

地形性乱流が風車ブレードに与える危険度を判定するための新しい定量化指標の提案

内田, 孝紀
九州大学応用力学研究所

川島, 泰史
西日本技術開発株式会社

<https://doi.org/10.15017/2344622>

出版情報：九州大学応用力学研究所所報. 156, pp.1-22, 2019-09. Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University
バージョン：
権利関係：



地形性乱流が風車ブレードに与える危険度を判定するための新しい定量化指標の提案

内田 孝紀^{*1} 川島 泰史^{*2}

(2019年7月17日受理)

New Assessment Scales for Evaluating the Degree of Risk of Wind Turbine Blade Damage Caused by Terrain-Induced Turbulence

Takanori UCHIDA and Yasushi KAWASHIMA

E-mail of corresponding author: takanori@riam.kyushu-u.ac.jp

Abstract

The present study scrutinized the impacts of terrain-induced turbulence on wind turbine blades, examining actual measurement data regarding wind conditions and strains of wind turbine blades, which were obtained at the #10 wind turbine of the Kushikino Reimei Wind Farm (established in November of 2012) in Hashima Ichikikushikino City, Kagoshima Prefecture, Japan. In the measurement period (November 3, 2015, 0:00–March 17, 2016, 7:00 AM JST), a time period of 9:40–9:50 AM JST on November 13, 2015 was identified as being when the maximum value of 2.03 in the Fatigue Damage Equivalent Load (DEL) on wind turbine blades was shown due to an easterly wind. It was revealed that if airflow with the property of DEL 2.03 continued for 5.88 years, the total load on wind turbine blades would reach the design load for the designed service life. We performed a high-resolution numerical simulation based on Large-Eddy Simulation (LES) and identified the three-dimensional airflow structure of terrain-induced turbulence that had been considered to be generated due to the proximity of Mt. Benzaiten (elevation 519 m), located 300 m upriver of the #10 wind turbine, when an easterly wind occurred. We also defined the Uchida–Kawashima Scale 1 (U–K scale_1), which is an index regarding wind conditions, as the value obtained by a calculation where the standard deviation assessed at the wind turbine hub height was normalized by the wind speed at the maximum height above the ground point of the flow boundary, and thus, clarified the existence of the terrain-induced turbulence quantitatively. The threshold value of the U–K scale_1, the wind condition index, was determined as 0.2, and this index was confirmed to not be dependent on the height direction distributions of inflow wind speed, the influences of the horizontal grid resolution, and the influences of the computed azimuth. A linear trend was recognized in wind turbine operation at a wind speed of 4 m/s or higher between nacelle wind velocity (and its standard deviation) and the DEL. It was shown that both the nacelle wind speed (and its standard deviation) and the fatigue equivalent load (DEL) can be approximated by the regression line. In the present study, Fatigue Damage Evaluation Index, the U–K scale_2 was defined. The U–K scale_2, which is an index regarding load, was obtained by the calculation using two types of regression lines calculated on the basis of the following actual measurement values, and the design value obtained on the basis of BLADED: one regression line was the northerly wind results as the Low-Turbulence Flow Case and the other was that of easterly wind as the High-Turbulence Flow case. The U–K scale_2 was equal to the ratio of the integrated value in measured DEL to the integrated value in design DEL (BLADED). Data of both northerly and easterly winds were extracted from actual measurement data for the one-year period from April of 2015–March of 2016, corresponding to a 4 m/s or higher wind speed in the wind turbine operation. Subsequently, using these extracted data and the U–K scale_2, the influence of terrain-induced turbulence on age-related degradation of wind turbine blades was evaluated quantitatively. Consequently, the following results were revealed: the northerly wind was within the designed value, the U–K scale_2 = 0.86 < 1.0. Contrarily, the value of the easterly wind was the U–K scale_2 = 1.60 > 1.0 and exceeded the designed value. Furthermore, the integrated value of Fatigue Damage was approximately 1.9 times greater in the case of the easterly wind than in the case of the northerly wind. Based on this result, it was revealed that the blades of the #10 wind turbine were directly and strongly affected by the terrain-induced turbulence when easterly winds occurred.

Keywords: Wind turbine blade, Complex terrain, Terrain-induced turbulence, Large-eddy simulation, Turbulence evaluation index, Fatigue damage evaluation index

*1 九州大学応用力学研究所 *2 西日本技術開発株式会社

1. 緒言

世界的に再生可能エネルギーの導入拡大が進む中、日本においても風力発電設備(風車)の導入が急速に進んでいる。その一方で、特に山岳部などの複雑地形上に建設された風力発電所において、風車ナセルが落下するなどの重大事故が増加傾向にある。複雑地形上に建設された風力発電所では、風車の最適配置計画や維持・管理を行う際、地形性乱流に起因した風車に対する風荷重の疲労蓄積を回避しつつ、風車内外の故障や事故を低減させ、風車の稼働率を向上させることができます重要になってきている。こうした社会的および工学的な要請を受けて、本研究では地形性乱流を含む各サイト固有の風環境を詳細に把握し、風車の故障や事故を低減させ、風車の健全な運転維持を支援する数値風況診断技術を確立している¹⁻⁶⁾。

この目的に対し、我々は地形性乱流が風車ブレードのフラップ方向(流れ方向)の疲労損傷(Fatigue Damage)に与える影響と、地形性乱流の発生メカニズムを明らかにするための実証研究を実施している。具体的には、山岳部の複雑地形上に建設された実際の大型風車を対象に、3枚の風車ブレードの根元に電気式の歪センサーを設置し、歪変動の時系列データを自動計測するシステムを構築した。この計測システムにて得られた歪変動の時系列データに基づき、風車ブレードのフラップ方向の曲げ(Bending)と振動(Vibration)に対する疲労等価荷重(DEL, Damage Equivalent Load)を算出した^{7, 8)}。さらに、風車を制御する目的で風車ナセル上に設置されている風向センサーおよび風速センサーの出力結果との関係性について詳細に考察を行った。

最初に、今回の計測期間において風車ブレードに対するDELが最大値を示した時刻(風車ブレードの疲労損傷に関する最大荷重時)を特定し、その状況を定量的に評価し

た。また同時に、LES(ラージ・エディ・シミュレーション)に基づいた高解像度数値風況シミュレーションを行い、風車ブレードが地形性乱流の影響を直接的に受けている際の3次元的な気流構造を詳細に調べた。次に、実測データに基づいて算出したDELとナセル風速の関係、すなわち、風車ブレードの疲労損傷に関する関係式を導出した。この関係式と1年分の実測風況データを使用し、地形性乱流が風車ブレードに与える経年蓄積の影響を定量的に評価した。最後に、一連の実測データ解析および数値風況シミュレーションを通じて、地形性乱流が風車ブレードに与える影響を判定するための新しい定量化指標を2種類提案し、それら一般化指標の運用方法を示した。

2. 串木野れいめい風力発電所の概要

(株)九電工の協力の下、本研究ではFig.1に示す鹿児島県いちき串木野市羽島地区に位置する串木野れいめい風力発電所(平成24年11月より運転開始)を対象とした。本風力発電所には、(株)日立製作所の2MWダウンウインド型風車が10基設置されている。本研究では風車10号機をターゲット風車とし、東風が弁財天山(標高519m)を通過する際に発生した地形性乱流がターゲット風車のブレードに与える影響に注目した(Fig.2, Fig.3, Table 1を参照)。Fig.4には風車の概観を示し、Fig.5には風車のパワーカーブを示す。Fig.6には風車のナセル上に設置された風向センサーおよび風速センサーを示す。風車はこれらのセンサー情報に基づき、Fig.5に示したピッチ制御およびヨー制御が行われている。本研究では、風向センサーおよび風速センサーの出力結果を用いて、風車10号機の周辺に形成されている気流場を詳細に解析した(その結果は後述する)。



Fig.1 Map of the Kushikino Reimeい Wind Farm and the surrounding area.

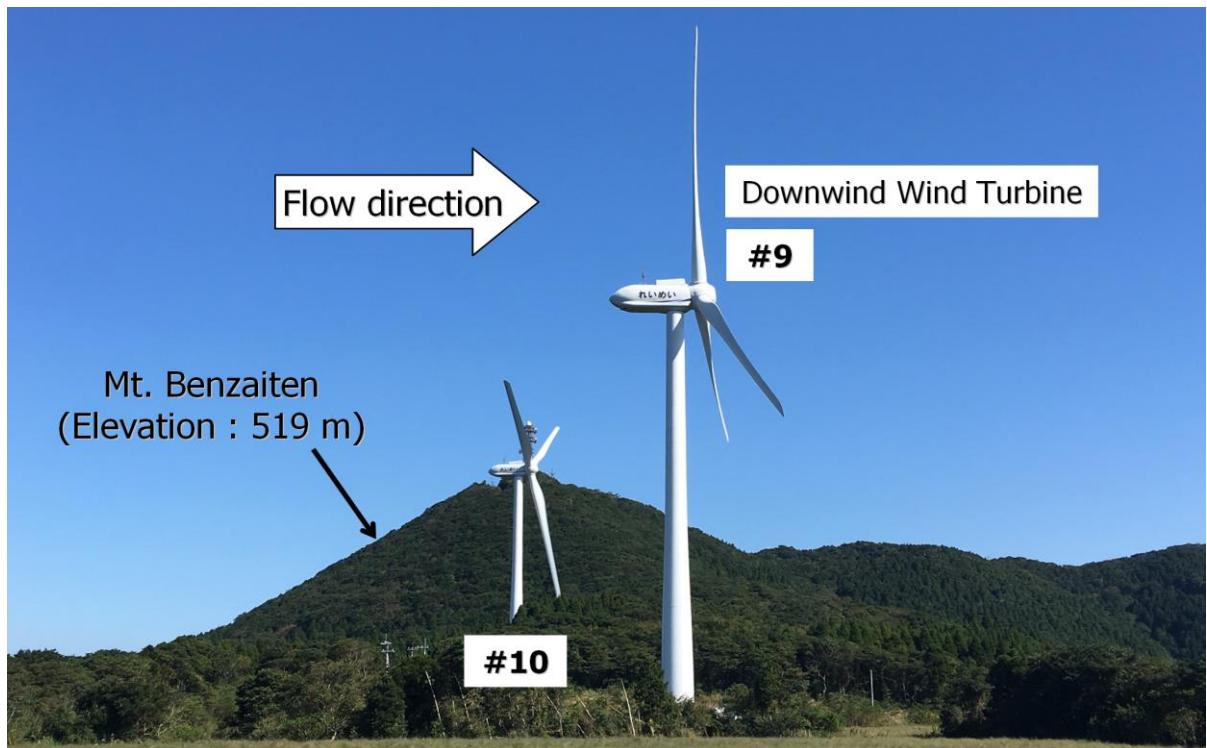


Fig.2 Photo of wind turbine #10.

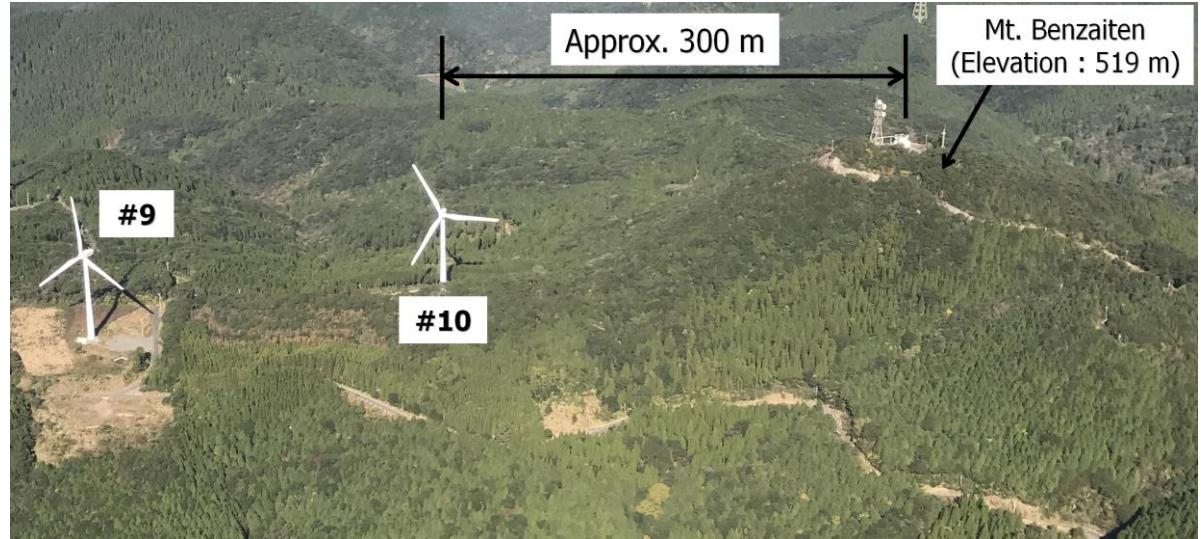


Fig.3 Relative locations of Mt. Benzaiten (elevation 519 m) and wind turbine #10.

Table 1 Elevation information for wind turbine #10 and distance between Mt. Benzaiten (elevation 519 m) and wind turbine #10.

Elevation at Base of Wind Turbine #10	Maximum Blade Tip Elevation (Above Sea Level)	Distance Between Mt. Benzaiten and Wind Turbine #10
418 m	518 m	Approx. 300 m

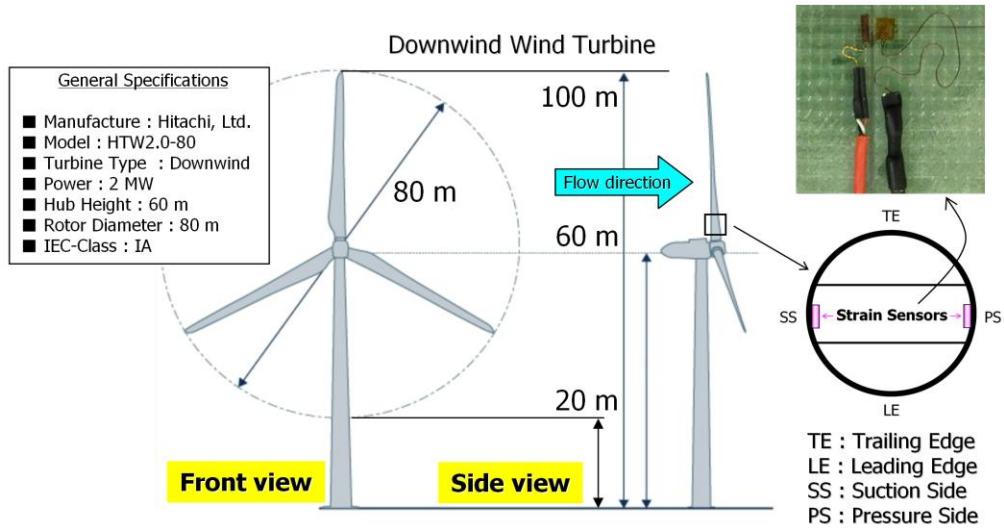


Fig.4 Outline of a wind turbine.

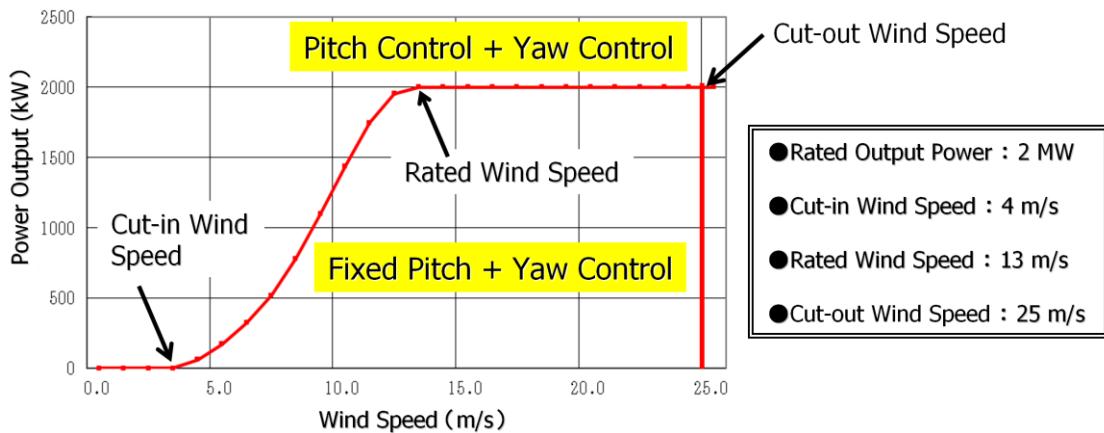


Fig.5 Power curve of a wind turbine.

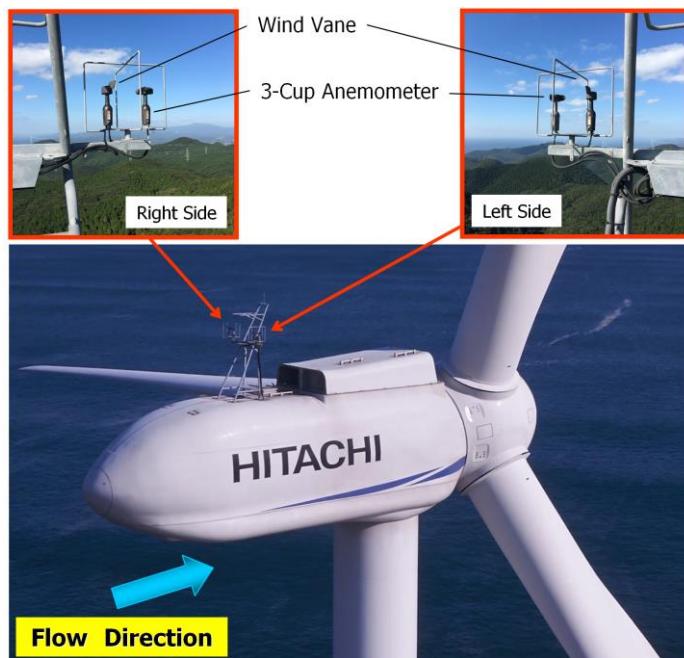


Fig.6 Nacelle propeller-vane anemometer.

3. 実測データ解析

3.1 風車の発電出力データ解析

ターゲット風車である風車10号機に関して、理論パワーカーブと実際の発電出力との比較を行った。その結果をFig.7に

示す。Fig.7(a)は北風の結果(2013年1月、10分間隔の実測データの個数は1,578個)であり、Fig.7(b)は東風の結果(2013年6月、10分間隔の実測データの個数は601個)である。東風の場合には、北風に比べて発電出力に非常に多くのばらつきが見て取れる。

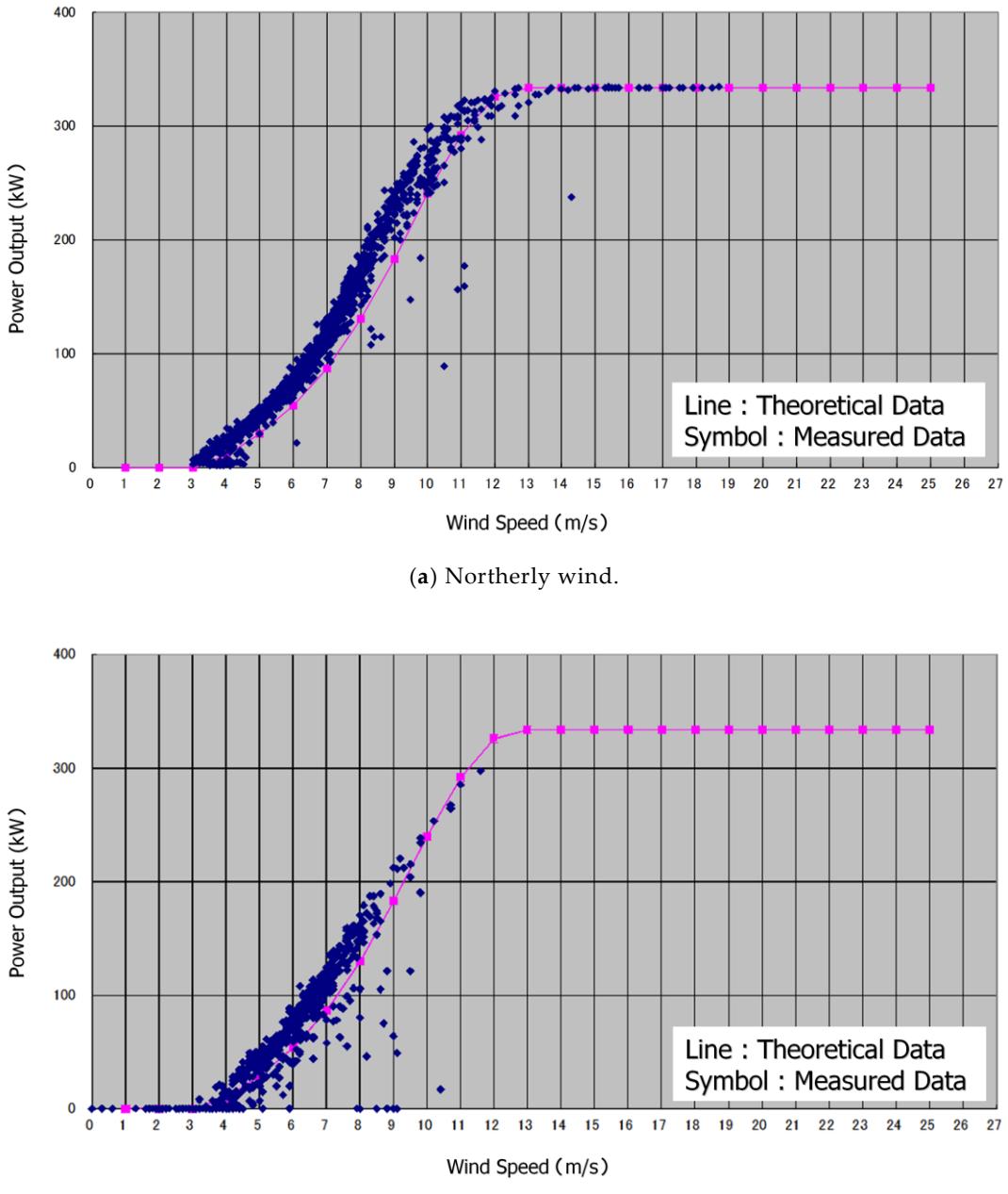


Fig.7 Comparison between theoretical data and measured data for wind turbine #10.

3.2 風車のアラームデータ解析

風車には、種々のアラーム項目が存在する。ここでは、風況に関する以下の2種類の項目に注目し、風車10号機の運転状況を精査した。データ解析の対象期間は2012年11月～2014年1月(14ヶ月)である。

1) ヨー誤差过大シャットダウン

(定義:ナセルの向きと風向計の向きがずれた場合に発生)

2) 風向風速センサー風向不一致

(定義:2つの風向計の値がずれた場合に発生)

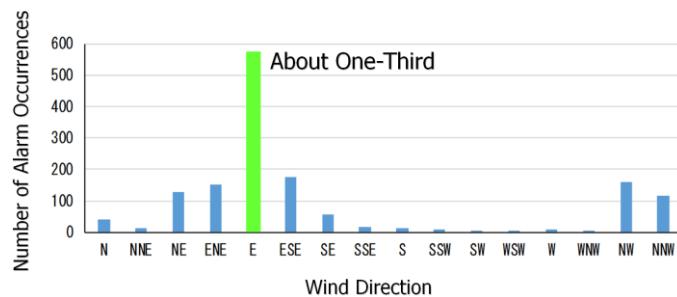
Table 2には、全風向における上記1)および2)のアラーム発生回数を示す。比較のために、他号機の平均値も示している。この表から、風車10号機は風況に関する上記1)および2)のアラーム発生回数が極めて多いことが分かる。Table 3には、Table 2の結果を風向別に整理した結果を示す。また、Fig.8にはTable 3をグラフ化した結果を示す。Table 3およびFig.8から、風車10号機では東風の場合において、他の方風向と比較してアラーム発生回数が極端に多いことが明確に示された。これは、東風が発生した際、風車10号機では非定常な風向変動の影響を経年的に受けていることを示唆している。

Table 2 Number of alarm occurrences for wind conditions under all wind directions.

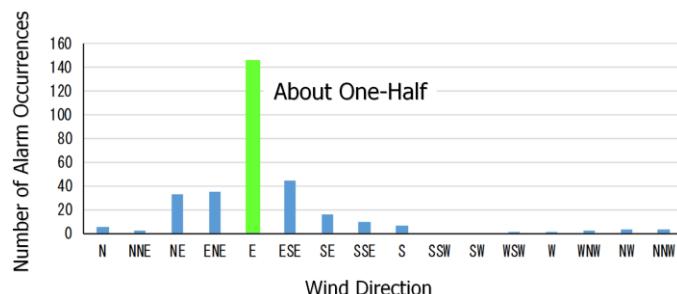
Alarm Item	Wind Turbine #10	Other Wind Turbines (Average)
1) Shutdown due to excessive yaw error	1448	530
2) Discordance in wind directions of sensors	308	80

Table 3 Number of alarm occurrences due to wind conditions for each wind direction.

Alarm Item	N	NNE	NE	ENE	E	ESE	SE	SSE	Total
Shutdown due to excessive yaw error	39	12	130	150	560	176	58	18	
Discordance in wind directions of sensors	5	2	33	35	146	45	16	10	
Alarm Item	S	SSW	SW	WSW	W	WNW	NW	NNW	
Shutdown due to excessive yaw error	11	7	2	2	8	2	158	115	1448
Discordance in wind directions of sensors	6	0	0	1	1	2	3	3	308



(a) Number of alarm occurrences for yaw misalignment.



(b) Number of alarm occurrences for wind direction mismatch of the wind vane.

Fig.8 Result of graphing the values in Table 3.

Note: Wind turbine systems resort to shutting down the wind turbine if the yaw misalignment exceeds a threshold.

3.3 風車のナセル風向・風速データ解析

風力エネルギーは風車ブレードを通して入力されるため、ブレード根元においてフラップ方向の曲げ(Bending)と振動(Vibration)の挙動を監視することは、風車全体の耐久性評価を行う上で極めて重要である。そこで本研究では、ターゲット風車である10号機風車のブレード3枚の根元(ルート部:ハブ接合面から約1.3mの位置、Fig.4を参照)に2種類の電気式の歪ゲージを設置し、この測定値と風車運転基本情報(ナセル風向、ナセル風速、ナセル方位角、ピッチ角、発電機回転速度、PCSシステム有効電力、アジャス角、ナセル前後方向加速度など8項目)を同期計測するシステムを構築した。このシステムを用いて、実測データを50Hz(0.02間隔、1秒間に50回)にて収集した。ナセル風向およびナセル風速の実

測データは、先に述べたようにFig.6に示す風車ナセル上に設置されている風車制御用の風向センサーおよび風速センサー2セットの平均値を使用した。計測を実施した期間は、2015年11月3日0時～2016年3月17日7時である。

全風速階級を対象とし、上記のナセル風向およびナセル風速の実測データに基づいて作成した風配図(16風向に分類)をFig.9に示す。また、その数値データをTable 4に示す。その結果、北風の出現頻度が最も高く22.5%(Total : 19237個、N : 4331個)であった。これに対して、東風の出現頻度は4.4%(Total : 19237個、E : 856個)であった。また、北風の平均風速は6.1m/sに対して、東風の平均風速は4.5m/sとなり、東風は北風と比較して低風速であった。

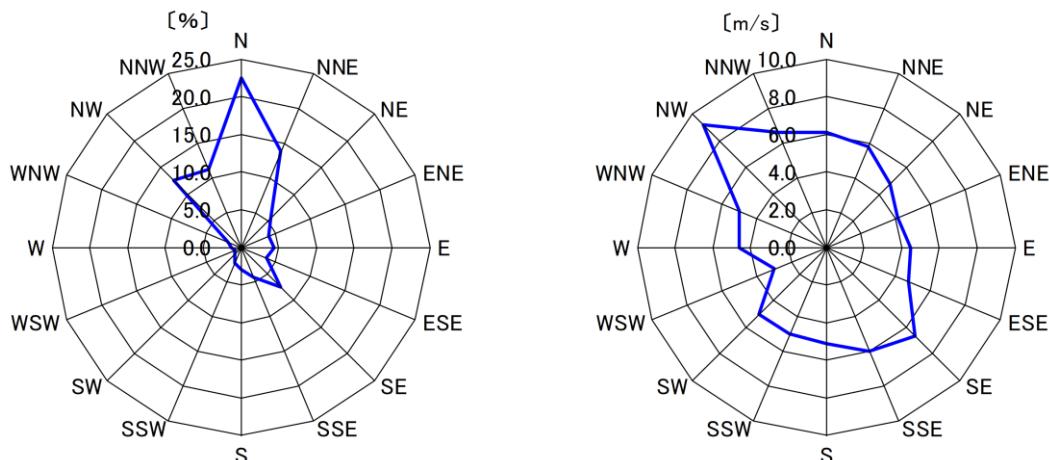


Fig.9 Frequency distribution of the direction of the 10-minute average wind (%): (a) wind rose (frequency distribution) and the average of the 10-minute average wind speed observed for 16 wind directions (m/s): (b) wind speed by direction (wind measurement height: hub height (60 m), analysis period: November 3, 2015, 0:00 a.m. JST ~ March 17, 2016, 7:00 a.m. JST).

Table 4 Frequency distribution of the direction of the 10-minute average wind (%) and the average of the 10-minute average wind speed observed for 16 directions (wind measurement height: hub height (60 m), analysis period: November 3, 2015, 0:00 a.m. JST ~ March 17, 2016, 7:00 a.m. JST).

Height	Item	N	NNE	NE	ENE	E	ESE	SE	SSE	S	SSW	SW	WS W	W	WN W	NW	NNW	Total
60 m	Frequency Distribution (%)	22.5	13.8	5.6	4.0	4.4	3.6	7.5	4.3	3.0	2.2	1.2	0.9	1.3	1.8	12.6	11.2	100.0
	Average Wind Speed (m/s)	6.1	5.8	4.8	4.1	4.5	4.7	6.7	6.0	5.1	5.0	5.0	3.0	4.6	5.0	9.2	6.6	6.1

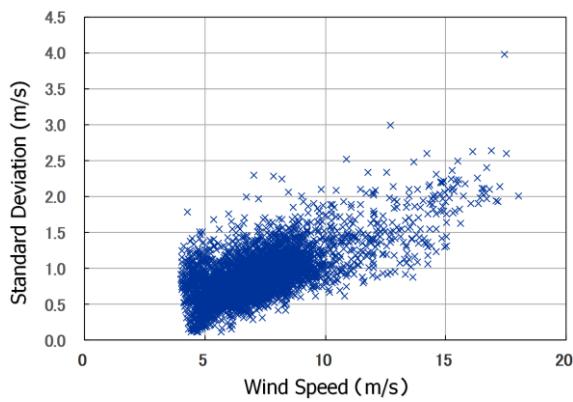
次に、風車10号機のデータ計測期間である2015年11月3日0時～2016年3月17日7時に対して、10分間隔のナセル風向、ナセル風速、そのナセル風速により算出した標準偏差のデータ群を解析した。ここでは、後述する疲労等価荷重(DEL, Damage Equivalent Load)の解析結果に合わせて、12風向に分類して実測データを整理

した(Table 5を参照)。Fig.10およびFig.11に北風および東風における風速の標準偏差および乱流強度の解析結果を示す。なお、風車が発電している状況を調査するため、風速4m/s以上に対応する各種データを解析対象とした。

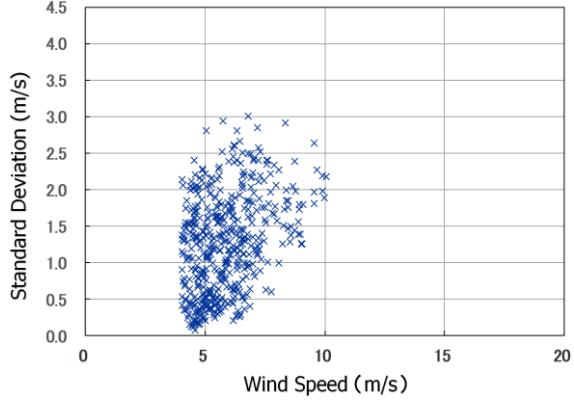
Table 5 Wind direction range and total number of data values.

Wind Direction Range	Total Number of 10-minute Periods for which Wind Statistics are Calculated
Northerly Wind $0^\circ \pm 15^\circ$	4036 (Total: 12567; 32.1 %)
Easterly Wind $90^\circ \pm 15^\circ$	496 (Total: 12567; 4.0 %)

Note: includes only data from 10-minute periods with an average wind speed of 4 m/s (cut-in wind speed) or higher.

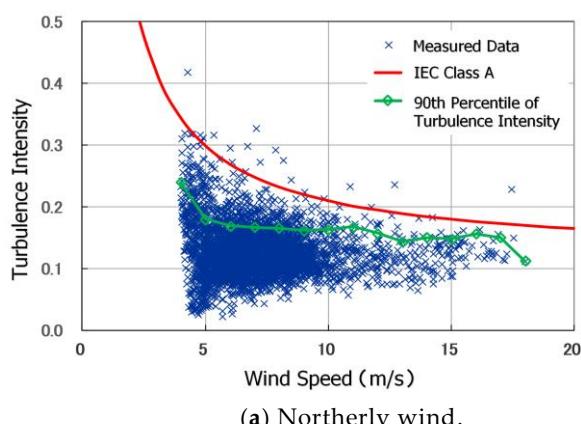


(a) Northerly wind.

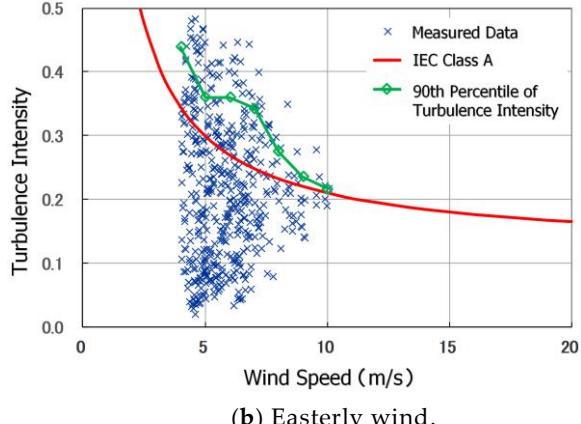


(b) Easterly wind.

Fig.10 Relationship between the standard deviation and the average of the wind speed in 10-minute periods for two wind directions (wind measurement height: hub-height (60 m), analysis period: November 3, 2015, 0:00 a.m. JST ~ March 17, 2016, 7:00 a.m. JST).



(a) Northerly wind.



(b) Easterly wind.

Fig.11 Relationship between turbulence intensity and the average of the wind speed in 10-minute periods for two wind directions (wind measurement height: hub-height (60 m), analysis period: November 3, 2015, 0:00 a.m. JST ~ March 17, 2016, 7:00 a.m. JST).

風速の標準偏差および乱流強度は下記の式(1)に基づいて算出した。

$$\text{Turbulence Intensity (TI)} = \frac{\sigma_u}{\bar{u}} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (u_i')^2} \quad (1)$$

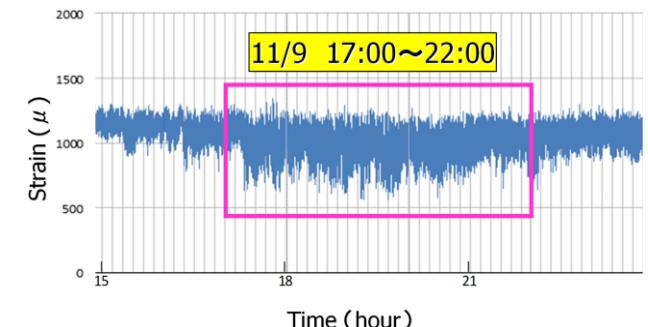
ここで、

$$u' = u(t) - \bar{u} \quad (2)$$

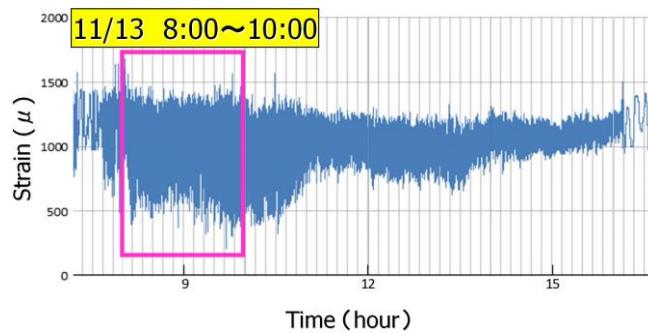
Fig.10およびFig.11を吟味すると、風速10m/s以下の東風における風速の標準偏差およびこれに対応する乱流強度の値は、北風に対して非常に大きいことが示された。また、東風の乱流強度は10m/s以下の風速階級においては、IEC乱流強度カテゴリーA⁹を超える数値が数多く出現していることも確認された。東風が発生した際に乱流強度が大きくなる主たる原因是、風車10号機の東側約300mに位置する弁財天山(標高519m)の影響と推測された。これについては、後述する数値風況シミュレーションにより詳細に考察する。

3.4 風車の歪データ解析

先に述べたように、風力エネルギーは風車ブレードを通して入力されるため、ブレード根元においてフラップ方向の曲げ(Bending)と振動(Vibration)の挙動を監視することは、風車全体の耐久性評価を行う上で極めて重要である。本研究では、Fig.4に示すように、ターゲット風車である10号機風車のブレード3枚の根元に電気式の歪ゲージを2種類設置し、その時系列データを解析した。計測期間において最も出現頻度が高かった北風と、これまで述べてきたように乱流強度が非常に大きな数値を示した東風を対象に、ナセル風速の平均値が約9m/sとなった歪ゲージの時刻歴波形を比較した結果をFig.12に示す。Fig.12において、実線で囲んだ部分がそれぞれの風向においてナセル風速の平均値が約9m/sを示した時間帯である。この図を観察すると、Fig.12(b)に示す東風の実測結果は、Fig.12(a)に示す北風と比較して、歪データの変動振幅が非常に大きくなっている。これは東風が発生した場合には、ターゲット風車である風車10号機のブレードがフラップ方向に大きな風荷重を受けて振動していることを意味するものである。



(a) Northerly wind.



(b) Easterly wind.

Fig.12 Blade strain data (blade flapwise bending raw data).

Note: interval: 0.02 seconds, average wind speed: approx. 9 m/s.

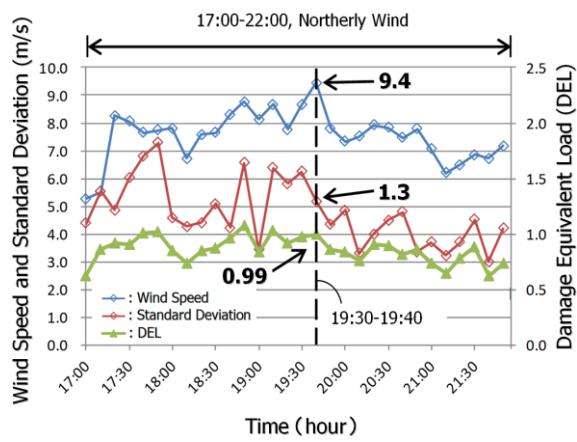
本研究では、風車ブレードの歪データをさらに詳細に、かつ定量的に考察するため、風車メーカの協力の下、歪データからフラップ方向の曲げモーメントの時刻歴データを抽出し、レインフローカウント法 (Rainflow Counting Algorithm)を適用して疲労等価荷重(DEL, Damage Equivalent Load)を算出した(式(3)を参照). ここで、DELは風力業界において風車の疲労損傷(Fatigue Damage)を議論する際、最も一般的に使用される指標である. なお、本研究では算出したDELは風速12m/sにおける設計値(空力弹性解析ソフトウェアBLADEDを用いて算出)により正規化を行った.

$$DEL = \left\{ \frac{\sum_{i=1}^n (F_i^m \cdot n_i)}{N} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (3)$$

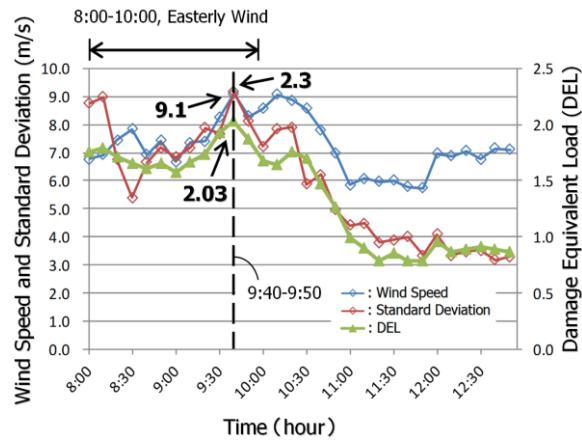
ここで、各変数の意味は下記の通りである.

F_i ; 疲労荷重スペクトルにおけるi番目のビンの荷重
 n_i ; 疲労荷重スペクトルにおけるi番目のビンの繰り返し回数
 N ; 等価繰り回数($N=600$)
 m ; 材質のS-N曲線の傾き($m=10$, FRP)

Fig.13には、北風および東風における10分間隔のナセル風速、ナセル風速により算出した標準偏差、疲労等価荷重(DEL)の時間変化を示す. Fig.12と同様、ナセル風速の10分平均値が約9m/sを示す時間帯に注目して考察を進める. 北風の場合には、2015年11月9日の19時30分から19時40分の10分間ににおいて9.4m/sの風速値を示した. これに対応した標準偏差は1.3m/s, DELは0.99という数値を得た. 一方、東風の場合では、北風の場合と同様、ナセル風速の10分平均値が約9m/sを示す時間帯として2015年11月13日の9時40分～9時50分の10分間に注目した. このときのナセル平均風速は9.1m/sであった. ここで特筆すべきは、東風が発生している9時40分～9時50分の10分間ににおける標準偏差は非常に大きく2.3m/sを示し、北風の数値の約1.8倍であった. さらに、これに対応するDELも非常に大きく、2.03という数値を示し、北風の数値の約2倍であった. すなわち、地形性乱流の影響が懸念される東風の状況は、最も出現頻度が高く、かつ地形性乱流の影響がほとんどない北風の場合と比較して明確な差異があることが明らかになった. 東風の場合、標準偏差が大きく、これに伴いDELも大きいということからも地形性乱流は風車ブレードに対して直接的な影響を与えていていることが明確に示された. なお、東風の際のDEL=2.03(2015年11月13日の9時40分～9時50分)が本研究における最大値、すなわち、風車ブレードの疲労損傷に関する最大荷重が発生した時間帯であった. なお、この数値(DEL=2.03)は同じ気流性状の風況場が継続して発生した場合、5.88年で風車ブレードの設計値である耐用年数に到達することも明らかになった.



(a) Northerly wind.



(b) Easterly wind.

Fig.13 Time series of wind speed, standard deviation and normalized damage equivalent load (DEL) for flapwise blade bending. Plotted values were evaluated from instantaneous data values within 10-minute periods.

4. WRF-ARWによる気流場の再現

先に述べたように、2015年11月13日の9時40分～9時50分において、ナセル風向計では東風を示していた。本研究では、これを確かめるためにメソ気象モデルWRF-AREを用いて再現計算を実施した。メソ気象モデルWRF-ARW(Weather Research and Forecasting-Advanced Research WRF)は、NCAR(National Center for Atmospheric Research), NCEP(US National Center for Environment Prediction), NOAA(Forecast System Laboratory of the National Oceanic and Atmospheric Administration), AFWA(Air Force Weather Agency)などで共同開発され、現業・研究両用のメソ気象モデルとして世界中で利用されている3次元完全圧縮非静力学モデルである⁴⁾。NCARを中心開発してきた非静力学モデルMM5の次世代モデルと言われている。WRF-ARWには、日射量・大気放射量を計算する放射モデル、乱流混合層を表現する乱流モデル、水蒸気・雲水・雨水・雪・雹などを考慮した雲物理モデル、地表面温度・土壤温度・土中水分量・積雪量・地表面フラックスを算出する地表面モデルなどの物理モデルが導入されている。また、最新の物理モデルやデータ同化システムが利用可能であり、局地的豪雨や突風などの予測および

再現に適したモデルである。

Fig.14に計算領域を示す。本研究では、4重ネストシステムを使いた。風力発電所を含む最も狭い領域(d04)の空間解像度は333.33mである。鉛直方向の最小メッシュ幅は約8mである。地形データセットにUSGS(United States Geological Survey, 略称USGS)の緯度・経度30秒間隔の全球数値標高モデルデータGTOPO30と、より空間分解能の高い国土地理院(Geospatial Information Authority of Japan, 略称GSI)の数値地図50m標高データ(GSI50は南北方向1.5秒、東西方向2.25秒、略称GSI50)を用いた。土地利用・植生データセットには、WRF-ARWにプレインストールされているUSGSのデータ(空間解像度1°)を用いた。本研究の境界条件に用いた気象GPV(Grid Point Value)データは、全球客観解析データのNCEP Final Analysis(NCEP-FNL)である(空間解像度0.5°、時間解像度6時間)。これを6時間おきに与えた(ナッジング機能は無し)。海面水温SST(Sea Surface Temperature)データには、NCEP-FNLのSkin Temperatureを用いた。本研究の気流場シミュレーションは、雲物理や降水過程も考慮されている。Fig.15に最も狭い領域であるd04に関して、2015年11月13日の9時40分における風車ハブ高さ(地上60m)での速度ベクトル図を示す。この図から計算領域全体において東風が発生していることが確認された。

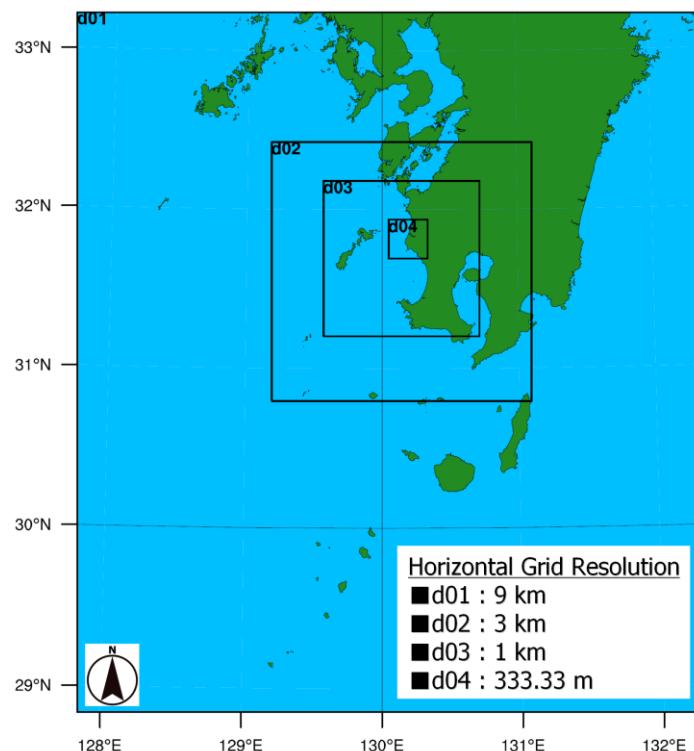


Fig.14 Computational domain used in the Weather Research and Forecasting (WRF) mesoscale model.

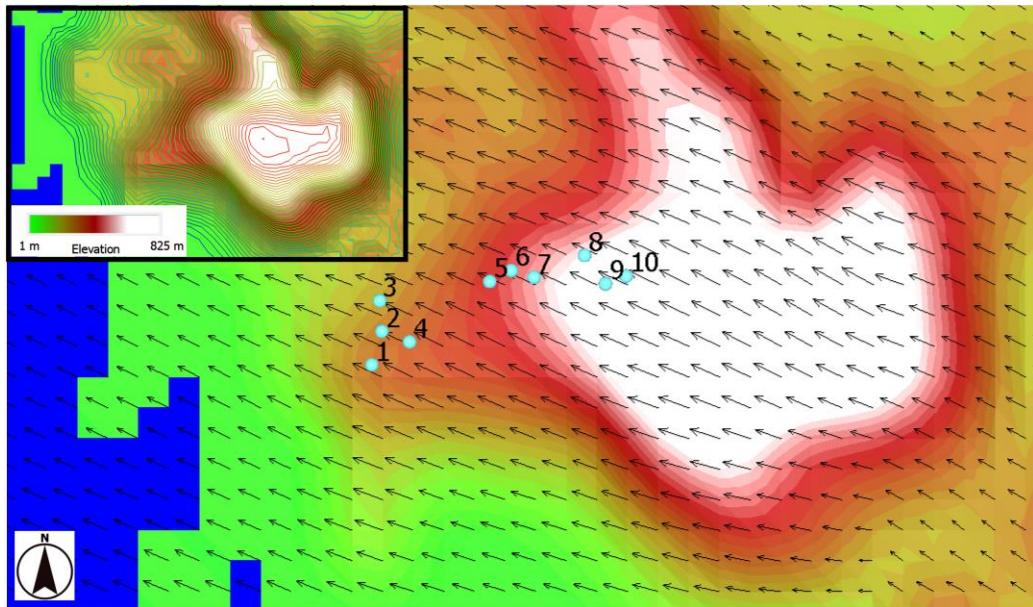


Fig.15 Distribution of the horizontal wind vectors in Domain 4, approximately 60 m above the ground surface. 9:40 a.m. JST, Nov. 13, 2015.

5. RIAM-COMPACTによる気流場解析

5.1 計算パラメータ等の設定

先に述べたように、東風が発生した際、ターゲット風車である10号機風車では乱流強度が大きく、これに伴い風車ブレードのDELも大きくなることが実測データ解析より明らかになった。また、この主たる原因是10号機風車の東側約300mに位置する弁財天山(標高519m)の影響と推測された。そこで、LES (Large-Eddy Simulation)に基づいた高解像度数値風況シミュレーションを行い、風車ブレードが地形性乱流の影響を直接的に受けている際の3次元的な気流構造を詳細に調べた。流れ場を比較するため、最も出現頻度が高く、かつ地形性乱流の影響がほとんどない北風の計算も行った(Fig.16およびFig.17を参照)。

数値風況シミュレーションでは、一般曲線座標系のコロケート格子に基づいた実地形版RIAM-COMPACTを用いた。ここでコロケート格子とは、計算格子のセル中心に物理速度成分と圧力を定義し、セル界面に反変速度成分にヤコビアンを乗じた変数を定義する格子系である。数値計算法は差分法(FDM, Finite-Difference Method)に基づき、乱流モデルにLES(Large-Eddy Simulation)を採用した。計算アルゴリズムは部分段階法(F-S法)¹⁰⁾に準じ、時間進行法はオイラー陽解法に基づく。圧力に関するポアッソン方程式は逐次過緩和法(SOR法)により解いた。空間項の離散化は運動方程式

の対流項を除いてすべて2次精度中心差分とし、対流項は3次精度風上差分とした。ここで、対流項を構成する4次精度中心差分には補間法¹¹⁾を用いる。3次精度風上差分の数値拡散項の重みは、河村-桑原スキームタイプ¹²⁾の $\alpha=3.0$ に対して $\alpha=0.5$ とし、その影響は十分に小さくした。LESのサブグリッドスケールモデルには、壁面減衰関数を併用した標準スマゴリンスキーモデル¹³⁾を用い、モデル係数は0.1とした。

数値風況シミュレーションの諸条件を説明する(Fig.17を参照)。計算領域は主流方向(x), 主流直交方向(y), 鉛直方向(z)方向に12.0(x)×5.0(y)×2.5(z) kmの空間を有する。但し、計算領域の上流側には人工的な袖領域を設定し、95%の割合で地形の凹凸を平坦地まで減少させた。同様に下流側にも袖領域を付加した。計算領域中の最大標高は523.5m、最小標高は0mである。地形標高データは国土地理院の空間解像度10mデータを使用した。計算領域の上流側および下流側に付加した袖領域まで含めた格子数は各方向に496(x)×201(y)×81(z)点の合計約800万点である。x方向およびy方向の風車近傍における水平方向の格子解像度は約10mであり、鉛直方向の最小格子解像度は地表面附近に滑らかに引き寄せ、1.5mに設定した。

本研究における数値風況シミュレーションの境界条件に関して、流入境界面にはFig.18に示すN=7.0に従るべき乘則分布を与えた。なお、本研究では地形の起伏が発生源となる地形性乱流の影響に的を絞った議論を行うため、流入気流の変動は省略した。側方境界面と上方境界面は滑り条件、流出境界面は対流型流出条件

件とした。地表面には非滑り条件(粘着条件)を課した。本研究における代表スケールの取扱いはFig.19に示す通りである。 h は計算領域内の標高差、 U_{in} は流入境界面の最大標高位置における風速、 ν は動粘性係数である。この2種類の代表スケールに基づいた無次元パラ

メータReはレイノルズ数($=U_{in} h / \nu$)であり、 $Re=10^4$ と設定した。時間刻みは $\Delta t=2 \times 10^{-3}h/U$ とした。なお、北風の場合と東風の場合のシミュレーション条件は同一である。

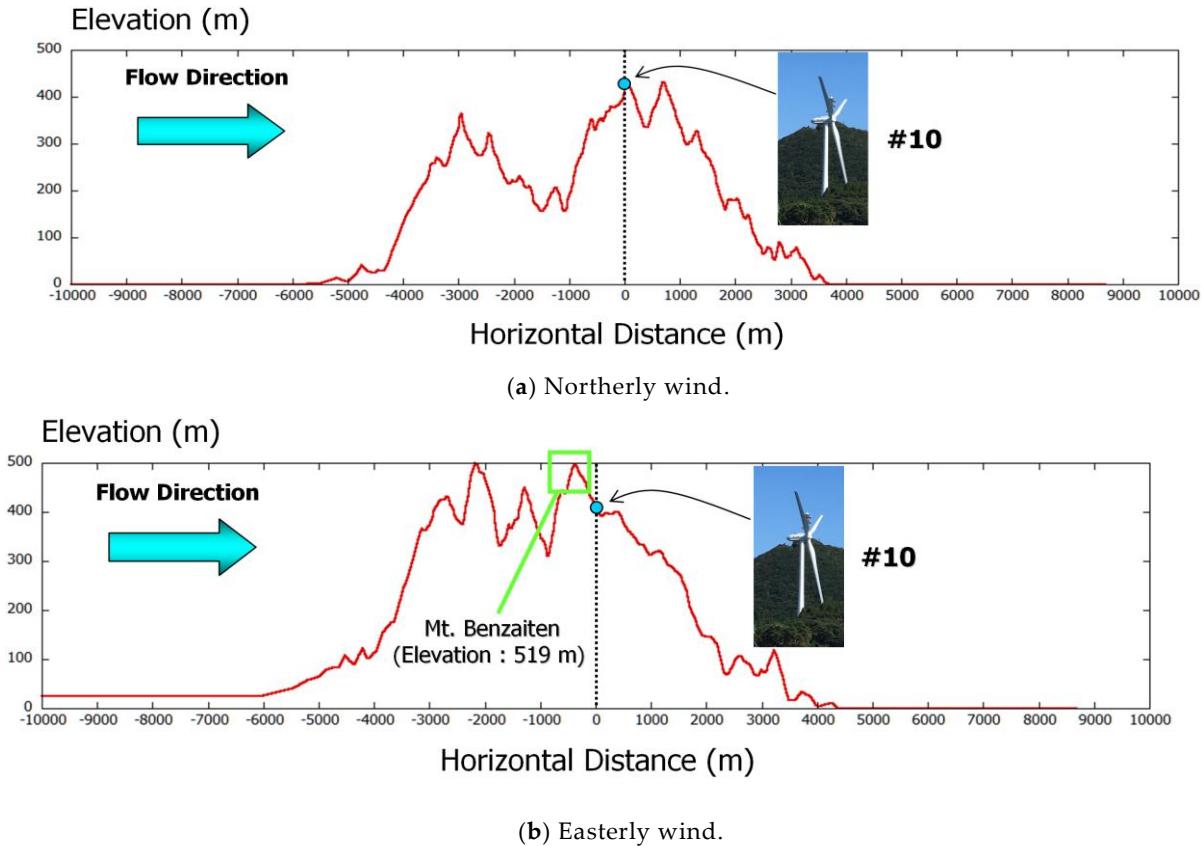
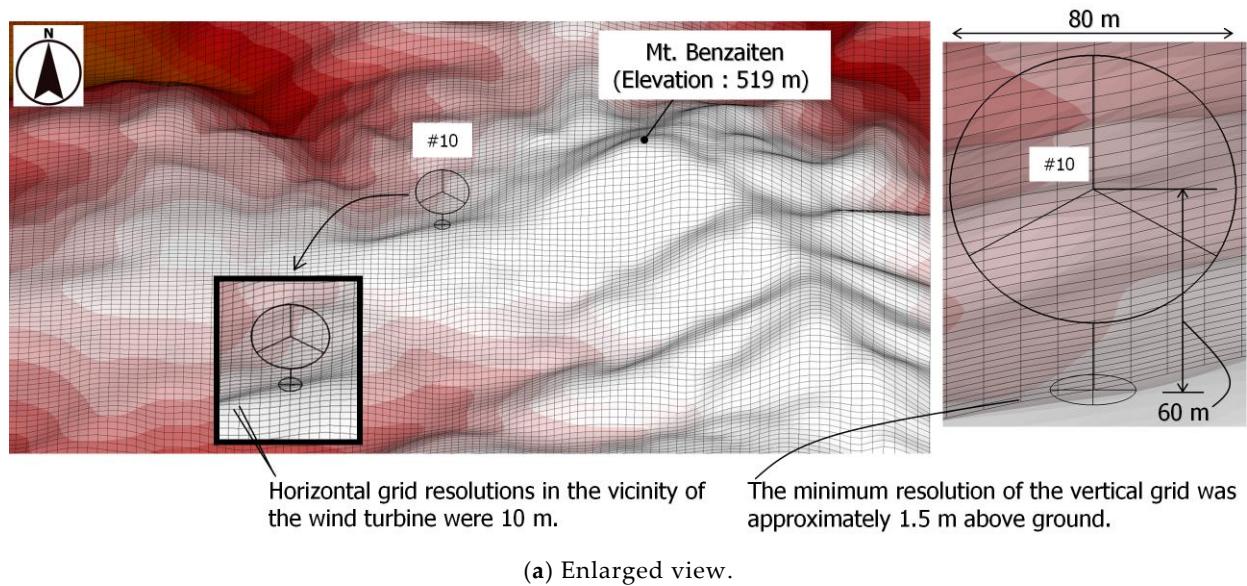
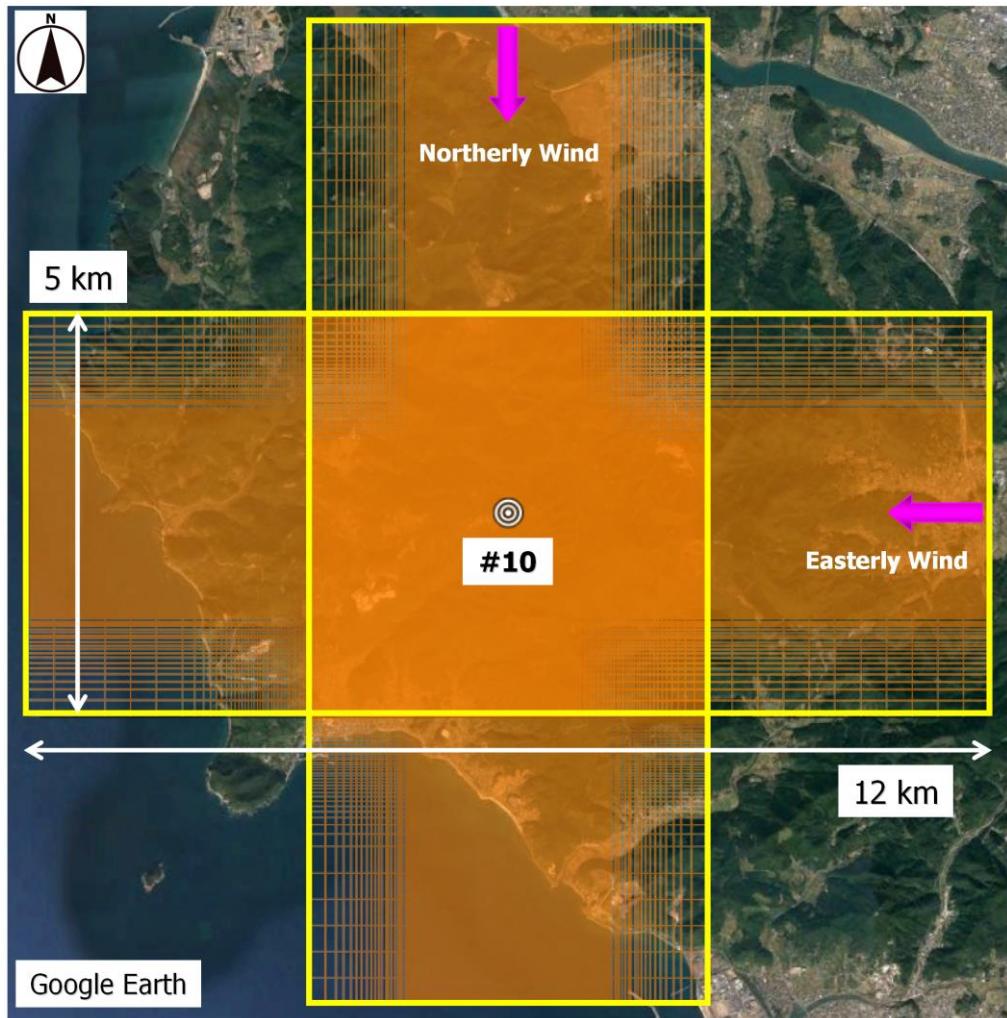


Fig.16 Comparison of the topographic section.





(b) Overall view.

Fig.17 Computational grids and domain.

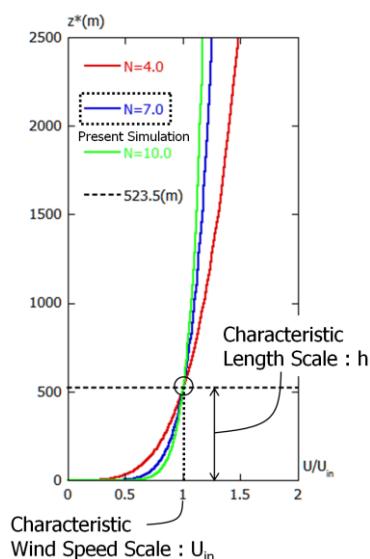


Fig.18 Inflow condition.

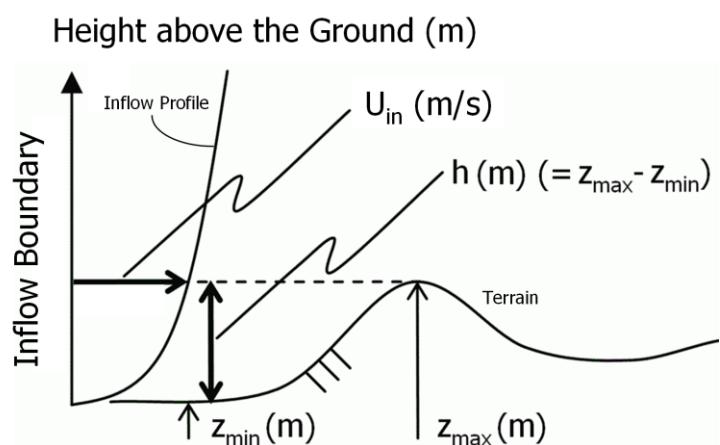


Fig.19 Two characteristic scales (U_{in} and h).

5.2 流れ場の可視化

Fig.20にはターゲット風車である風車10号機に進入する主流方向(x)の風速分布(u)の分布(瞬間場)を示す。この図を観察すると、Fig.20(b)に示す東風の場合は、Fig.20(a)に示す北風の場合と比較して風車周辺に形成されている流れパターンが大きく異なる様子を呈している。すなわち、東風の場合には、風車10号機の上流に位置する弁財天山(標高519m)から剥離流(地形性乱流)が形成されており、風車10号機はこの影響を直接的に受けていることが視覚的に明らかになった。

5.3 乱流評価指標(U-Kスケール1)

本研究では、風況と荷重に関する2種類の新たな定量化指標を提案する。一つは、風況に関する指標である乱流評価指標(Turbulence Evaluation Index)であり、下記の式(4)のように定義し、これをUchida-Kawashimaスケール1(U-Kスケール1)と定義する。もう一つは、荷重

に関する指標である疲労損傷評価指標(Fatigue Damage Evaluation Index)であり、Uchida-Kawashimaスケール2(U-Kスケール2)として定義する。これについて後述する。Turbulence Evaluation IndexであるU-Kスケール1は、風車ハブ高さ位置において主流方向(x)の風速成分(u)から標準偏差を算出し、これをFig.18に示したように、流入境界面の最大標高位置における風速 U_{in} で正規化したものである。風車ハブ高さ位置での平均風速ではなく、流入境界面における(流入)風速 U_{in} で正規化することで、計算を行う風向や地形起伏に依存しない一般化指標とした。

$$U\text{-K Scale}_1 = \frac{\sigma_u}{U_{in}} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (u_i - \bar{u})^2} \quad (4)$$

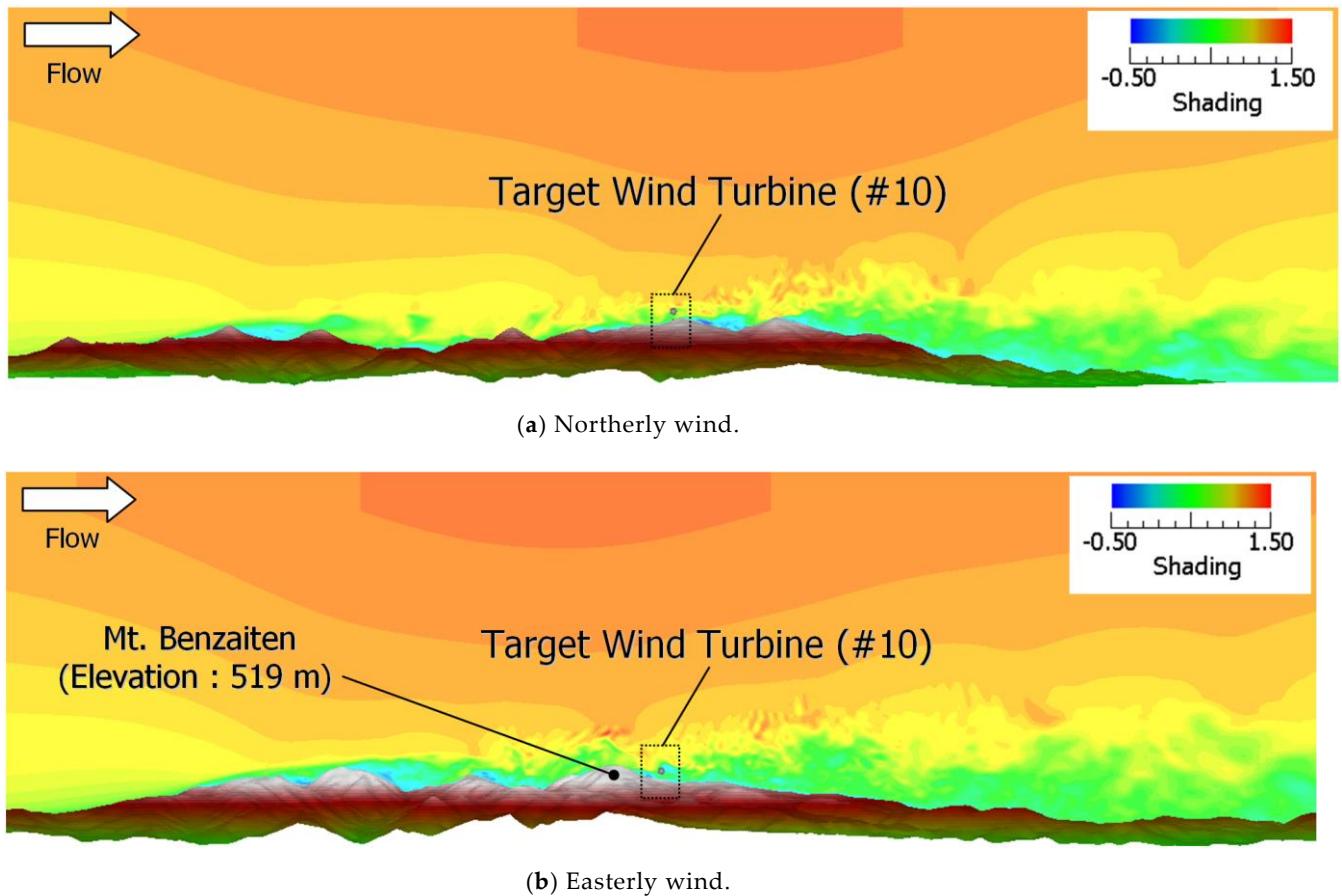


Fig.20 Distribution of the streamwise wind velocity component on a vertical cross-section that includes wind turbine #10 and the instantaneous flow field.

5.4 亂流諸量の分析とU-Kスケール1の検証1

Fig.21には、風車10号機の風車ハブ高さ位置(地上高60m)における主流方向(x)の風速成分(u)の時系列データ(無次元時間100)を示す。青色で示す東風の結果は、赤色で示す北風の結果として風速の平均値が低く、かつ風速の変動振幅が大きいことが見て取れる。結果として、式(4)で定義した風況に関する指標であるU-Kスケール1(風車ハブ高さ位置で評価した主流方向(x)の風速成分(u)から算出した標準偏差を、流入界面の最大標高位置における風速で正規化した値)の数値は、北風の場合が0.17であるのに対して、東風の場合には0.25となった。この結果を踏まえて、本研究ではU-Kスケール1の閾値を「0.2」と定義した。この閾値「0.2」の妥当性については後ほど議論する。

Fig.22およびFig.23には、北風と東風の場合における風車10号機の立地点における各種乱流統計量の鉛直分布を示す。最初に、Fig.22に示す主流方向(x)の風速成分(u)の平均値に注目する。同図には、緑色の線で流入風速分布も記載している。赤色で示した北風の場合には、風に対する地形効果により風車ハブ高さ位置(地上高60m)において、約1.3倍($=0.97/0.74$)の増速効果が得られている(図16(a)も参照)。これに対して青色で示した東風の場合には、10号機風車の東側約300mに位置する弁財天山(標高519m)の影響を受けて、約0.4倍($=0.29/0.74$)の減速となった(図16(b)も参照)。さらに東風の場合には、図中に示す風車の受風面(地表面からの高度 $z^*=20\sim100m$)の範囲において極端に大きな速度シアーが存在しているのが分かる。この大きな速度シアーは、風車を構成する主要部位である主軸(Main Shaft)や増速機(Gearbox)などの故障にも直結するため、注意が必要である。

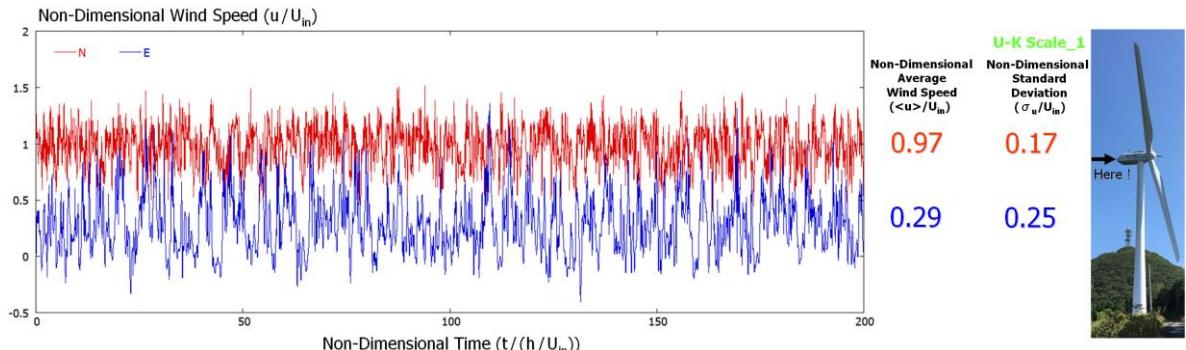


Fig.21 Time-series data of streamwise wind velocity from the numerical simulations.
Red: northerly wind, Blue: easterly wind.

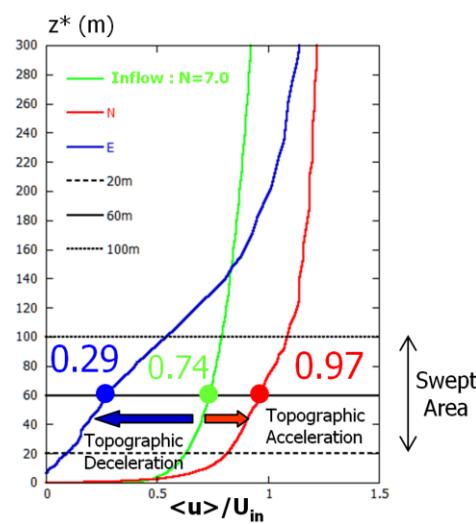


Fig.22 Vertical profiles of the streamwise wind velocity at wind turbine #10, with a time-averaged flow field. Red: northerly wind, Blue: easterly wind. The variable z^* is the height above the ground.

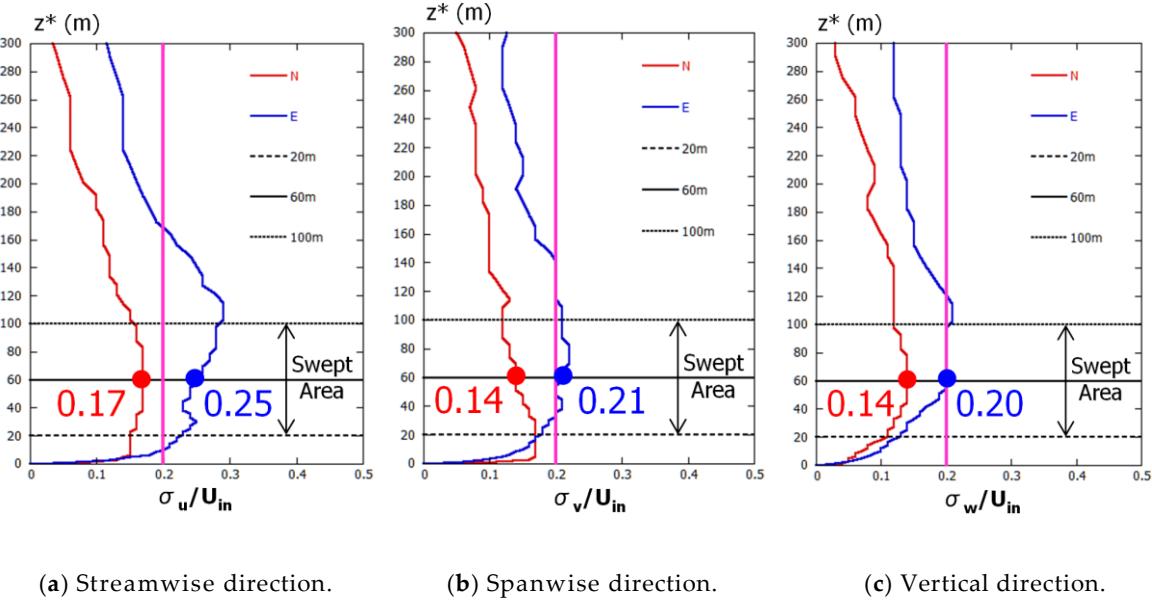


Fig.23 Vertical profiles of the non-dimensional standard deviations at wind turbine #10, with a time-averaged flow field. Red: northerly wind, Blue: easterly wind. The variable z^* is the height above the ground.

Table 6 Comparison of the values of the U-K Scale_1 at wind turbine hub height ($z^* = 60$ m, z^* is the height above the ground.) under different N values.

	N = 4.0	N = 7.0	N = 10.0	Criteria of the U-K Scale_1
Northerly Wind	0.16	0.17	0.17	0.20
Easterly Wind	0.24	0.25	0.24	

次に、Fig.23に示す標準偏差3成分の鉛直分布に注目する。図中には、上記で説明したU-Kスケール1の閾値「0.2」を記載した。3成分ともに、青色で示した東風の結果は、赤色で示した北風の結果よりも大きくなっているのが分かる。風車ハブ高さ位置(地上高60m)に注目すると、北風および東風の両風向ともに3成分の値はほぼ同程度であることは特筆すべき点である。また、U-Kスケール1の閾値「0.2」と比較すると、北風の場合には3成分ともに「0.2」を下回っているのに対し、東風の場合には3成分ともに「0.2」を上回っている。以上の結果からも、東風の場合、弁財天山(標高519m)を発生起源とする地形性乱流は3次元構造を有していることが定量的に明らかになった。

U-Kスケール1の閾値「0.2」の妥当性について検討するため、北風および東風の両風向において流入風速分布の形状を変化させて計算を実施した。具体的には、N=4.0および10.0の計算を行い、N=7.0の結果と比較を行った。その結果をTable 6に示す。なお、同表には閾値「0.2」も記載した。この表から、東風の場合はすべて閾値「0.2」を上回る結果となり、北風の場合はすべて閾

値「0.2」を下回る結果を得た。よって、U-Kスケール1は流入風速分布に依存せず、また閾値「0.2」は概ね妥当な判定基準であることが示された。

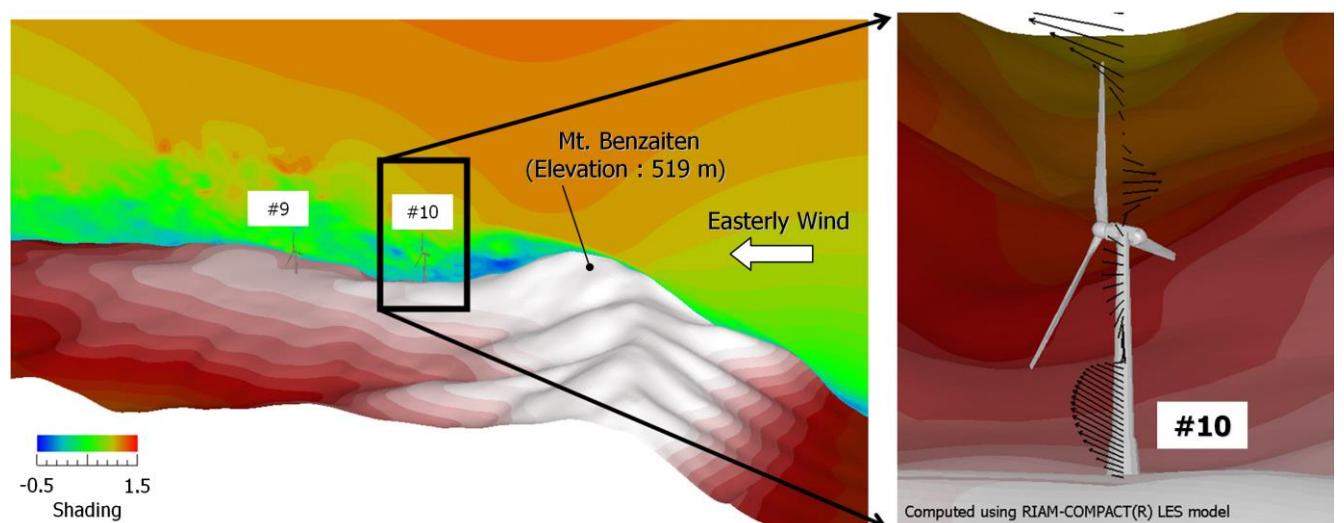
5.5 弁財天山の影響とU-Kスケール1の検証2

本研究では、弁財天山(標高519m)を削除した計算を行い、その影響について考察を行った。具体的には、風車10号機が設置されている標高以上の地形はすべて削除した。また、U-Kスケール1の閾値「0.2」の妥当性についてさらに検討を行った。これまでに示した数値風況シミュレーションでは、水平方向の格子解像度は10mであった。これに対し、ここで示す計算結果では水平方向の格子解像度は5mと半分にし、水平方向の格子解像度の違いが計算結果、すなわち、U-Kスケール1の値に与える影響を調べた。

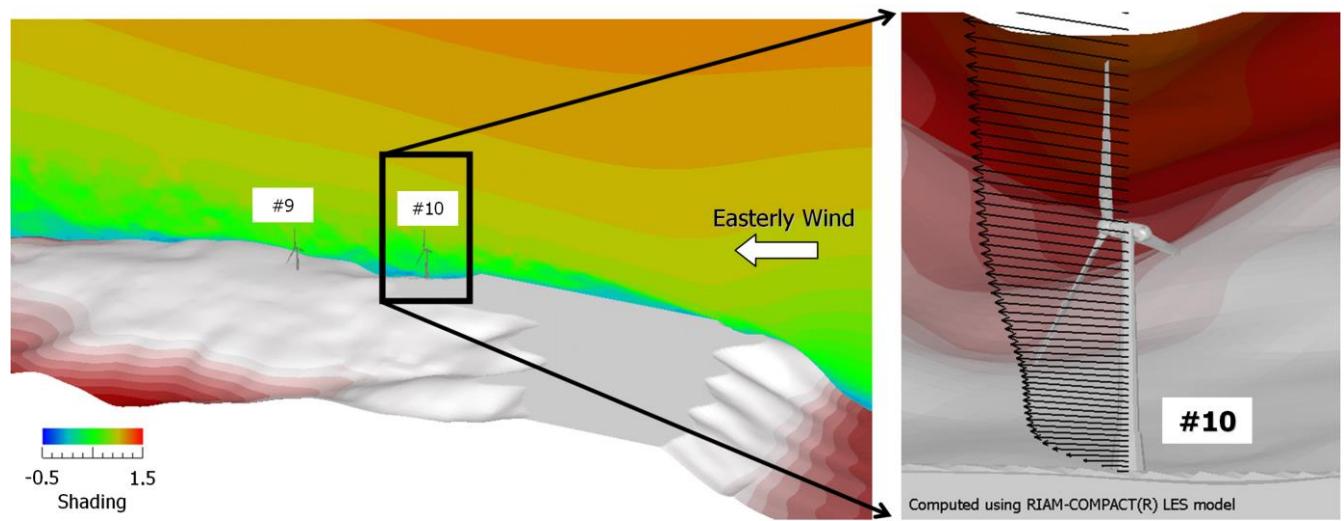
Fig.24には、東風を対象に弁財天山(標高519m)がある現況の計算結果(Fig.24(a))と、弁財天山を削除した計算結果(Fig.24(b))を示す。両者ともに瞬間場における風車10号機に進入する主流方向(x)の風速分布(u)の分

布と、風車立地点における速度ベクトルの鉛直分布を示す。Fig.24(a)に示す現況の計算結果では、風車10号機の上流に位置する弁財天山(標高519m)から形成されている剥離流(地形性乱流)が明確に観察される。それに伴い、風車立地点における速度ベクトルは高度方向に複雑な分布を呈している。一方、Fig.24(b)に示す弁財天山(標高519m)を削除した計算結果では、予想されるように、地形性乱流の発生はなく、風車立地点における速度ベクトルも高度方向に風速が徐々に増加する理想的な分布を示している。

水平方向の格子解像度を5mに設定した高解像度風況シミュレーションから得られたU-Kスケール1の結果をTable 7に示す。弁財天山を削除した計算結果では、U-Kスケール1=0.01となり、閾値「0.2」を大きく下回る結果となった。一方、地形性乱流が明確に存在する現況の計算結果では、U-Kスケール1=0.28となり、Table 6と同様、閾値「0.2」を上回る結果を得た。以上から、U-Kスケール1の有効性と閾値「0.2」の妥当性が同時に確認された。



(a) Simulation result of the current situation.



(b) Simulation result of removing Mt. Benzaiten (elevation: 519 m).

Fig.24 Distribution of the streamwise wind velocity component on a vertical cross-section, which includes wind turbine #10 and wind velocity vectors at wind turbine #10, easterly wind, and instantaneous flow field.

Table 7 Values of the U-K Scale_1 with horizontal grid resolution set to 5 m.

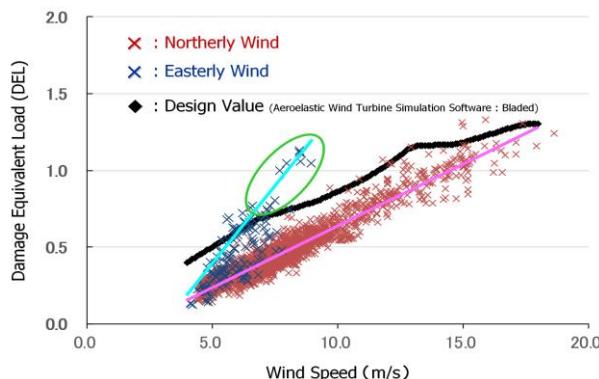
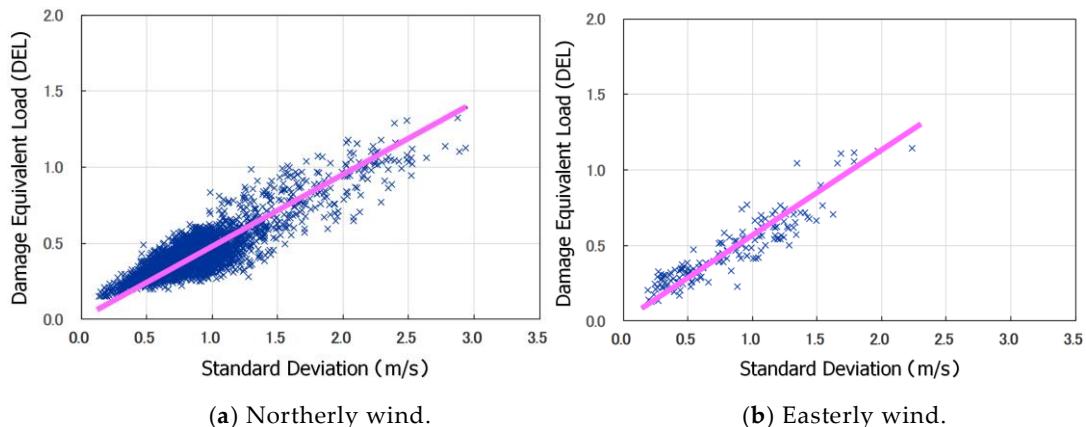
	Easterly Wind, N = 7.0	Criteria of the U-K Scale_1
Case of Removing Mt. Benzaiten (elevation 519 m)	0.01	0.20
Current Situation	0.28	

6. 地形性乱流が風車ブレードの疲労損傷に与える影響

6.1 風速・風速標準偏差とDELとの関係

風車10号機のデータ計測期間である2015年11月3日0時～2016年3月17日7時に対して、4m/s以上の風車運転時のナセル風速および疲労等価荷重(DEL)をプロットした結果をFig.25に示す。ここで、ナセル風速およびDELは10分間隔の数値であり、図中の赤色のシンボルが北風の結果であり、青色のシンボルが東風の結果である。また、黒色のシンボルは空力弹性解析ソフトウェアBLADEDを用いて算出した設計値を意味する。この結果より、以下のことが明らかになった。まず、東風の場合

には、風速が約6～10m/sにおいて設計値を上回る結果となった。言い換えると、これは風速が約6～10m/sの東風では弁財天山(標高519m)から形成される地形性乱流に起因して、風車10号機のブレードは設計値を超えた風荷重を受けていることを意味している。これに対して、上記のデータ計測期間で最も出現頻度が高い風向である北風の場合には、風速4m/s以上の全風速階級で設計値を下回る結果となった。一般に風速とその標準偏差の間には線形な相関関係があることが知られている。Fig.25の横軸をナセル風速からナセル風速から算出した標準偏差に変更した結果をFig.26に示す。予想されるように、DELはナセル風速の標準偏差とも強い相関性を有することが示された。

**Fig.25** Relationship between wind speed (m/s) and damage equivalent load (DEL).**Fig.26** Relationship between standard deviation (m/s) and damage equivalent load (DEL).

6.2 風車ブレードに対する疲労損傷の経年蓄積

前節では、4m/s以上の風車運転時においてナセル風速(その標準偏差)と疲労等価荷重(DEL)の両者の間に直線的な傾向が見て取れ、回帰直線(Regression Line)で近似可能であることを示した(図21および図22を参照)。言い換えると、DELを従属変数(目的変数)とし、ナセル風速を独立変数(説明変数)とした場合、両者の間に線形回帰モデルを当てはめることができるということである。図23には、ナセル風速とDELの回帰直線(Regression Line)を改めて示す。ここで、赤色のシンボルで示す北風の結果を「Low-Turbulence Flow Case」、青色のシンボルで示す東風の結果を「High-Turbulence Flow Case」と定義する。ここで、風速10m/s以上では回帰直線に修正を加えた。また同図には、Fig.25と同様、空力弹性解析ソフトウェアBLADEDを用いて算出した設計値を黒色のシンボルで記載している。

本研究では、Fig.27に示す実測値により算出した2種類の回帰直線(regression line)，すなわち、「Low-Turbulence Flow Case」としての北風の結果、「High-Turbulence Flow Case」としての東風の結果と、BLADEDにより算出した設計値に基づき、荷重に関する指標である疲労損傷指標(Fatigue Damage Evaluation Index)をU-Kスケール2として以下のように定義した。

$$U\text{-}K \text{ Scale}_2 = \frac{\sum_{i=1}^n DEL_{Proposal}}{\sum_{i=1}^n DEL_{Design}} \quad (5)$$

ここで、スカラー量であるDELを積算する場合には、DELを算出したm(S-N曲線の傾き)を用い、m乗した値の和を取り、それらを(1/m)乗することとした。例えば、2つのDELの積算の場合を以下の式(6)で示す。

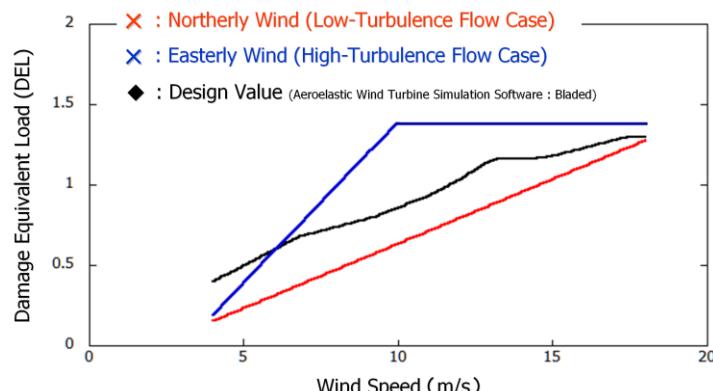


Fig.27 Regression line between wind speed (m/s) and damage equivalent load (DEL).

$$DEL_{total} = \left(DEL1^m + DEL2^m \right)^{\frac{1}{m}} \quad (6)$$

式(5)の意味は、設計DEL(BLADED)の積算値に対する実測DELの積算値の比である。よって、

- $U\text{-}K \text{ Scale}_2 > 1.0$ (設計以上),
地形性乱流の影響 「大」
- $U\text{-}K \text{ Scale}_2 \leq 1.0$ (設計以内),
地形性乱流の影響 「小」

ということになる。本研究では、2015年4月～2016年3月の1年間の実測データから4m/s以上の風車運転時に対応する北風および東風のデータを抽出し、これと式(5)で定義したU-Kスケール2を用いて、地形性乱流が風車ブレードに与える経年蓄積の影響を定量的に評価した。ここで、北風のデータは7,485個(14.3%)であり、東風のデータは2,342個(4.5%)であった。その結果、北風の場合には、

$$U\text{-}K \text{ Scale}_2 = 「0.86」 < 1.0 \text{ (設計以内)}$$

となった。これに対し、東風の場合には、

$$U\text{-}K \text{ Scale}_2 = 「1.60」 > 1.0 \text{ (設計以上)}$$

となり、設計値を超えていることが示された。また、東風の場合の疲労損傷の積算値は北方位の約1.9倍となつた。この結果からも東風の発生した際には、ターゲット風車である風車10号機のブレードは地形性乱流の影響を直接的に強く受けていることが明確に示された。

7. U-Kスケールの運用と今後の課題

本研究において、風況に関する指標であるU-Kスケール1の数値が閾値「0.2」以下であれば地形性乱流を軽減させることができることを示した。さらに、荷重に関する指標であるU-Kスケール2の数値が閾値「1.0」以下であることを加味することで、従来手法よりも高精度な風車配置計画が可能であることを示した。Fig.28には、本研究にて提案した2種類の一般化手法(U-Kスケール1およびU-Kスケール2)を活用した風車配置計画の一例を示す。風車の最適配置計画では、卓越風向において発電量を最大化し、かつ風車の故障を最小化することが望ましい。よって、Fig.28に示すフローチャートは計画サイトの2~3の卓越風向に適用してもその効果は大いに期待できると考えられる。また、既設サイトにおいて、古くなった風車の建替えを行い、風力発電能力の増強や発電効率の向上を行う、いわゆるリパワーリング(Repowering)や風況観測ポールの建設時にも適用可能である。

本研究では、「Low-Turbulence Flow Case」としての北風におけるナセル風速と疲労等価荷重(DEL)の回帰

直線(Regression Line)と、「High-Turbulence Flow Case」としての東風の結果のみを示したが、他の風向においても同様にナセル風速と疲労等価荷重(DEL)の回帰直線(Regression Line)を既に導出している。今後、これらを考慮し、全方位を対象にしてターゲット風車である風車10号機のブレードに与える経年蓄積の影響を定量的に評価する予定である。さらに、その中には風車10号機が他の風車のウエイクの影響を受けている風向があることから、今後は風車ウエイクの影響に注目した解析も進める予定である。

今後、本研究で示した実証研究をさらに発展させ、陸上(Onshore)および洋上(Offshore)問わず、風車群の発電出力を最大化し、かつ風車を構成する主要部位である主軸(Min Shaft)や增速機(Gearbox)などに関して、地形性乱流や風車ウエイクに起因した疲労損傷(Fatigue Damage)や疲労寿命(Fatigue Life)などを正確に把握し予測するための高度なマイクロサイティング手法の開発を目指す。

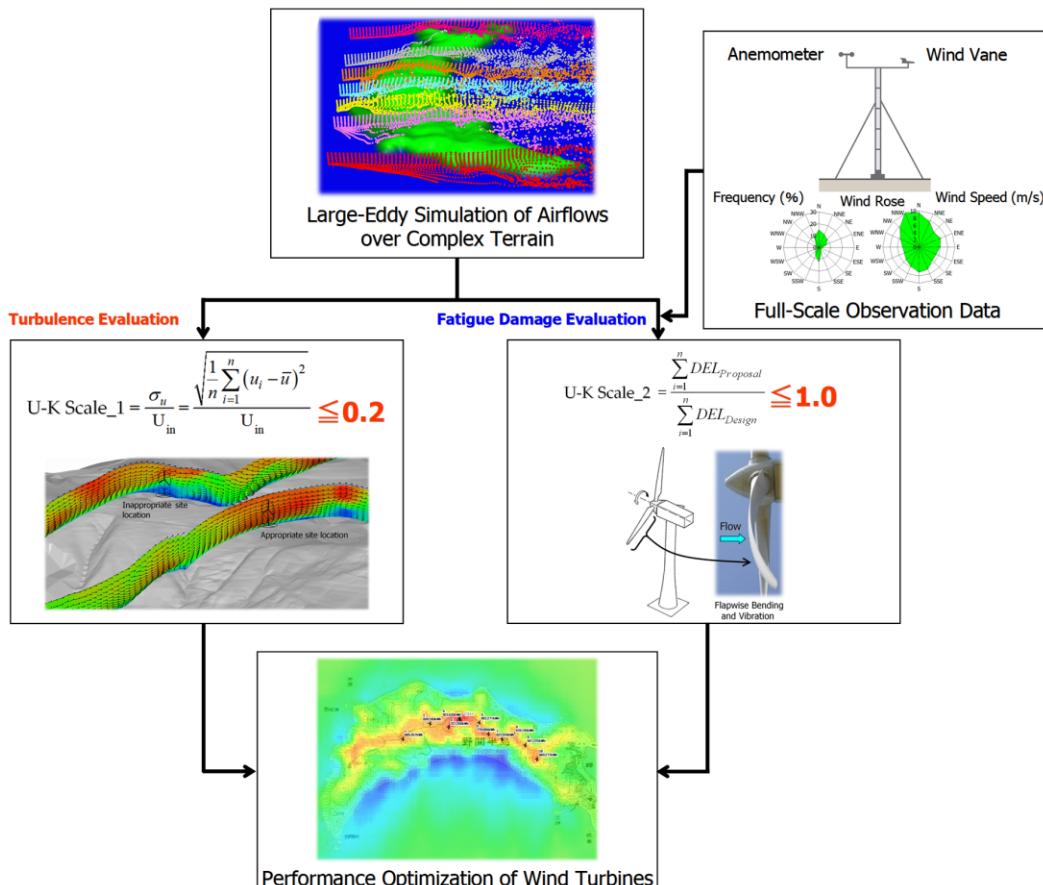


Fig.28 An example of wind energy resource assessment based on the U-K scales.

8. 結言

本研究では、鹿児島県いちき串木野市羽島地区に位置する串木野れいめい風力発電所(平成24年11月より運転開始)の風車10号機を対象とし、風況データおよび風車ブレード歪データの実計測を行い、地形性乱流が風車ブレードに与える影響について詳細に考察した。また同時に、ラージ・エディ・シミュレーション(LES)に基づいた高解像度数値風況シミュレーションを実施した。本研究にて得られた知見は以下の通りである。

- (1) 2012年11月～2014年1月の実測データ解析により、東風の場合、ターゲット風車である風車10号機は発電出力のばらつき多く、かつ風況に関するアラーム発生回数が極めて多いことを示した。
- (2) 風車ブレードに対する疲労損傷の状況を定量的に調査するため、風向や風速などの風車運転基本情報と歪データを同時に取得する自動計測システムを構築することに成功した。
- (3) 上記の自動計測システムから得られた実測データ(2015年11月3日0時～2016年3月17日7時)に基づき、風車ナセル上に設置されている風車制御用の風向センサーおよび風速センサーの出力結果を抽出し、ターゲット風車である風車10号機周辺に形成されている気流特性を解析した。その結果、風速10m/s以下の東風の乱流強度は、IECで定義される乱流強度カテゴリーAを超える数値が数多く出現していることが確認された。また、東風が発生した際に乱流強度が大きくなる原因是、風車10号機の東側約300mに位置する弁財天山(標高519m)の影響と推測された。
- (4) 今回の計測期間(2015年11月3日0時～2016年3月17日7時)において、東風が発生した際の風車ブレードに対する疲労等価荷重(DEL)が最大値(2.03)を示した時刻を2015年11月13日の9時40分～9時50分と特定した。また同時に、 $DEL=2.03$ は同じ気流性状の風況場が継続して発生した場合、5.88年で風車ブレードの設計値である耐用年数に到達することを明らかにした。
- (5) メソ気象モデルWRF-ARWにより、2015年11月13日の9時40分～9時50分には風車ハブ高さ(地上60m)、またその上空の広域において東風が発生していることを視覚的に確認した。
- (6) ターゲット風車である風車10号機の東側約300mに位置する弁財天山(標高519m)から形成されていると推測された地形性乱流の3次元気流構造を詳細に調べるために、LES(ラージ・エディ・シミュレーション)に基づいた高解像度数値風況シミュレーション

を実施した。本研究では、風況に関する指標であるU-Kスケール1(風車ハブ高さ位置で評価した標準偏差を流入境界面の最大標高位置における風速で正規化した値)を定義し、地形性乱流の存在を定量的に明らかにした。

- (7) 風況に関する指標であるU-Kスケール1の閾値を「0.2」とし、本指標が流入風速の高度方向の分布形状や、水平方向の格子解像度の影響、計算方位の影響に依存しないことを示した。
- (8) 4m/s以上の風車運転時においてナセル風速(および、その標準偏差)と疲労等価荷重(DEL)の両者の間に直線的な傾向が見て取れ、回帰直線(Regression Line)で近似可能であることを示した。
- (9) 実測値により算出した2種類の回帰直線(Regression Line)、すなわち、「Low-Turbulence Flow Case」としての北風の結果、「High-Turbulence Flow Case」としての東風の結果と、BLADEDにより算出した設計値に基づき、荷重に関する指標として疲労損傷評価指標(Fatigue Damage Evaluation Index)をU-Kスケール2を定義した。ここで、U-Kスケール2は設計DEL(BLADED)の積算値に対する実測DELの積算値の比を意味する。
- (10) 2015年4月～2016年3月の1年間の実測データから4m/s以上の風車運転時に対応する北風および東風のデータを抽出し、これとU-Kスケール2を用いて地形性乱流が風車ブレードに与える経年蓄積の影響を定量的に評価した。その結果、北風の場合には、 $U\text{-}K\text{ Scale}_2 = [0.86] < 1.0$ となり、設計以内となった。一方、東風の場合には、 $U\text{-}K\text{ Scale}_2 = [1.60] > 1.0$ となり、設計値を超えていることが示された。また、東風の場合の疲労損傷の積算値は、北方位の約1.9倍となった。この結果からも、東風が発生した際には、ターゲット風車である風車10号機のブレードは地形性乱流の影響を直接的に強く受けていることが明確に示された。

謝 辞

本研究を行うに際し、(株)九電工には実測データを提供して頂きました。(有)イー・ウンドには実測データの分析などでご協力を頂きました。また、本研究は九州大学と西日本技術開発(株)との共同研究および、九州大学と(株)日立製作所との共同研究の支援を受けました。さらに、文部科学省科研費基盤研究(B)17H02053の支援も受けましたここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 川島泰史, 内田孝紀:風車の運転方法の検討を目的としたリアムコンパクトによる数値風況診断－串木野れいめい風力発電所を例として－, 九州大学応用力学研究所所報, 第148号, pp.59-65, 2015
- 2) 川島泰史, 内田孝紀:複雑地形における気象庁局地数値予報モデルデータ(LFM)を用いた簡易風況推定法の試み－串木野れいめい風力発電所を例として－, 九州大学応用力学研究所所報, 第149号, pp.51-63, 2015
- 3) 川島泰史, 内田孝紀:風車構造強度条件を考慮した風車最適配置手法の確立を目的としたリアムコンパクトによる数値風況診断－串木野れいめい風力発電所を例として－(その1:計測データによる風況特性分析), 九州大学応用力学研究所所報, 第151号, pp.24-34, 2016
- 4) 川島 泰史, 内田 孝紀, 清木 莊一郎, 近藤 勝俊:地形性乱流が風車構造強度に与える影響に関する研究(非定常乱流モデルLESによる地形性乱流診断), 日本風力エネルギー学会論文集, Vol.41, No.2, 通巻122, pp.17-24, 2017
- 5) 川島 泰史, 内田 孝紀:非定常乱流モデルLESによる地形性乱流診断と風車安全管理への応用, 九州大学応用力学研究所所報, 第153号, pp.96-103, 2017
- 6) Yasushi KAWASHIMA and Takanori UCHIDA,: Effects of Terrain-Induced Turbulence on Wind Turbine Blade Fatigue Loads, Energy and Power Engineering, Vol.9, pp.843-857, 2017, DOI : <https://doi.org/10.4236/epc.2017.913053>
- 7) Soichiro Kiyoki, Takanori Uchida, Yasushi Kawashima and Katsutoshi Kondo,: Impact Assessment of Terrain Turbulence to Wind Turbine Fatigue, Proceedings of the 15th World Wind Energy Conference (WWEC 2016), 2016
- 8) Freebury, G. and Musial, W.: Determining equivalent damage loading for full-scale wind turbine blade fatigue tests, article, March 13, 2000; Golden, Colorado. (<https://digital.library.unt.edu/ark:/67531/metadc703684/>; accessed March 18, 2019), University of North Texas Libraries, Digital Library, <https://digital.library.unt.edu>; crediting UNT Libraries Government Documents Department.
- 9) IEC61400-1 ed3.1: Wind turbines-Part1:Design requirements, 2014
- 10) Kim, J. and Moin, P.: Application of a fractional-step method to incompressible Navier-Stokes equations. J. Comput. Phys. 1985, 59, 308–323
- 11) Kajishima, T.: Upstream-shifted interpolation method for numerical simulation of incompressible flows. Bull. Jpn. Soc. Mech. Eng. B 1994, 60, 3319–3326 (In Japanese)
- 12) Kawamura, T., Takami, H. and Kuwahara, K.: Computation of high Reynolds number flow around a circular cylinder with surface roughness. Fluid Dyn. Res. 1986, 1, 145–162
- 13) Smagorinsky, J.: General circulation experiments with the primitive equations, Part 1, Basic experiments. Mon. Weather Rev. 1963, 91, 99–164

口頭発表に関する実績

1. 川島泰史, 内田孝紀, 荒屋亮, 藤本弘明, 山下晃太, 風力発電立地地点の景観に係わる可視解析及び流体工学モデルRIAM-COMPACTを用いた地形乱流評価, 第32回風力エネルギー利用シンポジウム, 2010年11月
2. 川島泰史, 内田孝紀, 荒屋亮, 西田利彦, 風車周辺の土地造成を考慮したリアムコンパクトによる数値風況診断, 第35回風力エネルギー利用シンポジウム, 2013年11月
3. Yasushi Kawashima and Takanori Uchida, Large-eddy simulation of airflow around wind turbine site over complex terrain considering land preparation, グランド再生可能エネルギー2014国際会議, 2014年7月
4. 川島泰史, 内田孝紀, 荒屋亮, 西田利彦, 風車の運転方法の検討を目的としたリアムコンパクトによる数値風況診断, 第36回風力エネルギー利用シンポジウム, 2014年11月
5. 川島泰史, 内田孝紀, 山田裕, 荒屋亮, 猿渡和明, 西田利彦, 地形乱流診断による風車運転方法の検討と今後の展開, 第37回風力エネルギー利用シンポジウム, 2015年11月
6. Soichiro Kiyoki, Takanori Uchida, Yasushi Kawashima, Katsutoshi Kondo, Impact Assessment of Terrain Turbulence to Wind Turbine Fatigue, 第15回世界風力エネルギー会議2016東京(WWEC2016 Tokyo), 2016年11月
7. 川島泰史, 内田孝紀, 清木莊一郎, 近藤勝俊, 猿渡和明, 西田利彦, 地形乱流が風車構造強度

- に与える影響に関する研究(その1. リアムコンパクトによる地形乱流診断), 第38回風力エネルギー利用シンポジウム, 2016年12月
8. 近藤勝俊, 内田孝紀, 清木莊一郎, 川島泰史, 西田利彦, 地形乱流が風車構造強度に与える影響に関する研究(その2. 複雑地形における風車に流入する実測乱流の特性評価), 第38回風力エネルギー利用シンポジウム, 2016年12月
9. 清木莊一郎, 内田孝紀, 川島泰史, 近藤勝俊, 西田利彦, 地形乱流が風車構造強度に与える影響に関する研究(その3. 複雑地形での疲労荷重に対する実測評価および予測技術開発), 第38回風力エネルギー利用シンポジウム, 2016年12月
10. 川島泰史, 内田孝紀, 清木莊一郎, 近藤勝俊, 一丸雄二, 非定常乱流モデルLESによる地形性乱流診断とブレード寿命評価への応用, 第39回風力エネルギー利用シンポジウム, 2017年12月
11. Yasushi KAWASHIMA, Takanori UCHIDA, Soichiro KIYOKI and Katsutoshi KONDO, A Study on the Effects of Terrain-induced Turbulence on Wind Turbine Blade Fatigue Loads, グランド再生可能エネルギー2018国際会議, 2018年6月
12. 川島泰史, 内田孝紀, 非定常乱流モデルLESによる地形性乱流診断と風車安全管理への応用, 日本保学会第15回学術講演会, 2018年7月
13. 川島泰史, 内田孝紀, 伊藤芳樹, 清木莊一郎, 近藤勝俊, 古賀和宏, 非定常乱流モデルLESによる地形性乱流診断と風車安全管理への応用, 第40回風力エネルギー利用シンポジウム, 2018年12月