

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

A study on the tower loading of wind turbine and the fatigue load of high tension bolt during operation

福王 翔¹⁾ 石原 孟²⁾
Sho OH¹⁾, Takeshi ISHIHARA²⁾

ABSTRACT

In this study, the tower loading of wind turbine and the fatigue load of high tension bolt during operation are evaluated and validated in Taikoyama wind power plant in which the same type wind turbine was collapsed due to fatigue failure. Measurements of acceleration and strain are carried out and control parameters are identified using the measurement data. The average stress on tower top is found to be in the tension side for all design wind speed. The relationship between the stress of tower wall and high tension bolt in flange joints is obtained by using the three dimensional FEM analysis. Fatigue load of high tension bolt is evaluated and shows that the decrease in the initial tension of bolt causes the fatigue failure.

Key Words: tower loading during operation, wind turbine control parameters, high tension bolt, fatigue failure; initial tension of bolt.

1. はじめに

2013年3月12日に京都府太鼓山風力発電所内3号機の風車支持物タワー頂部において、フランジ直下のタワー筒身の疲労破壊による風車ナセルの落下が発生した。事故調査¹⁾により、これはタワー頂部フランジの高力ボルトの損傷によりタワー筒身に応力集中が生じ、過大な疲労荷重が作用した結果であることが明らかになっている。タワー頂部フランジの高力ボルトについては定期点検記録により、主風向の反対側にあたるタワー東側においてボルトねじ部や首下の折損や亀裂といった損傷が複数回にわたり確認されており、その都度ボルトの取替えを行っていたが、その後には再び同じ箇所において同様の損傷が確認されていた²⁾。高力ボルトの点検内容として、合いマークによる目視点検と任意の3~6本のボルトを選んでのトルク確認が実施されており、事故前にこれらの点検による異常は発見されなかったが、倒壊した事故機の損傷したボルトの周囲のボルトについてトルクの確認を行ったところボルトの軸力が初期導入軸力の0%~70%にまで低下していたことが判明した²⁾。

以上のことから、高力ボルトの導入軸力低下がボルトの損傷の原因となった可能性があり、軸力低下による高力ボルトの疲労寿命の影響を定量的に評価する必要がある。高力ボルトの変動軸力を評価するためには発電時に風車タワーに作用する風荷重の評価が必要である。しかし、風車は一般の構造物と異なり、ローターの回転数とブレードのピッチ角度の変化により空気が変化するため、動的応答解析においては風車の回転数とピッチ角度に関する制御パラメータが風荷重に大きな影響を与える。風車の制御モデルについて、吉田(2009)³⁾は2MWピッチ制御型風車を対象に最適制御パラメータを導出した。この結果は土木学会の風力発電設備支持物構造設計指針(以降、土木学会設計指針)⁴⁾において採用されており、石原と石井(2010)⁵⁾はこの制御パラメータを用いて標準風車モデルを構築し、動的応答解析を行うことにより風車発電時のタワー荷重特性を明らかにした。

一方、太鼓山の風車の出力が標準風車モデルと異なることに加え、風車が山岳地帯に建設されており、現地の風環境に対応したピッチ制御を行っているため、風車の制御パラメータを同定する必要がある。また風車タワーの風荷重に対する高力ボルト応力を評価するために、タワー応力とボルトの軸力の関係を室内実験に基づき求め

1) 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 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社会基盤学専攻 教授

られた Schmid と Neuper の式⁹⁾がよく用いられている。しかし、この簡易式は二次元のセクションを基に作られているため、評価対象ボルトの周囲のボルト軸力低下による境界条件の変化を再現できないという問題がある。

そこで、本研究ではまず、太鼓山風力発電所 1 号機を対象に発電時の風荷重の計測を実施し、その結果を用いて風車の制御パラメータ同定と動的応答解析の検証を行うと共に、発電時に風車タワーに作用する風荷重の特性を明らかにする。次に、三次元 FEM 解析を実施し、フランジ内の一部の高力ボルトの導入軸力が変化した際の風車タワー公称応力とボルト軸力の関係を求める。最後に、高力ボルトの損傷が複数回発生した場所での高力ボルトを対象に疲労解析を行い、導入軸力の低下によるボルト疲労寿命への影響を明らかにする。

2. 現地観測の概要

2. 1 風車概要と現地観測

現地観測を実施した太鼓山風力発電所 1 号機風車は Lagaway 社製 750kW ダイレクトドライブ形式のピッチ制御型風車であり、タワーは鋼製、タワー頂部のフランジには F10T の M24 高力ボルトが用いられている。風車概要と計測機器の配置を図 1 に示す。タワー 35.6m 高さにおいて二軸サーボ型加速度計を設置し、水平方向の加速度を計測するとともに、タワー 12.6m 高さにおいてひずみゲージを 8 点設置し、風車基部モーメントの計測を行った。サンプリング周波数は加速度、ひずみともに 50Hz とした。風車発電時の風速、ナセル方位、回転数、発電量等の 1 分値および 10 分値データは SCADA(Supervisory Control and Data Acquisition)システムより取得した。ひずみ計の初期値補正のために、風速が 2~3m/s と低く、また日射の影響が少ない時間帯であった 2014 年 2 月 27 日 17:00~18:00 においてナセルを 22.5° ごとに旋回させ、各点で 1 分間静止させた。得られた 8 点のひずみ計の値に対して正弦波フィッティングを行うことでひずみ計の初期補正值を算出した。ひずみから曲げモーメントを算出する際の風車タワーのヤング率は 1.95×10^8 (kN/m²)を用い、得られたすべての計測値について風速 1m/s ごとにビン平均を行った。

風車発電時を対象に加速度およびひずみの計測は 2014 年 2 月 27 日~3 月 10 日にかけて行ったが、本研究では計測期間のうち比較的安定して発電していた 2 月 27 日 18:00~2 月 27 日 23:30 のデータを用いた。

2. 2 乱流強度の評価

SCADA データとして風車ナセルに設置された三杯式風速計による風速の 1 分間の平均値 U_{mean} 及び最大値 U_{max} が記録されており、これを用いて、式(1)により乱流強度 I_p の評価を行った。ピークファクタ k_p の評価時間 T は 60 秒、平均化時間 t は 1 秒とした。

$$I_p = \frac{U_{max}/U_{mean} - 1}{k_p}, \quad k_p = \frac{1}{2} \ln \frac{t}{T} \quad (1)$$

式(1)により得られた乱流強度について風車計測期間である 2014 年 2 月 27 日 18:00~24:00 の短期間の結果と 2013 年 2 月の長期間の結果を図 2 に示す。風車計測期間の 2 月 27 日夜間は比較的乱れが小さく、式(2)にあるパラメータ $I_{ref} = 8\%$, $b = 3.8$ とした乱流強度の式とよく一致するのに対し、1 か月の長期間の乱れは大きくな

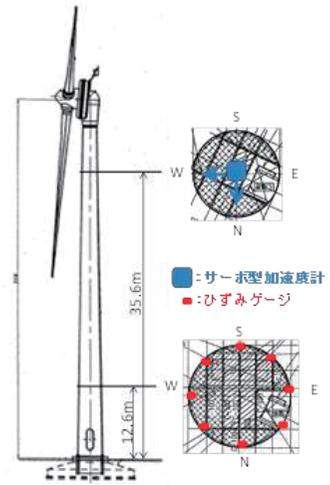


図 1 対象風車と計測機器配置の概要

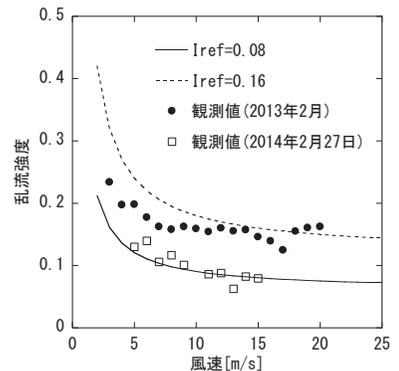


図 2 乱流強度の観測値

表 1 固有振動数の観測値と解析値の比較

	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

り, $I_{ref} = 16\%$, $b = 3.8$ とした乱流強度の式と一致した. これは2014年2月27日の大気状態が安定していることによるものである.

$$I_u(U) = \frac{I_{ref}(0.75U + b)}{U} \quad (2)$$

3. 動的応答解析による発電時風車タワーの風荷重の評価

3. 1 風車構造モデル

動的応答解析は空力弾性解析ソフト GH bladed を用いた. まず設計図面に基づいて風車の構造モデルの構築を行い, 固有値解析の結果を計測した加速度のスペクトル解析より求めた固有振動数と比較することにより検証を行った. 表1に示すように, 解析と計測から得られた1次モードおよび2次モードの固有振動数の値はよく一致しており, 作成した構造モデルが妥当であることが示された. 次にモード減衰について, 1次モードは事故調査時に実施された人力加振試験の結果である0.5%を用いた. また2次のモード減衰は銚子沖2MW風車の加振試験により得られた2.5%を用いた.

3. 2 風車制御モデル

風車制御モデルについてまず土木学会設計指針に基づき各パラメータを算出した. 定格風速以下における回転数を決定するパラメータである K_{opt} は出力係数 C_p , 周速比 λ を用いて式(3)より表される.

$$K_{opt} = \frac{\pi \rho R^5 C_p}{2r^3 \lambda^3} \quad (3)$$

ここで ρ は空気密度で 1.225, ローター半径 R は 25.25m である. また, 対象風車はダイレクトドライブ形式であるため, 増速比 r は 1 である.

風車が最大効率となる最適パラメータはブレードのピッチ角度が 0° の時の値である $C_p = 0.44$, $\lambda = 0.75$ であり, これらの値を用いた時の制御モデルを通常制御モデルと呼ぶこととする. これを用いて風車発電時の動的応答解析を行った. 入力風速場の乱流強度は風車計測期間の値である $I_{ref} = 8\%$ を用いた. 回転数, 発電量および風車主軸方向の転倒モーメントの解析値と観測値の比較を図3~5に示す. 通常制御モデルを用いた場合には, 定格風速以下において回転数, 発電量, モーメントが全て過大評価されており, 太鼓山風車が最適パラメータを用いた制御を行っていないことがわかる. この原因として, 対象風車が山岳地帯に建設されており, 風速場の乱流強度が大きくなる場合があり, 一時的な回転数のオーバーシュートによる発電機への過剰負荷を避けるために, 最適効率となる制御より発電量を落としたピッチ制御を行ったことによるものである.

本研究では, この影響を考慮するために, ブレードのピッチ角度にオフセットを与えると共に, 観測値よりその値を同定し, 8° という結果が得られた. ピッチ角度 8° を用いて求められた式(3)のパラメータは $C_p = 0.22$, $\lambda = 5.5$ である. これらの値を用いた制御モデルを

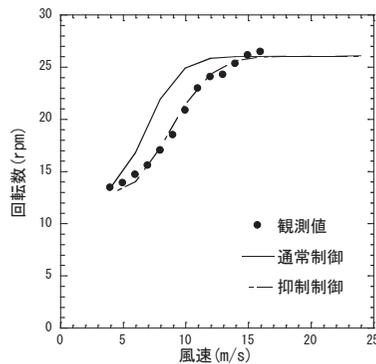


図3 回転数の解析値と観測値の比較

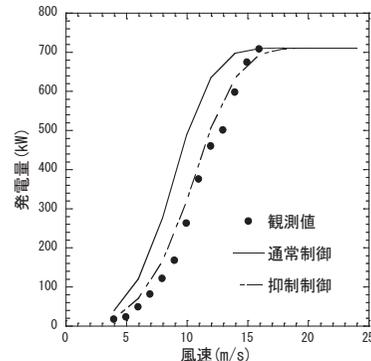


図4 発電量の解析値と観測値の比較

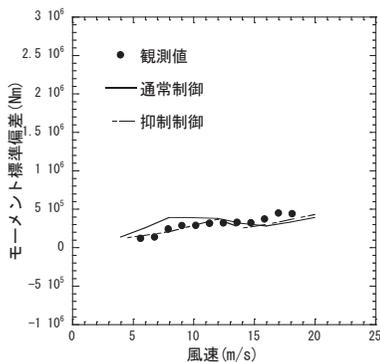
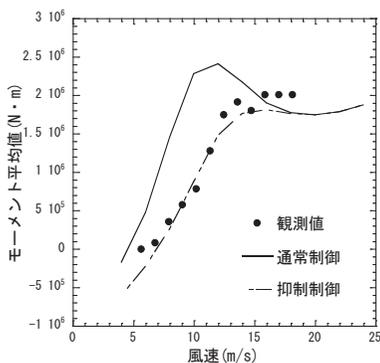


図5 主軸方向モーメントの平均値(上)と標準偏差(下)の解析値と観測値の比較

抑制制御モデルと呼ぶ。図 3~5 より、抑制制御モデルは通常制御モデルに比べて定格風速以下における回転数と発電量が観測値とよく一致し、また主軸方向の転倒モーメントの平均値、標準偏差についても予測値と観測値がよく一致した。

3. 3 風車タワーの風荷重特性

本研究で行った動的応答解析ではタワー断面に作用する荷重となるため、タワー断面内の局所的な応力については得られた軸力と曲げモーメントを用いて評価する必要がある。今回疲労評価を行う高力ボルトは図 6 に示すようにローター背面側のフランジ縁端に位置するボルトであるため、これに対応する位置におけるタワーの応力を評価する必要がある。フランジ最遠端におけるタワー応力は、動的応答解析から得られた軸力 N と曲げモーメント M を用いて式(4)より求められる。

$$\sigma_{cal} = \frac{N}{A} - \frac{M}{Z} \quad (4)$$

ここで、タワー最上部の断面積 A は 0.0625m^2 、断面係数 Z は 0.0309m^3 である。なお、軸力 N は上向きを正、応力 σ は引張を正とする。得られたタワー応力の 10 分間の時刻歴における平均値、最小値および最大値の平均風速による変化を図 7 に示す。この図から、全風速域においてタワー応力の平均値が正となっており、フランジ最遠端におけるタワーの風下側応力は平均的に引張側にあることがわかる。対象風車はダイレクトドライブブレン方式でありその重心がタワー中心より 0.9m 張り出しているため、静止時にローター背面のタワー筒身に大きな引張力が作用するが、発電時にはローターの回転によるスラスト力が発生し、ナセルの重心がタワー側に移動する構造となっている。風速が大きくなると、回転数が増加するに従ってスラスト力が増加し、引張力が低下するが、図 7 から、対象風車においてはどの風速域においてもタワー応力が平均的に圧縮側になることはないことがわかる。導入軸力 0% の場合には、タワー風下側の応力が引張側にある時は高力ボルトが持ち、圧縮側の時はフランジが持つため、対象風車タワーの風下側応力が平均的に引張側にあり、フランジ最遠端の評価対象ボルトは厳しい荷重条件を受けていることが分かる。

4. タワー高力ボルトの疲労特性

4. 1 高力ボルトの軸力の評価

高力ボルトに作用する応力とタワーに作用する応力との関係を求めるために、三次元 FEM 解析を行った。FEM モデルとしてソリッド要素によりタワー全体をモデル化し、ビーム要素によりボルトをモデル化した。フランジ面にあたる要素は上面と下面に接触要素で定義し、摩擦係数は 0.2 とした。FEM モデルとタワー高力ボルト部の断面図を図 8 に示す。高力ボルトの部分的な軸力低下の再現として、事故調査において軸力低下が確認された箇所を参考に 60 本の頂部フランジ高力ボルトのうち 54 本は軸力正常 (80%)、6 本は導入軸力を変化させた。導入軸力は 100%、80%、60%、40%、30%、20%、10%、0% の 8 ケースについて増分荷重解析を行い、解析結果は図 9 に示す。この図から、タワー応力が増

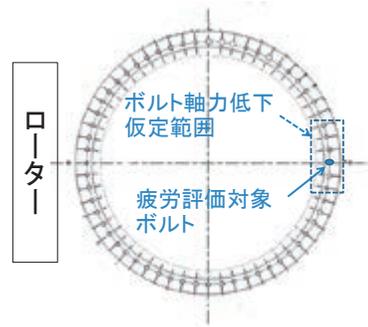


図 6 タワー頂部フランジの断面と疲労評価対象ボルト

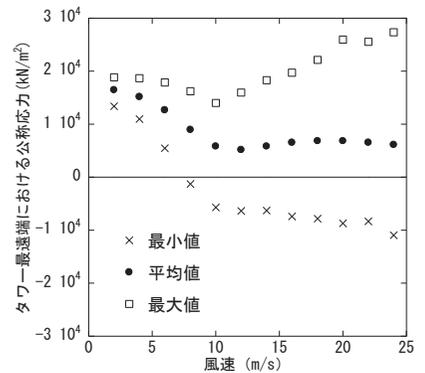


図 7 太鼓山風車タワー最遠端における公称応力の風速に対する変化

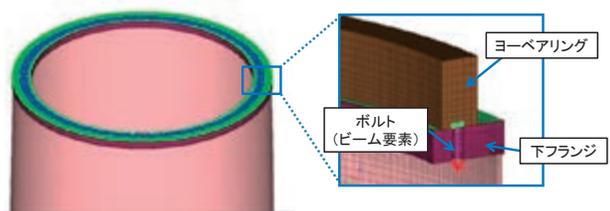


図 8 三次元 FEM モデルとタワー高力ボルトの断面図

分荷重解析を行い、解析結果は図 9 に示す。この図から、タワー応力が増

加するに従い、曲線の傾きが増加し、またボルトの導入軸力の低下率が大きいほど傾きが大きくなると同時に、タワー応力の低下率が大きいほど傾きが大きくなると同時に、タワー応力が低い状態から傾きの増加が始まることがわかる。タワー応力とボルト応力の関係から、曲線の傾きが大きい時にはタワーの応力変動に対するボルト応力の応力変動幅が大きくなり、ボルトの疲労荷重に大きくなる。図 7 から、タワー応力は約 $15000\sim 30000\text{kN/m}^2$ の範囲内（図 9 斜線部）にあり、この領域における図 9 中の曲線の傾きは導入軸力が 100%の時は約 0.1、導入軸力が 0%まで低下した時は約 2.8 であり、ボルト応力の変動幅として約 28 倍の差が生じていることがわかる。なお、タワーの応力が圧縮側にある時にもフランジが開く方向にモーメントがかかるため、ボルトに引張力が作用する。

一例として風速 14m/s の時の導入軸力が 20%、0%の 2 ケースにおけるボルト応力の時系列を図 10 に示す。この図から、導入軸力が低下するにつれ、ボルト応力の変動幅が増加していくことがわかる。なお、ボルト部のビーム要素には曲げ応力が発生するが、軸応力に比べて非常に小さいため、疲労評価の際に S-N 曲線により考慮した。また FEM 解析結果の検証としては、高力ボルトの室内実験⁹⁾について、本研究と同様にモデル化と解析を行い、実験結果とよく一致を示した。

4.2 高力ボルトの疲労寿命の予測

以上より求められたフランジ最遠端の高力ボルトの応力の時系列を用いて、疲労寿命の評価を行った。疲労解析の手順を図 11 に示す。まず求めたボルト応力の時刻歴結果からレインフローカウンティングにより応力範囲及び対応する繰返し回数を算出した。次にカウントされる変動応力波形の 1 振幅の平均応力について、それが引張応力となる場合は疲労損傷度が大きくなり、圧縮応力となる場合は疲労損傷度が小さくなる影響を考慮するために、式(5)に示す修正グッドマン式を用いて評価を行った。

$$\sigma_a = \sigma_w \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_B}\right) \quad (5)$$

ここで、 σ_a はレインフローカウンティングの応力範囲、 σ_w は両振り応力範囲、 σ_m は σ_a に対応する平均応力、 σ_B はボルトの引張強度である。今回対象とした高力ボルト F10T の場合には引張強度は $1.0 \times 10^6 [\text{kN/m}^2]$ である。S-N 曲線としては、風車設計の GL ガイドライン⁹⁾に従い、曲げを考慮しない場合のボルト疲労評価に用いると定められている 36*¹⁰⁾を用いた。累積疲労損傷度および疲労寿命を算出する際に用いた風速の年間分布はレイリー分布、年平均風速は風況観測より 8.5m/s、設計疲労寿命は 20 年とした。評価対象ボルトの疲労寿命を図 12 に示す。この図から、導入軸力が 30%以上の時にはいずれのケースも設計寿命を上回っているのに対し、導入軸力が 30%未満の場合には疲労寿命が急速に短くなり、6 本のボルトの導入軸力が 0%となった場合にはフランジ最遠端の高力ボルトはわずか数日で疲労破壊に至る結果が得られた。また、疲労寿命に対する軸力低下による影響と風速場の乱流強

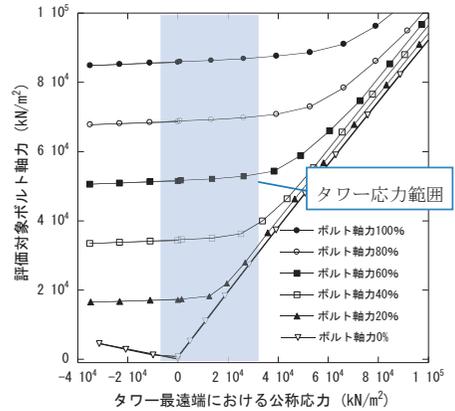


図 9 ボルト応力とタワー公称応力の関係の高力ボルトの導入軸力による変化

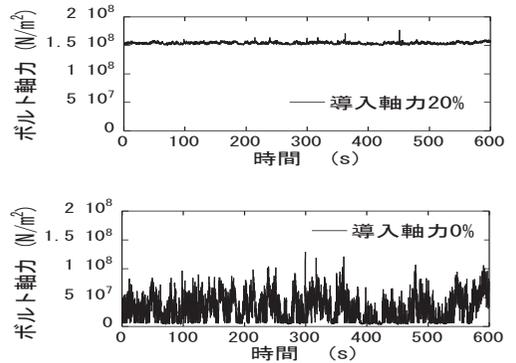


図 10 導入軸力 20%、0%時のボルト軸力時刻歴（風速 14m/s の例）

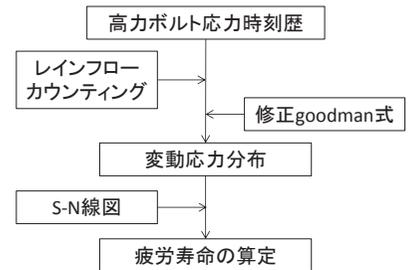


図 11 疲労解析の手順

度の影響を比較するために $I_{ref} = 16\%$ 、 $b = 5.6$ および $I_{ref} = 8\%$ 、 $b = 5.6$ の 2 つの乱流強度のケースについて解析を行った。乱流強度が大きくても、導入軸力が 30% 以上であれば、設計寿命を下回ることではなく、乱れが大きくなることにより、評価対象ボルトが疲労破壊しないことが分かった。

5. まとめ

本研究では太鼓山風力発電所 1 号機風車を対象に、計測を行うことにより、風車発電時の動的応答解析における制御モデルの同定および空力弾性モデルの検証を行い、発電時の風荷重特性を明らかにするとともに、風荷重予測結果と三次元 FEM 解析を用いてタワー頂部の高力ボルトの疲労特性を評価し、以下の結論を得た。

1. 風車発電時の回転数、発電量および転倒モーメントについて観測を行い、太鼓山風車の制御パラメータを同定した結果、風車は最適制御パラメータが運転されているのではなく、ブレードのピッチ角度に 8° のオフセットを設けた制御と同等な運転を行っていることを明らかにした。
2. 太鼓山風車は、ローターと反対側のタワー筒身に大きな引張力が働く構造になっており、スラストが増加するに従いこの引張力は小さくなるが、設計風速領域においては平均的に圧縮側になることはないことが動的応答解析の結果から明らかにした。また三次元 FEM 解析の結果から一部の高力ボルトの軸力が低下した場合にはタワー公称応力に対してボルト軸力の変動が著しく増大することがわかった。
3. ボルトの軸力低下が小さい場合には乱流強度によらず、20 年の設計寿命を下回ることはないことを示した。一方、高力ボルトの軸力が設計値の 30% 以下になると、乱流強度の大きさに関係なく、短時間で疲労破壊に至ることを明らかにした。

なお、太鼓山風力発電所の風車の高力ボルトは、施工時の仮締めと本締めに加え、約 500 時間の運転の後に増締めの実施が要求されていたのに対して、実際ボルト交換の際には増締めを行っておらず、これにより高力ボルトの軸力低下が発生した。風車は回転機械であり、本締めの後に被締結物の接触面やねじ面等で局所的に塑性変形を起こし、軸力低下が発生するため、一定時間経過後に増締めを行う必要があることに注意を有する¹¹⁾。

謝辞

本研究は NEDO (新エネルギー・産業技術総合開発機構) の委託研究の一部として行われた。風車運転データの収集、現地計測の実施にあたり京都府にご協力を頂いた。また FEM 解析の実施にあたり(株)JFE エンジニアリングにご協力を頂いた。ここに謝意を表する。

参考文献

1. 京都府 (2013), “京都府太鼓山風力発電所 3 号機ナセル落下事故報告書”, http://www.meti.go.jp/committee/sankoushin/hoan/denryoku_anzen/newenergy_hatsuden_wg/pdf/001_03_02.pdf
2. 京都府 (2014), “京都府太鼓山風力発電所 1 号機と 3 号機ボルト損傷調査報告書”, http://www.meti.go.jp/policy/safety_security/industrial_safety/oshirase/2014/06/260602-b1.pdf
3. 吉田茂雄 (2009), “風車支持物の空力弾性シミュレーションのための可変速・ピッチ制御パラメータ”, 風力エネルギー, Vol.33, No.4, pp.104-111
4. 土木学会 (2010), “風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 [2010 年版]”, pp.137-145
5. 石原孟, 石井秀和 (2010), “風車タワーに作用する発電時最大風荷重の予測”, 第 21 回風工学シンポジウム, pp.375-380
6. Schmidt H., Neuper M. (1997), “Zum elastostatischen Tragverhalten exzentrisch gezogener L-Stoße mit vorgespannten Schrauben (On the elastostatic behavior of an eccentrically tensioned L-joint with prestressed bolts)”, Stahlbau, 66, pp.163-168
7. 山口敦, 福王翔, 石原孟 (2013), “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
8. Seidel M., Schaumann P. (2001), “Measuring fatigue loads of bolts in ring flange connections”, EWEC 2001
9. Germanischer Lloyd (2003), “Guideline for the certification of wind turbines”, Rules and Guidelines, Industrial Services Ed.3
10. EUROCODE3 (1993), “Design of steel structures - Part 1”, ENV 1993-1-1
11. 日本ねじ研究協会 (2003), “高強度ねじ締結の体系的計算法—円筒状一本ボルト締結—”, VDI2230 Blatt1

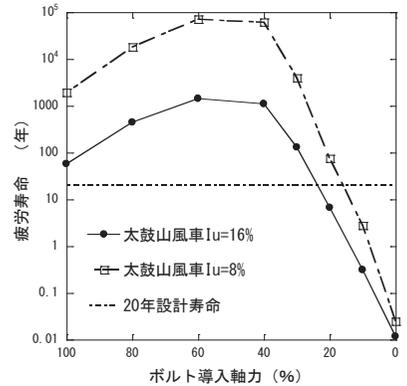


図 12 導入軸力低下による高力ボルト疲労寿命の変化