

複合外力下におけるメガフロート構造物の挙動に関する研究 —水槽実験による検討—

Research on Behaviour of Mega-Float Structure in Combined Exciting Forces
—Experimental Approach—

宮 島 省 吾*・前 田 久 明*

Shogo MIYAJIMA and Hisaaki MAEDA

1. 緒 言

海洋空間の有効利用やいわゆる迷惑施設の海上移転を目的として各種の洋上プラント、エネルギー貯蔵施設、海上空港など長さ数 km におよぶ大規模な海洋構造物を浮体工法で建造することが提唱されている。このような超大型浮体式海洋構造物（メガフロート）は埋立て式に比べて海中空間をつぶさず海流を透過させることができるために海洋環境に及ぼす影響が少なく、短工期で免震性に優れ、また水深や地質条件によっては埋立法より建設費を安く抑えられるといった長所を有している。

一方、このような超大型浮体は水平方向の寸法に比べて深さが非常に小さくなるため、構造的には弾性体となり顕著な弾性応答を示すであろうことが予測される。よって浮体挙動を推定するためには弾性振動と流体力の相互作用を考慮した流弾性問題を解析する必要がある。さらに、未だ建造例のないメガフロート構造物の安全性を検討するためには、実際の海域で作用するであろう環境外力（波浪、風、潮流）を推定すると共にその中の流弾性応答を精度良く推定する必要がある。波浪、風、潮流という環境外力による荷重に関しては各々単独の外力に対して研究が行われており、波浪中弾性応答に関しては著者らも理論的、実験的に研究を行っている^{1),2)}。風荷重に関しては剛体平板を用いた圧力抗力、摩擦抗力の実験的研究が行われている³⁾。しかし、波浪、風、潮流という複合環境外力下でのメガフロート構造物の挙動は未だ明確にされていない。

そこで著者らは、超大型浮体に作用する環境外力（風、波浪、潮流）とその中の弾性浮体挙動を把握するために理論的、実験的研究を進めている。本報においてはメガフロート構造物を模擬した大型弾性浮体模型を製作し、複合外力下の弾性応答と曲げモーメント、漂流力を実験的に検

討した結果の一部について報告する。

2. 実 験 概 要

実験は複合外力（風、波、潮流）の発生が可能な東京大学生産技術研究所千葉実験所内の風路付造波回流水槽を用いて行った。実験用弾性浮体模型は発泡ポリウレタンの板を接合して作製した。剛性の違いによる応答を調べるために厚さの異なる2種類の模型を用意した。実験模型の諸元を Table 1 に示す。模型幅が水槽幅と等しい2次元模型であり、模型 A は横須賀市追浜沖で行われているメガフロート実証実験浮体（全長300 m、深さ2 m）の1/100スケールを想定した弾性模型である。実験模型と計測装置の概要を Fig. 1 に示す。模型各点の変位は光学式非接触変位計で計測し、曲げモーメント計測には歪みゲージを用いた。模型は線形ばね係留し複合外力による漂流力はばねの伸びから計測した。

実験条件としては入射規則波は波長比 (L/λ) 1~10の間で波高0.02m (模型 A) と0.04m (模型 B) で行った。定常風の風速は1, 3, 5 m/s で、潮流を0.1, 0.15, 0.2 m/s で発生させた。上記の波、風、潮流各々単独の場合と組み合わせた場合の複合外力下での挙動および漂流力を計測した。さらに潮流による漂流力に関しては水深影響も調べた。

Table 1 Dimensions of models

	模型 A	模型 B
長さ L (m)	3.0	3.0
幅 B (m)	1.75	1.75
深さ h (m)	0.02	0.04
重量 W (kgf)	22.68	45.36
平均喫水 d (m)	0.004	0.008
単位幅剛性 EI/B (kgf ² /m)	10.0	80.0

*東京大学生産技術研究所 第2部

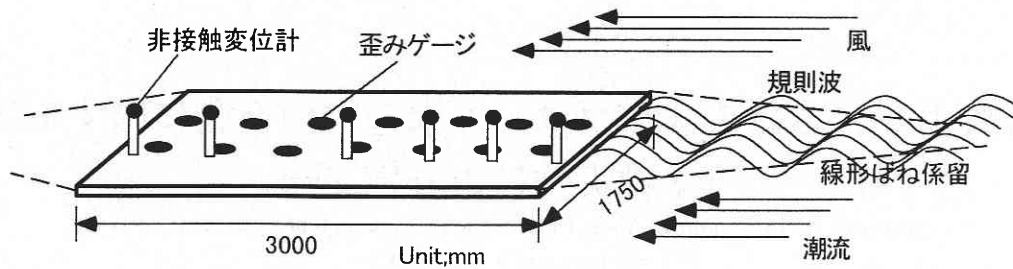


Fig. 1 Experimental model

3. 実験結果及び考察

まず曲げ剛性の異なる2つの模型に関して大型弾性浮体の波浪中応答の特性を調べた。Fig. 2, Fig. 3に模型A, Bの規則波中での長手方向各点の上下変位振幅を示す。図中、線の上の数字は入射波の船長波長比 L/λ であり、数字の大きいほど短波長である。模型Aの場合、波長が長いと前端よりも後端に近い $X/L=0.83$ の点で最大変位を示し、波長が短くなると全体に顕著な弾性変形を示している。Fig. 3に示す模型Bの場合、異なる傾向を示し、長波長では $X/L=0.33$ で最小値を示し、後端へ向かって再び大きくなり前、後端ともほぼ等しい振幅を示す。これは弾性応答に剛体運動のピッチの影響が含まれるためである。また、 $L/\lambda < 3$ で構造物全体で変位が小さくなり剛性の高い模型Bは短波長の波に対して応答しないことがわかる。

Fig. 4に模型Bの規則波中(振幅 $a = 2\text{ cm}$; 実機 2 m)及びその波にさらに 20 cm/s (実機 4 knot) の潮流と 3 m/s (実機 30 m/s) の風を波と同方向から入力した複合外力中での模型長手方向各点の上下変位振幅を示す。上から $L/\lambda = 1, 2, 3$ で白点が複合外力中の結果である。波のみの

$L/\lambda = 1, 2$ では $x/L = 0.3$ (入射側より $1/3$ の点) で変位は最小値を示し後方に向かって再び大きくなっている。これは入射波長が長い弾性モードに剛体モードのピッチが重なっているためであり、 $L/\lambda = 3$ では前端のみが動いている。一方、複合外力下では全体に変位が小さくなり特に $L/\lambda = 1, 2$ で後端の動きが押しえられている。この原因としては水槽内で作られる風が波の発達に寄与せず波頭を押しつぶすように作用したこと、持ち上がろうとする後端を風が押し下げるように作用したことが考えられる。規則波中でも $L/\lambda > 5$ での変位は非常に小さかったがこの複合外力中では $L/\lambda > 3$ の波で模型はほとんど上下変位を示さなかった。

Fig. 5に上述の波、風、潮流の単独外力下と複合外力下での定常漂流力(係留力)の実験結果と単独外力での各漂流力を足し合わせた結果とを比較して示す。波と潮流が同じ進行方向の場合、見かけの波長が長くなるので横軸は次式で示す潮流を伴う場合の出会い波長で示した。

$$\lambda_e = 2\pi g / (\sqrt{2\pi g/\lambda} - 2\pi v/\lambda)^2$$

ここで λ は波長、 v は流速である。横軸は 0.2 m/s の

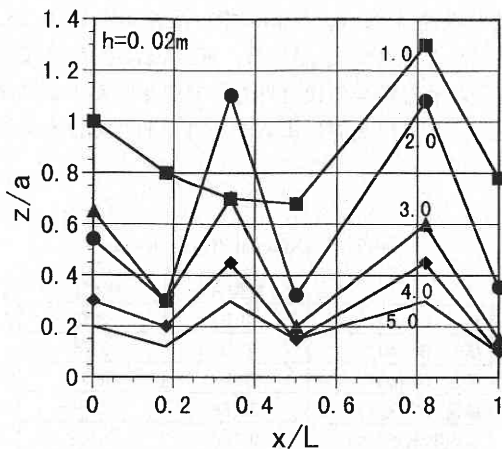


Fig. 2 Amplitudes of displacement in regular wave ($h=0.02\text{ m}$)

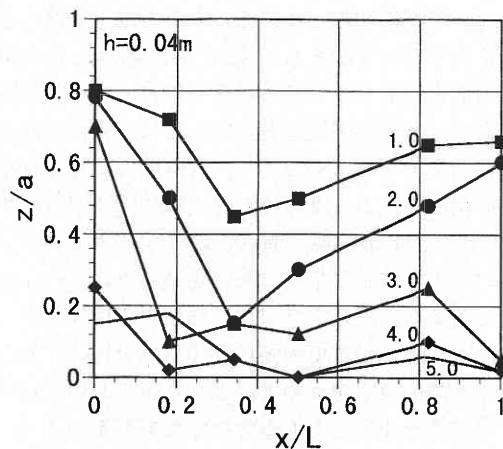


Fig. 3 Amplitudes of displacement in regular wave ($h=0.04\text{ m}$)

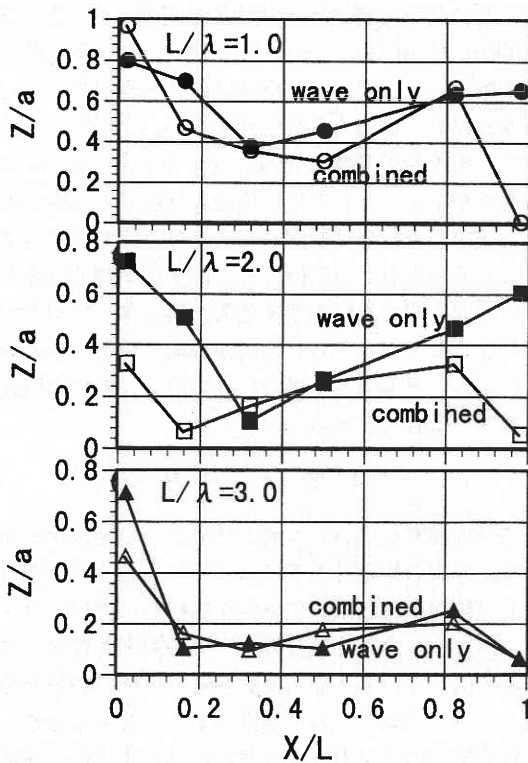


Fig. 4 Amplitudes of displacement in combined force ($h=0.04$ m)

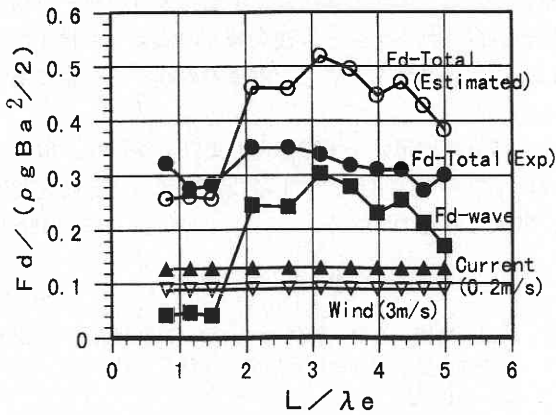


Fig. 5 Drift forces in wave, current, wind and combined force

潮流を考慮した際の出会い波との波長比であり規則波中の結果も補正している。規則波中漂流力は $L/\lambda_e = 3$ 位でピークを持ちそれよりも短波長域では再び小さくなっている。風、波、潮流が混在する場での係留力は波漂流力のほとんどない長波長域でも大きな力が働いており、また波漂流力ほど変化が大きくないことがわかる。今回の実験では一定波高の規則波を造波したまま潮流、風を発生している

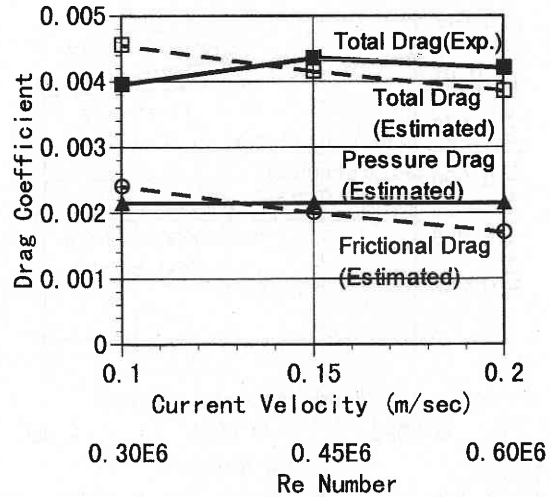


Fig. 6 Comparison of estimated drag coefficients in current with experimental result

ため特に短波長域で波の変形や波頭が風で押しつぶされる現象が発生し入射波高が小さくなっている。そのため波漂流力と他の外力単独での漂流力を単純に足し込むとかなりの過大評価になってしまう。複合外力下での応答や係留力推定には波の変形や風の影響の考慮等に十分な注意を要する。

次に潮流中、風中の漂流力（全抗力＝圧力抗力＋摩擦抗力）の実験結果と推定値との相関について述べる。計算による推定の場合、摩擦抗力係数は層流または乱流中におかれた平板に作用する摩擦抗力係数の計算式⁴⁾を参考に推定した。

$$\text{層流中での摩擦抗力係数: } C_f = \frac{1.328}{\sqrt{Re}}$$

$$(Re = \frac{UL}{\nu})$$

$$\text{乱流中での摩擦抗力係数: } C_f = 0.455 / (\log(Re))^{2.58}$$

ここで U は上流での流速、 L は船長、 ν は動粘性係数、 Re はレイノルズ数である。上式より推定した摩擦抗力係数を用いて流速 U の場合の全抗力を以下で推定した。

$$D_T = D_P + D_f = \frac{1}{2} \rho U^2 B d C_p + \frac{1}{2} \rho U^2 B L C_f$$

潮流中または風中実験で得られた漂流力を推定計算した摩擦抗力と圧力抗力の合計と比較した。Fig. 6に水深90cmでの一様流による漂流力（全抵抗）の実験結果と、流場を層流と仮定して推定した摩擦抗力と圧力抗力係数 C_p を0.8で推定した圧力抗力および推定全抵抗を示す。また、Fig. 7に一様風による抗力の結果を示す。風の場合 Re 数が大きくなるので流場を乱流と見なして摩擦抗力を推定し、

研 究 速 報

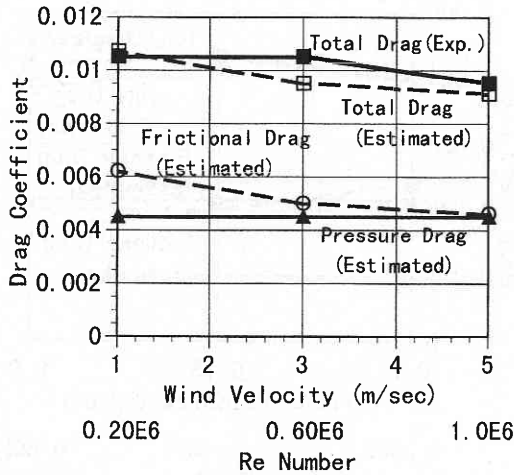


Fig. 7 Comparison of estimated drag coefficients in wind with experimental result

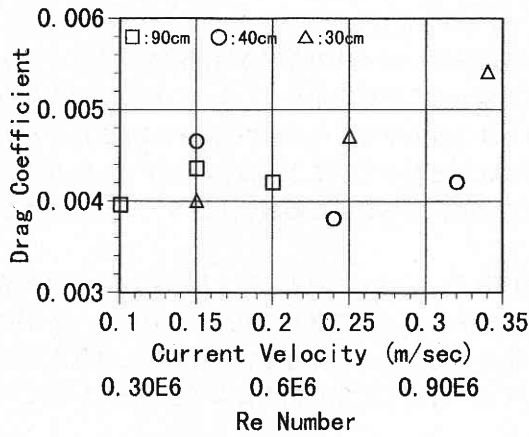


Fig. 8 Drag coefficients in current with changing water depth

大松らの実験にもとづき³⁾C_pを0.43として圧力抗力を推定した。各々横軸は流速と相当するRe数で、縦軸は各抗力を $\rho U^2 L B / 2$ で無次元化した抗力係数である。潮流中、風中共に全抵抗の実験結果と推定値は良好な一致を示し、圧力抗力と摩擦抗力は同じ大きさになっている。深さ、喫水の小さい超大型浮体に作用する一様流（潮流、風）による漂流力推定には、前縁部に作用する圧力抗力と同様に底面の表面積に比例する摩擦抗力の推定も非常に重要である。

次に潮流による漂流力の浅水影響を調べた。Fig. 8に水深を90cm, 40cm, 30cmと浅くしていったときの模型に作用する抗力を係数で示す。横軸は模型上流での流速と相当するRe数である。水深90cmと40cmの場合は流速が大きくなっても抗力係数はほぼ一定であるが、30cmの場合には流速が増すにつれて抵抗係数も増加する傾向にある。また実験中模型後縁で計測した流速は上流での流速よりも速くなっていた。この原因としては水深が浅くなると海底と浮体底面の間で水路の閉塞効果が起こり、模型下の流速が速くなるのが考えられる。浅海域に係留される超大型浮体の係留力を推定する場合には潮流による抗力の浅水影響も考慮する必要がある。

4. 結 言

大型弾性模型を用いた本研究結果から模型スケールでの風、波、潮流の複合外力下における弾性応答及び曲げモーメントの傾向及び漂流力の実験的に把握した。その結果、弾性変形を伴う複合外力下での大型弾性浮体の漂流力推定に関しては波、風、潮流各外力単独での値を線形に加えると過大評価となる可能性のあることを示した。一方、複合外力下での漂流力は入射波長による変化が比較的小さいことがわかった。また、潮流、風による漂流力推定では浮体に作用する圧力抗力のみならず摩擦抗力の正確な推定も重要であることがわかった。実際にメガフロート構造物に係留設置されるであろう浅海域での係留力の推定には波浪以外に水深影響を考慮した潮流力の検討が必要であることを示した。

尚、当研究に用いた実験模型および計測機材、解析用計算機は平成7年度東京大学生産技術研究所選定研究費で製作、購入したものである。(1996年5月31日受理)

参 考 文 献

- 1) 前田, 増田, 宮島, 居駒: ポンツーン型超大型浮体式海洋構造物の波浪中弾性応答に関する研究, 日本造船学会論文集, 第178号, 1995.
- 2) 宮島, 前田: 大型弾性浮体の2方向波中挙動計測法について, 第13回海洋工学シンポジウム, 1995.
- 3) 大松, 山下, 影本, 大塚: 超大型浮体式海洋構造物の環境外力, 第13回海洋工学シンポジウム, 1995.
- 4) 日本流体力学会編;流体力学ハンドブック.