長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答特性

——第2報 向かい波中の運動及び弾性応答について——

正員 平山次清* 正員 馬 寧*
学生員 西尾フラビオ治**

Response Characteristics of a Long Life Type Floating Offshore Airport in Waves
(2nd report : On the Motion and Deflection in Regular Head Waves)

by Tsugukiyo Hirayama, *Member* Ning Ma, *Member*
Flavio Ossamu Nishio, *Member*

Summary

In the first report, the basic concept of a longlife-oriented new type floating offshore airport was proposed and its fundamental response characteristics such as static stability, response due to an impact load were investigated. This second report deals with the deflections and bending moments among waves with special considerations of its deck stiffness and effects of loss one unit due to replacing.

The response to regular head waves are studied numerically and verified by experiments. The hydrodynamic forces induced by wave are calculated by using 3D singularity distribution method taking the symmetry of structure into accounts. On the other hand, the structural analysis is conducted by using the application of FEM approach. Then, the hydroelastic responses, namely deflection and bending moment in waves are determined by combining the above two analyses.

The influence of deck stiffness on deflection and moment are discussed through a series calculations. Also the loss of unit in replacing condition is investigated, and some suggestions for such type floating airport are proposed consequently.

1. 緒 言

近年、海洋空間利用のための超大型浮体構造物がますます重要視され、研究活動が活発になってきている^{1),2),3)}。このような超大型浮体は波浪中において剛体としての運動応答は少ないものの、弾性応答や係留システムの確立はその安全性確保の意味で、一層重要な課題となる。本研究においては、複数の交換可能なユニットを支持浮体に用いた長寿命型海上空港を提案した。前報¹⁾では、浮体本体の静復原性、垂直衝撃荷重に対する応答及び波浪中弾性応答の基礎検討を行った。その結果、比較的剛なデッキ部材を用いたため、低い周波数に於ける応答が顕著となり、交換を想定

したユニット欠損時の上下動に大きな変化は無く、曲げモーメントがやや減少するとの結論を得た。

本報では、前報と同じ浮体空港モデルのデッキ部の剛性を低下させたものについて、正面向かい波中の浮体の剛体運動と弾性応答を理論と実験の両面から検証する。まず理論的には支持浮体間の流体力学的相互干渉を調べるために、3次元特異点法を用いて流体力の計算を行った。波長の割に浮体サイズが大きいため、膨大な計算機容量と計算時間を要するので、本研究では浮体形状の対称性を考慮した計算法を採用した。次に有限要素法に基づいて構造解析し、浮体変形の固有モードを求め、実験と比較した。さらに前記両者の結果を用いてモード合成法により波浪中浮体の撓み(上下動)、曲げモーメントを計算し、その結果を水槽実験の結果と比較して示す。

更に可換型ユニットの欠損位置を変えてのシリーズ計算やデッキ剛性を3通り変化させての計算を行い、本浮体空港の基本コンセプトであるユニット交換による影響や、空港機能上重要な撓みとデッキの剛性との関係を調べる。

* 横浜国立大学工学部

** 横浜国立大学大学院工学研究科

2. モデルと実験概要

構造物の剛性が波浪中弾性応答に及ぼす影響を調べるため、本研究に前報と同じ支持浮体に剛性を低下させた弾性デッキを取り付けたモデルを使用した。なお、前報で用いたモデルの喫水は比較的浅かったため、フーティング上面での波力非線形影響が判明した⁴⁾ため、モデルの喫水を前回より 3.5 cm を深く取った。重心位置、排水量などは前モデルと若干異なる値となり、それらを模型の主要目と共に Table 1 に示した。

デッキ部の構成部材に前回より低い剛性のアルミニウムの角パイプ（弾性ビーム）を縦横 2 段で格子状に配置し、ビームの断面は幅 40 mm、肉厚 2 mm で、前回と同一の値であるが、高さは前回の 40 mm から 20 mm とした。これによりビームの曲げ剛性は 992.13 Nm^2 となり、前回モデルの約 20% となっている。

実験は横浜国立大学の長水槽 ($L \times B \times d = 100 \text{ m} \times 8 \text{ m} \times 3.5 \text{ m}$) で、すべて正面向かい波状態で実施した。係留は簡単のため、船首、船尾の 2 点で線形スプリングによる係留

を行った。なお、バネ定数は前報まで使用していた緊張係留ブイによる係留とサージ方向の復原力が近くになるように設定した。波浪応答関数を求める実験に使用した波は長波頂過渡水波で、波高の基準は浮体真横の波高計によった。過渡水波は 2-3 種類の異なる周波数範囲のものを使用し、それぞれの結果をあわせることにより、広い周波数範囲（モデルスケールで $\omega = 1 \sim 12 \text{ rad/s}$ ）で周波数応答関数を求めることができた。そのほか検証として規則波も併用した。

剛体運動や弾性変位の固有周波数を求めるため、平水中自由動揺実験及び自由振動実験を行った。なお、高次の弾性変形を強制的に起こすことが困難なため、前報で述べた垂直衝撃荷重による衝撃実験を行い、応答をフーリエ解析することにより、各モードの固有周波数を求めた。

実験では剛体運動の変位を LED ターゲットや傾斜計、加速度を加速度計により計測し、弾性変形をデッキ上 10 箇所に取り付けられた LED ターゲットにより、その他弾性ビームに生ずる曲げモーメントや剪断力も部材に貼り付けた歪みゲージにより計測した。本報では、主にデッキの撓み変形（上下動）と曲げモーメントに着目して論ずることとする。実験状態と計測の詳細は Fig. 1 に示してある。

Table 1 Principal dimensions of floating airport model

	Model (1/256)	Ship
Length (L)	7.10 m	1817.6 m
Breadth (B)	1.70 m	435.2 m
Depth (D)	0.36 m	92.2 m
Draft (d)	0.115 m	29.4 m
Displacement(W)	267.4 kg	448.62*10 ⁴ ton
KG	0.268 m	68.48 m
GM _T	1.0 m	256.07 m
GM _L	21.562 m	5519.87 m
Radius of Gyration		
Roll (K _{xx})	0.528 m	135.12 m
Pitch (K _{yy})	2.517 m	644.22 m
Yaw (K _{zz})	2.955 m	756.43 m

3. 波浪応答の数値計算

超大型浮体構造物の波浪応答を厳密に扱う理論は著者らの知る限りではまだ確立したものが無いようである。また弾性応答を精度よく推定する立場から、必要な流体力の推定精度、相互干渉の考え方については十分に検討されているとは言えない。ポンツーン型浮体に対して浅喫水理論を適用した圧力分布法⁵⁾が有効とされ、それによる流体力を用いて弾性応答を計算した例⁶⁾が見られる。本研究で採用しているようなセミサブ型構造物では、3次元特異点分布法が有効であると考えられる。前報では上下動応答を単独コラムに働く波力により計算し、全コラムについて位相のみ修正した。また、付加質量も単独コラムの代表周波数（支配モードの周波数）における値を全周波数域にわたって使

Fig. 1 Multiple units airport model and description of measurements

用した。その計算結果は実験と比較し、低い周波数域での推定精度に問題が残るということが分かった。この原因の一つとしてコラムの付加質量が影響していると考えられる。そこで本報では対称性を考慮した3次元特異点分布法でコラムの流体力を算定し、弾性応答の推定精度の向上を目指す。

3.1 対称性特異点法による流体力の推定

波長に対して浮体の規模が大きくなると、3次元特異点法で使用するパネルの数が膨大となり、計算時間や計算機容量などの制限を受ける。これを解決するには浮体の対称性を利用する方法として、CSD法⁷⁾(Composite Singularity Distribution)及びDCSD法⁸⁾(Double Composite Singularity Distribution)が提案されている。本研究では浮体の2面对称性を利用したDCSD法に基づいてラディエーション流体力の計算を行う。ここではCSD法の概要について述べる。

浮体構造物が左右対称性を有し、即ち浸水表面と質量分布、剛性がxz平面に関して対称である時は、流体力の付加質量及び減衰係数は左舷または右舷の浸水表面のみについて計算すれば良い。モード合成法によれば浮体の変位はモード $\mathbf{u}_r$ とその主座標 $\mathbf{p}(t)$ で表すことができ、主座標に関する運動方程式は下記となる。

$$(\mathbf{M} + \mathbf{A})\ddot{\mathbf{p}} + (\mathbf{b} + \mathbf{B})\dot{\mathbf{p}} + (\mathbf{c} + \mathbf{C})\mathbf{p} = \mathbf{F}e^{i\omega t} \quad (1)$$

ここに、 $\mathbf{M}$, $\mathbf{b}$, $\mathbf{c}$ は質量行列、構造減衰行列、剛性行列で、 $\mathbf{A}$, $\mathbf{B}$, $\mathbf{C}$ はそれぞれ付加質量行列、減衰係数行列、復原力行列で、 $\mathbf{F}$ は一般化された波強制力ベクトルである。ポテンシャル理論によれば、付加質量行列 $\mathbf{A}$ 及び減衰係数行列 $\mathbf{B}$ の要素は

$$A_{rk} = \frac{1}{\omega_e^2} \text{Re}(T_{rk}) \quad B_{rk} = -\frac{1}{\omega_e} \text{Im}(T_{rk}),$$

$$r=1, 2, \dots, m \quad k=1, 2, \dots, m \quad (2)$$

で表される。ただし、 T_{rk} は変位のモードベクトル $\mathbf{u}_r$ が左右対称モード時は、次式による。

$$T_{rk} = \rho \iint_{S_p} \mathbf{n}^T \cdot \mathbf{u}_r (i\omega_e + \mathbf{W} \cdot \nabla) \phi_k^* dS \quad (3)$$

$\mathbf{u}_r$ が左右反対称モード時は、次式による。

$$T_{rk} = \rho \iint_{S_p} \mathbf{n}^T \cdot \mathbf{u}_r (i\omega_e + \mathbf{W} \cdot \nabla) \phi_k^* dS \quad (4)$$

ここに、 S_p 浮体左舷の浸水表面、 $\mathbf{W}$ は平衡位置に対する定常流の流速、 $\mathbf{n}$ は浸水表面の外向き法線ベクトルで

$$\mathbf{n} = \{n_1, n_2, n_3\}^T \quad (5)$$

で表される。 ϕ_k^* は k 方向の radiation の Composite ポテンシャルで、次のように定義される。

$$\phi_k^*(x, y, z) = \frac{1}{4\pi} \iint_{S_p} Q_k^* G^* dS$$

$$+ \frac{U}{4\pi g} \int_{C_p} Q_k^* G^* n_i^2 dC \quad (6)$$

ここに、 C_p は浮体左舷表面の水線であり、 Q_k^* と Q_k^- は

特異点の強さで、 G^+ と G^- は Composite Green 関数で次式による。

$$G^+(x, y, z, x_1, y_1, z_1) = G(x, y, y, x_1, y_1, z_1) \\ + G(x, y, z, x_1, -y_1, z_1) \quad (7)$$

$$G^-(x, y, z, x_1, y_1, z_1) = G(x, y, z, x_1, y_1, z_1) \\ - G(x, y, z, x_1, -y_1, z_1) \quad (8)$$

(7), (8)式の Green 関数は Laplace 方程式、線形自由表面境界条件、水底条件および radiation condition を満足するように決定されたものを用いれば、特異点強さ Q_k^+ と Q_k^- は次の物体表面境界条件より算定できる。

$$\frac{\partial \phi_k^*}{\partial n} = P_k^+ \text{ for } k=1, 2, \dots, m, \text{ on } S_p \quad (9)$$

(9)式の右辺は次のように書くことができる。 $\mathbf{u}_r$ が左右対称モードの時は

$$P_k^+ = 2 \left[i\omega_e \mathbf{u}_k + \frac{1}{2} (\nabla \times \mathbf{u}_k) \times \mathbf{W} - (\mathbf{u}_k \cdot \nabla) \mathbf{W} \right]^T \cdot \mathbf{n},$$

$$P_k^- = 0 \quad (10)$$

$\mathbf{u}_r$ が左右反対称モードの時は

$$P_k^- = 2 \left[i\omega_e \mathbf{u}_k + \frac{1}{2} (\nabla \times \mathbf{u}_k) \times \mathbf{W} - (\mathbf{u}_k \cdot \nabla) \mathbf{W} \right]^T \cdot \mathbf{n},$$

$$P_k^+ = 0 \quad (11)$$

となる。

上述のように、左右対称性を有する浮体の場合、ラディエーション流体力は浮体半分の浸水表面について積分を行えば良い。また2面对称性(左右舷対称、前後対称)の場合は1/4の浮体のみについて積分を行えば良いので、超大型浮体の計算法として有効である。本論では上記の方法でコラムごとのラディエーション流体力の計算を行った。ただし、定常流速は考慮していない。Green 関数と境界積分等の数値計算の詳細は文献9)によったので、そちらを参照されたい。またディフракション問題も上記と同じように定式でき、ここではその詳細を省略する。なお、その場合CSD法、DCSD法では浮体全体の解が得られるが、要素浮体ごとの波強制力が得られないという制限がある。そこで、本論では弾性応答計算に単独一本コラムの波強制力を全コラムについて次のように位相修正したものを使用した。

$$\mathbf{F}_k = \mathbf{F}_0 e^{-i(\theta - kx_k)} \quad (12)$$

ここに、 $\mathbf{F}_k$ は k 番目コラムの波強制力ベクトル、 $\mathbf{F}_0$, θ は基準となる単独コラムの波力振幅と位相、 k は波数、 x_k はコラムの位置である。

DCSD法でラディエーション流体力を計算する時及び特異点分布法で単独コラムの波強制力を計算する時に使用したパネルは平面パネル(パネル上でソース強さが一定)で、いずれの場合もコラム1本当たりの表面を32パネルとした。

3.2 モード合成法による波浪中弾性応答解析

有限要素法による構造物の運動方程式は一般に次のような離散化されたマトリックス表示のものになる。

$$(\mathbf{M} + \mathbf{A})\ddot{\mathbf{u}} + (\mathbf{b} + \mathbf{B})\dot{\mathbf{u}} + (\mathbf{c} + \mathbf{C})\mathbf{u} = \mathbf{f}(t) \quad (13)$$

ここに、 $\mathbf{u}(x, y, z, t)$ は変位ベクトルで、 M, b, c 及び A, B, C は(1)式のそれらと同じもので、但し、要素ごとに定義されるものである。

(13)式をモード座標に変換することにより、各モードに於ける個別の運動方程式になる。これの固有値問題を解くことにより固有モードと固有周波数が得られる。一方、構造物任意点に於ける変位ベクトル $\mathbf{u}(x, y, z, t)$ は主座標に於ける変位の合成で表せる。

$$\mathbf{u}(x, y, z, t) = \sum_{r=1}^m \mathbf{u}_r(x, y, z) p_r(t) \quad (14)$$

ここに、 $\mathbf{u}_r = \{u_r, v_r, w_r\}$ は r 次モードのモードベクトル、 $p_r(t)$ は対応する主座標である。

一方、主座標である r 次モードの定常応答は次式で計算される。

$$G_r(\omega) = \frac{1}{\omega_{nr}^2 - \omega^2 + 2i\zeta_r\omega_{nr}\omega} \mathbf{u}_r F_r, \quad r=1, 2, \dots, m \quad (15)$$

ここに、 ω_{nr} はモードの固有周波数、 ζ_r はモード減衰比である。 m は剛体モードを含むモードの総数である。 F_r はモードにおける一般化された波強制力である。従って、節点 k における変位の周波数応答関数は次式となる。

$$\mathbf{H}_k(\omega) = \sum_{r=1}^m \mathbf{u}_{kr} G_r(\omega) \quad (16)$$

ただし、 $\mathbf{u}_{kr}$ は節点 k における r 次正規モードベクトルである。また曲げモーメント等の部材内力も変位を元に計算する事ができる。

有限要素解析に使用したモデルは Fig. 2 に示したように、構造物のデッキを 258 本の梁要素で近似したものである。解析は Wet Mode について行っており、付加質量をコラムごとに 3.1 節で算定したものを与えている。なお、支持条件は通常の拘束以外に浮力を支持バネに置き換えて浮体に付加している。またモード合成法ではモードごとに減

衰係数を与えることができ、本計算では平水中自由動揺試験より求めた構造減衰、流体減衰の両方を含めたものを使用した。弾性応答計算には Heave, Pitch, Roll の 3 つの剛体モードと後述の 8 つの低次弾性モードの内の 4 つの曲げモードを使用した。

4. 結果及び考察

4.1 固有周波数と固有モード

Table 2 に静水中自由動揺試験等により求めた浮体の各モードの固有周波数(モデルスケール)を計算値と比較して示した。剛体モードは特異点法により求めたもので、弾性モードは Wet Mode のモード解析によるものである。Surge を除いて、いずれも良い一致を示している。前モデル¹⁾と比較して、剛体モードでは、Surge と Sway は係留の差と思われる影響により差が見られるが、Heave, Roll, Pitch はほぼ同じものとなっている。一方弾性モードの方は、デッキの剛性を低下させたことにより、本モデルの固

Table 2 Natural frequency of each mode (calculation and experiment)

	T _{exp} (sec)	ω_{exp} (rad/s)	ω_{cal} (rad/s)
Surge	11.63	0.54	0.39
Sway	16.33	0.38	-----
Heave	1.72	3.65	4.08
Roll	1.84	3.41	3.58
Pitch	1.62	3.88	3.73
Yaw	7.07	0.88	-----
1st Bending	1.18	5.34	5.43
2nd Bending	0.61	10.23	10.62
3rd Bending	0.32	19.63	19.67

Fig. 2 Model for FEM structural analysis

有周波数が前モデルのほぼ半分になっている。従って、より大きな撓み変形が波浪によって励起されると予測される。

Fig. 3 にモード解析により得られた低次の弾性変形モードの固有周波数を Bending Mode の実験値 (図中×印) と併せて, Dry Mode と Wet Mode のそれぞれを示した (縦軸が対数表示)。Wet Mode の解析値は実験値とよく一致し, 曲げモードの付加質量の推定が精度良く行われたことを示唆している。また本浮体の場合, ねじれモードは曲げ

Fig. 3 Mode frequencies (calculation results and experiments)

Fig. 4 Principal mode shapes

モードと交互に存在し, Dry Mode と Wet Mode の固有周波数の差はねじれモードよりも曲げモードの方が高次になると広がる様相を呈している。これは曲げモードの付加質量の寄与が高次モードで支配的になることを意味している。

Fig. 4 に固有モード解析により得られた弾性変形の Wet Mode を示した。本浮体空港の場合, そのデッキが均一剛性であるために, 変形が全体にわたって均一分布しており, ねじれモードが曲げモードと同様に誘起されやすいことが判る。なお, 本論では向かい波状態を扱っているので, 弾性応答の計算にはねじれモードを省略した。

4.2 流体力及び剛体運動

DCSD による流体力計算の検証として単独コラムの作用する x, z 方向の波強制力を実験値と比較したのが Fig. 5 である。なお, 喫水は 0.08 m の場合である。振幅比はコラム 1 本の排水容積 (V), 喫水 (d) 及び波高 (ξ) などで無次元化している。振幅比, 位相とも理論値と実験値がよく一致し, 2 面対称性を考慮した計算法が有効であることが分かる。

Fig. 6 に全 144 本のコラムの Surge 方向の付加質量係数を 4 つの周波数 (撓みが大きくと思われる低い周波

Fig. 5 Wave exciting forces on single column (draft = 0.08 m)

Fig. 6 Added mass coefficient distribution of columns in surge direction

Fig. 7 Added mass coefficient distribution of columns in heave direction

数と1～3次の曲げモードの固有周波数)についての計算結果を示した。Fig. 7には同じく Heave 方向のそれらを示した。なお、水平面はコラム位置、すなわち x 軸は長手方向の24本、 y 軸は幅方向の6本 (Fig. 1 参照) を表している。これらによると付加質量が相互干渉により周波数ベースに複雑に変化することがよく分かる。Surge 方向の付加質量は予想されるように干渉の影響がより大きいようである。一方 Heave は前後反対称の2次曲げを除いて、付加質量分布は内部に比べて周辺のコラムは小さい値を示し、特に4隅のコラムが最小値となっているのが特徴的である。また内部では比較的一定値となっており、弾性応答計算ではそれらの値を近似値として使用できると考えられる。

Fig. 8には中央 (center) 及び端部 (edge) のコラムの Heave と Surge 方向の付加質量係数と線形減衰係数を、1本コラム (single) 及び全コラムの平均値 (mean) と比較

して示した。ここでも Heave の付加質量は Surge ほど周波数依存性が無く、そしてほぼ全周波数で中央のコラムが端部を上回る値を示している。円周波数 $\omega = 3$ rad/s 付近で見られる不連続は irregular frequency による影響と思われるが、詳細な原因は今の所不明である。

本浮体を剛体と見なした時の向かい波中の運動を計算し、周波数応答関数の振幅 Fig. 9 に実験値と比較して示した (Surge, Heave は波振幅、Pitch は波傾斜で無次元化してある)。Surge と Pitch は全般的に理論と実験の一致がよく、Heave の計測値は浮体中央の LED ターゲットによるもので、弾性変形が含まれていることを考えれば、それも差し引いて考慮すれば、計算結果が実験値を説明していると言えよう。これより、トータルの流体力推定も精度よく行われたことが判る。

Fig. 8 Added mass and damping coefficients of column

4.3 弾性応答

向かい波中では縦曲げの弾性モードが重要であることを考慮し、デッキ上長手方向の上下動と縦曲げモーメントを取り上げる。また1ユニットを取り外した状態についても併せて検討する。

Fig. 10 に向かい波中完全モデルのポイント 2, 5, 10 (Fig. 1 参照) における上下動の周波数応答関数 (振幅比) を示した。それぞれ船首 (波上側), 中央, 船尾 (波下側) に対応している。計算と実験はほぼ全周波数域で良い相関が認められる。Heave の固有周波数 ($\omega = 4.1$ rad/s), 1 次曲げの固有周波数 ($\omega = 5.4$ rad/s) 及び 2 次曲げの固有周波数 ($\omega = 10.6$ rad/s) などの特徴的な周波数で, 計算結果が実験値を良く説明している。なお, 中央部の Z_5 は 2 時曲げの節に当たるので, 計算ではほとんど応答が現れてこないのに対し実験値が大きい値となっている。これは実験ではこの周波数での造波が困難だったため有意義な応答が計測されなかったためであると考えられる。また波下側の船尾部は他に比べて計算と実験の相関が悪く, 特に低周波数域, これは計算では考慮していない入射波の波高減衰に起因すると

考えられる。Fig. 11 に向かい波中完全モデルのポイント M1, M2, M3 (Fig. 1 参照) の曲げモーメントを示した。1 次曲げの固有周波数 ($\omega = 5.4$ rad/s) においては計算値は若干低めの値となっているが, 計算結果が実験の傾向を良く説明しているといえる。また前述の上下動と同様な原因により, 船尾の M_3 (波下側) の低周波数域で計算がやや低めとなっているのが確認される。

前報で検討したように 1 ユニット欠損では浮体の姿勢, 静復原性及び静的撓みに大きな変化が見られないので, 計算はそれらの影響を無視し, 欠損部コラムの付加質量及び波強制力が無いものとして行った。残りのコラムに働く流体力は簡単のため single column の値を用いて計算した。Fig. 12 に向かい波中船首左舷の 1 ユニット (A 3 unit, Fig. 1 参照) を取り外した状態のポイント 2, 5, 10 における上下動を示した。中央部の Z_5 , 船尾の Z_{10} で計算と実験の相違があるものの, 定性的に良く一致しており, また船首の Z_2 については良い相関が認められる。また Fig. 10 の完全状態と比較し, 1 次曲げから 2 次曲げの固有周波数にかけて ($\omega = 5.4 \sim 10.6$ rad/s), 固有モードの変化と思われる応

Fig. 9 Rigid motion in regular head seas

答の違いが見られ、全体として欠損により3箇所とも応答が僅かながら低くなっていることが判る。Fig. 13に同モデルのポイントM1, M2, M3の曲げモーメントを示した。1次曲げの固有周波数を除いて、定性的には両者がよくあっている。Fig. 12の完全状態と比較し、曲げモーメント応答のレベルに差ほど変化が無いようである。

4.4 ユニット欠損位置およびデッキ剛性の影響

ユニット交換による浮体への影響を調べるために、欠損するユニットの位置を変化させて計算し、完全モデルと比較してのがFig. 14, Fig. 15である。左舷の船首, 中央, 船

尾(図中においてはそれぞれA3, F3, L3と記し, Fig. 1参照)の1ユニットを取り外した時と完全モデルの上下動と曲げモーメントの応答振幅を示している。Fig. 14の上下動によると、船首部ユニット(A3)を取り外した時が最も影響が大きく、船首部の上下動(Z2)が低い周波数で小さくなり、他の位置の上下動はあまり変わらない結果となっている。またいずれの欠損位置も1次曲げの固有周波数での応答を減少させ、2次曲げ固有周波数では若干応答を大きくしていることが判る。これはユニット欠損により弾性変形モードの変化が起きていることや、流体力の変化等が考えられる。詳細については今後調べることにする。Fig. 15の曲げモーメントによると、1次曲げのピークがいずれの場合も低周波数域へ移動し、欠損位置による影響が大きく現れてくるのはこの1次曲げの固有周波数よりも高い周波数域であり、その傾向は上下動の場合と類似である。

Fig. 16, Fig. 17には本浮体モデル(EI)とそのデッキ剛性を1/2(EI/2), 1/10(EI/10)に低下させた場合の上下動と曲げモーメントの応答振幅を示した。計算は、デッキの剛性だけ変化させ、構造物の質量と減衰及び流体力には変化が無いものとして行っている。当然のことであるが、剛性を低下させれば、撓みが増大し曲げモーメントが減少する。また剛性低下に伴う曲げモードの変化も図からも伺える。剛性を1/10まで低下させた構造物では船首船尾の上下動に大きな起伏が見られ、応答が極端に大きくなっている。EI/2の場合、L/4, 3L/4の曲げモーメント(M1, M3)が $\omega=7\sim 8$ rad/sで2次曲げによる応答が、またEI/10の場合、M1, M3が $\omega=4.6$ rad/sで1次曲げによる応答が卓越しているのも見逃せない。このことよりデッキの剛性を変化させる場合、モード周波数の変化を入射波の周波数範囲と併せて考慮し、最適な剛性を決定すべきであると考えられる。

5. 結 言

本研究は前報に引き続いて、可換型ユニットからなる長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答、特に向かい波状態での剛体運動と弾性応答を剛性を低下させたモデルを用いて理論と実験の両面から検討した。本報では要素浮体間の流体力学的干渉をコラムの付加質量という形で考慮し、対称性を利用した3次元特異点法でそれらを計算した。また空港機能面からユニットの欠損による影響やデッキ剛性による影響等もシリーズ計算より検討を行った。本研究で得られた主たる結論は以下の通りである。

(1) 2面对称性を利用した3次元特異点法は要素浮体の波強制力や非対称時(欠損時)の計算ができないものの、超大型浮体構造物の要素浮体のラディエーション流体力を効率よく計算することができ、波浪中弾性応答の精度良い推定に使用できることが判った。

(2) モード合成法により本浮体空港の波浪中弾性応答

Fig. 10 Vertical displacements at point 2, 5, 10 in regular head seas

Fig. 11 Bending moments at point M 1, M 2, M 3 in regular head seas

をユニット欠損状態も含めて、実用上精度良く推定することができた。また理論計算によりコラムごとの Heave 方向の付加質量の推定が重要で、その分布や周波数依存性が本研究より明らかとなった。

(3) ユニット欠損による曲げの固有モードの変化が弾性応答へ影響を及ぼし、特に高次振動モードにおいてその影響が大きいが計算より判明した。また欠損位置については正面向かい波状態で船首ユニットが最も影響が大きい。

(4) デッキ剛性は上下動、曲げモーメントの両方を強

く左右する。最適なデッキ剛性は固有モードの変化を考慮し、波周波数との関係からその値を決定しなければならない。本計算法をよれば、そのような検討が可能になると考えられる。

次報では今回確立された手法を用いて、デッキの傾斜角等といった空港機能上重要な性能から見た剛性、ユニットの大きさの検討や、短波長域に於ける流体力の推定精度及び高次モードの流体力に与える影響などを検討する予定である。

Fig. 12 Vertical displacements at point 2, 5, 10 in regular head seas (A3 unit lost)

Fig. 13 Bending moments at point M1, M2, M3 in regular head seas (A3 unit lost)

謝 辞

本研究の実験に際して、本学浮体運動学研究室の宮川清助手、高山武彦技官に様々な面からサポートして頂いた。実験実施とデータ解析に同研究室の大学院生佐藤直章君、学部生の観田悟、飯島紀之両君及びその他の学生諸君に協力して頂いた。関係者に心より御礼を申し上げる。最後に本研究の一部には文部省科学研究補助費を使用したことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 平山次清, 馬 寧: 長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答特性—第1報 基本構想および弾性応答の検討—, 日本造船学会論文集, 第177号, 1994年12月, pp. 219-230
- 2) マリンフロート推進機構: 関西国際空港II期工事, 浮体式海上空港の提案, 1994
- 3) 中井幸治, 関田欣治, 太田英美, 宇都宮智昭, 渡邊英一: 大規模弾性浮体の波浪中挙動の実験と解析, 日本造船学会第13回海洋工学シンポジウム, 1995年7月, pp. 209-216

Fig. 14 Vertical displacements at point 2, 5, 10 in different conditions (head sea, A3: A3 unit lost, F3: F3 unit lost, L3: L3 unit lost)

Fig. 15 Bending moments at point M1, M2, M3 in different conditions (head sea, A3: A3 unit lost, F3: F3 unit lost, L3: L3 unit lost)

- 4) Ma, N., Hirayama, T. & Nishio, F. O.: Wave Exciting Force Acting on Multiple Column-Footings in Short-Crested Waves. 13th Ocean Engineering Symposium of SNAJ, 1995. 7, pp. 239-246
- 5) 山下誠也: 浅喫水箱形浮体の波浪中動揺と変動圧力—圧力分布を用いる計算と実験との比較—, 日本造船学会論文集, 第146号, 1979年12月, pp. 165-172
- 6) 居駒知樹, 増田光一, 前田久明: 超大型浅喫水浮遊式構造物の弾性応答に関する研究, 日本造船学会第13回海洋工学シンポジウム, 1995年7月, pp. 185-192
- 7) Bishop, R. E. D., Price, W. G. & Wu, Y. S.: A

General Linear Hydroelasticity Theory of Floating Structures Moving in a Seaway. Phil. Trans. Roy. Soc. London, A 316, 1986, pp. 375-426

- 8) Wu, Y. S., Wang, D. Y., Riggs, H. R. & Ertekin, R. C.: Composite Singularity Distribution Method with Application to Hydroelasticity, Marine Structure, 6 (1993), pp. 143-163
- 9) Hirayama, T., Tuzcuoglu, S. A. & Chen, G.: Estimation of Motions of Semisubmersibles in Combined Heel and Trim Condition by the Application of Boundary Element Method, Journal of Society of Naval Architects of Japan, Vol. 176, 1994. 12, pp. 153-162

Fig. 16 Vertical displacements at point 2, 5, 10 for different deck stiffnesses

Fig. 17 Bending moments at point M1, M2, M3 for different deck stiffnesses