

着床式洋上風力発電タワーの風荷重実測

FIELD MEASUREMENT OF WIND LOADS ON A BOTTOM-MOUNTED OFFSHORE WIND TURBINE TOWER

山本 学¹⁾福本 幸成²⁾石原 孟³⁾大窪 一正⁴⁾Manabu YAMAMOTO¹⁾, Yukinari FUKUMOTO²⁾, Takeshi ISHIHARA³⁾ and Kazumasa OKUBO⁴⁾

ABSTRACT

This paper describes the characteristics of wind loads on the bottom-mounted offshore wind turbine tower. The site is located at 3.1km offshore from Choshi, and the water depth is 11.9m. Proving wind turbine is a propeller-type with three blades (Hub height: 80m, Rated power: 2.4MW). The wind loads were investigated as bending moment at bottom of tower by using strain-gauge data. In this paper, obtained wind loads were compared between operational condition and feathering condition, wind of the landside and of the seaside. As a result, in both condition, the maximum wind loads for the wind of the landside were bigger than those for the wind of the seaside under the influence of the land 3.1 kilometers away from the wind turbine. The along-wind gust effect factors in the feathering condition for the wind of the seaside were from 1.8 to 2.0. Furthermore, the along-wind gust effect factors for the wind of the landside were from 2.1 to 3.5 in range of less than 30m/s.

Key Words: Offshore wind turbine tower, Field measurement, Wind load, Gust effect factor

1. はじめに

風力発電設備の立地は今まで陸上を中心であったが、陸上に比べて年平均風速が高く、安定した発電量が得られること、風車の大型化やウインドファームの大規模化が図れることなどの理由により、洋上への導入促進が期待されている¹⁾。風車の大型化に伴い、風力発電設備支持物(タワー)の高さも増加するため、タワーの風荷重評価が重要になる。しかし、タワーの風荷重特性を検討した研究は、陸上風車を対象とした場合が多く^{2),3),4)}、接近流の乱れの強さが陸上に比べて小さい洋上風車に関する研究例は少ない。このような状況の中、筆者らは我が国特有の厳しい気象・海象条件に耐える着床式洋上風力発電技術を確立するための実証研究⁵⁾を2009年に開始しており、千葉県銚子沖3.1kmに設置された国内初の本格的な着床式洋上風力発電設備を対象とした実測を2013年から実施している。本論文では、着床式洋上風力発電設備を対象として、実測で得たタワーの歪データから曲げモーメント(風荷重)を推定し、風車特有のタワーの風荷重特性や風荷重に及ぼす接近流の乱れの強さの影響を報告する。風車の運転状態は、風車のロータが回転した発電時および運転を停止したフェザリング時を対象とした。

2. 実測方法

実測対象は、図1に示す千葉県銚子市の南沖合3.1kmに設置された着床式洋上風力発電設備である⁵⁾。この風力発電設備から東側に285m離れた地点には、風況観測タワーが設置されている^{5),6)}。図2に着床式洋上風力発電

¹⁾ 鹿島技術研究所 上席研究員 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

²⁾ 東京電力(株)経営技術戦略研究所 マネージャー (〒230-8510 神奈川県横浜市鶴見区江ヶ崎町 4-1)

³⁾ 東京大学大学院工学系研究科社会基盤学専攻 教授 (〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)

⁴⁾ 鹿島技術研究所 研究員 (〒182-0036 東京都調布市飛田給 2-19-1)

設備の概要を示す。タワーの曲げモーメントを検討するために必要な鉛直方向の歪計は、図 2 に示すようにタワーの 3 高度の内壁に設置した。歪データはサンプリング周波数 50Hz で測定し、1 サンプルのデータ個数を 30,000 (600s) とした。風車の運転状態は、発電時およびフェザリング時を対象とした。なお、フェザリング時は発電時と同様にヨー制御が作動しており、ナセルは風向に正対している。風速はナセル上部に設置された風向風速計 (M.S.L.+約 84m) で測定された 10 分間平均風速を用いたが、3.1 節で述べる補正方法により、風車ハブ高さ (M.S.L.+80m) での接近風速に換算した。本報告で対象とする風向は、図 1 に示すように陸側の風は北寄りの主風向である NNE、海側の風は南寄りの主風向である SSW とし、主風向を中心に $\pm 25^\circ$ の範囲とした。接近流の性状は、風況観測タワーの記録によると、乱れの強さは陸側の風が約 9%、海側の風が約 5% であり、約 2 倍の差があった⁶⁾。タワーの構造特性は、強制加振装置を用いた振動試験⁷⁾によると、タワーの 1 次固有振動数は風車主軸方向 (風方向) 0.35Hz、主軸直交方向 (風直交方向) 0.36Hz であり、1 次減衰定数は風車主軸方向 0.2%、主軸直交方向 1.0% であった。

3. 実測結果

3.1 風車ハブ高さでの接近風速の推定

ナセル上部で観測された平均風速は、ナセル周りの流れ場の影響に加えて、発電時には風車後流の影響も受けると考えられる。一方、風況観測タワーの平均風速は本立地の基準値であり、風車への接近風速と考えることができる。そこで、ナセル上部と風況観測タワーの平均風速の関係を用い、ナセル上部での平均風速を補正することによって、風車ハブ高さでの接近風速を求めることにした。

図 3 にナセル上部での平均風速 U_N と風況観測タワーでの平均風速 U_H (接近風速) の関係を示す。図中には U_N から U_H への補正式とその計算値を実線で示した。フェザリング時の U_N と U_H の関係はほぼ線形であるが、発電時は風速 9m/s 付近を境に勾配が若干異なることが確認できる。これは、翼のピッチ制御が風速約 9m/s からカットアウト風速 25m/s までの範囲で作動する影響と考えられる。以下では、補正後の風車ハブ高さでの接近風速 U_H を単に風速と呼ぶこととする。

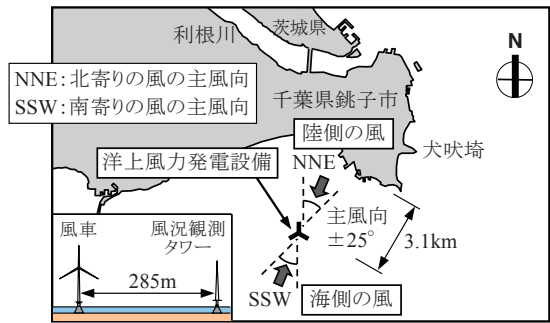


図 1 着床式洋上風力発電設備の設置地点

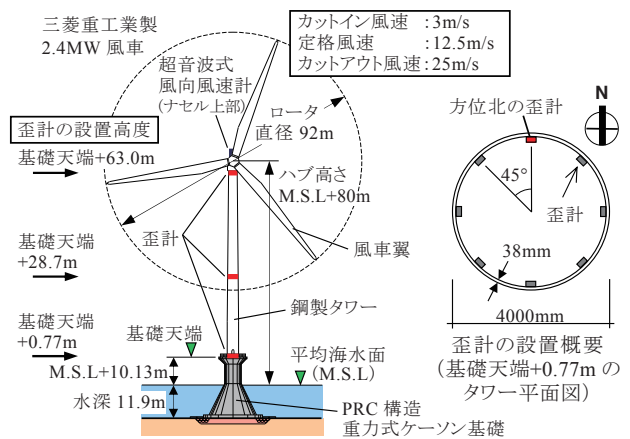


図 2 着床式風力発電設備とタワーに設置した歪計の概要

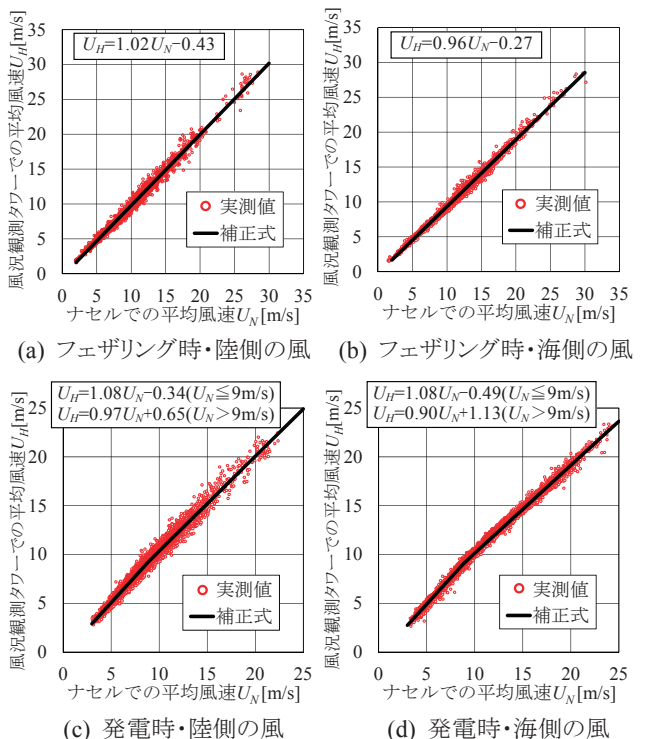


図 3 ナセルと風況観測タワーでの平均風速の関係と補正式

3.2 無風時の歪調査試験

風車はヨー制御によりタワー頂部に設置された重量物のナセル(ロータ回転面)を風向に正対させる。したがって、風車翼を含めたナセルの重量を支持するために生じる曲げモーメントがタワーに発生するため、鉛直方向の歪は、タワーに作用する風力とは別に、ナセルの向き(方位)により値が変化する可能性が考えられる。そこで、実測の開始に先立ち、無風に近い状態でナセル方位を任意に変化させる試験を実施し、歪を調査した。試験はタワーに風力を極力作用させないため、風速 3~5m/s の弱風時において、風車ロータが回転しないように翼をフェザーに固定して実施した。また、試験は歪に及ぼす日射による鋼製タワーの熱伸びの影響を避けるために夜間を実施した。図 4 に試験結果の一例として、方位北の歪計(図 2 参照)におけるナセル方位と歪の関係を示す。歪は歪計設置位置とロータの向きが一致するナセル方位北では圧縮方向、逆に 180°ずれたナセル方位南では引張方向になり、ナセル方位により歪が変化することが確認できる。また、図中には実測開始後に得た風速 1m/s 未満の夜間データも示しているが、試験結果とほぼ一致することが分かる。その他の歪計についてもナセル方位と歪の関係は同様であった。以上より、本試験結果を無風時の歪(有風時の 0 点)として用いた。

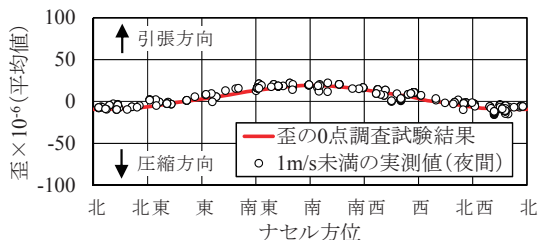


図 4 無(弱)風時のナセル方位と歪の関係 (方位北の歪計の例)

3.3 タワーに作用する曲げモーメントの推定

タワーに作用する風方向および風直交方向曲げモーメントは、図 5 に示す風方向軸および風直交方向軸(以下、風軸)の歪を、実測歪データから推定して式(1)~(3)により求めた。風軸の推定歪は、図 6 に示すようにタワー円周方向の歪分布(□印、有風時の歪から無風時の歪をキャンセルした値)を余弦関数で近似(実線)し、ナセル上部の平均風向を用いた風軸位置(点線)の値とした。図 5 に曲げモーメントの向きの定義を示す。

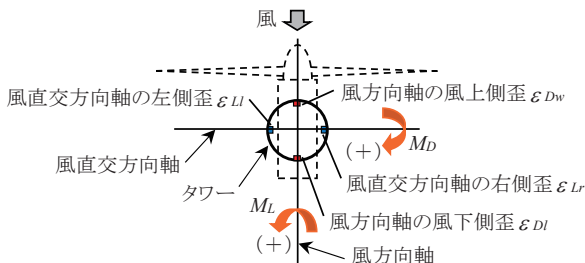


図 5 タワーの風軸の歪および曲げモーメントの向きの定義

$$M_D(t) = \frac{EI\{\varepsilon_{Dw}(t) - \varepsilon_{Dl}(t)\}}{D'} \dots\dots\dots (1)$$

$$M_L(t) = \frac{EI\{\varepsilon_{Lr}(t) - \varepsilon_{Li}(t)\}}{D'} \dots\dots\dots (2)$$

$$I = \frac{(D^4 - D'^4)\pi}{64} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $M_D(t)$:時刻 t での風方向曲げモーメント
 $M_L(t)$:時刻 t での風直交方向曲げモーメント
 E :タワーのヤング係数、 I :タワーの断面 2 次モーメント、 D' :タワーの内径、 D :タワーの外径
 $\varepsilon_{Dw}(t)$:時刻 t でのタワー風方向軸の風上側歪、 $\varepsilon_{Dl}(t)$:時刻 t でのタワー風方向軸の風下側歪
 $\varepsilon_{Lr}(t)$:時刻 t でのタワー風直交方向軸の右側歪、 $\varepsilon_{Li}(t)$:時刻 t でのタワー風直交方向軸の左側歪

3.4 発電時のタワー基部での曲げモーメント

以下では、タワー基部(図 1 に示す基礎天端+0.77m[M.S.L+10.9m])の曲げモーメントに注目して述べる。図 7 に風速と発電時の平均曲げモーメント(10 分間平均値)の関係を示す。図中の値は歪に及ぼす日射によるタワーの熱伸びの影響が少ない夜間データとした。また、図中には接近流の違いが分かるように、図 1 で定義した海側の風と陸側

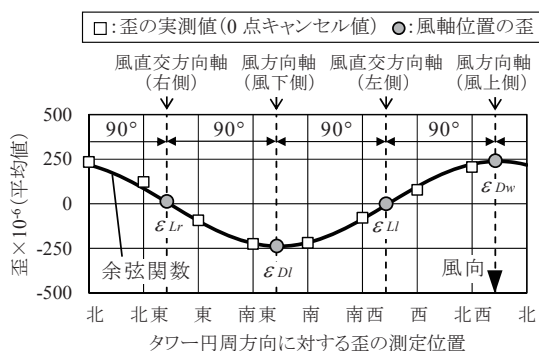


図 6 タワー円周方向歪分布の一例(発電時・風速 9m/s)

の風を分けて示した。図 7(a)に示す風方向平均曲げモーメント M_D は、風速 10m/s 以下では風速の増加に伴い値が増加するが、風速 10m/s を超えると逆に減少するという風車特有の風荷重特性を示す。これは風速約 9m/s 以下では翼ピッチ角(翼弦とロータ回転面のなす角)を小さく一定にして、風速 5~8m/s の範囲で風速の増加と共にロータ回転数を増加させるが、風速 9m/s を超えるとロータ回転数を一定にして、風速の増加と共に翼ピッチ角を大きくするピッチ制御を行うためと考えられる³⁾。陸側と海側の風の M_D を比較すると、両者はほぼ同じである。図 7(b)に示す風直交方向平均曲げモーメント M_L も、風速の増加に伴い値が増加し、風速 10m/s を超えると減少するため、風車制御の影響を受けていると考えられるが、 M_L は M_D に比べて値は非常に小さい。また、風方向と同様に、陸側と海側の風の違いによる差はほとんど見られない。

図 8 に風速と発電時の最大曲げモーメント(10 分間最大瞬間値)の関係を示す。図 8(a)に示す風方向最大曲げモーメント M_{Dmax} は、図 7(a)の M_D と定性的な傾向は同じであるが、陸側の風の方が海側の風に比べて値が大きく、接近流の乱れの強さと考えられる影響が確認できる。一方、図 8(b)に示す風直交方向最大曲げモーメント M_{Lmax} は、陸側と海側の風の違いによる差が小さく、 M_{Dmax} に比べて接近流の乱れの強さの影響は小さいといえる。

ここで、風直交方向に比べて曲げモーメントが大きい風方向に注目して、図 9 に風速と風方向曲げモーメントの標準偏差 σ_D の関係、図 10 に風速と風方向曲げモーメントのピークファクター $g_D (= (M_{Dmax} - M_D) / \sigma_D)$ の関係を示す。発電時の σ_D は風速の増加に伴い値が増加し、風速約 8m/s(ロータ回転数が最大に達する風速)で極大を示す。その後、曲げモーメントが最大となる風速 10m/s で一旦減少した後、再び増加し、定格風速 12.5m/s 付近で再び極大を示す。このように発電時の σ_D は、風車制御に関係すると考えられる複雑な挙動を示す。陸側と海側の風を比較すると、陸側の風の方が大きく、接近流の乱れの強さの影響が分かる。発電時の g_D も風車制御の影響を受けていると考えられ、風速 5~11m/s の範囲で値が減少するが、その他の風速では 3~4 程度であった。次に、図 11 に風速と発電時の風方向

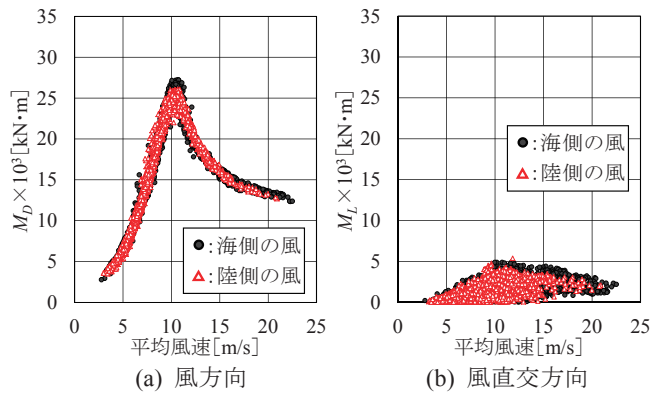


図 7 風速と発電時の平均曲げモーメントの関係

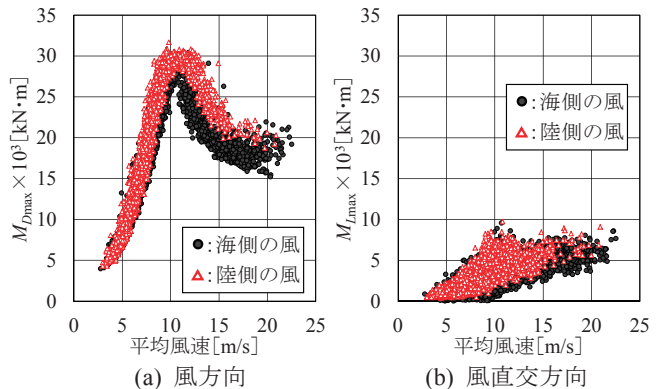


図 8 風速と発電時の最大曲げモーメントの関係

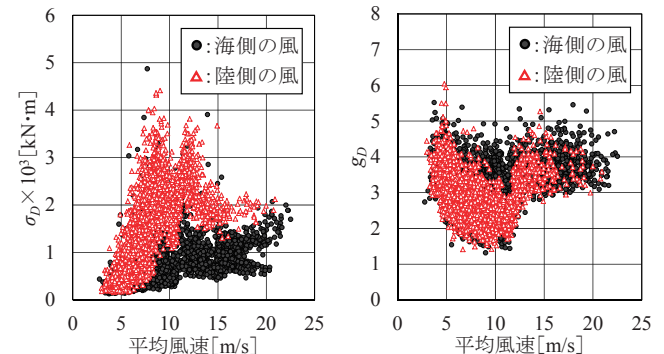


図 9 風速と発電時の風方向曲げモーメントの標準偏差の関係

図 10 風速と発電時の風方向曲げモーメントのピークファクターの関係

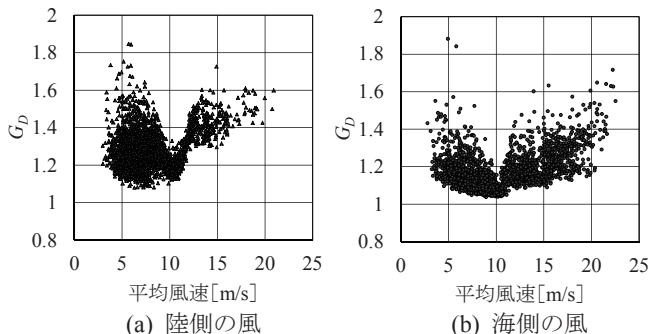


図 11 風速と発電時の風方向ガスト影響係数の関係

ガスト影響係数 $G_D (=M_{Dmax}/M_D)$ の関係を示す。 G_D は風方向曲げモーメントが最大となる風速 10m/s で平均的に極小を示し、風速 10m/s を超えると風速の増加に伴い増加傾向を示す。また、陸側の風の G_D は海側の風に比べて値が大きく、風速 10m/s 付近では陸側の風の場合、1.1~1.3、海側の風の場合、1.05~1.1 であった。

3.5 フェザリング時のタワー基部での曲げモーメント

次にフェザリング時に関して、図 12 に風速と風方向曲げモーメントの関係、図 13 に風速と風直交方向最大曲げモーメントの関係を示す。なお、本報告での風速範囲は 1~29m/s であり、タワーの Re 数は $3 \times 10^5 \sim 7 \times 10^6$ (代表長さはタワーの平均見付幅 3.5m) である。

図 12(a) に示す風方向平均曲げモーメント M_{D-F} は風速の増加に伴い値が増加し、海側の風と陸側の風の値はほぼ一致する。図 12(b) に示す風方向最大曲げモーメント M_{D-Fmax} は、陸側の風の方が海側の風に比べて値が大きく、接近流の乱れの強さと考えられる影響を確認することができる。この乱れの強さの影響は図 13 に示す風直交方向最大曲げモーメント M_{L-Fmax} についても同様である。また、 M_{D-Fmax} と M_{L-Fmax} を比較すると、15m/s を超える風速範囲において、 M_{L-Fmax} の方が M_{D-Fmax} に比べて値が大きくなる傾向が見られる。このようにフェザリング時は、アスペクト比が大きい塔状構造物のようにタワー後流の渦発生により、風直交方向の変動風力が風方向を上回る特性を示す。

ここで、風方向平均曲げモーメント係数 C_{MD-F} を確認する。図 14 に風速と式(4)により求めた C_{MD-F} の関係を示す。 C_{MD-F} は風速の増加に伴い、約 0.42 に漸近し、文献 3) とほぼ同様の結果となった。

$$C_{MD-F} = \frac{M_D}{0.5\rho U_H^2 \bar{D} H^2} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 ρ : 空気密度、 \bar{D} : タワーの平均見付幅、 H' : タワー基部の歪測定高さとはブの高さの距離

次に、図 15 に風速とフェザリング時の風方向ガスト影響係数 G_{D-F} の関係を示す。図中には風力発電設備支持物構造設計指針⁸⁾のガスト影響係数を実線および破線で示した。海側の風の G_{D-F} は風速の増加に伴い、指針⁸⁾の地表面粗度区分 I から II に相当する 1.8~2.0 程度の値を示した。一方、陸側の風の G_{D-F} は風速 20m/s 以上において、2.1~3.5 の範囲でばらつくが、地表面粗度区分 III 以上の値を示しており、海側の風に比べて大きな値を示した。陸側の風の G_{D-F} から、風力発電設備が陸地から約 3km 離れていても、陸地による乱れの影響を受けることが分かる。なお、本実測で得られた最大風速は設計風速の 1/2 程度であり、設計用ガスト影響係数を検討するには、さらに高風速のデータを取得する必要がある。

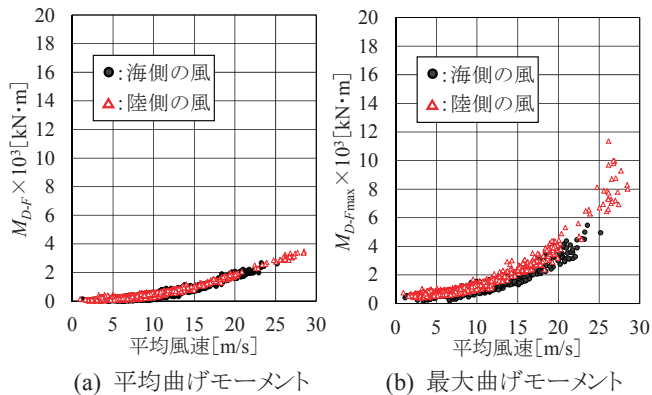


図 12 風速とフェザリング時の風方向曲げモーメントの関係

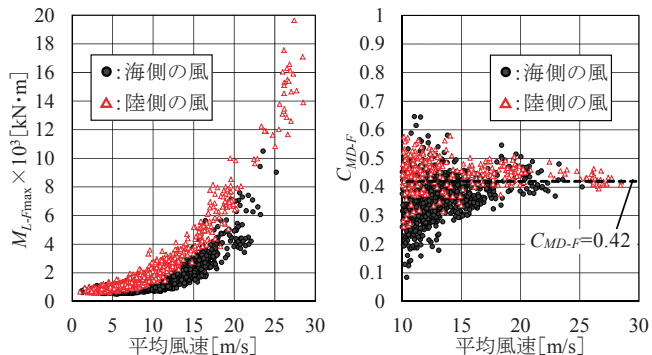


図 13 風速とフェザリング時の風直交方向最大曲げモーメントの関係

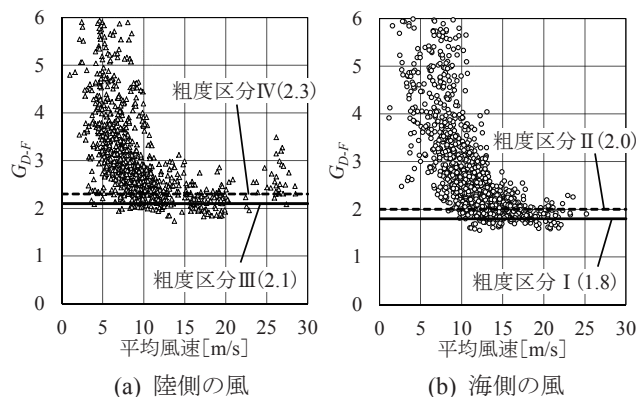


図 15 風速とフェザリング時の風方向ガスト影響係数の関係

3.6 発電時とフェザリング時の曲げモーメントの比較

風方向最大曲げモーメントに注目して、発電時とフェザリング時の値を比較、検討する。図16に風速と風方向最大曲げモーメント M_{Dmax} および M_{D-Fmax} の関係を示す。図中には図14で示した風方向平均曲げモーメント係数 C_{MD-F} と図15で示したガスト影響係数 G_{D-F} の値を用いて推定したフェザリング時の風方向最大曲げモーメント M_{D-Fmax} を実線で示した。また、再現期間50年相当の風速(地表面粗度区分Iと仮定)を点線で示した。フェザリング時の M_{D-Fmax} は、カットアウト風速25m/s以下では発電時の M_{Dmax} に比べ値が大幅に小さいが、実線で示したように風速の増加と共に増加すると考えられる。フェザリング時の再現期間50年相当の風速51m/sでの M_{D-Fmax} (外挿値)と発電時の風速11m/sでの M_{Dmax} の値を比較すると、海側の風の場合、 M_{D-Fmax} は M_{Dmax} に比べて小さいが、陸側の風の場合は両者がほぼ同等になる可能性がある。

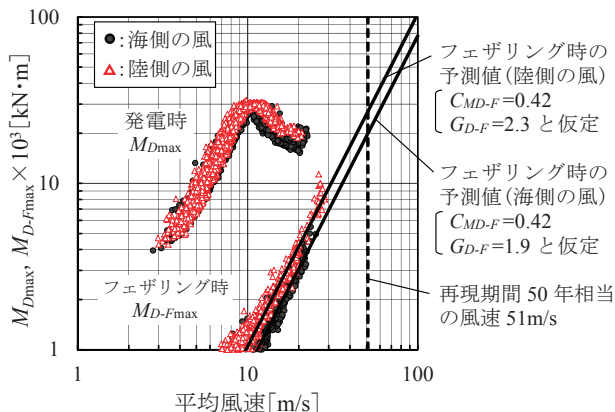


図16 風方向最大曲げモーメントに関する発電時とフェザリング時の比較

4. まとめ

本報告では、国内初の本格的な着床式洋上風力発電設備を対象として、発電時およびフェザリング時のタワーの風荷重特性および風荷重に及ぼす接近流の乱れの強さの影響を検討した。その結果、タワーの風方向最大曲げモーメントは、風力発電設備が陸地から約3km離れていても、陸地による乱れの影響を受けるため陸側の風の方が海側の風に比べて大きいことを示した。また、発電時の風方向ガスト影響係数は、曲げモーメントが大きい風速10m/s付近において、陸側の風では1.1~1.3、海側の風では1.05~1.1であった。一方、フェザリング時の風方向ガスト影響係数は、設計風速未満ではあるが、陸側の風では地表面粗度区分III以上に相当する2.1~3.5、海側の風では地表面粗度区分I~IIに相当する1.8~2.0程度になることを示した。

謝辞

本研究は、国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託研究の一部として実施したものである。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO):着床式洋上風力発電導入ガイドブック(第一版), 2015.9
- 2) 石原孟, ファバンブック, 高原景滋, 銘苅壮宏:風力発電設備の風応答予測に関する研究, 第19回風工学シンポジウム論文集, pp.175-180, 2006
- 3) 山本学, 内藤幸雄, 近藤宏二, 大熊武司:実測による風力発電タワーの風荷重特性と作用外力の推定, 日本建築学会構造系論文集 第617号, pp.39-46, 2007.7
- 4) 丸山勇祐, 安部晋司, 斉藤芳人, 宮城雄一, 鈴木章弘:複雑地形に建つ風力発電設備の耐風設計のための実測調査 ~その1 風車タワーに作用する風荷重~, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造I, pp.263-264, 2008
- 5) 福本幸成, 石原孟, 大窪一正, 林田宏二:着床式洋上風力発電の実証研究 ~NEDO 洋上風力発電実証研究~, 日本風工学会誌, 第126号, pp.4-8, 2011.1
- 6) 助川博之, 福本幸成, 山中徹, 大窪一正, 石原孟:銚子沖3.1kmにおける洋上風況観測, 第35回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.260-263, 2013
- 7) 山口敦, 福王翔, 石原孟:常時微動と強制加振試験に基づく洋上風力発電設備のシステム同定, 第35回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.264-267, 2013
- 8) 土木学会:風力発電設備支持物構造設計指針・同解説, 2010