

# 洋上風力発電用スパー型浮体の 波浪応答実験と解析

## EXPERIMENT AND ANALYSIS ON WAVE RESPONSE OF A SPAR-TYPE FLOATING STRUCTURE FOR OFFSHORE WIND TURBINE

宇都宮智昭<sup>1</sup>・佐藤朋希<sup>2</sup>・松熊秀和<sup>2</sup>・矢後清和<sup>3</sup>

Tomoaki UTSUNOMIYA, Tomoki SATO, Hidekazu MATSUKUMA and Kiyokazu YAGO

<sup>1</sup>正会員 工博 京都大学准教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

<sup>2</sup>学生会員 京都大学大学院 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒615-8540 京都市西京区京都大学桂)

<sup>3</sup>(独) 海上技術安全研究所 洋上プラットフォーム技術研究グループ (〒181-0004 三鷹市新川6-38-1)

In this paper, motion of a SPAR-type floating offshore wind turbine (FOWT) subjected to wave loadings is examined. The proposed prototype FOWT mounts a 2MW wind turbine of down-wind type, whose rotor diameter is 80m and hub-height 55m. The FOWT is to be moored by a conventional anchor-chain system. In order to design such a FOWT system, it is essential to predict the motion of the FOWT subjected to environmental loadings such as irregular waves, turbulent winds, currents, etc. In this paper, the motion of the FOWT subjected to regular and irregular waves is examined together with the application of steady horizontal force corresponding to steady wind. The wave-tank experiment is made in the deep sea wave-basin at NMRI (National Maritime Research Institute), using a 1/22.5 scale model of the prototype FOWT. The experimental results are compared with the numerical simulation results for validation of the simulation method.

**Key Words :** *Floating offshore wind turbine, Spar, wave response, irregular wave, Morison's equation*

### 1. はじめに

浅海域の少ないわが国において、洋上での風力エネルギーを本格的に活用するためには、風力タービンを浮体基礎上に設置する浮体式洋上風力発電施設の開発が必要である<sup>1)</sup>。既に国内外において浮体式洋上風力発電に関する各種検討が実施されているが<sup>2)-12)</sup>、80kWクラスの風車を搭載したTLP型浮体基礎による実証実験が実施済みで<sup>13)</sup>、また2MW超クラスの風車を搭載するスパー型浮体基礎による実証実験のアナウンスもされており<sup>14)</sup>、わが国においても、実海域での実証実験の早急な実施が望まれる。

本研究では、浮体基礎の製作コストを低減する観点から、コンクリート製の円筒型浮体基礎（以下、スパー型とする）を検討対象とする。コンクリート製スパー型浮体に関しては、森屋ら<sup>4)</sup>が1/150スケールモデルを用いて、二段円筒型浮体の風・波・潮流作用時の動揺特性について調査しているが、規則波に対する実験のみで、不規則波に対する実験は行っていない。Nielsenら<sup>11)</sup>およびSkaareら<sup>12)</sup>は、ピッチ制御可能な風車模型を搭載したスパー型浮体の1/47スケールモデルを用いて、変動風・不規則波作用下での実験を実施し、シミュレーションコー

ドの検証をおこなうとともに、定格風速域以上の風速域でのブレードピッチ角制御の応答に及ぼす影響について述べている。一方、著者らは、1/100スケールモデルを用いてスパー型浮体に関する波浪応答実験を実施し、Morison式に基づく波浪応答解析プログラムとの比較をおこない、規則波中での応答倍率に関しては両者の良好な一致を得ているが、不規則波中応答に関してはSurgeおよびPitch応答において見られる長周期動揺の予測精度が十分でない等の課題を残した<sup>9)</sup>。長周期動揺においては減衰力の効果が大きいと考えられることから、フルードの相似則を満たした本実験においてレイノルズの相似則における乖離を緩和するためには、実機寸法により近づけた大型モデルでの実験が望まれる<sup>15)</sup>。

そこで本研究では、想定実機の1/22.5スケールモデルを用いた規則波・不規則波中での波浪応答実験を実施し、波浪応答解析プログラムとの比較・検討をおこなうことを研究目的とする。また、風荷重により定常傾斜した状態での波浪応答への影響を調査するため、浮体模型頂部に定常水平荷重を与えた状態において規則波を入射させる波浪応答実験も実施した。

## 2. 想定実機

本研究で想定する実機の概要・寸法を図-1に示す。搭載する風車としては、ダウンウィンド型の2MWクラス風車（SUBARU 80/2.0）を想定した。浮体は3段の円筒型としているが、その下部は、バラストコンクリート、中間部はプレキャストPC函体、上部およびタワーは鋼製を想定している。係留は、4～8本のチェーンによる通常のカテナリー係留としているが、風車に作用する風荷重による転倒モーメントを低減するため、係留索の浮体への定着点を、海面上10mの位置としている。想定実機に関する主要諸元を表-1に示す。

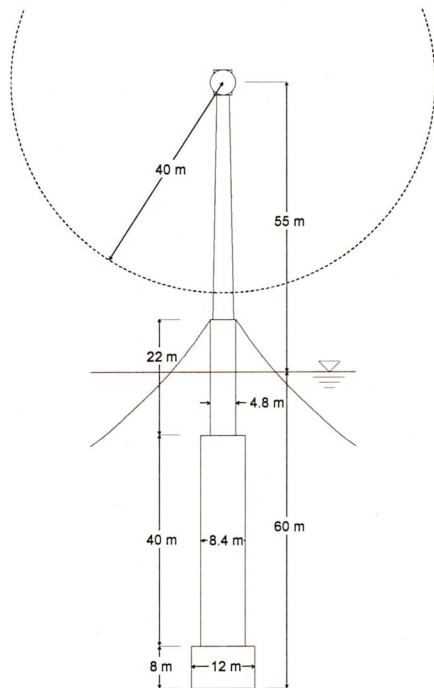


図-1 想定実機の概要・寸法

表-1 想定実機の主要諸元

|                |                      |
|----------------|----------------------|
| 重心高さ(KG)       | 19.4 m               |
| メタセンター高さ(GM)   | 3.83 m               |
| 排水量            | 3,339 m <sup>3</sup> |
| 慣動半径           | 28.2 m               |
| 水深             | 75-200 m             |
| Heave固有周期（概算値） | 27.9 s               |
| Pitch固有周期（概算値） | 28.9 s               |

## 3. 実験模型

想定実機を 1/22.5 にスケールダウンした模型を水槽実験に用いた。その概要・寸法を図-2に、主要諸元を表-2に示す。浮体模型は、図-3に示すように、（独）海上技術安全研究所の深海水槽に設置した。係留索は、スチールワイヤーとゴムひもにて初期張力とバネ係数を表-2のように調整した上で、8本の係留索により放射状に係留した。カテナリー

形状は模擬できていないが、初期張力と水平方向バネ係数は想定実機の係留諸元から決定している。

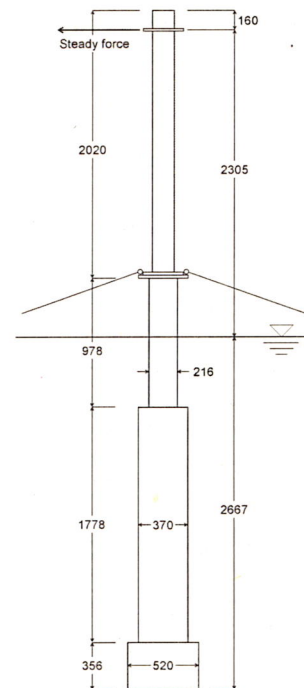


図-2 浮体模型の概要・寸法（単位:mm）

表-2 浮体模型の主要諸元

|                |                       |
|----------------|-----------------------|
| 重心高さ(KG)       | 0.871 m               |
| メタセンター高さ(GM)   | 0.171 m               |
| 排水量            | 0.2863 m <sup>3</sup> |
| 慣動半径           | 1.295 m               |
| 水深             | 5.0 m                 |
| 係留索初期張力（1本あたり） | 9.8 N                 |
| 係留索バネ係数（1本あたり） | 21.0 N/m              |
| 頂部水平荷重（風荷重載荷時） | 29.4 N                |

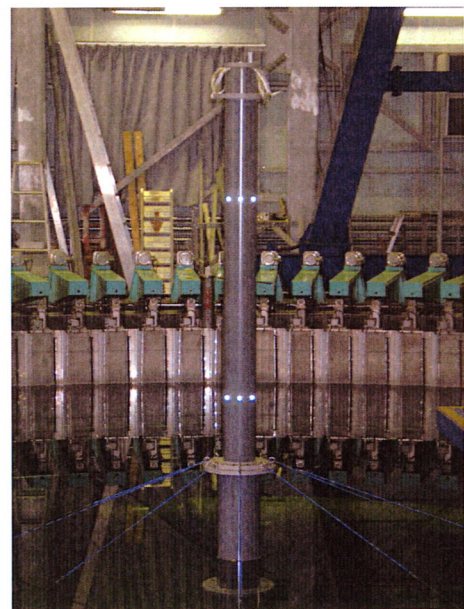


図-3 深海水槽に設置した状態の浮体模型



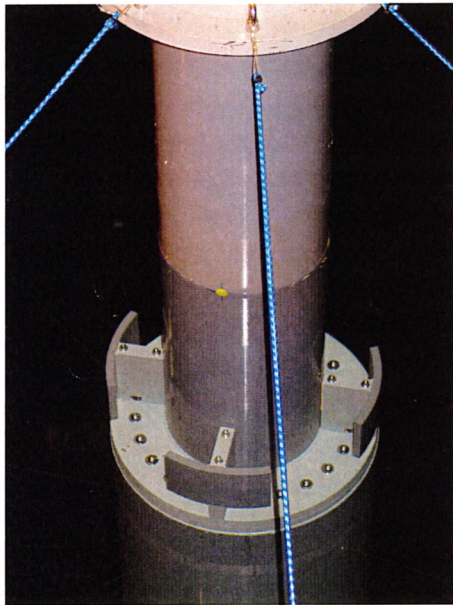


図-4 係留索および減揺装置の設置状況

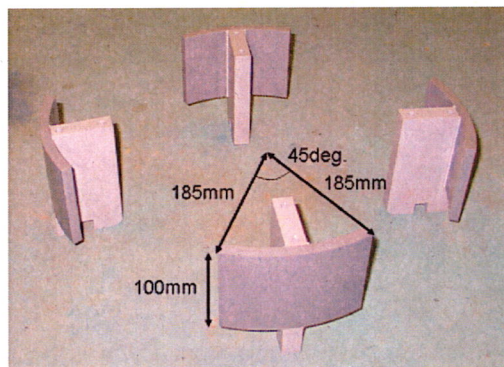


図-5 減揺装置の概要・寸法

浮体に貼付した6点の反射マーカを異なる2方向から CCD カメラ (SONY XC-HR50) により 30 フレーム/s で撮影した動画像から、これら6点のマーカの空間内座標値を算出し (Ditect 社製 DIPP Motion Pro 使用)、さらに浮体の6自由度動揺量を得た。また、入射波高は容量式波高計にて測定した。図-4 に係留索および減揺装置の設置状況を、図-5 に減揺装置の概要・寸法を示す。減揺装置は、浮体の動揺にともない減揺板において発生する抗力により、主として Pitch および Yaw 方向の減揺を期待したものである。実験は、減揺装置のあり／なしの両者で実施した。

#### 4. 解析方法

数値シミュレーションにおいては、付加質量を回折波理論に基づき算出し、強制波力は Morison 式により計算した。動揺物体に作用する波力の評価式として、相対速度に基づく定式化を採用している (DNV 6.2.4 項<sup>15)</sup>)。Morison 式において、慣性力係数は  $C_M = 2.0$ 、抗力係数は  $C_D = 1.2$  とした<sup>16)</sup>。

Morison 式において用いる水粒子加速度および速度は、浮体中心軸の瞬時位置において算出し、静水面より上方での水粒子速度については、extrapolated linear wave theory<sup>16)</sup>により外挿をおこなった。

鉛直方向強制波力については、浮体底面および段落し部水平面において作用する動水圧を線形波理論により算出し、これらの面積積分として算出した。また、浮体底面における付加質量力については浮体底面直径を有する半球体積に相当する流体の質量から、段落し部においては、外径  $D_1$ 、内径  $D_2$ 、流体密度  $\rho$ 、鉛直方向水粒子加速度  $\dot{w}$  とする時、 $(\rho\pi/8)(D_1^3 - D_2^3)(D_1 - D_2)\dot{w}$  として算出した。抗力については、 $C_{DV} = 2.0$  と経験的に設定した上で、底面積および段落し部面積を用い、相対速度に基づく抗力式により評価した。なお、 $C_{DV}$  の設定については、西田ら<sup>9)</sup>を参考にした。

係留反力は、伸びのみに抵抗する線形バネとしてモデル化した。また、係留索から導入される減衰力は係留索方向に作用する線形減衰力としてモデル化し、 $F_{damp} = 2\xi\sqrt{Mk}\dot{u}$  として定式化した。ここで、 $\xi = 0.01$ 、 $M$  は浮体質量、 $k$  は係留索1本あたりバネ係数、 $\dot{u}$  は係留索取り付き点での浮体速度の係留索方向成分である。本評価式で  $\xi = 0.01$  の係数は、後述する自由動揺試験から定めている。

#### 5. 実験結果

##### (1) 自由動揺試験

減揺装置を装着しない状態での自由動揺試験の応答変位の時刻歴波形を図-6 に、同図より求められる固有周期を表-3 に示す。以下、実験結果、解析結果とも、全て実機スケールに換算して示す。Heave 応答については、応答変位の時刻歴、固有周期とも実験と解析はよく一致している。Surge および Pitch 応答については、解析値は2%程度長周期側の過大評価となっており、また、Surge 応答において、減衰力が解析ではやや過大評価となっている。これらの原因として、係留系の若干の非線形性の影響、係留系から導入される減衰力に線形減衰の仮定をしていること、抗力係数は一般にレイノルズ数や KC 数の関数となるが、解析の容易さから  $C_D = 1.2$  の一定値としていること、等が考えられるが、これらの検討は今後の課題としたい。

表-3 固有周期

| Mode  | Exp.    | Sim.    | Exp./Sim. |
|-------|---------|---------|-----------|
| Surge | 111.5 s | 113.5 s | 0.98      |
| Heave | 27.5 s  | 27.5 s  | 1.00      |
| Pitch | 25.0 s  | 25.6 s  | 0.98      |
| Yaw   | 23.3 s  | 24.3 s  | 0.96      |

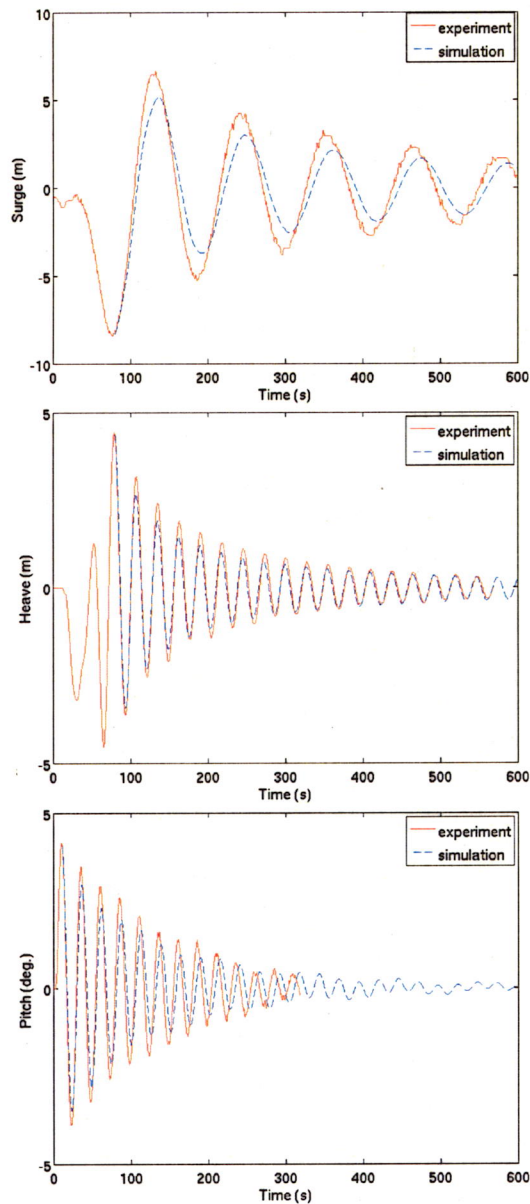


図-6 Surge, Heave, Pitch の自由動揺応答変位

## (2) 規則波中実験

図-7 に規則波中実験から求めた応答倍率（実機換算値）を示す。なお、実験値は減揺装置あり／なしの両者の場合を示しているが、解析値は減揺装置なしの場合に対してのみ示す。長周期側を除き、実験値と解析値はよく一致している。また、減揺装置の効果はほとんど見られない。

長周期側で実験値の方が解析値より大きくなっているのは、一般には造波水槽内の反射波の吸収が長周期側においてより困難となるため、反射波の影響の可能性が高い。減揺装置付加による応答低減効果がみられていないのは、図-7 の周期範囲は表-3 に示す固有周期より短周期側となっており、減衰力が応答低減に効く共振域の範囲外になっていることが原因のひとつとして挙げられる。なお、Heave 応答倍率の周期 14 秒あたりに応答のピークがみられるが、これは、固有周期に対応したものでなく、浮体が 3 段状の円筒断面形状をしていることにより鉛

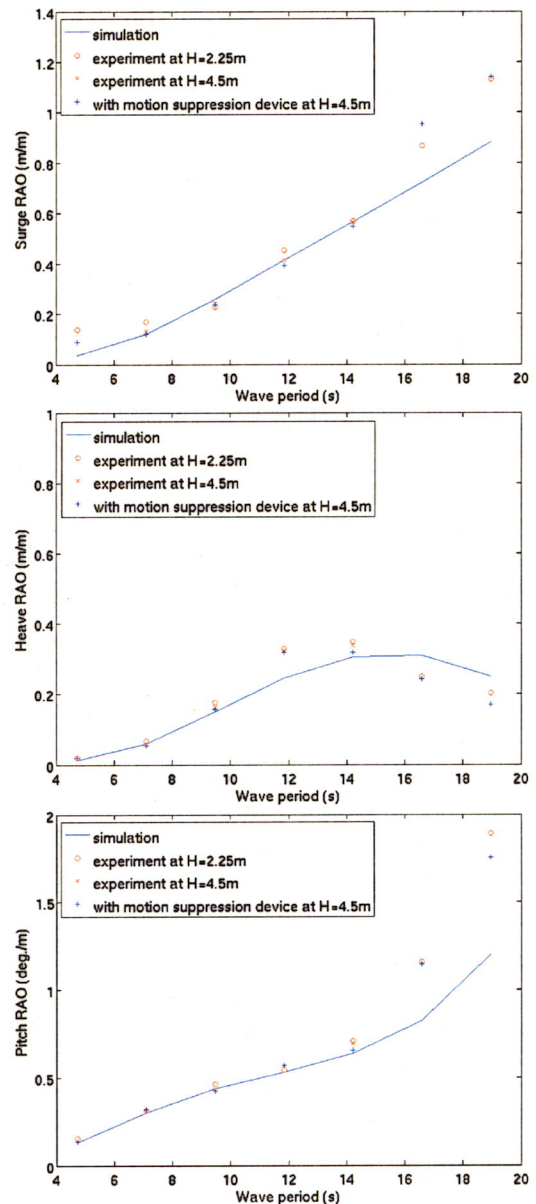


図-7 規則波中での応答倍率（○は  $T = 18.97$  s のみ  $H = 1.8$  m）

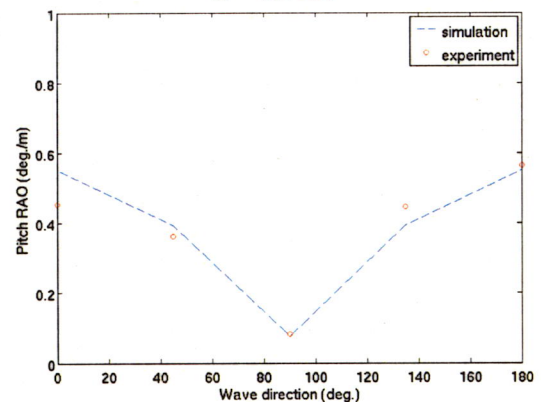


図-8 水平力を付加した状態での規則波中での Pitch 応答倍率（ $H = 4.5$  m,  $T = 11.86$  s）

直方向の強制波力が底面と段付部表面で打ち消し合う効果が現れているためである。

図-8 は、浮体模型のタワー頂部において一定の



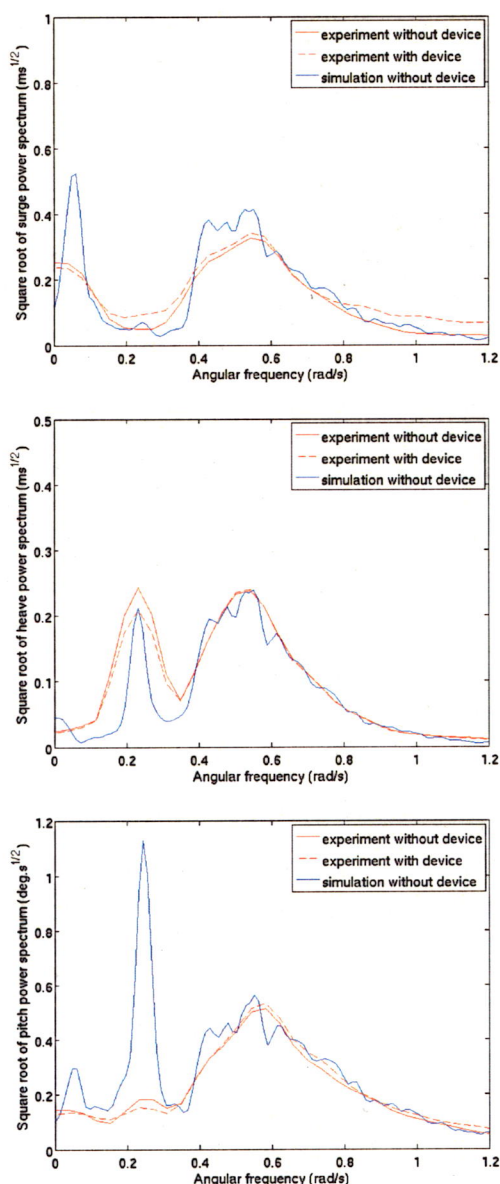


図-9 不規則波中での応答のパワースペクトル  
( $H_{1/3} = 2.25$  m,  $T_{1/3} = 9.49$  s)

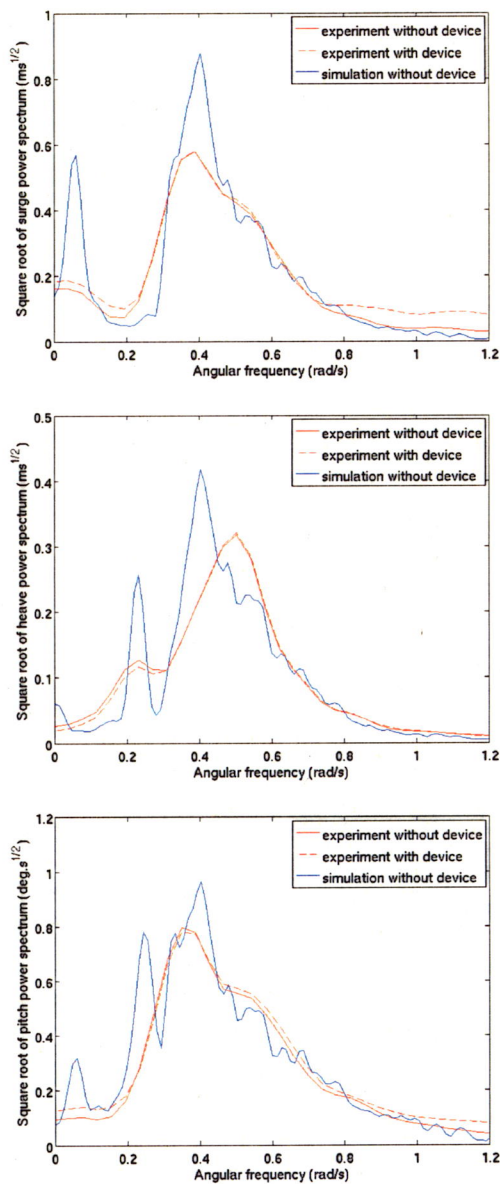


図-10 不規則波中での応答のパワースペクトル  
( $H_{1/3} = 2.25$  m,  $T_{1/3} = 11.86$  s)

表-4 不規則波実験での応答の有義値 (減揺装置なし)

| $H_{1/3}, T_{1/3}$  | Mode         | Exp.  | Sim.  | Exp./Sim. |
|---------------------|--------------|-------|-------|-----------|
| 1.125 m,<br>9.49 s  | Surge (m)    | 0.383 | 0.589 | 0.65      |
|                     | Heave (m)    | 0.226 | 0.222 | 1.02      |
|                     | Pitch (deg.) | 0.569 | 0.576 | 0.99      |
| 2.25 m,<br>9.49 s   | Surge (m)    | 0.686 | 0.786 | 0.87      |
|                     | Heave (m)    | 0.524 | 0.434 | 1.21      |
|                     | Pitch (deg.) | 1.051 | 1.288 | 0.82      |
| 1.125 m,<br>11.86 s | Surge (m)    | 0.557 | 0.608 | 0.92      |
|                     | Heave (m)    | 0.270 | 0.286 | 0.94      |
|                     | Pitch (deg.) | 0.792 | 0.778 | 1.02      |
| 2.25 m,<br>11.86 s  | Surge (m)    | 1.117 | 1.190 | 0.94      |
|                     | Heave (m)    | 0.571 | 0.573 | 1.00      |
|                     | Pitch (deg.) | 1.590 | 1.554 | 1.02      |

風荷重を模擬した水平力(29.4N)を与えた状態での Pitch 応答倍率を示す。ここで、水平力は波向き 0

表-5 不規則波中での応答の有義値 (減揺装置あり／なしの比較)

| $H_{1/3}, T_{1/3}$ | Mode         | with device<br>(1) | w/o device<br>(2) | (1)/(2) |
|--------------------|--------------|--------------------|-------------------|---------|
| 2.25 m,<br>9.49 s  | Surge (m)    | 0.721              | 0.686             | 1.05    |
|                    | Heave (m)    | 0.505              | 0.524             | 0.96    |
|                    | Pitch (deg.) | 1.079              | 1.051             | 1.03    |
| 2.25 m,<br>11.86 s | Surge (m)    | 1.103              | 1.117             | 0.99    |
|                    | Heave (m)    | 0.572              | 0.571             | 1.00    |
|                    | Pitch (deg.) | 1.610              | 1.590             | 1.01    |

度の方向に付加している。両者は良く一致しており、浮体が定常傾斜した状態でも波浪応答解析プログラムは規則波応答をよく再現できている。

### (3) 不規則波中実験

図-9～図-10 に、入射波として Bretschneider-

Mitsuyasu スペクトルを与えた時の応答のパワースペクトルの平方根を、表-4～表-5 に応答の時刻歴波形からゼロアップクロス法により定めた応答の片振幅有義値を示す。いずれも、入射波成分および固有周期それぞれに対応した周波数域においてピークを有する双峰性のパワースペクトルとなっている。

図-9 の Pitch 応答において典型的にみられるとおり、固有周期に対応した応答のピークが実験ではよく抑制されているのに対し、解析ではピークが大きく現れている。これは、Pitch 応答に対する減衰力が解析では Morison 式に基づき評価しているのみのに対し、実際には浮体下端において渦発生にともなう造渦減衰力が作用しているものと考えられ、今後、Pitch 応答に対する造渦減衰力のモデル化とその考慮が必要である。

表-4 において解析値は実験値をよく再現できており、その比は 0.65～1.21 であり、0.65 の 1 ケースを除けば 0.82～1.21 とほぼ±20%以内での有義値の予測ができています。また、表-5 には減揺装置の付加による応答の変化を記しているが、有義値においても両者の差はほとんど見られない。図-9～図-10 でみられるとおり、特に高周波数域で減揺装置を付加した方が応答が大きくなっており、これは減揺板の付加による強制波力の増加によって応答が増大していることを表していると思われる。

## 6. 結論

想定実機の 1/22.5 スケールのスパー型浮体模型に対する波浪応答実験をおこない、数値シミュレーションとの比較をおこなった。自由動揺試験および規則波中応答実験については、一部周期（長周期側）を除き、解析値は実験値を良好に再現できた。不規則波中応答においては、有義値の実験値と解析値との比は 0.65～1.21 の範囲となった。応答のパワースペクトルはいずれも、入射波成分および固有周期それぞれに対応した周波数域においてピークを有する双峰性となっていたが、入射波成分に対応した応答が解析によって良好に再現できたものの、固有周期に対応したピークは解析値が実験値を過大評価する傾向にあり、今後、減衰力の評価精度を向上させる必要がある。

謝辞：本研究は科学研究費補助金基盤研究（B）（20360202）の助成を受けた。同研究グループにおいて貴重な討論をいただいた以下の各位に対し、記して謝意を表する（敬称略：関田欣治（東海大学）、間瀬肇、森信人、安田誠宏（京都大学防災研究所）、石田茂資、大川豊、中條俊樹（海上技術安全研究所）、佐藤郁、浅野均、小林修（戸田建設）、吉田茂雄、橋本崇史（富士重工業）、大久保寛（新日鉄エンジニアリング）、高清彦、大桑義昭（佐世保重工業）。また、深海水槽の使用においては（独）海上技術安全研究所深海グループの各位に大変お世話

になりました。記して謝意を表します。

## 参考文献

- 1) 山口敦, 石原孟: メソスケールモデルと地理情報システムを利用した関東地方沿岸域における洋上風力エネルギー賦存量の評価, 日本風工学会論文集, 第 32 巻, pp.63-75, 2007.
- 2) 大川豊, 宮島省吾, 鈴木英之, 関田欣治, 日根野元裕: 浮体式洋上風力発電による輸送用代替燃料創出に資する研究, 2003.
- 3) 北村文俊, 國分健太郎, 大川豊, 矢後清和: 相模湾沖の風の性質と洋上に適した風車特性の検討, 第 28 回風力エネルギー利用シンポジウム, 2006.
- 4) 森屋陽一, 安野浩一朗, 原基久, 福本幸成, 鈴木英之, 藤田圭吾: 洋上風力発電のための RC 製二段円筒型浮体の動揺特性, 海洋開発論文集, 第 23 巻, pp.985-990, 2007.
- 5) 矢後清和, 大川豊, 宮島省吾, 中條俊樹, 石井健一, 高野幸: 浮体式風力発電の実現可能性に関する総合的評価, 海洋開発論文集, 第 23 巻, pp.1009-1014, 2007.
- 6) 石原孟, ファムバンフック, 助川博之: 浮体の弾性変形を考慮した動揺予測モデルの開発, 第 30 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.221-224, 2008.
- 7) 嶋田健司, 助川博之, 大山巧, 宮川昌宏, 難波治之, 石原孟: 洋上風力発電のためのセミサブ浮体構造の開発, 第 20 回海洋工学シンポジウム, OES-40, 2008.
- 8) 福本幸成, 池谷毅, 安野浩一朗, 大山巧, 石原孟, 鈴木英之: 洋上風況の観測結果と洋上風力発電システムの研究開発状況について, 海洋開発論文集, 第 24 巻, pp.1-6, 2008.
- 9) 西田瑛太郎, 宇都宮智昭, 佐藤郁: 洋上風力発電のための円筒型浮体基礎の不規則波浪動揺実験, 海洋開発論文集, 第 24 巻, pp.135-140, 2008.
- 10) 松熊秀和, 宇都宮智昭, 佐藤郁: 風荷重が作用する浮体式洋上風車のロータ回転時における動揺解析, 海洋開発論文集, 第 24 巻, pp.141-146, 2008.
- 11) Nielsen, F.G., Hanson, T.D. and Skaare, B.: Integrated dynamic analysis of floating offshore wind turbines, *Proc. 25<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Hamburg, Germany, OMAE2006-92291, 2006.
- 12) Skaare, B., Hanson, T.D., Nielsen, F.G., Yttervik, R., Hansen, A.M., Thomsen, K. and Larsen, T.J.: Integrated dynamic analysis of floating offshore wind turbines, *European Wind Energy Conference and Exhibition*, Milan, 7-10 May, 2007.
- 13) Blue H Technologies BV: Launch of the first ever floating wind turbine - Press Release (available at <http://www.bluhgroup.com/index.php>), 2007.
- 14) StatoilHydro: StatoilHydro to build first full scale offshore floating wind turbine, News (available at [http://www.statoilhydro.com/en/NewsAndMedia/News/2008/Pages/hywind\\_fullscale.aspx](http://www.statoilhydro.com/en/NewsAndMedia/News/2008/Pages/hywind_fullscale.aspx)), 2008.
- 15) Det Norske Veritas: *Recommended Practice DNV-RP-C205, Environmental Conditions and Environmental Loads*, 2007.
- 16) Clauss, G., Lehmann, E. and Oestergaard, C.: *Offshore Structures, Volume I, Conceptual Design and Hydromechanics*, Springer-Verlag, 1991.