

ダウンウィンド型浮体式洋上風車のための ナセル風速を利用したフィードフォワード制御法の研究

A Study on a Feedforward Control Using the Nacelle Wind Speed for Downwind-type Floating Offshore Wind Turbines

角谷 啓^{*1} 吉田 茂雄^{*2} 杉野 淳一^{*1} 石原 孟^{*3}
Hiromu KAKUYA Shigeo YOSHIDA Junichi SUGINO Takeshi ISHIHARA

^{*1} Senior Engineer, Wind Turbine Generator Systems Dept., Energy Business Unit, Hitachi, Ltd.,
1-1 Kokubu-cho 1-chome, Hitachi-shi, Ibaraki-ken 316-8501, Japan.

Fax:+81-294-38-5681, E-mail: hiromu.kakuya.dy@hitachi.com

^{*2} Professor, Institute of Ocean Energy, Saga University,
1-Honjo machi, Saga-shi, Saga-ken, 840-8502, Japan
/ Professor, Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University,
6-1, Kasuga-koen, Kasuga-shi, Fukuoka-ken 816-8580, Japan

^{*3} Professor, Dept. of Civil Engineering, The University of Tokyo,
7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo 113-8656, Japan.

Abstract

Control of blade pitch angle (BPA) based on the platform-pitching motions (floating platform vibration control; FVC) can suppress the platform-pitching vibrations of floating offshore wind turbines (FOWTs) generated by the variable speed control (VSC). However, FVC increases cumulative moving distances of BPA and fatigue loads of blade pitch actuators comparing with those without FVC. This study proposes a new control method to reduce loads of blade pitch actuators; in this method, the blade pitch angle demand is generated using feedforward control (FFC) based on operational characteristics of BPA, and the input of the feedforward control is wind speed detected by the wind speed sensor placed at the top of nacelle of the downwind turbine. Simulations and demonstrations using a utility-scale five-megawatt advanced-spar type FOWT are performed and the results show that the proposed method can reduce loads of blade pitch actuators.

キーワード：浮体式洋上風車，ブレードピッチ角度制御，フィードフォワード制御
Key Words：Floating offshore wind turbine, Blade pitch control, Feedforward control

1. はじめに

昨今頻繁に報道される異常気象の多くは、地球温暖化により引き起こされていると推測されており、地球温暖化の主要因である温室効果ガスの70%以上を占める二酸化炭素(CO₂)を削減する取組みが進められている。その1つとして、持続可能な開発目標(Sustainable Development Goals; SDGs)が2015年の国連サミットで採択され、再生可能エネルギーの導入拡大が目標の1つに掲げられた[1]。このような取組みにより、再生可能エネルギーの導入が継続的に加速することが期待されている。

再生可能エネルギーの中でも、風力発電システムの導入が活発である。World Wind Energy Associationは、2019

年末の累積導入量が2018年末から10%以上増加し、650.8 GWに達したと報告している。これは、世界の電力需要の6%を供給できる能力に等しい[2]。PES Essentialによると、2022年末の累積導入量は現状の約1.4倍である840 GWに達する可能性があると報告しているなど[3]、風力発電システムの導入は今後も継続すると予測される。

浮体式洋上風力発電システム(Floating Offshore Wind Turbine; FOWT)は、浮体構造物上に風車を設置するものであるが、着床式と比較して設置海域の海底に制限が少なく、風速が高く、より沖合の広大な海域に設置できる。また、海岸から遠く離れて設置できるため、景観や騒音問題も解決できる。

上述のことから、浮体式洋上風力発電システムは風力発電システムの普及拡大に大きく貢献できると推測できるが、発電運転時にシステム全体が風方向に大きく動揺することがJonkmanら[4]やSkaareら[5]により報告されている。上述の風方向へのシステム全体の大きな動揺は、ロータ速度を一定にするための可変速制御(Variable Speed Control; VSC)によるブレードピッチ角の動作によ

^{*1} 株式会社日立製作所 エネルギービジネスユニット 風力発電システム部 主任技師(〒316-8501 茨城県日立市国分町1丁目1-1) E-mail: hiromu.kakuya.dy@hitachi.com

^{*2} 佐賀大学 海洋エネルギー研究センター 教授/九州大学 応力学研究所 教授(〒840-8502 佐賀県佐賀市本庄町1/〒816-8580 福岡県春日市春日公園6-1)

^{*3} 東京大学大学院 工学系研究科 教授(〒113-8656 東京都文京区本郷7-3-1)
(原稿受付：2021年4月8日)

って、浮体のピッチ方向（ロータの前後方向）の固有振動が励起されることで発生する。本稿では、上記の現象を浮体前後動揺と呼ぶ。

この浮体前後動揺現象を抑制するための方法が Jonkman ら[4]や Kakuya ら[6]により提案されている。浮体前後動揺の情報（例えば、ナセルのピッチ角を示すナセルピッチ角）に基づいてブレードピッチ角を調整し、ロータに加わるスラスト力を制御することによって、FVC 適用前と同等の出力の維持と、浮体前後動揺の抑制とを両立するものである。本稿では、この手法を浮体動揺制御 (Floating Platform Vibration Control; FVC) と呼ぶ。

上述のように、FVC は浮体前後動揺の抑制に有効であるが、ブレードピッチ角の標準偏差が適用前の 300 % 以上に増加することを Christiansen ら[7]が報告している。FVC 適用前と同等の出力を維持していながらも、ブレードピッチ角度の標準偏差が増加することは、ブレードピッチ角の動作振幅が大きいに等しく、ブレードピッチ駆動部の負荷増大に繋がる。Pao ら[8]は、上述のようなブレードピッチ角の標準偏差増加の理由の 1 つは、VSCやFVCなどのフィードバック制御 (Feedback control; FBC) の制御ループ (フィードバックループ) の多重化による制御干渉であると報告している。

上記制御干渉を抑制する手段の 1 つに、各 FBC のゲインの低減がある。ただし、この手段は VSC の効果を低下させる。VSC の効果を維持する方法の 1 つに、フィードフォワード制御 (Feedforward control; FFC) の併用がある。FFC の特徴は、FBC のような制御ループを持たないため、上述の制御ループによる制御干渉を引き起こす可能性が低い。また、制御出力の決定までに制御ループを経由する時間が不要であるため、FBC よりも制御応答性が高い。これらの FFC の特徴から、FFC 適用によって VSC の効果を維持しながら、制御干渉を抑制できる可能性がある。

これまで、風力発電システムを対象とした FFC の研究がいくつか報告されている。松坂ら[9]は、計測した風速を位相補償してブレードピッチ角制御の目標値に加算する FFC を提案し、シミュレーションにて性能を評価した。ただし、利用する風速に関する記述がない。Schlipf ら[10]は、LiDAR (Light Detection and Ranging) での計測結果に基づいて推定した風速を入力とし、ブレードピッチ角の定常特性を風速で微分した結果からブレードピッチ角速度を演算する FFC を提案し、シミュレーション結果を報告している。Kumar[11]らは Schlipf らと同様に LiDAR での計測結果に基づいて推定した風速を入力とした FFC を提案している。Kumar らが提案する FFC は、風速ビン毎に算出したブレードピッチ角の平均値である定常特性に基づき、現時刻と所定時間前の風速の差分からブレード

ピッチ角速度を演算すると共に、併設する FBC のゲインを低下させる。この研究では実機にて提案制御の有効性を確認している。

上記の各研究はブレードピッチ角の応答性を向上させることで、風速に応じて変化する出力の変動を抑制できるが、上述の FFC に関する全ての研究が陸上風力発電システムを対象としている。また、文献[10]および[11]に記載の研究の FFC の出力はブレードピッチ角速度であると共に、利用する風速は高額な設置費用を要する LiDAR の計測結果に基づく推定値を利用している。また、LiDAR 利用時には、LiDAR 前面を通過するブレードによる計測時の欠損への対策を要するだけでなく、LiDAR 故障時の稼働率を確保する手段を要する。

本研究では、ダウンウィンド型浮体式洋上風力発電システムを対象とした FFC を開発した。この制御は、ナセル上に設置した風速計で計測した風速（ナセル風速）を入力とし、ブレードピッチ角の運転特性より生成したモデルに基づいてブレードピッチ角指令値を演算して、その出力を FBC が演算するブレードピッチ角に加算するものである。ダウンウィンド型風車ではナセル風速計がロータ面よりも風上に配置されるため、ロータやナセルによる擾乱の影響が少ない風速を計測できる。本稿では、開発した制御の概要を述べると共に、開発制御を適用したことによる風車性能に及ぼす影響とブレードピッチ駆動部の負荷軽減への有効性について、シミュレーションと実機試験により評価する。

2. 浮体式洋上風車の概要

Fig. 1 および Table 1 に、本研究が対象とした浮体式洋上風力発電システムの概要図と仕様を示す。本システムは経済産業省の浮体式洋上ウィンドファーム実証事業 (Fukushima FORWARD) において開発された[12]。スパー上部と下部に六角形のデッキが設置されたアドバンストスパー型の浮体構造物上に、日立製作所製の可変速・ピッチ制御を備えた 5 MW ダウンウィンド型風車を搭載したものである。



Fig. 1 5 MW FOWT, Fukushima FORWARD [12]

Table 1 Specifications of the FOWT

Rated power	5 MW
Wind turbine type	Downwind
Rotor diameter	126 m
Floating platform type	Advanced spar
Mooring type	Catenary, 6 lines
Hub height	86.4 m
Rated wind speed	13 m/s
Mass	869 t
Natural period (pitch)	28 s

3. ナセル風速を利用したフィードフォワード制御

3.1 アルゴリズム概要

Fig. 2 に、提案する FFC の概要を示す。VSC や FVC などの FBC が演算したブレードピッチ角指令値に、FFC の演算結果を加算する。FFC の入力にはナセル風速計で計測したナセル風速であり、次式に示すローパスフィルタによって低周波数帯域のみ利用する。

$$V_{Nac}^{Low}(s) = \frac{1}{1 + sT_c} V_{Nac}(s) \quad (1)$$

ここで、 V_{Nac} はナセル風速、 s はラプラス演算子、 V_{Nac}^{Low} はローパスフィルタ通過後のナセル風速、 T_c はローパスフィルタの時定数である。このローパスフィルタにより、ナセル風速に含まれる高周波数成分を遮断し、これによるブレードピッチ角の動作を抑制できる。なお、ローパスフィルタの遮断周波数は、ロータ速度の整数倍成分の振動を励起しないようにするため、発電時の最低ロータ速度である ω_{Low} と一致させる。上記遮断周波数に基づいて時定数を決定する。

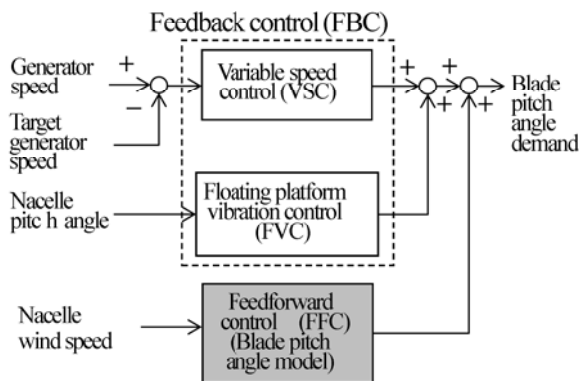


Fig. 2 Block diagram of the proposed feedforward control

本研究はダウンウィンド型浮体式洋上風力発電システムを主に対象としており、ナセルやロータの影響を受けにくいナセル風速を FFC の入力として利用する。そのため、ナセル風速に対するブレードピッチ角の定常特性を示すモデルを利用することにより、その風速に適切な

ブレードピッチ角指令値を FBC よりも早く指令できる可能性がある。

具体的には、FFC が決定するブレードピッチ角指令値 β_{dem}^{FFC} を下式に基づいて決定する。

$$\beta_{dem}^{FFC} = G_{FFC} f_{BPA}(V_{Nac}^{Low}) \quad (2)$$

ここで、 G_{FFC} は FFC ゲイン ($0 < G_{FFC} < 1$)、 $f_{BPA}(V_{Nac}^{Low})$ はナセル風速とブレードピッチ角の定常特性を示すモデルである。

ブレードピッチ角モデルを下式にて定義する。

$$f_{BPA}(V_{Nac}^{Low}) = \begin{cases} 0 & (0 \leq V_{Nac}^{Low} < V_a) \\ A_m V_{Nac}^{Low^2} + B_m V_{Nac}^{Low} + C_m & (V_a \leq V_{Nac}^{Low} < V_b) \\ A_h V_{Nac}^{Low^2} + B_h V_{Nac}^{Low} + C_h & (V_b \leq V_{Nac}^{Low}) \end{cases} \quad (3)$$

上述のブレードピッチ角モデルは VSC および FVC を有効化したシミュレーションにより取得する。Fig. 3 に、ブレードピッチ角モデルの概要を示す。設置環境の乱流強度を考慮した風速毎のシミュレーションを実施し、シミュレーション期間 600 s でのブレードピッチ角の平均値を×印で示す。本モデルは上記シミュレーション結果を近似曲線で表現するが、フィッティング度合いを高めるためにナセル風速を V_a と V_b で領域を分割し、それぞれを 2 次曲線で近似した。

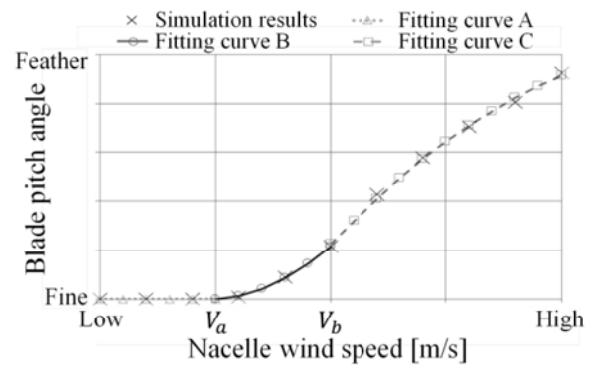


Fig. 3 Variation of blade pitch angle with nacelle wind speed for the proposed feedforward control

また、式(2)に示すように FFC と FBC の効果を調整するために FFC ゲイン G_{FFC} を適用する。FFC および FVC で決定されたブレードピッチ角指令値のみでブレードピッチ角を制御することが理想的だが、実際には風速変動等によってブレードピッチ角モデルが想定と異なるため、FFC のみではロータ速度や出力の変動が発生する場合がある。これを抑制するために、現時点のロータ速度に基づいて応答できる FBC を併用することで、FFC が対応で

きない変動等の影響を補償する。本研究では、通常の FBC の式(4)に対して、FFC を適用する際には式(5)のように VSC ゲインを低減する。

$$\begin{aligned}\beta_{dem}^{VSC} &= K_P(\omega_G - \omega_G^{dem}) \\ &\quad + K_I \int (\omega_G - \omega_G^{dem}) dt \\ \beta_{dem}^{VSC} &= (1 - G_{FFC}) \\ &\quad \times \left[K_P(\omega_G - \omega_G^{dem}) + K_I \int (\omega_G - \omega_G^{dem}) dt \right]\end{aligned}\quad (4)$$

$$(5)$$

3.2 フィードフォワード制御ゲインの決定

本節では、シミュレーションを実行することにより、上述の FFC ゲイン G_{FFC} の適切な値を調査した。

表 2 に、シミュレーション概要を示す。シミュレーション期間は 600 s とした。乱流モデルは IEC 61400-3, Class C, Normal Turbulence Model (NTM) である。有義波高と有義波周期は設置海域の条件に合わせ、風速毎 (14 m/s, 18 m/s, 22 m/s) にそれぞれ 2.16 m, 2.76 m, 3.50 m, および 6.21 s, 7.25 s, 8.15 s と設定した。なお、シミュレーションでは、ソフトウェアの都合上、ナセル風速の代わりに、ロータ回転軸高さの風速であるハブ風速を利用した。

Table 2 Simulation conditions

Wind speed	14 m/s, 18 m/s, 22 m/s
Turbulence model	IEC 61400-3, Class C, Normal Turbulence Model (NTM)
Initial yaw error	0 deg
Significant wave height	2.16 m, 2.76 m, 3.50 m
Significant wave period	6.21 s, 7.25 s, 8.15 s
Simulation period	600 s

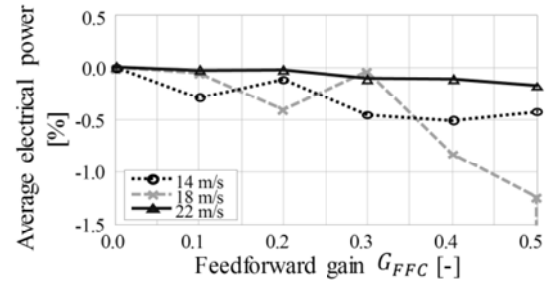
Fig. 4 に、FFC ゲイン G_{FFC} を変更した場合のシミュレーション結果を示す。Fig.4(a)から(d)の縦軸は、 G_{FFC} を変化させた場合のそれぞれの影響度を明確化することを狙い、 $G_{FFC} = 0$ を基準とした場合の出力、ロータブレードピッチ角の標準偏差、ブレードピッチ角の累積移動量、およびナセルピッチ角の標準偏差の変化率をそれぞれ示す。ここで、ブレードピッチ角の負荷を、下式に示すブレードピッチ角の累積移動量 (Cumulative moving distance; L_{dis}^{pitch}) で評価する。なお、積分期間はシミュレーション期間の 600 s とする。

$$L_{dis}^{pitch} = \int_0^T \left| \frac{d\beta}{dt} \right| dt \quad (6)$$

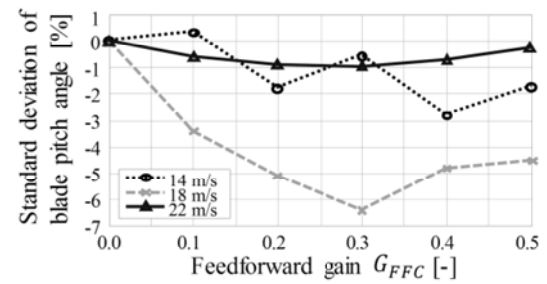
なお、 β はブレードピッチ角を示す。

まず、Fig. 4 (a)から、 G_{FFC} の増加に従って出力が低下

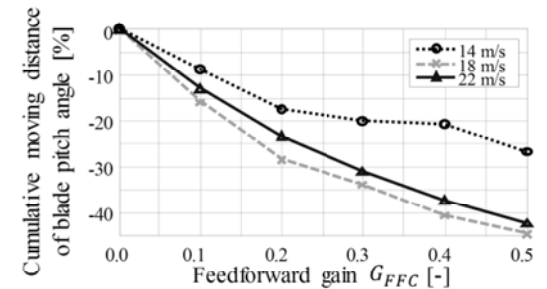
するが、 G_{FFC} が 0.3 以下であれば 0.5 % 程度であり、FFC が出力に大きな影響を及ぼさないことが分かる。次に、Fig. 4 (b)のブレードピッチ角の標準偏差は、 G_{FFC} が 0.1 の場合には 14 m/s で基準よりも増加したが、他の値では低下することが確認できる。さらに、Fig. 4 (c)のブレードピッチ角の累積移動量は、 G_{FFC} の増加により減少することが確認できる。最後に、Fig. 4 (d)のナセルピッチ角の標準偏差は、上記ブレードピッチ角の標準偏差と同様



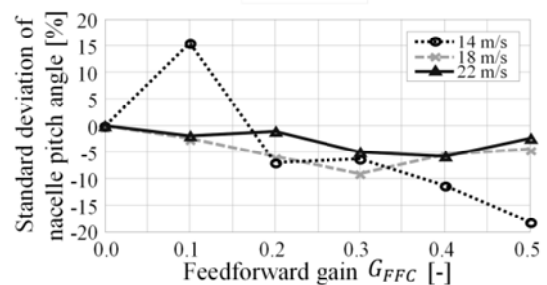
(a) Average electrical power



(b) Standard deviation of blade pitch angle



(c) Cumulative moving distance of blade pitch angle



(d) Standard deviation of nacelle pitch angle

Fig. 4 Variation of simulated FOWT responses with feedforward gain

に、14m/s かつゲインが 0.1 の場合以外では減少することが確認できる。

これらの結果に基づき、本章では G_{FFC} を 0.2 と設定することとした。その理由は、実際の風の変動はシミュレーション通りではなく、FFC が悪影響を及ぼす可能性があるため、FFC の効果があると確認された G_{FFC} の中でも最小値を設定することが適切と考えたためである。

4. シミュレーション結果

4.1 シミュレーション条件と評価項目

上述の G_{FFC} の場合と同様に、風速の乱流強度を IEC 61400-3, Class C, 乱流モデルを NTM とし、海象は設置地域の条件に合わせて設定した。シミュレーションでの評価項目を以下に示す。

- 1) 時系列応答：代表的なシミュレーション条件での時系列応答を利用し、FFC 適用時の影響を確認する。
- 2) 定常性能：風速毎に平均した結果を利用し、FFC がシステム性能に及ぼす影響を確認する。

4.2 時系列応答

Fig. 5 に、時系列応答の結果の一例を示す（平均風速 18 m/s, 初期ヨーエラー 0 deg）。Fig. 5 のナセルピッチ角、ロータ速度、および出力は、FFC 適用時（with FVC & Feedforward）にも FFC 未適用時（with FVC）と同等の性能を確保できていることが確認できる。FFC 未適用時には 130 s, 220 s 近傍などでブレードピッチ角の高周波変動が確認できる。これに対して、FFC 適用時には上記の

高周波変動が抑制できている。

Fig. 6 に、Fig. 5 に示す結果のパワースペクトル密度を示す。Fig. 6 において、FFC 未適用時と FFC 適用時を比較すると、ロータ速度、出力、ブレードピッチ角、および、ナセルピッチ角において、FFC の適用で 0.3 Hz から 0.4 Hz 近傍の成分を低減できたことが確認できる。周波数成分が低減することは、ブレードピッチ角度の繰り返し動作の振幅の減少と同義であることから、FFC の適用によって、ブレードピッチ駆動部の頻繁な動作を抑制し、負荷を軽減することできると考えられる。

FFC の導入による条件の変化として、式(5)に示すような VSC ゲインの低減であることから、この周波数成分は VSC が励起する周波数成分であると推測する。FFC によって VSC が励起するブレードピッチ角の上記周波数成分を低減したことで、ロータ速度、出力、およびナセルピッチ角の変動を抑制できたと考える。

4.3 定常性能

Fig. 7 に、Fig. 5 に示すような 600 s 間のシミュレーション結果を平均した定常性能の比較結果を示す。縦軸は FFC 未適用時（with FVC）を基準とした FFC 適用時（with FVC & Feedforward）の出力、ブレードピッチ角の標準偏差、およびブレードピッチ角の累積移動量の変化率を示す。シミュレーション条件は各風速で初期ヨーエラー 0 deg, ± 8 deg の 3 種とした。なお、海象条件は初期ヨーエラーに関わらず一定とした。また、ブレードピッチ角の累積移動量の積分期間は 600 s とした。

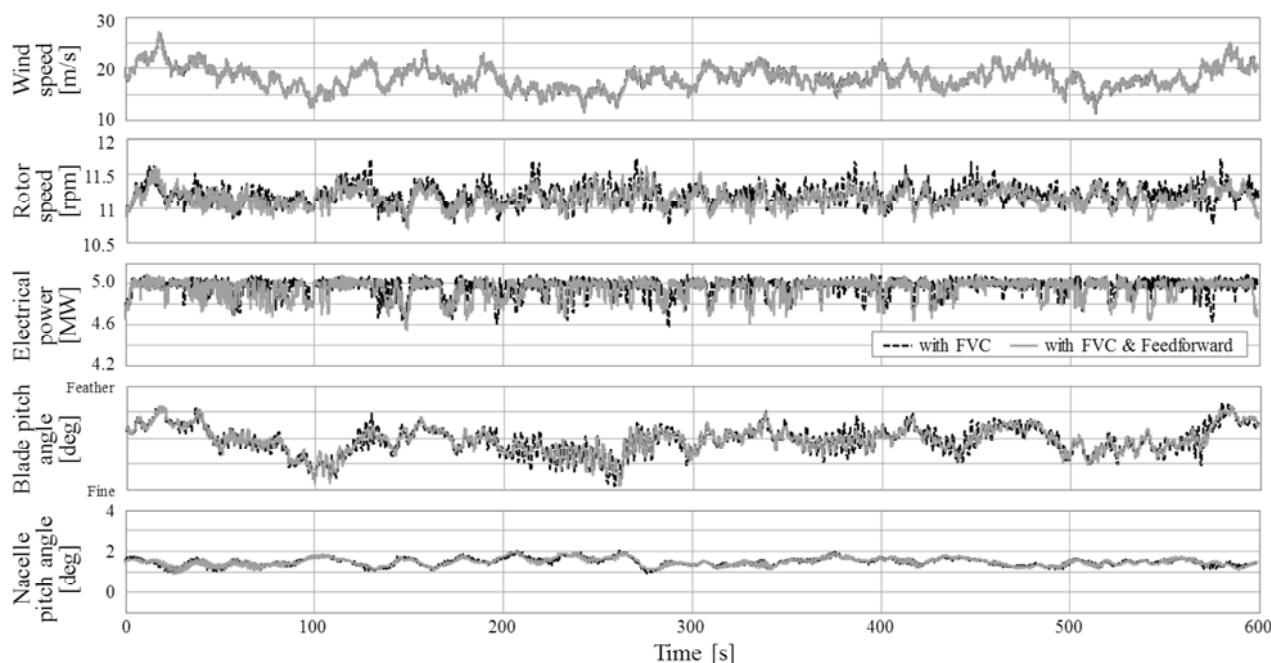


Fig. 5 Time series of simulated wind speed and FOWT responses at 18 m/s

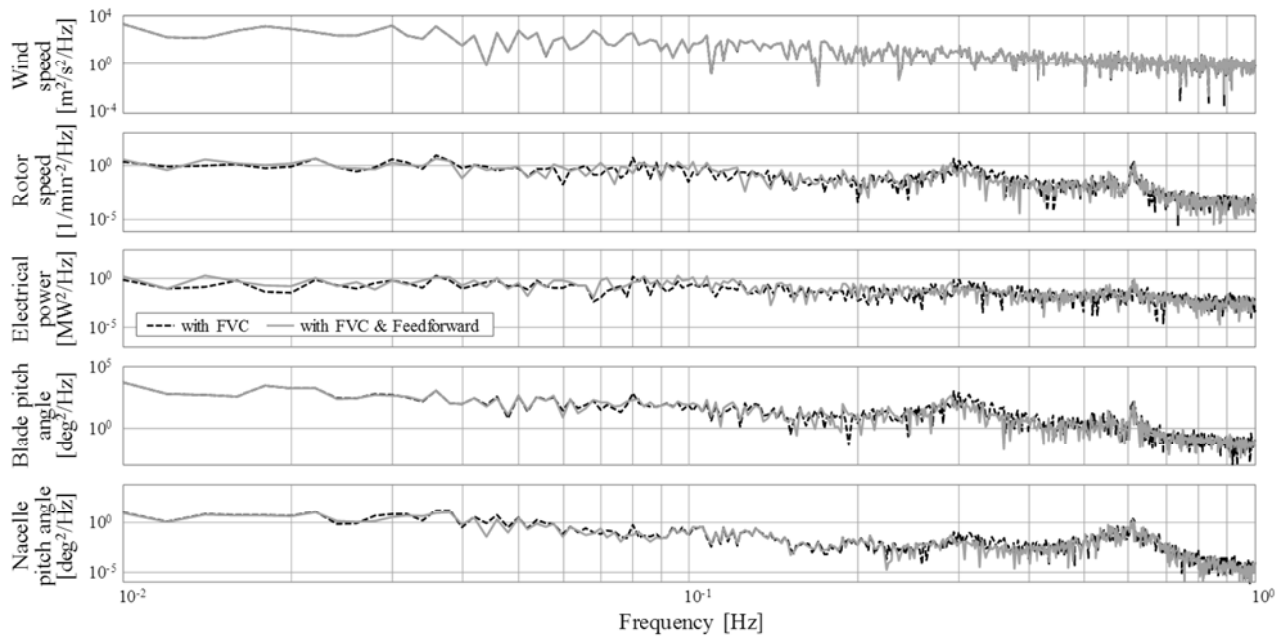
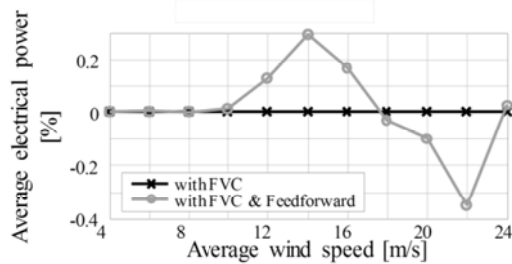
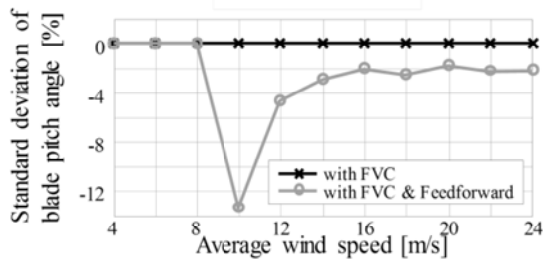


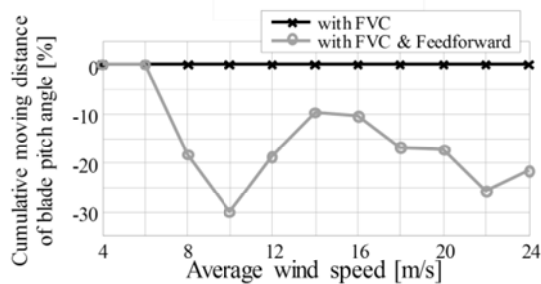
Fig. 6 Power spectral density of simulated wind speed and FOWT responses at 18 m/s



(a) Average electrical power



(b) Standard deviation of blade pitch angle



(c) Cumulative moving distance of blade pitch angle

Fig. 7 Comparison between simulated results without feedforward (with FVC) and with Feedforward (with FVC & Feedforward)

まず, Fig. 7 (a)の平均出力の変化は0.5 %未満であり, FFCは大きな性能の変化を及ぼさないことが確認できる. 次に, Fig. 7 (b)および(c)のブレードピッチ角の標準偏差と累積移動量は, 双方の値が風速 8 m/s 以上で大きく減少することが確認できる. 標準偏差の減少はブレードピッチ角の変動幅の減少を示し, 累積移動量の減少はブレードピッチ角の動作量の減少を示す. これらより, FFC適用でブレードピッチ角の動作を抑制できると考える.

以上の結果より, VSC と FVC のみを適用した場合に対して FFC を追加することで, 浮体式洋上風力発電システムのブレードピッチ駆動部の負荷を低減できる見込みを得た.

5. 実機試験結果

本節では, Fig. 1 および Table 1 に示した浮体式洋上風力発電システムに本制御を実装し, 試験を実施することで提案手法の性能を評価した結果について述べる.

5. 1 評価方法

提案制御の評価方法を以下に示す. データ取得方法として, 試験期間中の時刻 9:00 から 17:00 の間は FFC を有効化し, この期間で取得したデータを FFC 適用時とした. また, 上記期間以外では FFC を無効化し, 取得したデータを FFC 未適用時とした. 試験期間は 2018 年 12 月 19 日から 2019 年 4 月 4 日である. なお, 評価では通常発電時にデータを限定し, スタートアップ, シャットダウン, アラーム発生時, 保守点検等で停止している期間のデータは除いた. データ取得のサン

ル周期は 1 s であり、ブレードピッチ角度の累積移動量を演算するための積分時間を上述と同様に 600 s とし、時系列応答および風速ビン毎の統計値で評価した。また、出力、ロータ速度、およびナセルピッチ角の時系列データを FFC 適用前後で比較した。さらにブレードピッチ角の累積移動量の平均値を風速毎に比較した。

5.2 時系列応答

Fig. 8 に、時系列応答に関する試験結果の一例を示す。FFC 未適用時 (with FVC), および FFC 適用時 (with FVC & Feedforward) のナセル風速の平均値および標準偏差はそれぞれ 9.51 m/s, 9.54 m/s, および 1.15 m/s, 1.17 m/s であり、ほぼ同等であった。なお、2 つの試験は 2 時間以内に実施し、海象条件もほぼ同等であった。

Fig. 8 より、FFC 適用時は、FFC 未適用時と同等の出力が得られていると共に、ロータ速度、出力、およびナセルピッチ角の変化も同等であることが確認できる。

他風速においても、FFC 適用時にはロータ速度、出力、ブレードピッチ角、およびナセルピッチ角が FFC 未適用時とは異なる変動が発生しないことを確認した。

5.3 ブレードピッチ角の累積移動量

Fig. 9 に、風速毎のブレードピッチ角の累積移動量の結果を示す。10 分平均値のプロットである。Fig. 9 より、FFC 未適用時 (without Feedforward) と比較して、FFC 適用時 (with Feedforward) の方が、累積移動量が低い傾向を持つことが確認できる。

Fig. 9 の比較を明確化するために、Fig. 9 のナセル風

速ビン毎の平均値を FFC 未適用時の平均値で割った値を Fig. 10 に示す。ブレードピッチ角の累積移動量は、ナセル風速 1 m/s 毎のビン平均値である。なお、Fig. 10 は FFC が有効化される平均ナセル風速が 8 m/s 以上をプロットした。

Fig. 10 より、FFC 適用時には、ほとんどのナセル風速においてブレードピッチ角の累積移動量を低減することが確認できる。ナセル風速が 13 m/s, 20 m/s で 1 を超過しているが、これは Fig. 9 で確認できるように、取得できたデータ数が少ないためと考える。周辺のデータから推測すると、継続したデータ取得によって、FFC 適用時には、8 m/s 以上の全風速においてブレードピッチ角の累積移動量を減少できる可能性があると考ええる。

FFC 適用時および FFC 未適用時のデータ数はそれぞれ 1536 点および 246 点であった。データ数が異なる母集団の平均値比較の信頼性検討のため、風速ビン毎のブレードピッチ角の累積移動量に対して t 検定を実施した。その結果、風速 10 m/s および 12 m/s において、取得データの偶然性を示す p 値が 5 % を下回ったことから、Fig. 9 から得られた上記風速での平均値比較は信頼できるものであることを確認した。これは、Fig. 10 の風速 10 m/s と 12 m/s では FFC 適用によってブレードピッチ角の累積移動量を減少できたことを示す。ただし、上記風速以外における FFC の優位性に関しては更なるデータ取得による検証が必要であることも示す。Fig. 7 (c) のシミュレーション結果と併せると、FFC は上記風速以外においてもブレードピッチ角の累積移動量を減少できる可能性は高いと推測する。

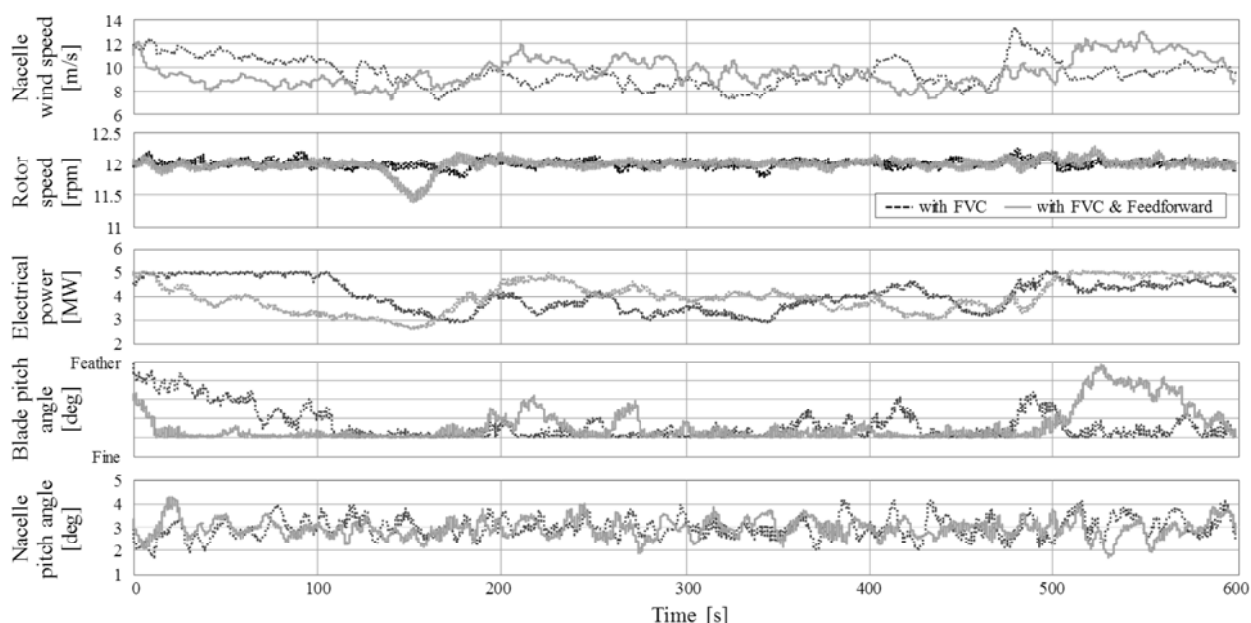


Fig. 8 Time series of measured nacelle wind speed and FOWT responses

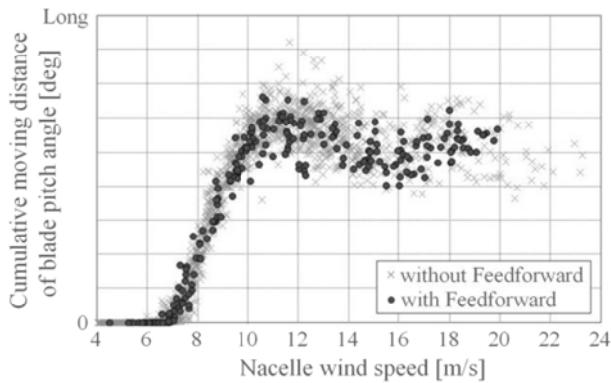


Fig. 9 Variation of measured cumulative moving distance of blade pitch angle with nacelle wind speed

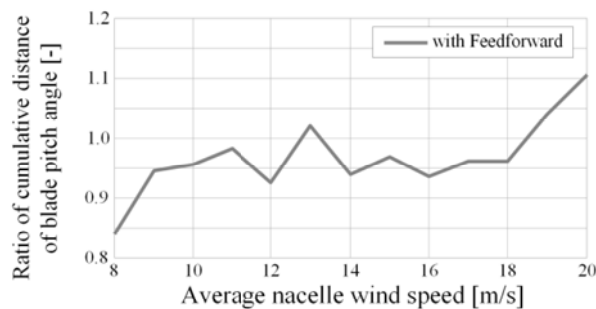


Fig. 10 Variation of measured cumulative moving distance of blade pitch angle with average nacelle wind speed for the feedforward control

また、Fig. 10 に示すブレードピッチ角の累積移動量の改善率は、Fig. 7 (c)のシミュレーション結果よりも絶対値が小さい。この理由として以下が考えられる。

- (a) 実機とシミュレーションとのブレードピッチ角モデルが異なることが影響した。
- (b) FFC に利用するナセル風速は、ロータやナセルの影響を受けるため、シミュレーションにおけるハブ風速と実機のナセル風速の差異が影響した。

上記課題の解決により、FFC 適用時の効果を向上できる可能性がある。

5.4 LiDAR 利用時の効果

参考のために、提案する FFC の入力として、ナセル風速の代わりに LiDAR を利用して推測した風速を用い、効果を検証した結果を Fig. 11 に示す。評価方法は 5.1 節と同様である。LiDAR を利用してナセル前方 80 m と 50 m において、5 s 前と現時刻で計測した風速に基づいて、機械学習により現時点でのナセル前方 50 m の風速を推測する手法を利用した。なお、16 m/s の結果が欠落しているが、これは試験期

間中に十分な計測結果が得られなかったためである。

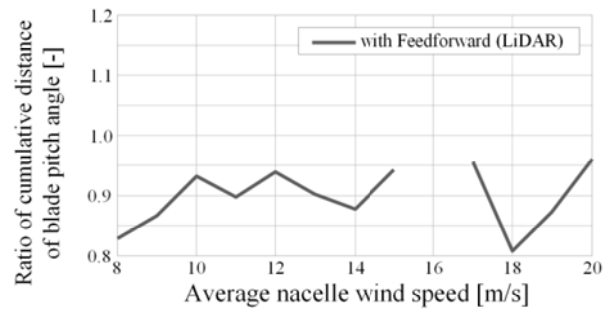


Fig. 11 Variation of measured cumulative moving distance of blade pitch angle with average nacelle wind speed for the LiDAR-based feedforward control

Fig. 11 より、LiDAR を利用して推測した風速を入力とした方が、ブレードピッチ角の累積移動量をより低減できている。この結果は、ナセル風速よりも未来の風速を用いた FFC により、ブレードピッチ駆動部の負荷をさらに軽減できる可能性があることを示している。

5.3 節と同様に、LiDAR を利用して推測した風速を入力とした FFC のデータに関して t 検定を実施した（データ数 216 点）。その結果、風速が 8~14 m/s、および 18~19 m/s で p 値が 5 % を下回った。このことから、Fig. 11 に示す上記風速でのブレードピッチ角の累積移動量の平均値の比較は信頼できる比較結果であると言える。

6. まとめ

本研究では、ナセル風速を入力としたブレードピッチ角のモデルに基づき、フィードフォワード形式でブレードピッチ角指令値を決定する FFC を併用したブレードピッチ角制御を提案した。得られた成果を以下に示す。

- (1) シミュレーションにより、提案制御は制御未適用時とロータ速度、出力、浮体前後動揺はほぼ同等であって発電運転にほとんど影響を及ぼさないこと、およびブレードピッチ角の累積移動量を低減できることを示した。
- (2) 5MW の浮体式洋上風力発電システムを用いた実機試験により、本制御は、未適用時と比較して同等の運転性能を維持しながら、ブレードピッチ角の累積移動量を低減できる可能性があることを示した。

謝辞

本論文は経済産業省委託の「浮体式洋上ウィンドファーム実証事業」から得られた実証データを利用した。ここで、関係者の方々に深く感謝申し上げます。

参考文献

- 1) United Nation, “Sustainable development goals, Ensure access to affordable, reliable, sustainable and modern energy”, <https://www.un.org/sustainabledevelopment/energy/>, アクセス日 2021 年 1 月 15 日.
- 2) World Wind Energy Association, “Wind power capacity worldwide reaches 597 GW, 50.1 GW added in 2018”, <https://wwindea.org/blog/2019/02/25/wind-power-capacity-worldwide-reaches-600-gw-539-gw-added-in-2018/>, アクセス日 2021 年 1 月 15 日.
- 3) PES Essential, “Global wind power: 2017 market and outlook to 2022”, <http://cdn.pes.eu.com/v/20160826/wp-content/uploads/2018/06/PES-W-2-18-GWEC-PES-Essential-1.pdf>, アクセス日 2021 年 1 月 13 日.
- 4) J. M. Jonkman, “Influence of Control on the Pitch Damping of a Floating Wind Turbine”, *2008 ASME Wind Energy Symposium Reno, 2008*.
- 5) B. Skaare, T. D. Hanson, F. G. Nielsen, R. Yttervik, A. Hansen, K. Thomsen, T. J. Lausen, “Integrated Dynamic Analysis of Floating Offshore Wind Turbines”, *Proceedings of 2007 European Wind Energy Conference and Exhibition (published online), 2007*.
- 6) H. Kakuya, T. Shiraishi, S. Yoshida, T. Utsunomiya, and I. Sato, “Experimental results of floating platform vibration control with mode change function using full-scale spar-type floating offshore wind turbine”, *Wind Engineering*, DOI: 10.1177/0309524X17737336, journals.sagepub.com/home/wie, 2017 (published online).
- 7) S. Christiansen, T. Bak, T. Kundsén, “Optimal Control of Ballast-Stabilized Floating Wind Turbine”, 2011 IEEE International Symposium on Computer-Aided Control System Design (CACSD), *Part of 2011 IEEE Multi-Conference on Systems and Control*, pp.1214-1219, 2011.
- 8) L. Y. Pao, K. E. Johnson, “Control of wind turbines: Approaches, challenges, and recent developments”, *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 31, no. 2, pp. 44–62, 2011.
- 9) 松坂知行, 土屋敬一, “フィードフォワード制御による風力発電機の出力安定化制御”, *八戸工業大学情報システム工学研究所紀要*, 第8巻, 1995.
- 10) D. Schlipf, T. Fischer, C. E. Carcangiu, M. Roaeti, E. Bossanyi, “Load Analysis of Look-ahead Collective Pitch Control Using LiDAR”, *Proceedings of the German Wind Energy Conference*, 2010.
- 11) A. A. Kumar, E. A. Bossanyi, A. K. Scholbrock, P. A. Fleming, M. Boquet, R. Krishnamurthy, “Field Testing of LIDAR Assited Feedforward Control Algorithms for Improved Speed Control and Fatigue Load Reduction on a 600kW Wind Turbine”, *European Wind Energy Association (EWEA) Annual Event*, 2015.
- 12) 福島沖での浮体式洋上風力発電システム実証研究事業 総括委員会, “福島沖での浮体式洋上風力発電システム実証研究事業 総括委員会 報告書”, https://www.e-necho.meti.go.jp/category/saving_and_new/new/information/180824a/pdf/report_2018.pdf, アクセス日 2021 年 2 月 8 日.