

〔Ⅳ〕 浮体の構造強度及び弾性応答特性に関する研究

青木 元也*・矢後 清和**
 星野 邦弘**・遠藤 久芳*
 有田 喜久雄*・岡 修二*
 安藤 定雄**

目 次

第1章 緒 言	71	モーメント	79
第2章 研究の概要	72	3.2.1 理論推算法の概要	79
2.1 研究目標	72	3.2.2 水槽試験	82
2.2 研究概要	72	3.2.3 水槽試験結果及び理論推算値	86
第3章 研究実施内容と結果	72	3.3 局部構造強度	99
3.1 試設計構造物の強度解析	72	3.3.1 崩壊実験	99
3.1.1 弾性変形	72	3.3.2 実験結果と考察	99
3.1.2 固有振動	78	第4章 研究成果	104
3.1.3 考察	79	第5章 結 言	105
3.2 波浪中における弾性浮体の撓み変形と曲げ			

第1章 緒 言

海洋空間等の面的利用の拡大のために供する浮遊式海洋構造物は、巨大かつ長大な大型浮遊式海洋構造物になるため、上部構造物の剛性を考慮して優れた耐波性や安全性の向上等を図ることが極めて重要な課題である。そこで、本研究は「大型浮遊式海洋構造物の建設基礎技術」の中で、そのような観点から合理的かつ適正な構造様式と選定手法並びに耐波性に優れた設計手法等を確立することを目的として実施された。

本論文は、それらの手法を確立するための前段階として大型浮遊式海洋構造物を弾性構造物として取り扱い、①上部構造物の静的及び動的構造解析手法の確立を図ること、②弾性模型の水槽試験法や計測手法の確立を図り、上部構造物の弾性変形や曲げモーメント等を精度よく推定できる手法の確立を図ること、並びに③支持浮体と上部構造物との取り付け部の局部構造強度の推定手法の確立を図ること等を主な内容とする研究の成果を記述したものである。

即存の浮遊式海洋構造物は、比較的小規模(100~200

m程度)であるため、通常、剛体としての運動解析を行い、その結果を用いて弾性部材としての応力の算定を行う手法及び静的構造解析手法等がこれらの構造物の構造強度や耐波設計に適用されて来た。1974年に吉田ら¹⁾は、最初に浮遊式海洋構造物を弾性骨組構造物として取り扱って弾性変形を含むモードによる運動を明らかにすると共に構造解析を行う際に弾性を考慮することの必要性を示した。1977年には浮体工法による海上空港建設に係わる評価のための技術調査研究²⁾を実施し、超大型の浮遊式海洋構造物をはじめ取り扱うことになった。その調査研究の中では、大型の弾性模型を用いた水槽試験を行い、上部構造物の弾性変形は無視し得ない程度であることを明らかにしている。その後、本研究のフィージビリティスタディを実施した1981年までは、この種の研究が余り進捗していなかった。

したがって、本研究は浮体空港での検討をさらに発展させ将来の大型浮遊式海洋構造物を実現させるために耐波設計の手法を一般化しようとするものであり極めて重要な技術開発であると考えられる。

* 船体構造部, ** 海洋開発工学部

第2章 研究の概要

2.1 研究目標

海洋空間等の面的利用に用いられる浮遊式海洋構造物は、大型かつ長大なものとなるため、その挙動や構造強度等に弾性の影響を大きく受けることが判明している。したがって、「大型浮遊式海洋構造物に働く外力及び流体力の推定法に関する研究」の成果を活用し、3次元的な取り扱いにより上部構造物の弾性変形や構造強度等をより精度よく推定する手法を確立し、大型浮遊式海洋構造物の建設基礎技術となる合理的かつ適正な構造様式の選定手法並びに耐波性に優れた合理的な耐波設計法を確立することを最終的な研究目標とする。

その前段階となる第I期計画における研究目標は、

- ① 上部構造物の静的及び動的構造解析用の計算プログラム開発を行う、
- ② 弾性模型を用いた水槽試験法や計測装置の検討とそれを用いた計測手法等の確立を図り、弾性変形や曲げモーメント等を水槽試験にて求め、その結果に基づいて理論的に上部構造物の弾性変形及び曲げモーメント等を精度よく推定できる手法の確立を図る、並びに
- ③ 構造強度上最も重要な支持浮体と上部構造物との取り付け構造強度に関して実験的に調べて局部構造強度の推定手法の確立を図ること等である。

2.2 研究概要

研究目標に対するそれぞれの研究内容は次のようなものである。

(1) 試設計構造物の構造強度解析

3次元上部構造物の静的構造強度解析及び上部構造物の固有振動モード等が推算できる汎用構造計算プログラムを完成する。

この汎用構造計算プログラムを用いて温度差、静止波形及び載荷重並びに上部構造物の形状等を系統的に変化させて上部構造物の変形及び応力分布等を調べる。

また、上部構造物の固有振動モードや振動数等を調べる。最後に、試設計された3種類の建造ユニットについて上部構造物の弾性変形及び応力分布等を調べる。

(2) 波浪中における弾性浮体の撓み変形と曲げモーメント応答

大型の弾性模型を製作し、弾性模型を用いて弾性浮体の撓み変形及び曲げモーメント応答を求める水槽試験手法の確立及び光学的原理による新しい多点変形測定装置を導入して弾性浮体の撓み変形等の計測技術を

開発する。そして、系統的な水槽模型試験を実施して上部構造物の撓み変形及び曲げモーメント分布を計測する。

一方、上部構造物の動的構造解析手法を検討し、その結果に基づいて汎用構造計算プログラムを改良し、その数値計算プログラムを用いて上部構造物の撓み変形及び曲げモーメント等を推算する。そして、理論推算値と水槽模型実験値とを比較検討し、波浪中における弾性浮体の撓み変形及び曲げモーメント応答の推算精度の向上を図る。

(3) 局部構造強度

構造強度上最も重要な部分として支持浮体と上部構造物との取り付け部の局部構造強度を実験的に調べる。

局部構造強度は、鋼板板厚、上部構造物の格子桁間隔及び支持浮体の上部構造物への取り付け法等を変化させた想定実機の約 $1/3$ 縮尺模型を用い、異常な外乱に相当する横荷重を作用させて模型の各点の変形及び歪等を崩壊するまで計測する。その結果に基づいて局部構造強度の推定手法を検討する。

第3章 研究実施内容と結果

3.1 試設計構造物の強度解析

第一編「大型浮遊式海洋構造物の建設基礎技術に関する研究概要」および参考文献〔3〕において、浮遊式海洋構造物について3種類の建造ユニット（ドック等にて建造するブロック）の試設計が示されている。これらの建造ユニットを接合した全体構造は、非常に長大な構造物となるので、その弾性変形が検討課題となる。次節3.2では波浪中における大型構造物の動的弾性応答の検討を行っているが、本節では試設計構造物の強度を概観するために、その静的弾性変形および固有振動について有限要素法を用いた数値計算を行って強度上の特性を検討した。

3.1.1 弾性変形

試設計された建造ユニットは3種類（LPG、CONTAINER及びORE/COAL）であり、いずれも上甲板、二重底、横隔壁、縦通隔壁および支持浮体から成立っている。その1例を図3.1.1に示す。また、これらの建造ユニットの単位幅当りの平均曲げ剛性を表3.1.1に示す。そして、60体の建造ユニットを接合した大型構造物の全体配置を2種類考えたが、それらを図3.1.2に示すように短形タイプおよびLタイプとそれぞれ称することにする。これらの全体構造の弾性変形について2次元計算を行った。上部構造を異方性板に

モデル化し、図3.1.3に示す要素分割を用いた。また、浮体はスプリング要素とした。

まず、上甲板が太陽熱を受けて、構造物の上面と下面とに温度差が生じたときの変形を求めた。その際に用いた温度差は参考文献〔2〕から20℃とした。そし

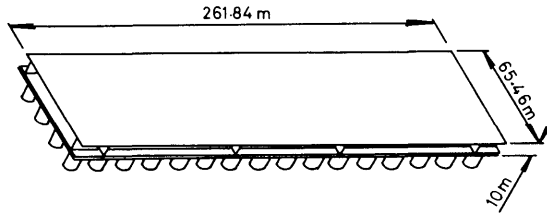


図3.1.1 建造ユニットの概要図

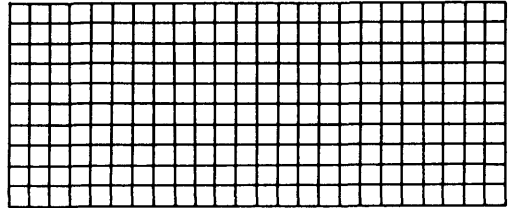
表3.1.1 建造ユニットの単位幅当りの曲げ剛性

($10^7 \text{ t}\cdot\text{m}^2/\text{m}$)

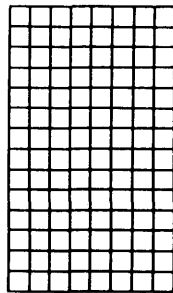
Unit Direction	LPG	Container	Ore/Coal
Longitudinal	1.53	2.11	1.08
Transverse	1.35	1.81	0.69

て、矩形タイプおよびLタイプについての計算結果をそれぞれ図3.1.4および図3.1.5に変位量を60倍に拡大

(Rectangular Type)



(L Type)

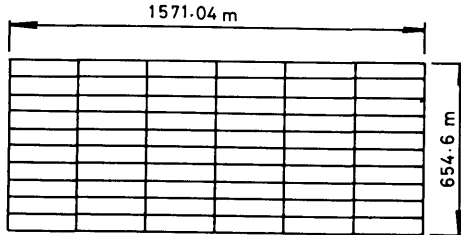


Superstructure
= Anisotropic plate element

Footing column
= Spring element

図3.1.3 計算に用いた大型浮遊式海洋構造物の要素分割

(Rectangular Type)



(L Type)

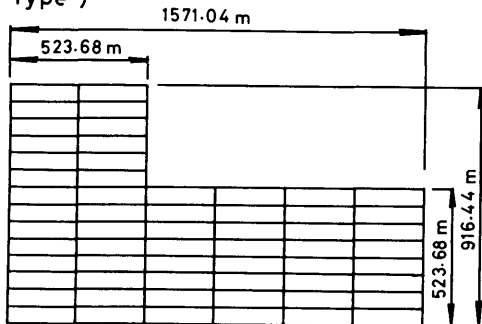


図3.1.2 大型浮遊式海洋構造物の全体配置

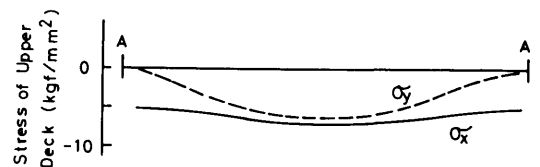
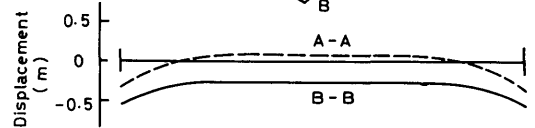
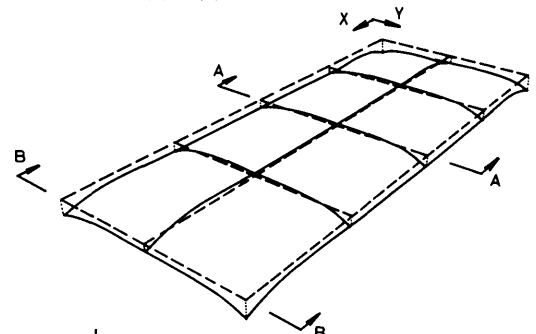


図3.1.4 温度差による全体構造物の変形(矩形タイプ)

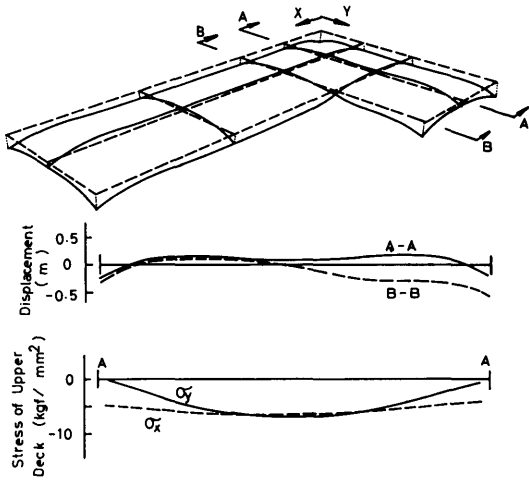


図3.1.5 温度差による全体構造物の変形 (Lタイプ)

図示した。これらの図から、両タイプともに内部が浮上がり周囲が垂れ下る変形をしており、最大撓みは角部に生じ約0.6mであり、また、上甲板には圧縮応力が生じ、その最大値は中央部長手方向において約7 kgf/mm²程度になることが判明した。

つぎに、静止している波形に対する弾性変形について検討した。まず、最も大きな応力が構造物に生ずる波形について考えてみる。参考文献〔3〕に日本沿岸における波浪観測データが記載されている。これらのデータから、波高と波周期の関係を示すと図3.1.6の白丸印のようになる。この関係を同図に実線で示す放物線によって近似し、波長(λ (m))と周期(T)との関係を $\lambda = gT^2 / (2\pi)$ とすると次式が得られる。

$$H = -0.0284\lambda + 0.862\sqrt{\lambda} - 1.516 \quad (3.1.1)$$

そして、弾性基礎上(単位長さ当りスプリング係数をk)の一樣無限長梁(曲げ剛性をEI)を考えてみる。この梁が荷重 $((kH/2) \sin 2\pi x/\lambda)$ を受け、長さ方向座標 $x \rightarrow \pm\infty$ で撓み(w)が有限の値を有するとすると次式が得られる。

$$w = \left(\frac{H}{2} \sin 2\pi x/\lambda \right) / \left\{ 1 + \frac{EI}{k} \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^4 \right\} \quad (3.1.2)$$

したがって、甲板に生ずる応力の最大値を(σ_{max})、中立軸からの距離をyとすると次式が得られる。

$$\frac{\sigma_{\max}}{yE} = \left(\frac{d^2w}{dx^2} \right)_{\max} = \frac{H}{2} \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^2 / \left\{ 1 + \frac{EI}{k} \left(\frac{2\pi}{\lambda} \right)^4 \right\} \quad (3.1.3)$$

(3.1.3)式に(3.1.1)式を代入すると、波長(λ)と最大応力(σ_{max})との関係が得られる。

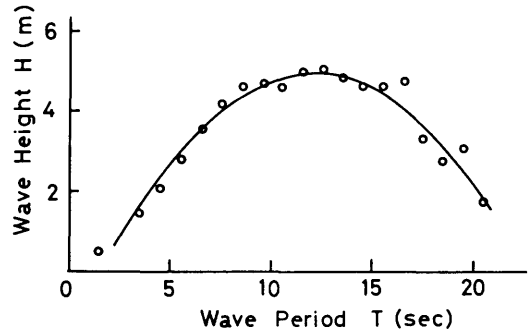


図3.1.6 仮定した波周期と波高の関係

試設計構造物群の単位長さ当りのスプリング係数($k = 0.196 \text{ t/m}^3$)を用いて、曲げ剛性(EI)をパラメータとして波長と最大応力の関係を図示すると図3.1.7のようになる。そして表3.1.1に示す曲げ剛性を有する建造ユニットについては、波長(λ)が400~500mにおいて曲げ応力が最大となる。そこで、本節の計算では $\lambda = 450\text{m}$ 、また、(3.1.1)式から波高 $H = 3.90 \text{ m}$ とした。

中間の曲げ剛性を有するLPGユニットについての計算結果を図3.1.8から図3.1.11に示す。また、変形、変位および甲板応力がそれぞれ示されているが変位量を60倍に拡大図示している。波形の位相によって変形の形状は異なるが、ここでは代表的な例を示してある。撓みは端部において大きくなっており、また、曲げ応力は波の山あるいは谷において大きな値を示している。

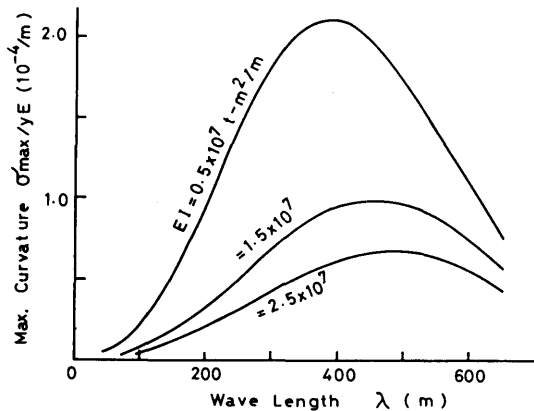


図3.1.7 波長と最大応力の関係

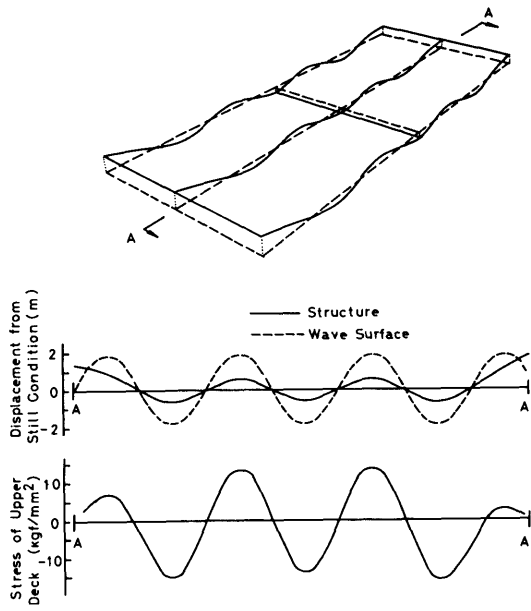


図3.1.8 縦波中における全体構造物の変形 (矩形タイプ)

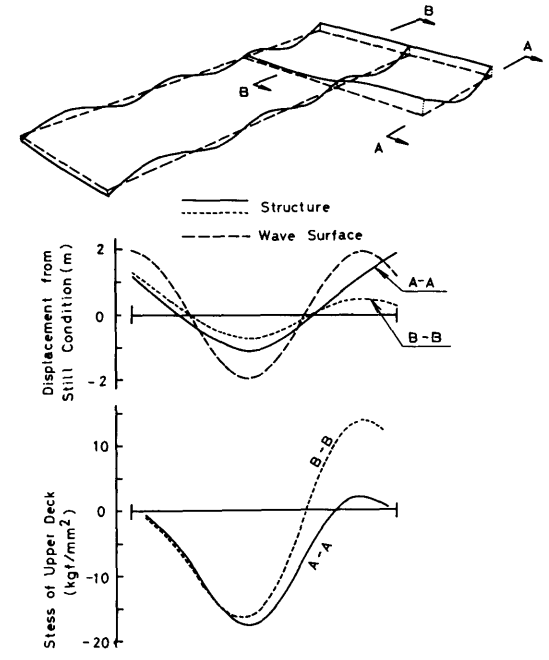


図3.1.10 縦波中における全体構造物の変形 (Lタイプ)

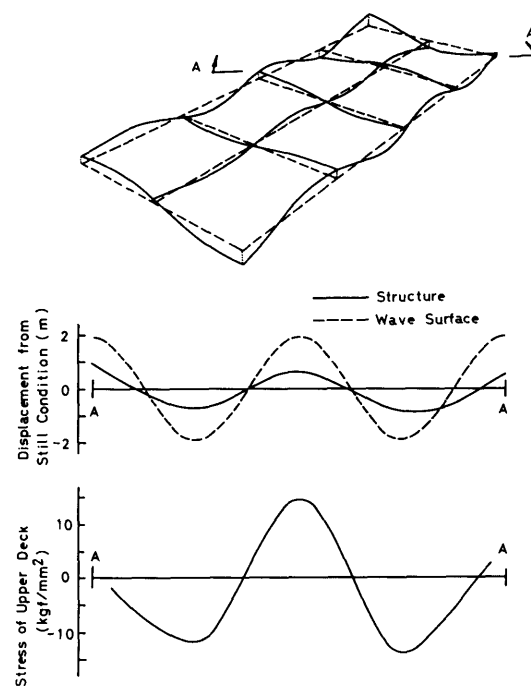


図3.1.9 斜め波中における全体構造物の変形 (矩形タイプ)

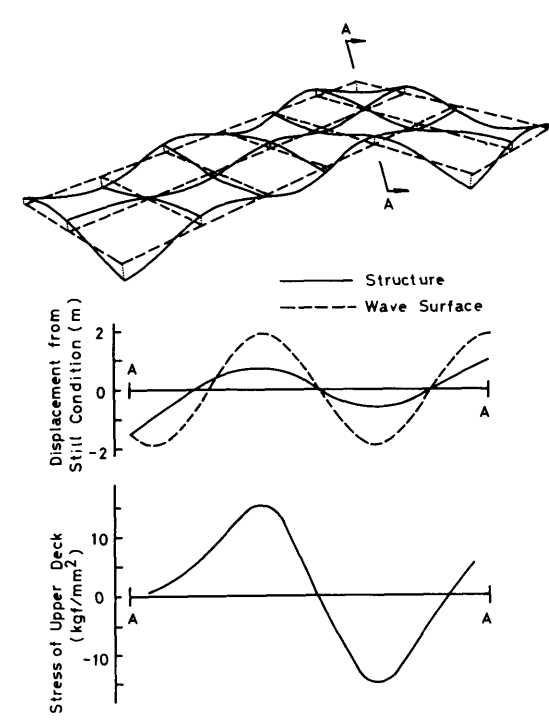


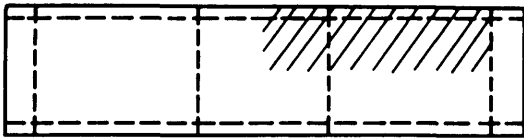
図3.1.11 斜め波中における全体構造物の変形 (Lタイプ)

撓みの最大値は1.8~2.0mであり、また、甲板応力の最大値は16~18 kgf/mm²である。

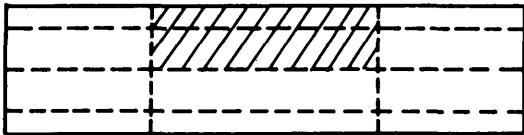
応力が最も大きくなるような波長と波高の組合せを選んだこともあってかなり大きな応力値を示しており、LPGユニットより小さい剛性をもつORE/COALユニットではこれがさらに大きくなる。また、このような構造の甲板応力はせん断遅れによって隔壁近辺で大きくなることが知られている。そこで、実際の最大応力を得るために部分構造について3次元計算を行った。

計算範囲を図3.1.12に斜線で示す。荷重波形は2次元計算の場合のそれと同じであるが、波の山が斜線部分の左端にくるようにした。また、斜線部分の長さは1波長の $\frac{1}{2}$ に相当する。二重底は1枚の板にモデル化した。変形を図3.1.13に変位量を20倍に拡大して示す。

LPG Unit



CONTAINER Unit



ORE/COAL Unit

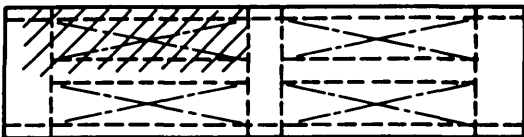
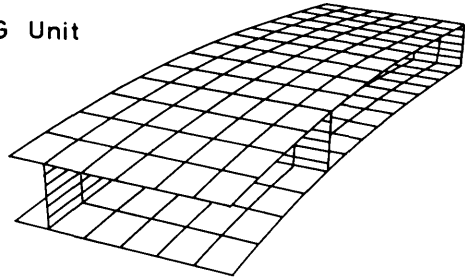


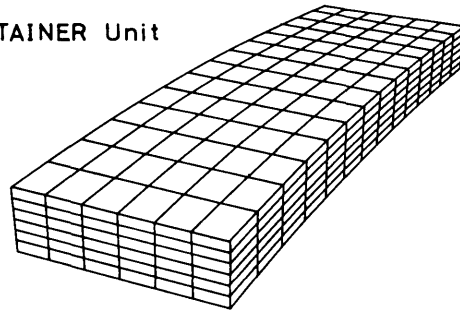
図3.1.12 建造ユニットの三次元計算の範囲

甲板の等応力線を図3.1.14に示し、波の山の位置における甲板の応力分布を図3.1.15に示す。隔壁間隔が比較的狭いCONTAINERユニットではほぼ一様であるが、他のユニットでは応力値が隔壁付近で高くなっており、とくに倉口を有するORE/COALユニットではこの傾向が著しい。なお参考までに、縦通隔壁の等応力線を図3.1.16に示す。

LPG Unit



CONTAINER Unit



ORE/COAL Unit

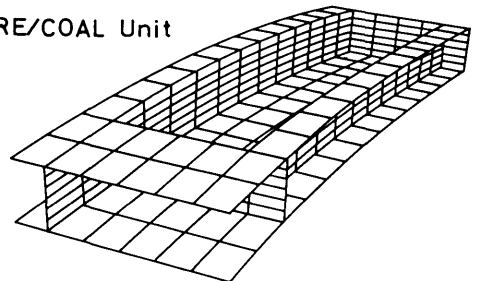


図3.1.13 縦波中における局部的変形

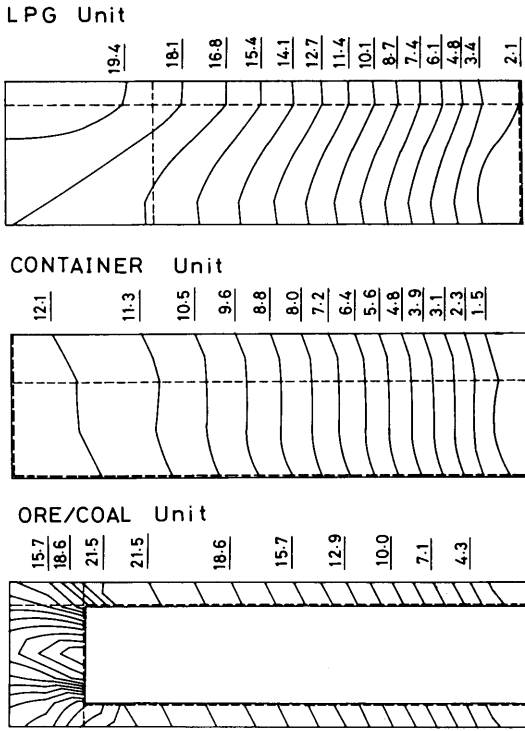


図3.1.14 建造ユニットの甲板の等応力線 (kgf/mm²)

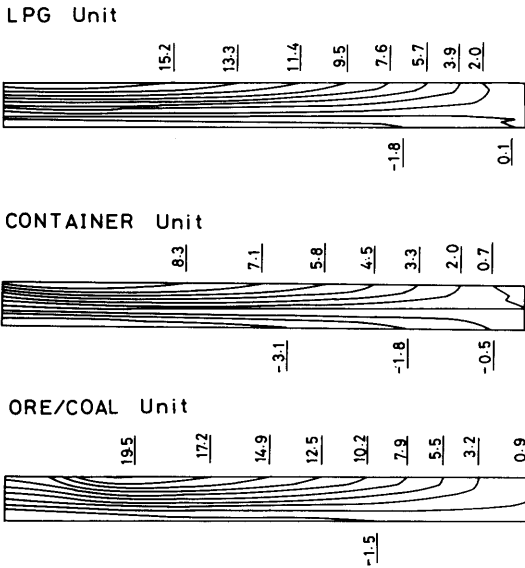


図3.1.16 建造ユニットの縦通隔壁の等応力線図 (kgf/mm²)

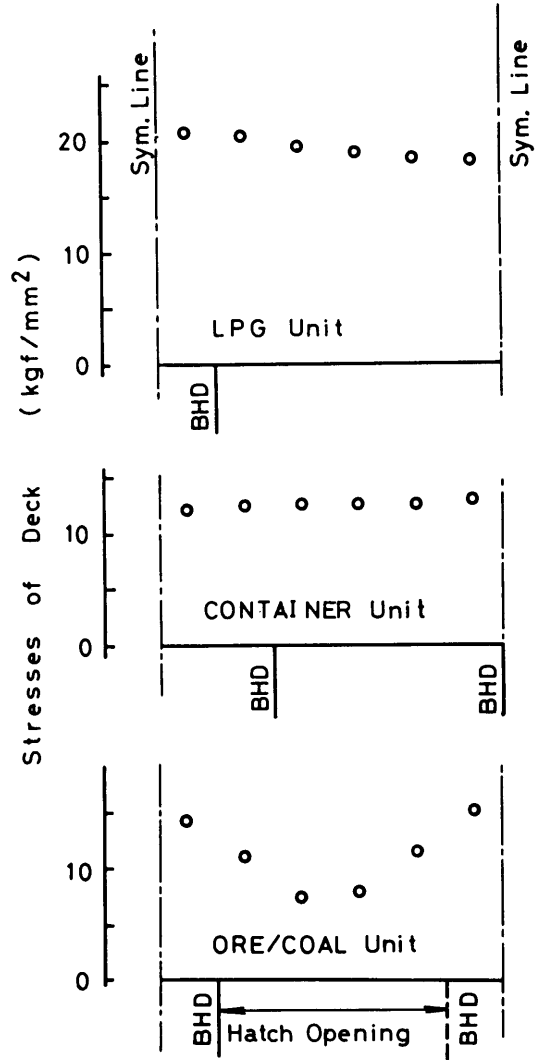


図3.1.15 建造ユニットの甲板の応力分布

3.1.2 固有振動

固有振動についての計算を3.1.1で用いた2次元全体構造モデルによって行った。ただし、質量は構造物および最大許容貨物のそれを用い、また浮体の付加質量係数を参考文献〔2〕から0.35とした。

それらの計算結果のうちLPGユニットの低次の振動モードを図3.1.17および図3.1.18に、固有振動数を表3.1.2にそれぞれ示す。固有周期(T_n)には振動モードが変わってもあまり大きな差は生じていない。この理由を調べるために、弾性基礎上〔単位長さ当りスプリング係数(k)〕の単一梁〔長さ(L)、曲げ剛性(EI)、単位長さ当り質量(ρa)〕を考えてみる。撓み(W)を

$$W = W_0 \sin\left(n \frac{\pi}{L} x + \theta\right) \cos \omega_n t \quad (3.1.4)$$

とすると、エネルギー保存則から次式が得られる。

$$\omega_n = \left\{ EI \left(n\pi/L \right)^4 + k \right\} / \rho a \quad (3.1.5)$$

従って、 n 次の振動数(f_n)と1次の振動数(f_1)との比は次式で与えられる。

$$\frac{f_n}{f_1} = \sqrt{\left(n^4 + \frac{1}{\pi^4} \frac{kL^4}{EI} \right) / \left(1 + \frac{1}{\pi} \frac{kL^4}{EI} \right)} \quad (3.1.6)$$

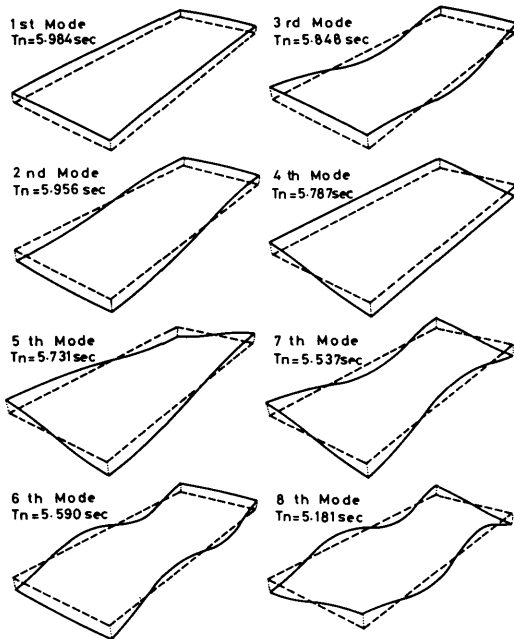


図3.1.17 矩形タイプの全体構造物の固有振動

kL^4/EI をパラメータとして、次数 n と固有振動数比 (f_n/f_1) との関係を図3.1.19に示す。 $kL^4/EI = 2,000$ および $7,000$ は $L = 654.6\text{m}$ (幅) および 1571.04m (長さ) にそれぞれ対応している。 k が存在する場合には、曲げ剛性 (EI) に比して長さ (L) が大きくなると、振動次数 (n) による固有振動数 (f_n) の変化が小さくなること分かる。

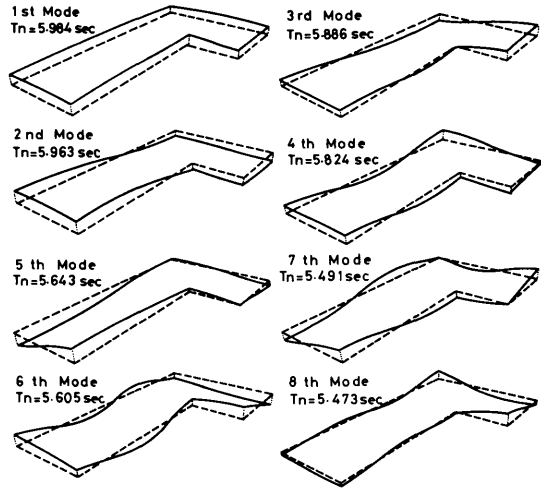


図3.1.18 Lタイプ全体構造物の固有振動

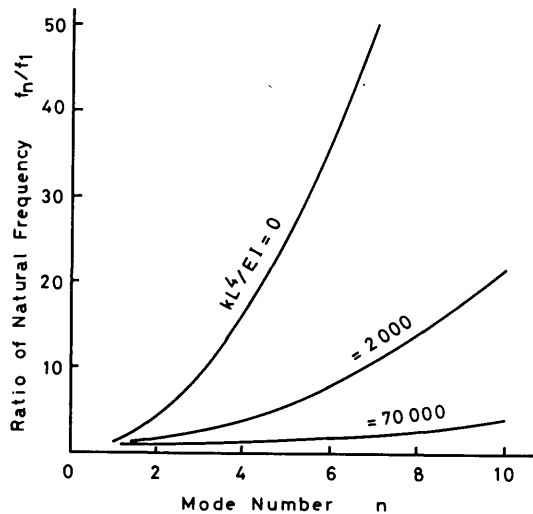


図3.1.19 弾性基礎上梁の固有振動数の変化

表3.1.2 大型浮遊式海洋構造物の低次の固有振動

Mode Number	Rectangular Type		L Type	
	Frequency (Hz)	Period (sec)	Frequency (Hz)	Period (sec)
1	0.1671	5.984	0.1671	5.984
2	0.1679	5.956	0.1677	5.963
3	0.1710	5.848	0.1699	5.886
4	0.1728	5.787	0.1717	5.824
5	0.1745	5.731	0.1772	5.643
6	0.1789	5.590	0.1784	5.605
7	0.1806	5.537	0.1821	5.491
8	0.1930	5.181	0.1827	5.473
9	0.1952	5.123	0.1896	5.274
10	0.2041	4.900	0.1966	5.086
11	0.2082	4.803	0.2055	4.866
12	0.2148	4.655	0.2200	4.545
13	0.2221	4.502	0.2248	4.448
14	0.2245	4.454	0.2271	4.403

3.1.3 考察

上部構造の上下面温度差に起因する撓みおよび応力については、特に問題となるような大きさの値が生じていない。静止波形の場合については、変形が最も大きくなるような波長と波高の組合せを選んだこともあって、撓みおよび応力ともかなり大きな値を示している。しかしながら、実海域において海洋構造物を設置する場合には、応力の大きい部分を補強したり、構造を変更することにより、これらの撓みおよび応力を減少させることが可能である。いずれにしても最終的には構造寸法の適否は、動的応答特性、荷重条件、消波機構等を総合して判断する必要がある。浮体群に支持された長大な構造物では、振動数の狭い範囲に数多くの固有振動モードが存在する。このことは、このような構造物の動的挙動に影響があるものと考えられる。矩形タイプとLタイプとでは、後者の方の変形がやや大きいという点以外は、特に有意な差は見られなかった。

なお、本節に示した部分構造の3次元計算プログラ

ムに次節の3.2に示す剛性を考慮した3次元動的構造解析の変形結果を入力すれば、より実際に近づいた上部構造物の甲板や隔壁等の応力分布を推算することができる。

3.2 波浪中における弾性浮体の撓み変形と曲げモーメント

本節においては、多列多行に配列された支持浮体が弾性的上部構造物を支持する構造様式を有する大型浮遊式海洋構造物の波浪中における上部構造物の撓み変形及び曲げモーメントを精度よく予測できる手法を確立するために実施した大型模型による系統的な水槽試験及び理論推算法等について述べる。

3.2.1 理論推算法の概要

(1) 大型浮遊式海洋構造物のモデル化

多数の支持浮体と上部構造物とから構成されている大型浮遊式海洋構造物の上部構造物の剛性を考慮し、波浪中における上部構造物の撓み変形及び曲げモーメント等の分布及び周波数応答特性等を推算する手法を確立するためには、多自由度の動揺を許す弾性構造物

を適正にモデル化することが必要である。

そこで、まず、多列多行に配置された支持浮体の取り付位置にそれぞれ節点を設け、各支持浮体の付加質量を含めた大型構造物の質量を各支持浮体の節点に集中質量として与える。そして、上部構造物は、各支持浮体を連結する梁要素にて置き換える。その梁要素に上部構造物と等価な曲げ剛性、軸剛性及び振り剛性等を与える。なお、支持浮体がフーティング型以外のローハル型及びポンツーン型の場合には、それらと等価な軸剛性及び曲げ剛性等を梁要素に加える。

つぎに、適正かつ合理的な理論推算を行うため、次に示すように2通りのモデル化を行った。

支持浮体の配列方向と波の進行方向とが同一となる縦波 ($\alpha = 0^\circ$) 及び横波 ($\alpha = 90^\circ$) の場合には、図3.2.1に示すような2次元計算モデルを用い、斜め波の場合には、図3.2.2に示すような3次元計算モデルを用いることにした。2次元計算モデルは、各フーティング型支持浮体の中心及び梁要素の中立位置にそれぞれ節点を設けて質量を分け与え、波浪強制力を各支持浮体の水線面位置に設けた節点に加え、フーティング型支持浮体を剛なパイプ要素として前述の節点間を垂直方向に連結させたものである。

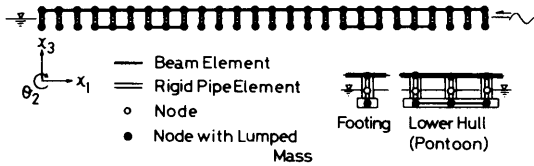


図3.2.1 2次元計算モデル

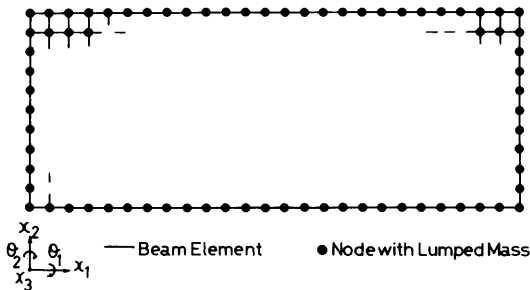


図3.2.2 3次元計算モデル

3次元計算モデルは、各節点を全て上部構造物上の同一平面内のみ存在させ、質量を支持浮体に取り付く位置にそれぞれ一節点に与え、波浪強制力を梁要素

の中立軸位置における値に換算して質量を与えたと同じ節点に加えた。したがって、3次元計算モデルでは、節点や質量が垂直方向に分布していないため、水平方向の radiation 流体力に起因する曲げモーメントは正しく考慮することができないという欠点がある。しかしながら、本研究の対象として取り扱っているような巨大な平面を有する浮遊式海洋構造物にあっては、radiation 流体力に起因する曲げモーメントは無視できる程度に小さいといえる。

(2) 弾性浮体の波浪中における運動方程式とその解法

大型構造物の波浪中における運動方程式は、一般に次式のようなマトリックスにて書き表わすことができる^{4),5)}。

$$M_v \ddot{x} + N \dot{x} + D | \dot{x} - u | (\dot{x} - u) + Kx = F \tag{3.2.1}$$

ここで、 M_v は見掛け質量のマトリックス、 N は造波減衰力のマトリックス、 D は造渦減衰力のマトリックス、 K は静的復原力や係留ラインによる復原力のマトリックス及び上部構造物の剛性マトリックス、 x は変位ベクトル、 u は波粒子速度ベクトル並びに F は波浪強制力ベクトルである。

(3.2.1) 式の未知数である x は、2次元計算モデルの場合には1節点につき上下揺れ、前後揺れまたは左右揺れ及び縦揺れまたは横揺れの3自由度 (x_1, x_2 及び θ_2) を考え、3次元計算モデルの場合には1節点に船首揺れを除く5自由度 (x_1, x_2, x_3, θ_1 及び θ_2) の動揺を考えた。なお、波浪強制力、付加質量及び造波減衰力等については、浮体に働く外力及び流体力の推定法に関する研究において水槽試験等にて検証され、提示されている3次元理論推算値を用いた。また、浮体が係留されている場合でも係留ラインによって生じる復原力は、今回の弛緩係留状態では静的復原力に比して小さいため、理論推算する際には無視している。

支持浮体の上下方向変位に対する減衰力は、本研究の対象として取り扱っているような巨大な平面を有する浮遊式構造物の撓み振動を考える場合、水平方向変位に比して上下方向変位の流体力が支配的になるため、後述するように造波減衰力のほかに粘性減衰力を抗力係数として考慮することにした⁶⁾。

(3.2.1) 式に示す運動方程式は、次に示す2通りの手法を用いて理論推算値を求めた。

i) 時刻歴応答解析

一般にウィルソン θ 法としてよく知られている一

種の直接積分法によって上部構造物の運動を時刻歴応答にて求める手法である。この解析手法は、造渦減衰力を考慮した非線形運動方程式をそのまま解くことができると共に不規則的な外乱に対しても時刻歴応答を求めることができるという長所を有している。しかしながら、演算時間がかかり過ぎる短所を併せ持っている。なお、本節に示す波浪中における弾性浮体の撓み変形及び曲げモーメントの理論推算値の大部分は、時刻歴応答解析手法を用いている。また、本解法の詳細については参考文献〔6〕を参照されたい。

ii) 周波数応答解析

(3.2.1) 式の節点変位ベクトル (x) が入射波と同じ周波数にて調和振動すると仮定し、 x, \dot{x} 及び \ddot{x} を各位相成分ごとに分離し、変位の振幅を未知数とする連立一次運動方程式にして周波数応答特性を求める手法である。この解析法は、一般に線形運動方程式を解く手法であるが、(3.2.1) 式のように非線形の造渦減衰力項を考慮する場合には、(3.2.2) 式のように等価線形化を図り、その式の第1項を線形運動方程式の左辺に加え、第2項を右辺に加えた非線形運動方程式に書き換えて繰り返し演算を行って解を取束させる手法をとればよい。

$$D|\dot{x}-u|(\dot{x}-u) \cong \frac{8}{3\pi} D(\bar{x}-\bar{u})(\dot{x}-u) \\ = \frac{8}{3\pi} D(\bar{x}-\bar{u})\dot{x} - \frac{8}{3\pi} D(\bar{x}-\bar{u})u \quad (3.2.2)$$

ここで、 $(\bar{x}-\bar{u})$ は流体粒子の相対速度振幅である。同波数応答解析手法は、等価線形化した非線形減衰力を考慮しても時刻歴応答解析手法に比して演算時間を短縮できる特徴を持っている。

(3) 簡易推算法

ここでは、図3.2.1に示すような振動系に対する理論推算法を極めて簡略化し、図3.2.3に示すような様な弾性基礎上の梁の振動に置き換えて波浪中における弾性浮体の撓み変形及び曲げモーメント等を推算する簡易推算法について述べる。

様な弾性基礎上に置かれた梁の振動方程式は、周期的外乱である規則波のみを取り扱うこととし、減衰項を無視すると一般に次式にて書き表わすことができる。

$$\rho \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} + EI \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + kW = f(x, \omega) \quad (3.2.3)$$

ここで、 ρ は梁の単位長さ当りの見掛け質量、 EI は梁の曲げ剛性、 k は基礎係数 ($k = k'/l$ 、 k' は支持浮体の静的復原力係数、 l は支持浮体の取り付け間

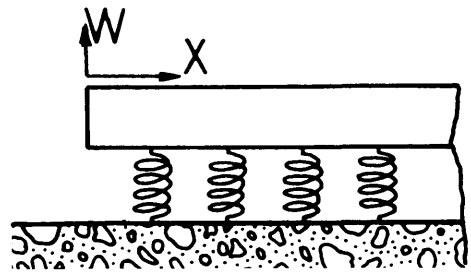


図3.2.3 弾性基礎上の梁の振動

隔)、 $f(x, \omega)$ は波浪強制力によって与えられる梁に対する外力分布、 ω は外力の円周波数、 t は時間及び x は梁の長さ方向の座標である。そして、 W は梁の弾性変位を表わす。

(3.2.3) 式の解は、両端自由という境界条件のもとで考えると以下のような n 個の固有振動モードの線形結果として書き表わすことができる⁷⁾。

$$W = e^{i\omega t} \sum_{j=0}^n a_j W_j(x) \quad (3.2.4)$$

ここで、 $j=0$ 、 $W_0(x) = \sqrt{1/(\rho L)}$

$$j=1, W_1(x) = \sqrt{12/(\rho L)} \cdot (x/L - 1/2)$$

であり、 $j \geq 2$ に対しては、

$$W_j(x) = \{\sqrt{L} (\cosh m_j \cdot \sin m_j - \sinh m_j \cdot \cos m_j)\}^{-1} \\ \times \{(\sinh m_j - \sin m_j) \cdot C(x) - (\cosh m_j - \cos m_j) \\ \times S(x)\}$$

となる。そして、

$$C(x) = \cosh(m_j x/L) + \cos(m_j x/L)$$

$$S(x) = \sinh(m_j x/L) + \sin(m_j x/L)$$

$$a_j = \bar{a}_j e^{i\epsilon_j}$$

である。ここで、 L は梁の全長、 ϵ_j は振動モードと波浪強制力との位相差及び m_j は振動モードに固有の定数である。

以上の振動モードにおいて j の値は、一般に撓み振動の節数を表わし、 $j=0$ が上下揺れで $j=1$ が縦揺れに相当する。

(3.2.4) 式を (3.2.3) 式に代入して梁の振動方程式を書き換えると次式のように書き表わすことができる。

$$e^{i\omega t} \sum_{j=0}^n \{-\rho\omega^2 + EI(m_j/L)^4 + k\} a_j W_j(x) = f(x, \omega) \quad (3.2.5)$$

そして、右辺の外力分布を近似的に次式のように書き表わす。

$$f(x, \omega) = F_z e^{i(\omega t - 2\pi x/\lambda)} - M_\theta \frac{2\pi}{\lambda} e^{i(\omega t - 2\pi x/\lambda + \pi/4)} \quad (3.2.6)$$

ここで、 F_z は支持浮体間隔当りの上下方向波浪強制力の振幅、 M_θ は支持浮体間隔当りの波浪強制縦揺れモーメントの振幅及び λ は波長である。

(3.2.5) 式にモード法を適用し、各固有振動モードの成分の大きさ (\bar{a}_j) 及び外力に対する位相差 (ϵ_j) は次式より求めることができる。

$$\bar{a}_j e^{i(\omega t + \epsilon_j)} = \int_0^L \bar{f}(x, \omega) W_j(x) dx / (\omega_j^2 - \omega^2) \quad (3.2.7)$$

ここで、 ω_j は j 節の振動モードの固有周波数であり、(3.2.3) 式の自由振動時の解として次式で与えられる。

$$\omega_j = \{[EI(m_j/L)^4 + k]/\rho\}^{1/2} \quad (3.2.8)$$

以上の結果を用いて大型浮遊式海洋構造物の弾性上部構造物の各固有振動モードに対する上下変位応答 ($z_j(x)$) 及び曲げモーメント応答 ($M_j(x)$) は、次式に求めることができる。

$$z_j(x) = W_j(x) \cdot \int_0^L \bar{f}(x, \omega) W_j dx / \{e^{i\omega t} \cdot (\omega_j^2 - \omega^2)\} \\ M_j(x) = EI(d^2W/dx^2) \quad (3.2.9)$$

$$= EI(m_j/L)^2 \bar{a}_j e^{i(\omega t + \epsilon_j)} W_j(x)$$

3.2.2 水槽試験

(1) 供試模型

水槽試験に使用した大型模型は、フィージビリティスタディによる大型浮遊式海洋構造物の試設計例の上部構造物及び支持浮体を模型化したものである。その縮率は流体力学的見地から充分精度が保たれると予測される $1/30$ を選んだ。なお、大型模型の長さ及び幅に関しては、使用する水槽の主要目によって試設計例の大型構造物の長さ及び幅ともに約 $1/4$ に相応する部分になっている。

i) 上部構造物模型

試設計例の上部構造物は、総て鋼材を使用したトラス構造と平板とから構成されているが、上部構造物を模型化するに際してこれらの試設計例の上部構造物に曲げ剛性 (表3.1.1) の平均値を用い長さ及び幅方向ともに一様な平面構造物であると仮定した。その結果、上部構造物模型は、長さが3.340m、幅が1.444mのブロックを16個、充分なる剛性を持たせて結合したものである。

その一つのブロックの上部構造物は、図3.2.4に示すように4mm厚のアルミニウム板の上面を長さ方向にはアルミニウムアングル材(75×40×9mm)及び幅方向にはアルミニウム溝形材(80×40×4×6mm)で所要の剛性になるように格子状に補強したものである。

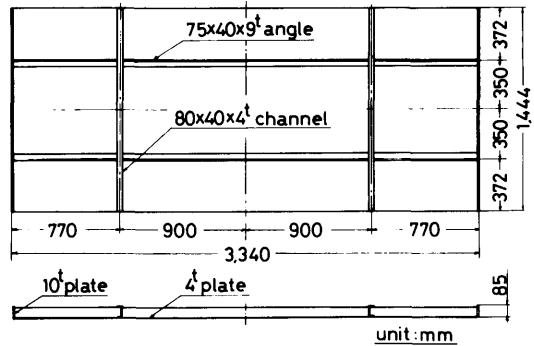


図3.2.4 大型模型の1ブロックの上部構造物模型

ii) 支持浮体模型

大型模型に用いた支持浮体の形状は、図3.2.5に示すようなフーティング型、ローハル型及びポンツーン型の3種類である。これらの支持浮体は、充分なる剛性を持たせると共に軽量化を図るためにアルミニウム材、塩化ビニール及び発泡スチロール等を用いて製作したものである。

以上の上部構造物及び支持浮体を用いて大型模型を組み立てた。その時の大型模型の主要目及び剛性等を一括して表3.2.1に、3種類の大型模型の支持浮体の配置の概要図を図3.2.6に示す。図中の丸印はフーティング型、矩形印はローハル型及び正方形はポンツーン型の支持浮体を表わしている。

(2) 試験状態等

水槽模型試験は、船舶技術研究所の海洋構造物試験水槽において水深が1.80mにて行った。その試験状態の概要を一括して表3.2.2に示す。

i) 波浪条件

規則波は、実機換算で5.0mに相応する167mmを標準波高とし、波周期を実機換算で3.2~22秒に相応する0.58~4.00秒の範囲で系統的に変化させたものである。なお、一部の波周期については波高を変化させた。

不規則波としては、Pierson - Moskowitz 型の I. S. S. C (International Ship Structure Committee) 型

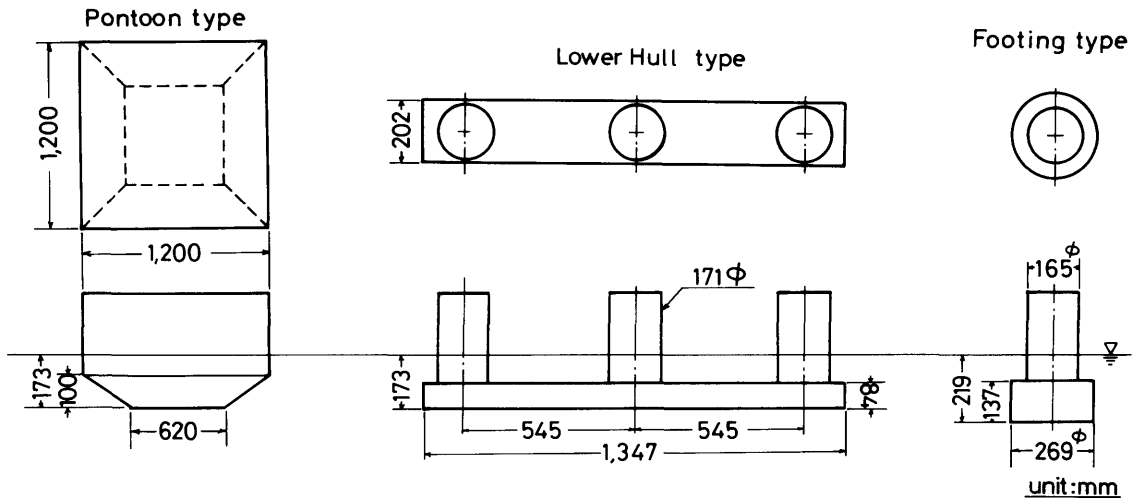
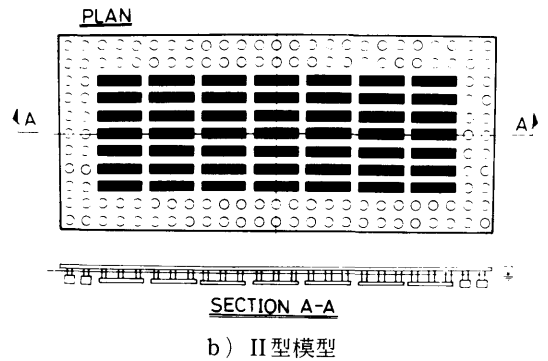


図3.2.5 大型模型に用いた支持浮体の形状

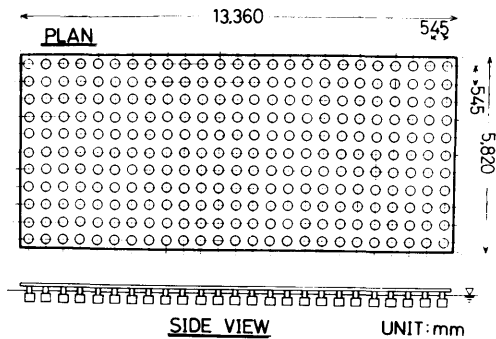
標準波スペクトル及び広帯域の一定エネルギー密度を有する過渡水波を用いている。なお、I.S.S.C型標準波スペクトルの平均波周期は1.66秒（実機換算で9.1秒）で、有義波高は167mmを標準とした。

ii) 係留システム

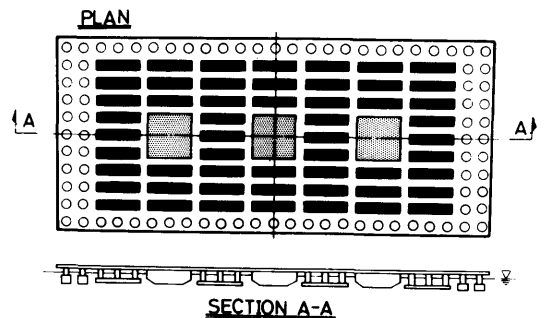
係留システムは、浮体の複数係留システムに関する研究において詳述している中間シンカー付鉄鎖係留ラインが24条（I型模型）または22条（II型及びIII型模型）で弛緩係留状態である。なお、一部の試験状態においては、無係留状態または中間シンカーなしの状態のものがある。



b) II型模型



a) I型模型



c) III型模型

図3.2.6 大型模型の支持浮体の配置の概要図

表3.2.1 大型模型の主要目

大型模型の種類		I 型	II 型	III 型
長さ		13.36 m	13.36 m	13.36 m
幅		5.82 m	5.82 m	5.82 m
高さ		0.504 m	0.504 m (0.458 m ローハル)	0.504 m (0.458 m ポンツーン)
剛性 (EI)	縦方向	$5.27 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$	$5.27 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$	$5.27 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$
	横方向	$9.28 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$	$9.28 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$	$9.28 \times 10^4 \text{kg} \cdot \text{m}^2$

表3.2.2 大型模型の試験状態

大型模型の種類		I 型	II 型		III 型	
波 浪	規則波	波 周 期	5.4~16.4秒		3.2~18.0秒	3.2~22.0秒
		波 高	標準5m(3~8m)		標準5m(3~6m)	標準5m(3~8m)
	不規則波	波スペクトラム	Pierson-Moskowitz型 ISSC標準波スペクトラム			
		平均波周期	9.1秒	7.7秒	9.9秒	9.1秒
		有義波高	標準5m	1.5, 3.0m	2.5, 5.0m	標準2m
		(過渡水波)	—	—		5種の過渡水波を重ね合せ
波との出会角	0°, 30°, 60°, 90°	0°, 15°, 30°		0°, 30°		
潮流	流 速	3ノット	0.8~3.7ノット		—	
	潮流との出会角	30°	0°, 30°, 60°, 90°		—	
潮流風流	風速又は風荷重	定常31t変動64t相当	10~43m/秒相当		—	
	風 向	30°	0°, 10°, 20°, 30°		—	
	風荷重の与え方	サーボ式引張装置による	送風機による		—	
係留条件		○24点スラック係留 シンカー付および シンカーなし	○22点スラック係留 シンカー付 ($\chi=30^\circ$) ○索による仮係留 ($\chi=0^\circ, 15^\circ$)		○22点スラック係留 シンカー付	

(3) 計測項目及び計測方法

大型模型の波浪中における弾性浮体の撓み変形と曲げモーメントに関する水槽模型試験においては、以下に述べる計測項目を主体にした。

i) 入射波

水槽模型試験時の入射波は、サーボ式波高計を用いて大型模型からの反射波の影響が最も少ない水槽側壁の造波装置近くにおいて計測した。

ii) 弾性浮体の撓み変形

上部構造物の弾性による撓み変形は、直接撓み量として計測することができないため、各計測点における上下方向変位にて計測した。その上下方向変位の計測は、新しく導入した無接触型多点変形測定・解析装置、加速度計及び機構式運動計測装置を用いて行った。

無接触型多点変形測定・解析装置とは、本研究のために新しく導入したもので(スウェーデンのセルコム

社が開発したセルスポットIIを組み込んだナック社製のダイナミックポジショナー), その装置の概要を

3.2.7に主要目を表3.2.3に示す。

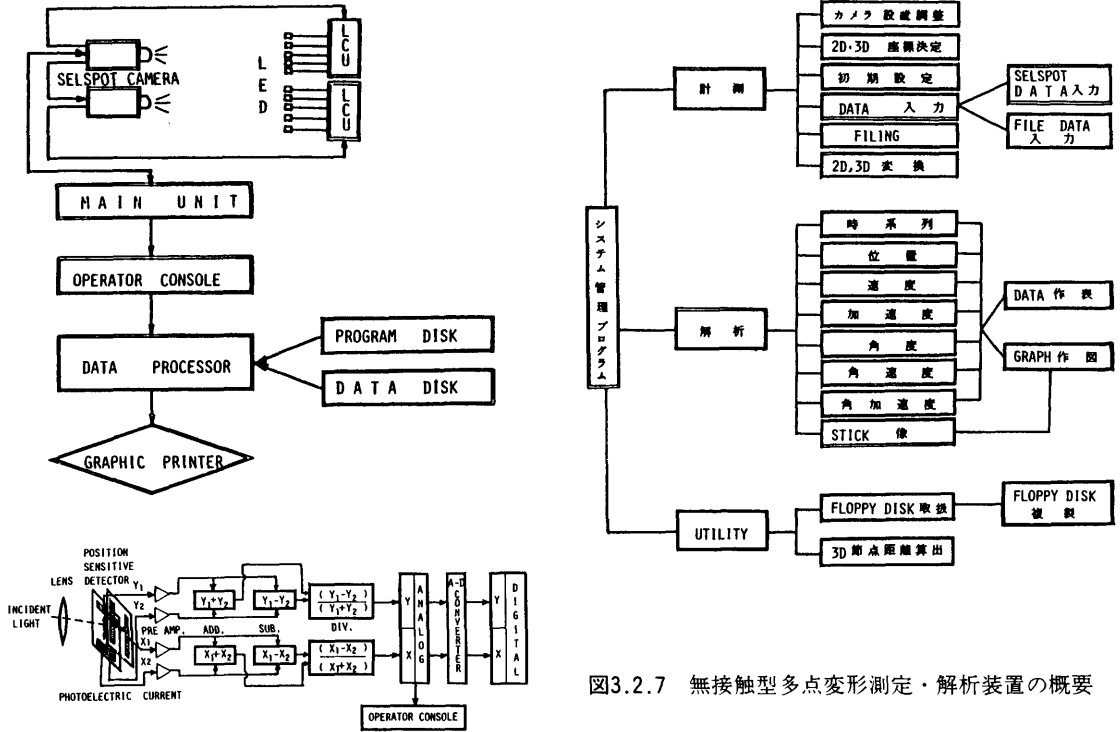


図3.2.7 無接触型多点変形測定・解析装置の概要

表3.2.3 無接触型多点変形測定・解析装置の主要目

<p>① カメラ (2台) レンズ: キヤノン 50mm 絞り: 1~5.6, 6段 節点距離: 48mm 有効撮像面: 22×22mm 分解能: 1/1,024</p> <p>② 発光体 (12ヶ) 型式: 8型 (16マウント) 寸法: 27×27×14mm 駆動電流: 2~3A p-p 発光波長: 930nm</p> <p>③ メインユニット 計測点: 最大128点</p>	<p>計測周期: 最大10kHz</p> <p>④ 出力信号 アナログ: TTLレベル, ±10V デジタル: TTLレベル, 10ビット</p> <p>⑤ データプロセッサ 本体: セイコー 5900II 記憶: ミニフロッピーディスク 2台 出力: リコー GPII プリンター</p> <p>⑥ その他 LEDコントロールユニット, 2台 カメラケーブル, 25mと50m シンクケーブル, 25m 2本 カメラ取付・調整架台, 2台</p>
---	---

計測の原理は、①最大10台の発光体を供試模型に取りつける、②各発光体からは、 $100\mu\text{sec}$ ずつ遅れて約 $50\mu\text{sec}$ 間だけ光を出す、③その光が受信部のレンズを介してカメラ内の位置検知器の平面内に結像する、④位置検知器で光電流が生じて各発光体の位置に対応したx及びy軸のアナログ及びデジタル信号に変換する、そして、⑤その信号を所要の解析を行った後に表示器及びx-y記録器に出力することができる。なお、カメラが1台の場合には、平面内の運動(2次元)が計測でき、2台の場合には、3次元の運動が計測できる。

加速度計による上下方向変位の計測法は、まず、上部構造物の縦揺れ及び横揺れによる影響が小さいとし、上部構造物上に12~20台の加速度計を配置し、上下方向加速度の分布を計測した。つぎに、そこで得られた加速度をフーリエ解析して1~6次項までの係数を求め、それらの成分が調和振動しているものと仮定して変位に換算した後に位相を考慮して合成している。

機構式運動計測装置による上下方向変位の計測法は、

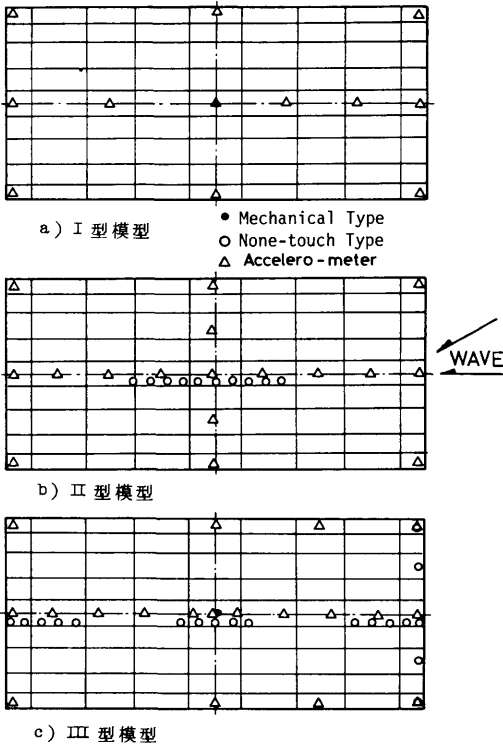


図3.2.8 上部構造物上の上下方向変位の計測場所

極めて一般的な手法であり、今回の水槽模型試験においては供試模型の上部構造物の中心において6自由度の動揺を計測した。

iii) 曲げモーメント

上部構造物の曲げモーメントの分布計測法は、まず、①上部構造物のアルミニウム平板を格子状に補強したアングル材及び溝形材の垂直面の上及び下部に歪ゲージを貼付けてそれぞれの歪量を計測する、つぎに、②それらの歪量から中立軸及び上部構造物の有効幅を求める、そして、③上部構造物の断面2次元モーメントから曲げモーメントを換算した。

以上に記述した計測項目についてI型、II型及びIII型の3種類の供試模型の上部構造物上における上下方向変位と曲げモーメントの計測場所を図3.2.8及び図3.2.9に示す。

3.2.3 水槽試験結果及び理論推算値

(1) 上下方向変位の実際事例

ここで示す上部構造物上の上下方向変位とは、上部

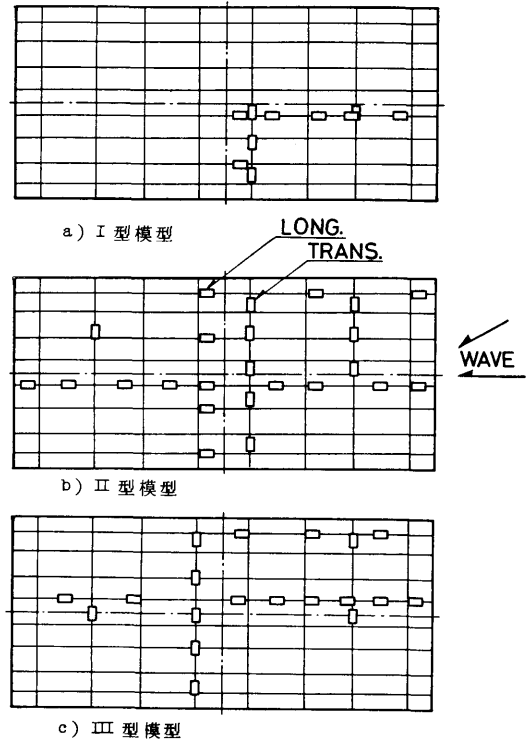


図3.2.9 上部構造物上の縦及び横曲げモーメントの計測場所

構造物の弾性による撓み変形，上下揺れ，縦揺れ及び横揺れ等が総て含まれているものである。

i) 無接触型多点変形測定・解析装置による計測

まず，縦波 ($\alpha = 0^\circ$) 及び斜め波 ($\alpha = 30^\circ$) 中におけるIII型模型の上部構造物の中心線上の長さ方向の変位分布の計測事例を上下方向変位と前後方向変位との合成で図3.2.10に示す。この図から，長さ方向の上下及び前後方向変位の振幅分布や位相及び波周波数の変化に対する変位量の変化等を極めて明瞭に把握することができる。また，低周波数では波上側及び波下側端部に近づくにつれて変位は，ほぼ傾斜した直線上を運動しており，波周波数が0.4Hz以上の周波数では変位量が急激に小さくなること等が判る。

つぎに，斜め波 ($\alpha = 30^\circ$) 中におけるII型模型の上部構造物の波上側端部の幅方向の変位分布の計測事例を上下方向変位と左右方向変位との合成で図3.2.11に示す。

この図から，波上側端部の幅方向の変位は，波浪が入射してくる左舷側ではほぼ円運動に近く，右舷側に行くに伴い右傾斜しながら長楕円運動になることが判る。また，波周波数が0.35~0.50Hzの範囲では上下方向変位は，左舷側が右舷側より大きくなること判る。

ii) 加速度計

縦波 ($\alpha = 0^\circ$) 中におけるIII型模型の上部構造物の中心線上の長さ方向の上下方向加速度及び上下方向変位の1周期の波型側を図3.2.12に示す。図中の加速度は，実線が実測した波形，破線は実測した加速度をフ

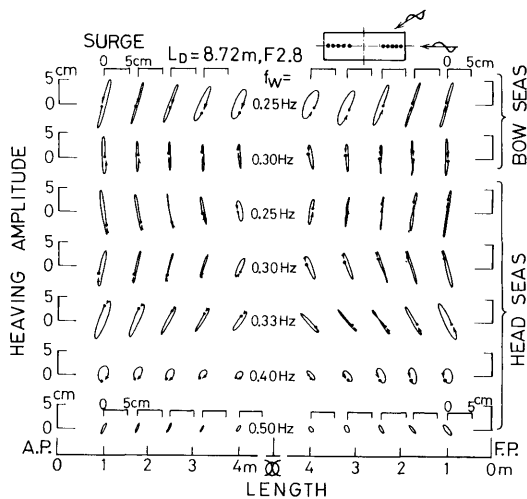


図3.2.10 大型模型の中心線上の長さ方向の変位分布

ーリエ解析し，その1~3次項までを合成した波形である。また，上下方向変位の波形は，前述の手法に基づいて1~3次項の加速度から求めたものである。これらの図から，加速度の波形は，1~3次項までを合成すれば十分実測した波形に近づくことが判る。また，変位波形は，加速度の基本成分が支配的であることが判る。

(2) 上下方向変位の計測法による比較

まず，機構式運動計測装置と加速度計による実測した上下方向変位の周波数応答特性を比較する。両計測法によるIII型模型の上部構造物の縦波中における上下方向変位の実測値の比較例を図3.2.13に示す。図中の白丸印は機構式運動計測装置により直接計測した値，黒丸印は加速度計による加速度からの換算値，実線は3.2.1に述べた時刻歴応答解折による推算値である。この図から，両計測法による上下方向変位の実測値は，極めてよく一致していることが判る。また，実測値と推算値との相関は全般的に良好であることが判る。

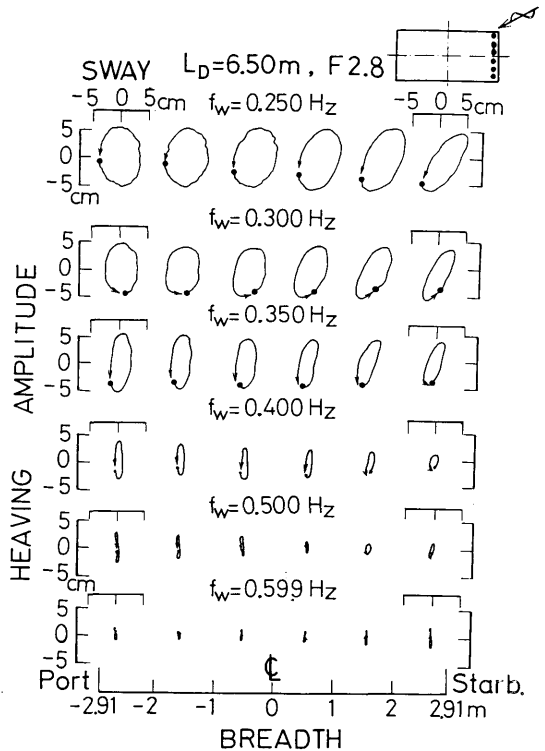


図3.2.11 斜め波中における波上側端部の幅方向の変位分布

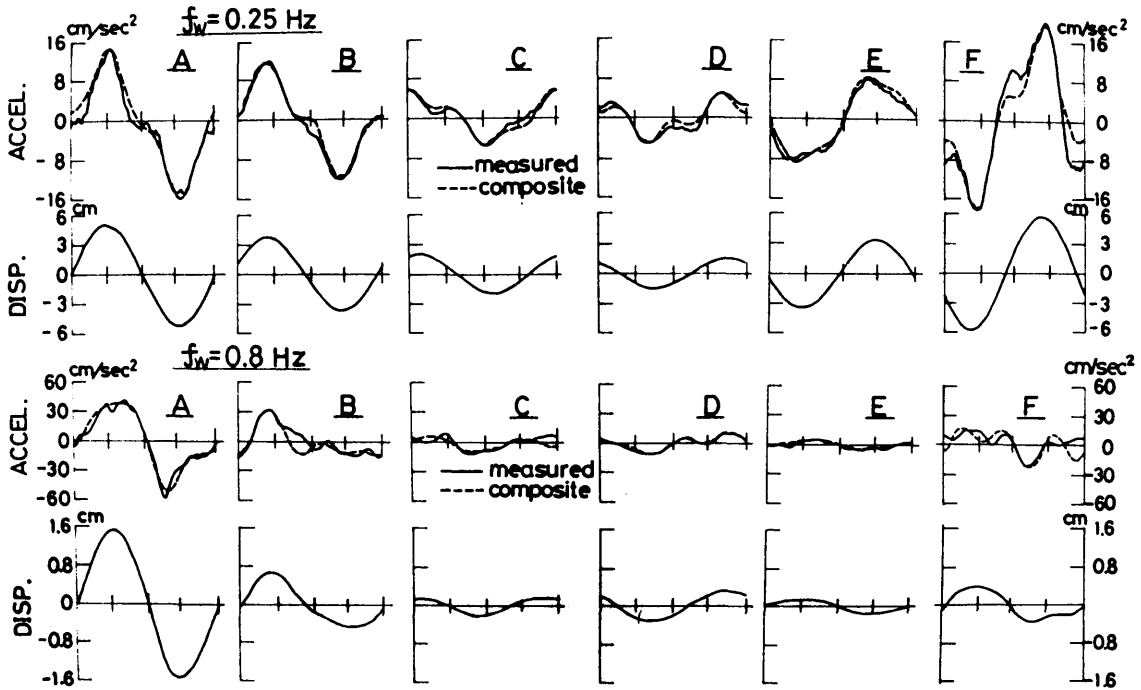


図3.2.12 縦波中における大型模型の中心線上の長さ方向の上下方向加速度及び変位分布

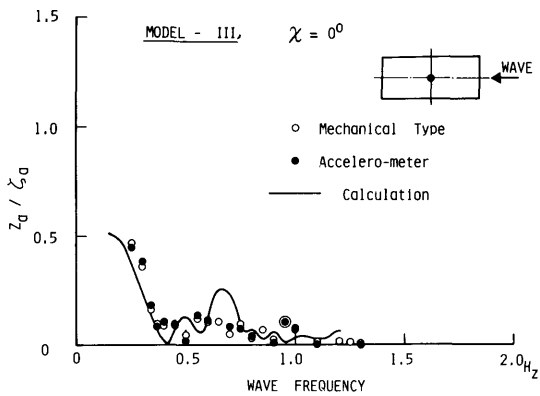


図3.2.13 機構式と加速度計による上下方向変位の比較

つぎに、無接触型多点変形測定・解析装置と加速度計による実測した上下方向変位の周波数応答特性を比較する。両計測法によるIII型模型の波上側両端部の斜め波 ($\chi = 30^\circ$) 中における上下方向変位の実測値の比較例を図3.2.14に示す。図中の白丸は無接触型多点変

形測定・解析装置により直接計測した値、黒丸印と実線は加速度計による加速度からの換算値とその平均線である。この図から、今回実施した範囲では両計測法による上下方向変位の実測値は、極めてよく一致していることが判る。

(3) 理論推算法の精度向上

i) 支持浮体の造渦減衰力の検討

支持浮体の上下方向変位は、各支持浮体に働く外力及び流体力の上下方向成分の影響を強く受ける。

「浮体に働く外力及び流体力の推定法に関する研究」及び浮体工法による海上空港に係わる評価のための技術調査研究³⁾等によると支持浮体の上下方向変位には、造渦減衰力と造渦減衰力とを考慮する必要があることが示されているので、Morison 式の抗力係数 (C_D) を用いて (3.2.1) 式の D に対応する各支持浮体の造渦減衰係数 (d_z) を次式にて求めて考慮することにした。

$$d_z = \frac{1}{2} C_D \rho S \quad (3.2.10)$$

ここで、 C_D は抗力係数、 ρ は流体密度及び S は支持浮体の水線面積である。そして、抗力係数は、一般に

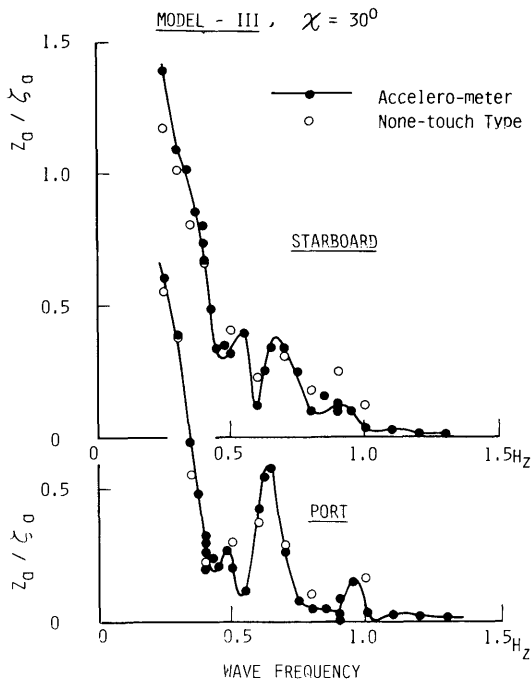


図3.2.14 無接触型の加速度計による上下方向変位の比較

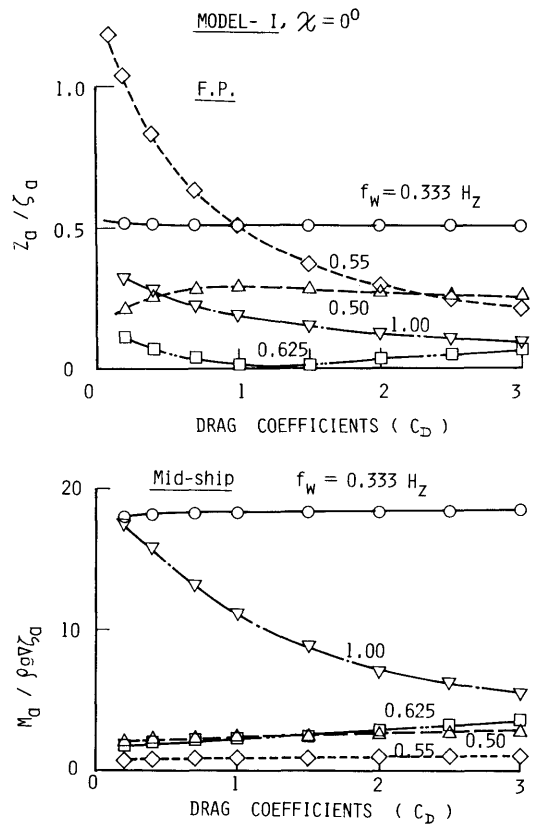


図3.2.15 抗力係数の変化に対する上下方向変位と縦曲げモーメント

形状によって変化するので、I型模型の縦波中における波上側端部の上下方向変位と上部構造物中央の縦曲げモーメントに対する抗力係数の影響を時刻歴応答解析による推算値で調べた結果例を図3.2.15に示す。

この図から、波周波数によって抗力係数の影響は多少相異なるが、上下方向変位及び縦曲げモーメントとも抗力係数が1.5程度ではほぼ収束していることが判る。したがって、本研究においては、支持浮体の形状が変化しても抗力係数は1.5であるとして推算することにした。なお、前節に示した理論推算法では、抗力係数の外に支持浮体の相互干渉や支持浮体ごとの外力等を考慮することができる。

ii) 上部構造物の剛性の検討

試設計された大型構造物の上部構造物は、使用目的に対応した上部構造物の構造によって剛性が相違するが、本研究において用いた大型模型の上部構造の剛性は、試設計した代表的な上部構造物の剛性に相違させている。したがって、上部構造物の剛性の変化による上下方向変位及び曲げモーメントに及ぼす影響について調べる。

まず、曲げ剛性の変化による影響を調べる。

(3.2.1) 式及び (3.2.8) 式にて求めた I 型模型の横波と縦波及び図3.1.1に示す建造ユットに対する j 節振動モードの固有円周波数を表3.2.4に示す。表中の括弧内の数値は、(3.2.1) 式を時刻歴応答解析によって求めた値で、 $L/l + 1$ は波に平行な 1 列の支持浮体の本数である。この表から、前述の 2 次元計算モデル (図3.2.1) は本来離散系であるが、支持浮体が 11 本以上になれば一様な弾性基礎上の梁 (図3.2.3) の振動として取り扱っても十分な精度があることが判る。そして、表3.2.4に示す各計算例について各固有振動モードに対する曲げ剛性の有効度 (α) を求めた結果を表3.2.5に示す。表中の有効度は (3.2.5) 式の左辺第 2 項と第 3 項との比 ($\alpha = EI (m_j/L)^4 / k$) で、この式中の m_j は振動モードの固有の定数を表す。 α は j 節振動のたわみモードに対して、曲げモーメントと静

表3.2.4 支持浮体の数に対するj節振動モードの固有周波数

計算状態	L/ℓ+1	振動モードの固有周波数 (1/sec)					
		0節(上下揺れ)	1節(縦揺れ)	2 節	3 節	4 節	5 節
I型模型 横波	11	0.106 (0.106)	0.106 (0.106)	0.736 (0.667)	2.000 (1.818)	4.000	6.667
I型模型 縦波	25	0.106 (0.106)	0.106 (0.106)	0.177 (0.174)	0.403 (0.395)	0.769 (0.763)	1.429
建造ユニット 縦波	97	0.106 (0.106)	0.106 (0.106)	0.107 (0.107)	0.109 (0.109)	0.118 (0.118)	0.135 (0.135)

表3.2.5 支持浮体の数に対するj節振動モードの有効度

計算状態	L/ℓ+1	振動モードの有効度 [$\alpha = EI(m_j/L)^4/k$]					
		0節(上下揺れ)	1節(縦揺れ)	2 節	3 節	4 節	5 節
I型模型横波	11	0	0	47.00	359.0	1,378.0	3,766.0
I型模型縦波	25	0	0	1.77	13.44	51.66	141.0
建造ユニット縦波	97	0	0	0.01	0.66	0.23	0.62

的復原力のそれぞれの応答の大きさの比を表している。この表から、一般に様な弾性基礎上の梁に近似できる大型浮遊式海洋構造物の弾性振動応答は、有効度 α によって支配されることがわかる。すなわち、有効度が1.0以下の振動モードでは静的復原力が支配的になり、曲げモーメントが小さくなる。有効度が1.0以上の振動モードでは曲げモーメントが支配的になるといえる。

そこで、I型模型の上部構造物の中央線上の縦波中における上下方向変位及び縦曲げモーメントの分布に曲げ剛性が及ぼす影響を調べた結果を図3.2.16に示す。図中の振幅分布は、2節振動モードに対する有効度 (α_2) を0.2 (EI/10), 1.8 (EI) 及び4.7 (2.65EI) に変化させた場合のものである。なお、上下方向変位は入射波の振幅 (ζ_a)、曲げモーメントは $\rho g \zeta \nabla_a$ で無次元値してある。ここに ρ は流体密度、 g は重力加速度、 ∇ は支持浮体の排水量である。この図から、曲げ剛性の影響は、波周波数が0.333Hzで顕著に現われ、有効度が0.2程度に小さくなると0節(上下揺れ)及び1節(縦揺れ)振動が大きくなり、上下方向変位の振幅が大きくなるが、縦曲げモーメントの振幅は逆に小さくなること判る。研究対象にしている実機は、極めて長大化するため、表3.2.5から判るように有効度が小さ

くなる傾向があるので曲げモーメントの振幅が相対的に小さくなることが予測できる。

つぎに、上部構造物が剛体 (EI=∞) の場合と弾性体 (EI) の場合とについての上下方向変位及び曲げモーメントを調べる。

I型、II型及びIII型模型の縦波中における上下方向

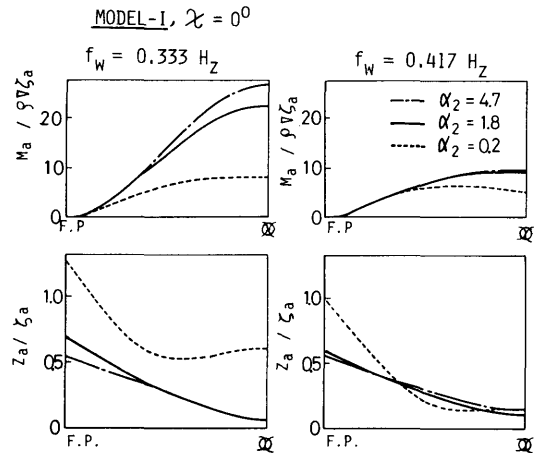


図3.2.16 縦波中における上部構造物の剛性変化に対する上下方向変位と縦曲げモーメント

変位と縦曲げモーメントについて剛体と弾性体とで推算した結果を図3.2.17から図3.2.22に示す。図中の白丸印は大型模型による実測値であり、実線及び破線は、2次元計算モデルで有効度が1.8 (EI) 及び無限大 (EI=∞) について造渦減衰力を考慮した時刻歴応答解析による推算値である。なお、この図の実線と破線との相違が上部構造物の弾性による撓み変形である。

これらの図から、上下方向変位の場合、今回実施した範囲でも剛体と弾性体とによる相違が全ての波周波数領域において現われていることが判るが、支持浮体

の形状及び上部構造物上の場所によって多少変化するものの全体的に弾性影響はそれ程大きくないといえる。

縦曲げモーメントの場合、今回実施した範囲でも剛体と弾性体との相違が全ての波周波数領域において極めて顕著に現われていることが判る。特に、上部構造物の中央部に近づくに従い弾性影響が顕著に現われ、低周波数領域では弾性体になると曲げモーメントの応答が低くなり、0.7~1.1Hz 付近の波周波数では弾性体になると曲げモーメントの応答が高くなることが判る。

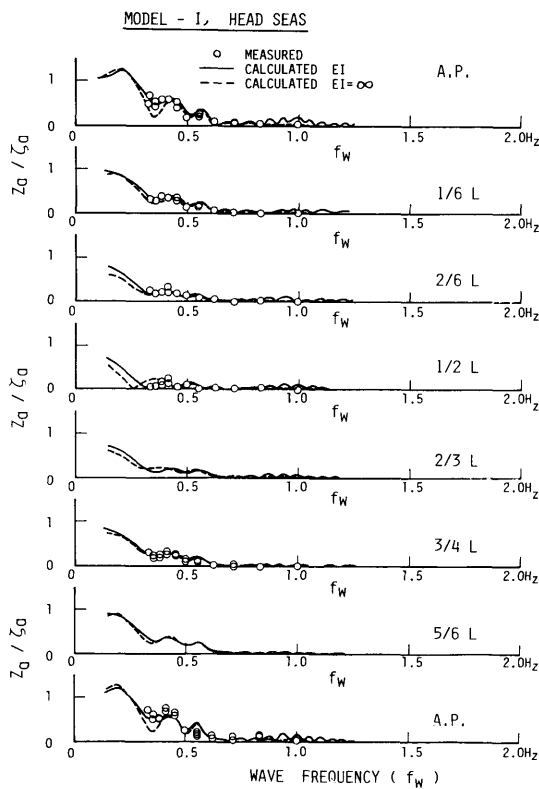


図3.2.17 I型模型の縦波中における上下方向変位の周波数応答特性

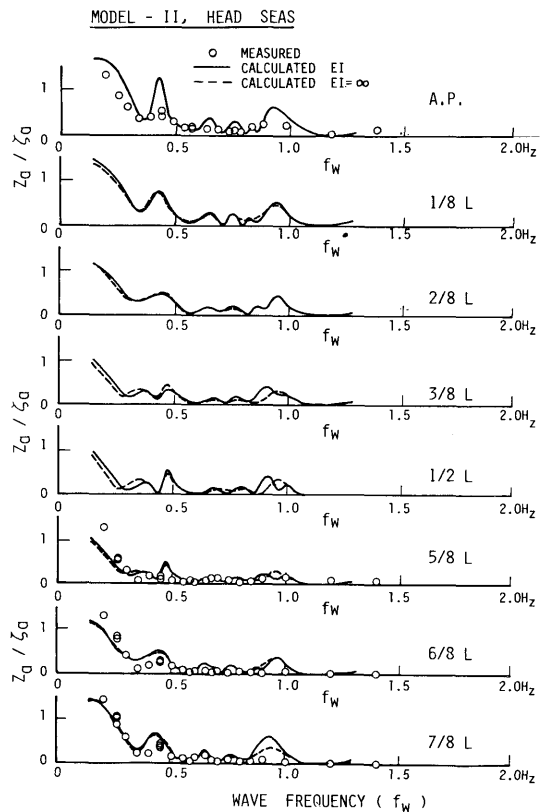


図3.2.18 II型模型の縦波中における上下方向変位の周波数応答特性

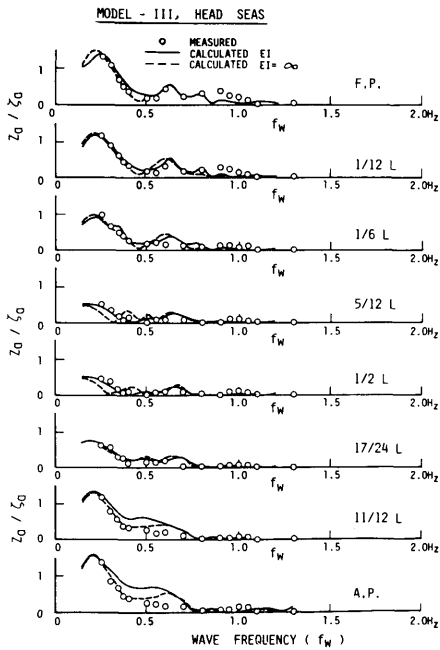


図3.2.19 III型模型の縦波中における上下方向変位の周波数応答特性

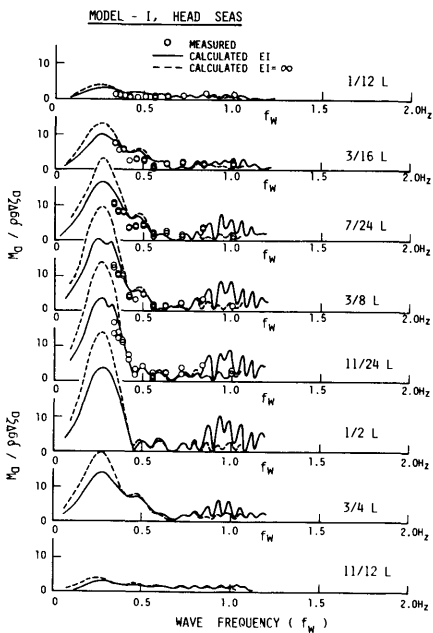


図3.2.20 I型模型の縦波中における縦曲げモーメントの周波数応答特性

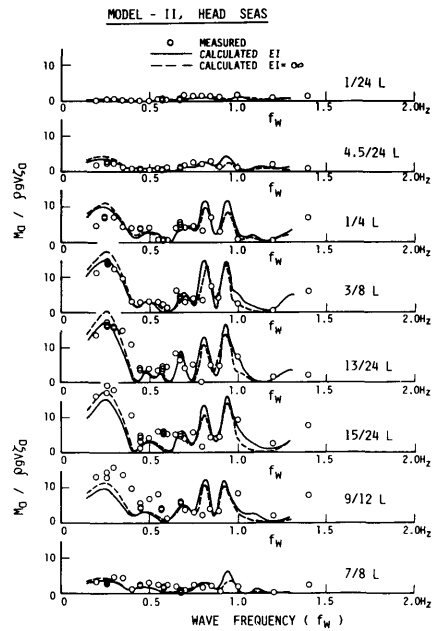


図3.2.21 II型模型の縦波中における縦曲げモーメントの周波数応答特性

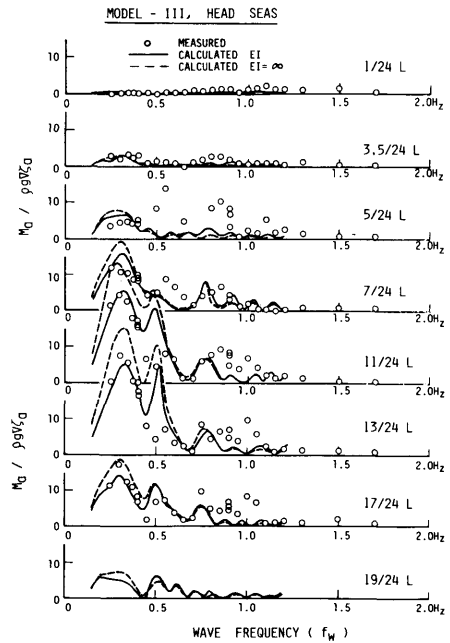


図3.2.22 III型模型の縦波中における縦曲げモーメントの周波数応答特性

(4) 上部構造物の変形パターン

i) 上部構造物の中心線上

III型模型の縦波中における上部構造物の中心線上の長さ方向（波上側端部（F.P.）から波下側端部（A.P.）までの14個所）の上下方向変位と加速度の1周期（36分割）間で変化するパターン例を図3.2.23に示す。この図は、大型模型の上部構造物の中心線上の11個所で加速度計を用いて計測した上下方向加速度を図3.2.12に示すように解析し、その結果より求めたものである。なお、加速度及び変位とも上部構造物の寸法に対して極端に拡大してある。

この図から、加速度の場で見ると、上部構造物は長さ方向に入射波の波形が変化する周波数より高い周波数で複雑に変形している。その傾向は入射波の周波数が高くなるに伴い高周波数での複雑な変形が激しくなる。一方、上下方向変位の場で見ると、上部構造物は、大略入射波の波形の変化と等しい周波数で滑らかに変形している。そして、上部構造物の波上側と波下側の端部に近づくに伴い正弦的に大振幅で変位し、中央部付近では変位量が小さいことが判る。

ii) 上部構造物の変形パターン

I型及びIII型模型の斜め波（ $\chi=30^\circ$ ）中における上部構造物の上下方向変形パターン例を図3.2.24に示す。

この図は、波周波数が約0.3Hzの1周期（6分割）と半周期（8分割）間における上部構造物全体の変形パターンを示したものである。なお、変形量は、上部構造物の寸法に対して約8倍拡大して表示している。

この図から、上部構造物は、剛体としての動揺である上下揺れ、縦揺れ及び横揺れ以外に弾性体としての撓み変形や捩れ変形等が生じていることが判る。

(5) 縦波中における上下方向変位と縦曲げモーメントの実測値と推算値との比較

i) 上下方向変位の周波数応答特性

I型、II型及びIII型模型の縦波中における上部構造物の中心線上の上下方向変位の周波数応答特性を、図3.2.17から図3.2.19に示してある。図中の丸印は実測値、実線及び破線はそれぞれ弾性浮体と剛体に対する推算値である。

これらの図から、上下方向変位は、今回完成した推算法を用いてよい精度で予測できることが明らかになった。さらに、上下方向変位に関しては、支持浮体の形状及び上部構造物の場所によって多少相違するが、剛体としての動揺からも推定できる。

ii) 上下方向変位の長さ方向分布

I型、II型及びIII型模型の縦波中における上部構造物の長さ方向の上下変位量の分布例を図3.2.25に示す。

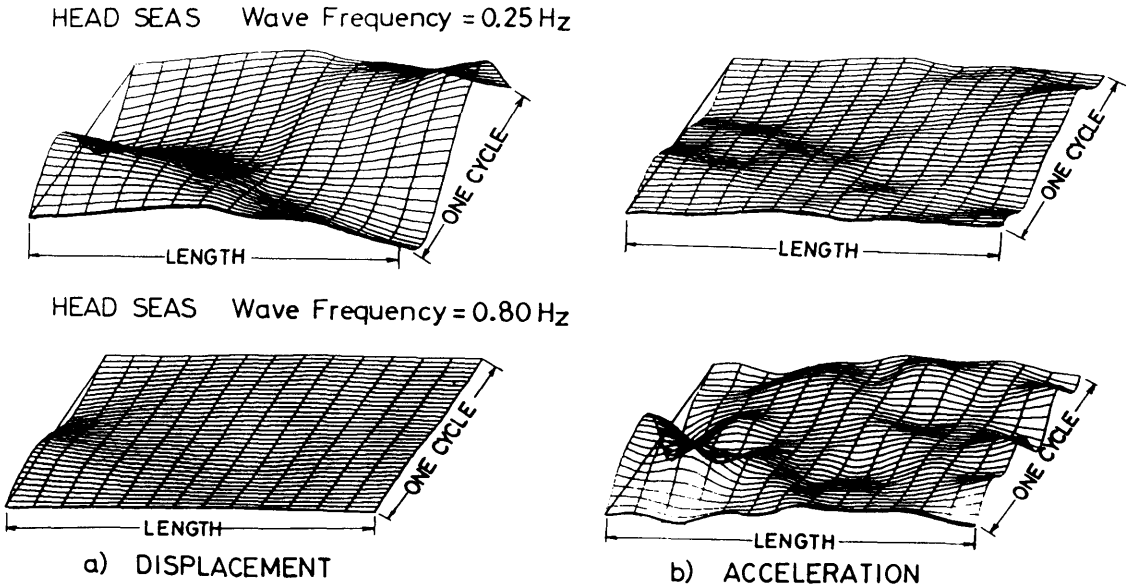


図3.2.23 縦波中における上部構造物の中心線上の長さ方向の変形パターン

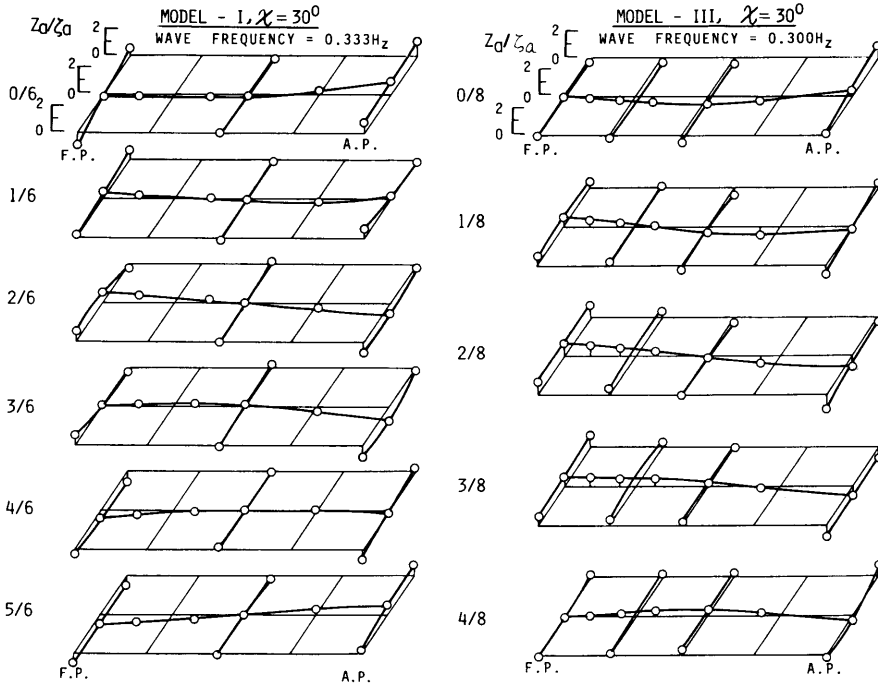


図3.2.24 斜め波中における上部構造の上下方向変形パターン

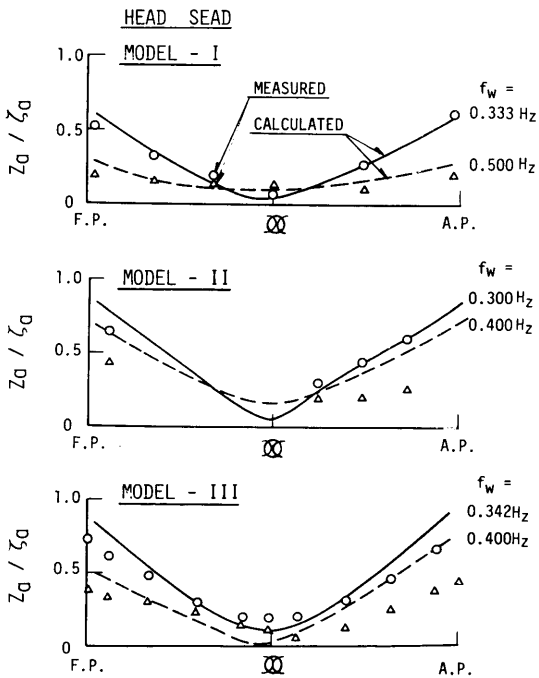


図3.2.25 縦波中における上下方向変位の長さ方向分布

この図は、図3.2.17から図3.2.19の上下方向変位の周波数応答特性の中から代表的な波周数に対して上部構造物の長さ方向の上下方向変位量の分布を示したものである。

これらの図から、上下方向変位の長さ方向分布（波上側端部（F.P.）から波下側端部（A.P.）まで）は、支持浮体の形状に関係なく、中央部において上下方向変位が小さく、波上側及び波下側端部に行くに伴い変位量が大きくなる傾向がある。その傾向は、実測値と推算値とで相関が大略よいといえるが、支持浮体の形状及び波周波数が変化しても推算値は、波上側及び波下側端部において実測値より多少大きく推算しているといえる。

iii) 縦曲げモーメントの周波数応答特性

I型、II型及びIII型模型の縦波中における上部構造物の中心線上の縦曲げモーメントの周波数応答特性を図3.2.20から図3.2.22に示してある。図中の丸印は実測値、実線及び破線は弾性浮体と剛体に対する推算値である。

これらの図から、今回実施した範囲では、剛性を考慮した縦曲げモーメントの推算値は、実測値と相当よ

い相関にて予測していることが明らかになった。特に0節及び2節振動モード波周波数で上部構造物の中央部付近の縦曲げモーメントは、支持浮体の形状によらず上部構造物の剛性を考慮した推算値の方が実測値とよい相関があるといえる。なお、図3.2.22のIII型模型では、実測値と推算値との相関が余りよくないが、その理由は、ポンツーン型支持浮体の剛性が適正に考慮されていないためによるものである。

iv) 縦曲げモーメントの長さ方向分布

I型、II型及びIII型模型の縦波中における上部構造物の長さ方向の縦曲げモーメントの分布例を図3.2.26に示す。この図は、図3.2.20から図3.2.22の縦曲げモーメントの周波数応答特性の中から代表的な波周波数に対して上部構造物の長さ方向の縦曲げモーメントの分布を示したものである。

これらの図から、縦曲げモーメントの長さ方向の分布は、支持浮体の形状に余り関係なく、波上側及び波

下側端部において零であり、中央部(□)に行くに伴い縦曲げモーメントが大きくなる傾向がある。その傾向は、実測値と推算値とでよい相関を示している。

しかしながら、I型模型を除くと、低周波数領域では、推算値は中央部で縦曲げモーメントが最大となっているのに対して実測値は中央部より僅かに波下側にずれた場所で縦曲げモーメントが最大となる傾向がある。

(6) 不規則波中における上下方向変位と縦曲げモーメント

不規則波としては、I.S.S.C型標準波スペクトル及び過渡水波を用いたが、周波数応答特性を求めるのには、実験時間、実験精度及び実験の簡便性等から、判断すると過渡水波が優れている。

したがって、ここでは、過渡水波による上下方向変位及び縦曲げモーメントについてのみ記述する。なお、I.S.S.C型標準波スペクトルを用いても同様な結果が導き出せることは確認してある。

今回使用した過渡水波は、規則波中における上下方向変位及び縦曲げモーメントの周波数応答特性と比較するため、規則中において周波数応答特性を求めた0.2~1.7Hzの波周波数範囲を5分割した5種類である。

まず、III型模型の最も低周波数領域の過渡水波中における上下方向変位及び縦曲げモーメントの実測したスペクトル例を図3.2.27に示す。図中の実線、破線及び鎖線は、上部構造物の中心線上の波上側端部から順に中央までの場所を表わしている。これらの図から、前述したと同様に過渡水波中においても波上側端部では上下方向変位が高く、中央部では縦曲げモーメントが高くなる傾向が明確に現われていることが判る。

つぎに、これらのスペクトルと過渡水波のスペクトルとを用いて上下方向変位及び縦曲げモーメントの周波数応答特性を求めた結果例を図3.2.28に示す。図中の黒丸印は規則波中における実測値、白丸印、三角印及び四角印等は5種類の過渡水波のスペクトルのエネルギー密度が高い範囲に対して線形重ね合わせが成り立つとして求めた実測値、実線は推算値である。

これらの図から、過渡水波を用い、その波エネルギー密度が高い範囲だけを用いれば規則波中における水槽試験にて求めたと同様な上下方向変位及び縦曲げモーメントを求めることができるといえる。

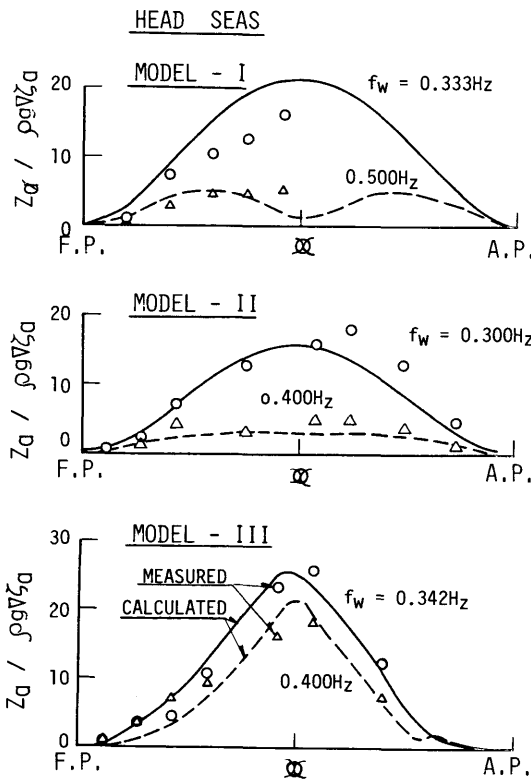
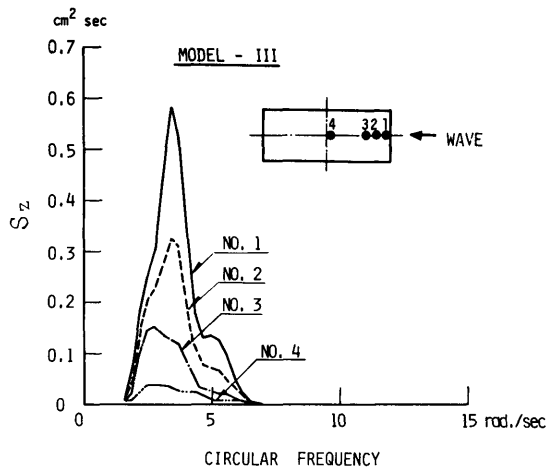
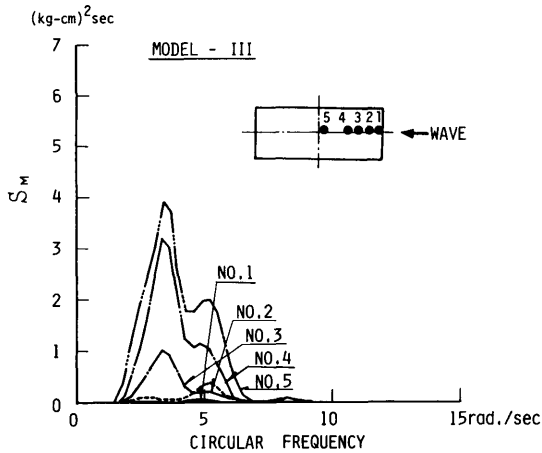


図3.2.26 縦波中における縦曲げモーメントの長さ方向分布



a) 上下方向変位



b) 縦曲げモーメント

図3.2.27 過渡水波中における上下方向変位及び縦曲げモーメント

(7) 斜め波中における上下方向変位及び曲げモーメント

i) 上下方向変位

斜め波中における上部構造物の上下方向変位は、今回実施した波との出会角が15°, 30°及び60°の実測値から大略以下の事項が明らかになった。

(i) 図3.2.11から、波上側端部の上下方向変位は、低周波数では幅方向でほとんど変化していないが、高周波数になると幅方向で多少変化して来ることが判る。

その波周波数は、図3.2.14から0.5Hz付近が境にな

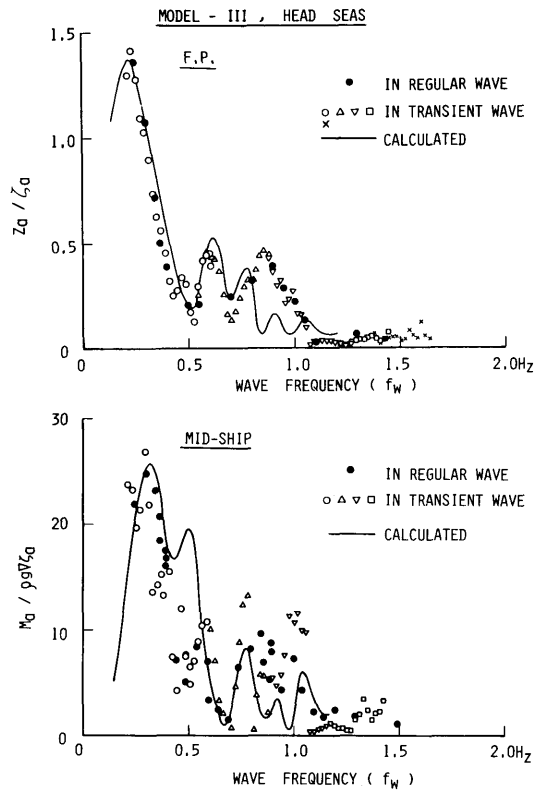


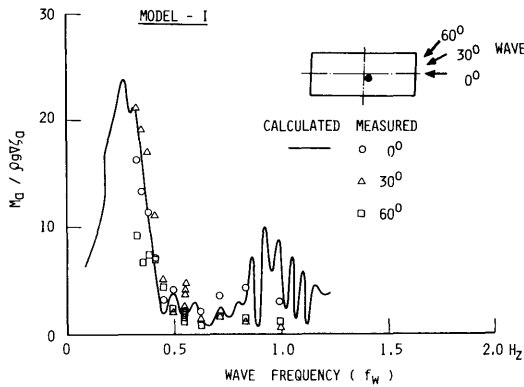
図3.2.28 規則波と過渡水波中における上下方向変位と縦曲げモーメントの周波数応答特性の比較

っていることが判る。そして、幅方向で上下方向変位が変化する要因としては、図3.2.24に示すように振れ振動や上部構造物の角の変形等によるもの及び入射波の反射、回折や減衰等の波形の変形によるもの等が考えられるが、それらの影響度は明らかでない。

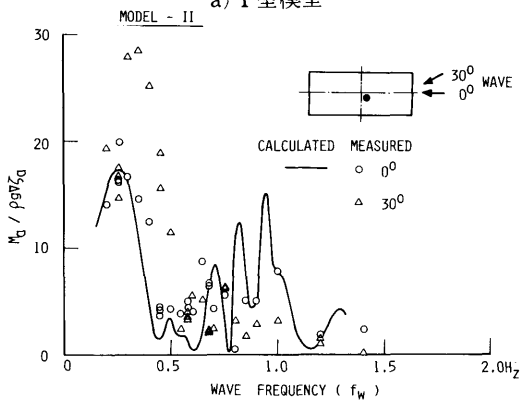
(ii) 中央部の上下方向変位は、波との出会角によって幅方向で多少変化するが、図3.2.25に示すように応答性が低いため、振幅量にすれば変化量は極めて小さいといえる。

(iii) 斜め波中においては、前述した様に上部構造物が振れ振動を起こすことが明らかになっている。そして、振れ振動の影響は、今回実施した範囲では波上側及び波下側端部と中央部との中間点付近で上下方向変位が幅方向に最も変化していることからこの付近に現われているといえる。

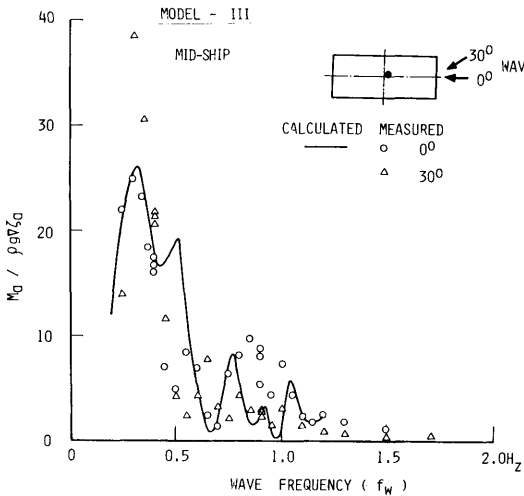
(iv) 以上が斜め波中における上下方向変位の傾向で



a) I型模型



b) II型模型



c) III型模型

図3.2.29 規則波中における波との出会角変化に対する縦曲げモーメントの周波数応答特性

あるが、今回実施した範囲からは上部構造物の中心線上における上下方向変位の分布を精度よく推算できれば、大略上部構造物全体の上下方向変位の分布を予測することができるといえる。

ii) 曲げモーメント

まず、縦曲げモーメントの応答特性が最も高い、上部構造物中心における波との出会角の変化に対する応答特性の変化する事例を図3.2.29に示す。図中の丸印、三角印及び四角印は、波との出会角が0°、30°及び60°の実測値、実線は波との出会角が0°の推算値である。

これらの図から、波との出会角が30°の場合、支持浮体の形状が変化しても0.50~0.55Hz以下の低周波数領域では縦曲げモーメントの応答特性は、縦波中における応答特性より20~80%程度高くなり、0.50~0.55 Hz以上の高周波数領域では応答特性が逆に縦波中における応答特性の約半分程度に低くなる傾向がある。

波との出会角が60°の場合、縦曲げモーメントは、縦波中における応答特性が波との出会角の余弦で変化すると仮定できる約50%に応答特性が全体的に低くなっている。

つぎに、縦曲げモーメントの幅方向の分布をII型模型の上部構造物の中央部における実測結果を用いて図3.2.30に示す。白印記号と太線は、波との出会角が30°の実測値、黒印記号と細線は、縦波中における実測値である。

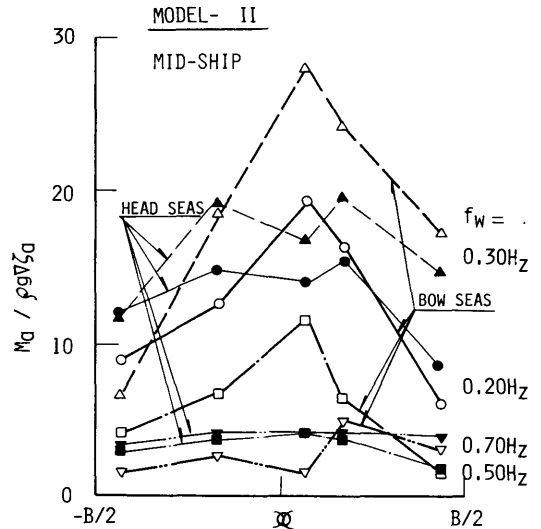


図3.2.30 縦波中と斜め波中における縦曲げモーメントの振幅分布

この図から、縦曲げモーメントの幅方向分布は、縦波の場合、上部構造物の中心線付近では大略一定値で両側舷に行くに伴ない応答特性が低くなる傾向が見られるのに対して、斜め波の場合、中心線付近が最も高い応答特性を示して両側舷に行くに伴ない急激に応答特性が減少する傾向が見られる。なお、I型模型では、縦波中において上部構造物の中心線上の縦曲げモーメントより両側舷の縦曲げモーメントが全ての波周波数領域で20~30%程度高い応答特性を実測したが、その原因は明らかにできなかった。

そして、I型模型の斜め波 ($\alpha=30^\circ$ 及び 60°) 中における上下方向変位と曲げモーメントの実測値と3次元計算モデルによる推算値との比較例を図3.2.31に示す。図中の棒線は実測値、実線と一点鎖線はそれぞれ縦及び横曲げモーメントの推算値、破線は上下方向変位の推算値である。

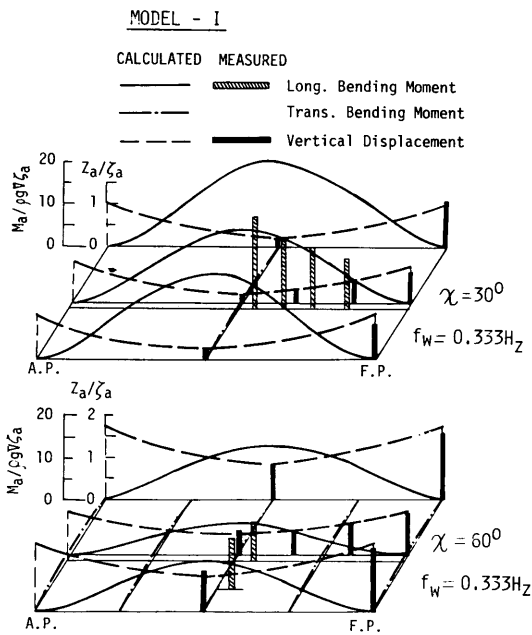


図3.2.31 斜め波中における上下方向変位と曲げモーメントの分布

この図から、今回完成した3次元計算モデルを用いた推算手法は、斜め波中における上下方向変位及び縦曲げモーメントの実測値とよい相関で推算できることが明らかになった。また、横曲げモーメントは、推算値によれば縦曲げモーメントの大略1桁小さい値にな

ることが判った。

III型模型の斜め波中 ($\alpha=30^\circ$) における縦曲げモーメント及び横曲げモーメントの実測値の分布例を図3.2.32に示す。図中の白棒線は縦曲げモーメント、黒棒線は横曲げモーメントである。

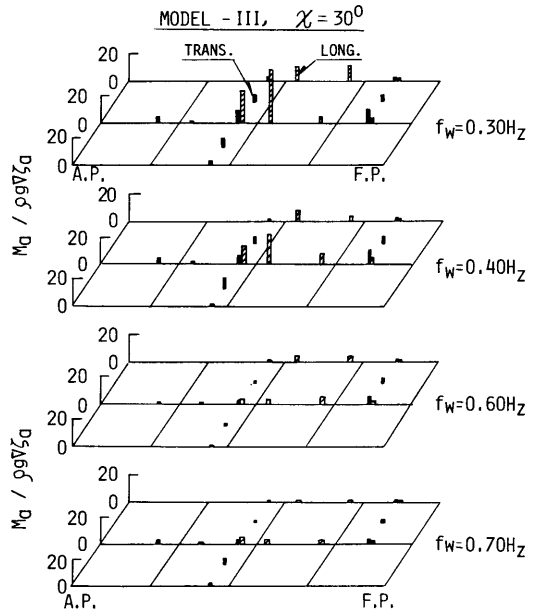


図3.2.32 斜め波中における曲げモーメントの分布

この図から、低周波数では図3.2.31に示したと同様に上部構造物の中心線上の中央部付近の縦曲げモーメントは、横曲げモーメントの数倍と高い応答特性を示すが、波上側及び波下側端部並びに両側舷に行くに伴ない減少していることが判る。また、波周波数が高くなると縦曲げモーメントは急激に減少し、横曲げモーメントとほぼ同程度の応答特性になる。

最後に、横曲げモーメントの応答特性が最も大きい、上部構造物の中央部における幅方向分布をII型及びIII型模型の斜め波 ($\alpha=30^\circ$) 中の実測例を図3.2.33に示す。

この図から、横曲げモーメントの幅方向分布は、図3.2.26に示す縦曲げモーメントの長さ方向分布と同様に両側舷で零となり、中心線に行くに伴ない横曲げモーメントは大きくなる傾向がある。その傾向は、波周波数が低くなるに伴い強くなるといえる。

以上が剛性を考慮した上部構造物に関する上下方向

変位及び曲げモーメントの水槽試験による実測値と今回完成した理論推算手法による推算値であり、本研究の目標であった上部構造物の弾性変形及び曲げモーメントを精度よく推定するために開発した計算手法の適用性及び改良すべき点が明らかになった。

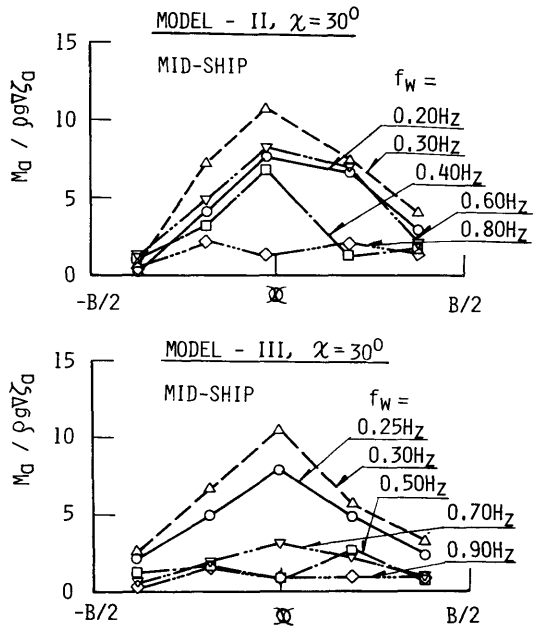


図3.2.33 斜め波中における横曲げモーメントの幅方向分布

3.3 局部構造強度

本研究で対象にした想定実機のように、多数の支持浮体を必要とする大型浮遊式海洋構造物においては、支持浮体の形状としてフーティング型円筒殻が有効な構造形式の一つと考えられる。このフーティング型円筒殻構造は横荷重に対してカンチレバーになるので、横荷重が作用する場合は、構造強度上厳しい荷重条件になる。したがって、従来の水圧に対する強度計算と同時に、横荷重により円筒殻に曲げおよび剪断が作用した時の座屈強度を検討しておかなければならない。そのため本節においては、波浪強制力や潮流力等により異常な横荷重が支持浮体の先端に作用した時を想定し、その時の円筒殻の座屈強度を局部構造強度の主要な課題として検討した。

3.3.1 崩壊実験

支持浮体模型は、図3.3.1に示すように円筒外板をリ

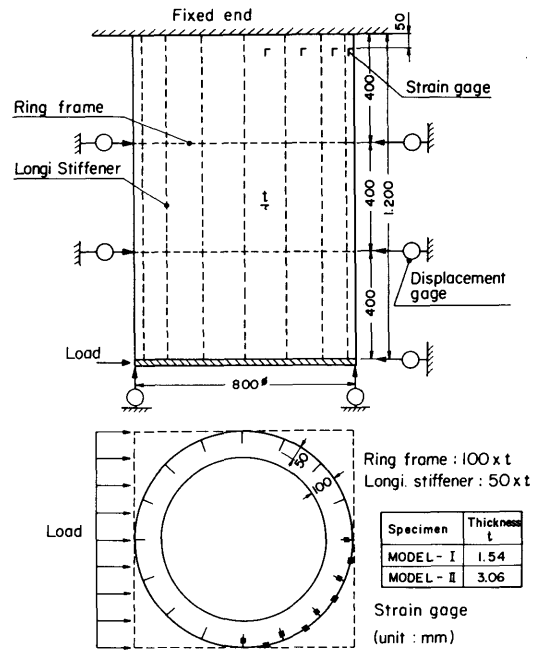


図3.3.1 支持浮体模型

ングフレームおよびロンジスチフナにより補強した防撓円筒殻構造で、軟鋼SS41(降伏応力 σ_y)は、鋼板板厚 $t=1.54\text{mm}$ に対して $26.6\text{kg}/\text{mm}^2$ 、 $t=3.06\text{mm}$ に対して $29.0\text{kg}/\text{mm}^2$)により製作した。円筒の両端は板厚25mmの厚鋼板に溶接し、その一端は固定治具にボルトで固着し、他端の厚鋼板上面に耐圧治具を介して荷重を作用させた(写真3.3.1)。試験模型の個数は2個で、MODEL-Iは想定実機の支持浮体の約 $1/10$ の縮尺模型であり、MODEL-IIは、外形寸法はMODEL-Iと同じで板厚をすべて約2倍にし、MODEL-Iと座屈強度を比較するために製作したものである。荷重は段階的にくわえていき、各荷重段階で模型の各点の変形および固定端部(端部固着位置から50mm離れた位置)の歪を計測し、荷重と変形との関係および断面の歪分布を求めた。

3.3.2 実験結果と考察

図3.3.2に荷重(P)と変形量(δ)との関係を示す。図に実線および破線で示した曲線が、それぞれMODEL-I、MODEL-IIに対するPと δ との関係である。Pと δ とはほぼ直線関係で荷重が上昇していくが、荷重の上昇段階で外板の一部のパネルに変形がみられるようになる。しかしその変形は広がらず、そ

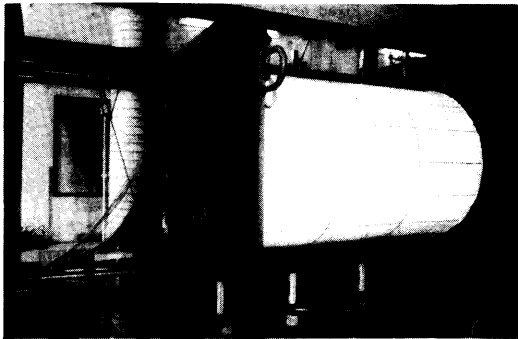


写真3.3.1 崩壊実験時の状況

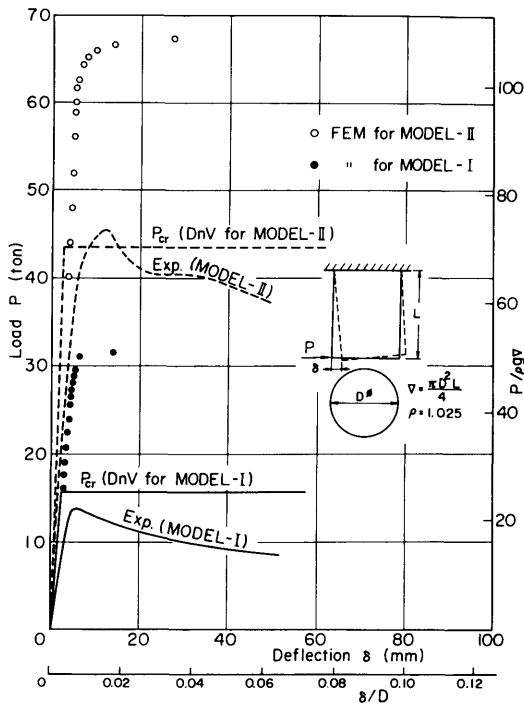
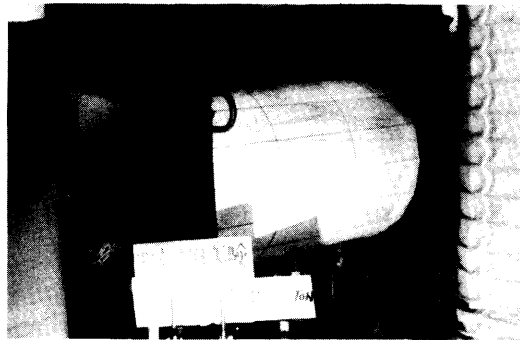


図3.3.2 支持浮体の横荷重と変形量の関係

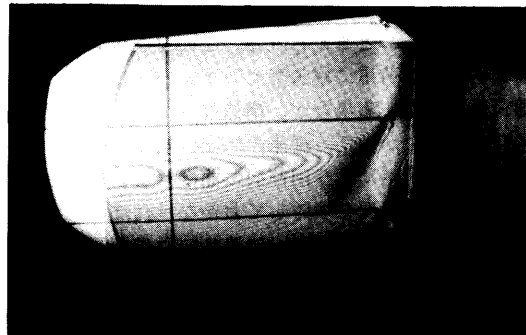
の間荷重は上昇する。そして最終的には、固定端底部のロンジスチフナが座屈すると、固定端の外板に面外変形が広がり最高荷重に達する。その後、荷重は変形に対して緩やかに減少していく。写真3.3.2の a) に模型の全体的な破壊状況を、b) に固定端部の円筒外板に生じた座屈波形の様子を示す。パネルの座屈波形は中立軸近くなるにつれて、剪断変形の影響がでてのがわかる。座屈波形は、軸圧縮をうける円筒殻の非対

称弾性座屈にみられるように、円筒中心軸に向って内側に変形している。図3.3.3から図3.3.5に、MODEL-I の場合の固定端部の歪と荷重との関係を、それぞれ外板の軸方向と周方向の歪そしてロンジスチフナのウェブ中央の歪について示した。歪は板の表裏を対にして示している。例えば図3.3.3において、軸歪のゲージ番号 CH. NO=26, 66をみると、荷重 7 ton 付近で板表裏の歪の反転がみられ、パネルに面外変形が生じたのがわかる。図3.3.6には、円筒外板の軸方向の歪分布を、荷重 $P=2.5, 5, 7.5$ ton の3段階に対応して示す。歪は板の表裏の値を平均したものである。 $P=7.5$ ton になると、圧縮側では $\theta=145^\circ$ の位置でロンジスチフナとの接合部に大きな軸歪が生じている。図3.3.7には、試験模型中心面での変形曲線の実験値を示した。

荷重と変形量との関係について、FEM プログラム MARC により数値計算を行った。端部はすべての変位を固定、荷重端は荷重方向と軸方向の変位および回転を自由とした。その結果を、MODEL-I および



a) 支持浮体の全体の破壊状況



b) 支持浮体の固定端部の座屈波形の状況

写真3.3.2 支持浮体の破壊及び座屈の状況

MODEL-II に対しそれぞれ●印および○印で示し、実験値 (Exp.の曲線) と比較した。数値計算では実験値よりかなり大きな値を与えているが、これは、模型実験では、初期不整等の影響をかなりうけたためと思

われるが、この影響に関しては今後検討していきたい。図3.3.8は、MARCプログラムにより求めた支持浮体の変形の様子を示したものである。

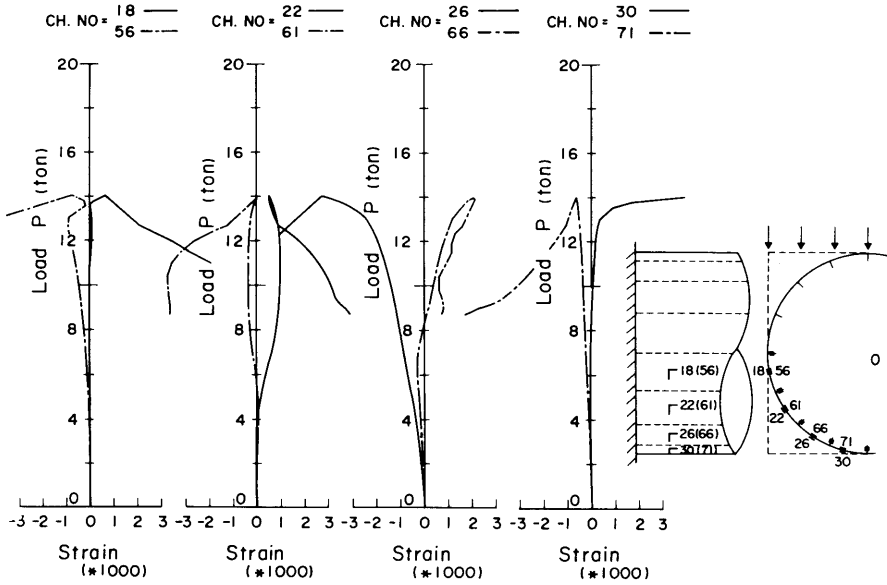


図3.3.3 支持浮体の外板パネルの軸方向の歪変化

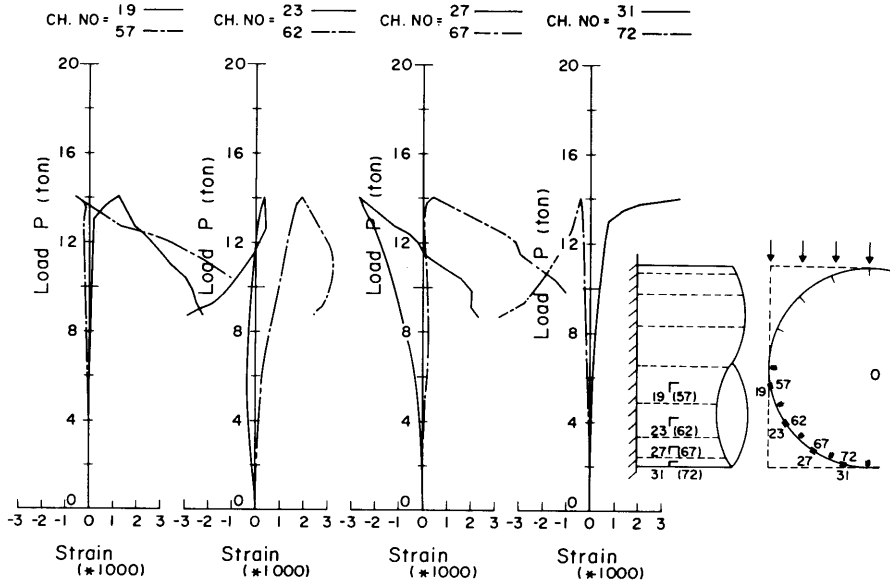


図3.3.4 支持浮体の外板パネルの円周方向の歪変化

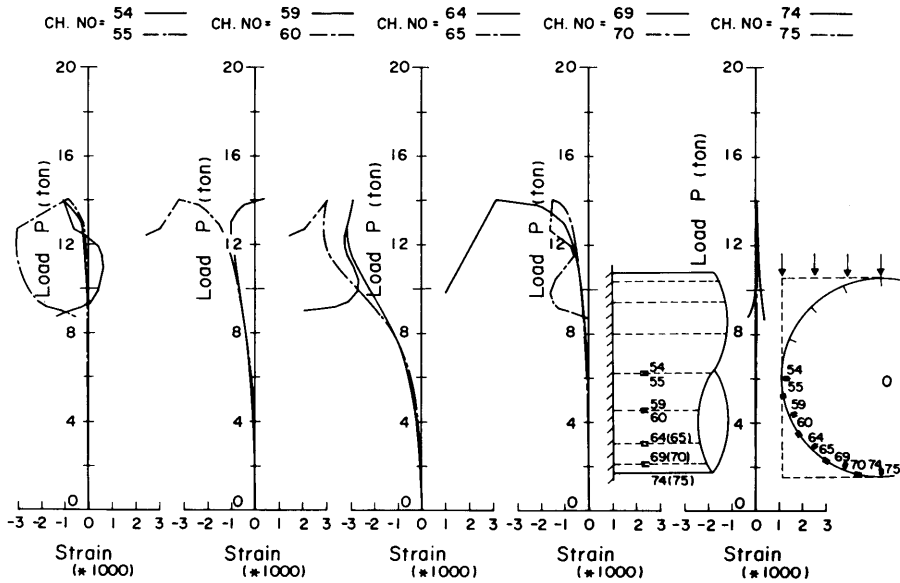


図3.3.5 支持浮体のロンジスチフナの軸歪の変化

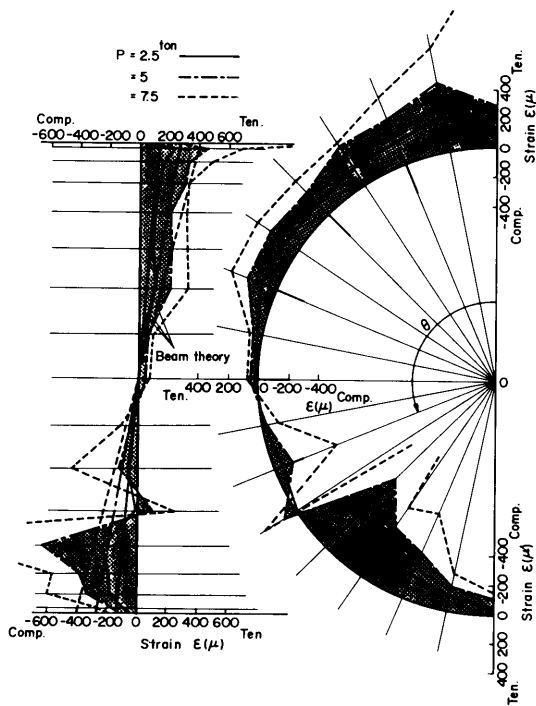


図3.3.6 支持浮体の外板の軸方向歪分布

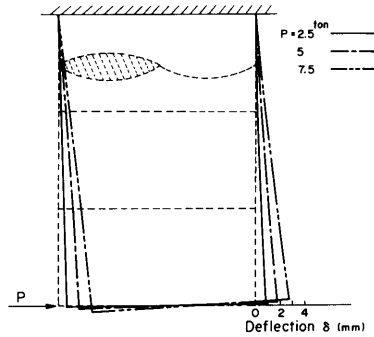


図3.3.7 支持浮体模型中心面の撓み

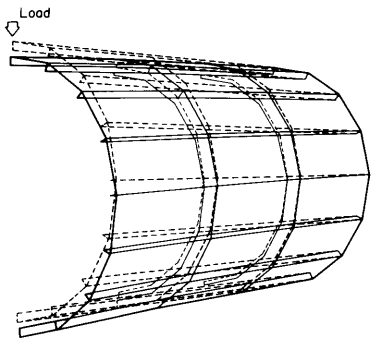


図3.3.8 支持浮体模型の変形の状況

本節で取り扱ったカンチレバーの円筒殻の先端に横荷重が作用した時の座屈強度に関しては、これまであまり研究が行われていない^{8),9)}。海洋構造物の分野で、この場合の円筒殻の座屈強度に応用し得る式としては、DnVによる座屈計算式^{10),11)}がある。この式は、円筒殻の座屈強度においては理論値と実験値とがかけ離れる場合が多いという観点から経験的に決められたものであるが、この式を本実験に適用することにした。図3.3.9のDnVが規定している防撓円筒殻において、本実験で対象にした構造寸法に対しては

$$\frac{s}{t} > 3\sqrt{\frac{r}{t}} \tag{3.3.1}$$

ただし s : ロンジスチフナ間隔
r : 円筒殻の半径
t : 円筒外板板厚

を満たし、MODEL-I、MODEL-IIともに、DnVが規定している無防撓円筒殻の分類 (CATEGORY A) に入る。このCATEGORY Aの計算式を、曲げおよび剪断力が同時に作用する円筒殻に適用すると、この場合のDnVが規定している座屈応力 (Characteristic buckling stress) は

$$\sigma_{ecr} = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{1+\lambda^4}} \tag{3.3.2}$$

$$\text{ただし } \lambda^2 = \frac{\sigma_Y}{\sigma_e} \left[\frac{\sigma_b}{\sigma_{Eb}} + \frac{\tau}{\tau_E} \right]$$

σ_Y : 降伏応力
 σ_b : 曲げ応力
 τ : 剪断応力
 σ_{Eb} : 曲げによる弾性座屈応力
 τ_E : 剪断による弾性座屈応力
 $\sigma_e : \sqrt{\sigma_b^2 + 3\tau^2}$

で与えられる。

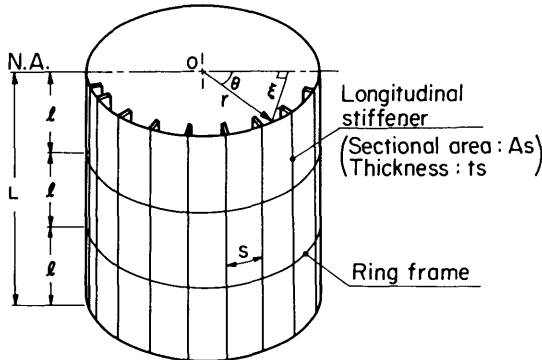


図3.3.9 防撓円筒殻 (DnV)

ここで、 σ_{Eb} 、 τ_E については

$$\left. \begin{matrix} \sigma_{Eb} \\ \tau_E \end{matrix} \right\} = C \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_{eq}}{\ell} \right)^2 \tag{3.3.3}$$

ただし E : ヤング率
 ν : ポアソン比
l : リングフレーム間隔
 t_{eq} : 等価板厚 ($t + \frac{A_s}{s}$)
 A_s : ロンジスチフナの断面積

とおくと、座屈係数 (C) は、

$$\left. \begin{matrix} \sigma_{Eb} \text{ に対して} \\ C = \sqrt{1 + (kZ)^2} \\ k = \frac{0.36}{\sqrt{1 + \frac{r/t_{eq}}{300}}} \end{matrix} \right\} \tag{3.3.4}$$

τ_E に対して

$$C = 5.34 \sqrt{1 + 0.009Z^{3/2}} \tag{3.3.5}$$

$$\text{ただし } Z = \frac{\ell^2 \sqrt{1 + \nu^2}}{rt_{eq}}$$

で与えられる。

さて、この(3.3.2)~(3.3.5)式に示されているDnVの座屈計算式をここでの問題に適用する。図3.3.1および図3.3.9のようなカンチレバーの円筒殻の先端に荷重(P)が作用した時の固定端部の断面において、中立軸 (N.A.) から ξ の点における曲げ応力 (σ_b) および剪断応力 (τ) は、梁理論が適用できるとすれば

$$\left. \begin{matrix} \sigma_b = \frac{PL}{I} \xi \\ \tau = \frac{2P}{A} \left[1 - \frac{\xi}{r} \right] \end{matrix} \right\} \tag{3.3.6}$$

ただし I : 断面2次モーメント = $\pi r^3 t_{eq}$

A : 断面積 = $2 \pi r t_{eq}$

L : 円筒殻の長さ

になる。したがって、座屈応力 (σ_{ecr}) に達するときの荷重を P_e とすれば

$$P_e = \frac{\sigma_{ecr} A}{\sqrt{\left(\frac{AL}{I} \xi \right)^2 + 12 \left(1 - \frac{\xi}{r} \right)^2}} \tag{3.3.7}$$

$$\text{ここで } \sigma_{ecr} = \sigma_Y \sqrt{1 + \left[\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Eb} \tau_E} \right]^2 \frac{(\tau_E \eta + \sigma_{Eb})^2}{\eta^2 + 3}}$$

$$\eta = L \xi / (r(r - \xi))$$

が得られる。これより、 $0 \leq \xi \leq r$ (圧縮側) の範囲で ξ に関して P_c の最小値 (P_{cr}) を求めると

$$P_{cr} = \begin{cases} \frac{\sigma_Y A}{2 \left(\frac{L}{\gamma}\right)} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Eb}}\right)^2}} ; \frac{L}{\sqrt{3}r} \geq \sqrt{\frac{1 + \left(\frac{\tau_Y}{\tau_E}\right)^2}{1 + \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Eb}}\right)^2}} & (3.3.8.a) \\ \frac{\tau_Y A}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\tau_Y}{\tau_E}\right)^2}} ; \frac{L}{\sqrt{3}r} \leq \sqrt{\frac{1 + \left(\frac{\tau_Y}{\tau_E}\right)^2}{1 + \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Eb}}\right)^2}} & (3.3.8.b) \end{cases}$$

ただし $\tau_Y = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}}$

のようにまとめられた。すなわち、カンチレバーの円筒殻の座屈強度は、(3.3.8.a)式の場合には $\xi=r$ すなわち曲げ座屈で決まり、(3.3.8.b)式の場合には $\xi=0$ すなわち剪断座屈で決まることを示している。

荷重と変形との関係については、 P_{cr} 値までは梁理論にしたがうとし、荷重点の撓み (δ) を曲げによる撓み δ_b および剪断による撓み (δ_r) の和で表わせば

$$\begin{aligned} \delta &= \delta_b + \delta_r \\ &= \frac{PL^3}{3EI} + \frac{2PL}{AG} \end{aligned} \quad (3.3.9)$$

ただし $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$

$$(3.3.9) \text{ 式より } P = \delta / \left(\frac{L^3}{3EI} + \frac{2L}{AG} \right) \quad (3.3.10)$$

が得られる。(3.3.8) 式および (3.3.10) 式を用いれば、荷重 (P) と撓み (δ) との関係として図3.3.2に示す折線が得られる。本実験の場合はいずれも曲げ座屈によって決まり、図3.3.2をみると、この座屈計算値 (P_{cr}) と実験による最高荷重値とはかなり近い値になっているのがわかる。

横荷重をうけるカンチレバーの防撓円筒殻に関する実験はこれまでほとんど行われていない。ロンスチフナのないうリングフレームだけによって補強された円筒殻については NACA の実験⁹⁾がある。この実験は本実験と同じく DnV の CATEGORY A に入るので、両者を比較することができる。そこで DnV の座屈応力値 σ_{ecr} (Characteristic buckling stress) を、NACA の実験値を含めて図3.3.10に示す。これを見ると、実

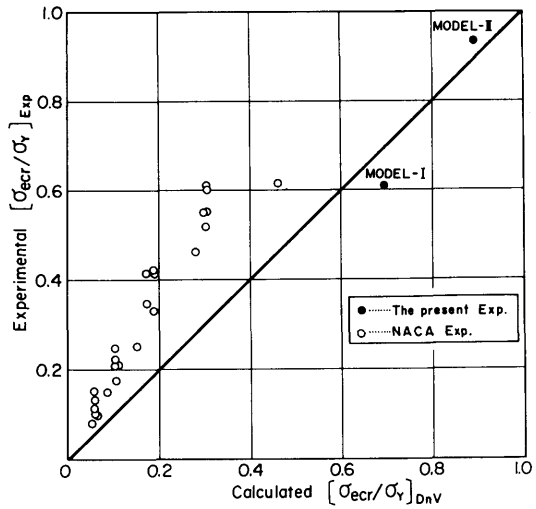


図3.3.10 支持浮体の座屈応力値に関するの DnV 値と実験値との比較

験値が DnV 値を上回る傾向にあるが、これは軸圧縮による座屈の場合¹²⁾と同様な傾向になっている。図3.3.10の結果より、DnV の手法によって求めた計算式 [(3.3.8) 式] が設計に適用できると考えられる。

以上の実験ならびに計算結果から、図3.3.2における実機相当の MODEL - I の $P / (\rho g \nabla)$ の最高荷重値は、横方向の波強制力の値¹³⁾より十分大きいことがわかったので、実機の寸法をもつフーティング型支持浮体は、横方向の波強制力に対して十分な強度を有しているといえる。

第4章 研究成果

本研究において今回実施した範囲から得られた成果をとりまとめると次のようなことがいえる。

(1) 試設計構造物の強度解析

試設計された大型浮遊式海洋構造物の3種類の建造ユニット及びそれらを接合した全体構造並びに建造ユニットの外力に対する上部構造物の変形及び応力分布並びに固有振動等を有限要素法を用いた数値計算を行い、構造強度上の特性を検討した。その結果、試設計された3種類の建造ユニットの構造強度特性を明かにした。

なお、ここで行った3次元部分構造に関する数値計算手法は、剛性を考慮した動的構造解析法による時刻歴応答解析結果を用いることによりさらに実際に近い

状態において詳細に構造強度等を検討するのに適用できる。

(2) 波浪中における弾性浮体の撓み変形と曲げモーメント

- i) 剛性を考慮した大型の弾性模型による波浪中における撓み変形及び曲げモーメント等の応答特性を求める水槽試験法を確立した。なかでも、新しく光学的原理による無接触型多点変形測定・解析装置を導入し、弾性浮体の撓み変形や変位分布等を精度よく計測できる手法が確立されたことは今後の研究に広く活用できる成果である。
- ii) 汎用構造計算プログラムを改良し、水槽試験による撓み変形及び曲げモーメント等の実測値と相関がよい結果を与える動的構造解析手法を完成した。そして、弾性浮体の撓み変形や曲げモーメントの周波数特性及び上部構造物上の分布やパターン等を明らかにした。

(3) 局部構造強度

構造強度上最も重要な支持浮体と上部構造物との結合部について系統的な崩壊実験を行い、支持浮体に横荷重が作用した場合の荷重と支持浮体の変形量、軸方向や円周方向の歪及び座屈応力値等が明らかになり、結合部の構造強度設計に適用できる計算式が導き出された。

第5章 結 言

今回実施した系統的な浮体の構造強度及び弾性応答特性に関する研究によって本研究の目標とした①上部構造物の静的及び動的構造解析用の数値計算プログラムの開発、②弾性模型を用いた水槽試験法や計測手法の開発と弾性浮体の撓み変形や曲げモーメント等の精度のよい推定法の確立並びに③支持浮体と上部構造物との結合強度の推定法の確立等をほぼ完成できた。

今後は、これらの成果を踏まえ、第II期研究計画として、異常な自然環境条件下における大型浮遊式海洋構造物に関しての構造強度を調べると共に浮体に働く外力及び流体力の推定法に関する研究や浮体の複数係留システムと総合把駐力に関する研究等の成果を取り入れて推定手法の精度向上を図る。また、プロトタイプ浮遊式海洋構造物の実海域実験にて本研究の成果を確認する。そして、以上の成果を総括し、大型浮遊式海洋構造物の構造様式や構造強度等の最適化を図ると共に、浮体の合理的耐波設計法を完成させる。

最後に、本研究は科学技術振興調整費による「海洋構造物による海洋空間等の有効利用に関する研究」の一環として実施されたものである。

また構造解析等の数値解析は当所の計算センターの電子計算機によって行ったことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 吉田宏一郎, 石川邦照, 飯田国広: 浮遊骨組構造の周期応答解析, 日本造船学会論文集, 第136号, 1974。
- 2) 安藤定雄, 大川豊, 上野勲: 浮体工法による海上空港に係わる評価のための技術調査研究, 船舶技術研究所報告, 別冊4号, 1983。
- 3) 船舶技術研究所: 浮遊式海洋構造物に関する調査研究報告書, 1972 (未刊)。
- 4) 吉田宏一郎, 石川邦照: 三次元浮遊骨組構造の周期応答, 日本造船学会論文集, 第143号, 1978。
- 5) 藤井齊, 前田久明, 小林正典: 我国における海洋工学性能分野研究の現状(I), 2. 海洋構造物の運動推定法(I), 日本造船学会誌, No.622, 1981。
- 6) 遠藤久芳: 超大型浮遊式プラットフォームの波浪中弾性応答特性, 第41回船舶技術研究所研究発表会講演集, 1983。
- 7) 山本善之: 振動学, 応用力学講座7, 共立出版, 1970。
- 8) Peterson, J. P. and R. G. Updegraff: Tests of Ring - Stiffened circular cylinders, NACA TC 4403, 1958.
- 9) Lu, S. Y.: Buckling of Cantilever Cylindrical shell with a Transverse End Load, AIAA J., Vol.3, No.12, 1965.
- 10) 船舶及び海洋構造物の強度基準に関する調査研究報告書, 日本造船研究協会第200研究部会, 第11分科会, 第99号, 1984。
- 11) Buckling Strength Analysis, Det norske Veritas, 1982.
- 12) Ellinas, C. P. and W. J. Supple: Buckling Design of Ring - Stiffened Cylinders, OTC 4472, 1983.
- 13) 安藤定雄, 影本浩, 加藤俊司: 要素浮体群に働く波強制力について, 第42回船舶技術研究所研究発表会講演集, 1983。