

SCADA データと空力弾性モデルを用いた風力発電設備の風応答の予測

Prediction of Dynamic Response of Wind Turbines Using SCADA data and Updated Aeroelastic Model

石原 孟¹⁾ ユン・ジェソン²⁾ 福王 翔³⁾
 Takeshi ISHIHARA¹⁾, Jeseong YOON²⁾, Shou OH³⁾

ABSTRACT

In this study, a Physical model-based Condition Monitoring (PCM) concept, including system identification and dynamic response analysis is proposed for cost-effective and reliable condition monitoring of wind turbines. System identification is introduced to evaluate damping effect of movable parts as well as to describe structure properties. Parameters of the equivalent model have been determined, consequently leading to express difference of damping in the fore-and-aft and side-by-side directions.

Key Words: Physical model-based Condition Monitoring, Updated Aeroelastic Model, SCADA, Equivalent model of movable parts, Identification

1. はじめに

近年、洋上風力発電は急速に普及してきた。一方、維持管理費用が高いという問題が顕在化している。中でも維持管理費は全コストの約 30～35%に達するケースもあり、これを削減することで洋上風力エネルギーのコスト競争力を向上させることができる¹⁾。維持管理費の削減には全ての風車に対して行う定期点検に代わり、風車の状態に基づくモニタリング(Condition-Based Monitoring, CBM)を行うことが有効と考えられる²⁾。モニタリング手法として、最もわかりやすいのは直接計測に基づくモニタリング手法(Measurement-Based Condition Monitoring, MCM)³⁾である。しかし、風車の主要部材の計測には多数のセンサーが必要であり、また風車寿命に比べ、センサーの寿命が短く複数回の取り換えを必要とするため、コストが高い。一方、数値解析に基づくモニタリング手法(Simulation-Based Monitoring, SCM)⁴⁾は計測機器を必要とせず主要部材について荷重評価を行うことができるが、風車の経年変化や故障による構造パラメーターの変化を反映することが難しい。

そこで、本研究では SCADA(Supervisory Control and Data Acquisition)データと精緻化した空力弾性モデルを用いて、物理モデルに基づくモニタリング手法(Physical model-based Condition Monitoring, PCM)を提案する。次に空力弾性モデルの剛性を同定する手法を示すとともに、風車の可動部を記述できる等価モデルを導入することにより、可動部の減衰効果を再現する。最後に 400kW ストール制御風車の観測データを用いて提案した新しいモニタリング手法の検証を行う。

2. 物理モデルに基づくモニタリング手法

本研究で提案するモニタリング手法は SCADA データ、風応答解析、システム同定および風応答や疲労等の評価の 4 つからなり、計測機器を追加することなく、風車の主要部材における風荷重評価を行うことができる。物理モデルに基づくモニタリング手法の全体の流れを図 1 に示す。

¹⁾ 東京大学大学院工学系研究科 社会基盤学専攻 教授

(〒113-8656 文京区本郷 7-3-1)

^{2),3)} 東京大学大学院工学系研究科 社会基盤学専攻 大学院生

(〒113-8656 文京区本郷 7-3-1)

空力弾性モデルは 400kW NEG Micon のストール制御風車に基づいて行った。風車の詳細は第 4 章に述べる。風車のブレードとタワーは分散質量としてモデル化し、質量間の要素はビーム要素を使用した。境界条件としては地面との接点は固定、他は全て free とした。風車はナセル中にギアボックス、低速・高速シャフト、発電機といった可動部を持つため、この部分のモデル化をいかに行うかが重要である。本研究で用いたローターとナセルモデルを図 2 に示す。まず初期モデル(図 2(a))として、ハブ、ギアボックス、発電機をそれぞれノード 2,1,3 により表わし、低・高速シャフトに相当するビーム要素(①, ②) は剛とした。ノード 4 は質量を持たず、空気力のみを受けるものである。次にナセル中に含まれる各要素をより詳細に記述するために改良モデル(図 2(b))を作成した。シャフト部(①, ②)を弾性体とし、発電機支承(③)も設けた。また、X 方向の減衰を再現するためにノード 5 に質量、剛性、減衰を持たせた。等価モデルと呼ぶノード 5 の詳細については 3.3 節に記述する。

3.2 剛性の同定

剛性の同定には、固有値解析から求められた固有振動数と観測から求められた固有振動数の差が最小になるように部材の剛性を修正する。本研究ではまず風観測から得られた加速度の時系列データを NExT 法により自由振動応答に変換し、そして ERA 法を適用することにより、各モードの固有振動数および減衰比を求めた⁶⁾。

剛性の修正量を求める際には SIMPLEX 法⁷⁾を用い、式(3)に示すコスト関数 f_1 を最小となるような剛性を求める。

$$f_1 = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m W_i \left| \frac{\omega_i^{obs} - \omega_i^{sim}}{\omega_i^{obs}} \right| \quad (3)$$

ここで、 ω_i^{obs} と ω_i^{sim} はそれぞれ観測と解析から得られた i 次モードの固有振動数、 W_i は i 次モードの重みづけ係数、 m は考慮するモードの数である。図 3 には SIMPLEX 法のフローチャートを示す。

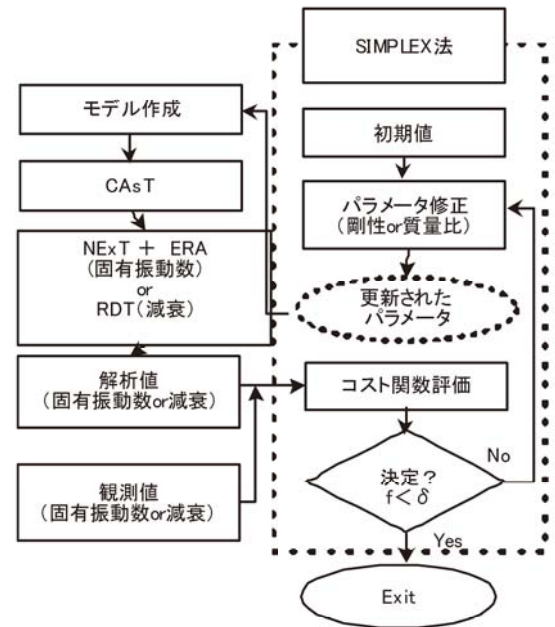


図 3 SIMPLEX 法を用いた剛性と減衰の同定

3.3 減衰の同定

風車の 1 次モードの減衰は加速度の観測データから RD 法⁸⁾により求められる。風車は通常の塔状構造物と異なり、減衰は異方性を持つことが知られている⁹⁾。例えば、風車ローターの回転軸に平行する X 方向の 1 次モードの減衰比は 1%，Y 方向の 1 次モードの減衰は 0.6% である。これは、風車が X 方向に動く可動部を持つため、低速シャフト等の移動に起因する摩擦によりエネルギーが吸収されることが原因である。この減衰の異方性の存在により、Y 方向の加速度の解析値が観測値とよく一致していても、X 方向の値は異なってしまう(図 5(a))。一方、異方性を再現するために減衰行列を変更すると、風車の各モードの固有振動数も変化してしまう。そこで、本研究では可動部による影響を記述できるものとして、質量 M_E 、剛性 K_E 、減衰 C_E を持つ 1 自由度の等価モデルを導入し、図 2(b)に示す可動部を模擬するノードに付け加えた。添え字の E は等価モデル、 S は風車本体を表わす。

X 方向の減衰比を 0.4% 付加させるように等価モデルのパラメーターを同定する必要がある。式(5)に示すように、等価モデルの質量比、減衰比、振動数比をそれぞれ μ 、 ξ_E 、 γ_E とした場合、等価モデルの質量、減衰、剛性は関係式(4)により求めることができる。

$$M_E = \mu M_S, \quad C_E = 2\xi_E M_E \omega_E, \quad K_E = \omega_E^2 M_E \quad (4)$$

$$\mu = \frac{M_E}{M_S}, \quad \xi_E = \frac{C_E}{2M_E\omega_E}, \quad \gamma_E = \frac{\omega_E}{\omega_S} \quad (5)$$

X と Y 方向の減衰比の差のみを用いて 3 つのパラメーターを同定することはできないため、本研究では制約条件として、ランダムな外力を与えた時に風車の風応答が等価モデルの付加によって最小になると仮定した。この条件を満たす等価モデルは、Ayorinde ら⁸⁾による定常不規則外力下での動吸振器(Tuned Mass Damper)モデルと同等であるとみなすことができる。動吸振器(TMD)の最適振動数比と減衰比が質量比のみの関数として式(6)のように求められる。等価モデルにも同式を適用できるとし、最適振動数比、最適減衰比は質量比のみの関数とした。質量比の同定は 3.2 節に示す剛性の同定と同様に SIMPLEX 法(図 3)を用い、同定された質量比 μ から等価モデルの質量 M_E 、減衰 C_E 、剛性 K_E を求めた。

$$\gamma_{opt} = \frac{\sqrt{1+2\mu}}{1+\mu}, \quad \xi_{opt} = \sqrt{\frac{\mu(1+3\mu/4)}{4(1+\mu)(1+\mu/2)}} \quad (6)$$

4. 観測データによる検証

第 3 章で述べた構造パラメーターの同定および風応答解析を行い、実際の風車における観測データと比較し、検証を行った。

4.1 風車と風観測の概要

対象とする風車は宮古島狩俣に設置されている 400kW ストール制御風車であり、石原らにより 2004 年 1 月 16 日から 2004 年 3 月 16 日にかけて観測が行われた⁹⁾。対象風車の寸寸とセンサー位置を図 4 に示す⁹⁾。センサーとして、風車底部(3.65m)とタワー 1/2 の高さ(18.55m)に 4 つのひずみゲージ、風車頂上(高さ 35.1m)とタワー 2/3 の高さ(26.4m)に 2 つの加速度計がそれぞれ X 方向と Y 方向に設置され、計測期間中はローターとヨー角度が固定されている。またタワー頂上に風速計を取り付け、風向・風速の観測を行い、本論文では出現頻度の高かった北風(14.81%)に着目した。最大エントロピー法(MEM)により計算した風速のスペクトルは、カルマンスペクトルとよく一致し、乱流強度は IEC61400-1(2005)のクラス C とよく一致した。風応答解析に必要な入力風速は観測された、風速の平均値と乱流強度を用いて作成した⁵⁾。

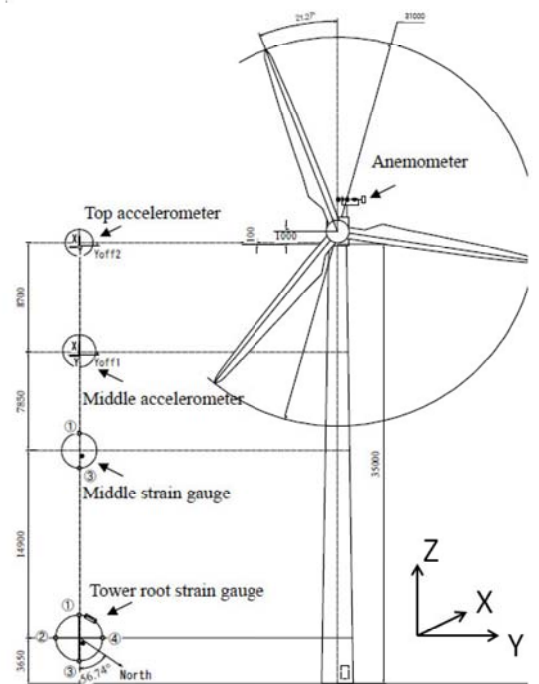


図 4 風車の寸寸とセンサー位置

4.2 剛性の同定結果

タワー 2/3 高さにおける X, Y 方向加速度を用いて解析値と観測値の比較を行った。初期モデルを用いた解析、改良モデルを用いた解析および観測から求めたパワースペクトル密度の比較を図 5 に示す。また固有値解析により求めた各モードにおける固有振動数と観測値との誤差を表 2 に示す。図 5 および表 2 より、初期モデルでは X と Y 方向タワー曲げ (1 次, 2 次モード) の固有振動数は観測値とよく一致しているものの、1 次ローターフラップ (4 次, 5 次モード) および 2 次タワー曲げ (9 次～11 次モード) の固有振動数は、誤差が大きくなっていることがわかる。また、1 次低速シャフトねじれ (3 次モード)、1 次発電機支承曲げ (6 次, 7 次モード) および 1 次高速シャフトねじれ (8 次モード) の固有振動数については初期モデルにより算出されなかった。一方、改良モデルでは低速シャフトを可動とし、発電機の支承を設けた詳細なモデルにより解析を行った。その結果、1 次ローターフラップ (4 次, 5 次モード) および 2 次タワー曲げ (9 次～11 次モード) の固有振動数の解析精度が向上した。また初期モデルでは捉えられなかった 1 次低速シャフトねじれ (3 次モード)、1 次発電機支承曲げ (6 次, 7 次モード) および 1 次高速シャフトねじれ (8 次モード) を検出することがで

きた。しかし、図 4 から、どちらのモデルを用いても 2～3Hz における予測精度をさらに向上させる必要があることが分かる。今後低速シャフトの支承のモデル化等により、さらなるモデルの改良を考えている。

4.3 減衰の同定結果

タワー2/3 高さにおける X, Y 方向加速度を用いて等価モデルの効果を検証した。等価モデルを用いた解析、等価モデルを用いない解析および観測から求めたパワースペクトル密度の比較を図 6 に示す。この図から、等価モデルを用いることで X 方向の 1 次モード(0.8Hz 付近)のピーク振幅が減少し、観測とよく一致した。また Y 方向の減衰は等価モデルの有無に関わらず観測値とよく一致していることから、等価モデルにより X 方向の減衰のみを効果的に減少できたことがわかる。この結果より、提案した等価モデルおよびそのパラメーターを同定することにより、減衰の異方性をよく表わすことができたと言える。

図 6 から高速シャフトの曲げに対応する (X 方向で 4.1Hz 付近、Y 方向で 4.6Hz 付近) が速度のパワースペクトルの振幅が観測値より大きくなっていることがわかる。これは高次モードの減衰比の算定に用いているレイリー減衰モデルが最初の 2 つのモードを元に推定していることによるものと考えられる。高速シャフトの減衰比を測定することができれば、Caughey 減衰モデルを用いて正確な解析が可能である。このデータが入手できない場合には、本研究で提案した等価モデルを高速シャフトに適用し、高次モードの減衰比を求めることもできる。

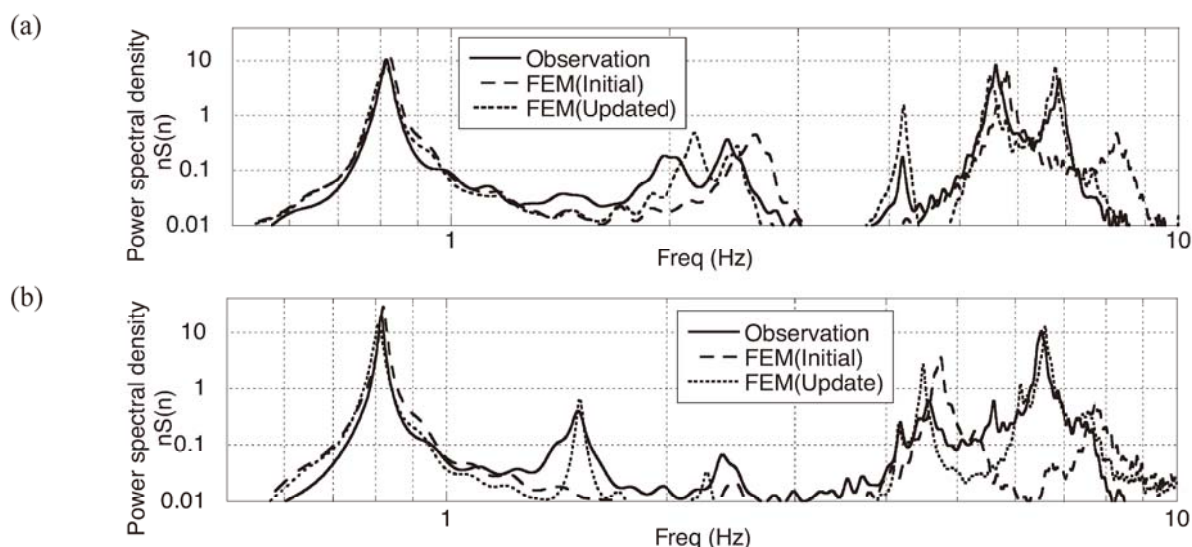


図 5 2/3 高さにおける(a)X 方向と(b)Y 方向加速度のパワースペクトル密度の剛性同定前後での比較

表 4 観測値と解析値の固有振動数の比較

モード 次数	観測値	解析値 (初期モデル)		解析値 (改良モデル)		備考
	固有振動数(Hz)	周波数(Hz)	相対誤差(%)	周波数 (Hz)	相対誤差 (%)	
1	0.8156	0.814	0.20	0.8154	0.02	タワー1 次曲げ (Y 方向)
2	0.8164	0.815	0.17	0.8163	0.01	タワー1 次曲げ (X 方向)
3	1.511	N/A	N/A	1.513	0.13	1 次低速シャフトねじれ (Y 方向)
4	1.943	2.606	34.12	1.982	2.01	1 次ローターフラップ (非対称) (X 方向)
5	2.423	2.681	10.65	2.398	1.03	1 次ローターフラップ (対称) (X 方向)
6	4.107	N/A	N/A	4.107	0.00	1 次発電機支承曲げ (X 方向)
7	4.18	N/A	N/A	4.18	0.00	1 次発電機支承曲げ (Y 方向)
8	4.580	4.765	4.04	4.565	0.33	1 次高速シャフトねじれ (Y 方向)
9	5.595	5.771	3.15	5.598	0.05	2 次タワー曲げ (X 方向) 2 次ローターフラップ (非対称)
10	6.504	7.793	19.82	6.51	0.09	2 次タワー曲げ (Y 方向) 2 次ローターエッジ
11	6.846	8.666	26.58	6.837	0.13	2 次タワー曲げ (X 方向) 2 次ローターフラップ (対称)

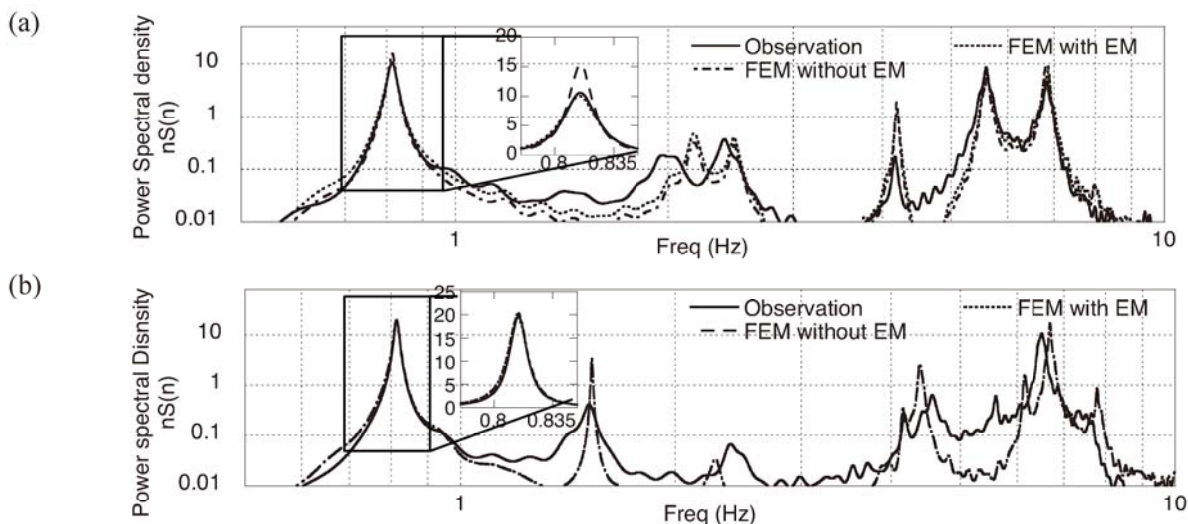


図6 2/3 高さにおける(a)X 方向と(b)Y 方向加速度のパワースペクトル密度の減衰同定前後での比較

5. まとめ

本研究では物理モデルに基づく風車のモニタリング手法 (PCM) を提案し、400kW ストール制御風車の観測データを用いて検証を行い、以下の結論を得た。

1. 発電機支承を組み込み、また低速・高速シャフトの剛性を考慮することにより風車ナセルのモデルを改良し、SCADA データを用いて風車の構造部材の剛性を同定した。改良モデルを用いることによりローターおよびタワーの振動モードについての解析精度を向上させるとともに、低速シャフト、高速シャフトおよび発電機支承に起因する振動モードの同定に成功した。
2. 風車ナセル内の可動部を記述するための等価モデルを提案し、動吸振器の理論を利用してその質量、剛性、減衰を同定することにより風車の回転軸に平行する X 方向の減衰の同定に成功した。可動部の等価モデルを用いることにより、X 方向における風車タワー1 次モードのピーク値が観測値とよく一致した。

以上の結果から、物理モデルに基づくモニタリング方法を用いることにより風応答の予測精度は従来の計測に基づくモニタリング手法から得られた風応答と同等の精度を有することが分かった。今後発電時の風車に対しても本手法を適用していく予定である。

参考文献

- 1) Rademakers, L.W.M.M., Braam, H., Zaaijer, M.B. and Van Bussel, G.J.W., (2003), "Assessment and Optimization of Operation and Maintenance of Offshore Wind Turbines", Proceedings European Wind Energy Conference.
- 2) Norton, E., (2007), "Condition Monitoring for Offshore Wind Farms (CONMOW), Final Report, Annex D: Results from Garrad Hassan", 3418/BR/01, March.
- 3) Wiggelinkhuizen, E.J., Verbruggen, T.W., Braam, H., Rademakers, L.W.M.M., Xiang, J., Watson, S., Giebel, G., Norton, E., Tipluica, M.C., Maclean, A., Christensen, A.J., Becker, E., and Scheffler, D., (2007), "CONMOW: Condition monitoring for offshore wind farms", European Wind Energy Conference, Milan, Italy.
- 4) Cosack, N. and Kuhn, M., (2009), "An Approach for Fatigue Load Monitoring without Load Measurement Devices". In European Wind Energy Conference, Marseille, France, March 2009.
- 5) 石原孟, ファムパンフック, 山口敦, (2008), "実測風速を組み込んだ風力発電設備支持物の風応答予測", 第20回風工学シンポジウム論文集, pp265-270.
- 6) James, G. H., Carne, T. G., Lauffer, J. P., and Nord, A. R., (1992), "Modal testing using natural excitation", Proc., 10th Int. Modal Analysis Conf., San Diego, U.S.A.
- 7) Nelder, J.A. and Mead, R., (1965), "A simplex method for function minimization", Computer Journal, 7, pp. 308-313.
- 8) 田村幸雄, 佐々木淳, 塚越治夫, (1993), "RD 法による構造物のランダム振動時の減衰評価", 日本建築学会構造系論文報告集第454号, pp.29-38
- 9) Ayorinde, E.O. and Warburton, G.B., (1980), "Minimizing Structural Vibrations with Absorbers", Earthquake Engineering and Structural Dynamics 8, pp. 219-236.
- 10) 石原孟, ファムパンフック, 高原景滋, 銘苅荘宏, (2006), "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, pp175-180.
- 11) Yoon, J., (2011), "Prediction of Dynamic Response of Wind Turbines Using SCADA Data and Updated Aeroelastic Model", Doctoral thesis of School of Engineering, The University of Tokyo.