

風力発電設備の風応答予測に関する研究

A study of wind response analysis on a wind turbine

石原 孟¹⁾

ファバンフック²⁾

高原景滋³⁾

銘苅壮宏⁴⁾

Takeshi ISHIHARA¹⁾, Pham Van PHUC²⁾, Keiji TAKAHARA³⁾, Takehiro MEKARU⁴⁾

ABSTRACT

A field test on a stall regulated wind turbine with a rated power of 400 kW at Karimata, Miyakojima Island was carried out to investigate structural parameters as well as wind loads and responses of the turbine. The observed acceleration responses of the tower were used to estimate the natural frequencies and damping ratios of the turbine. The lower natural frequencies of wind turbine such as 0.81Hz and 2.43Hz coincided with the first natural frequencies of the tower and blades. The damping ratios of the tower were around 1% in the fore-aft direction and 0.6% in the side-side direction, respectively. The strains obtained at the root of the tower were used to estimate the tower bending moments. A FEM code was developed to predict natural frequencies and wind loads on the turbine. The observed natural frequencies of the wind turbine were predicted successfully using a full wind turbine model, while a tower model, in which the blades, hub and nacelle were modeled by a concentrated mass at the top of tower, presents the first natural frequency of the tower with 5% of error. The maximum, the mean and the standard deviation of tower bending moments predicted by the full dynamic simulation show a good agreement with the measurements.

Key Words: Wind Turbine, Field Test, Wind Response Analysis, Wind Load

1. はじめに

近年、再生可能エネルギーの導入促進により風力発電設備が急速に増えている。我が国の風力発電の設備容量は平成 17 年度末に 115 万 kW に達し、1000 基を超える風車が全国各地に建設され、国内における風力発電産業も形成されつつある。一方、風力発電設備の被害も多く報告され、風車の耐風安全性の向上が緊急の課題となっている¹⁾。

風力発電設備を建設する際には、風車のタワーと基礎に作用する風荷重を厳密に評価する必要がある。しかし、現状では国内において、実風車に関する観測例が少なく、風車の減衰などの構造パラメータについては不明な点が残されている。Subroto (2001)²⁾は 5 基の 600 kW 風車を対象に、風車タワー頂部の応答加速度を計測し、風車の固有振動数を調べた。その結果、風車の 1 次固有振動数は風車間の差が小さく、約 0.01%であることを明らかにした。この研究ではブレード、ハブ、ナセルをタワー頂部の集中質量としてモデル化し、固有値解析により風車の固有振動数を求め、実測値と比較した。簡略化された風車モデルにより求めた風車の固有振動数は、実測値より 5%程度大きくなっていることが分かった。一方、国内においては、棚田他³⁾は 600 kW の風車を対象に、タワー頂部の応答加速度を計測し、風車の固有振動数を求めた。その結果、解析から求めた固有振動数と観

¹⁾ 東京大学大学院工学系研究科 総合研究機構 助教授

(〒113-8656 文京区弥生 2-11-16)

²⁾ 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 文京区弥生 2-11-16)

^{3),4)} 沖縄電力株式会社 研究開発部

(〒901-2602 沖縄県浦添市牧港 5-2-1)

測値の間に約 3%の差が見られた。なお、以上の二つの研究では、風車の動解析に必要な風車の構造減衰については詳細な解析が行われていない。

そこで、本研究では、400kW ストール制御の風車を対象に現地観測を実施し、風向・風速、タワー頂部の応答加速度、タワー脚部の動歪みを計測し、応答加速度の観測データから風車の固有振動数、構造減衰を算出すると共に、動歪みからタワー基部における曲げモーメントを求めた。また、風車の多質点モデルを作成し、風応答解析を行うことにより、風車の振動特性を明らかにし、観測結果と比較することにより、本研究で開発された風応答解析プログラムの精度検証を行った。

2. 現地観測の概要

現地観測は、沖縄電力が所有する 400kW ストール制御風車を対象に、2004 年 1 月 16 日から 2004 年 3 月 16 日までの 2 ヶ月にわたって実施した。なお、風車は観測期間に停止状態にあり、ローターとナセルの方向は固定されていた。図 1 には風車の全体図と各計測装置の設置位置を示す。観測項目は風向・風速の他、風車タワーの頂部 (35.1m) と 2/3 の高さ(26.4m)における応答加速度、タワー脚部(3.65m)における動歪みである。風向・風速の観測には、三杯式風速計を使用した。また加速度の計測にはサーボ型加速度計 (SS-500) を採用し、それぞれの高さにおいて 2 台ずつ設置し、ナセル方向 (X 方向) とナセル直角方向 (Y 方向) の加速度測定を行った。さらに、風荷重を評価するためにタワーの基部においては X 方向と Y 方向、それぞれ 2 個所に圧縮引張用歪みゲージを設置し、動歪みの計測を行った。データサンプリングは 20Hz、10 分間の時系列データを保存した。三杯式風速計により計測された風速は、風車型風向・風速計のそれより 1 割程度大きいいため、本研究では平均風速の補正係数を文献 4) に従い、0.9 とした。

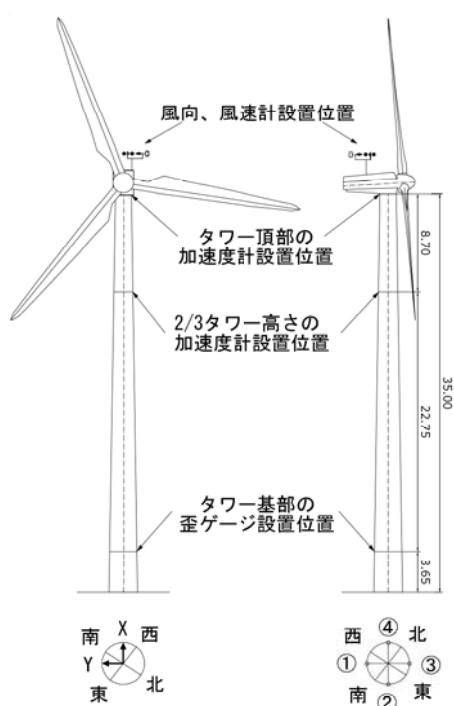


図 1 風車の全体図と計測機器の設置位置

3. 観測結果

3. 1 観測地点の風特性

図 2 には北風時の乱れ強さの風速による変化を示す。風速が大きくなるにつれ、乱れ強さは 0.11 に漸近することが分かった。また、二つの変動風速の時系列により求められたパワースペクトルはカルマン型スペクトルとよく一致し、スペクトルから推定された乱流の長さスケールはそれぞれ 133m と 110m となっていることが分かった。本観測地点は建築物荷重指針⁵⁾ で定められている粗度区分 I (海上) に分類できることが分かる。

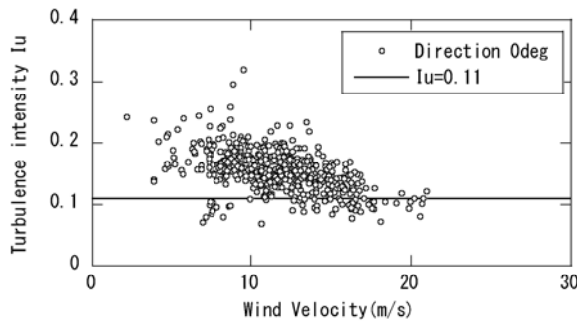


図 2 北風時の乱れ強度の風速による変化

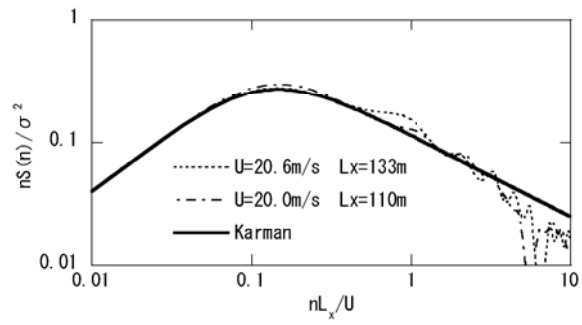


図 3 変動風速のパワースペクトル

3. 2 風車の振動特性

図 4 には観測により得られた応答加速度の波形から求めたパワースペクトル密度を示す. この図から, タワー頂部では低い周波数 (0.81Hz と 2.43Hz) のところにはっきりしたピークが見られ, 最も低い周波数 0.81Hz のピークはナセル方向とナセル直角方向がほぼ一致し, 風車タワーの 1 次固有振動数に対応していると思われる. 一方, タワーの 2/3 の高さでは低周波数のピークに加え, 4.62, 5.58, 6.42, 6.85, 7.59Hz のところにも明確なピークが見られた. 風車の場合にはブレードとタワーとの連成振動モードが存在し, 複雑な振動特性をもっていることが分かる.

風車の風応答を精度よく評価するためには, 風車の構造減衰比を決定する必要がある. 本研究では RD 法⁶⁾を採用し, 応答加速度から減衰比を同定した. 図 5 には RD 法により求めた減衰比の風速による変化を示す. 一般に風車の減衰には構造減衰と空力減衰の二つの成分が含まれ, それぞれの成分に分けることが望ましいが, 本研究では風速が低いことや空力減衰の値が小さいことから空力減衰を無視し, 風車の構造減衰を求めた. 図 5 から分かるように, 風車の減衰比は風速によりバラツキが大きく, はっきりした傾向が見られない. X 方向と Y 方向の減衰比の平均値はそれぞれ約 1%, 0.6%である. 本研究では誘導型発電機を採用した風車を対象としたため, 風車の振動エネルギーが増速機内のオイルの移動に起因する摩擦により吸収されたことによるものと考えられる. 本研究では風速が比較的低い日 (約 6m/s) を選び, 人力加振試験を実施し, 風応答解析により同定されたナセル方向 (X 方向) の構造減衰が約 1%であることを確認した. この値は, 文献 7 に示されて風車のタワー設計に一般的に用いられている構造減衰比 0.8%に近いことが分かる.

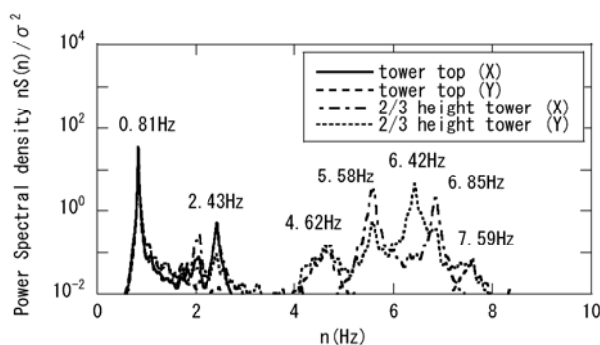


図 4 加速度応答のパワースペクトル密度

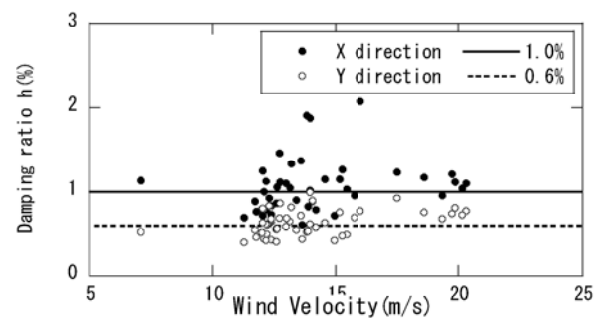


図 5 風速による減衰比の変化

3. 3 風車に作用する風荷重

風車タワーに作用する風荷重を求めるために, 計測された動歪みから風車基部に作用する曲げモーメントを求めた. 図 6 にはそれぞれ X 方向と Y 方向に作用するタワーの曲げモーメント M_x と M_y の定義を示す. 風車基部に作用する曲げモーメントは式 1, 2 により算出した. ここで, E はヤング率, I は断面 2 次モーメント, D はタワー断面の直径, $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \varepsilon_4$ は図 1 に示

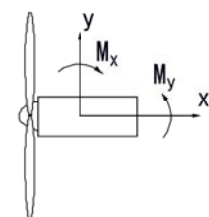


図 6 タワー曲げモーメントの定義

す 1,2,3,4 地点の歪みである.

$$M_x = EI \times (\varepsilon_3 - \varepsilon_1) / D \quad (1)$$

$$M_y = EI \times (\varepsilon_4 - \varepsilon_2) / D \quad (2)$$

4. 風車の風応答解析

4.1 解析プログラムの概要

風応答解析には, 本研究で開発された多質点風応答解析プログラム CA s T (Computer-Aided Aerodynamic and Aeroelastic Technology) を使用した. プログラムの概要は表 1 に示す. 風車の振動を記述する運動方程式は次式のようになる.

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F\} \quad (3)$$

ここで, $[M]$ は質量マトリックス, $[C]$ は減衰マトリックス, $[K]$ は要素剛性マトリックス, $\{F\}$ は空気力による各節点での力ベクトル, $\{u\}$ は節点変位ベクトルである.

表 1 解析プログラムの概要

数値積分	Newmark- β 法
固有値解析	Subspace Iteration 法
使用要素	Saint-Venant のねじりを考慮する 6 自由度のビーム要素
参照座標系	Total Lagrange 定式化
空気力の評価	準定常理論
構造減衰	Rayleigh 減衰



図 7 風車全体の解析モデル

表 2 風車各部分の重量と寸法

名 称	重量 (t)	寸法(m)
ローター	5.8	直径 : 31
ナセル	12.0	長さ : 5.05 高さ : 2.20 幅 : 1.75
タワー	21.0	高さ : 35.0 頂部直径 : 1.38 基部直径 : 2.46

4.2 固有値解析

風車の固有振動数と振動モードを明らかにするため, ブレードのみのモデル, ブレード, ハブ, ナセルをタワー頂部の集中質量として簡略化したタワーモデル及びブレード, ハブ, ナセル, タワーの構造諸元を正確に評価した風車全体モデルを作成し, 固有値解析を行った. 図 7 には風車全体の解析モデル (44 ノード, 43 要素) を示し, 風車各部分の重量と寸法を表 2 にまとめた. 表 3 には各モデルの解析結果と観測値との比較結果を示す. この表から分かるように, 観測から得られた 1, 2 次また 9, 10 次モードはタワーの 1, 2 次と 3, 4 次モードに対応し, 観測の 3, 4, 5 次モードはブレードの 1 次モードに対応している. また, 風車モデルは風車の各部分を詳細にモデル化したことにより, 観測された風車のすべての振動数を精度よく再現することができた.

4.3 風応答解析の結果

本研究で開発された多質点風応答解析プログラムの予測精度を検証するため, 風車全体のモデルを用いて, 風

応答解析を行った。タワーの抗力係数については文献 8 により 0.6 を採用し、ナセルの抗力係数と揚力係数は実験値⁹⁾を採用した。また、ブレードの各断面における抗力と揚力係数は翼厚比 12%¹⁰⁾と 21%¹¹⁾の翼断面の空気力係数から内挿して求めた。X 方向と Y 方向の構造減衰については現地観測から算定された 1.0%と 0.6%を使用した。風車全体に作用する 3 成分の変動風速は文献 12 に従い発生した。ここで、使用した変動風速パワースペクトル型はカルマン型、空間相関のディケイファクター¹³⁾は 8、フェイズは 0 とした。また風直角方向と鉛直方向の乱れ強さ I_v , I_w は、文献 14 に従い、風方向の乱れ強さ I_u の関数として、 $I_v=0.8I_u$; $I_w=0.5I_u$ とし、乱流の長さスケールは $L_v=0.33L_u$; $L_w=0.08L_u$ を仮定した。なお、平均風速、乱れ強さ、乱流の長さスケールの鉛直分布は文献 5 に定めた粗度区分 I の鉛直分布を採用した。

表 3 固有振動数の観測値と固有値解析結果との比較

No	観測 (Hz)	固有値解析の結果 (Hz)		
		ブレードモデル	タワーモデル	3 次元風車モデル
1	0.81	2.575	0.854	0.81
2	0.81	6.187	0.854	0.81
3	2.43	-	6.938	2.41
4	2.43	-	6.938	2.53
5	2.43	-	-	2.62
6	4.62	-	-	4.51
7	5.58	-	-	5.26
8	5.58	-	-	5.73
9	6.42	-	-	6.21
10	6.85	-	-	6.35

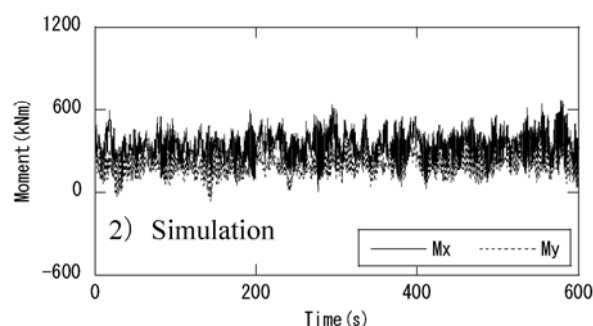
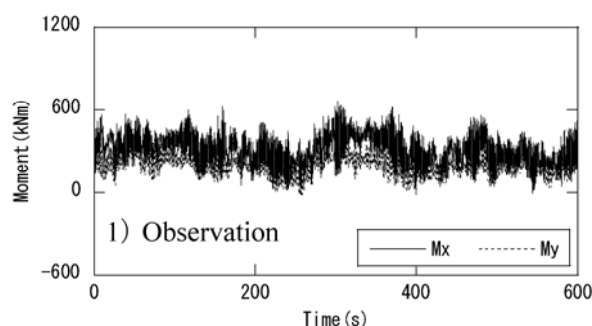


図 8 風車タワー基部における曲げモーメントの時刻歴の観測結果と予測結果との比較

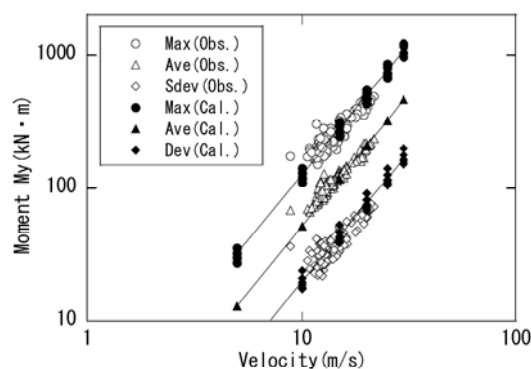
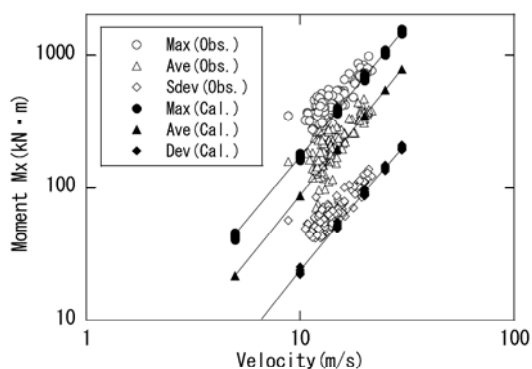


図 9 風車タワー基部における X 方向と Y 方向の曲げモーメントの風速による変化

計算では 0.05 秒刻みを採用し、14000 ステップの解析を行い、過渡応答が含まれる初期の 2000 ステップを除いた 12000 ステップ、すなわち、10 分間の解析結果を整理し、タワー基部での曲げモーメントを求めた。シミュレーションの

結果を評価するために、ハブ高さの平均風速は 5, 10, 15, 20, 25, 30m/s, 乱れ強さは 0.11 での風応答解析を行い、北風の時の観測結果との比較を行った。なお、本研究ではそれぞれの風速に対して 6 つの乱数の値を与えて、6 つの自然風を発生し、風応答解析を行った¹⁵⁾。図 8 には風車タワー基部における曲げモーメントの時刻歴の観測と予測結果の一例を示す。また図 9 には解析により得られた風車タワー基部での曲げモーメントの最大値、平均値、標準偏差と観測値の風速による変化を示す。各風速レベルにおいては予測された曲げモーメントの最大値、平均値、標準偏差が観測値とよく一致し、本研究で開発された風応答予測プログラムの有効性が示された。なお、X 方向の曲げモーメントの最大値と標準偏差が実測値より小さくなっているのは、本解析に使用した乱れ強度が強風時の値であり、低風速時の乱れ強度より小さくなっていることによるものである。

5. まとめ

本研究では 400kW ストール制御の風車を対象に現地観測を行い、実風車の固有振動数と減衰特性を明らかにし、観測結果と比較し、以下の結論を得た。

1. 観測された応答加速度からは、低い振動数の 0.81Hz と 2.43Hz はタワーの 1 次とブレードの 1 次固有振動数に対応していることが分かった。
2. 観測された応答加速度から求められたナセル方向とナセル直角方向の構造減衰比はそれぞれ約 1 % と 0.6% であることがわかった。
3. 風車の各部分を詳細にモデル化した風車全体のモデルを用い、固有値解析により、観測された風車のすべての振動数を精度よく再現できた。一方、ブレード、ハブ、ナセルをタワー頂部の集中質量として簡略化したタワーモデルを用いる場合に、風車タワーの 1 次固有振動数を約 5 % に過大評価した。
4. 風応答解析により求められたタワー基部の曲げモーメントは観測値とよく一致し、本研究で開発された風応答解析の精度を確認できた。

謝辞 本観測の実施にあたり、清水建設（株）の嶋田健司主任研究員、サンシステムサプライ（株）岸尚弘氏、また風応答解析においては電力中央研究所（財）の清水幹夫主任研究員にご指導及びご助言を頂いた。ここに記して、謝意を表する。

参考文献

- 1) 石原孟：我が国の風力開発における技術課題と将来展望，電力土木，No.314，pp3-9. 2004. 2) Subroto, T.H., Speet, L.J.J: Natural Frequency Calculations and Measurements on Wind Energy Converters at 'Irene Vorrink' WindPark, Proc. of the European Wind Energy conf., pp.295-298, 2001. 3) 棚邊隆，他：風力発電設備の動的特性と耐震設計の基礎的考察，NKK 技報，No.177, 2002. 4) 石原孟，日比一喜，加藤央之，大竹和夫，松井正宏：日本各地の年最大風速データベースの構築と測器の補正，日本風工学会誌，No.92，pp. 5-54, 2002. 5) 建築物荷重指針・同解説，日本建築学会，2004. 6) 勝地弘，他：常時微動データによる明石海峡大橋の固有振動特性，Vol.50A，pp.637-646, 2004. 7) Guidelines for Design of Wind Turbines, Wind Energy Dept., Riso National Lab., Denmark, 2001. 8) British Standard Institution: Code of basic data for the design of buildings, CP3, Chapter V, Part 2, Wind Loads, 1972. 9) Noda, H., Shimada, K., Ishihara, T.: Wind Forces and Peak Wind Pressure Distributions on Wind Turbine Nacelle, APCWE VI, CD-Rom, 2005. 10) Generic 2MW Offshore Turbine, GH Bladed Version3.51, Garrad Hassan and Partners Limited, 2001. 11) Somers, D.M.: Design and Experimental Results for the S809 Airfoil. NREL/SR-6918. Golden, Colorado, National Renewable Energy Lab., 1997. 12) 岩谷祥美：任意のパワースペクトルとクロススペクトルをもつ多次元の風速変動のシミュレーション，日本風工学会誌，No.11，pp5-18, 1982. 13) 構造工学シリーズ 12，橋梁の耐風設計—基準と最近の進歩，土木学会，2003. 4) Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N., Bossanyi, E.: Wind Energy Handbook, Wiley, England, 2001. 15) IEC 61400-1(2003): Wind Turbines-Part 1:Design Requirements, International Electrotechnical Commission. 3rd edition, 2003.