ユーラス肝付ウインドファーム風車破損事故について

1. ユーラス肝付ウインドファームと事故の概要

1.1. ユーラス肝付ウインドファーム(以下「肝付 WF」)概要

·· ·· — //								
	発電所概要							
所在地	鹿児島県肝属郡肝付町							
定格出力	30,000kW							
	(2,000kW × 15 基)							
運転開始	2011年3月18日							

風力発電設備概要							
型式	JSW 製 J82-2.0						
風車クラス	極値 Class I(基準風速 50m/s)						
	疲労 Class ⅡA(平均風速 8.5m/s)						
発電機形式	ギアレス永久磁石励磁式同期発電機						
定格出力	2,000kW						
回転速度	19.0rpm						
ロータ直径	83.3m(取付位置:地上65m)						



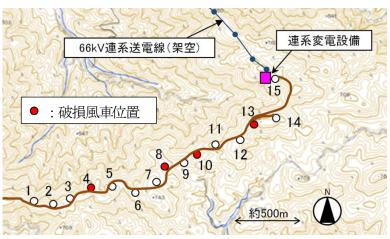


図 1-1 肝付 WF の位置とレイアウト

1.2. 事故概要

2016年9月20日午前0時~3時頃に台風16号が肝付WF付近を通過。肝付WFの風車 15 基のうち 4 基が風車破損。

事故発生時、当該風車は設計どおりストームモード(ピッチ角フェザー、ダウンウィンドの 状態)で運転されていた。事故時に風車への系統電源の供給は継続されていた。



(a) 4号機



(b) 8号機



(c) 10 号機



(d) 13 号機

が折損し、全て風車付近に 付いたまま地上に落下 落下

西北西方向にタワーが座 北北西方向にタワーが座 ブレード第1,2,3 軸が折 ブレード第1軸が折損し、 屈、ブレードは第1,2,3軸 屈、ブレードは全てハブに 損し、北~北北西方向に飛 北~北北西方向に飛散(最 散(最大飛散距離約250m) 大飛散距離約340m)

図 1-2 破損した風車の状況

1.3. 事故発生時の風況

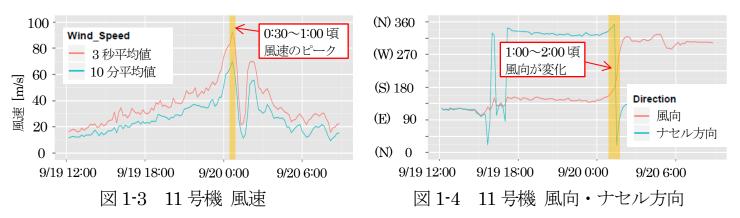
全風車中の最大風速は 10 分平均値で 76.9m/s(12 号機)、3 秒平均値で 92.0m/s(11 号機)

表 1-1 各風車で観測された最大風速 (m/s)

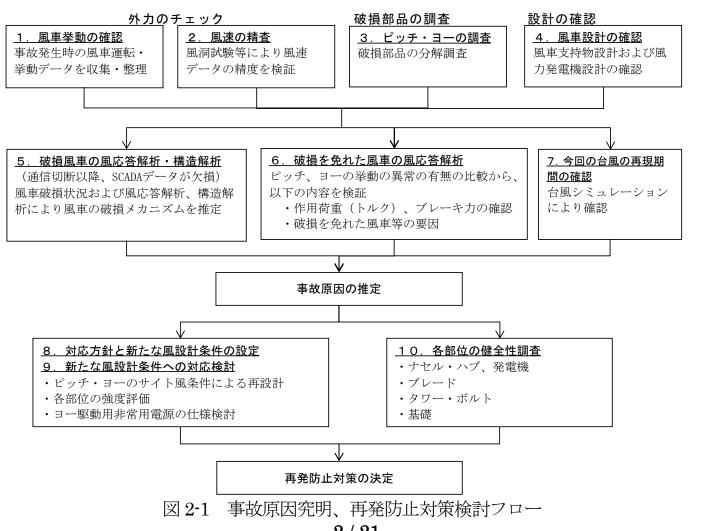
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
10分平均風速最大値	65. 5	66. 2	59. 1	64.6	68.0	68.8	70.0	60.1	71.0	54.8	70.3	76.9	62.7	67.6	50.3
3秒平均風速最大値	83. 9	85.9	79.4	78.5	87.0	87.8	85.7	82.4	87.5	72.8	92.0	90.7	86.7	87.0	71.4

※4,8,10,12,13,14 号機は 0:23~0:58 頃を境に風車の保護装置作動等により通信が遮断されたため、データが残存 する範囲での最大値

各風車の風速、風向の時系列の傾向はおおよそ同じ。最大風速(3 秒平均値)を示した 11 号 機のナセル風速計、風向計のデータを図 1-3、図 1-4 に例示。風速は 0:30~1:00 頃にピーク となり、風向は1:00~2:00頃を境におおよそ南東方向から北西方向に変化していた。南東お よび北西方向の風向は、風車が配置された北東方向に延びる尾根に直交するものであった。



2. 事故原因究明、再発防止対策検討フロー



2/21

3. 風速の精査

- ・ 風速 80m/s*以下の風速域:風洞試験
 - →【結果】最大誤差 3.5%(製品精度の大凡範囲内)
- 風速 80m/s^{*}超の風速域:風速計主軸に直接回転機を接続し風速計パルス信号出力周波数の妥当性について検証
 - →【結果】回転速度と一致したパルスが出力されていることを確認 ※風洞試験施設の試験実施許容風速値



今回ナセル風速計で計測された風速データは適切な値と判断

4. ピッチ・ヨーの破損部品の調査

4, 8, 10, 13 号機のピッチ、ヨー駆動装置の破損状況の調査を 実施。

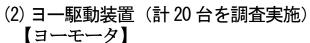
(1) ピッチ駆動装置(計12台を調査実施)

【ピッチモータ】

全数の動作を確認。一部に異音・振動あり。

【ピッチレデューサ】

4号機の3軸のみ動作しなかった。当該レデューサ分解調査の結果、出力軸側(3段目)の遊星ギアキャリアに割れが確認されたが(図4-1)、これ以外に各部の摩耗や汚損が生じていないことから、出力軸側から過大な力を受けたことにより瞬間的に破損し、動作しなくなったものと推定。



全数が動作せず、筐体が破損しているものが多数確認された(図4-2)。レデューサを介してヨーモータ・ブレーキの保持トルクを超える荷重作用したため、ヨーが回転し、過大な回転速度となったため内部破損に至ったと推定。



図4-1 ピッチレデューサ破損



図4-2 ヨーモータ筐体の割れ

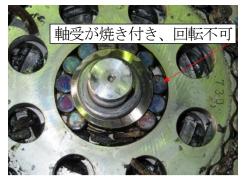
【ヨーレデューサ】

全数でピニオンの割れが見られ(図4-3(a))、10号機No.5以外の全数が動作しなかった。動作不良のものを抜き取りで分解調査した結果、全数において入力側(1段目)のサイクロ減速機偏芯軸受の焼き付きが確認された(図4-3(b))。過大な速度でヨーが回転し、回転速度の高い入力軸側で許容速度を超えたことが原因と推定。

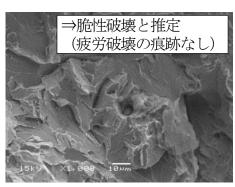
ピニオンは破面観察の結果、過大な外力による脆性破壊であることが確認された(図 4-3(c))。 レデューサの軸受焼き付き後、回転抵抗が増加した状態で再度外力を受けたことにより割れ たと推定。



(a) レデューサピニオンの割れ



(b) サイクロ減速機偏芯軸受 図 4-3 ヨーレデューサ破損例



(c) ピニオン破面の SEM 画像

5. 風車設計の確認

風車支持物:設計指針に従い建築基準法に基づく認定を受領している。 風力発電機:認証機関より設計認証(極値クラスI)を受領している。

(1) 風車支持物設計の確認結果

風車支持物の設計は「風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 2007 (土木学会)」に基づき表 5-1 の条件のもと 実施した。これを 2009 年 1 月に性能評価申請(性能評価機関:日本建築センター)、2009 年 3 月に大臣認定を受領。

表 5-1 支持物設計風速設定条件 基準風速 V₀ 38m/s 地形割増係数 1.38 ハブ高さ 65m V_{ref} 69.3m/s V_{e50} 105.0m/s

(2) 風力発電機設計の確認結果

当該風車は、DNV-GL 社(第三者認証機関)により、設計の妥当性と構造の健全性が確認され、設計認証(極値クラス $I:V_{ref}=50m/s$ 、 $V_{e50}=70m/s$ 、疲労クラス IIA: 平均風速 8.5m/s)を取得している。

6. 事故原因の推定

- 6.1. 破損風車の風応答解析・構造解析
- (1) 破損メカニズム解明の解析フロー

4,8 号機(タワー座屈)	10,13 号機(ブレード折損)
SCADA データ他による事故時	・ 風沢、風車運転状況の確認
風応答解析(風車挙動	か・作用荷重解析)
タワー座屈解析	ブレード座屈解析

図 6-1 風車破損メカニズム解明のフロー

(2) 風応答解析の条件

風応答解析は、風車動解析ソフト Bladed (DNV-GL社) を用いて実施。解析風条件は表 6-1 のとおり。なお、アジマス角 (ロータの軸回りの角度) については 10deg 間隔で 36 ケース設定し、さらにそれらに対してウィンドシード (風の周波数成分位相を決定する乱数) を 10 ケースずつ適用した、合計 360 ケースの解析を行った。

ハブ高さ風速	実機ログ参照
ハブ高さ風向	実機ログ参照
ハブ高さ乱流強度(主流方向)	実機ログ参照
ウインドシア	0.2
吹上角	8deg
ウインドシード	10種類
乱流強度比	$\sigma_1:\sigma_2:\sigma_3=1.0:1.0:0.7$

表 6-1 解析風条件

(3) 4号機および8号機(タワー座屈)破損メカニズム

a. 事故発生時の状況

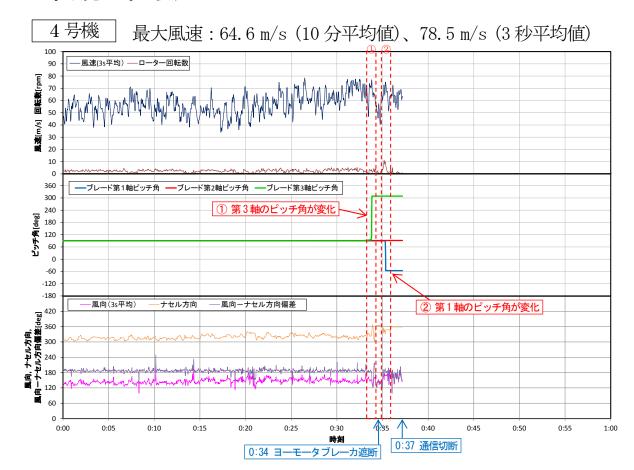


図 6-2 4 号機 SCADA データ

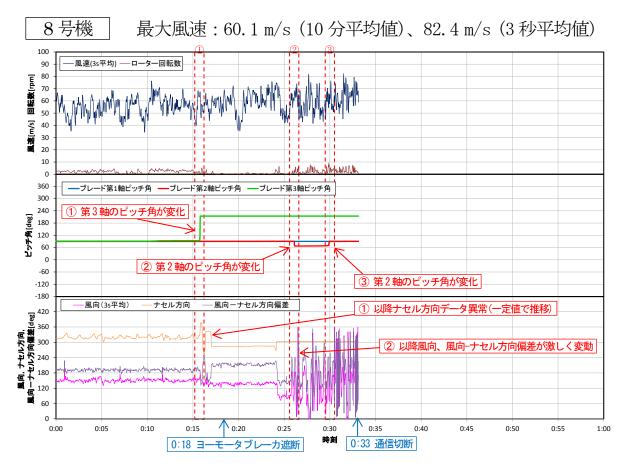


図 6-3 8 号機 SCADA データ

b. ピッチ角が変化した時間帯に関する解析

ピッチ角が変化した時間帯において風応答解析を実施し、ピッチモータ・ブレーキ位置に 作用するトルクを算出。

表 6-2 ピッチ角が変化した時間帯のピッチモータ・ブレーキ位置発生トルク (風応答解析結果)

		4년	}機	8号機			
	解析No.	1	2	1	2	3	
部位	解析対象時間	00:33:20 ~00:34:20	00:34:50 ~00:35:50	00:15:15 ~00:16:15	00:25:40 ~00:26:40	00:29:25 ~00:30:25	
1軸	ピッチ角[deg]	90.1	90.1(→-56.1)	90.0	90.0	90.1	
1 半田	解析結果トルク[Nm]	90.6~164.3	110.7~184.4	57.8 ~ 109.2	115.2~170.0	130.5~347.4	
2軸	ピッチ角[deg]	91.1	91.4	90.1	90.3(→67.5)	68(→90.0)	
乙甲田	解析結果トルク[Nm]	96.7 ~ 162.9	120.9~245.9	58.5 ~ 114.7	93.7 ~130.0	126.0~244.7	
3軸	ピッチ角[deg]	90.6(→309.2)	309.2	93.5(→214.2)	214.2	214.1	
る単面	解析結果トルク[Nm]	88.9 ~166.4	97.7~234.1	63.2~99.9	88.6~152.9	69.4~190.7	
	実機ナセル方向[deg]	326.8	323.9	327.0	33.3	326.3	
3—	ヨー偏差[deg]	187.3	190.2	170.8	236.8	176.1	
風条件	3秒平均風速最大值[m/s]	66.0	74.8	55.0	61.3	59.7	
八大十	平均風向[deg]	139.5	133.7	156.2	156.5	150.2	

※赤枠は各時間帯においてピッチ角が変化した軸



ピッチ角が変化した時間帯においてはピッチモータ・ブレーキの保持トルク (104Nm 以上で管理) を上回るトルクがブレード基部に発生し、フェザー状態を維持できなくなる状態に至ることは十分現実的であることを解析で確認

c. タワー座屈の再現

(ア) 風応答解析による作用荷重の推定

4号機の SCADA データが残っている時間帯においては、タワー座屈が確認できなかった。そこで、座屈状況の再現のために、風速を 70m/s、ピッチ角については、第 1 軸は通信切断時の記録と事故後の最終状態が同じことから $-56\deg$ で固定し、他の 2 軸を第 2 軸 $150\deg$ 、第 3 軸 $330\deg$ と想定し、表 6-3 に示す解析条件により風応答解析を実施。

8号機についても、SCADAデータが残っている時間帯においては、タワー座屈が確認できなかった。また、事故発生時の最終的なピッチ角が不明であり、事故時状況から想定される荷重を用いて座屈解析を実施したが、タワー中間部で座屈に至る荷重は確認されなかった。

このため、有限要素法により座屈が発生する条件を探索し、タワートップに水平方向荷重のみ(2,000kN以上)を載荷した場合にタワー中間部で座屈に至ることを確認した。次に、通信切断後に表 6-3 に示すピッチ角に変化したと想定し、さらにダウンウィンド状態におけるタワー後流の影響を考慮するため、CFD 解析により算出したタワー後流における速度欠損率(72.7%)を用いて風応答解析を実施し、水平方向荷重が卓越する荷重条件を探索した。

表 6-3 風応答解析条件

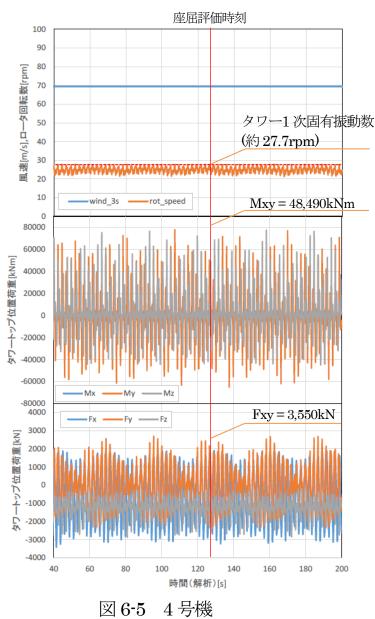
	2 0 0 7 10 0 0 7 10	
号機	4 号機	8号機
解析ソフト	Bla	ded
風速	70.0m/s	76.9m/s
乱流強度	-	0.11
ピッチ角	(-56, 150, 330)	(9.6, 4.9, 12.0)
(deg)		
ナセル方位	ダウンウィンド状態	ダウンウィンド状態





4 号機 8 号機 8 号機 8 6-4 座屈後状況写真

タワー座屈解析に関する風応答解析時系列データ



【4 号機】

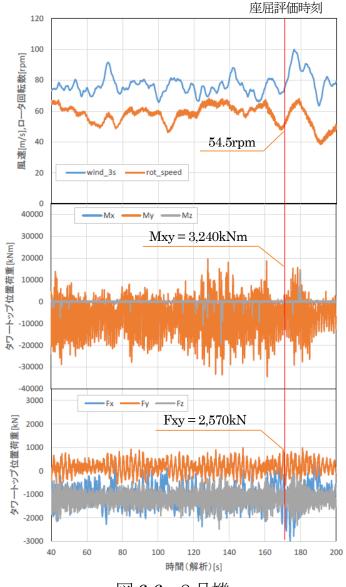
-タ回転速度が上昇

約 27.7rpm(1p モード:0.462Hz)に近づいたとき にタワー1 次固有振動数(0.462Hz)と一致し共振

タワートップに以下の荷重が作用することを 確認

- 曲げモーメント 48, 490kNm
- 水平荷重

3,550kN



8号機 図 6-6

【8 号機】

ロータ回転速度が上昇

タワートップに以下の荷重が作用すること を確認。

- 曲げモーメント 3, 240kNm
- 水平方向荷重 2,570kN (このとき3秒平均風速79.1m/s、ロータ 回転速度 54.5rpm)

(イ) タワー座屈解析

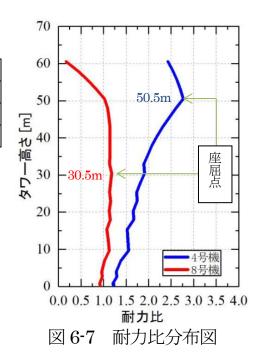
風車作用荷重による座屈の可能性を評価するため、表 6-4 に示す風応答解析にて算出した荷重をタワートップ位置に載荷し、座屈解析を実施した。その結果、図 6-7 に示すとおり4号機では50.5m位置、8号機では30.5m位置で座屈(耐力超過)することが確認された。

表 6-4 タワー座屈解析条件

号機	4 号機	8号機
解析ソフト	Aba	qus
タワートップ曲げモーメント (kNm)	48,490	3,240
タワートップ水平荷重 (kN)	3,550	2,570

表 6-5 座屈点における応力照査結果

号機	4 号機	8号機
座屈位置 (m)	50.5	30.5
座屈点における曲げモーメント (kNm)	80,795	80,253
耐力比 (=発生応力と耐力との比)	2.77	1.18



(ウ) 破損メカニズムの推定

表 6-6 4 号機破損メカニズム

時刻	事象
	[推定] 設計風速を超える風によりピッチモータ・ブレーキ位置にブレーキ
	保持力を超えるトルクが作用
0:33:52	第3軸ピッチ角がフェザーから変化 (90.6 deg→309.2 deg)
	[推定] ブレードに作用する風荷重が増大
	→風向-ナセル方向偏差が増大
	[推定] ヨー機構に過大な荷重が作用しヨーモータが過負荷となる
0:34:48	ヨーモータブレーカ遮断 (以降ヨー制御不可)
	[推定] ブレードに作用する風荷重がさらに増大
0:35:26	第1軸ピッチ角がフェザーから変化(90.1 deg→56.1 deg)
0:37:13	通信切断
	[想定] 第2軸:150deg、第3軸:330degにピッチ角が変化
	→ローター回転数が上昇
	→タワー1次固有振動数とロータ回転数が一致(約27.7rpm)し共振
	→曲げモーメント(タワートップ)が卓越
	・曲げモーメント 48,490kNm
	・水平荷重 3,550kN
最終状態	高さ約50m位置にてタワー座屈

[推定]…最終状態、SCADAデータ、風応答解析結果から推定

[想定]…SCADAデータがないため、想定のもと風応答解析を行い最終状態を再現

表 6-7 8 号機破損メカニズム

時刻	事象
	[推定] 設計風速を超える風によりピッチモータ・ブレーキ位置にブレーキ
	保持力を超えるトルクが作用
0:15:49	第3軸ピッチ角がフェザーから変化(93.5 deg→214.2 deg)
	[推定] ブレードに作用する風荷重が増大
	→風向-ナセル方向偏差が増大
	[推定] ヨー機構に過大な荷重が作用しヨーモータが過負荷となる
0:18:04	ヨーモータブレーカ遮断 (以降ヨー制御不可)
	[推定] ブレードに作用する風荷重がさらに増大
0:26:06	第2軸ピッチ角がフェザーから変化(90.3 deg→67.5 deg)
0:29:56	第2軸ピッチ角がフェザーに戻る (68.0 deg→90.0 deg)
0:33:10	通信切断
	[想定] 第1軸:9.57deg、第2軸:4.85、第3軸:12.00にピッチ角が変化
	→ローター回転数が上昇
	→水平方向荷重(タワートップ)が卓越
	・曲げモーメント 3,240kNm
	・水平荷重 2,570kN
最終状態	高さ約30m位置にてタワー座屈

[推定]…最終状態、SCADAデータ、風応答解析結果から推定

[想定]…SCADAデータがないため、想定のもと風応答解析を行い最終状態を再現

(4) 10 号機、13 号機(ブレード折損)破損メカニズム a. 事故発生時の状況

最大風速: 54.8 m/s (10 分平均值)、72.8 m/s (3 秒平均值) 10 号機 100 - 風速(3s平均) — ローター回転数 90 80 108. 15° **風速**[m/s] 回転数[rpm] 70 60 50 40 30 第2軸 20 -20. 14° 10 第1軸 0 89.7° 360 ブレード第1軸ピッチ角 ブレード第2軸ピッチ角 ブレード第3軸ピッチ角 300 通信切断後に 240 240 180 120 60 0 第1軸,第3軸 (a) SCADA 通信切断時の状態 が変化 -60 第3軸のピッチ角が変化 ② 第2軸、第3軸のピッチ角が変化 -120 -180 風向(3s平均) ナセル方向 風向ーナセル方向偏差 以降ナセル方向が激し -180 (b) 事故後の実機状態 0:00 0:05 0:10 0:15 0:20 0:25 0:30 0:35 0:23 通信切断 0:18 停電発生

図 6-8 10 号機 SCADA データ

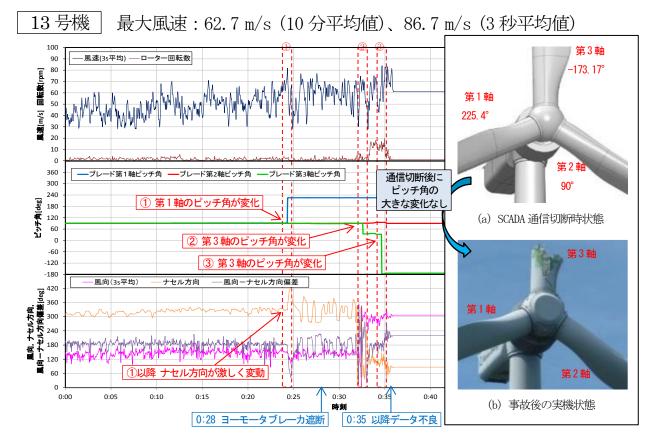


図 6-9 13 号機 SCADA データ

b. ピッチ角が変化した時間帯に関する解析

ピッチ角が変化した時間帯において風応答解析を実施し、ピッチモータ・ブレーキ位置に 作用するトルクを算出。

表 6-8 ピッチ角が変化した時間帯のピッチモータ・ブレーキ位置発生トルク

		10 5	号機	13号機			
	解析No.	1	2	1	2	3	
部位	解析対象時間	00:16:45 ~00:17:45	00:22:15 ~00:23:15	00:23:50 ~00:24:50	00:32:05 ~00:33:05	00:34:10 ~00:35:10	
1軸	ピッチ角[deg]	90.1	89.9	91.8(→225.4)	225.4	225.4	
単出	解析結果トルク[Nm]	63.8~110.6	99.4~292.0	88.6 ~157.9	94.1~301.5	269.9~6493.8	
2軸	ピッチ角[deg]	90.3	86.4(→-20.1)	90.0	90.2	91.7	
乙甲田	解析結果トルク[Nm]	60.8~101.4	109.1~348.6	81.8~144.7	135.4~318.8	192.1~599.8	
3軸	ピッチ角[deg]	94.6(→194.2)	194.2(→108.2)	90.0	90.3(→34.3)	36.5(→-173.2)	
3 平田	解析結果トルク[Nm]	68.1 ~130.3	139.6~311.0	87.3 ~ 144.8	113.1~304.5	191.0~374.6	
	実機ナセル方向[deg]	324.1	345.6	238.5	191.4	319.2	
3—	ヨー偏差[deg]	177.7	197.8	102.8	37.9	255.9	
風条件	3秒平均風速最大值[m/s]	55.6	55.2	62.3	59.1	63.3	
風木什	平均風向[deg]	146.3	147.8	135.7	153.5	145.5	

※赤枠は各時間帯においてピッチ角が変化した軸



ピッチ角が変化した時間帯においてはピッチモータ・ブレーキの保持トルク (104Nm 以上で管理) を上回るトルクがブレード基部に発生し、フェザー状態を維持できなくなる 状態に至ることは十分現実的であることを解析上で確認

c. ブレード座屈解析

風応答解析により算出されたブレードに作用する荷重から、座屈裕度(座屈荷重と作用荷重の比で、これが1を上回れば座屈しない)を算出。風応答解析全360ケースのうちの最小座屈裕度を図3-15、3-16に示す。

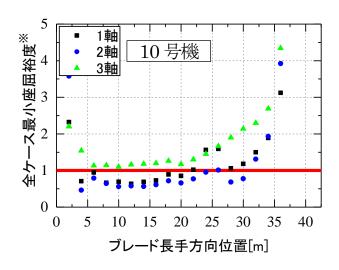


図 6-10 10 号機ブレード最小座屈裕度 (時間帯②)

※ 最小座屈裕度=座屈荷重/作用荷重

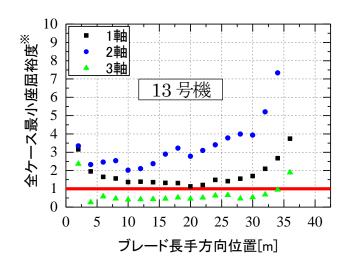


図 6-11 13 号機ブレード最小座屈裕度 (通信断後の風データを隣接する風車から 推定、第 1 軸 225.4deg、第 2 軸 90.0deg、第 3 軸-173.2deg、ナセル方向: 309.1deg から 最大 50deg/s で方位変化)

ピッチ角がフェザーから変化した状態では、ブレードが折損しうる荷重が作用していた ことを解析上で確認

d. 破損メカニズムの推定

表 6-9 10 号機破損メカニズム

時刻	事象
	[推定] 設計風速を超える風によりピッチモータ・ブレーキ位置にブレーキ
	保持力を超えるトルクが作用
0:17:19	第3軸ピッチ角がフェザーから変化 (94.6 deg→194.2 deg)
	[推定] ブレードに作用する風荷重が増大
	→風向-ナセル方向偏差が増大
0:18:17	停電発生(以降ピッチ、ヨー制御不可、ただしピッチブレーキは保持)
0:19:04	ヨー旋回異常(ナセル方向の急激な変化)を検出
	[推定] ブレードに作用する風荷重がさらに増大
0:23:05	第2軸ピッチ角がフェザーから変化 (86.4 deg→-20.1 deg)
	第3軸ピッチ角が変化(194.2 deg→108.2 deg)
0:23:18	通信切断
	[推定] 第1軸、第3軸のピッチ角が変化
最終状態	ブレード第1軸、第2軸、第3軸が座屈

[推定]…最終状態、SCADAデータ、風応答解析結果から推定

表 6-10 13 号機破損メカニズム

時刻	事象
	[推定] 設計風速を超える風によりピッチモータ・ブレーキ位置にブレーキ
	保持力を超えるトルクが作用
0:24:18	第1軸ピッチ角がフェザーから変化(91.8 deg→225.4 deg)
	[推定] ブレードに作用する風荷重が増大
	→風向-ナセル方向偏差が増大
	[推定] ヨー機構に過大な荷重が作用しヨーモータが過負荷となる
0:28:00	ヨーモータブレーカ遮断 (以降ヨー制御不可)
0:32:34	第3軸ピッチ角がフェザーから変化 (90.3 deg→34.3 deg)
0:32:42	ヨー旋回異常(ナセル方向の急激な変化)を検出
	[推定] ブレードに作用する風荷重がさらに増大
0:34:37	第3軸ピッチ角が変化(36.5 deg→-173.2 deg)
0:35:56	SCADAデータ不良(以降一定値)
最終状態	ブレード第3軸が座屈

[推定]…最終状態、SCADAデータ、風応答解析結果から推定

破損を免れた風車の解析

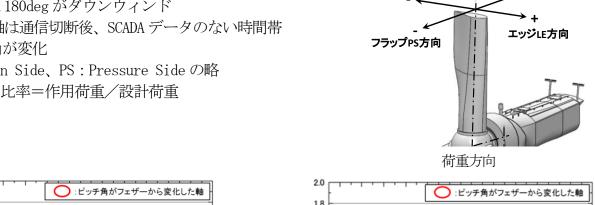
(1) ブレードに作用する荷重の解析及び座屈解析結果

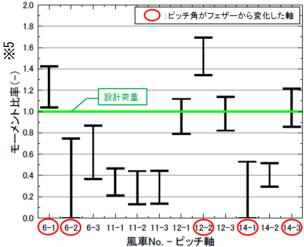
破損を免れた風車のうち、比較的高風速を記録していた6,11,12,14号機の4基に対し、 破損した風車と同様に SCADA データを用いて風応答解析を行い、ブレードに作用する荷重 を算出。解析対象時間はピッチ角が変化した時間帯および3秒平均風速が80m/s以上を記録 した時間帯を選定。

表 6-11 ブレード基部に作用するモーメントの比較(黄色網掛け部は異常値)

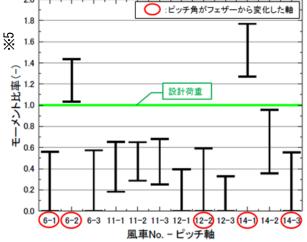
	軸	解析対象時	間のSCADAデ	ータ	ヴェードサウスル・ロネフ
機番	番	最大風速[m/s]	ピッチ角	ヨー偏差	ブレード基部に作用する モーメントの設計荷重超過
	号	(3秒平均値)	[deg] ^{**1}	$[\deg]^{\divideontimes_2}$	モーグントの設計何里旭旭
	1		254. 2		全ケース超過(フラップSS ^{※4} 方向)
6号機	2	85. 4	288.0	189. 5	全ケース超過(フラップPS ^{※4} 方向)
	3		89. 2		なし
	1	83. 0	92.9		なし
11号機	2		90.7	181.8	なし
	3		90.0		なし
	1	89. 5	90.3	193. 3	超過するケースあり(フラップSS方向)
12号機	2		235. 9		全ケース超過(フラップSS方向)
	3		90.0		超過するケースあり(フラップSS方向)
14号機	1	81. 9	-35. 0		全ケース超過(フラップPS方向)
	2		90. 1 ^{**3}	191. 7	なし
	3		269. 9		超過するケースあり(フラップSS方向)

- ※1 ピッチ角は90deg がフェザー
- ※2 ヨー偏差は 180deg がダウンウィンド
- ※3 14 号機 2 軸は通信切断後、SCADA データのない時間帯 でピッチ角が変化
- ※4 SS: Suction Side、PS: Pressure Side の略
- ※5 モーメント比率=作用荷重/設計荷重





フラップ SS 方向モーメント 図 6-12 (解析全360ケースの作用荷重範囲)



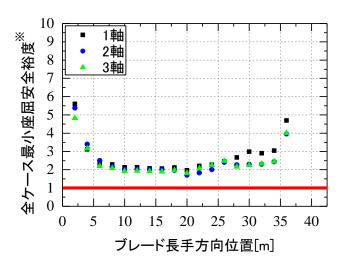
エッジTE方向

フラップSS方向

フラップ PS 方向モーメント 図 6-13 (解析全360ケースの作用荷重範囲)

ッチ角がフェザーから変化したブレードには設計荷重を超える荷重が作用しうる とを解析上で確認

また、ピッチ角の変化がなかった 11 号機の全解析ケース中のブレード最小座屈裕度を 図 6-14 に示す。



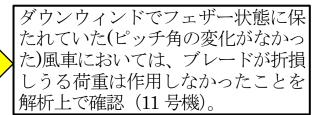


図 6-14 11 号機ブレード最小座屈裕度 ※ 最小座屈裕度=座屈荷重/作用荷重

(2) ヨ―駆動機構に作用する荷重の解析結果

ヨーについては、原設計のモータ容量 1.5kW 仕様の風車(13 基)とモータ容量が 2.2kW 仕様の風車(2 号機、5 号機の 2 基)がある。よってヨーの評価対象は高風速を記録しかつヨー駆動機構が破損していた 12 号機、14 号機と、2.2kW 仕様のモータを備えていた 2 号機、5 号機の計 4 基を評価対象とした。解析対象時間はピッチ角が変化した時間帯およびヨーモータブレーカ遮断やヨーセンサ異常が発生した時間帯(ヨー駆動機構が破損した時間帯と推定される)を選定。

表 6-12 ヨー制御機構の状況比較(黄色網掛け部は異常値および破損)

	軸	解析対象時間	のSCADAデー	ータ ^{※1}	ヨーモー	最大ヨー	- +1- m	ピニオンに
機番	番	最大風速[m/s]	ピッチ角	ヨー偏差	ター容量	回転速度	ョーまわり の機器異常	· ·
	号	(3秒平均值)	[deg]	[deg]	[kW]	[deg/s]	の機品共用	かかる荷重 ^{※2}
	1		254 . 2					2, 485~4, 658
2号機	2	83. 2	288.0	148.8	2. 2	11. 1	ブレーキ摩耗	[kNm]
	3		89. 2					
	1	79.3	92. 9	171. 5	171. 5 2. 2	4. 7	異常無し	512~1,900
5号機	2		90. 7					[kNm]
	3		90.0					
	1	74. 1	90. 2	147. 7		1. 5 15. 8	ヨーリンク゛、モーター、	3, 295~4, 376
12号機	2		235. 9		1. 5		レデューサー破損	[kNm]
	3		95. 2				· / ~ / RXJ英	
14号機	1		-35. 0				ヨーリンク゛、モーター、	$6,999 \sim 7,940$
	2	78.8	90. 1	207. 5	1. 5	19. 7	レデューサー破損	[kNm]
	3		269. 9					

※1 表 6-11 とは解析対象時間は異なる

※2 ピニオンの耐荷重は約3,800kNm



ピッチ角がフェザーから変化することでヨーベアリング周りのモーメントが大きくなり、ヨー駆動機構の破損に至ることを確認(12,14 号機)。ただし、ヨーモータの容量が大きい仕様(2.2kW)のものはピッチ角がフェザーから変化してもヨー回転速度が抑えられ、軽微な破損で済んだ(2 号機)。

ピッチ角がフェザーから変化しなかったものはヨー機構が破損しうる荷重が作用しなかったことを確認(5号機)

6.3. 今回の台風の再現期間の推定

台風シミュレーションにより肝付 WF における $50\sim2,000$ 年再現期待風速を算出した。本台風で観測された最大風速 76.9m/s(10 分平均値)の再現期間は $1,000\sim2,000$ 年相当(台風の規模(接近時の中心付近の気圧 945hPa)、台風のルートおよび肝付 WF の地形が複合的に影響し発生した極めて稀な事象)と想定される。

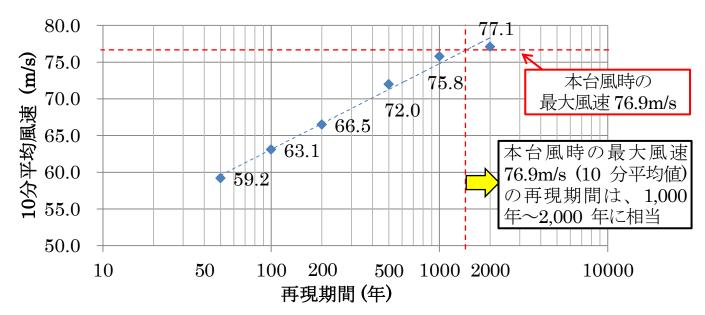


図 6-15 台風シミュレーションによる再現期間別の 10 分平均風速(V_{ref})

6.4. 事故原因究明結果のまとめ

(1) 破損のメカニズムと事故原因

4号機:ピッチ角がフェザーから外れたことにより回転速度が上昇し、ロータとタワーの共振 によりタワーが座屈

8号機:ピッチ角がフェザーから外れたことにより回転速度が上昇し、水平方向荷重の増大に よりタワーが座屈

10,13 号機: ピッチ角がフェザーから外れたことによりヨーが回転し、ブレードに作用する荷重が増大し座屈

以上の検討結果により、今回の風車破損事故は、台風の規模・通過ルート(風向)および肝付WFの地形が複合的に影響し発生した設計再現期間を大きく上回る極めて稀な暴風(サイト内最大風速:76.9m/s)によるものであり、これが風車の設計風速を超過したことによるものと推定される。

(2) 破損を免れた風車の解析結果からの考察

風車のピッチ、ヨー制御が正常に維持できれば、風車の構造安全性の確保ができる可能性があることが示唆された。

7. 対応検討

7.1. 対応方針

- (1) ピッチ、ヨーのブレーキ及びモータの機能を強化することにより、暴風時(新たな設計条件)における風車構造安全性を確保する。
- (2) 暴風時の新たな設計条件として、①関係法令への適合性、並びに②当社独自の判断により今回の台風相当の暴風時においても風車破損が再発しないことを考慮し、以下の2条件を設定する。
 - ① 再現期間50年の設計風速
 - → IEC に則り所要の部分安全率を考慮
 - ② 本台風時にナセル上で観測された最大風速(既往最大風速)
 - → 再現期間が 1,000~2,000 年相当と発電所供用期間中に経験することが極めて稀であると考えられることから、要求性能を安全限界とし、各部分安全率を 1.00とする
- (3) 風車各部位の構造安全性は①, ②に示す両設計条件において強度若しくは荷重評価をもって確認する。
- (4) 系統電源喪失時の制御確保のための非常用電源を具備し、DLC6.1 で設計を進める。 (非常用電源不作動時は DLC7.1 についても検討する必要があるが、DLC7.1 の条件 (66.4m/s, 荷重部分安全率 1.1) は原設計条件の DLC6.2(70m/s, 荷重部分安全率 1.1) に包含されるため、評価不要と判断)
 - ※ DLC: Design Load Case の略で、以下の状況を表す

DLC	風条件	運転状態	ヨー制御	風向-ナセル方向偏差	荷重部分安全率
6. 1	極値風モデル (50年再現期待風速+乱流風)	待機中	正常に動作	±8°以内	1.35
6.2	極値風モデル (50年再現期待風速+乱流風)	待機中(電源喪失)	不動作	±180°以内(全方向)	1.10
7. 1	極値風モデル (1年再現期待風速+乱流風)	待機中の故障	不動作	±180°以内(全方向)	1.10

7.2. 新たな設計風速条件の設定

表 7-1 肝付 WF における風力発電機の原設計条件と新たな設計条件(極値条件)

	原設計条件	設計条件① (50 年再現期待風速 [※])	設計条件② (既往最大風速)
10 分平均風速(V _{ref})	50 m/s	59.3m/s	76.9 m/s
3 秒平均風速(V _{e50})	70 m/s	83.0m/s	92.0m/s
設計荷重ケース	DLC6. 1, 6. 2	DLC6. 1	DLC6. 1
流入風条件	 IEC 設計要件に	±8° (非定常風)	±8° (非定常風)
風車姿勢	基づき、所要の	ダウンウィンド	ダウンウィンド
ピッチ状態	条件を設定	ネガティブフェザー	ネガティブフェザー
荷重部分安全率	木戸で以た	1.35(IEC 設計要件)	1.00(安全限界)

※建築基準法に定められた基準風速へ高度補正及び台風シミュレーションによる地形割増を考慮し算出。

7.3. ピッチ、ヨーの再設計

新たな設計条件①,②においてピッチ、ヨーに作用する最大荷重を算出し、それらに対応可能な機器を選定した。

表 7-2 ピッチモータ・ブレーキに作用する最大荷重と使用する機器の性能

	原設計条件		新たな設計条件
最大荷重	104 Nm	1	①197 Nm, ②236 Nm
使用するブレーキの保持トルク	$150 \text{Nm} (128 \sim 173 \text{Nm})$		$450 \text{Nm} (360 \sim 630 \text{Nm})$

ピッチモータ・ブレーキ保持トルクアップにより最大荷重を上回る保持トルクを確保

表 7-3 ヨーモータ・ブレーキに作用する最大荷重と使用する機器の性能

		原設計条件		新たな設計条件
	最大荷重	94 Nm		①206Nm, ②207 Nm
ブレーキ時	ブレーキ保持トルク	75 Nm	→	200 Nm
	トルク超過率※	99.9%		99.9%
	最大荷重	193 Nm		①334 Nm, ②335 Nm
駆動時	モーター定格出力	1.5kW	_	2.2 kW
例29月时	最大駆動トルク	157Nm		$247~\mathrm{Nm}$
	トルク超過率※	99.9%		99.8%

□ ヨーモータ駆動トルクアップおよびブレーキ保持トルクアップにより、原設計時と同等の性能を確保

※トルク超過率:モータの保持トルクおよび駆動トルクがそれぞれ風応答解析で計算される荷重を上回る時間の割合

7.4. 荷重 • 強度評価

図 7-1 に示す手順により風車各部(タワー、ブレード、ハブ、ナセル、ピッチ・ヨー周りの機械部品)の荷重評価および強度評価を実施した結果、荷重が原設計時の値以下もしくは発生 応力が許容値以下となり、暴風時での新たな設計条件に対しても構造安全性を確保できると判断した。

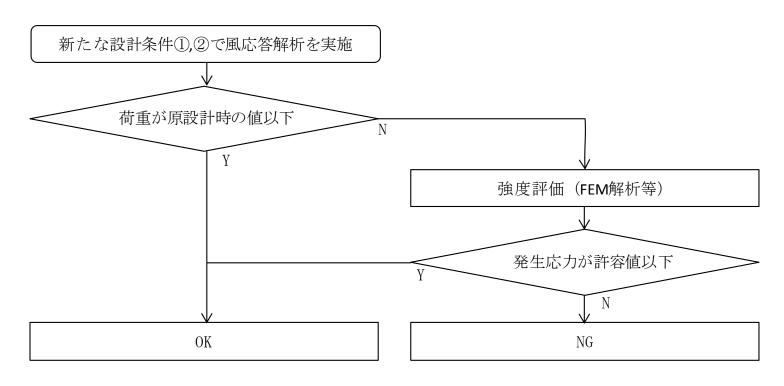


図 7-1 荷重・強度評価のフロー

7.5. 非常用電源の設置検討

新たな設計条件として設定した DLC6.1 を満足する必要があり、暴風時、系統電源が喪失した場合に自動で非常用発電機が起動し風車の制御を確保するために必要な電源を供給する設備を設置する。仕様は表 7-4 に示すとおり。

表 7-4 非常用発電設備仕様

駆動方式	ガスタービン
定格出力※1	2, 500kVA
電圧	6. 6kV
周波数	60Hz
力率	80%
運転継続時間 ^{※2} (燃料タンク容量)	22 時間以上
制御方式	系統停電時自動切替 遠隔制御・監視可

※1 定格出力

事故時の稼働実績データを元にピッチモータ、ヨーモータ、コンバーター(過回転防止機能)等の駆動に必要な必要容量を $1,879\,\mathrm{k}\,\mathrm{W}$ と算定、機器仕様はメーカ標準を考慮し $2,000\,\mathrm{k}\,\mathrm{W}$ (= $2,500\,\mathrm{k}\,\mathrm{VA}\times$ 力率 0.8)を選定

※2 運転継続時間

台風シミュレーションにより1万年間に発生した台風のうち、開始:40m/s(架空電線路の耐風速)を上回る時点~終了:50m/s(風車原設計で)を下回る時点の最大継続時間は21.3 時間

7.6. 各部位の健全性調査

タワー座屈の 4,8 号機(撤去済み)以外の風車に各種健全性調査を行い、一部機器の補修により運転再開可能と判断した。

表 4-5 健全性調查項目

対象部位	調査内容	評価
	外観検査、触診検査、動作確認、ブレーキギャップ測定、 絶縁抵抗測定、ボルト増し締め	可
ナセル・ハブ構造部材	応力集中部非破壊検査(PT)、外観検査	可
ブレード	固有振動数、目視、UT	可
タワー	溶接線非破壊検査(UT,MT,ET)、ボルト増し締め、3D計測	可
基礎	弾性波検査	可

8. まとめ

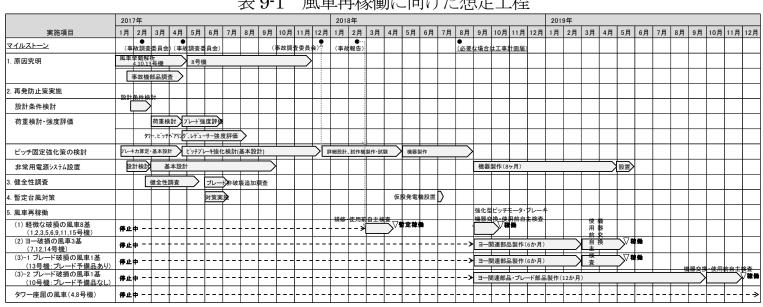
原因究明および再発防止策の総括を以下の表 8-1 に示す。

表 8-1 原因究明および再発防止策

	表 8-1 原因究明および再発防止策					
		原因究明	再発防止策			
設計風速		今回の事故時の暴風では再現期間1,000~2,000年相当の極めて稀な風速(最大10分平均風速76.9m/s、最大3秒平均風速92.0m/s)が発生し、原設計風速(10分平均風速50.0m/s、3秒平均風速70.0m/s)を大きく超えた	以下の新たな設計条件を設定 ①法令に従った50年再現期待風速 ・10分平均風速59.3m/s、 3秒平均風速83.0m/s) ・IECに則り所用の部分安全(荷重部分安全率1.35)を考慮 ②本台風時の最大風速(既往最大風速)・今回の暴風時に観測された最大10分平均風速76.9m/s、最大3秒平均風速92.0m/s・各部分安全率は1.00			
破	ピッチ	設計風速を超える風速によりピッチモータ・ブレーキに保持トルクを超える荷重が作用し、ピッチ角がフェザーから変化した	新たな設計条件①、②においても ピッチ角をフェザーに維持できるピッチ モータ・ブレーキ (ブレーキ保持トルク アップ品)を採用			
吸損に至るプロセス	III	 ①ピッチ角がフェザーから変化したことによりヨーモータ・ブレーキにブレーキ保持トルクを超える荷重が作用し、ヨーが回転 ②ヨーレデューサ軸受が高速回転し、焼き付き、固着し、ピニオンは高速回転と軸受固着に伴い耐荷重を超える荷重が作用し、破損 ③ヨーモータも高速回転により破損に至ったものと推定(事故機については全機ヨー破損) 	新たな設計条件①、②においても ヨー制御を正常に維持できるヨーモー タ・ブレーキ(駆動トルクおよびブレー キ保持トルクアップ品、2,5号機で実績 あり)を採用			
破損部位	タワー	ピッチ角がフェザーから変化したことに よりロータ回転数が上昇 →4号機については、ロータ回転数と タワー1次固有振動数の共振 →8号機については、水平方向荷重の増大 によりタワーが座屈したと推定	設備変更なし (ピッチ、ヨーの制御を維持することに より構造安全性を確保)			
,	ブレード	ピッチ角がフェザーから変化したことに よりブレード耐力を超える荷重が作用 し、破損	設備変更なし (ピッチ、ヨーの制御を維持することに より構造安全性を確保)			
	電源	事故発生に影響なし (事故発生前後、系統電源の供給は継続 されていた)	今後万が一、暴風時に系統電源が喪失した場合に風車の制御が確保できるよう、 非常用発電機を設置			

9. 今後の予定

今回の風車破損事故は、風車が設計風速を超過した風荷重を受けたことによりピッチ角が フェザーから変化し、またヨーが回転し、風車破損に至ったと考えられる。このため、前述 の再発防止策は 50 年再現期待風速 59.3m/s あるいは既往最大風速 76.9m/s の暴風に対して 風車破損を防止するための対策であり、暴風時以外の風車運転は再発防止策の有無に関わら ず問題ないものと考える。



風車再稼働に向けた想定工程 表 9-1

今後の風車再稼働に向けた具体的な工程は以下のとおり。

(1) 軽微な破損の風車8基(1,2,3,5,6,9,11,15号機)の再稼働

ヨー駆動機構やブレードが破損していない軽微な破損の風車8基については、2018年2月 に予定している最終事故報告後に、破損部品の交換ならびに使用前自主検査を実施し、4月末 目途に暫定稼働を目指す。なお、暫定稼働にあたっては、今年の台風シーズン迄にピッチモー タの保持トルクアップ品への交換が間に合わないため、2017年に実施した台風対策※にて再稼 働し、2018年10月目途でピッチモータ保持トルクアップ品への交換を完了。

- ※ 2017 年、管轄の産業保安監督部へ報告の上、暫定対策として以下の①、②を実施。新たな 設計風速条件 59.3m/s における所要保持トルク 197Nm(安全率 1.35)が必要であるが、短期 間の対策であることから、荷重の部分安全率を 1.00 として所要保持トルクを 146Nm と設定。
 - ① ピッチモータ・保持トルク 200Nm 仕様機器への交換 (製品品質管理幅: ±15%(170~230Nm)、初期の保持トルクの最小安全率 1.16)
 - ② 暴風+系統停電時にアクティブヨー化するため、各風車に仮設非常用発電機の設置 「仮設設置」は台風シーズン期間中(7月~10月)に各風車へ非常用発電機を設置し、台風 到来直前に手動切り替えにより風車補機へ電源供給実施。なお、非常用発電機へ切り替え 時も遠隔監視装置(SCADA)により風車状態監視が可能。
- (2) ヨー駆動機構破損の風車3基(7,12,14号機)の再稼働 ヨー駆動機構に関する破損部品(ヨーベアリング等)の製作完了後、部品交換・使用前自主 検査を経て、再稼動。(2019年5月予定)
- (3) ブレード破損の風車2基(10,13号機)の再稼働
 - 13 号機:破損ブレード交換・使用前自主検査を経て、再稼動(2019年5月予定)。
 - 10 号機:破損ブレード3本の製作完了後、交換・使用前自主検査を経て、再稼動 (2019年12月予定)。

なお、非常用発電機は2019年5月に設置完了予定。

以上

【参考】 軽微な破損の風車 補修・交換部品一覧(交換作業時期:2018年3月、4月予定)

	1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1	2 442 4111 111
号機	破損部品	
1	油圧装置、ヨーブレーキ	
2	ヨーモータ	
	ケーブルツイスト保護管	
3	油圧装置、ヨーブレーキ	
5	油圧ブレーキ	
6	油圧ブレーキ	
9	油圧装置、ヨーブレーキ	
11	油圧装置、ヨーブレーキ	
	ケーブルサポート	
15	逆変換装置	