

7MW V字型セミサブ浮体式洋上風車の荷重計算

Load calculation of a 7MW offshore wind turbine on V-shaped semi-submersible floating structure

中村 昭裕*¹ 林 義之*¹ 松下 崇俊*²
 Akihiro NAKAMURA Yoshiyuki HAYASHI Takatoshi MATSUSHITA

*¹ Development & Design Group, Offshore Wind Turbine Dep., Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.
 12, Nishiki-cho, Naka-ku, Yokohama, 231-8715, Japan, E-mail: akihiro3_nakamura@mhi.co.jp

*² Alliance Group, Offshore Wind Turbine Dep., Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.

Abstract

This paper shows a load assessment method for design of the 7MW offshore wind turbine on V-shaped semi-submersible floating structure, which will be installed off the coast of Fukushima prefecture in the Fukushima Floating Offshore Wind Farm Demonstration Project. We calculated the load of the floating offshore wind turbine by using the coupled model of a wind turbine and a floating structure, which was tuned based on the tank test results. In the load analysis, asymmetric floater response against directional wave was considered. Also stability of the floating offshore wind turbine related to blade pitch control induced vibration was evaluated. It was confirmed that induced vibration converged to small amplitude and did not have significant effect on fatigue and extreme loads.

キーワード：洋上風力発電，荷重計算，方位特性，翼ピッチ制御励起振動
 Key Words：Offshore wind turbine, Load calculation, Direction dependency, Pitch control induced vibration

1. はじめに

世界初の本格的な浮体式洋上ウィンドファームの実証研究として「福島復興・浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業」が2011年より開始され、複数形式の浮体式風車が福島沖20kmの洋上に係留される計画である¹⁾。当社では本実証研究事業の一環として、世界最大級の浮体式洋上風車となる、V字型セミサブ浮体に搭載した7MW洋上風車（以下V字型浮体風車）を建造中である。

本稿では当社V字型浮体風車の設計において実施した荷重評価手法について述べ、荷重計算結果のうち、着床式洋上風車に比べて大幅に増加するタワー基部荷重を代表して示す。初めに水槽試験の浮体挙動特性評価結果に基づき、風車-浮体連成荷重解析モデルを調整、検証した結果について紹介する。

次にV字型浮体風車の波に対する荷重応答の方位特性と、サイト環境の波方位特性を考慮した荷重評価結果について述べる。

最後に浮体式洋上風車の荷重評価で重要となる翼ピッチ制御に起因する不安定振動（以下、翼ピッチ制御

励起振動）に関して、V字型浮体風車の安定性評価を行い、荷重への影響について検討した結果を示す。

2. 荷重計算モデルと計算条件

荷重計算モデルの概要と水槽試験データに基づいた妥当性検証結果について述べる。計算条件については波の頻度と波高の方位特性を中心に示す。

2.1 計算モデル

浮体式洋上風車の荷重計算はGL Garrad Hassan社のBladed²⁾、DTUのHAWC2³⁾、NRELのFAST⁴⁾等、複数の荷重解析ツールを用いて実施し、それぞれの計算結果が概ね同傾向となることを確認した。本稿では当社において従来より設計に用いているBladedの計算結果を代表して示す。Bladedのモデルは翼素運動量理論に基づく風車空力モデル、修正モリソン式に基づく浮体流体力モデル、そして翼、ドライブトレイン、タワー、及び浮体構造の弾性はリモデルにより構成される。使用したBladedのバージョンはVer.4.3.0.73である。

表1に解析対象であるV字型浮体風車の主要目を示す。風車モデルは三菱重工業製のMWT167/7.0⁵⁾で、浮体モデルは福島沖の海象条件と本風車搭載を念頭に設計したV字型セミサブ浮体⁶⁾である。図1にV字型浮体風車の概念図、浮体運動座標系、方位図を示す。

2.2 計算モデルの妥当性検証

当社所有の大型水槽設備にて縮率1/64浮体模型を

*1 三菱重工業（株）洋上風車部 開発設計グループ
 (〒231-8715 横浜市中区錦町12番地)

E-mail: akihiro3_nakamura@mhi.co.jp

*2 三菱重工業（株）洋上風車部 事業化推進グループ
 (原稿受付：2014年 5月 26日)

表 1 主要目

風車	定格出力	7,000	kW
	ロータ位置	アップウィンド	—
	ドライブトレイン	油圧式	—
	ロータ直径	167	m
	ハブ高さ	105	m
	定格風速	12	m/s
浮体	型式	V字型セミサブ	—
	排水量	26,000	t
	稼働時喫水	17	m

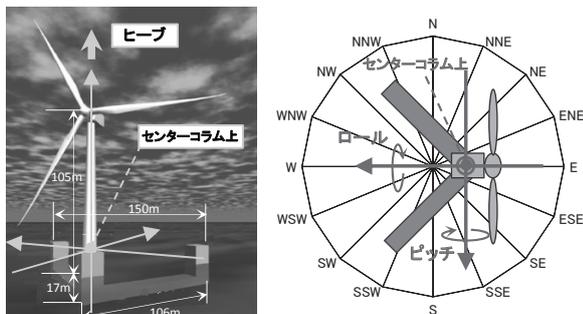


図 1 概念図, 浮体運動座標系, 方位図

用いて実施した波浪中応答試験の結果⁷⁾に基づき、荷重計算モデルの調整、検証を行った。自由応答や以下に示す規則波及び不規則波応答において、解析の応答量が試験と一致、またはそれを若干上回るように、浮体流体力モデルの減衰係数を調整した。

図 2 に代表的な検証項目である規則波中における浮体の周波数応答関数の解析結果と水槽試験結果の比較を示す。なお本稿では波向について、東からの波を「E波」、南からの波を「S波」などと表記する。波応答の大きな波周期や浮体の復原力と慣性力で定まる同調周期が解析と試験で概ね一致している。また E 波と S 波で波応答特性が異なることが確認できる。

図 3 に不規則波中における浮体ピッチ応答の統計値の解析と試験の比較を示す。波条件は定格運転時と波浪時を想定した 2 条件としている。ただし W 波についてはサイトの海象条件を考慮して波浪時の波高を 0.6 倍に減じている (2.3 節に詳述)。前述の通り、流体力モデルの減衰係数調整において、解析の応答量が試験と一致、またはそれを若干上回るように設定することで、荷重評価上安全側のモデルとしている。なお波高 0.6 倍の W 波の浮体ピッチ応答量が E 波と S 波の応答量と同程度となっており、V 字型浮体の波応答の方位特性が確認できる。

2.3 計算条件

(1) 環境条件 風況及び海象条件は V 字型浮体風車設置サイトの福島沖を想定し、「福島復興・浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業」のコンソーシアムに

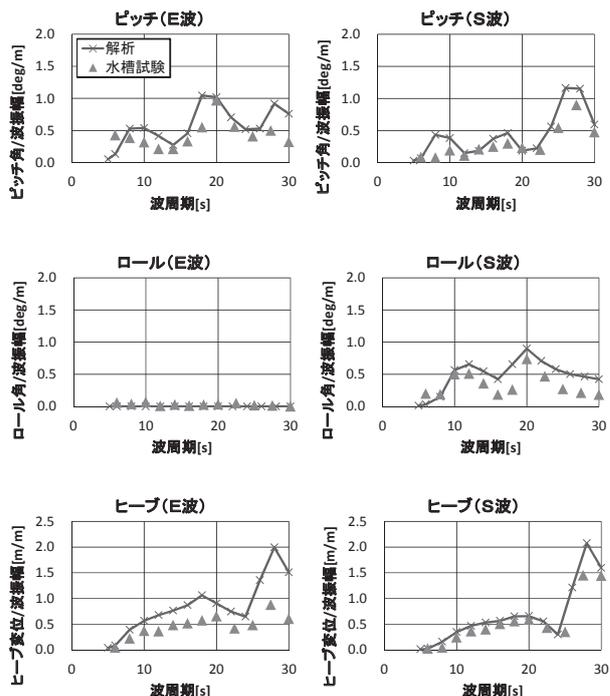


図 2 規則波中応答 (解析と水槽試験の比較)

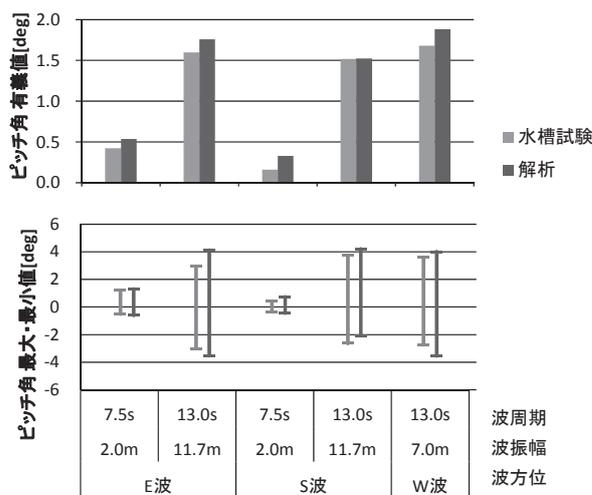


図 3 不規則波中応答 (解析と水槽試験の比較)

て、観測データ等⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾に基づき設定したものを用いた。環境条件の概要を表 2 に示す。

また独立行政法人港湾空港技術研究所 (NOWPHAS) の沖波データを用いて極値統計解析により算出した再現期間 50 年の方位別有義波高と、これに基づいて設定した設計波高モデル¹¹⁾を図 4 に示す。本設計波高モデルより SW~N 方位の設計波高は、表 2 の再現期間 50 年の 3 時間有義波高を 0.6 倍に減じた値とした。同じく NOWPHAS の沖波データより算出した波の方位別出現頻度¹¹⁾を図 5 に示す。陸側からの波である W 波の頻度が極端に低くなっている。

表2 環境条件の概要 (福島沖)

項目	条件	値	単位
風速 (ハブ高さ)	年平均、10分間平均	7.6	m/s
	再現期間50年、10分間平均	50.7	m/s
乱流強度	基準乱流強度	12	%
べき指数	発電時	0.14	—
	暴風時	0.1	—
波	年平均、平均有義波高	1.41	m
	年平均、平均有義波周期	6.2	s
	再現期間50年、3時間有義波高	11.7	m
	再現期間50年、3時間有義波周期	13	s
	波のスペクトル : ピアソン・モスコビッツ		
水流	再現期間50年	1.5	m/s

表3 荷重ケース (抜粋)

分類	DLC名	DLC説明	荷重の部分安全率	風波方位条件		
				風向偏差	風向	波向
終極荷重	DLC6.1	暴風	1.35	-8,0,8 deg	16方位 (E~S~W~N)	9方位 (E~S~W)
疲労荷重	DLC1.2	発電	1	-8,0,8 deg	4方位 (E,S,W,N)	3方位 (E,S,W)
	DLC2.4	停電を含む故障				
	DLC3.1	始動				
	DLC4.1	通常停止				
	DLC6.4	待機				

3. 荷重計算結果

前記荷重計算モデル及び条件にて算出したタワー基部荷重について、V字型浮体風車の波に対する荷重応答の方位特性と、当サイトの波方位特性に着目して述べる。図6にタワー基部座標系を示す。

3.1 タワー基部終極荷重

各風向、波向におけるタワー基部合成モーメント (Mxy)の最大値について、E波・E風における値を1とした時の比を図7に示す。なおここでは簡単のため、表3で示した風向・波向条件のうち、風向は4方位、波向は5方位を抜粋して示す。

波向に対する荷重応答の方位特性に着目すると、全方位一律の波高に対する荷重応答は浮体応答が大きいW波で卓越した。ただし実際の設計波高は前章で述べた通り、SW~N波で0.6倍となるため、全方位概ね同等レベルの荷重値となった。

風向に対する荷重応答に関しては波向のような顕著な方位特性は確認できないが、タワー基部モーメントが比較的大きくなる風向条件は、波応答による荷重の発生方向と風荷重の方向が一致する場合や、ロール方向に比べて復原力が小さく風荷重による定常傾斜が大きいピッチ方向のE風、W風の条件など、複数の事象の組合せで決まっている。

3.2 タワー基部疲労荷重

各風向、波向におけるタワー基部モーメント (Mx, My) の疲労等価荷重について、E波・E風におけるMyの疲労等価荷重を1とした時の比と、方位別の波の出現頻度を図8に示す。ここでは簡単のため、波の出現頻度は4方位に代表させ、風向と波向が同一の条件についてのみ紹介する。なおN波・N風の荷重値には対称で同条件であるS波・S風の値を流用した。4方位の合成値は、風速別の出現頻度に波の方位別の出現頻度を乗じて求めた各荷重ケースの出現頻度を用いて算出した。

終極荷重と同様にW波の疲労等価荷重が大きくなったが、W波の出現頻度が小さいため、4方位の合成値としてはW波の荷重値の影響は小さい。

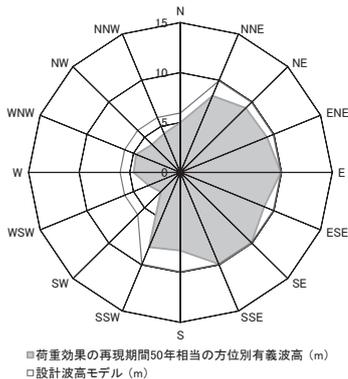


図4 方位別設計波高モデル¹¹⁾

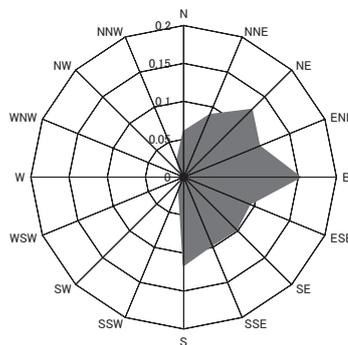


図5 波の方位別出現頻度¹¹⁾

(2) 荷重ケース 設計荷重計算は IEC-61400-3, Ed.1¹⁰⁾に従い実施したが、本稿では浮体の動揺によって着床式洋上風車に比べて大幅に増加するタワー基部荷重に着目し、タワー基部荷重の評価において重要となる荷重ケースのみを抜粋して紹介する。抜粋した荷重ケースの一覧を表3に示す。終極荷重計算ケースはV字型浮体風車においてタワー基部荷重が最大となったDLC6.1(暴風)の計算結果についてのみ示す。疲労荷重はDLC1.2(発電), DLC2.4(停電を含む故障), DLC3.1(始動), DLC4.1(通常停止), DLC6.4(待機)の計算結果より算出した疲労等価荷重を示す。なおWNW~N~ENE波はWSW~S~ESE波と対称で同一条件のため荷重計算を省略する。

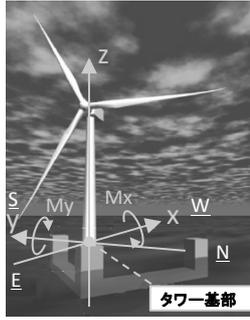


図6 タワー基部座標系(タワー基部固定)

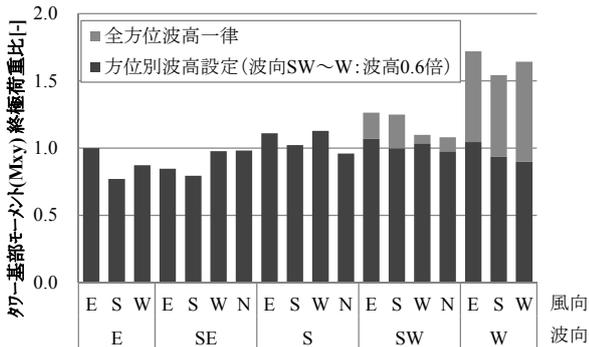


図7 タワー基部終極荷重の比 (E波・E風基準)

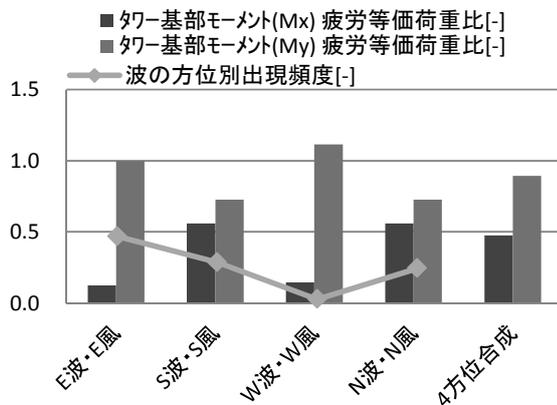


図8 タワー基部疲労等価荷重(Wöhler係数:4)の比 (E波・E風のMy基準)

4. 翼ピッチ制御励起振動に関する安定性評価

浮体式風車では定格運転域の翼ピッチ制御に起因する風速に対するスラストカーブの負傾斜が、浮体の同調周期における回転運動において負減衰として働き、自励振動を生じることがある¹²⁾。V字型浮体式風車について、この翼ピッチ制御励起振動に関する安定性評価を行い、タワー基部荷重への影響について検討した。まず翼ピッチ制御励起振動の理解のため、簡易な線形モデルを用いた安定性評価について説明する。続いてBladedを用いた翼ピッチ制御励起振動の荷重への影響評価について示す。

4.1 線形モデルによる安定性評価

(1) 線形モデル 以下に線形モデルの運動方程式を示す。浮体運動は通常6自由度の剛体運動を考えるが、ここでは簡単のため、浮体ピッチ方向の1自由度運動方程式として表す。浮体ピッチ角を ϕ 、慣性係数を I 、減衰係数を D 、復原力係数を K 、ハブスラスト力を F 、重心位置とハブ中心位置の高さ方向の距離を L とすると浮体の運動方程式は次式となる。

$$I\ddot{\phi} + D\dot{\phi} + K\phi = FL \quad (1)$$

ロータの運動方程式はロータ回転角速度を ω 、ロータ慣性モーメントを J 、空力トルクを T とし、負荷トルク T_{gen} と負荷トルク指令 T_d について $T_{gen} \approx T_d$ と仮定すると、次式の1次遅れ系で表される。

$$J\dot{\omega} = T - T_d \quad (2)$$

ハブスラスト力 F と空力トルク T は、相対流入風速 U 、翼ピッチ角 θ 、ロータ回転角速度 ω の関数とし、これらの平衡点をそれぞれ U_0 、 θ_0 、 ω_0 、変分量を ΔU 、 $\Delta\theta$ 、 $\Delta\omega$ として、平衡点周りでテイラー展開すると次式が得られる。

$$F(U, \theta, \omega) = \frac{\partial F(U_0)}{\partial U} \Delta U + \frac{\partial F(\theta_0)}{\partial \theta} \Delta\theta + \frac{\partial F(\omega_0)}{\partial \omega} \Delta\omega + F(U_0, \theta_0, \omega_0) \quad (3)$$

$$T(U, \theta, \omega) = \frac{\partial T(U_0)}{\partial U} \Delta U + \frac{\partial T(\theta_0)}{\partial \theta} \Delta\theta + \frac{\partial T(\omega_0)}{\partial \omega} \Delta\omega + T(U_0, \theta_0, \omega_0) \quad (4)$$

ここで相対流入風速 U は風速を U_w とし、浮体ピッチ動揺を考慮すると次式となる。

$$U = U_w - \dot{\phi}L \quad (5)$$

また翼ピッチシステムは時定数 τ_p の一次遅れ系とし、翼ピッチ角指令を θ_d とすると次式となる。

$$\tau_p \dot{\theta} = \theta_d - \theta \quad (6)$$

以上の式(1)~(6)をラプラス変換し、翼ピッチ角指令 θ_d を入力、ロータ回転角速度 ω を出力とした伝達関数に整理することで制御対象の線形モデルが得られる。

制御器については、翼ピッチによるロータ回転角速度制御を線形のPI制御とし、ゲイン設定は陸上機と同等とした。トルク制御は定格トルク一定指令とした。図9に線形モデルのブロック図を示す。

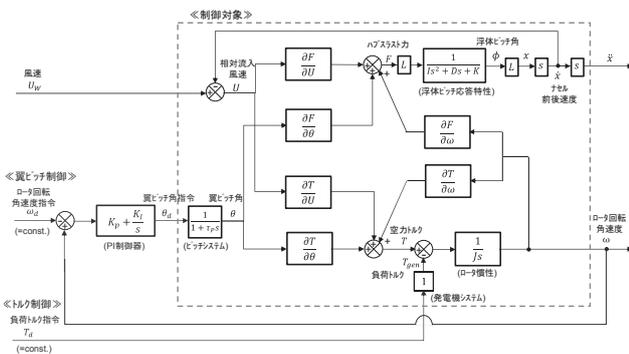


図9 線形モデルのブロック図

(2) 安定性評価結果 前項で導出した線形モデルを用いて、ロータ回転角速度指令 ω_d から実ロータ回転角速度 ω までの一巡伝達関数の極配置図を、浮体ピッチ角片振り振幅をパラメータとして描画したものを図10に示す。浮体ピッチ運動の減衰は浮体ピッチ角の振幅に依存する。そこで浮体ピッチ角片振り振幅ごとに水槽試験より同定した減衰係数 D をそれぞれ用いた。なお風速は風速に対するスラストカーブの負の勾配が大きく不安定性の強い定格風速を少し上回る 14m/s とした。

極(図の"x")が右半平面に存在する時に系は不安定、左半平面に存在する時に系は安定となるが、浮体ピッチ角片振り振幅約 0.7deg 以上で安定化することがわかる。この理由としては、振幅約 0.7deg 以上で浮体の流体減衰が空力の負減衰を超過したためと考えられる。

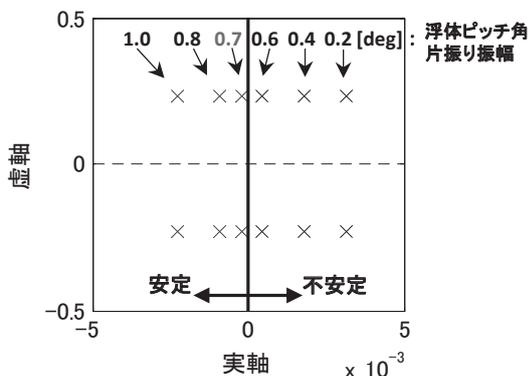


図10 線形モデルの極配置図

したがって静水面上で生じる翼ピッチ制御励起振動は、浮体ピッチ角片振り振幅が約 0.7deg まで達したところでリミットサイクルに収束すると推定される。

4.2 翼ピッチ制御励起振動の荷重への影響評価

翼ピッチ制御励起振動の荷重への影響について、2章で示した Bladed の荷重計算モデルにより評価を行った。まず浮体ピッチ振幅の収束値を Bladed による非定常計算により評価し、前節の線形モデルによる評価結果と比較した。図11に風車発電時、波無しの条件における、定常風ステップ応答(風速 10→14m/s)の Bladed 解析結果の時刻歴波形を示す。風速が定格風速を上回ると翼ピッチ制御励起振動が発達し、浮体ピッチ角片振り振幅約 0.5~0.7deg で収束しているのが確認できる。当浮体ではピッチ運動とヒープ運動の連成項が存在するため、ピッチ運動にピッチの同調周期の振動とヒープの同調周期の振動が混在しているが、自励振動においてはピッチの同調周期における振動が支配的であり、浮体ピッチ振幅の収束値は1自由度のみを考慮した線形モデルによる評価結果と概ね一致している。

ここで翼ピッチ制御励起振動の終極荷重への影響について考えると、片振り振幅 0.7deg 程度の浮体ピッチ同調周期の振動により発生する荷重は、暴風波浪時の荷重に比べて十分小さく、問題にならないレベルと言える。

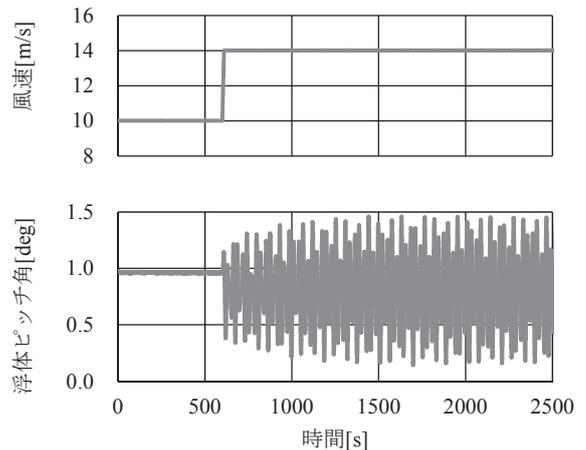


図11 Bladed 時刻歴波形 (風車発電時、波無し、定常風ステップ応答)

次に翼ピッチ制御励起振動の疲労荷重への影響を Bladed を用いた非定常解析により評価した。図12に DLC 1.2 (平均風速 14m/s 変動風, 有義波高 1.98m 不規則波) におけるタワー基部モーメント(My)の周波数特性を示す。浮体ピッチ同調周期における翼ピッチ制御

励起振動による荷重は、波応答による荷重に比べて小さく、疲労荷重への影響は小さいことが分かる。また同図に不規則波の有義波高を設計波高の 1/2, 1/4 倍とした時のタワー基部モーメントの周波数特性を示す。波高が小さいほど翼ピッチ制御励起振動によるタワー基部荷重が大きくなることが分かる。しかし低波高時の翼ピッチ制御励起振動増幅による荷重増加量より、波応答低減による荷重減少量が大きく上回るため、表 4 に示す疲労等価荷重としては設計波高時の方が大きい。したがって 3.2 節に示した設計波高における疲労荷重評価結果は安全側の設計値と言える。

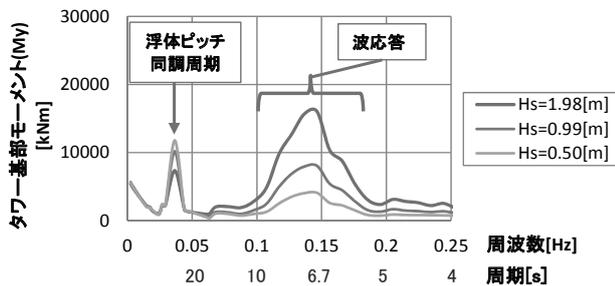


図 12 タワー基部荷重の周波数特性(DLC1.2, 14m/s)

表 4 タワー基部疲労等価荷重(DLC 1.2, 14m/s)

有義波高(Hs)	1.98m (設計波高)	0.99m (設計波高×1/2)	0.50m (設計波高×1/4)
タワー基部モーメント(My) 疲労等価荷重 (Wöhler係数:4) (Hs=1.98mの荷重比)	1	0.60	0.43

5. おわりに

「福島復興・浮体式洋上ウィンドファーム実証研究事業」にて実証研究を進めている V 字型浮体風車について、水槽試験結果を元に調整、検証した風車-浮体連成解析モデルを用いて荷重計算を行った。浮体の波に対する荷重応答の方位特性とサイト環境の波方位特性を考慮した荷重評価を行い、波と風方向の組合せによるタワー基部荷重の変化を設計に反映した。

また V 字型浮体風車の翼ピッチ制御励起振動に関する安定性評価を行い、自励振動が小振幅でリミットサイクルに収束することを確認し、疲労及び終極荷重において自励振動による荷重が通常風応答や波応答による荷重に比べて十分小さいことを確認した。

今後予定されている福島沖の実証試験にて、V 字型

浮体風車の運動性能、荷重特性、制御安定性等に関する実機検証を行い、浮体式洋上風車の経済性及び安全性の向上に取り組む計画である。

謝辞

本研究は経済産業省資源エネルギー庁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しました。本研究を実施するにあたり、ご指導頂きました関係者の方々並びに本実証試験の実現に向けて尽力されているコンソーシアムメンバーの方々に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Fukushima floating offshore wind farm demonstration project, <http://www.fukushima-forward.jp/pdf/pamphlet3.pdf>
- 2) GL Garrad Hassan, Bladed User Manual Ver.4.3, 2012.
- 3) Larsen, T. J. and Hansen, A. M., How 2 HAWC2, the user's manual, Risø-R-1597(ver.4-3)(EN), 2012.
- 4) Jonkman, J.M. and Buhl, M. L., Jr., FAST User's Guide, Technical Report NREL/EL-500-38230, 2005.
- 5) 宇磨谷, 野口, 内田, 柴田, 河合, 納富, 風力発電 (洋上風車の開発状況), 三菱重工技報 Vol.50, No.3, pp49-55, 2013
- 6) 太田, 小松, 伊藤, 熊本, 日本の海域に調和する洋上風車浮体の開発, 三菱重工技報 Vol.50, No.2, pp27-31, 2013
- 7) M. Ohta, M. Komatsu, H. Ito, H. Kumamoto, Development of a V-shaped Semi-submersible Floating Structure for 7MW Offshore Wind Turbine, *International Symposium on Marine and Offshore Renewable Energy*, 2013
- 8) 土谷, 石原, 福本, 助川, 大窪, 洋上風力発電導入に向けた洋上風況観測, 第 19 回風工学シンポジウム論文集, pp.121-126, 2006
- 9) 海上技術安全研究所, 日本近海の波と風データベース (詳細版, 2006.3.7)
- 10) IEC 61400-3 Ed.1: Wind turbines-Part 3: Design requirements for offshore wind turbines, 2009
- 11) 本田, 太田, 石井, 洋上風力発電設備における波の設計条件に関する方位性の導入, 日本風力エネルギー学会 論文集 Vol.37, No. 2, pp.33-40, 2013
- 12) Jonkman, J.M, Influence of control on the pitch damping of a floating wind turbine, *46th AIAA Aerospace Science Meeting, Reno, US*, 2008