太鼓山風力発電所の風車タワー疲労破断の原因解明について*

A Study of Fatigue Failure of a Turbine Tower in Taikoyama Wind Power Plant

石原孟*1　山崎慈生*2　平田達也*3　長砂龍次*3
Takeshi ISHIHARA　Shigeki YAMAZAKI　Tatsuya HIRATA　Ryuji NAGASUNA

1．はじめに

近年，風力発電の導入拡大に伴い，2013 年末までに 1922 基の風車が全国各地に建設されている．一方，風車ロータおよびナセルが脱落する重大事故が発生しており，2013 年 3 月に発生した京都府太鼓山風力発電所の風車タワーの判断事故 [1] はその一例である．図 1 には太鼓山風車の事故状況を示す．太鼓山風車では主風向の西風に対して，風下側にあるタワー東側に疲労破断が発生した．通常，風車の風下側は風荷重により圧縮力を受けるため，太鼓山風車タワーの疲労破断が風下側に発生した理由を明らかにする必要がある．また，風車タワーの設計疲労寿命は 20 年以上になっているため，12 年程度で疲労破壊した原因を解明する必要がある．同型の風車は現在国内に 120 基程度あり，今後これらの風車を安全に運用していくためにも，事故原因の解明が不可欠である．

(a)　落下したロータ　　(b) 破断したタワー

図 1　太鼓山風力発電所の風車事故の状況

太鼓山風力発電所の風車タワーの疲労破断の原因を解明するためには，風車タワーに作用する変動風荷重を求めるための空力弾性モデルを構築し，発電時の風荷重を算出する必要がある．太鼓山風車のタワー損傷部はトップフランジの直ぐ下にあるため，疲労寿命を評価する際にはタワー頂部の応力の 3 次元特性およびフランジ接合部の非線形特性を考慮する必要がある．

一方，太鼓山風力発電所の風車メーカーは既に倒産したため，風車のパラメータおよび設計時の解析結果を入手することは不可能になっている．

そこで，本研究では太鼓山風力発電所の風車タワーの疲労破断の原因を解明するため，太鼓山風車の空力弾性モデルを構築し，時刻歴応答解析により風車の風荷重特性を明らかにすると共に，FEM 解析によりタワー頂部の応力の特性およびタワー接合部の非線形特性を考慮した疲労解析を実施し，太鼓山風車タワーの疲労破断の原因を明らかにする．

2．太鼓山風車モデルの構築と風荷重特性の解明

太鼓山風車の空力弾性モデルを構築するため，太鼓山風力発電所建設時の各種図面および風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 2010 年版 [2] に基づき，風車の構造モデルおよび制御モデルを作成した．

風応答解析は空力弾性解析ソフト GH bladed を用いた．精度検証を行うために，固有値解析の結果は計測された加速度のスペクトル解析により求めた固有振動数と比較した．表 1 に示すように，解析から得られた 1 次モードおよび 2 次モードの固有振動数の値は計測とよく一致しており，作成した構造モデルの妥当性が示された．またモード減衰については，1 次モード減衰は事故調査時 [1]に実施された人力加振試験の結果である 0.5%を用い，2 次のモード減衰は，銚子沖 2.4MW 風車の加振試験により得られた 2.5%を用いた [3]．

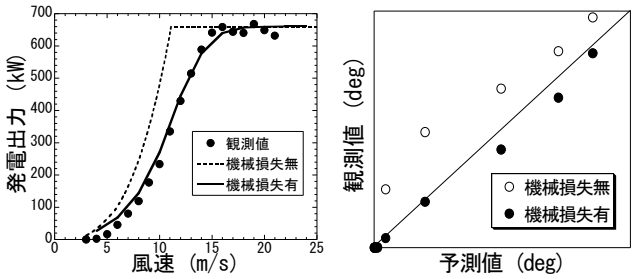
図 2 には，構築した空力弾性モデルにより推定した発電出力およびピッチ角と観測値との比較を示す．予測した発電出力とピッチ角は観測値とよく一致しており，構築した制御モデルの妥当性が検証された．

本研究で構築した空力弾性モデルの詳細については文献 4 を参照されたい．

表 1　固有振動数の観測値と予測値の比較

	計測値	解析値
タワー1 次（東西）	0.515Hz	0.543Hz
タワー1 次（南北）	0.518Hz	0.542Hz
タワー2 次（東西）	3.838Hz	3.611Hz
タワー2 次（南北）	3.832Hz	3.750Hz

*平成 26 年 11 月 28　日　第 36 回風力エネルギー利用シンポジウムにて発表
*1 会員，東京大学大学院工学系研究科 教授
（〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1）
*2 東京大学大学院工学系研究科 大学院生
*3 京都府文化環境部建設整備課

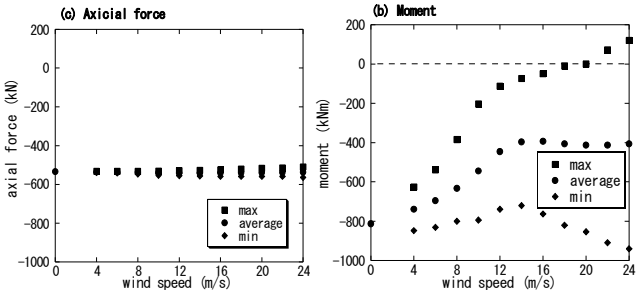


(a)発電出力　　(b)ピッチ角

図 2　発電出力とピッチ角の予測値と観測値の比較

太鼓山風車に作用する風荷重特性を明らかにするために，IEC 61400-1 [5] の風条件(Class IIA)を用いて構築した風車モデルにより時刻歴応答解析を実施し，タワートップに発生する風荷重を調べた．

図 3 には風車に作用する軸力および風方向モーメントの風速による変化を示す．図に示す結果は 6 通りの乱流を発生し，時刻歴応答解析結果を平均した値である．図から，ロータとナセルの自重による軸力はほぼ一定（-533kN）であり，また風速 0m/s 時の風方向モーメントの値は-813kNm である．ロータとナセルの自重の偏心により負のモーメントが発生していることが分かる．また風速の増加に伴い，風によるスラスト力が増大し，風方向のモーメントは定格風速付近で最大になった後に，ほぼ一定の値となることが分かる．さらに，風方向のモーメンの変動は風速の増加とともに大きくなるのに対して，軸力はほぼ一定であることが分かる．風方向のモーメントの最大値はほとんどの風速に対して負であることから，太鼓山風車の場合には，ロータとナセルの自重の偏心による負のモーメントが発生し，風速の増加に伴いモーメントは増加するが，自重の偏心によるモーメントは殆どの時間帯において風荷重によるモーメントを上回り，風下側タワーに変動引張力が発生したことが分かる，主風向である西風に対して風下側であるタワー東側が疲労破断した原因になると考えられる．



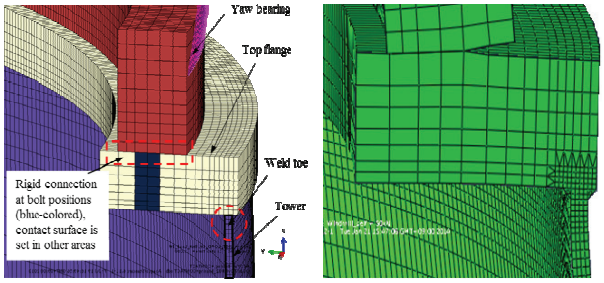
(a) 軸力　　(b) 風方向モーメント

図 3　風車トップに作用する軸力とモーメント

3．風車タワーの FEM 解析

太鼓山風車の空力弾性モデルより算出したタワートップの軸力と風方向モーメントの時刻歴より，断面積および断面係数を用いてタワー破断部の公称応力 σ_{cal} の時刻歴を算定することができるが，今回の事故ではタワー破断は応力集中の発生するフランジ直下の溶接止端部で発生したため，タワーの疲労寿命評価には公称応力を局部応力 σ_{local} に換算する必要がある．

溶接止端部の形状に対する応力集中係数は Caccese ら [6] 研究により示されているが，太鼓山風車の場合には，図 4 に示すように，ボルトとタワーとの位置関係からてこ作用が発生すると考えられる．実際タワー損傷部の調査から疲労破断の起点はタワー内面側にあることを考えると，損傷部の局部応力はタワー頂部の三次元特性による影響を受けている可能性がある．



(a) タワーの構造　　(b) タワーの変形

図 4　タワートップの FEM モデル

そこで，本研究では太鼓山風車のヨーベアリング，タワートップフランジおよびタワーを再現した三次元 FEM モデルを構築し，タワー溶接止端部に発生する局部応力を求めた．図 4 には FEM モデルの概要を示す．ヨーベアリングとタワートップフランジの境界面においては，60 箇所のボルトにより剛結し，その他の面には接触要素を設けることによりボルト接合をモデル化し，タワーの径方向分割数は 4 とした．

また，風荷重条件は，図 3 に示したモーメントおよび軸力の計算結果を与えた．風車の自重による軸力は一定値(-533kN)とし，スラスト力はモーメントの範囲を考慮して 7 ケースを設定した．軸力およびスラスト力を風車ロータの重心に作用させ，風車重心とヨーベアリングと剛結した．

さらに，図 5 に示すように，太鼓山風車のボルト損傷による影響を考慮するため，太鼓山風車の点検とボルト損傷の履歴から，二つのボルト損傷ケースを設定した．太鼓山風車は事故時を含め，3 度のボルト破損が確認されている．平成 24 年 2 月には，定期点検後約 2 か月，平成 25 年 3 月には定期点検後約 3 か月の間にボルトの損傷が発生した．ボルト番号 13 が北東，20

と 21 が東，28 が南東側である．

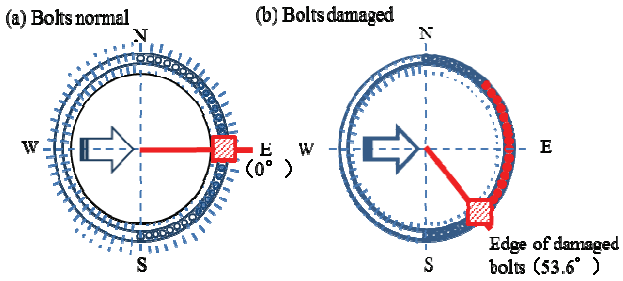


図 5　タワートップボルト損傷のイメージ図

本研究では，ボルトの損傷履歴に基づき，図 5(a)に示すボルト正常ケースと図 5(b)に示すタワー東側ボルト 17 本損傷ケースに対応する FEM モデルを作成した．ボルト損傷ケースでは，ボルト損傷部分の剛結を解除することにより再現した．また局部応力は引張応力が最大となる位置で評価し，ボルト正常ケースではでタワー東側である．ボルト損傷ケースではボルト損傷部分でヨーベアリングとトップフランジが離間し，引張応力が伝達されず，ボルト損傷端に引張応力が集中することから，ボルト損傷端に対応するタワー東側から 53.6 度位置で評価した．

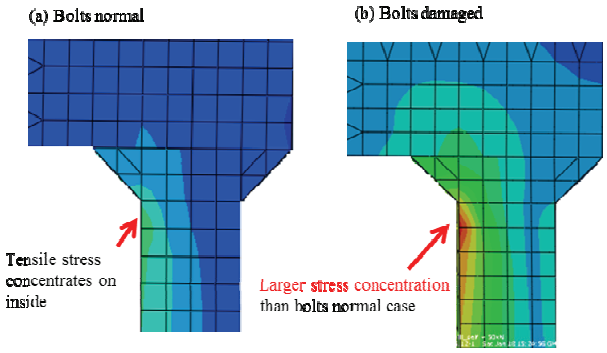


図 6　ボルト正常時と損傷時の応力コンター

図 6 にはボルト正常時と損傷時の応力コンターを示す．ボルト正常ケースでもタワー内側の溶接止端部に大きな応力が発生している．図 4(b)に示すタワー変形図から，これはてこ作用によりタワー内面側に引張応力が発生していることが分かる．ボルト損傷ケースはボルト正常ケースに比べ，溶接止端部に非常に大きな応力が発生している．

溶接止端部の局部応力とタワーの公称応力の関係を求めるために，溶接止端部の局部応力は，溶接止端部の 5mm 下位置の応力値から直線補間により算出した．またタワー公称応力は風車重心に作用した風車自重およびスラスト力から，式(1)により算出した．

$$\sigma_{cal} = N/A - M/Z \qquad (1)$$

ここで，N は軸力，A は断面積(0.0625m^3)，M はモーメント，Z は断面係数(0.0309m^2)である．局部応力と式(2)により算出した公称応力の関係は図 7 に示す．ボルト正常のケースでは局部応力と公称応力の関係は線形であるのに対して，ボルト損傷ケースではその関係が非線形であり，引張時にはボルト正常ケースの約 3 倍の応力が発生していることが分かる．

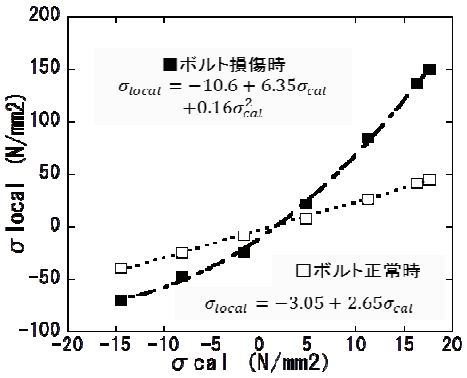


図 7　局部応力と公称応力の関係

4．風車タワーの疲労寿命評価

最後に，風車モデルより得られた風荷重時刻歴および FEM 解析より得られた局部応力と公称応力の関係式を用いて，風車タワー溶接止端部の疲労寿命を評価した．

風条件は，太鼓山の風況解析結果 [1] に基づき風直角方向および鉛直方向の乱流強度の風方向乱流強度に対する比を共に 1.0 とした．またカットアウト風速 25m/s 以上の風速ケースについては発生頻度が低いことと発電を行わないことを考え省略した．

この風条件を用いて，時刻歴解析を実施し，ボルト正常時とボルト損傷時の局部応力と公称応力の関係式を用いて局部応力時刻歴を算出した．その結果，ボルト損傷時では応力変動幅が 3 倍程度拡大することが分かった．

局所応力の時刻歴データから変動応力の頻度分布を求めるために，本研究ではレインフロー法 を用いて，応力範囲の大きさ，応力範囲の平均値および繰り返し回数を算定した．また疲労評価対象位置では応力変動の平均値が引張であることから，応力変動の平均値の影響を考慮するために，式(2)に示すグッドマンの方法による補正を用いた．

$$\sigma_a = \sigma_w(1-\sigma_m/\sigma_B) \qquad (2)$$

ここで，σ_a はレインフローカウント結果の応力範囲，σ_w は補正後の両振り応力範囲，σ_m は σ_a に対応する平均応力，σ_B は引張強度(493MPa)である．引張強度はタ

ワー材料の引張強度の調査結果[1]を用いた.

算出された変動応力頻度分布に各風速ケースの 20 年間の発生時間を乗じることにより 20 年間における繰り返し回数を算定し，繰り返し回数と材料 S-N 曲線より 20 年間の累積疲労損傷度および疲労寿命を算定した．S-N 曲線は ENV1993-1-1 Detail Category 71[7]を用いた．S-N 曲線の傾きは平均 4 であることから，疲労損傷度が変動応力の約 4 乗に比例し，疲労寿命は変動応力の約 4 乗に反比例する．ボルト損傷時では変動応力が 3 倍程度に増加していることから，ボルト損傷時の疲労寿命は約 1/81 程度に減少することが考えられる．因みに，太鼓山の風況解析により明らかになった風直角方向と鉛直方向の乱流強度の増加による疲労寿命への影響は 2 割程度である[1].

表 2 には，20 年間の累積疲労損傷度および疲労寿命を示す. ボルト正常ケースでは疲労寿命が 21 年であるのに対して，ボルト損傷ケースでは疲労寿命は 0.25 年であり，ボルト損傷時の疲労寿命は 1/100 程度に極端に減少することが分かる.

表 2　20 年間累積疲労損傷度および疲労寿命

Case	Cumulative fatigue damage in 20 years	Fatigue life time (year)
Normal bolts	0.940	21
Damaged bolts	79.3	0.25

疲労寿命評価結果と太鼓山風車のボルト損傷履歴[1]を比較すると，17 本と 14 本のボルト損傷はいずれも冬季に発生しており, 期間の合計は約 5 ヶ月間であり，ボルト損傷ケースの疲労寿命 0.25 年(3 ヶ月)とほぼ一致する．また太鼓山風力発電所では冬季は西風が卓越するため，西風における疲労寿命評価の条件と一致することから，太鼓山風車タワーの疲労破断がタワー接合部のボルト損傷に起因することによるものと言える.

５．結論

本研究では太鼓山風力発電所の風車タワーの疲労破断原因を解明するため，太鼓山風車の空力弾性モデルを構築し，時刻歴応答解析により風車の荷重特性を明らかにすると共に, FEM 解析によりタワー頂部の応力の 3 次元特性およびタワー接合部の非線形特性を明らかにし，疲労解析により，以下の結論を得た.

1) 太鼓山風車の空力弾性モデルを構築し, 風速階級別にタワーに発生する風荷重を算定した. その結果, ロータとナセルの自重の偏心により，主風向である西風の場合でも，通常の風車と異なり，風車タワー東側にはほとんどの時間帯において引張応力が発生することが分かった.
2) タワー頂部の三次元特性とフランジ接合部のボルト損傷を考慮した FEM 解析の結果から, てこ作用によりタワー内面側に引張応力が発生していることが分かった．またボルト正常時には局部応力と公称応力の関係は線形であるのに対し，ボルト損傷時にはボルト損傷端に正常時の 3 倍程度の応力が発生し，局部応力と公称応力の関係も非線形となることが分かった.
3) ボルト損傷を考慮した疲労寿命評価を実施した. 太鼓山の風況解析により明らかになった風直角方向と鉛直方向の乱流強度の増加による疲労寿命への影響は 2 割程度であるのに対し，ボルト損傷時にはボルト正常時の 1/100 程度までに疲労寿命が減少することが分かった．ボルト損傷時の疲労寿命とボルト損傷期間がほぼ一致したことから，太鼓山風車タワーの疲労破断の原因がトップフランジ接合部ボルトの損傷に起因することが分かった.

謝辞

本研究は京都府との共同研究により実施されたものである．また，本研究では FEM 解析にあたり JFE エンジニアリング株式会社にご協力を頂いた．ここに記して関係者の皆様に感謝の意を表す.

参考文献

1) 京都府, 京都府太鼓山風力発電所３号機ナセル落下事故報告書，2013. http://www.meti.go.jp/committee/sankoushin/hoan/denryoku_anzen/newenergy_hatsuden_wg/pdf/001_03_02.pdf
2) 土木学会，風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 2010 年版，2010.
3) 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 回風カエネルギー利用シンポジウム，pp.264-267, 2013
4) 福王翔，石原孟，風車発電時の風荷重とタワー高力ボルトの疲労荷重に関する研究, 第 23 回風工学シンポジウム論文集，2014.
5) IEC 61400-1, Third edition, Part 1: Design requirements, 2005.
6) V. Caccese, P.A. Blomquist, K.A. Berube, S.R Webber, N.J. Orozco, Effect of weld geometric profile on fatigue life of cruciform welds made by laser/GMAW processes, Marine Structures 19, pp.1–22, 2006.
7) Eurocode1 3, Design of Steel Structures Part 1.1: General rules and rules for buildings, p 228, 1992.