船舶技術研究所報告　第24巻　第6号　研究報告（昭和62年11月）

半潜水型石油掘削船の復原性について（その2：動的復原性）

影本　浩*・高井　隆三*・足達　宏之**

On the Stability of Semisubmersible Oil Rigs (Part 2 : Dynamic Stability)

By
Hiroshi KAGEMOTO, Ryuzo TAKAI, Hiroyuki ADACHI

Abstract

The dynamic behaviours of semisubmersible oil rigs in severe environmental conditions as well as after damages are investigated with the focus on the survivability of the rigs.

The behaviours of the rigs are first examined experimentally to observe the dynamic effects qualitatively. Theoretical simulation computer programs are developed for the quantitative evaluation of the dynamic behaviours. Parametric studies are also carried out in order to extract the dominant parameters that affect the dynamic motions.

It is shown that the dynamic behaviours have only secondary effects compared to static ones as far as a capsizing is concerned. The maximum excursions or inclinations, however, after certain damages can be magnified significantly due to the dynamic effects and thus can not be neglected in the estimation of the behaviours of semisubmersibles after such damages.

目　次

1．緒言 ………… 36
2．実験 ………… 36
　2．1　実験の概要 ………… 36
　2．2　実験結果及び考察 ………… 40
　　2．2．1　非損傷時の規則波中応答特性実験 … 40
　　2．2．2　傾斜時の規則波中応答特性実験 …… 56
　　2．2．3　係留ライン破断実験 ………… 59
　　2．2．4　内部区画への浸水実験 ………… 75
　　2．2．5　静水中における自由動揺実験 …… 76
3．動的復原性のパラメトリックスタディ ………… 78
　3．1　パラメトリックスタディの目的 ………… 78
　3．2　力のモデル化 ………… 78
　3．3　初期条件のモデル化 ………… 78
　3．4　運動方程式 ………… 79
　3．5　パラメトリックスタディ ………… 79
　3．6　波の影響 ………… 86
　3．7　過渡運動に影響を与えるその他の要因 …… 87
　　3．7．1　非線形性 ………… 87
　　3．7．2　連成運動 ………… 87
　　3．7．3　同調現象 ………… 87
4．動的現象のシミュレーション計算及び実験との比較 ………… 88

* 海洋開発工学部
** 研究当時，海洋開発工学部，現在 世界海事大学
原稿受付：昭和62年3月3日

5．転覆のシナリオ ……………………………………………91
6．結言 ……………………………………………………………94
参考文献 …………………………………………………………95
Appendix-1　動的現象のシミュレーション計算法
……………………………………………………………………98

1．緒　言

本論文は，動的復原性，即ち加速度や速度に比例した力（慣性力，減衰力）の影響を考慮した場合の半潜水型石油掘削船（以下セミサブリグとよぶ）の復原性能について検討したものである。

現在のセミサブリグに対する各国の復原性規則は第一報で述べたように，静的な復原力曲線の特性を主として規定するものである。即ち，このルールは従来の船舶に対するルールに準拠して作成されたもの[1]であり，その要点は復原力曲線の囲む面積で表わされるポテンシャルエネルギーと，風による転倒モーメントのなす仕事の間に，

$$A+B \geqq 1.3(B+C) \qquad (1.1)$$

なる関係が成り立つことを要求している。ここで，A＋B，B＋CはFig. 1.1に示すように海水流入角までの復原力曲線の囲む面積，風による転倒モーメントのなす仕事をそれぞれ表わす。

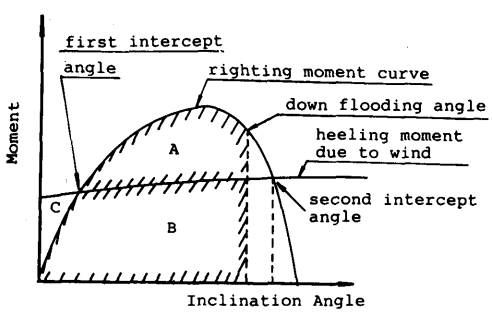


Fig. 1.1　Current rule for the stability of semisubmersibles

また損傷時復原性としては，水線面付近の区画への浸水のみを考慮しており，浸水以外の要因については何も規定されていない。(1.1)式の面積比1.3はコラム安定船に対する値であるが，この30%のマージンの中に各種のunknownな要因も考慮されているという考え方もされているようであるが，その根拠はあいまいである。

セミサブリグの事故は過去の事例[2)][3)][4)]からみて，静穏な海域でおこることはまれで，通常は厳しい風浪条件下において発生している場合が多い。従って，風，波，潮流などの複合外力下におけるセミサブリグの挙動を検討することは重要である。しかしながら，このような厳しい気象，海象条件下における挙動の他に，セミサブリグの場合には係留ライン破断や荷くずれ或はバラスト水の不注意な移動など，力，モーメントのバランスが急激に変化するような損傷がおこった後の過渡運動時にも大きな変位，傾斜を生ずる可能性がある。

従って，本論文では復原性能に影響を及ぼす可能性のある種々の動的要因に対するセミサブリグの応答を実験，理論両面から考察を行う。

本論文の構成は次の通りである。まず，第2章において，本研究で行った非損傷時及び損傷時の応答に関するシミュレーション実験の結果を示し，セミサブリグの挙動に対する動的影響について定性的な考察を行う。第3章では，各種パラメータの動的復原性に及ぼす影響について理論的な考察を行い，さらに第4章では時間領域のシミュレーションによる計算例と実験との比較を示す。第5章では，セミサブリグに静的及び動的に力が働いたときに，どのような場合に転覆に至る可能性があるかを検討し，セミサブリグの安全性に対する考え方の一例を示す。

2．実験

2.1　実験の概要

動的復原性に関連して実施した実験は次の5項目である。

(1)　非損傷時の規則波中応答特性実験
(2)　傾斜時の規則波中応答特性実験
(3)　係留ライン破断実験
(4)　内部区画への浸水実験
(5)　静水中における自由動揺試験

これらのうち実験(1)は，喫水（排水量），GMの値などを変化させて，動揺振幅，定常変位，定常傾斜の周波数応答特性，波高変化に対する線形性などを調べる目的で行った。

実験(2)は傾斜による流体力，波力，復原力係数などの変化による動揺応答特性の変化を調べることを目的とした。なお不規則波中，あるいは潮流，風などの複合外力下における挙動に関してはシミュレーション計算によって検討することとし，実験は行っていない。

ただし，風，潮流中における抗力，揚力，転倒モーメントについては別途詳細に実験，及びその推定法の検討[5]を行っており，その結果をシミュレーション計算に適用することができるようになっている。

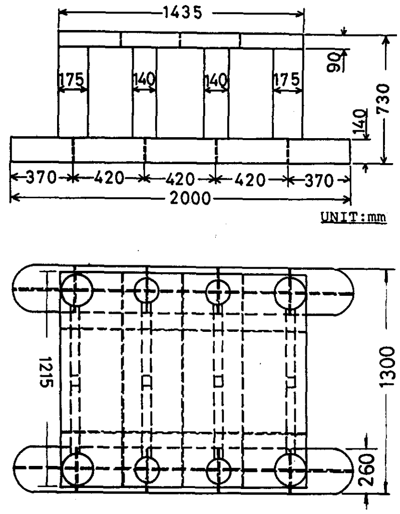
実験(3)及び(4)は主として損傷時のセミサブリグの過渡的な挙動を測定することを目的として行った。

(5)の自由動揺試験は，動揺時の造渦減衰力を実験的に求めるために行った。セミサブリグの動揺振幅，特に同調時における動揺振幅の推定のためには造渦に基く減衰力を正しく評価することが必要不可欠である。また，損傷後の過渡運動は各動揺モードの固有周期で長周期の運動をするため（セミサブリグの固有周期は通常長い），この場合も減衰力の推定は重要である。しかしながら，現段階でセミサブリグのような要素部材の複雑に組み合わされた浮体の動揺時の造渦減衰力を理論的に推定することは非常に困難であり，各種パラメータを変化させた系統的な自由動揺試験を行い実験データを蓄積することとした。

実験は4ヶ年に亘るプロジェクト実施期間の間に十数回にわたって行ったが，各実験における主要な実験状態のパラメータを一括して Table 2.1 に示す。以後，この表の各実験状態の最上欄につけた番号（ID No.）にて各実験を識別する。

供試模型としては，第一報「半潜水型石油掘削船の復原性について（その1）」で示したM-1模型（代表的な半潜水型石油掘削リグの型式である2ロワーハル8コラムより構成されるもの）を使用した。なお，想定実機は存在しないが，模型の縮尺は1/50であると考えた。供試模型の写真，概要図を各々 Fig. 2.1 (a),

(a)



(b)

Fig. 2.1 General view of a model used in the experiments

(b) に示す，各コラムは上，中，下の3区画に，各ロワーハルは10区画に分割されており，各区画には電磁弁を通じて水の注排水が可能で，浸水現象をシミュレートできる。上部デッキは水密となっている。また，係留ライン破断のシミュレーションは，ラインの途中に設けた一対の電磁石に流れる電流を切ることにより行える。

運動の計測は，デッキ中央部にとりつけた6成分運動測定装置，及び無接触型の光学式トラッカー装置により行い，傾斜時の運動については Fig. 2.2 に示すように供試模型に偶力による転倒モーメントをかけた状態で規則波中の運動を測定した。

係留ライン破断実験及び浸水実験時の実験装置の概要及び係留状態図は第一報に示す通りである。係留ラインは計4本で1本ずつを4隅のコラムにとりつけている。実機では通常各4隅に2本ずつのラインがとりつけられている事例が多いが，本実験の目的は即物的な実験を行うのではなく，損傷後の挙動に及ぼす各種パラメータの影響を調べることにあるため，各隅の係留ラインをすべて1本にて代表させた。実験は静水中及び波浪中（規則波）において行い，係留ライン破断後の6自由度の運動，係留ライン張力の時刻歴を計測した。

Table 2. 1 Experiment conditions

ID NO.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Code Name	DYNA−1 (s.59.11)				DYNA−2 (s.60. 2)				
Date	condition−1		condition−2		condition−1		condition−2		condition−3
	0°	90°	0°	90°	0°	90°	0°	90°	90°
Water Depth (m)	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5
Displacement (kg)	197.0	197.0	197.0	197.0	166.0	166.0	166.0	166.0	166.0
Draft (m)	0.44	0.44	0.44	0.44	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240
GM_l (m)	0.037								
	0.044		0.020		0.038		0.042		
GM_l (m)									
		0.051		0.024		0.019		0.019	0.003
KB (m)	0.129*	0.129*	0.129*	0.129*	0.088 *	0.088*	0.088*	0.088*	0.088*
BM (m)	0.210*	0.210*	0.210*	0.210*	0.250*	0.250*	0.250*	0.250*	0.250*
	0.219*	0.219*	0.219*	0.219*	0.262*	0.262*	0.262*	0.262*	0.262*
KG (m)	0.295	0.295	0.321	0.321			0.308		
KO (m)	0.770	0.770	0.770	0.770	0.770	0.770	0.770	0.770	0.770
KF (m)	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240
κ_{xx} (m)									
κ_{yy} (m)							0.568		
κ_{zz} (m)									
T surge (sec)	16.1		18.6		13.76		15.4		
T sway (sec)		19.9		24.1		17.32		18.36	12.8
T heave (sec)	3.34	3.36	3.32	3.33	3.28	3.29	3.21	3.21	3.22
T roll (sec)		6.98		9.72		11.74		11.70	24.48
T pitch (sec)	7.01		9.00		8.80		7.38		
T yaw (sec)									
α surge (sec^{-1})					0.0906		0.0950		
α sway (sec^{-1})						0.0803			0.132
α heave (sec^{-1})	0.0335	0.0645	0.0526	0.0504	0.0447	0.0616	0.0544	0.0610	0.0608
α roll (sec^{-1})		0.0780		0.0419		0.162		0.307	
α pitch (sec^{-1})	0.130		0.0621		0.0684		0.136		
α yaw (sec^{-1})									
line weight (in air) (kg/m)					0.1725	0.1725	0.1725	0.1725	0.1725
line weight (in water) (kg/m)					0.1480	0.1480	0.1480	0.1480	0.1480
initial tention (kg)	0.329	0.202			0.467	0.488			
	0.405	0.396			0.646	0.491			

GM	without mooring
	with mooring
BM	BM_l
	BM_t
initial tension	horizontal
	vertical

* : calculated value
T : natural period
α : damping coefficient (from free oscillation test)
κ : radius of gyration (around G)
KO : keel to motion measured point

Table 2.1 Experiment conditions

ID NO.	10	11	12	13	14	15	16	17	18
Code Name	DYNA−3		DYNA−4				CAPS−1		CAPS−2
Date	(S.60. 6)		(S.60. 9)				(S.61.5)		(S.61. 9)
	0°	90°	0°	90°	0°	90°	0°	90°	
Water Depth (m)	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5			
Displacement (kg)	185.0		166.5	166.5	189.0	189.0	179.1	179.1	189.0
Draft (m)	0.370		0.240	0.240	0.385	0.385	0.323	0.323	0.385
GM_l (m)	0.010		0.017		0.005		0.011		
	0.021		0.025		0.011				
GM_t (m)		0.019		0.013		0.013		0.019	
		0.031		0.025		0.019			
KB (m)			0.088*	0.088*	0.115*	0.115*			
BM (m)			0.250*	0.250*	0.220*	0.220*			
			0.262*	0.262*	0.229*	0.229*			
KG (m)			0.324	0.324	0.338	0.338	0.347 (0.308)	0.344 (0.305)	0.319
KO (m)			0.770	0.770	0.770	0.770			
KF (m)			0.240	0.240	0.240	0.240			
κ_{yy} (m)								0.563 (0.529)	0.566
κ_{yy} (m)							0.542 (0.508)		0.549
κ_{zz} (m)									0.693
T surge (sec)									
T sway (sec)									
T heave (sec)					3.24				
T roll (sec)					16.8				
T pitch (sec)					21.1				
T yaw (sec)					19.7				
α surge (sec^{-1})									
α sway (sec^{-1})									
α heave (sec^{-1})									
α roll (sec^{-1})									
α pitch (sec^{-1})									
α yaw (sec^{-1})									
line weight (in air) (kg/m)			0.1154	0.1154	0.1154	0.1154			
line weight (in water) (kg/m)			0.1000	0.1000	0.1000	0.1000			0.100
initial tension (kg)	0.428	0.436	0.345	0.363	0.253	0.240			
	0.498	0.498	0.352	0.368	0.300	0.295			

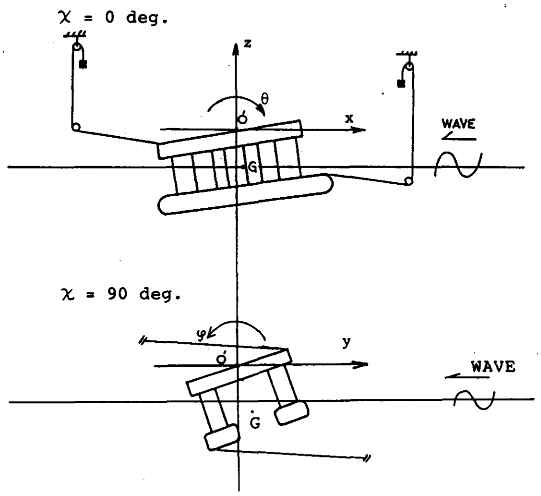


Fig. 2.2 Co-ordinate system and test arrangement in regular wave under inclined condition

浸水実験は，架台上に設置された水溜タンクと浸水区画を結ぶビニール管の途中に設けられた電磁弁を開閉することにより指定された区画に浸水させた。模型に設けられた浸水区画の詳細図を Fig. 2.3 に示す。各区画室には，空気抜きのためのパイプもとりつけられており，各区画室は完全に満水にできる。また，単位時間あたりの浸水量（浸水率）もほぼ一定である。

2.2 実験結果及び考察

2.2.1 非損傷時の規則波中応答特性

非損傷時の規則波中応答特性実験は計5種類の実験状態について行った。模型は4本のラインで係留した状態で実験を行った。変化させたパラメータは喫水

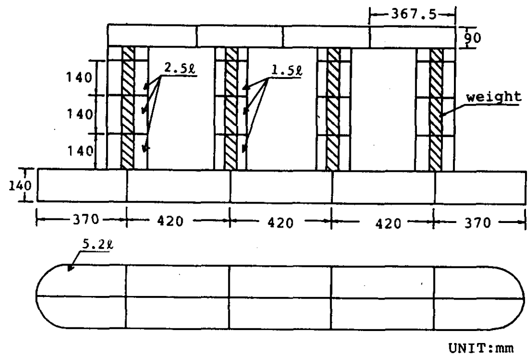


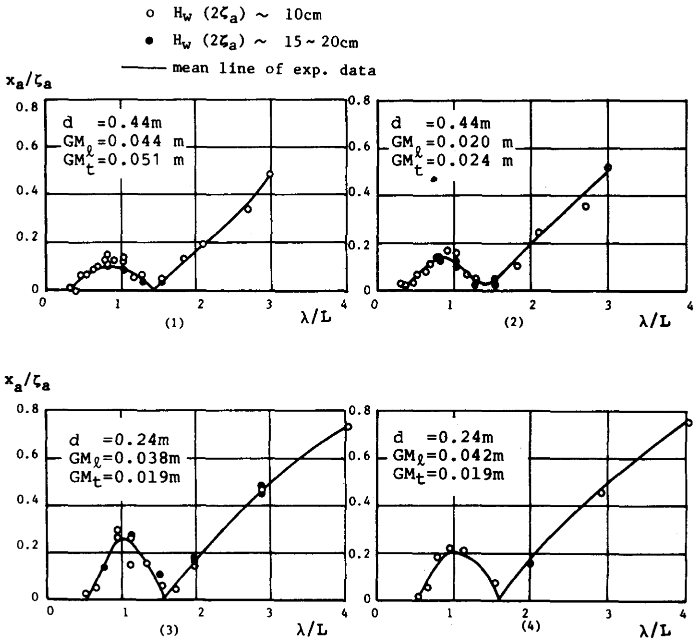
Fig. 2.3 Arrangements of the floodable compartments

（排水量）及びGMであり，各実験状態における値をまとめて Table 2.2 に示す。

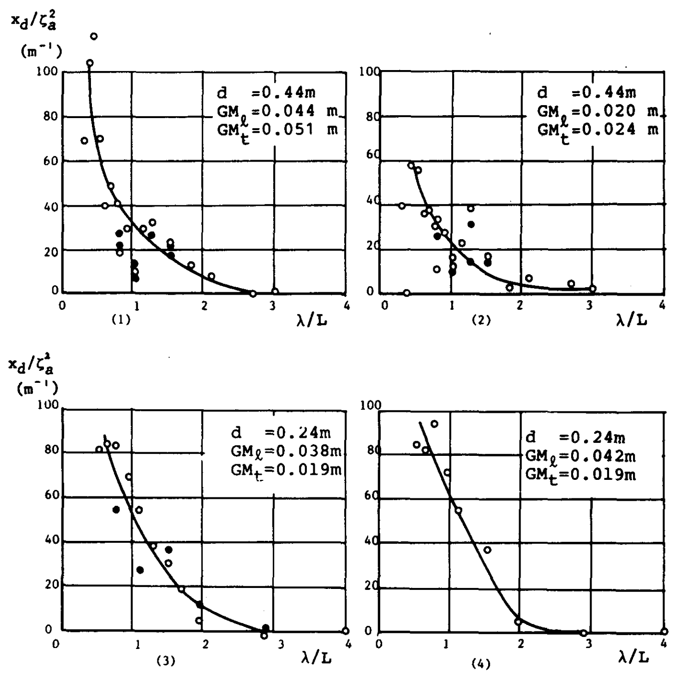
Fig. 2.4(a)―(l)に縦波,横波中における各運動モードの周波数応答特性を比較して示す。図中に示した運動振幅は，Fig. 2.2 に示す座標系に従って，運動計測点即ち上部デッキ中央部を原点にとった場合の値であり，重心点の surge, sway でないことに注意されたい。白丸印は波高10cm程度の波に対する結果であり，黒丸印は波高15～20cmの波に対する結果である。また，図中の実線は実験点をなめらかに結んだもので，計算値ではない。横軸は波長(λ)とロワーハル長さ（L：2m）との比を示し，縦軸は動揺振幅については波振幅(ζ_a)あるいは波傾斜($k\zeta_a$)で無次元化したものを示す。また，定常変位，定常傾斜については波高の2乗に比例するものと仮定して波高の2乗で割った値を示しているが，無次元量にはなっていない。なお，定常変位の方向は，surge, sway については波の進行方向，heave については沈下する方向を正とし，定常傾斜については波上側が持ち上がる状態を正としている。

Table 2.2 Particulars of the experiments in regular waves

ID No.	index	condition			
1,2	(1)	displacement 197.0Kg	draft 44.0cm	GM_l=0.0441m (longitudinal)	GM_t=0.0515m (transverse)
3,4	(2)	197.0Kg	44.0cm	0.020m	0.024m
5,6	(3)	166.0Kg	24.0cm	0.038m	0.019m
7,8	(4)	166.0Kg	24.0cm	0.042m	0.019m
9	(5)	166.0Kg	24.0cm		0.003m

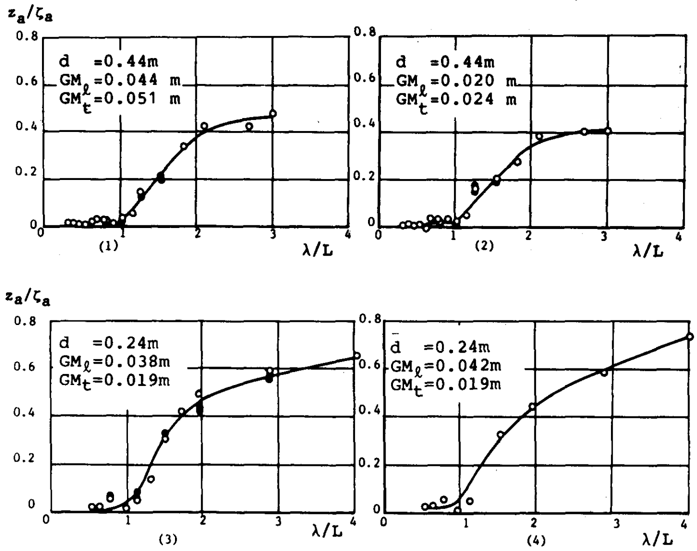


(a) Surge (in head seas)

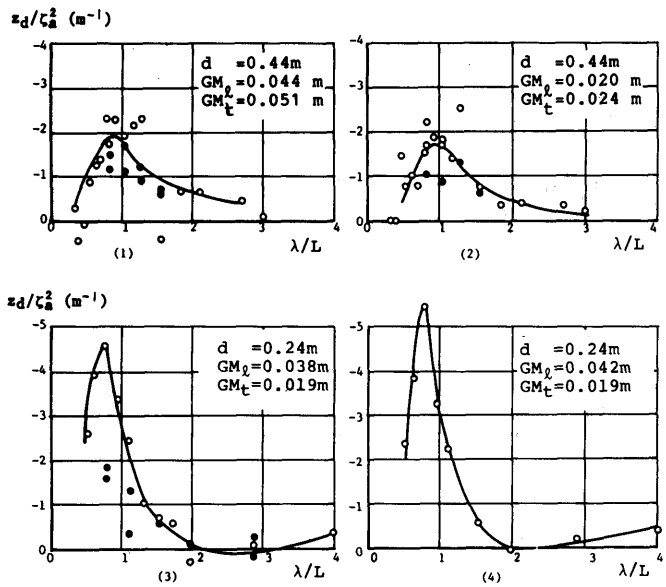


(b) Steady drift displacement in surge direction (in head seas)

Fig. 2. 4 Motions in regular waves

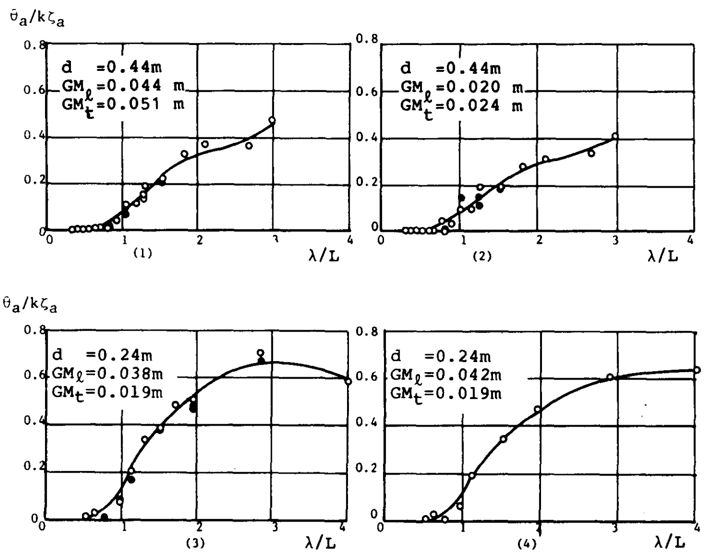


(c) Heave (in head seas)

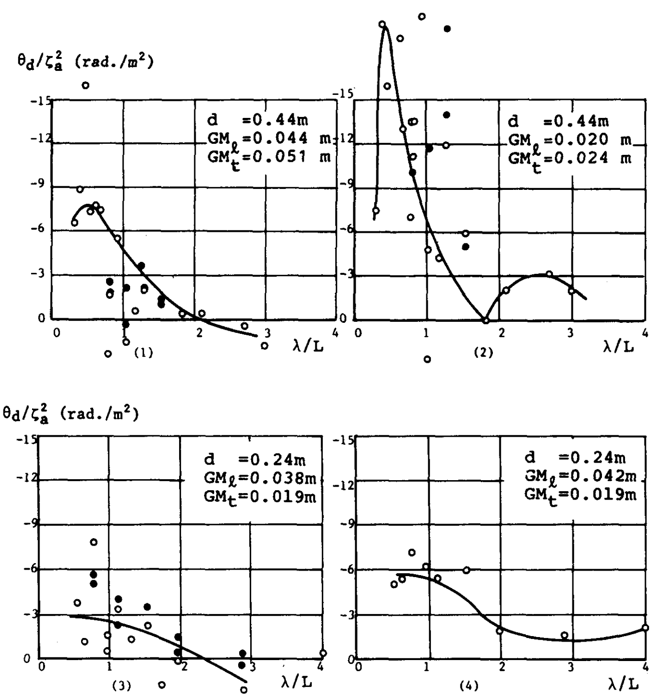


(d) Steady drift displacement in heave direction (in head seas)

Fig. 2.4 Motions in regnlar waves.

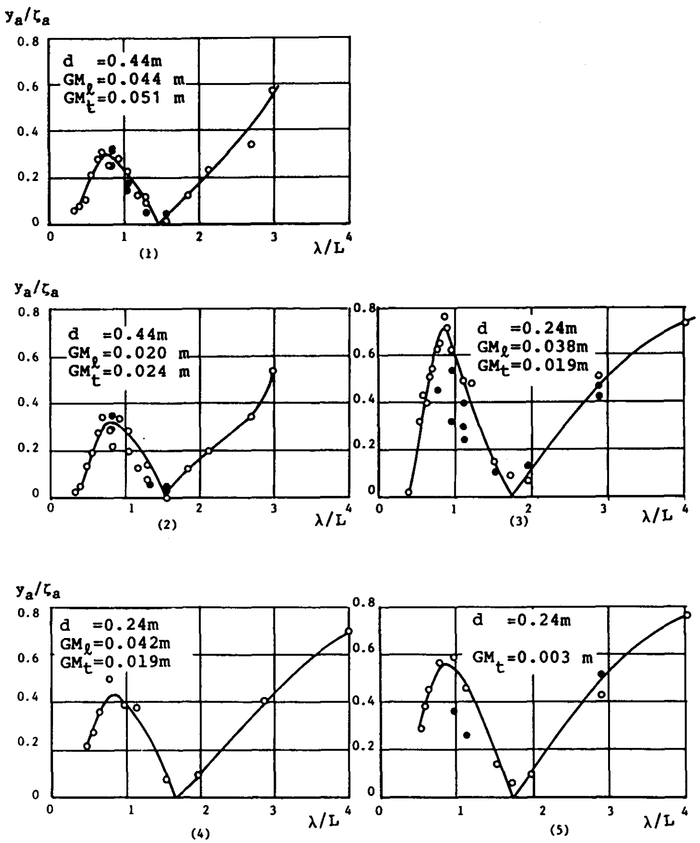


(e) Pitch (in head seas)

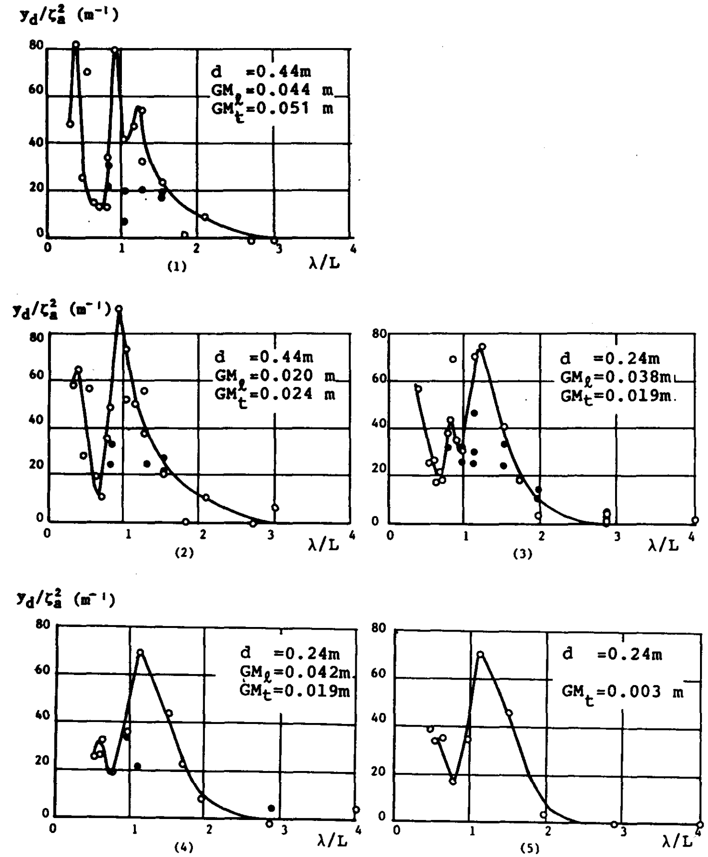


(f) Steady tilt in pitch direction (in head seas)

Fig. 2. 4 Motions in regular waves

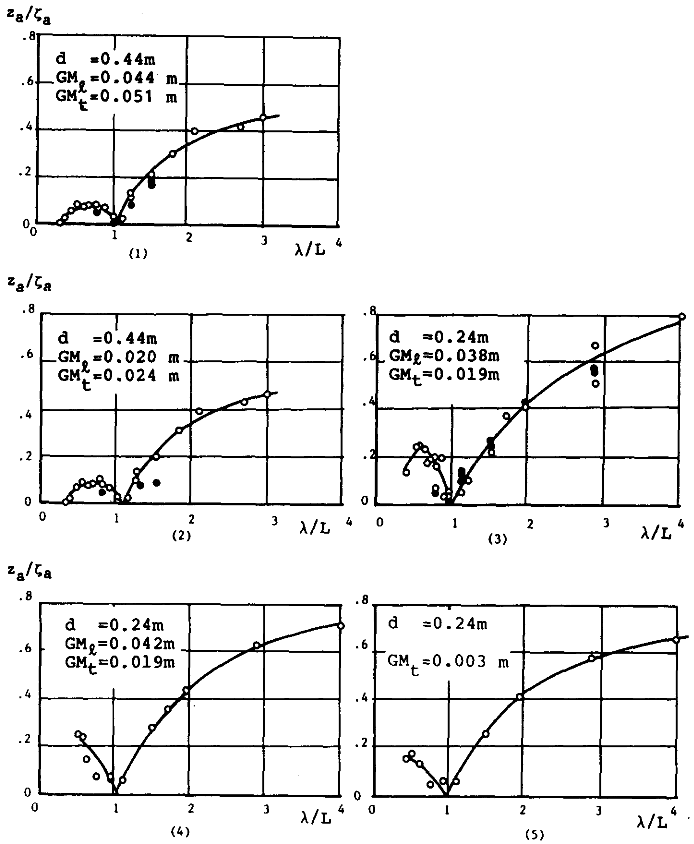


(g) Sway (in beam seas)

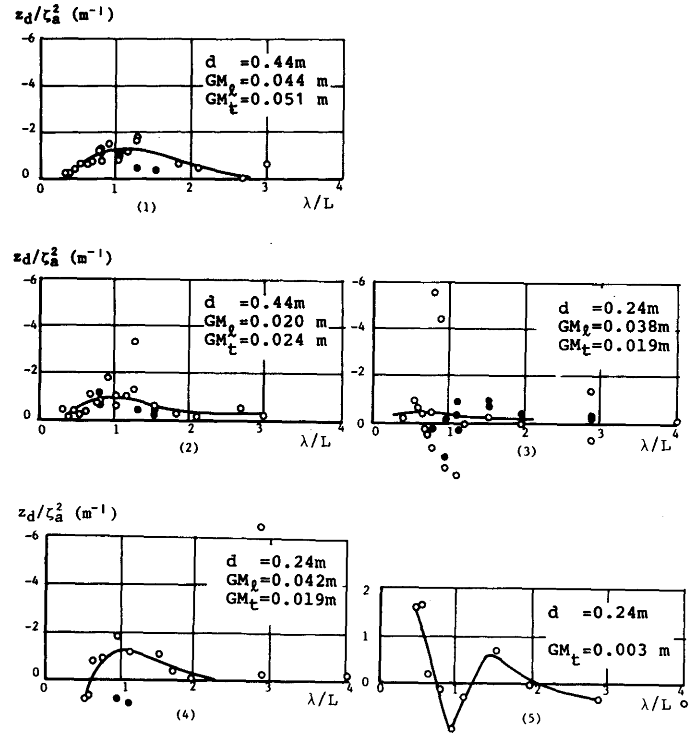


(h) Steady drift displacemint in sway direction (in beam seas)

Fig. 2.4 Motions in regular waves

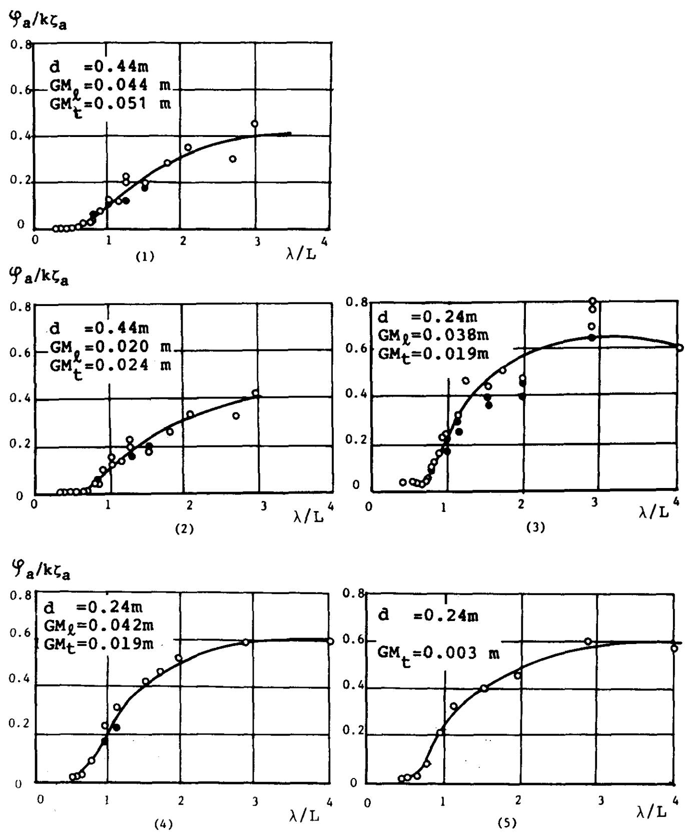


(i) Heave (in beam seas)

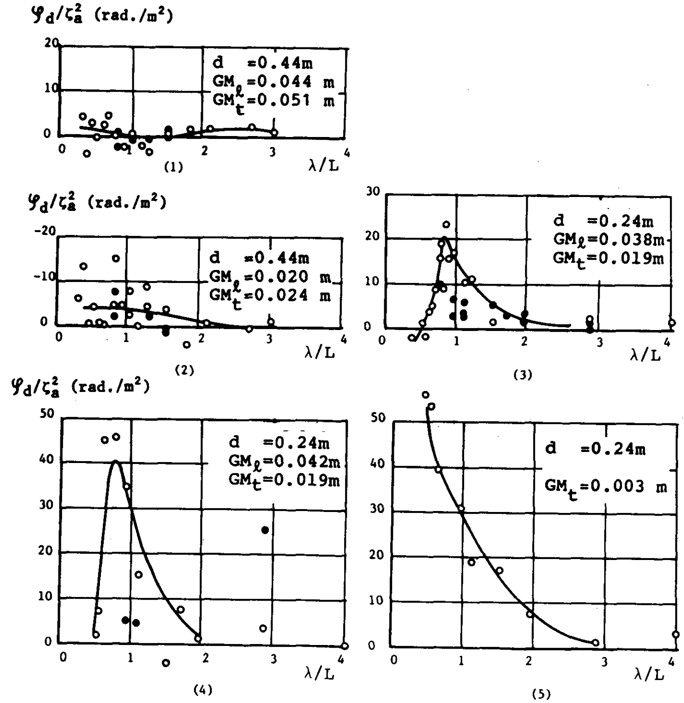


(j) Steady drift displacement in heave direction (in beam seas)

Fig. 2.4 Motions in regular waves



(k) Roll (in beam seas)



(l) Stady tilt in roll direction (in beam seas)

Fig. 2.4 Motions in regular waves

動揺振幅

動揺振幅については，喫水が浅くなると各運動モード共にその応答が顕著に大きくなるが，ＧＭ変化の影響は明らかでなく，ＧＭが小さくても動揺振幅はあまり変化しない。

今回行った実験に用いた波の周期は実機換算(1/50スケールとして）で16秒以下のものであるが，実海において通常おこりうる波の周期をほぼカバーしていると考えられる。復原性能に関して問題となる運動は主として上下揺れ，縦揺れ，横揺れであるが，これらの運動モードの応答特性は（波振幅あるいは波傾斜で無次元化した係数で）いずれもこの波周期の範囲では0.8以下である。

本実験に用いた模型の上下揺れ，縦揺れ，横揺れの固有周期は各々実機換算で23秒，50～60秒，50～85秒程度である。セミサブリグの縦揺れ，横揺れの固有周期は長いため，縦揺れ，横揺れの波との同調による大振幅運動はあまり問題とならないにしても，上下揺れの固有周期（20～25秒）に近い周期をもつ波による大振幅上下揺れの可能性は一応検討しておく必要がある[6]。今回の実験においては，造波機の能力の制限からそのような長波長の波の中における応答特性は計測していないが，過去の実験，実機計測例などによれば，上下揺れの同調点における応答特性は波振幅の高々1.5倍程度である[6]。

定常傾斜

実験で示したように，縦揺れ，横揺れの運動モードには規則波中において定常的な傾斜を生じ，この傾斜が波と同じ周期で振動する運動に重畳されることになる。上下方向にも定常変位を生ずるが，これらは動揺振幅に比して小さく問題とならない。縦揺れ，横揺れの定常傾斜は定常力の大きくなる短波長の波に対して大きくなり，本実験の結果では縦波中においては波下側が，横波中においては波上側がもちあがる方向に傾斜する傾向がある。また定常傾斜の大きさは喫水（ロワーハルの没水深さ），ＧＭによって大きく変化する。傾斜モーメントの大きさが波高の２乗に比例すると考えられる場合でも，対応する傾斜角は復原力特性の非線形性のため一般に波高の２乗に比例しない。ちなみに本実験での最大定常傾斜は波高 10cm（実機 5m）で，縦波中2.9度，横波中7.2度であった。

定常傾斜の推定法については Numata[7]がその可能性を指摘して以来盛んに行われているが，実験との一致度は未だに満足すべきものとはいえない。その原因は，定常傾斜を生ずる原因の主たるものとして指摘されているロワーハルに働く上下方向定常力以外に，水平方向の定常力による転倒モーメントの寄与，運動の影響[8]，係留点位置の影響も大きいためであると考えられる。これらを考慮して定常傾斜を推定するためにはセミサブリグに働く２次オーダーまでの圧力分布を精度よく計算する必要があり，既存の特異点分布法や有限要素法などによって原理的には可能であるが，実際問題としてはポテンシャルと，その微分値までを精度よく求めることは数値計算上困難な点が多い。

これらの定常傾斜が動揺に重畳されるわけであるが，定常傾斜は波による定常力の大きくなる短波長側で大きくなり，逆に波周期と同じ周期の動揺振幅は一般に長波長の波に対して大きくなるため，規則波中の最大変位，傾斜は最大定常傾斜と最大動揺振幅の単純な和とはならない。

長周期運動

定常傾斜は単一周期の規則波中において観察される現象であり，実海面では波面は不規則的に変動し定常的な傾斜はおこりえない。しかしながら，不規則波を周期，波高，進行方向の異なる規則波の集合とみなすと，規則波中の定常傾斜と同様の原因により不規則波を構成する各規則波に対応する定常力が生じ，これはあたかも波群の高さの変動と同じ長周期の変動を行う。これは要素波の周波数の差の周波数で変動する[9]。この力は一般に小さいため高周波数成分は運動を誘起する可能性は小さいが，低周波数成分はセミサブリグの固有周期が長いため，前後揺れ，左右揺れ，縦揺れ，横揺れなどの固有振動を誘起する可能性がある。水槽試験ではこのような原因に基くと思われる長周期の動揺が観察されているが，実海域において計測された例はあまり知られていない。この長周期運動は波と同じ変動周期で変動する動揺成分と単純和の形で重畳されるため復原性，安全性にとって検討を要する項目である。この長周期運動による最大変位，傾斜がどの位になるかを推定するためには，時間領域の運動シミュレーション計算が行われるのが普通であるが，長周期運動が同調現象であるため減衰力，特に渦による減衰力の評価が重要となる。水平方向の長周期運動に関しては，係留力の最大値の推定のために復原性とは別の分野で盛んに研究が行われてきており[10][11]，減衰力についてもいくつかの研究があるが，未だその推定法が確立していないのが現状である。復原性に関係ある縦揺れ，横揺れの長周期運動に関してはその研究も

少なく[12]，今後の課題である。

波高影響

波高影響については白丸印（波高10cm程度），黒丸印（波高15～20cm）で示された実験値を比較すると，係留されているため漂流量の大きくなる短波長域においては，係留ラインの拘束が強くなり，波高の高い場合（黒丸印）には，単位波高あたりの縦波中の水平，上下方向の定常変位，横波中の左右揺れ振幅が小さくなる傾向がみられる。

動揺時の係留ライン張力

セミサブリグの安全性にとっては，波浪中における動揺振幅，定常傾斜と共に動揺に伴って係留ラインに生ずる張力も重要である。現在稼働中の大型のセミサブリグは各4隅にとりつけた2条あるいは3条のチェインで係留されることが多いが，その公称破断荷重は（ＡＰＬ規格：2 ¾′～3′ϕとして）1条あたり350～400t程度である。係留ラインの破断の可能性としては，破断荷重以上の荷重が加わる場合の他に，疲労，摩耗による破断なども考えられる。また係留ラインが破断しなくても，アンカーが走錨をはじめるとセミサブリグにとっては係留ライン破断と同様の危険性を生じる[13]。

今回実施した波浪中応答特性試験における係留関係の主要目等をまとめてTable 2.3に示す。係留ラインの水中重量は0.148kg/m（実機換算370kg/m）であり，また初期張力は排水量の1/250～1/400である。初期張力は現実的な値であるが，ラインの単位長さあたりの水中重量は実機に用いられる係留鎖（100～150 kg/m）に比して大きいが，実機では各4隅を2～3本のラインで係留されることを考えれば非現実的な値ではない。Table 2.2に示した各実験状態で規則波中動揺時に波上側の係留ライン1本に働く水平，鉛直方向の張力を計測した結果をまとめてFig. 2.5 (a)～(h)に示す。定常張力，変動張力はFig. 2.6に示す様に定義する。係留ラインに働く張力の周波数応答特性は動揺振幅の応答特性ほど明らかな傾向を示さず，データにばらつきがみられるが，変動張力は喫水の浅い方が明らかに大きく，定常張力も縦波中においては喫水の浅い方が大きい。また，横波中においては定常張力は喫水によってはあまり変化しない。定常張力の最大値は変動張力の最大値の20倍以上であり，大荷重による破断を問題とする場合には定常張力が重要である。定常張力の最大値は今回の実験では波高10cm（実機5m）で1本あたり0.7kg程度となる。これに初期張力を加えると約1.2kgで，単純にスケール比（1/50）で実機換算すると150tとなる。定常張力の最大値はλ/L 1.0以下で生じ，それより波長が長くなると張力は急激に小さくなる。

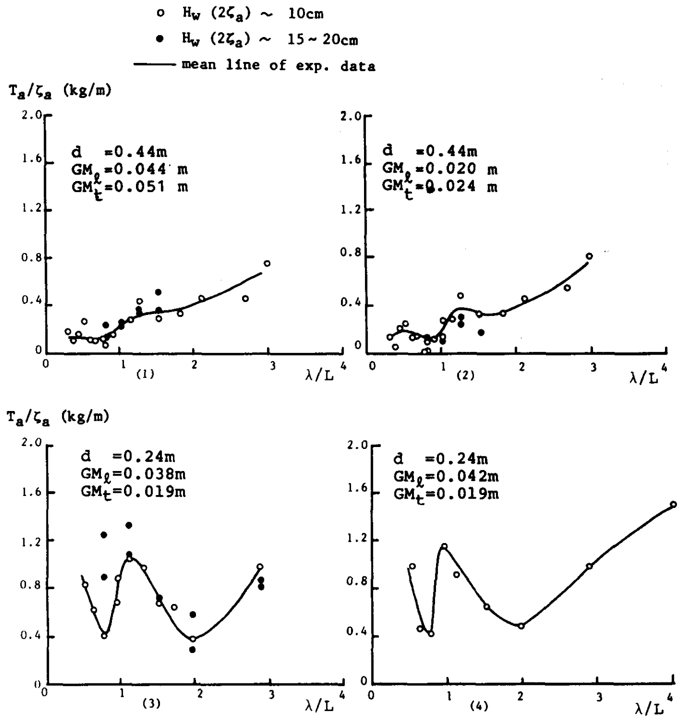
理論値との比較

Fig. 2.7 (a)～(e)には動揺振幅，変動張力の理論値を実験値と比較して示す。計算はロワーハル1本（コラム4本を含む）に働く波強制力，付加質量，造波減衰力を特異点分布法により計算し，それらを位相を考慮して加えあわせたものを用いるという方法によった。セミサブリグの動揺については同調点を除いてこ

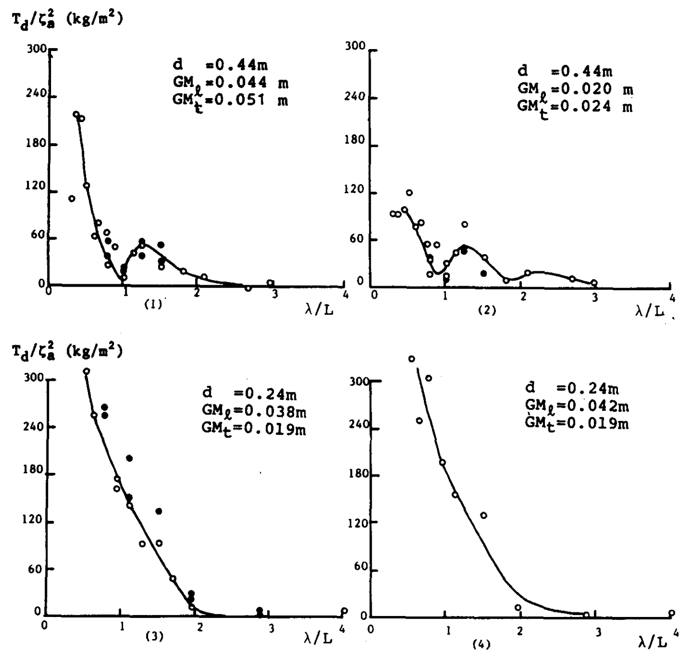
Table 2.3 Mooring characteristics of the experiments in regular waves

ID No	Index	Condition		
		line length	line weight in water	initial tension
1, 2	(1)	9.480m	0.148kg/m	in head seas 0.329/0.405
3, 4	(2)	9.480m	0.148kg/m	in beam seas 0.202/0.396
5, 6	(3)	9.480m	0.148kg/m	in head seas
7, 8	(4)	9.480m	0.148kg/m	0.467/0.464
9	(5)	9.480m	0.148kg/m	in beam seas 0.488/0.491

horizontal / vertical

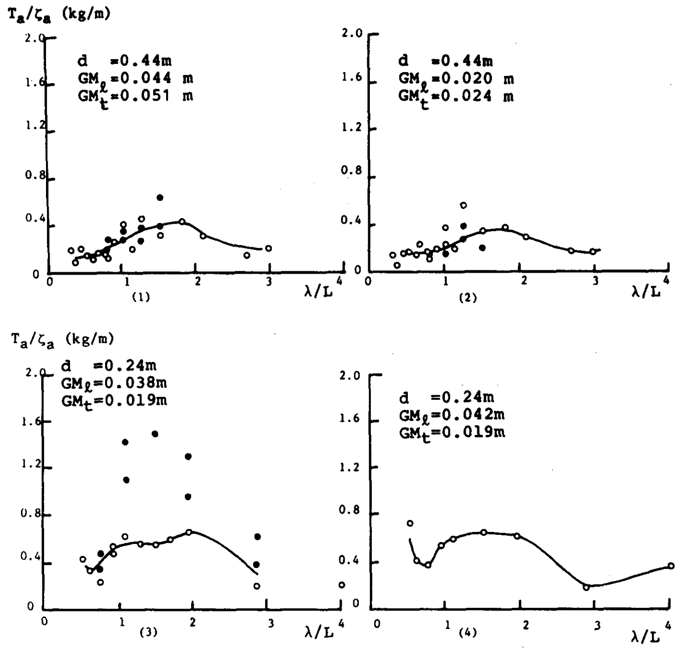


(a) Horizontal mooring force amplitude (in head seas)

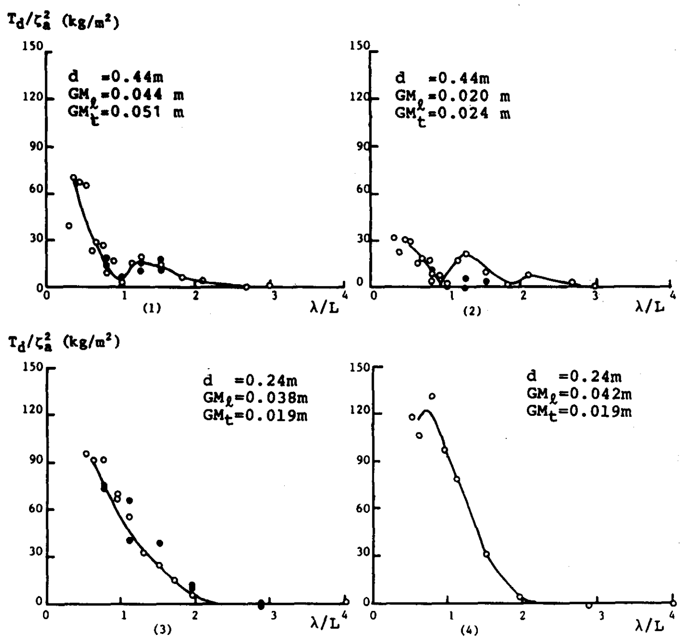


(b) Horizontal steady mooring force (in head seas)

Fig. 2.5 Mooring forces in regular waves

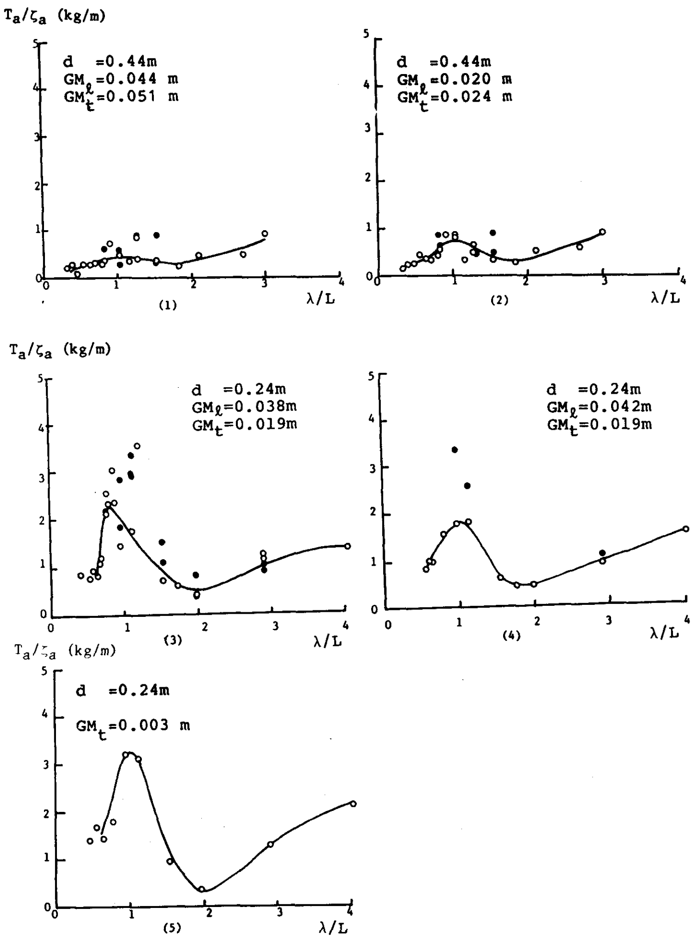


(c) Vertical mooring force amplitude (in head seas)

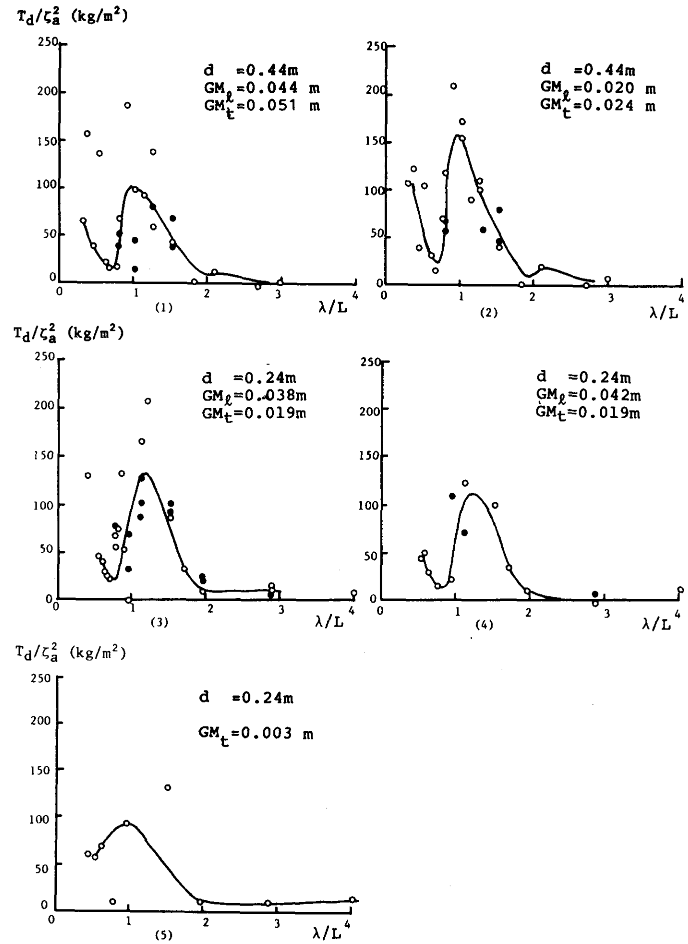


(d) Vertical steady mooring force (in head seas)

Fig2. 5 Mooring forces in regular waves

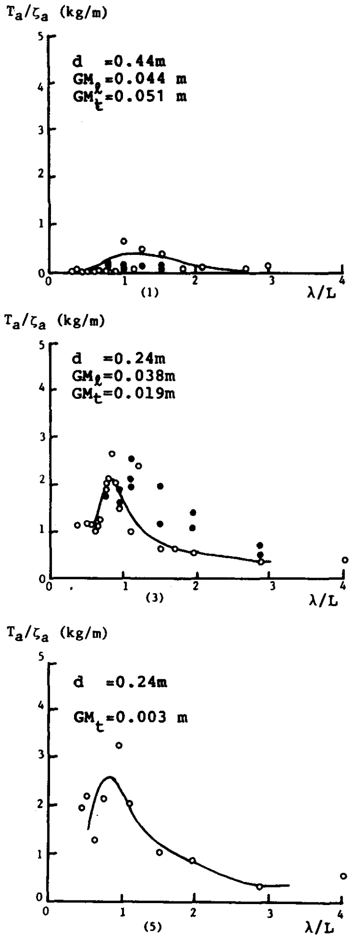


(e) Horizontal mooring force amplitude (in beam seas)

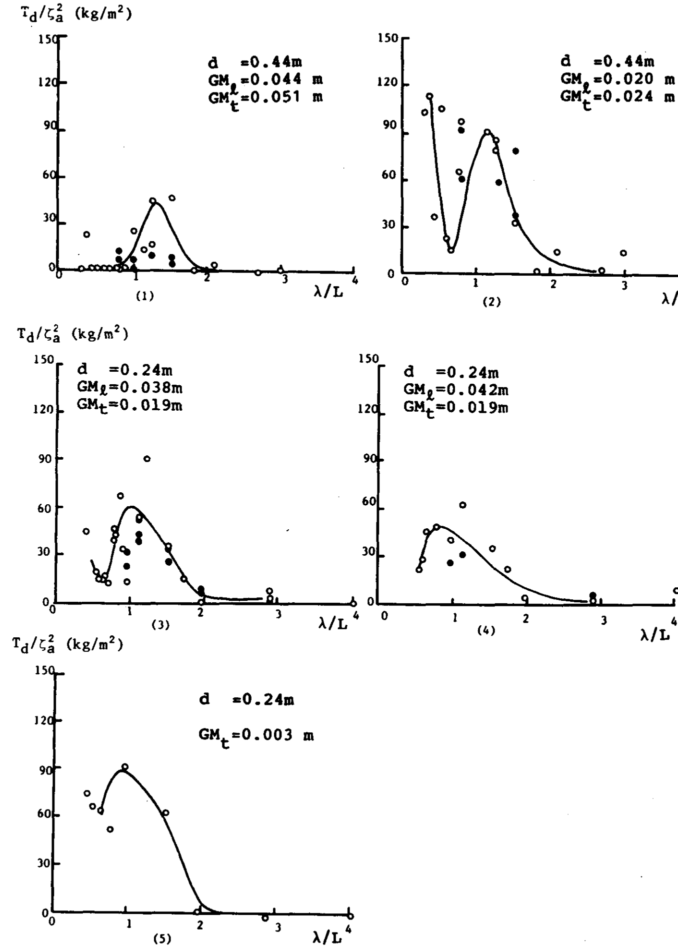


(f) Horizontal steady mooring force (in beam seas)

Fig2. 5 Mooring forces in regular waves



(g) Vertical mooring force amplitude (in beam seas)



(h) Vertical steady mooring force (in beam seas)

Fig2. 5 Mooring forces in regular waves

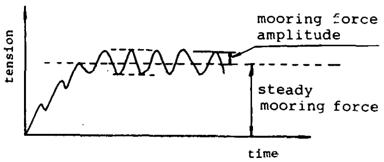
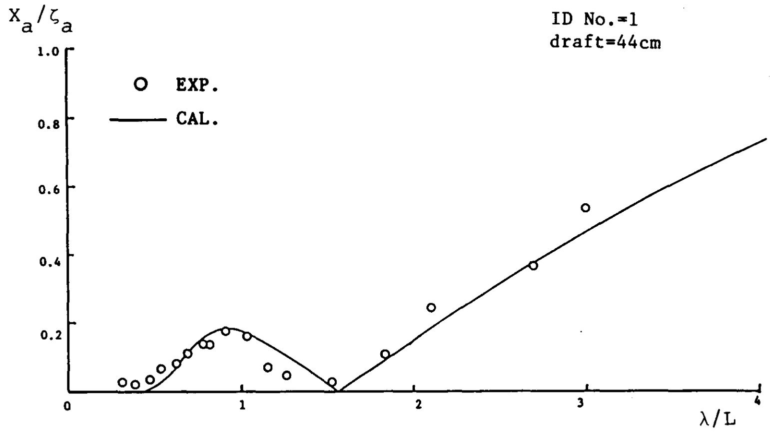
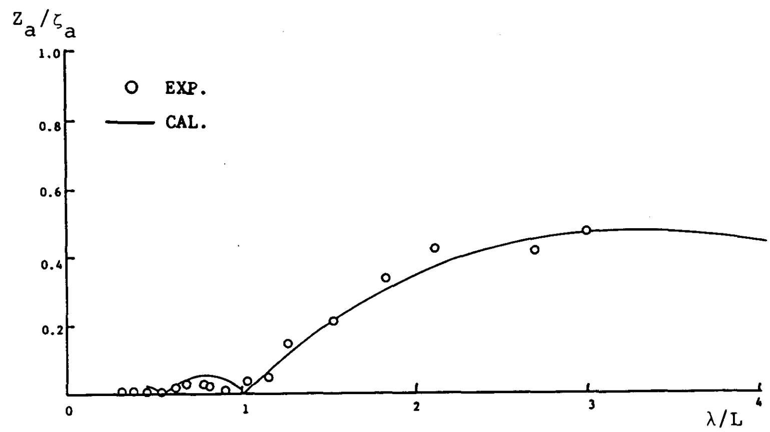


Fig. 2. 6 Definition of mooring forces

のような Hooft 法的な考え方[14]で実験とよく一致する結果が得られることがわかっているが，今回の計算でも実験値との一致はよい。しかし，前にも述べたようにセミサブリグの安全性にとっては同調点付近の大振幅運動が問題となるので，同調点における運動推定の精度向上，精密な実験値の取得が必要である。特に，Hooft 法では部材間の流体力学的相互干渉を考慮していないので Fig. 2. 8 (a),(b) に示すように流体力の推定が不十分で，同調周期の推定値が実験とあわないという不都合を生じる。(図中，with interaction；特異点分布法によりセミサブリグ全体をパネルに分割して流体力を計算したもの，without interaction；特異点分布法により片側のロワーハルをパネルに分割して流体力を計算し，単純に2倍してセミサブリグの流体力としたもの。)

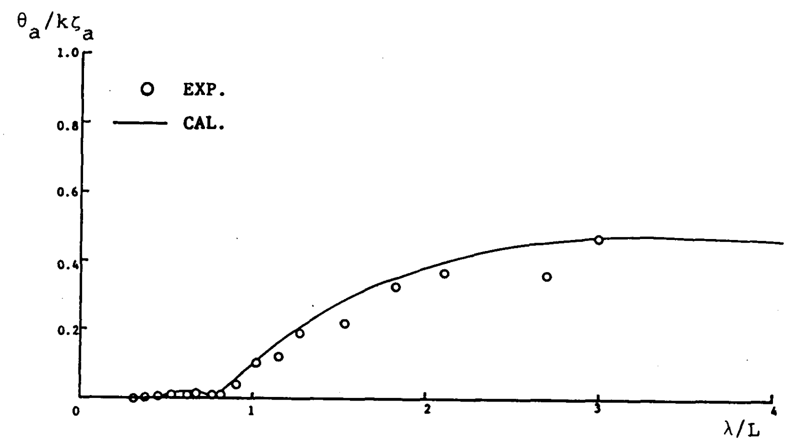


(a) Surge (in head seas)

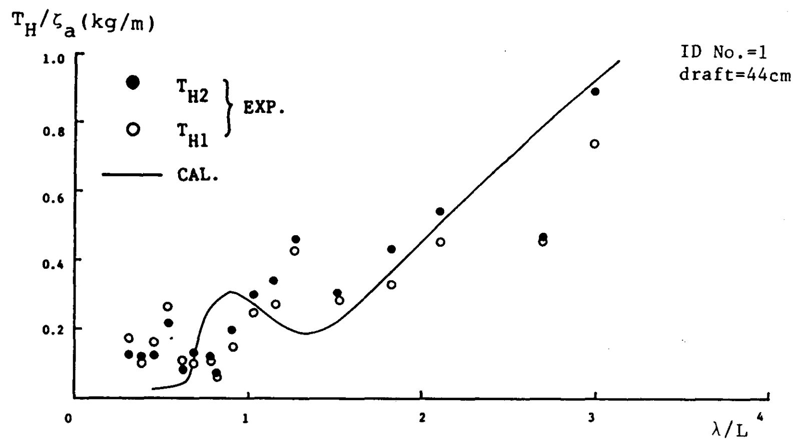


(b) Heave (in head seas)

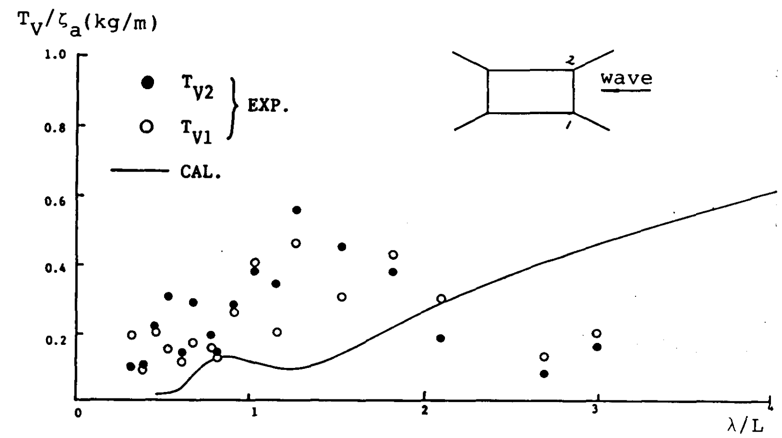
Fig. 2. 7 Comparisons of theoretical estimations with experimental results of motions in regular waves



(c) Pitch (in head seas)



(d) Horizontal mooring force amplitude (in head seas)



(e) Vertical mooring force amplitude (in head seas)

Fig. 2. 7 Comparisons of theoretical estimations with experimental results of motions in regular waves

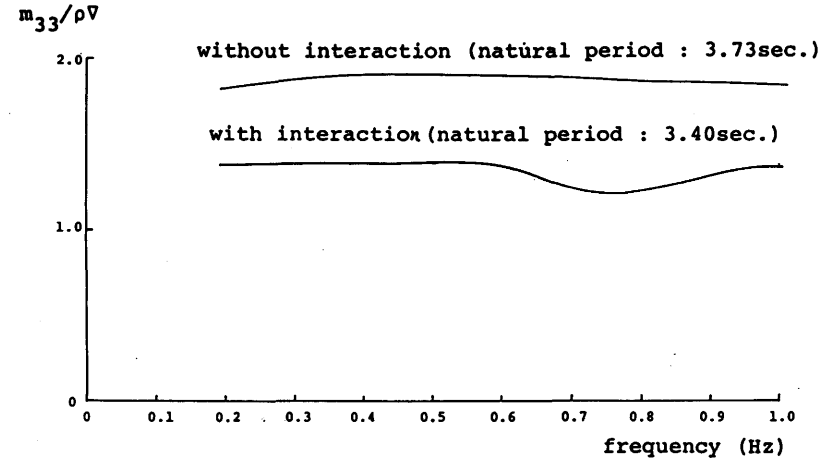


Fig. 2. 8 (a) Added mass in heave (calculation)

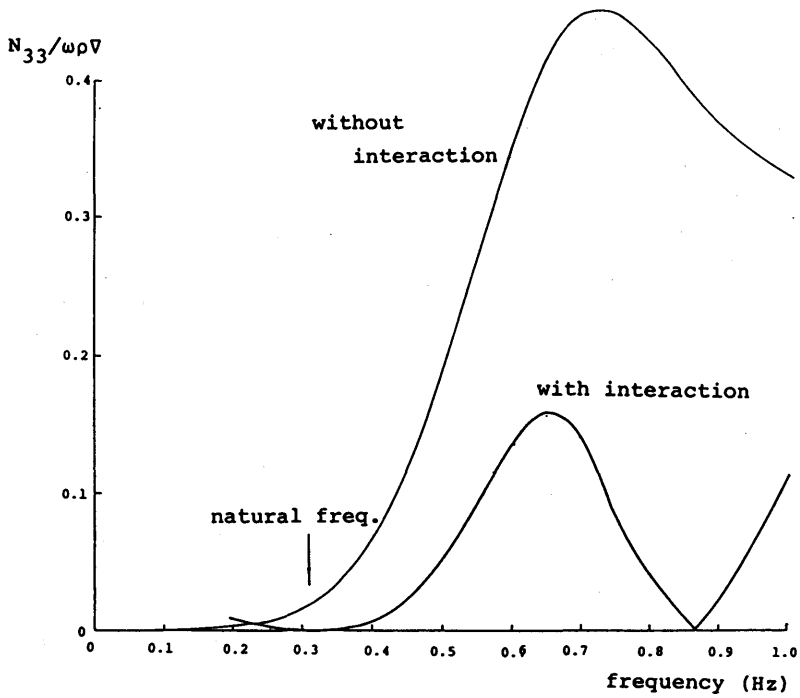


Fig. 2. 8 (b) Damping in heave (calculation)

係留ラインに働く変動張力についても理論計算を行い実験と比較した。その推定精度は動揺振幅ほど良好ではない。この原因の大きなものとしては，計算においては係留反力を無視して動揺を計算した後にカテナリー理論により動的張力を無視して張力を計算しているため及び定常変位による係留系のバネ係数の変化を考慮にいれていないためであると考える。係留ラインの動的張力の動揺振幅に及ぼす影響は小さいが，動揺に伴う動的張力のライン張力に占める割合は無視できない大きさになることは従来より指摘されているところである[15]。

2.2.2 傾斜時の規則波中応答特性実験

セミサブリグに何らかの原因により転倒モーメントが働いて傾斜した場合に，波浪中の応答特性が通常の直立状態の場合と比して大きく異なるかを究明することが本項目の研究対象である。

傾斜時の応答特性に関して中嶋[16]らは傾斜したセミサブリグの横波中の運動を計測し，ロワーハルの水面からの露出などの現象がおきなければその応答特性は直立時の場合と大差ないと述べている。一方，前田[17]は，大傾斜（〜20度）時のセミサブリグの運動を傾斜による流体力の変化を考慮して計算し，縦揺れについては傾斜によってその応答振幅が著しく高くなる場合のあることを示している。また Huang[18]は変位の2乗に比例した復原力を有するバネ系の強制振動について数値的に検討し，動揺のスペクトラムにおいて傾斜時には動揺の固有周期のところに鋭いピークをもつことを示している。更に，Huang ら[19]，Naess[20]は縦波中における surge，heave，pitch を2次元ストリップ理論で計算し，ロワーハルが水面に近づいた時や貫通している場合には，正負の傾斜角に対して運動応答が異なり，波下側に傾斜 (nose-up) している方が動揺が大きいなどの結果を示しているが，実験との一致は十分とはいえない。また，梶田ら[17]は，大傾斜(±15度) したセミサブリグの規則波中動揺試験を行い，傾斜によってロールやピッチの固有周期が顕著に変化し（短くなる），また波浪中の動揺性能も直立状態に比して長周期の波浪中で横揺れなどの応答が大きく変化することを示している。

Fig. 2.9 (a),(b) は本実験において，セミサブリグに偶力による転倒モーメントを負荷した状態で，規則波中の応答特性を代表的な波周波数3点について調べたものである。実験時の転倒モーメントによる最大傾斜は縦波中 (Trim) 11度，横波中 (Heel) 7度程度で，この範囲ではまだロワーハルは完全に没水したままである。この図から上下揺れ，前後揺れ，及び左右揺れは傾斜による応答特性の変化はほとんど認められないが，横波中の横揺れ，縦波中の縦揺れは周波数の小さな長波長の波に対する応答が傾斜の増大に伴って大きくなる傾向が認められる。

第一報でのべた静的復原性評価プログラムを用いて，計算によって各傾斜状態における復原力係数を求めて固有周期を推算した例をFig. 2.10 に示す。Fig. 2.10 は傾斜による復原力係数の変化のみを考慮して傾斜時の固有周期（T）と直立時の縦揺れの固有周期 (To) の比を描いたものである。さらに Fig. 2.11 には流体力の変化は無視して復原力係数の変化だけを考慮して，傾斜時と直立時の縦揺れ振幅の比を計算したものである。これらの図から傾斜により縦揺れ，横揺れの固有周期が短くなること，及び長波長の波に対して応答振幅が傾斜により大きくなる現象が復原力係数の変化によりある程度説明できることがわかる。しかしながら，復原力係数の変化だけでは正負の初期傾斜に対して動揺応答が異なるという実験的事実が説明できないが，この応答の違いは傾斜による流体力の変化に起因するものであると考えられる。

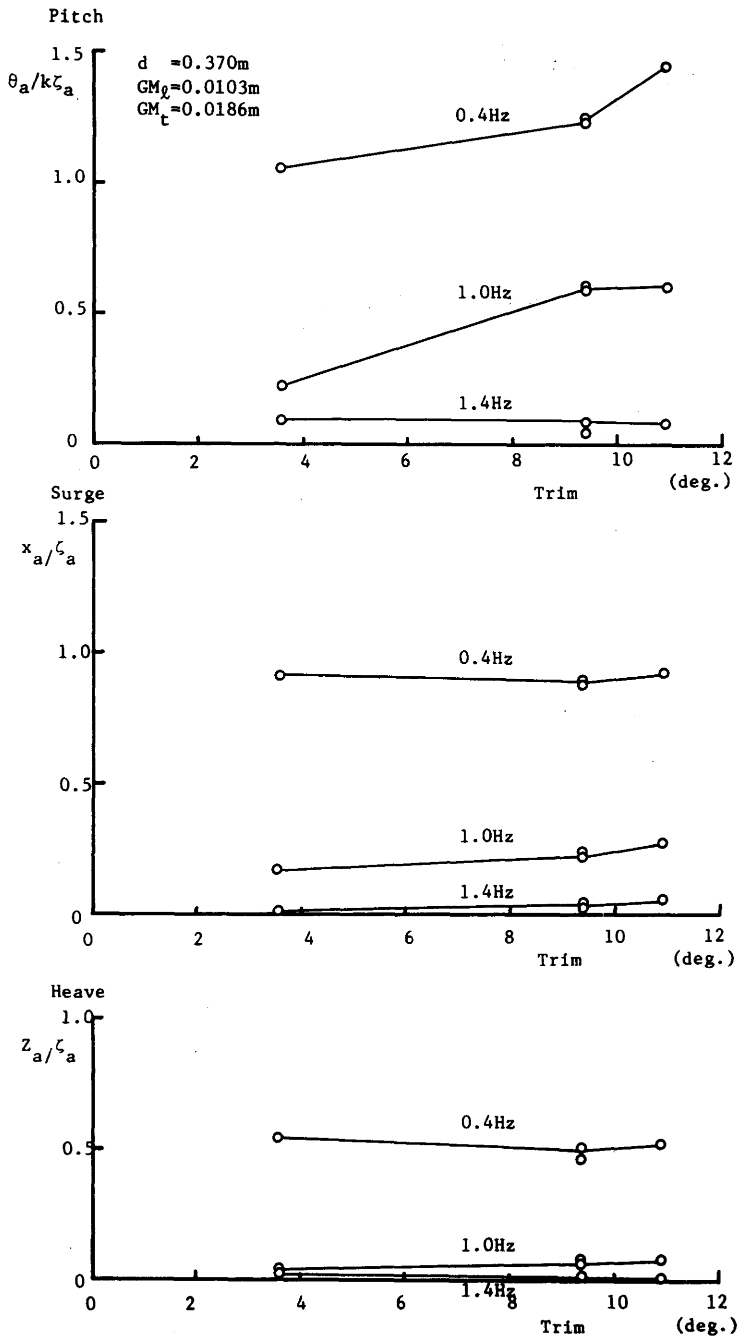
傾斜による運動への影響としては，固有周期や運動振幅の変化と共に運動モード間の連成が考えられる。即ち，直立状態で幾何学的に前後，左右対称なセミサブリグでは前後揺れと縦揺れ，左右揺れと横揺れのみが主として連成運動を行うが，傾斜に伴って上下揺れと縦揺れ，横揺れも連成をすることとなる。更に，斜めに傾斜する場合には6自由度の運動モードすべてが連成する。従って，縦波中においても連成により横揺れ，左右揺れなどが誘起され，横波中においても縦揺れ，前後揺れが誘起される。Fig. 2.12 には，片側ロワーハルの1区画に浸水をさせたため，斜め軸方向に傾斜することとなり，上下揺れとの連成運動によって，横波中で縦揺れが誘起されたと考えられる計測例を示す。

以上，既存の研究及び本研究の結果から，傾斜したセミサブリグの波浪中運動と直立時の波浪中運動との違いとして次の事項が挙げられる。

(1) 縦揺れ，横揺れ以外の運動応答は傾斜によりあまり変化しない。

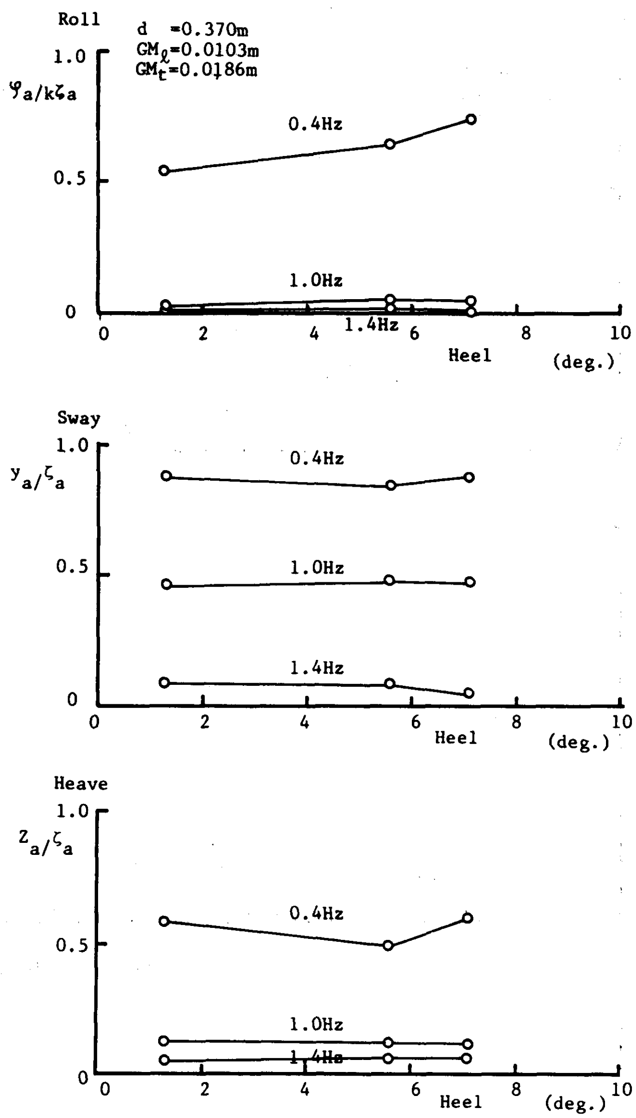
(2) 縦揺れ，横揺れは傾斜による流体力，あるいは復原力の変化によって大きく影響を受ける場合があり，一般に直立時の運動応答に比べて大きくなる。

(3) 傾斜による流体力（付加質量），復原力係数の



(a) in head seas, nose-up, experiment

Fig. 2. 9 Motions in regular waves under inclined conditions



(b) in beam seas, w. s. -up, experiment

Fig. 2. 9 Motions in regular waves under inclined conditions

変化によって，縦揺れ，横揺れの固有周期が短くなり，通常頻繁におこりうる波周期の範囲内にはいって同調による大振幅運動をおこす可能性がある。

(4) 傾斜による運動モード間の連成により，直立時ではおこりにくい縦波中の横揺れ，横波中の縦揺れなどが誘起される可能性がある。

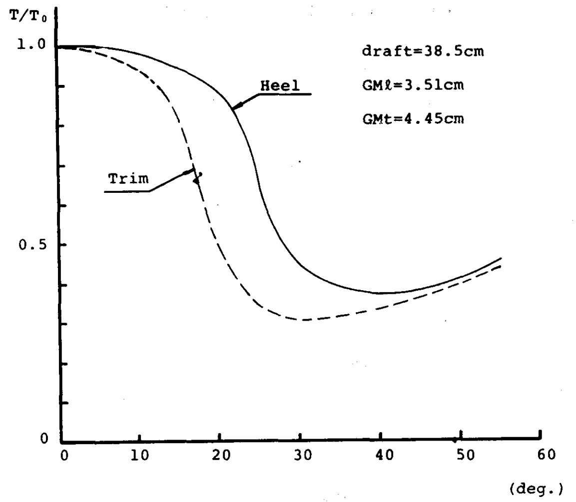


Fig. 2.10 Variations of the pitch natural frequency due to inclinations (calculation)

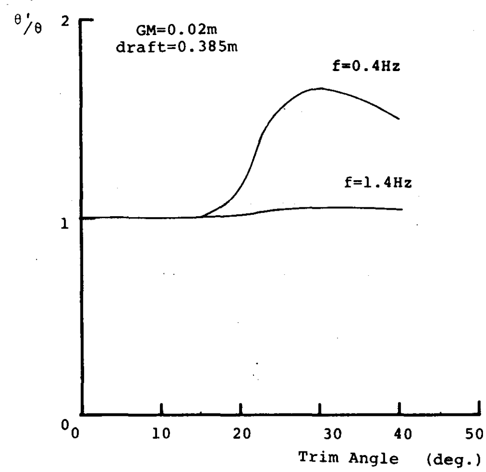


Fig. 2.11 Magnification factor for pitch due to inclinations (calculation)

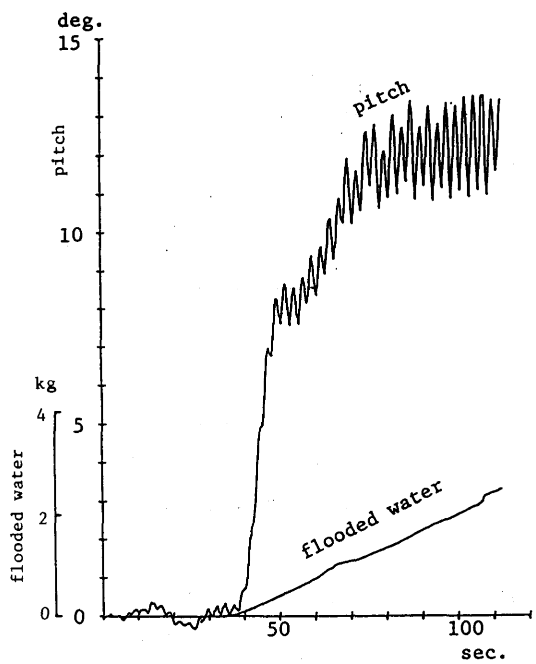
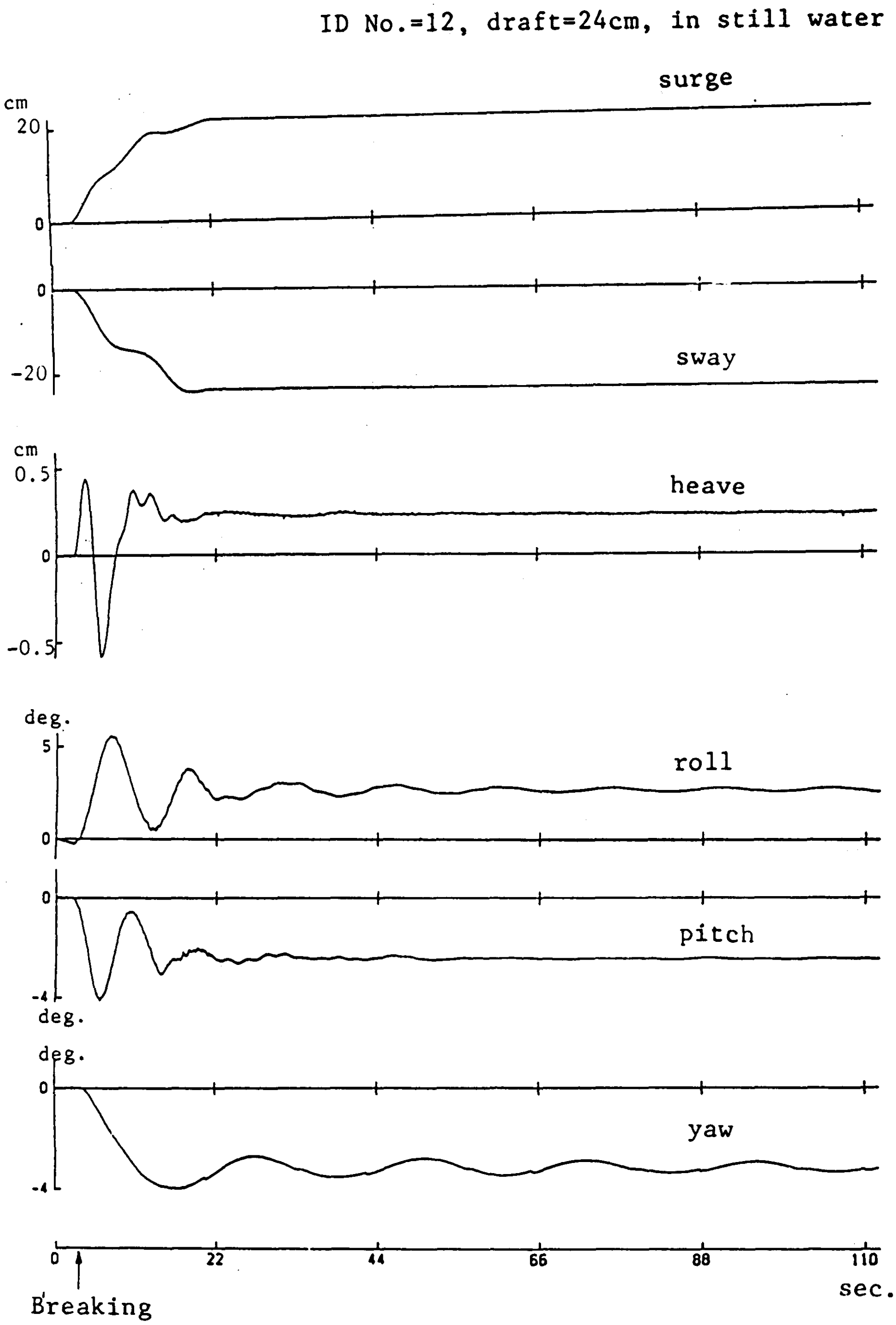


Fig. 2.12 Pitch motions during flooding in beam seas (wave period：2.5sec)

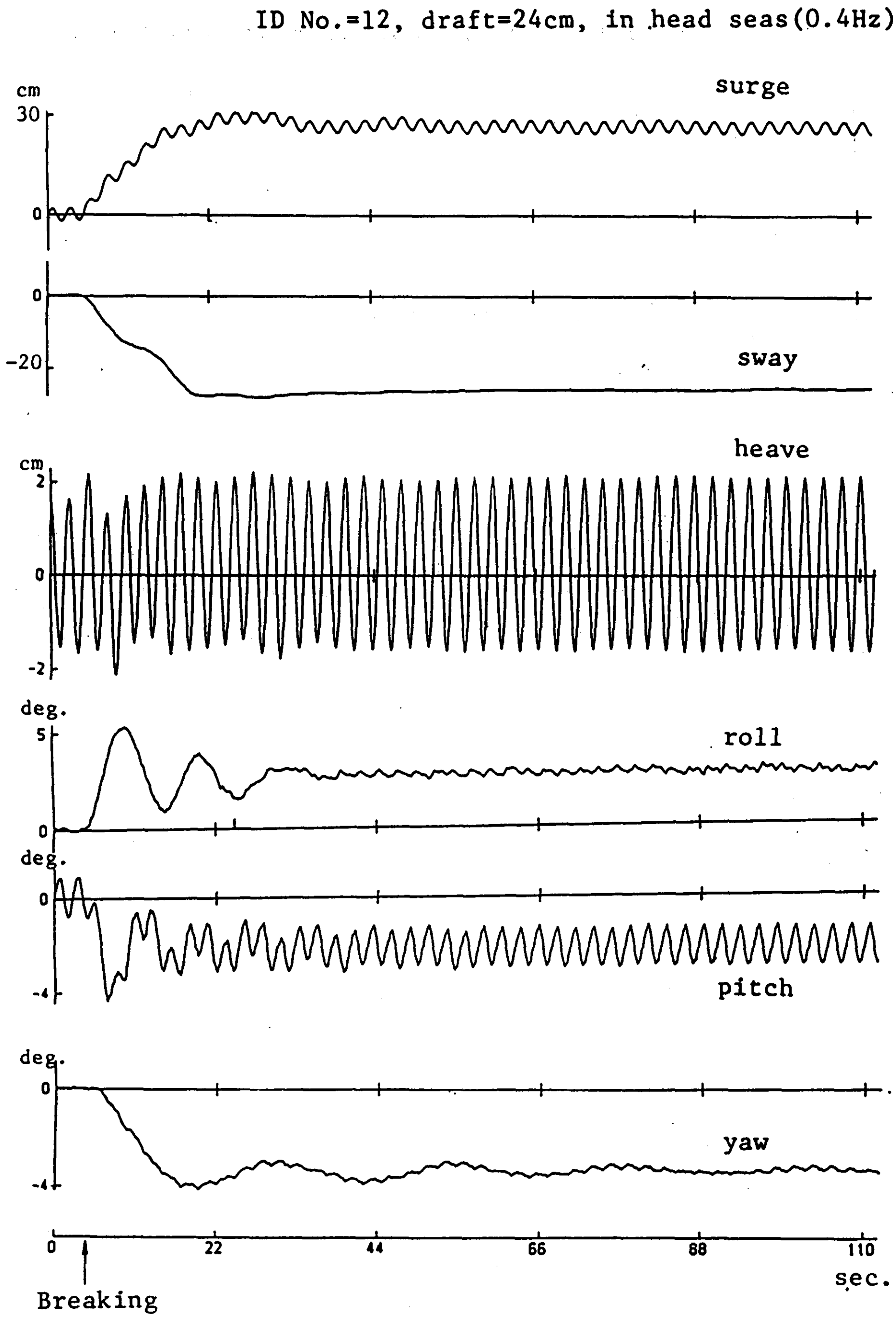
2.2.3 係留ライン破断実験

静水中及び波浪中において，模型にとりつけられた4本の係留ラインのうちの1本を破断した後の6自由度の運動を計測した例を Fig. 2.13 (a)～(h) に示す。図中の零点は破断前の平均的位置（すなわち，波浪中では漂流力により定常変位した位置）である。係留ラインが破断すると，力，モーメントのバランスがくずれて新たな釣合い位置に向かって浮体は移動するが，Fig. 2.13 にみられるようにその過渡運動時に大変位や大傾斜を伴う長周期の運動を行う。運動の周期は，各運動モードの固有周期に対応するが，6自由度の過渡運動は復原力，モーメントの起源によって(1) surge，sway，yaw (2) heave (3)pitch，roll の3つに大別できる。即ち，surge，sway，yaw に対する復原力は係留ラインからの反力によるものであるのに対して，heave に対する復原力はその大部分が流体からの静水圧に基づくものである。変位，傾斜に対する係留ラインからの反力による復原力，モーメントは，同じ変位，傾斜に対する静水圧による復原力，モーメントと比べて，通常のスラック係留の場合非常に小さい。従ってその結果として surge，sway，yaw の過渡運動時の運動周期は heave の運動周期に比べて非常に長くなる。一方，roll，pitch に対する復原モーメントは係留ラインからの反力に起因する成分と流体からの静水圧に基づく成分の両方があり，流体からの静水圧



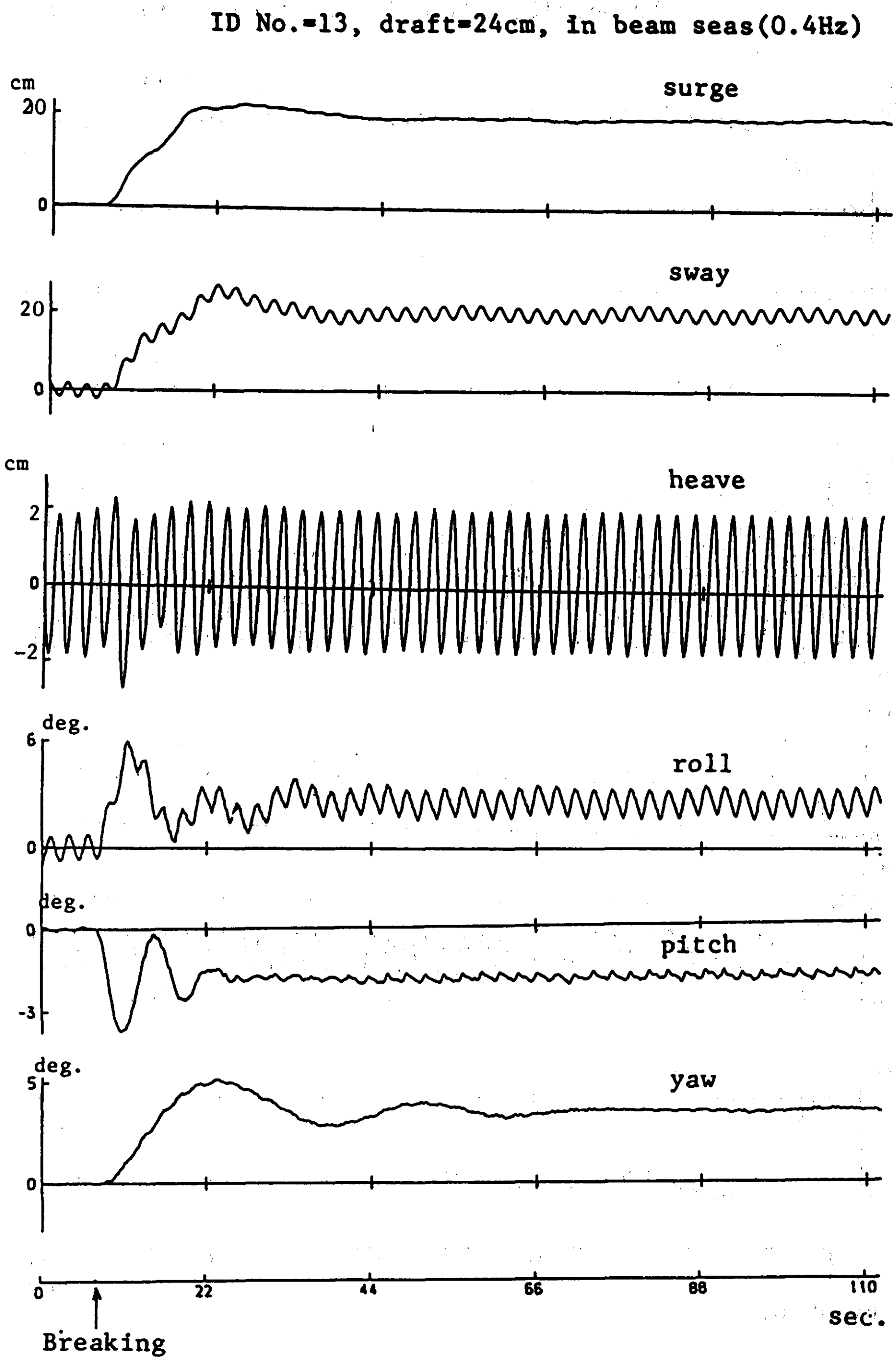
(a)

Fig. 2.13 (a)~(h) Transient motions after a breaking of a mooring line



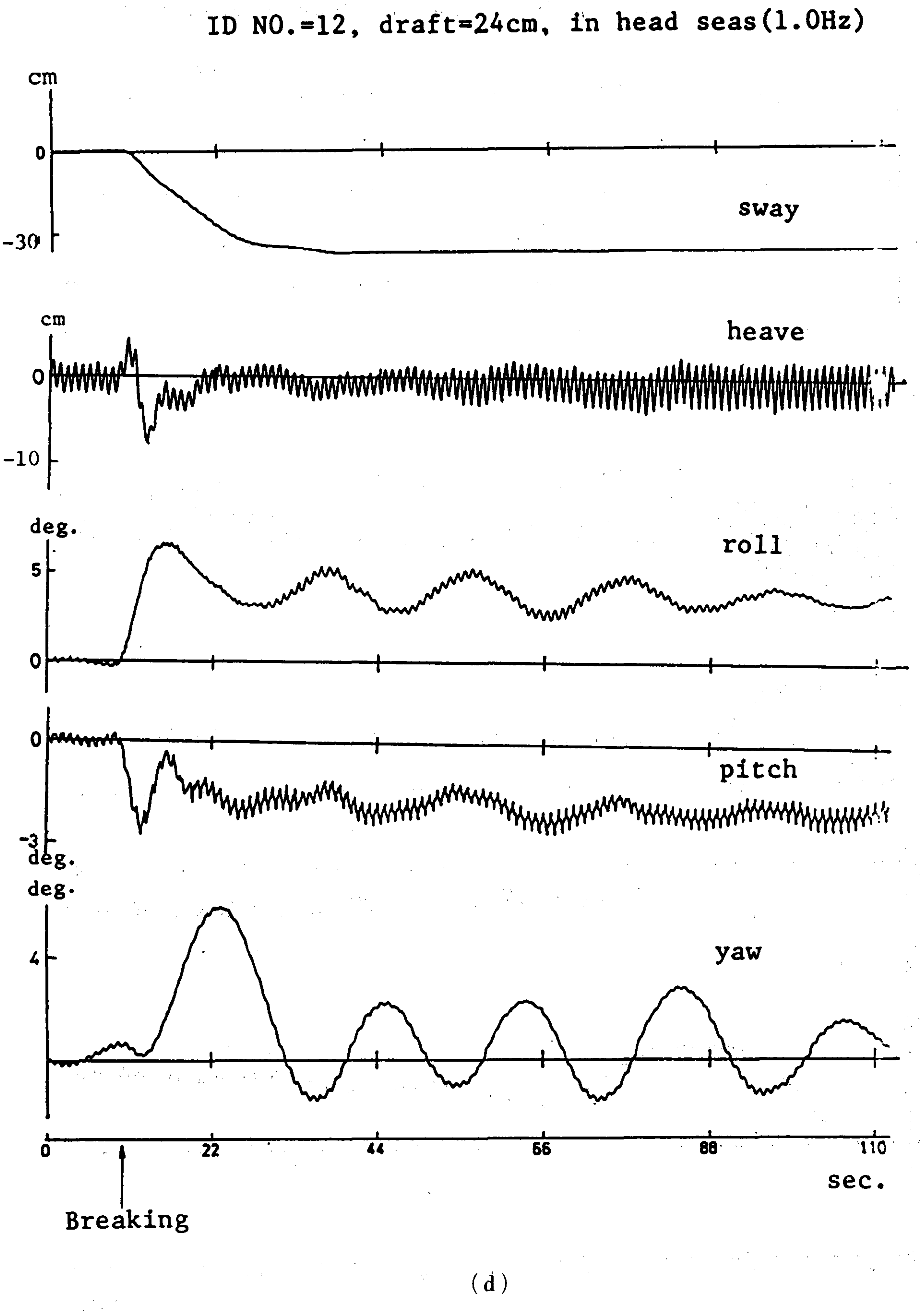
(b)

Fig. 2.13 (a) ~ (h) Transient motions after a breaking of a mooring line



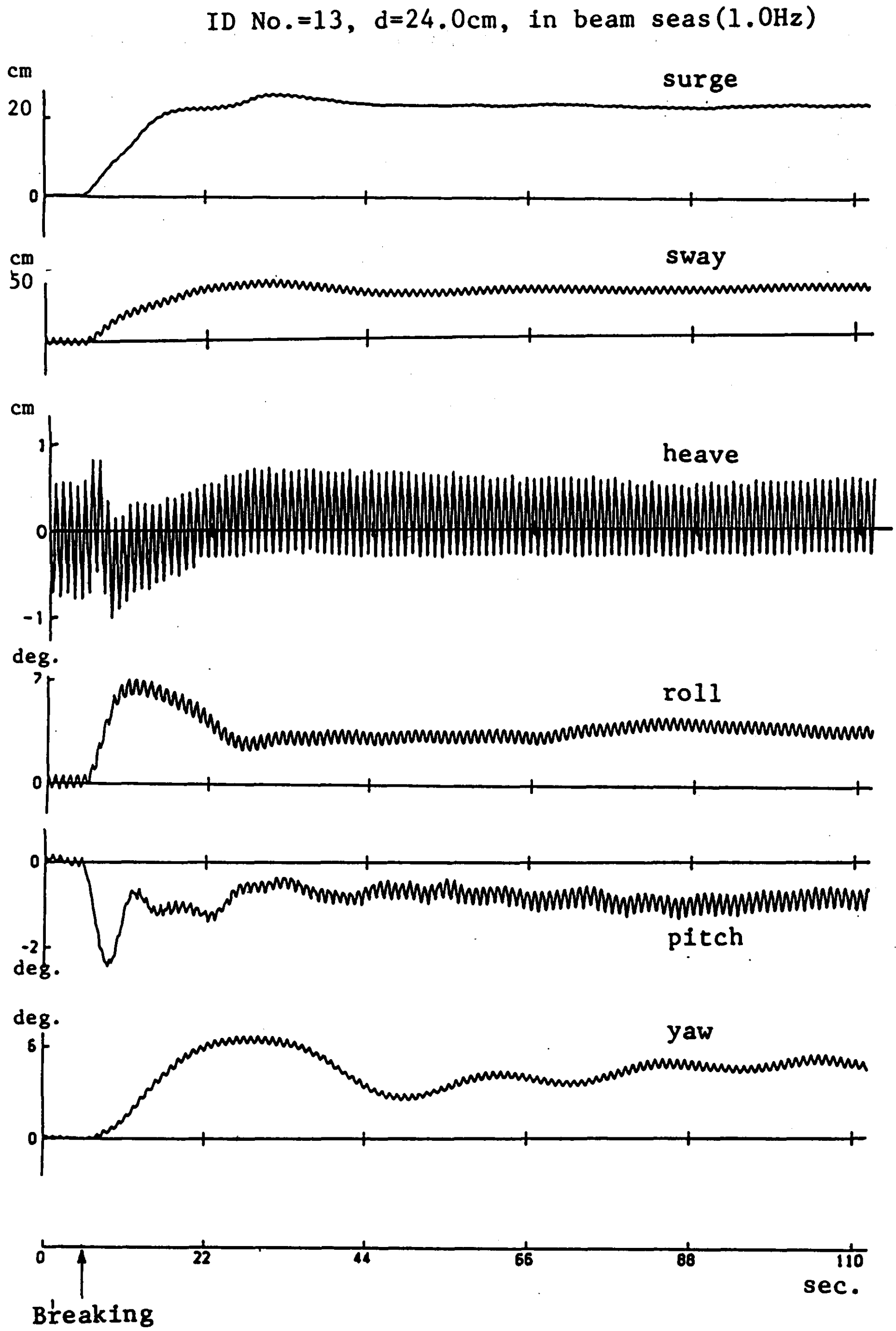
(c)

Fig. 2. 13 (a) ~ (h) Transient motions after a breaking of a mooring line



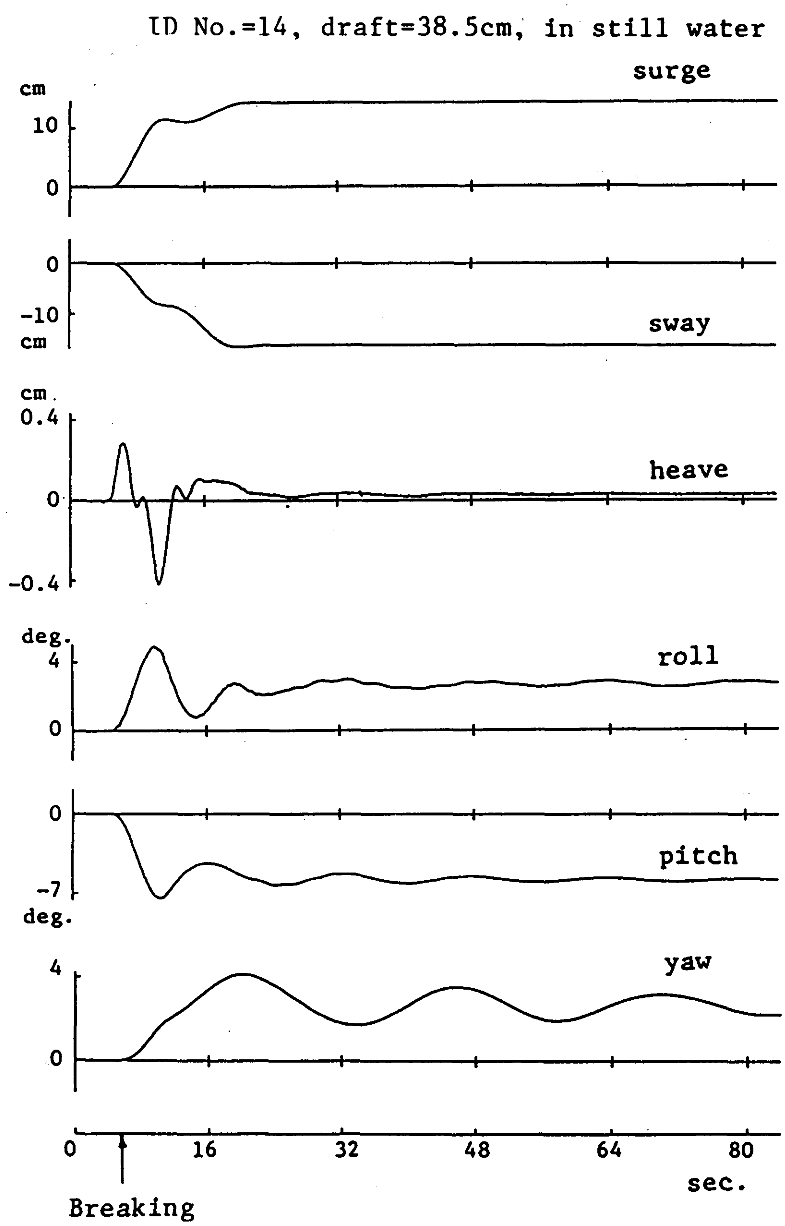
(d)

Fig. 2. 13 (a)～(h) Transient motions after a breaking of a mooring line



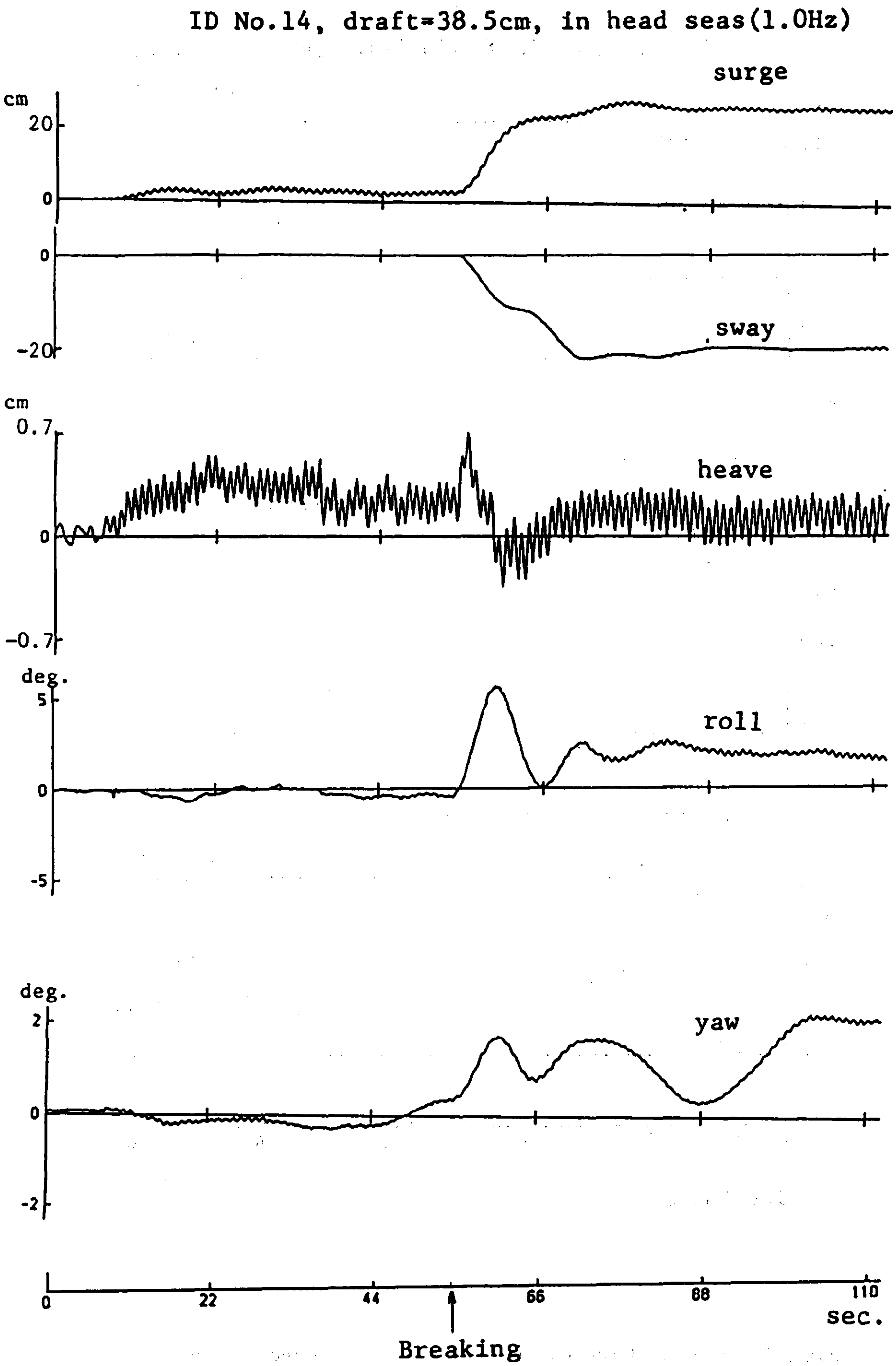
(e)

Fig. 2.13 (a)～(h) Transient motions after a breaking of a mooring line



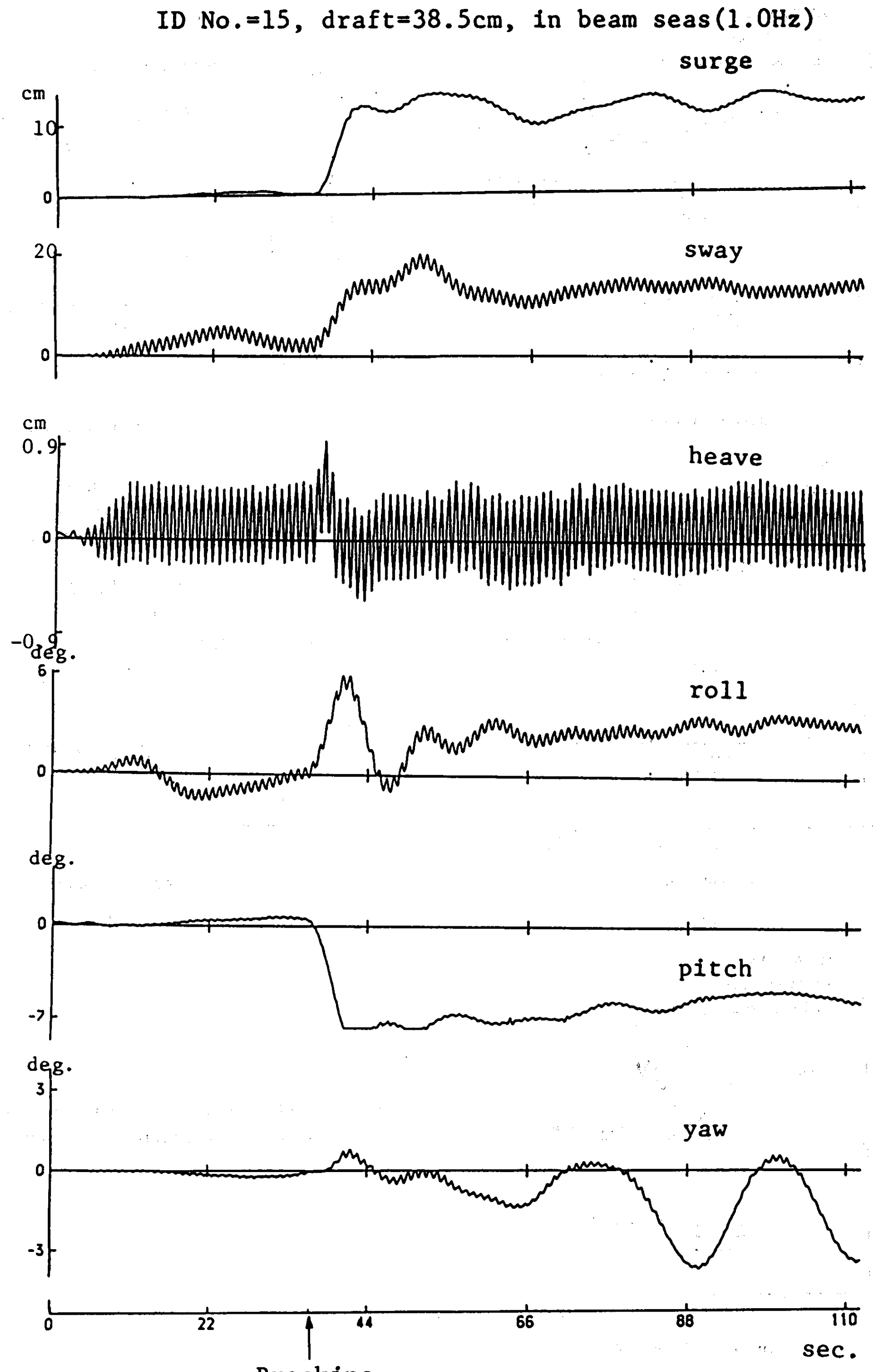
(f)

Fig. 2. 13 (a) ~ (h) Transient motions after a breaking of a mooring line



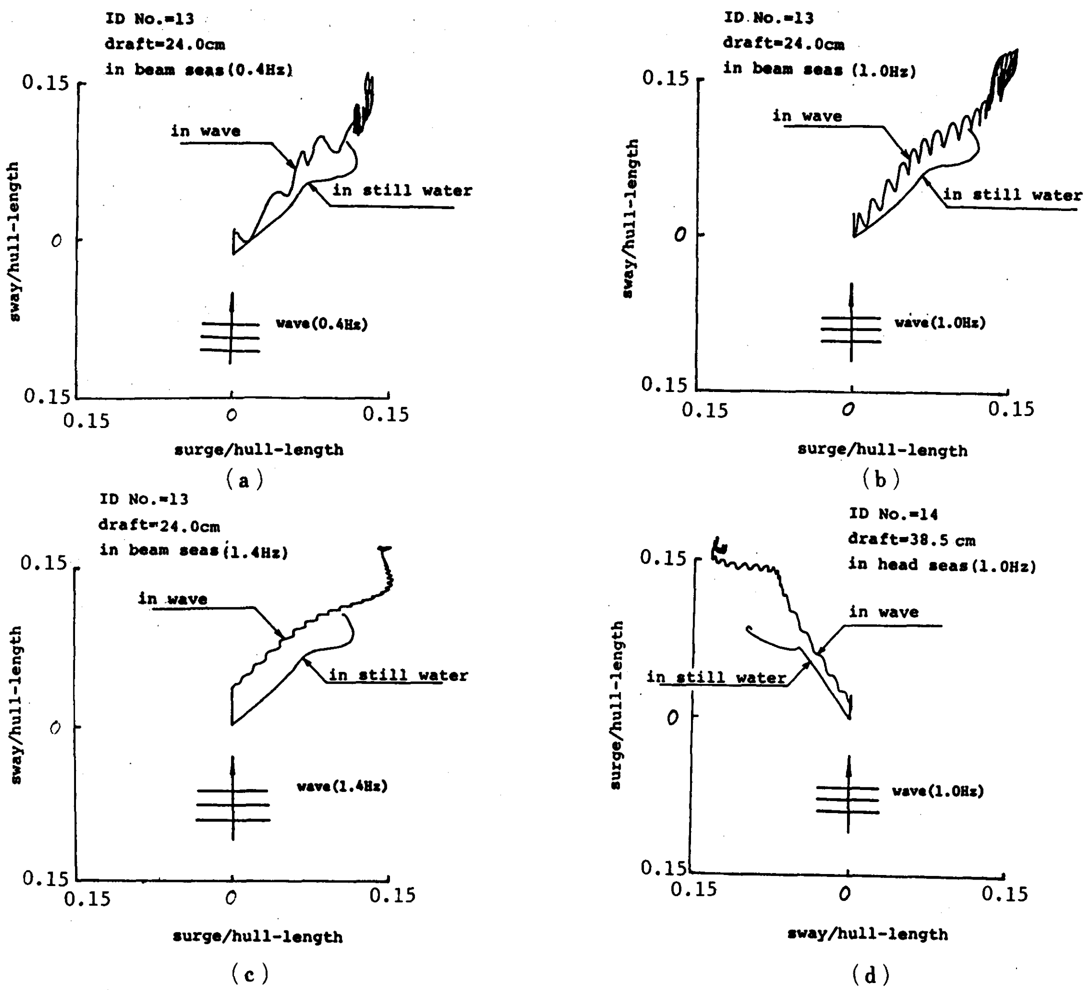
(g)

Fig. 2.13 (a)～(h) Transient motions after a breaking of amooring line



(h)

Fig. 2. 13 (a) ~ (h) Transient motions after a breaking of a mooring line



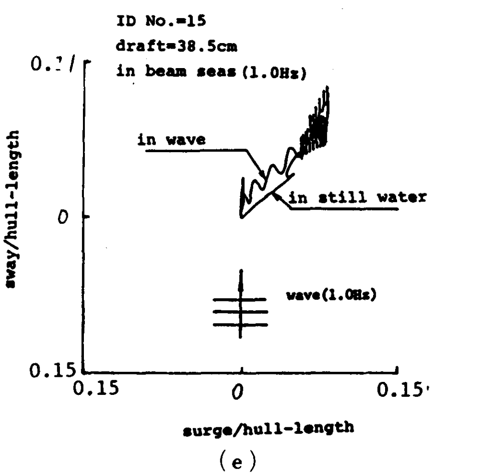


Fig. 2.14 Trajectories of a semisubmersible in a horizontal plane after a breaking of a mooring line

に基く復原モーメントはレバー（復原挺）が重心の位置によって変化するため，浮体の幾何形状と共に，重心位置にも大きく依存する。従って，同じ形状のセミサブリグでも重心の位置によっては，係留ライン破断後の過渡運動時に大角度の roll，pitch をひきおこす場合があり，静的な力の釣合いのみでは予測しえない危険な状態が存在することがある。

Heave も過渡運動時に静的釣合い位置よりも大きな変位を行うが，単位上下方向変位あたりの復原力が大きいため過渡運動時の最大変位は小さく，安全性にとっては問題にならない。

Fig. 2. 14 (a)〜(e) には，係留ライン破断後のセミサブリグの水平面内の運動の軌跡を示す。水平面内の移動量は surge，sway 方向共に浮体長さ（2m）の15％程度であり，また波浪中においては静水中の場合に比して波の漂流力のため２〜３割大きく変位する。更に，Fig. 2. 13 の sway，surge の記録にも見られるように動的影響によるオーバーシュートはほとんどなく，時間経過後の最終的な位置が最大移動量となる。時間経過後の最終的な釣合い位置は係留系の変位—反力特性に依存するため，本実験における結果が直ちに実際の場合に適用できるとは必ずしもいえないが，通常のスラック係留であればおよそこの程度の水平面内の移動（excursion）を行うものと判断される。

Fig. 2. 15 (a)〜(d) には破断後の運動に影響をあたえると思われる各種パラメータを変化させて，係留ライン破断後の過渡運動を比較したものを示す。各状態におけるパラメータの値をまとめて Table 2. 4 に示す。各種条件の主な違いは排水量，喫水，係留ラインの単位長さあたり重量である。静水中におけるライン破断後の過渡応答について，Fig. 2. 15 (a) は係留ラインの単位長さあたり重量が軽くなる（実線と破線）と yaw はなかなか減衰しないことを示している。排水量，喫水による過渡運動の違い（実線と一点鎖線）は roll にはあまりみられないが，排水量と喫水が大きくなると yaw の振動はなかなか減衰しない。また復原性にとって重要な破断後の最初のオーバーシュート時の最大変位はいずれの場合もほぼ同じとなっている。

波の影響を示す Fig. 2. 15 (b)，(c) では，波浪中におけるライン破断後の長周期動揺の周期は静水中の場合と異なり，また波漂流力によって波浪中における最終的な傾きと静水中の傾きとは異なる。また，Fig. 2. 15 (d) には波浪中で係留ラインを適当な時期に破断させた後の過渡運動を同じ状態で２回計測し比較したものであるが，破断時の波の位相の影響は漂流力の大きい場合（1. 0Hz）に顕著であり，破断後の応答を把握するためには破断時の浮体と波の位相の相対位置も種々変化させて実験する必要性が認められる。

Table 2. 4 Particulars of the model in the experiments on mooring line breakings

ID No.	displacement (kg)	draft (cm)	weight of a mooring line in water (kg/cm)	initial tension (kg)
12	166. 5	24. 0	0. 100	0. 345
				0. 352
7	166. 0	24. 0	0. 148	0. 467
				0. 464
14	189. 0	38. 5	0. 100	0. 253
				0. 300
				horizontal
				vertical

Fig. 2. 16 (a)〜(f) には縦波中で係留ライン破断後に残された係留ラインに加わる張力の計測値の時刻歴を示した。実験時の波高はすべて約 10cm である。Line 1 は波上側に残された１本のラインを示し，Line 2 は波下側のラインを示す。４隅にとりつけた４本のラインのうち波上側にとりつけた１本の係留ラインが切れた場合，残りの３本が荷重を再分配してうけもつことになるが，もっとも大きな荷重が働くのは波上側に残された１本であると考えられる。図に示すように波上側の係留ラインには波漂流力によって既にある程度の張力が加わっており，ライン破断と共に長周期で張力が変動する。張力の最大値は最初のオーバーシュート時ではなく，数回長周期で変動した後の極大値が最大値となる。運動の記録と対照してみると最初の小さな張力変動は roll や pitch の過渡運動に基づくものであり，張力の最大値を与えるところは surge，sway，yaw などの水平面内の過渡運動により生じていると見ることができる。その絶対値は波のない場合に比して，高周波数の波浪中においてかなり大きくなる場合がありうる。本実験の結果によると，破断後には波上側の係留ラインには最大で 1. 5kg 程度の力が働くから，初期張力の 0. 6kg を加えると最大張力 2. 1kg（実機換算 260t；波高 5m）なり，各隅を２条ずつの係留ラインで係留したとして破断荷重（350t〜400t/条）に対する安全率は2. 7〜3. 1となる。

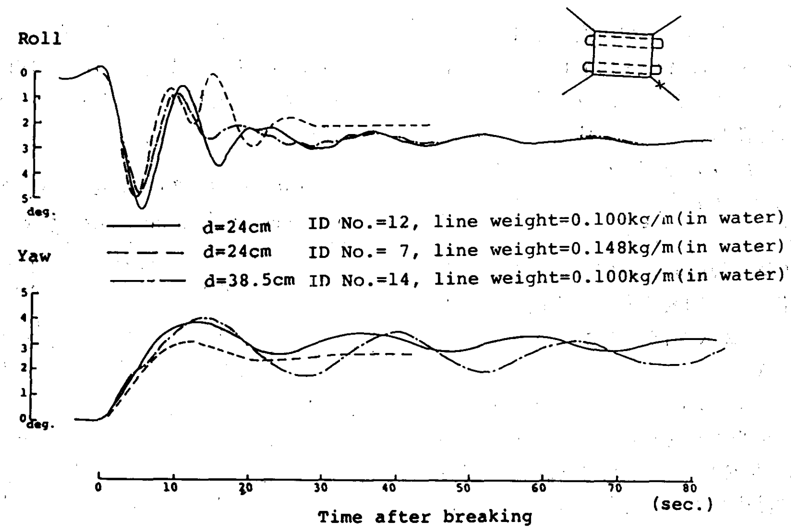


Fig. 2. 15 (a) Comparisons of transient motions after a breaking of a mooring line in various conditions (in still water)

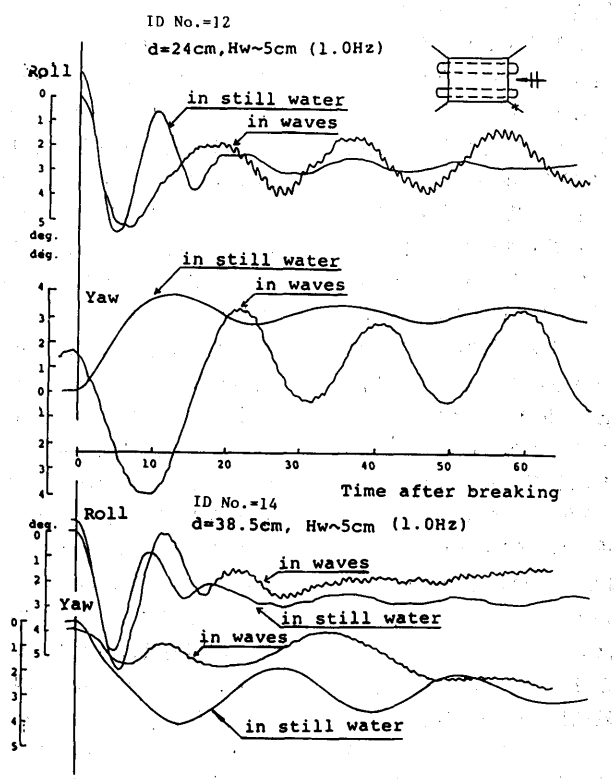


Fig. 2. 15 (b) Comparisons of transient motions after a breaking of a mooring line in various conditions (in head seas)

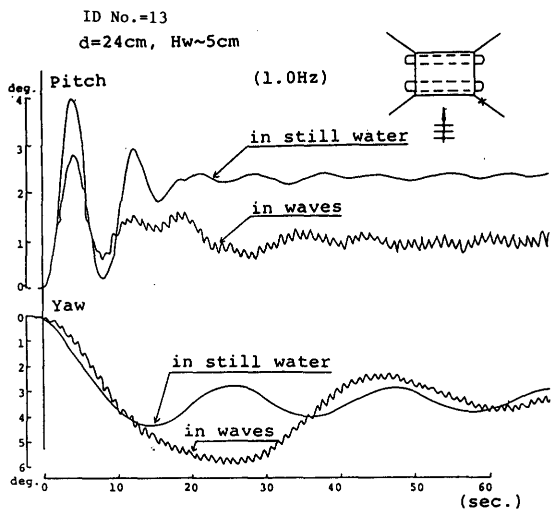


Fig. 2. 15 (c) Comparisons of transient motions after a breaking of a mooring line in various conditions (in still water)

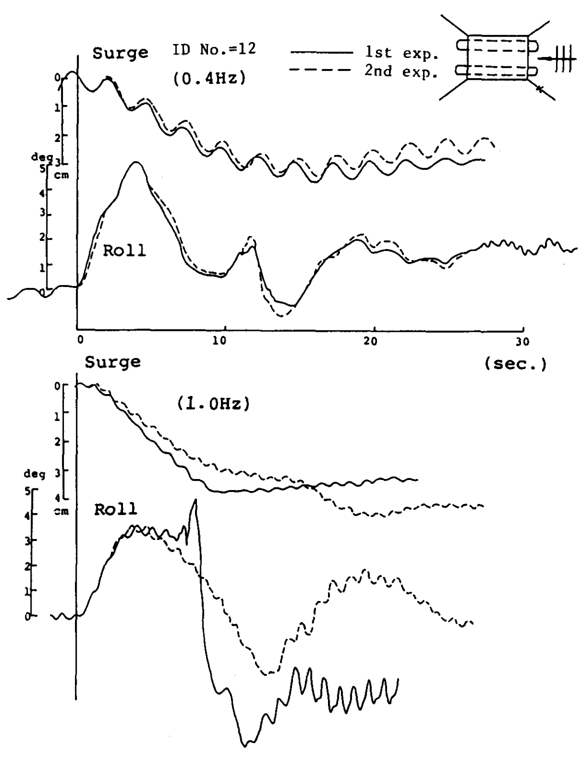
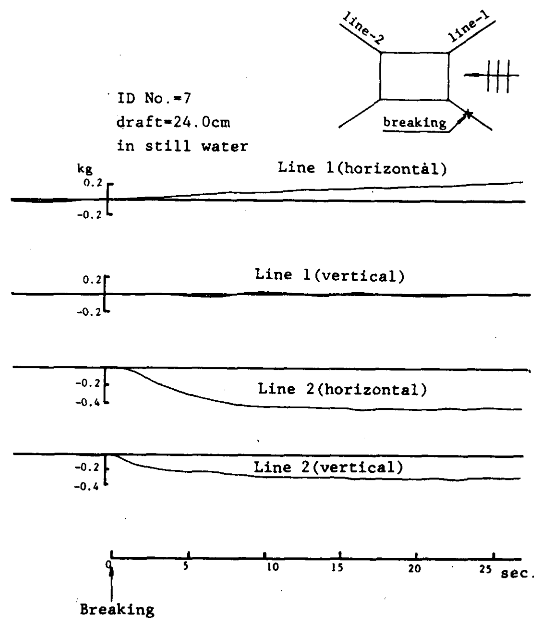
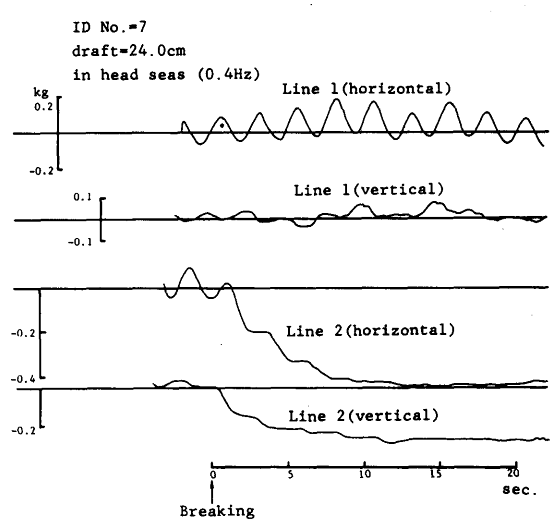


Fig. 2. 15 (d) The effects of the timing of the mooring line breaking in waves on the subsequent transient motions

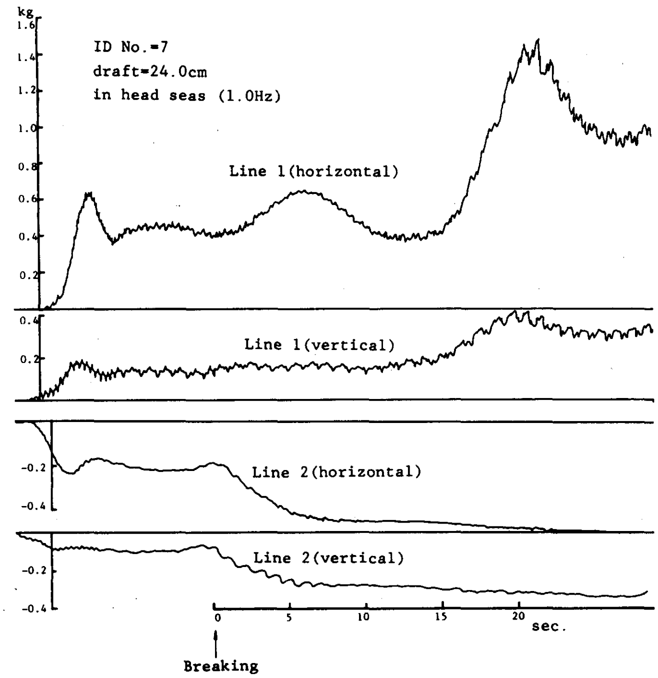


(a)

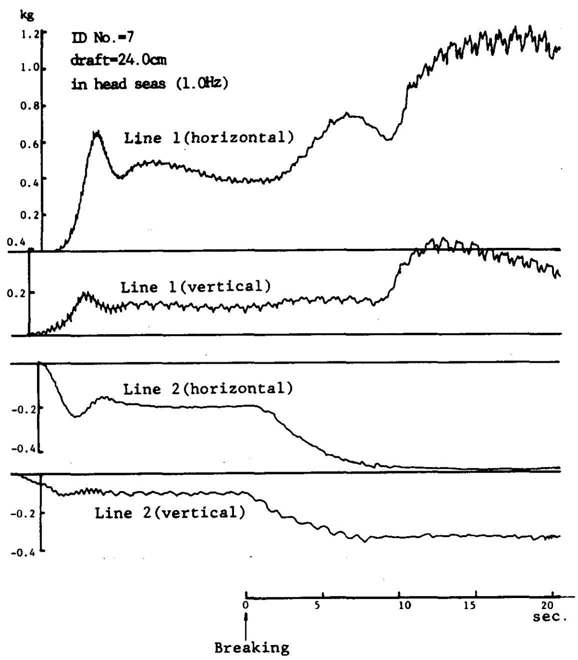


(b)

Fig. 2. 16 (a) ~ (f) Variations with time of mooring line tensions after a breaking of a mooring line

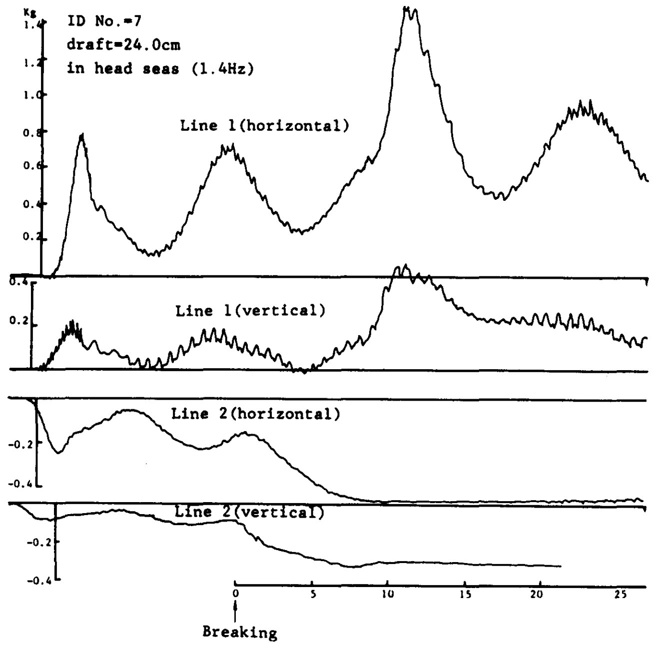


(c)

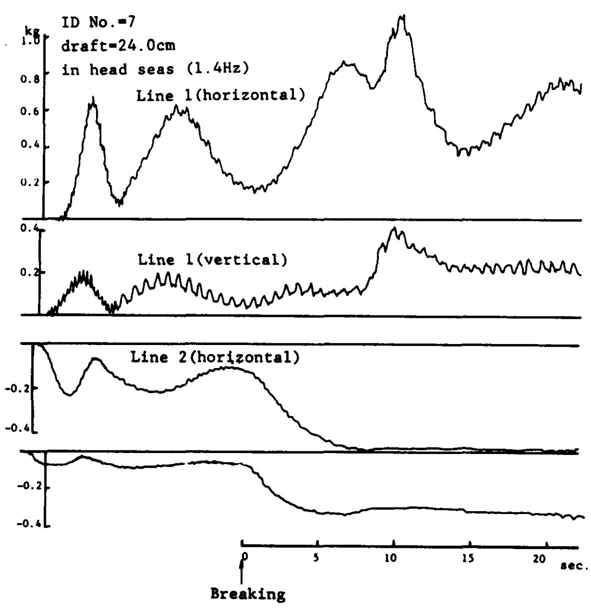


(d)

Fig. 2.16 (a)～(f) Variations with time of mooring line tensions after a breaking of a mooring line



(e)



(f)

Fig. 2.16 (a) ~ (f) Variations with time of mooring line tensions after a breaking of a mooring line

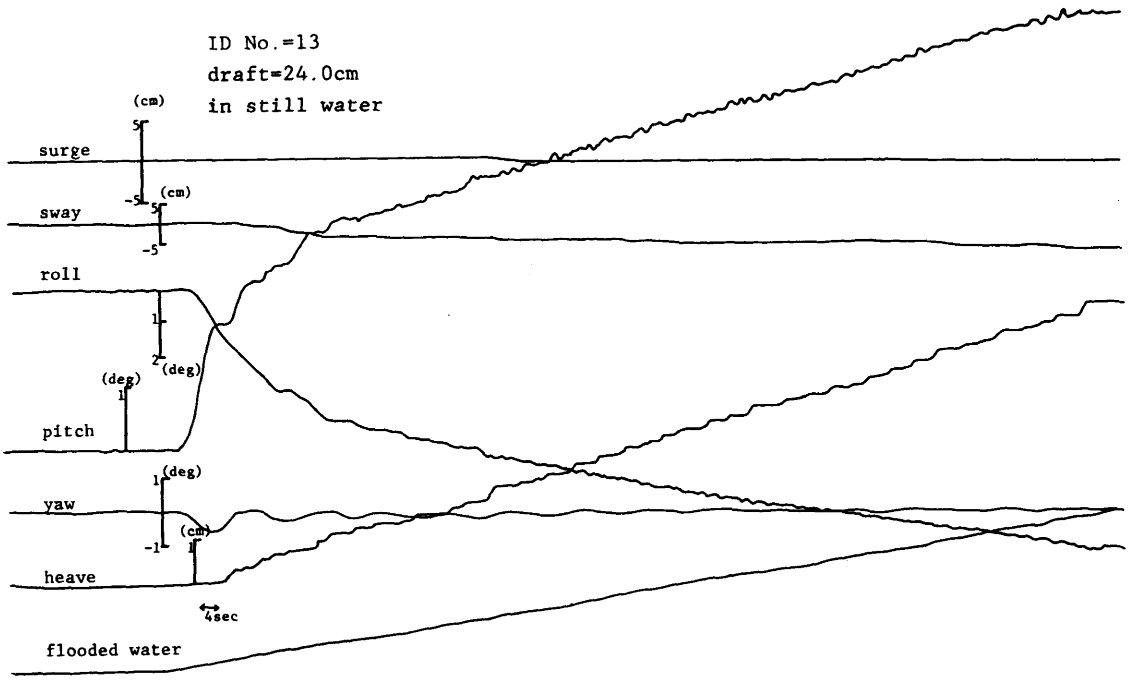


Fig. 2.17　Typical variations with time of 6-degrees-of-freedom of motions during the flooding in a lowerhull

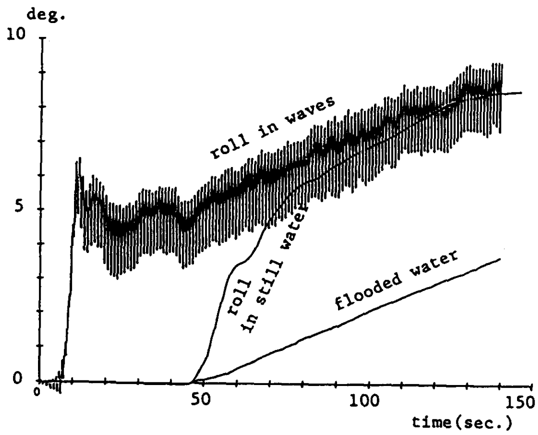


Fig. 2.18　Comparisons of roll motios during the flooding in still water and in head seas (1.0Hz)

2.2.4　内部区画への浸水実験

静水中においてロワーハルの一区画に浸水させたときの，セミサブリグの 6 自由度の運動の計測例を Fig. 2.17 に示す。浸水時には係留ライン破断後の過渡応答時に観察されたような長周期の動揺はほとんど見受けられず，浸水に伴って浮体は単調に沈下，傾斜していく。また，ロワーハルが水面上に露出したり，デッキの一部が水中に没するようになると水線面積が大きくなって復原力係数，モーメント係数が増すために，沈下，傾斜の速度は急激に鈍くなる。

Fig. 2.18 には静水中，及び規則波中にてロワーハルの一区画に浸水させたときの，セミサブリグの横揺れの計測例を示す。波浪中においては波による水平，上下方向の定常力のために，浸水が開始する前からかなり定常傾斜（steady tilt）を行うが，浸水がはじまりある程度時間が経過すれば波浪中の傾斜と静水中の傾斜との差はあまりみられなくなることがわかる。

浸水時に動的な過渡現象が観察されないのは，浸水率（単位時間あたりの浸水量）に比べて浮体の慣性が大きいためである。通常考えられる浸水時にはこのような条件が満たされるから，その挙動は準静的な現象として扱える。

2.2.5 静水中における自由動揺実験

静水中における自由動揺実験は，理論的に推定することが困難な渦の生成に基づく減衰力を実験的に調べる目的で行った。波浪中における減衰力係数は，静水中のものに比して大きいという報告もある[21]が波浪中における自由動揺実験は実施していない。

実験の解析は次の方法によった。即ち，自由動揺時の浮体の運動方程式を

$$(M+m)\ddot{x}+N\dot{x}+kx=0 \tag{2.1}$$

（m：付加質量，N：減衰係数，k：復原力係数）と仮定すると，その解は

$$x=C\cdot e^{-\alpha t}\cos(\sqrt{\omega_s^2-\alpha^2}\,t) \qquad (\alpha\equiv N/2(M+m),\ \omega_s^2\equiv k/(M+m)) \tag{2.2}$$

となる。従って，実験において得られた自由動揺の波形の山，谷の振幅を Fig. 2.19 に示すように定義すると

$$n_i=Ce^{-\alpha t_i} \qquad n_{i+1}=Ce^{-\alpha(t_i+\frac{\pi}{\omega})} \tag{2.3}$$

従って，

$$n_{i+1}=n_i e^{-\frac{\alpha\pi}{\omega}}$$

となり，Fig. 2.20 に示すように n_i に対して n_{i+1} をプロットしたときの傾き A $(=\tan\theta)$ より

$$\alpha=-\frac{\omega}{\pi}\ln A \qquad N=2\alpha(M+m) \tag{2.5}$$

と等価線形減衰係数を求めることができる。この方法では減衰力は動揺速度に比例するとしているが，速度の2乗に比例する減衰力までを考慮した次の運動方程式を仮定し

$$(M+m)\ddot{x}+N\dot{x}+\frac{1}{2}\rho SC_D|\dot{x}|\dot{x}+kx=0 \tag{2.6}$$

あるいは

$$\ddot{x}+2\alpha\dot{x}+\beta|\dot{x}|\dot{x}+\omega_s^2x=0 \tag{2.7}$$

α, β をいわゆる減滅曲線からもとめることもできる[22]。

このようにして求めた減衰係数を，各実験状態と共にまとめて Table 2.5 に示す。実験は一例を除いてすべて係留状態で自由動揺実験を行った。セミサブリグの自由動揺は，特に周期の長い surge, sway, roll, pitch については復原力が小さいためにすぐに減衰してしまい多くのデータを取得するのが困難であるため得られた減衰係数にばらつきがみられる。特に減滅曲線から2次の減衰係数 β を求めることは，実際上困難であり，表中には比較的データのまとまっているとみられる数例の上下揺れについてのみ解析したものを示した。また，いわゆる抗力係数 C_D も β から求められるのであわせて示し，更に初期変位を a としたとき $2\pi a/B$（B：ロワーハルの幅）にて定義される K_C 数も参考のため示した。β については，同じ状態で繰り返して行った実験から得られた値にかなりの差がみられるなど精度上問題があるが，喫水の浅い場合には大きくなるということはいえそうである。逆に，α については喫水による差は明瞭ではないが，ポテンシャル理論より求められる造波減衰係数よりかなり大きな値であり，(2.6)式のようなモデル化をした場合には速度に比例した減衰力にも渦の影響が含まれることがわかる。

表中では一例について無係留状態と係留状態を比較しているが，係留の影響は固有周期を短くし，減衰係数を増大させるが，その差はいずれも1％程度である。

なお，固有周期を理論的に推定するためには特に付加質量または付加慣性モーメントを正しく評価することが必要であるが，そのためにはいわゆる Hooft 法では不十分であり，Fig. 2.8 で示したように部材間の流体力学的干渉を考慮した計算をすることが必要となる。

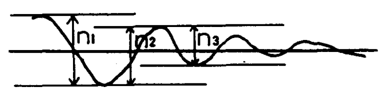


Fig. 2.19 Definition of n_i

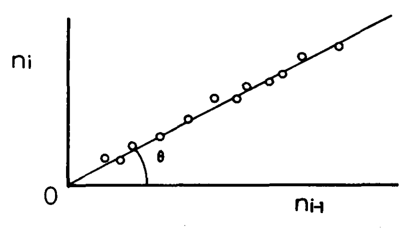


Fig. 2.20 Analysis of damping coefficients

Table 2.5 Natural frequencies and damping coefficients obtained from the free oscillation tests

ID No.	喫 水 (m)	排水量 (kg)	GM_l (m)	GM_t (m)	固 有 周 期 (sec)						減衰係数 α (sec^{-1}) (2.5 式)						減衰係数(減滅曲線より)			Kc
																	α (sec^{-1})	β (m^{-1})	C_D	
					surge	sway	heave	roll	pitch	yaw	surge	sway	heave	roll	pitch	yaw	heave			heave
1, 2	0.440	197.0	0.044	0.051	16.1	19.9	3.34	6.98	7.01				0.0335	0.0780	0.130		0.0247	1.45	0.55	0.34
							3.36						0.0645							
3, 4	0.440	197.0	0.020	0.024	18.6	24.1	3.32	9.72	9.00				0.0526	0.0419	0.0621					
							3.33						0.0504							
5, 6	0.240	166.0	0.038	0.019	13.8	17.3	3.28	11.7	8.80		0.0906	0.0803	0.0447	0.162	0.0684			11.3	3.60	0.35
							3.29						0.0616				0.0247	5.42	1.73	0.60
7, 8	0.240	166.0	0.042	0.019	15.4	18.4	3.21	11.7	7.38		0.0950		0.0544	0.307	0.136			11.2	3.59	0.77
							3.21						0.0610							
9	0.240	166.0				12.8	3.22	24.5				0.132	0.0608							
				0.003																
14, 15	0.385	189.0					3.24	16.8	21.1	19.7			0.104	0.124	0.0664	0.0221	0.0899	1.28	0.47	1.06
			0.011	0.019													0.1162	0.56	0.20	1.17
18	0.385	189.0					3.32						0.0632							
			(0.014)	(0.020)			(3.35)						(0.0627)							

( ) : no mooring

3. 動的復原性のパラメトリックスタディ

3.1 パラメトリックスタディの目的

前章では，セミサブリグの復原性に及ぼす動的な力の影響を各種のシミュレーション実験により観察し考察を行った。これらの動的現象の理論的な推定は次章で示すように大規模な数値シミュレーションによって可能である。しかしながら動的復原性に及ぼす可能性のあるパラメータは非常に多く，それらのすべての組み合わせについて大規模な数値計算を行うことは得策ではない。従って本章では損傷後の過渡運動に影響を及ぼすと考えられる各種パラメータの影響につき，比較的簡単な理論モデルを用いて定性的ではあるが解析的な考察を行う。

3.2 力のモデル化

損傷時の過渡運動を理論的に考察するために，まず次のような簡単な一次元の運動方程式を考える。

$$m(t)\frac{d^2x}{dt^2}+k(t)x=F(t) \tag{3.1}$$

ここで，$m(t)$ はセミサブリグの付加質量をも含んだ質量あるいは慣性モーメント，$k(t)$ は復原力係数，$F(t)$ は外力，モーメントを表す。実際の運動は6自由度の運動であり，減衰力なども作用するが，まず運動の定性的な傾向を把握するために(3.1)式にて考察する。

考えうる損傷の形態としては様々のものがあるが，それらは数学的には損傷による力，モーメントのバランスの変化として抽象化できる。即ち，損傷は(3.1)式の$F(t)$ によって特徴づけられるが，$F(t)$ の具体的な形としては大別して次に示す3つのものが考えられ，その変化の様子は Fig. 3.1 に示すようになる。

$$
\begin{aligned}
F(t) &= a\delta(t) \quad \text{(impulsive force)} && (3.2)\\
&= aH(t) \quad \text{(suddenly changing force)} && (3.3)\\
&= at \quad \text{(accumulative force)} && (3.4)\\
&\qquad \textit{for } t>0\\
&= 0 \quad \textit{for } t\leqq 0
\end{aligned}
$$

ここで，$\delta(t)$，$H(t)$ は各々 Dirac のデルタ関数，Heaviside のステップ関数である。他の物体との衝突などは impulsive force で表され，係留ライン破断，荷くずれ，構造破損による浮力部の脱落などは suddenly changing force に属する。さらに，浸水は accumulative force にて抽象化される。バラスト水が急激にではなく，徐々に移動するような場合は sudeenly changing force と accumulative force の組み合わせで Fig. 3.2 のような形となる。(3.1)式の各係数 $m(t)$，$k(t)$ が時間によらない定数ならば(3.2)～(3.4)式にて表される$F(t)$に対応する(3.1)式の解は解析に求められ

$$
\begin{aligned}
x(t) &= A\sin(\omega t) \quad \text{for (3.2)} && (3.5)\\
&= A\cos(\omega t) \quad \text{for (3.3)} && (3.6)\\
&= At+B\sin(\omega t) \quad \text{for (3.4)} && (3.7)\\
&\qquad (t>0)
\end{aligned}
$$

ここで，A，B は初期条件によって決まる定数である。

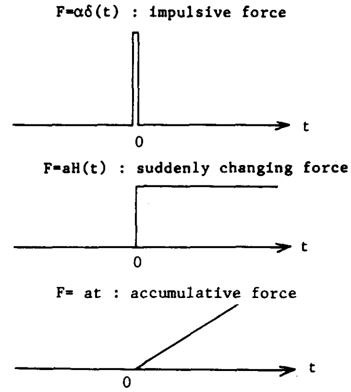


Fig. 3.1 Modelling of forces due to damages

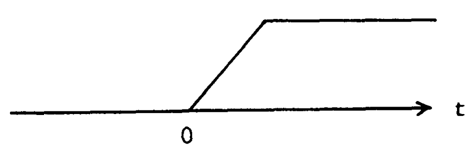


Fig. 3.2 Modelling of a force due to ballast-water transfer

3.3 初期条件のモデル化

損傷を数学的に記述し，その解を求めるためには力のモデル化と共に初期条件も各損傷に応じて適当に設置する必要がある。(3.2)式にて表される$F(t)$ に対応する初期条件は次のようになる[23]。

まず，(3.1)式の両辺をtについて$-\varepsilon$～ε の範囲

で積分すると

$$\int_{-\varepsilon}^{\varepsilon} m\ddot{x}\,dt+\int_{-\varepsilon}^{\varepsilon} kx\,dt=\int_{-\varepsilon}^{\varepsilon} a\delta(t)dt$$

$$m\dot{x}(\varepsilon)-m\dot{x}(-\varepsilon)+0(\varepsilon^2)\dot{x}(\varepsilon)=a \quad (3.8)$$

損傷前は静止しているとして$\dot{x}(-\varepsilon)=0$より

$$\dot{x}(\varepsilon)\sim\dot{x}(0)=a/m,\ x(0)\sim x(\varepsilon)\sim\varepsilon\dot{x}(\varepsilon)=0(\varepsilon) \quad (3.9)$$

従って，初期条件は

$$x(0)=0$$
$$\dot{x}(0)=a/m \quad (3.10)$$

となる。

次に$F(t)$ が (3.3)式にて表される場合には

$X=\dot{x}$とおくと

$$m\ddot{X}+kX=a\delta(t) \quad (3.11)$$

(3.11)式は (3.2)式と同じ形であるから初期条件は (3.10)式により

$$X(0)=0,\ \dot{X}(0)=a/m \quad (3.12)$$

即ち

$$\dot{x}(0)=0,\ \ddot{x}(0)=a/m \quad (3.13)$$

あるいは，損傷がおこってから時間経過後の静的釣合い位置を変位の零点にとると ($x(\infty)=0$)

$$x(0)=-a/k \quad (3.14)$$

となり

$$x(0)=-a/k$$
$$\dot{x}(0)=0 \quad (3.15)$$

を初期条件とすることもできる。(3.5),(3.6)式のAが各々a/m, a/kに対応する。従って，損傷の大きさはaにて表され，それに応じて損傷後の運動振幅も決まる。

以上，外力が (3.2),(3.3)式のように$t=0$にて急激に変化する場合には，それらの外力に応じて初期条件が決まったが，外力が (3.4)式にて表される浸水などの場合には初期条件は外力によっては規定されない。

3.4 運動方程式

(3.1)式では理論的考察を容易にするために，簡単な一次元の運動方程式を考えたがもっと一般的な式は次のようになる。

即ち，一般に物体の挙動を記述する運動方程式は

$$\frac{d}{dt}(Mv)=F \quad (3.16)$$

ここで，M：物体の質量，v：物体の速度，F：外力

(3.16)式は

$$v\frac{dM}{dt}+M\frac{dv}{dt}=F \quad (3.17)$$

となる。セミサブリグの運動を考えるとき，浸水などにより質量が変化する場合には左辺第一項は0とならない。(3.17)式で

$$v=\dot{x} \quad (3.18)$$

(x：セミサブリグの変位，$\dot{x}=dx/dt$)

とかくと

$$\dot{x}\frac{dM}{dt}+M\ddot{x}=F \quad (3.19)$$

セミサブリグに加わる外力としては種々のものが考え得るが，そのうちで浮体まわりの流体の変動圧力に起因するものをF_0とすると

$$F_0=\iint-\rho\frac{\partial\phi}{\partial t}n_j\,dS \quad (3.20)$$

ここで

ρ：流体密度，n_j：考えている運動方向への物体表面単位法線ベクトル（物体から流体への方向を正とする）の方向余弦

ϕは浮体まわりの流場を表す速度ポテンシャルで，その求め方は線形理論の範囲で既に確立されている。

ϕが求められると浮体変位の時刻歴はAppendix－1に示すように次の運動方程式を解くことにより求められる。

$$\sum_{j=1}^{6}\Big[(M_{kj}+m_{kj})\ddot{x}_j(t)+\int_0^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau+\dot{x}_j\frac{dM_{kj}}{dt}+\frac{1}{2}\rho S\,C_D|\dot{x}_j|\dot{x}_j+C_{kj}x_j\Big]=F_k(t)$$

$$(k=1,\ 2,\ \cdots,\ 6) \quad (3.21)$$

ここで，M_{kj}：浮体の質量，m_{kj}：付加質量，K_{kj}：メモリー影響関数，C_{kj}：復原力係数，C_D：抗力係数，F_k：波，風，潮流などによる環境外力

3.5 パラメトリックスタディ

原理的にいえば，(3.21)式で示した運動方程式を解くことによりセミサブリグの挙動を推定できる。しかしながら，すべての項を厳密に取り扱おうとすると計算量が非常に大きくなり，更に各項の厳密な取り扱い方も確立していないものも多い。従って，大型計算機を用いて (3.21)式を数値的に解いて変位の時刻歴を求める方法についてはAppendix－1で述べることとし，本節ではセミサブリグの損傷後の挙動を簡単なモデルを用いて理論的に考察することにより，各種パラメータの影響を調べる。

一般に三次元浮体では，(3.21)式においてメモリー影響関数$K_{kj}(t)$は時間tと共に急激に減衰するから，簡単のため (3.21)式の第2項を次のように近似する。

$$\int_0^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}(\tau)d\tau \sim K_{kj}(0)\dot{x}(t) \qquad (3.22)$$

更に，大変位に伴う流体力の非線形性，復原力の非線形性は無視して，(3.21)式中の m_{kj}，K_{kj}，C_{kj} は変位 x_j によらず一定とする。

このような仮定のもとで，1次元の運動方程式（3.21)式を考えると次式で表される。

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+\frac{1}{2}\rho S C_D|\dot{x}|\dot{x}+Cx$$
$$=f\cos\omega t+f_d \qquad (3.23)$$

だたし，規則波中の挙動を考えるものとして，右辺の外力項としては，波と同じ周期で変動する波力 $f\cos\omega t$ と，時間によって変動しない定常力 f_d を考慮する。(3.23)式は，規格化した形で次のようにも書ける。

$$\ddot{x}+2\alpha\dot{x}+\eta|\dot{x}|\dot{x}+\omega_n^2 x=f'\cos\omega t+f_d' \qquad (3.24)$$

ここで

$$2\alpha\equiv K(0)/(M+m),\ \eta\equiv\frac{1}{2}\rho S C_D/(M+m)$$
$$\omega_n^2\equiv C/(M+m),\ f'\equiv f/(M+m),\ f_d'\equiv f_d/(M+m) \qquad (3.25)$$

Fig. 3.3 には規則波中におけるセミサブリグの係留ライン破断後の過渡運動の計測例を示すが，この図にみられるように，通常，波の中で何らかの損傷を受けた後のセミサブリグの挙動は，波と同じ周期（$2\pi/\omega$）で運動する成分と，各運動モードの固有周期（$2\pi/\omega_n$）で運動する成分より成る。

即ち

$$x=x_h(t_h)+x_l(t_l) \qquad (3.26)$$

ここで

$$t_h\equiv\omega t,\quad t_l\equiv\omega_n t \qquad (3.27)$$

(3.26)式に対して，変位を次のように無次元化する。

$$x_h^*\equiv x_h/\zeta_a$$
$$x_l^*\equiv x_l/L \qquad (3.28)$$

ここで，

ζ_a は入射波振巾，L はセミサブリグの代表寸法である。

波と同じ周期で変動する変位成分 x_h は波振幅 ζ_a と同程度のオーダであるから，

$$x_h^*\sim 0(1) \qquad (3.29)$$

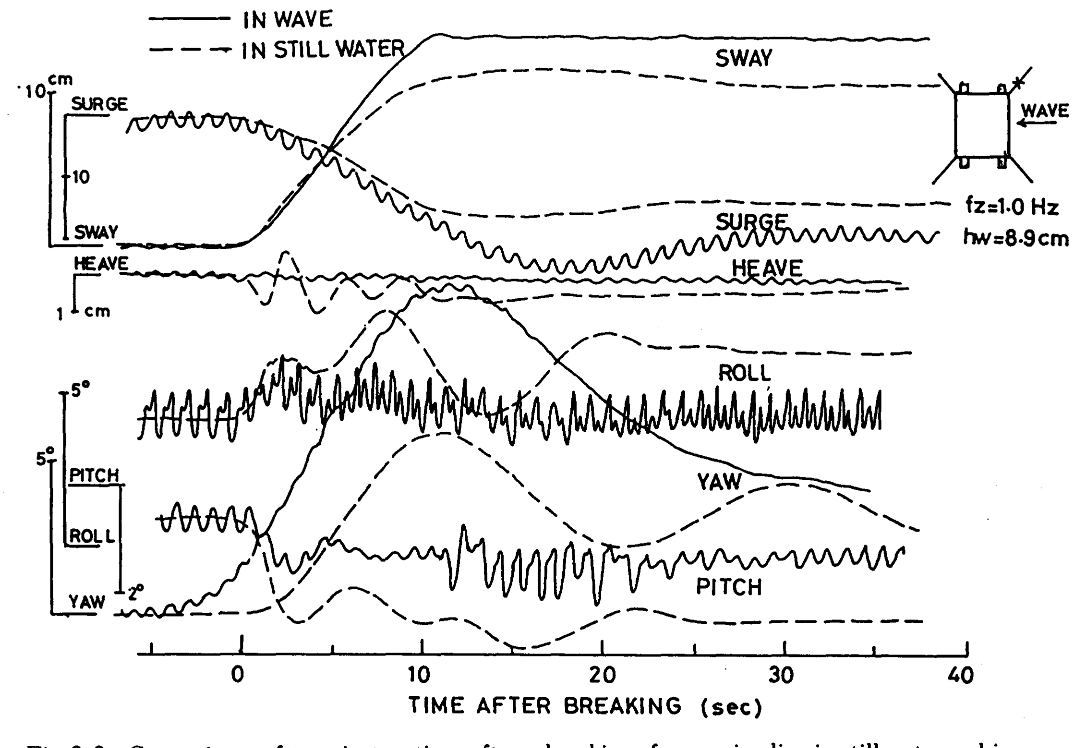


Fig. 3.3 Comparisons of transient motions after a breaking of a mooring line in still water and in waves

長周期で変動する成分は，損傷時（$t=0$）における初期条件によって決まるが，通常考えうる損傷に対しては，

$$x_l^* \sim 0\,(1) \qquad (3.30)$$

となる。

$$\varepsilon \equiv \omega_n/\omega\,,\ \beta \equiv \zeta_a/L \qquad (3.31)$$

なる無次元パラメータを用いて，(3.24)式を無次元化した形でかくと

$$\left(\beta\frac{d^2x_h^*}{dt_h^2}+\varepsilon^2\frac{d^2x_l^*}{dt_l^2}\right)+\left(\frac{2\alpha}{\omega}\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\frac{2\alpha}{\omega_n}\varepsilon^2\frac{dx_l^*}{dt_l}\right)$$
$$+\eta L\left(\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\varepsilon\frac{dx_l^*}{dt_l}\right)\left|\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\varepsilon\frac{dx_l^*}{dt_l}\right|$$
$$+\varepsilon^2(\beta x_h^*+x_l^*)=\frac{f}{(M+m)\omega^2L}\cos t_h+\frac{\varepsilon^2 f_d}{(M+m)\omega_n^2L} \qquad (3.32)$$

となる。

(3.32)式より，運動方程式における各項の大きさを比較できる。

ε の大きさは，通常のセミサブリグでは

$$\begin{array}{ll}\varepsilon\sim 5\times10^{-2} & \text{for surge, sway, yaw}\\ \sim 5\times10^{-1} & \text{for heave}\\ \sim 1\times10^{-1}\sim 1\times10^{-2} & \text{for roll, pitch}\end{array} \qquad (3.33)$$

程度の値となる。

surge, sway, yaw, heave に対する ε は，浮体の幾何学形状と，係留系によって決定されるが，roll, pitch に対する ε は，重心位置によっても変化する。(3.32)式の各項の大きさは，ε，α，β，η 等のパラメータによって決定されるが，たとえば

$$\beta\sim 0\,(\varepsilon),\ \ \eta L\sim 0\,(1),\ \ \frac{2\alpha}{\omega}\sim 0\,(\varepsilon) \qquad (3.34)$$

として，更に，

$$f/(M+m)\,\omega^2L\sim 0\,(\varepsilon),\ \ \varepsilon^2 f_d/(M+m)\,\omega_n^2L\sim 0\,(\varepsilon^2) \qquad (3.35)$$

とすると

［ε の1次の項］

$$\frac{d^2x_h^*}{dt_h^2}=\frac{f}{(M+m)\omega^2L}\cos t_h \qquad (3.36)$$
$$\rightarrow x_h^*=-\frac{f}{(M+m)\omega^2L}\cos t_h \qquad (3.37)$$

［ε の2次の項］

$$\varepsilon^2\frac{d^2x_l^*}{dt_l^2}+\left(\frac{2\alpha}{\omega}\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\frac{2\alpha}{\omega_n}\varepsilon^2\frac{dx_l^*}{dt_l}\right)$$
$$+\eta L\left(\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\varepsilon\frac{dx_l^*}{dt_l}\right)\left|\beta\frac{dx_h^*}{dt_h}+\varepsilon\frac{dx_l^*}{dt_l}\right|+\varepsilon^2x_l^*$$
$$=\frac{\varepsilon^2 f_d}{(M+m)\omega_n^2L} \qquad (3.38)$$

(3.38)式の解を解析的に求めることは困難であるが，減衰力を無視すると

$$\frac{d^2x_l^*}{dt_l^2}+x_l^*=\frac{f_d}{(M+m)\omega_n^2L} \qquad (3.39)$$

となり

$$x_l^*=A\cos t_l+B\sin t_l+\frac{f_d}{(M+m)\omega_n^2L} \qquad (3.40)$$

と求められる。

即ち，波と同じ周期で変動する成分 x_h^*と，長周期で変動する成分 x_l^*は，減衰力を無視すると ε の1次のオーダーまでは各々独立した運動方程式 (3.36)，(3.39)式を満たし，その解は解析的に求められて，(3.37)，(3.40)式で表される。(3.37)，(3.40)式より，波と同じ周期で変動する運動に対する減衰力，復原力の影響は小さく，長周期で変動する成分は，波漂流力により一定量シフトした位置を中心として自由動揺することがわかる。 x_h^*と x_l^* との連成は減衰力に表れる。

波がないときの運動方程式は

［ε の2次の項］

$$\varepsilon^2\frac{d^2x_l^*}{dt_l^2}+\frac{2\alpha}{\omega_n}\varepsilon^2\frac{dx_l^*}{dt_l}+\eta L\varepsilon^2\frac{dx_l^*}{dt_l}\left|\frac{dx_l^*}{dt_l}\right|+\varepsilon^2x_l^*=0 \qquad (3.41)$$

となり，減衰力を無視すると，(3.41)式の解は，

$$x_l^*=A\cos t_l+B\sin t_l \qquad (3.42)$$

となり，(3.40)式と比較して，波の中の長周期の過渡運動は波のないときの運動に漂流力によるシフト量を加え合わせたものとなるようにみえる。しかしながら，実際には，復原力特性が変位に対して非線形なので，(3.23)式における復原力係数Cが波のない場合と，波の中で定常的にシフトしている場合とで異なるため，(3.40)式と (3.42)式とでは，t_l が異なり，振動周期が異なる。

上述の議論は各パラメータの大きさを(3.34)，(3.35)式のように仮定したとき成立するもので，εはロール，，ピッチについては広い範囲で変化しうるし，また，(3.35) 式の波力の大きさも海象条件によって変化する。そのような場合には，x_l^*とx_h^* の連成は減衰力だけにとどまらないことになる。

波のない場合の，損傷時の過渡運動を（3.23）式を使って更に詳しく考察する。

波のない時の過渡運動を記述する運動方程式は

$$(M+m)\frac{d^2x}{dt^2}+K(0)\frac{dx}{dt}+\frac{1}{2}\rho S\,C_D\left|\frac{dx}{dt}\right|\frac{dx}{dt}+Cx=F \tag{3.43}$$

とかける。

損傷後の過渡運動を考えるとき外力Fは，(3.2)～(3.4) にて与えられる。

係留ライン破断後の運動を考察することとして，次のような理論モデルを考える。

即ち，$t=0$ において Fig. 3.4 に示すようなバネ一質点系のうちバネ1のバネ定数がk_1からk_2に突然変化した後の運動を考える。ここで，バネ0は静水圧による復原力係数，バネ1は係留系による復原力係数に対応する。従って，$t=0$ における係留系の一部破断はバネ1の$t=0$におけるバネ定数の変化として表されると考える。

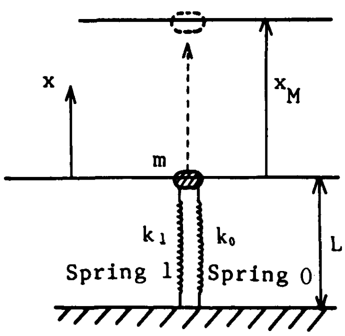


Fig. 3.4 Theoretical model for vertical motions after a breaking of a mooring line

バネ0，1の自然長を各々 l_0, l_1 とすると，$t>0$ における運動方程式は

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+\frac{1}{2}\rho S\,C_D|\dot{x}|\dot{x}+k_0(L+x-l_0)$$
$$+k_2(L+x-l_1)=-mg \tag{3.44}$$

あるいは

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+\frac{1}{2}\rho S\,C_D|\dot{x}|\dot{x}+(k_0+k_2)x$$
$$=-mg+k_0(l_0-L)+k_2(l_1-L) \tag{3.45}$$

初期条件は，$t=0$ における位置を$x=0$としているから (3.15)式より

$$x(0)=0,\ \dot{x}(0)=0 \tag{3.46}$$

となる。

$C_D=0$ のとき，(3.46)の条件のもとで (3.45)式を解くとその解は

$$x=\frac{mg-k_0(l_0-L)-k_2(l_1-L)}{k_0+k_2}\,e^{-\alpha t}\cos\left(\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}\,t\right)$$
$$+\frac{-mg+k_0(l_0-L)+k_2(l_1-L)}{k_0+k_2} \tag{3.47}$$

ここで

$$\alpha\equiv K(0)/2(M+m),\quad \omega_0^2=(k_0+k_2)/(M+m) \tag{3.48}$$

(3.47)式にて表される過渡変位xの時刻歴の概略図を Fig. 3.5 に示す。

セミサブリグの安全性の観点からは第二章で述べたように，損傷後の過渡運動時の最大変位，傾斜が重要となる。過渡運動時の変位が (3.47)式にて与えられるとき，最大変位x_Mは損傷後の最初のオーバーシュート時に実現され

$$x_M=x_0(1+e^{-\alpha t_0})$$
$$\left(t_0=\pi/\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}\right) \tag{3.49}$$

となる。ここでx_0は

$$x_0=\frac{-mg+k_0(l_0-L)+k_2(l_1-L)}{k_0+k_2} \tag{3.50}$$

であり損傷後の静的釣合い変位を表す。即ち，損傷後の過渡運動時には動的影響により最大変位は静的釣合い変位のx_M/x_0倍になりうる。

$$x_M/x_0=1+e^{-\alpha t_0} \tag{3.51}$$

従って，過渡運動時の最大変位には減衰力が大きく影響しその推定が重要なことがわかる。

$\alpha=0$，$C_D=0$のときは，$x_M/x_0=2$ となる。

あるいはエネルギーの関係から

$$E_0=E_1+W \tag{3.52}$$

ここで

E_0：$t=0$ における力学的エネルギー

E_1：$t=t_0$ における力学的エネルギー

W：$t=0\sim t_0$ の間に浮体がなした仕事

であり

$$E_0=\frac{1}{2}k_0(l_0-L)^2+\frac{1}{2}k_2(l_1-L)^2$$

$$E_1=\frac{1}{2}k_0(l_0-L-x_M)^2+\frac{1}{2}k_2(l_1-L-x_M)^2+mgx_M$$

$$W=\int_0^{t_0}K(0)\dot{x}^2dt \qquad (3.53)$$

であるから，(3.52)式より

$$\frac{1}{2}k_0(l_0-L)^2+\frac{1}{2}k_2(l_1-L)^2=\frac{1}{2}k_0(l_0-L-x_M)^2$$

$$+\frac{1}{2}k_2(l_1-L-x_M)^2+mgx_M+\int_0^{t_0}K(0)\dot{x}^2dt \qquad (3.54)$$

(3.54)式から x_M を求めるには，$\dot{x}$ の時刻歴が必要であり，一般には x_M の陽な式は求められないが $\alpha=0$ のときは

$$x_M\left\{\frac{1}{2}(k_0+k_2)x_M-k_0(l_0-L)-k_2(l_1-L)+mg\right\}=0 \qquad (3.55)$$

即ち，

$$x_M=2x_0$$

となる。

$\alpha>0$ のときは，

$$\int_0^{t_0}K(0)\dot{x}^2dt>0 \qquad (3.56)$$

だから，一般に

$$x_M<2x_0 \qquad (3.57)$$

となる。

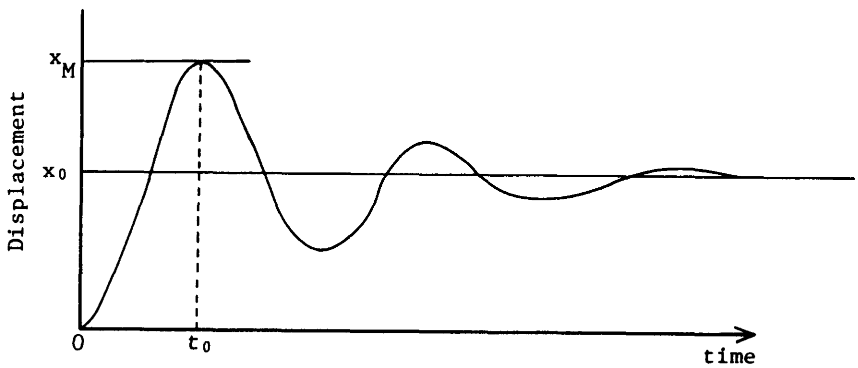


Fig. 3.5 Typical transient motions after a breaking of a mooring line

以上の関係を，変位—復原力曲線を用いて示すと，Fig. 3.6 のようになる。Fig. 3.6 で，面積Ａ＝面積Ｅ＋Ｃ＋Ｂ＋Ｄであり，Ｃ，Ｂ，Ｄの部分が各々減衰力，重力，バネ１により消費されるエネルギーである。

以上の議論では，復原力として係留系によるものと，静水圧によるものを考え，変位の方向も鉛直方向として，重力の影響も考慮した。従ってこのモデルは係留ライン破断後の heave, roll, pitch の運動に対応するものである。

次に，係留ライン破断後の水平面内の運動，即ち surge, sway, yaw の運動を考慮するために，Fig. 3.7 に示す様なモデルを考え，$t=0$ においてバネ１の定数が k_1から $k_2(k_2<k_1)$ に変化した後の質点の挙動を考える。水平面内の運動に対しては静水圧による復原力は働かないから，Fig. 3.4 のバネ０に対するものは考えない。

２本のバネ１，２の自然長を l_1とすると $t>0$ における運動方程式は$C_D=0$として

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+k_2(L+x-l_1)-k_1(L-x-l_1)=0 \qquad (3.58)$$

初期条件 $x(0)=0$，$\dot{x}(0)=0$ のもとに (3.58)式を解くと，

$$x=-\frac{k_1-k_2}{k_1+k_2}(L-l_1)e^{-\alpha t}\cos\left(\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}\,t\right)$$

$$+\frac{k_1-k_2}{k_1+k_2}(L-l_1) \qquad (3.59)$$

$$(\alpha\equiv K(0)/2(M+m),\ \ \omega_0^2\equiv(k_1+k_2)/(M+m))$$

となる。

静的釣合い位置x_0は，

$$x_0=\frac{k_1-k_2}{k_1+k_2}(L-l_1) \qquad (3.60)$$

だから，

$$x=x_0(1-e^{-\alpha t}\cos\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}\,t) \qquad (3.61)$$

従って，xの最大値x_Mは，

$$x_M=x_0(1+e^{-\alpha t_0})$$

$$(t_0=\pi/\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}) \qquad (3.62)$$

となる。

この場合も，減衰係数αが0ならば，

$$x_M=2x_0 \qquad (3.63)$$

となる。

更に，エネルギーの関係から

$$\frac{1}{2}k_1(l_1-L)^2+\frac{1}{2}k_2(l_1-L)^2$$

$$=\frac{1}{2}k_1(l_1-L+x_M)^2+\frac{1}{2}k_2(l_1-L+x_M)^2+\int_0^{t_0}K(0)\dot{x}^2dt \qquad (3.64)$$

$\alpha=0$のときは

$$x_M\{\frac{1}{2}(k_1+k_2)x_M-k_1(L-l_1)+k_2(L-l_1)\}=0 \qquad (3.65)$$

となって，

$$x_M=2x_0 \qquad (3.66)$$

が得られる。

一般に$\alpha>0$のときは，

$$x_M<2x_0 \qquad (3.67)$$

となる。

セミサブリグを対象とすると，水平面内運動に対する復原力は，係留系によるものだけであり，heave, roll, pitch に対する復原力に比べて小さく，従って，固有周期が長くなる。よって，(3.62)式のt_0は一般に heave, roll, pitch に比して大きくなり，係留ライン破断後の水平面内運動がオーバーシュートして最大値に達するまでの時間は鉛直面内運動 (heave, roll, pitch) に比較して長くなることがわかる。(3.47) (3.61)式は Fig. 2.13 にて示した計測例を定性的に説明する。ただし，計測例においては surge, sway の運動について静的釣合い変位x_0を越えるような変位がみられないが，これは最大値に到達するまでの時間が長いため，その間に減衰力等によりエネルギーを散逸してしまうためと考えられる。

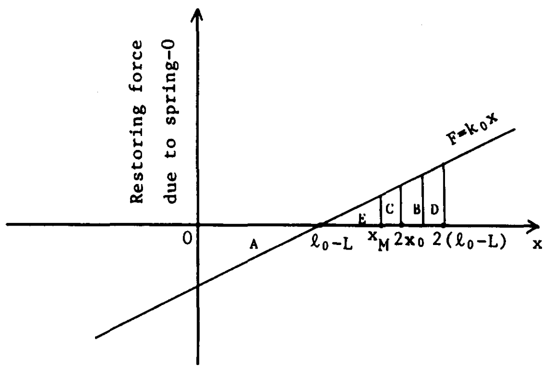


Fig. 3.6　Energy relationship before and after a breaking of a mooring line

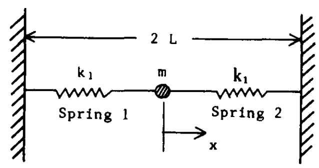


Fig. 3.7　Theoretical model for horizontal motions after a breaking of a mooring line

セミサブリグにおいては，復原力は，静水圧に起因するもの，係留系に起因するもの共に，変位の一次関数ではなく，変位に関して非線形な形となるのが一般的である。

従ってより厳密な運動方程式は，

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+f(x)=F \qquad (3.68)$$

となる。$f(x)$がxに関して非線形な関数である場合，その解は解析的に求められないことが多い。復原力が変位xに関して非線形な関数である場合にも前述のエネルギーと仕事の関係は成立する。

即ち，Fig. 3.8 に示すような復原力—変位特性を有するセミサブリグの損傷前の変位を零とし，損傷後の静的釣合い位置をx_0としたとき，

t_0：損傷後，最大変位に至るまでの時間

C：$t=0\sim t_0$ の間に減衰力によって散逸されるエネルギー

D：破断したライン以外の係留ラインのポテンシャルエネルギー（弾性エネルギー）の増加

E：$t=0\sim t_0$ の間のセミサブリグの重心の鉛直方向の移動によるポテンシャルエネルギーの増加

とすると，Fig. 3. 8 における面積（エネルギー）Aから（C＋D＋E）の面積を差し引いた残りが，セミサブリグを変位，傾斜させるのに使われる仕事量になる。従って，係留ライン破断前の復原力—変位曲線を使って，面積の関係から x_M が Fig. 3. 8 のように書ける。

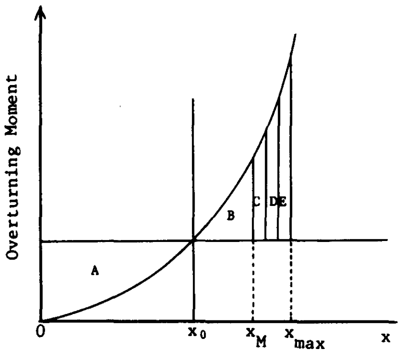


Fig. 3. 8 Energy relationship before and after a breaking of a mooring line (under nonlinear restoring force)

ただし，D，Eは x_M に，Cは変位の時刻歴に依存するから，図より x_M が求められるわけではないが，x_M のとりうる最大値は，Fig. 3. 8 の x_{max} であり，また，C，D，Eの面積はAの面積のたかだか1～2割程度であろうから，x_M の概略は Fig. 3. 8 より求められることになる。

代表的なセミサブリグを考え，長さL，幅Bとする。4隅を係留されているものとすると，各隅の係留ライン群の張力 T は，リグの排水量をWとして，

$$T/W\sim 1/400 \qquad (3.69)$$

程度である。このとき，ある一隅の係留ライン(群)が破断したとすると，静的釣合い傾斜角 θ_0（pitch），φ_0（roll）は，

$$\theta_0\sim\frac{T\cdot L/2}{W\cdot GM_l}$$

$$\varphi_0\sim\frac{T\cdot B/2}{W\cdot GM_t} \qquad (3.70)$$

ここで，L＝100m，B＝80m，$GM_l=GM_t=1\mathrm{m}$ として，T/W は（3. 69）式の値を用いると，

$$\theta_0\sim 7\,deg,\ \varphi_0\sim 6\,deg \qquad (3.71)$$

となり

$$\theta_M\sim 2\,\theta_0/(1+\Delta),\ \varphi_M\sim 2\,\varphi_0/(1+\Delta) \qquad (3.72)$$

と推定できる。Δ は，Fig. 3. 8 の（C＋D＋E）/B を表す量で，$\Delta\sim 0.2$ とすると，

$$\theta_M\sim 11.5\,deg,\ \varphi_M\sim 10.0\,deg \qquad (3.73)$$

となって係留破断時の最大傾斜の概略値が得られる。

以上の考察は，損傷による力の変化が（3. 3）式のようにステップ関数で表される場合，即ち，係留ライン破断，荷崩れ，構造破損による浮力部の脱落などの損傷後の運動に適用できる。

他の物体との衝突など，力の変化が（3. 2）式で表されるように，インパルス的な場合にも，Fig. 3. 4，Fig. 3. 7 に示したモデルを用いて考察できる。ただし，この場合は，バネ定数は変化せず初期条件（3. 10）式のもとに運動方程式を解くことになる。$t=0$ における初速度，$t>0$ における最大変位 x_M は衝突時に受ける力積に比例する。

この場合も，Fig. 3. 8 と同様なエネルギーと仕事の関係が成り立つ。即ち，Fig. 3. 9 に示すように，復原力—変位曲線で，

$$A+C=\frac{1}{2}Mv(0)^2 \qquad (3.74)$$

（M：浮体の質量，$v(0)$：初速度）

となる x_{max} が，減衰力を無視したときの最大変位で，図中の x_M が減衰力を考慮したときの最大変位となる。ただし，この場合には，静的釣合い位置は $t<0$ における位置と一致するから，Fig. 3. 8 におけるD，Eは零で，x_0 も零となる。

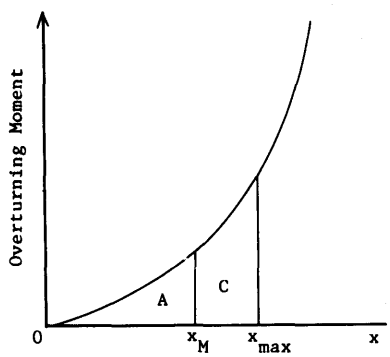


Fig. 3. 9 Energy relationship after a collision

最後に，浸水の場合は，外力は（3.4）式のように時間と共に増加する。更に，浮体の質量も浸水と共に変化することを考慮すると（3.21）式より運動方程式は，

$$(M+m+\alpha t)\frac{d^2x}{dt^2}+(K(0)+\alpha)\frac{dx}{dt}+Cx=At \tag{3.75}$$

と書ける。

ここで，α は浸水率で，浸水による単位時間あたりの浮体の質量の増加を表し，Aは単位時間あたりの浸水重量である。

（3.75）式の特解は

$$x=\frac{A}{C}\{t-\frac{1}{C}(K(0)+\alpha)\} \tag{3.76}$$

となり，一般解は

$$x=x_1(t)+\frac{A}{C}\{t-\frac{1}{C}(K(0)+\alpha)\} \tag{3.77}$$

と書ける。$x_1(t)$ が浸水時の動的な力の過渡運動への影響を表わす項で

$$\begin{aligned}x_1(t)=&C_1(t+\frac{M+m}{\alpha})^{K(0)/\alpha}(1-\beta)\left[\frac{1}{1-\beta}-\frac{\gamma(t+\frac{M+m}{\alpha})}{1!(1-\beta)(2-\beta)}+\cdots\right]\\&+C_2\left[1-\frac{\gamma(t+\frac{M+m}{\alpha})}{1!\cdot\beta}+\frac{\gamma^2(t+\frac{M+m}{\alpha})^2}{2!\cdot\beta(1+\beta)}+\cdots\right]\end{aligned}$$

である。 (3.78)

ここで，

$$\gamma\equiv C/\alpha,\quad \beta\equiv 1+K(0)/\alpha \tag{3.79}$$

であり，C_1，C_2は初期条件により決定される。

浸水率が非常に小さい場合（$\alpha\sim 0$）には，$x_1(t)\sim 0$ で動的影響がなくなって，浸水時の運動は（3.77）式の第2，3項のみで表され，浸水と共に変位が単調に増加することになる。

3.6 波の影響

損傷後のセミサブリグの挙動に及ぼす波の影響を調べるため，Fig. 3.4 に示したモデルにて，規則波中で係留ラインを破断した場合を考える。

運動方程式は，（3.44）式に対応して

$$(M+m)\ddot{x}+K(0)\dot{x}+\frac{1}{2}\rho S C_D|\dot{x}|\dot{x}+k_0(L+x-l_0)+k_2(L+x-l_1)=-mg+f\sin\omega t \tag{3.80}$$

となる。ここで，右辺の $f\sin\omega t$ が波による力を表す。

（3.80）式の解は，$x(0)=0$，$\dot{x}(0)=0$ とすると

$$x=x_0\{1-e^{-\alpha t}\cos(\sqrt{\omega_0^2-\alpha^2}\,t)\}+A\sin(\omega t-\phi)$$

$$(\alpha\equiv K(0)/2(M+m),\quad \omega_0^2\equiv(k_0+k_2)/(M+m)) \tag{3.81}$$

ここで，x_0 は損傷後の静的釣合い変位であり，

$$A=\frac{f}{\sqrt{\alpha^2\omega^2+(\omega^2-\omega_0^2)}}$$

$$\tan\phi=-\alpha/\omega \tag{3.82}$$

である。

（3.81）式によれば，損傷後の運動は，長周期の自由動揺に，波と同じ周期で変動する成分が単純に重畳された形となっている。従って，損傷後の過渡運動中の最大変位 x_M はたかだか，

$$x_M=x_0(1+e^{-\alpha t_0})+A \tag{3.83}$$

となる。

実際には，波浪中では定常漂流力のため，損傷前の係留ラインの初期張力，従って係留ライン破断によって開放されるエネルギーの量が静水中の場合と異なり，また非線形な復原力特性のため，（3.80）式におけるバネ定数k_0，k_2も静水中におけるものと異なる。更に，別な形の波の影響としては，（3.38）式で示したように，波の中と静水中での減衰力のちがいも考えられる。

波浪中における浸水の場合の運動方程式は，（3.23）式に対応して

$$(M+m+\alpha t)\frac{d^2x}{dt^2}+(K(0)+\alpha)\frac{dx}{dt}+Cx=At+f\sin\omega t \tag{3.84}$$

となる。

（3.84）式の解は，

$$x=x_{1P}(t)+\frac{A}{C}\{t-\frac{1}{C}(K(0)+\alpha)\} \tag{3.85}$$

と書ける。

ここで，（3.78）式の x_1を

$$x_1(t)=C_1x_{11}+C_2x_{12} \tag{3.86}$$

と表わしたとき，$x_{1P}(t)$は

$$x_{1P}(t)=C_1x_{11}+C_2x_{12}+x_{10} \tag{3.87}$$

となる。

x_{10}は，

$$x_{10}=-x_{11}\int_0^t\frac{S}{W(x_{11},x_{12})}x_{12}dt+x_{12}\int_0^t\frac{S}{W(x_{11},x_{12})}x_{11}dt \tag{3.88}$$

で与えられる。

ここで，$W(x_{11},x_{12})$ はロンスキアンで，Sは，

$$S(t)\equiv f\sin\omega t/(M+m+\alpha t) \tag{3.89}$$

である。

結局 (3.84)式の解は,

$$x=x_{10}+C_1x_{11}+C_2x_{12}+\frac{A}{C}\{t-\frac{1}{C}(K(0)+\alpha)\} \tag{3.90}$$

となる。(3.90)式の右辺第一項が波と同じ周期で変動する成分を表す。(3.90)式はみかけ上は,静水中における解 (3.78)に,波と同じ周期で変動する成分x_{1P}が単純に重畳された形となっているが,係留ライン破断の場合に述べたように,波による定常漂流力のため,$t=0$ (浸水開始時) における復原力係数Cが静水中の場合と異なる。しかし,浸水の場合は,いずれにしても時間の経過と共に傾斜し,それによる復原力係数の変化が支配的となり,波の影響は目立たなくなる。

3.7　過渡運動に影響を与えるその他の要因

3.7.1　非線形性

セミサブリグの損傷後の過渡運動は大変位,長周期運動であるために,厳密にいえば,流体力,復原力,外力等の変位に対する非線形性を考慮する必要がある。しかしながら,セミサブリグの復原性の観点からは,これらの非線形性は,通常リグの傾斜,変位を妨げる方向に作用する。たとえば,粘性抗力は速度と同じ位相をもち,復原力モーメントは,傾斜に伴って急激に大きくなる。

流体力の非線形性については,その非線形性のためにセミサブリグの運動が大きく変化するとは考えにくいが,計算にてその現象を実証するには,時々刻々の流体力の変化を考慮しつつ運動のタイムヒストリーを求める必要があり,計算量は膨大で,これまでこのような計算を行った例はみあたらない。

外力の非線形性の一つとして,波による定常力がある。即ち,2ロワーハルで構成されるセミサブリグでは,傾斜によって各ロワーハルの没水深度が異なると,波によって各ロワーハルに加わる上下方向の定常力の差によって定常な転倒モーメントを生ずる。この現象は steady tilt として知られている。Steady tilt といえば通常 roll 方向の定常傾斜を意味するが,今回の実験によれば,縦波中において pitch 方向の定常傾斜も顕著であった。

更に,変動波力についてもロワーハル等の没水部の深度が傾斜により浅くなると,線形理論にては推定精度が悪くなる。

流体力や波力の非線形性は,復原性のみならず,運動や強度などの面でも重要であるので,各々独立した項目として盛んに研究が行われており,すぐに解決できる問題ではない。しかしながら,セミサブリグの復原性の問題に限れば,流体力,復原力,外力の非線形性のうち重要なものは復原力であり,復原力については,係留系によるもの,静水圧によるもの共に,時間領域での運動計算において各時間ステップ毎にその変化を計算することは,それほど時間のかかることではない。

3.7.2　連成運動

3.5の理論的考察においては,1自由度変位モデルを用いたが,実際のセミサブリグでは6自由度の運動を考慮する必要があり,しかも損傷により大変位,大傾斜を行うと,6自由度の運動すべてがお互いに連成しあうことになる。Fig. 2.12 にて示した横波中浸水時における縦揺れはその典型的な例である。

3.7.3　同調現象

セミサブリグに限らず,構造物の設計にあたっては,外力と何らかの同調現象がおこる可能性を排除することが重要な項目の一つとなる。セミサブリグは,heave, roll, pitch　の固有周期が通常実海域に出現する波の周期よりかなり大きくなるように設計されているため,非損傷時 (intact condition)に同調現象があまり問題になることはない。しかしながら,係留ラインの破断等の損傷を受けて大傾斜を行うと復原力の非線形性のために,外力の周期の1/2, 1/3で同調のおこる可能性が現れる。

他のタイプの同調現象として,浸水区画の自由水のスロッシング現象がある。

いずれにしても,運動方程式の上では,復原力が非線形な場合や,自由水がある場合には,同調現象がおこりうるが,実験ではそのような現象は観察されていない。

以上セミサブリグに係留ライン破断や,浸水などの損傷がおこった場合の過渡応答について論じてきたが,パラメトリックスタディの結果得られた結論のうち主なるものを列挙すると次のようになる。

(1) セミサブリグが,係留ライン破断,荷くずれ,浮力部材の脱落,あるいは衝突などの損傷をうけて,力,モーメントのバランスが急激にくずれた後の過渡運動には,動的影響が顕著であり,浮体は自由動揺を行った後徐々に静的釣合い位置に収束する。このときの過渡運動時の挙動に影響を及ぼすパラメーターは種々考えうるが,復原力の影響がもっとも大きく,挙動の推定にあたっては時々刻々の浮体の姿勢,位置に対する復原力を正しく与える必要がある。

(2) 過渡運動時の最大変位，傾斜は，セミサブリグの安全性に対して重要な項目であるが，その絶対値は，復原力と共に，減衰力にも大きく影響される。過渡運動は長周期運動を含むので，減衰力のうち，粘性抗力に基づくものの推定が重要である。

(3) 浸水などのように，重量物，あるいは力が徐々に累積して加わる場合，動的影響による振動的な過渡運動は小さく，浸水が進行しているときのセミサブリグの変位，傾斜は静的な釣合いだけによってほぼ決まってしまう。従って，波浪中において浸水する場合には，静水中における浸水時の挙動を平均位置として，そのまわりに波と同じ周期で変動する挙動を示す。

4．動的現象のシミュレーション計算及び実験との比較

第2章で実験例を示したような動的挙動は，第3章で示したように解析的にある程度定性的な予測ができ，復原性能の考察のためにはこのような解析的な取り扱いは有用である。しかしながら，与えられた外乱に対する浮体の3次元的な挙動を定量的に精度よく推定するためには，セミサブリグのような複雑な幾何学的形状をもつ物体では数値計算に頼らざるを得ない。

セミサブリグの損傷を想定したシミュレーション計算例は少ないが，Moncarz [24]らは浸水時の計算を行い，Matsuura [25]らは浸水，走錨，係留ライン破断などのシミュレーション計算を行っている。また Naess [20]らは浸水，バラストウェイト移動，係留ライン破断，SR192研究部会[17]，Paulling ら[26]は浸水のシミュレーション計算を行っている。更に，Morch [27]らは実機での係留ライン破断実験を行って，長周期運動時の減衰係数の検討を行っている。

本研究においては，時間領域におけるセミサブリグの挙動に関して，実用的に可能な範囲でなるべく精度のよいシミュレーションプログラムを開発するとの方針で，動的復原性評価プログラムの開発を行った[28]。計算法及びプログラムの詳細は Appendix-1 で述べることとし，本章では，シミュレーション計算結果と実験結果との比較例を示す。なお，シミュレーション計算を行う際に必要となるメモリー影響関数はセミサブリグ全体をパネルに分割し特異点分布法により計算したが，その結果は Appendix−1 に示す。

<u>自由動揺</u>

Fig. 4.1 (a),(b) は係留時のセミサブリグの上下揺れ，船首揺れの自由動揺のシミュレーション計算を行った結果を示したものである。減衰力としては (A. 1.22) 式にて示したように速度の2乗に比例する項を考慮した。抗力係数 C_D としては Table 2.5 より喫水38.5cm では0.5程度であると推定されるが，シミュレーション計算によると実験結果に比べて減衰がかなり

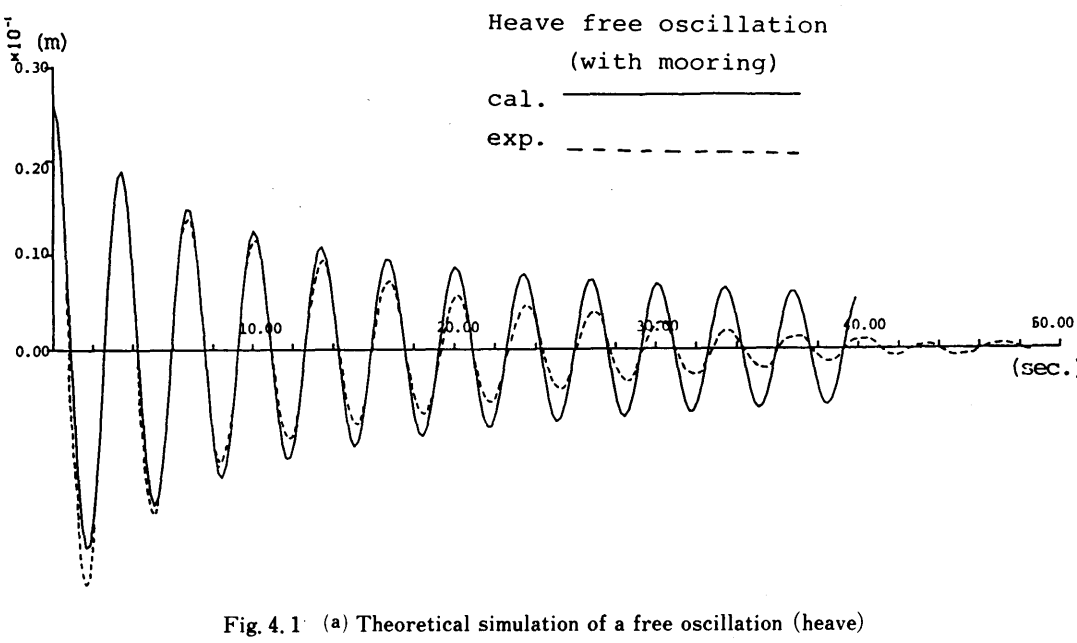
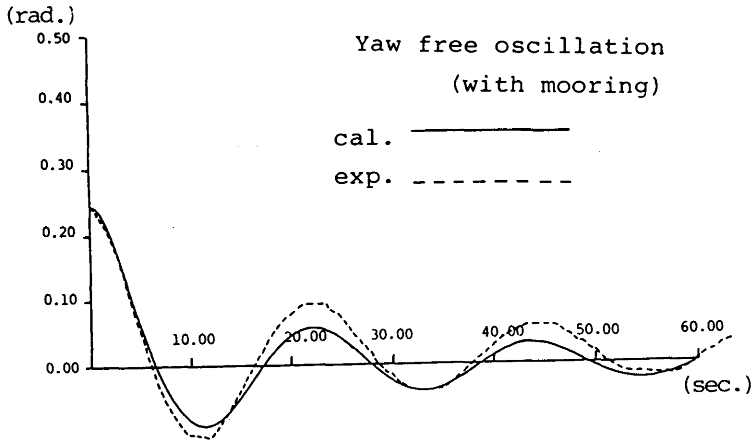


Fig. 4.1 (a) Theoretical simulation of a free oscillation (heave)



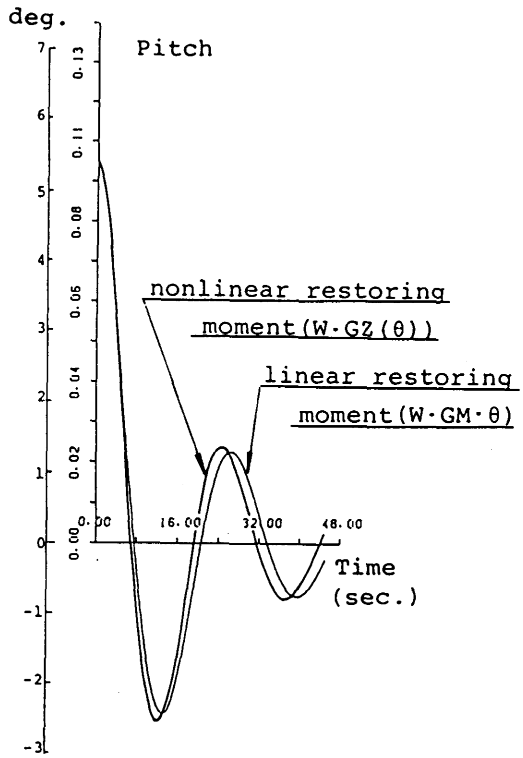
(b) Theoretocal simulation of a free oscillation (yaw)

小さいという結果が得られた。従って，Fig. 4. 1 (a), (b) に示した計算結果は実験結果にあうようにC_D=5.5 として計算したものである。しかしながら，上下揺れの場合には振幅の小さいところで依然として実験の方が早く減衰し，定量的にかなり大きな差がみられる。これは，2．2．5節でも述べたように速度の2乗に比例した減衰力以外に，速度に比例した減衰力もポテンシャル理論に基づく造波減衰力に比べてかなり大きくなるためであると考えられる。固有周期については，計算値と実験値とはよく一致している。

Fig. 4. 2 は静水圧に基づく復原力として，非線形な復原力を考慮した場合と線形な復原力のみを考慮した場合の自由縦揺れのシミュレーション結果を比較したものである。このように復原力の非線形性を考慮して動的挙動の時刻歴を計算することは比較的簡単である。

係留ライン破断

Fig. 4. 3 は係留ライン破断後の過渡運動のシミュレーション計算結果を実験値と比較したものである。実験値との一致はよいとはいえないが，roll, pitch, yaw については定量的にもかなり実験値を説明しうる結果が得られている。このような長周期の運動は浮体に働く流体力が小さいため，精度よく推定することは困難であり，理論モデル，数値計算法などを更に検討することが必要である。



Fig,. 4. 2 Theoretical simulation of a free oscillation under nonlinear restoring forces

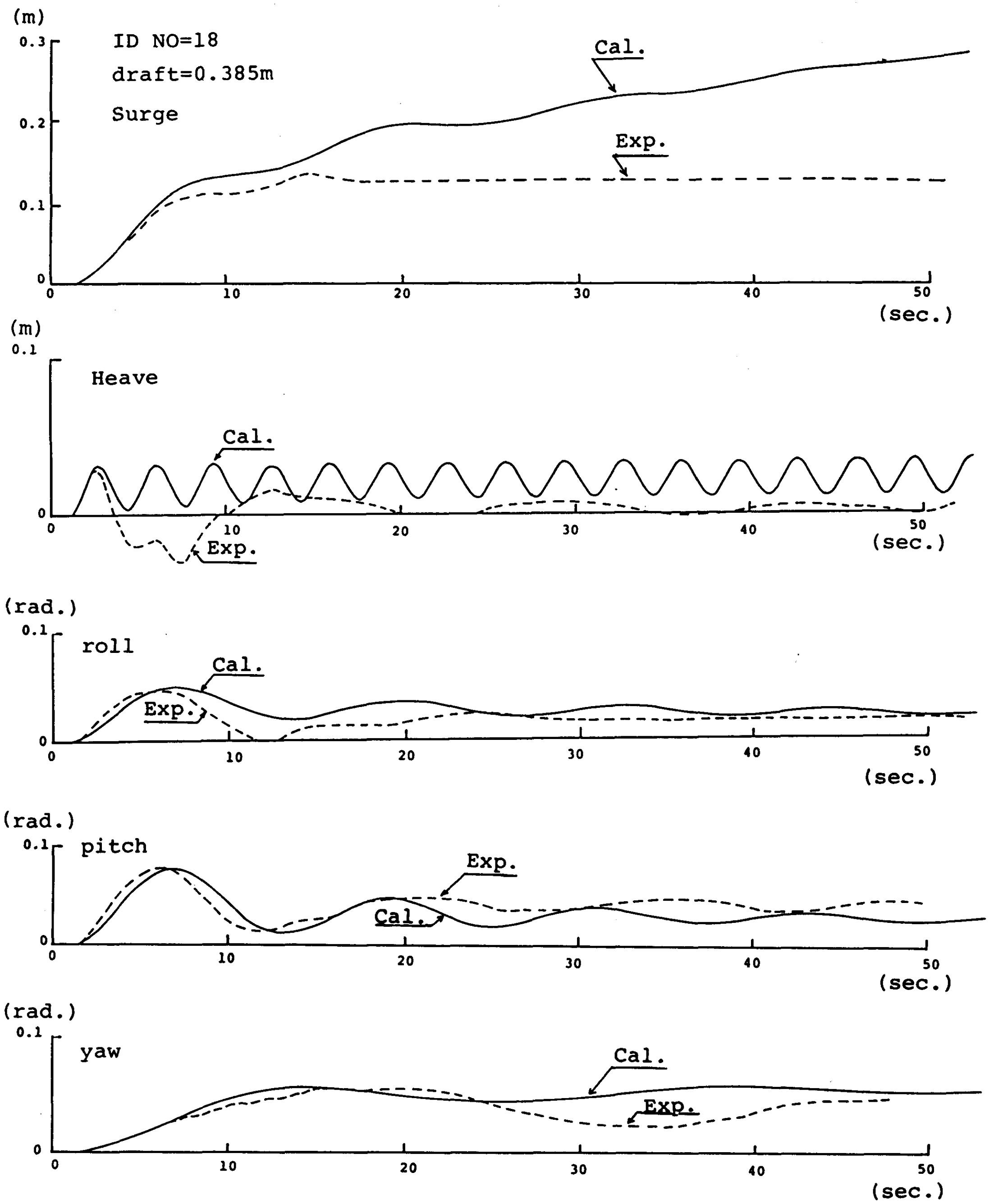


Fig. 4. 3 Theoretical simulation of transient motions after a breaking of a mooring line

浸水

Fig. 4. 4 はロワーハルの一区画へ浸水させた時のトリムの増加をシミュレーション計算したものである。浸水時の挙動は準静的な取り扱いが可能であることを述べたが，動的影響を忠実に考慮した計算にてもそのことが示されている。

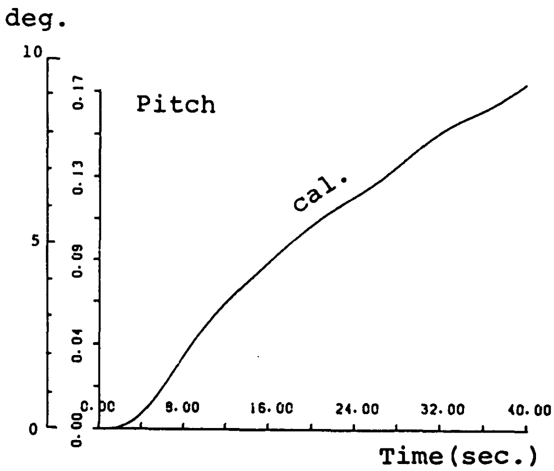


Fig. 4. 4　Theoretical simulation of pitch motions during a flooding

傾斜時の波浪中動揺

Fig. 4. 5 は波浪（規則波）中における動揺（pitch）を計算したものであり，直立時及び何らかの原因である転倒モーメント（0. 22kg-m）が加わった場合の両方について計算を行っている。このような計算によって得られた縦揺れ振幅と傾斜との関係を示したものが Fig. 4. 6 であり，傾斜と共に縦揺れ応答が大きくなり，2．2．2 にて述べた結果をシミュレーション計算によっても説明できることがわかる。

以上，ここに示した結果は Appendix-1 で述べた動的復原性評価プログラムの機能の一部だけを用いてセミサブリグの動的挙動を検討したものであるが，実験との一致度は十分とはいえず，更に検討を加えて別の機会にその結果を報告する予定である。

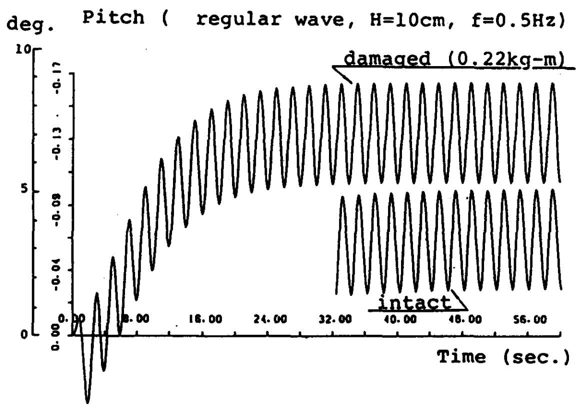


Fig. 4. 5　Theoretical simulation of pitch motions in regular waves

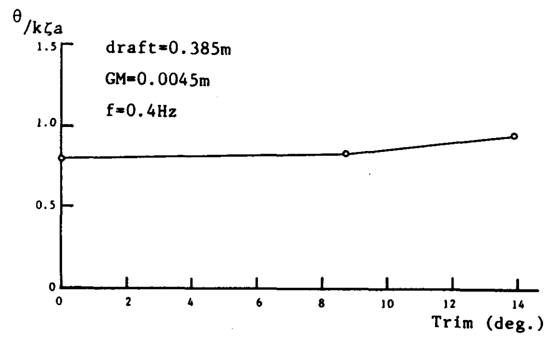


Fig. 4. 6　The increase of pitch responses in waves due to inclinations (calculation)

5．転覆のシナリオ

本章では，半潜水型石油掘削リグの復原性に関する研究のまとめとして，セミサブリグの転覆の可能性，安全性の考え方について考察を行う。

セミサブリグの非損傷時の復原力曲線は，たとえば本実験に用いたモデル（draft＝0. 385m）では Fig. 5. 1 の如くなる。Fig. 5. 1 に示したものは特殊なものではなく，通常のセミサブリグの復原力曲線の典型例であると考えられるが，セミサブリグが静的に転覆するためには図に示したように Mmax 以上の転倒モーメントが加わることが必要となる。この最大モーメントは

GMや喫水によってあまり変化せず (transit 状態などを除く), このモデルでは50kg-m (実機で 312,500 t-m) 程度である。しかしながら浸水以外の原因によって静的にこのような大きな転倒モーメントが働くことは考えられず, また損傷に伴う動的影響を考えても, 本論文で示したように動的影響による傾斜は静的傾斜のたかだか2倍程度であるから, 単独の損傷によって一時的にでも Fig. 5. 1 に示した θ_{max} をこえるような現象は考えられない。従って, セミサブリグが転覆するとしたら必ず浸水を伴うはずであり, 転覆する場合のシナリオは次のようなものになると予測される。

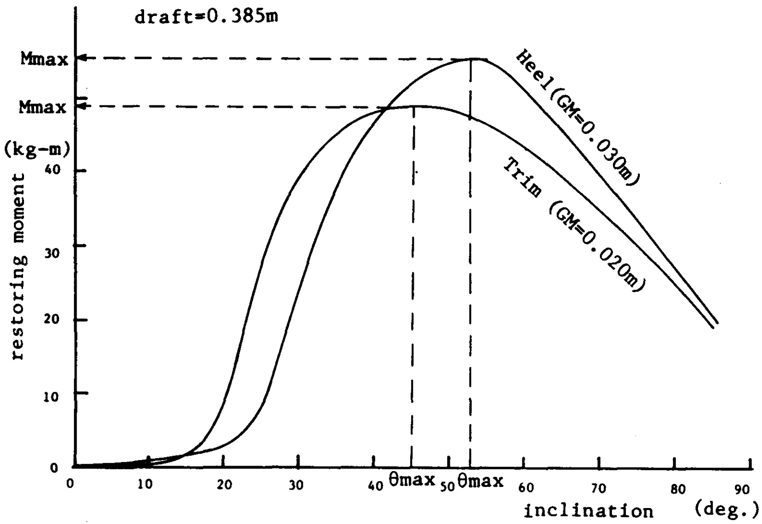


Fig. 5. 1 Restoring moment characteristics of the semisubmersible model

<u>転覆のシナリオの例</u>

Fig. 5. 2 において,

θ_1: 開口部1からの downflooding angle

θ_2: 開口部2からの downflooding angle

θ_3: 開口部3からの downflooding angle

⓪: 非損傷時の復原力曲線

①: 開口部1から浸水したときの最終的な復原力曲線

②: 開口部1, 2から浸水したときの最終的な復原力曲線

③: 開口部1, 2, 3から浸水したときの最終的な復原力曲線

とすると

転覆のシナリオは

(1) <u>何らかの原因</u>による転倒モーメントあるいは動的影響によりθ_1以上傾斜して開口部1より浸水

(2) 浸水が進行してαまで傾斜

(3) <u>何らかの原因</u>による転倒モーメントM_2あるいは動的影響によりθ_2以上傾斜して開口部2より浸水

(4) 浸水が進行し, 開口部からも浸水がはじまり

(5) 更に浸水が進行して転覆に至る。

となる。

下線を引いた<u>何らかの原因</u>にあてはまるものが浸水以外の原因, 即ち波, 潮流などによる傾斜, あるいは係留ライン破断, 衝突, バラスト水移動などの各種損傷による傾斜などである。Ocean Ranger の場合はコラム部に設けられていた電気系統制御室の窓が破れて浸水して, 電気系統が冠水, ショートし, バラスト水が思いがけない方向に移動したことが発端とされており, A. Kielland は5本のコラムを連結する水平ブレースのうちの1本が構造破損し, その結果コラムの一つが脱落したことがきっかけとなった。

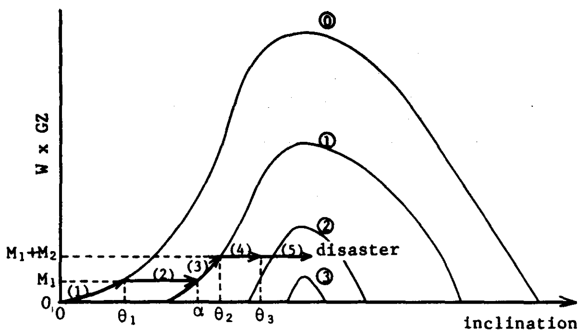


Fig. 5. 2　Schematic description of the scenario of the capsize of a semisubmersible

以下に，本実験に用いた2ロワーハル8コラムのセミサブリグを対象として，転覆の可能性を検討した例を示す。

Fig. 5. 3 (a) に示すようにコラムは水平の水密隔壁により3つの区画に分割されているものとし，水線と交差するコラム部が他船との衝突等により損傷をうけて浸水がはじまったとする。通常各区画は更に垂直隔壁によって仕切られているから，浸水量は Fig. 5. 3 (a) に示すコラム第2区画 (No. 2 division) の容量の20%とする。GMは実機相当で1mとする。次にこの浸水により傾いた状態で波，風，潮流あるいは係留ライン破断，バラスト水移動などの損傷に伴う過渡運動，海水打ち込み等によって更に傾斜してデッキ上の chain locker opening より左右両舷のチェインロッカー（コラムの第3区画）へ浸水が開始するものとする。チェインロッカーの容量は第3区画全体の容量の70%とする。次に，チェインロッカーへの浸水によって傾斜が更に進行しデッキへの浸水が開始ずるものとする。

これらの筋書きを描いたのが Fig. 5. 3 (b) である。即ち，Fig. 5. 3 (b) において

(0)：非損傷時の復原力曲線

(1)：第2区画へ浸水したときの復原力曲線

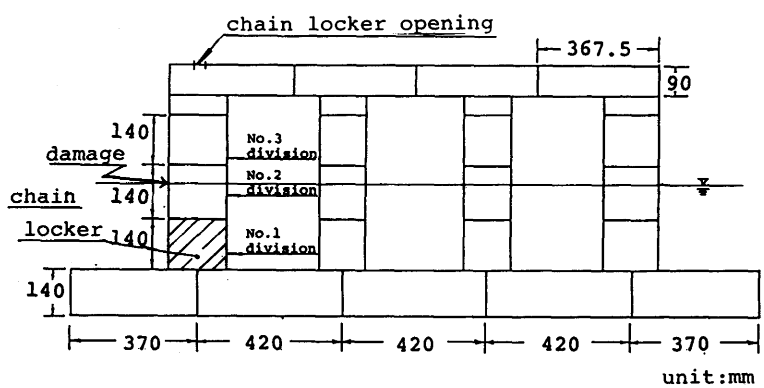
(2)：更に，チェインロッカーへ浸水したときの復原力曲線

(3)：更に，上部デッキの1/4へ浸水したときの復原力曲線

(4)：(3)の状態に加えて，更に，上部デッキの1/8へ浸水したときの復原力曲線

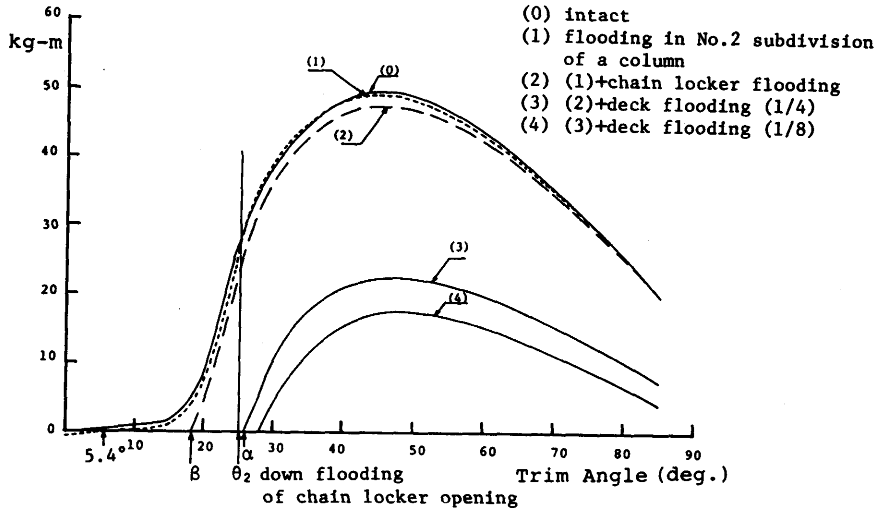
（θ_2：chain locker opening からの downflooding angle）

浸水を受けない状態での最大復原モーメントは49 kg-m（実機 306,000t-m）であり，コラムの第2区画へ20%浸水したときの傾斜は5.4°で，また最大復原モーメントは48.7kg-m となり浸水をうけない状態と大差ない。この状態で chain locker opening からの downflooding angle θ_2は25°であり，静的にその角度まで傾斜するためには27.5kg-m（実機 172,000t-m）の転倒モーメントを必要とする。一時的にこのような大きな転倒モーメントが働いたり，あるいは動的影響や波の打ち込みによって chain locker opening から



(a) Floodable compartments

Fig. 5. 3　Example examination of a capsize



(b) Restoring moment characteristics under intact and damaged conditions

Fig, 5. 3 Example examination of a capsize

浸水したとして，左右両舷の chain locker に浸水すると傾斜は β(18°) であり，デッキの水没にはなお20kg-m 以上の転倒モーメントを必要とする。しかしながら，この状態ではデッキが水につかるまでトリム角で 2°, エアーギャップで 9cm (実機 4. 5m) ほどの余裕しかなく，波のうちこみ，波浪中の動揺，損傷による動的運動などによってデッキが頻繁に水につかる可能性は十分にある。もし，デッキが水密でなくデッキの1/4でも水がはいると復原力曲線は(3)のようになるが，それでもなお転覆までに 20kg-m 以上の復原モーメントを必要とし，さらに以上の状態に加えてデッキ容積の1/8の量の水が浸水しても転覆に対する余剰復原モーメントは 17. 5kg-m (実機 110,000t-m) ある。

このシナリオは仮想的なものであるが，水線と交差するコラムが損傷をうけて浸水がおこることは十分ありうることである。しかし，この損傷によっても chain locker opening から浸水するまでには，角度にして 20°, 転倒モーメントにして 27. 5kg-m (実機 172,000t-m) を必要とし，本研究によれば単独の原因によって静的にそのような転倒モーメントがはたらいたり，動的に 20°もの大傾斜を行うことは考えられず，いくつかの原因が同時に，あるいは連続しておこったときのみその可能性があるといえる。更に，仮に chain locker に浸水してもデッキが水密であれば十分に転覆に対する余剰復原力があることになる。

以上の例でもわかるように，開口部が水面近くにあるとか，デッキが水密でなく，かつ浸水しうる容積が大きいなどのことがなければ，セミサブリグが転覆に至る可能性は極めて少ないといえる。実際，本研究でもデッキに相当量の浸水がなければ転覆することはなかったし，また Ocean Ranger の模型実験結果 [29] においてもデッキに浸水させたときのみに転覆させることができたと述べられている。

6. 結　言

半潜水型石油掘削船の復原性について(その1)，及び本論文においてセミサブリグの静的，動的復原性について，転倒モーメント，種々の損傷などに対する応答を各項目毎にシミュレーション実験によってその定性的な挙動を観察し，変位，傾斜の定量的な計測を行った。更に簡単な理論モデル，および大型計算機によるシミュレーション計算によって定性的，定量的な推定を行った。

転倒モーメントに対する静的な釣合い位置は，前報(その1) で示したように計算によって精度よく推定できることが実験値との比較により示された。波浪中の応答，損傷後の過渡応答などの動的な挙動については，各種パラメータの影響について比較的単純な理論

モデルによって考察し，実験において観察された定性的な性質を明らかにすると共に，実験を実施していない他の損傷に対する応答についてもその予測を行った。さらに，いくつかの例については大型計算機によるシミュレーション計算にて実験値との定量的な比較を試みた。シミュレーション計算による推定値と実験値との一致度は十分とはいえないが，ある程度の推定は可能である。

従って，セミサブリグに対する転倒モーメントや損傷状況などが与えられれば，それに対する応答は過渡応答をも含めて実験技術的にも理論的にも推定が可能となった。

なお，セミサブリグの復原性に関しては，静的復原性能が重要であり，特に転覆を問題とするばあいには，水密デッキを有することなどに留意すればセミサブリグはほとんど転覆しえない。しかしながら，乗員の安全や機器の操作限界などにとって問題となる小角度傾斜（10°～15°）の範囲の運動に対しては，動的影響によるものが，静的な力やモーメントからきまる傾斜と同程度の大きさになる場合があり，かつその程度の傾斜は容易におこりうるため，小角度（10°～15°）傾斜に対する復原性能には十分留意する必要があり，本研究の成果が役立つものと考えられる。

謝　辞

本論文は船舶技術研究所の特別研究“係留浮体の復原性の評価法に関する研究”の成果をまとめたものである。

動的復原性評価プログラムは日本造船研究協会(RR743分科会，高石敬史主査）との共同研究として，三井海洋開発㈱に委託して作成したものである。流体力の計算には当所の大川技官の作成した特異点分布法によるプログラムを使用した。更に，Fig. 2. 7に示した規則波中の応答特性は加藤技官の作成したプログラムを使用した。各位に感謝致します。

参　考　文　献

1）Rules for Building and Classing Mobile Offshore Drilling Units, American Bureau of Shipping, (1968)

2）The Capsize of the Accommodation Platform 'Alexander L. Kielland' in the North Sea, 27 March 1980, Report on the Search and Rescue Operation, Rescue Coordination Centre Southern Norway Stranger

3）National Transportation Safety Board, Capsizing and Sinking of the U. S. Mobile Offshore Drilling Unit Ocean Ranger off the East Coast of Canada 166 Nautical Miles East of St. John's, Newfoundland February 15, 1982, Maritime Accident Report (1983)

4）National Transportation Safety Board, Capsizing and Sinking of the U.S. Drillship Glomar Java Sea in the South China, Marine Accident Report (1984)

5）足達宏之，高井隆三；セミサブリグに働く風，潮流による転倒モーメントの推定法に関する研究（その1）―デッキおよびコラム付きデッキに働く流体力―，船研報告第22巻第6号，(1985)

6）大川　豊，影本　浩；海洋構造物の波浪中大振幅運動，日本造船学会，運動性能研究委員会第3回シンポジウム“船舶と海洋構造物の安全性と復原性”(1986)

7）Numata, E., Michel, W. H., and McClure, A. C.; Assessment of Stability Requirement for Semisubmersible Units, SNAME, Vol. 84, (1976)

8）Martin, J. and Kuo, C.; Calculations for the Steady Tilt of Semisubmersible in Regular Waves, Trans. RINA, Vol. 1, (1978)

9）Ogilvie, T. F.; Second-Order Hydrodynamic Effects on Ocean Platform, Proc. Int. Workshop on Ship and Platform Motions, (1983)

10）Wichers, J. E. W.; On the Slow Motions of Tankers Moored to Single Point Mooring Systems, OTC paper 2548, (1976)

11）Nakamura, S., Saito, K. and Takagi, M.; On the Increased Damping of a Moored Body during Low-frequency Motions in Waves, Proc. 5 th Int. Symp. on Offshore Mech. and Arctic Engineering (1986)

12) Hineno, M. , Takegawa, H. , Oda, T. and Abe, M.; The Effect of Low Frequency Roll Motion on Underdeck Clearance of a Semi-submersible Platform, Proc. 2 nd Int. Conf. Stability of Ships and Ocean Vehicles (1982)

13) 浦, 戸島;係留された浮体の過渡応答に関する研究, 日本造船学会論文集第148号 (1980)

14) Hooft, J. P. ; A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semi-submersible, T. SNAME Vol. 79 (1971)

15) 小寺山亘;係留浮体の運動と係留鎖張力について, 西部造船会会報53号 (1976)

16) 中嶋俊夫, 井上隆一;傾斜角を考慮した semi-sub の運動について, 第36回海洋工学委員会性能分科会資料 (1983)

17) S R192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, (1986)

18) Huang, X. ; On the Motion Response of a Damaged Semisubmersible Platform in Waves, Proc. 5 th Int. Symp. on Offshore Mech. and Arctic Engineering (1986)

19) Huang, X. , et al. ; Loads and Motions Measured on a Semisubmersible Having a Large Permanent List Angle, Norwegian Maritime Research No. 2 (1982)

20) Naess, A. , Hoff, J. R. and Herfjord, K. ; Modelling of the Dynamic Behaviour of Damaged Platforms by Time Simulation Methods and Model Tests, Proc. BOSS'85 (1985)

21) 加藤俊司, 木下 健;速度の二乗に比例する減衰を有する振動系の自由振動及び強制振動におよぼす外乱の影響, 第36回海洋工学委員会性能分科会資料 (1983)

22) たとえば, 元良誠三;“船体運動力学” pp. 72~75 共立出版

23) たとえば, 坪井忠二, “振動学(応用数学第16巻)” 河出書房, (1942)

24) Moncarz, P. D. , Paulling, J. R. , Taylor, R. K. , and Thomas, J. M. ; Stability of Damaged Platform in Waves, Proc. BOSS'85 (1985)

25) Matsuura, M. and Ikegami, K.; Time Domain Simulation of Dynamic Response of Semisubmersible Platform in Severe Sea Condition, Proc. 5th Int. Symp. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (1986)

26) Paulling, J. R. and Shin, Y. S. ; On the Simulation of Large-Amplitude Motions of Floating Ocean Structures, Proc. Int. Symp. on Ocean Space Utilization (1985)

27) Morch, M. and Moan, T.; Comparison between Measured and Calculated Behaviour of a Moored Semisubmersible Platform, Proc BOSS'85 (1985)

28) 三井海洋開発編:浮体構造物動的復原性計算プログラムマニュアル, (1986)

29) Dudgen, E. H. , Hydrodynamic Model Studies of the Ocean Ranger Marine Disaster, Proc. Intl. Conf. on Stationing and Stability of Semi-submersibles (1986)

30) Cummins, W. E. ; The Impulse Response Function and Ship Motions, Shiffstechnik, Heft 47, 9. Band (1962)

31) Wehausen, J. V. ; The Motions of Floating Bodies, Annual Rev. Fluid Mech. (1971)

32) 高木, 斎藤他;非周期的造波問題の周波数領域での取り扱い, 関西造船協会誌
第1報 二次元物体に対するメモリー影響関数 第182号 (1981)
第2報 三次元物体に対するメモリー影響関数 第184号 (1982)
第3報 二次元物体の過渡応答 第187号 (1982)
第4報 非線型特性を持つ二次元係留浮体の波浪中運動, 第188号 (1983)
第5報 波浪中過渡応答計算法の比較 第191号 (1983)
第6報 非線型特性を持つ二次元係留浮体の波浪中運動(続), 第192号 (1984)
第7報 任意形状の二次元物体に対するメモリー影響関数, 第192号 (1984)

33) Newman, J. N. ; Transient Axisymmetric Motion of a Floating Cylinder, J. Fluid Mech. (1985)

34) Van Oortmerssen, G. ; The Motion of a Moored Ship in Waves, NSMB Report No. 510 (1976)

35) Chapman, R. B. and Martin, C. ; Large-Amplitude Transient Motion of Two-Dimensional Floating Bodies, J. Ship Research, Vol. 23, No. 1 (1979)

36) 肥後　靖；大振幅上下揺する短形柱に働く非線形流体力に関する研究，関西造船協会誌，第199号，(1985)

37) 小林正典，島田　潔，藤平　徹；複合外力下における係留浮体の応答シミュレーション，三井造船技報 (1985)

38) 小林正典，藤平　徹；係留構造物の不規則波中の応答について，第33回海洋工学委員会性能分科会資料 (1938)

39) Molin, B. and Bureau, G ; A Simulation Model for the Dynamic Behaviour of Tankers Moored to Single Point Moorings, Proc. Symp. on Ocean Eng. Ship Handling, SSPA (1980)

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

41) Agnon, Y. and Mei, C. C. ; Slow Drift Motions by Multiple-Scale Analysis, Proc. Intl. Workshop on Ship and Platform Motions (1983)

42) 堀田　平，佐藤恵一，橋本琢磨；履歴特性を有する係留力の下での浮体運動及び係留力の基礎的研究，関西造船協会誌，第186号 (1982)

43) Pinkster, J. A.; Low Frequency Phenomena Associated with Vessels of AIME, SPE paper, No. 4837 (1974)

44) 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，日本造船学会論文集，
(第1報) 第155号 (1984)
(第2報) 第156号 (1984)
(第3報) 第157号 (1985)

45) Ogilvie, T. F. ; Recent Progress toward the Understanding and Prediction of Ship Motions, Proc. 5th ONR (1964)

46) 日本海事協会編：係留システム設計指針，(1983).

47) 足達宏之，高井隆三；石油掘削リグの復原性について（その1），船研講演会講演集，(1984)

48) 高井隆三，足達宏之；石油掘削リグの復原性について（その2）—損傷時の準静的復原性，船研講演会講演集，(1985)

49) 影本　浩，足達宏之；石油掘削リグの復原性について（その3）—損傷時の動的復原性，船研講演会講演集，(1985)

50) 足達宏之，影本　浩，高井隆三；石油掘削リグの復原性について，船研講演会講演集，(1986)

51) Adachi, H. Takai, R. and Kagemoto, H. ; Transient Behavior of Semisubmersibles Toward Disaster, Proc. 5th Intl. Symp. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (1986)

52) Adachi, H. and Kagemoto, H. ; Transient Motions of a Semisubmersible after Damages, Intl. Conf. on Stationing and Stability of Semisubmersibles (1986)

Appendix-1 動的現象のシミュレーション計算法

浮体の挙動を記述する運動方程式は

$$\frac{d}{dt}(Mv)=F \qquad (A.1.1)$$

（M：浮体の質量，v：浮体の速度，F：浮体に加わる外力）であるから，

$$v\frac{dM}{dt}+M\frac{dv}{dt}=F \qquad (A.1.2)$$

浸水などにより浮体の質量が時間と共に変化する場合には (A.1.2)式左辺第1項は0とならない。

$$v=\dot{x} \qquad (A.1.3)$$

（x：浮体の変位，$\dot{x}=\frac{dx}{dt}$）

とかくと，

$$\dot{x}\frac{dM}{dt}+M\ddot{x}=F \qquad (A.1.4)$$

浮体に加わる外力としては種々のものが考え得るが，そのうちで浮体まわりの流体の変動圧力に起因するものを F_0 とすると

$$F_0=\iint_{S_b}-\rho\frac{\partial\phi}{\partial t}n_j dS \qquad (A.1.5)$$

ここで

（ρ：流体密度，n_j：考えている方向への物体表面単位法線ベクトル（物体から流体への方向を正とする）の方向余弦）

ϕ は浮体まわりの流場を表す速度ポテンシャルで，その求め方は線形理論の範囲で既に確立されている。

$$\Delta^2 J(x,y,z,t)=0 \quad \text{in fluid domain} \qquad (A.1.6)$$

$$\frac{\partial^2 J}{\partial t^2}+g\frac{\partial J}{\partial z}=0 \quad \text{on free surface } (z=0) \qquad (A.1.7)$$

$$\frac{\partial J}{\partial n}=H(t)\cdot n_j \quad \text{on body surface} \qquad (A.1.8)$$

(A.1.6)，(A.1.7)，(A.1.8)式を満たす速度ポテンシャル $J(x,y,z,t)$ が求められたとすると，浮体が j 方向に $v(t)$ なる速度で運動するときの速度ポテンシャル $\phi(x,y,z,t)$ は

$$\phi(x,y,z,t)=\int_{-\infty}^{t}J(x,y,z,t-\tau)\dot{v}(\tau)d\tau \qquad (A.1.9)$$

にて求められる[30][31]。

従って，(A.1.5)式より

$$F_0=\rho\iint_{S_b}\left(J(x,y,z,o)\dot{v}(t)+\int_{-\infty}^{t}\frac{\partial J(x,y,z,t-\tau)}{\partial t}\dot{v}(\tau)d\tau\right)n_j dS$$

$$\equiv -m_j\frac{dv(t)}{dt}-\int_{-\infty}^{t}L_j(t-\tau)\dot{v}(\tau)d\tau \qquad (A.1.10)$$

ここで

$$m_j=-\rho\iint_{S_b}J(x,y,z,o)n_j dS \qquad (A.1.11)$$

$$L_j=-\rho\iint_{S_b}\frac{\partial J(x,y,z,t)}{\partial t}n_j dS \qquad (A.1.12)$$

m_j は時間に依存しない。

(A.1.10)式を用いると，運動方程式 (A.1.4)式は

$$(M+m_j)\ddot{x}+\int_{-\infty}^{t}L_j(t-\tau)\dot{v}(\tau)d\tau+\dot{x}\frac{dM}{dt}=F_E \qquad (A.1.13)$$

と書ける。ただし，外力のうち変動圧力に基づくもの以外を F_E とした。

(A.1.13)式の左辺第3項は浸水などを考える場合（質量が時間的に変化する場合）は必要であるが，通常は質量変化はないとして，更に一般的に6自由度の運動を考えると

$$\sum_{j=1}^{6}\left[(M_{kj}+m_{kj})\ddot{x}_j(t)+\int_{-\infty}^{t}L_{kj}(t-\tau)\ddot{x}_j(\tau)d\tau+C_{kj}(x_j)\right]=F_k(t)$$

$$(k=1,2,\cdots 6) \qquad (A.1.14)$$

ここで外力 F_E を更に

$C_{kj}(x_j)$：変位に関係する力（静水圧，係留系に基づく復原力）

F_k：波，風，潮流などによる環境外力

に分けて書いた。

あるいは，(A.1.14)式における L_{kl} と

$$K_{kj}(t)=\frac{d}{dt}(L_{kj}(t)) \qquad (A.1.15)$$

なる関係にあるメモリー影響関数 K_{kj} を用いて (A.1.14)式をかきかえると

$$\sum_{j=1}^{6}\left[(M_{kj}+m_{kj})\ddot{x}_j(t)+\int_{0}^{t}K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau+C_{kj}(x_j)\right]=F_k(t)$$

$$(k=1,2,\cdots,6) \qquad (A.1.16)$$

あるいは，セミサブリグの動揺では，特に同調点付近では粘性に基づく抗力が大きく影響するから，速度の2乗に比例する粘性抗力を考慮すると

$$\sum_{j=1}^{6}\left[(M_{kj}+m_{kj})\ddot{x}_j(t)+\int_0^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau\right.$$

$$\left.+\frac{1}{2}\rho S\,C_D|\dot{x}_j|\dot{x}_j+C_{kj}(x_j)\right]=F_k(t) \qquad (\mathrm{A}.1.17)$$

$$(k=1,\ 2,\cdots,\ 6)$$

となる。

(A.1.17)式を解いて6自由度の運動変位 $x_j(j=1,\ 2,\cdots,\ 6)$ を求めるためには，あらかじめ m_{kj}, K_{kj} などの係数を求めておく必要があり，それらは(A.1.6)式～(A.1.8)式を満たす時間依存のポテンシャルから計算される。しかしながら，実際に(A.1.6)式～(A.1.8)式を解いて時間依存のポテンシャルを求めることは計算量が多く3次元物体に対しては，球，円柱などの単純形状の物体に対する計算結果は示されている[32)33)]が，セミサブリグのような複雑な形状の物体に対して計算することは実用的でなく，これまで計算された例は少ない。

m_{kj}, K_{kj} などは周波数領域における付加質量 $a_{kj}(\omega)$ ダンピング $b_{kj}(\omega)$ からフーリエ変換により求められるから，通常は周波数領域における問題を解いて適当な数の ω に対して $a_{kj}(\omega)$, $b_{kj}(\omega)$ を求め，次の関係から m_{kj}, K_{kj}, L_{kj} を求める方法がよく使われる。

$$\begin{cases} K_{kj}(t)=\dfrac{2}{\pi}\displaystyle\int_0^\infty b_{kj}(\omega)\cos\omega t\,d\omega \\ m_{kj}=a_{kj}(\omega)+\dfrac{1}{\omega}\displaystyle\int_0^\infty K_{kj}(\tau)\sin\omega\tau\,d\tau \end{cases} \qquad (\mathrm{A}.1.18)$$

$$\begin{cases} L_{kj}(t)=\dfrac{2}{\pi\omega}\displaystyle\int_0^\infty b_{kj}(\omega)\sin\omega t\,d\omega \\ m_{kj}=a_{kj}(\omega)-\displaystyle\int_0^\infty L_{kj}(\tau)\cos\omega\tau d\tau \end{cases} \qquad (\mathrm{A}.1.19)$$

(A.1.18)式から K_{kj} 求めるためには $\omega=0\sim\infty$ にわたる $b_{kj}(\omega)$ の値が必要であり，周波数領域の解析において ω 大なるところの b_{kj} を求めることは数値的誤差が大きくなるため，種々の近似法が用いられる[32)33)]。

線形理論の範囲で浮体の時間領域における過渡運動は(A.1.16)式を与えられた初期条件，外力条件のもとで解くことにより求められる。しかしながら，セミサブリグの挙動を推定しようとする場合には，厳しい気象，海象条件下，あるいは損傷時などにおいては時として大変位を伴うため，(A.1.16)式のままでは不十分で大変位運動を考慮した運動方程式を解く必要がある。即ち，(A.1.16)式における $m_{kj}, K_{kj}, C_{kj}, F_k$ などは，時々刻々の浮体姿勢に対する値を使う必要があり計算量が莫大なものとなるが，それでもなお K_{kl} を含むコンボリューション積分の項はそもそも線形重ね合わせの原理のもとに成り立っているのであり，矛盾が残ることになる。従って，何らかの近似計算を行わざるを得ないが，その1つの例として遠い過去の影響は小さいとして

$$\int_0^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau\sim\int_{t-\varepsilon}^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau \qquad (\mathrm{A}.1.20)$$

と近似して計算した例もある[35)36)]。

35) 36) に示されたものは2次元の柱体についてであるが，セミサブリグについて K_{kj} を計算した例を Fig. A.1.1 に示す。

メモリー影響関数を計算する際に必要となる周波数領域の流体力は，セミサブリグ全体をパネルに分割し特異点分布法により計算したものであり，従って要素部材間の流体力学的相互干渉は考慮されていることになる。いずれのモードについても $t\sqrt{g/L}\sim5$ ($t=4.5$sec.) 程度で十分に減衰しており，シミュレーション計算においてもメモリー影響を考慮する範囲はその程度で打ち切った。

図より K_{kj} は時間と共に早く減衰し(A.1.20)式の適用可能性があることがわかる。

しかしながら，(A.1.20)式の近似を行ってもセミサブリグのような複雑な形状を有する物体に対するメモリー影響関数 K_{kj} を求めることはなお計算量が多く，(A.1.16)式のかわりにメモリー効果を無視し，流体力計算を代表的な周波数(ω_0)における値で一定とした運動方程式を時間領域で解く方法を採用しているものも多い[20)25)37)]。

即ち，

$$\sum_{j=1}^{6}\left[(M_{kj}+m_{kj}(\omega_0))\ddot{x}_j+N_{kj}(\omega_0)\dot{x}_j+C_{kj}(x_j)\right]=F_k$$

$$(k=1,\ 2,\cdots,\ 6) \qquad (\mathrm{A}.1.21)$$

代表周波数としては，不規則波中の場合には通常平均波周期やスペクトラムのピークに対応するものが用いられることが多いが，38) のように長周期運動のシミュレーションのために固有周期で変動する運動と，波の平均周期に近い周期で変動する運動を分離してシミュレーションを行ない，それぞれに対して固有周期における流体力係数と平均周期における流体力係数を使いわけて，長周期運動の推定精度の向上することを示し

た例もある。波浪中における損傷時の過渡運動なども同様な方法が適用できると考えられる。[39] [40] [41]では 2-parameter expansion の手法を用いて，このような長周期運動と短周期運動の分離が可能であることを示している。また[20]では時々刻々のセミサブリグの姿勢に対する流体力係数をあらかじめ計算した図表より内挿して求め計算している。

いずれにしても，(A. 1. 16)式の代わりに流体力係数を固定した (A. 1. 20)式を用いることの理由は主として計算上の繁雑さをさけるためであり，メモリー効果を考慮しなくてもよいという積極的な裏づけによる近似ではないように見受けられる。実際[32] [42]などは両法を比較して (A. 1. 16)式を用いた方が精度のよいことを示している。

メモリー効果を考慮しつつ大変位運動をシミュレートする一つの可能性として (A. 1. 20)式の近似を用い，さらに[20]と同様に代表姿勢についてあらかじめ計算された m_{kj}, K_{kj} についてのテーブルから内挿によって時々刻々の姿勢についての流体力係数を求めるという方法も考えられる。

以上の研究成果をふまえ，実用的に可能な範囲で，なるべく精度のよいシミュレーションプログラムを開発するとの方針で，以下のような仕様でプログラム開発を行った。

(1) プログラムの機能

非損傷時の3次元物体の波，風，潮流中における挙動の時間領域，周波数領域におけるシミュレーション，及び損傷によって付加的な力，モーメントが加わった場合の静的，動的挙動のシミュレーションを行うことができる。

(2) 運動方程式

運動方程式としては，メモリー効果を考慮した次式を用いる。

$$\sum_{j=1}^{6}\left[(M_{kj}+m_{kj})\ddot{x}_j+\int_0^t K_{kj}(t-\tau)\dot{x}_j(\tau)d\tau + \frac{1}{2}\rho S C_D|\dot{x}_j|\dot{x}_j+C_{kj}(x_j)\right]=F_k$$

$$(k=1, 2, \cdots, 6) \qquad (\mathrm{A.1.22})$$

ここで

x_j：浮体の6自由度変位

M_{kj}：浮体の質量，慣性モーメント

m_{kj}：浮体の付加質量，付加慣性モーメント

K_{kj}：メモリー影響関数

C_D：粘性に起因する減衰力

$C_{kj}(x_j)$：静水圧及び係留系による復原力

F_k：波，風，潮流による環境外力

(3) 流体力

流体力 m_{kj}, K_{kj} は，周波数領域における解析から求められる付加質量 $a_{kj}(\omega)$，造波ダンピング $b_{kj}(\omega)$ より (A. 1. 18)式にて計算する。

(4) 波，風，潮流による力，及び粘性減衰力

F_kのうち波による力については，規則波によるものは，周波数領域の計算で規則波の周波数に対する波強制力，波漂流力を求める。

不規則波によるものは，スペクトルとして JONSWAP，ISSC (1976) スペクトルを考える。波漂流力は Pinkster の近似式[43]にて計算する。

風，潮流による力及び粘性減衰力は

$$F_k=\frac{1}{2}\rho S_k C_D|v_k|v_k \qquad (\mathrm{A.1.23})$$

F_k：k 方向に働く力

ρ：流体密度

S_k：k 方向の流れに対する物体の代表面積

C_D：抗力係数

v_k：物体と流体との k 方向の相対速度あるいは風速

C_D はデータにて与える。S_k, v_k の変化は浮体の水平面内の回転運動による変化のみ考慮して時々刻々計算を行う。

(5) 復原力

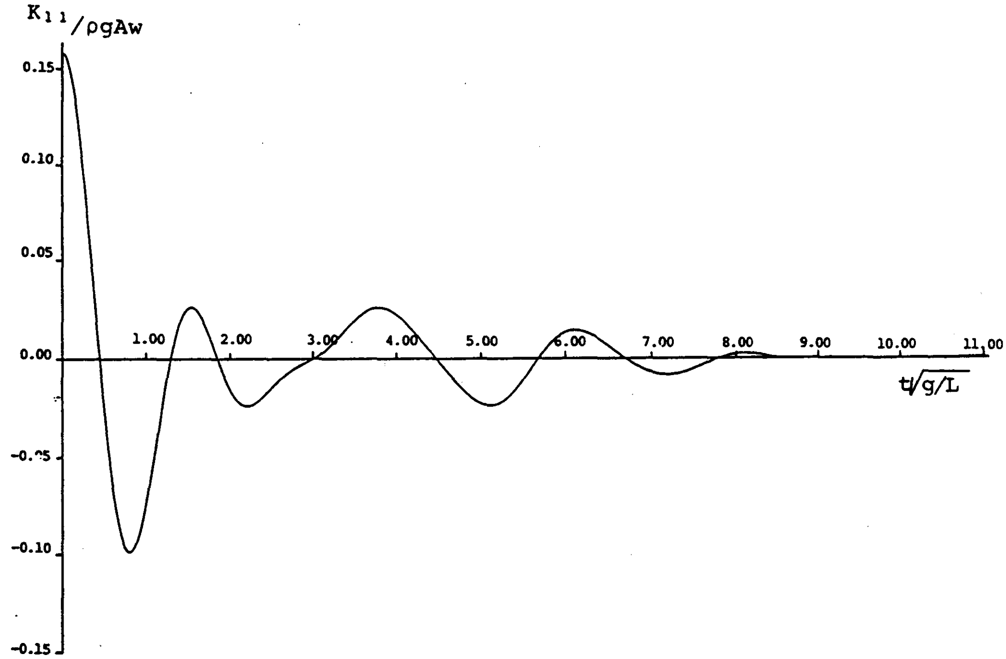
復原力としては，係留系によるものと静水圧によるものとを考慮する。

係留系に基づく復原力はカテナリー理論によって時々刻々の浮体位置に対して静的復原力のみを計算する。

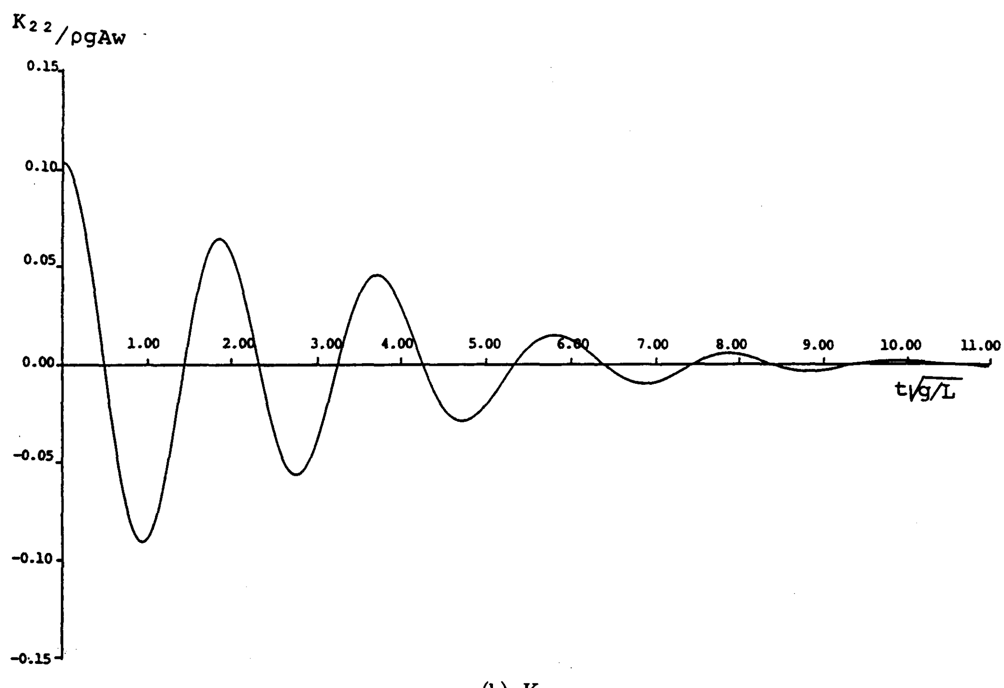
静水圧によるものは，変位に比例した線形復原力を計算する方法と，あらかじめ用意された非線形復原力のテーブルより時々刻々の変位，傾斜に対して内挿にて求める方法との2通りを選択できる。

(6) その他

外力F_k としては，外部よりデータとして任意の時系列データ $F_k(t)$ を与えることも可能である。

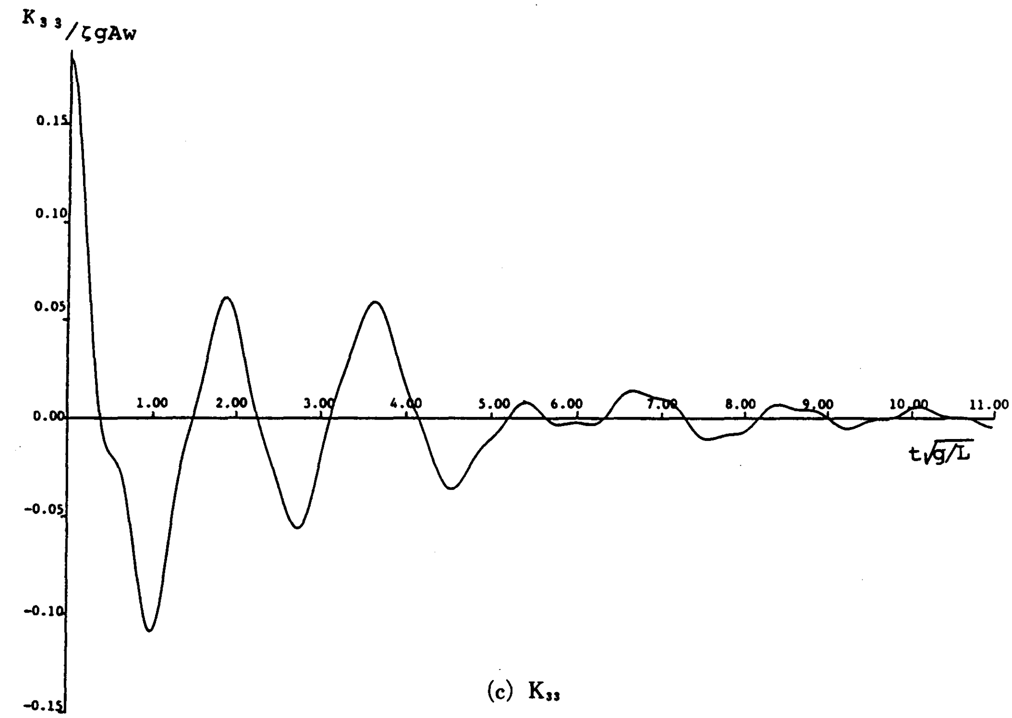


(a) K_{11}

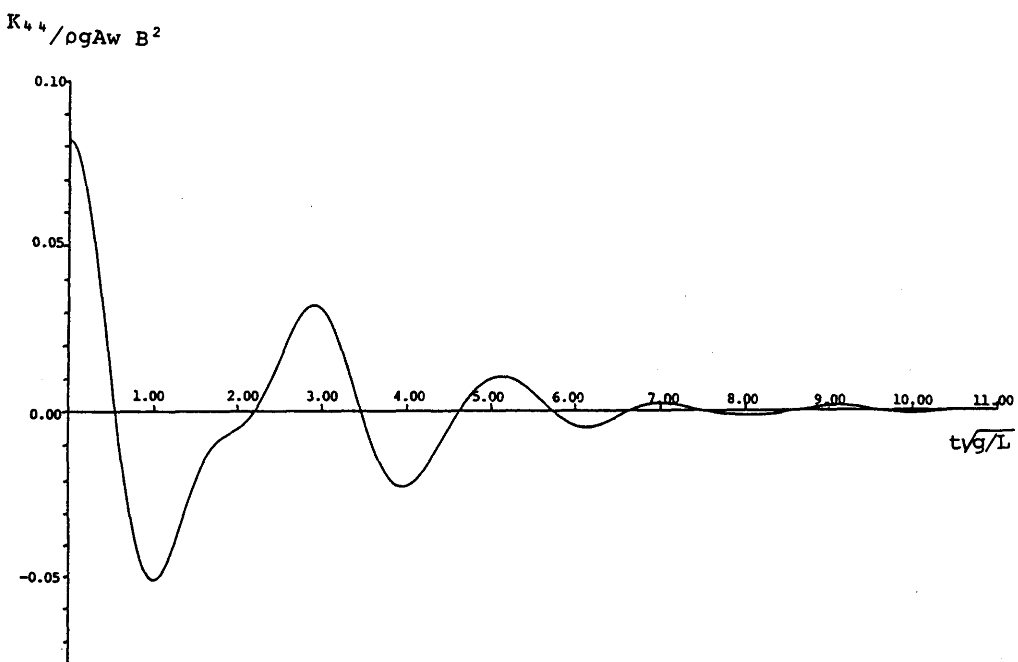


(b) K_{22}

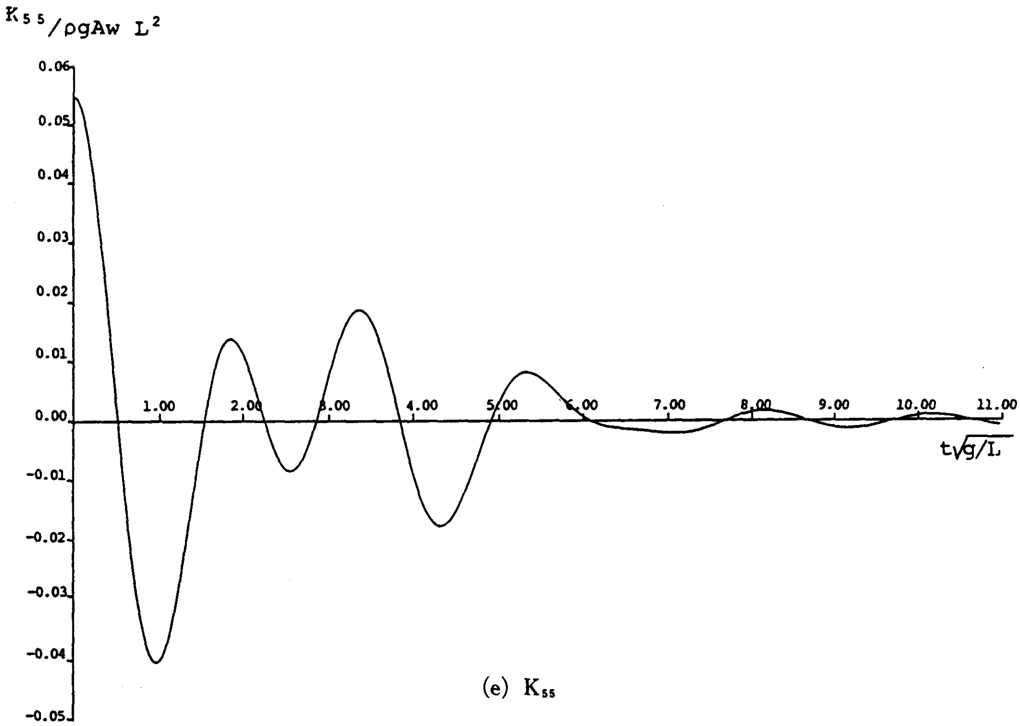
Fig. A. 1. 1 Memory effect functions of the semisubmersible (calculation)


$K_{33}/\zeta gAw$
0.15
0.10
0.05
0.00
-0.05
-0.10
-0.15
1.00
2.00
3.00
4.00
5.00
6.00
7.00
8.00
9.00
10.00
11.00
$t\sqrt{g/L}$

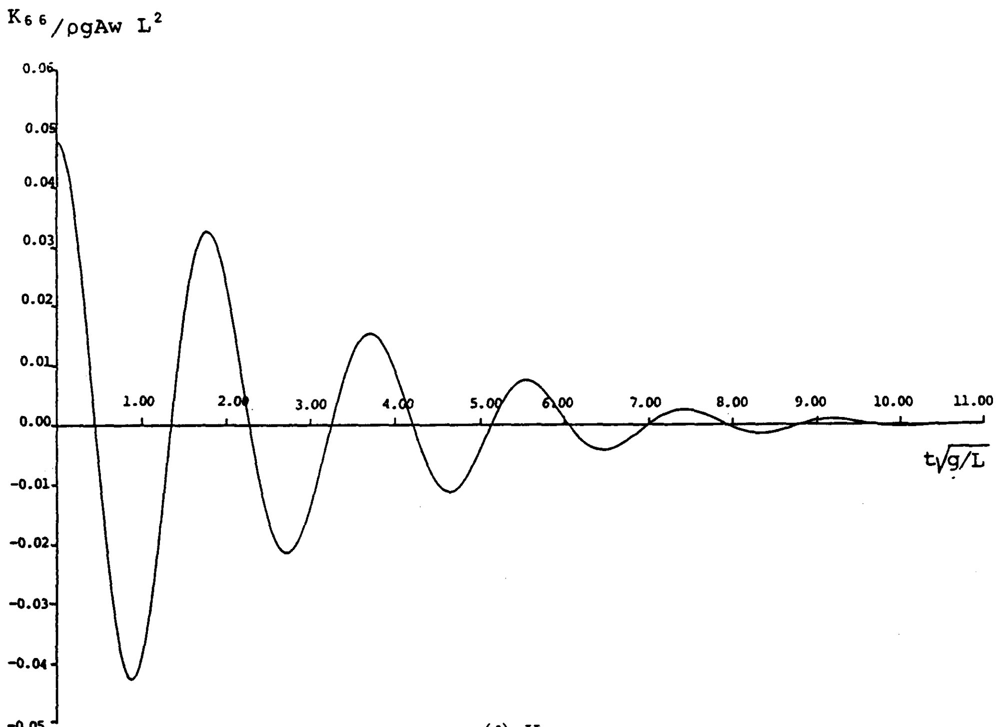
(c) K_{33}


$K_{44}/\rho gAw\ B^2$
0.10
0.05
0.00
-0.05
-0.10
1.00
2.00
3.00
4.00
5.00
6.00
7.00
8.00
9.00
10.00
11.00
$t\sqrt{g/L}$

(d) K_{44}


K55/ρgAw L²
0.06
0.05
0.04
0.03
0.02
0.01
0.00
-0.01
-0.02
-0.03
-0.04
-0.05
1.00
2.00
3.00
4.00
5.00
6.00
7.00
8.00
9.00
10.00
11.00
t√g/L

(e) K_{55}


K66/ρgAw L²
0.06
0.05
0.04
0.03
0.02
0.01
0.00
-0.01
-0.02
-0.03
-0.04
-0.05
1.00
2.00
3.00
4.00
5.00
6.00
7.00
8.00
9.00
10.00
11.00
t√g/L

(f) K_{66}