浅喫水箱形浮体の波浪中弾性応答について

——その3. ユニット接合時の応答——

正 員 矢 後 清 和* 正 員 原 正 一*

On the Hydroelastic Response of Box-Shaped

Floating Structure with Shallow Draft

(3rd Report: Response of Elastic Units Connected with Pins or Beams)

by Kiyokazu Yago, *Member*, Shoichi Hara, *member*

Summary

The research of VLFS (Very Large Floating Structure) for various applications such as floating airports is making a steady progress by the Technological Research Association of Mega-Float and others.

The pontoon type structure with the length of 5 km, breadth of 1 km and draft of 1 m can be expected in the concept. This structure will be surrounded by the breakwaters for decreasing the influence of waves. Therefore the floating units of several hundred meters long should be connected together on offshore site instead of the construction in the dockyard.

This paper deals with the wave induced connecting loads and the elastic behaviors of the box-shaped floating unit divided into three parts longitudinally. The 300 m long prototype structure used for at-sea test by the Technological Research Association of Mega-Float has been modeled for the experiment. Three kinds of connecting conditions such as free condition without connection, pin-connection and beam connection have been considered.

The numerical analysis code has been developed to estimate the elastic motions and the connecting loads. The analysis is based on FEM and the pressure distribution method using the zero-draft Green function. The authors have also carried out the tank tests using a 1/30 scale model for the validation of it. The test model has been designed on the basis of law of similitude concerning the stiffness and the mass of the structure.

The calculated results show a quite satisfactory agreement with the experiment. It has been confirmed that the method has a sufficient accuracy for the practical use.

1. 緒 言

現在、メガフロート技術研究組合を中心に、海上空港等に用いられる超大型浮体式構造物の研究が行われている。構想では、長さ5 km、幅1 kmにもおよぶポンツーン型浮体が用いられ、その周囲には波浪の影響を減ずる目的で防波堤が設置される計画である。こうした構造物は、長大であるがゆえに既存のドックなどで1体の構造物として建造

することは不可能であり、長さ数100 m規模のユニットを多数建造し、設置海域まで曳航した後、溶接あるいは機械的な方法により接合されると考えられる。それゆえ、洋上接合技術の観点から接合が完全に完了されるまでの仮接合状態において、波浪による接合力の大きさおよびユニットの相対運動等を精度良く推定することが求められる。また、こうした構造物の接合は現在溶接を主体に考えられているが、今後、メンテナンスなどの面で接合、切り離しの容易な機械式接合の検討が進むことも考えられ、多様な接合形式における応答推定法を開発しておく必要がある。

複数の浮体を接合した場合の波浪応答の研究は、剛体としての浮体構造物の波浪中運動と接合力に関する中村等の研究¹⁾やH. Maeda等の研究²⁾がある。また、高木等は同じ

* 運輸省 船舶技術研究所

く剛体について運動応答の他に遠場法を用いた波漂流力の推定法を示し³⁾、さらに、浮体構造の固有値解析によるモードを用いて、長方形平板の運動応答およびI型を有する弾性浮体に箱形浮体を接合する直前における2隻の運動応答を推定する手法を提案している⁴⁾⁵⁾。しかし、弾性浮体ユニットを接合した状態における運動と接合力について計算および実験の両面から検討した例は著者の調べた範囲では見あたらない。

本研究では、メガフロート技術研究組合の実海域実証実験で用いられている長さ300mのボンツーン型浮体式構造物を長手方向に3分割した比較的シンプルな弾性浮体ユニットを考え、それをピン、梁により接合した状態または接合なしの状態における波浪中運動応答と接合力の応答を中心に水槽実験と数値計算により調査した。水槽試験には、第1報⁷⁾で報告した1/30スケールの弾性浮体模型を改造して使用し、規則波中における弾性変位および接合力を計測した。数値計算も同様に、著者等がこれまで弾性応答の計算に用いている圧力分布法と直接法を組み合わせた手法を踏襲し、接合条件については前述した剛な接合浮体について用いられた方法を弾性浮体の運動方程式に適用して実施した。

2. 実験

2.1 概要

数値計算手法の検証に必要なデータを得る目的で水槽試験を実施した。本試験では、Fig. 1の概要図に示すように長手方向に3等分した浮体を用い、規則波中の弾性挙動と接合荷重を計測した。試験は運輸省船舶技術研究所の海洋構造物試験水槽（長さ40m×幅27.1m×水深0~2m）において行った。

2.2 供試模型

(1) 浮体模型

浮体模型は、メガフロート技術研究組合が横須賀市追浜沖で実施中の実海域実験で用いられている長さ300mのボンツーン型浮体を想定して製作した縮尺1/30.8の模型であり、第1報⁷⁾における水槽実験に用いたものと同一のものである。

Fig. 1 Schematic sketch of the tank test

模型は長手方向に3等分して切断し、それぞれを接合ユニットと呼ぶことにした。

模型は剛性を合わせるための構造部材にアルミハニカムパネルを使用し、浮力を持たせるための発泡ポリエチレン板をパネルの下面に張り付けた構造(Fig. 3参照)をしており、質量、曲げ剛性を実機に相似に合せてある。模型の主要目を実機と対比してTable 1に示す。

(2) 浮体ユニットの接合

接合形式は、「接合なし」、「ピン接合」、「梁接合」の3種類とした。接合ユニットの洋上接合を考えた時、「接合なし」はユニット同士を引き寄せ浮体を拘束する直前の状態、「ピン接合」は接合部の相対上下変位のみを拘束し、回転自由の状態、「梁接合」は、さらに接合部の回転を拘束しユニット同士の溶接を行う直前の状態と見なすことが出来る。

梁接合とピン接合では、拘束の過程で接合治具の配置個数が増え、これにより接合部での変位、接合力あるいは浮体の応力などの応答が変化することが考えられる。そこで、本試験ではFig. 2に示すように各接合部に4または7個の接合治具を等間隔に配置することで、その変化を調べることにした。4点接合の場合、治具間隔は実機相当で20m、7点接合では同じく10mに相当する。

接合部の詳細をFig. 3に示す。接合治具の取り付けの都合上、各接合ユニット間に40mmの隙間を開けて接合している。梁接合には10mm角のアルミ角棒を用いた。浮体の曲げ剛性はアルミハニカム板で受け持っているが、これを中実のアルミ板で受け持たせようとすると11.5mmの板厚になる。従って、接合に用いたアルミ角棒は、単位幅当たりの曲げ剛性が浮体と同様のオーダーの値を持っていることになる。実機では浮体上面および下面の面板が曲げ剛性に大きく寄与していると考えられるため、この場合、面板とほぼ同厚で幅約30cmの仮接合板が浮体上面板、下面板に接合され、接合部の相対上下変位および回転を拘束

Table 1 Principal particulars of the model

		Basin Model	Full Scale Model
Scale Ratio		1/30.77	1/1
Length	Total: L_T	9.83m (302.5m)	302.5m
	unit: L_U	3.25m (100.0m)	100.0m
Breadth	B	1.95m (60m)	60.0m
Depth	D	54.5mm (1.68m)	2.0m
draft	d	16.3mm (0.50m)	0.5m
Stiffness	$EI_{Longl.}$ ($kg \cdot m^2$)	1.788×10^3 (4.93×10^{10})	4.87×10^{10}

() : in terms of Full Scale.

Fig. 2 Arrangement of connecting devices

している状態と想定することができる。

ピン接合用接合治具は、梁接合と同じ 10 mm 角のアルミ角棒を接合部中央で切断しユニバーサルジョイントで結合したものである。

接合治具は、浮体の上部に 6 mm 厚の鉄板を介し、アルミハニカム板に集中荷重が加わらないようにしてビス止めしている。このため、ハニカム板と接合治具の中立軸は高さ方向に 18.25 mm の差を持っている。

2.3 実験方法

(1) 実験状態

(水深)

浮体空港などに用いられる超大型浮体式構造物の設置水深は 20~40 m 程度と推定され、本実験で対象とした実証実験用浮体の設置水深も約 8 m と非常に浅い。しかしながら、模型試験でこの水深を相似に合わせようとすると、水槽における造波装置の問題や水槽底面摩擦による波浪減衰の問題が生ずる。このため、本実験では、水深 1.22 m (実機換算 37.5 m) で行った。

(入射波)

入射波は長波頂規則波とし入射波の周期は波長/浮体長比 $\lambda_w/L_f = 0.1 \sim 1.0$ となるように設定し一部のケースについて 0.05, 0.075 を加えた。但し、 λ_w は深海波を仮定した時の波長、 L_f は接合部の間隙 4 cm を含んだ浮体全長である。波高は約 2 cm 一定として実験を行った。

第 1 報⁷⁾では斜波を含む試験を実施しているが、水槽計測台車の更新により斜波中の試験が困難になったため、本試験は縦波中のみの試験になっている。

(係留)

Fig. 1 の概要図に示したように、浮体の係留は直径 16 mm、肉厚 1 mm のアルミ製パイプの両端にユニバーサルジョイントを付けたロッドでリンクを構成し、水平面内の

for Beam connection

for Pin connection

Fig. 3 Details of the connecting part

運動を拘束し、上下運動のみフリーとしている。接合なしの状態では各ユニットについて長手方向 2 本、幅方向 1 本のロッドを用いているが、梁接合、ピン接合では波上側 2 隻の浮体の長手方向のロッドを除いている。ロッドの長さは、長手方向用 1 m、幅方向用 0.5 m である。

(2) 計測

計測は上下変位および接合力について行った。計測項目と計測箇所の関係を Fig. 4 に示す。

上下変位は波向が縦波のみであることから対称性を考慮して、中央線上と左舷端部の各 12 点について計測を行っている。変位の計測は、既報⁷⁸⁾で紹介したと同様にポテンシオメーターにプーリーを付け、計測点との間に極細のワイヤーを立ち上げて計測する方法を採用している。

接合力についても対称性を考慮にいれ、7 点接合の場合には中央から左舷にかけての各接合面 4 箇所についてのみ

Fig. 4 Arrangement of pick-ups

計測している。但し、4点接合の場合には全ての接合力を計測した。接合力はFig. 3中に示したように、梁接合ではアルミ角棒上面中央部に、ピン接合ではユニバーサルジョイント端と角棒締結部間の中央に至ゲージを貼り計測することにした。計測方法は1ゲージ法である。梁接合については曲げモーメントが、ピン接合では剪断力が支配的であるとして $-10 \sim +10$ kgの载荷によるキャリブレーションを実施し、その時の較正定数を用いて接合力の換算を行っている。軸力の影響は無視している。なお、アルミ角棒側面に45度傾斜させて歪ゲージを貼り、同時に剪断力を直接計測することを試みたが、精度の良い出力が得られず良好な計測は行えなかった。

3. 数 値 計 算

著者等は、これまで流体力の解析にゼロ喫水の仮定に基づく圧力分布法、構造モデルとして有限要素法の長方形平板曲げ要素および梁要素を用い、浮体の曲げ剛性の影響を含む運動方程式を直接解析する手法により300 m実海域実証浮体の解析を行い、良好な結果を得ている。よって、今回の解析もこの方法を基本にする。詳細は既報^{7,8)}で示しているので細部の説明は省き、ここでは必要なポイントの説明のみにとどめる。

3.1 流体力の計算

流体力の計算には3次元圧力分布法⁶⁾を用いる。Fig. 5に示すように、喫水ゼロの浮体が水面上に浮いており、その中央を原点とする座標系を考えることにする。水深は有限であり、角度 χ から入射する波により浮体の運動が励起される。波は微小振幅の長波頂規則波とする。

調和振動するものとして時間依存項を分離することにより、速度ポテンシャル Φ 、上下変位 Z 、流体圧力 P を次式のように表すことにする。

Fig. 5 Coordinate system

$$\begin{aligned}\Phi(x, y, z; t) &= \text{Re}[i\omega A\phi(x, y, z)e^{i\omega t}] \\ Z(x, y, z; t) &= \text{Re}[A\xi(x, y, z)e^{i\omega t}] \\ P(x, y, z; t) &= \text{Re}[-\rho g A p(x, y, z)e^{i\omega t}]\end{aligned}\quad (1)$$

A は波高に比例する量、 t は時間、 ω は円周波数、 Re は実部を表す。

速度ポテンシャルは、線形の仮定により次の境界条件を満たすものとする。

$$\text{流体中} \quad \nabla^2 \phi(x, y, z) = 0$$

$$\text{自由表面} \quad \zeta(x, y) = -\frac{\partial}{\partial z} \phi(x, y, 0)$$

$$\text{自由表面} \quad K\phi(x, y, 0) - \frac{\partial}{\partial z} \phi(x, y, 0) = 0$$

$$\text{浮体底面} \quad K\phi(x, y, 0) - \frac{\partial}{\partial z} \phi(x, y, 0) = p(x, y)$$

$$\text{海 底} \quad \frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad (z = -h)$$

$$(K = \omega^2/g) \quad (2)$$

喫水ゼロの仮定により速度ポテンシャルは圧力 p で表現することで次式のように表すことができる。

$$\phi(x, y, z) = -\iint_{SB} p(x', y') G(x, y, z; x', y', 0) dx' dy'$$

$$(SB \text{ は浮体底面を表す}) \quad (3)$$

G は核関数であり、ここでは有限水深に対応した次の級数で表される式を用いる。

$$\begin{aligned}G(x, y, z; x', y', 0) &= \frac{2}{\pi} \sum_{j=1}^{\infty} \frac{n_j \cos n_j h \cos n_j (z+h) K_0(n_j R)}{2n_j h + \sin 2n_j h} \\ &\quad - i \frac{m_0 \cosh m_0 h \cosh m_0 (z+h) H_0^{(2)}(m_0 R)}{2m_0 h + \sinh 2m_0 h}\end{aligned}\quad (4)$$

$K = m_0 \tanh m_0 h$, K_0 は第2種変形Bessel関数、 $H_0^{(2)}$ は第2種Hankel関数($H_0^{(2)} = J_0 - iY_0$), n_j は波数、 $R = \sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2}$ である。

(2)式の境界条件と(3)式から(5)式の積分方程式が得られる。

$$\zeta(x, y) = p(x, y)$$

$$+ K \iint_{SB} p(x', y') G(x, y, 0; x', y', 0) dx' dy'$$

$$(5)$$

ここで、浮体を N 個のパネルに離散化し(5)式の積分方程

式を解くことを考える。(6)式のような係数マトリクスを考えれば、離散化された積分方程式は(7)式ようになる。

$$|G| = \delta_{ij} + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N G(x_i, y_i, 0; x_j, y_j, 0)$$

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & i=j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad (6)$$

$$|G|\{p\} = \{\xi\} \quad (7)$$

(7)式は連立一次方程式の形になっており、(6)式の逆マトリクスを求め、それに右辺の境界条件ベクトルを乗ずることで浮体底面の圧力を求めることができる。(6)式の逆行列は、個々のパネルが単位振幅で仮想上下振動したときの圧力分布を表すことと等価であり、radiation問題を解くことに帰着する。

diffraction問題の場合は入射波のポテンシャルを z で偏微分した値を右辺ベクトルとして与えることにより解くことができる。ここで入射波の速度ポテンシャルは次式で表現することとする。

$$\Phi_0(x, y, z; t) = \frac{ig\zeta_a}{\omega} \frac{\cosh m_0(z+h)}{\cosh m_0 h} e^{i(m_0(x \cos \chi + y \sin \chi)\omega t)} \quad (8)$$

実際の解析は、浮体を有限個のパネルに離散化し(7)式の方程式を数値的に解いている。(4)式の核関数の計算において、 $R=0$ である時、

$$K_0(n_j R) \rightarrow -\infty, Y_0(n_j R) \rightarrow -\infty$$

となり数値積分が出来なくなる。この場合には、ベッセル関数を級数表示して、

$$K_0(a) = -I_0(a) \left(\gamma + \log \frac{a}{2} \right) + \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(a/2)^{2k}}{k! k!} \left[2 \sum_{m=1}^k \frac{1}{m} \right]$$

$$Y_0(a) = \frac{2}{\pi} J_0(a) \left(\gamma + \log \frac{a}{2} \right) - \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^{2k}}{k! k!} \left(\frac{a}{2} \right)^{2k} \left[2 \sum_{m=1}^k \frac{1}{m} \right]$$

$$a \rightarrow 0; K_0(a) \rightarrow - \left(\gamma + \log \frac{a}{2} \right)$$

$$a \rightarrow 0; Y_0(a) \rightarrow \frac{2}{\pi} \left(\gamma + \log \frac{a}{2} \right)$$

$$\gamma = 0.5772... \text{ (オイラーの定数)} \quad (9)$$

とおき(4)式に代入し、パネル長辺に接する微小円を仮想し $R=0$ 近傍については解析的に積分し、パネルの他の部分は数値積分により処理した。無限級数は最大500項まで考慮し、計算誤差が $10^{-4}\%$ 以下になった段階で収束判定を行っている。また、(4)式の核関数は、波長 m_0 に対応した周期性を有し、かつ、 $R=0$ 近傍で指数的变化をするため、パネル内で圧力一定と仮定した一定要素の場合、離散化に際して精度上パネルサイズを $m_0/10$ より小さくする必要があるとされる。本解析では、ほぼこの関係を満たすよう浮体全体を縦方向90、幅方向24の一定要素パネルに離散化した。なお、流体力の計算において接合部における4cmの空隙を考慮している。

3.2 応答の計算

浮体構造物を構造的に有限要素法の長方形平板曲げ要素で構成したモデルとして、これに慣性力および3.1で計算されたradiation流体力、diffraction流体力が作用するものとして周波数領域で次の運動方程式を解く。

$$|M|\{\ddot{z}\} + |m|\{\ddot{z}\} + |N|\{\dot{z}\} + |B|\{z\} + |K|\{z\} = \{F\} \quad (10)$$

ここで、 $|M|$ は質量マトリクス、 $|K|$ は平板曲げ要素の剛性マトリクス、 $|B|$ は浮力による静的復原力マトリクス、 $|m|$ は附加質量マトリクス、 $|N|$ は減衰係数マトリクス、 $\{F\}$ は波力ベクトルである。 $|m|$ はradiation流体力の実部、 $|N|$ は虚部により、また $\{F\}$ はdiffraction流体力から与えられる。

平板曲げ要素の節点と流体力の計算点との関係をFig. 6に示す。縦方向90、幅方向24のパネルに離散化して計算された流体力の4パネル分(舷側端部では2パネル分)を1組とし、縦方向 16×3 、幅方向12枚の平板要素の4隅の節点に作用させるモデルを考えている。

応力は、求められた変位の応答値に平板曲げ要素の歪-変位変換マトリクスおよび歪と応力の関係式を適用し、変位法により計算する。

3.3 接合の扱い

(1) 接合なしの時の扱い

接合なしの状態の扱いは構造モデルを変更するのみで良い。すなわち、平板要素を切り離して接合部で独立した節点を設け、この間の剛性マトリクスの寄与をなくして全体剛性マトリクスの構成を行う。

(2) ピン接合時の扱い

ピン接合の場合は、接合部におけるモーメントが解放され、接合部において向き合う構造節点は上下変位は同じであるが回転変位がそれぞれ異なるという状態である。そこで、参考文献¹⁾²⁾³⁾の方法にならいFig. 7に示すように

$$\begin{aligned} z_{1a} &= z_{1b} \\ z_{2a} &= z_{2b} \\ &\cdot \\ &\cdot \end{aligned} \quad (11)$$

Fig. 6 Discretization of a structure for numerical analysis

Fig. 7 Computation in the case of pin connections

$$z_{na} = z_{nb}$$

($z_{1a}, z_{1b}, \dots, z_{na}, z_{nb}$ は接合部の上下変位)

という境界条件を運動方程式に加える。

また、 $1a:1b, 2a:2b, \dots, na:nb$ のように接合部で向き合う節点では、方向が逆で大きさが等しい剪断力 $f_{c1}, f_{c2}, \dots, f_{cn}$ が働くものとして、これらを運動方程式に未知数の形にして陽に加えることで、接合荷重を同時に求めることができる。

(3) 梁接合時の扱い

梁接合の場合は、接合部に有限要素法の梁要素を配置してモデル化した。梁要素は、両端の z 方向変位と節点 y 軸回りの回転変位のみを考え、他のモードについては全て剛として扱った。接合力は、3.2 で述べた応力の計算と同様に変位法により計算している。

4. 結果および考察

4.1 上下変位

Fig. 8 に各接合条件における上下変位振幅の長手方向分布について、計算値と実験値を比較して示す。全体的に見ると、計算値と実験値は良い相関を示していると言えるが、 $\lambda_w/L=0.6, 0.8, 0.9$ (0.9 は図省略) については接合部を中心に実験値が計算値を上回る結果となっている。これは全ての接合条件に共通している現象であることが図からわかる。従って、この原因は接合部の影響、構造的な影響と考えるよりも、むしろ流体力に起因した影響と考えられる。要因の1つとして、ゼロ喫水と仮定したため水平方向の力が考慮されていないため、接合部における浮体間の干渉を含んだ推算精度が十分でないことが考えられ、喫水を考慮した計算と比較してみる必要があると考える。

接合条件による応答の違いに着目すると、接合なしの場合の応答が全体的に最も大きく、拘束が増加するに従い接合部の振幅が減少して行く様子がわかる。しかし、波上、波下の浮体端部の振幅はさほど大きな変化を示していない。ピン接合と梁接合を比較すると短周期では大きな差はないが、長波長になるに従い全体の応答は梁接合の方が小さくなる。特に、ピン接合では浮体端部および接合部での応答が大きくなるという特徴を持っている。

接合点の数の違いによる応答の変化を見ると、梁接合の場合には若干の差がみられるが、ピン接合の場合にはほとんど差は見られない。梁接合では接合部での傾斜が明らかに不連続になっており、実機換算 10~20 m 程度の間隔の接合具配置では、波高にもよるが溶接可能な拘束状態に

到っていない可能性が高い。

Fig. 9 は各接合方式について、上下変位の振幅分布の波向に対する変化を表した計算結果の一例である。接合なし、ピン接合、梁接合の順に拘束が増すにつれ接合点での振幅が低減して行く様子がわかる。斜波中では捻れによる変化が大きく波下端部で波上端部と同程度の振幅を示している。また、 $\chi=90^\circ$ の場合には剛体運動に近い応答を示し、接合方式による大きな違いは見られない。

4.2 相対変位

Fig. 10 は、接合なしの状態における接合点での相対変位の振幅の周波数応答関数を表している。波上側の実験値が計算値より若干大きめの値を示していることを除けば、定性的にも定量的にも良い相関を示していると言える。波上側の計算値が低くなっている理由として、上下変位の場合と同様にゼロ喫水の仮定を導入した事、相対変位は位相による影響を受けやすく浮体設置精度など、計測上の微妙な

Fig. 9 Distributions of vertical displacement amplitude (Examples of numerical analysis)

Fig. 10 R. A. O. of relative vertical displacement

Fig. 8 Distributions of vertical displacement amplitude
(Comparison of experiment and numerical analysis)

Fig. 11 Response amplitude operator of connecting force

誤差が現れやすい事などが考えられる。

今回の試験状態では、 $\lambda_\infty/L_T=0.5$ 付近にピークを持ち、最大で波振幅の2倍程度の振幅の相対変位が現れるという結果になっている。また、斜波中では応答のピークが短波長領域に移行し相対変位が大きくなることに注意する必要がある。

4.3 接合荷重

Fig. 11 に接合荷重の周波数応答関数について、実験値と計算値を比較して示す。図中の F1, A1 等の記号は Fig. 4 に示した計測位置に対応する。また、縦軸

$$(F_a/\rho g L_v B \zeta_a, M_a/\rho g L_v^2 B \zeta_a)$$

に含まれる L_v は1ユニットの長さ (3.25 m), B は幅 (1.95 m), F_a は剪断力振幅, M_a は曲げモーメント振幅を表している。

全体的に実験値と計算値は良い相関を示している。幅方向の接合箇所について、若干実験値との差が現れるケースが見られるが、幅方向の合計を考えれば差はさらに小さくなる。

実験値と計算値の差は比較的小さいといえるが、実験技術上の観点から見れば、1) 計測に1ゲージ法を採用したため計測値には水平方向軸力の影響が含まれている事、2) 接合力は接合点変位のわずかな差にも敏感に応答すると考え

られるため、接合部の局所的な剛性のばらつきなどによる変位の微妙な計測誤差が影響している事、3) 実験模型では浮体中立軸と接合具の中立軸に高さ方向の差がありモーメントが生ずるが、計算では全て水平面内の問題として扱い考慮していないことなどが要因となり、実験誤差として計測結果に含まれていると考えられる。

ピン接合の場合の剪断力の応答は、接合なしの場合の相対変位の応答に似た傾向を示し、縦波中では $\lambda_{\infty}/L_T=0.5$ 付近でピークを持つ。また、舷側端部の $F1, F7$ の値が内側の $F2 \sim F6$ よりも高くなり、端部では接合点数が4点から7点に増えても変化は小さい。斜波中ではピークが短波長側に移行し、 $\chi=60^\circ$ での応答が最も高い値を示している。

梁接合の場合では、応答のピークは $\lambda_{\infty}/L_T=0.75$ 付近の長周期側に移り、ピン接合の場合より滑らかな応答のカーブを示している。ピン接合の場合と同様に幅方向の分布が見られる。しかし、幅方向の変化はピン接合の場合と逆の傾向を示し、舷側端部よりも内側の点で値が若干大きくなる。斜波中ではピークが短波長側に移行する傾向はピン接合の場合と同様であるが、接合力そのものの値は縦波中と同程度である。

波上側と波下側の応答を比較すると、ピン接合、梁接合とも同様に波下側の応答が若干小さい値を示し、波下側の応答は縦波中において $\lambda_{\infty}/L_T=0.4$ 付近まで小さい値を示すが、斜波中では逆にその範囲で値が大きくなる。

縦波中であっても、梁接合、ピン接合時の接合力は幅方向に分布を持つことを示した。 y 軸方向に剛な構造物であれば、接合力が幅方向に分布を持つことは無いと考えられ

る。よって、 y 軸方向の剛性が接合力の分布に何らかの影響をおよぼすものと考え、ピン接合の場合を例に、分布の理由について考察を試みる。接合部 y 軸線上における上下変位の振幅分布の計算値の一例を Fig. 12 に示す。4 ピン接合と7 ピン接合を比較縦波中における分布を示している。接合点では当然変位は等しくなっている。図は4ピン接合では接合点で変位が拘束され、その他の箇所では折れ線的に複雑な変形を起こしていることがわかる。接合線を境に波上側と波下側に位置する接合面での変位にも相違が見られる。7 ピン接合になると変位分布は拘束点が増えた事により、滑らかな分布になる。これらの結果から、 y 軸方向の剛性により接合点同士が相互に拘束しあい幅方向の分布を生じさせることが理解できる。変位の結果 (Fig. 8) だけに着目すれば幅方向の剛性は比較的高いという見方もできるが、接合力に関しては変位の空間的変化率の影響を強く受けるため(例えば、一様梁平面格子モデルとして考えれば、曲げモーメントは変位の2階微分、剪断力は3階微分で与えられることで理解できる)、対象とした 300×60 m 程度の構造物でも幅方向の剛性を無視できないことがわかる。従って、接合力の推定においては3次元弾性影響を無視できないといえる。

4.4 応力

接合力は接合点で浮体構造部材に働くため、洋上接合の過程において接合力が構造に与える影響を把握することが設計上重要と考えられる。本論では、「接合なし」、「ピン接合」、「梁接合」の場合の浮体上面の応力を計算結果に基づいて考察する。浮体表面上の応力の計算値の代表例を Fig. 13～Fig. 15 に示す。これらの結果は模型スケールで表し、弾性平板を等価板厚 11.5 mm のアルミ単板とし、その表面についての応力値を示している。

Fig. 13 は接合なしの場合の x 軸方向の応力 S_{xx} について

Fig. 12 Distributions of vertical displacement amplitude on y -axis line of connecting part

Fig. 13 Distributions of stress S_{xx} (without connection)

Fig. 14 Distributions of stress S_{xx} and S_{yy} (pin connection)

Fig. 15 Distributions of stress S_{xx} (beam connection)

て示している。接合部および端部で応力はゼロとなり、各ユニット中央部付近で最大値を示すことがわかる。短波長の範囲では、波上側のユニットの応力が大きい⁶⁾が、波長が長くなるに従いユニット間の応力の差は小さくなる。

Fig. 14 はピン接合の場合の S_{xx} , S_{yy} である。7 点および 4 点接合で差はほとんど認められないため、4 ピン接合の代表的な一例を示している。接合なしの場合に比べ剪断力が伝達される影響により応力は大きい値になることがわかる。ユニットを長手方向に接合しているため接合点での S_{xx} の増加は小さいが、 y 軸方向の応力 S_{yy} は接合点で増

加することがわかる。特に舷側端部の値が大きくなっている。

Fig. 15 は梁接合の場合の S_{xx} について示している。梁接合の場合には接合点でのモーメントの伝達があり、接合部で顕著な応力の増加が認められる。当然、7 点接合よりも 4 点接合の場合の方が増加は大きく、ピン接合の場合と同様に舷側端部の増加が顕著に現れている。また、ピン接合のように接合端部直近で応力がゼロに近い値を示したり、ユニット中央部付近でピークを示すことはなく、応力は接合部直近で直ぐに増加し、完全接合の場合⁷⁾に近い分布を示す。

5. 結 言

メガフロート技術研究組合が実施している、ボンツーン型浮体式構造物の実海域実証実験に用いられている長さ 300 m × 幅 60 m の浮体を長手方向に 3 分割したユニットを考え、それぞれを、ピン接合、梁接合した場合および接合なしの場合における波浪中弾性応答特性について、水槽模型試験と数値計算により検討し、基礎的な調査を行った。その結果、次のような知見が得られた。

(1) 流体力計算に圧力分布法、構造計算に有限要素法を用い浮体剛性を含む運動方程式を直接解く手法を拡張し、接合されたユニットの波浪中弾性応答特性を計算した結果、上下変位分布、相対変位および接合力の応答とも実験結果と良い相関を示し、本手法の有効性が確認できた。

(2) 単位幅当たりの剛性が浮体剛性と同等で幅約 30 cm (実機相当) の梁を幅方向に 10 m 間隔で配置した接合を想定した場合、接合部での傾斜に明らかな不連続性が見られ、溶接による接合を考えた時、十分な拘束条件とは言えない。

(3) 斜波中において相対変位の応答のピークは短周期側に移る。また、今回の浮体条件では、相対変位振幅は最大で波振幅の 2 倍程度になるという結果を得た。

(4) 相対変位と同様に接合力も波向の影響を受け斜波中でピークが短周期側に移る。ピン接合では斜波中で剪断力の応答が大きくなるが、梁接合の場合の曲げモーメントの応答は縦波時と同程度の変化しか示さない。

(5) 縦波中においても、舷側端部と浮体内側の接合治具に働く接合力は異なり、幅方向に分布を持つ。本論で対象とした構造物では、ピン接合の場合の剪断力は舷側端部が最も大きく、治具の数が増しても端部での値は大きい変化をしない。また、梁接合の場合は舷側端部での曲げモーメントが内側に比べ小さい値を示す。幅方向に分布を持つ要因として、縦方向の浮体剛性のみならず幅方向の剛性が大きく寄与することがあげられる。従って、接合力の推定において 3 次元弾性影響を考慮する必要があるといえる。

(6) 浮体上面の応力は、接合の影響により接合点付近の値が増加する。この傾向は舷側端部の接合点周辺で顕著

に現れ、梁接合の場合に大きい変化を示す。

本研究の一部はメガフロート技術研究組合との共同研究として実施した。

参 考 文 献

- 1) 中村彰一, 埴友雄, 斉藤公男, 三住悦己, 吉村正: 斜行中における航洋プッシャーバージの連結部に働く波浪荷重について, 日本造船学会論文集, 第 137 号, (1975), pp. 268-278
- 2) H. Maeda, S. Maruyama, R. Inoue, K. Watanabe, S. Togawa, F. Suzuki: On the Motions of a Floating Structure which Consists of Two or Three Blocks with Rigid or Pin Joints, 日本造船学会論文集, 145 号, (1979), pp. 71-78
- 3) 高木幹雄, 丹後義彦: 多連結浮体に働く波漂流力, 第 12 回海洋工学シンポジウム, 日本造船学会, (1994), pp. 129-136
- 4) Takaki, M. and Gu, X.: Motions of a Floating Elastic Plate in Waves, 日本造船学会論文集, 第 180 号, (1996), pp. 331-339
- 5) Takaki, M. and Gu, X.: Motions of a Floating Elastic Plate in Waves (2nd Report)- Γ -Shaped Structure and Pre-Connecting Condition-, 日本造船学会論文集, 第 181 号, (1997), pp. 103-109
- 6) 山下誠也: 浅喫水箱形浮体の波浪中動揺と変動圧力分布-圧力分布を用いる計算と実験の比較-, 日本造船学会論文集, 第 146 号, (1979), pp. 165-172
- 7) 矢後清和, 遠藤久芳: 浅喫水箱形浮体の波浪中弾性応答について-大型模型による水槽試験-, 日本造船学会論文集, 第 180 号, (1996), pp. 341-352
- 8) 矢後清和, 大松重雄, 遠藤久芳: 浅喫水箱形浮体の波浪中弾性応答について-その 2.5000 m 規模の浮体を想定した水槽試験-, 日本造船学会論文集, 第 182 号, (1997), pp. 307-317