

係留ラインに働く静的および動的張力特性について

星野 邦弘*

On the Static and Dynamic Tensions of the Mooring Line

By
Kunihiro HOSHINO

Abstract

This paper describes on the static tension and characteristics of the dynamic tension acting on various kinds of mooring line systems. The tensions acting on the mooring line systems which consist of combinations by using chain, wire rope, buoy and sinker, were measured using scale models in static and dynamic conditions. The experimental results were compared with numerical calculations.

The main results obtained are as follows;

- 1) It was confirmed that the static tension acting on the mooring line systems can well estimated by lumped mass method.
- 2) The author developed a new computer program to estimate the tension distribution of a multiple mooring line system as well as equilibrium position of the floating body and other factors.

The program was validated by model experiments and applied to design a full scale offshore structure.

- 3) As to dynamic tension of the mooring line systems, model experiments were carried out over a wide range of mooring conditions. It was found that the results calculated by lumped mass method and approximate method both agreed with experimental results except extremely slack mooring conditions.
- 4) The effects of the buoy and sinker to dynamic tension of the mooring line systems were made clear by model experiments.
- 5) The forced oscillation tests in which the motion of the floating body was set by large amplitude with low frequency mode and small amplitude with high frequency mode, were carried out. As a results, the dynamic tension can be estimated by making a linear super-position in the frequency domain.

目 次

1. 緒 言	2	2. 係留ラインの静的張力特性	2
		2.1 係留ラインに働く静的張力特性	2
		2.1.1 模型実験の結果及び考察	4
		(1) 索・鎖係留ライン	4
		(2) 索・鎖を組み合わせた効果	5
		(3) 中間シンカーの効果	5

* 海洋開発工学部
原稿受付：昭和62年9月1日

(4) 中間ブイの効果	7
2.2 複数係留システムの静的張力特性	8
2.2.1 計算法	8
2.2.2 模型実験	8
(1) 供試模型	8
(2) 実験方法および計測法	10
2.2.3 実験値と計算値の比較	10
(1) 初期張力	10
(2) 浮体の定常変位	10
(3) 複数係留ラインの張力分布	12
2.2.4 実際の海洋構造物への適用例	14
(1) 実海域実験用浮遊式海洋構造物の概要	14
(2) 係留システムの適正化	14
(a) 初期条件	14
(b) 係留角度の検討	15
(c) 各種自然環境条件下における検討	15
3. 係留ラインの動的張力特性	19
3.1 模型実験	19
3.2 数値計算	22
3.3 実験値と計算値の比較	22
3.3.1 鎖単独の係留ライン	22
(1) CM1鎖模型	22
(2) CM2鎖模型	24
(3) CM3鎖模型	25
3.3.2 中間シンカー付係留ライン	27
3.3.3 中間ブイ付係留ライン	29
(1) 上下方向の強制動揺	29
(2) 前後方向の強制動揺	29
(3) 中間ブイの効果	30
3.3.4 組み合わせ動揺時の変動張力特性	31
4. 結 言	31
謝 辞	32
参考文献	32

1. 緒 言

近年、国の内外を問わず海洋における各種海洋鉱物資源や水産物資源の採取ならびに海洋に潜在するエネルギー開発利用および海洋空間の面的な有効利用等を目的とした各種浮遊式海洋構造物の建造または建造計画が数多く見受けられる。それらの浮遊式海洋構造物を所定の海域に長期間に亘って安全かつ経済的に位置保持させる方式としては、索または鎖等による係留シ

ステムが最も多く適用されている。

そこで、本論文においては、索・鎖係留方式の係留システムを設計する際に必要な各種係留ラインの静的および動的張力特性について、模型実験によって求めると同時に既存の数値計算法による計算結果と比較・検討を行った。

係留方式としては、一般の浮遊式海洋構造物の係留に適用されている索単独、鎖単独や索と鎖との組み合わせによる係留ライン、中間シンカー付係留ラインならびに中間ブイ付係留ラインである。

また、それらの係留方式の特徴をまとめるとともに、浮遊式海洋構造物を複数係留システムで係留している場合の、定常外力に対する各係留ラインに働く張力分布等を求める係留計算プログラムの開発を行った。さらに、模型実験結果と比較してプログラムの適用性を確認した後、実際の海洋構造物の係留ラインの初期設計への適用例を紹介する。

2. 係留ラインの静的張力特性

2.1 係留ラインに働く静的張力特性

1条の係留ラインに働く静的張力特性は、各種の浮遊式海洋構造物を索または鎖の係留ラインで定位置に保持させる係留システムを設計する上で極めて重要である。特に、係留ラインの初期張力の設定および波、風や潮流等による定常外力が浮遊式海洋構造物に作用した時の係留ラインの張力分布や浮遊式海洋構造物の定常変位量を求める際に必要となる。

1条の係留ラインに働く静的張力特性は、同一材料で均一重量分布の場合には古くより用いられている懸垂線理論¹⁾によって、簡単かつ厳密に求めることができる。しかしながら、係留ラインの途中で中間シンカーや中間ブイ等が取り付いた場合や索と鎖とを組み合わせた場合など不均一な重量分布の係留ラインの静的張力特性を求める場合には、懸垂線理論を適用することができない。したがって、これらの係留ラインの索・鎖の伸びや海底条件等を考慮して静的張力特性を求めるには、級数展開法²⁾、差分近似法³⁾、およびランブド・マス法⁴⁾⁵⁾を用いなければならない。

まず、本報告では、浮遊式海洋構造物の係留システムとしてよく使用されている係留方式について調査した⁶⁾。その結果、図-2.1に示す3種類に大別することができる。なお、模型実験は表-2.1に示す5種類の方式について行い、各種係留方式の係留ラインに働

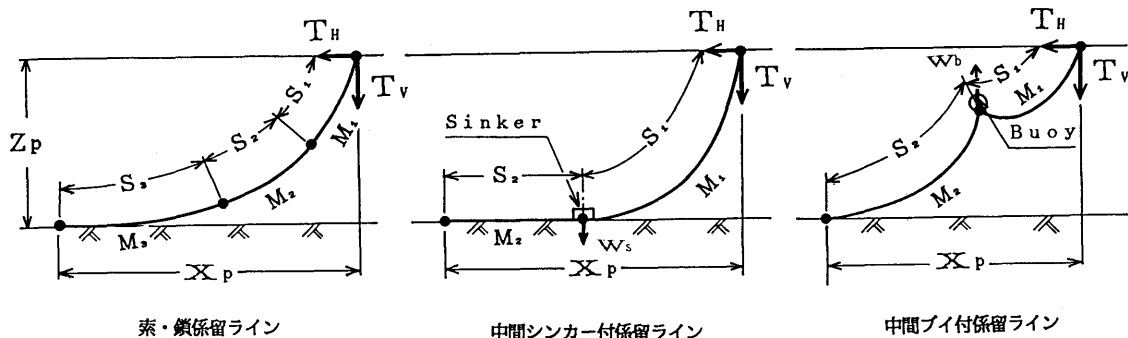


図-2.1 代表的な3種類の係留方式の概要図

表-2.1 係留ラインの静的張力試験時の各種係留方式の主要目

係留方式	略記号	係留ライン								
		長さ	係留点高さ	材料	長さ	材料	長さ	材料	長さ	シンカー・ブイ
		S_0 (m)	Z_p (m)	M_1	S_1 (m)	M_2	S_2 (m)	M_3	S_3 (m)	W (kg)
1 鎖単独	MA	7.00	2.562	鎖	7.00					
2 索単独	MB	7.00	2.562	索	7.00					
3 索・鎖混合	MC	7.00	2.562	索	1.50	鎖	5.50			
					2.00		5.00			
					2.50		4.50			
	MD	7.00	2.562	鎖	1.50	索	2.50	鎖	3.00	
						2.00		3.50		
						1.50		4.00		
4 中間シンカー付	ME	7.00	2.562	鎖	3.30	鎖	3.70			0.20
										0.40
										0.60
	MF	7.00	2.562	索	1.00	索	6.00			0.40
					2.00		5.00			
					3.00		4.00			
4.00					3.00					
						2.00				
5 中間ブイ付	MG	7.00	2.562	鎖	3.00		4.00			- 0.30
										- 0.40
										- 0.50
	NH	7.00	2.562	鎖	2.10	鎖	4.90			- 2.00
					2.40		4.60			
2.70					4.30					
3.00					4.00					

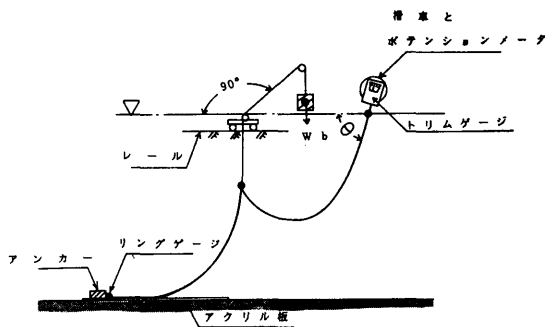


図-2.2 静的張力計測のための模型実験の概要図

く静的張力特性を求めるとともにランプド・マス法による数値計算との比較・検討を行った。

模型実験に使用した各種の係留ラインは、すべて全長 (S_0) が 7.0m、係留点の高さ (Z_p) が 2.562m で一定とした。また、鎖模型は、市販品の単位長さ当たりの空気中重量が 0.135kg/m の鉄鎖であり、索模型は、単位長さ当たりの空気中重量が 0.015kg/m のステンレス製である。

模型実験の概要図を図-2.2 に示す。計測項目は、係留点からの水平距離 (X_p)、係留点における張力 (T) と係留ラインの角度 (θ) およびアンカー部における張力 (T_A) である。なお、係留点における張力はトリムゲージ (Ametec Inc. 製; 分解能 20g 直読式)、アンカー部の張力はリングゲージ計により計測した。また、係留ラインの角度は滑車に取り付けたポテンシオメータの回転角より求めた。模型実験は空気中で行ったため、中間ブイは図-2.2 に示す様に水面に相当する位置に索を水平に張り、それに滑車を介してブイの浮力に相当する荷重 (W_b) をかけて模擬した。また、係留ラインが這っている部分は、底面との摩擦を極力小さくするために 7mm 厚のアクリル板を敷いた。

2.1.1 模型実験の結果および考察

(1) 索・鎖係留ライン

まず、最も一般的な係留方式である、単位長さ当たりの重量が一定の鎖単独の係留ラインの係留点における垂直方向と水平方向成分およびアンカー部における静的張力特性を図-2.3 に示す。図の横軸はアンカー部から係留点までの水平距離、縦軸は各張力であり、図中の丸印は実験値、実線はランプド・マス法による計算値である。なお、ランプド・マス法による計算法

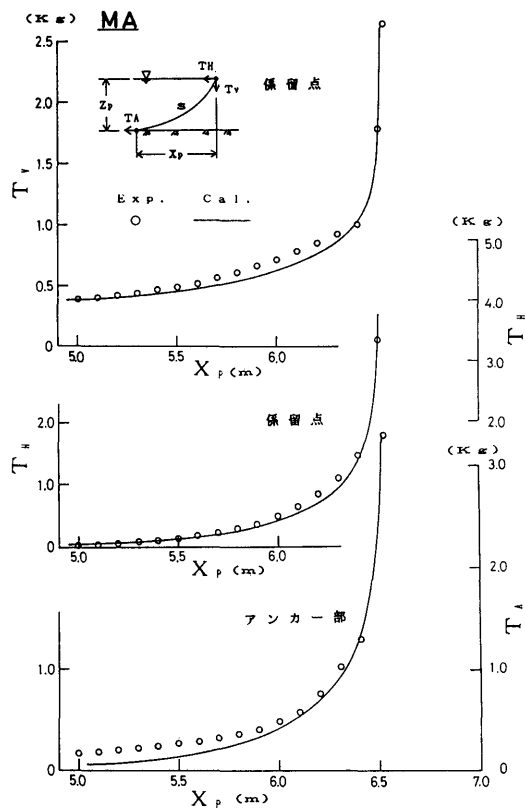


図-2.3 鎖単独係留ラインの静的張力特性

については、参考文献 4) および 5) に詳述されているので、本論文では省略した。

図-2.3より実験値と計算値は良く合っていることが判る。また係留点における張力の水平方向成分とアンカー部における張力は、当然の結果として一致しているが、張力が小さい範囲では底面の摩擦影響と思われる現象で実験値がやや大きな値を示している。しかし、アンカー部における張力は、係留点における張力とほぼ同じとして、以後実験値および計算値ともに省略する。

次に、作業用船舶の係留に良く使用される索単独の係留ラインの静的張力特性を図-2.4 に示す。なお、図中の実線および破線はそれぞれランプド・マス法による計算値で、索の伸びを考慮しない計算と、考慮した計算である。

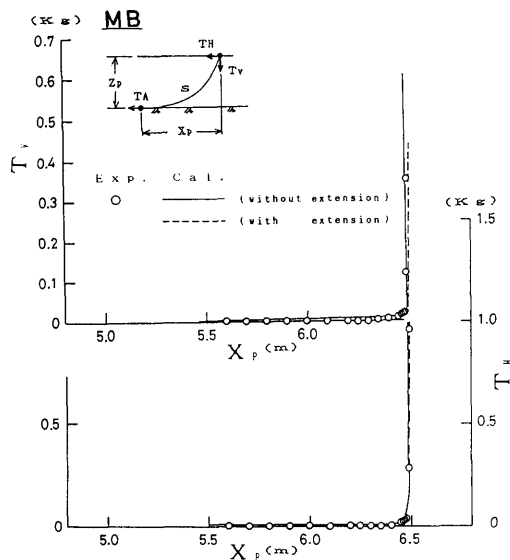


図2.4 索単独係留ラインの静的張力特性

図-2.4 から係留ラインの限界水平距離（伸びを考慮しない場合に水平距離が6.514mで係留ラインが完全に直線となる。）を除けば伸び考慮なくとも実験値と計算値は良く一致しており、大水深での係留を除けば係留ラインに働く張力が破断荷重に比べて十分小さい通常の使用状態においては索の伸びを考慮しなくても良いといえる。

なお、索と鎖がそれぞれ単独の場合の張力特性を比較すると、今回の実験では索の単位長さ当たりの重量が鎖の重量の1/9であるために、張力は水平方向成分および垂直方向成分ともに限界水平距離付近まで極めて小さく、位置保持するための張力を期待することができないといえる。

(2) 索・鎖を組み合わせた効果

浮遊式海洋構造物の設置海域の広域化によって大水深域での係留システムを考える場合、係留ラインの自重による初期張力の軽減を図る必要が生ずる。その際には、索と鎖を組み合わせた係留方式が有効である。

そこで、まず索と鎖を組み合わせた係留ラインで海底接地部分（ S_2 ）を鎖とした場合の静的張力特性を図-2.5に示す。なお、この係留方式では、係留ラインの全長を7.0m一定として海底部分の鎖の長さを3種類変化させている。

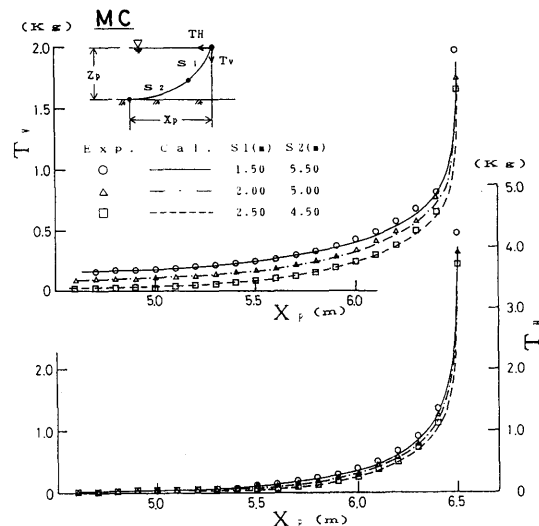


図-2.5 索・鎖を組み合わせた係留ラインの静的張力特性（接地部が鎖の場合）

図-2.5 から、実験値と計算値とは良く一致していることが判る。なお、水平方向成分の張力は鎖単独の場合とほとんど差がないが、垂直方向成分の張力は、鎖の長さ（ S_2 ）を短くしていくに伴って小さくなり索単独の係留ラインの特性に近づく傾向を示す。したがって水平面内の動揺を拘束したい場合や大水深域における係留システムに適している。

次に、索と鎖を組み合わせた係留ラインで鎖単独のラインの途中に索に変更した場合の静的張力特性を図-2.6に示す。なお、この係留方式では、係留点側の鎖の長さ（ S_1 ）を一定として係留ラインの途中の鎖の長さ（ S_2 ）を3種類変化させた。

図-2.6 から、実験値と計算値は係留ラインの限界水平距離付近を除けば良く一致しているといえる。なお、この係留方式では、水平方向成分の張力を図-2.5の場合と余り変化させずに水平方向成分の張力を大きくすることができる。

(3) 中間シンカーの効果

まず、鎖単独の係留ラインの途中に中間シンカーを取り付けた場合の静的張力特性を図-2.7に示す。なお、この係留方式では、中間シンカーの取り付け位置が同じ場所で中間シンカーの重量を3種類変化させた。

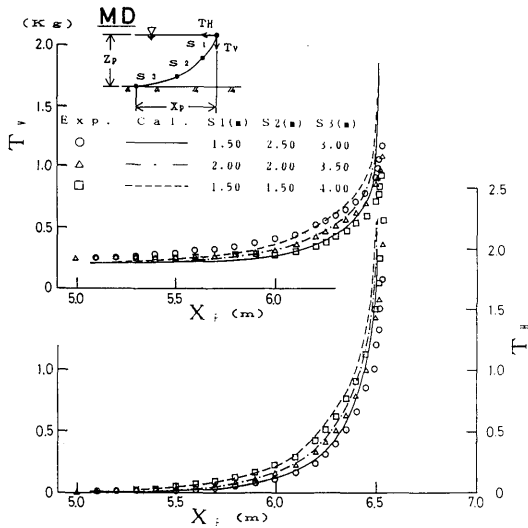


図-2.6 索・鎖を組み合わせた係留ラインの静的張力特性 (鎖単独係留ラインの途中に索にした場合)

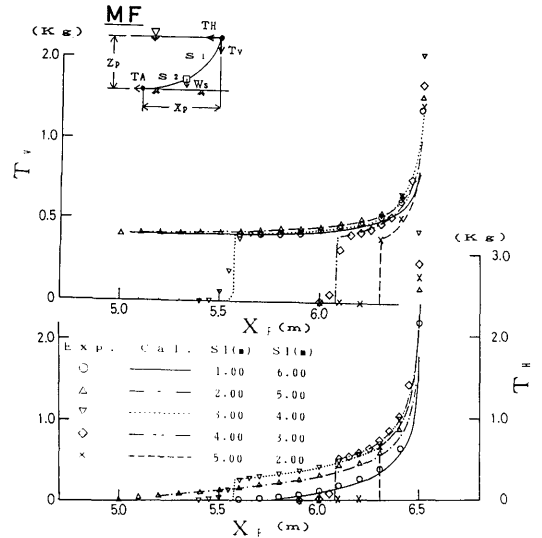


図-2.8 中間シンカー付索単独係留ラインの静的張力特性

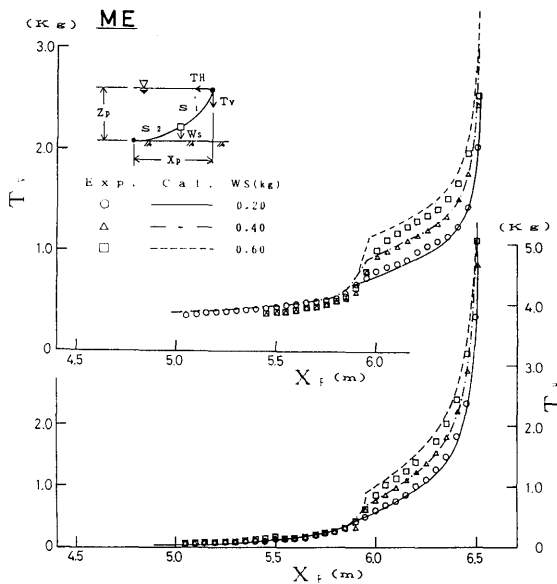


図-2.7 中間シンカー付鎖単独係留ラインの静的張力特性

図-2.7 から、実験値と計算値とは良く一致していることが判る。また、中間シンカーを取り付けた係留ラインの静的張力特性は、中間シンカーが持ち上がるまでは係留ライン単独の張力と一致し、中間シンカーが持ち上がった後の張力は係留ライン単独の張力に中間シンカーの重量に相当する張力を加え合わせたものとはほぼ等しくなる。

次に、索単独の係留ラインの途中に 0.4kg の中間シンカーを取り付けた場合の静的張力特性を図-2.8 に示す。なお、この係留方式では、中間シンカーの重量を一定にして中間シンカーの取り付け位置を 5 種類変化させた。

図-2.8 から、実験値と計算値とは良く一致していることが判る。また、垂直方向成分の張力は中間シンカーの取り付け位置に関係なく中間シンカーが持ち上がった後は、ほぼ同じ張力特性を示すが、水平方向成分の張力は中間シンカーの取り付け位置によって変化する。したがって、中間シンカーを取り付ける効果としては、中間シンカーが持ち上がり張力が増加することによる緩衝効果が期待できるとともに、中間シンカーの取り付け位置によって水平方向成分の張力を変化させることができる。

(4) 中間ブイの効果

まず、鎖単独の係留ラインの途中で中間ブイを取り付け、中間ブイの浮力を3種類変化させた場合の静的張力特性を図-2.9に示す。なお、この係留方式では中間ブイの取り付け位置は常に同じ場所とした。

図-2.9から、実験値と計算値はよく一致していることが判る。なお、この係留方式では中間ブイの浮力の増加に伴って垂直方向成分の張力が減少し、かつ、水平距離が変化しても垂直方向成分の張力は広範囲で一定値を保つ様になる。一方、水平方向成分の張力は、弛緩状態では中間ブイの浮力が増加すると僅かに増加し、緊張状態では逆に減少する。また、鎖単独の係留ラインと比較すると、垂直方向成分の張力を減少させる効果がある。

次に、鎖単独の係留ラインの途中で中間ブイを取り付け、その位置を5種類変化させた場合の静的張力特性を図-2.10に示す。なお、この係留方式では、中間ブイの喫水を変化させずに常に一定喫水で水面上に浮いている場合を模擬している。

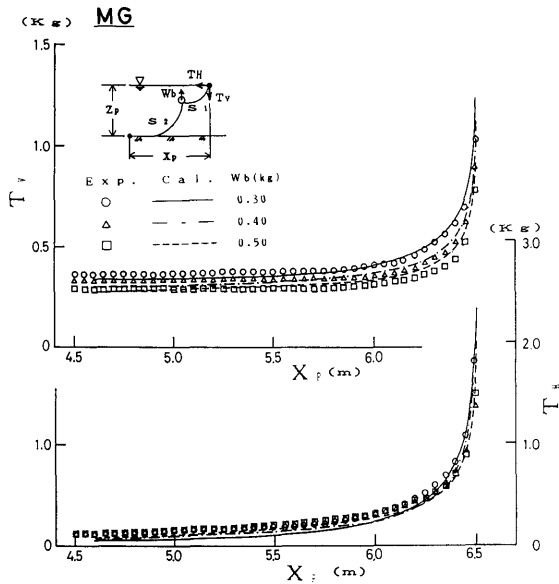


図-2.9 中間ブイ付鎖係留ラインの静的張力特性 (ブイの浮力の変化)

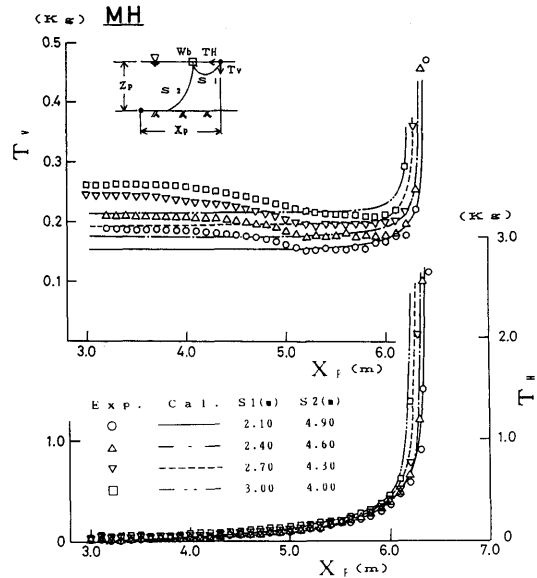


図-2.10 中間ブイ付鎖係留ラインの静的張力特性 (ブイの取り付け位置の変化)

図-2.10から、実験値と計算値とは、水平距離が5.0m以下の弛緩状態の垂直方向成分の張力を除くと良く合っていることが判る。なお、弛緩状態における垂直方向成分の張力の実験値と計算値との相違は、滑車の摩擦によるものと思われる。この係留方式では、中間ブイの取り付け位置を係留点側に近づけるに伴って水平方向の張力を減少させずに垂直方向の張力を小さくすることができる。また、緊張状態においても係留ラインに働く張力を軽減させる効果がある。

以上から中間ブイ付の係留方式を鎖単独の係留ラインの係留特性と比較すると、中間ブイの浮力を大きくして浮体に近づけて取り付けることにより、係留ラインの単位長さ当たりの重量を大きくしても垂直方向の張力を増加させずに、浮体の水平面内の運動を拘束する水平方向の張力を大きくすることが可能となる。

最後に、1条の係留ラインに働く静的張力特性は、今回の空気中における模型実験とランプド・マス法による計算値とを比較すると両者の相関は係留方式に関係なく良好であり、数値計算によって十分精度良く推算できることが判った。

2.2 複数係留システムの静的張力特性

浮遊式海洋構造物を所定の海域において定位置保持するために使用する係留システムは通常、複数の係留ラインより構成されている。このような複数係留システムにおいては、係留方式や係留ラインの本数およびその配置等を適切に選び、定常外力が作用した場合の各係留ラインに働く張力が均一となるようにする必要がある。

そこで、複数の係留ラインで係留された浮体に定常外力が作用した場合の浮体の平衡位置と各係留ラインに働く張力および浮体に働くモーメントを計算する係留計算プログラムを開発した。

まず、この係留計算プログラムの適用性を確かめるために、高井らが行った実験結果⁷⁾との比較を行った。さらに、実際の係留システムの初期設計への適用例として、現在海上実験を実施している浮遊式海洋構造物「POSEIDON号」の係留ラインの係留角度の設定に使用した。

2.2.1 計算法

複数係留ラインのシステム全体の静的張力特性は、各係留ラインの静的張力特性を重ね合わせることで求められることができる。

開発した係留計算プログラムのアルゴリズムは、以下の手順に従って行っている。なお、係留計算プログラムのフローチャートを図-2.11に示す。この係留計算プログラムで計算する模型の概要図を図-2.11に示す。図中のG点は浮体の重心位置、 M_n はn番目の係留ラインの浮体側係留点の座標(X_{Mn} , Y_{Mn} , Z_{Mn})、 A_n はアンカー点の座標(X_{An} , Y_{An} , Z_{An})である。このときの各係留ラインの係留点とアンカー点との水平距離 X_{Pn} および垂直距離 Z_{Pn} は、次式でもとめることができる。

$$X_{Pn} = \{(X_{An} - X_{Mn})^2 + (Y_{An} - Y_{Mn})^2\}^{1/2}$$

$$Z_{Pn} = Z_{An} - Z_{Mn}$$

なお、各係留ラインに働く静的張力は、それぞれの Z_{Pn} に対してランプド・マス法または差分近似法等を用いて予め求めておく。また、均一重量分布の係留ラインの静的張力は、係留計算プログラムの中で懸垂線理論で逐次計算する様になっている。

まず、最初の係留状態においてn番目の係留ライン

に働く張力の水平方向成分を T_{Hn} および垂直方向成分を T_{Vn} とすると、各係留ラインによって浮体に働く力は、次式に示すように方向成分ごとに加算することによって求めることができる。

$$\text{沈下力} \quad F_v = \sum_{n=1}^N T_{Vn}$$

$$\text{X軸方向成分力} \quad F_x = \sum_{n=1}^N T_{Hn} \cdot \cos \alpha_n$$

$$\text{Y軸方向成分力} \quad F_y = \sum_{n=1}^N T_{Hn} \cdot \sin \alpha_n$$

$$\text{回転モーメント} \quad M_z = \sum_{n=1}^N T_{Hn} \cdot (X_{An} - Y_{An} / \tan \alpha_n) \cdot \sin \alpha_n$$

ここで、 $\alpha_n = \tan^{-1} \{(Y_{An} - Y_{Mn}) / (X_{An} - X_{Mn})\}$ である。

なお、係留計算プログラムにおいては、係留ラインに働く張力によって浮体が沈下または縦および横傾斜を起こさないものとしている。

上式で求めたX軸方向成分力、Y軸方向成分力および回転モーメントの中で大きな値から順次浮体を微小移動または回転させて、係留ラインによって浮体に働く力またはモーメントが所要の誤差範囲内に収まるまで繰り返し計算を行い、浮体の初期平衡位置を求めるとともに、各係留ラインに働く張力を求める。

次に、流れ、風及び波浪等によって浮体に働く定常外力(X軸とY軸方向成分力および回転モーメント)と係留ラインによって浮体に働く力およびモーメントとが平衡する位置を求め、外力が作用した場合の浮体の水平面内の移動距離およびその時の各係留ラインに働く張力ならびに係留ラインによる浮体の沈下力とその作用点と縦および横方向傾斜モーメントを求める。

2.2.2 模型実験

(1) 供試模型

模型実験に使用した浮遊式海洋構造物模型は、上部構造物の長さが13.36m、幅が5.82mであり、これを支持する浮体はフーティング型とローハル型との組み合わせである。その詳細は、参考文献7)を参照されたい。模型および係留ラインの概要を図-2.13に示す。図では、22条の係留ラインの配置が前後および左右対称であるので第二象限のみを示している。なお、実験時の水深は1.8mであり、係留ラインは、全長が7.557mでJIS F3303の電気溶接アンカーチェ

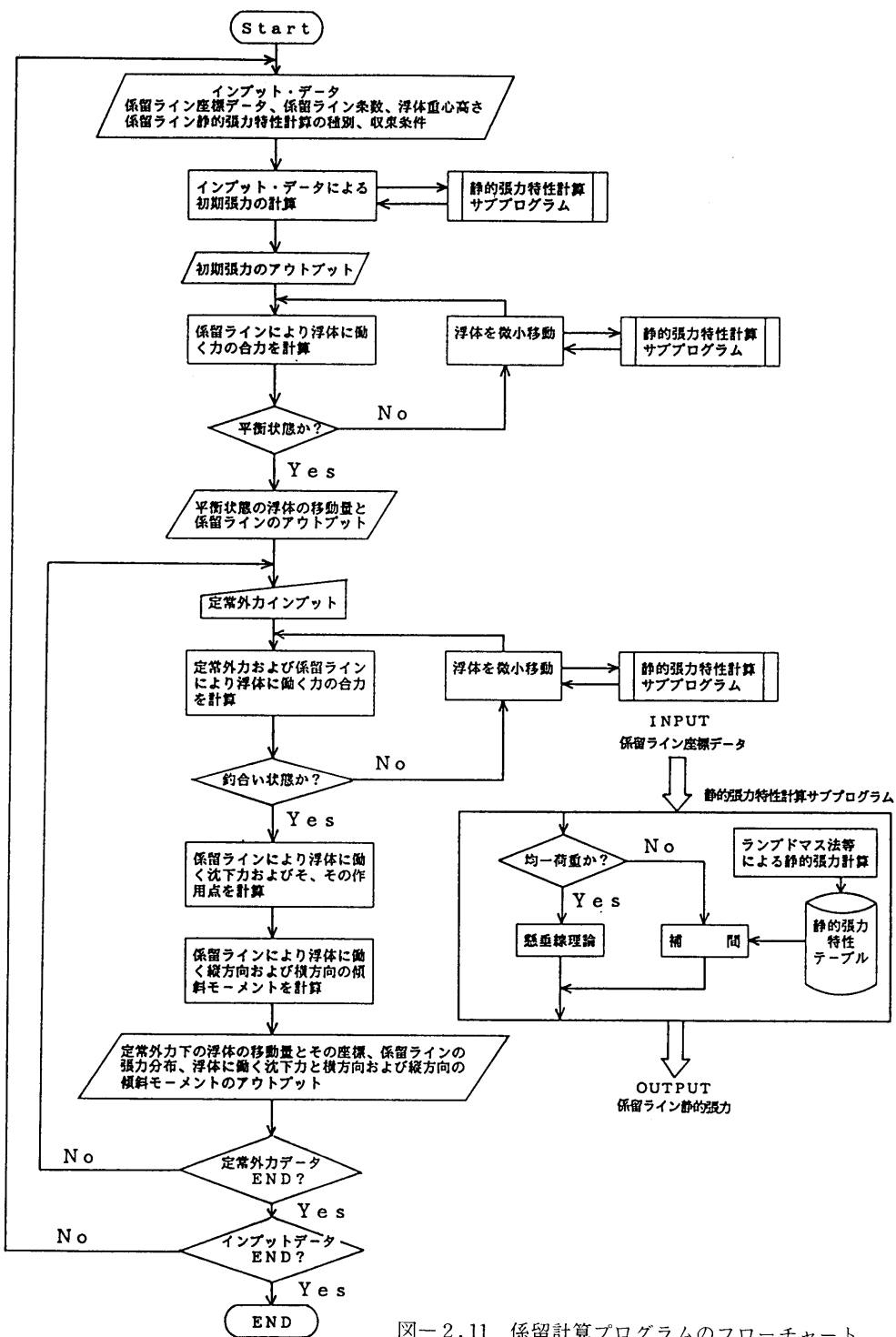


図-2.11 係留計算プログラムのフローチャート

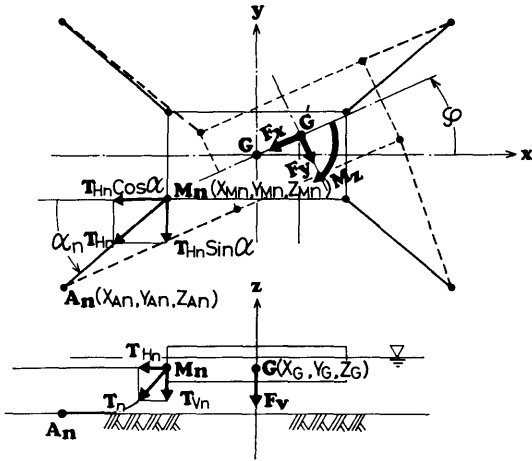


図-2.12 複数係留システムの概要図

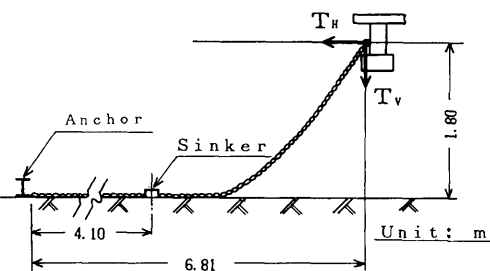
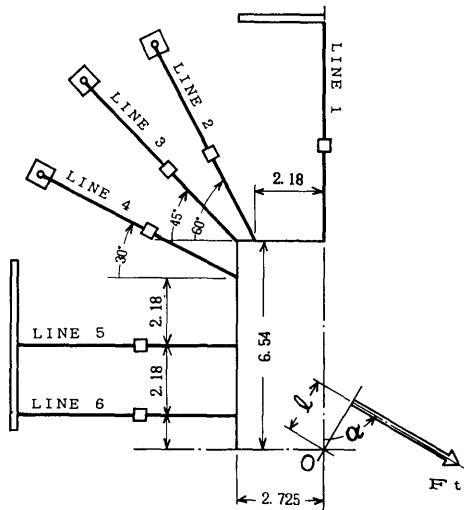


図-2.13 模型実験に用いた海洋構造物および係留ラインの概要図

ーン・スタッドなしの呼び径が8.0mmのものに垂鉛メッキを施したもので、その単位長さ当たりの空気中重量は2.17kg/m、水中重量が1.89kg/mである。なお、浮体側の係留点は、支持浮体の喫水線である。また、中間シンカー（長さ120mm、幅75mmおよび高さ50mm）は、鉛製で空気中重量が5.0kgのものであり、その取り付け位置は、アンカー点から4.10m（シンカーの中心）の位置である。アンカーは、図中に棒状線で示すものが長さ6.0mのH型鋼(100×100×7×6mm)であり、正方形で示すものが正方形鋼板(700×700×3mm)に20kgの重錘を3～4個載せたものである。

また、定常外力は図中に示すように模型の上部構造物の中心から作用レバーが1の距離で作用角度が α で作用させた。

(2) 実験方法および計測法

模型実験は、重錘を使って定常外力に相当する荷重を模型に作用させ、その時の模型の水平面内の定常変位量（前後変位、左右変位および回転角）を無接触型多点変位計測装置⁹⁾で、また、各係留ラインに働く張力をリングゲージ計で計測した。

定常外力は、重錘で0～30kg、作用角度が0°、15°、30°および60°、作用レバーが0m、1mおよび2mで行った。

2.2.3 実験値と計算値の比較

(1) 初期張力

実験時の各係留ラインの初期張力は、各係留ライン間で多少のばらつきがあるが、その単純平均値が7.34kgであった。一方、アンカー点の座標および浮体側の係留点を入力して係留計算プログラムで求めた係留ラインの初期張力は7.23kgであり、係留ラインの設置は、ほぼ予定した場所になされたといえる。

(2) 浮体の定常変位

定常外力の重錘 F_t を2kg間隔で30kgまで、作用角度が0°、作用レバーが0m、1mおよび2mで作用させた場合における係留浮体の前後方向変位量 X の実験値と計算値との比較を図-2.14に示す。また、定常外力の重錘 F_t を2kg間隔で30kgまで、作用角度が60°、作用レバーが0m、1mおよび2mで作用させた場合における係留浮体の前後方向の変位量 X 、左右方向の変位量 Y および回転角 ϕ について実験値と計算値との比較を図-2.15～17に示す。これらの図中の丸印、三角印および四角印はそれぞれ作用レバーが0m、1mおよび2mの実験値であり、実線、破線および一点鎖線はそれらに対する係留計算プログラムによる計

算値である。

図-2.15~17より、前後方向および左右方向の変位量は、荷重15kg程度まで実験値と計算値とは良く一致しているが、荷重が15kg以上になると、荷重が増加するに伴って実験値が計算値より低くなる傾向が見受けられる。その主要因は、外力が作用して浮体が移動した際に模型実験では、係留ラインと水槽底面との摩擦によって係留ラインが湾曲した状態になるのに対して計算では水槽底面の摩擦を無視し、浮体の移動した点からアンカー点までの間を係留ラインが直線状で這っているとしているために生じる誤差であると思われる。

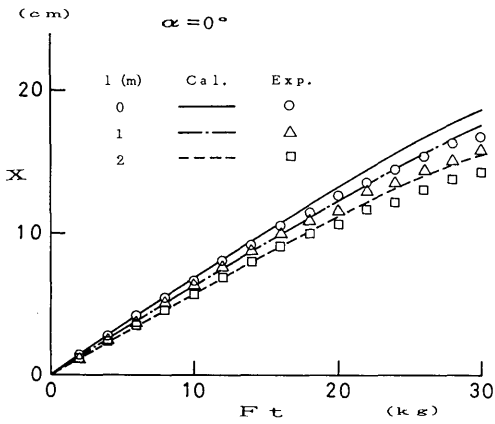


図-2.14 定常外力の作用方向が0°の場合の前後方向変位量

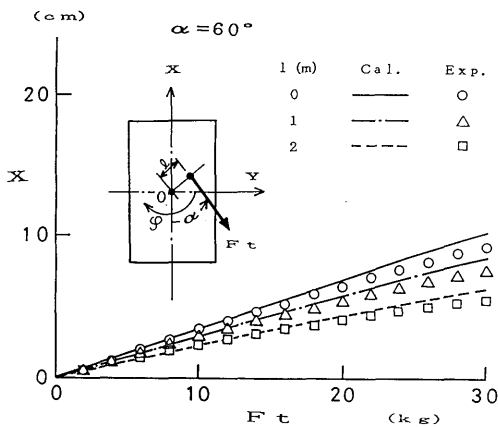


図-2.15 定常外力の作用方向が60°の場合の前後方向変位量

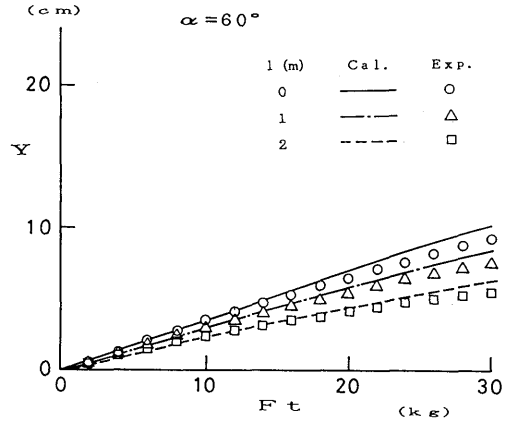


図-2.16 定常外力の作用方向が60°の場合の左右方向変位量

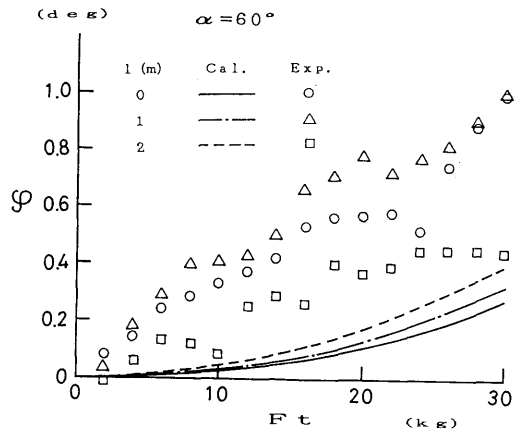


図-2.17 定常外力の作用方向が60°の場合の回転角度

一方、図-2.17の回転角度は、実験値と計算値の相関が極めて悪い。その主要因は、約0.3mの間隔で設置した発光ダイオード(LED)の2点間の傾斜から回転角度を求めているため、それぞれの点の変位計測誤差が影響したことで、回転角度が極めて小さいためであると思われる。

以上から、今回開発した係留計算プログラムを用いて複数係留ラインで係留した浮体に定常外力が作用した場合の係留浮体の水平面内の定常変位量を相当良い精度で推算することが可能であるといえる。

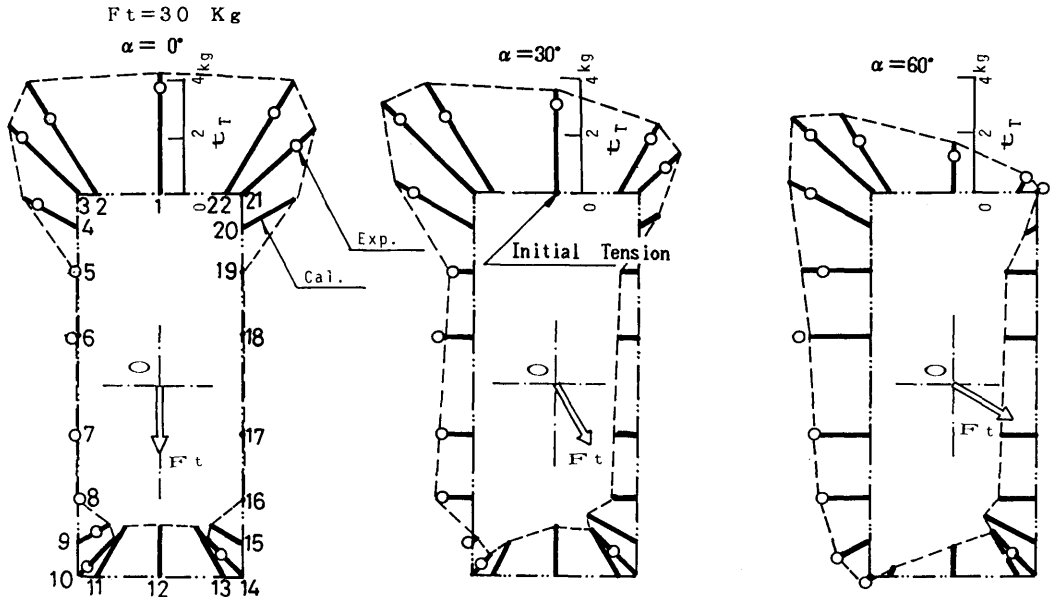


図-2.18 定常外力が作用した場合の各係留ラインの張力分布

(3) 複数係留ラインの張力分布

まず、定常外力が30kg、作用レバーが0mで、その作用角度を0°、30°、および60°と変化した場合における各係留ラインの張力分布について実験値と計算値との比較を図-2.18に示す。図中の丸印は初期張力からの変化の実験値、棒線は初期張力からの変化量の計算値である。なお、各係留ラインの張力の変化量は、各係留ラインの初期設定方向に対して示している。

また、定常外力が20kgで、その作用角度が0°、15°、30°および60°と変化した場合における各係留ラインに働く張力分布の実験値と計算値との比較を図-2.19に示す。図中の丸印は初期張力からの変化量の計算値、実線は初期張力からの変化量の計算値である。

図-2.19 および図-2.20 から、実験値と計算値との相関は、ほぼ良好であるといえるが、外力を主に受け持つ浮体の短辺側の係留ラインの張力の変化量は、実験値が計算値より10%~25%程度低い。その主要因は、前述したように計算では浮体が移動した際に係留ラインの水槽底面との摩擦を考慮せずに係留ラインが直線で這っているとしたためと思われる。

次に、定常外力が30kg、その作用角度が0°および30°で作用レバーを0m、1m、および3mと変化した場合における各係留ラインに働く張力分布について

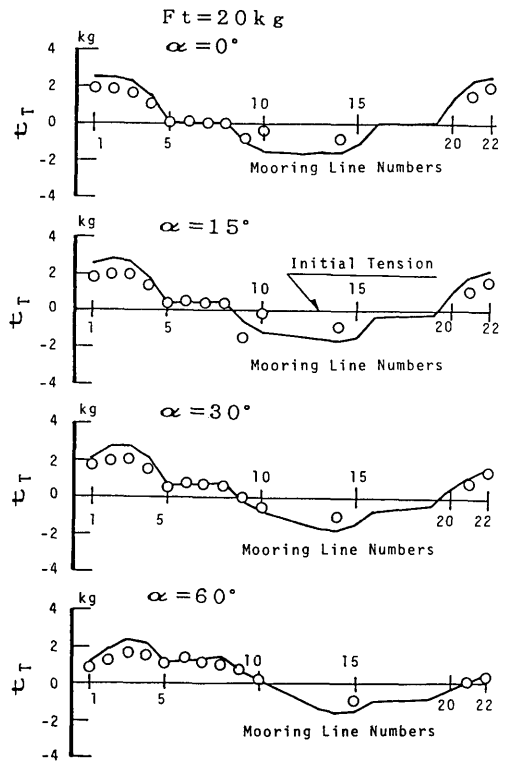


図-2.19 定常外力の作用角度を変化させた場合の各係留ラインの張力分布

て実験値と計算値との比較を図-2.20に示す。なお、図中の丸印、三角印および四角印は作用レバーが0m、1mおよび2mに対する実験値、棒線はそれらの状態に対応する計算値である。

図-2.20から、外力の作用角度および作用レバーが変化しても実験値と計算値との相関はほぼ良好であるといえるが、係留ラインの張力の変化量が大きい係留ラインでは前述したと同様な原因により実験値が計算

値より低くなる傾向がある。

最後に、今回の複数係留ラインの配置状態において外力が20kg、作用レバーが0mで、その作用角度が0°~90°まで15°間隔で変化させた場合における複数係留ラインの張力の変化量を係留計算プログラムで求めた結果を図-2.21に示す。

図-2.21から、外力の作用角度が75°以上では、係留ラインに働く張力の分布が大略平滑化するが、外力

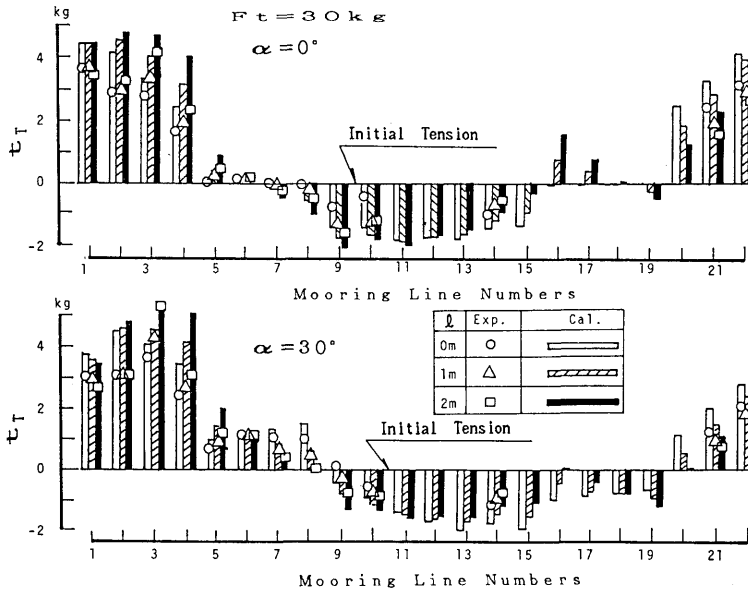


図-2.20 定常外力の作用点変化に対する複数係留ラインに働く張力分布

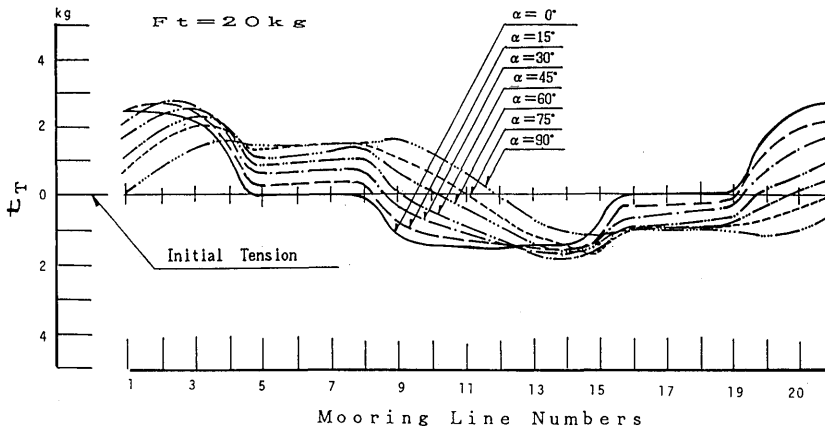


図-2.21 定常外力の作用角度変化に対する複数係留ラインに働く張力分布

の作用角度が $0^{\circ}\sim 45^{\circ}$ の範囲では、係留ライン番号で1~4, 13~15および20~22で張力の変化量が大きく、浮体の短辺および4隅の係留ラインの本数不足、または係留ラインの配置や角度が適正でないことが判る。

以上の結果より、今回開発した係留計算プログラムを使って複数係留ラインで係留された浮体の各係留ラインに働く初期張力や外力が作用した場合の張力の変化量等を十分に推算することができるといえる。

2.2.4 実際の海洋構造物への適用例

開発した係留計算プログラムの適用性は前項で確認されたので、以下に本プログラムを用いて実海域実験用海洋構造物の係留システムの係留角度の適正化を図った例を紹介する。

(1) 実海域実験用浮遊式海洋構造物の概要⁹⁾

実海域実験用浮遊式海洋構造物は、長さ30m、幅20m、高さ2.5mの上部構造物をフーティング付カラム支持浮体12本で支持する半潜水式海洋構造物である。この海洋構造物は、水深41mの海域に図-2.22

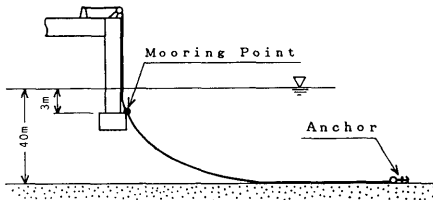
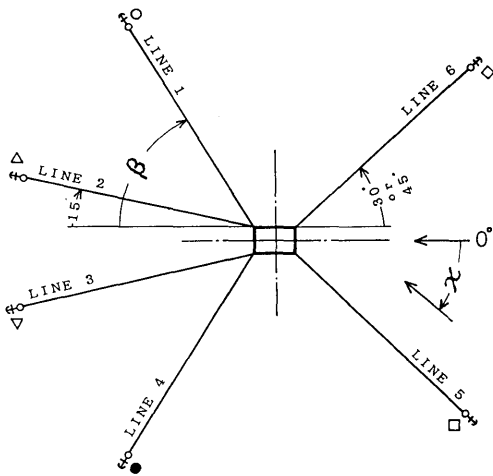


図-2.22 実海域実験用海洋構造物の係留状態図

に示すように陸側を2条、沖側を4条の係留ラインによる弛緩係留状態で定位置保持する計画である。

その係留ラインの1条の構成は、高把駐力アンカー(沖側14tons, 陸側10tons)から第2種の呼び径72mmのスタッド付チェーンを55m, そして、第三種の呼び径50mmのスタッド付チェーンを205m結合したものである。

係留ラインは、支持浮体のフーティング上面に取り付ける中間支持具を浮体側の係留点とし、海洋構造物の上部構造物の上甲板まで持ち上げ、チェーンホイールを介して制鎖機で固定する計画である。なお、定常外力の作用方向は、陸側からの場合作用角度 λ が 0° として時計回りに回転するものとする。

(2) 係留システムの適正化

(a) 初期条件

係留システムの適正化をはかるために下記の条件を採用した。

- ① 係留ラインの条数は、外力の作用方向を考慮して沖側4条、陸側2条とする。
- ② 沖側のLINE2およびLINE3の係留ラインは試設計⁹⁾段階の 15° で固定する。
- ③ 陸側の係留ラインの係留角度は試設計時の 30° だけでなく 45° についても計算する。

以上の条件に基づいて、海洋構造物の設置海域の自然環境条件に対して各係留ラインに働く張力が均一化するように沖側のLINE2およびLINE4の係留ラインの係留角度を選定した。

実海域実験を実施する海域における平均年間最大および異常時の自然環境条件は、各種の既存資料に基づいて表-2.2に示すように設定した。この自然環境条件に対して実海域実験用浮遊式海洋構造物に働く定常外力を既存資料、各種模型実験および理論計算等で推算した値を一括して表-2.3に示す。なお、この表で波漂流力の推算には模型試験の結果を用い、各波周期

表-2.2 実海域実証研究の浮遊式海洋構造物に対する自然環境条件

	平均年間最大	異常時
風速	29.25 m/sec	37.50 m/sec
風向	全方向	全方向
最大波高	12.0 m	13.0 m
波周期	9.4 sec	11.5 sec
流速	0.915 m/sec	0.915 m/sec
流向	W~WNW	W~WNW

表-2.3 実海域実証実験の浮遊式海洋構造物に作用する定常外力

定常外力	作用方向												
	90°	105°	120°	135°	150°	165°	180°	195°	210°	225°	240°	255°	270°
風荷重 (tons)													
平均年間最大	8.15	9.58	9.83	9.70	9.13	8.20	5.35	8.20	9.13	9.70	9.83	9.58	8.15
異常時	13.40	15.75	16.15	15.94	15.01	13.48	9.55	13.48	15.01	15.94	16.15	15.75	13.40
波漂流力 (tons)		15.22	3.94	4.04	2.63	4.57	6.09	4.57	2.63	4.04	3.94	15.22	
流れ荷重 (tons)							4.15	4.39	4.86				

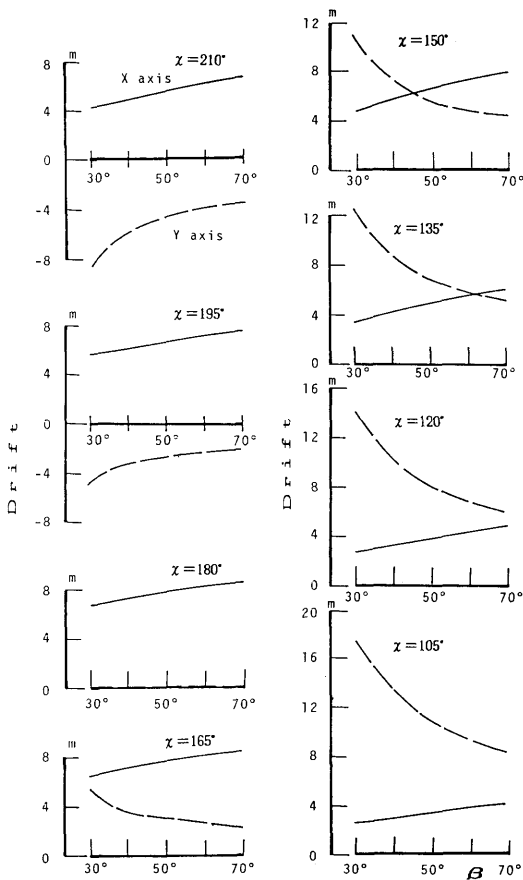


図-2.23 係留ラインの角度変化に対する浮体のXおよびY軸方向の移動量

で最大波高を波長の1/10であると仮定して波高影響を考慮している。

(b) 係留角度の検討

定常外力としては表-2.3に示す平均年間最大の風荷重に波漂流力および流れ荷重を加えたものである。その作用方向 χ を $105^\circ \sim 210^\circ$ の範囲で 15° 間隔で変化させるとともに沖側係留ラインのLINE1およびLINE4の係留角度 β を $30^\circ \sim 70^\circ$ の範囲で 10° 毎に変化させ、係留プログラムを用いて係留浮体の前後方向の定常偏移量Xを左右方向の定常変位量Yおよび各係留ラインに働く張力の水平方向成分 T_H と垂直方向成分 T_V を推算した結果を図-2.23~2.25に示す。

図-2.23~2.25より、外力の作用方向が横($\chi=90^\circ$)に近づくに伴い係留角度の影響が顕著に現れ、左右方向の定常変位量(破線)は、係留角度 β で 30° から 50° までの範囲で急激に減少し、それに伴い係留ラインのLINE4(黒丸印)及びLINE5(四角印)の張力の水平方向成分および垂直方向成分も同様に減少する傾向を示すことが判る。なお、陸側の係留ラインについても同様な検討を行った結果、係留角度は試設計時の 30° よりも 45° の方が適切であることが判明した。

(c) 各種自然環境条件下における検討

最適化が図られた係留システムについて、平均年間最大風速と異常時最大風速の風荷重、流れ荷重および波漂流力を考慮した平均年間最大と異常時の定常外力が浮体に作用した場合における各係留ラインに働く張力の水平と垂直方向成分の推算結果をそれぞれ図-2.26~2.29に示す。また、異常時最大風速および異常時の定常外力が作用した場合における係留浮体の前後方向の定常移動量X、左右方向の定常移動量Yおよび定常回転角度 ψ を図-2.30に示す。

図-2.27~2.30から、風にたいしては作用角度 45° または 315° の場合に陸側の係留ラインに最大張力が作用し、平均年間最大風速で約12tons程度、異常時

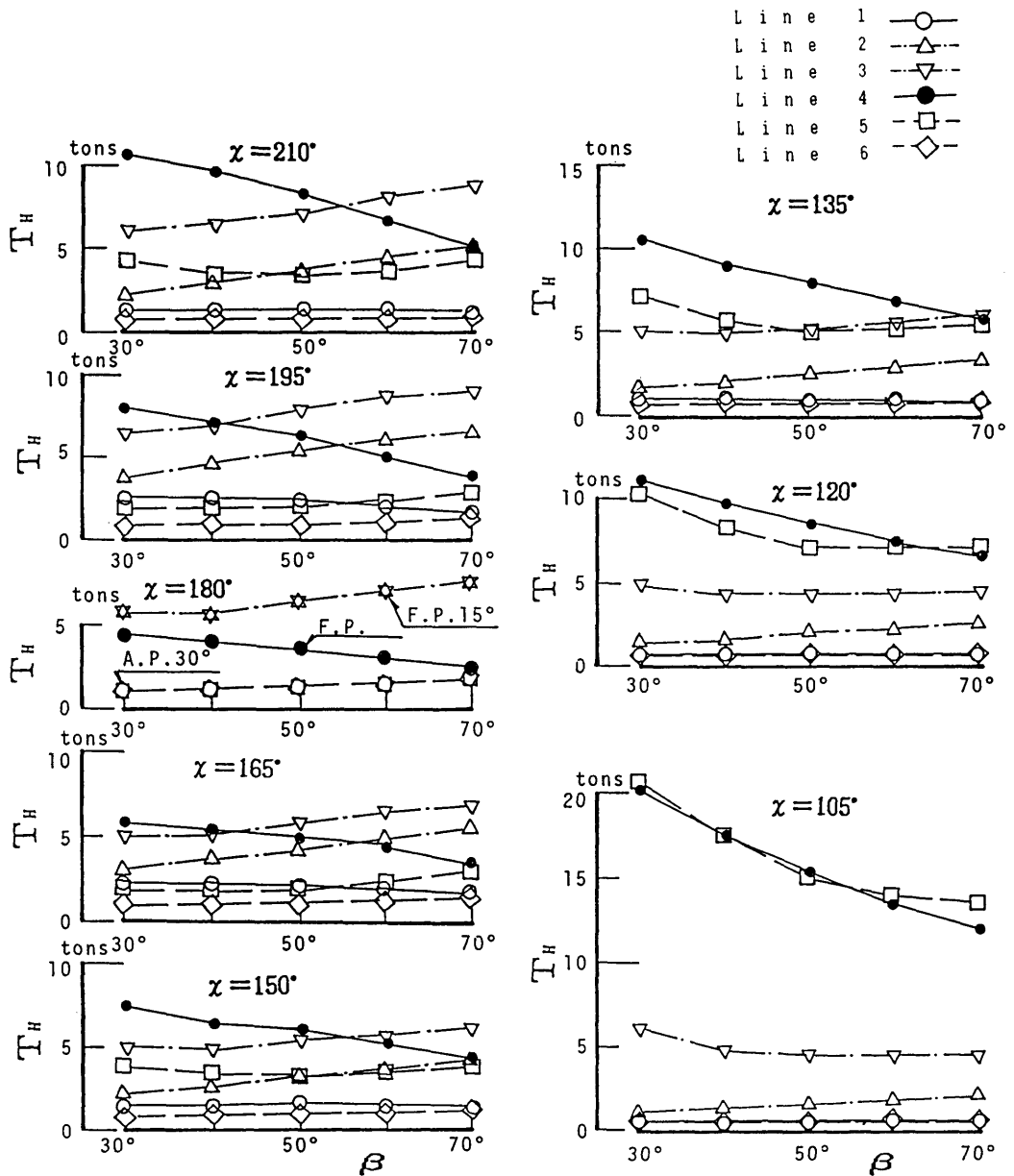


図-2.24 係留ラインの角度変化に対する複数係留ラインに働く張力の水平方向成分

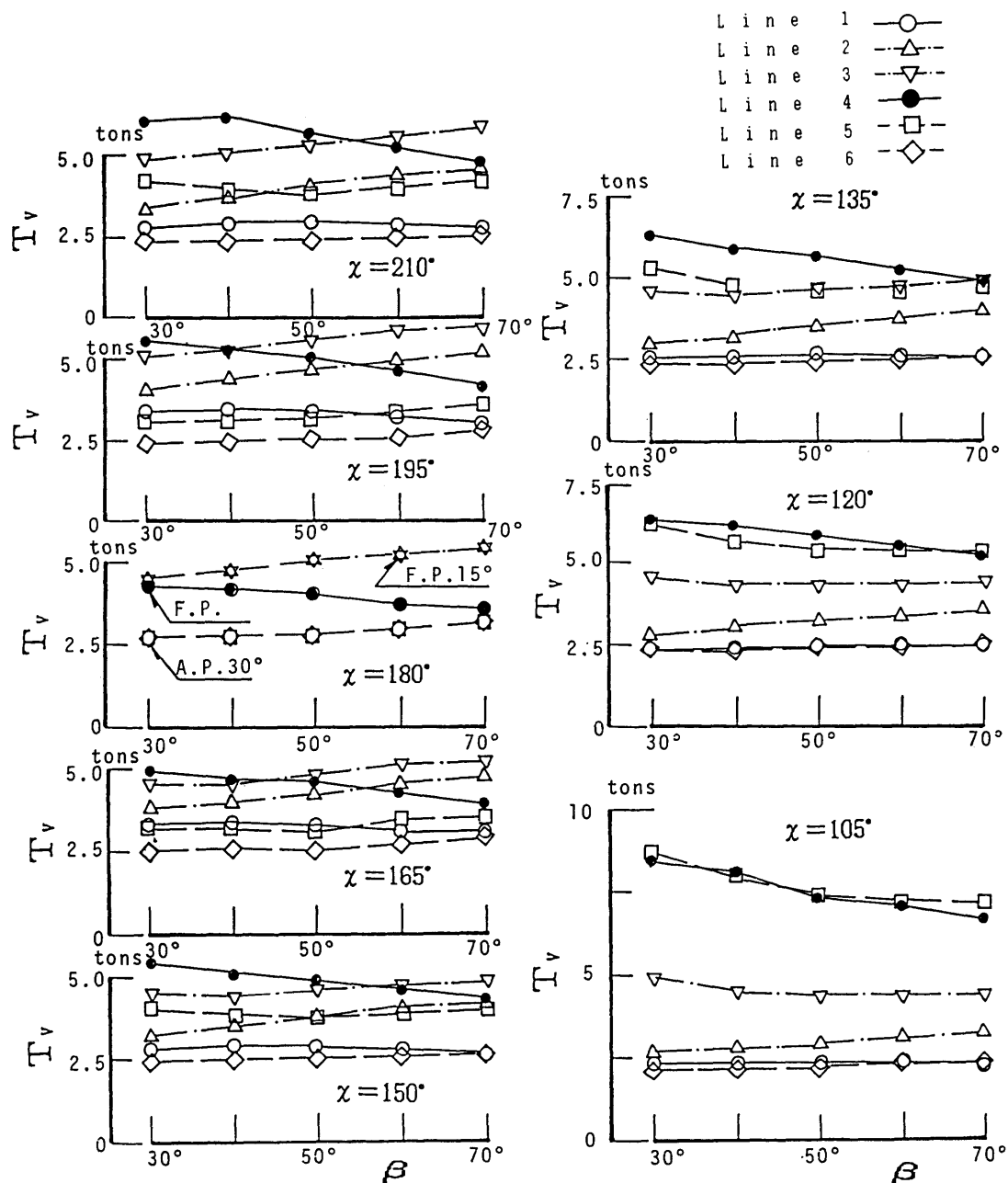


図-2.25 係留ラインの角度変化に対する複数係留ラインに働く張力の垂直方向成分

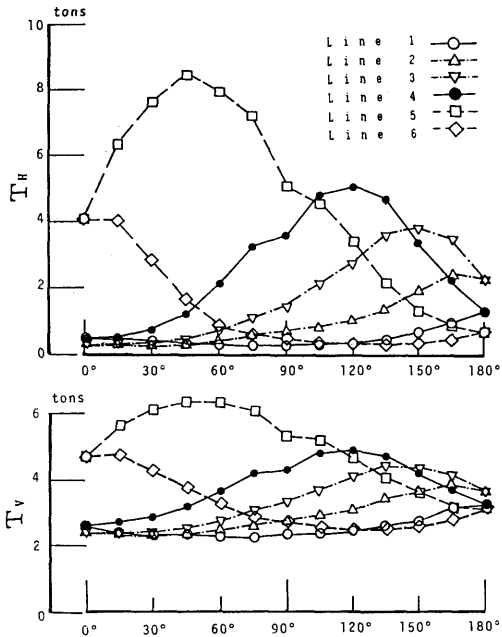


図-2.26 平均年間最大風速の作用方向に対する複数係留ラインに働く張力分布

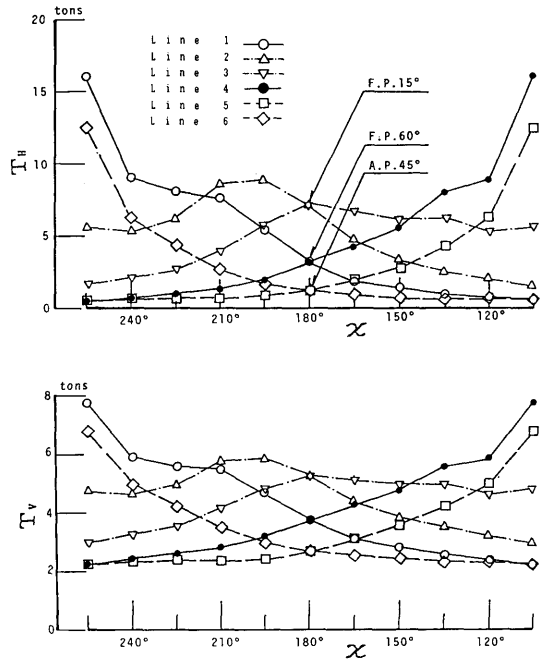


図-2.28 平均年間最大の外力の作用方向に対する複数係留ラインに働く張力分布

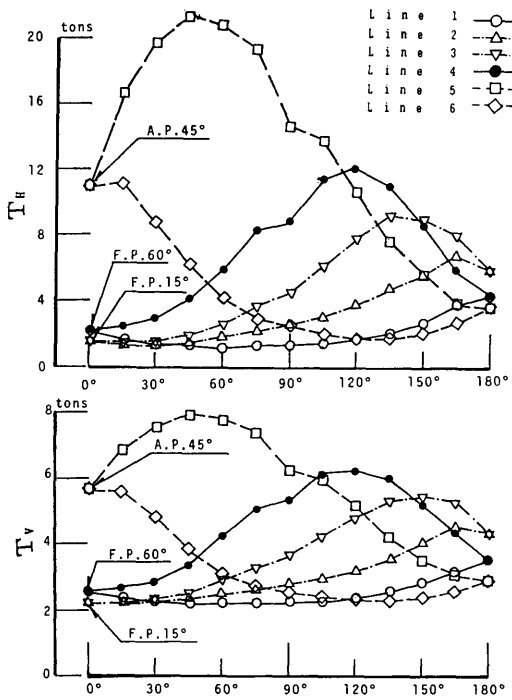


図-2.27 異常時最大風速の作用方向に対する複数係留ラインに働く張力分布

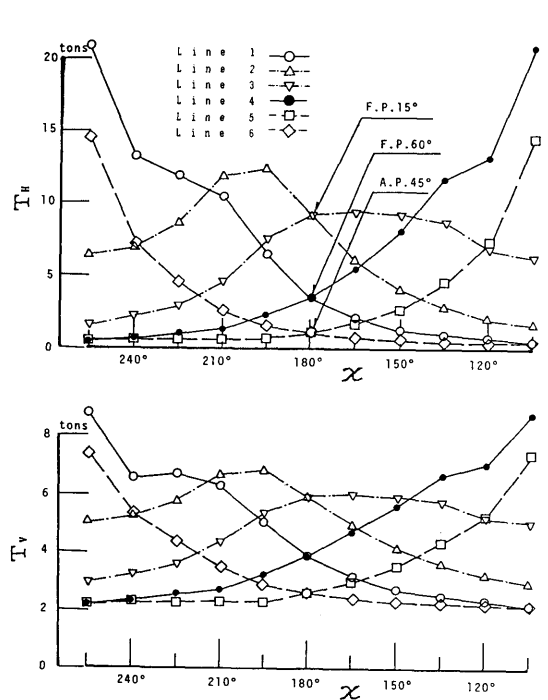


図-2.29 異常時の外力の作用方向に対する複数係留ラインに働く張力分布

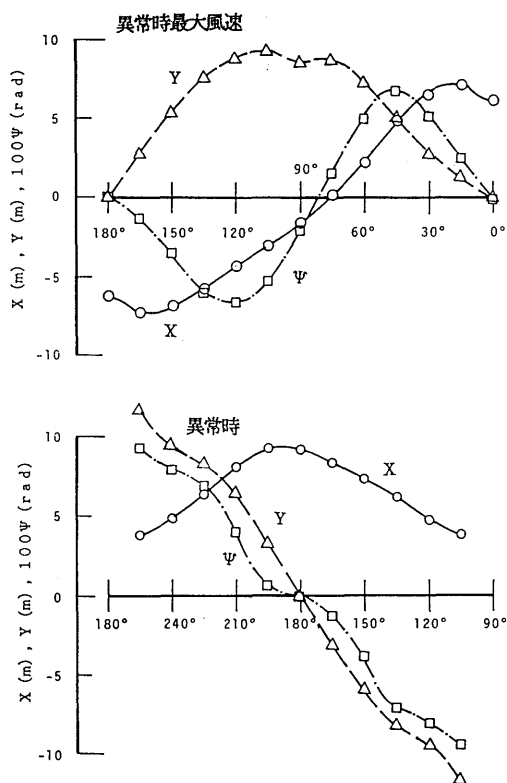


図-2.30 異常時最大風速および異常時の定常外力が作用した場合の係留浮体の定常変位量

最大風速で約 22tons 程度の張力が係留ラインに働くことになる。

なお、第 3 種の呼び径が 50mm のスタッド付チェーンは JIS 規格のもので切断試験荷重が 200tonf である。

一方、風荷重、流れ荷重および波漂流力を考慮した場合の年間最大および異常時においては、海洋構造物の設置場所が沿岸から 3.0km であること等から大波高の波浪が作用する方向は $120^{\circ} \sim 240^{\circ}$ の範囲であると限定できる。その範囲で外力の作用方向が変化しても係留ラインに働く張力は各係留ライン間でのばらつきが少なく、それぞれの係留ラインが有機的に働いていることが判る。そして、年間最大の定常外力では、係留ラインの LINE 1 及び LINE 2 で約 11tons 程度であり、異常時の定常外力では、同じ係留ラインに約 15tons 程度の張力が働くことになる。

以上から、定常外力に対する係留ラインに働く最大張力は、風、波浪および流れの全てを考慮した場合よ

り風だけによる定常外力の方が係留ラインにはより大きく働くことが判った。

また、異常時最大風速による係留浮体の最大定常移動量は、前後方向では作用角度が 15° または 165° で 8m 程度、左右方向では作用角度が 75° で 9m 程度そして、回転角度では、作用角度が 60° または 135° で 4° 程度であり、異常時の定常外力による係留浮体の最大移動量は、前後方向で作用角度が 165° で 9m 程度、左右方向では作用角度が 120° または 240° で 10m 程度、そして回転角では作用角度が 120° または 240° で 6° 程度であることが判った。

3. 係留ラインの動的張力特性

各種の浮遊式海洋構造物を索または鎖の係留ラインで定位置保持している状態で浮遊式海洋構造物に波浪や変動風等により変動外力が作用すると浮遊式海洋構造物は動揺する。そのため係留ラインに働く張力には、前章の定常外力以外に浮体側係留点すなわち係留ライン上端部が動揺することによる変動張力が加わる。その変動張力には、動揺周期によって動的影響が現れることが種々の研究等によって確認されている。したがって、係留システムを設計する際には、前章の静的張力特性に加えて本章の動的張力特性も十分に検討しておく必要がある。

そこで、浮遊式海洋構造物の係留システムとしてよく使用されている各種係留方式の係留ラインを調査し、表-3.1 に示すように大別した。そして表-3.2 に示す 4 種類のチェーン模型を用いて係留ラインが浮体に取り付く係留点すなわち係留ラインの上端部を上下方向および前後方向に強制動揺させる実験を行い、各種係留方式の係留ラインに働く動的張力特性を求めるとともに簡易計算法¹⁰⁾およびランプド・マス法による計算結果と比較・検討した。

3.1 模型実験

係留ラインの強制動揺実験は、表-3.2 に示す 4 種類の鎖模型を用い、表-3.1 に示すように係留状態、初期張力、強制動揺モード等を系統的に変化させて実施した。

強制動揺の方法は、表-3.1 に示すように鎖模型毎に異なる。それぞれの強制動揺実験時の係留ラインの概要図を図-3.1~3.4 に示す。

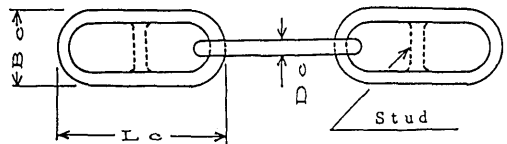
強制動揺実験時における計測は、強制動揺の振幅と

表-3.1 係留ラインの動的張力特性試験時の各種係留方式の主要目と動揺モード

係留方式	係留ライン							強制的動揺		図面番号	
	種類別記号	係留点		長さ		シンカー・パイ		初期張力	モード		振幅 (mm)
		Xp (m)	Zp (m)	S0 (m)	S1 (m)	W (kg)	Ti (kg)				
単独	CM1	6.535	1.200	6.700	-	-	6.47	Heave	50.0	C-CM1-1H	
		6.400	1.200	6.700	-	-	2.22	Heave	50.0	C-CM1-2H	
		6.687	1.200	6.880	-	-	4.67	Heave	50.0	C-CM1-3H	
		6.590	1.200	6.880	-	-	2.12	Heave	50.0	C-CM1-4H	
	CM2	4.960	1.993	5.457	-	-	1.80	Surge	15.0	C-CM2-5H	
		3.670	1.993	4.320	-	-	1.21	Surge	15.0	C-CM2-1S	
		3.490	1.993	4.160	-	-	1.13	Surge	10.5	C-CM2-2S	
		2.420	1.993	3.290	-	-	0.79	Surge	15.0	C-CM2-3S	
		0.725	1.993	2.231	-	-	0.48	Surge	15.0	C-CM2-4S	
		3.790	1.993	4.420	-	-	1.25	Heave	15.0	C-CM2-1H	
		3.610	1.993	4.260	-	-	1.18	Heave	10.0	C-CM2-2H	
		3.597	1.993	4.250	-	-	1.18	Heave	20.0	C-CM2-3H	
	1.820	1.993	2.860	-	-	0.65	Heave	15.0	C-CM2-4H		
	CM3	6.450	2.058	7.000	-	-	1.13	Surge	10,300	C-CM3-S	
	中間シンカー付	CM1	6.480	1.200	6.815	3.138	1.18	7.72	Heave	50.0	S-CM1-1H
6.440			1.200	6.615	3.138	1.16	3.80	Heave	50.0	S-CM1-2H	
CM3		6.150	2.058	7.000	3.300	0.84	0.734	Surge	10,300	S-CM3-S	
中間パイ付	CM4	-	1.475	8.000	5.000	-2.24	0.669	Heave	31.5	B-CM4-H	
		-					0.431				
		-					0.301				
		-					0.255				
	-	-	-	-	-	-	0.227	Surge	30.6	B-CM4-S	
	-	-	-	-	-	0.633					
	-	-	-	-	-	0.398					
	-	-	-	-	-	0.308					
	-	-	-	-	-	0.265					
	-	-	-	-	-	0.243					
CM3	5.850	2.058	7.000	3.000	-0.85	0.361	Surge	10,300	B-CM3-S		

表-3.2 チェーン模型の主要目

CHAIN MODEL	CM1	CM2	CM3	CM4
Length Lc mm	43.0	33.6	15.0	16.5
Breadth Bc mm	20.0	14.3	10.0	13.0
Diameter Dc mm	6.0	3.85	3.0	3.8
Chain Weight				
in air w_a kg/m	0.485	0.244	0.167	0.097
in water w_w kg/m	0.425	0.213	0.144	0.080
Equivalent Circular Diameter De mm	8.83	6.35	5.47	6.65
Stud	without	with	without	without
Material	Fe	Fe	Fe	Al



周期を強制動揺装置の駆動部に取り付けたポテンシオメータで計測した以外は模型実験毎に異なるため、実験状態とともに説明する。係留ラインの状態は、CM1鎖模型(図-3.1)では係留ラインをy軸に対して45°方向に張り、係留ライン上端部における3分力(x軸、y軸及びz軸方向成分)をLMC型3分力計(日章電機製)で計測し、アンカー部および中間シンカー

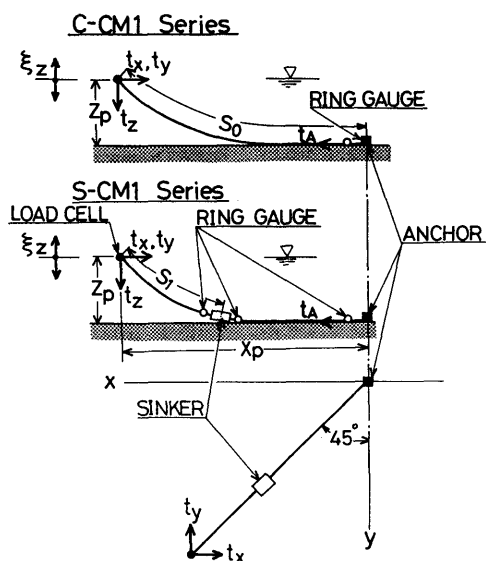


図-3.1 強制動揺実験の概要図 (CM1 Serie)

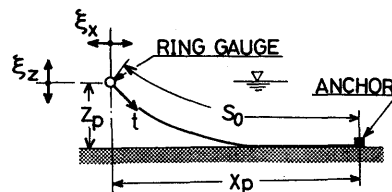


図-3.2 強制動揺実験の概要図 (CM2 Serie)

の前後における張力をリングゲージ計で計測した。CM2鎖模型(図-3.2)では係留ラインをx軸に沿わせて張り、リングゲージ計で係留ラインの上端部の張力を計測した。CM3鎖模型(図-3.3)では、浮遊式海洋構造物に係留ラインを取り付けてx軸に沿わせて張り、浮遊式海洋構造物を強制動揺させて、係留ラインの上端部の張力を2分力計(x軸およびz軸方向成分)で計測し、浮遊式海洋構造物に働く流体力(x軸及びz軸方向成分)をLMC型3分力計で計測した。ただし、本論文では係留ライン上端部の張力のみを検討

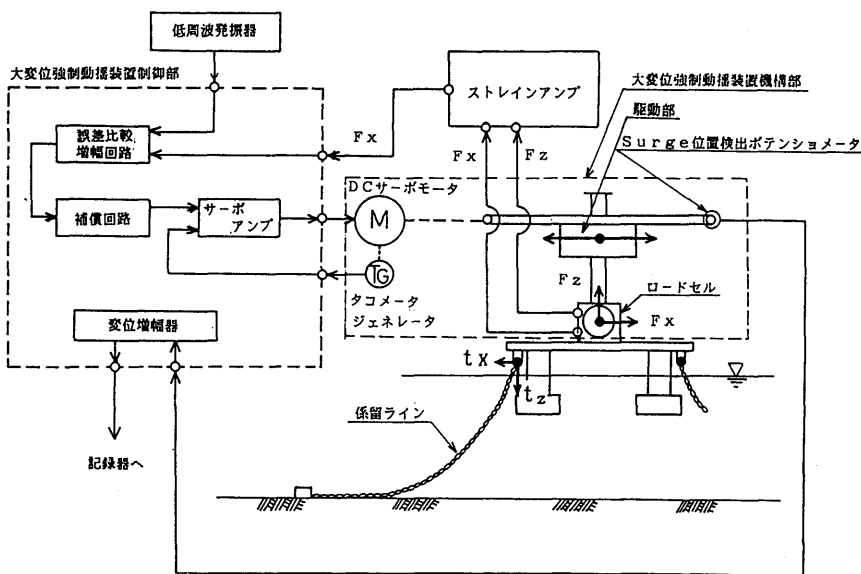


図-3.3 強制動揺実験の概要図 (CM3 Serie)

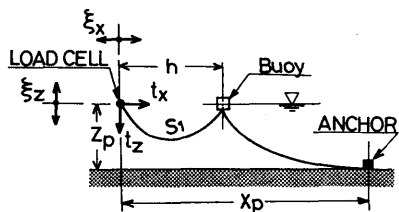


図-3.4 強制動揺実験の概要図 (CM4 Serie)

する。また、CM4鎖模型(図-3.4)では、係留ラインの途中に中間ブイを取り付けてx軸に沿わせて張り、係留ラインの上端部における張力を計測した。

係留ラインを強制動揺させた強制動揺装置は、CM1, 2, 4の鎖模型については流体力測定装置(正弦的な上下と前後方向動揺, 最大振幅±50mm, 動揺周波数0.1~2.5Hz, 上下方向動揺に対して前後方向動揺

の位相を $0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲で連続可変) を使用し, CM3 鎖模型については 図-3.3 のブロック図に示すような大変位強制動揺装置 (任意の外力信号による前後方向動揺, 最大振幅 $\pm 400\text{mm}$, 動揺周波数 $0.005\text{Hz} \sim 2.0\text{Hz}$) を使用した。大変位強制動揺装置は力制御方式であるため, 浮遊式海洋構造物の前後方向の流体力を制御対象として, 制御信号は低周波発振器で外部より加えた。

3.2 数値計算

係留ラインに働く動的特性の計算値は, 安藤らの簡易推算法¹⁰⁾に基づくものと, 中嶋らが示したランプド・マス法⁹⁾に基づくものである。

3.3 実験値と計算値との比較

3.3.1 鎖単独の係留ライン

(1) CM1 鎖模型

ここでは, 鎖単独の係留ラインの上端部を $\pm 50\text{mm}$

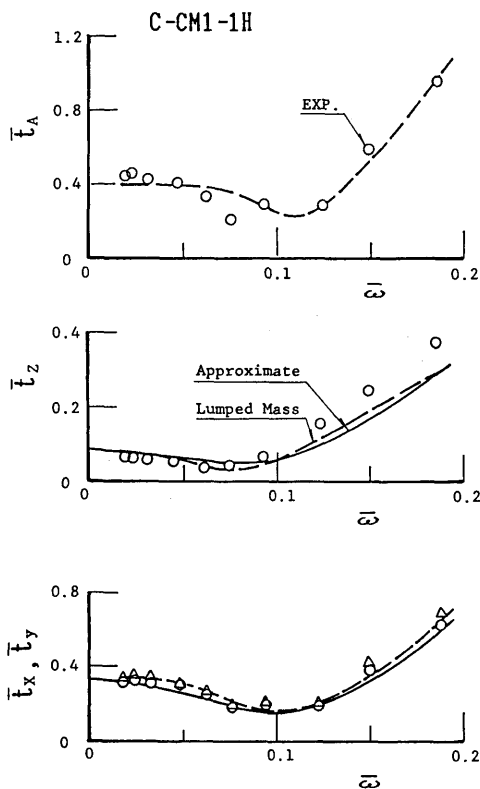


図-3.5 上下方向強制動揺時の[C-CM1-1H]の鎖単独係留ラインの変動張力特性

の振幅で上下方向に強制動揺実験を行い, 初期張力の変化に対する係留ラインの上端部における動的張力特性を求めた結果を 図-3.5~3.8 に示す。図中の丸印および三角印は実験値, 実線は簡易計算法による計算値であり, 破線はランプド・マス法による計算値である。なお, 係留ラインの上端部の変動張力は, 初期張力を中心として変動する張力の全振幅 (t) とし, t_x, t_y, t_z はそれぞれ係留ラインの上端部の張力の x 軸方向成分, y 軸方向成分および z 軸方向成分で, t_A はアンカー部における変動張力である。これらの張力は全て $2\rho g Z_p \xi_z B_c$ (ρ は流体密度, g は重力加速度, ξ_z は係留ラインの上端部における上下変位の振幅および B_c は鎖模型のリンクの長さである) で無次元化した。また, 強制動揺の周波数 $\bar{\omega}$ は D_e/g (D_e は鎖模型型を円柱に置換したの等価円断面直径) を乗じて無次元化した値 ($\bar{\omega}$) である。また t_x が丸印, t_y が三角印であ

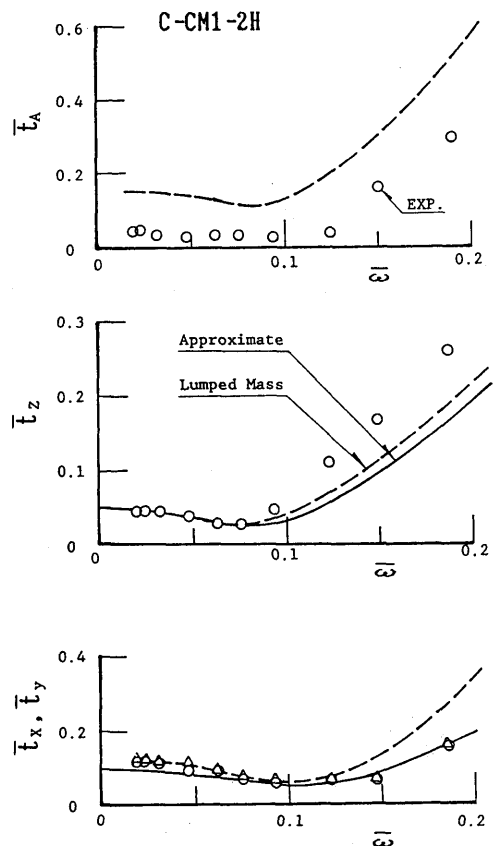


図-3.6 上下方向強制動揺時の[C-CM1-2H]の鎖単独係留ラインの変動張力特性

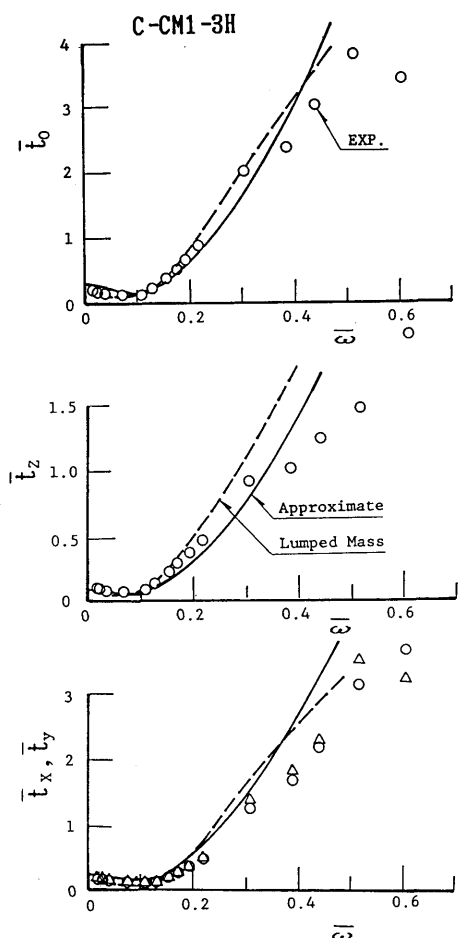


図-3.7 上下方向強制動揺時の〔C-CM1-3H〕の鎖単独係留ラインの変動張力特性

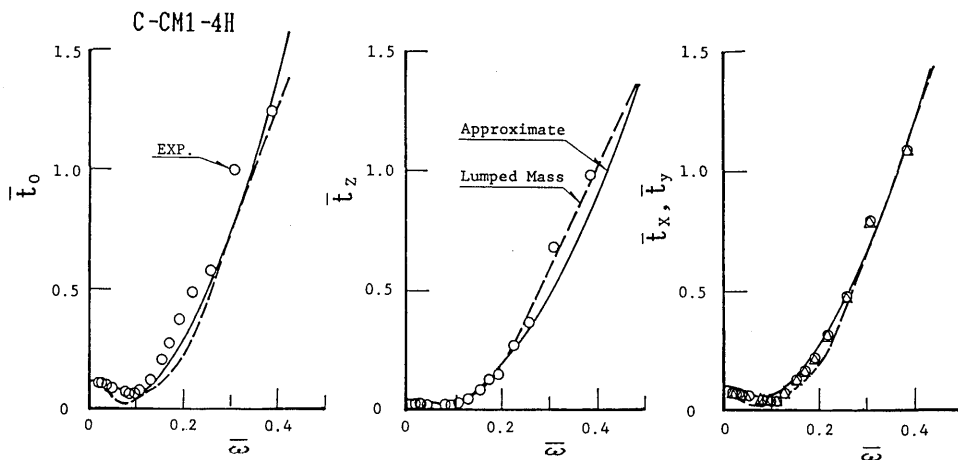


図-3.8 上下方向強制動揺時の〔C-CM1-4H〕の鎖単独係留ラインの変動張力特性

り、この両者は係留ラインの係留角度が 45° 方向であるため、同じ値となる。

係留ラインに働く張力の一般適な動的影響の傾向としては、図からも判るように動揺周波数に対して複雑に変化する。係留ラインの上端部に j 方向の規則的な微小振動 (ξ_j) を与えた時の係留ラインの上端部の張力の i 軸方向成分 (t_{ij}) は小寺山¹¹⁾ および島田らによると次式で表される。

$$t_{ij} = a_{1ij} \xi_j + a_{2ij} \dot{\xi}_j |\dot{\xi}_j| + a_{3ij} \ddot{\xi}_j$$

なお、 $i=1, 2$ 及び 3 は係留ラインの t, t_x および t_z であり、 $j=1, 2$ および 3 は x, y および z 軸方向を表している。上式の第1項は復原項（静的張力）第2項が減衰項であり、第3項が慣性項である。変動張力の動揺周波数による変化は、復原項が動揺周波数 0 における値であり、常に一定置であるため減衰項と慣性項の寄与によって生じるものである。

この式で慣性項は全周波数領域で変動張力に大きな役割を示し、周波数の二乗に比例して減少するために変動張力の応答は一旦順次小さくなり、その後大きくなる傾向を示す。減衰項は、その主成分が抵抗であるため周波数の二乗に比例して増加するが抵抗係数は一般に慣性力係数に比べて小さいために高い周波数領域において影響が現われる。栖原ら¹³⁾ は、係留ラインに働く変動張力を図-3.9に示す様な4つの状態に区分し、(I)の範囲を実用的に静的な張力変化と考えて良い準静的平衡状態、(II)の範囲を調和振動状態、(III)の範囲の弛緩・緊張状態、(IV)の範囲を自由落下

・緊張状態と名づけており、本論文でもこの名称を用いることにする。なお、図-3.9の棒線の部分が張力の変動範囲である。

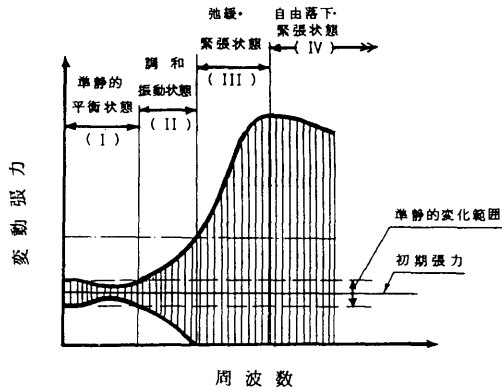


図-3.9 変動張力特性の分類

まず、強制動揺実験時における変動する張力の最大の全振幅による変動張力特性の図-3.5及び図-3.6から、初期張力が大きいC-CM1-1Hの場合(図-3.5)には、実験値と理論値との相関は、上端部のz軸方向成分が弛緩・緊張状態の周波数領域から実験値が計算値より若干大きい以外、ほぼ良好であるといえる。また、簡易計算法とランプド・マス法とによる計算値は、計算法による差がほとんどないといえる。一方、初期張力が小さいC-CM1-2Hの場合(図-3.6)には、アンカー部に働く変動張力は、水槽底面との摩擦等の影響によって周波数応答特性の傾向が計算値と類似しているものの、実験値とがランプド・マス法による計算値より相当低い値を示す。また、係留ラインの上端部に働く変動張力のz軸方向成分の実験値は、弛緩・緊張状態の周波数領域から計算値との相関が悪化する。また、x軸およびy軸方向成分の実験値は、低周波数領域ではランプド・マス法による計算値と極めて良く一致し、高周波数領域では簡易計算法による計算値とよく一致することが判る。なお、簡易計算法による計算値は、ランプド・マス法による計算値より全周波数領域において低い値を示す。

以上の結果から、ランプド・マス法および簡易計算法による係留ラインに働く変動張力の最大の全振幅の計算値は、通常係留ラインの動的問題として取り扱う準静的平衡状態および調和振動状態の振動周波数領域まで実験値との相関が良好であるといえる。

次に、強制動揺実験時における変動張力の基本周波

数成分の全振幅による変動張力特性の図-3.7および図-3.8から、基本周波数成分の場合には、最大の全振幅の場合とは逆に初期張力が小さい状態(C-CM1-4H)で実験値と計算値との相関は良好であるが、実験値が計算値より若干高い応答を示す傾向がある。また、簡易計算法とランプ・マス法との計算値はほとんど差がないといえる。

以上の結果から、ランプド・マス法および簡易計算法による係留ラインに働く変動張力の基本成分の計算値は、通常係留ラインの動的問題として取り扱う準静的状態および調和振動状態の振動周波数領域まで実験値との相関が良好であるといえる。

(2) CM2鎖模型

(a) 前後方向の強制動揺

係留ラインの係留点の高さを1.993m一定として係留ラインの働く初期張力を系統的に変化させた場合の係留ラインの上端部に働く変動張力について実験値と計算値の比較を図-3.10に示す。図中の丸印は実験値、実線は簡易計算法による計算値、破線はランプド・マス法による計算値である。なお、ここでは変動張力を初期張力で無次元化した。また横軸は強制動揺時の振動数とした。

図-3.10から、係留ラインに働く変動張力の実験値と計算値との相関は、ほぼ良好であるといえる。そして、初期張力の変化に対する変動張力の応答特性の傾向としては、変動張力の応答が最小になる動揺周波数が初期張力によってほとんど変化せずに5.0rad/sec付近である。そして、初期張力が小さくなるに伴い、係留ライン自身の振動が現れる周波数が低周波数領域に移動し、振動が大きくなるが判る。

この振動現象は、ランプド・マス法による計算値にも若干現れるが、実験値では振動による変動張力が極めて大きいに対して計算値では小さくなっている。一方、簡易計算法では、ライン自身の振動を考慮することが出来ない。

なお、係留ラインを両端固定の弦と仮定した場合のn次の固有振動数 ω_n は、次式で求めることが出来る¹⁴⁾。

$$\omega_n = n\pi / S_0 (T_1 / \sigma)^{1/2}$$

ここで S_0 は係留ラインの全長、 T_1 は係留ラインに働く初期張力、 σ は係留ラインの線密度である。

この式で求めた係留ラインの固有振動数の1次と2次の振動数を図-3.10に矢印で示す。その結果と実験値とを比較すると、1次固有振動では係留ラインが

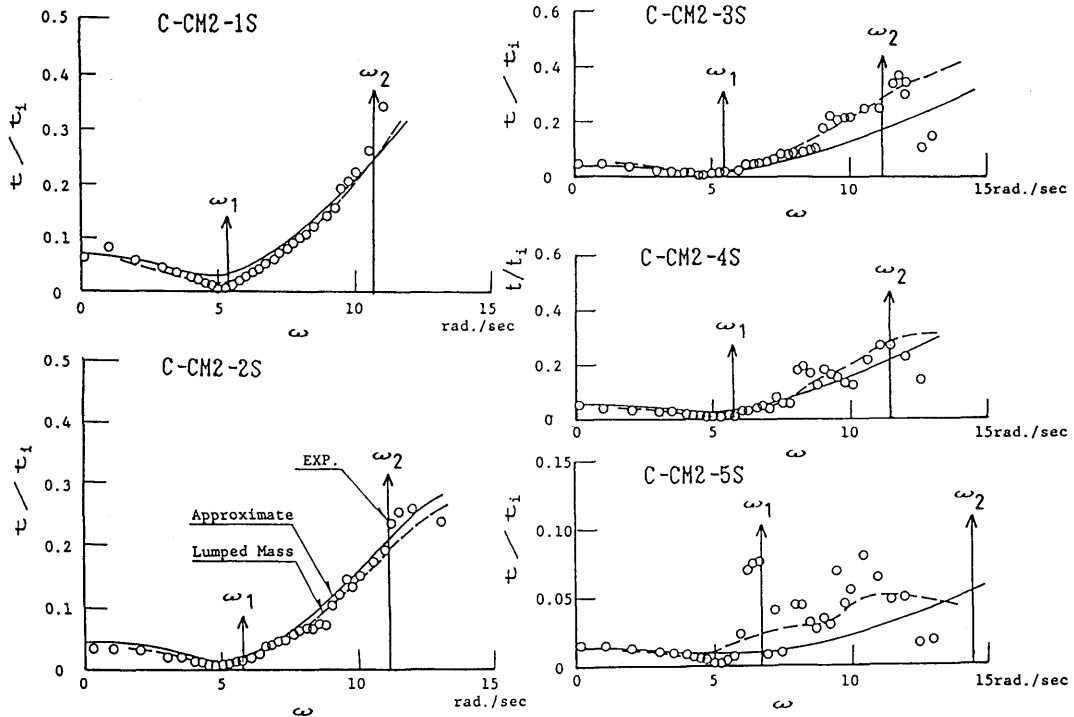


図-3.10 前後方向強制動揺時の鎖単独係留ラインの変動張力特性 (CM 2 Serise)

通常の弛緩係留では振動せずに、極端に係留ラインが弛緩係留状態 (C-CM 2-5 S) にならないと振動しないことが判る。しかし 2 次の固有振動数では係留ラインが振動し、また 1 次と 2 次の固有振動数の中間の周波数においても係留ラインは振動する。

(b) 上下方向の強制動揺

上下方向の強制動揺について、前後方向の強制動揺と同様に係留ラインの初期張力を系統的に変化させた場合の変動張力の応答特性を図-3.11 に示す。

図-3.11 から前後方向の強制動揺と同様に係留ラインに働く変動張力の変化に対する変動張力の応答特性の傾向としては、変動張力の応答が最小となる動揺周波数が初期張力によってほとんど変化せずに 3.5 rad./sec. 付近である。また、初期張力が順次小さくなるに伴い係留ライン自身の振動が現れる周波数が低い領域に移動し、係留ライン自身の振動による変動張力が増加する傾向を示すが、その変動量は、前後方向の強制動揺の場合より小さいことが判る。

なお、係留ラインの固有振動については、今回の実験範囲の係留状態では 1 次の固有振動数における振動

は現れていないが、2 次の固有振動数は前後方向の強制動揺と同様に係留ラインの振動が起こることが判る。また、1 次と 2 次の固有振動数の中間の周波数においても係留ラインが振動していることが判る。

(3) CM 3 鎖模型

浮遊式海洋構造物の水平面内の長周期運動を想定して係留ラインを前後方向に $\pm 10\text{mm}$ および $\pm 300\text{mm}$ の振幅で強制動揺実験を行い、係留ラインの上端部に働く変動張力の x 軸方向成分および z 軸方向成分とその位相差の実験値と計算値との比較を図-3.12 に示す。図中の丸印および三角印は前後方向の振幅が 10mm および 300mm の実験値、実線は簡易計算法による計算値、破線はランプド・マス法による計算値である。また、変動張力および動揺周波数の無次元化は、CM 1 の図-3.5～図-3.8 の場合と同じである。

図-3.12 から、水平面の長周期運動を考慮した動揺振幅が 10mm および 300mm であっても係留ラインに働く変動張力の周波数特性は、これまで述べてきたと同様に実験値と計算値とは良く一致しているといえる。なお、変動張力の振幅が最小となる振動数は、変

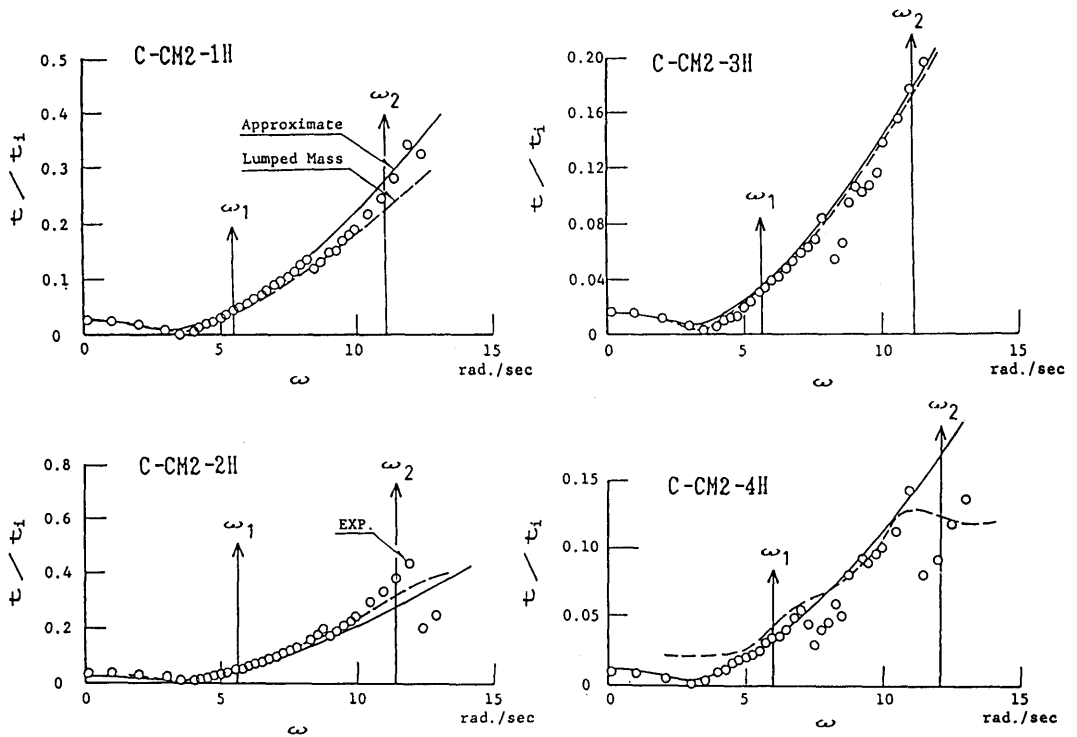


図-3.11 上下方向強制動揺時の鎖単独係留ラインの変動張力特性 (CM 2 Serise)

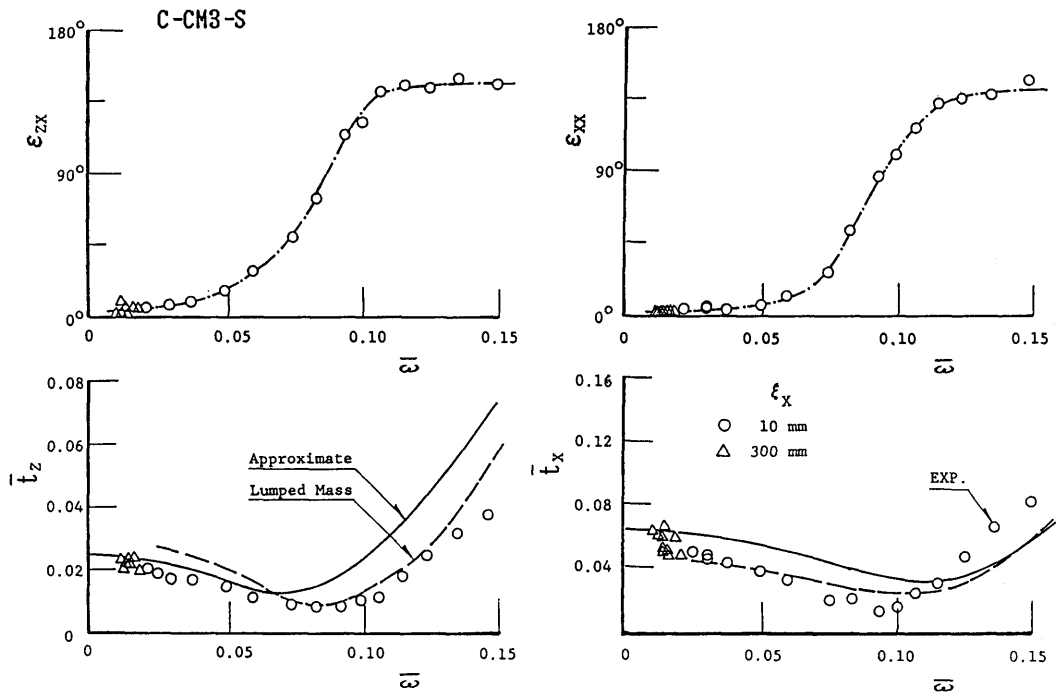


図-3.12 前後方向強制動揺時のCM 3鎖単独係留ラインの変動張力特性

動張力の各成分と強制動揺との位相差が 90° となる周波数である。なお、純粋な前後方向または、上下方向の強制動揺実験において係留ラインの上端部に働く変動張力が最小となる動揺周波数は、前後方向の動揺より上下方向の動揺の方が低い。

3.3.2 中間シンカー付係留ライン¹⁵⁾

まず、係留ラインの途中に取り付けた中間シンカーが水槽底面から完全に浮き上がった状態 (S-CM 2-1 H) において上下方向の強制動揺実験を行った。この係留ラインに働く変動張力特性を求めた結果を図-3.13 に示す。なお、実線および破線は鎖単独の係留ラインに働く変動張力の簡易計算法およびランプド・マスマ法による計算値を示している。変動張力の各成分の無次元化および記号等は、CM 1 模型の図-3.5 と同様である。

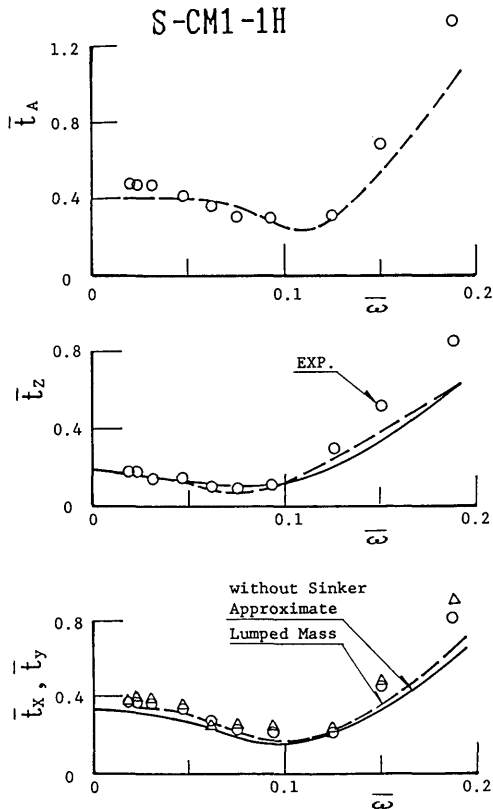


図-3.13 上下方向強制動揺時の中間シンカー付係留ラインの変動張力特性 (中間シンカーが接地しない場合)

図-3.13 から、中間シンカーが完全に浮き上がった状態であれば係留ラインに働く変動張力は、弛緩・緊張状態の周波数領域で実験値が計算値より大きくなる他は、鎖単独の係留ラインに働く変動張力の計算値とよく一致している。

次に、中間シンカーが水槽底面から浮いたり、着底する状態 (S-CM 1-2 H) において上下方向の強制動揺実験を行い、係留ラインに働く動的張力特性を求めた結果を図-3.14 に示す。図中の丸印および三角印は実験値、実線は実験値の平均線である。なお、強制動揺時の係留ラインに働く変動張力および動揺周波数等の無次元化は図-3.13 と同じである。

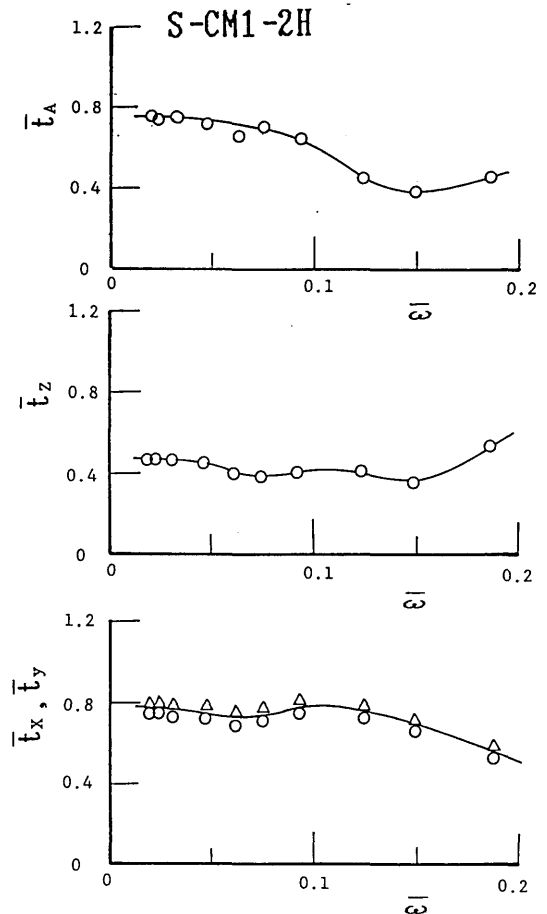


図-3.14 上下方向強制動揺時の中間シンカー付係留ラインの変動張力特性 (中間シンカーが接地している場合)

図-3.14 から、アンカー部における変動張力は、動揺周波数が高くなるに伴って小さくなるが、係留ライン上端部における変動張力は、今回実施した強制動揺の周波数範囲では変動張力がほぼ一定で、あまり変化しない。

係留状態が S-CM1-1H および S-CM1-2H の上下方向の強制動揺における係留ラインの上端部、中間シンカーのすぐ前と後およびアンカー部における変動張力の周波数応答特性を 図-3.15 に示す。

図-3.15 から、中間シンカーが完全に浮き上がっている S-CM1-1H の係留状態では、前述の 4 箇所における変動張力の周波数応答特性に若干の差が現れているが、ほとんど同じ傾向を示している。一方、中間シンカーの一部が水槽底面に接地している S-CM1-2H の係留状態では、係留ラインの上端部と中間シンカーのすぐ前における変動張力の周波数応答特性は、

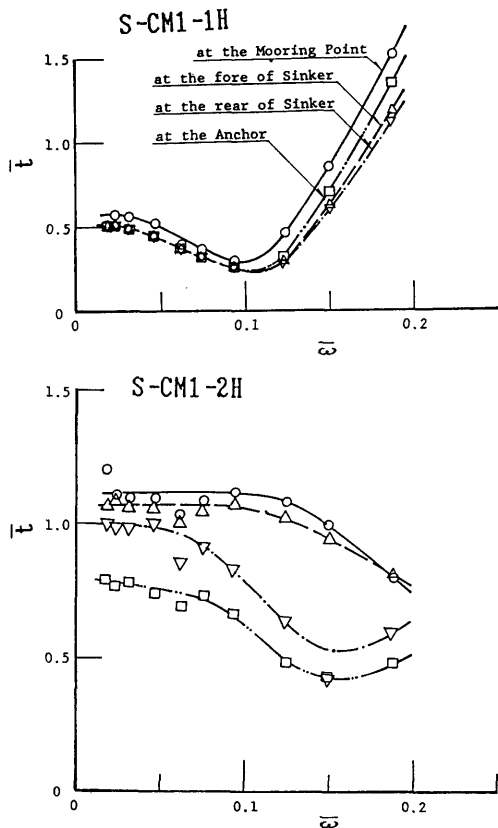


図-3.15 係留ライン上端部、中間シンカーの前後およびアンカー部の変動張力特性

ほぼ同様な傾向を示している。しかし、中間シンカーのすぐ後およびアンカー部における変動張力は、係留ラインの上端部や中間シンカーのすぐ前とは極端に相違して強制動揺の周波数が高くなるに伴って応答値が減少する。その要因としては、中間シンカーおよび中間シンカー以後の係留ラインと水槽底面との摩擦が考えられる。

最後に、一般的な中間シンカー付係留ラインのように普段は中間シンカーが海底底面に着底していて異常外力が作用した場合、または大振幅で海洋構造物が運動した場合に中間シンカーが浮き上がる係留状態 (S-CM3-S) において前後方向の強制動揺実験を行い、得られた係留ラインの上端部に働く変動張力の周波数応答特性を 図-3.16 に示す。図中の丸印は振幅が 10 mm の実験値、三角印および逆三角印は振幅が 300mm の場合の変動張力の最大および基本周波数成分の振幅の実験値であり、一点鎖線は前後方向の強制動揺の変位の振幅に対して係留ラインの静的張力から求めた変動張力、二点鎖線は、鎖単独の係留ラインのランプド

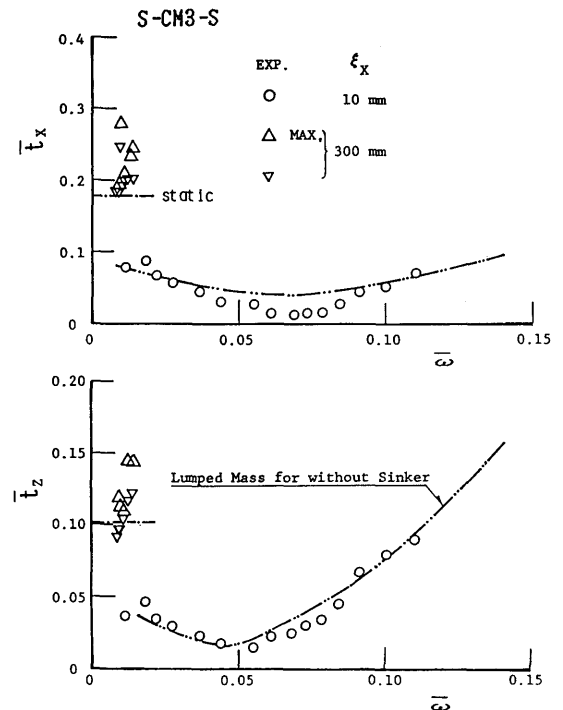


図-3.16 大振幅強制前後動揺時の中間シンカー付係留ラインの変動張力特性

・マス法による計算値である。

図-3.16 から、長周期で大振幅の前後方向動揺で中間シンカーが浮上する場合の変動張力は、中間シンカー付係留ラインの静的係留特性から求まる変動張力とよく一致し、前後方向の動揺振幅が小さい場合の変動張力は、鎖単独の係留ラインの計算値とよく一致することが判る。

以上の結果から、中間シンカー付係留ラインの動的係留特性は、海洋構造物の動揺によって中間シンカーが海底から浮上または着底する場合を除けば中間シンカー付係留ラインの静的係留特性および鎖単独の係留ラインに対する簡易計算法またはランプド・マス法により十分予測可能であるといえる。

3.3.3 中間ブイ付係留ライン

ここで取り扱った中間ブイは、今回実施した実験では常に水面に浮いている状態である。

(1) 上下方向の強制動揺

実験は係留ラインの全長、係留点の高さ、中間ブイの浮力、中間ブイの取り付け位置を一定として、アンカー部から係留点までの水平距離を移動させる事により初期張力を系統的に変化させて、係留ライン上端部を上下方向に強制動揺 (B-CM4-H) させた。図-3.17 に係留ラインの上端部における変動張力の x 軸方向成分と z 軸方向成分およびそれらの位相差 ϵ を求めた結果を示す。図中の実線や破線等は実験値の平均線であり、変動張力の各方向成分の無次元化は CM1

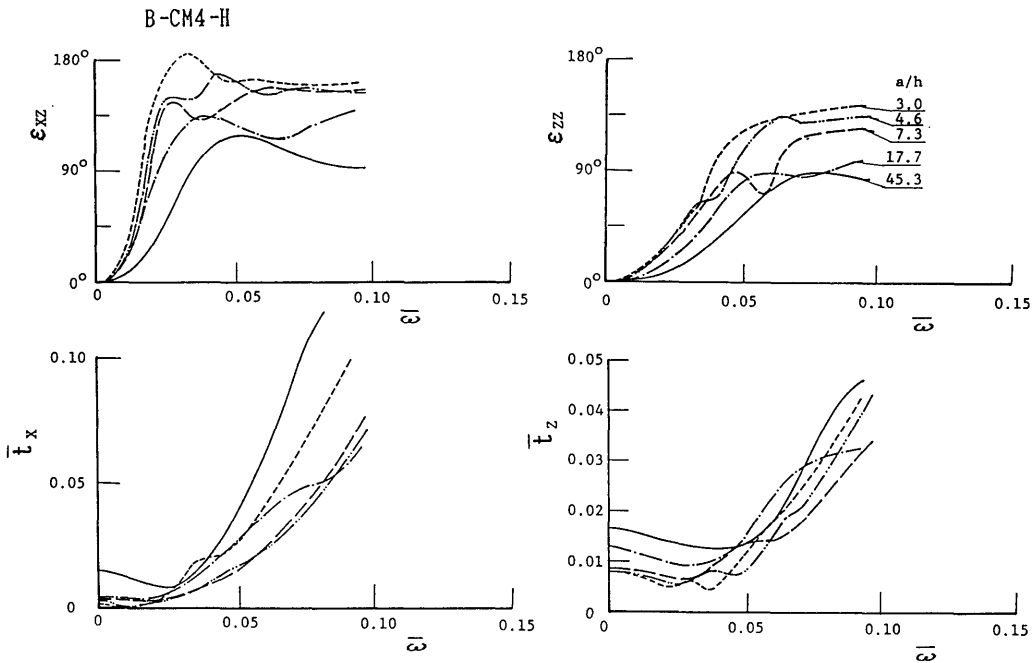


図-3.17 上下方向強制動揺時の中間ブイ付係留ラインの変動張力特性 (係留ラインの水平距離の変化)

型模型の図-3.5と同様である。なお、 a は初期張力の水平方向成分 T_{H0} を鎖の単位長さ当たりの水中重量 w で除した値、 h は浮体側の係留点と中間ブイとの間における係留ラインのたるみの水面からの深さである。

図-3.17 から、初期張力 a/h が 45.3 から 3.0 まで順次小さくなるに伴って変動張力が減少する。また、変動張力の応答値が最小になる周波数は低周波数側に移動する傾向が見受けられる。また、初期張力が小さく

なるに伴い位相差の変動が激しくなり、また収束する位相差も大きくなる。

(2) 前後方向の強制動揺

上下方向の強制動揺実験時と同じ係留ラインの状態に初期張力を系統的に変化させて前後方向の強制動揺実験 (B-CM4-S) を行い、係留ラインの上端部における変動張力の x 軸方向成分と z 軸方向成分およびそれらの位相差を求めた結果を図-3.18 に示す。図中の実線および変動張力の無次元化等は図-3.17 と同

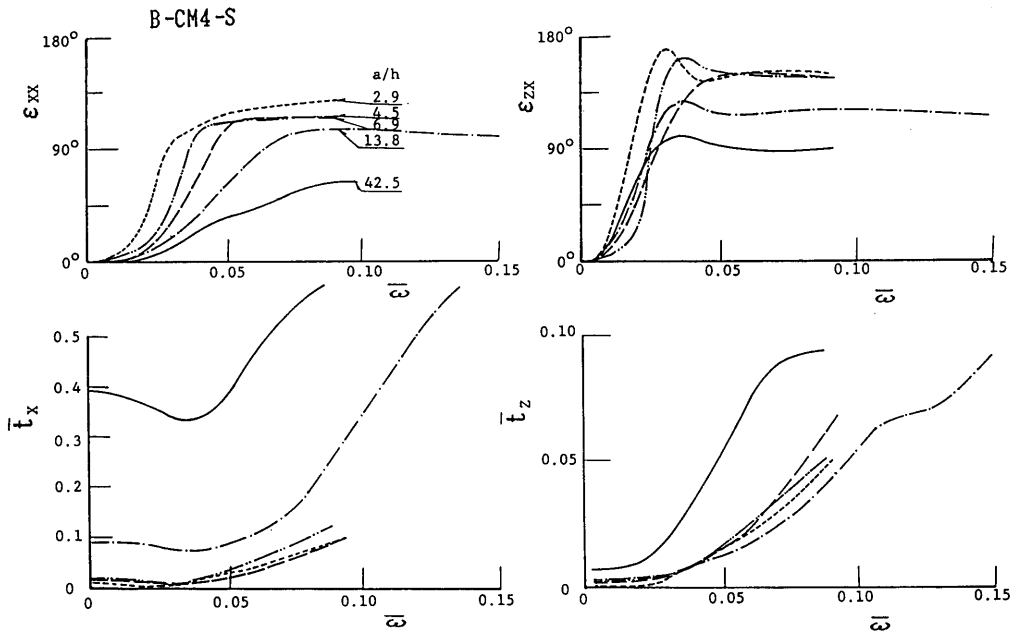


図-3.18 前後方向強制動揺時の中間ブイ付係留ラインの変動張力特性 (係留ラインの水平距離の変化)

じである。

図-3.18 から、上下方向の強制動揺の場合と同様に、初期張力 a/h が42.5から2.9まで順次小さくなるに伴って変動張力は減少する。また、変動張力の応答

値が最小となる周波数は低周波数側に移動する傾向を示す。また、初期張力が小さくなるに伴って位相差の変動が激しくなり、収束する位相差も大きくなる。

(3) 中間ブイの効果

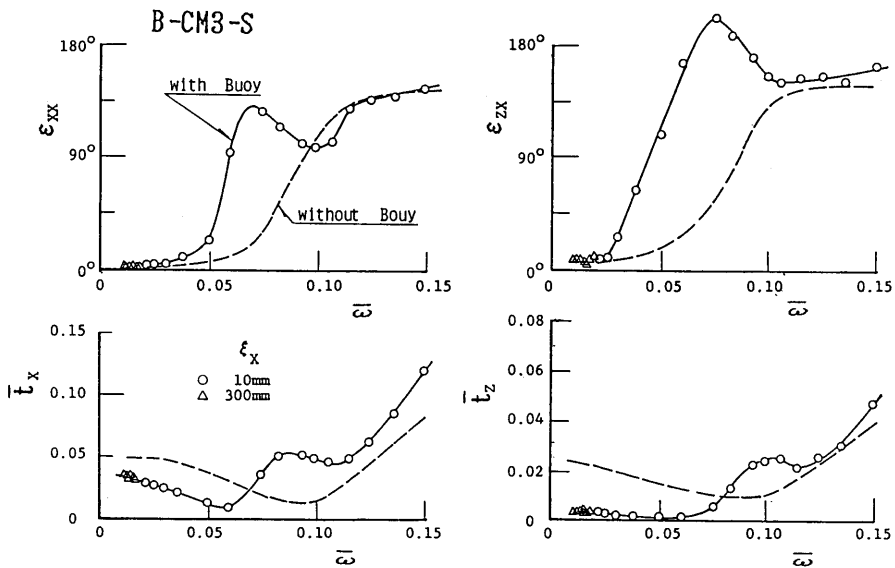


図-3.19 前後方向強制動揺時の中間ブイ付係留ラインの変動張力特性 (中間ブイの効果)

係留ラインに中間ブイを取り付けた効果を調べるため、C-M 3 模型に中間ブイを取り付けて振幅が 10mm および 300mm の前後方向の強制動揺実験を行い、係留ラインの上端部に働く変動張力の x 軸方向成分と z 軸方向成分およびそれらの位相差を求めた結果を図-3.19 に示す。図中の丸印および三角印は前後方向の強制動揺の振幅が 10mm および 300mm の実験値であり、実線は実験値の平均線、破線は C-C-M 3-S 係留状態の実験値の平均線である。変動張力の無次元化等は図-3.17 と同じである。

図-3.19 より、中間ブイを取り付けることによって、低周波数領域における変動張力を鎖単独の係留ラインの場合よりも小さくする効果が現れている。特に、z 軸方向の変動張力を極端に減少させることが判る。しかし、中間ブイを取り付けると高周波数領域においてブイの動揺による変動張力の増加が現れる。また、位相差も、中間ブイの固有周波数（無次元周波数で約 0.07）において極大となる。したがって中間ブイ付係留ラインを採用する場合には、中間ブイの運動特性も考慮して設計する必要がある。

3.3.4 組み合わせ動揺時の変動張力特性

実際の海域に係留された浮遊式海洋構造物は、波浪の周期による動揺の他に、水平面内で長周期かつ大振幅の動揺を誘起される場合がある。このような場合、係留ラインに加わる振動には、静的または準静的な低周波数領域の大振幅振動と動的影響を無視することができない高周波数領域の振動とが重畳された形の振動となる。

そこで、この 2 つの周波数成分を有する振動を係留ラインに作用させた場合の相互干渉を調べるために次の様な模型実験を行った。

模型実験は、図-3.3 に示した大変位強制動揺装置を用い強制前後揺れを行った。なお、模型実験時の係留ラインの状態は C-C-M 3-S と同一である。この時係留ラインに加えた振動は、低周波数動が円周波数 ω_L で 0.628 rad./sec.、振幅が 60mm であり、高周波振動は、円周波数 ω_S が 5.236 rad./sec. から 6.98 rad./sec までの範囲の 4 つの周波数で振幅 10mm で行った。

模型実験で得られた結果を図-3.20 に示す。この図の上側は組み合わせ動揺時における係留ラインに働く変動張力の x 軸方向および z 軸方向の低周波成分 $t_{L,LS}$ と低周波振動のみの場合の変動張力 $t_{L,L0}$ との比であり、図の下側は組み合わせ動揺時における係留ラインに働く変動張力の x 軸方向成分および z 軸方向

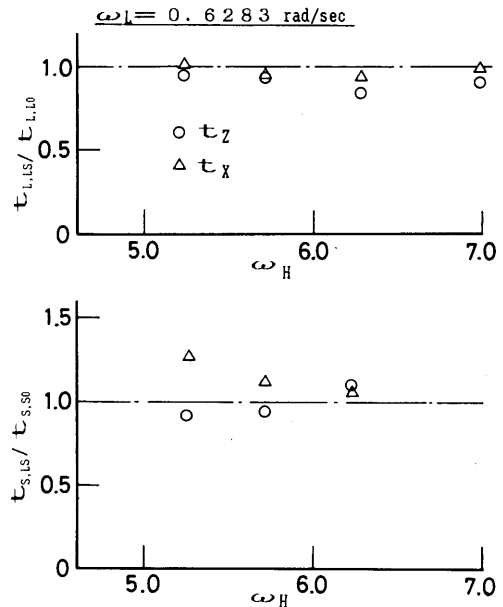


図-3.20 組み合わせ動揺時の変動張力特性

成分の高周波成分 $t_{S,LS}$ と高周波振動のみの場合の変動張力 $t_{S,S0}$ との比である。また、図の横軸は高周波振動の円周波数であり、丸印および三角印はそれぞれ係留ラインの上端部に働く変動張力の x 軸方向成分および z 軸方向成分である。

図-3.20 から、低周波振動と高周波振動とを組み合わせさせた場合、係留ラインに働く変動張力の低周波成分は、高周波振動の影響が現れず、低周波振動のみの場合の変動張力とほぼ同じである。一方、組み合わせた動揺のうち、高周波成分は、大振幅で低周波振動するために見かけ上初期張力が変動することになり、高周波成分のみで強制振動させた変動張力の応答値と若干相違している。しかしながら、今回の模型実験の範囲であれば低周波と高周波の振動が組み合わせさせた場合でも、両周波の振動による変動張力を単純に重ね合わせも良いといえる。

4. 結 言

以上、各種係留方式の係留ラインに働く静的張力特性と動的張力特性および複数係留システムの静的張力特性について模型実験を行い、計算値と比較・検討した。その結果、得られた主な成果および今後に残された課題等をまとめると以下の通りである。

(1) 索または鎖単独の係留ライン並びに索・鎖の組み合わせ、中間シンカー付および中間ブイ付の係留ラインの静的張力特性は、ランプド・マス法による計算値と模型実験値との相関が良好であり、数値計算で精度良く推定できることを確認した。また、各係留方式の静的張力特性の特徴をまとめた。

(2) 複数の係留ラインで係留した浮遊式海洋構造物に定常外力が作用した場合の張力分布や浮体の移動量等を求める係留計算プログラムを開発し、22条の中間シンカー付係留ラインで係留した大型模型による実験結果と比較して実験値と計算値の相関が良好であることを確認した。

(3) 係留計算プログラムの実際への適用例として、現在海上実験を実施している浮遊式海洋構造物の複数係留システムの係留角度の適正化を図るため、係留角度を系統的に変化させて各種外力に対して複数係留ラインに働く張力分布および浮体の定常変位量等を求めた。

(4) 鎖単独の係留ラインの動的特性について模型実験値とランプド・マス法および簡易推算法による計算値との比較・検討を行った。その結果、係留ラインが極端に弛緩状態にある場合を除いて、実験値と計算値はよく一致し、計算法による差もほとんどなかった。

(5) 中間シンカーおよび中間ブイ付係留ラインの強制動揺実験を行い、これらを取り付けることによる変動張力特性に与える効果を実験的に求めた。

(6) 係留ラインの上端部を係留浮体の水平面内における低周波かつ大振幅の動揺と、波浪による高周波の動揺とを組み合わせる強制動揺実験を行った結果、低周波振動に高周波振動が重畳しても変動張力の低周波成分や高周波成分にほとんど影響を及ぼさないため、それぞれの周波成分を線形重ね合わせて変動張力を求めることができる。

(7) 今後に残される課題を列挙すると以下の通りである。

(a) 係留ライン単独の静的張力特性については、係留ラインと海底との摩擦影響を考慮する必要がある。

(b) 係留計算プログラムにおいては、より実際に即するように係留ラインの海底との摩擦影響および浮体の沈下や傾斜等を考慮する必要がある。

(c) 中間シンカー付係留ラインの変動張力特性では、シンカーが海底と接触する時に生じる衝撃張力の発生機構とその軽減法の検討が必要である。

(d) 中間ブイ付係留ラインの変動張力特性では、

(192)

中間ブイの運動も考慮した計算法の開発が必要である。

(e) 不規則波中において浮遊式海洋構造物が大振幅で長周期運動する場合に係留ラインに働く変動張力の低周波成分および高周波成分に及ぼす影響についての詳細な検討が必要である。

なお、本研究における各種数値計算は船舶技術研究所の中央計算機 FACOM M-180 II AD およびアイ電子測器(株) AIDACS-4200G を使用して行った。

謝 辞

最後に、これまでに海洋開発工学部において模型実験を実施した結果の一部を引用させて頂いた。これらの研究に関係された方々並びに適切な助言と指導を受けた海洋開発工学部安藤定雄部長、大松重雄室長および加藤俊司技官に対して深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 上田 茂, 白石 悟: カテナリー理論による最適係留鎖の選定法および計算図表, 港湾技研資料 No. 379 (1987)
- 2) 庄司邦明: 係留浮体の運動と係留索の張力に関する研究, 日本造船学会論文集, 第138号 (1975)
- 3) 井上義行: 任意係留ラインの静特性計算, 石川島播磨技報, 第16巻5号 (1976)
- 4) 中嶋俊夫: 質点系モデルによる各種係留ラインの動的解析に関する研究, 東京大学博士論文(1981)
- 5) Nakajima T. and et. al.: On the Dynamic Analysis of Multi-Component Mooring Lines, OTC4309 (1982)
- 6) 安藤定雄: 浮遊式海洋構造物の係留技術, 第一回波浪エネルギー利用シンポジウム (1982)
- 7) 高井隆三他: 大型浮遊式海洋構造物の建造基礎技術に関する研究, 船舶技術研究所報告, 別冊6号 (1985)
- 8) 安藤定雄他: 無接触型挙動計測装置の適用について, 第42回船舶技術研究所研究発表会講演集 (1983)
- 9) 山川賢次他: 浮遊式海洋構造物の実海域実験について—実験用構造物の設計—, 第48回船舶技術研究所研究発表会講演集 (1985)
- 10) 安藤定雄, 加藤俊司: 鉄鎖係留ラインの静的張力特性と動的張力特性について, 西部造船会会報,

第66号 (1983)

- 11) 小寺山旦：係留浮体の運動と係留鎖張力について，西部造船会会報，第53号 (1976)
- 12) 島田 潔他：係留ライン張力に対する動的影響について，西部造船会会報，第60号 (1980)
- 13) 栖原寿郎他：振動する繫留鎖の挙動と張力，日本造船学会論文集，第148号 (1980)
- 14) 例えば 菊池 高：物理学 p134-137，明玄書房
- 15) 辻 松雄，加納 勇：シンカー付係留ラインの衝撃張力，第28回海岸工学講演会論文集 (1981)