

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)

平成25年12月26日

京 都 府

目 次

1. 太鼓山風力発電所の事業及び事故概要	1
(1) 事業の概要	1
(2) 事故の概要	2
2. 事故の状況	4
(1) 事故発生時の気象状況・風況	4
(2) 事故発生時の風車の運転状況	4
(3) ナセルとタワーの損傷状況	5
(4) タワー破断面の損傷状況	6
3. 風車タワー設計の概要	7
4. 事故原因の究明	8
(1) 方針	8
(2) タワートップ破断部の調査	8
① タワートップ破断部の調査	8
② 風力発電サイトにおける風況の解析	13
③ 3号機タワートップに関する調査	25
④ タワートップ部の構造解析	28
⑤ タワートップ破断部の疲労寿命評価	35
⑥ 他号機タワートップ部の状態の調査	46
(3) 事故原因のまとめ	49
5. 再発防止対策と今後の対応	50

太鼓山風力発電所事故に関する専門家会議 委員構成

太鼓山風力発電所事故に関する専門家会議 開催実績

1 太鼓山風力発電所の事業及び事故概要

(1) 事業の概要

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。

太鼓山風力発電所の事業の概要及び基本諸元を表 1－1 に示す。

表 1－1 事業の概要及び基本諸元

名 称（所在地）		太鼓山風力発電所（与謝郡伊根町字野村小字太鼓山地内）	
運 用 開 始 年 月		平成13年11月15日	
風 車		ラガウェイ社（オランダ）	
設 置 台 数		6基（750kW／基）	
最 大 出 力		4,500kW	
風 力 発 電 設 備	性 能	カットイン風速	3m/s
		カットアウト風速	25m/s
		耐 風 速	60m/s（ブレードは70m/s）
	ロ ー タ ー	直 径	50.5m
		発 電 回 転 数	13～33rpm
		ブ レ ード	3枚
		ハブ取付高さ	50m
備	タ ワ ー （日本製）	高 さ	46m
		材 質	SM400（鋼製）
	ナ セ ル	寸 法	W5.6m×L3.3m×H6.5m
		材 質	SS400、GFRE
	風 向 制 御	制 御 方 式	強制ヨー制御
備	出 力 制 御	制 御 方 式	ピッチ制御

風車配置図を図 1－1、風車外形図を図 1－2 に示す。



図 1－1 風車配置図

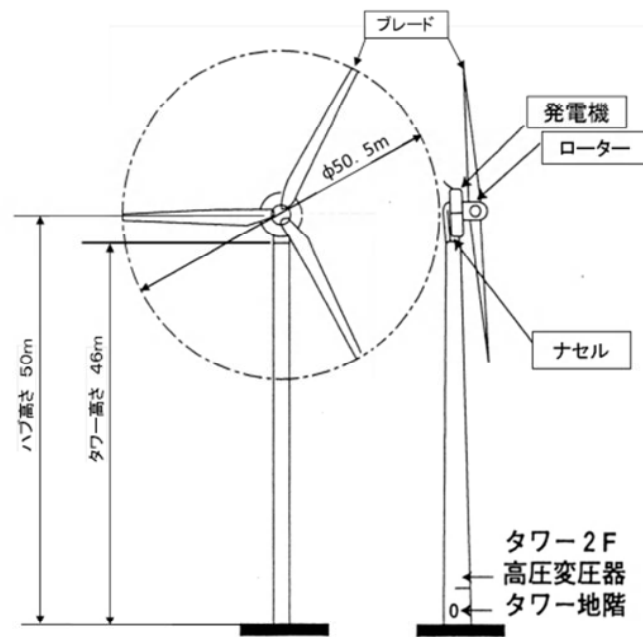


図 1-2 風車外形図

(2) 事故の概要

- 推定発生日時：平成25年3月12日19時32分
- 事故の状況：3号機風車の発電機・ナセル・ブレードが落下（13日9時42分にナセル落下を確認）
- タワー破損状況

風車の損傷形態は、高さ約46mのタワートップと風車接続フランジの溶接部付近でほぼ水平方向に破断している。

ナセル落下を写真1-1にタワーの破断状況を写真1-2に示す。

また、タワートップ及びナセルの断面図を図1-3に示す。



写真 1-1 ナセル落下

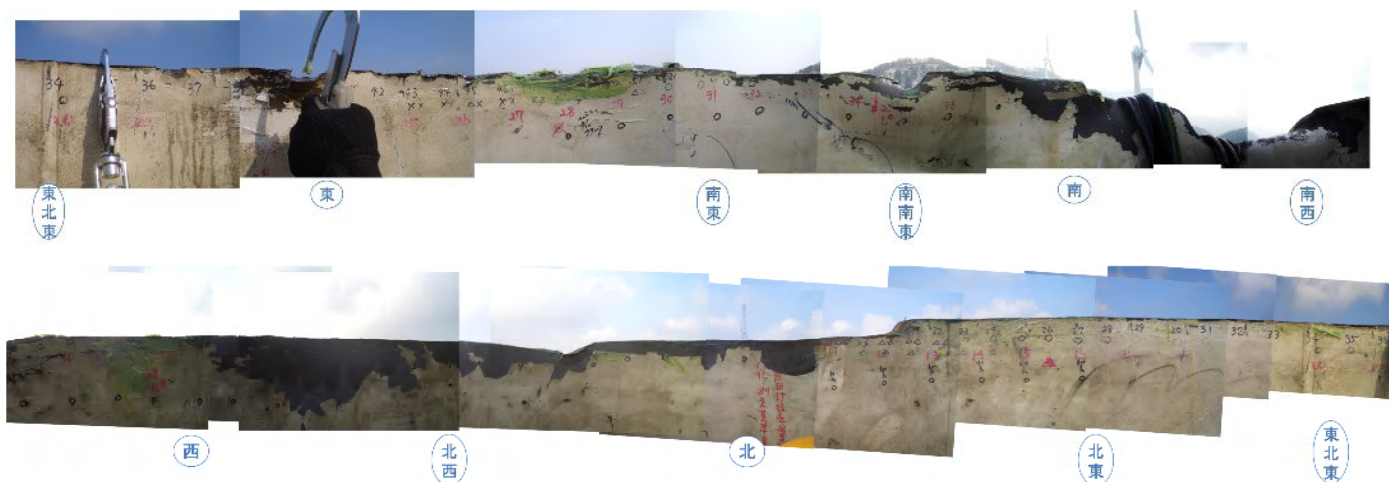


写真 1-2 タワーの破断状況

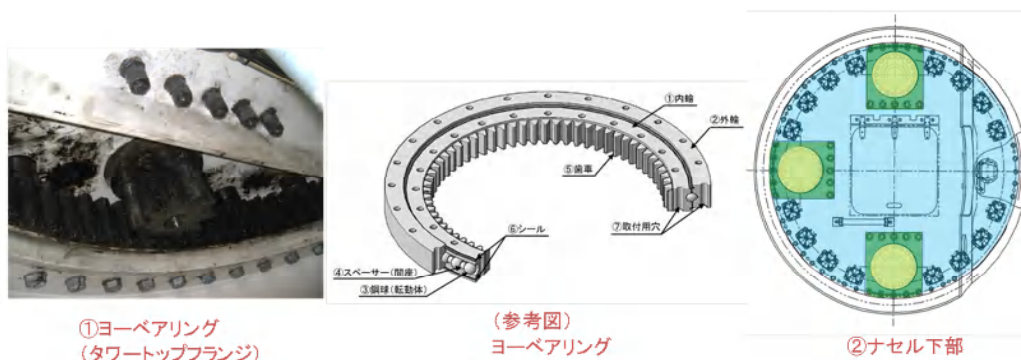
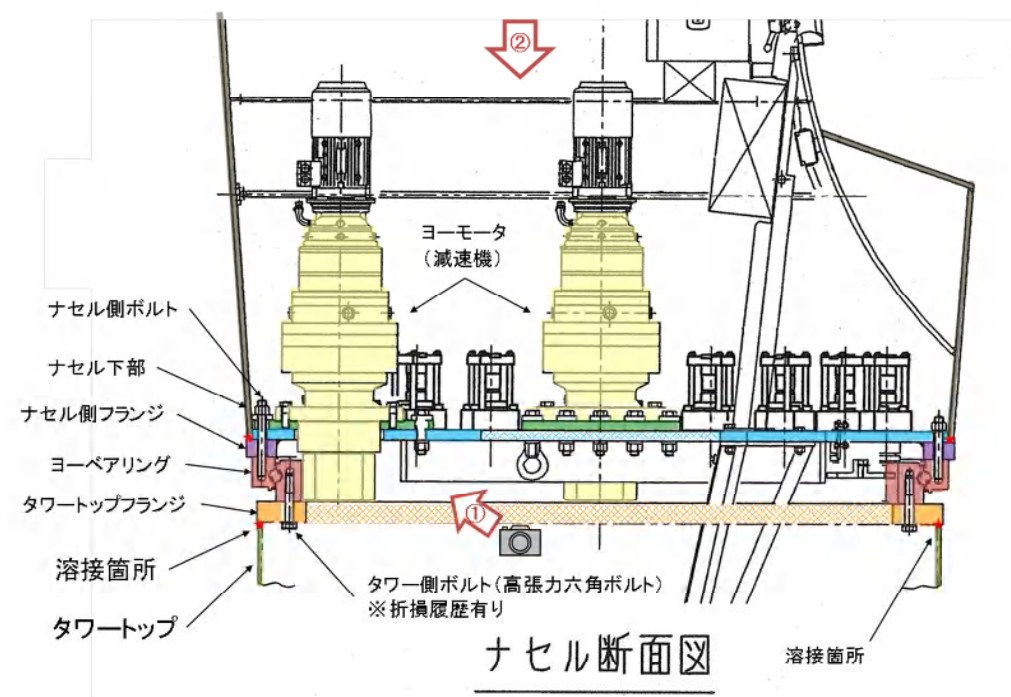


図 1-3 タワートップ及びナセルの断面図

2 事故の状況

(1) 事故発生時の気象状況・風況

事故が発生した3月12日の3号機の風況観測データから、事故発生前は概ね南西の風、最大風速約15~20m/s、1分間平均風速約11~15m/sで推移しており、事故時に突風などの大きな風況の変化があったとは考えられない。

3号機の風況データ及び運転状況を図2-1に示す。

【事故発生直前の風速（1分データより）】

- ・最大風速：南西の風 14.5m（10分平均風速 10.9m）

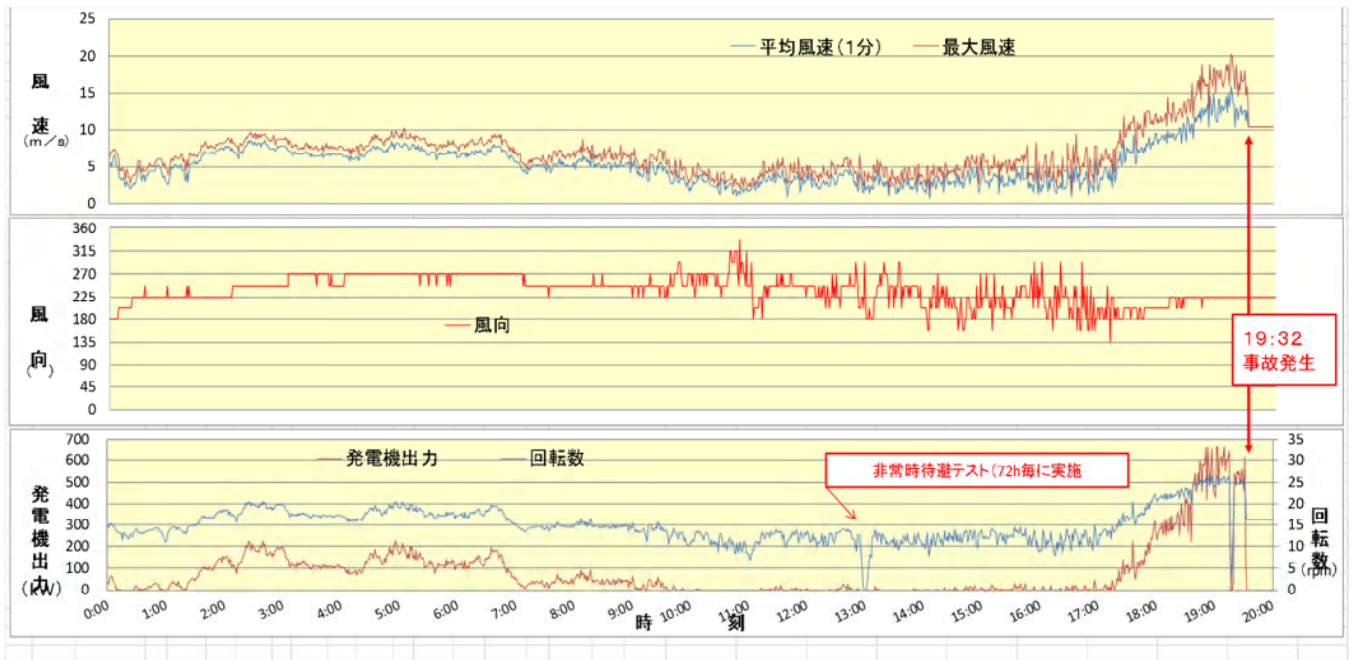


図2-1 3号機の風況データ及び運転状況

(2) 事故発生時の風車の運転状況

事故発生前の運転状態は、19時頃から概ね回転数 25rpm で推移し、発電機出力は 430~660kW の出力が得られていた。

3号機の運転状況(詳細)を図2-2に示す。

【事故発生直前の状態（1分データより）】

- ・回 転 数： 25.7rpm
- ・発電機出力： 614kW

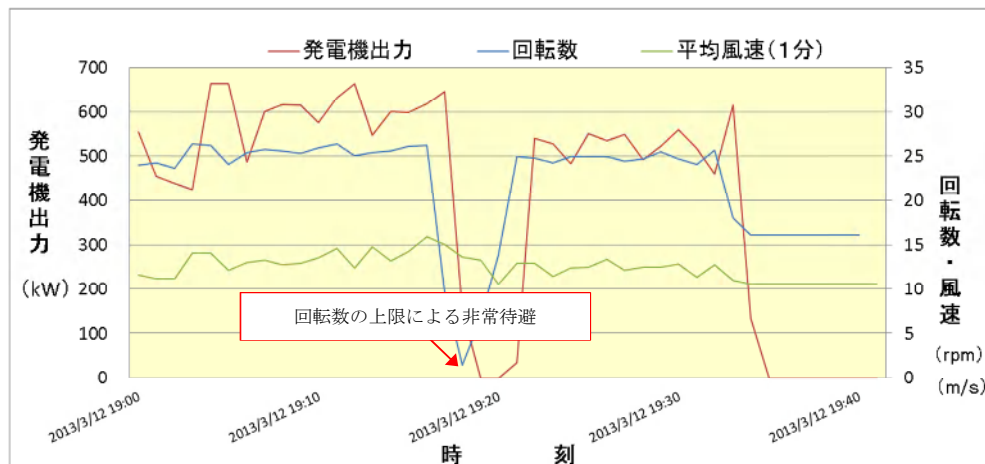


図2-2 3号機の運転状況（詳細）

(3) ナセルとタワーの損傷状況

タワーの損傷状態は、タワートップとフランジ溶接部付近で破断しており、特に主風向の反対に位置する北から東の位置でタワートップの風車接続フランジとシェル（タワー母材）の間の溶接止端部付近で破断している。タワーの破断位置を図2-3に示す。

また、ナセル側の破断状態を写真2-1に示す。

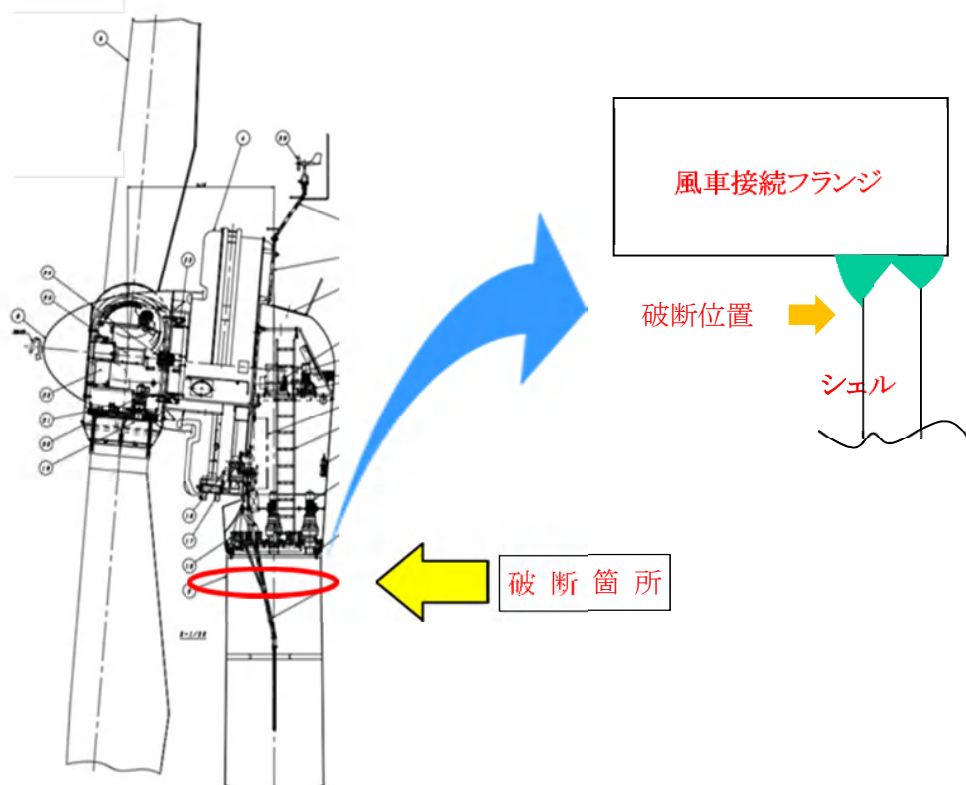


図2-3 タワーの破断位置（詳細）



写真2-1 タワーとナセル側の破断状態

(4) タワー破断面の損傷状況

タワー破断面の円周方向の状況を確認するため、図2-4に示す「フランジ下端から破断面までの寸法」の測定を行った。その結果、ボルト No13~23 の範囲で寸法がほぼ一定でフランジ下端が最も近くなっており、ちょうど溶接止端部と一致している。

このことから、ボルト No13~23 の範囲でまず疲労き裂が進み、それ以外の範囲で延性破壊に変化し引き続き進展したと推定される。

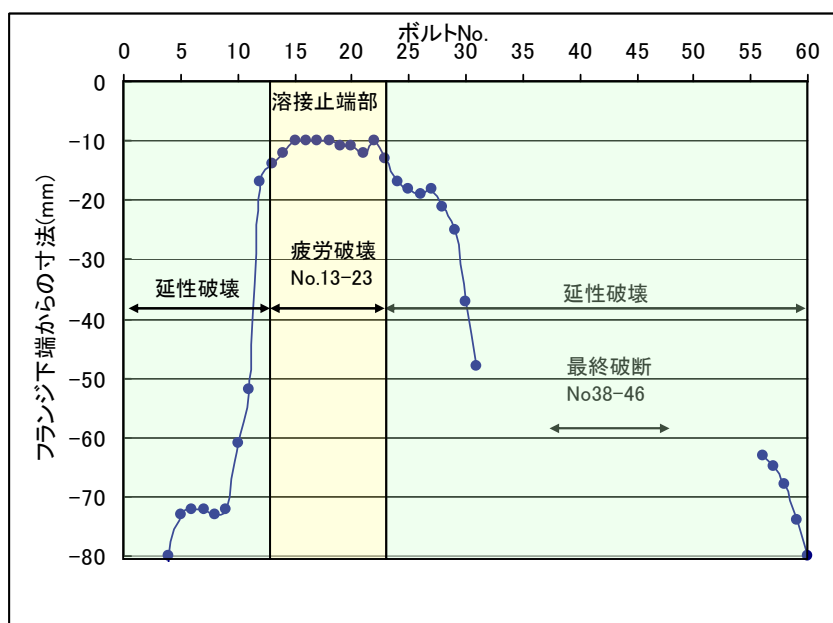


図2-4 円周方向のき裂の状況

また、図2-5に示すタワートップボルトの状況から、溶接止端部で破断している範囲とほぼ一致している箇所にボルトの緩みや損傷が確認された。

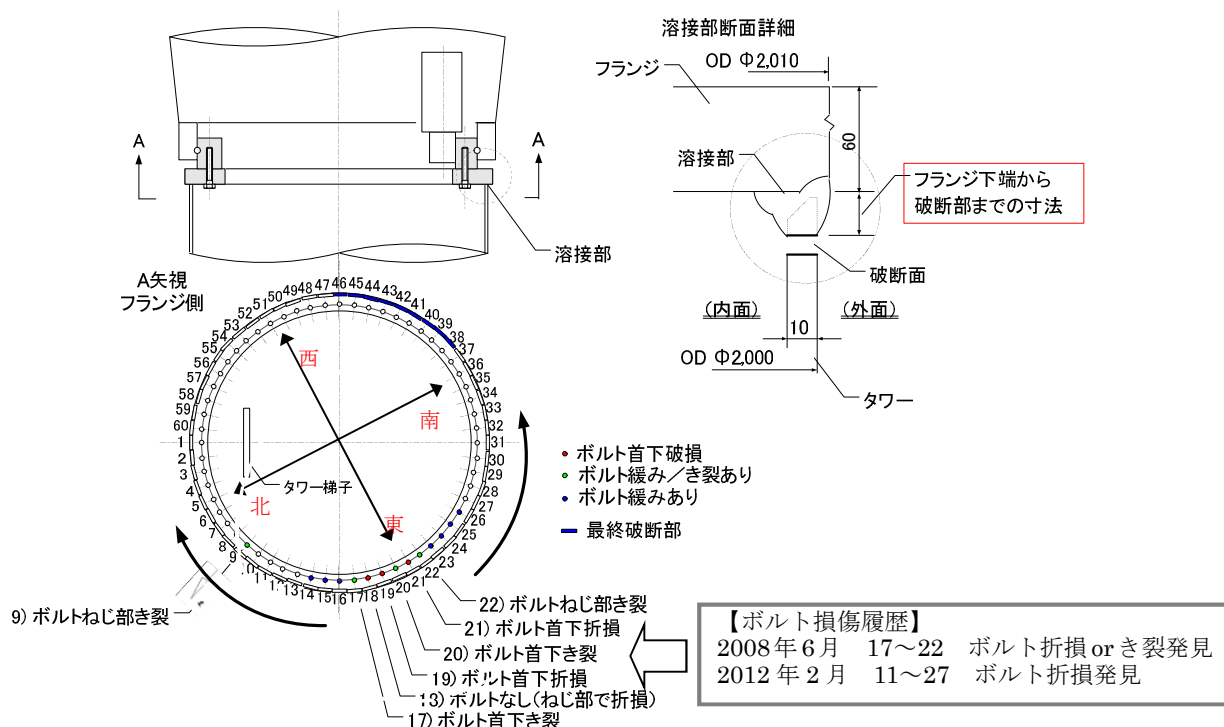


図2-5 タワートップボルトの状況

3 風車タワー設計の概要

風車タワーの建設当時の設計の考え方について、建築基準法に基づく建築確認申請の内容を確認した結果を表3-1に示す。

表3-1 風車設計の対応状況

サイト	タワータイプ	風車本体	風車タワー	LAGERWEY
太鼓山 風力発電所 (2000年)	ハブ高さ 50m用	事業者風況データに基づく風車本体 (LW50/750: オランダECN型式認証機) 選定	LAGERWEY風車タワー基本図面をベースとした国内向け仕様調整、及び建築基準法(地震力、暴風時風圧力等)に基づくタワーの設計、確認申請	IEC61400-1荷重設定に基づく風車・タワーの疲労チェック
<p><最大風速の設定> 建築基準法施行令第138条第1項二号(工作物の指定) 高さが15mを超える「鉄柱」 ・準用: 確認申請(計画通知)による建築主事決済、指定建築材料(JIS)使用、 施行令第140条第1.2項 法20条(構造耐力)の定める技術的基準 →平成12年建設省告示第1454号: 設計風速 $V_0=32\text{m/s}$ (@京都府) $\times 1.5$</p> <p>地上高10mの10分間平均風速(暴風時風圧力算定用)、 $32\text{m/s} \times 1.5 = 48\text{m/s}$ → 地表面粗度区分Ⅲ、ハブ高さ(50m) 換算で約 52m/s</p>				

また、LAGERWEYによる風車タワーの疲労チェックの内容について、確認した結果を表3-2に示す。

表3-2 風車タワー疲労チェック内容

	項目	結果	備考
1	JFEエンジニアリングに基づく風車タワーの動的挙動評価	OK	タワー固有振動数がローター回転振動数範囲外であり、運転時の共振は生じないとのことであった。
2	同上風車タワーの疲労評価	OK (設計反映)	筒身板厚の一部をアップする必要があるとのことであった。

以上より、この風車が、建築基準法及び当時の指針に基づいて設計されていたことを確認した。

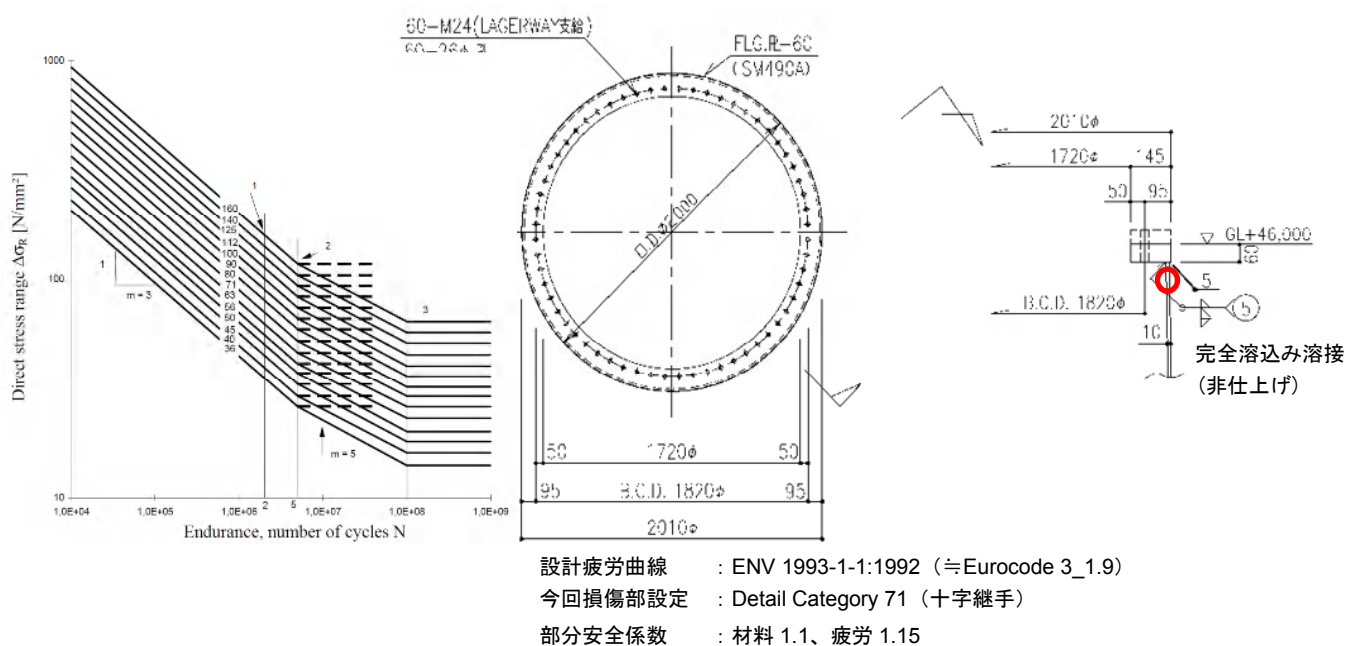


図3-1 疲労チェックの概要

4 事故原因の究明

(1) 方 針

タワー破断によるナセル・発電機の落下原因は、気象等による突発的な変動要因はみられないため、現況調査を踏まえ、各種解析を行うことにより、タワー破断のメカニズムを解明し原因究明を行う。

そのため、次の点について、解析等を行う。

- ① タワートップ破断部の調査
- ② 風力発電サイトにおける風況の解析
- ③ 3号機タワートップボルトに関する調査
- ④ タワートップ部の構造解析の結果
- ⑤ タワートップ破断部の疲労寿命評価
- ⑥ 他号機タワートップ部の状態の調査

(2) タワー破断原因の調査

① タワートップ破断部の調査

ア 材料調査

(7) 板 厚

タワートップの設計板厚 10mm に対して実測値は 9.96mm(−0.04mm)であった。この値は JIS G 3193「熱間圧延鋼板及び鋼帯の形状、寸法、質量及びその許容差」に準じた公差内(±0.65mm)であり問題なし。

※測定位置：ボルト No. 8,24,38 及び 53 付近(上記実測値は平均値)

(4) 引張強さ

ビッカース硬さを測定して引張強さに換算した結果、溶接金属、熱影響部(両側)とも母材(両側)と同等以上の引張り強さがあり、問題なし。(基準値 JIS G 3106「溶接構造用圧延鋼材」)(表 4-1 参照)

フランジ：SM490A 引張強さ 490～610 (N/mm²)

タワー：SM400A 引張強さ 400～510 (N/mm²)

※試験片採取位置：フランジ～溶接部～母材が残っている ボルト No. 10 及び 30 付近
(下記測定値は平均値)

表 4-1 ビッカース硬さ測定値及び引張強さ換算値

範 囲	材 質	硬 さ (HV)	引張強さ (N/mm ²)	規格値 (N/mm ²)
母材(フランジ側)	SM490A	162.2	521.9	490～610
熱影響部	—	216.5	691.4	≥ 400
溶接金属	—	198.4	635.1	≥ 400
熱影響部	—	167.5	538.8	≥ 400
母材(タワー側)	SM400A	152.8	492.8	400～510

(ウ) 化学成分分析

タワー側母材について、C, Si, Mn, P, S 及び Nb の 6 成分を分析した。いずれの化学成分も JIS 規格値の範囲内で問題なかった。(表 4-2 参照)

※試験片採取位置： ボルト No. 10 付近

表 4-2 タワー側母材の化学成分分析結果

	(mass%)					
	C	Si	Mn	P	S	Nb
タワー側母材	0.15	0.16	0.70	0.019	0.012	<0.001
JIS G 3106 SM400A	0.23 以下	—	2.5×C 以上	0.035 以下	0.035 以下	—

(イ) フランジ平滑度

定盤の上にフランジを置き、フランジ機械加工面の隙間を検査した結果、隙間はほぼ 0 であり平滑度に問題なし。

(オ) 溶接部及び周辺部非破壊検査

浸透探傷試験によって非破壊検査を行った結果、最終破断部周辺を除き、溶接部及び母材部にきずは検出されず、特に問題となる点は見られなかった。

イ 断面組織観察及び SEM 観察

疲労破断と推定されるボルト No.13~23、および、延性破断と推定された範囲について、それぞれ、断面組織観察および SEM 観察を行い、破断状況を確認した。

(ア) 疲労破断状況

ボルト No.13~23 の範囲内のタワー破断箇所の断面組織観察及び SEM 観察結果、疲労破面に特徴的な以下の状況が確認されたことから、疲労破断であることが確認された。観察状況を次ページ「タワー破断部の観察結果 (No1)」に示す。

- ① 疲労破面に特徴的な断面組織に変形が無く破断している。(写真 4 参照)
- ② き裂発生後、応力の変動により破断面が繰り返し開閉して押しつぶされた痕がある。(写真 4 参照)
- ③ SEM 観察により、疲労破面に特徴的なストライエーションが観察される。(写真 5 参照)
- ④ き裂発生の起点に特徴的なラチェットマークが内面側の溶接止端部に観察される。(写真 6 参照)
- ⑤ き裂の進行がタワー内面から外面に向かい進行している。また外面側にて疲労き裂から引き続き延性破断面に遷移している部位があることが観察される。(写真 7 参照)

(イ) 延性破断状況

上記範囲外の断面組織観察および SEM 観察結果、以下の状況が確認され、推定通り延性破断であることが確認された。観察状況を次々ページ「タワー破断部の観察結果 (No2)」に示す

- ① 破断時の変形方向が、伸長ディンプルにて確認できる。(写真 1 1 参照)
- ② 断面組織の変形が見られる。(写真 1 2 参照)

タワー破断部の観察結果 (No1)

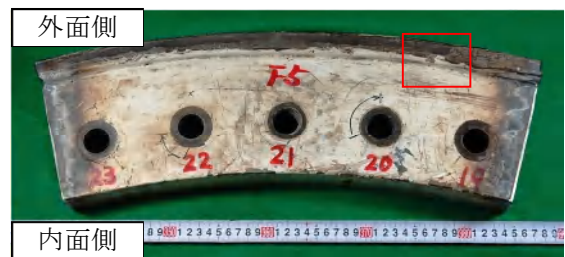
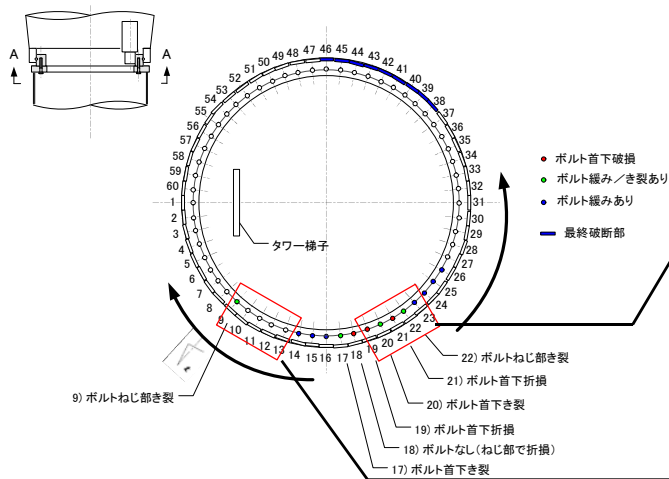


写真1 破面外観および組織・SEM 観察位置 (部位 No. 19)



写真1b 破面外観および組織・SEM 観察位置 (部位 No. 13)

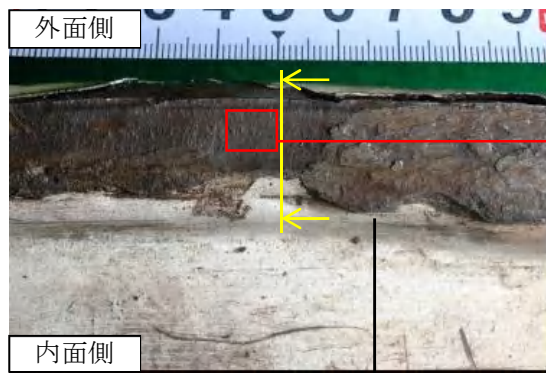


写真2 破面外観写真 (部位 No. 19)

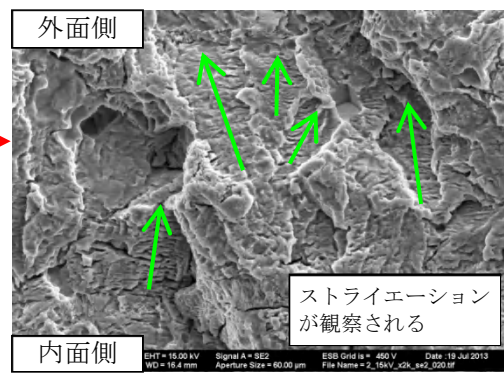


写真5 破面 SEM 観察 (部位 No. 19)

2 μm

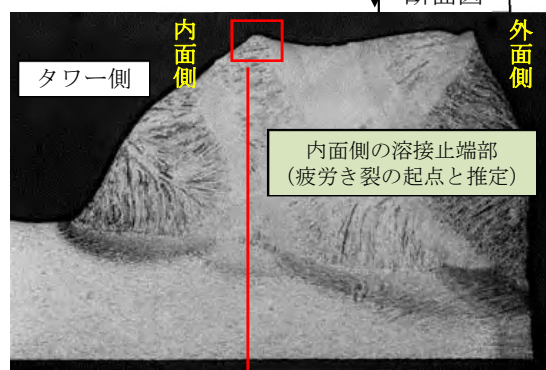


写真3 断面マクロ組織 (部位 No. 19)

2mm

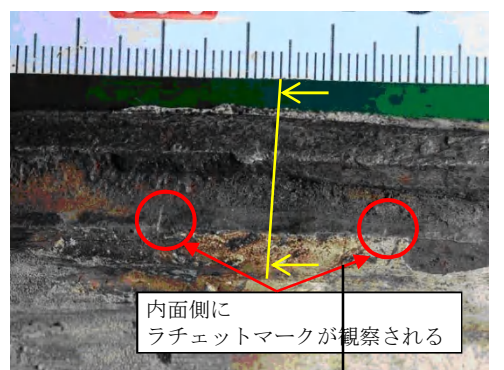


写真6 破面外観 (部位 No. 13)

断面図

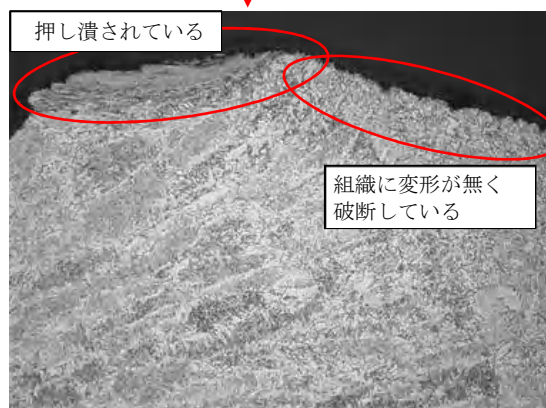


写真4 断面マクロ組織 (部位 No. 19)

100 μm

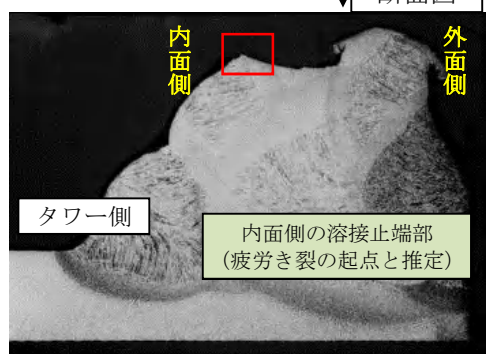


写真7 断面マクロ組織 (部位 No. 13)

2mm

タワー破断部の観察結果 (No2)

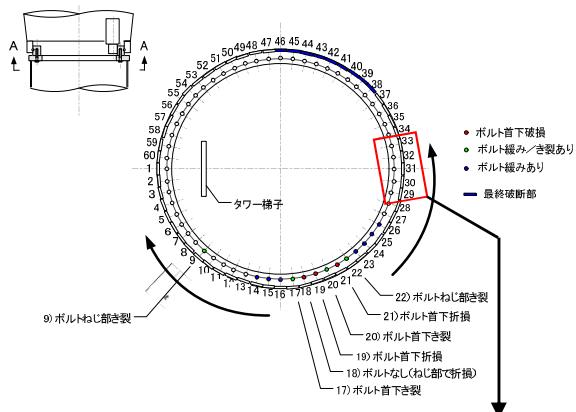


写真8 破面外観および組織・SEM 観察位置 (部位 No. 30)

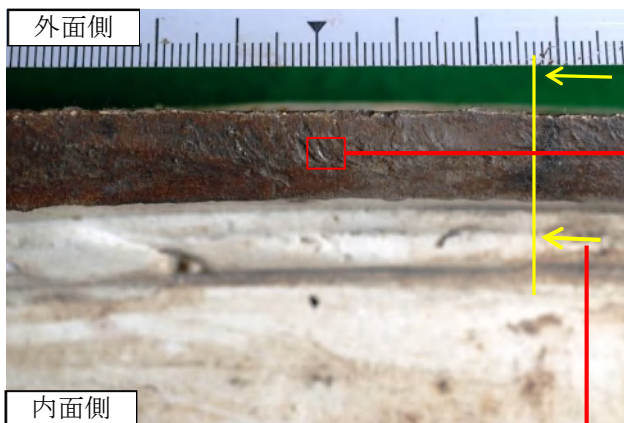


写真9 断面組織観察切断位置

断面図

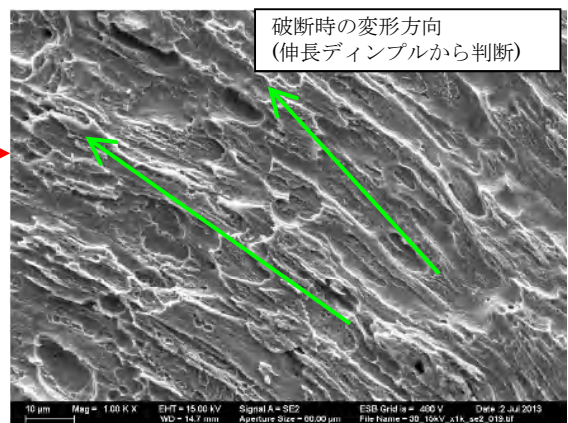


写真11 SEM 観察

10 μm

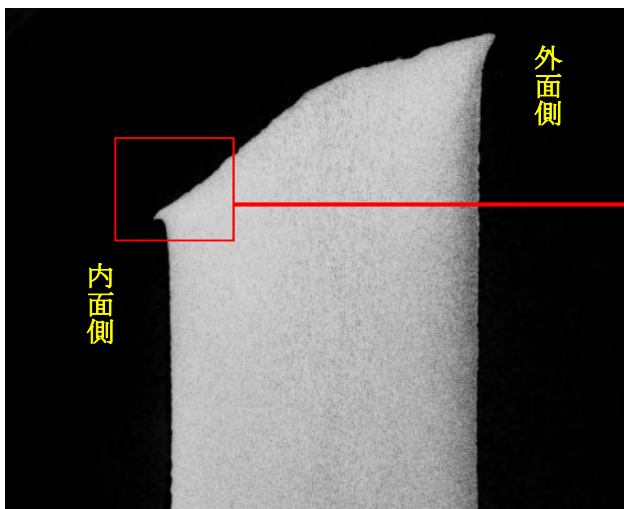


写真10 断面マクロ組織

2mm

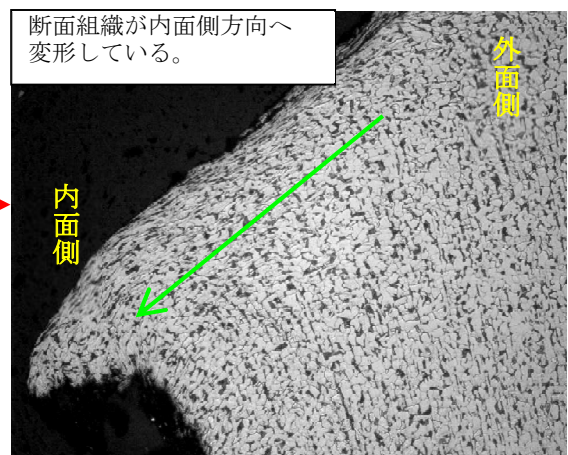


写真12 断面ミクロ組織

100 μm

(ウ) 調査のまとめ

以上の調査により、下記の結果が得られた。

- ① 今回破断したタワートップの材料について調査した結果、問題がないことが確認された。
- ② タワートップ部の破断面の観察によって、タワートップ部の内面側の溶接止端部からき裂が発生し、その後、疲労破断から延性破断に変化して円周方向に進展した後に、最終的に全周破断に至ったものと考えられる。

② 風力発電サイトにおける風況の解析

ア 平均風速分布と乱流強度の設計基準

風車タワー製作時には IEC61400-1, Ed. 2, (1999) が用いられた。この基準と現行の IEC61400-1, Ed. 3, (2005) と比較し、平均風速と乱流強度の算定式および設定値を表 4-3 と図 4-1、図 4-2 に示す。風車タワー製作時に用いた基準は現国際基準と一致していることが確認された。

本調査では、風方向の速度成分の平均値と乱流強度の鉛直分布および平均風速の階級別分布と風向別分布は風観測より評価し、吹上げ角、 σ_v/σ_u および σ_w/σ_u は数値流体解析により評価した。

表 4-3 タワー設計時と現行基準の比較

		IEC61400-1, Ed. 2	IEC61400-1, Ed. 3
ハブ高さ h (m)		50	50
平均風速	風速の鉛直分布	$V_h = V_{10} \left(\frac{h}{10} \right)^\alpha$ $\alpha=0.20$	$V_h = V_{10} \left(\frac{h}{10} \right)^\alpha$ $\alpha = 0.20$
	吹上げ角 (deg.)	± 8.0	± 8.0
	風速階級分布	$f(U) = \frac{\pi}{2} \frac{U}{V_{ave}^2} \exp \left\{ -\frac{\pi}{4} \left(\frac{U}{V_{ave}} \right)^2 \right\}$ $V_{ave} = 8.5 \text{ m/s}, k = 2.0$	$f(U) = \frac{\pi}{2} \frac{U}{V_{ave}^2} \exp \left\{ -\frac{\pi}{4} \left(\frac{U}{V_{ave}} \right)^2 \right\}$ $V_{ave} = 8.5 \text{ m/s}, k = 2.0$
乱流強度	乱れの鉛直分布	一様分布	一様分布
	σ_v/σ_u	0.8	0.8
	σ_w/σ_u	0.5	0.5
	風速階級分布 (A)	$\sigma_1 = I_{ref} (15 + aV_h) / (a+1)$ $I_{ref} = 0.18, a = 2$	$\sigma_1 = I_{ref} (0.75V_h + b)$ $I_{ref} = 0.16, b = 5.6$

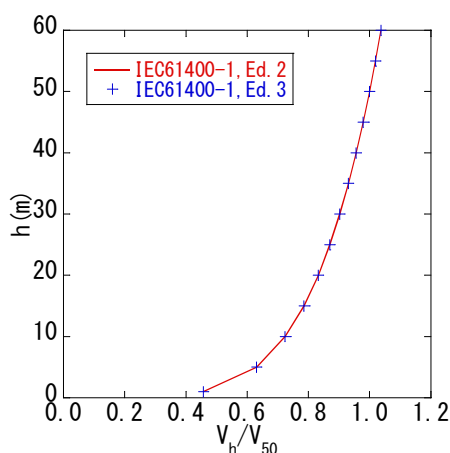


図 4-1 平均風速の比較

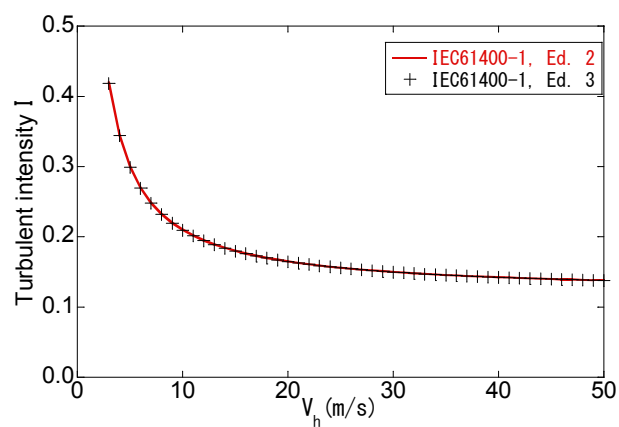


図 4-2 乱流強度の比較

イ 風観測記録による風方向の速度成分の平均値と乱流強度の評価

(ア) 風車ナセルの風速計と避雷鉄塔上の風速計による風の計測

太鼓山風力発電所の風車ナセルの風速計による風観測は平成 14 年度～平成 24 年度の 11 年間に於いて、高度 50m に設置された三杯式風速計および矢羽式風向計により実施した。

避雷鉄塔の風観測は平成 24 年 4 月～平成 25 年 3 月の 1 年間に於いて、避雷鉄塔の高さ 93.7m、81.0m、49.7m の 3 高度で設置された超音波風向風速計により実施した。

風向風速計の仕様及び写真を表 4-4、表 4-5 及び写真 4-13、写真 4-14 に示す。

表 4-4 風向風速計の仕様（風車ナセル）

項 目	仕 様
観測期間	H14 年 4 月～H25 年 3 月
計測機器	Lagerwey 三杯式風速計，矢羽式風向計
観測高度	50.0m
観測成分	スカラー風速，風向
分解能	0.1m/s
測定間隔	1 秒
平均化時間	10 分



写真 4-13 風車ナセル

表 4-5 風向風速計の仕様（避雷鉄塔）

項 目	仕 様
観測期間	H24 年 4 月～H25 年 3 月
計測機器	(株)セネコム社製 SE-8371 超音波風向風速計
観測高度	93.7m，81.0m，49.7m
観測成分	スカラー風速，風向
分解能	0.1m/s
測定間隔	10 秒
平均化時間	10 分



写真 4-14 避雷鉄塔

(イ) 風向別出現頻度と風速別出現頻度

太鼓山風力発電所の各号機の平均風速に関しては、風向別出現頻度、風向別平均風速、風速階級別出現頻度を求めた。風向別出現頻度（図4-3参照）では各号機とも主風向となる西風が高く、風向別平均風速（図4-4参照）も同様の分布となっている。主風向回りの平均風速は IEC の値と同じ 8.5m/s となっているが、東風の風向では、平均風速がかなり低い。風速階級別出現頻度（図4-5参照）は各号機ともほぼ同じ分布となっている。図4-6には16方位の風速階級別出現頻度図を示し、表4-6には16方位の平均風速に関する統計値を示した。

以上より平均風速に関する分布では各号機に違いが見られず、各号機でほぼ同じ分布となっていることが分かった。

なお、避雷鉄塔から得られた平均風速の鉛直分布に関しては、「ウ 数値流体解析による風況評価」において述べる。

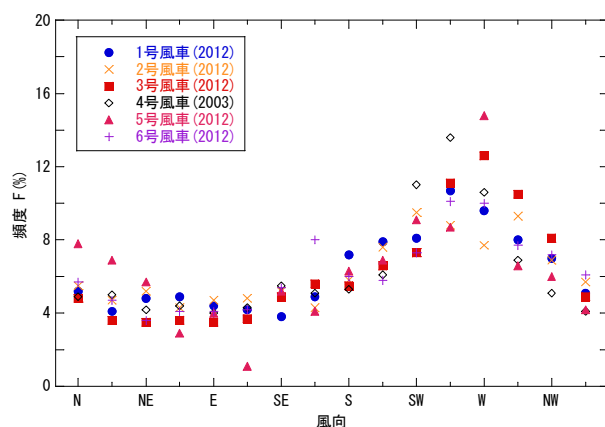


図4-3 風向別出現頻度

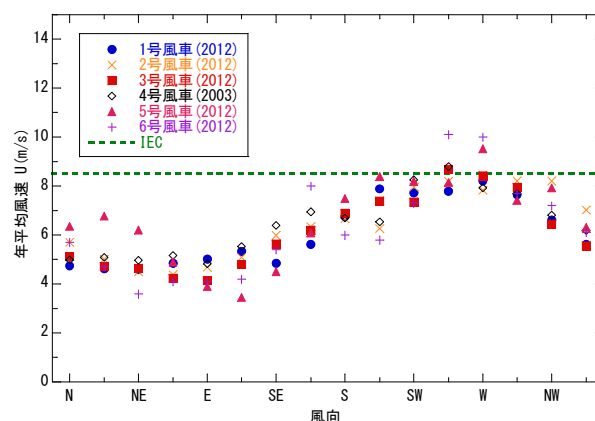
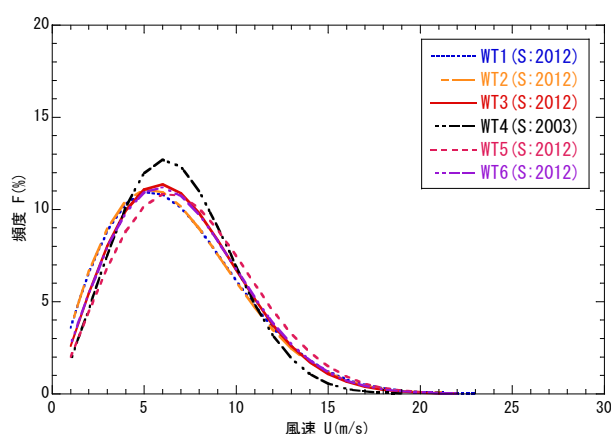
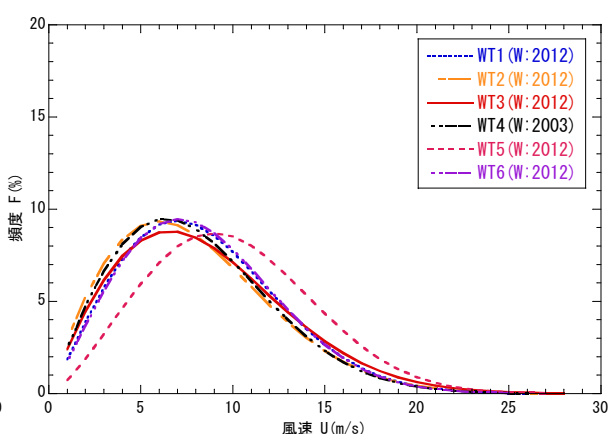


図4-4 風向別平均風速



(a) 南風



(b) 西風

図4-5 風速階級別出現頻度

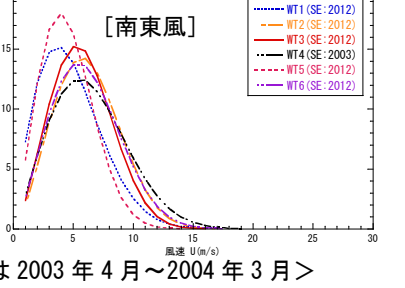
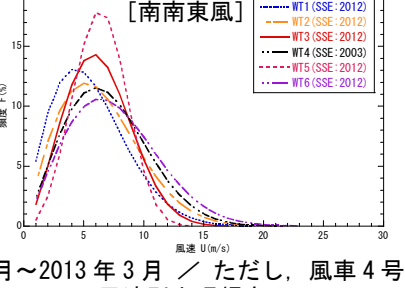
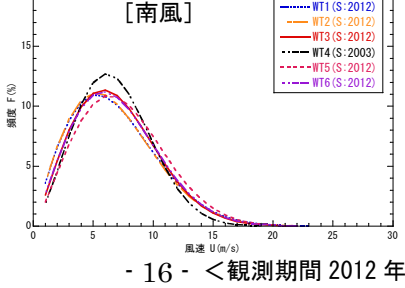
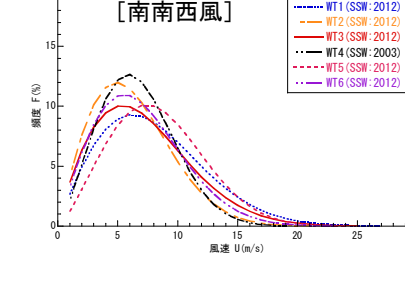
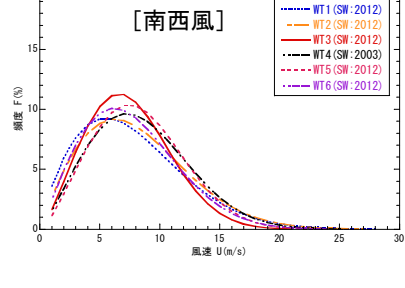
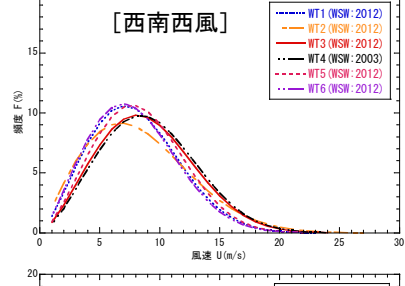
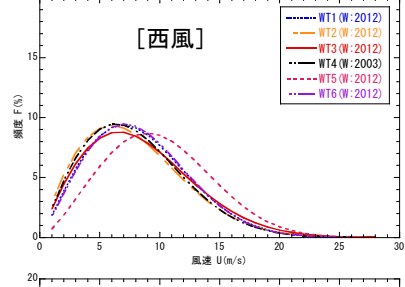
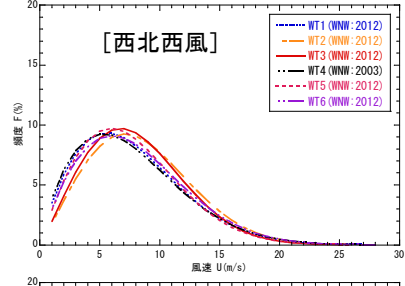
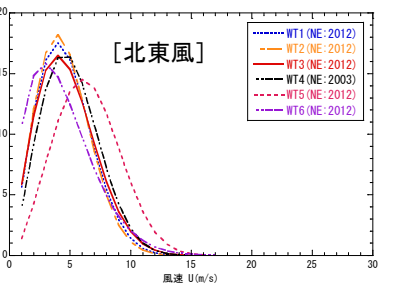
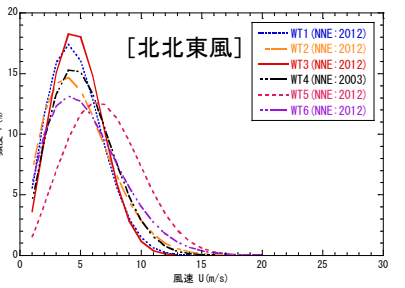
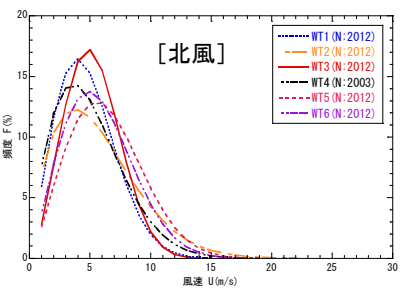
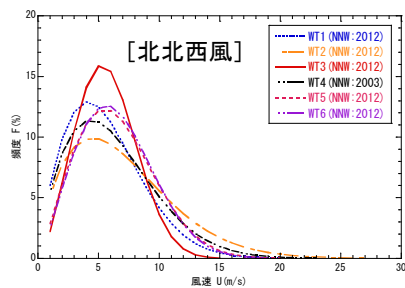
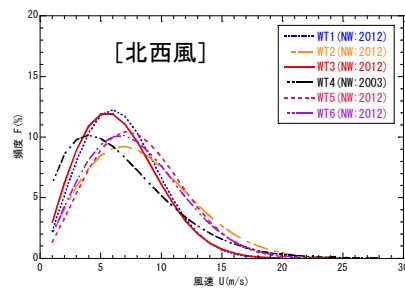


表 4-6 風向毎の風速別頻度の一覧

	風向	N	NNE	NE	ENE	E	ESE	SE	SSE	S	SSW	SW	WSW	W	WNW	NW	NNW	TOTAL
WT1 (2012)	p(%)	5.2	4.1	4.8	4.9	4.4	4.2	3.8	4.9	7.2	7.9	8.1	10.7	9.6	8.0	7.0	5.1	100.0
	A(m/s)	5.39	5.26	5.22	5.50	5.71	6.13	5.45	6.35	7.69	9.06	8.69	9.03	9.46	8.67	7.65	6.31	7.26
	k	2.10	2.20	2.20	2.18	1.98	2.09	1.90	1.91	1.95	1.94	1.80	2.33	2.10	1.82	2.27	1.84	1.71
	U(m/s)	4.74	4.62	4.60	4.84	5.02	5.33	4.84	5.62	6.76	7.89	7.73	7.79	8.21	7.64	6.62	5.62	6.52
WT2 (2012)	p(%)	5.5	4.7	5.2	4.3	4.7	4.8	5.2	4.3	5.8	7.6	9.5	8.8	7.7	9.3	6.9	5.7	100.0
	A(m/s)	6.36	5.62	5.11	4.91	5.34	5.82	7.02	7.23	7.61	7.07	9.14	9.47	8.90	9.62	9.44	7.82	7.47
	k	1.70	1.89	2.25	2.12	2.04	2.28	2.48	2.02	1.96	1.96	1.93	2.03	1.90	2.11	2.05	1.67	1.69
	U(m/s)	5.71	5.01	4.51	4.38	4.69	5.09	5.99	6.34	6.67	6.26	7.96	8.19	7.83	8.21	8.20	7.03	6.69
WT3 (2012)	p(%)	4.8	3.6	3.5	3.6	3.5	3.7	4.9	5.6	5.5	6.6	7.3	11.1	12.6	10.5	8.1	4.9	100.0
	A(m/s)	5.91	5.43	5.39	4.72	4.64	5.44	6.53	7.09	7.87	8.16	8.44	10.09	9.56	9.16	7.43	6.43	7.54
	k	2.53	2.50	2.11	1.92	2.04	2.10	2.47	2.52	2.13	1.86	2.32	2.44	1.94	2.11	2.12	2.55	1.78
	U(m/s)	5.13	4.72	4.64	4.24	4.15	4.80	5.63	6.19	6.88	7.38	7.34	8.68	8.41	7.95	6.44	5.56	6.74
WT4 (2003)	p(%)	4.9	5.0	4.2	4.4	4.0	4.3	5.5	5.1	5.3	6.1	11.0	13.6	10.6	6.9	5.1	4.1	100.0
	A(m/s)	5.62	5.88	5.74	5.85	5.44	6.24	7.28	7.93	7.69	7.53	9.54	10.32	9.01	8.60	7.49	7.00	7.76
	k	1.81	2.18	2.33	1.88	1.78	2.16	2.19	2.20	2.40	2.32	2.21	2.50	1.99	1.76	1.59	1.77	1.82
	U(m/s)	4.98	5.09	4.97	5.17	4.83	5.54	6.40	6.95	6.69	6.54	8.26	8.80	7.93	7.69	6.81	6.18	6.90
WT5 (2012)	p(%)	7.8	6.9	5.7	2.9	4.0	1.1	5.2	4.1	6.3	6.9	9.1	8.7	14.8	6.6	6.0	4.2	100.0
	A(m/s)	7.20	7.86	7.27	5.52	4.37	3.88	5.12	7.10	8.42	9.45	9.37	9.46	11.24	8.64	9.14	7.34	8.26
	k	2.25	2.46	2.64	1.79	1.80	2.04	2.22	3.31	2.20	2.33	2.38	2.49	2.40	1.94	2.33	2.16	1.93
	U(m/s)	6.35	6.78	6.21	4.90	3.89	3.45	4.51	6.08	7.49	8.38	8.19	8.15	9.52	7.41	7.93	6.31	7.26
WT6 (2012)	p(%)	5.7	4.7	3.6	4.1	4.1	4.2	5.4	8.0	6.0	5.8	7.3	10.1	10.0	7.7	7.2	6.1	100.0
	A(m/s)	6.55	6.23	4.92	4.41	4.95	5.54	6.91	8.52	7.93	7.82	8.62	8.85	9.49	9.03	8.86	7.36	7.71
	k	2.15	1.86	1.69	1.51	1.75	2.08	2.33	2.16	2.11	2.00	2.04	2.32	2.14	1.87	2.14	2.24	1.90
	U(m/s)	5.71	5.45	4.48	4.19	4.46	4.81	6.05	7.55	6.98	6.91	7.45	7.67	8.33	8.12	7.86	6.50	6.79

(ウ) 風速別乱流強度

太鼓山風力発電所の風車全 6 機の風観測データより、風速別乱流強度を求め、IEC61400-1, Ed. 3 と共に示した。風車ナセル風速は 10 分平均値 と 10 分間最大風速 のみ観測されているため、標準偏差は計測時間よりピークファクター P を求め、次式により乱流強度を求めた。

$$I_u = \sigma_u / u_{mean} = (u_{max} / u_{mean} - 1) / P, \quad P = 0.5 \ln(T/t) \quad (1)$$

ここで、 σ_u は変動風速の標準偏差、 P はピークファクター、 T は平均化時間で 600 秒、 t はサンプリング時間で 1 秒である。

図 4-7 には北風、東風、南風、および西風の風速別乱流強度分布図を示す。各風向、各号機共に乱流強度の分布は良く一致しており、高風速域においては IEC モデルの分布とも一致していることが分かる。

図 4-8 には、16 方位の風速別乱流強度分布図を示した。

なお、避雷鉄塔から得られた乱流強度の鉛直分布に関しては、「ウ 数値流体解析による風況予測」において述べる。

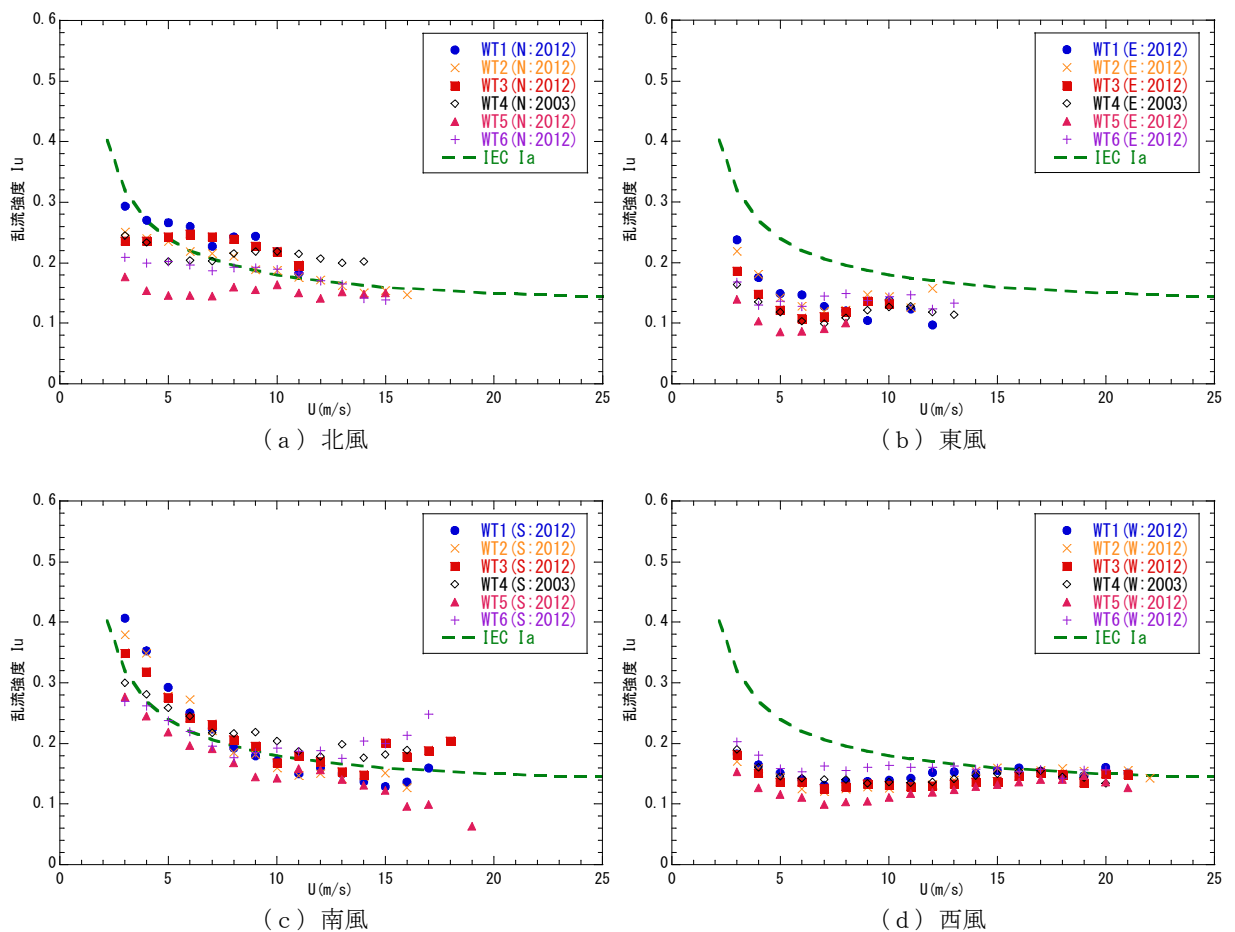
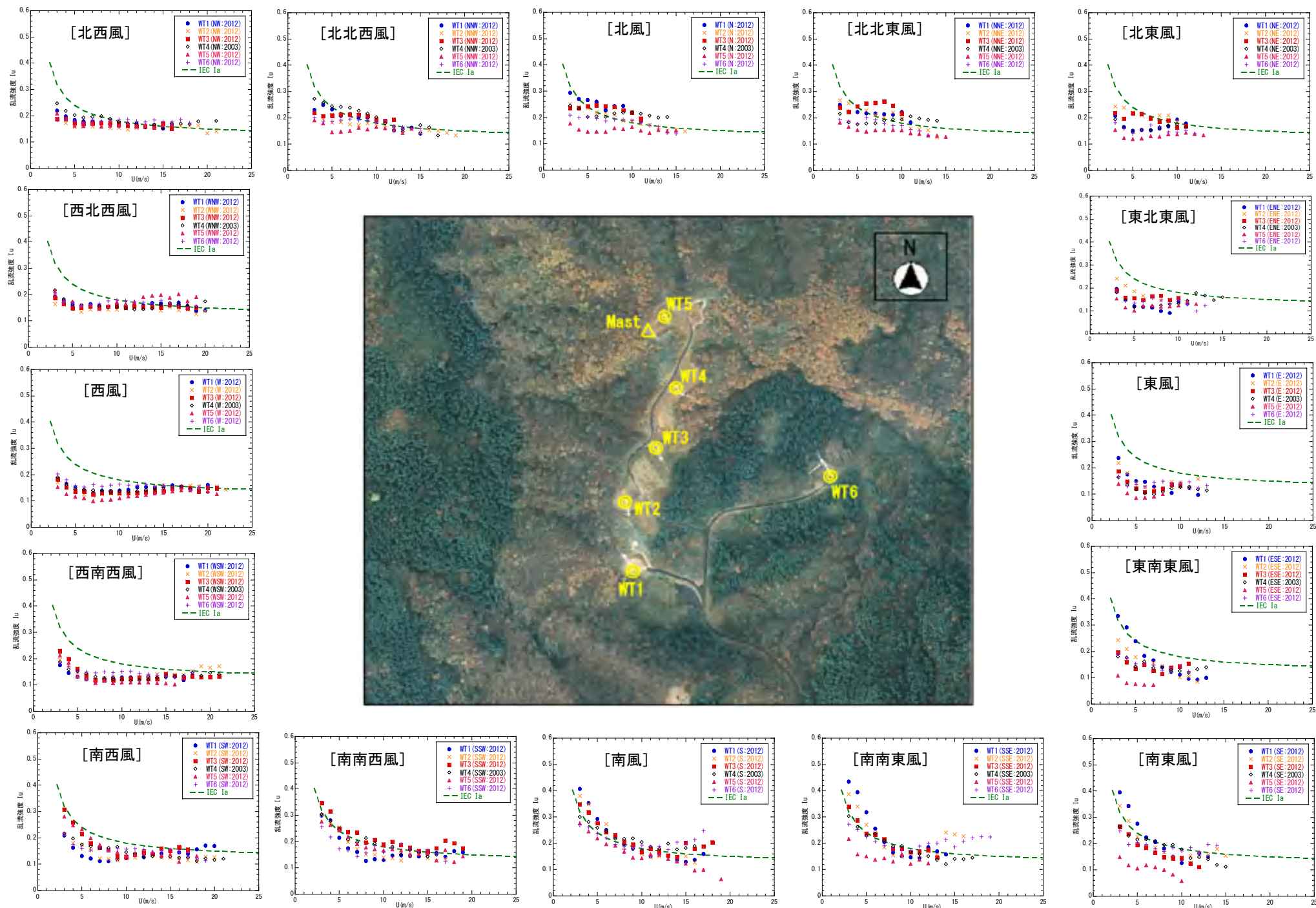


図 4-7 風速別乱流強度



- 18 - <観測期間 2012 年 4 月～2013 年 3 月 / ただし、風車 4 号機は 2003 年 4 月～2004 年 3 月>

図 4-8 風速別乱流強度

ウ 数値流体解析による風況評価

(7) 数値流体解析の解析条件と解析結果

数値流体解析には LES モデルを用い、表 4-7 の条件により 3 次元非定常解析により避雷鉄塔と風車設置地点における平均風速と乱流強度を求めた。一例として流入風向 W の解析領域を図 4-9 に示す。

解析の結果、発電所西側崖地形の影響により、風車設置地点では増速していることが確認された。解析結果の無次元風速の分布を図 4-10 に示す。なお、無次元風速はハブ高さにおける実地形上風速と平坦地形上の風速との比である。

表 4-7 解析条件

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 8km, 鉛直：6km
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 ₀ =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

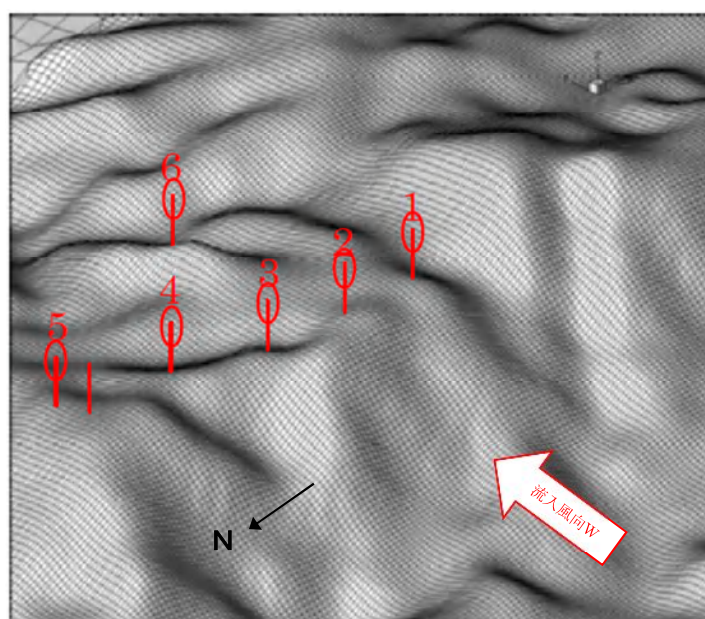


図 4-9 解析領域図（流入風向W）

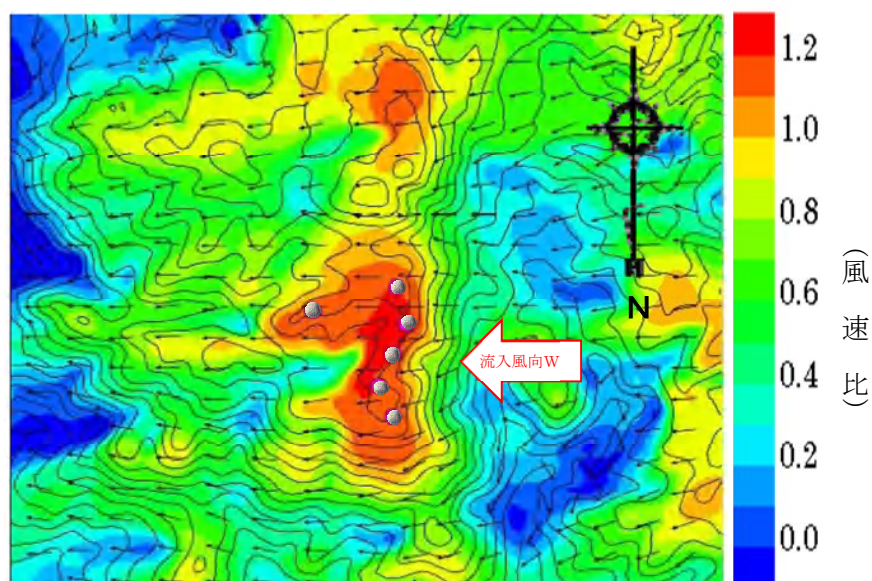


図 4-10 無次元風速の分布（流入風向W）

(イ) 平均風速の鉛直分布と吹上げ角およびヨー角の風向による変化

LES 結果より避雷鉄塔における平均風速の鉛直分布を求め、観測値と共に図 4-1-1 に示した。南風では太鼓山山頂の影響を受け、強いウインドシアが発生しているが、西風では風速の鉛直変化はほとんどなく、ウインドシアはほぼ 0 となっている。LES 結果は両風向とも観測値を良く一致している。なお、各高度の値は高さ 49.7m の風速で無次元化している。

LES 解析結果より各号機のハブ高さ 50m における吹上げ角の風向分布を求め IEC の値と共に図 4-1-2 に示した。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き上げになっている。

なお、ハブ高さ (50m) における吹き上げ角は、ほぼ IEC に規定される +8 度～-8 度の範囲内に分布しているが、西方向を中心に各々高い値となっている。

LES の結果より求めた 16 方位の平均風速の鉛直分布を観測値と共に図 4-1-3 に示した。

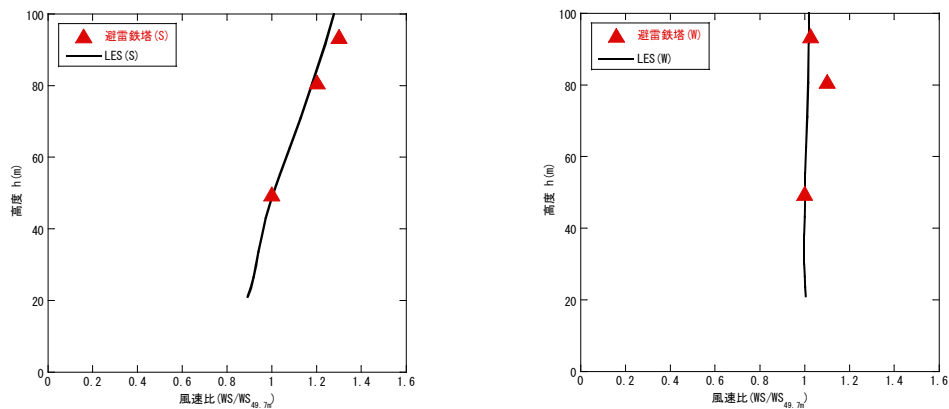


図 4-1-1 風速比の鉛直分布

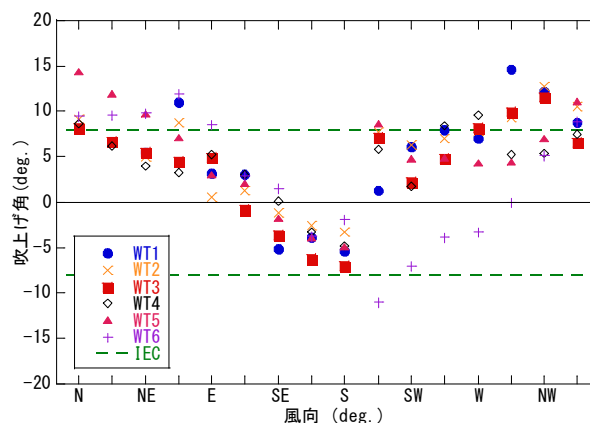
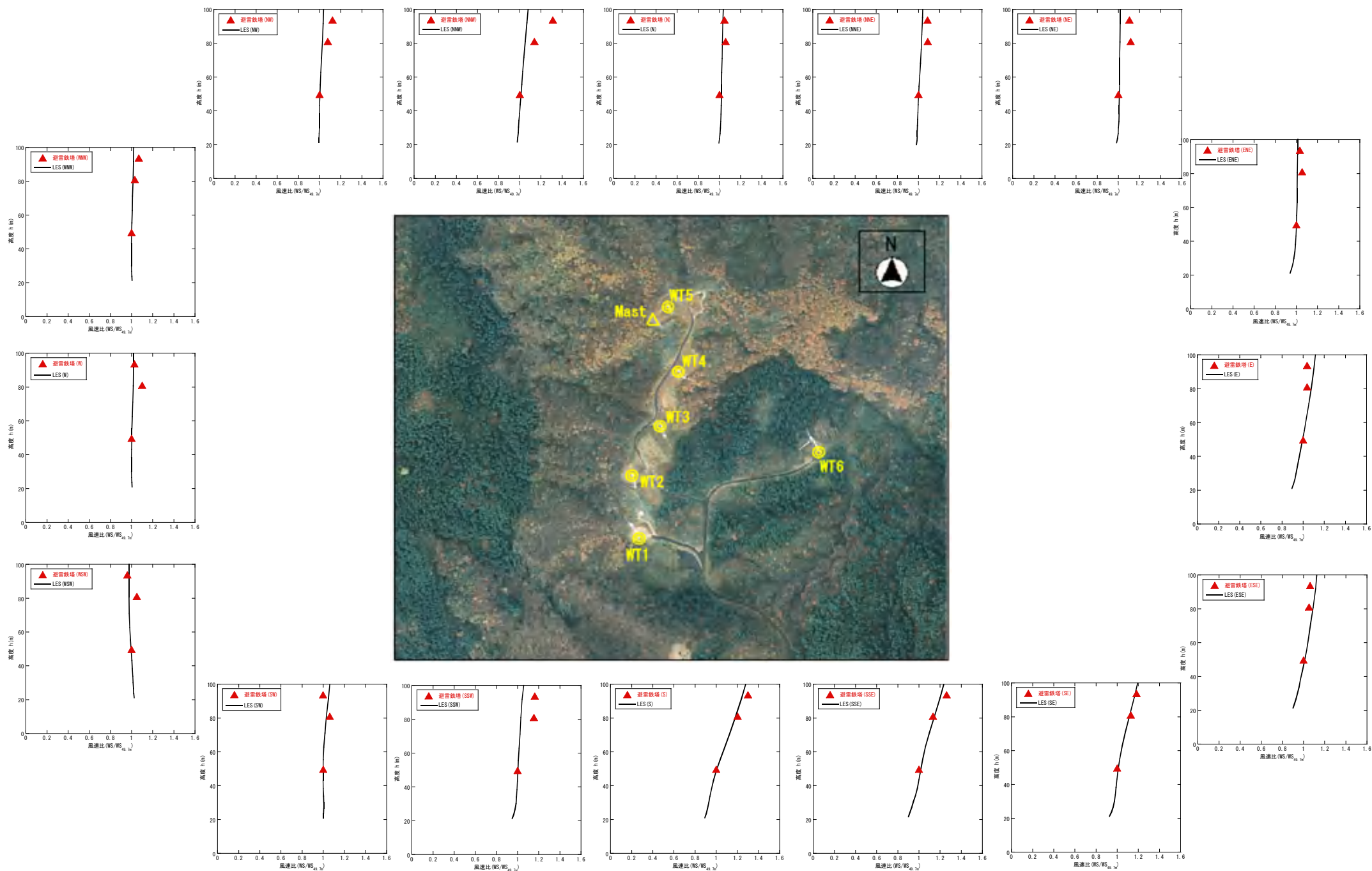


図 4-1-2 吹上げ角の風向分布



(ウ) 乱流強度の鉛直分布と乱流強度の風向による変化

LES 結果より避雷鉄塔における乱流強度の鉛直分布を求め、観測値と共に図 4-14 に示した。平均風速の分布と同様に、南風では太鼓山山頂の影響を受けて、大きな値となっている。一方、西風では乱流強度の鉛直変化はほとんどない。このことから、変動風速の標準偏差は鉛直方向に一様であることが分かる。LES 結果は両風向とも観測値と良く一致している。

LES 結果より各号機のハブ高さ 50m における風方向、風直角方向、風鉛直方向の乱流強度の風向分布を求め、図 4-15、図 4-16 に示した。なお、各乱流強度は風方向の値で無次元化した。主風向における風直角方向の乱流強度は IEC (0.8Iu) よりやや高く、風鉛直方向の乱流強度は IEC (0.5Iu) よりかなり高く 0.8Iu 程度となっていることが確認された。

LES の結果より求めた 16 方位の乱流強度の鉛直分布を観測値と共に図 4-17 に示した。

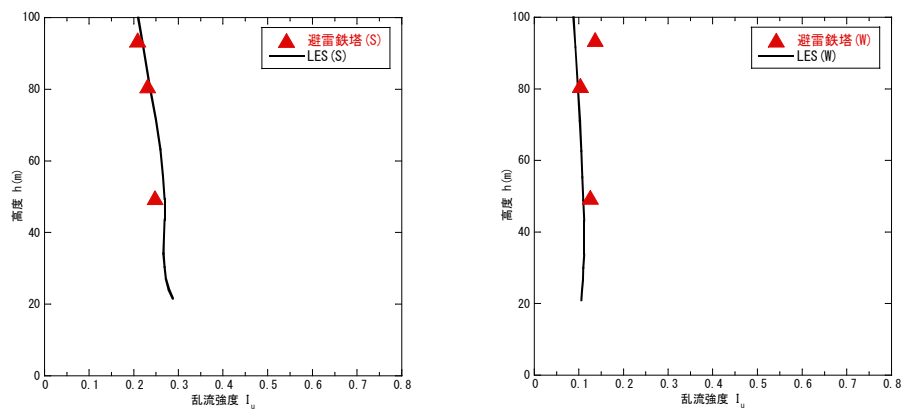


図 4-14 乱流強度の鉛直分布

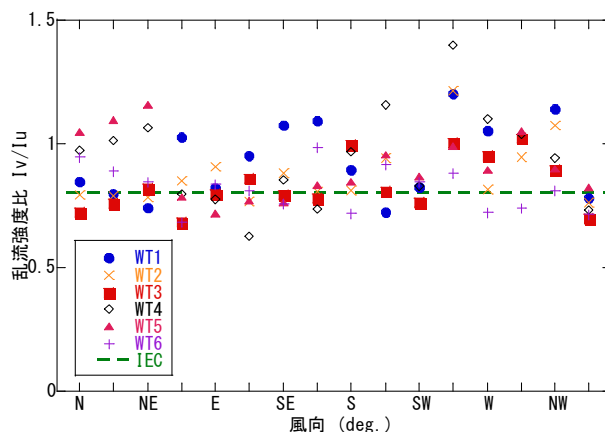


図 4-15 風直角方向の乱流強度の風向分布

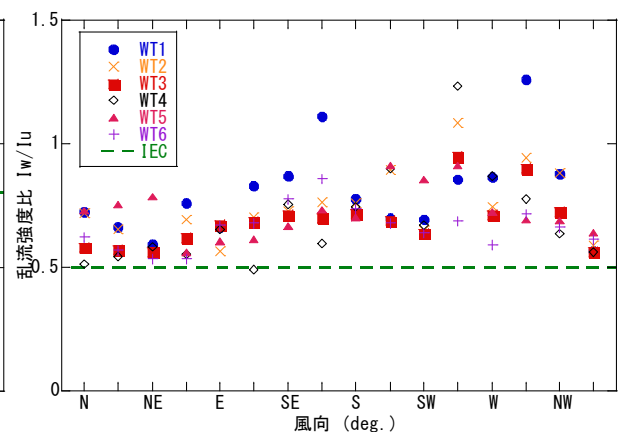


図 4-16 風鉛直方向の乱流強度の風向分布

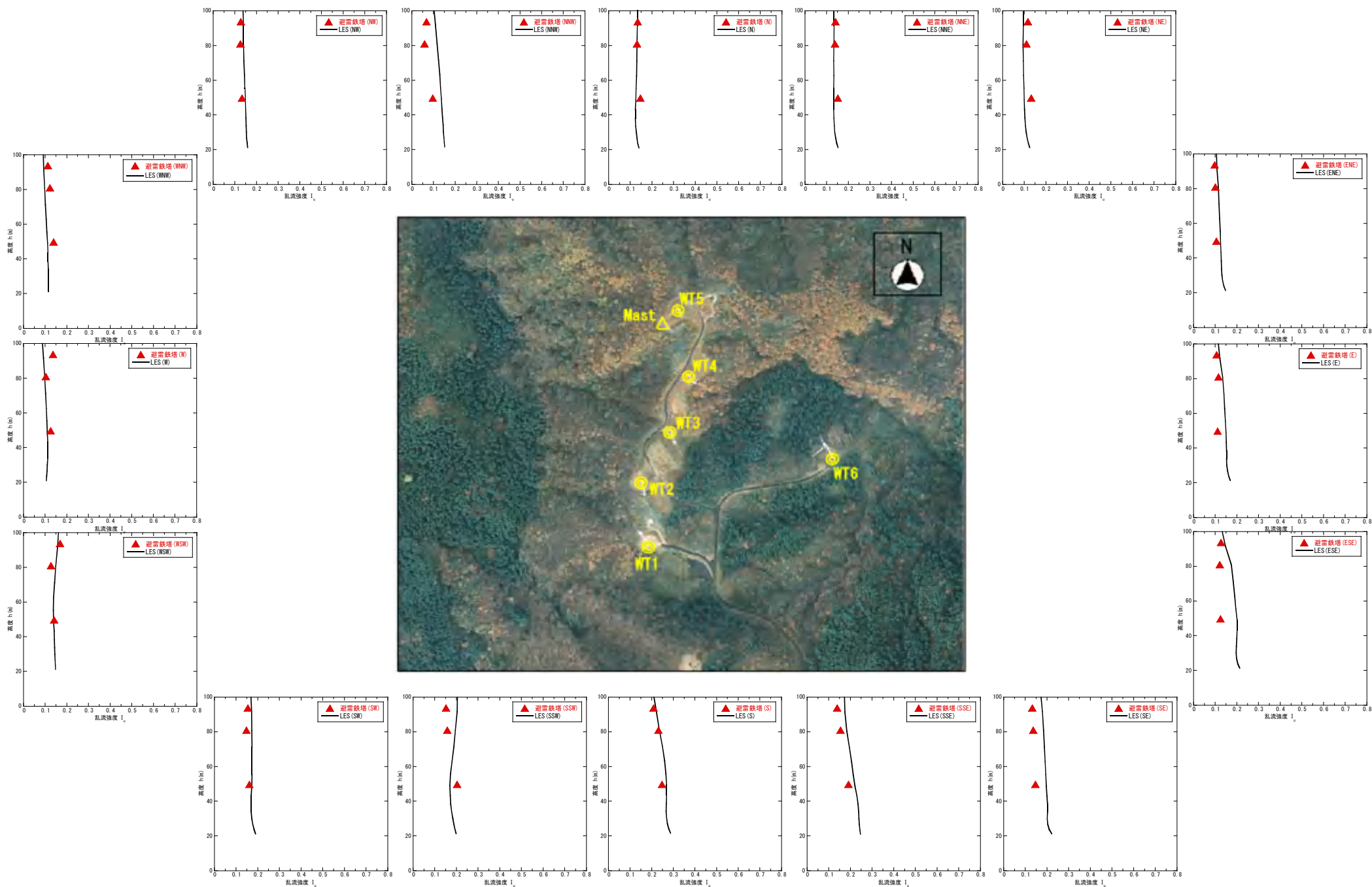


図4-17 風向毎の乱流強度の鉛直分布

エ 風況評価のまとめ

- ①風向別出現頻度、風向別平均風速、風速別出現頻度は、各号機においてほぼ同じ分布となり、場所による違いは見られなかった。年平均風速は $6.52 \sim 7.26 \text{m/s}$ であり、IEC の値（クラス II、 8.5m/s ）よりやや低い、全ての号機で同じ傾向となった。
- ②風速別乱流強度は、各号機による違いは殆ど見られず、高風速域においては IEC モデルの分布とも一致している。
- ③平均風速の鉛直分布、吹上げ角は、各号機においてほぼ同じ分布となり、場所による違いは殆ど見られなかった。また吹上げ角は、IEC の規定の範囲内に収まっているが、西方向を中心に高い値となっている。
- ④乱流強度の鉛直分布と乱流強度の風向による変化は、各号機による違いは殆ど見られない。乱流強度の風向による変化では IEC の値を上回り、風直角方向 (I_v/I_u) で $1.0I_u$ 、鉛直方向 (I_w/I_u) で $0.8I_u$ となった。特に西方向付近の風で大きな乱れとなっている。

③ 3号機タワートップボルトに関する調査

ア タワートップボルトの折損の状況

タワートップボルトについては、図4-18に示すとおり、3号機で事故時を含め3度の破損及び弛みが確認されている。最初にボルトの折損及びき裂（以下「折損等」という。）が確認された平成20年6月以降、平成24年2月には定期点検後約2か月、平成25年3月には定期点検後約3か月の間にタワートップボルトの折損が確認されている。

ボルト No	H20 5/13	H20.6.9	H20 11/22	H23 12/14	H24.2.4	H24 8/9	H24 12/22	H25.3.12 (事故後)	緩み 角度	方位
1										
2										
3										
4										
5		取替								北
6		取替								
7										
8		緩み 取替								
9		取替						亀裂(ねじ部)		
10		取替			取替					
11		取替			折損(ねじ部) 取替					
12		取替			折損(ねじ部) 取替					
13		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			緩み	16°	北東
14		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			緩み	16°	
15		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			緩み	27°	
16		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			き裂(首下)	81°	
17		折損(ねじ部) 取替			折損(ねじ部) 取替			ボルト無し		
18		き裂(ねじ部) 取替			折損(ねじ部) 取替			折損(首下)		
19		折損(ねじ部) 取替			折損(ねじ部) 取替			き裂(首下)	121°	東
20		折損(ねじ部) 取替			折損(ねじ部) 取替			折損(首下)	67°	
21		き裂(首下) 取替			折損(首下) [脱落] 放置			緩み	19°	
22		折損(ねじ部) 取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			緩み	19°	
23		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替			緩み	11°	
24		取替			折損(ねじ部) [脱落] 取替					南東
25		取替			折損(ねじ部) 取替					
26					折損(ねじ部) 取替					
27					折損(ねじ部) 取替					
28					取替					
29										
30										
31										
32										
33		緩み 取替								南
34		緩み 取替								
35		緩み 取替								
36		緩み 取替								
37										
38										
39		緩み 取替								
40		緩み 取替								
41		緩み 取替								
42		緩み 取替								
43		緩み 取替								南西
44		緩み 取替								
45		緩み 取替								
46		緩み 取替								
47		緩み 取替								
48		取替								
49		取替								西
50		取替								
51		緩み 取替								
52		緩み 取替								
53		緩み 取替								
54										
55										
56										
57										北西
58										
59										
60										
ボルト 異常		6本 (他に16本緩み)			17本			14本		
備考					点検後約2か月			点検後約3か月		

図4-18 タワートップボルトの点検と折損等の履歴

イ タワートップボルトの点検状況

太鼓山風力発電所では、年2回の定期点検の中でタワートップボルトに関してもサービスマニュアルに従い、点検実施してきた。点検内容を表4-8に示す。

なお、平成20年6月に3号機でタワートップボルトの折損が確認されたことから、平成20年度下期の定期点検以後、合いマークによる目視確認に加え、年2回の全ボルト数の10%(6本)のトルク確認(680Nm)を実施し、異常のないことを確認している。

この締め付け確認は、トルクチェックにおいては、680Nmで実施し、問題なければ850Nmが保持できているものとし、合いマークについては、マークのズレがなければ緩みがなく、850Nmが保持できているものとしている。

表4-8 タワートップボルトの点検内容等

項 目	サービスマニュアル	実 施 内 容	備 考
○ 締め付けトルク	850Nm （前回の結果と比較し、増し締めが必要だった場合、チェック間隔を延ばすか目視チェックに切り替える可能性がある。）	> H14～16年度 680Nmでトルク確認 > H17～20年度上期 合いマーク確認 > H20年度下期以降 680Nmでトルク確認 ※トルクレンチは3力年毎に更新 > 合いマークにより全数のボルトを目視確認	☞ 680Nmが出れば、850Nmが保たれているとした。 ☞ 合いマークにずれがなければ、弛みがなく、850Nmが保たれているとした。 ☞ ボルト折損により締め付け確認の再実施
○ 点検間隔	1年毎に5%(3本)をチェック （運転開始後、500時間で全てのボルトのチェックを行う。）	> H14年度 年1回実施(3本) > H15年度以降 年2回実施(2本×2回) (H17～20年度は、合いマーク確認のみ) > H20年度下期以降は10%(6本)をチェック	
○ ボルト交換	新しいボルトには、二硫化モリブデンラファイトグリスを塗ること。(オイル使用不可)	> H24.2月の交換時にマニュアルどおり塗布 (ボルト購入時に同時に購入) ※ No21ボルトについては、ねじ部が抜けなかったため放置	☞ 850Nmに対応する軸力を実現するため
○ 締め付け順序	記載無し ※締付要領(配付なし) 原則対角順送り2段階締め	> 任意の順番で2段階締め (1段階: 500Nm、2段階: 850Nm)	
○ 溶接	年1回フランジ周辺の溶接を丁寧に検査	> 年2回 タワー溶接部を目視点検	

ウ タワートップボルトき裂部の調査

(7) SEM 観察及び断面マクロ観察

事故時に折損していたボルト (No.19, No.9, No.20, No.22) 4本について破面観察を行った。(写真4-15参照) いずれも、疲労破面として特徴的なラチェットマーク状の段差及びビーチマークが認められ、SEMによる疲労破面観察(写真4-16参照)では、疲労破面に特徴的なストライエーションが確認されたことから、疲労き裂が段階的に進展したと推定される。

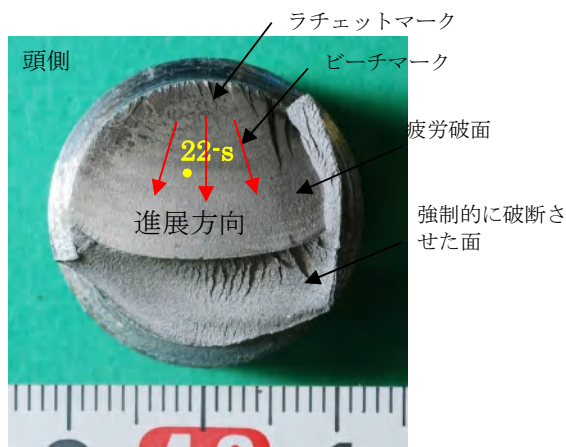


写真4-15 破面観察 (No. 22)

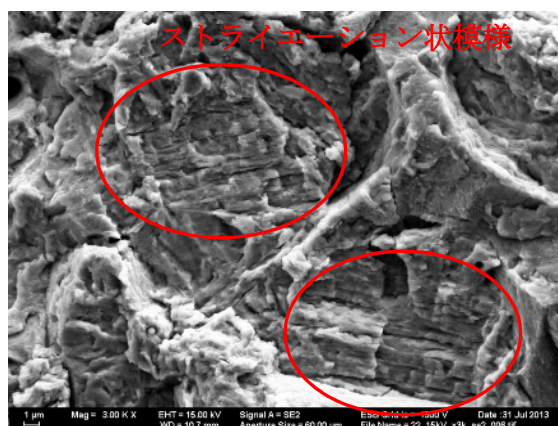


写真4-16 破断面のSEM観察 (No.22-s)

(イ) 硬さ測定

ボルト No.16 (健全部)、及び、ボルト No.19 (頭なし折損) について、表 4－9 に示す様にビッカース硬さ (HV) を測定した。測定荷重は、ビッカース 10kg。

この結果から当該ボルトは、JIS B 1051 「鋼製のボルト・小ねじの機械的性質」 強度区分 10.9 ビッカース硬さ HV 最小 320～最大 380 の規定値の範囲であり、仕様通りの性能を有することが確認された。

表 4－9 硬さ測定箇所及び試験結果

ボルト No.	平均値(HV)
16 (健全部)	337.8
19 (頭部折損)	337.6

エ 調査のまとめ

- ① タワートップボルトの SEM 観察及び断面マクロ観察によって、疲労き裂の状況が確認された。この結果から、頭部首下、もしくは、ねじ谷部にき裂が発生したものと推定される。
- ② 硬さ測定の結果、JIS B 1051 「鋼製のボルト・小ねじの機械的性質」に規定する強度区分 10.9 のボルトの規定値の範囲であり、仕様通りの性能を有することが確認された。
- ③ 今回の結果から、トルクチェック及び合いマークによる目視点検は、弛みを確認するものであり、ボルトにき裂が発生していても、680Nm のトルクチェックでは異常が発見できない場合があることがわかった。

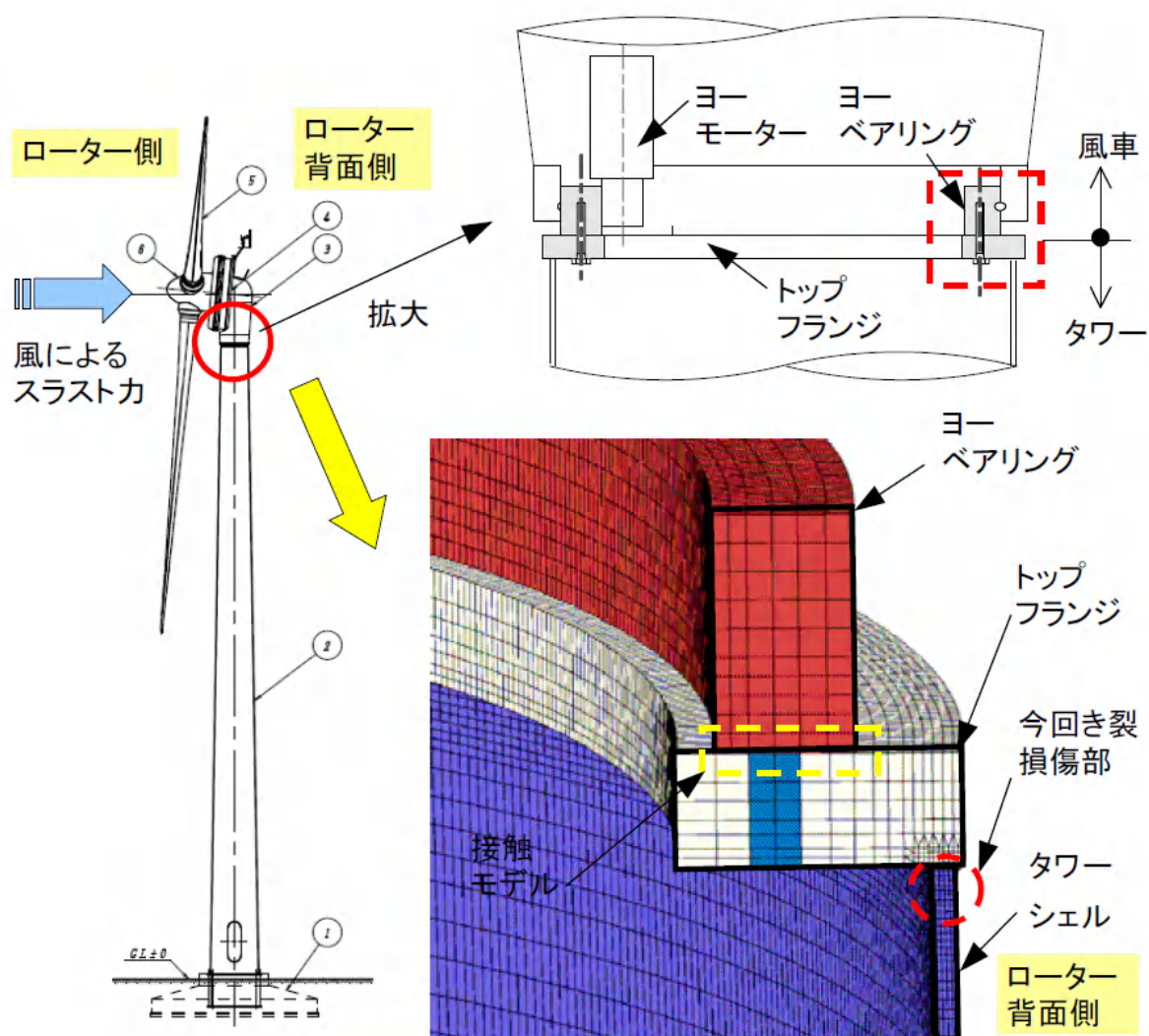
④ タワートップ部の構造解析

ア 目 的

タワーの疲労評価に先立ち、今回損傷部を含めた詳細構造モデルによる FEM 解析を実施し、当該部分の応力状態を確認する。

イ 構造モデル化

風車全体の姿図、風車～タワー接続部の拡大図及び詳細モデル（FEM モデル）を図 4-19 に示す。なお、ここでは、主風向となる西方向をローター側、その反対となる東方向をローター背面側として説明を進めるものとする。



(風車全体図)

(タワー～風車接続部詳細モデル)

図 4-19 風車全体姿図、風車～タワー接続部の拡大図及び詳細モデル

また、風車重量及び風によるスラスト力の作用位置とタワートップの関係を図 4 - 20 に示す。ここで、風車本体の剛性はタワー本体に比べて十分高いものと判断し、風車重心位置とヨーベアリングブロック側面を剛体結合とした。

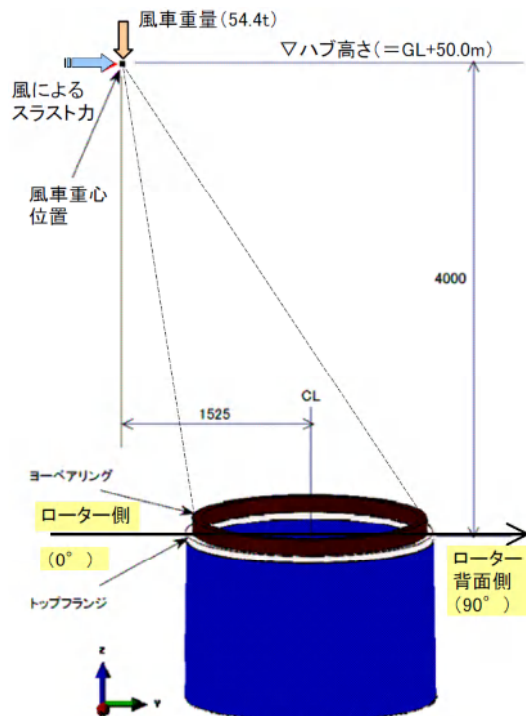


図 4 - 20 風車重量及び風によるスラスト力の作用位置とタワートップの関係

ウ FEM モデルの確認（風車自重を考慮しない基本モデルチェック）

ここでは、風車自重を考慮せず、スラスト力として単位荷重 1.0t のみを作用させた場合について、平面保持計算による損傷部の応力度と、同条件の FEM モデルによる応力度の比較を行い、同等の応力度が得られることを確認した。

①平面保持計算による応力度算定

ハブ高さへの単位荷重 1.0t 作用時の損傷部レベル

（トップフランジ 60mm の下方 5mm とする）の曲げモーメント M は、
 $M = 1.0t \times (4.0m + 0.065m) = 4.065tm = 406.5tcm$

損傷部レベルの断面係数 Z は、当該部筒身外径 $D = 200cm$ 、
 板厚 $t = 1cm$ 、板厚中心半径 $R = (200 - 1)/2 = 99.5cm$ 、より、
 $Z = \pi R^2 t = \pi \times 99.5^2 \times 1 = 31102cm^3$

よって、応力度は、 $\sigma_0 = M/Z = 406.5/31102 = 0.0131t/cm^2 = 1.28N/mm^2$

②FEMモデルによる応力度（引張・圧縮最外縁）

図 4 - 21 より、当該部外側・内側応力度の平均 σ は、

$\sigma = (1.48 + 1.05)/2 = 1.27N/mm^2$ 、となり、①の σ_0 と一致することを確認した。

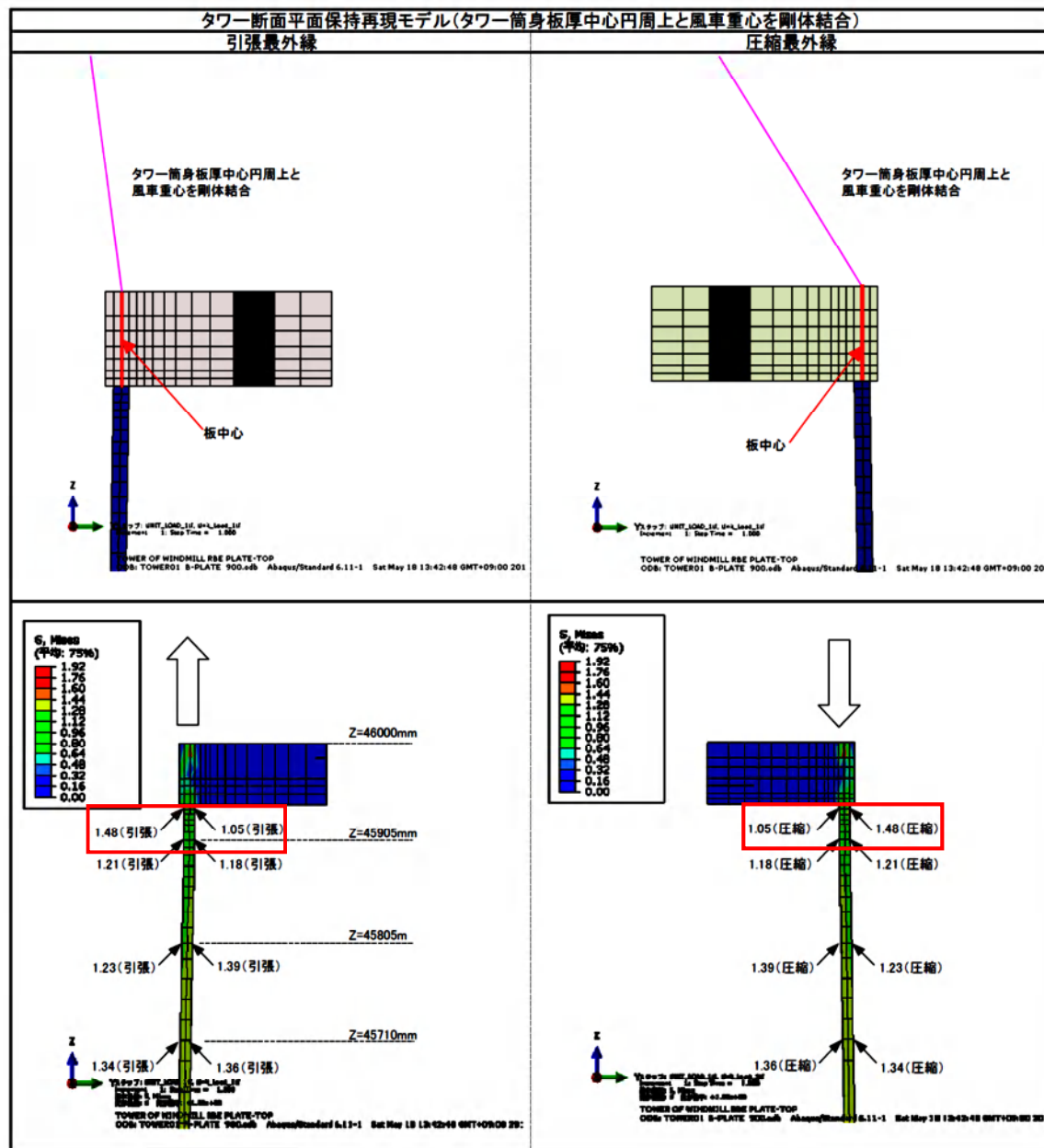


図 4-21 基本 FEM モデルによる損傷部応力度

エ 風車自重とスラスト力を考慮した場合の損傷部応力度（ボルト健全時）

ここでは、図4-21の基本モデルのタワートップフランジにヨーベアリング（ブロック）を搭載、ボルト接続位置を全て剛結（ボルト以外の接触部分を接触モデル）とし、全てボルトが健全である（離間なし）状態を模擬した詳細モデルとして解析を行った。なお、基本モデルに比べて、損傷部付近の板厚方向の要素分割数を2→4、高さ方向の要素分割数を倍、としている。

このモデルに風車自重とスラスト力（50kN）を考慮した場合の応力状態を図4-22に示す。

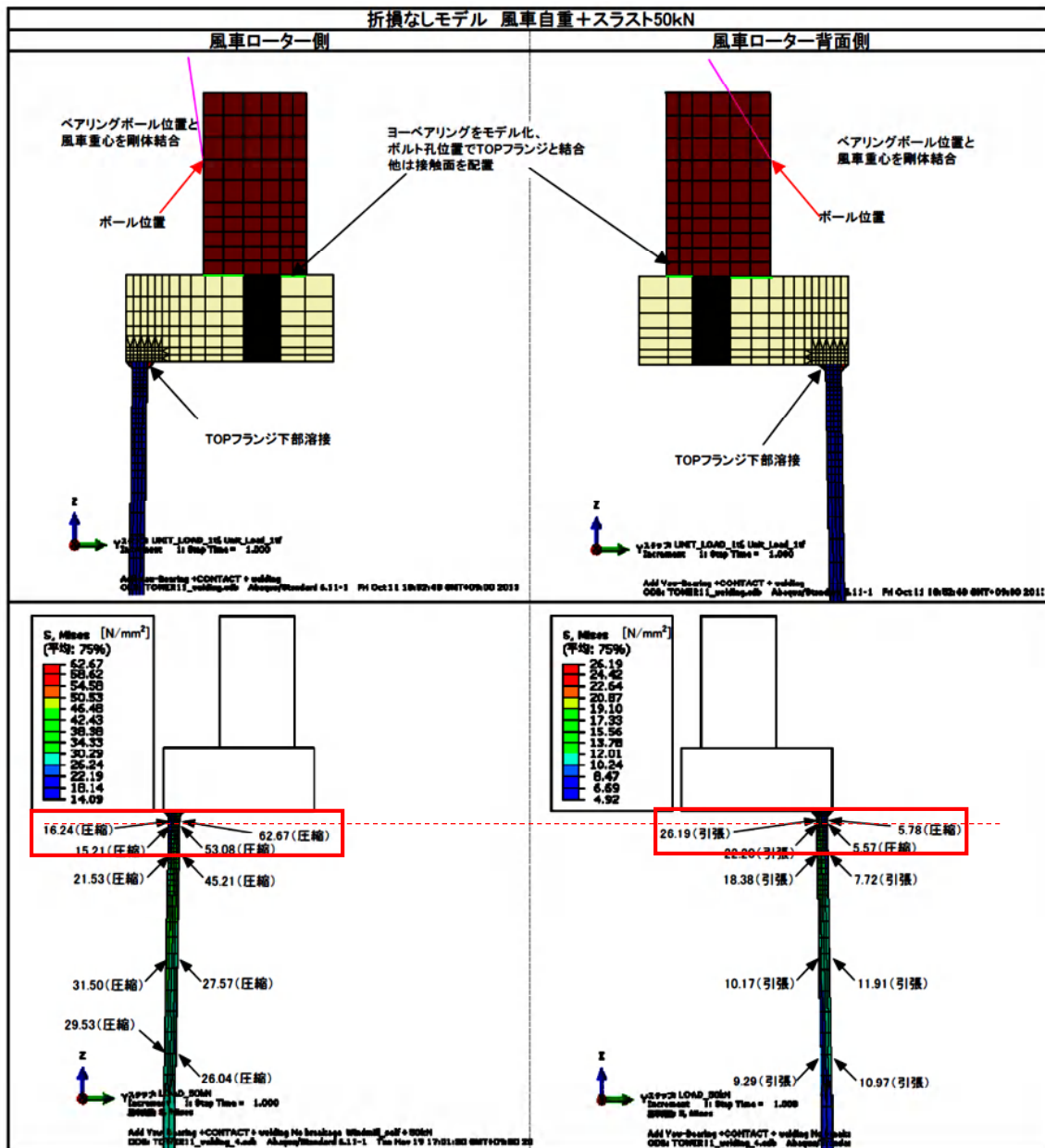


図4-22 風車自重+スラスト力 50kN 時の損傷部応力度（ボルト健全時）

また、同様に、スラスト力を漸増させた場合に得られるローター背面側の損傷部内外応力度 σ_{FEM} と平面保持計算で得られる応力度 σ_{CAL} の関係をグラフ化したものが図 4-23、表としてまとめたものが表 4-10 である。

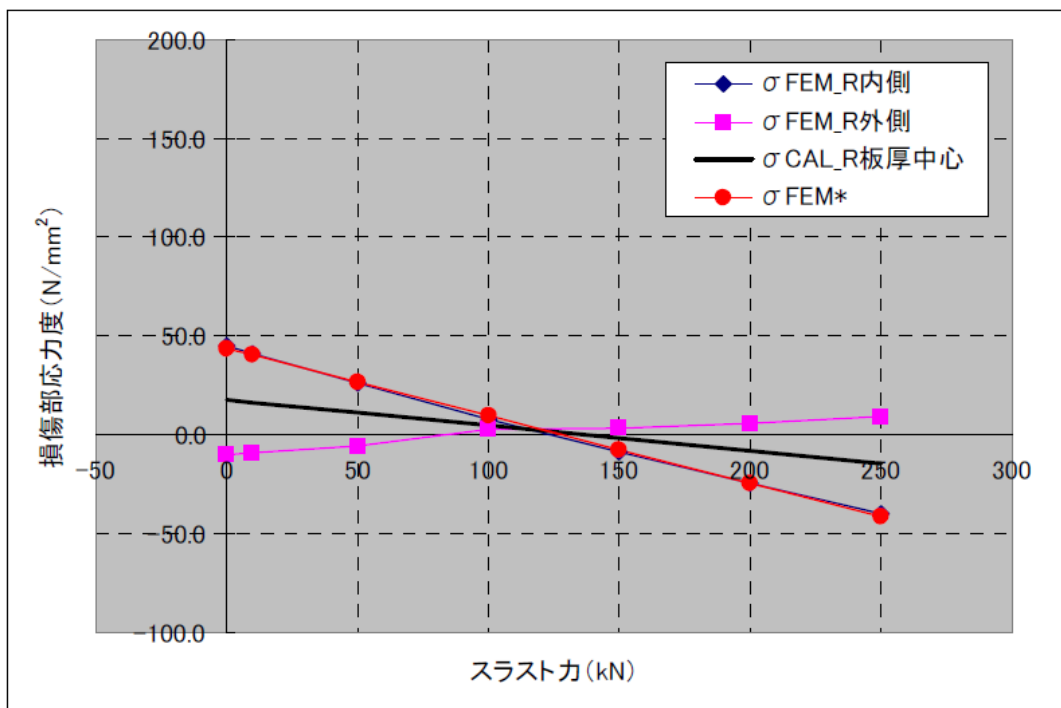


図 4-23 スラスト力とローター背面側損傷部応力度の関係図（ボルト健全時）

表 4-10 スラスト力とローター背面側損傷部応力度の関係図（ボルト健全時）

ボルト折損なしモデル				平面保持・板厚中心 $\sigma_{CAL_F,R}=N/A \pm M/Z$		σ_{FEM_F} (N/mm ²)			$\gamma =$ $\sigma_{FEM_Fmax} / \sigma_{CAL_F}$	σ_{FEM_R} (N/mm ²)			$\gamma =$ $\sigma_{FEM_Rmax} / \sigma_{CAL_R}$
Case	軸力 N(kN)	スラスト F(kN)	モーメント M(kNm)	σ_{CAL_F} (N/mm ²)	σ_{CAL_R} (N/mm ²)	外側	内側	Ave.		内側	外側	Ave.	
1	-533	0	-814	-34.7	17.6	-20.1	-78.5	-49.3	2.26	44.8	-10.0	17.4	2.54
2	-533	10	-774	-33.4	16.3	-19.3	-75.4	-47.4	2.26	41.2	-9.1	16.0	2.52
3	-533	50	-614	-28.3	11.2	-16.2	-62.7	-39.5	2.22	26.2	-5.8	10.2	2.34
4	-533	100	-414	-21.8	4.8	-12.4	-46.8	-29.6	2.14	7.7	2.6	5.2	1.62
5	-533	150	-214	-15.4	-1.7	-8.6	-30.9	-19.8	2.01	-8.8	3.1	-2.9	5.30
6	-533	200	-14	-9.0	-8.1	-5.1	-15.1	-10.1	1.69	-24.5	5.8	-9.3	3.02
7	-533	250	186	-2.5	-14.5	-2.7	0.8	-0.9	1.05	-40.0	9.3	-15.4	2.75

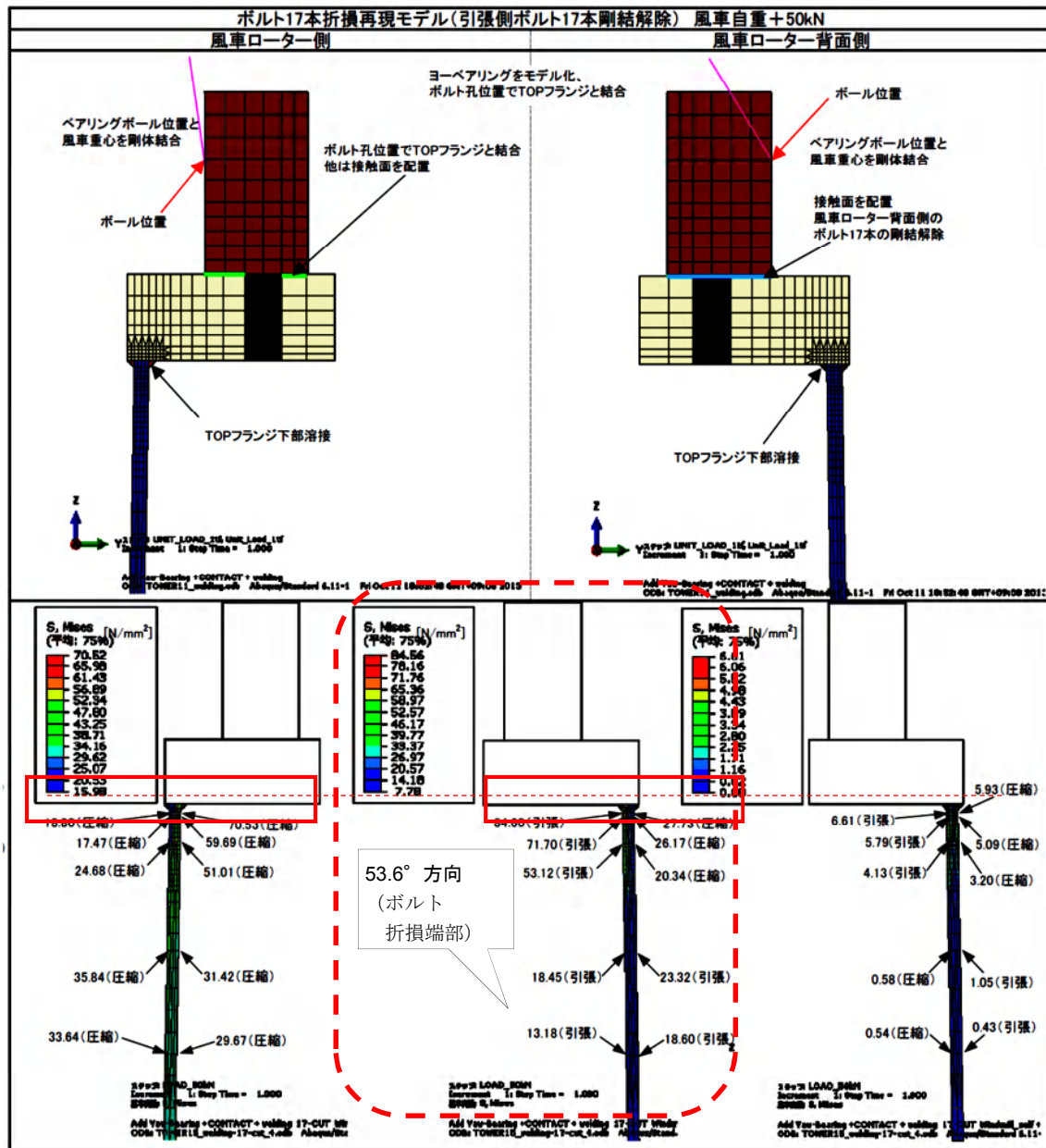
この場合の疲労評価に当たっては、平面保持応力度 σ_{CAL} をパラメータとして、実際に応力度が大きくなる内側の応力度を直接算定する近似式 $\sigma_{FEM}^* = f(\sigma_{CAL})$ 、を設定するものとした。

$$\sigma_{FEM}^* = -3.052 + 2.655 \sigma_{CAL}$$

オ 風車自重とスラスト力を考慮した場合の損傷部応力度（ボルト 17 本折損時）

ここでは、前項の詳細モデルから、過去にボルトの損傷（折損、緩み等）が確認されているローター背面側のボルト 17 本の部分について、解析上の剛体結合を解除し、ヨーベアリング～トップフランジ間が離間する状態を模擬できる解析を行った。

このモデルに風車自重とスラスト力（50kN）を考慮した場合の応力状態を図 4－24 に示す。



また、同様に、スラスト力を漸増させた場合に得られるローター背面側（ボルト剛結解除端部）の損傷部内外応力度 σ_{FEM} と平面保持計算で得られる応力度 σ_{CAL} の関係をグラフ化したものが図4-25、表としてまとめたものが表4-11である。

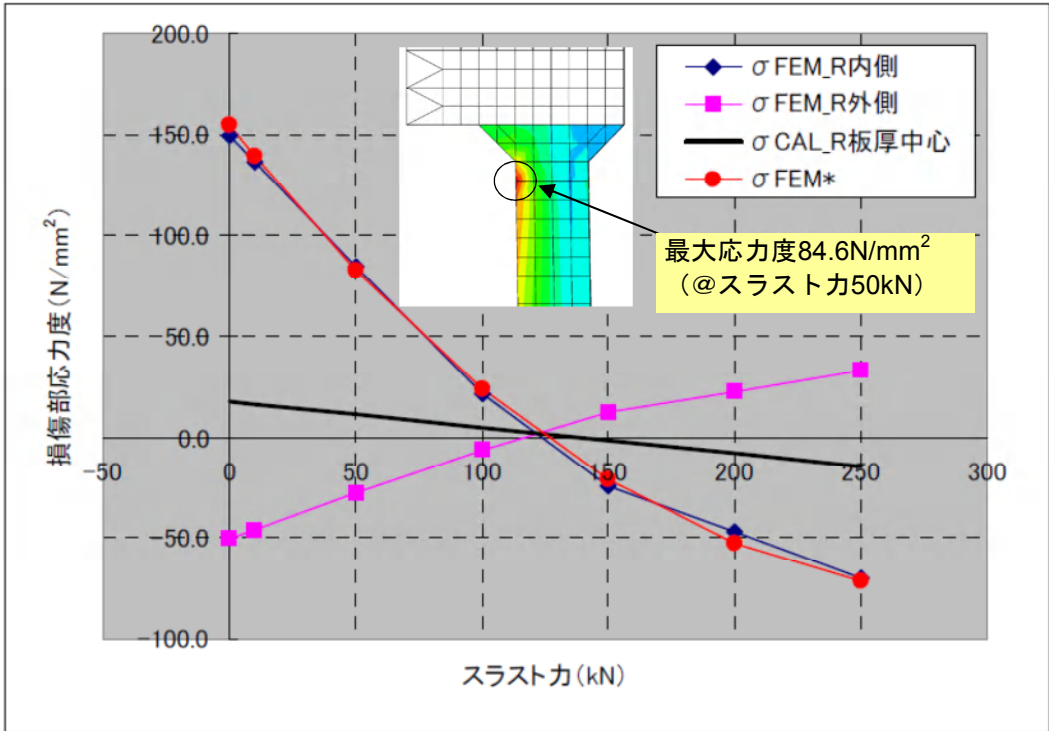


図4-25 スラスト力とローター背面側損傷部応力度の関係図（ボルト17本折損時）

表4-11 スラスト力と損傷部レベル筒身応力度の関係表（ボルト17本折損時）

ボルト17本折損モデル				平面保持_板厚中心 $\sigma_{CAL-F,R}=N/A \pm M/Z$		σ_{FEM-F} (N/mm ²)			$\gamma = \sigma_{FEM-Fmax} / \sigma_{CAL-F}$	σ_{FEM-R} (N/mm ²)			$\gamma = \sigma_{FEM-Rmax} / \sigma_{CAL-R}$
Case	軸力 N(kN)	スラスト F(kN)	モーメント M(kNm)	σ_{CAL-F} (N/mm ²)	σ_{CAL-R} (N/mm ²)	外側	内側	Ave.		内側	外側	Ave.	
1	-533	0	-814	-34.7	17.6	-24.3	-91.4	-57.9	2.64	149.3	-50.4	49.4	8.47
2	-533	10	-774	-33.4	16.3	-23.2	-87.4	-55.3	2.61	136.6	-46.0	45.3	8.36
3	-533	50	-614	-28.3	11.2	-18.8	-70.5	-44.7	2.50	84.6	-27.7	28.4	7.56
4	-533	100	-414	-21.8	4.8	-13.3	-49.5	-31.4	2.27	21.5	-6.3	7.6	4.52
5	-533	150	-214	-15.4	-1.7	-8.5	-30.5	-19.5	1.98	-24.4	12.2	-6.1	14.63
6	-533	200	-14	-9.0	-8.1	-4.7	-13.9	-9.3	1.54	-47.1	22.6	-12.2	5.81
7	-533	250	186	-2.5	-14.5	2.27	-2.87	-0.3	1.13	-70.1	33.2	-18.5	4.82

この場合の疲労評価に当たっては、平面保持応力度 σ_{CAL} をパラメータとして、実際に応力度が大きくなる内側の応力度を直接算定する近似式 $\sigma_{FEM}^* = f(\sigma_{CAL})$ 、を設定するものとした。

$$\sigma_{FEM}^* = -10.618 + 6.352 \sigma_{CAL} + 0.162 \sigma_{CAL}^2$$

カ 調査のまとめ

タワートップ部の構造解析を実施した結果、スラスト力を 50kN とした場合、タワートップボルト17本折損時には、ローター背面側の損傷部内側の応力度は 84.6N/mm² となり、ボルト折損がない場合の 26.2N/mm² と比較して、約 3.2 倍の引張応力が作用することがわかった。

⑤ タワートップ破断部の疲労寿命評価

ア 疲労寿命評価の流れ

タワートップ破断部の調査結果から、主風向の反対側である東側タワートップボルトが損傷（破断、亀裂、緩み）しており、その直下であるタワー鋼板内面の溶接止端部に疲労き裂が生じ、疲労亀裂が伝播した後、ボルトが損傷していないタワー鋼板全周にわたり延性破壊してタワー破断に至ったことが明らかにされている。

事故風車（ラガウェイ社製）の空力弾性モデルを構築し、発電時の時刻歴応答解析結果から、タワートップ破断部（鋼板）の疲労寿命を評価した。

図4-26にタワートップ破断部の疲労寿命評価の流れを示す。

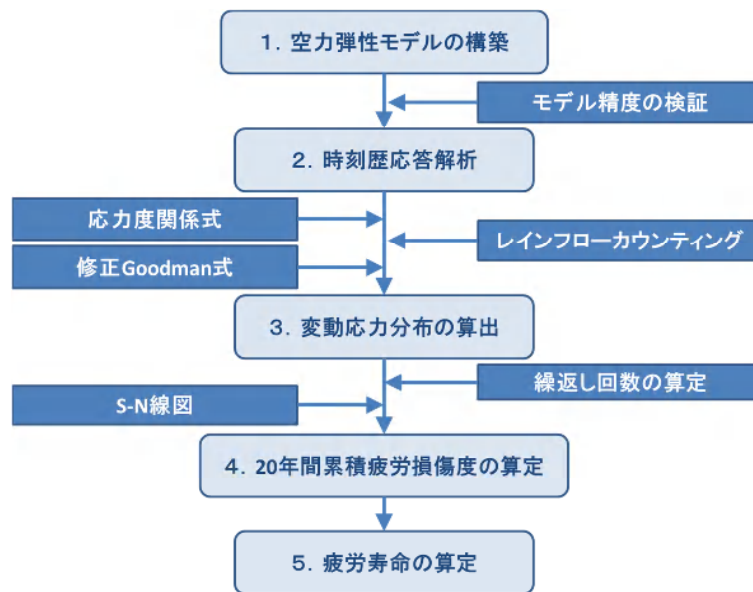


図4-26 疲労寿命評価フローチャート

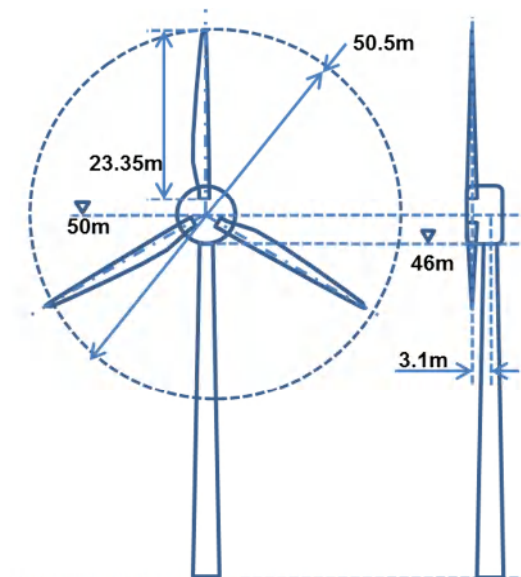


図4-27 風車モデル概要

イ 空力弾性モデルの構築と検証

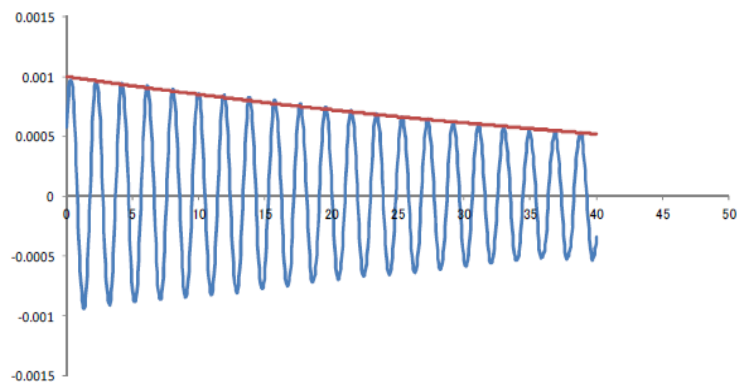
当該風車型式は、国際標準 IEC61400-1 の風車クラス IIA に基づいて設計されている。図面及び土木学会の「風力発電設備支持物構造設計指針・同解説（2010 年版）」に基づき、空力弾性モデルを構築した。図 4-27 にこの風車モデル概要を示す。

(7) 構造モデルの検証

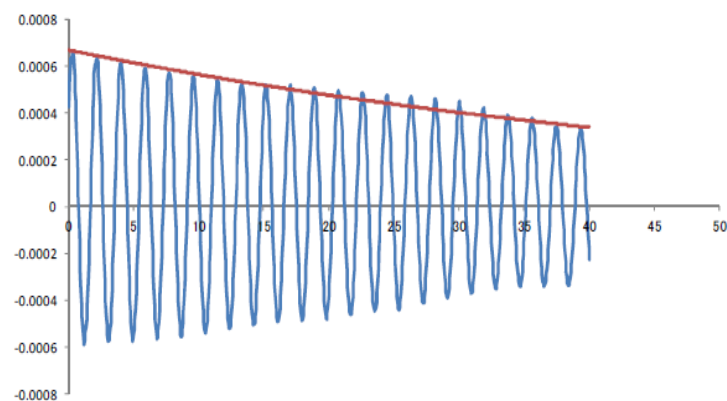
構築した風車の構造モデルを検証するため、太鼓山風力発電所 1 号機及び 5 号機のナセル内部最下段にそれぞれ加速度計を設置し、風による常時微動の計測と人力加振試験を実施した。計測は 8 月 14 日から 16 日の 3 日間にわたり実施し、風車主軸方向（風方向）及び主軸直角方向（風直角方向）の加速度を、サンプリング周期 20Hz で計測した。構造減衰を示す人力加振試験の振動波形の 1 例を図 4-28 に示す。

この試験から、風車の 1 次固有振動数及び 1 次モードの構造減衰比について、次の結果が得られた。

- ① 人力加振試験により得られた風車タワーの 1 次モードの構造減衰比は、土木学会指針の推奨値とほぼ一致した。
- ② 1 次固有振動数の予測結果は、実測結果とほぼ一致し、構造モデルの妥当性が検証された。（表 4-12 参照）



(a) 風方向



(b) 風直角方向

図 4-28 人力加振試験時の振動波形の 1 例

表 4－1 2 測定値及び予測値の比較

項目	測定結果	予測値
タワー1 次固有振動数（風方向）	0.532Hz	0.532Hz
タワー1 次固有振動数（風直角方向）	0.542Hz	0.542Hz
タワー1 次減衰比（風,風直角方向）	0.5%	0.5%
タワー2 次減衰比（風,風直角方向）	—	2.5%

(イ) 空力モデル及び制御モデルの検証

設計条件である、IEC61400-1 の風車クラス IIA の風条件（表 4－1 3 参照）を用いて、発電量、回転数、ピッチ角をシミュレーションした予測値と、SCADA データにおけるそれぞれの実測値とを比較したところ、次の結果が得られた。

- ① 当該風車は、回転数の過大な急上昇を抑えるために高風速時にピッチ角を通常より大きくする制御が実施されているため、発電量は定格値より低くなっている。
- ② 空力弾性モデルにより得られた発電量、回転数、ピッチ角は実測値とよく一致し、構築した空力弾性モデルは太鼓山風力発電所 3 号機の挙動を再現できることを示した。（図 4－2 9、3 0、3 1 参照）

以上の結果より、当該風車の空力弾性モデルが精度よく構築できたことを検証した。

表 4－1 3 IEC61400-1 の風車クラス IIA の風条件

項目	IEC 基準
年平均風速 U (m/s)	8.5
年間風速出現分布	レイリー分布
乱流モデル	Kaimal
べき指数 α	0.2
ヨー角 ϕ (deg)	0
吹上げ角 γ (deg)	0
I_{ref}	0.16
風直角方向の乱れ (σ_v/σ_u)	0.8
風鉛直方向の乱れ (σ_w/σ_u)	0.5

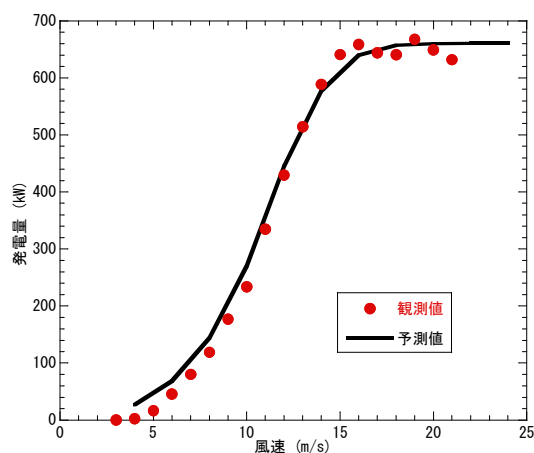


図 4－2 9 発電量の実測値と予測値の比較

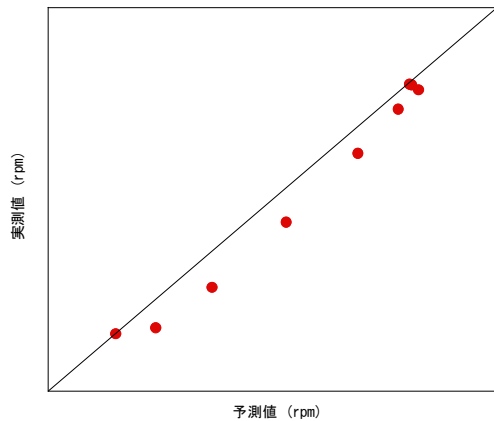


図 4-30 回転数の実測値と予測値の比較

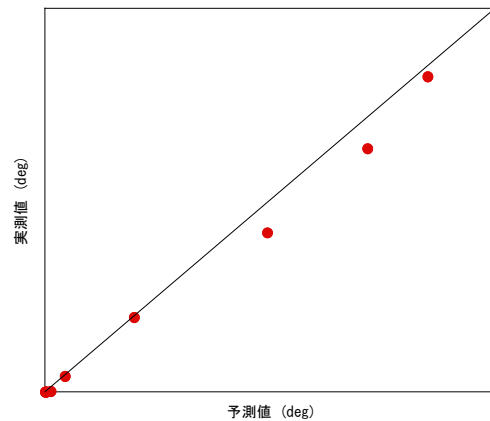


図 4-31 ピッチ角の実測値と予測値の比較

ウ タワートップ破断部における荷重及び応力の評価

タワートップ破断部における初期疲労亀裂発生部（以下、タワートップ損傷部）の損傷メカニズムを明らかにするため、構築した空力弾性モデルを用いて、空力弾性解析を実施し、タワートップ損傷部に作用する荷重及び応力を算定する。

空力弾性モデルにおける、タワーの座標系を図 4-33 に、タワートップの評価対象箇所を図 4-34 に示す。

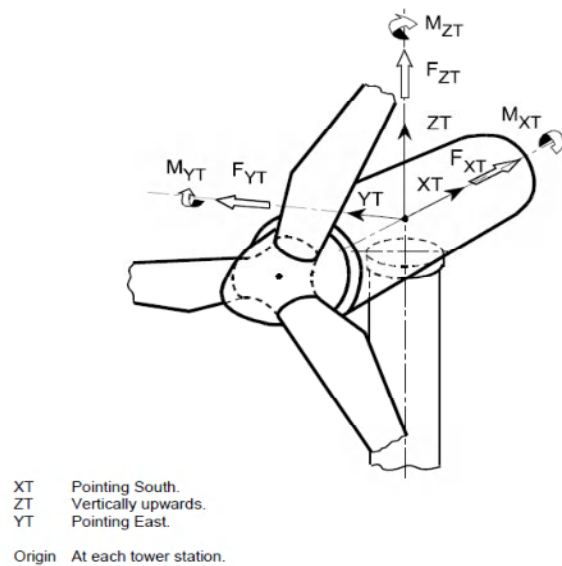


図 4-32 タワーの座標系（出典：Bladed USER MANUAL）

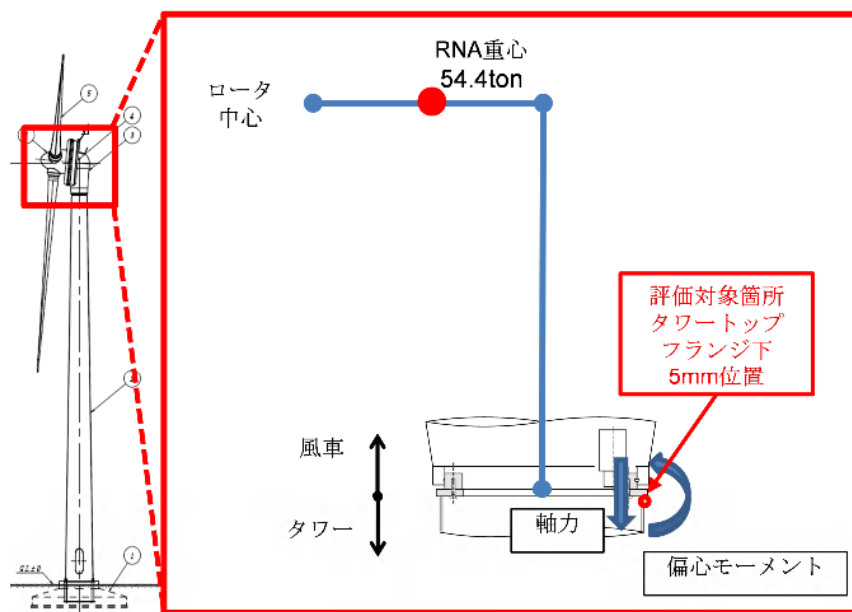


図 4-3-3 タワートップの評価対象箇所概要図

(7) タワートップボルト非損傷時の荷重状態

まず、タワートップボルトが健全な状態の場合における、タワートップ損傷部の荷重状態及び応力の時刻歴を、空力弾性解析により算出し、次の結果が得られた。

- ① タワートップ損傷部に作用する軸力は、ロータ・ナセルの重量による成分が大きく、風速によらずほぼ一定となる。(図 4-3-4 参照)
- ② タワートップ損傷部に作用する曲げモーメントは、ロータ・ナセルの重量によるモーメントが風荷重による曲げモーメントより大きいため、殆どの風速において負(つまり引張荷重)となる。(図 4-3-5 参照)

事故風車はダイレクトドライブを採用しているため、ロータ・ナセル部の張り出しが大きく、タワートップ損傷部に大きな引張荷重が作用することが明らかとなった。

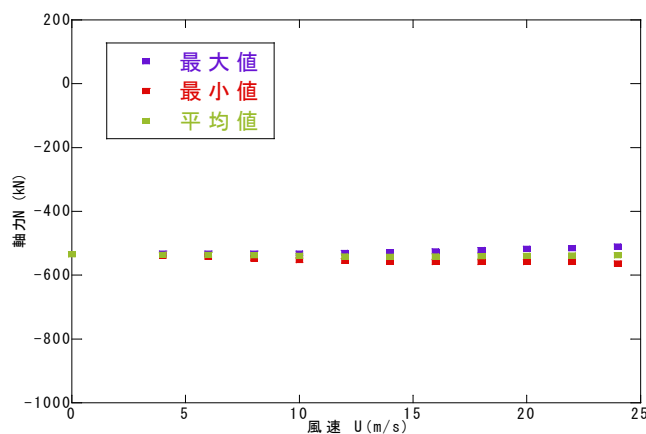


図 4-3-4 軸力の風速による変化

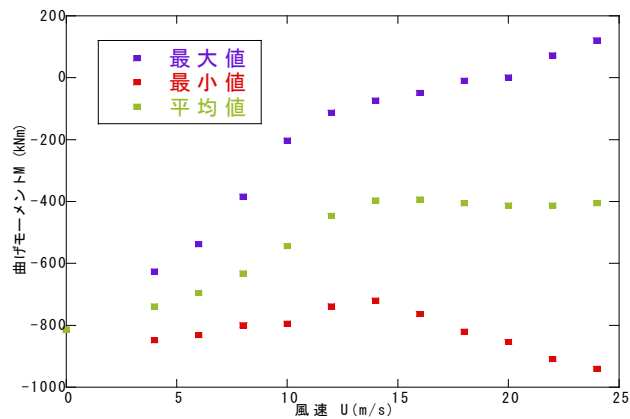


図 4-35 曲げモーメントの風速による変化

(イ) タワートップボルトの損傷モデル

タワートップボルトの最大の損傷としては、2012 年 2 月 4 日時点における 17 本の損傷（東側）を経験している。

この際の簡易的なタワートップボルト損傷モデルを図 4-36 に示す。

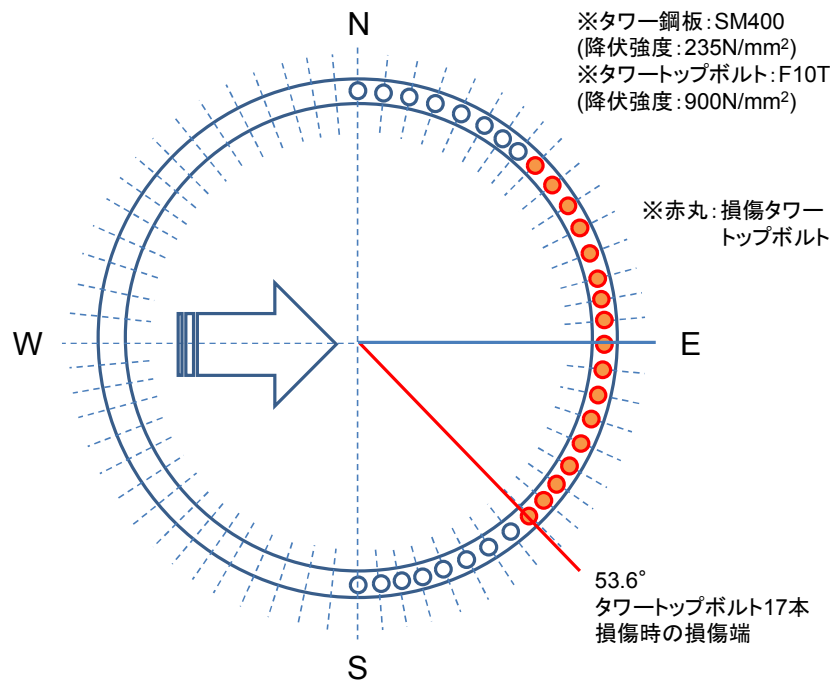


図 4-36 タワートップボルトの損傷モデル

(ウ) 応力度関係式の考慮

本報告書 4. (2) ④ タワートップ部の構造解析の結果により、タワートップ損傷部の、タワートップボルト健全時と 17 本損傷時の応力度関係式を、表 4-14 及び図

4-37に示す。

表 4-14 応力度関係式

タワートップボルトの状態	応力度関係式
健全時	$\sigma_{local} = -3.05 + 2.65\sigma_{cal}$
17本損傷時	$\sigma_{local} = -10.6 + 6.35\sigma_{cal} + 0.16\sigma_{cal}^2$

σ_{local} : 応力集中を考慮したタワートップ損傷部局部応力

σ_{cal} : 平面保持時の応力

応力は引張を正とする 単位は N/mm^2

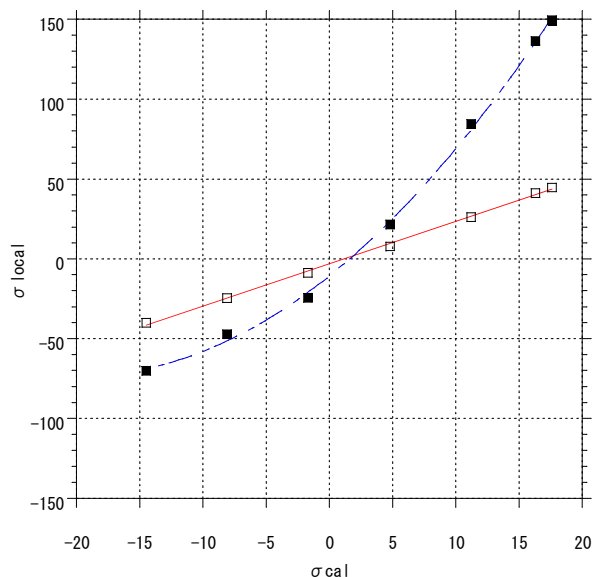


図 4-37 平面保持時の応力 (σ_{cal}) と局部応力 (σ_{local}) の関係

(I) 応力時刻歴の算定

タワートップボルト損傷時における、応力レベルに応じた非線形な応力集中を考慮し、タワートップ損傷部の応力時刻歴を算定し、次の結果が得られた。

- ① タワートップ損傷部には、運転領域の風速において、全体的に引張応力が作用する。但し、風速が高くなるにつれ風荷重による圧縮応力が大きくなり、部分的に圧縮となる時間が現れる。(図 4-38 参照)
- ② タワートップボルト損傷時には、応力集中の結果、引張応力がさらに顕著となり、健全時と比較して最大で3倍強の引張応力が作用し、局部応力レベルは降伏応力に近いレベルに達する。(図 4-38 参照)

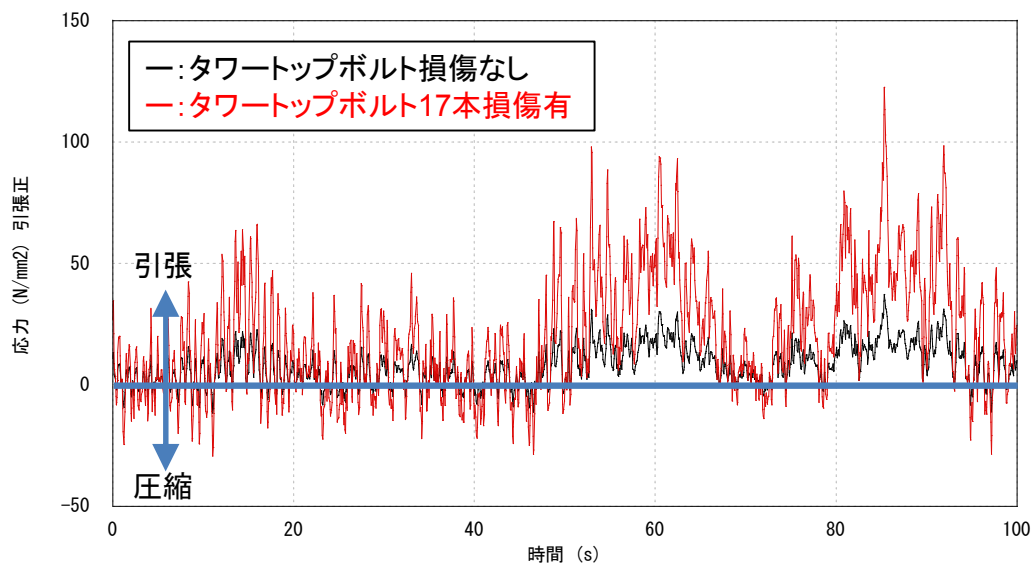


図 4-38 タワートップボルト健全時と損傷時の局部応力時刻歴（14m/s 時）

エ タワートップ破断部の疲労寿命評価

(7) 疲労寿命検討ケースの策定

事故が発生した 3 号機では、平成 23 年 12 月 14 日の定期点検の後、平成 24 年 2 月 4 日に計 17 本のタワートップボルト損傷が発見され、また平成 24 年 12 月 22 日の定期点検の後、ナセル脱落事故が発生した平成 25 年 3 月 12 日にタワートップボルト 14 本が損傷していたことが事故後の調査により発見された。タワートップボルト損傷の期間はそれぞれ約 1.7 ヶ月（50 日）と約 2.7 ヶ月（80 日）である。

タワートップボルト損傷を考慮したタワートップ損傷部の疲労寿命を評価し、疲労亀裂が短期間に発生する可能性を調べた。

また、タワートップボルト損傷は冬季に発生していることや風況調査結果から、冬季は風がほぼ西から吹いていることから、IEC 基準を踏まえ、西方 1 方向からの風としてタワートップ損傷部の疲労寿命を評価した。

以上より、疲労寿命検討ケースを、表 4-15 に示す。

表 4-15 疲労寿命検討ケース

条件		基本ケース	影響を評価するケース
動解析 の条件	風条件	IEC 基準 (表 4-13 参照)	現地の風条件
	ボルト状態	ボルト健全時	ボルト 17 本損傷時

(イ) 平均応力の影響を考慮した変動応力分布の算出

算定したタワートップ損傷部の応力時刻歴結果から、レインフローカウント法により、応力範囲及び対応する繰返し回数を算出する際、変動応力波形の 1 振幅の平均応

力が引張応力となる場合は疲労損傷度が大きくなり、圧縮応力となる場合は疲労損傷度が小さくなることが知られている。

上記の平均応力の影響を考慮する手法として、次に示す修正グッドマン式を用いた修正方法が知られており、安全側の評価を実施するため、この手法を適用した。修正グッドマン式の適用及び非適用での変動応力分布を、図4-39に示す。

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

σ_a : レインフローカウン트의応力範囲

σ_w : 両振り応力範囲

σ_m : σ_a に対応する平均応力

σ_B : 引張強度 493MPa

注) 応力は引張を正とする

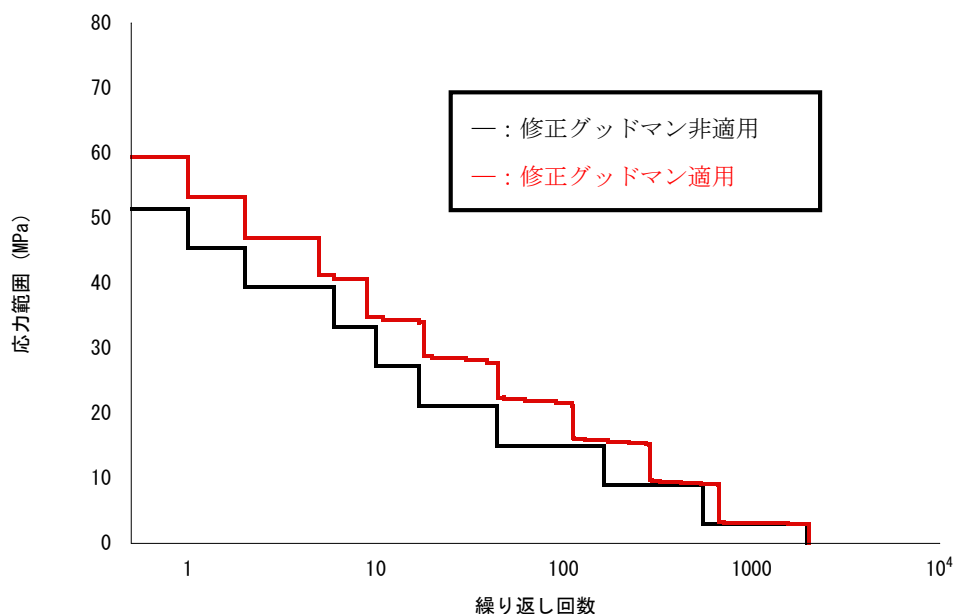


図4-39 変動応力分布 (10 分間での計算例)

(ウ) タワートップ損傷部の S-N 線図

タワートップ損傷部の鋼板材料は、SM400 が使用されており、溶接止端部であることから、ENV1993-1-1:1992, Eurocode 3:Design of Steel Structures:Part 1.1 General rules and rules for buildings における設計疲労曲線 Detail Category 71 (図4-40 参照) を採用した。

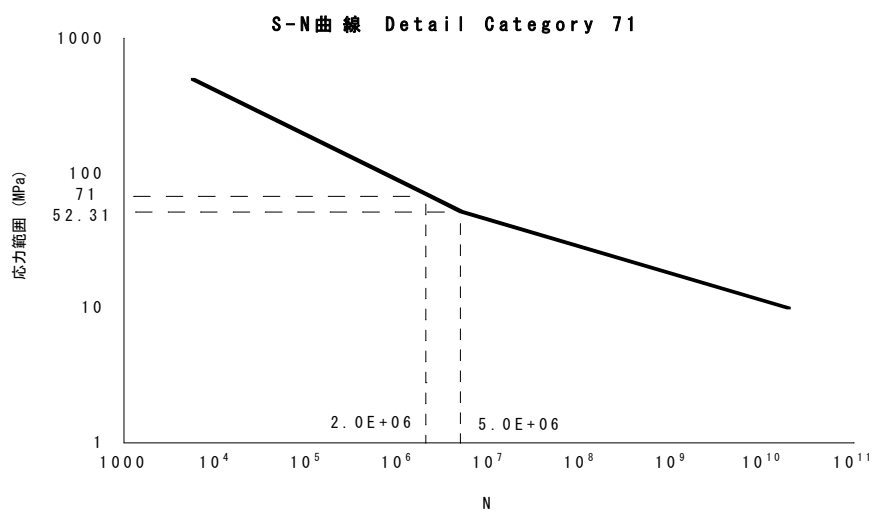


図 4-40 S-N 曲線 (Detail Category 71)

(イ) 20 年間累積疲労損傷度と疲労寿命の算定

前述の疲労寿命検討ケースについて、20 年間累積疲労損傷度と疲労寿命を算定した結果を、表 4-16 及び図 4-41 に示す。

表 4-16 疲労寿命の算定結果

解析ケース	条件	20 年間 累積疲労損傷度	疲労寿命
ケース 1	ボルト健全 + IEC 基準	0.742	27 年
ケース 2	ボルト健全 + 現地の風の乱れ	0.940	21 年
ケース 3	ボルト 17 本損傷 + 現地の風の乱れ	79.3	0.25 年 (約 3 ヶ月)

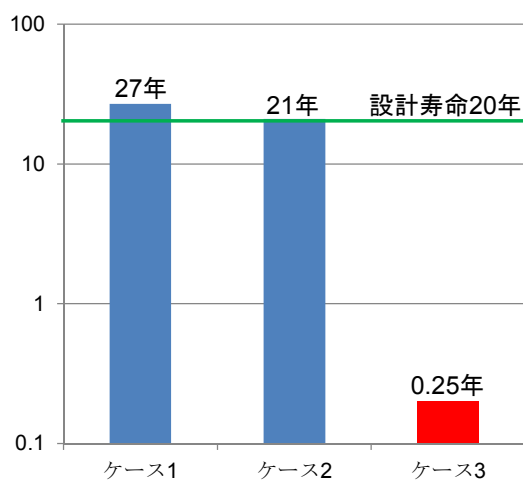


図 4-41 ケース毎の疲労寿命比較

設計条件に近い基本ケースとして、タワートップボルトが健全であり IEC 基準を採用したケース 1 では、タワートップ損傷部の疲労寿命は設計疲労寿命の 20 年より長く、また、現地の風の乱れを考慮しても、設計寿命内にタワートップ損傷部が疲労寿命に至ることはないことが明らかとなった。

一方、タワートップボルトが損傷した場合には、応力集中によりタワートップ損傷部に過大な応力が発生し、その結果、タワートップ損傷部の疲労寿命はボルト健全時の 100 分の 1 程度まで短くなり、約 3 ヶ月で疲労寿命に至るという結果が得られた。

タワートップボルト損傷時におけるタワートップ損傷部の疲労寿命は、タワートップボルト損傷の期間とほぼ一致したことから、当該事故風車のタワーの損傷はボルトの折損により引き起こされたとの調査結果を裏付けるものである。

⑥ 他号機タワートップ部の状態の調査

3号機ナセル落下事故後に実施した他号機のタワー内面からの超音波探傷試験により、タワートップ部外面にき裂があると評価された他の号機について、タワー外面から調査を実施した。

ア 調査結果

5号機、2号機及び6号機について、外観目視検査、浸透探傷試験及びグラインダー研削により、調査を実施した結果、いずれもビード形状の不整形のものであり、疲労き裂でないことを確認した。

更に、5号機については、超音波探傷試験で8mm深さの位置にエコーが検出された箇所について、X線透過試験によってきずの有無を確認した。

X線透過試験の結果を写真4-17に示す。この結果、外表面に確認されたアンダーカットのみ検出されており、疲労き裂でないことを確認した。

なお、1号機及び4号機については、タワートップ部の内面検査及び外観目視検査を実施し、塗膜割れ等、疲労き裂の兆候が無いことを確認した。

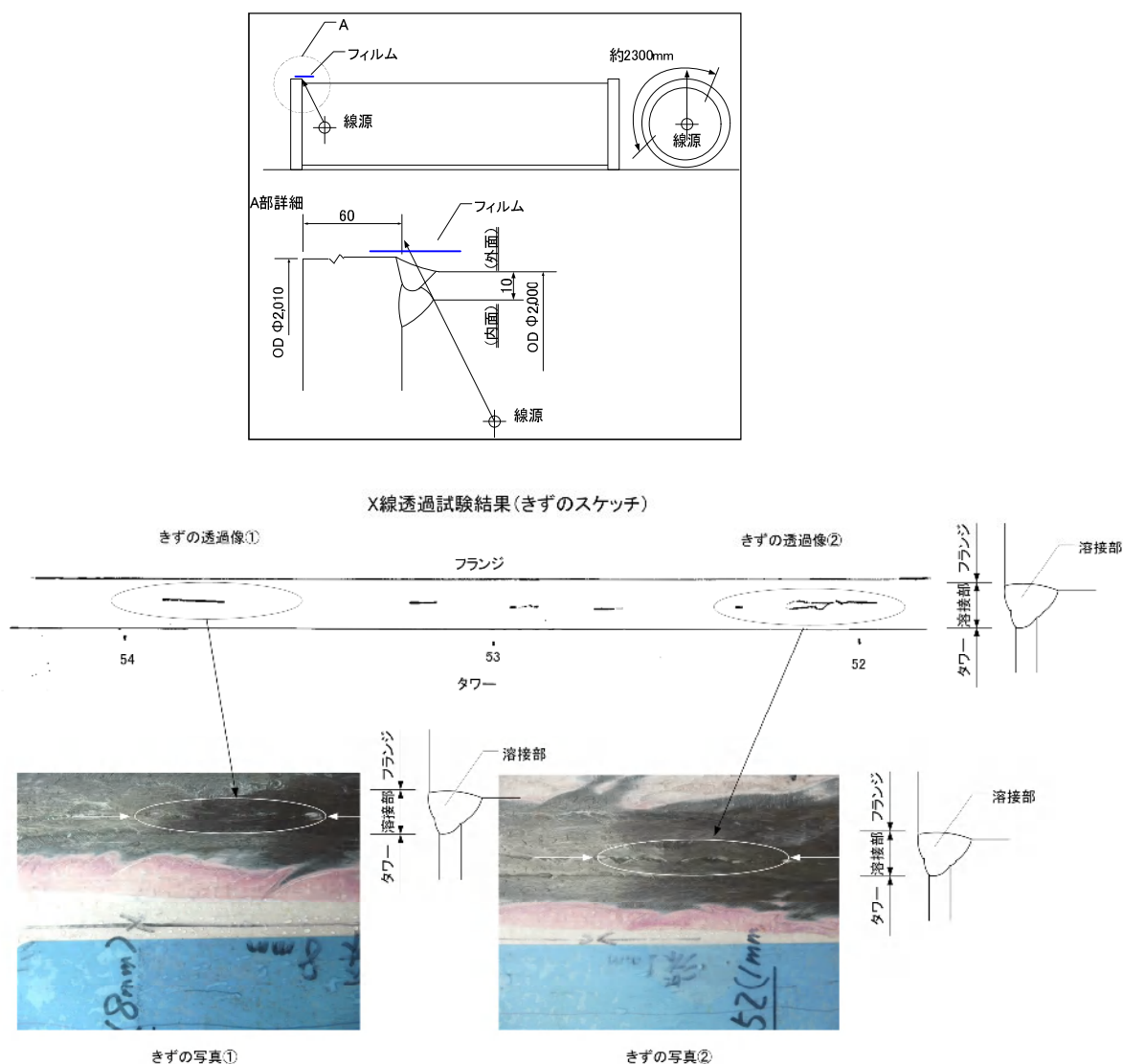


写真4-17 X線透過試験結果

イ 調査のまとめ

他号機タワートップ溶接部について、外観目視試験、超音波探傷試験及びX線透過試験を実施した結果、以下のことが確認された。

- ① 3号機以外の風車には、疲労き裂確認されなかった。いずれも、ビード形状の不整形又はアンダーカットであることが確認された。
- ② 当初、超音波探傷試験でのき裂と評価については、図4-42に示す1回反射法により評価したものであり、1回反射法ではき裂の評価はできないことが判明した。

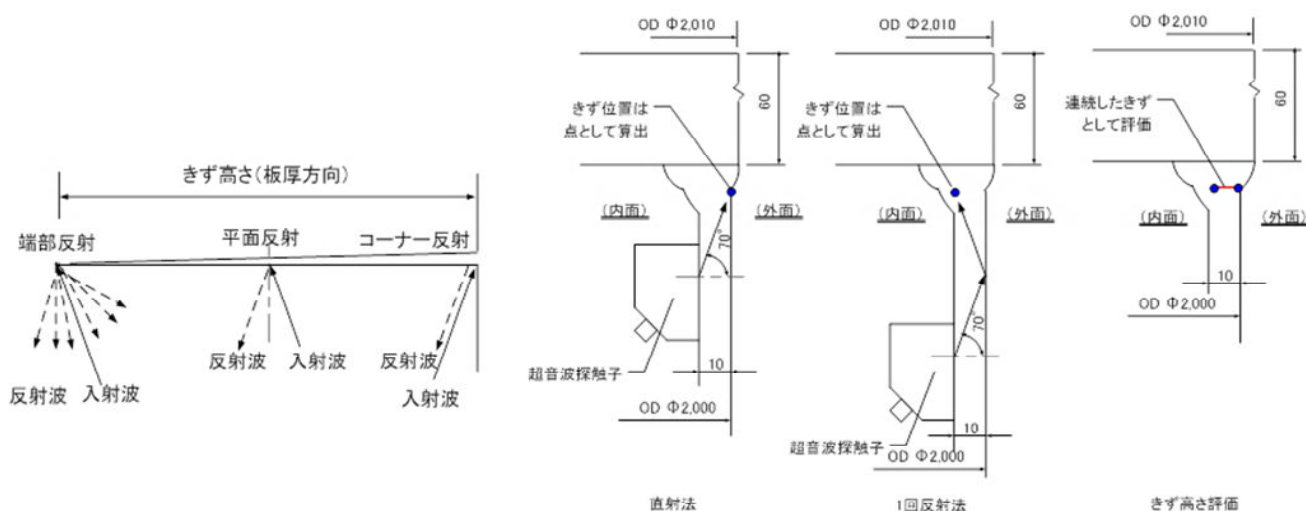
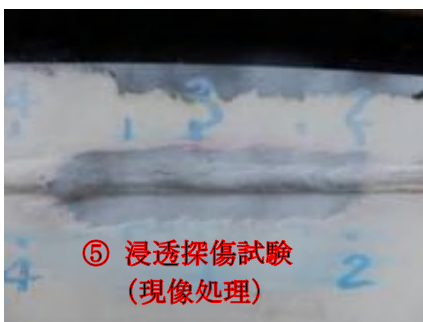
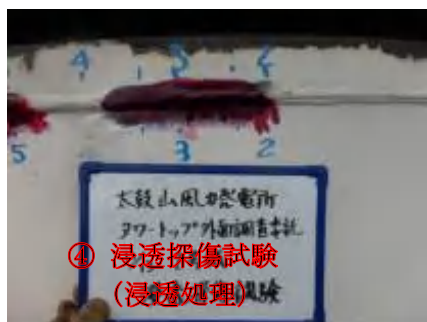
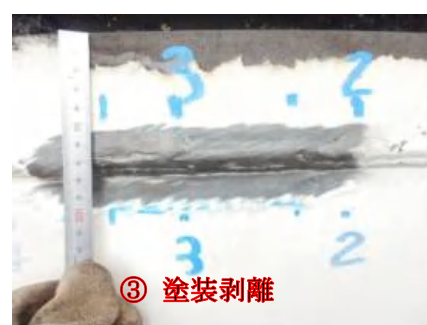
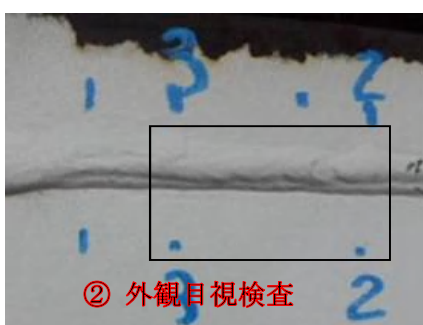
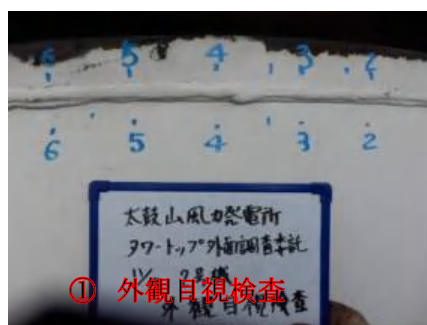


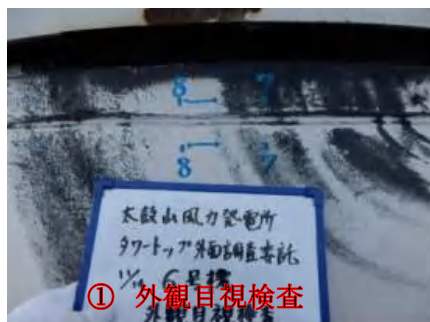
図4-42 超音波探傷試験試験方法（1回反射法）

【調査・施工写真】

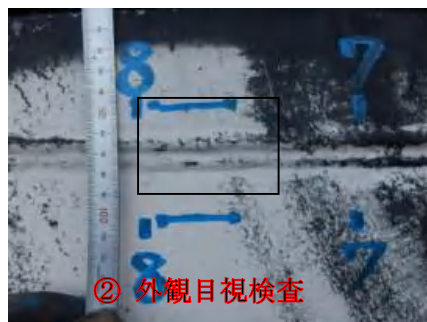
2号機 [ボルトN.2~3]



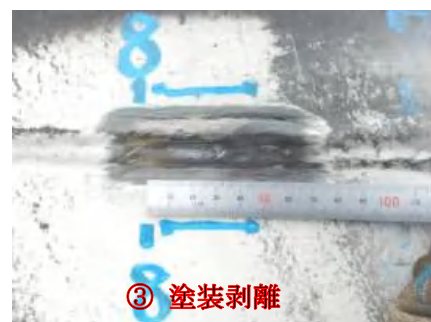
6号機【ボルト7-8】



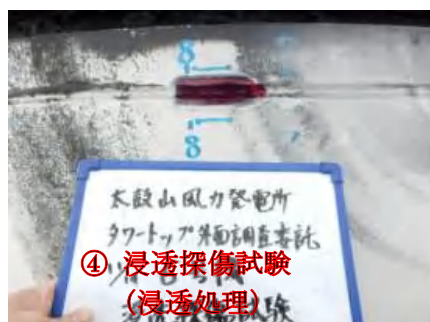
① 外観目視検査



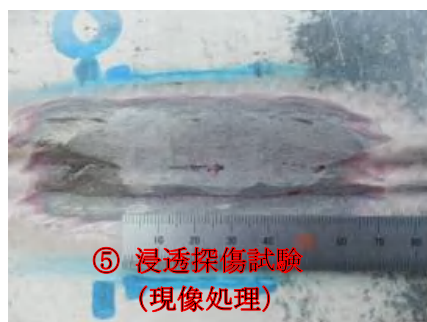
② 外観目視検査



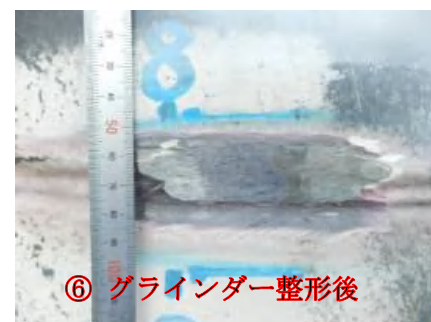
③ 塗装剥離



④ 浸透探傷試験
(浸透処理)



⑤ 浸透探傷試験
(現像処理)



⑥ グラインダー整形後

1号機【外面目視点検】



4号機【外面目視点検】



(3) 事故原因のまとめ

タワートップ破断部の調査、タワートップボルトに関する調査、風力発電のサイトにおける風況の解析、タワートップ部の構造解析の結果、タワートップ破断部の疲労寿命評価の結果から、事故原因は以下のとおりと推定された。

- ① タワートップフランジの溶接止端部近傍の内側で疲労き裂が発生し、疲労破断から延性破断に変化して円周方向に進展し、最終的に全周破断に至り、ナセルが落下した。

また、タワートップボルトの調査により、多数のボルトが折損状態であったことから、現在の定期点検の内容では、ボルトのき裂を発見できない場合があることが確認された。

- ② 風の評価、風応答解析及び構造解析を実施し、当サイトでの風の乱れを考慮した疲労寿命評価を行った結果、ボルト17本折損時に、タワートップ溶接部にボルト折損がない場合の約3.2倍（スラスト力50kNの場合）の引張応力が作用し、約3.0か月で疲労損傷に至る結果を得た。

上記、①②の結果から、タワートップボルトの折損により、タワートップフランジ溶接部内側の引張応力が著しく増大し、短期間に疲労寿命に達したことにより、タワートップ溶接部の破断が引き起こされたと推定された。

なお、他号機タワートップ溶接部の調査結果から、き裂がないことが確認された。

5 再発防止対策と今後の対応

タワートップボルトの折損等を、事故前の定期点検において未然に発見することができなかったことが、今回の事故原因であることから、タワートップボルトのき裂を早期に発見するための定期的な超音波探傷及びタワートップボルトの健全性を担保するためのボルト交換とした再発防止対策を策定した。なお、この再発防止対策は、保安規程に定める電気工作物の巡視・点検及び測定に関する実施要項に組み入れて実施することとする。今後引き続き、タワートップボルト折損防止対策の検証を行うとともに、風力発電所の安全運転に努める。

(1) 再発防止対策

多数のタワートップボルトの折損により、タワーへの応力集中が増大することがタワーの疲労き裂の原因であったことから、タワートップボルトの折損等が顕著に発生している主風向と対面側のタワートップボルトを取り替える。

更に、ボルトにき裂が生じた場合においても、早期に発見できるよう、点検方法を見直すこととし、超音波探傷試験（垂直探傷法）の追加等、定期点検マニュアルを改訂する。

また、現状の六角ボルトの他、各種ボルトについて、軸力調査、FEM解析等により検証する。

表 5－1 維持管理及びボルト折損時のマニュアルの整備

項目	問題点	対 策	整備するマニュアル	備考
超音波探傷試験によるき裂の早期発見	目視確認及びトルクチェックだけでは、ボルトの緩みを検知することはできても、早期のき裂を検知することができない場合がある。	定期的にタワートップボルト全数の超音波探傷試験を実施し、タワートップボルトのき裂を早期に発見する。また、試験に当たっては、確実かつ適切に実施するためのマニュアルを整備する。	超音波探傷試験マニュアル	対応済
タワートップボルトの定期点検と交換	ボルトの取替が想定されていなかったため、取替時の施工要領等がない。	タワートップボルトのき裂又は緩みを発見した場合は、早期に取替を実施する。タワートップボルト定期点検とボルト交換に当たっては適切に実施するためのマニュアルを整備する。	タワートップボルト定期点検要領	対応済
タワートップボルト折損対策	タワートップボルト折損防止対策の検証が必要	各種ボルトについての軸力調査、FEM解析、寿命予測を実施するとともに、ボルト折損対策の検証を行う。	—	今後検証

(2) 今後の対応

今回のナセル落下事故に関する原因究明では、風応答解析等、各種解析を実施するとともに、タワー及びタワートップボルトの破面調査、破面 SEM 観察を行った結果、ボルト折損によりタワー溶接部の応力が著しく増大し、溶接止端部近傍の内面で疲労き裂が発生し、ナセルが落下したことが明らかとなった。

また、実施していた定期点検では、タワートップボルトのき裂を発見することができなかったため、ボルトが折損から最終的にタワーが破断することとなった。

今回の事故原因を鑑み、タワートップボルトのき裂を早期に発見するための定期的な超音波探傷及びタワートップボルトの健全性を担保するためのボルト交換とした再発防止策を確実に実施するとともに、タワートップボルト折損対策の検証を行う。

今後、事故機以外の風車の運転再開にあたっては、再発防止策を確実に実行するとともに、風力発電所の長期に亘る安全運転に努めていく。

太鼓山風力発電所事故に関する専門家会議 名簿

座 長

勝呂 幸男 (社)日本風力エネルギー学会 会長

委 員

石原 孟 東京大学大学院工学系研究科 教授

吹田 啓一郎 京都大学大学院工学研究科 教授

関 和市 逢甲大学大学院 客員教授

竹内 徹 東京工業大学大学院理工学研究科 教授

前田 太佳夫 三重大学大学院工学研究科 教授

オブザーバー

山下 忠司 経済産業省中部近畿産業保安監督部
近畿支部 電力安全課長

太鼓山風力発電所事故に関する専門家会議 開催実績

第1回専門家会議

日 時： 平成25年5月12日 13:30～16:00

(破断面の確認)

場 所： J F Eエンジニアリング(株) 津製作所 (13:30～14:00)

(会議)

場 所： くもづホテル&コンファレンス (14:00～16:00)

議 題： ・座長の選出
・報告
①太鼓山風力発電所の事業及び事故の概要
②事故の状況
③設計・施工結果の調査・確認
・今後の進め方
①原因究明の方針
②今後の進め方

第2回専門家会議

日 時： 平成25年8月4日 13:30～16:15

場 所： 京都ガーデンパレス

議 題： ・3号機の事故原因調査の状況について
①損傷部の材料試験の結果
②風の評価の状況
③設計基準の確認結果
④構造解析塔の進め方
・他号機の安全性の確保について

第3回専門家会議

日 時： 平成25年11月17日 13:00～15:00

場 所： ホテルルビノ京都堀川

議 題： ・事故原因調査の状況について
・事故原因調査のまとめについて