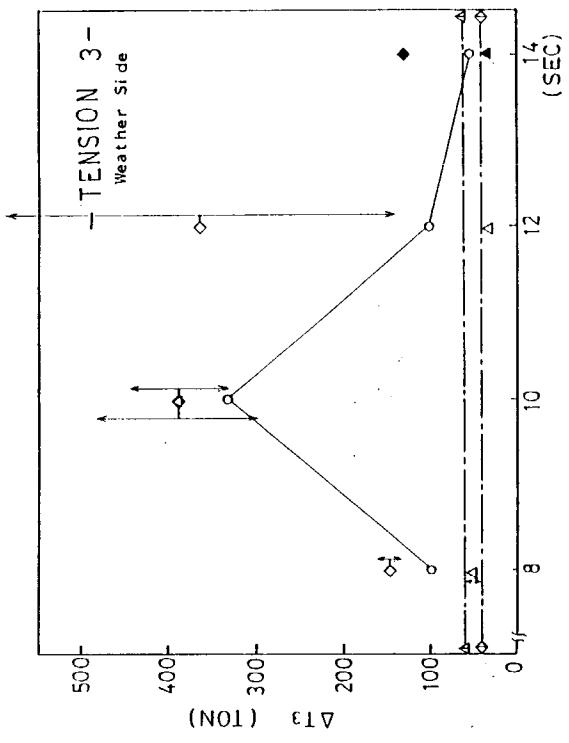


図 1.5.17(c) 規則波と潮流 ($V_C = 2$ knots) の中でのエアギャップ
($x = 90^\circ$)

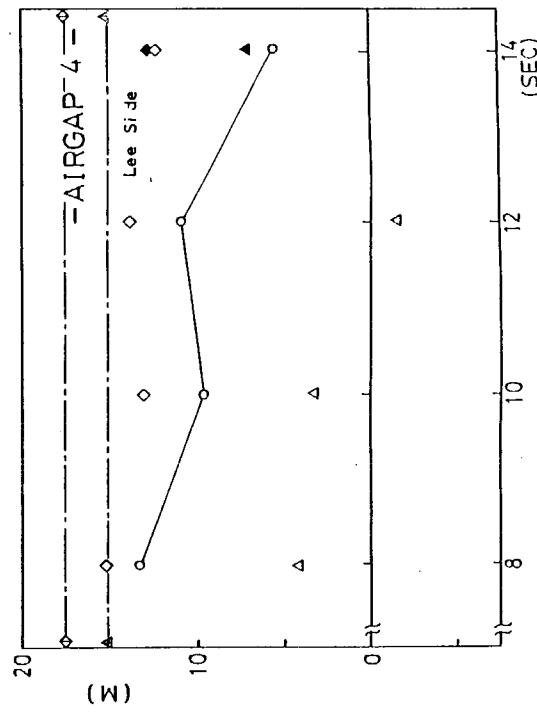
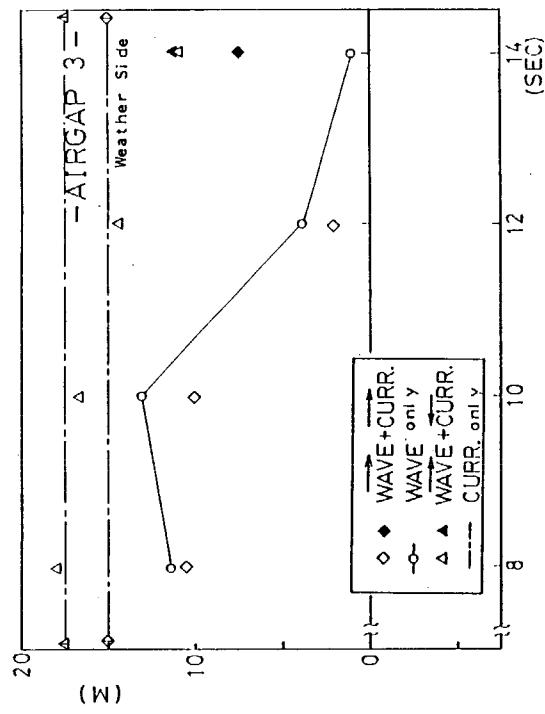


図 1.5.17(b) 規則波と潮流 ($V_C = 2$ knots) の中でのエアギャップ
($x = 90^\circ$)

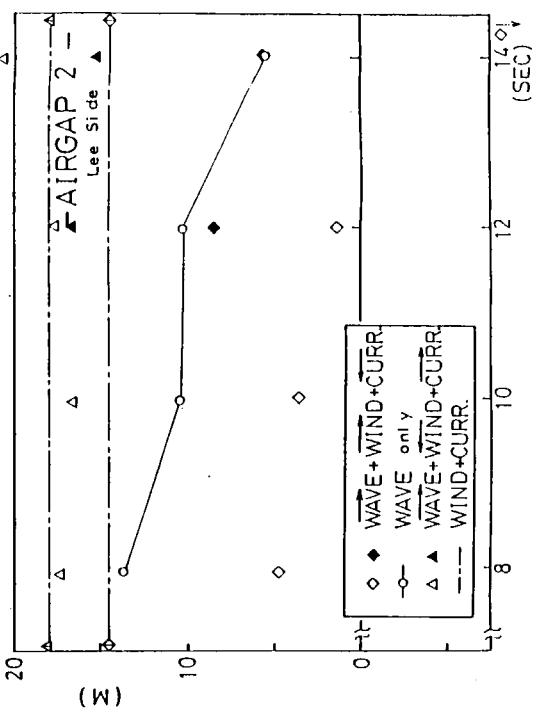
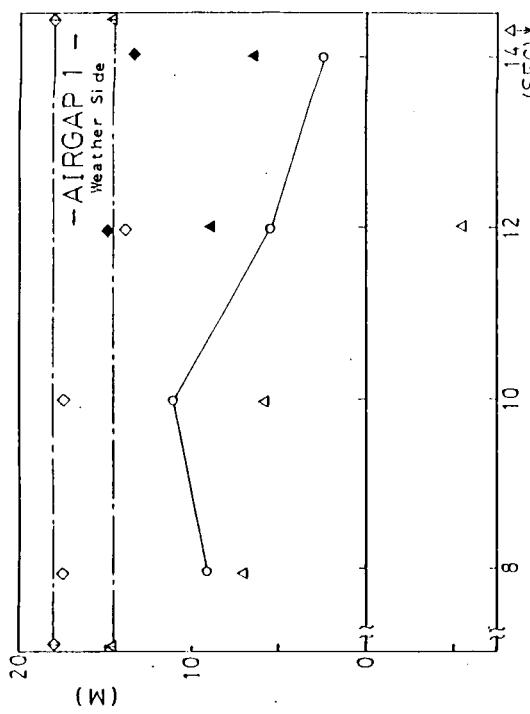
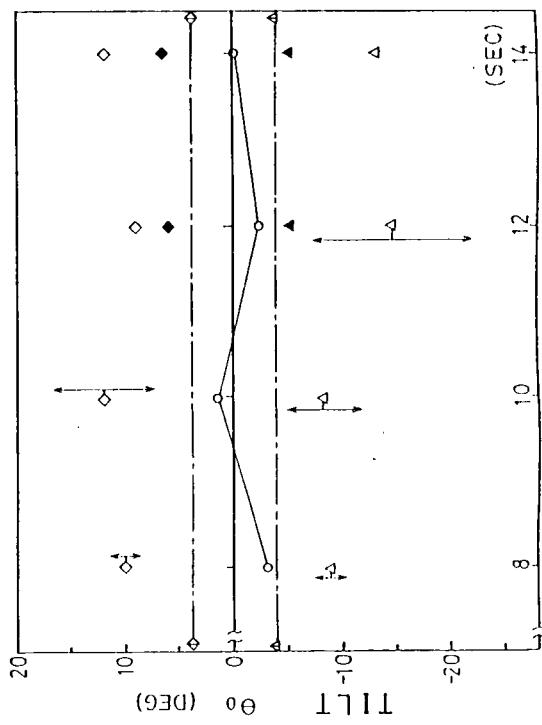
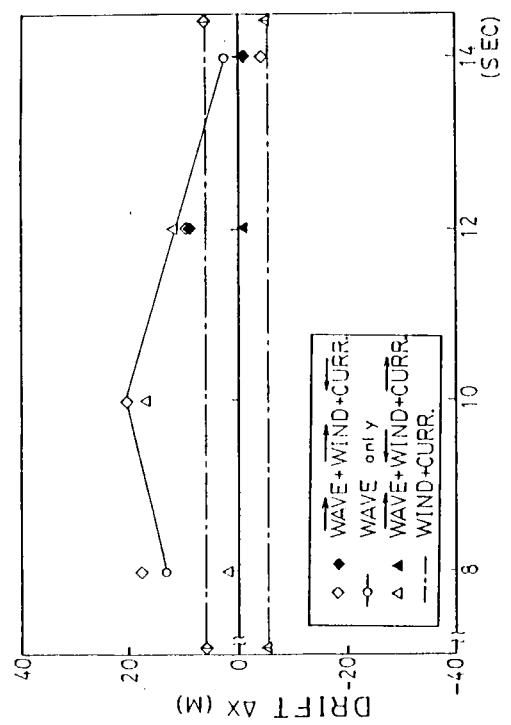


図 1.5.18(a) 規則波、風($V_w=70$ knots)及び潮流($V_c=2$ knots)
中の水平ドリフト及び定常傾斜($x=0^\circ$)

図 1.5.18(b) 規則波、風($V_w=70$ knots)及び潮流($V_c=2$ knots)
中のエアギャップ($x=0^\circ$)

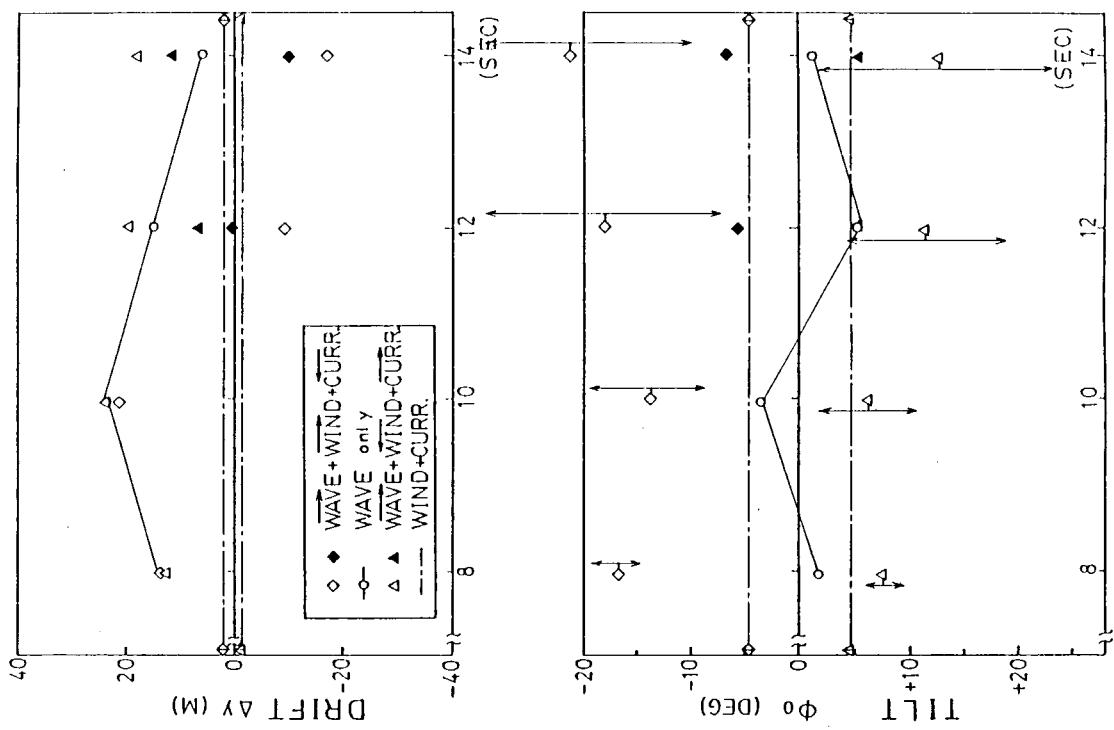


図 1.5.19(a) 規則波、風 ($V_w = 70\text{ knots}$) 及び潮流 ($V_c = 2\text{ knots}$) 中での水平ドリフト及び定常傾斜 ($x = 90^\circ$)

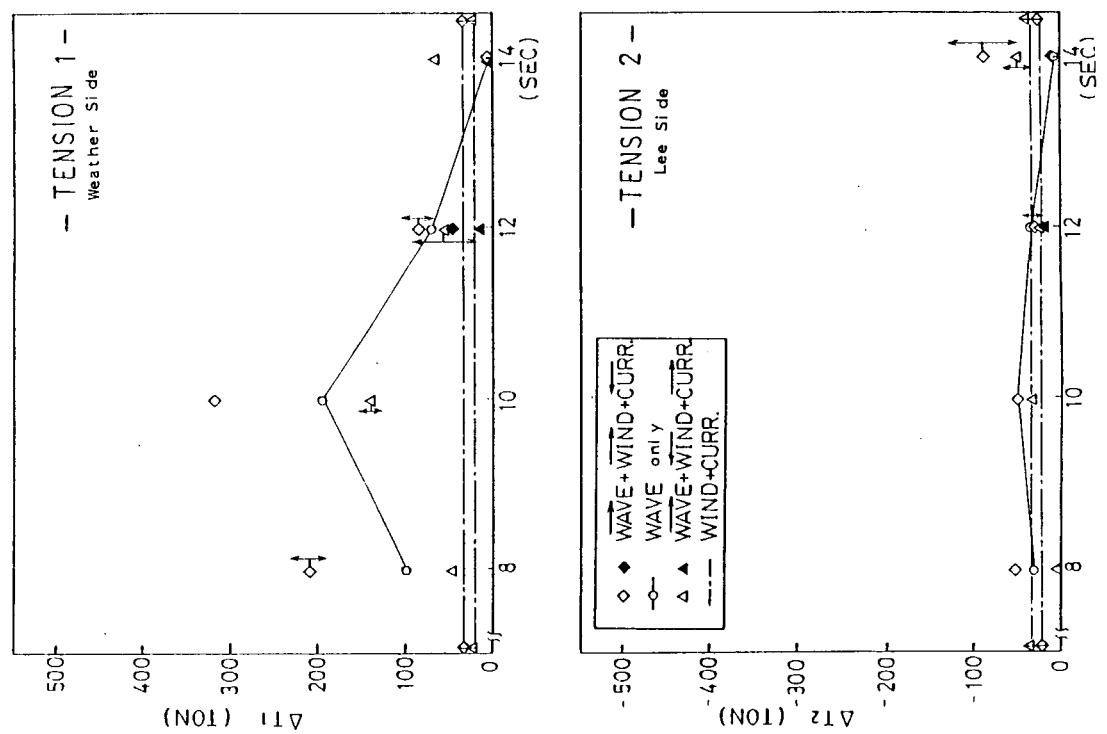


図 1.5.18(c) 規則波、風 ($V_w = 70\text{ knots}$) 及び潮流 ($V_c = 2\text{ knots}$) 中での係留鎖張力の増加 ($x = 0^\circ$)

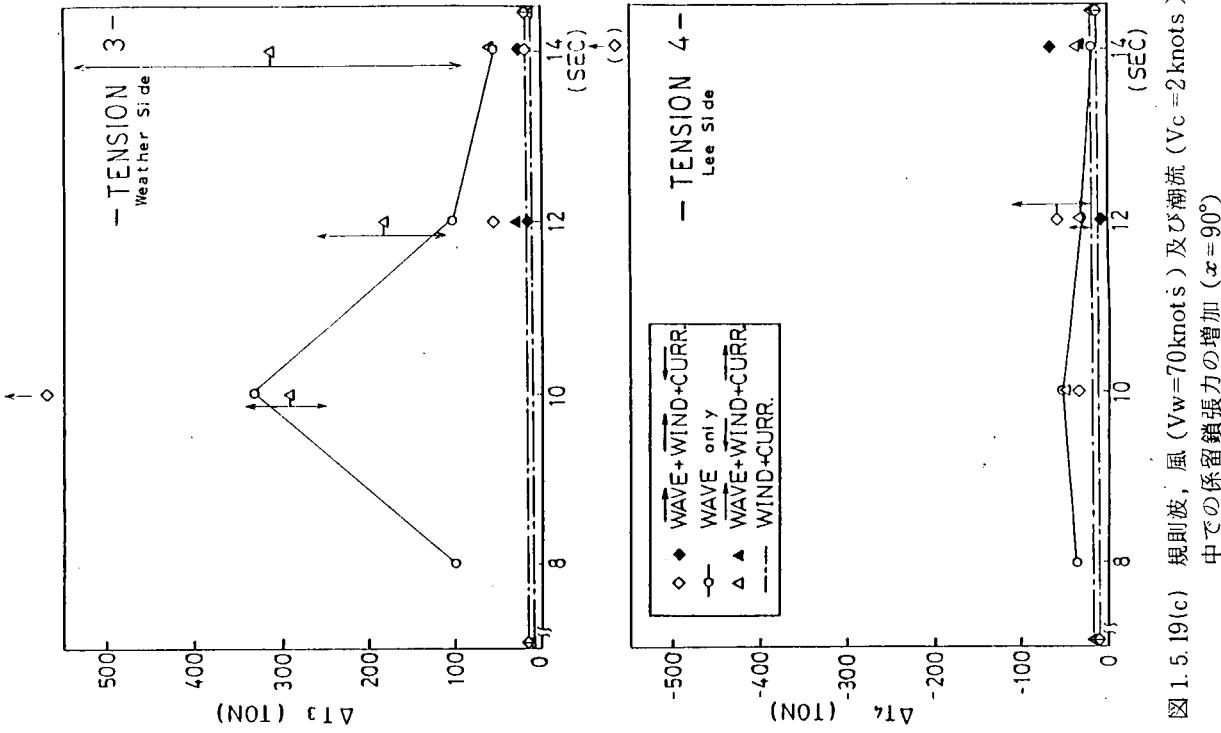


図 1.5.19(c) 規則波、風 ($V_w=70$ knot s) 及び潮流 ($V_c=2$ knots) 中での系留鎖張力の増加 ($x=90^\circ$)

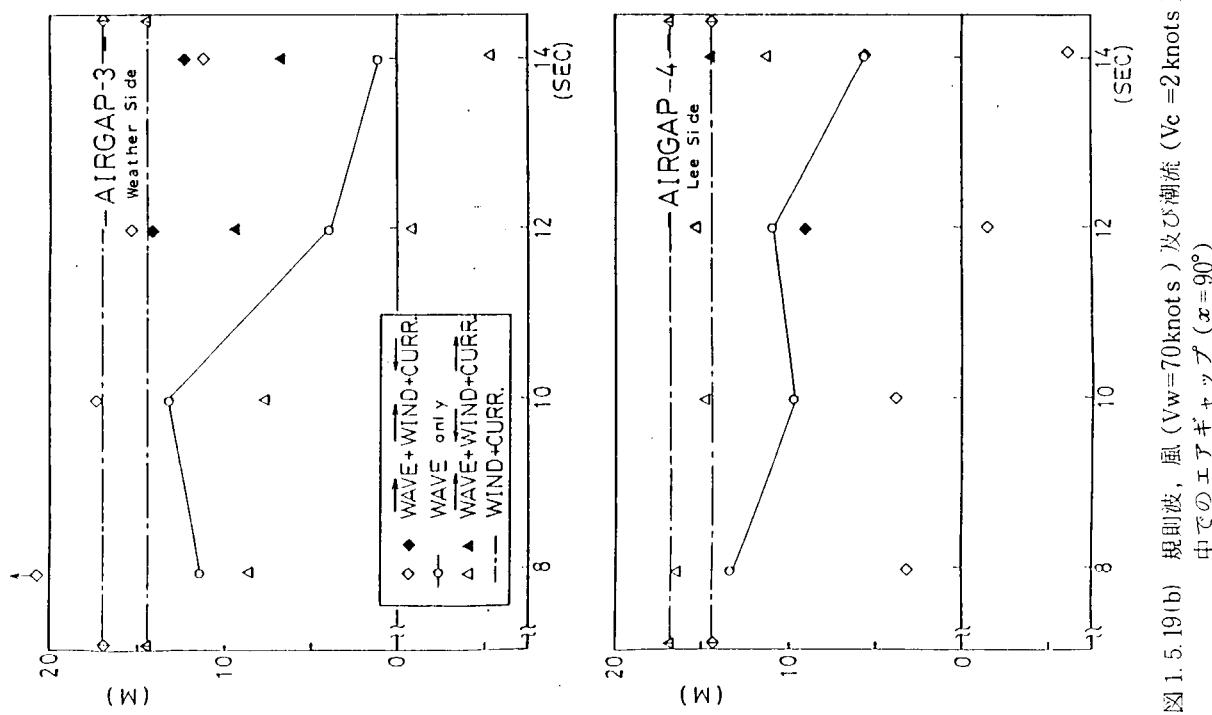


図 1.5.19(b) 規則波、風 ($V_w=70$ knot s) 及び潮流 ($V_c=2$ knots) 中でのエアギャップ ($x=90^\circ$)

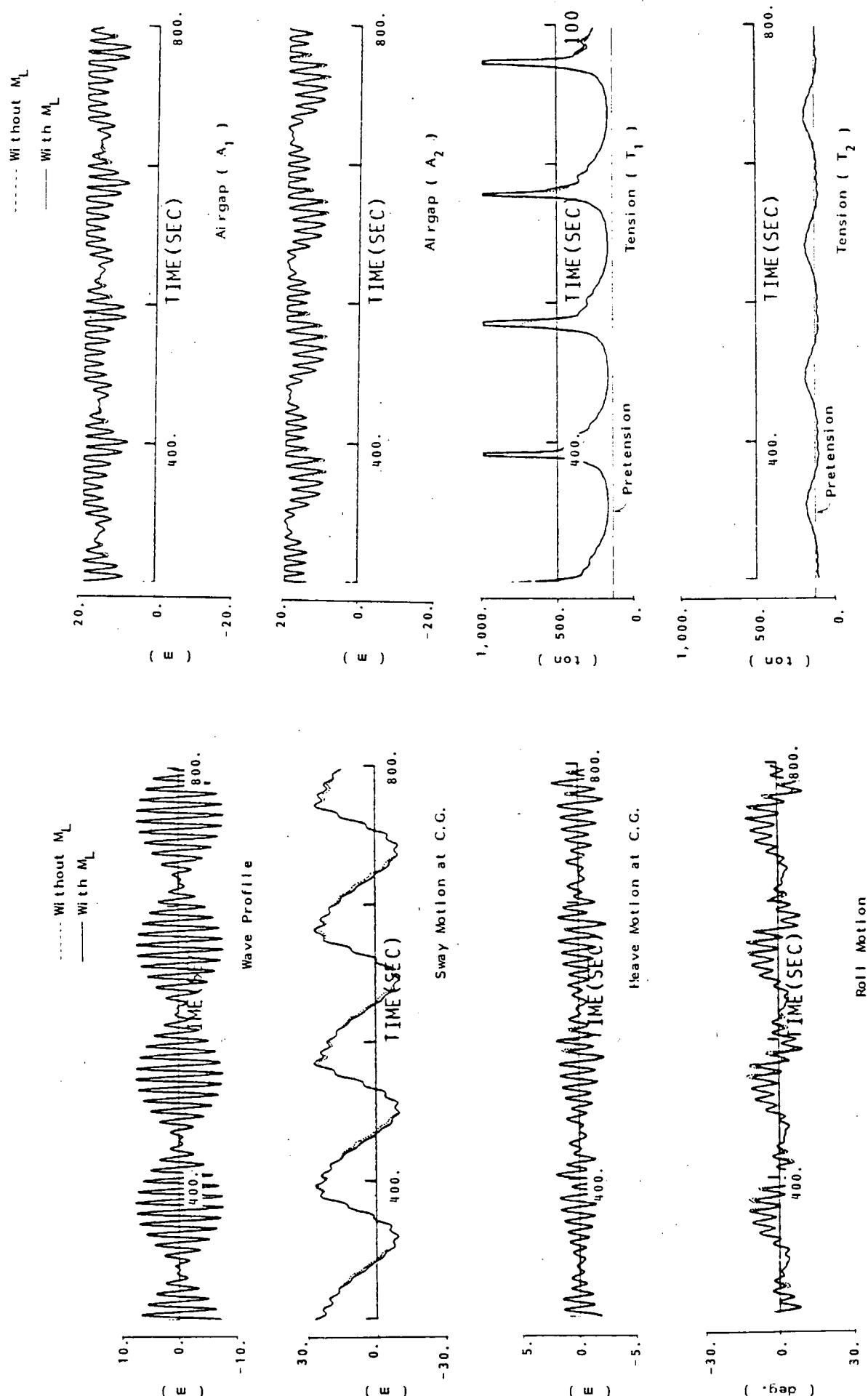


図 1.5.20 2 成分波中におけるセミサブ型リダクション例 ($FH = 0.0\text{m}$, $GM = 2.0\text{m}$)

表 1.5.2 2 成分波の周期及び波高

$T_{wG} = 49.6 \text{ s}$		$T_{wG} = 125.6 \text{ s}$	
T_{w1} (s)	T_{w2} (s)	H_{w1}, H_{w2} (m)	T_{w2} (s)
8.0	9.536	5.0	8.544
10.0	12.528	7.8	10.864
12.0	15.832	11.25	13.264
14.0	19.504	15.3	15.760

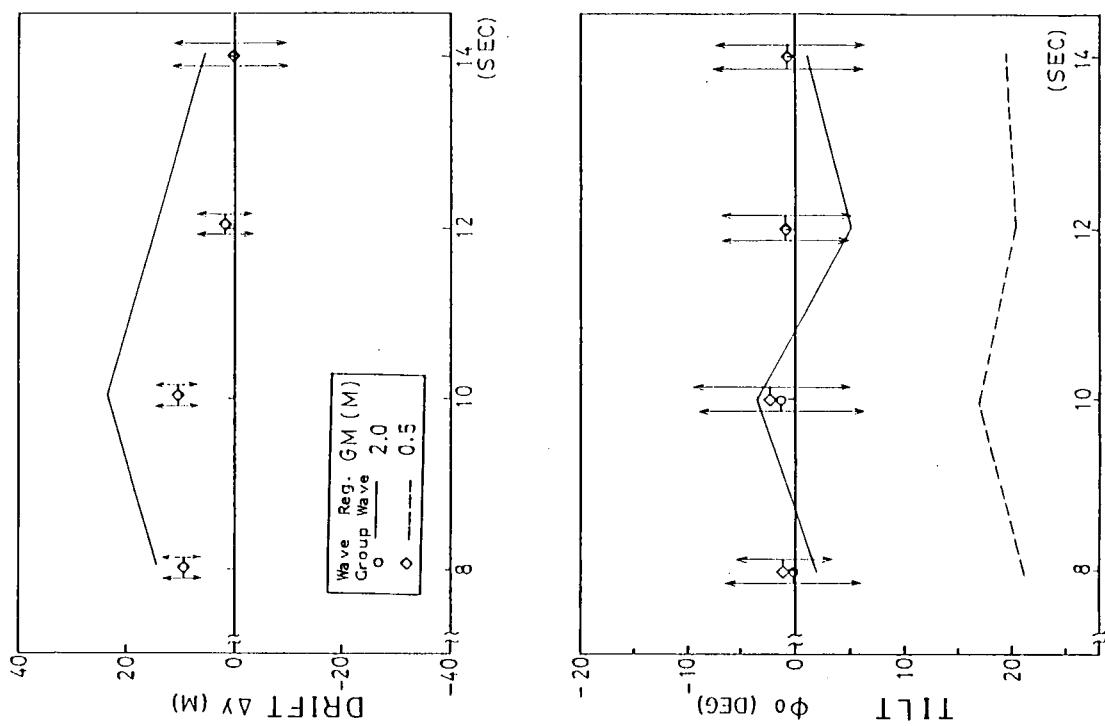


図 1.5.21(a) 2 成分波中の GM 値の違いによる水平ドリフト及び定常傾斜の比較 ($T_{wG}=49.6$ 秒)

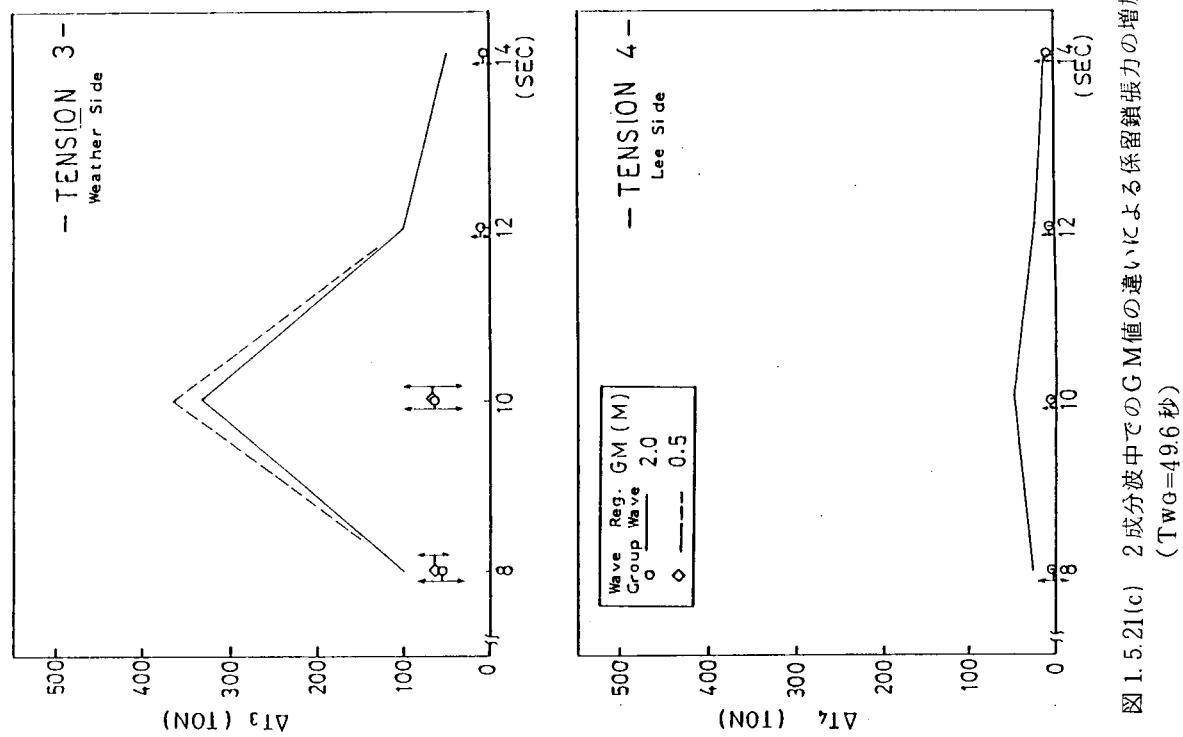
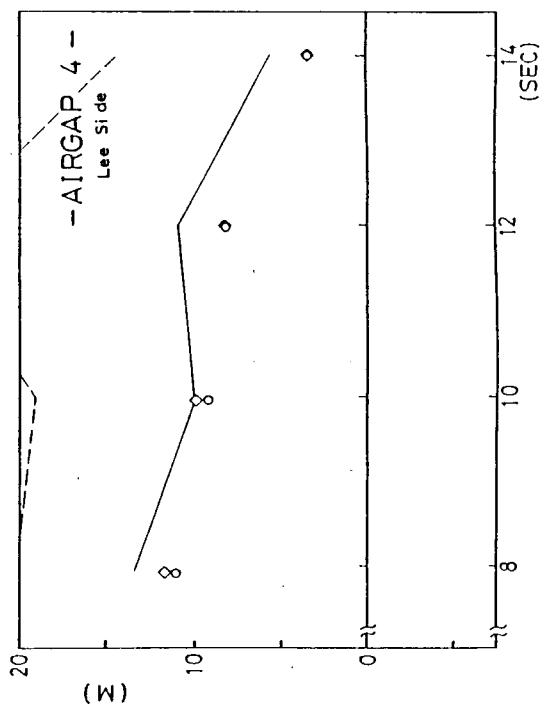
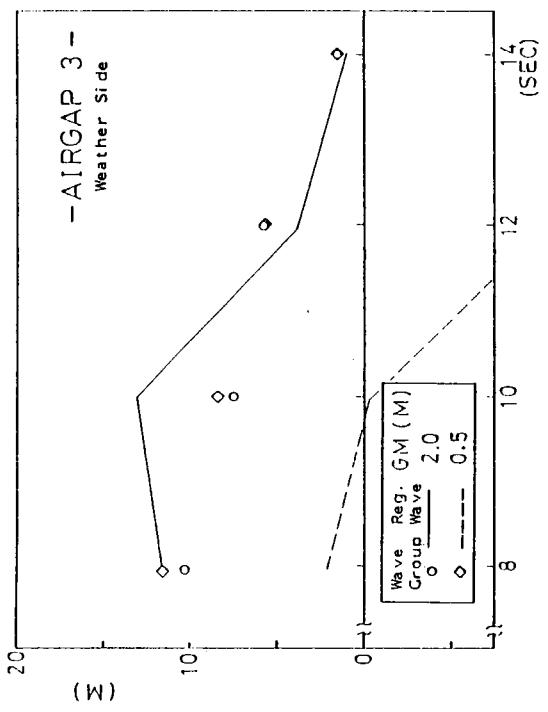


図 1.5.21(b) 2成分波中でのGM値の違いによるエアギャップの比較
(TwG=49.6秒)

図 1.5.21(c) 2成分波中でのGM値の違いによる係留錆張力の増加の比較
(TwG=49.6秒)

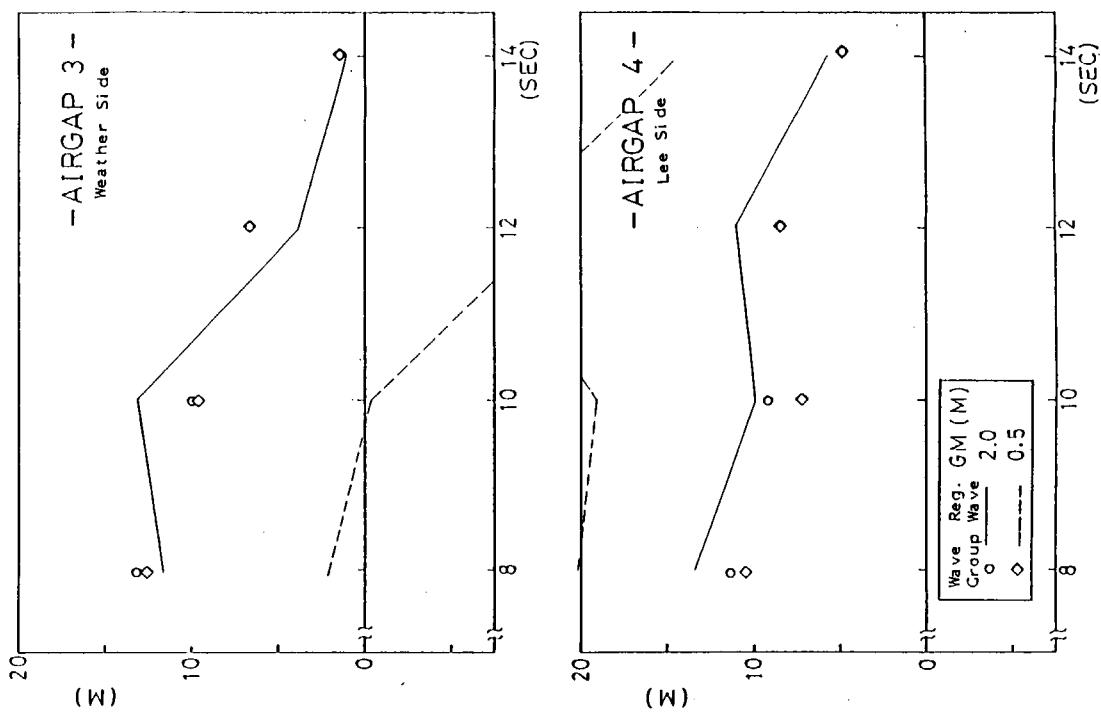


図 1.5.22(b) 2 成分波中での GM 値の違いによるエアギャップの比較
($T_{WG}=125.6$ 秒)

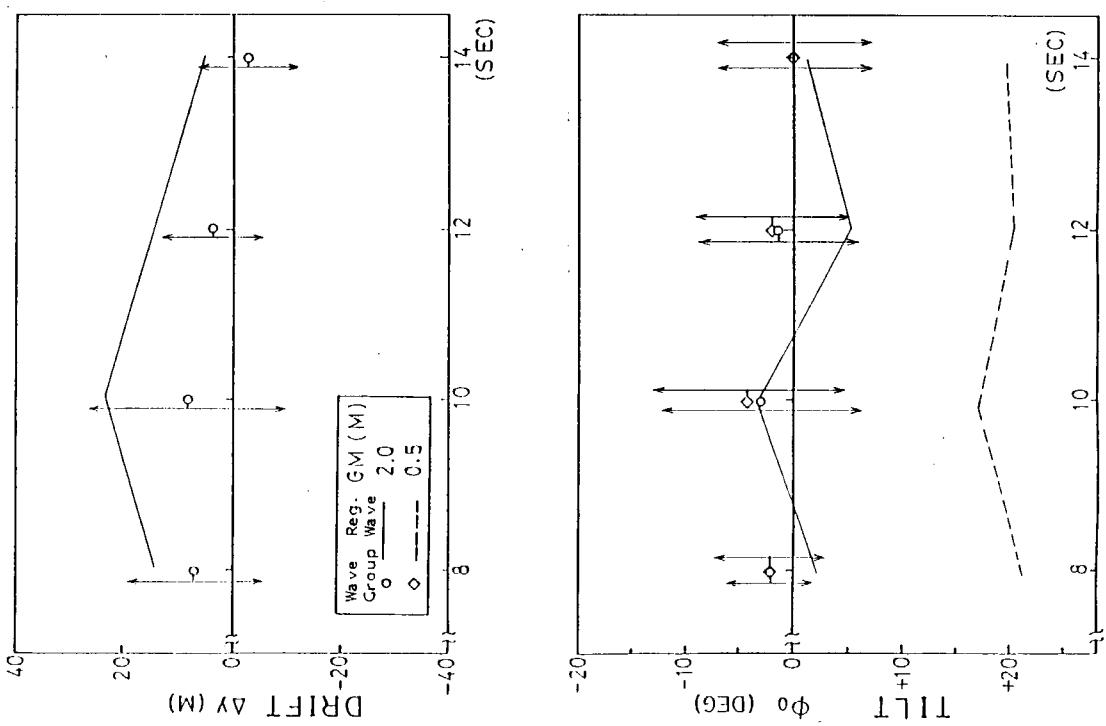


図 1.5.22(a) 2 成分波中での GM 値の違いによる水平ドリフト及び
定常傾斜の比較 ($T_{WG}=125.6$ 秒)

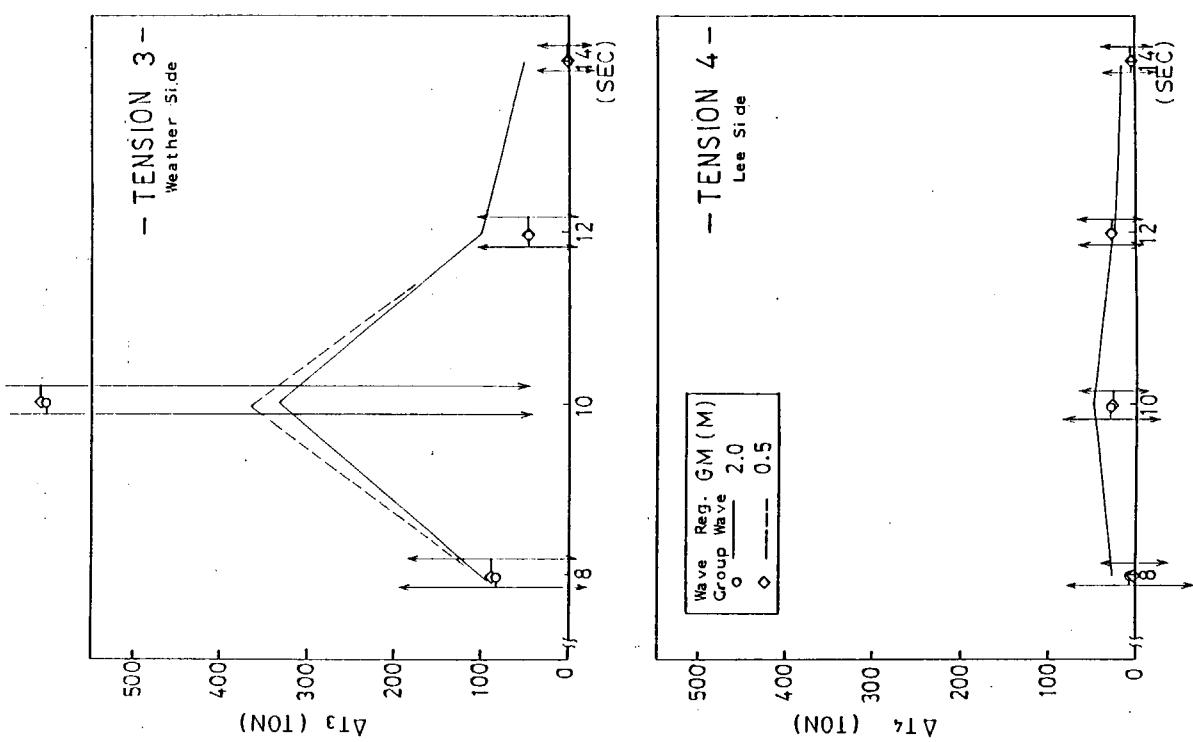


図 1.5.22 (c) 2 成分波中での GM 値の違いによるエアギャップの比較
($T_{WG}=125.6$ 秒)

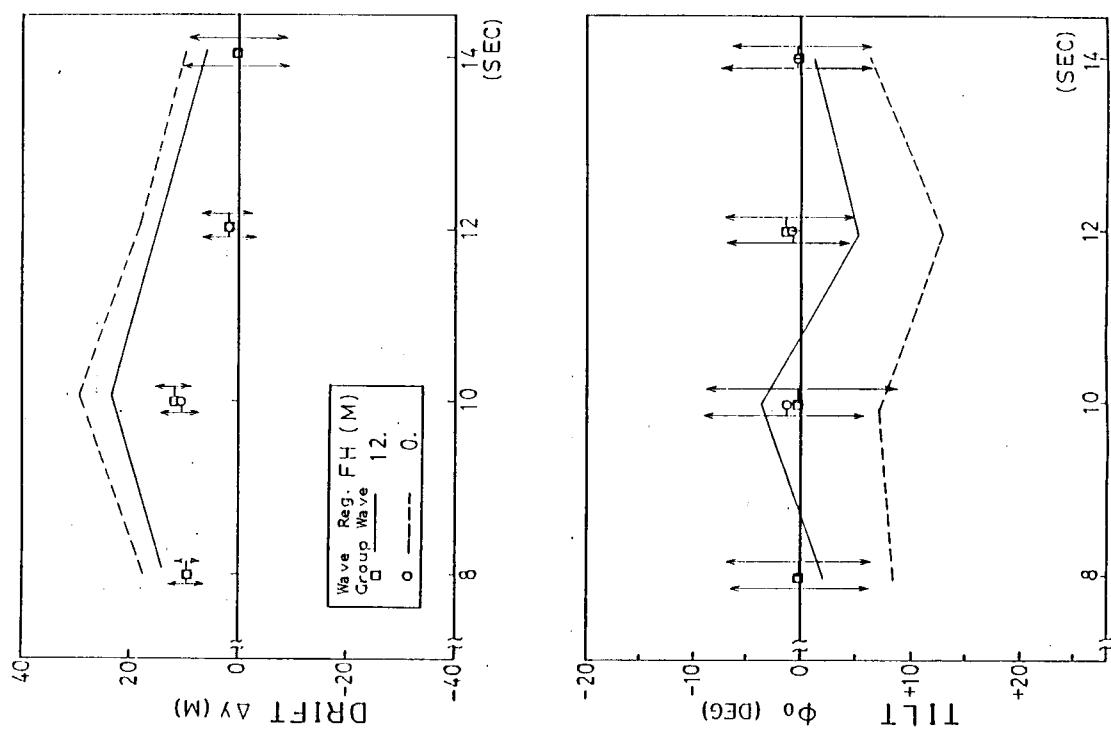


図 1.5.23 (a) 2 成分波中での係留点高さの違いによる水平ドリフト
及び定常傾斜の比較 ($T_{WG}=49.6$ 秒)

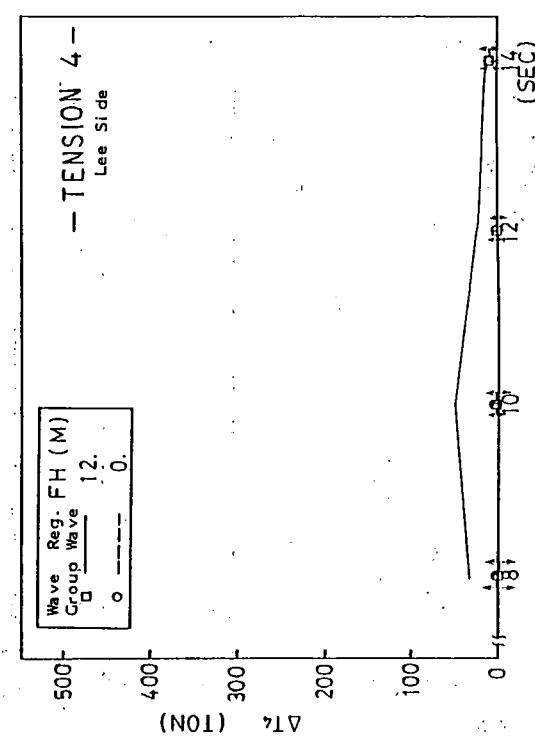
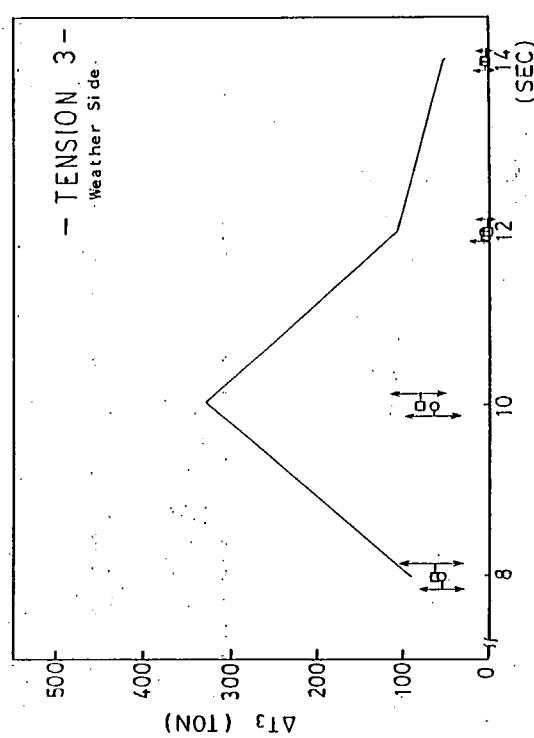
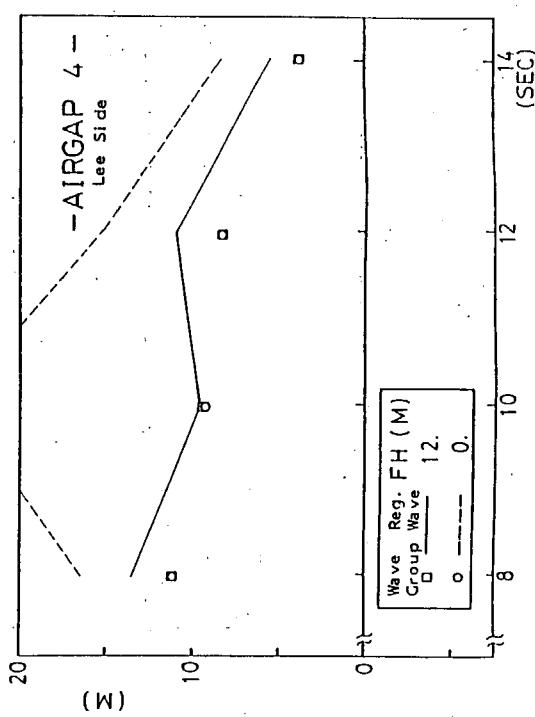
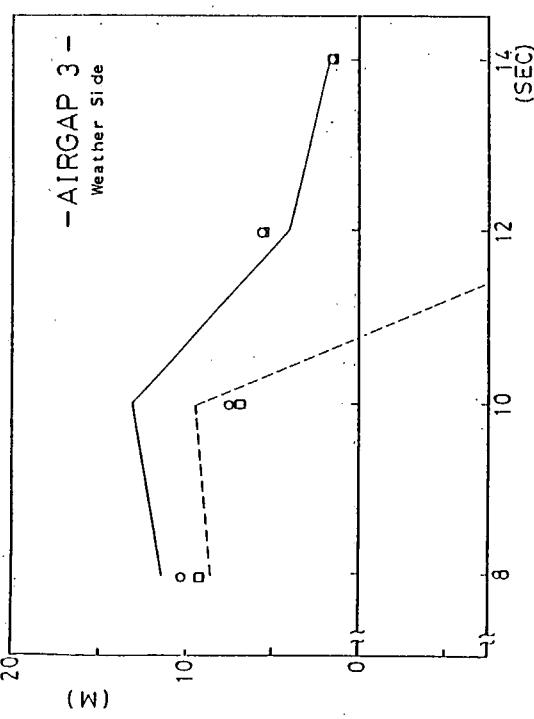


図 1.5.23 (b) 2 成分波中での 2 成分波中での保留点高さの違いによるエアギャップの比較
(TwG=4.96 秒)

図 1.5.23 (c) 2 成分波中での保留点高さの違いによる保留張力の比較
(TwG=4.96 秒)

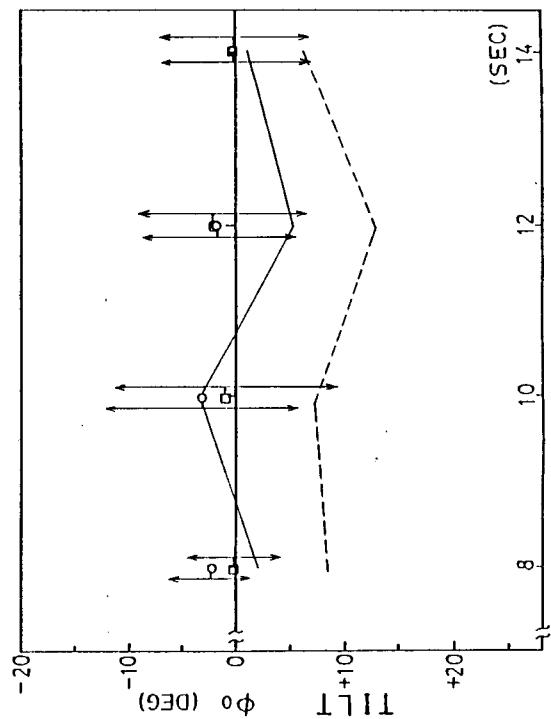
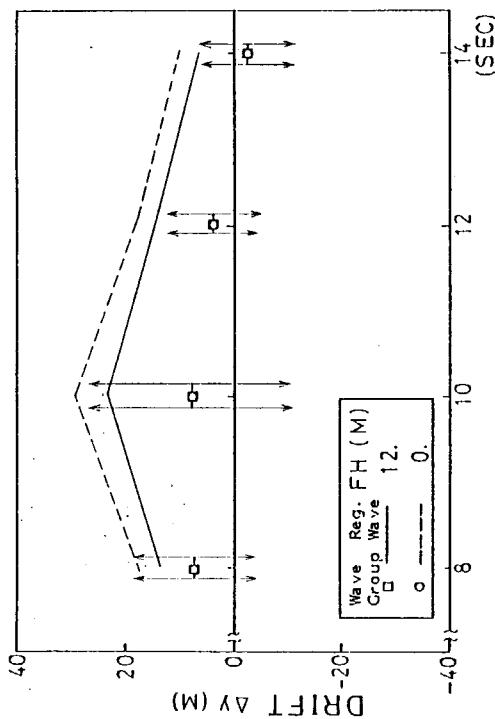
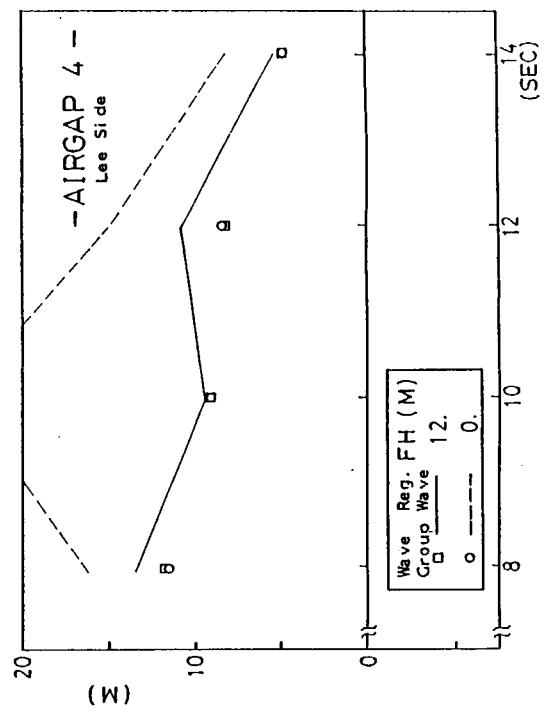
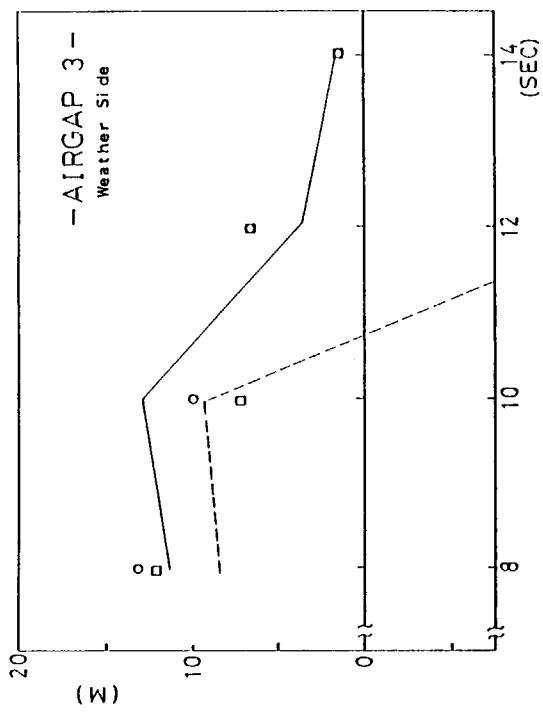


図 1.5.24 (a) 2 成分波中での係留点高さの違いによる水平ドリフト
及び定常傾斜の比較 ($T_{WG}=125.6$ 秒)

図 1.5.24 (b) 2 成分波中での係留点高さの違いによるエギヤップ
の比較 ($T_{WG}=125.6$ 秒)

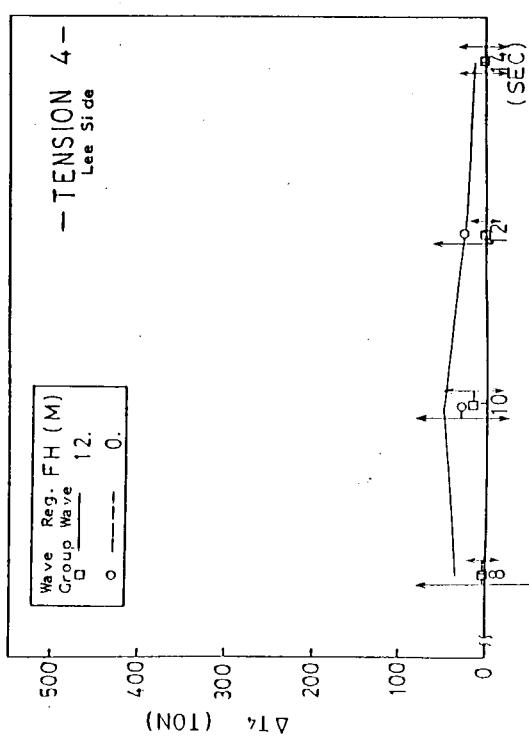
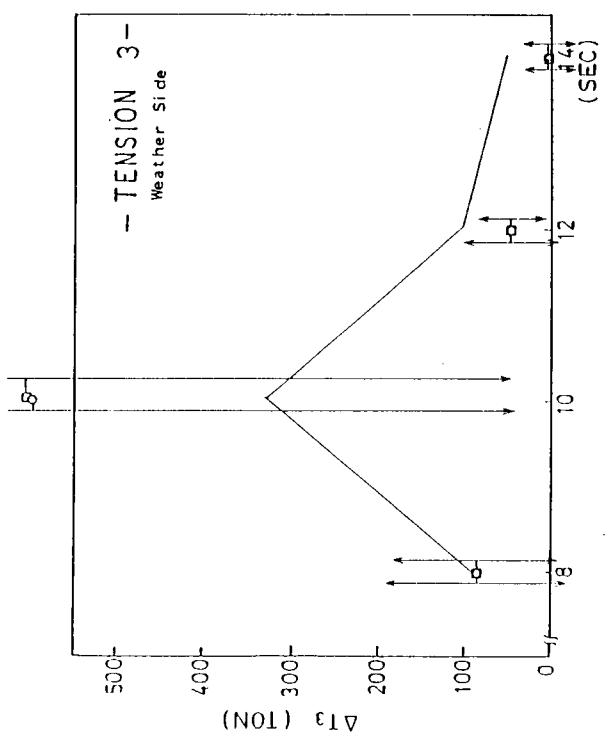


図 1.5.24 (c) 2 成分波中の係留点高さの違いによる係留錆張力の
増加の比較 ($T_{WG}=125.6$ 秒)

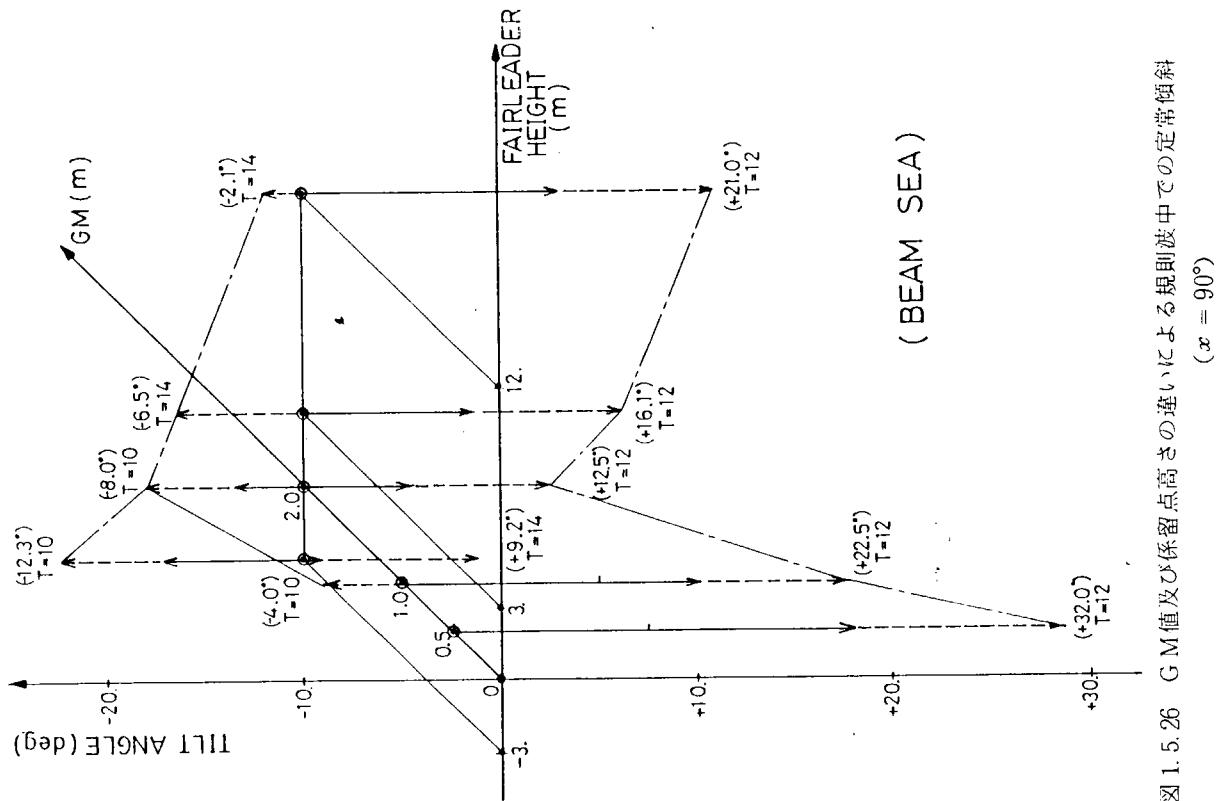


図 1.5.26 GM 値及び係留点高さの違いによる規則波中の定常傾斜
($x = 90^\circ$)

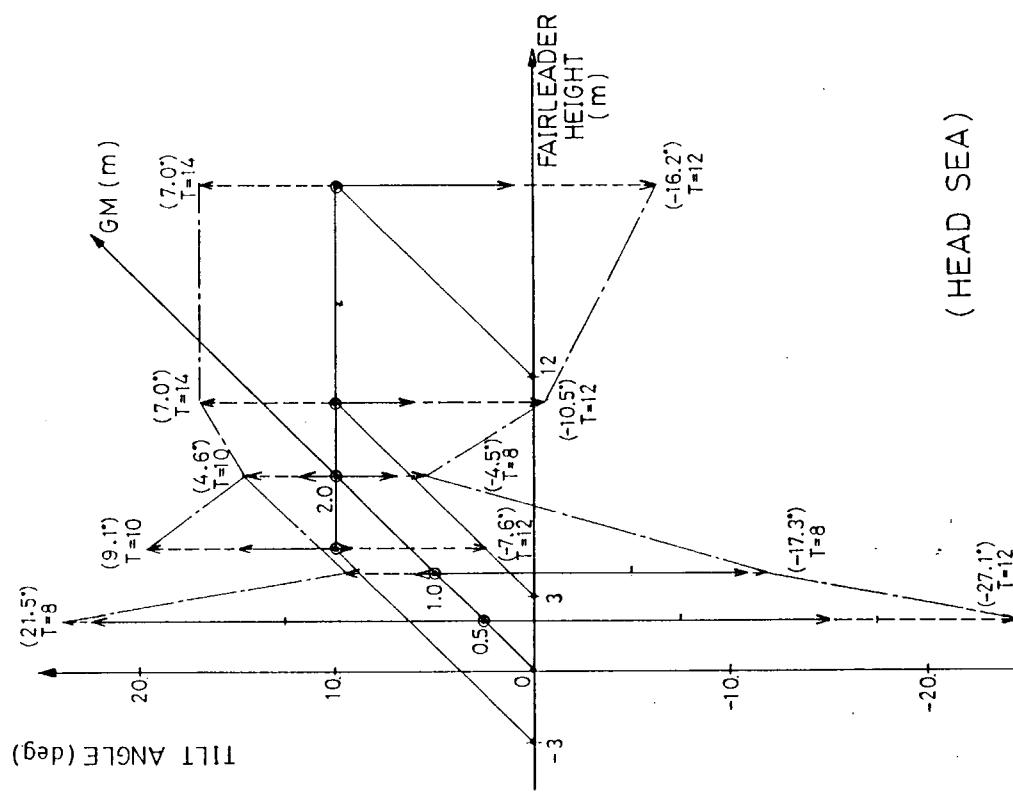


図 1.5.25 GM 値及び係留点高さの違いによる規則波中の定常傾斜
($x = 0^\circ$)

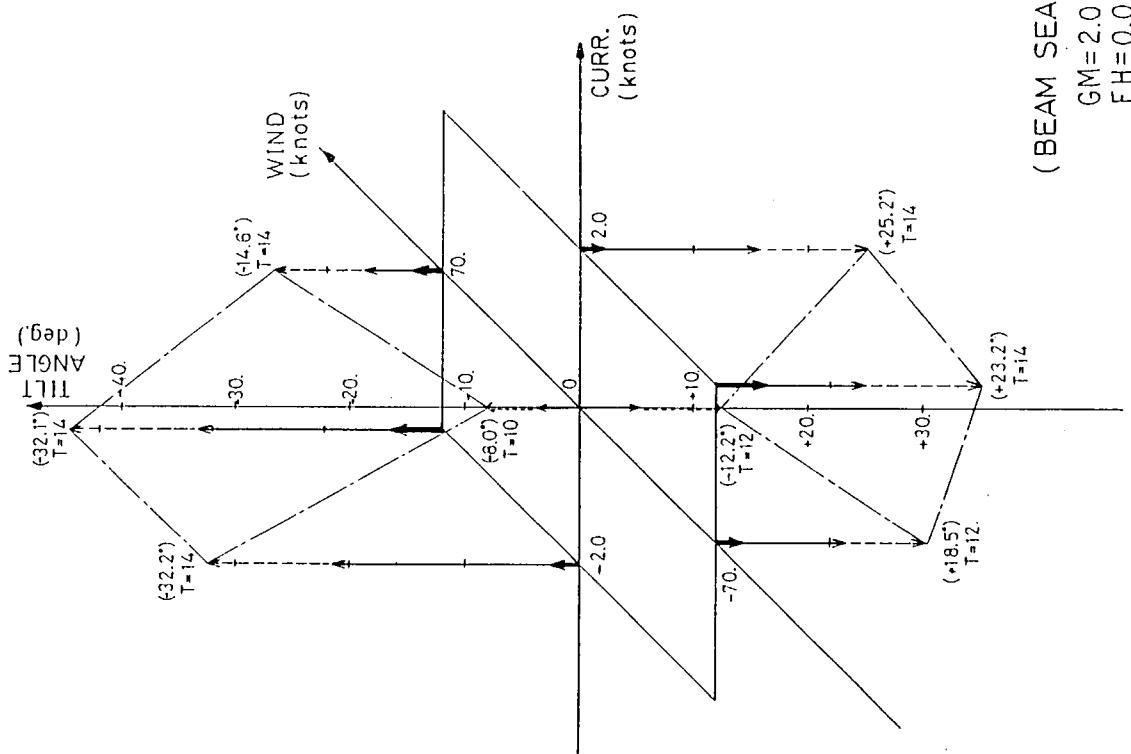
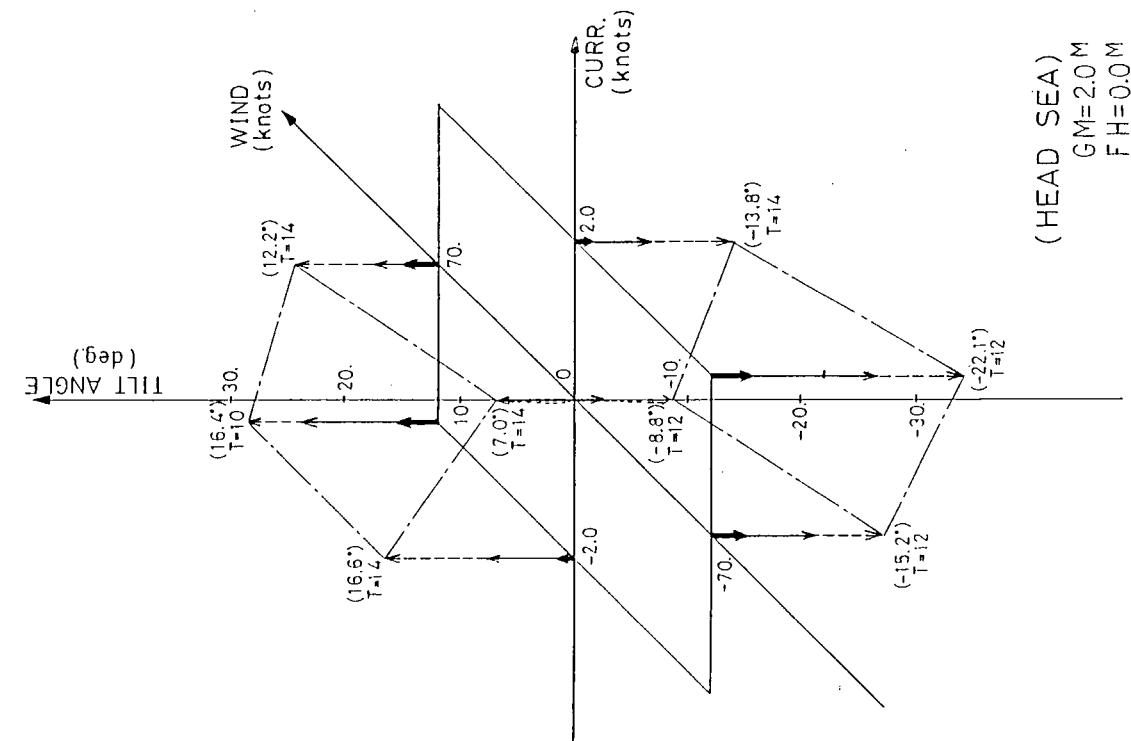


図 1.5.27 條合外力下における定常傾斜 ($x = 0^\circ$)

図 1.5.28 條合外力下における定常傾斜 ($x = 90^\circ$)

2. 設計外力の推定精密化に関する研究

2.1 ジャッキアップ型リグのレグに働く風圧力及び潮流力の実験

2.1.1 はじめに

海底石油掘削を目的とするジャッキアップ型リグの設計において、レグやデリックに加わる流体力の推定が強度上および安定性の検討に関して重要となる。その重要性は例えば、アフロート状態におけるオーバーターニングモーメントの90%がレグに加わる風圧力であり、又、ジャッキアップされている状態でもリグに加わる荷重の60%以上がレグに働くと言われている¹⁾ことより明らかである。

昭和59年度の研究では、レグについてその主要構成部材であるメインコード単体に働く流体力の性質等を明らかにすると共に、レグ全体構造物内において上流側部材の影響を受けたメインコードの流体力とブレースに対して仮定した C_d と crossflow principle により計算した流体力を組み合わせることによってレグ全体構造物に働く流体力を精度よく推定できることを示した。

しかしながら、レグ、デリックなどの複合構造物一般についてその全体構造物としての流体力を推定するのに必要な干渉影響の全般的な把握にまでは到らなかった。

本年度は、レグやデリックに働く流体力を実用上の精度を保ちつつなるべく簡単に推定する方法を見い出すべく、要素部材間の干渉影響を調べることを中心として種々の風洞実験を実施した。その内容は次の(1)～(4)に大別できる。

- (1) 要素部材に働く流体力の調査
- (2) 要素部材間の相互影響の調査
- (3) 複合構造物に働く流体力の調査
- (4) 複合構造物間の干渉影響の調査

なお、実験装置と計測方法については昭和59年度報告書²⁾に述べられたものに準じている。

これらの実験結果を利用して、複合構造物に働く流体力の推定法およびルールによる計算法の妥当性を検討した。

2.1.2 実験結果とその考察

以下に述べる実験に用いた模型の寸法を図2.1.1～図2.1.3に示す。図2.1.1は各種要素部材の断面形状を示しており、そのスパン長さはいずれも1800mmである。又、図2.1.4には流体力の定義およびその無次元化法をまとめて示す。ここで、Uは一般風速、 F_d ：風向方向の風圧力、 F_θ ：風向に垂直方向の風圧力、M：風による重心回りのモーメントであり、各々矢印の方向を正としている。

(1) 要素部材に働く流体力

a) 円柱部材に働く流体力に対する粗さの影響

円柱部材から構成される複合構造物に働く流体力はレイノルズ数(Re)に強く依存するため、模型実験から実物の値を推定することが困難である。この点を解消する方法として模型表面に適当な粗さを付加して、模型実験における物体表面近くの流れを実物のそれに変えることが考えられる。その可能性を調べるため、円柱表面に紙やすりを巻いてその効果を見た実験結果を図2.1.5に示す。又、図2.1.6は過去に行なわれている研究結果を図中に示す文献から引用したものである。図2.1.6の上図は今回行なった実験と同じく粗さをパラメタとして、レイノルズ数(R_d)の計算に円柱径を用いている。一方、図2.1.6の下図はレイノルズ数(R_δ)の計算に粗さの径を用いて整理しており、 R_δ がある値以上では抵抗係数が物体の直徑に依らないことを主張している。今回実施した実験結果は数値的に文献の結果との一致が良くなく、粗さを付加してレイノルズ数影響をさけることは諦めざるを得なかった。

円柱にラックのような付加物が付いた場合にその抵抗係数の値がレイノルズ数依存の様子を含めて、滑らかな裸円柱のそれと異なることが前年度の研究〔図3.1.5、図3.1.6²⁾〕でわかっている。この点をさらに調べ

るため今回は図2.1.1に示すような突起付円柱を用いて実験を行なった。図2.1.7は流れが突起に平行な場合のレイノルズ数依存性を調べたものである。 C_d の様子は前年度のセンターラック付メインコードと同様であるが、 C_ℓ があるレイノルズ数以上で大きく発生し、 C_d を上回る所もある。この不可思議な現象を解明するため、(C_d :大, C_ℓ :小)と(C_d :小, C_ℓ :大)の2つのレイノルズ数において風向依存性を調べて見た。その結果が図2.1.8および図2.1.9である。図に示す風向が $0 \pm 10^\circ$ の範囲で両者に大きな違いが見られる。特に $Re = 1.996 \times 10^5$ の場合、風向 0° を挟んで C_ℓ が正負に大きく切り替っている。他の風向範囲では大きなレイノルズ数依存性は認められず、風向 90° (突起が流れに垂直)の付近ではセンターラック付メインコードの場合と同様に流体力の性質は平板的である。

以上の2つの実験を通して、円柱に粗さないし突起物が付いた場合(但し突起物が最上流側にある場合)には、レイノルズ数依存性に注意して実験結果を評価すべきであることがわかった。

b) アンダル材に働く流体力

デリックの構成部材として使用されることの多いH形部材および等辺山形部材に働く流体力を各々、図2.1.10および図2.1.11に示す。

実験時のレイノルズ数は各々、 0.42×10^5 (H形), 0.90×10^5 (等辺山形)であり、代表的風向についてレイノルズ数依存性のほとんどないことを確かめてある。両物体共に風向に対する C_d , C_ℓ の変化が大きく、ある特定風向を挟んでそれらが同時に急激に変化することがわかる。なお、H形部材のモーメント係数についてはその信頼性が疑わしかったので省略した。

c) 歯形板および等価平板に働く流体力

ラック付メインコードに働く流体力を歯形板と円柱の流体力を組み合わせることによって推定することは前年度の研究〔図3.1.11～図3.1.14²⁾〕より見て可能性が薄いと思われたが、念のため図2.1.1に示すような歯形板を用いてその流体力を調べた。その結果を図2.1.12に示す。ここで左側が歯形板の結果であり、右側はほぼ歯形中心間距離を幅(140mm)とする等価平板についての結果である。ここで歯形板の流体力係数を求める際の幅(d)は等価平板と同一の140mmを用いた。両者を比較すると風向角が $0 \sim 15^\circ$ の範囲で多少の違いはあるものの、全体的に両者の間の差は認められない。従って、歯形板に働く流体力の性質は平板と同一であるから、要素物体(歯形板と円柱)の流体力の組み合せからラック付メインコードに働く流体力を説明することは不可能であり、一体物としての流体力を実験的に求めるしかないことが再確認された。

なお、実験時のレイノルズ数は $1.08 \times 10^5 \sim 1.10 \times 10^5$ であった。

(2) 要素部材間の相互影響

複合構造物(レグ、デリック)に働く流体力を推定するためには要素部材単体としての流体力と共に、それらの相互影響がどの程度であるかを把握しておくことが重要であることは明らかである。前年度の研究においてもサイドラック付メインコードについて実験結果²⁾〔図3.1.15～図3.1.20〕を示したが風向角の範囲が不充分であった。

本年度はデリックも考慮に入れて種々の形状について相互影響を調べる実験を実施した。いずれの場合も後流側にある物体の流体力のみを計測している。

まず、図2.1.14は滑らかな円柱と先に述べた突起付円柱の種々の組み合せに対する結果である。レイノルズ数は2種類で、前項(1)に述べた突起付円柱における高低2つのレイノルズ数を意識したものである。上流側に円柱ないし流れに平行な突起付円柱が配された場合の下流側の円柱ないし流れに平行な突起付円柱の3つのケースの抵抗係数の間に有意な差は認め難い。又、上流側に流れに垂直に突起付円柱が置かれた場合の下流側円柱の抵抗係数は前の3ケースに比べ明らかに小さくなっている。以上述べたことはいづれのレイノルズ数についても言える。又、レイノルズ数による抵抗係数の変化は大きくない。

これらの実験結果から次のことが言える。レイノルズ数によって抵抗係数に大きな差のある物体が上流側に存在しても下流側物体の抵抗係数にその効果がはっきりとは現われないし、逆にレイノルズ数によって抵抗係数に大きな差のある物体が下流に配された場合にも上流の伴流下に入ればその特性は失なわれる。又、レイノルズ数に依存しない物体が上流側にある場合はその影響の大小は下流側物体の抵抗係数にはっきりと影響を及ぼす。

次に、図2.1.15～図2.1.17に円柱ないしサイドラック付メインコードを組み合わせた場合の干渉影響の実験結果を示す。

各図に示す風向(β)は $\beta=0^\circ$ を中心 $\pm 5^\circ$ きざみであり、風速は2通り($Re: 0.65 \times 10^5, 0.8 \times 10^5$)について実験しているが、風速による差が小さいことおよび図面を見易くするために実験点を省略してフェアカーブで表わしている。又、モーメントについてはその重要度および先に述べた結果の信頼性に対する観点等から全て省略した。(この後に示す他の実験結果についても同様である。)

これらの結果を見てまず言えることは、干渉影響は β が $\pm 15^\circ$ ないし $\pm 20^\circ$ 程度ではほぼ完全になくなること、および、物体間距離(ℓ/d)が15であっても非常に大きいことである。

干渉影響は上流側物体の作る伴流が下流側物体に与える影響であり、その観点から見る時、抵抗係数に対する伴流影響は単純であり、揚力係数に対するそれはやや複雑であると察せられるが、このことが $C\ell$ の干渉影響結果に現れていると言えそうである。

図2.1.18～図2.1.20にH形部材の干渉影響の実験結果を示す。この場合のパラメタ ℓ/d はデリックを意識して前例に比べ大きくして実験を行なっている。その結果、影響範囲が $\beta=\pm 10^\circ$ 程度に狭まっている。 $\beta=0^\circ$ における Cd の単体の場合に対する減少の度合も小さくなっている。さらに言えることは、 $C\ell$ に対する干渉影響も前例と異なって Cd と同様の様相を呈している。(図2.1.16と図2.1.20を比較して)

図2.1.21と図2.1.22に等辺山形部材の干渉影響の実験結果を示す。パラメタ ℓ/d は準備した模型の寸法の関係でデリックを意識した値になっていない。干渉影響の度合、 $C\ell$ に対する影響が ℓ/d がそうであるように前の2例の中間にるように見えるのは興味深い。

(3) 複合構造物に働く流体力

複合構造物としてa) 円柱で構成された複合構造物とb) アングルで構成された複合構造物を取り上げて実験した。

a) は図2.1.2に示すレグであり、そのメインコードにラックが付けられているが、ラックを取りはずした純粹に円柱のみで構成された構造物についても実験した。又、b) はデリックに相当する構造物である。(図2.1.3) a), b) の要素部材の形状は(1), (2)で実験したものと同一である。

各々の実験結果を図2.1.23および図2.1.24に示す。円柱で構成された複合構造物の実験はレイノルズ数 0.31×10^5 と 0.62×10^5 で実験しているが両者に有意な差が認められなかったので、 0.62×10^5 における結果を示している。又、デリックについてはレイノルズ数 0.1×10^5 および 0.21×10^5 について実験し、同様の理由で 0.21×10^5 のものを示している。

a) グループについての実験結果を見るとラックの有無によって Cd , $C\ell$ の値およびその風向に対する性質が大きく異なっていることがわかる。

デリックの実験結果は図2.1.10のH形部材の風向特性が鈍されたような形となっており、コーナ部のH形部材の風向特性にホリゾンタルプレース(H形)およびダイアゴナルプレース(等辺山形)の特性が加味されていることが推せられる。

(4) 複合構造物間の干渉影響

レグおよびデリックが適当な間隔および角度で配置されている場合の下流側構造物に対する上流側構造物の影響を調べる実験を実施した。

間隔比は実物におけるそれを一応考慮に入れたが、相互の角度については仮想的なものである。実験結果を図2.1.25～図2.1.30に示す。ここに、図の示し方は既に要素部材の干渉影響の所で述べた方法と同様であり、実験レイノルズ数は 0.10×10^5 , 0.21×10^5 （デリック）および 0.31×10^5 , 0.62×10^5 （レグ）となっており、これらはそれぞれ実験風速 12.5 m/s , 25 m/s に対応している。

いずれの実験結果も干渉影響が現われているが、相対的に大きいレグが上流側にある場合の方が影響が大きくなっている。風向角 β が 20° 程度でも ℓ/c が小さい場合にはその影響がかなり残っている。上流側に相対的に小さなデリックが配置されている場合に、その最大要素部材（H形：12mm）と両構造物の部材の最短距離との比を例えば図2.1.30の $\ell/c = 2.91$ （ $\ell = 1200\text{ mm}$ ）について計算すると、 $\bar{\ell}/d = 70$ [$\bar{\ell} = 1200 - (284 + 412.2)/2\text{ mm}$]となり、さらに平均的な ℓ/d は100程度である。このように部材の間隔が充分離れていても干渉影響は全くならないことがわかる。

2.1.3 構造物に働く流体力の推定法の検討

(1) ルールによる計算値と実験結果の比較検討

ここではDnVのRules for Classification of Mobile Offshore Units, Part 3 (January 1985)で与えられている計算法に従った2.3の計算例を示して、実験結果と比較検討する。

なお、この項の説明に使用する図2.1.31～図2.1.33は上記のルールから転載したものである。

a) 平板に加わる流体力

細長い物体 ($\ell/b \geq 5$, ℓ :長さ, b :断面の大きさ) に加わる力の成分 (P_d) は(1)式により計算される。

$$P_d = 0.5 \rho C_s V^2 b \ell \cos^2 \beta \quad (1)$$

ここで C_s :形状係数, V :風速, β :断面の平面と風との角度（すなわちcross-flow principle）である。

平板の場合は図2.1.31のように定義され、 $\beta = 0^\circ$ のとき

$$\left. \begin{array}{l} P_{d1} = 0.5 \rho C_{s1} V^2 b_1 \ell \\ P_{d2} = 0.5 \rho C_{s2} V^2 b_2 \ell \end{array} \right\} \quad (2)$$

から求める。 $(b_1 \geq b_2)$

C_{s1} , C_{s2} は b_1/b_2 , r/b (r :角の半径) の関数として与えられているが、実験した平板の場合には簡単になって各々 $C_{s1} = 2 \sin \alpha$, $C_{s2} = 1.5 \cos \alpha$ となる。

実験結果の表示法に(2)式を座標交換して、

$$\left. \begin{array}{l} C_d = 2 \sin^2 \alpha + 1.5 (b_2/b_1) \cos^2 \alpha \\ C\ell = \{ 2 - 1.5 (b_2/b_1) \} \sin \alpha \cos \alpha \end{array} \right\} \quad (3)$$

から C_d , $C\ell$ が求まる。

計算結果を図2.1.12に実験結果と共に示す。計算値は実験の傾向をかなり良く表わしているが、 $C\ell$ 成分についてのunder estimateがやや目立つ。

b) ラック付メインコード（突起付円柱）に加わる流体力

抵抗係数(D_{DR})のみが次式で与えられている。

$$C_{DR} = C_D + 4 (\Delta/D) \cos \alpha$$

ここで C_D は直径 D の円柱の抵抗係数であり、

$$\Delta = a + b/2 \text{ である。} \quad (\text{図2.1.33})$$

例 1 センターラック付メインコード（昭和59年度実施分）

計算結果と実験結果を図 2.1.13に示す。なお、サイドラック付メインコードについて同じ計算法を実施する場合は同じ結果となる。

例 2 突起付円柱

計算結果を図 2.1.8 の実験結果に重ねて示す。

例 1, 例 2 の計算において C_d は実験結果および図 2.1.32 を参照して 1.24とした。

計算値は実験値と比較して C_d の風向特性を正しく表わしておらず、実験では有意な値の出る C_l は当然評価していないので、全体として本計算法は妥当とは言えない。

(2) 複合構造物（レグ、デリック）に働く流体力の推定法

前節に示された要素部材およびそれらの干渉影響に関する実験結果を利用して、レグおよびデリックに働く流体力の推定を試みる。

なお、前に述べた DnV ルールでは干渉影響を solidification effect と shielding effect で考慮してもよいようになっているが、今回対象としている構造物にそれらを適用すると、

for smooth circular members, $A_s/A_t < 0.5$

for smooth sharp edged members, $A_s/A_t < 0.2$

$\left\{ \begin{array}{l} A_s : \text{sum of projected areas for all members in a plane perpendicular to the flow direction} \\ A_t : \text{total projected envelope area of the assembly} \end{array} \right.$

$\ell/b_f \geq 7$

$\left\{ \begin{array}{l} \ell : \text{center to center distance between the members} \\ b_f : \text{cross-sectional dimension of the front member} \end{array} \right.$

となって、両効果とも考慮してはならないことになる。

以下に円柱構造物（ラック付、ラック無し）およびアングル構造物（デリック）について、今回の実験結果を考慮した推定法を示す。

a) 円柱で構成された構造物（ラック付、ラック無し）

まずコーナーに位置するメインコードについて、干渉影響を受ける風向については図 2.1.15（ラック無し）、図 2.1.17（ラック付）の実験結果より適当な値を推定して C_d , C_l を求め、又干渉影響を受けないものについてはラック無で $C_d = 1.24$ とし、ラック付は昭和59年度報告書²⁾ [図 3.1.13] の C_d , C_l を用いる。

ホリゾンタルプレースについては、風下側の円柱について平均の $\ell/d \approx 16.4$ の干渉影響を受けるとして図 2.1.15より C_d を推定し、全体に cross-flow principle を用いて C_d , C_l を計算する。（但し、中央部の 4.5 mm のプレースは省略している。）

ダイアゴナルプレースについては干渉は考慮せず cross-flow principle で計算する。なお、プレースの無干渉状態の円柱の C_d も 1.24とした。

計算結果を図 2.1.23に実験結果に重ねて示す。計算値は実験値より 10% 強大きいがほぼ満足できる推定であると思われる。

b) アングルで構成された構造物（デリック）

ここでも、コーナーの H 形部材について、図 2.1.18～図 2.1.20から干渉影響を受けた C_d , C_l を推定する。又、ホリゾンタルの H 形部材については、各風向に対する平均の ℓ/d に対する干渉影響を受けた C_d を用いて cross-flow principle によりデリック全体構造物としての C_d , C_l を計算する。

ダイアゴナルプレース（等辺山形部材）については円柱部材の場合と異なり cross flow と部材断面との角

度により C_d , C_{ℓ} が異なり計算が複雑となるため、 C_{ℓ} への寄与を無視した。又、 C_d については風向角 45° の場合は干渉を無視した cross-flow principle で計算し、風向角 0° , 90° ではコーナーの H 形部材の後流に入る部分の寄与を無視した。

計算結果を図 2.1.24 に実験結果と共に示す。a) の場合に比べて、計算点においては計算値と実験値の一致度が良くなっている。 C_d の計算は風向角が 0° , 45° , 90° の場合しか行なっておらず、他の風向角においても一致度がよいかどうかわからないが、図 2.1.10 (H 形部材の C_d の風向依存性) の大きな変化が反映されて多少一致度が悪くなると推察される。

2.1.4 まとめ

ジャッキアップ型リグのレグ、デリック等の複合構造物に働く流体力を精度良くしかもなるべく簡単に推定する方法についての検討を種々の風洞実験を実施することによって行なった。

その結果得られた知見は次のように要約できる。

- 1) 円柱およびそれに粗さないし小突起が付けられた物体の単体としての流体力はレイノルズ数依存性が強く、縮尺模型の実験結果から実物の値を推定することは困難である。
- 2) ラック付コードの流体力を円柱と平板の流体力を組み合わせて推定することは困難である。
- 3) 前方に物体がある場合の後方の物体の流体力は、物体間距離 (ℓ/d) が 30 以上でも有意な影響を受ける。
- 4) 複合構造物 (レグ、デリック) に働く流体力は、干渉影響を考慮した cross-flow principle を用いた計算でかなりの程度まで推定可能である。

参 考 文 献

- [1] N. Pharr Smith, et al. "A Study of Drag Coefficients for Truss Legs on Self-Elevating Mobile Offshore Drilling Units" SNAME transactions, Vol. 91, 1983, pp 257 - 273
- [2] (社)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報告書” 昭和 60 年 3 月, pp 157 - 177

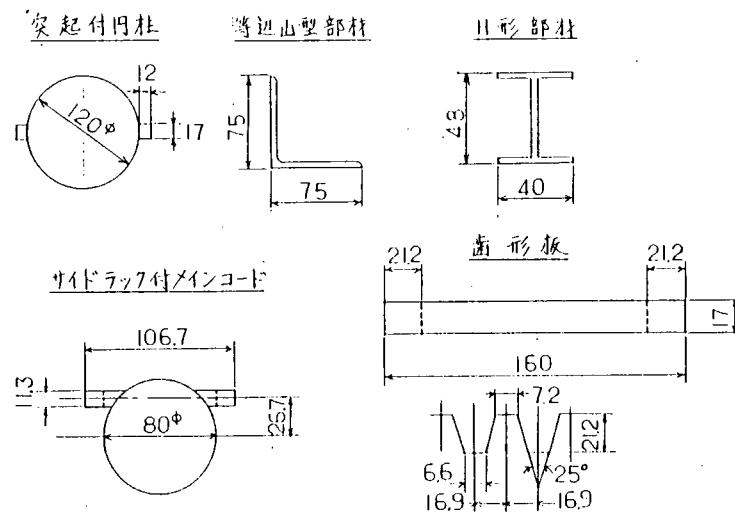


図 2.1.1 要素部材模型の寸法 (単位mm)

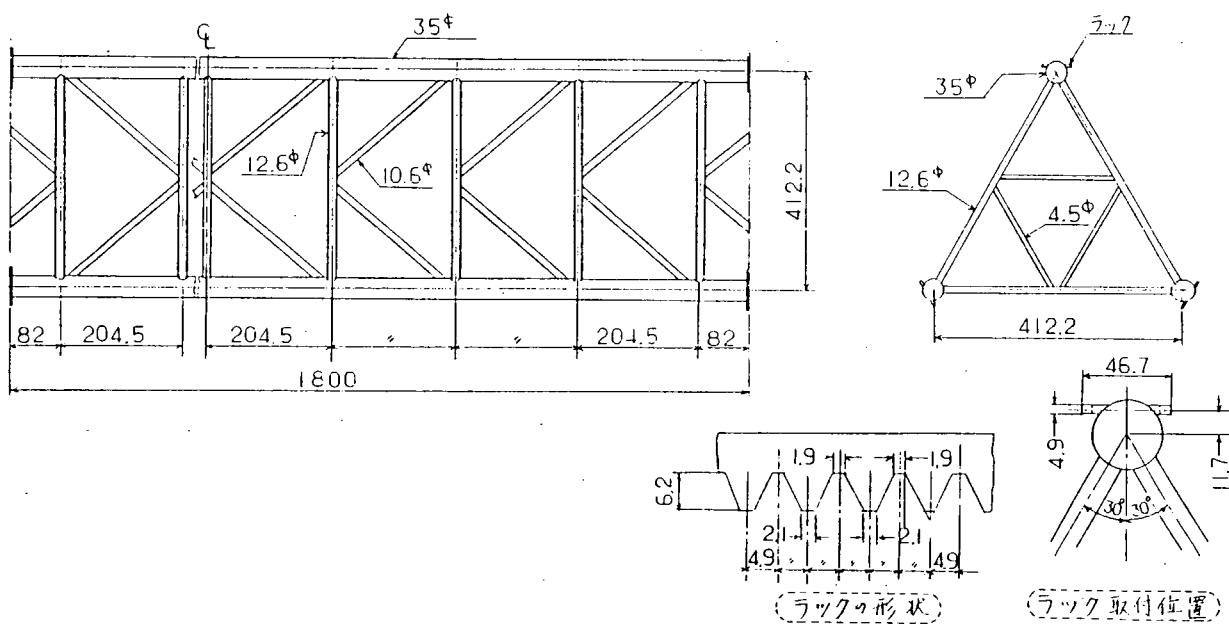


図 2.1.2 レグ模型の寸法 (単位mm)

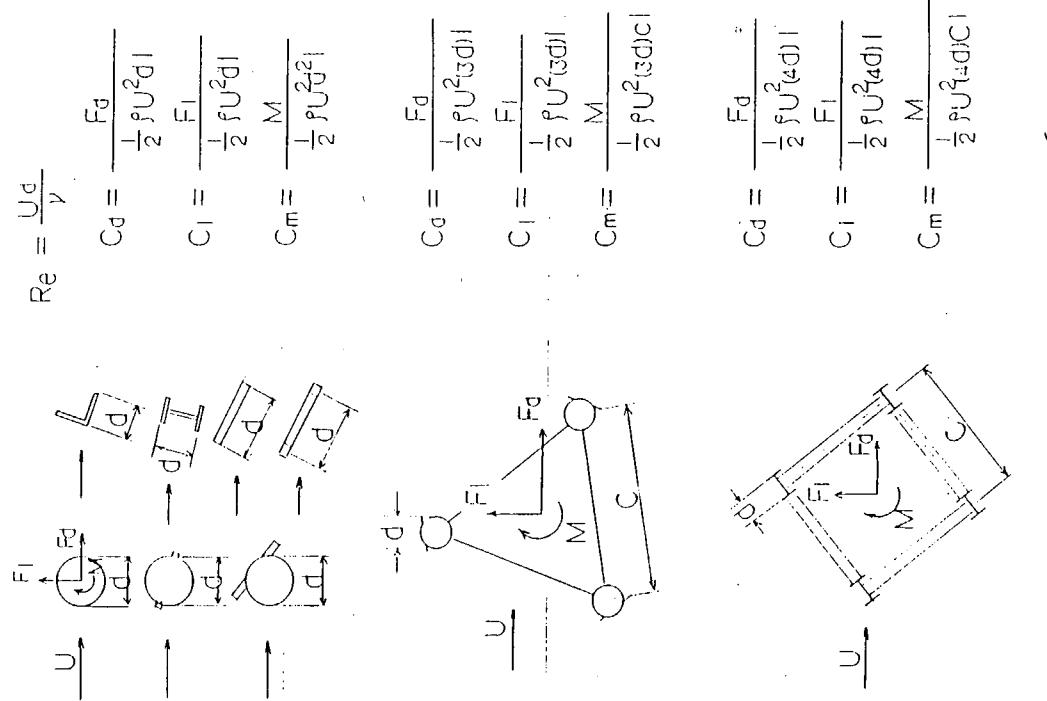


図 2.1.4 流体力の定義および無次元化の方法

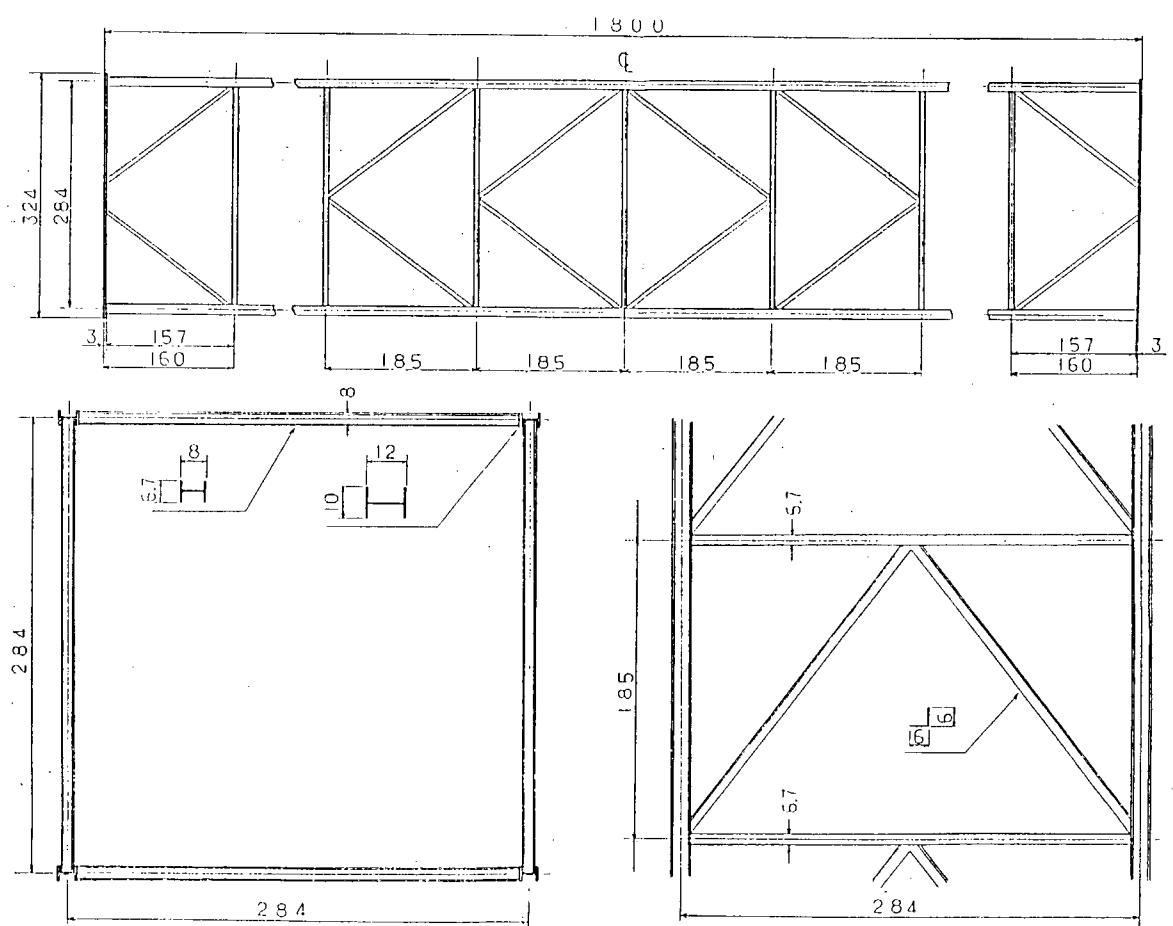
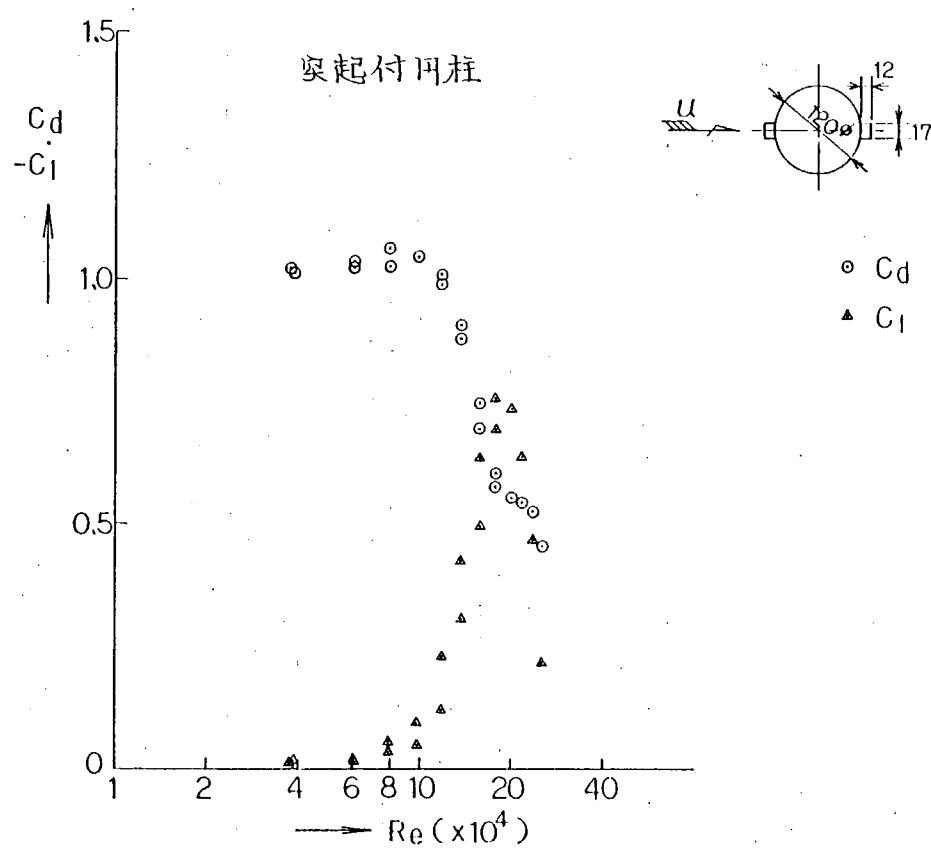
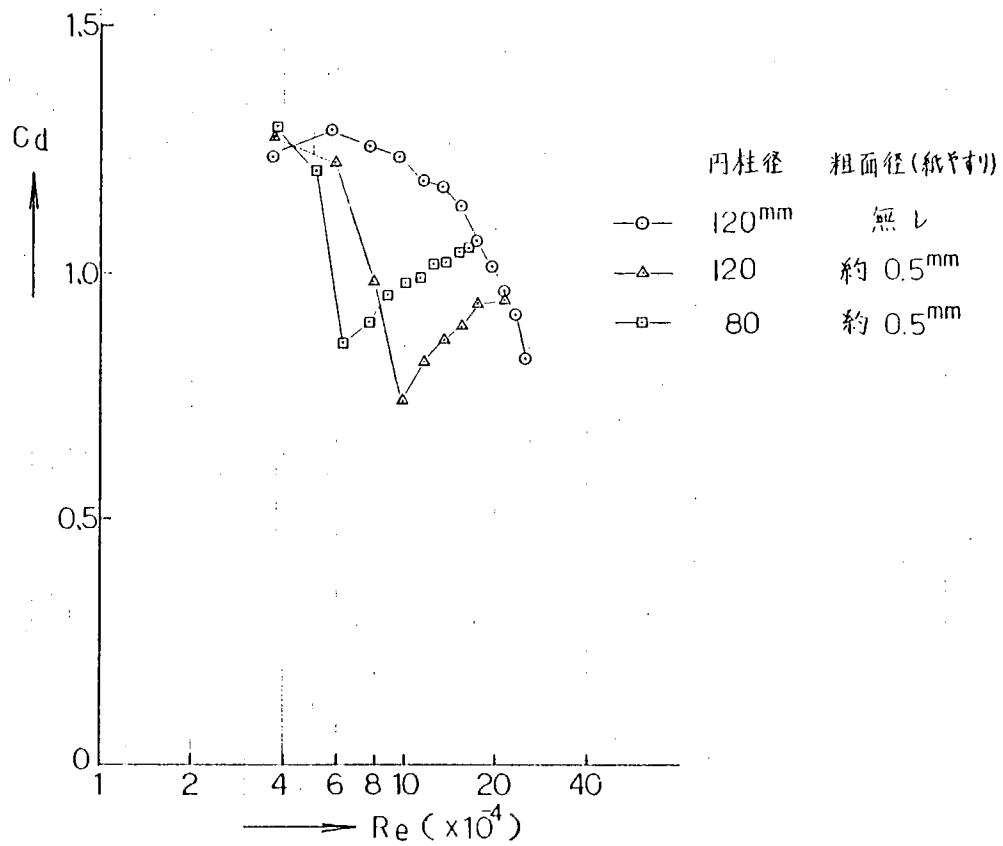
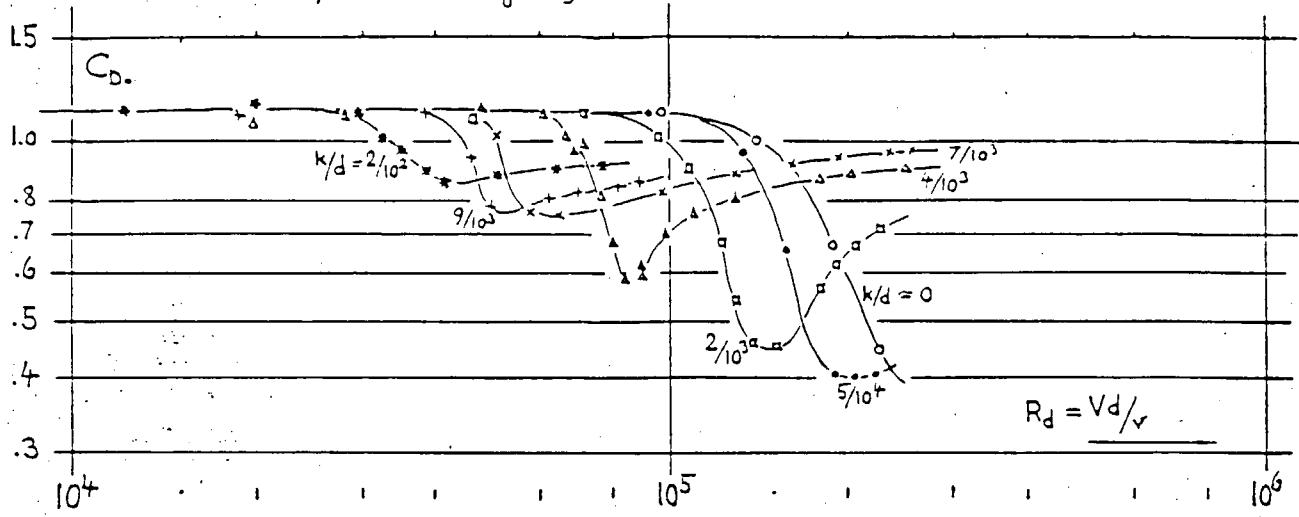


図 2.1.3 デリック模型の寸法 (単位:mm)

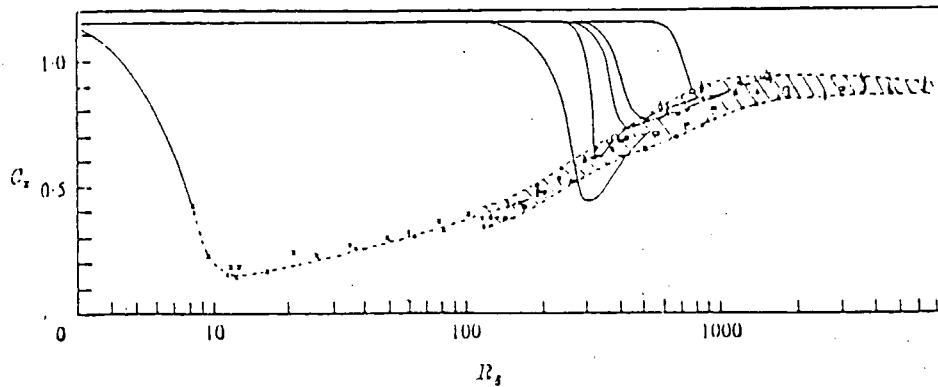


Fluid-Dynamic Drag by S. F. Hoerner



Drag coefficient of cylinders (19,a) having various degrees of surface roughness (sand-grain size "k" as against diameter "d").

J. Fluid Mech. (1975) by Edmond Szczepenyi
Supercritical Reynolds number simulation



The steady drag coefficient. —, results of Pago & Wiersma (see figure 1). Results obtained for roughened cylinders: ○, $\delta/D = 1.6 \times 10^{-4}$; ●, $\delta/D = 4 \times 10^{-4}$; □, $\delta/D = 6.7 \times 10^{-4}$; ▲, $\delta/D = 10^{-3}$; ◇, $\delta/D = 8 \times 10^{-4}$; Δ, $\delta/D = 1.4 \times 10^{-3}$; ▨, $\delta/D = 1.7 \times 10^{-3}$; ↓, $\delta/D = 2 \times 10^{-3}$ × ..., smooth cylinder with R_s calculated by assuming $\delta/D = 3.6 \times 10^{-4}$.

図 2.1.6 円柱に働く流体力に対する粗さの影響 (参考文献)

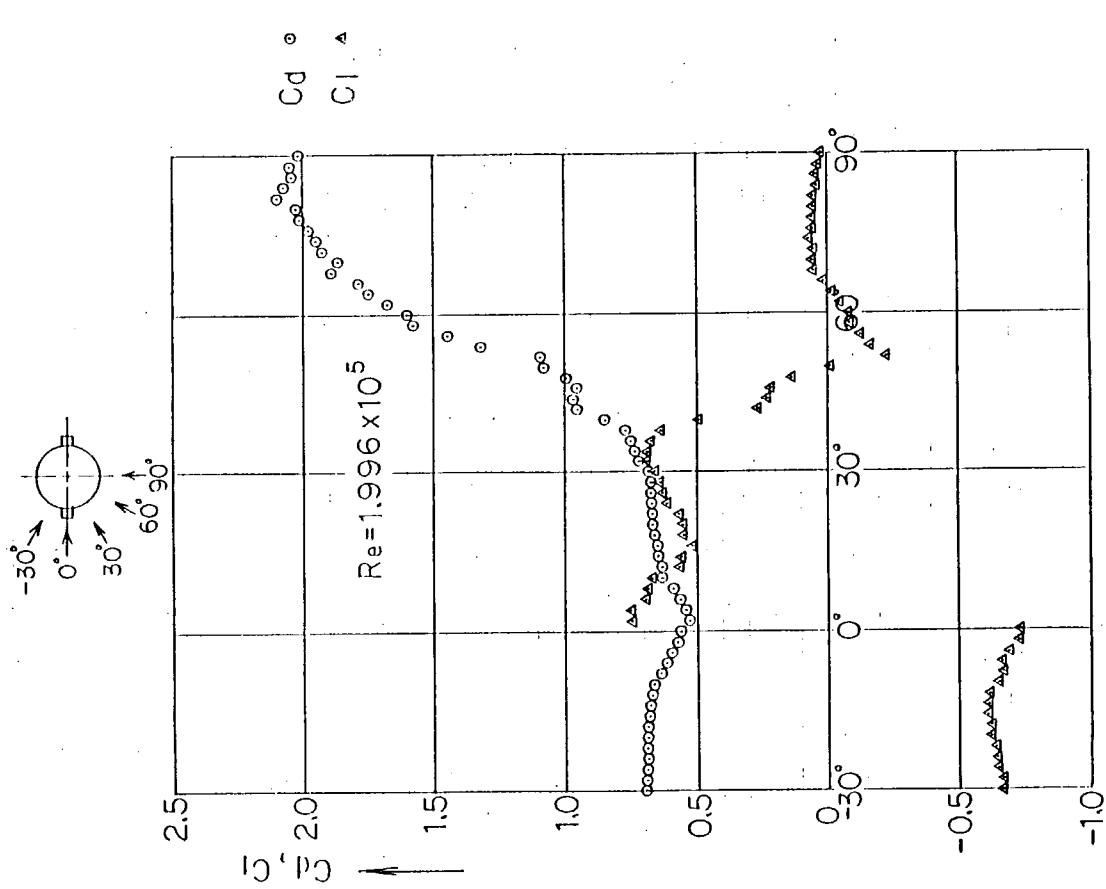
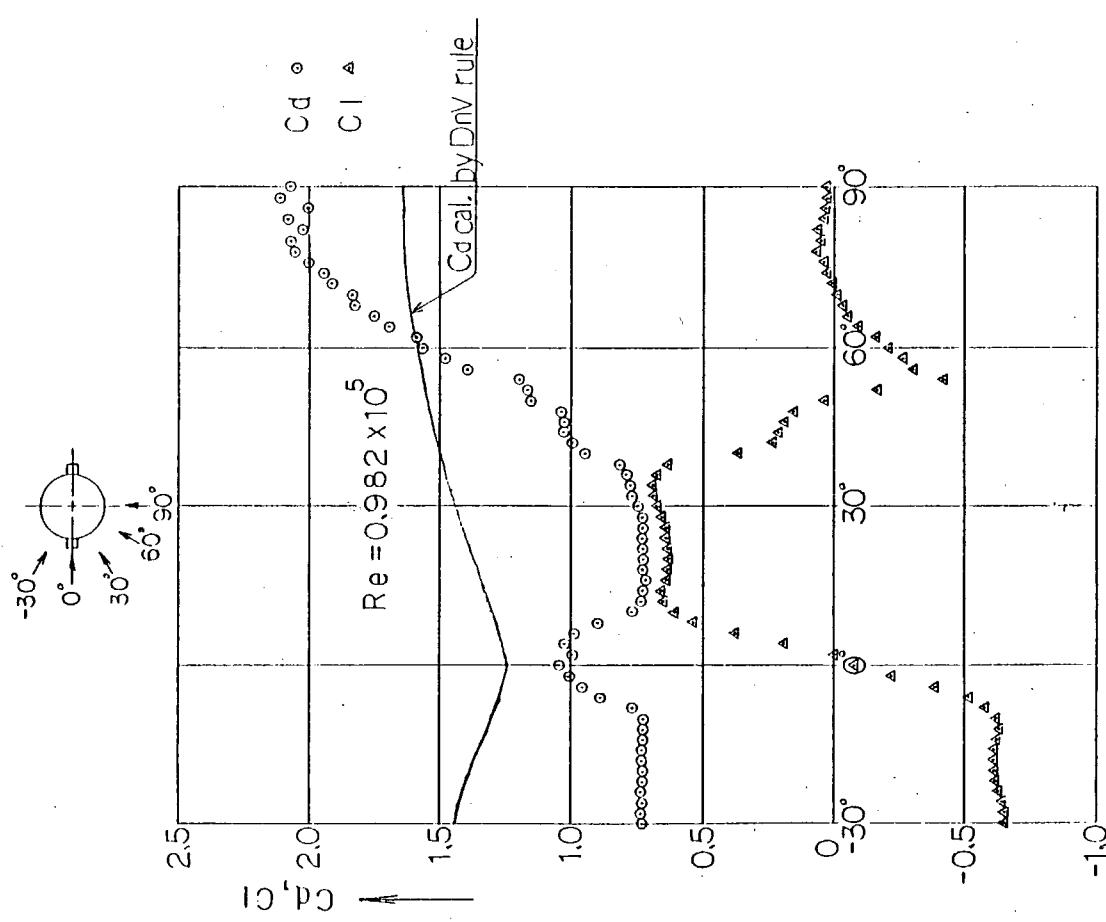


図 2.1.8 突起付円柱に働く流体力 (風向依存性, その 1)

図 2.1.9 突起付円柱に働く流体力 (風向依存性, その 2)



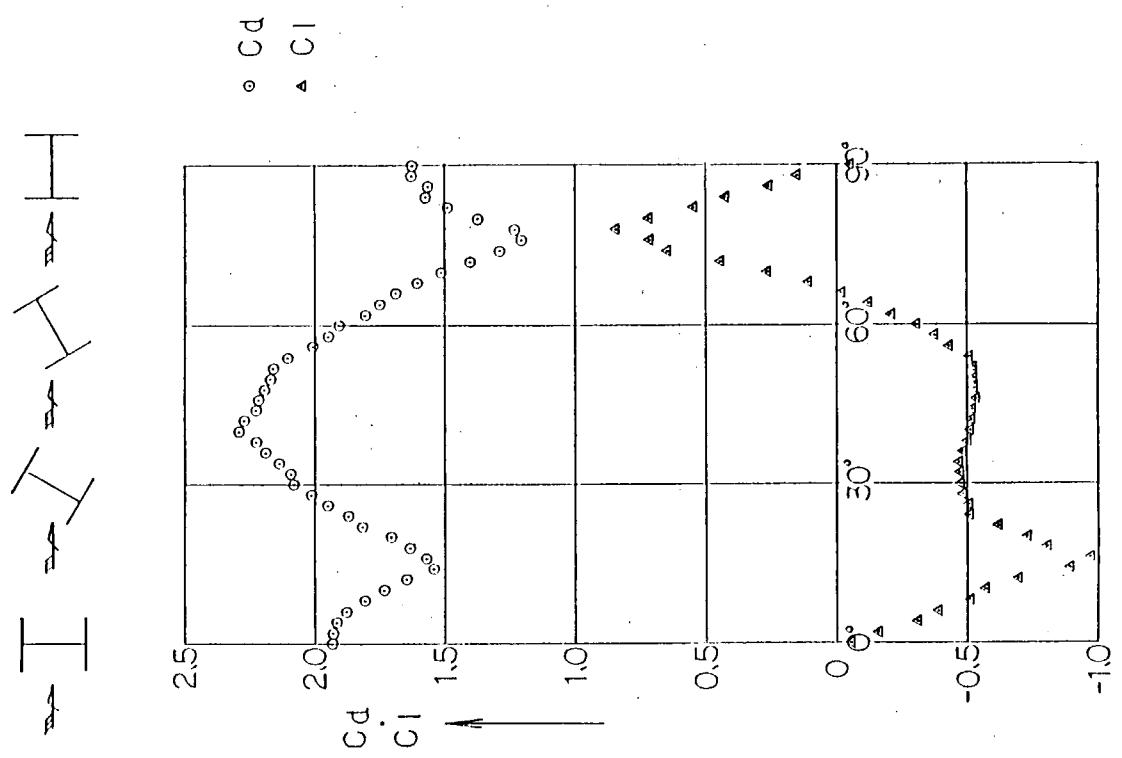


図 2.1.10 H形部材に働く流体力（風向依存性）

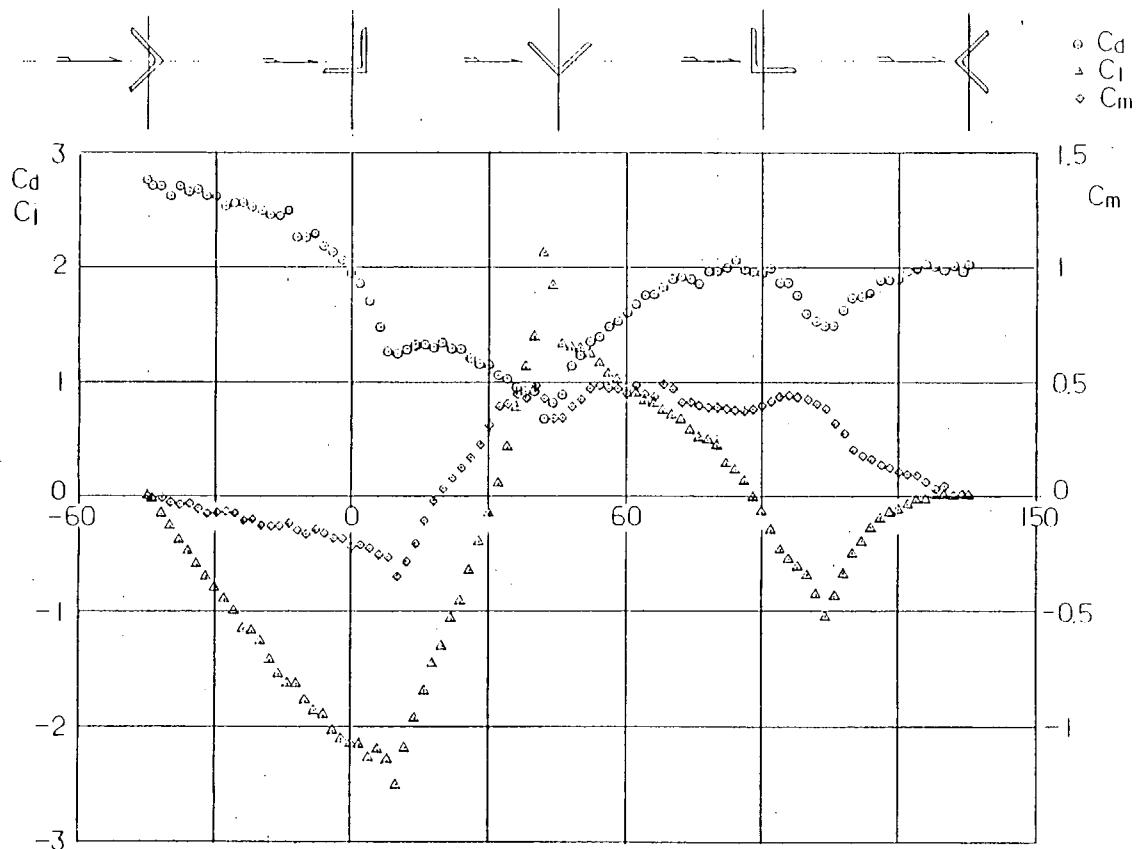


図 2.1.11 等辺山形部材に働く流体力（風向依存性）

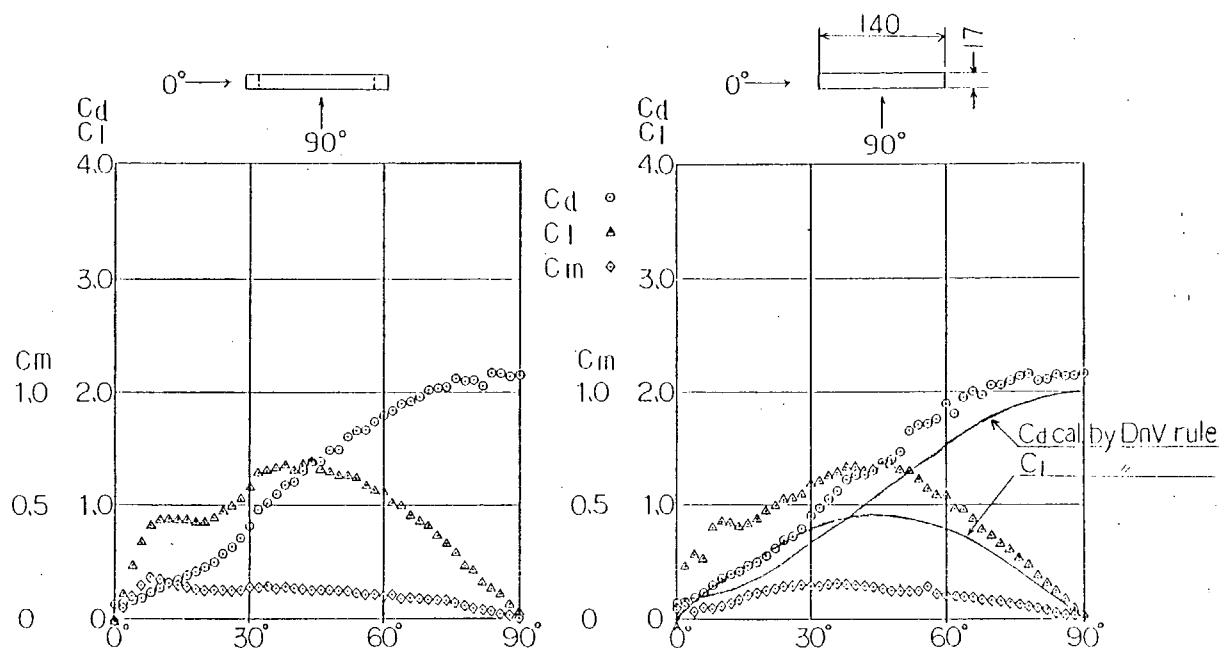


図 2.1.12 薄形板および等価平板に働く流体力（風向依存性）

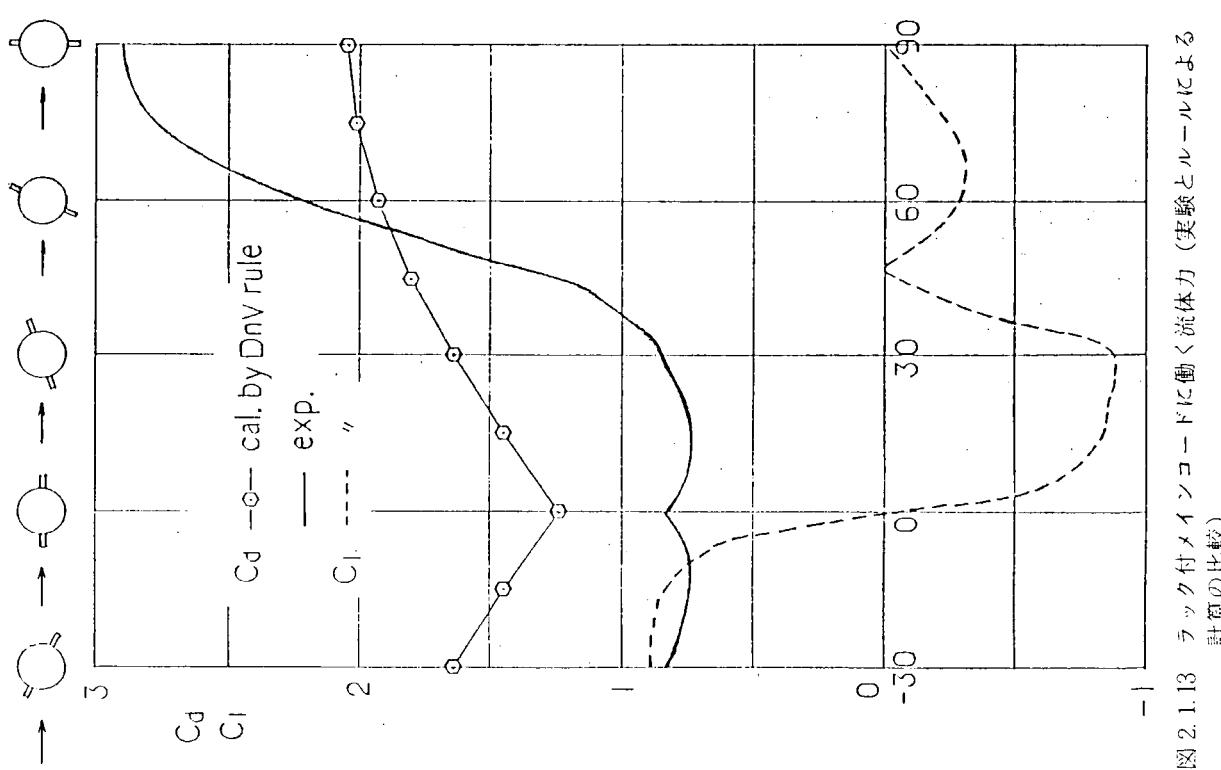


図 2.1.13 ラック付メイソンコードに働く流体力（実験とルールによる計算の比較）
-1-

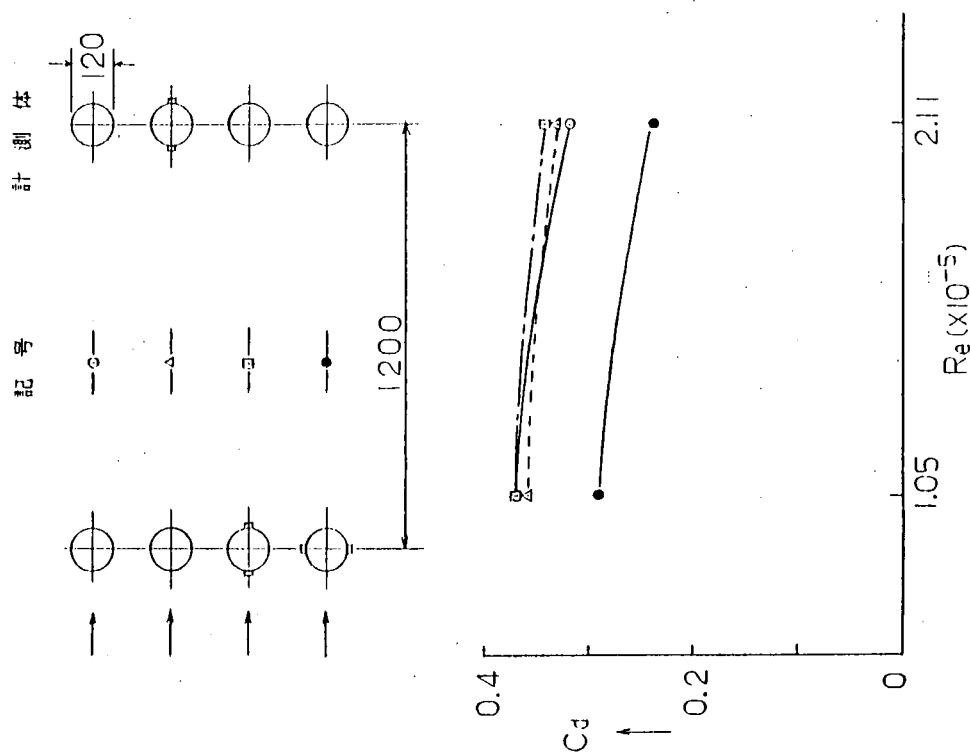


図 2.1.14 前方物体の影響を受けた場合の抵抗係数

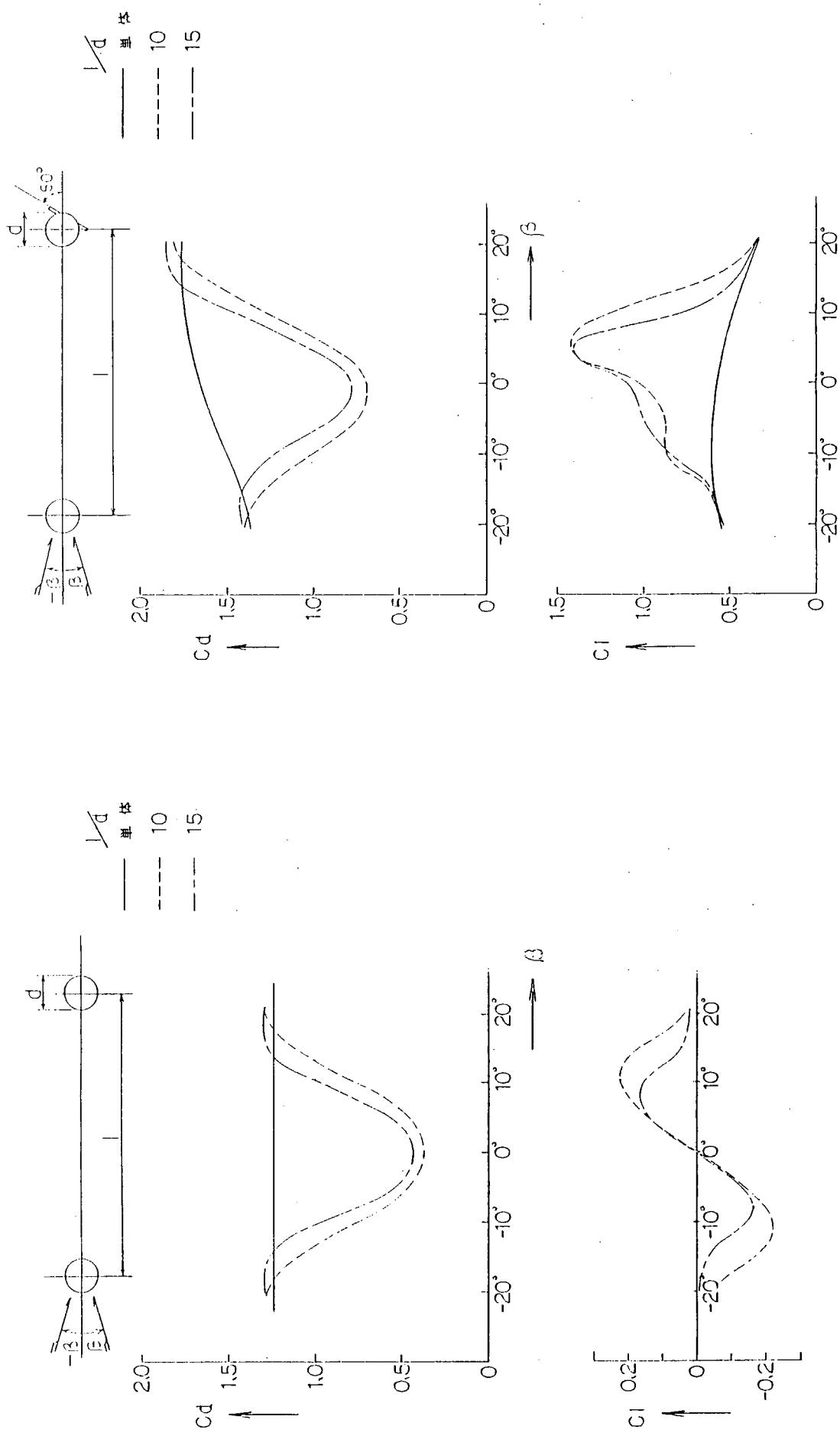


図 2.15 前方物体の影響を受けた場合の流体力 (円柱 + 円柱)

図 2.16 前方物体の影響を受けた場合の流体力 (円柱 + 円柱)
付メイショコード

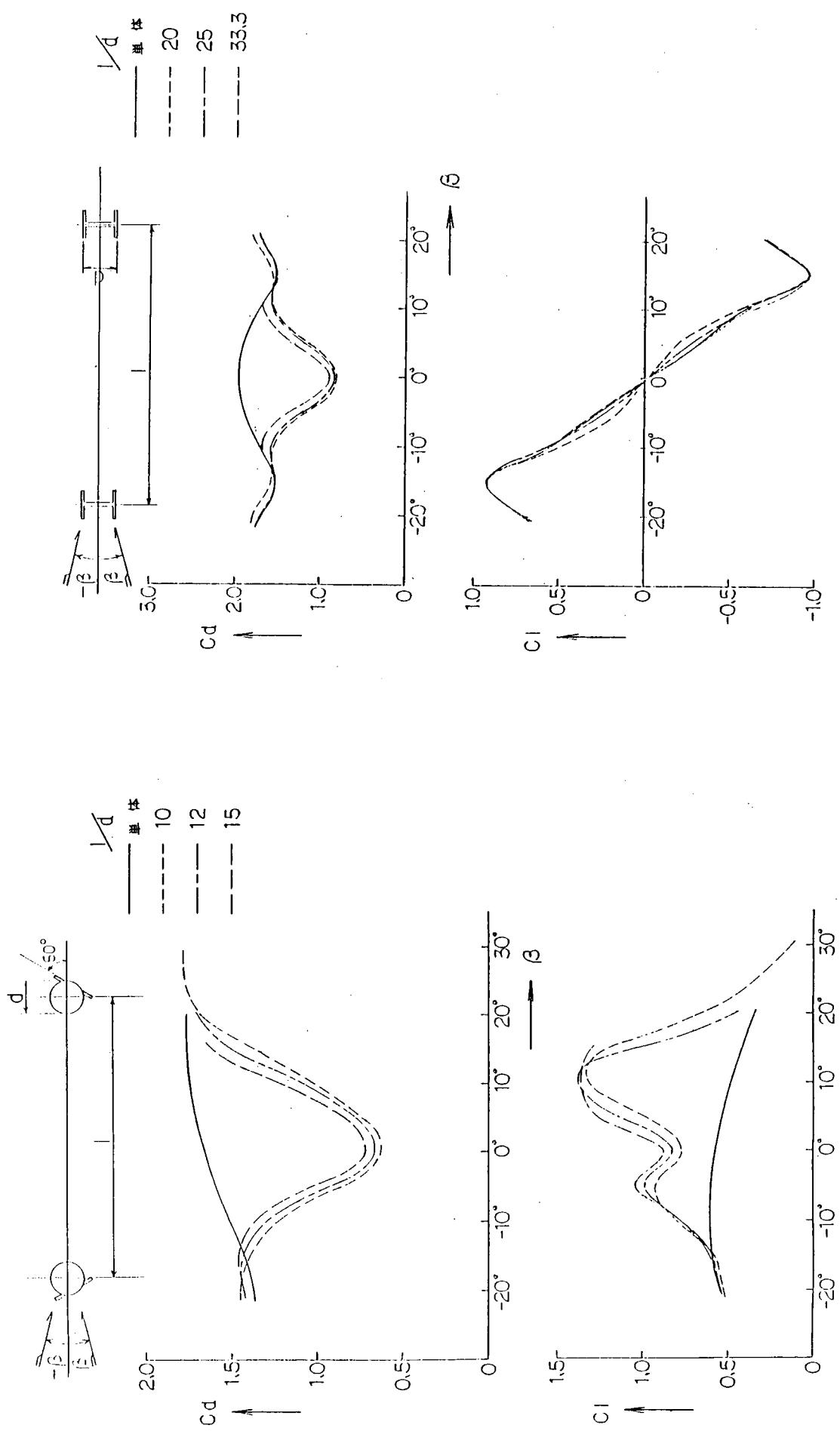


図 2.1.17 前方物体の影響を受けた場合の流体力
(サイドラック付メイソンコード+サイドラック付メイソンコード)

図 2.1.18 前方物体の影響を受けた場合の流体力 (H形部材+H形部材, その1)

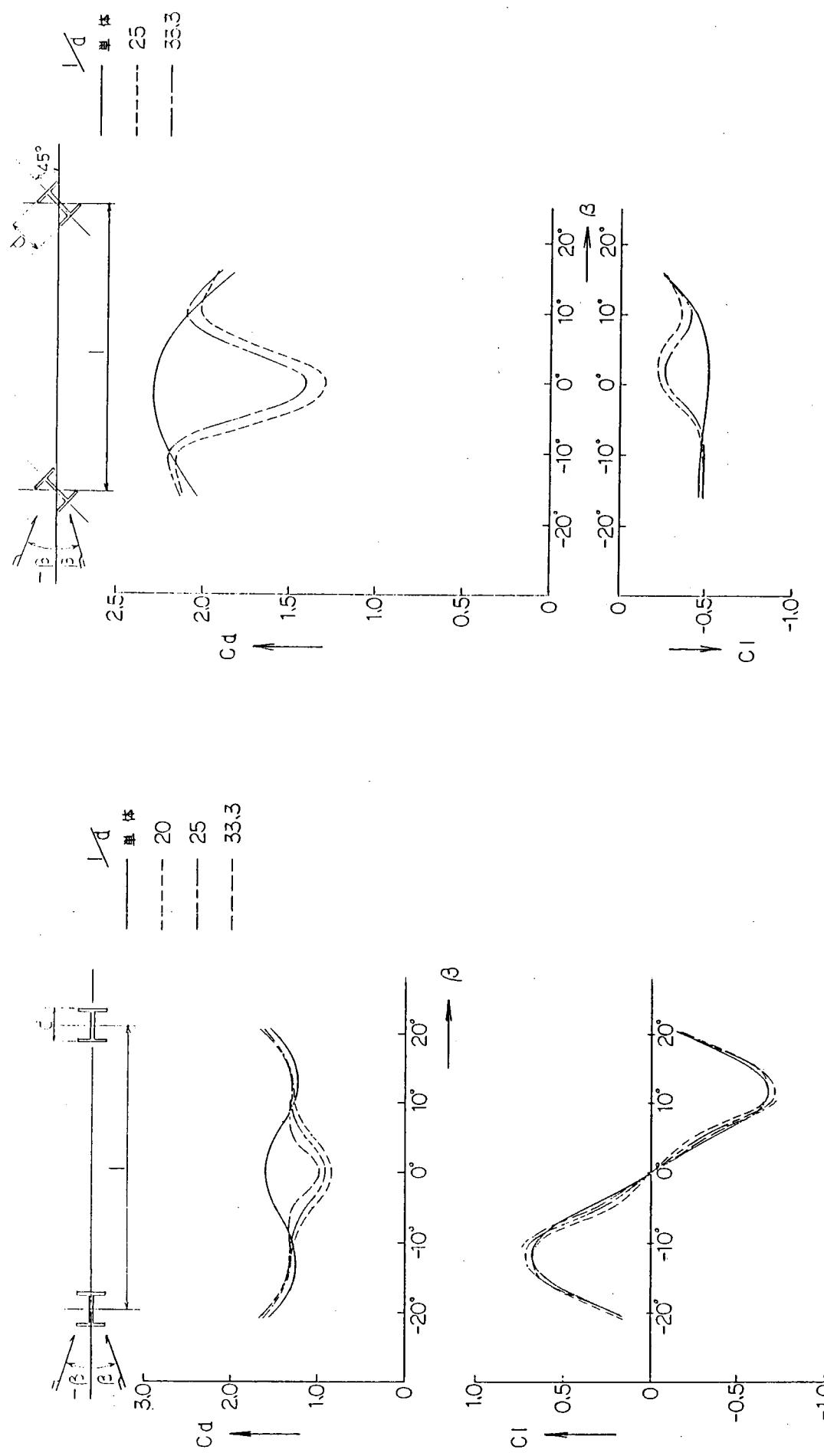


図 2.19 前方物体の影響を受けた場合の流体力
(H形部材 + H形部材, その 2)

図 2.1.20 前方物体の影響を受けた場合の流体力
(H形部材 + H形部材, その 3)

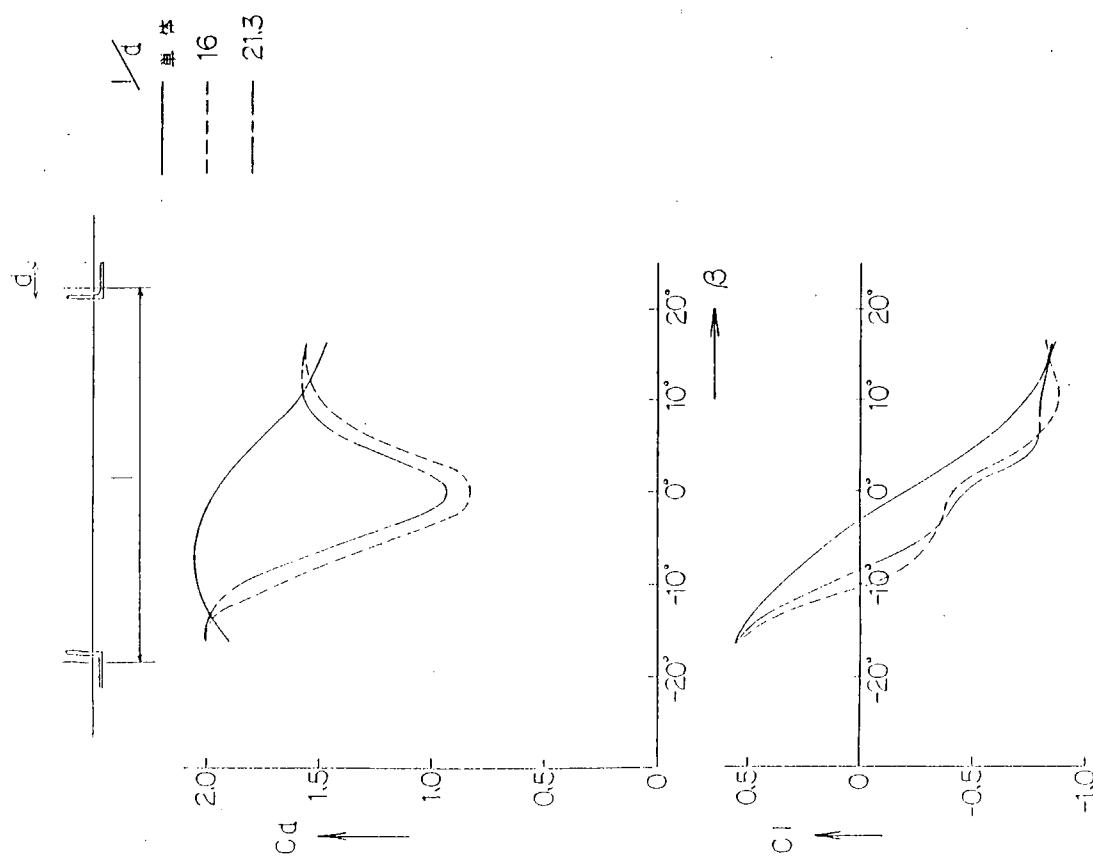


図 2.1.21 前方物体の影響を受けた場合の流体力力
(等辺山形部材 + 等辺山形部材、その 1)

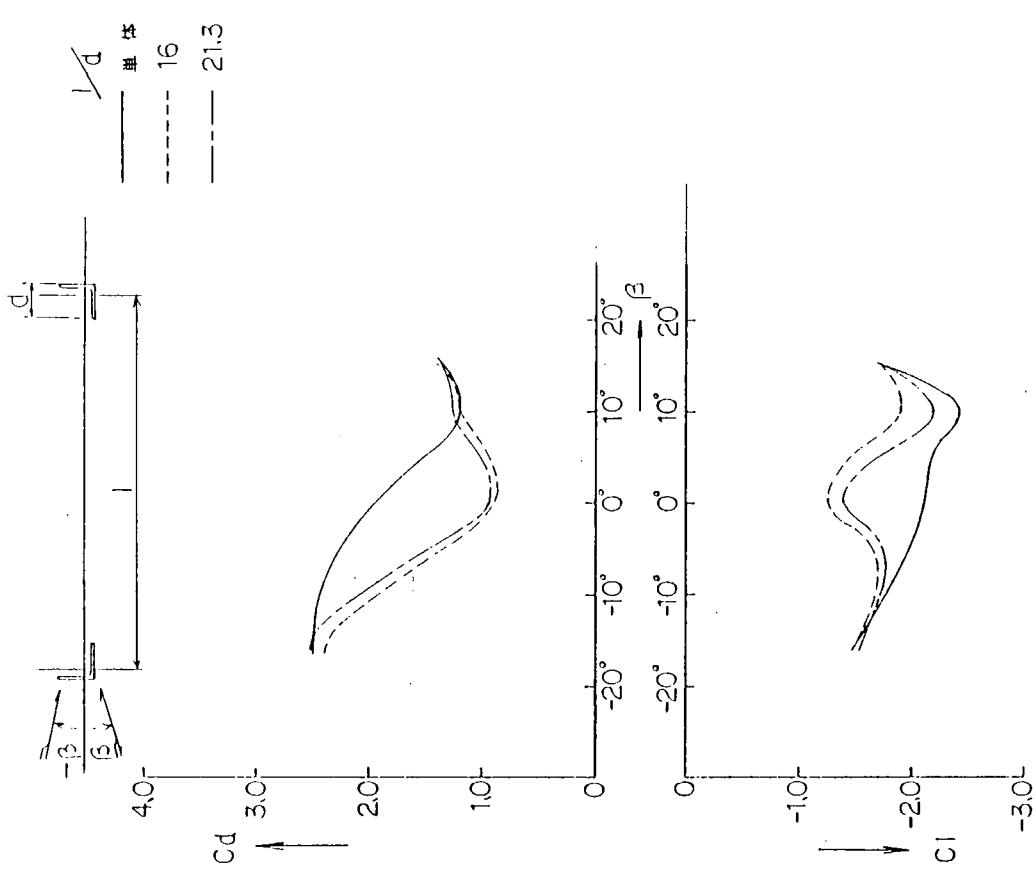


図 2.1.22 前方物体の影響を受けた場合の流体力力
(等辺山形部材 + 等辺山形部材、その 2)

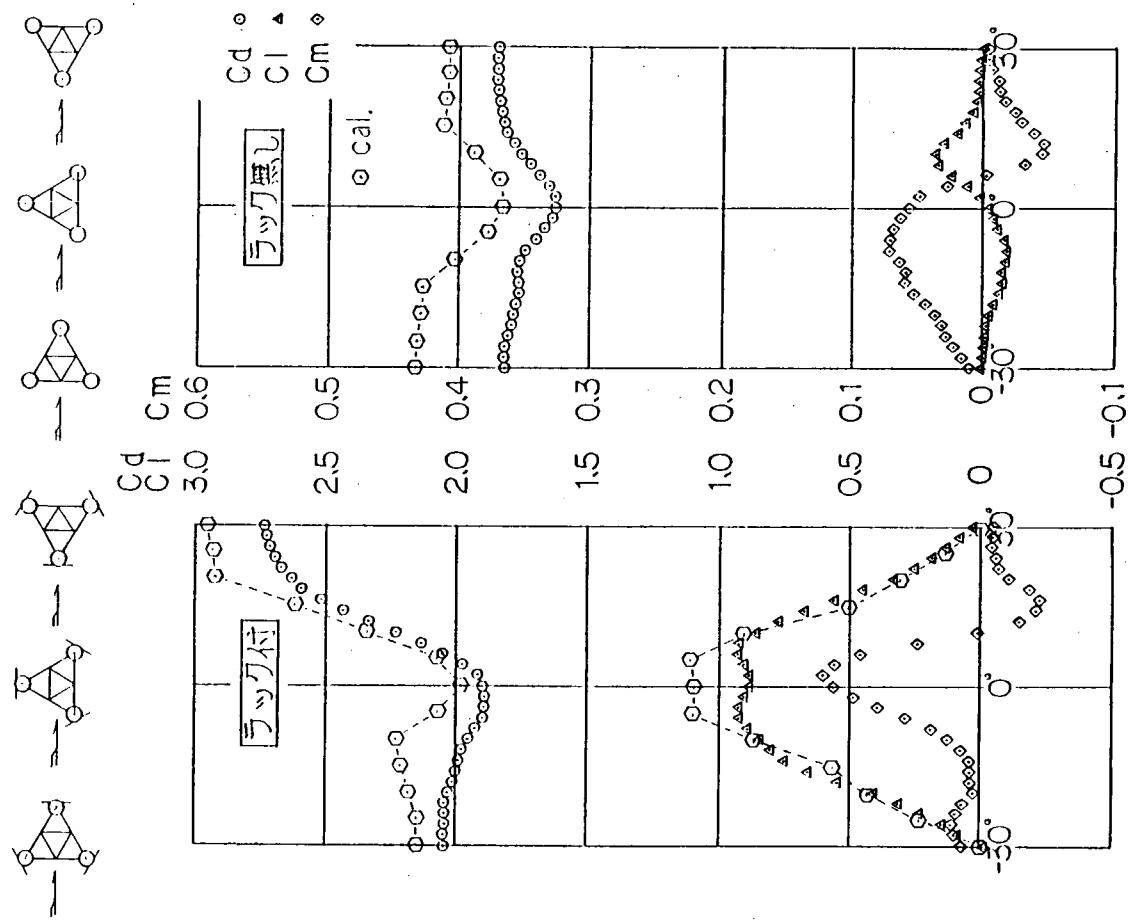


図 2.1.23 円柱で構成された複合構造物に働く流体力（ラック付およびラック無し）

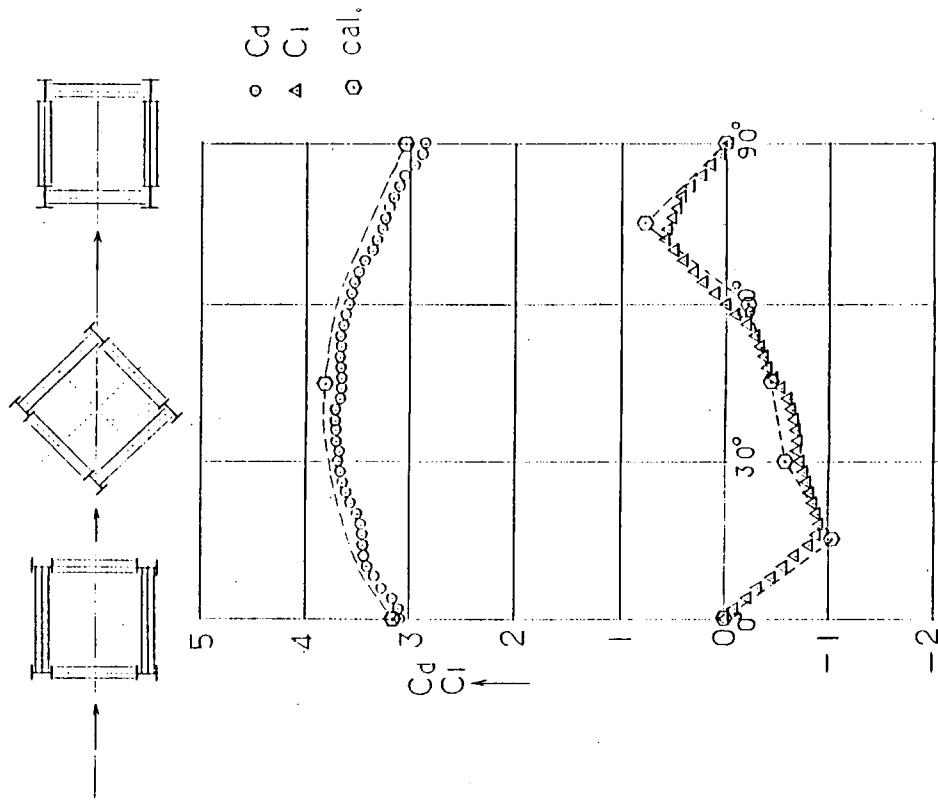


図 2.1.24 アンダルで構成された複合構造物
(デリック) に働く流体力

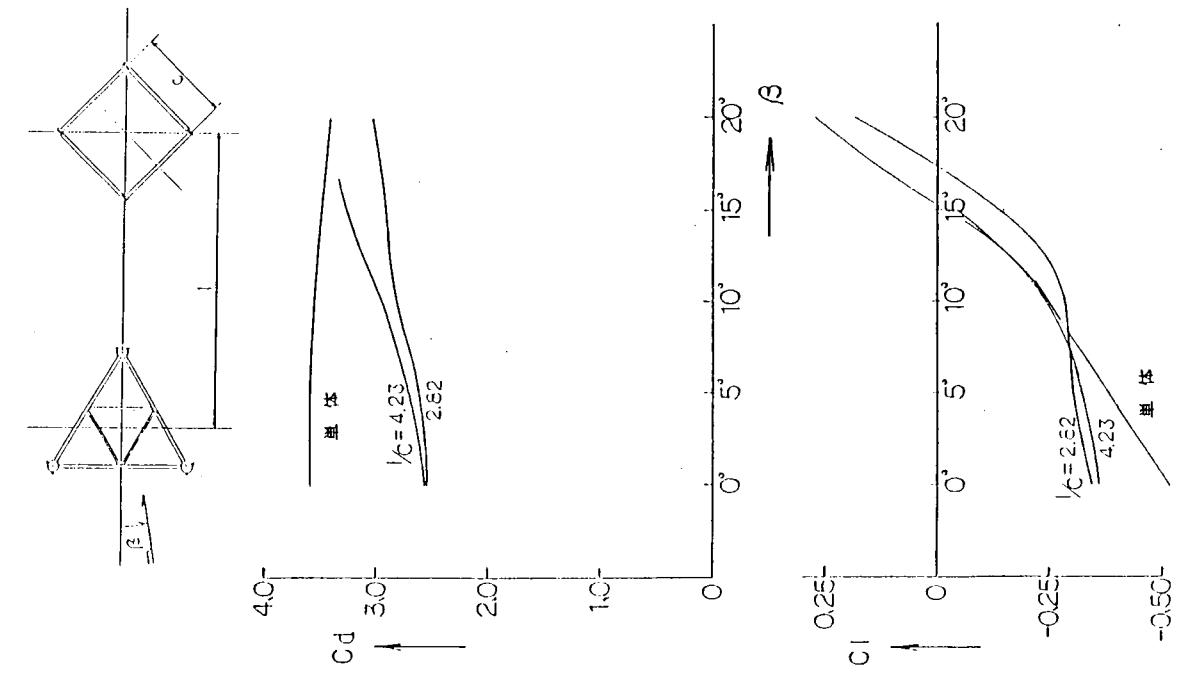


図 2.1.25 前方にレグがある場合のデリックに働く流体力 (その 1)

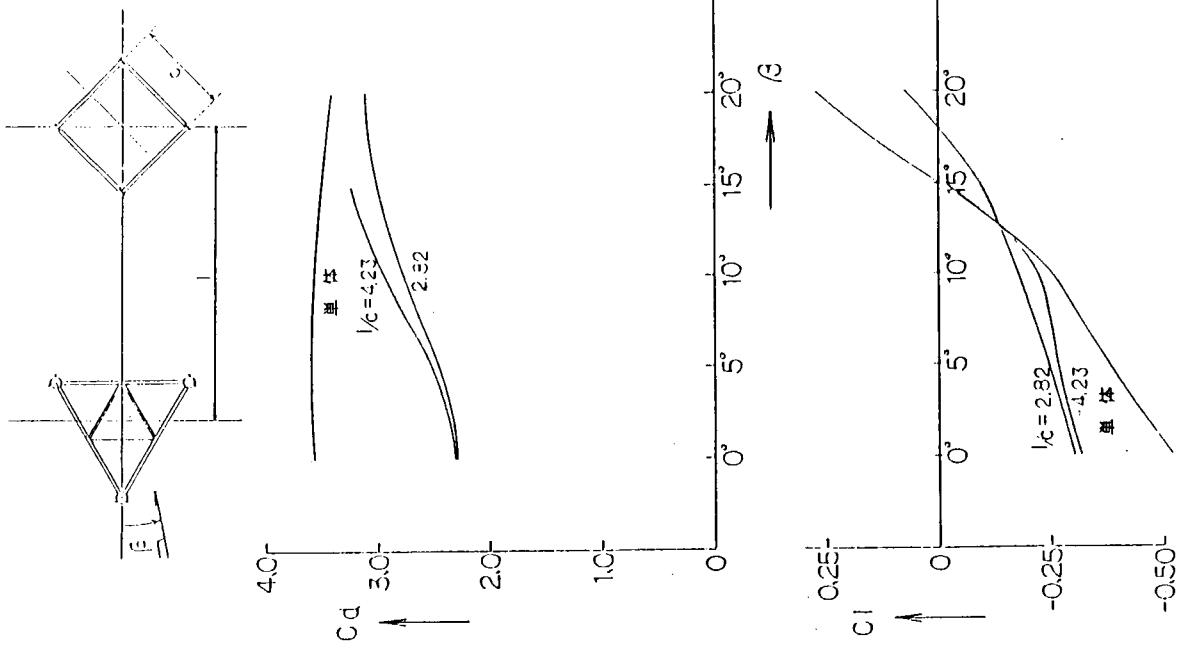


図 2.1.26 前方にレグがある場合のデリックに働く流体力 (その 2)

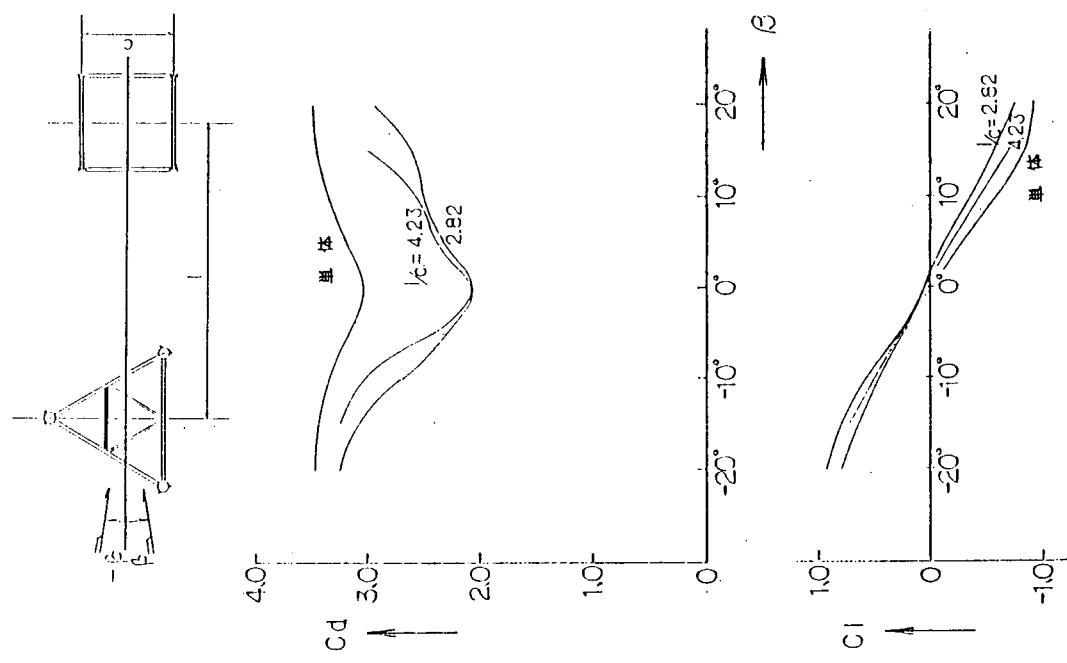


図 2.1.27 前方にレッグがある場合のデリックに働く流体力 (その 3)

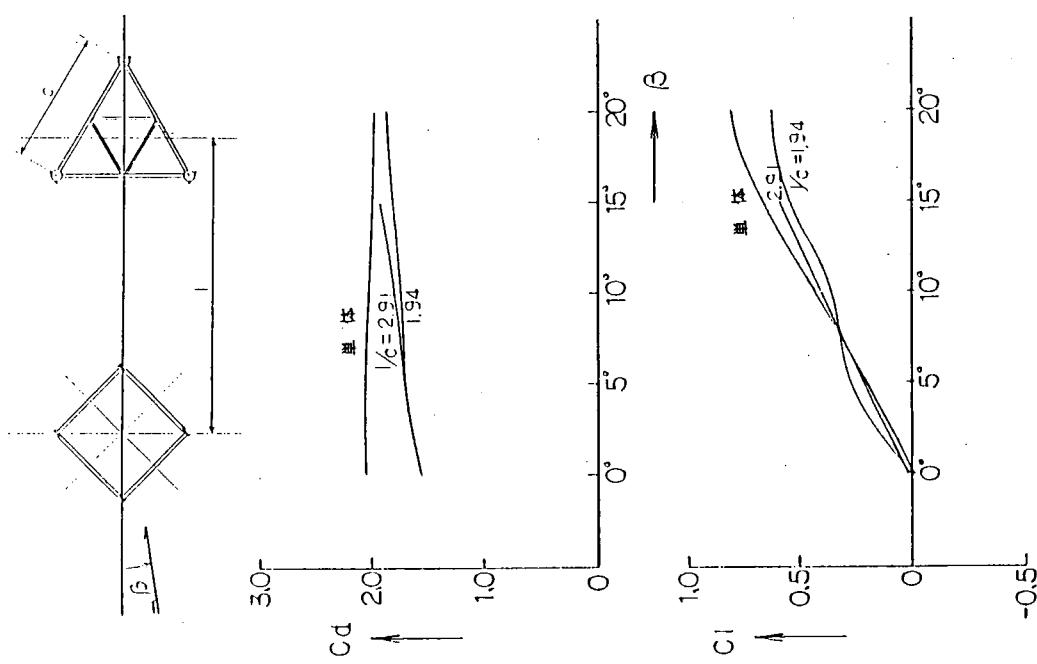


図 2.1.28 前方にデリックがある場合のレッグに働く流体力 (その 1)

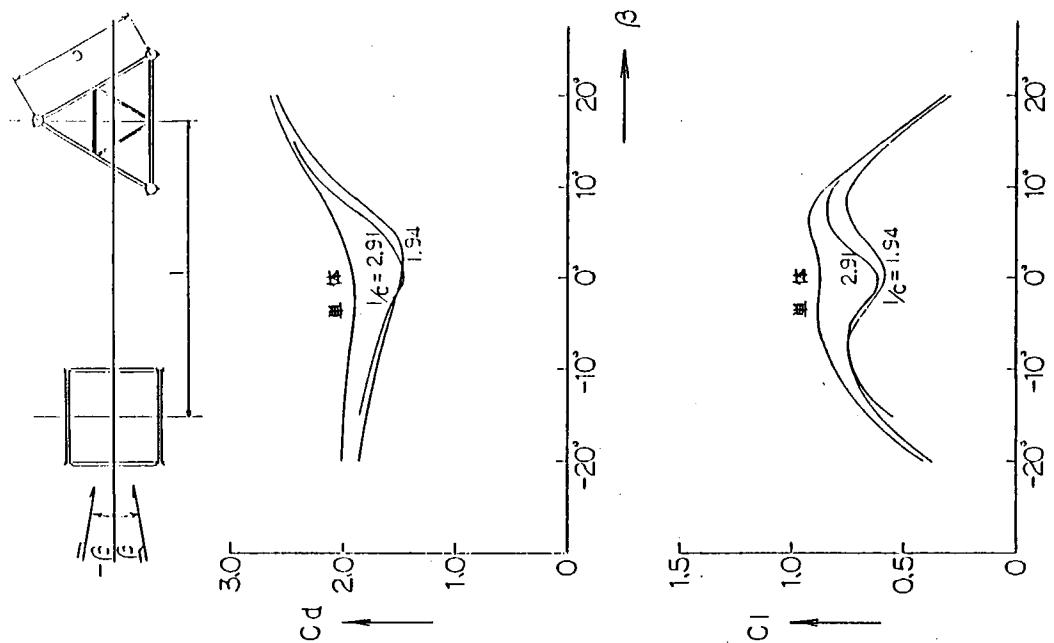


図 2.1.30 前方にデリックがある場合のレグに働く流体力 (その 3)

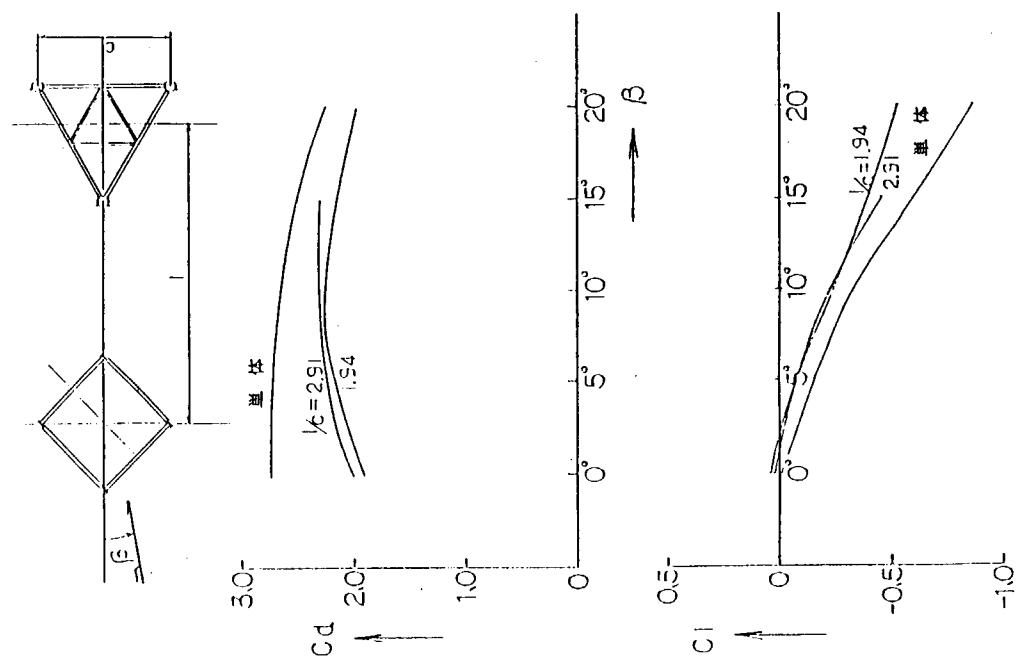


図 2.1.29 前方にデリックがある場合のレグに働く流体力 (その 2)

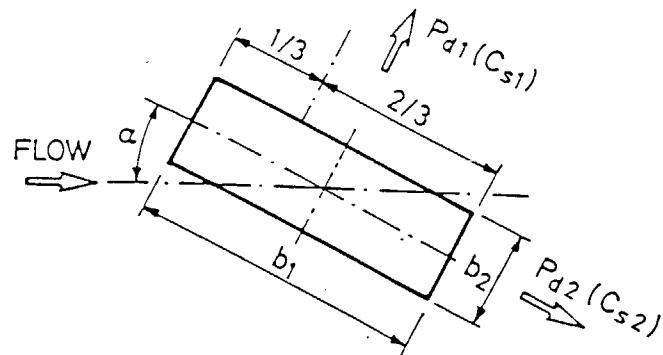


図 2.1.31 Drag forces on rectangular cross-sections.

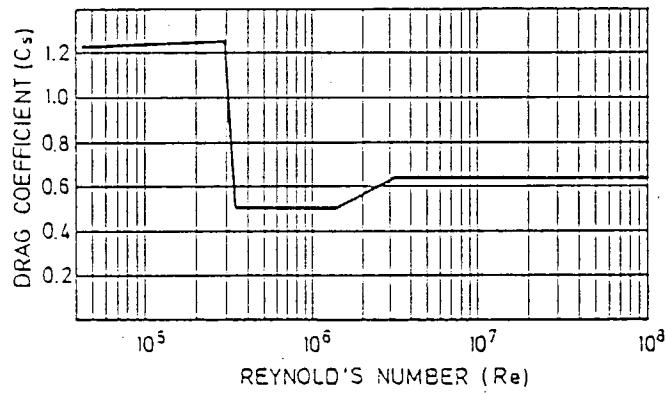


図 2.1.32 Shape coefficient for circular cylinders.

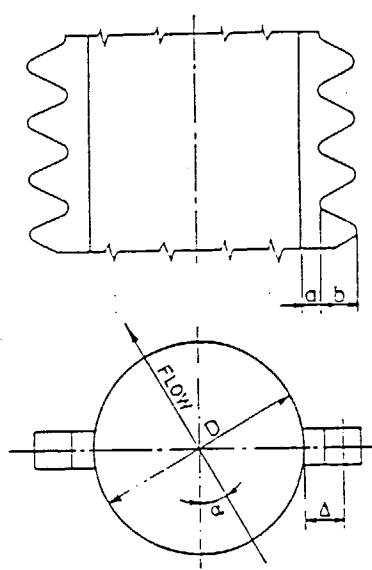


図 2.1.33 Drag of cylindrical chords with racks.

2.2 ジャッキアップ型リグ及びセミサブ型リグの構成部材に働く不規則粘性流体力の実験

2.2.1 まえがき

海洋構造物に働く粘性流体力の推定には、一般的にモリソン式が用いられ、同式中の抗力係数および付加質量係数（または質量力係数）の実験値が数多く公表されている。しかし、その大部分は物体または外部流体が正弦振動する場合についてのものであり、実際の波浪中のように不規則な場合を含め、正弦運動以外のモードの場合については、実験例も少なく、その特性も明らかでない。

本年度は、正弦運動以外の運動モードで振動する二次元柱体に働く粘性流体力を計測し、その特性を調べた。

2.2.2 供試模型

実験には、平板（以下、Model 1 と記す）、円柱（Model 2）、およびジャッキアップリグのレグのメインコード断面（Model 3）、セミサブ型リグのローハル断面形状（Model 4）を有する二次元柱体模型を使用した。柱体の長さは 0.55 m であり、両端は幅 0.05 m の金属の平板でできたストラットによって支えられている。柱体の断面形状を図 2.2.1 に示す。

なお、実験は幅 0.57 m の小型二次元水槽で行なった。また模型は薄い二本のストラットで水平に設置され、没水深度は柱体の幅（図 2.2.1 中の D）の 12 倍であり、自由表面の影響はほとんどないとみなせる。

2.2.3 実験システム

実験に使用した機器の構成を図 2.2.2 に示す。

マイクロコンピューターで発生させた波形信号を D/A 変換器を通して不規則左右揺れ装置に入力し、柱体を強制動揺させる。このとき柱体に働く流体力を三分力計を用いて計測し、ローパスフィルタ、A/D 変換器を通して後、フロッピーディスク上にディジタルデータとして記録する。また柱体の運動の計測にはボテンショメータを用いている。

図 2.2.3 に不規則左右揺れ装置に入力した波形信号と柱体の運動（図中の丸印）との比較を示す。最初の一揺れから十分な精度で入力波形を再現しており、本システムが今回の実験に必要な性能を十分に有することが分かる。

2.2.4 振動モード

肥大物体に働く粘性流体力の大部分は流れの剥離に基づく圧力によるものであり、発生した剥離渦が物体周辺に存在することから、それらの渦が流体力に及ぼす履歴影響も大きいものと思われる。不規則振動時に肥大物体に働く粘性流体力の特性を知るために、この履歴影響を明らかにしておくことが重要と思われる。

そこで、まず静止から余弦振動を開始する柱体の流体力を計測し、その過渡特性を調べた（Mode 1）。次に、一定の割合で振幅が変化する減衰、增幅振動を行ない、運動モードの違いによる流体力の差異を調べた（Mode 2, 3）。

不規則振動は基本的には振幅、周期、位相の異なる規則振動の組み合わせで表わせるので、不規則振動モードでの流体力の基本的特性を調べるため、周期の異なる 2 つの正弦振動を組み合わせたモードの実験を行なった（Mode 4, 5）。

それぞれのモードを表わす式を以下に示す。また、各モードの波形を図 2.2.4 に示す。

(1) 正弦振動 (Mode 1)

$$Y(t) = Y_a \cdot \cos(\omega t) \quad (1)$$

ここで、 Y_a は運動振幅、 ω は円周波数、 t は時間を表わす。

(2) 減衰振動モード (Mode 2)

$$Y(t) = Y_a \cdot \exp(-\alpha t) \cdot \cos(\omega t) \quad (2)$$

ただし、 $\alpha = 2/T \cdot \ln(R)$

ここで、 T は周期、 R は振幅比を表わす。

(3) 増幅振動モード (Mode 3)

$$Y(t) = Y_a \cdot \text{EXP}(\alpha t + \beta) \cdot \cos(\omega t) \quad (3)$$

ここで, $\beta = -2(n+1) \cdot \ln(R)$

(4) 不規則振動モード (Mode 4)

$$Y(t) = Y_a \cdot [\cos(\omega t) + \cos(\omega' t)] / 2 \quad (4)$$

ここで, $\omega' = \omega / 1.5$

(5) 不規則振動モード (Mode 5)

$$Y(t) = Y_a \cdot [\cos(\omega t) + \cos(\omega' t)] / 2 \quad (5)$$

ここで, $\omega' = \omega / 1.75$

2.2.5 解析法

一般に振動する肥大物体の粘性流体力の表示には、次式のモリソン式が用いられる。

$$F = 1/2 \rho D L \cdot C_d \cdot u |u| + \pi/4 \rho D^2 L \cdot C_a \cdot du/dt \quad (6)$$

この式では、流体力が瞬時瞬時の速度と加速度だけで決まることとなり、場合によっては不都合があるが、流体力の振動成分の一次の項を表現する意味では単に \sin 項と \cos 項との線形結合式（第一項は等価線形化する必要がある）とみなすことができ、便利な式である。今回の実験の解析には、このモリソン式で流体力が表わせると仮定し、その係数 C_d および C_a がどのような履歴影響を受けるかを調べた。 C_d , C_a の決定法としては、以下の 4 つの方法を用いた。

(1) 摆れ止まりから次の揆れ止まりまでの一揆れ毎に、モリソン式の C_d , C_a を最小二乗法によって決定する。

（以下 LSM 法と記す）

(2) $du/dt = 0$ のときの瞬時値より C_d , $u = 0$ のときの瞬時値より C_a を決定する。（以下 MAX 法と記す）

(3) 一揆れ間のエネルギー損失を求め、その値から C_d を決定する。（以下 ENG 法と記す）ただし、この方法では C_d のみしか求められない。

(4) 微小時間 dt の間で C_d , C_a が一定値とみなせると仮定し、それらの瞬時値を求める。（以下 INS 法と記す）

正弦振動 ($Y = Y_a \cdot \cos(\omega t)$) する平板に働く流体力を、前述の 4 つの方法によって解析した結果を図 2.2.5 に示す。その結果として、以下の事が言える。

(1) LSM 法と ENG 法の結果はよく一致する。

(2) MAX 法の結果は INS 法の $u = 0$ での C_d の値と、 $u = 0$ での C_a の値とよく一致するが、LSM 法の結果に比べるとやや低めの値となり、ばらつきも大きい。

(3) INS 法による C_d は、揆れ止まり付近において非常に大きな値を示す。これは柱体の速度がこの付近では非常に小さいため、 C_d の計算誤差が大きくなるためと思われる。

また INS 法では、その解析結果が計測データの雑音等の影響を大きく受ける場合もある。

正弦振動以外のモードでも同様な結果が得られた。以上の比較検討から、現状では LSM 法が最も信頼性があると考えられるので、本報告書においては、主に LSM 法による結果を示す。

2.2.6 正弦振動モード (Mode 1) での流体力係数の過渡特性

平板を正弦振動 ($Y = Y_a \cdot \cos \omega t$) させた際、揆れ始め ($t = 0$) から約 2 ~ 3 周期の間、 C_d , C_a に以下のようないくつかの過渡特性が見られた。

(1) 抗力係数 C_d

LSM 法による解析結果を図 2.2.6 に示す。図の左端の値 ($No = 1$) は、はじめの一揆れ間（揆れ止まりから次の揆れ止まりまで）をフィッティングしたものである。 $No = 1$ の値は、定常状態での C_d の約 0.6 倍となり、揆れが進むにつれて次第に増加し、5 揆れ目 ($No = 5$) 近くで定常となる。なお、図には示していないが、MAX

法についても同様の結果となった。これらのこととは、最初の一揺れでは全く wake のない流場を柱体が進むのに対し、2揺れ目以降では、揺れが進むにつれて次第に定常的な WAKE が形成され、この wake の効果で柱体に当たる流速が増し、その結果として C_d が増加するためと思われる。これらの結果は、wake による履歴影響が非常に大きいことを示しており、不規則振動時等に正弦振動での実験で得られた C_d の値をそのまま用いることは問題があるとおもわれる。

また、過渡現象における K_c 数の影響を調べるために、 C_d / \bar{C}_d （ここで \bar{C}_d は定常状態での値で、ここでは $No = 5 \sim 10$ の平均値をとっている）を求め、図 2.2.7 に示す。同図から判るように K_c 数の違いによる C_d / \bar{C}_d の変化はあまりなく、今回計測した K_c 数の領域では、この影響は小さいものと思われる。

(2) 付加質量係数 C_a

C_a の解析結果は LSM 法と MAX 法とで傾向がやや異なるので、LSM 法による結果を図 2.2.8 に、MAX 法による結果を図 2.2.9 に示す。後者の $No = 2$ での値は運動開始 ($t = 0$) 後の最初の揺れ止まりでの瞬時値である。MAX 法では $No = 1$ (揺れ始めの瞬間; $t = 0$) での値も求めることができるが、機械的なガタ等の影響で負の値となり、かつかなりのばらつきが見られたので図には示していない。これら二つの解析法による結果の大きな違いは、運動の初期 ($No = 2$) においては MAX 法の結果の方が若干高く、運動が進むにつれて逆に LSM 法による結果のほうが高くなる点である。この差異については、現在のところ原因がよく分からぬ。

C_a 値を定常状態の C_a 値で割った結果を整理したのが図 2.2.10 および図 2.2.11 である。LSM 法の結果は、 $No = 1$ での値が定常時の約 0.7 倍 (ポテンシャル値の約 1.5 倍)、 $No = 2$ での値が定常時の約 1.5 倍 (ポテンシャル値の 3.5 倍) となった後、次第に減少し、 $No = 5$ 付近で定常な値となる。一方、MAX 法の結果は、 $No = 2$ での値が定常時の約 3 倍 (ポテンシャル値の約 4 倍) となり、以後次第に減少して $No = 5$ 付近で定常な値となる。いずれにしても C_a は過渡時の値が定常時より高く、揺れが進むにつれて次第に減少し、 $No = 5$ 付近で定常となる。このことは、過渡運動時には wake の拡散が十分になされず、揺れ止まりにおいても渦が柱体付近に残留し、その影響で付加質量が増加するためと思われる。 C_a に現われる過渡特性の K_c 数依存性については、はっきりとした傾向をつかむことができなかった。

次に、円柱の場合の結果を図 2.2.12 および 13 に示す。 C_d 、 C_a に見られる傾向は平板の場合とはほぼ同じであるが、過渡特性の現われる時間は平板に比べて短く、 C_d 、 C_a の変化も穏やかである。

2.2.7 減衰・増幅振動モード (Mode 2, 3) における流体力係数の特性

次に、運動が過渡的に変化する場合の粘性流体力を計測し、その特性を調べた。なお、計測に用いた模型は前節と同様の平板である。

同じ振幅比 R の減衰振動モードと増幅振動モードの解析結果を比較したものを図 2.2.14 ~ 2.2.19 に示す。これらは LSM 法による解析結果であり、MAX 法についても同様の結果となる。

(1) 抗力係数 C_d

C_d は減衰モードの値が、増幅モードの値に比べて高くなる傾向にある。これは、減衰モードの方が強い残留渦が存在するため、その wake の影響で C_d の値が高くなるためと思われる。

(2) 付加質量係数 C_a

C_a については、 C_d とは逆に増幅モードの値が減衰モードの値に比べて高くなる傾向にある。この傾向は、前節で述べた静止から定常振動を始める平板の C_a が、wake が発達すると共に減少していく傾向と符合している。

以上のことから、これら C_d 、 C_a の特性を考える際には、少なくとも一揺れ前に発生した剥離渦による影響を考慮する必要があると思われる。

2.2.8 不規則モード (Mode 4, 5) における流体力の特性

不規則振動は、振幅、周期、位相が不規則に変化する正弦波の重ね合せとして表現できる。不規則振動における

粘性流体力の基本的な性質を考えるためには、なるべく単純な波形について調べるほうがよいように思われる所以、ここでは周期の異なる2つの正弦波を重ね合わせた波形について計測を行った。すなわち、ここで不規則モードとしている波形は、あくまでも規則的な波形である。

解析においては、揺れ止りから次の揺れ止りまでの間（一揺れ間と呼ぶ）の流体力に、モリソン式を最小2乗法でフィッティングし、 C_d 、 C_a を求めた。

Mode 4, 5での各柱体の C_d 、 C_a の時間ベースの変化を図2.2.20～2.2.43に示す。一揺れ毎に、 C_d 、 C_a の値は大きく変動しており、これは渦の発生に密接な関係をもつ K_c 数（言い換えると移動距離）が一揺れ毎にかわることが一つの原因と考えられる。

図2.2.44～図2.2.55には、求めた C_d 、 C_a を用いてモリソン式で計算した流体力と実験データとの比較を示す。Model 1（図2.2.44, 45）、Model 3（図2.2.50, 51）において、ピーク付近で若干の差異が見られるものの、全般に両者の一致はよく、一揺れ毎に定義された C_d 、 C_a を用いれば正弦振動以外のモードにおいても、モリソン式で流体力を精度よく表現できることが判る。ちなみに、従来設計等でよく用いられているように、 $C_d=0.7$ 、 $C_a=1.0$ としてモリソン式の値とModel 2の実験値と比較したものを図2.2.56と図2.2.57に示す。これらの図ではモリソン式と実験値とに大きなずれが見られる。

図2.2.58～2.2.61には、Model 1および2の抗力成分と付加質量力成分の大きさの比較を示す。この図より今回の実験の K_c 数領域においては抗力が支配的であることが判る。

次に、 C_d 、 C_a がどのようなパラメータに支配されているのかを調べてみた。一揺れ毎の K_c 数（ $K_c = \pi \cdot Y_{ad} / D$ 、ただし Y_{ad} は一揺れ間の移動距離）をパラメタとして C_d 、 C_a を整理したのが図2.2.62～2.2.85である。これらの図から判るように、正弦振動時と異なりこれらの係数は K_c 数だけではうまく整理できない。図中の▲印は、一揺れ前の K_c 数の方が大きい場合、△印は一揺れ前の K_c 数の方が小さい場合、○印は一揺れ前の K_c 数とほぼ同じ場合の値を区別してみたものである。このように区別してみると、全般に一揺れ前に大きく揺れた場合には大きな C_d が発生していることが判る。これは、前の揺れで形成される渦が大きいため、WAKEの効果が大きくなり、柱体への流入流速が増加するためと思われる。 K_c の小さい所で、この傾向と反対の傾向も見られるが、これは振幅が小さいため、流体力が小さく、実験精度が十分にでていない可能性があり、今後の検討課題である。

一方、 C_a にも C_d と同様の結果がわずかに現われているが、前歴の影響はあまり強く受けないようである。

2.2.9 あとがき

正弦振動以外のモードで運動する二次元肥大柱体の強制動揺試験を行ない、その流体力特性について調査した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 静止から定常な余弦振動をする場合、数揺れの間流体力に過渡影響が見られる。平板の場合には特にこの影響が大きく、運動開始から5揺れ程度まで現われる。とくに運動開始直後の抗力係数は定常値より4割近く小さく、付加質量係数は5割近く大きい。円柱の場合の過渡影響は平板程は大きくない。
- (2) 増幅振動する物体の抗力係数および付加質量係数は、同じ K_c 数であっても減衰振動する場合の係数とは異なる。これは、前の揺れで形成された渦の影響と考えられ、前の揺れの K_c 数が大きく、大きな渦が形成されている場合には大きな抗力係数が得られる。
- (3) 不規則振動する場合には、その揺れ毎に変化する流体力係数を用いればモリソン式で精度よく流体力を表わすことができる。
- (4) 不規則振動する場合の流体力係数にも、(2)と同じ傾向が得られた。特に、一揺れ前の K_c 数が及ぼす影響が大きい。

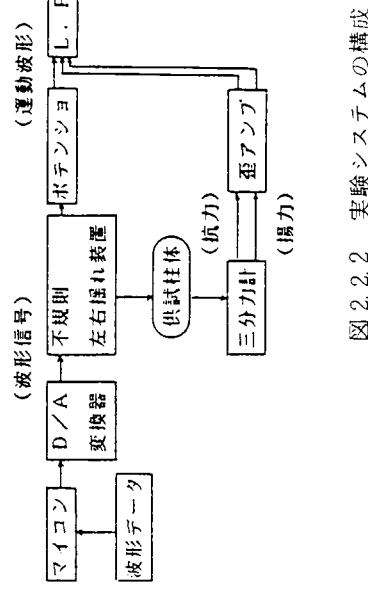
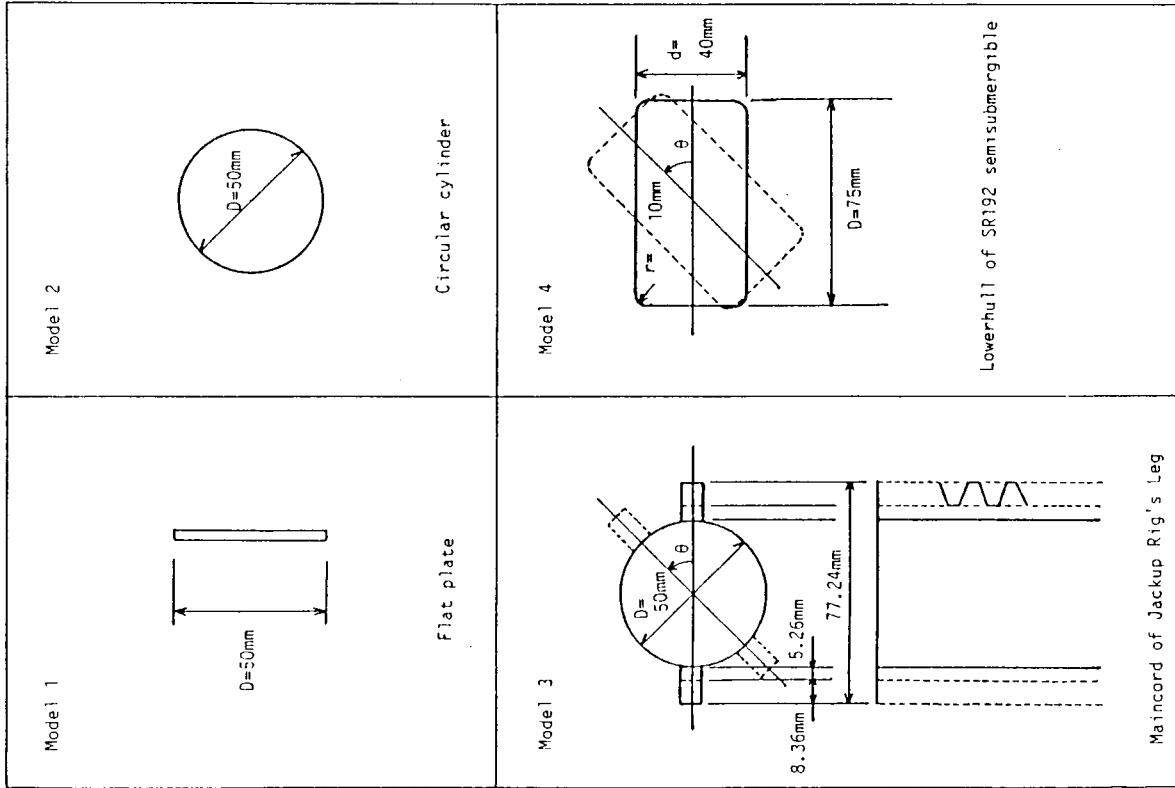


図 2.2.2 実験システムの構成

図 2.2.1 供試模型

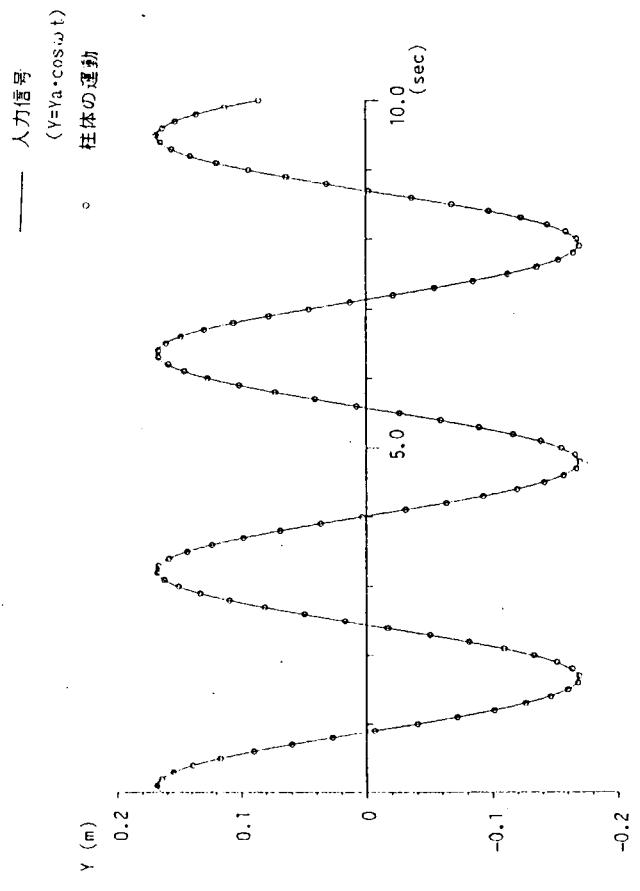


図 2.2.3 入力信号と柱体の運動との比較

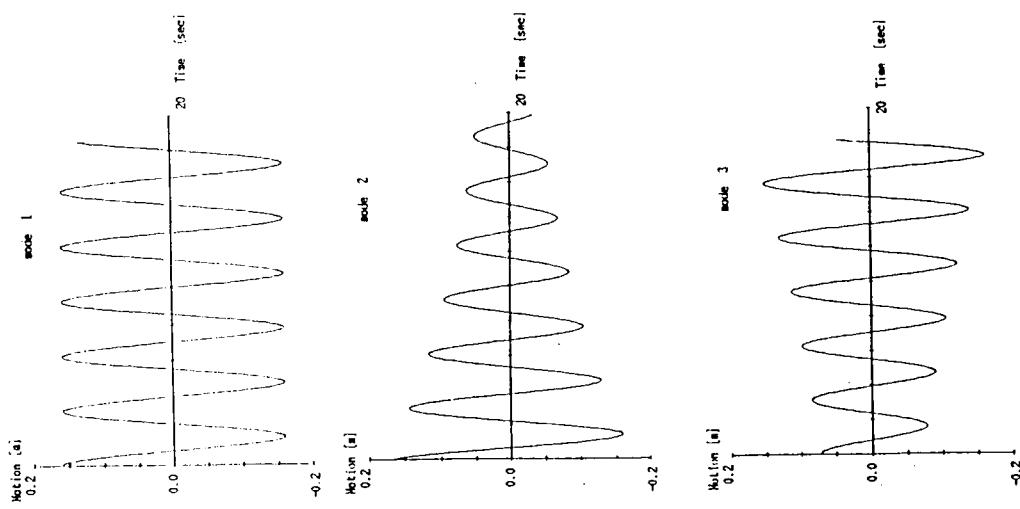
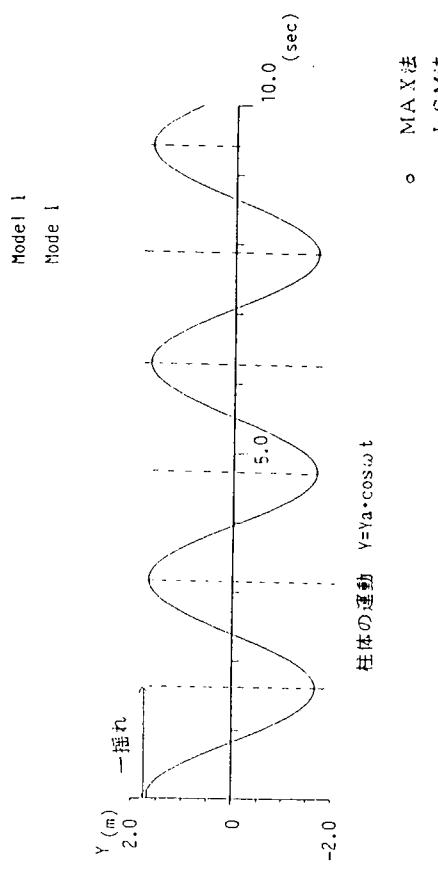


図 2.2.4 運動波形



-157-

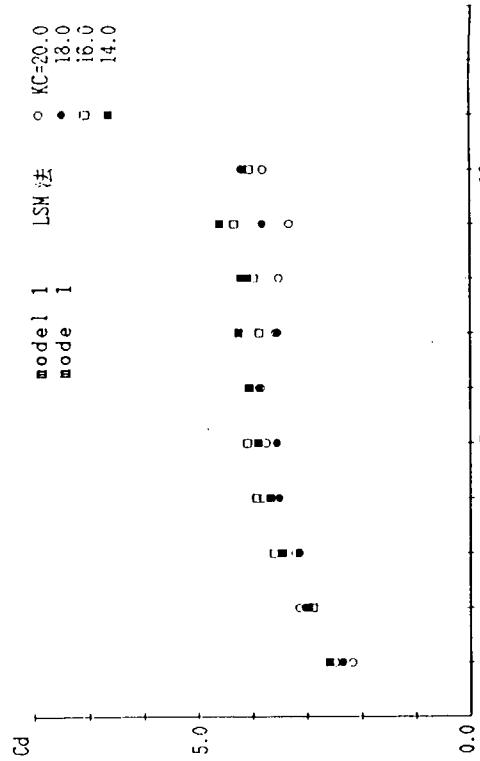


図 2.2.6 定常振動における C_d の過渡特性

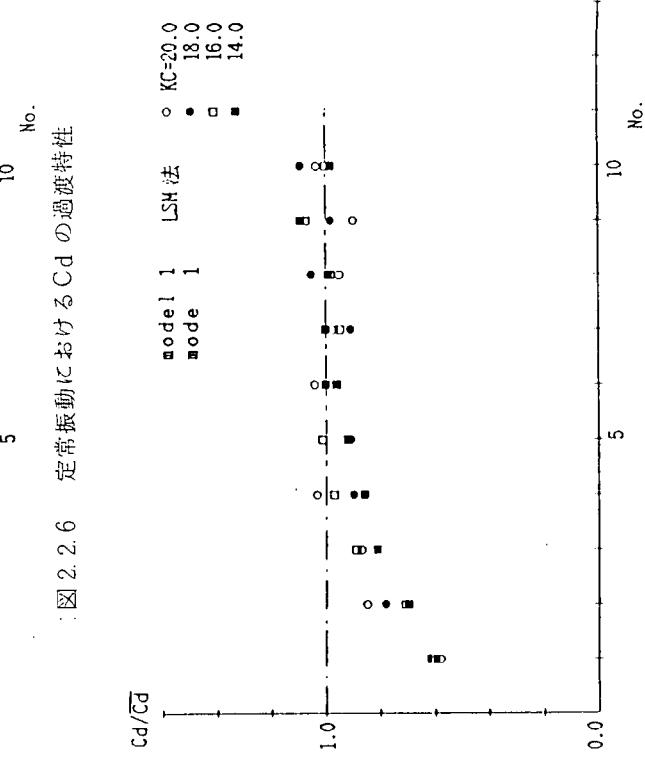


図 2.2.7 C_d の過渡特性の K_c 数依存性

付加質量係数 C_a

図 2.2.5 解析法の比較

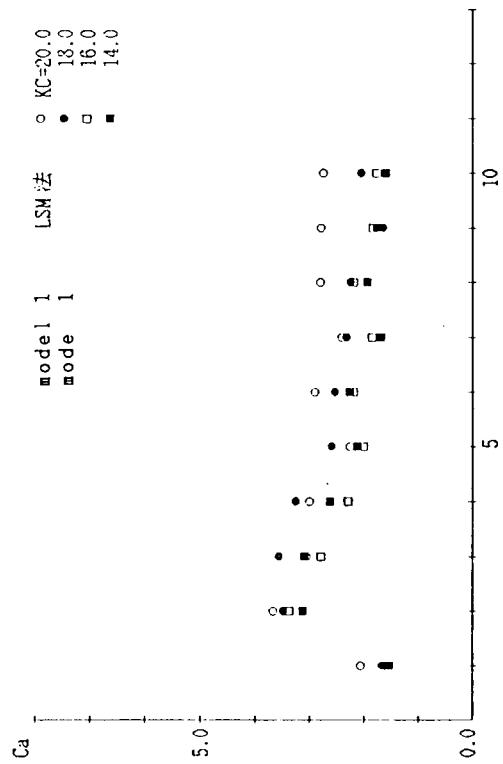


図 2.2.8 定常振動における Ca の過渡特性 (L S M 法)

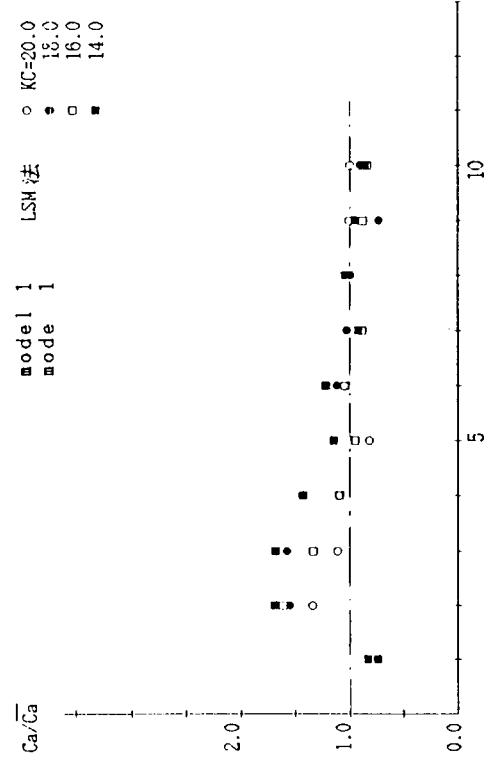


図 2.2.10 Ca の過渡特性の K_c 数依存性 (L S M 法)

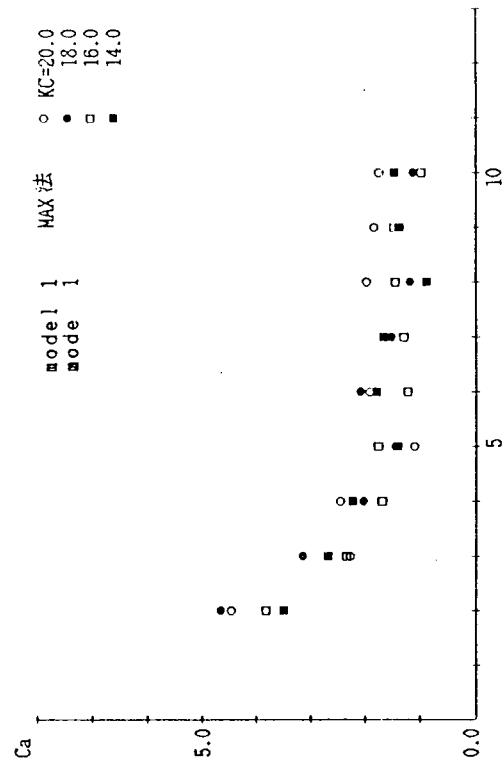


図 2.2.9 定常振動における Ca の過渡特性 (MAX 法)

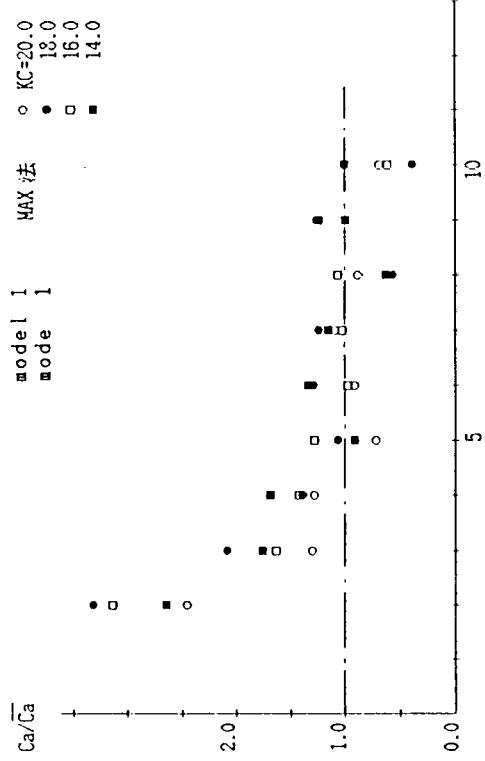


図 2.2.11 Ca の過渡特性の K_c 数依存性 (MAX 法)

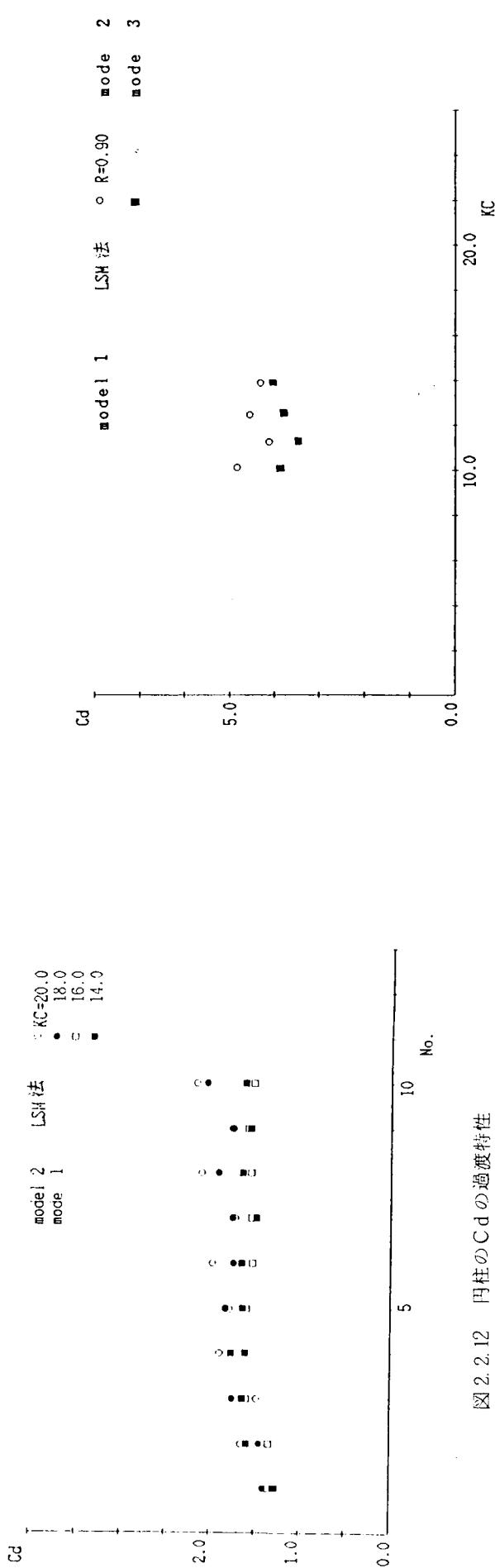


図 2.2.14 減衰・増幅振動モードにおける抗力係数 C_d ($R = 0.90$)

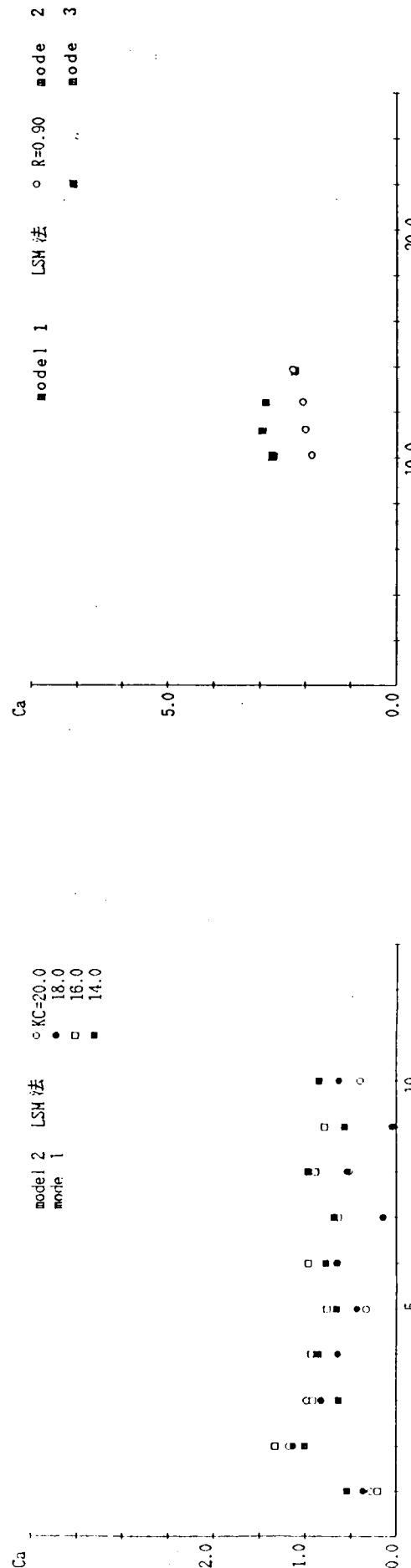


図 2.2.15 減衰・増幅振動モードにおける付加質量係数 C_a ($R = 0.90$)

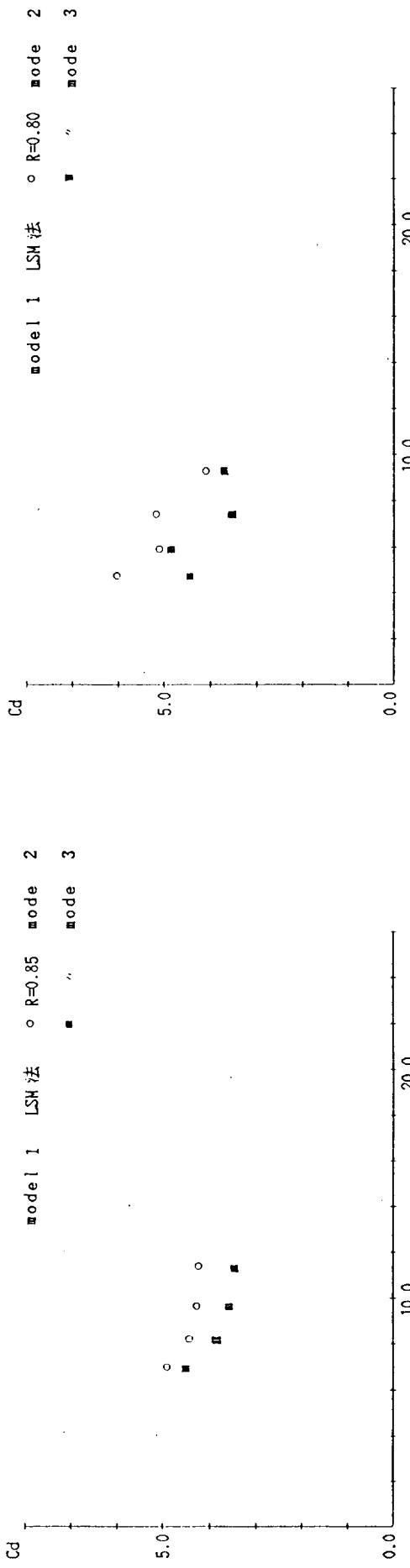


図 2.2.16 減衰・増幅振動モードにおける抗力係数 C_d ($R = 0.85$)



図 2.2.18 減衰・増幅振動モードにおける抗力係数 C_d ($R = 0.80$)

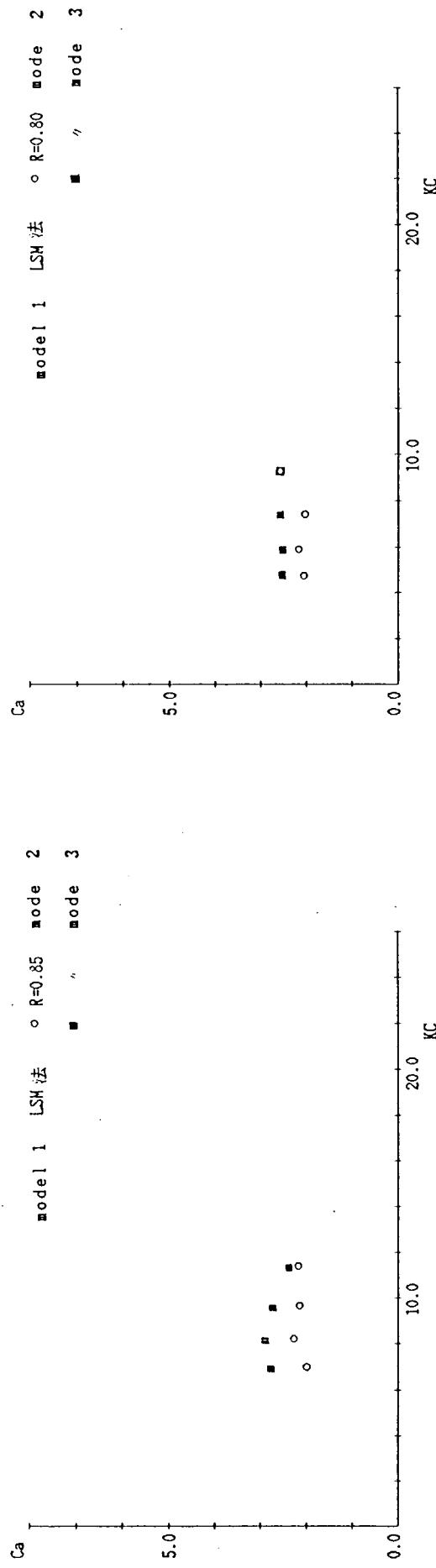


図 2.2.17 減衰・増幅振動モードにおける付加質量係数 C_a ($R = 0.85$)

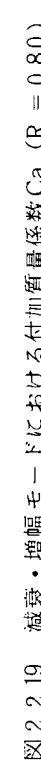


図 2.2.19 減衰・増幅モードにおける付加質量係数 C_a ($R = 0.80$)

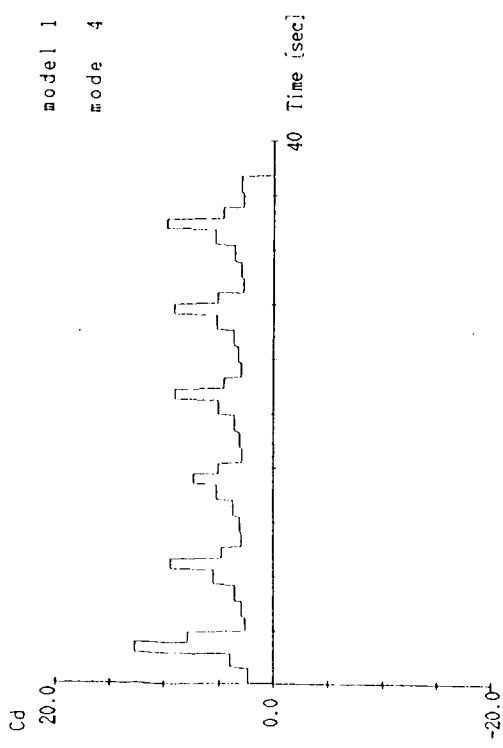


図 2.2.20 不規則振動時の C_d の変化

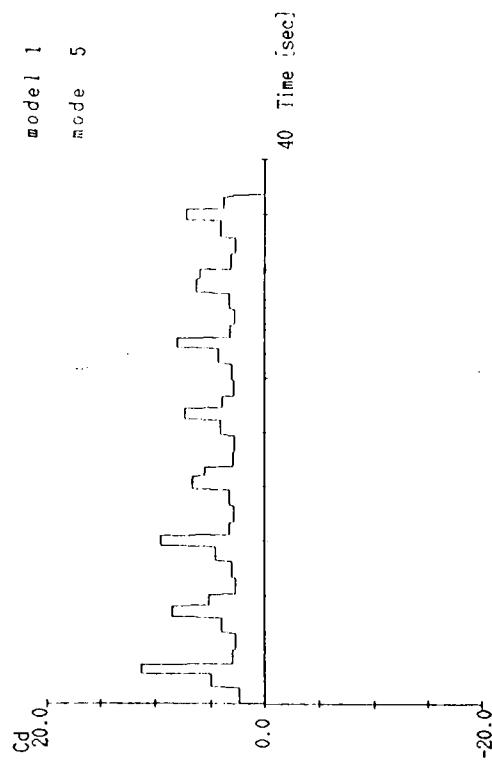


図 2.2.22 不規則振動時の C_d の変化

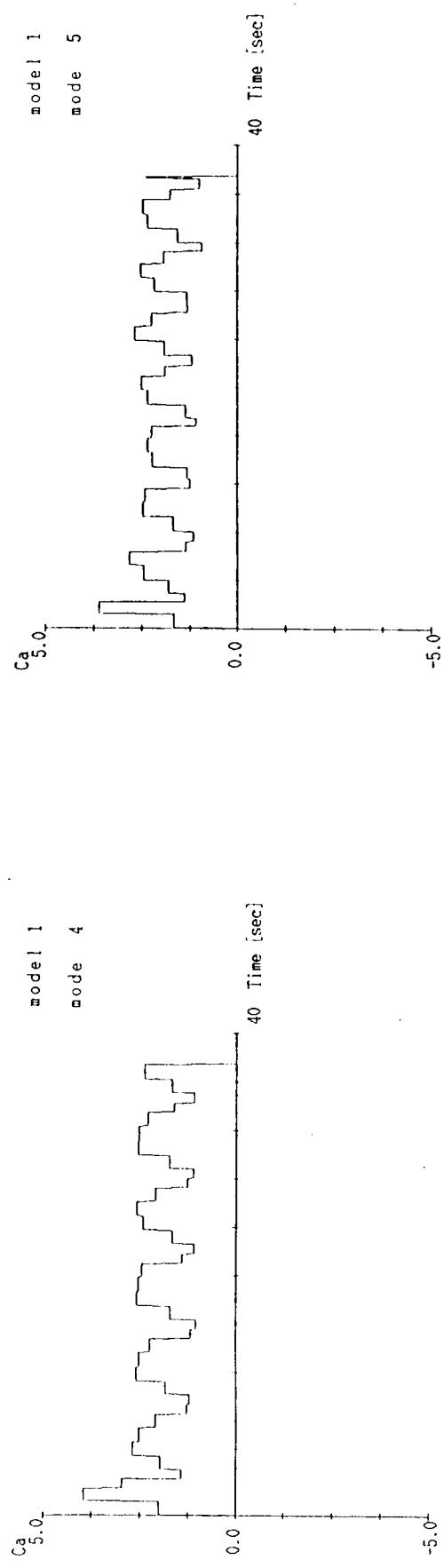


図 2.2.21 不規則振動時の C_a の変化

図 2.2.23 不規則振動時の C_a の変化

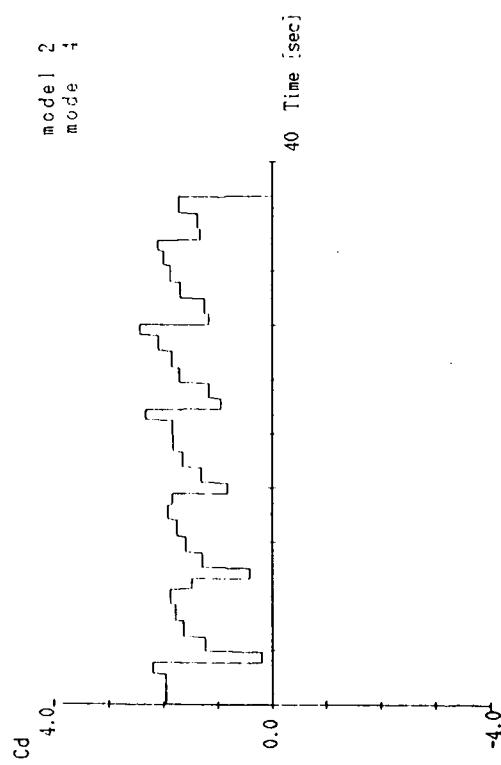


図 2.24 不規則振動時の C_d の変化

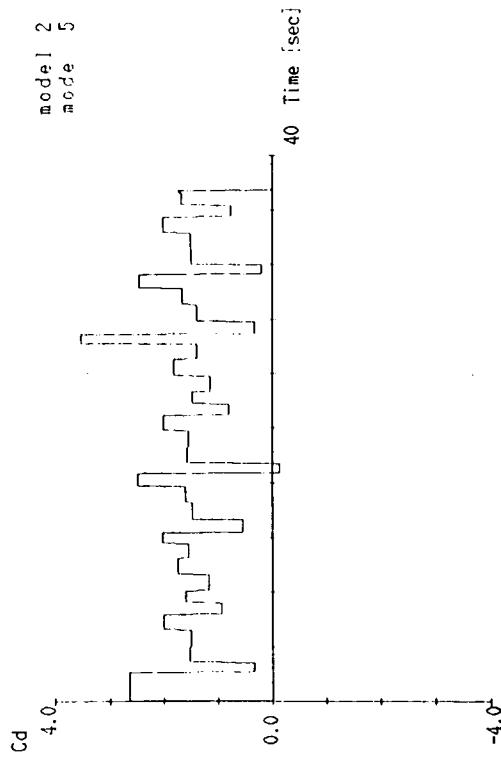


図 2.26 不規則振動時の C_d の変化

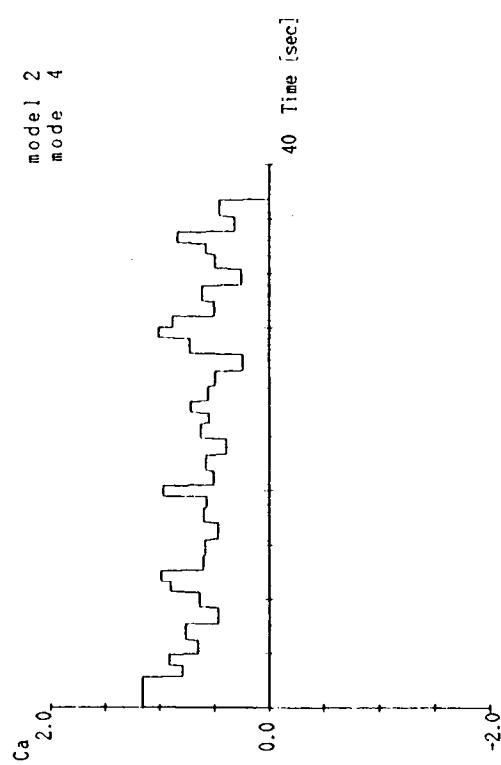


図 2.25 不規則振動時の C_a の変化

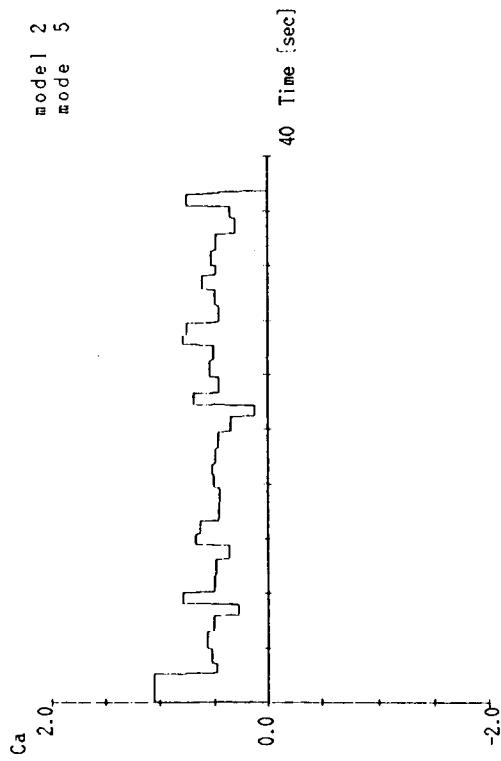


図 2.27 不規則振動時の C_a の変化

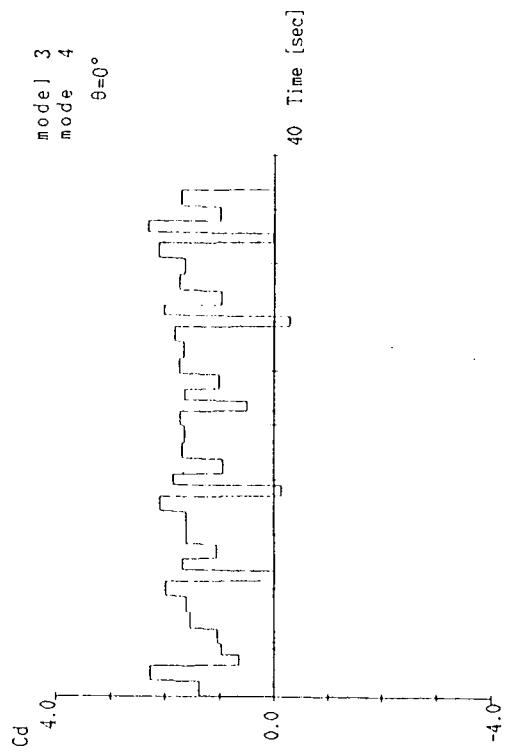


図 2.2.28 不規則振動時の C_d の変化

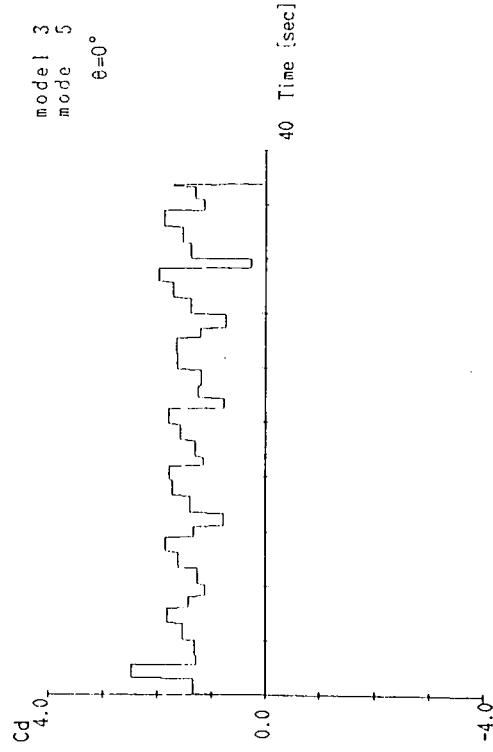


図 2.2.30 不規則振動時の C_d の変化

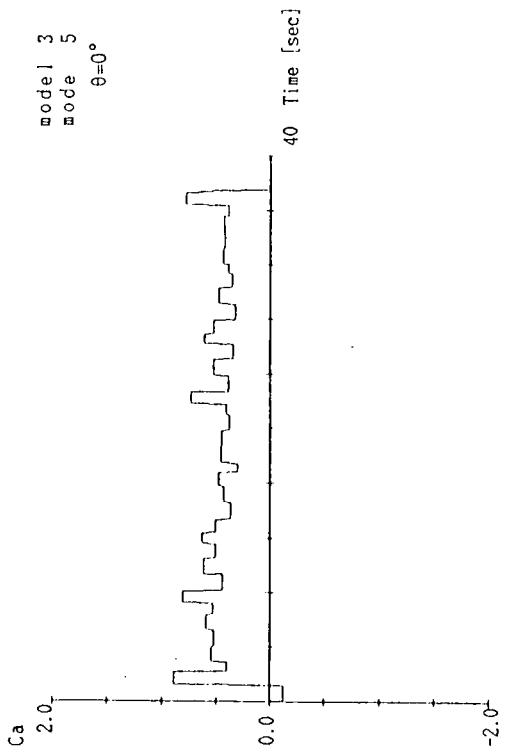


図 2.2.29 不規則振動時の C_a の変化

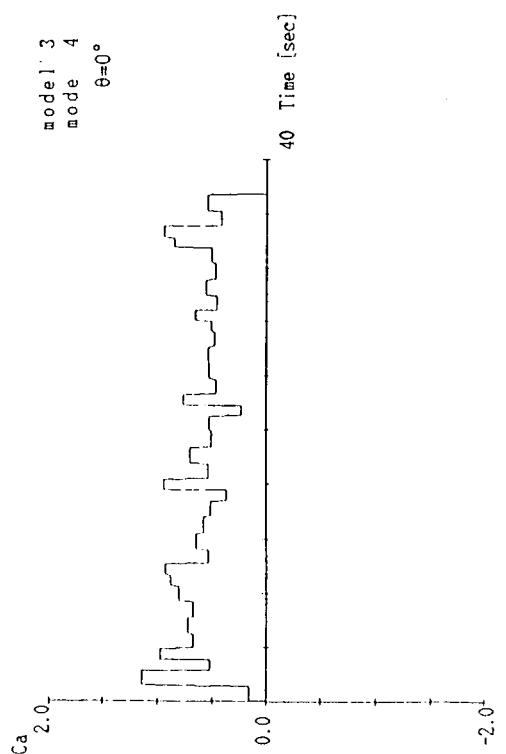


図 2.2.31 不規則振動時の C_a の変化

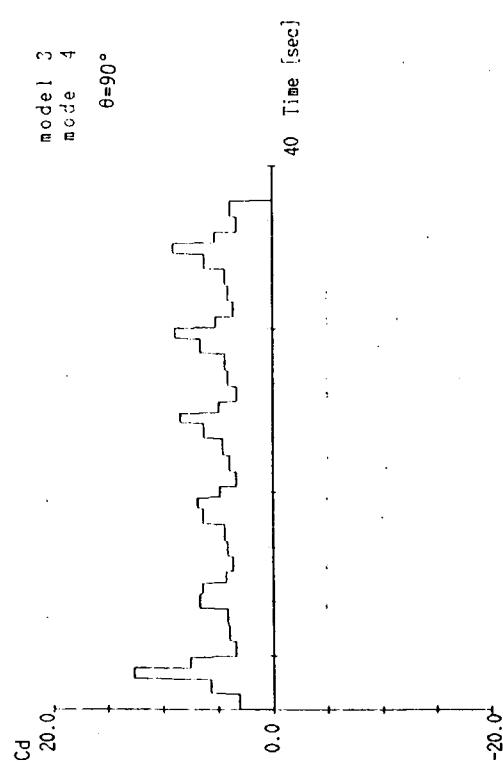


図 2.2.32 不規則振動時の C_d の変化

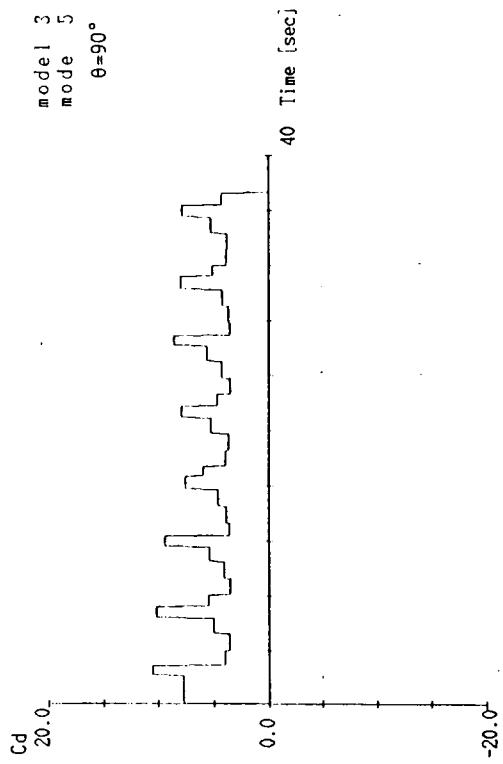


図 2.2.34 不規則振動時の C_d の変化

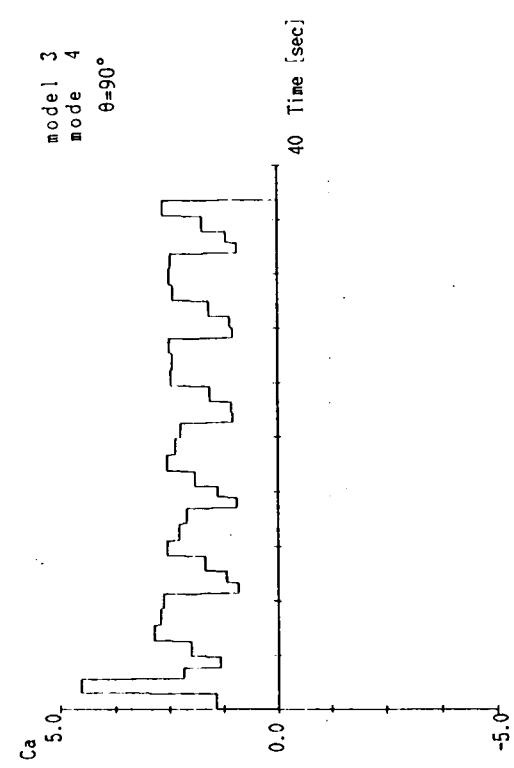


図 2.2.33 不規則振動時の C_a の変化

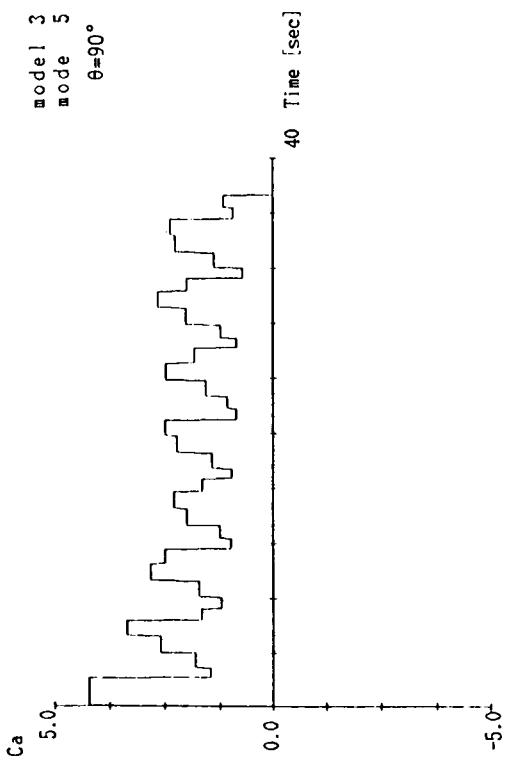


図 2.2.35 不規則振動時の C_a の変化

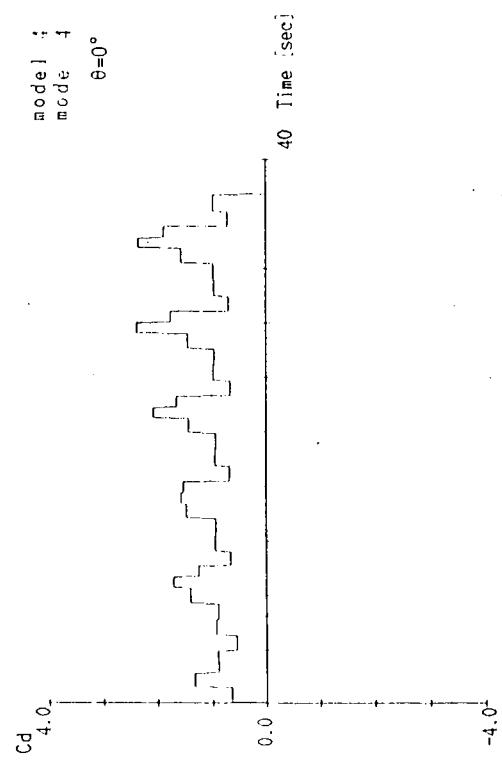


図 2.2.36 不規則振動時の C_d の変化

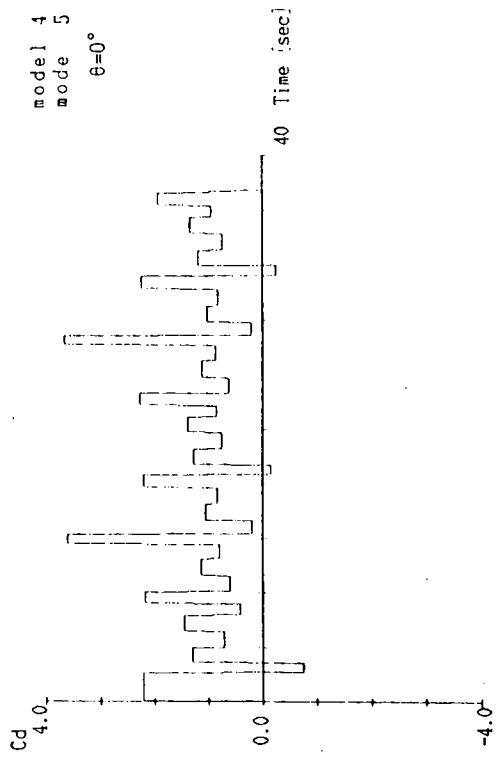


図 2.2.38 不規則振動時の C_d の変化

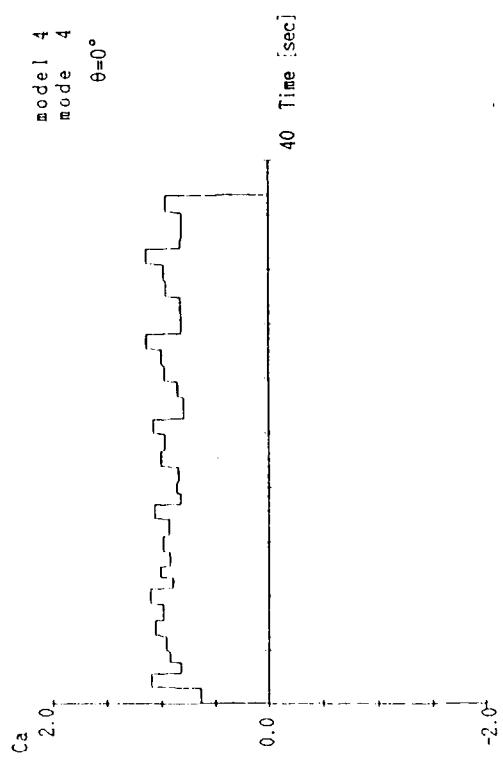


図 2.2.37 不規則振動時の C_a の変化

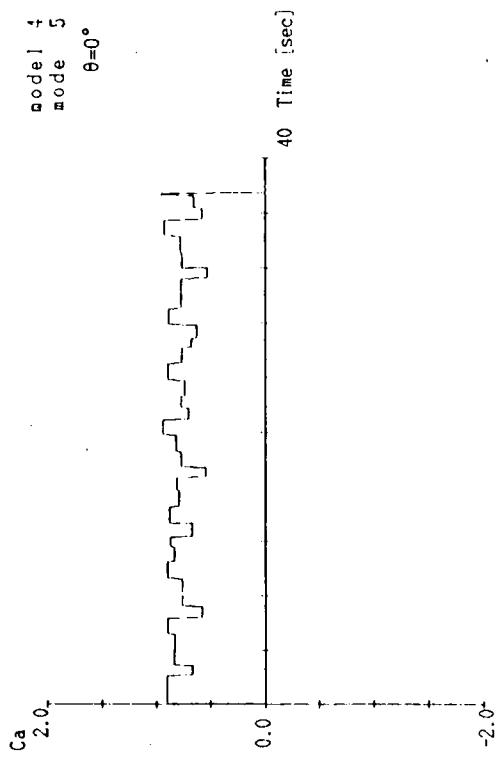


図 2.2.39 不規則振動時の C_a の変化

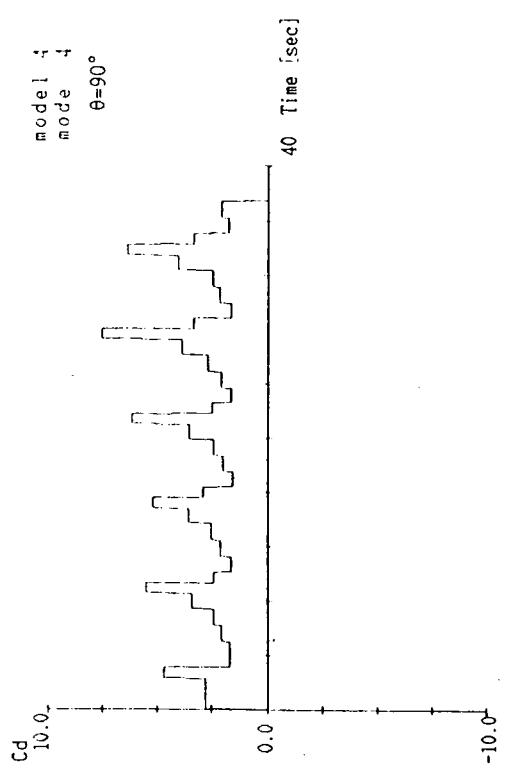


図 2.2.40 不規則振動時の C_d の変化

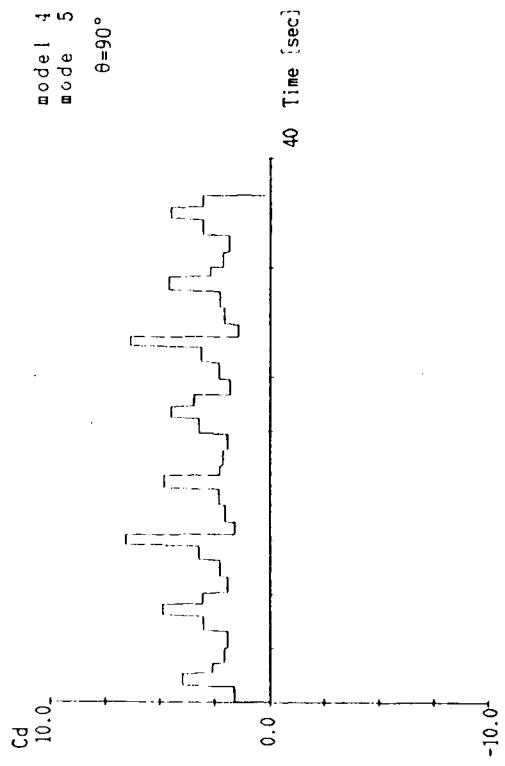


図 2.2.42 不規則振動時の C_d の変化

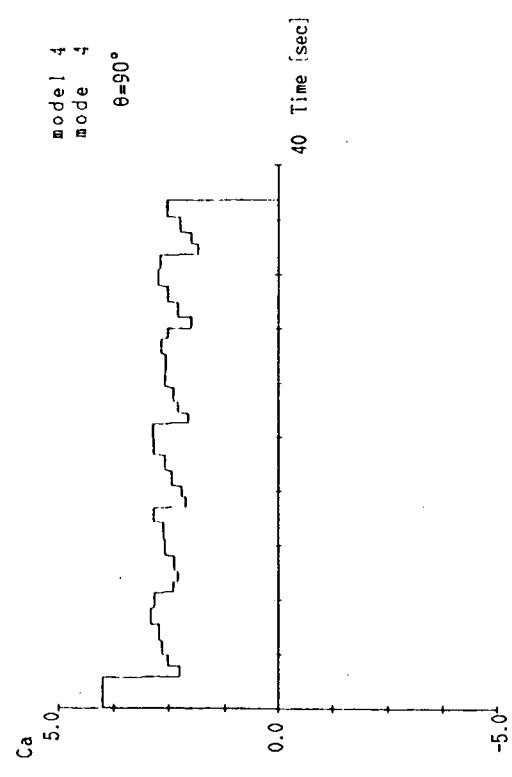


図 2.2.41 不規則振動時の C_a の変化

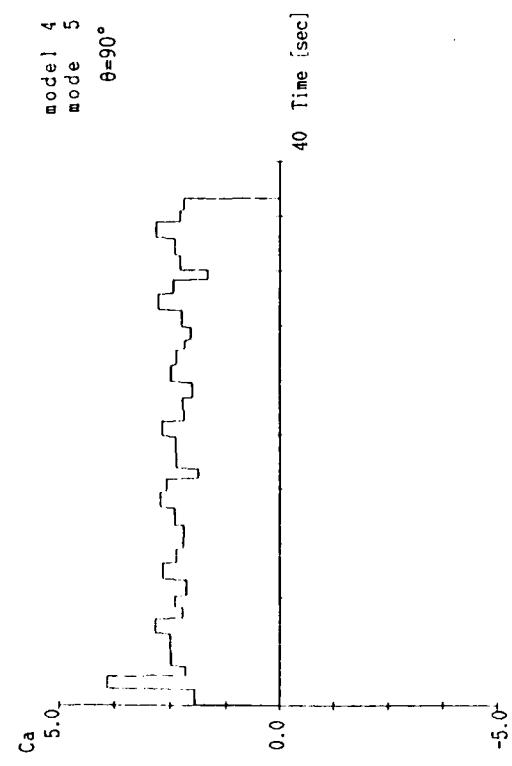


図 2.2.43 不規則振動時の C_a の変化

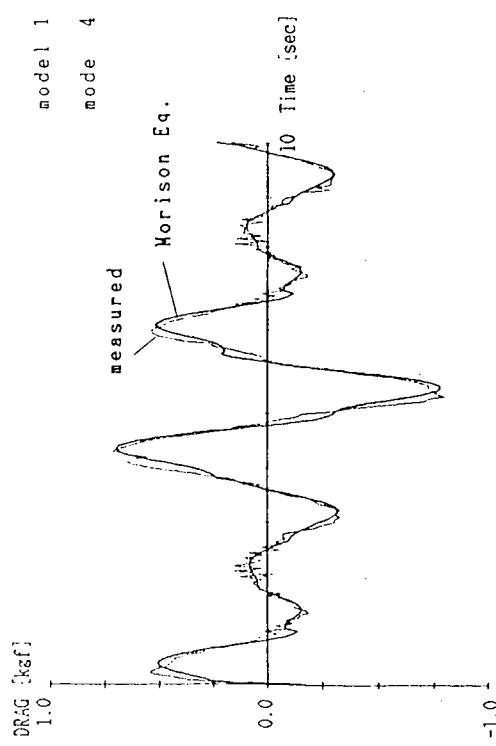


図 2.2.44 モリソン式と計測値との比較

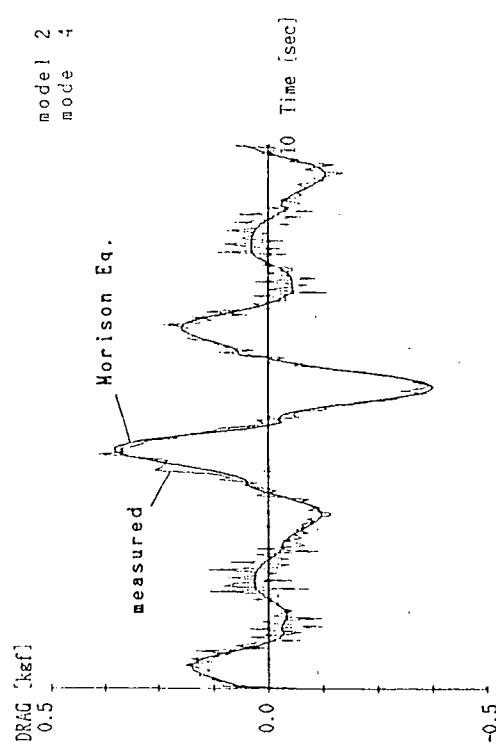


図 2.2.46 モリソン式と計測値との比較

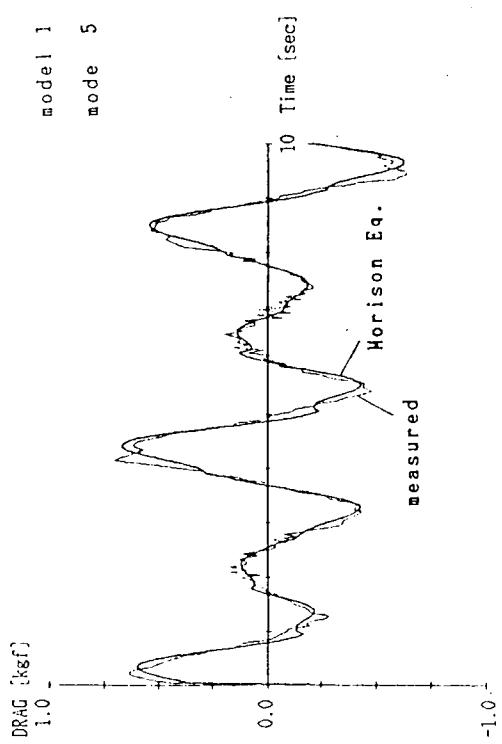


図 2.2.45 モリソン式と計測値との比較

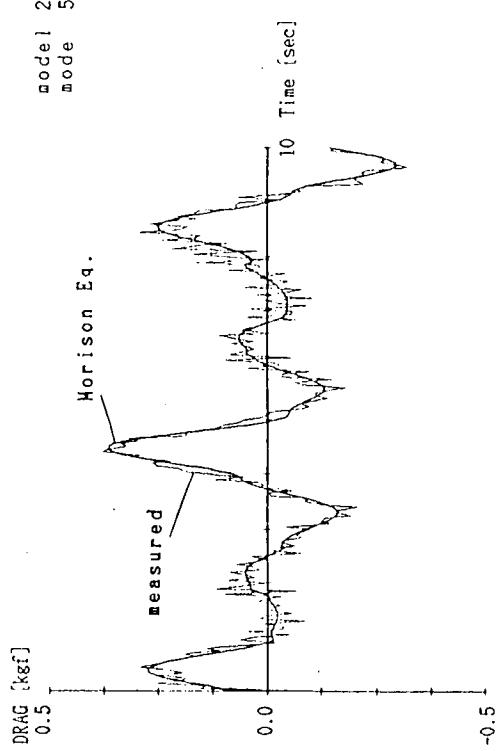


図 2.2.47 モリソン式と計測値との比較

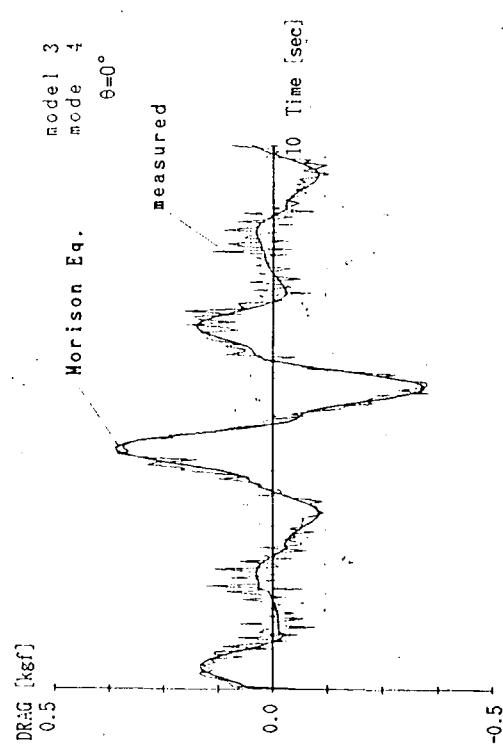


図 2.2.48 モリソン式と計測値との比較

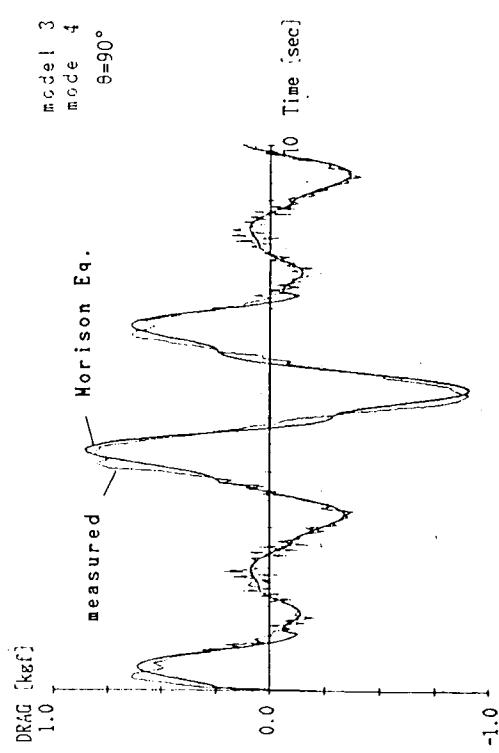


図 2.2.50 モリソン式と計測値との比較

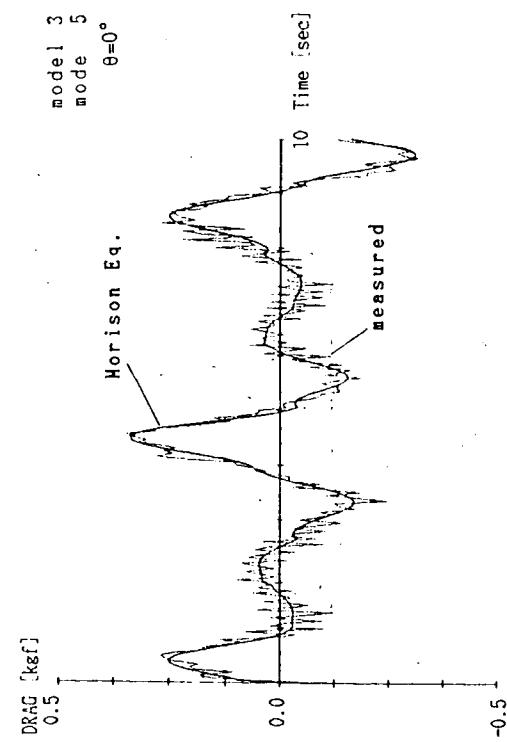


図 2.2.49 モリソン式と計測値との比較

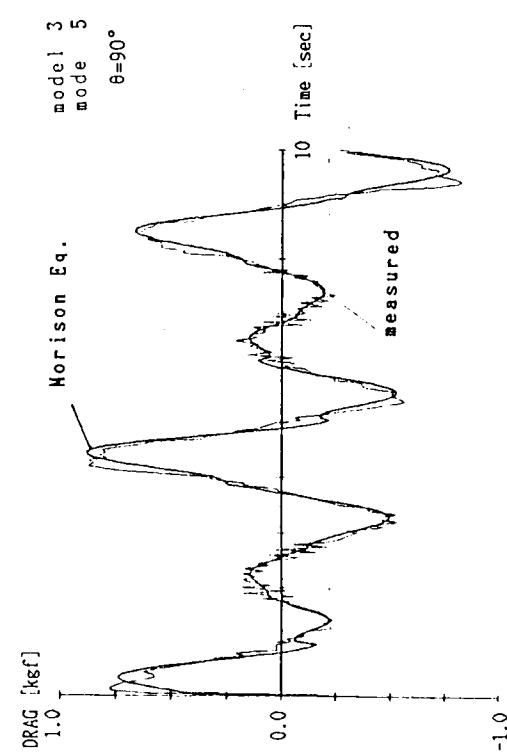


図 2.2.51 モリソン式と計測値との比較

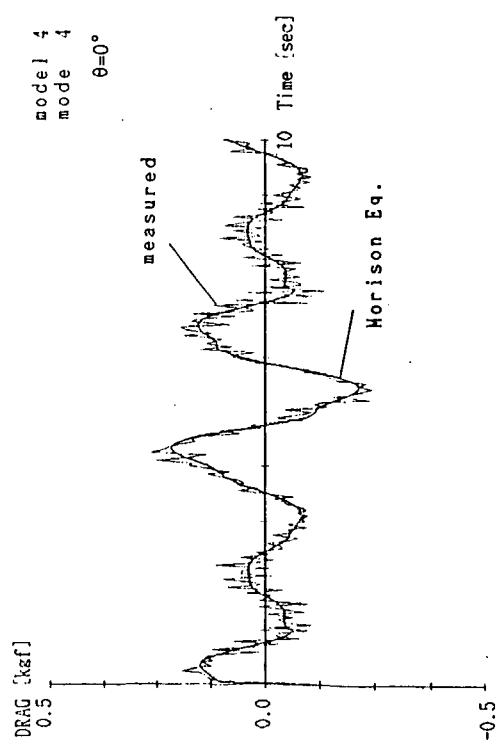


図 2.2.52 モリソン式と計測値との比較

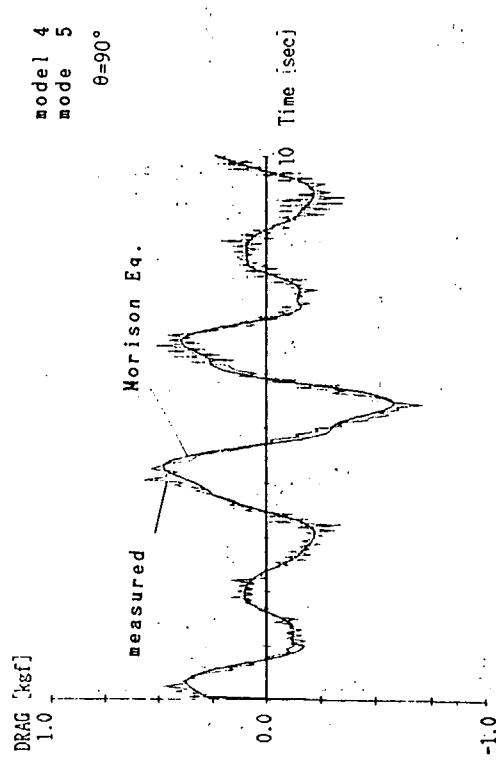


図 2.2.54 モリソン式と計測値との比較

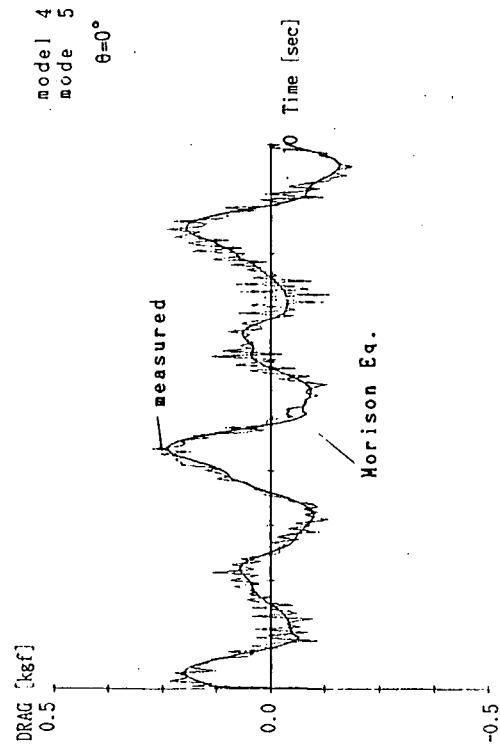


図 2.2.53 モリソン式と計測値との比較

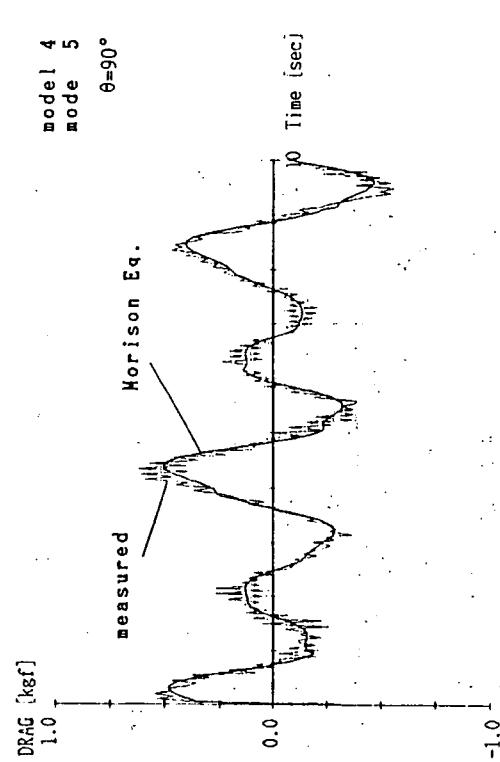


図 2.2.55 モリソン式と計測値との比較

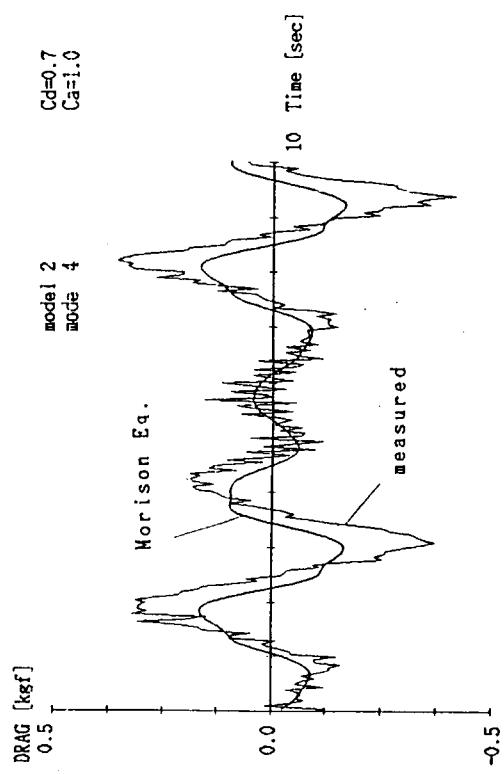


図 2.2.56 モリソン式と計測値との比較

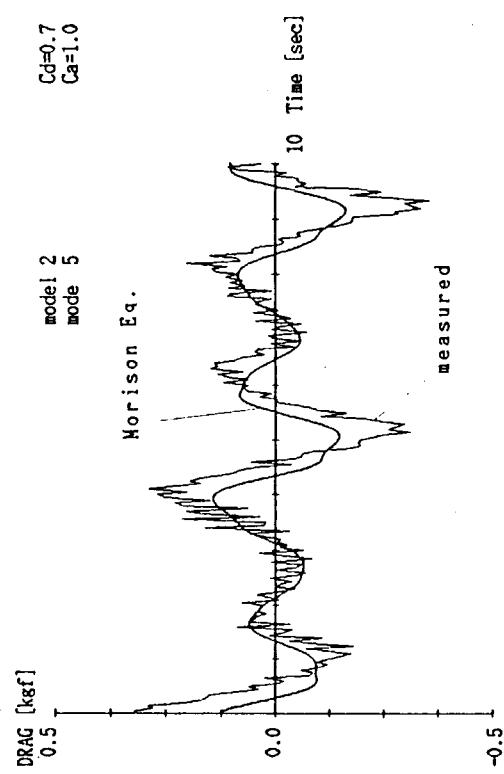


図 2.2.57 モリソン式と計測値との比較

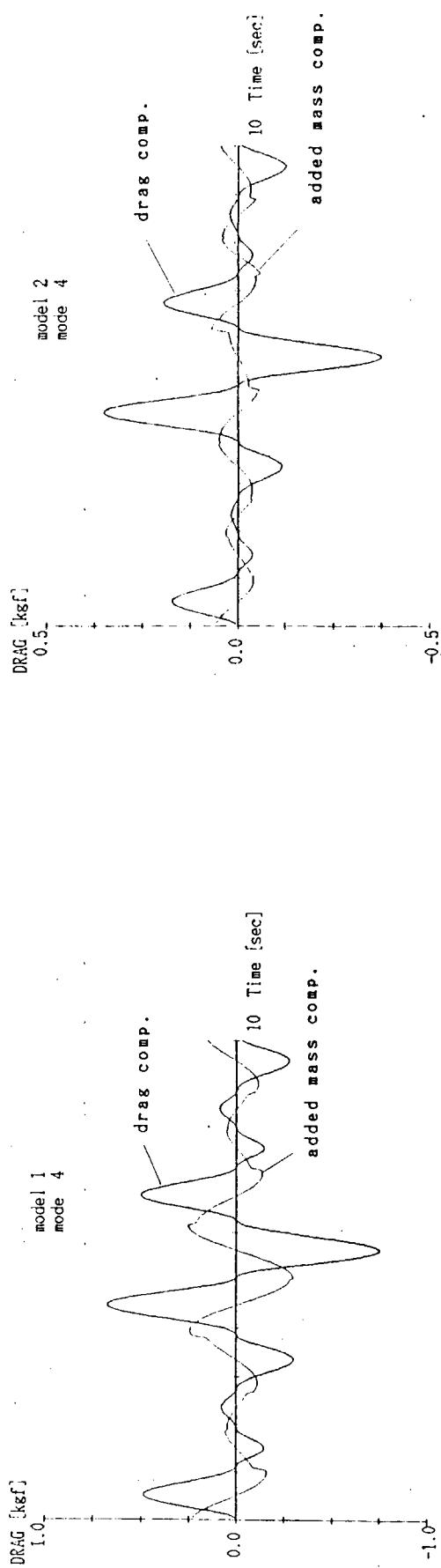


図 2.258 抗力成分と付加質量成分の割合

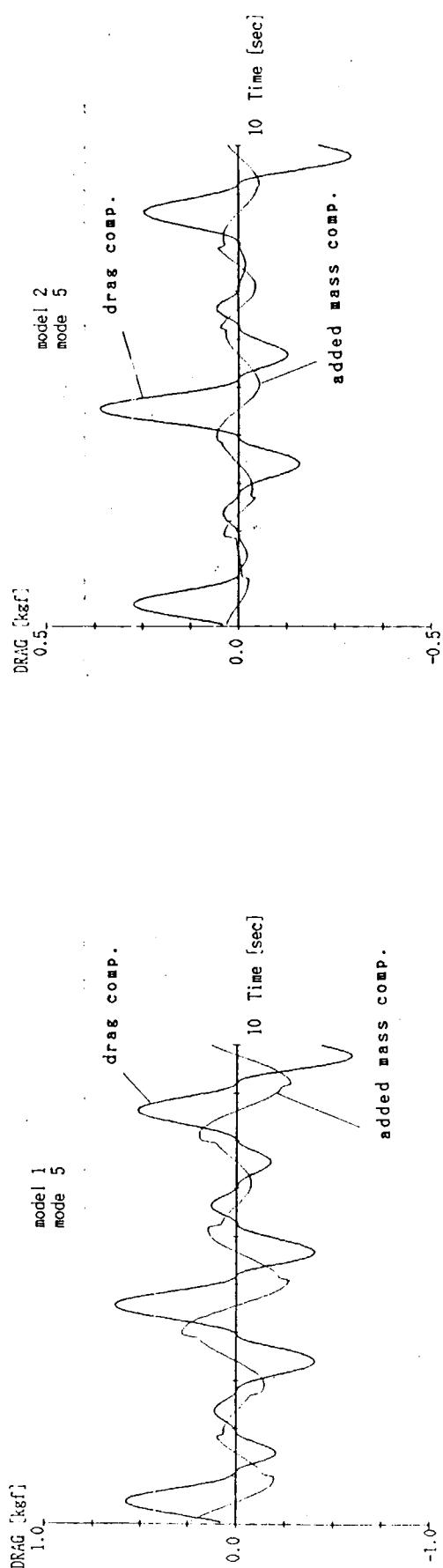


図 2.259 抗力成分と付加質量成分の割合

図 2.260 抗力成分と付加質量成分の割合

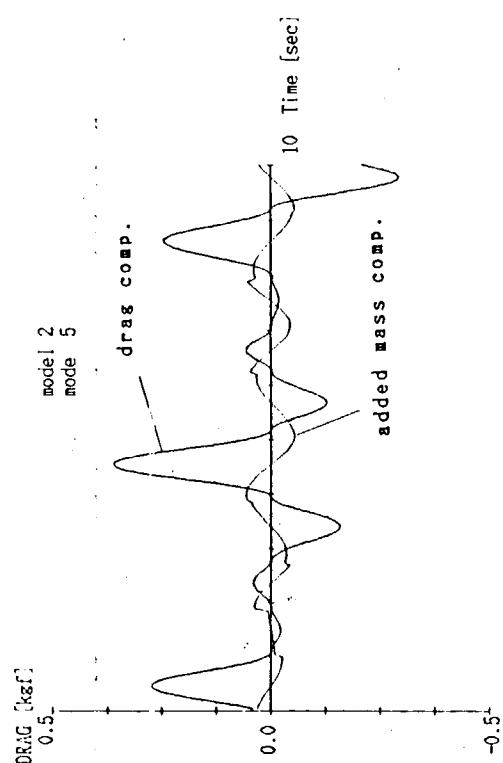


図 2.261 抗力成分と付加質量成分の割合

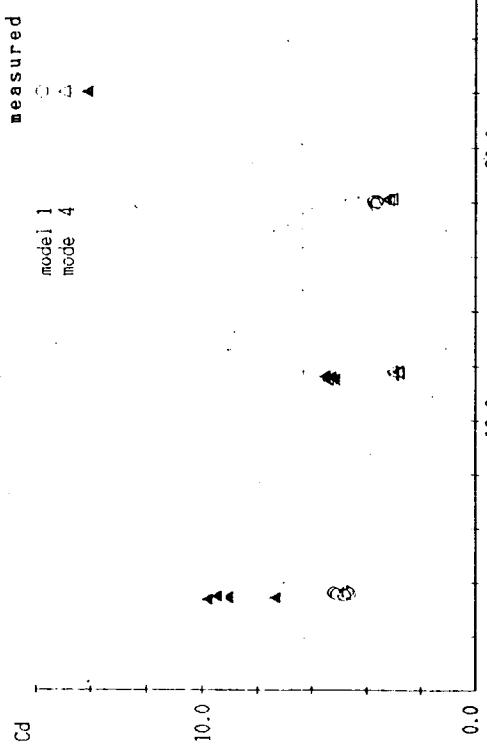


図 2.2.62 不規則振動時の C_d

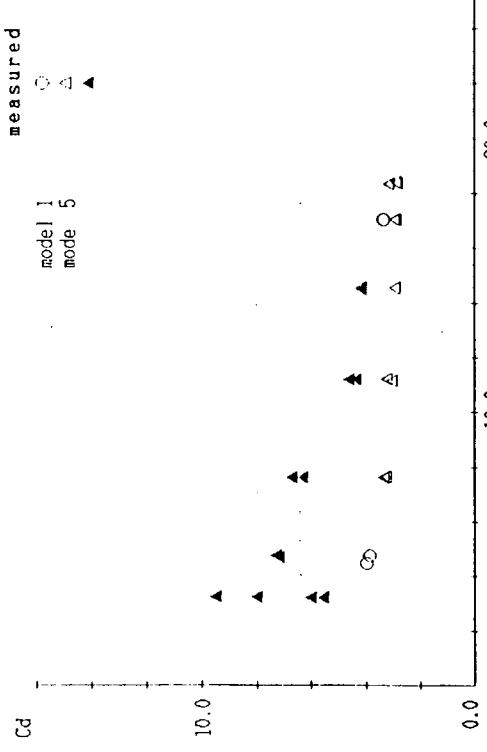


図 2.2.64 不規則振動時の C_d

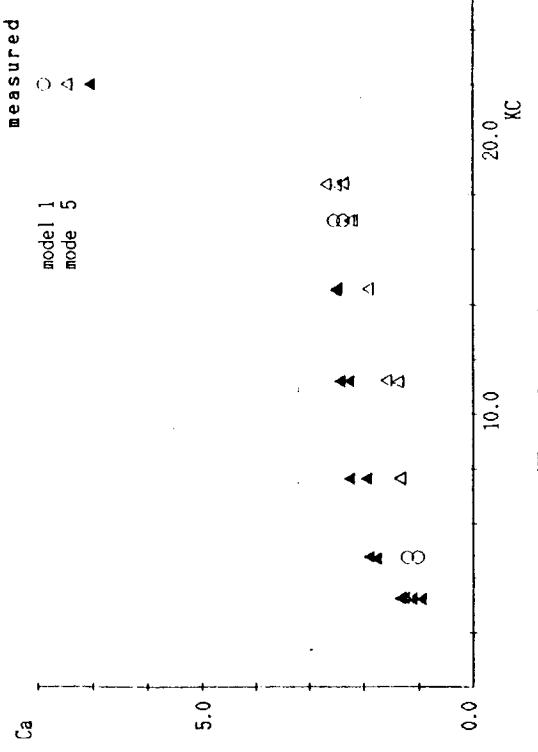


図 2.2.63 不規則振動時の C_a

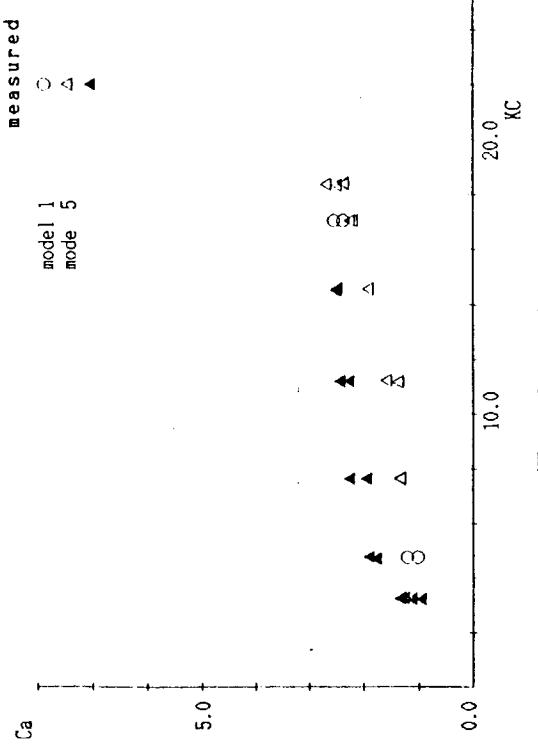


図 2.2.65 不規則振動時の C_a

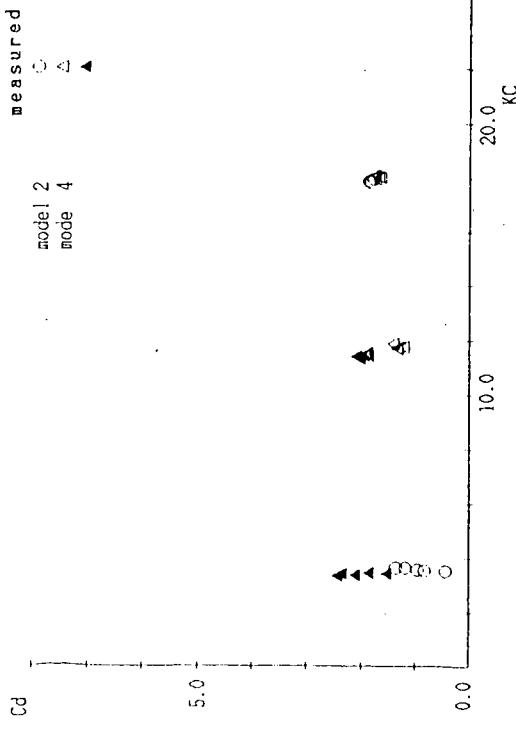


図 2.2.66 不規則振動時の C_d

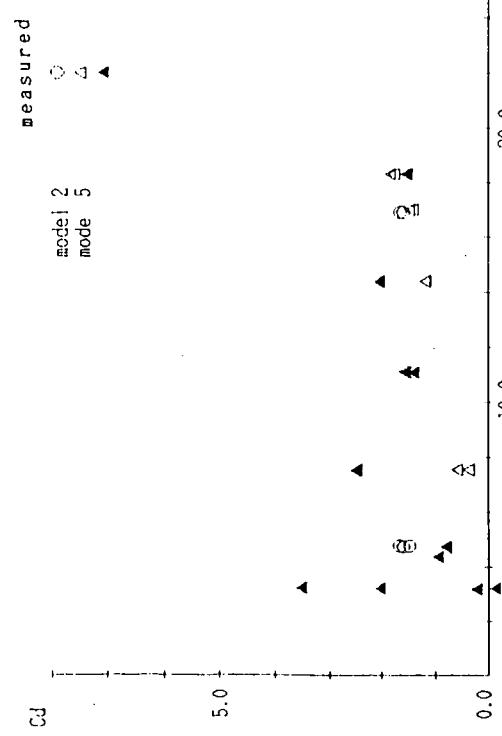


図 2.2.68 不規則振動時の C_d

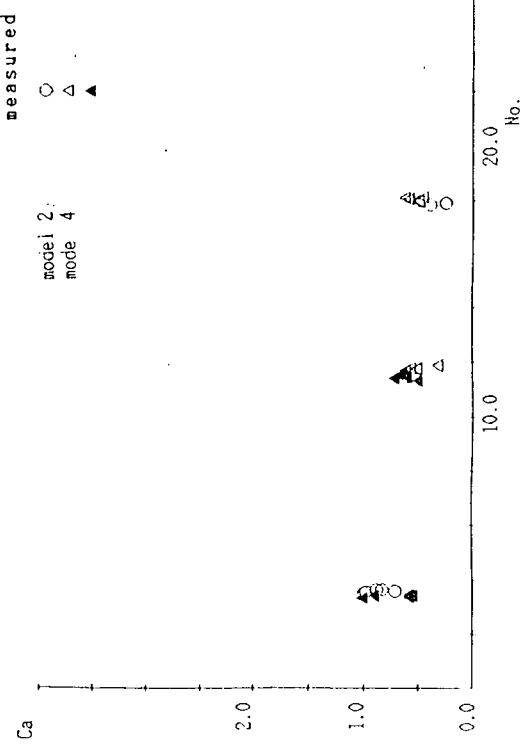


図 2.2.67 不規則振動時の C_a

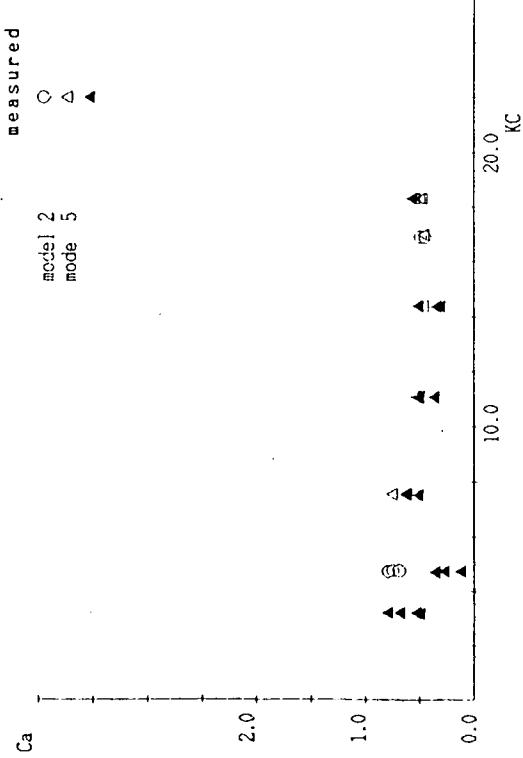


図 2.2.69 不規則振動時の C_a

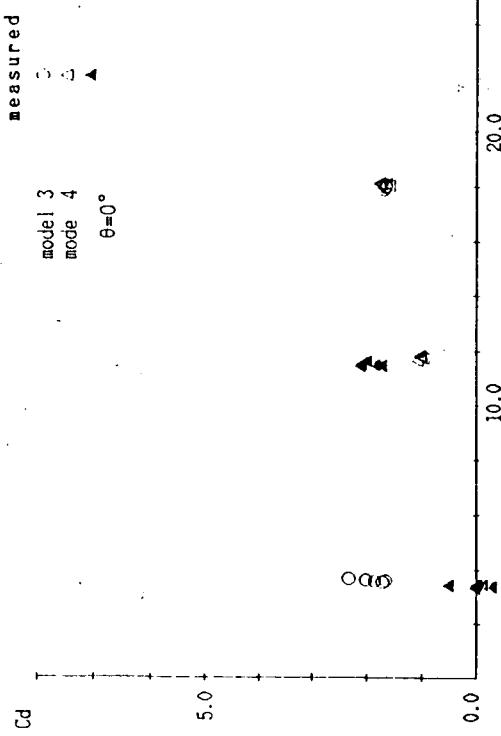


図 2.2.70 不規則振動時の C_d

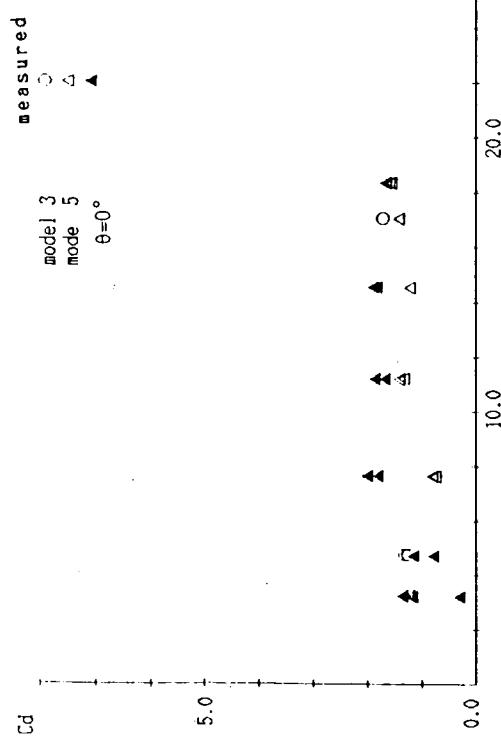


図 2.2.72 不規則振動時の C_d

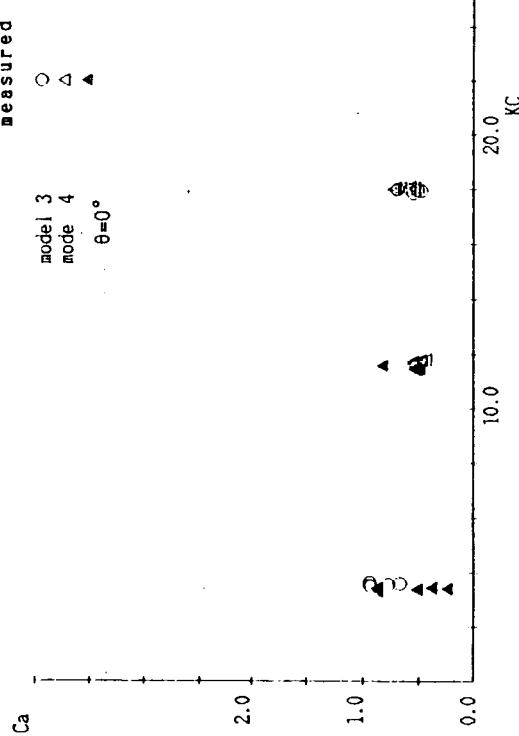


図 2.2.71 不規則振動時の C_a

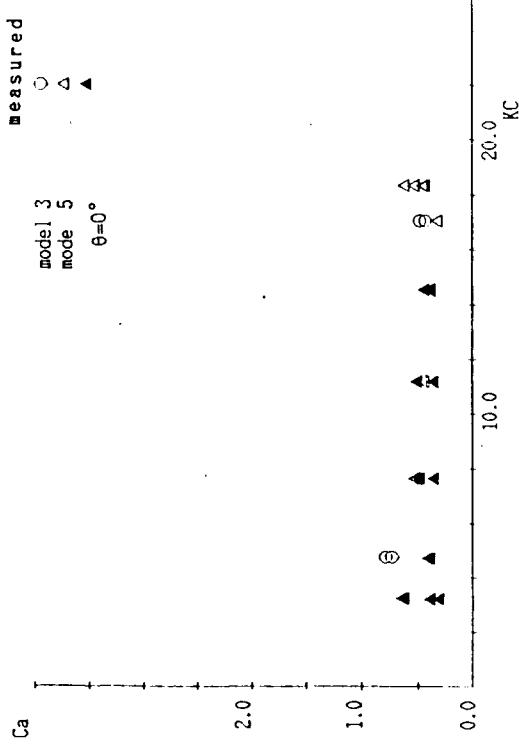


図 2.2.73 不規則振動時の C_a

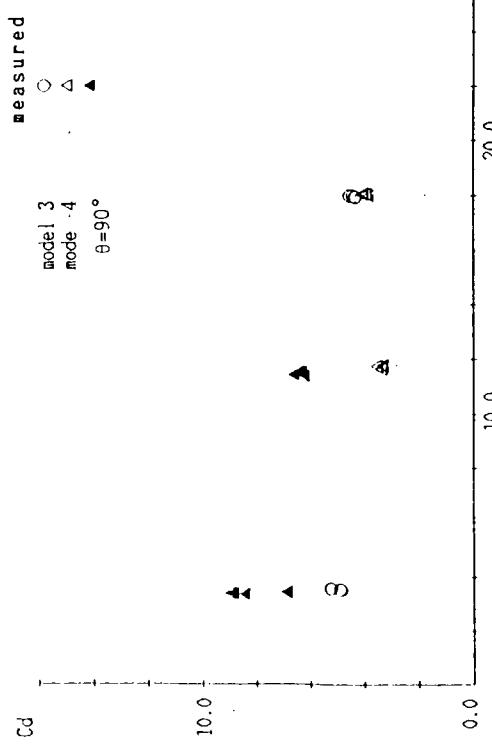


図 2.2.74 不規則振動時の C_d

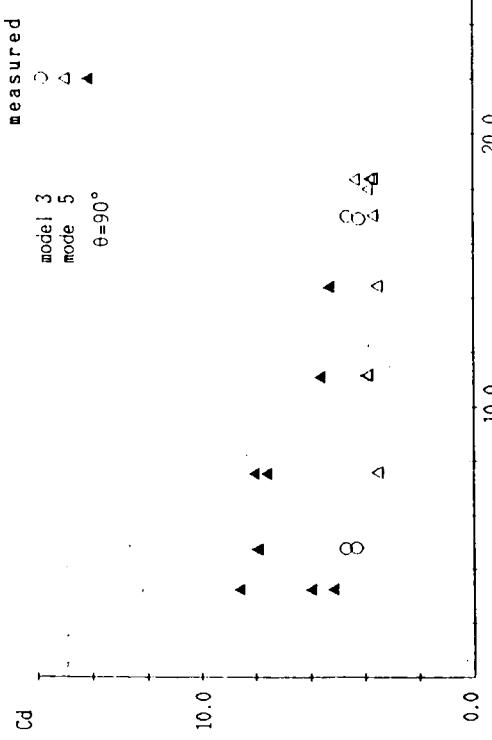


図 2.2.76 不規則振動時の C_d

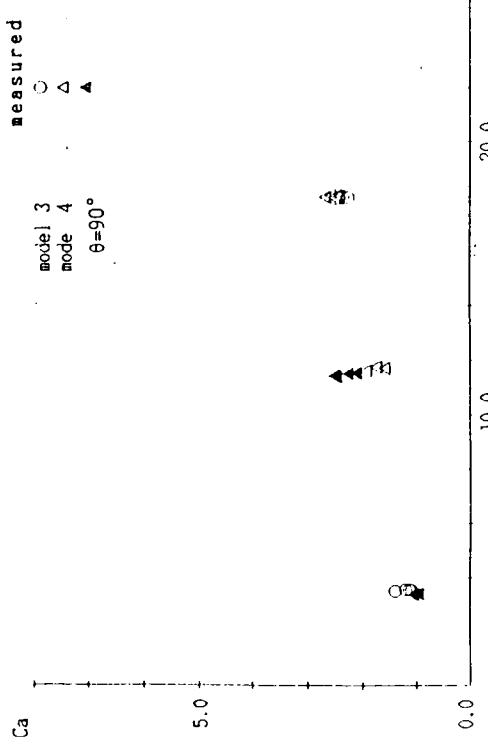


図 2.2.77 不規則振動時の C_a

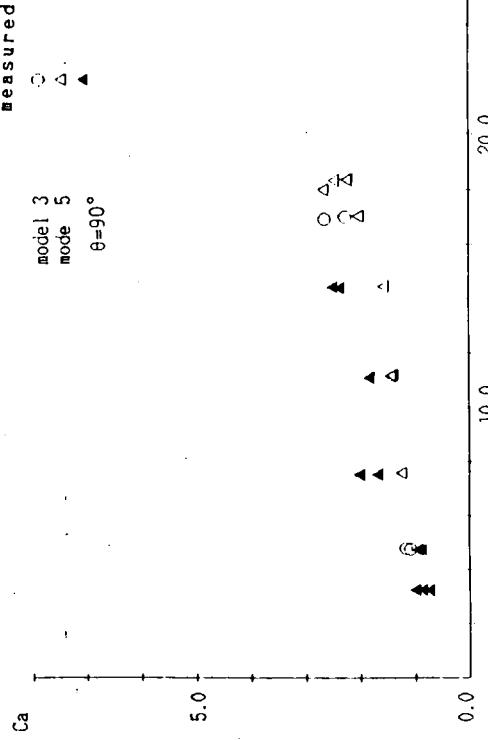


図 2.2.76 不規則振動時の C_d

図 2.2.76 不規則振動時の C_d

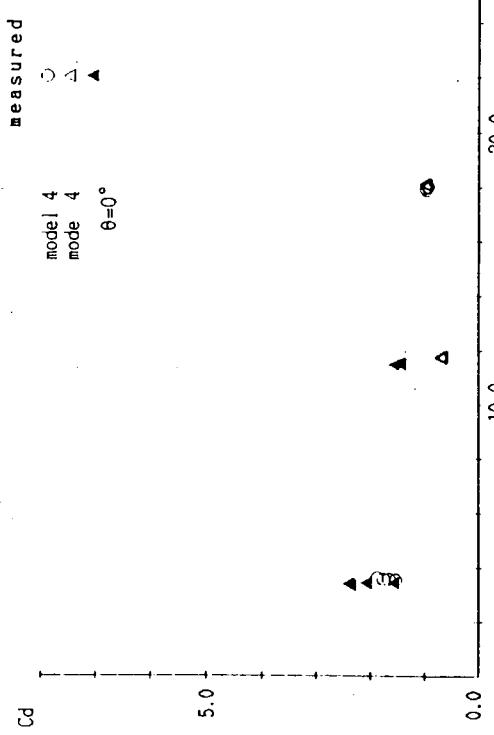


図 2.2.78 不規則振動時の C_d

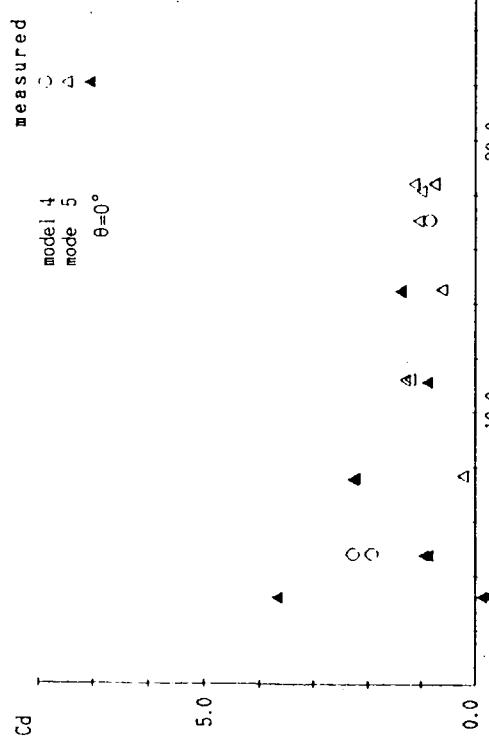


図 2.2.80 不規則振動時の C_d

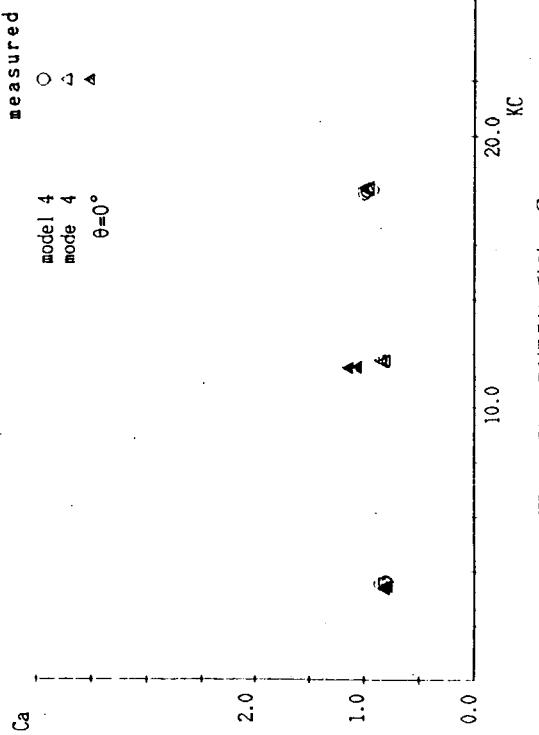


図 2.2.79 不規則振動時の C_a

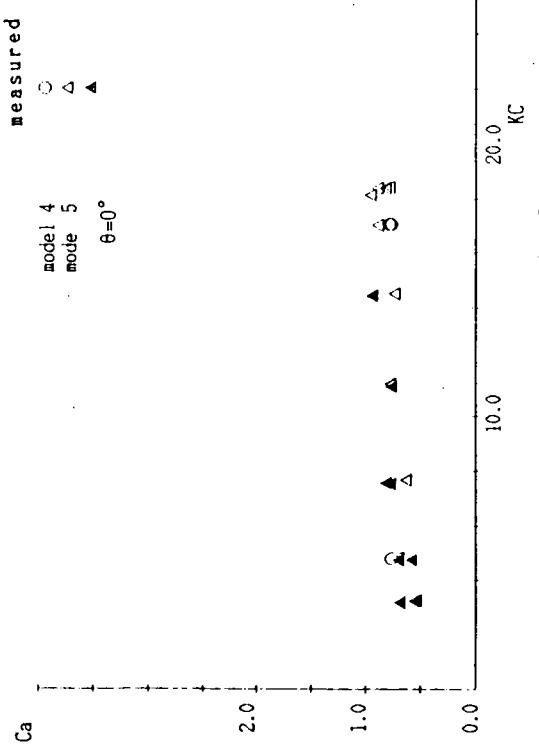


図 2.2.81 不規則振動時の C_a

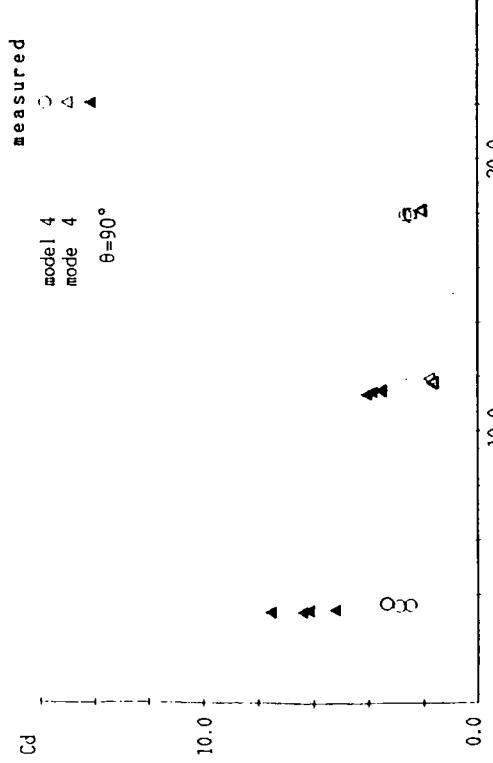


図 2.2.82 不規則振動時の C_d

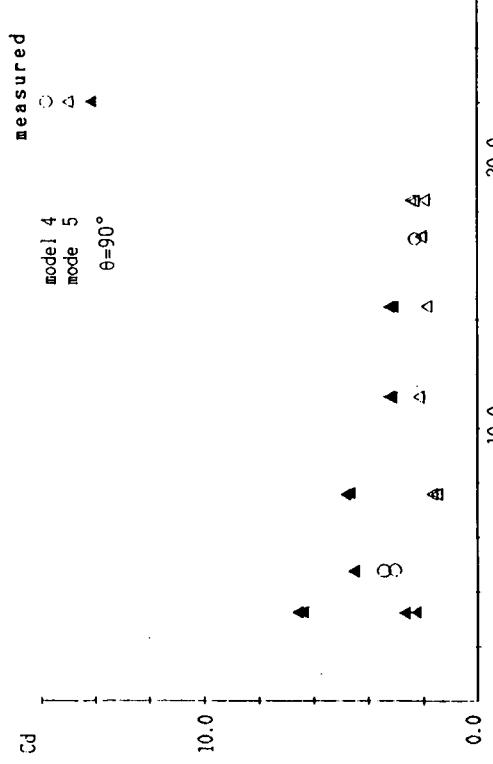


図 2.2.84 不規則振動時の C_d



図 2.2.83 不規則振動時の C_a



図 2.2.85 不規則振動時の C_a

2.3 大波高時要素部材に働く流体力の推定

2.3.1 はじめに

荒天海象下で作業す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の設計上重要なことである。特に、種々の波が偶然に重なり合って大きな波になり、それがリグの浮力を持っているコラムとポンツーンに衝突した時の力について検討することは特に大切と思われる。

今年度は、昨年度から使用している、大波高を過渡的集中波で模擬した波を使用して、コラム（垂直円柱）に働く圧力や、コラムが強制左右揺している時の衝撃力などについて、いくつかの状態で実験をし検討を行った。

2.3.2 実験状態

実験は阪大の小水槽で実施した。過渡的集中波の中で次の4種類の実験を行った。

(1) 静止垂直円柱（コラム）のみに働く衝撃圧力の計測

計測点は、深さが水面上5cm, 10cm, 水面上, 水面下5cm, 10cm, 15cmの6つの深さ、各々の深さで円周方向は30°づつ180°までの6つの角度である。

(2) 静止ポンツーンのみに働く衝撃力の計測

ポンツーンの上面が水面下15cmの深さで行った。

(3) 垂直円柱とポンツーンの結合体に働く衝撃力の計測

吃水は、深い吃水から浅い吃水まで7種類の吃水で行った。

(4) 垂直円柱（コラム）の強制左右揺時に働く衝撃力の計測

集中波との出会いの位相を種々変化させて行った。

実験に使用した模型の概要を図2.3.1に示す。

2.3.3 静止垂直円柱に働く衝撃圧力

図2.3.2に示すような垂直円柱に圧力計測孔を作りそこに働く波の衝撃圧力を求めた。この時計測された圧力のタイムヒストリーの例を図2.3.3～図2.3.8に示す。各々の深さに対して円周まわり30°毎のものである。大きな圧力が現われる前に負の圧力が出ているのは波が到着する前に水面が降下するためである。水面上5cmの位置における圧力に、鋭い立ち上りを持った波形が特徴的である。図2.3.9に水面下Z=-5cm, -10cm, -15cmにおける円周まわり30°毎の点で計測されたピーク圧力の値を示す。図中の計算値は、入射波ポテンシャル ϕ_w を用いて、円柱の直径Dは波の長さのスケールに比べて小さいと仮定し、次式で計算したものである。

$$\frac{P}{\rho} = -\frac{\partial \phi_w}{\alpha t} - D \left[\frac{\partial \phi_w}{\alpha x \alpha t} \right] \cos \theta - 2 \left[\frac{\partial \phi_w}{\alpha x} \right]^2 \sin^2 \theta \quad (1)$$

計算によると円柱後方で圧力は回復するが実験値では十分回復しない。定性的な傾向は良く合っていると言えよう。

次に、 $\theta = 0^\circ$ （円柱の前面）の圧力のピーク値を p_0 とし、円周まわりに関する衝撃圧力のピーク値の分布を

$$p_i(\theta) = p_0 (\theta = 0^\circ) \cdot \cos^2 \theta \quad (2)$$

と仮定し、 p_0 の値に実験値を用いて(2)式によって計算した結果と実験値と比較した図が図2.3.10である。衝撃圧力のピーク値の円周方向分布が $\cos^2 \theta$ に良く合致していることがわかる。

2.3.4 静止ポンツーンに働く衝撃力

ポンツーンの上面が水面下15cmになるように薄いスオードを使って設置し、過渡的集中波をあてた時の力のタイムヒストリーを図2.3.11に示す。大きな衝撃力がでていない。

2.3.5 垂直円柱（コラム）とポンツーン総合体に働く衝撃力

前記の実験で使用したコラムとポンツーンを結合し、過渡的集中波をあてた時の衝撃力を計測した。この場合、吃水を7種類変化させて行った。それらの計測されたタイムヒストリーを図2.3.12～図2.3.18までに示す。タイム

ヒストリー中にある周期 0.24 秒位の短周期の変動は、この計測系の固有周期である。平均線をみていただくのが良い。なお、目下この成分を計算し取り除く方法を検討中であるが、概略の算定では、最初のピーク値にはあまり影響がないようである。ポンツーンだけの場合（図 2.3.11）に比べて、コラムがつくと衝撃力の最初のピーク値が大きくなることがわかる。

吃水 17.5 cm から浅い吃水での実験の場合、検力計につくコラムの長さが変わっている、それに応じて固有周期が短くなっている。

吃水を変化させても衝撃力のタイムヒストリーの全体の傾向はそれ程大きく変化していない。これは、衝撃力の最初のピーク値は水面付近の波動の影響が重要な役割をもっているからである。

2.3.6 垂直円柱（コラム）の強制左右揺時に働く力

過渡的集中波のような大波高の波の影響はコラム部に大きいことがわかったので、垂直円柱（コラム）だけについての実験を実施した。図 2.3.19 に円柱が静止している場合に計測された衝撃力を示す。さて、円柱を強制左右揺させ、その円柱に過渡的集中波をあてた場合、あたる瞬間の集中波と円柱との相対速度がある、あるいは波の形が場所によって相違がでてくる。そこで、実験では集中波と円柱が出会う位相をいろいろに変化させて円柱に働く衝撃力を求めた。強制左右揺の振幅は 4 cm で、その周期は 0.8 秒であるが、この 0.8 秒という値は集中波スペクトルのはば平均波周期に対応している。この集中波は集中時に約 9.5 cm 位になる。円柱の変位は波の来る方向を正として、 $x = 0.04 \cos(\omega t + \alpha)$ cm と表記し、 $\alpha = 0^\circ$ の時、最も波が来る方向に変位している。ゆえに、 $\alpha = 90^\circ$ の時最も相対速度が遅く、 $\alpha = 270^\circ$ の時最も相対速度が早くなっている。（図 2.3.20 を参照）

図 2.3.21(a), (b), (c) に $\alpha = 290^\circ$ （相対速度が最も大きくなる位相に近い）の場合の計測された力のタイムヒストリーを示す。(a) に示す Total load から、静止水面上で強制左右揺させた時の流体力を差し引いた力が(b) の Impact load として示されている。(c) は円柱の変位である。図 2.3.22 には $\alpha = 100^\circ$ （相対速度が最も小さくなる位相に近い）の場合のタイムヒストリーを示す。この両者の Impact load を比較すると、衝撃力に差があることがわかる。このように出会い位相 α を種々変えて Impact load の最初のピーク値を、 α に対して示した図が図 2.3.23 である。計算は、円柱と集中波が出会う位置の違いは無視し（これは出会った時の波の形の違いは無視したことになる。）、単に相対速度を変えた場合の結果に相当している。複雑な現象ではあるが実験の傾向を良く説明し得ていると言えよう。

2.3.7 まとめ

大波高時、セミサブ型リグのコラム、ポンツーンに働く力について検討した結果、次の点が明らかになった。

- (1) 境界要素法で計算された過渡的集中波でもって大波高の波を模擬し、コラムに働く衝撃圧力のピーク値を求めたが、それは実験結果をよく説明している。
- (2) この時、円周まわりの衝撃圧力のピーク値の分布は、 $\cos^2\theta$ 型と考えるのは良い近似である。
- (3) コラムとポンツーンの結合体であっても、大波高時の衝撃力についてはコラムに働く衝撃力が主要なものである。
- (4) 垂直円柱が左右揺している場合でも、集中波との相対速度だけを考慮に入れ、円柱と集中波の出会い位置における波の形などの影響は無視して、概略、衝撃力の実験結果は説明することができる。ただし、更に大きな変位がある場合はこの位置の影響を含めることが必要であろう。
- (5) 衝撃力計測系の改善とともに、固有周期による変動を除去する方法を考える必要がある。

付録

垂直円柱に過渡的集中波をあてた場合の写真を二例示す。

Photo 1 は、静止垂直円柱に集中波があたる直前のものである。

Photo 2 は、強制左右揺している垂直円柱に集中波があたった場合のものであり、両者の相対速度が最も大きい場合である。

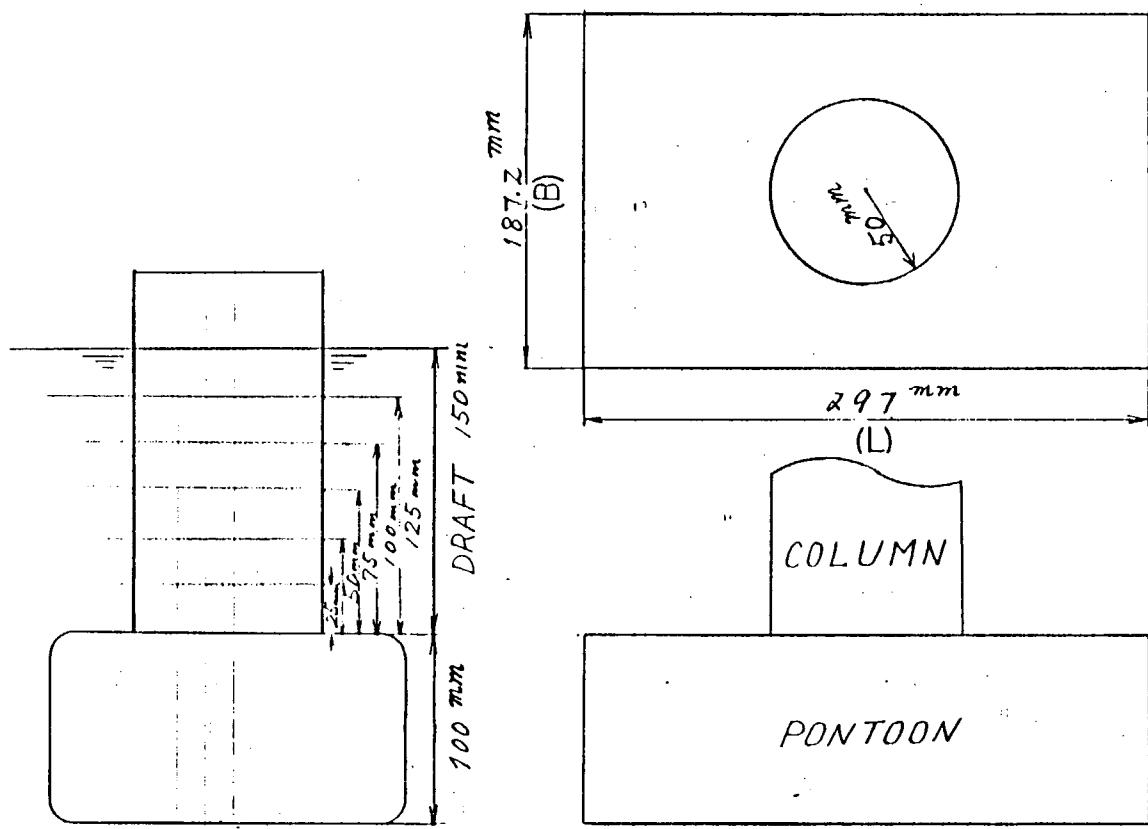


図 2.3.1 使用模型

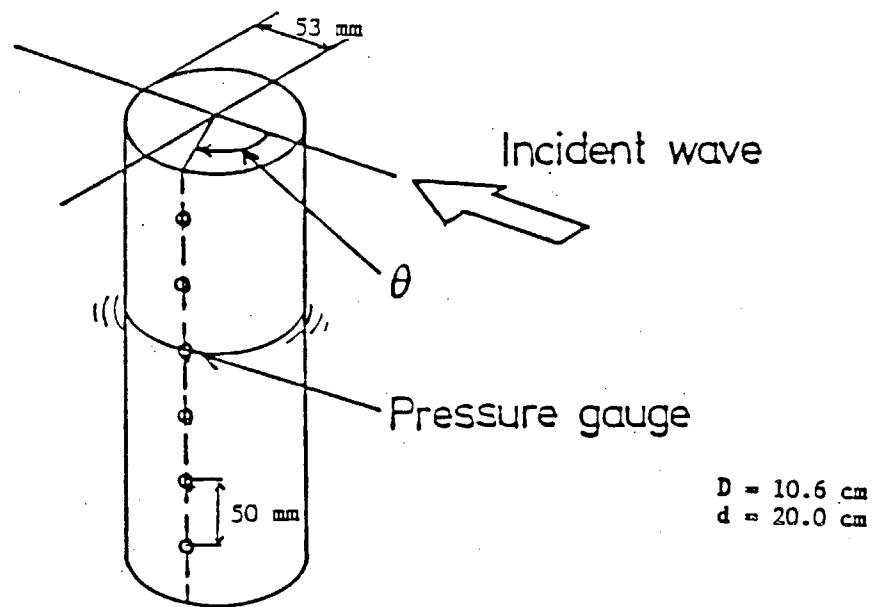


図 2.3.2 Experimental arrangement

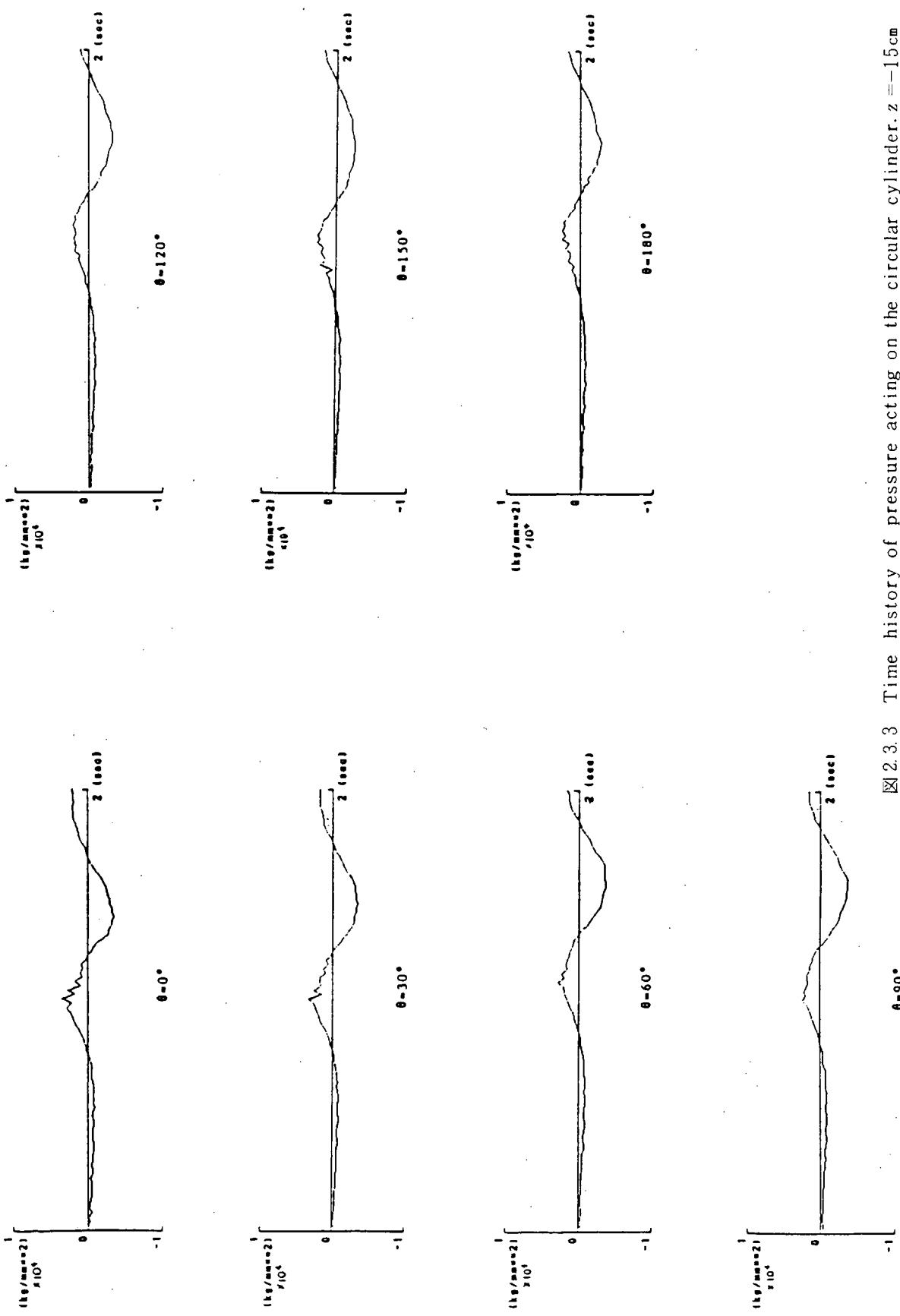


図 2.3.3 Time history of pressure acting on the circular cylinder. $z = -15\text{cm}$

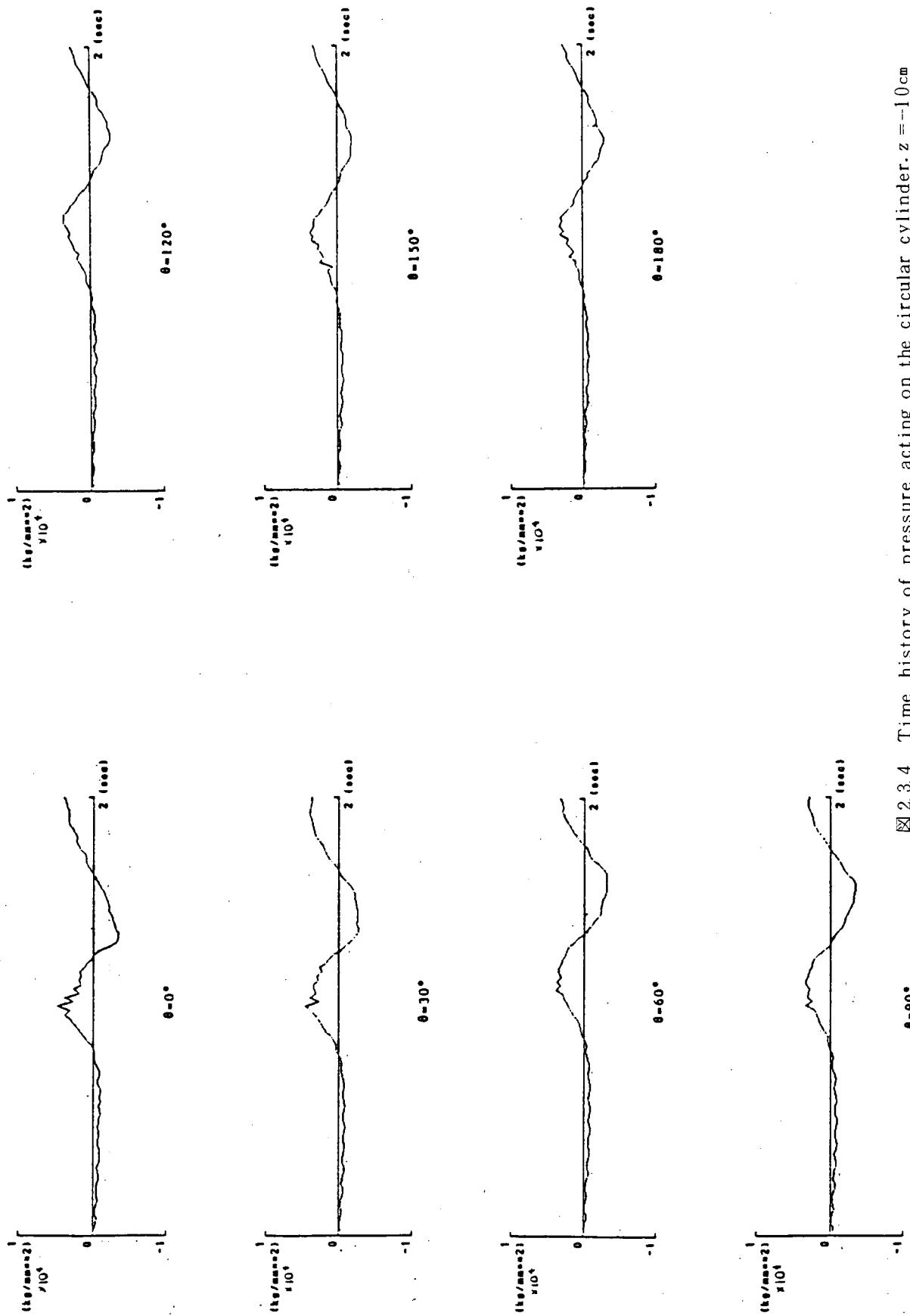


图 2.3.4 Time history of pressure acting on the circular cylinder. $z = -10\text{cm}$

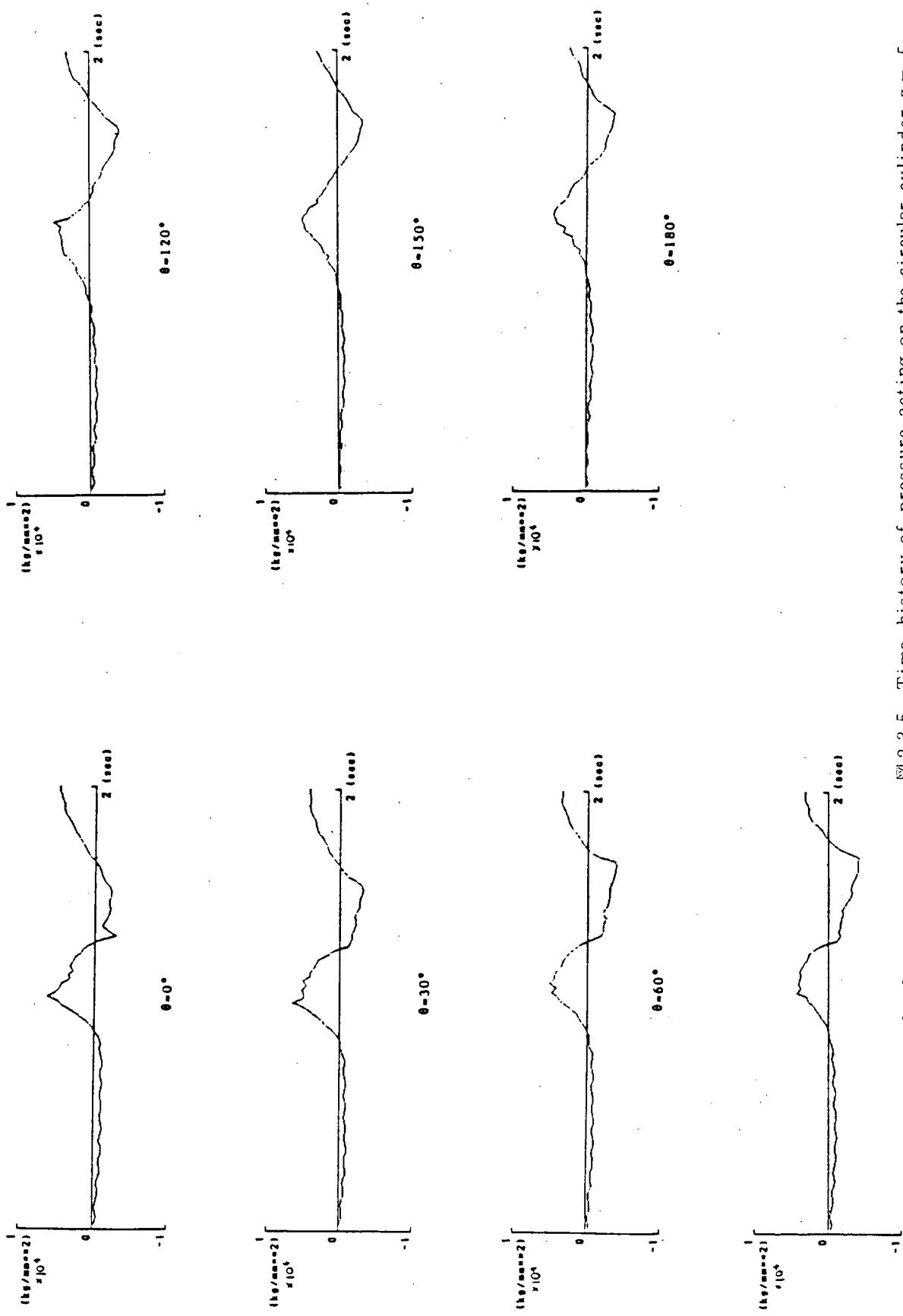


FIG. 2.3.5 Time history of pressure acting on the circular cylinder. $z = -5 \text{ cm}$

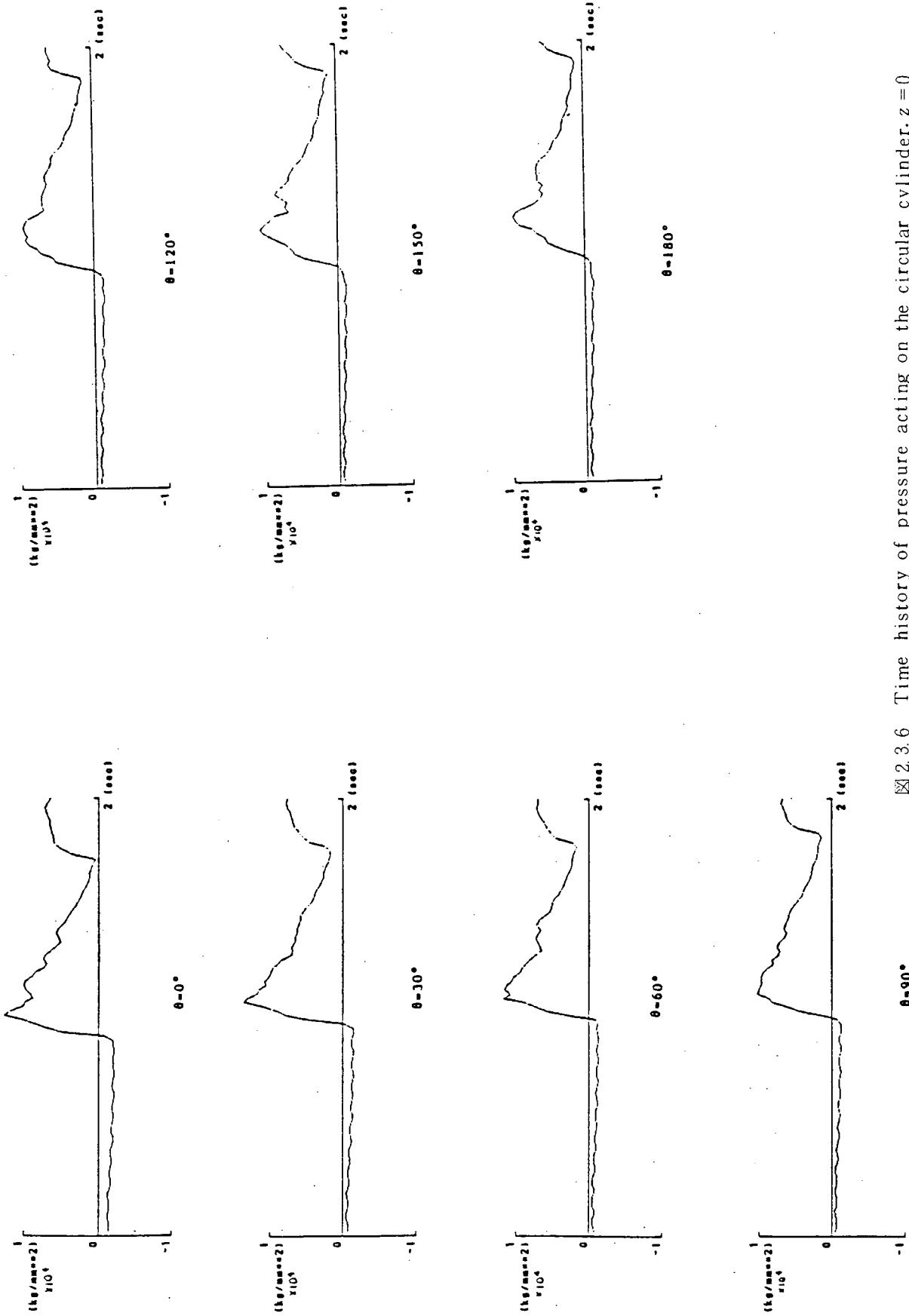


FIG. 2.3.6 Time history of pressure acting on the circular cylinder, $z = 0$

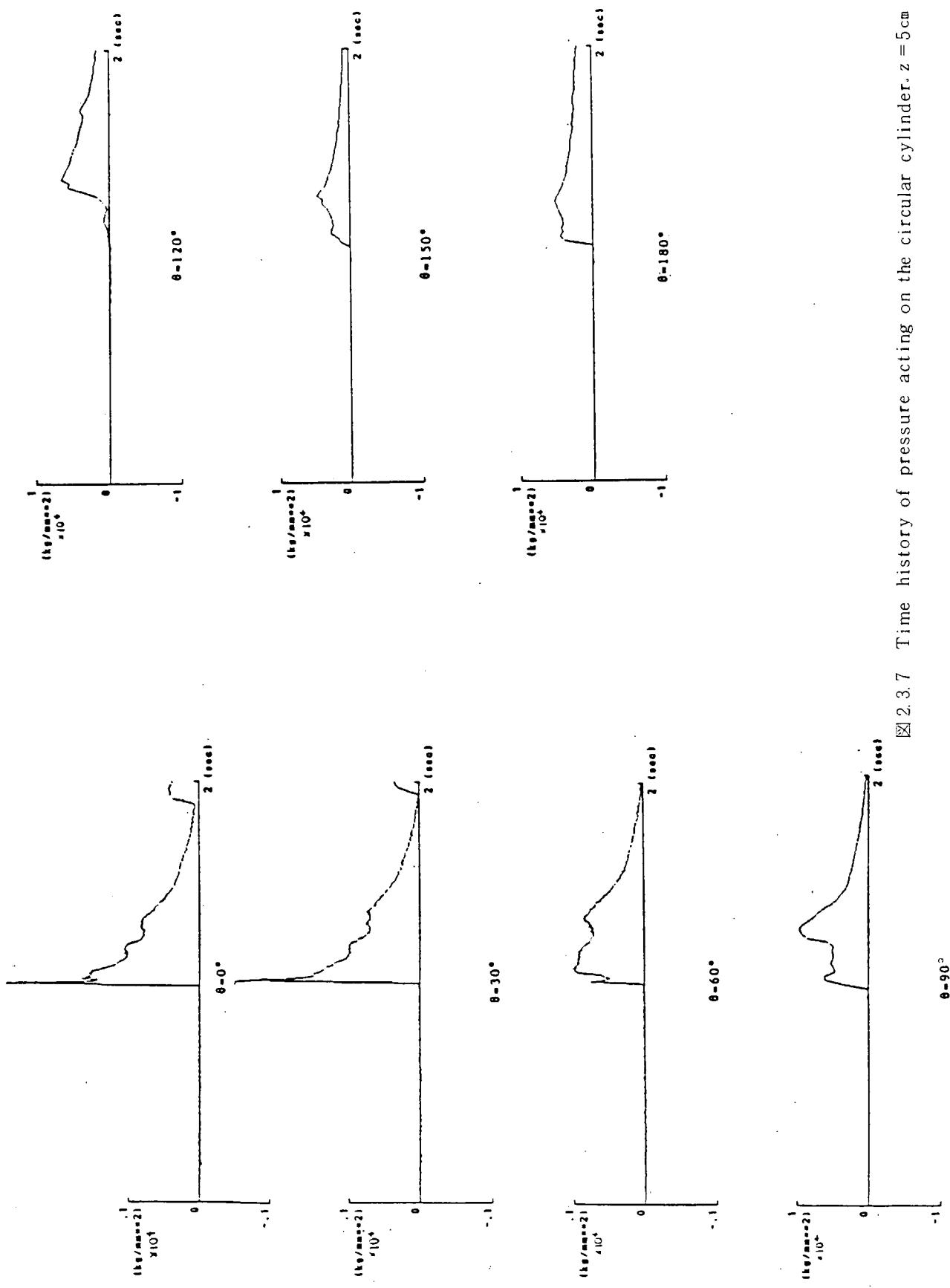


図 2.3.7 Time history of pressure acting on the circular cylinder. $z = 5 \text{ cm}$

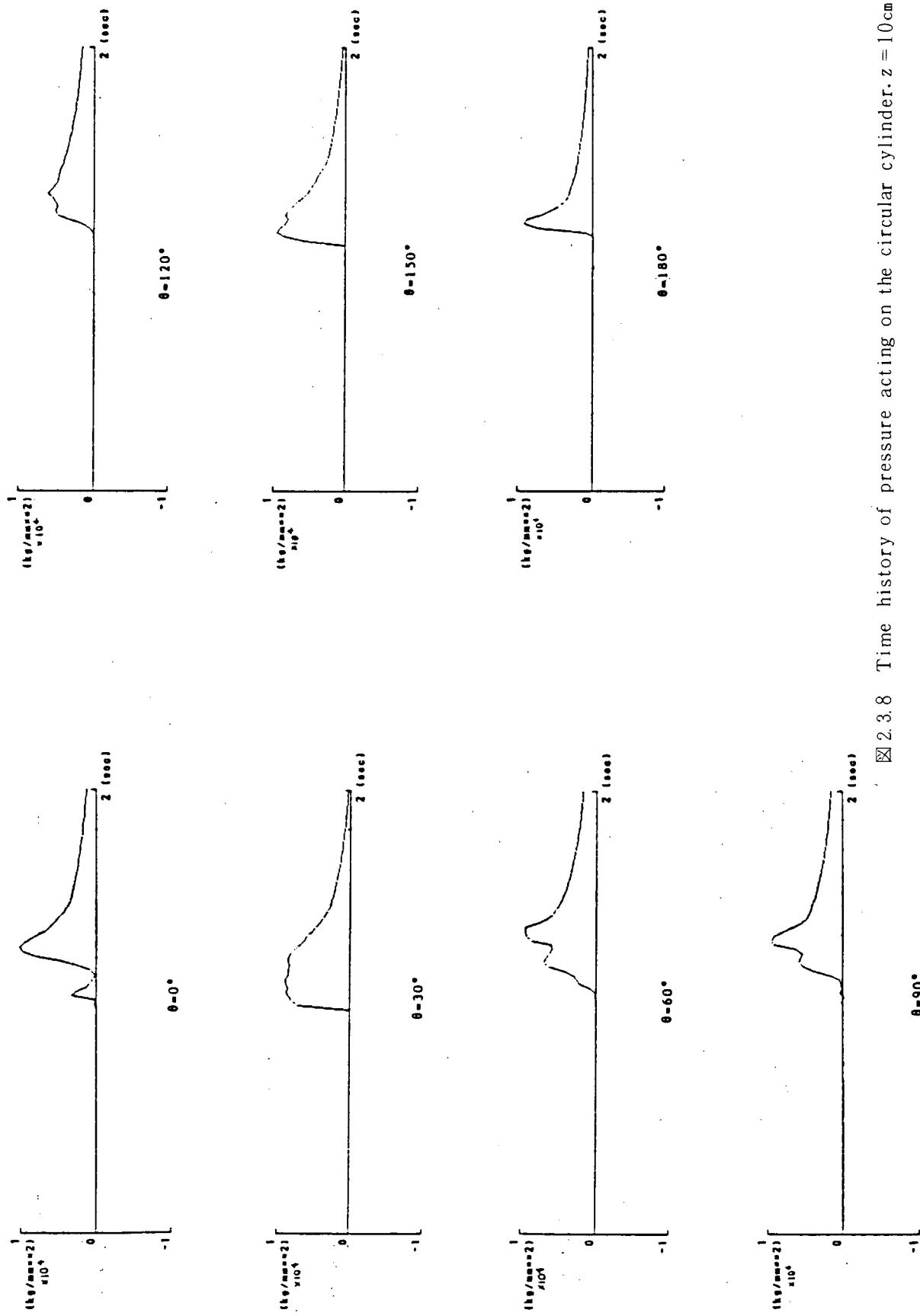


図2.3.8 Time history of pressure acting on the circular cylinder. $z = 10\text{cm}$

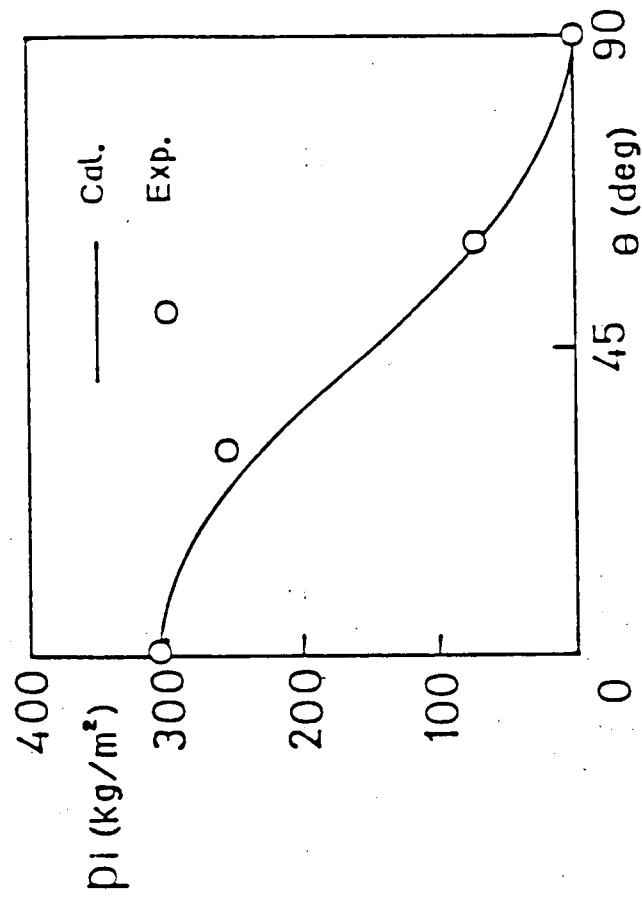


図 2.3.10 Magnitude of impact pressure related to θ .

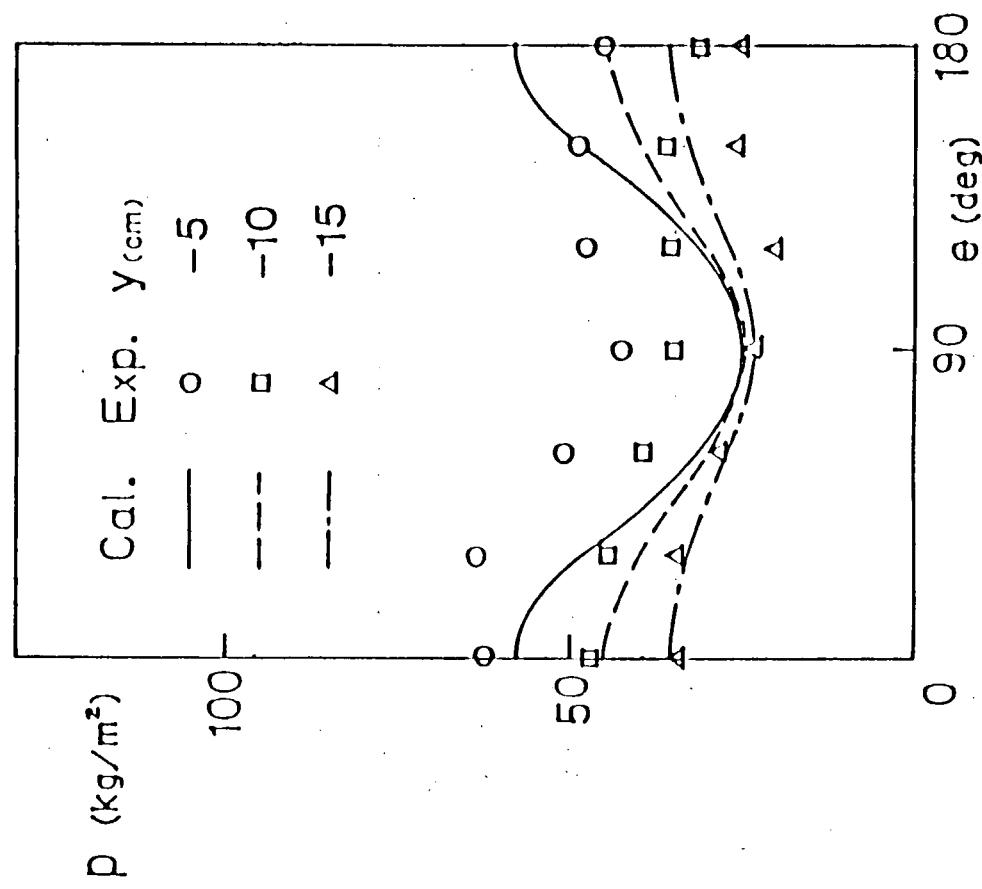


図 2.3.9 Magnitude of peak pressure below still water surface.

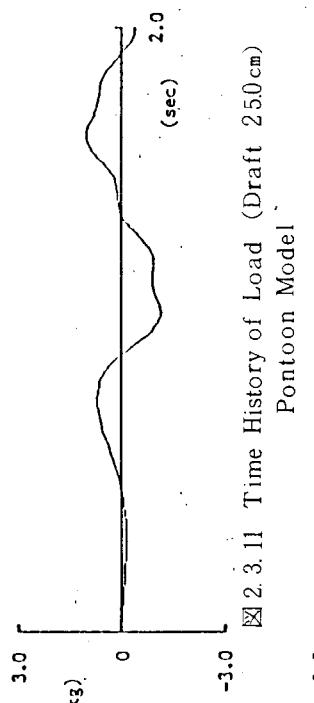


図 2.3.11 Time History of Load (Draft 250cm)
Pontoon Model



図 2.3.15 Time History of Load (Draft 175cm)
Pontoon & Column Model

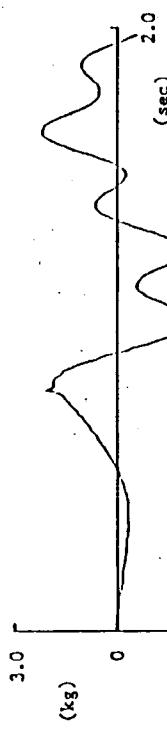


図 2.3.13 Time History of Load (Draft 225cm)
Pontoon & Column Model

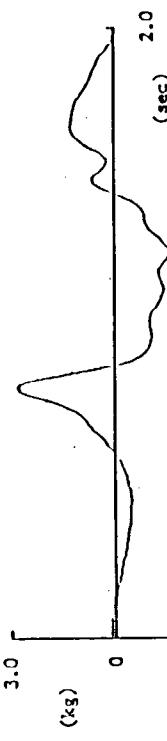


図 2.3.16 Time History of Load (Draft 150cm)
Pontoon & Column Model



図 2.3.18 Time History of Load (Draft 100cm)
Pontoon & Column Model

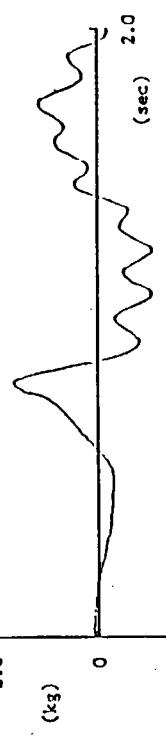


図 2.3.17 Time History of Load (Draft 125cm)
Pontoon & Column Model

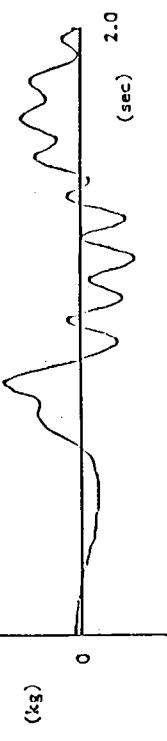


図 2.3.19 Time History of Load (Draft 200cm)
Pontoon & Column Model

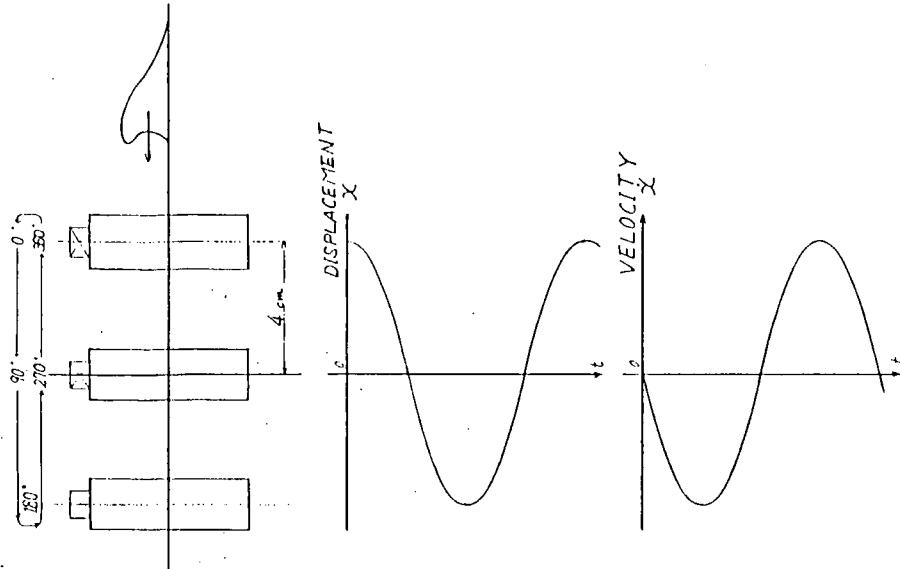


図 2.3.20 浮体の変位と速度の関係

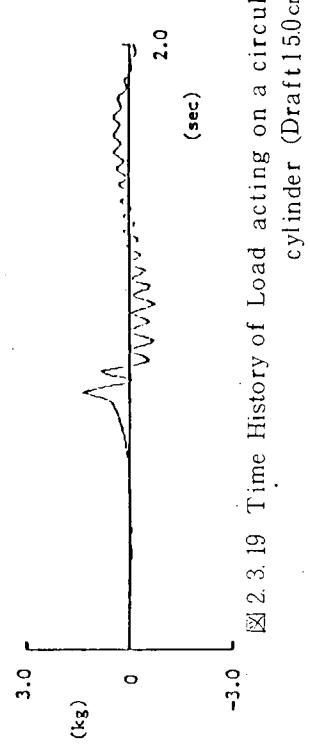


図 2.3.19 Time History of Load acting on a circular cylinder (Draft 15.0 cm)

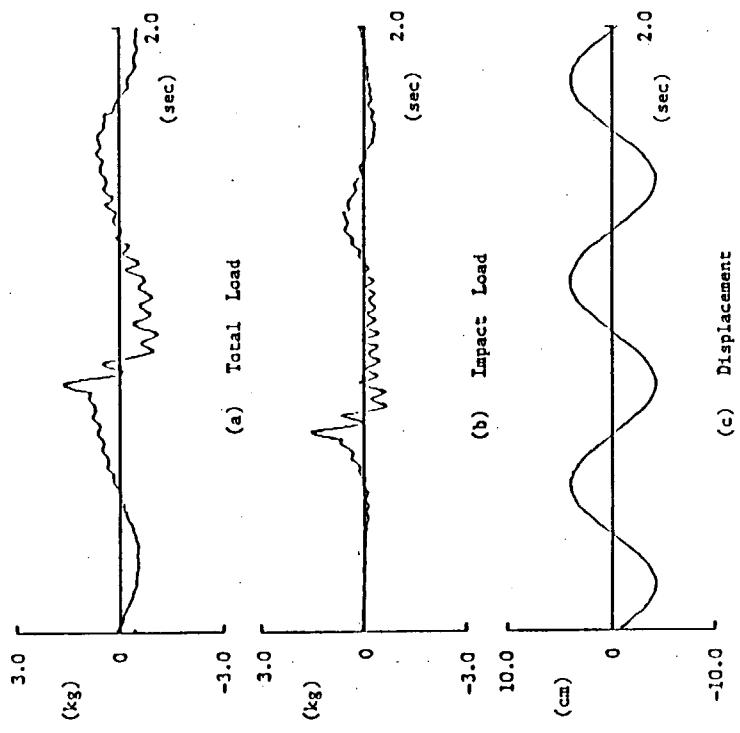


図 2.3.21 Time History of Load acting on a forced oscillating cylinder (Draft 15.0cm / Encounter Phase 290deg)

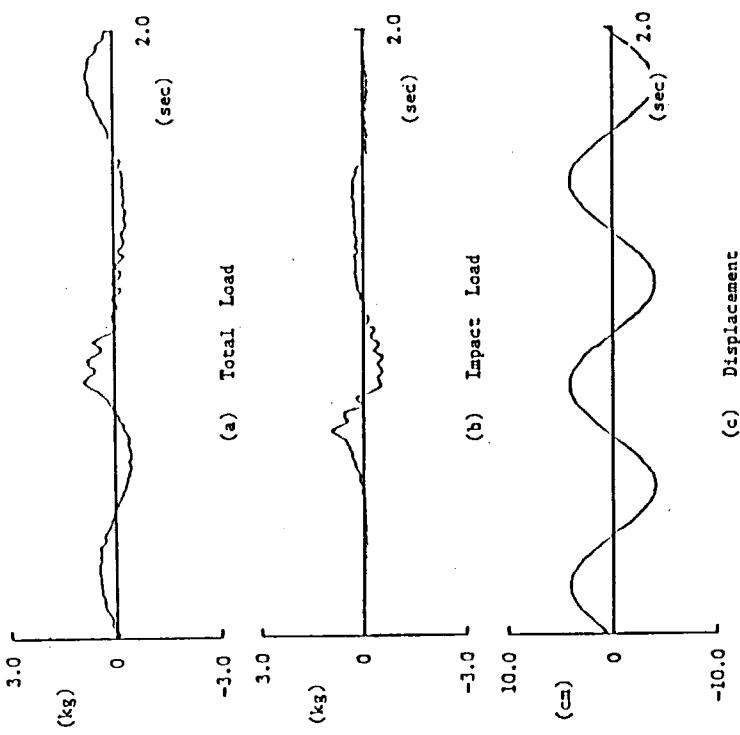


図 2.3.22 Time History of Load acting on a forced oscillating cylinder (Draft 15.0cm / Encounter Phase 100deg)



photo 1



photo 2

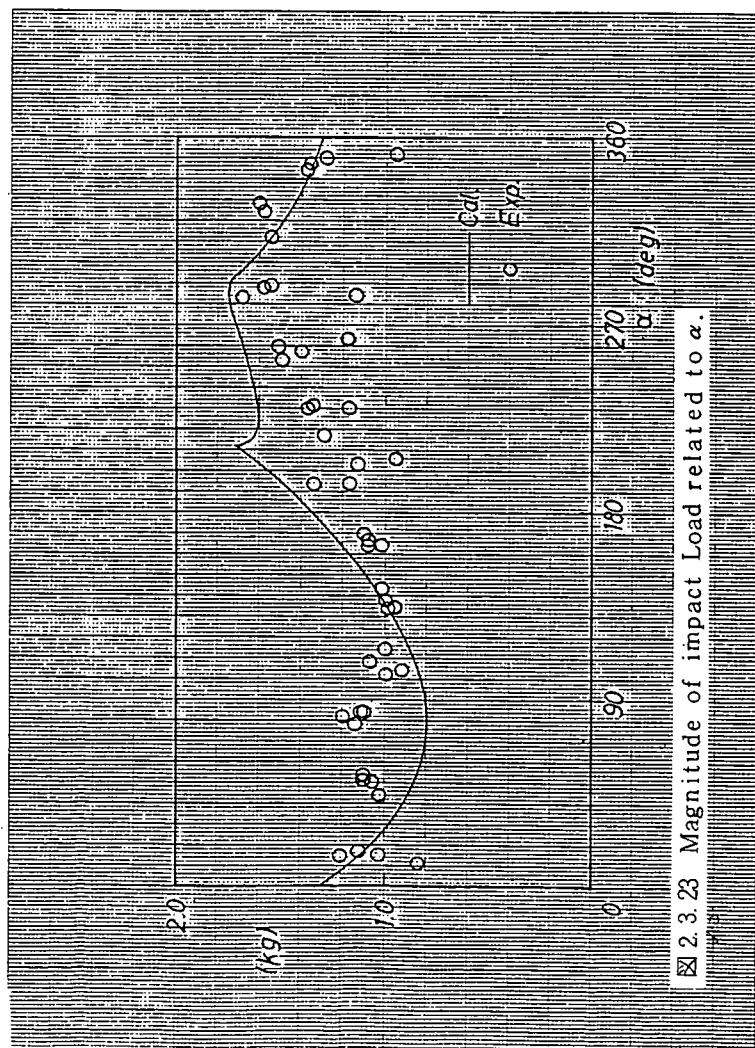


图 2.3.23 Magnitude of impact Load related to α .

3. 外力の実機試験法の検討

3.1 はしがき

海洋開発に用いられる各種構造物の設計技術を確立するためには、稼動海域で遭遇する外力条件を想定して行われる水槽実験や理論計算の結果を、実際の海域でテストする実機試験が不可欠の条件であることは広く認識されているところである。そして海洋構造物の実機またはテスト用構造物（プロトタイプ）による実海域実験はこれまで多く行われている。^{1) 2)}

設計外力やその中の構造物の応答の推定に役立つような実機でのデータを取得するためには、構造物の設計条件として一般に設定されるような厳しい海象・気象条件の中で、しかも長期にわたる実験を実施して、極限に近い状態での外力を把握するようにする必要がある。しかしながらそのような条件の中での実験を行うにはいろいろの困難を伴うので、実施された例も少く、発表されたデータも不十分であるので、今後このような実海域実験を企画実施することの重要性が指摘されている。³⁾

そこで前年度は実海域実験用のプロトタイプ構造物を設計すると共に模型による水槽実験等を実施して構造物の波浪中の基本性能を明かにした。⁴⁾

実機試験を行うに際しては適切な計測システムを構成することが重要である。その場合考慮すべき点としては、

- a. 外界条件のできるだけ精密な把握
- b. 厳しい自然条件で長期にわたり作動する耐候性のある計測器の使用
- c. 海象に応じた短期の随時計測や、長期の連続記録が無人または遠隔で行える信頼性のあるシステムの構築
- d. データの解析手法を確立し、それに対応できる計測・記録システムとすること

等があげられる。

本年度はこのような計測システムとそれを用いた実験法を検討した。対象とした実験構造物は前年度に設計した浮遊式海洋構造物である。また、実験実施中である海洋構造物の実験法についても現地を訪れて調査を行い参考とした。⁵⁾

3.2 実験システムの概要

係留された浮遊式海洋構造物の実験概念図を図3.1に示す。構造物はフーティング付カラムを要素浮体とするもので、12の浮体と上部構造物、これらを補強するブレーシング等から成っている。実験海域は日本海沿岸山形県鶴岡市由良の沖合約3.5kmで水深約40mのところであり、ここに合計6条のチェーン（アンカー及びシンカー付）で係留される。

計測装置は構造物の周辺及び構造物上に配置され、データはテレメータにより陸上観測基地に送られ、そこで記録される。

計測項目及び使用計測器の一覧表を表3.1に示す。

これらの計測器のうち、通常の実船試験等で使用されない特別の計測器について以下に説明を行う。

3.3 計測機器

(1) 超音波式風速・温度計

風向、風速の精密な観測器として最近実用化されたもので図3.2のような構造をしている。この原理は、1対の超音波送受信器を用い双方から交互に超音波信号を出し、それが他方で受信されるまでの伝播時間 t_1 及び t_2 を測定し、

$$Vd = \frac{L}{2} \left(\frac{t_2 - t_1}{t_1 t_2} \right) \quad (3.4.1)$$

により距離 L の送受信器を結ぶ方向の風速 Vd を求めるものである。3 対の送受波器を用いることにより風速の瞬時瞬時 (20 Hz) のベクトルを求めることができるので、風の時間的変動や空間構造などを精密に測定するのに用いられる。

音波の速度 C は、

$$C = \frac{L}{2} \left(\frac{t_1 + t_2}{t_1 t_2} \right)$$

で求まるので、この値から気温も求められる。

(2) 二次元波浪計

最近では構造物に対する入射波を、方向スペクトラムまで出せるように測定する必要性が認識されるようになった。波の方向スペクトラム測定法としては、ロール・ピッチブイやクローバーリーフブイ等のブイ式のもの、固定式波高計のアレイを用いる方式、空中のステレオ写真による方式、レーダを利用する方式など種々のものがある。今回の実験海域では水深や測定精度の点から、海底に超音波式の波高計アレイを設置することが適当と認めたのでその設計を行った。

アレイは図 3.3 に示すようなスター形といわれるものである。この 4 点に下記に示すような水中超音波式波高計を置くことになる。

計測範囲：波高 0 ~ 15 m、周期 3 ~ 20 sec

サンプル時間：0.2 sec、G 点及び (A, B, C) 点を 0.1 sec 毎に交互に発射

超音波周波数：約 200 KHz

測定精度（分解能）：5 cm

解析法については前年度報告書⁴⁾の 1.5.4 で述べられているような方法がとられる。

(3) 長周期運動測定装置

図 3.4 に示すように構造物の 3ヶ所 P, Q, R 点に超音波発信器を取り付け、海底の 3ヶ所 A, B, C 点に設置した受信器で P, Q, R から 0.2 sec 毎に交互に発射された超音波パルス信号を受信し、A, B, C から P, Q までの直線距離の組合せから構造物の空間位置の変位を求める。

距離の較正のため構造物の X 点にも受信器を設置する。

本装置の公称性能は下記の通りである。

距離測定範囲：40 ~ 70 m

距離分解能：2 cm

サンプル時間：0.2 sec

二次元波浪計用超音波との混信を避けるため、双方の超音波発射時間をコントロールする。

3.4 記録装置その他

計測されたデータは構造物上からテレメータによって陸上観測基地に送られる。使用するテレメータはアナログ方式で、最大 24 チャンネルのデータ伝送が可能である。計測点数はこれよりかなり多くなるので、データをいくつかのグループに分け、2 グループづつを時間を分けて伝送する方法をとる。

テレメータによる伝送モードの例を図 3.5 に示す。この中で < 固定 > と表示されている基本となるデータのグループは < I >, < II >, < III > と交互に組合わさせて常時伝送されるようにしている。

なお、構造物上の機器の制御を陸上からできるテレコマンド機能や、機器の監視データの送信機能も備えられて

る。

1つのモードの計測時間は19分／1回となっているが、これは長周期運動をする浮遊式海洋構造物の計測時間としては短かすぎるので40分／1回程度に延長することを検討中である。

データの記録はアナログデータレコーダに収録されるが、それと並行してコンピュータによるオンライン解析を行う予定である。1次解析の内容としては、主要データの短期応答のスペクトラム解析、統計解析や長期分布等がある。

2次解析は同じコンピュータを用いたオフライン解析、或は電話回線を利用したデータ通信による研究所でのデータ収録と解析等が考えられている。

実験時の計測は、長期連続記録するもの、荒天時に随時行うもの、定期的に記録をとるものなどに区分されるが、いずれも構造物上は無人で、陸上基地において行われる。計測員は定時計測や計器の監視のため毎日陸上観測基地に駐在する。構造物上の計測システムの点検は1週間に1回程度、海象が静穏な時を選んで行われるが、陸上からの往復は通船による。

計測記録の電源は海底ケーブルを通じた陸上からの商用電源を主とし、バックアップ用として構造物上に25 kVA程度のディーゼル発電機を備える。

3.5 実機試験の実例調査

(1) 海洋科学技術センター「海明」の調査

昭和60年10月3日、山形県鶴岡市由良において実機試験小委員会を開催し、海洋科学技術センターが実施している浮遊式波浪発電装置「海明」の見学を行った。

見学はまず陸上計測基地において計測システム、データ収集等の詳細な説明を受けた。計測システムの概要を図3.6に示す。「海明」本体の見学は当日海象が荒れていたため（有義波高2～3m）乗船はできなかったが、通船によって接近し、「海明」及び波浪ブイの観察を行った。「海明」の写真を図3.7に示す。

そのほか陸上に引き掲げられている使用済の係留用チェーンの腐食・摩耗の状況なども見ることができた。

今回の調査は本小委員会で検討した実海域実験計画と同一の海域であり、陸上関連施設、実験実施体制も含めて計画立案に大いに参考となった。

(2) 海洋環境技術研究所波浪発電用実用化テストプラント「海陽」の調査

昭和61年1月29日沖縄県の西表島に設置されている「海陽」を、見学するとともに現地で実機試験小委員会を開催した。

「海陽」は実験中断中であったが、実験を担当している海洋環境技術研究所の菅原氏に今回の見学のためにわざわざ同道していただいた。「海陽」に乗船して、浮体の波浪中運動及び、浮体の動揺を油圧ポンプに伝えるリンク機構等の実際の稼働状況を見学した後、全体システムの構成順に、アクチュエータ、発電用タービン、蓄電池、さらに、計測・制御装置、陸上送電設備、ディーゼル発電機等について、説明を受けながら見学した。浮体を海上に降ろした稼働状態を見学した後、「海陽」を離れ、通船上及び近くの陸岸より、ジャッキアップの様子及びプラットフォームを空中に持ち上げた稼働休止状態を見せてもらった。

台風時に「海陽」が遭遇した気象海象の記録や、大波高による損傷の体験等、今後実海域実験を進める上で資するところが大きい貴重な情報を得ることができた。

「海陽」の一般配置図⁵⁾を図3.8に、実験稼働中の写真を図3.9にそれぞれ示す。

3.6 むすび

昭和58年度から60年度まで、3ヶ間にわたり、海洋構造物の設計技術の検証として必要とされる実海域での実機試験について検討を行った。

検討の内容は、過去の実機試験の資料の調査、現在進行中の実験の現場調査、実験用浮遊式海洋構造物の試設計及びその性能推定、実験システムや計測法についてである。これらの検討結果は船舶技術研究所が実施する実海域実験に取り入れられており、構造物は昭和60年度に建造され、その後昭和61年度から実験が開始される運びとなった。

この実験の結果が待たれるが、本検討の成果は、今後、海洋構造物の実機試験を計画する場合にも大いに参考になると思われる。

最後に、2ヶ年の間に行った実験中の海洋構造物の見学及び現地での実機試験小委員会開催に便宜を計っていただいた北海道開発局土木試験所、九州大学応用力学研究所、海洋科学技術センター及び日本造船振興財団海洋環境技術研究所のご好意に深く感謝する次第である。

参 考 文 献

- 1) SR 192 報告書；海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究、4.実機試験の検討、日本造船研究協会、研究資料、No 373、昭和59年3月
- 2) 高石敬史；海洋構造物の実海域実験、第1回波浪エネルギー利用シンポジウム、海洋科学技術センター主催、昭和59年11月
- 3) ITTC Ocean Engineering Committee Report, Chapter II 3 Experiment Techniques, 3.8 Full-Scale Measurements, Proceedings of 17 th ITTC, Göteborg. 1984
- 4) SR 192 報告書；海洋構造物の設計外力及び復原性に関する研究、4.実機試験の検討、日本造船研究協会、研究資料、No 379、昭和60年3月
- 5) 日本造船振興財団；波エネルギーの機械エネルギーへの転換に関する実用化研究、海洋環境技術研究所報告、海研第10号、昭和59年3月、同第12号、昭和60年3月

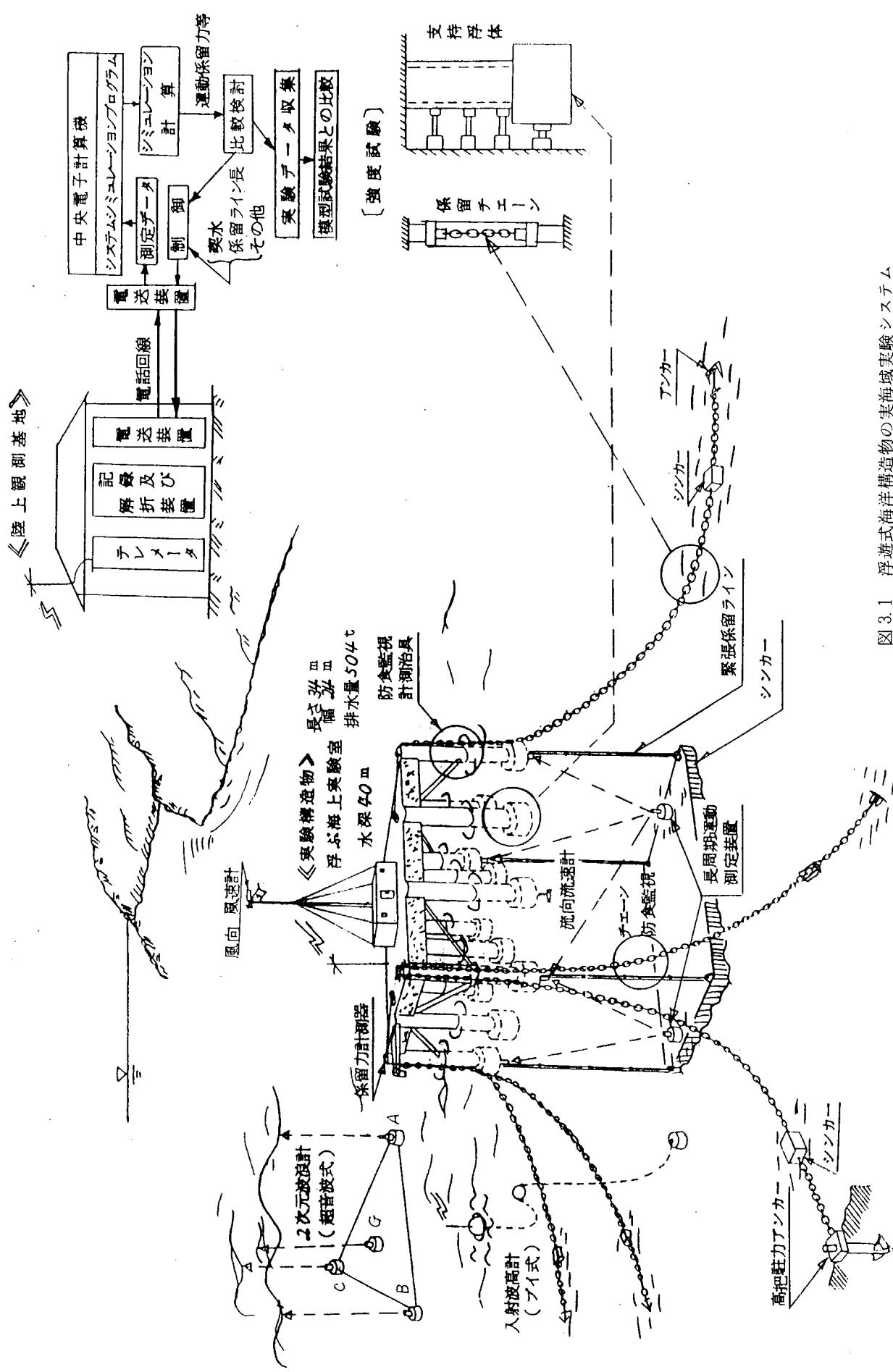


図 3.1 浮遊式海洋構造物の実海域実験システム

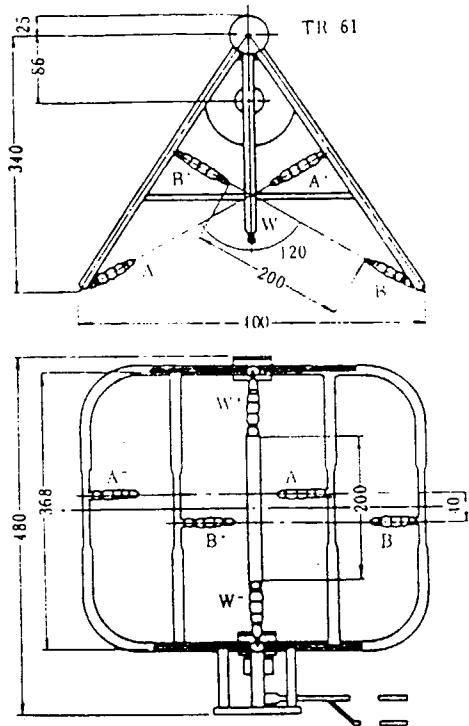


図 3.2 超音波式風速・温度計

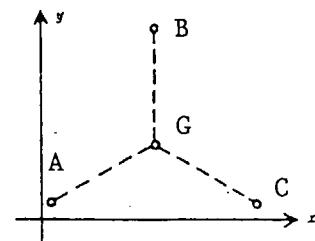


図 3.3 スター型波高計アレイ

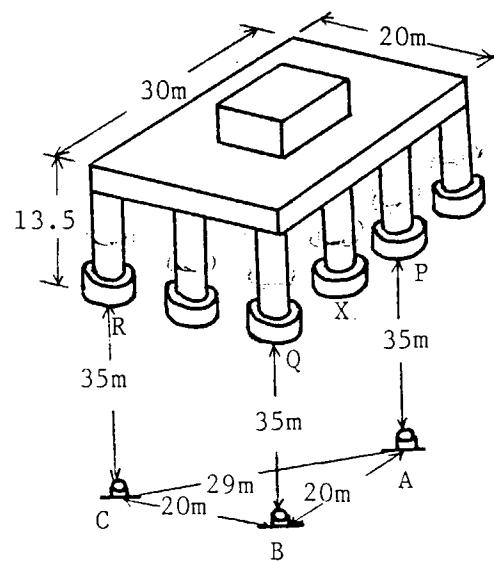


図 3.4 長周期運動測定装置

表 3.1 浮遊式海洋構造物の実海域実験計測システム

計測項目	計測装置	仕様	備考	
自然環境条件	風向、風速 "波浪(冲合一次元) 波浪(冲合二次元) 潮流 気象・海象データ	プロペラ式風向風速計 超音波式風速・温度計 ウェーブライダー 二次元波浪計 流向・流速計 気温、湿度計、気圧計 百葉箱格納、自記打点式、水温は陸上測量基盤付近の岸壁で測定 海水物性(塩分、イオン等)、気象用ファックス受信	0~60m/s (0~1V) 100V 35W, 水面上10m, 19.5m 加速度式±10m, 1.5~15sec, テレメータ(71.79MHz, 0.1W)で送信 電源: バッテリー 本体0.7m φ 106kg 中間ブイ付ロープで係留 水中超音波式4点(3点)スター形アレイ ±12m (0~±10V) 1辺25m 翼車式0.05~3.0m/s (0~1V) 百葉箱格納、自記打点式、水温は陸上測量基盤付近の岸壁で測定 海水物性(塩分、イオン等)、気象用ファックス受信	KE-500 WA-200 酒田(港湾局)、温海(气象厅)の波データも入手。 (62年度予算) DCM-II
動揺	動揺 長周期運動	傾斜計、方位計 バーティカルジャイロ 変位測定装置	傾斜計±30° 加速度計(ジャイロコンバース) 短期計測に使用する	
・係留力	係留ライン張力 相対水位エアギヤップ	弛緩系留用張力計 緊張系留用 " 相対水位計 "	Taut Wire方式及び超音波式、発信は構造物下面3点、受信は海底3点、計測レンジ 40~70m, 5V/50m, Δt=0.2sec ロードセル方式 50tf 上 全 超音波式またはマイクロ波式 容量式	
構造強度	ガーダー応力 コラム応力 ブレース応力 水压(衝撃水压主体)	ひずみ計6ヶ所 ひずみ計3ヶ所 ひずみ計2ヶ所 水圧計(ひずみ計式)	治具取付式歪計; 縦及び横曲げ歪、せん断歪 " ; 曲げ(縦、横)及軸歪 " ; 軸歪 沖側支持浮体前面3点	
その他の	甲板温度、日射量 防食性能 電源(1) "	温度計 発電機(船載) 商用電源(海底ケーブル)(2)	電子式-30°~+70°C 6点、温度センサーIC SUS316記録紙打点 ER4036-225HD06 25kVA 計測用、空調用、バラストポンプ(4台)用等 30kVA 3相6600V 「海明」のものを利用	

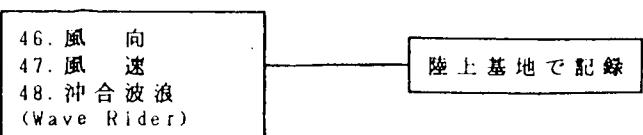
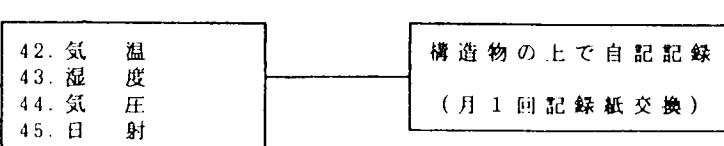
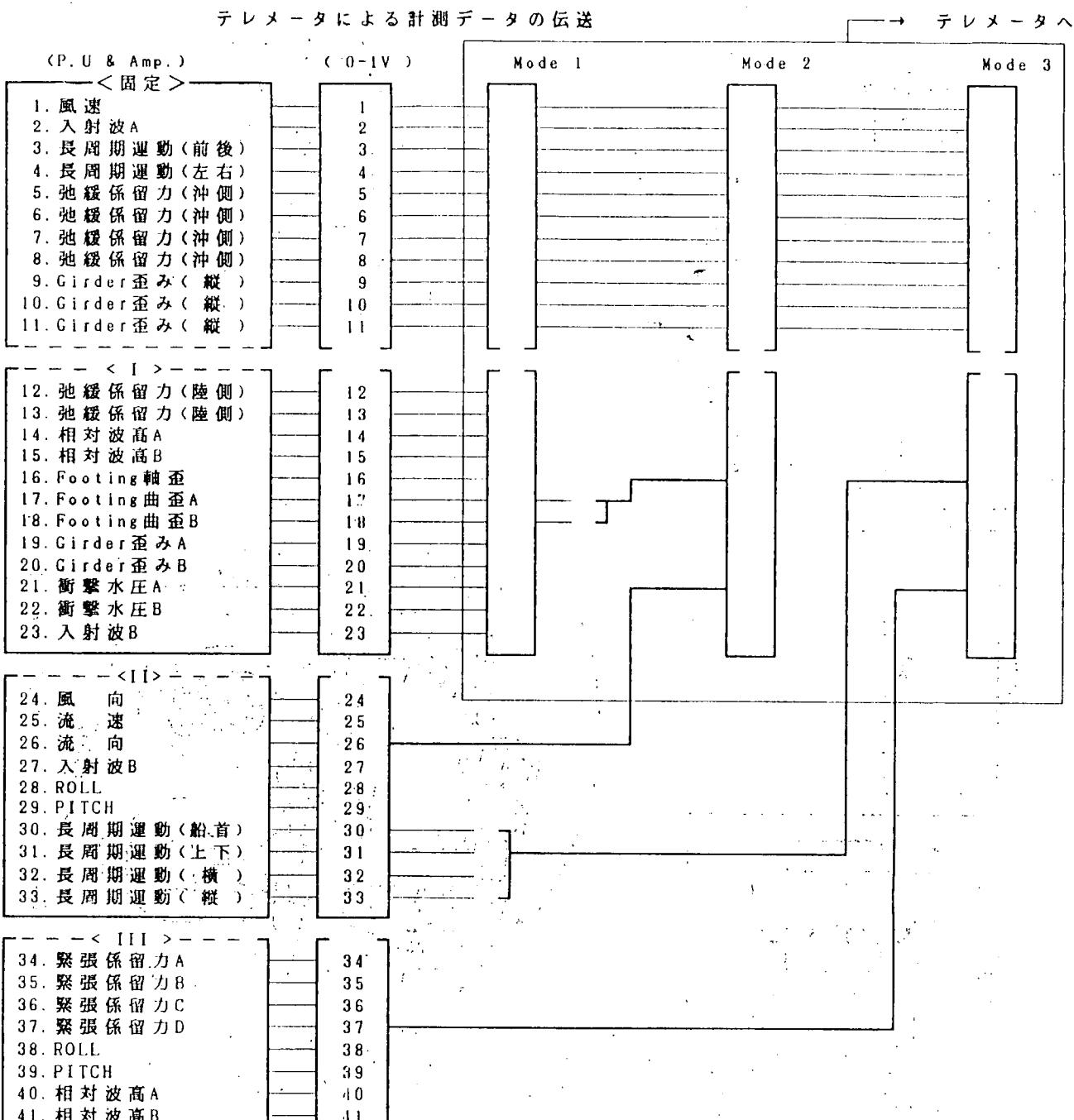


図 3.5 実海域実験のデータ伝送システム

KAINOU

DATA MEASUREMENT SYSTEM

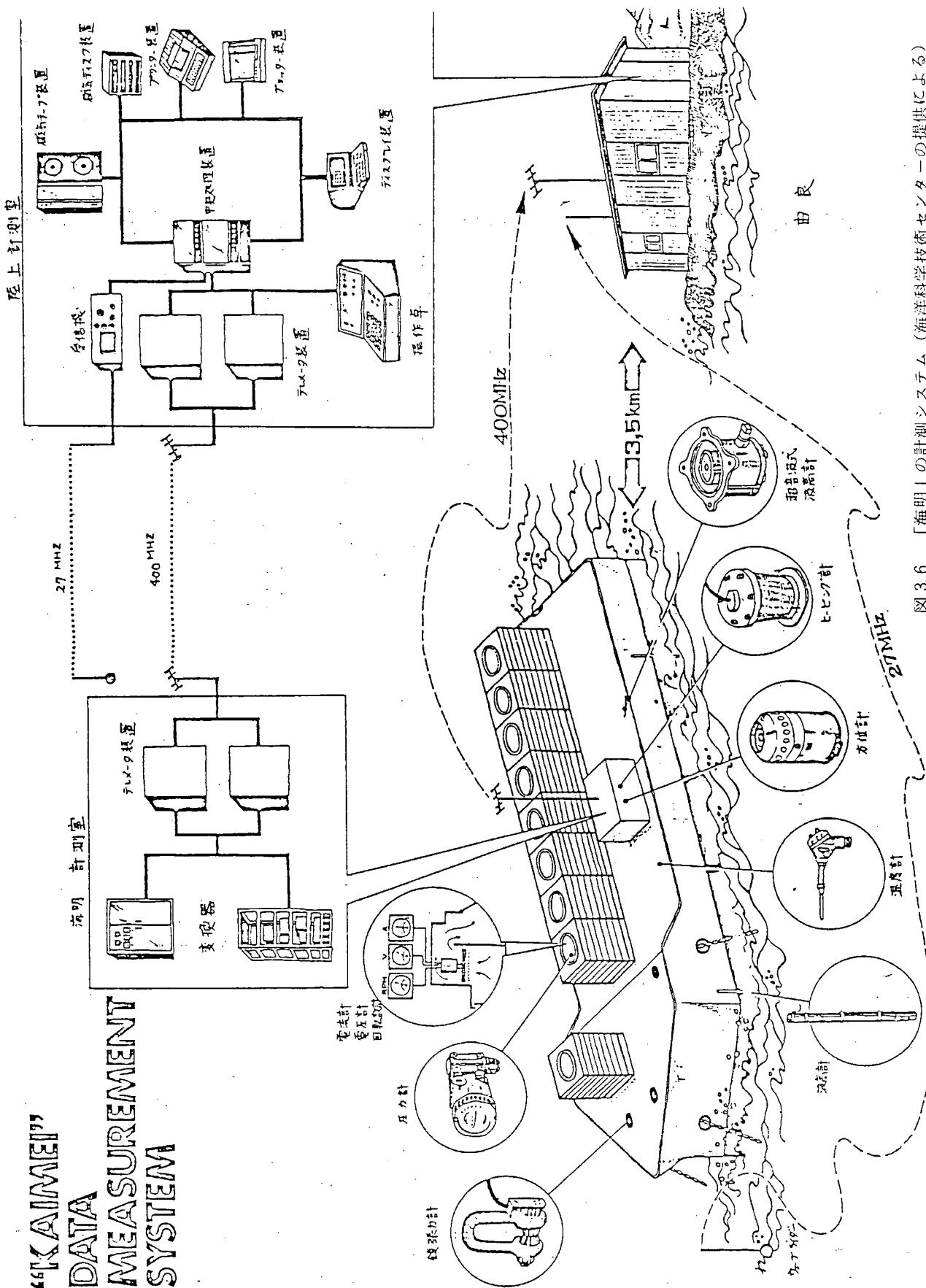


図 3.6 「海明」の計測システム（海洋科学技術センターの提供による）

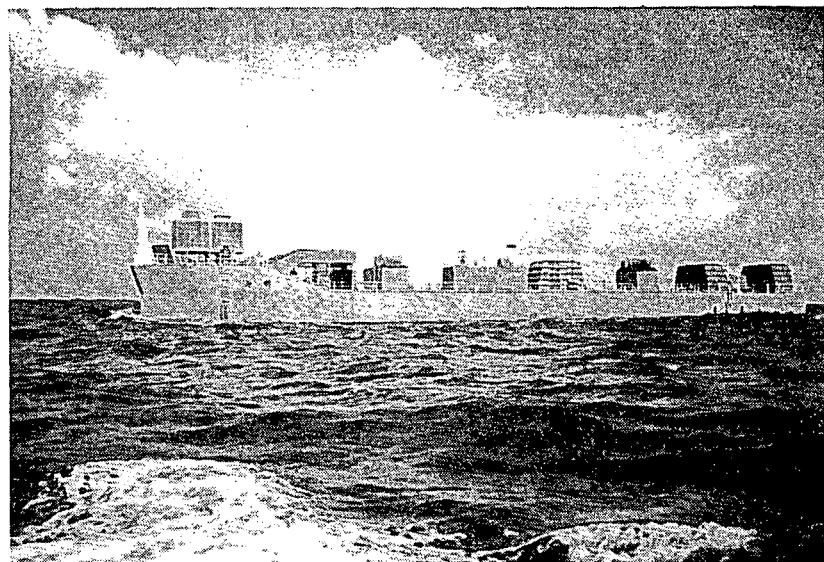


図 3.7 山形県由良沖で実験中の「海明」

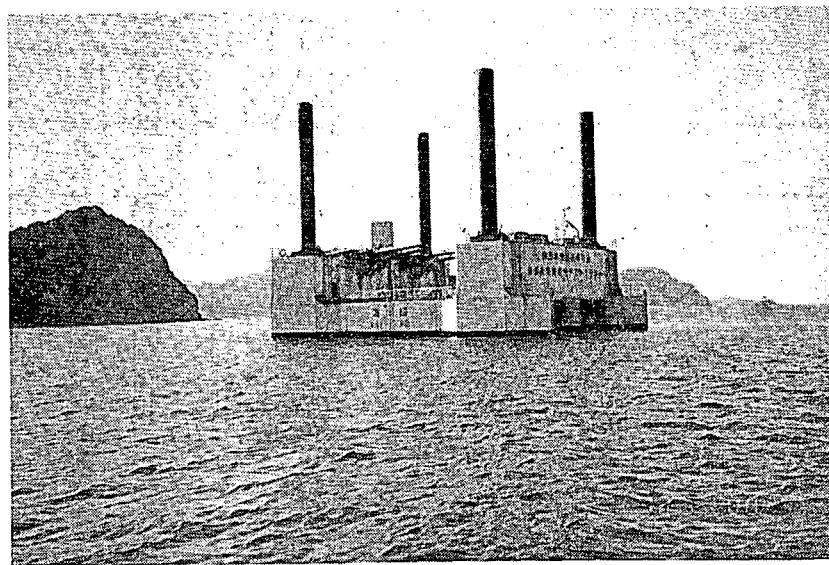


図 3.9 西表島サバ崎沖で稼働中の「海陽」

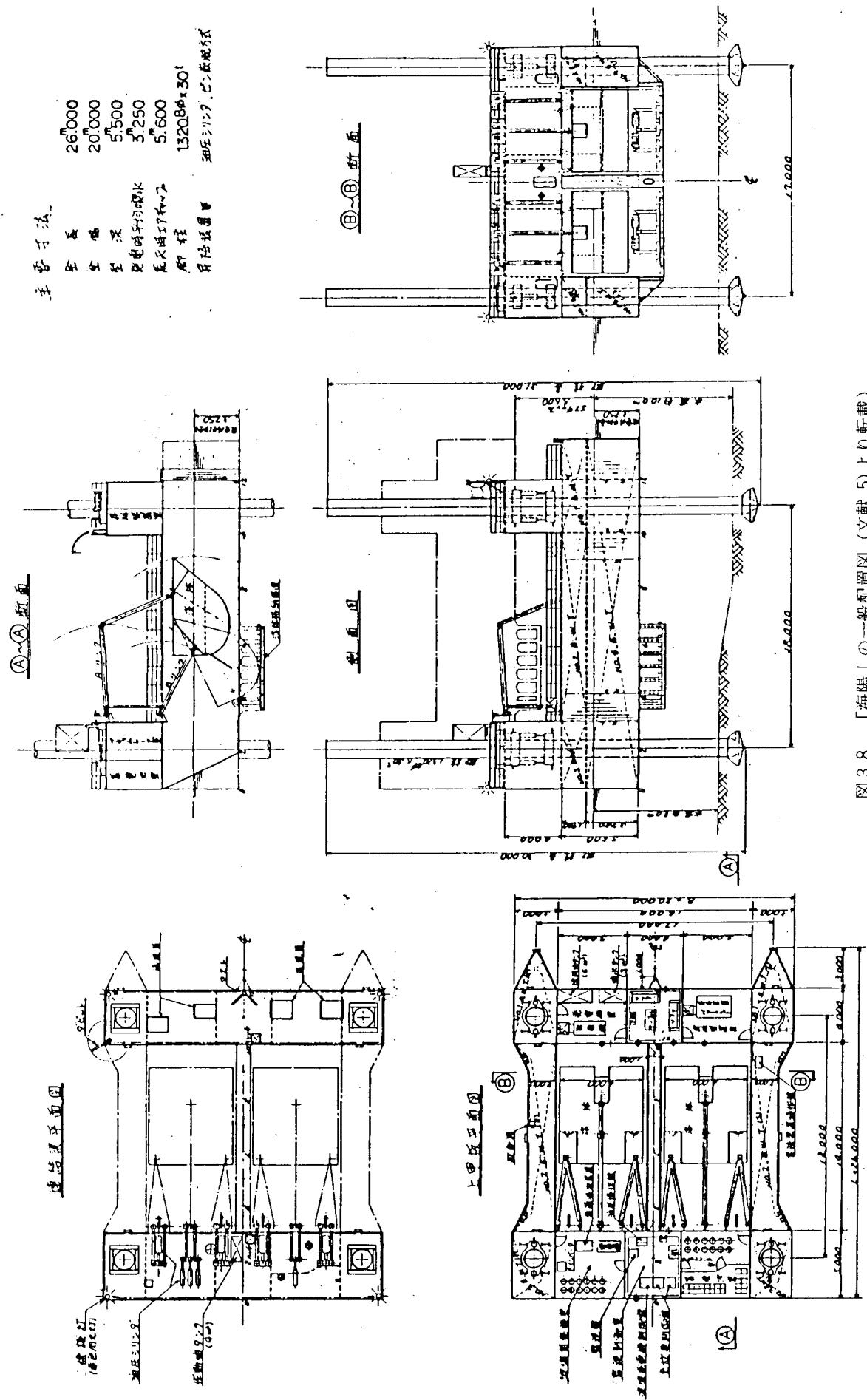


図3.8 「海陽」の一般配置図（文献5）より転載）