

(昭和 61 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

浮体式海洋構造物の緊張係留に関する研究 (第 4 報)

—緊張係留実海域実験の安全性について—

正員 工藤 君 明* 正員 木下 篤**
 正員 生駒 信 康*** 正員 荒川 仁***

Study on the Tension Mooring of the Floating Ocean Structure (4th Report)

by Kimiaki Kudo, *Member* Atsushi Kinoshita, *Member*
 Nobuyasu Ikoma, *Member* Hitoshi Arakawa, *Member*

Summary

Japan Marine Science and Technology Center plans the TLP sea test using a prototype floating offshore structure which has been designed by Ship Research Institute, Japan Ministry of Transport, for the joint at-sea experiments.

The TLP sea tests will be executed in this and next years. The test will be performed to evaluate the performance and reliability of the tension mooring system in the real ocean environment. The site is 40 m deep and 3 km offshore facing the Japan Sea. The environmental condition is favorable in summer, which allows us very easy installation work. It becomes, however, severe in winter. The prototype floating ocean structure is not originally designed for TLP. Moreover this test structure is made as small as the motions of the structure and the mooring line tensions can be measured in relatively severe sea conditions upon keeping enough stability.

The air draft is only 5.5 m. Consequently the great waves will crash the upper structure causing shock loads in the tension mooring line. By the 1/40 scale model test the critical wave height is proved to be 7.2 m. Therefore, the test period during which the sea test can be executed safely is decided from May till October. The stress check for yielding and buckling is proved that the working stresses under the critical environmental conditions are much less than the allowable stresses.

1 緒 言

緊張係留方式の実海域実証実験を昭和 61 年度より山形県鶴岡市由良漁港沖合で実施するために、これまで緊張係留システムの基本設計を行い、この内容については第 1～3 報で概略を紹介した^{1),2),3)}。

実海域実験では自然環境条件下における緊張係留索の変動張力、浮体動揺など各種応答を計測し、水槽模型試験結果および理論解析結果と比較検討することにより、緊張係留方式の設計手法を研究開発することを目的としている。

緊張係留実験に利用する浮体は 12 本フーティングコラムのセミサブ型である。この浮体形状は海洋空間等の

利用を拡大するための浮遊式海洋構造物を想定した実物に近いプロトタイプとして計画されたものであり、しかも厳しい海気象条件下に長期間設置し、海洋構造物の各種性能を検証することを目的としたものである⁴⁾。このように、本浮体構造物はもともと緊張係留用として設計されたものではなく、また実験海域は冬季に大波浪が予想されるので、実験を安全に遂行するためには種々の制約条件を明らかにしておく必要がある。

緊張係留方式ではその特性上、上下揺・縦揺・横揺は小さく、ほとんど固定構造物と等しくなるので、大波高時には上部構造物に波浪衝撃等が発生する危険性がある。

本論文では、浮体式海洋構造物の 1/40 スケールモデルにより大波浪中の水槽実験を実施し、実海域実験限界波高および緊張係留索の最大変動張力について検討した結果について述べる。また数値シミュレーションにより

* 海洋科学技術センター

** 日立造船情報システム(株)

*** シバタ工業(株)

限界波高を推定するとともに緊張係留浮体の全体強度についても検討する。

なお、実験海域の海象条件は波力発電装置「海明」の実験により十分把握されており、最大波高は有義波高の1.5~1.8程度となっているので²⁾、本報では最大波高に対応する規則波を用いて限界波高を推定するものとする。

2 大波高実験

2.1 供試模型

供試模型は、実機浮体の1/40スケールモデルである。緊張係留方式では、大波高時のデッキ部靑波現象に十分注意する必要がある、この時の索張力の応答も十分に興味がある。模型はアルミ板を用いて製作したが、特に模型のデッキ構造は、できるだけ実機浮体の構造と相似となるよう注意した。模型の概略図をFig. 1に示す。

緊張係留索は、1/40スケールのラバーチェーン模型を製造することが困難なため、 $\phi 3$ mmのビニロンロープとゴムひもを組み合わせた複合モデルを製作した。この係留索模型の伸び特性をFig. 2に示す。複合モデルでは、小さい力に対してはゴムひもの特性を示し、力が大きくなるとロープの特性を示している。

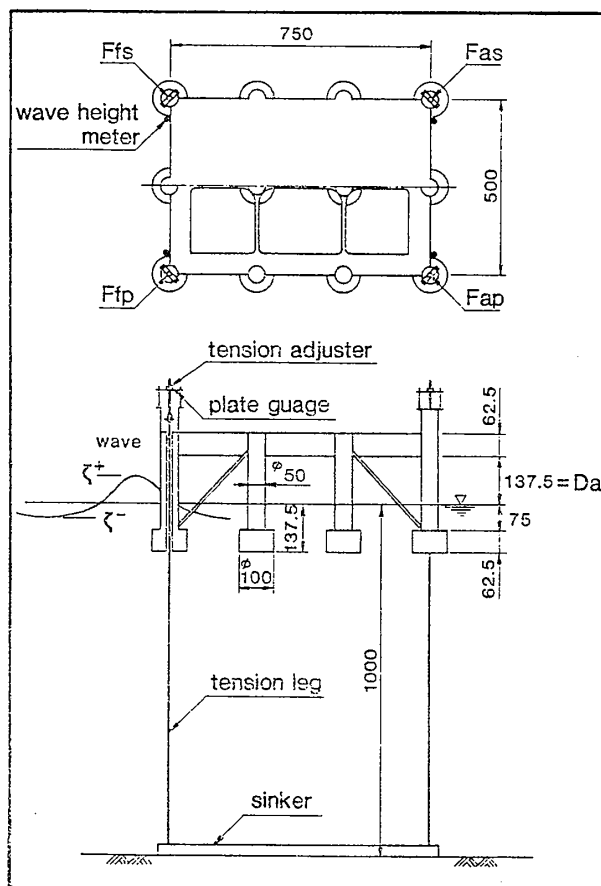


Fig. 1 Coordinate system and 1/40 scale model. (unit : mm)

2.2 実験方法

模型試験は、鹿島建設技術研究所の大型水路で行った。水槽は、入射波形および浮体の運動等が観測できるように部分的に窓がとり付けてある。水深は1mで水底に緊張係留索を取り付けた型枠を沈め、重錘を乗せてシンカーとした。係留索は、コラム中心を貫通させて立上げ甲板上のプレートゲージにボルトを介して接続した。初期張力の設定はこのボルトのネジにより微調整をする方法をとった。緊張係留索の初期張力は各索ともほぼ均等になるように調整し平均0.49kg(実機換算31.4ton)とした。

また相対波高を計測するために前後2カ所のデッキコーナー付近に容量式波高計を取り付けている。

計測項目は、浮体の相対波高、緊張係留索の変動張力および入射波である。入射波の方向は、縦波、浮体の対角方向および対角に垂直方向の斜波の3種類である。本論文ではこれらをそれぞれ $\alpha=0^\circ$, 33.7° , 56.3° で表わしている。

2.3 限界波高

実験では比較的波高の大きい $H_W=23$ cmまでの規則波を用いた。これは実機に換算すると波高 $\bar{H}_W=9.2$ mとなる。なお、実機換算した値は \bar{H}_W のように、記号の上に-を付けて表わすものとする。

相対波高および索変動張力の計測例をFig. 3に示す。(a)は $\alpha=33.7^\circ$, $\lambda/L=8$, $H_W=17.2$ cm ($\bar{H}_W=6.9$ m)の例である。また(b)は $\alpha=0^\circ$, $\lambda/L=6$, $H_W=20.9$ cm ($\bar{H}_W=8.4$ m)の例である。両者とも波は上部構造物に達していないが、フーティング上面が露出したものである。なお、 ζ_f および ζ_a は前後の相対波高、また F_{fp} および F_{as} は前後索の変動張力を表わす。

相対波高の計測結果をFig. 4, 5, 6に示す。相対波高は

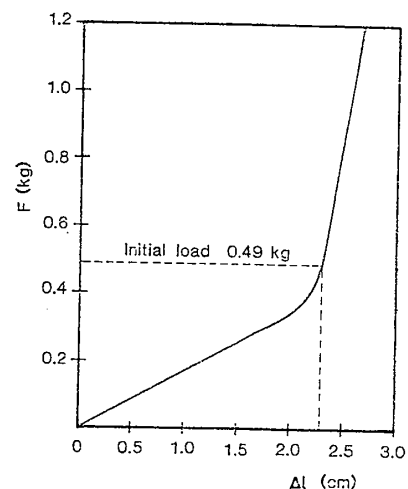


Fig. 2 Force-deflection characteristics of the tension leg simulated for 1/40 scale model.

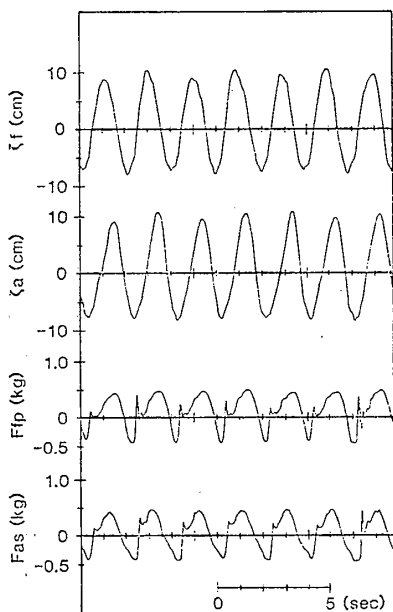


Fig. 3 Experimental time histories of fore and aft relative wave height, mooring line tensions.

(a) $\alpha=33.7^\circ$, $\lambda/L=8$, $H_w=17.2$ cm

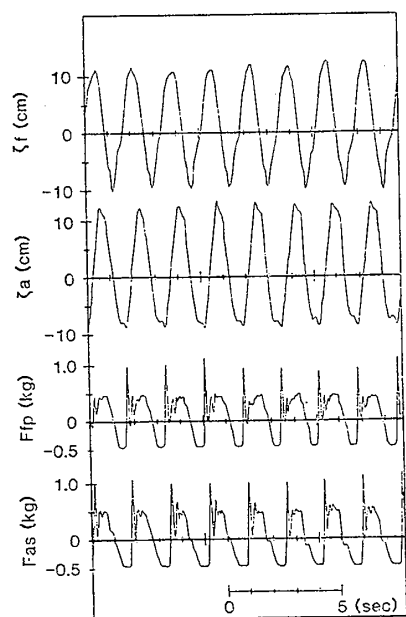


Fig. 3 (b) $\alpha=0^\circ$, $\lambda/L=6$, $H_w=20.9$ cm

波面上昇方向を正にとり、平均水面から波の頂までを ζ^+ 、波の谷までを ζ^- で表わす (Fig. 1)。結果は、これらを模型のエアドラフト $Da (=13.75\text{cm})$ を用いて無次元化した。図中の記号は、白ぬきが波上側の相対波高を、ぬりつぶしたものが波下側の相対波高を示している。また、破線は波頂がデッキ下面に接触する相対波高の限界値とフーティング上面が露出する限界値を表わす。

相対波高は、いずれの波入射角に対しても $H_w < 18$ cm ($\bar{H}_w < 7.2\text{m}$) まではほぼ直線的に増加している。ま

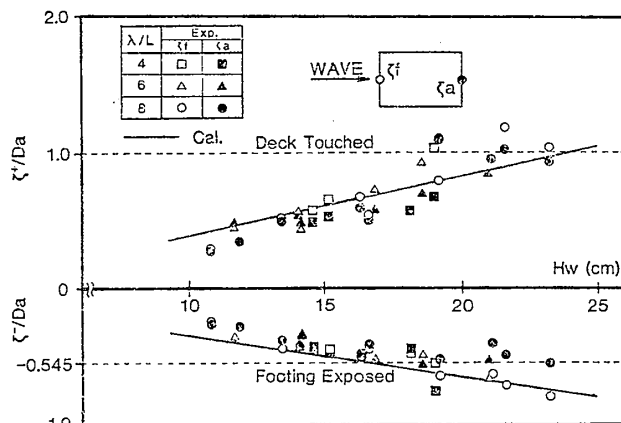


Fig. 4 1/40 scale model test results of relative wave height in head sea.

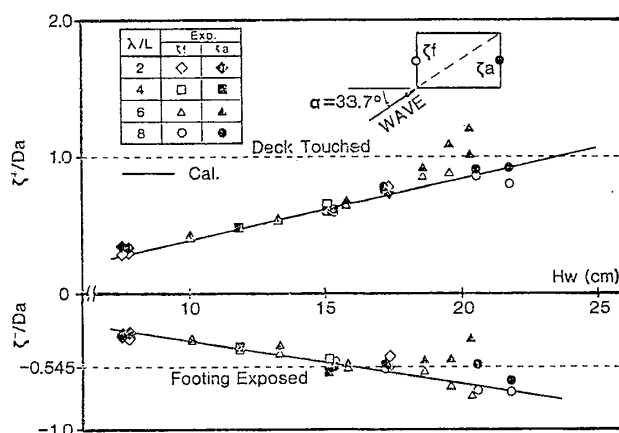


Fig. 5 1/40 scale model test results of relative wave height in oblique sea. ($\alpha=33.7^\circ$)

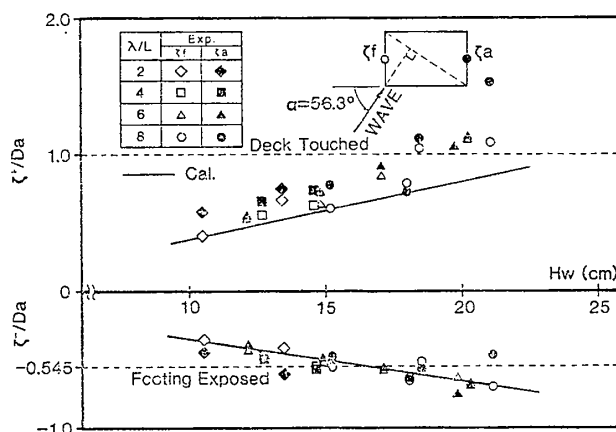


Fig. 6 1/40 scale model test results of relative wave height in oblique sea. ($\alpha=56.3^\circ$)

た、この範囲では波上側と波下側で結果に大きな差は認められない。 $H_w > 19$ cm ($\bar{H}_w > 7.6\text{m}$) では、計測値に大きなバラツキが見られる。これは、すでに ζ^+ , ζ^- ともに限界値をこえておりデッキおよびフーティングによって波高計付近の波形がくずれたためと考えられる。

模型実験の結果による限界波高は、

- 1) デッキ部接触限界波高;

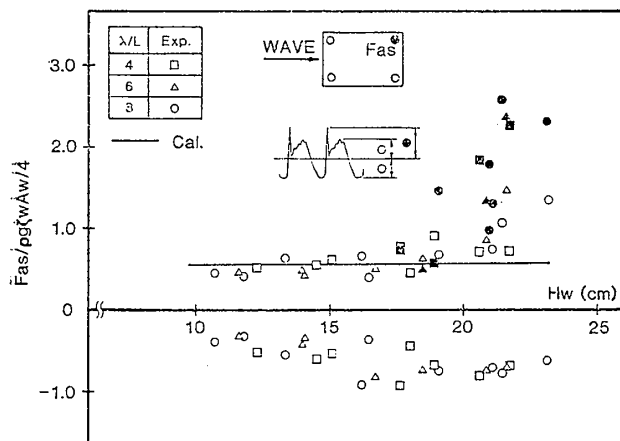


Fig. 7 Tention of aft mooring line with wave height in head sea.

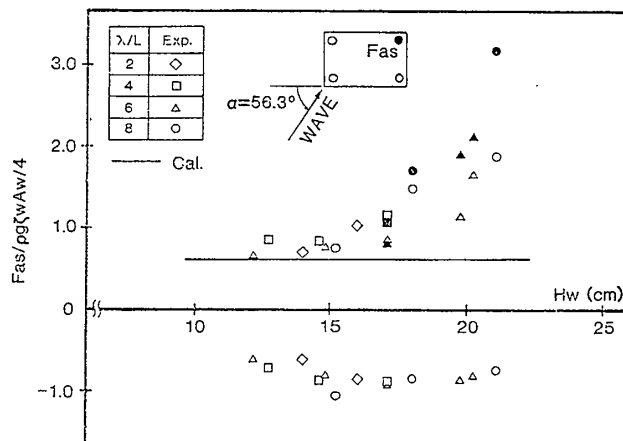


Fig. 9 Tension of aft mooring line with wave height in oblique sea. ($\alpha=56.3^\circ$)

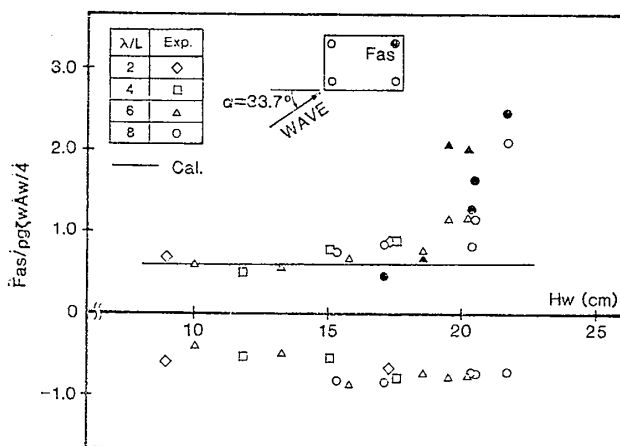


Fig. 8 Tention of aft mooring line with wave height in oblique sea. ($\alpha=33.7^\circ$)

$\alpha=0^\circ, 33.7^\circ$ の場合, $H_W=19\text{cm}$ ($\bar{H}_W=7.6\text{m}$)

$\alpha=56.3^\circ$ の場合, $H_W=18\text{cm}$ ($\bar{H}_W=7.2\text{m}$)

2) フーティング上面露出限界波高;

$\alpha=0^\circ$ の場合, $H_W=16.5\text{cm}$ ($\bar{H}_W=6.6\text{m}$)

$\alpha=33.7^\circ, 56.7^\circ$ の場合, $H_W=15\text{cm}$ ($\bar{H}_W=6\text{m}$)

であった。

なお、本論文には示していないが、緊張係留索にワイヤーを用いた実験では、索剛性が非常に大きくなるため、浮体の動揺が抑えられ限界波高は約 30% 程度小さくなる結果が得られている。模型実験に用いた係留索は実機ラバーチェーンの特性を厳密にシミュレートしているわけではないので、限界波高はある程度修正する必要がある。この点を実機試験において最大の関心をもってモニターする予定である。

2.4 緊張係留索の変動張力

Fig. 7, 8, 9 に入射波高に対する変動張力の計測結果を示す。Fig. 7 の図中に示しているように張力の応答を、波周期に依存するものを白ぬきの記号で表わし、索の軸振動に依存する衝撃的応答のピーク値をぬりつぶした記

号で表わしている。

変動張力は、 $\alpha=56.3^\circ$ の場合に全体的に大きな応答を示しているがいずれも $H_W < 15\text{cm}$ ではほぼ一定の値を示し、波高に対する影響は小さい。この範囲では、張力の応答値を線形ポテンシャル論による流体力から推定することが可能である。

入射波高が大きくなると、 $H_W=18\text{cm}$ 付近から波高影響があらわれ、索の軸振動による張力の応答が計測されている。これは、前節で述べたフーティング部露出限界波高とほぼ一致する。すなわち、フーティングの上面が露出し、再び没入する際に浮力が急激に増大するため索張力に衝撃的な力が発生したものと考えられる。上部構造物下面接触限界波高をこえる $H_W=19\text{cm}$ では索はスラック状態となっているので、スナップ荷重が発生し、さらに接触時の衝撃力も加わり変動張力は非常に大きくなっている。変動張力の最大値を実機換算で表わすと、 $\alpha=56.3^\circ$ の時に波高 $\bar{H}_W=8.4\text{m}$ で張力 $\bar{F}=120\text{ton}$ であった。これは初期張力の約 4 倍に相当する。

図中の実線は 3 章で述べるシミュレーション解析の結果である。計算では、没水部の形状変化による浮力変化、波浪衝撃力等を考慮していないため、 $H_W > 15\text{cm}$ の波高に対しては不十分な推定になっている。

本実験で計測された張力の時刻歴応答パターンを Fig. 10 に示した。(a) は張力の応答が正弦波状で入射波に従って変動している。(b) では入射波高がフーティング部露出限界をこえるため、急激な浮力回復による過渡的張力が発生しているけれども、この値は比較的小さいものである。(c) はスナップ荷重が発生し、このピーク値は波周期に依存する応答値をこえている。(d) はさらにデッキ部接触時の衝撃力が加わったものである。パターン (c), (d) では緊張係留索はスラック状態となり、実海域実験を継続することは極めて厳しくなる。本実験結果より上部構造物下面に波面が接触しない限界波

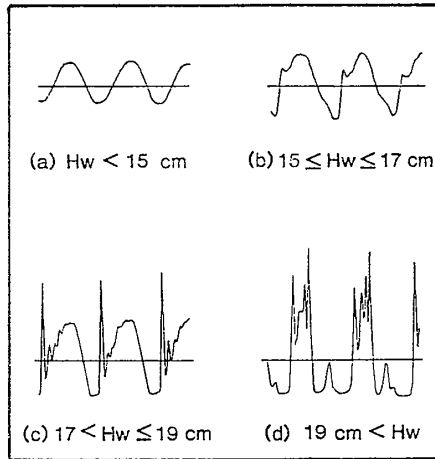


Fig. 10 Typical pattern of time history for tension.

高を推定すると、 $H_w=18\text{ cm}$ ($\bar{H}_w=7.2\text{ m}$) であった。この時の変動張力は実機相当で約 28 ton であった。

なおワイヤーを使用した縦波中の実験では、全般的に張力の応答が大きく、とくに衝撃荷重は実機換算で $\bar{H}_w=7.4\text{ m}$ の時に最大張力 $\bar{F}=145\text{ ton}$ が計測されている。

3 シミュレーション解析

実海域実験の限界波高を、相対波高のシミュレーションにより推定する。計算に用いたシミュレーション法の詳細は第1報¹⁾に示したが、浮体および緊張係留索を弾性骨組構造とみなし、弾性変形を含む浮体の運動応答、部材力応答を、直接時間積分法によりシミュレートするものである。

3.1 解析モデル

計算に使用したモデルを Fig. 11 に示す。浮体部はフーティング、コラム、ブレース、デッキガーダーを3次元梁要素でモデル化した立体骨組構造である。節点数 56、要素数 69、自由度総数 336 から成る。部材の材料特性は線形弾性材料とし、浮体の全体強度を検討する際に用いた断面特性をそのまま使用した。

係留索部は3次元トラス要素によりモデル化し、分割数を1本につき3とした。自由度総数は 24 である。実海域実験に使用する緊張係留索は、チェーンと一部ラバーチェーンから構成されており、索の伸びはチェーンの微小変形を無視すれば Fig. 12 に示すラバーチェーンの伸び特性に一致する。したがってトラス要素の材料特性には、チェーンとラバーチェーンの剛性の不連続性を避けるため、ラバーチェーンと等価な材料特性を用いる。すなわち、Fig. 12 に示されるラバーチェーンの荷重 F と伸び l の関係を用いると、トラス要素の等価接線弾性係数 E_e は(1)式で与えられる。

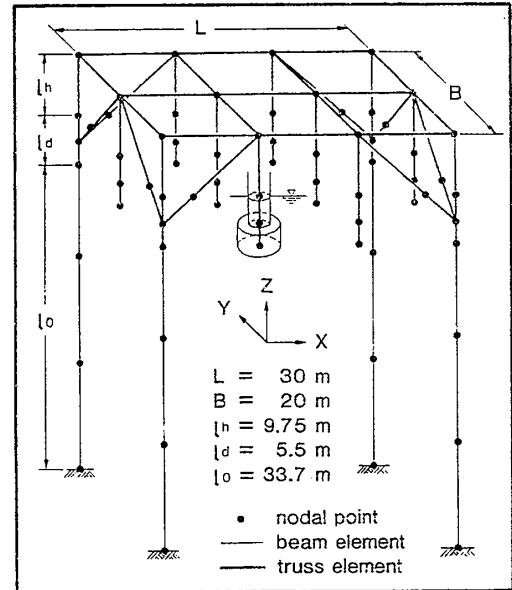


Fig. 11 Mesh subdivision of simulation model.

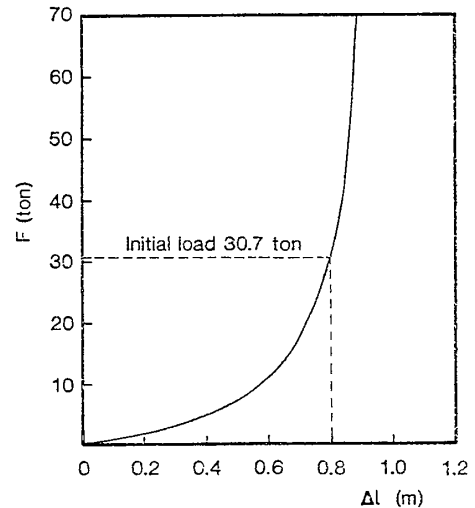


Fig. 12 Force-deflection characteristics of rubber-chain.

$$E_e = \frac{A(F/A_x)}{A(l/l_0)} = \frac{l_0}{A_t} \frac{dF}{dl} \quad (1)$$

A_x ; トラス要素軸断面積

l_0 ; モデル化の索長

したがって本解析で使用使用するトラス要素の軸剛性は、Fig. 12 からわかるように初期張力をこえた付近より急激に剛性が高くなる。解析ではトラス要素の材料特性として応力 (F/A_x) - 歪 (l/l_0) の関係を数値的に与え、等価弾性係数の算出には部分線形法を用いた。

また本解析に使用したトラス要素では、軸歪の非線形歪成分を考慮した幾何剛性行列⁵⁾を用いている。

浮体全体の流体力は3次元表面特異点分布法によりフーティング付コラム単体の流体力を算出し、これを単純に重ね合わせて推定した。コラム間の相互干渉による効果は、短い波、単体浮体の上下揺波なし点付近で重要と

なるが、本解析に用いた長い波ではその効果は小さい⁶⁾。また、付加質量係数の周波数に対する依存性は小さく、長い波における造波減衰係数は非常に小さい。計算では付加質量係数は一定値を用い、造波減衰係数は無視した。

波強制力は単体浮体の波強制力を用い、各々浮体位置に、水平方向についてはコラムとフーティングの結合節点に、上下方向についてはフーティング下端点に集中荷重として与えた。なおシミュレーション実施時には、外力が急激に作用することにより生じる運動の過渡現象を小さくするために、最初の N ステップ間は所定の外力が n/N ($0 \leq n \leq N$) 倍になるような処理をしている。

相対波高 $\bar{\zeta}$ は、 t 時における浮体の水平運動応答量 (x^t, y^t) を用い、ストークス波の第3近似解⁶⁾

$$\begin{aligned} \bar{\zeta} = & a \cos(\omega t - k\xi^t) + \frac{a^2 k}{2} f_2 \cos(\omega t - k\xi^t) \\ & + \frac{a^3}{4} k^2 f_3 \cos(\omega t - k\xi^t) \end{aligned} \quad (2)$$

ここで、

$$\xi^t = x^t \cos \alpha + y^t \sin \alpha$$

$$f_2 = \frac{\cos h(kh)(\cos h(2kh) + 2)}{2(\sin h(kh))^3}$$

$$f_3 = \frac{3}{16} \frac{8(\cos h(kh))^6 + 1}{(\sin h(kh))^6}$$

a ; 正弦波振幅

k ; 波数

h ; 水深

ω ; 波の円振動周波数

α ; 波の入射角度

より算出した。(2)式第1項は振幅 a の正弦波形を表わし、波高 \bar{H}_W と a は次の関係で結びつけられる。

$$\bar{H}_W = 2a + \frac{1}{2} a^3 k^2 f_3 \quad (3)$$

解析では、波高の限界を推定することを目的とするため、大波高時に考えられるデッキ部衝撃圧および没水による浮力増加あるいはフーティング部露出による浮力低下等の非線形的な力は考慮していない。

3.2 シミュレーション結果

Fig. 13 に時刻歴応答の計算例を示した。計算条件は $\alpha=0^\circ$, $\lambda/L=8.0$, $a=3.0$ ($H_W=6.051\text{m}$)である。相対波高 $\bar{\zeta}$ は船首側中央コラム位置における波高を、変動張力 F は船首側左舷の索張力を示している。相対波高の正側は 3.289m 、負側は 2.762m である。この時、前後揺の応答振幅は 3.57m 、上下揺の応答は、両振幅で 0.309m であった。

変動張力は張力がピークとなる付近で、rippleが生じているが、これは本解析に使用した係留索の材料特性がこの付近で急激に立ち上がることによる数値的なノイズ

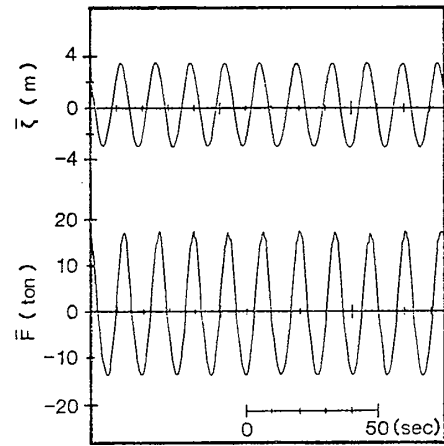


Fig. 13 Calculated time histories of relative wave height and mooring line tension.

と考えられる。

$\alpha=0^\circ, 33.7^\circ, 56.3^\circ$ に対する相対波高の計算結果をFig. 4, 5, 6に示している。波高は実験モデルのスケールに換算している。計算結果は波高の増加にともない直線的に増大しており、 $H_W < 18\text{cm}$ では、計測結果と良く一致している。 $H_W > 18\text{cm}$ では計測結果にバラツキは見られるが、全体的に計測値が大きくなる傾向を示している。各々の入射角に対する計算結果にほとんど違いは見られなかったが、実験では $\alpha=56.3^\circ$ のケースで比較的大きい値が計測されている。また、 λ/L を5, 6, 7, 8と変化させて計算を行ったが、比較的に長い波ではこれらの結果に差は見られなかった。

計算結果では、デッキ部接触限界波高は $H_W=23.5\text{cm}$ ($\bar{H}_W=9.39\text{m}$, $2a=9.2\text{m}$)であるが、実験では $H_W=18\text{cm} \sim 19\text{cm}$ で波の頂部とデッキ部下面が接触している。一方、フーティング部の露出限界波高は、計算結果、計測結果ともに良く一致しており、 $H_W=16.2\text{cm}$ ($\bar{H}_W=6.46\text{m}$, $2a=6.4\text{m}$)付近である。しかしながら2.3節で述べたように、この付近における過渡的な荷重は比較的小さく、いわゆるスナッフ荷重が張力のピーク値を示すのは、 $H_W > 18\text{cm}$ である。したがって計測結果およびシミュレーションの結果から、実験限界波高を $H_W=18\text{cm}$ 実機換算値 $\bar{H}_W=7.2\text{cm}$ と推定した。

4 緊張係留浮体の全体強度解析

緊張係留浮体の全体強度をチェックするため、浮体の強度部材を3次元立体骨組構造としてモデル化し、構造解析の結果を用いて、DnVルール⁸⁾による応力評価を行う。

浮体の主要目をTable 1に示す。ただし、ここに示した主要目は、本解析を実施した当時のものであり、その後復原性の面から設計変更がなされている。すなわち、

Table 1 Principal dimensions of TLP.

LENGTH	
Between column centers (L)	30.0 m
Overall	34.0 m
BREADTH	
Between column centers (B)	20.0 m
Overall	24.0 m
HEIGHT	13.5 m
DRAFT	5.5 m
AIR DRAFT	(Da) 5.5 m
COLUMN	
Diameter	$\phi 2.0 \text{ m} \times 12$
Height	$8.5 \text{ m} \times 12$
FOOTING	
Diameter	$\phi 4.0 \text{ m} \times 12$
Height	$2.5 \text{ m} \times 12$
DISPLACEMENT	502.4 ton

浮体の両舷内側に配置された4本のコラム径が当初計画の2.0mから2.5mに変更されている。緊張係留状態ではより厳しい方向への設計変更となっているので、本解析では変更後の浮体についても、若干の検討を試みる。

設計条件は以下の通りである。

- (1) 波浪条件 ; $H_W = 0.14T^2$,
ただし $\bar{H}_W < 7.2 \text{ m}$ (4)
- (2) 索初期張力 ; $T_0 = 30.7 \text{ ton}$ (5)
- (3) 風速 (10 分間平均) ; $V_W = 35 \text{ m/s}$ (6)
- (4) 潮流 ; $V_C = 0.5 \text{ m/s}$ (7)

4.1 解析モデル

浮体の強度部材は、フーティング、コラム、ブレース、デッキメインガーダーを考え、3次元梁要素によりモデル化する。フーティング、コラム、ブレースについては、円形断面を有する梁要素に置き換え、その中心軸上に配置した。デッキ部の主要部材の配置図およびそのモデル化を Fig. 14 に示す。図に示すように、デッキは外枠が箱型、内枠がI型の断面形状を持つ格子構造としてモデル化した。モデル化では、箱型の断面形状の部材要素をコラム間中心上に配置するため、実際のデッキのねじり剛性より低下するが、設計上安全サイドである。なお、部材が重複する部分のモデル化では、現実に近い曲げモーメント分布、変形が生じるように、単独要素の100倍程度の剛な要素を用いた。

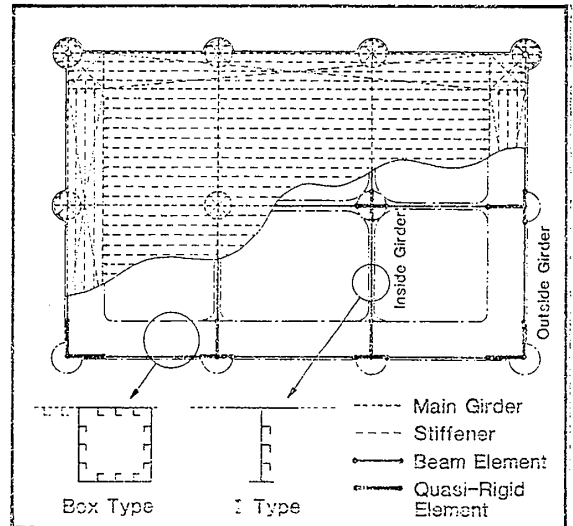


Fig. 14 Sketch of structural member and calculation model for deck.

緊張係留索は、索の初期張力および変動張力を外力として評価し構造上のモデル化は行わなかった。

解析モデルは、基本的には Fig. 11 に示したシミュレーション計算モデルの浮体部が用いられるが、剛要素の追加により節点の増える点異なる。

4.2 荷重

構造物に働く荷重として、自重、浮力、索初期張力による静荷重、風、潮流による定常荷重、波強制力、索変動張力および浮体の慣性力による動荷重を次のようにモデル化した。

(1) 静荷重

自重は各要素に分布荷重として与え、浮力はフーティング部下端節点に集中荷重として与えている。初期張力は、デッキコーナーの4点に集中荷重で与える。

(2) 定常荷重

風および潮流による定常荷重の算出には、ABS ルール⁹⁾を適用し、風荷重については、 $\alpha = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ の方向を考える。また、これに釣合荷重を張力の水平成分として考え、浮体四隅のフーティング下端点に与えている。さらに、風、潮流による荷重と張力水平成分により生じるモーメントを打ち消す力として、各フーティング下端に上下方向力を分布させている。

(3) 動荷重

動荷重として、単位波振幅の入射波によって生じる上下方向および水平方向波強制力、浮体の慣性力、索変動張力を考える。

波強制力は、3章で用いたフーティング付コラム単体の上下方向および水平方向波強制力を用い、各々没水部の要素に分布荷重および集中荷重として与える。浮体の慣性力は水平方向のみを考え、ダランベールの原理に基づく静的外力に置き換える。水平方向慣性力の算出に

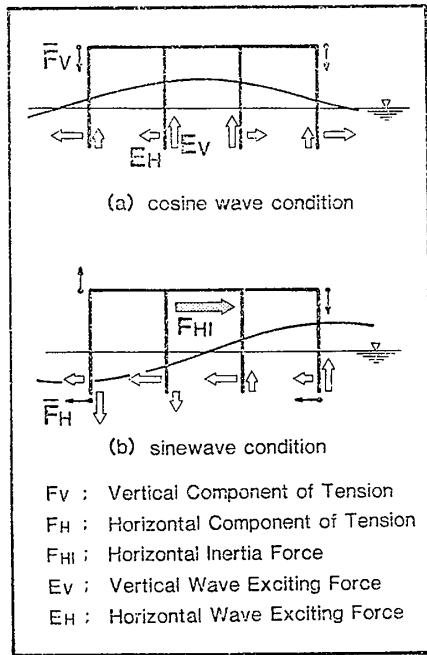


Fig. 15 Working loads for quasi-static analysis.

は、第2報²⁾の水平方向運動方程式を用いる。索変動張力は、上下方向については第2報に示した張力の算出式を用い、水平方向については、水平方向慣性力と水平方向波強制力の差より算出する。

動荷重に対する部材力の応答値の最大を求めるために、Fig. 15に示す荷重状態を考える。すなわち、(a)は波の頂上が船体中央にある場合の荷重状態を表わす例であり、(b)は波の位相が $\pi/2$ 進んだ例である。これらの荷重状態で得られる部材力をそれぞれ f_c , f_s とすると、部材力の最大応答値を

$$F_D = \frac{1}{2} \bar{H}_W \sqrt{f_c^2 + f_s^2} \quad (8)$$

により算出する。ただし \bar{H}_W は(4)式が用いられる。

ローハルタイプの浮遊式構造物では、フーティングタイプに比べ大きな流体力が作用するため、波の入射角が $\tan^{-1} L/B$, $\tan^{-1} B/L$ では、デッキのねじり強度および対角ブレースの座屈強度を、また波長 λ が $2L$ および $2B$ では、対角ブレースおよび水平ブレースの強度を十分に検討する必要がある⁷⁾。これらを考慮して、本計算では動荷重を求める際に波の入射角 α が 0° , 45° , 90° の場合について、それぞれ $\lambda/L=2, 4, 6, 8$ の計12種類の波を用いている。静荷重、定常荷重、動荷重の各荷重状態における部材力の結果を重ね合わせ、応力評価に用いる実応力を算出した。

4.3 応力評価

応力評価の判定基準は、実応力と許容応力の比(Usage Factor. 以下 U.F. と称す)が1.0以下になることとした。すなわち、

$$U.F. = \text{実応力} / \text{許容応力} < 1.0 \quad (9)$$

である。設計上では U.F. が1.0に近い値が望まれる。なお許容応力の算出には、DnV ルールを適用する。

Table 2に、相当応力に関する応力評価の結果を示す。表は、コラム部、ブレース部、デッキ部のアウトサイドガーダーおよびインサイドガーダーの4つのパートに分類し、全計算ケースより各パート毎に U.F. の最大を選び出したものである。ここに示した結果は、すべて波荷重が $\alpha=0^\circ$, $\lambda/L=2$, $H_W=5.4$ m の場合の計算ケースであった。許容応力の算出では、降伏応力 $\sigma_Y=24$ kg/mm² とし、また座屈に関する許容応力 σ_{aB} は、局部座屈に対する強度の検討に用いられる。すなわち、コ

Table 2 Maximum usage factor for equivalent stress under the critical environmental conditions.

PART (Location)	Actual Stress			Allowable Stress		U.F.	
	σ_e	σ_n	τ	σ_{ay}	σ_{aB}	σ_e/σ_{ay}	σ_e/σ_{aB}
COLUMN (Column-Deck Connection)	4.94	4.87	0.50	19.2	13.4	0.257	0.367
BRACE (Brace-Deck Connection)	4.00	4.00	0.02	19.2	18.2	0.208	0.220
DECK-INSIDE GIRDER (Middle Part of Long. Center Girder)	6.01	5.97	0.40	19.2	6.15	0.313	0.977
DECK-OUTSIDE GIRDER (Middle Part of Long. Box Type Girder)	7.07	6.77	1.17	19.2	8.25	0.368	0.857

σ_e ; Equivalent Stress ($=\sqrt{\sigma_n^2 + 3\tau^2}$)

σ_n ; Normal Stress

τ ; Shear Stress

σ_{ay} ; Allowable Stress for Yielding (Used to $\sigma_Y = 24$ kg/mm²)

σ_{aB} ; Allowable Stress for Local Buckling

Unit of Stress : kg/mm²

ラム、ブレースについてはリング間の殻を、デッキ部については小骨に囲まれた板を対象とする。

コラム、ブレース、デッキのいずれも U.F. は 1.0 以下で、判定基準を満たしている。デッキ部は座屈応力に対する U.F. が高く、その部材寸法は座屈強度の面から十分な設計となっていることがわかる。また、コラムおよびブレースの U.F. は低く、十分な強度を有している。ブレースについては、構造上主として軸力を受けもつ部材と考えられ、むしろ全体座屈の検討が重要となる。計算の結果は U.F. = 0.26 (軸応力 = 3.04 kg/mm²) であった。

本章のはじめに述べたように、浮体は両舷の内側に配置される 4 本のコラム径が設計変更されている。設計変更後の全体強度を、静荷重のみに自重と浮力の増加分を考慮して同様な検討を行った。U.F. の結果は全体的に大きい値を示したが、特にデッキ部アウトサイドガーダーで座屈強度に対する U.F. が 1.04 であった。これは浮力の増加分によりコラム部が受け持つ自重と浮力の差が大きくなり、アウトサイドガーダーの曲げモーメント分布が増大したものと考えられる。設計変更後のコラムのパラスト量あるいはデッキ部の構造について、十分な検討が必要と考えられる。

また、Fig. 14 に示したように、コラムの軸力および曲げモーメントは I 型デッキガーダーが受け持つ構造となっている。そのため、デッキとコラムの結合部に関しては、FEM 解析による局部強度の検討が必要と思われる。

5 結 言

本研究は昭和 61 年および 62 年に実施する緊張係留方式の実海域実証実験を安全に遂行するため、特に実験限界波高の推定という観点から行った水槽模型試験および数値シミュレーションの結果をとりまとめたものである。本研究により緊張係留時の実海域実験は最大波高 7.2m 未満で実施しなければならないことが明らかとなった。実験海域は日本海に面しているため、夏季は穏やかであるが、秋から冬にかけて時化の日が増え、冬季には最大波高が 8~9m になることがある。このため実験期間を 10 月末までとし、11 月初めの穏やかな日を選んで緊張係留状態を解除することになっている。

最後に、本研究は海洋科学技術センターが科学技術庁より委託を受けて実施している科学技術振興調整費研究

「緊張係留方式の実海域実証研究」に対して、海洋科学技術センター、日立造船情報システム(株)、シバタ工業(株)が共同研究により技術的検討を行った。ここに付記して関係各位に感謝の意を表します。構造強度を検討する際には日立造船(株)基本設計部岩井保範氏に多くのご助言をいただきました。また水槽実験を行うにあたり鹿島建設(株)技術研究所今井貫爾室長にご協力いただきました。心からお礼申し上げます。なお実海域実験は、運輸省船舶技術研究所と共同で実施するものであり、本研究を進めるにあたり多くのご協力をいただいた運動性能部高石敬史部長および海洋開発工学部安藤定雄部長をはじめ関係各位に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 工藤君明, 木下 篤, 生駒信康, 西野好生: 浮体式海洋構造物の緊張係留に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 157 号 (1985).
- 2) 工藤君明, 木下 篤, 生駒信康, 西野好生, 山川賢次: 浮体式海洋構造物の緊張係留に関する研究 (第 2 報), 日本造船学会論文集, 第 158 号 (1985).
- 3) 工藤君明, 生駒信康, 荒川 仁: 浮体式海洋構造物の緊張係留に関する研究 (第 3 報) —— 複合係留索ラバーチェーンの設計, 日本造船学会論文集, 第 159 号 (1986).
- 4) Takaishi, Y., Ando, S., Ohkawa, Y., Yamakawa, K. and Yago, K.: Design and Model Tests of the Proto-Type Floating Platform for At-sea Experiments, Fifth International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium, Tokyo (1986).
- 5) 吉田宏一郎, 米家卓也, 飯田國廣: 有限要素法による水中線状構造の応答解析, 日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978).
- 6) K. Kudo, A. Kinoshita and N. Ikoma: Design of the Tension Mooring System for the Prototype Floating Platform, Oceans '86 Conference, Washington DC, (1986)
- 7) 堀川清司: 海岸工学—海洋工学の序説, 東京大学出版会.
- 8) T. Suhara, K. Yoshida and T. Yoneya: Structural Responses and Design Waves of Semi-submersibles, Fifth International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium, Tokyo (1986).
- 9) Rules for Classification of Mobile Offshore Units, Det Norske Veritas, 1982.
- 10) Rules for Classification of Mobile Offshore, Drilling Units, American Bureau of Shipping (1985).