

パッシブヨー制御における暴風待機時の風荷重評価手法の提案

Wind load evaluation in the parked condition at extreme wind speeds considering passive yaw control

清木 荘一郎^{*1} 石原 孟^{*2} 佐伯 満^{*3} 飛永 育男^{*4}
Soichiro KIYOKI Takeshi ISHIHARA Mitsuru SAEKI Ikuo TOBINAGA

^{*1} Senior Engineer, 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: soichiro.kiyoki.ga@hitachi.com

^{*2} Professor, School of Engineering, The University of Tokyo

^{*3} Senior Project Manager, Energy Business Unit, Hitachi, Ltd.

^{*4} Group Leader Senior Engineer, Energy Business Unit, Hitachi, Ltd.

Abstract

In this study, a model for the passive yaw control is proposed to take into account the inertia of the yaw actuator for the yaw mechanism and is validated by experimental data. The wind loads on the blades and the tower at extreme wind speeds are then evaluated and compared with the measurement. Finally, the effects of wind speed and wind direction change rate on wind loads in the parked condition at extreme wind speeds are evaluated by using the proposed model for the passive yaw control. The passive yaw control has the potential to reduce the extreme blade loads comparing with the active yaw control.

キーワード：パッシブヨー制御，風荷重評価，暴風待機，極値風速，風向変化率

Key Words：Passive yaw control, Wind load evaluation, parked condition, Extreme wind speed, Wind direction change rate

1. はじめに

近年，風力発電においては，陸上の適地減少や洋上の好風況，主力電源化に向けた大規模開発の必要性等から，洋上ウィンドファームの開発が世界各地で進められている．洋上風車の開発においては，陸上風車に比べて風車支持物が長くなり，風車支持物に加わる荷重が大きくなるため，経済的な設計のためには風車支持物の下部での荷重を低減する必要がある．特にモンスーン地域において極値風速が高いため¹⁾，極値風速時の風況²⁾を適切に評価，風荷重を低減する必要がある．

風車のロータを風に正対させるヨー制御は，水平軸風車において発電性能向上や荷重低減という観点で重要な制御の一つである．ヨー制御方式としては，モータを用いて能動的に制御するアクティブヨー制御と，風による力を利用して受動的に制御するパッシブヨー制御がある．既存の研究においてはフリーヨーとして

用いられているが，本論文においては，アクティブヨー制御に対比し，パッシブヨー制御と呼ぶこととする．

現在の大型風車においては，アクティブヨー制御が主流であるが，1980年代から1990年代にかけて，イニシャルコスト低減や信頼性の向上といった観点から，ダウンウィンド形態のパッシブヨー制御の研究も多く行われた³⁾⁴⁾．パッシブヨー制御においては，ヨーの旋回によりジャイロモーメントが発生する等の問題があり，それを適切に評価する事が技術的課題であった．Hansen⁵⁾は，パッシブヨー制御にも適用可能なヨー荷重および挙動を評価する設計プログラム YawDyn を開発し，他のモデルとの比較や風洞試験および実機およびにより検証を行った．また，ブレード空力解析における失速ヒステリシスや歪んだ後流補正が重要であることを指摘した．近年，洋上風車における構造の単純化による故障率の低減等を目的にして，パッシブヨー制御の研究が行われている．Verelst⁶⁾⁷⁾⁸⁾や Picot⁹⁾は，空力弾性解析と風洞実験の結果より，3枚翼のダウンウィンド風車は，発電時に発電性能をそれほど損なわずに安定して運転できるという結論を得た．また，安定化の向上やヨーミスアライメントの低減には，コーニング角とブレードスウィープが有用であることを指摘した．

^{*1} 株式会社日立製作所 主任技師
(〒316-8501 茨城県日立市国分町 1-1-1)
E-mail: soichiro.kiyoki.ga@hitachi.com

^{*2} 東京大学大学院工学研究科 教授

^{*3} 株式会社日立製作所 シニアプロジェクトマネージャ

^{*4} 株式会社日立製作所 グループリーダ主任技師
(原稿受付：令和3年3月4日)

上記の既往の研究はいずれも、発電時のパッシブヨー制御を主な対象としている。それは一般的に、発電時の方が停止時に比べてロータに加わるスラスト力が大きく、そのロータ左右のアンバランスにより大きなヨーモーメントが発生するため、その安定性が荷重や発電性能に重要となるためである。一方、近年、発電時はアクティブヨー制御を行うが、強風時に発電を停止して待機する状態（以下“暴風待機時”と呼ぶ）ではパッシブヨー制御により荷重を低減する風車が開発されている。それらの中には、発電時もダウンウィンド形態のもの¹⁰⁾や、発電時はアップウィンド形態であるが、暴風待機時のみダウンウィンド形態に移行するもの^{11), 12)}がある。しかし、停止時のパッシブヨー制御については研究例が少ない。また、暴風待機時の評価方法としては、アクティブヨー制御については、乱流風使用時に $\pm 8\text{deg}$ のヨーミスアライメントを考慮して荷重を評価する事が国際基準¹⁾で規定されているが、パッシブヨー制御については明確な評価方法の記載が無い。

そこで、本研究では、まず、パッシブヨー制御における暴風待機時の評価方法を提案するとともに、ヨー機構の設定方法を示す。次に、実機における台風時に得られた観測データを用いて、提案した評価方法の妥当性を実測により検証した。最後に、評価風速の風向変化率が風車の挙動および風荷重に与える影響を明らかにする。

2. 評価方法の提案と実測による検証

2.1 評価方法およびヨー機構の設定方法の提案

本論文で提案したパッシブヨー制御における暴風待機時の評価方法を Fig. 1 に示す。また、比較参考用として、従来のアクティブヨー制御時の評価方法を Fig. 2 に示す。空力弾性解析の入力はアクティブヨー制御時と比較して、以下の差異がある。

- ・風向は、乱流モデルより導出される短周期の変動に加え、暴風時に想定される風向の変化速度（以下“風向変化率”と呼ぶ）を一定値として与える。
- ・風速は、従来の極値風速に加え、より低い風速についても検討する。
- ・初期ヨーミスアライメントは、従来は考慮すべき最大値・最小値を考慮して設定されていたが、安定化時間の低減を考慮して設定する事が望ましい。

ヨー機構のモデル化は、ヨーが受動的に動くことを考慮して適切に設定する。また、空力弾性解析の結果としては以下の差異がある。

- ・荷重評価で用いるデータとしては、従来の回転速度等の初期安定化期間に加え、ヨーミスアライメントも初期安定化期間も除去対象とする。
- ・ヨーミスアライメントは、従来の方法では基本的には入力ヨーミスアライメントと同等であったが、提案方法では各種設定に依存した解析結果となる。

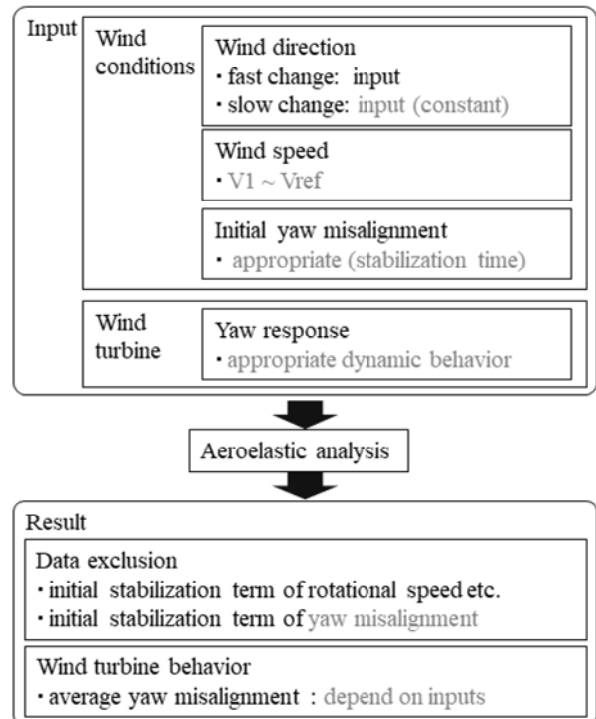


Fig. 1 Proposal evaluation method for passive yaw control

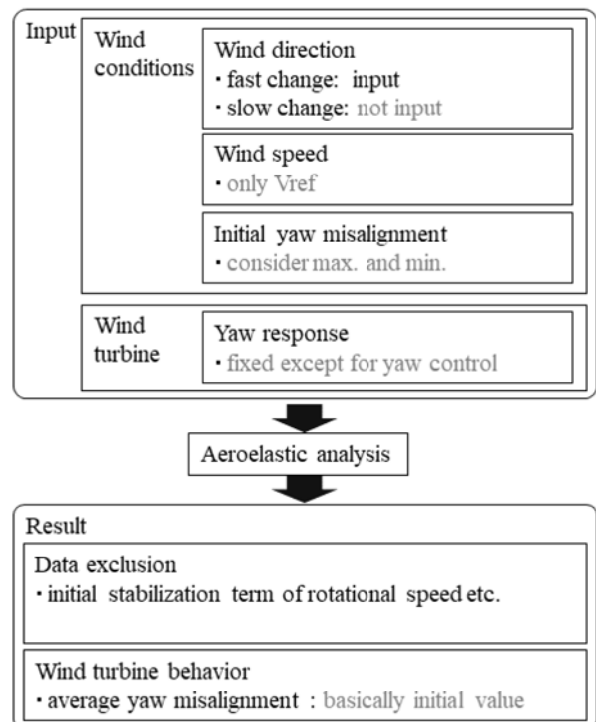


Fig. 2 Conventional evaluation method for active yaw control

上記の評価方法においては、風向変化率を一定値として与え、ヨーの挙動、即ちヨーミスアライメントが安定化した後のデータを評価することで、結果のばらつきの低減を図っている。

Fig. 3 にはパッシブヨー制御のメカニズムを表す風車の平面図および側面図を示す。平面図において、風向とナセル方位角に偏差（ヨーミスアライメント）が生じると、ダウンウィンド形態においては風車が風に正対する方向にヨートルクが生じる。このヨートルクを利用してヨー制御を行うのがパッシブヨー制御である。側面図には、ヨー機構の典型例を示す。

パッシブヨー制御の評価においては、上記のヨートルクによるヨーの挙動を正確に見積もる必要がある。ヨーの挙動を示す運動方程式を式(1)に示す。

$$T_{wind} - T_{brake} = I \times \alpha \quad (1)$$

ここで、 T_{wind} は風によるヨートルク、 T_{brake} はヨーブレーキトルク、 I はヨー軸周りの慣性モーメント、 α はヨー角加速度である。従って、ヨー機構としては、ヨーブレーキトルクとヨー軸周りの慣性モーメントを設定する必要がある。

ヨーブレーキトルクの設定においては、パッシブヨー制御時にはブレーキが滑ることになるので、動摩擦や静摩擦を適切に設定する必要がある。

ヨー軸周りの慣性モーメントの設定においては、ヨーアクチュエータを有する風車の場合には、その慣性モーメントを考慮する必要がある。ナセルが回転すると、ナセルに固定されたヨーアクチュエータも回転するが、タワーは回転しないため、タワー側のギアとヨーアクチュエータのピニオンギアが干渉することで、ヨーアクチュエータの回転体が回転することになる。ヨーアクチュエータの回転体自体の慣性モーメントは小さいが、減速機やピニオンギアがあることで、ヨー軸周りの慣性モーメントに換算すると大きくなる。換算式を式(2)に示す。

$$I_{act,yaw} = I_{act,motor} \times C_{decel}^2 \times C_{pinion}^2 \quad (2)$$

ここで、 $I_{act,yaw}$ はヨー軸周りのヨーアクチュエータ回転体の慣性モーメント、 $I_{act,motor}$ はモータ軸周りのヨーアクチュエータ回転体の慣性モーメント、 C_{decel} はヨーアクチュエータ減速機の減速比、 C_{pinion} はピニオンギア比である。ヨーアクチュエータ減速機の減速比は一般的に大きく、ヨーアクチュエータの慣性モーメントは式(2)を考慮すると、ブレードやナセルの慣性モーメントよりも大きくなり、風車の挙動に影響を与え

る場合があることに注意が必要である。また、上記のパッシブヨー制御評価時のヨー軸周りの慣性モーメントは、風車支持物の固有振動を検討する際のヨー軸周りの慣性モーメントとは異なることにも注意が必要である。

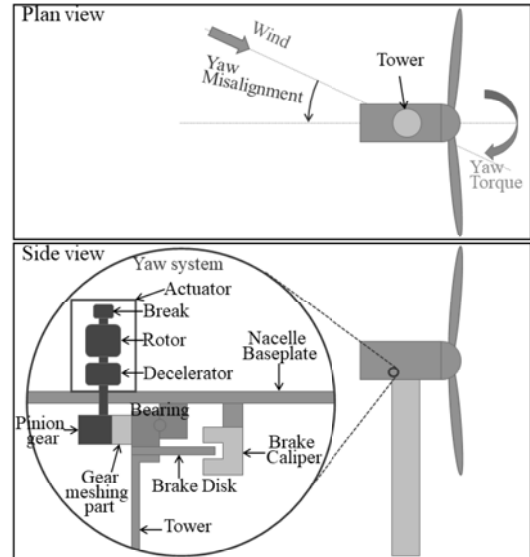


Fig. 3 Mechanism of passive yaw control

2.2 実測による検証

台風通過時に実測されたナセル風速・風向およびナセル方位角の時刻歴を Fig. 4 に示す。風速は徐々に増大し、時刻 14.4 時頃に瞬間最大風速 61.2m/s を観測した後に、時刻 14.5 時以降は減少に転じている。風向は時刻 13.2 時までは約 130deg でほぼ一定であり、その後南東から南西に転じ、時刻 15.1 時以降は約 240deg でほぼ一定となっている。ナセル方位角はパッシブヨー制御により風向に少し遅れて追従している。以降の解析では、基本的に、風速が高く風向がほぼ一定割合で変化している時刻 13.5~14.5 時を対象とする。その期間の 10 分間毎の風況の統計値を Fig. 5 に示す。

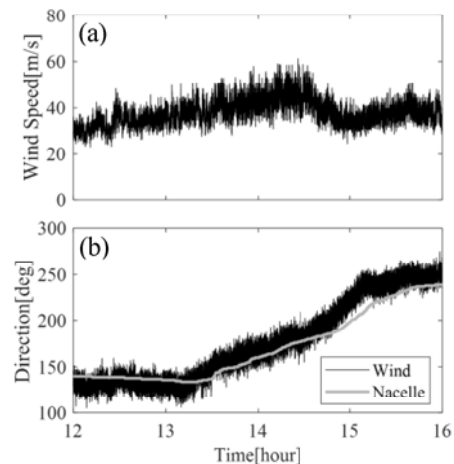


Fig. 4 Measured (a) wind speed and (b) yaw angle

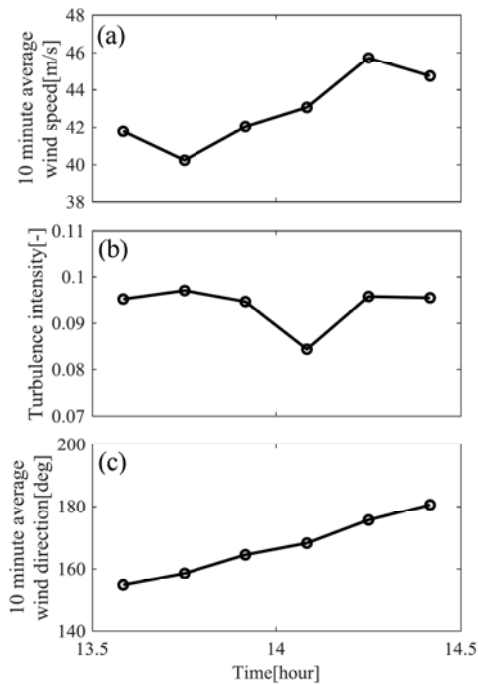


Fig. 5 Measured (a) 10 minute average wind speed, (b) turbulence intensity and (c) wind direction

解析条件を Table 1 に示す. 基本的にはサイトデータ (Fig. 5) を元に作成し, データが得られていない風況条件についてはサイトの地形特性より推定した. 風速や風向の時刻歴は, 設計段階では風況の統計値のみが得られると考えられるため, 本検討でも, Kaimal スペクトルを想定し, 統計値のみの合わせ込みを実施し, 評価は 6 つの乱数シードの解析結果に対して統計解析を行った.

平均風速は 40 および 44m/s とし, 乱流強度は対象期間の平均値とした. 風向の標準偏差は, 実測は矢羽根式の風向計であり, 変動成分を評価できないため, 風速の標準偏差 3 成分の比を対象サイトの地形(平坦地)において標準値である 1:0.8:0.5 となるように設定した. 風向変化率は対象期間の平均値を一定値として与え, 初期ヨーミスアライメントはヨーミスアライメントの安定化時間を低減するため, 風向変化率の逆符号として与えた. ウィンドシア (ベギ指数 α) は暴風時に一般的な 0.11 とし, 流れの傾きは海風であるため, 0deg とした. ヨーブレーキトルクは動摩擦および静摩擦に対して設定したが, 静摩擦の影響は余り大きくないことを確認した. ヨー軸周りの慣性モーメントは, ヨーアクチュエータも考慮した値を設定した. 解析時間は 910 秒間とし, 評価にはヨーミスアライメントが安定した後の 310~910 秒のデータを用いた.

解析における時刻歴の例を Fig. 6 に示す. 風向は短

周期で変動しながら, 平均的にはプラス方向に変化している. ナセル方位角はそれに遅れて追従している. 時刻 100 秒以降はヨーミスアライメントがほぼ一定値となっている.

10 分間平均風速に対するヨーミスアライメントの実測と解析結果の比較を Fig. 7 に示す. 40m/s 未満の低い風速においては, パッシブヨー制御によるヨーの風向追従性が弱いために, 比較的大きなヨーミスアライメントが発生しているが, 風速が高くなるにつれて小さい値に収束している. 評価対象とした 13.5~14.5 時では, 解析結果は実測値とよく一致している.

Table 1 Wind and yaw conditions for validation

Wind turbine model	HTW2.0-80 (Hitachi) ¹⁴⁾
Turbulence model	Kaimal spectrum
Turbulnece seed number[-]	6
Average wind speed[m/s]	55
Turbulence intensity[%]	11
Turbulence 3D component	$\sigma_1:\sigma_2:\sigma_3 = 1:0.8:0.5$
Wind direction change rate [deg/s] (constant)	0.0087
Initial yaw misalignment [deg]	-10
Wind shear α [-]	0.11
Flow inclination [deg]	0
Yaw brake torque	Dynamic and static friction
Yaw inertia	Considering yaw actuator
Simulation period [s]	0~910
Evaluation period [s]	310~910
Software	BLADED version 4.2 ¹⁵⁾

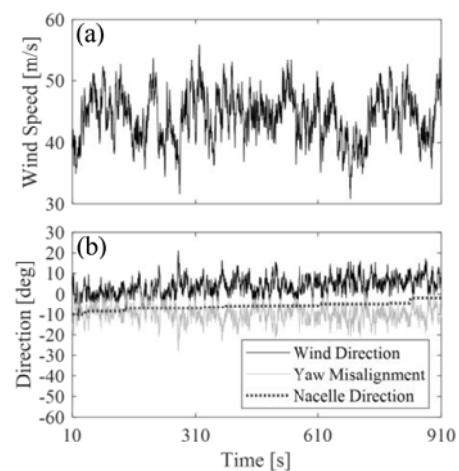


Fig. 6 Time history of (a) wind speed and (b) direction in analysis

風車の主要荷重であり、暴風待機時がクリティカルになることが多いブレード根部のフラップ方向曲げモーメント（以下“フラップ曲げ”と呼ぶ）とタワー基部の曲げモーメント（以下“タワー基部曲げ”と呼ぶ）に対して、解析と実測との比較検討を行った。実測は、ブレードには正圧側と負圧側に光ファイバ式歪みゲージを設置し、その計測データからフラップ曲げを算出した。タワーには4方向に電気式歪みゲージを設置し、その計測データから2方向の曲げモーメントを算出し、それをベクトル合成することで最大曲げモーメントを算出した。数値は、風車設計時の最大値で正規化した。

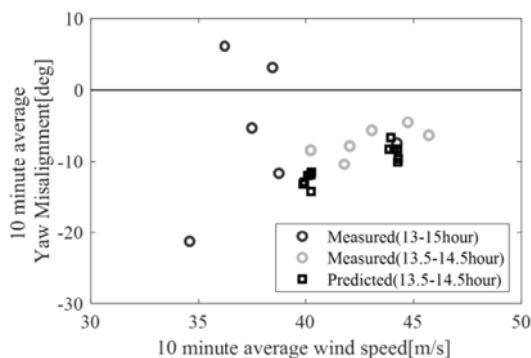


Fig. 7 Comparison of predicted and measured yaw misalignment

実測および解析におけるフラップ曲げの時刻歴の例を Fig. 8 に示す。主にロータの回転周期で変動しており、それにブレードの振動による高周波数の変動が付加されている。また、タワー基部曲げ時刻歴の例を Fig. 9 に示す。主にタワーの1次固有振動数で振動し、その振幅が風況によって増減している。

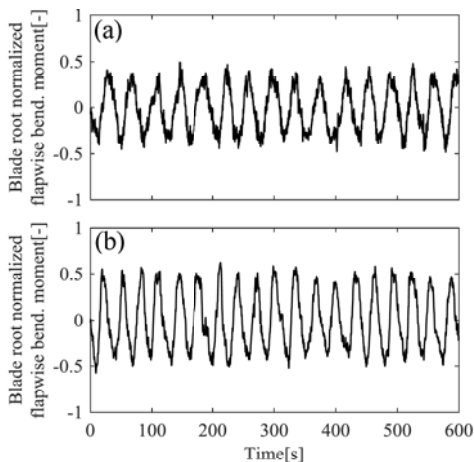


Fig. 8 Time history of (a) measured and (b) predicted flapwise bending moment

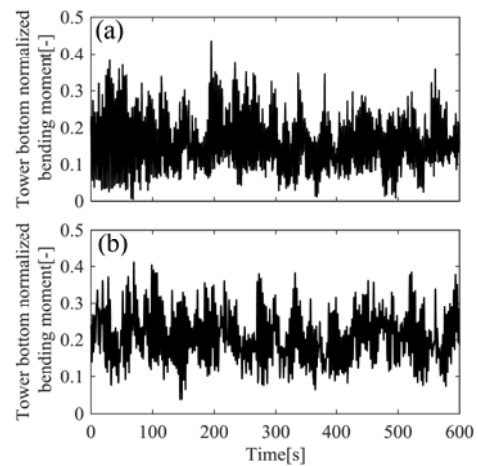


Fig. 9 Time history of (a) measured and (b) predicted tower bottom bending moment

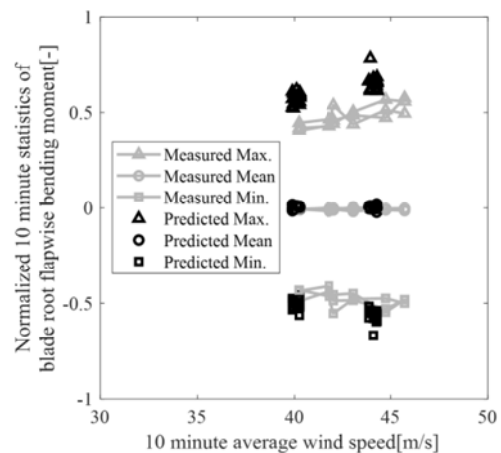


Fig. 10 Comparison of measured and predicted flapwise bending moment

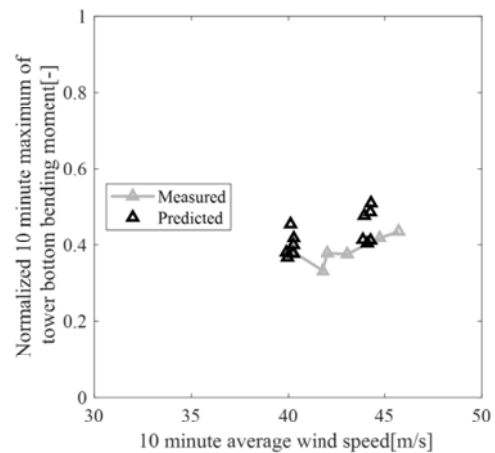


Fig. 11 Comparison of measured and predicted tower bottom bending moment

風速に対するフラップ曲げの 10 分間統計値の実測と解析の比較を Fig. 10 に示す. 各点が 3 つずつあるのはブレード 3 本に対応する. 平均値と最小値の予測値は実測値とよく一致しているが, 最大値の予測値は実測値より若干大きな値を示しており, 解析は若干安全側の評価となっている. 風速に対するタワー基部曲げの 10 分間最大値の実測と解析の比較を Fig. 11 に示す. 予測値は実測値と概ね一致している.

2.3 評価風速の影響

暴風待機時の設計荷重ケース (DLC6.1 等) において, アクティブヨー制御においては風速に依らず $\pm 8\text{deg}$ (乱流風時) のヨーミスアライメントを考慮する為, 最大の風速のみを評価することが規定されている^{1), 13)}. 一方, パッシブヨー制御においては, ヨーミスアライメントはインプットではなくアウトプットであり, 各種の設定条件に依存するが, 一般的には風速が低い方が風車ロータを風向に正対させる力が弱く, ヨーミスアライメントが大きくなる (Fig. 7). 従って, 風速が低い方が荷重が小さいとは一概には言えない. そこで, 本節では, 暴風待機時にパッシブヨー制御を行う場合, まず評価すべき風速を検討した.

暴風待機時の設計荷重ケースとしては 50 年再現期間の極値風速 (V_{ref}) の風速を考慮するケース (DLC6.1, 6.2) に加えて, 1 年再現期間の極値風速 (V_1) と風車の故障を同時に考慮するもの (DLC7.1) がある. 風車の故障としては, ヨーシステムの故障も考慮することが規定されており, その場合には $\pm 180\text{deg}$ の全ヨーミスアライメントを考慮する必要がある. 従って, 風速が $V_1 \sim V_{\text{ref}}$ の間で評価すべき風速を決める必要がある.

パッシブヨー制御における暴風待機時の評価風速を検討するため, 複数の風速に対して極値荷重を評価した. Table 1 に示す解析条件からの変更点を Table 2 に示す. 平均風速は 34-56m/s の間の 2m/s 毎とした. 乱流強度や風向変化率は風速に依らず一定と仮定し, 乱流強度は 11%, 風向変化率は 0 と $\pm 0.1\text{deg/s}$ の 3 通りとした.

風速に対する平均ヨーミスアライメントの変化を Fig. 12 に示す. 風速 36m/s 以下では風によるヨートルクが小さく, ナセル方位角が追従しないため, 大きなヨーミスアライメントが発生している. 風速 46m/s 以上ではパッシブヨー制御によりナセル方位角が風向に追従しており, 風速が大きくなるほどその値は小さくなる. それらの間の風速では, 風向に追従するケースとしないケースと見なすことができる.

Table 2 wind speed conditions for analysis

Average wind speed [m/s]	34~56 (2m/s increments)
Turbulence intensity [%]	11
Wind direction change rate [deg/s] (constant)	0, ± 0.1
Initial yaw misalignment [deg]	-10 / 10 (reverse sign of wind direction change rate)

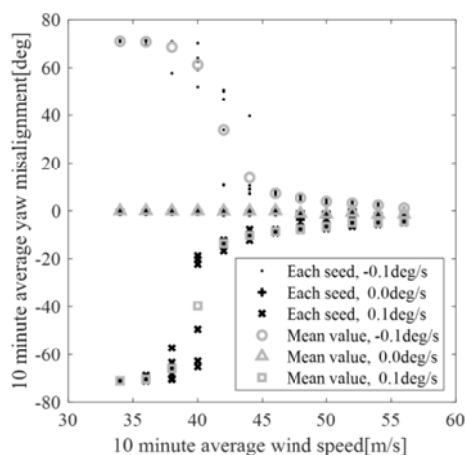


Fig. 12 Variation of yaw misalignment with wind speed

主要荷重の極値荷重の解析結果を Fig. 13~Fig. 16 に示す. 代表値 (図中の "Typical value") は, フラップ曲げについては, 6 シードに対する平均を取り, 3 ブレードおよび風向変化率に対する最大を取ったものであり, それ以外の荷重については 6 シードに対して平均を取り, 風向変化率に対する最大を取ったものである. また, 値は風速 50m/s における代表値で正規化した. 多少のばらつきはあるものの, 各荷重の代表値は風速と共に上昇している.

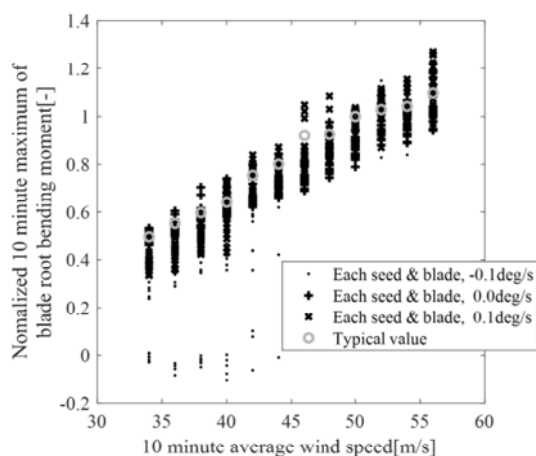


Fig. 13 Variation of flapwise blade root bending moment with wind speed

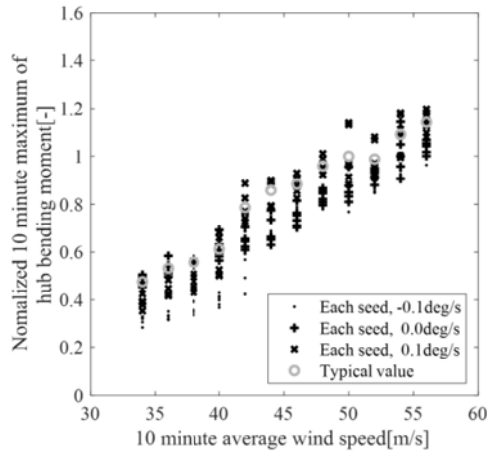


Fig. 14 Variation of hub bending moment with wind speed

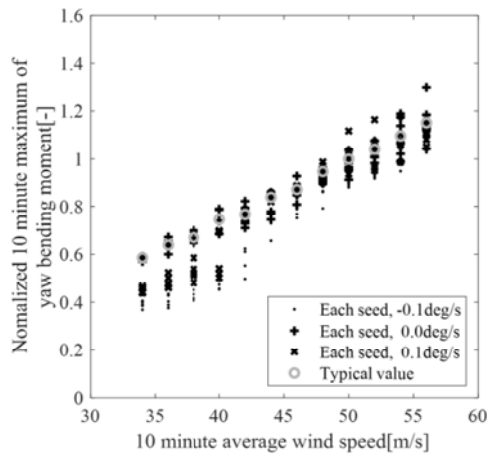


Fig. 15 Variation of yaw bending moment with wind speed

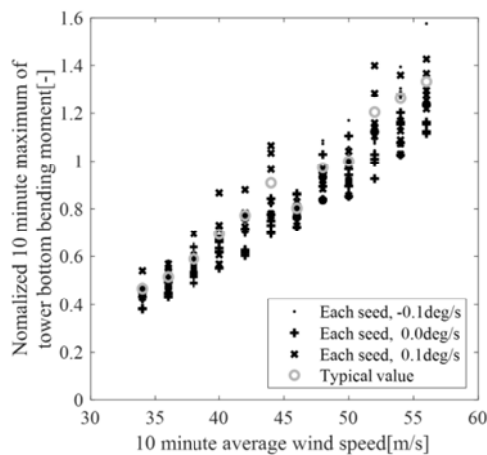


Fig. 16 Variation of tower bottom bending moment with wind speed

以上の結果から、本研究で用いた風車モデルにおいては、乱流強度や風向変化率を風速に依らず一定とした場合、最大風速のみを考慮すれば良い事が分かった。

2.4 風向変化率の影響

本研究では、風向変化率による風車挙動や荷重への影響も、空力弾性解析を実施した。Table 1 に示す解析条件からの変更点を Table 3 に示す。平均風速および乱流強度は 50 年再現期待値として起こりうる値(それぞれ 55m/s, 11%) とした。風向変化率は $\pm 0.5\text{deg/s}$ の間で変化させた。初期ヨーミスアライメントは、絶対値は 10deg とし、符号は風向変化率の逆符号とした。

Table 3 Wind direction and yaw conditions for analysis

Average wind speed [m/s]	55
Turbulence intensity [%]	11
Wind direction change rate [deg/s]	0, ± 0.01 , ± 0.02 , ± 0.05 , ± 0.1 , ± 0.2 , ± 0.5
Initial yaw misalignment [deg]	-10 / 10 (reverse sign of wind direction change rate)

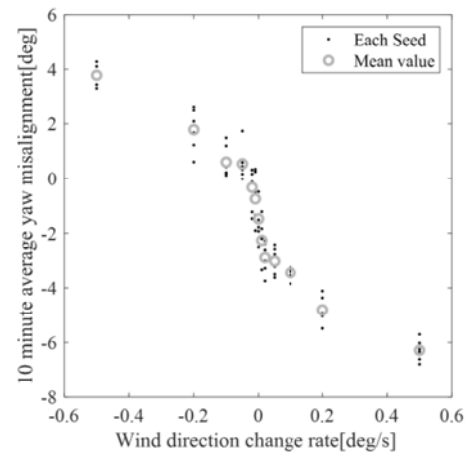


Fig. 17 Variation of yaw misalignment with wind direction change rate

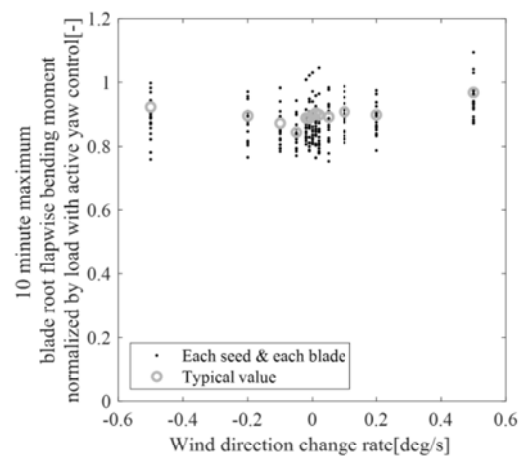


Fig. 18 Variation of flapwise bending moment with wind direction change rate

風向変化率に対するヨーミスアライメントの 10 分間平均値を Fig. 17 に示す。ロータの空気力の左右のアンバランスにより、風向変化率を考慮しない場合 (0deg/s) においてヨーミスアライメントは約-1.5deg であり、風向変化率を考慮すると、そこからずれた角度となった。ヨーミスアライメントの最大値は約 4deg、最小値は約-8deg である。

風向変化率に対するフラップ曲げの 10 分間最大値を Fig.18 に示す。代表値 (図中の"Typical value") は、6 シードに対して平均を取り、3 ブレードに対して最大を取ったものである。数値は、平均ヨーミスアライメントを-8, 0, 8deg として解析したアクティブヨー制御時の値で正規化した。風向変化率が大きくなるとフラップ曲げも大きくなる傾向がみられる。また、風向変化率が負よりも正の場合にフラップ曲げが大きくなる傾向がみられる。また、風向変化率が $\pm 0.5\text{deg/s}$ 以下においてはアクティブヨー制御時よりも荷重が小さく、暴風待機時におけるパッシブヨー制御の有効性が確認された。

3. まとめ

本研究で明らかになったことを以下にまとめる。

- (1) パッシブヨー制御における暴風待機時の評価方法を提案した。またパッシブヨー制御におけるヨー機構について、ヨーアクチュエータの慣性モーメントを考慮した設定方法を提案した。
- (2) 空力弾性モデルにより求めたヨーミスアライメントは実測値と良く一致したことを明らかにした。またブレードのフラップ方向曲げモーメントの最大値は若干安全側の評価となり、タワー基部の曲げモーメントは概ね一致したことを示した。
- (3) アクティブヨー制御に比べ、パッシブヨー制御により暴風待機時のブレードの極値荷重を低減する可能性を示した。

参考文献

- 1) IEC 61400-1. Wind turbine generator systems Part1, Safety requirements.. Ed. 4.0, 2019.
- 2) Ishihara, T. and Yamaguchi, A., Prediction of the extreme wind speed in the mixed climate region by using Monte Carlo simulation and measure-correlate-predict method, Wind Energy, Vol.18, Issue 1, pp. 171-186., 2015
- 3) Hughes, P. and Sherwin, R., Advanced wind turbine design studies: Advanced conceptual study. Final report,

Journal of JWEA, Vol.43, No.4, 2021

National Renewable Energy Laboratory, NREL/TP-442-4740, 1994.

- 4) Jamieson, P., Innovation in Wind Turbine Design, Wiley, 2011.
- 5) Hansen, A. C., Yaw dynamics of horizontal axis wind turbines. Final Report, National Renewable Energy Laboratory, NREL/TP-442-4822, 1992.
- 6) Verelst, D. R. and Van Wingerden, J-W., Numerical and Experimental Results of a Passive Free Yawing Downwind Wind Turbine, . DTU Wind Energy, No. 0023(EN), 2013.
- 7) Verelst, D. R. and Larsen, T. J, Yaw stability of a free-yawing 3-bladed downwind wind turbine, EAWE 6th PhD Seminar, 2010.
- 8) Verelst, D. R., Wind tunnel tests of a free yawing downwind wind turbine, Journal of Physics: Conference Series 555 :012103, 2014.
- 9) Picot, N., Verelst, D. R. and Larsen, T. J, Free yawing stall-controlled downwind wind turbine with swept blades and coned rotor, In Proceedings, European Wind Energy Association (EWEA), 2011.
- 10) Kiyoki, S., Sakamoto, K., Kakuya, H. and Saeki, M., 5-MW downwind wind turbine demonstration and work toward smart operation control, Hitachi Review, 66, pp. 38-44, 2017.
- 11) Kuroiwa, T., Karikomi, K., Hayashi, Y., Shibata, M. and Ueda, Y., New Products and Technologies of Mitsubishi Wind Turbines, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd. Technical Review, Vol. 41 No. 3, 2004.
- 12) 新庄浩幸, 吉田兵吾, 唐牛敏晴, 赤羽博夫, 風力発電用ブレード製作と永久磁石励磁同期発電機の導入, 風力エネルギー, Vol. 30, No. 2, pp. 52-57, 2006.
- 13) Germanishcer Lloyd WindEnergie, Guidelines for the Certification of Offshore Wind Turbines, Edition 2012.
- 14) http://www.hitachi.co.jp/products/energy/wind/product_s/htw2000_80/index.html
- 15) Garrad Hassan and Partners, BLADED ver.4.2.0.83, 2012.