

## 風車発電時にタワーに作用する最大風荷重の特性とその予測式の提案\*

石原 孟\*\*

石井 秀和\*\*\*

Takeshi ISHIHARA

Hidekazu ISHII

## 1. はじめに

2005 年に発行された風車に関する国際基準 IEC61400-1 の第 3 版<sup>1)</sup>では、風車を建設する際には設置地点の環境条件に基づき風車に作用する荷重を算出し、風車の健全性を評価することが義務付けられている。

風車の健全性を評価する際には発電時と暴風時の風荷重を評価する必要がある。暴風時の風荷重に関しては、その評価式が提案されている<sup>2)</sup>。一方、発電時の風荷重の評価式に関する研究は少なく、暴風時の評価式を援用しているのが現状である。しかし、風車発電時の風荷重の特性は制御により、従来の構造物と異なり、風車の特性を考慮した評価式の提案が急務である。

本研究では、出力 2MW のモデル風車を用い、時刻歴応答解析を行うことにより風車発電時の風荷重の特性を明らかにするとともに、ガスト影響係数法を用いて、乱れの小さい洋上から乱れの大きい山岳地にまで適用できる風車発電時の最大風荷重の評価式を提案し、実測データと比較することにより、その精度を検証する。

## 2. 時刻歴応答解析の概要

表 1 には本研究で用いたモデル風車の概要を示す。本モデル風車は土木学会構造工学委員会・風力発電設備支持物の動的解析と構造設計小委員会<sup>3)</sup>が作成した標準風車モデルであり、現在陸上に最も多く建設されている風車を模擬して作成されている。風車モデルは 3 枚翼を有するアップウィンド式風車であり、風車タワーは鋼製、ハブ高さは 76.5m、総重量は 249.4ton である。風車の制御は可変ピッチ、可変速の制御方式を採用し、定格風速は約 12m/s、定格出力は 2000kW である。

表 1 モデル風車の概要

|       |           |
|-------|-----------|
| 定格出力  | 2000kW    |
| ハブ高さ  | 76.5m     |
| 風車種類  | アップウィンド型  |
| ロータ直径 | 80m       |
| 制御方法  | 可変速、ピッチ制御 |

\* 第 31 回風力エネルギー利用シンポジウムにて発表

\*\* 会員, \*\*\* 非会員 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

|        |          |
|--------|----------|
| ロータ回転数 | 10~18rpm |
| 運転風速範囲 | 4~25m/s  |
| 定格風速   | 12m/s    |
| 総重量    | 249.4ton |

時刻歴応答解析に使用される変動風速は IEC61400-1 の通常乱流モデルを用いて作成した。平均風速の指数は 0.2 であり、乱れ強度は次式により与えた。

$$I_1 = I_{ref} (0.75 + 5.6/V_h) \quad (1)$$

ここで、 $I_{ref}$  は風方向の乱れ強度の参照値、 $V_h$  (m/s) はハブ高さでの平均風速である。また変動風のスペクトルについては Kaimal モデルを用いた。

本風車モデルでは PI 制御を採用し、発電機速度の偏差  $y$ 、同残差  $y_1$  に対するトルク指令値  $\Delta Q_{Dem}$  ならびにピッチ位置指令値  $\Delta \theta_{Dem}$  は、次式により表した。

$$\Delta Q_{Dem} = 380y + 80.85y_1 \quad (2)$$

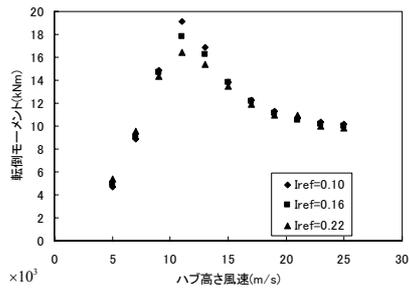
$$\Delta \theta_{Dem} = 0.1152y + 0.05486y_1 \quad (3)$$

また時刻歴応答解析では風車タワーの 2 次振動モードまで考慮し、1 次モードの構造減衰比は 0.8% とした<sup>2)</sup>。高次モードの構造減衰比は剛性比例型と仮定し求めた。

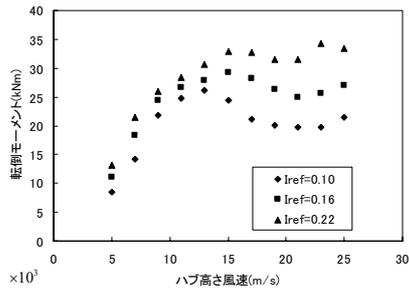
## 3. 発電時の風荷重の特性

図 1 には時刻歴応答解析により求めたタワー基部に作用する転倒モーメントの平均値と最大値の風速による変化を示す。風車タワー基部に作用する転倒モーメントの平均値と最大値は定格風速(約 12m/s)の前では平均風速の増大に伴い増大するが、定格風速の後では平均風速の増大に伴い、転倒モーメントの平均値は減少する。一方、転倒モーメントの最大値は乱れの小さいケースでは減少するが、乱れの大きいケースでは逆に増加している。また最大転倒モーメントの乱れ強度への依存性は定格風速前より後の方が大きくなっていることが分かる。通常の構造物の風応答では転倒モーメントの平均値が減少するにつれ、その最大値も減少するが、転倒モーメントの最大値が逆に増大するのは風車特有の現象と言える。その原因を探るために、定格風速の前と後における風速、転倒モーメントおよび翼のピッチ角の時系列波形を詳しく

調べた。



(a) 平均値



(b) 最大値

図1 タワー基部の転倒モーメントの平均値と最大値

図2と図3には定格風速前の9m/sおよび定格風速後の15m/sでの風速、風方向転倒モーメント、ピッチ角の時刻歴波形を示す。定格風速前(図2)では発電量を最大にするようにピッチ角は0度でほぼ一定のままになっている。60sec付近では急な風速変動に対応するため、回転数制御の他にピッチ角も変化させている。この図から、定格風速前の転倒モーメントは従来の構造物とほぼ同じような応答特性を示し、風速の変動に追従して変動していることが分かる。このような振動はいわゆるガスト励起型振動である。一方、定格風速後(図3)では、風速が小さくなるときの(120, 240sec付近)、発電量を一定に保つように、ピッチ角が小さくなるように制御されている。このときには風速が小さくなっているにもかかわらず、大きな転倒モーメントが励起されていることが分かる。ピッチ角を小さくすることにより、発電量が大きくなるが、風方向の推力も大きくなり、大きな転倒モーメントが発生する。このように励起された転倒モーメントは大きな変動転倒モーメントをもたらす、転倒モーメントの平均値が下がっても、最大値は増加するという現象が起こる。本研究ではこの現象をピッチ制御励起型振動と名づけた。

発電時の風荷重を考える際にはロータの回転による振動数(1P)および3枚ブレードがタワーの前方を通過することに対する振動数(3P)数が重要である。本風車はカットイン風速付近(4~5m/s)ではタワーの1次固有振動数 $f_1$ と3P振動数 $f_{3P}$ と接近しており、変動風荷重が大き

くなっている。図4には、風速5m/sと9m/sでの風方向変動転倒モーメントのパワースペクトル密度を示す。図4(a)から、タワーの1次固有振動数と3P振動数が共振し、大きなピークを形成している。一方、風速が9m/sの場合には図4(b)に示すように3P振動数が高振動数側に移動し、共振がなくなっていることが分かる。

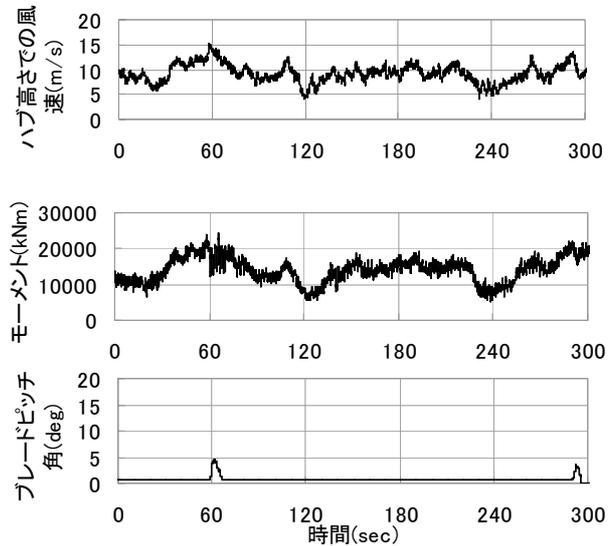


図2 風速9m/sの時の時刻歴波形(定格風速前)

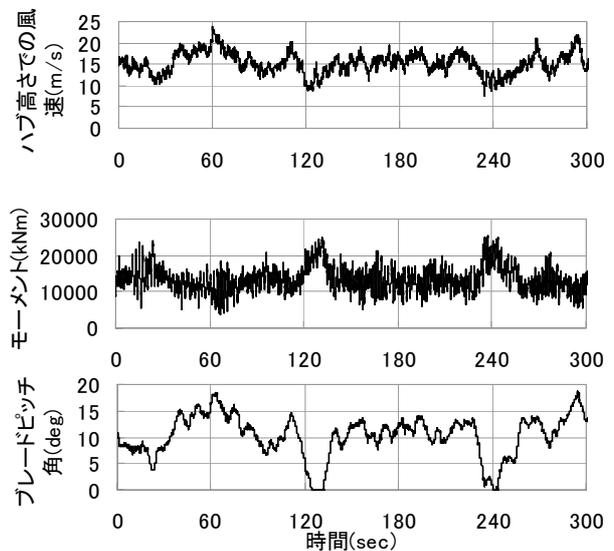
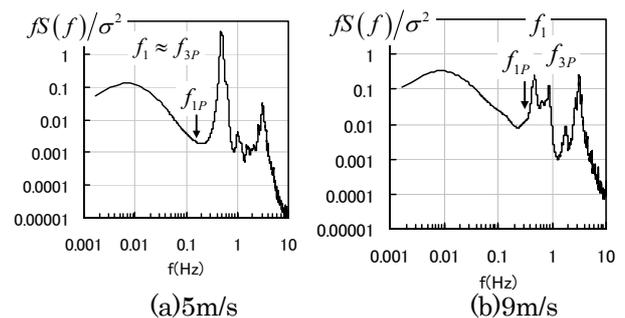


図3 風速15m/sの際の時刻歴波形(定格風速後)



(a)5m/s

(b)9m/s

図4 風方向変動転倒モーメントのパワースペクトル密度

#### 4. 発電時の風荷重の評価式の提案

風車発電時にタワー基部に作用する風方向転倒モーメントの最大値  $M_{Dmax}$  はガスト影響係数法に基づき、次式により表される。

$$M_{Dmax} = M_D \times G_D \quad (4)$$

ここで、 $M_D$  はタワー基部に作用する風方向転倒モーメントの平均値、 $G_D$  はガスト影響係数である。

風方向転倒モーメントの平均値は、ハブ高さ  $H$  での風速  $U_H$ 、ロータの受風面積  $\pi R^2$ 、風方向転倒モーメント係数  $C_{MD}$  により、次式から求められる<sup>4)</sup>。

$$M_D = \frac{1}{2} \rho U_H^2 \pi R^2 H C_{MD} \quad (5)$$

$$C_{MD} = \varepsilon_T C_{DT} C_g + \varepsilon_N C_{DN} + C_T, \quad C_g = \frac{1}{3+3\alpha} + \frac{1}{6}$$

ここで、 $\rho$  は空気密度、 $C_T$  はロータのスラスト係数(また推力係数)、 $C_{DN}$  はナセルの平均抗力係数(1.2)、 $C_{DT}$  はタワーの平均抗力係数(0.6)である。また  $\varepsilon_T$  と  $\varepsilon_N$  はそれぞれロータ面積に対するタワー見付面積の比とナセル見付面積の比を表し、 $C_g$  は平均風速の鉛直分布に対する補正係数、 $\alpha$  は平均風速のべき指数である。

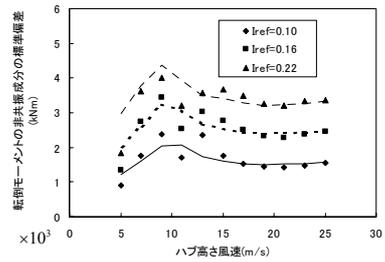
一方、ガスト影響係数は、次式により表される。

$$G_D = \frac{M_{Dmax}}{M_D} = 1 + g_D \frac{\sigma_{MD}}{M_D} \\ = 1 + g_D \frac{\sigma_{MDQ}}{M_D} \sqrt{1 + \frac{\sigma_{MDR}^2}{\sigma_{MDQ}^2}} = 1 + g_D \frac{\sigma_{MDQ}}{M_D} \sqrt{1 + R_D} \quad (6)$$

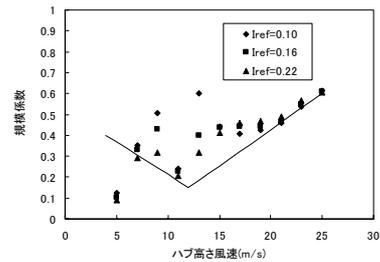
ここで、 $g_D$  はピークファクター、 $\sigma_{MD}$  は風方向転倒モーメントの標準偏差であり、非共振成分  $\sigma_{MDQ}$  と共振成分  $\sigma_{MDR}$  により近似的に表せる。このガスト影響係数の評価式には転倒モーメントの非共振成分の標準偏差  $\sigma_{MDQ}$ 、ピークファクター  $g_D$  および共振成分と非共振成分の比  $R_D$  の3つのパラメータが含まれている。本研究では時刻歴応答解析の結果からこれらのパラメータに関する経験式を求め、表2にまとめた。

図5(a)には非共振成分の標準偏差を示し、乱れ強度の大きいケースでは標準偏差の値も大きいことが分かる。一般に転倒モーメントの非共振成分の標準偏差は転倒モーメント平均値、乱れ強度、規模係数  $K$  を用いて、 $\sigma_{MDQ} = 2M_D I_1 \sqrt{K}$  で表される。 $I_1$  は式(1)に示す風方向の乱れ強度であり、ハブ高さでの風速の関数である。図5(b)には規模係数  $K$  の風速による変化を示す。この図からわかるように、規模係数は定格風速前には風速の増

大につれ小さくなるが、定格風速後には風速の増大につれ反対に大きくなる。図6にはピークファクターおよび共振成分と非共振成分の比の風速による変化を示す。定格風速前では両者ともほぼ一定値を示すのに対して、定格風速後では両者とも風速の増大に伴い、大きくなっていることが分かる。このようなピークファクターおよび共振成分と非共振成分の比の増大は定格風速後におけるピッチ制御に関係し、ピッチ制御により励起された共振成分の風荷重の増大によるものと考えられる。なお、風速 5m/s で見られる共振と非共振成分の比のピークはロータ回転とタワーとの共振によるものである。

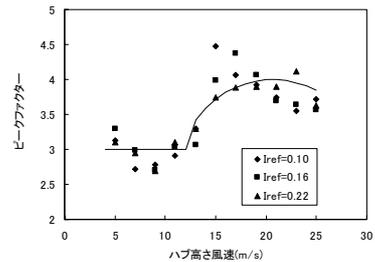


(a) 非共振成分の標準偏差

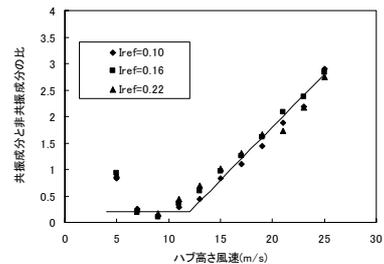


(b) 規模係数  $K$

図5 非共振成分の予測値と解析結果の比較



(a) ピークファクター



(b) 共振と非共振成分の比

図6 ピークファクターおよび共振成分と非共振成分の

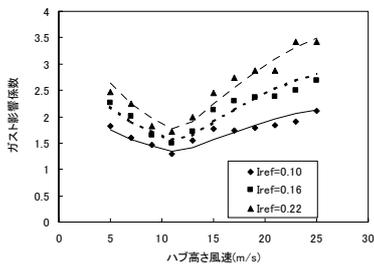
### 比の予測値と解析結果との比較

図5と図6にある実線と点線は表2に示す式により求めたものである。予測式にある $V_{in}$ ,  $V_r$ ,  $V_{out}$ はそれぞれカットイン, 定格, カットアウト風速を表す。表2の式を用いて, 風速及び乱れ強度を変化させ, ガスト影響係数および転倒モーメントの最大値を計算し, 時刻歴応答解析の結果と比較した。図7から提案式の結果は時刻歴応答解析の結果とよく一致していることが分かる。

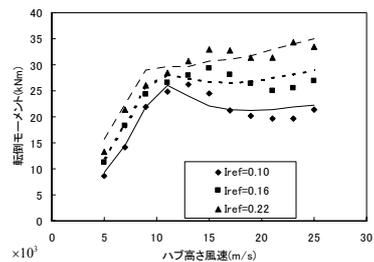
なお, 本研究で提案した風荷重の評価式は発電時の最大風荷重の平均値を算出しているため, 発電時の最大風荷重の50年再現期待値を求めるには, 外挿係数及び部分安全係数1.25を式(4)に乗じる必要がある。

表2 発電時の最大風荷重の評価式

|                | 定格風速前  | 定格風速後   |
|----------------|--|---|
| $\sigma_{MDQ}$ | $2M_D I_1 \sqrt{0.25 \frac{V_h - V_r}{V_{in} - V_r} + 0.15}$ | $2M_D I_1 \sqrt{0.45 \frac{V_h - V_r}{V_{out} - V_r} + 0.15}$                               |
| $g_D$          | 3.0  | $\sqrt{\sin\left(\frac{3\pi}{4} \left(\frac{V_h - V_r}{V_{out} - V_r}\right)\right)} + 3.0$ |
| $R_D$          | 0.2  | $2.6 \frac{V_h - V_r}{V_{out} - V_r} + 0.2$   |



(a) ガスト影響係数

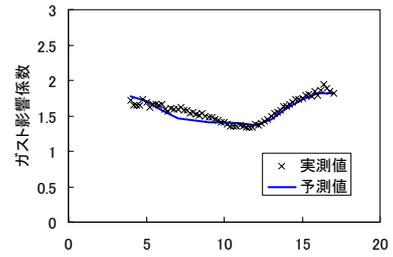


(b) 最大転倒モーメント

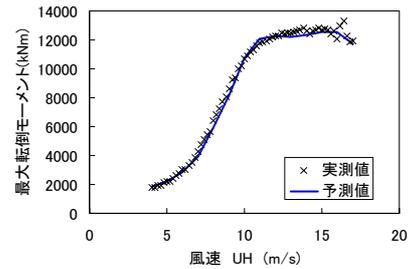
図7 提案式の予測値とシミュレーション結果の比較

本研究が提案した評価式の妥当性を検証するために, 石川県能登半島の珠洲第一風力発電所から得られた実測データ<sup>5)</sup>との比較を行った。対象風車はGE Wind Energy社製の風車であり, 定格出力1500kWである。図8には観測された乱れ強度を用いて提案式により求めた予測値と実測値との比較を示し, ガスト影響係数とタワー基部の最大転倒モーメントともに実測とよく一致し

ていることが分かる。



(a) ガスト影響係数



(b) 転倒モーメントの最大値

図8 本提案式の予測値と実測値との比較

### 5. まとめ

本研究では, 風車発電時の時刻歴応答解析を行い, その結果, 定格風速後に発生する大きな風荷重は風のガストにより直接に励起されたものではなく, 風車のピッチ制御により励起された振動によるものであることを明らかにした。またブレードがタワーの前方を通過することにより, 共振が起こる可能性があることを示した。風車発電時の時刻歴応答解析の結果に基づいて, 発電時の平均風速および乱れ強度を考慮した最大風荷重の評価式を提案し, 実測データと比較することにより, その有効性を示した。

### 参考文献

- 1) IEC 61400-1 : Wind turbines - Part 1: Design requirements, Ed. 3, 2005.
- 2) 土木学会：風力発電設備支持物構造設計指針・同解説(2007年版), 構造工学シリーズ 17, 2007.
- 3) 土木学会構造工学委員会・風力発電設備支持物の動的解析と構造設計小委員会：  
<http://windeng.t.u-tokyo.ac.jp/TCWRDWT/>
- 4) 山本学：風車回転時のタワーに作用する風荷重特性と設計用風荷重評価に関する研究, 博士論文, 2008.
- 5) 丸山勇祐, 三輪俊彦, 齊藤芳人：山間地に建つ大型風力発電装置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と風応答特性, 前田技術研究所所報, Vol. 49, 2008.