

4. 荷重評価事例

4.1 設計荷重ケース (DLC) の設定

風車、タワー（タワー基部含む）は、風車制御を含んだ、空力弾性解析が可能な **Bladed** による全 DLC の解析結果を用いて設計を実施する。一方、浮体本体および係留ラインの設計には、浮体の弾性、波漂流力、係留ラインの動的影響が考慮可能な **OrcaFlex** を用いて、これらにクリティカルとなる DLC1.6、DLC6.1 の解析結果を用いる。

ここでは、まず、**OrcaFlex**（風車部は簡易モデル）を用い上記の DLC1.6、6.1 について解析を行い、浮体本体、係留ラインの設計を行った。さらに、風車・浮体連成解析ソフト **Bladed** を用いて DLC6.1 の解析を行い、解析の妥当性を確認した。

4.2 モデルの設定

4.2.1 風車モデルの設定

3MW 風車（2 枚翼）の設備仕様を表 4.2-1 に示す。

表 4.2-1 3MW 風車（2 枚翼、Upwind×1 基）の設備仕様

メーカー	Aerodyn Engineering GmbH
型式	SCD3MW – NEDO
定格出力	3MW
ロータ直径	100m
ハブ高さ	72m (above sea level)
ブレード枚数	2blades
ロータ位置	Upwind
ティルト角	3degree
コーニング角	5degree
出力制御	Variable speed, Individual pitch control
ブレーキ	ピッチブレーキ（運転中）、高速段ブレーキ、ロータロック（パーキング状態）
ヨー制御	Active yaw E-motor
定格回転数	17.1rpm
増速比	24.01
発電機種別	Permanent magnet synchronous generator
PCS方式	Full converter (IGBT)
変圧器定格電圧	22kV/0.62kV
カットイン風速	3m/s
カットアウト風速	25m/s
風速クラス	クラス S

4.2.2 浮体モデルの設定

浮体の概要図を図 4.2-1 に、浮体の仕様を表 4.2-2 に示す。

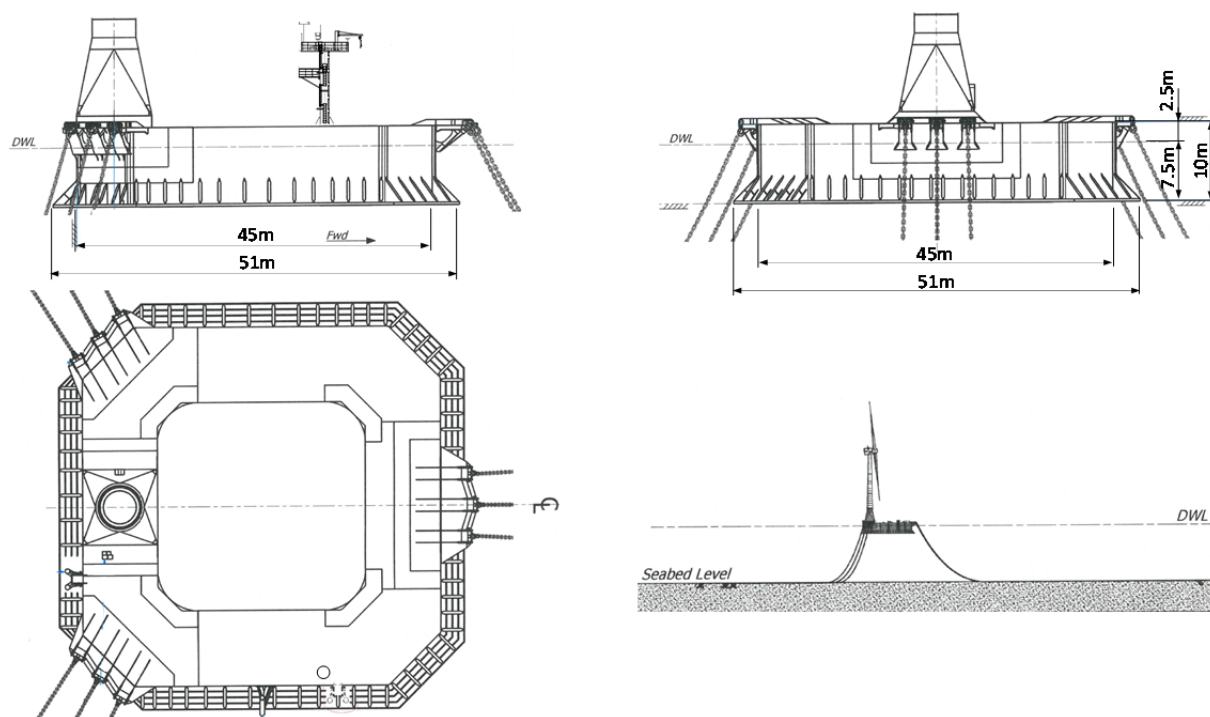


図 4.2-1 浮体の概要図

表 4.2-2 浮体の仕様

構造形式	バージ形式（鋼製）
寸法	長さ 45.0m×幅 45.0m×高さ 10.0m（スカート幅 3.0m）
喫水	7.5m
排水量	9858.0t
搭載風車	3,000kW 風車／2 枚翼／アップウインド型
ハブ高さ	72.0m
スカートの長さ	3m（後部の角を除いて）
開口部の幅	26.2m
外殻の深さ	10.0m
重心座標（Xg;Yg;Zg）	（22.5m;0.0m;7.275m）

4.2.3 係留モデルの設定

係留の概要図を図 4.2-2 に、係留ラインの仕様、チェーン許容張力を表 4.2-3、表 4.2-4 に示す。

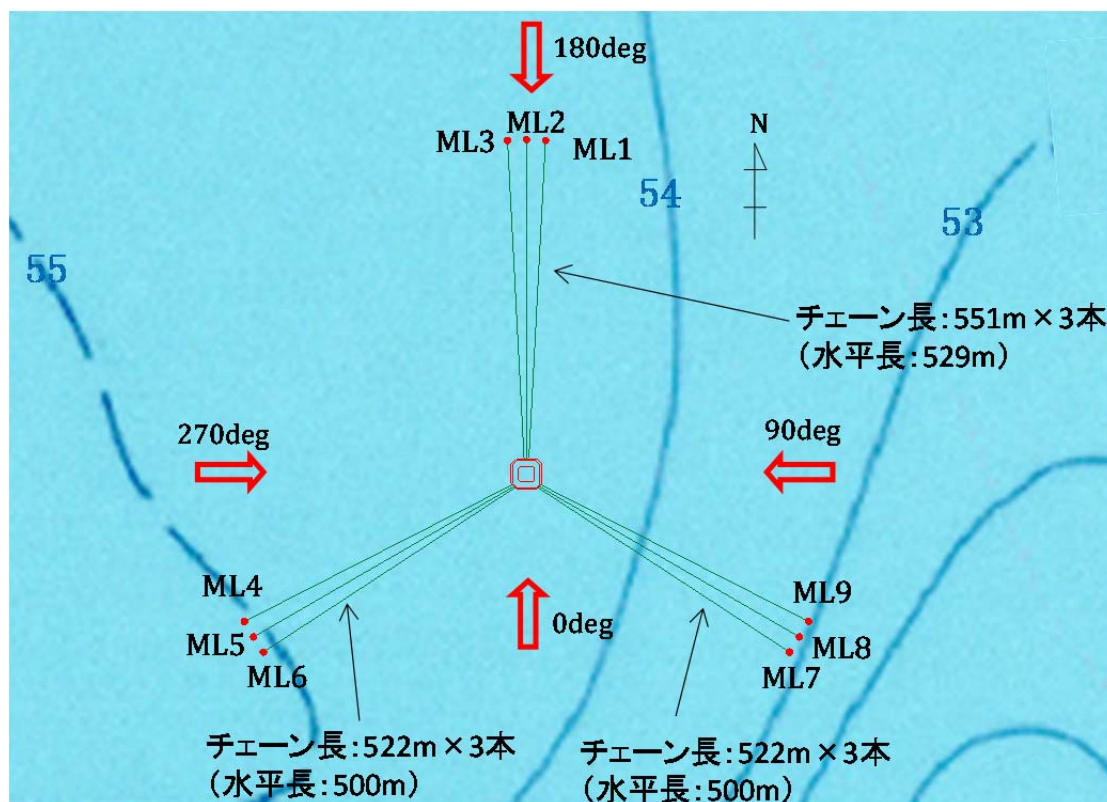


図 4.2-2 係留の概要図

表 4.2-3 係留ラインの仕様

係留形式	All チェーン+ドラッグアンカー
係留本数	9本 (3点×3条)
チェーン仕様	R4 スタッドレス
径	132mm
Net 径 (腐食磨耗考慮)	124mm
気中重量	348.5kg/m
剛性	1,400MN
破断荷重	15,965kN
Net 径の破断荷重	14,358kN
初期張力 (浮体係留点)	353kN
係留角度 (浮体係留点)	32°

表 4.2-4 チェーン許容張力

状態	安全率	許容張力 (kN)
非損傷時	1.67	8,598
単一索破断状態 (再現期間 1 年)	1.25	11,486
単一索破断時の過渡状態 (再現期間 50 年)	1.05	13,675

※安全率は浮体式洋上風力発電設備に関するガイドライン⁴による。

4.3 連成解析の実施

連成解析は、第Ⅱ編 4.3 節に基づいて行う。

4.3.1 風車に働く荷重

Bladed による連成解析（終局強度解析）により得られた風車翼根元、タワー基部（トランジションピース上端部）における断面力の最大値を表 4.3-1～表 4.3-2 に示す。

また、風車翼根元、タワーの座標系を図 4.3-1 に示す。

表 4.3-1 風車翼根元における断面力の最大値

			Mx	My	Mxy	Mz	Fx	Fy	Fxy	Fz	Safety factor
Load case			kNm	kNm	kNm	kNm	kN	kN	kN	kN	-
Mx	Max	dlc6.1c_tl-06	10402	-2817	10776	-79	-128	-471	488	-59	1.35
Mx	Min	dlc6.2ab_tl-06	-8589	1865	8789	21	114	384	400	-12	1.1
My	Max	dlc2.1ba_2+12	3702	13592	14087	-60	505	-223	552	1309	1.35
My	Min	dlc1.4ccc_2.4.1	-1616	-7166	7346	11	-230	55	237	217	1.35
Mxy	Max	dlc2.1ca_3+05	4418	13067	13793	-55	501	-245	558	1326	1.35
Mxy	Min	dlc4.2ca_3.4.2	0	0	0	-4	1	8	8	-184	1.35
Mz	Max	dlc8.2ae_th-05	1726	47	1726	104	0	-122	122	-9	1.1
Mz	Min	dlc7.1c_tl-00-01	4958	7338	8856	-162	310	-266	409	1	1.1
Fx	Max	dlc1.6cb_th-04	909	12900	12932	30	529	7	529	950	1.35
Fx	Min	dlc1.4ccc_2.4.2	-1757	-7135	7348	14	-234	63	243	194	1.35
Fy	Max	dlc6.1c_tl-02	-8281	-1342	8389	-16	-52	438	441	78	1.35
Fy	Min	dlc6.1c_tl-05	9556	-2233	9814	-58	-118	-466	481	-63	1.35
Fxy	Max	dlc2.1ba_3+04	3717	13268	13779	-54	506	-215	550	1185	1.35
Fxy	Min	dlc1.4abb_2.4.1	-136	-537	554	-61	0	0	0	563	1.35
Fz	Max	dlc2.1ea_2+11	-2107	-403	2145	-70	79	86	116	1770	1.35
Fz	Min	dlc8.1bb_07-3	-735	-1181	1391	9	-66	21	69	-233	1.5

表 4.3-2 タワー基部における断面力の最大値

			Mx	My	Mz	Myz	Fx	Fy	Fz	Fyz	Safety factor
Load case			kNm	kNm	kNm	kNm	kN	kN	kN	kN	-
Mx	Max	dlc1.5ea_4.1.1	9488	6522	-43797	44279	-5563	-1007	-139	1017	1.35
Mx	Min	dlc1.6cc_tl-02	-10938	-5815	21351	22128	-4445	602	145	619	1.35
My	Max	dlc6.1f_tl-05	-2305	63865	88499	109137	-4664	2163	-1649	2720	1.35
My	Min	dlc6.1c_tl-06	-1948	-70530	-116908	136535	-6036	-2706	1843	3274	1.35
Mz	Max	dlc6.1e_tl-02	-627	-2248	123045	123065	-4550	3046	-57	3047	1.35
Mz	Min	dlc6.1c_tl-01	-4257	-64343	-112739	129808	-6050	-2681	1751	3202	1.35
Myz	Max	dlc6.1c_tl-01	-3007	-67675	-111116	130102	-6051	-2664	1791	3210	1.35
Myz	Min	dlc2.3bb_3.3.2	15	-3	4	5	-3778	112	-1	112	1.1
Fx	Max	dlc6.2bb_tl-05	1284	-5594	57175	57448	-2309	1494	127	1500	1.1
Fx	Min	dlc6.1c_tl-05	-2161	-60864	-120179	134712	-6127	-2772	1730	3268	1.35
Fy	Max	dlc6.1e_tl-04	-1919	2010	114437	114455	-4590	2831	-53	2832	1.35
Fy	Min	dlc6.1e_tl-01	95	9052	-109138	109513	-4348	-3001	-202	3008	1.35
Fz	Max	dlc6.1c_tl-06	-2725	-69781	-110975	131091	-6016	-2538	1855	3144	1.35
Fz	Min	dlc6.2ia_tl-02	-200	58694	-81238	100222	-4793	-2195	-1700	2776	1.1
Fyz	Max	dlc6.1c_tl-03	-2145	-66300	-106228	125220	-5805	-2693	1815	3247	1.35
Fyz	Min	dlc4.2ab_2.3.2	-3	-46	-6349	6349	-4702	0	0	0	1.35

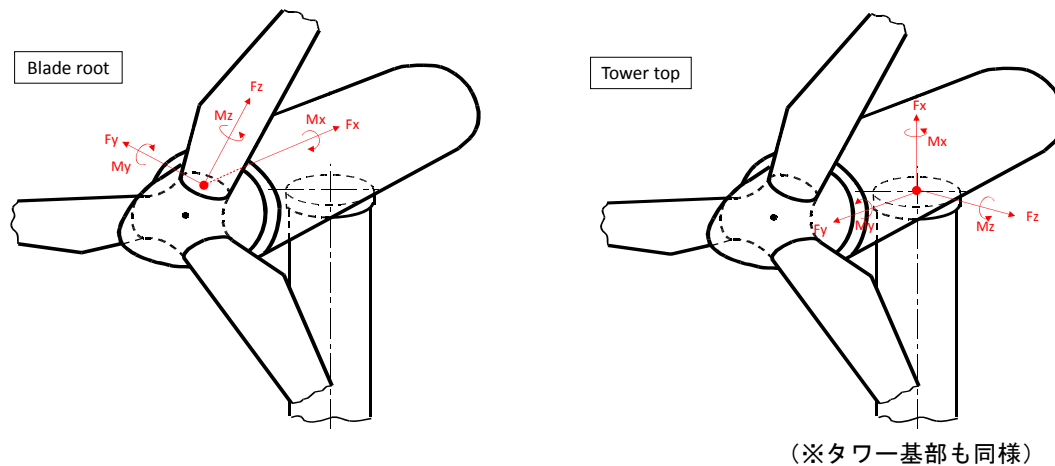


図 4.3-1 風車翼根元、タワーの座標系

4.3.2 浮体に働く荷重

1) 解析条件

表 4.3-3 の荷重ケースに対して不規則波中の解析を行い、浮体の各部に生じる断面力を算出する。

表 4.3-3 不規則波中解析の荷重ケース（解析時間 3,600s）

	風速 (at Z_{hub})	有義波高	有義波周期	波・風向き
DLC1.6	12.8m/s(最大スラスト)	9.8m ^{※1}	10.6s、 12.2s、13.7s	同一方向：0~180°を22.5°刻み
	25.0m/s(カットアウト)			
DLC6.1	48.5m/s	9.8m	10.6s、 12.2s、13.7s	波向き：0~180°を22.5°刻み 波・風向き組合せは図 4.3-2 の通り

※1、DLC1.6について、安全側の検討とするため有義波高は50年再現期待値を用いた。

※2、事前の剛体モデルによる6シードの解析から、タワー基部曲げモーメント、タワートップ加速度、Pitchの3指標が6シードの平均以上となるシードを選定し、弾性体モデルの計算に採用した。(3指標により選定されたシードによる浮体各部の断面力は、6シード平均値と同等以上になるという検討結果に基づく)

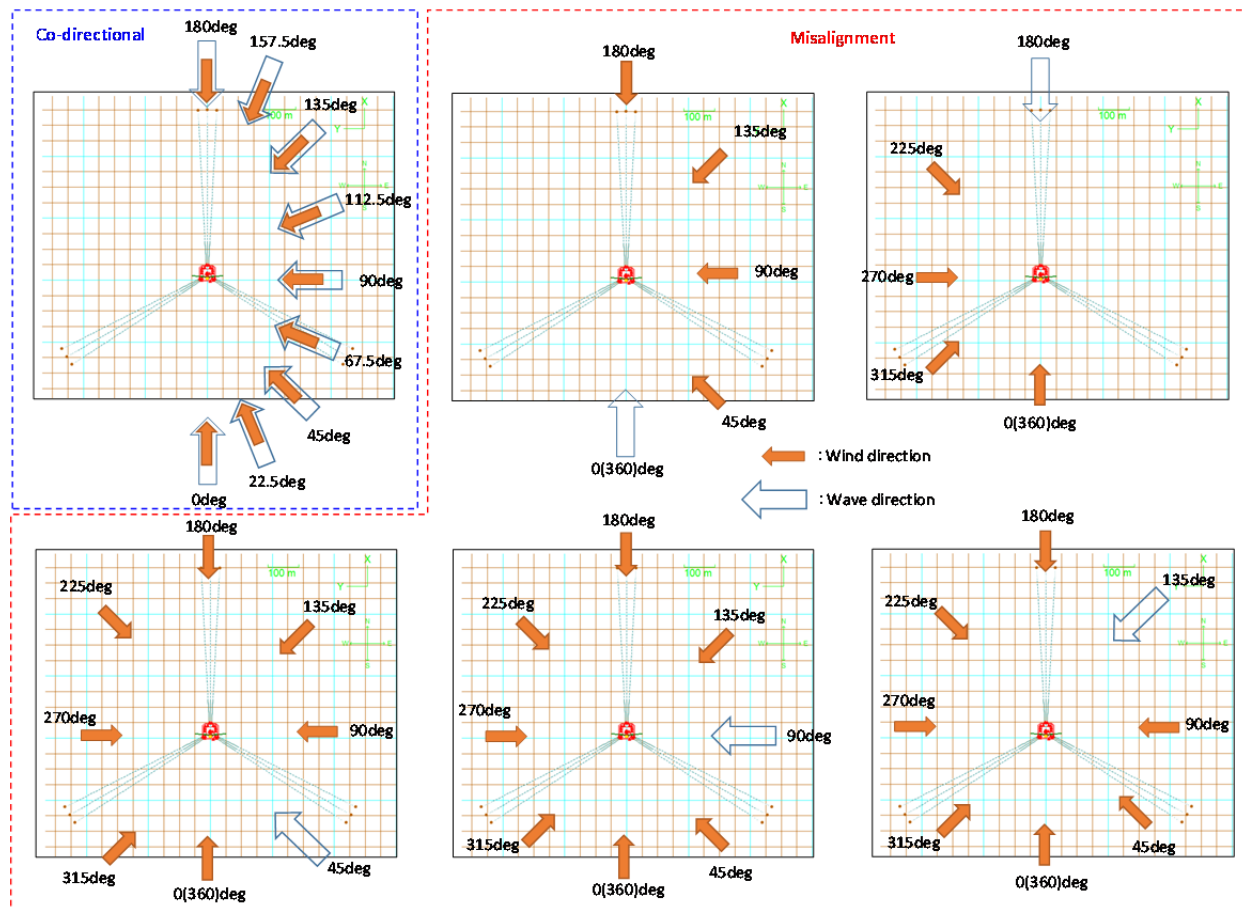


図 4.3-2 波・風向きの組合せ

2) 解析結果

解析で得られた浮体各部の最大断面力を図 4.3-3 に示す。区配置と座標の定義は図 4.3-4 の通りである。

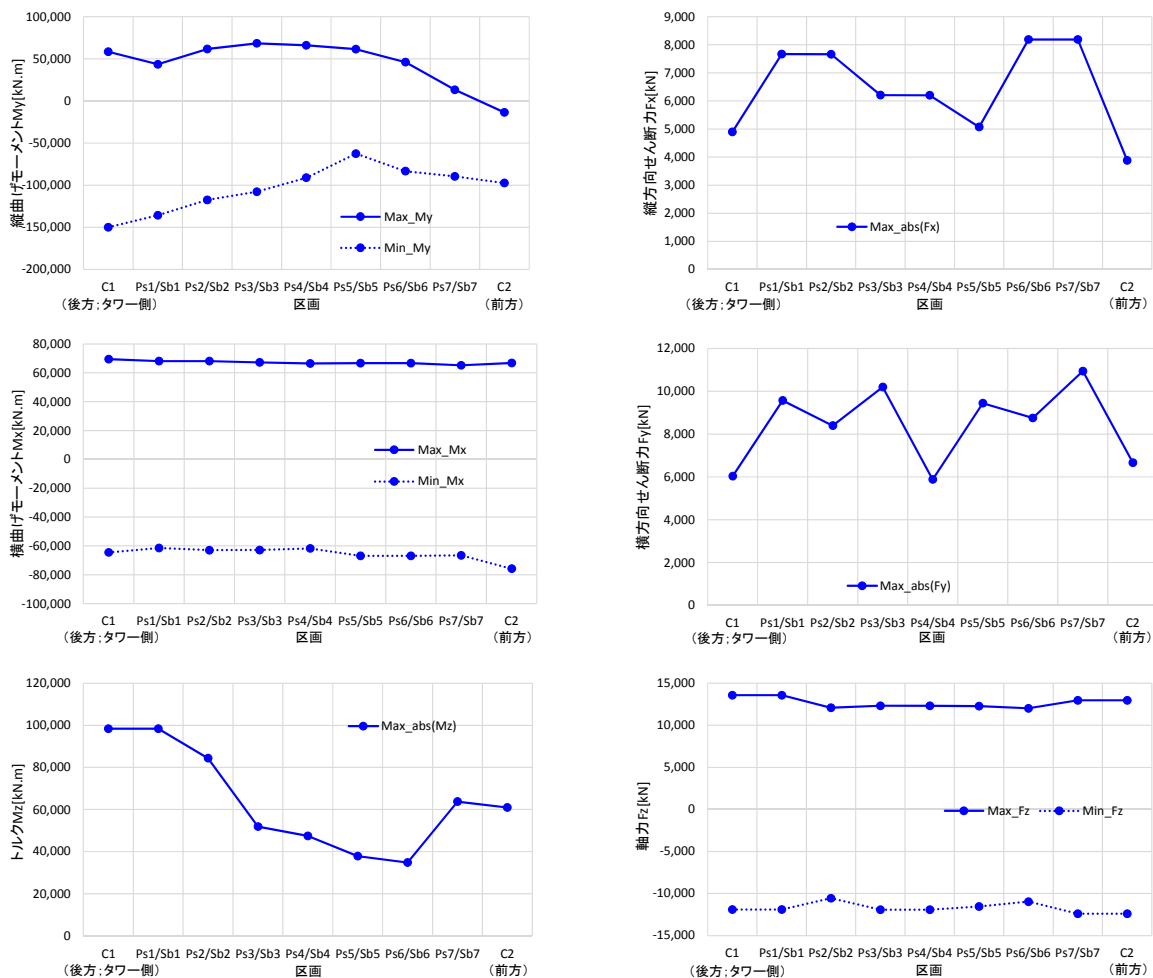


図 4.3-3 各区画での断面力の最大値

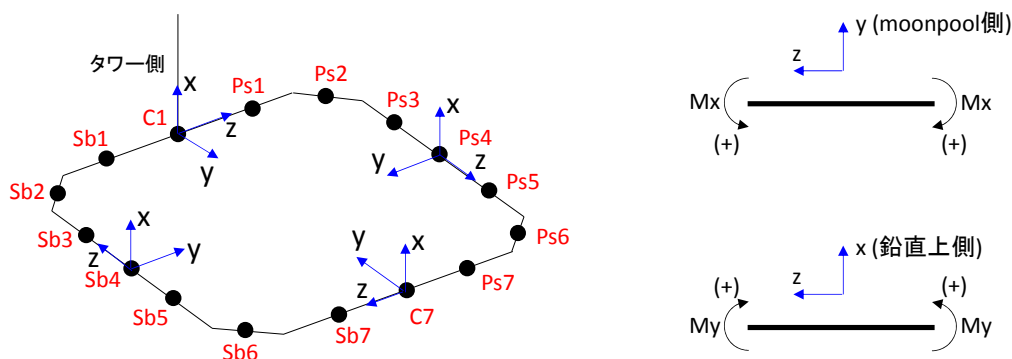


図 4.3-4 区画配置と座標の定義

4.3.3 係留に働く荷重

1) 検討方法

DLC1.6、6.1 について、OrcaFlex を用いて係留の動的応答、外力の方向性を考慮した詳細解析を実施し、係留索の安全性を評価する。解析時間は全て 3,600s で、6 シードの解析を実施する。OrcaFlex モデル図を図 4.3-5 に示す。

Step1～4 の手順で検討を行う。IEC では基本的に波と風のみスアライメントの考慮を要求されている。ここでは、Step1 で波、風同一方向の解析を行い、クリティカルな外力方向を特定した上で、Step2 以降で、クリティカルな方向をベースにミスアライメントを考慮した検討を実施する。

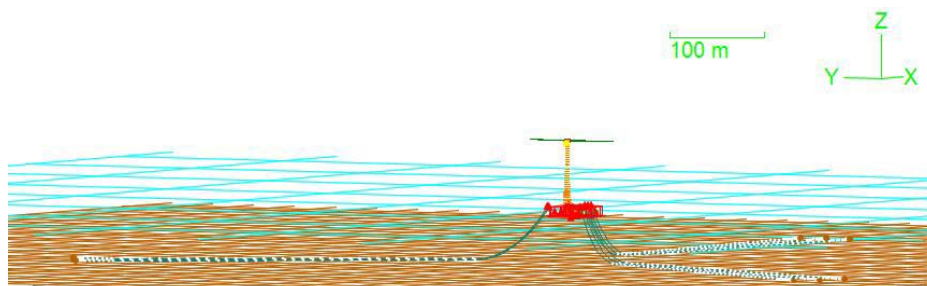


図 4.3-5 OrcaFlex モデル図

(1) Step1 : 非損傷時（波、風同一方向）

外力方向を 30deg 毎に変えて検討を行う。荷重ケースを表 4.3-4、考慮する外力方向を図 4.3-6 に示す。また、本設置海域は周囲を陸地に囲まれ、波については顕著な方向性がみられる海域であるため、DLC6.1 では方位別に波浪条件を変えて解析を実施する。

表 4.3-4 Step1 の荷重ケース

DLC	風速 (at Z_{hub})	Hs	$T_{1/3}$	海面流速	方向
1.6 (運転時)	12.8m/s (最大スラスト)	5.42m	7.9s, 9.0s, 10.2s	0.10m/s	図 4.3-6 の通り
	25.0m/s (カットアウト)			0.19m/s	
6.1 (停止時)	48.5m/s	図 4.3-7 の通り		1.04m/s	

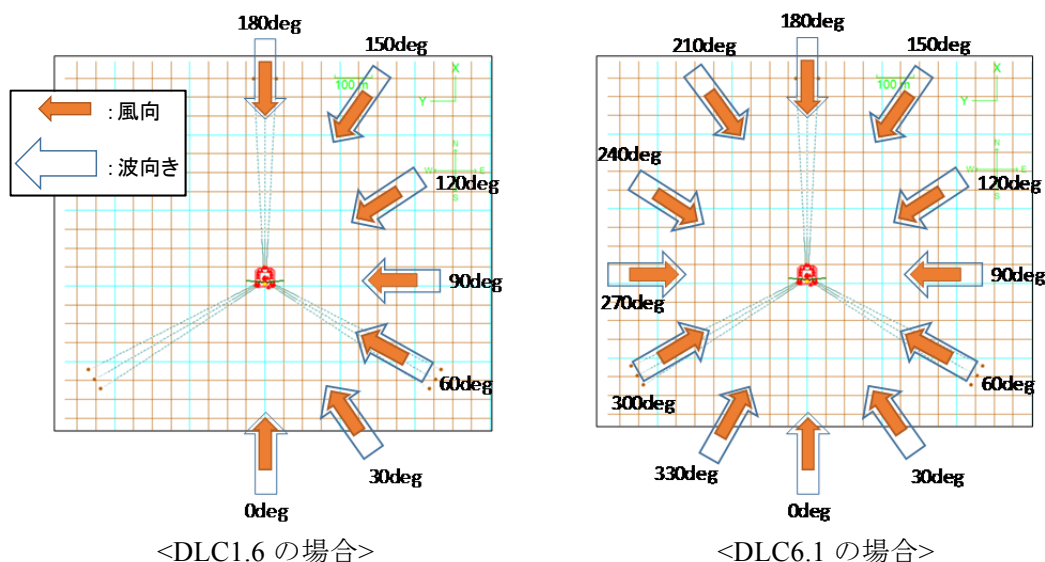


図 4.3-6 Step1 で考慮する外力方向組合せ

波浪推算データから求めた方位別の50年再現期待値^(※)、国土技術政策総合研究所資料²³の方位別の50年再現波高 (WSTS.234、WSTS.277) を比較し、最も安全側の波高を抽出する (図 4.3-7)。採用した波高が、1年再現期待値 $H_{s1-1hour}=5.42m$ を下回る場合、その方位の設計波高は5.42mとする。波周期はNKガイドライン⁴の式 4.3-1に従い範囲を求め、最小、中間、最大値について解析を実施する。

$$11.1\sqrt{H_s/g} \leq T \leq 14.3\sqrt{H_s/g} \quad \text{式 4.3-1}$$

ここで、

- H_s : 有義波高 (m)
- g : 重力加速度 (m/s^2)
- T : 有義波周期 (s)

〔※波浪推算より得られた 50 年再現波高の最大値は N 方向の 7.82m と、方位を考慮しない 50 年再現波高 $H_{s50-1hour}=9.8m$ から、方位別の 50 年再現波高を補正した (9.8/7.82 倍) 〕

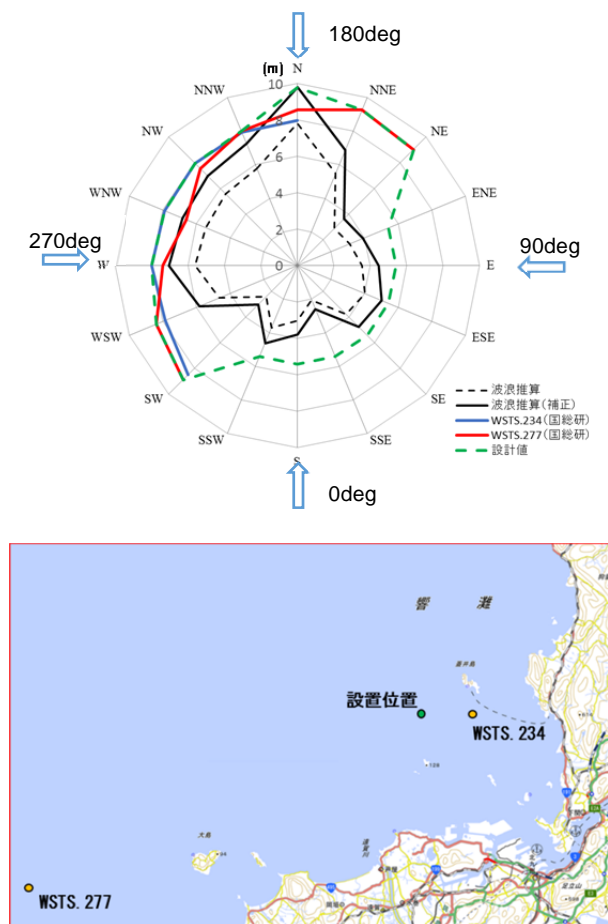


図 4.3-7 方位別の 50 年再現期待値波高⁴¹

(2) Step2 : 非損傷時 (波、風ミスアライメント)

Step1 の DLC6.1 で係留張力が大きくなった 2 方向 (150deg、180deg) について、 $\pm 30\text{deg}$ (10deg 毎)の風向と波向のミスアライメントを考慮した計算を行う (図 4.3-8)。流れについては、吹送流は風向と、水中流は波向とそれぞれ同一とする。

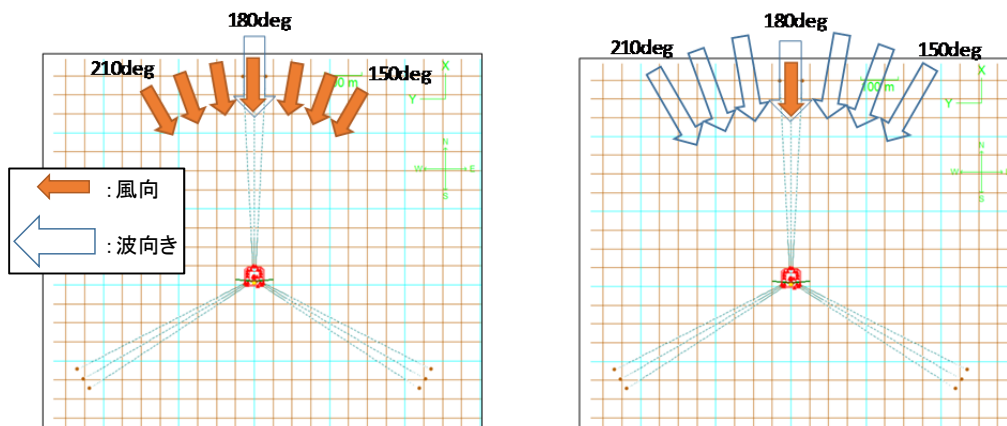


図 4.3-8 Step2 で考慮する外力方向 (180deg 方向をベースにしたケース)

(3) Step3：単一索破断時（破断後の平衡状態）

Step1 で係留張力が大きくなった 2 方向（150deg、180deg）について、張力が最も大きいラインおよび 2 番目に大きいラインの破断を想定した解析を行う。解析で考慮する外力方向は Step2 と同じとする。環境荷重の再現期間 1 年（NK ガイドライン⁴で規定）および 50 年（参考扱い）の両ケースについて検討する。

(4) Step4：単一索破断時の過渡状態

非損傷時の検討（Step1、2）のうち最も張力が大きくなったケースについて、2 番目に張力が大きいラインが途中で破断した状態を想定し、解析を行う。破断ラインの張力が最大になる時刻で破断すると仮定する。

2) 解析結果

(1) Step 1：非損傷時（波、風同一方向）

最大張力の解析結果を表 4.3-5 に示す。結果は全て 6 シードの平均値である。張力が最も大きくなったのは、ML1、ML2（着色部）の浮体係留点の 7,500kN で、UF（最大張力／許容張力）は 0.87 である。

表 4.3-5 Step 1 の最大張力

ライン No.	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
	最大張力 [kN]	UF	最大張力 [kN]	UF	
ML1	7,500	0.87	7,019	0.82	DLC6.1 D150deg V48.5 Hs9.28 T10.3
ML2	7,464	0.87	6,973	0.81	DLC6.1 D180deg V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	7,455	0.87	6,958	0.81	DLC6.1 D180deg V48.5 Hs9.8 T10.6
ML4	6,338	0.74	5,785	0.67	DLC6.1 D300deg V48.5 Hs8.88 T11.6
ML5	6,015	0.70	5,415	0.63	DLC6.1 D300deg V48.5 Hs8.88 T11.6
ML6	5,742	0.67	5,275	0.61	DLC6.1 D330deg V48.5 Hs8.88 T10.1
ML7	2,781	0.32	2,052	0.24	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2
ML8	3,596	0.42	2,932	0.34	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2
ML9	4,709	0.55	4,155	0.48	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2

(2) Step 2：非損傷時（波、風ミスアライメント）

最大張力の結果を表 4.3-6 に示す。張力が最も大きくなったのは、ML1（着色部）の浮体係留点の 8,244kN で、UF（最大張力／許容張力）は 0.96 である。

表 4.3-6 Step 2 の最大張力

ライン No.	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
	最大張力 [kN]	UF	最大張力 [kN]	UF	
ML1	8,244	0.96	7,810	0.91	DLC6.1 Dwind150 Dwave160 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML2	7,464	0.87	6,973	0.81	DLC6.1 Dwind180 Dwave180 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	8,117	0.94	7,650	0.89	DLC6.1 Dwind180 Dwave200 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML4	1,234	0.14	678	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6
ML5	1,081	0.13	668	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6
ML6	959	0.11	700	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6
ML7	2,562	0.30	1,830	0.21	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2
ML8	3,343	0.39	2,652	0.31	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2
ML9	4,341	0.50	3,756	0.44	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2

(3) 単一索破断時（破断後の平衡状態）

最大張力の結果を表 4.3-7、表 4.3-8 に示す。再現期間 1 年のケースでは、最大張力は 3,635kN、UF（最大張力／許容張力）は 0.32 と十分に余裕がある結果が得られた。また、再現期間 50 年のケースについても、最大張力は 11,820kN で破断荷重 14,358kN を下回ることを確認した。

表 4.3-7 Step 3（単一索破断時：再現期間 1 年）の最大張力

ライン No.	破断索	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
		最大張力 (kN)	UF	最大張力 (kN)	UF	
ML1	ML2	3,635	0.32	2,986	0.26	Dwind150 Dwave160 V38.8 Hs5.42 T7.9
ML2	ML1	3,415	0.30	2,703	0.24	Dwind170 Dwave180 V38.8 Hs5.42 T7.9

表 4.3-8 Step 3（単一索破断時：再現期間 50 年）の最大張力

ライン No.	破断 索	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
		最大 張力 (kN)	破断 荷重 (kN)	最大 張力 (kN)	破断 荷重 (kN)	
ML1	ML2	11,820	14,358	11,536	14,358	Dwind150 Dwave160 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	ML2	11,610	14,358	11,314	14,358	Dwind180 Dwave200 V48.5 Hs9.8 T10.6

(4) Step 4：単一索破断時の過渡状態

最大張力の結果を表 4.3-9 に示す。張力が最も大きくなったのは、ML1 の 10,282kN で、UF（最大張力／許容張力）は 0.75 である。

表 4.3-9 Step 4（単一索破断時の過渡状態：再現期間 50 年）の最大張力

荷重ケース	最大張力 (kN)								
	ML1	ML2	ML3	ML4	ML5	ML6	ML7	ML8	ML9
Dwind150_Dwave160_V48.5 Hs9.8 T10.6	10,282	破断	7,653	676	715	747	1,021	1,135	1,295
UF	0.75	—	0.56	0.05	0.05	0.05	0.07	0.08	0.09

3) まとめ

最大張力の計算結果を表 4.3-10 に示す。

表 4.3-10 最大張力の計算結果

状態	最大張力 (kN)	許容張力 (kN)	UF
非損傷時	8,244	8,598	0.96
単一索破断状態 (再現期間 1 年)	3,635	11,486	0.32
単一索破断時の過渡状態 (再現期間 50 年)	10,282	13,675	0.75

4.4 連成解析の検証

連成解析の検証は、第 II 編 4.4 節に基づいて行う。

4.4.1 水槽試験概要

数値解析手法の検証に用いる水槽試験の概要を以下に示す。また、実験の様子を図 4.4-1 に、係留配置と波向きの例を図 4.4-2 に、計測波形の例を図 4.4-3 に示す。

1) 使用水槽

水産工学研究所海洋工学総合実験棟の平面水槽 (寸法: 長さ 60m、幅 25m)

2) 浮体、係留模型

縮尺: 1/50 (フルード相似則適用)

水深 (実機換算値): 160m (1 期試験)、58m (2 期試験: 実海域と同等の水深を再現)

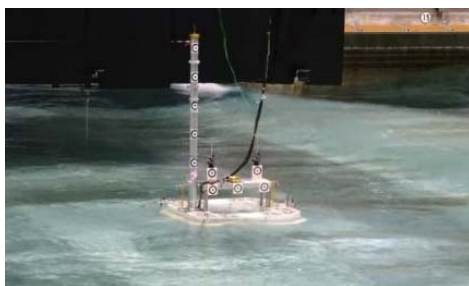


図 4.4-1 実験の様子

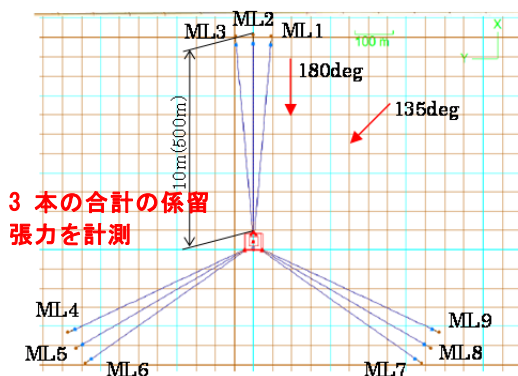
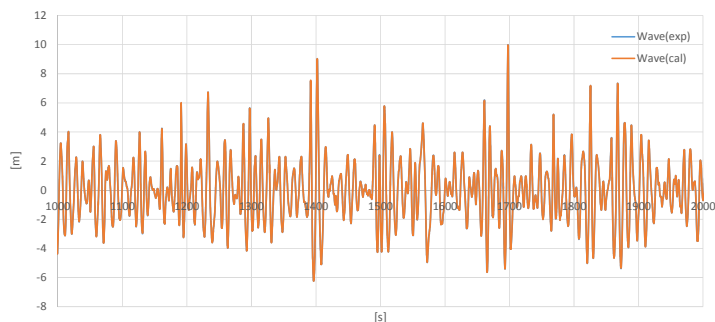


図 4.4-2 係留配置と波向き



(大波高時に波の谷より峰が大きく、波形に水深の影響が現れている)

図 4.4-3 計測波形の例 (水深 58m の場合)

3) 試験方法

- ・ 波浪：規則波、不規則波（正面波、斜波）
- ・ 風、流れ荷重：風下、流れ下側から荷重相当の力で引くことにより再現（波と同一方向）

(図 4.4-4)

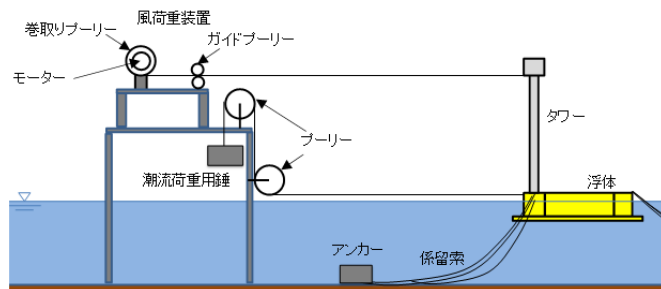


図 4.4-4 風、潮流荷重の模擬方法

4.4.2 解析手法 (OrcaFlex)

1) 骨組モデルの作成

OrcaFlex で 16 区画を質点でモデル化 (図 4.4-5) し、バラスト等を含む質量、慣性モーメントを各質点に与える。質点間は軸方向、曲げ、ねじり剛性を考慮した梁要素で結ぶ。

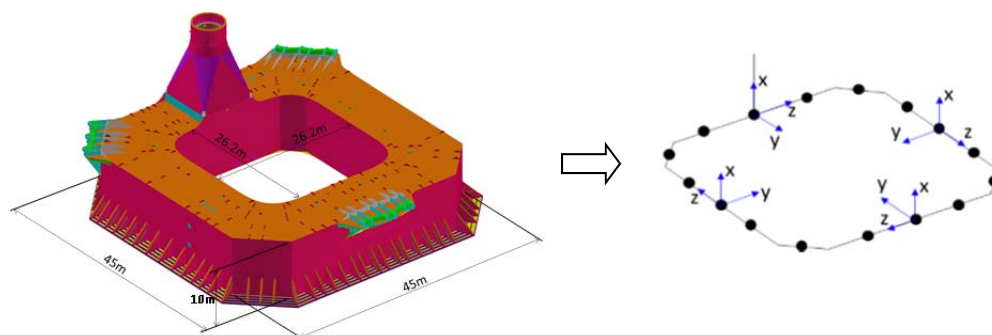


図 4.4-5 全体骨組解析モデル

2) 流体力モデル

「AQWA」を用いて浮体の区画毎の流体力係数を求めておき、Orcaflex による解析で各区画の節点に集中荷重として作用させる。加えて水槽試験結果よりキャリブレーションした非線形減衰力も各区画の節点に与える。AQWA のモデル図を図 4.4-6 に示す。

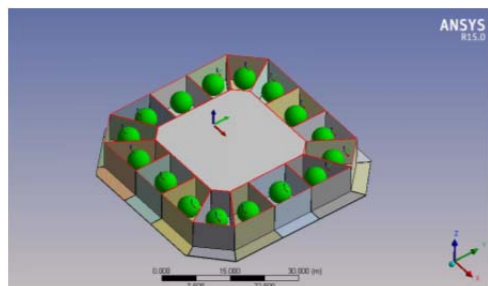


図 4.4-6 AQWA のモデル図

- 付加質量、付加慣性モーメント係数
- 造波減衰係数
- 復原力係数
- 波強制力係数

波漂流力については以下のようにモデル化する。

水槽試験では、規則波中の水槽試験結果より波漂流力係数 (Quadratic Transfer Function ; QTF) を求めた (図 4.4-7)。漂流力係数 QTF は式 4.4-1 で定義されるものである。

$$QTF = F_x / A^2 \quad \text{式 4.4-1}$$

ここで、

- QTF : 漂流力係数
- F_x : 波漂流力 (N)
- A : 入射波振幅 (m)

図 4.4-7 には AQWA により得られた QTF、設計で考慮する QTF も併せて示しており、設計に用いる値は水槽試験結果、AQWA より安全側となるよう設定している。OrcaFlex による数値解析では Newman 近似を用いて不規則波中の変動漂流力を求める。

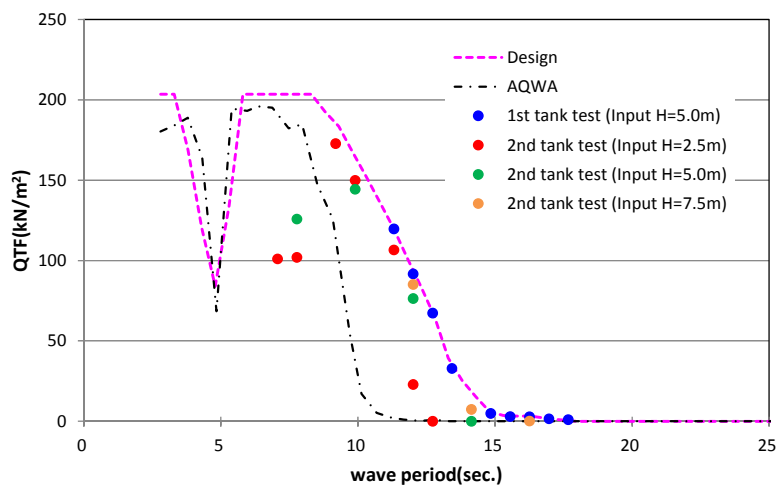


図 4.4-7 漂流力係数 QTF

4.4.3 解析手法の検証（水槽試験と OrcaFlex による数値解析結果の比較）

1) 浮体の動揺

不規則波中の数値解析を行い、浮体の動揺（Pitch、鉛直方向加速度）について水槽試験と解析結果の比較を行った。結果を図 4.4-8 に示す。数値解析では、水槽試験で計測された波形を入力波として与えた。比較ケースは以下の通りである。

- Case1 : $H_{1/3}=8.5\text{m}$ 、 $T_{1/3}=10.3\text{s}$ 、正面波、風・流れ荷重なし、水深 160m
- Case2 : $H_{1/3}=9.65\text{m}$ 、 $T_{1/3}=11.2\text{s}$ 、正面波、風・流れ荷重有り、水深 58m

図 4.4-8 より、浮体動揺に関して、水槽試験と数値解析結果がよく一致することを確認した。

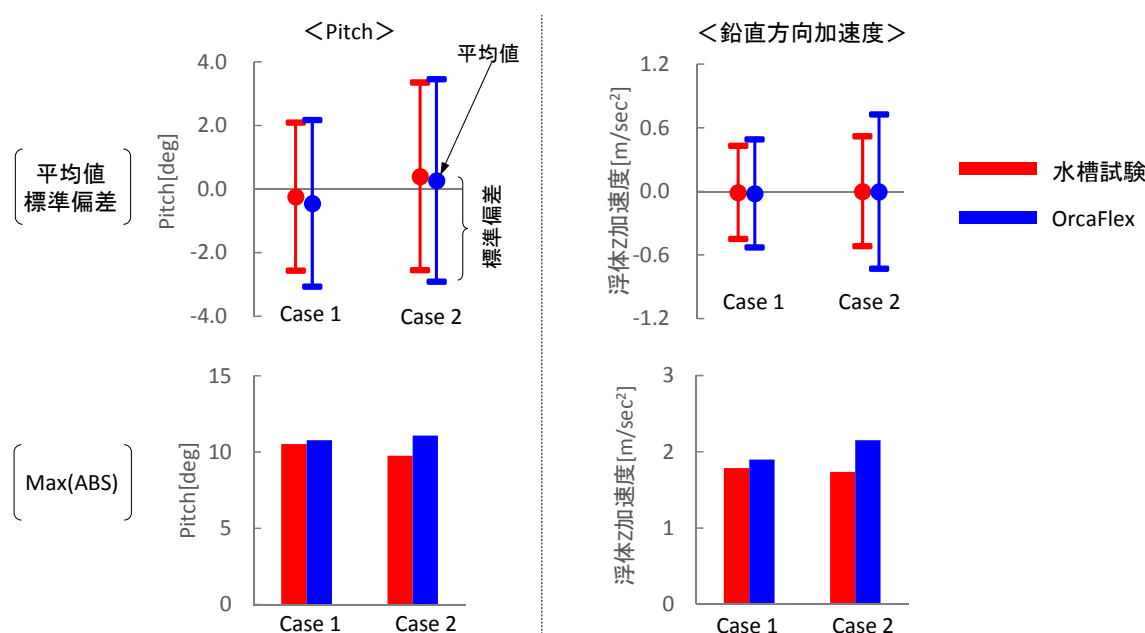


図 4.4-8 体の動揺に関する水槽試験と解析結果の比較

2) 係留力

係留力について水槽試験と解析結果の比較を行った。係留力の統計値の比較を図 4.4-9 に、係留力の時刻歴を図 4.4-10 に（浮体の動揺が安定してきた時刻を 0s としている）に示す。比較ケースは以下の通りである。

- Case2 : $H_{1/3}=9.65\text{m}$ 、 $T_{1/3}=11.2\text{s}$ 、正面波、風・流れ荷重有り、水深 58m
- Case3 : $H_{1/3}=9.65\text{m}$ 、 $T_{1/3}=11.2\text{s}$ 、斜波、風・流れ荷重有り、水深 58m

比較結果の概要は以下の通りで、本数値解析モデルは設計ツールとして妥当であるといえる。

- Exp.と Orcaflex(dynamic)の平均値、標準偏差、最小値はよく一致
- Orcaflex(dynamic)の最大値は Exp.よりやや大きい。
- 係留力の時刻歴について、Exp.と解析で係留力が大きくなる時間帯はよく一致

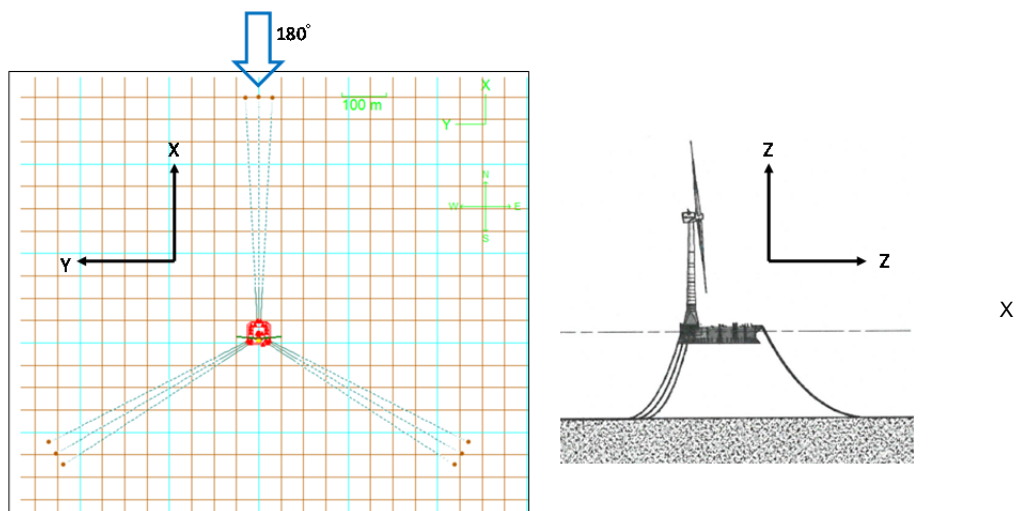


図 4.4-11 外力方向および座標系

No.①～③について、Surge、Heave、Pitch の比較を図 4.4-12、図 4.4-13 に、タワー基部での断面力 (F_x : X 方向せん断力 (kN)、 F_z : Z 方向軸力 (kN)、 M_y : Y 軸回りの曲げモーメント (kNm)) の比較を図 4.4-14、図 4.4-15 に示す。

浮体の動揺について、Surge の応答に若干のズレが生じるが、Heave、Pitch については、良く一致する結果が得られた。断面力については、両者の解析結果は概ね一致することが確認できた。

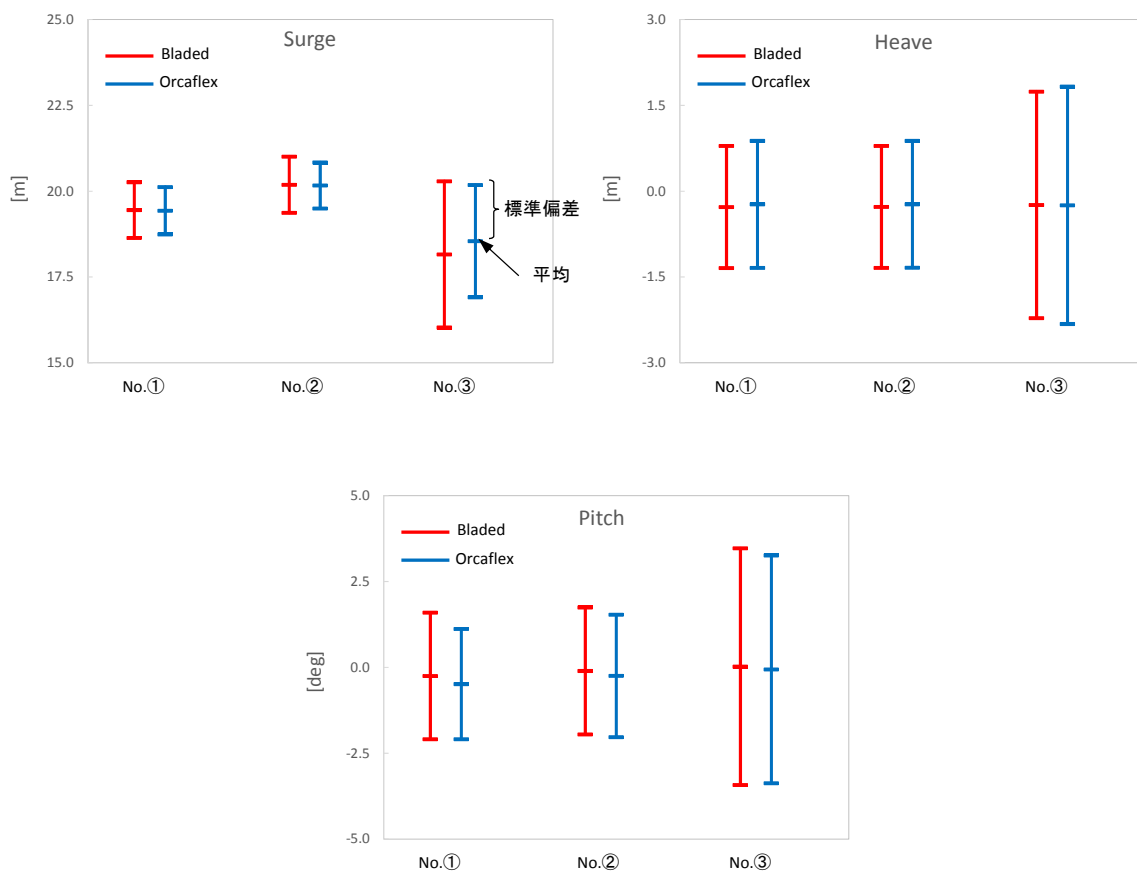


図 4.4-12 Surge、Heave、Pitch の平均値・標準偏差の比較

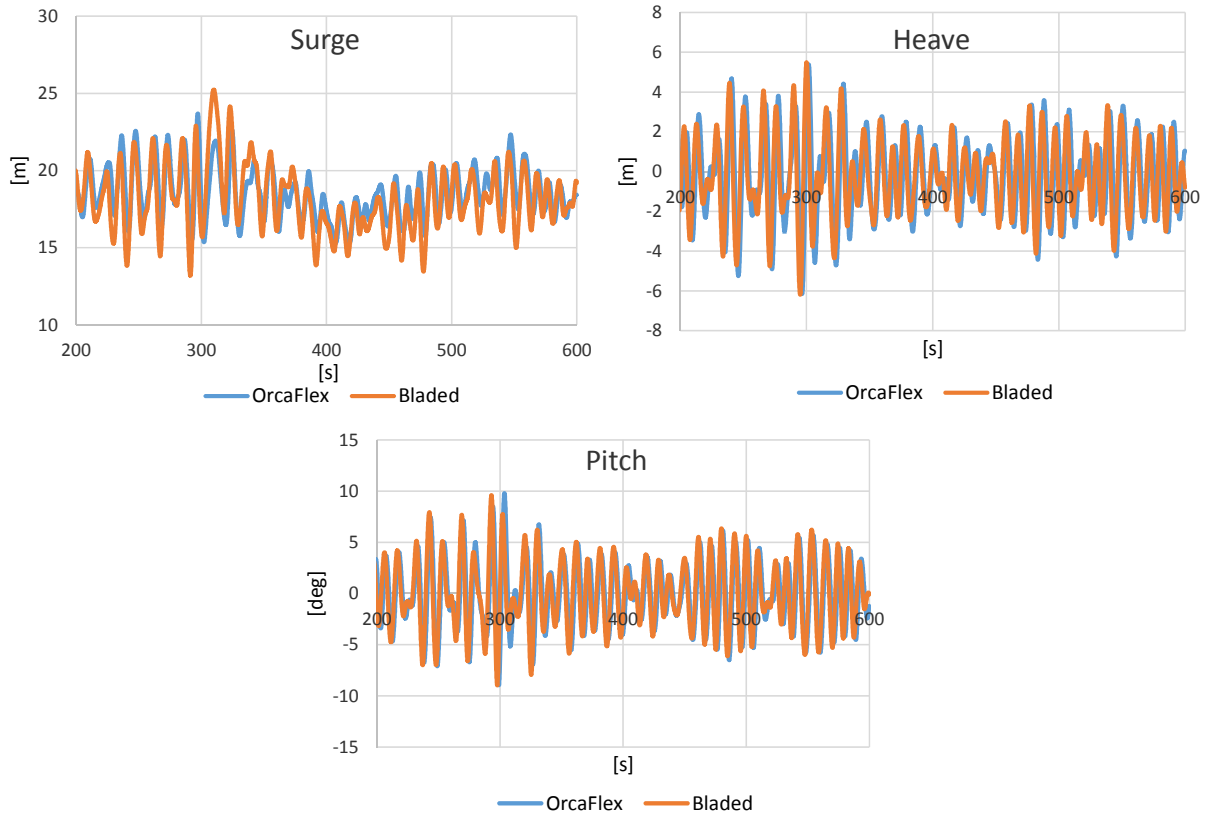


図 4.4-13 Surge、Heave、Pitch の時刻歴の比較 (ケース No.③)

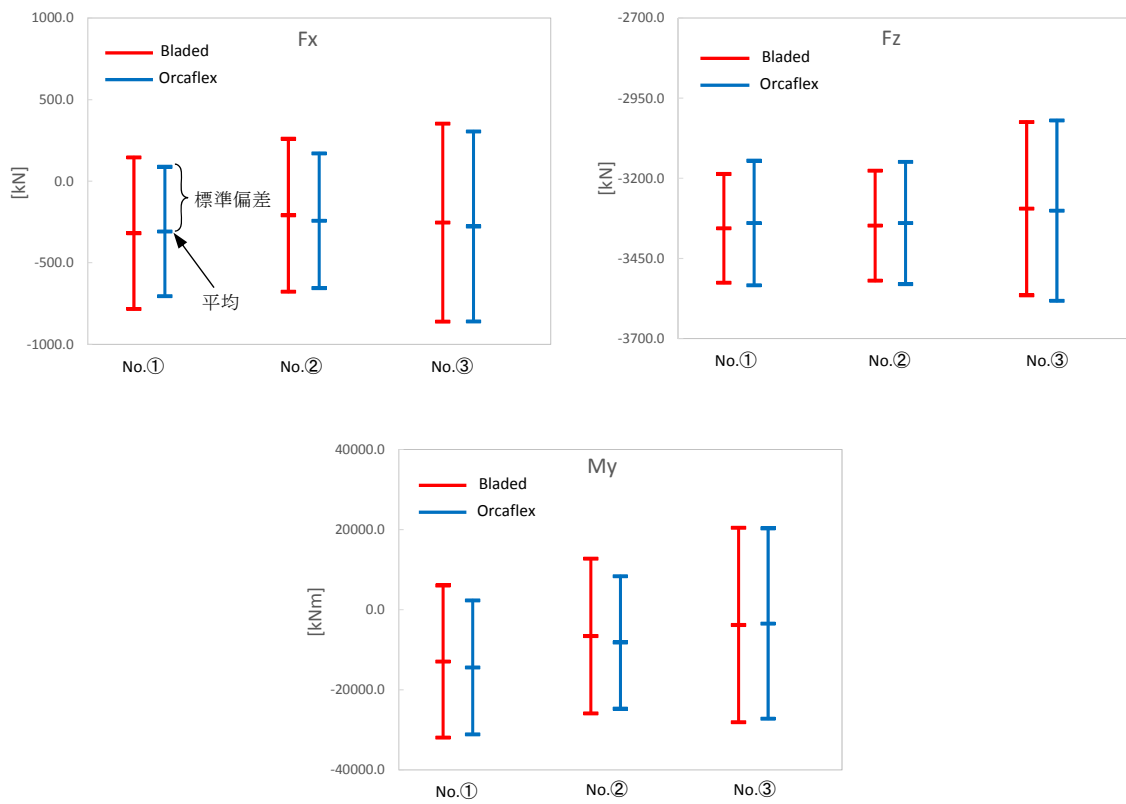


図 4.4-14 タワー基部断面力の平均値・標準偏差の比較

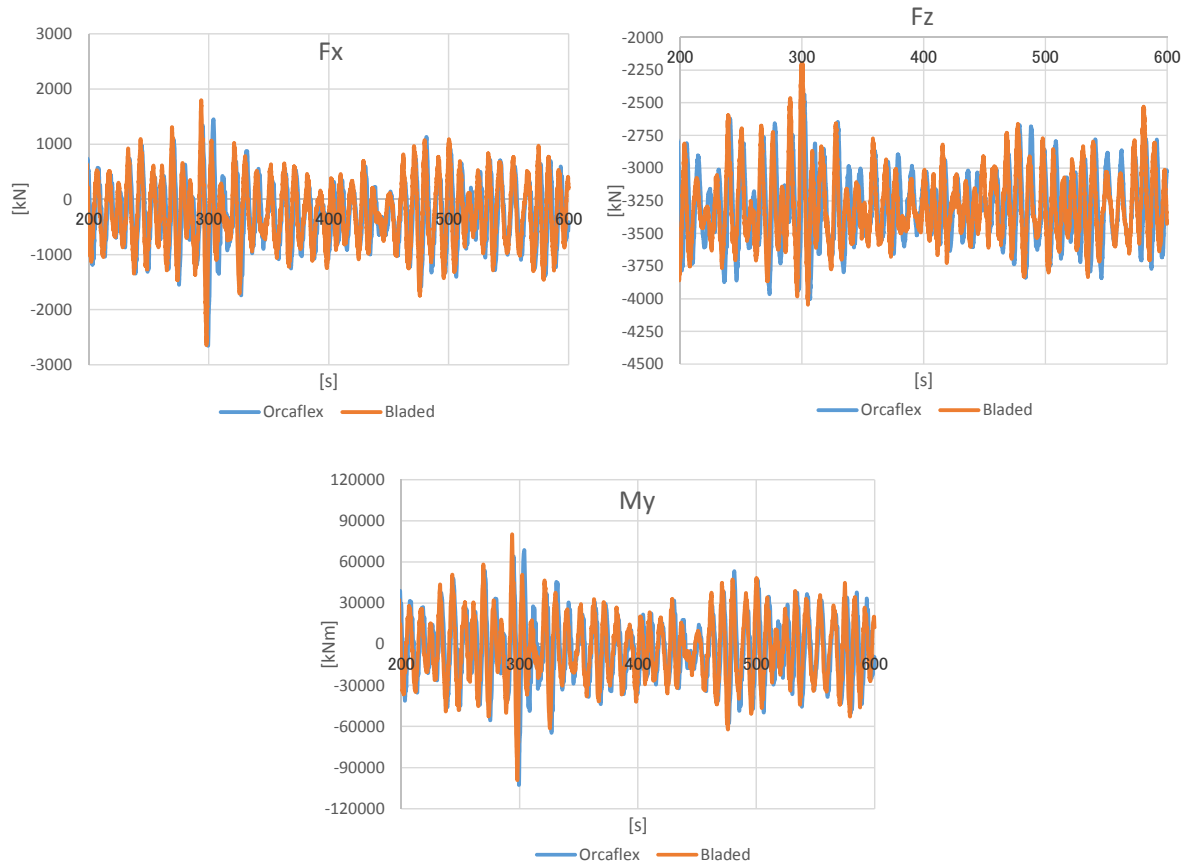


図 4.4-15 タワー基部断面力の時刻歴の比較 (No.③)

5. 構造評価事例

5.1 浮体施設の構造評価

浮体施設の構造評価は、第Ⅱ編 5.3 節に基づいて行う。

5.1.1 終局強度の検討

1) モデル化および方法

FEM 解析では、解析で得られた水圧分布を作用させながら、照査対象範囲において断面力も精度よく再現できるように、以下のようにモデル化する。

- ・ 3 区画分を抜き出した部分モデルを作成 (図 5.1-1、図 5.1-2)
- ・ 一端を固定、他端を自由とした片持ち梁とする。
- ・ 解析で求めた水圧分布、その他荷重をモデルに作用
- ・ コントロールセクション (以下 C.S. と表示) において全体骨組解析で得られた断面力が発生するよう自由端から入力する 6 自由度の荷重を調整

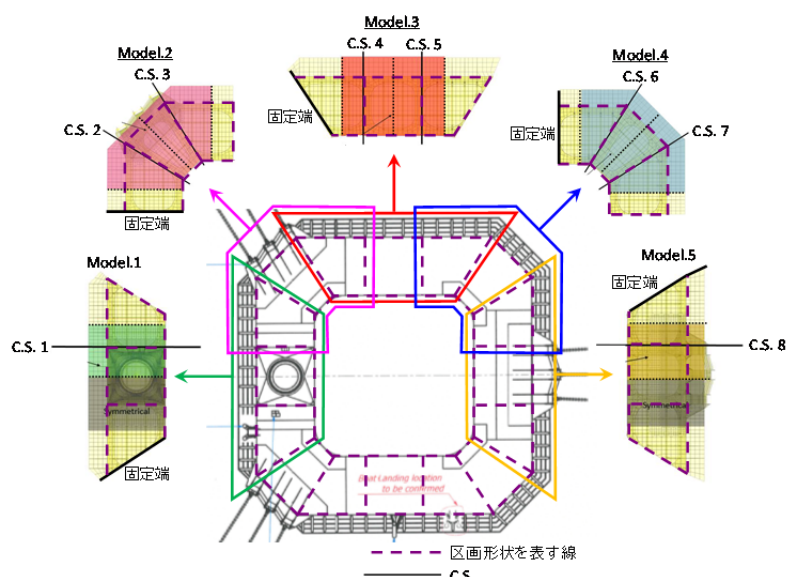


図 5.1-1 浮体各部のモデル化

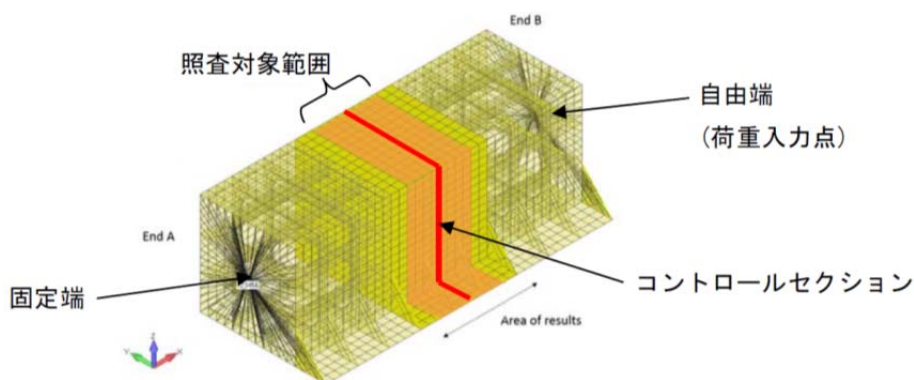


図 5.1-2 部分モデルのイメージ

【モデルへの作用荷重】

- ・ 6 自由度の断面力（自由端から入力）
- ・ 静水圧および波浪変動圧力
- ・ 重力成分（バラスト含む）
- ・ 係留ライン反力（Model.2、Model.5 のみ）
- ・ 風車／タワー反力（Model.1 のみ）

※波浪変動圧力はポテンシャル理論をベースに算出しており、FEM では静水面より上側では圧力は与えない。静水面上の構造は規則計算による確認に加え、以下により構造強度を確保する。

- ・ 側板は「静水圧+波浪変動圧力」が最も大きい下端から上端まで同一の板厚および骨配置とする。
- ・ 甲板の板厚および骨部材配置を底板と同一とする。

C.S.は図 5.1-1 に示す 8 箇所、それぞれの C.S.に対して表 5.1-1 に示す荷重ケースについて解析を実施する。応力の評価範囲（照査対象範囲）は隣の C.S.の中間地点までとし、C.S.（照査対象範囲）毎に強度照査を行う。

表 5.1-1 FEM 解析を行う荷重ケース

荷重ケース		断面力		圧力分布
断面力 最大 ケース	L-max Fx	縦方向せん断力 Fx 最大	+ 同時刻のその他断面力成分	Fx 最大時刻の圧力分布
	L-min Fx	縦方向せん断力 Fx 最小	+ "	Fx 最小 "
	L-max Fy	横方向せん断力最大 Fy	+ "	Fy 最大 "
	L-min Fy	横方向せん断力 Fy 最小	+ "	Fy 最小 "
	L-max Fxy	合成せん断力 Fxy 最大	+ "	Fxy 最大 "
	L-max Fz	軸力 Fz 最大	+ "	Fz 最大 "
	L-min Fz	軸力 Fz 最小	+ "	Fz 最小 "
	L-max Mx	横曲げモーメント Mx 最大	+ "	Mx 最大 "
	L-min Mx	横曲げモーメント Mx 最小	+ "	Mx 最小 "
	L-max My	縦曲げモーメント My 最大	+ "	My 最大 "
	L-min My	縦曲げモーメント My 最小	+ "	My 最小 "
	L-max Mxy	合成曲げモーメント Mxy 最大	+ "	Mxy 最大 "
	L-max Mz	トルク Mz 最大	+ "	Mz 最大 "
L-min Mz	トルク Mz 最小	+ "	Mz 最小 "	
圧力 最大 ケース	P-max side	外側板圧力最大時刻の断面力		外側板で最大圧力発生時刻の圧力分布
	P-max bottom	底板圧力最大時刻の断面力		底板で最大圧力発生時刻の圧力分布
	P-max inside	内側板圧力最大時刻の断面力		内側板で最大圧力発生時刻の圧力分布

2) 構造解析結果（降伏応力に対する照査）

- 使用材料：KA36～KF36
- 降伏点： $\sigma_{yield}=355\text{MPa}$
- 腐食予備厚：1.0mm（片面）、FEM ではこれを除外して計算
- 荷重に対する部分安全率⁴：環境荷重 $\gamma_{env}=1.35$ 、静荷重 $\gamma_{env}=1.00$
- 材料に対する部分安全率⁴⁷： $\gamma_m=1.15$
- 許容値： $\sigma_{vm,a}=\sigma_{yield}/\gamma_m=308\text{MPa}$ （降伏応力に対する照査）

※座屈の許容応力は DNV-RP-C201⁴⁸に基づき設定

FEM 解析で得られた応力の最大値 σ_{max} と許容応力 $\sigma_{vm,a}$ の比 ($\sigma_{max}/\sigma_{vm,a}$) の分布を図 5.1-3 に示す。全ての箇所 $\sigma_{max}/\sigma_{vm,a}$ は 1 以下となることを確認した。

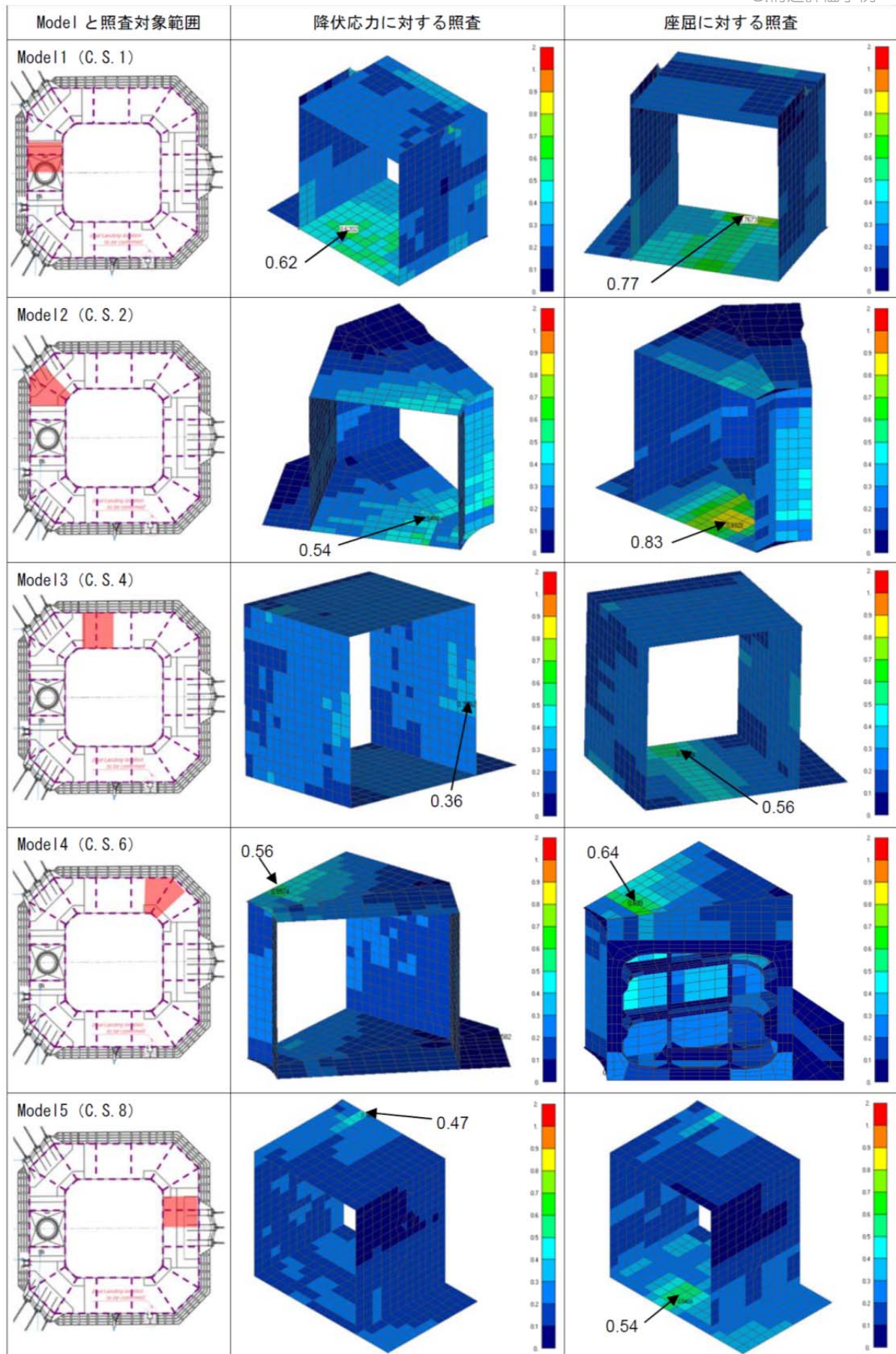


図 5.1-3 応力の照査結果 ($\sigma_{vm,max}/\sigma_{vm,a}$)

5.1.2 疲労強度の検討

1) 検討手順

疲労検討の手順を図 5.1-4 に示す。疲労検討では、照査対象を応力集中部に限定し、時刻歴解析手法により応力の時刻歴を求めて、レインフロー法により応力振幅をカウントする。

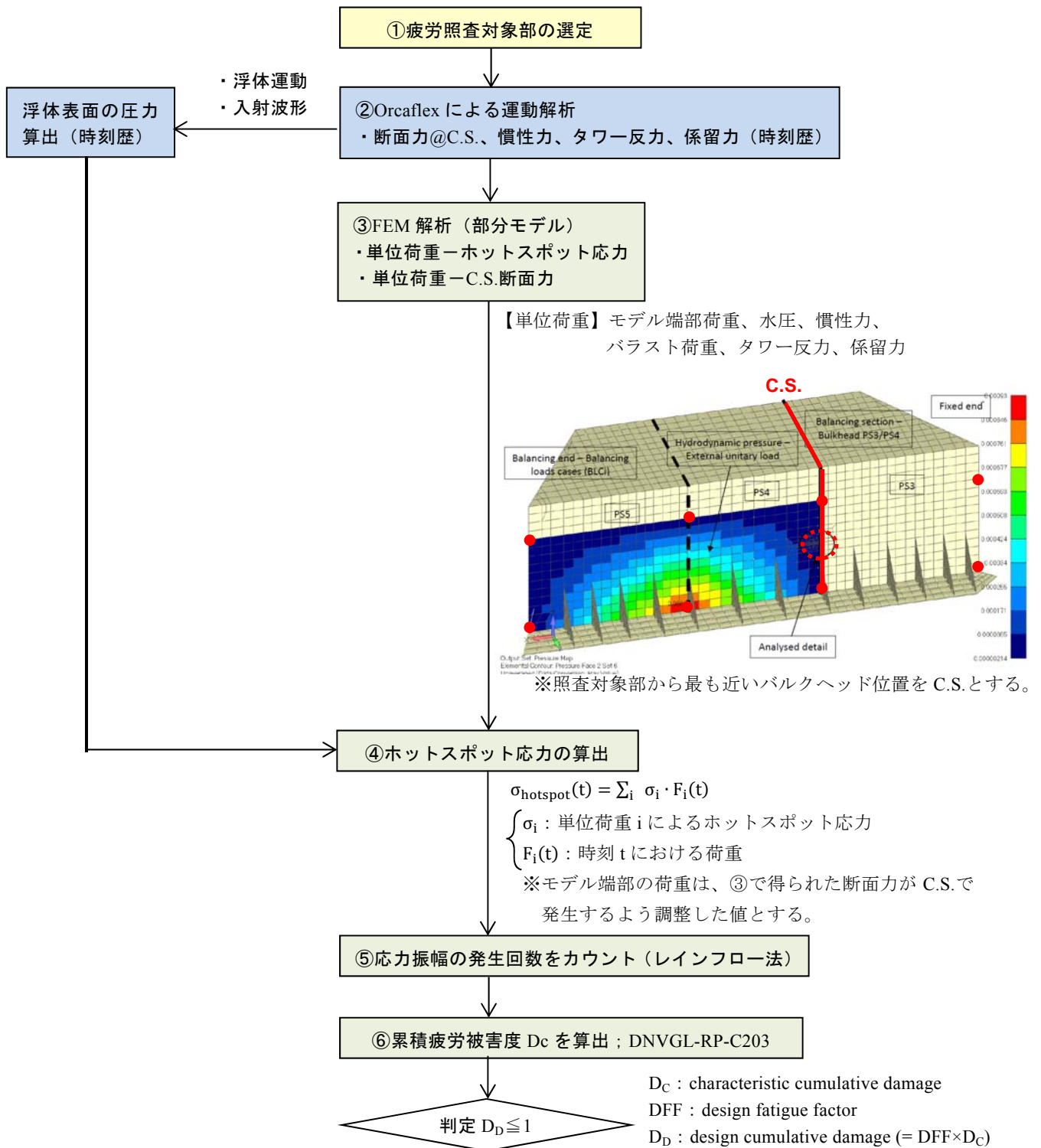


図 5.1-4 疲労検討フロー

2) 疲労照査対象部の選定 (図 5.1-4 のフロー①)

疲労照査対象部の一例を図 5.1-5 に示す。FEM 解析では部分モデルを使用し、各照査対象部周辺のメッシュサイズを細かくした詳細モデルを作成した。

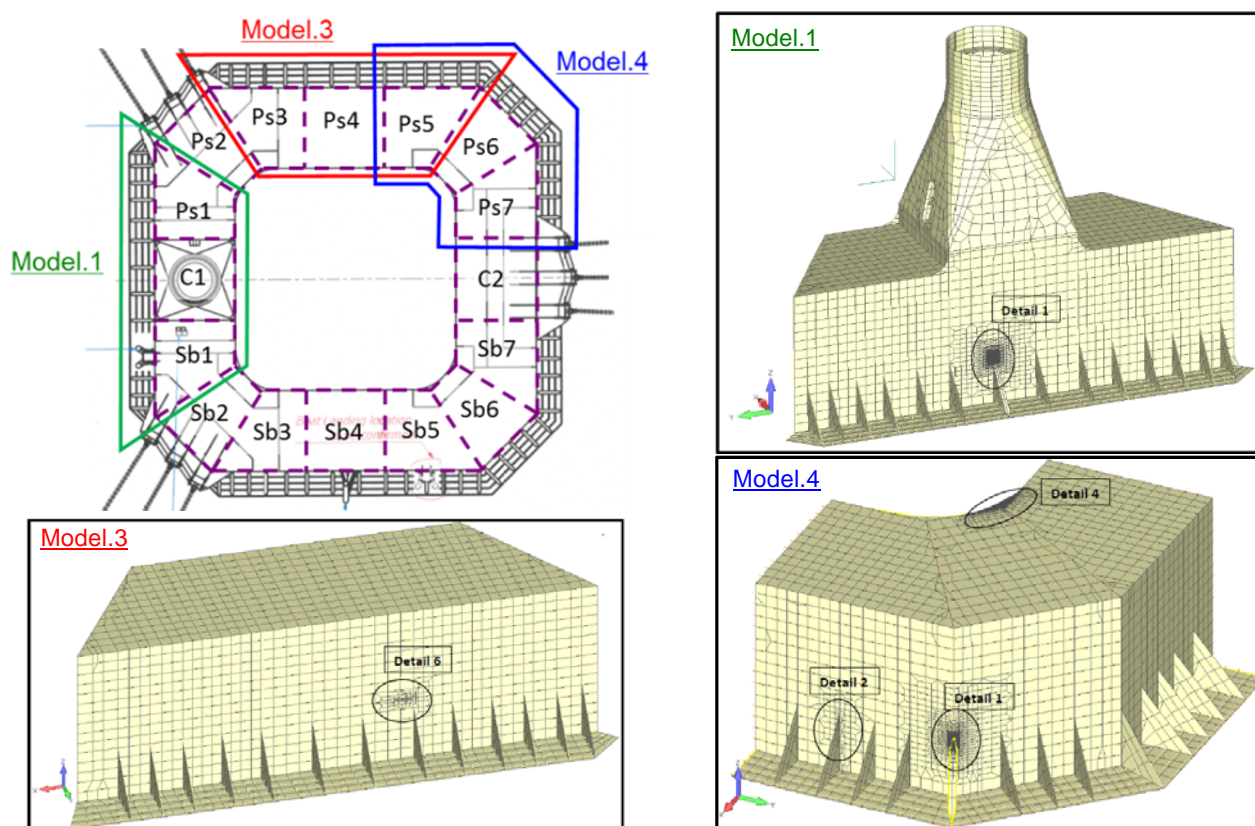


図 5.1-5 疲労照査対象部

3) OrcaFlex による解析 (図 5.1-4 のフロー②)

下記荷重ケースに対して、Orcaflex による解析を実施する。

- ・ 波浪条件：波浪推算で得られた発生頻度分布
12 方位に分割 (IEC 61400-3³⁷) ⇒ 波浪発生頻度が 1%以上の 6 方位について計算 (図 5.1-6)
- ・ 風条件：最大スラスト風速 $V_{hub}=12.8\text{m/s}$ (全ケース一律)、12 方位 (風、波向きの変差考慮)
- ・ 解析時間：600s/1 ケース
⇒合計 1,334 ケース

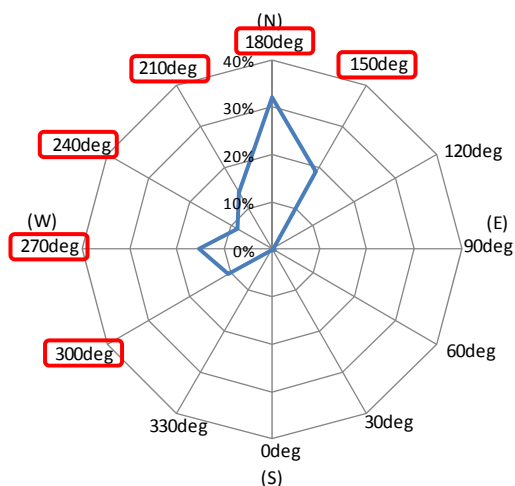


図 5.1-6 方位別の波浪発生頻度

4) FEM 解析 (図 5.1-4 のフロー③)

部分モデル (Model.1、3、4) に下記単位荷重を作用させ、単位荷重とホットスポット応力、単位荷重と C.S.における断面力の関係を求める。

【単位荷重】

- ・ 6 自由度の断面力 (自由端から入力)
- ・ 水圧 (図 5.1-7)
- ・ 慣性力 (バラスト含む)
- ・ タワー反力 (Model.1)

単位水圧の作用イメージは図 5.1-7 の通りで、各モデルの側板上 8 点 (図 5.1-7 の赤点部) に単位水圧を作用させる。底板、内側板についても同様に 8 点の作用点を設け、それぞれの単位水圧に対するホットスポット応力を求める。

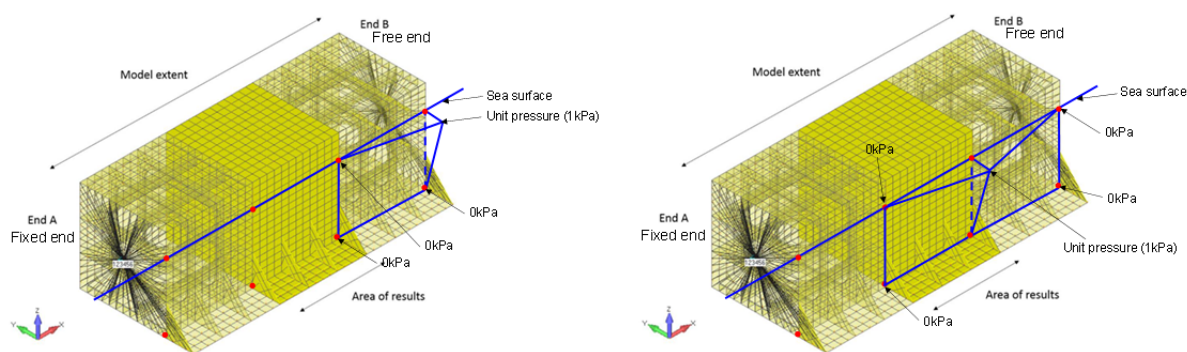


図 5.1-7 単位水圧作用イメージ

5) ホットスポット応力の算出 (図 5.1-4 のフロー④)

断面力、浮体の運動（加速度）、局部水圧、タワー反力の時刻歴と、それぞれの単位荷重—応力の関係から、荷重ケース毎にホットスポット応力の時刻歴 $\sigma_{hotspot}(t)$ へ変換する。具体的には次式による。

$$\sigma_{hotspot}(t) = \sum_i \sigma_i \cdot F_i(t) \quad \text{式 5.1-1}$$

ここで、

- $\sigma_{hotspot}(t)$: ホットスポット応力の時刻歴 (t)
- i : 単位荷重の種類
- σ_i : 単位荷重*i*によるホットスポットの応力 (MPa)
- $F_i(t)$: 時間ステップ*t*における荷重（断面力はモデルの自由端での値）(MPa)

6) 疲労照査結果 (図 5.1-4 のフロー⑤⑥)

レインフロー法により応力振幅の発生回数をカウントし、DNVGL-RP- C203³⁸のSN曲線に従い累積疲労被害度 D_c を次式により算出した。

$$D_c = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad \text{式 5.1-2}$$

ここで、

- D_c : 累積疲労被害度
- n_i : 応力振幅 $\Delta\sigma_i$ の発生回数
- N_i : 応力振幅 $\Delta\sigma_i$ により疲労破壊に至るまでの $\Delta\sigma_i$ の発生回数で DNVGL-RP- C203³⁸による

照査結果一覧を表 5.1-2 に示す。最も疲労被害度が大きくなったのは、着色して示している Model.3 の Detail.5（浮体内部の骨部材の交差部）で $D_D=0.471$ である。

表 5.1-2 疲労照査結果一覧

Model	Detail	区画	部位	疲労曲線	D _C	DFE	D _D (≦1)
1	1	C1	スカート補強部	D	1.89E-03	3	5.68E-03
3	2	Ps3	浮体内部 骨部材の交差部	D	5.31E-02	2	1.06E-01
	3	Ps3/4	浮体内部 隔壁、骨部材取り合い部	D	2.87E-02	2	5.74E-02
	5	Ps4	浮体内部 骨部材の交差部	B2	2.36E-01	2	4.71E-01
	6	Ps4/5	浮体内部 隔壁、骨部材取り合い部	B2	4.06E-03	2	8.12E-03
	7	Ps4	浮体内部 骨部材の交差部	B2	1.58E-02	2	3.16E-02
	8	Ps3/4	浮体内部 隔壁、骨部材取り合い部	D	6.82E-02	2	1.36E-01
	4	1	Ps6/7	スカート補強部	D	1.92E-02	3
2		Ps7	浮体内部 骨部材の交差部	D	4.50E-02	2	8.99E-02
3		Sb6/7	浮体内部 隔壁、骨部材取り合い部	D	1.29E-03	2	2.58E-03
4		Sb5/6	隅角 R 部	B2	7.16E-02	2	1.43E-01

※DFE(Design fatigue factor) : 海中は3、浮体内部 (バラスト水あり) は2

D_D(Design cumulative damage) : =DFE×D_C ≦ 1.0

極値波浪条件が累積疲労被害度に与える影響を考慮するため、ワイブル分布を用いて応力振幅の発生頻度および疲労被害度を評価する³⁸。

$$Q(\Delta\sigma) = \exp\left[-\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^h\right] \quad \text{式 5.1-3}$$

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}} \quad \text{式 5.1-4}$$

ここで、

- Q(Δσ) : 応力振幅Δσの超過確率
- h : ワイブル形状パラメータ
- q : ワイブル尺度パラメータ
- Δσ₀ : n₀回に1回の割合で発生する最大応力振幅
- n₀ : 応力振幅Δσ₀の発生回数
- h : ワイブル形状パラメータ

累積疲労被害度が最も厳しい Model.3 の Detail5 を対象に、長期分布から得られた応力振幅の発生頻度と終局強度解析時の最大応力 (50 年に 1 回) を考慮し、式 5.1-3 の形状パラメータ h および尺度パラメータ q を設定し、応力振幅の発生頻度を再評価した。

- ・終局強度解析の最大応力×2 を 50 年最大の応力振幅として、これが 50 年に 1 回 (20 年に 0.4 回) 発生するとして尺度パラメータを設定
- ・長期分布から得られた応力振幅を下回らないよう形状パラメータを設定 (h=0.82)

ワイブル分布により算定した累積疲労被害度は以下の通りで、長期分布のみから得られた累積疲労被害度よりやや増加したが、許容値 (D_D≦1.0) を下回る結果となった。

【ワイブル分布による疲労被害度の評価結果】(図 5.1-8)

$D_D = D_C \times DFF = 0.278 \times 2 = 0.556$ (長期分布のみの場合 $D_D = 0.471$)

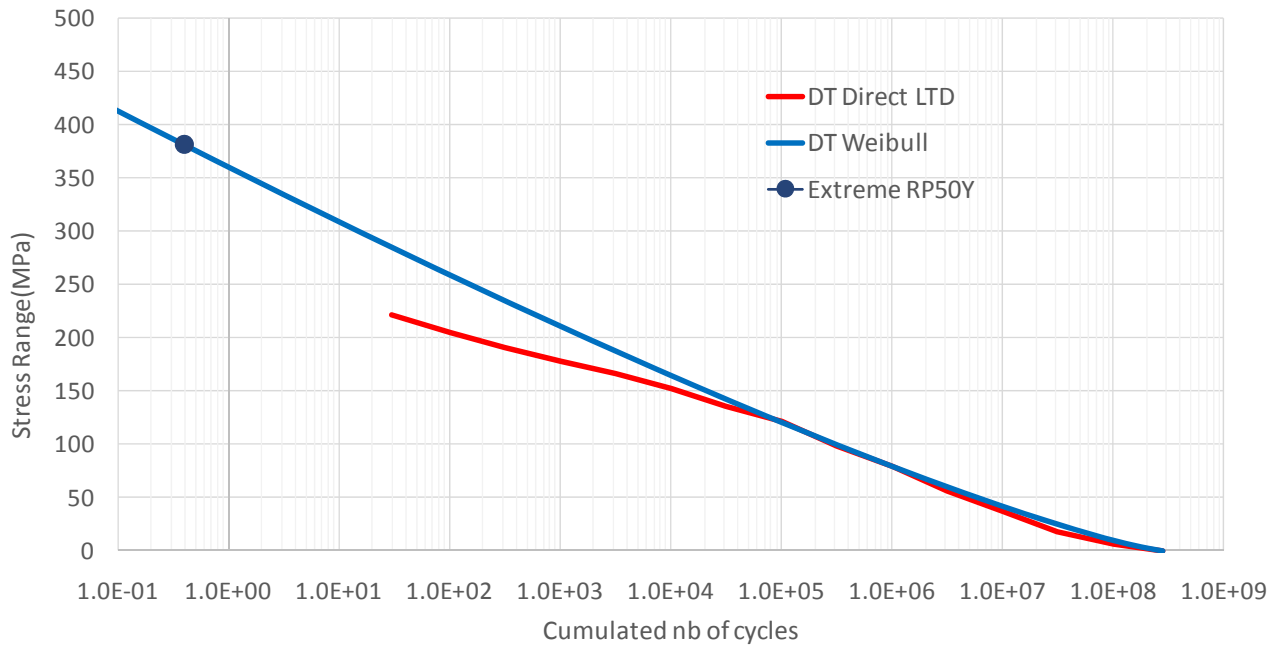


図 5.1-8 ワイブル分布による応力振幅の発生頻度の評価 (Model.3、Detail5)

5.2 係留施設の構造評価

係留施設の構造評価は、第Ⅱ編 5.4 節に基づいて行う。

5.2.1 終局強度の検討

1) 係留ラインの仕様設定

係留索配置を図 5.2-1 に、係留索仕様を表 5.2-1 に示す。係留チェーンの許容張力は、NK ガイドライン⁴の腐食摩耗量の最大値 0.4mm/年（8mm/20 年）を考慮した Net 径 124mm の破断荷重から設定する（表 5.2-2）。

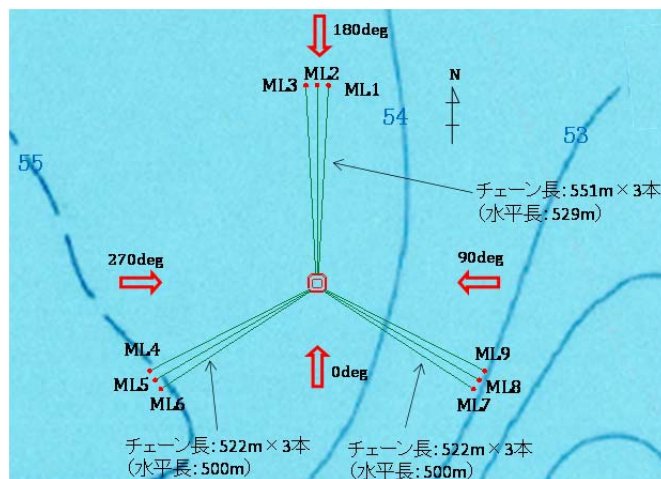


図 5.2-1 係留配置図

表 5.2-1 係留チェーン仕様

チェーン仕様	R4 スタッドレス
径	132mm
Net 径 (腐食摩耗考慮)	124mm
気中重量	348.5kg/m
剛性	1,400MN
破断荷重	15,965kN
Net 径の破断荷重	14,358kN
初期張力 (浮体係留点)	353kN
係留角度 (浮体係留点)	32°

表 5.2-2 チェーン許容張力（安全率は NK ガイドラインによる）

状態	安全率	許容張力 (kN)
非損傷時	1.67	8,598
単一索破断状態（再現期間 1 年）	1.25	11,486
単一索破断時の過渡状態（再現期間 50 年）	1.05	13,675

2) 検討方法

DLC1.6、6.1 について、OrcaFlex を用いて係留の動的応答、外力の方向性を考慮した詳細解析を実施し、係留索の安全性を評価する。解析時間は全て 3,600s で、6 シードの解析を実施する。OrcaFlex モデル図を図 5.2-2 に示す。

Step1~4 の手順で検討を行う。IEC では基本的に波と風のみスアライメントの考慮を要求されている。ここでは、Step1 で波、風同一方向の解析を行い、クリティカルな外力方向を特定した上で、Step2 以降でクリティカルな方向をベースにミスアライメントを考慮した検討を実施する。

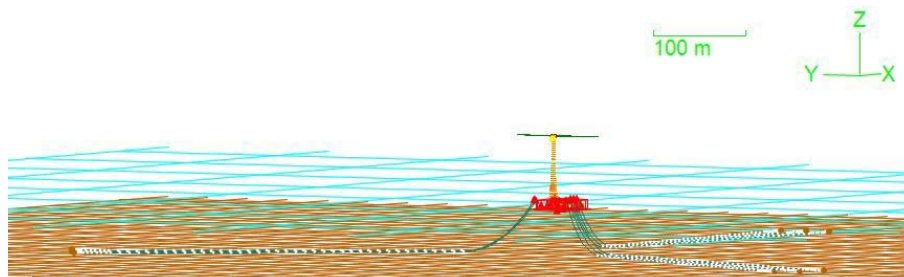


図 5.2-2 OrcaFlex モデル図

(1) Step1 : 非損傷時 (波、風同一方向)

外力方向を 30deg 毎に変えて検討を行う。荷重ケースを表 5.2-3、考慮する外力方向を図 5.2-3 に示す。また、本設置海域は周囲を陸地に囲まれ、波については顕著な方向性がみられる海域であるため、DLC6.1 では方位別に波浪条件を変えて解析を実施する。

表 5.2-3 Step1 の荷重ケース

DLC	風速 (at Z_{hub})	Hs	$T_{1/3}$	海面流速	方向
1.6 (運転時)	12.8m/s (最大スラスト)	5.42m	7.9s, 9.0s, 10.2s	0.10 m/s	図 5.2-3 の通り
	25.0m/s (カットアウト)			0.19 m/s	
6.1 (停止時)	48.5m/s	図 5.2-4 の通り		1.04 m/s	

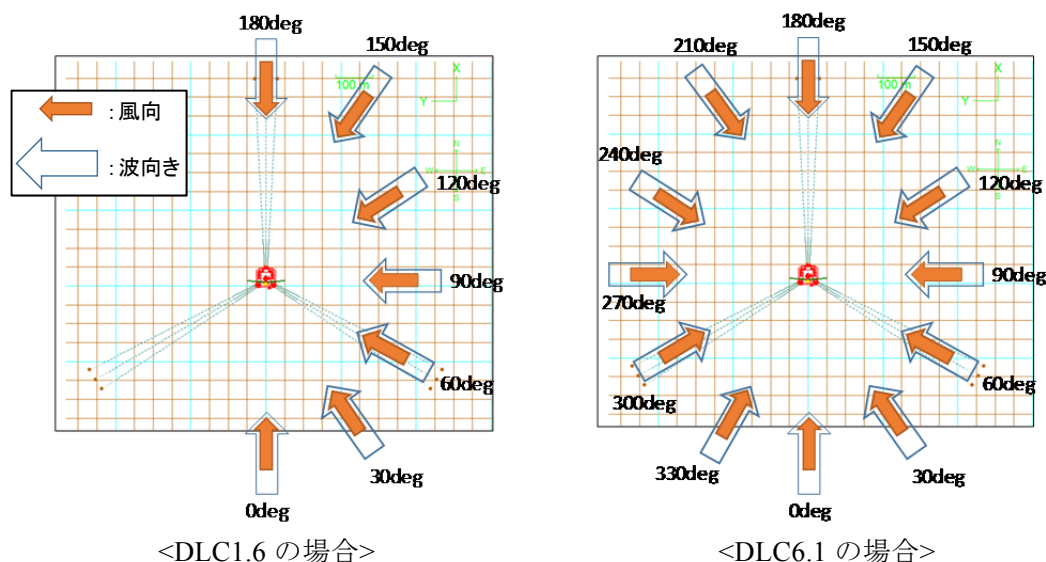


図 5.2-3 Step1 で考慮する外力方向組合せ

波浪推算データから求めた方位別の50年再現期待値^(※)、国土技術政策総合研究所資料²³の方位別の50年再現波高 (WSTS.234、WSTS.277) を比較し、最も安全側の波高を抽出する (図 5.2-4)。採用した波高が、1年再現期待値 $H_{s1-1hour}=5.42m$ を下回る場合、その方位の設計波高は5.42mとする。波周期は次式⁴に従い範囲を求め、最小、中間、最大値について解析を実施する。

$$11.1\sqrt{H_s/g} \leq T \leq 14.3\sqrt{H_s/g} \quad \text{式 5.2-1}$$

ここで、

- H_s : 有義波高 (m)
- g : 重力加速度 (m/s^2)
- T : 有義波周期 (s)

〔※波浪推算より得られた 50 年再現波高の最大値は N 方向の 7.82m と、方位を考慮しない 50 年再現波高 $H_{s50-1hour}=9.8m$ から、方位別の 50 年再現波高を補正した (9.8/7.82 倍) 〕

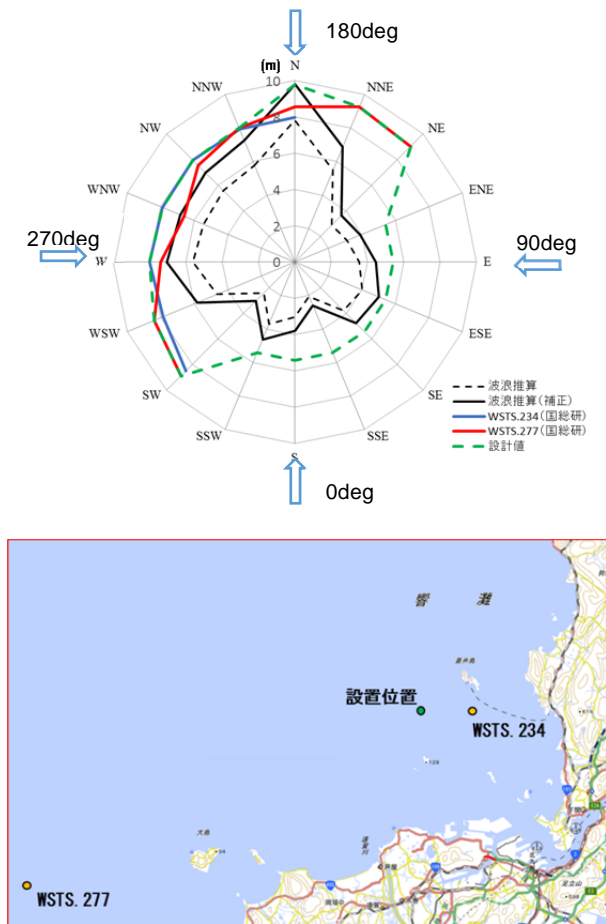


図 5.2-4 方位別の 50 年再現期待値波高⁴¹

(2) Step2 : 非損傷時 (波、風ミスアライメント)

Step1 の DLC6.1 で係留張力が大きくなった 2 方向 (150deg、180deg) について、 $\pm 30\text{deg}$ (10deg 毎)の風向と波向のミスアライメントを考慮した計算を行う (図 5.2-5)。流れについては、吹送流は風向と、水中流は波向とそれぞれ同一とする。

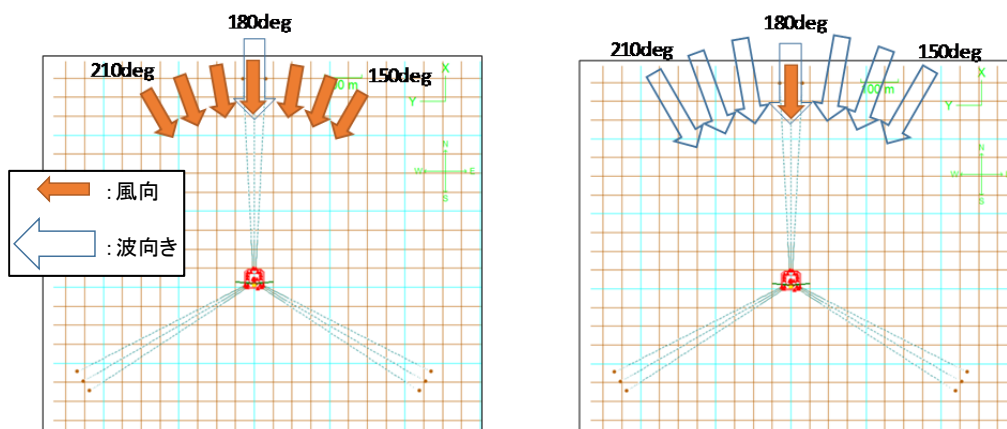


図 5.2-5 Step2 で考慮する外力方向 (180deg 方向をベースにしたケース)

(3) Step3：単一索破断時（破断後の平衡状態）

Step1 で係留張力が大きくなった 2 方向（150deg、180deg）について、張力が最も大きいラインおよび 2 番目に大きいラインの破断を想定した解析を行う。解析で考慮する外力方向は Step2 と同じとする。環境荷重の再現期間 1 年（NK ガイドライン⁴で規定）および 50 年（参考扱い）の両ケースについて検討する。

(4) Step4：単一索破断時の過渡状態

非損傷時の検討（Step1、2）のうち最も張力が大きくなったケースについて、2 番目に張力が大きいラインが途中で破断した状態を想定し、解析を行う。破断ラインの張力が最大になる時刻で破断すると仮定する。

3) 解析結果

(1) Step 1：非損傷時（波、風同一方向）

最大張力の解析結果を表 5.2-4 に示す。結果は全て 6 シードの平均値である。張力が最も大きくなったのは、ML1（着色部）の浮体係留点の 7,500kN で、UF（最大張力／許容張力）は 0.87 である。

表 5.2-4 Step 1 の最大張力

ライン No.	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
	最大張力 (kN)	UF	最大張力 (kN)	UF	
ML1	7,500	0.87	7,019	0.82	DLC6.1 D150deg V48.5 Hs9.28 T10.3
ML2	7,464	0.87	6,973	0.81	DLC6.1 D180deg V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	7,455	0.87	6,958	0.81	DLC6.1 D180deg V48.5 Hs9.8 T10.6
ML4	6,338	0.74	5,785	0.67	DLC6.1 D300deg V48.5 Hs8.88 T11.6
ML5	6,015	0.70	5,415	0.63	DLC6.1 D300deg V48.5 Hs8.88 T11.6
ML6	5,742	0.67	5,275	0.61	DLC6.1 D330deg V48.5 Hs8.88 T10.1
ML7	2,781	0.32	2,052	0.24	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2
ML8	3,596	0.42	2,932	0.34	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2
ML9	4,709	0.55	4,155	0.48	DLC6.1 D120deg V48.5 Hs9.02 T10.2

(2) Step 2：非損傷時（波、風ミスアライメント）

最大張力の結果を表 5.2-5 に示す。張力が最も大きくなったのは、ML1（着色部）の浮体係留点の 8,244kN で、UF（最大張力／許容張力）は 0.96 である。

表 5.2-5 Step 2 の最大張力

ライン No.	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
	最大張力 (kN)	UF	最大張力 (kN)	UF	
ML1	8,244	0.96	7,810	0.91	DLC6.1 Dwind150 Dwave160 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML2	7,464	0.87	6,973	0.81	DLC6.1 Dwind180 Dwave180 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	8,117	0.94	7,650	0.89	DLC6.1 Dwind180 Dwave200 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML4	1,234	0.14	678	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6

ML5	1,081	0.13	668	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6
ML6	959	0.11	700	0.08	DLC6.1 Dwind180 Dwave210 V48.5 Hs8.0 T9.6
ML7	2,562	0.30	1,830	0.21	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2
ML8	3,343	0.39	2,652	0.31	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2
ML9	4,341	0.50	3,756	0.44	DLC6.1 Dwind150 Dwave120 V48.5 Hs9.02 T10.2

(3) Step 3 : 単一索破断時 (破断後の平衡状態)

最大張力の結果を表 5.2-6、表 5.2-7 に示す。再現期間 1 年のケースでは、最大張力は 3,635kN、UF (最大張力/許容張力) は 0.32 と十分に余裕がある結果が得られた。また、再現期間 50 年のケースについても、最大張力は 11,820kN で破断荷重 14,358kN を下回ることを確認した。

表 5.2-6 Step 3 (単一索破断時：再現期間 1 年) の最大張力

ライン No.	破断索	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
		最大張力 (kN)	UF	最大張力 (kN)	UF	
ML1	ML2	3,635	0.32	2,986	0.26	Dwind150 Dwave160 V38.8 Hs5.42 T7.9
ML2	ML1	3,415	0.30	2,703	0.24	Dwind170 Dwave180 V38.8 Hs5.42 T7.9

表 5.2-7 Step 3 (単一索破断時：再現期間 50 年) の最大張力

ライン No.	破断索	浮体係留点		アンカー点		荷重ケース
		最大張力 (kN)	破断荷重 (kN)	最大張力 (kN)	破断荷重 (kN)	
ML1	ML2	11,820	14,358	11,536	14,358	Dwind150 Dwave160 V48.5 Hs9.8 T10.6
ML3	ML2	11,610	14,358	11,314	14,358	Dwind180 Dwave200 V48.5 Hs9.8 T10.6

(4) Step 4 : 単一索破断時の過渡状態

最大張力の結果を表 5.2-8 に示す。張力が最も大きくなったのは、ML1 の 10,282kN で、UF (最大張力/許容張力) は 0.75 である。

表 5.2-8 Step 4 (単一索破断時の過渡状態：再現期間 50 年) の最大張力

荷重ケース	最大張力 (kN)								
	ML1	ML2	ML3	ML4	ML5	ML6	ML7	ML8	ML9
Dwind150_Dwave160_V48.5 Hs9.8 T10.6	10,282	破断	7,653	676	715	747	1,021	1,135	1,295
UF	0.75	—	0.56	0.05	0.05	0.05	0.07	0.08	0.09

4) まとめ

最大張力の計算結果を表 5.2-9 に、水平保持力とアンカー一点最大荷重の関係を表 5.2-10 に示す。また、非損傷時および単一索破断時のアンカー一点での最大張力および地鎖余長を表 5.2-11 に示す。

地鎖余長はアンカー一点張力を浮体係留点に水平荷重として与えてカタナリー計算により求めたものである。全てのラインで地鎖余長が残っており、アップリフトは発生しないことを確認した。

表 5.2-9 最大張力の計算結果

状態	最大張力 (kN)	許容張力 (kN)	UF
非損傷時	8,244	8,598	0.96
単一索破断状態 (再現期間 1 年)	3,635	11,486	0.32
単一索破断時の過渡状態 (再現期間 50 年)	10,282	13,675	0.75

表 5.2-10 アンカー一点最大荷重と水平保持力

状態	アンカー一点 最大荷重 (t)	安全率	必要水平 保持力 (t)	アンカー 水平保持力 (t)
非損傷時	796.4	1.5	1194.6	1,200
単一索破断時 (再現期間 1 年)	304.5	1.0	304.5	1,200

表 5.2-11 アンカー最大荷重と地鎖余長

ライン No.	アンカー一点 最大張力 (kN)	地鎖余長 (m)
ML1	7,810	3
ML2	6,973	32
ML3	7,650	8
ML4	5,785	74
ML5	5,415	90
ML6	5,275	95
ML7	2,052	268
ML8	2,932	215
ML9	4,155	153

5.2.2 疲労強度の検討

1) 解析条件および荷重ケース

解析条件および荷重ケースを以下に示す。

- ・使用モデル：OrcaFlex（浮体：剛体モデル、係留：動的応答）
- ・波浪条件：波浪推算で得られた発生頻度分布
- ・風条件：最大スラスト風速 $V_{hub}=12.8\text{m/s}$ （全ケース一律の風速、波と同一方向と仮定）
- ・流速：50年最大流速 1.04m/s （全ケース一律の流速、波と同一方向と仮定）
- ・解析時間：600s/1 ケース

2) 検討方法

- ①各荷重ケースに対して OrcaFlex により時刻歴解析を行い、係留チェーン張力振幅 ΔT を算出
- ②レインフロー法により各ケースの張力振幅の発生回数をカウント
- ③チェーンの応力振幅 $\Delta\sigma_j$ は、NK ガイドライン⁴の腐食摩耗量の最大値 0.4mm/年 (8mm/20年) を考慮した Net 径 $d=124\text{mm}$ から算出（全ケースに適用）

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta T}{(2\pi d^2/4)} \quad \text{式 5.2-2}$$

ここで、

- $\Delta\sigma$: チェーンの応力振幅
- ΔT : 係留チェーン張力振幅
- d : Net 径 (mm)

- ④累積疲労被害度を DNVGL-OS-E301³⁹ の S-N 線図 (図 5.2-6) を用いマイナー則に基づき算出

$$D = \sum_{i=1}^n N_i \cdot d_i \quad \text{式 5.2-3}$$

$$d_i = \sum_{j=1}^p d_{i,j} \quad \left[d_{i,j} = \frac{n_{i,j}}{N_{c,j}} = \frac{n_{i,j}}{a_D \cdot (\Delta\sigma_j)^{-m}} \right] \quad \text{式 5.2-4}$$

ここで、

- D : 累積疲労被害度
- N_i : 海象ケース i の 20 年間の発生回数
- d_i : 海象ケース i による疲労被害度
- $d_{i,j}$: 海象ケース i における j 番目の応力振幅ブロックによる疲労被害度
- $n_{i,j}$: 海象ケース i における j 番目の応力振幅ブロック $\Delta\sigma_j$ の発生回数
- $N_{c,j}$: 応力振幅 $\Delta\sigma_j$ により疲労破壊に至るまでの応力振幅 $\Delta\sigma_j$ の発生回数
- a_D : 6.0×10^{10} (スタッドレスチェーンの場合)
- m : 3.0 (スタッドレスチェーンの場合)

NK ガイドライン⁴に従い安全率 3 を考慮； $3 \times D$ の値が 1 を超えないことを確認する。

⑤疲労強度の判定

安全率 3 を考慮し、疲労に対する安全性を評価する。（ $3 \times D$ の値が 1 を超えないことを確認する。）

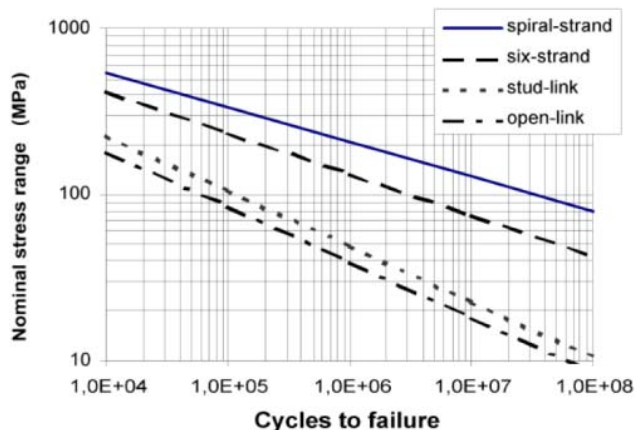


図 5.2-6 S-N 曲線 (DNV-GL OS E301)

3) 解析結果

各係留ラインの累積疲労被害度および疲労寿命算定結果を図 5.2-7 および表 5.2-12 に示す。最も厳しい結果となったクラスタは ML1~ML3 であり、これは N 方向周辺からの外力分布の影響による。各係留ライン上 67 カ所で疲労被害度をチェックしたが、いずれにおいてもチェーンの浮体側接続部付近の疲労被害度が最も大きくなった。

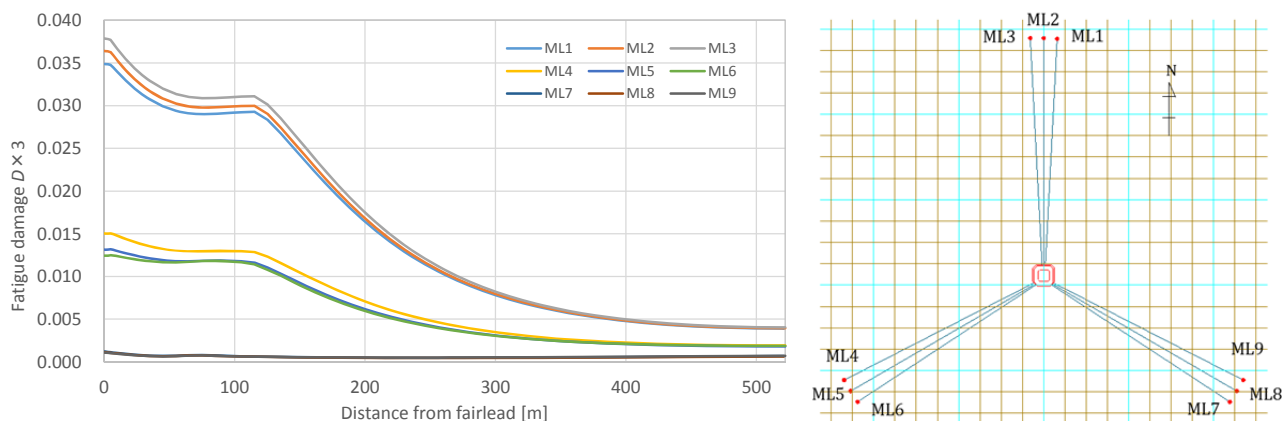


図 5.2-7 各ラインの疲労被害度 $D \times 3$

表 5.2-12 累積疲労被害度および疲労寿命の算定結果

	ML1	ML2	ML3	ML4	ML5	ML6	ML7	ML8	ML9
累積疲労被害度 $D \times 3 (\leq 1)$	0.0349	0.0364	0.0379	0.0150	0.0132	0.0125	0.0012	0.0011	0.0011
疲労寿命 (≥ 20 年)	573	549	528	1,329	1,518	1,600	16,429	17,480	18,059

※表中の累積疲労被害度および疲労寿命は NK ガイドラインの安全率 3 を考慮した値

本設備のような浅海域係留の場合には、極値波浪条件において大きな張力変動が生じ、それが累積疲労被害度に大きな影響を及ぼすことが考えられる。そこで、疲労被害度が大きい ML1～3 について、再現期間 1 年、10 年、30 年、50 年最大波における張力振幅を算出し、極値波浪条件が累積疲労被害度に与える影響を評価することとした。具体的な方法は以下の通りである。DNVGL-RP-C203³⁸ にワイブル分布を用いて疲労被害度を評価する手法が示されている。

$$Q(\Delta\sigma) = \exp\left[-\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^h\right] \quad \text{式 5.2-5}$$

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}} \quad \text{式 5.2-6}$$

ここで、

- $Q(\Delta\sigma)$: 応力振幅 $\Delta\sigma$ の超過確率
- h : ワイブル形状パラメータ
- q : ワイブル尺度パラメータ
- $\Delta\sigma_0$: n_0 回に 1 回の割合で発生する最大応力振幅
- n_0 : 応力振幅 $\Delta\sigma_0$ の発生回数
- h : ワイブル形状パラメータ

式 5.2-5 を、長期分布から得られた応力振幅の発生頻度および極値波浪時の最大応力振幅に当てはめ、累積疲労被害度を再検討する。具体的には、

- ・ 50 年最大の応力振幅が 50 年に 1 回（20 年間に $20/50=0.4$ 回）発生するとして尺度パラメータを設定
- ・ 長期分布から求められた応力振幅－発生頻度曲線（図 5.2-8 の赤線）、1 年、10 年、30 年の最大応力振幅を下回らないよう形状パラメータを設定（ $h = 0.26$ ）

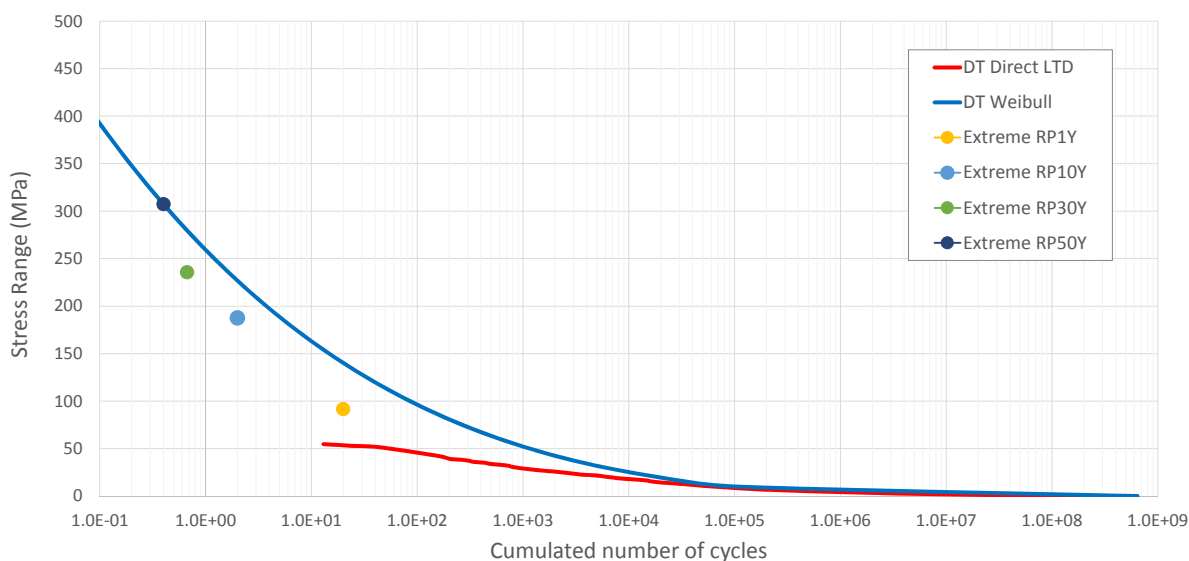


図 5.2-8 ワイブル分布によるチェーン応力振幅の発生頻度の評価（ML3 の場合）

ワイブル分布により算定した累積疲労被害度および疲労寿命を表 5.2-13 に示す。疲労寿命は ML2 の 277 年が最小で、表 5.2-12 の結果に対して半減するが、耐用年数 20 年に対しては、十分余裕があることが分かる。

表 5.2-13 極値波浪条件を考慮したチェーンの疲労被害度および疲労寿命

	応力振幅総数	50 年最大応力振幅 (M Pa)	形状パラ メータ h	累積疲労被害度 $D_f \times 3 (\leq 1)$	疲労寿命(年) (≥ 20 年)
ML1	6.297E+08	307.1	0.26	0.0708	282
ML2	6.412E+08	308.2	0.26	0.0722	277
ML3	6.399E+08	307.3	0.26	0.0715	280

※表中の累積疲労被害度および疲労寿命は NK ガイドラインの安全率 3 を考慮した値

参考文献

- ¹ 公益財団法人 笹川平和財団 海洋政策研究所, 海洋白書, 2015.
- ² 国立研究開発法人 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), 2015.
- ³ 国土交通省海事局安全基準課, 浮体式洋上風力発電施設技術基準, 2012.
- ⁴ 一般財団法人 日本海事協会, 浮体式洋上風力発電設備に関するガイドライン, 2012.
- ⁵ 一般財団法人 日本規格協会, JIS C 1400-1 風車-第1部:設計要件 (IEC 61400-1:2005), 2010.
- ⁶ 一般財団法人 日本規格協会, JIS C 1400-3 風車-第3部:洋上風車の設計要件 (IEC 61400-3:2009), 2014.
- ⁷ 土木学会, 風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 [2010年版], 2010.
- ⁸ 国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 洋上風力 (浮体式) の基本・設計課題・研究実証動向 (欧米), NEDO 海外レポート, No 1032, pp16-30, 2008.
- ⁹ 鈴木英之, 洋上風力発電:浮体式, 日本風工学会誌, 第31巻第1号 (通号第106号), 2006 を一部改変
- ¹⁰ 和英・英和船舶用語辞典、東京商船大学船舶用語辞典編集委員会編、成山堂書店、2001、p.226
- ¹¹ 船のはなし、滝沢宗人、技報堂出版、1991、p.55-64
- ¹² 国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 他, 平成27年度成果報告書 洋上風力発電等技術研究開発/次世代浮体式洋上風力発電システム実証研究 (バージ型), 2016.
- ¹³ 経済産業省資源エネルギー庁, 浮体式洋上超大型風力発電機設置実証事業環境影響評価書, 2014.
- ¹⁴ Utsunomiya T., S.Yoshida, H.Ookubo, Sato I., and Ishida S., Dynamic Analysis of a Floating Offshore Wind Turbine under Extreme Environmental Conditions. Proc.ASME 31st.Int.Conf.Ocean.Offshore & Arctic Eng., OMAE.2012-83985, 2012.
- ¹⁵ 福島洋上風力コンソーシアム HP <http://www.fukushima-forward.jp/>
- ¹⁶ 鈴木宏始, 山口弘志, 赤瀬雅之, 中田諭志, 今北明彦, 洋上風力発電用 TLP 型浮体の開発, 三井造船技報 No.198, pp19-26, 2009.
- ¹⁷ 経済産業省, 風力発電設備構造強度 WG 報告書概要版, pp2, 2013.3.
- ¹⁸ 種本純, 石原孟, 波浪推算モデルと合成風速場を用いた風波とうねりの数値予測, 風力エネルギー学会論文集, 8, No.4, pp.124-131, 2014.
- ¹⁹ 石原孟, 山口敦, モンテカルロシミュレーションと MCP 法を用いた混合気候における極値風速の予測, pp195-221, 日本風工学会論文集 Vol.37, 2012.
- ²⁰ 山口敦, 石原孟, 台風シミュレーションと気象解析を利用した設計風速評価手法の提案, 第31回風力エネルギー利用シンポジウム, pp173-176
- ²¹ NeoWins:洋上風況マップ (http://app10.infoc.nedo.go.jp/Nedo_Webgis/top.html)
- ²² 石原孟ら, モノパイル式洋上ウィンドファームのフィージビリティスタディ (その1 気象・海象条件の評価), 2012.
- ²³ 高田悦子ら, 我が国沿岸の波浪外力の分布 (海象外力検討調査), 国土交通省国土技術政策総合研究所資料, No88, 2003.
- ²⁴ リアルタイムナウファスホームページ (<http://www.mlit.go.jp/kowan/nowphas/>)
- ²⁵ 海洋エネルギーポータルサイト (http://www.todaiww3.k.u-tokyo.ac.jp/nedo_p/jp/)
- ²⁶ 日本海洋データセンターホームページ (http://www.jodc.go.jp/jodcweb/index_j.html)
- ²⁷ 石原孟ら, 福島沖における通常流況と極値流速の予測に関する研究, 風力エネルギー学会論文集, Vol.40, No, 3, pp.35-42, 2016.
- ²⁸ 社団法人 日本港湾協会, 港湾の施設の技術上の基準・同解説, 2007.7.
- ²⁹ International Organization for Standardization, ISO 19906:2010 Petroleum and natural gas industries -Arctic offshore structures-, 2010.
- ³⁰ DNV-OS-J101, Design of Offshore Wind Turbine Structures, 2014.5
- ³¹ Recommended Practice, Det Norske Veritas, DNV-RP-C205:Environmental Conditions and Environmental Loads, 2007.

-
- ³² 合田良実, 海中構造物の設計波力について, 土木学会誌, Vol 50, pp57-61, 1965.
- ³³ 後藤智明, 小川由信, Leap-frog 法を用いた津波の数値計算法, 東北大学工学部土木工学科河川研究室資料, 1982.7.
- ³⁴ International Organization for Standardization, ISO 19901-7:2013 Petroleum and natural gas industries –Specific requirements for offshore structures –Part 7:Stationkeeping systems for floating offshore structures and mobile offshore units
- ³⁵ 国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 風力発電等技術研究開発 洋上風力発電等技術研究開発 次世代浮体式洋上風力発電システム実証研究 (共通基盤調査) 報告書, 2016.
- ³⁶ 一般財団法人 日本海事協会, 鋼船規則・同検査要領 PS 編 (浮体式海洋石油・ガス生産、貯蔵、積出し設備), 2017.
- ³⁷ IEC 61400-3, Wind turbines - Part 3 : Design requirements for offshore wind turbines, 2009.2
- ³⁸ DNV-GL : RECOMMENDED PRACTICE, DNVGL-RP-C203, Fatigue design of offshore steel structures, 2016.4
- ³⁹ DNV-GL : OFFSHORE STANDARD, DNVGL-OS-E301, Position mooring, 2015.7
- ⁴⁰ 洋上風力発電システム実証研究/洋上風況観測システム実証研究 福岡県北九州市沖 進捗報告
- ⁴¹ 地理院タイル (<https://maps.gsi.go.jp/development/ichiran.html>)
- ⁴² 財団法人日本造船技術センター, 石油貯蔵船の最浅喫水における係留系の安全性の検討, 1995.
- ⁴³ 北九州市, 北九州港港湾計画資料 (その 1) -改訂-, 2011.
- ⁴⁴ 気象庁 HP (<http://www.jma.go.jp/jma/menu/menureport.html>)
- ⁴⁵ 日本海における大規模地震に関する調査検討委員会 (事務局: 国土交通省、内閣府、文部科学省), 日本海における大規模地震に関する調査検討会報告書, 2014.
- ⁴⁶ 国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 洋上風力発電技術開発平成 20 年度洋上風力発電実証研究 F/S, 2009.
- ⁴⁷ DNV-GL : OFFSHORE STANDARDS, DNVGL-OS-C101, Design of offshore steel structures, general - LRFD method, 2016.4
- ⁴⁸ DNV : Buckling strength of plated structures, DNV-RP-C201, 2010.10