風・波共存場における半潜水式超大型浮体の 応答特性に関する研究

正員 正 信 聡太郎* 正員 鈴 木 英 之**
正員 岡 徳 昭**

Response Characteristics of Semisub-Megafloats in Winds and Waves

by Sotaro Masanhobu, *Member* Hideyuki Suzuki, *Member*
Noriaki Oka, *Member*

Summary

Semisub-Megafloats have been studied for an offshore infrastructure. It is clear through the previous studies that wind lift force acting on the deck of a Semisub-Megafloat is very important in high winds and waves such as typhoon conditions. In the present paper, the response characteristics of Semisub-Megafloats in winds and waves were investigated. The effects of wind lift force on the response of the structure was clarified and it was shown that column supported type VLFS is desirable from the point of view of wind lift force.

1. 緒 言

近年、社会経済活動の拠点として大型浮体による海洋空間利用が注目されている。その中で、外洋に面した厳しい海域でも適用できる超大型浮体の実用化に関する検討がなされはじめ、耐波性能に優れた半潜水式超大型浮体の必要性が再認識されてきた。半潜水式超大型浮体の波浪中応答については多く研究され、その解析法も種々提案されている。一方、風荷重に関する研究は比較的少なく、その評価が明確でない場合がある。ポンツーン型超大型浮体に比べ形状が複雑であるため評価が困難であることが原因であると考えられる。しかし、構造物が大規模になると風荷重の全体量は膨大になり、さらに風荷重の空間的な分布等により構造物に過大な応答を生じさせる可能性があるため、風荷重を正確に評価す

ることが必要である。著者らがこれまでにに行った半潜水式超大型浮体に関する風水洞実験から、上下方向の力である風揚力が波浪荷重に比べて無視できず、係留システムのみでなく構造強度上からも検討する必要があることがわかった。

そこで本論文では、台風時のような強風と大波が共存する状況での半潜水式超大型浮体の応答評価を行い、風揚力が浮体の挙動に与える影響を明らかにして、風揚力の観点から望ましい浮体形状を探る。

2. 応答評価モデル

Fig. 1 に示すように、半潜水式超大型浮体を弾性支床上の有限長さの梁にモデル化して考える。この方法は比較的単純な構造については定量的に十分把握できることが確認されている²⁾。

$$\left(m + \sum_i m_i \delta(x - x_i)\right) \ddot{w}(x, t) + \sum_i c_i \dot{w}(x, t) + EI w''(x, t) + \left(\Delta \bar{F}_L(x) + \sum_i k_i \delta(x - x_i)\right) w(x, t) = F(x, t) \quad (1)$$

* 海上技術安全研究所

** 東京大学大学院工学系研究科

ここに、 w : 浮体の上下変位、 m : 浮体線密度、 m_l : コラムの集中質量 (本体質量+付加質量)、 x_l : コラムの位置、 c_l : 減衰係数 (造波減衰係数+粘性減衰係数)、 EI : 浮体剛性、 k_l : コラムの浮力による復元バネ定数である。また F は外力であり、波強制力 F_{wave} 及び風揚力 F_L を考える。

$$F = F_{\text{wave}} + F_L \quad (2)$$

風揚力の時間平均成分によってデッキは変形するため風に対するデッキ面の姿勢が変化し、さらに付加的な平均揚力が発生する。本研究では、一次近似としてデッキが剛体として傾斜することによって生じる付加的な平均揚力 $\Delta \bar{F}_L w$ のみを考え、式(1)の左辺に加えた。

境界条件は、

$$w''(0, t) = 0, \quad w''(L, t) = 0 \quad (3)$$

$$w'''(0, t) = 0, \quad w'''(L, t) = 0 \quad (4)$$

である。これらの境界条件を満足するように、運動方程式(1)を解けばよい。解を境界条件(3)を満足する関数群の線形和で近似する。

$$w = a_{-1}(t) + a_0(t) \left(\frac{L}{2} - x \right) + \sum_{i=1}^n a_i(t) \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (5)$$

式(5)は境界条件(4)を満たさないため、級数間の拘束条件として考慮する。

Fig. 1 Computational model for elastic response of VLFS.

付加質量係数及び造波減衰係数は、超大型浮体の波浪中応答解析プログラム VODAC³⁾を用いて評価した。非線形粘性減衰係数は等価線形化して、相対速度の振幅値を水粒子速度の振幅値と仮定して、次式で与えた。

$$N_v = \frac{8}{3\pi} \zeta_a \omega C_D \frac{1}{2} \rho_w \frac{\pi D_f^2}{4} \quad (5)$$

ここに、 ζ_a は波振幅、 ω は波円周波数、 D_f はフーティング径、 ρ_w は水の密度である。 C_D は抗力係数で $C_D = 2.0$ とした。なお、非線形減衰係数は式(1)の左辺項にのみ加えている。

波力はフルードクリロフ力とディフラクション力を近似評価する。風揚力については次章で述べる。

3. 風揚力の評価

風揚力 F_L は時間平均成分と変動成分の重ね合わせで表わすことができる。

$$F_L(x, t) = \bar{F}_L(x) + f_L(x, t) \quad (7)$$

ここに、 $\bar{F}_L$ は平均揚力、 f_L は変動揚力である。

揚力はデッキ上下面の圧力差によって発生するのでデッキ面に作用する風圧分布をモデル化できればよい。

デッキは箱型として、デッキ上載構造は考えない。また、風向きはデッキの長さおよび幅方向に平行であり風と波の向きは同じであるとする。

また、風揚力及び風圧は無次元係数で評価する。

$$C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2} \rho_a V^2 S}, \quad C_p = \frac{P}{\frac{1}{2} \rho_a V^2} \quad (8)$$

ここに、 P : 風圧、 C_L : 揚力係数、 C_p : 風圧係数、 ρ_a : 空気密度、 V : 風速、 S : デッキ面積である。

Fig. 2 Illustration of air flow around Semisub-Mega float.

3.1 平均揚力

平均揚力が発生する主要な物理現象はFig. 2の上図に示すように、デッキ上面風上端部付近の剥離-再附着現象とデッキ下の風速の低下によって生じるデッキ上下面の圧力差である。さらに、デッキ下ではコラムの存在等による流れの混乱及び海面やデッキ等の摩擦によって風下方向へ平均風圧の低減が起きている。

3.1.1 デッキ上面

デッキは箱型と仮定したので、流れの剥離点は風上端部に固定され、再附着型の断面と考えてよい。これと同様の傾向を示す構造物として長大陸屋根面がある。田村ら⁴⁾は多くの実験結果をもとに接近流の乱れの強さと屋根面高さをパラメータとする風圧分布の評価式を提案し、この式に基づいた評価法が建築荷重指針⁵⁾で採用されている。

半潜水式超大型浮体のデッキ上面に生じている現象も陸屋根面と同じである。そこで、デッキ上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pw}$ の主要パラメータは、乱れの強さ I_u 、デッキ型深さ D であると考えた。すなわち、

$$\bar{C}_{pu} = \bar{C}_{pu}(I_u, D) \quad (9)$$

3.1.2 デッキ下面

多数のコラムや海面の存在によってデッキ下の風速が低減するため、デッキ下の平均風圧は高くなる。また、コラムの存在等による流れの混乱及び海面やデッキ面等の摩擦によって風下方向に平均風圧が減少する。ここでは簡単に、風直角方向にコラムが規則的に多数配置された中央列、すなわち二次元的な流れとみなせる列について考える。なお、三次元的な流れを考慮する必要のある端部列については、デッキ下の風が側方に逸れて風に対する遮蔽効果が弱まり平均揚力は減少すると考えられる。Fig. 3 に示すようなモデルを考える。ここに、デッキ長さを L 、デッキ下面—静水面間距離を B とする。

Fig. 3 Wind pressure model on lower surface of deck.

流体は非粘性として流れは x 方向のみであると仮定する。図中の陰影の部分はコラムの遮蔽影響が存在する領域であり、現実には粘性の影響により渦の生成が起きており、これらを全圧損失として表す。超大型構造物の場合、これらの影響を空間的にならしてもよいと考えられるので、デッキ下の平均風速 $\bar{u}_i$ は一定となる。位置 x における静圧を $\bar{p}_i(x)$ とすると、全圧損失を伴うデッキ下面の定常流れに対するベルヌーイの定理は、

$$\bar{p}_{in} + \frac{1}{2} \rho \bar{u}_{in}^2 = \bar{p}_i(x) + \frac{1}{2} \rho \bar{u}_i^2 + \Delta p_i(x) \quad (10)$$

となる。ここに、添字 "in" は上流における物理量であることを示す。 $\Delta p_i(x)$ はデッキ下面流入部から位置 x までに生じた全圧損失であり、流出部 $x=L$ で上面の平均風圧 $\bar{p}_{ul}$ に等しいとする。

下流では各コラム前後で等しい全圧損失が生じていると考えてよい。風方向のコラム本数が多い場合、風上でデッキ下の流体の運動エネルギーがほとんど損失するため、風がコラム間をほとんど通り抜けない。すなわち、下流では平均風圧がほとんど零である。以上のことから、全圧損失 Δp_i の分布を表す形状として次式を仮定した。

$$e^{\beta x/L} - e^{\beta} \quad (11)$$

ここに、 β はデッキ下の平均風速 $\bar{u}_i$ をパラメータとするような関数である。本モデルでは、デッキ下面—静水面間距離に対するデッキ長さの比及びデッキ下部空間体積に対するコラムの体積比 ϕ によって決定されると考

えた。

$$\bar{C}_{pl} = \bar{C}_{pl}(\phi, I_u, L, B, D) \quad (12)$$

3.2 変動揚力

これまでの研究で、変動揚力として波周期変動成分が重要であることがわかっている¹⁾ので、この成分を評価する。そのとき、変動揚力は波高と線形関係にあることを確認している。

Macha らは、風速が 34m/s 以上で波振幅がデッキ下面—静水面間距離のオーダーであるような荒天時では、海面と風場の相互作用が構造物に対して無視できないとして海面付近の風場のモデルを与えた⁶⁾。これによると、例えば波振幅 8m、波周期 10s の波浪中で風速 50m/s の風が吹くとき、高さ 10m における風速の波周期変動成分は 6.0m/s とかなり大きくなる。したがって、Fig. 2 の下図に示すように、波によって生じる風速変動を考えた。そのとき、波振幅、波長、デッキ下面—静水面間距離が変動揚力の主要パラメータであると考えられる。

3.2.1 デッキ上面

長大陸屋根面に作用する変動風圧分布形状は平均風圧分布にほぼ等しいことが実験的に確認されており、本研究でも剥離によって生じる変動成分については平均風圧分布の形状で表すことができると考えた。

$$|c_{pu}| = |c_{pu}(\xi_a, \lambda, L, B, D)| \quad (13)$$

3.2.2 デッキ下面

デッキ下面でも風上端部の剥離によって生じる変動成分はデッキ上面と同様であると考えた。また、デッキ下が閉じた空間であるため全域にわたって波による変動成分を考える必要がある。これは模型試験により求めた。

$$|c_{pl}| = |c_{pl}(\xi_a, \lambda, L, B, D)| \quad (14)$$

3.3 風揚力モデル

風揚力モデルのパラメータの確定及び数値決定のために、主要パラメータと風揚力との関係を著者らがこれまで行ってきた包括的な風洞実験及び数値シミュレーションにより評価した¹⁾⁷⁾。提案した風揚力モデルは安藤ら⁸⁾が行った関西国際空港 I 期計画における風洞実験結果及び鈴木ら⁹⁾が行った高レイノルズ域での風洞実験結果と比較して妥当であることがわかっている⁷⁾。以下で示す式中の "・" は長さに関してはデッキ長さ L 、時間に関しては波周期 T で無次元化していることを示す。

平均揚力は次式で表される。

$$\bar{C}_L(\hat{x}) = \bar{C}_{pu}(\hat{x}) - \bar{C}_{pl}(\hat{x}) + \Delta \bar{C}_i(\hat{x}) \quad (15)$$

ここに、 $\bar{C}_{pu}$: デッキ上面における平均風圧係数、 $\bar{C}_{pl}$: デッキ下面における平均風圧係数、 $\Delta \bar{C}_i$: デッキ傾斜(傾斜角 α)によって生じる付加的な平均揚力であり、

$$\bar{C}_{pu} = \bar{C}_{p0}(I_u)K_u(\hat{x}, \hat{D}) \quad (16)$$

$$\bar{C}_{pl} = \bar{C}_{l0}(\phi, I_u, \hat{B}, \hat{D})K_l(\phi, \hat{x}, \hat{B}) + \bar{C}_{pul}(I_u, \hat{D}) \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \Delta \bar{C}_l &= \Delta \bar{C}_l(\hat{x}, \alpha) \\ &= \alpha(12.87169 - 14.2154\hat{x}) \end{aligned} \quad (18)$$

である。また、

$$\bar{C}_{p0} = -(5.44I_u + 0.815)$$

$$K_u = \frac{1.0}{1.0 + 0.112(\hat{x}/\hat{D})^2} + 0.0753$$

$$\bar{C}_{l0} = 1.225(1.0 - \bar{C}_{pul} - \beta^{-1}(1.0 - e^\beta))^{-1}$$

$$K_l = e^{\beta\hat{x}} - e^\beta$$

$$\bar{C}_{pul} = \bar{C}_{pu}(1) - 0.05$$

$$\beta = -(1-\phi)^{-6} \left[0.3183 \arctan \left\{ 0.1 \times \left(300.0 - 1/\hat{B} \right) \right\} + 0.5 \right]^2$$

である。

変動揚力係数は次式で表される。

$$c_L(\hat{x}, \hat{t}) = \left[|c_{pl}(\hat{x})| - |c_{pu}(\hat{x})| \right] \cos(2\pi\hat{t} - \theta_p(\hat{x})) \quad (19)$$

ここに、 $|c_{pu}|$: デッキ上面における風圧係数の変動振幅、 $|c_{pl}|$: デッキ下面における風圧係数の変動振幅、 θ_p : 変動揚力の位相であり、

$$|c_{pu}| = a_1(\hat{\xi}, \hat{B}, \hat{\lambda})K_u(\hat{x}, \hat{D}) \quad (20)$$

$$\begin{aligned} |c_{pl}| &= a_1(\hat{\xi}, \hat{B}, \hat{\lambda}) \left(1.0 + \hat{D}/\hat{B} \right)^{2/7} K_u(\hat{x}, \hat{D}) \\ &\quad + a_2(\hat{\xi}, \hat{B}, \hat{\lambda})K_{l2}(\hat{x}, \hat{\lambda}) \end{aligned} \quad (21)$$

$$\theta_p = 0.89 \times \frac{2\pi}{\hat{\lambda}} \hat{x} + 1.57 \quad (22)$$

である。また、

$$a_1 = 2.02f_\lambda \hat{\xi}/\hat{B}$$

$$a_2 = 0.75f_\lambda \hat{\xi}/\hat{B}$$

$$f_\lambda = \begin{cases} 6.59\hat{\lambda}^2 & (\text{for } \hat{\lambda} \leq 0.33) \\ 0.179/\hat{\lambda} & (\text{for } \hat{\lambda} > 0.33) \end{cases}$$

$$K_{l2} = \left| \sin \left(\frac{\pi(1.0 - \hat{x})}{1.722\hat{\lambda}} \right) \right|$$

である。

4. 応答評価モデル検証実験

前章までで述べた応答評価モデルを検証するために、半潜水式超大型浮体模型を風水洞に浮かべ風と波を加える風水洞実験を行った。試験は海上技術研究所(当時、船舶技術研究所)の変動風水洞で行った。

4.1 想定実機

想定浮体は中規模空港として、デッキ寸法を長さ2400m、幅420m、型深さ5mとした。浮体形式はコラムフーティング型として、コラム径5m、コラム径-コ

ラム間隔比1:6に設定した。想定実機をFig. 4に示す。

Fig. 4 Sketch of prototype model.

4.2 実験模型及び計測項目

実験模型は、想定実機の幅方向を風方向として、Fig. 4中の陰影部で示される中央列付近を表現した縮尺1/100の部分模型である。デッキの主構造部は厚さ2mmの亚克力平板2枚を用いて曲げ剛性を想定実機と相似にした。その結果、主構造部は厚さ1.6cmとなったため、剛性にほとんど影響を与えない発泡ポリエチレンを主構造部に接着してデッキ型深さを相似にした。コラム及びフーティングの材質は亚克力材である。実験模型は風下に取り付けたユニバーサルジョイントを介してアルミパイプにより係留した。模型の風洞計測洞断面における閉塞率は約3.3%であった。想定実機と実験模型の主要目をTable 1に示す。

浮体模型のデッキ上下変位をレーザー変位計を用いて計測した。レーザー変位計は風に対する影響をなるべく少なくするため、風洞壁付近に取り付けた。なお、計測結果より二次元性が保証されたので端部付近の変位と中央列付近の変位は同じであると考えてよい。浮体模型中央列のデッキ上下面に作用する風圧を多点圧力計測システム¹⁰⁾を用いて計測した。風速計測洞入口における風速をピトー管で計測した。各計測項目の計測位置をFig. 5に示す。計測データのサンプリング周波数及び計測時間は、風圧に関しては25Hz、21秒、それ以外は50Hz、43秒であった。実験条件をTable 2に示す。

4.3 試験結果

風のみを吹かせて風揚力の時間平均成分によるデッキ模型の姿勢の変化を調べた。デッキ上下面に作用する平均風圧係数をFig. 6に示す。グラフの横軸はデッキ風上端部からの距離 x をデッキ長さ L で無次元化している。なお、デッキ下面の平均風圧係数は風直角方向に平均している。デッキ上面の風上部でバラツキがみられるが、全体として相関がとれており風揚力評価モデルが妥当であることがわかる。Fig. 7に実験風速を変化させたときのデッキの上下変位を示す。

Table 1 Principal particulars of prototype model and experimental model.

	想定実機	模型 (縮尺1/100)
デッキ長さ	2400m	2.9m (partial model)
幅	420m	4.2m
深さ	5m	0.05m
コラム径	5m	0.05m
間隔	30m	0.3m
深さ	24.5m	0.245m
本数	80×14	10×14
フーティング径	14m	0.14m
深さ	8.5m	0.085m
噴水	23m	0.23m
デッキ下面-静水面間距離	10m	0.1m
排水重量	$1.83 \times 10^6 \text{ tf}$	223kgf
単位面積当たり重量	1.81 tf/m^2	18.3 kgf/m^2
単位幅当たりの剛性EI	$8.0 \times 10^{10} \text{ Nm}^2/\text{m}$	$8.0 \times 10^5 \text{ Nm}^2/\text{m}$
ω_0	0.32rad/s	3.2rad/s

Fig. 5 Arrangement of measuring instruments.

Table 2 Experimental conditions.

wave period, T [s]	0.6~2.0 (0.1sピッチ)
wave amp, ζ , [m]	0.01~0.04 (0.01mを基本とした)
wind velocity, V [m/s]	2.0~6.0 (0.5m/sピッチ)

風と波を起こしたときのデッキ風上部 (D1) の上下変位振幅の周波数特性を Fig. 8 に示す。グラフには波のみを起こしたときの結果も載せてある。長周期側で計算結果と試験結果の一致度が良くないが、全体的に良い相関であり、本応答評価モデルは十分な精度があるといえる。波周期 $T=1.5[\text{sec}]$ よりも長周期側で応答が波のみの結果より小さくなっており、 $T<1.0[\text{sec}]$ では風揚力は応答にほとんど影響を及ぼさないことがわかる。また、 $T=1.4\sim 1.5[\text{sec}]$ で応答が極小になる波周期が風によって長周期側へ移行している。これらの傾向は風上側及び風下側で顕著であった。支持浮体模型の波なし周期が $T=2.3[\text{sec}]$ であり、それより短周期側で変動揚力が外力を減少させるためと考えられる。さらに周期が短くなると、ユニット内で変動風圧が打ち消し合ってデッキに作用する変動揚力が減少していると考えられる。

5. 応答特性の良好な浮体形式に関する考察

前述の応答評価モデルを用いて、風揚力の観点から

Fig. 6 Mean pressure coefficient distribution.

Fig. 7 Vertical displacement of deck in winds.

Fig. 8 R.A.O. of vertical displacement of deck.

有利となる浮体形式を検討した。

半潜式超大型浮体に作用する平均揚力分布はデッキ下部空間体積に対するコラム体積比 ϕ 及びデッキ下面-静水面間距離に対するデッキ長さ比 L/B の影響を大きく受ける。

ϕ によるデッキの定常変位の変化を Fig. 9 に示す。なお、コラム径を変化させることによって ϕ を変化させた。コラム径以外の浮体の諸元は前章で想定した浮体 (Table 1 参照) を用いた。風速は 50m/s である。コラムは円柱として、

$$\phi = \frac{\pi D_c^2}{4} S$$

である。ここに、 D_c : コラム径、 S : デッキユニット面積である。検証実験で想定したコラム径はグラフ中の

$\phi = 0.022$ に相当する。これによると ϕ が小さいとき風上で非常に大きな変位が生じる可能性があることがわかる。Fig. 10 に浮体全体の平均揚力係数 $\langle \bar{C}_L \rangle$ と ϕ の関係を示す。ただし、グラフの横軸にはコラム径-コラム間隔比 D' ($=D_c/30$)をとっている。

Fig. 9 Variation of vertical displacement with column size.

Fig. 10 Variation of $\langle \bar{C}_L \rangle$ with column size.

$\phi < 0.087$ では $\langle \bar{C}_L \rangle$ はコラム径の増加に伴い線形に増加している。一方、静的な復原力はコラム径の二乗に比例するため、この範囲では平均揚力が小さくても ϕ が小さければ変位が大きくなる。 ϕ が0.087を超えると $\langle \bar{C}_L \rangle$ はほぼ一定となる。デッキ下の風上端部付近で生じる全圧損失により風下の平均風圧が小さくなるためである。したがって、 $\phi > 0.087$ の範囲では平均揚力はほとんど変化しないのに対し、コラム径の増加によって復原力が大きくなるためデッキ風上の変位は小さくなる。ローハル型半潜式超大型浮体のようにコラム径を細くして浮力及び剛性をローハルで補う浮体形式では風による傾斜が過大となる可能性があり、上下方向の運動を拘束する係留システムを採用することによって成立すると考えられる。以上より、平均揚力が半潜式超大型浮体に与える影響という点で考えると、浮体が単独で成立するためにはコラム径の小さいタイプは不利であり、 ϕ が0.1以上というのが一つの目安になると考えられる。したがって、コラム径の太いコラム支持タイ

プが浮体単独の成立性を考えた場合、有利であると考えられる。

次に、 L/B が浮体の定常変位に与える影響について調べた。なお、 L/B の代わりにユニット数 N をパラメータとしている。風方向のユニット数及びデッキ長さ以外の浮体の諸元は実験で想定したものを用いている (Table 1 参照)。本計算では $L = 30N$ である。風方向ユニット数 N の違いによるデッキ変位及び曲げ応力の変化をそれぞれ Fig. 11, 12 に示す。風速は50m/sである。なお、実験で想定したユニット数は $N = 14$ である。

Fig. 11 Variation of vertical displacement with unit number.

Fig. 12 Variation of bending stress with unit number.

$N = 14$ では、デッキはほとんど剛的に傾斜しており、 $N \leq 60$ まで N の増大とともに風上のデッキがめくれ上がるようになるが、変位量は多少減少している。 N が60より大きくなると風上では変位量が増大し、 $N = 100$ でデッキ風上端部の変位量は最大値をとる。 $N > 100$ になると最初風上端部付近の変位量が有意となっているが、 N の増大とともにほとんど変位しなくなっている。風下の変位は $N > 60$ ではほとんど変化していない。ユニット数 N が比較的少ない $N = 60$ まではデッキ下を通り抜ける風の平均風速がほとんど変化せず風上での全圧損失が少ないため、それより下流で損失する全圧の絶対値が N に関わらず同程度になり、 x/L を横軸にとった場

合平均風圧分布がほとんど変わらず変位量にそれほど差が生じないが、 N が増えるとデッキが相対的に柔らかくなるので風上のデッキがめくれ上がる現象が生じていると考えられる。 N が60を超えると風上側における全圧損失が大きくなるため風上で変位が大きくなっているものと考えられる。そして、 $N=100$ 付近から風がデッキ下をほとんど流れなくなると考えられる。さらに N が増えると運動エネルギーが風上付近でほとんど損失してデッキ下を風が通り抜けなくなるため変位も風上のデッキがめくれ上がる程度になっていると推測される。以上より、あるコラム径において平均揚力により生じるデッキの変位が最大となるユニット数が存在し、それはデッキ下の平均風速によって判断できると考えられる。本計算で用いた浮体では $\phi=0.022$ で $N=100$ であった。したがって、設計上この臨界点を外して短辺方向と長辺方向のユニット数を決定することが望ましい。

一方、応力については $N<100$ では最大値はほぼ同じで、さらに N が増えらると対応する最大値が増大していることがわかる。

次に変動成分について考察する。検証実験で想定したコラムフーティングタイプの半潜式超大型浮体の上下変位応答を Fig. 13 に示す。なお、グラフは $x/L=0.02$ での応答特性を示している。また、Fig. 14 には $x/L=0.3$ での曲げ応力の応答特性を示す。波なし周期を境に長周期側で応答は急激に大きくなる可能性があることが確認できる。これは、波力が波なし周期を境に位相が逆転するのに対して、変動揚力は波面形状に依存するため支持浮体に作用する波力との位相差によって浮体の応答に与える影響が異なるからである。波なし周期よりも短周期側では変動揚力は支持浮体に作用する波力を打ち消す方向に作用するため波のみを考慮していた場合より応答が減少する。一方、長周期側では外力を増大させる方向に作用するため応答が大きくなっている。

変動揚力はコラム径の影響をそれほど受けない傾向にあるので、大きい波強制力でも十分成立し得る浮体には変動揚力の絶対値が波強制力に対して相対的に小さくなると考えられる。したがって、受ける波力が大きい支持浮体形式が相対的に変動揚力が浮体応答に及ぼす影響を減じることになる。支持浮体形式がローハルタイプやコラムフーティングタイプである場合、波なし周期付近では変動揚力が浮体応答に対して支配的になるので浮体形状の選定が重要である。一方、コラム支持タイプではコラム単体に作用する波力はコラム径が大きくなると増加するので、コラム径が大きいうちが変動揚力が浮体応答に与える影響は相対的に少なくなる。Table 3 に示すコラム支持タイプの半潜式超大型浮体

について、 $x/L=0.03$ での上下変位及び $x/L=0.4$ での曲げ応力の応答特性をそれぞれ Fig. 15, 16 に示す。

Fig. 13 R.A.O. of vertical displacement for column-footing type VLFS.

Fig. 14 R.A.O. of bending stress for column-footing type VLFS.

Table 3 Principal dimension of column type VLFS.

デッキ長さ	2100m
幅	300m
深さ	6m
コラム径	12m
本数	70×10
喫水	15m
デッキ下面-静水面間距離	10m
単位面積当たり重量	1.93 t/m ²
単位幅当たりの剛性EI	1.0×10 ¹¹ Nm ² /m
ω_0	0.72 rad/s

4. 結 言

これまでの研究から、半潜式超大型浮体の設計において風揚力を無視できないことがわかっている。そこで、台風時のような風・波共存場における半潜式超大型浮体の応答評価を行った。これまでの成果を総合して風揚力モデルを提案して、これを用いて予想される応答が実験と実用的な範囲で一致した。さらに、これまで十分検討されてこなかった風揚力が浮体の挙動に与える影響について明らかにした。

- (1) 風方向に配置されたコラム数が比較的小さい場合、コラム径-コラム間隔比が0.4程度までは浮体全体に作用する平均揚力はコラム径と比例関係にあり、0.4を超えると全体の平均揚力はほとんど変化しなくなる。一方、浮体の復原力はコラム径の二乗に比例するため、時間平均成分に関して浮体が単独で成立するためにはコラム径-コラム間隔比が0.4以上であることが好ましい。
- (2) 変動揚力は波面形状に依存するため、支持浮体に作用する波力との位相差によって浮体の応答に与える影響が異なる。支持浮体が波なし形状である場合、波なし周期より短い周期では変動揚力が波力を打ち消す方向に作用するので、波なし周期を長周期側に設定すれば応答を低減させることができる。また、受ける波力が小さい支持浮体ほど変動揚力による影響が多いといえる。コラム支持タイプではコラム単体に作用する波力はコラム径が大きくなると増加するので、変動揚力が浮体応答に与える影響も相対的に少なくなると考えられる。

Fig. 15 R.A.O. of vertical displacement for column type VLFS.

Fig. 16 R.A.O. of bending stress for column type VLFS.

謝 辞

本研究を行うにあたり、東海大学海洋学部マリンデザイニエ学科 吉田宏一郎教授に多大なるご助力を頂きました。

また、海上技術安全研究所海洋開発工学部 矢後清和氏には実験に際してご援助を頂きました。ここに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 吉田宏一郎, 正信聡太郎, 鈴木英之, 岡徳昭, 半潜式大型浮体に作用する風揚力に関する考察, 第14回海洋工学シンポジウム, 1998, pp.433-440
- 2) 飯島一博, 吉田宏一郎, 鈴木英之, 超大型半潜式浮体の構造応答特性と初期構造設計法の考え方, 日本造船学会論文集, 第183号, 1998, pp.483-490
- 3) 飯島一博, 吉田宏一郎, 鈴木英之, 超大型半潜式浮体の波浪中構造応答解析, 日本造船学会論文集, 第181号, 1997, pp.281-288
- 4) 日本建築学会風荷重小委員会, 建築物の耐風設計資料(その2)一風の動的作用と荷重評価一, 風の動的作用と風評価に関するシンポジウム, 1991. 11(東京)
- 5) 日本建築学会, 建築物荷重指針・同解説, (株)丸善, 1993
- 6) J. M. Macha, D. J. Norton and R. Jensen, Modeling the Marine Atmospheric Boundary Layer including the Effects of Sea Spray, AIAA Paper 80-0218, Presented at AIAA 18th AEROSPACE Transactions, Vol.92, 1984, pp.85-124
- 7) 正信聡太郎, 半潜式超大型浮体に作用する風揚力及び応答評価に関する基礎的研究, 東京大学博士論文, 2001
- 8) 安藤定雄, 大川豊, 上野勲, 浮体工法による海上空港建設に係る評価のための技術調査研究, 船舶技術研究所報告, 1983, pp.39-40
- 9) 鈴木琢也, 澤井貴之, 超大型半潜式浮体に作用する風抗力に関する研究, 東京大学卒業論文, 2001
- 10) 運輸省船舶技術研究所, 船舶技術研究所報告, 第32巻, 第2号, 1995