

テンション・レグ・プラットフォーム の波浪中応答特性

山 川 賢 次*

Response of Tension Leg Platform in Waves

By

Kenji YAMAKAWA

Summary

This report describes the dynamic response of TLP (tension leg platform) of the three legs type in regular waves. The horizontal components of wave exciting force on the columns and the bracings of the TLP model are calculated by means of the inertia force component in Morison's formula, the drag force being considered negligible. The vertical components are calculated by the Froude-Krylov's force on the columns, while by the inertia force in Morison's formula for the bracings. Comparison between experimental and calculated results of wave exciting force showed fairly good approximation of this estimation method.

Accordingly, the motion of TLP in surge, heave and pitch are calculated by using the above mentioned wave exciting force. For the simplicity of calculation of the motion of platform and the tension induced on the legs, the motions of TLP in surge, heave and pitch are assumed to be uncoupled. The calculated results showed qualitatively good agreement with the experimental results both for the motions and tension fluctuations.

In addition, experimental results of non-linear response of tension in regular waves and spectrum of response in irregular waves including slow drift oscillation are considered.

目 次	
	頁
1. はじめに	28
2. 実験方法	29
2.1 供試模型	29
2.2 波強制力実験	29
2.3 波浪中動揺実験	30
3. 規則波中における運動および 変動張力の計算	30
3.1 運動方程式	30
3.2 波強制力の計算	31
3.2.1 波強制力の水平成分	31
3.2.2 波強制力の鉛直成分	32
3.2.3 波強制力のモーメント成分	33
4. 実験結果および考察	33
4.1 波強制力	33
4.2 規則波中の応答	35
4.2.1 運動の応答	35
4.2.2 索張力の応答	36
4.2.3 索張力の非線形応答	37
4.2.4 波漂流力	38
4.3 不規則波中の応答	39
4.3.1 応答スペクトラム	39
4.3.2 長周期運動	39
5. まとめ	40
参考文献	41

* 海洋開発工学部

原稿受付 昭和57年7月7日

記号表

A : 係留索の断面積
 A_w : コラムの水線面積
 a : 模型の重心から後方コラムの中心までの距離
 $2b$: プレーシングの長さ
 C_D : 抗力係数
 C_M : コラムの質量力係数
 C_{MB} : プレーシングの質量力係数
 C_i : 運動モード i における模型の減衰力係数
 D : 円筒の直径
 D_C : コラムの直径
 D_B : プレーシングの直径
 d : コラムの底面から水線面までの高さ
 E : 係留索のヤング率
 F_x, F_z : 模型に作用する波強制力の水平成分および鉛直成分
 $F_{x0}, F_{xB}, F_{z0}, F_{zB}$: コラムおよびプレーシングに作用する波強制力の水平成分および鉛直成分
 F_{xi}, F_{ci} : 模型に作用する波強制力の正弦成分および余弦成分
 F_D : 波漂流力
 g : 重力の加速度
 H : プレーシングの中心から O' 点までの距離
 $H_{1/3}$: 有義波高
 h : プレーシングの没水深度
 k : 波数
 k_i : 模型の復原力係数
 $k_2 \equiv EA/l$: 係留索 1 本当りのバネ定数
 $k_w \equiv T_i/l$: 模型の復原力係数の水平成分
 l : 係留索の長さ
 M_i : 付加質量 (付加慣性モーメント) を含む模型の質量 (慣性モーメント)
 M_y : 波強制力による O' 点まわりのモーメント
 $M_{x0}, M_{xB}, M_{z0}, M_{zB}$: コラムおよびプレーシングに作用する波強制力の水平成分および鉛直成分による O' 点まわりのモーメント
 \bar{m}_x : 付加質量係数
 p : コラム底面に働く圧力
 T_a : 係留索の変動張力の振幅
 T_i : 係留索の初期張力
 $\Delta T_x, \Delta T_z$: SURG および HEAVE に伴う係留索の変動張力
 $\Delta T_s, \Delta T_c$: 変動張力の正弦成分および余弦成分

t : 時間
 u, \dot{u}, \ddot{u}_n : 波の粒子速度, 加速度 および 加速度の法線方向の水平成分
 V : 波粒子の速度
 v, \dot{v} : 波粒子の速度, 加速度の鉛直成分
 x_i : 模型の運動振幅
 x_{si}, x_{ci} : 模型の運動振幅の正弦成分 および 余弦成分
 x_0 : 定常漂流量
 z_0 : 静水面から O' 点までの距離
 $\alpha = \cos \theta$
 $\beta = \sin \theta$
 γ : 波と変動張力との位相角
 δ_i : 波と運動との位相角
 θ : 波の進行方向に対するプレーシングの傾き
 ζ_a : 波振幅
 ζ_w : 波高
 λ : 波長
 ρ : 水の密度
 ϕ : 波の速度ポテンシャル
 ω : 波の円周波数

1. はじめに

海洋油田開発は、従来水深 200m 程度の大陸棚ですすめられてきたが、水深が 300~1,000m の大陸棚斜面へと拡大される傾向にある。水深が大きくなると、着底型に代って船型や半潜水型の石油掘削リグが使用されることになる。しかし従来船型や半潜水型の位置保持は索や鎖で弛く係留する方式 (slack 係留) で、波・風・潮流などの外力の影響を受けて動揺が大きくなるため、海象条件の厳しい大水深の海域では、稼働率が低くなるなどの問題点がある。このため、プロペラやスラスタを用いた半潜水型の自動位置保持方式や、taut 係留の Tension Leg Platform (TLP) の研究がすすめられている。最近では TLP の実機の建造も緒についたところである。

TLP は半潜水型の海洋構造物をワイヤロープ等の係留ラインで静的平衡状態より下方に引き込んで、海底のアンカーに接続し、係留ラインに生じる初期張力によって動揺を安定させる方式である。TLP は slack 係留方式の石油掘削リグに比較して、動揺が小さい、建造費が安い、移動性が優れているなどの点で有利とされている。しかし、係留ラインの大きな張力を支えるアンカーの設置や係留ライン損傷時の安全性および非線形挙動に伴って係留ラインに生じる大きな変動張

力など問題点が指摘されている。最近の研究ではTLPの動的応答特性については、吉田ら^{1),2),3)}によって実験と計算の比較から広範囲にわたって検討されている。また、係数励起振動⁴⁾や地震時応答⁵⁾など非線形挙動についての研究が見受けられる。

本報告は、不規則外力および異常外力時のTLPの挙動を調べるに先がけて、基礎資料を得るために行った鉛直係留の3本脚TLP模型の波強制力および規則波中の運動と変動張力の応答について、実験結果と近似計算値とを比較検討したものである。

波強制力の計算は、鉛直コラムの水平成分については有限要素法から求めた質量力係数を用いてMorison式の慣性力の頃から、鉛直成分についてはFroude-Krylovの力から求めた。ブレーシングについては水平成分、鉛直成分共にMorison式の慣性力の頃から計算した。波強制力の計算値は、実験値とよい近似となった。TLPの運動と変動張力の計算は、前後揺れ、上下揺れ、および縦揺れの運動が連成しないものとした。計算の結果は運動および変動張力共に実験値とほぼ一致した。また、係留索の変動張力の非線形応答例、波漂流力、不規則波中における応答スペクトラムおよび長周期運動についても実験結果を示して定性的に考察した。

2. 実験方法

2.1 供試模型

実験に用いた浮体模型は、中心間隔1,600mmで正三角に配置した鉛直コラムとコラムの底面から80mmの位置に接続した水平ブレーシングおよび上部の接続部材から構成されている。図-2.1に形状および寸法を写真-2.1に実験時の外観を示す。コラムは外径267mmの塩化ビニールの円筒を用い、コラムの中心には底面から内径20mmの塩化ビニール管を貫通して、係留索

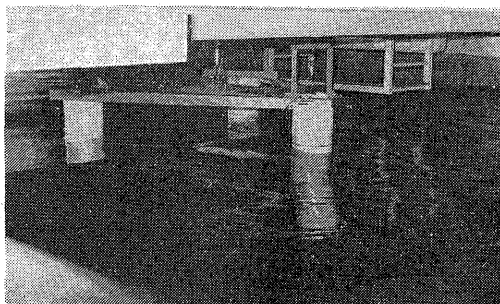


写真-2.1 実験時の模型の外観

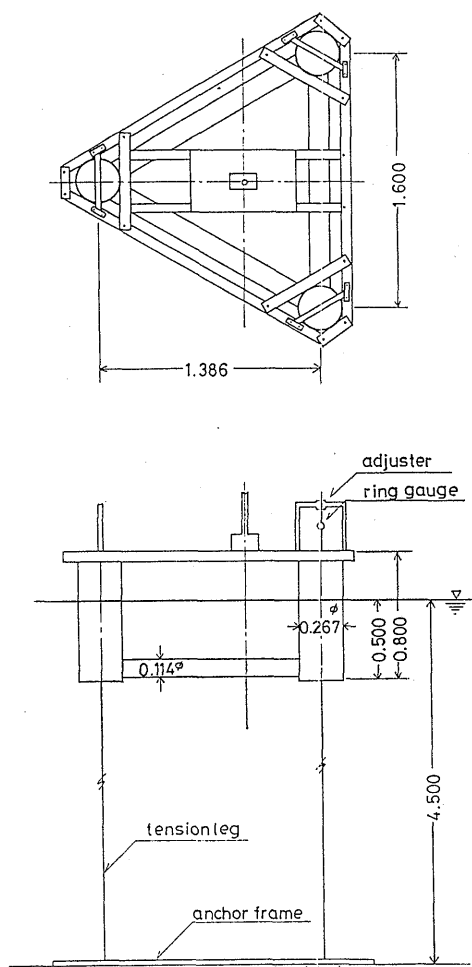


図-2.1 TLP模型の概要

の上端を甲板上に持ち上げるように製作した。また、重心調整のためコラム内の任意の高さに重錘を固定できるようにした。ブレーシングは外径114mmの塩化ビニールの円筒で製作し、浮力材として発泡スチロールを充填した。上部の接続部材はアルミニウム型材を用いて製作した。表-2.1に模型の主要目を示す。

2.2 波強制力実験

前後揺れ、上下揺れおよび縦揺れの波強制力を測定する実験は、2.1で述べたコラムとブレーシングを組み合わせた模型(M-CB)、コラム単体模型(M-CO)および模型M-CBからブレーシングを除いた模型(M-CC)の3種について、波周期0.63~3.47秒の規則波中に行った。吃水はいずれの模型も0.5mとした。

計測項目は入射波と模型に働く波強制力の3成分、すなわち、水平成分、鉛直成分およびモーメント成分である。入射波は模型の重心位置の真横とその前方5.0mに設置した容量式波高計で計測した。波強制力はコラムの底面から0.956mの位置に取付けた3成分検力計で模型を拘束して計測した。

実験は当所の三鷹第三船舶試験水槽（長さ150m、幅7.5m、深さ3.5m）で行った。

2.3 波浪中の動揺実験

波浪中の動揺実験では、水槽底面に設置した約120kgの鋼製フレームのアンカーに、7×7呼び径1.0mmのステンレスワイヤロープで模型を垂直に係留した。初期張力(T_i)の設定は、満載吃水状態で $T_i=0$ となる吃水($d=0.5$ m)を保つように係留索の長さを決めて固定したあと、各コラムから荷重調整用の重錘を等量ずつ除荷する方法をとった。係留索の変動張力は、コラム中心を貫通して持ち上げた係留索を甲板上的リングゲージに接続して計測した。係留索の長さは、アンカーからリングゲージまでの間で $l=4.82$ mとなり、係留索1本当りのバネ定数は検定の結果 $k_z \equiv EA/l=1,333.3$ kg/mであった。

計測項目は、模型の重心の前方4.25mの入射波、模型の運動（前後揺れ、上下揺れ）および係留索の変動張力で、それぞれ、容量式波高計、運動測定装置およびリングゲージで計測した。

表-2.1 TLP模型の主要目

初期張力 T_i (kg)	10.0	5.0	3.0	1.5	
模型の重量 W (kg)	80.9	95.9	101.9	106.4	
重心位置 $\bar{K}\bar{G}$ (m)	0.473	0.457	0.454	0.452	
吃水 d (m)	0.50				
バネ定数	k_w (kg/m)	7.50	3.73	2.22	1.12
	k_z (kg/m)	4,394.97			
	k_θ (kg/m)	1,701.07			

規則波中の実験状態は、表-2.1に示したように初期張力を変えた4状態について、波周期 $T_w=0.63\sim 3.47$ 秒で行った。また、 $T_i=3.0$ kgの状態については、平均波周期1.0、1.2、1.4秒のISSCスペクトラムの不規則波中の実験も行った。

実験は当所の動揺水槽（長さ50m、幅8.0m、深さ4.5m）で行った。

3. 規則波中における運動および変動張力の計算

3.1 運動方程式

TLPは係留索（レグ）に大きな初期張力を加えて浮遊式海洋構造物の動揺を安定させているため、上下揺れ、縦揺れおよび横揺れは、前後揺れおよび左右揺れに比較して小さく、運動モード間の連成は小さいと考えられる。したがって、運動方程式は非連成とし、運動モード毎に解を求めた。また、図-3.1のように正三角形模型の頂点から波が入射するものとして、解析の対象とした運動モードは前後揺れ、上下揺れおよび縦揺れの3成分である。

運動方程式は、前後揺れ、上下揺れ、縦揺れをそれぞれ $i=1, 2, 3$ として(1)式のようになる。

$$M_i \ddot{x}_i + C_i \dot{x}_i + k_i x_i = F_{si} + F_{ci} \quad (1)$$

ここに、 M_i ：付加質量（または付加慣性モーメント）を含む模型の質量（または慣性モーメント）、 C_i ：模型の減衰係数、 k_i ：模型の復原力係数（バネ定数、 F_{ci} , F_{si} ；模型に作用する波強制力（または波強制モーメント）の正弦成分および余弦成分である。

(1)式の i モードの解は、変位の正弦成分 x_{si} および余弦成分 x_{ci} として(2)式となる。

$$\left. \begin{aligned} x_{si} &= \frac{(k_i - M_i \omega^2) F_{si} - C_i \omega F_{ci}}{(k_i - M_i \omega^2)^2 + C_i^2 \omega^2} \\ x_{ci} &= \frac{(k_i - M_i \omega^2) F_{ci} - C_i \omega F_{si}}{(k_i - M_i \omega^2)^2 + C_i^2 \omega^2} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

したがって、運動の振幅および位相は(3)式となる。

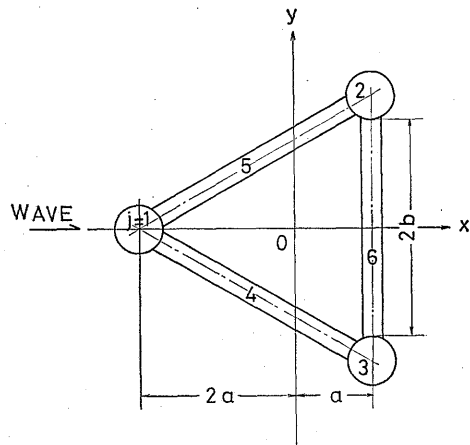


図-3.1 コラムとブレイシングの配置

$$\left. \begin{aligned} x_i &= \sqrt{x_{si}^2 + x_{ci}^2} \\ \delta_i &= \tan^{-1} x_{si}/x_{ci} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

運動に伴う係留索の変動張力は、波との位相を考慮して運動モード毎に係留索の伸び Δl_i を求め、 Δl_i に係留索の伸び剛性を乗じて計算される。

前後揺れによる浮力の変動を係留索の変動張力 ΔT_x に置き替えると、近似的に(4)式が得られる。

$$\Delta T_x \doteq \rho g A_w k_z \frac{x_0}{l} x_1 \quad (4)$$

ここに、 ρ ；流体の密度、 g ；重力の加速度、 A_w ；コラムの水線面積、 k_z ；係留索のバネ定数、 x_0 ；定常漂流量、 l ；係留索の長さ、 x_1 ；前後揺れの振幅である。

上下揺れによる変動張力 ΔT_z は(5)式となり、縦揺れによる前索の変動張力 ΔT_{pF} と後索の変動張力 ΔT_{pB} は逆位相で(6)式となる。

$$\Delta T_z = k_z x_2 \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_{pF} &= -2ak_z x_3 \\ \Delta T_{pB} &= ak_z x_3 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ここに、 x_2 ；上下揺れの振幅、 x_3 ；縦揺れの振幅、 a ；模型の重心から後方のコラム中心までの距離 $2a$ ；模型の重心から前方のコラム中心までの距離。

したがって、運動に伴って係留索に生じる変動張力の合力 ΔT および位相角 γ は(4)、(5)、(6)式の正弦成分の和 ΔT_s および余弦成分の和 ΔT_c から(7)式となる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta T &= \sqrt{\Delta T_s^2 + \Delta T_c^2} \\ \gamma &= \tan^{-1} \Delta T_s / \Delta T_c \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

3.2 波強制力の計算

模型の没水部分は円筒部材で構成されている。したがって、コラムの波強制力は、Froude-Krylov 力および波力の算定法として広く用いられている Morison の式を基本式とした。また、ブレーシングの波強制力も Morison の式を基本式とした。

没水円筒の微小部分 ds に働く Morison の波力の基本式は(8)式で与えられる。

$$dF = \left\{ \frac{1}{2} \rho D C_D V |V| + \frac{\pi}{4} D^2 \rho C_M \frac{\partial V}{\partial t} \right\} ds \quad (8)$$

ここに、 ρ ；流体の密度、 D ；円筒の直径、 C_D ；抗力係数、 C_M ；質量力係数、 V 、 $\partial V / \partial t$ ；円筒の中心における波粒子の速度および加速度。

入射波の速度ポテンシャルを(9)式で表わすと、 V および $\partial V / \partial t$ の水平成分および鉛直成分は、それぞれ(10)～(13)式となる。

$$\phi = -\frac{g \zeta_a}{\omega} e^{kz} \cos(kx - \omega t) \quad (9)$$

水平成分

$$u = \frac{\partial \phi}{\partial x} = \omega \zeta_a e^{kz} \sin(kx - \omega t) \quad (10)$$

$$\dot{u} = \frac{\partial u}{\partial t} = -\omega^2 \zeta_a e^{kz} \cos(kx - \omega t) \quad (11)$$

鉛直成分

$$v = \frac{\partial \phi}{\partial z} = -\omega \zeta_a e^{kz} \cos(kx - \omega t) \quad (12)$$

$$\dot{v} = \frac{\partial v}{\partial t} = \omega^2 \zeta_a e^{kz} \sin(kx - \omega t) \quad (13)$$

ここに、 g ；重力の加速度、 ζ_a ；波振幅、 ω ；波の円周波数で深海波では $k = \omega^2 / g$ の関係にある。

模型に働く波強制力は、個々のコラムおよびブレーシングについて、原点（静止した模型の重心）からの位相差を考慮して求め、部材間の相互干渉は小さいものとして重ね合わせる方法で計算した。

3.2.1 波強制力の水平成分

実験時の波高 ζ_w とコラムの直径 D_C の比較から、 $\zeta_w / D_C \leq 1.0$ であること、また、水深 h と波長 λ の比較から $h / \lambda > 0.3$ の範囲では Morison 式の慣性力の項が卓越する¹⁰⁾。また、水平没水円柱について KC 数がより小さく、没水深度に比較して水深が大きき場合には、慣性力の項のみを考慮すればよい¹¹⁾。したがって、コラム、ブレーシング共に波強制力の水平成分は、(8)式の慣性力の項を用いて計算した。

コラムに働く波強制力の水平成分は、(8)式の第2項（慣性力の項）に(11)式を代入して、コラム j について(14)式を得る。

$$\begin{aligned} F_{xci} &= \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho C_M \int_0^{-d} \dot{u} dz \\ &= \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a C_M (1 - e^{-ka}) \cos(kx_j - \omega t) \quad (14) \end{aligned}$$

ここに、 d ；コラムの底面から水線面までの高さ、 x_j ；コラム j の x 座標で、波の進行方向を正とする。 $j=1, 2, 3$ は、図-3.1のコラム番号に対応する。 C_M ；質量力係数で、後述する波周波数に依存する値となる。したがって、コラムに働く波強制力の水平成分の合力 F_{x0} は(15)式となる。

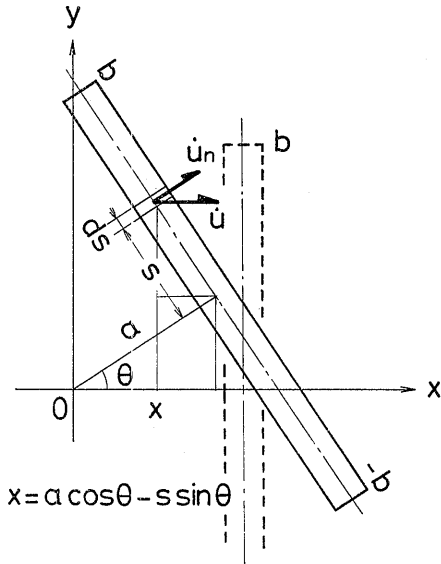


図-3.2 プレーシングの座標系

$$F_{xC} = -\frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a (1 - e^{-ka}) \cdot [\{ 2 \cos(ka) + \cos(2ka) \} \cos \omega t + \{ 2 \sin(ka) - \sin(2ka) \} \sin \omega t] \quad (15)$$

プレーシングは、水平没水円柱が図-3.1のように配置されている。波の進行方向と直角にあるプレーシングを $\theta=0^\circ$ とすると、図-3.2のように傾き θ のプレーシングに作用する波粒子の加速度の法線方向の成分 \dot{u}_n は、(11)式の変数 x を(16)式に変換して(17)式となる。

$$x = a\alpha - s\beta \quad (16)$$

$$\dot{u}_n = -\omega^2 \zeta_a e^{-kh} \alpha \cos \{ ks\beta - (ka\alpha - \omega t) \} \quad (17)$$

ここに、 $\alpha = \cos \theta$ 、 $\beta = \sin \theta$ 、 h ；プレーシングの没水深度、 s ；プレーシングの中心から微小部分 ds までの距離、 a ；原点からプレーシングの中心までの距離。

したがって、プレーシング j ($j=4, 5, 6$) に働く波強制力の水平成分は(18)式となる。

$$F_{xBj} = -\frac{\pi}{4} D_B^2 \rho C_{MB} \alpha^2 \int_{-b}^b \dot{u}_n ds = -\frac{\pi}{2} D_B^2 \rho g \zeta_a C_{MB} e^{-kh} \alpha^2 \frac{\sin(kb\beta)}{\beta} \cdot [\cos(ka\alpha) \cos \omega t + \sin(ka\alpha) \sin \omega t] \quad (18)$$

ここに、 D_B ；プレーシングの直径、 C_{MB} ；水平没

(340)

水円柱の質量力係数で 2.0 を用いた、 $2b$ ；プレーシングの長さ。

各プレーシングについては、 $j=4$ ； $\theta=-120^\circ$ 、 $j=5$ ； $\theta=120^\circ$ 、 $j=6$ ； $\theta=0^\circ$ とおいて(18)式から求めることができる。プレーシングに働く波強制力の水平成分の合力は(19)式となる。

$$F_{xB} = -\frac{\pi}{2} D_B^2 \rho g \zeta_a C_{MB} e^{-kh} \cdot \left[\left\{ 2\beta^2 \frac{\sin(kb\alpha)}{\alpha} \cos(ka\beta) + kb \cos(ka) \right\} \cos \omega t - \left\{ 2\beta^2 \frac{\sin(kb\alpha)}{\alpha} \sin(ka\beta) - kb \sin(ka) \right\} \right] \sin \omega t \quad (19)$$

したがって、模型に働く波強制力の水平成分は(15)式と(19)式を加え合せて(20)式となる。

$$F_x = F_{xC} + F_{xB} \quad (20)$$

3.2.2 波強制力の鉛直成分

コラムに働く波強制力の鉛直成分は、コラム底面に働く Froude-Krylov の力のみを考慮するものとし、プレーシングに働く波強制力の鉛直成分は流体の慣性力のみによるものとした。

まず、コラム底面に働く動圧力は、(10)式で与えられる速度ポテンシャルから導びくと(21)式となる。

$$p = -\rho \frac{\partial \phi}{\partial t} \Big|_{z=-d} = \rho g \zeta_a e^{-kd} \sin(kx - \omega t) \quad (21)$$

コラムの直径が波長に比較して小さいとすると、コラム底面上の圧力分布は一定とみなすことができ、コラムに働く波強制力の鉛直成分は(22)式となる。

$$F_{zCj} = \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a e^{-kd} \sin(kx_j - \omega t) \quad (22)$$

したがって、3本のコラムに働く波強制力の鉛直成分の合力は(23)式となる。

$$F_{zC} = \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a e^{-kd} \cdot [\{ 2 \sin(ka) - \sin(2ka) \} \cos \omega t + \{ 2 \cos(ka) + \cos(2ka) \} \sin \omega t] \quad (23)$$

次に、プレーシングに働く波強制力の鉛直成分は、慣性力のみとし(8)、(13)、(16)式から水平成分と同様の方法で計算し、3本のプレーシングに働く力の合力として(24)式を得る。

$$F_{zB} = \frac{\pi}{2} D_B^2 \rho g \zeta_a C_{MB} e^{-kh}$$

$$\begin{aligned} & \cdot \left[\left\{ 2 \frac{\sin(kb\alpha)}{\alpha} \sin(ka\beta) - kb \sin(ka) \right\} \cos \omega t \right. \\ & \left. + \left\{ 2 \frac{\sin(kb\alpha)}{\alpha} \cos(ka\beta) + kb \cos(ka) \right\} \sin \omega t \right] \end{aligned} \quad (24)$$

したがって、模型に働く波強制力の鉛直成分の合力は(23)、(24)式を加え合せて(25)式となる。

$$F_z = F_{zC} + F_{zB} \quad (25)$$

3.2.3 波強制力のモーメント成分

モーメント成分としては、3.2.1および3.2.2で求めたコラムおよびブレーシングに働く波強制力の水平成分および鉛直成分が、後述する O' 点を通る y 軸まわりに作用する値をとった。また、波強制力実験結果と比較するため、検力計まわりのモーメントも計算した。

波強制力の水平成分による縦揺れモーメントは、先ずコラム j について(22)式となる。

$$\begin{aligned} M_{x0j} &= \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho \omega^2 \zeta_a C_M \int_{-d}^0 (d+z) e^{kz} \cos(kx_j - \omega t) dz \\ &= \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a C_M \left\{ z_0 - \frac{1}{k} + \left(d - z_0 + \frac{1}{k} \right) e^{-kd} \right\} \\ & \quad \cdot \cos(kx_j - \omega t) \end{aligned} \quad (26)$$

ここに、 z_0 ；静水面から O' 点までの距離。
したがって、合成モーメントは(27)式となる。

$$\begin{aligned} M_{x0} &= \frac{\pi}{4} D_C^2 \rho g \zeta_a C_M \left\{ z_0 - \frac{1}{k} + \left(d - z_0 + \frac{1}{k} \right) e^{-kd} \right\} \\ & \quad \cdot [\{ 2 \cos(ka) + \cos(2ka) \} \cos \omega t \\ & \quad + \{ 2 \sin(ka) + \sin(2ka) \} \sin \omega t] \end{aligned} \quad (27)$$

次にブレーシングについては(19)式で与えられる水平成分に O' 点からブレーシングの中心までの距離 H を乗じて(28)式となる。

$$M_{xB} = HF_{xB} \quad (28)$$

波強制力の鉛直成分による縦揺れモーメントは、先ずコラム j については(22)式に x_j を乗じて求まり、合成モーメント M_{zC} は(29)式となる。

$$\begin{aligned} M_{zC} &= \frac{\pi}{2} D_C^2 \rho g \zeta_a \alpha e^{-kh} \\ & \quad \cdot [\{ \sin(2ka) + \sin(ka) \} \cos \omega t \\ & \quad + \{ \cos(2ka) - \cos(ka) \} \sin \omega t] \end{aligned} \quad (29)$$

次に、ブレーシング j については(8)、(13)、(16)式から求まり、合成モーメント M_{zB} は(20)式となる。

$$\begin{aligned} M_{zB} &= -\frac{\pi}{2} D_B^2 \rho g \zeta_a C_{MB} e^{-kh} \\ & \quad \cdot \left[\left\{ kab \sin(ka) + \frac{2a\beta}{\alpha} \sin(kb\alpha) \sin(ka\beta) \right. \right. \\ & \quad \left. \left. - 2 \left\{ b \cos(kb\alpha) - \frac{\sin(kb\alpha)}{k\alpha} \right\} \cos(ka\beta) \right\} \cos \omega t \right. \\ & \quad \left. - \left\{ kab \cos(ka) - \frac{2a\beta}{\alpha} \sin(kb\alpha) \cos(ka\beta) \right. \right. \\ & \quad \left. \left. - 2 \left\{ b \cos(kb\alpha) - \frac{\sin(kb\alpha)}{k\alpha} \right\} \sin(ka\beta) \right\} \sin \omega t \right] \end{aligned} \quad (30)$$

したがって、模型に働く波強制力の縦揺れモーメント成分は(27)、(28)、(29)、(30)式を加え合せて求まる。

$$M_y = M_{x0} + M_{xB} + M_{zC} + M_{zB} \quad (31)$$

4. 実験結果および考察

4.1 波強制力

図-4.1にコラム単体模型(M-CO)に働く波強制力の水平成分および鉛直成分の実験値と有限要素法(FEM)¹³⁾による計算値および、鉛直成分については(22)式で計算した Froude-Krylov の力との比較を示す。実験値とFEMによる計算はほぼ一致しているが、□印で示した Froude-Krylov の力はやや大きめとなっている。

模型M-COに働く波強制力の水平成分の計算値(FEM)と(8)式の慣性力の項から求めた質量力係 C_M 数を図-4.2に実線で示す。また、水底に達する鉛直円柱について求められている値¹⁰⁾を△印で示した。図から鉛直円柱の質量力係数は波周波数に依存することがわかる。実線と△印の差は、前者が水面下0.5mの鉛直円柱であり、後者は水底に達する鉛直円柱であるため、波長が大きくなるにしたがって影響が現れるものと考えられる。したがって、本報告で用いる質量力係数は実線の値とした。

図-4.3に3本のコラムを正角形に配置した模型M-CCに頂点から波が入射する場合の波強制力の実験値と(13)、(20)式で計算した値との比較を示す。実線で示した水平成分の計算値と実験値はよく一致している。破線で示した鉛直成分の計算値が実験値よりやや大きくなっているが、類似の傾向となっている。この結果から、コラム間の干渉を無視して重ね合せてよいことがわかる。

図-4.4(a)、(b)、(c)にブレーシングを付けた模型M-

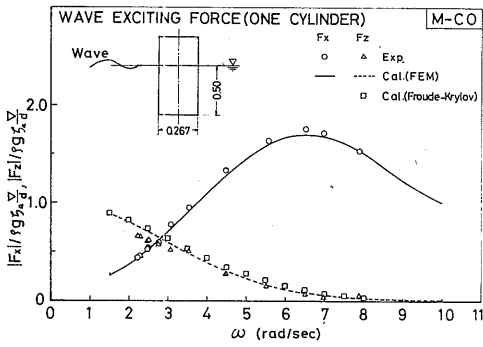


図-4.1 コラム単体模型に働く波強制力

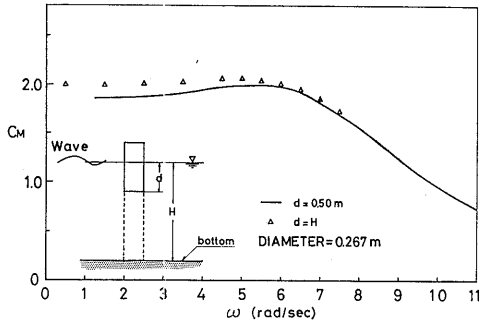


図-4.2 コラムの質量力係数

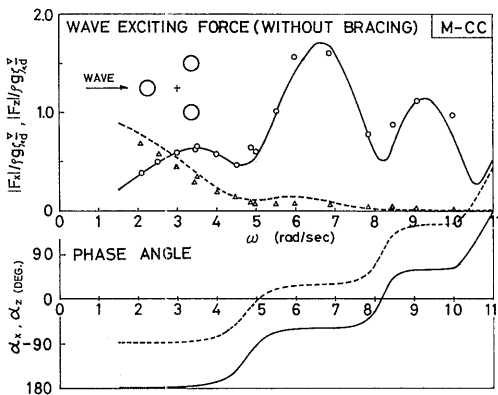
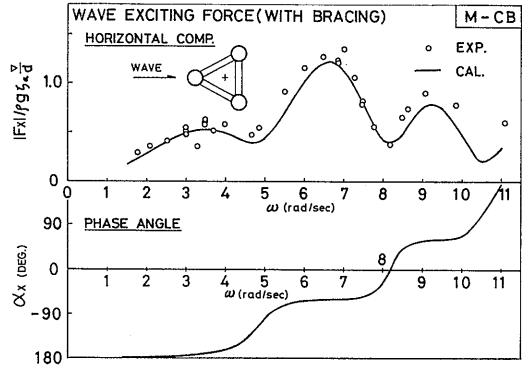
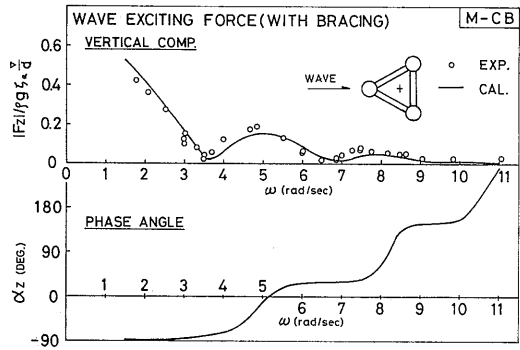


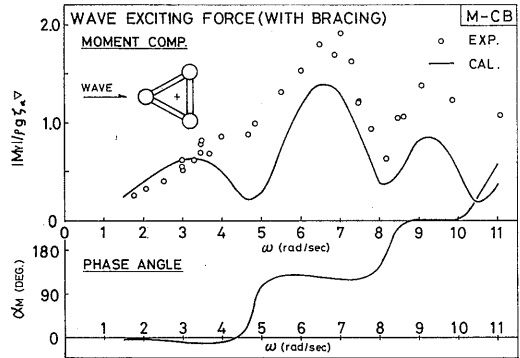
図-4.3 3本コラム模型に働く波強制力



(a) 水平成分



(b) 鉛直成分



(c) モーメント成分

図-4.4 ブレーシング付き3本コラム模型に働く波強制力

C Bに働く波強制力を示す。a図の水平成分は、計算値がやや小さい傾向となっている。b図の鉛直成分は $\omega > 3.5$ の範囲で計算値のピークが波周波数の大きい方にずれる傾向で値が小さくなっている。模型 M-C Cでは両者ともほぼよい結果であったことから、模型

M-C Bに現れた実験値と計算値の差は、ブレーシングの波強制力の評価を $C_{MB} = 2.0$ 一定としたこと、コラムとブレーシングの接続部で部材が接近しているにもかかわらず干渉を無視して計算したことによると考えられる。

c 図のモーメント成分は、実験値と計算値が類似の傾向で波周波数に対して変化しているが、前二者と比較して計算値がかなり小さくなっている。これは、波強制力の実験時に検力計を模型の甲板上に取り付けるため、波強制力の水平成分の着力点からの距離が大きいこと、模型の寸法に比べて検力計と模型の接続部が小さく構造上剛性を大きくできないため、実験時に生じた縦揺れがモーメント成分の計測誤差となって現れたものと考えられる。

運動の計算に用いた波強制力は、水平成分および鉛直成分については図-4.4(a), (b)に示した計算値を用いた。モーメント成分については、付加質量による重心位置の低下を考慮して、縦揺れの中心 O' 点を $0.7\overline{KG}$ と推定し、 O' 点まわりのモーメント成分の計算値を用いた。

次に、模型M-C Bと模型M-C Cの実験結果を比較

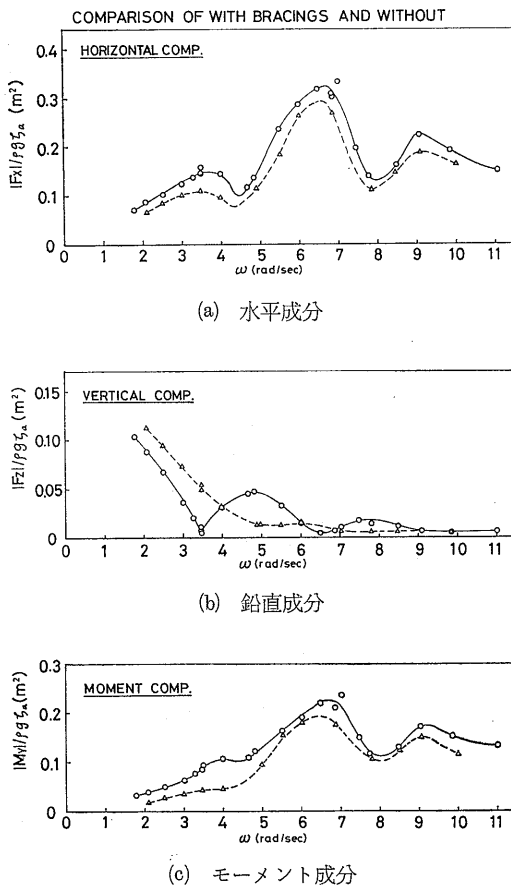


図-4.5 波強制力のブレイシングによる影響

すると図-4.5(a), (b), (c)のようになる。○, △印はそれぞれ模型M-C BとM-C Cの実験値である。a 図は水平成分で、両者はほぼ一定差で変化しており、コラムに働く力とブレイシングに働く力が同位相であることがわかる。b 図は鉛直成分で、両者の相異が顕著に現れており、ブレイシングを付けた M-C B の実験結果には、 $\omega=3.5, 6.5$ rad/sec 付近に波無し周波数が現れている。c 図はモーメント成分で、波周数に対する変化の傾向は類似しているが、一定差となっていない部分がある。モーメント成分については、先に述べた計測誤差が両者に含まれていると考えられる。

4.2 規則波中の応答

4.2.1 運動の応答

図-4.6に規則波中における前後揺れの応答特性の実験結果を示す。図中の記号は係留索の初期張力 T_i を変えた模型の状態を表している。図から前後揺れの応答特性は、初期張力の変化による影響があまり顕著ではないが一部に差が現れている。

図-4.7(a)に初期張力 $T_i=3.0$ kg の状態の前後揺れの実験結果と計算結果の比較を示す。図中の記号は、○印が実験値で実線と破線はそれぞれ付加質量係数 $\bar{m}_x=0.6$ および 1.0 とした場合の計算値である。実験値と計算値の比較では、 $\omega < 4.5$ の範囲では付加質量係数 $\bar{m}_x=1.0$ の計算値が、 $4.5 < \omega < 7$ の範囲では $\bar{m}_x=0.6$ の計算値が実験値とよく一致する。 $\omega > 7.5$ の範囲では、実験時の波高が比較的大きかったため波の乱れによる実験値のバラツキや、縦揺れの高調波共振による運動の乱れなどが考えられる。運動方程式の慣性力の項が他の二項に比べて大きく、前後揺れの共振点が $\omega=0.37$ rad/sec にあり、周波数応答は ω^2 に逆比例して減少している。

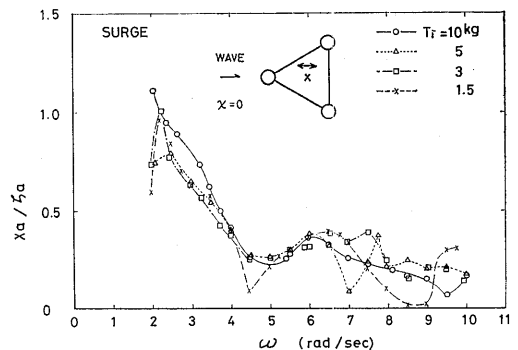
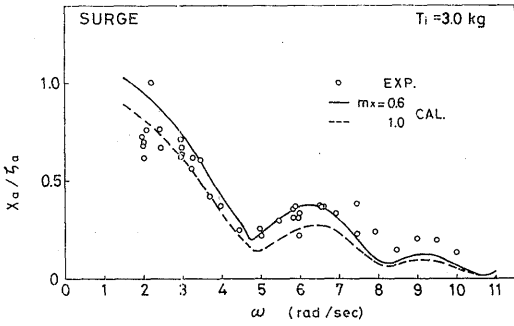
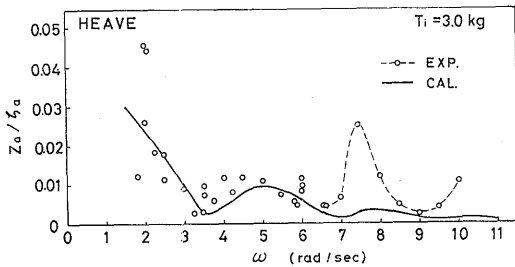


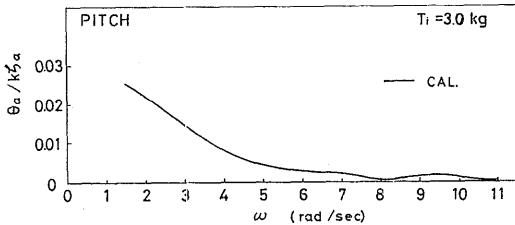
図-4.6 前後揺れの応答



(a) 前後揺れ



(b) 上下揺れ

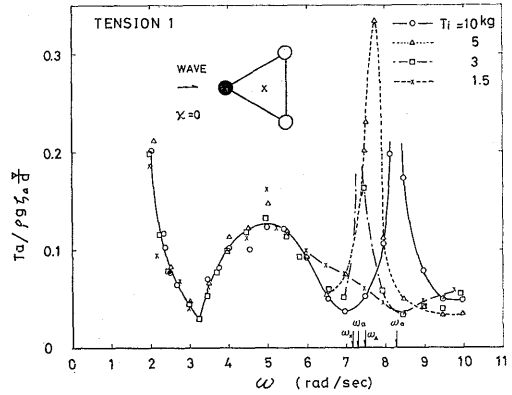


(c) 縦揺れ

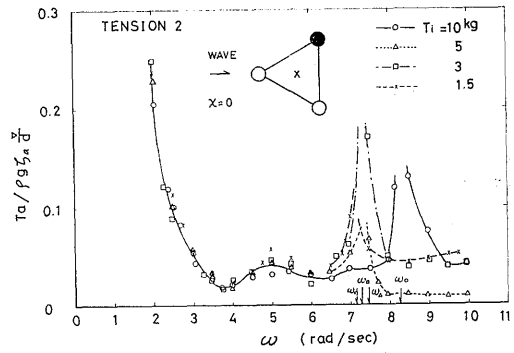
図-4.7 運動応答の実験値と計算値の比較

図-4.7(b)に上下揺れの実験結果と計算結果の比較を示す。実験値は上下揺れの運動振幅が小さいため計測精度が悪くバラツキが大きい。上下揺れモードの運動方程式は復原力の項が大きく、共振点が15rad/secにあるので、周波数応答の計算値は波強制力の鉛直成分に比例している。 $\omega=7.5$ 付近に見られる実験値のピークは、高調波共振(2倍調)と考えられる。図-4.7(c)に縦揺れの計算結果を示す。縦揺れについては、運動振幅が小さく十分な精度で計測できなかったため計算値のみを示す。後に述べる変動張力の実験値と計算値との比較から、縦揺れの計算値もほぼよい近似であろうと考えられる。

(344)



(a) 前索



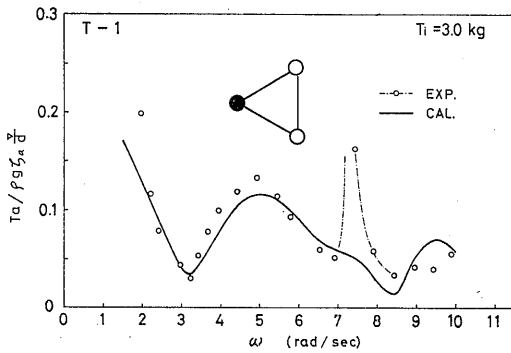
(b) 後索

図-4.8 変動張力の応答

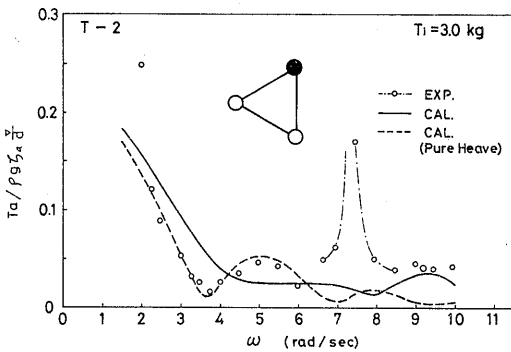
運動の計算に用いた減衰係数は、自由動揺試験から求めた速度に比例する値とした。

4.2.2 索張力の応答

図-4.8(a), (b)に係留索の変動張力の応答の実験値を示す。図中の記号は、係留索の初期張力 T_i を変えた模型の状態を表している。a図は波に向かって前方の係留索の変動張力の応答(T-1)で、b図は後方の係留索の変動張力の応答(T-2)である。後方の係留索の変動張力は、模型が左右対称で左右の変動張力の応答に差がないことが実験結果から確認されたので、波に向かって右側の値 T-2 で代表する。T-1, T-2 ともに $\omega < 6.5$ の範囲では初期張力の変化による影響は小さい。 $\omega > 6.5$ の範囲では、縦揺れの固有振動数の1/2に相当する波周波数で高調波共振を起しており、T-1, T-2ともに大きなピークが現れている。高調波共振のピークは、初期張力が大きくなるにしたがって、波周



(a) 前 索



(b) 後 索

図-4.9 変動張力の実験値と計算値の比較

波数の高い方へ移動している。a図とb図を比較すると、 $\omega < 3$ の範囲では T-1 と T-2 は一致しており、 $3 < \omega < 6.5$ の範囲では最も大きいところで T-1 が約 3 倍となって前後非対称の影響が顕著に現れている。

図-4.9(a), (b)に初期張力 $T_i = 3.0 \text{ kg}$ の状態の T-1 と T-2 の実験値と計算値の比較を示す。○印は実験値、実線は前後揺れ、上下揺れおよび縦揺れの運動に伴う変動張力を合成した計算値、b図に示した破線は上下揺れに伴う変動張力の計算値である。T-1 は前後揺れ、上下揺れ、縦揺れによる変動張力の計算値が実験値とよく一致し、T-2 は上下揺れのみによる計算値が実験値とよく一致している。4.2.3 で示す記録例からもわかうように、 $\omega < 3$ の範囲は上下揺れモードとなっており、 $\omega > 3$ の範囲では上下揺れと縦揺れの合成モードとなっている。縦揺れは後方の索が回転運動の中心となっている傾向が変動張力の記録例(図-4.14)から見られる。このため、T-2 はほとんど上下揺れモードによる変動張力に支配されているのではな

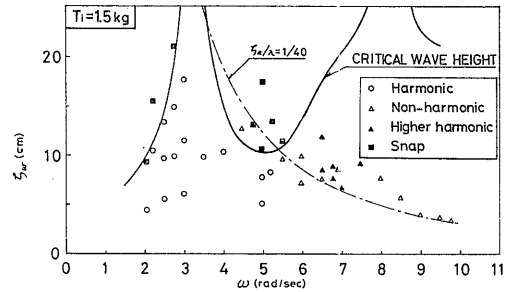


図-4.10 変動張力応答波形による入射波の分類

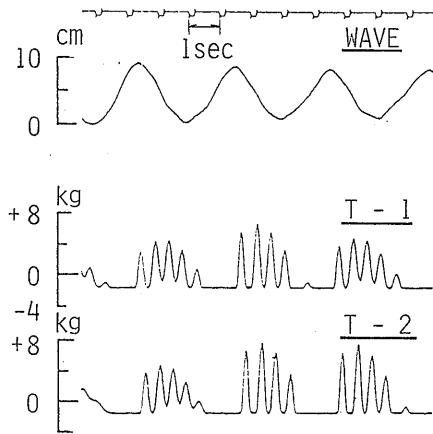
いかと考えられる。計算値は線形運動方程式から求めており、高調波共振による変動張力の増加は現れていない。前後揺れによる変動張力は他の二者に比較して小さい。

4.2.3 索張力の非線形応答

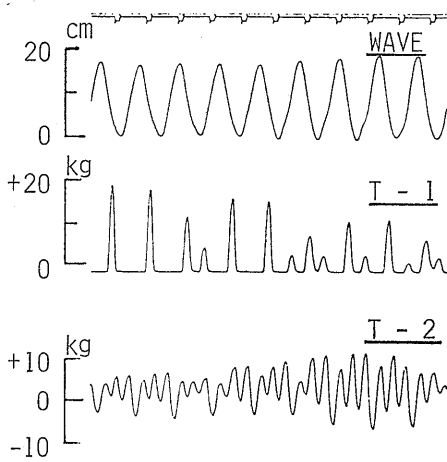
係留索の初期張力 $T_i = 1.5 \text{ kg}$ の状態について、規則波中の実験時における波高 ζ_w と波周波数 ω との関係を図-4.10 に示す。図中の記号は、変動張力の応答波形を 4 種類に分類したものである。実線は変動張力の応答振幅 R_T と初期張力 T_i の関係を $2T_i = R_T \zeta_w$ と置いて計算した波高で、吉田ら¹⁾の示している限界波高曲線に相当する。すなわち、係留索が Slack を起す波高を波周波数に対して表した計算値で、実験で観測されたスナップ荷重の分布と類似の傾向となっている。一点鎖線は波傾斜 $\zeta_w / \lambda = 1/20$ を表し、使用した波の粗度の目安として記入した。

次に変動張力の非線形応答例を図-4.11 に示す。a 図は $\omega < 3$ の上下揺れモードの範囲で生じたスナップ荷重で、波の谷で係留索が Slack を起し、波の山では T-1、T-2 共に上下揺れの固有振動数のスナップ荷重となっている。b 図は縦揺れモードの範囲で生じたスナップ荷重となっているが、T-1 は波周波数と同調したスナップ荷重となっているが、T-2 は Slack を起しておらず波の山で上下揺れの固有振動数で張力が変動している。c 図は 4.2.2 で述べた高調波共振点付近の変動張力の応答で、波周波数の 2 倍の周波数で変動している。T-1 と T-2 が逆位相になっており縦揺れの高調波共振を起している。

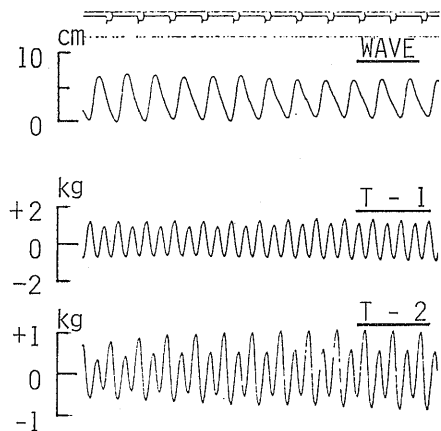
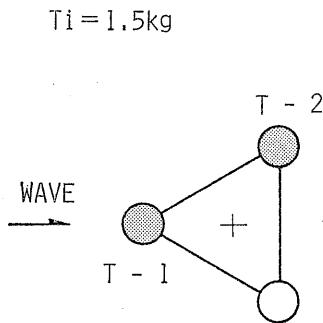
図-4.11 (b) に示した応答例をさらに詳しく示すと、波高の変化に対する変動張力の応答波形の変化は図-4.12(a), (b), (c), (d) のようになる。T-2 は波高が小さい場合にも波形がくずれており、(c), (d) 図から 3 倍調の高調波共振が確認されることから、後方の係留索は



(a) $\omega = 2.02 \text{ rad/sec}$



(b) $\omega = 4.98 \text{ rad/sec}$



(c) $\omega = 7.0 \text{ rad/sec}$

図-4.11 変動張力の非線形応答例

上下揺れの支配が大きく、上下揺れの固有振動数 $\omega \doteq 15 \text{ rad/sec}$ に共振したものと考えられる。 $\omega = 4.99 \text{ rad/sec}$ における変動張力の波高の変化に対する応答は、図-4.10との比較から図-4.13のように推定される。変動張力はスナップ荷重の発生に伴って急激に大きくなっており、T-1 に著しく現れている。

4.2.4 波漂流力

運動の水平成分の実験記録は、前後揺れと波による漂流とが重畳されている。したがって、この記録から求まる定常漂流量 x_0 に水平方向のバネ定数 ($k_x \equiv T_i/l$) を乗じて波漂流力とした。図-4.14 に波漂流力の実験値と計算値の比較を示す。実験値の記号は係留索の初

期張力 T_i の変化を表わしたものである。計算値はブレーシングを除いた鉛直円柱について求めたもので有限要素法による値を実線で、Havelock の式による値を...⊕...で表わした。

実験値はばらつきが大きい、計算値は両者がよく一致しており、実験値のほぼ上限を通る傾向である。実験値と計算値の相異は、実験値が動揺中の漂流力であるためであろう。実験値が $\omega = 5 \text{ rad/sec}$ 付近にピークをもつのは、上下揺れの影響であろうと考えられる。

波による漂流変位は初期張力に逆比例し、実験で得られた最大値は $x_0 = 0.28 \text{ m}$ ($T_i = 1.5 \text{ kg}$, $\omega = 5.0 \text{ rad/}$

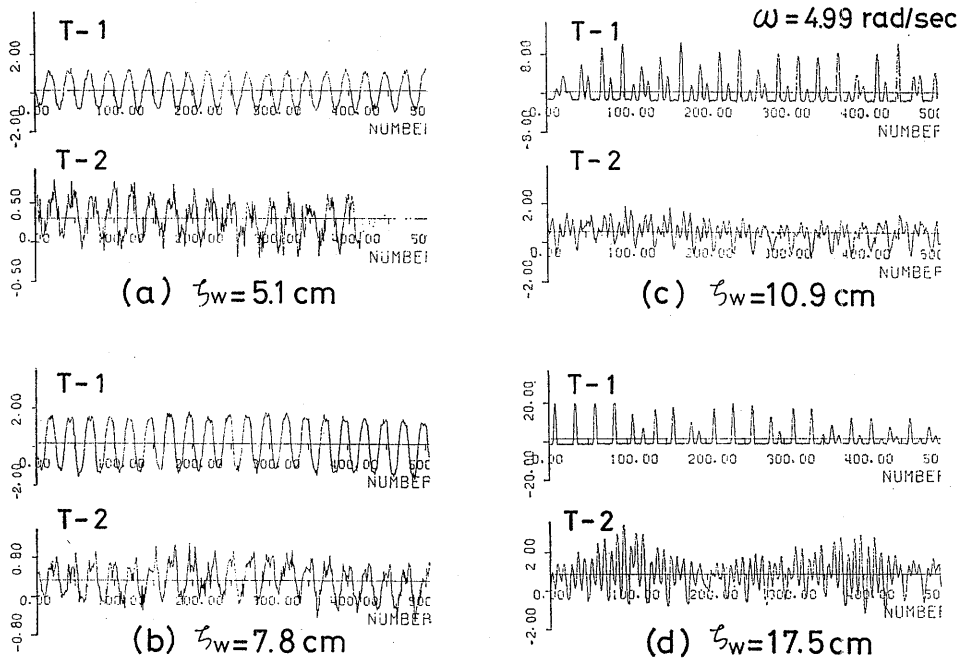


図-4.12 変動張力応答波形の波高による変化

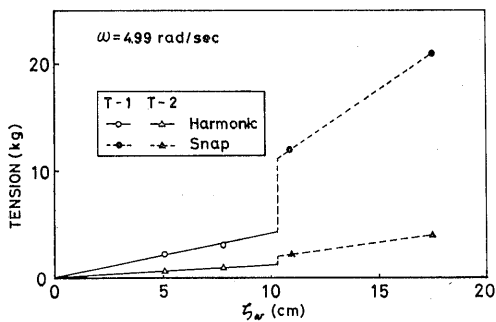


図-4.13 変動張力の波高影響

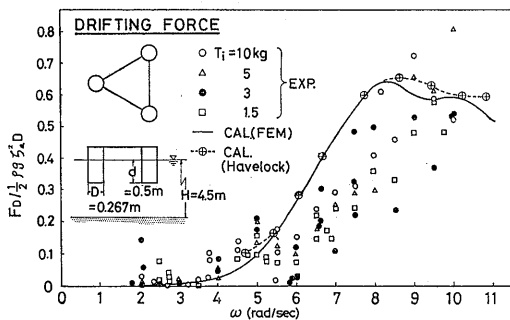


図-4.14 波漂流力

sec, $\zeta_w=0.18\text{m}$) で、対水深比は $x_0/h \div 6\%$ であった。

4.3 不規則波中の応答

4.3.1 応答スペクトラム

平均波周期 $T_m=1.2\text{sec}$ 、有義波高 $H_{1/3}=5.0\text{cm}$ における波スペクトラム、前後揺れおよび係留索の変動張力の応答スペクトラムの例を図-4.15に示す。図-4.13の波スペクトラムおよび変動張力 T_F, T_B のスペクトラムから求めた応答関数を規則波中の実験結果と比較して図-4.16に示す。応答関数の計算は、波スペクトラムが顕著な波周波数の範囲で求めた。不規則波中の応答スペクトラムから求めたT-1、T-2の応答関数は、規則波中の実験結果とよく一致している。 $\omega \div 7.5$ にある実験値のピークは、前述した上下揺れの高調波共振であるが、入射波のスペクトラムに含まれる高調波成分が小さいことと、入射波高が小さいため共振しなかったものとする。

4.3.2 長周期運動

図-4.17に平均波周期 $T_m=1.2\text{sec}$ 、有義波高 $H_{1/3}=6.9\text{cm}$ の不規則波中の実験の記録例を示す。図から前後揺れに長周期運動が現れておりこの運動の

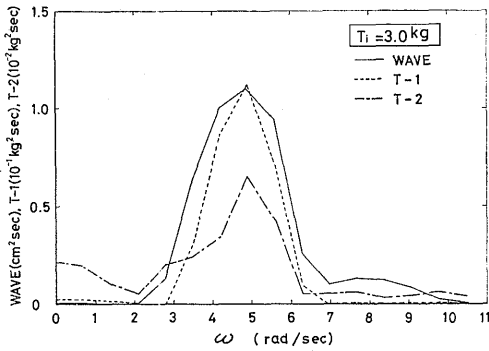


図-4.15 入射波のスペクトラムおよび変動張力の応答スペクトラム

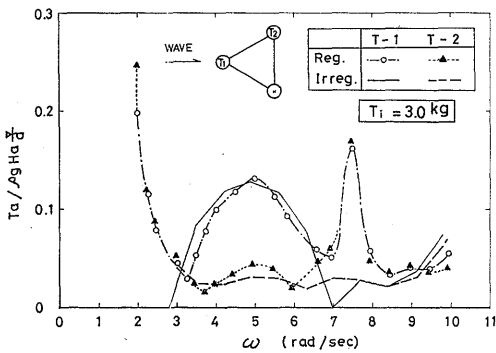


図-4.16 応答関数の比較

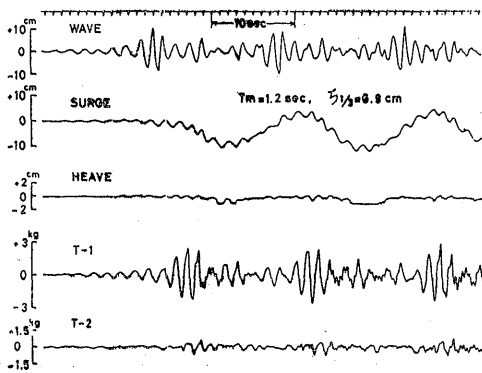


図-4.17 長周期運動の記録例

周期は前後揺れの固有周期 17.2 sec と一致する。また、入射波が振幅変調波に近い形状になっている。振幅変調波に近い不規則波中におかれた係留浮体は、変動漂流力の周期と係留浮体の固有周期が一致した場合に長周期運動を励起される。

前述したように、前後揺れの係留索の変動張力への影響は小さい。したがってT-1、T-2共に長周期運動の影響は現れていない。波スペクトラムが縦揺れのモードと一致しているためT-1とT-2の相異が顕著に現れている。

5. まとめ

実験結果と近似計算結果から3本脚TLPについて次のようにまとめることができる。

- (1) 本報告で示した波強制力の近似計算は、円筒部材を組み合わせた海洋構造物の波強制力の推定に有効である。
- (2) 運動および変動張力の計算も実験結果とよい近似となった。
- (3) 正三角形にコラムを配置した模型の頂点から波が入射する場合、前方の係留索の変動張力は上下揺れと縦揺れに支配され、後方のそれは上下揺れに支配されている。
- (4) 係留索の初期張力の変化は、運動および変動張力の応答への影響は小さい。しかし、初期張力が小さいと係留索が容易にスラック状態になり、スナッフ荷重が発生する。
- (5) 係留索の縦振動の固有振動数の1/2, 1/3の波周波数で高調波共振が現れる。したがって、固有振動数を考慮した係留索の選定が必要である。
- (6) 不規則波中の実験で、前後揺れの長周期運動が確認された。運動振幅は増大するが、前後揺れによって生じる変動張力は小さく、長周期運動の変動張力への影響は顕著ではなかった。

実験の解析および計算には、当所運動性能部の動揺試験水槽制御装置 (FACOM U-1500) および中央計算機 (FACOM OS IV/F4) を使用した。

本報告をまとめるにあたり、実験および解析の便宜をはかっていただいた運動性能部耐航性研究室菅 信室長、猿田俊彦、原口富博両技官、御指導・御討論をいただいた海洋開発工学部高石敬史部長、運動性研究室安藤定雄室長、有限要素法による波強制力および波漂流力計算プログラムの使用に便宜を与えられた運動性研究室影本浩技官、波強制力測定実験に御助力いただいた星野邦弘技官ならびに、実験からまとめに至るまで御助力をいただいた計測研究室井上令作室長、岩井勝美技官に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 吉田宏一郎, 米家卓也, 岡 徳昭; 緊張繫留プラットフォームのスナップ荷重, 日本造船学会論文集, No.144 (1978)
- 2) 吉田宏一郎, 米家卓也, 岡 徳昭; 緊張繫留プラットフォームの動的応答特性, 日本造船学会論文集, No.146 (1979)
- 3) 吉田宏一郎, 米家卓也, 岡 徳昭, 尾崎雅彦; 緊張繫留プラットフォームの動的応答特性 (続報), 日本造船学会論文集 No. 147 (1980)
- 4) 西原誠一郎, 今北明彦; Tension Leg Platformの係数励起振動, 日本造船学会論文集, No. 145 (1979)
- 5) 川西利昌, 加藤 渉; 地震時におけるテンションレグプラットフォームの応答に関する研究, 関西造船協会誌, No. N182 (1981)
- 6) C.L. Kirkand E.U. Etok; Dynamic Response of Tethered Production Platform in a Random Sea State, 2nd BOSS (1979)
- 7) Fran S. F. Chou, Susobhan Ghosh and Dean A. Kypke; Analytical Approach to the Design of a Tension Leg Platform OTC 3883 (1980)
- 8) 山川賢次; 波浪中におけるテンション・レグ・プラットフォームの係留力について, 船研講演集, (1981, 12)
- 9) 金網正夫, 田中 修, 小林正典; テンションレグプラットフォームに関して, 日本造船学会第4回海洋工学シンポジウム, (1979, 2)
- 10) 堀川清司; 浅海域における波と波力, 日本造船学会第1回海洋工学シンポジウム, (1974, 11)
- 11) 上北征男; 水平円柱に作用する波力に関する研究, 水産工学研究所報告, 2, (1981)
- 12) 小寺山 亘, 田代昭正; 水平没水円柱に加わる波力について, 日本造船学会論文集, (1978, 5)
- 13) 安藤定雄, 影本 浩; 大型海洋構造物の洋上接合時における接合部荷重について, 西部造船会々報, No. 60 (1980)
- 14) 藤井 斉, 高橋 雄; 海洋構造物に作用する流体力の推定, 三菱重工技報, Vol. 7 No. 1 (1970)
- 15) 新井信一, 根角幸明, 高木又男; 不規則波中の係留浮体の運動に関する研究, 日本造船学会論文集, No. 140 (1976, 11)