

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-029 改 08
提出年月日	2023年6月7日

工事計画に係る補足説明資料

(竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書)

2023年6月

中国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

補足説明資料目次

I. はじめに

1. 強度計算の方針に関する補足説明資料
 - 1.1 風力係数
 - 1.2 強度計算時の施設の代表性
 - 1.3 構造強度評価における評価対象部位の選定
2. 竜巻防護対策設備の強度計算に関する補足説明資料
 - 2.1 シャックルの許容限界について
 - 2.2 飛来物のオフセット衝突の影響について
 - 2.3 金網の設計裕度の考え方
 - 2.4 ワイヤロープの変形を考慮したネットシステムのたわみについて
 - 2.5 ワイヤロープの初期張力について
 - 2.6 補助金網の影響について
3. 竜巻防護対策設備等の衝突解析に関する補足説明資料
 - 3.1 衝突解析の解析手法の保守性
4. 竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算に関する補足説明資料
 - 4.1 設計飛来物の衝突による衝撃荷重の算定について
 - 4.2 鉄筋コンクリートの衝突解析モデルにおける破断限界の設定について
 - 4.3 タービン建物屋根スラブの貫通及び裏面剥離評価について
 - 4.4 鉄筋コンクリート部材の貫通及び裏面剥離評価について
 - 4.5 原子炉建物燃料取替階ブローアウトパネルに対する対応方針について
 - 4.6 1号機原子炉建物の解析モデルにおける地盤ばねの設定について
5. 排気筒の強度計算に関する補足説明資料
 - 5.1 設計飛来物の衝突想定箇所について
 - 5.2 腐食代の考慮について
6. 排気管及びベント管の強度計算に関する補足説明資料
 - 6.1 非常用ディーゼル発電設備及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備排気管の許容応力

I. はじめに

1. 概要

本補足説明資料は、以下の説明書についての内容を補足するためのものである。
本補足説明資料と添付書類との関係を表 1 に示す。

- ・ VI-3-別添 1 「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算書」

表1 補足説明資料と添付書類との関連(1/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料	該当添付書類
1. 強度計算の方針に関する補足説明資料	
1.1 風力係数	<p>VI-3-別添 1-1 「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算の方針」</p> <p>VI-3-別添 1-7 「原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-8 「海水ストレーナの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-9 「配管及び弁の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-2 「消音器の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-3 「排気管及びベント管の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-6 「取水槽ガントリクレーンの強度計算書」</p>
1.2 強度計算時の施設の代表性	<p>VI-3-別添 1-1 「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算の方針」</p> <p>VI-3-別添 1-7 「原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-8 「海水ストレーナの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-9 「配管及び弁の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-11 「空調換気設備の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-12 「非常用発電装置の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-2 「消音器の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-3 「排気管及びベント管の強度計算書」</p>
1.3 構造強度評価における評価対象部位の選定	<p>VI-3-別添 1-1 「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算の方針」</p> <p>VI-3-別添 1-7 「原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-8 「海水ストレーナの強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-9 「配管及び弁の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-11 「空調換気設備の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-12 「非常用発電装置の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-2 「消音器の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-3 「排気管及びベント管の強度計算書」</p> <p>VI-3-別添 1-13-6 「取水槽ガントリクレーンの強度計算書」</p>

表1 補足説明資料と添付書類との関連(2/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の 補足説明資料	該当添付書類
2. 竜巻防護対策設備の強度計算に関する補足説明資料	VI-3-別添 1-3 竜巻防護ネットの強度計算書
2.1 シャックルの許容限界について	
2.2 飛来物のオフセット衝突の影響について	
2.3 金網の設計裕度の考え方	
2.4 ワイヤロープの変形を考慮したネットシステム のたわみについて	
2.5 ワイヤロープの初期張力について	
2.6 補助金網の影響について	

表1 補足説明資料と添付書類との関連(3/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の 補足説明資料	該当添付書類
3. 竜巻防護対策設備の衝突解析に関する補足説明資料	
3.1 衝突解析の解析手法の保守性	VI-3-別添 1-4 竜巻防護鋼板の強度計算書 VI-3-別添 1-5 架構の強度計算書 VI-3-別添 1-6 竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書 VI-3-別添 1-10 排気筒の強度計算書 VI-3-別添 1-13-4 1号機排気筒の強度計算書

表 1 補足説明資料と添付書類との関連(4/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料	該当添付書類
4. 竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算に関する補足説明資料	
4.1 設計飛来物の衝突による衝撃荷重の算定について	VI-3-別添 1-6 「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」 VI-3-別添 1-13-1 「建物の強度計算書」
4.2 鉄筋コンクリートの衝突解析モデルにおける破断限界の設定について	
4.3 タービン建物屋根スラブの貫通及び裏面剥離評価について	
4.4 鉄筋コンクリート部材の貫通及び裏面剥離評価について	
4.5 原子炉建物燃料取替階ブローアウトパネルに対する対応方針について	
4.6 1号機原子炉建物の解析モデルにおける地盤ばねの設定について	

表1 補足説明資料と添付書類との関連(5/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の 補足説明資料	該当添付書類
5. 排気筒の強度計算に関する補足説明資料	
5.1 設計飛来物の衝突想定箇所について	VI-3-別添 1-10 排気筒の強度計算書
5.2 腐食代の考慮について	VI-3-別添 1-13-4 1号機排気筒の強度計算書

表1 補足説明資料と添付書類との関連(6/6)

竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料	該当添付書類
6. 排気管及びベント管の強度計算に関する補足説明資料	
6.1 非常用ディーゼル発電設備及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備排気管の許容応力	VI-3-別添 1-13-3 「排気管及びベント管の強度計算書」

1. 強度計算の方針に関する補足説明資料

1.1 風力係数について

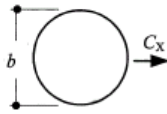
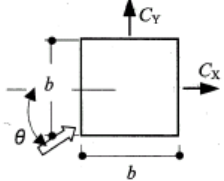
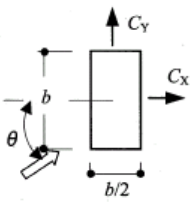
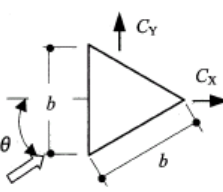
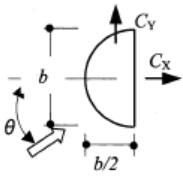
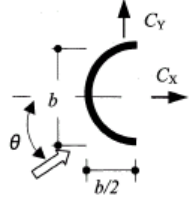
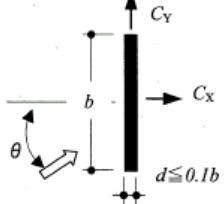
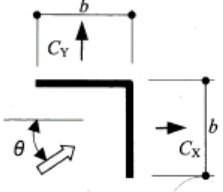
1. 概要

本資料は、VI-3-別添 1「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算書」のVI-3-別添 1-7「原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書」、VI-3-別添 1-8「海水ストレーナの強度計算書」、VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」、VI-3-別添 1-13-2「消音器の強度計算書」、VI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」及びVI-3-別添 1-13-6「取水槽ガントリクレーンの強度計算書」に用いられる風力係数Cについて、設定根拠を示すものである。

2. 風力係数の設定根拠

風力係数は、評価対象部位の形状に応じて、「建築物荷重指針・同解説(2004)」(日本建築学会)の値を準用する。また、取水槽ガントリークレーンにおいては、クレーン構造規格第9条(風荷重)に基づき設定する。

表 2-1 部材の風力係数*

			
C_X	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y
1.2	0 2.1 0	0 2.4 0	0 2.1 0
	45 1.6 1.6	45 1.6 0.7	30 2.1 -0.2
		90 0 0.8	60 0.7 1.1
			
$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y	$\theta(^{\circ})$ C_X C_Y
0 1.2 0	0 1.1 0	0 2.0 0	0 1.9 2.2
45 0.8 0.8	45 0.8 0.7	45 1.8 0.1	45 2.3 2.3
90 0.6 0.5	90 0.9 0.5	90 0 0.1	90 2.2 1.9
135 -1.7 0.6	135 -2.3 0.6		135 -1.9 -0.6
180 -2.3 0	180 -2.5 0		180 -2.0 0.3
			225 -1.4 -1.4

注記* : 「建築物荷重指針・同解説(2004)」(日本建築学会)より抜粋

(1) 原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプ

a. 原子炉補機海水ポンプ

(a) ポンプ部

- ・原動機取付ボルト
- ・ポンプ取付ボルト
- ・基礎ボルト

原動機台は円形断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ を適用する。

なお、受圧面積は原動機フレーム、原動機台、端子箱、通風ダクト及び空気冷却器に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような投影面積を設定する。原子炉補機海水ポンプのポンプ部の評価における受圧面を図2-1に示す。

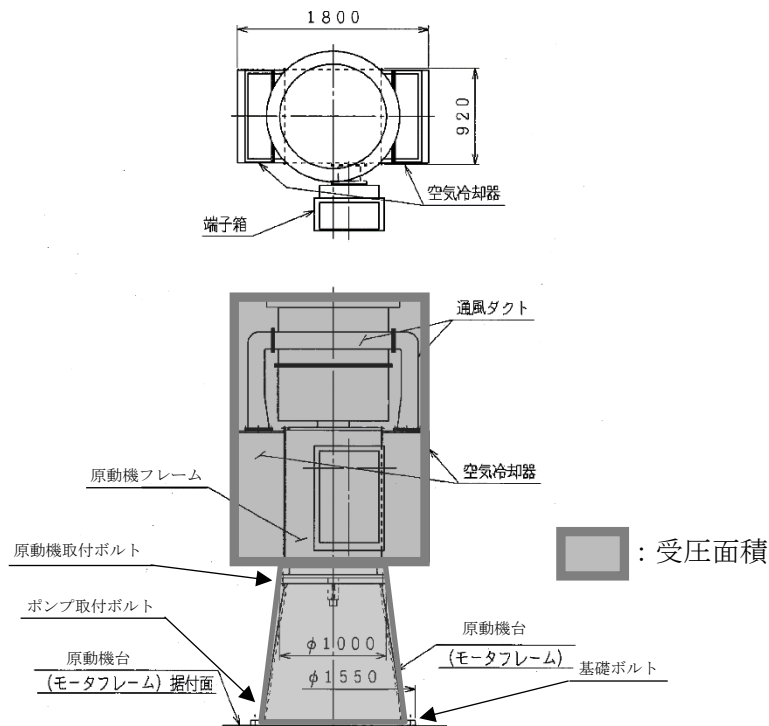


図2-1 原子炉補機海水ポンプの受圧面

(b) 原動機部

- ・原動機フレーム (図2-2 参照)
- ・通風ダクト取付ボルト (図2-3 参照)

原動機部は、円形断面及び四角形 (長方形) 断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ (円形断面), 2.4 (長方形断面) を適用する。原動機フレームを図2-2、通風ダクト取付ボルトの評価における受圧面を図2-3に示す。

なお、図2-2について、原動機部の投影面積を受圧面積とする。

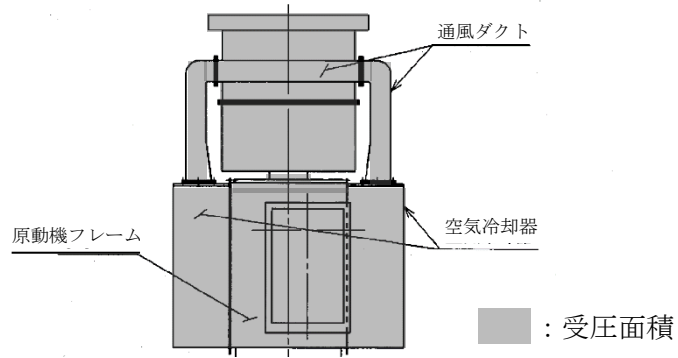


図 2-2 原動機フレームの評価における受圧面

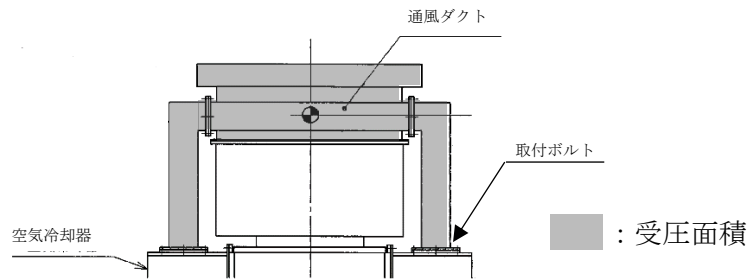


図 2-3 通風ダクト取付ボルトの評価における受圧面

- ・ 空気冷却器取付ボルト (図 2-4 参照)
 - ・ 端子箱取付ボルト (図 2-5 参照)
- 四角形 (正方形) 断面を有する部材であるため、 $C=2.1$ を適用する。

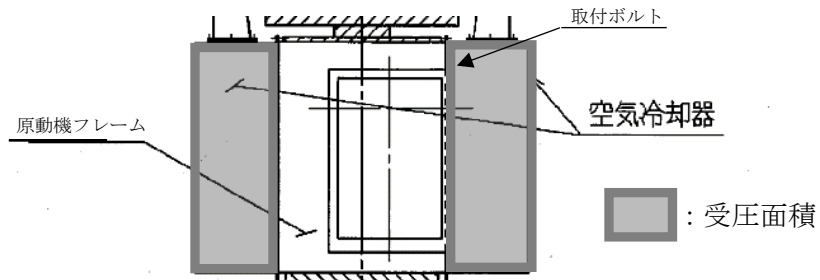


図 2-4 空気冷却器取付ボルトの評価における受圧面

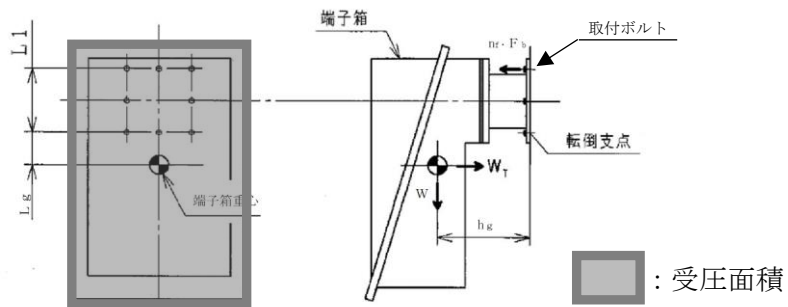


図 2-5 端子箱取付ボルトの評価における受圧面

b. 高圧炉心スプレイ補機海水ポンプ

(a) ポンプ部

- ・原動機取付ボルト
- ・ポンプ取付ボルト
- ・基礎ボルト

原動機台は円形断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ を適用する。

なお、受圧面積は原動機フレーム、原動機台、端子箱及びエンドカバーに対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような投影面積を設定する。高圧炉心スプレイ補機海水ポンプのポンプ部評価における受圧面を図2-6に示す。

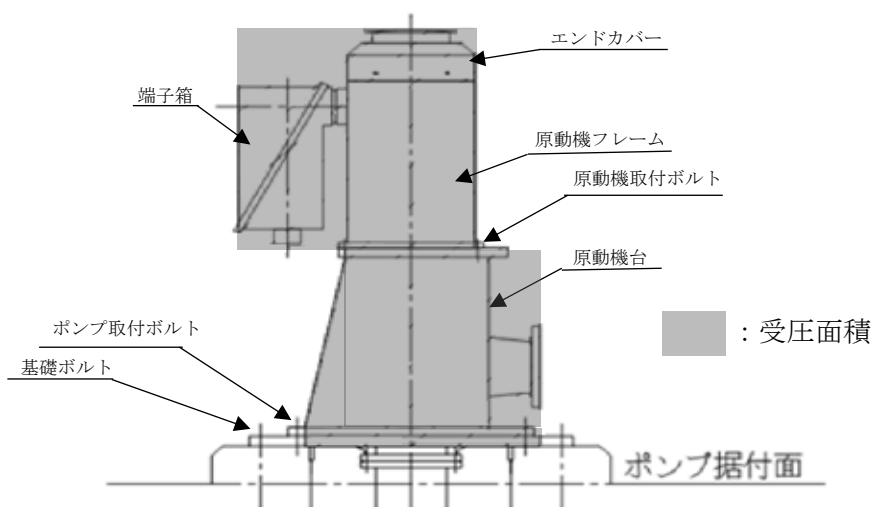


図 2-6 高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの受圧面

(b) 原動機部

- ・原動機フレーム (図 2-7 参照)
- ・端子箱取付ボルト (図 2-8 参照)
- ・エンドカバー取付ボルト (図 2-9 参照)

原動機部は、円形断面又は四角形 (長方形) 断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ (円形断面)、 $C=2.4$ (長方形断面) を適用する。

なお、原動機フレームの受圧面積は原動機フレーム、端子箱及びエンドカバーの円形断面及び四角形断面に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような投影面積を設定する。原動機部、端子箱取付ボルト及びエンドカバー取付ボルトの評価における受圧面を図 2-7～図 2-9 に示す。

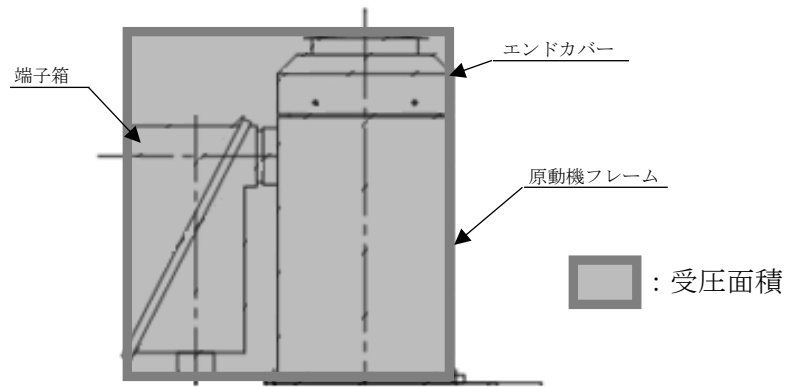


図 2-7 原動機フレームの評価における受圧面

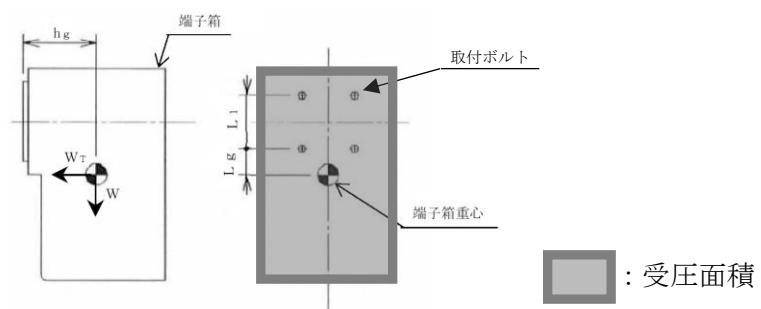


図 2-8 端子箱取付ボルトの評価における受圧面

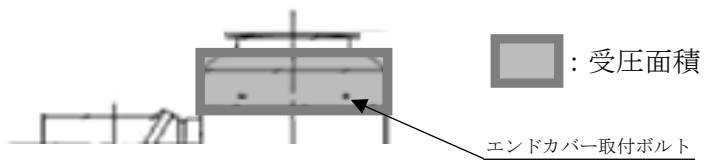


図 2-9 エンドカバー取付ボルトの評価における受圧面

(2) 海水ストレーナ

- ・基礎ボルト (図 2-10 参照)

海水ストレーナは形状が複雑であるため、表 2-1 の最大の $C=2.4$ を適用する。

なお、受圧面積は海水ストレーナに対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような投影面積を設定する。海水ストレーナの受圧面を図 2-10 に示す。

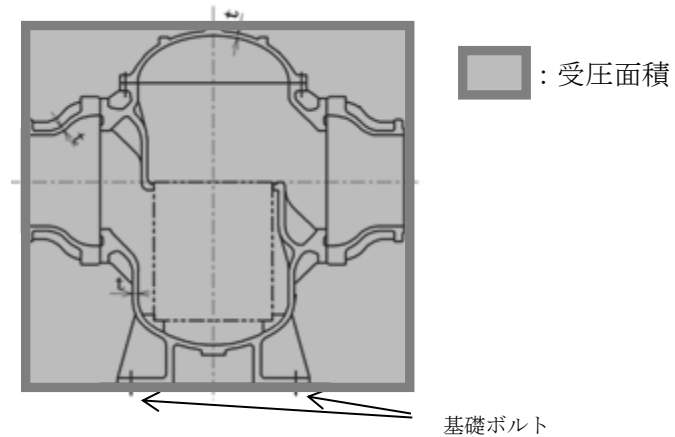


図 2-10 海水ストレーナの受圧面

(3) 配管及び弁

- ・原子炉補機海水系配管及び弁
- ・高圧炉心スプレィ補機海水系配管及び弁

配管及び弁は、円形断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ を適用する。

(4) 消音器

- ・基礎ボルト (図2-11参照)
- ・結合ボルト (図2-12参照)

消音器は、円形断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ を適用する。

なお、受圧面積は消音器に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような投影面積を設定する。消音器の評価における受圧面を図2-11及び図 2-12に示す。

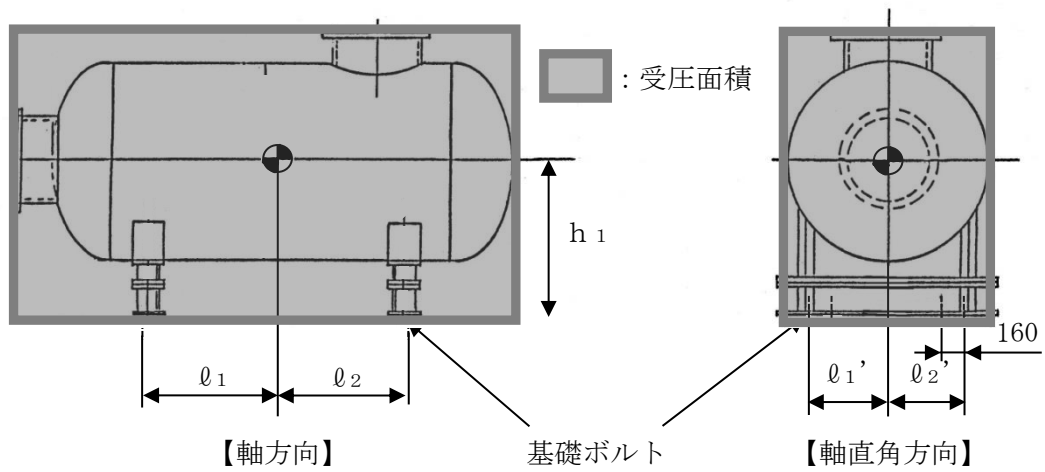


図2-11 消音器の基礎ボルト評価における受圧面

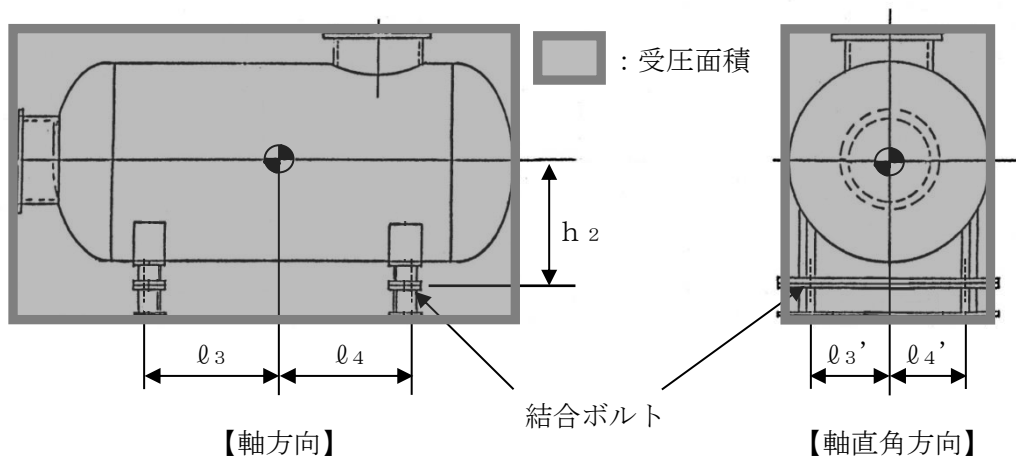


図2-12 消音器の結合ボルト評価における受圧面

(5) 排気管及びベント管

- ・排気管
- ・ベント管

排気管及びベント管は、円形断面を有する部材であるため、 $C=1.2$ を適用する。

(8) 取水槽ガントリクレーン

取水槽ガントリクレーンの各部位に適用する風力係数等を表 2-2 に示す。取水槽ガントリクレーンの評価における受圧面を図 2-13 に示す。

表 2-2 取水槽ガントリクレーンの各部位に適用する風力係数等

部位	面積 A [m ²]	重なり (1 + η) *	風力係数 C
トロリ	10.5	1	1.2
東側ガーダ	21	0.25	1.3
西側ガーダ	36.6	1	1.4
ホイストレール	14.8	1	1.8
南側脚	18.5	2	1.4
北側脚	18.5	2	1.4
電気室	3.2	1	1.2
運転室	5	1	1.2
梯子	3	1	1.4
ホイスト点検台	1	1	1.2
ホイストカバー	8.4	1	1.2
南側トラック	0.6	1	1.2
北側トラック	0.6	1	1.2
ケーブルリール	1.2	1	1.2
ダンパ	7.2	1.15	0.7
ダンパブラケット	1.5	1	1.2

注記* : ηはクレーン構造規格に基づく低減率。風圧力による荷重を算出する際は、各部位の受圧面積に (1 + η) を乗じる

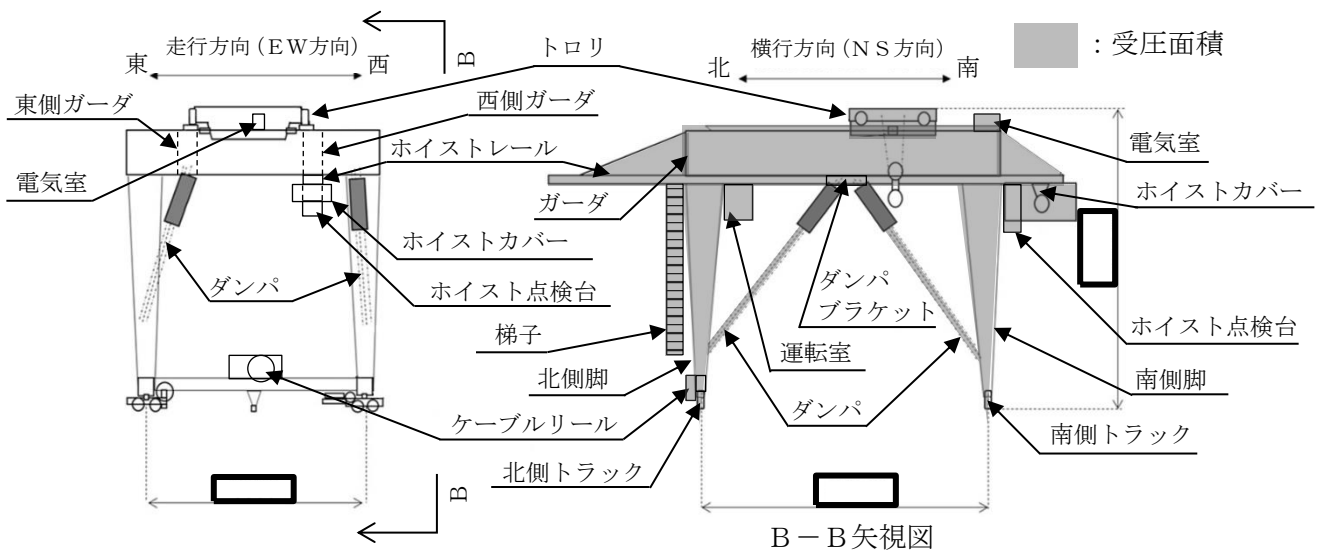


図 2-13 取水槽ガントリクレーンの評価における受圧面

(クレーン構造規格抜粋)

(風荷重)

第九条 前条第五号の風荷重の値は、次の式により計算して得た値とする。ただし、厚生労働省労働基準局長が認めた場合には、この限りでない。

$$W = q C A$$

この式において、W、q、C及びAは、それぞれ次の値を表すものとする。

W 風荷重 (単位 ニュートン)

q 速度圧 (単位 ニュートン毎平方メートル)

C 風力係数

A 受圧面積 (単位 平方メートル)

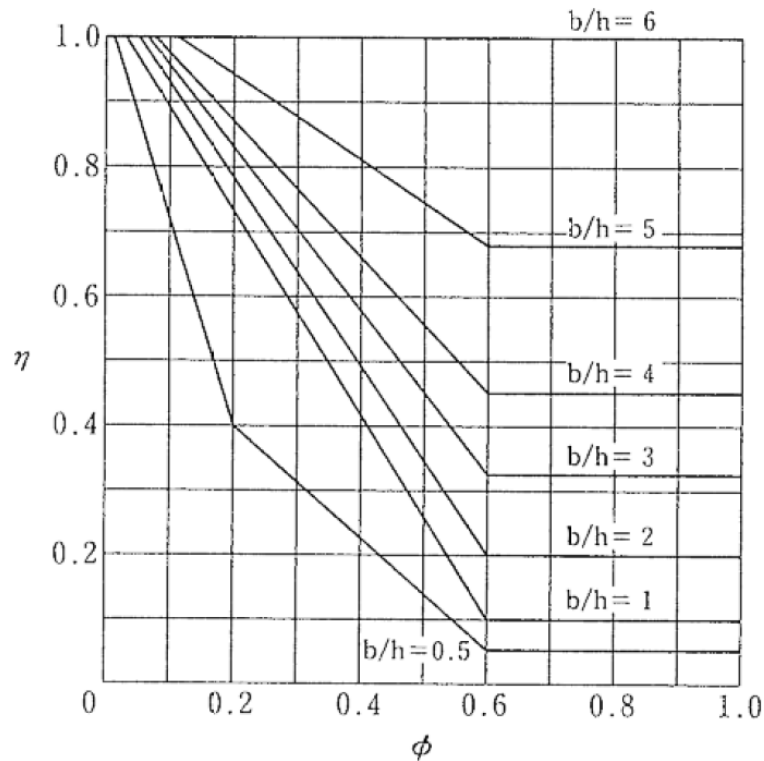
2 前項の速度圧の値は、次の表の上欄に掲げるクレーンの状態に応じて、それぞれ同表の下欄に掲げる式により計算して得た値とする。

クレーンの状態	式
作動時	$83\sqrt[4]{h}$
停止時	$980\sqrt[4]{h}$
備考 この表において、hは、クレーンの風を受ける面の地上からの高さ(単位 メートル) (高さが16メートル未満の場合には、16)を表すものとする。	

3 第一項の風力係数は、クレーンの風を受ける面に関して風洞試験を行って得た値又は次の表の上欄に掲げるクレーンの風を受ける面の区分に応じて、それぞれ同表の下欄に掲げる値とする。

クレーンの風を受ける面の区分		値
平面トラス（鋼管製の平面トラスを除く。）により構成される面	W_1 が0.1未満のもの	2.0
	W_1 が0.1以上0.3未満のもの	1.8
	W_1 が0.3以上0.9未満のもの	1.6
	W_1 が0.9以上のもの	2.0
平板より構成される面	W_2 が5未満のもの	1.2
	W_2 が5以上10未満のもの	1.3
	W_2 が10以上15未満のもの	1.4
	W_2 が15以上25未満のもの	1.6
	W_2 が25以上50未満のもの	1.7
	W_2 が50以上100未満のもの	1.8
円筒の面及び鋼管製の平面トラスにより構成される面	W_3 が3未満のもの	1.2
	W_3 が3以上のもの	0.7
備考 この表において W_1 、 W_2 及び W_3 は、それぞれ次の値を表すものとする。		
W_1 充実率（クレーンの風を受ける面の見付面積を当該風を受ける面の面積で除して得た値）		
W_2 クレーンの風を受ける面の長手方向の長さを当該風を受ける面の幅で除して得た値		
W_3 円筒又は鋼管の外径（単位 メートル）にクレーンの停止時における前項に規定する速度圧の値（単位 ニュートン毎平方メートル）の平方根を乗じて得た値		

4 第一項の受圧面積は、クレーンの風を受ける面の風の方向に直角な面に対する投影面積（以下この項において「投影面積」という。）とする。この場合において、クレーンの風を受ける面が風の方向に対して二面以上重なっているときは、風の方向に対して第一の面の投影面積に、風の方向に対して第二以降の面（以下この項において「第二以降の面」という。）のうち風の方向に対して前方にある面と重なっている部分の投影面積に次の図に示す低減率を乗じて得た面積及び第二以降の面のうち風の方向に対して前方にある面と重なっていない部分の投影面積を加えた面積とする。



備考 この図において、 b 、 h 、 ϕ 及び η は、それぞれ次の値を表すものとする。

b 相対するクレーンの風を受ける面に係るけたの間隔

h 相対するクレーンの風を受ける面に係るけたのうち風の方向に対して前方にあるけたの高さ

ϕ 相対するクレーンの風を受ける面に係るけたのうち風の方向に対して前方にあるけたのクレーンの風を受ける面に係る充実率（平面トラスにより構成される面については前項の表の備考において規定する W_1 とし、平板により構成される面及び円筒の面については1とする。）

η 低減率

1.2 強度計算時の施設の代表性

1. 概要

本資料は、VI-3-別添 1「竜巻への配慮が必要な施設の強度計算書」のうち、VI-3-別添 1-7「原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書」、VI-3-別添 1-8「海水ストレーナの強度計算書」、VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」、VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」、VI-3-別添 1-12「非常用発電装置の強度計算書」、VI-3-別添 1-13-2「消音器の強度計算書」及びVI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」において、同種類の計算対象施設が複数存在する施設に対して、代表となる施設を選定して計算を行う場合の代表性について説明するものである。

2. 代表性の説明

2.1 原子炉補機海水ポンプ

原子炉補機海水ポンプは4台設置されており、すべてが同一設計になっているため、A系を代表として選定する。

2.2 原子炉補機海水ストレーナ

原子炉補機海水ストレーナは2台設置されており、すべてが同一設計になっているため、A系を代表として選定する。

2.3 配管（VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」及びVI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」）

2.3.1 風圧力による荷重及び気圧差による荷重を考慮する配管

VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」のうち原子炉補機海水系配管及び弁並びにVI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」における各応力の算出式を示す。

風圧力による荷重及び自重により生じる応力又はモーメントは支持間隔（L）の2乗に比例するため、応力が大きくなる箇所として、**管外径が大きく**サポート支持間隔が最長となる箇所を選定する。

・ VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」

$$S_{pr m} = \frac{P_b \cdot D}{4t} + \frac{0.75 \cdot i \cdot (M_a + M_b)}{Z}$$

$S_{pr m}$ ：一次応力
 P_b ：配管に作用する圧力
 D ：管外径
 t ：配管の厚さ
 i ：応力係数で J SME PPC-3810(5)c. に規定する値
または 1.33 のいずれか大きい方の値
 M_a ：風圧力により作用する曲げモーメント
 M_b ：自重により作用する曲げモーメント
 Z ：断面係数

・ VI-3-別添1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」

$$\sigma_{ww} = \frac{M}{Z} = \frac{W_w \cdot L^2}{2 \cdot Z}$$
$$\sigma_{自重} = \frac{M}{Z} = \frac{w \cdot L^2}{2 \cdot Z}$$

σ_{ww} ：風圧力により生じる応力
 $\sigma_{自重}$ ：自重により生じる応力
 W_w ：設計竜巻の単位長さ当たりの風圧力による荷重
 w ：単位長さ当たりの自重による荷重
 L ：支持間隔
 Z ：断面係数

配管の代表箇所を選定結果を表 2-1 及び表 2-2 に示す。

表 2-1 配管 (VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」のうち原子炉補機海水系配管) の代表選定結果

系統		支持形状	管外径 (mm)	材料	最長支持間隔 (m)	代表箇所
原子炉補機海水系配管	A系	両端支持	711.2	SM400C	11.66	○
	B系				10.97	
	A系	両端支持	508.0	SM400C	8.49	○
	B系				7.1	

表 2-2 配管 (VI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」) の代表選定結果

系統		支持形状	管外径 (mm)	材料	最長支持間隔 (m)	代表 箇所*	
排気管 (非常用ディーゼル 発電設備ディーゼル機関 及び高圧炉心スプレイ系 ディーゼル発電設備ディー ゼル機関の付属施設)	A系	片持ち 支持	914.4	SM400B	4.11	○	
	B系	片持ち 支持	914.4	SM400B	4.11		
	HPCS 系	片持ち 支持	914.4	SM400B	4.11		
ベント管 (非常用ディーゼル 発電設備及び高圧炉心ス プレイ系ディーゼル 発電設備ディー ゼル燃料貯蔵タンク 及びディーゼル 燃料タンクの 付属施設)	ディー ゼル 燃料 貯蔵 タンク	A系	片持ち 支持	60.5	SGP	0.85	
		B系	片持ち 支持	48.6	STPT410	1.900	
		HPCS 系	片持ち 支持	60.5	SGP	0.85	
	ディー ゼル 燃料 タンク	A系	片持ち 支持	76.3	STPT410	1.81	
		B系	片持ち 支持	76.3	STPT410	2.072	○
		HPCS 系	片持ち 支持	76.3	STPT410	2.033	
ベント管 (非常用ディーゼル 発電設備及び高圧炉心 スプレイ系ディーゼル 発電設備潤滑油サンプタン クの付属施設)	A系	片持ち 支持	139.8	STPT410	1.81		
	B系	片持ち 支持	139.8	STPT410	2.072	○	
	HPCS 系	片持ち 支持	139.8	STPT410	2.033		

注記* : 最長支持間隔が同一の場合はA系を代表として選定する。

2.3.1 気圧差による荷重を考慮する配管

VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」のうち、非常用ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁並びに高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁の評価は、外圧により生じる周方向応力を求めるため、管外径及び板厚を用いることから、管外径及び板厚で評価条件を整理すると、評価対象配管が2種類のみとなる。以上より、VI-3-別添-9「配管及び弁の強度計算書」には、2種類の評価結果を記載している。非常用ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁並びに高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁の配管仕様を表2-3に示す。

表2-3 配管（VI-3-別添 1-9「配管及び弁の強度計算書」のうち、非常用ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁並びに高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁）の代表選定結果

系統	材料	管外径×板厚 (mm)
非常用ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁並びに高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁	STPT42	76.3×5.2
	STPT42	60.5×5.5

2.4 空調換気設備

(1) ダンパ

ダンパにおいて、外殻を構成する外板の気圧差による荷重により生じる発生応力と許容応力の比（以下「裕度」という。）が最も厳しくなるダンパを代表ダンパとする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. 外板

外板に作用する最大曲げモーメント

$$M_x = \frac{\text{MAX}(W, H) \times (F_1 + F_2)}{8}$$

ここで、

$$F_1 = P \times L$$

$$F_2 = \frac{(M_1 + M_2 + M_3) \times 9.80665}{\text{MAX}(W, H)}$$

外板に生じる最大曲げ応力

$$\sigma_{bmax} = \frac{M_x}{Z}$$

ここで、

$$Z = \frac{I}{e}$$

<p>M_x : 外板に作用する曲げモーメント W : 外板幅 H : 外板高さ F_1 : 気圧低下による分布荷重 F_2 : 自重による分布荷重 P : ダンパに作用する圧力 L : 面間寸法 M_1 : 外板質量 M_2 : 上流側フランジ質量 M_3 : 下流側フランジ質量 σ_{bmax} : 外板に生じる最大曲げ応力 Z : 断面係数 I : 断面二次モーメント e : 外板における断面の重心高さ</p>
--

ダンパの代表箇所の選定結果を表2-4に示す。

表 2-4 ダンパの代表選定結果

設備	外板			代表	
	材料	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)		裕度
A-非常用ディーゼル電気室送風機吐出逆流防止ダンパ	SEHC	13	218	16.7	○
B-非常用ディーゼル電気室送風機吐出逆流防止ダンパ	SEHC	8	218	27.2	

(2) 角ダクト

角ダクトにおいて、気圧差による荷重により生じる発生応力が最も大きくなるものは軸直角方向の荷重である。軸直角方向の荷重により発生する応力は、主に式中の評価対象板の短辺 a、評価対象板の長辺 b 及び板厚 t の兼ね合いにより変化することから、裕度が最も厳しくなる各系統の角ダクトを抽出し、その中で最も厳しくなる系統の角ダクトを代表角ダクトとする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. 軸直角方向の荷重による発生応力

$$\sigma_{max} = \frac{\pi^2 E \omega_{max}}{8(1-\nu^2)} \left\{ \frac{(2-\nu^2)\omega_{max} + 4t}{b^2} + \frac{\nu(\omega_{max} + 4t)}{a^2} \right\} \dots \textcircled{1}$$

$$\frac{256(1-\nu^2)(P+w_2)}{\pi^6 E t^4} = \frac{4}{3} \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)^2 \frac{\omega_{max}}{t} + \left\{ \frac{4\nu}{a^2 b^2} + (3-\nu^2) \left(\frac{1}{a^4} + \frac{1}{b^4} \right) \right\} \left(\frac{\omega_{max}}{t} \right)^3 \dots \textcircled{2}$$

σ_{max} : 軸直角方向の荷重により生じる最大応力
 E : 縦弾性係数
 ω_{max} : 軸直角方向の荷重によるダクトの最大変位量
 ν : ポアソン比
 t : ダクト厚さ
 a : 評価対象板の短辺
 b : 評価対象板の長辺
 P : ダクトに作用する圧力
 w_2 : ダクト単位面積当たりの荷重

式②より得られる ω_{max} の値を式①へ代入し、 σ_{max} を算出する。
 角ダクトの代表箇所の選定結果を表 2-5 に示す。

表 2-5 角ダクトの代表選定結果

系統	ダクト寸法 (mm)			材料	軸直角方向の荷重 (MPa)			代表
	評価対象 の短辺	評価対象 の長辺	ダクト 板厚		発生 応力	許容 応力	裕度	
中央制御室空調換気系	800	3000	1.2	SGCC	146	189	1.3	○
原子炉建物付属棟空調換気系(A)	1400	2400	2.3	SS400	131	239	1.82	
原子炉建物付属棟空調換気系(B)	1600	2000	2.3	SS400	130	239	1.83	

(3) 丸ダクト

丸ダクトにおいて、気圧差による荷重により生じる発生応力が最も大きくなるものは軸直角方向の荷重である。軸直角方向の荷重により発生する応力は、主に式中の平均半径 r_m 及び板厚 t の兼ね合いにより変化することから、裕度が最も厳しくなる各系統の丸ダクトを抽出し、その中で最も厳しくなる系統の丸ダクトを代表丸ダクトとする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. ダクトが軸直角方向に受ける圧力による応力

$$\sigma_{\theta} = - \frac{r_m P}{t}$$

σ_{θ} : ダクトに作用する圧力により軸直角方向に生じる応力
 r_m : 平均半径
 P : ダクトに作用する圧力
 t : ダクト厚さ

丸ダクトの代表箇所を選定結果を表 2-6 に示す。

表 2-6 丸ダクトの代表選定結果

系統	ダクト寸法 (mm)		材料	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	代表
	平均半径	板厚					
原子炉建物空調換気系	450.5	1.0	SS400	4	28	7	
中央制御室空調換気系	1002.25	4.5	SGCC	4	6	1.5	○

(4) 隔離弁

隔離弁において、外殻を構成する弁箱の裕度が最も厳しくなる各系統の隔離弁を抽出し、その中で最も厳しくなる系統の隔離弁を代表隔離弁とする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. 弁箱

弁箱に生じる周方向応力

$$\sigma_{max} = \frac{r_m \times P}{t}$$

σ_{max} : 弁箱に生じる周方向応力
 r_m : 平均半径
 P : 隔離弁に作用する圧力
 t : 弁箱厚さ

隔離弁の代表箇所を選定結果を表 2-7 に示す。

表 2-7 隔離弁の代表選定結果

系統	評価対象	発生する応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	代表
原子炉建物空調換気系	弁箱	1	381	381	○
中央制御室空調換気系	弁箱	1	7030	7030	

(5) 送風機

送風機において、裕度が最も厳しくなる各系統の送風機を抽出し、その中で最も厳しくなる系統の送風機を代表送風機とする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. 送風機に作用する圧力により生じる周方向応力

$$\sigma = \frac{2b^2}{b^2 - a^2} P$$

σ : 送風機に作用する圧力により生じる周方向応力
 a : ケーシング内半径
 b : ケーシング外半径
 P : 送風機に作用する圧力

送風機の代表箇所を選定結果を表 2-8 に示す。

表 2-8 送風機の代表選定結果

系統	ケーシングに発生する周方向応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	代表
原子炉建物付属棟空調換気系 (A)	2	17	8.5	
原子炉建物付属棟空調換気系 (B)	2	17	8.5	
原子炉建物付属棟空調換気系 (HPSW)	3	10	3.3	○
中央制御室空調換気系	3	10	3.3	

(6) 処理装置

処理装置において、裕度が最も厳しくなる各系統の処理装置を抽出し、その中で最も厳しくなる系統の処理装置を代表処理装置とする。VI-3-別添 1-11「空調換気設備の強度計算書」における応力の算出式を示す。

a. ケーシングの変形

$$\sigma_{\max} = \frac{\pi^2 E \omega_{\max}}{8(1-\nu^2)} \left\{ \frac{(2-\nu^2)\omega_{\max} + 4t}{b^2} + \frac{\nu(\omega_{\max} + 4t)}{a^2} \right\} \dots \textcircled{1}$$

$$\frac{256(1-\nu^2)P}{\pi^6 E t^4} = \frac{4}{3} \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right) \frac{\omega_{\max}}{t} + \left\{ \frac{4\nu}{a^2 b^2} + (3-\nu^2) \left(\frac{1}{a^4} + \frac{1}{b^4} \right) \right\} \left(\frac{\omega_{\max}}{t} \right)^3 \dots \textcircled{2}$$

σ_{\max} : 軸直角方向の荷重により生じる最大応力
 E : 縦弾性係数
 ω_{\max} : 軸直角方向の荷重によるダクトの最大変位量
 ν : ポアソン比
 t : ケーシング厚さ
 a : 評価対象板の短辺
 b : 評価対象板の長辺
 P : 処理装置に作用する圧力

式②より得られる ω_{\max} の値を式①へ代入し、 σ_{\max} を算出する。
 処理装置の代表箇所を選定結果を表 2-9 に示す。

表 2-9 処理装置の代表選定結果

系統	ケーシングに発生 する周方向応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	代表
原子炉建物付属棟空調換気系(A)	96	215	2.2	
原子炉建物付属棟空調換気系(B)	96	215	2.2	
原子炉建物付属棟空調換気系(HPSW)	126	215	1.7	○
中央制御室空調換気系	107	215	2.0	

2.5 非常用発電装置

非常用ディーゼル発電設備Aーディーゼル燃料移送ポンプ及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料移送ポンプは、同一設計のものが各々1台ずつ設置されているため、A系を代表として選定する。

2.6 消音器

排気消音器（非常用ディーゼル発電設備ディーゼル機関の付属設備）は2台設置されており、すべてが同一設計になっているため、A系を代表として選定する。

1.3 構造強度評価における評価対象部位の選定

1. 概要

本資料は機器の構造強度評価における評価対象部位の選定について説明するものである。

2. 評価対象部位の選定

構造強度評価における評価対象部位の選定については、屋外の機器は①、屋内の機器は②の選定を基本とし、その他は機器形状等に応じて選定している。

①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）

②気圧差による荷重を受ける主要部位

③規格式により、対象が定められている部位

④その他

表 2-1 に構造強度評価対象選定一覧を示す。

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(1/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-7 原子炉補機海水 ポンプ及び高圧 炉心スプレイ補 機海水ポンプの 強度計算書	・原子炉補機海水 ポンプ	<ul style="list-style-type: none"> ・原動機取付ボルト ・ポンプ取付ボルト ・基礎ボルト ・端子箱取付ボルト ・通風ダクト取付ボルト ・空気冷却器取付ボルト 	引張 せん断 組合せ	ポンプ部について、原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は、原動機フレーム及び原動機台に作用する。このため、ポンプ部及び原動機部を固定しているボルトに作用する。荷重を受ける各部位のうち、荷重作用点から離れていることから転倒モーメントが大きく作用し、さらに支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じるため、以下の部位を評価対象部位として選定する。	○	-	-	-	
		<ul style="list-style-type: none"> ・原動機フレーム 	引張	<ul style="list-style-type: none"> ・原動機取付ボルト ・ポンプ取付ボルト ・基礎ボルト 原動機部について、原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は、原動機フレーム及び付属品に作用する。このため、付属品を固定する以下の部位を評価対象部位として選定する。	-	-	-	○	設計竜巻による風荷重に対し、ポンプの主要部材である原動機について、曲げ応力に対する健全性を確認

注記*：①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(2/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-7 原子炉補機海水ポンプ及び高圧炉心スプレイ補機海水ポンプの強度計算書	・高圧炉心スプレイ補機海水ポンプ	<ul style="list-style-type: none"> ・原動機取付ボルト ・ポンプ取付ボルト ・基礎ボルト ・端子箱取付ボルト ・エンドカバー取付ボルト 	引張 せん断 組合せ	ポンプ部について、原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は、原動機フレーム及び原動機台に作用する。このため、ポンプ部及び原動機部を固定しているボルトに作用する。荷重を受ける各部位のうち、荷重作用点から離れていることから転倒モーメントが大きく作用し、さらに支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じるため、以下の部位を評価対象部位として選定する。	○	-	-	-	
		<ul style="list-style-type: none"> ・原動機フレーム 	引張	<ul style="list-style-type: none"> ・原動機取付ボルト ・ポンプ取付ボルト ・基礎ボルト 原動機部について、原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は、原動機フレーム及び付属品に作用する。このため、付属品を固定する以下の部位を評価対象部位として選定する。	-	-	-	○	設計竜巻による風荷重に対し、ポンプの主要部材である原動機について、曲げ応力に対する健全性を確認
VI-3-別添 1-8 海水ストレーナの強度計算書	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉補機海水ストレーナ ・高圧炉心スプレイ補機海水ストレーナ 	<ul style="list-style-type: none"> ・基礎ボルト 	引張 せん断 組合せ	設計竜巻による荷重は、胴及び支持脚を介して、基礎ボルトに作用する。海水ストレーナの転倒により、海水ストレーナの海中の固形物を除去する機能に与える影響を考慮し、転倒を防止するための主要な支持部材のうち、荷重作用点から離れていることから転倒モーメントが大きく作用し、さらに胴及び支持脚と比較し断面積が小さく、発生応力が大きくなる基礎ボルトを評価対象部位として選定する。	-	-	○	-	

注記* : ①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

1.3-3

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(3/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-9 配管及び弁の強度計算書	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉補機海水系配管及び弁 高圧炉心スプレィ補機海水系配管及び弁 	・配管	一次（膜＋曲げ）	設計竜巻による荷重は配管本体に作用する。なお、弁の厚さは配管の厚さに比べ厚く、弁の評価は、配管の評価に包絡されるため、配管の評価のみ実施する。サポート（配管支持構造物）については、建物内外にかかわらず地震に対して耐荷重設計がなされており、配管本体に竜巻による荷重が作用した場合でも、作用荷重は耐荷重以下であり、竜巻による荷重に対するサポートの設計は耐震設計に包絡されることから、配管本体を評価対象部位として選定する。	－	－	－	○	
	<ul style="list-style-type: none"> 非常用ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁（屋外）、高圧炉心スプレィ系ディーゼル発電設備（燃料移送系）配管及び弁 非常用ガス処理系配管及び弁 	・配管	周方向応力	設計竜巻の気圧差による荷重は配管本体に作用する。このことから、配管本体を評価対象部位として選定する。	－	○	－	－	

注記*：①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(4/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-11 空調換気設備の 強度計算書	・ダンパ	・外板 ・羽根 ・シャフト	曲げ せん断	設計竜巻の気圧差による荷重は、外板及び羽根に作用し、羽根を介してシャフトに作用する。このことから、外板、羽根及びシャフトを評価対象部位として選定する。	-	○	-	-	
	・角ダクト及び丸ダクト	・ダクト鋼板	曲げ 座屈	設計竜巻の気圧差による荷重は、ダクト本体のダクト鋼板に作用する。このことから、ダクト鋼板を評価対象部位として選定する。	-	○	-	-	
	・隔離弁	・弁箱 ・弁体 ・弁棒	周方向応力 曲げ せん断	設計竜巻の気圧差による荷重は、隔離弁の耐圧部に作用する。このことから、耐圧部である弁箱、弁体、弁棒を評価対象部位として選定する。	-	○	-	-	
	・送風機	・ケーシング	周方向応力	設計竜巻の気圧差による荷重は、送風機のケーシングに作用する。このことから、ケーシングを評価対象部位として設定する。	-	○	-	-	
	・処理装置	・ケーシング	曲げ	設計竜巻の気圧差による荷重は、処理装置のケーシングに作用する。このことからケーシングを評価対象部位として設定する。	-	○	-	-	
VI-3-別添 1-12 非常用発電装置 の強度計算書	・非常用ディーゼル 発電設備 A-ディー ゼル燃料移送ポン プ ・高圧炉心スプレイ 系ディーゼル発電 設備ディーゼル燃 料移送ポンプ	・ケーシング	外圧	設計竜巻の気圧差による荷重は、燃料移送ポンプの耐圧部に作用することから、耐圧部であるケーシングを評価対象部位として選定する。	-	○	-	-	

注記*：①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(5/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-13-2 消音器の強度計算書	・排気消音器（非常用ディーゼル発電設備ディーゼル機関及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル機関の付属施設）	・基礎ボルト ・結合ボルト	引張 せん断 組合せ	設計竜巻による荷重は、排気消音器に作用し、結合ボルトを介して基礎ボルトに作用する。 排気消音器の転倒による閉塞により、非常用ディーゼル発電設備ディーゼル機関及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル機関の排気機能に影響を与える波及的影響を考慮し、転倒を防止するための主要な支持部材のうち、荷重作用点から離れていることから転倒モーメントが大きく作用し、さらに支持断面積が小さいことから、発生する応力が厳しくなる結合ボルト及び基礎ボルトを評価対象部位として選定する。	○	—	—	—	

注記*：①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(6/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-13-3 排気管及びベント管の強度計算書	<ul style="list-style-type: none"> ・排気管（非常用ディーゼル発電設備ディーゼル機関及び高压炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル機関の付属施設） ・ベント管（非常用ディーゼル発電設備及び高压炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料貯蔵タンク、ディーゼル燃料デイタンク及び潤滑油サンプタンクの付属施設） 	・配管	一次（膜＋曲げ）	設計竜巻による荷重は、配管本体及びサポート（配管支持構造物）に作用する。サポート（配管支持構造物）については、建物内外に関わらず地震に対して耐荷重設計がなされており、配管本体に竜巻の風荷重が作用した場合でも、作用荷重は耐荷重以下であるため、竜巻による荷重に対するサポート（配管支持構造物）の設計は耐震設計に包絡される。このことから、配管本体を評価対象部位として選定する。	—	—	—	○	

1.3-7

注記*：①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

表 2-1 構造強度評価対象選定一覧(7/7)

計算書名	施設名称	評価対象部位	応力の種類	選定理由	①*	②*	③*	④*	備考
VI-3-別添 1-13-6 取水槽ガントリ クレーンの強度 計算書	・取水槽ガントリ クレーン	逸走防止装置	・短冊 ・上部ブラケット ・下部ブラケット ・ピン	せん断 曲げ 組合せ	設計竜巻による荷重は、取水槽ガントリクレーン本体に作用し、クレーン側逸走防止装置である上部ブラケット、下部ブラケット及び短冊を介して、基礎側逸走防止装置であるピン及び基礎ボルトに作用する。逸走を防止するための主要な部材のうち、支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じるため、短冊、上部ブラケット、下部ブラケット、ピン及び基礎ボルトを構造強度評価の評価対象部位として選定する。	-	-	-	○
			・基礎ボルト	引張 せん断 組合せ					
		転倒防止装置	・クレーン側ブラケット ・基礎側ブラケット ・架台	せん断 曲げ 組合せ	設計竜巻による荷重は、取水槽ガントリクレーン本体に作用し、クレーン側転倒防止装置であるクレーン側ブラケットを介して、基礎側転倒防止装置である基礎側ブラケット、架台、架台取付ボルト及び基礎ボルトに作用する。転倒を防止するための主要な部材のうち、支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じるため、クレーン側ブラケット、基礎側ブラケット、架台、架台取付ボルト及び基礎ボルトを構造強度評価の評価対象部位として選定する。	○	-	-	-
			・架台取付ボルト ・基礎ボルト	引張					

1.3-8

注記* : ①設計竜巻による荷重により、荷重作用点から離れており、大きなモーメントを受ける部位（基礎ボルト等）
 ②気圧差により荷重を受ける主要部位
 ③規格式により、対象が定められている部位
 ④その他

3. 取水槽ガントリクレーンの評価対象部位の選定について

3.1 概要

本資料は、添付書類VI-3-別添 1-13-6「取水槽ガントリクレーンの強度計算書」において、設計竜巻による荷重によって外部事象防護対象施設等に及ぼす波及的影響を考慮し、取水槽ガントリクレーンの逸走防止装置及び転倒防止装置を評価対象とした考え方を説明するものである。

3.2 取水槽ガントリクレーンと評価対象施設との位置関係

取水槽ガントリクレーンは、取水槽海水ポンプエリアの北側と取水槽循環水ポンプエリアの南側に敷設する走行レール上に設置する。取水槽ガントリクレーンの位置図を図3-1に、取水槽ガントリクレーンと取水槽の位置関係を図3-2にそれぞれ示す。

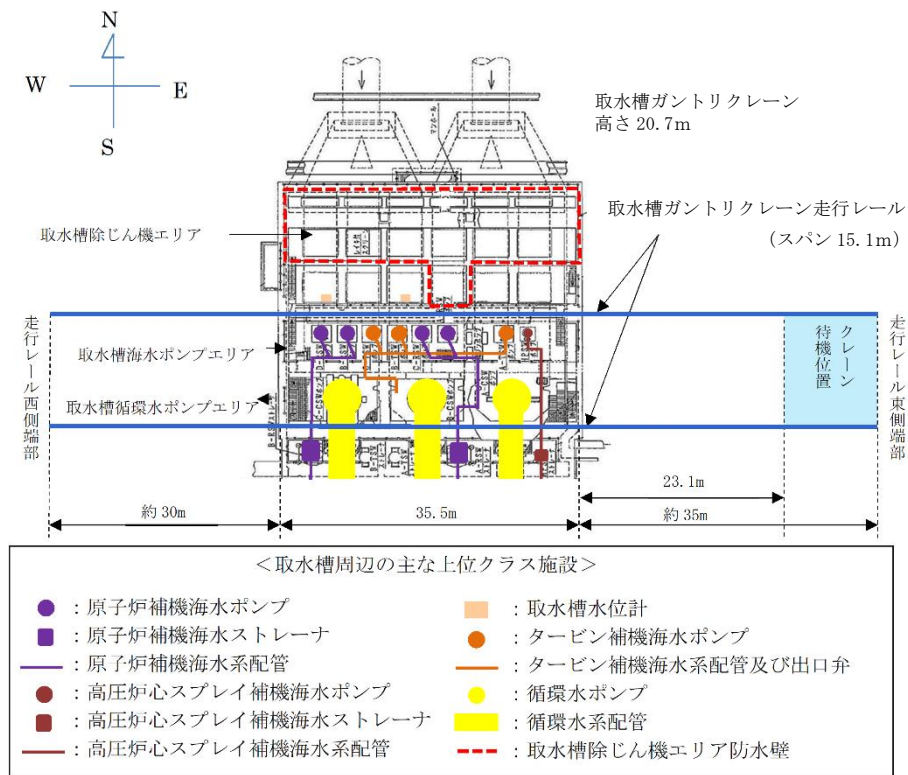
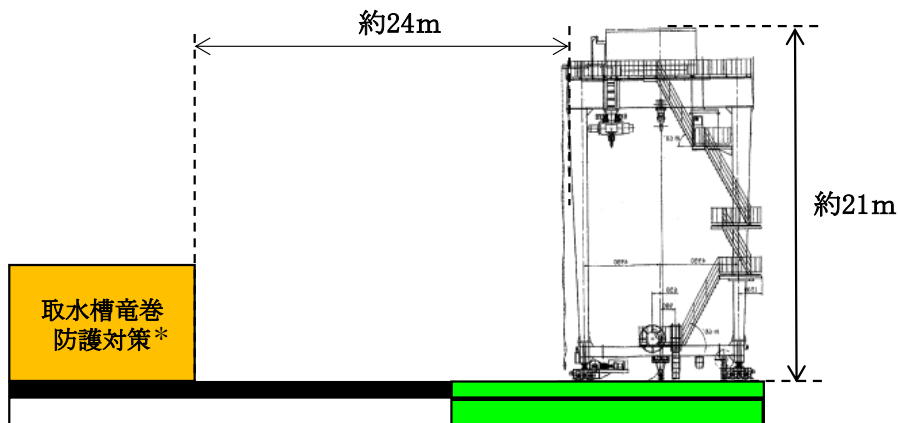


図3-1 取水槽ガントリクレーンの位置図

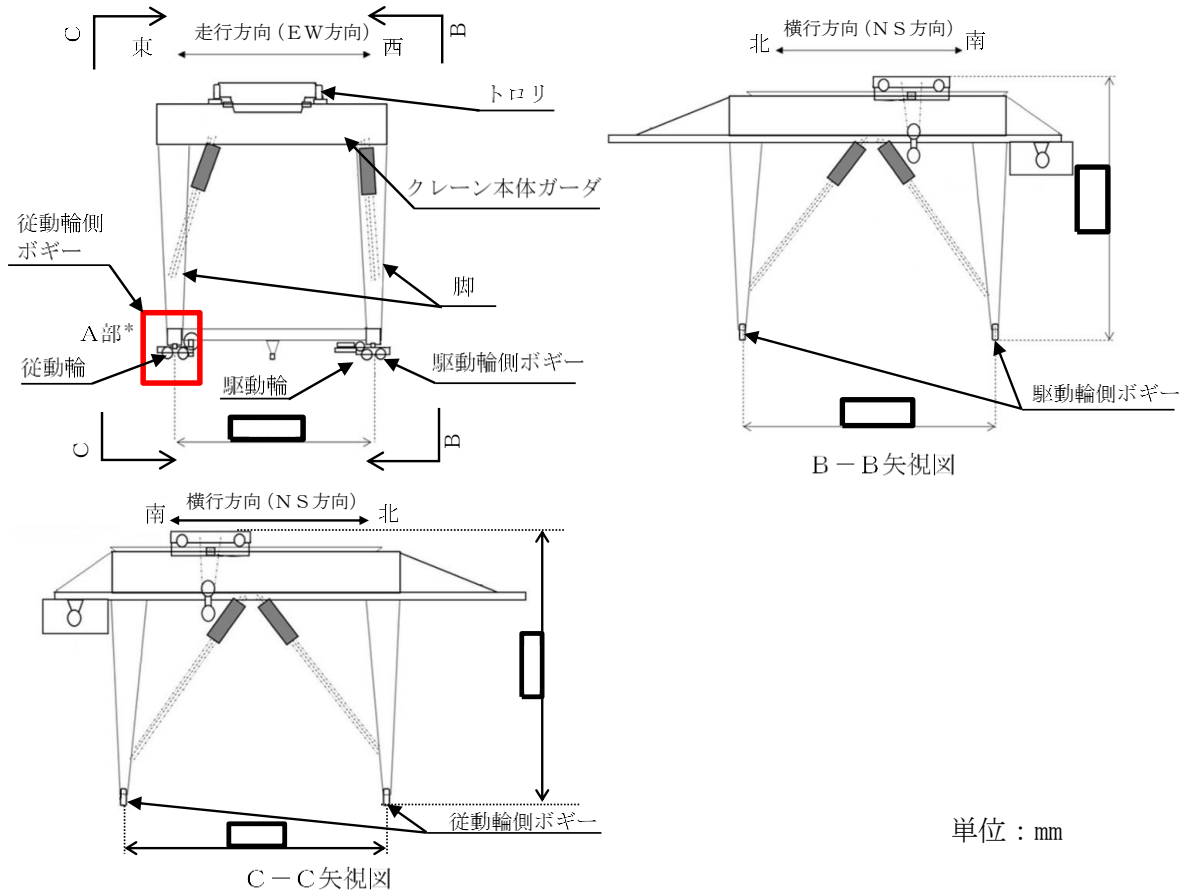


注記* : 当該設備の下部に外部事象防護対象施設を設置

図3-2 取水槽ガントリクレーンと取水槽の位置関係

3.3 取水槽ガントリクレーンの構造

取水槽ガントリクレーンの構造概要を図 3-3 に示す。取水槽ガントリクレーンは鋼製の脚、クレーン本体ガーダ、トロリ等で構成され、係留位置において各従動輪側ボギーに 4 基ずつ計 8 基設置されている逸走防止装置及び各従動輪側ボギー・駆動輪側ボギーに 2 基ずつ計 8 基設置されている転倒防止装置にて固定する構造である。



単位：mm

注記*：2 基の従動輪側ボギーのうち、北側の従動輪側ボギーを代表として詳細を示す。

図 3-3 取水槽ガントリクレーンの構造概要 (1/2)

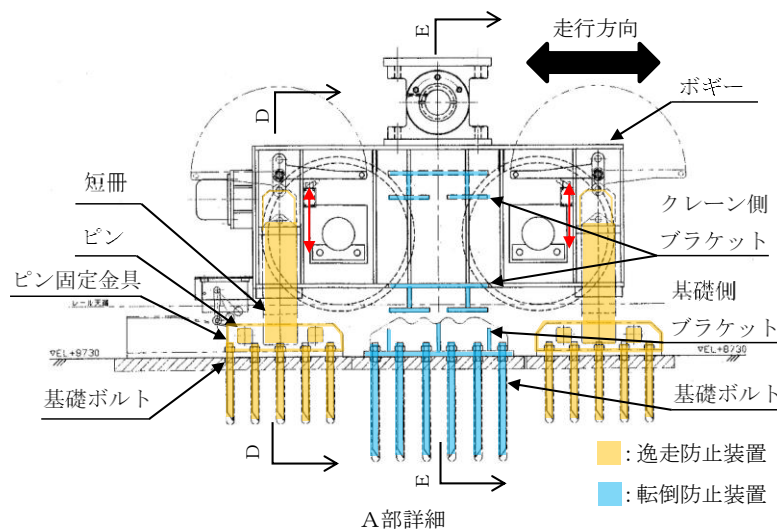


図 3-3 取水槽ガントリクレーンの構造概要 (2/2)

3.4 取水槽ガントリクレーンの評価対象部位の選定について

3.4.1 評価方針

設計竜巻による荷重に対する取水槽ガントリクレーンの波及的影響評価について、竜巻の襲来が予想される場合、クレーン作業の中止及び取水槽ガントリクレーンの係留についての運用手順を定めることとしていることから、取水槽ガントリクレーンが係留位置にて逸走防止装置及び転倒防止装置により係留されている状態での評価を実施する。

評価は、クレーン構造規格の安定度に関する規定を踏まえ、設計竜巻による荷重によって取水槽ガントリクレーンに発生する転倒モーメントと、取水槽ガントリクレーンの自重による安定モーメントを比較し、転倒の可能性が考えられる場合には、取水槽ガントリクレーンを係留位置に固定するための主要な部材が構造強度を有することを確認することにより、取水槽ガントリクレーンが転倒または逸走し外部事象防護対象施設等に波及的影響を及ぼさないことを確認する。なお、トロリについては、設計竜巻による荷重により転倒しないことを確認している。

また、取水槽ガントリクレーンを係留位置に固定できることを確認することにより、図3-2に示すように取水槽ガントリクレーンと評価対象施設との離隔が確保されるため、飛来物の衝突等による取水槽ガントリクレーン本体（トロリ、ガーダ、脚部）の局所的な損傷が発生することを想定した場合でも、外部事象防護対象施設等に波及的影響を及ぼさない。

評価における設計竜巻による荷重の負荷方向については、取水槽ガントリクレーンと評価対象施設である取水槽海水ポンプエリア等に設置されている外部事象防護対象施設との位置関係より、取水槽ガントリクレーン走行方向（東西方向）に対して、東側から荷重が負荷されることを考慮する。

3.4.2 逸走の可能性の確認

以下のとおり取水槽ガントリクレーンの最大静止摩擦力を算出し、取水槽ガントリクレーンに作用する設計竜巻による荷重と比較した。

【取水槽ガントリクレーンの最大静止摩擦力】

$$W_R = \mu \cdot m \cdot g \cdot \frac{4}{8} \\ = 2.705 \times 10^5 [\text{N}]$$

ここで、

W_R : 取水槽ガントリクレーンの最大静止摩擦力

μ : 最大静止摩擦係数 (0.3)

m : 取水槽ガントリクレーンの質量

g : 重力加速度

設計竜巻による風圧力による荷重 W_w は、 $1.169 \times 10^6 [\text{N}]$ であり、 $W_w > W_R$ のため、取水槽ガントリクレーンは逸走する可能性がある。

3.4.3 転倒の可能性の確認

(1) 取水槽ガントリクレーンの転倒可能性について

以下のとおり取水槽ガントリクレーンに作用する転倒モーメント及び安定モーメントを算出した。

【設計竜巻による荷重により取水槽ガントリクレーンに発生する転倒モーメント】

$$\begin{aligned}M_t &= W_w \cdot H_g \\ &= 1.551 \times 10^{10} \text{ [N} \cdot \text{mm]}\end{aligned}$$

ここで、

M_t : 取水槽ガントリクレーンに作用する転倒モーメント

W_w : 設計竜巻による風圧力による荷重

H_g : 重心高さ

【自重による安定モーメント】

$$\begin{aligned}M_s &= m \cdot g \cdot L \\ &= 7.964 \times 10^9 \text{ [N} \cdot \text{mm]}\end{aligned}$$

ここで、

M_s : 自重による安定モーメント

m : 取水槽ガントリクレーンの質量

g : 重力加速度

L : 転倒支点から重心までの水平方向距離（走行方向断面）

取水槽ガントリクレーンは係留位置にて逸走防止装置及び転倒防止装置にて固定され、設計竜巻による荷重に対して取水槽ガントリクレーンの転倒及び逸走を防止する構造としているが、上記のとおり、 $M_t > M_s$ のため、取水槽ガントリクレーンが転倒する可能性がある。

(2) トロリの転倒可能性について（参考）

竜巻の襲来が予想される場合、取水槽ガントリクレーンを係留位置に固定する運用としていることから、係留位置において、仮にトロリが転倒及び逸走しても、外部事象防護対象施設に波及的影響を及ぼす可能性はないが、参考として、トロリの転倒の可能性を確認した。確認にあたっては、以下のとおり転倒モーメント及び安定モーメントを算出した。

【設計竜巻によりトロリに発生する転倒モーメント】

$$\begin{aligned}M_{t'} &= W_1 \cdot h_1' \\ &= 9.741 \times 10^7 \text{ [N} \cdot \text{mm]}\end{aligned}$$

ここで、

$M_{t'}$: トロリに作用する転倒モーメント

W_1 : トロリに発生する風荷重（トロリ走行方向断面）

$h_{1'}$: トロリ設置面からの重心高さ

【自重による安定モーメント】

$$\begin{aligned} M_s' &= m_T \cdot g \cdot L_T \\ &= 2.718 \times 10^8 [\text{N} \cdot \text{mm}] \end{aligned}$$

ここで,

M_s' : 安定モーメント

m_T : トロリ質量

g : 重力加速度

L_T : トロリの車輪間の水平方向距離 (取水槽ガントリクレーン走行方向)

上記のとおり, $M_t' < M_s'$ のため, トロリが転倒する可能性はない。

3.4.4 評価対象部位の選定

3.4.2, 3.4.3 項より, 取水槽ガントリクレーンは停留位置にて逸走防止装置及び転倒防止装置にて固定され, 設計竜巻による荷重に対して取水槽ガントリクレーンの転倒及び逸走を防止する構造としているが, $W_w > W_R$ 及び $M_t > M_s$ のため, 逸走及び転倒する可能性がある。このとき, 逸走防止装置及び転倒防止装置に大きな荷重がかかることで, 逸走防止装置及び転倒防止装置が損傷し, 取水槽ガントリクレーンが逸走及び転倒し, 外部事象防護対象施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に波及的影響を与える可能性があるため, 逸走防止装置及び転倒防止装置を評価対象部位とし, 竜巻時及び竜巻後においても, 機械的な波及的影響を及ぼさないことを確認する。

逸走防止装置及び転倒防止装置の構造強度評価は, 取水槽ガントリクレーンの逸走及び転倒の可能性の確認結果を踏まえ, 逸走防止装置及び転倒防止装置に生じる荷重を算定し, 支持断面積が小さく, 大きな応力が発生すると考えられる以下の部位についての構造強度を評価する。

(逸走防止装置)

- ・ クレーン側逸走防止装置 (短冊, 上部ブラケット, 下部ブラケット)
- ・ 基礎側逸走防止装置 (ピン, 基礎ボルト)

(転倒防止装置)

- ・ クレーン側転倒防止装置 (クレーン側ブラケット)
- ・ 基礎側転倒防止装置 (基礎側ブラケット, 架台, 架台取付ボルト, 基礎ボルト)

逸走防止装置及び転倒防止装置の評価対象部位を図3-4及び図3-5にそれぞれ示す。

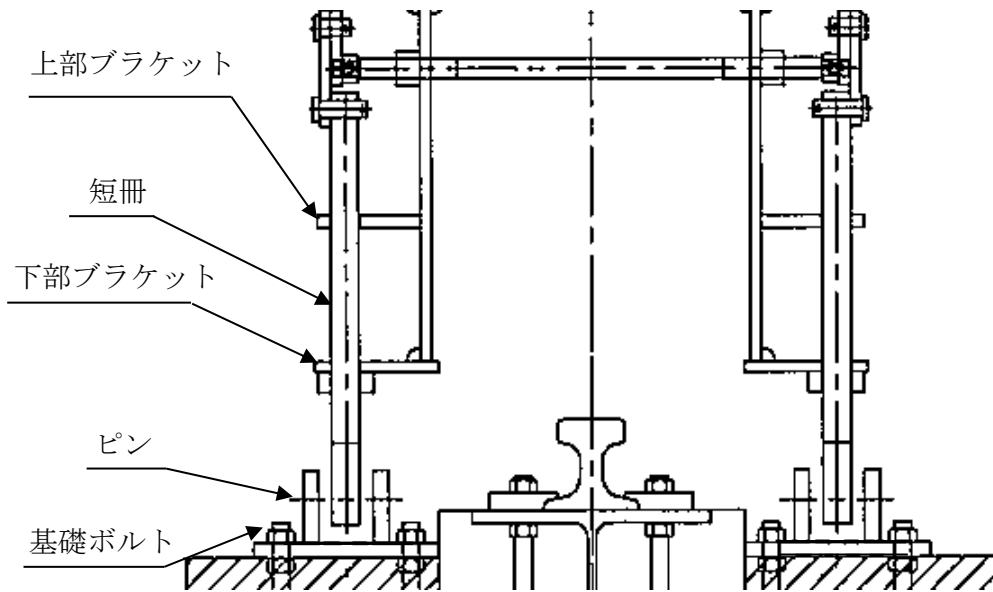


図 3-4 逸走防止装置の構造強度評価における評価対象部位

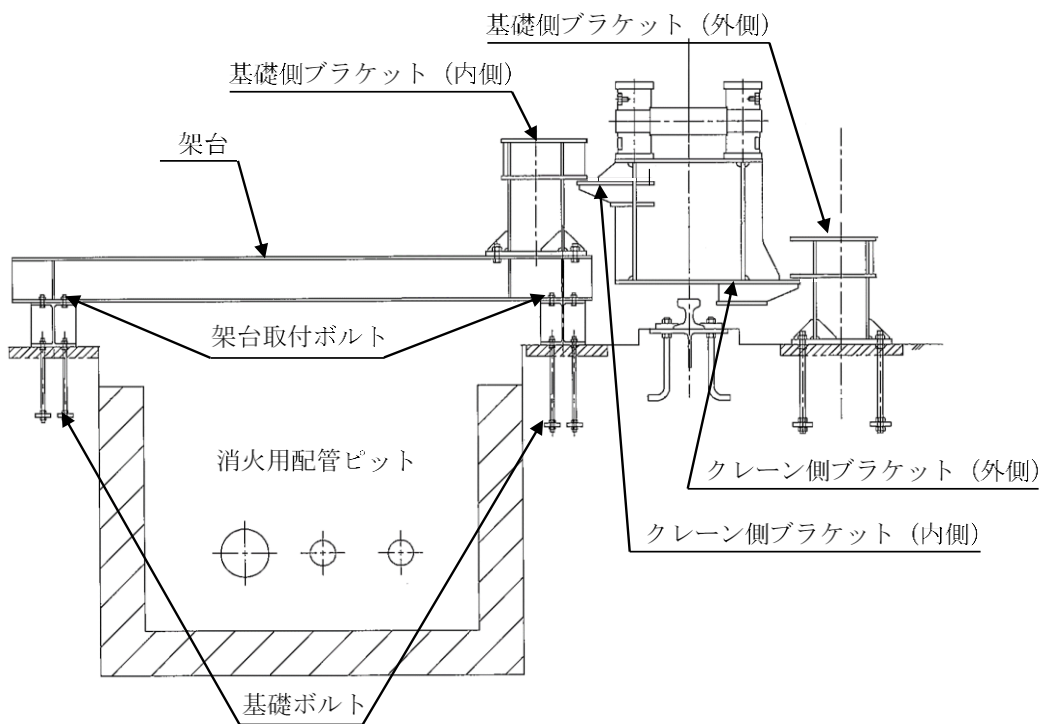


図 3-5 転倒防止装置の構造強度評価における評価対象部位

2. 竜巻防護対策設備の強度計算に関する補足説明資料

2.1 シャックルの許容限界について

1. 概要

本資料は、竜巻防護ネットの構成部品であるシャックルの許容限界として、製造メーカーの保証値を採用する方針としていることから、その内容について説明するものである。

2. 保証値の設定経緯

竜巻防護ネットの設計において、ネットの枠材(H型钢等で構成)への部品の納まりを考慮して、シャックルについては、高強度である「軽量シャックル」(K社製)の使用荷重8tタイプ(78.4kN)を標準設計として採用している。

また、ネット寸法は出来るだけ大きい方が軽量化の観点でメリットがあるが、ネットの寸法が大きくなると飛来物の衝突時にシャックルに発生する引張荷重も増大するため、メーカーにてプルーフロード(使用荷重の2倍:156.8kN)で引張試験を実施し、この荷重を短期荷重に対する保証値として設定することで、ネット寸法の設定に幅を持たせることが可能となっている。

3. 保証について

上記シャックルの納品に際しては、メーカーより添付に示す試験成績書が発行され、上記の保証値を担保するものとして残される。

メーカー試験成績書（例）に一部加筆

Test Certificate

KANSAI INDUSTRIAL CO.,LTD.

No. 17-416

(KANSAI KOGYO CO.,LTD.)

BRANCH FACTORY
531-3, TOMO-CHO, FUKUYAMA,
HIROSHIMA, JAPAN.



MAIN FACTORY
7399-35, MINOSHIMA-CHO, FUKUYAMA
HIROSHIMA, JAPAN.
TEL(084)954-2555
FAX(084)954-3533

Certificate of Test and Examination of
Shackles, Hooks, Blocks, Swivels

Date October 17, 2017

Distinguishing No. or Mark (1)	Description of Gear (2)	Number tested (3)	Date of test (4)	Proof load applied (5)	Working load limit (6)
M.T No. 97870 & 97871	Hot Dip Galvanized "KANSAI" Light Weight Lifting RSE Shackles 8 Ton Breaking Load 48Ton以上(6倍以上) M.T. 磁粉探傷検査合格 (基準: 1級1群以上) 三菱重工業株式会社 MS認定品	2 (pieces)	Oct.17 2017	保証値 16 (tf) 156.8 (kN)	8 (tf) 78.4 (kN)
Material test and Proof test : Good					

この複写は原本と相違ないことを証明致します。
東京製綱株式会社 製鋼工場 品質管理部

The PRODUCTS were examined by a competent person after proof loading and found free from flaw or defect.

THIS IS TO CERTIFY that I, the undersigned Surveyor attended in order to test and examine PRODUCTS in accordance with the requirements of our factory's standard and found

TESTED BY OUR Amsler Horizontal Type 350 Tons Testing Machine Approved by NK (Nippon Kaiyokai) Approved No. NK. T-77OS10.



KANSAI INDUSTRIAL CO.,LTD.
(KANSAI KOGYO CO.,LTD.)

Other reference, if any.

S. Kobayashi

S. Kobayashi

Surveyor

2.2 飛来物のオフセット衝突の影響について

1. 概要

本資料は、竜巻飛来物防護を目的とした竜巻防護ネットに関して、飛来物がオフセット衝突した場合の影響について説明するものである。

2. 展開方向オフセット衝突時吸収エネルギー

飛来物が、竜巻防護ネットに対して展開方向オフセット位置で展開方向のネット交点列 1 列と衝突した場合の展開方向のネット交点列 1 列の吸収エネルギー算出方法を以下に示す。

電力中央研究所報告書「高強度金網を用いた竜巻飛来物対策工の合理的な衝撃応答評価手法」（総合報告：O01）（以下「電中研報告書」という。）を参考に、飛来物が展開方向オフセット位置で展開方向のネット交点列 1 列と衝突した場合の飛来物とネットの挙動を以下のように仮定する。

- ① ネット展開方向の交点列の張力は常に均一である。
- ② 衝突後の飛来物とネットは衝突点で一体となって推移する。
- ③ 最大変形時のネット全長は破断時展開方向ネット長さとする。

以上の仮定から、破断時のネットの全長は飛来物の衝突位置によらず、破断時展開方向ネット長さで一定となり、最大変形時の衝突位置点 P' の軌跡は、図 2-1 のとおり楕円形状となる。

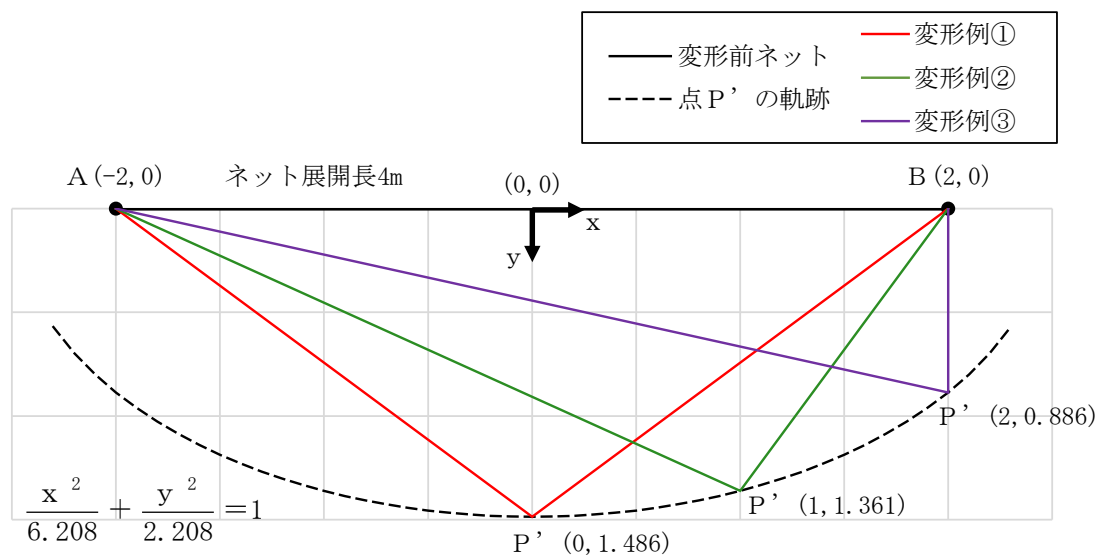


図 2-1 展開方向のネット交点列 1 列の衝突位置点 P' の軌跡

ネットは変位制御により評価可能であることから、図 2-2 に示す交点列の伸び率 ϵ_j を 0 から破断伸び率 ϵ_{cr} まで微小変形の積み重ねとして、徐々に変化させ、衝突点の移動量と交点列の張力から吸収エネルギーを算出する。ここで、破断伸び率 ϵ_{cr} は、VI-3-別添 1-3「竜巻防護ネットの強度計算書」の「4. 評価条件」のネット 1 目合いの対角寸法 a とネット 1 目合いの破断変位 a_s より、以下のとおり求められる。

$$\epsilon_{cr} = \frac{a_s}{a} = \frac{13.9}{56.6} \approx 0.25$$

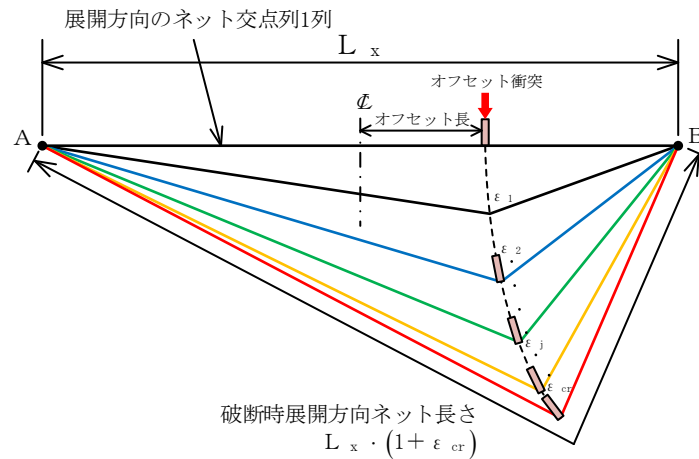


図 2-2 展開方向オフセット衝突時の展開方向のネット交点列 1 列の変位挙動図

また、図 2-3 に展開方向に展開方向オフセット衝突した場合を想定した伸び率 ϵ_j 時のネット交点列 1 列の変形状態の模式図を示す。

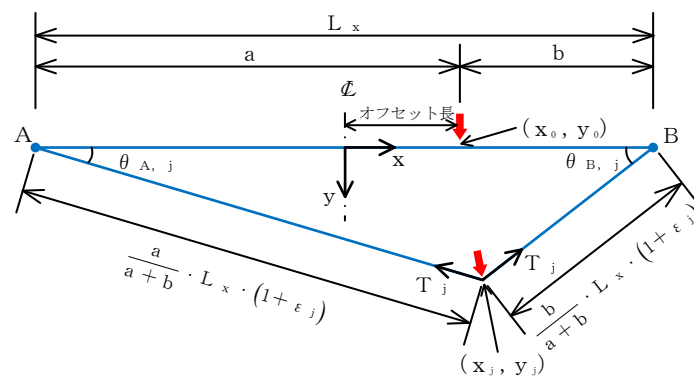


図 2-3 展開方向オフセット衝突のネット交点列 1 列の変形状態の模式図

VI-3-別添 1-3「竜巻防護ネットの強度計算書」の「4. 評価条件」のネット 1 目合いの対角寸法 a ，ネット 1 目合いの等価剛性 K とすると，展開方向のネット交点列 1 列の剛性 K_x ，展開方向のネット交点列 1 列の張力 T_j は以下のとおりとなる。

$$K_x = \frac{K}{L_x/a}$$

$$T_j = K_x \cdot L_x \cdot \varepsilon_j = \frac{K}{L_x/a} \cdot L_x \cdot \varepsilon_j$$

伸び率が $\varepsilon_{j-1} \sim \varepsilon_j$ 間で微小量だけ増加すると，衝突点の座標も (x_{j-1}, y_{j-1}) から (x_j, y_j) と微小量だけ移動し， x 方向変位 Δx_j ， y 方向変位 Δy_j はそれぞれ $\Delta x_j = x_j - x_{j-1}$ ， $\Delta y_j = y_j - y_{j-1}$ となる。このとき，展開長を $a : b$ で分割する点を衝突位置とし，伸び率 ε_j 時の衝突点の座標を (x_j, y_j) ，A 点，B 点のたわみ角を $\theta_{A,j}$ ， $\theta_{B,j}$ とすると，伸び率 ε_j 時の展開方向のネット交点列 1 列の張力 T_j を x 方向成分と y 方向成分に分割でき，それぞれ x 方向反力 H_j ， y 方向反力 V_j となる。よって，伸び率が $\varepsilon_{j-1} \sim \varepsilon_j$ 間で微小量だけ増加した際の吸収エネルギーの増分 ΔW_j は，以下のとおりとなる。

$$H_j = T_j \cdot \cos \theta_{A,j} - T_j \cdot \cos \theta_{B,j}$$

$$V_j = T_j \cdot \sin \theta_{A,j} + T_j \cdot \sin \theta_{B,j}$$

$$\Delta W_j = \frac{1}{2} \cdot (H_{j-1} + H_j) \cdot \Delta x_j + \frac{1}{2} \cdot (V_{j-1} + V_j) \cdot \Delta y_j$$

以上より，ネット交点列 1 列の限界吸収エネルギーは下式となる。

$$W = \sum_j^{\varepsilon_{cr}} \Delta W_j$$

展開長 4m の 40mm 目合いネットの交点列に，中央衝突，展開方向 1/4 オフセット衝突（展開方向オフセット長 1m）した場合の吸収エネルギーを比較する。図 2-4 に交点列の伸び率に対する吸収エネルギーを示す。

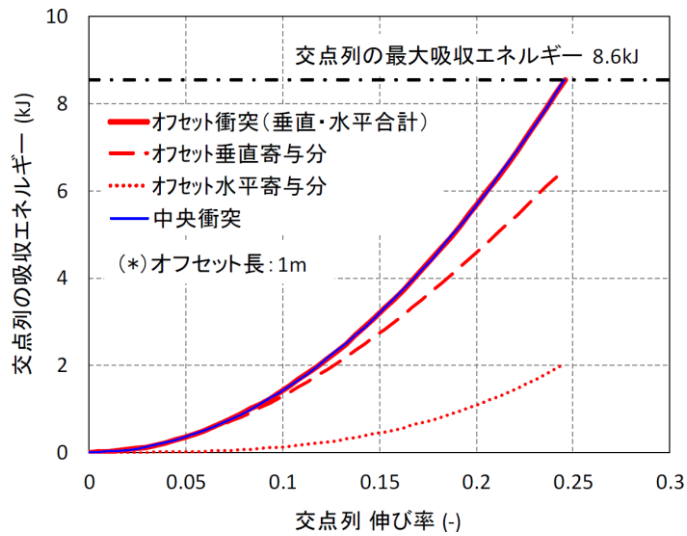


図 2-4 展開方向オフセット衝突と中央衝突のエネルギー比較

展開方向オフセット衝突では、垂直方向から飛来物が衝突することから、伸び率が小さな初期の段階では、垂直寄与分吸収エネルギーが支配的である。伸び率 0.1 程度になると、ネット張力の分担から、衝突点は水平方向に移動し、徐々に水平寄与分の吸収エネルギーが増加していく。ネットの張力の分担による衝突点の移動に飛来物が追従した場合、中央衝突時と展開方向オフセット衝突時（垂直寄与分と水平寄与分の合計）は、いずれも同等（8.6kJ）となり、衝突位置の違いによる吸収エネルギーへの影響はないと考えられる。

また、図 2-5 に展開方向オフセット衝突位置の違いによる 40mm 目合い交点列最終変位形態及び飛来物が衝突後、停止するまでの軌跡を累積移動量として示す。

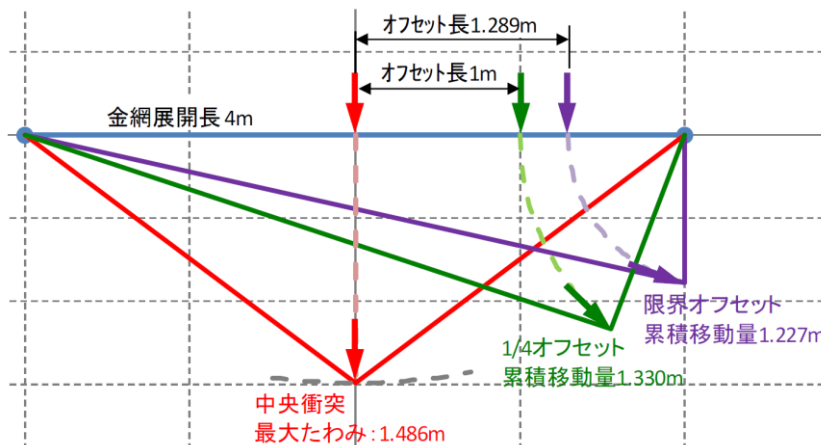


図 2-5 各衝突位置の 40mm 目合い交点最終変位図

ネット中央からの衝突点までの距離（以下「展開方向オフセット長」という。）が大きくなると、交点列の最終形状は次第に直角三角形に近づき、さらに、展開方向オフセット長が大きくなると、衝突点の軌跡が支持部の外に飛び出すこと及び支持部材のフレームと衝突することが考えられるため、飛来物が外部事象防護対象施設に衝突することはないと考えられる。よって、展開方向オフセット評価では、交点列の最終形状が直角三角形となる衝突位置（限界オフセット）までを検討範囲とする。

表 2-1 に各展開方向オフセット長の 40mm 目合いネット交点列 1 列の最大吸収エネルギーと累積移動量を示す。

表 2-1 展開方向オフセット衝突時の応答値一覧（40mm 目合い）

展開方向オフセット長 (m)	ネット交点列 1 列の 最大吸収エネルギー (kJ)	累積移動量 (m)
0.000	8.6	1.486
1.000	8.6	1.330
1.289	8.6	1.227

以上より、飛来物の展開方向オフセット衝突時の最大吸収エネルギーは展開方向オフセット長によらず中央衝突時と同等となるため、展開方向オフセット衝突の影響はないと判断している。

3. 展開直角方向オフセット衝突時吸収エネルギー

飛来物が、竜巻防護ネットに対して展開直角方向オフセット位置でネットと衝突した場合の、ネットの吸収エネルギー算出方法を以下に示す。

電中研報告書を参考に、飛来物の衝突位置を、中央衝突以外に展開直角方向オフセット衝突位置を以下のとおり設定し、ネット（展開方向 4m×展開直角方向 3m）の吸収エネルギーを算出する。

①：中央

②：展開直角方向 1/4 オフセット（展開直角方向オフセット長 0.75m）

ネット展開直角方向のオフセット衝突位置図を図 3-1 に示す。

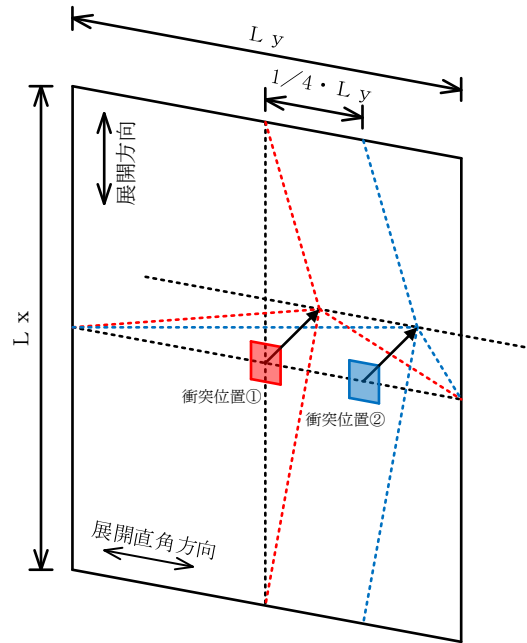


図 3-1 展開直角方向オフセット衝突位置図

図 3-1 に示すとおり，衝突位置でネットが最も大きく変形し，そこからネット端部までの間を段階的に減少していくとすると，目合い列 1 列ごとの吸収エネルギーは以下の式により求められる。

$$E_i = 2 \cdot K_x \cdot \delta_i^2 - K_x \cdot L_x \cdot \left(\sqrt{4 \cdot \delta_i^2 + L_x^2} - L_x \right)$$

ここで，

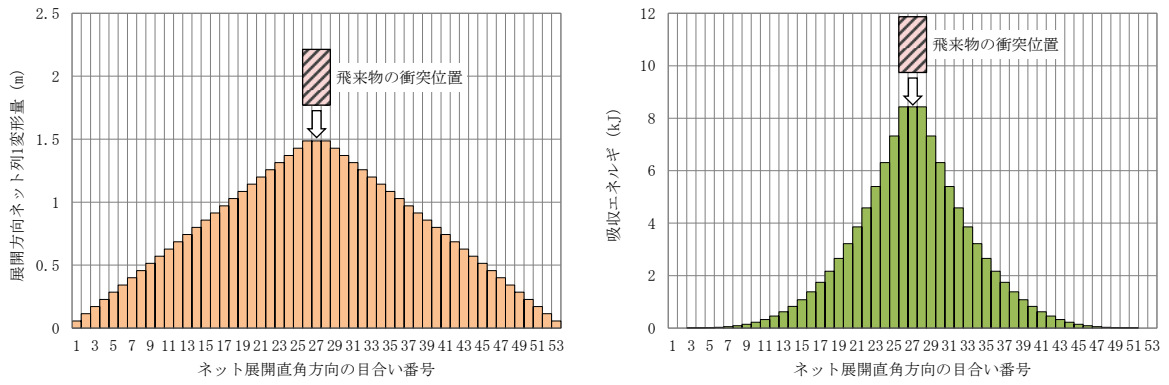
E_i : i 番目の列におけるネットの吸収可能エネルギー

K_x : ネット 1 目合いの展開方向の 1 列の等価剛性

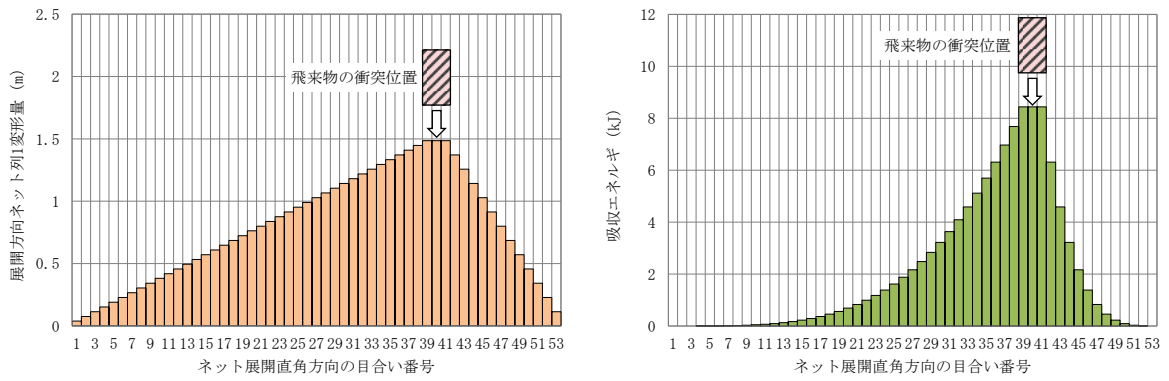
L_x : ネット展開方向寸法 (4m)

δ_i : i 番目の列におけるネット変形量

上式より，各衝突位置におけるネット変形量及び吸収エネルギー分布を図 3-2 に示す。また，ネット 1 枚分の吸収エネルギーを表 3-1 に示す。



①中央衝突



②展開直角方向 1/4 オフセット衝突

図 3-2 ネット変形量分布と吸収エネルギー分布

表 3-1 ネット 1 枚分の吸収エネルギー (40mm 目合い)

衝突位置	吸収エネルギー (kJ)
①中央	110.4
②展開直角方向 1/4 オフセット	110.4

図 3-2 及び表 3-1 のとおり、展開直角方向オフセット衝突時の最大吸収エネルギーは中央衝突時と同等となるため、展開直角方向オフセット衝突の影響はないと判断している。

4. オフセット衝突時の衝撃荷重

衝撃荷重 F_a については、下式により算出している。

$$F_a = \frac{4 \cdot m \cdot V_1^2}{3 \cdot \delta}$$

上式より、衝撃荷重 F_a は竜巻防護ネットのたわみ量 δ に反比例していることが分かる。

同じ飛来物の中央衝突とオフセット衝突を比較する場合、表 2-1 から、竜巻防護ネットの累積移動量（たわみ量）はオフセット衝突の方が短く衝撃荷重が大きくなることから、オフセット衝突における衝撃荷重の増加率は、下式により算出できる。

$$\begin{aligned} & \text{(衝撃荷重の増加率)} \\ & = \text{(中央衝突時の累積移動量)} / \text{(オフセット衝突時の累積移動量)} \\ & = 1.486 / 1.227 \\ & = 1.211 \end{aligned}$$

よって、上式により算出される荷重を 1.211 倍することで、オフセット衝突を考慮した補正を行う。

2.3 金網の設計裕度の考え方

1. 概要

本資料は、竜巻飛来物防護を目的とした金網の設計裕度に関して、金網の耐衝撃性能評価に用いる機械的特性値の設定の考え方について説明するものである。

2. 金網の機械的特性値

金網の耐衝撃性能評価に用いる機械的特性値は、電力中央研究所報告書「高強度金網を用いた竜巻飛来物対策工の合理的な衝撃応答評価手法」（総合報告：O01）にて報告されている金網の交点引張試験から算定している。金網（40mm 目合い）の交点引張試験結果（全 15 データ）を図 2-1 に示す。

また、図 2-1 より算定した金網の等価剛性、破断伸び量、破断荷重を表 2-1 に示す。

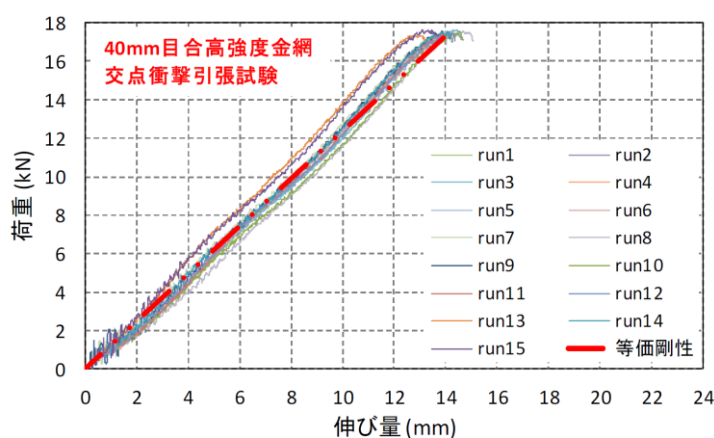


図 2-1 金網の交点引張試験結果

表 2-1 金網の交点引張試験結果の平均値

	等価剛性 (kN/m)	破断伸び量 (mm)	破断荷重 (kN)
平均値	1239	13.9	17.2

3. 竜巻防護ネットの強度評価における裕度の考慮

金網の等価剛性は表 2-1 に示す値を用いるが、交点引張試験結果のばらつきを考慮した裕度を確保することとする。ここで、表 2-1 に示す等価剛性とは別に、図 2-1 の金網の交点引張試験結果から多直線近似剛性を求め、金網の吸収エネルギーを算定した結果を図 3-1 に示す。等価剛性にて吸収エネルギーを評価した場合、多直線近似剛性より算定した吸収エネルギーよりも、最大で 3.0% 高くなることから、金網の許容吸収エネルギーについては、等価剛性より算定した吸収エネルギーを 1/1.03 倍することにより裕度を確保する。

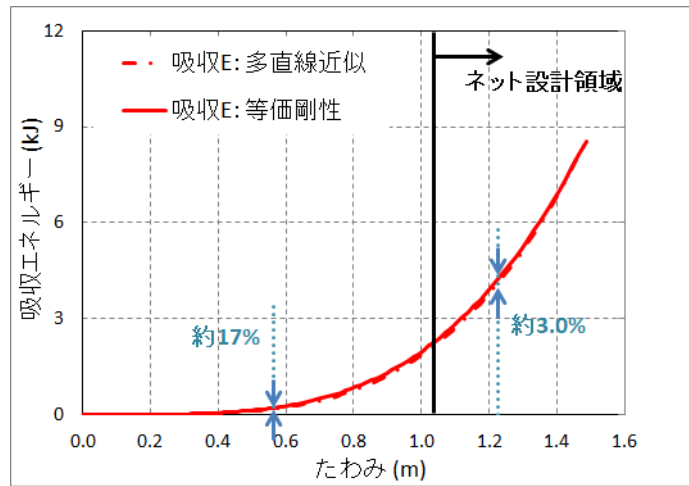


図 3-1 等価剛性と多直線近似の差異

2.4 ワイヤロープの変形を考慮したネットシステムの たわみについて

1. 概要

竜巻防護ネットはネットの変形の外、竜巻防護ネット周辺を固定するワイヤロープの変形によってもたわみが生じる。そのためネットシステムのたわみ量の評価では、ワイヤロープのたわみ量を考慮した評価を行うこととしている。

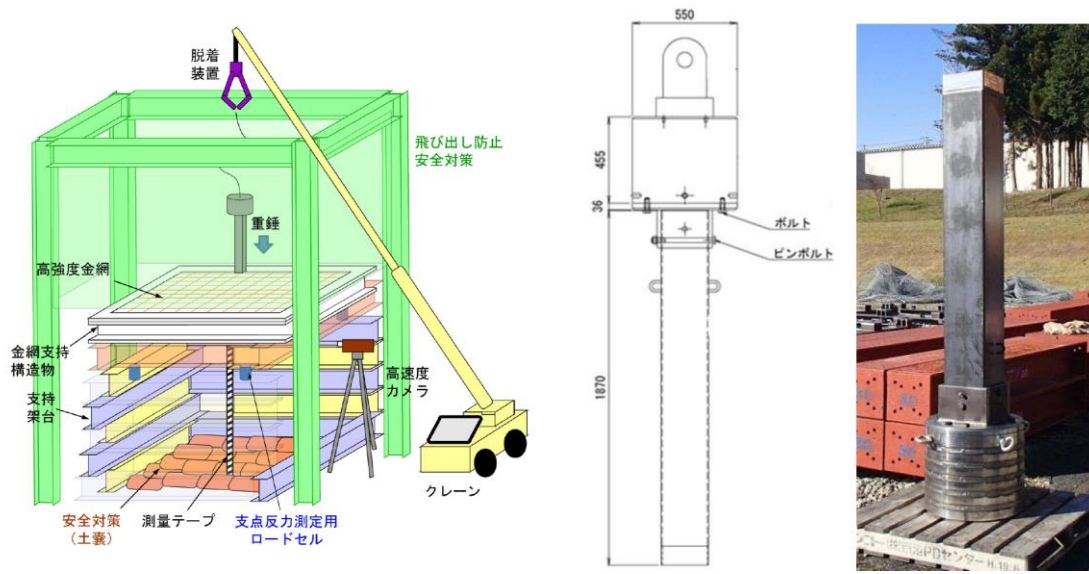
本資料は、電力中央研究所報告書「高強度金網を用いた竜巻飛来物対策工の合理的な衝撃応答評価手法」（総合報告：O01）（以下「電中研報告書」という。）にて報告されている、評価手法と試験結果の比較を行い、評価手法の妥当性について説明するものである。

2. 評価手法の妥当性確認に用いる試験条件及び結果

ワイヤロープのたわみ量を考慮した評価手法が妥当であることを確認するため、比較対象とする試験条件及び結果を表 2-1 に、試験概要図を図 2-1 に示す。

表 2-1 試験条件及び結果一覧

	項目	条件及び結果
条件	ネット構成	展開方向長さ×展開直角方向長さ×目合い寸法 2.5m × 2.15m × 40mm : 1 枚目 2.5m × 2.15m × 40mm : 2 枚目 2.15m × 2.5m × 40mm : 補助
	ワイヤロープ全長 (評価上の有効長)	4.65m (1 本当たり)
	落下物	角形鋼管 (先端形状 : 250×250×t4.5mm)
	落下物質量	1133kg
	衝突位置	中央
	落下高さ	9.0m
結果	ネット最大変位	1.04m
	総吸収エネルギー	112kJ



(a) 重錘落下試験概要 (b) 重錘構造図

図 2-1 試験概要図

表 2-1 及び図 2-1 に示す試験に対し，電中研評価手法を用いたネット本体のたわみ量に加え，ワイヤロープのたわみ量を考慮したネットシステムのたわみ量を算定し，試験結果との比較評価を行う。

3. ワイヤロープたわみ量を考慮したネットシステムのたわみ量
電中研報告書にて報告されている試験体サイズを図 3-1 に示す。

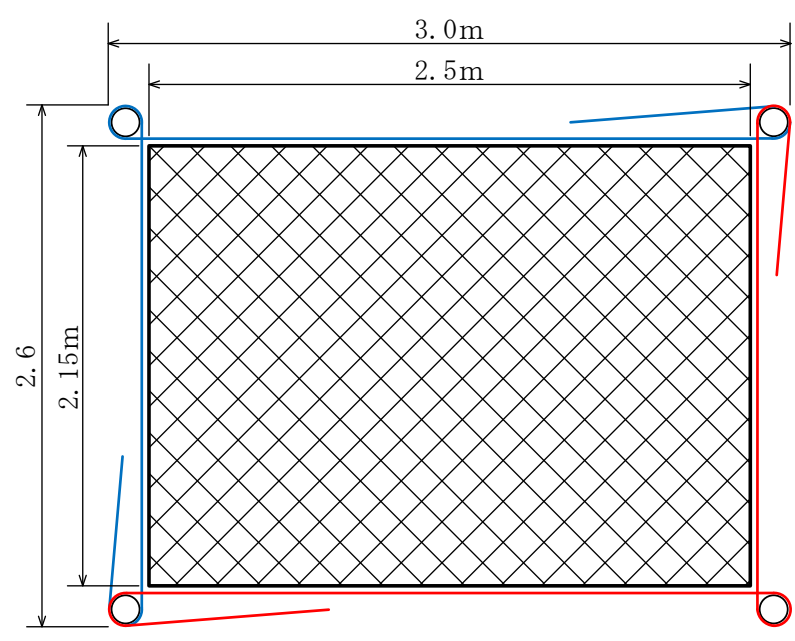


図 3-1 試験体サイズ

ワイヤロープのたわみ量を考慮したネットシステムのたわみ量は、VI-3-別添 1-3「竜巻防護ネットの強度計算書」（以下「VI-3-別添 1-3」という。）の「3.5(3) たわみ評価」に示す評価フローに基づき評価を実施する。たわみ評価のフローを図 3-2 に示す。

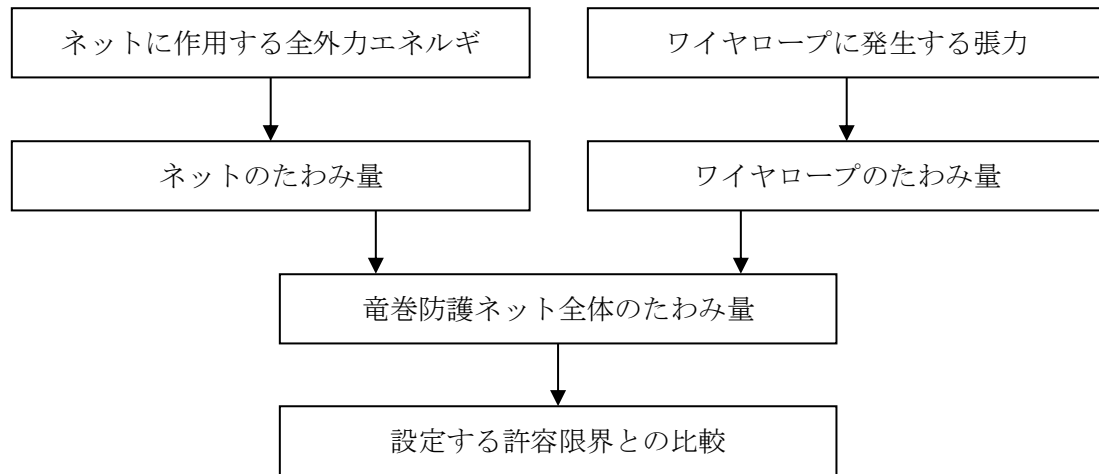


図 3-2 たわみ評価の評価フロー

たわみ評価においては、VI-3-別添 1-3 の「3.4(1) 吸収エネルギー評価」に示す吸収エネルギー算定モデルを用い、飛来物の運動エネルギー、風圧力による荷重及び自重によるエネルギーを吸収するために必要となるネットのたわみ量を算定する。また、ワイヤロープ張力に応じたワイヤロープのたわみ量についても算定する。

ワイヤロープのたわみ量を考慮したネットシステムのたわみ量を算定する上で以下の条件を仮定する。

- ① ワイヤロープのたわみ量は、飛来物の衝撃荷重及び自重による荷重によりワイヤロープに等分布荷重が発生する。
- ② ワイヤロープに発生する張力及びワイヤロープの引張試験結果（荷重－ひずみ曲線）から変形後のワイヤロープ長さを求める。
- ③ ワイヤロープは放射線状に変形する。

3.1 ネットシステムのたわみ量評価

電中研報告書に従い、まずはネットのたわみ量 δ を算定する。ネットのたわみ量 δ については、VI-3-別添 1-3 の「3.5(3) たわみ評価」で示す以下の式より、ネットの変位量と吸収エネルギーの関係から算定する。

$$E_i = 2 \cdot K_x \cdot \delta_i^2 - K_x \cdot L_x \cdot \left(\sqrt{4 \cdot \delta_i^2 + L_x^2} - L_x \right)$$

ここで、 K_x 及び L_x は定数であるため、

$$\sum_{i=1}^{N_y} E_i = E_t$$

とすることで、飛来物の運動エネルギーに応じたたわみ量 δ を算定することができ、表 2-1 に示す試験の運動エネルギー 112kJ を吸収するためのネットのたわみ量 δ の算定値は 0.952m となる。

次に各ワイヤロープの張力を算定する。

ネットが受ける衝撃荷重は、VI-3-別添 1-3 の「3.5(2) 破断評価」に示す以下の式より、ネットのたわみ量と飛来物の運動エネルギーから算定する。

$$F_a = \frac{8 \cdot E_t}{3 \cdot \delta}$$

よって、運動エネルギー 112kJ がネットに作用した際の衝撃荷重は 314kN となる。ネット展開方向にかかる張力は、VI-3-別添 1-3 の「3.5(2) 破断評価」に示す以下の式より、ネットのたわみ角とネットが受ける衝撃荷重から算定する。

$$T = \frac{F_a}{2 \cdot \sin \theta}$$

たわみ角 θ は以下の式で求められ、

$$\theta = \tan^{-1} \frac{2 \cdot \delta}{L_x}$$

ネット展開方向にかかる張力 T は 259kN となる。

そこから、ワイヤロープは、ネット展開方向 1 辺とネット展開直角方向 1 辺を 1 本のワイヤロープで L 字形に設置し、このワイヤロープと対称に設置したワイヤロープとの合計 2 本でネットを支持することにより、展開方向及び展開直角方向の各辺のワイヤロープが結合されていることから張力が一定となるため、ワイヤロープ 1 本が負担する張力は $T/2$ と設定する。また、表 2-1 で示す試験では主金網を 2 枚と、補助金網を 1 枚重ねて設置しているため、補助金網を支持しているワイヤロープに発生する張力 T_1 は以下の式より、補助金網を支持しているワイヤロープ 1 本あたりの張力は 78kN となる。

$$T_1 = \frac{F_a}{4 \cdot \sin \theta} \cdot \frac{1.5}{n + 0.5} \quad (n \text{ は主金網の枚数})$$

補助金網を支持しているワイヤロープ1本あたりの張力（78kN）を用い、表3-1に諸元を示すワイヤロープに張力（78kN）が負荷されたとき、図3-2の引張試験結果より、ひずみは0.00460と求められる。

表3-1 ワイヤロープの諸元

	仕様	径 (mm)	破断荷重 (kN)
ワイヤロープ	7×7	16	165*

注記*：J I S G 3 5 4 9の破断荷重

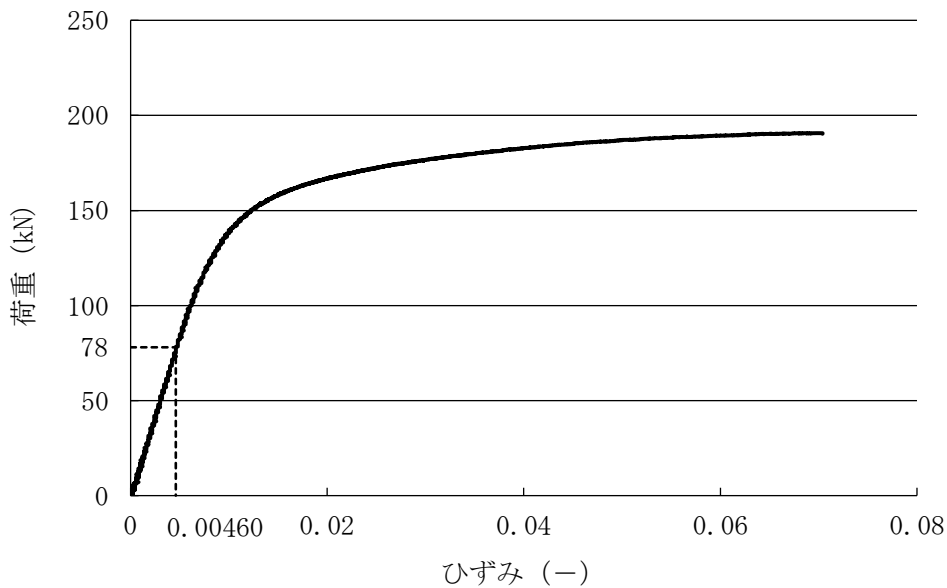
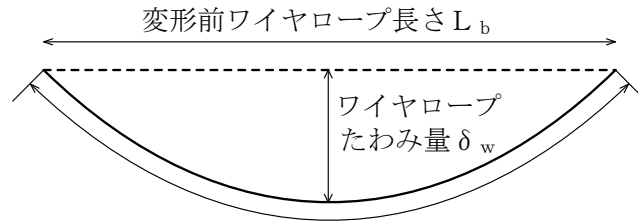


図3-2 ワイヤロープ引張試験結果

ワイヤロープのネット長辺側と短辺側が結合されており、その発生張力は均一であると考えられる。したがって、変形後のワイヤロープ1本あたりの全長 S_t は、ワイヤロープの1本あたりの全長（4.65m）が変形するものと考えられ、以下のとおり算定される。

$$\begin{aligned}
 S_t &= 4.65(\text{m}) \times 1.00460 \\
 &= 4.671(\text{m})
 \end{aligned}$$

また、飛来物の衝突によりワイヤロープが放物線に変形すると図3-3のとおりとなり、変形後のワイヤロープ長さ S は放物線の弦長の式を用いて以下のとおり表される。



変形後ワイヤロープ長さS

$$S = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{L_b^2 + 16 \cdot \delta_w^2} + \frac{L_b^2}{8 \cdot \delta_w} \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot \delta_w + \sqrt{L_b^2 + 16 \cdot \delta_w^2}}{L_b} \right)$$

図 3-3 ワイヤロープ変形図

ここで、長さ L_x (2.5m) のワイヤロープのたわみ量を δ_{wx} 、長さ L_y (2.15m) のワイヤロープのたわみ量を δ_{wy} とすると、長さ L_x のワイヤロープの変形後の長さ S_x と長さ L_y のワイヤロープの変形後の長さ S_y の合計が S_t となることから、

$$S_t = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{L_x^2 + 16 \cdot \delta_{wx}^2} + \frac{L_x^2}{8 \cdot \delta_{wx}} \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot \delta_{wx} + \sqrt{L_x^2 + 16 \cdot \delta_{wx}^2}}{L_x} \right) + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{L_y^2 + 16 \cdot \delta_{wy}^2} + \frac{L_y^2}{8 \cdot \delta_{wy}} \cdot \ln \left(\frac{4 \cdot \delta_{wy} + \sqrt{L_y^2 + 16 \cdot \delta_{wy}^2}}{L_y} \right) \dots \dots \dots (3.1)$$

と表される。

一方、ワイヤロープたわみ量を考慮したネットシステムのたわみ量は、図 3-4 のとおり表される。

ここで、ネットのたわみ量 $\delta = 0.952\text{m}$ は決まっているため、三平方の定理より、長さ L_x のワイヤロープの変形後の長さ $S_x = 1.571\text{m}$ 、長さ L_y のワイヤロープの変形後の長さ $S_y = 1.436\text{m}$ と算定される。

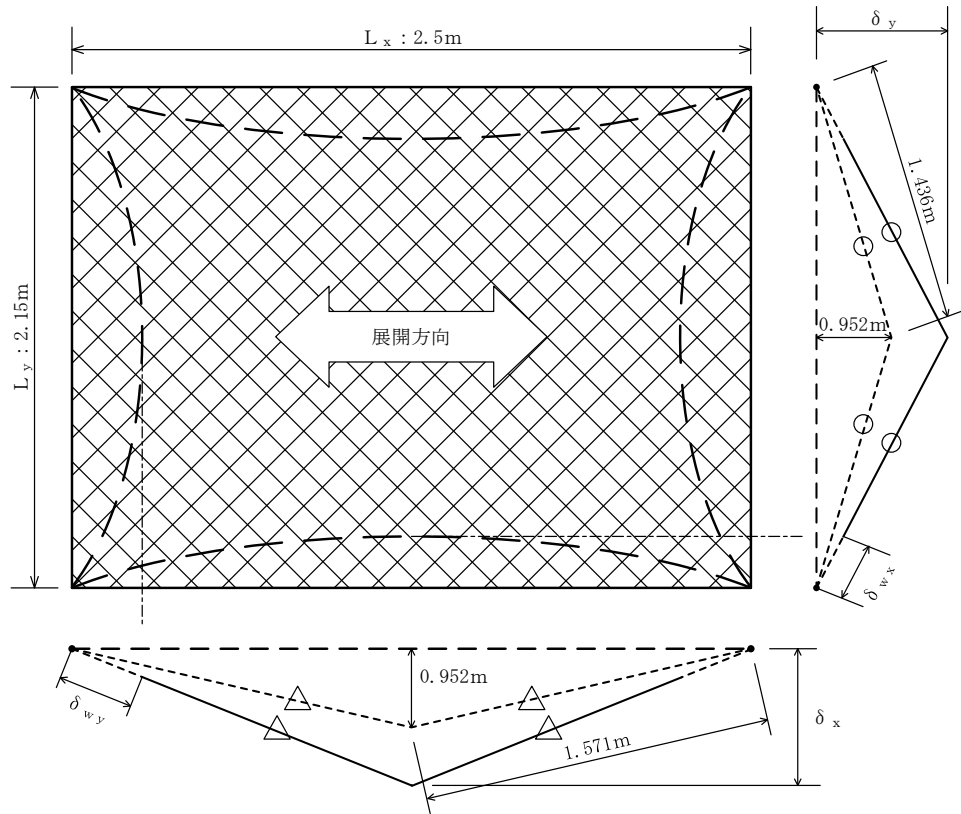


図 3-4 たわみ量の足し合わせ

図 3-4 より、ネットのたわみ量とワイヤロープのたわみ量を足し合わせたネットシステムのたわみ量 δ_x 及び δ_y はそれぞれ

$$\begin{aligned} \delta_x &= \sqrt{(\delta_{wy} + 1.571)^2 - \left(\frac{L_x}{2}\right)^2} \\ &= \sqrt{(\delta_{wy} + 1.571)^2 - \left(\frac{2.5}{2}\right)^2} \dots\dots\dots (3.2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta_y &= \sqrt{(\delta_{wx} + 1.436)^2 - \left(\frac{L_y}{2}\right)^2} \\ &= \sqrt{(\delta_{wx} + 1.436)^2 - \left(\frac{2.15}{2}\right)^2} \dots\dots\dots (3.3) \end{aligned}$$

と算定され、 δ_x 及び δ_y は双方とも同じネットシステムのたわみ量であり、等しいことから

$$\sqrt{(\delta_{wy} + 1.571)^2 - \left(\frac{2.5}{2}\right)^2} = \sqrt{(\delta_{wx} + 1.436)^2 - \left(\frac{2.15}{2}\right)^2} \dots\dots\dots (3.4)$$

と表される。

以上より、式(3.1)と式(3.4)を連立して解くことで δ_{wx} 及び δ_{wy} を算定することができ、それぞれの値は、

$$\delta_{wx}=0.100\text{m}$$

$$\delta_{wy}=0.092\text{m}$$

と算定される。よって、ネットのたわみ量とワイヤロープのたわみ量を足し合わせたネットシステムのたわみ量は、式(3.2)及び式(3.3)を用い、

$$\delta_x=\sqrt{(0.092+1.571)^2-\left(\frac{2.5}{2}\right)^2}=1.10\text{m}$$

$$\delta_y=\sqrt{(0.100+1.436)^2-\left(\frac{2.15}{2}\right)^2}=1.10\text{m}$$

$$\delta_x=\delta_y=1.10\text{m}$$

と算定される。

4. 評価手法による計算値と試験における実測値との比較

ワイヤロープのたわみを含むネットシステムのたわみ量の試験における実測値と計算値との比較を以下に示す。

試験条件を表4-1に、また、実測値との比較を表4-2に示す。

表4-1 電中研報告書にて報告されている試験条件

ケース	ネット枚数	ネット寸法* (m)	落下物	落下物質量 (kg)	衝突位置	落下高さ (m)	エネルギー (kJ)
1	2枚 (補助1枚)	2.5×2.15 (2.15×2.5)	角形鋼管 (先端形状： 250×250×t4.5mm)	1133	中央	9.0	112

注記*：寸法については、(展開方向長さ)×(展開直角方向長さ)を示し、()内は補助金網の寸法を示す。

表4-2 電中研報告書におけるたわみ量の実測値と計算値の比較

ケース	ネットシステムのたわみ量	
	計算値 (m)	実測値 (m)
1	1.10	1.04

表4-2より、ワイヤロープのたわみを含むネットシステムのたわみ量は「実測値<計算値」であり、実測値にはネット、ワイヤロープ及び緩衝装置の変形によるたわみ量が含まれている。

したがって、電中研手法による評価（以下「本評価」という。）によりネットシステムのたわみ量を安全側に評価可能であることが確認された。

5. 実機設備への展開

本評価は、電中研報告書に記載の 2.5m×2.15m の試験体に対して実施したものであるが、以下の観点から実機ネットに対しても適用可能と判断している。

5.1 ネット寸法

本評価では、ネットシステムの仕様に応じて、飛来物捕捉時の衝撃荷重に基づくワイヤロープ張力が算定可能であり、それに応じたワイヤロープのたわみ量を算定できる。

以上より、本評価はネット寸法の影響が考慮されていると判断している。

5.2 ワイヤロープ張力

電中研報告書においては、試験時におけるワイヤロープの最大張力は約 103kN であり、実機に適用するワイヤロープの張力の許容限界 132kN より小さい値となっているが、図 5-1 に示されるとおり、本評価に用いる、電中研報告書に示される多項式による近似式が 132kN 以下の範囲において実験値とよく一致していることから、103kN を超える領域においても、算定される張力には信頼性があると判断している。

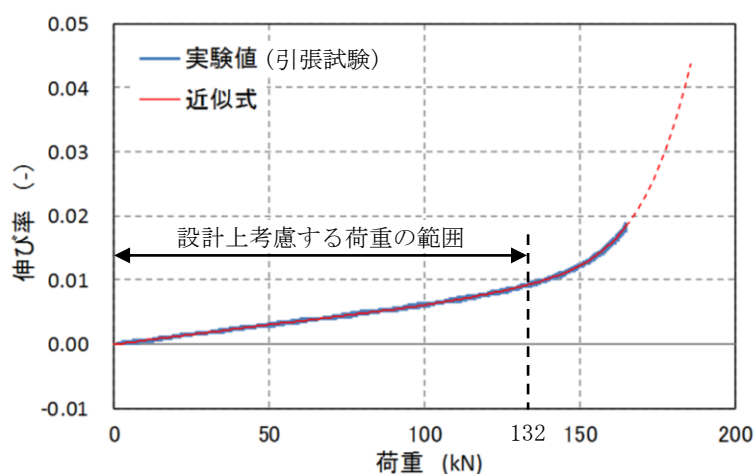


図 5-1 ワイヤロープ引張試験結果（近似式との比較）

2.5 ワイヤロープの初期張力について

1. 概要

本資料は、竜巻防護ネットのワイヤロープに作用する初期張力について確認し、ワイヤロープの強度評価に及ぼす影響について説明するものである。

2. 竜巻防護ネットの構造概要

竜巻防護ネットは、ネット端部の網目を縫うように通したワイヤロープにより支持し、ワイヤロープは鋼製枠の四隅に設置した接続用の冶具にて支持する。ワイヤロープ端部は、ターンバックル又はシャックルを鋼製枠に設置した取付けプレートに接続する。

ワイヤロープは、ネット展開方向と平行に配置されるワイヤロープと、ネット展開直角方向と平行に配置されるワイヤロープが接合されていることから、ワイヤロープの張力が均一に発生する構造となっている。また、ワイヤロープは、ネットの自重による平常時のたわみが大きくなるように、初期張力をかけ、トルク管理を行う。

竜巻防護ネットの概要図を図 2-1 に示す。また、接続冶具（緩衝材）の役割について別紙に示す。

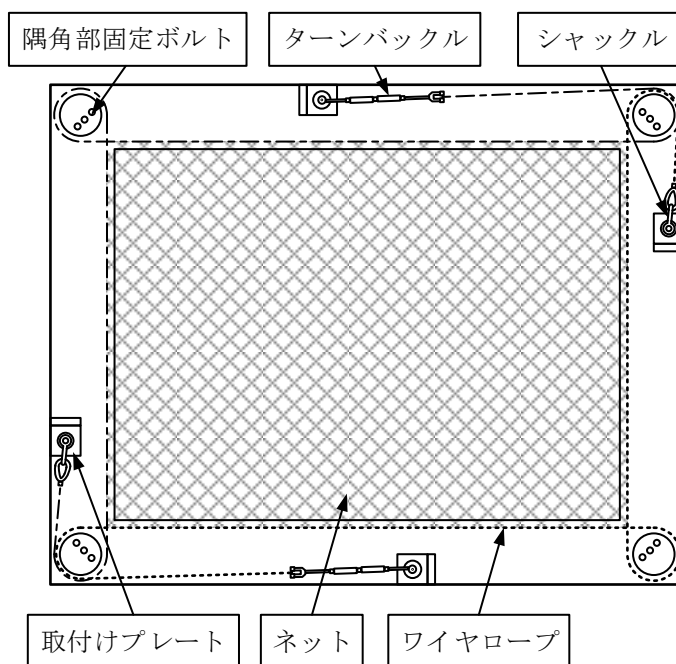


図 2-1 竜巻防護ネット概要図

3. ワイヤロープの初期張力について

ワイヤロープの初期張力については、電力中央研究所報告書「高強度金網を用いた竜巻飛来物対策工の合理的な衝撃応答評価手法」(総合報告:O01)(以下「電中研報告書」という。)における試験時に測定しており、図3-1に示すワイヤロープ端部のターンバックルにひずみゲージを取り付けて、軸力を出力することでワイヤロープの初期張力を測定した。なお、ターンバックルの締め付けトルク値は30N・mである。



図3-1 ひずみゲージ付きターンバックルの設置状況

電中研報告書における40mm目合いネットを使用した竜巻防護ネットのワイヤロープの初期張力の測定結果の平均値と最大値を表3-1に示す。

表3-1 ワイヤロープ初期張力平均値及び最大値

測定箇所	初期張力 (kN)	
	平均値	最大値
ターンバックル	2.5	5.0

4. ワイヤロープに作用する張力と許容荷重との比較

ワイヤロープに作用する初期張力は最大でも 5kN であり、VI-3-別添 1-3「竜巻防護ネットの強度計算書」に示す竜巻防護ネットに飛来物が衝突した際にワイヤロープに発生する張力 T_1'' と比べて十分に小さいことから、評価結果に大きな影響を及ぼすものではない。表 4-1 にワイヤロープに作用する張力と許容荷重の比較を示す。

表 4-1 ワイヤロープに作用する張力と許容荷重との比較

竜巻防護ネットを使用する 竜巻防護対策設備	張力			許容荷重
	初期張力 (kN)	T_1'' *2 (kN)	合計 (kN)	P (kN)
原子炉建物外壁竜巻防護ネット*1 (2RB-AG1, AG3, AG4)	5	100	105	132

注記*1: T_1'' が最大となる竜巻防護対策設備を記載

*2: 最大の T_1'' を記載

接続治具（緩衝材）の役割について

接続治具は、電中研報告書における試験体と同様の構造を採用しており、緩衝材による隅角部の緩衝構造について考慮している事項を以下に示す。

接続治具は、ワイヤロープ端部にターンバックル又はシャックルを取り付け、ターンバックル又はシャックルを取付けプレートに取り付けることで、ワイヤロープをフレームに接続する。ここで、ワイヤロープは、ネットの展開方向と展開直角方向の異方性を考慮し、ワイヤロープをネットに対して2本をL字に設置することで、ワイヤロープに作用する荷重が均一となるような構造としており、このとき飛来物衝突時にネットから伝達される衝撃荷重が隅角部に集中することから、急激な大荷重が作用するのを抑制するために、緩衝材をネットの四隅に設置する設計としている。

緩衝材の概要を図1に示す。緩衝材は、肉厚の外形保持管の内部に、フレームに固定された隅角部固定ボルトと、隅角部固定ボルトに支持された抑え板及び緩衝鋼管で構成される。緩衝鋼管は、大径の鋼管の中に7本の小径の鋼管が内包されており、緩衝鋼管の配置を維持する構造としている。

ネットに飛来物が衝突し、ワイヤロープに張力が作用すると、外形保持管の側面にネット中央方向の荷重が作用し、抑え板と外形保持管の間で緩衝鋼管が圧縮変形することで、ワイヤロープに作用する張力の急激な増加及びワイヤロープの破断を防止する。緩衝材がない場合には、ワイヤロープに作用する張力の急激な増加（動的応答倍率）を考慮する必要があるが、緩衝材を組み込むことにより動的応答倍率を考慮しない評価としている。

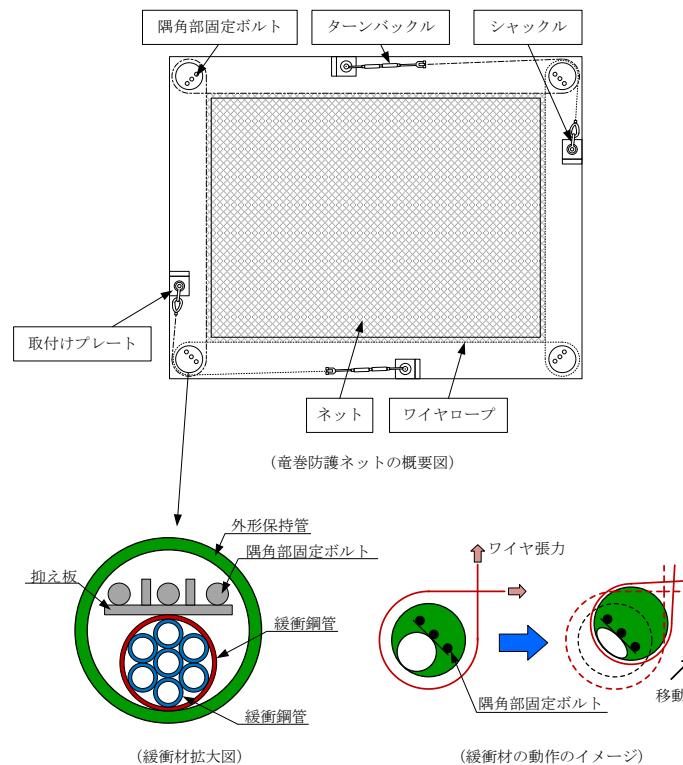


図1 緩衝材の概要

2.6 補助金網の影響について

1. 概要

ネットは、40mm 目合いの主金網 2 枚及び 40mm 目合いの補助金網 1 枚の計 3 枚で構成することを基本構造としている。

本資料は、補助金網をネットの耐衝撃性能向上を目的に設置していることから、飛来物が竜巻防護ネットに衝突した際には、飛来物の受け止めに寄与することが予想されているため、その影響について説明するものである。

2. 竜巻防護ネットについて

竜巻防護ネットの構造図を図 2-1 に示す。

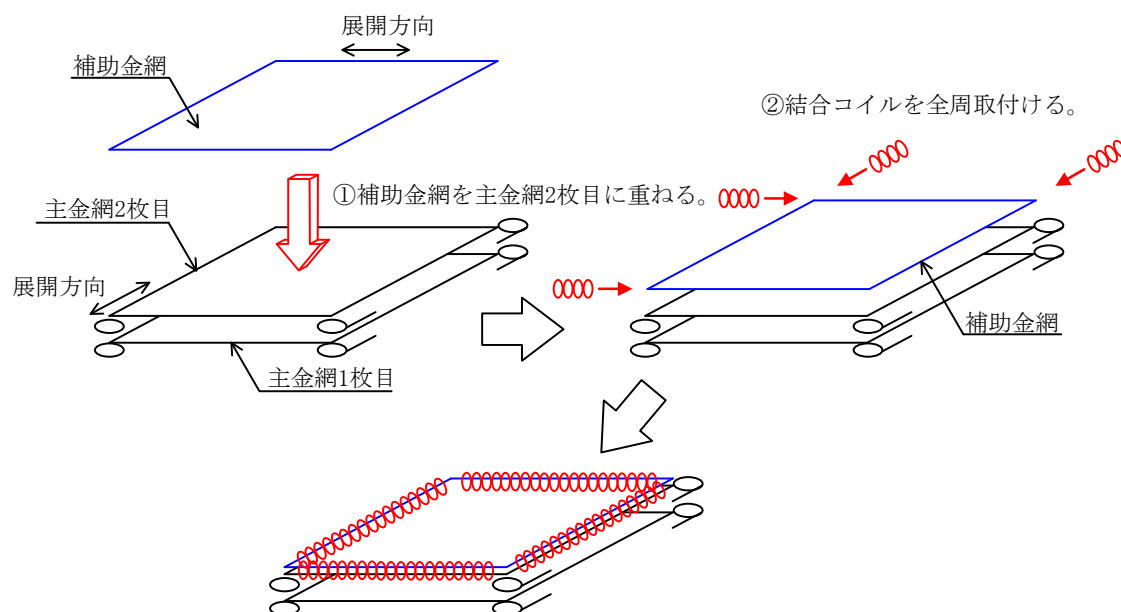


図 2-1 竜巻防護ネットの構造図

図 2-1 のとおり、上段のワイヤロープには主金網と補助金網の 2 枚のネットを支持しており、下段のワイヤロープは主金網 1 枚を支持している。電力中央研究所報告書「高強度金網を用いた竜巻飛来物対策工の合理的な衝撃応答評価手法」（総合報告：O01）（以下「電中研報告書」という。）では、上記の竜巻防護ネットに対し飛来物の落下試験を実施し、2 本のワイヤロープに発生する張力を計測している。ワイヤ張力時刻歴の試験結果を図 2-2 に示す。

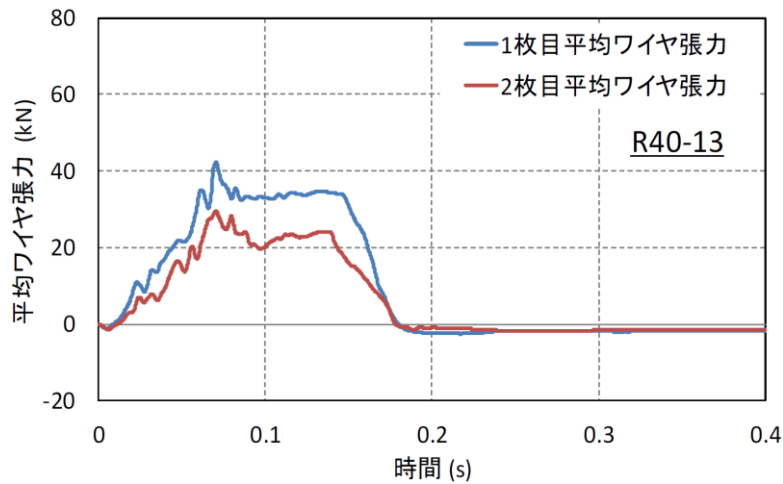


図 2-2 ワイヤ張力時刻歴の試験結果

図 2-2 より，上段のワイヤロープは下段のワイヤロープと比較すると約 1.5 倍の張力が発生していることがわかる。

このことから，補助金網がありの場合となしの場合の竜巻防護ネットにおけるたわみ量を一定とした場合，それぞれの補助金網ワイヤロープに発生する張力の関係は表 2-1 のようになる。

表 2-1 ワイヤロープ張力

	補助金網あり	補助金網なし
上段のワイヤロープ	1.5T	1.0T
下段のワイヤロープ	1.0T	1.0T

また，張力Tと吸収エネルギーEの関係は，次式から比例関係であることがわかる。

$$T = \frac{F}{2 \cdot \sin \theta} \dots\dots\dots ①$$

$$F = \frac{8 \cdot E}{3 \cdot \delta} \dots\dots\dots ②$$

①及び②から

$$T = \frac{1}{2 \cdot \sin \theta} \cdot \frac{8 \cdot E}{3 \cdot \delta} = \alpha \cdot E$$

ここで，

$$\alpha = \frac{1}{2 \cdot \sin \theta} \cdot \frac{8}{3 \cdot \delta}$$

とする。

以上から，補助金網の有無による吸収エネルギー量を表 2-2 に示す。

表 2-2 補助金網の有無による吸収エネルギー量

	補助金網あり	補助金網なし
主金網+補助金網	1.5E	1.0E
主金網のみ	1.0E	1.0E

表 2-2 から、上段の主金網と補助金網の組合せは、下段の主金網に比べ 1.5 倍のエネルギーを吸収していることとなり、主金網は 1.0 枚分以上のエネルギーを吸収できないことから、補助金網は主金網 0.5 枚分のエネルギーを吸収していることとなる。

3. 竜巻防護ネット評価における補助金網の考慮

補助金網が竜巻防護ネットの評価に与える影響について検討した。電中研報告書の試験結果から、補助金網を支持しているワイヤロープには補助金網が設置されていないワイヤロープに比べ約 1.5 倍の張力が発生している。ワイヤロープの張力はネット張力が伝達した荷重であり、ネットのたわみ量に変化がないとすると、1 枚目の主金網と補助金網の合計の吸収エネルギーは 2 枚目の主金網の 1.5 倍生じていると考えられる。このことから、補助金網は主金網 0.5 枚分として評価に考慮することとする。

具体的には、竜巻防護ネットの剛性を算出する際に、主金網の枚数に 0.5 枚を加えることで、補助金網を考慮した評価とする。

3. 竜巻防護対策設備等の衝突解析に関する

補足説明資料

3.1 衝突解析における設定条件の保守性

1. 概要

本資料は、VI-3-別添1「竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書」のうち、VI-3-別添1-4「竜巻防護鋼板の強度計算書」、VI-3-別添1-5「架構の強度計算書」、VI-3-別添1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」、VI-3-別添1-10「排気筒の強度計算書」及びVI-3-別添1-13-4「1号機排気筒の強度計算書」（以下「竜巻衝突解析の強度計算書」という。）に関する補足説明資料である。

鋼製部材については、竜巻衝突解析の強度計算書において3次元FEMモデルを用いた飛来物衝突評価を実施しており、これらの評価における鋼材の動的物性値の設定は、電力中央研究所報告「竜巻飛来物を模擬した重錘の鋼板上への自由落下衝突試験による鋼板貫通評価手法の提案（研究報告：N15004）」（以下「電中研報告書」という。）において実施している重錘の自由落下衝突試験のための事前解析の解析手法を参考に実施している。

本資料においては、上述の動的物性値の設定手法について示すとともに、参照した電中研報告における解析手法（以下「電中研解析手法」という）が重錘の自由落下衝突試験結果と整合していること、及び当社の設定条件が電中研報告書の試験結果に対し保守性を有していることについて記載する。なお、上記の比較検討は竜巻防護鋼板を対象にしたものであるが、衝突評価は部材の局部的影響に着目した解析であることから、形状が異なる架構部材についても適用可能である。設定条件の保守性に係る評価フローを図1-1に示す。

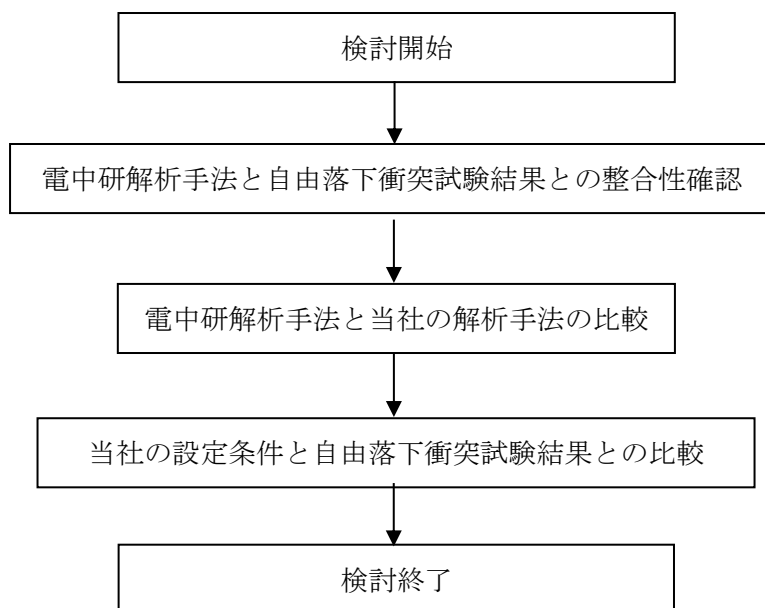


図1-1 鋼製部材解析手法における設定条件の保守性に関する評価フロー

2. 動的物性値の選定手法

飛来物の衝突に対する解析は、変形速度が大きいいためひずみ速度効果を考慮することとし、以下に示す日本溶接協会の動的物性の推定式（以下「WES 式」という。）を適用している。

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0}(T_0) \cdot \exp \left[8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{Y0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \cdot \frac{1}{T \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon}_0)} \right]$$

$$\sigma_T = \sigma_{T0}(T_0) \cdot \exp \left[8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{T0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \cdot \frac{1}{T \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon}_0)} \right]$$

ここで、 σ_T は動的な引張強さ、 σ_Y は動的な降伏応力、 σ_{T0} は静的な引張強さ、 σ_{Y0} は静的な降伏応力、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 $\dot{\epsilon}_0$ は静的なひずみ速度、 T 、 T_0 は温度を表す。

一方、電中研報告書は、ひずみ速度 $10 \text{ (s}^{-1}\text{)}$ 近傍において、Cowper-Symonds 式により算出した引張強さが WES 式で算出した値に合致するように設定している。

以下に、Cowper-Symonds 式を示す。

$$\sigma_D = \sigma_S \cdot \{1 + (\dot{\epsilon} / C)^{1/p}\}$$

ここで、 σ_D はひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 時の降伏応力、 σ_S は初期降伏応力、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 C 及び p はひずみ速度依存性のパラメータを表す。

電中研報告書における Cowper-Symonds 式によるひずみ速度に対する引張強さ及び降伏応力を図 2-1 に示す。また、図 2-1 内の「解析」は、Cowper-Symonds 式を示す。

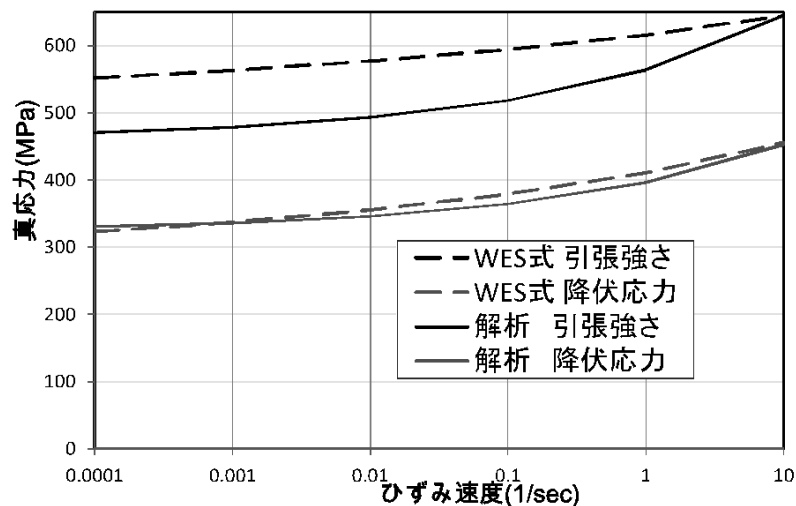


図 2-1 竜巻防護鋼板におけるひずみ速度－真応力曲線

また、当社の WES 式と電中研報告書における Cowper-Symonds 式によるひずみ速度に対する引張強さ及び降伏応力を図 2-2 に示す。

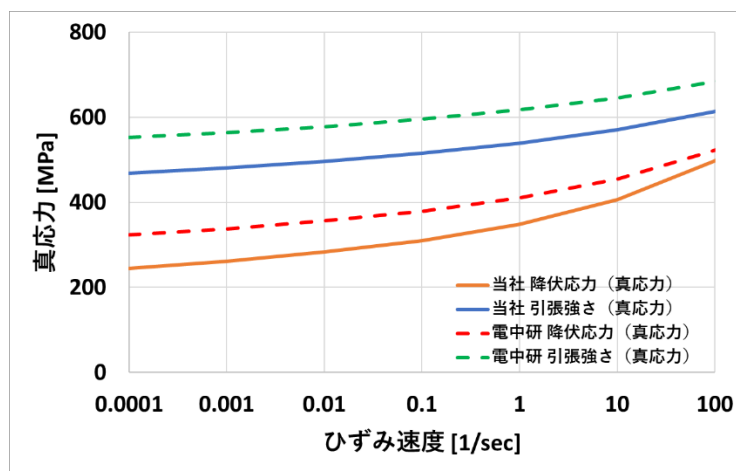


図 2-2 島根 2 号機の WES 式

3. 電中研解析手法と自由落下衝突試験結果との整合性について

上記の動的物性値設定手法の設定に際し参照した、電中研解析手法の妥当性について以下に示す。

3.1 事前解析における塑性ひずみ及び試験結果における貫通有無について

電中研報告においては、事前解析にて得られた衝突エネルギーと鋼板に発生する相当塑性ひずみの関係を求め、自由落下衝突試験の重錘落下高さに反映を行っている。その際に得られた事前解析結果による相当塑性ひずみと自由落下衝突試験における貫通有無の関係を表 3-1 に示す。

表 3-1 事前解析結果による相当塑性ひずみと自由落下衝突試験における貫通有無

試験 (解析) ケース	試験条件			試験結果による貫通有無	事前解析で得られた相当塑性ひずみ
	飛来物	被衝突体	落下高さ (m)		
SS-1	剛パイプ重錘	SS400	17.0	有	17.4
SS-2	剛パイプ重錘	SS400	12.5	有	14.9
SS-4	剛パイプ重錘	SS400	11.0	無	14.1
SS-3	剛パイプ重錘	SS400	9.5	無	13.0

上記の試験結果及び事前解析結果より、試験ケース SS-2 においては、貫通が発生しており、事前解析により得られた相当塑性ひずみは 14.9%である。また、試験ケース SS-4 においては、貫通が発生しておらず、事前解析により得られた相当塑性ひずみは 14.1%である。したがって、試験結果及び事前解析結果より、SS400 鋼板については、相当塑性ひずみが 14.1%~14.9%の間で貫通が発生することが考えられる。

3.2 SS400 鋼板の引張試験における塑性ひずみについて

自由落下衝突試験に用いた SS400 鋼板の引張試験で得られた材料特性値を表 3-2 に示す。ここで、試験に使用した被衝突体である SS400 鋼板の材料試験値から得られた引張ひずみに相当する塑性ひずみが 14.8%であることから、被衝突体である SS400 鋼板の塑性ひずみが 14.8%付近に達した場合に飛来物が貫通することが考えられる。

表 3-2 自由落下衝突試験に用いた SS400 鋼板の材料試験値他

部材	材料試験結果 (平均値)				引張ひずみを真ひずみに換算した値	塑性ひずみ (左記から弾性ひずみを差し引いた値)
	降伏応力 (MPa)	引張強さ (MPa)	引張ひずみ (-)	ヤング率 (MPa)		
鋼板 (SS400)	322.3	474.4	0.1624	209.7	0.150	0.148

3.3 電中研解析手法及び自由落下衝突試験結果と材料試験値の整合性

「3.1 事前解析における塑性ひずみ及び試験結果における貫通有無について」の事前解析における相当塑性ひずみと自由落下衝突試験における貫通有無より、飛来物衝突により発生する SS400 鋼板の相当塑性ひずみが 14.1~14.9%に達した場合に貫通することが考えられること、「3.2 SS400 鋼板の引張試験における塑性ひずみについて」の SS400 鋼板の引張試験における材料試験値より SS400 鋼板の塑性ひずみが 14.8%であることから、電中研報告における事前解析及び自由落下衝突試験結果は材料試験結果とよく整合していることが確認できる。

したがって、電中研解析手法は自由落下衝突試験結果とよく整合している解析手法であるといえる。表 3-3 に、電中研報告における事前解析及び自由落下衝突試験から得られた結果並びに材料試験から得られた結果を示す。

表 3-3 電中研報告書における事前解析、自由落下衝突試験及び材料試験から得られた結果

事前解析及び自由落下衝突試験から得られた結果	材料試験から得られた結果	結論
SS400 鋼板については、飛来物衝突により相当塑性ひずみが 14.1%~14.9%に達した場合に貫通する。	自由落下衝突試験に使用した SS400 鋼板の引張ひずみに相当する塑性ひずみが 14.8%	左記より電中研解析手法は自由落下衝突試験結果とよく整合しているといえる。

4. 電中研解析手法と当社の解析手法の比較について

電中研解析手法と当社の解析手法の比較を表 4-1 に示す。本比較表より、当社の解析手法については、「静的な物性値の出典」及び「破断ひずみ (破断条件)」において保守性を有しており、「応力-ひずみ関係」においては同等であるといえる。その他については差異がないことから、当社の設定条件は電中研解析手法に比べ保守性を有しているといえる。

表 4-1 電中研解析方法と当社の解析手法の差異

比較項目		電中研解析手法	当社解析手法	備考
解析コード		AUTODYN	Virtual Performance Solution	VI-5-43「計算機プログラム（解析コード）の概要・Virtual Performance Solution」に示すとおり、竜巻飛来物に対する衝突解析の事績があり、解析コードに有意な差がないとして、考える。
材料物性値	静的な物性値の出典	材料試験値	JIS 及び JSME 規格値	電中研解析手法については、引張試験において得られた材料試験値を使用しており、当社の解析手法については、JIS 及び JSME 規格値を使用している（例. SS400 鋼板の材料試験値の降伏応力 322MPa, JIS 値は 245MPa)
	動的な物性値の出典	WES 式* ¹	同左	*1：(社)日本溶接協会「動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法, WES2808:2003」による推定式
	応力-ひずみ関係	Cowper-Symonds モデル* ²	WES 式	応力-ひずみ関係について、電中研解析手法では、WES 式を Cowper-Symonds モデルでフィッティングしており、当社の手法は、WES 式を用いて、任意のひずみ速度に対する降伏応力及び引張強さを設定している。 *2：「原子力安全基盤機構：原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃荷重挙動解析 (JNES/SSD08-014, 平成 20 年 11 月)」において使用しているひずみ速度を考慮したモデル
	破断ひずみ (破断条件)	JSME 規格* ³ の限界 3 軸ひずみ ϵ_L (TF を考慮) の値に達した場合を提案 (例. SS400 の場合：12.8% (TF=2))		破断ひずみについて、電中研解析手法にて採用している JSME 規格の値 (例. SS400 の場合：12.8% (TF=2)) に対して、当社解析手法の JIS 規格値の破断伸びを TF で除した値 (例. SS400 の場合： <input type="text"/> % (TF=2)) が小さいことから破断しやすい設定となる。 *3：「日本機械学会：発電用原子力設備規格シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン<BWR 鋼製格納容器編>(2014 年 7 月)」

5. 当社の解析手法と自由落下衝突試験結果との比較について

当社の解析手法の保守性を確認することを目的として、表 4-1 に記載している当社の解析手法における設定値を用いて、電中研報告における重錘の自由落下衝突試験（以下「電中研試験」という。）の追解析を行った。電中研解析手法では、衝突エネルギーと相当塑性ひずみの関係を求めることを目的としているため、破断ひずみを設定していないが、当社の解析では、破断の有無を確認することを目的としているため、破断ひずみを設定した。自由落下衝突試験結果との比較は、貫通有無及び残留速度により実施した。その結果を表 5-1 に、解析モデルを図 5-1 に示す。解析モデルは電中研試験と同様に 2 辺固定とし、重錘部については、密度を大きくした要素を採用することで重錘の重量を模擬している。

表 5-1 の追解析結果より、自由落下衝突試験において貫通が発生しなかったケースにおいても、当社の設定条件による解析結果においては貫通が発生していること、また貫通が発生したケースにおける残留速度が自由落下衝突試験結果の残留速度よりも大きいことから、当社の設定条件は保守性を有しているといえる。

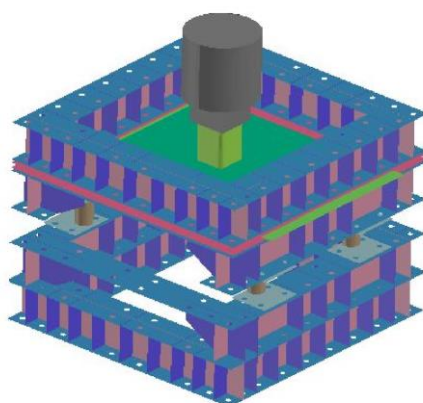


図 5-1 解析モデルの概要

表 5-1 当社の設定条件による自由落下衝突試験の追解析

試験ケース	試験条件			試験結果による貫通有無（残留速度 (m/s)）	当社の設定条件を用いた追解析による貫通有無（残留速度 (m/s)）
	飛来物	被衝突体	落下高さ (m)		
SS-1	剛パイプ重錘	SS400	17.0	有 (8.5m/s)	
SS-2	剛パイプ重錘	SS400	12.5	有 (2.9m/s)	
SS-4	剛パイプ重錘	SS400	11.0	無	
SS-3	剛パイプ重錘	SS400	9.5	無	

ひずみ評価に用いる多軸性係数の考え方

電中研報告書より、ひずみ制限による破壊基準に関する既往知見として、入力エネルギーの大きい竜巻による飛来物と、局所的な大変形を伴う鋼製構造物との衝突問題を解析により評価する場合の評価基準については、一般にひずみ制限を考慮した破壊基準が採用されている。ひずみ制限を適用した破壊基準として、NEI07-13の原子力発電所に対する航空機衝突評価手法が知られている。鋼板衝突部に局所的に発生する相当塑性ひずみの上限値として、局所延性相当ひずみを被衝突物に生じる多軸性係数で除した値が与えられている。なお、TF は次式で表される。

$$TF = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_e}$$

ここで、

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力

σ_e : ミーゼス相当応力

また、TF の物理的意味合いを表 1 に示す。TF は多軸応力場での延性低下の影響を示す係数であり、等二軸引張では 2、平面ひずみ引張では $\sqrt{3}$ 、単軸引張では 1 となる。

表 1 TF の物理的意味合い

変形モード	単軸引張	単軸引張側面拘束 (平面ひずみ引張)	等二軸引張
応力比 σ_2/σ_1	0	0.5	1
ひずみ比 $\varepsilon_2/\varepsilon_1$	-0.5	0	1
TF	1	$\sqrt{3}$	2

4. 竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算
に関する補足説明資料

4.1 設計飛来物の衝突による衝撃荷重の算定について

1. 概要

本資料では、VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」の地震応答解析モデルを用いた建物の全体的な応答の評価における設計飛来物による衝撃荷重 W_M の保守性について説明する。

2. 算定方法及び算定結果

VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」における地震応答解析モデルを用いた建物の全体的な応答の評価において、水平方向の設計飛来物による衝撃荷重 W_M は、設計飛来物と被衝突体の接触時間を設定し、設計飛来物の衝突前の運動量と衝撃荷重による力積が等しいものとする下式により算定している。

$$W_M = m \cdot V / \Delta t = m \cdot V^2 / L_1$$

ここで、

W_M : 設計飛来物による衝撃荷重 (N)

m : 設計飛来物質量 (kg)

V : 設計飛来物の衝突速度 (水平) (m/s)

Δt : 設計飛来物と被衝突体の接触時間 (s)

$$\Delta t = L_1 / V$$

L_1 : 設計飛来物の最も短い辺の全長 (m)

設計飛来物による衝撃荷重 W_M の算定結果を表 2-1 に示す。

表 2-1 設計飛来物による衝撃荷重 W_M の算定における評価条件及び結果

設計飛来物 質量 m (kg)	設計飛来物の 衝突速度 V (m/s)	設計飛来物の最も短い 辺の全長 L_1 (m)	設計飛来物に よる衝撃荷重 W_M (kN)
135	51	0.2	1760

3. 算定結果の保守性について

3.1 検討概要

設計飛来物の衝突による衝撃荷重は、設計飛来物の衝突角度や断面形状等により変動するが、地震応答解析モデルを用いた評価においては、設計飛来物と被衝突体の接触時間を設定することで運動量と力積の関係に基づき算定している。

ここでは、VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」の「3.5.3 変形評価」図3-8～図3-11に示す地震応答解析モデルを用いた評価における衝撃荷重の算定結果の保守性を確認するため、3次元有限要素法を用いた衝突解析を実施し、時刻歴衝撃荷重を算定する。また、得られた時刻歴衝撃荷重に対し応答スペクトルを求め、建物の固有周期を考慮することで、建物に作用する衝撃荷重を評価する。なお、衝突解析には、解析コード「LS-DYNA」を用いる。

検討フローを図3-1に示す。

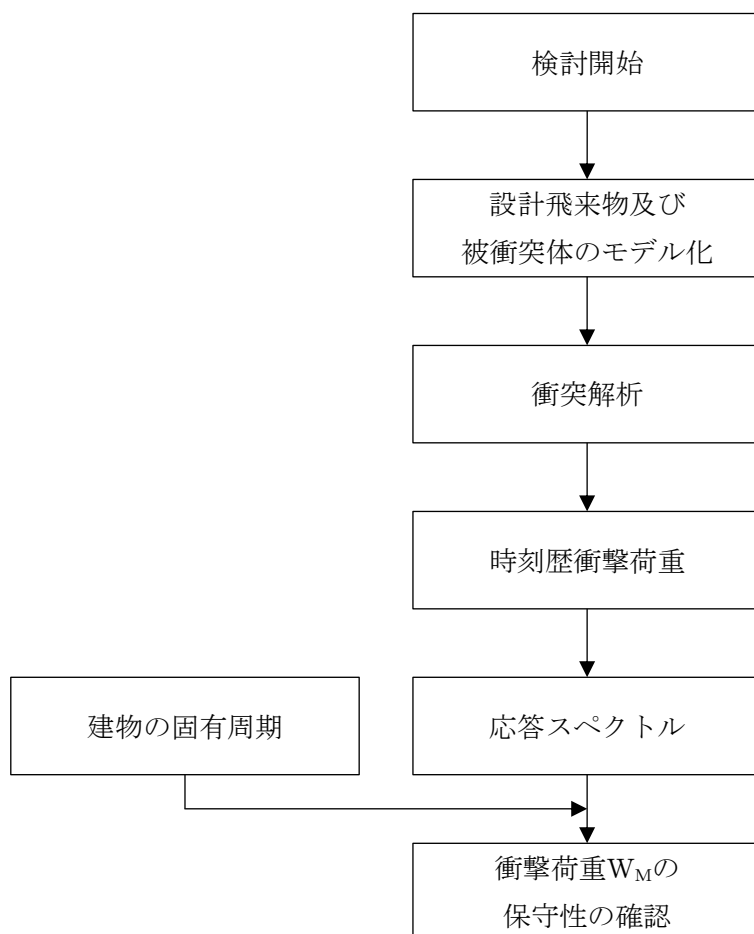


図3-1 検討フロー

3.2 衝突解析方法

設計飛来物である鋼製材が、水平方向の最大速度である 51 (m/s) で被衝突体に衝突するものとする。解析は、被衝突体に対し設計飛来物が最小断面積で衝突する場合（ケース①軸方向衝突）及び最大断面積で衝突する場合（ケース②軸直行方向衝突）を想定する。

解析モデルとして、設計飛来物をシェル要素でモデル化する。設計飛来物の諸元及び材料定数並びにモデル化における非線形特性は、VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」における衝突解析モデルと同一とする。被衝突体については、設計飛来物と被衝突体の接触時間を短くし、時刻歴衝撃荷重を保守的に評価するため、剛体とする。

解析モデルの概略図を図 3-2 に示す。

時刻歴衝撃荷重は被衝突体の支持反力の合計値とする。また、得られた時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルを評価する。時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルの概要、算定条件を参考資料に示す。

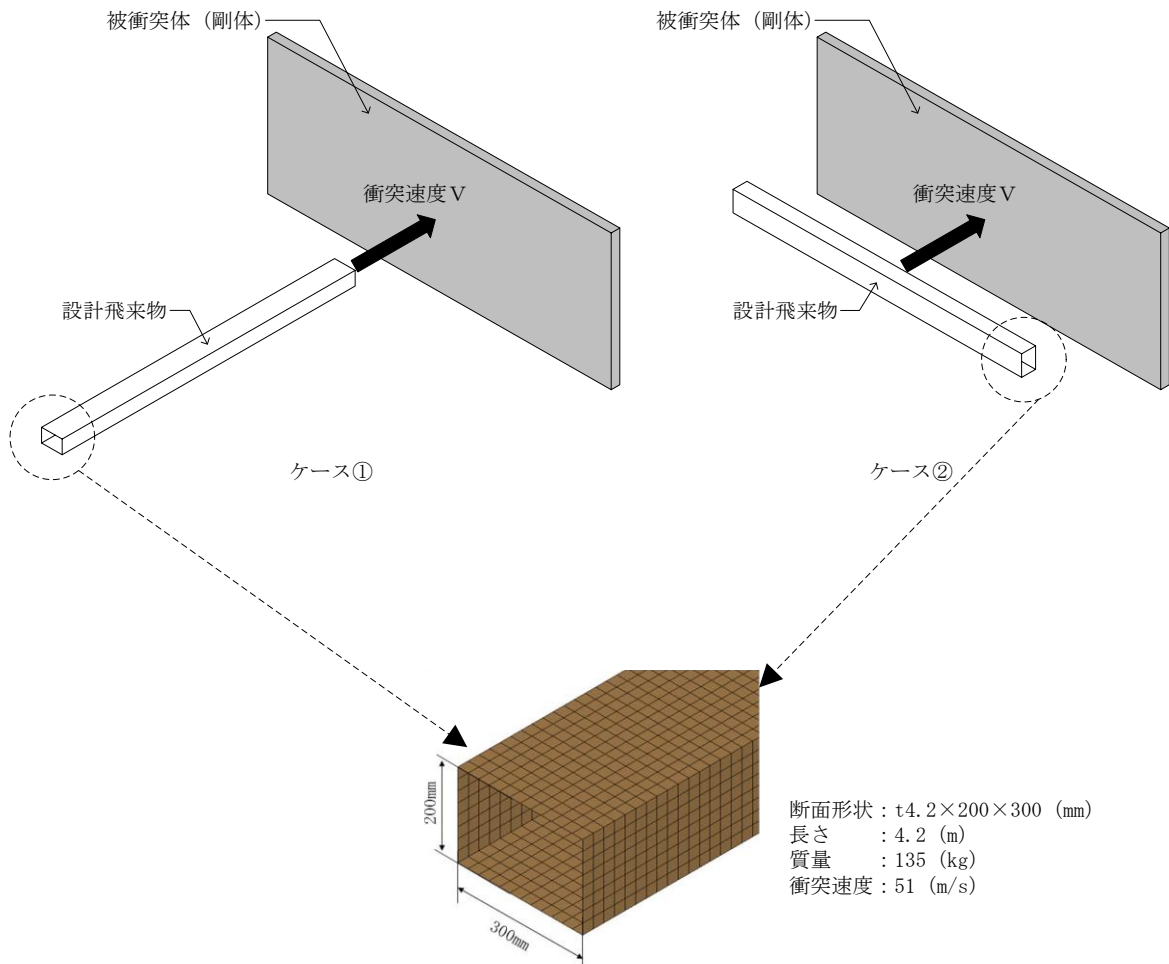


図 3-2 解析モデルの概略図

3.3 検討結果

時刻歴衝撃荷重の算定結果を図 3-3 及び図 3-4 に、時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルを図 3-5 及び図 3-6 に示す。

図 3-3 及び図 3-4 より、衝撃荷重のピークはケース①、ケース②においてそれぞれ最大で約 $2.5 \times 10^3 \text{kN}$ 、約 $1.7 \times 10^5 \text{kN}$ と大きな値であるが、荷重の作用時間は瞬間的である。一方、図 3-5 及び図 3-6 の応答スペクトルによると、建物等の耐震設計において考慮している約 0.05 秒以上の周期帯では、 $1.0 \times 10^3 \text{kN}$ 程度であり、時刻歴衝撃荷重のピークが非常に大きな値であったとしても、建物の全体的な挙動に対する影響は小さいことが確認できる。

また、建物の一次固有周期帯においては、衝撃荷重の応答スペクトルは、 $1.0 \times 10^3 \text{kN}$ 程度以下である。建物の一次固有周期を表 3-1 に示す。

以上より、「表 2-1 設計飛来物による衝撃荷重 W_M の算定における評価条件及び結果」に示した衝撃荷重の算定結果が、建物の全体的な挙動を確認する上では、保守的であることを確認した。

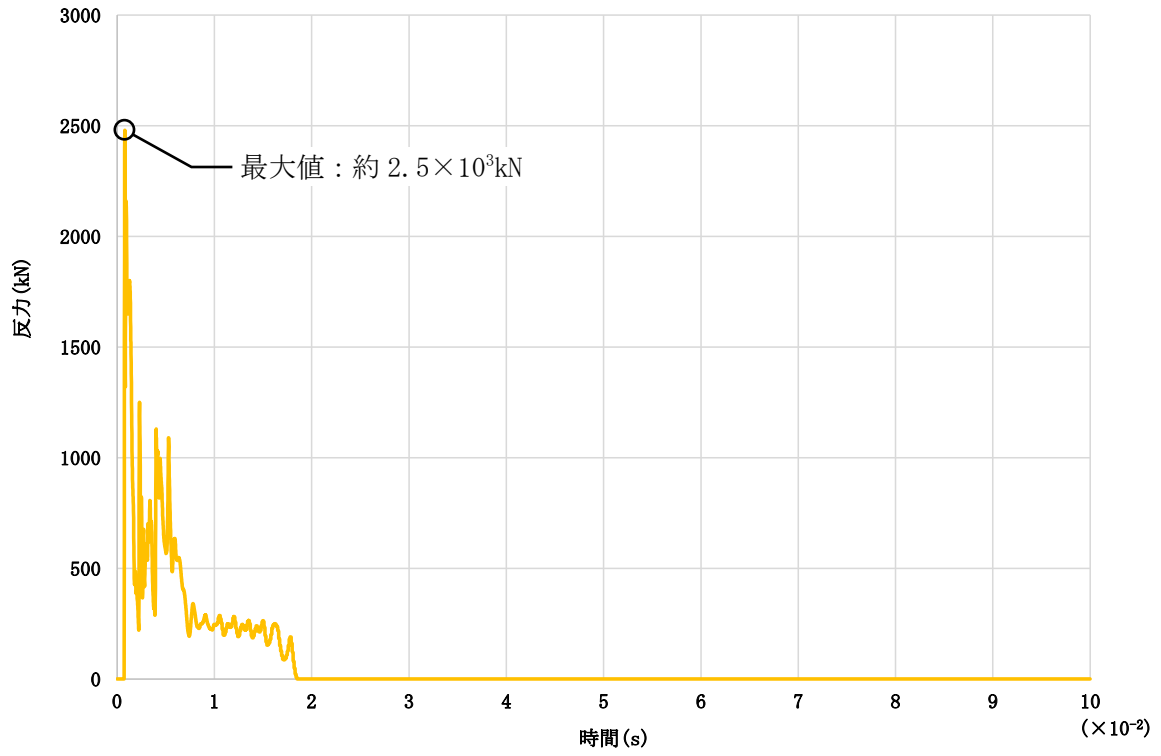


図 3-3 時刻歴衝撃荷重 (ケース①軸方向衝突)

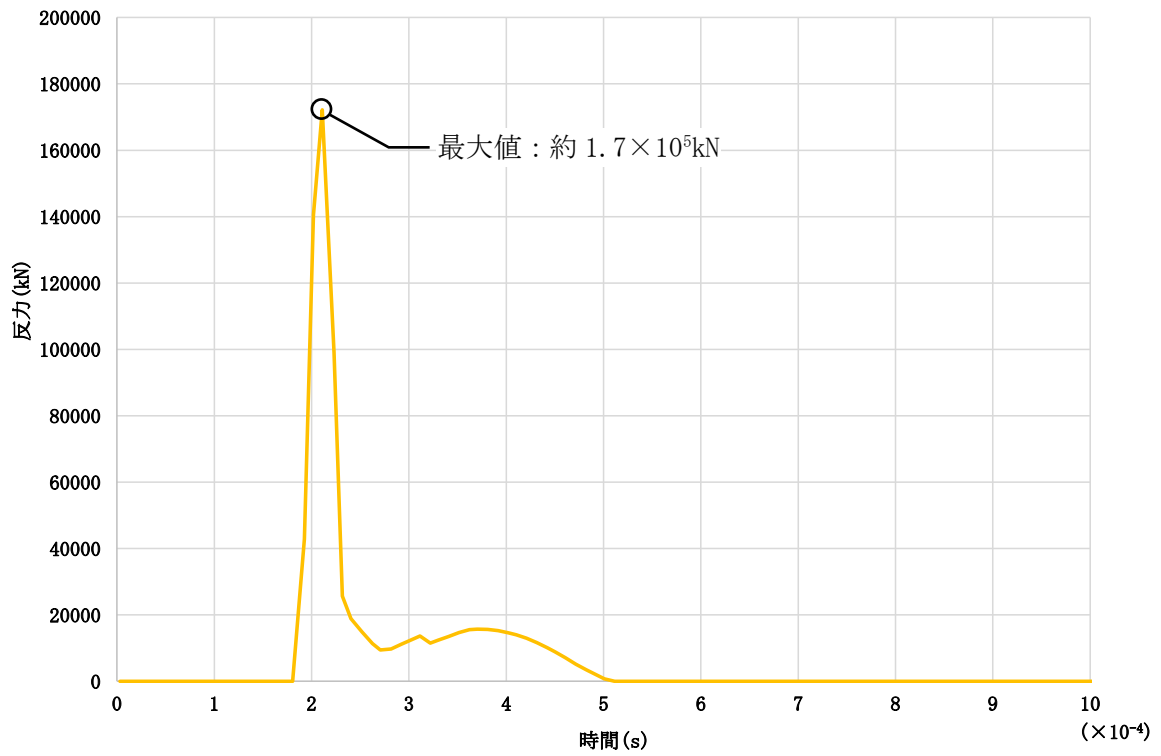


図 3-4 時刻歴衝撃荷重 (ケース②軸直行方向衝突)

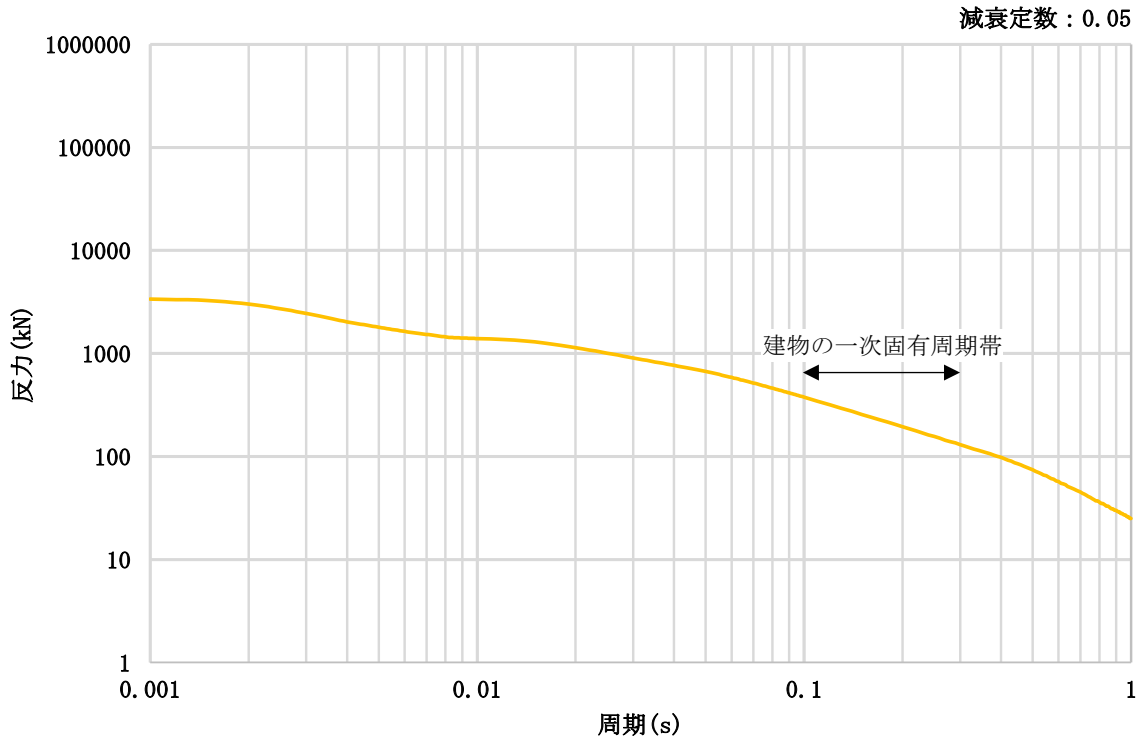


図 3-5 時刻歴衝撃荷重による応答スペクトル (ケース①軸方向衝突)

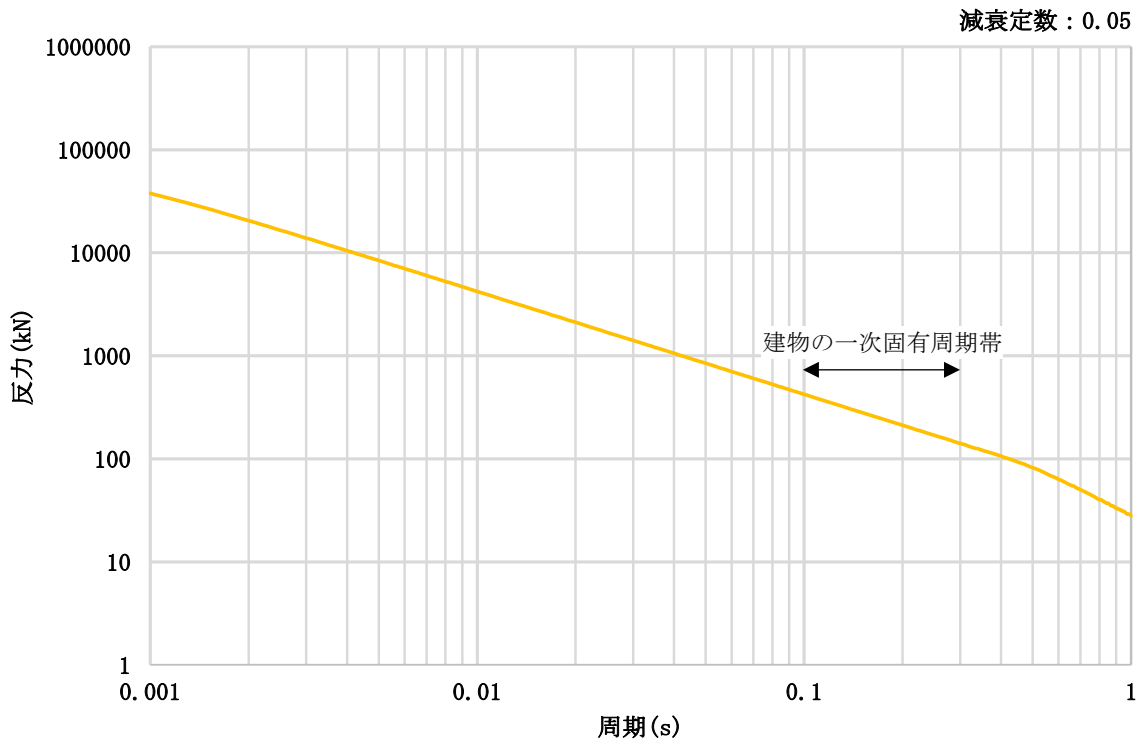


図 3-6 時刻歴衝撃荷重による応答スペクトル (ケース②軸直行方向衝突)

表 3-1 建物の一次固有周期

建物名称	一次固有周期*	
	(s)	
	N S 方向	E W 方向
原子炉建物	0.220	0.203
タービン建物	0.206	0.157
廃棄物処理建物	0.205	0.191
制御室建物	0.140	0.116

注：代表として基本ケースを示す。

注記*：固有周期の値はVI-2-2「耐震設計上重要な設備を設置する施設の耐震性に関する説明書」に基づく。

時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルについて

1. 概要

本資料では、設計飛来物による衝突解析から得られた時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルの概要及び算定条件について説明する。

2. 時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルの概要

応答スペクトルは、減衰定数一定、固有周期の異なる 1 自由度振動系の質点に、時刻歴衝撃荷重 $P(t)$ を入力し、縦軸に応答の最大せん断力値、横軸に固有周期をとったものである。時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルの概念図を図 1 に示す。

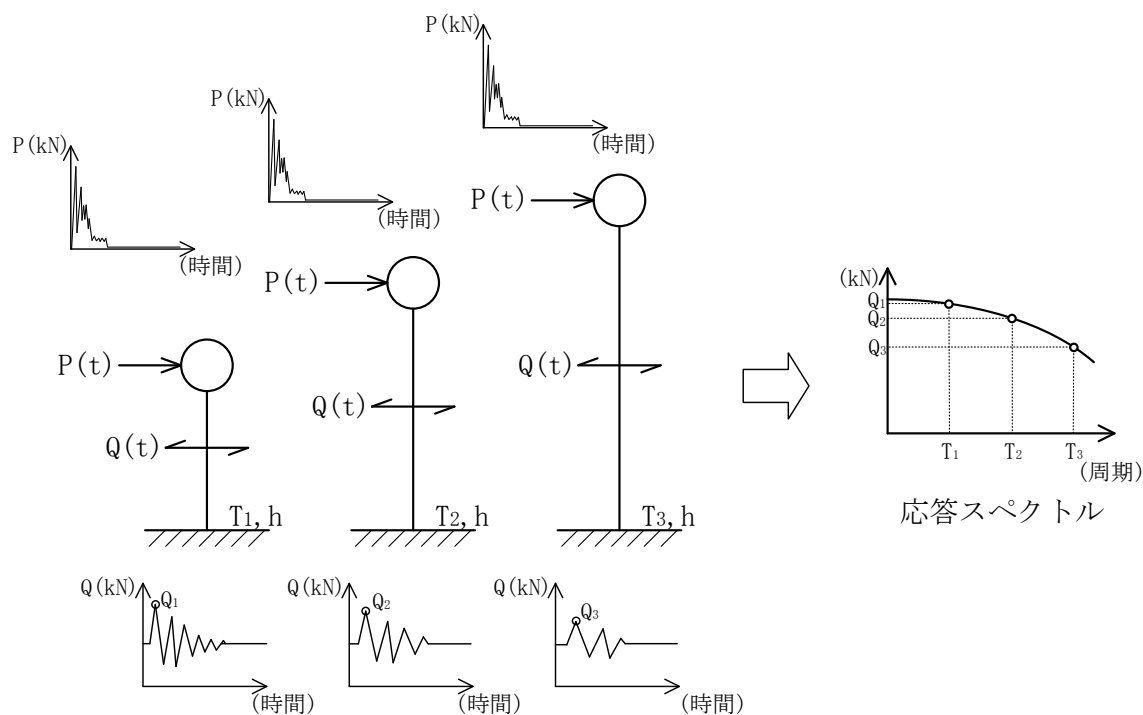


図 1 時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルの概念図

3. 応答スペクトルの算定条件

時刻歴衝撃荷重に対する応答スペクトルは、建物の全体的な応答評価における衝撃荷重の保守性の確認として算出することから、原子炉建物、タービン建物、廃棄物処理建物及び制御室建物の主体構造が鉄筋コンクリート造であることを踏まえ、応答スペクトル算出における減衰定数は5%とする。

応答スペクトル算定における周期間隔を表1に示す。

表1 応答スペクトル算定における周期間隔

周期 (s)	周期間隔 (s)
0.001~0.01	0.0001
0.01~0.1	0.001
0.1~1.0	0.01

4.2 鉄筋コンクリートの衝突解析モデルにおける 破断限界の設定について

1. 概要

VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」における鉄筋コンクリート部材への設計飛来物の衝突解析においては、評価対象部位に設定しているタービン建物屋根スラブ及び外壁の鉄筋（SD35（SD345 相当））並びにタービン建物屋根スラブのデッキプレート（SDP2）に対して、NEI07-13*の動的特性に関する係数及びJ I Sに定められる伸びの値を基に破断限界を設定していることから、具体的な値として鉄筋（SD35（SD345 相当））について表 1-1 に、デッキプレート（SDP2）について表 1-2 に示す。また、T F（多軸性係数）を 2.0 とした場合の真応力-真ひずみ線図を図 1-1 に示す。

注記* : Methodology for Performing Aircraft Impact Assessments for New Plant Designs (Nuclear Energy Institute 2011 Rev8 (NEI07-13))

表 1-1 真応力-新ひずみの設定 (鉄筋 (SD35 (SD345 相当)))

静的物性値	動的物性考慮	物性値	単位	記号	算出式	設定値	備考
静的物性値	公称値	ヤング率	MPa	E	-	206000	
		ポアソン比	-	ν	-	0.3	
		降伏強度	MPa	σ_{ensy}	-	345	JISの“降伏点”下限値
		降伏ひずみ	-	ϵ_{ensy}	σ_{ensy}/E	0.00167	
		破断強度	MPa	σ_{enrfail}	-	490	JISの“引張強さ”下限値
		破断塑性ひずみ	-	$\epsilon_{\text{enrfail}}^t - \sigma_{\text{enrfail}}/E$	-	0.178	
		破断全ひずみ	-	$\epsilon_{\text{enrfail}}^t$	-	0.18	JISの“伸び”
		DIF (降伏強さ)	-	DIF _y	-	1.1	NE107-13
		降伏強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{ensy}} * \text{DIF}_y$	-	380	
		降伏ひずみ (DIF考慮)	-	$\epsilon_{\text{ensy}} * \text{DIF}_y$	-	0.00167	
動的物性考慮	公称値	DIF (破断強さ)	-	DIF _{fail}	-	1.05	NE107-13
		破断強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{enrfail}} * \text{DIF}_{\text{fail}}$	-	515	
		TF	-	TF	-	2.0	NE107-13より“2.0”とする。
		降伏強度	MPa	σ_{ydlf}	$\sigma_{\text{ensy}} * \text{DIF}_y * (1 + \epsilon_{\text{ensy}})$	380	
		降伏ひずみ	-	ϵ_{ydlf}	$\ln(1 + \epsilon_{\text{ensy}})$	0.00167	
		ヤング率	MPa	E	-	206000	
		破断強度	MPa	σ_{fail}^t	$\sigma_{\text{enrfail}} * (1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	607	
		破断全ひずみ	-	ϵ_{fail}^t	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	0.166	
		破断塑性ひずみ	-	$\epsilon_{\text{fail}}^t - \sigma_{\text{fail}}^t/E$	-	0.163	
		第2折れ点応力	MPa	σ_{fail}^t	$\sigma_{\text{ydlf}} + (\sigma_{\text{fail}}^t - \sigma_{\text{ydlf}}) / (\epsilon_{\text{fail}}^t - \epsilon_{\text{ydlf}}) * (\epsilon_{\text{fail}}^t - \epsilon_{\text{ydlf}})$	497	図形的に算出。
第2折れ点全ひずみ	-	ϵ_{fail}^t	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	0.086			
第2折れ点塑性ひずみ	-	$\epsilon_{\text{fail}}^t - \sigma_{\text{fail}}^t/E$	-	0.084			

表 1-2 真応力-新ひずみの設定 (デッキプレート (SDP2))

物性値	単位	記号	算出式	設定値	備考
静的物性値	ヤング率	E	-	206000	
	ポアソン比	ν	-	0.3	
	降伏強度	σ_{enkv}	-	235	JISの“降伏点”下限値
	降伏ひずみ	ϵ_{enkv}	σ_{enkv}/E	0.00114	
	破断強度	σ_{enrfail}	-	400	JISの“引張強さ”下限値
	破断塑性ひずみ	$\epsilon_{\text{enrfail}}$	$\epsilon_{\text{enrfail}} - \sigma_{\text{enrfail}}/E$	0.168	
	破断全ひずみ	$\epsilon_{\text{enrfail}}^t$	-	0.17	JISの“伸び”
	DIF (降伏強さ)	DIF _y	-	1.29	NE107-13
	降伏強度 (DIF考慮)	σ_{enkvdif}	$\sigma_{\text{enkv}} * \text{DIF}_y$	303	
	降伏ひずみ (DIF考慮)	$\epsilon_{\text{enkvdif}}$	ϵ_{enkv}	0.00114	
動的物性考慮	DIF (破断強さ)	DIF _{fail}	-	1.1	NE107-13
	破断強度 (DIF考慮)	$\sigma_{\text{enrfaildif}}$	$\sigma_{\text{enrfail}} * \text{DIF}_{\text{fail}}$	440	
	TF	TF	-	2.0	NE107-13より“2.0”とする。
	降伏強度	σ_{ydfif}	$\sigma_{\text{enkvdif}} * (1 + \epsilon_{\text{enkvdif}})$	303	
	降伏ひずみ	ϵ_{ydfif}	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enkvdif}})$	0.00114	
	ヤング率	E	-	206000	
	破断強度	σ_{faildif}	$\sigma_{\text{enrfaildif}} * (1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	515	
	破断全ひずみ	ϵ_{fail}^t	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	0.157	
	破断塑性ひずみ	ϵ_{fail}	$\epsilon_{\text{fail}}^t - \sigma_{\text{faildif}}/E$	0.155	
	第2折れ点応力	σ_{failtf}	$\sigma_{\text{ydfif}} + (\sigma_{\text{faildif}} - \sigma_{\text{ydfif}}) / (\epsilon_{\text{fail}}^t - \epsilon_{\text{ydfif}}) * (\epsilon_{\text{failtf}} - \epsilon_{\text{ydfif}})$	413	図形的に算出。
第2折れ点全ひずみ	$\epsilon_{\text{failtf}}^t$	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t/TF)$	0.082		
第2折れ点塑性ひずみ	ϵ_{failtf}	$\epsilon_{\text{failtf}}^t - \sigma_{\text{failtf}}/E$	0.080		

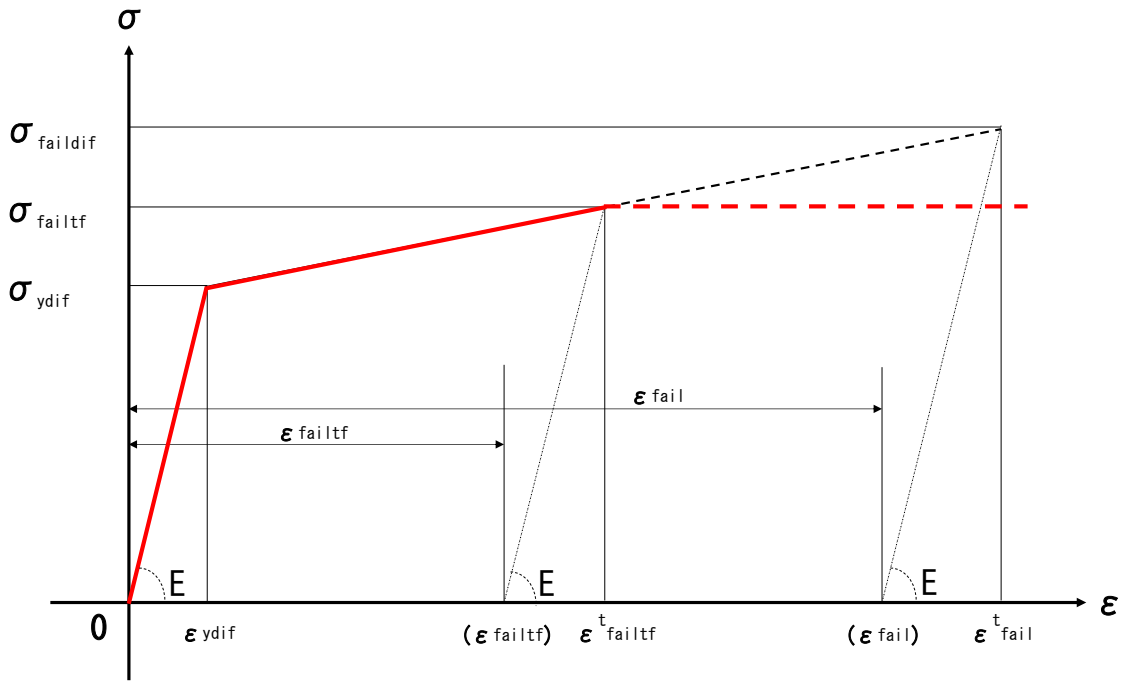


図 1-1 真応力-真ひずみ線図 (TF=2.0 の場合)

4.3 タービン建物屋根スラブの貫通及び 裏面剥離評価について

1. 概要

VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」において、タービン建物屋根スラブ（以下「屋根スラブ」という。）のコンクリートの最小厚さは□mmであり、D e g e n式による貫通限界厚さ 190mm、C h a n g式による裏面剥離限界厚さ 350 mmを下回る結果となる。

一方、屋根スラブの下面にはデッキプレートが設置されており、実際には当該デッキプレートが施設の外殻を構成する部材の貫通や、施設の外殻を構成する部材自体の転倒及び脱落を防ぐ効果を発揮すると考えられる。

これを踏まえて、VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」における「3.5.2 裏面剥離評価」では屋根スラブの3次元FEMモデルを用いた衝突解析により、設計飛来物の衝突に対するデッキプレートのひずみが許容限界を超えない旨を評価し、施設の外殻を構成する部材の脱落が生じないことを確認している。

本資料では、衝突解析におけるデッキプレートのモデル化の詳細を示し、強度評価においてデッキプレートを考慮することの妥当性を確認する。

2. 衝突解析におけるモデル化について

2.1 衝突解析におけるモデルの設定

評価対象とする屋根スラブは、躯体厚さが最も薄く、支持スパンが大きい箇所を選定している。屋根スラブのモデル化範囲を図2-1に、解析モデルを図2-2に示す。

衝突解析では、設計飛来物の衝突によるデッキプレートのひずみを確認するため、コンクリート、鉄筋、デッキプレート及び設計飛来物をモデル化している。モデル化範囲である屋根スラブは、周囲の四辺が鉄骨はりで支持されているため、周囲の境界条件を固定とみなして屋根スラブの拘束効果を考慮している。

なお、VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」において、式による評価で貫通限界厚さ又は裏面剥離限界厚さを満足しない原子炉建物屋根スラブ及びタービン建物屋根スラブについて、目視による確認を行い、デッキプレートの切欠きがないことを確認している。

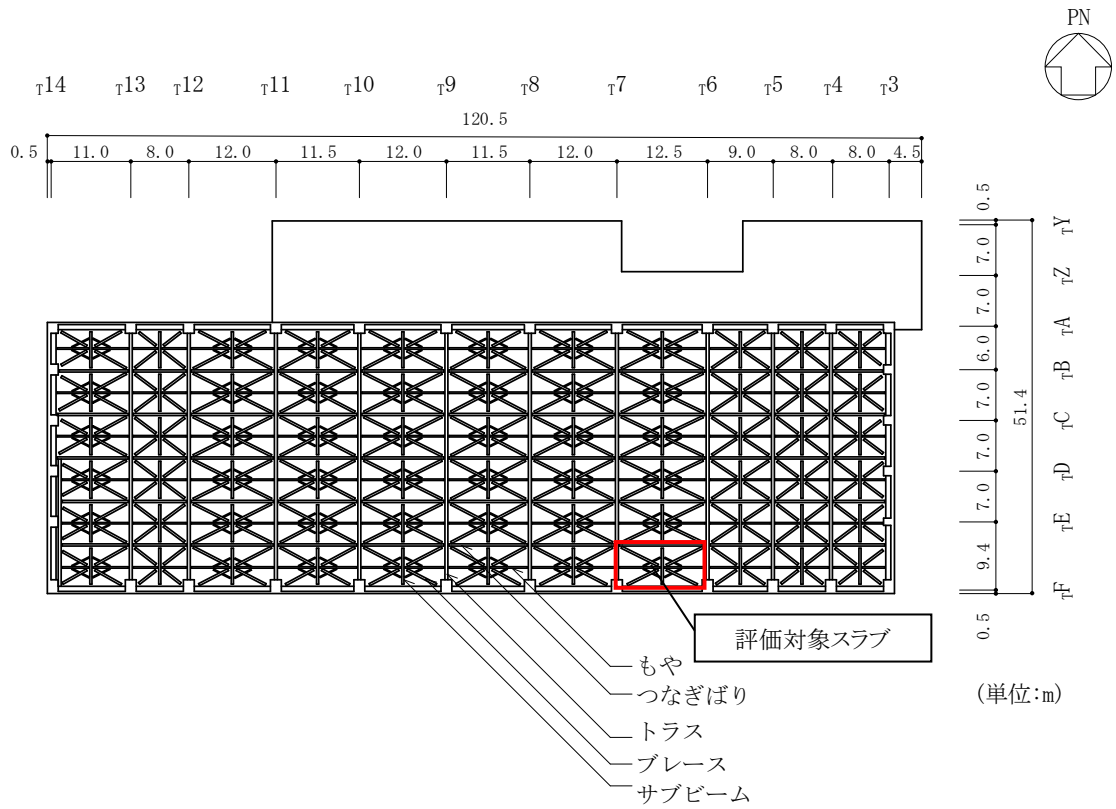
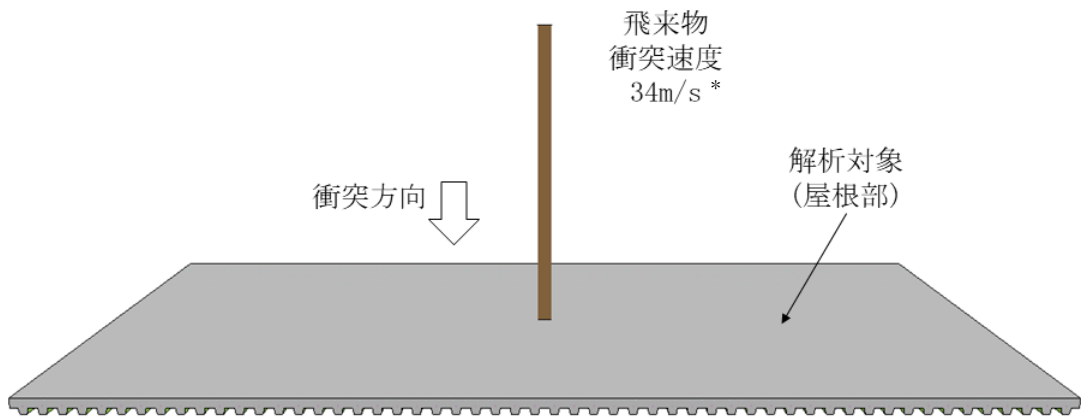
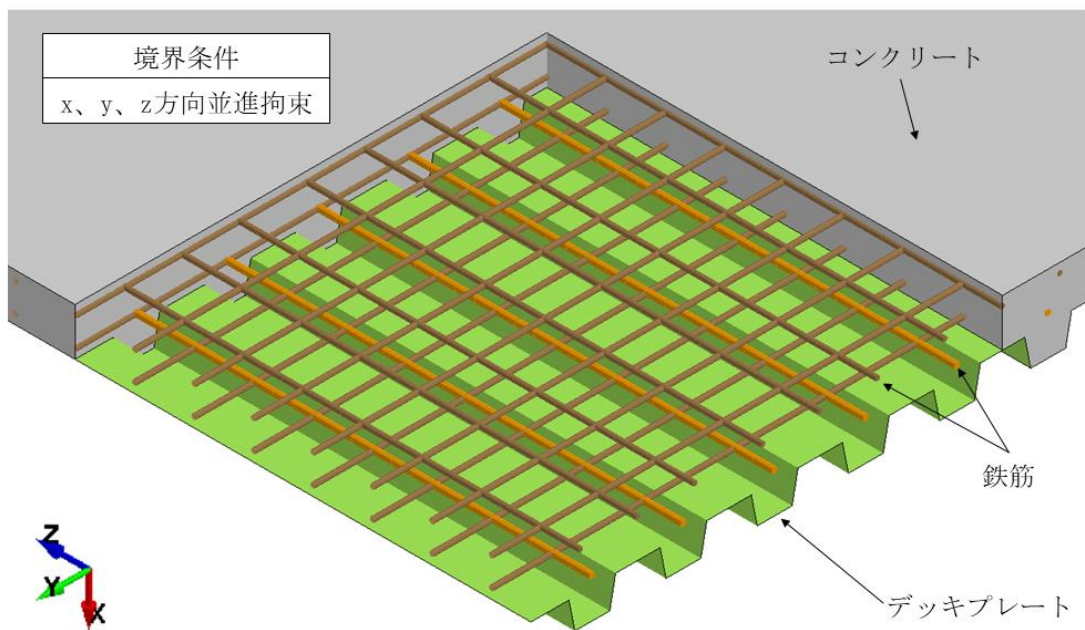


図 2-1 タービン建物屋根スラブのモデル化範囲



<概略図>



<詳細図>

注記* : 「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」に基づき設定

図 2-2 タービン建物屋根スラブの解析モデル

衝突解析の結果にて、表 2-1 に示すとおりデッキプレートに生じるひずみは許容限界を超えないことを確認しており、デッキプレートと比較して鉄筋コンクリート躯体の剛性が極めて大きいことから、屋根スラブに生じる衝撃荷重は大半を躯体が負担し、デッキプレートが負担する衝撃荷重を躯体が軽減していると考えられる。

表 2-1 衝突解析によるデッキプレートのひずみ

評価対象部位	評価結果	許容限界
屋根スラブ (デッキプレート)	3.5×10^{-3}	8.0×10^{-2}

2.2 デッキプレートの初期ひずみについて

デッキプレートは施工時にコンクリートを流し込む型枠としての役割を持ち、コンクリート全体の荷重を支えるが、コンクリートは硬化後自ら自重を支えるためデッキプレートにはほとんど荷重がかからなくなる。

一方、本解析モデルでは、デッキプレートにコンクリートの重量が作用するようモデル化されており、図 2-3 のような初期ひずみ分布が生じている。

初期ひずみの値は最大の部分でも 8.21×10^{-5} となっており、デッキプレートの破断に対する許容限界である 8.0×10^{-2} と比べ極めて小さいため、評価上問題とならないことを確認した。

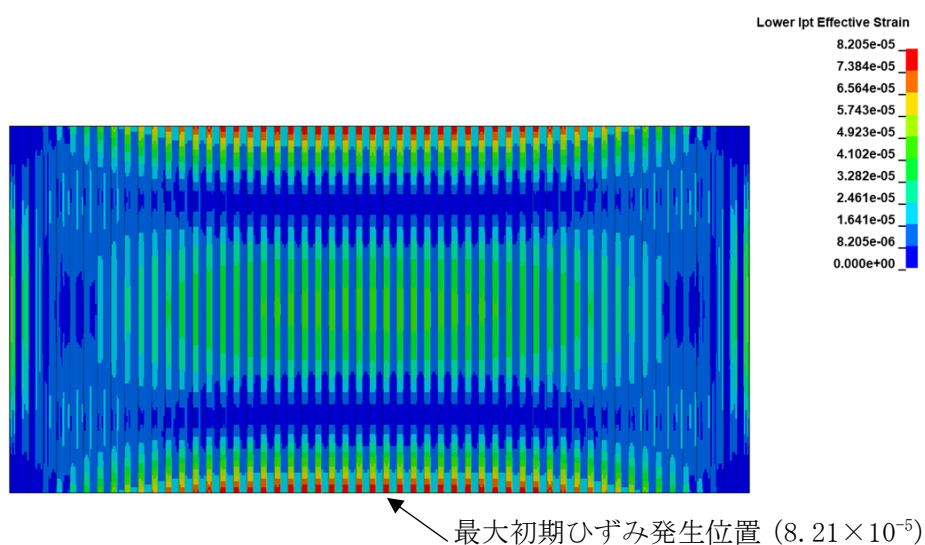


図 2-3 デッキプレート初期ひずみ分布

4.4 鉄筋コンクリート部材の貫通及び

裏面剥離評価について

1. 概要

VI-3-別添 1-6「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」における「4.1 貫通評価」では、鉄筋コンクリート部材の設計飛来物の衝突に対する貫通限界厚さを算定し、施設の部材厚さとの比較を行っている。また、「4.2 裏面剥離評価」では裏面剥離限界厚さを算定し、施設の部材厚さとの比較を行っている。なお、評価の結果、貫通又は裏面剥離の発生が想定される場合には、詳細な衝突解析を実施し、鉄筋又はデッキプレートに発生するひずみにより評価を行っている。

ここでは、貫通限界厚さ及び裏面剥離限界厚さの評価式及び評価式における入力値の詳細について示す。

2. 貫通限界厚さ及び裏面剥離限界厚さの算定方法

貫通評価において、貫通限界厚さの算定にはD e g e n式を用いており、D e g e n式における貫入深さは修正NDR C式により算定している。また、裏面剥離評価における裏面剥離限界厚さの算定にはC h a n g式を用いている。

D e g e n式、修正NDR C式及びC h a n g式は米国NRCの基準類*及びNEI07-13に、飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の局部損傷評価式として記載されており、「構造物の衝撃挙動と設計法」((社)土木学会)においては、貫通限界厚さの評価式として、D e g e n式の適用性が高く、裏面剥離限界厚さの評価式として、C h a n g式の適用性が高いとされている。

D e g e n式、修正NDR C式及びC h a n g式を以下に示す。

2.1 貫通限界厚さの算定

・D e g e n式を以下に示す。

1. $1.52 \leq X/d \leq 13.42$ の場合

$$e = \alpha_e \cdot \{0.69 + 1.29 \cdot (X/d)\} \cdot d$$

$X/d \leq 1.52$ の場合

$$e = \alpha_e \cdot \{2.2 \cdot (X/d) - 0.3 \cdot (X/d)^2\} \cdot d$$

・修正NDR C式を以下に示す。

$X/d \leq 2.0$ の場合

$$X/d = 2 \cdot \left\{ \left(12145 / \sqrt{F_c} \right) \cdot N \cdot d^{0.2} \cdot D \cdot (V/1000)^{1.8} \right\}^{0.5}$$

$X/d \geq 2.0$ の場合

$$X/d = \left(12145 / \sqrt{F_c} \right) \cdot N \cdot d^{0.2} \cdot D \cdot (V/1000)^{1.8} + 1$$

ここで、

D : 設計飛来物直径密度 ($D = W/d^3$) (kgf/cm³)

d : 設計飛来物直径 (cm)

- e : 貫通限界厚さ (cm)
- F_c : コンクリートの設計基準強度 (kgf/cm²)
- N : 設計飛来物の形状係数
- V : 設計飛来物の衝突速度 (m/s)
- W : 設計飛来物重量 (kgf)
- X : 貫入深さ (cm)
- α_e : 低減係数

2.2 裏面剥離限界厚さの算定

・ C h a n g 式を以下に示す。

$$S = 1.84 \cdot \alpha_s \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^{0.13} \cdot \frac{\left(\frac{W \cdot V^2}{0.0980} \right)^{0.4}}{d^{0.2} \cdot f_c'^{0.4}}$$

ここで,

- d : 設計飛来物直径 (cm)
- f_c' : コンクリートの設計基準強度 (kgf/cm²)
- S : 裏面剥離限界厚さ (cm)
- V : 設計飛来物の衝突速度 (m/s)
- V₀ : 飛来物基準速度 (m/s)
- W : 設計飛来物重量 (kgf)
- α_s : 低減係数

注記* : U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION: STANDARD REVIEW PLAN, 3.5.3
BARRIER DESIGN PROCEDURES, NUREG-0800, Revision3, Match 2007

3. 評価式における入力値

各評価式に用いる入力値を表 3-1 及び表 3-2 に示す。

表 3-1 貫通限界厚さの評価式 (D e g e n 式及び修正 N D R C 式) に用いる入力値

記号	単位	定義		数値
D	kgf/cm ³	設計飛来物直径密度 ($D=W/d^3$)		6.39×10^{-3}
d	cm	設計飛来物直径		27.6
F _c	kgf/cm ²	コンクリートの設計基準強度		240 ^{*1}
				225 ^{*2}
				210 ^{*3}
				244 ^{*4}
N	—	設計飛来物の形状係数		1.14
V	m/s	壁面	設計飛来物の衝突速度 (水平)	51
		屋根スラブ	設計飛来物の衝突速度 (鉛直)	34
W	kgf	設計飛来物重量		135
α_e	—	低減係数		1.0

注記*1：原子炉建物，タービン建物及び廃棄物処理建物の値

*2：制御室建物の値

*3：ディーゼル燃料貯蔵タンク室の値

*4：B-ディーゼル燃料貯蔵タンク格納槽の値 (コンクリートの設計基準強度 24N/mm² より換算)

表 3-2 裏面剥離限界厚さの評価式 (C h a n g 式) に用いる入力値

記号	単位	定義		数値
d	cm	設計飛来物直径		27.6
f _c '	kgf/cm ²	コンクリートの設計基準強度		240 ^{*1}
				225 ^{*2}
				210 ^{*3}
				244 ^{*4}
V	m/s	壁面	設計飛来物の衝突速度 (水平)	51
		屋根スラブ	設計飛来物の衝突速度 (鉛直)	34
V ₀	m/s	飛来物基準速度		60.96
W	kgf	設計飛来物重量		135
α_s	—	低減係数		1.0

注記*1：原子炉建物，タービン建物及び廃棄物処理建物の値

*2：制御室建物の値

*3：ディーゼル燃料貯蔵タンク室の値

*4：B-ディーゼル燃料貯蔵タンク格納槽の値 (コンクリートの設計基準強度 24N/mm² より換算)

4. 評価式における低減係数及び形状係数

設計飛来物として設定した鋼製材については、航空機エンジン以上に剛体であり得ることも想定されるため、柔飛来物としての低減は考慮せず、修正NDRC式の形状係数を非常に鋭い場合として1.14、Degen式及びChang式の低減係数を1.0としている。

既往の文献と今回の評価における採用値の比較を表4-1に示す。

表4-1 評価式における形状係数及び低減係数

	Degen式	修正NDRC式	Chang式	想定飛来物
	低減係数 α_e	飛来物の形状係数N	低減係数 α_s	
NEI07-13	0.60	0.72	0.55	大型商用機のエンジン
文献*1	—	0.72~1.14	—	—
文献*2	0.65	—	0.60	航空機エンジン
採用値	1.00	1.14	1.00	鋼製材

注記*1：構造工学シリーズ6 構造物の衝撃挙動と設計法，（社）土木学会

*2：Experimental Studies on Local Damage of Reinforced Concrete Structures by the Impact of Deformable Missiles Part4, overall Evaluation of Local Damage, Kiyoshi Muto, etc., 10th SMiRT

4.5 原子炉建物燃料取替階ブローアウトパネルに対する 対応方針について

1. 概要

原子炉建物原子炉棟に設置されている原子炉建物燃料取替階ブローアウトパネル（以下「BOP」という。）の開放に伴い、竜巻の風の侵入が想定されることから、原子炉建物燃料取替階（原子炉建物4階）の施設に対する影響について以下のとおり検討した。

2. 原子炉建物燃料取替階の施設の設置状況について

屋外との境界となるBOPは原子炉建物燃料取替階の北側2箇所を設置されている。BOPの設置状況及びBOPの開口部から通じる原子炉建物燃料取替階内の外部事象防護対象施設の設置状況を図2-1に示す。

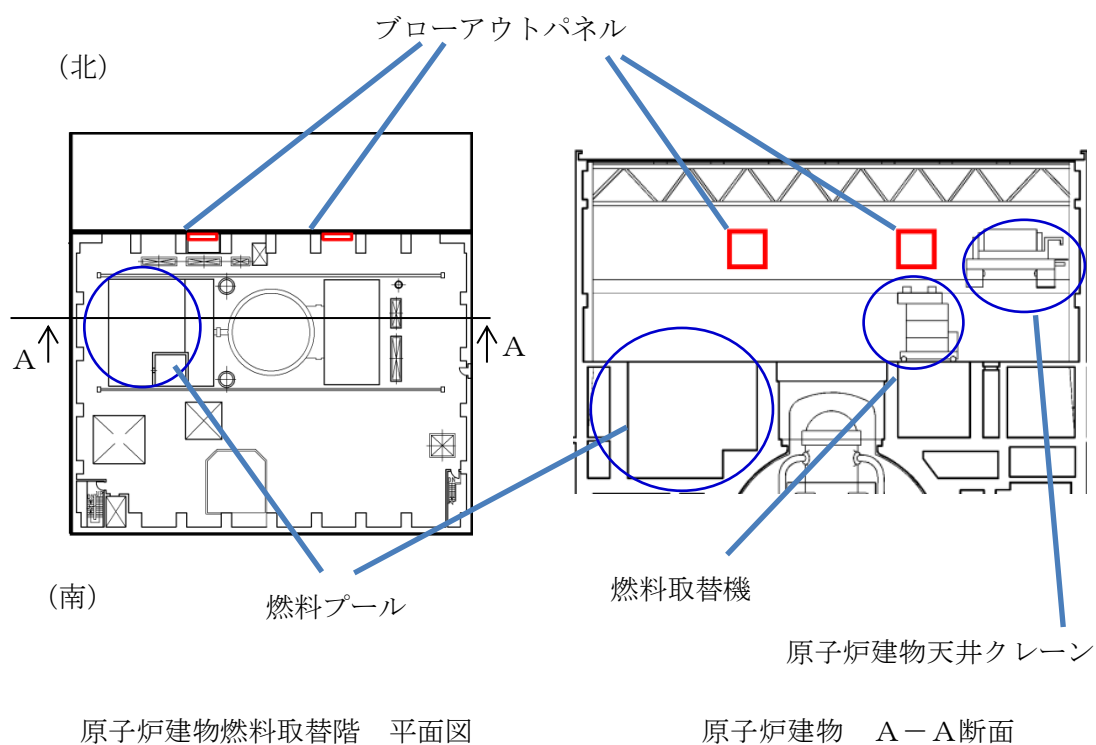


図2-1 原子炉建物燃料取替階ブローアウトパネル配置図

3. 竜巻による風の影響

BOPが開放した場合に、開口部から原子炉建物燃料取替階内に風の侵入が考えられ、同一の区画において複数のブローアウトパネルが開放すると風の流路が形成されるが、ブローアウトパネルは同じ面に2箇所設置されており、流路が形成されないため、原子炉建物燃料取替階内に設置される外部事象防護対象施設に対する風の影響は十分に小さい。

4. 竜巻による風以外の影響

BOP開放部から原子炉建物燃料取替階に作用し得る竜巻に関する荷重を表4-1に示す。表4-1より、原子炉建物燃料取替階内に設置される外部事象防護対象施設に対する竜巻の影響は十分に小さい。

表4-1 BOP開口部から原子炉建物内部に作用し得る竜巻に関連する荷重

荷重	評価	考慮の 要否	
気圧差による荷重 (W_P)	開口部の付近には密閉された設備がないため考慮不要。	否	
設計飛来物による 衝撃荷重 (W_M)	BOPへの飛来物防護対策を実施することから考慮不要。	否	
随 伴 事 象 と し て 考 え ら れ る 事 象	雷	建物開口部から雷の侵入は考え難いため考慮不要。	否
	降水	雨の影響は開口部近傍に限られるとともに、安全施設は内部溢水対策が講じられていることから、考慮不要。	否
	ひょう	衝突した場合の影響が設計飛来物に包含できるため、考慮不要。	否

5. まとめ

「3. 竜巻による風の影響」及び「4. 竜巻による風以外の影響」より、外部から流入する風等の影響は十分に小さいため、原子炉建物燃料取替階内に設置される外部事象防護対象施設に対する影響は考慮不要である。

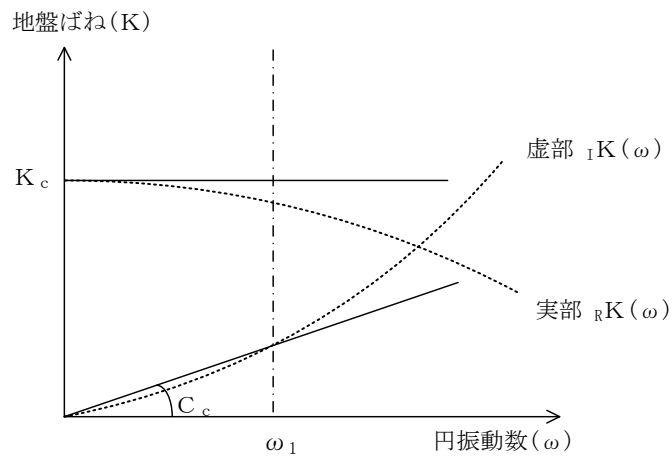
4.6 1号機原子炉建物の解析モデルにおける 地盤ばねの設定について

1. 概要

本資料では、VI-3-別添 1-13-1「建物の強度計算書」における 1 号機原子炉建物の解析モデルのうち、地盤ばねの設定方法について説明する。

2. 地盤ばねの設定方法

基礎底面の地盤ばねについては、「原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 - 1991 追補版（(社)日本電気協会）」により、成層補正を行ったのち、振動アドミタンス理論に基づき求めたスウェイ及びロッキングの地盤ばねを、近似法により定数化して用いる。このうち、基礎底面のロッキング地盤ばねは、VI-2-11-2-1-1「1 号機原子炉建物の耐震性についての計算書」と同様に、建物基礎底面と地盤の間の付着力 0.40N/mm^2 を考慮する。地盤ばねの定数化の概要を図 2-1 に、地盤ばね定数及び減衰係数を表 2-1 に示す。基礎底面ばねの評価には解析コード「ADM I T H F」を用いる。



- ばね定数 : 0Hz のばね定数 K_c で定数化
- 減衰係数 : 地盤-建物連成系の 1 次固有円振動数 ω_1 に対応する虚部の値と原点とを結ぶ直線の傾き C_c で定数化

図 2-1 地盤ばねの定数化の概要

表 2-1 地盤ばね定数と減衰係数 (水平方向)

(a) NS 方向

ばね 番号	地盤ばね 成分	ばね定数 K_c	減衰係数 C_c
K1	底面・水平	1.55×10^9 (kN/m)	2.23×10^7 (kN・s/m)
K2	底面・回転	2.13×10^{12} (kN・m/rad)	4.32×10^9 (kN・m・s/rad)

(b) EW 方向

ばね 番号	地盤ばね 成分	ばね定数 K_c	減衰係数 C_c
K1	底面・水平	1.51×10^9 (kN/m)	2.13×10^7 (kN・s/m)
K2	底面・回転	3.02×10^{12} (kN・m/rad)	9.01×10^9 (kN・m・s/rad)

5. 排気筒の強度計算に関する補足説明資料

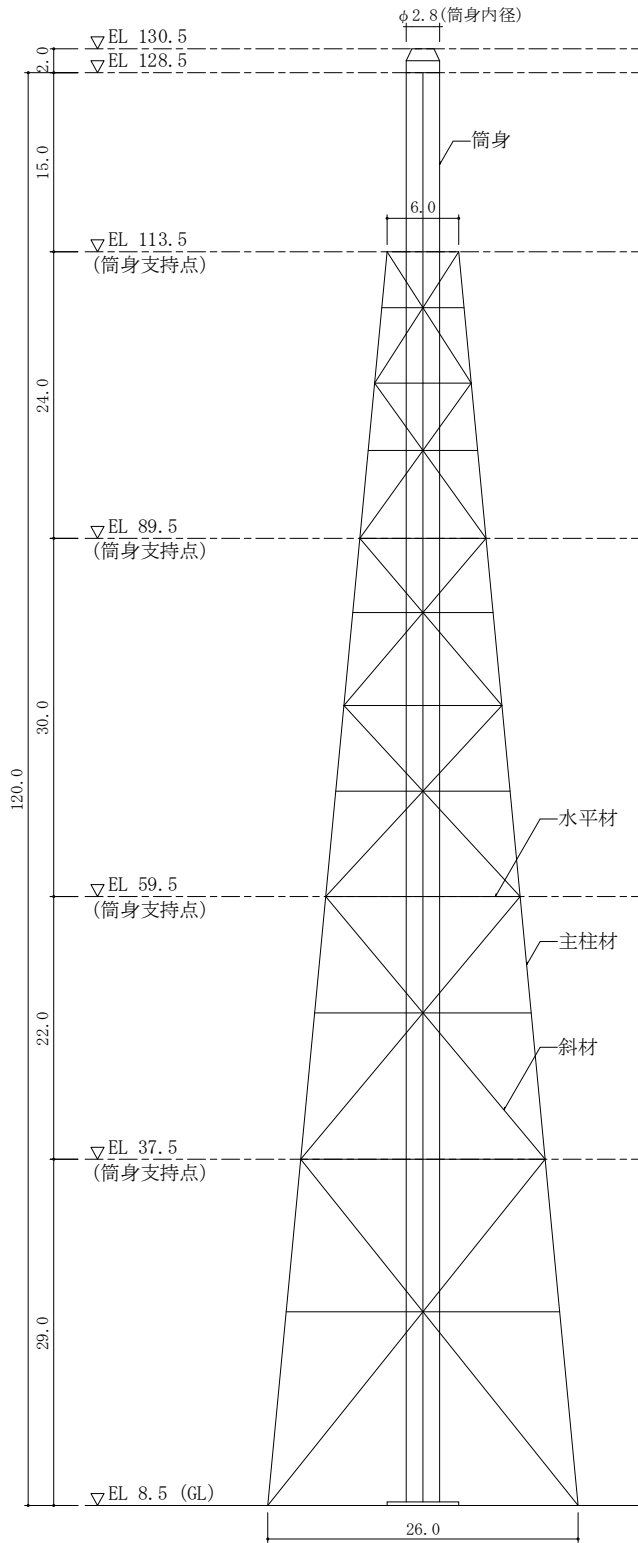
5.1 設計飛来物の衝突想定箇所について

1. 概要

VI-3-別添 1-10「排気筒の強度計算書」及びVI-3-別添 1-13-4「1号機排気筒の強度計算書」で実施する排気筒及び1号機排気筒の強度評価において、鉄塔部材に設計竜巻による設計飛来物が衝突するものとしており、設計飛来物の衝突を考慮する箇所は、鉄塔部の最下層の支柱材としている。本資料は、設計飛来物の衝突想定箇所の選定について詳細に説明するものである。

2. 排気筒の構造概要

排気筒及び1号機排気筒の構造を図2-1及び図2-2に示す。



部材リスト (単位: mm)			
主柱材	斜材	水平材	筒身
—	—	—	8
φ 508.0 × 7.9	φ 267.4 × 6.6	φ 165.2 × 4.5	12 14 12
φ 508.0 × 9.5	φ 216.3 × 5.8	φ 500 × 200 × 10 × 16*1	12 14 12
φ 609.6 × 9.5	φ 216.3 × 5.8	φ 165.2 × 4.5	12 14 12
φ 711.2 × 12.7	φ 267.4 × 6.6	φ 355.6 × 6.4	12 14 12
φ 508.0 × 9.5	φ 318.5 × 6.9	φ 267.4 × 6.6	8
φ 457.2 × 6.4	φ 406.4 × 7.9	φ 355.6 × 6.4	12 14 12
φ 812.8 × 16.0	φ 406.4 × 7.9	φ 406.4 × 7.9	8
φ 508.0 × 9.5	φ 406.4 × 9.5	φ 508.0 × 9.5	12 14 12
φ 457.2 × 6.4	φ 508.0 × 9.5	φ 508.0 × 9.5	12 14 12
φ 812.8 × 16.0	φ 508.0 × 9.5	φ 508.0 × 9.5	8
φ 457.2 × 6.4	φ 508.0 × 9.5	φ 508.0 × 9.5	10
φ 457.2 × 6.4	φ 508.0 × 9.5	φ 508.0 × 9.5	t=8
STK41 (STK400相当)	STK41 (STK400相当)	STK41 (STK400相当)	SM41 (SM400相当)

注記 *1:SS41 (SS400相当)を示す。

図 2-2 1号機排気筒の構造 (単位: m)

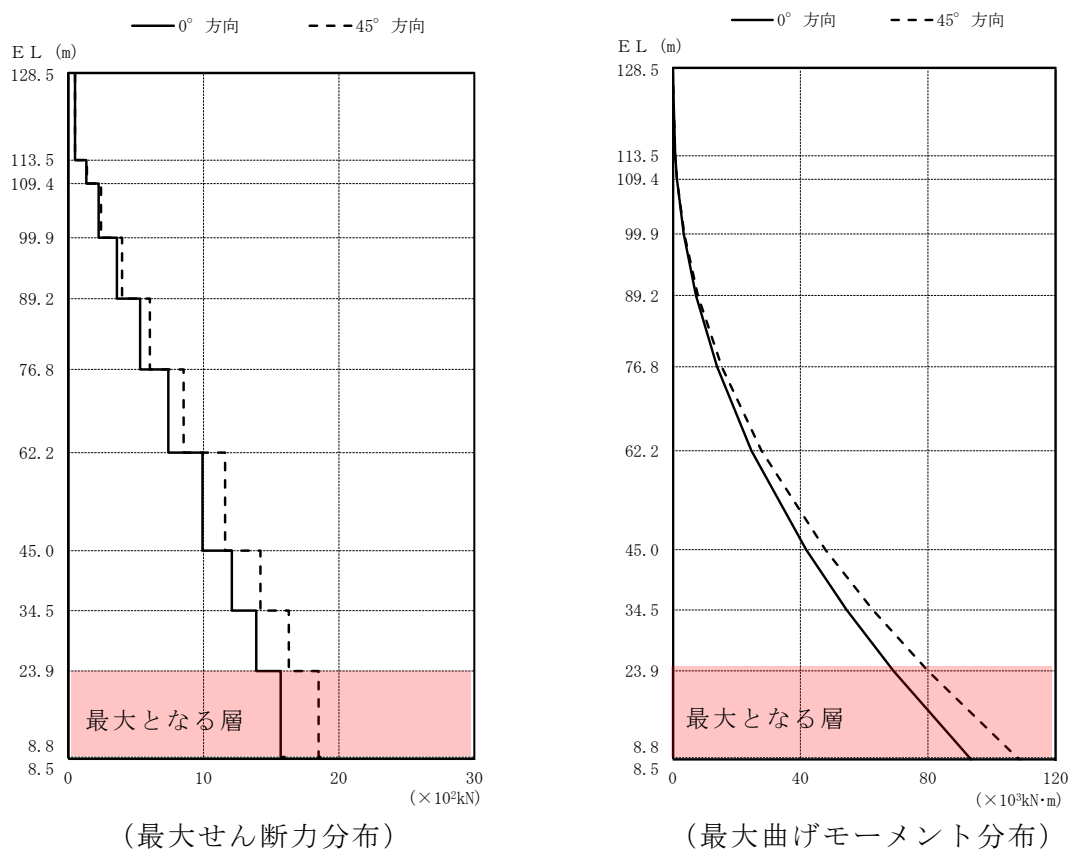
3. 設計飛来物の衝突想定箇所の選定

図 2-1 及び図 2-2 に示すとおり排気筒及び 1 号機排気筒の規模及び構造形式は概ね同等であるため，設計飛来物の衝突箇所の選定は排気筒を代表として検討する。また，VI-2-2-14「排気筒の耐震性についての計算書」における風荷重時の評価結果に基づき選定を行う。

3.1 設計飛来物を衝突させる層の選定

設計飛来物を衝突させる部材は鉄塔を構成する主要部材である支柱材とし，風圧力を作用させた際に，排気筒全体のせん断力及び曲げモーメントが最大となる層を選定する。

風圧力を作用させた際の排気筒全体の最大せん断力分布及び最大曲げモーメント分布を図 3-1 に示す。



注：本検討に用いる風圧力はVI-2-2-14「排気筒の耐震性についての計算書」における基準風速 $V_0=30\text{m/s}$ に基づき算定した値とする

図 3-1 排気筒全体の最大せん断力分布及び最大曲げモーメント分布
(風荷重 (基準風速 $V_0=30\text{m/s}$) のみを作用させた場合)

図 3-1 に示すとおり，最大せん断力及び最大曲げモーメントが最大となった最下層を，設計飛来物を衝突させる層として選定した。なお，最下層の支柱材は鉄塔基礎部に直接荷重を伝達する部材である。

3.2 設計飛来物を衝突させる部材位置の選定

設計飛来物の衝突を想定する支柱材の位置の選定にあたっては，設計飛来物が衝突する可能性のある最下層の支柱材を対象として，風圧力による応力評価を行い，最も厳しい評価結果となる支柱材を選定し，設計飛来物を衝突させる部材として考慮するものとする。

最下層の支柱材の部材番号を図 3-2 に，設計飛来物が衝突する可能性のある部材を図 3-3 に，風圧力による応力評価結果を表 3-1 に示す。

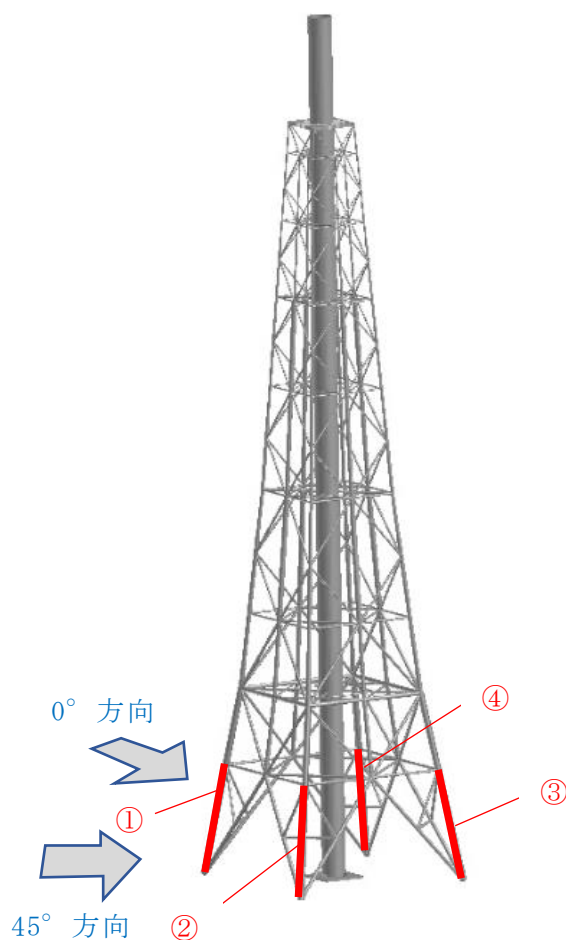


図 3-2 最下層の支柱材の部材番号

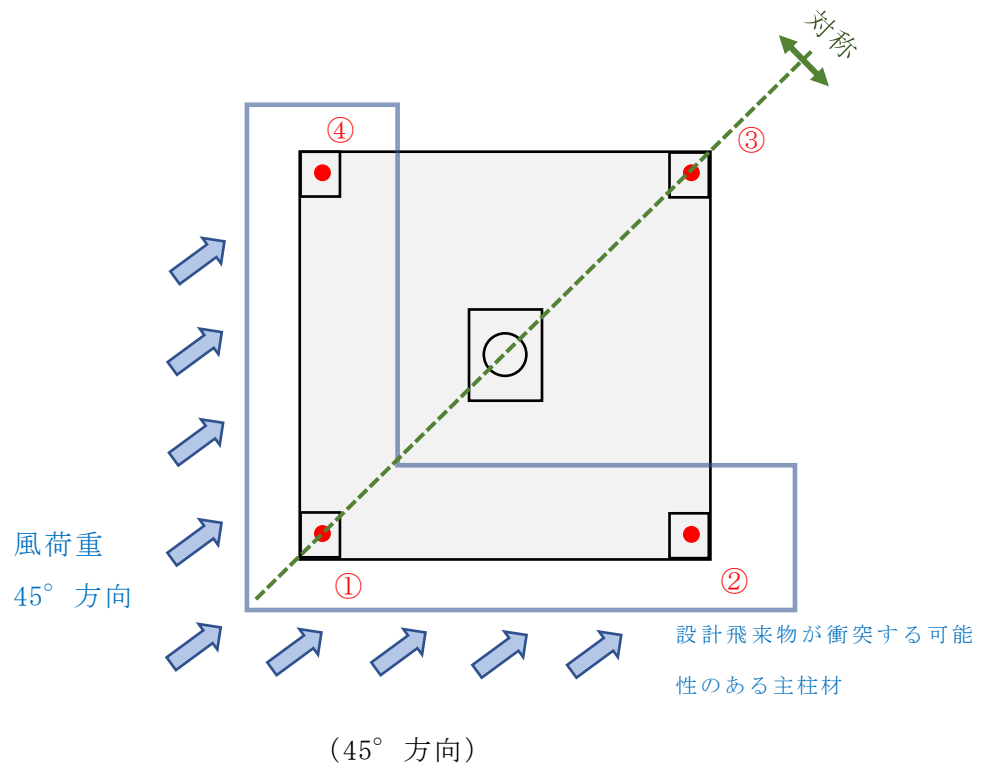
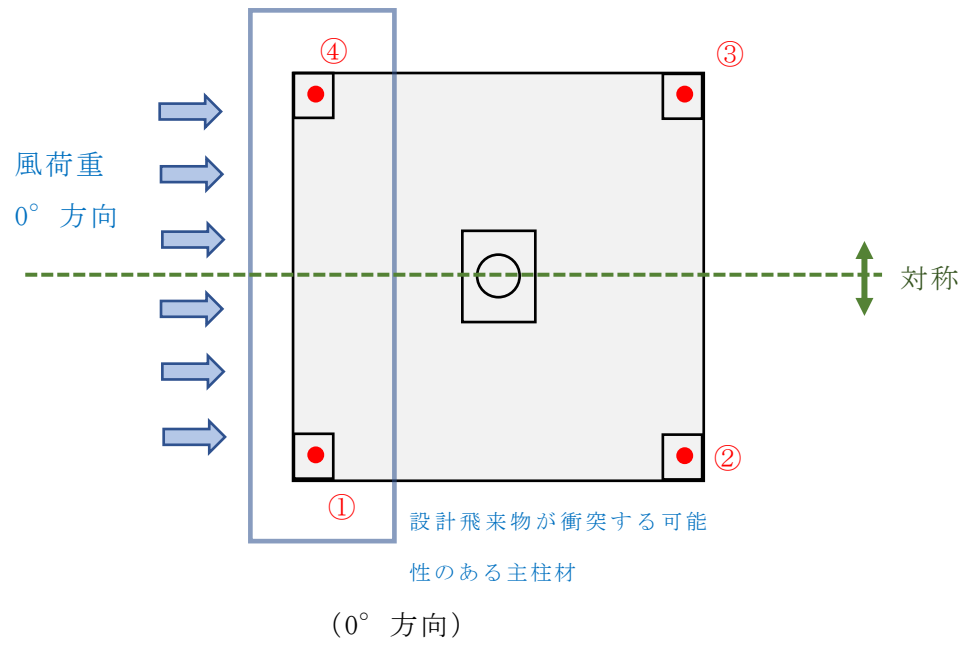


図 3-3 設計飛来物が衝突する可能性のある部材

表 3-1 風圧力 (基準風速 $V_0=30\text{m/s}$) による応力評価結果

(0° 方向)

部材 番号	検討応力		使用部材* (STK41 (STK400 相 当), SS400) (mm)	断面性能			座屈 長さ ℓ_k (mm)	細長比 λ	応力度		許容応力度		応力評価 $\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_b}{f_b}$
	軸力 N (kN)	曲げ モーメント M (kN・m)		断面積 A (mm ²)	断面係数 Z ($\times 10^3\text{mm}^3$)	断面二次 半径 i (mm)			σ_c =N/A (N/mm ²)	σ_b =M/Z (N/mm ²)	f_c (N/mm ²)	f_b (N/mm ²)	
①	1943.0	23.4	$\phi 711.2 \times 12.7$	45470	6570	256.5	15723	61	43	4	228	258	0.21
④	1943.0	23.4	$\phi 711.2 \times 12.7$	45470	6570	256.5	15723	61	43	4	228	258	0.21

(45° 方向)

部材 番号	検討応力		使用部材* (STK41 (STK400 相 当), SS400) (mm)	断面性能			座屈 長さ ℓ_k (mm)	細長比 λ	応力度		許容応力度		応力評価 $\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_b}{f_b}$
	軸力 N (kN)	曲げ モーメント M (kN・m)		断面積 A (mm ²)	断面係数 Z ($\times 10^3\text{mm}^3$)	断面二次 半径 i (mm)			σ_c =N/A (N/mm ²)	σ_b =M/Z (N/mm ²)	f_c (N/mm ²)	f_b (N/mm ²)	
①	2801.0	30.9	$\phi 711.2 \times 12.7$	45470	6570	256.5	15723	61	62	5	228	258	0.30
②	596.3	21.2	$\phi 711.2 \times 12.7$	45470	6570	256.5	15723	61	13	3	228	258	0.07
④	596.3	21.2	$\phi 711.2 \times 12.7$	45470	6570	256.5	15723	61	13	3	228	258	0.07

注記* : 補強リブ 8PLs-22×100(SS400)付きの鋼管

4. 設計飛来物の衝突を考慮する部材の選定結果

「3. 設計飛来物の衝突想定箇所を選定」を踏まえ、設計飛来物の衝突を考慮する部材として、風圧力による荷重を受ける際に最も厳しい評価結果となる最下層の支柱材①を表 4-1 のとおり選定した。なお、0° 方向の評価は排気筒の対称性から①と④で同じ結果となるため、代表して①を選定した。

表 4-1 設計飛来物の衝突を考慮する部材の選定結果

風圧力による荷重の作用方向	設計飛来物の衝突を考慮する部材
0°	①
45°	①

竜巻飛来物による非常用ガス処理系配管損傷時の影響

1. 概要

非常用ガス処理系（以下「SGT」という。）の屋外配管が、竜巻飛来物により損傷したと仮定した場合の設計基準事故時の被ばく評価への影響について確認する。

2. 評価対象事故

環境への放射性物質の異常な放出を伴う設計基準事故とその事故におけるSGTの放射性物質の濃度低減機能の扱いについて整理した結果を表1に示す。このうち、SGTの濃度低減機能に期待している設計基準事故は、「燃料集合体の落下」及び「原子炉冷却材喪失」であり、表2に示すとおり、実効線量が大きい「燃料集合体の落下」を代表として、屋外SGT配管が損傷した場合の被ばく評価への影響を確認する。

表1 事故時の被ばく評価におけるSGTの放射性物質の濃度低減機能の扱いについて

設計基準事故	事象の進展	SGTの放射性物質の濃度低減機能の扱い
放射性気体廃棄物処理施設の破損	原子炉の通常運転時に、蒸気式空気抽出器出口配管が破損し、放射性物質がタービン建物内に放出される。タービン建物内に放出された放射性物質は、空調換気系を通じて排気筒から大気中に放出される。	同施設の破損箇所の想定は原子炉建物外であり、SGTの濃度低減機能には期待していない。
主蒸気管破断	原子炉の出力運転中に、原子炉格納容器外で主蒸気管が破断した場合に、放射性物質が破断口からタービン建物内に流出する。タービン建物内に流出した放射性物質は、ブローアウトパネルより大気中に放出される。	タービン建物内に流出した放射性物質は、ブローアウトパネルを通じて大気中に放出されるため、SGTの濃度低減機能には期待していない。
燃料集合体の落下	原子炉の燃料交換時に、燃料取扱設備の故障、破損等により燃料集合体が落下して破損し、放射性物質が原子炉建物原子炉棟内に放出される。原子炉建物原子炉棟内に放出された放射性物質は、SGTを通じて大気中に放出される。	破損した燃料集合体から放出した放射性物質は、SGTを通じて大気中に放出されるため、SGTの濃度低減機能に期待している。
原子炉冷却材喪失	原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、破断箇所から放射性物質が原子炉格納容器内に放出される。原子炉格納容器内に放出された放射性物質は、原子炉建物原子炉棟内に漏えいし、SGTを通じて大気中に放出される。	原子炉格納容器から漏えいした放射性物質は、SGTを通じて大気中に放出されるため、SGTの濃度低減機能に期待している。
制御棒落下	原子炉が臨界又は臨界近傍にあるときに、制御棒が炉心から落下し、放射性物質が原子炉冷却材中に放出される。原子炉冷却材中に放出された放射性物質は、主蒸気とともに復水器へ移行し、復水器から漏えい、空調換気系を通じて大気中に放出される。	放射性物質の漏えい箇所は原子炉建物外であり、SGTの濃度低減機能には期待していない。

表2 「燃料集合体の落下」及び「原子炉冷却材喪失」の実効線量

設計基準事故	敷地境界における実効線量(mSv)
燃料集合体の落下	約 8.0×10^{-2}
原子炉冷却材喪失	約 1.0×10^{-4}

3. 評価方法と評価条件

3.1 評価方法

SGT配管は、タービン建物側壁面から地下に設置されている屋外配管ダクトを介して、地上部に露出し、排気筒に導かれている。そのためSGT配管の屋外露出部分に対して、竜巻飛来物が直接衝突し、貫通した場合の被ばく評価を行う。

また、SGT配管に飛来物が衝突し貫通部が生じたとしても、放出される放射性物質の一定量は、通常のSGTの排気口から上方に放出されると考えられるが、本評価においては、保守的にSGT配管の損傷個所から全量が放出されることを想定する。

3.2 評価条件

被ばく評価において用いる数値等は、以下のとおりとする。

- ・評価対象とする屋外SGT配管は、地表面よりも上方で屋外に露出しているが、本評価においては、放出点として考慮する竜巻飛来物による損傷部位を保守的に地表面とした場合の被ばく影響について確認する。
- ・評価に用いる大気拡散条件は表3上段に示すものとする。
- ・その他、評価に必要な条件は設置許可申請書の条件を用いる。

表3 燃料集合体落下時の相対濃度及び相対線量

項目	実効放出継続時間 (h)	相対濃度及び相対線量	
		相対濃度 (χ/Q) [s/m ³]	相対線量 (D/Q) [Gy/Bq]
屋外SGT配管の損傷個所から 放出した場合の拡散条件	1	相対濃度 (χ/Q) [s/m ³]	3.9×10^{-4}
	1	相対線量 (D/Q) [Gy/Bq]	2.2×10^{-18}
(参考) 設置許可申請書 における拡散条件	1	相対濃度 (χ/Q) [s/m ³]	8.8×10^{-6}
	1	相対線量 (D/Q) [Gy/Bq]	2.5×10^{-19}

4. 評価結果

竜巻飛来物による屋外S G T配管の損傷を考慮した場合における、燃料集合体の落下事故時の被ばくを評価した結果を表4に示す。評価結果は、設計基準事故の判断基準である5mSvを満足する結果となった。

表4 竜巻飛来物による屋外S G T配管の損傷を考慮した場合における
燃料集合体の落下事故時における被ばく評価結果

項目	敷地境界における実効線量(mSv)
燃料集合体の落下	約 7.2×10^{-1}
(参考) 設置許可申請書添付書類上記載値	約 8.0×10^{-2}

竜巻飛来物による排気筒損傷時の影響

1. 概要

排気筒について、筒身に損傷が生じた場合は安全上支障のない期間に補修することとしている。

通常時及びプラント停止時においても、気体廃棄物等を排気筒から高所放出していることから、排気筒の筒身に損傷が生じた場合の被ばく評価について示すものである。

2. 評価条件

- ・実際には、筒身に損傷が認められた場合には、安全上支障のない期間に修復する等の対応を行うが、本評価においては、プラントが通常運転を1年間継続すると保守的に仮定し、排気筒の補修に必要な期間として、筒身に想定される局所的な損傷モード（貫通）に対しては保守的と考えられる6か月を想定し、補修完了までの6か月を地上放出、補修完了後の6か月を高所放出とする。
- ・地上放出は放出源有効高さ0mとし、気象データは地上観測データとする。
- ・その他の条件は、設置変更許可申請書と同じとする。

3. 評価結果

通常時において損傷した排気筒から放出した場合の被ばくを評価した結果を表1に示す。実際には、排気筒に損傷が認められた場合には、安全上支障のない期間に修復する等の対応を行うため、被ばく量に対する影響はほとんどないと考えられるが、本評価においては、保守的な設定（プラントが通常運転を継続し、かつ補修に時間を要する）を用いた場合においても、通常時における線量目標値を満足することを確認した。

表1 通常時における排気筒損傷時の被ばく評価結果

(単位： $\mu\text{Sv/y}$)

被ばく評価	排気筒の健全時の 1年間の累積線量	排気筒損傷時の 1年間の累積線量	目標値
希ガス	約 7.9	約 15	-
よう素	約 1.6	約 19	-
液体（よう素除く）	約 13	約 13	-
合計	約 23	約 47	50

5.2 腐食代の考慮について

1. 概要

VI-3-別添 1-10「排気筒の強度計算書」及びVI-3-別添 1-13-4「1号機排気筒の強度計算書」で実施する排気筒及び1号機排気筒の強度評価において、腐食による影響は考慮していない。そのため、本資料は筒身及び鉄塔には劣化がなく健全性が維持されていることを説明するものである。

2. 排気筒の構造概要

2.1 排気筒の構造概要

排気筒は、地盤からの高さ 120m である内径 3.3m の鋼板製筒身（排気筒（空調換気系用））を鋼管四角形鉄塔で支えた鋼製鉄塔支持型排気筒である。

排気筒の基礎は鉄筋コンクリート造であり、岩盤に直接設置している。

また、筒身外部には排気筒（非常用ガス処理系用）が筒身に支持されている。

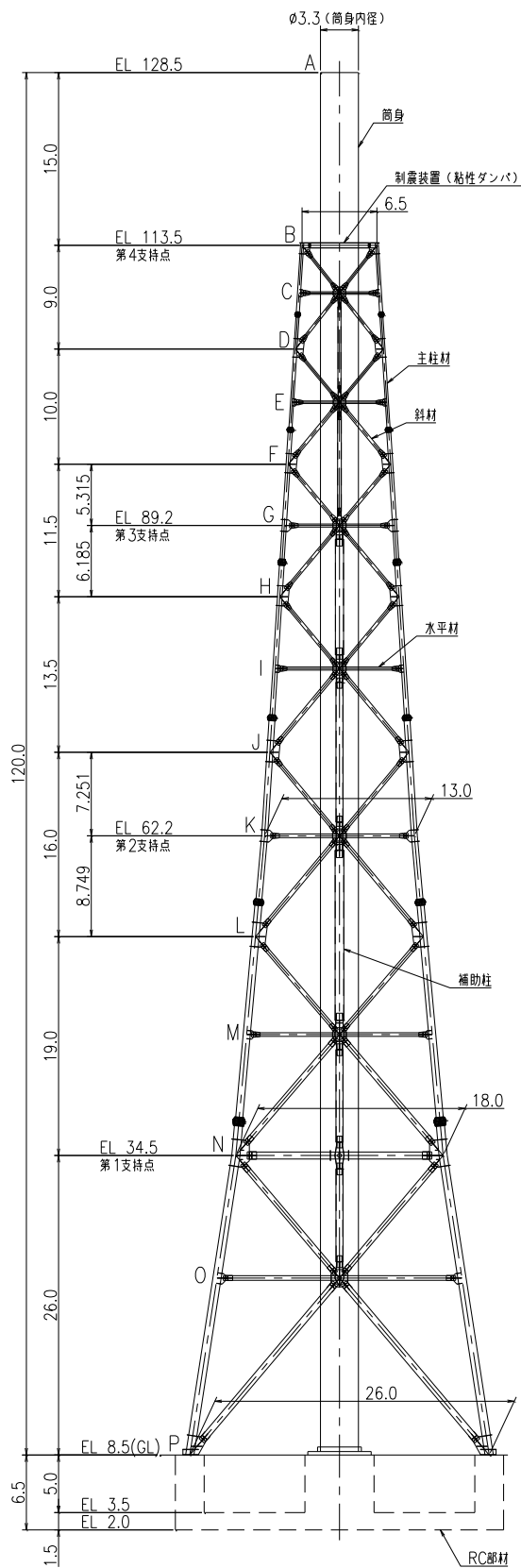
筒身は第4支持点位置（EL 113.5m*）にて制震装置（粘性ダンパ）を介して鉄塔と接合されている。

排気筒の概要図を図2-1に示す。

構造概要

構造形状	鋼製鉄塔支持型（制震装置（粘性ダンパ）付）
排気筒の高さ	筒身 120.0m (EL 128.5m)
鉄塔高さ	105.0m (EL 113.5m)
鉄塔幅	頂部 6.5m 根開き 26.0m
筒身支持点位置	EL 34.5m, EL 62.2m, EL 89.2m, EL 113.5m
基礎	鉄筋コンクリート造

注記*：「EL」は東京湾平均海面（T.P.）を基準としたレベルを示す。



部材リスト (単位:mm)				
主柱材	斜材	水平材	筒身	補助柱
-	-	-	10	-
φ267.4×6.6	φ216.3×5.8	H-450×300*2 x10x15	12	-
φ355.6×6.4	φ267.4×6.6	φ216.3×5.8	10	φ267.4×6.0
φ406.4×7.9	φ267.4×6.6	φ267.4×6.6	12	φ318.5×6.0
φ508.0×9.5	φ318.5×6.9	φ267.4×6.6	10	φ711.2×7.9
φ609.6×12.7	φ318.5×6.9	φ318.5×6.9	12	φ609.6×12.7
φ711.2×12.7 8PLs-22x100*1	φ457.2×9.5	φ318.5×6.9	10	φ609.6×12.7*3
φ558.8×9.5	φ609.6×9.5	φ609.6×9.5	12	φ762.0×12.7*3
φ406.4×9.5	t=10	t=10	10	φ609.6×12.7*3
STK41 (STK400相当)				STK400

注記*1: SS400材を示す。
 *2: SS41材 (SS400相当) を示す。
 *3: STK490材を示す。

図2-1 排気筒の概要図 (単位:m)

2.2 1号機排気筒の構造概要

1号機排気筒は、地盤からの高さ120mである内径2.8mの鋼板製筒身を鋼管四角形鉄塔で支えた鋼製鉄塔支持型排気筒である。

1号機排気筒の基礎は鉄筋コンクリート造であり、岩盤に直接設置している。

筒身は支持点位置(EL 37.5m, EL 59.5m, EL 89.5m及びEL 113.5m)にて鉄塔と接合されている。

1号機排気筒の概要図を図2-2に示す。

構造概要

構造形状	鋼製鉄塔支持型
排気筒高さ	筒身 120.0m (EL 128.5m)
鉄塔高さ	105.0m (EL 113.5m)
鉄塔幅	頂部 6.0m 根開き 26.0m
筒身支持点位置	EL 37.5m, EL 59.5m, EL 89.5m, EL 113.5m
基礎	鉄筋コンクリート造

3. 排気筒の健全性

筒身及び鉄塔の性能に係る経年的な劣化として、鋼材の腐食が挙げられる。

そのため、表 3-1 及び表 3-2 のとおり、下塗及び中塗に防食性に優れたエポキシ樹脂系の塗装を、上塗に耐候性に優れたポリウレタン樹脂系の塗装を施しており、保安規定及び個別文書に基づき、排気筒については 1 回／年、1 号機排気筒については 1 回／2 年の頻度で点検を定期的実施し、変状が確認された場合には変状の程度の評価を行い、影響が大きいものについては速やかに補修することとしている。

以上のことから、筒身及び鉄塔の健全性は保たれ、腐食による筒身及び鉄塔の強度評価への影響はない。

表 3-1 排気筒の塗装仕様

部位		塗装工程	塗装系 (膜厚)
筒身	内側	下塗 1	エポキシ樹脂系塗料 (15 μ)
		下塗 2	エポキシコールタール塗料 (80 μ)
		中塗	エポキシコールタール塗料 (80 μ)
		上塗	エポキシコールタール塗料 (80 μ)
	外側	下塗 1	エポキシ樹脂系下塗塗料 (50 μ)
		下塗 2	エポキシ樹脂系下塗塗料 (50 μ)
		中塗	エポキシ樹脂系中塗塗料 (30 μ)
		上塗	ポリウレタン樹脂系上塗塗料 (30 μ)
鉄塔		下塗 1	エポキシ樹脂系下塗塗料 (50 μ)
		下塗 2	エポキシ樹脂系下塗塗料 (50 μ)
		中塗	エポキシ樹脂系中塗塗料 (30 μ)
		上塗	ポリウレタン樹脂系上塗塗料 (30 μ)

表 3-2 1号機排気筒の塗装仕様

部位		塗装工程	塗装系（膜厚）
筒身	内側	下塗	エポキシコーラール塗料（80 μ ）
		上塗	エポキシコーラール塗料（80 μ ）
	外側	下塗	エポキシ樹脂系下塗塗料（50 μ ）
		中塗	エポキシ樹脂系中塗塗料（30 μ ）
		上塗	ポリウレタン樹脂系上塗塗料（30 μ ）
鉄塔	下塗	エポキシ樹脂系下塗塗料（50 μ ）	
	中塗	エポキシ樹脂系中塗塗料（30 μ ）	
	上塗	ポリウレタン樹脂系上塗塗料（30 μ ）	

6. 排気管及びベント管の強度計算に関する補足説明資料

6.1 非常用ディーゼル発電設備及び高圧炉心スプレイ系
ディーゼル発電設備排気管の許容応力

1. 概要

VI-3-別添 1-13-3「排気管及びベント管の強度計算書」において、強度評価を行っている非常用ディーゼル発電設備及び高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備排気管（以下「排気管」という。）の材質は SM400B（溶接構造用圧延鋼材）を使用しているが、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 JSME S NC1-2005/2007」（以下「JSME」という。）付録材料図表 part5 における SM400B の設計降伏点（ S_y ）は 350℃までの値が記載されているのに対し、排気管の最高使用温度は 450℃であることから、450℃における設計降伏点の設定根拠について説明する。

2. 設計降伏点の設定根拠

SM400B（旧呼称：SM41B）の高温領域での設計降伏点については図 1 に示すとおり、（社）日本鉄鋼協会データシート シリーズ 3「高温引張試験」における、SM41B の 450℃の降伏点の下限值（ 15.8kg/mm^2 ）と JSME の付録材料図表 part5 の値を 450℃まで外挿した値（ 13.7kg/mm^2 ）を比較し、JSME の付録材料図表 part5 の値を 450℃まで外挿した値の方が保守的である。

このことから、JSME の付録材料図表 part5 の値を 450℃まで外挿した値（ $13.7\text{kg/mm}^2 \approx 135\text{MPa}$ ）を採用している。

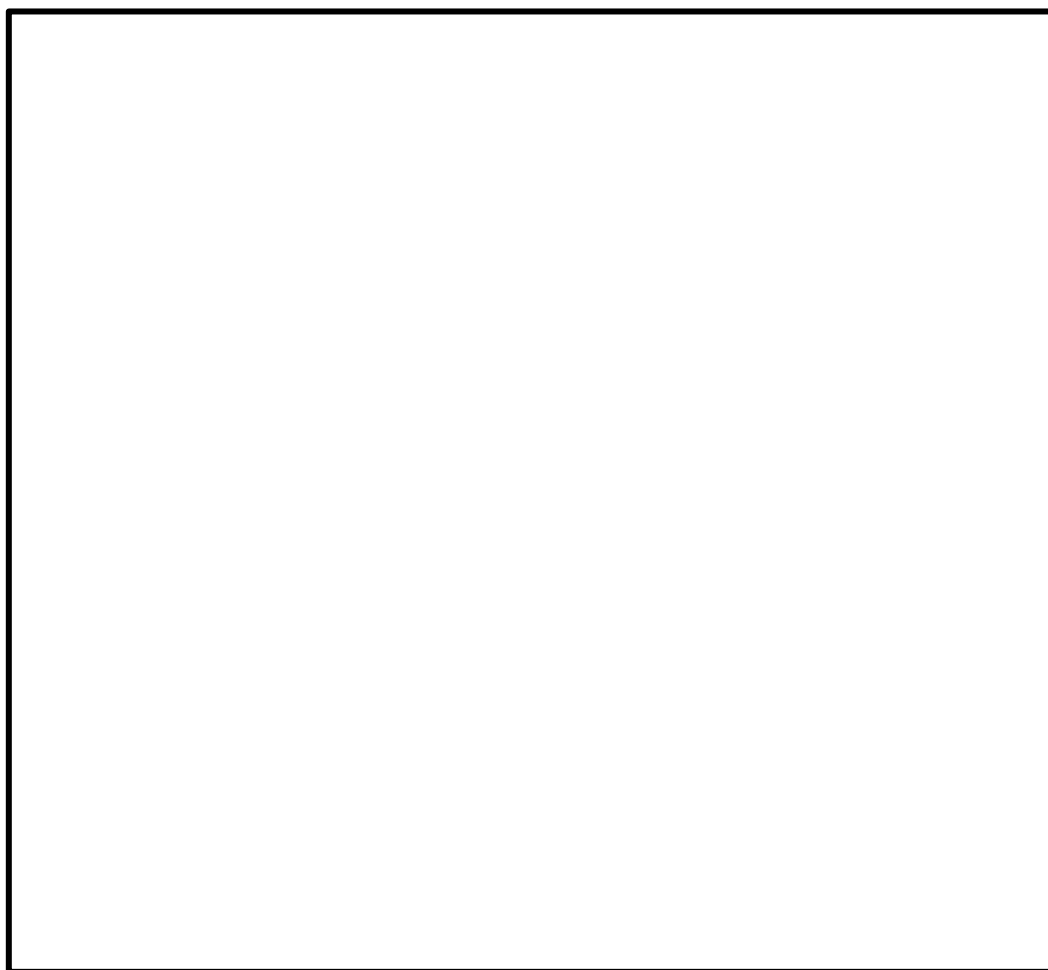


図 1 日本鉄鋼協会データシートにおける SM41 の降伏点（一部加筆）