

10MW 風車を搭載するスパーク型浮体の動揺に関する数値予測*

Numerical study of the dynamic response of spar type floating platform
with a 10 MW wind turbine

菊地由佳** Yuka KIKUCHI
町田暁信*** Akinobu MACHIDA
難波治之** Haruyuki NAMBA
石原孟** Takeshi ISHIHARA

1. はじめに

浮体式洋上風力発電の普及が期待される中、スパーク型浮体はコスト優位性が高く、商用化が望まれている。合理的設計のため、精度良い動揺予測が必要となるが、従来の準静的係留モデルを用いた動揺予測では、ヨー方向の固有周期を過大評価するとともに、ピッチ方向の減衰を過少評価することが問題であった¹⁾。既往研究では、サージ・ヒープ・ピッチ方向の予測値と実測値がよく一致することが示されているが^{2),3)}、ヨー方向においては十分な検証が行われていない。水線面積が小さいスパーク型浮体はヨー方向の慣性モーメントが小さく、ヨー方向の動揺予測を実施する必要がある。

また、既往研究において非線形流体力係数は実験から同定することにより求められているが^{2),3)}、水槽実験によらず、流体力係数を精度よく評価するためには、レイノルズ数を考慮した流体力モデルより評価する必要がある。Ishihara and Liu⁴⁾は、セミサブ型浮体について非線形流体力モデルを構築し、非線形流体力が動揺に与える影響を示しており、スパーク型浮体について明らかにする必要がある。

本研究では、準静的係留モデルと動的係留モデルを用いた数値解析を実施し、水槽試験と比較することにより、動揺予測の精度を検証する。次にレイノルズ数を考慮した流体力モデルを構築することにより、非線形流体力を評価し、浮体の周波数応答関数と不規則波に対する動揺の予測精度を評価する。

2. 水槽実験と動揺解析

2.1 水槽実験

本研究では、参考文献 5) に示す 1/50 スケール 10MW 級風車搭載スパーク型浮体の水槽実験の値を用いて、動揺予測精度を検証した。波方向に 2 本のカタナリー係留を設置し、また浮体の横流れを抑制するために水平にワイヤーを浮体両側に設置している。風車と浮体、

係留索の諸元を表 1 および表 2 に示す。表 2 に示すブライドル係留は、1 本の係留が浮体側で二股に分かれ、浮体側の 2 点に接続している。これにより、ヨー方向の回転復原力が大きくなり、浮体のヨー運動が安定する。風車ローターは、パンチングメタル円盤により模擬されている。実験の詳細については参考文献 5) を参照されたい。解析にあたり、重心高さがピッチの固有周期に大きな影響を与えることが示された。重心高さは、-1.4m として設計されたが、解析において、ピッチ方向の固有周期より、-1.25m と同定した。また、水平係留システムの重量は、Yaw の固有周期に合うように 0.079 kg/m とした。

表 1 風車・浮体の諸元 (実験スケール)

項目	単位	値
風車・浮体質量	kg	156.14
排水体積	m ³	0.159
重心高さ (水面から)	m	-1.25
喫水	m	2.00
慣性モーメント I _{xx} , I _{yy}	kg・m ²	151
慣性モーメント I _{zz}	kg・m ²	2.34

表 2 係留索の諸元 (実験スケール)

項目	単位	値
単位重量	kg/m	0.182
展開半径	m	15.16
アンカー深さ	m	4.50
フェアリーダ位置	m	0.44
主要係留索長さ	m	16.30
ブライドル係留索長さ	m	0.44

2.2 動揺解析

浮体-係留の連成解析を FAST v8.10 および Orcaflex ver.10.3a を用いて実施した。係留された浮体式洋上風力発電システムの 6 自由度は次式のように表される。

$$(M + A)\ddot{x} + B\dot{x} + D\dot{x} + K(x - \eta) = f_{hydro} + f_{mooring} \quad (1)$$

ここで、 M は浮体構造物の質量、 A は付加質量、 B は

*令和 3 年 11 月 19 日第 43 回風力エネルギー利用シンポジウムにて講演

会員 *学生会員 東京大学大学院工学系研究科

〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1

造波減衰力, D は構造減衰, K は復元力, f_{hydro} は流体力, $f_{mooring}$ は係留力である.

流体力について, 線形流体力は, AQWA を用い, ポテンシャル理論により求めた. 浮体の水平方向および鉛直方向の非線形流体力は次式のように評価される.

$$f_{nonhydro} = \frac{1}{2} C_D \rho A |u - \dot{x}|(u - \dot{x}) \quad (2)$$

ここで, C_D は抗力係数, ρ は水の密度である. A は代表面積であり, 水平方向には浮体の投影面積, 鉛直方向には浮体の断面積となる. 非線形流体力のモデル化および本研究で用いた流体力係数は4章に詳細を記した.

風車ローターは, 受風円盤と同等の面積となるように設定し, 試験時風速において観測された水平力とモーメントが一致するように, 円盤高さは 2.2 m, 円盤の C_D は 1.24 と設定した.

表 1 と表 2 に基づき, 風車・浮体・係留モデルを作成し, 自由振動試験および規則波と不規則波試験について動揺解析を実施した.

3. 浮体動揺に及ぼす係留モデルの影響

準静的係留モデルを FAST を用いて, 動的係留モデルを Orcaflex を用いて構築し, 浮体の固有周期を評価した結果を表 3 に示した. ヨー方向の固有周期は, 実験値の 3.83 秒に対して, 準静的モデルでは 185 秒と過大評価している. 準静的モデルは係留索のヨー方向慣性モーメントが考慮されないことが原因である. 一方, 動的係留モデルでは, 係留索のヨー方向の慣性モーメントが考慮され, 3.83 秒と実測値とよく一致した.

図 1 には, 自由振動試験におけるピッチ方向およびヨー方向の減衰比の実測値と予測値との比較を示した. 動的係留モデルは係留に作用する流体力を考慮することにより, 流体力を考慮しない準静的モデルと比較して, ピッチ方向の減衰比を精度良く評価した. 一方, ヨー方向については, 動的係留モデルによる予測値の精度は向上したが, 実験値を約 60%過小評価した. これは, スパー型浮体表面に作用する摩擦力によるヨー方向のモーメントが評価されないためと思われる. 本研究では, 付加減衰比は実験から同定し, $0.005\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{deg}$ とした.

波高 0.12m の規則波について動揺予測を行った. 周波数応答関数の実験値と予測値との比較を図 2 に示す. 予測値は, サージ, ヒープ, ピッチ方向において, 実験値とよく一致した. ヨー方向の予測値は実験値を過小評価したが, 浮体重心の波直交方向に対する偏心を 1%考慮し, 予測値は実験値をよく一致した. 本研究ではバラストが砂であったため, 浮体に偏心が生じたこ

とによるものと推定された.

表 3 固有周期の観測値と予測値との比較 (秒)

	サージ	ヒープ	ピッチ	ヨー
実験値	23.83 (168.5)	2.90 (20.5)	4.58 (32.4)	3.83 (27.1)
準静的モデル	26.86 (189.9)	2.91 (20.6)	5.37 (38.0)	185.0 (1308.1)
動的モデル	24.08 (170.3)	2.93 (20.7)	4.53 (32.0)	3.83 (27.1)

(注) () 内は実機スケール値

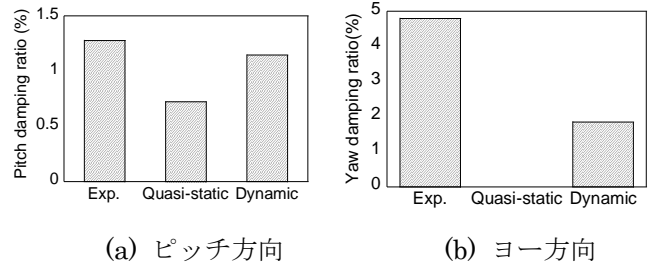


図 1 減衰比の観測値と予測値との比較

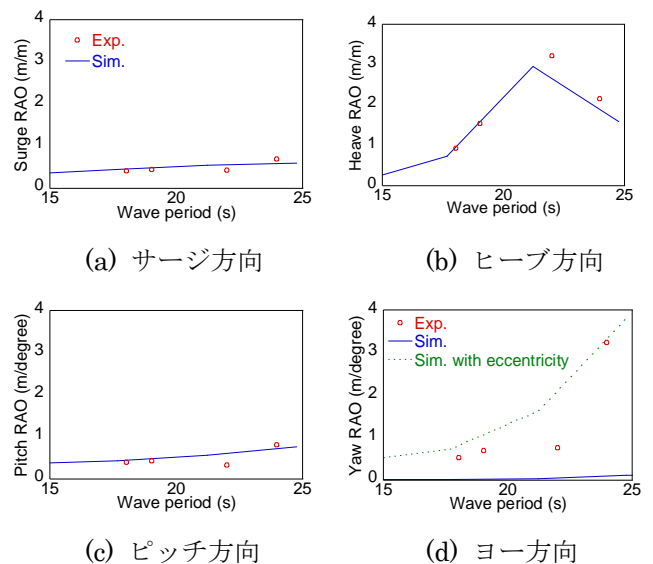


図 2 周波数応答関数の観測値と予測値との比較

4. 浮体動揺に及ぼす非線形流体力の影響

4.1 非線形流体力モデルの構築

本節では, Ishihara and Liu⁵⁾によるセミサブ浮体における非線形流体力モデルを参考に, スパー型浮体の非線形流体力モデルを構築した. スパー型浮体の 1/100 スケール強制動揺試験を行い, 流体力係数を計測した. 振動振幅により定義された KC 数については, 水平方向に 0.70, 1.75, 鉛直方向に 0.7, 1.4, 2.8 であり, 合計 5 ケースの試験を実施した.

図 3 には, 水平方向について, 今回の強制動揺試験および細長カラムに対する過去の数値流体解析 (CFD) や実験から求めた抗力係数とレイノルズ数との関係を

示す。今回の実験により、レイノルズ数 $10^4 \sim 10^5$ の領域において、KC 数 1.75 は KC 数 0.70 より小さい抗力係数を示す。これらの結果をフィッティングし、図 3 の実線に示す非線形流体力モデルを構築した。

鉛直方向については、今回の強制動揺試験の結果を図 4 に示す。鉛直方向には周波数依存性がみられないため、KC 数の関数としてモデル化した。図中の実線は予測式の結果、プロットは実験結果を示す、Ishihara and Liu⁶⁾により予測式は、スパーにも適用できることが分かる。

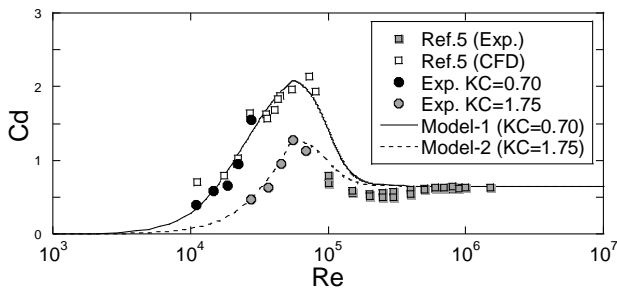


図 3 水平方向の抗力係数モデル

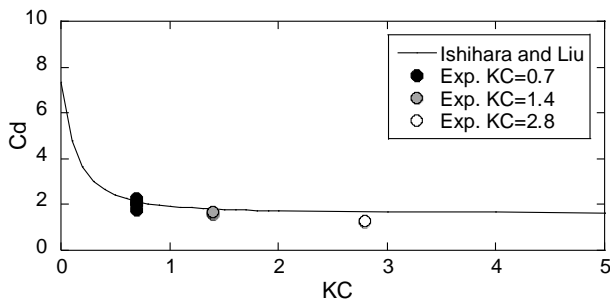


図 4 鉛直方向の抗力係数モデル

本研究で構築した非線形流体力モデルを用い、各試験ケースに対応する振幅および周期から、抗力係数を評価した。不規則波については、次式による等価振幅 A_{eq} および自由振動固有周期を用いた。

$$A_{eq} = 2\sqrt{\int_0^{\infty} S_R(\omega) d\omega} \quad (3)$$

ここで、 $S_R(\omega)$ は変位のパワースペクトル密度である。

自由振動試験、規則波、不規則波におけるレイノルズ数はそれぞれ 4.9×10^3 、 5.3×10^4 、 5.5×10^2 となり、対応する抗力係数は表 4 に示した。

表 4 レイノルズ数・KC 数依存性による抗力係数

	方向	自由振動	規則波	不規則波
浮体	水平	0.6	2.0	0.0
	鉛直	1.0	1.0	2.47
係留	法線	2.4		
	軸	0.08		

4.2 不規則波中の動揺予測

風無し時と定格運転時の 2 種類の風条件において不規則中（有義波高 0.12m, 有義波周期 1.70 秒）の動揺解析を行った。風無し時と定格運転時の 2 ケースについて、変位および係留張力の実測値と予測値のパワースペクトル密度（PSD）の比較を図 5～9 に示す。また、最大値の比較を図 10～12 に示す。

風無し時のサージ、ヒープ、ピッチの動揺および係留張力について、スペクトル・最大値ともに予測値と実験値はよく一致した。特に、固有周期との共振領域における予測値が実験値と一致しており、本研究で構築した非線形流体力モデルは低レイノルズの領域で、水平方向の抗力係数が 0 となり、その影響が大きい。一方、実スケールの浮体動揺解析では水平方向の抗力係数 0.6 がよく用いられる。スパー型浮体の動揺予測においても、流体力係数のレイノルズ数依存性を考慮することの重要性が示唆された。

定格運転時のサージとヒープ方向の動揺について、予測値は実験値とよく一致している。サージ方向では、風無しの場合に比べ、空力減衰の影響により低振動数領域のピーク高さは小さくなっている。一方、定格運転時のピッチ方向の動揺について、予測値はピーク高さを過小評価している、これは風の乱れやシアを考慮していないことによるものと考えられる。

ヨー方向の動揺について、風無しにおける予測値は実験値と概ね一致したものの、定格運転時では一致しておらず、最大値も過大評価となったことが分かる。

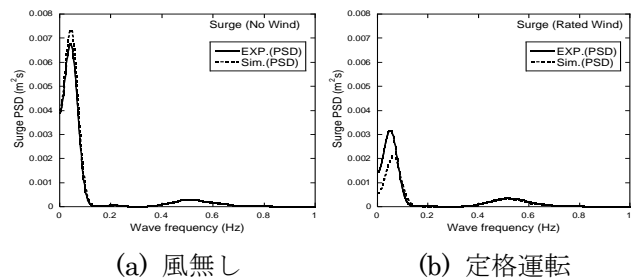


図 5 サージ変位 PSD の実験値と予測値の比較

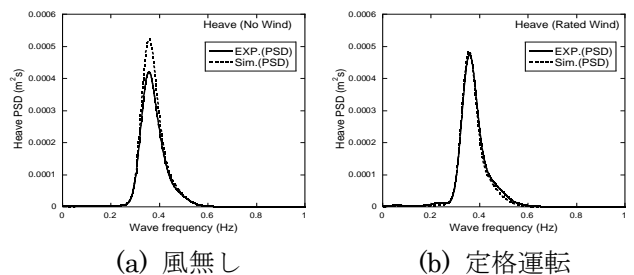
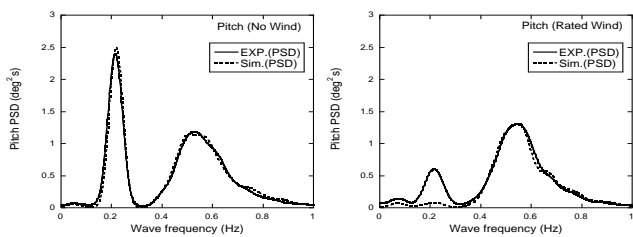
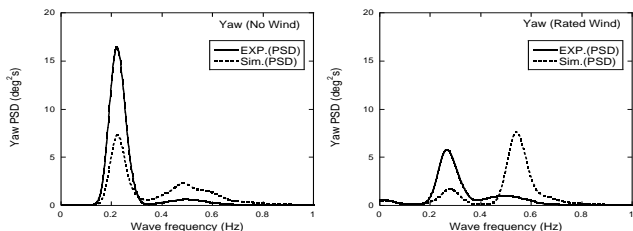


図 6 ヒープ変位 PSD の実験値と予測値の比較



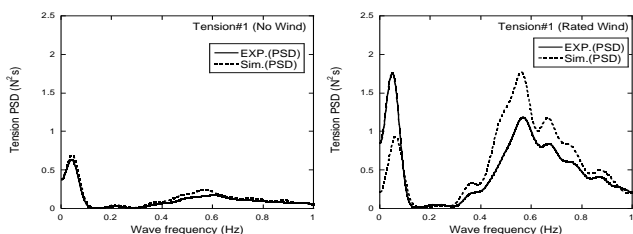
(a) 風無し (b) 定格運転

図7 ピッチ変位 PSD の実験値と予測値の比較



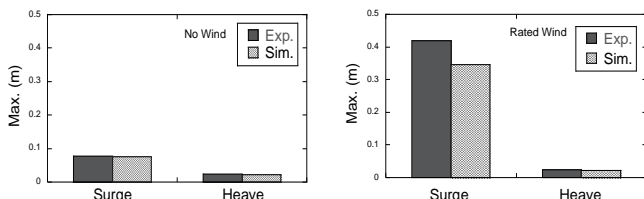
(a) 風無し (b) 定格運転

図8 ヨー変位 PSD の実験値と予測値の比較



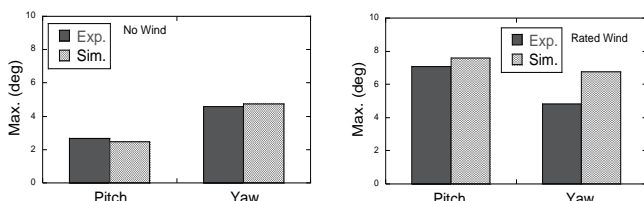
(a) 風無し (b) 定格運転

図9 係留張力 PSD の実験値と予測値の比較



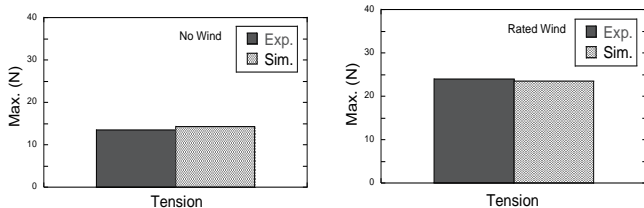
(a) 風無し (b) 定格運転

図10 サージとヒーブ最大値の実験値と予測値の比較



(a) 風無し (b) 定格運転

図11 ピッチとヨー最大値の実験値と予測値の比較



(a) 風無し (b) 定格運転

図12 係留張力最大値の実験値と予測値の比較

5. まとめ

本研究では、10MW 風車を搭載するスパー型浮体の1/50 縮尺模型について数値解析による動揺予測を行い、水槽試験の結果と比較することにより、予測精度を評価し、以下の結論を得た。

1. 準静的モデルはヨー方向の固有周期を過大評価する。一方、動的モデルは精度良く実験値を再現した。動的モデルは係留索の流体力を考慮できるため、ピッチ方向の減衰比も精度良く再現した。
2. スパー型浮体の非線形流体力モデルを、強制動揺試験および既往の実験と数値流体解析の結果を用いて、構築した。低いレイノルズ数の領域における水平方向の抗力係数の低減を考慮することにより、不規則波中における動揺の予測精度が向上することを示した。

謝辞

本研究は国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構の委託研究「浮体式洋上風力発電低コスト化技術開発」の一部として行われた。水槽実験データを提供して頂いた東京電力ホールディングスの関係者の皆様に謝意を表する。

参考文献

- 1) M. T. Anderson, F. Wendt, and M. Hall, Verification and Validation of Multisegmented Mooring Capabilities in FAST v8, 2016
- 2) B.J. Koo, A.J. Goupee, R.W. Kimball, and K. Lambrakos, Model Tests for a Floating Wind Turbine on Three Different Floaters, 2014
- 3) 宇都宮, 佐藤, 松熊, 矢後, 洋上風力発電用スパー型浮体の波浪応答実験と解析, 海洋開発論文集, 第25巻, 2009
- 4) T. Ishihara, Y. Liu, Dynamic Response Analysis of a Semi-Submersible Floating Wind Turbine in Combined Wave and Current Conditions Using Advanced Hydrodynamic Models, Energies, MDPI, 13, 5820, 2020
- 5) 富田, 西郡, 廣井, 保木本, 道前, 10MW 風車を搭載するスパー型浮体の動揺に関する水槽実験, 第43回風力エネルギー利用シンポジウム, 2021
- 6) Y. Liu, T. Ishihara : Prediction of dynamic response of semi- submersible floating offshore wind turbines by a novel hydrodynamic coefficient model, Journal of Physics Conference Series, 1356:012035,2019