

分離解法を利用した浮体式洋上風車タワーに作用する荷重の予測と実測による検証*

Load Prediction of a floating offshore wind turbine tower by using uncoupled approach and validation by using full scale measurement

山口 敦**

スバナポン・ダヌポン***

石原 孟**

Atsushi YAMAGUCHI

Subanapon Danupong

Takeshi ISHIHARA

1. はじめに

浮体式洋上風力発電設備のタワーには、着床式洋上風力発電設備にも作用する風荷重・波荷重に加えて浮体の動揺による荷重も作用するため、荷重が増大する¹⁾。通常、浮体式洋上風力発電設備の荷重評価のためには風荷重・波荷重・浮体の係留等を同時に考慮した連成解析が行われるが、考慮すべき条件が多いため、多数のケースの連成解析を実施する必要がある。もし、浮体式洋上風力発電設備に作用する荷重を、風荷重の効果と波荷重の効果に分離でき、別々の動解析から荷重を推定することが可能になれば、シミュレーションケース数を大幅に削減することが可能となる。

Xu and Ishihara²⁾は浮体のピッチ動揺とサージ動揺が浮体式洋上風車のタワー荷重に与える影響を定量的に評価するモデルを提案し、ピッチ動揺による荷重とサージ動揺による荷重の相関を CQC 法により評価したが、浮体の動揺に対しこの仮定が正しいかどうか不明である。

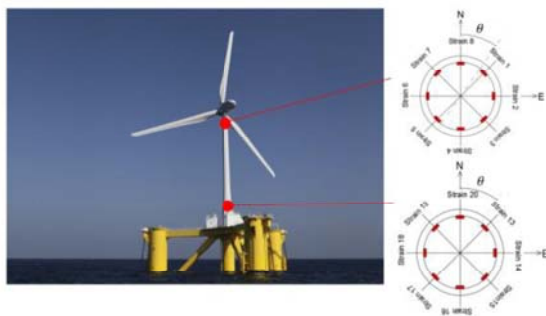


図1 福島沖 2MW 風車搭載セミサブ浮体

そこで、本研究では福島県沖に設置された 2MW ダウンウィンド風車を搭載したセミサブ浮体式風力発電設備(図 1)を対象とし、波および風の外力が浮体式洋上風力発電設備のタワーモーメントに与える影響

を明らかにするとともに、分離解法により風荷重と波荷重を求める方法を提案し、実測により検証する。

2. 数値モデルと組み合わせ荷重の評価

風車モデルとしては、山口ら³⁾によって提案された 2MW 標準風車モデルを用いた。風車タワーおよびブレードは弾性体としてモデル化した。制御モデルとしては Yousefi et al.⁴⁾ によって提案されたモデルを用いた。このモデルでは発電機のトルク制御は全域にわたり発電機回転数の関数とするとともに、ピッチ制御は発電機回転数を用いた PI 制御としている。浮体は剛体としてモデル化し、6 自由度を持つものとした。連成解析においては、下記の運動方程式を用いる。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}\mathbf{x} = \mathbf{f}_G + \mathbf{f}_B + \mathbf{f}_H + \mathbf{f}_M + \mathbf{f}_A \quad (1)$$

ここで、 $\mathbf{M}$ 、 $\mathbf{C}$ 、 $\mathbf{K}$ はそれぞれ質量マトリクス、減衰マトリクス、剛性マトリクスであり、 $\mathbf{x}$ 、 $\dot{\mathbf{x}}$ 、 $\ddot{\mathbf{x}}$ はそれぞれ各自由度の変位、速度、加速度である。右辺は外力を表し、 $\mathbf{f}_G$ は重力、 $\mathbf{f}_B$ は浮力である。 $\mathbf{f}_H$ は浮体に作用する流体力であり、本研究では付加質量・造波減衰、波強制力についてはポテンシャル理論による解析から、粘性流体力に関しては Liu and Ishihara⁵⁾ に従い、設定した。 $\mathbf{f}_M$ は係留索による張力であり、各時間ステップにおいてカテナリー理論による解析解から張力を算定し、フェアリーダにおける外力として与えた。 $\mathbf{f}_A$ は空気力であり、ロータに作用する空気力は BEM 理論により求め、風車タワーに作用する空気力は抗力係数を与えた。

分離解法においては、風車タワー基礎を固定したモデルに風荷重のみを作用させた解析と、浮体式洋上風力発電設備に波荷重のみを作用させた解析を行う。 i 番目のノードに作用する平均モーメント $\bar{M}(i)$ は次式により算定する。

$$\bar{M}(i) = \bar{M}_f(i) + \sum_{k=i}^N M_k g(h_k - h_i) \sin(\bar{\theta}_y) \quad (2)$$

ここで、 $\bar{M}_f(i)$ は基礎固定モデルにより求めた平均モーメント、 M_k と h_k はそれぞれノード k の質量および高

*第 42 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 〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1

***非会員 東京大学大学院工学系研究科(研究当時)

さであり、 $\bar{\theta}_y$ は浮体に生じるピッチ角で、次式により求める。

$$\bar{\theta}_y = \frac{\bar{F}_T L}{(K_H + K_M) - MgL_{CG}} \quad (3)$$

ここで、 $\bar{F}_T$ はロータに作用する平均スラスト力、 L は全体重心とスラスト力作用点の距離、 M は風車タワーとナセルの質量、 L_{CG} は風車タワーとナセルの重心と全体重心との距離である。 K_H は静水圧によるピッチ方向の剛性で浮体の水面での断面から次式により求める。

$$K_H = \rho g \iint_A y^2 dA + \rho g V_0 z_{GB} \quad (4)$$

また、 K_M は係留索によるピッチ方向の剛性であり、カテナリーの解析解から求めた復元力を線形化することにより求めた。

最大モーメントは平均モーメント $\bar{M}$ 、基礎固定モデルから求めた風荷重に起因するモーメントの標準偏差 σ_{wind} 、波浪のみを外力としたシミュレーションから求めた波荷重に起因するモーメントの標準偏差 σ_{wave} から、波荷重と風荷重が無相関であることを仮定して次式を使って求める。

$$M_{max} = \bar{M} + \sqrt{(g_{wind}\sigma_{wind})^2 + (g_{wave}\sigma_{wave})^2} \quad (5)$$

ここで、 g_{wind} と g_{wave} はそれぞれ風荷重と波荷重のピークファクタである。 g_{wind} は式(6)によりモデル化した。

$$\begin{aligned} g_{wind} &= A_1 \sin\left(\pi \frac{v_{in} - v_h}{v_{in} - v_r}\right) + B_1 \\ &\quad \text{for } v_{in} < v_h \leq v_r \\ g_{wind} &= A_2 \sin\left(C\pi \frac{v_h - v_r}{v_{out} - v_r}\right) + B_2 \\ &\quad \text{for } v_r < v_h \leq v_{out} \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 v_h 、 v_{in} 、 v_r 、 v_{out} はそれぞれハブ高さの平均風速、カットイン風速、定格風速、カットアウト風速である。また、 A_1 、 A_2 、 B_1 、 B_2 、 C はモデルパラメータであり、本研究では数値解析結果からフィッティングした $A_1 = -0.3$ 、 $A_2 = -1.1$ 、 $B_1 = 3.3$ 、 $B_2 = 4.4$ 、 $C = 0.4$ を用いた。

g_{wave} はガウス過程を仮定し、次式で表すことができる。

$$g_{wave} = \sqrt{2 \ln(v_0 T)} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln(v_0 T)}} \quad (7)$$

ここで、 T はシミュレーション時間であり、 v_0 はタワー基部モーメントのゼロアップクロス振動数であり、ガウス過程では次式により表すことができる。

$$v_0 = \frac{\sqrt{\int_0^\infty n^2 S(n) dn}}{\sqrt{\int_0^\infty S(n) dn}} \quad (8)$$

ここで、 n は振動数であり、 $S(n)$ はパワースペクトル密度である。一般的に、タワー基部モーメントのパワースペクトル密度には浮体ピッチ運動の固有周期、波周期、タワー1次モードの固有周期の3つのピークがある。ゼロアップクロス振動数 v_0 は次式により近似的に表すことができる。

$$v_0 \approx \sqrt{\frac{n_p^2 \sigma_b^2 + n_s^2 \sigma_s^2 + n_t^2 \sigma_t^2}{\sigma_b^2 + \sigma_s^2 + \sigma_t^2}} = n_p \quad (9)$$

ここで、 σ_b^2 、 σ_s^2 、 σ_t^2 はそれぞれ、バックグラウンド成分(波周期の変動)、タワー共振成分(タワー1次固有振動数の変動)および浮体共振成分(浮体の固有周期の変動)の分散である。浮体では、 σ_s^2 と σ_t^2 が σ_b^2 に比べて無視できるほど小さいため、ゼロアップクロス周期はおおよそ $v_0 = n_p$ となる。

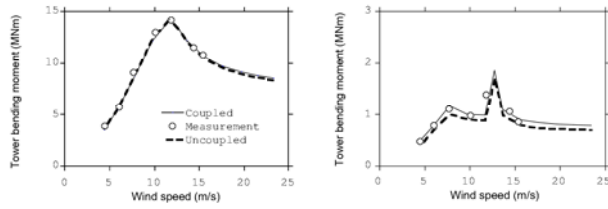
3. 風車タワーに作用する荷重予測と実測による検証

本節では、前節で提案したモデルを用いてタワー基部と頂部の平均モーメントと標準偏差を求め、実測により検証するとともに、最も重要な荷重ケースの一つであるDLC1.6を対象として連成モデルと提案した分離解法の比較を行う。タワーモーメントは図1に示すようにタワー頂部と基部の2断面に設置されたひずみゲージにより計測した。

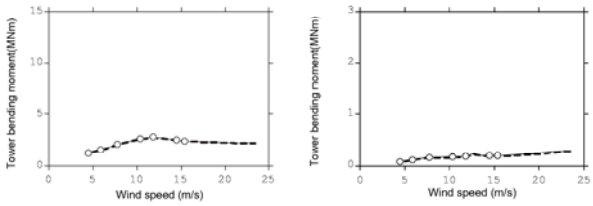
風速場は国際標準IEC61400-1で定められているKaimalモデルを用い、乱流強度は同標準で定められた標準乱流モデルを用いた。また風速の鉛直分布を規定すべき指数は0.1とした。波はJONSWAPスペクトルモデルに従う不規則波を用い、形状パラメータは2.87とした。

ピーク波周期 $T_p = 10s$ 、有義波高 $H_s = 1.75m$ 、風向と波向のミスアラインメント $\theta_{mis} = 0^\circ$ の場合に風速を変化させてタワーモーメントを解析し、実測と比較した(図2)。実測データは $8s \leq T_p < 12s$ 、 $1.5m \leq H_s < 2.0m$ 、 $-15^\circ \leq \theta_{mis} < 15^\circ$ の範囲の全てのデータを風速ビン別に平均したものである。平均成分・変動成分と

もに風速に大きく依存し、タワー基部モーメントの平均値は定格風速周辺で最大値を示す。シミュレーション結果は観測とよく一致していることが分かる。



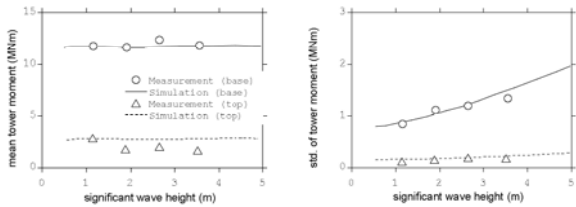
(a) タワー基部平均値 (b) タワー基部標準偏差



(c) タワー頂部平均値 (d) タワー頂部標準偏差

図2 風車運転時の風速別タワーモーメント

有義波高がタワーモーメントに与える影響を評価するために、ピーク波周期 $T_p = 10s$ 、風速 $u = 9m/s$ 、風向と波向のミスアラインメント $\theta_{mis} = 0^\circ$ の場合に有義波高を変化させてタワーモーメントを解析により評価し、実測と比較した(図3)。なお、実測データは $8s \leq T_p < 12s$ 、 $8m/s \leq u < 10m/s$ 、 $-15^\circ \leq \theta_{mis} < 15^\circ$ の範囲の全てのデータを波高ビン別に平均したものである。解析結果と観測結果はよく一致していることが分かる。また、平均モーメントは有義波高に依存しないが、モーメントの変動成分は有義波高に依存し、波高が増大するにつれて変動モーメントが増大することがわかる。またタワー基部と比較してタワー頂部では波高の影響が少ないこともわかる。

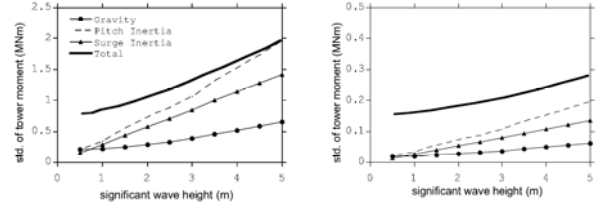


(a) 平均値 (b) 標準偏差

図3 波高別タワーモーメント

タワーモーメントの変動成分のうち浮体動揺に起因する成分としては、浮体のピッチ角加速度に起因する慣性力、浮体のサージ加速度に起因する慣性力、浮

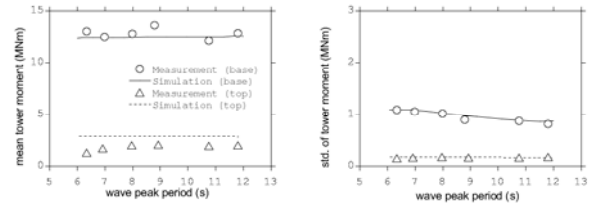
体ピッチ角の変動によるモーメントの変動がある。本節ではシミュレーション結果から求めた浮体動揺によるこれらの成分を算定した。その結果を図4に示す。すべての成分が有義波高の増大に伴い増大していることがわかる。



(a) タワー基部 (b) タワー基部

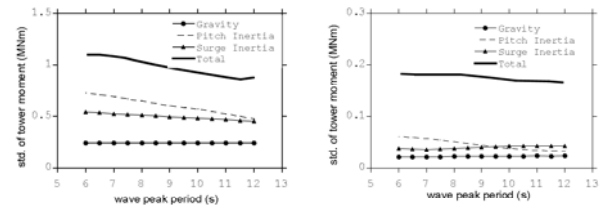
図4 成因別のタワーモーメント標準偏差

次に、有義波周期の影響を評価するために、有義波高 $H_s = 1.75m$ 、風速 $u = 9m/s$ 、風向と波向のミスアラインメント $\theta_{mis} = 0^\circ$ の場合にピーク波周期を変化させてタワーモーメントを解析し、実測と比較したものを図6に示す。なお、実測データは $1.5m \leq H_s < 2.0m$ 、 $8m/s \leq u < 10m/s$ 、 $-15^\circ \leq \theta_{mis} < 15^\circ$ の範囲の全てのデータを波高ビン別に平均したものである。解析結果は実測とよく一致している。また、有義波高の場合と同様に平均モーメントはピーク周期に依存しないが、変動モーメントは、ピーク周期が増大するにつれ、タワーモーメントの変動成分は低減する。



(a) 平均値 (b) 標準偏差

図5 波周期別タワーモーメント



(a) タワー基部 (b) タワー基部

図6 成因別のタワーモーメント標準偏差

この原因を調べるために、図4と同様にタワーモーメントの浮体動揺に起因する成分を分解したのが図6

である。浮体ピッチ角の変動による成分は波周期には依存しないが、ピッチ角加速度に起因する成分と、サージ加速度に起因する成分が波周期の増大につれて減少していることがわかる。これは、波高が等しい場合、周期が短いほど、角加速度および加速度が大きくなることから説明できる。

次に、式(6)で示した風荷重のピークファクトと式(7)で示した波荷重のピークファクタを実測と比較したものを図7に示す。風荷重、波荷重のピークファクトとも観測と一致していることがわかる。

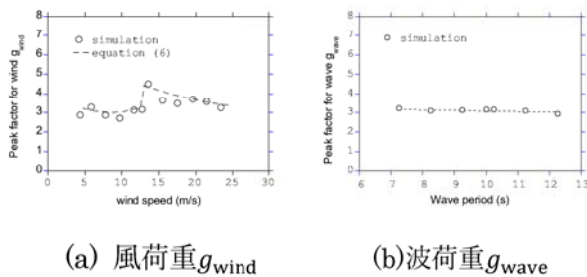


図7 提案したピークファクタと観測の比較

最後に IEC61400-3-2 に規定されている高波浪時の風車運転の荷重ケースである DLC1.6 を想定して、平均タワーモーメントと最大タワーモーメントを連成解析と本研究で提案した分離解析により求めた結果を図8に示す。両者にほとんど差がなく、分離解析により風と波の組み合わせ荷重を評価することが可能であることを示した。ちなみに、連成解析の場合には乱流シード6 ケース、風速 12 ケース、波周期 3 ケースの組み合わせである 216 ケースに対してそれぞれ 1 時間分の解析が必要であるが、分離解析の場合は風荷重が風速別 12 ケースに対して 10 分間、波荷重が周期 3 ケースに対して 1 時間分のシミュレーションで済むため、解析時間はおおよそ 1/40 に削減可能である。

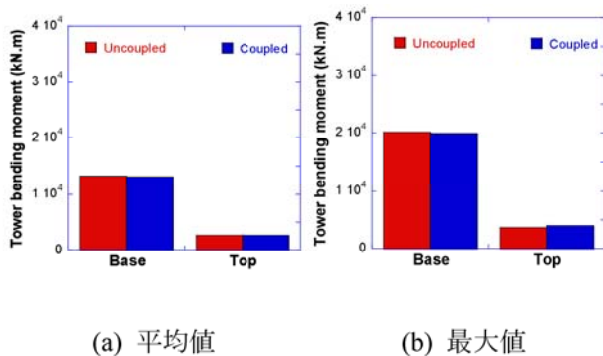


図8 DLC1.6 におけるタワーモーメントの比較

4. まとめ

本研究では、浮体式洋上風力発電設備の荷重評価に際し、波荷重と風荷重を分離して解析する分離解析法を提案すると共に、実測データを用いて検証し、以下の結論を得た。

1. タワーモーメントの平均値・標準偏差は風速によって大きく変化する。またタワーモーメントの平均値は波高・波周期には影響されない一方、標準偏差は波高の増大に伴い増大し、周期の増大に伴い減少することが分かった。
2. 本研究で提案した分離解析法により求めたタワーモーメントの平均値およびピークファクタは実測値とよく一致する。
3. 本研究で提案した分離解析法により求めた高波浪時と風車運転時の平均荷重および最大荷重は連成解析の結果とよく一致し、計算時間はおおよそ 1/40 に削減できることを示した。

謝辞

本研究は経済産業省の委託事業である福島浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業の一部として実施された。ここに記して関係者の皆様に感謝の意を表す。

参考文献

- 1) Robertson, A. N., Jonkman, J. M. Loads analysis of several offshore floating wind turbine concepts, In Proceedings of International Society of Offshore and Polar Engineers 2011 Conference, Hawaii, USA
- 2) Xu, N., Ishihara, T. Prediction of tower loading of floating offshore wind turbine systems in the extreme wind and wave conditions, *Wind Engineering*, 38(5), 463-476, 2014.
- 3) 山口敦・林岑蔚・石原孟, 浮体式洋上風車風力発電支持構造物の荷重予測(その1) 2MW ダウンウィンド標準風車モデルの作成と実測による検証, 土木学会第回年次学術講演会, 2020.
- 4) Yousefi, I., Yamaguchi, A., Ishihara, T. The Effect of Control Logic on Wind Turbine Tower Load, *Grand Renewable Energy Conference*, Yokohama, 2018.
- 5) Liu, Y., Ishihara, T. Prediction of dynamic response of semi-submersible floating offshore wind turbines by a novel hydrodynamic coefficient model, *J. Phys. Conf. Ser.* 2019, 1356, 012035. doi:10.1088/1742-6596/1356/1/012035