

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)

川島 泰史* 内田 孝紀**

(2016年7月29日受理)

**Large-eddy simulation of airflow over complex terrain aiming
at optimal placement method examination of wind turbines
—In the case of the kushikinoreime wind farm—**

Yasushi KAWASHIMA and Takanori UCHIDA

E-mail of corresponding author: *y-kawashima@wjec.co.jp*

Abstract

Recently to become, in wind farm, which was built on the complex terrain, the operation rate is less than the initial expectations, ie, power generation output and significantly bad windmill, failure of windmill inside and outside (for example, failure of the yaw motor and Yogia, windmill blades cracks, etc.) of the problem of is actualized. The main cause is a change in the windmill most recent slight terrain relief becomes origin, I considered to be a disorder of the wind (terrain turbulence) generated from there.

In response to this situation, in our group, precise numerical wind diagnosis by real terrain version RIAM-COMPACT® software (the wind risk assessment) was performed, has conducted studies safe windmill operating method¹⁾. In this paper, Kyudenko Corporation under the cooperation of the New Energy Co., Ltd., as the target of the 10 Unit kushikinorei wind farm (operation started in November 2012), for the purpose of windmill optimal placement study that takes into account the wind turbine structural strength conditions, since it was carried out numerical wind conditions diagnosis, to report on the results.

Key words : *Large-Eddy Simulation, Wind energy, Complex terrain, optimal placement method*

1. 緒言

最近になり、山間部などの複雑地形上に建設された風力発電所において、稼働率が当初の予想を下回る、すなわち、発電出力が著しく悪い風車や、風車内外の故障(例えば、ヨーモーターやヨーギアの故障、風車ブレードのクラックなど)の問題が顕在化している。この主たる原因は、風車直近の僅かな地形起伏の変化が起源となり、そこから発生する風の乱れ(地形乱流)であると考えられる。

この様な中、日本国内の陸上風車の場合、適地を求めて、今後さらに山間部などの複雑地形に風車建設が進められることが予想されるため、風車事故や故障を低減する配置評価手法の確立が必要である。

このような状況を受け、我々の研究グループでは、既設風車を対象に実地形版RIAM-COMPACT®ソフトウェア

による精密な数値風況診断(ウインドリスク評価)を実施し、安全な風車運転方法の検討を実施している¹⁾。本報では、九電工新エネルギー(株)の協力の下、串木野れいめい風力発電所(平成24年11月より運転を開始)の風車10号機を対象として、風車構造強度条件を考慮した数値風況面からの風車最適配置手法の検討を目的として、風車ブレード歪みや風況データを計測し、計測データから風車構造強度へ最も影響を与えた風向を特定したのでその解析結果について報告する。また、風況面からの風車最適配置手法の確立のため、特定された風向を対象に数値風況診断を実施したので、その結果についても報告する。

2. 実地形版RIAM-COMPACT® ソフトウェアによる数値風況診断

先に記述したように、山間部などの複雑地形上に建設された風力発電所において、稼働率が当初の予想を下回る、すなわち、発電出力が著しく悪い風車や、風車内外の故障の問題が顕在化している。本報で対象とした串木野れいめい風力発電所も風の乱れ(地形乱流)による影響が指摘されている。

本報では、風車最適配置手法の確立を目的として実測データの解析と高解像度のLES乱流シミュレーションを実施した。

2.1 串木野れいめい風力発電所の概要

九電工新エネルギー(株)の協力の下、串木野れいめい風力発電所(平成24年11月より運転開始)10号機を対象に実測データ解析と数値風況診断を実施した。本発電所は鹿児島県いちき串木野市羽島地区に位置する(図1を参照)。風力発電所の概要は下記に示す通りである(表1を参照)。

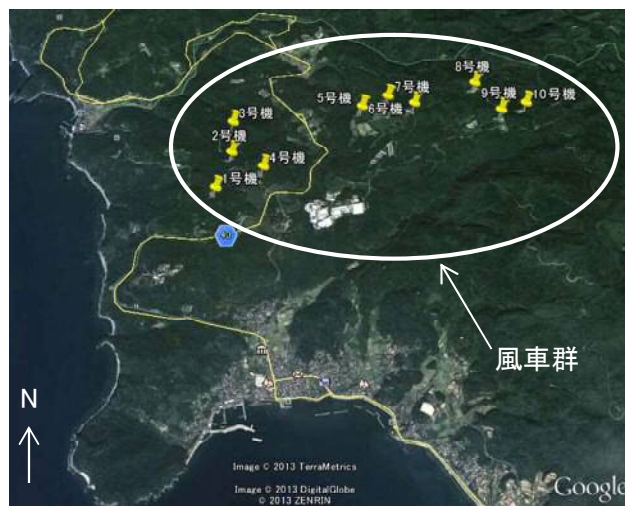


図1 串木野れいめい風力発電所周辺の位置
(Google Earthによる)

2.2 風力発電所ブレード歪データ他解析 (実測データ解析)

風車はいずれの風条件においても、ブレードを通して風力エネルギーが入力されることから、ブレード根元の強度評価(ブレードの曲げ荷重評価)は、風車構造強度の評価上、重要な項目であるため、本研究では風車10号機のブレード[ブレード3本の根元(ルート部:ハブ接合面から約1.3m)]に歪センサを設置した。(図2、図3を参照)

2015年11月3日0時~11月18日9時の10号機ブレード歪み実測データを確認した結果、2015年11月13日においてブレード歪み変動が大きいことが確認された。このため、風車メーカーにおいて風車運転データとブレード歪み計測データに基づき、疲労ダメージへの影響を評価した結果、9時40分からの10分間の東風時(平均風速9.18m/s)において疲労ダメージが最大となることが確認された。このことから、疲労ダメージが大きくなった11月13日に主眼を置いて、実測された風況データおよびアラームデータの解析を行った。

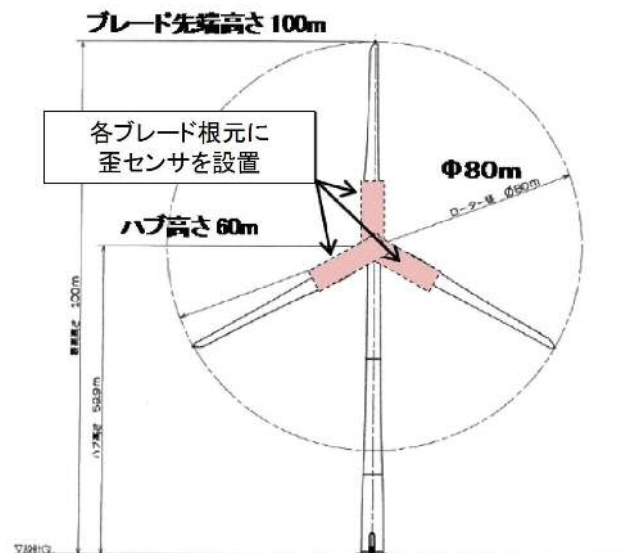


図2 風車10号機のブレード歪計測位置

表1 串木野れいめい風力発電所の概要

項目	1号機~10号機	
風車メーカー、出力	日立製作所 HTW2.0-80 2,000kW	
風車の高さ (地面~ハブ中心)	60m	
翼(ブレード)の直径	80m	
カットイン風速	4.0m/s	
カットアウト風速	25.0m/s	
設計風速(IEC61400 -1「設計要件」)	疲労	風車クラスIA*

注)*: 風車クラス I はVave(ハブ高さにおける年平均風速)10m/s、乱流強度カテゴリーAは図11を参照



図3 ブレード歪センサ取付け状況(防水処理後)

2.3 風力発電所のナセル風速・風向計による気流場解析(実測データ解析)

2.3.1 風速・風向時系データ解析

9号機と10号機を対象として、10号機の疲労ダメージが最大となった9時40分の風速・風速標準偏差・乱流強度について確認した結果、9号機と比較して10号機は、平均風速で2.55m/s減速(9号機:11.73m/s、10号機:9.18m/s)していることが確認された(表3、図4を参照)。また、風速標準偏差および乱流強度を確認した結果、風速標準偏差0.43、乱流強度0.1と9号機と比較して10号機が高いことが確認された(表3、図5、図6を参照)。これらの結果から、複雑地形上に設置された風車において、風速が約9m/sと強く、乱流強度が高い場合、風車疲労ダメージへの影響について注意を要することが示された。

次に9号機と10号機を対象として、風向について確認した結果、11月13日は0時から東方位(方位コード:12)よりの風となっており、10時ごろから南(方位コード:8)よりに風向が変化している(図7-1を参照)。同時系列で風向標準偏差を確認した結果、9号機と比較して10号機は、風向標準偏差が大きく、特に0~8時ごろまでの東方位よりの風の場合、風向標準偏差が60~110degとなっており(表4、図8を参照)、「ヨー誤差過大シャットダウン」および「風向風速センサー風向不一致」のアラーム発報が頻発し(表2、図9を参照)、東方位よりの風が連続する場合、発電停止の頻度が高いことが確認された。このような運転状況は発電電力量の低下や起動・停止を繰り返すことによる風車構成機器の故障に繋がると推察される。なお、10号機は南方位よりに風向が変化するに従い、風向標準偏差は9号機と同等の約20degと大幅に小さくなっている。また、東方位から南方位よりの風向変化に伴い、9・

10号機の平均風速は同等の値に変化しており、風速標準偏差は9・10号機共に小さくなっていることが確認された(図4、図5を参照)。風車疲労ダメージが最大となった11月13日の9時40分では、0~8時までの起動・停止を繰り返す不安定な運転状態と異なり、風速約9m/sの風荷重を受けた発電状態であった。

表2 10号機アラーム発報回数

年月日	項目	回数
2015年 11月13日	ヨー誤差過大シャットダウン	38
	風向風速センサー 風向不一致	23
	計	61

注)アラーム発報回数は、図9に対応

表3 11月13日(9時40分)東風付近の平均風速、標準偏差、乱流強度、風車9・10号機、実測データ(10分間値)、2015年

方位	113deg(10号機)	
	9号機	平均風速(m/s)
	標準偏差(m/s)	1.92
	乱流強度	0.16
10号機	平均風速(m/s)	9.18
	標準偏差(m/s)	2.35
	乱流強度	0.26

注)乱流強度 = 標準偏差(m/s) / 平均風速(m/s)

表4 11月13日(0~9時)東風付近の風向標準偏差、風車9・10号機、実測データ(10分間値)、2015年

9号機	10号機
風向標準偏差(deg)	
10~60	60~110

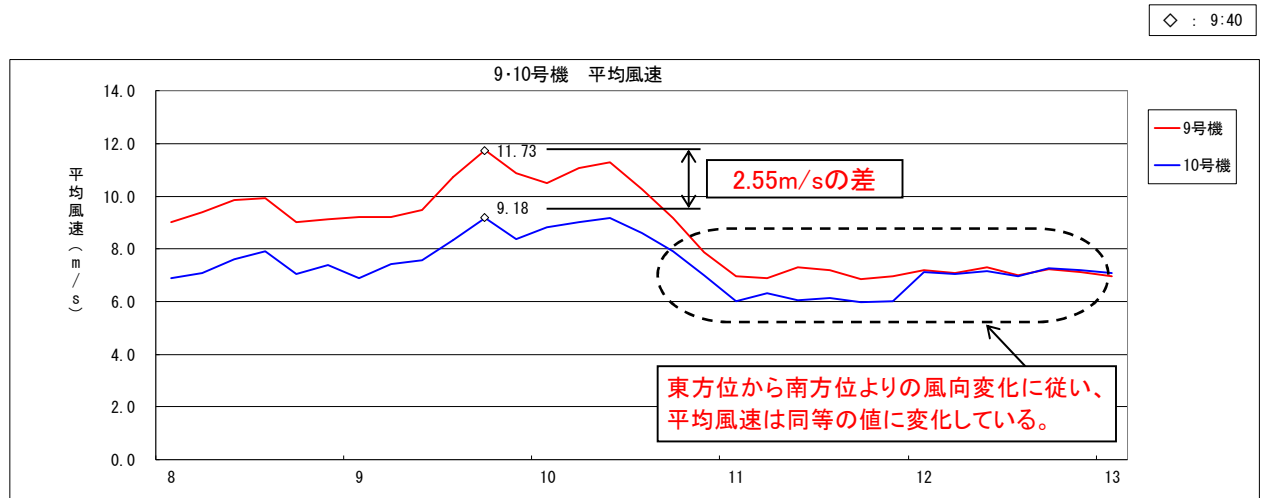


図4 11月13日(8~13時)における平均風速の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機

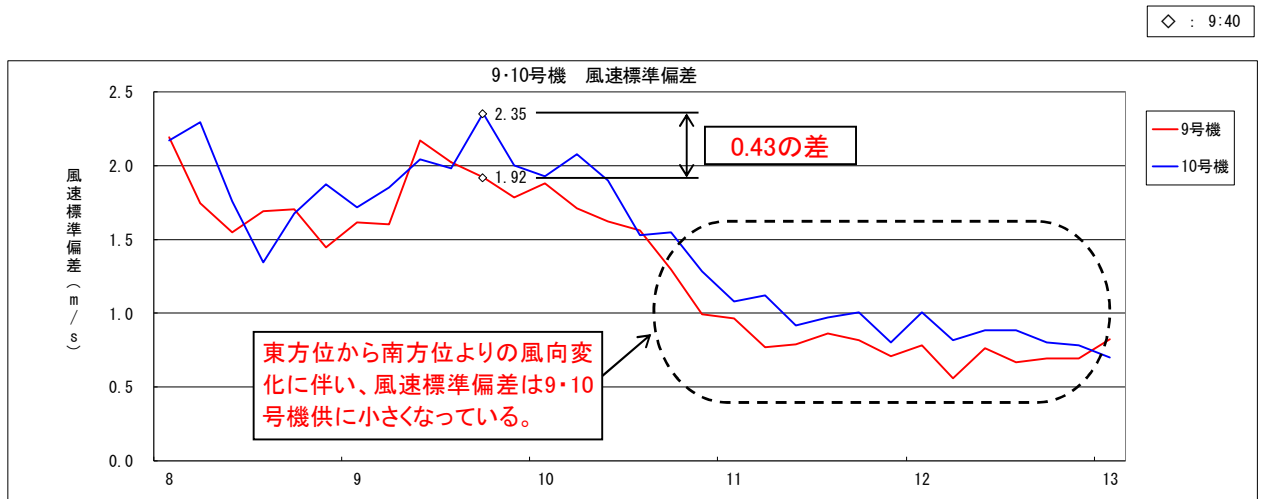


図5 11月13日(8~13時)における風速標準偏差の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機

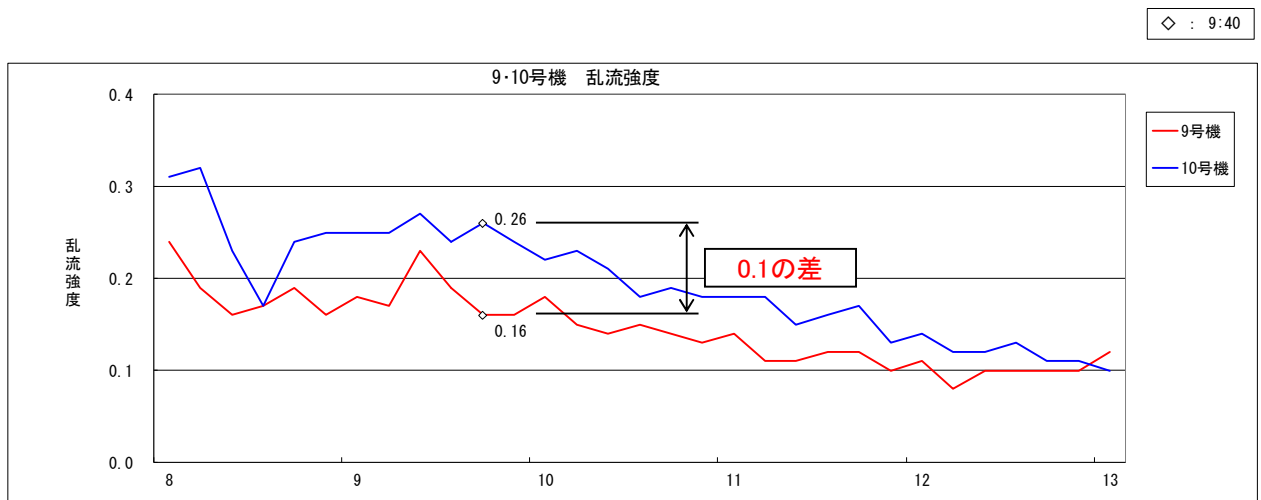
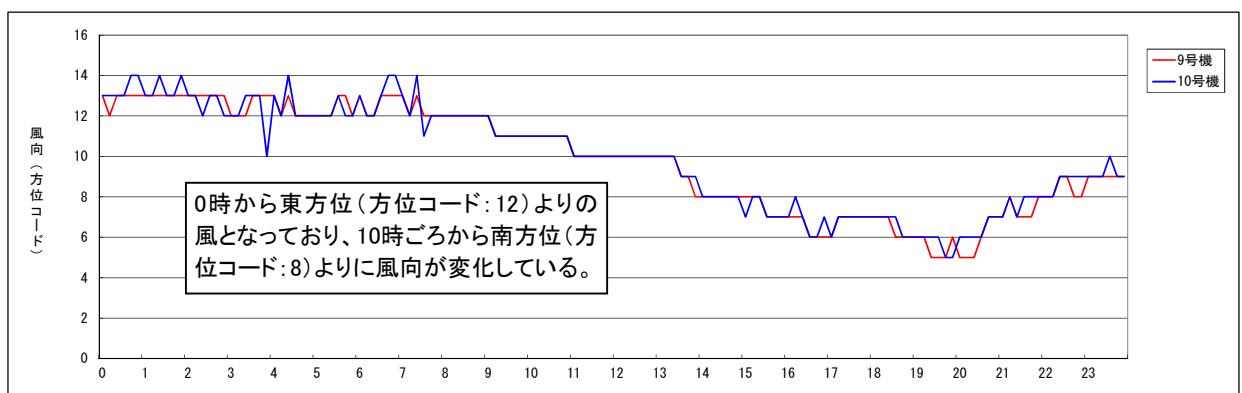


図6 11月13日(8~13時)における乱流強度の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機



注)・風向コード N:16, NNE:15, NE:14, ENE:13, E:12, ESE:11, SE:10, SSE:9, S:8, SSW:7, SW:6, WSW:5, W:4, WNW:3, NW:2, NNW:1

図7-1 11月13日(0~23時)における風向(16方位別)の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機

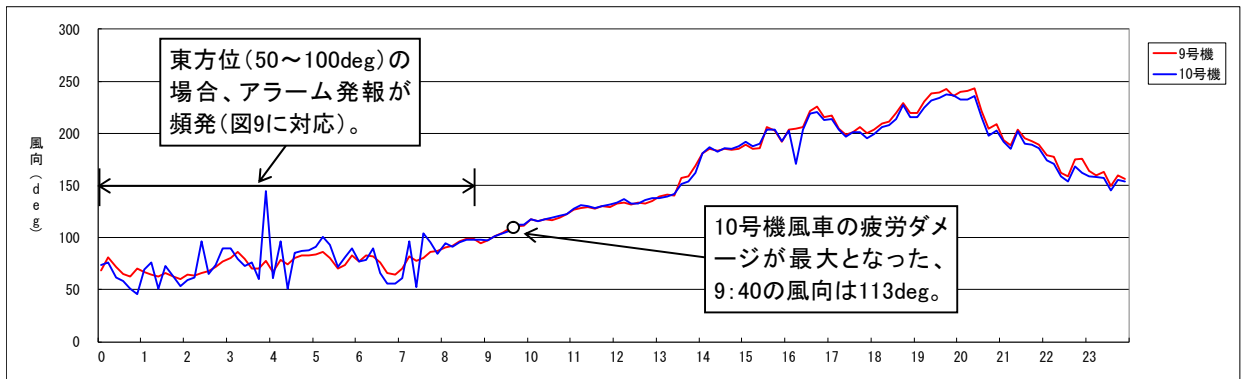


図7-2 11月13日 (0~23時)における風向(deg)の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機

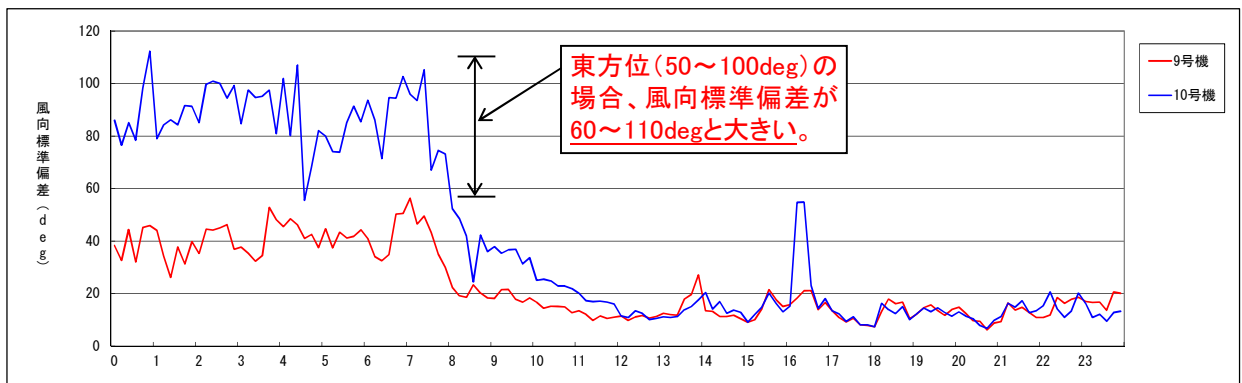


図8 11月13日 (0~23時)における風向標準偏差の時系列データの比較、実測データ(10分間値)、2015年、赤線は9号機、青線は10号機

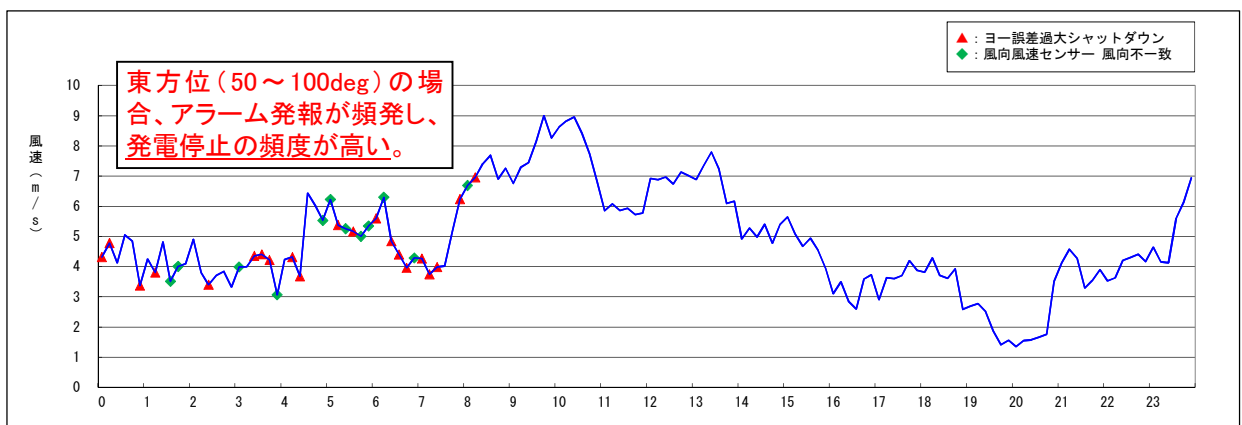


図9 11月13日 (0~23時)における10号機風向の時系列データ、アラーム履歴、実測データ(10分間値)、2015年

次に10号機の11月13日(9時35分～55分)を対象にサンプリング周期1sの風向時系列データを確認すると、疲労ダメージが最大となった11月13日(9時40分)において、東方位(約100deg)を中心として±50deg以上の風向変化や100deg以上の突発的な風向変化が発生していることが確認された(図10を参照)。通常運転時、ナセル方位角は計測された風向10分間の移動平均に基づき制御(ヨー制御)されていることから、このような風向変化の状況では、風荷重が大きくなる「ナセル横風」を受けていると推察される。

疲労ダメージが大きくなった11月13日(9時40分)の実

測データを確認した結果、10号機の平均風速は9号機と比べ減速している。一方で、標準偏差および乱流強度は高くなっていることが示された(表3、図7～9を参照)。

また、2015年11月13日、0～9時の時間帯は東方位よりの風の頻度が高く、10号機は9号機と比較して風速・風向標準偏差において明確な差異(特に風向標準偏差が60～110degと大きい)が示された(表4を参照)。

さらに、10号機の風向標準偏差が大きくなった時間帯では、アラーム発報が頻発し、風車停止の頻度が高くなっていることから、このような東方位の風況条件は、発電電力量低下や風車故障の要因となると考えられる。

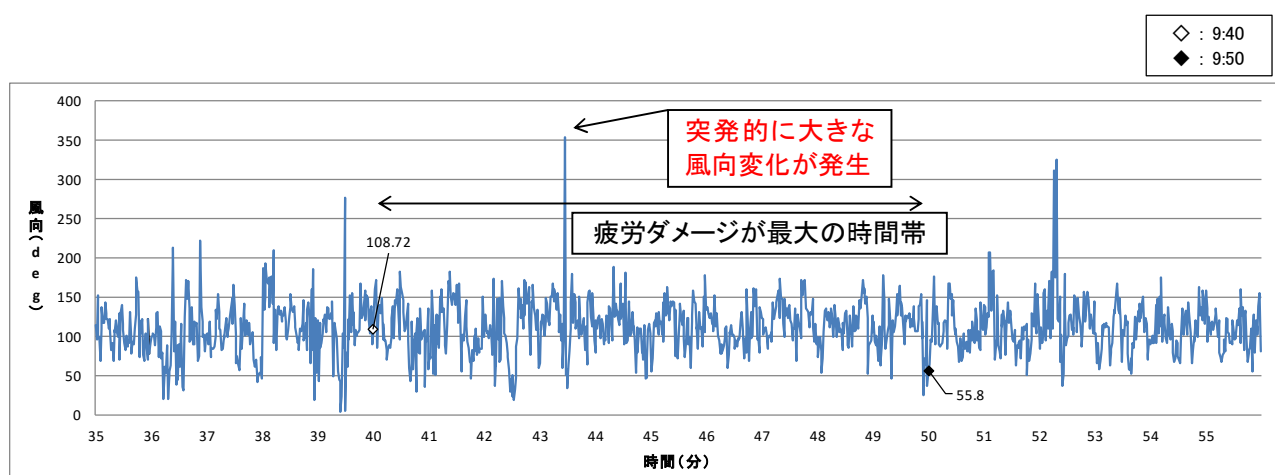


図10 11月13日(9時35～55分)における10号機風向の時系列データ、実測データ(1S間隔値)、2015年

2.3.2 方位別の風速標準偏差および乱流強度解析

10号機のデータ計測期間11月3日0時～11月18日9時を対象に、表5に示す風向の設定範囲に基づく北風、東風、南風の場合の風速標準偏差および乱流強度を確認した結果、東風の標準偏差および乱流強度の分布の値が最も高いことが示された(図11を参照)。なお、東風の乱流強度は、一部の風速階級でIEC乱流強度カテゴリーAを超える値が確認された。

$$\text{標準偏差} : \sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (u_i - \bar{u})^2}$$

$$\text{乱流強度} : I = \frac{\sigma}{\bar{u}}$$

(ここで u_i は個々の風速観測値、 n は10分間における風速観測値の個数、 \bar{u} は10分間の平均風速)

表5 風向の設定範囲およびデータサンプリング数

	風向の設定範囲	データサンプリング数
		10分間平均値
北風	337.5° ～22.5°	278
東風	67.5° ～112.5°	373
南風	157.5° ～202.5°	349

2.3.1で示された風車疲労ダメージと実測データ解析の結果に基づく、東方位よりの風の場合の9号機と10号機の風速・風向の明確な差異と10号機を対象とした3方位(北・東・南)の標準偏差および乱流強度の差異について、10号機東側(78deg方向)約300mに位置する弁財天山(標高519m)の影響と推察された(図12・13と表6を参照)。

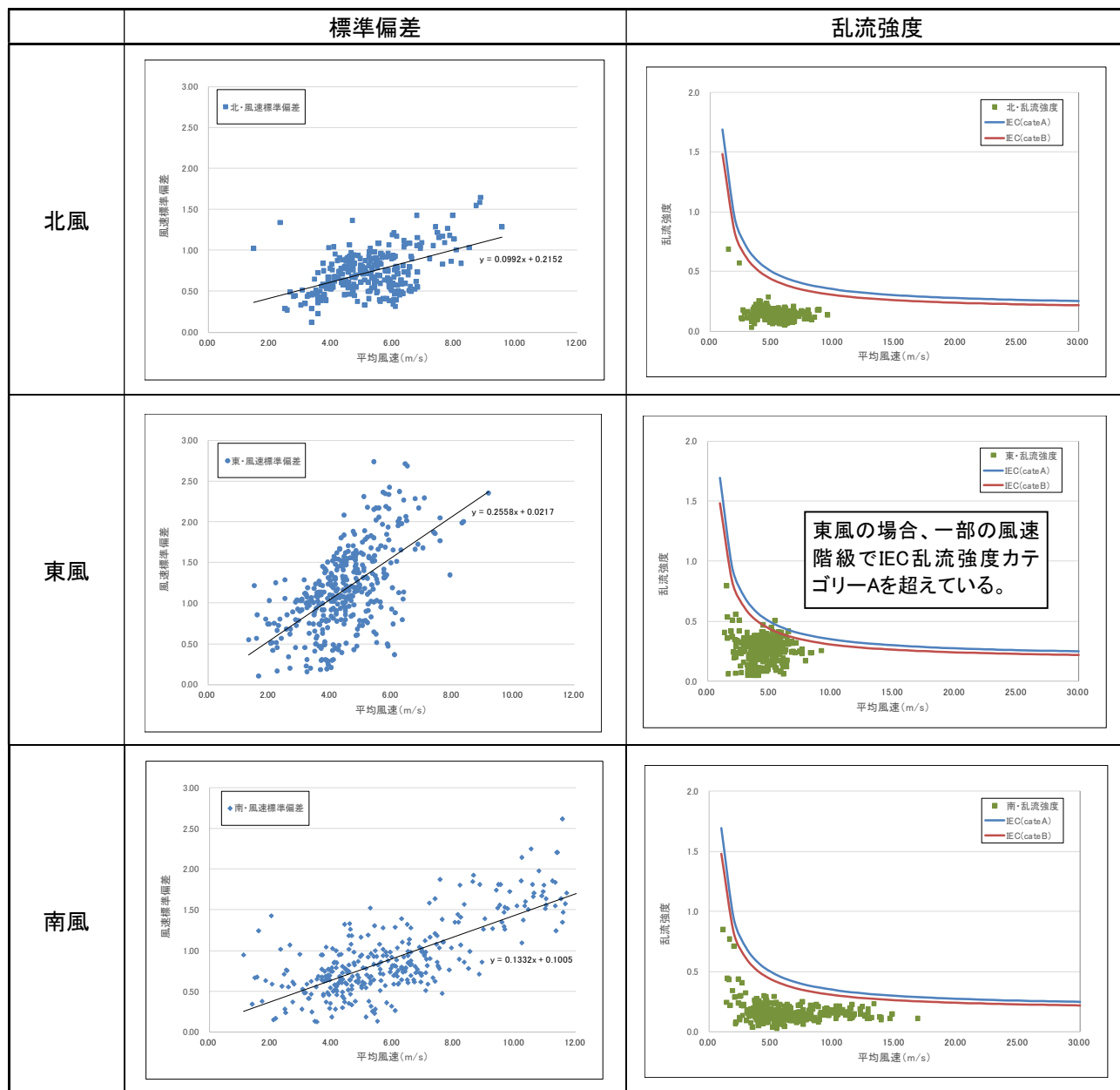


図11 11月13日0時～11月18日23時における10号機風向別標準偏差、乱流強度の分布比較、
 実測データ(10分間値)、2015年
 (乱流強度の分布には、参考でIEC61400-1(2005年版)の乱流強度カテゴリ-A(青線)、B(赤線)を示す。)



図12 弁財天山(標高519m)と10号機の位置関係

表6 弁財天山(標高519m)と9号機と10号機の位置関係

風車No.	標高	ブレード先端高度	離隔距離
9号機	418m	518m	約300m
10号機	414m	514m	約550m



図13 現場の写真(著者が2015年10月28日撮影)

2.3 計算条件の概要

図14に示すように、本研究における計算領域は、主流方向(x)、主流直交方向(y)、鉛直方向(z)方向に10.0(x)×3.0(y)×2.6(z)kmの空間を有する。地形標高データは、国土地理院の空間解像度10mの標高データを用いた。計算格子数は各方向に401(x)×121(y)×41(z)点の合計約200万点である。計算領域中の最大標高は523.0m、最小標高は0.0mである。x方向およびy方向の格子幅は、風車10号機周辺で密になるように不等間隔に分布させた。z方向の格子幅においても不等間隔とし、地表面付近に滑らかに引き寄せた。水平方向の最小格子幅は9.3m、鉛直方向の最小格子幅は1.6mである。本研究において設定した風向は、9号機と比較して風速の差異が確認された東とした。境界条件に関して、流入境界面には、ベキ指数(N=7)に従う速度プロファイルを与えた。側方境界面と上部境界面は滑り条件、流出境界面は対流型流出条件とした。地面には粘着条件を課した。ここで、本計算における代表スケールの取扱いは図15に示す通りである。hは計算領域の標高差、 U_{in} は流入境界面の最大標高における風速、 ν は動粘性係数である。時間刻みは $\Delta t=2 \times 10^{-3}/U_{in}$ とした。

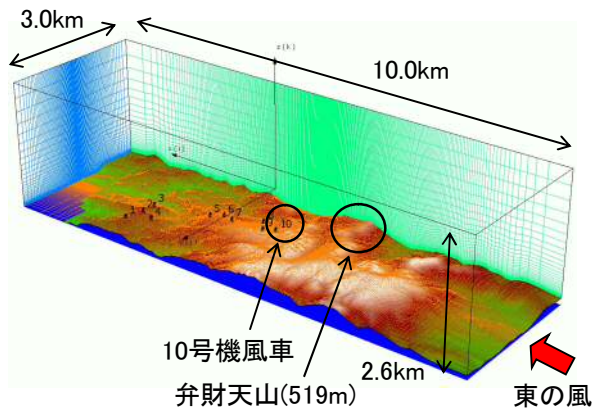


図14 計算領域の鳥瞰図

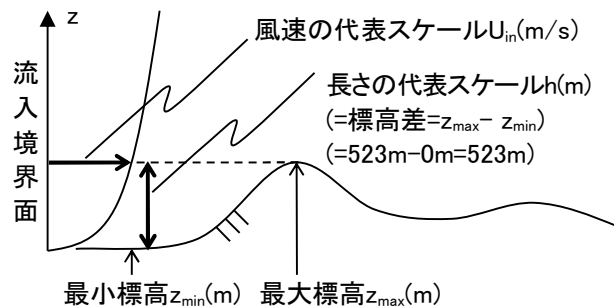


図15 本計算における代表スケールの取扱い

2.4 計算結果と考察

本報では、東風の場合に地形乱流の影響が大きいと推測される10号機に主眼を置いて議論を進める。併せて、実測データ解析に基づき東風と比較して乱流強度が小さかった北風および南風との比較についても議論を進める。

図16には、東風の場合の平均風速の鉛直分布図を示す。平均化時間は、図18の横軸に示す無次元時間102

～200である。図17には、これに対応した各風車立地点における主流方向風速成分に対する標準偏差の鉛直分布図を示す。本結果を観察すると、風車10号機は東風の場合、ハブ中心において速度の減速が示された(図16を参照)。また、標準偏差を確認すると、ブレード上端にかけて大きくなっていることが確認された(図17を参照)。これらの結果は、風車メーカーの疲労ダメージ解析結果から、風車構造強度への影響を示す有意な値と考えられる。

図18には、風車ハブ高さ(地上高60m)における水平断面および鉛直断面内の気流の進入角度の時間変化を示す。図19には角度の定義を併せて示す。図18における軸は無次元時間を示す。例えば、実風速 $U_{in}=5\text{m/s}$ と仮定すると、実スケール換算で約40分間に相当する。図18に示す時刻履歴波形を観察すると、10号機では30度を超える吹き上げの風や、吹き下げの風が発生していることが見て取れる。図18で得られた局所的な風向の変化は、東風の場合に10号機風車の上流に位置する弁財天山(標高519m)が影響していると示唆された(図20を参照)。

図20は10号機風車を通る鉛直断面内の主流方向風速の鉛直ベクトル分布図と風車立地点における風速の鉛直分布履歴図を示す。この図を観察すると、東風が吹いた場合、10号機の上流に位置する弁財天山から剥離流(地形乱流)が形成され、10号機風車はこの影響を強く受けていることが理解される。また、瞬間場における10号機風車の立地点では、風車受風面内(風車のハブの中心からブレード下端の間)で大きな速度欠損が発生していることも確認された。

次に北風、東風および南風の場合の計算条件は、紙面の都合上ここでは割愛するが、東風、北風および南風の場合の風車ハブ高さ(地上高60m)における水平断面内の気流の進入角度の時間変化を比較した結果、10号機の東風の場合、北風および南風に比べてナセル旋回方向の風の変化が大幅に大きいことが示された(図21を参照)。

図21に疲労ダメージが最大となった時間[11月13日(9時40分)]を含む、ナセル加速度[X方向(風の流れ方向)]の時間変化を示す。疲労ダメージが最大となった9時40～50分において、発電時、ピッチ角は約2degと一定状態において、加速度は 0.69m/s^2 から 0.17m/s^2 に減速しており、突発的な風向の変動などによりナセルの旋回を妨げるスラスト力が働いたと推察される(図22を参照)。

一般的に、風車の疲労強度、すなわち、耐久性の評価には速度シアの平均値が使用される。しかしながら、本研究で対象にした10号風車位置では、過渡的に大きく速度欠損した速度シアが頻繁に(日常的に)確認され、これに伴い、風車構成機器の金属疲労の蓄積を想定より早く進行させているのではないかと推測される。この極端な速度シアの発生は、風車タワーの振動問題、あるいは、ヨーギア等の疲労強度の問題など強く関連しているため今後、より詳細に研究を進める予定である。

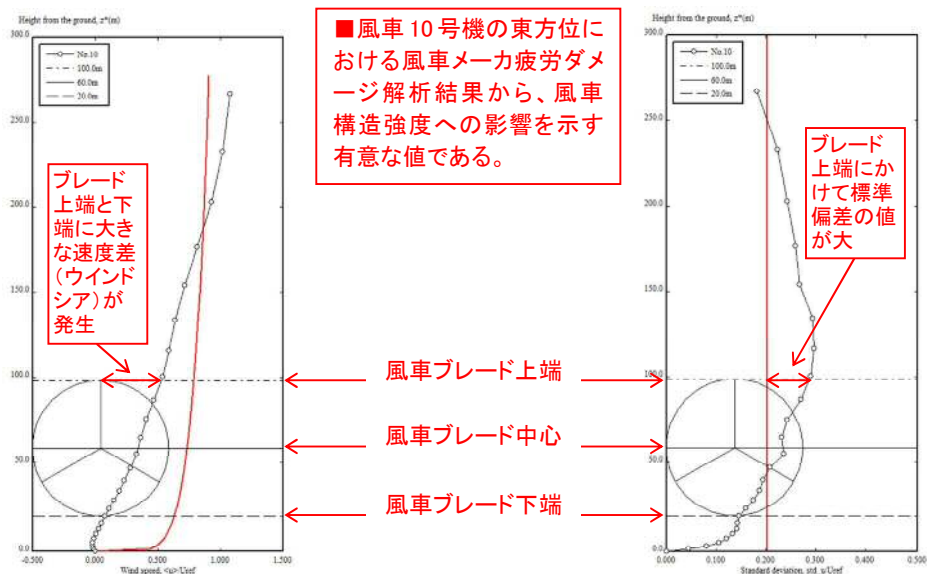
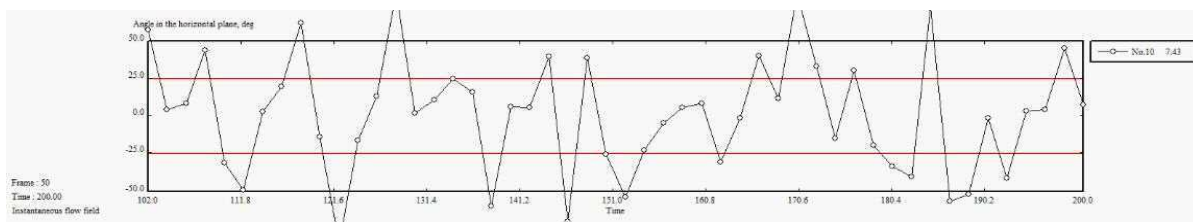


図16 10号機風車立地点における平均風速の鉛直分布、 図17 10号機風車立地点における主流方向風速成分
 平均化時間は図18の横軸に対応、
 赤色の線は流入条件であるべき指数(N=7)に従う
 風速の鉛直分布
 に対する標準偏差の鉛直分布、
 平均化時間は図14の横軸に対応、
 赤色の線は標準偏差0.2の値

水平断面内の角度(°)



鉛直断面内の角度(°)

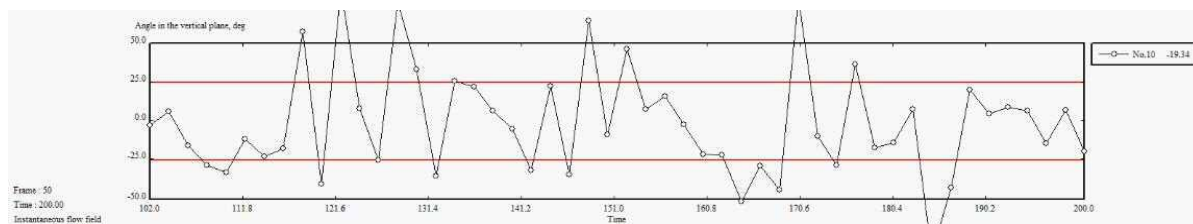


図18 10号機風車ハブ高さにおける主流方向(x)の変動成分、水平および鉛直断面内の角度の時間変化、
 実風速 $U_{in}=5m/s$ と仮定すると、実スケール換算で約40分間に相当する。
 (図の赤色の線は ± 25 度の範囲を示す。)

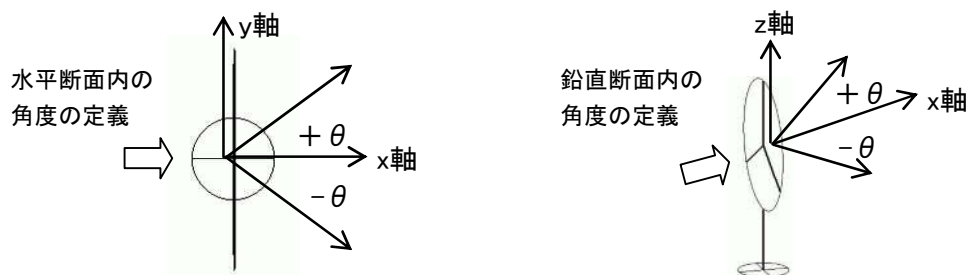


図19 水平および鉛直断面内の角度の定義

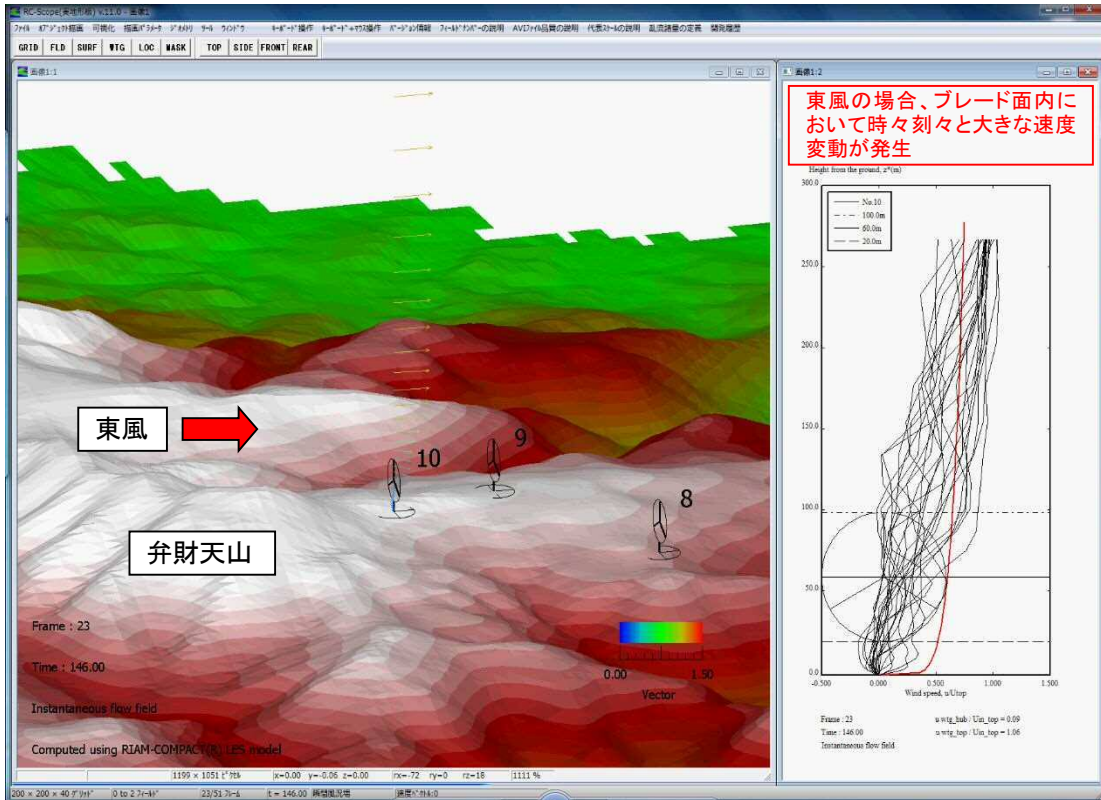


図20 主流方向風速の鉛直ベクトル分布図(赤色ほど風速が大きいことを意味する)と、10号機風車立地点における風速の鉛直分布履歴図、東風の場合

水平断面内の角度(°)

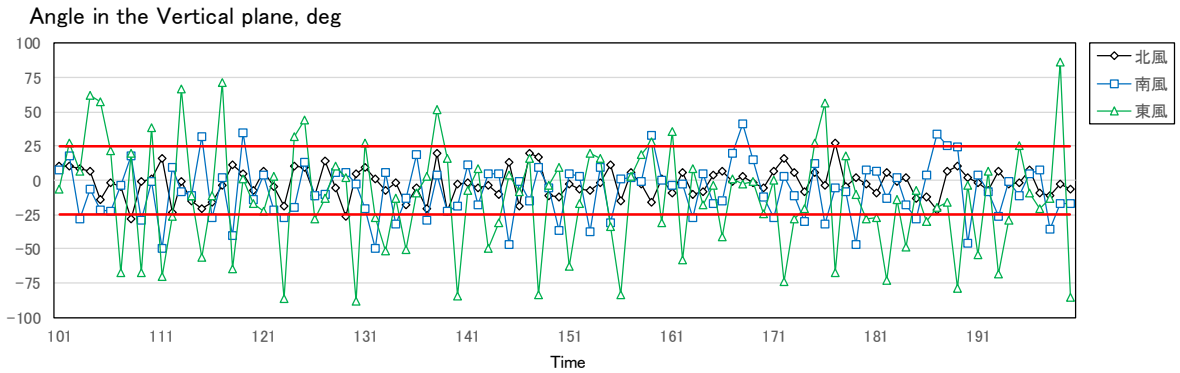


図21 10号機風車、東風、北風および南風の場合の風車ハブ高さにおける水平断面内の角度の時間変化 (図の赤色の線は±25度の範囲を示す。)

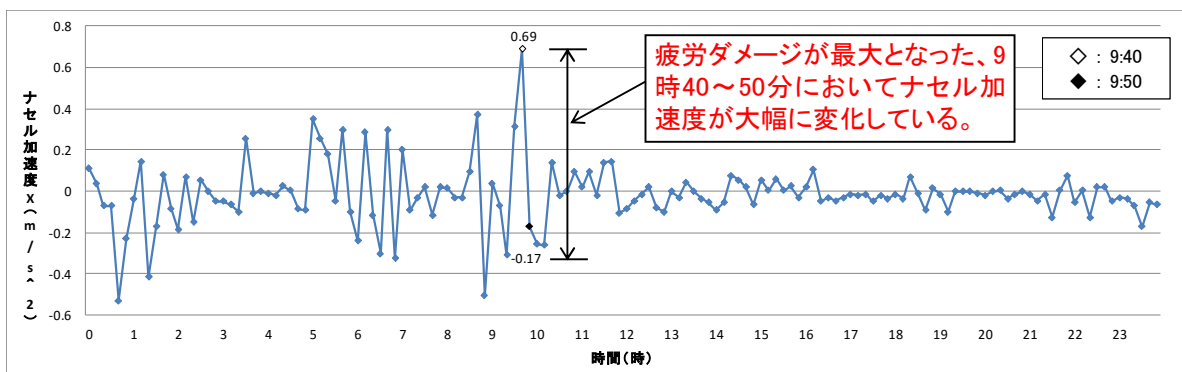


図22 10号機風車、11月13日(0～23時)におけるナセル加速度[X方向(風の流れ方向)]の時系列データの比較、実測データ(サンプリング周期1s、10分間隔値)、2015年

3. 結 言

鹿児島県いちき串木野市羽島地区に位置する九電工新エネルギー(株)の串木野れいめい風力発電所(平成24年11月より運転を開始)を対象に実測データの解析および実地形版RIAM-COMPACT®ソフトウェアを用いて高解像度のLES乱流シミュレーションを実施した。

その結果、東風が発生した場合、10号機の風車上流に位置する弁財天山(標高519m)が起源となり、そこから風の乱れ(地形乱流)が発生し、10号機はその影響を強く受けていることが示された(図18、図20、図21の結果は10号機風車位置において水平断面内(ヨー方向)の気流の時間的・空間的な変動が大きいことに対応)。

また、10号機風車については、東風発生時、「ヨー誤差過大シャットダウン」および「風向風速センサー風向不一致」のアラームの発報が頻発しており、風車メーカーが設計上規定する風向変動を超える風況条件となっていることから、数値風況面の考察結果と一致した。さらにナセル加速度[X方向(風の流れ方向)]計測結果から、風車疲労ダメージの解析には、ロータ面内での荷重分布など時間的・空間的な変動を考慮する必要があると考えられるため、今後、風車構成機器の疲労強度や寿命などを正確に把握・予測するため、RIAMCOMPACT®から出力される各種物理量による評価指標を定量化し、風車最適配置手法の確立を試みる予定である。

謝 辞

本研究で対象とした串木野れいめい風力発電所地点において、九電工新エネルギー(株)より受託した業務のデータを使用させて頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 内田孝紀, 大屋裕二, LES技術を用いたウインドファーム風況診断—熊本県阿蘇車帰風力発電所を例として—, 土木学会論文集A2(応用力学, Vol.67, 特集号 (2011)
- 2) T.Uchida and Y.Ohya, Latest Developments in Numerical Wind Synopsis Prediction Using the RIAM-COMPACT® CFD Model-Design Wind Speed Evaluation and Wind Risk (Terrain-Induced Turbulence) Diagnostics in Japan, *Energies*, 4(3), pp.458-474 (2011)
- 3) 内田孝紀 他4名: 白滝山ウインドファームの風車ブレード損傷事故の原因解明—コンピュータシミュレーションによるアプローチ—, *風力エネルギー協会誌*, Vol.34, 通巻.96, pp.77-84 (2011)
- 4) T.Uchida and Y.Ohya : Micro-siting Technique for Wind Turbine Generator by Using Large-Eddy Simulation, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.96, pp.2121-2138, (2008)