

10MW 風車を搭載するスパー型浮体の動揺に関する数値予測と実験による検証

Numerical prediction of the dynamic response of spar type floating platform with a 10MW wind turbine and its validation by using water tank tests

菊地 由佳^{*1} 富田 真之^{*2} 西郡 一雅^{*3} 石原 孟^{*4}
 Yuka KIKUCHI Masayuki TOMITA Kazumasa NISHIKOURI Takeshi ISHIHARA

^{*1}Project Lecturer, School of Engineering, The University of Tokyo, 7-3-1 Hongo Bunkyo Tokyo, 113-8656, Japan, Fax:+81-3-5841-1147, E-mail: kikuchi@bridge.t.u-tokyo.ac.jp
^{*2} Senior staff, Civil and Architectural Engineering Center, Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc.
^{*3} Team leader, Civil and Architectural Engineering Center, Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc.
^{*4} Professor, School of Engineering, The University of Tokyo

Abstract

In this study, experimental and numerical study of the dynamic response of spar type floating platform with a 10 MW wind turbine is performed. Firstly, the water tank tests are conducted and the floater motion are measured. The irregular wave tests show that the floater motions in the wind and wave conditions are smaller than those in the wave only case due to the aerodynamic damping effect. The dynamic analysis is then performed to investigate the mechanism of floater motion. It is found that the eccentricity of the ballast in the floater has a significant impact on the floater motion in the yaw direction. The predicted floater motion in the yaw direction considering the eccentricity of the ballast show favorable agreement with the experiment, while those without considering the eccentricity underestimates the floater motion in the yaw direction. This indicates that considering the initial imbalance is significantly important for the floater design. The nonlinear hydrodynamic force model for the spar floater is proposed based on the force oscillation experiment as the function of Reynolds number. The predicted floater motion in the surge direction and the mooring force using the proposed hydrodynamic force model shows good agreement with the experiment, while those by the conventional hydrodynamic force model underestimates the measurement data. Finally, the lift force on the disk modelling the rotor is considered. The predicted floater motion considering the lift force matches well with the floater motion in the wind and wave conditions, while the predicted yaw motion without considering the negative damping due to lift force is underestimated at the resonance frequency.

キーワード：スパー型浮体, 偏心, 非線形流体力, 空力減衰効果
 Key Words : Spar-type platform, Eccentricity, Nonlinear hydrodynamic force, Aerodynamic damping effects

1. はじめに

浮体式洋上風力発電の普及が期待される中、スパー型浮体はコスト優位性が高く、商用化が望まれている。日本では、2013年に環境省による実証研究として五島市柁島沖にて2 MW 風車搭載スパー型浮体が運開され、現在も商業運転が継続されている¹⁾。また、ノルウェーでは、2009年に2.3 MW 風車搭載スパー型浮体の実証事業 Hywind Demo, 2019年に6 MW 風車搭載スパー型浮体5基からなる Hywind Scotland wind farm が運開された²⁾。また、2022年現在、8.6 MW 風車搭載スパー型浮体11基からなる Hywind Tampen が建設中である³⁾。コスト低減の観点から、風車が大型化しており、今後10MW以上の風車が搭載されていくことが期待されている。

長年、スパー型浮体の動揺について研究が行われて

きた。水槽試験による動揺評価について、宇都宮ら⁴⁾は動揺評価手法の検証のために、環境省実証試験において1/22.5スケールの水槽試験を緊張係留を用いて実施した。また、100kW 風車搭載小規模試験機の荒天時の安全性を確認するために、1/34.5スケールの水槽試験をカタナリー係留を用いて実施した^{6) 7)}。Kooらは、OC3プロジェクトにおいてHywind Demo事業を基に設計されたスパー型浮体の1/50スケールの水槽試験をトート係留を用いて実施した^{8) 9)}。これらの水槽試験において、ヨー方向に関する実験値の報告は限られている。また、大型風車を搭載しカタナリー係留を用いて実施した水槽試験の報告はなく、10MW風車を搭載した浮体を用いたカタナリー係留の動揺特性を水槽試験により明らかにする必要がある。

重心位置はスパー型浮体の動揺解析に重要である。ローターについては、ブレードの初期不整によるインバランスを1%考慮することがIEC61400-1により定められている¹⁰⁾。浮体は、バラストにスラグが用いられることが一般的である。コンクリート製の浮体も実用化されているが、製造・施工時のインバランスにより重心位置がずれ、偏心が生じる可能性が考えられる。

^{*1} 東京大学大学院工学系研究科 特任講師
 E-mail: kikuchi@bridge.t.u-tokyo.ac.jp
 (〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)
^{*2} 東京電力ホールディングス(株) 主任
^{*3} 東京電力ホールディングス(株) チームリーダー
^{*4} 東京大学大学院工学系研究科 教授
 (原稿受付: 2022年9月27日)

スパーク型浮体はヨー方向の復原力が小さく、動揺が敏感であることが知られており、インバランスが浮体動揺に与える影響を評価する必要がある。

既往研究において非線形流体力係数を考慮することの重要性が知られている。Skarら^{11, 12)}は、Hywind Demoの動解析を実施したが、低周波数において浮体動揺の過大評価がみられ、流体力係数の影響が考えられる。DNV-RP-F205¹³⁾では実スケールの浮体動揺解析では非線形抗力に0.6が用いられる。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^{4), 8)}、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、レイノルズ数と振幅依存性を考慮した流体力モデルより評価する必要がある。Ishihara and Liu¹⁴⁾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いる。セミサブ型浮体と同様に、スパーク型浮体の非線形流体力を評価する必要がある。

発電時において、ブレードピッチ角の制御により負減衰が生じ、浮体動揺に大きな影響を与えることが知られる^{15), 16)}。しかし、ローターに作用する空気力によりスパーク型浮体の動揺に影響を与える可能性があり、定量的に評価する必要がある。

そこで、本研究では、10MW風車を搭載したスパーク型浮体の水槽実験と数値予測を実施し、バラストのインバランス、非線形流体力、ローターに作用する空気力が浮体動揺に与える影響を明らかにする。まず、10MW風車搭載スパーク型浮体カテナリー係留の水槽実験を行い、大型風車搭載スパーク型浮体の動揺特性を明らかにする。次に、初期位置を再現した動解析モデルを構築し、偏心が浮体動揺に与える影響を評価する。また、スパーク型浮体の強制動揺試験を行い、非線形流体力モデルを構築し、非線形流体力が浮体動揺に与える影響を評価する。最後に、風車ローターを模擬した円盤の空気力が、浮体動揺に与える影響を評価する。

2. 水槽試験の概要

2.1節では水槽試験の概要について述べ、2.2節では計測装置の概要について説明する。

2.1 水槽試験の概要

本研究では1/50スケール10MW級風車搭載スパーク型浮体の水槽実験を海上技術安全研究所にて実施した。水槽寸法は全長50.1m、幅8.0m、水深4.5mであり、最大で波高0.5m程度の造波が可能である。

風車モデルの諸元は、DTU 10MW RWT¹⁷⁾を参照した。ロータについて、十分剛な直径0.8mのパンチングメタル製の円盤でモデル化した。受風円盤の開孔率は51%である。製作された円盤には若干のたわみが認められたが、ピッチ方向の浮体動揺における受風面積の変化は-1.5%と試験結果に与える影響は小さかった。

浮体モデルは板厚4mmのアルミ製の円筒であり、直径は0.132mである。バラストとして、浮体最下部に砂と重量・重心調整用の金属ウェイトを設置した。風車・浮体の主な諸元をFig.1およびTable 1に示す。

係留索モデルは、風上・風下側に1本ずつのカテナリー係留とした。浮体側係留索は、ヨー方向の剛性を高めるために、ブライドル係留としている。本実験では、浮体の横流れを抑制するために、浮体スウェイ方向にワイヤーを設置し、主としてスウェイ方向に復原力を付与した。Table 2に係留索の主な諸元を示すと同時に、Fig.2に係留索とワイヤーのレイアウトを示す。

試験ケースは、浮体の初期位置を計測するための静水中試験、自由振動試験、規則波試験により浮体の特性を評価するとともに、ワイヤーの有無の影響を確認する。無風時・定格運転時・暴風待機時における不規則波試験を実施する。定格運転時は実スケールで11.4 m/s、暴風待機時は57.0 m/sの風速を想定し、実風車における重心まわりのモーメントが同様になる風速を設定した。

Table 1 Principal dimensions and mass properties

Item	Unit	Value
Mass of turbine and floater	kg	156.14
Diameter of floater	m	0.132
Displacement	m ³	0.159
KG (From the water plane area)	m	-1.25
Draft	m	2.00
Roll and pitch inertia moment I_{xx}, I_{yy}	kg · m ²	151
Yaw inertia moment I_{zz}	kg · m ²	2.34

Table 2 Mooring system properties

Item	Unit	Designations
Weight per length (wet)	kgf/m	0.182
Anchor radius	m	15.16
Anchor depth	m	4.50
Fairlead depth	m	0.44
Unstretched line length	m	16.30
Bridle length	m	0.44

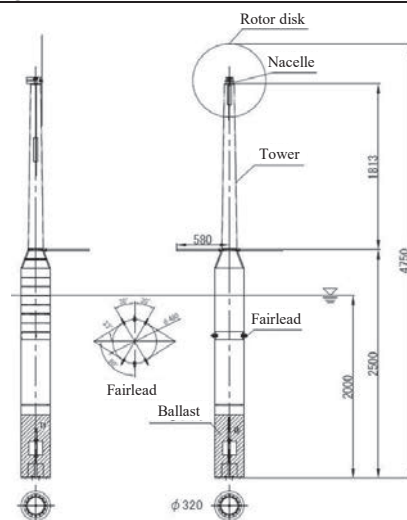


Fig.1 Dimensions of platform

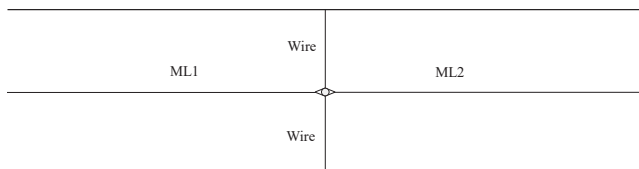


Fig.2 Layout of floater and mooring lines

2.2 計測装置の概要

本実験で用いた計測装置の配置を Fig.3 に示すとともに、Fig.4 に水槽試験の全景を示す。

送風装置は、蜂の巣状にくみ上げられた業務用扇風機7台で構成されている。送風面には、整風用のハニカム板がはめ込まれており、一様な送風を可能にしている。

風速計、波高計、光学式3次元運動計測装置、張力計を設置し、風速、波高、6自由度の浮体動揺、ブライドルと一本係留索の繋ぎ目における係留張力を評価した。模型の設計にあたっては、計測装置の重量の影響を考慮してモデル化した。

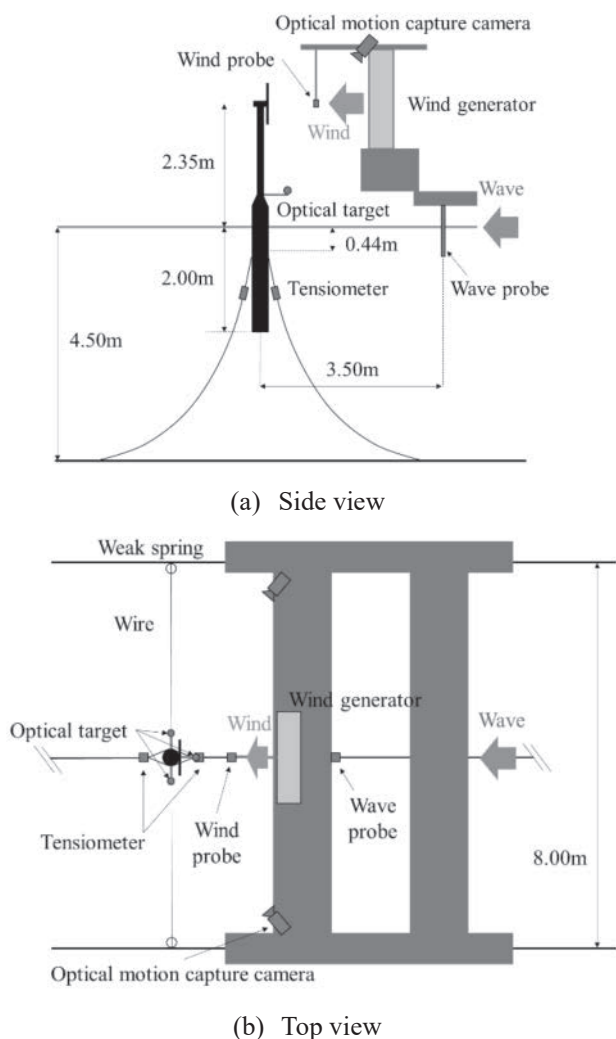


Fig.3 Layout of measurement instruments



Fig.4 Overview of water tank test

3. 水槽試験の結果

3.1 節では静水試験と自由振動試験の結果を示し、3.2 節では規則波試験における結果を述べ、3.3 節では不規則波試験における結果を示す。

3.1 静水中試験・自由振動試験の結果

静水中試験により観測された浮体の初期位置を Table 3 に示す。ロール方向に 0.67 度の傾きが観測され、ピッチ方向の傾きと比較しても大きい。これは、スウェイ方向にバラストの重心がずれているために生じたものと推測され、4.2 節において詳しく述べる。この初期ロール方向の変位を偏心に換算した場合に、浮体直交方向の偏心が 1%程度と小さいが、ヨー方向の制御が必要となるアップウインドの風車においては、重要である。浮体製造の誤差を精度よく把握し、予め動揺予測に反映させることが、浮体および係留の荷重評価において重要であることが示唆された。

自由振動試験により観測された浮体の固有周期を Table 4 に示す。ヨー方向の固有周期はワイヤーなしと比較して 14%短くなった。一方、サージ、ヒーブ、ピッチ方向に対してはワイヤーの影響が殆ど見られなかった。サージ、ピッチ、ヨー方向において、本浮体の固有周期が日本近海の主要な波周期帯 (8~18 秒) から外れていることが分かる。

Table 3 Measured initial position of floater

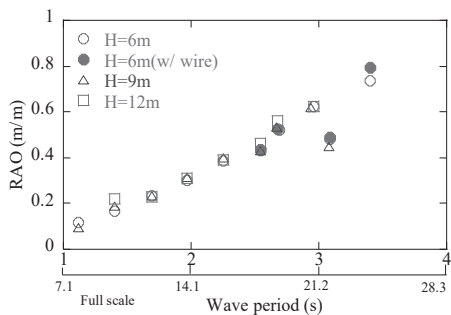
Item	Unit	Exp.
Surge	m	0.006
Sway	m	0.032
Heave	m	-0.001
Roll	deg.	0.668
Pitch	deg.	-0.340
Yaw	deg.	-1.085
Mooring force	N	12.2

Table 4 Measured natural period with and without wire

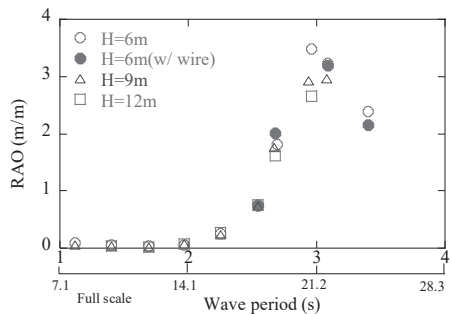
Item	w/o wire	w/ wire	Difference
Surge	24.66 s	23.83 s	-3 %
Heave	2.90 s	2.90 s	±0
Pitch	4.45 s	4.58 s	+3 %
Yaw	4.45 s	3.83 s	-14 %

3.2 規則波試験の結果

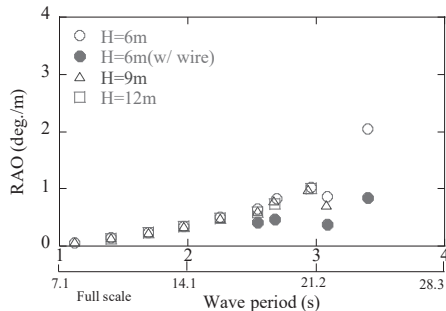
波高 0.12, 0.18, 0.24m (実スケール 6, 9, 12 m), 波周期 1.13~3.39 秒 (実スケール 12~24 秒) の条件にて, 規則波試験を実施した. 波周期の実験条件は, ヒープ方向の固有周期を含むように設定したが, 3 秒以上の長周期において実験結果にばらつきが見られた. 各波高における応答振幅倍率 (RAO) を Fig.5 に示す. 無次元化手法については, Ishihara・Zhang の論文¹⁸⁾を参照した. ヒープ方向において, 固有周期にあたる波周期 3.1 秒 (実スケール 22 秒) で共振が見られ, 若干の波高依存性が示された. また, ヨー方向においてピッチ方向と同程度の動揺が観測された. 重心が真芯にあり, 風車・浮体模型が左右対称であれば, ヨー方向の動揺は観測されないと考えられ, 偏心の影響が推測される. 波高 0.12m (実スケール 6m) の条件において, ワイヤの影響が見られ, 回転運動について応答倍率を低減させる傾向がある. 並進運動については, ワイヤの影響は殆ど見られなかった.



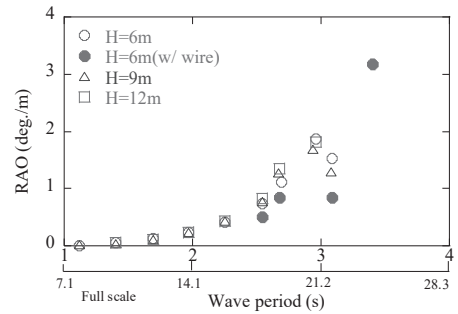
(a) Surge direction



(b) Heave direction



(c) Pitch direction



(d) Yaw direction

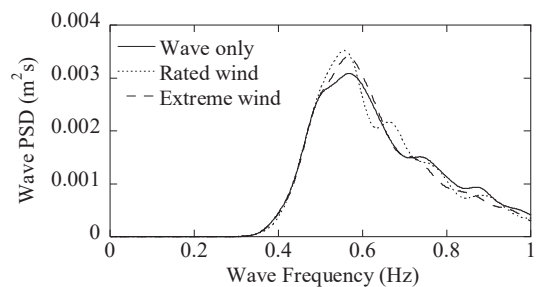
Fig.5 Measured RAO in different wave heights

3.3 不規則波試験の結果

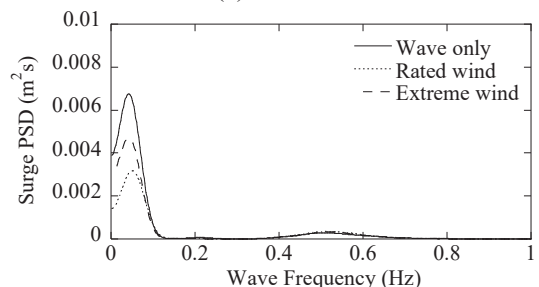
不規則波試験は, 有義波高 0.12m (実スケール 6m), 有義波周期 1.70 秒 (実スケール 12 秒), ISSC 型スペクトルを満たす波で実施した. 波のパワースペクトル密度の比較を Fig. 6(a)に示した. 無風時・定格運転時・暴風待機時における浮体運動と係留張力のパワースペクトル密度と最大値を Fig. 6 および Table 5 に示した. 本試験では, ワイヤ有りの条件で実施した.

Fig. 6 から, サージ・ヒープ・ピッチ・ヨー方向の浮体動揺において, 固有周期にパワースペクトルのピークを確認できる. 無風時に対して, 定格運転時・暴風待機時には, 空力減衰により浮体の動揺が抑制されていることが分かる. ヨー方向の固有周期におけるピークは風車モデルに作用する揚力により励起されていることを 5.3 節において述べる. 係留張力については, スラスト力が最大となる定格運転時が最も大きい.

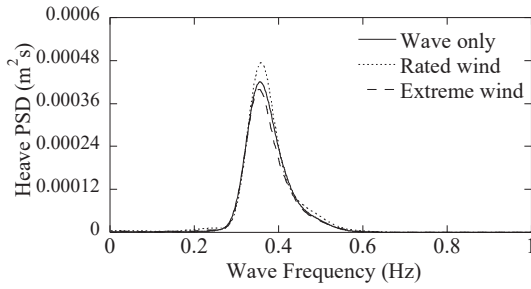
Table 5 から, ピッチ方向の浮体動揺の最大値は, 無風時に対して, 発電時は約 3 倍, 暴風時は約 2 倍となった. また, 係留張力は, 無風時に対して, 発電時は約 2 倍, 暴風時は約 1.5 倍となった.



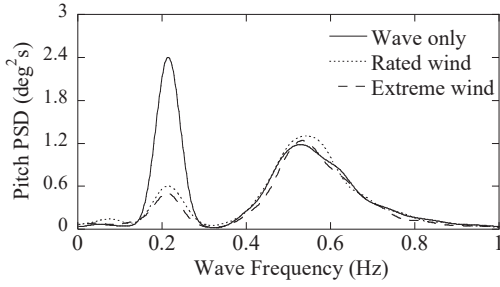
(a) Wave



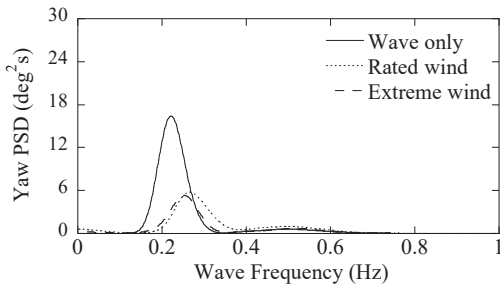
(b) Surge direction



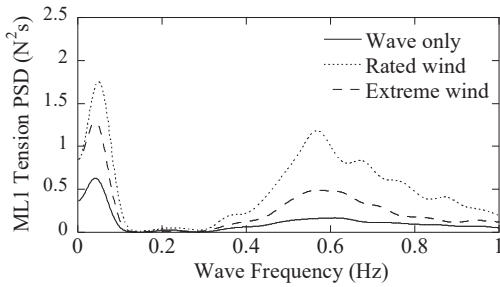
(c) Heave direction



(d) Pitch direction



(e) Yaw direction



(f) Mooring force

Fig. 6 Measured power spectrum density of wave, floater motions and mooring force

Table 5 Maximum value of floater motion and mooring force

Item	Unit	Wave only	Rated wind	Extreme wind
Surge	m	0.077	0.420	0.306
Heave	m	0.024	0.025	0.024
Pitch	deg.	2.381	7.075	4.824
Yaw	deg.	2.325	4.837	3.807
Mooring force	N	13.454	24.004	19.206

4. 動揺解析の概要と非線形流体力のモデル化

4.1 節では動揺解析の概要について説明する. 4.2 節では浮体の初期位置を考慮した構造モデルを構築し, 4.3 節ではスパー型浮体における非線形流体力を構築し, 4.4 節では本研究で用いた風速場と空気力について記す.

4.1 動揺解析の概要

浮体-係留の連成解析を OrcaFlex ver.10.3¹⁹⁾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 自由度の運動は次式のように表される.

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

ここで, M は浮体と搭載風車の質量, A は付加質量, B は造波減衰力, D は構造減衰, K は復原力, x は浮体変位, η は水位, f_{hydro} は流体力, f_{aero} は空気力, $f_{mooring}$ は係留張力である.

線形流体力は, 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 f_{hydro} は次式のように評価される.

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

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. u は波の速度, \dot{x} は浮体速度である. 空気力 f_{aero} は 4.4 節で説明する.

定格運転時と暴風待機時のローターの模型は同じであり, スラスト力の違いは風速を調整することにより再現したため, 浮体の動揺は同じ特性を示す. そのため, 本研究では無風時および定格運転時の動揺解析を行うこととした.

4.2 質量分布を考慮した構造モデルの構築

風車を 5 点, 浮体を 10 点, バラスト部を 5 点でモデル化し, 風車, 浮体, バラストの質量分布を再現した. なお, 質量分布を再現することにより, P- Δ 効果を考慮することができ, ピッチ方向およびヨー方向の動揺予測の精度が改善された.

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, 回転中心を -1.25m と同定した. また, スウェイ方向に設置したワイヤーの初期張力およびバネ定数は, 水槽実験において計測された 2.7 N と 0.0216kN/m を設定した. ヨー方向の付加減衰比は実験から同定し, 0.005N \cdot m \cdot s/deg とした.

風車・浮体の質量分布を考慮したモデルを用いて,

初期位置を予測した結果を Table 6 に示す. 構築したモデルによる予測値は実験値とよく一致し, 特に重心の Y 方向への偏心によるロール方向の傾きが再現されている.

構築したモデルを用いて, 浮体の固有周期を予測した結果を Table 7 に示した. 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, 予測された固有周期は実測値とよく一致した.

Table 6 Measured and predicted initial position of floater

Item	Unit	Exp.	Cal.
Surge	m	0.006	0.006
Sway	m	0.032	0.033
Heave	m	-0.001	0.000
Roll	deg.	0.668	0.649
Pitch	deg.	-0.340	-0.350
Yaw	deg.	-1.085	-1.070
Mooring force	N	12.2	12.5

Table 7 Measured and predicted natural periods (sec)

Item	Exp.	Cal.
Surge	23.83 s (168.5 s)	24.08 s (20.5 s)
Heave	2.90 s (20.5 s)	2.93 s (20.7 s)
Pitch	4.58 s (32.4 s)	4.53 s (32.0 s)
Yaw	3.83 s (27.1 s)	3.83 s (27.1 s)

*Full scale values are shown in parentheses

4.3 非線形流体力モデルの構築

本節では, Ishihara and Liu⁵⁾によるセミサブ型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 スケールの水平方向および鉛直方向の強制動揺試験を行い, 流体力を計測した. 式(2)で示した抗力係数 C_d について, 造波減衰を差し引き, 次式により, 流体力係数を評価した.

$$C_d^i = \frac{N_i - B_i}{\frac{4}{3\pi} \rho S a \omega} \quad (3)$$

ここで N_i は強制動揺試験から求めた減衰力, B_i はポテンシャル理論から求めた造波減衰力, S はスパー型浮体の断面積, a は加振振幅, ω は加振周期, i は加振方向を表し, $i=n$ は軸直交方向, $i=t$ は軸方向である.

加振振幅により定義された KC 数は次式のように示す. ここで R は代表長さであり, 本研究は浮体水中部の円断面の直径とした. 水平方向に 0.70, 1.75, 鉛直方向に 0.7, 1.4, 2.8 の 5 ケースの試験を実施した.

$$KC = \frac{2\pi a}{R} \quad (4)$$

Fig.7 (a)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, Fig.7(a)の実線および式(5), (6)に示す非線形流体力モデルを構築した.

$$KC = 1.75$$

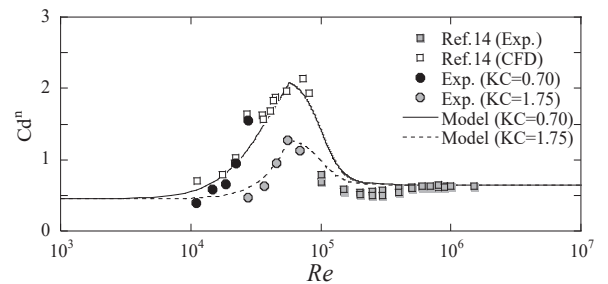
$$C_d^n = \begin{cases} 2.2 \tanh(2.95 \log Re - 14.75) + 2.65 & Re \leq 10^{4.7} \\ -0.33 \tanh(6 \log Re - 30) + 0.98 & Re > 10^{4.7} \end{cases} \quad (5)$$

$$KC = 0.70$$

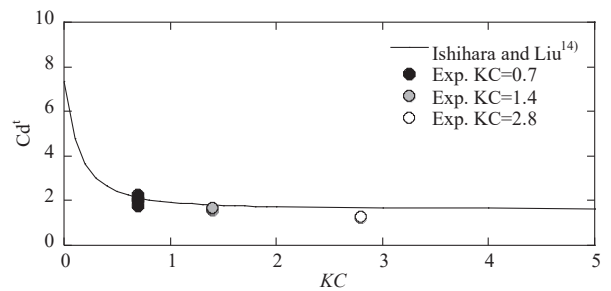
$$C_d^n = \begin{cases} 1.21 \tanh(2.49 \log Re - 11.5) + 1.66 & Re \leq 10^{4.7} \\ -0.75 \tanh(6 \log Re - 30) + 1.40 & Re > 10^{4.7} \end{cases} \quad (6)$$

鉛直方向における強制動揺試験の結果を Fig.7 (b)に示す. セミサブ型浮体と同様に, 鉛直方向には周波数依存性がみられず, KC 数にのみ依存する. 図中の実線は Ishihara and Liu¹⁴⁾による予測式(7)の結果を示し, プロットは実験結果を示す. Ishihara and Liu による予測式は, スパー型浮体にも適用できることが分かる.

$$C_d^t = -0.56(1.5KC + 0.44)^{-2.0} + 0.83 \quad (7)$$



(a) Horizontal direction



(b) Vertical direction

Fig.7 Measured and predicted drag coefficients

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。

$$A_{eq} = 2\sqrt{\int_0^\infty S_R(\omega)d\omega} \quad (8)$$

ここで、 $S_R(\omega)$ は変位のパワースペクトル密度である。非線形流体力モデルが浮体動揺に及ぼす影響を調べるために動揺試験の結果からレイノルズ数を求めた。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 $4.9 \times 10^3, 5.3 \times 10^4, 5.5 \times 10^2$ となり、それらに対応する抗力係数は Table 8 に示した。

Table 8 Evaluated Cd in this study

Case	Floater		Mooring line	
	Normal	Axial	Normal	Axial
Free decay	0.6	1.0		
Regular wave	2.0	1.0	2.4	0.08
Irregular wave	0.45	2.47		

4.4 風速場と空気力の評価

本試験では、風速を送風機の風上側 0.16m の 1 点で計測した。計測した風速場の平均値と乱流強度を用いて、TurbSim²⁰⁾により乱流場を生成し、円盤ローターの空気力を評価した。

抗力係数は、試験時の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、円盤の抗力係数 $C_{d,rotor}$ は 1.24 と設定した。揚力は迎角に対して、円盤の空気力に関する瀬尾・下山による既往研究²¹⁾を参照し、Fig.8 に示す揚力係数 $C_{l,rotor}$ を使用した。ここで迎角 α の定義を Fig.9 に示す。ロータ面の直交面と風向の相対角度を迎角 α とし、反時計回りを正とする。

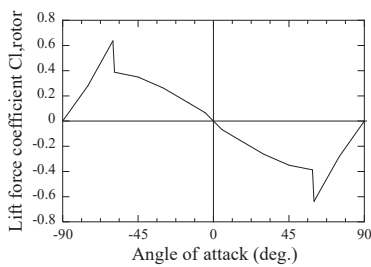


Fig.8 Lift force coefficient with attack of angle α

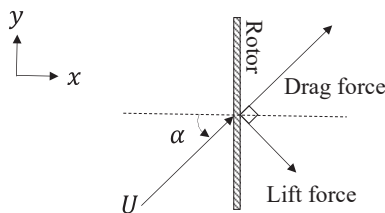


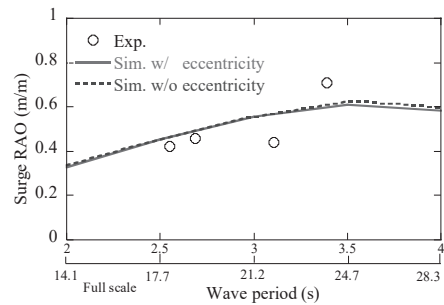
Fig.9 Definition of attack of angle α

5. 浮体動揺の予測と検証

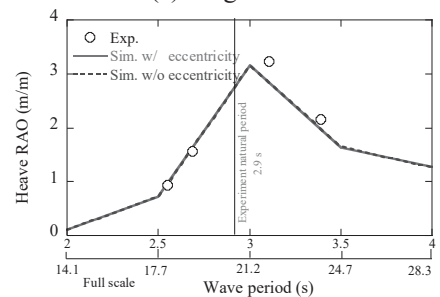
5.1 節ではバラストの偏心が浮体動揺に与える影響を予測し、規則波試験により検証する。5.2 節では非線形流体力が浮体動揺に与える影響を予測し、不規則波試験により検証する。5.3 節では空気力が浮体動揺に与える影響を明らかにし、風と波の複合試験により検証する。

5.1 浮体動揺に与えるバラスト偏心の影響

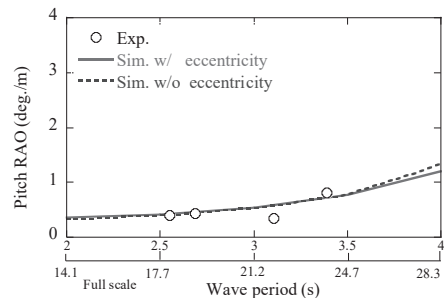
浮体動揺に与えるバラスト偏心の影響を明らかにするために、波高 0.12m の規則波について動揺予測を行った。Fig.10 に RAO の実験値と予測値を示す。サージ、ヒーブ、ピッチ方向の予測値は、実験値とよく一致した。予測式による鉛直方向の Cd により、ヒーブ方向の共振領域の振幅も精度よく再現された。ヨー方向の予測値は実験値を過小評価したが、浮体重心の波直交方向に対する偏心を 1%考慮し、予測値は実験値とよく一致した。1%の偏心がヨー方向の動揺に大きく影響を及ぼすことが示された。3.2 節に述べたように、3 秒以上の波周期において実験結果にばらつきがあるため、予測値と実験値の差が若干見られた。



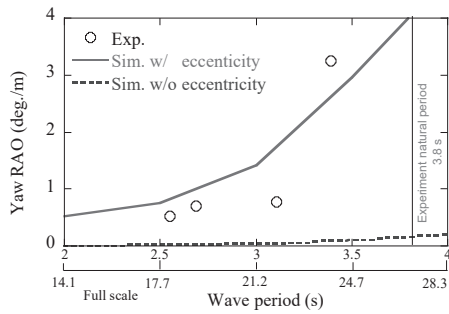
(a) Surge direction



(b) Heave direction



(c) Pitch direction



(d) Yaw direction

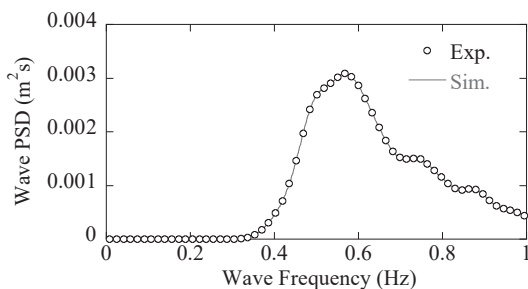
Fig. 10 The measured and predicted RAO

5.2 浮体動揺に与える非線形流体力モデルの影響

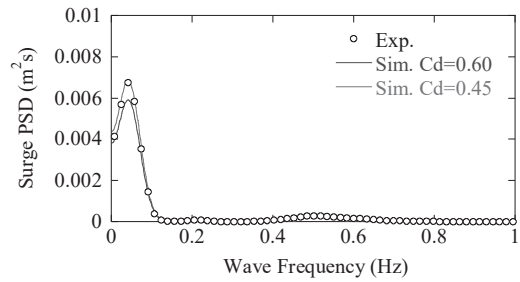
非線形流体力モデルの動揺に対する影響を明らかにするために、不規則中（有義波高 0.12m, 有義波周期 1.70 秒）における動揺解析を行った。浮体動揺変位および係留張力の実測値と実機の流体力係数 0.6 および構築した非線形流体力モデルによる予測値のパワースペクトル密度 (PSD) を Fig. 11 に示す。

不規則波中のサージ、ヒープ、ピッチ方向の動揺および係留張力については、実機におけるの流体力係数がサージ方向の浮体動揺を過大評価する一方、構築した非線形流体力係数による予測値は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 0.45 となり、その影響によりピッチ方向 (Fig. 11 (d)) とヨー方向 (Fig. 11 (e)) の動揺の予測精度も改善された。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 がよく用いられるが、実験スケールのスパー型浮体の動揺予測においては、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。

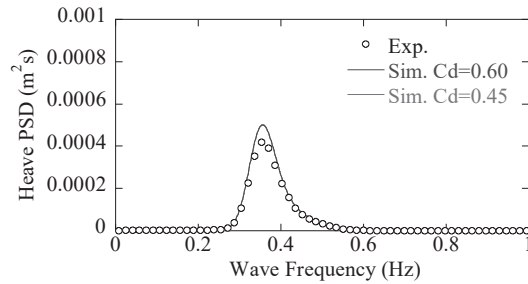
Fig. 12 に無風時の浮体動揺および係留張力の予測値と実験値の比較を示す。実験値について、値を併記した。また、見やすさのために、サージ、ヒープ方向を 10 cm の単位で記している。構築した流体力係数により、予測された平均値、標準偏差、最大値とも実験値とよく整合した。



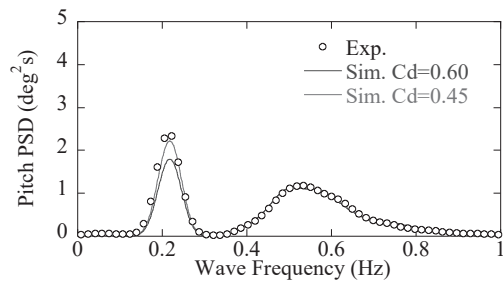
(a) Wave



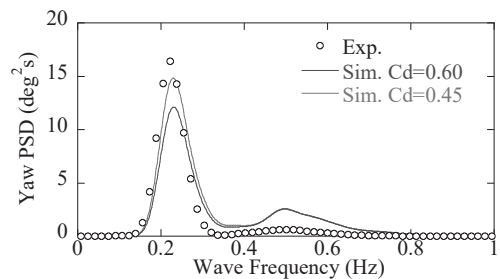
(b) Surge direction



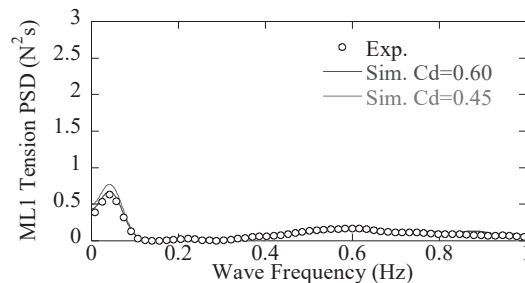
(c) Heave direction



(d) Pitch direction

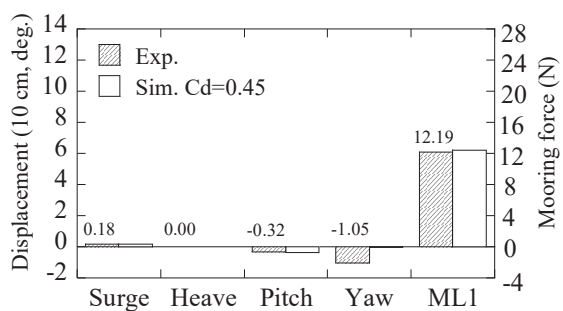


(e) Yaw direction

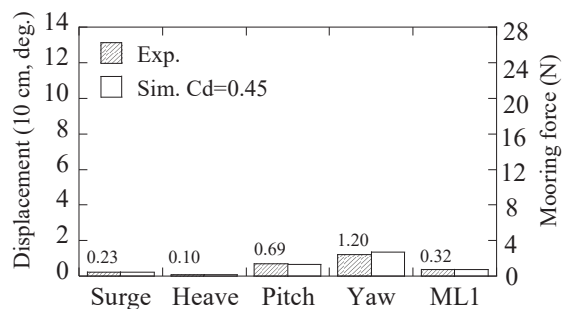


(f) Mooring force

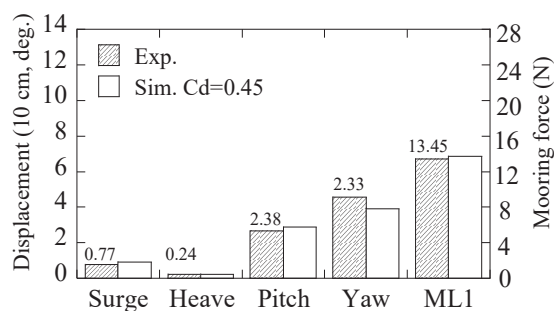
Fig. 11 Measured and predicted power spectrum of wave, floater motion and mooring force in the wave only condition



(a) Mean value



(b) Standard deviation



(c) Maximum of absolute value

Fig.12 Statistics of floater motion and mooring force in the wave only condition

5.3 浮体動揺に与える空気力の影響

浮体動揺に与える空気力の影響を明らかにするために、不規則波中（有義波高 0.12m, 有義波周期 1.70 秒）に定格運転時に相当するスラスト力を作用させた風と波の複合試験における動揺予測を行った。ローターに作用する揚力を考慮しない場合と考慮した場合の浮体動揺と係留張力の予測値のパワースペクトル密度（PSD）と実験値との比較を Fig. 13 に示す。

Fig.11 に示された無風時の不規則波中のパワースペクトル密度に比べ、サージ (Fig. 13(b)), ピッチ (Fig. 13(d)), ヨー方向 (Fig. 13(e)) の動揺は、無風時に比べ、空力減衰の影響により固有振動付近のピークは小さくなっていることが分かる。一方、係留張力の変動値 (Fig. 13(f)) は、風による平均係留張力の増大に伴い、大きくなっている。ピッチ方向の浮体動揺 (Fig.

13(d)) と係留張力の変動 (Fig. 13(f)) のパワースペクトルに見られる 2 番目のピークは不規則波のピーク周波数に対応して、動揺解析により再現され、実験値ともよく一致していることが分かる。

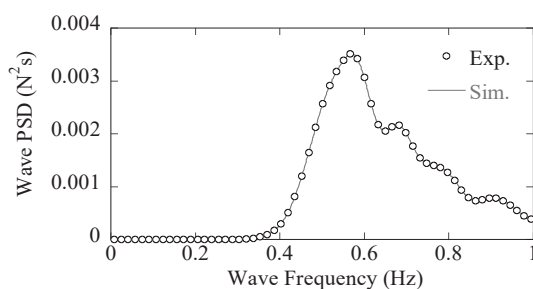
ヨー方向の動揺については、揚力を考慮しない場合、ヨー方向の固有周期付近のピークが過小評価されるが、揚力を考慮した場合、Fig. 13(e) に示すようにヨーの予測値は実験値とよく一致した。

Fig.14 には迎角の時系列を示す。迎角は 0 度～4 度となっており、Fig.8 の揚力係数と迎角の関係から、迎角に対する揚力係数の勾配が負となっていることが分かる。空気力による減衰は式(9)により表され、揚力の影響によりヨー方向の減衰が減少することが分かる。この空力減衰の減少により、ヨー方向の動揺振幅が大きくなると推測される。

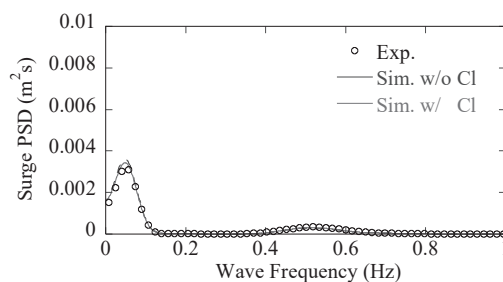
$$-\frac{1}{2}\rho UB \left(\frac{dC_{l,rotor}}{d\alpha} + C_{d,rotor} \right) \Big|_{\alpha} \dot{\theta}_z \quad (9)$$

ここで U は風速、 B はローター面積である。

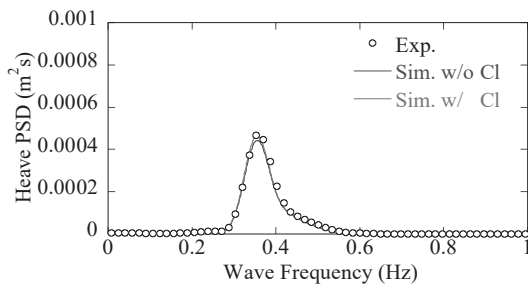
Fig.15 には、予測された浮体動揺および係留張力の統計値と実験値の比較を示す。風の影響により、サージ、ピッチ、ヨー方向と係留張力の平均値が大きく増加していることが分かる。一方、サージ、ピッチ、ヨー方向の標準偏差は、無風時と比較して、空力減衰の影響により抑えられている。平均値、標準偏差、最大値ともに予測値は実験値をよく再現した。定格運転時の浮体動揺および係留張力の最大値はヒープ方向を除き、無風時の最大値より大きいことが分かる。



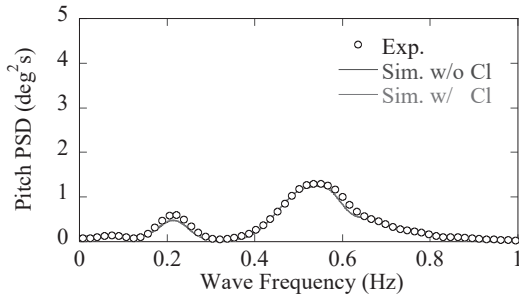
(a) Wave



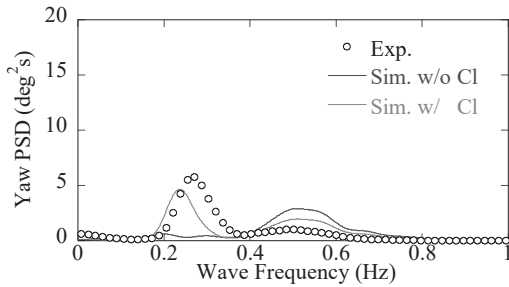
(b) Surge direction



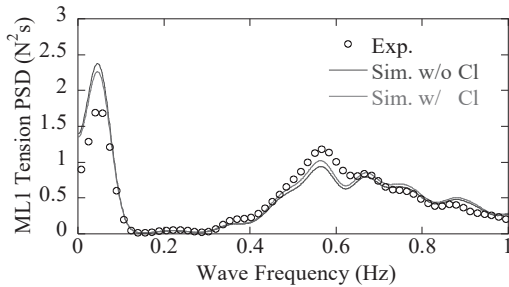
(c) Heave direction



(d) Pitch direction



(e) Yaw direction



(f) Mooring force

Fig.13 Measurement and prediction floater motion and mooring force in the combined wave and wind condition

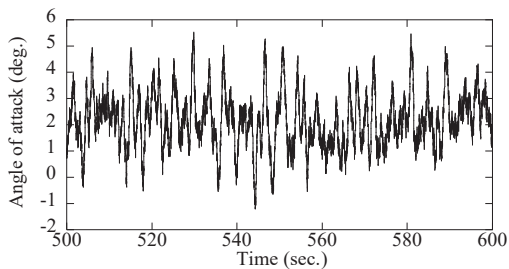
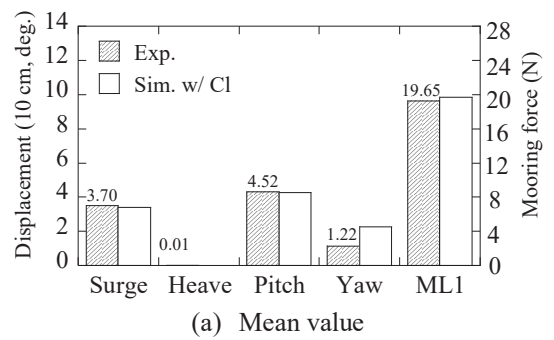
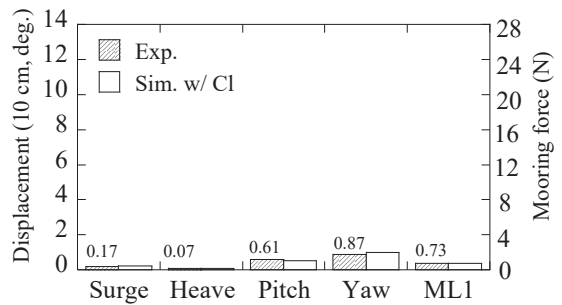


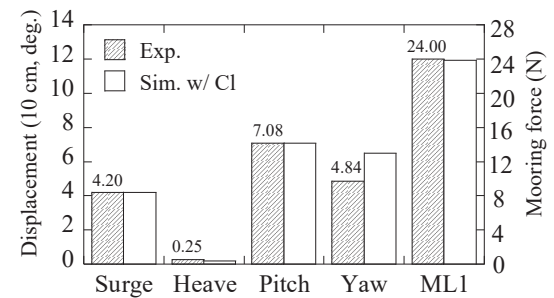
Fig.14 Time series of attack of angle



(a) Mean value



(b) Standard deviation



(c) Maximum of absolute value

Fig.15 Statistics of floater motion and mooring force in the combined wave and wind condition

6. 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縮尺模型を対象に水槽実験と数値解析による動揺予測を行い、以下の結論を得た。

- (1) 水槽試験から、発電時と暴風時において、空力減衰によりサージ、ピッチ、ヨー方向の固有周期付近の動揺が減少するが、最大値が増大することを示した。ピッチ方向の浮体動揺の最大値は、無風時に対して、発電時は約3倍、暴風時は約2倍となった。係留張力の最大値は、無風時に対して、発電時は約2倍、暴風時は約1.5倍となった。
- (2) バラストの偏心を考慮することによりヨー方向の動揺の予測精度が大きく向上した。このことから浮体の製造と施工時のインバランスが浮体動揺に影響を与え、浮体設計時に考慮する必要があることを示唆した。
- (3) 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、無風時の不規則波中における浮体動揺の予測精度が向上した。

- (4) 動揺解析により、発電時において、空力減衰により、サージ、ピッチ、ヨー方向の固有周期付近の浮体動揺が抑えられることを再現した。また、ローターを模した円盤に作用する揚力を考慮することにより、発電時のヨー方向の共振領域における動揺の予測精度が向上した。

謝辞

本研究のうち、数値予測については、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。ここで、関係者の皆様に謝意を表す。

参考文献

- 1) 戸田建設, 五島フローティング・ウインド・パワー合同会社, 五島市, 環境省実証試験崎山沖 2MW 浮体式洋上風力発電所, https://www.toda.co.jp/business/ecology/special/pdf/sakiyama2mw_j.pdf
- 2) Equinor, Floating wind, <https://www.equinor.com/energy/floating-wind> (accessed in 2023.3)
- 3) Equinor, Hywind Tampen, <https://www.equinor.com/energy/hywind-tampen> (accessed in 2023.3)
- 4) 宇都宮智昭, 佐藤朋希, 松熊秀和, 矢後清和, 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
- 5) T. Utsunomiya, T. Sato, H. Matsuyama, K. Yago, Experimental validation for motion of a spar-type floating offshore wind turbine using 1/22.5 scale model, Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, 2009.
- 6) 國分健太郎, 石田茂資, 二村正, 吉田茂雄, 宇都宮智昭, 浮体式洋上風力発電実証事業における小規模試験機の模型実験, 風力エネルギー学会論文集, Vol.37, No.3, 2013.
- 7) K. Kokubun, S. Ishida, T. Nimura, T. Chujo, S. Yoshida, T. Utsunomiya, Model experiment of a spar type offshore wind turbine in storm condition, OMAE, 2012.
- 8) B. Koo, A. J. Goupee, K. Lambrakos, R. W. Kimball, Model tests for a floating wind turbine on three different floaters, OMAE 2012.
- 9) A. J. Goupee, B. J. Koo, R. W. Kimball, K. F. Lambrakos, H. J. Dagher, Experimental comparison of three floating wind turbine concepts, Journal of offshore mechanics and arctic engineering, 2014.
- 10) IEC61400-1:2005 + AMD1: 2010(2010) Wind turbines – part1: design requirements.
- 11) B. Skaare, F. G. Nielse, T. D. Hanson, R. Yttervil, O. Havmøller, A. Rekdal, Analysis of measurements and simulations from the Hywind Demo floating wind turbine, Wind Energy, 18, 1105-1122, 2015.
- 12) T. Utsunomiya, S. Yoshida, H. Okubo, I. Sato, S. Ishida, Dynamic analysis of a floating offshore wind turbine under extreme environmental conditions, OMAE 2012.
- 13) DNV-RP-F205, Global performance analysis of deepwater floating structures, Det Norske Veritas, 2010.
- 14) T. Ishihara and 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
- 15) T. J. Larsen and T. D. Hanson, A method to avoid negative damped low frequent tower vibrations for a floating, pitch controlled wind turbine, J. Phys.: Conf. Ser. 75 012073, 2007.
- 16) K. Karikomi, T.Koyanagi, M.Ohta, A.Nakamura, S.Iwasaki, Y.Hayashi, A.Honda: Wind Tunnel Testing on Negative-damped Responses of a 7MW Floating Offshore Wind Turbine", EWEA Offshore 2015
- 17) Technical university of Denmark, Description of the DTU 10MW Reference wind turbine, DTU Wind Energy Report-I-0092, 2013.
- 18) T.Ishihara and S.Zhang: Prediction of dynamic response of semi- submersible floating offshore wind turbine using augmented Morison's equation with frequency dependent hydrodynamic coefficients, Renewable Energy, Vol.131, pp.1186-1207, 2019.
- 19) Orcina, OrcaFlex ver10.3, <https://www.orcina.com/releases/orcaflex-103/> (Accessed in 2023.3)
- 20) National Renewable Energy Laboratory, TurbSim, <https://www.nrel.gov/wind/nwtc/turbsim.html> (Accessed in 2023.3)
- 21) 瀬尾和哉, 下山幸治, 円盤投の最適化に関する可視化技術—PIV, 煙, SOM, アニメーション—, 可視化情報 Vol.33, No.130, 2013.