

# 地形性乱流が風車ブレードに与える影響に関する研究

川島, 泰史

<https://hdl.handle.net/2324/1959132>

---

出版情報 : 九州大学, 2018, 博士 (工学), 課程博士  
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  
影響に関する研究

川島 泰史

平成 29 年度  
九州大学大学院工学府  
学位論文

地形性乱流が風車ブレードに与える  
影響に関する研究

指導教員：内田孝紀 准教授

航空宇宙工学専攻  
大気流体工学研究室  
川島 泰史

# 目次

<b>第1章 序論</b> .....	<b>1</b>
1.1 研究の背景 .....	1
1.1.1 世界の再生可能エネルギーの導入状況 .....	1
1.1.2 国内の再生可能エネルギーの導入状況 .....	4
1.1.3 国内における再生可能エネルギーの導入拡大と国民負担.....	7
1.1.4 国内における風力発電設備の事故の状況 .....	8
1.1.4.1 事故率の推移 .....	8
1.1.4.2 風力発電所事故の特徴 .....	10
1.1.4.3 国内の事故事例 .....	11
1.1.5 風車認証制度 .....	19
1.1.6 風車の構成および風の乱れ（地形性乱流）による事故や故障発生の例.....	21
1.1.6.1 風車の構成 .....	21
1.1.6.2 風の乱れ（地形性乱流）による事故や故障発生例 .....	23
1.2 目的 .....	26
1.2.1 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討.....	26
1.2.2 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討.....	26
1.3 論文構成 .....	26
<b>第2章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討</b> .....	<b>27</b>
2.1 串木野れいめい風力発電所の概要 .....	27
2.2 風車ブレード歪データおよび DEL 解析 .....	31
2.2.1 風車ブレード歪計測システムの構築 .....	31
2.2.1.1 風車ブレード歪計測の概要と新規性 .....	31
2.2.1.2 風車ブレード歪計測システムの概要 .....	32
2.2.1.3 風車ブレード DEL の算出 .....	37
2.2.2 風車ブレード歪データ他解析結果と考察 .....	39
2.3 ナセル風速・風向計による気流場解析 .....	44
2.3.1 風車 10 号機の実測データ解析結果と考察 .....	44
2.3.2 風車 9 号機と風車 10 号機の実測データ比較・解析結果と考察.....	53
2.3.2.1 風況データの比較・解析結果と考察 .....	53
2.3.2.2 アラームデータの比較・解析結果と考察 .....	56
2.4 非定常乱流モデル LES による気流場の数値計算.....	57
2.4.1 数値計算方法 .....	57
2.4.2 数値計算条件 .....	59
2.4.3 数値計算結果と考察 .....	63
2.5 結論 .....	68

<b>第3章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討.....</b>	<b>70</b>
3.1 実測データの解析 .....	70
3.1.1 風車ブレード DEL 解析結果と考察 .....	70
3.1.2 ナセル風速・風向計による気流場解析結果と考察 .....	73
3.1.3 アラームおよび発電出力データ解析結果と考察 .....	76
3.1.4 実測データ解析および数値計算の結果と考察 .....	87
3.1.5 風車ブレード疲労蓄積割合の試算結果と考察 .....	88
3.2 結論 .....	93
<b>第4章 結論 .....</b>	<b>94</b>
4.1 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討に対する結論.....	94
4.2 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討に対する結論.....	96
<b>参考文献 .....</b>	<b>97</b>
<b>謝辞 .....</b>	<b>103</b>
<b>Appendix</b>	
<b>A LES の誘導.....</b>	<b>104</b>
<b>B SGS モデル.....</b>	<b>106</b>
B.1 標準 Smagorinsky モデル .....	106
B.2 混合時間スケール SGS モデル .....	110
<b>C 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・風速標準偏差・乱流強度の解析データ..</b>	<b>112</b>
<b>D 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ.....</b>	<b>124</b>
<b>E 将来に向けた提案〔風車最適配置基準および風車運用（運転・保守）管理値の     確立に向けて〕 .....</b>	<b>130</b>
E.1 風車最適配置基準の確立に向けて .....	130
E.2 風車運用（運転・保守）管理値の確立に向けて .....	130
E.3 将来に向けた課題 .....	133

# 1 章 序論

## 1.1 研究の背景

世界的に再生可能エネルギーの導入拡大が進む中、わが国においても近年の風力発電設備の導入増加が進む一方で、技術面では、設置後の品質管理上の問題、トラブルへの対応や保守対応、また、わが国特有の気象条件に起因する諸問題などにより、サイトによっては計画通り発電量が得られないという課題が顕在化している。

また、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、風車ナセル落下事故〔1〕などの重大事故が増加傾向にある。こうした近年の風車事故の増加傾向を受けて、国は事故防止対策の検討を行い、公共の安全の確保のため、検査・メンテナンスの充実が不可欠であるとの背景により、平成 29 年 4 月より、単機出力 500kW 以上の風力発電設備を設置する発電所にも定期安全管理審査制度を導入する電気事業法の改正を実施した〔2, 12〕。

この様にわが国の風力発電設備に対する安全規制が強化される中、最近の事故状況から、山岳部などの複雑地形上に建設された風車内外のトラブルに対して、風車直近の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（地形性乱流）が強く関係していることが指摘されている〔3, 4, 5〕。

一方で、再生可能エネルギーを現状から倍増し、最大限導入する計画（2030 年度の導入水準：22～24%）である「長期エネルギー需給見通し〔エネルギーミックス（2015 年 7 月経産大臣決定）〕〔7〕を実現するためには、他の電源と比較して、風力発電がコスト競争力のある電源となる必要がある。

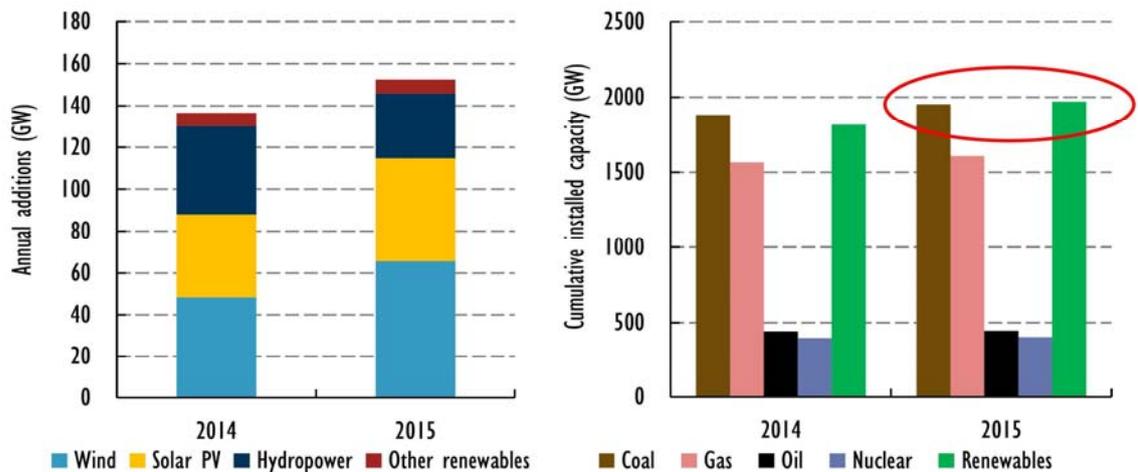
このような背景を踏まえると、風車の設置計画や維持・管理を行う上で、過酷な風況条件による疲労蓄積を回避し、事故や故障の低減による稼働率の向上がますます重要となる。

わが国は約 7 割が山岳地形である。今後、エネルギーミックスの実現のため、陸上風車の場合、適地を求めて、さらに山岳部などの複雑地形上に風車建設が進められることが予想される。よって、山岳部などの複雑地形上に建設される風車の重大事故や故障を低減し、効率的に発電可能な立地地点を選定するため、設置計画段階において、地形性乱流が風車に与える疲労荷重〔13～14, 22～37, 40～42, 51～100〕を適切に評価することが必要である。併せて、運用段階において、既に山岳部などの複雑地形に設置された風車の運転・保守の安全管理を行う上で、将来にわたる風車の疲労荷重の蓄積の進行を適切に予測することが必要である。

### 1.1.1 世界の再生可能エネルギーの導入現況

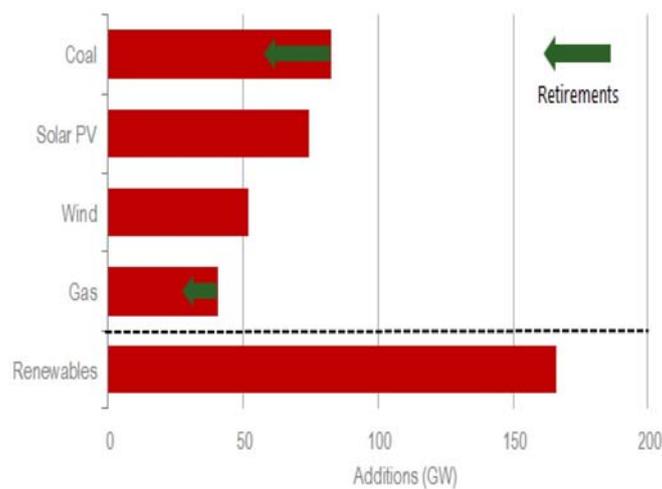
世界的に再生可能エネルギーの導入が進む中、2015 年・2016 年は、再生可能エネルギーにとって記録的な年となった〔6〕。

2015 年の年間導入状況の特徴として、水力が減速する中、風力と太陽光の伸びが著しい年となった（図 1-1〔6〕）。また、世界全体の既存発電設備容量で、再生可能エネルギー（含水力）が石炭火力発電を超えた年となった（図 1-1〔6〕）。さらに、2016 年は、再生可能エネルギーの年間導入量が過去最大を更新し、発電設備導入量の 2/3 を再生可能エネルギーが占める結果となり、太陽光発電設備は他電源を凌いで初のトップとなった（図 1-2〔7〕）。



出典：IEA 中期再生可能エネルギー市場レポート 2016

図 1-1 Cumulative installed power capacity and renewable additions (2014-15) [6]



出典：IEA Renewables 2017

図 1-2 Power capacity additions by fuel 2016 [7]

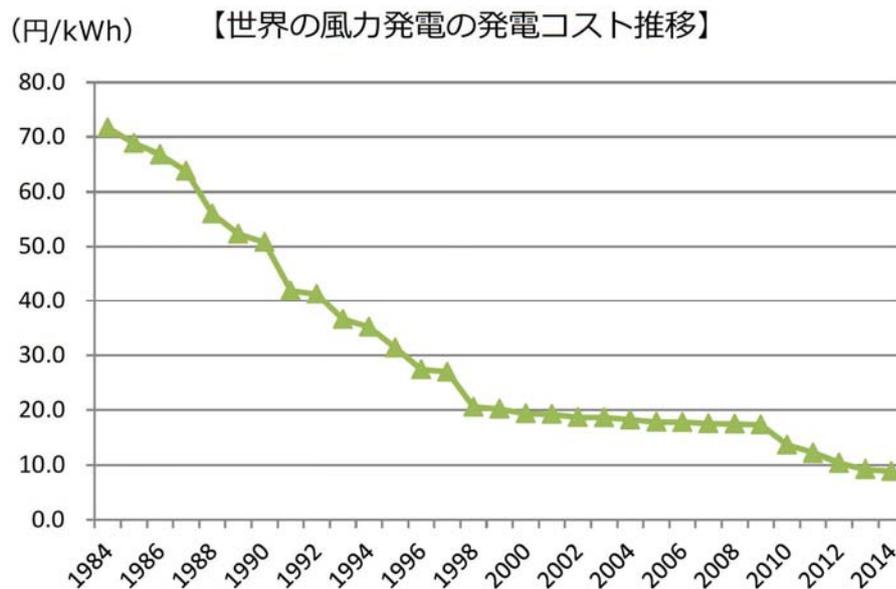
この導入量の伸びに最も寄与したのが、コストの低減である。太陽光は、2009 年以降、モジュール価格が低減、これと並行した導入量の拡大と固定買取制度 [FIT (Feed-in Tariff Program)] 価格の引き下げなどにより、大幅に発電コストが低減した (図 1-3 [6])。風力は、1980~90 年代にかけて、発電設備の大型化、市場の拡大により、発電コストは大幅に低減した。その後、原材料費高騰などによる風車価格の上昇により、一時期鈍化した。2010 年頃から、更なる大型化により、風力新興国での導入が加速したことなどによりコスト低減が進んだ (図 1-4 [6])。

この様に、世界的には再生可能エネルギーの導入拡大が進む中、発電コストが低減し、他の電源と比較してもコスト競争力のある電源となってきたことで、再生可能エネルギーの更なる導入拡大を生むという好循環が生じている。



注)・出典：Bloomberg new energy finance より  
 為替レート：日本銀行基準外国為替相場および裁定外国為替相場  
 (平成 29 年 5 月中において適用：1 ドル=113 円, 1 ユーロ=121 円)

図 1-3 世界の太陽光発電の発電コスト推移 [6]



注)・出典：Bloomberg new energy finance より  
 為替レート：日本銀行基準外国為替相場および裁定外国為替相場  
 (平成 29 年 5 月中において適用：1 ドル=113 円, 1 ユーロ=121 円)

図 1-4 世界の風力発電の発電コスト推移 [6]

### 1.1.2 国内の再生可能エネルギーの導入状況

国内の再生可能エネルギーの導入状況は、2012年7月の固定価格買取制度開始後、2016年度までの年平均伸び率は、26%となり、再生可能エネルギー導入量が約2.7倍に拡大した（図1-5〔7〕）。しかしながら、発電コストは国際水準と比較して高い状況にあり、大幅なコストダウンを通じて再生可能エネルギーをコスト競争力のある電源としていく必要がある〔7〕。

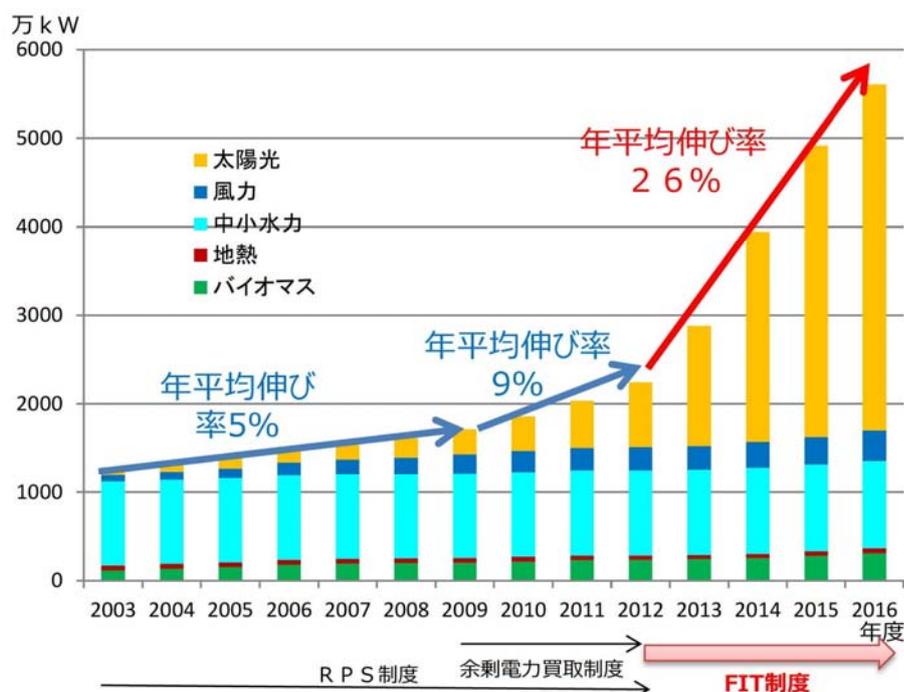


図1-5 再生可能エネルギーなどによる設備容量の推移\*（\*大規模水力は除く）〔7〕

また、わが国の再生可能エネルギーの発電比率は15.0%、水力を除くと7.7%であり、欧州の国々と比較してまだまだ低い状況にある（図1-6〔7〕）。この様な中、2015年7月経産大臣決定の「長期エネルギー需給見通し（エネルギーミックス）」〔総合資源エネルギー調査会で審議〕において、わが国は2030年度のエネルギーミックスで原発20～22%程度（震災前3割）、再エネ：22～24%程度（現状から倍増）を目指し、最大限の再生可能エネルギー導入に取り組むこととしている（図1-7〔7〕）。特に風力発電設備は、エネルギーミックスの中心であり、2030年度には現在の水準の約2.9倍とする計画（エネルギー基本計画の検討に合わせて必要に応じ見直し）も示されている（表1-1～表1-2〔7〕）。

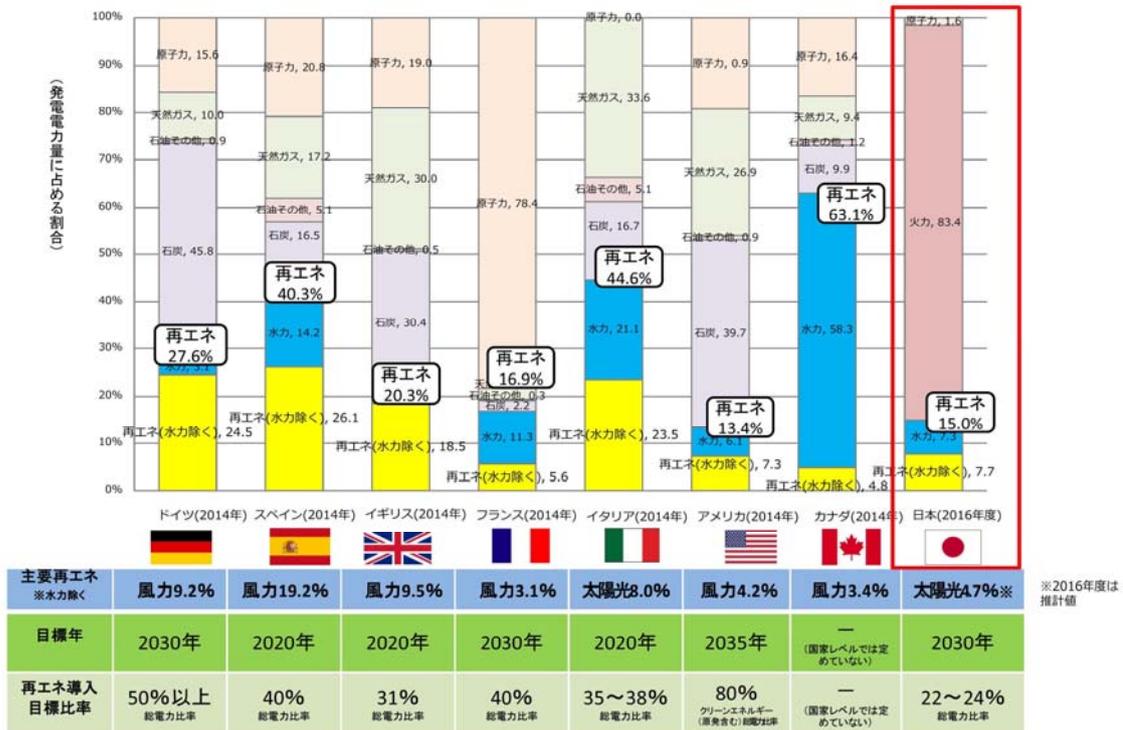
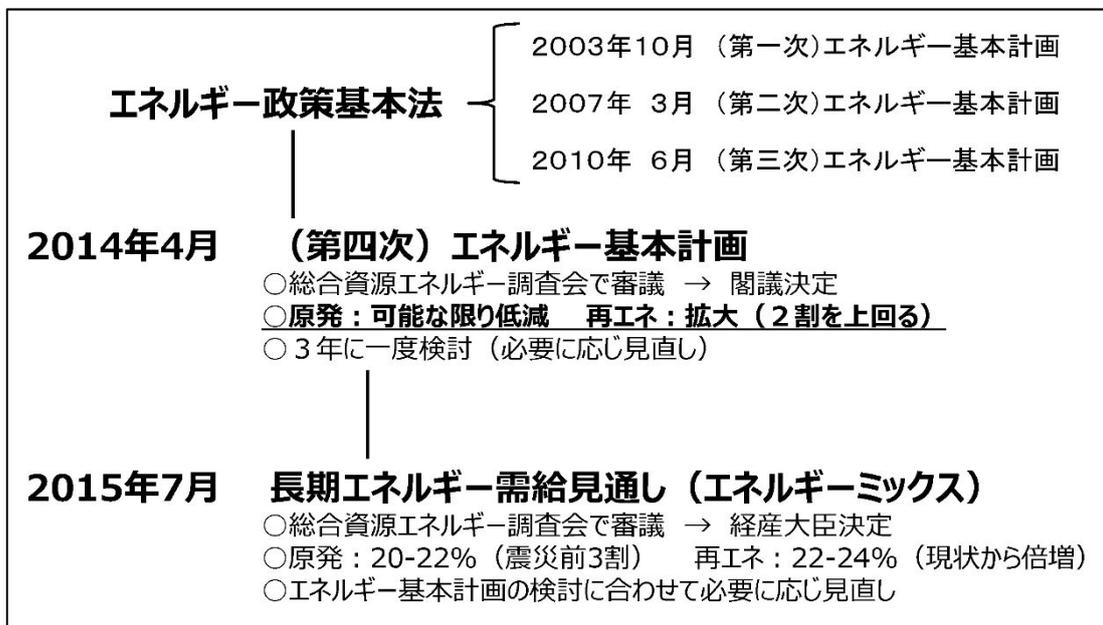


図 1-6 主要国の再生可能エネルギーの発電比率 [7]

表 1-1 エネルギー基本計画とエネルギーミックス [7]



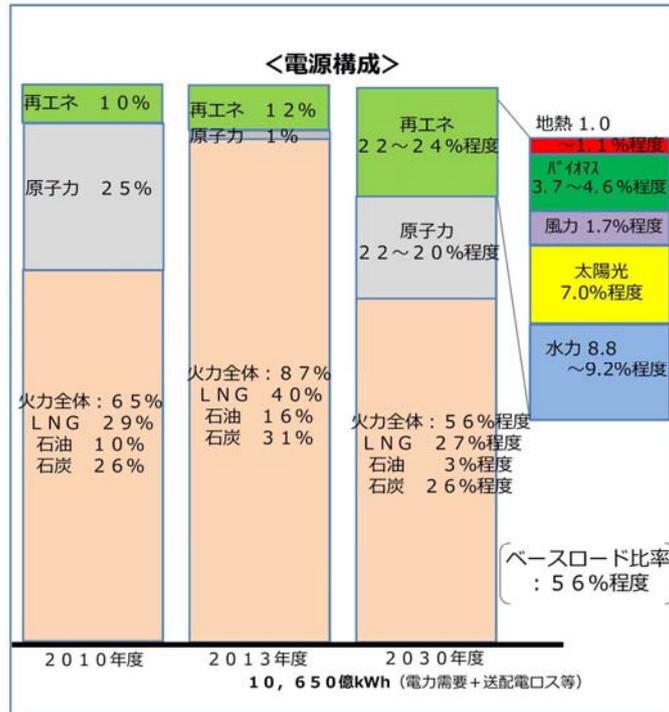


図 1-7 電源構成 (エネルギーミックス) [7]

表 1-2 「エネルギーミックス」実現への道のり [7]

(kW)	導入水準 (17年3月)	ミックス (2030年度)	ミックス/導入水準
太陽光	3910万	6400万	約1.6倍
風力	339万	1000万 (うち洋上 82万)	約2.9倍
地熱	52万	140~ 155万	約2.8倍
水力	4812万	4847~ 4931万	約1.0倍
バイオ	315万	602~ 728万 (うち一般木質 274~400万)	約2.1倍

注：2017年4月以降の失効分及び経過措置の対象で今後失効する可能性があるものを含む

※固定価格買取制度における認定量等より作成

※FIT認定量の下段括弧は、前年度未からの増加量

※地熱、水力、バイオのミックス/導入水準については、ミックスの中央値により算出

### 1.1.3 国内における再生可能エネルギーの導入拡大と国民負担

前節で述べた様に、わが国では、2017年7月より固定買取制度が導入されている。本制度は、再生可能エネルギーで発電した電気を電力会社が一定価格で買い取ることを国が約束する制度である。

電力会社が買い取る費用を電気の利用者から賦課金という形で集め、コストの高い再生可能エネルギーの導入を支えている。

しかしながら、この賦課金は、再生可能エネルギーの導入拡大に伴い増え続けており、2017年度の賦課金総額は約2.1兆円、標準家庭（使用量260kWh/月）で、686円/月（8,232円/年）となっている（図1-8〔8〕）。

国は、再生可能エネルギーの最大限の導入と国民負担抑制の両立による、エネルギーミックス〔2030年度の再生可能エネルギーの導入水準（22～24%）〕の達成のため、固定買取制度の見直しを実施した〔第190回通常国会にて、「電気事業者による再生可能エネルギー電気の調達に関する特別措置法（通称：FIT法）などの一部を改正する法律」が成立した〕。これにより、平成29年4月1日より固定価格取得制度が変更となった〔8〕。FIT法改正により、電源毎に中期的な価格目標を設定することとなっており、事業者の努力やイノベーションによるコストの低減を促すこととされている〔8〕。

図1-9に示す様に、陸上風力は、今後、調達価格が低減される目標設定とされている。これは、陸上風車が固定買取制度から自立した形で導入を目指すこととされているためである。このため、事業性を確保する上でも、風力発電所の稼働率の向上は、今後さらに重要となる。

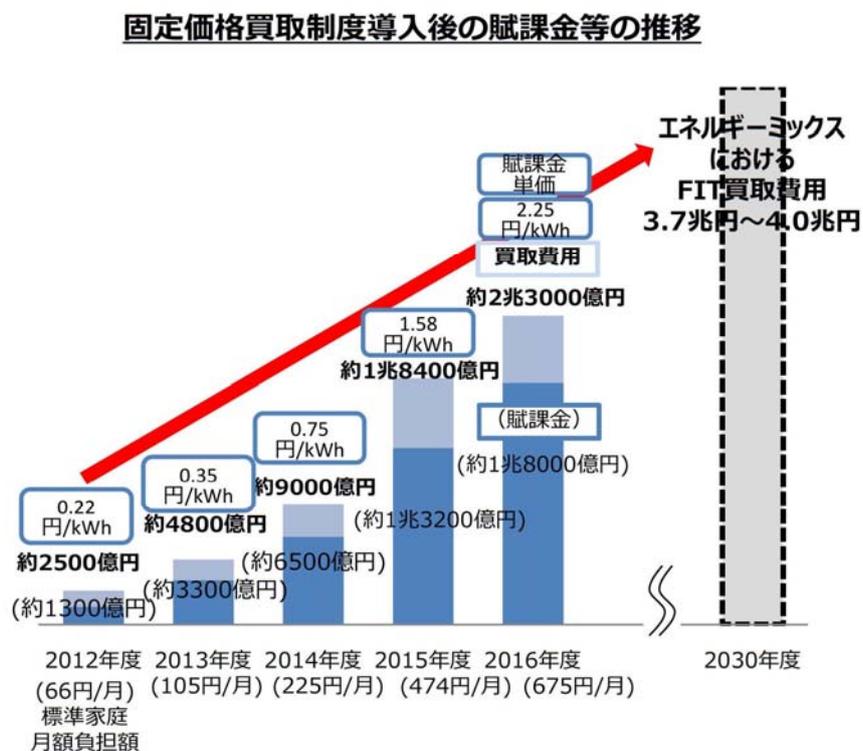


図1-8 固定買取制度導入後の賦課金等の推移〔8〕

	平成 24年度	平成 25年度	平成 26年度	平成 27年度	平成 28年度	平成 29年度	平成 30年度	平成 31年度
事業用太陽光 (10kW以上)	40円	36円	32円	29円 27円※1	24円	21円※3	今年度では 決定せず	今年度では 決定せず
住宅用太陽光 (10kW未満)	42円	38円	37円	33円 35円※2	31円 33円※2	28円 30円※2	26円※2	24円※2
風力	22円(20kW以上)					22円	21円	
	55円(20kW未満)					据え置き		
	36円(洋上風力)					据え置き		
地熱	26円(1500kW以上)					据え置き		
	40円(1500kW未満)					据え置き		
水力	24円(1000kW以上3000kW未満)					24円	20円(5000kW以上3000kW未満)	
	29円(200kW以上1000kW未満)					据え置き	27円(1000kW以上5000kW未満)	
	34円(200kW未満)					据え置き		
バイオマス	39円(メタン発酵ガス)					据え置き		
	32円(間伐材等由来の木質バイオマス)		40円(2000kW未満) 32円(2000kW以上)			据え置き		
	24円(一般木質バイオマス・農作物残さ)					24円	21円(20000kW以上)	
	13円(建設資材廃棄物)					24円(20000kW未満)		
	17円(一般廃棄物・その他のバイオマス)					据え置き		

図 1-9 調達価格 [8]

#### 1.1.4 国内における風力発電設備の事故の状況

##### 1.1.4.1 事故率の推移

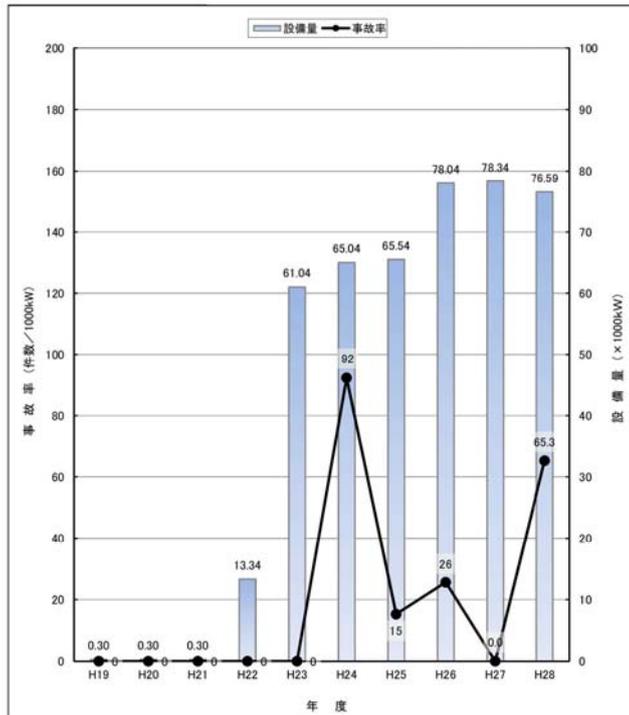
風力発電設備容量に対する事故件数の割合は、火力発電に比べて極めて高い傾向にある（図 1-10 [9]）。

風力発電設備は、一般公衆が容易に立ち入れる場所（例えば公園など）に設置されている場合があるため、風車の落下事故などが発生した場合、一般公衆への被害も想定される。国の産業構造審議会電力安全小委員会新エネルギー発電設備事故対応・構造強度ワーキンググループでは、これまで、事故再発防止対策を水平展開するため、事故について審議が行われ、事故原因の分析が実施されてきた。特に風力発電設備は、火力発電設備などと比較して、運転開始から比較的短い運用期間で事故が発生している。この対策として、これまで、①風車の乱流対策の明確化や②風車の設置場所の雷の強さに応じた雷対策といった技術基準の整備などが行われてきた [10]。

しかしながら、事故を未然に防ぐためには、適切なメンテナンスの徹底による設備の安全性と保安水準を高めていくことが不可欠であることから、平成 29 年 4 月から定期安全管理審査制度が導入された [10]。導入された定期安全管理審査制度では、定期事業者検査を行い、その結果を記録・保存することが義務付けられている。検査対象部位は、ブレード・タワーなどで、部位毎にボルトナット検査などを実施する必要がある。また、その定期事業者検査の実施に係る組織、検査の方法、工程管理等について、登録安全管理審査機関による定期安全管理審査を受審することが義務付けられている。

定期安全管理審査では、事業者が行う日常的な保守管理の体制や設備安全性（安全尤度や IoT 等による常時監視・予兆把握技術など高度な運転管理技術の導入等）という「事業者の保安力」を評価する仕組みとし、「保安力」に応じた法定定期検査時期の延伸又は短縮という実効的なインセンティブ措置を講ずることとなっている [10]。

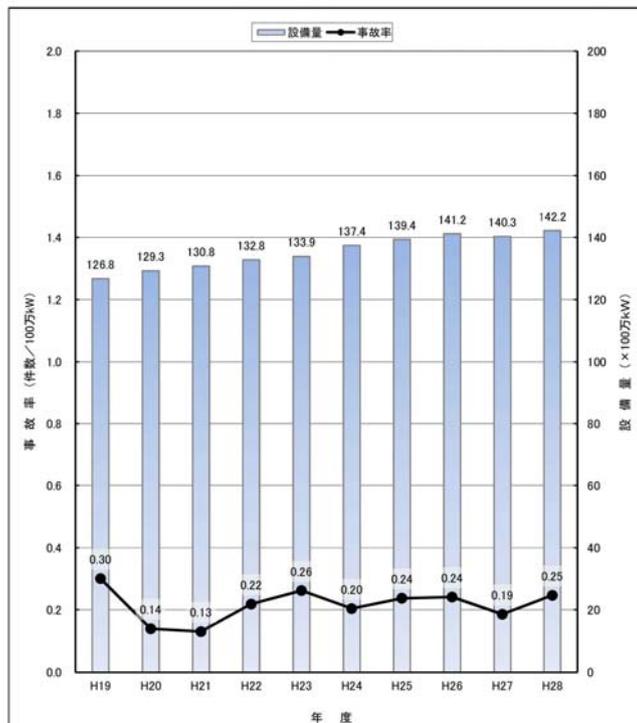
(事業用電気工作物設置者のうち旧一般電気事業者および旧卸電気事業者)



(備考) 事故率は、出力 1,000kW 当たりの事故件数である。

(a) 風力発電所

(事業用電気工作物設置者のうち旧一般電気事業者および旧卸電気事業者)



(備考) 事故率は、出力 100 万 kW 当たりの事故件数である。

(b) 火力発電所

図 1-10 電源設備別事故率の推移 [9]

### 1.1.4.2 風力発電所事故の特徴

風力発電所の事故は、風車ナセル落下事故〔1〕など機械的要因とされる事故の他に電気事故も発生している〔21〕。

九州管内における過去5年間（平成24年度～28年度）に発生した電気事故（全て破損事故）は52件となっている（図1-11）〔2〕。

発生部位の特徴として、最も事故件数が多いのが、逆変換装置の合計16件（31%）であり、サイトの急激な風況変化による電氣的ストレスも一因となっていることが報告されている〔2〕。また、3番目に多いのが発電機の13件（25%）であり、要因は風車の振動に関連したものが多くとされている〔2〕。これらの特徴から、電気事故に対しても地形性乱流への注意が必要であることが分る。

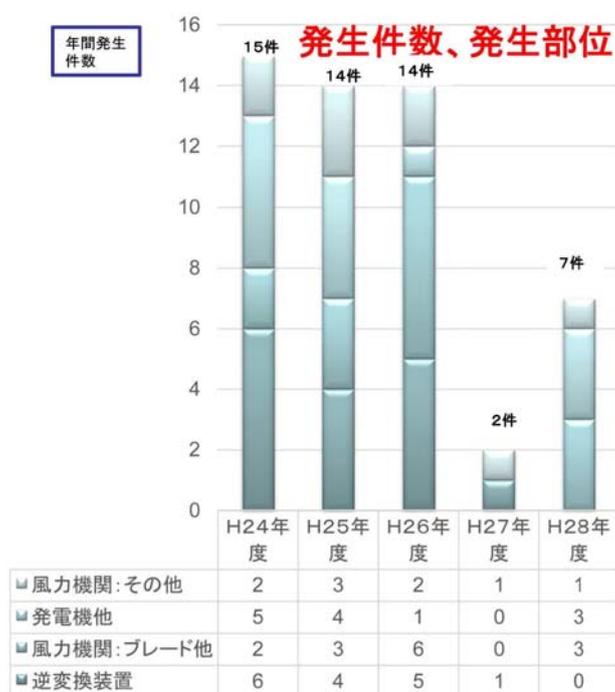


図1-11 九州管内における電気事故発生件数，発生部位〔2〕

### 1.1.4.3 国内の事件事例

近年の風力発電設備の導入拡大が進む一方で、山岳部など複雑地形上に建設された風力発電所において、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3号機（図1-12）タワーの破断事故はその一例である。

太鼓山風力発電所は、与謝郡伊根町字野村小字太鼓山に出力4,500kW（750kW×6基）で平成13年11月15日に運転を開始した。

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（図1-13〔1, 22〕）。

風車タワーの設計疲労寿命は20年以上になっているが、本事故は、平成13年11月に運用開始後、約12年で発生した。

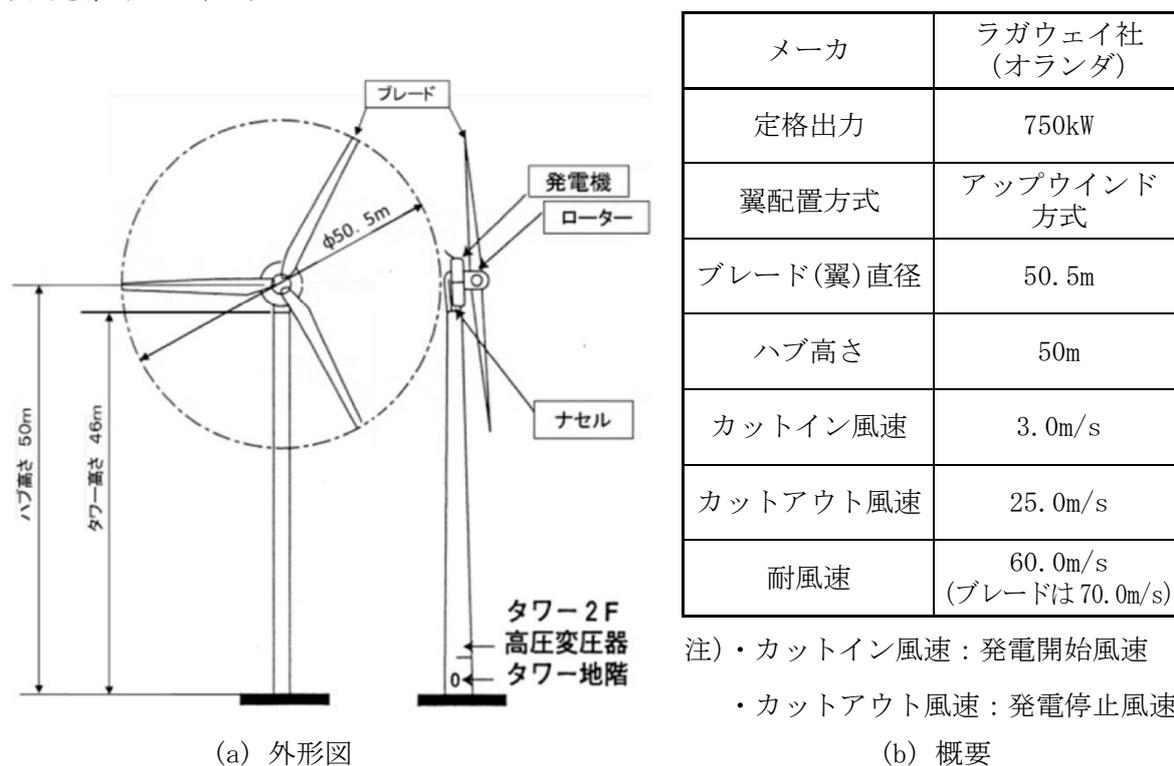


図1-12 3号機の外形図および概要〔1〕



(a) 落下したナセルおよびロータ



(b) 破断したタワー

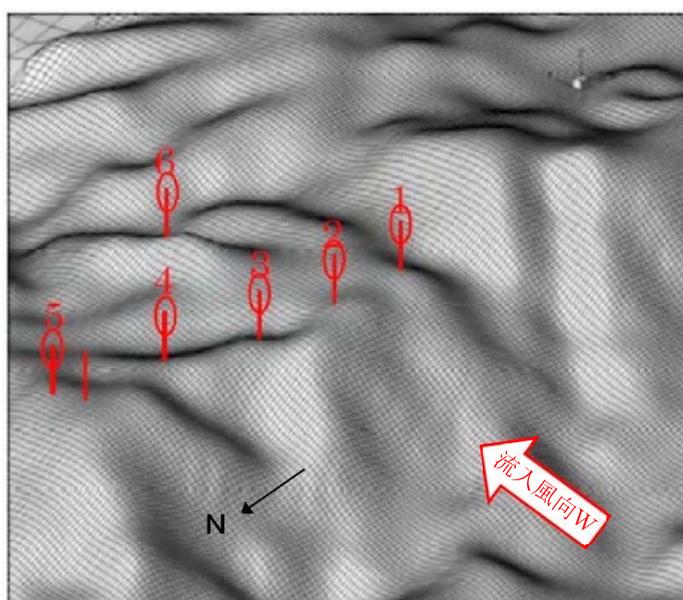
図 1-13 太鼓山風力発電所の風車事故の状況 [1]

本事故調査報告（平成 25 年 12 月）によると、タワートップフランジ接合ボルト損傷を考慮したタワー疲労寿命評価を実施した結果、ボルト損傷時には正常時の 1/100 程度までに疲労寿命が減少することから、風車タワーの疲労破断の原因は、タワートップフランジ接合ボルトの損傷に起因するとされている [1]。

数値流体解析に LES [ラージ・エディ・シミュレーション(Large-Eddy Simulation)] モデルを用い、3次元非定常解析により求めた解析結果より、各号機のハブ高さ（地上高 50m）における無次元風速のベクトルと風速比（実地形風速と平坦地形上の風速との比）について、モデル図（図 1-14）とコンター図（図 1-15）が示されており、西風の場合、西側崖地形の影響より、風車設置地点では増速していることが示されている [1]。

項 目	設 定 値
中心座標	35° 41' 46.1'' N 135° 12' 24.0'' E
計算範囲	水平：半径 8 km, 鉛直：6 km
計算風向	16方位（22.5度ピッチ）
計算時間間隔	0.0001s
格子条件	水平方向：最小10.0m（半径1.5km）
	鉛直方向：最小1.0m
境界条件	Z <sub>0</sub> =0.8m（森林）に対応するキャノピー
標高データ	国土地理院数値地図50mメッシュ
風車ハブ高	50m

(a) 解析条件



(b) 解析領域図（流入風向 W）

図 1-14 解析条件と解析領域図（流入風向 W） [1]

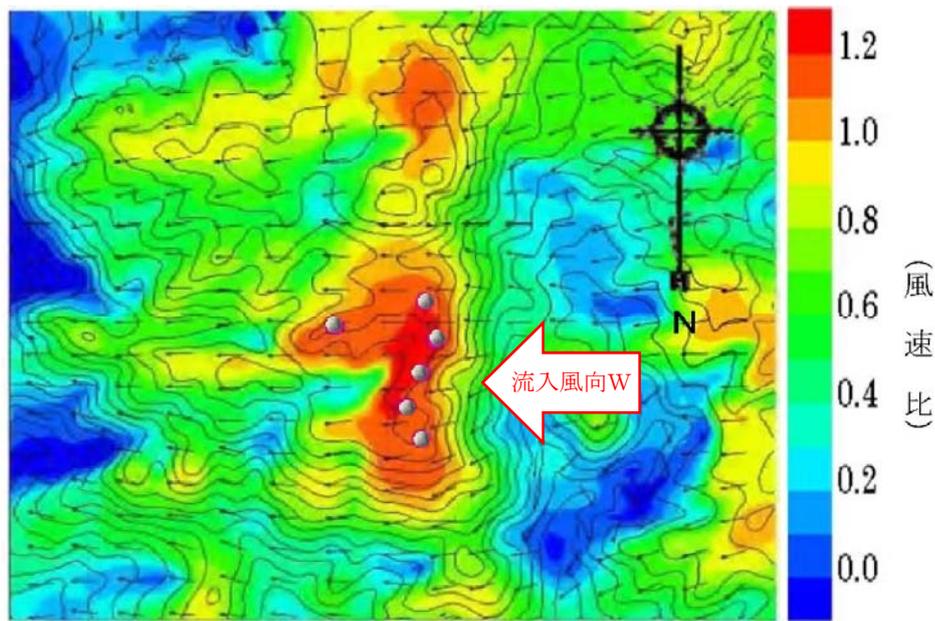


図 1-15 無次元風速の分布（流入風向 W）〔1〕

次に、LES 解析結果より、主風向の西風は、各号機のハブ高さ（地上高 50m）における吹上げ角の風向分布を求め IEC の値と比較した結果、南風では太鼓山山頂の影響を受け、吹き下ろしになっているが、他の風向はほとんど吹上げになっている（図 1-17〔1〕）。

ハブ高さ（地上高 50m）における吹上げ角は、IEC において、+8 度～-8 度の範囲内と規定されているが、西方向を中心に高い値となっている（図 1-17〔1〕）。

最後に、LES 解析結果より各号機のハブ高さ（地上高 50m）における風方向、風直角方向、風鉛直方向の乱流強度分布（各乱流強度は風方向の値で無次元化）が示されているが、主風向の西風における風直角方向の乱流強度は、風方向の乱流強度を  $I_u$  とした場合 IEC において  $0.8I_u$ 、同じく風鉛直方向は IEC において  $0.5I_u$  と規定されているが、両乱流強度共に高く、特に風鉛直方向の乱流強度が高いことが確認されている（図 1-18～図 1-19〔1, 14〕）。

これらの風の吹上げや風垂直・鉛直の乱流強度の解析結果からも、過酷な風況条件で運転が継続されており、タワートップフランジ接合ボルトへのストレスが大きかったと考えられる。

なお、太鼓山のナセル落下事故の調査結果を踏まえ、経済産業省では山岳地形の乱流の解析等の技術基準の見直しの検討を行った〔11〕。その結果、風力発電施設の風条件（乱流）の扱いとして、電気事業法に基づく風力発電施設に関する技術基準を定める省令（風技省令）の第 4 条の第二号に規定する「風圧」について、現地風条件として 3 方向（主方向、横方向、上方向）の乱流を含めた風圧が考慮されたものであることが追記された（表 1-4〔12〕）。見直し前から、現地での厳しい風条件（乱流）に対しての記載はあったが、今回の事故調査の結果から、事故発生サイトにおいては、主風向からの乱流強度は風車の国際的な安全規格（表 1-3, 図 1-16〔14〕）の範囲内であったが、風直角方向および鉛直方向における乱流強度はこれを超えていたことが明らかになったためである（図 1-18～図 1-19〔1〕）。今回の事故事象を踏まえ、「発電用風力設備の技術基準の解釈」において、乱流の扱いとして、乱流の 3 方向成分〔36, 38～39〕に係る安全上の扱いが明記され（表 1-4）、現地風条件に対する風車構造の一層の安全確保を求める必要があることが示された〔11〕。

表 1-3 風車の耐風強度のクラス分け [14]

風車クラス		I	II	III	S
V <sub>e50</sub> (m/s)		70	59.5	52.5	設計者が 規定する数値
V <sub>ref</sub> (m/s)		50	42.5	37.5	
V <sub>ave</sub> (m/s)		10	8.5	7.5	
A	I <sub>ref</sub>	0.16			
B	I <sub>ref</sub>	0.14			
C	I <sub>ref</sub>	0.12			

注)・V<sub>e50</sub> : 再現期間50年の極値風速 (3秒間平均)

・V<sub>ref</sub> : 10分間平均基準風速

・V<sub>ave</sub> : ハブ高さにおける年平均風速

・I<sub>ref</sub> : 風速15m/sのときの乱れ強度の期待値

・乱れの主流方向成分に対してIECのNTM(Normal Turbulence Model)乱流モデルは以下のよう  
に規定されている (図1-16, [14]).

$$\sigma_{90q} = I_{ref}(0.75V + 5.6) \quad (1-1)$$

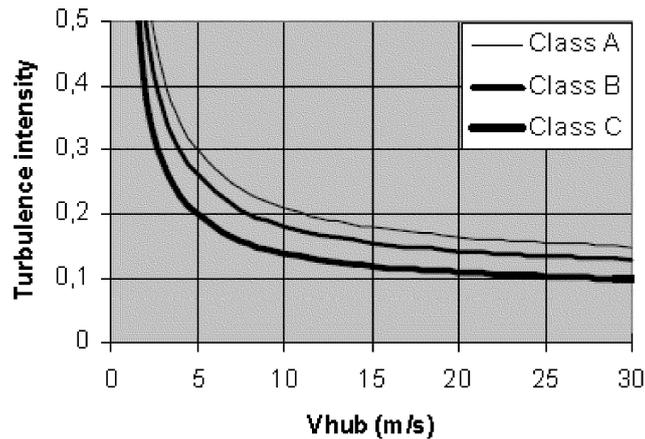
$$TI_{90q} = \frac{\sigma_{90q}}{V} = \frac{I_{ref}(0.75V + 5.6)}{V} \quad (1-2)$$

TI : 乱流強度

V : 10分間平均風速 [m/s]

σ : 風速の標準偏差 (乱流標準偏差) [m/s]

添え字90q : 90%分位値



注)・A : 高い乱流強度のカテゴリー

・B : 中程度の乱流強度のカテゴリー

・C : 低い乱流強度のカテゴリー

図 1-16 乱流モデル [14]

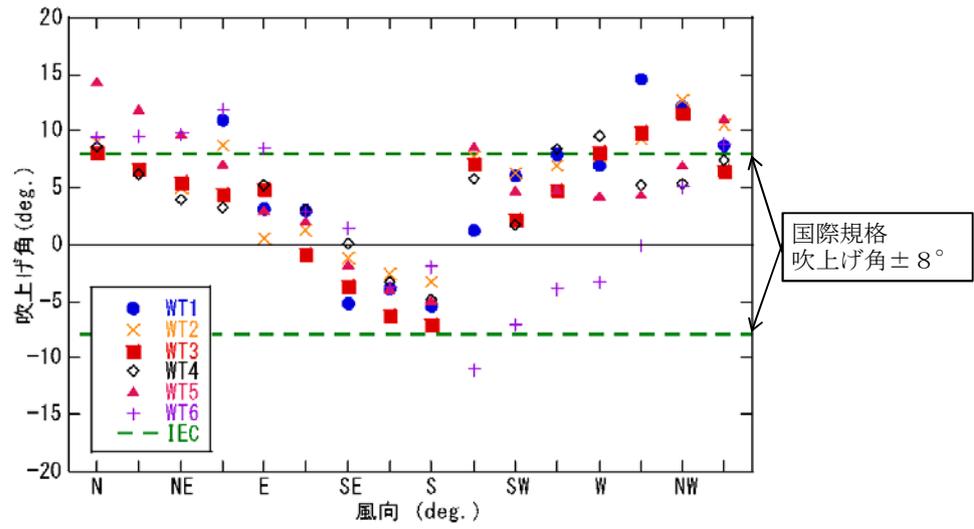


図 1-17 吹上げ角の風向分布 [1]

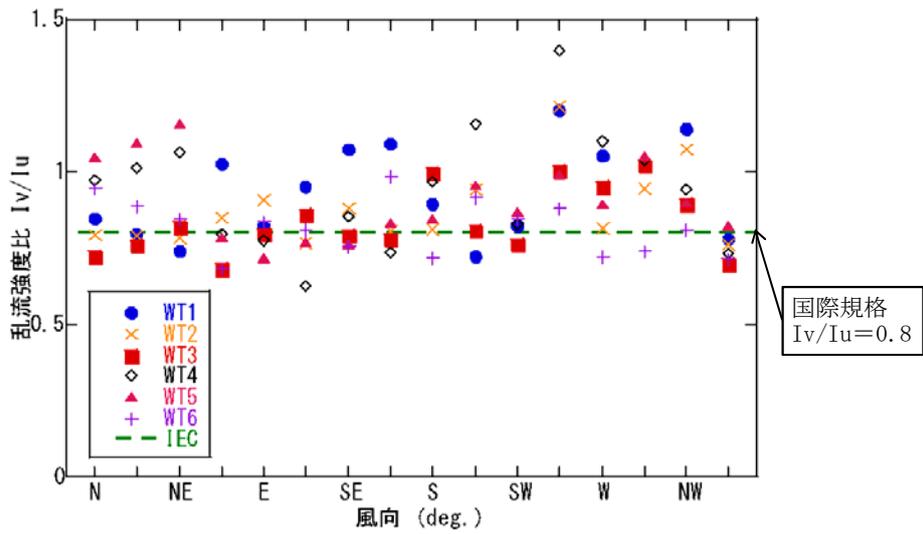


図 1-18 風直角方向の乱流強度の風向分布 [1]

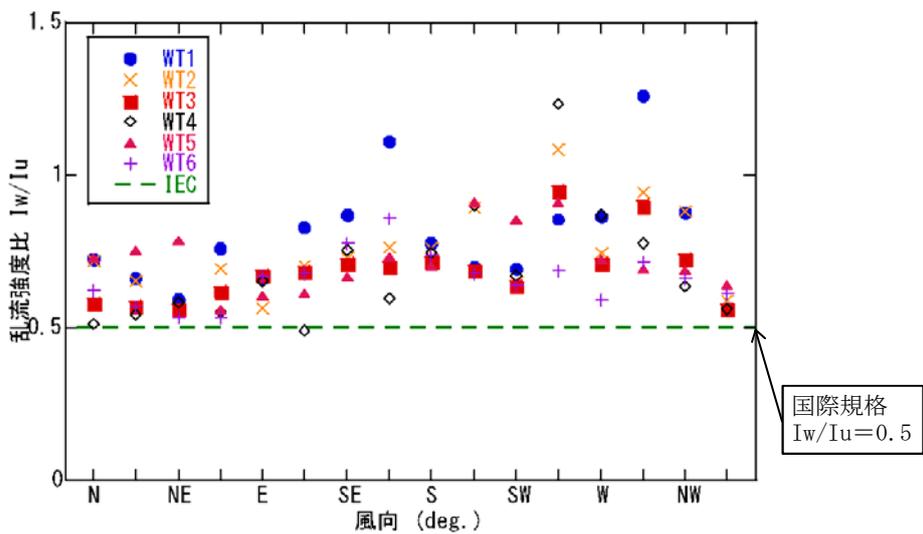


図 1-19 風鉛直方向の乱流強度の風向分布 [1]

表 1-4 発電用風力設備の技術基準の解釈についての一部改正する規定案

新旧対照表（傍線部分は改正部分）〔12〕

改 正 案	現 行
<p><b>【風車の構造】</b>                      (省令第4条)                      第3条 (略)                      第4条 省令第4条第二号に規定する「風圧」とは、発電用風力設備を設置する場所の風車ハブ高さにおける現地風条件（極値風及び<b>三方向（主方向，横方向，上方向）</b>の乱流を含む。）による風圧が考慮されたものであって、次に掲げるものを含むものをいう。                      一・二 (略)                      2 (略)</p>	<p><b>【風車の構造】</b>                      (省令第4条)                      第3条 (略)                      第4条 省令第4条第二号に規定する「風圧」とは、発電用風力設備を設置する場所の風車ハブ高さにおける現地風条件（極値風及び乱流を含む。）による風圧が考慮されたものであって、次に掲げるものを含むものをいう。                      一・二 (略)                      2 (略)</p>

以上、経済産業省による技術基準の改正に至った本事故調査報告〔1, 11〕から、風車安全管理のため、LES 解析が、複雑地形上の乱流の予測と評価に有用であり、今後、ますます重要になると考えられる。

配置計画段階では、社会条件、環境条件や事業性を含め、総合的に検討を行うため、風車位置座標は流動的である。この総合的な検討プロセスにおいて、現地風条件に対する風車の疲労荷重に対する強度を複数の配置パターンで確認する必要がある。

また、配置計画段階では風車位置座標が決定していないことから、風車メーカーの協力を得ることができないため、事業者は風車の疲労荷重に対する強度評価に対して、独自の検討手法を用いる必要がある。

風車建設においては、配置計画を基に環境影響評価などの調査や設計が進められることから、設計段階で風車の疲労荷重に対して強度不足が判明した場合、セクターマネージメント（風速による風車運転停止などの運転制約）適用による事業性の悪化などにより、事業中止に繋がる可能性がある。よって、配置計画段階において風車の疲労荷重に対する強度が確認されていることが公共の安全確保に加え、スムーズな事業推進を行う上でも重要である。このため、複数の配置パターンで風車の疲労荷重に対する強度の確認が必要となる配置計画段階では、LES 解析結果に基づき、高精度かつ、効率的な最適配置手法の確立が望まれている。

### 1.1.5 風車認証制度

わが国では、一般社団法人日本電機工業会によって、風力発電サイト適合性評価手法が取り纏められている [32]。本サイト適合性評価の目的は、評価実施者が、設置する風条件などサイト条件調査の結果を正しく評価し、設置を見込む風車およびウィンドファーム並びにその支持物の設計が、サイト条件を満たしているかを評価するところにある(表 1-5, 図 1-20[43~46])。

認証は、風車に係わる国際規格である IEC61400 シリーズに基づいた制度である (図 1-21)。

なお、本サイト適合性評価に対して、サイト適合証明書が発行され、証書は、電気事業法で定められた工事計画届出時に活用される。

IEC61400-1 [14] 風力発電システムの本体の設計は、想定される風条件をクラスおよびカテゴリ分け (表 1-3) して決められており、風条件については、現地の地形等が風況に与える影響および風況が風力発電設備に与える影響を明確化し、風車設置場所に適した安全な運転が可能な風車を選定しなければならない。

また、疲労荷重については、[対象設計荷重条件 (計算応力) / (部材の許容応力)] が全て 1 以下であることが重要な確認内容である。

本プロジェクト認証 (サイト適合性評価) についても、設置計画段階のリスクであり、山岳部など複雑地上に風車設置を計画する場合、サイト固有の風条件である地形性乱流を、適切に評価しなければならない。

表 1-5 大型風車の主な認証 [43~46]

	内 容
風力発電機の認証	設計適合評価や試験機による型式試験の評価など、風力発電機に関連する様々な技術規格に基づいた評価を行い、最終的には型式認証を発行。
プロジェクト認証	風力発電所の環境条件、風車本体およびその支持構造物など風力発電所全体の設備を含めて、開発段階から、建設中さらに運転開始後のそれぞれの状態について、技術規格への適合性を確認。
ウィンドファーム認証	プロジェクト認証の一部として、風力発電所を建設するサイトの環境条件の評価を行い、その環境条件に基づいて風車及び支持構造物の強度及び安全性が設計上担保されていることを確認する認証を実施。(電気事業法による許認可に活用することを考慮した認証。)

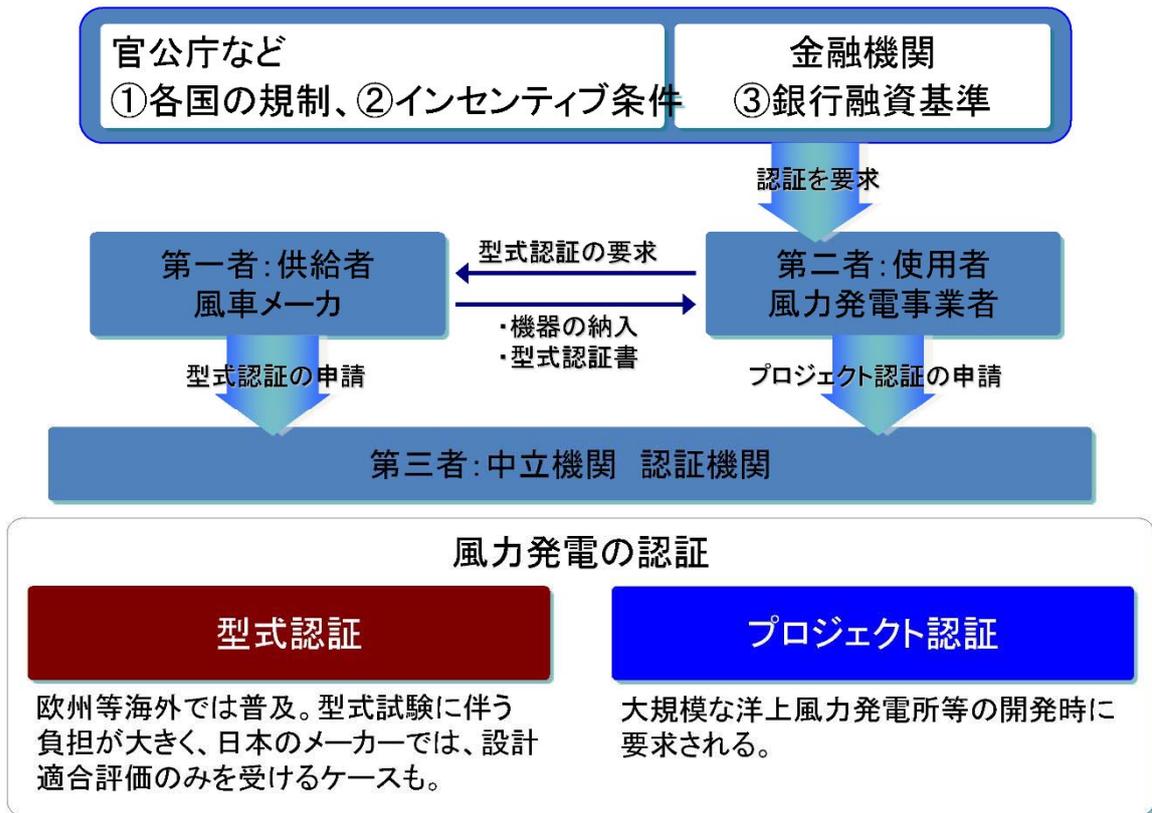


図 1-20 風車国際認証制度の概要 [43]



図 1-21 風力発電の国際規格体系 [43]

## 1.1.6 風車の構成および風の乱れ（地形性乱流）による事故や故障発生の例

### 1.1.6.1 風車の構成

中型・大型風車で一般的なプロペラ式風力発電システムは、図 1-22 および表 1-6 に示すような風力エネルギーを機械的動力に変換する「ロータ系」、ロータから発電機へ動力を伝える「伝達系」、発電機などの「電気系」、システムの運転・制御を司る「運転・制御系」、および「支持・構造系」から構成される（図 1-22、表 1-6）。

プロペラ式風力発電システムは、風の運動エネルギーを利用して風車（風力タービン）のブレード（回転羽根）およびロータ軸（ブレードの回転軸）を回転させ、その回転を直接、または増速機を経た後に発電機に伝達することで、電気エネルギーに変換して発電するシステムである。したがって、風力エネルギーは、ブレードを通して入力されることから、ブレード根元の強度評価（ブレード曲げ）は、風車構造強度の評価上、極めて重要である。

なお、本研究対象風車の風向・風速計は、ナセルとロータの干渉の影響をほとんど受けないダウンウインド風車である（図 1-22～図 1-23）。

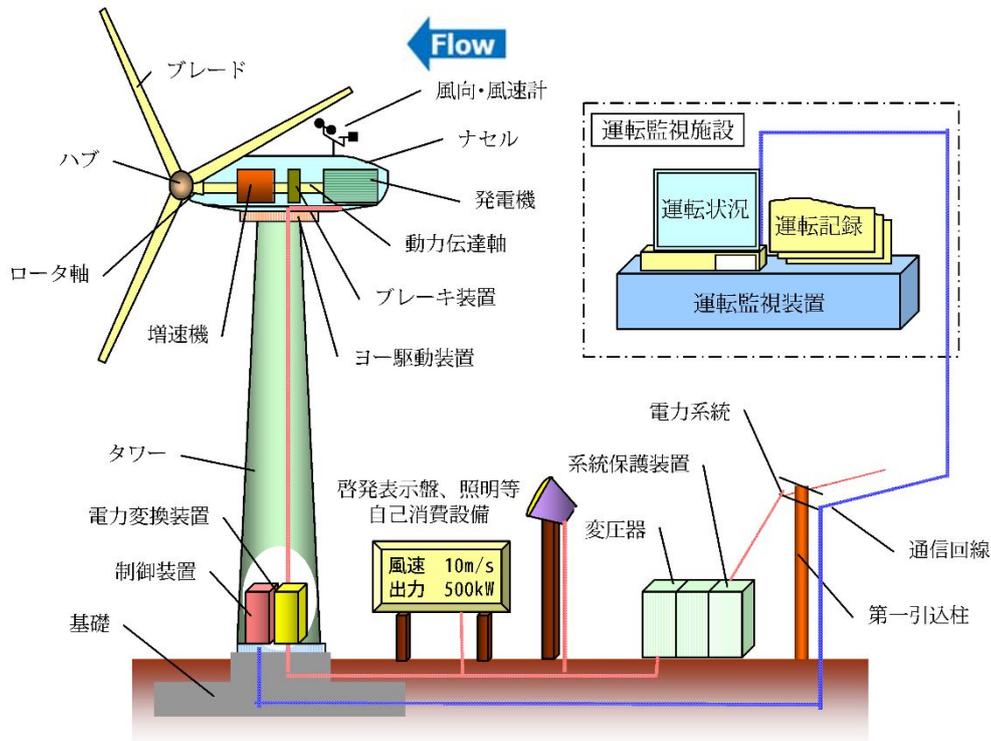


図 1-22 プロペラ式風力発電システムの機器構成例 [47]

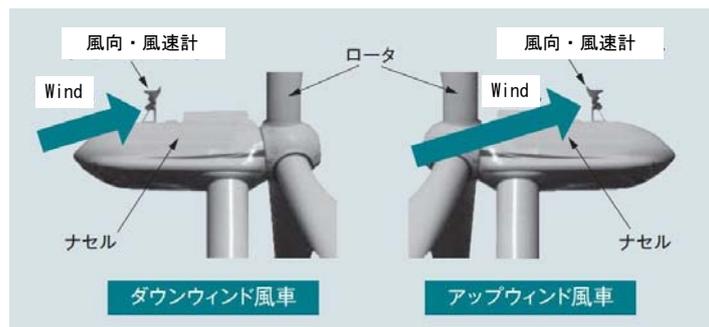


図 1-23 風向・風速計およびナセルとロータの位置関係 [51]

表 1-6 プロペラ式風力発電システムの構成 [47]

構成要素		概 要
ロータ系	ブレード	回転羽根, 翼
	ロータ軸	ブレードの回転軸
	ハブ	ブレードの付け根をロータ軸に連結する部分
伝達系	動力伝達軸	ロータの回転を発電機に伝達する
	増速機	ロータの回転数を発電機に必要な回転数に増速する歯車(ギア)装置(増速機のない直結ドライブもある)
電気系	発電機	回転エネルギーを電気エネルギーに変換する
	電力変換装置	直流, 交流を変換する装置(インバータ, コンバータ)
	変圧器	系統からの電気, 系統への電気の電圧を変換する装置
	系統連系保護装置	風力発電システムの異常, 系統事故時等に設備を系統から切り離し, 系統側の損傷を防ぐ保護装置
運転・制御系	出力制御	風車出力を制御するピッチ制御あるいはストール制御
	ヨー制御	ロータの向きを風向に追従させる
	ブレーキ装置	台風時, 点検時等にロータを停止させる
	風向・風速計	出力制御, ヨー制御に使用されナセル上に設置される
	運転監視装置	風車の運転/停止・監視・記録を行う
支持・構造系	ナセル	伝達軸, 増速機, 発電機等を収納する部分
	タワー	ロータ, ナセルを支える部分
	基礎	タワーを支える基礎部分

### 1.1.6.2 風の乱れ（地形性乱流）による事故や故障発生の例

風車は国際規格（IEC61400 [14]）に定められた標準風条件〔風速および風の乱れの組み合わせ（表 1-3）〕を満足する風車クラスに合致する規格品が提供されたきた。しかしながら、この規格は、商業用風車の開発先進国である欧州での風条件や地形条件に基づいて策定されており、山岳部などの複雑地形に起因した地形性乱流の影響については、十分配慮されていない。

図 1-24 に示す様に、複雑地形上に設置された風車のブレードに入力される風速・風向は空間的・時間的に変動することにより、直径が約 100m にも及ぶ 3 枚のブレード根元に加わる力〔モーメント（風荷重）〕が大きく変化することとなり、3 枚のブレードの回転スピードにも影響を与える。

ブレード根元に加わる力〔モーメント（風荷重）〕が大きく変化すると、大きな歪みが生じる。これにより、疲労が蓄積し、ブレードの破損などにつながる可能性がある。

また、風を受けて回転エネルギーへ変換するハブおよび複数のブレードからなるロータの大きなモーメント（風荷重）の変化は、水平軸で発電機へ動力を伝える増速機などの風車内部の構成機器などにも影響を与える可能性もある（表 1-6、図 1-24～図 1-25）。

なお、本研究では、地形性乱流が風車ブレードの疲労荷重に与える影響を検討するため、発電時〔発電開始風速（カットイン風速）4m/s 以上〕の疲労荷重に対して、大きな影響を及ぼすブレードフラップ曲げモーメントを評価するため、ブレードフラップ曲げ方向の歪み計測を行った（図 1-26～図 1-27）。

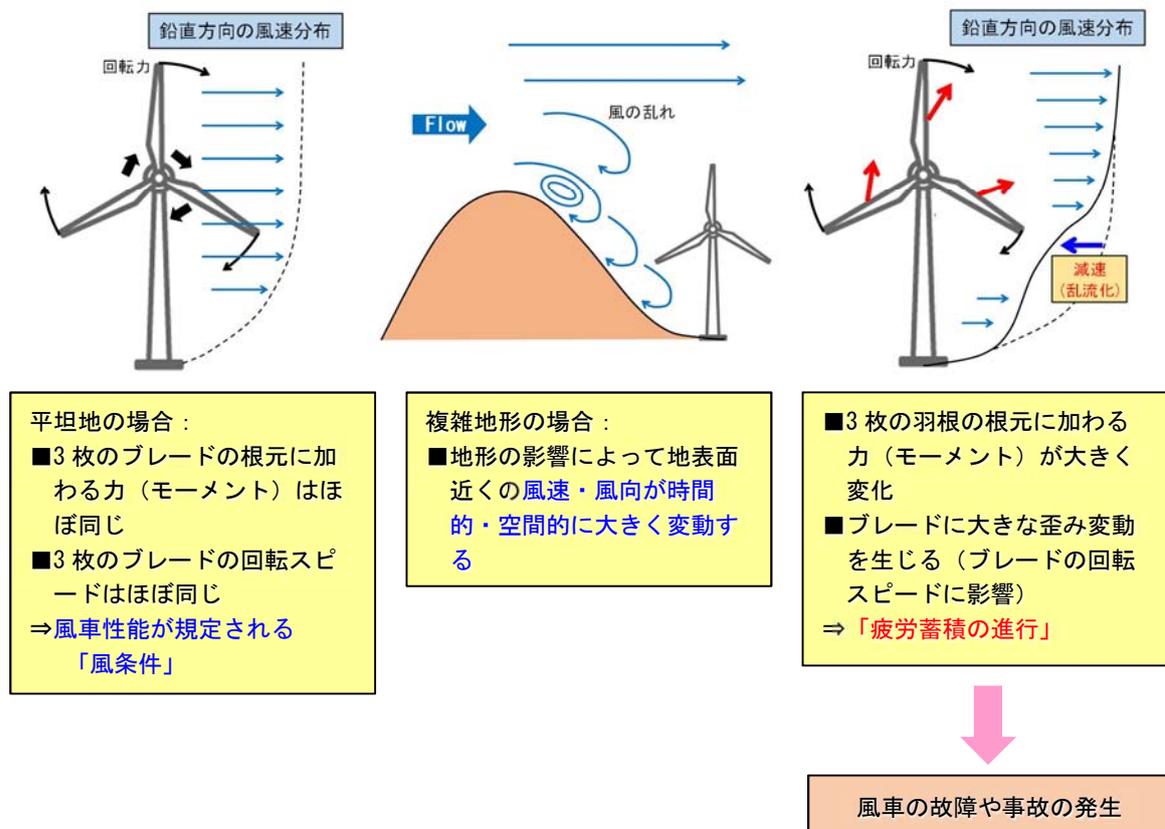
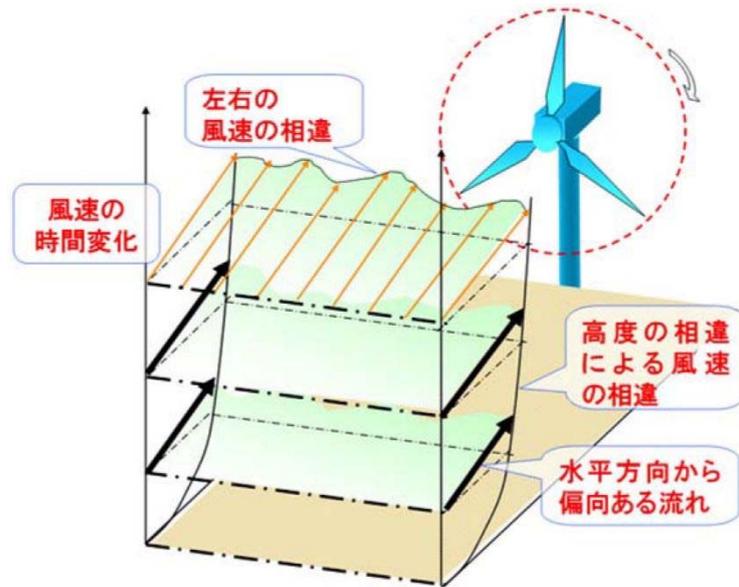
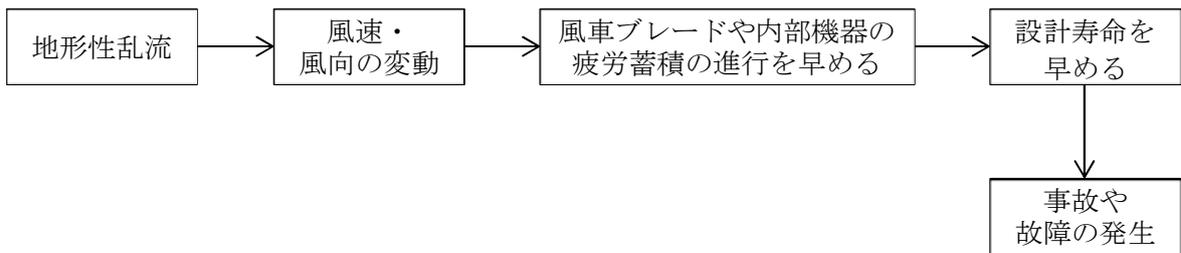


図 1-24 風の乱れ（地形性乱流）による事故や故障発生の例



(a) 風速の変動 [49~50]



(b) 風車事故や故障発生フローの例

図 1-25 風の乱れ（地形性乱流）による風車事故や故障発生フローの例

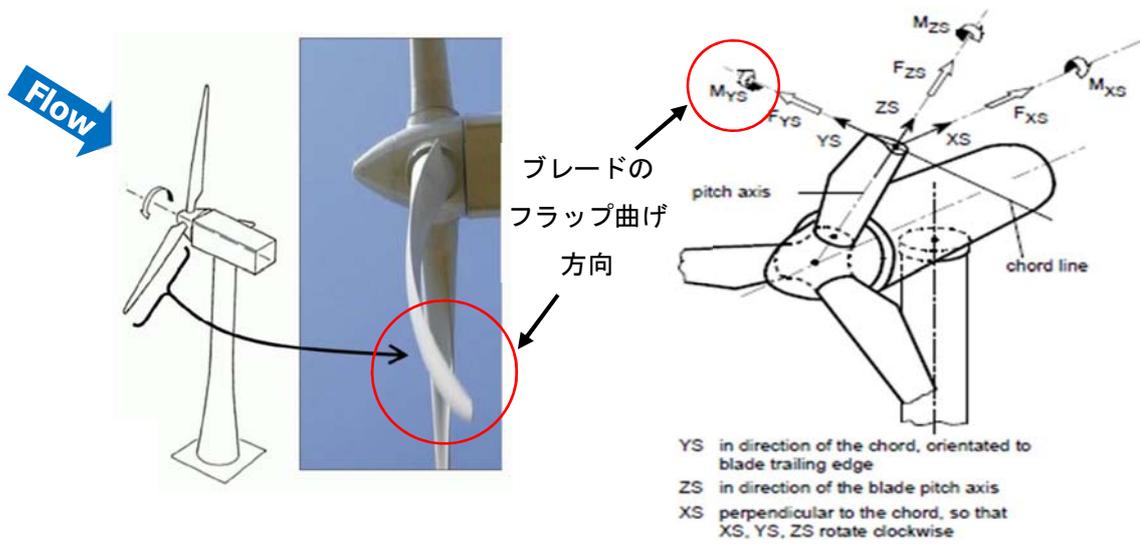


図 1-26 ブレードフラップ方向曲げ荷重 1 [52]

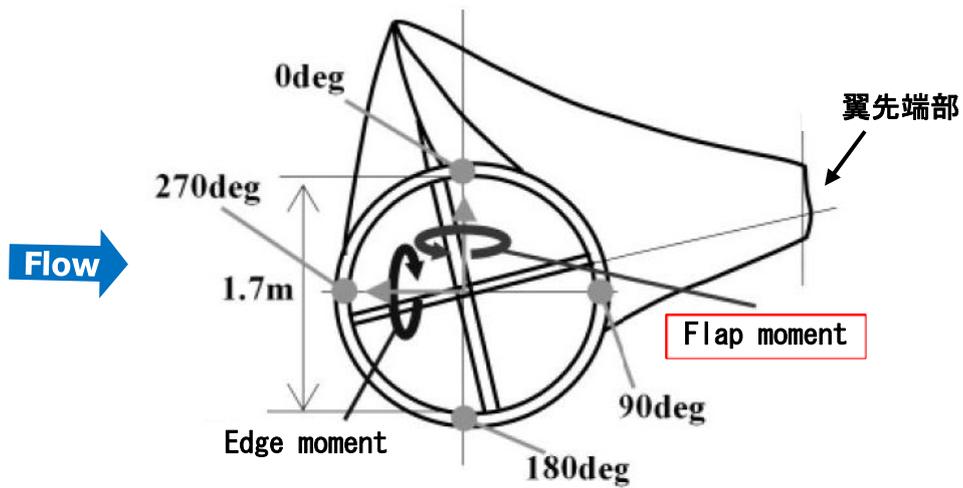


図 1-27 ブレードフラップ方向曲げ荷重 2 [37]

## 1.2 目的

本研究は、現地風条件である「地形性乱流」を十分に考慮し、かつ、風車の疲労蓄積に起因した事故や故障を低減させ、風力発電設備の健全な運転維持を支援することを最大の目的に、風車ブレードへの地形性乱流の影響に対して、実測データと数値計算結果を使用して検討を行った。

### 1.2.1 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討

目的① 風況および風車ブレード歪データの解析（実測データの解析）を行い、地形性乱流が風車ブレードの疲労荷重に与える影響を明らかにする。

目的② 目的①で特定された風向の気流性状を明らかにするため、3次元的な気流構造を数値風況面から明らかにする。

### 1.2.2 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討

目的③ 実測風況データ(1年分)および風速と疲労荷重の関係式を使用して、地形性乱流が風車ブレードに与える疲労蓄積の影響を評価する。

## 1.3 論文構成

本研究では、次を段階的に述べて、最適配置計画や風車安全管理のため、風車ブレードへの地形性乱流が風車ブレードに与える疲労荷重について議論する。

第1章 研究の背景，目的の明確化

第2章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討

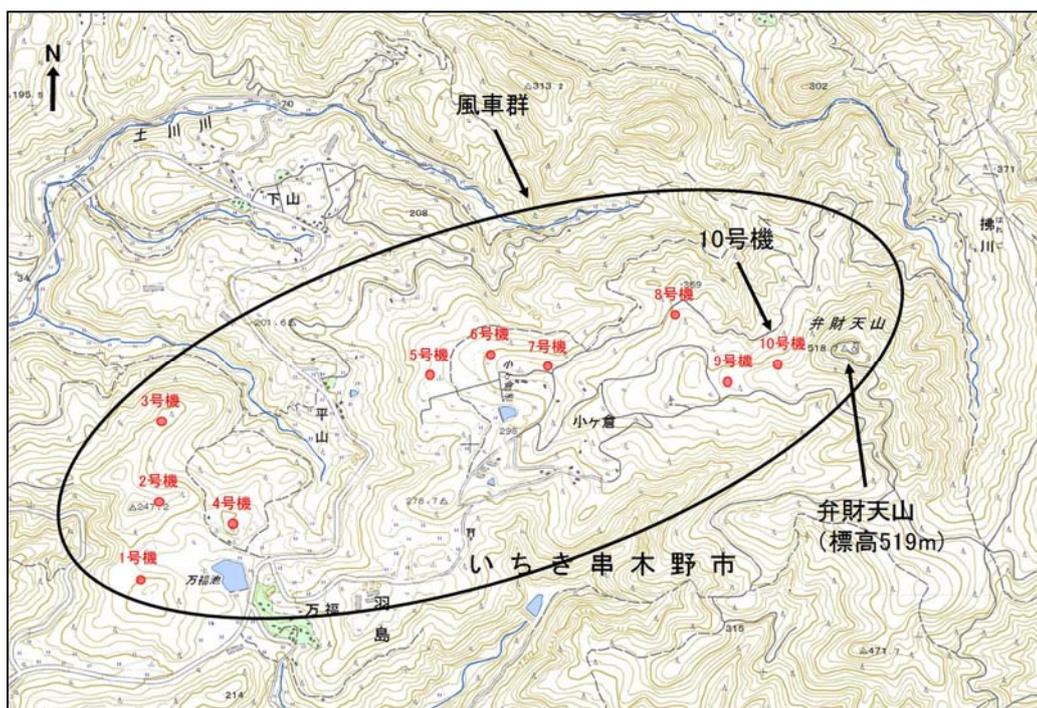
第3章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討

第4章 結論

## 2 章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討

### 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㈱の協力の下、本研究では図 2-1 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。本風力発電所には日立製作所 2MW 風車が 10 基設置されている。特に、東側（78deg 方向）に位置する弁財天山（標高 519m）を通過する際に発生する風の乱れ（地形性乱流）の影響が懸念される風車 10 号機に着目した（図 2-2～図 2-5、表 2-1～表 2-3）。



注)・背景地図は、国土地理院の電子国土 Web システムから提供されたものである。

図 2-1 串木野れいめい風力発電所周辺の位置関係



出典：九電工新エネルギー㈱より提供

図 2-2 串木野れいめい風力発電所全景〔弁財天山側より西側（東シナ海側）を眺望〕

表 2-1 10号機の概要

メーカー	日立製作所
型式	HTW2.0-80
定格出力	2,000kW
翼配置方式	ダウンウインド方式
ブレード(翼)直径	80m
ハブ高さ	60m
カットイン風速	4.0m/s
定格風速	13.0m/s
カットアウト風速	25.0m/s
理論性能曲線	表 2-2 参照
IEC 設計風速(疲労)	I A

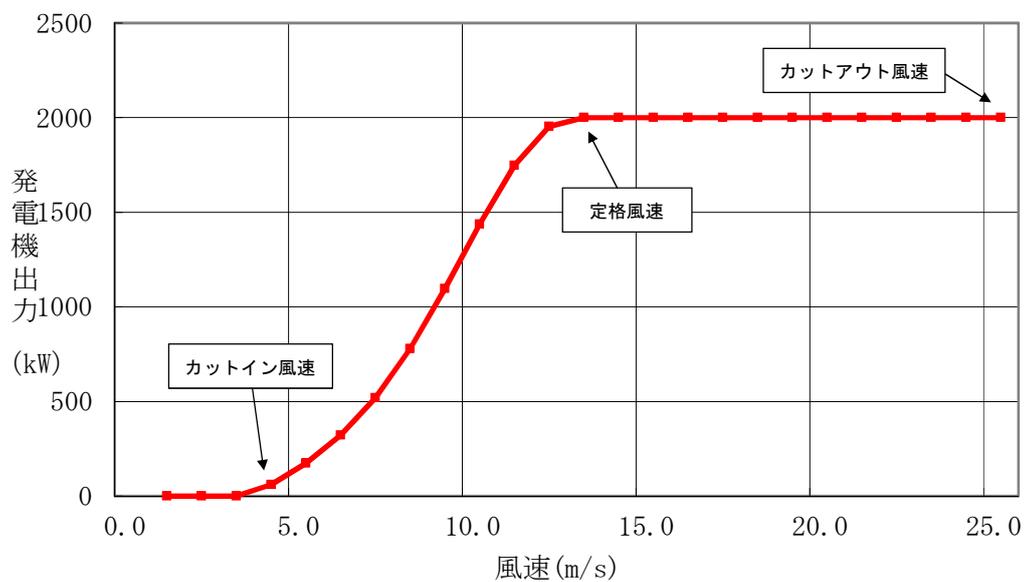


図 2-3 現場の写真  
(著者が 2015 年 10 月 28 日撮影)

- 注) ・カットイン風速 : 発電開始風速  
 ・カットアウト風速 : 発電停止風速  
 ・IEC 設計風速(疲労)は, 表 1-3 参照

表 2-2 風車理論性能曲線 (空気密度 1.225kg/m<sup>3</sup>)

風速 (m/s)	発電機出力 (kW)
0.0	-
1.0	-
2.0	-
3.0	-
4.0	61
5.0	173
6.0	322
7.0	519
8.0	779
9.0	1096
10.0	1438
11.0	1747
12.0	1953
13.0	2000
14.0	2000
15.0	2000
16.0	2000
17.0	2000
18.0	2000
19.0	2000
20.0	2000
21.0	2000
22.0	2000
23.0	2000
24.0	2000
25.0	2000
カットイン風速 (m/s)	4.0
定格風速 (m/s)	13.0
カットアウト風速 (m/s)	25.0



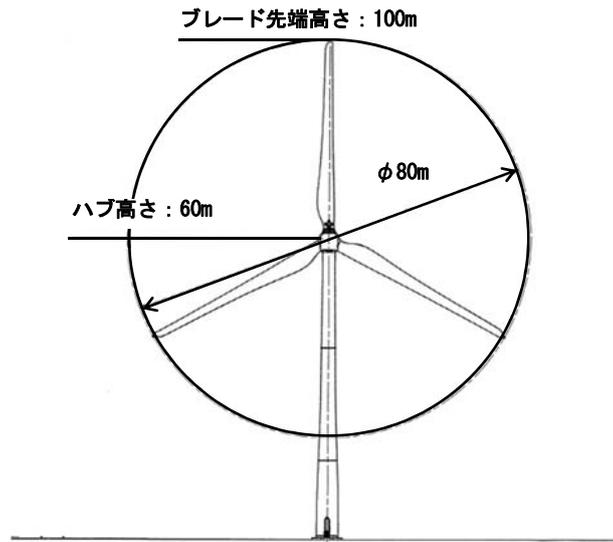


図 2-4 10 号機外形図

表 2-3 弁財天山と 10 号機の位置関係

	標高
弁財天山	519m
10 号機 ブレード先端高度	518m (設置標高 418m)
離隔距離	約 300m



注)・出典：Google Earth

図 2-5 弁財天山(標高 519m)と 10 号機の位置関係

## 2.2 風車ブレード歪データおよび DEL 解析

### 2.2.1 風車ブレード歪計測システムの構築

風車 10 号機のブレードに歪センサを設置、この測定値と風車運転基本情報とを同期計測するブレード歪計測システムを構築した。

#### 2.2.1.1 風車ブレード歪計測の概要と新規性

1.1.6.2 節に示す様に、欧州が主導して策定された国際規格 (IEC61400 [14]) においては、風車設計要件として、平坦地の風条件が用いられている。従って、山岳部などの複雑地形では、設計上想定されるよりも風速変動が大きく、風車の疲労ダメージに大きな影響を与える場合が多いとされている [36]。

以上を鑑み、風車ブレードに対して、風速・風向が空間的・時間的に変動する地形性乱流が与える影響を、ブレード歪み計測データに基づき検討する。山岳部などの複雑地形に設置された風車のブレード歪み計測データに基づき、DEL (疲労等価荷重) を評価し、地形性乱流が風車ブレードに与える影響を実測データと数値計算結果を用いて検討した例はない。よって、本研究の取組みは、風力分野において学術的に新しい。

風車はブレードを通して風エネルギーが入力 (図 2-6) 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、極めて重要である。そのため、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)] に電気式歪センサ (箔ゲージ) を設置した (図 2-9~図 2-10)。

また、文献 31 によると、複雑地形上の風特性が風車の疲労荷重に与える影響について、乱流強度の大きさと、それを構成する各成分をパラメータとして空力弾性シミュレーションが実施されている。その結果、疲労荷重に対しては乱流の主成分が卓越し、その影響はフラップ方向成分に強く表れることが示されている (図 2-6 の右図)。

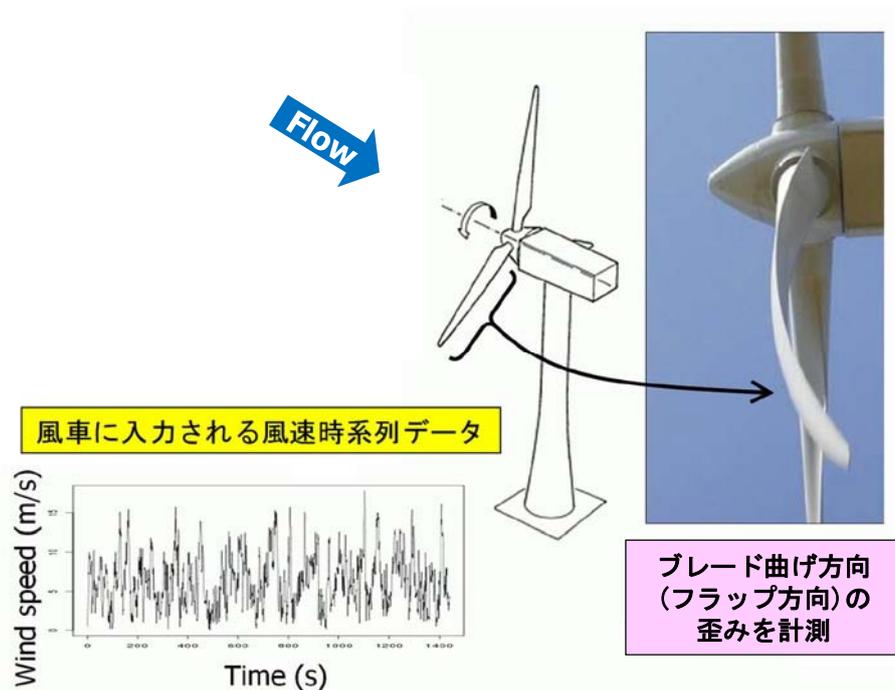


図 2-6 ブレード歪み計測の概要

### 2.2.1.2 風車ブレード歪計測システムの概要

図 2-7 にブレード歪計測システムの概要を示す。また、図 2-8 にブレード歪計測システム設置状況を示す。ブレード No. 1, 2, 3 の Suction Side 部および Pressure Side 部に電気式歪センサ（箔ゲージ）を設置した。センサの信号はネットワークターミナルボックス〔NTB500A（共和電業製）〕の CAN 信号（“0”と“1”で構成されたデジタル信号に変換して送信）でデータロガー〔NR600（キーエンス製）〕に送信する。一方、風車運転データ（風向、風速、他の測定 8 点）を風車制御盤からアナログ信号（4-20mA）で出力し、上記データロガーに取込み同期計測を行う。データ収集用パソコンに取り込まれたデータは風力発電所内ネットワークを經由して茨城県日立市の株式会社日立パワーソリューションズ事務所で監視、データ回収する。

表 2-4～表 2-5 に計測項目および計測範囲、計測仕様を示す。

データ収集はサンプリング周期 0.02S（50Hz）、10 分間毎にファイルを作成する。ファイル形式はキーエンス仕様のバイナリファイルとしデータ容量を圧縮化する。

表 2-4 計測項目および計測範囲

計測項目	計測範囲	測定点	備考
ブレード歪	Suction Side, Pressure Side	2 点×3 ブレード	箔ゲージを使用
運転データ*	風向、風速、他	8 点	4-20mA アナログ信号

注)・\*：風向、風速、発電機回転数、PCS 有効電力、アジマス角、ナセル方位角

表 2-5 計測仕様

項目	仕様
ブレード歪計測方法	電気式歪センサ（箔ゲージ）
サンプリング周期	0.02S（50Hz）
周期方法	運転データとの同期ズレは 10ms 以内
ファイル形式	キーエンス仕様（csv 変換可能）
ファイル保存周期	10 分
データ処理	歪値：生データ収集（補正なし） 運転データ：工学値変換処理済

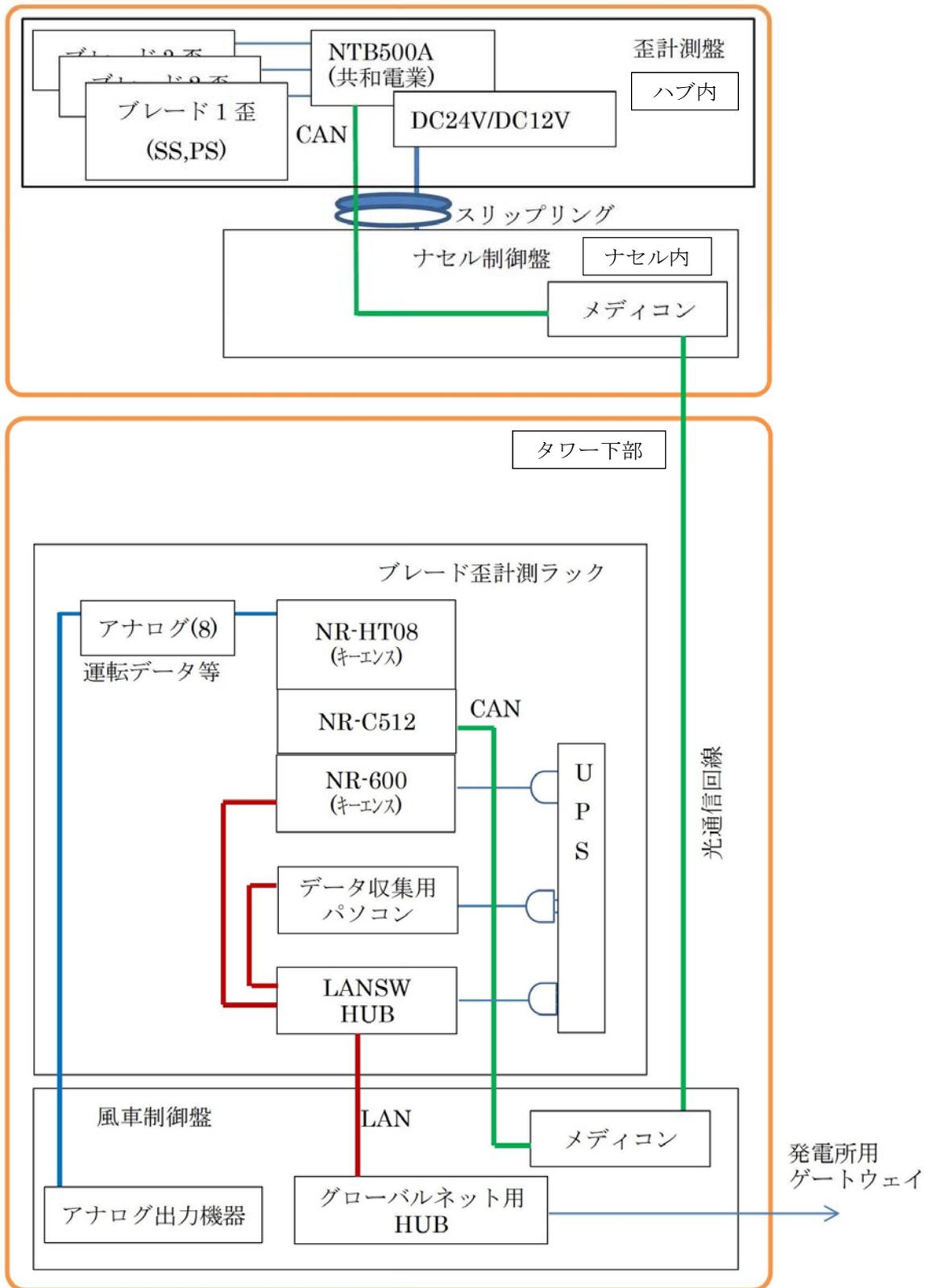
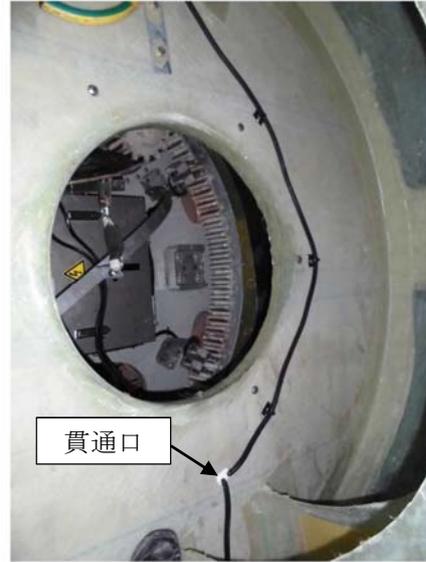


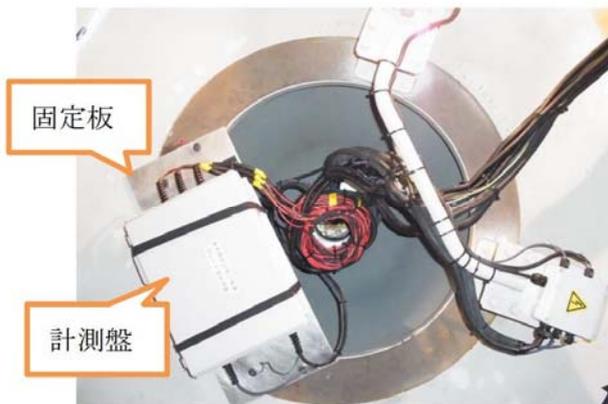
図 2-7 ブレード歪計測システムの概要



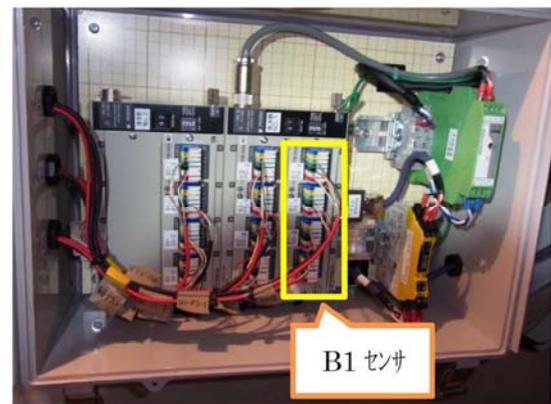
(a) Suction Side センサ



(b) ブレードからハブへの貫通口  
( $\phi 25$  の穴をあけ, コルゲートチューブで保護してハブ内へ引き込み)



(c) 計測盤 [ブレード歪センサ信号ケーブルを回転主軸に設置した歪計測盤の NTB500A へ接続 (ブレード No. 1~3 同じ)]

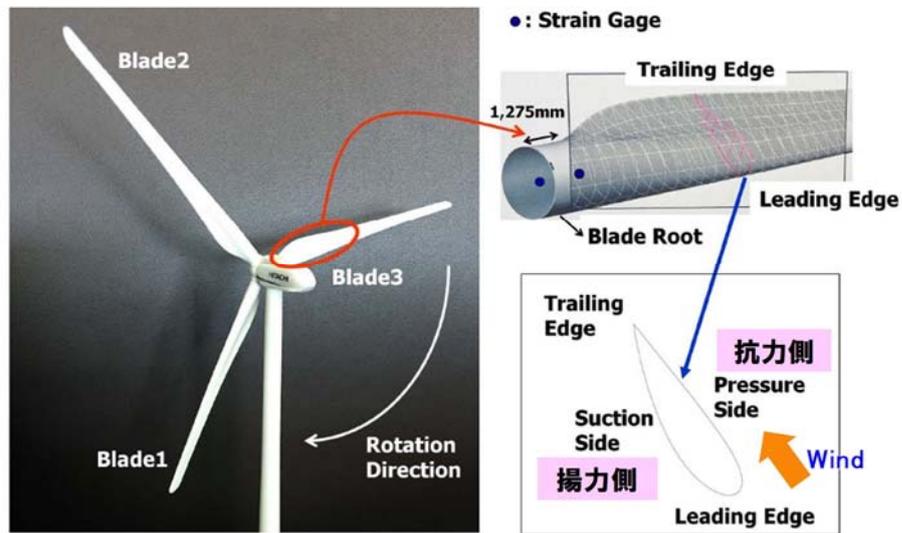
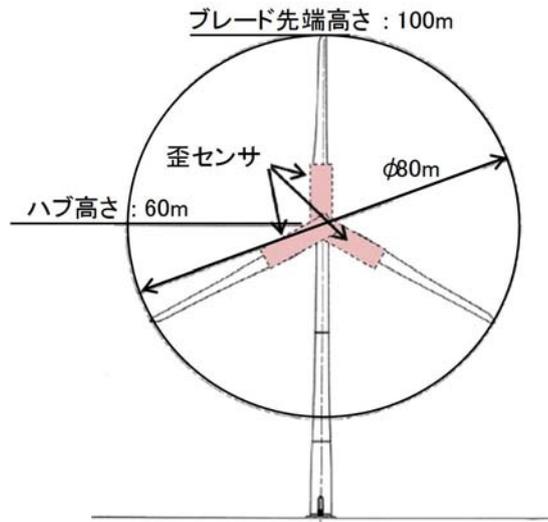


(d) ブレード歪計測ラック

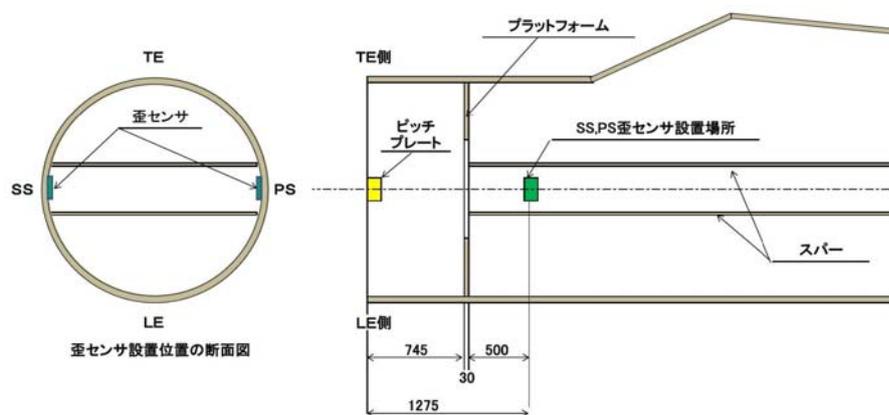


(e) データ収集用パソコン

図 2-8 ブレード歪計測システム設置状況



(a) ブレード歪計測位置



注)・SS(Suction Side) , PS(Pressure Side) , LE(Leading Edge) , TE(Trailing Edge)

(b) ブレード歪設置位置の断面図 (ルート部)

図 2-9 10号機ブレード歪センサ設置位置の断面図

歪センサは瞬間接着剤で貼付した後 VM テープ, AK22 で防水処理され, アルミテープで覆ったのち, 最後にシリコン系のバスコークで防水処理した (図 2-10).



(a) 歪センサ



(b) Suction Side



(c) Pressure Side

図 2-10 10 号機ブレード歪センサ設置状況 (No. 1 ブレードの場合, 防水処理後)

### 2.2.1.3 風車ブレード DEL の算出

疲労は、応力変化を繰り返し受ける材料が徐々にダメージを蓄積する現象である。この応力変化により、材料は徐々に劣化し、クラックが発生し、破損に至る [52]。山岳部などの複雑地形上に建設される風車は風による変動荷重を受ける応力が継続的に変化するため、疲労を起こしやすくなる [52]。

本研究では、風車ブレードへの地形性乱流が風車ブレードに与える疲労荷重影響について、風車ブレード歪み計測データに基づき評価を行った。

本研究の評価では、疲労荷重を評価する指標として、風力発電業界で最も一般的に使用されている DEL [疲労等価荷重 (Damage Equivalent Load)] を用いた。

風車ブレード歪み計測は、ブレードフラップ方向の正圧側および負圧側に設置した歪みゲージにより行い、それらの差分を 2 で割ることで等価に加わる遠心力などの影響を除去し、さらに換算係数を掛けることで曲げモーメント (荷重) を算出した。

次に、上記で求めた曲げモーメントの時刻歴波形に対して、荷重振幅レンジ毎に発生回数をカウントし、レインフロー周期カウント手法を適用し、式 (2-1) [25] を用いて DEL を算出した (図 2-11)。なお、式 (2-1) 中の  $m$  は、S-N 曲線 (S は Stress, N は Number) の傾きを表す材料固有の値であり、本研究対象風車のブレードは、GFRP [Glass Fiber Reinforced Plastic (ガラス繊維強化プラスチック)] 製であるため、 $m=10$  を用いた。なお、本研究で使用した DEL は、風速 12m/s における設計値 (空力弾性解析ソフトウェア BLADED [101] を用いて算出) で正規化した。

$$Req = \left( \sum Ri^m \cdot \frac{ni}{neq} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (2-1)$$

*(DEL)*

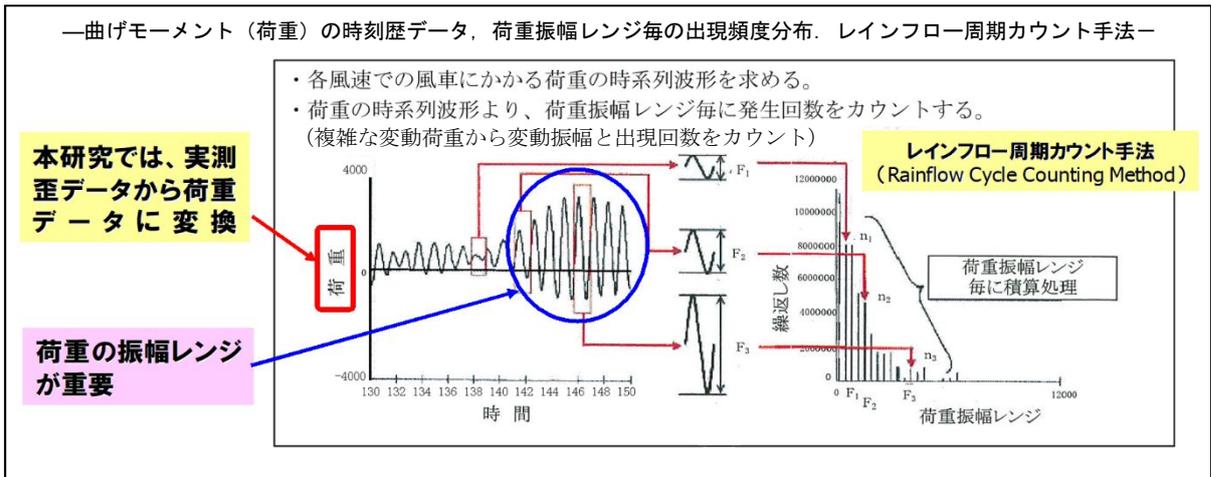
Req : DEL [疲労等価荷重 (Damage Equivalent Load)]

Ri : 疲労荷重スペクトルにおける  $i$  番目のビンの荷重幅

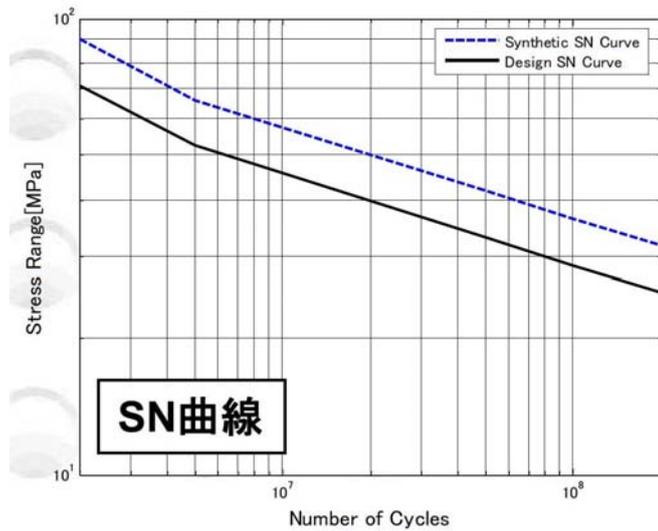
ni : 疲労荷重スペクトルにおける  $i$  番目のビンの繰り返し回数

neq : 等価繰り返し回数 [600 (ロータ回転周期を 1Hz と想定)]

m : 材質の S-N (Stress - Number of cycles to failure) 曲線の傾き (図 2-11 [53])



(a) 曲げモーメント（荷重）の時刻歴データ，荷重振幅レンジ毎の出現頻度分布，レインフロー周期カウント手法



(b) S-N 線図の例 [53]

図 2-11 DEL（疲労等価荷重）解析

## 2.2.2 風車ブレード歪データ他解析結果と考察

2015年11月3日0時～2016年3月17日7時の期間においてブレード歪計測を実施した。

2015年11月3日0時～2016年3月17日7時において、風車10号機のブレード歪み実測データを解析した結果、2015年11月13日においてブレード歪み変動が最も大きいことが分かった(図2-13)。この結果を受け、風車メーカーの協力の下、疲労荷重への影響に関して風車運転データとブレード歪み計測データをさらに解析した結果、9時40分からの10分間の東風時(10分平均風速9.1m/s)においてDEL〔疲労等価荷重(ブレード曲げ)〕が2.03(同じ気流性状の風が継続して発生した場合5.88年で設計荷重に達する)となることが確認された(図2-14)。

本研究では、風車ブレードDEL(曲げ)が最も大きい値を示した東風と、その他の方位の比較を行った。計測期間で出現率の最も高かった北風(表2-6, 図2-12)を対象として、ブレード歪み計測データおよびDELの比較を行った。その結果、平均9m/s程度の風が発生した時間帯において、北風時のDELは、0.99となり、東風と比較してブレード歪みデータの変動幅およびDELに明確な差異があることが確認された(図2-13～図2-16, 表2-7)。

東風と北風のブレード歪みデータの変動幅および風車ブレードDEL(曲げ)の差異は、風車10号機地点において、時々刻々と変化する気流の時間的・空間的な変動が影響していると推測された。

東風と北風の差異について、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により再現し、気流場の3次元構造とブレード歪みおよび風車ブレードDEL(曲げ)の関係を明らかにする。

表2-6 出現率および方位別平均風速, ハブ高さ60m  
(解析対象期間: 2015年11月3日0時～2016年3月17日7時)

地上高	項目	N	NNE	NE	ENE	E	ESE	SE	SSE	S	SSW	SW	WSW	W	WNW	NW	NNW	計
60m	出現率(%)	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
	平均風速(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

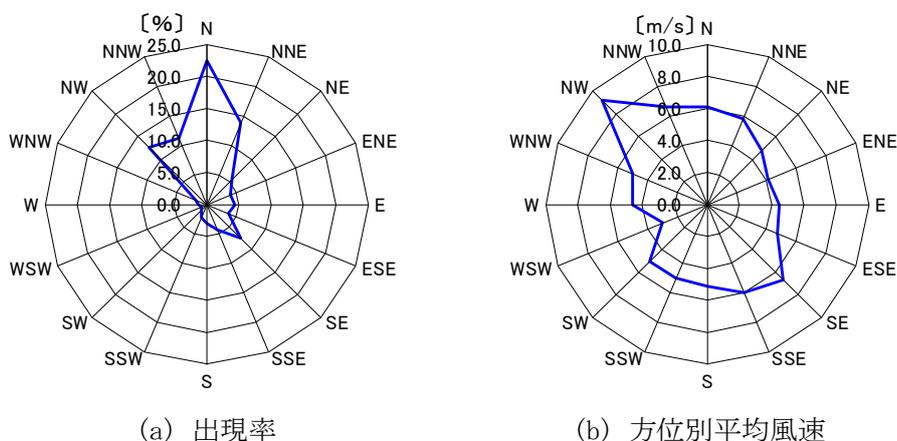
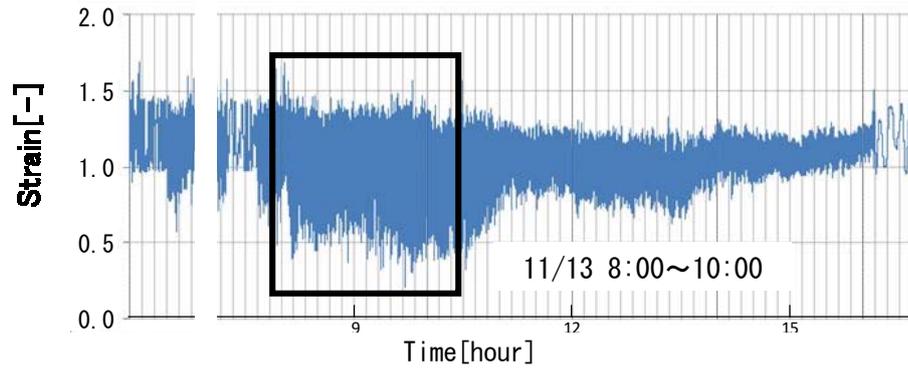
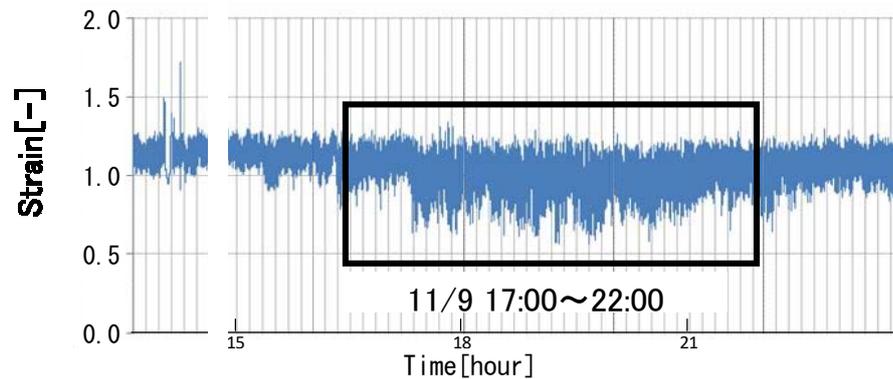


図2-12 出現率(%)・方位別平均風速(m/s), ハブ高さ60m  
(解析対象期間: 2015年11月3日0時～2016年3月17日7時)

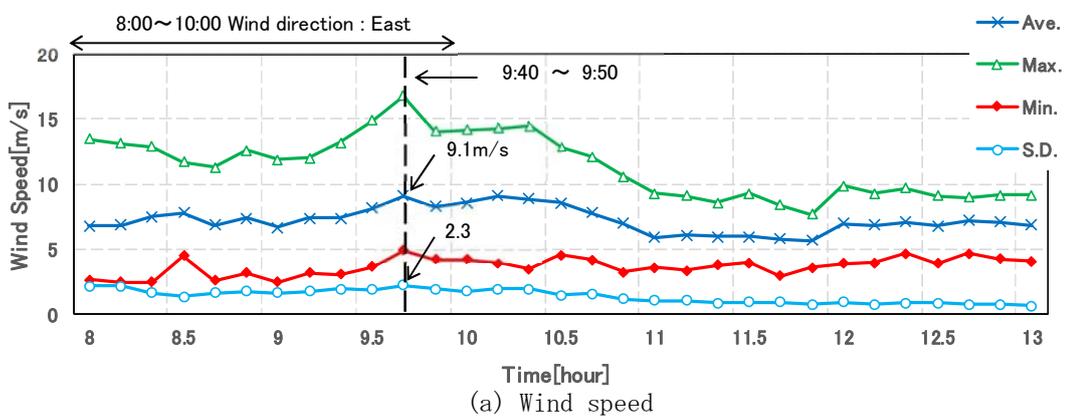


(a) East Wind

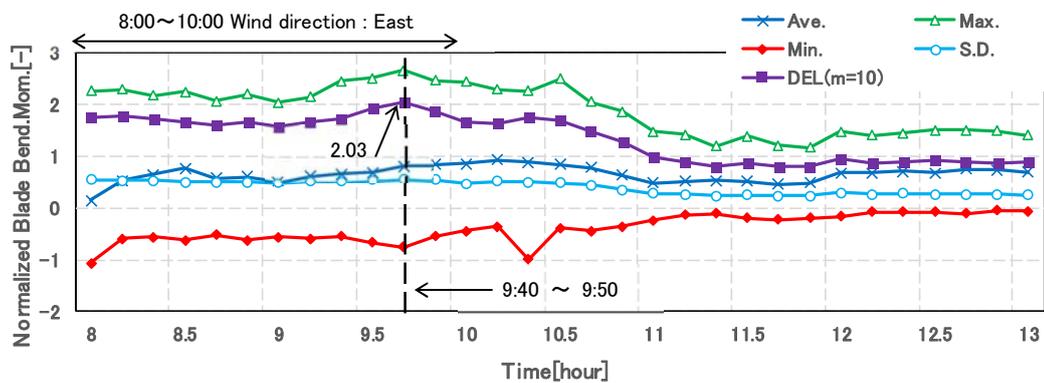


(b) North Wind

図 2-13 2 方位別ブレード歪データ (ブレードフラップ曲げ) 比較  
[サンプリング周期: 0.02S (50Hz), 平均風速: 9m/s 程度]



(a) Wind speed



(b) Damage equivalent load of blade flapwise bending

図 2-14 時系列データ (平均化時間: 10 分間, 解析対象期間: 2015 年 11 月 13 日 8 時~13 時)

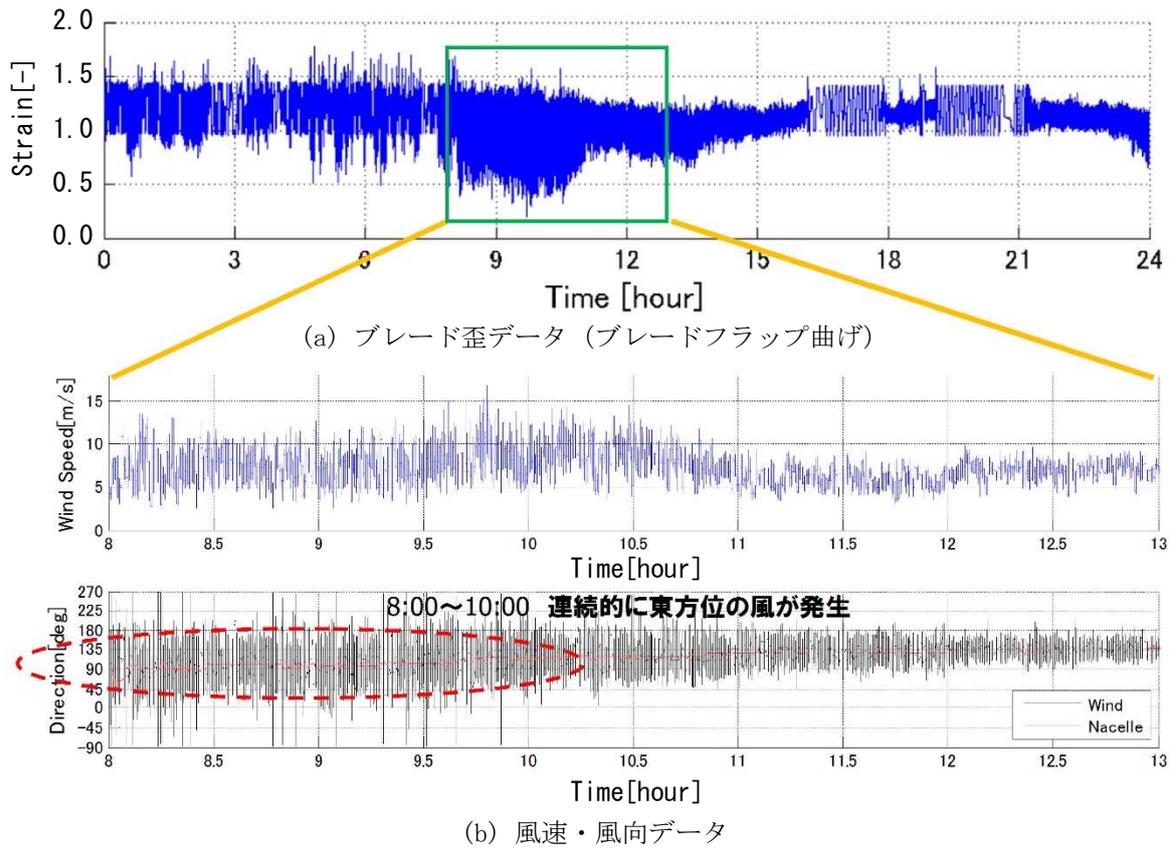
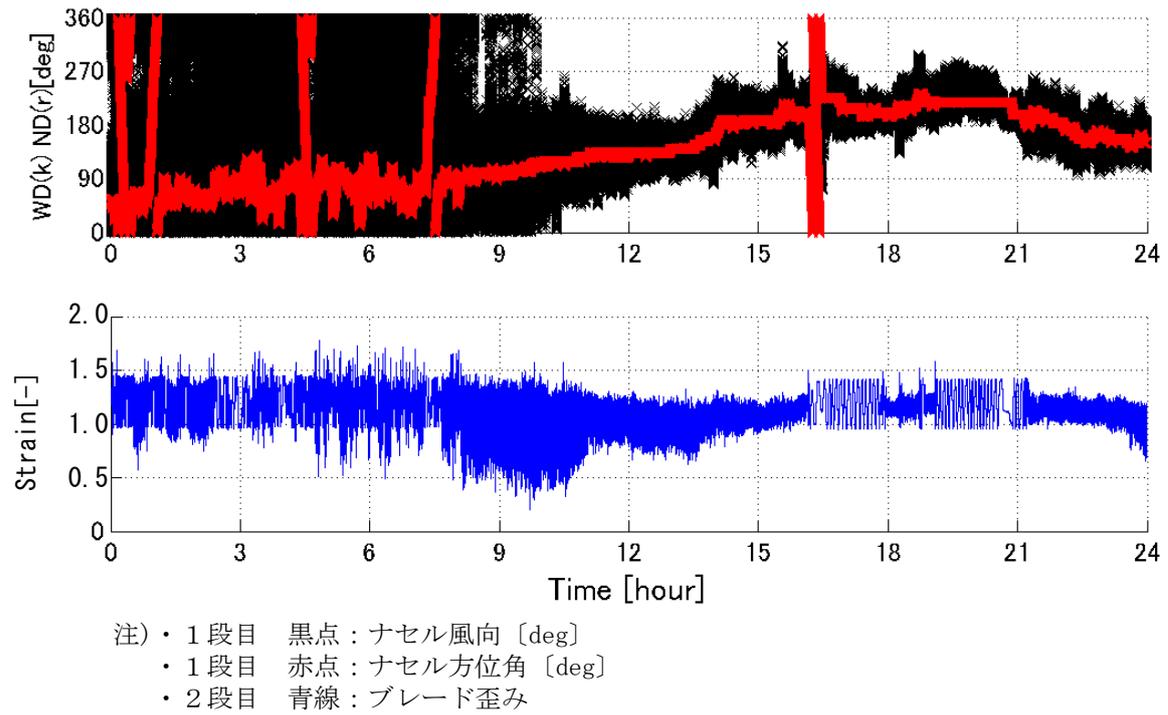
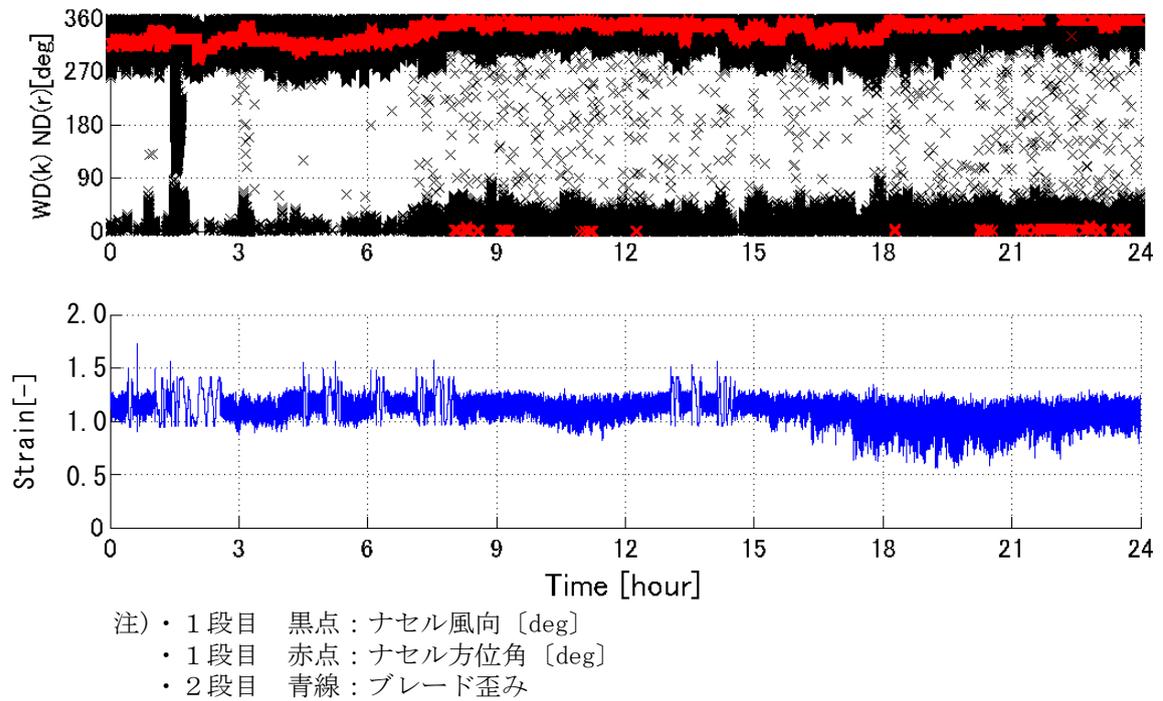


図 2-15 時系列データ [サンプリング周期 : 0.02S (50Hz), 解析対象期間 : 2015 年 11 月 13 日]



(a) 東風 (対象期間：2015 年 11 月 13 日)



(b) 北風 (対象期間：2015 年 11 月 9 日)

図 2-16 ナセル風向およびブレード歪比較 [サンプリング周期：0.02S (50Hz)]

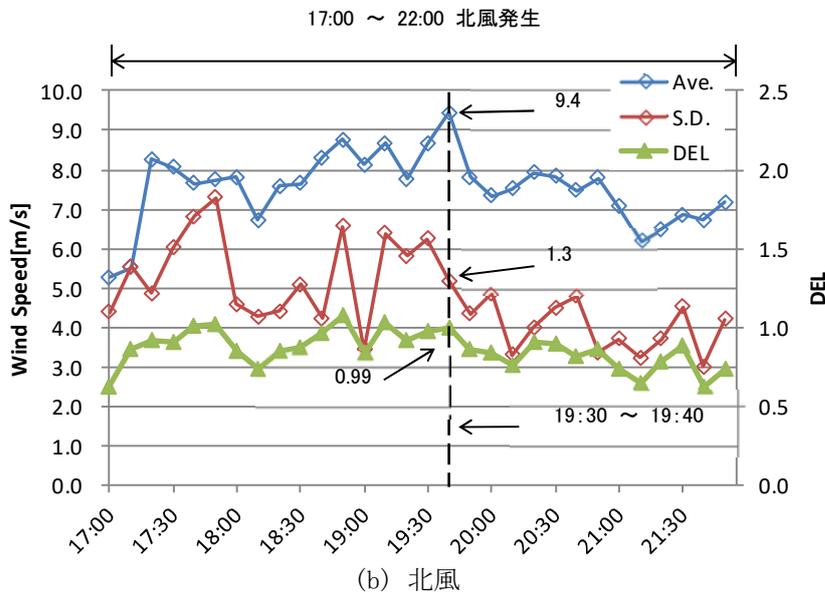
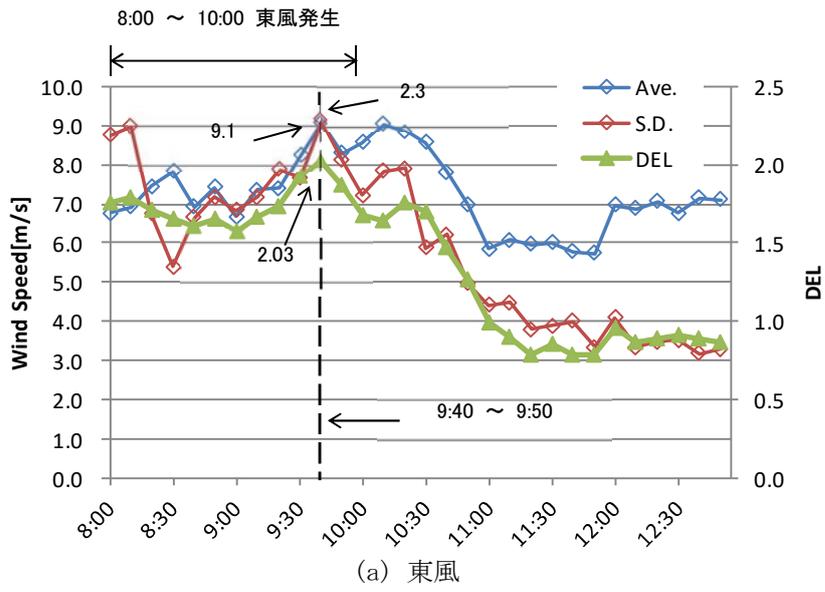


図 2-17 ナセル風速・風速標準偏差および DEL (10 分間値) 比較

表 2-7 風車ブレード歪データ他解析結果（まとめ）

風向	発生日時		平均風速 (10 分間平均値)	風速 標準偏差	歪み変動	風車ブレード DEL(曲げ)
(1) 東風	11/13	9:40~9:50	最大 9m/s 程度まで 上昇 (9.1m/s)	2.3	歪み変動大 (振幅大)	2.03
(2) 北風	11/9	19:30~19:40	最大 9m/s 程度まで 上昇 (9.4m/s)	1.3	歪み変動小 (振幅小)	0.99

注) 東風時風向：113deg (10 分間平均値)，北風時風向：352deg (10 分間平均値) [図 2-18]

## 2.3 ナセル風速・風向計による気流場解析

### 2.3.1 風車 10 号機の実測データ解析結果と考察

実測データによる風車ブレード歪および DEL 解析結果と 3 次元的な気流性状の関係を評価するため、風車 10 号機の図 2-18 に示すナセル風速・風向計によるデータ収録期間 2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時に対して、12 方位別に 10 分間の風速・風向・風速標準偏差・乱流強度データを解析した [46～48]。表 2-7 に示す北風および東風の風速標準偏差 (式 (2-1)) および乱流強度 (式 (2-2)) の解析結果のみを図 2-19 および図 2-20 に示す。なお、本研究では発電開始風速を考慮し、風速 4m/s 以上に対応する各種データを解析対象とした。

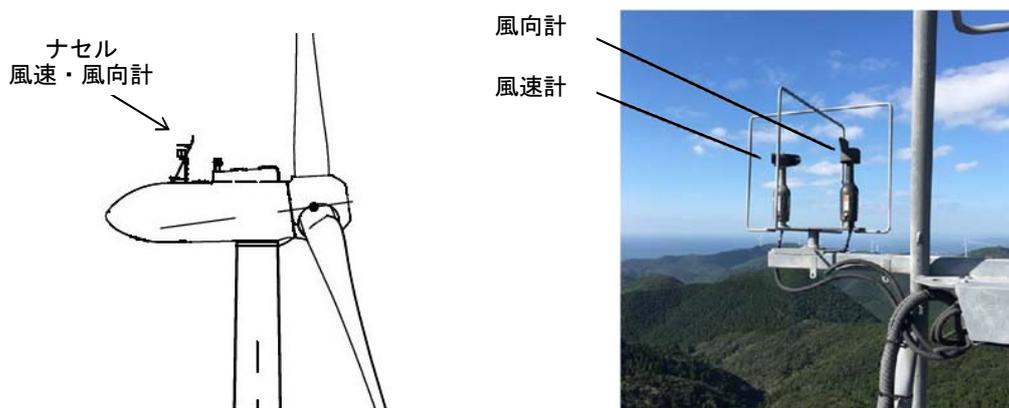


図 2-18 ナセル風向風速計

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

$$\text{乱流強度} : I = \frac{\sigma}{u} \quad (2-2)$$

(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,  $u$  は 10 分間の平均風速)

表 2-8 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
北風	345° ~ 15°	4,036
東風	75° ~ 105°	496

注)・対象データ：発電開始風速（カットイン風速）4m/s 以上

一連のデータ解析の結果、図 2-19 および図 2-20 に示すように、風速 10m/s 以下の東風の風速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、風車 10 号機的设计規格である IEC 乱流強度カテゴリー A [14] を超える値が数多く確認された (図 2-20)。2.2 節で既に示したように、DEL 解析結果では 10 分平均風速 9m/s 程度において、東風は北風の約 2 倍 (図 2-17, 表 2-7) の値を示していた。

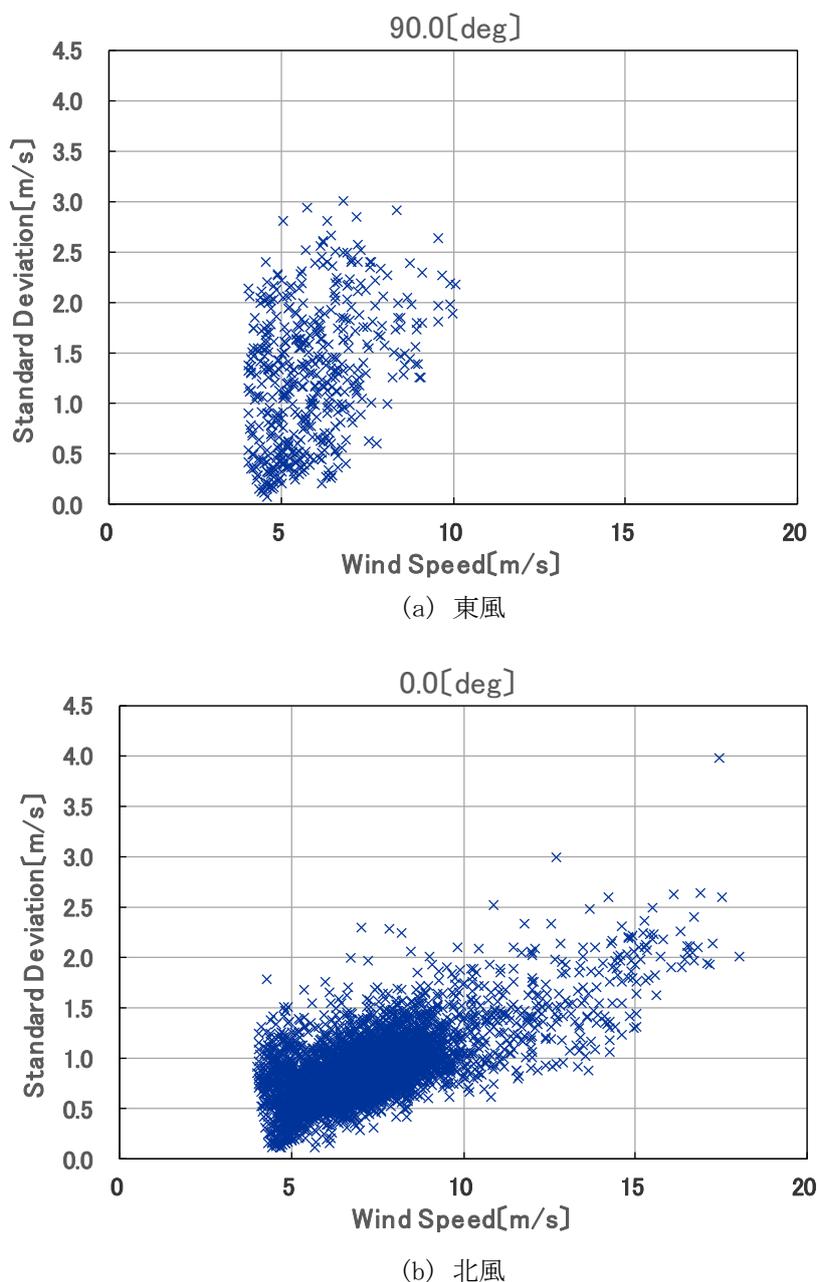
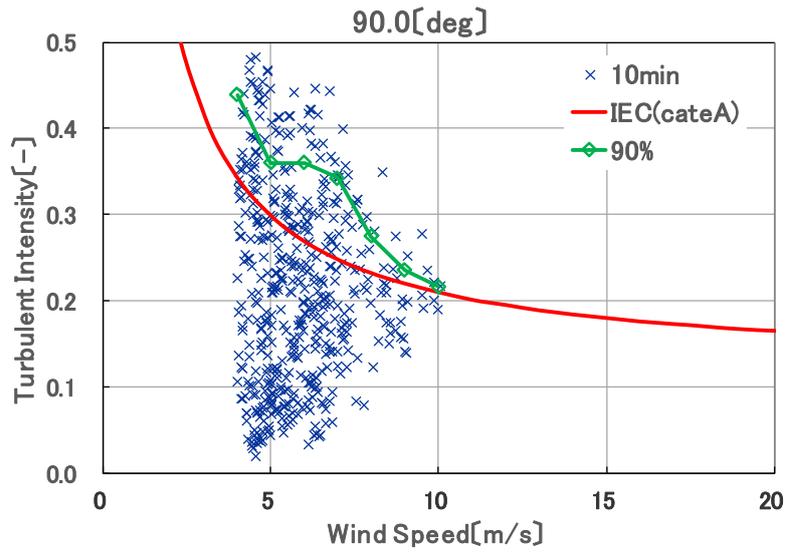
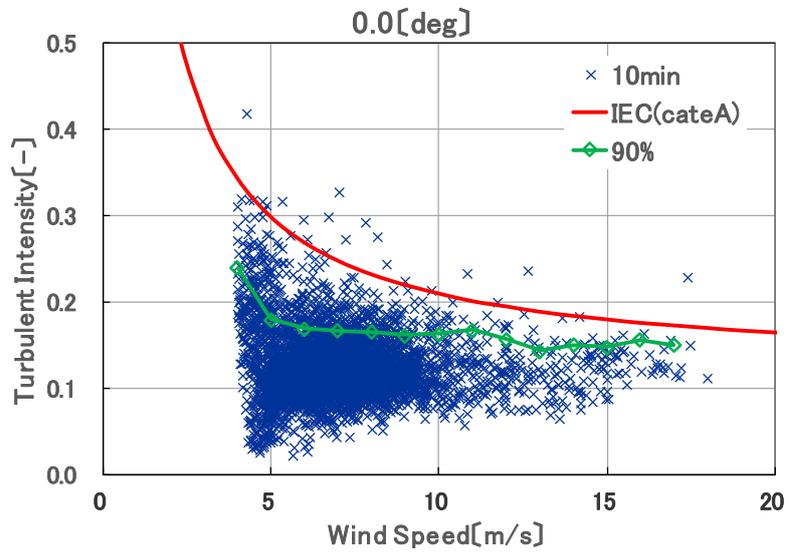


図 2-19 10 号機風向別標準偏差の分布比較

[実測データ (10 分間値), ハブ高さ 60m, 2015 年 11 月 3 日 0 時~2016 年 3 月 17 日 7 時]



(a) 東風



(b) 北風

図 2-20 10号機風向別乱流強度の分布比較

[実測データ (10分間値), ハブ高さ 60m, 2015年11月3日0時~2016年3月17日7時]

2 方位の 10 分間平均風速 9m/s 程度で風車ブレード DEL に明確な差異が確認された 10 分間 (表 2-7) を対象に、ブレード歪み平均値を確認した結果、東風の PS は  $1449.7 \mu \epsilon$  , SS は  $939.9 \mu \epsilon$  , 北風の PS は  $1500.4 \mu \epsilon$  , SS は  $889 \mu \epsilon$  でほぼ同値となった (表 2-9, 図 2-21~図 2-22)。これは、ブレード材料の平均的な許容応力の範囲で運転していると考えられる。次に、実測を行ったブレード歪みと風況計測データから、同時刻の 10 分間に対応した 1s 周期の時系列データを整理した。

図 2-23 に示す東風を確認すると、風速の変動幅が大きい程、ブレード歪みの変動幅も大きいことが分った。また、東風と北風の風速変動幅とブレード歪み変動幅に明確な差異があることが確認された (表 2-9, 図 2-23~図 2-24)。

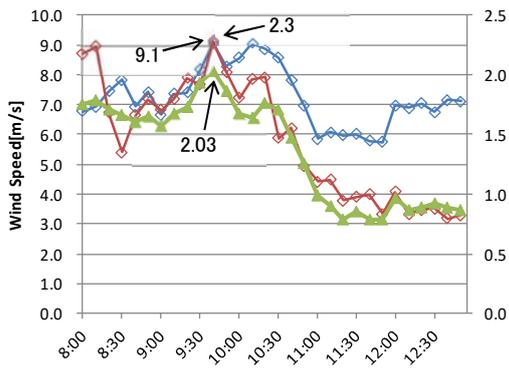
東風のような、時々刻々と大きな風速変動が発生する気流性状では、ブレード歪み変動に対応した風荷重が繰り返し発生することで、ボルトなどの金属疲労をより早く進行させていることが推測される。

風車ブレード DEL (曲げ) が最大となった東風と明確な差異が確認された北風を対象に、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により再現し、気流場の 3 次元構造とブレード歪みおよび風車ブレード DEL の関係性を明らかにする。

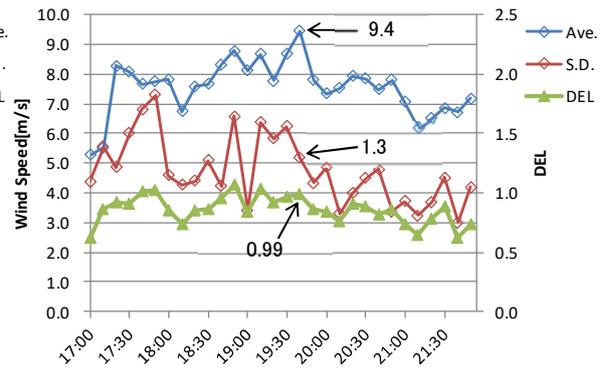
表 2-9 10 号機風向別風速変動, ブレード歪み変動と DEL の比較  
[実測データ (10 分間値)]

		東 風			北 風		
		2015 年 11 月 13 日 9:40~9:50			2015 年 11 月 9 日 13:30~13:40		
		風速	ブレード歪み	風車ブレード DEL	風速	ブレード歪み	風車ブレード DEL
平均	SS	9.1m/s	$939.9 \mu \epsilon$	2.03	9.4m/s	$889.0 \mu \epsilon$	0.99
	PS		$1,449 \mu \epsilon$			$1,500.4 \mu \epsilon$	
偏差	SS	2.3m/s	$179.1 \mu \epsilon$		1.3m/s	$92.7 \mu \epsilon$	
	PS		$149.6 \mu \epsilon$			$76.4 \mu \epsilon$	

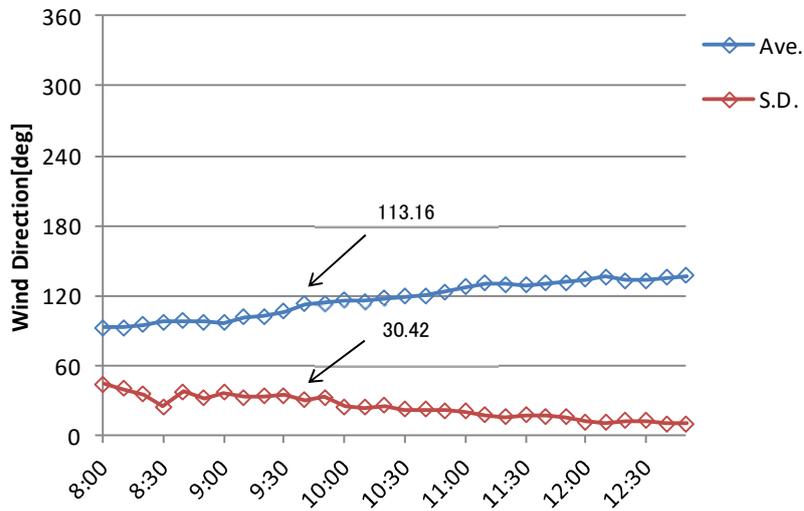
注)・東風乱流強度 : 0.25, 北風乱流強度 : 0.14



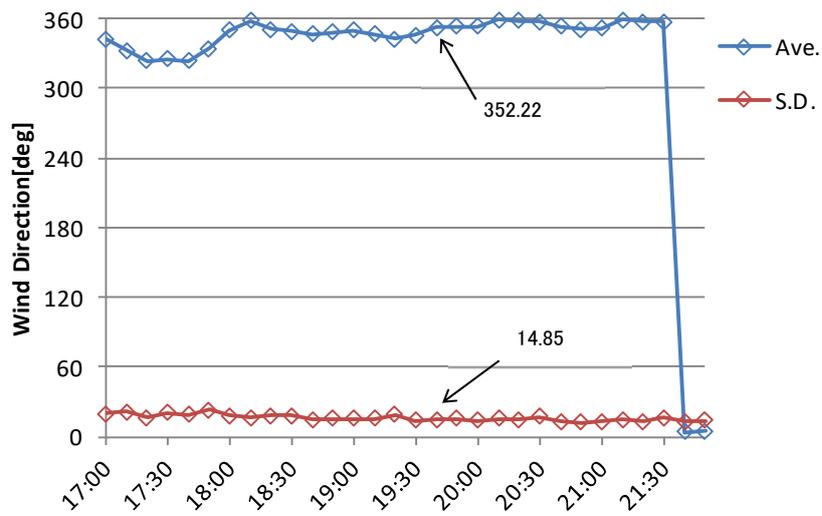
(a) 東風時の風速・風速標準偏差  
および DEL (10 分間値) [再掲]



(b) 北風時の風速・風速標準偏差  
および DEL (10 分間値) [再掲]

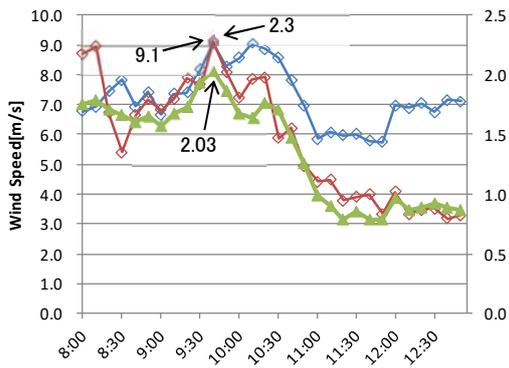


(c) 東風時の風向・風向標準偏差 (10 分間値)

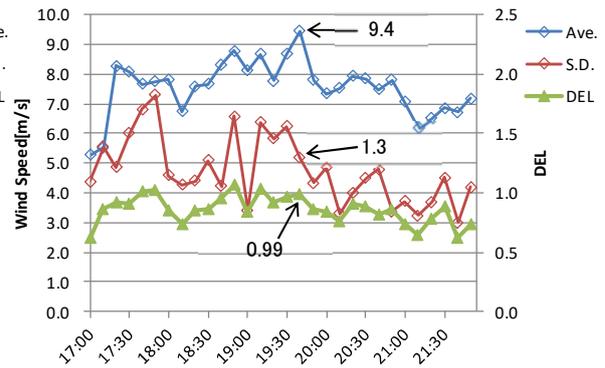


(d) 北風時の風向・風向標準偏差 (10 分間値)

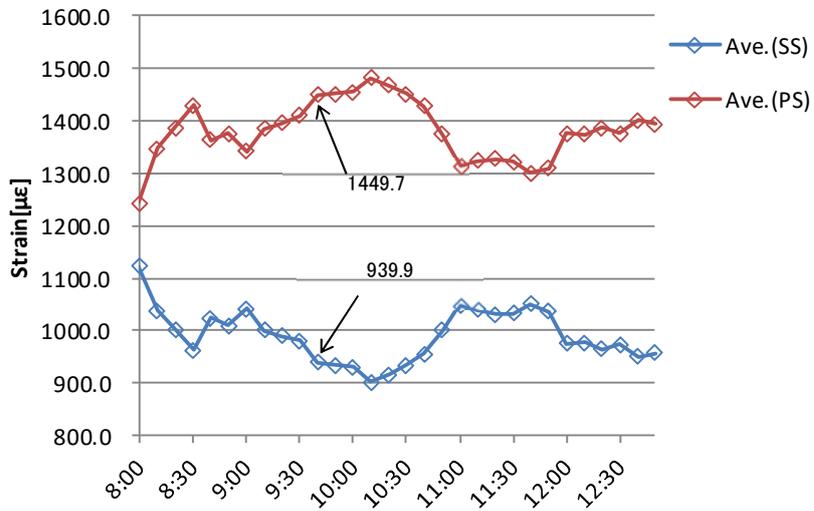
図 2-21 2 方位別風速・風速標準偏差・風向・風向標準偏差



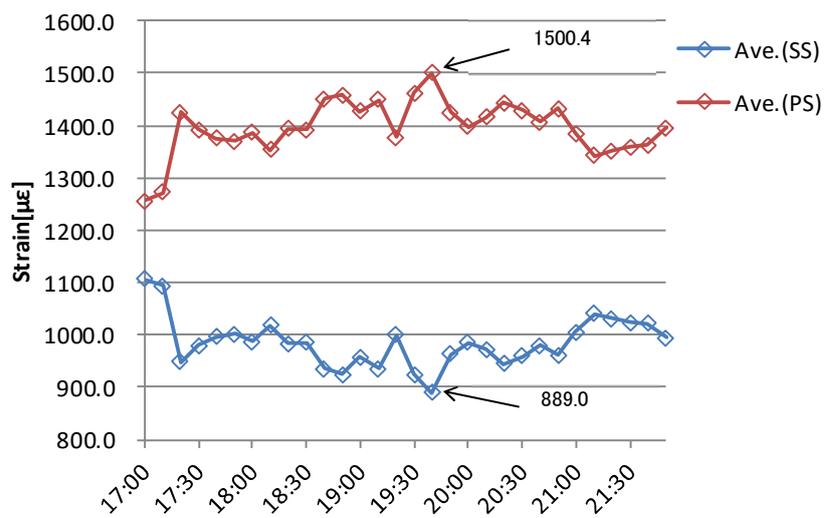
(a) 東風時の風速・風速標準偏差  
および DEL (10 分間値) [再掲]



(b) 北風時の風速・風速標準偏差  
および DEL (10 分間値) [再掲]

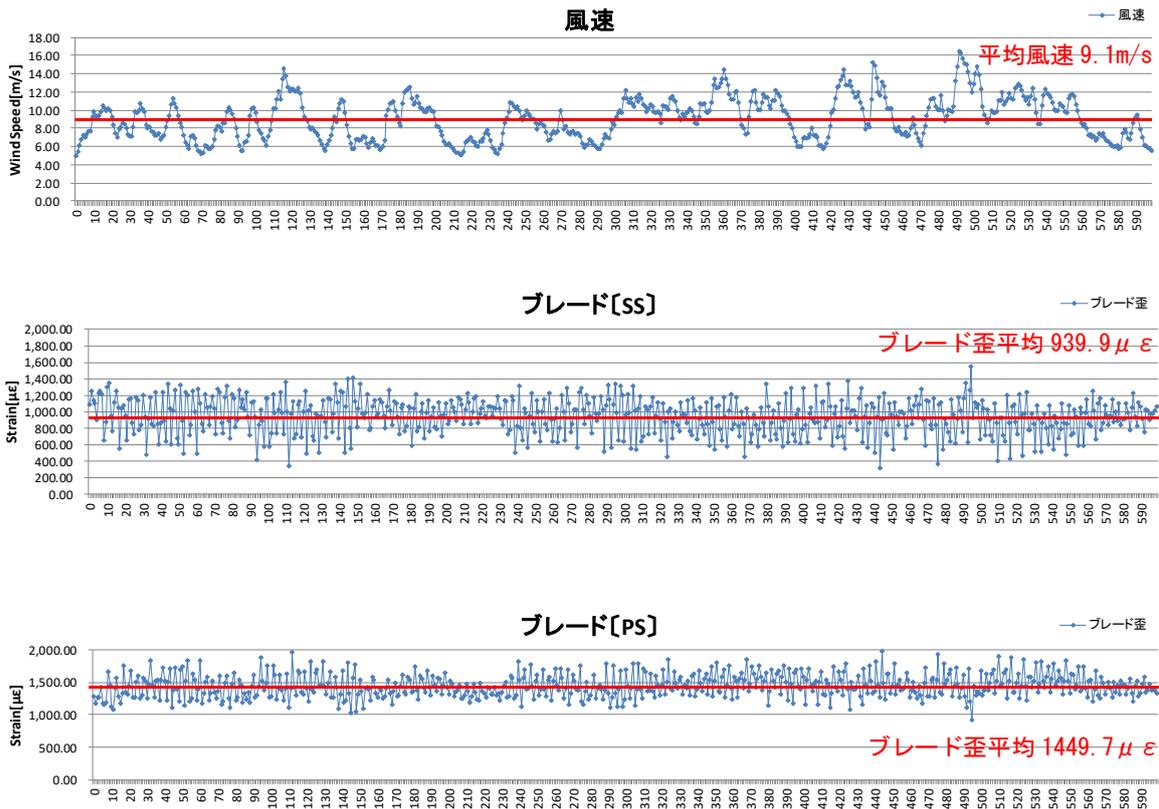


(c) 東風時のブレード歪み (SS・PS) (10 分間値)

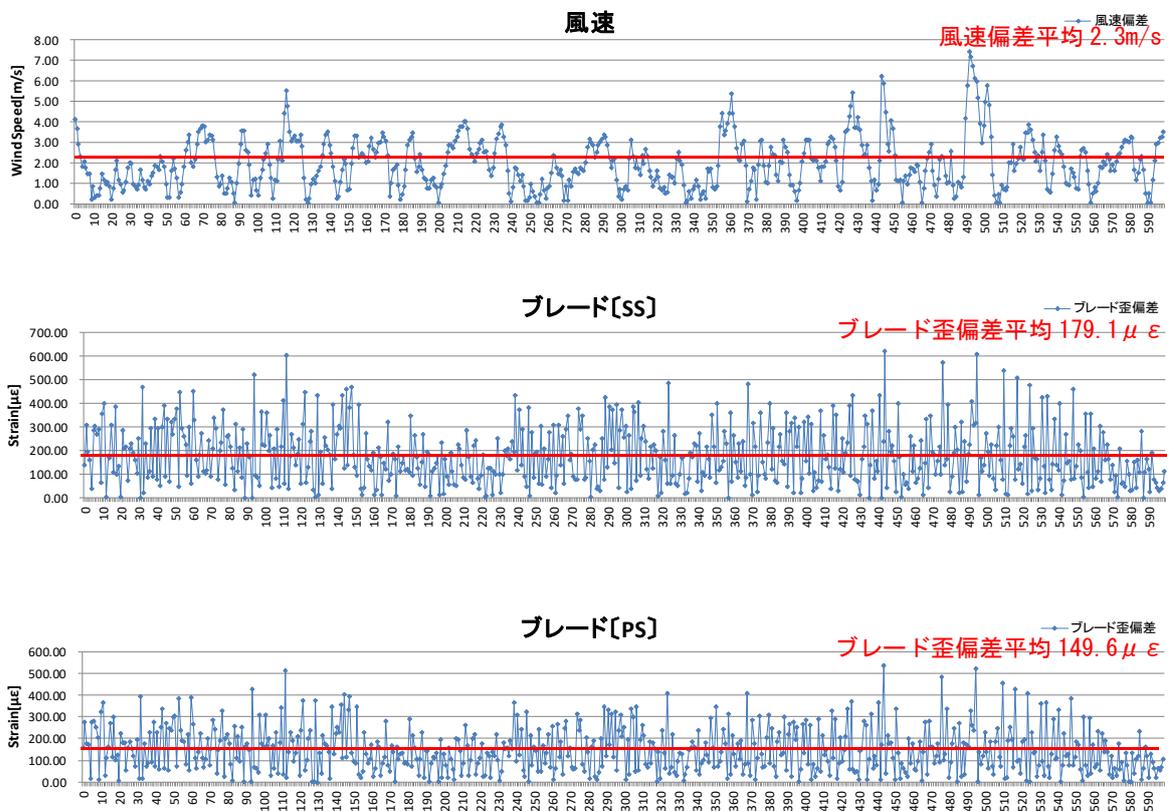


(d) 北風時のブレード歪み (SS・PS) (10 分間値)

図 2-22 2 方位別風速・風速標準偏差・ブレード歪変動比較



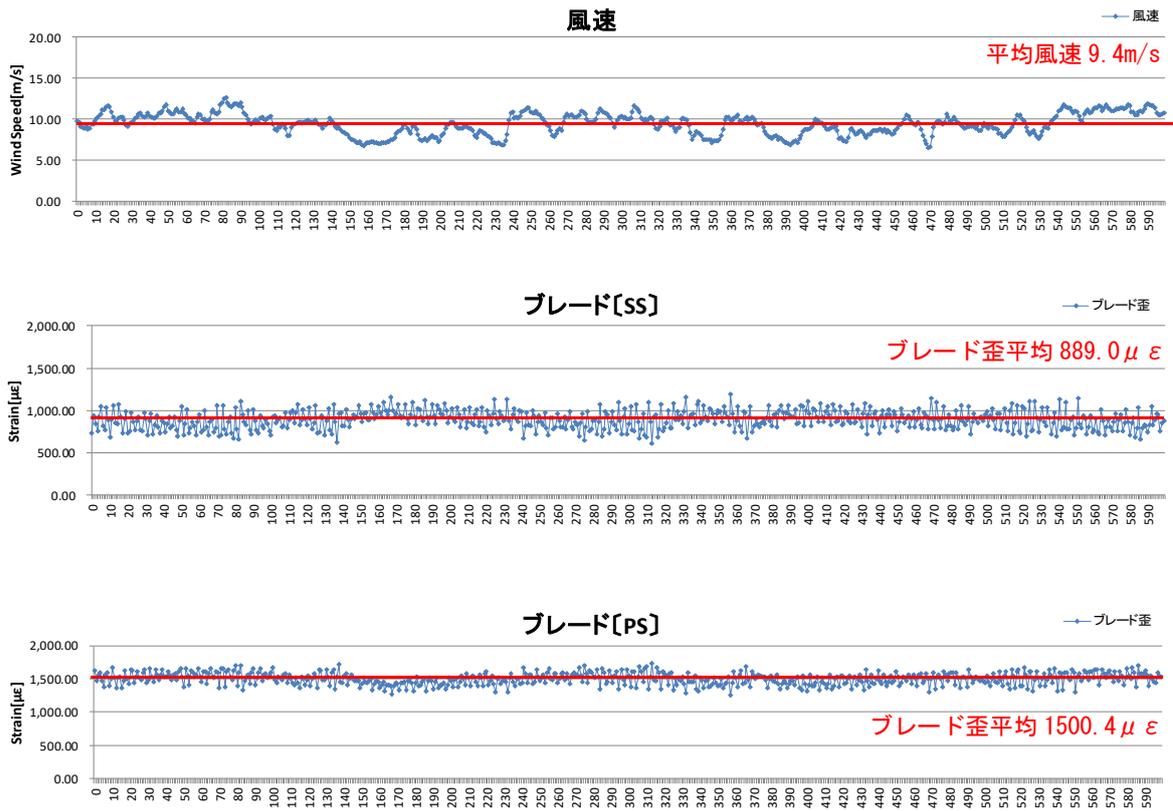
(a) 風速・ブレード歪変動



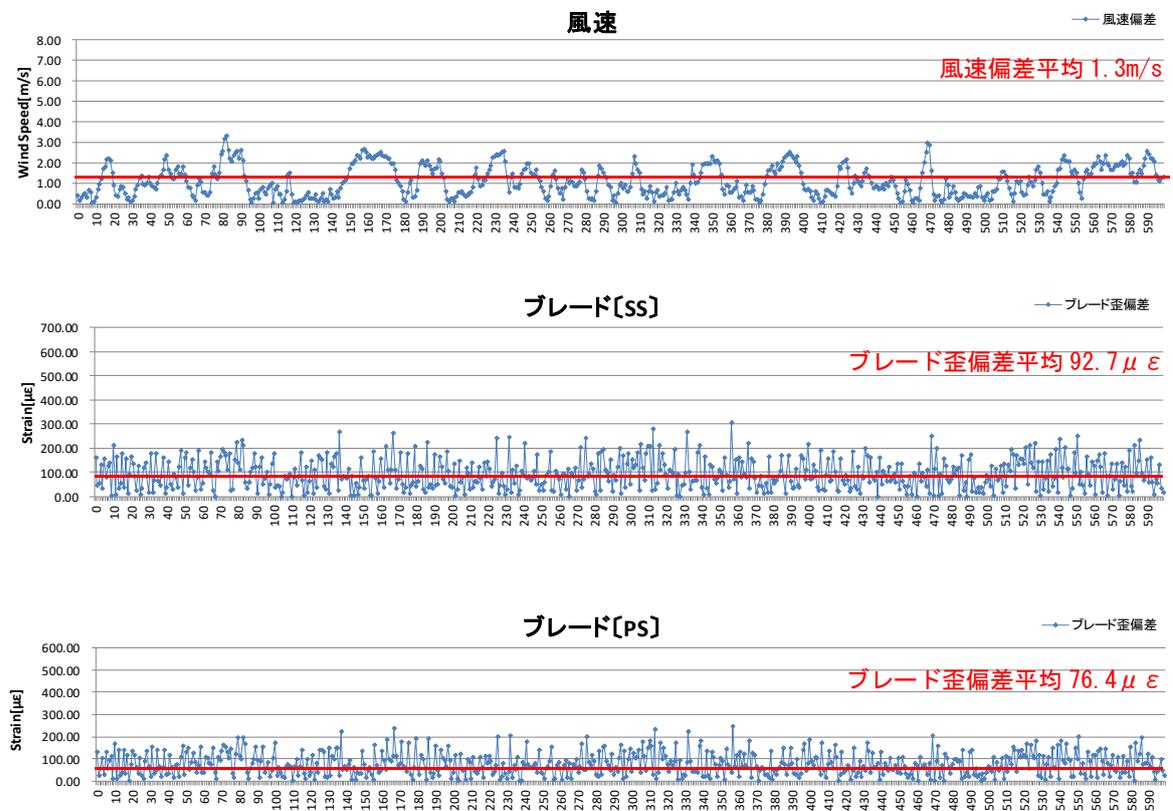
注)・プロット値は、風速・ブレード歪偏差＝瞬時値－10分間平均値の式に基づく算出値

(b) 風速・ブレード歪偏差

図 2-23 東風時の風速・ブレード歪変動および偏差  
[10分間：9:40～9:50，プロット周期：1S (1Hz)]



(a) 風速・ブレード歪変動



注)・プロット値は、風速・ブレード歪偏差＝瞬時値－10分間平均値の式に基づく算出値

(b) 風速・ブレード歪偏差

図 2-24 北風時の風速・ブレード歪変動および偏差  
〔10分間：13:30～13:40，プロット周期：1S（1Hz）〕

## 2.3.2 風車9号機と風車10号機の実測データ比較・解析結果と考察

### 2.3.2.1 風況データの比較・解析結果と考察

風車10号機の気流性状をさらに明らかにするため、運転開始後、最も稼働率の高い風車9号機（図2-25～図2-26、表2-10）実測データとの比較を行った。10号機のDEL〔疲労等価荷重（ブレード曲げ）〕が最大となった9時40分の風速・風速標準偏差・乱流強度の10分間値について確認した。その結果、10号機は、9号機に対して、平均風速で2.6m/s減速（9号機：11.7m/s、10号機：9.1m/s）していることが確認された（表2-11、図2-27）。また、風速標準偏差および乱流強度を確認した結果、風速標準偏差で0.4、乱流強度で0.09、9号機と比較して10号機が高いことが確認された（表2-11、図2-28～図2-29）。

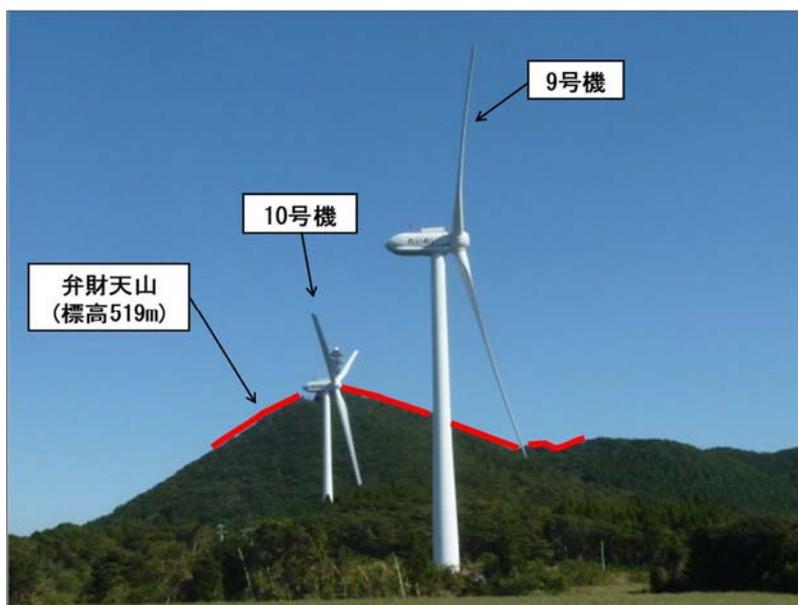


図2-25 現場の写真（著者が2015年10月28日撮影）



注）・出典：Google Earth

図2-26 弁財天山（標高519m）と10号機の位置関係

表2-10 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550m
10号機	414m	514m	約300m

表 2-11 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)	11.7
	標準偏差 (m/s)	1.9
	乱流強度	0.16
10号機	平均風速 (m/s)	9.1
	標準偏差 (m/s)	2.3
	乱流強度	0.25

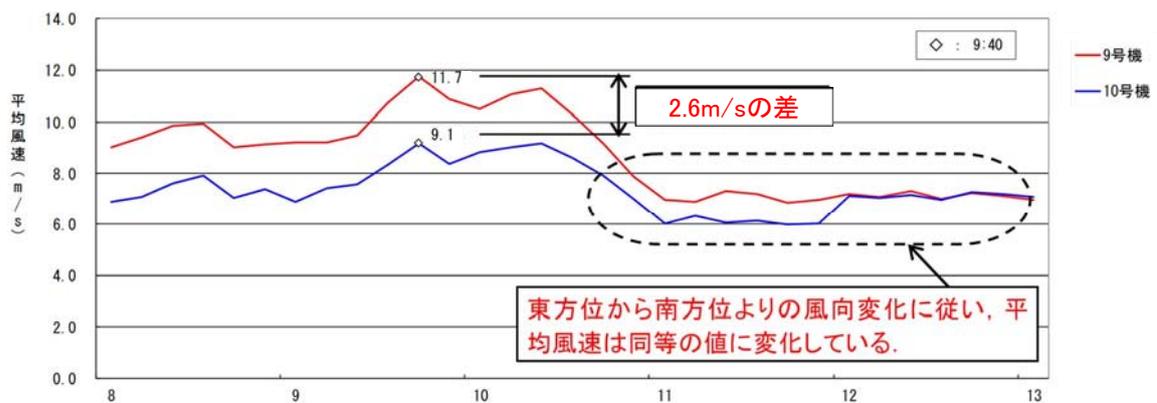


図 2-27 11月13日(8~13時)における平均風速の時系列データの比較, 実測データ(10分間値), 2015年, 赤線は9号機, 青線は10号機

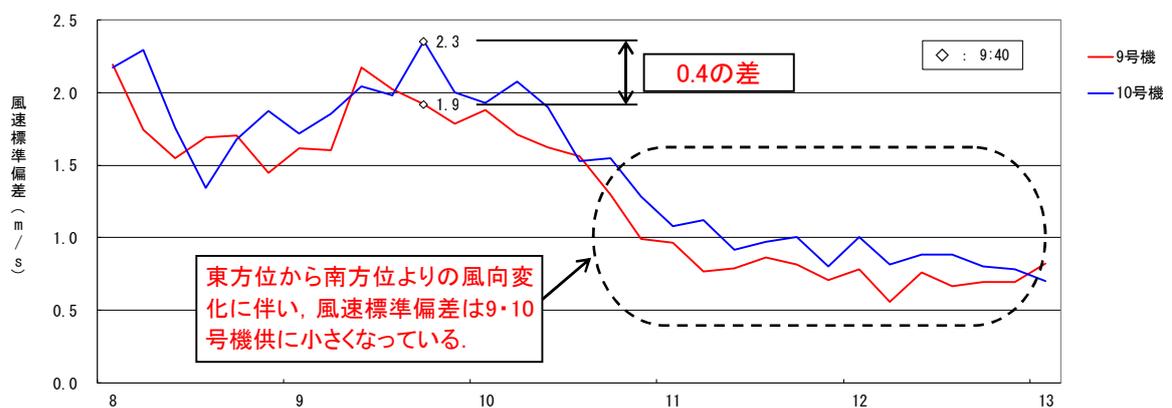


図 2-28 11月13日(8~13時)における風速標準偏差の時系列データの比較, 実測データ(10分間値), 2015年, 赤線は9号機, 青線は10号機

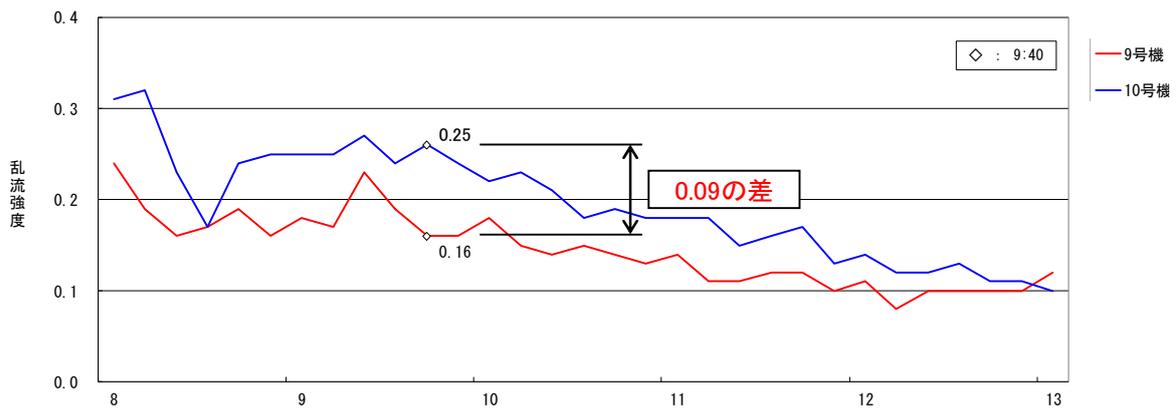


図 2-29 11月13日(8~13時)における乱流強度の時系列データの比較,  
 実測データ(10分間値), 2015年, 赤線は9号機, 青線は10号機

### 2.3.2.2 アラームデータの比較・解析結果と考察

次に風車9号機と風車10号機を対象として、アラームデータを確認した。風車10号機の風向は、11月13日の10時ごろまで東方位よりの風となっており、その後、南方位に風向が変化している。10時ごろまでの風向標準偏差を確認した結果、風向標準偏差は30～50deg程度(図2-21)となっており、風況に起因する「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ていた(表2-12)。併せて、11月13日の風車10号機は、発電停止の頻度も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測された。

東風のアラーム発報の頻発に対する風車10号機地点の気流場の3次元構造について、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により再現し、明らかにする。

表 2-12 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) ・ヨー誤差過大シャットダウン：ヨー誤差が大きくなった場合に発生〔発生後、風車停止〕
- ・風向・風速センサー風向不一致：2つの風向計(ヨー誤差)の間で出力が大きくズレた場合に発生〔発生後、風車停止〕

## 2.4 非定常乱流モデル LES による気流場の数値計算

### 2.4.1 数値計算方法

本研究では、風車ブレード（曲げ）の疲労蓄積により耐久性に影響を与える風況特性を定量的に評価するため、地形性乱流の影響が大きいと推察された東風と、2.2 節で差異が確認された北風の計 2 方位を対象に数値風況シミュレーションを実施した。

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 [3, 4, 5]。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) を採用する。LES では流れ場に空間フィルタを施し、大小様々なスケールの乱流渦を計算格子よりも大きな GS (Grid Scale) 成分の渦と、それよりも小さな SGS (Sub-Grid Scale) 成分の渦に分離する。GS 成分の大規模渦はモデルに頼らず直接数値シミュレーションを行う。一方で、SGS 成分の小規模渦が担う、主としてエネルギー消散作用は SGS 応力を物理的考察に基づいてモデル化する。

流れの支配方程式は、フィルタ操作を施した非圧縮流体の連続の式(式(2-1))とナビエ・ストークス方程式(式(2-2))である。本研究では、平均風速 5.0~6.0m/s 以上の強風場を対象にしているので、大気が有する高度方向の温度成層(大気安定度)の効果は省略した。また風車ウエイクの影響も考慮していない。なお、過去の文献 [3, 4, 5] で既に議論されているように、地表面粗度がほぼ一様に分布している場合には、局所的な風に与える影響は地形起伏の方が顕著であるため、本研究では地表面粗度の影響も省略した。計算アルゴリズムは部分段階法(F-S 法) [17] に準じ、時間進行法はオイラー陽解法に基づく。圧力に関するポアソン方程式は逐次過緩和法(SOR 法)により解く。空間項の離散化は式(2)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 次精度風上差分とする。ここで、対流項を構成する 4 次精度中心差分には補間法 [18] 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 [19] の  $\alpha=3.0$  に対して  $\alpha=0.5$  とし、その影響は十分に小さくする。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 [20] を用い、モデル係数は 0.1 とした(式(2-3)~式(2-8))。

LES の誘導について、Appendix A に記載する。

SGS モデルについて、Appendix B に記載する。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2-1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{Re} \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2-2)$$

$$\tau_{ij} \approx \overline{u'_i u'_j} \approx \frac{1}{3} \overline{u'_k u'_k} \delta_{ij} - 2\nu_{SGS} \bar{S}_{ij} \quad (2-3)$$

$$\nu_{SGS} = (C_s f_s \Delta)^2 |\bar{S}| \quad (2-4)$$

$$|\bar{S}| = (2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij})^{1/2} \quad (2-5)$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (2-6)$$

$$f_s = 1 - \exp(-z^+ / 25) \quad (2-7)$$

$$\Delta = (h_x h_y h_z)^{1/3} \quad (2-8)$$

## 2.4.2 数値計算条件

ここでは、数値風況シミュレーションの諸条件を説明する。図 2-30 に全体図を示す。図 2-31 に示すように、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)×2.0(y)×2.6(z) km の空間を有する。但し、図 2-32 および図 2-33 に示すように、計算領域の上流側には人工的な袖領域を設定し、97%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 m、最小標高は 0 m 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 2,401(x)×401(y)×101(z) 点の合計約 9,800 万点である(図 2-31~図 2-32)。x 方向および y 方向の格子幅は、5m の等間隔分割とし、鉛直方向の最小格子幅は地表面付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、流入境界面には粗度区分Ⅲ(図 2-35 [15])に従う風速分布を与えた。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とした。地表面には非滑り条件(粘着条件)を課した。式(2)の無次元パラメータ  $Re$  はレイノルズ数( $=U_{in}/\nu$ )であり、文献 [16] を参考にして  $Re=10^4$  とした。代表スケールの取扱いは図 2-36 に示す通りである。h は計算領域内の標高差( $=523.0m$ )、 $U_{in}$  は流入境界面の最大標高位置における風速 10m/s、 $\nu$  は動粘性係数である。時間刻みは  $\Delta t=2\times 10^{-3}h/U_{in}$  とした。なお、北風の場合のシミュレーション条件は、東風の場合と同様である。

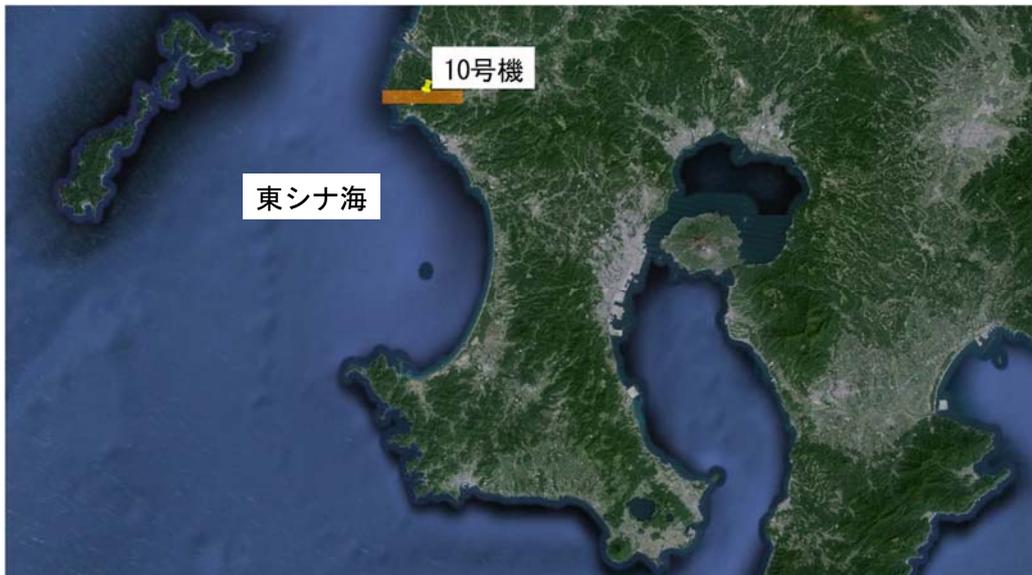


図 2-30 全体図

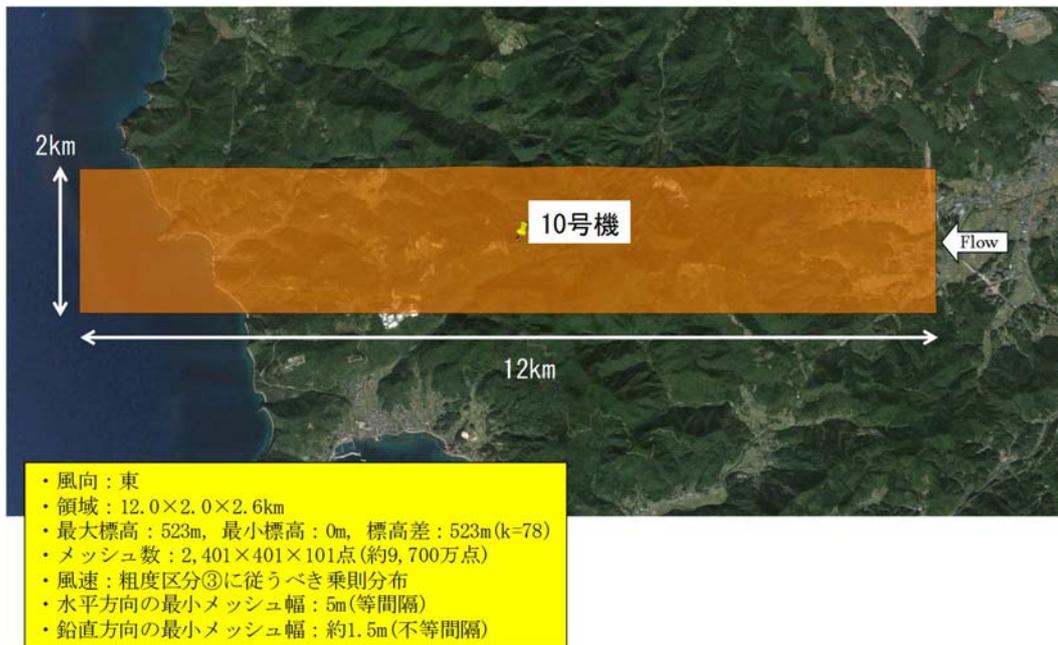


図 2-31 拡大図

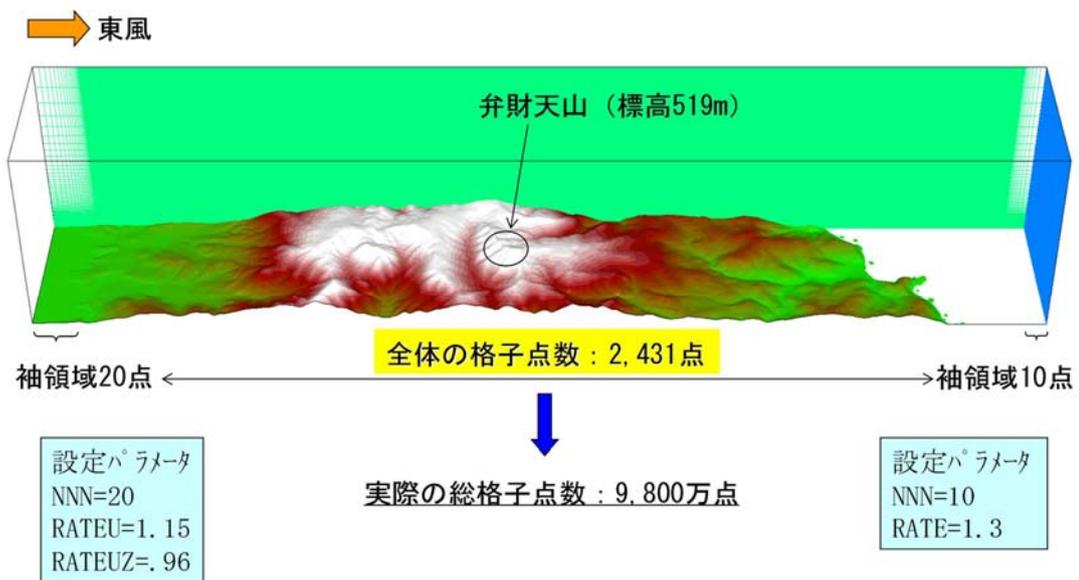


図 2-32 袖領域の設定図 (鳥瞰図)

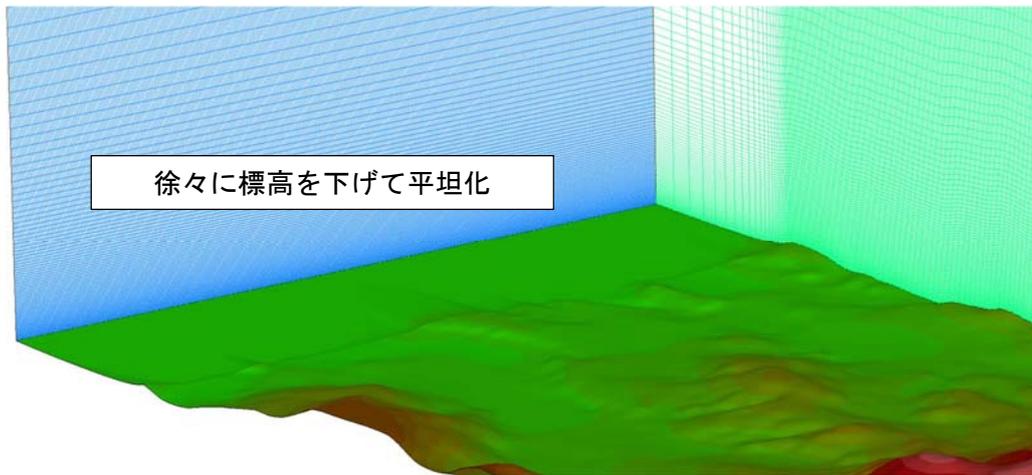


図 2-33 袖領域の設定図（流入境界面付近の様子）

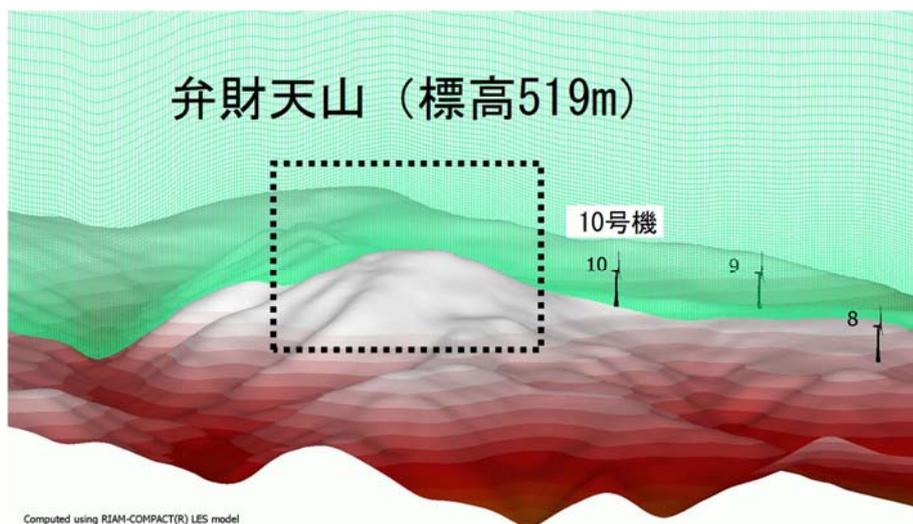
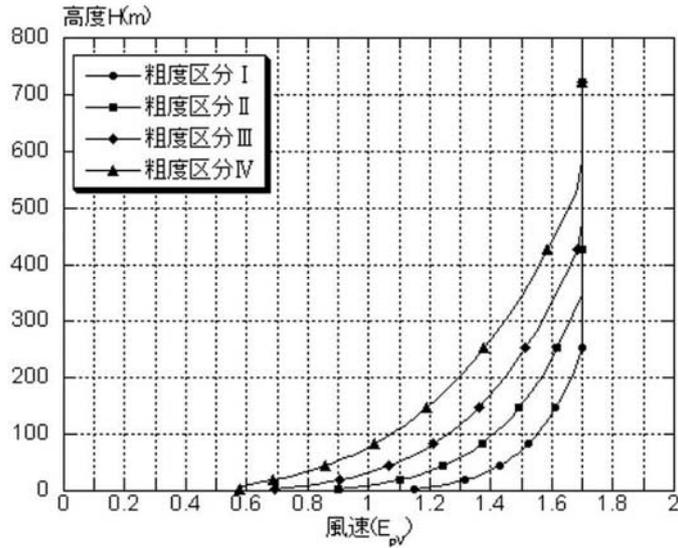


図 2-34 風車 10 号機周辺の計算格子図



◆高度  $H$  が  $Z_b$  以下の場合

$$E_{pV} = 1.7 \left( \frac{Z_b}{Z_G} \right)^\alpha \quad - (9)$$

◆高度  $H$  が  $Z_b$  を超える場合

$$E_{pV} = 1.7 \left( \frac{H}{Z_G} \right)^\alpha \quad - (10)$$

粗度区分	$Z_b$ (m)	$Z_G$ (m)	$\alpha$
I	5	250	0.10
II	5	350	0.15
III	5	450	0.20
IV	10	550	0.27

図 2-35 平成 12 年建設省告示 1454 号で与えられる  $E_{pV}$  (速度プロファイル) [15]

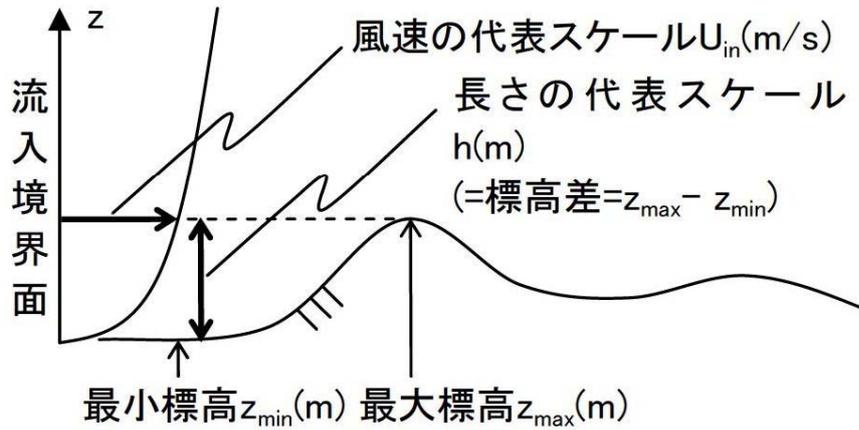


図 2-36 本計算における代表スケールの取扱い

### 2.4.3 数値計算結果と考察

ここでは、東風の場合に地形性乱流の影響を大きく受けていると推測された風車 10 号機に主眼を置いて考察を行う。併せて、東風と比較して DEL と風速標準偏差が小さかった北風(風速 9m/s 程度の実測データ解析)との比較についても考察する。

最後に、東風が発生した場合のアラーム発報の要因となった気流構造についても考察する。

図 2-37 には風車 10 号機に進入する主流方向風速の分布(瞬間場)を示す。この図を観察することで、東風が発生した場合、10 号機の上流に位置する弁財天山から剥離流(地形性乱流)が形成され、風車 10 号機はこの影響を強く受けていることが視覚的に明らかになった。

図 2-38 には、東風が発生している際の風車 10 号機地点における速度ベクトルの鉛直分布(瞬間場)を示す。図 2-39 には、図 2-38 の時刻に対応した主流方向風速の鉛直分布(瞬間場)を示す。同図には、10 分間(実時間)の平均風速(紫線)と、それからの変動振幅(青線)も示す。この図を詳細に吟味すると、風車 10 号機の東風の場合、ブレード受風面内では大きな風速の変動幅が発生していることが明確に確認される。

図 2-40 には、風車ハブ高さ(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(実時間で 10 分間)を示す。図 2-40(a)に示す東風の場合、図 2-40(b)に示す北風の場合と比較して風速の変動幅が大きいことが分かる。また、図 2-40(a)に示す東風の風速変動には、実時間で 6~7 秒程度の周期性が存在することも明らかになった。一方、DEL が 0.99 となった北風の場合、東風と比較して風速の変動幅は小さく、風速標準偏差は東風の 2.36m/s に対して 0.99m/s となった(図 2-40(b))。

また、平均 9m/s 程度の風が発生した場合の実測されたブレード歪みに基づく曲げモーメントの時系列データで評価されたフラップ曲げ方向の DEL は、東風時で 2.03、北風時で 0.99 となった。この東風の場合と北風の場合の差異に対して、数値風況シミュレーション(LES)結果で得られた風車 10 号機地点における主流方向(x)の風速成分(u)の風速標準偏差に極めて高い相関性があることが明らかになった(表 2-13)。

一連の定性的かつ定量的な考察を通じて、数値風況シミュレーションデータ(図 2-35~図 2-38)解析結果から、風速標準偏差を確認すれば、風車立地地点の乱流影響と DEL〔疲労等価荷重(ブレード曲げ)〕の大小を確認出来ることが分った。

次に東風と北風の主流方向(u)成分、主流直交方向(v)成分、鉛直方向(w)成分の 3 成分の風速標準偏差を確認した結果、東風の場合、北風の場合と比較して、3 成分全てにおいて上回る結果となった(表 2-13)。

この結果から、東風時、風車 10 号機地点において、水平断面(ヨー方向)および鉛直断面内の気流の時間的・空間的変動が大きいことを示しており、アラーム発報の頻度と風況シミュレーション結果(風速標準偏差 3 成分)にも高い相関性が確認された(表 2-13、表 2-14、図 2-43)。

風力発電施設の現地風条件(乱流)の扱いとして、電気事業法に基づく風力発電施設に関する技術基準を定める省令(風技省令)の第 4 条で主流方向、主流直交方向、鉛直方向の 3 方向の乱流を考慮した現地風条件を踏まえて「風圧」を計算することが規定されている。このため、数値計算による風速標準偏差 3 成分の評価は、今後、ますます重要になると考えられる。

一連の解析結果から、東風の場合、図 2-37~図 2-41 に示す数値風況シミュレーション結果(複雑地形に起因した地形性乱流の発生)が、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た。

実測データ解析の結果、平均 9m/s 程度の風が発生した場合の風速標準偏差は、東風時で 2.3m/s、北風時で 1.3m/s であったのに対して、数値計算結果は、東風時で 2.36m/s、北風時で 0.99m/s となり、実測データとほぼ同様の傾向が再現された（表 2-13）。

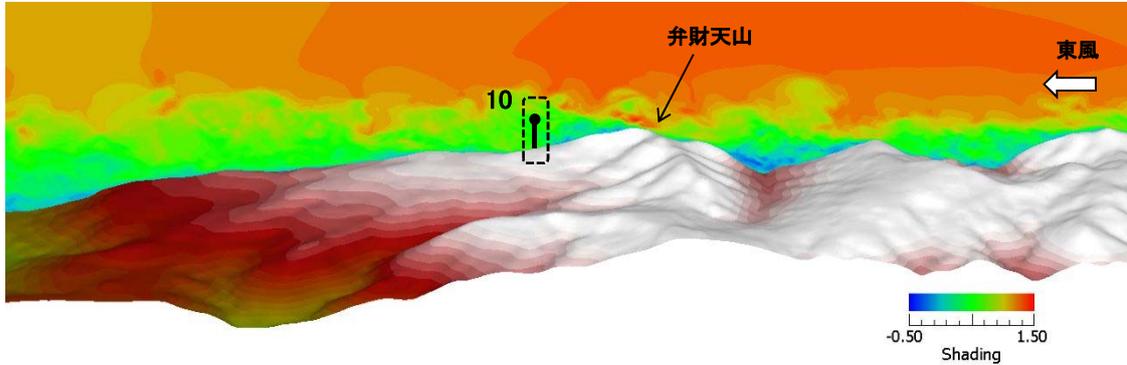


図 2-37 東風時、10 号機風車の受ける主流方向 (x) の風速分布 (瞬間場)

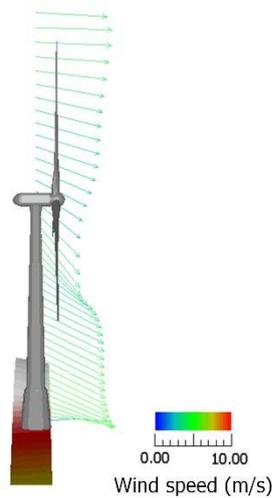


図 2-38 東風時、10 号機風車地点における主流方向 (x) の風速成分  $\langle u \rangle$  の速度ベクトル鉛直分布 (瞬間場)

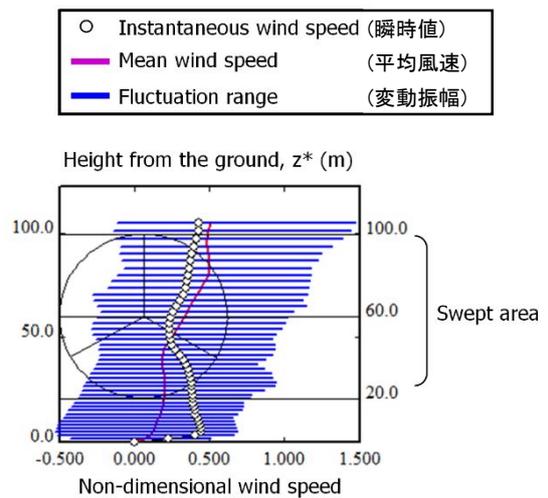
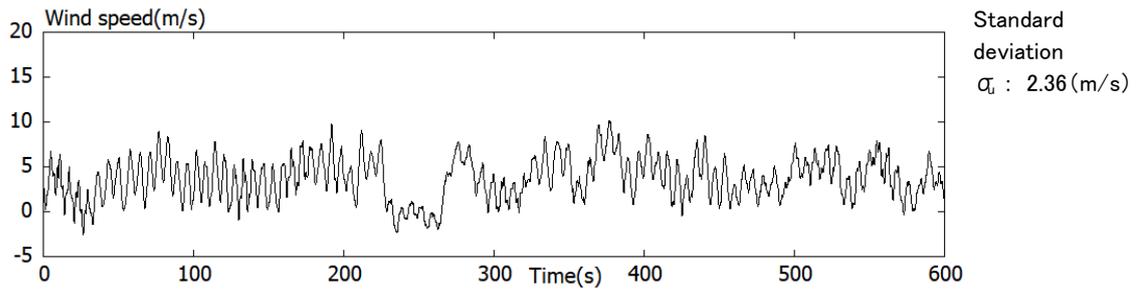
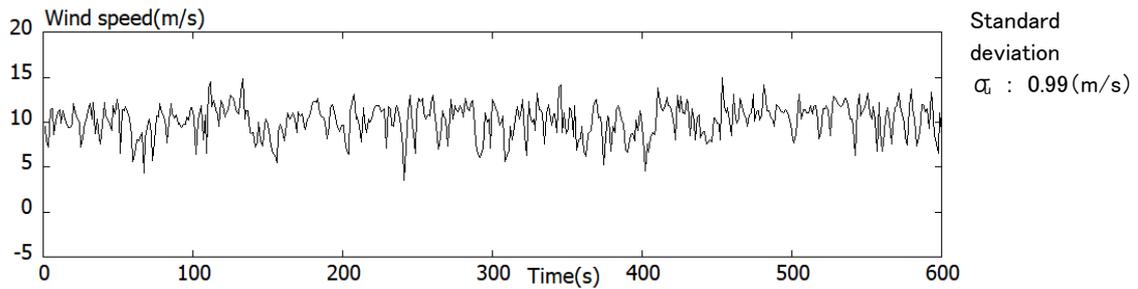


図 2-39 東風時、10 号機風車の受ける鉛直断面内の主流方向 (x) の風速成分  $\langle u \rangle$  の変動



(a) 東風



(b) 北風

図 2-40 風車ハブ高さ（地上高 60m）における主流方向（x）の風速成分  $\langle u \rangle$  の時間変化比較

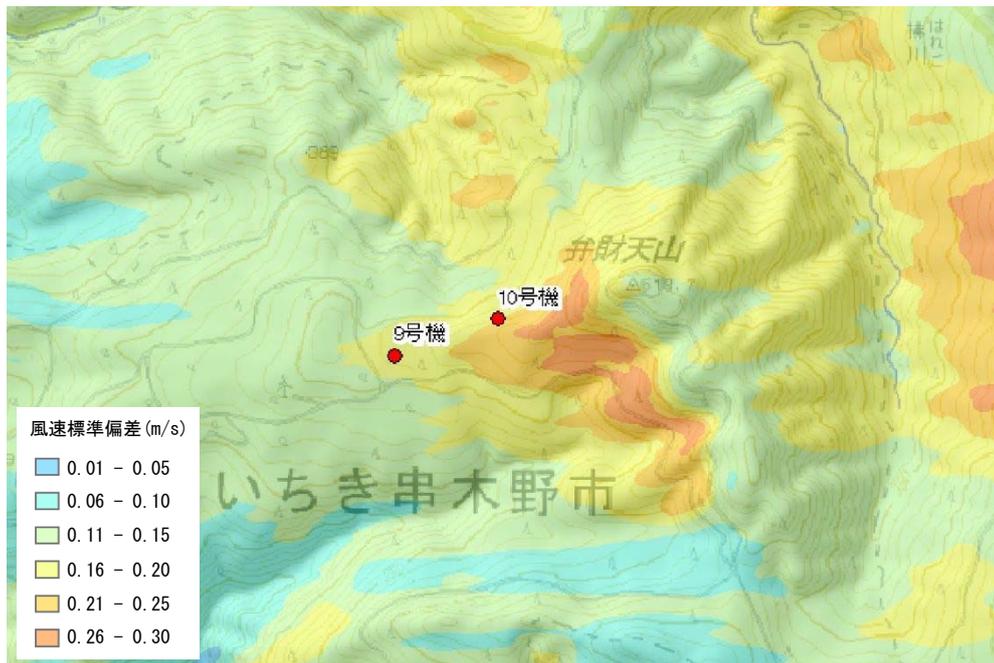


図 2-41 風車ハブ高さ（地上高 60m）における主流方向（x）の風速成分  $\langle u \rangle$  の風速標準偏差（平均場）

表 2-13 実測データ解析および数値計算結果 (まとめ)

風向	発生日時		平均風速 (10 分間平均値)	風速 標準 偏差	歪み変動 〔偏差〕	風車ブレ ート DEL (曲げ)	数値計算結果
							風速標準偏差
(1) 東風	11/13	9:40～ 9:50	最大 9m/s 程度まで 上昇 (9.1m/s)	2.3 m/s	歪み変動大 (振幅大) 〔 SS : 179.1 $\mu \epsilon$ 〕 〔 PS : 149.6 $\mu \epsilon$ 〕	2.03	2.36m/s
(2) 北風	11/9	19:30～ 19:40	最大 9m/s 程度まで 上昇 (9.4m/s)	1.3 m/s	歪み変動小 (振幅小) 〔 SS : 92.7 $\mu \epsilon$ 〕 〔 PS : 76.4 $\mu \epsilon$ 〕	0.99	0.99m/s

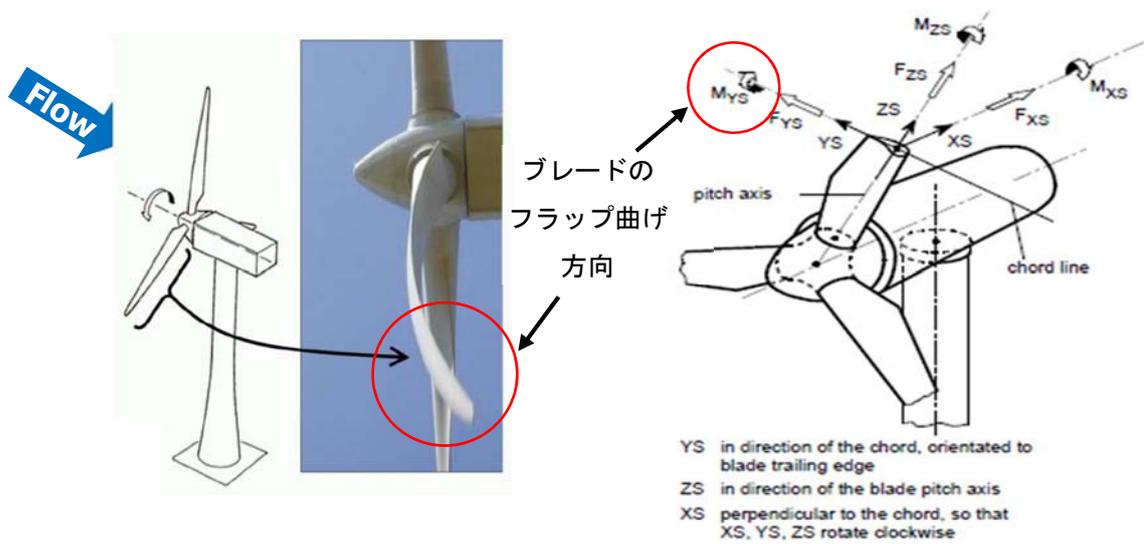
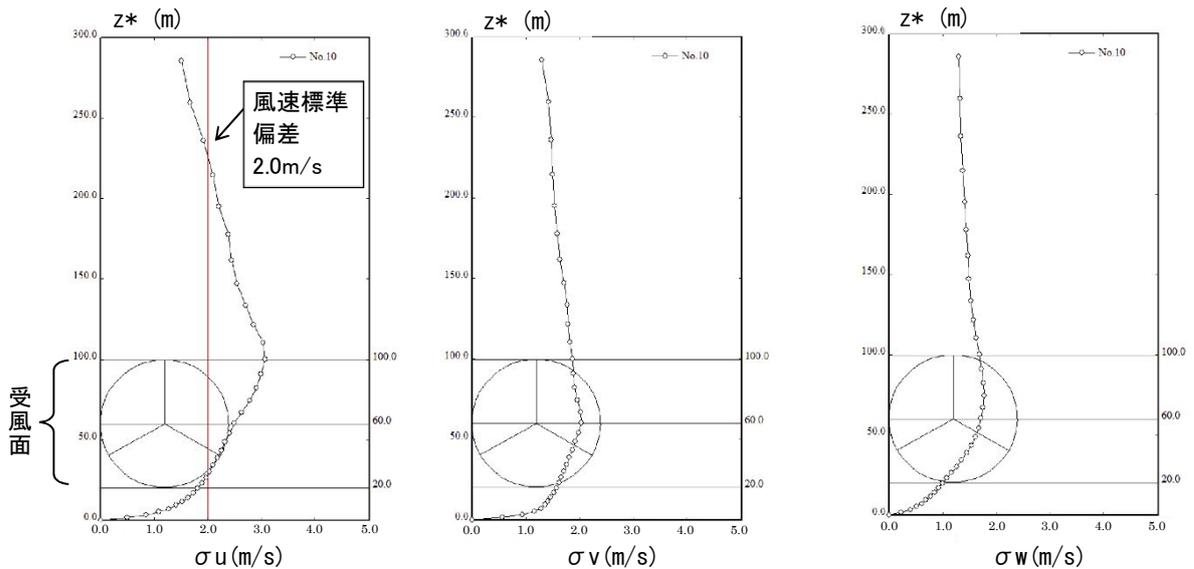


図 2-42 ブレードのフラップ曲げ荷重方向〔再掲〕〔52〕

表 2-14 風車 10 号機地点におけるハブ中心（地上高 60m）の風速標準偏差

風向	主流方向(x) の(u)成分 (m/s)	主流直交方向(y) の(v)成分 (m/s)	鉛直方向(z) の(w)成分 (m/s)
東風	2.4(≒2.36)	2.0	1.7
北風	1.0(≒0.99)	1.1	1.0



(a) 主流方向(x)の風速成分(u) (b) 主流方向(y)の風速成分(v) (c) 鉛直方向(z)の風速成分(w)

図 2-43 東風時，風車 10 号機の受ける風速 3 成分の標準偏差

## 2.5 結 論

本章の結論は次の通りである。

- (1) 風車ブレードに対する風荷重による疲労蓄積状況を調査するため、風向や風速などの風車運転基本情報とブレード（フラップ方向曲げ）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。
- (2) 風車の風荷重へ最も影響を与える風向として、東方位を特定した。特定された東方位の DEL [疲労等価荷重（ブレード曲げ）] は、9時40分からの10分間において、2.03と最大になった。
  - 2015年11月3日0時～2016年3月17日7時の計測期間において、ブレード（フラップ方向曲げ）歪変動は、2015年11月13日に最大となった（図2-13～図2-14）。
  - 2015年11月13日を対象に疲労荷重への影響に関して、風車運転データとブレード歪みデータを用いて、さらに解析を行った結果、9時40分からの10分間の東風時（10分平均風速9.1m/s）において DEL [疲労等価荷重（ブレード曲げ）] が2.03（同じ気流性状の風が継続して発生した場合、5.88年で設計荷重にする）となることが確認された（図2-14）。
  - 10分間平均風速9m/s程度において、計測期間で最も出現率の高かった北風時の DEL は0.99となり、東風と比較してブレードの歪み変動幅および DEL に明確な差異があることが確認された（図2-13～図2-17）。
  - 風速10m/s以下の東風時の風速標準偏差および乱流強度の値は、北風時に対して非常に大きいことが示された。また、東風時10m/s以下の乱流強度は、風車10号機の設計規格である IEC 乱流強度カテゴリ-A を超える値が数多く確認された（図2-20）。
- (3) 東・北の2方位を対象に風速・風速標準偏差・乱流強度および DEL [疲労等価荷重（ブレード曲げ）] の実測データを用いて相互にデータの関係性を解析した結果、DEL と風速標準偏差の関係性が極めて高いことが明らかになった（表2-9, 図2-21～図2-24）。

複雑地形上において風車ブレード歪みおよび風況データを同期計測し、DEL と気流性状の関係性を解析したのは、風力業界にとって、初めての試みである。
- (4) 風車9号機と風車10号機の風速・風速標準偏差・乱流強度およびアラームデータ解析結果からも風車10号機の東風は、乱流化傾向であることが分かった（表2-10～表2-11, 図2-27～図2-29）。
- (5) 風車10号機を対象とした2方位（東および北）のブレード歪みデータの変動幅、風速標準偏差および乱流強度の差異については、図2-3および図2-5に示す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。

- (6) LES (ラージ・エディ・シミュレーション) に基づく高解度数値風況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、風車 10 号機の上流 (東方位) に位置する弁財天山 (標高 519m) が起源となり、そこから剥離流 (地形性乱流) が発生し、風車 10 号機はその影響を直接的に受けていることが示された (図 2-37)。
- (7) 東風時、数値計算で得られた、風速成分 $u$ の風速変動から算出した風速標準偏差は、2.36m/s となり、地形性乱流の影響により風車 10 号機のブレード受風面内では大きな風速の変動が発生していることが明らかになった。また、東風時の実測で時折確認された実時間で 6~7 秒程度の周期性が数値計算結果でも確認された (図 2-40)。
- 一方で、東風に対して、ブレードの歪みの変動幅および風車ブレード DEL に明確な差異が確認された北風の風速標準偏差は、0.99m/s となった。
- (8) 10 分平均風速 9m/s 程度の東風と北風が発生した際、実測データで得られたブレード歪み変動に影響を与えた風速標準偏差の値に対して、数値計算結果の風速標準偏差は、同様の傾向であることが示された。これにより、数値計算は実風速階級で 9m/s 程度を再現していることが分った (表 2-13)。
- (9) 実測されたブレード歪みに基づく曲げモーメントの時系列データで評価された風車ブレード DEL と数値風況シミュレーション (LES) 結果で得られた風車 10 号機地点における風速成分 $u$ の風速標準偏差の関係が極めて高いことが明らかになった (表 2-13)。
- (10) 数値風況シミュレーション (LES) で得られた風速成分 $u$ の風速標準偏差を確認すれば、風車立地地点の乱流影響と DEL [疲労等価荷重 (ブレード曲げ)] の大小を評価出来ることが分った。
- (11) 東風時、風車 10 号機地点におけるアラーム発報の頻発に対して、数値風況シミュレーション (LES) の結果、東風時、風車 10 号機地点では、水平断面 (ヨー方向) および鉛直断面内の気流の時間的・空間的変動が発生していることが確認された。

### 3 章 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討

#### 3.1 実測データの解析

##### 3.1.1 風車ブレード DEL 解析結果と考察

2 章に引き続き、実測データの解析を行った。本章では風車ブレード（曲げ）の疲労荷重の蓄積に影響を与える、発電開始風速 4m/s 以上の全風速階級に対応する各種データを解析対象とした。

2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時において、風車メーカーの協力の下、風車 10 号機のブレード歪み実測データに基づき DEL [疲労等価荷重（ブレード曲げ）] を解析した結果、東風の際に、風速約 6～10m/s の場合、設計値を超えていることが分った。一方で、計測期間で最も出現率の高かった北風の場合は、風速 4m/s 以上の全風速階級で設計値を下回り、東風と比較してブレード歪みデータに基づく DEL に明確な差異があることが確認された（図 3-1）。

12 方位別の DEL [疲労等価荷重（ブレード曲げ）] 解析結果などは、文献 [13] に示す。

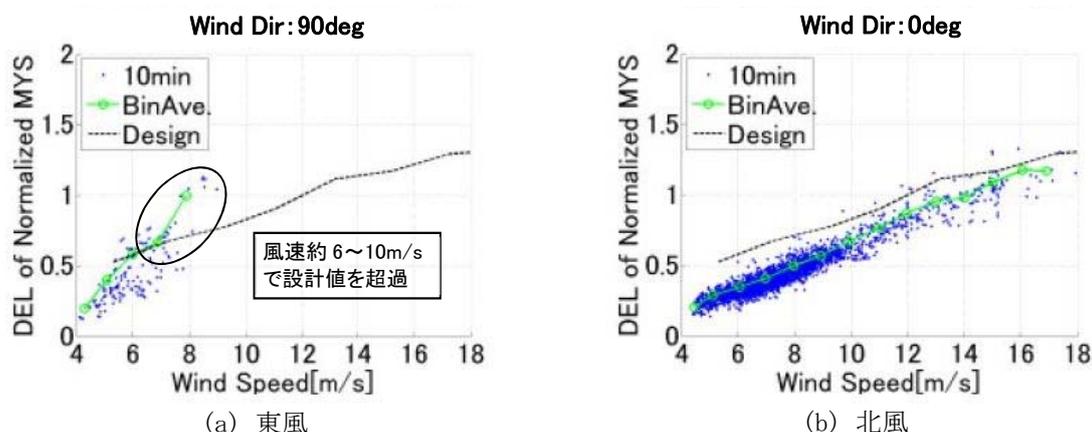


図 3-1 方位別 DEL（疲労等価荷重）[ブレードフラップ曲げ MYS] 比較 [13]

（解析対象期間：2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時）

また、図 3-1 に示す風車ブレード DEL（曲げ）は、風速が大きくなる程、DEL も直線的に大きくなる重回帰直線で近似されることが分った（図 3-2）。この重回帰直線により、東風の DEL の傾きは、北風に対して大きいことが示された。

その差異は、東風時の重回帰直線の傾き 0.20、北風時の傾き 0.10 で示された。

さらに、12 方位別風車ブレード DEL と風速を解析した結果、東風時と北風時の重回帰直線の傾きが最大と最小であり、残りの 10 方位の重回帰直線は、東風時と北風時の幅の中に概ね含まれることが確認された（図 3-3）。

12 方位別風車ブレード DEL と風速の解析データを Appendix C に示す。

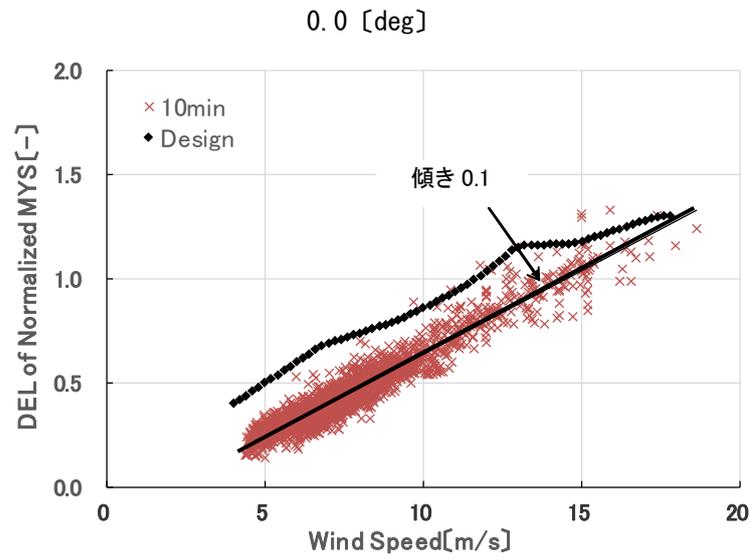
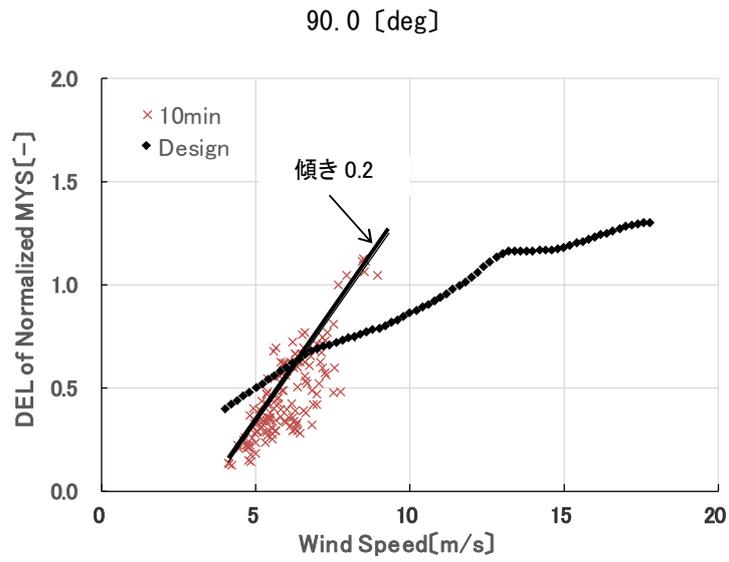
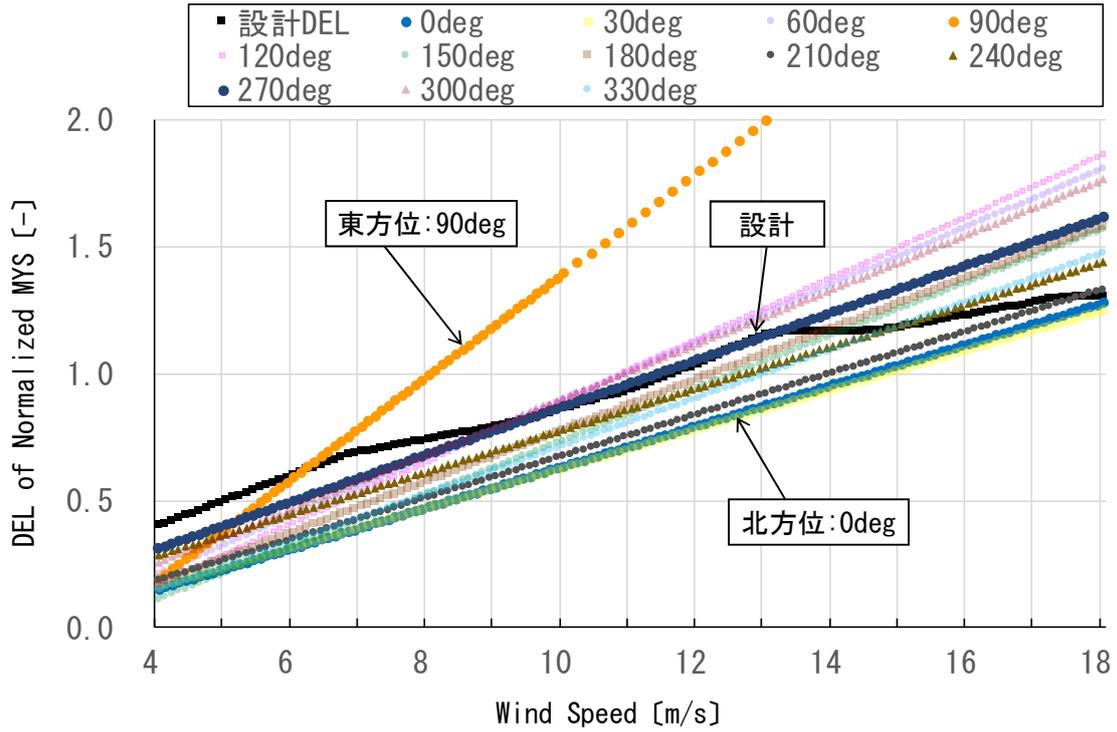


図 3-2 方位別 DEL (疲労等価荷重) [ブレードフラップ曲げ MYS] 比較 [13]  
 (解析対象期間：2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時)



注)・12方位別の実測疲労 (DEL) 線の実測値がない部分は直線近似で想定した [90deg (東) 方位のみ実測データがない部分は破線表示とした.]

図 3-3 12 方位別 DEL (疲労等価荷重) [ブレードフラップ曲げ MYS] 比較  
(解析対象期間 : 2015 年 11 月 3 日 0 時 ~ 2016 年 3 月 17 日 7 時)

### 3.1.2 ナセル風速・風向計による気流場解析結果と考察

次に、実測データによる風車ブレード DEL (曲げ) 解析結果と 2.4 節の数値計算で得られた 3 次元的な気流性状の関係を検討するため、風車 10 号機のデータ収録期間 2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時に対して、12 方位別に 10 分間の風速・風向・風速標準偏差・乱流強度データを解析した。

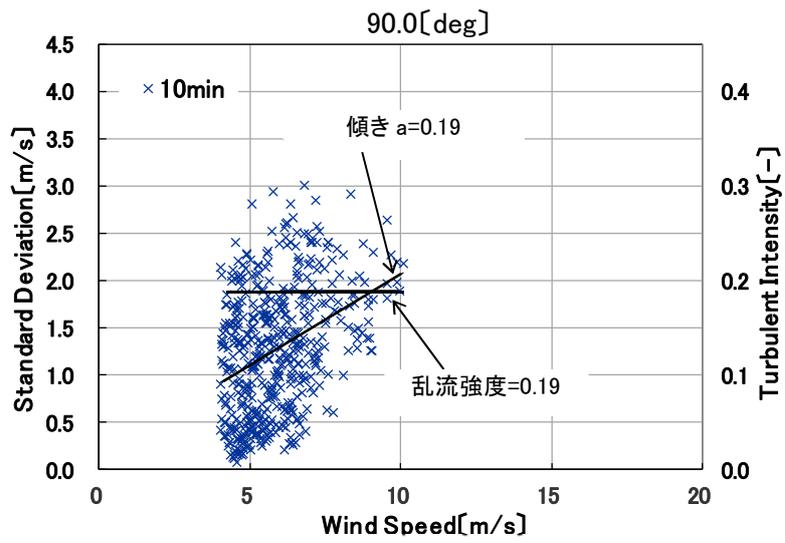
図 3-4 には、図 3-2 に示す風車ブレード DEL (曲げ) と同時刻の風速・風向・風速標準偏差のデータを用いて解析した結果を示す。解析の結果、風速-風速標準偏差の関係は、風速が大きくなる程、風速標準偏差も直線的に大きくなる重回帰直線で近似されることが分った。この重回帰直線により、東風の風速標準偏差の傾きは、北風に対して大きいことが示された。次に乱流強度は、乱流強度=風速標準偏差/風速〔式 (2.2)〕で定義されることから、乱流強度の傾向を確認した結果、東風時は 0.19、北風時は 0.11 となり、東風の値は北風の値に比べて大きいことが示された (図 3-4)。

一連のデータ解析結果から、風車ブレード DEL (曲げ) と同時刻の風速・風向・風速標準偏差データを用いて解析した結果、風速-風速標準偏差の傾きが大きい場合に、風速-風車ブレード DEL (曲げ) の傾きも大きくなることが分った。(図 3-2, 図 3-4)。

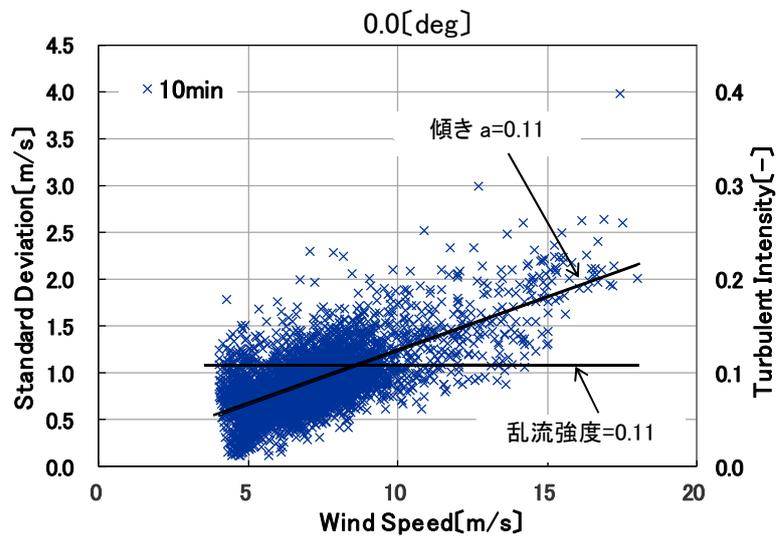
また、風車ブレード (DEL) と風速標準偏差は、強い相関性を有することが分った (図 3-5)。

12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・風速標準偏差・乱流強度の解析データを AppendixC に示す。

12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データを AppendixD に示す。



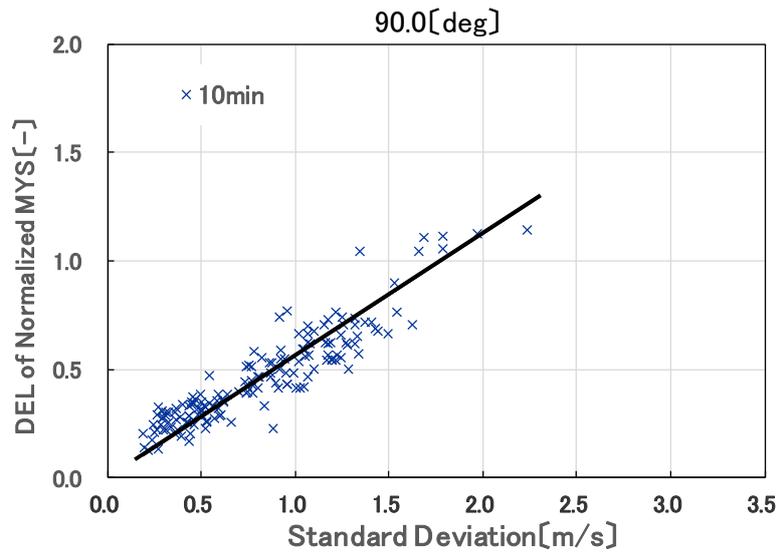
(a) 東風



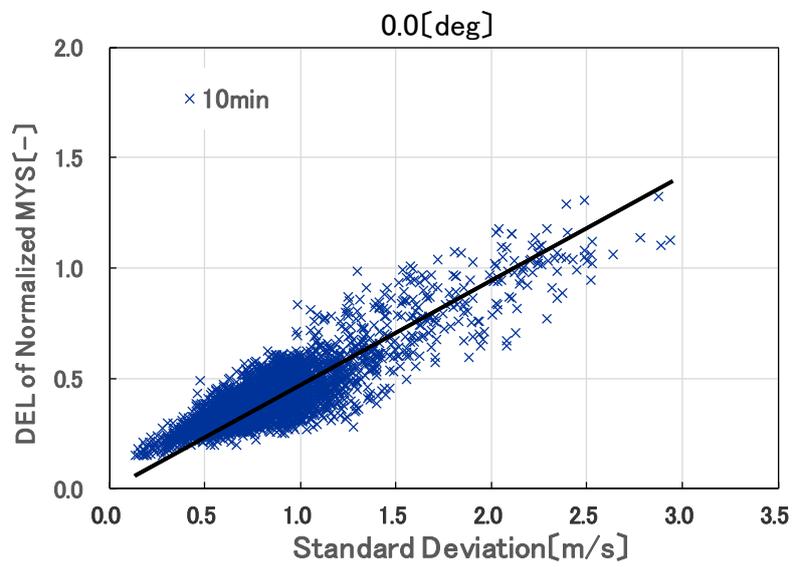
(b) 北風

図 3-4 方位別風速標準偏差比較

[実測データ (10 分間値), 解析対象期間 : 2015 年 11 月 13 日 0 時 ~ 2016 年 3 月 17 日 7 時]



(a) 東風



(b) 北風

図 3-5 方位別 DEL (疲労等価荷重) [ブレードフラップ曲げ MYS] と風速標準偏差比較  
(解析対象期間 : 2015 年 11 月 3 日 0 時 ~ 2016 年 3 月 17 日 7 時)

### 3.1.3 アラームおよび発電出力データ解析結果と考察

実測データにより、運開後の2012年11月～2014年1月の期間において、風車10号機の方位別アラーム発報回数を解析した結果、東風の場合、北風の場合と比較して、「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」の風況に起因するアラーム発報が経年的に発生していることが確認された（表3-1～表3-2，図3-6）。また同時に、発電停止の頻度が高いことも確認された。

次に実測データにより、2013年1月～2013年12月の1年間において、風車10号機の東方位の出現頻度の最も高かった6月を対象に、発電出力（10分間値）の確認を行った（表3-3）。

発電出力は、図3-5に示す風車10号機と風車8号機および風車9号機を比較した（図3-6）。その結果、風車10号機は、理論パワーカーブに対して、発電出力のバラつきが多いことが分かった（図3-8）。

併せて、風車10号機と風車8号機および風車9号機を対象に、北方位（2013年1月）南南東方位（2013年3月）および南南西方位（2017年7月）の発電出力を確認した結果、風車10号機は、東方位で確認された発電出力のバラつきがないことが分かった。（表3-4～表3-6，図3-9～図3-11）

なお、弁財天山（標高519m）から約550m離れた風車9号機において、風車10号機のような頻度ではないが、東方位の風速階級9～10m/sにおいて風車停止が確認された（図3-8）。

アラームおよび発電出力データ解析結果から、東風の年間出現率は約5%と低いが、風車10号機は2.4節の数値風況シミュレーションで再現された、時間的・空間的に大きく変動する気流性状の風を経年的に受けていることが確認された。

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疲労荷重の蓄積により、風車構成機器の故障に繋がると推測された。

表3-1 10号機方位別アラーム発報回数比較1  
(解析対象期間：2012年11月～2014年1月)

アラーム項目	10号機		他号機(平均)	
	N	E	全方位	
ヨー誤差過大シャットダウン	39	560	1,448	530
風向風速センサー風向不一致	5	146	308	80

注)・他号機(平均)は、10号機以外の風車9基分の平均

- ・ヨー誤差過大シャットダウン：ナセルの向きと風向計の向きがずれた場合に発生〔発生後、風車停止〕
- ・風向・風速センサー風向不一致：2つの風向計（ヨー誤差）の間で出力が大きくずれた場合に発生〔発生後、風車停止〕
- ・IEC〔14〕で規定される、 $\pm 8^\circ$ の平均ヨーミスアラインメントをベースにアラーム発報の閾値を設定

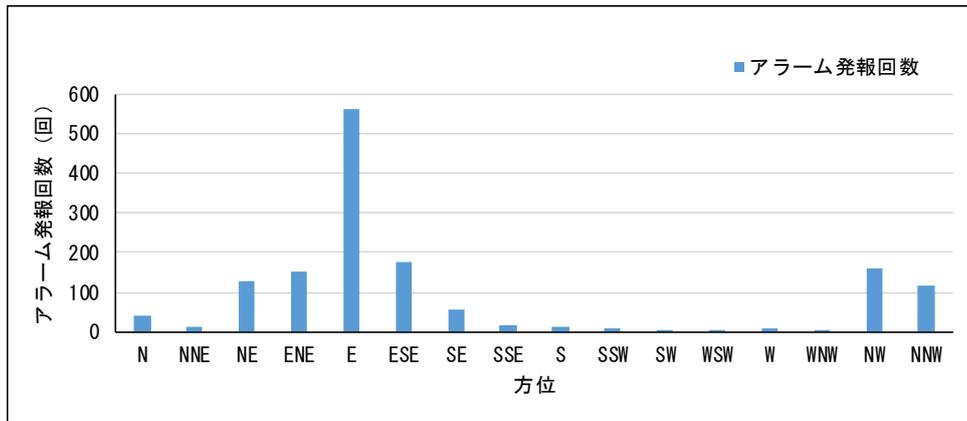
表 3-2 10号機方位別アラーム発報回数比較 2

(解析対象期間：2012年11月～21014年1月)

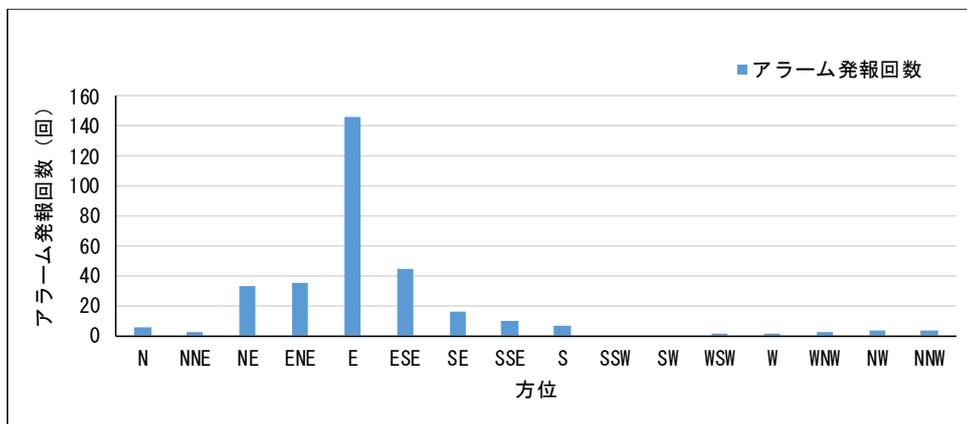
アラーム項目	N	NNE	NE	ENE	E	ESE	SE	SSE	
ヨー誤差過大 シャットダウン	39	12	130	150	560	176	58	18	
風向風速センサー 風向不一致	5	2	33	35	146	45	16	10	
アラーム項目	S	SSW	SW	WSW	W	WNW	NW	NNW	計
ヨー誤差過大 シャットダウン	11	7	2	2	8	2	158	115	1,448
風向風速センサー 風向不一致	6	0	0	1	1	2	3	3	308

注)・他号機(平均)は、10号機以外の風車9基分の平均

- ・ヨー誤差過大シャットダウン：ナセルの向きと風向計の向きがずれた場合に発生〔発生後、風車停止〕
- ・風向・風速センサー風向不一致：2つの風向計(ヨー誤差)の間で出力が大きくずれた場合に発生〔発生後、風車停止〕
- ・IEC〔14〕で規定される、 $\pm 8^\circ$ の平均ヨーミスアラインメントをベースにアラーム発報の閾値を設定

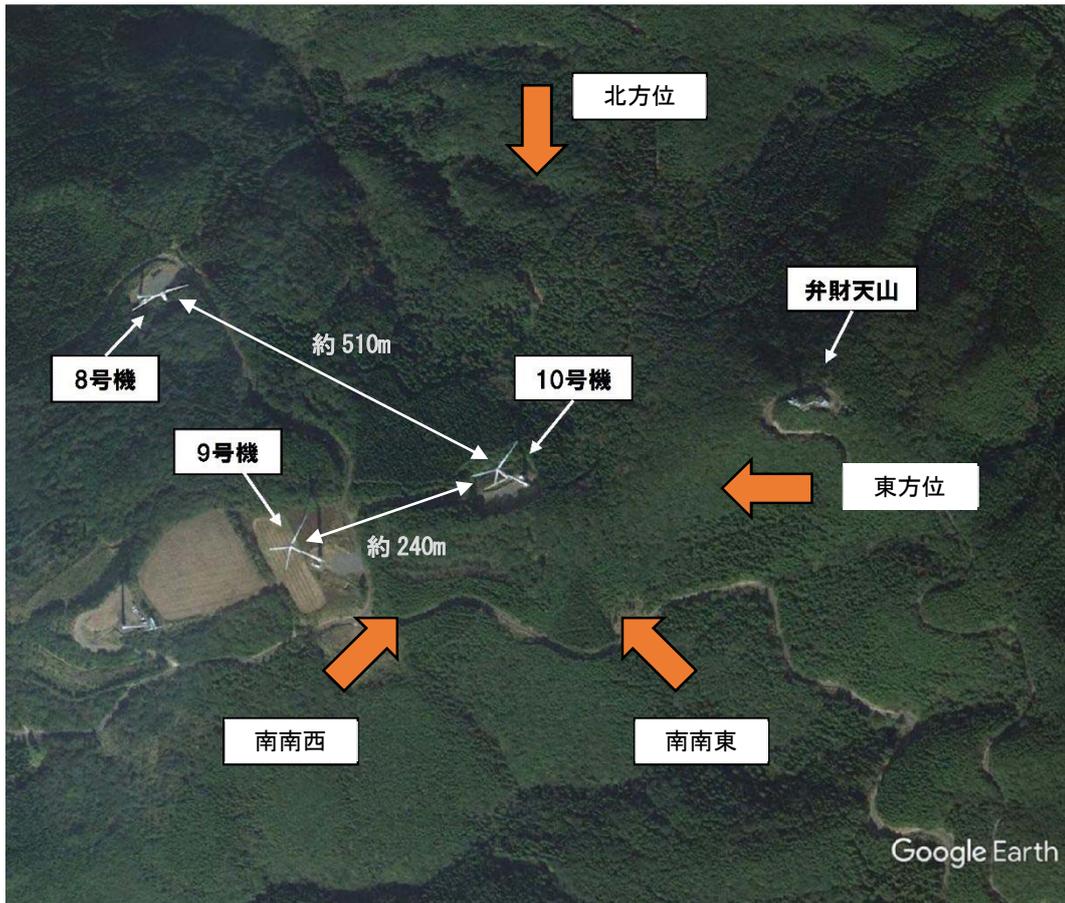


(a) ユー誤差過大シャットダウン



(b) 風向風速センサー風向不一致

図 3-6 10号機方位別アラーム発報回数比較(解析対象期間：2012年11月～21014年1月)



注) ・出典 : Google Earth

- ・10号機と9号機の離隔距離:約 240m(10号機を基準とした9号機の方位角約 250deg)
- ・10号機と8号機の離隔距離:約 510m(10号機を基準とした8号機の方位角約 300deg)

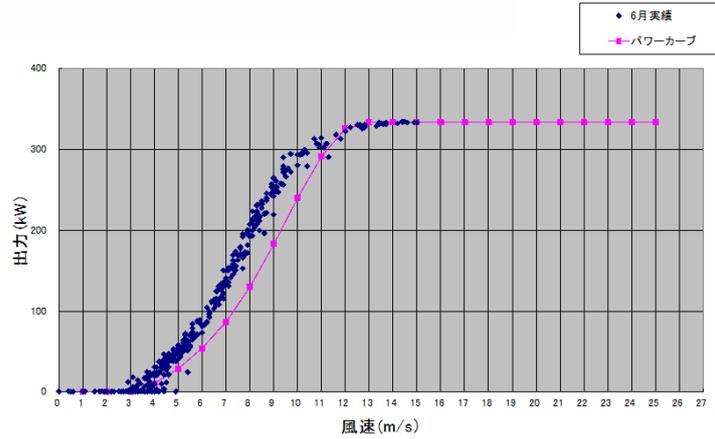
図 3-7 風車 8・9・10号機配置図

表 3-3 東方位風車別出現頻度比較

〔実測データ (10 分間値) , 解析対象期間 : 2013 年 1 月 ~ 2013 年 12 月〕

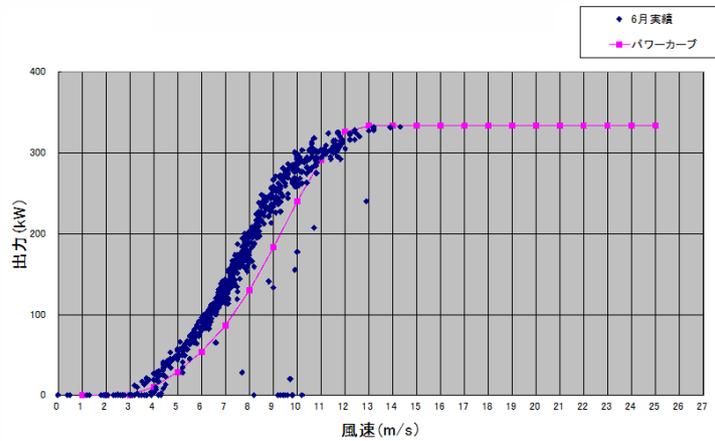
月	実測 データ 個数 (個)	8号機			9号機			10号機		
		出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)
1月	4,464	85	1.9	4.5	85	1.9	6.7	90	2.0	5.2
2月	4,025	170	4.2	4.8	34	0.8	4.2	43	1.1	3.9
3月	4,461	124	2.8	4.3	78	1.7	4.6	91	2.0	4.1
4月	4,319	190	4.4	5.8	52	1.2	8.1	59	1.4	6.5
5月	4,458	396	8.9	5.9	303	6.8	5.3	272	6.1	4.4
6月	4,316	405	9.4	6.2	667	15.5	7.5	601	13.9	5.8
7月	4,457	16	0.4	3.8	0	0.0	0.0	0	0.0	0.0
8月	4,450	287	6.4	4.8	297	6.7	5.4	277	6.2	4.3
9月	4,309	569	13.2	4.9	616	14.3	5.4	570	13.2	4.4
10月	4,452	218	4.9	4.7	385	8.6	5.5	338	7.6	4.6
11月	4,307	185	4.3	4.1	42	1.0	3.5	50	1.2	3.4
12月	4,443	71	1.6	4.3	117	2.6	5.4	127	2.9	4.8
年間	52,461	2,716	5.2	5.2	2,676	5.1	6.0	2,518	4.8	4.8

注)・実測データ個数 (個) は, 全方位のデータ個数。



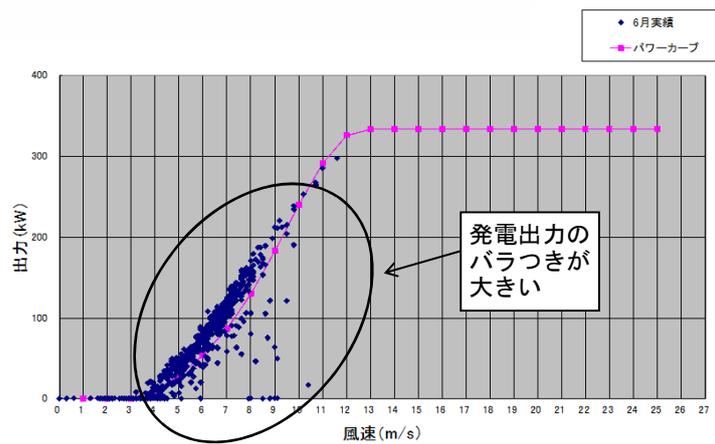
注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 6 月の出現回数.

(a) 8 号機



注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 6 月の出現回数.

(b) 9 号機



注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 6 月の出現回数.

(c) 10 号機

図 3-8 東方位風車別 発電出力比較

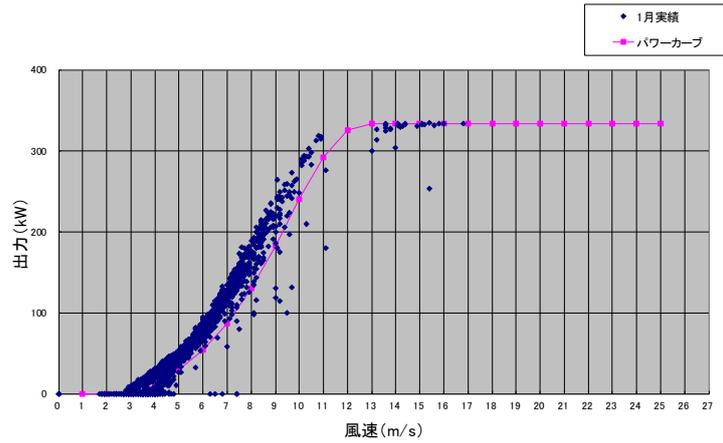
[実測データ (10 分間値), 解析対象期間: 2013 年 6 月]

表 3-4 北方位風車別出現頻度比較

〔実測データ (10 分間値) , 解析対象期間 : 2013 年 1 月 ~ 2013 年 12 月〕

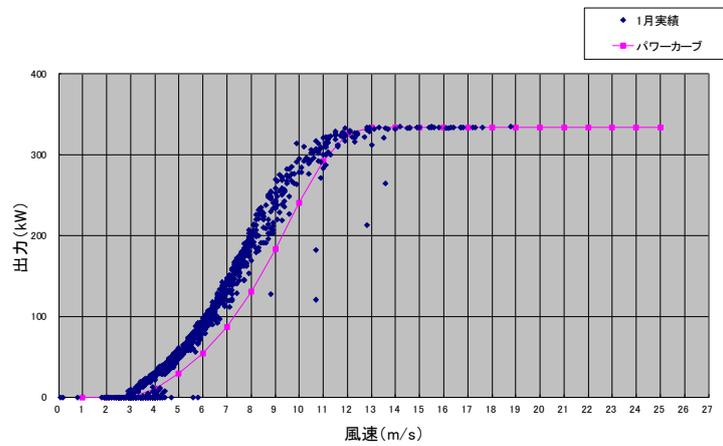
月	実測 データ 個数 (個)	8号機			9号機			10号機		
		出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)
1月	4,464	1,292	28.9	5.8	1,015	22.7	6.4	1,578	35.3	6.6
2月	4,025	1,055	26.2	5.8	1,039	25.8	7.0	1,301	32.3	6.8
3月	4,461	591	13.2	5.4	635	14.2	5.8	716	16.1	6.2
4月	4,319	372	8.6	5.9	435	10.1	6.4	459	10.6	6.6
5月	4,458	426	9.6	3.7	734	16.5	4.3	534	12.0	4.2
6月	4,316	139	3.2	3.2	148	3.4	3.4	156	3.6	3.8
7月	4,457	40	0.9	2.8	79	1.8	3.1	79	1.8	3.1
8月	4,450	180	4.0	3.1	441	9.9	3.3	260	5.8	3.5
9月	4,309	504	11.7	7.5	487	11.3	8.7	565	13.1	8.8
10月	4,452	768	17.3	7.3	645	14.5	8.1	870	19.5	8.2
11月	4,307	820	19.0	4.9	783	18.2	5.5	1,041	24.2	5.6
12月	4,443	1,049	23.6	5.4	810	18.2	6.0	1,283	28.9	6.1
年間	52,461	7,236	13.8	5.6	7,251	13.8	6.1	8,842	16.9	6.4

注)・実測データ個数(個)は、全方位のデータ個数。



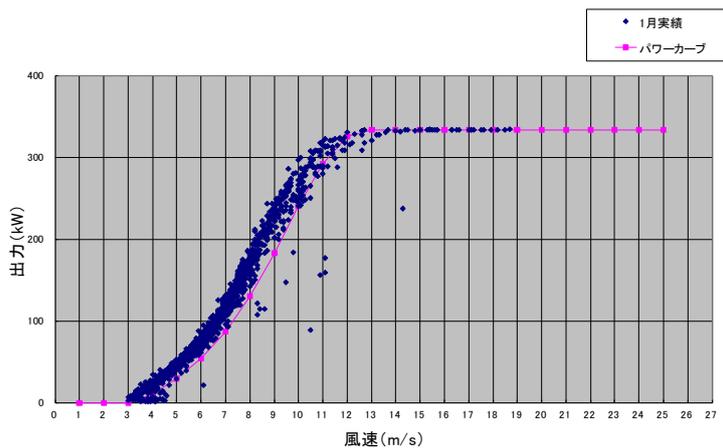
注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 1 月の出現回数.

(a) 8 号機



注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 1 月の出現回数.

(b) 9 号機



注)・解析データ個数は、表 3-3 の 2013 年 1 月の出現回数.

(c) 10 号機

図 3-9 北方位風車別 発電出力比較

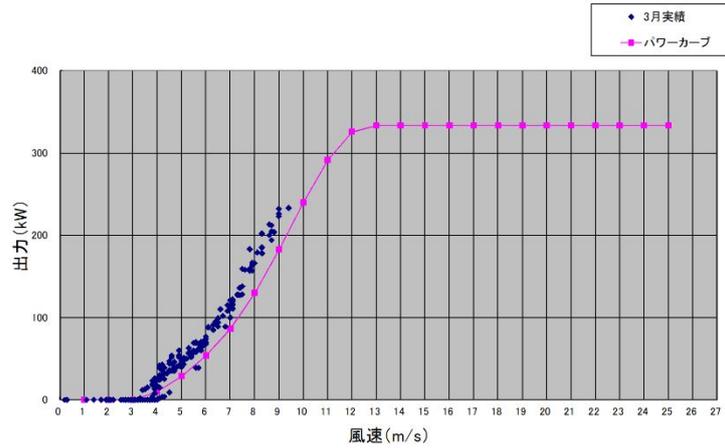
[実測データ (10 分間値), 解析対象期間: 2013 年 6 月]

表 3-5 南南東方位風車別出現頻度比較

〔実測データ (10 分間値) , 解析対象期間 : 2013 年 1 月 ~ 2013 年 12 月〕

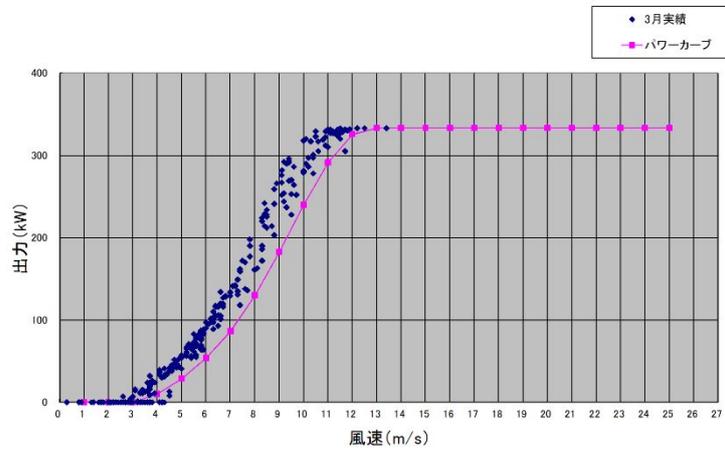
月	実測 データ 個数 (個)	8号機			9号機			10号機		
		出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)
1月	4,464	101	2.3	3.6	174	3.9	5.5	171	3.8	5.5
2月	4,025	106	2.6	5.1	214	5.3	6.4	195	4.8	6.3
3月	4,461	217	4.9	4.9	286	6.4	6.3	289	6.5	6.6
4月	4,319	164	3.8	4.3	239	5.5	6.4	254	5.9	6.3
5月	4,458	244	5.5	5.7	139	3.1	6.8	276	6.2	7.1
6月	4,316	174	4.0	3.0	141	3.3	3.1	150	3.5	3.2
7月	4,457	248	5.6	4.2	148	3.3	5.5	202	4.5	5.3
8月	4,450	100	2.2	3.7	49	1.1	4.4	90	2.0	4.8
9月	4,309	149	3.5	3.2	215	5.0	3.5	236	5.5	3.7
10月	4,452	113	2.5	4.0	87	2.0	3.8	99	2.2	5.5
11月	4,307	130	3.0	4.1	241	5.6	5.8	231	5.4	6.1
12月	4,443	62	1.4	3.4	94	2.1	5.2	100	2.3	5.0
年間	52,461	1,808	3.4	4.2	2,027	3.9	5.4	2,293	4.4	5.7

注)・実測データ個数 (個) は、全方位のデータ個数。



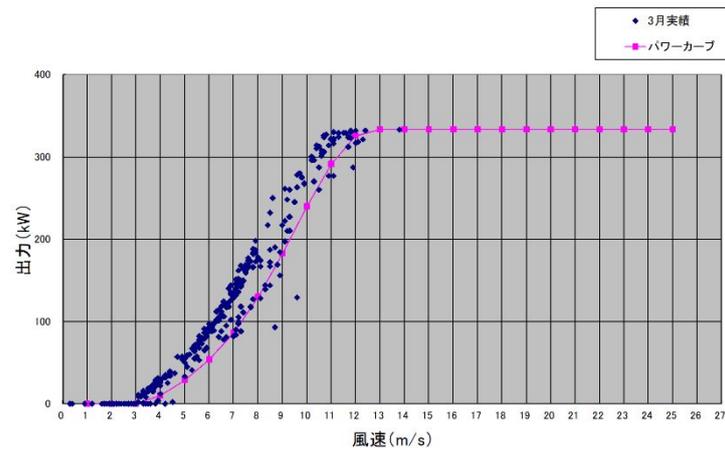
注)・解析データ個数は、表 3-4 の 2013 年 3 月の出現個数.

(a) 8 号機



注)・解析データ個数は、表 3-4 の 2013 年 3 月の出現個数.

(b) 9 号機



注)・解析データ個数は、表 3-4 の 2013 年 3 月の出現個数.

(c) 10 号機

図 3-10 南南東方位風車別 発電出力比較

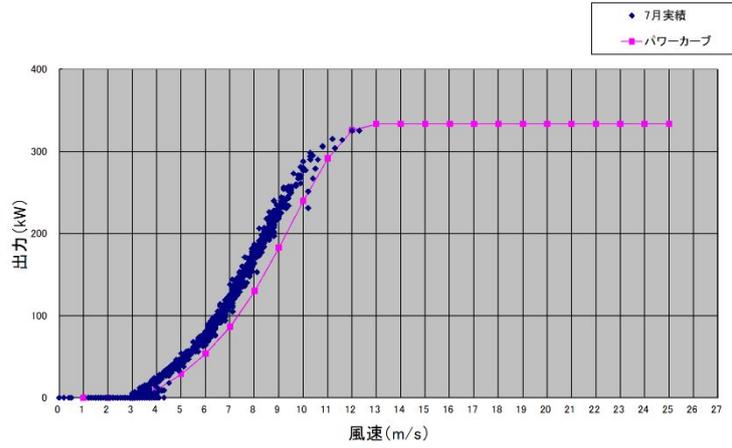
[実測データ (10 分間値), 解析対象期間: 2013 年 3 月]

表 3-6 南南西方位風車別出現頻度比較

〔実測データ (10 分間値) , 解析対象期間 : 2013 年 1 月 ~ 2013 年 12 月〕

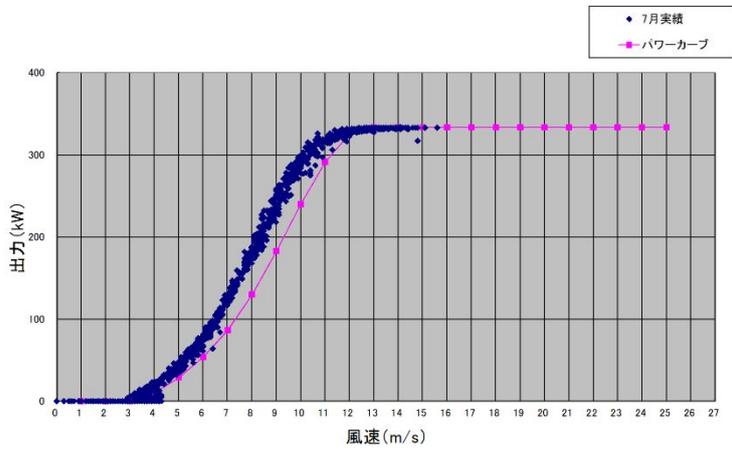
月	実測 データ 個数 (個)	8号機			9号機			10号機		
		出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)	出現 個数 (個)	出現 頻度 (%)	平均 風速 (m/s)
1月	4,464	38	0.9	3.2	56	1.3	2.8	54	1.2	3.4
2月	4,025	84	2.1	6.7	146	3.6	7.3	122	3.0	8.0
3月	4,461	231	5.2	5.6	320	7.2	6.5	334	7.5	7.2
4月	4,319	181	4.2	5.0	379	8.8	5.4	303	7.0	6.0
5月	4,458	227	5.1	3.8	277	6.2	4.4	195	4.4	4.9
6月	4,316	471	10.9	5.3	684	15.8	7.2	706	16.4	7.1
7月	4,457	1,050	23.6	5.5	1,315	29.5	6.9	1,422	31.9	7.0
8月	4,450	538	12.1	6.7	525	11.8	8.3	630	14.2	8.0
9月	4,309	130	3.0	3.0	162	3.8	3.3	182	4.2	3.2
10月	4,452	128	2.9	4.2	218	4.9	4.5	178	4.0	4.6
11月	4,307	55	1.3	4.3	85	2.0	4.9	71	1.6	4.8
12月	4,443	45	1.0	2.6	64	1.4	2.5	62	1.4	2.7
年間	52,461	3,178	6.1	5.3	4,231	8.1	6.4	4,259	8.1	6.6

注)・実測データ個数 (個) は, 全方位のデータ個数。



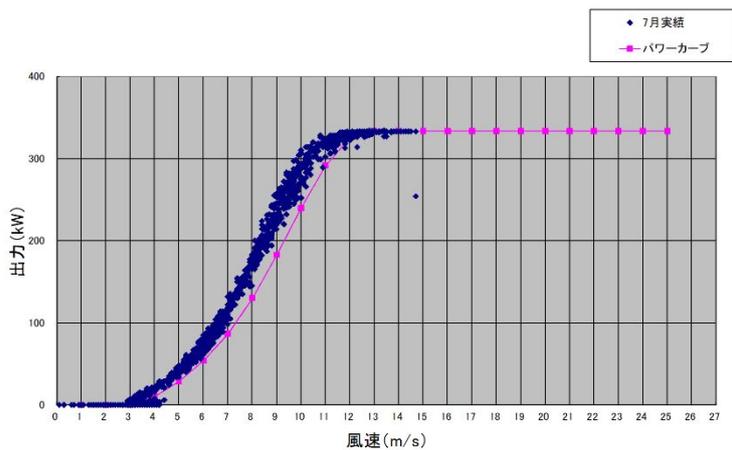
注)・解析データ個数は、表 3-5 の 2013 年 7 月の出現回数.

(a) 8号機



注)・解析データ個数は、表 3-5 の 2013 年 7 月の出現回数.

(b) 9号機



注)・解析データ個数は、表 3-5 の 2013 年 7 月の出現回数.

(c) 10号機

図 3-11 南南西方位風車別 発電出力比較

[実測データ (10 分間値), 解析対象期間: 2013 年 7 月]

### 3.1.4 実測データ解析および数値計算の結果と考察

風速-DEL の関係は、東風時と北風時の場合において、明確な差異が確認された。また、その差異は、東風時の重回帰直線の傾き 0.20、北風時の傾き 0.10 で示された。一連の解析結果から、風速-風速標準偏差の傾きと乱流強度が大きい場合に、風速-風車ブレード DEL (曲げ) の傾きも大きくなることが分った (図 3-2, 図 3-4)。

また、風速-DEL の傾きと数値計算から得られた風速標準偏差に強い相関性があることが分かった(表 3-7)。

さらに、アラームデータ解析結果からも東風の年間出現率は約 5%と低いが、風車 10 号機は乱流の影響を経年的に受けていることが確認された。

表 3-7 風速標準偏差と DEL の傾きの関係

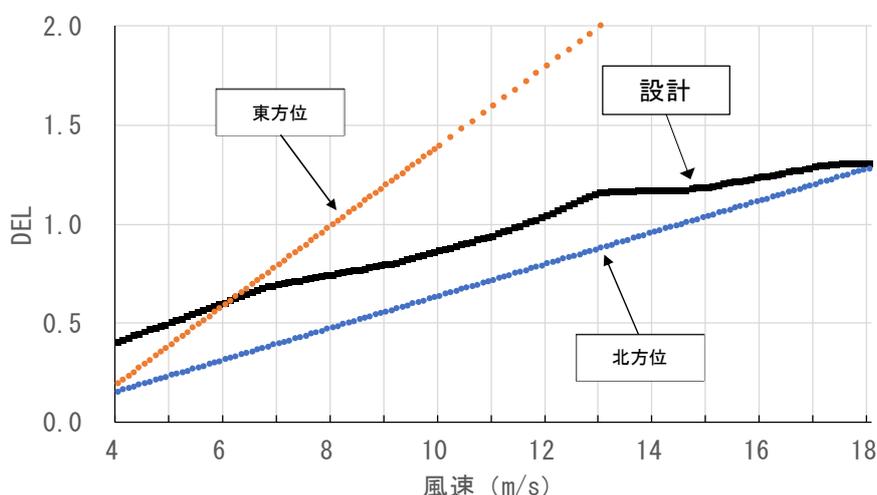
風向	数値計算結果	風速と DEL(等価疲労荷重) の傾き (a)
	風速標準偏差 (m/s)	
東風	2.36	0.20
北風	0.99	0.10

### 3.1.5 風車ブレード疲労蓄積割合の試算結果と考察

図 3-12 に、図 3-2 の実測で得られた東風と北風の風速-風車ブレード DEL (曲げ) の値を重回帰直線で近似した疲労荷重式を示す。同図の 2 本の線は、東風の際、風速 6~10m/s の場合で設計値を超えている。北風の際、全風速階級で設計値を下回っている。

図 3-12 に示す 2 本の疲労荷重式と設計 DEL および表 3-10、図 3-13~図 3-14 に示す風車 10 号機のナセル風速・風向データ 10 分間値 [2015 年 4 月~2016 年 3 月 (1 年間)] を用いて、東風時と北風時の DEL を積算し、疲労蓄積を試算した (表 3-11)。その結果、設計 DEL に対する実測 DEL の割合は、東風時は 0.86、北風時は 0.56 となり、設計を満足する結果となった (表 3-8)。しかしながら、東風時の疲労割合は 0.86 となり、北風時と比べて約 2 倍となった。

以上のことから、実測データで得られた東方位と北方位の疲労荷重式と実測された風速・風向データを用いて、地形性乱流が風車ブレード (曲げ) に与える疲労蓄積の大小を確認出来ることが分かった (表 3-9)。



注) …… : 90deg (東) 方位の実測疲労 (DEL) 線の実測値がない部分は直線近似で想定した。

図 3-12 疲労荷重 (風速-DEL) [実測]

表 3-8 風車ブレード疲労蓄積割合試算結果

	①実測DEL	②設計DEL	疲労蓄積割合(①/②)
東風	1,067	1,241	0.86
北風	2,571	4,574	0.56

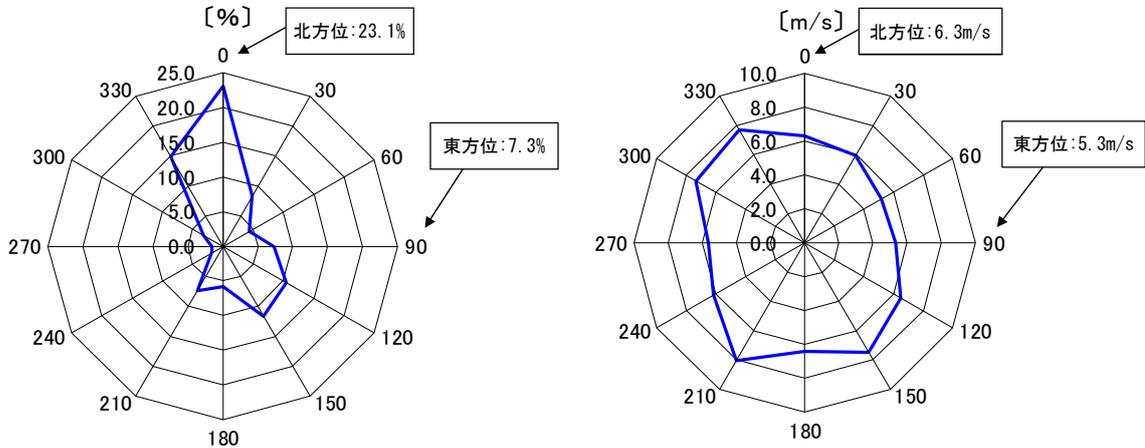
表 3-9 風速標準偏差と風車ブレード疲労蓄積割合

	数値計算結果	疲労蓄積割合
	風速標準偏差(m/s)	
東風	2.36	0.86
北風	0.99	0.56

表 3-10 出現率および方位別平均風速，ハブ高さ 60m

[実測データ (10 分間値)，解析対象期間：2015 年 4 月～2016 年 3 月]

地上高	項目	0	30	60	90	120	150	180	210	240	270	300	330	計
60m	出現率 (%)	23.1	8.5	4.3	7.3	10.5	11.7	5.8	7.3	1.7	1.5	3.2	15.0	100.0
	平均風速 (m/s)	6.3	5.9	5.2	5.3	6.5	7.5	6.4	8.0	6.1	5.7	7.3	7.7	6.7

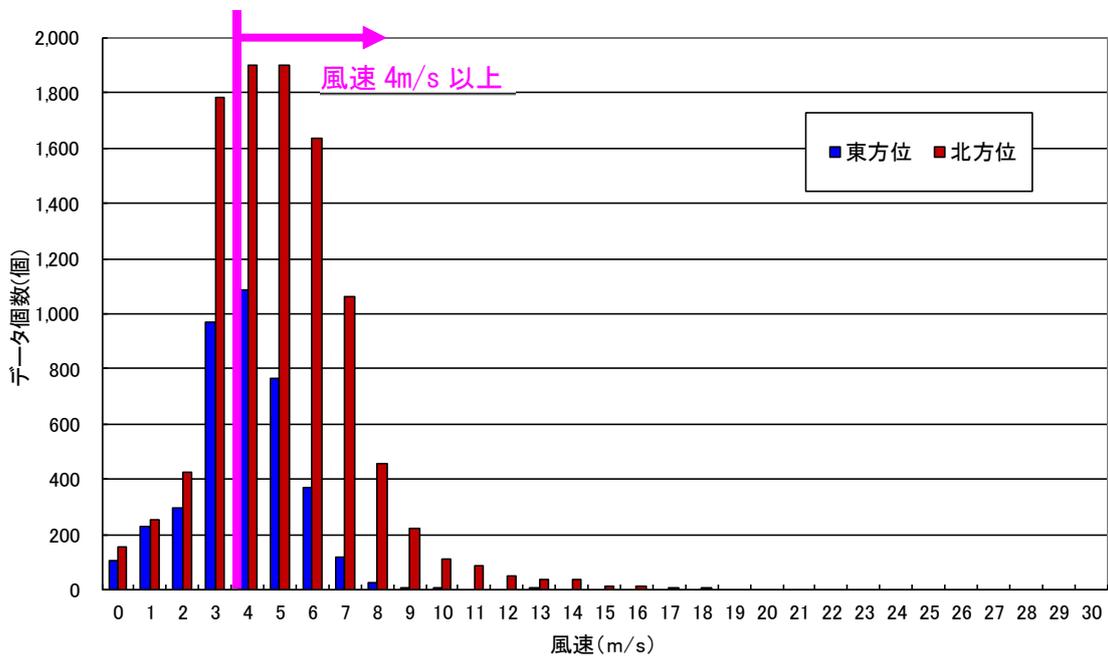


(a) 出現率 (風速 4m/s 以上)

(b) 方位別平均風速 (風速 4m/s 以上)

図 3-13 出現率 (%)・方位別平均風速 (m/s)，ハブ高さ 60m

[実測データ (10 分間値)，解析対象期間：2015 年 4 月～2016 年 3 月]



注)・風車 10 号機の風速 4m/s 以上の取得データ (10 分間値) 個数は、  
 全方位データ個数：32,672 個 (100%)  
 東方位データ個数：2,371 個 (6.0%)  
 北方位データ個数：7,539 個 (17.8%)

図 3-14 方位別風速階級別取得データ個数，ハブ高さ 60m

[実測データ (10 分間値)，解析対象期間：2015 年 4 月～2016 年 3 月]

表 3-11 1 年間の実測データ (2015 年 4 月～2016 年 3 月) を用いた  
風車ブレードの疲労蓄積試算手順

(a) 概略手順

- ①風車 10 号機における 1 年間のナセル風速データ 4m/s 以上 (10 分間値) から、東方位と北方位の風速データを抽出
- ②抽出した上記データ (東方位 : 2,371 個、北方位 : 7,539 個) に各方位における疲労荷重式 (重回帰直線) と、設計値を適用して、東方位と北方位の DEL の算出および積算を実施
- ③風車ブレード (曲げ) に作用する影響を試算

(b) 詳細手順

東方位の疲労荷重式  $y=0.2004x-0.6100$   
 北方位の疲労荷重式  $y=0.0803x-0.1674$   
 但し、 $y=DEL$  (無次元) [10 分間値]、 $x=風速$  (m/s) [10 分間値]

【東方位の風車ブレード (曲げ) の疲労蓄積 (設計 DEL に対する実測 DEL の割合) の算出例】

- ① 実測 DEL (本研究で取得した実測データで算出) の積算
  - > 東方位 [方位角 (deg)  $75 \leq D < 105$ ]、4m/s 以上の 10 分間値実測風速を抽出 (2,371 個)
  - [計算例]
  - 6.0m/s の場合の DEL を、疲労荷重式を使用して算出
  - 実測 DEL =  $0.2004 \times 6.0 - 0.6100$
  - $\approx 0.59$
  - > 東方位の全ての 10 分間値実測風速 (2,371 個) に対応した、全ての実測 DEL を算出し、積算



- ② 設計 DEL (空力弾性解析ソフトウェア BLADED を用いて算出) の積算
  - > 「①実測 DEL の算出」で抽出した 10 分間値実測風速を使用 (2,371 個)
  - [計算例]
  - 6.0m/s の場合の設計 DEL を参照
  - 設計 DEL = 0.60
  - > 東方位の全ての 10 分間値実測風速 (2,371 個) に対応した、全ての設計 DEL を参照し、積算



- ③ 疲労蓄積割合 (=①実測 DEL を用いた積算値/②設計 DEL を用いた積算値) を算出

最後に、図 3-3 に示す風速－風車ブレード DEL (曲げ) の値を重回帰直線で近似した 12 方位別 (表 3-12) 疲労荷重式と、表 3-10 に示す風車 10 号機のナセル風速・風向データ 10 分間値 [2015 年 4 月～2016 年 3 月 (1 年間)] を用いて、12 方位の DEL を積算し、疲労蓄積を試算した結果、設計 DEL に対する実測 DEL の割合は、12 方位、全ての方位で設計以内となった (表 3-13, 図 3-15)。

なお、270deg と 300deg では、疲労割合がそれぞれ 0.88, 0.92 となっているが、270deg および 300deg の方位の風車上流側はなだらかな地形となっていることから、風車 8 号機および風車 9 号機のウエイクの影響と推測されている [33]。

ウエイク影響と推測されている方位以外では、東方位 (90deg) の疲労割合が 0.86 で最大となった。

表 3-12 12 方位別の風向の標記方法

方位 (deg)		方位角 (deg) D
1	0	$345 \leq D < 15$
2	30	$15 \leq D < 45$
3	60	$45 \leq D < 75$
4	90	$75 \leq D < 105$
5	120	$105 \leq D < 135$
6	150	$135 \leq D < 165$
7	180	$165 \leq D < 195$
8	210	$195 \leq D < 225$
9	240	$225 \leq D < 255$
10	270	$255 \leq D < 285$
11	300	$285 \leq D < 315$
12	330	$315 \leq D < 345$

表 3-13 12 方位別疲労割合の試算結果

方位(deg)		①実測DEL	②設計DEL	蓄積疲労割合 (①/②)
1	0	2,571	4,574	0.56
2	30	877	1,608	0.55
3	60	489	721	0.68
4	90	1,067	1,241	0.86
5	120	1,634	2,131	0.77
6	150	1,809	2,632	0.69
7	180	790	1,140	0.69
8	210	1,237	1,678	0.74
9	240	260	326	0.80
10	270	227	259	0.88
11	300	645	701	0.92
12	330	2,428	3,414	0.71
合計		14,035	20,425	0.69
20年間		280,699	408,496	0.69

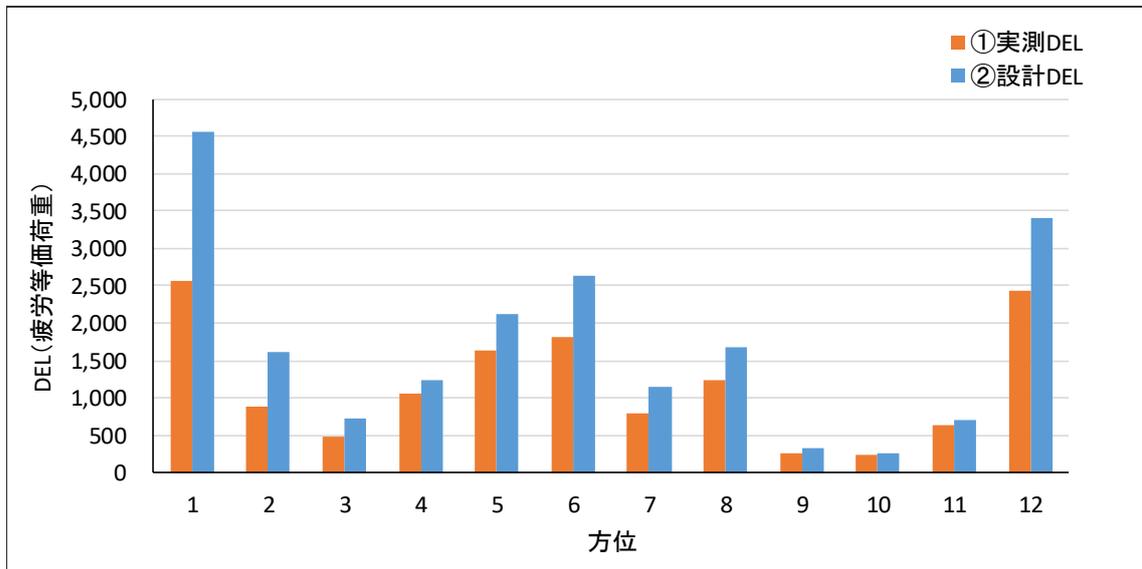


図 3-15 12 方位別疲労荷重の積算結果

## 3.2 結論

本章の結論は、次の通りである。

- (1) 風速標準偏差と風車ブレード DEL (曲げ) は、風速と重回帰直線で近似されることが分かった (図 3-2, 図 3-4).
- (2) 風車ブレード DEL (曲げ) と同時刻の風速・風向・風速標準偏差のデータを用いて解析した結果、風速－風速標準偏差の傾きが大きい場合に、風速－風車ブレード DEL (曲げ) の傾きも大きくなることが分かった (図 3-2, 図 3-4).
  - 風速－風速標準偏差の東風時の重回帰直線の傾きは 0.19, 北風時の傾きは 0.11 で示された.
  - 風速－風車ブレード DEL (曲げ) の東風時の重回帰直線の傾きは 0.20, 北風時の傾きは 0.10 で示された.
- (3) 風車ブレード DEL (曲げ) と風速・風向・風速標準偏差の一連のデータ解析結果から、風車ブレード DEL (曲げ) は風速標準偏差と強い相関性を有することが分かった (図 3-5).
- (4) 風車ブレード歪計測期間の 2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時の期間において、実測されたブレード歪みに基づく曲げモーメントの時系列データ (10 分間値) で評価されたフラップ曲げ方向の DEL を風速と重回帰直線で近似した (図 3-12). 東方位と北方位の疲労荷重式と設計 DEL および風車 10 号機のナセル風速・風向データ 10 分間値 [2015 年 4 月～2016 年 3 月 (1 年間)] を用いて、東風時と北風時の DEL を積算し、疲労蓄積を試算した.  
試算の結果、設計 DEL に対する実測 DEL の割合は、東風時は 0.86, 北風時は 0.56 となり、設計を満足する結果となった。しかしながら、東風時の疲労割合は 0.86 となり、北風時と比べて約 2 倍となった (表 3-8).

## 4 章 結論

本論文では、現地風条件である「地形性乱流」を十分に考慮し、かつ、風車の疲労蓄積に起因した事故や故障を低減させ、風力発電設備の健全な運転維持を支援することを最大の目的に、風車ブレードへの地形性乱流の影響に対して、実測データと数値計算の結果を使用して検討を行った。検討は、鹿児島県いちき串木野市羽島地区に位置する九電新エネルギー(株)が保有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 号機を対象に、風車ブレード歪み・風況データ計測、実測データ解析および 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通して、3 項目について行った。

### 4.1 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する最大荷重時の検討に対する結論

- (1) 風況および風車ブレード歪データの解析(実測データの解析)を行い、地形性乱流が風車ブレードの疲労荷重に与える影響を明らかにする。
- (2) 目的①で特定された風向の気流性状を明らかにするため、3 次元的な気流構造を数値風況面から明らかにする。

その結果、以下のことが分った。

- (1) 風車ブレードに対する風荷重による疲労蓄積状況を調査するため、風向や風速などの風車運転基本情報とブレード(フラップ方向曲げ)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。
- (2) 風車の風荷重へ最も影響を与える風向として、東方位を特定した。特定された東方位の DEL [疲労等価荷重(ブレード曲げ)] は、9 時 40 分からの 10 分間において、2.03 と最大になった。
  - 2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時の計測期間において、ブレード(フラップ方向曲げ)歪変動は、2015 年 11 月 13 日に最大となった。
  - 2015 年 11 月 13 日を対象に疲労荷重への影響に関して、風車運転データとブレード歪みデータを用いて、さらに解析を行った結果、9 時 40 分からの 10 分間の東風時(10 分平均風速 9.1m/s)において DEL [疲労等価荷重(ブレード曲げ)] が 2.03 (同じ気流性状の風が継続して発生した場合、5.88 年で設計荷重にする) となることが確認された。
  - 10 分間平均風速 9m/s 程度において、計測期間で最も出現率の高かった北風時の DEL は 0.99 となり、東風と比較してブレードの歪み変動幅および DEL に明確な差異があることが確認された。
  - 風速 10m/s 以下の東風時の風速標準偏差および乱流強度の値は、北風時に対して非常に大きいことが示された。また、東風時 10m/s 以下の乱流強度は、風車 10 号機の設計規格である IEC 乱流強度カテゴリー A を超える値が数多く確認された。

(3) 東・北の2方位を対象に風速・風速標準偏差・乱流強度および DEL〔疲労等価荷重（ブレード曲げ）〕の実測データを用いて相互にデータの関係性を解析した結果、DEL と風速標準偏差の関係性が極めて高いことが明らかになった。

複雑地形上において風車ブレード歪みおよび風況データを同期計測し、DEL と気流性状の関係を解析したのは、風力業界にとって、初めての試みである。

(4) 風車9号機と風車10号機の風速・風速標準偏差・乱流強度およびアラームデータ解析結果からも風車10号機の東風は、乱流化傾向であることが分かった。

(5) 風車10号機を対象とした2方位（東および北）のブレード歪みデータの変動幅、風速標準偏差および乱流強度の差異については、図2-3および図2-5に示す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。

(6) LES（ラージ・エディ・シミュレーション）に基づく高解度数値風況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、風車10号機の上流（東方位）に位置する弁財天山（標高519m）が起源となり、そこから剥離流（地形性乱流）が発生し、風車10号機はその影響を直接的に受けていることが示された。

(7) 東風時、数値計算で得られた、風速成分uの風速変動から算出した風速標準偏差は、2.36m/sとなり、地形性乱流の影響により風車10号機のブレード受風面内では大きな風速の変動が発生していることが明らかになった。また、東風時の実測で時折確認された実時間で6~7秒程度の周期性が数値計算結果でも確認された。

一方で、東風に対して、ブレードの歪みの変動幅および風車ブレード DEL に明確な差異が確認された北風の風速標準偏差は、0.99m/sとなった。

(8) 10分平均風速9m/s程度の東風と北風が発生した際、実測データで得られたブレード歪み変動に影響を与えた風速標準偏差の値に対して、数値計算結果の風速標準偏差は、同様の傾向であることが示された。これにより、数値計算は実風速階級で9m/s程度を再現していることが分かった。

(9) 実測されたブレード歪みに基づく曲げモーメントの時系列データで評価された風車ブレード DEL と数値風況シミュレーション（LES）結果で得られた風車10号機地点における風速成分uの風速標準偏差の関係が極めて高いことが明らかになった。

(10) 数値風況シミュレーション (LES) で得られた風速成分 $u$ の風速標準偏差を確認すれば、風車立地地点の乱流影響と DEL [疲労等価荷重 (ブレード曲げ)] の大小を評価出来ることが分った。

(11) 東風時、風車 10 号機地点におけるアラーム発報の頻発に対して、数値風況シミュレーション (LES) の結果、東風時、風車 10 号機地点では、水平断面 (ヨー方向) および鉛直断面内の気流の時間的・空間的変動が発生していることが確認された。

## 4.2 地形性乱流と風車の疲労荷重に関する疲労荷重蓄積の検討に対する結論

(3) 実測風況データ (1 年分) および風速と疲労荷重の関係式を使用して、地形性乱流が風車ブレードに与える疲労蓄積の影響を評価する。

その結果、以下のことが分った。

(1) 風速標準偏差と風車ブレード DEL (曲げ) は、風速と重回帰直線で近似されることが分った。

(2) 風車ブレード DEL (曲げ) と同時刻の風速・風向・風速標準偏差のデータを用いて解析した結果、風速－風速標準偏差の傾きが大きい場合に、風速－風車ブレード DEL (曲げ) の傾きも大きくなることが分った。

➤風速－風速標準偏差の東風時の重回帰直線の傾きは 0.19, 北風時の傾きは 0.11 で示された。

➤風速－風車ブレード DEL (曲げ) の東風時の重回帰直線の傾きは 0.20, 北風時の傾きは 0.10 で示された。

(3) 風車ブレード DEL (曲げ) と風速・風向・風速標準偏差の一連のデータ解析結果から、風車ブレード DEL (曲げ) は風速標準偏差と強い相関性を有することが分った。

(4) 風車ブレード歪計測期間の 2015 年 11 月 3 日 0 時～2016 年 3 月 17 日 7 時の期間において、実測されたブレード歪みに基づく曲げモーメントの時系列データで評価されたフラップ曲げ方向の DEL を重回帰直線で近似した。重回帰直線で近似した、東方位と北方位の疲労荷重式と設計 DEL および風車 10 号機のナセル風速・風向データ 10 分間値 [2015 年 4 月～2016 年 3 月 (1 年間)] を用いて、東風時と北風時の DEL を積算し、疲労蓄積を試算した。

試算の結果、設計 DEL に対する実測 DEL の割合は、東風時は 0.86, 北風時は 0.56 となり、設計を満足する結果となった。しかしながら、東風時の疲労割合は 0.86 となり、北風時と比べて約 2 倍となった。

## 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 (報告書), 2016年12月26日.
- [2] 経済産業省九州産業保安監督部電力安全課, 管内風力発電の安全確保への取組みについて, 平成29年9月12日.
- [3] 内田孝紀, 非定常乱流モデル LES による地形性乱流の数値的再現性, 日本風力エネルギー学会論文集, Vol.39, No.4, 通巻116, pp.53-60, 2016.
- [4] 内田孝紀, LES による数値風況診断に基づいた風車制御とその経済効果, 日本風力エネルギー学会論文集, Vol.39, No.4, 通巻116, pp.61-68, 2016.
- [5] 内田孝紀, 太鼓山風力発電所のナセル落下事故に対する数値流体力学的アプローチによる一考察, 日本風力エネルギー学会論文集, Vol.39, No.1, 通巻113, pp.6-13, 2015.
- [6] 経済産業省資源エネルギー庁, 新エネルギー課, 再生可能エネルギー政策の今後の展望, 2017年7月19日.
- [7] 経済産業省資源エネルギー庁, 省エネルギー・新エネルギー部, 再生可能エネルギー政策の現状と課題, 平成29年11月2日.
- [8] 経済産業省, 改正FIT法に関する直前説明会, 平成29年2・3月.
- [9] 経済産業省商務情報政策局産業保安グループ電力安全課 独立行政法人製品評価技術基盤機構 (NITE), 平成28年度電気保安統計, 平成29年12月.
- [10] 経済産業省商務流通保安グループ電力安全課, 風力発電設備の定期検査制度について.
- [11] 産業構造審議会保安分科会電力安全小委員会風力発電設備構造強度ワーキンググループ, 太鼓山風力発電所, ウインドパーク笠取風力発電所, 苫前グリーンヒルウインドパーク事故を踏まえた今後の再発防止対策等について (中間報告書), 平成25年12月.
- [12] 経済産業省, 20140328 商局第1号, 平成26年4月1日.
- [13] 清木荘一郎, 内田孝紀, 清木荘一郎, 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), 日本風力エネルギー学会主催, 第38回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.459-462, 2016.
- [14] IEC61400-1 ed3.1:Wind turbines-Part1:Design requirements, 2014.
- [15] 風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 [2010年版].
- [16] 加藤真規子, 複雑地形上の乱れの構造の風洞内再現, 日本風工学会誌, 第59号, pp.89-92, 1994.
- [17] Kim, J. and Moin, P., Application of a Fractional-Step Method to Incompressible Navier-Stokes Equations, J. Comput. Phys., Vol.59, pp.308-323, 1985.
- [18] 梶島岳夫, 乱流の数値シミュレーション改訂版, 養賢堂, 2014.
- [19] Kawamura, T., Takami, H. and Kuwahara, K., Computation of high Reynolds number flow around a circular cylinder with surface roughness, Fluid Dyn. Res., Vol.1, pp.145-162, 1986.
- [20] Smagorinsky J., General Circulation Experiments with the Primitive Equations:

- I. The Basic Equations., Mon. Weather Rev., Vol. 91, pp. 99-164, 1963.
- [21] 中尾徹, 風力発電施設の故障・事故の現状 主に NEDO 利用率向上調査結果のまとめ, 2011.
- [22] 石原孟, 山崎慈生, 平田達也, 長砂龍次, 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, 日本風力エネルギー学会主催, 第 36 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 470-473, 2014.
- [23] 吉田茂雄, 代表的な 2MW 風車の疲労荷重データベース, 日本風力エネルギー学会論文集, Vol. 31, No.4, 通巻 84, pp. 123-128, 2007.
- [24] 清木荘一郎, 横田裕, 吉田茂雄, 風車ウエイクによる疲労荷重の計測・評価, 日本風力エネルギー学会主催, 第 35 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 272-275, 2013.
- [25] 清木荘一郎, 坂本潔, 稲村慎吾, 飛永育男, 佐伯満, 横山和孝, 5MW ダウンウィンド風車および洋上風力用浮体式変電設備の開発, 日立評論, pp. 38-42, 2015.
- [26] 本田明弘, 平井滋登, 上田悦紀, 柴田晶明, 刈込界, 風力発電における風のモデル化及び風荷重, 土木学会主催, 第 60 回年次学術講演会, pp. 635-636, 2005.
- [27] 助川博之, 石原孟, 高橋孝介, 藤野陽三, 風の乱れおよび浮体の動揺が風車の疲労強度に及ぼす影響に関する研究 (その 2 風の乱れによる影響の評価), 土木学会主催, 第 62 回年次学術講演会, pp. 369-370, 2007.
- [28] 高橋孝介, 石原孟, 助川博之, 藤野陽三, 風の乱れおよび浮体の動揺が風車の疲労強度に及ぼす影響に関する研究 (その 3 浮体動揺による影響の評価), 土木学会主催, 第 62 回年次学術講演会, pp. 371-372, 2007.
- [29] 清木荘一郎, 石原孟, 佐伯満, 飛永育男, パッシブヨー制御における暴風待機時の風荷重の評価と実測による検証, 日本風力エネルギー学会主催, 第 39 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 339-342, 2017.
- [30] 独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 日本型風力発電ガイドライン台風・乱流対策編, 平成 20 年 3 月.
- [31] 今村博, 小垣哲也, 谷垣三之介, 松宮輝, 風車疲労荷重に与える複雑地形風特性の影響, 日本風力エネルギー学会主催, 第 32 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 171-174, 2010.
- [32] 一般社団法人日本電機工業会, 風力発電のサイト適合性評価手法, 2017 年 3 月.
- [33] 近藤勝俊, 内田孝紀, 清木荘一郎, 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), 日本風力エネルギー学会主催, 第 38 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 458-461, 2016.
- [34] 清木荘一郎, 吉田茂雄, ダウンウィンド風車のナセル風速計による乱流強度計測, 日本風力エネルギー学会論文集, No. 3, 通巻 32, pp. 140-145, 2008.
- [35] 本田明弘, 刈込界, 平井滋登, 荷重計測及び風洞実験について, 日本風力エネルギー学会主催, 第 30 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 103-107, 2008.
- [36] 吉田茂雄, 水平軸風車の疲労荷重に対する 3 次元乱流成分の影響, 日本風力エネルギー学会主催, 第 36 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 357-360, 2014.
- [37] 湯上訓平, 鈴木潤, 鈴木広幸, 藤田泰宏, 武藤厚俊, 洋上風車のブレード疲労荷重, 日本風力エネルギー学会主催, 第 38 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 85-88, 2016.

- [38] 今村博, 植田祐子, 藤森絵津子, CFD を用いた乱流強度評価方法の検討, 日本風力エネルギー学会主催, 第 36 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 201-204, 2014.
- [39] 財団法人電力中央研究所, 複雑地形上での適切な風車選定のための風の乱れ評価—数値流体解析を活用した乱流強度評価法の提案—, 平成 21 年 5 月.
- [40] 李貫行, 高桑晋, 内田孝紀, 複雑地形におけるウインドファームの CFD を用いた乱流による故障リスク評価, 日本風力エネルギー学会主催, 第 33 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 135-138, 2011.
- [41] 山本学, 福本幸成, 石原孟, 大窪一正, 着床式洋上風力発電タワーの風重計測, 日本建築学会主催, 第 24 回風工学シンポジウム論文集, pp. 139-144, 2016.
- [42] 石原孟, 石井秀和, 風車発電時にタワーに作用する最大荷重の特性とその予測式の提案, 日本風力エネルギー学会主催, 第 31 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 181-184, 2009.
- [43] 赤星貞夫, 国際風車認証制度と認定の活用について, 一般財団法人日本海事協会, 2014 年 9 月
- [44] 一般財団法人 日本海事協会, RENEWABLE ENERGY Class NK パンフレット
- [45] 一般財団法人 日本海事協会, ウインドファーム認証に係る技術資料, 2017 年 12 月
- [46] 独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 着床式洋上風力発電導入ガイドブック (第一版), 平成 27 年 9 月
- [47] 独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構. 風力発電導入ガイドブック, 2008 年 2 月改訂第 9 版
- [48] 独立行政法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 高所風況精査マニュアル, 平成 18 年 2 月
- [49] 清水幸丸, 「風力発電技術」(先端技術でよみがえる風力発電), パワー社, 1999 年
- [50] 牛山泉, 「風車工学入門」(基礎理論から風力発電技術まで), 森北出版株式会社, 2002 年
- [51] 稲村慎吾, 繁永康, 清木荘一郎, 吉田茂雄, ダウンウインド 2MW 風力発電システムの技術開発, 日立評論, pp. 56-59, 2012.
- [52] ジョン・トワイデル+ガエターノ・ガウディオージ [編著], 一般社団法人日本風力エネルギー学会 [監訳], 洋上風力発電, 鹿島出版会, 2011 年.
- [53] 吉田茂雄, 風車の疲労荷重計算手順ならびに風況パラメータの影響, JSCE 風力発電設備動的解析と構造設計小委員会, 2008 年.
- [54] GL 2010 IV Part1 Chapter4.
- [55] Soichiro. Kiyoki, Takanori. Uchida, Yasushi. Kawashima, Katsutoshi, Kondo, IMPACT ASSESSMENT OF TERRAIN TURBULENCE TO WIND TURBINE FATIGUE, THE 15th World Wind Energy Conference and Exhibition, 2016.
- [56] Shigeo Yoshida, Takanori Uchida, Omar Ibrahim, Yasushi Kawashima, SITE SPECIFIC EVALUATION METHODS BY AERO-ELASTIC WIND TURBINE AND LES TIME VARIANT WIND MODELS, THE 15th World Wind Energy Conference and Exhibition, 2016.
- [57] Nikolay Dimitrov, Anand Natarajan, Mark Kelly, Model of wind shear conditional on turbulence and its impact on wind turbine loads, Wind Energy, 2014.
- [58] Dolan DSL, Lehn PW. Simulation model of wind turbine 3p torque oscillations

- due to wind shear and tower shadow. *IEEE transactions on energy conversion* 2006; 21(3): 717-723.
- [59] Castaignet D, Couchman I, Poulsen NK, Buhl T, Wedel-Heinen JJ. Frequency-weighted model predictive control of trailing edge flaps on a wind turbine blade. *IEEE on Control Systems Technology* 2013; 21(4): 1105-1116.
- [60] Kaimal JC, Finnigan JJ. *Atmospheric Boundary Layer Flows: Their Structure and Measurement*. Oxford University Press: New York, 1994; 289.
- [61] Wyngaard JC. *Turbulence in the Atmosphere*. Cambridge University Press: New York, 2010; 393.
- [62] Ray ML, Rogers AL, McGowan JG. Analysis of wind shear models and trends in different terrain. *Conference Proceeding: American Wind Energy Association (AWEA) Windpower, Anaheim, 22-25 May 2006*.
- [63] Burton T, Sharpe D, Jenkins N, Bossanyi E. *Wind Energy Handbook*. Wiley & Sons: Chichester UK, 2001.
- [64] Rosenblatt M. Remarks on a multivariate transformation. *Annals of Mathematical Statistics* 1952; 23: 470-472.
- [65] Sørensen P, Larsen GC, Christensen CJ. A complex frequency domain model of wind turbine structures. *Solar Engineering* 1995; 117: 311-317.
- [66] Sathe A, Mann J, Barlas T, Bierbooms WAAM, van Bussel GJW. Influence of atmospheric stability on wind turbine loads. *Wind Energy* 2013; 16: 1013-1032.
- [67] Bak C, Zahle F, Bitsche R, Kim T, Yde A, Henriksen LC, Natarajan A, Hansen M. Description of the DTU 10 MW reference wind turbine, DTU Wind Energy Report-I-0092, 2013.
- [68] Larsen TJ, Hansen AM. How to HAWC2, the user's manual. Tech. Rep. Risø-R-1597(ver.4-3) (EN), DTU Wind Energy, Roskilde, Denmark, 2012.
- [69] Larsen TJ, Madsen HAA, Larsen G, Hansen KS. Validation of the dynamic wake meander model for loads and power production in the Egmond aan Zee wind farm. *Wind Energy* 2013; 16: 605-624.
- [70] Mann J. The spatial structure of neutral atmospheric surface-layer turbulence. *Journal of Fluid Mechanics* 1994; 273: 141-168.
- [71] Wirsching PH, Shehata AM. Fatigue under wide band random stresses using the rain-flow method. *Journal of Engineering Materials and Technology: ASME* 1977; 99: 205-211.
- [72] Miner AM. Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics* 1945; 12: A159-A164.
- [73] Wöhler A. Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl. *Zeitschrift für Bauwesen* 1870; 20: 73-106.
- [74] Kelly M, Larsen G, Dimitrov N, Natarajan A. Probabilistic Meteorological Characterization for Turbine Loads. *Journal of Physics: Conference Series* 2014; 524: 012076. doi: 10.1088/1742-6596/524/1/012076

- [75] Takanori Uchida, Fumihito Watanabe, Shin Mikami, Analysis of the Airflow Field around a Steep, Three-dimensional Isolated Hill with Commercially Available CFD Software, Reports of Research Institute for Applied Mechanics, Kyushu University, 149, 91-98, 2015.
- [76] Fumihito Watanabe, Takanori Uchida, Micro-siting of Wind Turbine in Complex Terrain: Simplified Fatigue Life Prediction of Main Bearing in Direct Drive Wind Turbines, WIND ENGINEERING, 39, 4, 21, 349-368, 2015.
- [77] Shuji Suzuki, Shigemitsu Aoki, Kenichi Sakurai, Tetsuya Kogaki, Chuichi Arakawa, Makoto Iida, Blades fatigue loads analysis of a wind turbine with a teetered hub by wind tunnel test, THE European Wind Energy Association Annual Event, 2015.
- [78] Fatigue Load Estimation through a Simple Stochastic Model.
- [79] Johnson, G.L. Wind Energy Systems; Kansas State University: Manhattan, KS, USA, 2006.
- [80] Mücke, T.; Kleinhans, D.; Peinke, J. Atmospheric turbulence and its influence on the alternating loads on wind turbines. Wind Energy 2011, 14, 301-316.
- [81] Milan, P.; Wächter, M.; Peinke, J. Turbulent Character of Wind Energy. Phys. Rev. Lett. 2013, 110, doi:10.1103/PhysRevLett.110.138701.
- [82] Burton, T.; Sharpe, D.; Jenkins, N.; Bossanyi, E. Wind Energy Handbook; Wiley: Hoboken, NJ, USA, 2001.
- [83] Moriarty, P. Database for validation of design load extrapolation techniques. Wind Energy 2008, 11, 559-576.
- [84] Freudenreich, K.; Argyriadis, K. Wind turbine load level based on extrapolation and simplified methods. Wind Energy 2008, 11, 589-600.
- [85] Ragan, P.; Manuel, L. Comparing Estimates of Wind Turbine Fatigue Loads using Time-Domain and spectral Methods. Wind Eng. 2007, 31, 83-99.
- [86] Rinn, P.; Wächter, M.; Peinke, J. Carl von Ossietzky University of Oldenburg, Oldenburg, Germany. Private communication, 2014.
- [87] Lind, P.G.; Wächter, M.; Peinke, J. Reconstructing the intermittent dynamics of the torque in wind turbines. ArXiv E-Prints, 2014.
- [88] Mücke, T.A.; Wächter, M.; Milan, P.; Peinke, J. Langevin power curve analysis for numerical wind energy converter models with new insights on high frequency power performance. Wind Energy 2014, 2014, doi:10.1002/we.1799.
- [89] Friedrich, R.; Peinke, J. Description of a turbulent cascade by a Fokker-Planck equation. Phys. Rev. Lett. 1997, 78, doi:10.1103/PhysRevLett.78.863.
- [90] Friedrich, R.; Peinke, J.; Sahimi, M.; Tabar, M. Approaching complexity by stochastic methods: From biological systems to turbulence. Phys. Rep. 2011, 506, 87-162.
- [91] Anahua, E.; Barth, S.; Peinke, J. Markovian Power Curves for Wind Turbines. Wind Energy 2008, 11, 219-232.

- [92] Raischel, F.; Scholz, T.; Lopes, V.V.; Lind, P.G. Uncovering wind turbine properties through two-dimensional stochastic modeling of wind dynamics. *Phys. Rev. E* 2013, 88, doi:10.1103/PhysRevE.88.042146.
- [93] Milan, P.; Wächter, M.; Peinke, J. Stochastic modeling and performance monitoring of wind farm power production. *J. Renew. Sustain. Energy* 2014, 6, doi:10.1063/1.4880235.
- [94] Boettcher, F.; Peinke, J.; Kleinhans, D.; Friedrich, R.; Lind, P.G.; Haase, M. Reconstruction of complex dynamical systems affected by strong measurement noise. *Phys. Rev. Lett.* 2006, 97, doi:10.1103/PhysRevLett.97.090603.
- [95] Lind, P.G.; Haase, M.; Boettcher, F.; Peinke, J.; Kleinhans, D.; Friedrich, R. Extracting strong measurement noise from stochastic time series: Applications to empirical data. *Phys. Rev. E* 2010, 81, doi:10.1103/PhysRevE.81.041125.
- [96] Risken, H. *The Fokker-Planck Equation*; Springer: Berlin, Germany, 1984.
- [97] Gottschall, J.; Peinke, J. On the definition and handling of different drift and diffusion estimates. *New J. Phys.* 2008, 10, doi:10.1088/1367-2630/10/8/083034.
- [98] Milan, P.; Wächter, M.; Peinke, J. *Wind Energy: A Turbulent, Intermittent Resource*; Private Communication; Springer: Berlin, Germany, 2013.
- [99] Matsuishi, M.; Endo, T. *Fatigue of Metals Subjected to Varying Stress*; Japan Society of Mechanical Engineers: Fukuoka, Japan, 1968; pp. 37-40.
- [100] Rychlik, I. A new definition of the rainflow cycle counting method. *Int. J. Fatigue* 1987, 9, 119-121.
- [101] GL Garrad Hassan, *Bladed, Version 4.4.0.121*, 2014.

## 謝辞

本研究は著者が平成 26～30 年の間、九州大学大学院工学府航空宇宙工学専攻博士後期課程に在学していた4年間の研究期間にわたって、内田孝紀准教授の指導のもとに行ったものです。

本論文の主査である内田准教授には、著者に対して流体力学の基礎から、論文作成について大変なご指導、ご鞭撻を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。また、内田准教授には、当時著者を本研究室に受け入れて頂き、無学な著者を懇切丁寧にご指導いただいたことに深く感謝致します。

本論文の副査である同大学工学府航空宇宙工学専攻麻生茂教授には本論文作成のため、有益な示唆をいただきました。ここに深く感謝申し上げます。

本論文の副査である同大学応用力学研究所胡長洪教授には本論文作成のため、有益な示唆をいただきました。ここに深く感謝申し上げます。

本研究を行うに際し、九電工新エネルギー(株)には実測データを提供して頂きました。また、(有)イー・ウィンドには、実測データの分析などご協力を頂きました。さらに、本研究は九州大学と西日本技術開発(株)との共同研究(研究タイトル:「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確立」、研究期間:平成 27 年 10 月 13 日～平成 28 年 03 月 19 日, 研究代表者:内田孝紀准教授)、(研究タイトル:「乱流強度による風車機器故障分析手法の確立」、研究期間:平成 28 年 12 月 6 日～平成 29 年 03 月 18 日, 研究代表者:内田孝紀准教授)および、九州大学と(株)日立製作所との共同研究(研究タイトル:「地形性乱流が風車構造強度に与える影響に関する共同研究」, 研究期間:平成 28 年 01 月 08 日～平成 28 年 03 月 31 日, 研究代表者:内田孝紀准教授)、(研究タイトル:「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確立」、研究期間:平成 28 年 12 月 14 日～平成 29 年 06 月 30 日, 研究代表者:内田孝紀准教授)の支援を受けました。ここに記して感謝の意を表します。

## Appendix A : LES の誘導

ラージ・エディ・シミュレーション (Large Eddy Simulation : LES) とは、乱流の比較的大きな構造 (GS 成分) を直接計算の対象とし、それより細かい乱れ (SGS 成分) だけにモデルを与える計算法である。以下に LES の基礎式の誘導を示す。

一般に非圧縮性流体は連続の式と Navier-Stokes 方程式で記述される。

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (\text{A.1})$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial(u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (\text{A.2})$$

LES では粗視化 (coarse graining) により各点の乱流変動を、格子より大きなスケールで変動する GS 成分とそれより小さなスケールの SGS 成分に分離する。ここではフィルタリング (filtering) 操作を行い、粗視化を行う。フィルタリング操作とは変数にフィルタ関数をたたみ込むことにより、粗視化変数を得る方法である。また、フィルタリング操作と空間および時間の微分操作とは互換性がある。式 (A.1), (A.2) にフィルタ操作を施すと、

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (\text{A.3})$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{u_i u_j})}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (\text{A.4})$$

ここで、

$$\begin{aligned} \bar{u}_i & : \text{GS 成分} \\ u'_i = u_i - \bar{u}_i & : \text{SGS 成分} \end{aligned}$$

フィルタリング操作と空間および時間の微分操作に互換性がある場合、線形の方程式ではフィルタリングの操作による方程式の形は変わらないが、非線形方程式である Navier-Stokes 方程式では、非線形項である対流項から新しい項が生じる。

$$\begin{aligned} \overline{(u_i u_j)} &= \overline{(\bar{u}_i + u'_i)(\bar{u}_j + u'_j)} \\ &= \overline{\bar{u}_i \bar{u}_j} + \overline{\bar{u}_i u'_j} + \overline{u'_i \bar{u}_j} + \overline{u'_i u'_j} \\ &= \bar{u}_i \bar{u}_j + \overline{\bar{u}_i u'_j} - \overline{u'_i \bar{u}_j} + \overline{u'_i u'_j} + \overline{u'_i u'_j} \\ &= \bar{u}_i \bar{u}_j + L_{ij} + C_{ij} + R_{ij} \\ &= \bar{u}_i \bar{u}_j + \tau_{ij} \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

$$\therefore \tau_{ij} = \overline{u_i u_j} - \bar{u}_i \bar{u}_j \quad (\text{A.6})$$

ここで、

$$L_{ij} = \overline{(\bar{u}_i \bar{u}_j)} - \overline{u_i u_j} \quad : \text{Leonard 項}$$

$$C_{ij} = (\overline{\bar{u}_i u'_j} + \overline{u'_i \bar{u}_j}) \quad : \text{Cross 項}$$

$$R_{ij} = \overline{u'_i u'_j} \quad : \text{SGS 応力項}$$

$$\tau_{ij} = L_{ij} + C_{ij} + R_{ij}$$

以上より，フィルタリング操作により，新たに対流項から SGS 応力  $\tau_{ij}$  という項が現れる．GS 成分の方程式において  $\tau_{ij}$  は SGS 成分を含む未知量であるので，乱流の物理的性質に基づいたモデル化が必要である．一般に  $\tau_{ij}$  は乱流粘性として働くものとする．(A.5) 式を (A.4) 式に代入すると以下のように整理される．

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{u}_i \bar{u}_j + \tau_{ij})}{\partial x_j} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \\ \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \end{aligned} \quad (\text{A.7})$$

以上のことから，(A.3) 式と (A.7) 式が GS 成分の LES 基礎式となる．実際の計算では GS 成分の変化を表す (A.3) 式と (A.7) 式を直接解く一方で，計算格子では解像できない SGS 成分の影響については  $\tau_{ij}$  を適当なモデル式で近似することで解を得る．主なモデルとしては，標準 Smagorinsky モデル，スケール相似則モデル，ダイナミック SGS モデル，構造関数モデル，混合時間スケール SGS モデルなどがある．

## Appendix B : SGS モデル

本研究では、LES の SGS モデルに標準 Smagorinsky モデルと混合時間スケール SGS モデルの 2 つのモデルを使用している。以下に両モデルの特徴および支配方程式、渦粘性係数の定式化について述べる。

### B.1 標準 Smagorinsky モデル

標準 Smagorinsky モデルおよび混合時間スケール SGS モデルでは、Leonard 項と Cross 項は微小として無視し、Reynolds 応力項  $R_{ij}$  のみをモデル化する。 $R_{ij}$  は乱流粘性として働くとして考えて、分子粘性との類推から渦粘性近似により以下のように表現する。

$$\begin{aligned}\tau_{ij} = R_{ij} &= \frac{2}{3} k \delta_{ij} - \nu_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \\ &= \frac{2}{3} k \delta_{ij} - 2\nu_{SGS} \bar{S}_{ij}\end{aligned}\tag{B.1}$$

ここで、

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad : \text{SGS 乱流エネルギー}$$

$$\nu_{SGS} \quad : \text{SGS 渦粘性係数}$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad : \text{歪速度テンソル}$$

LES では変数として  $\bar{u}_i$  を使用しているため、(B.1) 式の  $\nu_{SGS}$  は GS 成分  $\bar{u}_i$  で表現しなければ、乱流モデルとして方程式系は閉じない。SGS 乱流エネルギーについては総圧力という形で圧力項に含める。次元解析により、 $\nu_{SGS}$  は以下のように表される。

$$\nu_{SGS} = (C_s \Delta)^2 |\bar{S}|$$

但し、

$$C_s \quad : \text{Smagorinsky 定数 (流れ場により最適値が異なる)}$$

$$\Delta = (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3} \quad : \text{フィルタ幅 (通常, 計算格子と一致させる)}$$

$$|\bar{S}| = (2\bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij})^{1/2}$$

(B.1) 式を (A.8) 式に代入すると、

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \frac{2}{3} k \delta_{ij} - \nu_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right\} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j}$$

ここで、SGS 乱流エネルギーは総圧力という形で圧力項に含める。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial}{\partial x_i} \left( \bar{p} + \frac{2}{3} k \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \nu_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right\} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (\text{B.2})$$

各々の物理量を代表スケール  $U$ ,  $L$  を用いて無次元化すると、

$$x_i^* = \frac{x_i}{L}, \quad \bar{u}_i^* = \frac{\bar{u}_i}{U}, \quad t^* = \frac{t}{L/U}, \quad p^* = \frac{\bar{p}}{\rho_0 U^2} \quad (\text{B.3})$$

(A.3) 式と (B.2) 式にこれらを代入すると、

$$\frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_i^*} = 0 \quad (\text{B.4})$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial t^*} + \frac{\partial(\bar{u}_i^* \bar{u}_j^*)}{\partial x_j^*} = -\frac{\partial}{\partial x_i^*} \left( \bar{p}^* + \frac{2}{3} k^* \right) + \frac{\partial}{\partial x_j^*} \left\{ \nu^*_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) \right\} + \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial^2 \bar{u}_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} \quad (\text{B.5})$$

(B.4) 式の圧力項は一括して ( $\bar{P}^* = \bar{p}^* + \frac{2}{3} k^*$  : これを総圧力と呼ぶ.),

$$\frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial t^*} + \frac{\partial(\bar{u}_i^* \bar{u}_j^*)}{\partial x_j^*} = -\frac{\partial \bar{P}^*}{\partial x_i^*} + \frac{\partial}{\partial x_j^*} \left\{ \nu^*_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) \right\} + \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial^2 \bar{u}_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} \quad (\text{B.6})$$

ここで、右辺第2項について、SGS 渦粘性係数  $\nu_{SGS}$  は空間の関数であることを考慮して、

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_j^*} \left\{ \nu^*_{SGS} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) \right\} &= \nu^*_{SGS} \frac{\partial}{\partial x_j^*} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) + \frac{\partial \nu^*_{SGS}}{\partial x_j^*} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) \\ &= \nu^*_{SGS} \frac{\partial^2 \bar{u}_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} + \frac{\partial \nu^*_{SGS}}{\partial x_j^*} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) \end{aligned} \quad (\text{B.7})$$

(B.7) 式を (B.6) 式に代入して、

$$\frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial t^*} + \frac{\partial(\bar{u}_i^* \bar{u}_j^*)}{\partial x_j^*} = -\frac{\partial \bar{P}^*}{\partial x_i^*} + \nu^*_{SGS} \frac{\partial^2 \bar{u}_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} + \frac{\partial \nu^*_{SGS}}{\partial x_j^*} \left( \frac{\partial \bar{u}_i^*}{\partial x_j^*} + \frac{\partial \bar{u}_j^*}{\partial x_i^*} \right) + \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial^2 \bar{u}_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} \quad (\text{B.8})$$

(B.8) 式を勾配型で表現すると (但し、アスタリスク (\*) は省略する.),

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \nu_{SGS} \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} + \frac{\partial \nu_{SGS}}{\partial x_j} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) + \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (\text{B.9})$$

以上により無次元形での標準 Smagorinsky モデルの LES における支配方程式は (B.8) 式または (B.9) 式で表現される. (B.9) 式は次のようにも表現できる.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + 2 \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left( \frac{1}{\text{Re}} + \nu_{SGS} \right) \bar{S}_{ij} \right\} \quad (\text{B.10})$$

(B.10) 式を見てわかるように, Navier-Stokes 方程式に SGS 粘性項が付加されることを除けば流れ場の計算方法は基本的に DNS と同じであり, 数値解析に関しては非定常 3 次元の高レイノルズ数粘性流れ解析の一般的な手法がそのまま適用できる.

なお, 標準 Smagorinsky モデルの特徴としては,

(1) エネルギー散逸の総量が妥当である.

(2) 数値計算の安定性が良い.

が挙げられる. 一方で, 問題点としては,

(1) 局所的な SGS 応力の再現性に欠ける

(2) 壁面近傍で (経験的) 適切なダンピング関数を乗じることによって, モデル係数を減じる必要がある.

(3) モデル係数  $C_s$  を流れ場によって変化させる必要がある.

(4) 層流 (非乱流) 領域で SGS 渦粘性係数がゼロにならず, 遷移が捉えられない.  
が挙げられる.

以上より, 標準 Smagorinsky モデルに基づいた LES 基礎方程式を次に整理する.

## 標準 Smagorinsky モデルに基づいた LES の基礎式

連続式

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0$$

Navier-Stokes 方程式

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + 2 \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left( \frac{1}{\text{Re}} + \nu_{SGS} \right) \bar{S}_{ij} \right\}$$

SGS 渦粘性係数

$$\nu_{SGS} = (C_s \Delta)^2 |\bar{S}|$$

但し,

$C_s$  : Smagorinsky 定数

$\Delta = (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3}$  : フィルタ幅

$$|\bar{S}| = (2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij})^{1/2}$$

$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right)$  : 歪速度テンソル

## B.2 混合時間スケール SGS モデル

混合時間スケール SGS モデルは渦粘性型 SGS モデルの一種であり，渦粘性の表現が標準 Smagorinsky モデルと異なる．従って LES の支配方程式は標準 Smagorinsky モデルと同じ (B.9) 式，(B.10) 式を用いる．

一般に，渦粘性型 SGS モデル次のように表現される．

$$\begin{aligned} \nu_{SGS} &\propto (\text{速度スケール}) \times (\text{長さスケール}) \\ &\propto (\text{速度スケール})^2 \times (\text{時間スケール}) \end{aligned}$$

標準 Smagorinsky モデルは前者の表現に従い，速度スケールとして  $\bar{\Delta}|\bar{S}|$  を，長さスケールとして  $\bar{\Delta}$  を用いている．一方で速度スケールとしては，一方程式型 SGS モデルで見られるように  $\sqrt{\nu}$  ( $\nu$ : SGS 乱流エネルギー) を用いた表現もあり，さらにこの  $\nu$  を Bardina のスケール相似則の概念を用いて次式のように見積もることも可能である．

$$\nu = (\bar{u}_k - \hat{u}_k)^2 \quad (\text{B.11})$$

ここで， $(\hat{\cdot})$  は全方向のフィルタリング操作を意味し，ここでは Simpson 則の適用を前提とする．次に，レイノルズ平均型乱流モデルにおいてしばしば効果的に利用される混合時間スケールの概念を導入し，(B.11) 式を用いると，渦粘性係数  $\nu_{SGS}$  は次のように表される．

$$\nu_{SGS} = C\nu^2 T \quad (\text{B.12})$$

但し，

$$T = \left\{ \left( \frac{\nu}{\bar{\Delta}} \right) + \left( \frac{|\bar{S}|}{C_T} \right) \right\}^{-1} \quad (\text{B.13})$$

ここで， $C$  および  $C_T$  はモデル係数であり，それぞれ 0.05, 10 と与えている．カットオフ周波数に近い小さなスケールでの特性時間  $\bar{\Delta}/\sqrt{\nu}$  と，流れの大きなスケールでの特性時間  $1/|\bar{S}|$  の調和平均で定義される混合時間のスケールを用いているところがこのモデルの特徴である．特性時間に  $1/|\bar{S}|$  を用いることで，標準 Smagorinsky モデルに必要な壁面減衰関数を導入する必要がないという大きな長所を持つ．このモデルの特徴として，以下の点が挙げられる．

- (1) 局所平衡仮定を用いていないため，標準 Smagorinsky モデルよりも普遍性が高い．
- (2) モデル係数が固定されているため標準 Smagorinsky モデル同様に計算安定性が高い．
- (3) 時間スケールに  $1/|\bar{S}|$  が考慮されることによって壁面近傍でのダンピングが自動的に掛かる．
- (4) 層流域では  $\nu \approx 0$  となるので  $\nu_{SGS}$  が零となり，遷移も表式上捉えられる．

以上より，混合時間スケール SGS モデルに基づいた LES 基礎方程式を次に整理する．

## 混合時間スケール SGS モデルに基づいた LES の基礎式

連続式

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0$$

Navier-Stokes 方程式

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + 2 \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left( \frac{1}{\text{Re}} + \nu_{SGS} \right) \bar{S}_{ij} \right\}$$

SGS 渦粘性係数

$$\nu_{SGS} = C \nu^2 T$$

但し,

$$\nu = (\bar{u}_k - \hat{u}_k)^2 \quad : \quad \text{SGS 乱流エネルギー}$$

$$T = \left\{ \left( \frac{\nu}{\Delta} \right) + \left( \frac{|\bar{S}|}{C_T} \right) \right\}^{-1} \quad : \quad \text{混合時間スケール}$$

$$C, C_T \quad : \quad \text{定数}$$

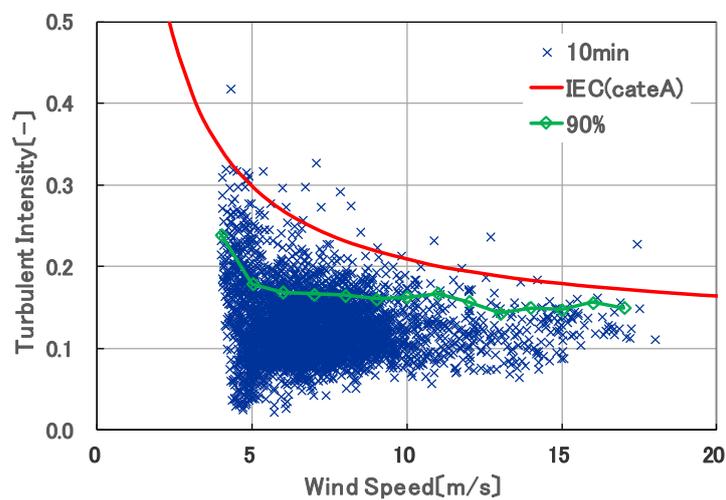
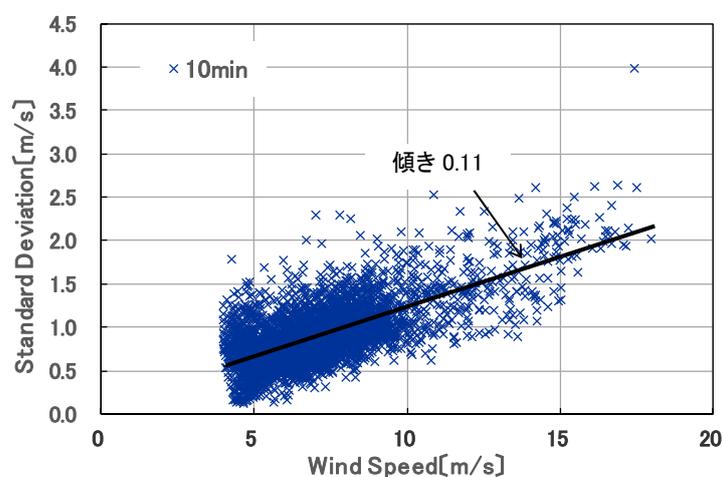
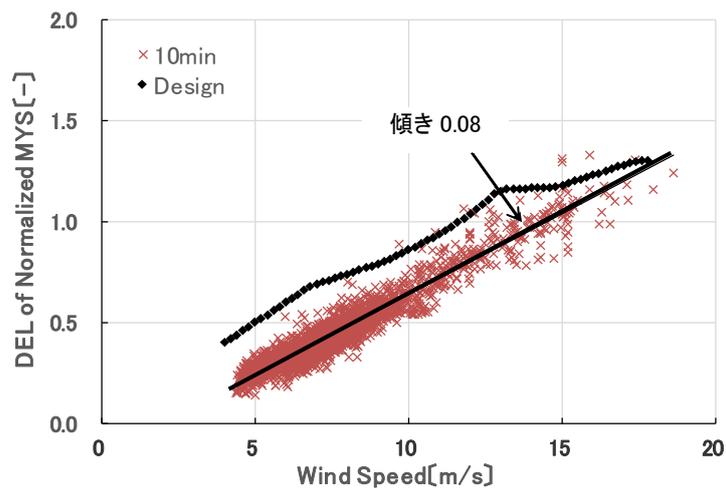
$$\Delta = (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3} \quad : \quad \text{フィルタ幅}$$

$$|\bar{S}| = (2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij})^{1/2}$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad : \quad \text{歪速度テンソル}$$

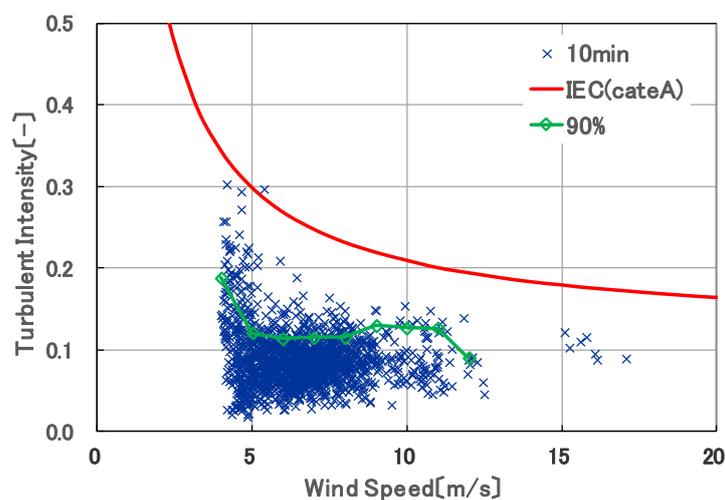
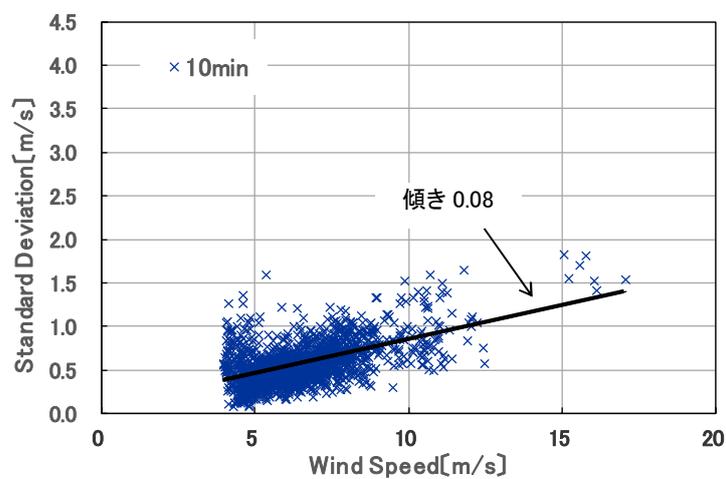
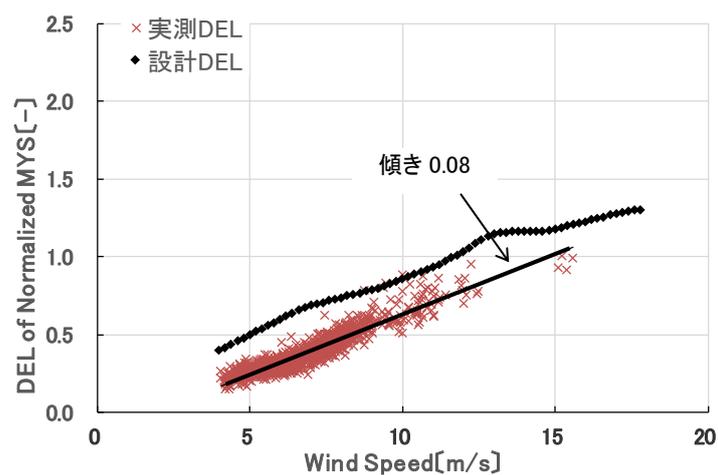
# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・ 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

(0deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・ 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

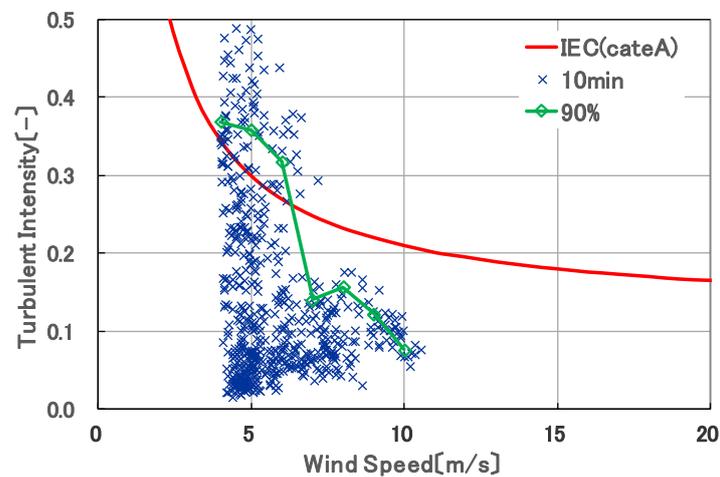
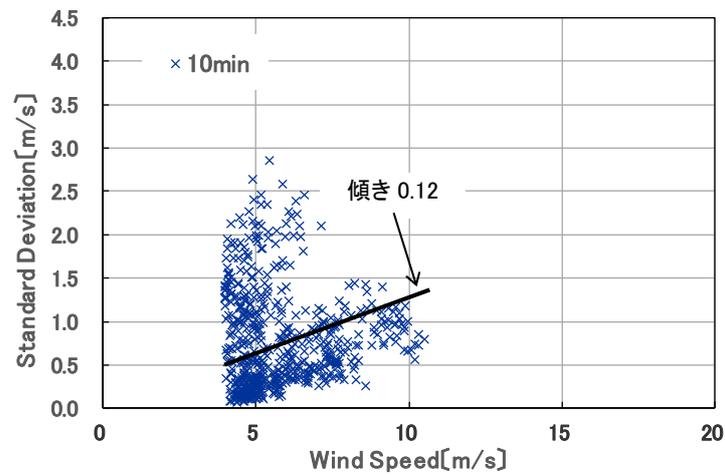
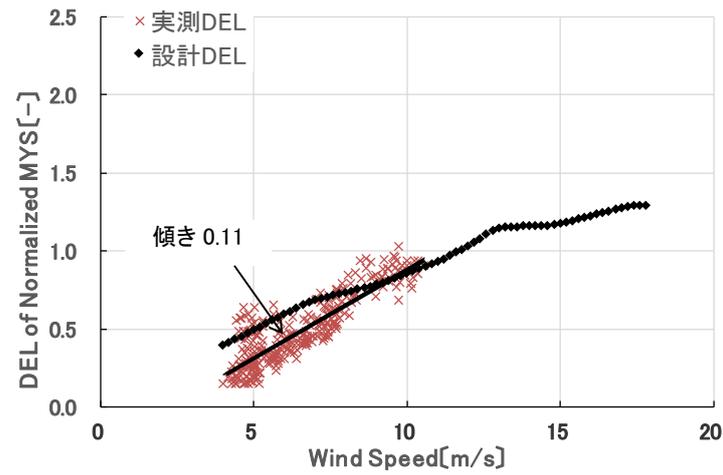
(30deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

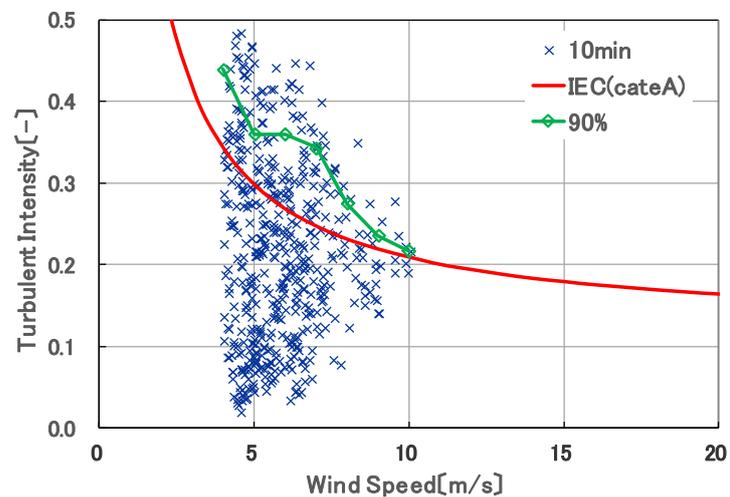
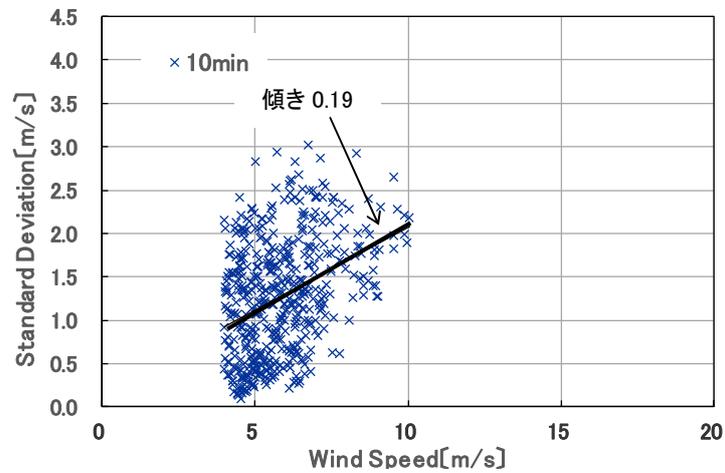
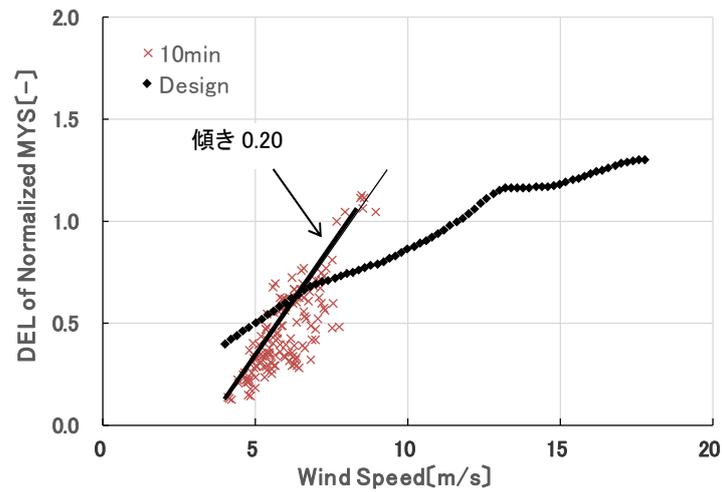
(60deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

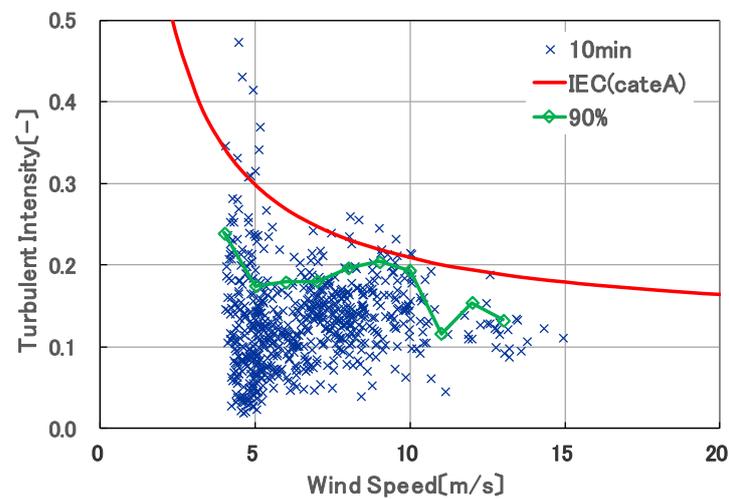
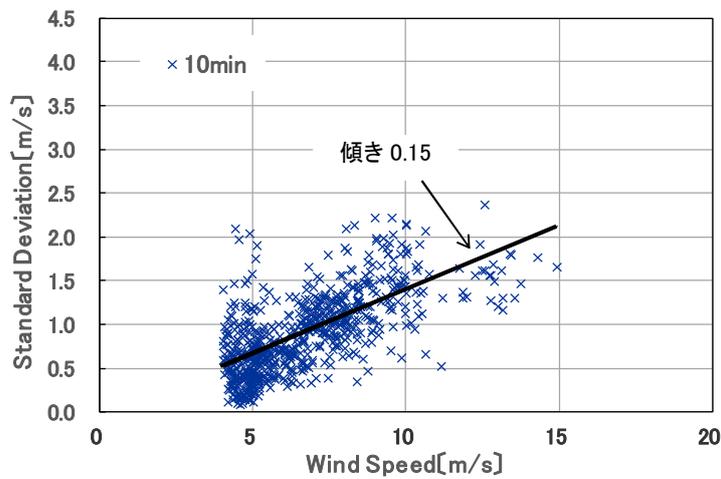
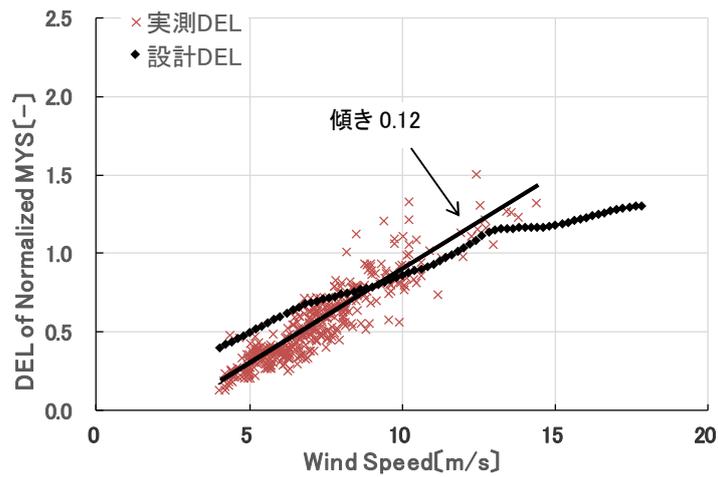
(90deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

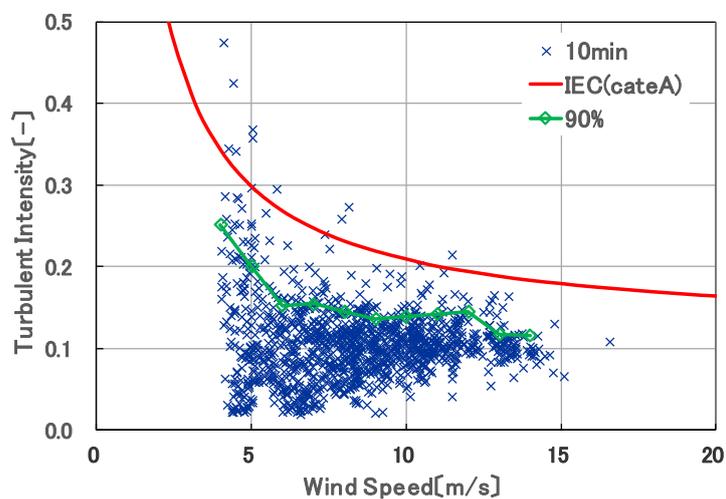
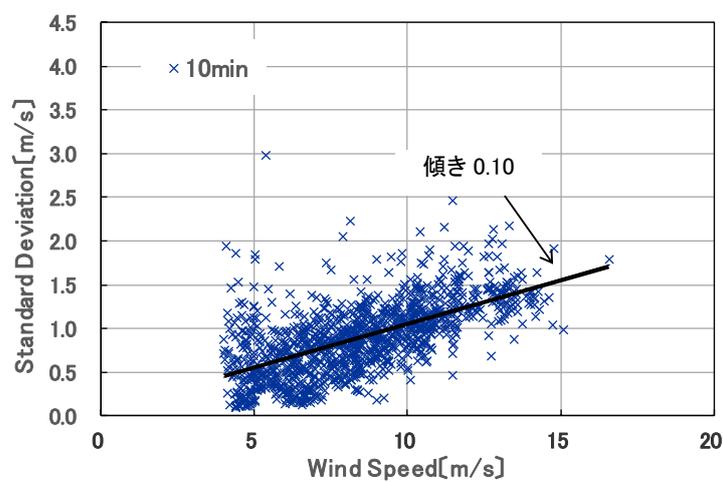
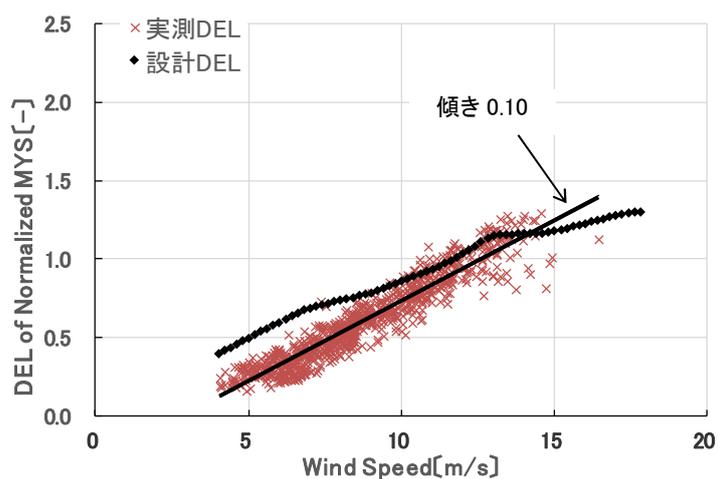
(120deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

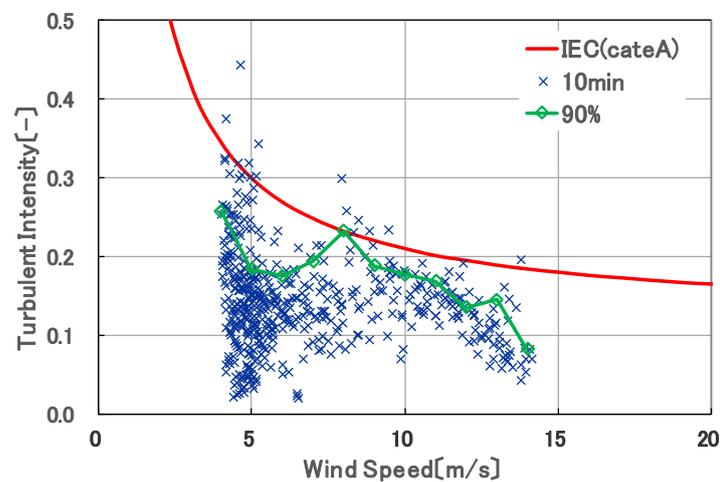
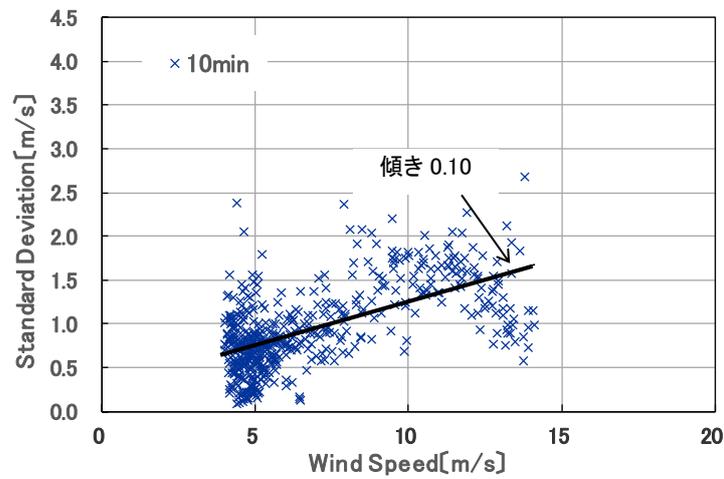
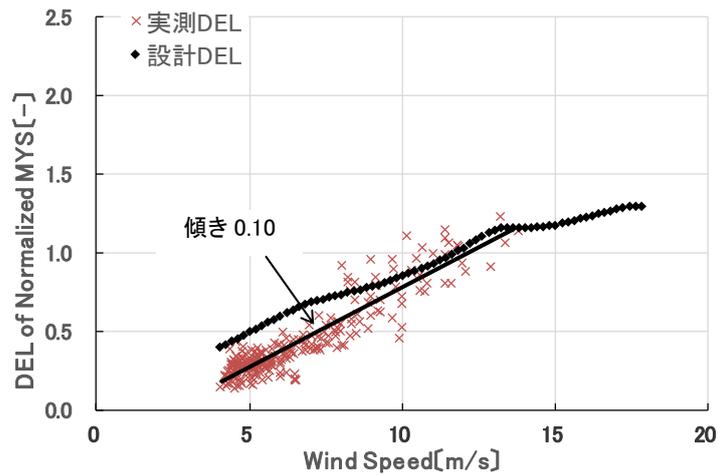
(150deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

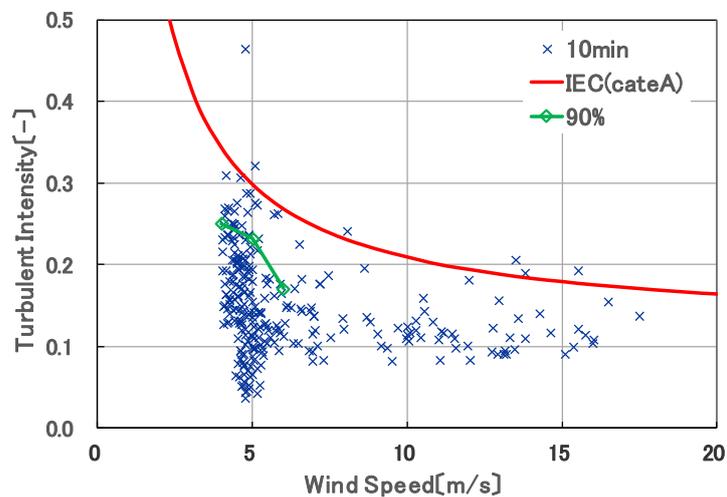
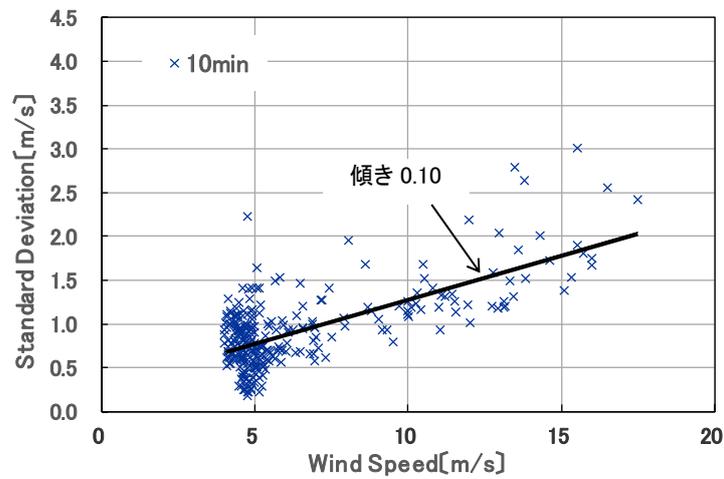
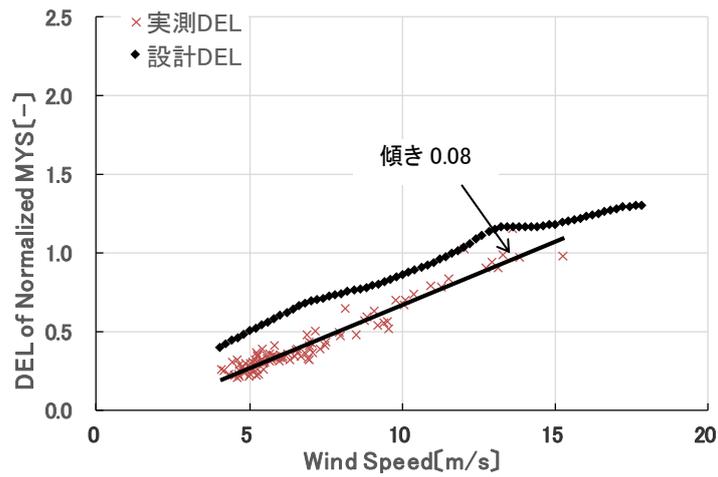
(180deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

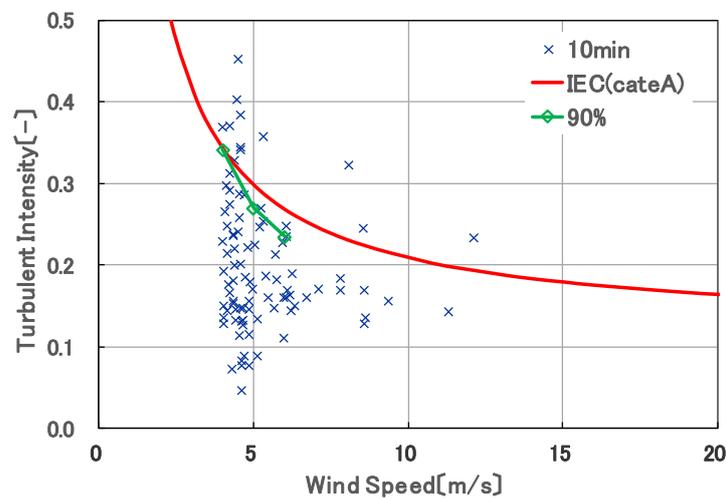
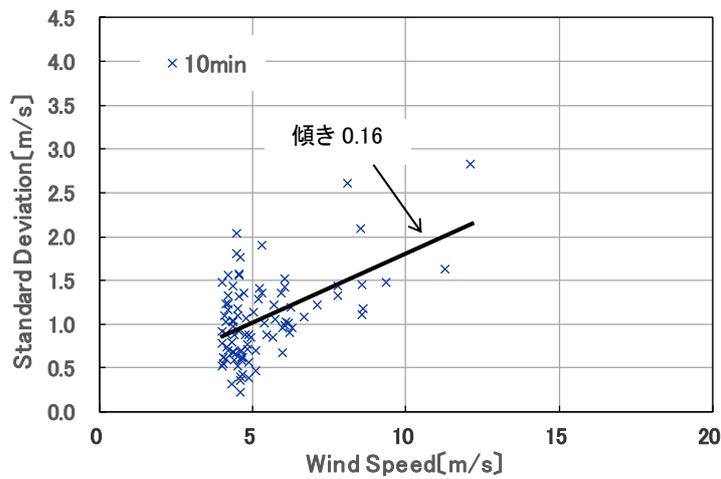
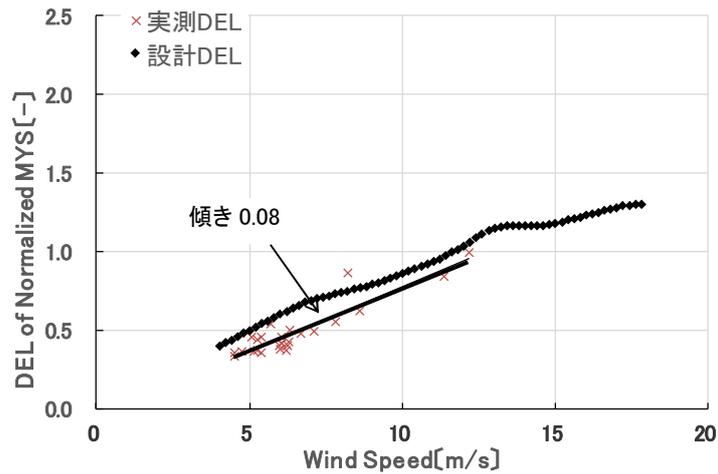
(210deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

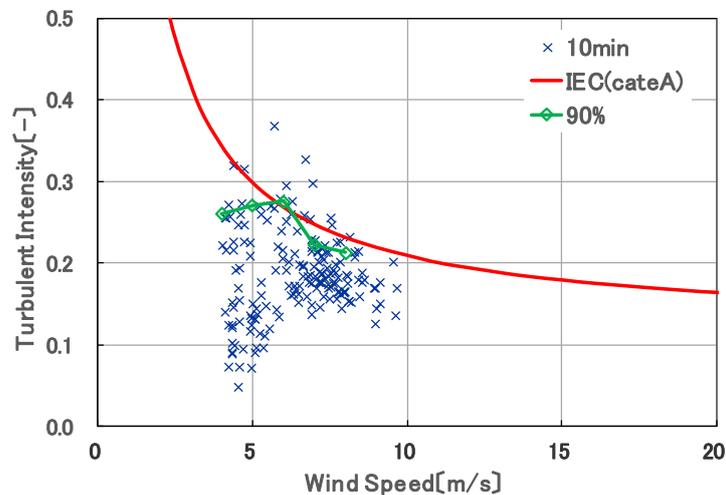
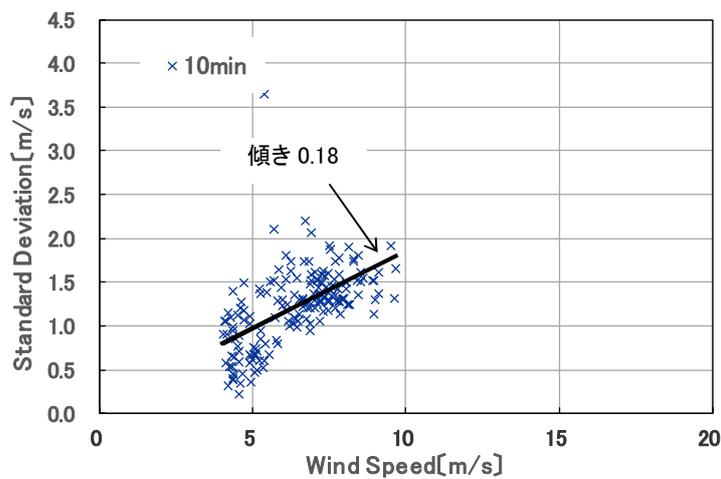
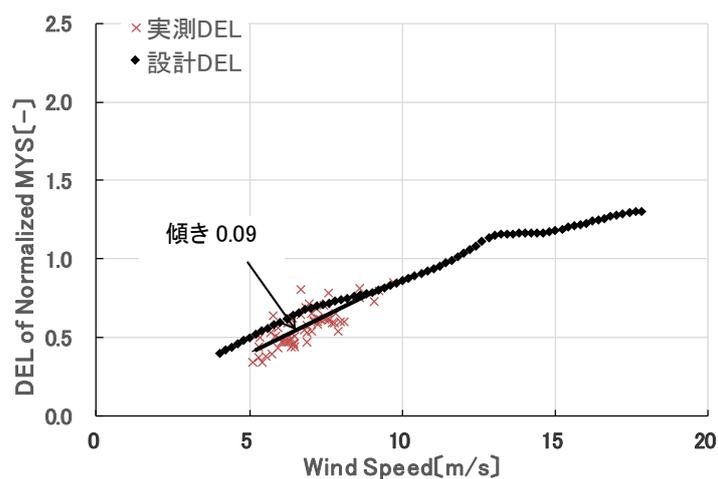
(240deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

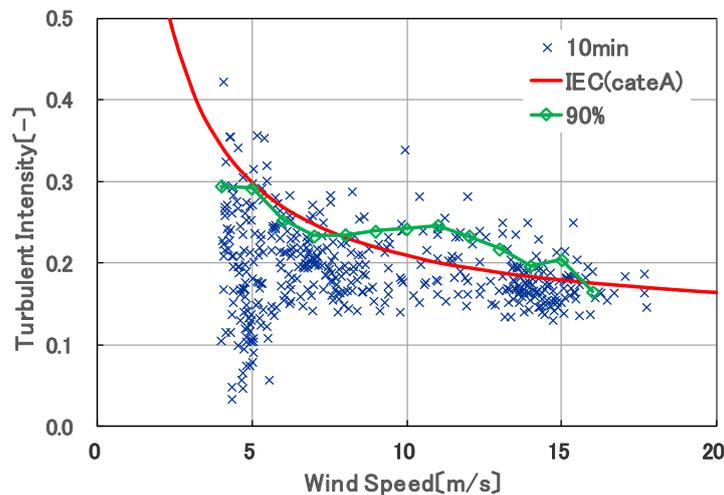
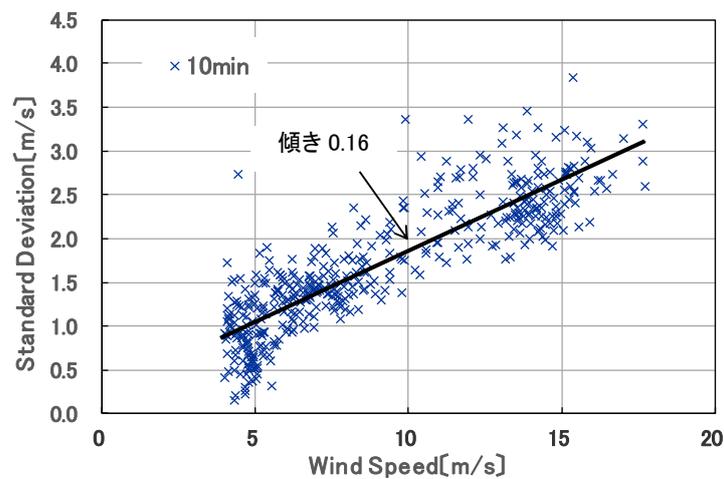
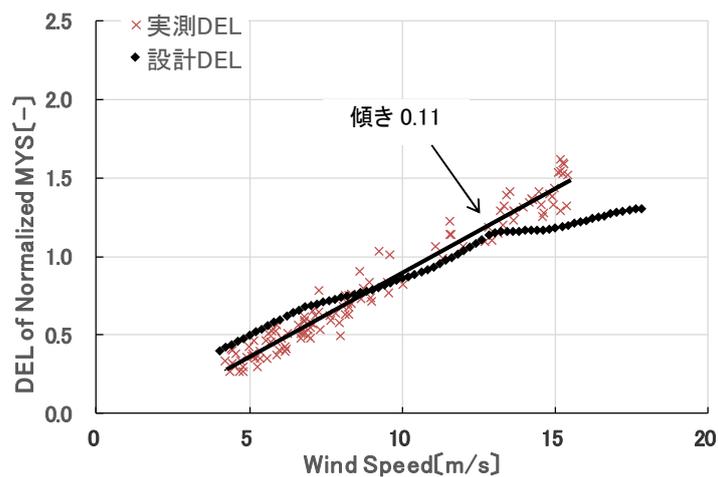
(270deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

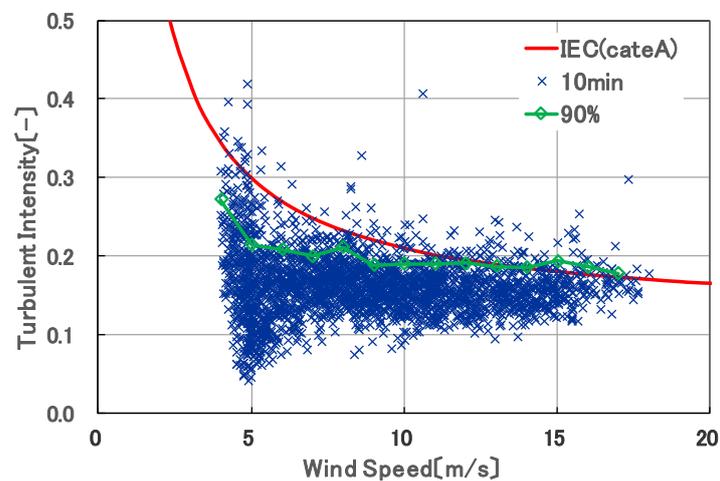
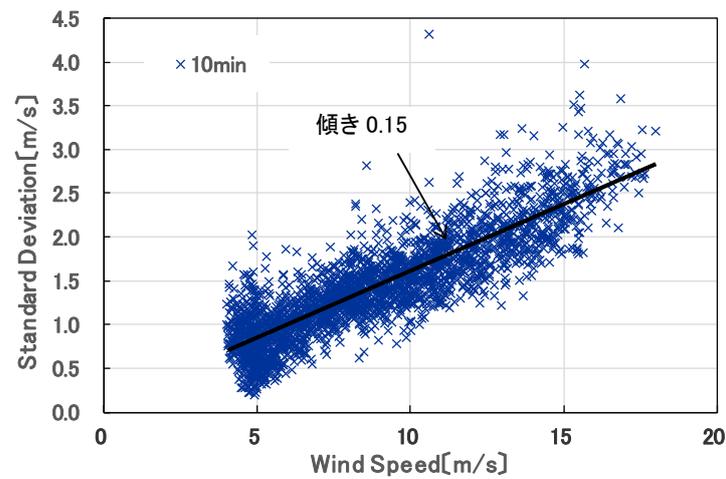
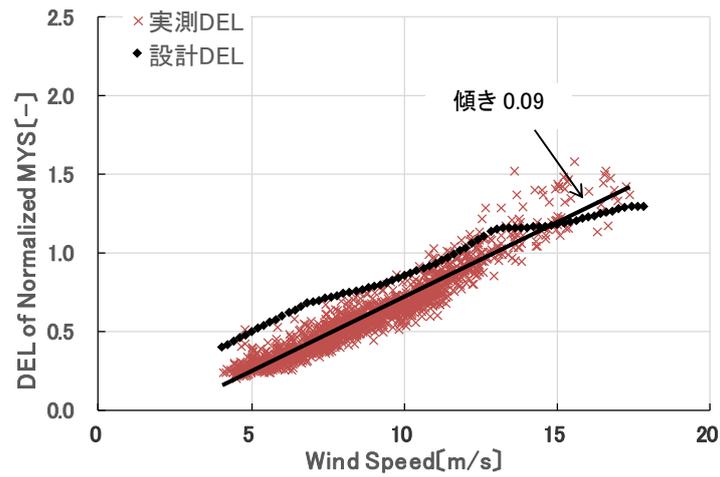
(300deg)



# Appendix C : 12 方位別風車ブレード DEL と風速・風向・

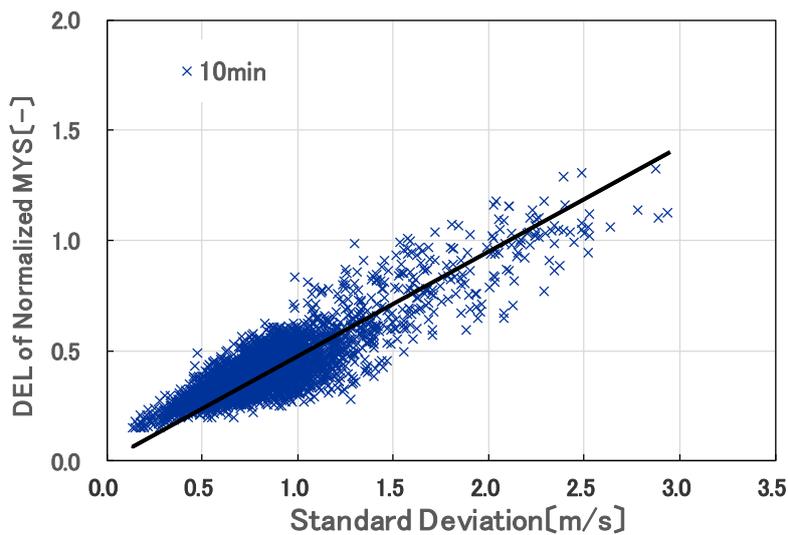
## 風速標準偏差・乱流強度の解析データ

(330deg)

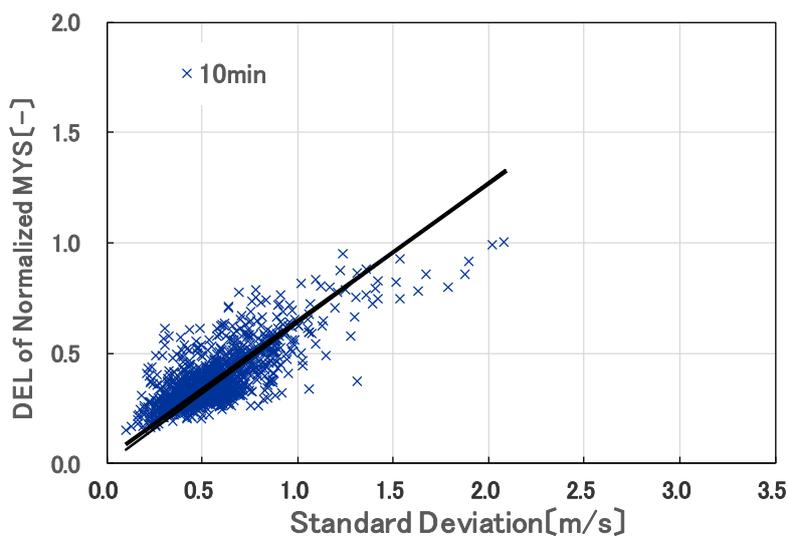


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(0deg)

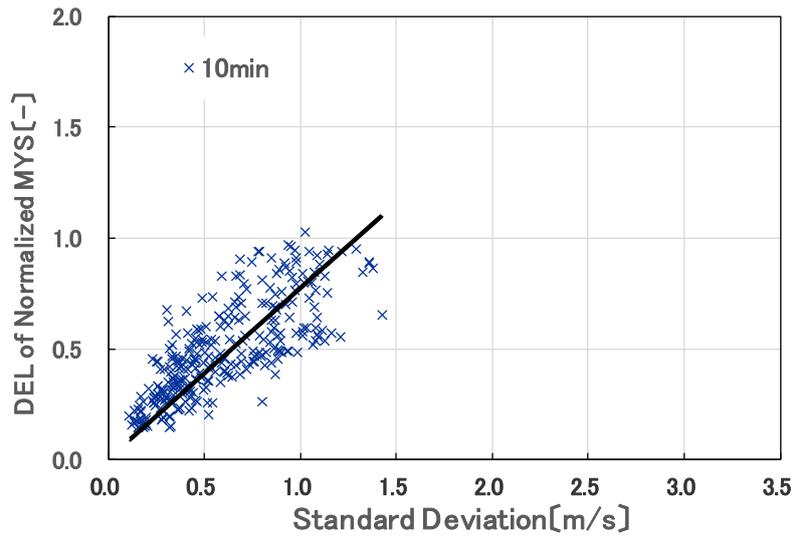


(30deg)

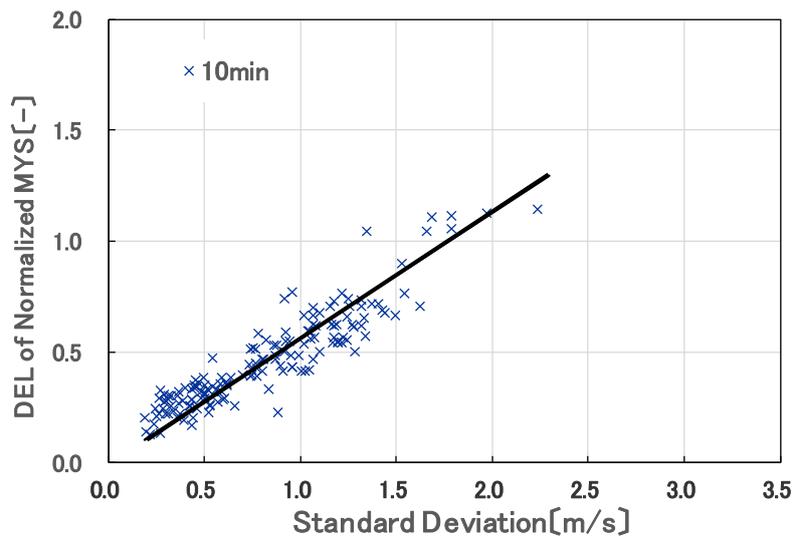


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(60deg)

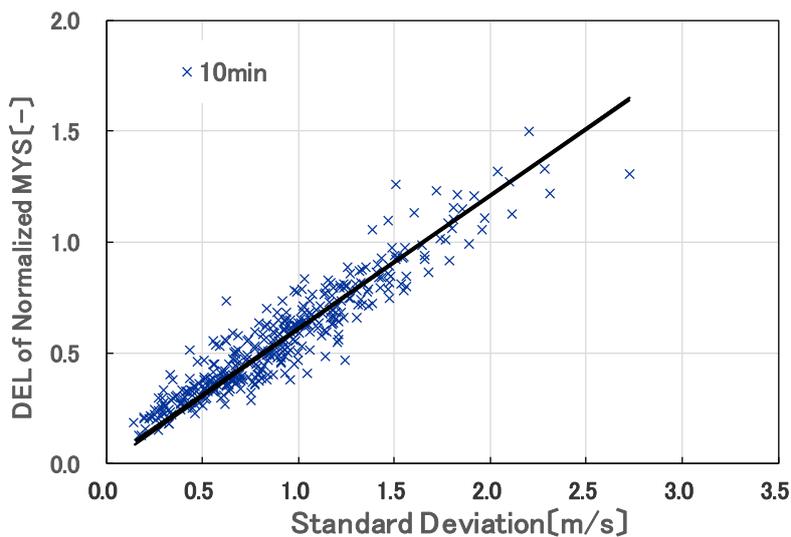


(90deg)

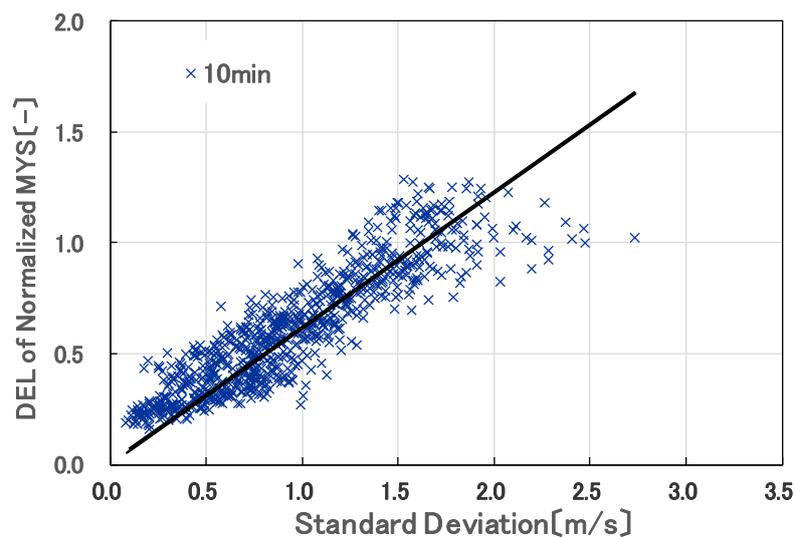


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(120deg)

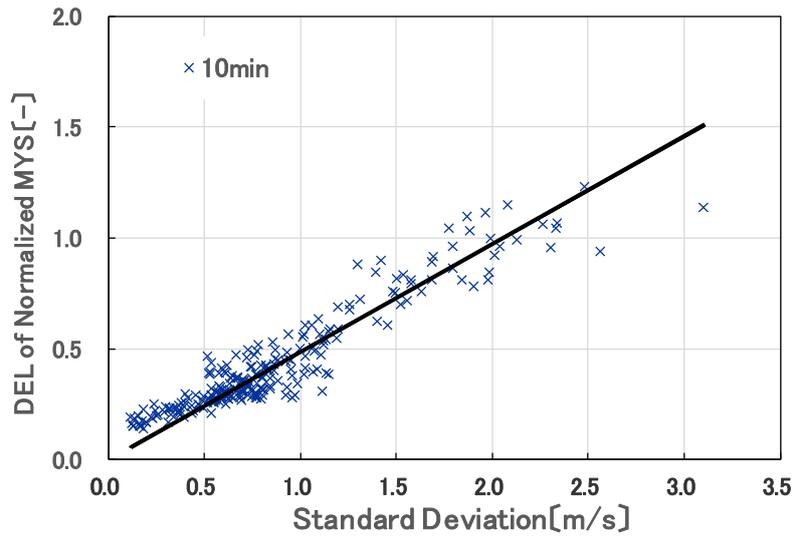


(150deg)

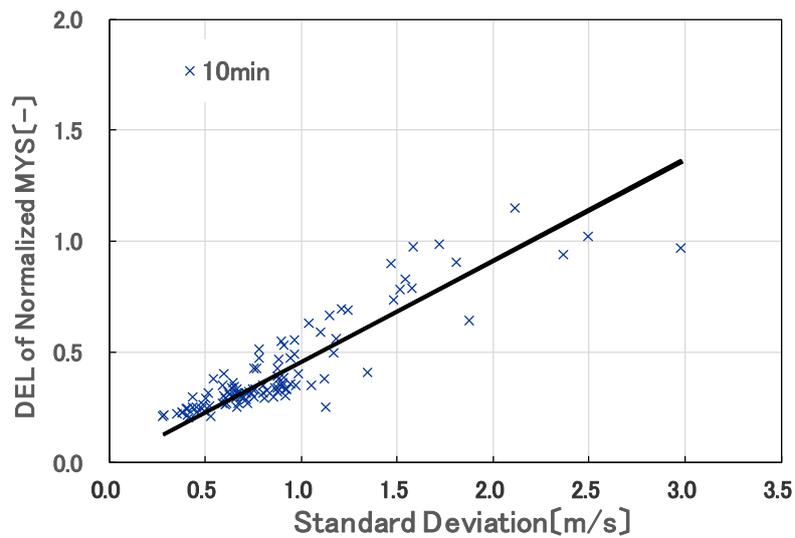


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(180deg)

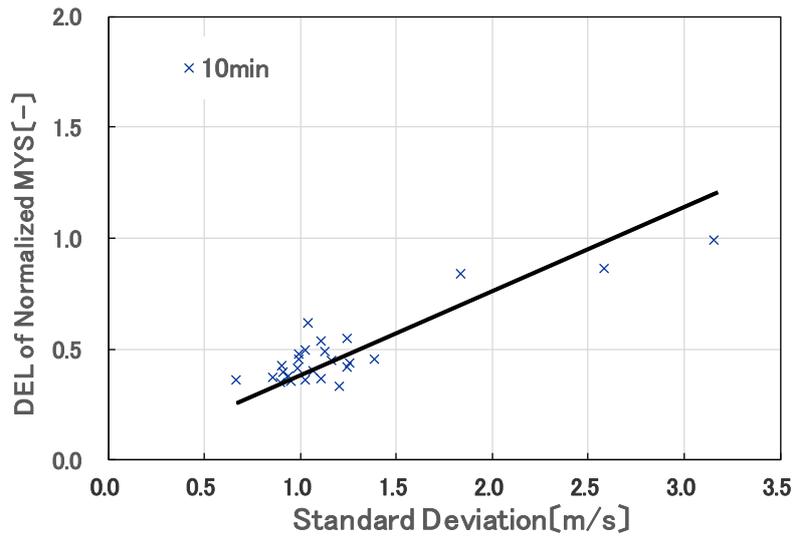


(210deg)

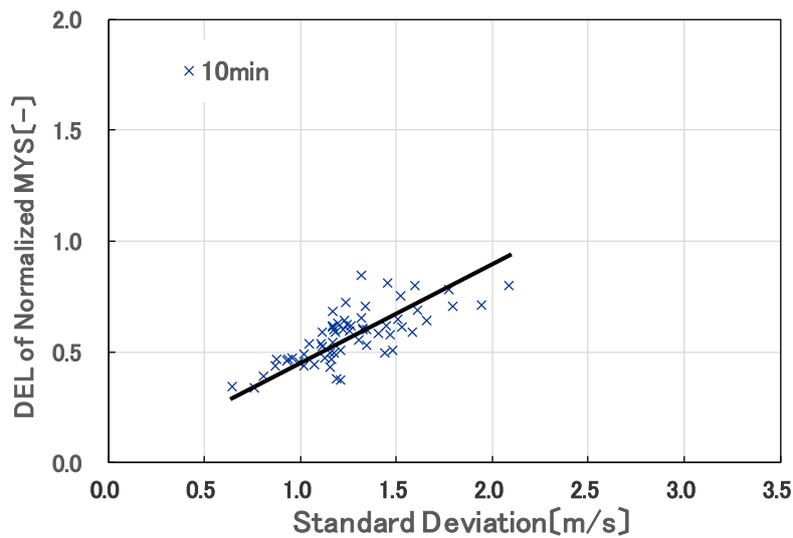


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(240deg)

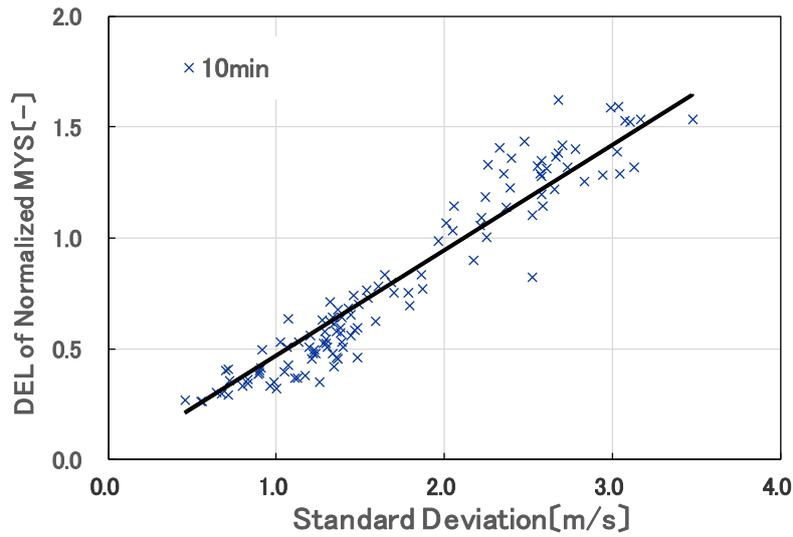


(270deg)

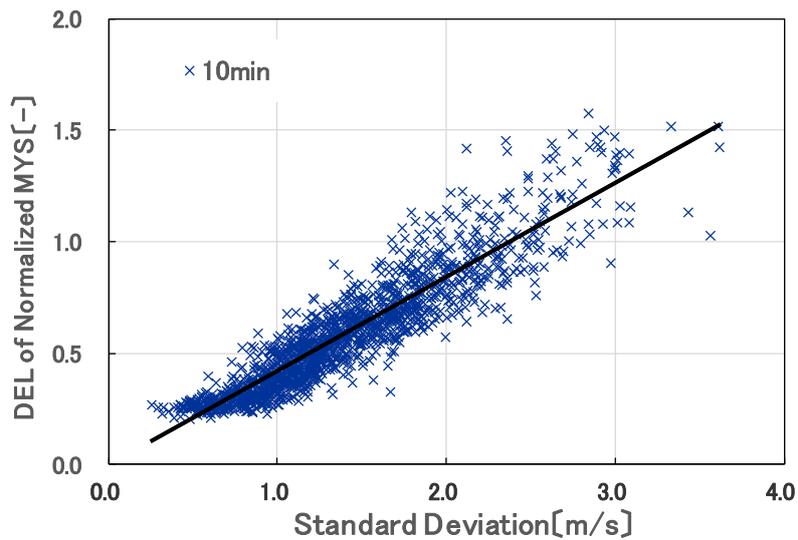


# Appendix D : 12 方位別風車ブレード DEL と風速標準偏差の解析データ

(300deg)



(330deg)



# Appendix E：将来に向けた提案〔風車最適配置基準および風車運用（運転・保守）管理値の確立に向けて〕

## E.1 風車最適配置基準の確立に向けて

本研究において、実測データ解析によって得られた地形性乱流が風車ブレード（曲げ）に与える「疲労荷重」と数値風況シミュレーションから得られた「風速標準偏差」に相関関係があることが示された。

本研究では、数値風況シミュレーション結果を活用した風車最適配置計画法の確立に向け、風車最適配置基準の定量化を行う。この目的に対し、数値風況シミュレーション結果より算出される乱流評価指標〔 $= \sigma u$ （風車ハブ高さ風速標準偏差）/ $U_{in}$ （流入境界面風速=10m/s）〕を新たに定義する。

数値風況シミュレーションで評価した「乱流評価指標」を用いて、

- 最適配置基準：「0.2」以内

と定義する。

これは、風車配置計画段階で、風車立地地点を選定する際に、「地形性乱流」が風車ブレードに与える疲労蓄積の影響を評価する閾値である。

## E.2 風車運用（運転・保守）管理値の確立に向けて

本研究において、実測データ解析によって得られた地形性乱流が風車ブレード（曲げ）に与える「疲労荷重」と数値風況シミュレーションから得られた「風速標準偏差」に相関関係があることが示された。

併せて、風車ブレード DEL(曲げ)は、風速が大きくなる程、DEL も大きくなる重回帰直線で近似されることが示された。

本研究では、風力発電設備の健全な運転維持を目的に、数値風況シミュレーション結果を活用した運用段階の安全管理手法として、実測データ解析により得られた「疲労荷重」と数値風況シミュレーションで評価した「乱流評価指標」の関係による風車運用（運転・保守）管理値を新たに提案する。

数値風況シミュレーションで評価した「乱流評価指標」を用いて、

- 「0.2」を超える領域を地形性乱流影響：「大」
- 「0.1」未満の領域を地形性乱流影響：「小」
- それ以外の「0.1」～「0.2」の領域を地形性乱流影響：「中」

と定義する。

これは、「地形性乱流」が風車ブレードに与える疲労蓄積の影響を評価する数値であることに加え、風力発電事業者にとって、現地風条件である「地形性乱流」と運転・保守意識を結びつける数値と考えられる。

表 E-1 疲労蓄積と乱流評価指標

風車ブレード		乱流評価指標	備考
疲労蓄積	大	0.2	東方位の疲労荷重式（風速6～10m/sで設計値を超過）と風況シミュレーション結果に基づく
	小	0.1	北方位の疲労荷重式（全風速階級で設計値を下回る）と風況シミュレーション結果に基づく

さらに、地形性乱流による将来にわたる風車ブレードの疲労蓄積を定量的に評価するため、「乱流評価指標」と疲労荷重式および1年間の風速・風向データ（10分間）を使用した、風車ブレード（曲げ）疲労蓄積評価手法を提案する。

風車ブレード（曲げ）疲労蓄積評価は、下記手順で行う。

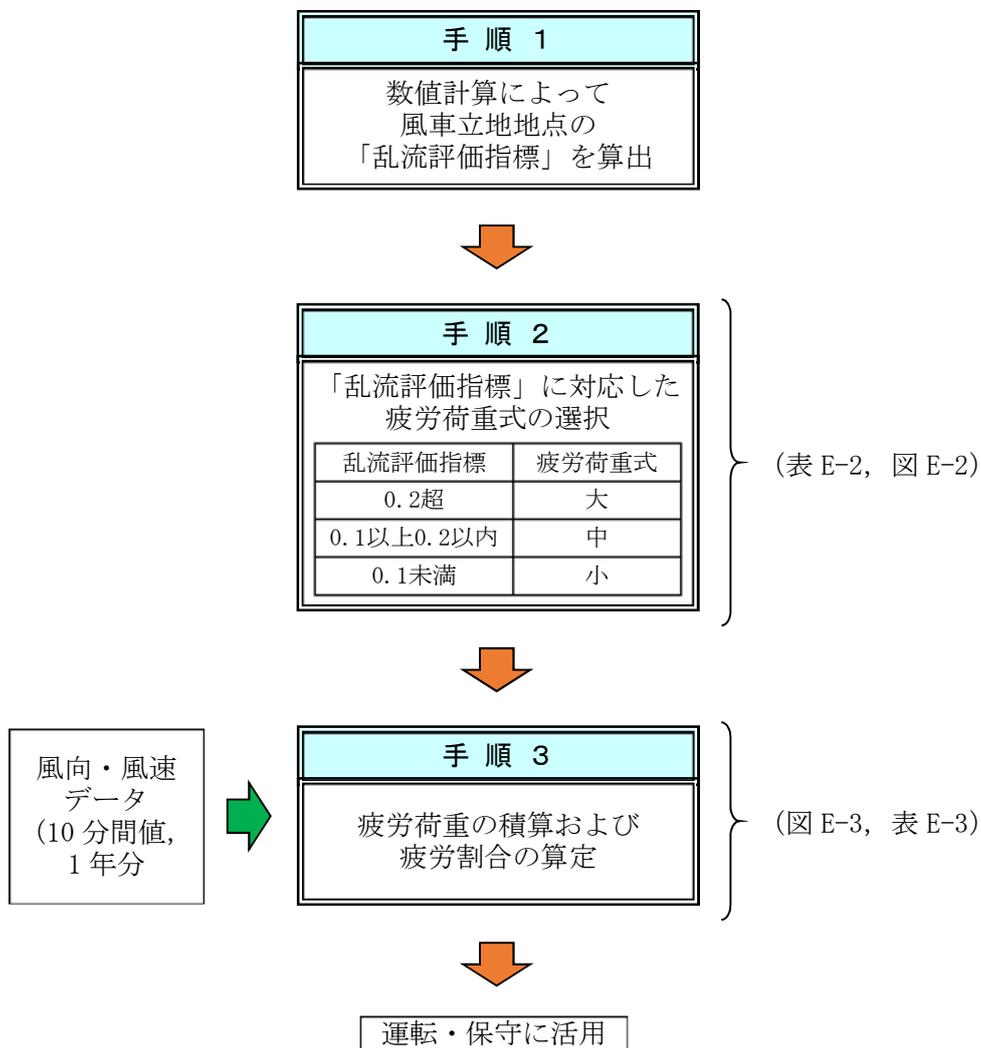
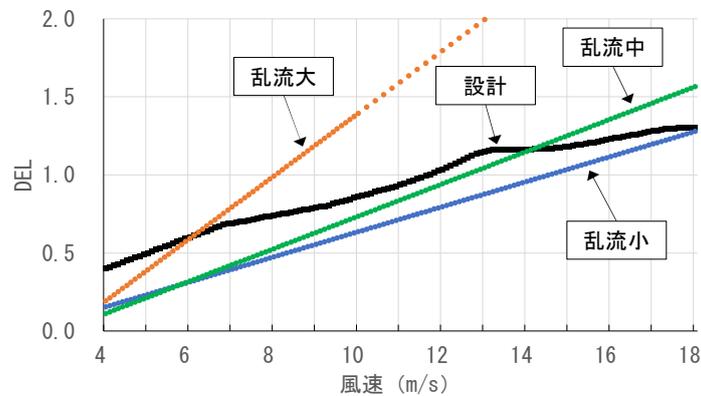


図 E-1 風車ブレード（曲げ）疲労蓄積評価フロー

表 E-2 乱流評価指標と疲労荷重式の選択

方位	乱流評価指標	疲労荷重式	
1	N	0.099	大
2	NNE	0.121	中
3	NE	0.094	大
4	ENE	0.186	中
5	E	0.236	大
6	ESE	0.199	中
7	SE	0.193	中
8	SSE	0.150	中
9	S	0.164	中
10	SSW	0.119	中
11	SW	0.079	大
12	WSW	0.126	中
13	W	0.158	中
14	WNW	0.140	中
15	NW	0.120	中
16	NNW	0.169	中



- 注) ・乱流大：90deg の疲労荷重式 (実績値がない部分は直線近似で想定した)  
 ・乱流中：150deg の疲労荷重式  
 ・乱流小：0deg の疲労荷重式

図 E-2 疲労荷重 (風速-DEL) [実測]

表 E-3 疲労蓄積割合の算定結果

方位	①実測DEL	②設計DEL	疲労蓄積割合 (①/②)	
1	N	1,974	3,517	0.56
2	NNE	1,066	1,878	0.57
3	NE	328	645	0.51
4	ENE	210	494	0.43
5	E	891	1,031	0.86
6	ESE	500	931	0.54
7	SE	1,834	2,742	0.67
8	SSE	857	1,292	0.66
9	S	466	782	0.60
10	SSW	945	1,288	0.73
11	SW	600	909	0.66
12	WSW	40	71	0.56
13	W	104	196	0.53
14	WNW	137	246	0.56
15	NW	1,913	2,527	0.76
16	NNW	1,161	1,876	0.62
合計	13,023	20,425	0.64	
20年間	260,462	408,496	0.64	

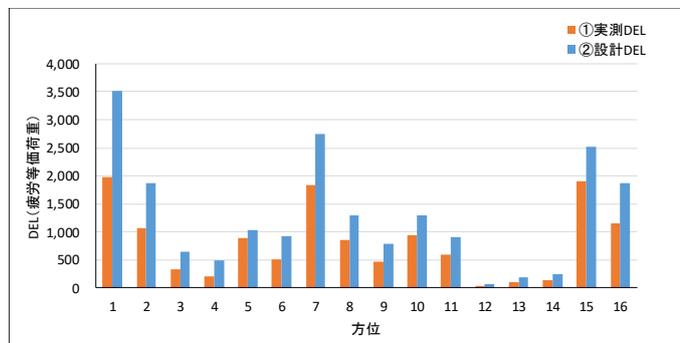


図 E-3 疲労荷重の積算結果

### E.3 将来に向けた課題

近年の風力発電設備の事故増加や、今後の国の再生可能エネルギーの導入拡大の方針を踏まえ、風力発電設備の健全な運転維持を支援する取組みは、ますます重要になる。

E.1 節および E.2 節で提案を行った内容については、風力発電設備の設置計画段階や運用段階において、「地形性乱流」が風車ブレード（曲げ）に与える風荷重や疲労蓄積状況を評価する上で、有効な手法であると考えられる。

しかしながら、串木野れいめい風力発電所の風車 10 号機を対象とした実測データ解析と数値計算結果に基づく、現時点の提案であり、今後、複雑地形上の風車に適用し検証作業を進め、標準化を目指す予定である。