

本資料のうち、枠囲みの内容は、  
営業秘密又は防護上の観点から  
公開できません。

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	補足-440-1 改9
提出年月日	平成30年7月11日

## 工事計画に係る補足説明資料

### 補足-440-1 【竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書 の全般の補足説明】

平成30年7月

日本原子力発電株式会社

## 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 風力係数について
  - 1.2 強度計算時の施設の代表性について
  - 1.3 換気空調設備の竜巻の影響を考慮する施設について
  - 1.4 構造強度評価における評価対象部位の選定について
2. 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
  - 2.1 鉄筋コンクリート部材の裏面剥離評価方法について
  - 2.2 コンクリートの裏面剥離に対する設備対策の評価手法について
  - 2.3 原子炉建屋大物搬入口扉の貫通評価について
  - 2.4 ブローアウトパネル開口部から侵入する風に対する対応方針について
  - 2.5 原子炉建屋外側ブローアウトパネルの飛び出し挙動について
  - 2.6 使用済燃料乾式貯蔵建屋の使用済燃料乾式貯蔵容器冷却性能について
  - 2.7 使用済燃料乾式貯蔵建屋壁面への車両の衝突影響について
  - 2.8 飛来物として設定する車両の設定について
  - 2.9 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
  - 2.10 原子炉建屋原子炉棟屋根スラブ変形評価の許容値の設定について
  - 2.11 車両衝突時における使用済燃料乾式貯蔵建屋内壁ライナの挙動について
3. 海水ストレーナの強度計算に関する補足説明資料
  - 3.1 海水ストレーナの評価対象部位について
4. 屋外の重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算に関する補足説明資料
  - 4.1 固縛装置の設計における保守性について
  - 4.2 固縛装置の設計における設備の代表性について
  - 4.3 屋外の重大事故等対処設備の収納ラックに対する固縛対応について
5. 主排気筒の強度計算に関する補足説明資料
  - 5.1 竜巻飛来物による構造欠損の想定箇所について
6. ディーゼル発電機吸気口の強度計算に関する補足説明資料
  - 6.1 ディーゼル発電機吸気口の局部ばね定数及び局部応力の算出について
7. 防護対策施設の強度計算に関する補足説明資料
  - 7.1 シャックルの許容限界について

- 7.2 飛来物のオフセット衝突の影響について
  - 7.3 金網の設計裕度の考え方
  - 7.4 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
  - 7.5 ワイヤロープの初期張力について
  - 7.6 補助金網の影響について
  - 7.7 防護対策施設の設計の考え方について
- 8. 排気管，放出管及びベント管の強度計算に関する補足説明資料
    - 8.1 ディーゼル発電機排気管の許容応力について

## 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ものである。  
本補足説明資料と添付書類との関連を表-1に示す。

- ・ V-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

表-1 補足説明資料と添付資料との関連 (1/5)

工事計画添付書類に係わる補足説明資料 (竜巻)		該当添付資料
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	<p>V-3-別添 1-1-2 「残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-3 「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-4 「主排気筒の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-5 「換気空調設備の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-6 「ディーゼル発電機海水ポンプの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-7 「ディーゼル発電機海水ストレーナの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-8 「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-9 「配管および弁の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-10-2 「消音器の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-10-3 「排気管、放出管およびベント管の強度計算書」</p>
1.2	強度計算時の施設の代表性について	<p>V-3-別添 1-1-2 「残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-3 「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-5 「換気空調設備の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-6 「ディーゼル発電機用海水ポンプの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-7 「ディーゼル発電機用海水ストレーナの強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-8 「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-9 「配管および弁の強度計算書」</p> <p>V-3-別添 1-1-10-3 「排気管、放出管およびベント管の強度計算書」</p>
1.3	換気空調設備の竜巻の影響を考慮する施設について	<p>V-3-別添 1-1-5 「換気空調設備の強度計算書」</p>

表-1 補足説明資料と添付資料との関連 (2/5)

工事計画添付書類に係わる補足説明資料 (竜巻)	該当添付資料
<p>1.4 構造強度評価における評価対象部位の選定について</p>	<p>V-3-別添 1-1-2 「残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書」            V-3-別添 1-1-3 「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」            V-3-別添 1-1-4 「主排気筒の強度計算書」            V-3-別添 1-1-5 「換気空調設備の強度計算書」            V-3-別添 1-1-6 「ディーゼル発電機海水ポンプの強度計算書」            V-3-別添 1-1-7 「ディーゼル発電機海水ストレーナの強度計算書」            V-3-別添 1-1-8 「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」            V-3-別添 1-1-9 「配管および弁の強度計算書」            V-3-別添 1-1-10-2 「消音器の強度計算書」            V-3-別添 1-1-10-3 「排気管、放出管およびベント管の強度計算書」</p>
<p>2. 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</p> <p>2.1 鉄筋コンクリート部材の裏面剥離評価方法について</p> <p>2.2 コンクリートの裏面剥離に対する設備対策の評価手法について</p> <p>2.3 原子炉建屋大物搬入口扉の貫通評価について</p> <p>2.4 ブローアウトパネル開口部から侵入する風に対する対応方針について</p> <p>2.5 原子炉建屋外側ブローアウトパネルの飛び出し挙動について</p>	<p>V-3-別添 1-1-1 「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」</p>

表-1 補足説明資料と添付資料との関連 (3/5)

工事計画添付書類に係わる補足説明資料 (竜巻)	該当添付資料
2.6 使用済燃料乾式貯蔵建屋の使用済燃料乾式貯蔵容器冷却性能について	<p>V-3-別添 1-1-1 「竜巻より防護すべき施設を内包する施設の強度計算書」</p>
2.7 使用済燃料乾式貯蔵建屋壁面への車両の衝突影響について	
2.8 飛来物として設定する車両の設定について	
2.9 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	
2.10 原子炉建屋原子炉棟屋根スラブ変形評価の許容値の設定について	
2.11 車両衝突時における使用済燃料乾式貯蔵建屋内壁ライナの挙動について	

表-1 補足説明資料と添付資料との関連 (4/5)

工事計画添付書類に係わる補足説明資料 (竜巻)		該当添付資料
3.	海水ストレーナの強度計算に関する補足説明資料	
3.1	海水ストレーナの評価対象部位について	V-3-別添 1-1-3 「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」 V-3-別添 1-1-7 「ディーゼル発電機海水ストレーナの強度計算書」
4.	屋外の重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算に関する補足説明資料	
4.1	固縛装置の設計における保守性について	
4.2	固縛装置の設計における設備の代表性について	V-3-別添 1-3 「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算の方針」 V-3-別添 1-3-1 「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算書」
4.3	屋外の重大事故等対処設備の収納ラックに対する固縛対応について	
5.	主排気筒の強度計算に関する補足説明資料	
5.1	竜巻飛来物による構造欠損の想定箇所について	V-3-別添 1-1-4 「主排気筒の強度計算書」
6.	ディーゼル発電機吸気口の強度計算に関する補足説明資料	
6.1	ディーゼル発電機吸気口の局部ばね定数及び局部応力の算出について	V-3-別添 1-1-8 「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」

表-1 補足説明資料と添付資料との関連 (5/5)

工事計画添付書類に係わる補足説明資料 (竜巻)	該当添付資料
7. 防護対策施設の強度計算に関する補足説明資料	
7.1 シヤックルの許容限界について	
7.2 飛来物のオフセット衝突の影響について	
7.3 金網の設計裕度の考え方	
7.4 ワイヤロープの変形を考慮したネットシステムのためについて	V-3-別添 1-2-1-1 「防護ネットの強度計算書」 V-3-別添 1-2-1-2 「防護鋼板の強度計算書」 V-3-別添 1-2-1-3 「架構の強度計算書」
7.5 ワイヤロープの初期張力について	
7.6 補助金網の影響について	
7.7 防護対策施設の設計の考え方について	
8. 排気管, 放出管及びびべント管の強度計算に関する補足説明資料	
8.1 デイジーゼル発電機排気管の許容応力について	V-3-別添 1-1-10-3 「排気管, 放出管及びびべ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、V-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V-3-別添1-1-2「残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書」、V-3-別添1-1-3「残留熱除去系海水系ストレナの強度計算書」、V-3-別添1-1-4「主排気筒の強度計算書」、V-3-別添1-1-5「換気空調設備の強度計算書」、V-3-別添1-1-6「ディーゼル発電機海水ポンプの強度計算書」V-3-別添1-1-7「ディーゼル発電機海水ストレナの強度計算書」、V-3-別添1-1-8「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」、V-3-別添1-1-9「配管および弁の強度計算書」、V-3-別添1-1-10-2「消音器の強度計算書」、V-3-別添1-1-10-3「排気管、放出管およびベント管の強度計算書」にて用いられる風力係数Cについて、選定根拠を示すものである。

2. 風力係数の選定根拠

風力係数の選定は、評価対象部位の形状から、「建築物荷重指針・同解説（2004）」（日本建築学会）の値を準用する。

表2-1 部材の風力係数\*

①		②									
<b>C<sub>X</sub></b>	$\theta(^{\circ})$	$C_X$	$C_Y$	$\theta(^{\circ})$	<b>C<sub>X</sub></b>	$C_Y$	$\theta(^{\circ})$	$C_X$	$C_Y$		
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）」より抜粋

ただし、V-3-別添1-1-4「主排気筒の強度計算書」において、主排気筒はラチス構造物となるため、平成12年5月31日建設省告示第1454号より、以下の値を準用する。

表2-2 ラチス構造の風力係数\*

図5 ラチス構造物(表7を用いるものとする。)

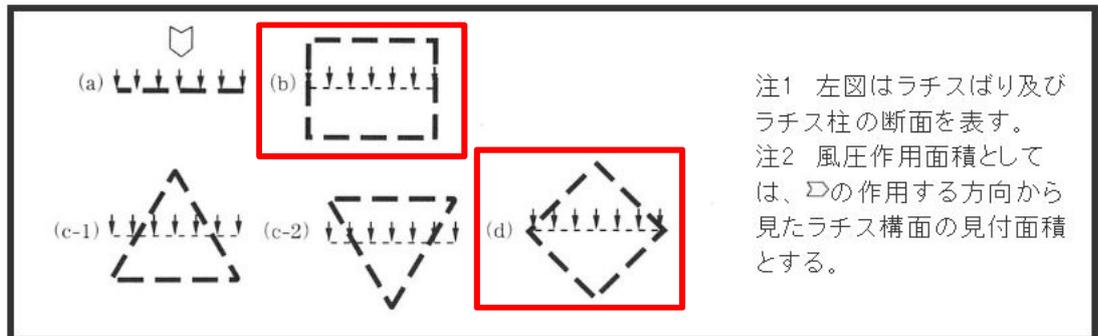


表7 ラチス構造物のCf

種類	$\phi$	(1)	(2)	(3)
		0.1以下	0.1を超え0.6未満	0.6
鋼管	(a)	1.4kz		1.4kz
	(b)	2.2kz		1.5kz
	(c-1、2)	1.8kz		1.4kz
	(d)	1.7kz	(1)と(3)とに掲げる数値を直線的に補間した数値	1.3kz
形鋼	(a)	2.0kz		1.6kz
	(b)	3.6kz		2.0kz
	(c-1、2)	3.2kz		1.8kz
	(d)	2.8kz		1.7kz

注記 \* : 「平成12年5月31日建設省告示第1454号」より抜粋

$\phi$  : 充足率 (風を受ける部分の最外縁に囲まれる面積に対する見付面積の割合)  
kz : 1.0 とする。

(1) 残留熱除去系海水系ポンプ

a. ポンプ部

- ・原動機取付ボルト (C=1.2)
- ・原動機台取付ボルト (C=1.2)
- ・据付面基礎ボルト (C=1.2)

円形断面を有する部材より, Cを選定。(表2-1①)

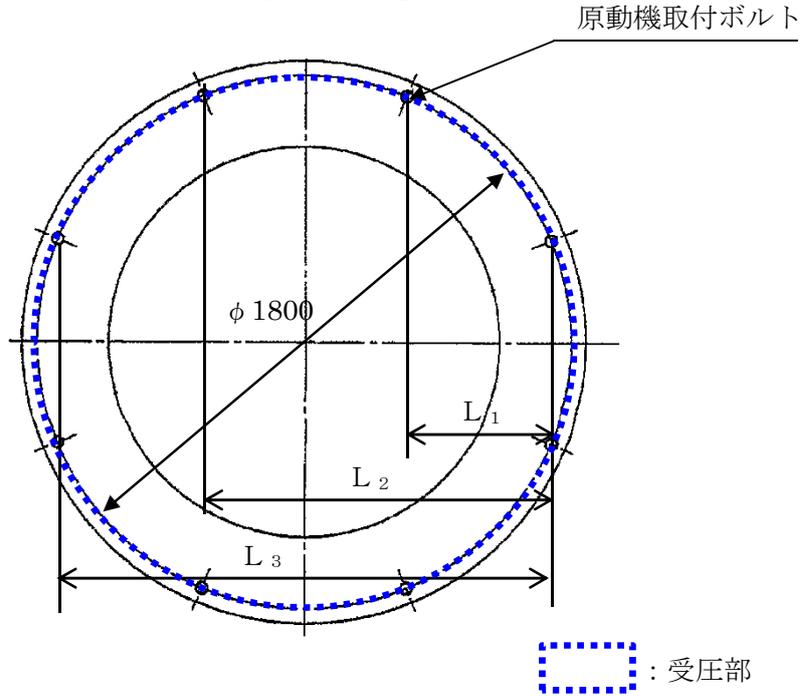


図 2-1 原動機取付ボルト受圧部

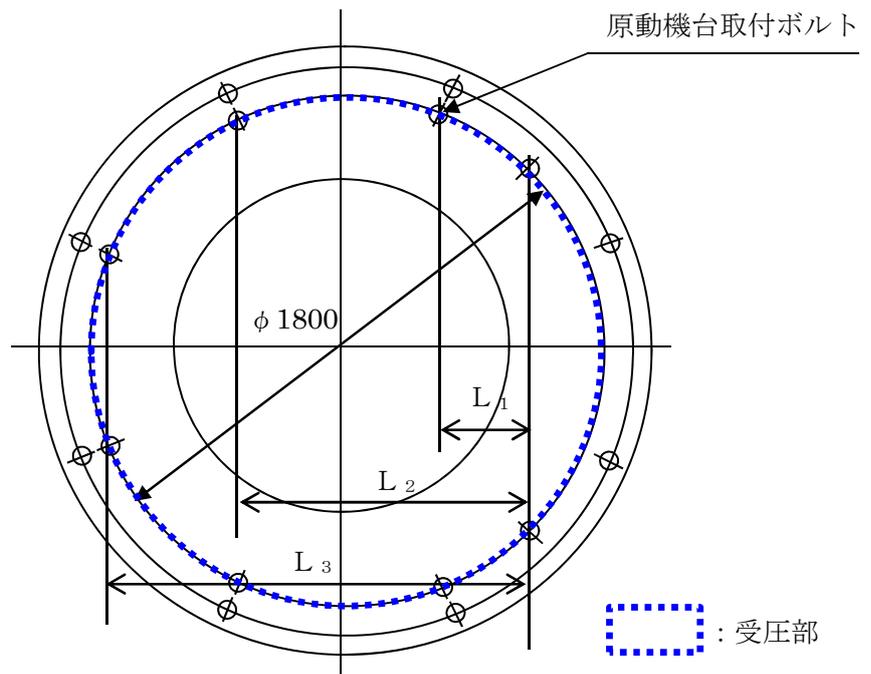


図 2-2 原動機台取付ボルト受圧部  
1-1-4

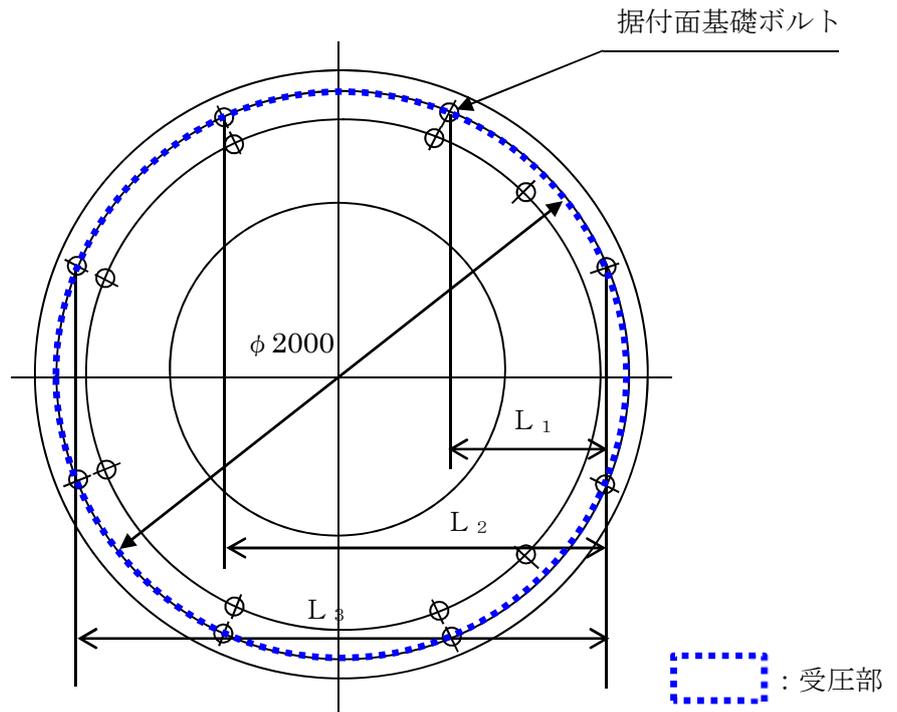


図 2-3 据付面基礎ボルト受圧部

b. 原動機部

- ・原動機フレーム (C=1.2)

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

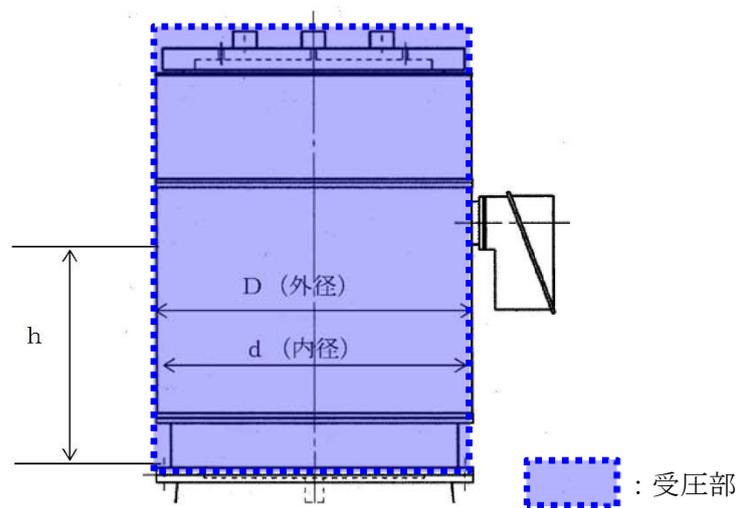


図 2-4 原動機フレーム受圧部

- 一次側端子箱取付ボルト (C=2.4)  
四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

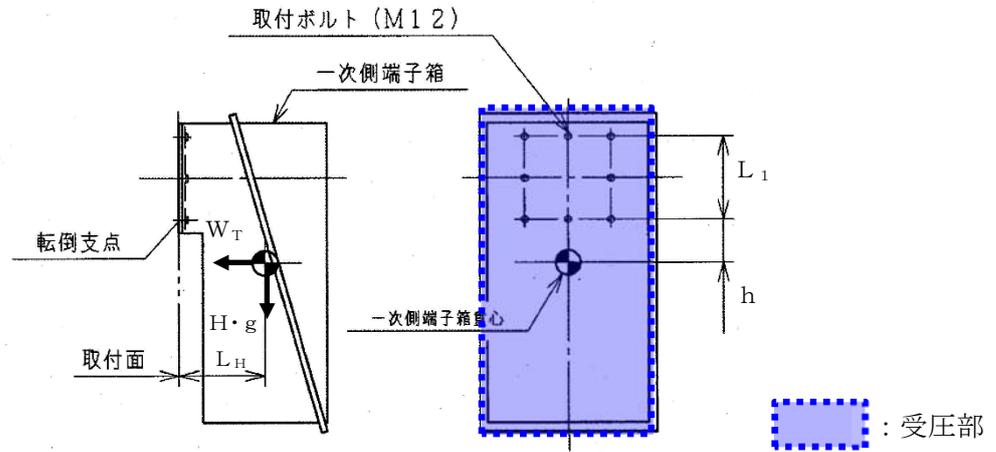


図2-5 端子箱受圧部

- 上部軸受ブラケット取付ボルト (C=1.2)
  - 上部軸受タンクカバー取付ボルト (C=1.2)
- 円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

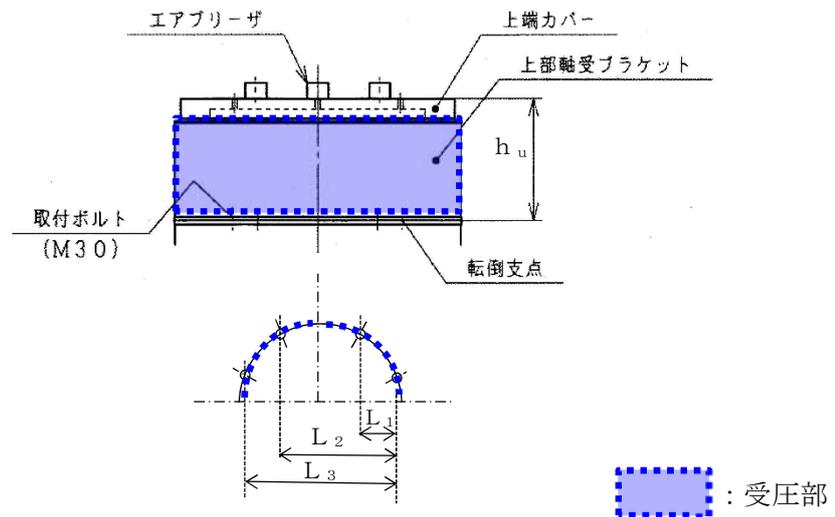


図2-6 上部軸受ブラケット受圧部

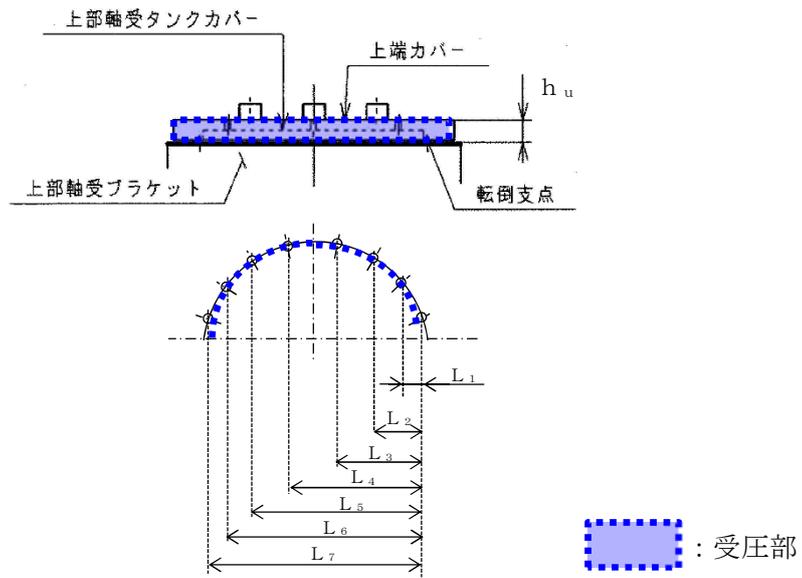


図2-7 上部軸受タンクカバー受圧部

(2) 残留熱除去系海水系ストレーナ

- ・ 残留熱除去系海水系ストレーナ基礎ボルト (C=2.4)

四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

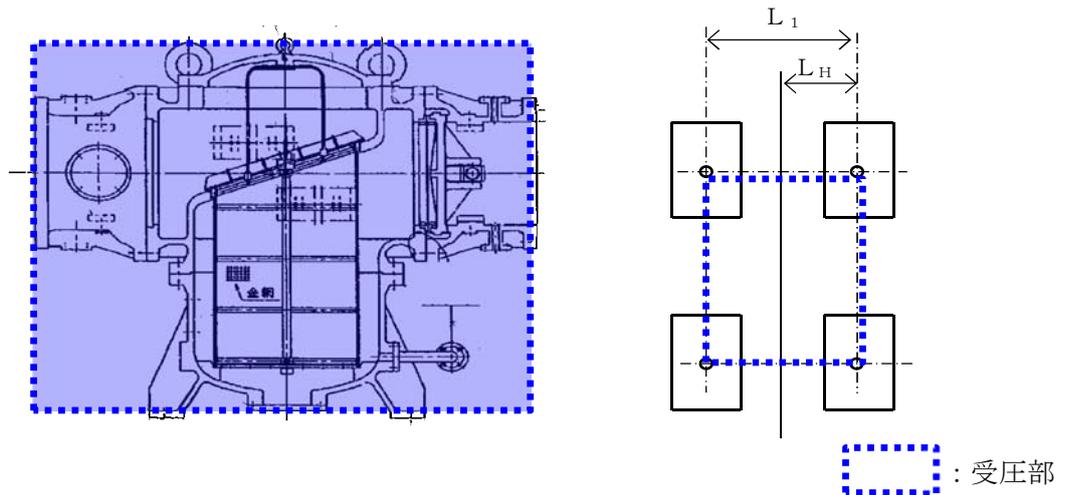


図2-8 残留熱除去系海水系ストレーナ受圧部

(3) 主排気筒

- ・主排気筒（筒身部）（ $C=0.9Kz$ ）
- ・主排気筒（鉄塔部）（表2-2参照）

主排気筒はラチス構造物となるため、平成12年5月31日建設省告示第1454号より、表2-2の値を準用する。

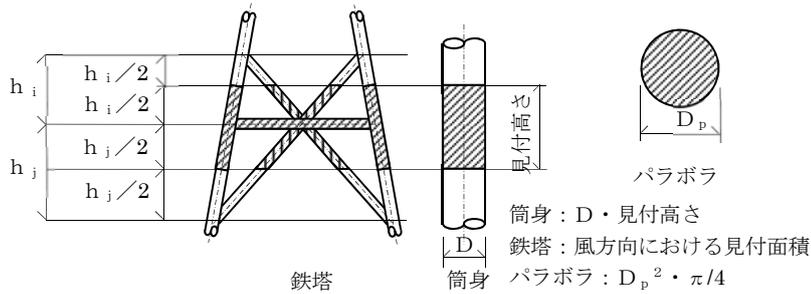


図 2-9 鉄塔及び筒身の見付面積A

(4) 換気空調設備

- ・ディーゼル発電機室ルーフベントファン基礎ボルト（ $C=1.2$ ）
- 円形断面を有する部材よりCを選定。（表2-1①）

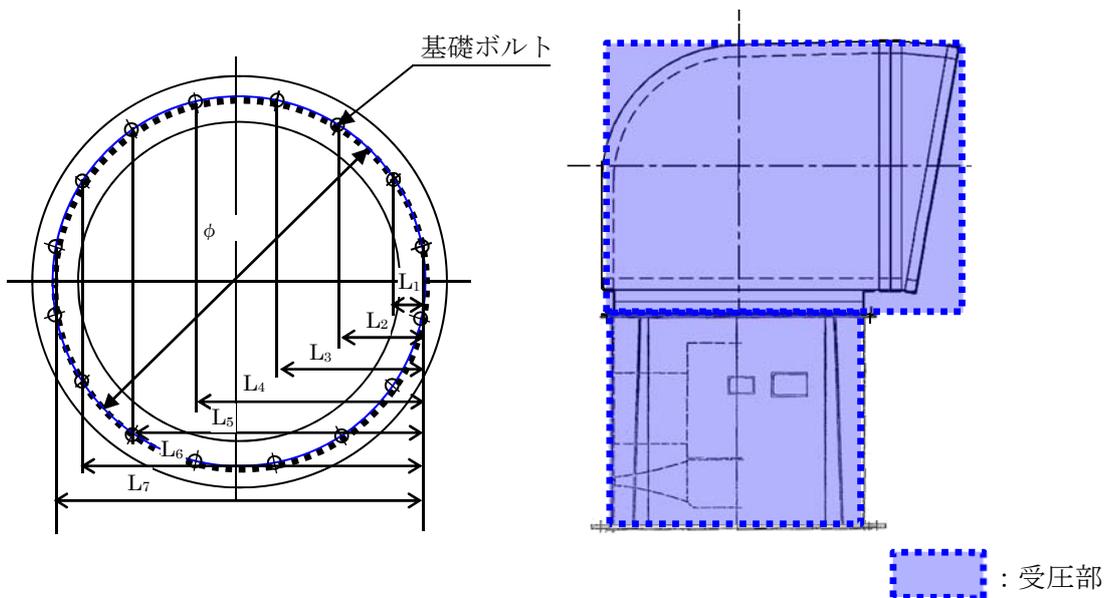


図2-10 ディーゼル発電機室ルーフベントファン受圧部

- ・中央制御室換気系冷凍機取付ボルト (C=2.4)
- 四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

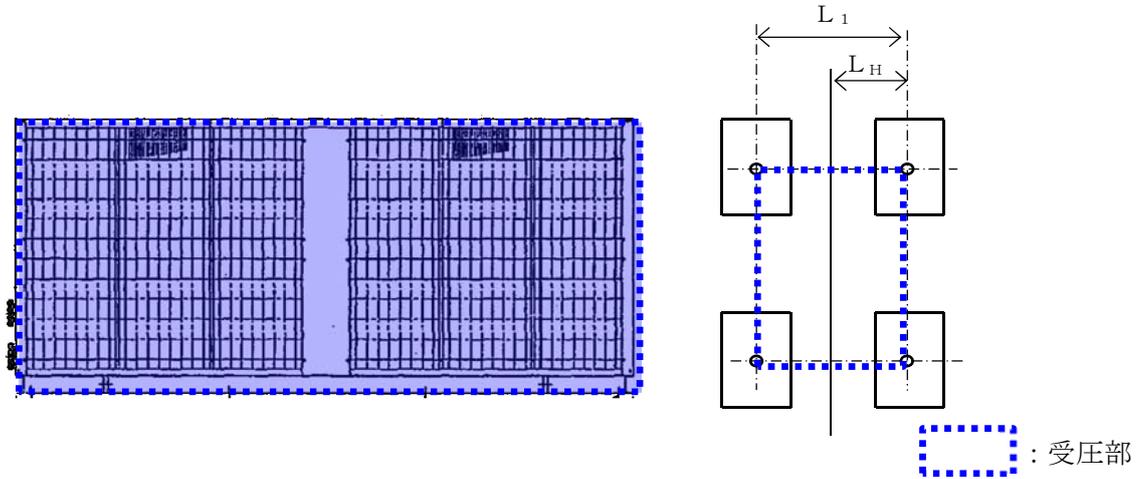


図2-11 中央制御室換気系冷凍機受圧部

(5) ディーゼル発電機海水ポンプ

a. ポンプ部

- ・原動機取付ボルト (C=1.2)
- ・原動機台取付ボルト (C=1.2)
- ・据付面基礎ボルト (C=1.2)

円形断面を有する部材より, Cを選定。

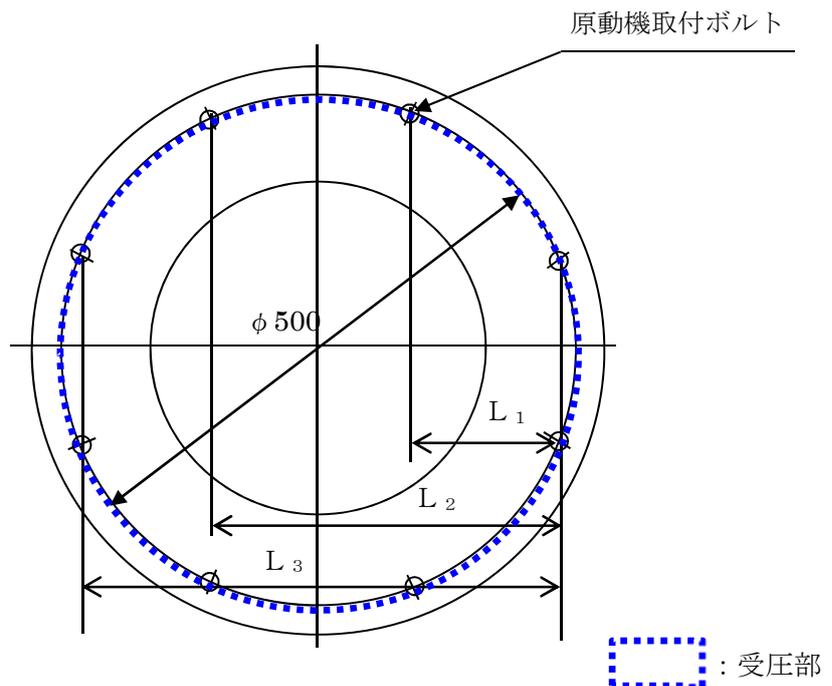


図 2-12 原動機取付ボルト受圧部  
1-1-9

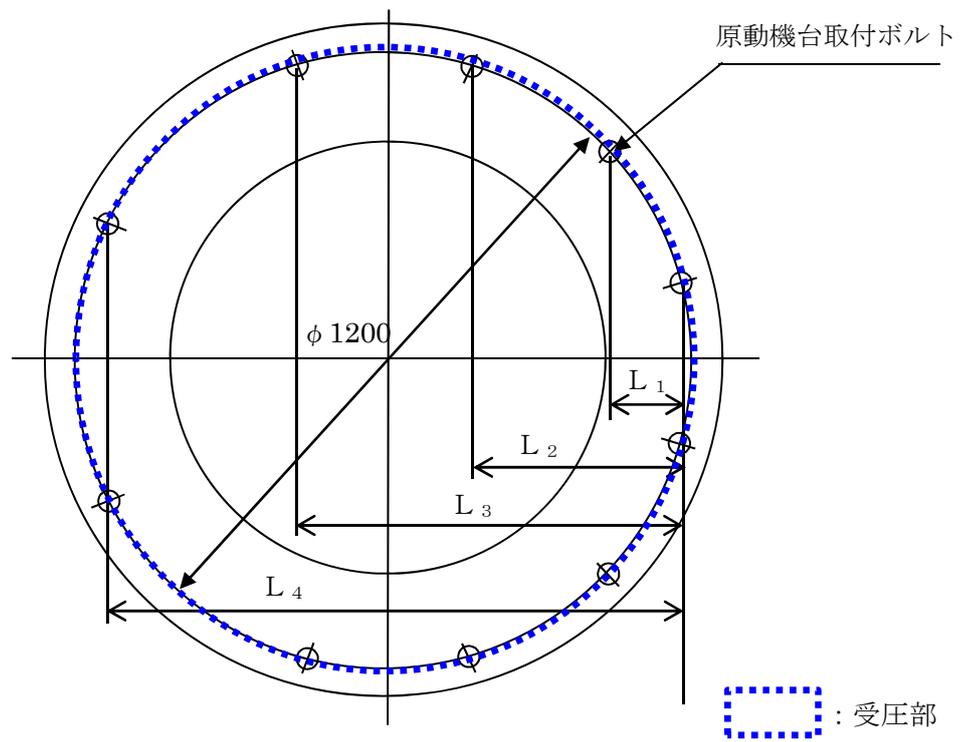


図 2-13 原動機台取付ボルト受圧部

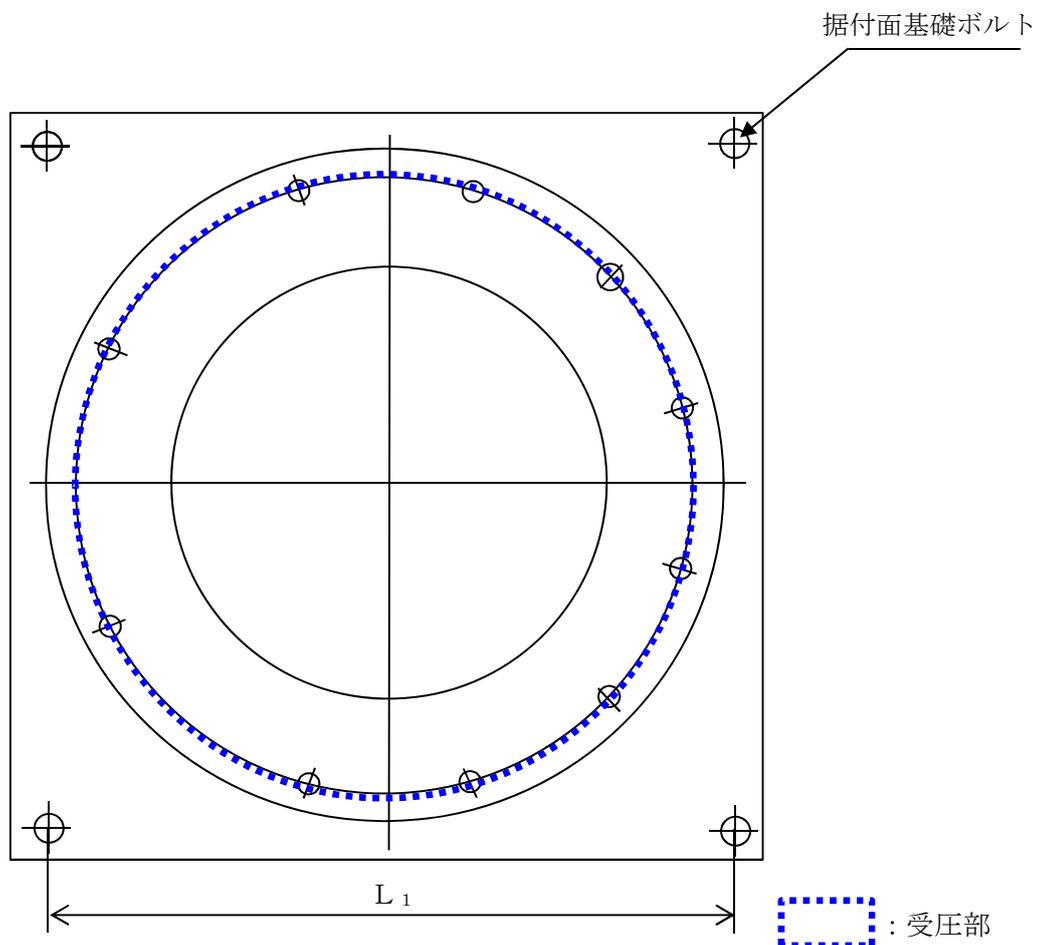


図 2-14 据付面基礎ボルト受圧部

1-1-10

b. 原動機部

- ・原動機フレーム (C=1.2)

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

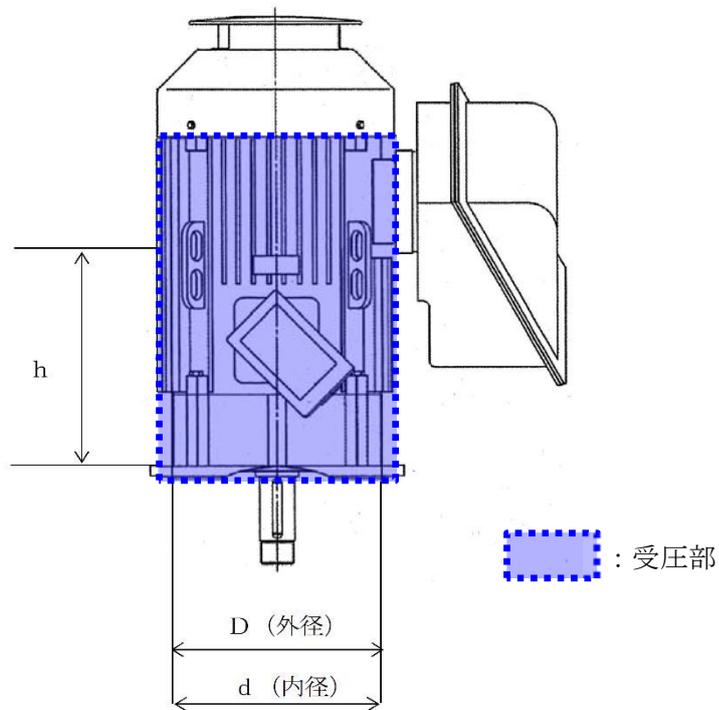


図 2-15 原動機フレーム受圧部

- ・主回路端子箱取付ボルト (C=2.4)
- ・スペースヒータ用端子箱取付ボルト (C=2.4)

四角形断面（長方形）を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

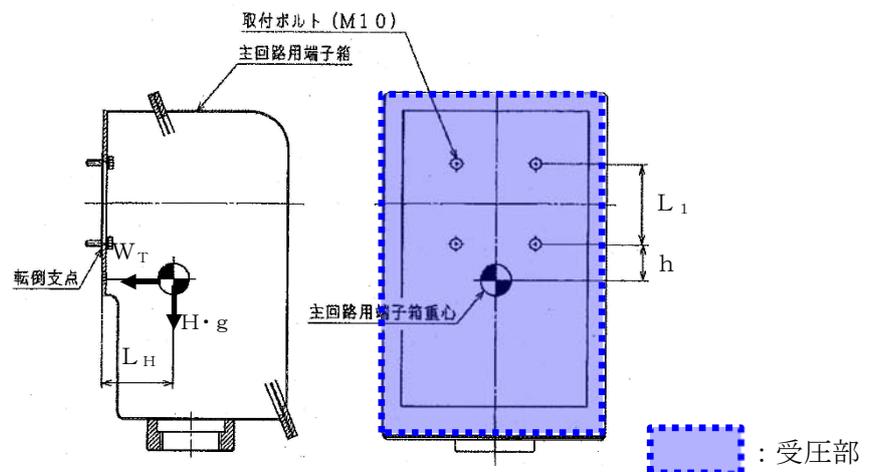


図 2-16 主回路端子箱受圧部

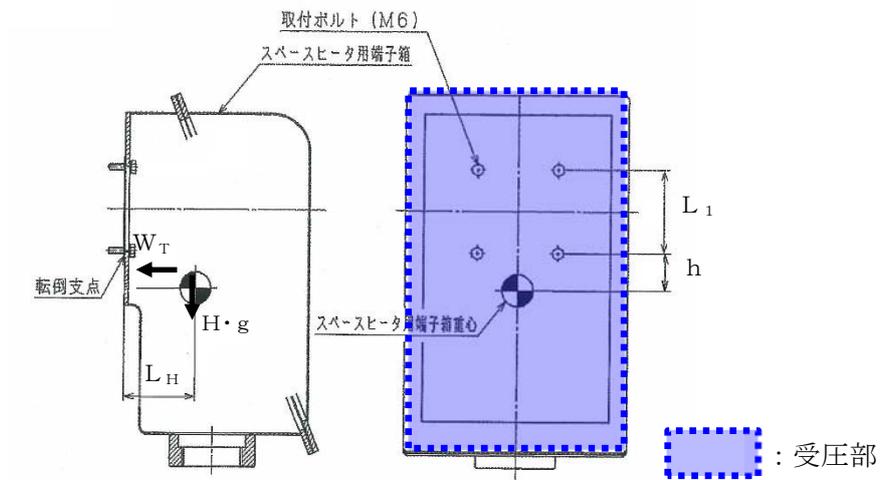


図 2-17 スペースヒータ用端子箱受圧部

- エンドカバー取付ボルト ( $C=1.2$ )  
円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

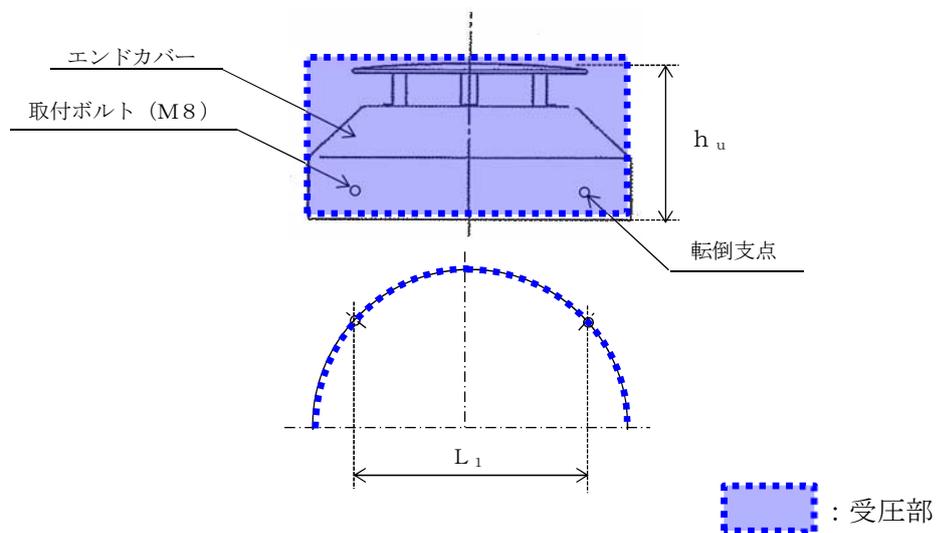


図2-18 エンドカバー受圧部

(6) ディーゼル発電機海水ストレーナ

- ・ディーゼル発電機海水ストレーナ基礎ボルト (C=2.4)

四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

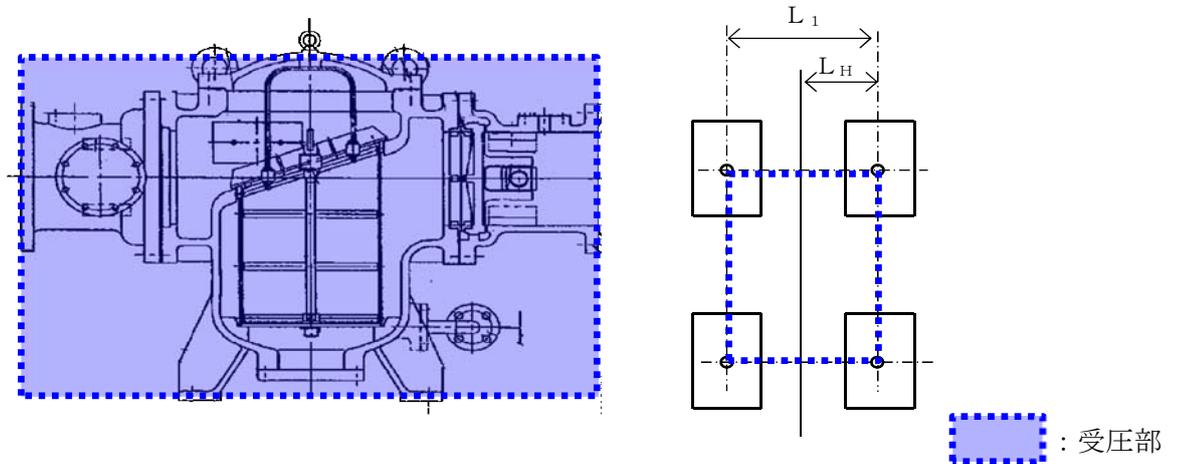


図2-19 ディーゼル発電機海水ストレーナ受圧部

(7) ディーゼル発電機吸気口

- ・胴坂 (C=1.2)

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1 ①)

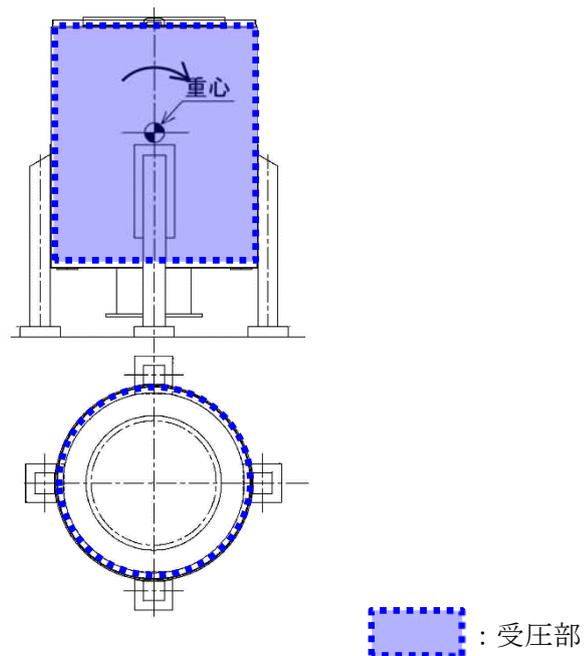


図2-20 ディーゼル発電機吸気口受圧部

(8) 配管および弁

- ・中央制御室換気系冷凍機廻り配管 (C=1.2)
- ・残留熱除去系海水系ポンプ廻りの配管 (C=1.2)
- ・ディーゼル発電機用海水ポンプ廻りの配管 (C=1.2)
- ・非常用ガス処理系排気配管 (C=1.2)

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

(9) 消音器

- ・非常用ディーゼル発電機2C排気消音器取付ボルト

a. 軸直角方向から風を受けた場合 ( $C_H=1.2$ )

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

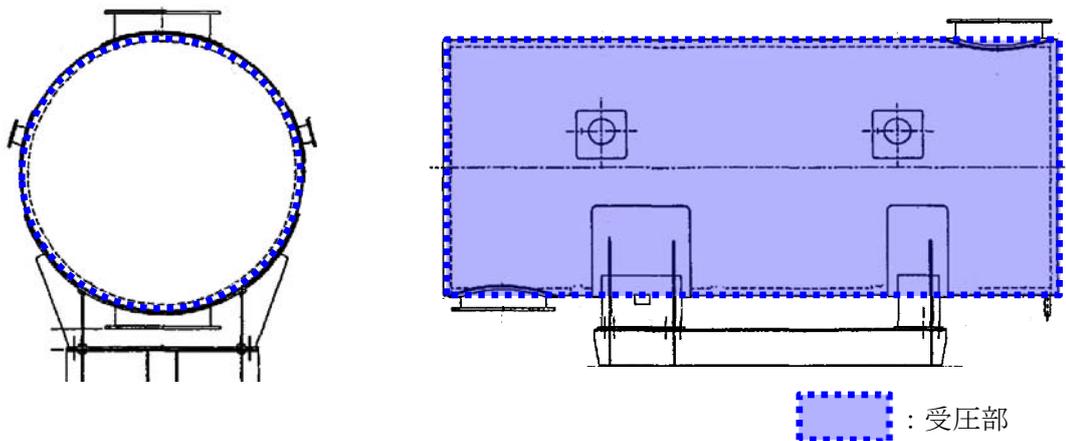


図2-21 非常用ディーゼル発電機2C排気消音器受圧部(軸直角方向)

b. 軸方向から風を受けた場合 ( $C_A=2.4$ )

平面として風を受けることから、四角形断面(長方形)を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

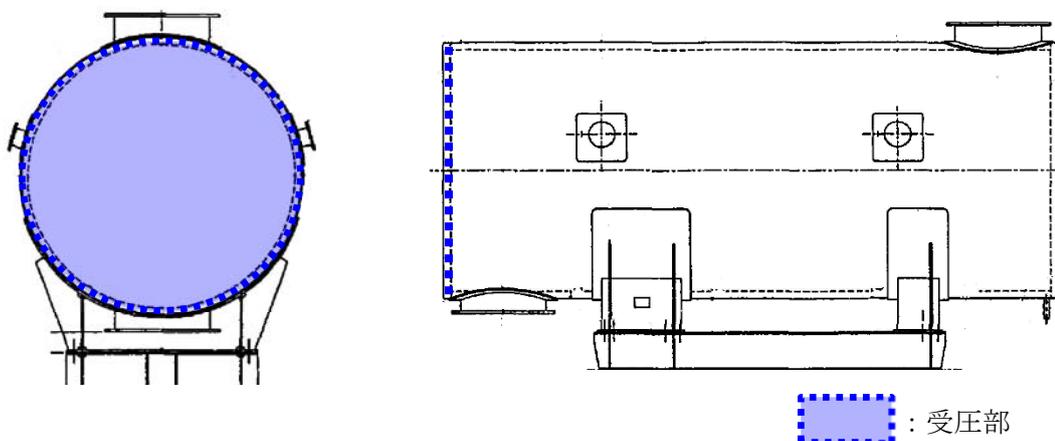


図2-22 非常用ディーゼル発電機2C排気消音器受圧部(軸方向)

- ・非常用ディーゼル発電機2D排気消音器基礎ボルト
  - ・高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器基礎ボルト
- a. フィルタ部

(a) 軸直角方向から風を受けた場合 ( $C_H=1.2$ )  
 円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

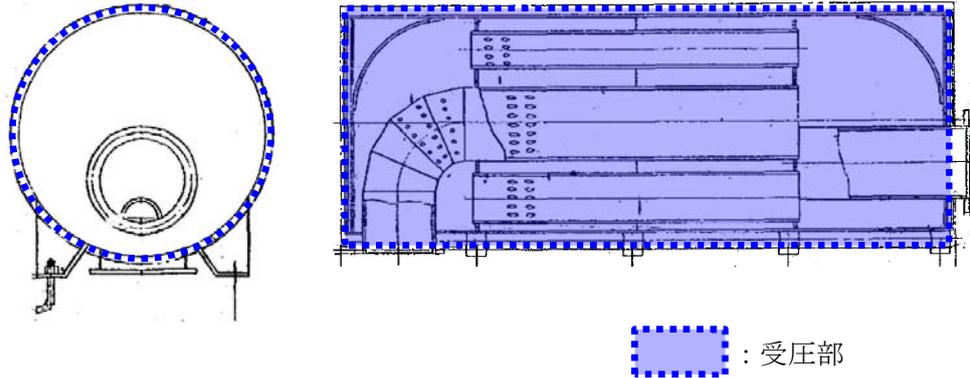


図 2-23 非常用ディーゼル発電機2D排気消音器, 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部 (フィルタ部軸直角方向)

(b) 軸方向から風を受けた場合 ( $C_A=2.4$ )  
 平面として風を受けることから, 四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

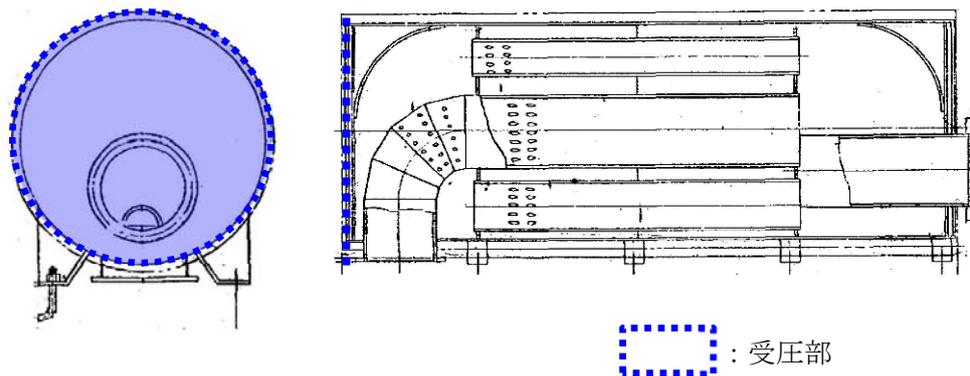


図 2-24 非常用ディーゼル発電機2D排気消音器, 高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部 (フィルタ部軸方向)

b. 吸収部

(a) 軸直角方向から風を受けた場合 ( $C_H=1.2$ )

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

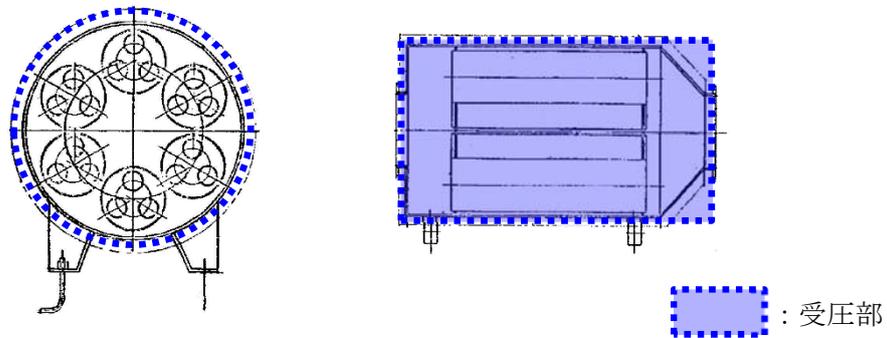


図 2-25 非常用ディーゼル発電機 2 D 排気消音器, 高圧炉心スプレィ系ディーゼル  
発電機排気消音器受圧部 (吸収部軸直角方向)

(b) 軸方向から風を受けた場合 ( $C_A=2.4$ )

平面として風を受けることから, 四角形断面 (長方形) を有する部材よりCを選定。(表2-1②)

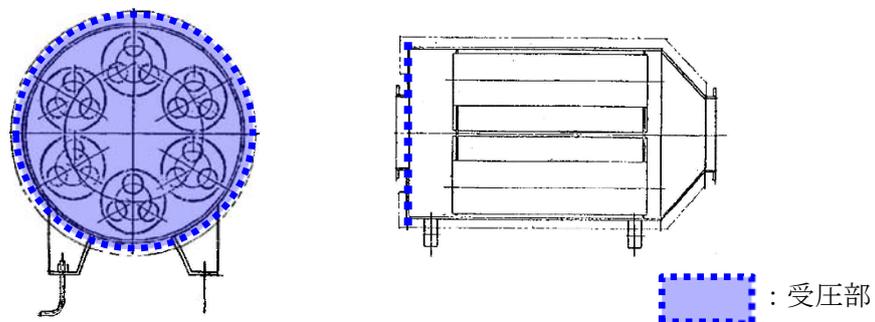


図 2-26 非常用ディーゼル発電機 2 D 排気消音器, 高圧炉心スプレィ系ディーゼル  
発電機排気消音器受圧部 (吸収部軸方向)

(10) 排気管、放出管およびベント管

- ・ディーゼル発電機付属排気配管 ( $C=1.2$ )
- ・ディーゼル発電機付属ベント管 ( $C=1.2$ )
- ・残留熱除去系海水配管 (放出側) ( $C=1.2$ )
- ・ディーゼル発電機海水配管 (放出側) ( $C=1.2$ )

円形断面を有する部材よりCを選定。(表2-1①)

## 1.2 強度計算時の施設の代表性について

## 1. 概要

本資料は、V-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、V-3-別添 1-1-2「残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書」、V-3-別添 1-1-3「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」、V-3-別添 1-1-5「換気空調設備の強度計算書」、V-3-別添 1-1-6「ディーゼル発電機用海水ポンプの強度計算書」、V-3-別添 1-1-7「ディーゼル発電機用海水ストレーナの強度計算書」、V-3-別添 1-1-8「ディーゼル発電機吸気口の強度計算書」、V-3-別添 1-1-9「配管及び弁の強度計算書」、V-3-別添 1-1-10-3「排気管、放出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場合にはその中から代表となる施設を選定して計算を行う際の、選定された代表施設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 残留熱除去系海水系ポンプ

残留熱除去系海水系ポンプは4台設置されており、全てが同一設計となっている。

### 2.2 残留熱除去系海水系ストレーナ

残留熱除去系海水系ストレーナは2台設置されており、全てが同一設計となっている。

### 2.3 換気空調設備

#### (1) 角ダクト

角ダクトにおいて、気圧差による発生応力が最も大きくなるものは面外荷重である。面外荷重により発生する応力は主に式中のダクト幅  $a$ 、補強ピッチ  $c$  及び板厚  $t$  の兼ね合いにより変化することから、その発生応力比が最も厳しくなる角ダクトを代表ダクトとする。

以下に、「V-3-別添 1-1-5 換気空調設備の強度計算書」における各応力の算出式を示す。

- ・ 面外荷重

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

$$\frac{256(1-\nu^2)}{\pi^6 \cdot E \cdot t^4} (P + g \cdot D_p) = \frac{4}{3} \left( \frac{1}{a^2} + \frac{1}{c^2} \right)^2 \frac{\delta_{\max}}{t}$$

$$+ \left\{ \frac{4\nu}{a^2 \cdot c^2} + (3-\nu^2) \left( \frac{1}{a^4} + \frac{1}{c^4} \right) \right\} \left( \frac{\delta_{\max}}{t} \right)^3 \dots \textcircled{2}$$

式②より得られる  $\delta_{\max}$  の値を式①へ代入し、 $\sigma_{\max}$  を算出する。

- ・ 面内荷重
- ・ 外圧による発生応力

$$\sigma_{p1} = \frac{a \cdot b \cdot \Delta P}{8 \cdot \pi \cdot t^2} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_y}{E}}$$

- ・ 自重による曲げモーメント

$$M_p = \frac{g \cdot \mu \cdot L^2}{8}$$

$\sigma_{max}$  : 中心に生じる面外荷重による最大応力  
 $E$  : ヤング率  
 $\delta_{max}$  : 面外荷重によるダクト鋼板の最大変位量  
 $\nu$  : ポアソン比  
 $t$  : ダクト板厚  
 $a$  : ダクト幅  
 $b$  : ダクト高さ  
 $c$  : 補強ピッチ  
 $\Delta P$  : 設計竜巻の気圧低下量  
 $\sigma_y$  : 許容応力  
 $M_p$  : 自重により作用する曲げモーメント  
 $g$  : 重力加速度  
 $L$  : ダクトサポートの支持間隔  
 $\mu$  : ダクトの単位長さ当たりの質量  
 $\pi$  : 円周率  
 $P$  : ダクトにかかる外圧  
 $D_p$  : 単位面積当たりのダクト鋼板の質量

角ダクトの代表箇所の選定結果を表 2-1 に示す。

表 2-1 角ダクトの代表選定結果

系統	材料 ダクトサイズ(mm) 長辺×短辺×板厚	材料	面外荷重 (MPa)			外圧による発生応力 (MPa)			自重(長期)+設計竜巻(短期) による面内荷重 (kN・mm)			代表
			発生 応力	許容 応力	発生 応力 比	発生 応力	許容 応力	発生 応力比	発生曲げ モーメン ト	許容値	裕度	
中央制御室 換気系	900×670×2.3	SPHC	76	189	0.41	5	189	0.03	1324	50983	0.03	
	1000×880×2.3	SPHC	81	189	0.43	6	189	0.04	1585	68873	0.03	
	900×450×2.3	SPHC	76	189	0.41	3	189	0.02	1139	32470	0.04	
	600×450×2.3	SPHC	81	189	0.43	2	189	0.02	887	35017	0.03	
	400×400×2.3	SPHC	83	189	0.44	2	189	0.02	677	33299	0.03	
	3200×2000×2.0	SUS304	125	205	0.61	61	205	0.30	678	81597	0.01	○
ディーゼル 発電機室 換気系	2200×1000×2.0	SUS304	103	205	0.51	21	205	0.11	1799	164629	0.02	
	1365×1365×1.0	SGCC	109	205	0.54	70	205	0.35	345	14667	0.03	
	1245×1245×1.0	SGCC	108	205	0.53	58	205	0.29	314	14750	0.03	
	965×610×0.8	SGCC	113	205	0.56	35	205	0.18	161	9578	0.02	

※太枠内は代表選定グループを示す。

(2) 丸ダクト

式①において算出した、外圧により生じる周方向応力 $\sigma_{cripl}$ を座屈応力 $\sigma_{crip}$ と比較し、 $\sigma_{cripl}$ が $\sigma_{crip}$ を超えないことを確認する。

座屈応力 $\sigma_{crip}$ は半径 $r$ 、補強ピッチ $c$ 及び板厚 $t$ の兼ね合いによって変化するため、その発生応力比が最も厳しくなる丸ダクトを代表ダクトとする。

以下に、「V-3-別添 1-1-5 換気空調設備の強度計算書」における各応力の算出式を示す。

- ・ 外圧により生じる周方向応力

$$\sigma_{cripl} = \frac{\Delta P \cdot r}{t} \dots \textcircled{1}$$

$$\sigma_{crip} = \frac{k_p \cdot \pi^2 \cdot E \left(\frac{t}{c}\right)^2}{12(1-\nu^2)} \dots \textcircled{2}$$

$$k_p = \frac{(1 + \beta^2)^2}{0.5 + \beta^2} + \frac{12 \cdot Z_c^2}{\pi^4 (1 + \beta^2)^2 (0.5 + \beta^2)}$$

$$\beta = \frac{c \cdot n}{\pi \cdot r}$$

$$Z_c = \frac{c^2}{r \cdot t} \sqrt{1 - \nu^2}$$

- ・ 自重による曲げモーメント

$$M_p = \frac{g \cdot \mu \cdot L^2}{8}$$

$\Delta P$ : 設計竜巻の気圧低下量
$\sigma_{cripl}$ : 外圧により生じる周方向応力
$r$ : 丸ダクトのダクト半径
$t$ : ダクト板厚
$M_p$ : 自重により作用する曲げモーメント
$g$ : 重力加速度
$L$ : ダクトサポートの支持間隔
$\mu$ : ダクトの単位長さ当たりの質量
$\sigma_{crip}$ : 座屈応力
$c$ : 補強ピッチ
$\nu$ : ポアソン比
$K_p$ : 座屈係数
$\beta, Z_c$ : 円筒かくの座屈応力の式における係数
$n$ : 座屈モード次数
$\pi$ : 円周率

丸ダクトの代表箇所を選定結果を表 2-2 に示す。

表 2-2 丸ダクトの代表選定結果

系統	ダクトサイズ (mm) 内径×板厚	補強ピッチ (mm)	材料	気圧差による周方向応力 (MPa)			自重(長期)+設計竜巻(短期)による制限値			代表	
				許容 応力	発生 応力	発生 応力比	許容値	発生値	裕度		
中央 制御室換気系	φ 450×6.0	359	SS400	540	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01		
	φ 450×6.0	818	SS400	248	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01		
	φ 450×6.0	185	SS400	1129	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01		
	φ 450×0.8	675	SUS304	13	3.0	0.24	0.9	0.2	0.22		
	φ 450×0.8	400	SUS304	21	3.0	0.15	0.9	0.1	0.11		
	φ 450×0.8	960	SUS304	9	3.0	0.34	0.9	0.3	0.33	○	
	φ 450×6.0	300	SS400	676	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01		
	φ 450×0.8	762	SGCC	11	3.0	0.28	0.9	0.2	0.22		
	φ 2300×6.0	4199	SPHC	19	1.7	0.09	0.9	0.1	0.11		
	φ 2300×6.0	2400	SPHC	34	1.7	0.05	0.9	0.05	0.06		
原子 炉建屋換気系	φ 2300×6.0	600	SPHC	146	1.7	0.02	0.9	0.01	0.01		
	φ 2300×6.0	450	SPHC	202	1.7	0.01	0.9	0.01	0.01		
	φ 2300×6.0	1800	SPHC	45	1.7	0.04	0.9	0.04	0.04		
	φ 2300×6.0	1220	SPHC	69	1.7	0.03	0.9	0.02	0.02		
	φ 2300×6.0	2250	SPHC	36	1.7	0.05	0.9	0.05	0.06		
	φ 2300×6.0	1400	SPHC	59	1.7	0.03	0.9	0.03	0.03		
	φ 2300×6.0	1394	SPHC	59	1.7	0.03	0.9	0.03	0.03		

※太枠内は代表選定グループを示す。

### (3) 隔離弁

- 原子炉建屋換気系隔離弁 (SB2-1A, 1B, 1C, 1D, 2A, 2B, 2C, 2D)  
原子炉建屋換気系隔離弁 (SB2-1A, 1B, 1C, 1D, 2A, 2B, 2C, 2D) は、全てが同一設計となっている。
- 原子炉建屋換気系隔離弁 (SB2-11A, 11B)  
原子炉建屋換気系隔離弁 (SB2-11A, 11B) は、全てが同一設計となっている。
- 中央制御室換気系隔離弁 (SB2-18A, 18B, 19A, 19B, 20A, 20B)  
中央制御室換気系隔離弁 (SB2-18A, 18B, 19A, 19B, 20A, 20B) は、全てが同一設計となっている。

### 2.4 ディーゼル発電機用海水ポンプ

ディーゼル発電機用海水ポンプは 3 台設置されており、全てが同一設計となっている。

### 2.5 ディーゼル発電機用海水ストレーナ

ディーゼル発電機用海水ストレーナは 3 台設置されており、全てが同一設計となっている。

### 2.6 ディーゼル発電機吸気口

ディーゼル発電機吸気口は 6 台設置されており、全てが同一設計となっている。

### 2.7 配管 (「V-3-別添 1-1-9 配管及び弁の強度計算書」及び「V-3-別添 1-1-10-3 排気管, 放出管及びベント管の強度計算書」における配管)

竜巻による風荷重下における配管の応力計算において、代表箇所を選定している。

代表の選定方法は、「V-3-別添 1-1-9 配管及び弁の強度計算書」及び「V-3-別添 1-1-10-3 排気管, 放出管及びベント管の強度計算書」の「3.5 評価方法」に記載のとおり、評価に用いる支持間隔について管外径、材料ごとにサポートの支持間隔が最長となる箇所を選定し代表とする。

以下に、「V-3-別添 1-1-9 配管及び弁の強度計算書」及び「V-3-別添 1-1-10-3 排気管, 放出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。

風圧力及び自重により生じる応力は支持間隔 (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、材料ごとにサポートの支持間隔が最長となる箇所を選定する。

(両端支持形状)

$$\sigma_{ww} = \frac{W_w \cdot L^2}{8 \cdot Z}$$

$$\sigma_{\text{自重}} = \frac{w \cdot L^2}{8 \cdot Z}$$

(片持ち支持形状)

$$\sigma_{\text{ww}} = \frac{W_w \cdot L^2}{2 \cdot Z}$$

$$\sigma_{\text{自重}} = \frac{w \cdot L^2}{2 \cdot Z}$$

$\sigma_{\text{ww}}$  : 風圧力により生じる応力  
 $\sigma_{\text{自重}}$  : 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 2-3, 表 2-4 に示す。

表 2-3 配管 (V-3-別添 1-1-9 配管及び弁の強度計算書) の代表選定結果

系統		管外径 (mm)	材料	最長支持間隔 (m)	代表箇所
中央制御室換気系 冷凍機周り	冷凍機 WC2-1 周り	89.1	STPT410	3.25	○
	冷凍機 WC2-2 周り			2.46	
残留熱除去系海水 系ポンプ周り	A, C ポンプ周り	355.6	STPT410	9.05	
	B, D ポンプ周り			14.20	○
	A, C ポンプ周り	508.0	SM490B	9.05	
	B, D ポンプ周り			14.20	○
ディーゼル発電機 海水ポンプ周り	2C ポンプ周り	267.4	STPT410	11.03	○
	2D ポンプ周り			5.61	
	HPCS ポンプ周り			5.61	
非常用ガス処理系 排気筒 (配管部含 む)	非常用ガス処理 系排気筒 (配管部 含む)	457.2	SM41B	21.04	○

※太枠内は代表選定グループを示す。

表 2-4 配管（V-3-別添 1-1-10-3 排気管，放出管及びベント管の強度計算書）の  
代表選定結果

系統		支持	管外径 (mm)	材料	最長支持間隔 (m)	代表	
ディーゼル発 電機付属排気 配管及びベン ト配管	排気配管	2C	両端支持	863.6	SM400	9.362	○
		2D				9.206	
		2C	片持ち	863.6	SM400	6.070	
		2D				7.251	○
		HPCS	両端支持	660.4	SM400	8.500	○
		HPCS	片持ち	660.4	SM400	5.570	○
	ベント配管	2C	両端支持	42.7	STPT370	2.100	
		2D				2.440	○
		HPCS				2.125	
		2C	片持ち	42.7	STPT370	0.750	
		2D				0.950	○
		HPCS				0.925	
		2C	両端支持	165.2	STPT370	2.700	
		2D				2.800	○
		HPCS				2.660	
		2C	片持ち	165.2	STPT370	1.293	
		2D				1.378	○
		HPCS				1.333	
		2C	両端支持	216.3	STPT370	2.440	
		2D				2.900	○
		HPCS				2.500	
		2C	片持ち	216.3	STPT370	1.473	
		2D				1.578	○
		HPCS				1.538	
残留熱除去系海水配管（放出側）	A系	両端支持	508.0	SB410	12.00		
	B系				13.35	○	
ディーゼル発電機海水配管（放出側）	2C	両端支持	267.4	STPT410	10.00	○	
	2D				8.500		
	HPCS				7.362		

※太枠内は代表選定グループを示す。

### 1.3 換気空調設備の竜巻の影響を考慮する施設について

## 1. 概要

竜巻の影響を考慮する施設のうち、換気空調設備の外気と繋がっている屋内の外部事象防護対象施設としてダンパを選定していない理由を示す。

## 2. 理由

換気空調設備の外気と繋がっている屋内の外部事象防護対象施設のうち、ダンパが設置されているのは中央制御室換気系のみである。

閉回路循環運転の場合、隔離弁（バタフライ弁）が外気との境界になり、ダンパに竜巻による気圧差は発生しない。

通常運転の場合、隔離弁（バタフライ弁）が開のため、系統全体に竜巻による気圧差が発生するが、ダンパ前後の気圧差は変化しないため、ダンパベーン、シャフトに影響はない。なお、ダンパケーシングに気圧差が発生するが、ダンパケーシング形状はダクトと同様であり、面間寸法は約 30cm とダクトに比べ明らかに寸法が短く、肉厚もダクト以上でありダクトの評価に包絡されることから、ダンパを評価対象として選定していない。

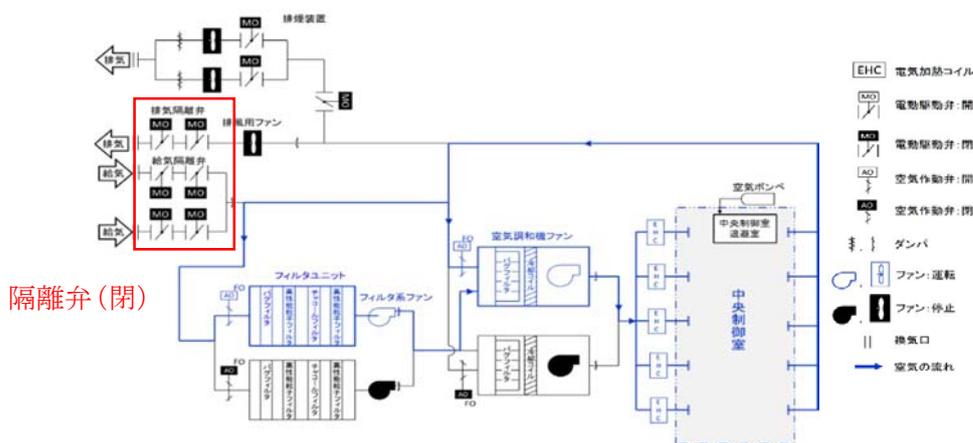


図1 閉回路循環運転の場合

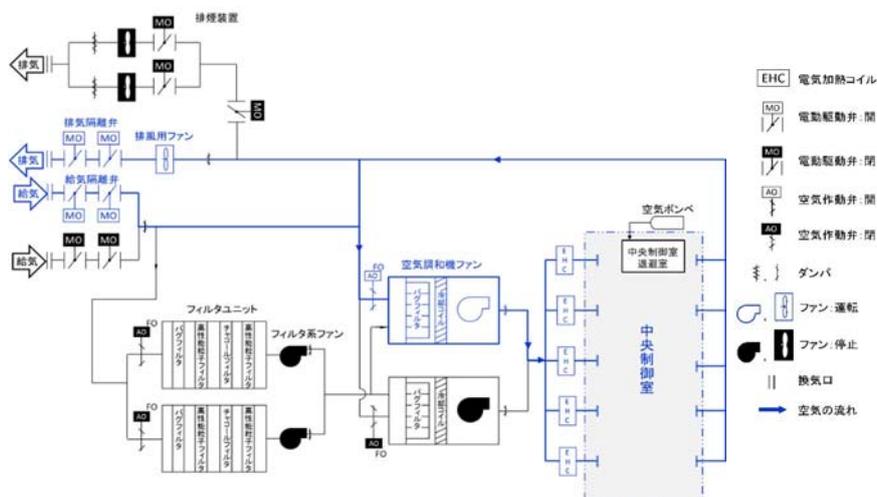


図2 通常運転の場合

## 1.4 構造強度評価における評価対象部位の選定について

## 1. 概要

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。

## 2. 評価対象部位の選定について

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 1 に構造強度評価対象選定一覧を示す。

表 1 構造強度評価対象選定一覧 (1/4)

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
V-3-別添 1-1-2 残留熱除去系海水ポンプの強度計算書	残留熱除去系海水系ポンプ	<ul style="list-style-type: none"> <li>原動機取付ボルト</li> <li>原動機取付ボルト</li> <li>据付面基礎ボルト</li> <li>一次側端子箱取付ボルト</li> <li>上部軸受ブラケット取付ボルト</li> <li>上部軸受タンクカバー取付ボルト</li> </ul>	引張 せん断 組合せ	<p>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し、原動機台を介して、基礎面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、支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じることになる。</p> <p>このことから、以下の部位を構造強度評価の評価対象部位として選定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>原動機取付ボルト</li> <li>原動機台取付ボルト</li> <li>据付面基礎ボルト</li> </ul> <p>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し、原動機フレーム及び付属品を介して、付属品の取付部を固定するボルトに作用する。</p> <p>このことから、以下の部位を構造強度評価の評価対象部位として選定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>一次側端子箱取付ボルト</li> <li>上部軸受ブラケット取付ボルト</li> <li>上部軸受タンクカバー取付ボルト</li> <li>原動機フレーム</li> </ul>	○			○	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
V-3-別添 1-1-3 残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書	残留熱除去系海水系ストレーナ	基礎ボルト	引張 せん断 組合せ	<p>設計竜巻による荷重は、胴板及び胴板一体の支持脚を介して基礎ボルトに作用する。設計竜巻による荷重により発生する応力は、支持断面積の小さい箇所が厳しくなることから、支持断面積の小さい残留熱除去系海水系ストレーナの基礎ボルトを評価対象部位として選定する。</p>	○				
V-3-別添 1-1-4 排気筒の強度計算書	排気筒	<ul style="list-style-type: none"> <li>筒身</li> <li>鉄塔</li> </ul>	組合せ(圧縮+曲げ) せん断	<p>排気筒の応力解析による評価対象部位は、設計竜巻による荷重を受ける排気筒の筒身、筒身を支持する鉄塔主要部材(支柱材、斜材、水平材、補助柱材、補助斜材、補助水平材、鉄塔脚部)及び脚部とする。</p>	○				

表 1 構造強度評価対象選定一覧 (2/4)

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
V-3-別添 1-1-5 換気空調設備の強度 計算書	角ダクト及び丸 ダクト	ダクト鋼板(本体)	曲げ 座屈	気圧差による荷重は、ダクト本体の薄肉鋼板部に作用する。 このことから、ダクト鋼板(本体)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	気圧差による荷重は、隔離弁本体の耐圧部に作用する。この ことから、耐圧部を評価対象部位として選定する。		○			
	中央制御室排気 ファン	ケーシング	一次一般膜	外気と繋がっている換気空調設備における気圧差による荷重 は、ファン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。		○			
	ディーゼル発電 機室ルーフベン トファン	・基礎ボルト ・吐出フード取付ボ ルト	引張 せん断 組合せ	屋外に設置する換気空調設備におけるファンに作用する設計 荷重による荷重は、吐出フード及びケーシングに作用し、吐 出フード取付ボルト、基礎ボルトに伝達されるが、荷重を受 ける各部位のうち、支持断面積の小さな部位に大きな応力が 生じることになる。 このことから、吐出フード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。		○			
	中央制御室換気 系冷凍機	取付ボルト	引張 せん断 組合せ	屋外に設置する換気空調設備における冷凍機に作用する設計 荷重による荷重は、ケーシングを介し、冷凍機を固定してい る取付ボルトに作用する。荷重を受ける各部位のうち、支持 断面積の小さな部位に大きな応力が生じることになる。この ことから、取付ボルトを構造強度評価の評価対象部位として 選定する。		○			

表 1 構造強度評価対象選定一覧 (3/4)

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
V-3-別添 1-1-6 ディーゼル発電機用 海水ポンプの強度計 算書	ディーゼル発電 機用海水ポンプ	<ul style="list-style-type: none"> <li>・原動機取付ボルト</li> <li>・原動機台取付ボルト</li> <li>・据付面基礎ボルト</li> <li>・主回路用端子箱取付ボルト</li> <li>・スペースヒータ用取付ボルト</li> <li>・エンドカバー取付ボルト</li> </ul>	引張 せん断 組合せ	<p>ポンプ部について、原動機部等に作用する設計応力による荷重は、原動機フレーム及び原動機台に作用し、原動機台を介して、基礎面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、支持断面積の小さな部位に大きな応力が生じることになる。</p> <p>このことから、以下の部位を構造強度評価の評価対象部位として選定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・原動機取付ボルト</li> <li>・原動機台取付ボルト</li> <li>・据付面基礎ボルト</li> </ul> <p>原動機部について、原動機部等に作用する設計応力による荷重は、原動機フレーム及び付属品に作用し、原動機フレーム及び付属品を介して、付属品の取付部を固定するボルトに作用する。</p> <p>このことから、以下の部位を構造強度評価の評価対象部位として選定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・主回路用端子箱取付ボルト</li> <li>・スペースヒータ用取付ボルト</li> <li>・エンドカバー取付ボルト</li> <li>・原動機フレーム</li> </ul>	○			○	設計応力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、曲げ応力に対して、健全性を確認
		原動機フレーム	曲げ						
V-3-別添 1-1-7 ディーゼル発電機用 海水ストレーナの強 度計算書	ディーゼル発電 機用海水ストレ ーナ	基礎ボルト	引張 せん断 組合せ	設計応力による荷重は、胴板及び胴板一体の支持脚を介して基礎ボルトに作用する。設計応力による荷重により発生する応力は、支持断面積の小さい箇所が厳しくなることから、支持断面積の小さいディーゼル発電機用海水ストレーナの基礎ボルトを評価対象部位として選定する。	○				
		胴板	一次一般膜 一次 一次+二次				○		
V-3-別添 1-1-8 ディーゼル発電機吸 気口の強度計算書	ディーゼル発電 機吸気口	支持脚	組合せ 座屈	設計応力による荷重は、ディーゼル発電機吸気口の胴板に作用し、支持脚に伝達される。				○	
		支持脚基礎溶接部	引張 せん断 組合せ	このことから、胴板、支持脚及び支持脚基礎溶接部を評価対象部位として設定する。					

表 1 構造強度評価対象選定一覧 (4/4)

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
V-3-別添 1-1-9 配管および弁の強度 計算書	<ul style="list-style-type: none"> <li>中央制御室換気系冷凍機廻りの配管及び弁</li> <li>残留熱除去系海水系ポンプ廻りの配管及び弁</li> <li>ディーゼル発電機用海水ポンプ廻りの配管及び弁</li> <li>非常用ガス処理系排気配管</li> </ul>	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、弁を設置している箇所においては、弁の断面係数は配管に比べ大きく、配管の評価に包絡されるため配管の評価のみを実施する。サポート (配管支持構造物) については、建屋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るため、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。 このことから、配管本体を評価対象部位として選定する。				○	支持点 (サポート) は耐荷重設計がなされているため、配管本体を評価対象部位としている
V-3-別添 1-1-10-2 (波及的影響) 消音器の強度計算書	ディーゼル発電機排気消音器	<ul style="list-style-type: none"> <li>基礎ボルト</li> <li>取付ボルト</li> </ul>	引張 せん断 組合せ	設計竜巻による荷重は、ディーゼル発電機排気消音器本体に作用し、支持脚を介して取付ボルト又は基礎ボルトに作用する。排気消音器の転倒により、ディーゼル発電機の排気機能を閉塞させる波及的影響を考慮し、本体を支持するための主要な支持部材であり、支持断面積が小さく、発生する応力箇所が厳しくなる取付ボルト、基礎ボルトを評価対象部位として設定する。	○				
V-3-別添 1-1-10-3 (波及的影響) 排気管、放出管およびベント管の強度計算書	<ul style="list-style-type: none"> <li>非常用ディーゼル発電機付属排気配管</li> <li>非常用ディーゼル発電機付属ベント配管</li> <li>残留熱除去系海水配管 (放出側)</li> <li>ディーゼル発電機海水配管 (放出側)</li> </ul>	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、建屋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。				○	支持点 (サポート) は耐荷重設計がなされているため、配管本体を評価対象部位としている

## 2. 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

## 2.1 鉄筋コンクリート部材の裏面剥離評価方法について

## 1. 概要

V-3-別添 1-1-1「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「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、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、鉄筋に発生するひずみにより評価を行うこととする。

ここでは、鉄筋のひずみによる裏面剥離評価について説明するものである。

## 2. 裏面剥離評価方法

### 2.1 裏面剥離評価フロー

裏面剥離評価フローを図 2-1 に示す。

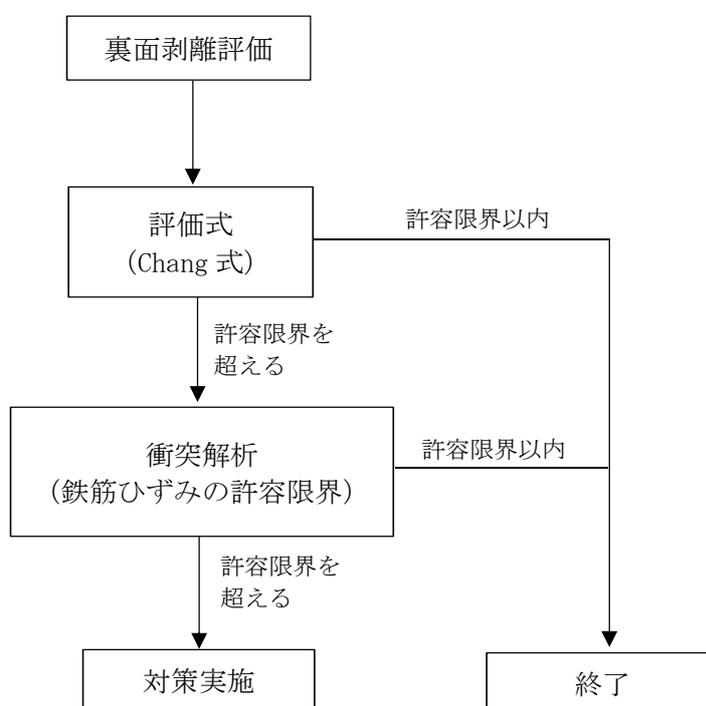


図 2-1 裏面剥離評価フロー

### 2.2 裏面剥離評価における鉄筋ひずみの許容限界

裏面剥離評価式により、裏面剥離の発生が想定される場合には、文献<sup>(注1)</sup>に示す剛飛翔体の衝突試験と解析結果との比較検討より、裏面側鉄筋ひずみが約  を下回る場合は裏面剥離が発生しないと考えられることから、裏面剥離評価における鉄筋ひずみの許容限界として  を設定している。

文献<sup>(注1)</sup>の衝突速度による破壊モードの変化について、図 2-2 に示す。裏面剥離は、飛翔体の衝撃によりコンクリート裏面側でシェアコーン形状に大きなコンクリート塊が剥がれるが飛翔体は貫通しないモードである。図 2-2 より、衝突速度 50m/s の場合の破壊モードは裏面剥離となり、衝突速度 40m/s の場合では裏面剥離には至らないと推定される。

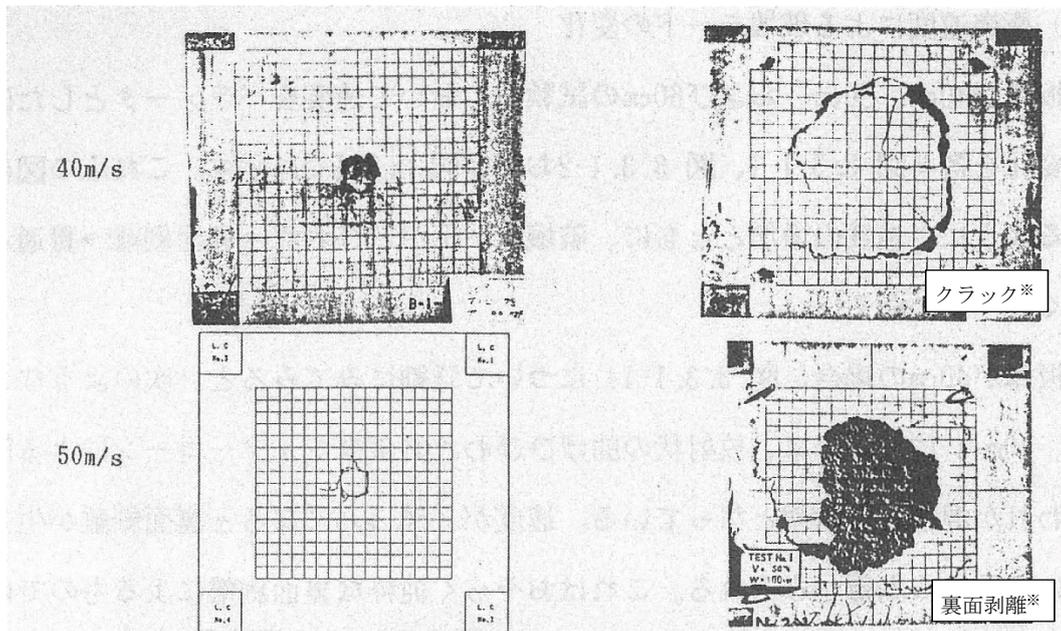


図 2-2 剛飛翔体の衝突速度 40m/s 及び 50m/s による破壊モードの変化  
(RC 板厚 : 40cm の場合) (※日本原子力発電 (株) にて一部加筆)

文献<sup>(注1)</sup>では、衝突実験で行った実験ケースのうち、同一板厚で破壊モードの異なった実験に対して解析検討を行っている。表 2-1 に実験結果のまとめを示す。

表 2-1 実験結果のまとめ (破壊モード)

	飛来物		床版	破壊モード
	重量 (kgf)	速度 (m/s)	厚さ (cm)	
CASE-1	100	40	40	クラック
CASE-2	100	100	40	裏面剥離
CASE-3	100	150	40	貫通

表 2-2 に解析結果のまとめを示す。

また、図 2-3 及び図 2-4 に解析結果の判定の考え方及び解析による衝突部の鉄筋要素のひずみの時刻歴と最下部コンクリート要素の破壊状況図を示す。

解析結果によれば、CASE-1 で鉄筋に発生した最大ひずみは  $1540 \times 10^{-6}$  であり、かつ衝突部以外のコンクリートは残存しているものがある。これより、破壊モードは「クラック」となる。CASE-2 では、最大ひずみは  $7900 \times 10^{-6}$  であり、シェアコーン内の最下層コンクリートが全面にわたり破壊している。これより、破壊モードは「裏面剥離」となる。CASE-3 では、発生した最大ひずみは  $34000 \times 10^{-6}$  であり、面外変形に対する鉄筋の限界ひずみとして CEB-FIP, DIN で定められている最大ひずみ (1%) を用いると破壊モード

は「貫通」となる。これより、解析による破壊の推定モードと実験結果は良く一致することが確認されている。

表 2-2 解析結果のまとめ

	床版中央の鉄筋に発生した最大ひずみ ( $\times 10^{-6}$ )	最下部コンクリート破壊状態
CASE-1	1540	衝突部破壊 (クラック)
CASE-2	7900	シェアコーン内全壊
CASE-3	34000	衝突部破壊

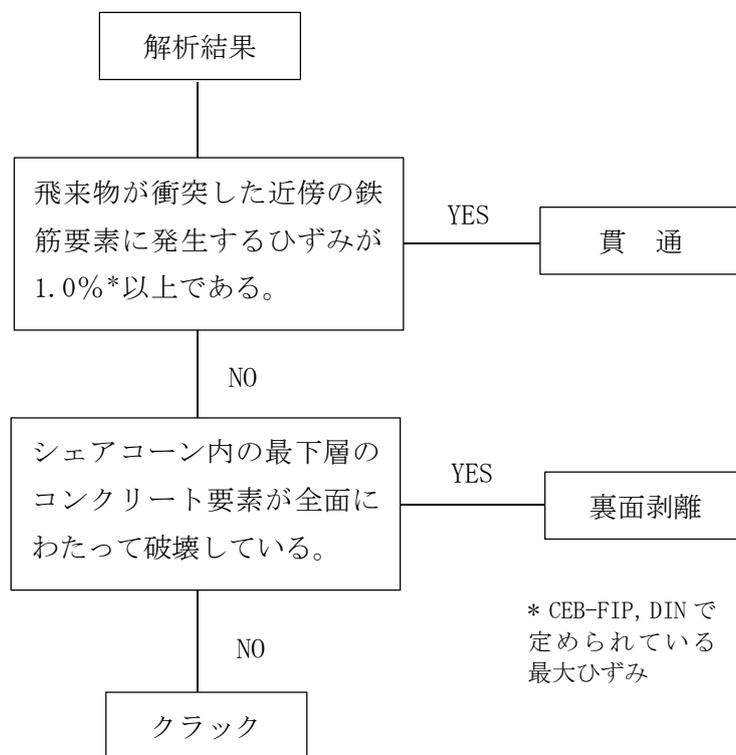


図 2-3 解析結果の判定の考え方

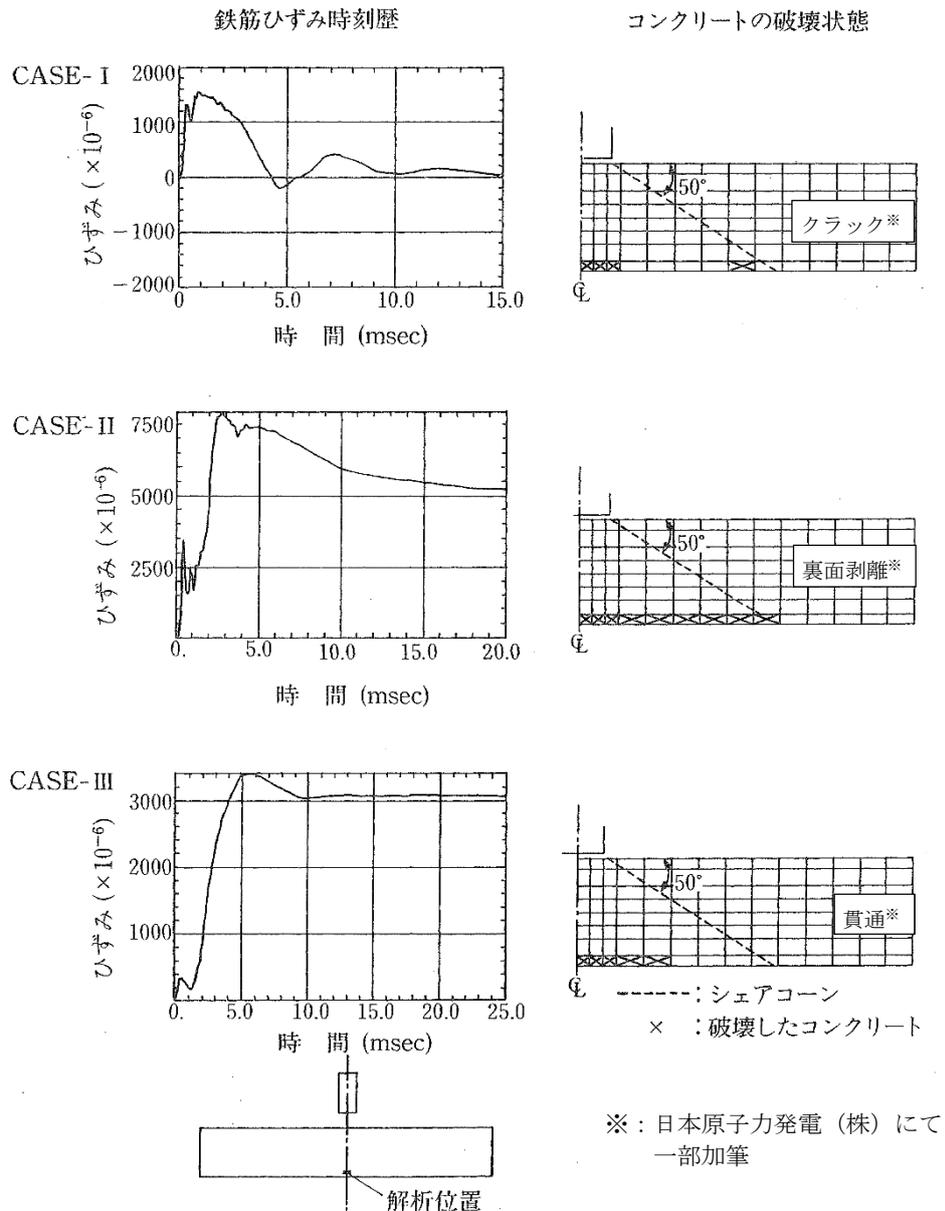


図 2-4 床版中央部下側鉄筋要素の鉄筋ひずみ時刻歴

以上より、解析結果と実験結果の比較によれば、現象を完全にシミュレートすることは難しいが、貫通、裏面剥離などの局所的な破壊モードや衝突部近傍でのひずみの応答に対して本解析手法が適用できることが確認されており、破壊モード等の推定に適用できると考える。

(注 1)：「飛来物の衝突に対するコンクリート構造物の耐衝撃設計手法」平成 3 年 7 月  
財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千浩, 大沼博志, 白井孝治

3. 電力中央研究所文献値の当社の解析モデルへの適用性について

上述の電力中央研究所の文献においては、実験及び解析の成果を踏まえ、耐衝撃設計法の適用範囲を提案しており、東海第二発電所の解析で予定しているモデルについても、概ね提案の範囲に収まっていることを確認した。

このため、電力中央研究所の文献の成果を踏まえたひずみ値を許容限界に適用することについては、問題ないものと判断している。

表 電中研文献における適用と東海第二解析モデルとの比較

主要な条件		文献	東海第二	備考
適用		剛飛来物*の衝突による局所的破壊	柔飛来物(鋼製材)の衝突	※: 柔な飛来物の衝突に関しては、安全側の評価となる。
飛来物	重量	70~200kgf	135 kg f	
	径	10~30cm	20cm×30 cm	
	衝突速度	5~250m/s	51m/s	
	先端形状	平坦, 球状, 鋭敏	平坦	
コンクリート床版	配筋	格子状, 複鉄筋		
	鉄筋比	片側 0.5%程度		
	強度	240~420 kg f/cm <sup>2</sup>		コンクリートの強度が低い方が、鉄筋による荷重負担が増えるため、鉄筋のひずみ量制限の観点からは保守側と考えられる。

## 2.2 コンクリートの裏面剥離に対する設備対策の評価手法について

## 1. 概要

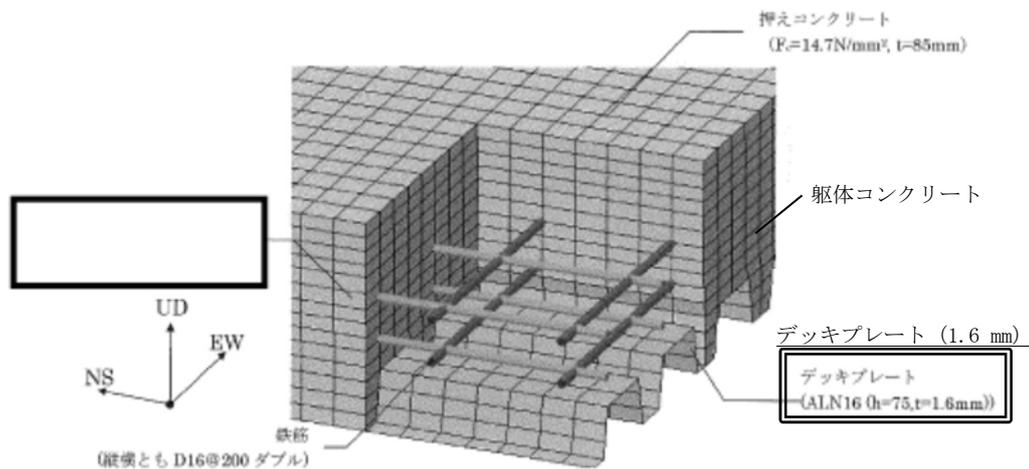
竜巻飛来物に対し、コンクリート壁の裏面剥離が生じる恐れのある部位に対する設備対策は「鋼製ライナの内壁への貼付※」を考えているが、本対策については、既存知見の整理もしくはFEMによる解析にて効果を確認する方針とする。

※：過去の衝突試験においてその効果が示唆されている（次頁に試験事例を示す）。

## 2. 状況

FEMによる解析については、新規制基準対応における先行プラントの工事計画書においても、ライナに相当するデッキプレートが付いた屋根スラブへの設計飛来物の衝突解析に適用されており、デッキプレートが破損せず、コンクリート片の落下（室内への飛散）を防止するとの評価が示されている。また、東海第二発電所の原子炉建屋原子炉棟屋根スラブについても、同様の解析を実施している。

玄海原子力発電所 3号機の解析例を図1に示す。



(本モデルについて、デッキプレートのひずみが破断限界未満であること確認している。)

図1 先行プラント工事計画書におけるライナ付コンクリート壁のFEM解析事例  
(玄海原子力発電所 3号機工事計画書に一部加筆)

【参考】ライナ貼付による裏面剥離の防止効果に関する試験事例

ライナ貼付による裏面剥離の防止効果については、表に示すとおり、過去の衝突試験においてその効果が確認されている。これらの知見で評価条件を包絡出来ない場合は、FEMによる解析を実施する。

表 裏面剥離に対するライナの効果に関する試験事例

事例	試験の概要	剥離(飛散)有無		出典
		ライナ無	ライナ有	
1	20cm厚さのRC(鉄筋コンクリート)板に、速度 40m/s 弱の剛飛来物(φ約 0.1m, 70 kg)が衝突	あり	なし (t2.3)	飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の耐衝撃補強工法(大沼他, コンクリート工学年次論文報告集 Vol.21, No.3, 1999)
2	35~45cm厚さのRC(鉄筋コンクリート)板に、速度 210m/s 強の柔飛来物(φ0.3m, 100 kg)が衝突	あり	なし (t2.3)	
3	9~10cm厚さ厚さのRC(鉄筋コンクリート)板に、速度 170m/s 強の剛飛来物(φ0.04 m, 0.43 kg)が衝突	あり	なし (t0.8)	飛来物の高速衝突を受ける鋼製ライナー付き鉄筋コンクリート板の耐衝撃性に関する実験と考察(森川他, 日本建築学会構造系論文集, 第477号, 1995)

## 2.3 原子炉建屋大物搬入口扉の貫通評価について

1. 概要

図1及び図2に示す原子炉建屋大物搬入口扉（原子炉建屋原子炉棟水密扉及び機器搬入口内側扉）についての貫通評価は以下のとおり実施しており、各手法について説明する。

- ・原子炉建屋原子炉棟水密扉（潜戸）：
  - スキンプレート厚さとBRL式による貫通限界厚さとの比較
- ・原子炉建屋原子炉棟水密扉（大扉）及び機器搬入口内側扉：
  - 両扉の鋼板によるエネルギー吸収量と設計飛来物の運動エネルギーとの比較

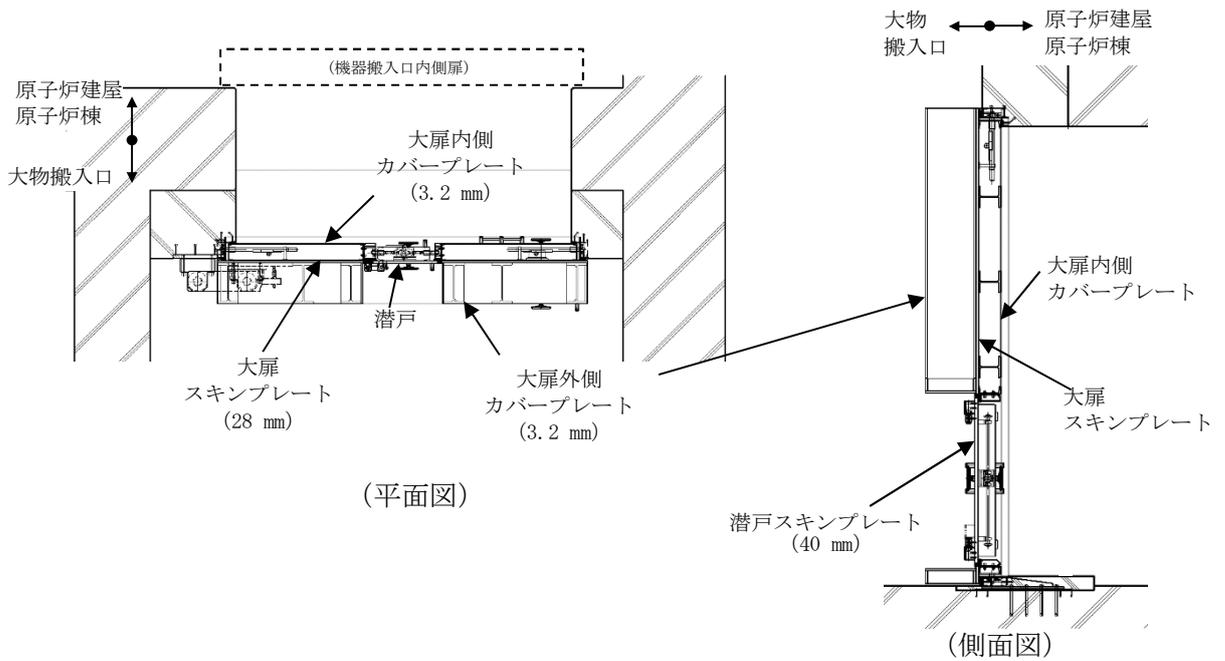


図1 原子炉建屋原子炉棟水密扉

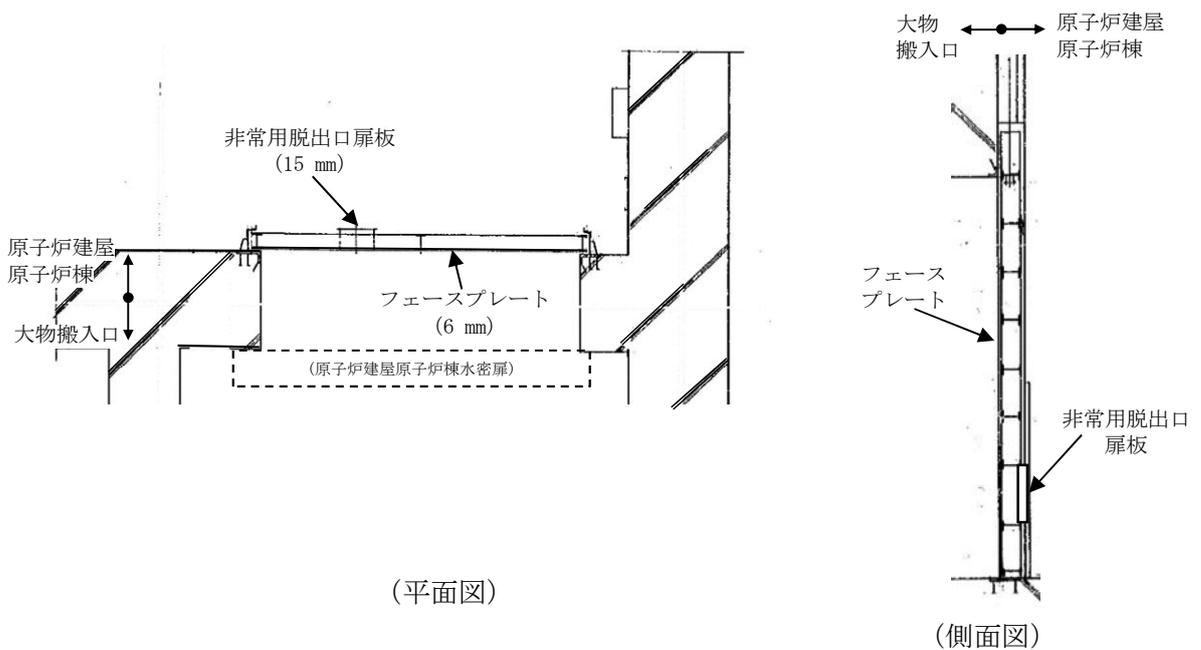


図2 機器搬入口内側扉

## 2. 貫通評価手法

### 2.1 原子炉建屋原子炉棟水密扉（潜戸）の貫通評価

鋼板の貫通限界厚さを評価するために用いられるBRL式は以下の式で示される。

$$T^{\frac{3}{2}} = \frac{0.5mV^2}{1.4396 \times 10^9 \cdot K^2 \cdot d^{\frac{3}{2}}} \quad \dots \textcircled{1}$$

T : 貫通限界厚さ (m)

d : 飛来物が衝突する衝突断面の等価直径 (m)

(最も投影面積が小さくなる衝突断面の等価直径)

K : 鋼板の材質に関する係数 (= 1.0)

m : 飛来物の質量 (kg)

v : 飛来物の飛来速度 (m/s)

表1に示すBRL式への入力値から、水平に衝突する設計飛来物に対する貫通限界板厚は以下のとおり32mmとなるが、潜戸のスキンプレートの板厚はこれを上回る40mmであるため、潜戸を設計飛来物が貫通することはない。

表1 BRL式への入力値

記号	単位	値	備考
d	m	0.0790	設計飛来物（鋼製材）の衝突断面の等価直径
K	—	1.0	鋼板の材質に関する係数
m	kg	135	設計飛来物（鋼製材）の質量
V	m/s	51	設計飛来物（鋼製材）の水平速度

貫通限界板厚：T

$$T = \left\{ \frac{0.5 \times 135 \times 51^2}{1.4396 \times 10^9 \cdot 1^2 \cdot (0.079)^{\frac{3}{2}}} \right\}^{\frac{2}{3}}$$

$$= 32 \text{ (mm)}$$

### 2.2 原子炉建屋原子炉棟水密扉（大扉）及び機器搬入口内側扉の貫通評価

原子炉建屋原子炉棟水密扉（大扉）及び機器搬入口内側扉の扉板は、単品では上記の32mm未満の厚さとなるため、以下に示すエネルギー吸収量に基づく貫通評価を実施した。

BRL式の右辺の分子には飛来物の運動エネルギーに相当する項(0.5mV<sup>2</sup>)があることに着目し、式を変形すると

$$0.5mV^2 = \left( 1.4396 \times 10^9 \cdot K^2 \cdot d^{\frac{3}{2}} \right) \cdot T^{\frac{3}{2}} \quad \dots \textcircled{2}$$

となることから、BRL式は、ある厚さTの鋼板を貫通するために必要な飛来物の運動エネルギー

ギを評価する式と見なすことが出来る。

いま、複数の鋼板（ $n$ 枚）を考慮し、 $i$ 枚目の板厚を $t_i$ とすると、 $i$ 枚目の板で吸収可能なエネルギー $e_i$ は、

$$e_i = \left( 1.4396 \times 10^9 \cdot K^2 \cdot d^{\frac{3}{2}} \right) \cdot t_i^{\frac{3}{2}} \quad \dots \textcircled{3}$$

$n$ 枚の板により吸収可能な飛来物の運動エネルギー $E$ は

$$E = \sum_{i=1}^n E_i$$

となり、 $E_{(n)}$ が飛来物の初期の運動エネルギー $E_0$ を上回れば、飛来物の貫通を阻止できることになる。

図1及び図2に示すとおり、原子炉建屋大物搬入口扉（原子炉建屋原子炉棟水密扉及び機器搬入口内側扉）は直列に配置されており、扉には計4枚の鋼板が取り付けられている。

表1に示すBRL式への入力値から、両扉による吸収可能エネルギー $E$ は以下のとおりとなる。

表1 BRL式への入力値

記号	単位	値	備考
d	m	0.0790	設計飛来物（鋼製材）の衝突断面の等価直径
K	—	1.0	鋼板の材質に関する係数
$t_1$	m	0.0032	原子炉建屋原子炉棟水密扉の板厚 （大扉外側カバープレート）
$t_2$	m	0.0280	原子炉建屋原子炉棟水密扉の板厚 （大扉スキンプレート）
$t_3$	m	0.0032	原子炉建屋原子炉棟水密扉の板厚 （大扉内側カバープレート）
$t_4$	m	0.0060	機器搬入口内側扉の板厚 （フェースプレート※）

※：非常脱出口扉板（15 mm）とのうち薄い方で代表

原子炉建屋原子炉棟水密扉（大扉）による吸収可能エネルギー： $e_1 \sim e_3$

$$e_1 = \left\{ 1.4396 \times 10^9 \times 1^2 \times (0.0790)^{\frac{3}{2}} \right\} \times (0.0032)^{\frac{3}{2}}$$

$$= 5.7 \text{ (kJ)}$$

$$e_2 = \left\{ 1.4396 \times 10^9 \times 1^2 \times (0.0790)^{\frac{3}{2}} \right\} \times (0.0280)^{\frac{3}{2}}$$

$$= 149.7 \text{ (kJ)}$$

$$e_3 = \left\{ 1.4396 \times 10^9 \times 1^2 \times (0.0790)^{\frac{3}{2}} \right\} \times (0.0032)^{\frac{3}{2}}$$

$$= 5.7 \text{ (kJ)}$$

機器搬入口内側扉（フェースプレート）による吸収可能エネルギー： $e_4$

$$e_4 = \left\{ 1.4396 \times 10^9 \times 1^2 \times (0.0790)^{\frac{3}{2}} \right\} \times (0.0060)^{\frac{3}{2}}$$
$$= 14.8 \text{ (kJ)}$$

両扉による吸収可能エネルギー： $E$

$$E = e_1 + e_2 + e_3 + e_4$$
$$= 175.9 \text{ (kJ)}$$

となる。

一方，設計飛来物（鋼製材）の運動エネルギー $E_0$ は，

$$E_0 = 0.5 \times 135 \times 51^2$$
$$= 175.6 \text{ (kJ)}$$

であるため，両扉にて設計飛来物の運動エネルギーを全て吸収可能であり，設計飛来物の貫通を防止できると評価した。

## 複数枚の障壁による貫通評価の考え方について

## 1. BRL式による残留速度評価の事例

米国原子力委員会 (AEC) (当時) の承認を受けた, Bechtel 社のトピカルレポート<sup>(1)</sup> の「2.3 Multiple Element Barriers」において, 複数の鋼板を考慮した貫通評価における残留速度を, 下式により評価する方針が示されている。

$$V_r = \left( V_s^2 - V_p^2 \right)^{\frac{1}{2}}$$

$V_r$  : ある要素を貫通した後の飛来物の残留速度

$V_s$  : 衝突前の飛来物の速度

$V_p$  : ある要素を貫通する場合に必要な最低速度 (BRL式により求める)

この式は, 同文献の Appendix C にも示されているとおり, 貫通前後の飛来物の運動エネルギーの差を表す

$$0.5mV_r^2 = 0.5mV_s^2 - 0.5mV_p^2$$

から導出されたもので, この中の  $0.5mV_p^2$  は, 個々の障壁をちょうど貫通するために必要な運動エネルギーとして, BRL式に当該障壁の厚さ  $T$  を入力することで求められる (③式の  $e_i$  に相当する)。

即ち, 今回用いた手法である, 個々の障壁により吸収される飛来物の運動エネルギーをBRL式にて評価していることと同じ考えに基づいたものとなっている。

また, 上記のように, 残留速度を障壁通過前後の速度の2乗の差の平方根 (=運動エネルギーの差) から導出する考え方は, その他の文献<sup>(2)</sup> にも記載されており, 工学的には特殊なものではないと考えている。

## 2. 評価における保守性の確保について

今回の評価に際しては, 保守性について以下のとおり考慮している。このため, 算出された評価値は許容限界にほぼ等しい値となっているものの, 実際には余裕が確保されているものと判断している。

## 2.1 BRL式に含まれる保守性の把握

公開されている衝突試験において, BRL式による貫通限界板厚の評価値は, 実際の限界板厚に対し保守的な結果を示すことが示されている<sup>(3)</sup>。

即ち, 1枚の障壁が吸収する飛来物の運動エネルギーを少なめに評価していることとなり, 今回の評価も保守側の結果になる。

## 2.2 実現象を考慮した保守性の確保

実際の複数枚の障壁の貫通において想定される以下事象について, 保守性を考慮している。

## a. 障壁通過後の飛来物の姿勢の変化

障壁を通過した後では, 飛来物の姿勢が変化することで次の障壁に対し垂直に入射しない

ことも考えられるが、本評価では、全ての障壁に対し垂直に入射し続けるものとして扱っている。

b. 障壁通過後の飛来物の先端形状の変化

障壁を通過した後では、飛来物の先端が変形し鈍い形状に変化することも考えられるが、本評価では、飛来物によらず次の障壁に衝突する場合も当初の先端形状を維持するものとして扱っている。

なお、衝突時において飛来物は平板から圧縮荷重を受けることになるため、衝突によって非保守側の変形（先端が鋭くなる様な変形）は起こらないと判断している。

2.3 端数処理による影響

今回の評価で端数処理をしている箇所は下表のとおりであり、全て保守側の設定となっている。

パラメータ	端数処理	備考
設計飛来物の 等価直径： $d$	切捨	③式より、 $d$ が小さい方がエネルギー 吸収量は小さくなる
扉の吸収エネルギー： $e_1 \sim e_4$	切捨	
設計飛来物の 運動エネルギー： $E_0$	切上	

<参考文献>

- (1) DESIGN OF STRUCTURES FOR MISSILE IMPACT, BC-TOP-9A Rev.2, Bechtel Power Corp., 1974
- (2) Concrete Structures Under Projectile Impact, Fang, Q, Wu, H, Springer Nature, 2017
- (3) 電力中央研究所, 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手法の提案, 研究報告 N15004, 2015.10

## 2.4 ブローアウトパネル開口部から侵入する風に対する対応方針に ついて

## 1. 概要

原子炉建屋外側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。

ここでは、原子炉建屋天井クレーン、燃料交換機及びその他原子炉建屋原子炉棟6階に配置されるモニタ及び重大事故等対処設備について、外部から流入する風の影響は小さく、特別な設備対応は不要と判断したことを説明するものである。

## 2. 原子炉棟6階の施設の配置状況

原子炉棟6階の施設の配置を図1から図3に示す。6階の壁面に設置されるBOPの開放により生ずる開口部の寸法は、東西のBOPが1枚当たり幅約4.2m×高さ3.7m、南北のBOPが1枚当たり幅約3.7m×高さ4.2mであり、開口部下端はEL.約54.6mに位置する。また、天井クレーン及び燃料交換機は、竜巻襲来の事前準備として使用済燃料プールから離れた位置に移動するため、南側壁面近傍に停止している。

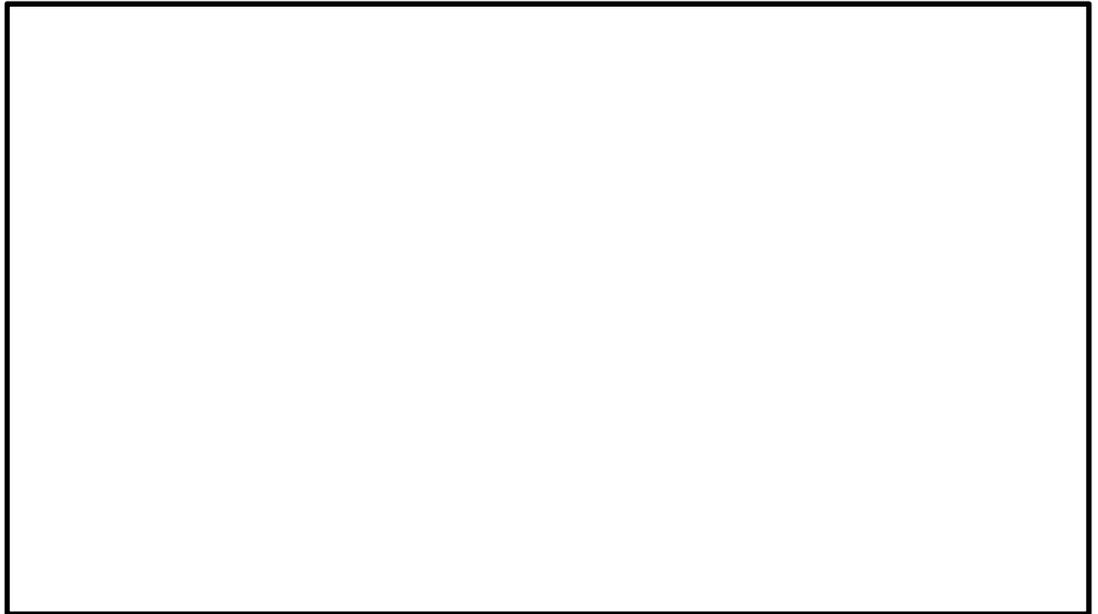


図1 原子炉棟6階平面図

### 原子炉棟6階設置設備（図1～図3共通）

- ：PAR及びPAR動作監視装置
- ：原子炉建屋水素濃度検出器
- ：使用済燃料プール監視カメラ
- ◆：使用済燃料プールエリア放射線モニタ（高レンジ・低レンジ）
- ：使用済燃料プール温度（SA）
- ：使用済燃料プール水位・温度（SA広域）
- ：原子炉建屋燃料取替床排気ダクトモニタ（検出器）

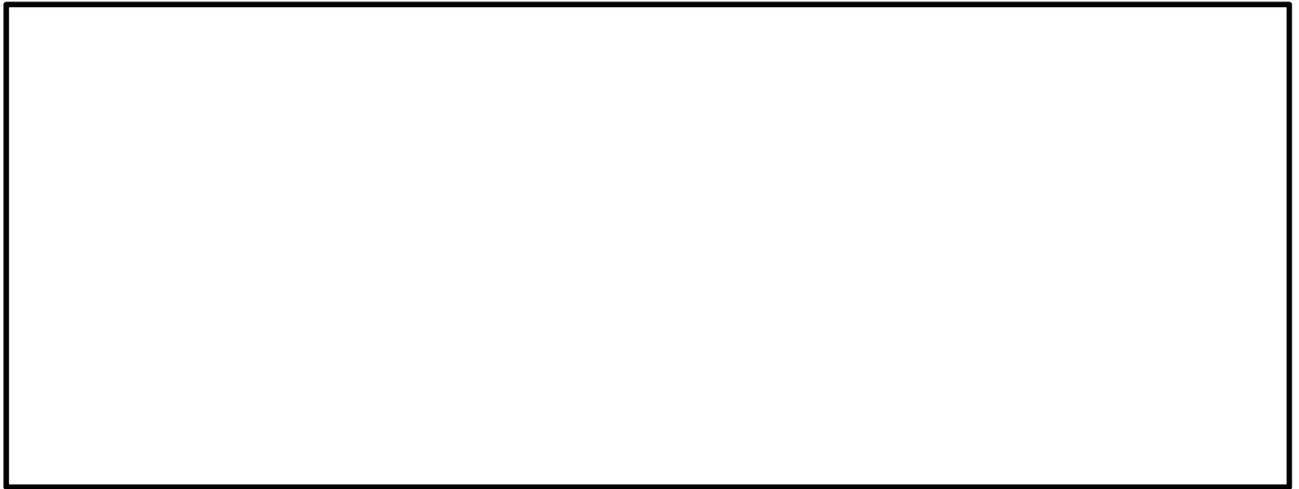


図2 原子炉棟6階南北方向断面図（図1のA-A視）



図3 原子炉棟6階東西方向断面図（図1のB-B視）

### 3. BOP開放時に侵入する風の影響

室内への風の侵入に際し、最も抵抗が小さくなると考えられる、「東西方向のBOP開放」及び「南北方向のBOP開放」のケースを想定する。

#### (1) 東西方向のBOP開放時

図から分かるとおり、東西方向のBOPが開放した場合においては、東西開口部を結ぶ流線の近傍に防護対象施設は存在しないことから、侵入する風により防護対象施設に影響を与える可能性は小さいと判断する。

#### (2) 南北方向のBOP開放時

##### a. 南側から風が侵入する場合

図から分かるように、南側のBOP開口部から侵入する風は、南側壁面付近に避難している天井クレーンのガーダにその一部が当たることが考えられるが、開口部を通過する風は減衰すると考えられ、また竜巻は移動していくことから、内部への吹込みの角度も変化して行き、風荷重の作用方向も一定でないと考えられることから、天井クレーン

を使用済燃料プール近傍まで移動させ、落下させる様な強風が作用し続ける状況は想定し難い。

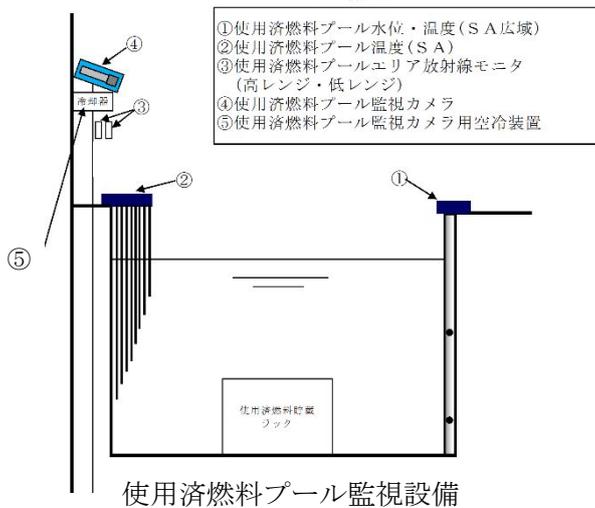
また、天井クレーン同様に南側壁面付近に避難している燃料交換機は、南北開口部を直線で結ぶ流線から外れた領域にあることから、燃料交換機を使用済燃料プール近傍まで移動させ、落下させる様な強風が作用し続ける状況は想定し難い。

b. 北側から風が侵入する場合

北側のBOP開口部から風が侵入する場合には、南側壁面付近に避難している天井クレーン及び燃料交換機に対して、これらを使用済燃料プールまで移動させるような継続的な「南→北」方向の風が作用することはないと考えられる。

(3) 設備の風荷重に対する健全性について

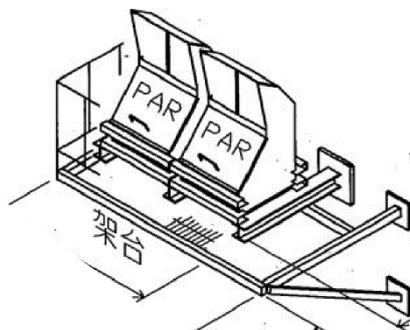
当該エリアに設置される計装品、SA設備は、基準地震動 $S_s$ に対し機能を維持出来る様な設計としており、かつ、図4に示すとおり、風荷重が慣性力に対し大幅に卓越する様な、大寸法の受風面は有していないことから、室内に一時的に流入する風に対しても、設備が破断、脱落に至るような大荷重は発生せず、機能を喪失することはないと判断している。



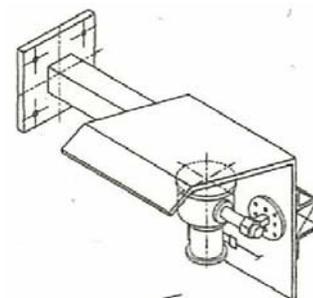
使用済燃料プール監視設備



燃料取替床排気ダクトモニタ



PAR 外形



水素濃度検出器

図4 原子炉棟6階屋内設備の外形イメージ

以上

開口部から侵入する風の状況に関する知見について

1. 風向の不安定性

建屋の開口部から侵入する竜巻の風の流れについて解析を行った文献における、停止した竜巻の中に存在する、開口を有する区画の内外における流線を図1に示す。竜巻の流れに対し、開口部の数や向きが変われば、区画内部の流れも複雑に変化することが分かる。

静止している建屋に対し竜巻は移動して行くことを考えれば、BOP開放により生じた開口により生じる原子炉棟6階の内部の風についても、刻々と変化し安定した流れを形成することは無い。

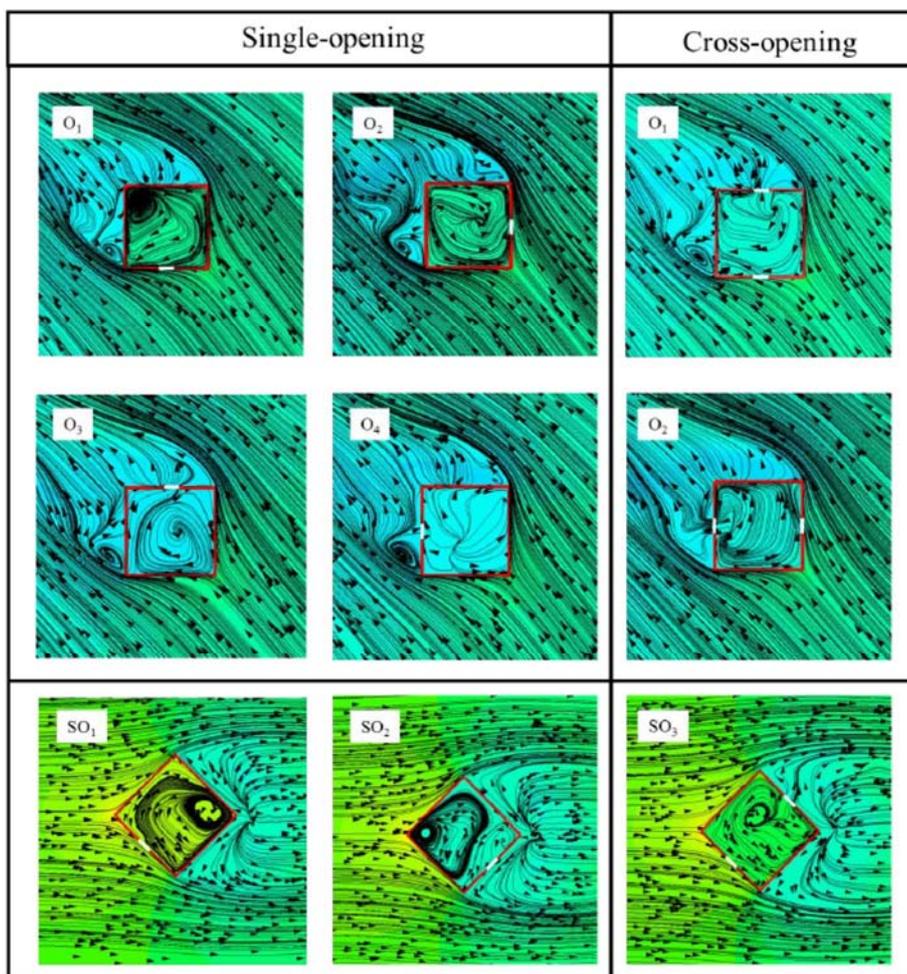


図1 開口から建屋内に流入する風の流線（水平断面）<sup>(1)</sup>

## 2. 屋内における風速の傾向

建屋を模した区画に侵入する流れに関する文献における、対面にも開口を有し、開口から流入する風が受ける抵抗が最も少ないと考えられる場合の建屋内風速分布を図2及び図3に示す。これより以下の傾向が読み取れる。

- ・侵入後の風速は、侵入前に比べ減速する。
- ・両開口を直線的に結ぶ流路から外れる領域における風速は小さい。

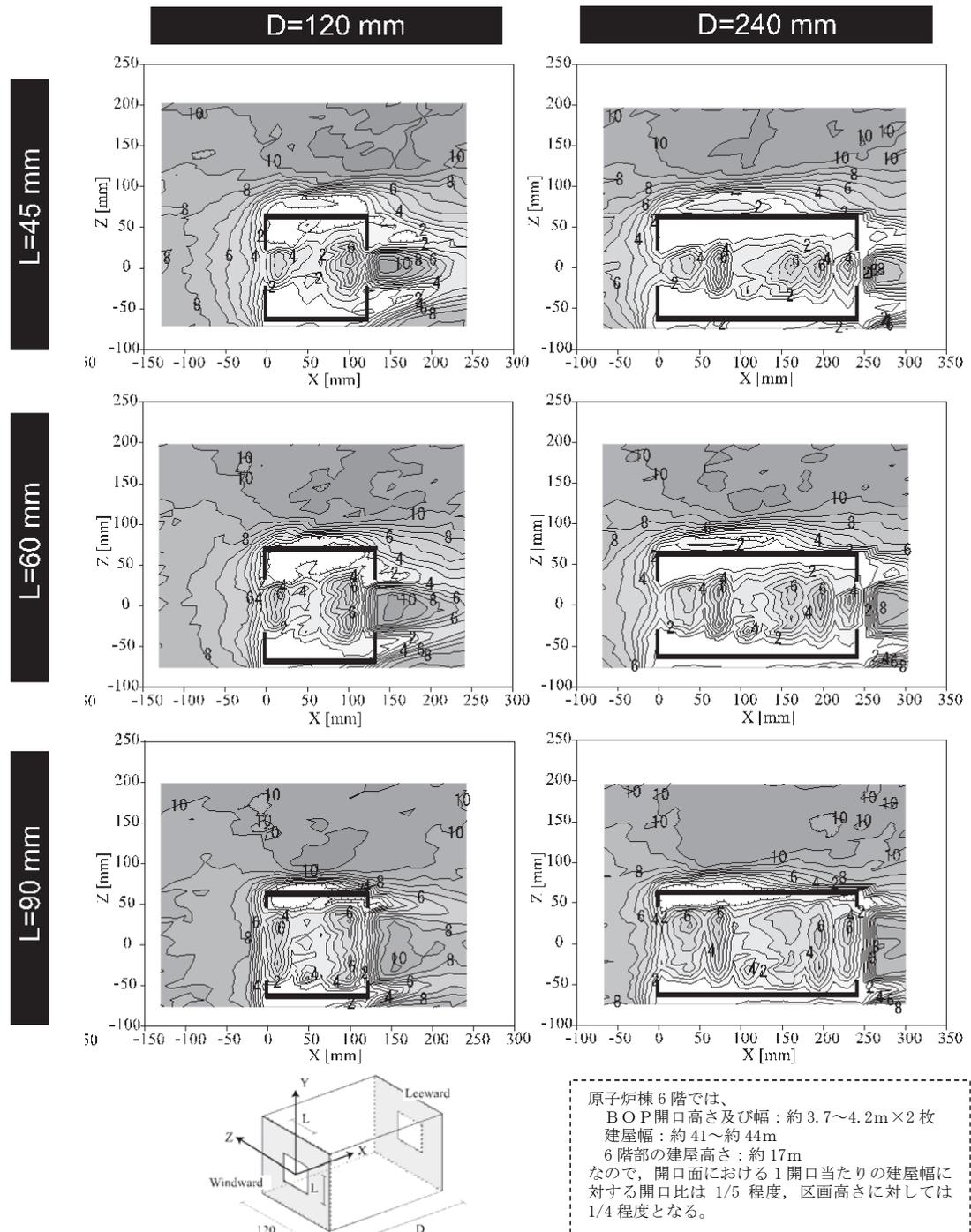


図2 開口を通過した屋内流のスカラー風速分布（水平断面）  
 （文献<sup>(2)</sup>の図から一部抜粋）

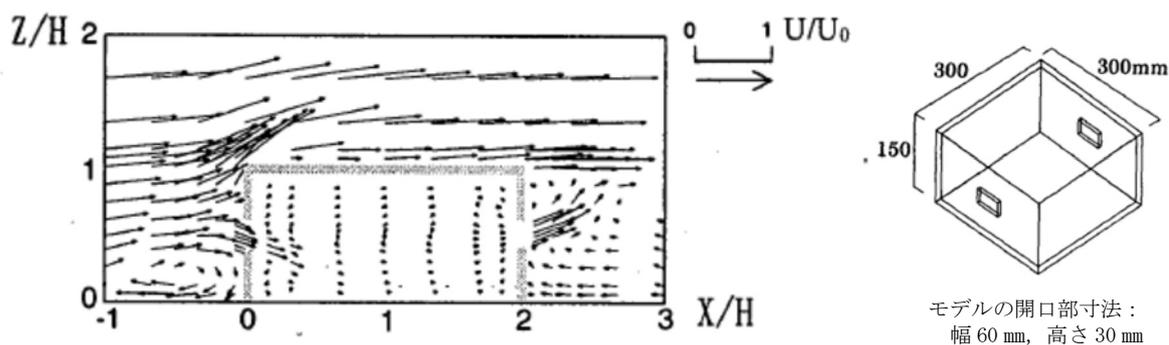


図3 開口から侵入した屋内流の風速分布（鉛直断面）<sup>(3)</sup>

<参考文献>

- (1) Nasir, Zoheb, 「Numerical modeling of tornado-like vortex and its interaction with bluff-bodies」 (2017). Electronic Thesis and Dissertation Repository. 4451. (<https://ir.lib.uwo.ca/etd/4451>)
- (2) 小林, 相良, 山中 他, 「通風時の建物周辺気流に関する風洞実験及び CFD 解析精度の検証」, 日本建築学会環境系論文集 第74巻(2009) 第638号  
([https://www.jstage.jst.go.jp/article/aije/74/638/74\\_638\\_481/\\_article/-char/ja/](https://www.jstage.jst.go.jp/article/aije/74/638/74_638_481/_article/-char/ja/))
- (3) 大場, 倉淵, 入江, 「通風開口部の流入気流と圧力損失に関する実験的研究」, 日本建築学会計画系論文集 第67巻(2002) 第552号  
([https://www.jstage.jst.go.jp/article/aija/67/552/67\\_KJ00004226499/\\_article/-char/ja/](https://www.jstage.jst.go.jp/article/aija/67/552/67_KJ00004226499/_article/-char/ja/))

## 2.5 原子炉建屋外側ブローアウトパネルの飛出し挙動について

### 1. 概要

原子炉建屋原子炉棟 5, 6 階の原子炉建屋外側ブローアウトパネル（以下「BOP」という。）が、設計圧力を受圧し、飛び出した際の挙動を検討した。

### 2. BOPの検討条件

BOPの周辺の概要及び評価に用いる寸法等を図-1 に示す。

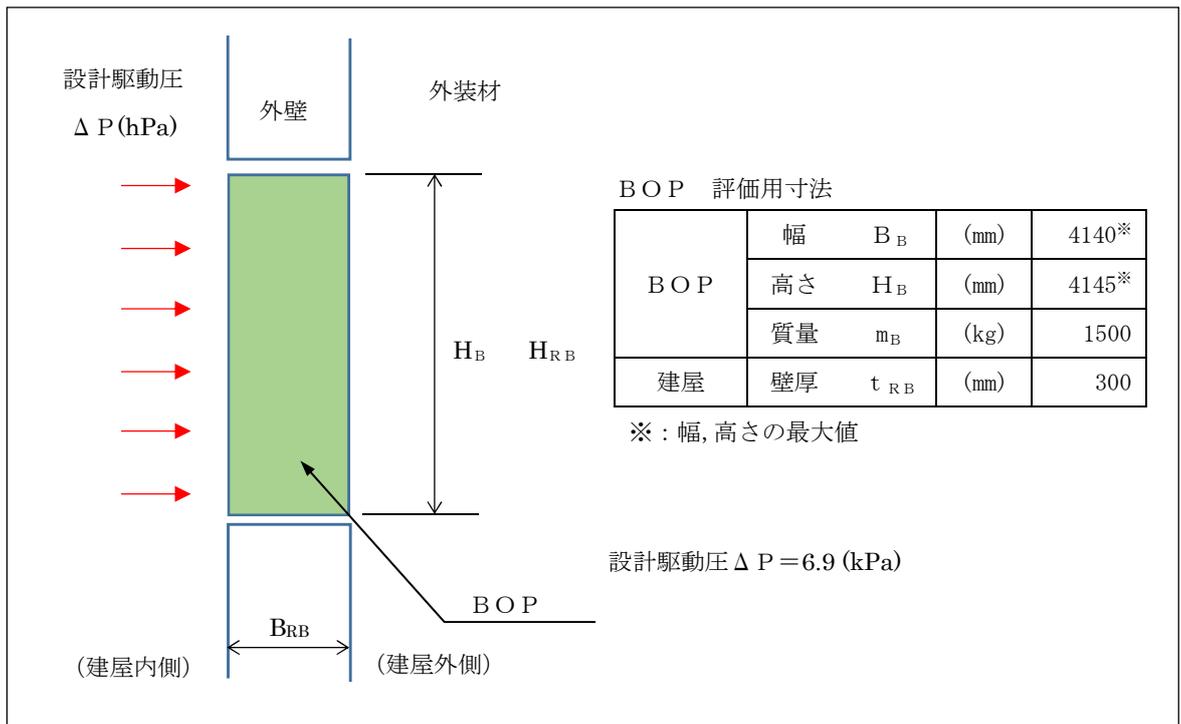


図-1 BOPの概略図及び寸法条件

### 3. BOPの飛出し挙動

BOPは、設計駆動圧  $\Delta P$  を受けて、クリップが外れ、図-2 に示すように、BOPの下端と外壁部が接する。そのため、接触面には摩擦が生じ、BOPの上端と下端の移動速度は異なることとなるが、その差は微小であり、ほぼ垂直状態であることを確認する。

図-2 のモデル図に示すとおり、BOPの上端が外壁の外縁に達した際の下端との移動量の差である  $dx$  を算出することにより、BOPの状態を確認する。

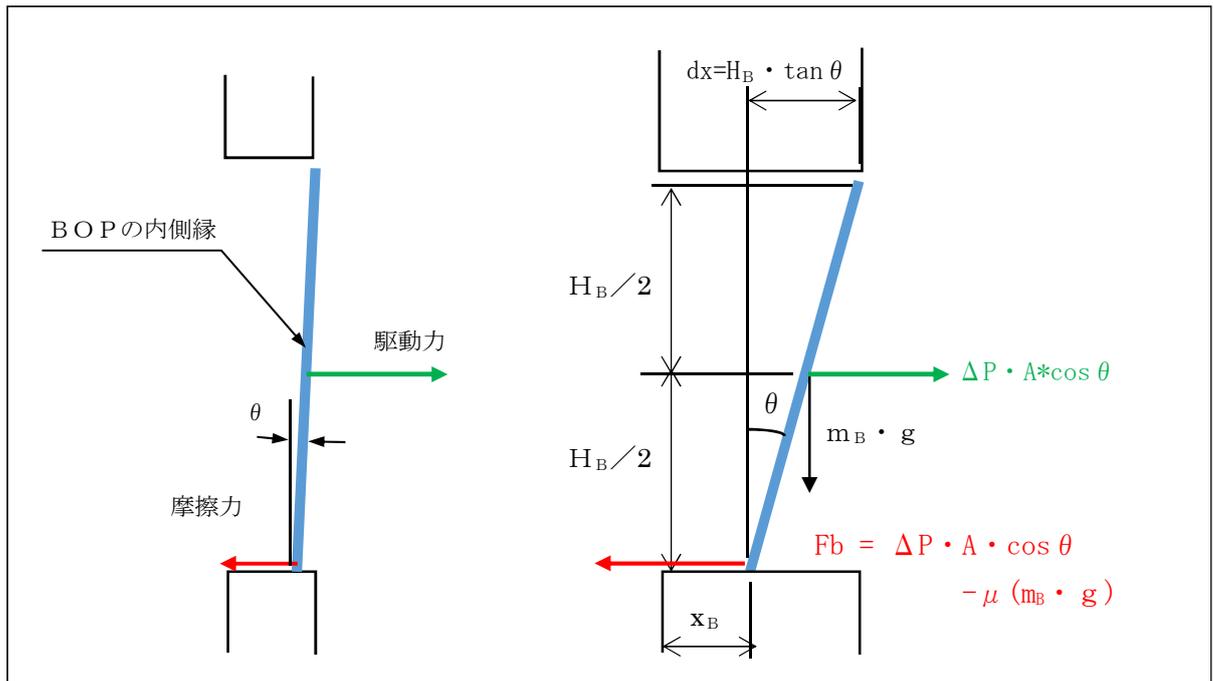


図-2 BOPの飛出し挙動時の概略図及び検討モデル図

- (1) 下端を中心とする回転時の慣性モーメント (I) は、次式により求める。

$$I = m_B \times H_B^2 / 3$$

- (2) BOPの回転に関する運動方程式は、次式のとおりである。

$$I \cdot \ddot{\theta} = \Delta P \cdot A \cdot \cos \theta \times \frac{H_B}{2} + m_B \cdot g \times \frac{H_B}{2} \tan \theta$$

ここで、 $\ddot{\theta}$  : 角加速度

- (3) BOPの並進に関する運動方程式は、次式のとおりである。

$$m_B \cdot \ddot{a} = \Delta P \cdot A \cdot \cos \theta - \mu \cdot m_B \cdot g$$

ここで、 $\ddot{a}$  : BOPの加速度  
 $\mu$  : 摩擦係数 (=0.6)

クリップが外れた瞬間を  $t=0$  とすると、初期条件  $\theta=0$  より、初期角速度  $\dot{\theta}_0$  及び初期並進加速度  $\ddot{a}_0$  が算出できる。また、初期の並進速度  $v_0=0$  である。

次に、任意の時刻から微小時間  $\Delta t$  後のBOPの傾き角度の増加分  $\Delta\theta$  は以下のとおりとなる。

$$\Delta\theta = \frac{1}{2} \cdot \ddot{\theta}_t \cdot \Delta t^2$$

同様に、 $\Delta t$  後の BOP の下端の移動速度の増分  $\Delta v_t$  は以下のとおりとなる。

$$\Delta v_t = \ddot{a}_t \cdot \Delta t$$

また、 $\Delta t$  後の BOP の下端の移動量  $\Delta x_B$  は以下のとおりとなる。

$$\Delta x_b = v_t \cdot \Delta t + \frac{1}{2} \cdot \ddot{a}_t \cdot \Delta t^2$$

これらの関係を用いて、BOP の上端が外壁外縁まで移動 ( $x_B + dx = 300\text{mm}$ ) するまでの時間  $t$  を求めると、

$$t = 0.090 \text{ (s)}$$

となり、このときの傾きと上端の先行変位は、

$$\theta = 0.00129 \text{ (rad)} (= 0.074^\circ)$$

$$dx = 5.4 \text{ (mm)}$$

であることから、上端が飛び出す時点で BOP はほぼ垂直状態を保っており、下端もほぼ外壁外縁に到達していることが分かる。

また、BOP の下端の速度は  $6.7 \text{ m/s}$  であることから、下端も  $0.001$  秒後には外壁の外縁に到達する。

#### 4. 検討結果

以上の検討により、BOP は、クリップが外れたのち、開口部からほぼ垂直状態を保って飛び出すと考えられるため、「上端が傾いて飛び出し、竜巻防護ネットに引っ掛かり、下端が動けなくなり、BOP が外れなくなる」という事象は起こらない。

## 2.6 使用済燃料乾式貯蔵建屋の使用済燃料乾式貯蔵容器冷却性能に ついて

## 1. 概要

使用済燃料乾式貯蔵建屋（以下「貯蔵建屋」という。）は、使用済燃料を収納した使用済燃料乾式貯蔵容器（以下「貯蔵容器」という。）を24基保管するが、貯蔵容器で使用済燃料の崩壊熱を貯蔵建屋内の空気の流れによって除熱するよう設計する。

本資料は、竜巻防護対策として、貯蔵建屋上部の排気口に追設する使用済燃料乾式貯蔵容器竜巻防護対策施設（防護ネット及び車両防止柵）によって、貯蔵建屋の除熱設計に影響がないことを確認するものである。

## 2. 基本条件

### 2.1 貯蔵容器の仕様

- |                |                |
|----------------|----------------|
| (1) 外径×全長      | φ 2391×5725 mm |
| (2) 発熱量（1基当たり） | 17.1 kW        |

### 2.2 貯蔵建屋給排気温度

- |                |       |
|----------------|-------|
| (1) 給気温度（外気温度） | 32 °C |
| (2) 排気温度       | 45 °C |

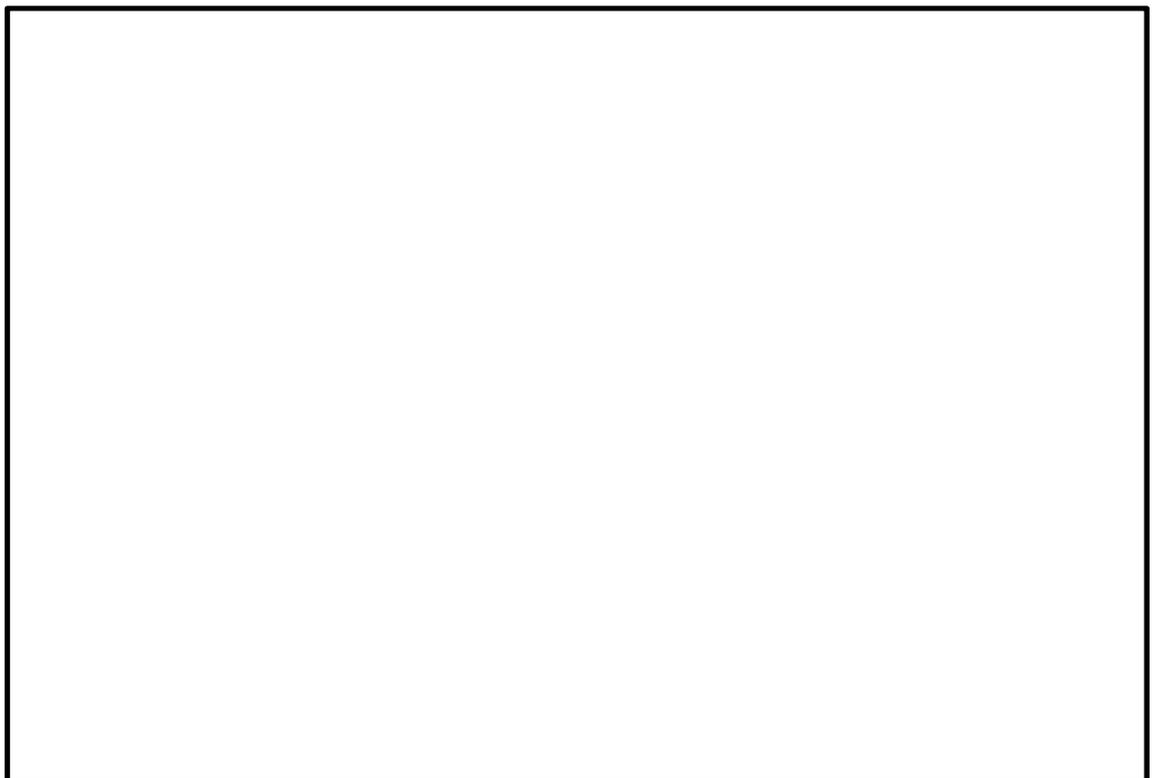
### 2.3 評価モデル

- (1) 貯蔵建屋のドラフト高さ

貯蔵容器蓋表面と排気口中心の高さの差とする。

- (2) 評価領域

貯蔵建屋貯蔵エリアの1スパン（7 m）当たり、給排気口が各2組配置されている。除熱計算は、図 2-1 に示すように車両防止柵により圧損の大きくなる東側の給排気口1組とし、4基の貯蔵容器が収納された状態で評価する。



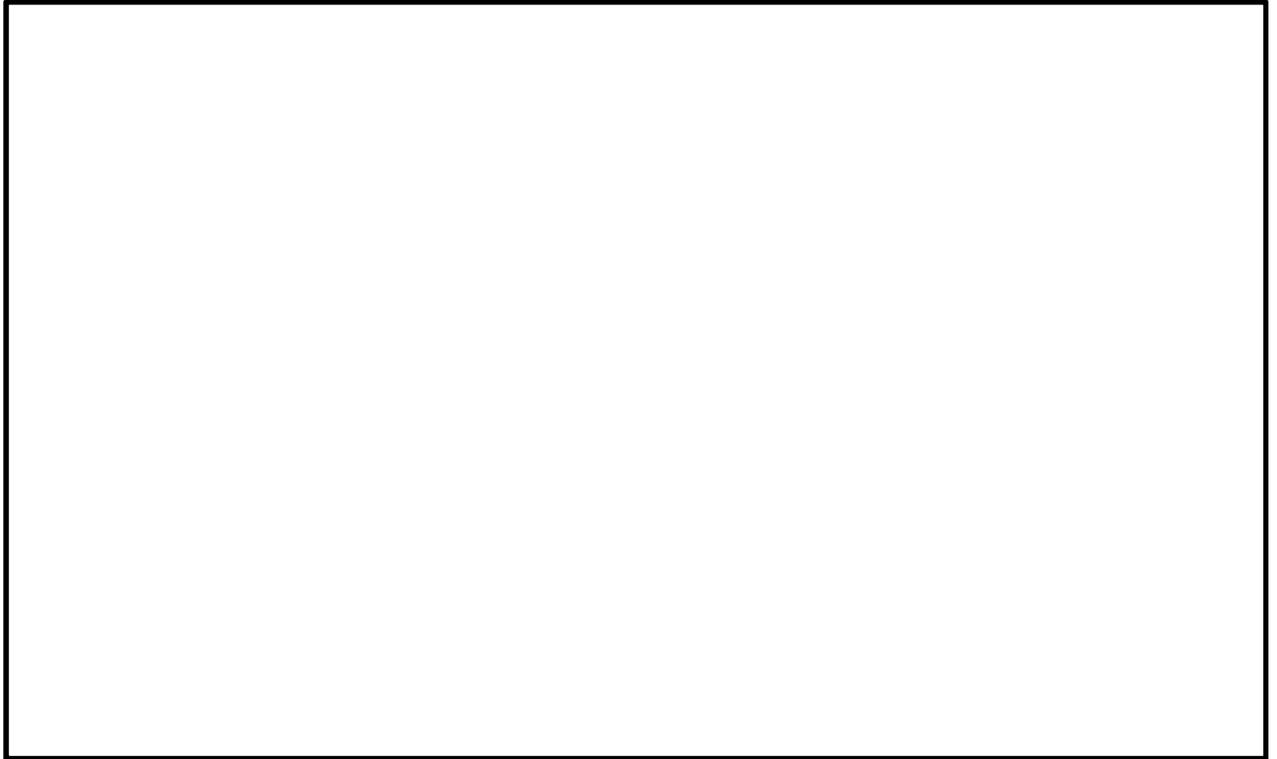


図 2-1 評価領域及び検討対象流路

(3) 流路の形状, 寸法

評価対象流路の形状, 寸法を表 2-1 に示す。

表 2-1 評価対象流路の形状, 寸法 (単位: m)

対象流路		部位	流路寸法 (高さ×幅) (m)	圧損計算用寸法 (m)	備考
給気流路	ガラリ A	図 2-1①	$3.92 \pm 0.01$ $\times 4.545 \pm 0.01$	$3.91 \times 4.53$	開口率 60%
	防虫金網	図 2-1②	$3.92 \pm 0.01$ $\times 4.545 \pm 0.01$	$3.91 \times 4.53$	
	給気流路	図 2-1③	$2.0 \pm 0.04$ $\times 5.8 \pm 0.04$	$1.96 \times 5.76$	
	吐出口	図 2-1④	$2.0 \pm 0.04 \times 5.8 \pm 0.04$ $6.075 \times 7.0 \pm 0.04$	$1.96 \times 5.76$ $6.07 \times 6.96$	
貯蔵容器横断流 (最速部)		図 2-1⑤	$6.075 \times 2.187$ $(7 \pm 0.04 - 2 \times 2.391)$	$6.07 \times 2.17$	
排気流路	ガラリ 誘導部	図 2-1⑥	$2.898 \pm 0.04$ $\times 5.8 \pm 0.04$	$2.85 \times 5.76$	
	ガラリ B	図 2-1⑦	$2.8 \pm 0.01$ $\times 5.345 \pm 0.01$	$2.79 \times 5.33$	開口率 50%
	防虫金網	図 2-1⑧	$2.8 \pm 0.01$ $\times 5.345 \pm 0.01$	$2.79 \times 5.33$	
	防護ネット	図 2-1⑨	$2.8 \pm 0.01$ $\times 5.345 \pm 0.01$	$2.79 \times 5.33$	追設部
	車両防止柵	図 2-1⑩	$2.8 \pm 0.01$ $\times 5.345 \pm 0.01$	$2.79 \times 5.33$	追設部 開口率 80%

2.4 評価方法

本貯蔵建屋では貯蔵容器の冷却を空気の自然対流によって行うため, 冷却性能は熱ドラフトと空気の圧力損失の平衡点で決まる。

熱ドラフトは, 貯蔵建屋の排気部の高さ及び外気との温度差で決まり, また圧力損失は風路の圧力損失係数と風量で決まる。

排気温度が 45°C 以下の場合, 貯蔵容器及び周辺設備の健全性が確保されることより, 給排気温度差 (13°C) による貯蔵建屋の熱ドラフトが空気の圧力損失より大きいことを確認する。

### 3. 記号の定義

表3-1 評価に用いる記号

記号	単位	定義
W	m <sup>3</sup> /s	評価領域当たりの必要風量
Q	kW	貯蔵容器1基分の発熱量
n	—	評価領域に設置される貯蔵容器の数量
ρ	kg/m <sup>3</sup>	給排気の平均密度
ρ <sub>1</sub>	kg/m <sup>3</sup>	給気（外気）の密度
ρ <sub>2</sub>	kg/m <sup>3</sup>	排気の密度
C <sub>P</sub>	kJ/kg°C	空気の比熱
ΔT	°C	給排気の温度差
ΔP	Pa	空気の圧力損失
ζ <sub>i</sub>	—	各流路の圧力損失係数
A <sub>i</sub>	m <sup>2</sup>	各流路の断面積
g	m/s <sup>2</sup>	重力加速度
h	Pa	貯蔵建屋の熱ドラフト
H	m	貯蔵建屋のドラフト高さ

### 4. 計算方法

#### (1) 必要風量

$$W = \frac{n \cdot Q}{\rho \cdot C_P \cdot \Delta T}$$

#### (2) 圧力損失

$$\Delta P = \sum_i \frac{\zeta_i}{A_i} \times \frac{\rho \cdot W^2}{2}$$

#### (3) 熱ドラフト

$$h = (\rho_1 - \rho_2) \times g \times H$$

5. 計算結果

(1) 空気の密度と比熱

表 5-1 空気の密度と比熱

	32°C	45°C	平均値
密度 $\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1.158	1.110	1.134
比熱 $C_P$ (kJ/kg°C)	1.007	1.007	1.007

(2) 必要風量

表 5-2 必要風量

Q (kW)	n	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$C_P$ (kJ/kg°C)	$\Delta T$ (°C)	W (m <sup>3</sup> /s)

(3) 圧力損失

表 5-3 圧力損失

$\sum_i \zeta_i / A_i^2$ (m <sup>-4</sup> )	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	W (m <sup>3</sup> /s)	$\Delta P$ (Pa)

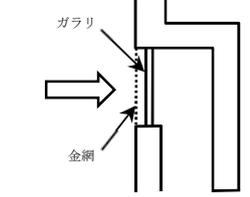
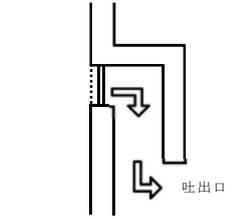
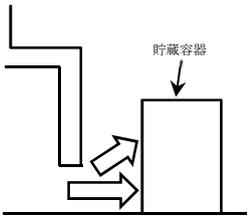
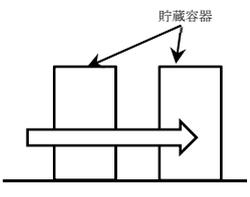
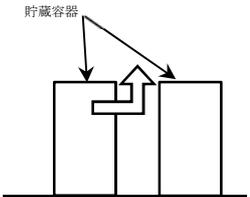
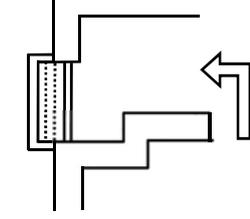
※：圧力損失係数の算出方法は表 5-5 による。

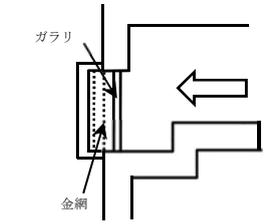
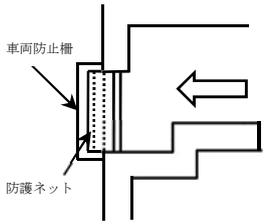
(4) 貯蔵建屋の熱ドラフト

表 5-4 貯蔵建屋の熱ドラフト

$\rho_1$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_2$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	g (m/s <sup>2</sup> )	h (Pa)

表 5-5 流路の圧力損失係数

No.	流路形状	部位	流路面積 (m)	圧損係数	$\zeta_i / A_i^2$ (m <sup>-4</sup> )	圧損係数の 出典
① ②		給気側の ガラリ・ 金網				
③		給気風路 の曲がり				
④		貯蔵エリ アへの吐 出口				
⑤	 	貯蔵容器 を横切る 流れ  横切る流 れ～上昇 流				
⑥		排気口へ の曲がり				

No.	流路形状	部位	流路面積 (m)	圧損係数	$\zeta_i / A_i^2$ (m <sup>-4</sup> )	圧損係数の 出典
⑦ ⑧		排気口の ガラリ, 金網, 防 護ネット				
⑨ ⑩		排気口の 防護ネッ ト, 車両 防止柵 (追設部)				

6. 評価結果

自然対流による空気の圧力損失 (  Pa ) に対して, 貯蔵建屋の熱ドラフト  
(  Pa ) が大きく, 除熱性能は満足されている。

## 2.7 使用済燃料乾式貯蔵建屋壁面への車両の衝突影響について

## 1. はじめに

使用済燃料乾式貯蔵建屋への車両の衝突を想定した場合の、壁面に対する貫通及び裏面剥離の有無、及びその影響については以下のとおり評価している。

## 2. 貫通及び裏面剥離の有無の評価

車両は柔飛来物と考えられることから、Degen式（貫通限界厚さ）及びChang式（裏面剥離限界厚さ）の評価においては、NEI07-13 Rev. 8P(2011)を参照し、柔飛来物に対する係数を考慮している。評価の結果、図1に示すとおり、車両の衝突を想定している南面及び東面の外壁には、貫通は生じないものの裏面剥離が発生する可能性があると考えられる。

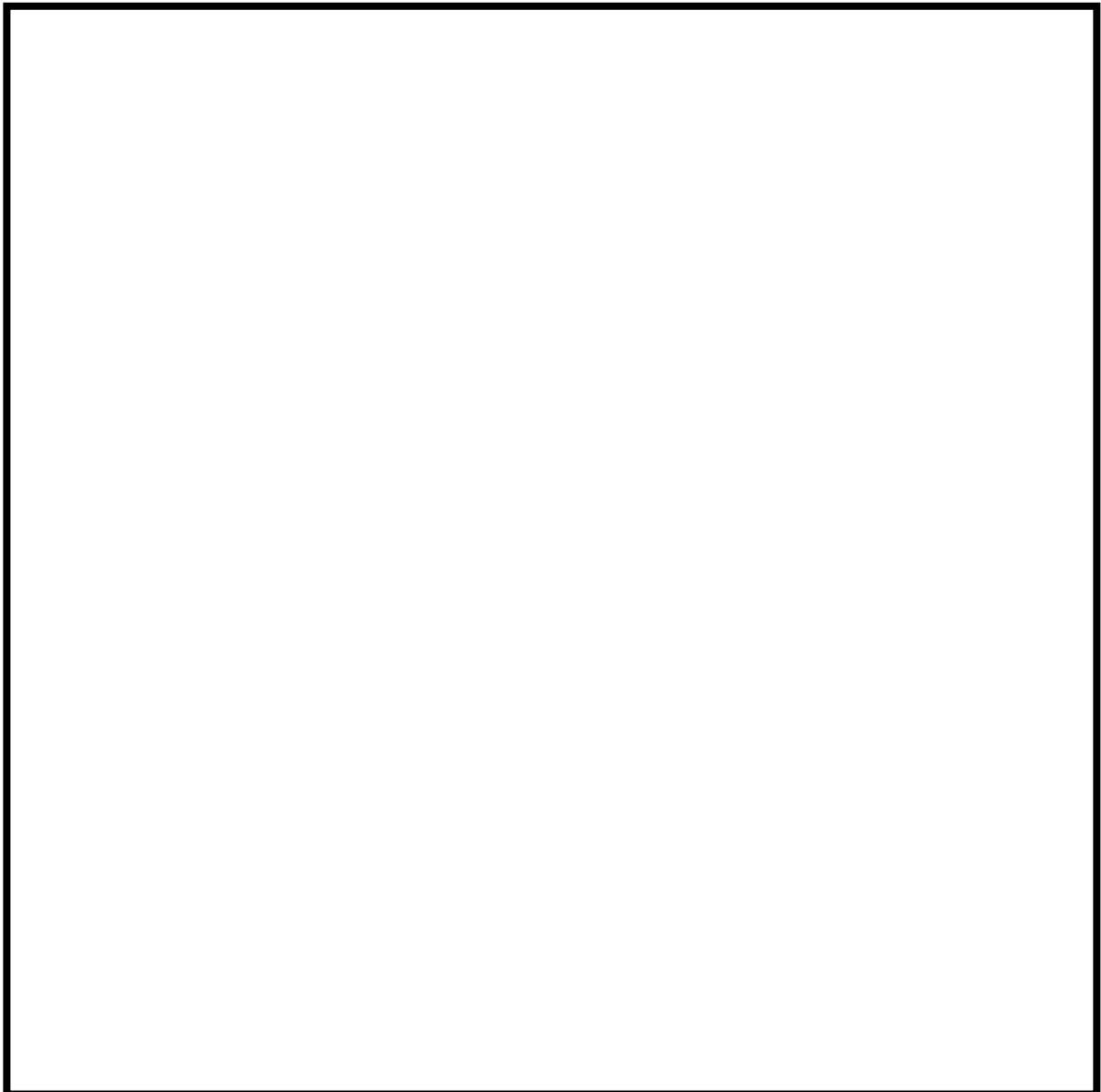


図1 裏面剥離の可能性がある外壁面

表1 車両が到達する壁面の貫通及び裏面剥離評価結果

記号の説明		数値		単位
飛来物直径	車両	338.5		cm
飛来物重量	車両	5000		kg
飛来物の衝突速度	車両	水平	52	m/s
コンクリート強度		240		kgf/cm <sup>2</sup>
評価式における、柔飛来物を考慮した低減係数（NEI07-13を参照）		貫通	先端（平坦）	0.72
			柔	0.60
		裏面剥離		0.55
貫通限界厚さ		29.9		cm
裏面剥離限界厚さ		64.9		cm
貫通の有無		なし (最小壁厚 45.0 > 29.9)		—
裏面剥離の有無		南壁上部	あり (厚さ 45.0 < 64.9)	cm
		東壁上部		
		南壁下部	あり (厚さ 60.0 < 64.9)	
		東壁下部		

### 3. 裏面剥離に対する建屋内部の設備への影響について

使用済燃料乾式貯蔵建屋の内部にあり、外部事象防護対象施設である使用済燃料乾式貯蔵容器に影響を与え得る設備は以下の2つが考えられるが、これらに対する裏面剥離の影響を以下のとおり評価した

- ・使用済燃料乾式貯蔵容器（以下「キャスク」という。）
- ・使用済燃料乾式貯蔵建屋天井クレーン（以下「天井クレーン」という）

#### 3.1 キャスク

文献<sup>1,2</sup>より、想定する車両の飛散速度（52m/s）においては、裏面剥離は飛来物の押し込みによる変形により生じると考えられることから、剥離片の速度も飛来物の衝突速度以下であると想定した。

また、文献<sup>1</sup>における実験結果より、剥離片の寸法は、厚さが鉄筋コンクリートのかぶり厚さ程度で、辺長が鉄筋の間隔の2倍程度と評価されていることから、剥離片の性状を表2のとおり設定し、鋼板の貫通限界厚さを6mmと評価した。

表2 コンクリート剥離片による貫通評価

パラメータ	値	備考
飛散速度	52 m/s	
寸法	厚さ：50mm	かぶり厚さ 50mm
	辺長：500mm	鉄筋間隔 250mm の 2 倍
質量	30kg	密度 2.4
BRL 式における 等価直径	17.8 cm	最小断面 (50mm×500mm) に 等しい円の直径
BRL 式による 鋼板の貫通限界厚さ	6mm	剛飛来物として評価

一方、剥離片が衝突し得るキャスクの部位の最小厚さは、図2に示す外筒の厚さの  であることから、剥離片が衝突した場合でも、キャスクの機能を喪失することはないと考えられる。

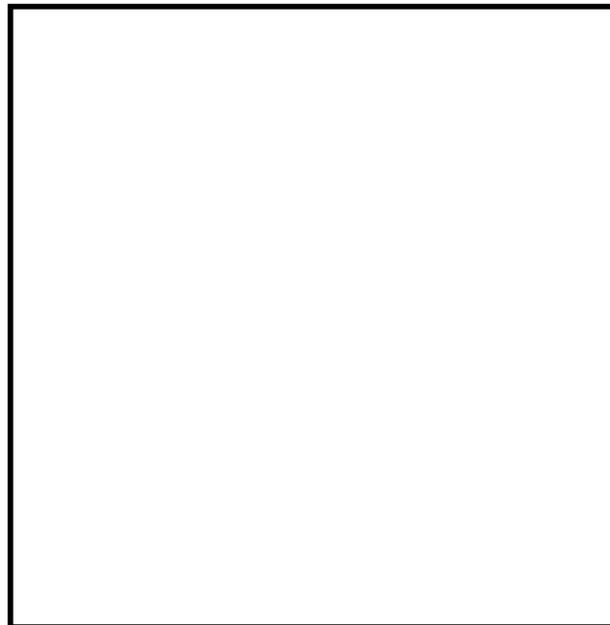


図2 キャスク外形図

### 3.2 天井クレーン

天井クレーンは竜巻の襲来の可能性を覚知した段階で、キャスクから離れた建屋南端に停止する運用としている。この場合、南壁の裏面剥離片の衝突が考えられるが、3.1で想定した剥離片の衝突では、図1に示す通り、天井クレーンが5m以上離れているキャスク貯蔵エリアに押し戻されることはなく、キャスクへの影響はないと判断する。

#### <参考文献>

1. 「飛来物の衝突に対するコンクリート建造物の耐衝撃設計手法」平成3年7月  
財団法人電力中央研究所 著者 伊藤千浩, 大沼博志, 白井孝治
2. 「剛飛翔体の中速度衝突を受けるコンクリート版の衝撃応答に関する基礎的研究」  
平成28年3月, 土木学会構造工学論文集 Vol. 62A, 1084-1096

## 2.8 飛来物として設定する車両の設定について

## 1. 想定する車両の仕様

当社の管理が及ばない隣接事業所からの飛来物として設定した「車両（トラック）」については、その影響を過度な保守性を排し合理的に設定する方針のもと、フジタモデルを用いて飛散速度及び飛距離を評価している。

仮にランキン渦モデルを用いて上記の車両を解析した場合でも、飛距離が大きくなるものの飛散速度は同等であり、想定車両の衝突による被衝突物への影響の度合いについては、両モデルの間に差は認められない。

表 1 想定する車両モデル

項目		東海第二	備考
車両の寸法、重量		3.6m×2.5m×8.6m 5,000kg	種々の車種の解析結果のうち、使用済燃料乾式貯蔵建屋排気口への到達有無を考慮。
飛散速度	水平	52	下記解析手法に基づく。 ※：鉛直方向の有意な衝突箇所は無いと判断
	鉛直	—※	
飛距離		約 186m	
浮上高さ		約 17.5m	初期位置からの浮上がり分
風速場モデル		フジタモデル	
初期高さ		0m	現実的にも車両は地表にあると判断し設定。
ランキン渦モデルによる飛散解析結果		①初期高さ 40m ・水平速度：52m/s ・飛距離：325m ②初期高さ 0m ・水平速度：52m/s ・飛距離：290m	上記車両の場合、飛散速度については、フジタモデルとランキン渦モデルの間に差は認められない。

## 2. 衝突解析に用いる車両モデルについて

使用済燃料乾式貯蔵建屋壁面への衝突解析には、図 1 に示す FEMモデルを用いる。

本モデルは、車両は、車両剛性を衝突面の接点数で除した剛性を持つバネを、衝突面の接点ごとに配分した剛体としてモデル化した。また、建屋の柱間のスパンと車両（トラック相当）の長さが上回り、横向き時には柱で衝突荷重を支えることになるため、壁面のみで負荷を受けるよう、車両は正面衝突するモデルとした。また、衝突面の寸法については、正面衝突を想定することから、具体的な衝突想定箇所となるキャビンの寸法を踏まえ設定した。

車両モデルの諸元を表 2 に示す。

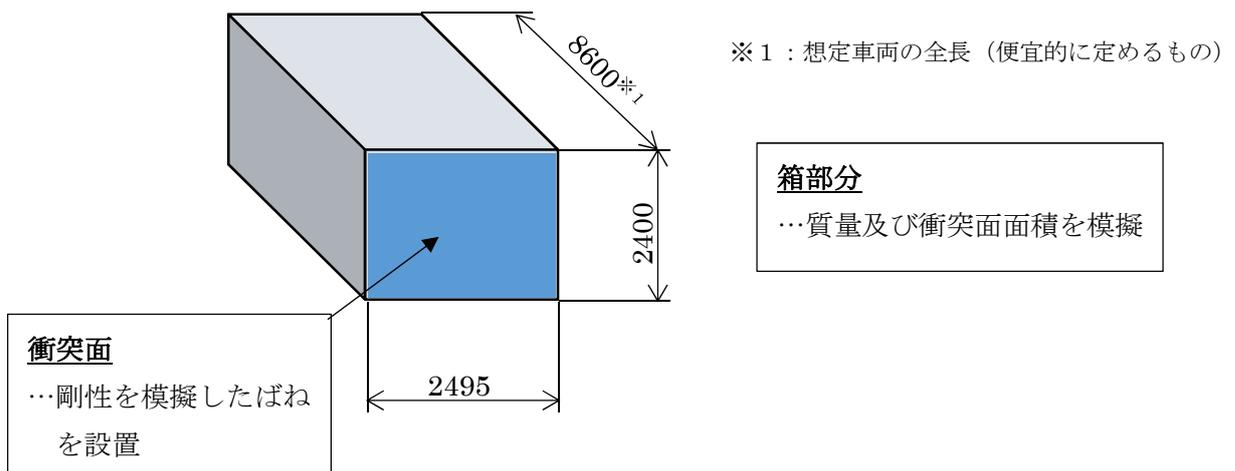
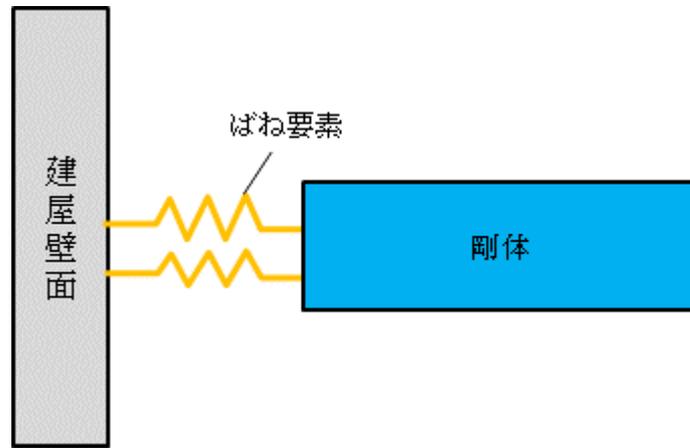


図1 車両の解析モデル

表1 車両モデル諸元

寸法 <sup>※1</sup> (m)	衝突面寸法 <sup>※2</sup> (m)	質量 (kg)	剛性 <sup>※3</sup> (N/m)
3.6×2.5×8.6	幅 2.495 高さ 2.400	5000	2.94×10 <sup>6</sup>

※1：簡易式評価に用いた寸法

※2：車両諸元のモデルとなったトラック（8tクラス）のキャビン前面寸法をもとに設定

※3：自動車の衝突安全（名古屋大学出版会）を参照し、以下のとおり算出。

$$588 \text{ (N/m/kg)} \times 5,000 \text{ (kg)} = 2.94 \times 10^6 \text{ (N/m)}$$

### 3. ばね剛性の設定の影響について

柔飛来物である車両の変形能力を考慮し設定するばね要素の剛性については、トラックのキャビンの剛性の値を文献から参照できなかったため、乗用車のデータに基づく値を採用していることから、その影響について考察した。

解析に際しての事前検討として、エネルギー吸収能力が異なる大小2通りのばねの長さを設定し、ばねによるエネルギー吸収分の解析結果への影響を試算した結果、解析上必要な最小長さであるケース1、及び現実的な車両の潰れ代として想定した車両前面～前輪中心

(運転席)の長さであるケース2について、何れの場合もばねのみでは車両の運動エネルギーを吸収しきれず、剛体部分が壁面に接触する結果となった。

この際、図2に示すとおり、車両の運動エネルギーについては、剛体部分の接触後に壁面(RC+ライナ)により吸収される分が、ばねにより吸収される分には支配的であることが分かった。また、壁面のうち裏面剥離の有無を判断するライナの変形に関しては、図3に示すとおり、ばね長さが変わってもライナに生じる運動エネルギー(速度)及びライナが吸収するエネルギーは大きく変化していないことが分かった。

上記の結果を踏まえると、今回の条件の様にばね(車両の潰れ代)だけではエネルギーを吸収し切れず剛体部が接触し、剛体部からのエネルギーの付与が支配的になる場合においては、壁面のライナに与える変形に対して、ばねによるエネルギー吸収能力の影響は小さいと考えられる。この点を考慮すれば、仮にトラックのばね剛性が採用した文献値と差があるとしても、ばね長さを短く(=エネルギー吸収能力を極力低く)し、剛体部の衝突の影響が支配的となる様に設定することで、ライナの評価における影響が有意とならないように出来ると判断した。

この考えに基づき、解析におけるばね長さは、解析の安定性確保の観点による最小値(ケース1の260 mm)で設定した。

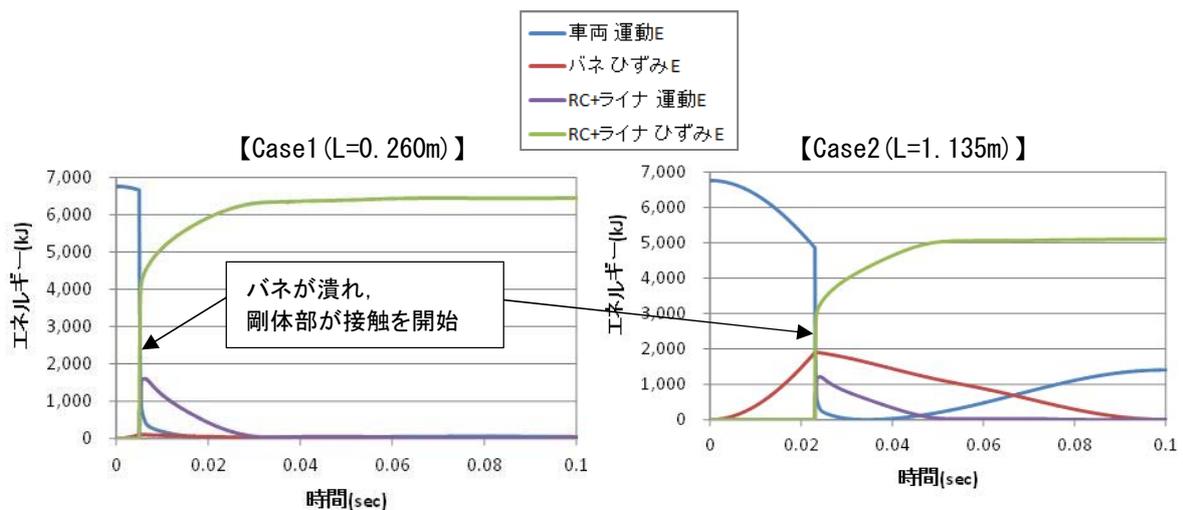


図2 衝突時のエネルギー収支

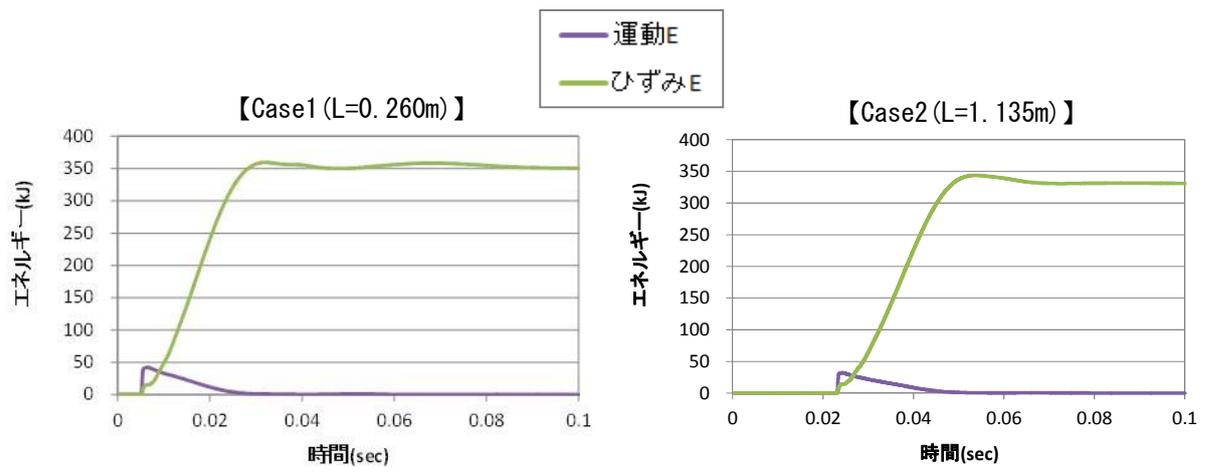


図3 ライナへ与えられるエネルギー

以上

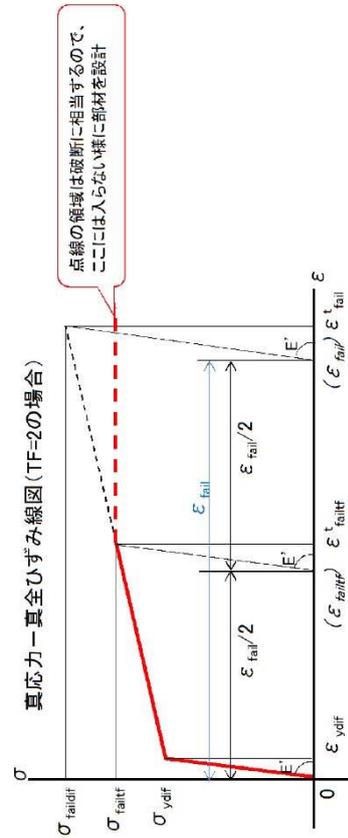
## 2.9 鉄筋コンクリートの衝突解析モデルにおける破断限界の 設定について

## 1. 概要

東海第二発電所における鉄筋コンクリートへの設計飛来物の衝突解析においては、NEI07-13の動的物性に関する係数及びJISに定められる伸びの値を基にして、材料の破断限界を設定している。具体的な例について別紙1及び別紙2に示す。

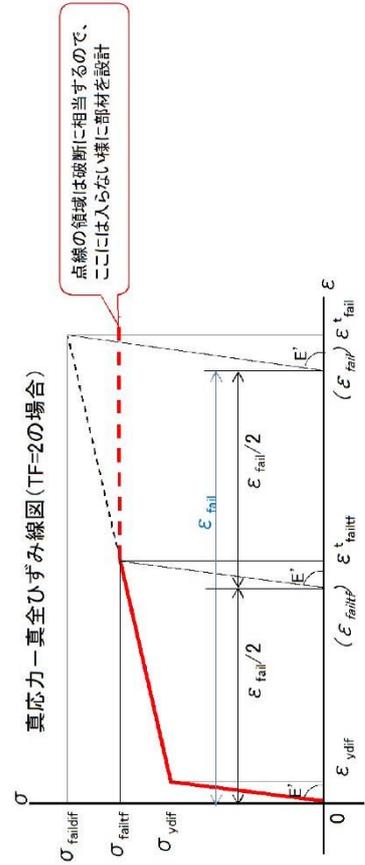
鋼材の真応力-真ひずみモデルの設定

物性値		単位	記号	算出式	備考
静的物性値	ヤング率	MPa	E	—	SD345 (D19) 繰返し処理後 (入力値)
	ポアソン比	—	$\nu$	—	205000
	降伏強度	MPa	$\sigma_{\text{engy}}$	—	0.3
	降伏ひずみ	—	$\epsilon_{\text{engy}}$	$\sigma_{\text{engy}} / E$	345 JISの“降伏点”下限値
	破断強度	MPa	$\sigma_{\text{enrfail}}$	—	0.00168
	破断塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{enrfail}}$	—	490 公称破断力は規格類から読めないで、JISの“引張強さ”下限値で代用 公称破断塑性ひずみは規格類から読めないで、JISの“伸び”で代用 ( $\epsilon_{\text{enrfail}}$ はネッキング後の値なので本来適用不可だが、便宜的に使用)
	破断全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{enrfail}}^t$	$\epsilon_{\text{enrfail}} + \sigma_{\text{enrfail}} / E$	0.182
	DIF (降伏強さ)	—	DIF <sub>y</sub>	—	1.10 NEI07-13
	降伏強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{engydif}}$	$\sigma_{\text{engy}} * \text{DIF}_y$	379.5
	降伏ひずみ (DIF考慮)	—	$\epsilon_{\text{engydif}}$	$\sigma_{\text{engydif}} / E$	0.00185
動的物性考慮	公称破断強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{enrfaildif}}$	$\sigma_{\text{enrfail}} * \text{DIF}_{\text{fail}}$	1.05 NEI07-13
	TF	—	TF	—	514.5 2 被衝突部材: NEI07-13より“2”とする。 飛来物 (鋼製材): “1”とする。
	降伏強度	MPa	$\sigma_{\text{yelf}}$	$\sigma_{\text{engydif}} * (1 + \epsilon_{\text{engydif}})$	380.2
	降伏ひずみ	—	$\epsilon_{\text{yelf}}$	$\ln(1 + \epsilon_{\text{engydif}})$	0.00185
	ヤング率	MPa	E'	$\sigma_{\text{yelf}} / \epsilon_{\text{yelf}}$	2.06.E+05
	破断強度	MPa	$\sigma_{\text{faildif}}$	$\sigma_{\text{enrfaildif}} * (1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	608.1
	破断全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{fail}}^t$	$\ln(1 + \epsilon_{\text{enrfail}}^t)$	0.167
	破断塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{fail}}$	$\epsilon_{\text{fail}}^t - \sigma_{\text{faildif}} / E'$	0.164
	第2折れ点応力	MPa	$\sigma_{\text{failtf}}$	$\sigma_{\text{yelf}} + (\sigma_{\text{faildif}} - \sigma_{\text{yelf}}) / \text{TF}$	494.2 図形的に算出
	第2折れ点全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{failtf}}$	$\epsilon_{\text{yelf}} + (\epsilon_{\text{fail}}^t - \epsilon_{\text{yelf}}) / \text{TF}$	0.084 図形的に算出
第2折れ点塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{failtf}}^t$	$\epsilon_{\text{failtf}} - \sigma_{\text{failtf}} / E'$	0.082	



# 鋼材の真応力-真ひずみモデルの設定

静的物性値	物性値	単位	記号	算出式	備考
動的物性考慮	ヤング率	MPa	E	—	
	ポアソン比	—	$\nu$	—	
	降伏強度	MPa	$\sigma_{\text{engy}}$	—	JISの“降伏点”下限値
	降伏ひずみ	—	$\epsilon_{\text{engy}}$	$\sigma_{\text{engy}} / E$	
	破断強度	MPa	$\sigma_{\text{engfail}}$	—	公称破断応力は規格類から読めないで、JISの“引張強さ”下限値で代用
	破断塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{engfail}}$	—	公称破断塑性ひずみは規格類から読めないで、JISの“伸び”で代用
	破断全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{t-engfail}}$	$\epsilon_{\text{engfail}} + \sigma_{\text{engfail}} / E$	
	DIF (降伏強さ)	—	DIF <sub>y</sub>	—	NEI07-13
	降伏強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{engydif}}$	$\sigma_{\text{engy}} * \text{DIF}_y$	264.5
	降伏ひずみ (DIF考慮)	—	$\epsilon_{\text{engydif}}$	$\sigma_{\text{engydif}} / E$	0.00129
DIF (破断強さ)	—	DIF <sub>fail</sub>	—	1.10	
破断強度 (DIF考慮)	MPa	$\sigma_{\text{engfaildif}}$	$\sigma_{\text{engfail}} * \text{DIF}_{\text{fail}}$	297.0	
TF	—	TF	—	2	被衝突部材: NEI07-13より“2”とする。 飛来物(鋼製材): “1”とする。
降伏強度	MPa	$\sigma_{\text{ydf}}$	$\sigma_{\text{engydif}} * (1 + \epsilon_{\text{engydf}})$	264.8	
降伏ひずみ	—	$\epsilon_{\text{ydf}}$	$\ln(1 + \epsilon_{\text{engydf}})$	0.00129	
ヤング率	MPa	E'	$\sigma_{\text{ydf}} / \epsilon_{\text{ydf}}$	2.05.E+05	
破断強度	MPa	$\sigma_{\text{faildif}}$	$\sigma_{\text{engfaildif}} * (1 + \epsilon_{\text{t-engfail}})$	350.8	
破断全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{fail}}$	$\ln(1 + \epsilon_{\text{t-engfail}})$	0.166	
破断塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{fail}}$	$\epsilon_{\text{fail}} - \sigma_{\text{faildif}} / E'$	0.164	
第2折れ点応力	MPa	$\sigma_{\text{faltf}}$	$\sigma_{\text{ydf}} + (\sigma_{\text{faildif}} - \sigma_{\text{ydf}}) / \text{TF}$	307.8	図形的に算出
第2折れ点全ひずみ	—	$\epsilon_{\text{faltf}}$	$\epsilon_{\text{ydf}} + (\epsilon_{\text{fail}} - \epsilon_{\text{ydf}}) / \text{TF}$	0.084	図形的に算出
第2折れ点塑性ひずみ	—	$\epsilon_{\text{faltf}}$	$\epsilon_{\text{faltf}} - \sigma_{\text{faltf}} / E'$	0.082	



## 2.10 原子炉建屋原子炉棟屋根スラブ変形評価の許容値の 設定について

## 1. 概要

東海第二発電所における原子炉建屋原子炉棟屋根スラブ変形評価の許容値について、「各種合成構造指針」及び「RC 規準」に基づく算出過程を別紙 1 に示す。

## 1. 各種合成構造指針によるスタッドの許容引張力の算出

記号	定義	値	単位	備考
d	スタッドの(軸部の)外径	19	mm	
D	スタッドの(頭部の)外径	30.4	mm	
Le	(有効)埋込深さ	88.6	mm	頭部の厚さ 0.6d を長さ (100mm) から差し引いた値
$s_{ca}$	スタッドの(軸部の)断面積	284	mm <sup>2</sup>	$\phi 19$ の棒の断面積
$s\sigma_y$	スタッドの規格降伏点強度	235	N/mm <sup>2</sup>	SS400(建設時:SS41)
$s\sigma_{pa}$	スタッドの引張強度	235	N/mm <sup>2</sup>	$s\sigma_y$ に等しい
$l_{ce}$	強度計算用埋込深さ	88.6	mm	$l_e$ に等しい
$A_c$	コーン状破壊面の有効水平投影面積	33123	mm <sup>2</sup>	「合成構造設計指針」のとおり。 $\pi \cdot l_{ce} \cdot (l_{ce} + D)$
$A_0$	スタッド頭部の支圧面積	442.3	mm <sup>2</sup>	$\pi (D^2 - d^2) / 4$
$F_c$	コンクリートの設計基準強度	22.1	N/mm <sup>2</sup>	
$c\sigma_t$	(コーン状破壊に対する)コンクリートの引張強度	1.457	N/mm <sup>2</sup>	$0.31\sqrt{F_c}$
$f_n$	コンクリートの支圧強度	132.6	N/mm <sup>2</sup>	$F_c \cdot \sqrt{A_c/A_0}$ ( $\sqrt{A_c/A_0}$ は 6 を上限)
$\phi_1$	低減係数	1	—	短期荷重用の係数
$\phi_2$	低減係数	0.67	—	
$P_{a1}$	ボルトの降伏により定まる、スタッド(1本)の許容引張力	66.7	kN	$\phi_1 \cdot s\sigma_{pa} \cdot s_{ca} / 1000$
$P_{a2}$	コンクリートのコーン状破壊により定まる、スタッド(1本)の許容引張力	32.3	kN	$\phi_2 \cdot c\sigma_t \cdot A_c / 1000$
$P_{a3}$	コンクリートの支圧破壊により定まる、スタッド(1本)の許容引張力	58.6	kN	$f_n \cdot A_0 / 1000$
$P_a$	スタッドの許容引張力	32	kN	$\min\{P_{a1}, P_{a2}, P_{a3}\}$

2. 「RC 規準」による屋根スラブの許容曲げモーメント及びせん断力の算出(1/2)

記号	定義	値	単位	備考
$\omega_d$	常時作用する荷重による 単位幅あたりの荷重	3.37	kN/m	
$\omega_T$	評価に用いる竜巻の荷重 による単位幅(奥行方向) あたりの荷重	-10.55	kN/m	・上向き荷重 ・ $\max\{\omega_{T1}, \omega_{T2}\}$ の絶対値 の大きいもの
$\omega_{T1}$	評価に用いる竜巻の荷重 $W_{T1}$ による単位幅あたりの 荷重	-8.9	kN/m	・上向き荷重 ・ $-\Delta P \cdot 1/1000$
$\omega_{T2}$	評価に用いる竜巻の荷重 $W_{T2}$ による単位幅あたりの 荷重 (設計飛来物による衝撃荷 重 $W_M$ は考慮しない)	-10.55	kN/m	・上向き荷重 ・ $-q \cdot G \cdot C \cdot 1/1000 + (1/2) \cdot$ $\Delta P \cdot 1/1000$ ・・・代表ケースとなる。 ・BOP 開放を考慮した場合 ( $C=1.0+$ 内部吹込 $0.6=1.6,$ かつ $\Delta P=0$ ) の場合の荷重 -9.76 も包含する。
L	屋根スラブの支持スパン	2270	mm	
M	単位幅の屋根スラブにお ける発生曲げモーメント	3	kN・m/m	上向き凸の曲げに相当 ( $\omega_T - \omega_d$ ) $\cdot(L/1000)^2/12$
Q	屋根スラブにおける単位 幅の発生せん断力	9	kN/m	( $\omega_T - \omega_d$ ) $\cdot(L/1000)/2$
p	スタッドの配置間隔	360	mm	
T	スタッド(1本)に生じる引 張力	4	kN	$Q \cdot (p/1000)$
$f_s$	コンクリートの許容せん断 応力度(短期)	1.06	N/mm <sup>2</sup>	
$f_t$	鉄筋の許容引張応力度	345	N/mm <sup>2</sup>	
$a_t$	引張鉄筋の断面積	703.9	mm <sup>2</sup>	(D13 鉄筋 126.7mm <sup>2</sup> × 単 位幅当たりの本数 1000/180 本) ←180:配 筋ピッチ
b	部材(屋根スラブ)の幅	1,000	mm	奥行方向単位幅

2. 「RC 規準」による屋根スラブの許容曲げモーメント及びせん断力の算出(2/2)

記号	定義	値	単位	備考
d	部材(屋根スラブ)の有効せい	50	mm	
j	応力中心距離	43.8	mm	$(7/8)*d$
$\alpha$	許容せん断力の割り増し係数	1	—	$4/(M/(Q \cdot d)+1)$ ただし、 $1 \leq \alpha \leq 2$
$M_a$	屋根スラブの単位幅の許容曲げモーメント	10	kN・m/m	$a_t \cdot f_t \cdot j / 10^6$
$Q_a$	屋根スラブにおける単位幅の許容せん断力	46	kN	$b \cdot j \cdot \alpha \cdot f_s / 10^3$

2.11 車両衝突時における使用済燃料乾式貯蔵建屋内壁ライナの  
挙動について

## 1. はじめに

当社の管理が及ばない隣接事業所からの飛来物として設定した「車両（トラック）」が使用済燃料乾式貯蔵建屋に衝突し得るのは、建屋の東及び南側の壁面となるが、これらの壁に車両が衝突した場合の裏面剥離を抑止するため、壁の内表面に鋼板ライナを施工する計画としている。

ライナはあと施工アンカーボルトにより既設壁面に取り付ける設計としているが、外表面への車両の衝突によりコンクリートの変形、損傷が想定されることから、ボルト及びライナの挙動について検討した。

## 2. 壁面へのライナの施工計画

建屋内表面へのライナの取付計画を図 1 に示す。厚さ 3.2mm の鋼板を、図に示す割付で取りつける計画としている。

アンカーボルトの呼び径は M16, ボルト施工ピッチは鉄筋のピッチ(250mm)を考慮し 500mm とする。

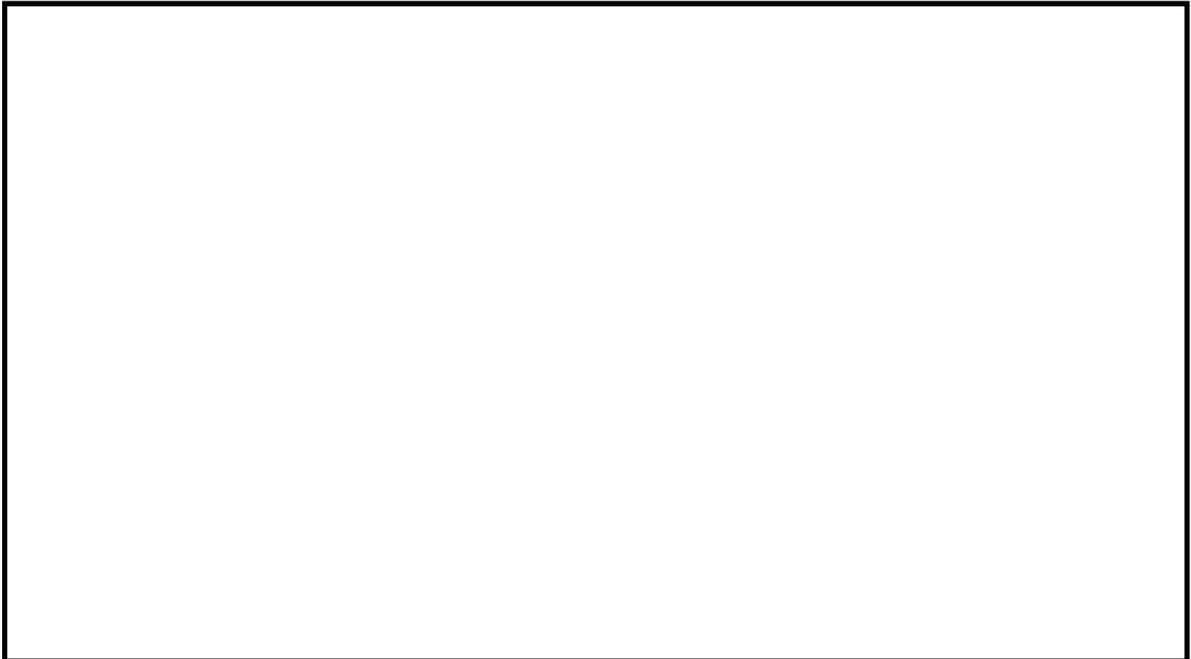
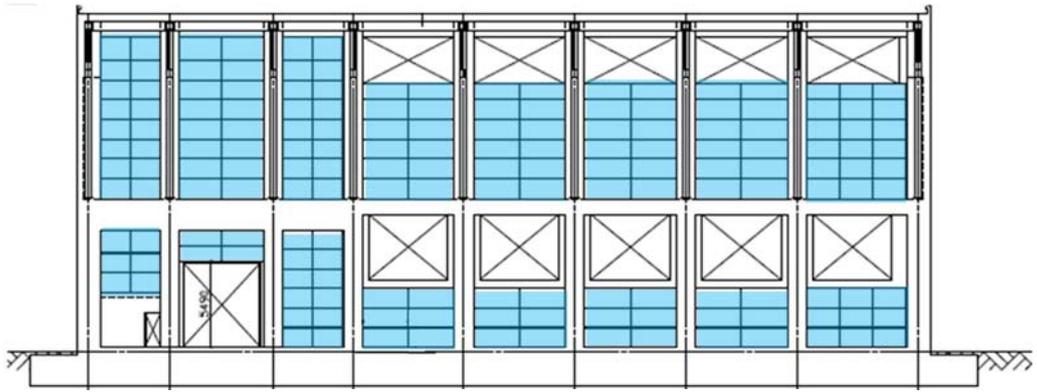
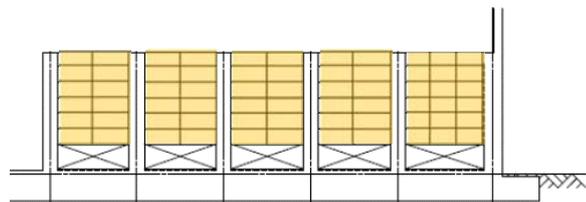


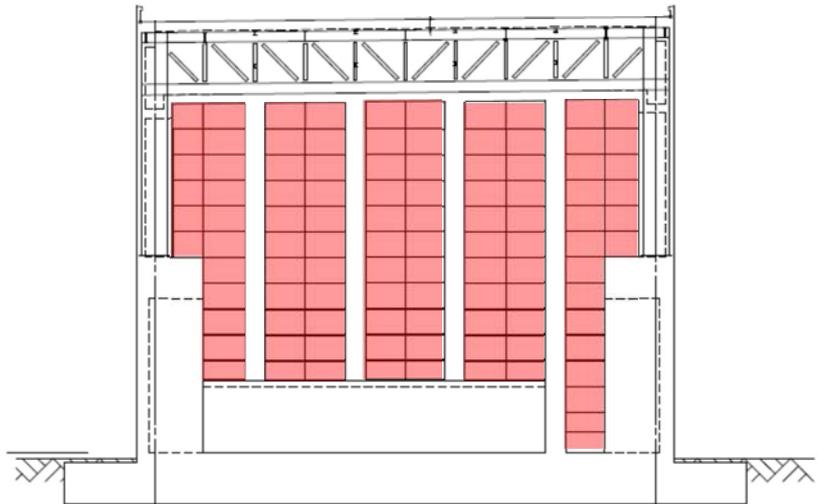
図 1 ライナの割付計画(1/2)



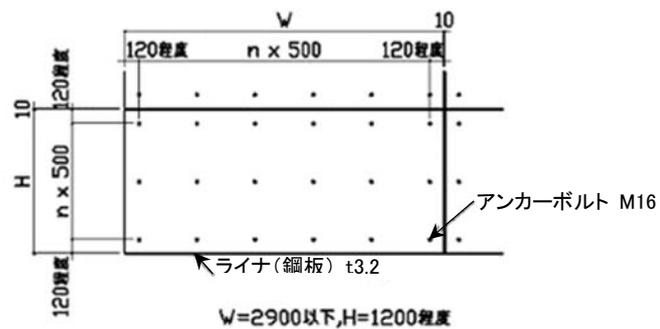
< 東側 外壁面 (A-A 視) >



< 東側 内壁面 (B-B 視) >



< 南側壁面 (C-C 視) >



< ライナ詳細 >

図1 ライナの割付計画 (2/2)

### 3. 車両衝突時のライナの挙動

ライナの割り付けと車両の衝突面の関係の例を図2に示す。車両衝突時は、衝突中心近傍において壁のコンクリートは変形、損傷を生じ、ライナを留めるアンカーボルトもコンクリートとの付着力を喪失すると考えられるため、ライナはコンクリートの変形（押し込みによる面外への膨らみ）に合わせて変形すると考えられる。

いま、ライナが継ぎ目のない一枚板であると仮定したモデルの衝突評価では、図3に示すとおり、押し込みによる壁の変位が衝突中心で384mmになるとの解析結果が得られている。また、図4に示すように、ライナによるエネルギー吸収量はRCに比べ小さく、壁面の変形の抑制に対する寄与は大きくないと考えられるため、アンカーボルトの付着力を喪失しライナによる変形の抑止が期待できない、実際の板割りを考慮したモデルにおいても、衝突中心の変形はライナ1枚モデルと大きな差異は生じないと考え、400mmと想定した。

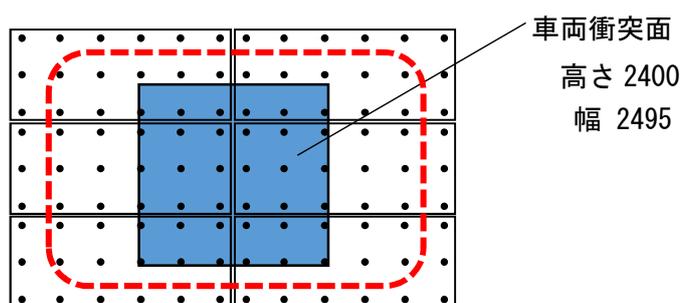


図2 ライナ割付と車両の衝突状況の例

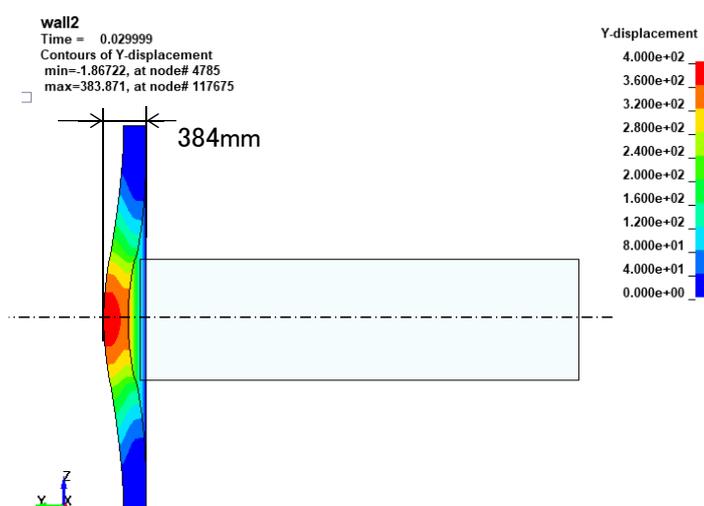


図3 建屋壁の最大変位（ライナ1枚板モデルの解析結果）

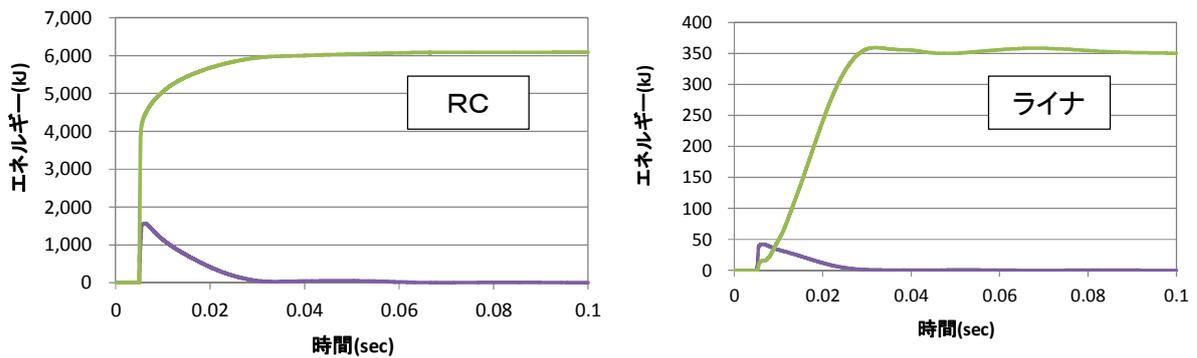


図4 ライナとRCによるエネルギー吸収量（ライナ1枚板モデルの解析結果）

上記の想定を図示したものを図5に示す。ここで、衝突中心においては壁の変形に伴いライナも持ち上げられ、ライナ継ぎ目の隙間が拡大する。拡大前の隙間をC、ライナ変形後の隙間の拡大幅を $\delta$ とすると、車両衝突時のライナ継ぎ目の隙間の大きさC'は、

$$C' = C + 2\delta$$

で表される。

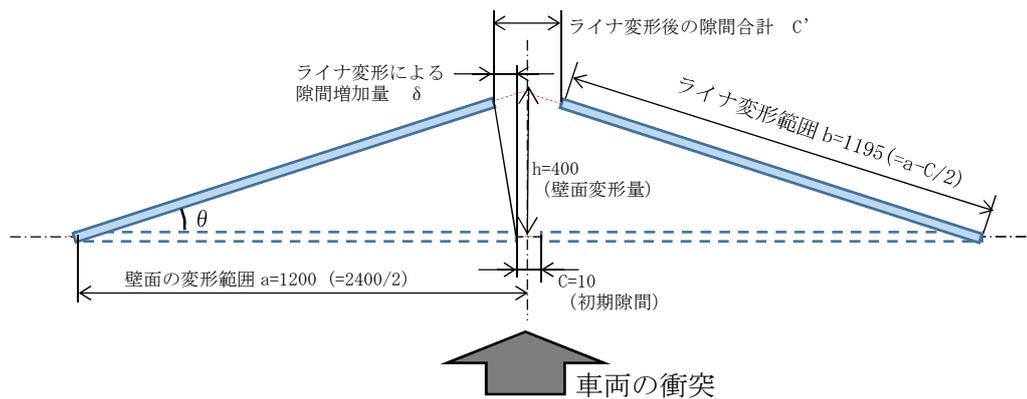


図5 車両の衝突に伴うライナの持ち上がりと隙間の増加の模式図

図5におけるパラメータを表1に示す。ここで、壁面及びライナの変形の傾斜が急であるほど $\delta$ は大きくなるため、壁面の変形範囲は車両衝突面の最小寸法(2400mm)を考慮して保守的に設定した。

表1の条件においてライナの変形を考慮したライナ継ぎ目の隙間C'は約133mmとなるが、仮に1片がC'に等しく、奥行きがコンクリートのかぶり厚(50mm)相当の剥離片が飛び出したとしても、表2に示すとおり、この剥離片の貫通力は小さく、図6に示す使用済燃料乾式貯蔵容器(最薄部  mm)の機能の喪失には至らないものと判断する。

表 1 図 5 における数値

パラメータ	値	備考
壁面変形量 $h$	400 mm	
ライナ初期隙間 $C$	10mm	
壁面変形範囲 $a$	1200mm	2400/2 (車両衝突面の最少寸法を考慮)
ライナ変形長さ $b$	1195mm	$a-C/2$
ライナ持ち上がり角 $\theta$	0.322 (rad)	$\tan^{-1}(h/a)$
隙間増加量 $\delta$	61.6 (mm)	$b(1-\cos \theta)$
ライナ変形後の隙間合計 $C'$	133 (mm)	$C+2 \delta$

表 2 表 1 の結果を踏まえたコンクリート剥離片と砂利 (設計飛来物) との比較

パラメータ	値		備考 (剥離片に関するもの)
	砂利	剥離片	
飛散速度	62 (m/s)	133 (m/s)	飛来物の速度に等しいと仮定
寸法	40mm×40mm× 40mm	厚さ : 50mm	かぶり厚さ 50mm
		辺長 : 133mm	表 1 の値
質量	0.18kg	2.13kg	密度 2.4g/cm <sup>3</sup>
BRL 式における 等価直径	4.5cm	9.2 cm	最小断面 (133mm×50mm) に等しい円の直径
BRL 式による 鋼板の貫通限界 厚さ	1mm	1.8mm	剛飛来物として評価

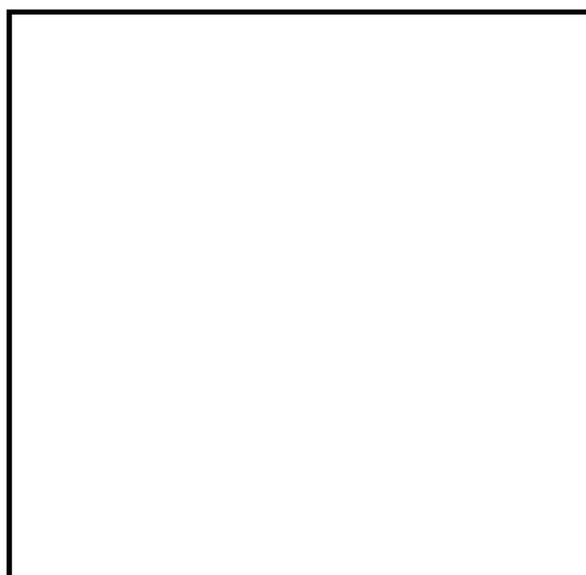


図 6 使用済燃料乾式貯蔵容器外形図

以 上

### 3 海水ストレーナの強度計算に関する補足説明資料

### 3.1 海水ストレーナの強度評価対象部位について

1. 概要

本資料は、V-3-別添 1-1-3「残留熱除去系海水系ストレーナの強度計算書」及びV-3-別添 1-1-7「ディーゼル発電機海水系ストレーナの強度計算書」における、海水系ストレーナ（残留熱除去系海水系ストレーナ、ディーゼル発電機用海水系ストレーナ）の強度評価対象部位について、選定理由及び評価内容を説明するものである。

2. 評価対象部位の選定理由及び評価内容

海水系ストレーナの評価対象部位の選定理由及び評価内容を表 1 に示す。

表 1 海水系ストレーナの評価対象部位の選定理由及び評価内容

部位 <sup>※1</sup>	考慮する荷重及び選定理由	評価内容
	風荷重（水平）	
支持脚	— 風荷重により発生する応力の観点より、支持断面積の小さい基礎ボルトを選定	—
胴板	— 同上	—
蓋	— 同上	—
基礎ボルト	○ 同上	風荷重による水平荷重により発生する引張、せん断応力を算出。

※1：外荷重による応力を受ける主要構造部材

(補足)

引張応力の式は以下で表される。

$$F = \frac{W_w \cdot h - m \cdot g \cdot L_H}{n_f \cdot L_1}$$

$$\sigma_t = \frac{F}{A}$$

F：引張力  
 W<sub>w</sub>：風圧力による荷重  
 h：基礎～ストレーナ重心高さ  
 m：質量  
 g：重力加速度 (g=9.80665)  
 L<sub>H</sub>：重心からの水平距離  
 n<sub>f</sub>：引張力を受ける箇所数  
 L<sub>1</sub>：支点間水平距離  
 σ<sub>t</sub>：引張応力  
 A：断面積

支持脚が高い場合は重心高さ h が大きくなり、転倒モーメント (W<sub>w</sub>・h) が大きくなるが、安定モーメント (m・g・L<sub>H</sub>) は変わらないため、発生応力は支持脚が低い場合に比べ、より大きくなる傾向となる。

支持脚が低い場合は重心位置が低くなり、転倒モーメントを安定モーメントが打ち消す作用が大きいため、支持脚、胴板に作用する応力は小さい傾向となることから、断面積の小さい基礎ボルトを評価対象部位として選定している。

残留熱除去系海水系ストレーナに竜巻の風荷重が作用した場合を例とし、支持脚に発生する引張応力について表 2 に、基礎ボルトに発生する引張応力について表 3 に示す。

基礎ボルトに発生する応力に対し、支持脚に発生する応力は十分小さい。

表2 支持脚に発生する引張応力

条件	対象部位	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	応力比
風荷重 (100m/s)	残留熱除去系海水系 ストレーナの支持脚	1.46	185	0.008

表3 基礎ボルトに発生する引張応力

条件	対象部位	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	応力比
風荷重 (100m/s)	残留熱除去系海水系 ストレーナの基礎ボ ルト	25	173	0.145

### 3. 接続配管の扱い

風荷重を受けた場合、海水ストレーナの接続配管についても機器本体に発生する応力は伝達されるが、応力を分担することで機器本体の発生応力は小さくなるため、保守的に配管はないものとして評価を行う。なお、接続配管は10インチ以上の炭素鋼配管であり、十分な強度を有している。

4. 屋外の重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算に関する

補足説明資料

#### 4.1 固縛装置の設計における保守性について

## 1. 概要

本資料は、東海第二発電所の屋外の重大事故等対処設備（以下「SA設備」という。）の悪影響防止対策として、V-3-別添 1-3「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算の方針」に示している固縛装置の設計における保守性について補足する資料である。

固縛装置は、竜巻の襲来時において、屋外のSA設備の固縛状態を維持するために必要な構造強度を有するよう設計しているが、設計においては保守性を見込むことで、固縛装置への信頼性を高めるように配慮しており、その詳細について説明する。

## 2. 固縛装置設計での保守性

固縛装置の設計において見込んでいる保守性は、保守性を見込む設計段階に応じ、次に示す3つに整理することができる。次項において具体的な内容を示す。

- (1) 荷重算出における保守性
- (2) 設計竜巻の風速の評価における保守性
- (3) 許容限界における保守性

## 3. 具体的な保守性について

### 3.1 荷重の算出における保守性

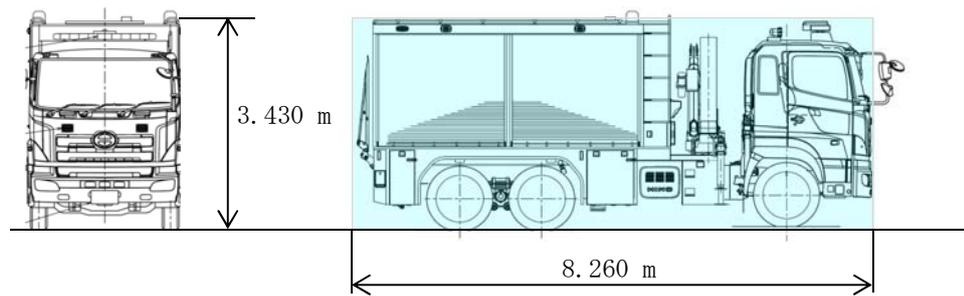
- (1) 固縛対象設備の受圧面積の設定における保守性

固縛対象設備に作用する横滑り荷重は、次の①式に示すように、設計竜巻の風圧力による荷重の受圧面積を用いて算出する。

$$P_H = W_W = q \cdot G \cdot C \cdot A \quad \dots \textcircled{1}$$

- q : 設計用速度圧  
G : ガスト係数 (=1.0)  
C : 風力係数  
A : 受圧面積

この受圧面積は、実際の固縛対象設備の外形面積より大きくなるように外接する直方体の面積で近似した最大値を用いており、荷重の算出に保守性を見込んでいる。固縛装置の強度計算において最も裕度の小さい評価対象部位を有する「可搬型代替注水中型ポンプ」における受圧面積の保守性を図3-1に示す。



- ・荷重算出に用いている受圧面積（    部）：28.332 m<sup>2</sup>
- ・風荷重を受ける部分（実外形）の面積：23.189 m<sup>2</sup>

図 3-1 可搬型代替注水中型ポンプの外形図

前述のとおり、荷重算出に用いている受圧面積は風荷重を受けない（風が通り抜ける）部分も含めた面積で算出しており、可搬型代替注水中型ポンプの裕度が最小となる荷重ケースである側面においては、荷重算出用の面積と実際の風荷重を受ける面積との比より、1.22（=28.332 / 23.189）倍の保守性を有している。

他の屋外のSA設備の受圧面積においても、同様に実外形よりも大きな面積として荷重を算出しており、保守性を有している。

(2) 固縛対象設備に作用する揚力算出における保守性

固縛対象設備に作用する揚力は、次の②式にて示すことができる。

$$F_{L} = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}^2 \cdot C_{L} a \quad \dots \textcircled{2}$$

$\rho$ ：空気の密度

$V_{SA}$ ：固縛対象設備に作用する設計竜巻の最大水平風速

$C_{L} a$ ：揚力係数と見付面積の積

このとき、 $C_{L} a$ は、風洞実験により得られる値であり、固縛対象設備の風洞実験を各対象に対して行うことは現実的ではなく、揚力算出式としての実用性に欠けることもあり、物体の外形により算出できる、抗力係数と見付面積の積の平均値 $C_{D} A$ が、 $C_{L} a$ より大きな値を取ることが、既往の風洞実験等の結果により確認されていることから、固縛対象設備に作用する揚力は、②式の $C_{L} a$ を $C_{D} A$ に置換した③式で算出される揚力 $F_{L, m}$ を用いる。

$$F_{L, m} = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}^2 \cdot C_{D} A \quad \dots \textcircled{3}$$

$C_{D} A$ ：抗力係数と見付面積の積の平均値

固縛対象設備に作用する揚力 $F_{L, m}$ において、前述のとおり、 $C_{D} A > C_{L} a$ であることから、固縛対象設備は、実際の揚力よりも大きな揚力を受け、より飛散しやすい条件にて評

価されており、揚力の算出において保守性を有している。

(3) 動的荷重算出のための摩擦係数に対する保守性

連結材に余長を設けた固縛装置（以下「余長付き固縛装置」という。）においては、連結材が展張することによる急制動に伴って作用する動的荷重に対する設計を行い、動的荷重は摩擦力を考慮して各検討段階での風速等の算出が必要となる。

具体的には、横滑り開始風速、連結材の展張時の固縛対象設備が有する終端速度及び固縛対象設備が停止するまでの静荷重の算出であり、このときに摩擦力を算出するための摩擦係数は以下の値を用いる。

- ・ 静摩擦係数  $\mu_s = 0.44$  (20km/h での走行車両のタイヤと路面の縦すべり摩擦係数)
- ・ 動摩擦係数  $\mu_d = 0.29$  (120km/h での走行車両のタイヤと路面の縦すべり摩擦係数)

摩擦係数は、「道路構造令の解説と運用」に記載される湿潤状態での路面の縦すべり摩擦係数を参考としており、静摩擦係数は、停止している車両を横滑りさせるという事象に対して走行状態での進行方向の摩擦係数を用いること、動摩擦係数は、高速で走行中の摩擦が少ない走行状態での進行方向の摩擦係数を用いることから、いずれの摩擦係数の設定においても、十分な保守性を有している。

(4) 動的荷重算出モデルに摩擦を考慮しないことにおける保守性

動的荷重は、連結材に弾性的な荷重が作用し、固縛対象設備が停止したとして算出する。動的荷重の算出式は、連結材が等価剛性  $k$  を有している弾性体として、連結材が展張する時点を  $t = 0$  として時間  $t$  の関数として、④式にて表される。

$$\begin{aligned} F_i(t) &= k \cdot x_{RP} = k \cdot B \sin\left(\sqrt{\frac{k}{m}} \cdot t\right) \\ &= \sqrt{k \cdot m} \cdot v_{SA, OT} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{k}{m}} \cdot t\right) \dots \textcircled{4} \end{aligned}$$

ここで、

- $F_i$  : 連結材に発生する動的荷重
- $k$  : 連結材の等価剛性
- $x_{RP}$  : 連結材の変位
- $B$  : 振幅
- $m$  : 固縛対象設備の質量
- $v_{SA, OT}$  : 連結材が展張した時に固縛対象設備が有する速度（終端速度）

連結材の展張する際には、図 3-2 に示すように、固縛対象設備と路面との間に摩擦力は生じるが、保守的に摩擦を考慮せずに、動的荷重を算出する設計としている。摩擦力を  $F_f$  として考慮して、④式に反映すると、摩擦による項目が加わり、⑤式にて表される。

$$F_i(t) = k \left( x_{RP} - \frac{F_f}{k} \right) = k \left( x_{RP} - \frac{\mu_d (m \cdot g - F_{L, m})}{k} \right) \dots \textcircled{5}$$

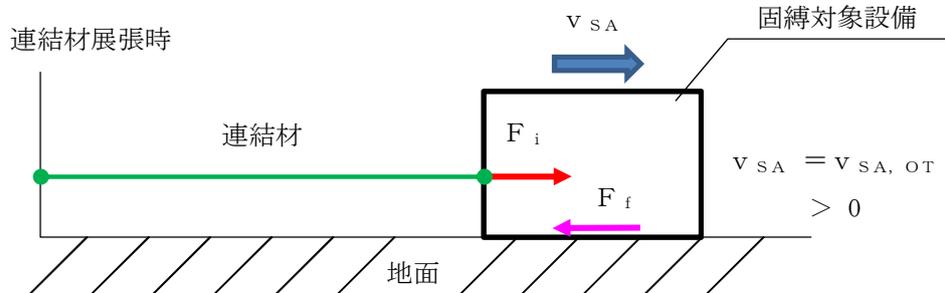


図 3-2 摩擦力を考慮した動的荷重の算出時の荷重状態

動的荷重の算出式は、連結材を弾性体とした荷重と変位の関係であり、④式及び⑤式を比較すると、動的荷重と摩擦力は作用方向が逆向きであることから、連結材の変位が、摩擦力  $F_f$  の作用により変位が小さくなった分、動的荷重も小さくなることがわかる。

連結材の展張時には、自重が揚力よりも大きく、摩擦力は発生するため、摩擦力を考慮していない動的荷重には保守性を有している。

(5) 動的荷重算出のための連結材の等価剛性における保守性

動的荷重については、(4)にて示した④式にて算出する。

連結材の等価剛性は、連結材の弾性係数から算出する。なお、連結材の等価剛性は、荷重により変化するが、動的荷重算出に用いる連結材の弾性係数は、図 3-3 に示すように、固縛装置に使用する連結材の引張試験によって得られた結果に対し、使用範囲（許容限界とした規格引張強度までの範囲）において、試験結果よりも大きな弾性係数（ $15785 \text{ N/mm}^2$ ）となる値を設定している。また、④式のとおり、動的荷重  $F_i$  は、等価剛性  $k$  と比例関係にあるため、試験により得られる実際の等価剛性より大きい等価剛性（硬い材料）を用いることにより、動的荷重も保守的な値となるため、等価剛性の設定において保守性を有している。

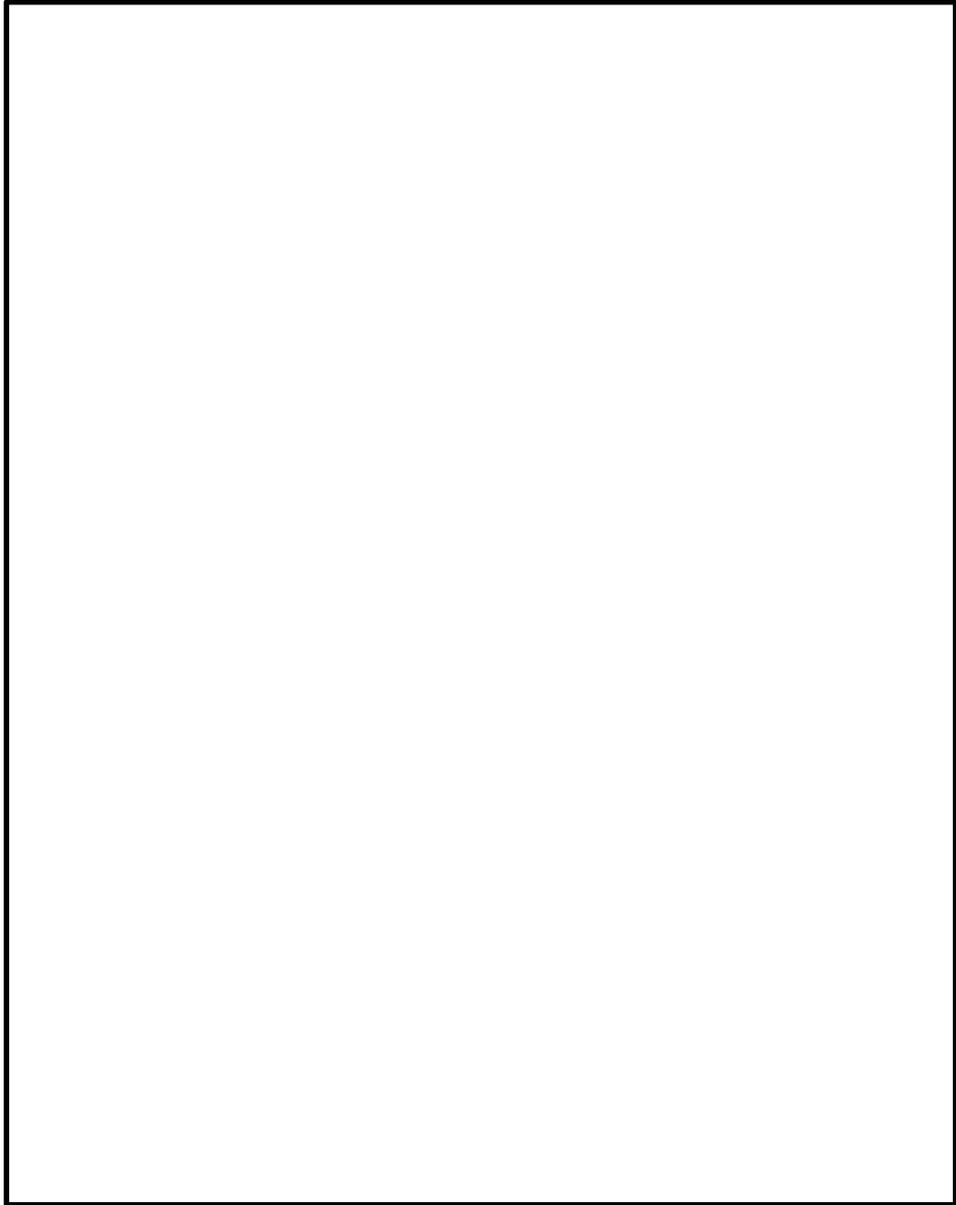


図 3-3 連結材の弾性係数の設定について

### 3.2 設計竜巻の風速の評価における保守性

固縛装置の設計において、竜巻風速場モデルとフジタモデルとしており、図 3-4 に示すフジタモデルでの関係式を基に、各固縛対象設備に作用する風速分布を設定する。

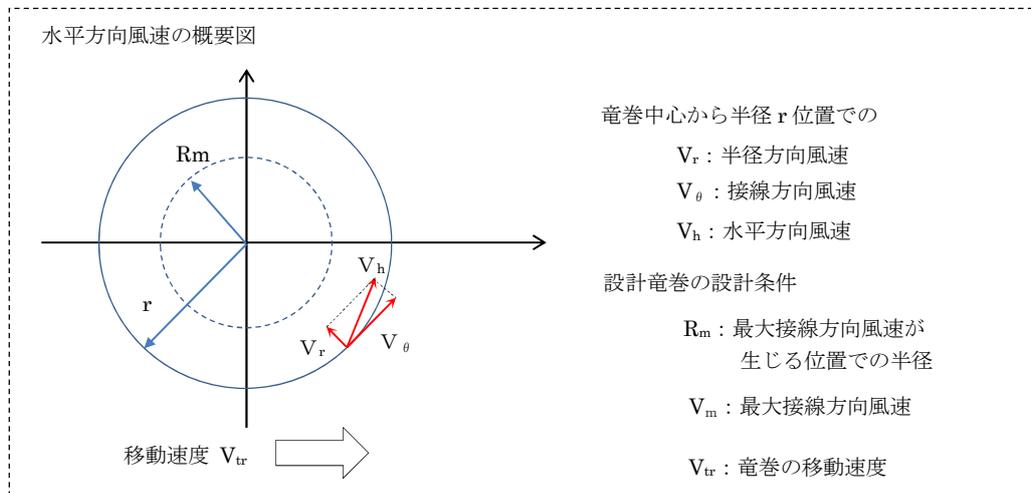
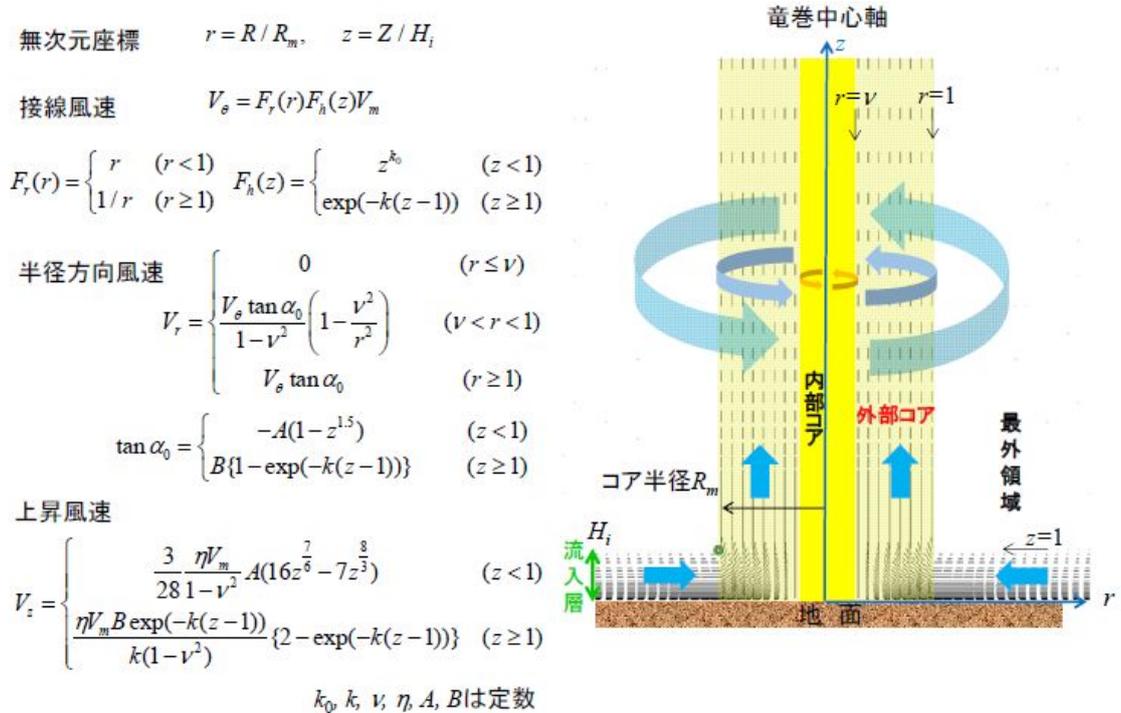


図 3-4 フジタモデルでの竜巻の風速の関係式

また、フジタモデルでは、固縛対象設備の高さが風速に影響するため、風速の分布は固縛対象設備ごとに異なるため、風荷重の算出用の風速は、固縛対象設備ごとに設定する。

この風速分布は、固縛対象設備に最も大きな風速が作用する条件としており、図 3-5 に示すような任意の位置から設計竜巻が近づき、 $t$  秒後の固縛対象設備の位置に最大接線方向風速が生じる条件により求めている。図 3-6 に可搬型代替注水中型ポンプに対する設計竜巻の風速分布を示す。

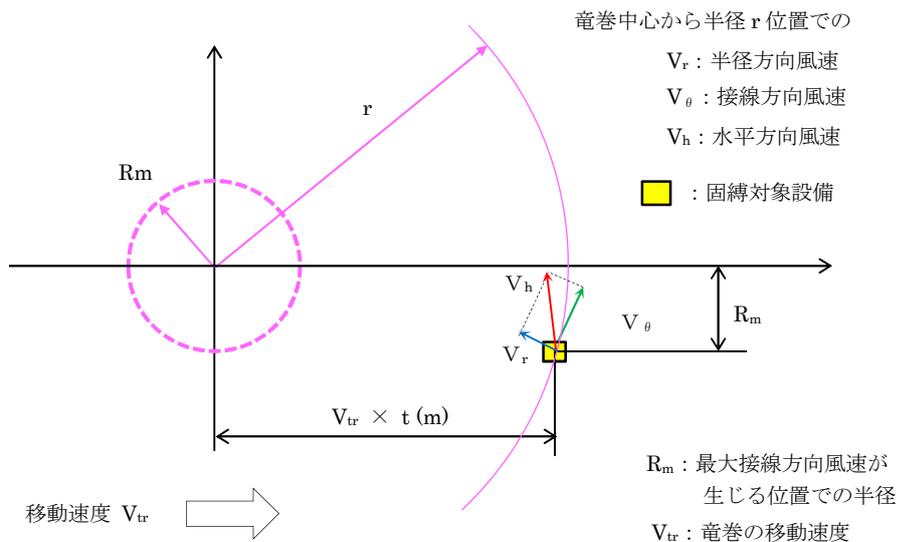


図 3-5 固縛対象設備に作用する風速分布の検討モデル

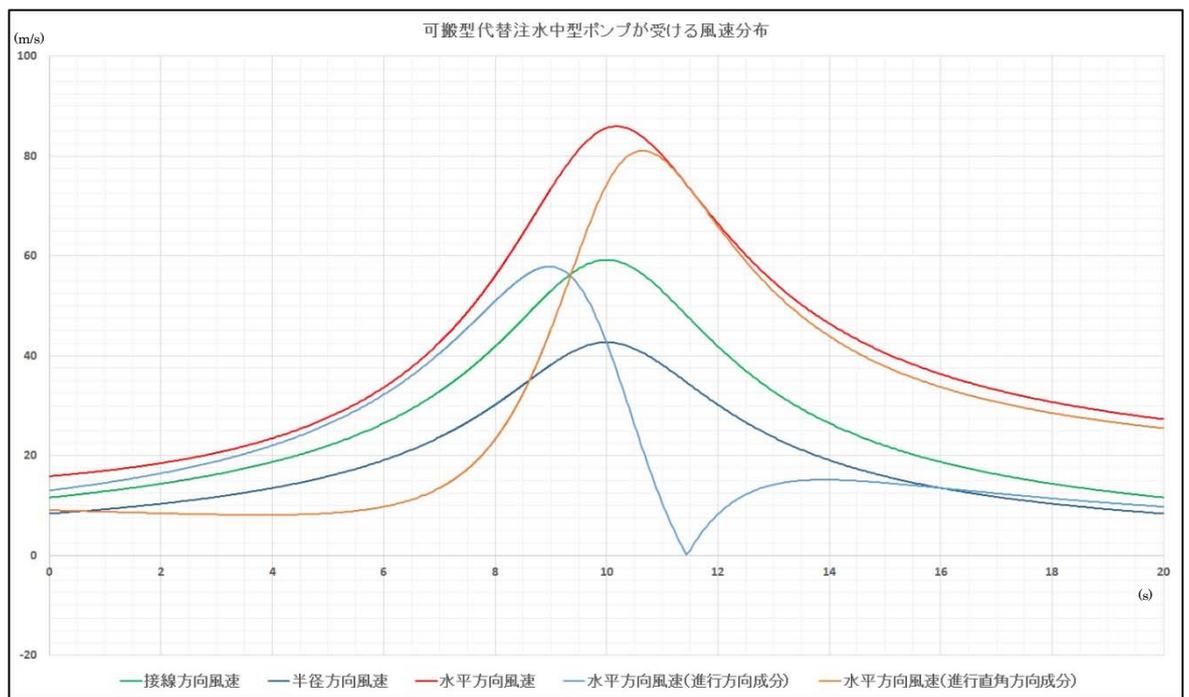


図 3-6 可搬型代替注水中型ポンプに作用する設計竜巻の風速の時刻歴分布

(1) 竜巻の水平風速の向きについて

設計竜巻の水平方向風速の分布は、図 3-6 に示した形状を示すが、水平方向風速の向きは、図 3-5 の検討モデルで分かるように接線方向風速の向きにより、竜巻の進行に応じて変化するため、固縛対象設備の最大受圧面に対して、常に作用し続けることはないが、本評価においては、設計竜巻による水平風速は、常に固縛対象設備の最大受圧面に対して、直角方向に作用するとして風荷重を算出しており、保守性を見込んでいる。

また、風荷重の作用方向に対する検討として、固縛対象設備の軸に対して斜め方向に作用した場合を考える。固縛対象設備に作用する横滑り荷重は、①式により算出する。なお、本検討においては、車両を想定し、進行方向の面を正面、正面に対して直角方向の面（最大受圧面）を側面とする。

風荷重が、固縛対象設備の側面に直角方向に作用するケースを図 3-7 に、斜め（設備の対角線を設定（見かけの見付面積が最大のため））に対して直角方向に作用するケースを、図 3-8 に示す。

- ① 固縛対象設備の側面に対し、直角方向に風荷重が作用した場合  
 （正面方向も同様であるが、最大受圧面となる側面に対してのモデルを示す。）  
 ケース①での風荷重は、図 3-7 に示す  $W_{w①}$  となる。
- ② 固縛対象設備に対角線に対し、直角方向（斜め方向）に風荷重が作用した場合  
 （方向は、対角線に対し直角方向だが作用箇所は設備の外面に沿って作用する）  
 ケース②での風荷重  $W_{w②}$  については、図 3-8 に示すように、斜め方向の風荷重を、側面及び正面方向に直角に作用する荷重（ $W_{w②(x)}$ 及び  $W_{w②(y)}$ ）に分解して計算し、それらの荷重を合成することで求める。

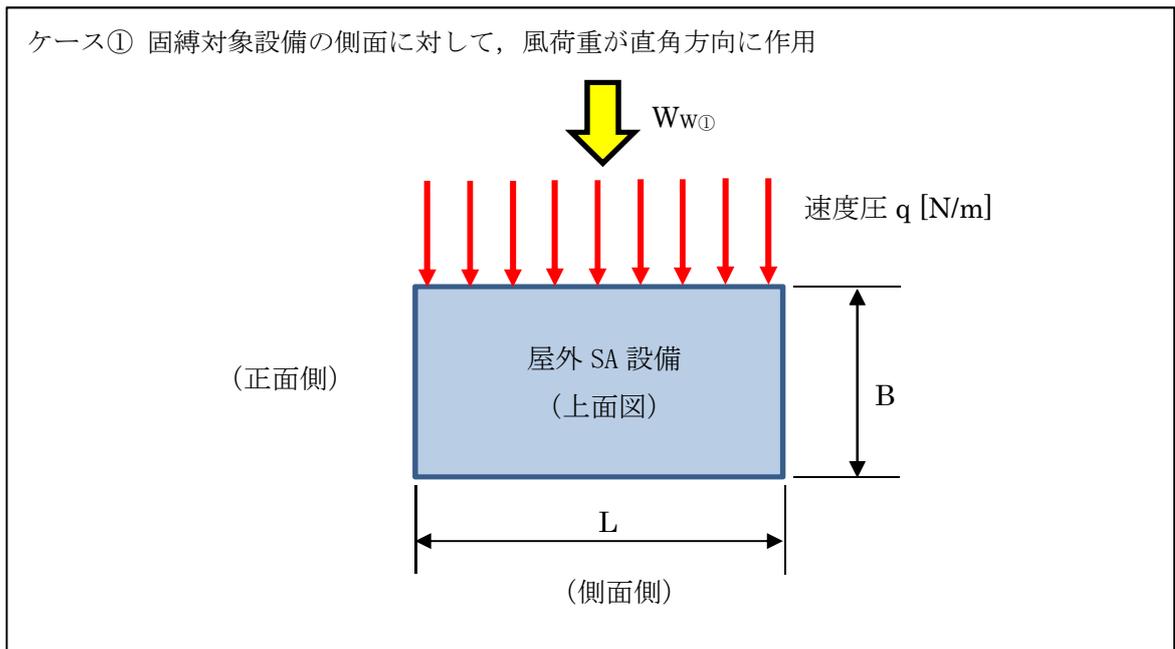


図 3-7 固縛対象設備の側面直角方向に風荷重が作用したモデル図

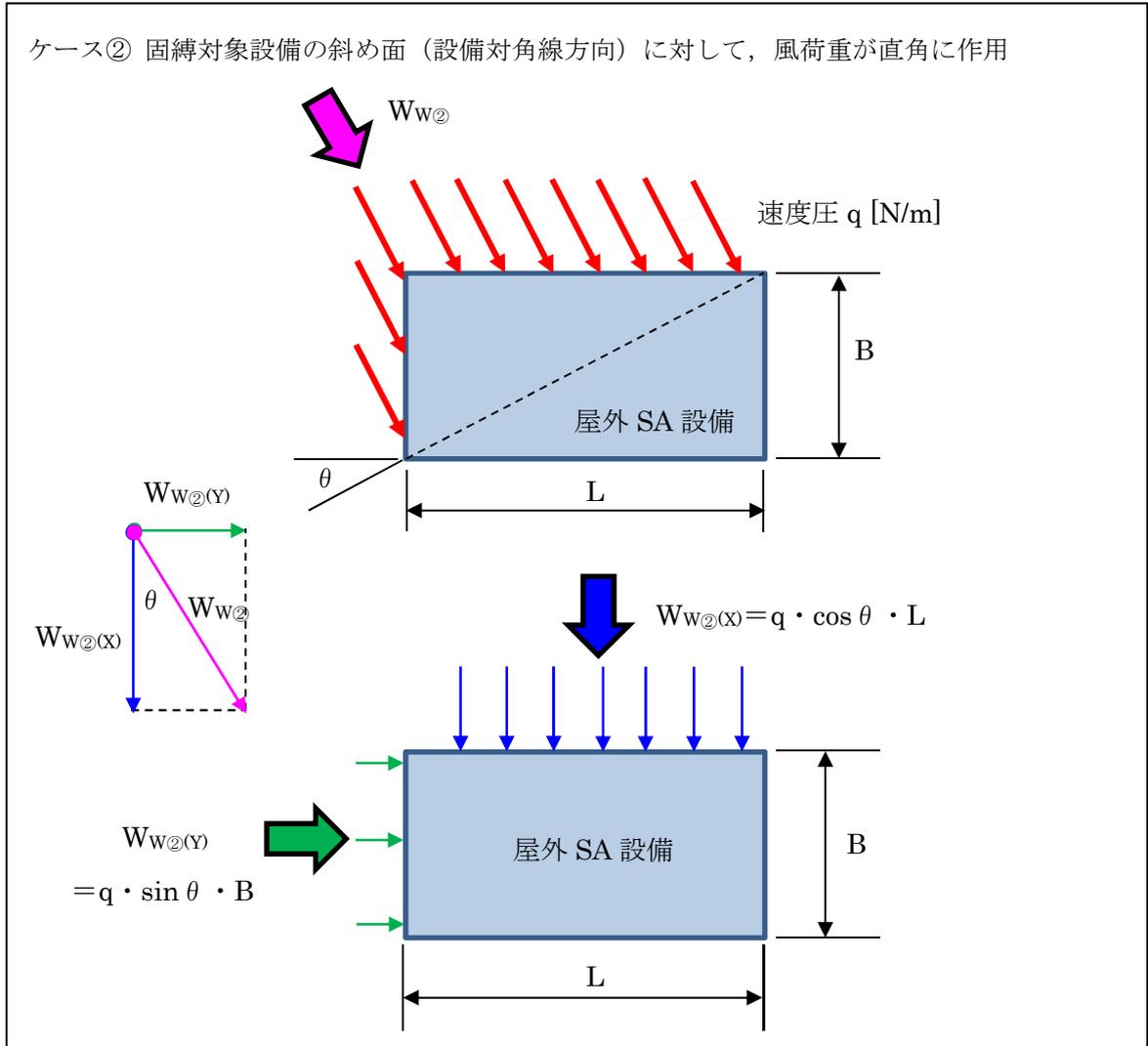


図 3-8 固縛対象設備の斜面（対角線）直角方向に風荷重が作用したモデル図

この時，固縛対象設備に作用する横滑り荷重  $W_{w①}$  と  $W_{w②}$  を整理すると，以下となる。

$$W_{w②} = \sqrt{W_{w②(x)}^2 + W_{w②(y)}^2} = \sqrt{(q \cdot \cos \theta \cdot L)^2 + (q \cdot \sin \theta \cdot B)^2}$$

$$= q \cdot \sqrt{(\cos \theta \cdot L)^2 + (\sin \theta \cdot B)^2} = q \cdot L \cdot \sqrt{\left(\frac{B}{L}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta}$$

このとき， $B < L$  であることから， $B/L < 1$  であり， $W_{w②}$  は，

$$W_{w②} = q \cdot L \cdot \sqrt{\left(\frac{B}{L}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta} < q \cdot L \cdot \sqrt{\sin^2 \theta + \cos^2 \theta} = q \cdot L$$

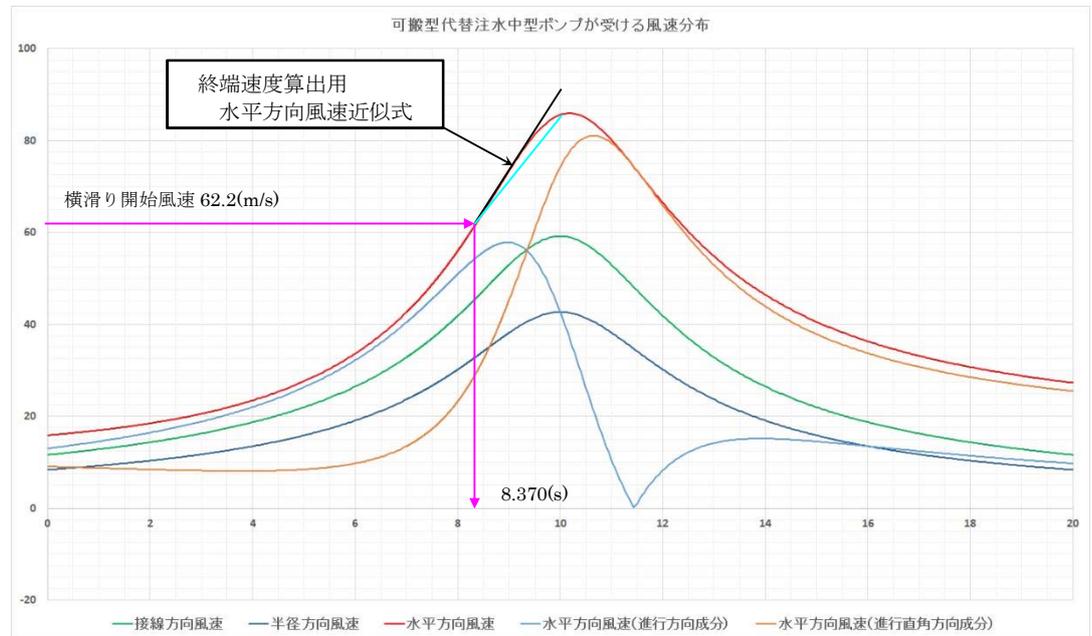
よって，

$$W_{w②} < q \cdot L = W_{w①} \quad \dots \textcircled{6}$$

⑥式より，固縛対象設備の側面（最大受圧面）に対して直角方向に作用する，ケース①が最も風荷重が大きくなることがわかる。また，東海第二の固縛装置については，正面方向への横滑りに対しても，許容限界以下となる設計としている。

(3) 動的荷重算出時の水平方向風速の近似式の設定について

動的荷重の算出に必要な項目である固縛対象設備の終端速度の算出には、図 3-9 に示すように横滑り開始風速から最大風速となるまでを一次式で近似して設定しているが、この近似式による風速が実風速を下回らないように、実際の風速よりも高くなるように設定しており、保守性を有している。



滑り出し風速と、風速分布の最大値の二点を用いた近似（—）とすると、風速分布よりも下回る位置が発生する。  
⇒ 風速分布の接線を近似（—）に用いることで、保守性を有した風速近似式となる。

図 3-9 固縛対象設備の終端速度の算出時の風速近似の設定

3.3 許容限界における保守性

固縛装置の設計は、固縛対象設備に設計竜巻の風圧力による荷重が持続的に作用する状態に対して実施し、連結材の余長を設けた固縛装置（以下「余長付き固縛」という。）の場合は、余長が展張して停止させることによる動的荷重が作用する状態についても、実施している。固縛装置の強度評価に用いる許容限界は、静的に作用する場合に比べ、動的な荷重では強度が上昇する傾向にある。その材料強度の保守性について以下に示す。

(1) 鋼材及びコンクリートの強度

鋼材及びコンクリートの強度は、ひずみ速度の影響を大きく受け、高ひずみ速度下では静的な荷重が作用する場合に比べ、降伏点、引張強さともに上昇することが一般的に知られており、「建築物の耐衝撃設計の考え方（日本建築学会）」などの多くの文献において記載されている。

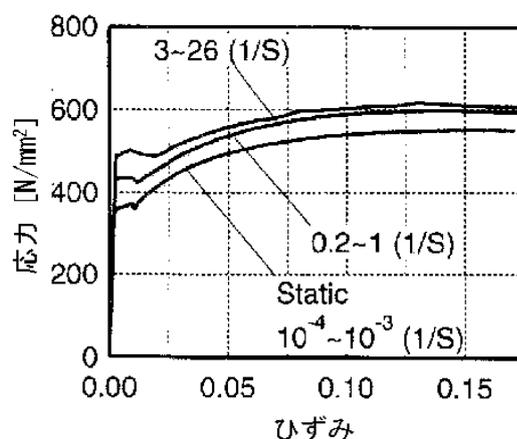


図 3-10 鋼材の応力—ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響  
 (「建築物の耐衝撃設計の考え方 (日本建築学会)」より抜粋)

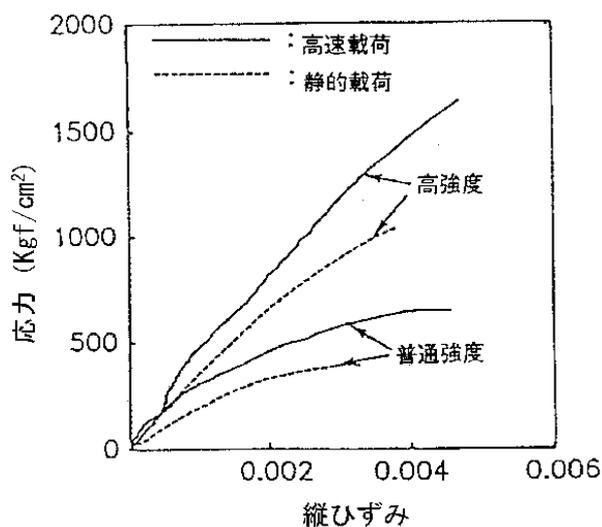


図 3-11 コンクリートの応力—ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響  
 (「建築物の耐衝撃設計の考え方 (日本建築学会)」より抜粋)

例えば、可搬型代替注水中型ポンプの場合、荷重速度を連結材の展張時の終端速度である約 2 m/s に対して、「建築物の耐衝撃設計の考え方」を参考に、接着系アンカーボルト (SS400, 埋込長 300 mm, ひずみ速度 6.6/s) を例とすると、静的荷重の試験から規定されている強度に対する強度上昇率は、1.35 倍程度と推測され、固縛装置の許容限界は、静的荷重による値を用いており、強度上昇率分の保守性を有している。

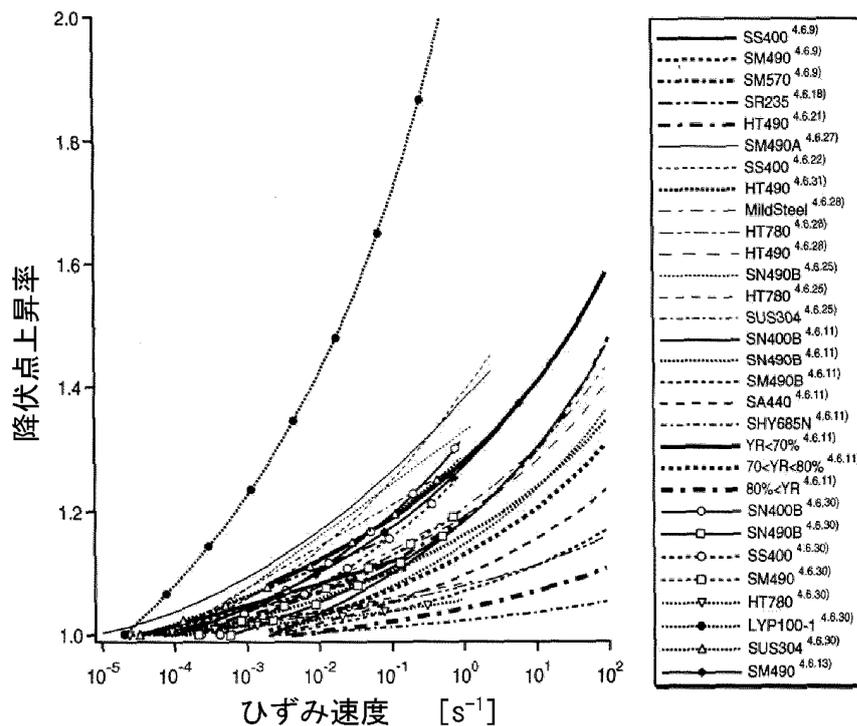


図 3-12 各種構造用鋼の降伏点のひずみ速度依存性  
 (「建築物の耐衝撃設計の考え方 (日本建築学会)」より抜粋)

(2) 連結材 (高強度繊維ロープ) の強度

連結材は高強度繊維にて構成されており、許容限界とした規格引張強度は、 mm/min (=  cm/sec) の引張速度にて引張試験を行った結果に、安全率を考慮して設定した強度である。引張試験での引張速度は、動的荷重の算出モデルでの連結材の展張する時の固縛対象設備が有する速度  $v_{SA}$  (約 2m/s (=  $2 \times 10^2$  cm/sec)) に比べて小さな速度だが、図 3-13 に示すように引張速度が上がると引張強度が増大することがメーカーにて確認されている。

動的荷重の作用による連結材の強度上昇率は、約  倍程度と推測される。

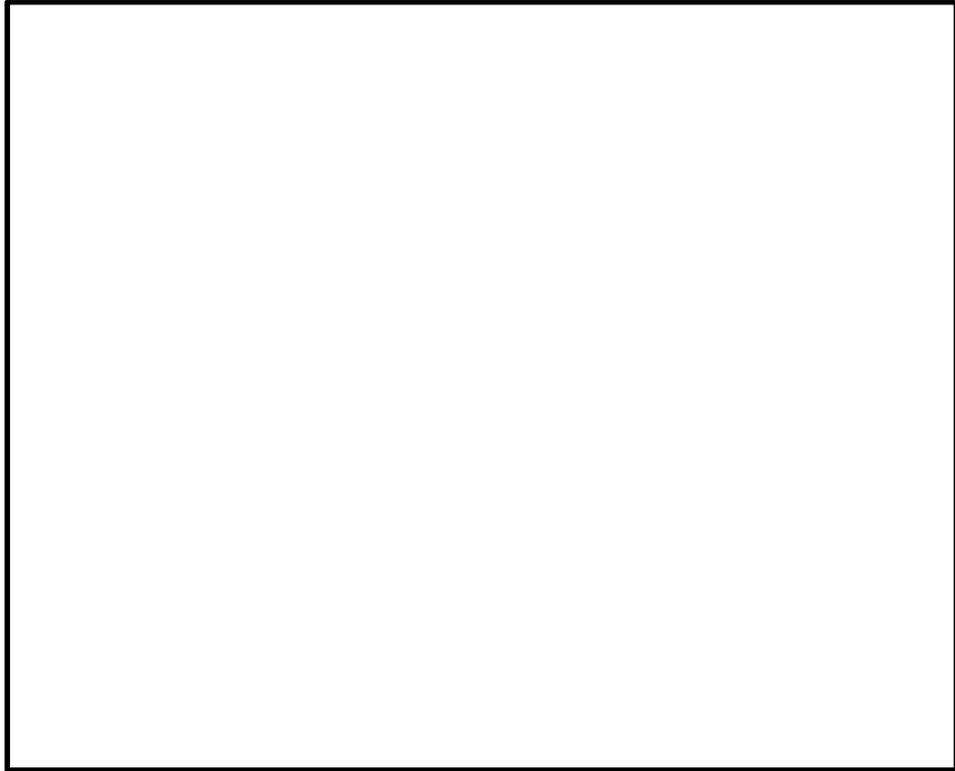


図 3-13 高強度繊維の荷重速度と引張強度の関係

以上より、固縛装置に対して動的荷重が加わった場合であっても、固縛装置を構成する各部位とも、静的な試験により得られる強度よりも増大する特性を有しており、固縛装置の設計において規格等より設定した許容限界に対し、保守性を有している。

## 4.2 固縛装置の設計における設備の代表性について

## 1. 概要

東海第二発電所の屋外の重大事故等対処設備のうち、固縛が必要となる重大事故等対処設備（以下「固縛対象設備」という。）に設置する固縛装置の強度計算書であるV-3-別添 1-3-1「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算書」において、複数存在する固縛対象設備のうち、代表となる固縛装置として最も裕度の小さい固縛装置を選定して計算を行う。本資料は、代表として選定された固縛装置の代表性について補足する資料である。

## 2. 固縛装置の概要

固縛装置は、固縛対象設備が受ける浮き上がり荷重や横滑り荷重を、連結材（高強度繊維ロープ）及び固定材（フレノ・リンクボルト、アンカープレート）を介して基礎部で拘束することで、固縛対象設備の移動を制限するものである。

固縛装置の概要図を図2-1に、固縛装置を構成する各部材について表2-1に示す。

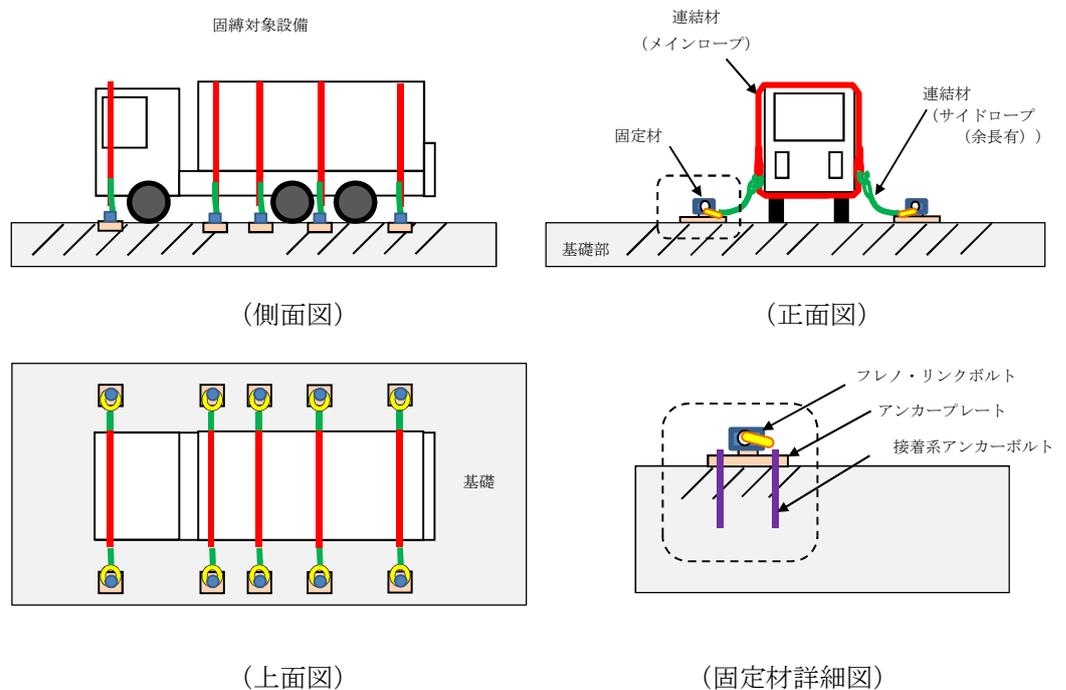
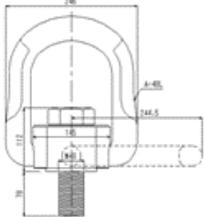
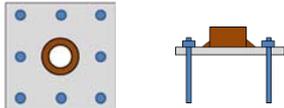
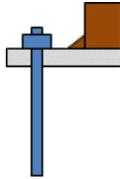
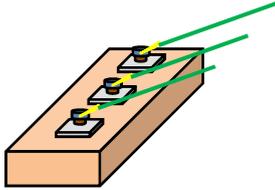


図2-1 固縛対象設備と固縛装置の概要図

表 2-1 固縛装置の構成要素

固縛装置構成要素名称		概念図	用途
連結材	高強度繊維ロープ		固縛対象設備と固縛装置の固定材をつなぎ、固縛対象設備を拘束するときに使用する。
	フレノ・リンクボルト		アンカープレートに取付け、リングの部分に連結材を接続し、固縛対象設備を固縛するときに使用する。
固定材	アンカープレート		基礎部を取付け、フレノ・リンクボルトと連結し、固縛対象設備を固縛するときに使用する。
	接着系アンカー		固定材（アンカープレート）と基礎部を定着させるために使用する。
基礎部（アンカーボルト）	スラブコンクリート		連結材及び固定材との連結により、スラブコンクリートの重量によって、固縛対象設備の浮き上がり及び横滑りを防止するために使用する。

注) 耐震設計での保管状態（収納ラック等への取付）は上記構成要素の対象外とする。

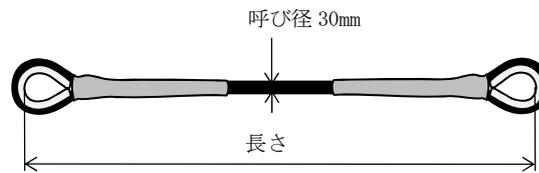
### 3. 固縛装置の構成

#### 3.1 固縛装置の構成部材の概要

固縛装置を構成する要素の詳細について次に示す。

##### (1) 連結材（高強度繊維ロープ）

連結材は、固縛対象設備と固縛装置の固定材を接続するために用いるもので、サイドロープの余長の有無の違いはあるが、いずれも固縛対象設備に対して、図 3-1 に示す高強度繊維ロープを使用する。

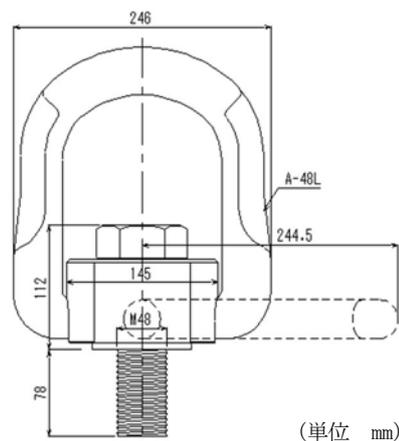


(高強度繊維ロープ  $\phi$  30mm (被覆部)  
 $\phi$  22mm (被覆無し部) )

図 3-1 連結材の概要

(2) 固定材 (フレノ・リンクボルト)

固定材のうち、フレノ・リンクボルトは、アンカープレートに取付け、リングの部分に連結材 (サイドロープ) を接続するために用いるもので、いずれも固縛対象設備に対しても、図 3-2 に示すフレノ・リンクボルト A-48L を使用する。



(フレノ・リンクボルト (A-48L))

図 3-2 フレノ・リンクボルトの概要

(3) 固定材 (アンカープレート) 及び基礎部 (アンカーボルト)

固定材のうちアンカープレートは、基礎部を取付け、フレノ・リンクボルトと連結するために用いるものである。また、基礎部のうちアンカーボルトは、アンカープレートと基礎部を定着させるために用いるものである。いずれも固縛対象設備に対しても、図 3-3 に示すアンカープレート及びアンカーボルトを使用する。

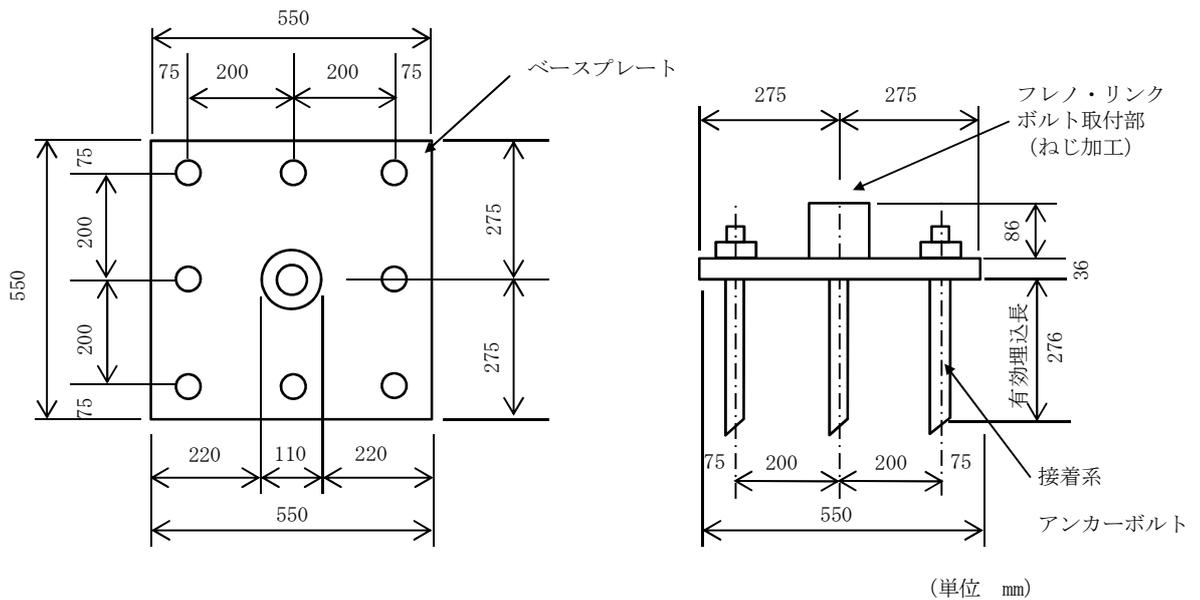


図 3-3 固定材（アンカープレート）及び基礎部（アンカーボルト）

### 3.2 固縛装置の区分

「3.1 固縛装置の構成部材の概要」のとおり，固縛対象設備によって，固縛装置の構成部材は変えた設計とはしないため，固縛装置の構成は，表 3-2 に示すとおり一つの型式となり，代表として選定する固縛装置も，同型式のうち最も裕度の小さい固縛装置となる。

表 3-1 固縛装置の構成

型式	連結材	固定材	基礎部（アンカーボルト）
1	高強度繊維ロープ*	フレノ・リンク ボルト	接着系アンカーボルト

\* 高強度繊維ロープには余長の有無があるが仕様は変わらない

### 4. 代表とする固縛装置の選定結果

各固縛対象設備の固縛装置に対する，評価結果を表 4-1 に示す。

固縛装置の強度評価結果により，最も裕度の小さい構成部材は，可搬型代替注水中型ポンプの連結材であり，又連結材以外の各部材においても固縛対象設備を可搬型代替注水中型ポンプとする時が最小裕度となっていることから，代表として選定する固縛装置は，可搬型代替注水中型ポンプに設置する固縛装置となる。

表 4-1 固縛対象設備の固縛装置の強度評価結果一覧表 (1/2)

固縛対象設備	区分	固縛型式	固縛装置 配置数	評価結果					備考
				部位	連結材	フレノ・リンク ボルト	アンカー プレート	アンカー ボルト	
可搬型代替注水大型ポンプ 可搬型代替注水大型ポンプ (放水用)	車両型	余長付き	5	裕度*	1.67	4.92	5.11	4.18	
				荷重	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	
可搬型代替注水中型ポンプ	車両型	余長付き	5	裕度*	<u>1.41</u>	<b>4.15</b>	<b>3.22</b>	<b>3.22</b>	<b>最小裕度</b>
				荷重	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	
可搬型代替低圧電源車 窒素供給装置用電源車	車両型	余長付き	4	裕度*	2.32	6.85	7.52	5.99	
				荷重	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	
窒素供給装置	車両型	余長付き	5	裕度*	1.44	4.24	3.53	3.46	
				荷重	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	
タンクローリ	車両型	余長付き	3	裕度*	2.20	6.47	6.14	5.62	
				荷重	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	動的荷重 (側面)	
ホイールローダ	車両型以外	緊張	3	裕度*	4.09	12.05	8.77	9.05	
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
ホース ホース (放水用)	車両型以外	緊張	2	裕度*	9.05	26.64	25.43	23.19	コンテナ保管
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	

\* 評価部材における各検討ケースのうち最小裕度を示す。

表 4-1 固縛対象設備の固縛装置の強度評価結果一覧表 (2/2)

固縛対象設備	区分	固縛型式	固縛装置配置数	評価結果					備考
				部位	連結材	フレノ・リンクボルト	アンカープレート	アンカーボルト	
ホース ホース (放水用)	車両型以外	余長付き*2	5	裕度*1	1.76	5.19	5.36	4.41	ホース展張車 搭載保管
				荷重	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	動的荷重 (正面)	
放水砲	車両型以外	緊張	2	裕度*1	10.00	29.41	26.06	25.13	
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
泡混合器	車両型以外	緊張	2	裕度*1	8.27	24.35	21.52	20.75	
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
泡消火薬剤容器 (大型ポンプ用)	車両型以外	緊張	2	裕度*1	78.12	229.82	221.89	202.63	
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
ケーブル	車両型以外	緊張	3	裕度*1	6.54	19.25	16.04	15.71	ケーブル運搬 車保管
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
可搬型整流器	車両型以外	(固定)	—	(収納ラックの基礎固定により、固縛は不要)					
汚濁防止膜	車両型以外	緊張	3	裕度*1	6.06	17.85	14.55	14.34	運搬車保管
				荷重	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	横滑り荷重 (側面)	
小型船舶	車両型以外	(固定)	—	(収納ラック及び船台の基礎固定により、固縛は不要)					

\* 1 評価部材における各検討ケースのうち最小裕度を示す。

\* 2 車両型以外の区分であるが、ホース運搬の運用性に考慮し、余長を設定した。

#### 4.3 屋外の重大事故等対処設備の収納ラックに対する固縛対応について

## 1. 概要

本資料は、V-3-別添 1-3-1「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算書」に示す屋外の重大事故等対処設備のうち、形状や仕様を考慮して収納ラック等により保管する可搬型整流器及び小型船舶に対して、固縛の要否を含む対応方針について補足する資料である。

## 2. 収納ラックの概要

可搬型整流器と小型船舶は、他の屋外の重大事故等対処設備と異なり、屋外環境への対応や設備形状を考慮して、図 2-1 に示すように、収納ラック等による保管状態としている。なお、収納ラックは、地震によって保管する重大事故等対処設備の有する機能を損なうことがないように構造設計を行っており、必要に応じて加振試験により重大事故等対処設備が機能維持できることを確認している。

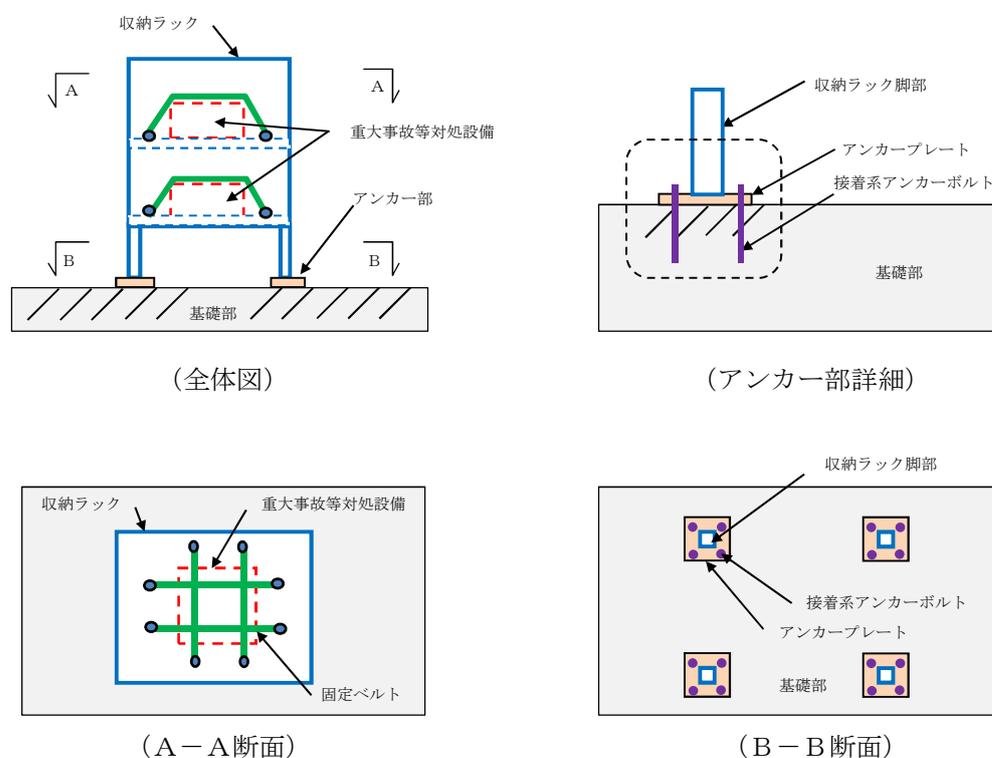


図 2-1 収納ラックの概要及び重大事故等対処設備の配置図

## 3. 固縛装置の設置方針

屋外重大事故等対処設備に設置する固縛装置は、設計基準事故対処設備と同じ機能を有する他の重大事故等対処設備に衝突し、損傷させることを防止する（悪影響防止）ことが目的である。

したがって、設計竜巻の風圧力による荷重が、収納ラックに作用したときにラック本体が飛散するか否かにより、固縛装置の設置の要否を判定する。なお、飛散する場合は、他の屋外の重大事故等対処設備と同様の固縛装置を設置する。

#### 4. 評価方針及び許容限界

収納ラックの評価は、設計竜巻の風荷重が屋外の重大事故等対処設備を保管する収納ラック等（以下「収納ラック」という。）に作用することにより、アンカーボルトに発生する荷重が、許容限界に収まることを確認することとし、固縛の要否を判定する。

##### (1) 荷重の算定

作用する荷重は、V-3-別添 1-3「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算の方針」に示すとおりとする。なお、収納ラックの自重は、保守的に評価することとして考慮しない。

##### a. 風圧力による荷重

設計竜巻の風圧力による荷重は、「建築基準法施行令」及び「日本建築学会 建築物荷重指針・同解説」に準拠して、次に示すとおり $W_w$ とする。

$$W_w = q \cdot G \cdot C \cdot A$$

$q$  : 設計用速度圧

$G$  : ガスト係数 (=1.0)

$C$  : 風力係数

$A$  : 受圧面積 (固縛対象設備の見付面積の最大値)

$$q = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}^2$$

$\rho$  : 空気の密度

$V_{SA}$  : 収納ラックに作用する最大水平風速

##### b. 揚力

収納ラックに作用する揚力は、V-3-別添 1-3「屋外重大事故等対処設備の固縛装置の強度計算の方針」に示すとおり、保守的に設定された揚力 $F_{L,m}$ を用い、以下の式にて算出する。

$$F_{L,m} = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}^2 \cdot C_D A = m \left( \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}^2 \cdot \frac{C_D A}{m} \right)$$

なお、 $C_D A/m$ は空力パラメータであり、以下の式にて算出する。

$$\frac{C_D A}{m} = \frac{0.33(C_{D1} A_1 + C_{D2} A_2 + C_{D3} A_3)}{m}$$

##### (2) 許容限界

アンカーボルトは接着系アンカーを用い、許容限界は、設計竜巻の風圧力による荷重に対し、アンカーボルトの破断が生じない設計とし、アンカーボルトが容易に取替できる部材ではないことも配慮し、短期許容応力度を許容限界とする。

## 5. 評価方法

### 5.1 計算モデル

収納ラックに設計竜巻による風荷重が作用し、浮き上がり及び転倒の荷重状態を考慮して、図 5-1 に示す計算モデルにて、作用する方向の荷重に対して、アンカーボルトに発生する荷重を算定し、評価を行う。

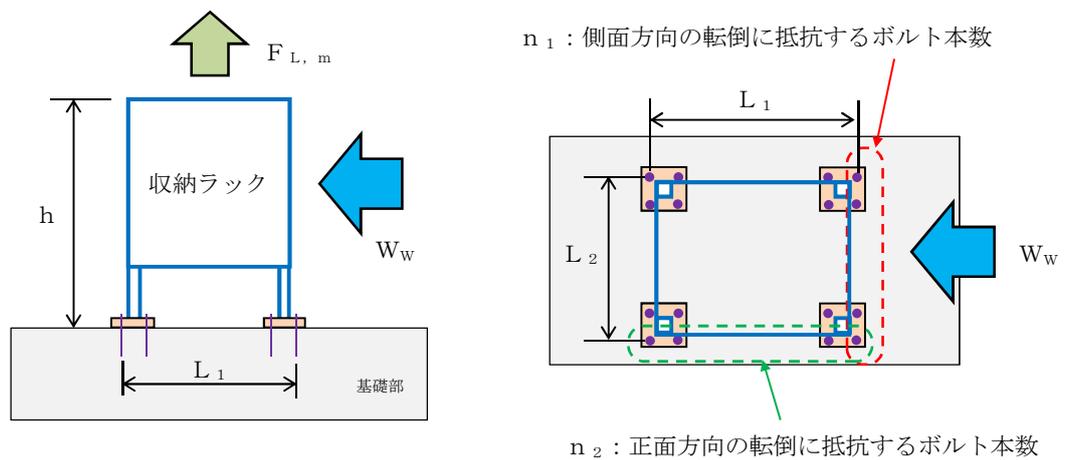


図 5-1 収納ラックの計算モデル図

### 5.2 計算手法

#### (1) アンカーボルトに作用する荷重

揚力によりアンカーボルトに生じる引張力  $P_1$  は、以下の式により算出する。

$$P_1 = \frac{F_{L,m}}{N}$$

ここで、  $N$  : アンカーボルトの全本数

風荷重による転倒モーメントによりアンカーボルトに生じる引張力  $P_2$  は以下の式により算出する。この時、風荷重の作用位置は保守的に収納ラックの頂部位置に設定する。

$$P_2 = \frac{W_w \cdot H}{L_1 \cdot n_1} \quad (\text{側面方向からの風荷重})$$

$$P_2 = \frac{W_w \cdot H}{L_2 \cdot n_2} \quad (\text{正面方向からの風荷重})$$

ここで、

$H$  : 風荷重の作用位置 (ラック頂部までの高さ)

$n_1$  : 側面方向からの風荷重による転倒モーメントに抵抗するアンカーボルト本数

$n_2$  : 正面方向からの風荷重による転倒モーメントに抵抗するアンカーボルト本数

$L_1$  : 側面方向の風荷重に抵抗するボルトと支点位置となる最外縁ボルト間の距離 (図 5-1 参照)

$L_2$  : 正面方向の風荷重に抵抗するボルトと支点位置となる最外縁ボルト間の距離 (図 5-1 参照)

風荷重によりアンカーボルトに生じるせん断力  $Q$  は、以下の式により算出する。

$$Q_1 = \frac{W_w}{N}$$

## (2) 引張に関する検討

アンカーボルトに生じる引張力  $P$  は、以下による。

$$P = P_1 + P_2$$

アンカーボルトの降伏により決定される 1 本当たりの許容引張力  $P_{a1}$  は、以下の式により算定する。

$$P_{a1} = \phi_1 \cdot f_t \cdot A_e \cdot 10^{-3}$$

アンカーボルトの付着力により決定される 1 本当たりの許容引張力  $P_{a3}$  は、以下の式により算定する。

$$P_{a3} = \phi_3 \cdot \tau_a \cdot \pi \cdot d_a \cdot L_{ce} \cdot 10^{-3}$$

接着系アンカーボルトにおける許容付着応力度  $\tau_a$  は以下の式により算定する。

$$\tau_a = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \tau_{avg}$$

接着系アンカーボルトにおいて、へりあき及びアンカーボルトのピッチによる付着強度の低減係数は以下の式により算定する。

$$\alpha_n : 0.5 \cdot (C_n / A L_{ce}) + 0.5$$

$$A L_e = A L - d_a$$

$$A L_{ce} = A L_e - 2 \cdot d_a$$

ここで、

$$(C_n / A L_{ce}) \geq 1.0 \text{ の場合は、 } (C_n / A L_{ce}) = 1.0$$

$$A L_e \geq 10 d_a \text{ の場合は、 } A L_e = 10 d_a \text{ とする。}$$

アンカーボルトの許容耐力  $P_a$  は、以下の式により算定する。

$$P_a = \min(P_{a1}, P_{a3})$$

(3) せん断に関する検討

アンカーボルトに生じるせん断力  $Q$  は、以下による。

$$Q = Q_1$$

アンカーボルトのせん断強度により決定される許容せん断力  $Q_{a1}$  は、以下の式により算定する。

$$Q_{a1} = \phi_1 \cdot s \sigma_{qa} \cdot A_e \cdot 10^{-3}$$

定着した躯体の支圧強度により決定される許容せん断力  $Q_{a2}$  は、以下の式により算定する。

$$Q_{a2} = \phi_2 \cdot c \sigma_{qa} \cdot A_e \cdot 10^{-3}$$

せん断力に対するコーン状破壊面の有効投影面積  $A_{qc}$  は、アンカーボルトのへりあき寸法を  $c$  とすると以下の式により算定する。

$$A_{qc} = 0.5 \cdot \pi \cdot c^2$$

定着した躯体のコーン状破壊により決定される許容せん断力  $Q_{a3}$  は、以下の式により算定する。

$$Q_{a3} = \phi_3 \cdot c \sigma_t \cdot A_{qc} \cdot 10^{-3}$$

アンカーボルトの許容せん断力  $Q_a$  は、以下の式により算定する。

$$Q_a = \min(Q_{a1}, Q_{a2}, Q_{a3})$$

(4) 引張とせん断を同時に受ける場合に関する検討

コンクリートに埋め込まれるアンカーボルトとしての引張力とせん断力の組合せ力に対する検定は、「各種合成構造設計指針・同解説」に基づき、以下の式によって行う。

$$\left[ \frac{P_1 + P_2}{P_a} \right]^2 + \left[ \frac{Q}{Q_a} \right]^2 \leq 1$$

5.3 計算条件

収納ラックの計算にもちいた条件を、表 5-1 に示す。

表 5-1 計算条件

重大事故等対処設備	$V_{SA}$ (m/s)	$W_w$ (kN)		$F_{L,m}$ (kN)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	G (-)	C (-)
		側面	正面				
可搬型整流器	78.7	側面	5.01	9.69	1.22	1.0	1.2
		正面	8.16				
小型船舶 (船体)	77.8	側面	28.80	52.69			
		正面	13.83				
小型船舶 (船外機)	77.4	側面	3.62	4.80			
		正面	3.35				

重大事故等対処設備	H (mm)	基礎ボルト			$n_1$ (本)	$n_2$ (本)	N (本)
		材質	呼び径	F (N/mm <sup>2</sup> )			
可搬型整流器	1420	SS400	M12	235	4	4	16
小型船舶 (船体)	1300	SS400	M12	235	11	6	30
小型船舶 (船外機)	1250	SS400	M12	235	6	2	12

重大事故等対処設備	$L_1$ (mm)	$L_2$ (mm)	$d_a$ (mm)	$\Delta L$ (mm)	$\alpha_1$ (-)	$\alpha_2$ (-)	$\alpha_3$ (-)
可搬型整流器	1200	780	12	100	0.89	1.0	1.0
小型船舶 (船体)	2200	4800	12	100	1.0	1.0	1.0
小型船舶 (船外機)	680	730	12	100	1.0	1.0	1.0

重大事故等対処設備	$F_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )
可搬型整流器	40	24.5
小型船舶 (船体)	40	24.5
小型船舶 (船外機)	40	24.5

## 6. 評価結果

収納ラックの評価結果を表 6-1 に示す。評価の結果、収納ラックの基礎部のアンカーボルトは許容限界に収まっており、収納ラックは風荷重に対しても固定状態を維持でき、収納ラックは固縛対象設備として選定されないため、固縛は不要である。

表 6-1 計算条件

重大事故等 対処設備	荷重 方向	P (N/mm <sup>2</sup> )	P <sub>a</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	Q (N/mm <sup>2</sup> )	Q <sub>a</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	組合せ		裕度* (-)
						(-)		
可搬型 整流器	側面	2.10	19.7	0.32	13.9	0.0119	1	4.54
	正面	4.33		0.51		0.0497		
小型船舶 (船体)	側面	3.31	19.9	0.96	13.9	0.0325	1	6.01
	正面	2.39		0.47		0.0156		
小型船舶 (船外機)	側面	1.51	19.9	0.31	13.9	0.0063	1	6.08
	正面	3.27		0.28		0.0275		

\* 各設備の評価部位の最小裕度を示す。

## 5 主排気筒の強度計算に関する補足説明資料

## 5.1 竜巻飛来物による構造欠損の想定箇所について

## 1. 概要

V-3-別添 1-1-4「主排気筒の強度計算書」で実施する主排気筒の強度評価において、設計飛来物による影響は鉄塔部材を損傷させることで考慮することとしている。

本資料は、V-3-別添 1-1-4「主排気筒の強度計算書」において、「鉄塔部材の損傷を想定する箇所については、座屈の観点から軸力（圧縮）の影響を考慮し、健全時に負担する軸力（圧縮）が最大であり、損傷による荷重の再配分の影響が最も大きい最下層の主柱の補助柱とする」としていることに関し、その詳細について説明するものである。

## 2. 構造

主排気筒の構造を以下に示す。

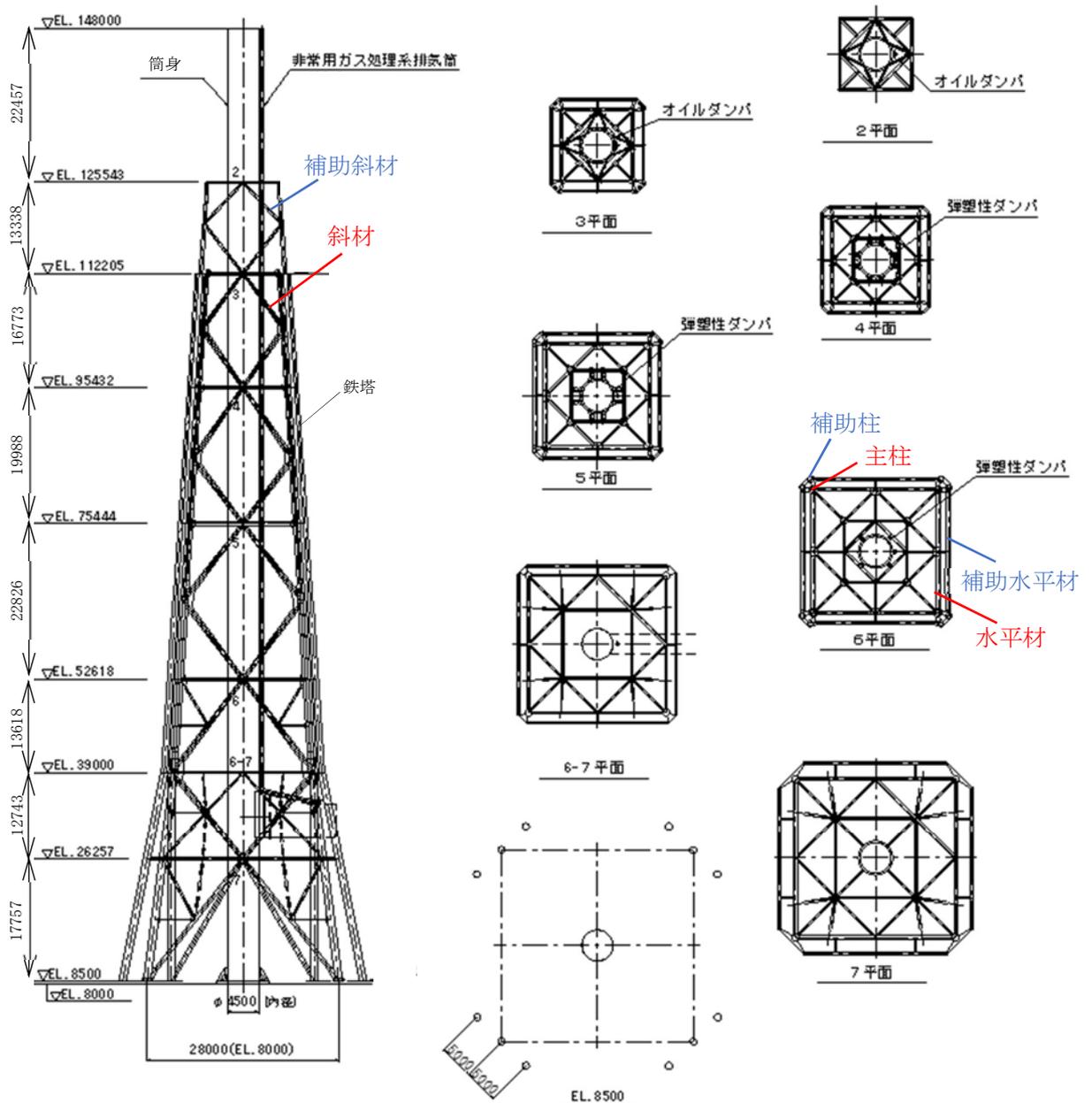


図 2-1 主排気筒の構造

3. 健全時に鉄塔の各部材に生じる軸力

(1) 主柱

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
112.205	Φ 406.4×6.4	STK400	118
95.432	Φ 406.4×12.7	STK400	287
75.444	Φ 558.8×12.7	STK400	1669
52.618	Φ 812.8×12.7	STK400	2888
26.257	Φ 1016.0×12.7	STK400	4245

(2) 補助柱

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ 406.4×19.0	STK400	85
112.205	Φ 508.0×19.0	590材	213
95.432	Φ 508.0×19.0	590材	563
75.444	Φ 609.6×19.0	590材	1797
52.618	Φ 812.8×19.0	590材	3153
26.257	Φ 1016.0×19.0	590材	5147

(3) 斜材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
112.205	Φ 355.6×6.4	STK400	37
95.432	Φ 457.2×6.4	STK400	803
75.444	Φ 508.0×6.4	STK400	593
52.618	Φ 508.0×6.4	STK400	783
26.257	Φ 508.0×6.4	STK400	948

(4) 補助斜材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ 355.6×12.7	STK400	45
112.205	Φ 355.6×12.7	STK400	159
95.432	Φ 457.2×12.7	STK400	1042
75.444	Φ 508.0×12.0	STK490	995
52.618	Φ 508.0×12.0	STK490	1207
26.257	Φ 558.8×19.0	590材	1980

(5) 水平材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
112.205	Φ 355.6×6.4	STK400	80
95.432	Φ 457.2×6.4	STK400	114
75.444	Φ 508.0×6.4	STK400	173
52.618	Φ 508.0×6.4	STK400	207
26.257	Φ 508.0×6.4	STK400	369

(6) 補助水平材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ 355.6×6.4	STK400	34
112.205	Φ 355.6×6.4	STK400	96
95.432	Φ 457.2×6.4	STK400	709
75.444	Φ 508.0×6.4	STK400	127
52.618	Φ 508.0×6.4	STK400	341
26.257	Φ 508.0×6.4	STK400	329

4. 損傷させる部材の選定

「3. 健全時に鉄塔の各部材に生じる軸力」より、健全時に負担する軸力（圧縮）が最大であり、損傷による荷重の再配分の影響が最も大きい部位である、最下層の補助柱を損傷させる部材として選定する。

## 6. ディーゼル発電機吸気口の強度計算に関する補足説明資料

## 6.1 ディーゼル発電機吸気口の局部ばね定数及び局部応力の算出について

1. 概要

JEAG4601 に準拠し、四脚たて置円筒容器の応力評価を行う際には、胴の脚つけ根部の局部ばね定数及び局部応力を算出する必要があるため、算出法について説明するものである。

2. 算出方針

JEAG4601 の手順では、局部ばね定数を “Bijlaard, P.P. : Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels” (参考文献 6.6.3-4), 局部応力を “Local stresses in Spherical and Cylindrical shells due to External loadings” (参考文献 6.6.3-2) により算出することが記載されている。

2.1 JEAG4601 による算出法

JEAG4601 に示される “Bijlaard” の方法は、円筒シェルに剛体のアタッチメントが付き、そのアタッチメントに外力が加わった際にシェル側に生じる変形及び応力を、図表を用いて求める手法である。

以下に “Bijlaard, P.P. : Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels” (参考文献 6.6.3-4) の抜粋を示す。

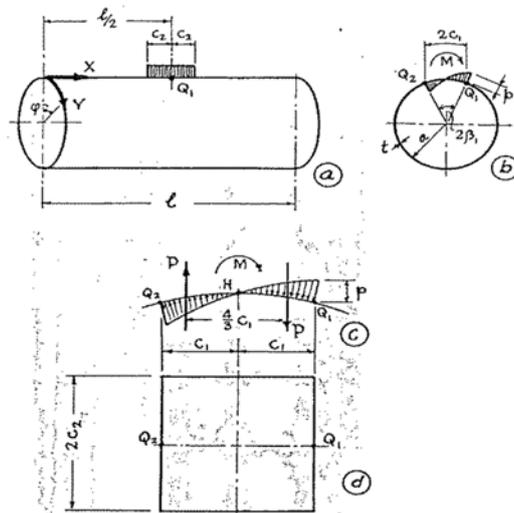


Fig. 1 Loading of vessel by circumferential moment

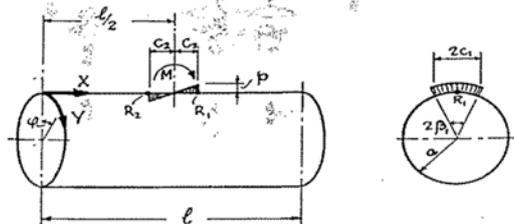


Fig. 2 Loading of vessel by longitudinal moment

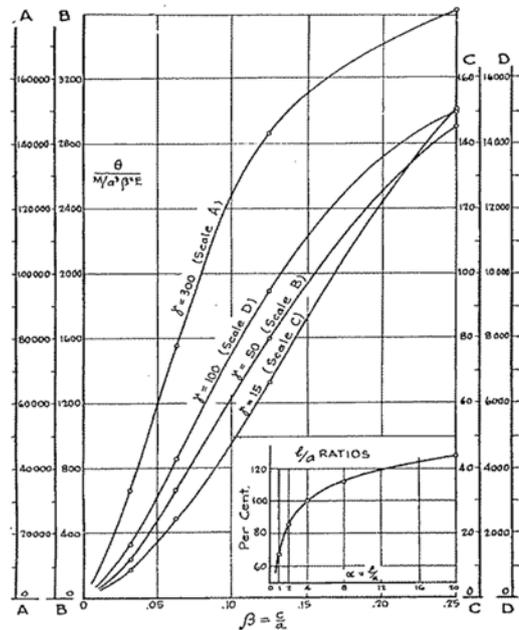


Fig. 3  $\theta$  vs.  $\beta$  Angle rotation from external circumferential moment  $M$  on surface  $2c \times 2c$  on a cylindrical shell with radius  $a$  ( $\gamma = a/t$ )

ここで、

a : 円筒シェルの半径

l : 円筒シェルの長さ

t : 円筒シェルの板厚

C1 : アタッチメントの円周方向の長さの 1/2

C2 : アタッチメントの長手方向の長さの 1/2

$\alpha$  :  $1/a$  (上図は  $\alpha = 4$  の場合の図)

$\beta$  :  $C1/a, C2/a$

$\gamma$  :  $a/t$

E : 縦弾性係数

M : 作用する曲げモーメント

$\theta$  : 曲げが作用した際の回転角

回転角  $\theta$  の算出法は、シェル及びアタッチメントの形状により、 $\beta, \gamma$  を算出し、上図より  $\theta / (M / (\alpha^3 \beta^2 E))$  の値を読み取り、 $\theta$  を求める。

また、局部ばね定数は、 $\theta$  と M の関係より算出する。

上図に示される通り、アタッチメント幅の 1/2 と円筒シェル半径の比率 ( $\beta$ ) は 0.25 以下の場合が提示されている。

ディーゼル発電機吸気口の円筒シェル及びアタッチメント (脚取付補強板) の寸法から  $\beta$  を算出すると、

円筒シェルの半径 (板厚の平均半径) は  $a=767.75\text{mm}$

円周方向  $C1=150\text{mm}$

$$\beta = C1/a = 0.195$$

長手方向  $C2=347.5\text{mm}$

$$\beta = C2/a = 0.453$$

となり、 $\beta$  の値が 0.25 を超えるため、“Bijlaard” の方法を適用する場合の Fig. 3 の  $\beta$  の範囲に含まれない。

そのため、局部ばね定数及び局部応力を FEM 解析により算出した。

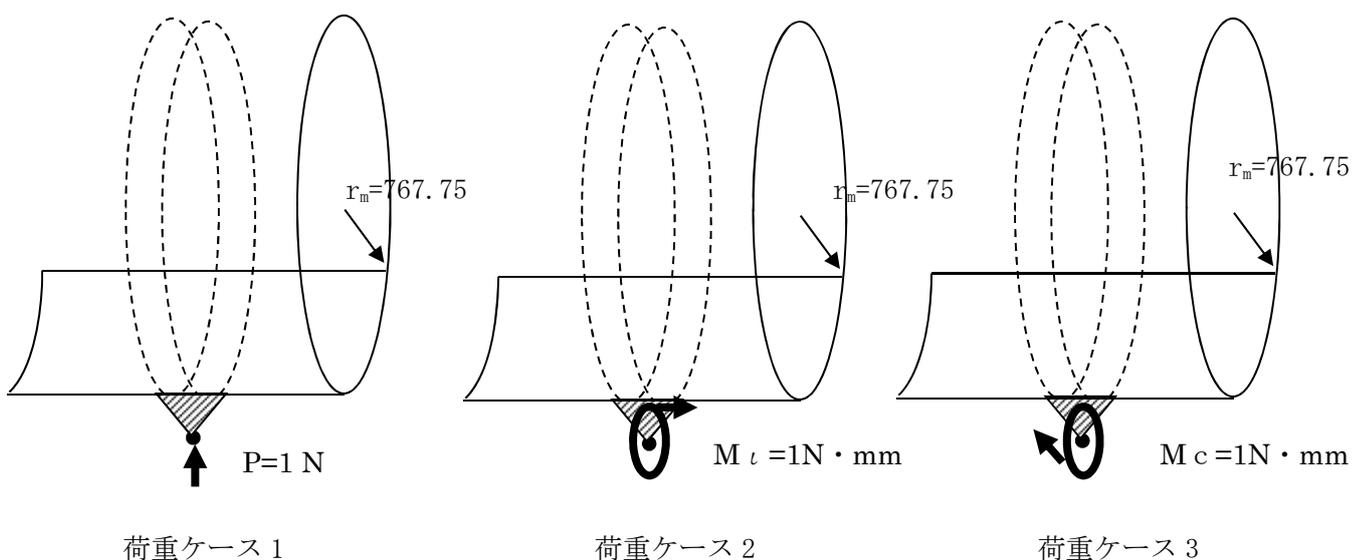
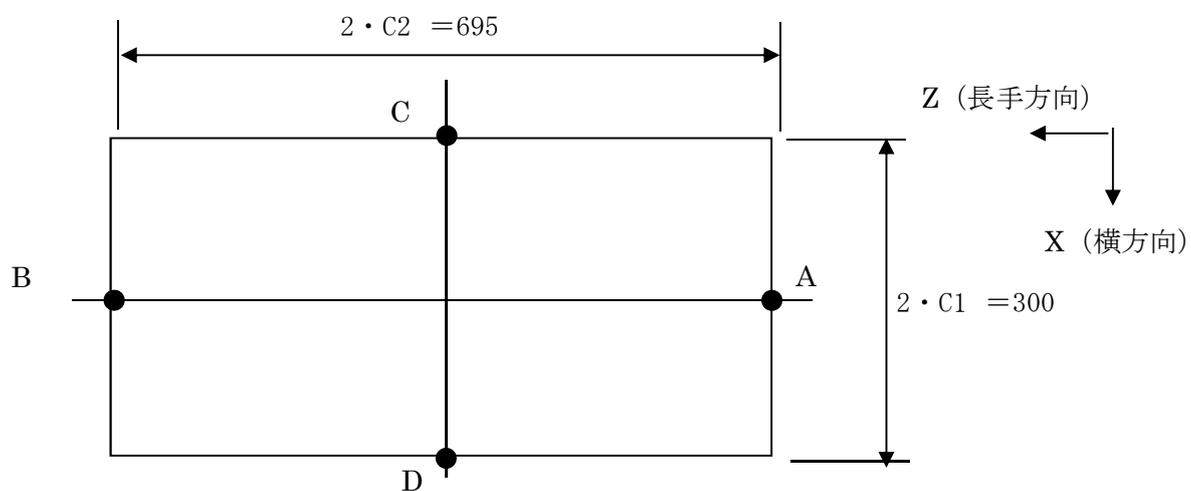


(2) 載荷点及び変位, 応力算出点

脚付け根部の胴補強板に単位荷重を載荷し, 変位, 回転角, 応力を算出する。  
 変位及び回転角によりばね定数を算出する。応力は補強板の4点で算出し,  
 最大の値を胴の評価に使用する。

載荷する単位荷重は, JEAG4601 の評価式に適用するため,

- ① 半径方向へ, 1N の単位力 (荷重ケース 1)
  - ② 円筒シェルの長手方向へ,  $1\text{N} \cdot \text{mm}$  の単位モーメント (荷重ケース 2)
  - ③ 円筒シェルの円周方向へ,  $1\text{N} \cdot \text{mm}$  の単位モーメント (荷重ケース 3)
- の3種類とする。



### 3. FEM 解析

#### 3.1 局部応力

以下に脚取付部補強板（緑色部）の局部応力を算出する要素（A～D）を示す。

- A : 要素番号 602
- B : 要素番号 1351
- C : 要素番号 950
- D : 要素番号 1003

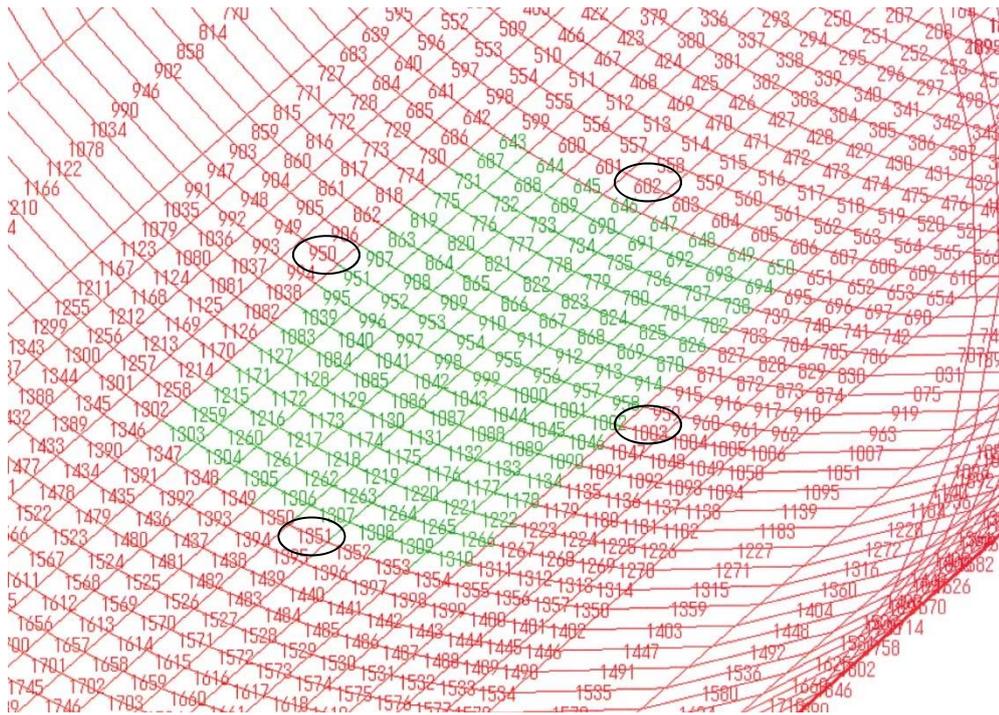


図 3-1 モデル要素番号

以下に各荷重ケースの局部応力算出位置の部材力を示す。

膜力 F (MEMBRANE FORCES) を応力に変換するには、板厚 t で割って算出する。

$$\text{膜応力 } \sigma = F / t \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

曲げモーメント M ( BENDING MOMENTS) を応力に変換するには、断面係数 ( $t^2/6$ ) で割って算出する。

$$\text{曲げ応力 } \sigma = 6M / t^2 \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

FORCES IN QUADRILATERAL ELEMENTS (QUAD4)

荷重ケース1

ELEMENT ID	-MEMBRANE FORCES-			-BENDING MOMENTS-			-TRANSVERSE SHEAR FORCES-	
	FX	FY	FX	MY	MY	MY	QX	QY
602	-1.160899E-03	-4.009193E-03	-1.791155E-04	3.566861E-04	1.128299E-03	1.566039E-05	-1.244953E-06	6.445995E-05
950	-5.861848E-04	-2.060700E-04	-1.465822E-05	1.019779E-02	3.070274E-03	1.219589E-05	-1.614531E-04	-6.605230E-07
1003	-5.879444E-04	-2.070056E-04	-1.484153E-05	1.022926E-02	3.079722E-03	1.220907E-05	1.618245E-04	6.616178E-07
1351	-1.161298E-03	-4.010718E-03	-1.739926E-04	3.564115E-04	1.128119E-03	1.557861E-05	1.235728E-06	6.446488E-05

荷重ケース2

ELEMENT ID	-MEMBRANE FORCES-			-BENDING MOMENTS-			-TRANSVERSE SHEAR FORCES-	
	FX	FY	FX	MY	MY	MY	QX	QY
602	-4.111181E-06	-1.446618E-05	-6.908672E-07	1.837791E-06	5.394002E-06	1.464975E-07	-4.817688E-09	-2.566061E-07
950	-1.109132E-07	-1.549670E-08	5.668830E-06	1.770650E-06	3.719149E-07	1.194525E-06	-3.873345E-08	1.956026E-09
1003	1.109116E-07	1.549752E-08	-5.668479E-06	-1.770605E-06	-3.719115E-07	-1.194502E-06	-3.873051E-08	1.956195E-09
1351	4.111241E-06	1.446636E-05	6.903910E-07	-1.837830E-06	-5.394026E-06	-1.465079E-07	-4.817267E-09	-2.566087E-07

荷重ケース3

ELEMENT ID	-MEMBRANE FORCES-			-BENDING MOMENTS-			-TRANSVERSE SHEAR FORCES-	
	FX	FY	FX	MY	MY	MY	QX	QY
602	1.682207E-06	6.507434E-06	-2.129280E-05	1.262137E-06	8.445891E-07	3.937805E-07	-4.001571E-08	1.788371E-08
950	7.782941E-06	4.097238E-06	7.946484E-07	-1.399553E-04	-4.202683E-05	-5.976673E-08	1.690877E-06	5.027688E-09
1003	-7.782937E-06	-4.097262E-06	-7.946494E-07	1.399540E-04	4.202647E-05	5.976797E-08	1.690782E-06	5.027591E-09
1351	-1.682731E-06	-6.508726E-06	2.129262E-05	-1.261893E-06	-8.440435E-07	-3.937303E-07	-4.001593E-08	1.794198E-08

JEAG4601 の評価式に適用するために、本計算で算出した単位荷重による応力に、実荷重を乗じて実荷重による応力を算出する。

例として、半径方向荷重 P1 により生じる胴の局部応力は、次による。

$$\sigma_{x61} = \left[ \begin{array}{c} N_x \\ P_1 / r_m \end{array} \right]^* \left( \begin{array}{c} P_1 \\ r_m t \end{array} \right)$$

この値に単位荷重による応力値を代入する。

### 3.2 局部ばね定数

局部ばね定数は、各荷重ケースの荷重(単位荷重)を変形量で割った値として算出する。  
以下に各荷重ケースの荷重載荷点の変形量を示す。

各荷重ケースは単位荷重(1N 又は 1N・mm)を載荷しているため、各変位量(mm 又は rad)の逆数が局部ばね定数(N/mm 又は N・mm/rad)となる。

- ・局部ばね定数=1/変位量

DISPLACEMENT VECTOR							
POINT ID.	TYPE	T1 (X方向変位)	T2 (Y方向変位)	T3 (Z方向変位)	R1 (X軸周り回転)	R2 (Y軸周り回転)	R3 (Z軸周り回転)
荷重ケース1							
10003	G	2.727343E-08	2.935382E-05	7.368460E-14	-7.265397E-16	1.105079E-19	3.119182E-10
荷重ケース2							
10003	G	-7.736339E-20	-7.265397E-16	-1.658626E-08	1.407487E-10	-1.948948E-14	2.173288E-22
荷重ケース3							
10003	G	2.047069E-07	3.119182E-10	-3.908802E-20	2.172454E-22	1.286372E-19	2.735953E-09

#### 4. 算出結果

以下に各単位荷重に対する局部応力及び局部ばね定数を示す。

表 4-1 半径方向力 P=1N (荷重ケース 1) のときの局部応力 (MPa)

荷重	種類	方向	A	B	C	D
半径方向 P	膜	周方向 $\phi$	-2.58E-04	-2.58E-04	-1.31E-04	-1.31E-04
		軸方向 x	-8.91E-04	-8.91E-04	-4.60E-05	-4.60E-05
	曲げ	周方向 $\phi$	1.06E-04	1.06E-04	3.03E-03	3.03E-03
		軸方向 x	3.34E-04	3.34E-04	9.10E-04	9.13E-04

局部ばね定数  $K_p = 1 / 2.935382E-05 = 3.4067e+4$  (N/mm)

表 4-2 長手方向モーメント荷重  $M_l = 1N \cdot mm$  (荷重ケース 2) のときの局部応力 (MPa)

荷重	種類	方向	A	B	C	D
長手方向 モーメント $M_l$	膜	周方向 $\phi$	-9.14E-07	9.14E-07	-2.5E-08	2.5E-08
		軸方向 x	-3.21E-06	3.21E-06	-3.44E-09	3.44E-09
	曲げ	周方向 $\phi$	5.45E-07	-5.45E-07	5.25E-07	-5.25E-07
		軸方向 x	1.6E-06	-1.6E-06	1.1E-07	-1.1E-07

局部ばね定数  $K_l = 1 / 1.407487E-10 = 7.1048e+9$  (Nmm/rad)

表 4-3 周方向モーメント荷重  $M_c = 1N \cdot mm$  (荷重ケース 3) のときの局部応力 (MPa)

荷重	種類	方向	A	B	C	D
周方向 モーメント $M_c$	膜	周方向 $\phi$	3.74E-07	-3.74E-07	1.73E-06	-1.73E-06
		軸方向 x	1.45E-06	-1.45E-06	9.1E-07	-9.1E-07
	曲げ	周方向 $\phi$	3.74E-07	-3.74E-07	-4.15E-05	4.15E-05
		軸方向 x	2.5E-07	-2.5E-07	-1.25E-05	1.25E-05

局部ばね定数  $K_c = 1 / 2.735953E-09 = 3.6550e+8$  (Nmm/rad)

## 7. 防護ネットの強度計算に関する補足説明資料

## 7.1 シャックルの許容限界について

## 1. 概要

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

防護ネットの標準設計においては、ネットの枠材（H型鋼等で構成）への部品の収まり考慮して、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（78.4 kN）を標準設計として採用している。

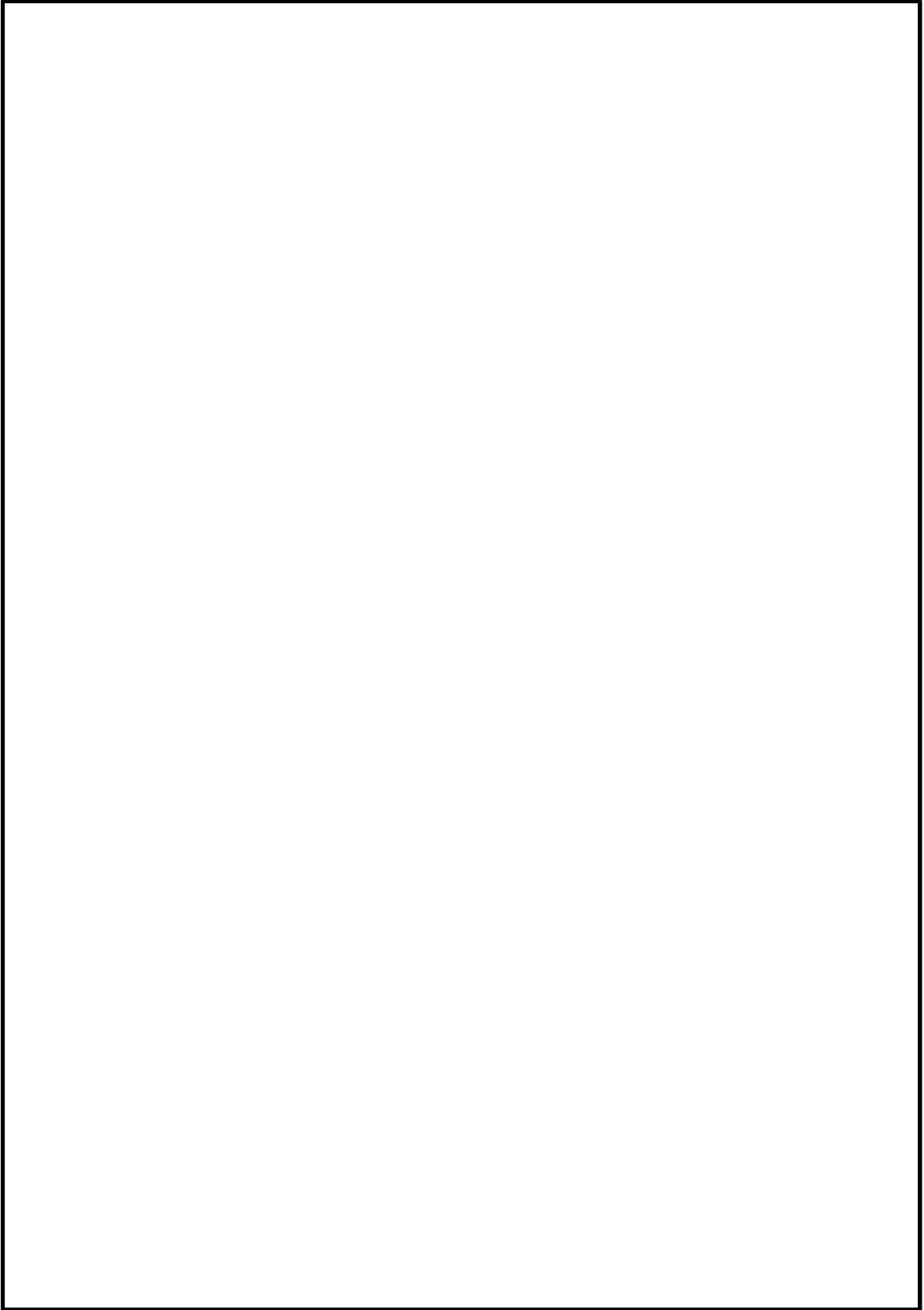
また、ネット寸法は出来るだけ大きい方が軽量化の観点でメリットがあるが、ネットの寸法が大きくなると飛来物の衝突時にシャックルに発生する引張荷重も増大するため、メーカーにてプルーフロード（使用荷重の2倍：156.8 kN）で引張試験を実施し、この荷重を短期荷重に対する保証値として設定することで、ネット寸法の設定に幅を持たせることが可能となっている。

## 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様な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。

以 上

メーカー試験成績書（例）



## 7.2 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、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金網交点列1列と衝突した場合の展開方向の金網交点列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金網交点列1列と衝突した場合の飛来物と金網の挙動を以下のように仮定する。

- ① 金網展開方向の交点列の張力は常に均一である。
- ② 衝突後の飛来物と金網は衝突点で一体となって推移する。
- ③ 最大変形時の金網全長は破断時展開方向金網長さとする。

以上の仮定から、破断時の金網の全長は飛来物の衝突位置によらず、破断時展開方向金網長さで一定となり、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。

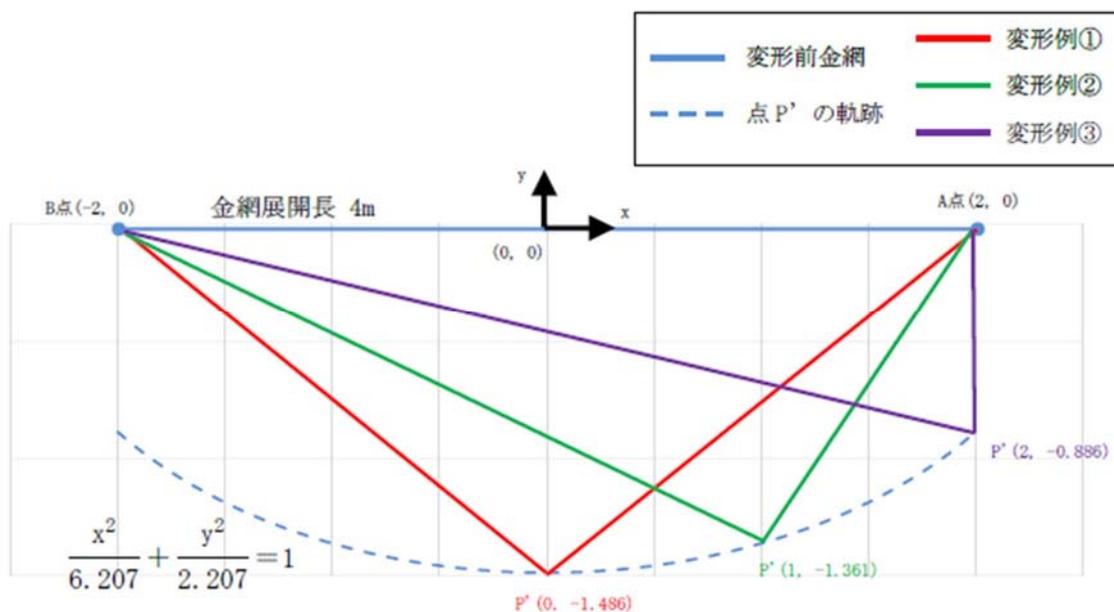


図 2-1 展開方向の金網交点列1列の衝突点P'の軌跡

金網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 $\epsilon_j$ を0から破断伸び率 $\epsilon_{cr}$ 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 $\epsilon_{cr}$ は、V-3-別添1-2-1-1「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。

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

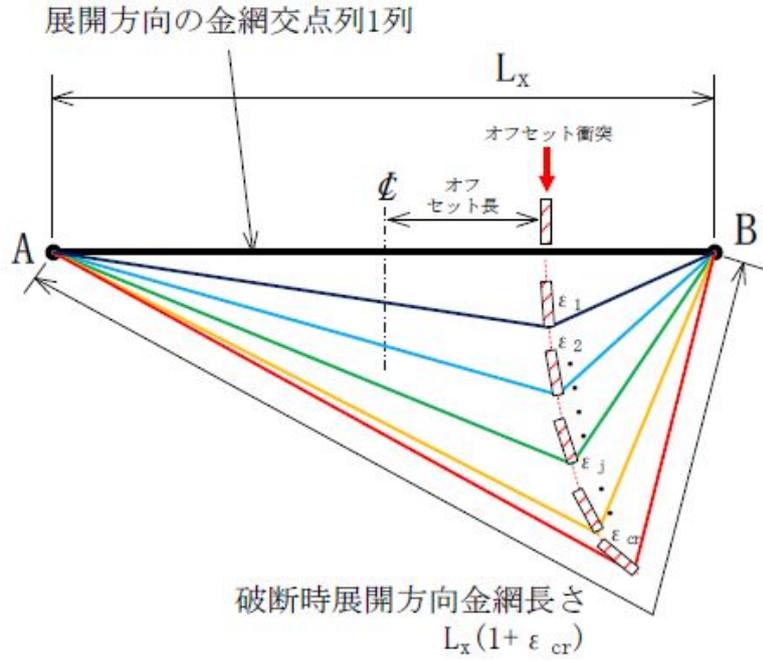


図 2-2 展開方向オフセット衝突時の展開方向の金網交点列 1 列の変位挙動図

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  $\varepsilon_j$  時の金網交点列 1 列の変形状態の模式図を示す。

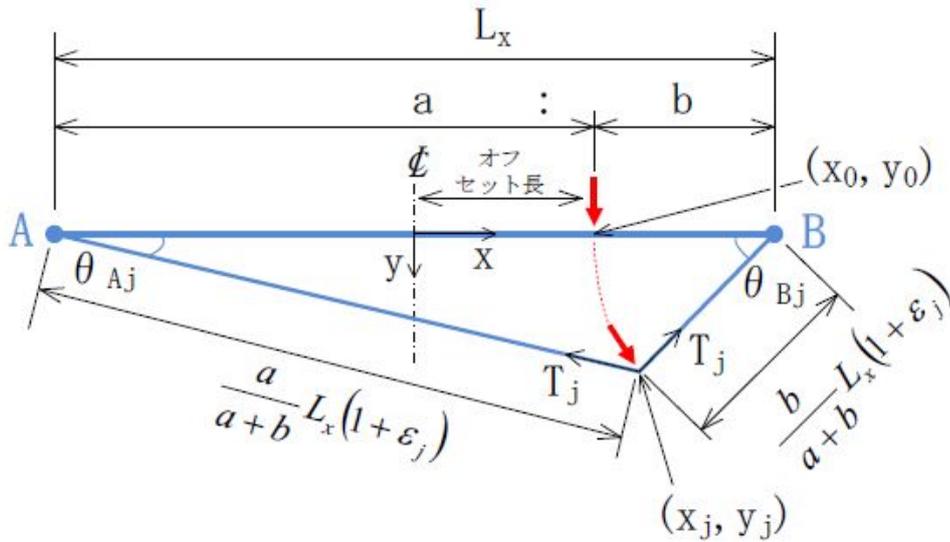


図 2-3 展開方向オフセット衝突の交点列 1 列の変形状態の模式図

V-3-別添 1-2-1-1 「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、展開方向の金網交点列 1 列の剛性  $K_x$ 、展開方向の金網交点列 1 列の張力  $T_j$  は以下のとおりとなる。

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

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

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  $\Delta x_j$ 、 $y$  方向変位  $\Delta y_j$  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  $\varepsilon_j$  時の衝突点の座標を  $(x_j, y_j)$ 、A 点、B 点のたわみ角を  $\theta_{Aj}$ 、 $\theta_{Bj}$  とすると、伸び率  $\varepsilon_j$  時の展開方向の金網交点列 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  $\Delta W_j$  は、以下のとおりとなる。

$$H_j = T_j \cos \theta_{Aj} - T_j \cos \theta_{Bj}$$

$$V_j = T_j \sin \theta_{Aj} + T_j \sin \theta_{Bj}$$

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

以上より、1 金網交点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 目合金網の交点列に、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。

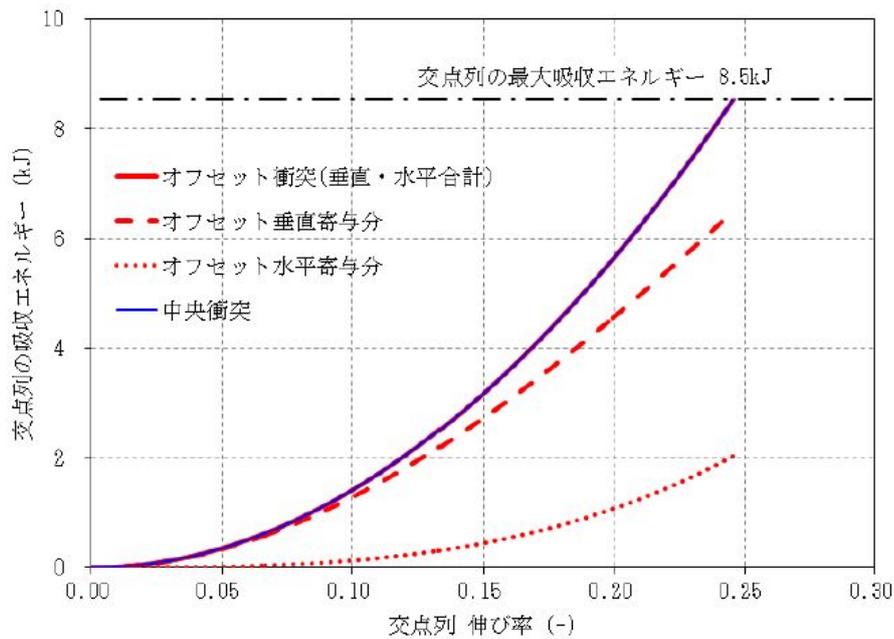


図 2-4 展開方向オフセット衝突と中央衝突のエネルギー比較

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、金網張力の分担から、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。金網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 (8.5kJ) となり、衝突点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。

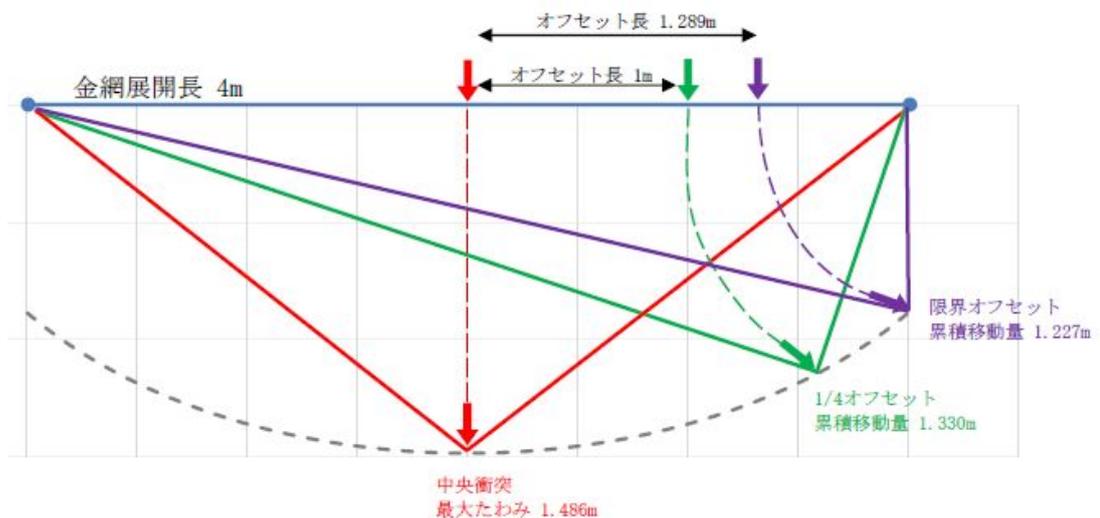


図 2-5 各衝突位置の 40mm 目合交点最終変形図

金網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）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したり、架台と衝突することが考えられるため、飛来物が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 1 交点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）

展開方向オフセット長 (m)	1 交点列最大吸収エネルギー (kJ)	累積移動量 (m)
0.000	8.5	1.486
1.000	8.5	1.330
1.289	8.5	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中央衝突時と同等となるため、展開方向オフセット衝突時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、防護ネットに対して展開直角方向オフセット位置で金網と衝突した場合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、金網（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）

図 2-6 に上記の 2 種類の衝突位置図を示す。

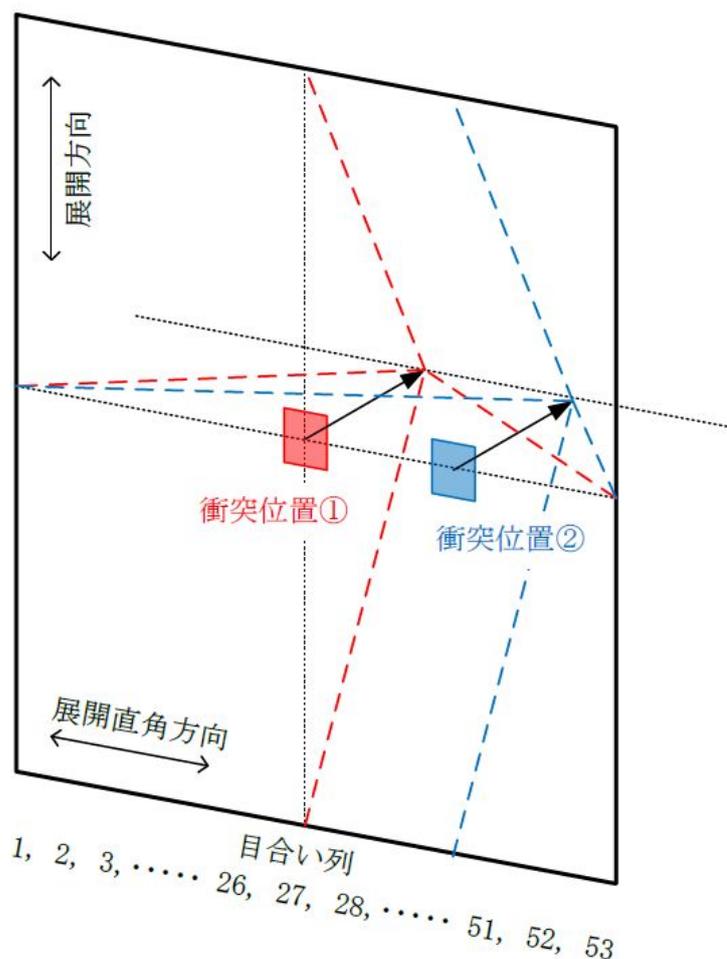


図 2-6 展開直角方向オフセット衝突位置図

図 2-6 に示すとおり、衝突位置で金網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 V-3-別添 1-2-1-1 「防護ネットの強度計算書」の「3.4(1) 吸収エネルギー評価」に示す以下の式により求められる。

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

ここで、 $E_i$  :  $i$  番目の列におけるネットの吸収可能なエネルギー

$K_x$  : ネット 1 目合いの展開方向の 1 列の等価剛性

(「2. 展開方向オフセット衝突時吸収エネルギー」に示す。)

$L_x$  : ネット展開方向寸法 (4m)

$\delta_i$  :  $i$  番目の列における金網変形量

上式より、図 2-7 に各衝突位置における金網変形量及び吸収エネルギー分布を、表 2-2 に金網 1 枚分の吸収エネルギー量を示す。

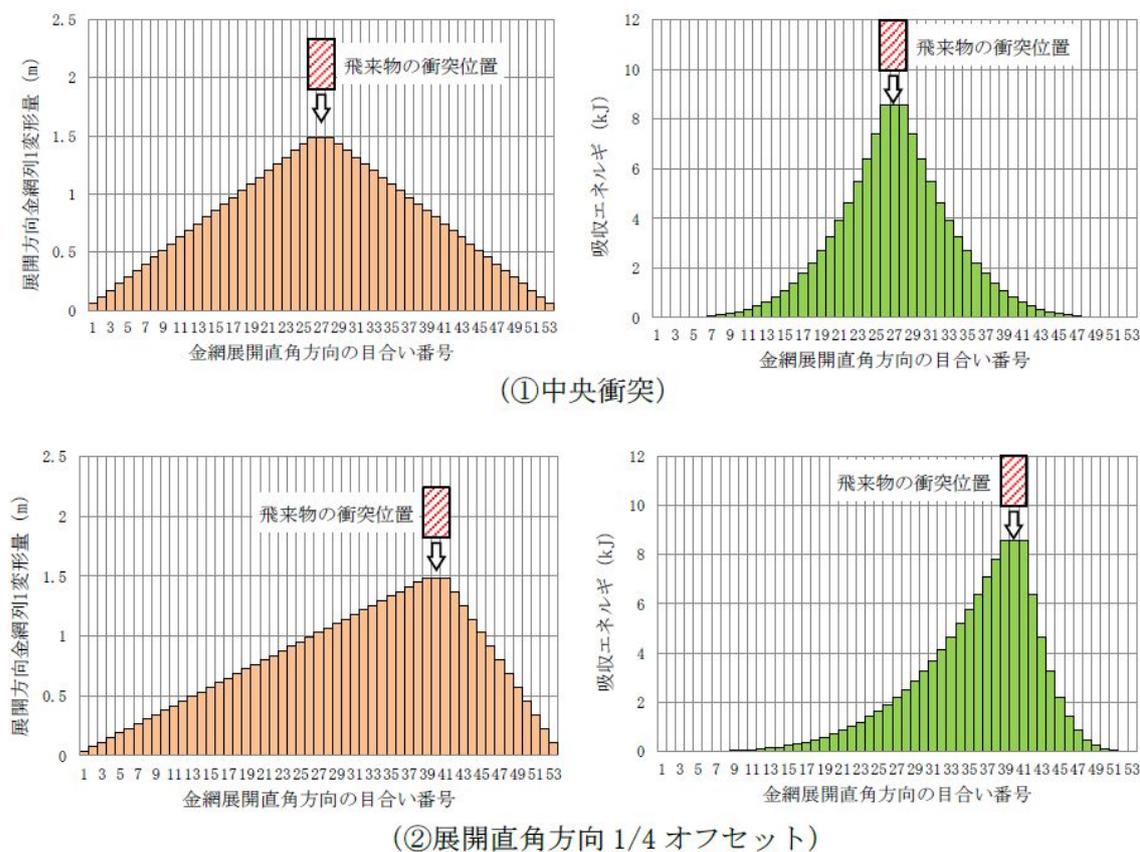


図 2-7 展開直角方向オフセットでの各衝突位置における金網変形量及び吸収エネルギー分布図

表 2-2 展開直角方向オフセット衝突時の吸収エネルギー量 (40mm 目合)

衝突位置	吸収エネルギー (kJ)
① 中央	111.8
② 展開直角方向 1/4 オフセット	111.9

図 2-7 及び表 2-2 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ほぼ同等となるため、展開直角方向オフセット衝突時の影響はないと判断している。

### 3. 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  $F_a$  は防護ネットのたわみ量  $\delta$  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、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 1.22 倍することで、オフセット衝突を考慮した補正を行う。

以 上

### 7.3 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高強度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

高強度金網の耐衝撃性能評価に用いる機械的特性値は、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 より算出した金網の等価剛性、破断伸び量、破断荷重の平均値及び変動係数を表 2-1 に示す。

表 2-1 より、金網の等価剛性、破断伸び量、破断荷重の変動係数は、全て 0.05 未満であり、金網の交点引張試験結果はバラツキの少ない結果となっている。

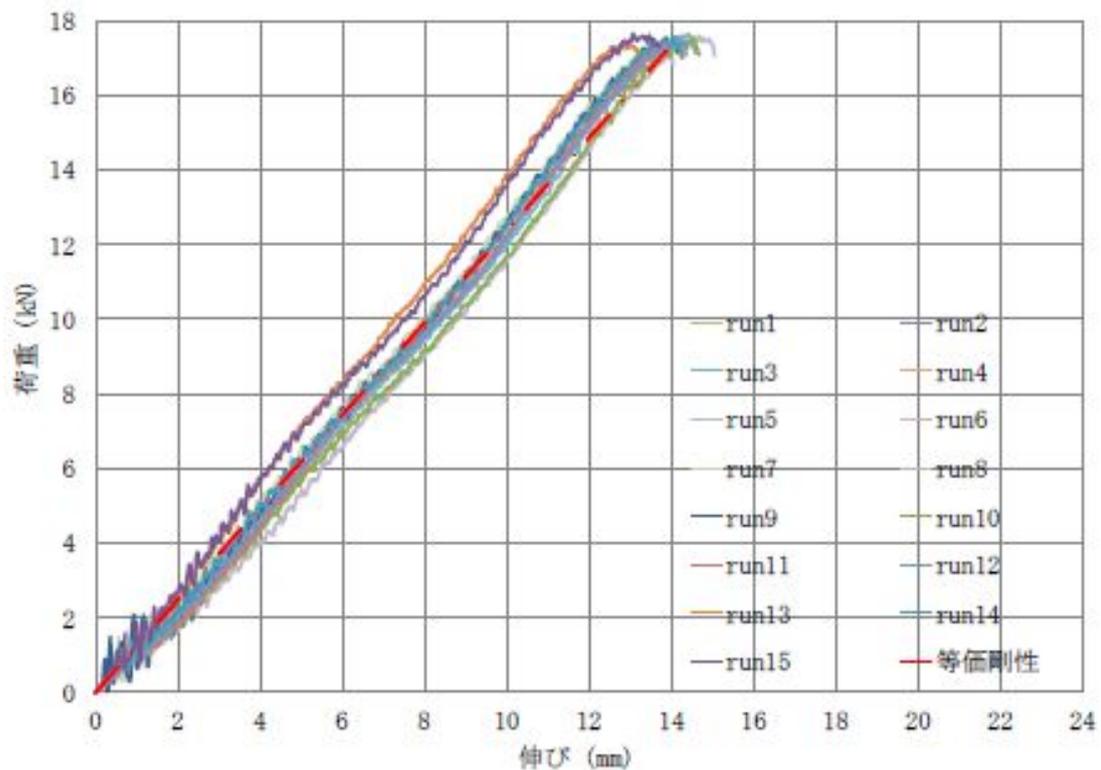


図 2-1 金網の交点引張試験結果

表 2-1 金網の交点引張試験結果の平均値及び変動係数

	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
変動係数	0.0471	0.0371	0.0117

### 3. 耐衝撃性能評価に用いる機械的特性値

高強度金網の耐衝撃性能評価（吸収エネルギー、たわみ量及び衝撃荷重等）については、評価に用いる機械的特性値によっては、評価項目毎に安全裕度への寄与が相反するケースがあることを認識している。

そのため、高強度金網の設計では、予め、想定される設計飛来物に対して、十分余裕のある設計（吸収エネルギー、たわみ量及び衝撃荷重等）とすることで、システム全体として成立するようにしている。

したがって、高強度金網の耐衝撃性能評価に用いる機械的特性値には、バラツキの少ないデータが得られている金網の交点引張試験の全データの平均値（表 3-1）を用いることが現実的であると判断している。

表 3-1 強度計算に用いた金網交点諸元

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

#### 7.4 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

防護ネットはネット本体の変形の外、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。

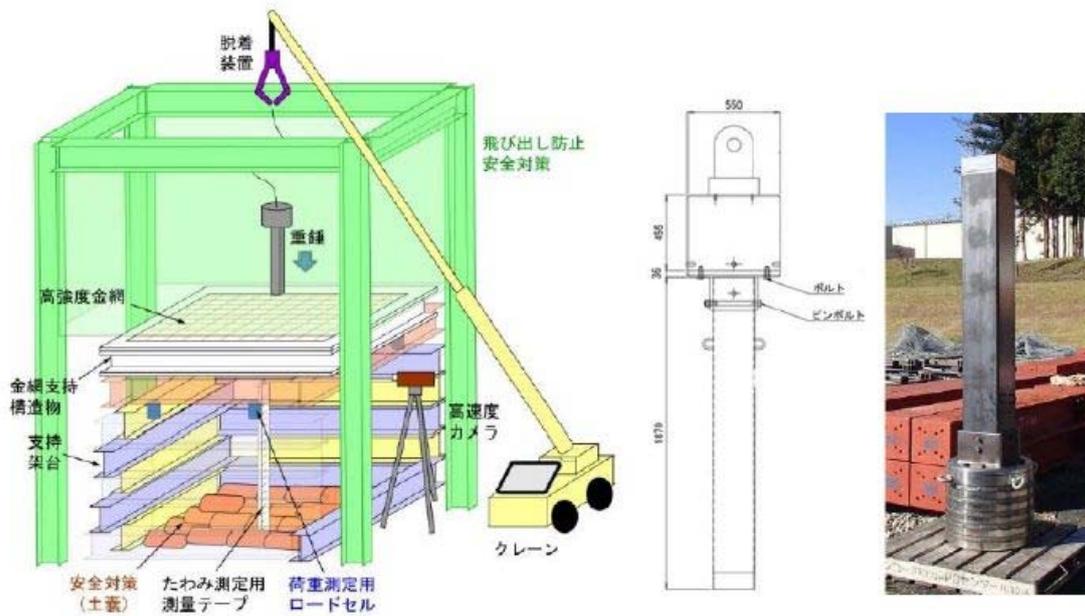
本資料は、その評価手法及び電中研試験結果との比較について説明するものである。

## 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	40mm目合い金網 2.5m (展開方向長さ) × 2.15m (展開直角方向長さ) : 2枚 2.15m (展開方向長さ) × 2.5m (展開直角方向長さ) : 1枚(補助)
	ワイヤロープ全長	9.3m
	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出し、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。

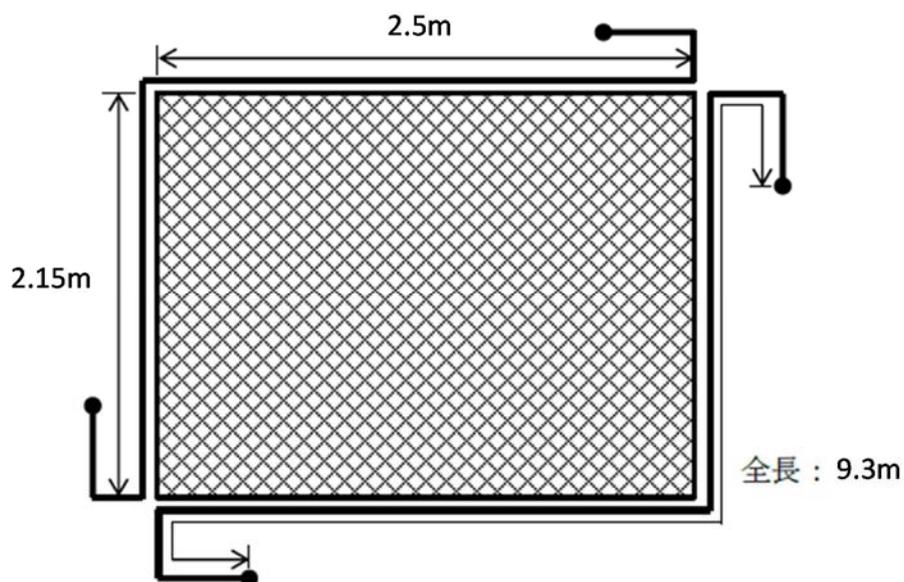


図 3-1 試験体サイズ

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、V-3-別添 1-2-1-1「防護ネットの強度計算書」（以下「V-3-別添 1-2-1-1」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。

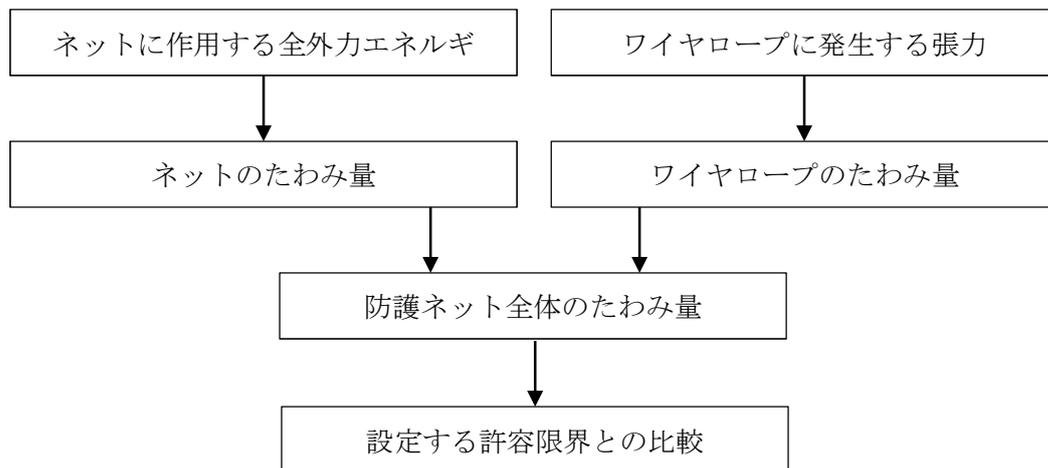


図 3-2 たわみ評価の評価フロー

たわみ評価においては、V-3-別添 1-2-1-1 の「3.4(1) 吸収エネルギー評価」に示す吸収エネルギー算出モデルを用い、飛来物の運動エネルギー、風圧力による荷重、自重及び上載荷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導出する。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導出する。

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出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、飛来物の衝撃荷重並びに自重及び上載荷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 ワイヤロープは放物線状に変形する。

### 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  $\delta$  を算出する。ネットのたわみ量  $\delta$  については、V-3-別添 1-2-1-1 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出する。

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

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  $\delta$  を算出することができ、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  $\delta$  の算出値は 0.9m となる。

次に各ワイヤロープの張力を算出する。

ネットが受ける衝撃荷重は、V-3-別添 1-2-1-1 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出する。

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

ここで、オフセット衝突による衝撃荷重による衝撃荷重の増加分による係数 1.22 を考慮し、衝撃荷重の最大値  $F'_a$  は、

$$F'_a = F_a \times 1.22$$

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 409kN となる。ネット展開方向にかかる張力は、V-3-別添 1-2-1-1 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出する。

$$T' = \frac{F'_a}{2 \sin \theta}$$

たわみ角  $\theta$  は以下の式で求められ、

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

ネット展開方向にかかる張力  $T'$  は、350kN 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、第2-1表で示す試験ではネットを2枚と、補助ネットを1枚重ねて設置しているため、補助ネット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、

$$T_1' = \frac{F_a'}{4 \sin \theta} \cdot \left( \frac{1.5}{1.5 + 1} \right)$$

補助ネットを支持しているワイヤロープ1本あたりの張力は105kNとなる。

補助ネットを支持しているワイヤロープ1本あたりの張力(105kN)を用い、表3-1に諸元を示すワイヤロープに張力(105kN)が負荷されたとき、図3-2の引張試験結果より、ひずみは0.0065と求められる。

表 3-1 ワイヤロープの諸元

	仕様	径	破断荷重 (kN)
ワイヤロープ	7×7	∅16	165 <sup>(注1)</sup>

(注1) JIS G 3549 の破断強度

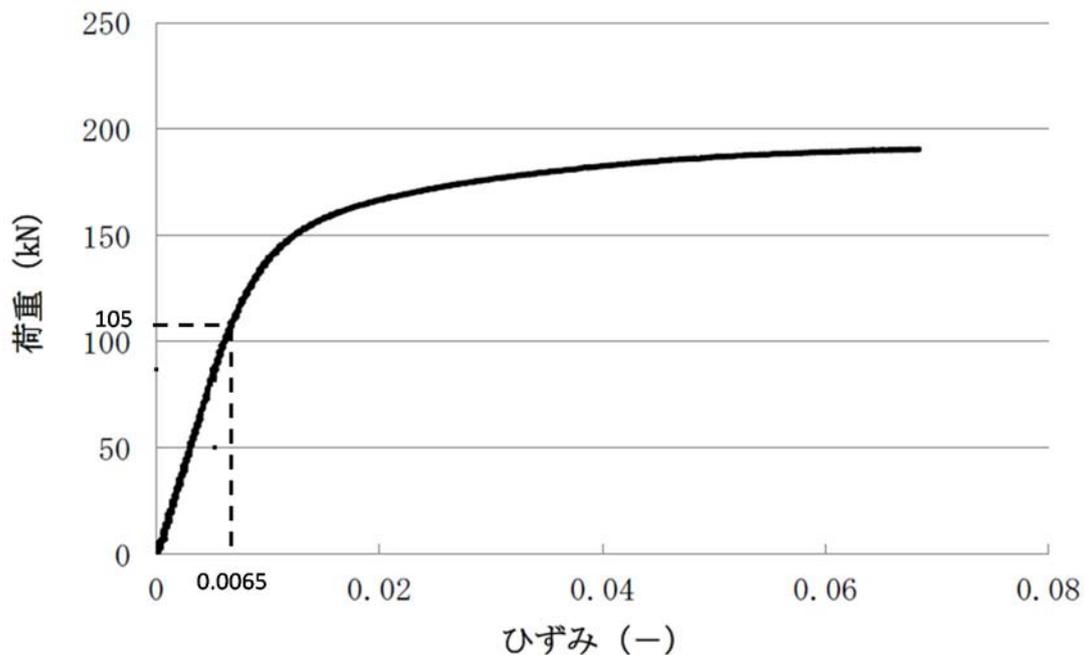
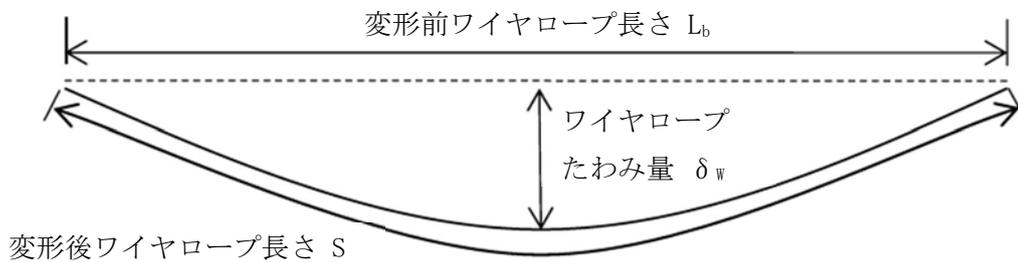


図 3-2 ワイヤロープ引張試験結果

ワイヤロープは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一本あたりの全長  $S_t$  は、ワイヤロープの一本あたりの全長 ( $9.3/2=4.65\text{m}$ ) が変形するものと考えられ、以下のとおり算出される。

$$S_t = 4.65(\text{m}) \times 1.0065 \\ = 4.68(\text{m})$$

また、飛来物の衝突によりワイヤロープが放物線上に変形すると図 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。



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

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  $\delta_{wx}$ 、長さ  $L_y$  (2.15m) のワイヤロープのたわみ量を  $\delta_{wy}$  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、

$$S_t = \frac{1}{2}\sqrt{L_x^2 + 16\delta_{wx}^2} + \frac{L_x^2}{8\delta_{wx}} \ln\left(\frac{4\delta_{wx} + \sqrt{L_x^2 + 16\delta_{wx}^2}}{L_x}\right) \\ + \frac{1}{2}\sqrt{L_y^2 + 16\delta_{wy}^2} + \frac{L_y^2}{8\delta_{wy}} \ln\left(\frac{4\delta_{wy} + \sqrt{L_y^2 + 16\delta_{wy}^2}}{L_y}\right) \\ 4.68 = \frac{1}{2}\sqrt{L_x^2 + 16\delta_{wx}^2} + \frac{L_x^2}{8\delta_{wx}} \ln\left(\frac{4\delta_{wx} + \sqrt{L_x^2 + 16\delta_{wx}^2}}{L_x}\right) \\ + \frac{1}{2}\sqrt{L_y^2 + 16\delta_{wy}^2} + \frac{L_y^2}{8\delta_{wy}} \ln\left(\frac{4\delta_{wy} + \sqrt{L_y^2 + 16\delta_{wy}^2}}{L_y}\right) \dots \textcircled{1}$$

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  $\delta = 0.9\text{m}$  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  $S_x = 1.54\text{m}$ 、長さ  $L_y$  のワイヤロープの変形後の長さ  $S_y = 1.40\text{m}$  と算出される。

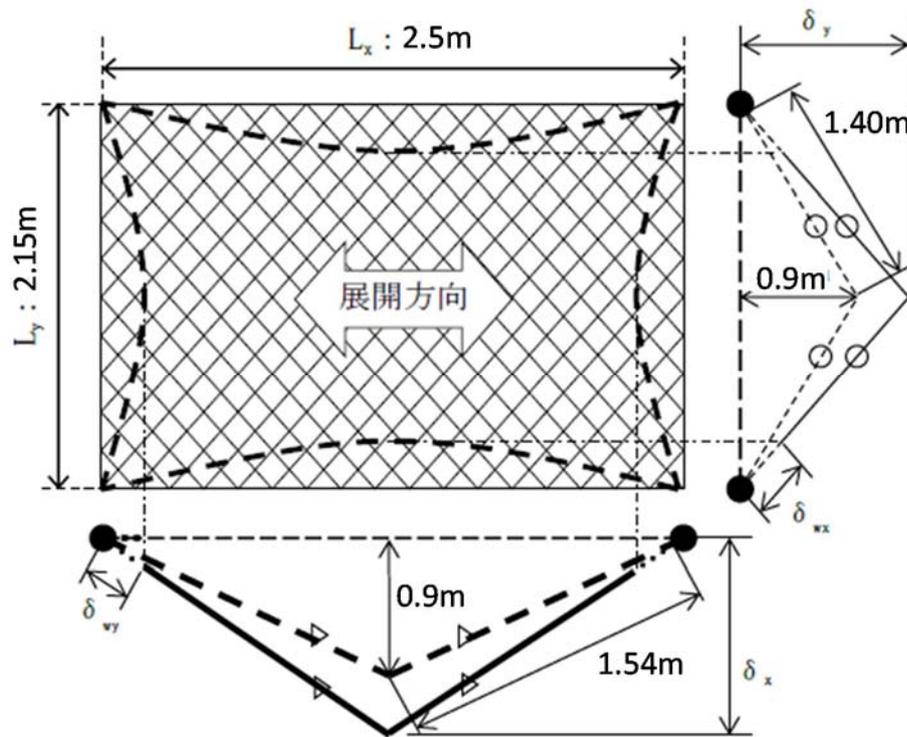


図 3-4 たわみ量の足し合わせ

図 3-4 より、ネット本体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  $\delta_x$  及び  $\delta_y$  はそれぞれ

$$\begin{aligned} \delta_x &= \sqrt{(\delta_{wy} + 1.54)^2 - \left(\frac{L_x}{2}\right)^2} \\ &= \sqrt{(\delta_{wy} + 1.54)^2 - \left(\frac{2.5}{2}\right)^2} \dots \textcircled{2} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta_y &= \sqrt{(\delta_{wx} + 1.40)^2 - \left(\frac{L_y}{2}\right)^2} \\ &= \sqrt{(\delta_{wx} + 1.40)^2 - \left(\frac{2.15}{2}\right)^2} \dots \textcircled{3} \end{aligned}$$

と算出され、 $\delta_x$  及び  $\delta_y$  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

$$\sqrt{(\delta_{wy} + 1.54)^2 - \left(\frac{2.5}{2}\right)^2} = \sqrt{(\delta_{wx} + 1.40)^2 - \left(\frac{2.15}{2}\right)^2} \dots \textcircled{4}$$

と表される。

以上より、①式と④式を連立して解くことで $\delta_{wx}$ 及び $\delta_{wy}$ を導出することができ、それぞれの値は、

$$\delta_{wx} = 0.12\text{m}$$

$$\delta_{wy} = 0.11\text{m}$$

と算出される。よって、ネット本体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、②式及び③式を用い、

$$\delta_x = \sqrt{(0.11 + 1.54)^2 - \left(\frac{2.5}{2}\right)^2} = 1.08\text{m}$$

$$\delta_y = \sqrt{(0.12 + 1.40)^2 - \left(\frac{2.15}{2}\right)^2} = 1.08\text{m}$$

$$\delta_x = \delta_y = 1.08\text{m}$$

と算出される。

#### 4. 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測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 電中研試験一覧

ケース	ネット枚数 (枚)	ネットサイズ※ (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 (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

※寸法については、(展開方向長さ) × (展開直角方向長さ) の順

表 4-2 電中研試験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	1.08	1.01

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、本評価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 ネットサイズ

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出できる。

以上より、本評価はネットサイズの影響が考慮されていると判断している。

## 7.5 ワイヤロープの初期張力について

## 1. 防護ネットの構造概要

防護ネットのうちネットは、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治具にて支持する。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おり、ワイヤロープはネットの四隅の接続用の治具で支持される。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。

防護ネットの概要図を図 1-1 に示す。

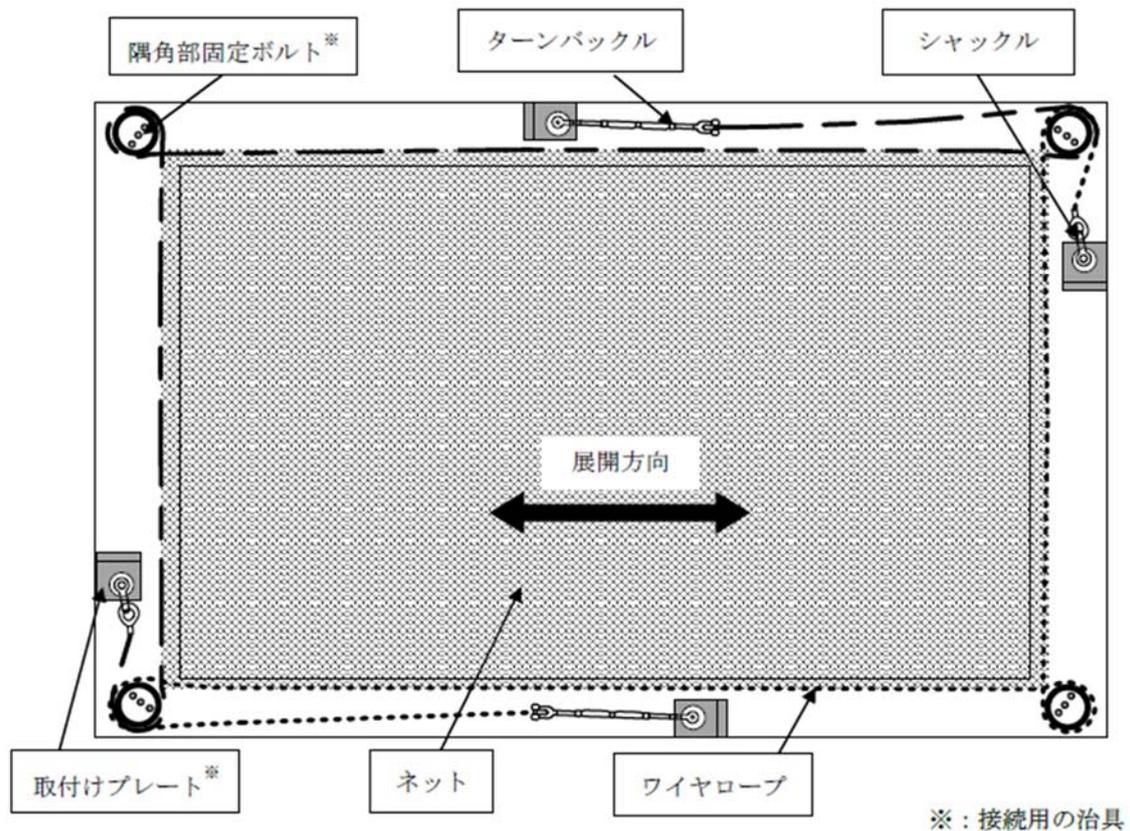


図 1-1 防護ネット概要図

## 2. 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、電力中央研究所の試験時に測定しており、図 2-1 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  $30\text{N}\cdot\text{m}$  である。



図 2-1 ひずみゲージ付きターンバックルの設置状況

電力中央研究所での 40mm 目合い金網を使用した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 2-1 に示す。

表 2-1 ワイヤロープ初期張力の最大値

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

### 3. 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、V-3-別添 1-2-1-1「防護ネットの強度計算書」の表 5-11~15 に示す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 3-1 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 3-1 ワイヤロープに作用する張力と許容荷重との比較

ネット	張力			許容荷重 P (kN)
	初期張力 (kN)	$T_1'$ ※ (kN)	合計 (kN)	
非常用ディーゼル発電機室 ルーフベントファン	5	119	124	132
中央制御室換気系冷凍機	5	89	94	132
海水ポンプエリア	5	85	90	132
原子炉建屋外側ブローアウト パネル	5	124	129	132
使用済燃料乾式貯蔵容器	5	123	128	132

※各防護対策施設おける最大の  $T_1'$  を記載

## 7.6 補助金網の影響について

## 1. 概要

防護ネットは、40mm ネット（主金網）2枚及び40mm ネット（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。

補助金網は、金網の耐衝撃性能向上を目的に設置しているが、飛来物が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、その影響について検討した。

## 2. 防護ネットについて

防護ネットの構造図を図1に示す。

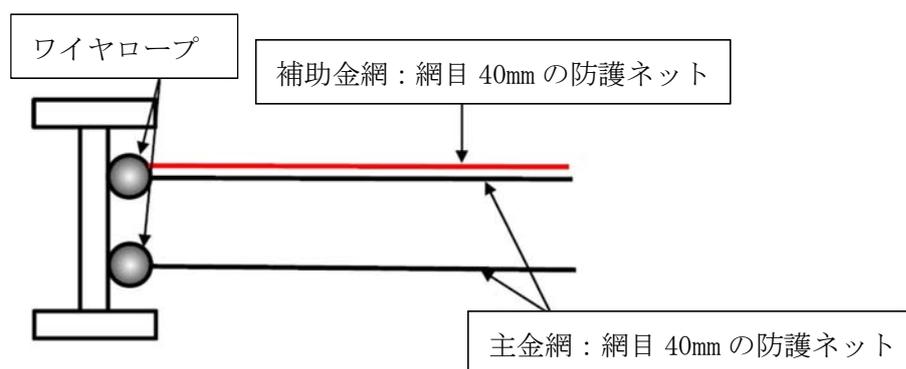


図1 防護ネットの構造図

図1より、上段のワイヤロープには主金網と補助金網の2枚の金網を支持しており、下段のワイヤロープは主金網1枚を支持していることが分かる。電力中央研究所の報告書（015502）では、上記の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に示す。

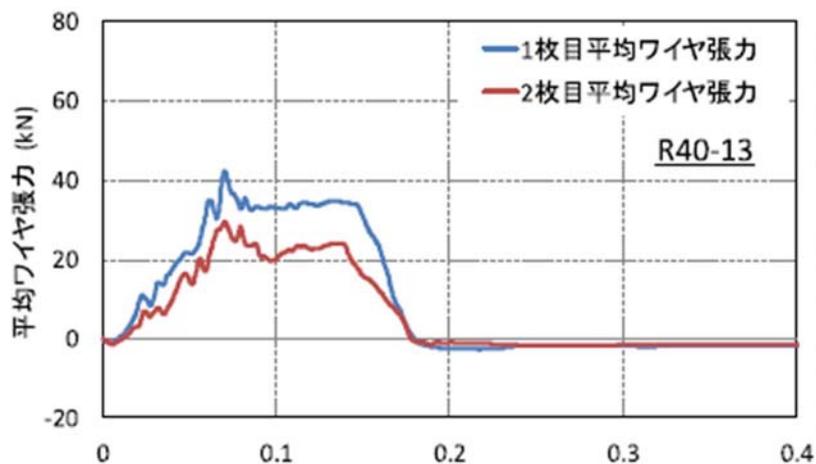


図2 ワイヤ張力時刻歴の試験結果

図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、補助金網がありとなしの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1のようになる。

表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分かる。

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

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

①および②から

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

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に示す。

表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から、上段の主金網と補助金網の組み合わせは、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. ネット性能評価における補助金網の考慮

補助金網が防護ネットの評価に与える影響について検討した。電中研での試験結果から、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金網張力が伝達した荷重であり、金網のたわみ量に変化がないとすると、一枚目の主金網と補助金網の合計の

吸収エネルギーは二枚目の主金網の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、防護ネットの剛性を算出する際に、主金網の枚数に0.5を加えることで、補助金網を考慮した評価とする。

以 上

## 7.7 防護対策施設の設計の考え方について

## 1. 概要

防護対策施設の設計の考え方について説明する。

## 2. 防護対策施設の設計の考え方

東海第二発電所では防護対策施設を「防護ネット」「防護鋼板」及び「架構」の構成要素に分解し、各構成要素に要求される機能を特定したうえで、それぞれの要求機能に対する代表部材の適合性を確認し、個別の施設に対する防護対策施設の設計においては、これら代表部材の条件の範囲内で部材を選定することで、設備全体としての機能を担保する考え方としている。

各要素に要求される機能及び確認項目、及び確認項目に対する代表部材選定の考え方を表1に示す。

なお、先行プラントにおいては、個別の防護設備ごとにモデル化しFEMによる評価を行っている事例も認められるが、表1に整理した様に、評価対象箇所抽出の考え方は同じであり、全モデルを包絡して抽出するか、個別の評価モデルごとに代表箇所を抽出するかどうかの違いと考える。

表1 竜巻防護対策施設の構成要素に要求される機能及び適合性の確認方法 (1/2)

構成要素	要求される機能		機能維持のための確認項目		先行プラントの評価例	備考
	概念	具体的な展開				
防護ネット	障壁の維持 (飛来物の通過阻止)	飛来物が貫通しないこと	鋼製柱	なし (柱の下部に設置される架構の貫通評価で代表させる)	なし	先行プラントについても、同様の判断と推定
			ネット	各々の金網が、飛来物の衝突に際し破断、脱落しないこと 【個別(全数)評価】*1	同左	
防護鋼板	飛来物衝突時の変形による波及的影響の防止	飛来物の衝突によるたわみが、防護対象施設との離隔距離未満であること	鋼製柱	なし (柱の下部に設置される架構のたわみ評価で代表させる)	なし	先行プラントについても、同様の判断と推定
			ネット	ネットのたわみ量の評価 【個別(全数)評価】*2	同左	
防護鋼板	障壁の維持 (飛来物の通過阻止)	飛来物が貫通しないこと	FEMによる衝突解析において、代表部材が貫通、破断しないことを確認 <代表部材の選定の考え方> (同一の材質及び厚さに対し、)周辺の拘束が厳しく、貫通(貫入)に対して厳しいと考えられる最小寸法の鋼板とする。	個別の解析モデル毎に、(変形が大きくなるように、)支持スパンが最大となる箇所を選定	個別の解析モデル毎に、(変形が大きくなるように、)支持スパンが最大となる箇所を選定	先行プラントでは、曲げによる破断も含めた欠損を考慮し、変形量が大きくなる部材を選定したと推定。 東二では、最大スパン部材もたわみ評価において評価し、貫通しないことも合わせて確認済。
			FEMによる衝突解析において、代表部材のたわみ量を確認 <代表部材の選定の考え方> (同一の材質及び厚さに対し、)たわみが大きくなる、最大寸法の鋼板とする。	個別の解析モデル毎に、支持スパンが最大となる箇所を選定	個別の解析モデル毎に、支持スパンが最大となる箇所を選定	

注記 \*1: 個々の設備の形状に依存するため、全数評価を実施

\*2: 手計算で算出可能であることから、全数評価を実施

表1 竜巻防護対策施設の構成要素に要求される機能及び適合性の確認方法 (2/2)

構成要素	要求される機能		機能維持のための確認項目	先行プラントの評価例	備考
	概念	具体的な展開			
架構	障壁の維持 (飛来物の通過阻止)	飛来物が部材を貫通しないこと	F E Mによる衝突解析において、代表部材が貫通、破断しないことを確認 <代表部材の選定の考え方> (同一の材質及び断面に対し、) 周辺の拘束が厳しく、貫通に対して厳しいと考えられる最小長さの架構部材とする。	個別の解析モデル毎に、(貫入深さが大きくなるように) 支持スパンが最大となる箇所を選定	先行プラントでは、曲げによる破断も含めた欠損を考慮し、変形量が大きくなる部材を選定したと推定。 東二では、最大スパン部材もたわみ評価において評価し、貫通しないことも合わせて確認済。
	飛来物衝突時の変形による波及的影響の防止	飛来物の衝撃荷重により、架構部材の接合部が破断しないこと	F E Mによる衝突解析において、代表部材端部の破断の有無を確認 <代表部材の選定の考え方> (同一の材質及び厚さに対し、) 曲げが大きくなる、最大長さの架構部材とする。	個別の解析モデル毎に、(貫通評価と同じ、) 支持スパンが最大となる箇所を選定	
		飛来物の衝撃荷重により、架構全体が倒壊しないこと。	F E Mによる、バネ-質点系でモデル化した防護設備の衝突解析時の応答加速度を用いて、架構全体に対する強度評価を行う。 【個別(全数)評価】*1		

注記 \*1: 個々の設備の形状に依存するため、全数評価を実施

8. 排気管，放出管及びベント管の強度計算に関する補足説明資料

## 8.1 ディーゼル発電機排気管の許容応力について

## 1. 概要

「V-3-別添 1-1-10-3 排気管，放出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ディーゼル発電機付属排気配管の材質は 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，ディーゼル発電機付属排気配管の最高使用温度は 500℃であることから，500℃における SM400B の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，SM41 の 500℃の降伏点の下限値（15kg/mm<sup>2</sup>）と，JSME の付録材料図表 part5 の値を 500℃まで外挿した値（11.9kg/mm<sup>2</sup>）を比較し，保守的な外挿値（11.9kg/mm<sup>2</sup>≒116MPa）を採用している。

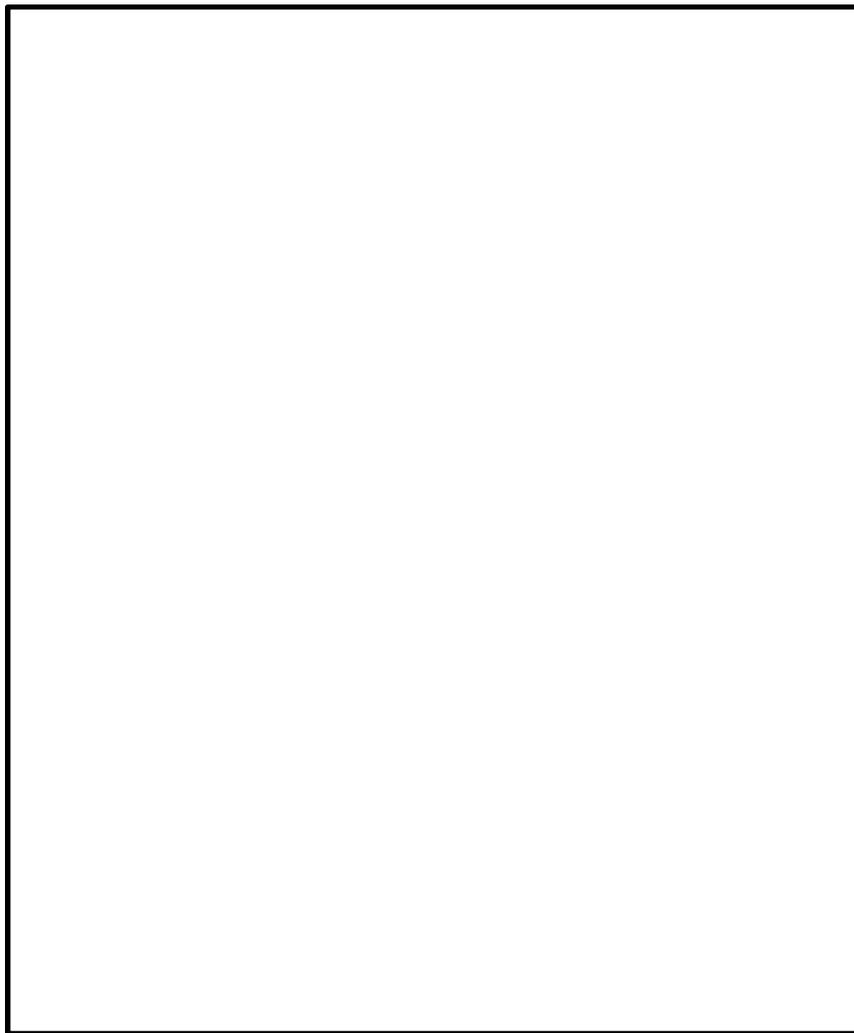


図 1 SM41 の降伏点（※日本原子力発電（株）にて一部加筆）