

数値モデルによる浮体式洋上風力発電システムの 動揺予測に関する研究*

Applicability of numerical models for response prediction of a floating offshore wind turbine system

石原 孟**

Takeshi ISHIHARA

張士寧***

Shining Zhang

菊地 由佳**

Yuka Kikuchi

1. はじめに

近年、浮体式洋上風力発電システムの開発が進んでおり、より浅い水深における経済性の高い浮体構造の開発が求められている。現在までに提案された浮体式洋上風力発電システムの動的応答評価手法は、ポテンシャル理論に基づく集中荷重を用いた剛体応答解析法とモリソン式に基づく分布荷重を用いた弾性応答解析法に大別される。

剛体応答解析法の代表的なプログラム FAST¹⁾では、流体力は、ポテンシャル理論を用い、6自由度のラディエーション流体力および波強制力を評価するとともに、非線形減衰力を考慮して解く。FASTは、剛体の浮体動揺に対しては高い予測精度を示すが、浮体の弾性変形による動的応答を評価できない。また、係留の運動について、解析解を用いており、係留索に働く流体力を考慮しない。

弾性体応答解析法の代表的なプログラム CAsT (Computer Aided Aerodynamic and Aeroelastic Technology)²⁾では、流体力は、モリソン式を用いて、各部材に働く流体力の分布荷重を評価する。モリソン式で考慮されていない軸方向流体力については、ヒーププレートに作用するフルードクリロフ力、付加質量力、非線形減衰力を評価した³⁾。しかし、造波減衰力およびヒーププレート以外の部材の軸方向流体力は考慮していない。CAsTは、有限要素法により共振現象および係留索の変動張力を評価することができる^{2),4)}一方、考慮していない流体力が予測精度に及ぼす影響に不明が残されている。

そこで、本研究では、まず、モリソン式を用いて、従来考慮されていない流体力が動揺予測精度に及ぼす影響を定量的に評価する。次に、係留索の有限要素法モデルを用いて流体力の考慮の有無が変動係留力の予測精度に及ぼす影響を定量的に評価する。最後に、

モリソン式および係留索の有限要素法モデルを用いて、不規則波中の浮体動揺と係留力の予測精度を評価する。数値予測結果の検証のために、1/50スケールの水槽試験の結果を用いた。また水槽試験と動揺解析で用いる浮体は、実証研究で用いられている2MW風車搭載カテナリー係留セミサブ浮体とした。

2. 動解析モデル

2.1 運動方程式

CAsTでは、有限要素法に基づき、風車・浮体・係留索を6自由度の梁要素も定式化し、運動方程式を解く。一般的に、係留された浮体式海洋構造部の6自由度運動に関する方程式は次式のように表される。

$$(\mathbf{m} + \mathbf{A})\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{B}\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{D}\mathbf{x} + \mathbf{K}(\mathbf{x} - \boldsymbol{\eta}) = \mathbf{f}_{hydrodynamic} + \mathbf{f}_{mooring} \quad (1)$$

ここで、 $\mathbf{m}$ は浮体構造物の質量係数、 $\mathbf{A}$ は付加質量、 $\mathbf{B}$ は造波減衰力、 $\mathbf{D}$ は構造減衰、 $\mathbf{K}$ は浮体からなる復元力の比例係数、 $\mathbf{f}_{hydrodynamic}$ は波強制外力、 $\mathbf{f}_{mooring}$ は係留力である。

流体力は、波強制力（フルードクリロフ力、ディフラクション力）、ラディエーション流体力（造波付加質量、造波減衰力）、非線形減衰力に大別される。細部材では、波の変形によるディフラクション力が無視でき、粘性影響による非線形抗力が支配的であり、モリソン式が適用される。大部材では、部材による波の変形・回折の影響が大きく、浮体の運動による造波減衰力と反射波による波強制力が支配的であり、ポテンシャル理論が適用される。本研究では、セミサブ式浮体をセンターカラム、サイドカラム、ブレース、ポンツーンから成る細部材およびヒーププレートである大部材に分け、モリソン式を拡張して流体力を評価した。

2.2 流体力の評価

(1) 軸直交方向流体力

細部材と大部材とも、軸直交方向の流体力は、モリソン式により評価する。

$$f_n^i = m\ddot{u}_n + C_{d,n}\rho \frac{\pi D^2}{4} (\dot{u}_n - \dot{x}_n) + \frac{1}{2} C_{d,n}\rho D |u_n - \dot{x}_n| (u_n - \dot{x}_n) \quad (i=s,l) \quad (2)$$

* 平成27年11月27日第37回風力エネルギー利用シンポジウムにて講演

** 会員 東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻

〒113-8656 東京都文京区本郷7-3-1

*** 学生会員 東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻

ここで、 ρ は流体密度、 u_n と $\dot{u}_n$ は水粒子の速度と加速度の部材直交成分、 $C_{a,n}$ は軸直交方向の付加質量係数、 $C_{d,n}$ は軸直交方向の抗力係数である。第 1 項は入射波の圧力によるフルードクリロフ力、第 2 項は波と浮体の相対速度に比例する付加質量力、第 3 項は抗力項を表す。 s は細部材、 l は大部材を示す。

(2) 軸方向流体力

軸方向流体力について、モリソン式は考慮しないため、本研究では、細部材については、フルードクリロフ力を考慮し、ラディエーション流体力は微小として、省略した。ここで、 A は部材の断面積である。

$$f_t^s = \rho \oint_A (\vec{u}_t) dA \quad (3)$$

大部材については、フルードクリロフ力、浮体動揺による付加質量力、粘性影響による抗力を考慮した。

$$f_t^l = \rho \oint_A (\vec{u}_t) dA + C_{a,t} \rho V (\ddot{u} - \ddot{x}) + \frac{1}{2} C_{d,t} \rho A |u_t - \dot{x}_t| (u_t - \dot{x}_t) \quad (4)$$

(3) 造波減衰力の考慮

モリソン式が考慮しない造波減衰力の影響を検討するため、ラディエーションポテンシャル $\phi(\mathbf{x})$ より求めた造波減衰力 B_j を、とりうる波の周波数領域 $[f_1, f_2]$ で平均し、次式に示す等価的な造波減衰力 $C_{RD,j}$ を評価した。ここで j は自由度を表す。

$$f_{RD,j} = C_{RD,j} \dot{x} = \frac{\int_{f_1}^{f_2} B_j(f) df}{f_2 - f_1} \dot{x} \quad (5)$$

$$B_j = -\rho \oint_A \text{Re}[\phi(\mathbf{x})] h_j dA \quad (6)$$

(4) 流体力評価のまとめ

本研究で考慮した流体力を Table 1 に示す。白丸印が従来のモリソン式で考慮される項であり、黒丸印が追加して考慮した項である。軸直交方向流体力について、従来のモリソン式に加えて、造波減衰力を考慮した。軸方向流体力について、細部材ではフルードクリロフ力を、大部材ではフルードクリロフ力、付加質量力、非線形抗力を考慮した。

Table 1 Evaluation of additional hydrodynamic loadings

	Slender members		Heave plate	
	Normal	Axial	Normal	Axial
Froude-Krylov	○	●	○	●
Diffraction	N	N	N	N
Quadratic damping	○	N	○	●
Radiation added mass	○	N	○	●
Radiation damping	●	N	●	N

(○: Force in Morison equation, ●: Added force)

本研究で用いた流体力係数を Table 2 にまとめる。軸直交方向の抗力係数・付加質量係数は、潮流中試験のサージ方向の動揺および自由振動試験の固有周期を用いて同定した。ヒーププレートに作用する軸方向の抗力係数は規則波中試験のヒープ方向の動揺により同定した。軸方向の付加質量は、ヒーププレートの底面を直径とする半球に相当する体積を与えた。造波減衰力は、ポテンシャル理論を解く汎用ソフト AQWA を用いて評価した。評価した造波減衰力はヒープ方向とピッチ方向は微小であったため、サージ方向のみを考慮した。周波数領域を 0.33Hz~0.625Hz とし、式(5)を用いて $C_{RD,surge}$ を求めた。

Table 2 Hydrodynamic coefficients of the elements

Elements	Coefficients
Normal-axis added mass coefficient	$C_{a,n} = 2.2$
Normal-axis drag coefficient	$C_{d,n} = 1.2$
Tangential-axis added mass	$C_{a,t} = 2/3 \pi D^3 / V$
Tangential-axis drag coefficient	$C_{d,t} = 4.8$
Radiation damping coefficient (kg/s)	$C_{RD,surge} = 4.1$

2.3 数値解法

本数値モデルでは、浮体・係留を Saint-Venant のねじりを考慮する 6 自由度の梁要素により定式化する。各要素に作用する力および質量を要素の両端の接点に等分配し、全接点における連立運動方程式を求める。参照座標系は Total Lagrange で定式化し、構造減衰に Reyleigh 減衰を適用し、減衰比の評価にはサージ方向とピッチ方向の固有周期を用いた。本研究では、風車と浮体を 117 のビーム要素でモデル化し、係留索を 50 のトラス要素でモデル化した。構築した解析モデルの妥当性は、静的試験および自由振動試験の結果と比較することにより、検証した。

3. 水槽試験と数値解析の結果

3.1 水槽試験の概要

動揺予測結果の検証を行うために、1/50 スケールの水槽試験を（株）三井造船昭島研究所の潮流水槽を用いて実施した。水槽は長さ 55m×幅 8m×水深 3m である。フルードの相似則に従い、Fig. 1 に示す福島沖浮体式洋上風力発電所実証研究で用いられている 2MW 風車 1 基搭載カテナリー係留セミサブ型浮体の剛体模型を作成した。Fig. 2 に浮体模型と係留索の配置状況を示す。センターカラム上にある浮体の中心を XY 座標原点とし、喫水線を Z 軸原点とした。風水洞の水深は 2.5m に設定した。入射波高は、模型前方および横に設置した波高計で計測した。浮体の動揺は浮体に設置したターゲットの動きをカメラにより撮影し、運動解析により 6 自由度の変位に変換し、計測した。



Fig. 1 Coordinate of experiment and calculation

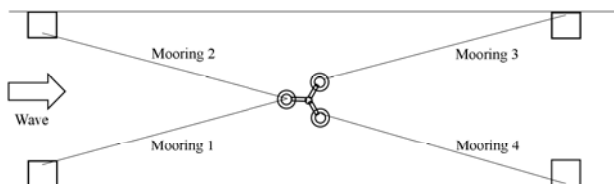


Fig. 2 Floater and mooring configuration

3.2 造波減衰力が浮体動揺に及ぼす影響

造波減衰力の影響を評価するために、自由振動中における造波減衰を考慮する場合としない場合の浮体動揺の予測値と実験値を比較した。造波減衰比を考慮しない場合は、ヒープ方向、ピッチ方向について精度よく予測したが、サージ方向については、過小評価となっていた。これは、Fig.3 に示す造波減衰力の予測値から分かるように、ヒープ方向、ピッチ方向には造波減衰力がほとんど生じないためである。

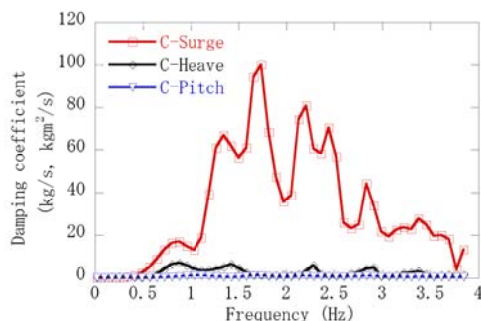


Fig. 3 Radiation damping predicted by potential theory

Fig.4 には、サージ方向の自由振動試験の実験値と予測値との時系列の比較を示すとともに、Table4 には減衰比を評価した結果を示す。造波減衰力を考慮した場合、予測精度が向上したことが分かる。このように、大振幅を生じる場合は、造波減衰の影響が大きいことが分かった。また、規則波中試験においては、波強制力がラディエーション流体力の影響を上回るため、造波減衰の影響はほとんどない。

Table 4 Measured and predicted damping ratio (%)

	Exp.	Cal. w/o damp.	Cal. with damp.
Surge	6.63	4.94	6.87

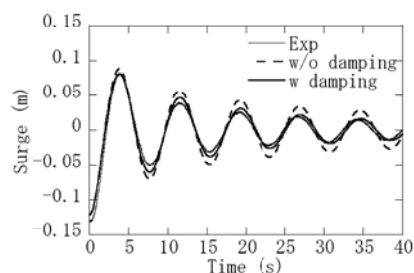


Fig. 4 Measured and predicted time series in free decay in surge direction

3.3 フルードクリロフ力が浮体動揺に及ぼす影響

細部材に対するフルードクリロフ力の影響を評価するために、波高 0.1m の規則波中においてフルードクリロフ力を考慮しない場合とした場合の浮体動揺の予測値と実験値を比較した。Fig. 5 に示す通り、フルードクリロフ力を考慮しない場合はヒープ方向の動揺の振幅において、短周期における過小評価、長周期における過大評価、位相のずれがみられたが、考慮した場合、予測精度が向上した。Fig.6 には、軸方向のフルードクリロフ力を考慮した場合としない場合のヒープ方向の波力を示す。軸方向のフルードクリロフ力の有無により、ヒープ方向の波力が変化することが分かる。ヒープ方向の予測精度の改善に伴い、ピッチ方向の動揺の予測精度も向上した。Fig.7 には不規則波中のヒープ方向の動揺予測結果を示す。規則波中において予測精度が向上した波周期に対応して、動揺の予測精度が向上していることが分かる。

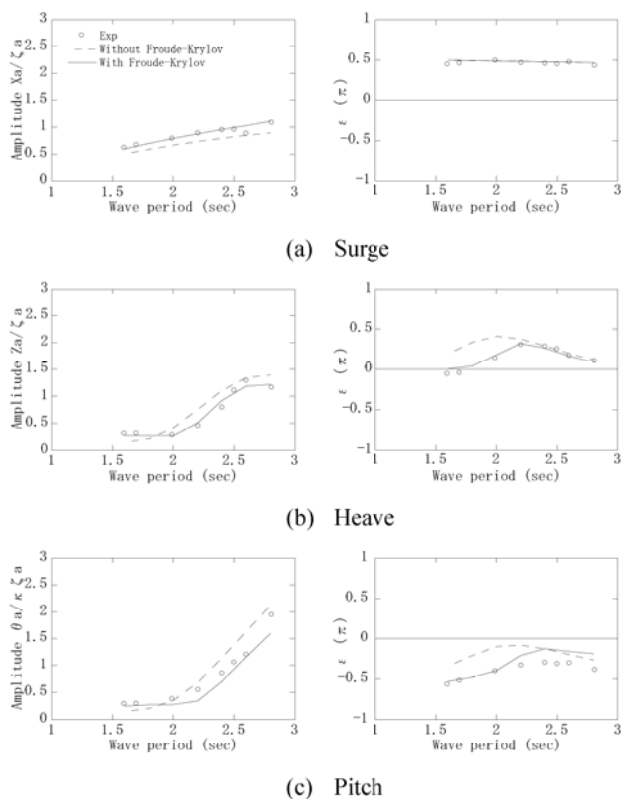


Fig. 5 Measured and predicted amplitude and phase in regular waves

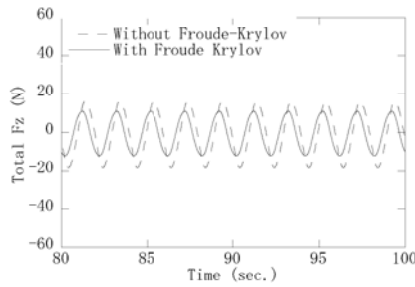


Fig. 6 Hydrodynamic force in heave direction with and without axial Froude-Krylov force

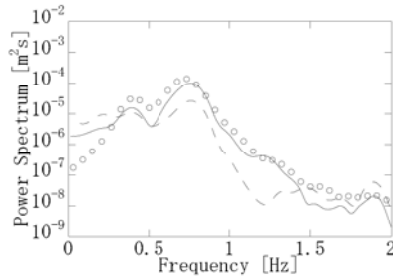


Fig. 7 Floater response in irregular waves

3.4 流体力が係留索の変動張力に及ぼす影響

流体力の考慮の有無の影響を検討するために、規則波中における係留索1の変動張力について、流体力を考慮しない場合と考慮した場合の予測値と実験値を比較した。Fig.8に示す通り、流体力を考慮しない場合、変動張力 $T1$ を4倍近く過大評価したのに対して、流体力を考慮した場合は、誤差は大きく減少した。変動張力の評価には、流体力の評価が極めて重要であることが分かる。また、Fig.9には不規則波中における変動張力の予測結果を示す。流体力を考慮した場合、しない場合と比較して、予測精度が大きく向上していることが分かる。

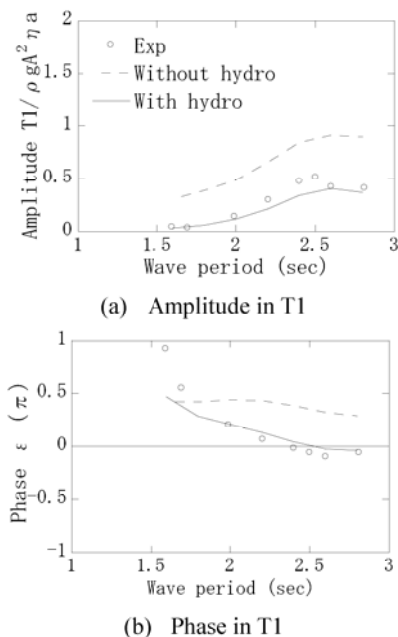


Fig. 8 Tension of mooring line in regular waves

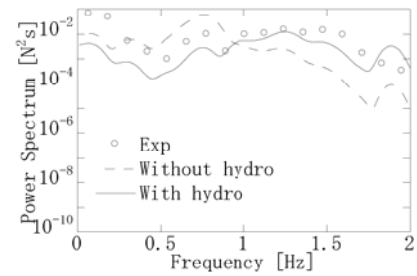


Fig. 9 Tension of mooring line in irregular wave measured and predicted

4. まとめ

本研究では、モリソン式を用いて、非線形有限要素法により、浮体式洋上風力発電システムの動揺予測を行い、以下の結論を得た。

- 1) サージ方向の減衰比は、実験値 6.63%に対して、造波減衰を考慮しない場合の減衰比は 4.94%，考慮した場合の減衰比は 6.87%であり、大振幅時における造波減衰の影響が大きいことが分かった。
- 2) 規則波試験において、軸方向のフルードクリロフ力を考慮することにより、短い波周期における動揺の振幅と位相の予測精度が向上した。
- 3) 係留索については、流体力を考慮することにより、予測精度は大きく向上した。

謝辞 本研究は、経済産業省の浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業の一環として実施された。水槽実験の実施にあたり、(株)三井造船昭島研究所の神田雅光博士、東京大学大学院工学系研究科の矢後清和研究員のご協力を頂いた。ここに深く感謝申し上げる。

参考文献

- 1) J.M. Jonkman, Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine, National renewable energy laboratory technical report NREL/TP-500-41958, 2007.
- 2) ファム バン フック, 石原孟, セミサブ浮体式洋上風力発電システムの動的応答予測モデルの開発と実験による検証, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.3, pp.604-617, 2009.
- 3) 石原孟, 加賀谷健, 菊地由佳, 複合外力を考慮した浮体式洋上風力発電システムの水槽試験と動揺予測, 第35回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.327-330, 2013.
- 4) M. B. Waris and T. Ishihara, Dynamic response analysis of floating offshore wind turbine different types of heave plates and mooring systems by using a fully nonlinear model. Coupled Systems Mechanics, Vol. 1, No.3, 2012, pp.247-268.