J056034

空力弾性解析による小形風車翼の確率論的疲労評価法の検討

飯野 光政^{*1}, 徳山 榮基^{*2}, 瀬川 浩司^{*3}, 飯田 誠^{*4}

Probabilistic Fatigue Analysis of Small Wind Turbine Blade Using Aeroelastic Analysis

Mitsumasa IINO^{*1}, Hideki TOKUYAMA, Hiroshi SEGAWA and Makoto IIDA^{*1} The University of Tokyo Department of Advanced Interdisciplinary Studies
4-6-1 Komaba, Meguro-ku, Tokyo 153-8904 JAPAN

In this research, probabilistic fatigue load estimation by the aeroelastic modeling was carried out for a small wind turbine with 1m diameter. The results were compared with the simplified load model which is a deterministic method, and quantitative evaluation of the difference between two methods was presented. An aeroelastic simulation code for 5 bladed wind turbines is used for aeroelastic modeling. This code is based on NREL's FAST and modified for 5 bladed turbines by authors. On the fatigue analysis, wind condition is set to be IEC 61400-2 Ed.2 DLC1.1 which is assumed to be equivalent condition of simplified load model. From the time series results from aeroelastic analysis, the load amplitude and cycles are counted. Then the cycles are weighted by wind speed probability distribution correspond to IEC 61400-2 Class I to IV. The result from aeroelastic modelling was similar to one from simplified load model in Class I but different in other Classes. The reason is that the fatigue load in high wind speed, which is not encompassed with simplified load model, is dominant for fatigue load with target turbine's model regardless of IEC Class. So it is important to consider probability of wind speed over all operating condition in fatigue load estimation.

Key Words : Wind Turbine, Fatigue, Multibody Dynamics, Probabilistic Method

1. 緒 言

大型風車が普及する一方、分散型、家庭用電源として小形風車の更なる導入量増加が期待されている。わが国でも再生可能エネルギーの固定価格買取制度の対象となり、導入時の型式認証制度が開始されている。

小形風車型式認証の重要なプロセスの一つである設計評価の基準としては国際電気標準委員会により IEC 61400-2 Ed.2⁽¹⁾が規定されており、各国は当該基準を引用、国ごとの実情に合わせた改変を行い利用している。IEC 61400-2 Ed.2 においては設計荷重の計算法として「簡略化した荷重モデル(Simplified Load Model SLM)」、「機械的荷重試験」、「空力弾性モデリング」の三つの方法が提示されている。SLM は設計回転数やロータ直径などの設計パラメータから決定論的に終局荷重、疲労荷重を計算する方法であり、計算の簡便さ等から広く用いられているが多様な制御、構造の風車に一律で適用するため不確かさが大きいと考えられる。機械的荷重試験はフィールドでの実運転における計測であるため信頼性の高い荷重値となるが長期の計測における機材、試験場設定の金銭的成本から実設計において利用することは難しい。その上、風速、風向分布の偏りなどにより長期間の理想的データを取得するには時間的コストも必要となる。空力弾性モデリングについては制御のトラッキング誤差、空力変動、年間風速出現頻度といった長期運転時の不確かさを含む要素を考慮する動力学計算を実行する。つまり実運転に近い長期間の確率的荷重特性をフィールド試験と比較して低コストに評価可能であり、実運転に即した現実的な疲労評価法と言えるが、小形風車への適用事例は極めて稀である。

^{*1} 学生員 東京大学大学院 工学系研究科(〒153-8904 東京都目黒区駒場 4-6-1)

Email: iino@cfdl.t.u-tokyo.ac.jp

^{*2} 那須電機鉄工

^{*3} 東京大学大学院工学系研究科

^{*4} 正員 東京大学 先端科学技術研究センター産学連携新エネルギー研究施設(〒153-8904 東京都目黒区駒場 4-6-1)

本研究では実運転における不確かさを考慮した疲労評価の検討として、小形風車に対する空力弾性モデリングによる評価の適用を行い、決定論的な評価法である SLM との比較、相違の定量的評価を行った。まず空力弾性モデリングの妥当性の検証として、空力弾性モデリングとフィールド試験との比較検証を行った。次に IEC 61400-2DLC1.1 に相当する条件において実験により取得した S-N 曲線と合わせてブレードに対する疲労荷重評価を行った。評価結果は SLM による計算値と比較し、評価法による疲労荷重評価の差異を評価、考察した。

2. 対象風車

本研究では那須電機鉄工製風車 AURA1000 を評価対象とする。AURA1000 の仕様は表 1 に示す通りである。フリーヨー、可変速運転、尾翼によるヨー制御方式という小形風車として一般的な構成を持ち、荷重評価の対象とする対象風車翼は一般的な GFRP の単一部材であり同スケールの代表的な小形風車と位置付けられる。

Table 1 Specification of AURA1000

Rated Power(W)	135
Rated Wind Speed(m/sec)	10
Cut in Wind Speed(m/sec)	2
Cut out Wind Speed(m/sec)	16
Rotor Diameter(mm)	$\phi 1000$
Number of Blades	5
Yaw Control	Free Yaw (with Rudder)
Rotational Speed Control	Variable Speed

Figure 1 Overview of AURA1000

3. 空力弾性モデル概要

本研究で用いる空力弾性解析コードの基礎である FAST はアメリカ国立再生可能エネルギー研究所により公開されている 2, 3 枚翼風車用の空力弾性解析コードである。本研究では FAST の改変により作成した 5 枚翼風車用空力弾性解析コードを用いる。解析においてはマルチボディダイナミクスと空力の連成解析を行う。

運動モデルについて本研究では各翼フラップ曲げ 1 次, 2 次モード, タワー前後曲げ 1 次, 2 次モード, タワー左右曲げ 1 次, 2 次モード, 発電機回転, ナセルヨーの 16 自由度のモデルとした。モデルは、翼、ハブ、発電機、ナセル、尾翼、タワーからなり、翼、タワーについてはモード重ね合わせ法による弾性変形計算を行っている。各部の質量、慣性モーメント、剛性は設計値と合わせ、モード形状は 2 次元のモード解析により求めた。

ロータ空力モデルは FAST に包含されている空力計算ライブラリ Aerodyn を利用した。空力計算は翼素運動量理論とし、Beddoes のダイナミックストールモデルの修正モデル、Prandtl のチップロスモデル、Pitt と Peters による斜流補正を利用した。翼素運動量理論において必要となる翼断面の迎角-揚力・抗力係数テーブルについては、設計データをもとに、Viterna らによる外挿法を利用して $\pm 180^\circ$ の範囲における揚力、抗力係数テーブルを作成、利用した。尾翼空力についてはロータ面における誘導速度による流速低下を考慮した流入風と風車運動による相対風速、風向と尾翼揚力、抗力係数を用いて揚力、抗力を算出する。尾翼の揚力、抗力係数については尾翼の静的ヨーイングモーメントの実測値を利用して算出した。対象風車は風速変化に応じて最適周速比を保つよう負荷制御を行っており、同様の制御を発電機負荷トルクを与える制御ルーチンとしてコードに実装している。

4. 空力弾性モデリングの検証

本研究では青森県六ヶ所村において実施されたフィールド試験結果との比較により解析モデルの妥当性検証を行った。比較においては 10 分間平均風速が IEC61400-2 Ed.2 クラス I における年間平均風速 10m/s の前後 1m/s の範囲となる条件を代表的な運転状態を示すものとして抽出、比較を行った。比較は 10 分間データ 33 ケースについて行った。全ケースの平均乱流強度は 22% であり、IEC 基準 18% と比較して若干高い値となっている。

一例として 2 ケースの回転数時系列を図 2 に示す。図左において、回転数は実測と同じ傾向を示していることが確認できる。一方で図右のケースにおいて、解析においてはカットアウトとカットインの繰り返しにより、回

回転数が頻繁に増減している。左のケースでは実測値、FAST における回転数の決定係数 $R^2=0.928$ ，平均二乗誤差 $D=49.1(\text{RPM})$ であり，運転状態における FAST の解析と実運転時の挙動は良く一致していると考えられる。

Figure 2 Comparison of Time Series Data between Aeroelastic Analysis and Field Test

全ケースにおける決定係数 R^2 の平均値は 0.37，平均 2 乗誤差の平均値は 183RPM であった。これは実験において発電時以外の回転数は記録されておらず，計算中では 0 として扱っていること，高迎角における失速状態ではロータ回転トルクの計算不確かさが大きくなるため，カットアウト後の低回転数における空力計算での誤差により運転状態への復帰挙動が計算において実験よりも頻繁に発生したことが一つの原因として考えられる。疲労振幅の観点からはカットアウトから運転復帰を繰り返すことは繰り返し荷重の頻度，振幅を増加するため，安全側の評価になると言える。以上から空力弾性モデリングによる荷重計算は疲労荷重評価の観点から妥当と言える。

5. IEC61400-2 Ed.2 DLC1.1 に従った疲労荷重評価

5・1 疲労評価方法

本研究では空力弾性モデリングによる疲労評価と SLM による疲労評価の比較により評価法による差異を検討することを目標としている。SLM においては通常運転時の設計風速 ($V_{\text{design}}=1.4V_{\text{ave}}$) におけるトルクの 1.5 倍値から 0.5 倍値の間の荷重振幅を 20 年間続ける想定となっている。 $V_{\text{ave}}(\text{m/s})$ は IEC 風車クラスごとに定められる年平均風速であり，風速が高い順にクラス I から IV として定義され，それぞれ $V_{\text{ave}}=10, 8.5, 7.5, 6$ である。荷重全振幅 ΔM_{yB} と回数 n の計算は式(1)，(2)の通りである。

$$\Delta M_{yB} = \frac{\lambda_{\text{design}} Q_{\text{design}}}{B} \quad (1)$$

$$n = \frac{B n_{\text{design}} T_d}{60} \quad (2)$$

λ_{design} ， Q_{design} ， n_{design} は設計風速における周速比，トルク(Nm)，回転数(RPM)を示す。B はブレード枚数， T_d は運転時間 20 年を秒数で表した値 630720000 秒である。

これに対して空力弾性モデリングにおいては運転時の疲労荷重評価として設計荷重ケース DLC1.1 を定めている。IEC 基準においては運転時に加え，パーキング時の荷重ケース (DLC5.2)，制御喪失状態の荷重ケース (DLC2.2)，運転状態からカットアウトを行う正常停止時(DLC3.1)における疲労荷重も考慮することとしているが，パーキング時は低回転数であり，運転時と比較して疲労荷重に与える影響は極めて小さいこと，対象風車はファースティングやピッチ制御機能を有さず，IEC において定義される制御喪失の影響は少なく，さらに正常停止は対象風車においては DLC1.1 の計算時に考慮されると考えられるため，本研究では DLC1.1 における評価を行う。

DLC1.1 に従った疲労荷重評価は図 3 に示すフローとなる。この評価方法は大型風車設計要件 IEC 61400-1 Ed.3 等⁽³⁾⁽⁴⁾において示されるものであり，風速の確率分布を考慮した疲労評価として伝統的に用いられている。具体的には，まず DLC1.1 における空力弾性解析を行う。風条件は IEC 基準に定められる標準乱流モデル (Normal Turbulence Model NTM) とする。計算は 10 分間を一つのデータセットとして複数行う。10 分間の平均風速についてはカットインからカットアウトまで考慮し，1m/s 刻みの風速ビンにおける評価を行う。本稿では各平均風速において 10 分間 x 10 ケースの計算を行い，風データは NREL TurbSim によって生成した。次に算出された荷重時系列に対してレインフロー解析を行うことで荷重振幅，回数を求める。荷重振幅はビンに区切られ，ビンに

おける中央値の回数として計量される。本稿では 0.1Nm をビン幅とした。i 番目のデータセットの荷重振幅ビン j の回数 n_{ij} は、式(3)によりそのデータセットの属する風速ビン l の年間出現頻度 p_l^v によって加重され、20 年間に おける回数 n_{ji}^{Life} に換算される。 T^{Life} は設計寿命、 T_l は風速ビン l に属するデータセットの総時間数である。風速 の年間出現頻度 p_l^v は IEC 風車クラスに応じて平均風速が異なるレイリー分布の確率密度関数に従うとした。各 クラスにおける風速の確率密度分布と SLM において考慮する V_{design} を図 4 に示す。

$$n_{ji}^{Life} = \frac{T^{Life} p_l^v}{T_l} n_{ij} \quad (3)$$

得られた荷重振幅、回数と材料の S-N 曲線から寿命間疲労等価荷重を算出し、安全率を乗じた上で寿命評価を 行うことが評価の全プロセスとなる。寿命間疲労等価荷重の算出は式(4)によって行われる。m は S-N 曲線の傾 きを示す係数であり、対象風車における全翼試験により同定された 10 を用いる。 L_{ji}^R は i 番目のデータセットに おける荷重ビン j における荷重振幅、 $n^{Life,eq}$ は寿命間疲労等価荷重 DEL^{Life} に対応する繰り返し回数である。

$$DEL^{Life} = \left(\frac{\sum_j \sum_i (n_{ji}^{Life} (L_{ji}^R)^m)}{n^{Life,eq}} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (4)$$

本節では SLM、空力弾性モデリングによる疲労評価法を紹介した。SLM は計算が簡便であるが、図 4 に示す V_{design} のみの考慮となり、風速分布を考慮しないため実運転時の荷重と乖離が生じうる。一方で空力弾性モデリ ングは風速、制御、運動の組み合わせにより発生する実運転状態を考慮する一方、計算負荷が比較的高い。

5・2 評価結果

寿命間の疲労解析に先立ち、各風速 100 分の空力弾性モデリング解析結果に対して 100 分、1Hz つまり 6000 回に相当する疲労等価荷重を算出した値を図 5 示す。これは各風速を同じ時間経験した場合にどの程度の疲労荷 重を発生するか の指標であり、フラップ方向モーメントは風速上昇とともに増加していることが確認できる。値 は定格風速 10m/s におけるフラップ方向モーメントにより正規化している。

次に 5・1 において解説したプロセスに従って空力弾性モデリングと SLM により、20 年間、1Hz に相当する寿 命間疲労等価荷重 DEL^{Life} を算出した値を図 6 に示す。評価は翼根フラップ方向モーメントについて行った。図 5 に示す通り低風速領域以外ではエッジ方向に対して卓越し、風速分布を考慮した際に疲労荷重の主要因となるた めである。SLM において算出した疲労等価荷重はクラス I 以外で空力弾性モデリングによる結果を下回る。

原因の考察のため、空力弾性モデリングによる評価結果から式(5)に示す疲労等価サイクル数 N_{DEL}^l を各風車ク ラス、風速ビンにおいて算出した結果を図 7 に示す。 F_l は図 5 示した風速ごとの疲労等価荷重、 $T_l^{Life}(s)$ は風速ビ ン l の寿命期間中の出現時間である。 DEL^{Life} は図 6 に示す各クラスにおける式(4)の値である。

$$N_{DEL}^l = \frac{F_l^m T_l^{Life}}{DEL^{Life}{}^m} \quad (5)$$

式(5)はある風速における疲労荷重が寿命間疲労荷重に対してどの程度寄与するか の指標となり、図 7 からクラ スが異なっても 10m/s 以上の高風速側が疲労荷重に対して大きな比重を占めていることが確認できる。このこと から頻度の低い高風速を含む運転風速範囲全体を考慮することが疲労荷重評価においては重要であると言える。 一方で SLM では V_{design} 付近の疲労荷重のみを想定し、クラスが下がると考慮する風速が $V_{design}=14, 11.9, 10.5, 8.4m/s$ と低下する。つまり運転制御、回転数によって異なる風速ごとの疲労荷重(図 5)の考慮とその出現頻度を 示す風速分布(図 4)に対する確率的考慮が SLM では不十分であることが差異の原因であると考えられる。

6. 結 語

本研究では定格出力 100W クラスの小形風車に対して、空力弾性モデリングにより制御のトラッキング遅れ、

Figure 3 Flowchart of Fatigue Evaluation

Figure 4 Wind Speed Frequency Distribution for IEC61400-2 Ed.2 Class I to IV

Figure. 5 Damage Equivalent Load in Each Wind Speed

Figure. 6 Damage Equivalent Load from Aeroelastic Modeling and Simplified Load Model (SLM)

Figure. 7 Equivalent Cycles for DEL in each Wind Speed

風速出現頻度、乱流等の不確かさを考慮した疲労荷重評価を行った。これまで実証例の少なかった小形風車の空力弾性モデリングについて、フィールド試験との比較を行い、運転状態における良い一致が確認できた。疲労評価においては IEC61400-2 に定められる SLM における疲労評価と同等の運転条件と想定される設計荷重ケース DLC1.1 における疲労荷重評価を行い、SLM との比較を行った。その結果、本稿の対象風車の解析モデルでは SLM において運転制御と風速出現頻度を考慮しないことから荷重が過小評価されるという結果となった。

今後 SLM に変えて、空力弾性モデリングによる設計を利用することでより風車ごとの実運転状況を反映した精度の高い疲労設計が可能となると考えられる。

文 献

- (1) IEC, "Wind turbines. Part 2: Design requirements for small wind turbines, IEC 61400-2 (2nd edn)" (2006)
- (2) NWTC Computer-Aided Engineering Tools (FAST by Jason Jonkman, Ph.D.). <http://wind.nrel.gov/designcodes/simulators/fast/>. Last modified 27-February-2013; accessed 21-June-2013.
- (3) IEC, "Wind Turbines. Part 1: Design Requirements, IEC 61400-1 (3rd edn)". (2005)
- (4) Moriarty P., Holley W., and Butterfield S., "Extrapolation of extreme and fatigue loads using probabilistic methods," (2004) National Renewable Energy Laboratory, (November), pp. 500-34421.