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 改 19
提出年月日	平成 30 年 9 月 11 日

工事計画に係る補足説明資料

補足-440【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 9 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

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	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」
1.2　強度計算時の施設の代表性について	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」
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	Ⅴ-3-別添 1-1-5「換気空調設備の強度計算書」

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
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	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」
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	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」
2.2　原子炉建屋大物搬入口扉の貫通評価について	
2.3　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	
2.4　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	
2.5　飛来物として設定する車両の設定について	

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　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	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」
	2.7 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	
	2.8 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	
	2.9 原子炉建屋原子炉棟屋根スラブの貫通及び裏面剥離評価について	
	2.10　鉄筋コンクリート部材の貫通評価及び裏面剥離評価について	

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	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」
4.2　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	Ⅴ-3-別添 1-1-4「主排気筒の強度計算書」
5.2　起因事象を竜巻とした場合の主排気筒に求められる機能について	
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	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）

<table>
<tr><th colspan="2">工事計画添付書類に係わる補足説明資料（竜巻）</th><th>該当添付資料</th></tr>
<tr><td colspan="3">7. 防護対策施設の強度計算に関する補足説明資料</td></tr>
<tr><td rowspan="7"></td><td>7.1　シャックルの許容限界について</td><td rowspan="7">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」</td></tr>
<tr><td>7.2　飛来物のオフセット衝突の影響について</td></tr>
<tr><td>7.3　金網の設計裕度の考え方</td></tr>
<tr><td>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</td></tr>
<tr><td>7.5　ワイヤロープの初期張力について</td></tr>
<tr><td>7.6　補助金網の影響について</td></tr>
<tr><td>7.7　防護鋼板及び架構の解析手法の保守性について</td></tr>
<tr><td colspan="3">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</td></tr>
<tr><td></td><td>8.1　ディーゼル発電機排気管の許容応力について</td><td>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」</td></tr>
</table>

9

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

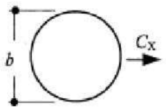
1.　概要

本資料は，添付書類「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」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

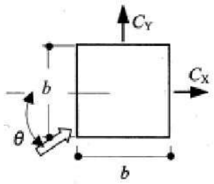
風力係数の選定は，評価対象部位の形状から，「建築物荷重指針・同解説（2004）」（日本建築学会）の値を準用する。

表2-1　部材の風力係数*

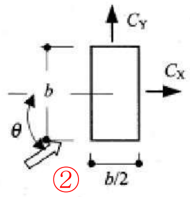


①

C_X
1.2

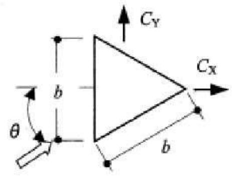


θ(°)	C_X	C_Y
0	2.1	0
45	1.6	1.6

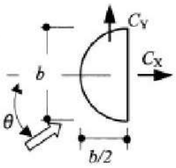


②

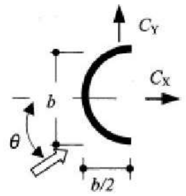
θ(°)	C_X	C_Y
0	2.4	0
45	1.6	0.7
90	0	0.8



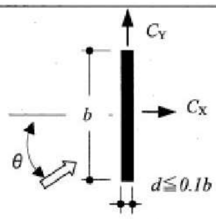
θ(°)	C_X	C_Y
0	2.1	0
30	2.1	−0.2
60	0.7	1.1



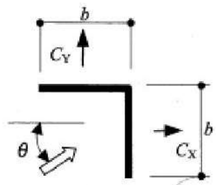
θ(°)	C_X	C_Y
0	1.2	0
45	0.8	0.8
90	0.6	0.5
135	−1.7	0.6
180	−2.3	0



θ(°)	C_X	C_Y
0	1.1	0
45	0.8	0.7
90	0.9	0.5
135	−2.3	0.6
180	−2.5	0



θ(°)	C_X	C_Y
0	2.0	0
45	1.8	0.1
90	0	0.1

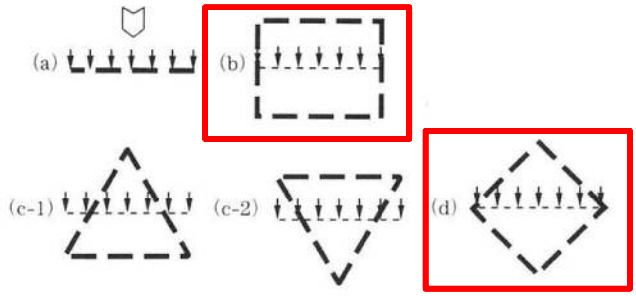


θ(°)	C_X	C_Y
0	1.9	2.2
45	2.3	2.3
90	2.2	1.9
135	−1.9	−0.6
180	−2.0	0.3
225	−1.4	−1.4

注記　＊：「建築物荷重指針・同解説（2004）」より抜粋

ただし，添付書類「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*



注1　左図はラチスばり及びラチス柱の断面を表す。
注2　風圧作用面積としては、⊃の作用する方向から見たラチス構面の見付面積とする。

種類 φ		(1)	(2)	(3)
		0.1以下	0.1を超え0.6未満	0.6
鋼管	(a)	1.4kz	(1)と(3)とに掲げる数値を直線的に補間した数値	1.4kz
	(b)	2.2kz		1.5kz
	(c−1、2)	1.8kz		1.4kz
	(d)	1.7kz		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

φ：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

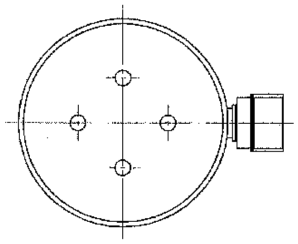
・原動機取付ボルト（C＝1.2）

・原動機台取付ボルト（C＝1.2）

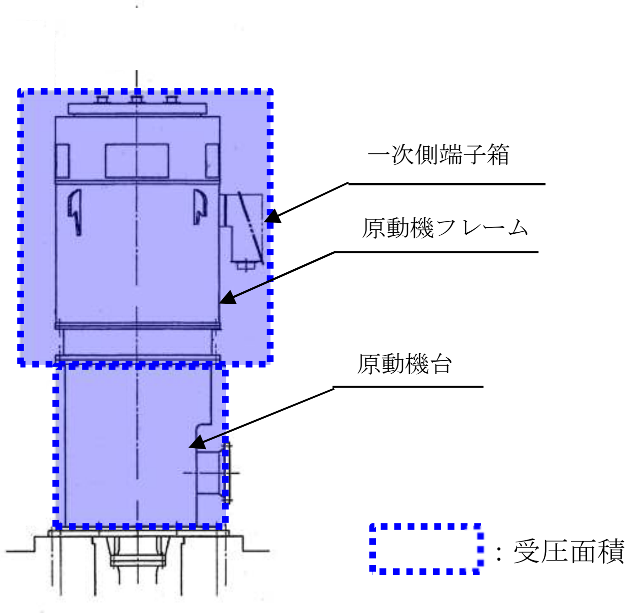
・据付面基礎ボルト（C＝1.2）

円形断面を有する部材より，Cを選定。（表2-1①）

なお，受圧面積は，原動機フレーム，原動機台及び一次側端子箱に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。



（上面図）



（側面図）

図 2-1　残留熱除去系海水系ポンプ受圧面

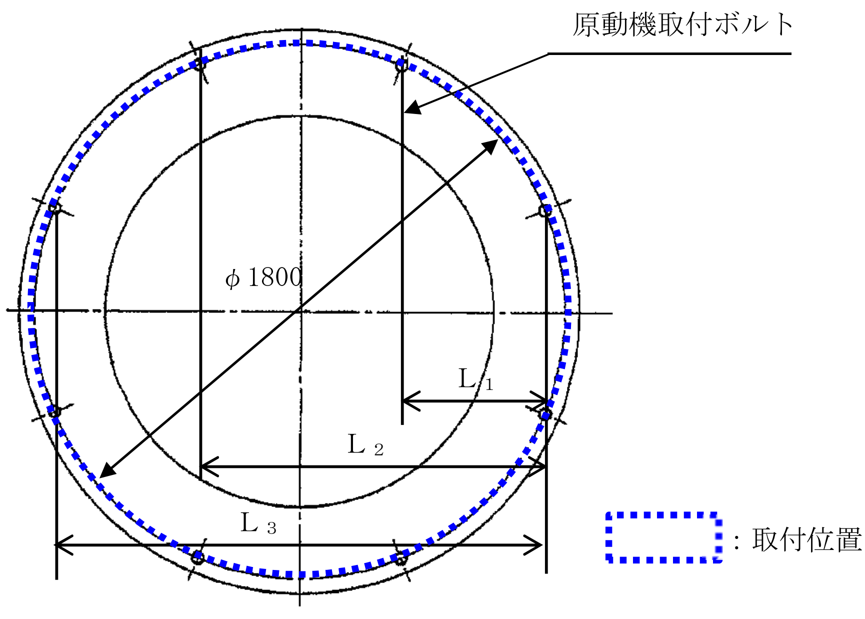


図 2-2　原動機取付ボルト取付位置

1-1-4

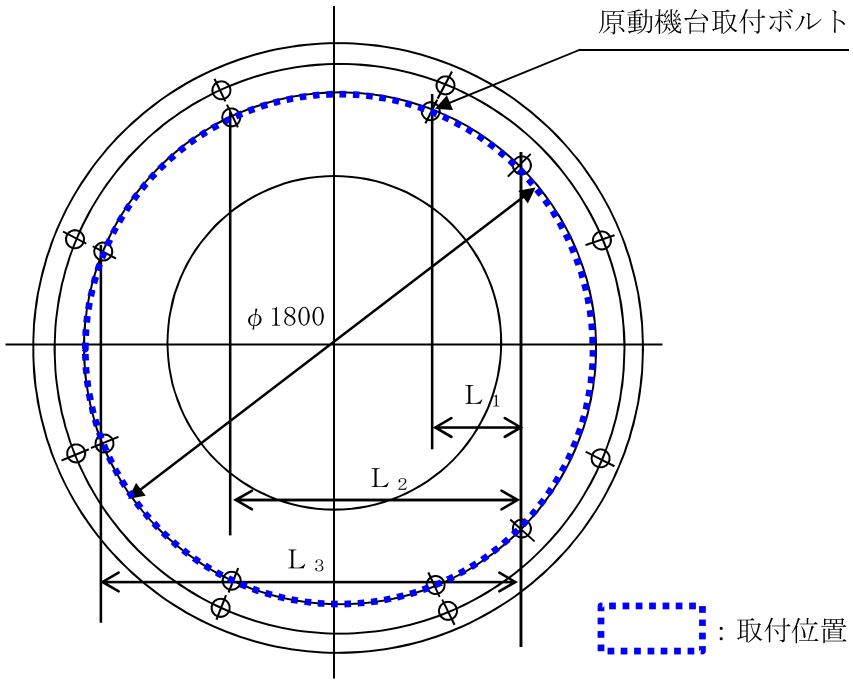


図 2-3　原動機台取付ボルト取付位置

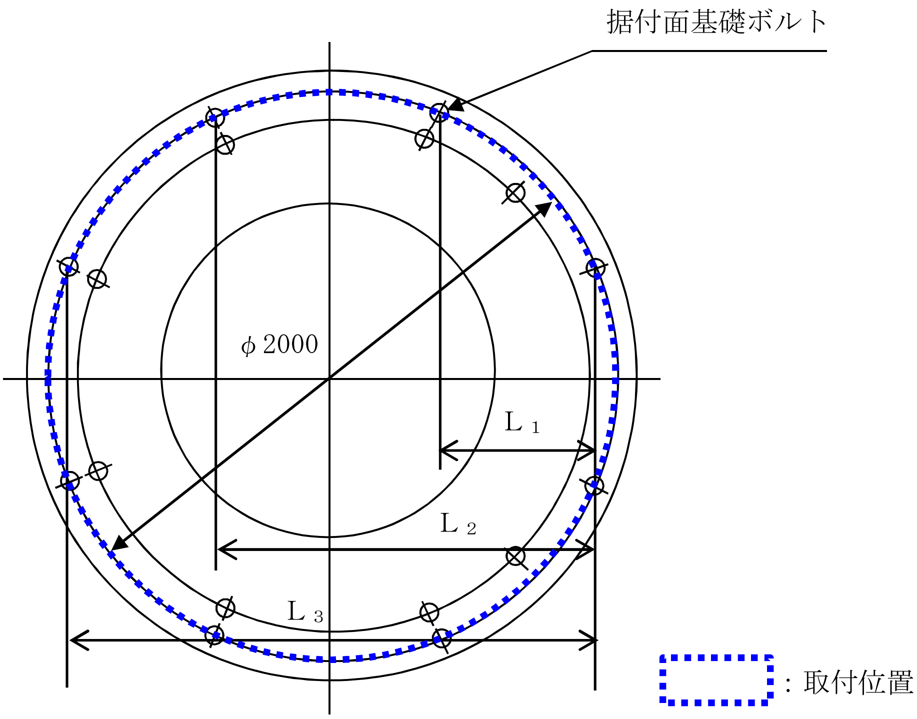


図 2-4　据付面基礎ボルト取付位置

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）

なお，受圧面積は，原動機フレーム及び一次側端子箱に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。

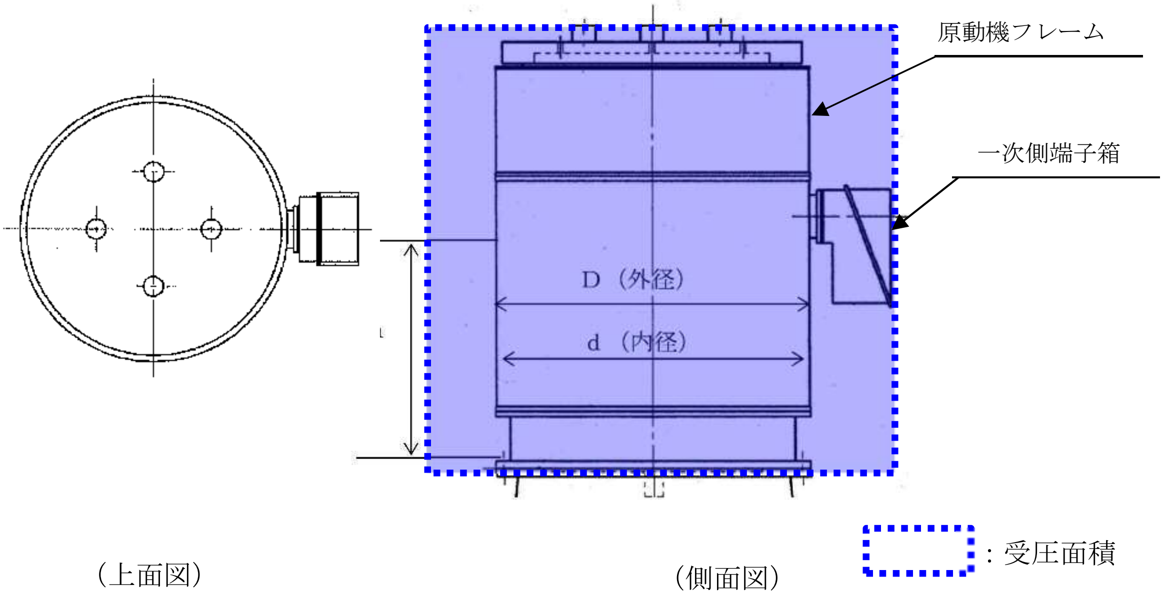


図 2-5　原動機フレーム受圧面

・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）

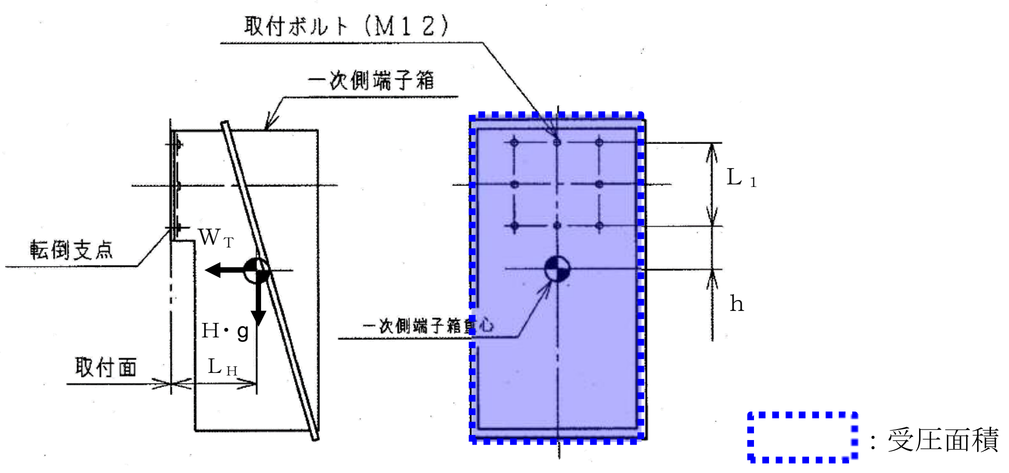


図2-6　端子箱受圧面

・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）

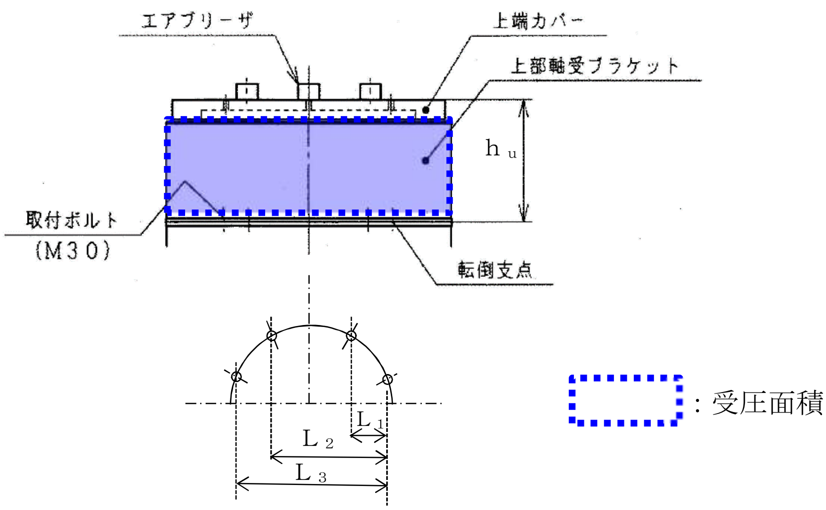


図2-7　上部軸受ブラケット受圧面

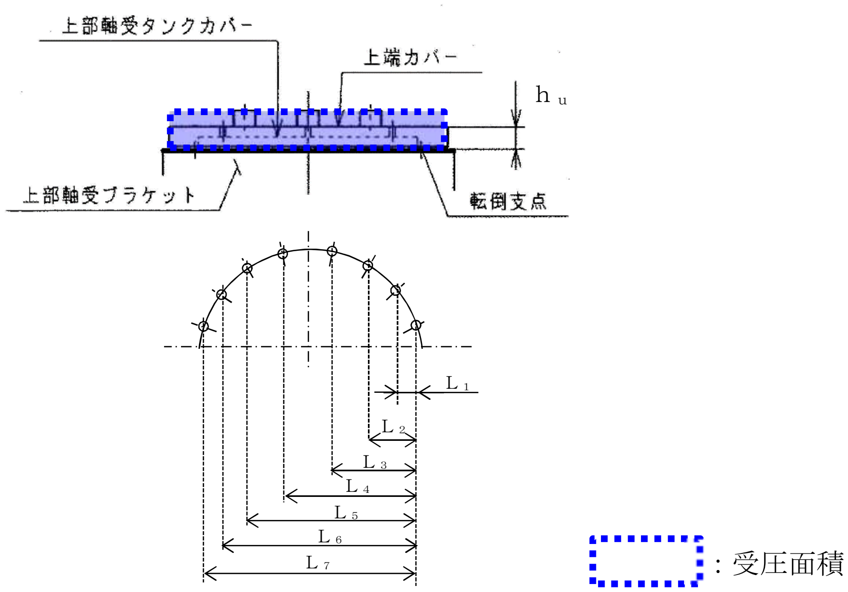
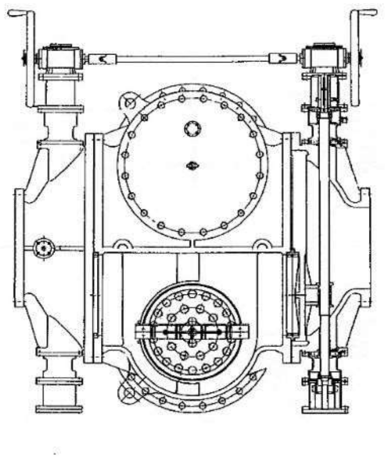


図2-8　上部軸受タンクカバー受圧面

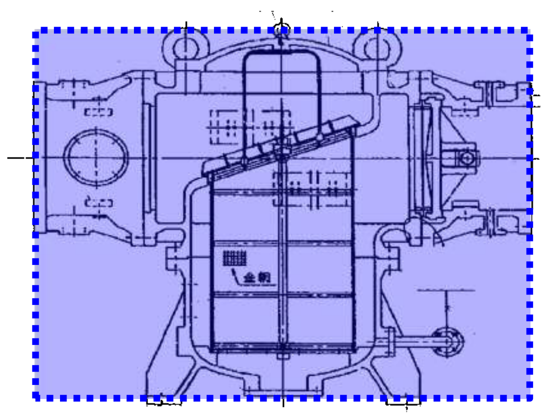
(2)　残留熱除去系海水系ストレーナ

・残留熱除去系海水系ストレーナ基礎ボルト（C=2.4）

ストレーナ本体は円筒形だが，円筒形を並べて組み合わせた形状であることから，保守的に配管継手部を加え四角形断面（長方形）を有する部材として受圧面積及びCを設定。（表2-1②）



（上面図）



（側面図）

図2-9　残留熱除去系海水系ストレーナ受圧面

(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。

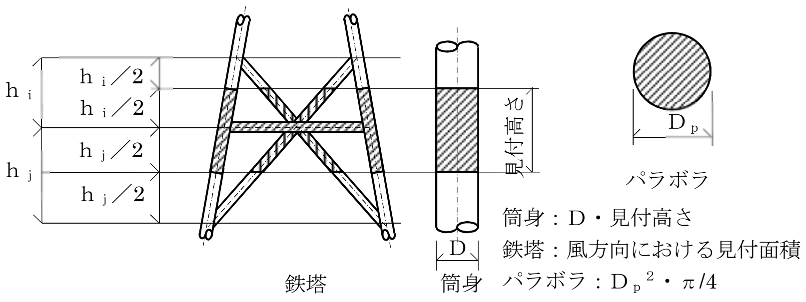


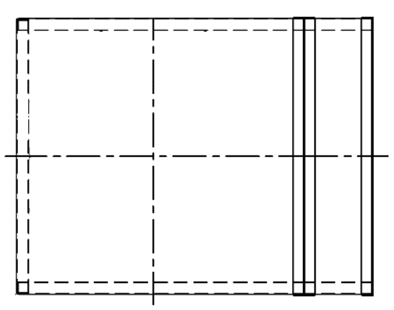
図 2-10　鉄塔及び筒身の見付面積A

(4)　換気空調設備

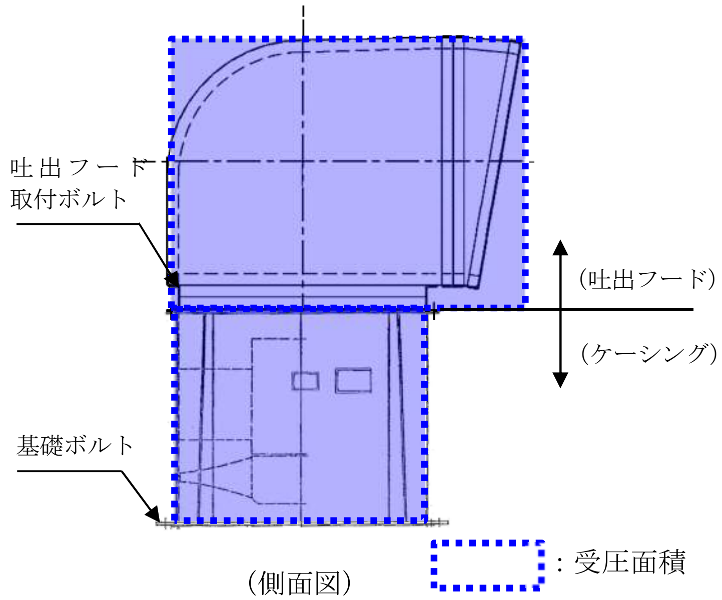
・ディーゼル発電機室ルーフベントファン基礎ボルト（C＝1.2，2.4）

・ディーゼル発電機室ルーフベントファン吐出フード取付ボルト（C＝2.4）

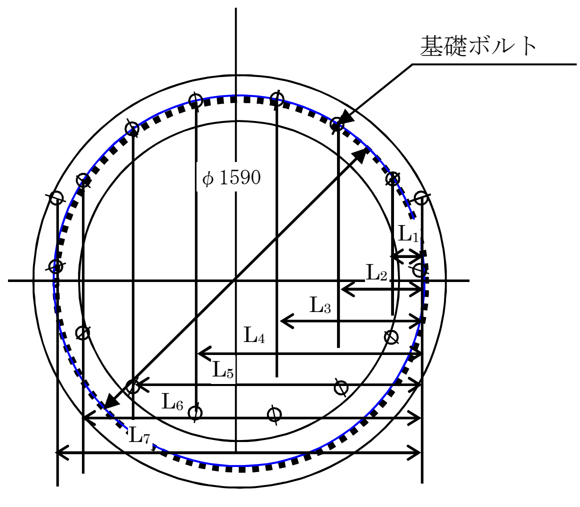
ケーシングについては，円形断面を有する部材よりCを選定（表2-1①）し，吐出フードについては，四角形断面（長方形）を有する部材よりCを選定。（表2-1②）



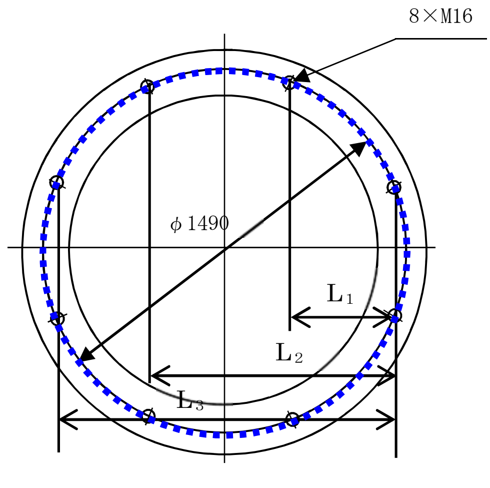
（上面図（吐出フード部））



（側面図）



（基礎ボルト取付位置）

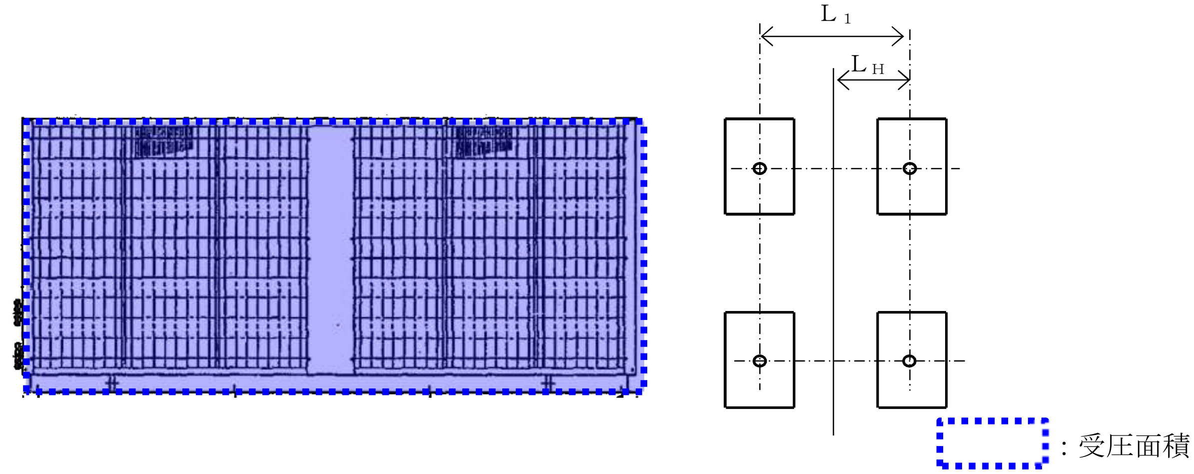


（吐出フード取付ボルト取付位置）

図2-11　ディーゼル発電機室ルーフベントファン受圧面

・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）



（側面図）　（取付ボルト取付位置）

図2-12　中央制御室換気系冷凍機受圧部

(5)　ディーゼル発電機用海水ポンプ

a.　ポンプ部

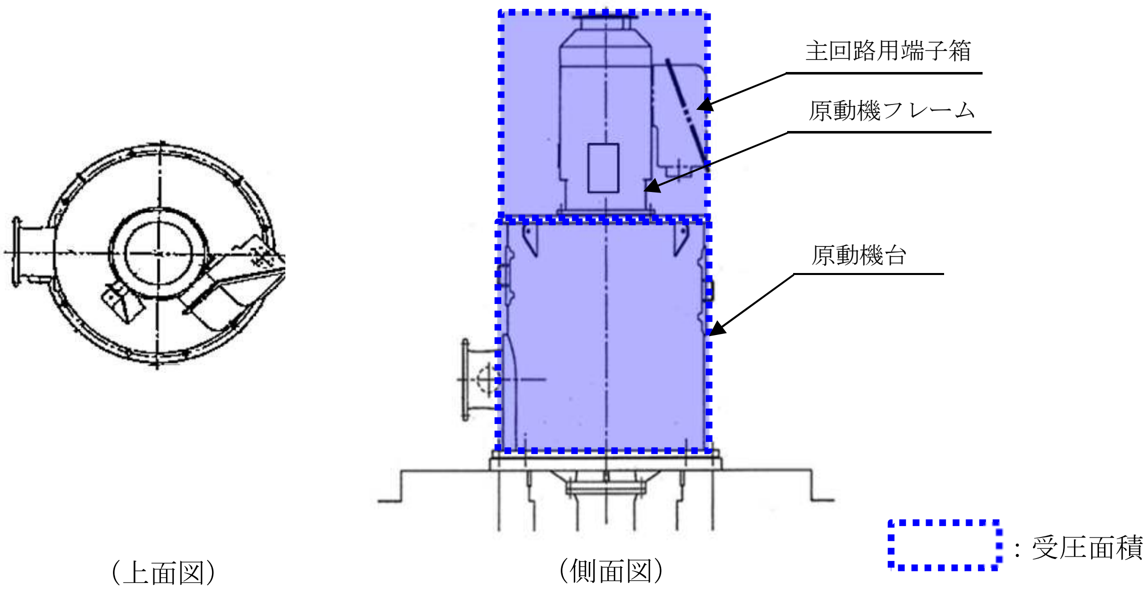
・原動機取付ボルト（C＝1.2）

・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。

なお，受圧面積は，原動機フレーム，原動機台及び主回路用端子箱に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。



（上面図）　（側面図）

図 2-13　残留熱除去系海水系ポンプ受圧面

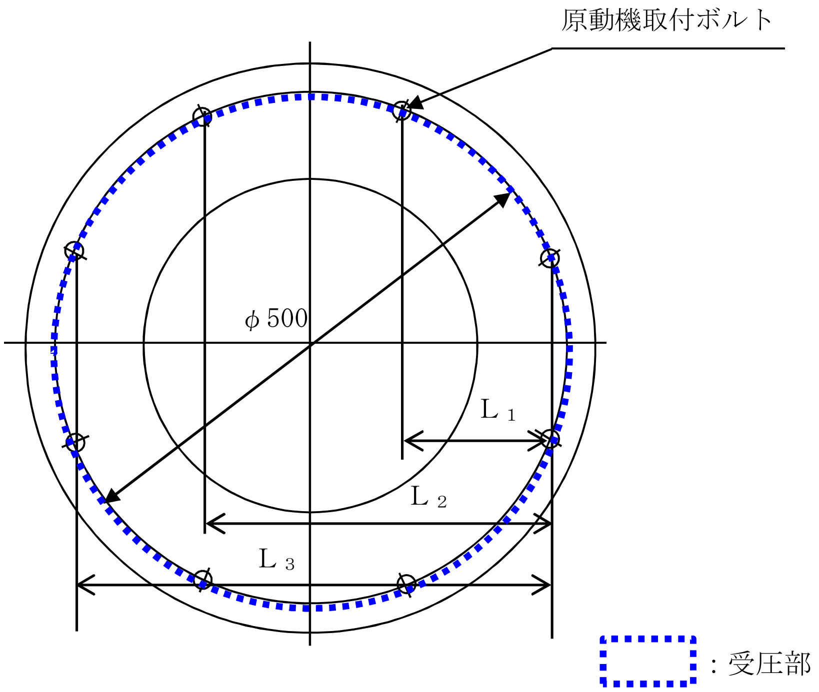


図 2-14　原動機取付ボルト取付位置

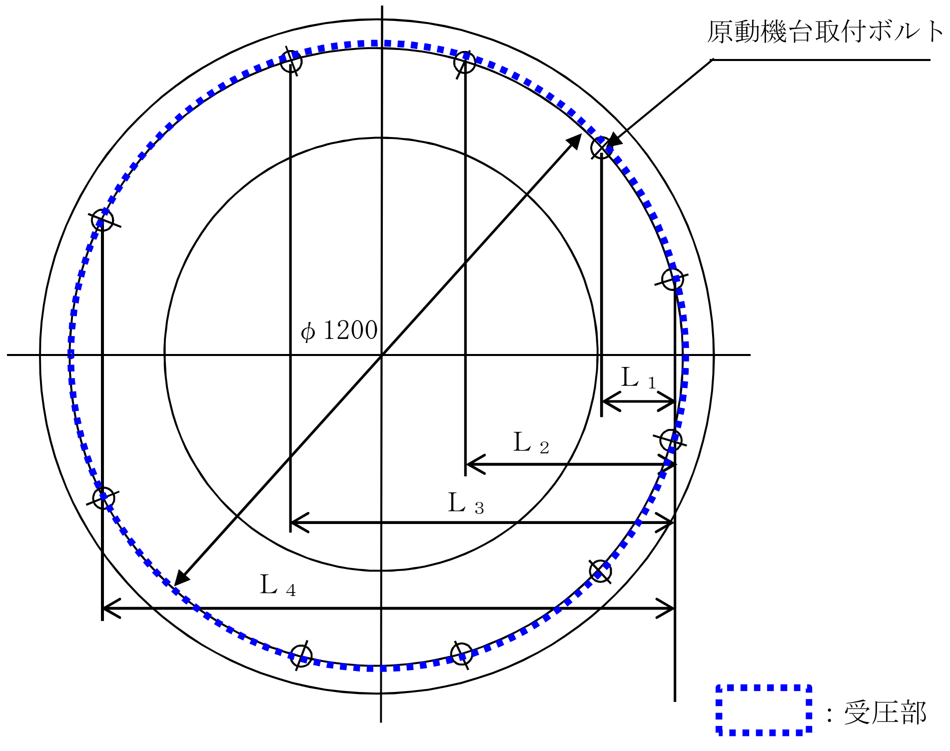


図 2-15　原動機台取付ボルト取付位置

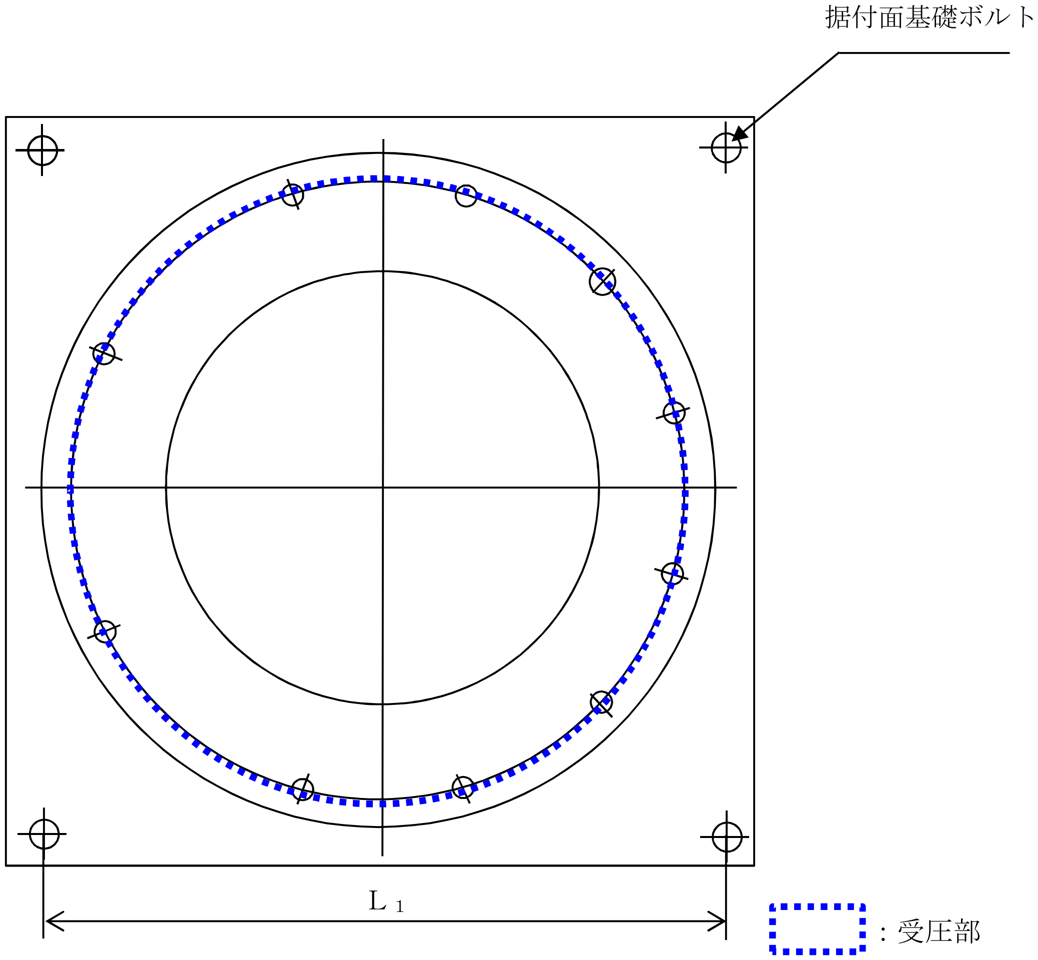


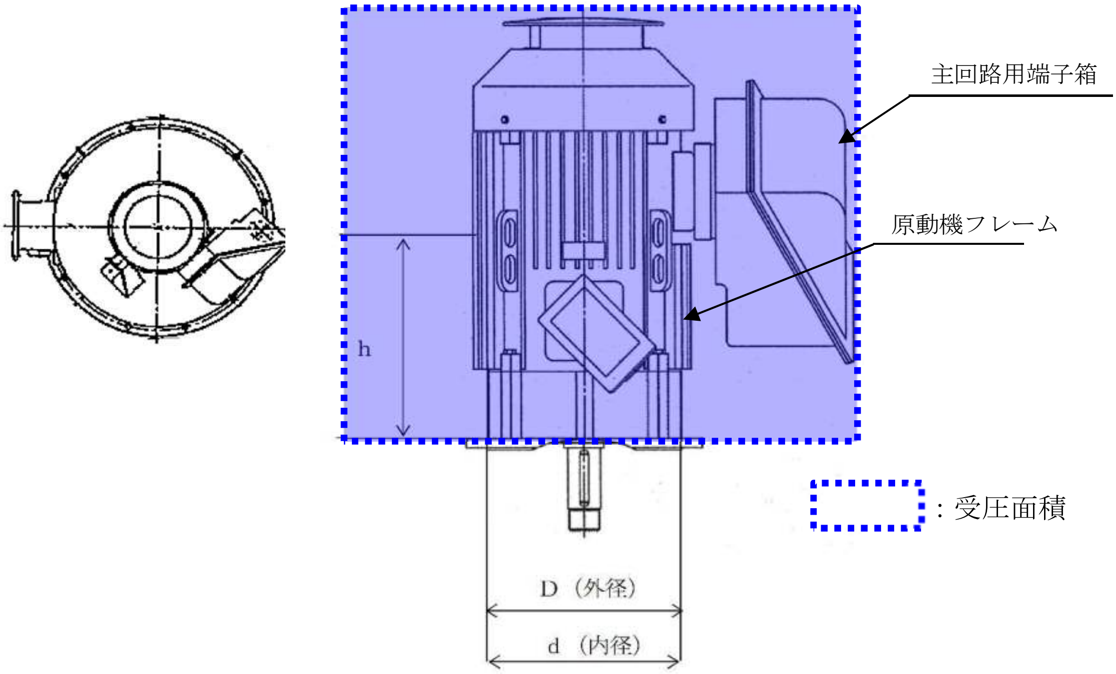
図 2-16　据付面基礎ボルト取付位置

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）

なお，受圧面積は，原動機フレーム及び主回路用端子箱に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。



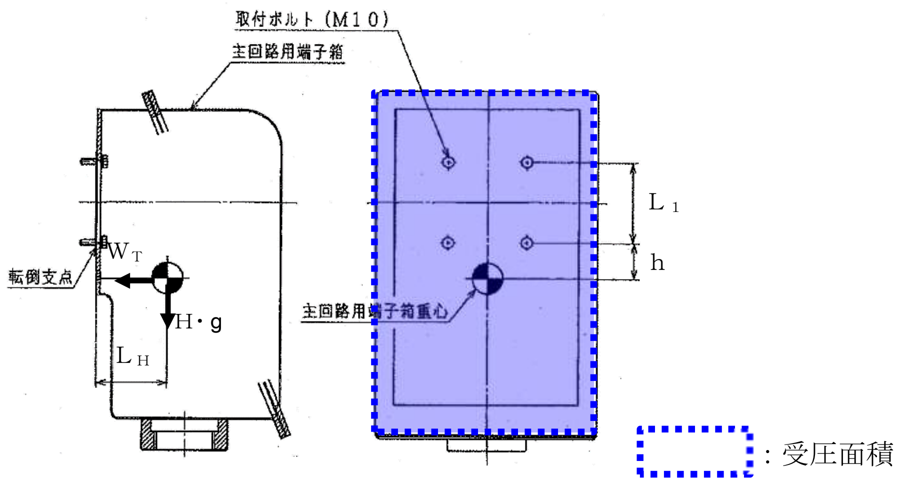
（上面図）　　（側面図）

図 2-17　原動機フレーム受圧面

・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）



（側面図）　　（正面図）

図 2-18　主回路端子箱受圧面

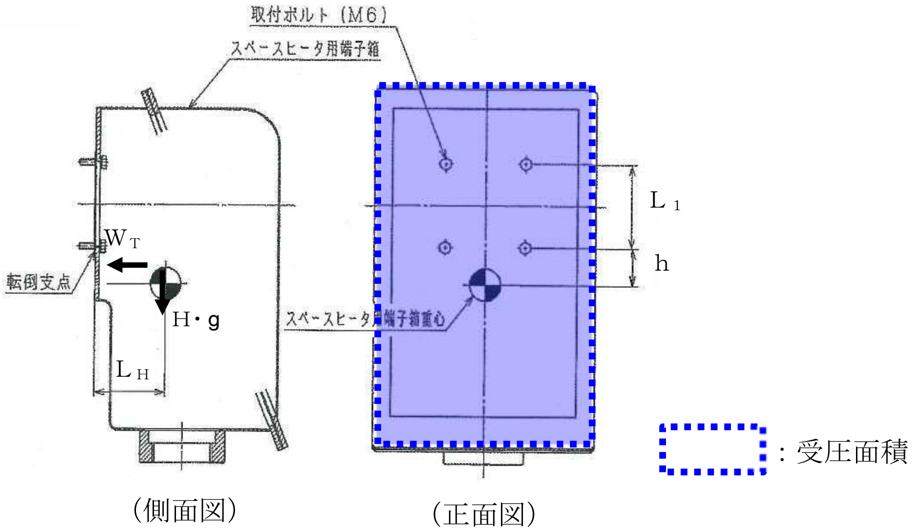


図 2-19　スペースヒータ用端子箱受圧面

・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）

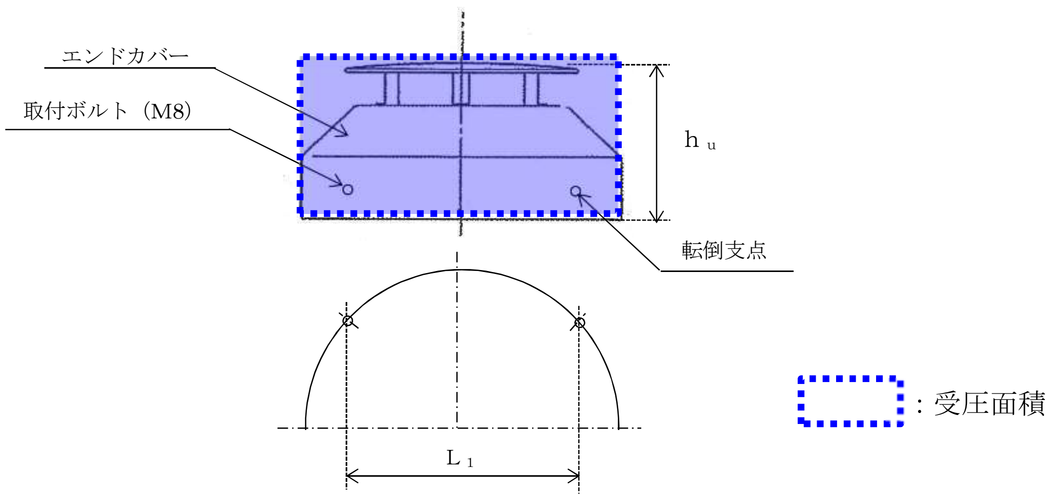
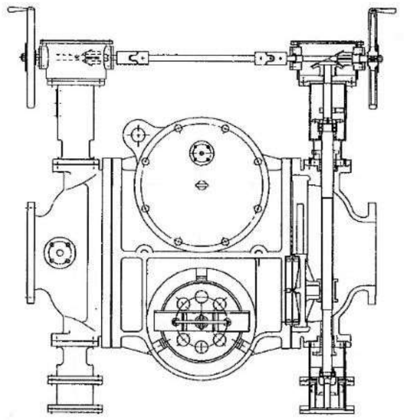


図2-20　エンドカバー受圧面

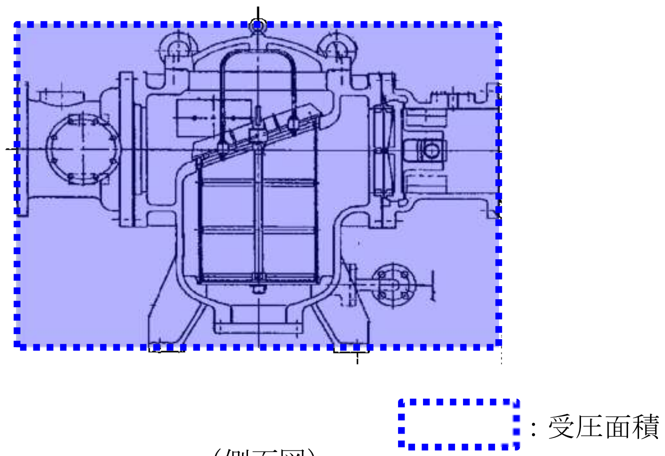
(6)　ディーゼル発電機用海水ストレーナ

・ディーゼル発電機用海水ストレーナ基礎ボルト（C=2.4）

ストレーナ本体は円筒形だが，円筒形を並べて組み合わせた形状であることから，保守的に配管継手部を加え四角形断面（長方形）を有する部材として受圧面積及びCを設定。（表2-1②）



（上面図）



（側面図）

図2-21　ディーゼル発電機用海水ストレーナ受圧部

(7)　ディーゼル発電機吸気口

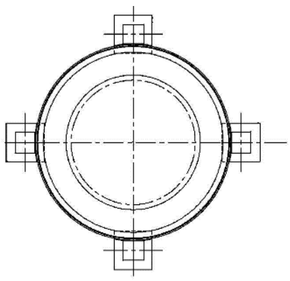
・胴板（C＝1.2）

・支持脚（C＝1.2）

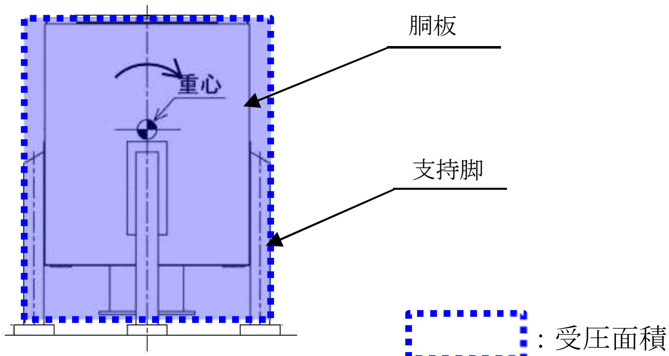
・支持脚基礎溶接部（C＝1.2）

円形断面を有する部材よりCを選定。（表2-1 ①）

なお，受圧面積は，胴板及び支持脚に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。



（上面図）



（側面図）

図2-22　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周りの配管（C＝1.2）

・残留熱除去系海水系ポンプ周りの配管（C＝1.2）

・ディーゼル発電機用海水ポンプ周りの配管（C＝1.2）

・非常用ガス処理系排気筒（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

受圧面積は，胴板及び支持脚に対する各々の風力係数を考慮した竜巻による水平荷重を包含するような面積を設定する。

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

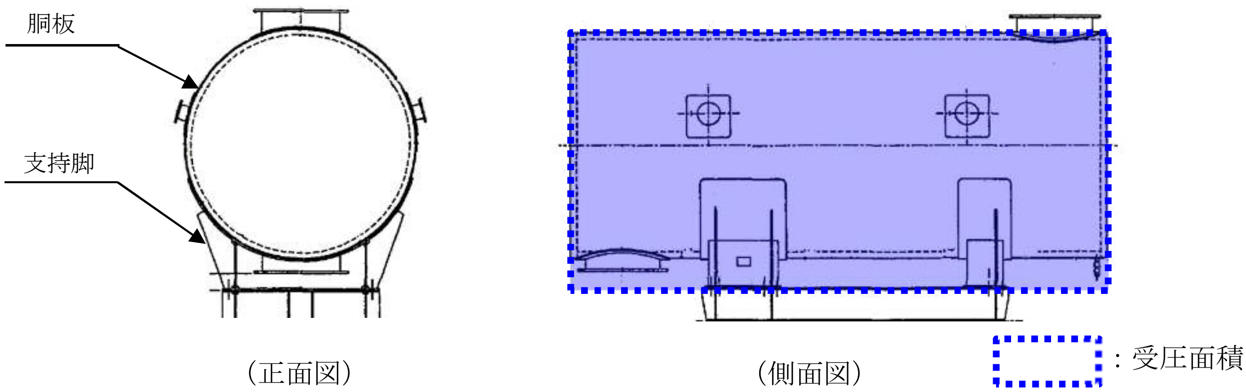


図2-23　非常用ディーゼル発電機２Ｃ排気消音器受圧部（軸直角方向）

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)

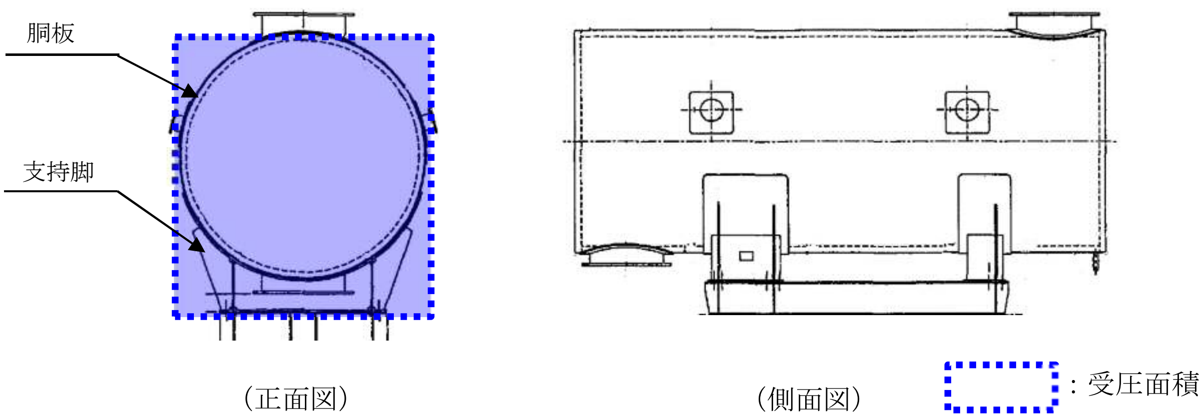


図 2-24　非常用ディーゼル発電機２Ｃ排気消音器受圧部（軸方向）

・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）

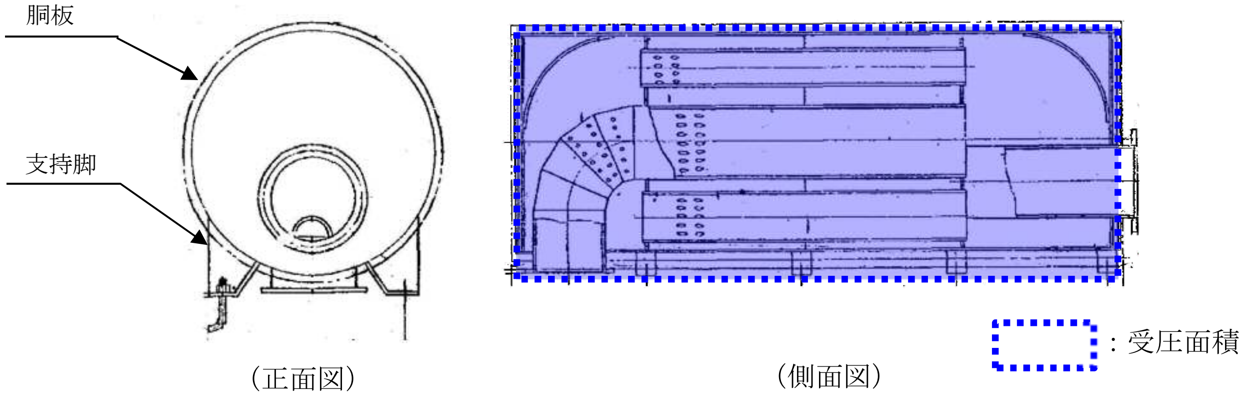


図 2-25　非常用ディーゼル発電機２Ｄ排気消音器，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部（フィルタ部軸直角方向）

(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）

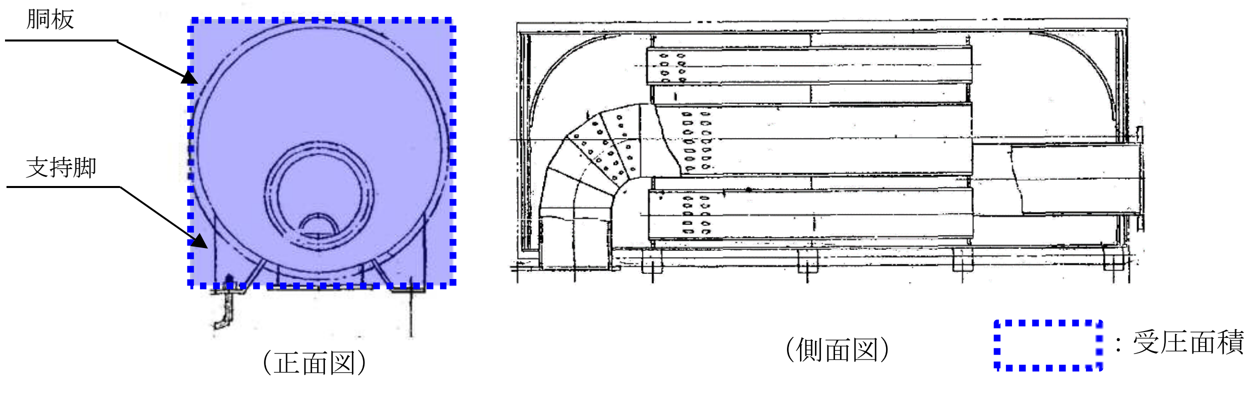


図 2-26　非常用ディーゼル発電機２Ｄ排気消音器，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部（フィルタ部軸方向）

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）

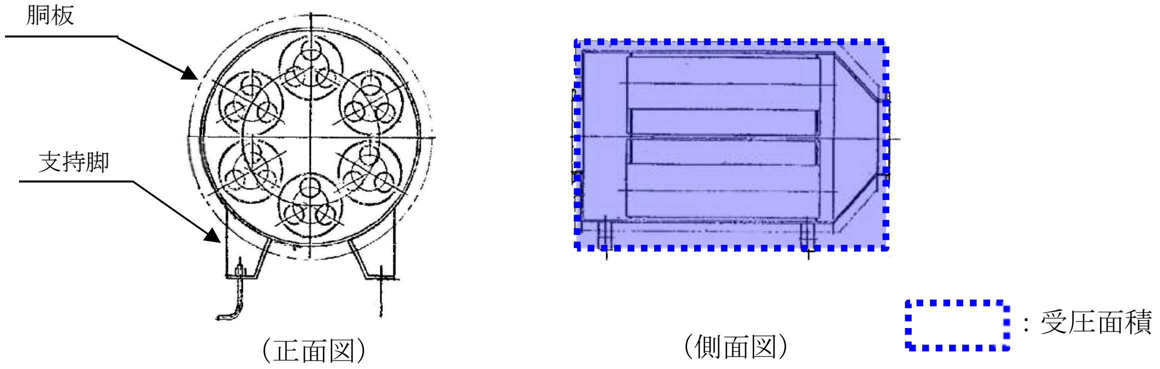


図 2-27　非常用ディーゼル発電機２Ｄ排気消音器，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部（吸収部軸直角方向）

（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）

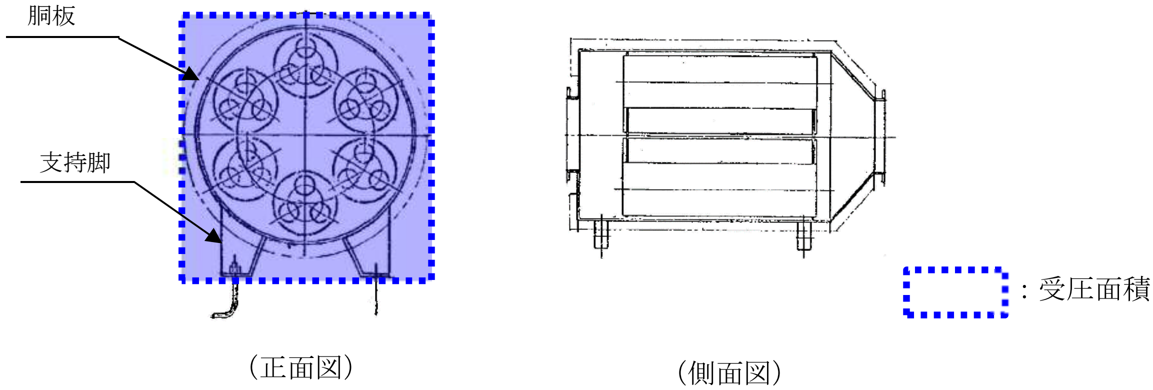


図 2-28　非常用ディーゼル発電機２Ｄ排気消音器，高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電機排気消音器受圧部（吸収部軸方向）

（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，添付書類「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，添付書類「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

$$\sigma_{max}=\frac{\pi^2\cdot E\cdot\delta_{max}}{8(1-\nu^2)}\left\{\frac{(2-\nu^2)\delta_{max}+4t}{a^2}+\frac{\nu(\delta_{max}+4t)}{c^2}\right\}\quad\cdots①$$

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

$$+\left\{\frac{4\nu}{a^2\cdot c^2}+(3-\nu^2)\left(\frac{1}{a^4}+\frac{1}{c^4}\right)\right\}\left(\frac{\delta_{max}}{t}\right)^3\quad\cdots②$$

式②より得られるδ_{max}の値を式①へ代入し，σ_{max}を算出する。

・　面内荷重

・外圧による発生応力

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

・自重による曲げモーメント

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

σ_{max}：中心に生じる面外荷重による最大応力
E：ヤング率
δ_{max}：面外荷重によるダクト鋼板の最大変位量
ν：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
ΔP：設計竜巻の気圧低下量
σ_{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
μ：ダクトの単位長さ当たりの質量
π：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	○
	2200×1000×2.0	SUS304	103	205	0.51	21	205	0.11	1799	164629	0.02	
ディーゼル発電機室換気系	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	14570	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σ_{crip1}を座屈応力σ_{crip}と比較し，σ_{crip1}がσ_{crip}を超えないことを確認する。

座屈応力σ_{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，添付書類「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

$$\sigma_{crip1}=\frac{\Delta P\cdot r}{t}\quad\cdots①$$

$$\sigma_{crip}=\frac{k_p\cdot\pi^2\cdot E}{12\left(1-\nu^2\right)}\left(\frac{t}{c}\right)^2\quad\cdots②$$

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

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

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

・　自重による曲げモーメント

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

ΔＰ：設計竜巻の気圧低下量
σ_{crip1}：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
μ：ダクトの単位長さ当たりの質量
σ_{crip}：座屈応力
ｃ：補強ピッチ
ν：ポアソン比
K_p：座屈係数
β，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
π：円周率

丸ダクトの代表箇所の選定結果を表 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	φ450×6.0	359	SS400	540	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01	
	φ450×6.0	818	SS400	248	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01	
	φ450×6.0	185	SS400	1129	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01	
	φ450×0.8	675	SUS304	13	3.0	0.24	0.9	0.2	0.22	
	φ450×0.8	400	SUS304	21	3.0	0.15	0.9	0.1	0.11	
	φ450×0.8	960	SUS304	9	3.0	0.34	0.9	0.3	0.33	○
	φ450×6.0	300	SS400	676	0.3	0.01	0.9	0.01	0.01	
	φ450×0.8	762	SGCC	11	3.0	0.28	0.9	0.2	0.22	
原子炉建屋換気系	φ2300×6.0	4199	SPHC	19	1.7	0.09	0.9	0.1	0.11	
	φ2300×6.0	2400	SPHC	34	1.7	0.05	0.9	0.05	0.06	
	φ2300×6.0	600	SPHC	146	1.7	0.02	0.9	0.01	0.01	
	φ2300×6.0	450	SPHC	202	1.7	0.01	0.9	0.01	0.01	
	φ2300×6.0	1800	SPHC	45	1.7	0.04	0.9	0.04	0.04	
	φ2300×6.0	1220	SPHC	69	1.7	0.03	0.9	0.02	0.02	
	φ2300×6.0	2250	SPHC	36	1.7	0.05	0.9	0.05	0.06	
	φ2300×6.0	1400	SPHC	59	1.7	0.03	0.9	0.03	0.03	
	φ2300×6.0	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（添付書類「Ⅴ-3-別添 1-1-9　配管及び弁の強度計算書」及び添付書類「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，添付書類「Ⅴ-3-別添 1-1-9　配管及び弁の強度計算書」及び添付書類「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，添付書類「Ⅴ-3-別添 1-1-9　配管及び弁の強度計算書」及び添付書類「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）

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

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

（片持ち支持形状）

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

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

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

配管の代表箇所の選定結果を表 2-3，表 2-4 に示す。

表 2-3　配管（添付書類「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	SM50B	9.05	
	B,D ポンプ周り			14.20	○
ディーゼル発電機用海水ポンプ周り	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	SM400B	14.80	○

※太枠内は代表選定グループを示す。

表 2-4　配管（添付書類「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	SM400B	9.362	○
		2D				9.206	
		2C	片持ち	863.6	SM400B	6.070	
		2D				7.251	○
		HPCS	両端支持	660.4	SM400B	8.500	○
		HPCS	片持ち	660.4	SM400B	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。

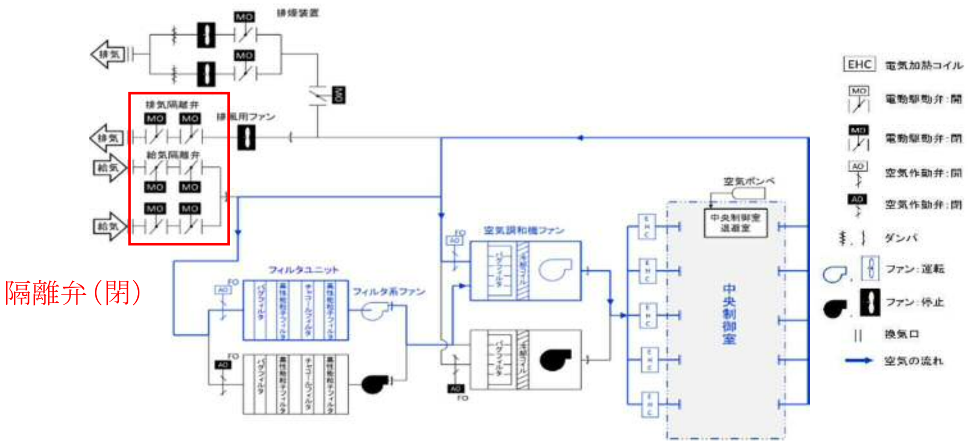


図 2-1　閉回路循環運転の場合

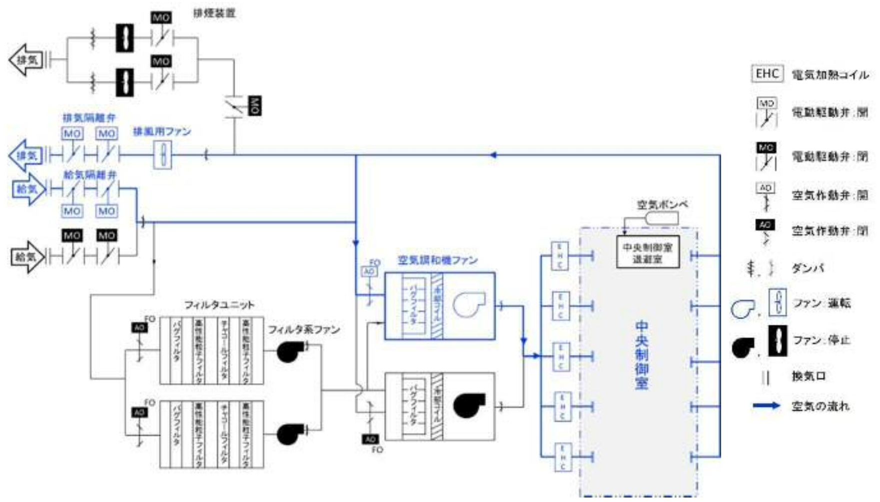


図 2-2　通常運転の場合

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 1-1 に構造強度評価対象選定一覧を示す。

表 1-1　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 残留熱除去系海水系ポンプの強度計算書	残留熱除去系海水系ポンプ	・原動機取付ボルト ・原動機台取付ボルト ・据付面基礎ボルト ・一次側端子箱取付ボルト ・上部軸受ブラケット取付ボルト ・上部軸受タンクカバー取付ボルト	引張 せん断 組合せ	ポンプ部について，原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は，原動機フレーム及び原動機台に作用し，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。 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。 ・原動機取付ボルト ・原動機台取付ボルト ・据付面基礎ボルト	○				
		原動機フレーム	曲げ	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。 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。 ・一次側端子箱取付ボルト ・上部軸受ブラケット取付ボルト ・上部軸受タンクカバー取付ボルト ・原動機フレーム				○	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	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。	○				
V-3-別添 1-1-4 主排気筒の強度計算書	主排気筒	・筒身 ・鉄塔	組合せ(圧縮＋曲げ) せん断	主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主排気筒の筒身，筒身を支持する鉄塔主要部材（主柱材，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。	○				

表 1-1　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竜巻による荷重は，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竜巻による荷重は，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 1-1　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	・原動機取付ボルト ・原動機台取付ボルト ・据付面基礎ボルト ・主回路用端子箱取付ボルト ・スペースヒータ用取付ボルト ・エンドカバー取付ボルト	引張 せん断 組合せ	ポンプ部について，原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は，原動機フレーム及び原動機台に作用し，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。 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。 ・原動機取付ボルト ・原動機台取付ボルト ・据付面基礎ボルト 原動機部について，原動機部等に作用する設計竜巻による荷重は，原動機フレーム及び付属品に作用し，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。 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。 ・主回路用端子箱取付ボルト ・スペースヒータ用取付ボルト ・エンドカバー取付ボルト ・原動機フレーム	○				
		原動機フレーム	曲げ					○	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 1-1-7 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。	○				
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	胴板	一次一般膜 一次 一次＋二次	設計竜巻による荷重は，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。 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。			○		
		支持脚	組合せ 座屈				○		
		支持脚基礎溶接部	引張 せん断 組合せ		○				

表 1-1　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	・中央制御室換気系冷凍機廻りの配管及び弁 ・残留熱除去系海水系ポンプ廻りの配管及び弁 ・ディーゼル発電機用海水ポンプ廻りの配管及び弁 ・非常用ガス処理系排気配管	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	・基礎ボルト ・取付ボルト	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	・非常用ディーゼル発電機付属排気配管 ・非常用ディーゼル発電機付属ベント配管 ・残留熱除去系海水配管（放出側） ・ディーゼル発電機海水配管（放出側）	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

添付書類「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「4.2　裏面剥離評価」では，裏面剥離限界厚さを算定し，施設の部材厚さとの比較を行っている。なお，評価の結果，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。

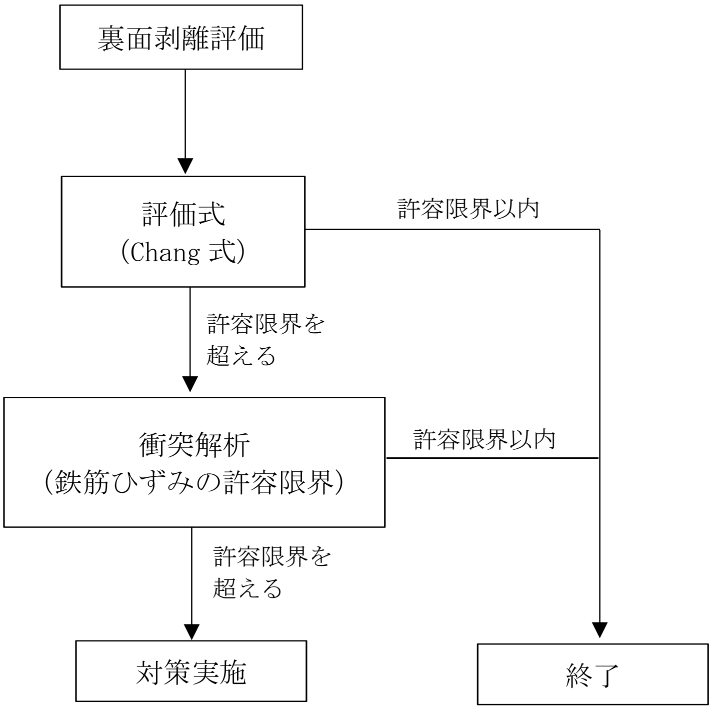


図 2-1　裏面剥離評価フロー

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(注1)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[redacted]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[redacted]を設定している。

文献(注1)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 50 m/s の場合の破壊モードは裏面剥離となり，衝突速度 40 m/s の場合では裏面剥離には至らないと推定される。

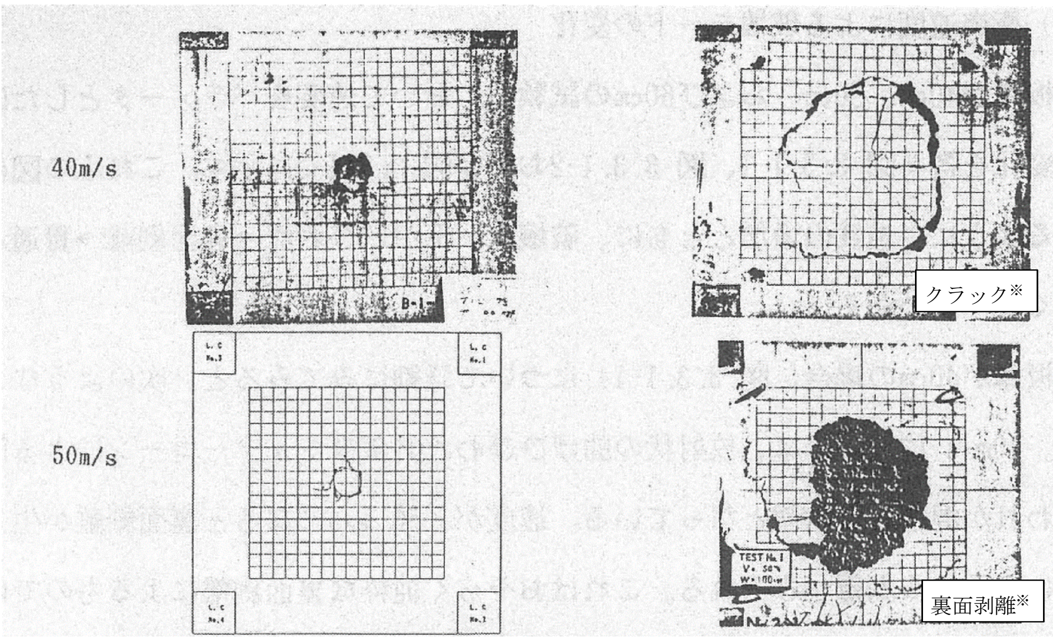


図 2-2　剛飛翔体の衝突速度 40 m/s 及び 50 m/s による破壊モードの変化
（RC 板厚：40 cm の場合）（※日本原子力発電（株）にて一部加筆）

文献[注1]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 1540×10^{-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 7900×10^{-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 34000×10^{-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

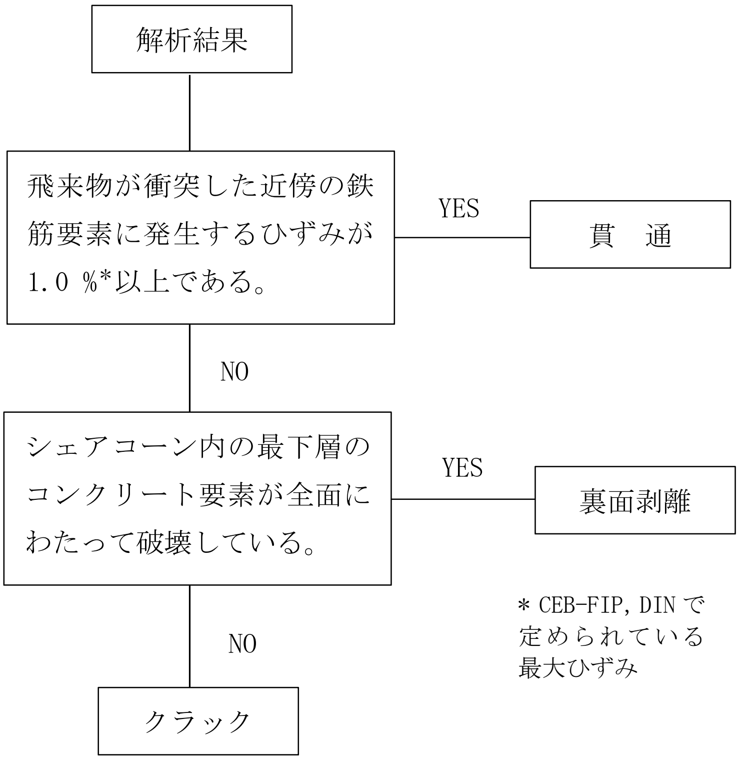


図 2-3　解析結果の判定の考え方

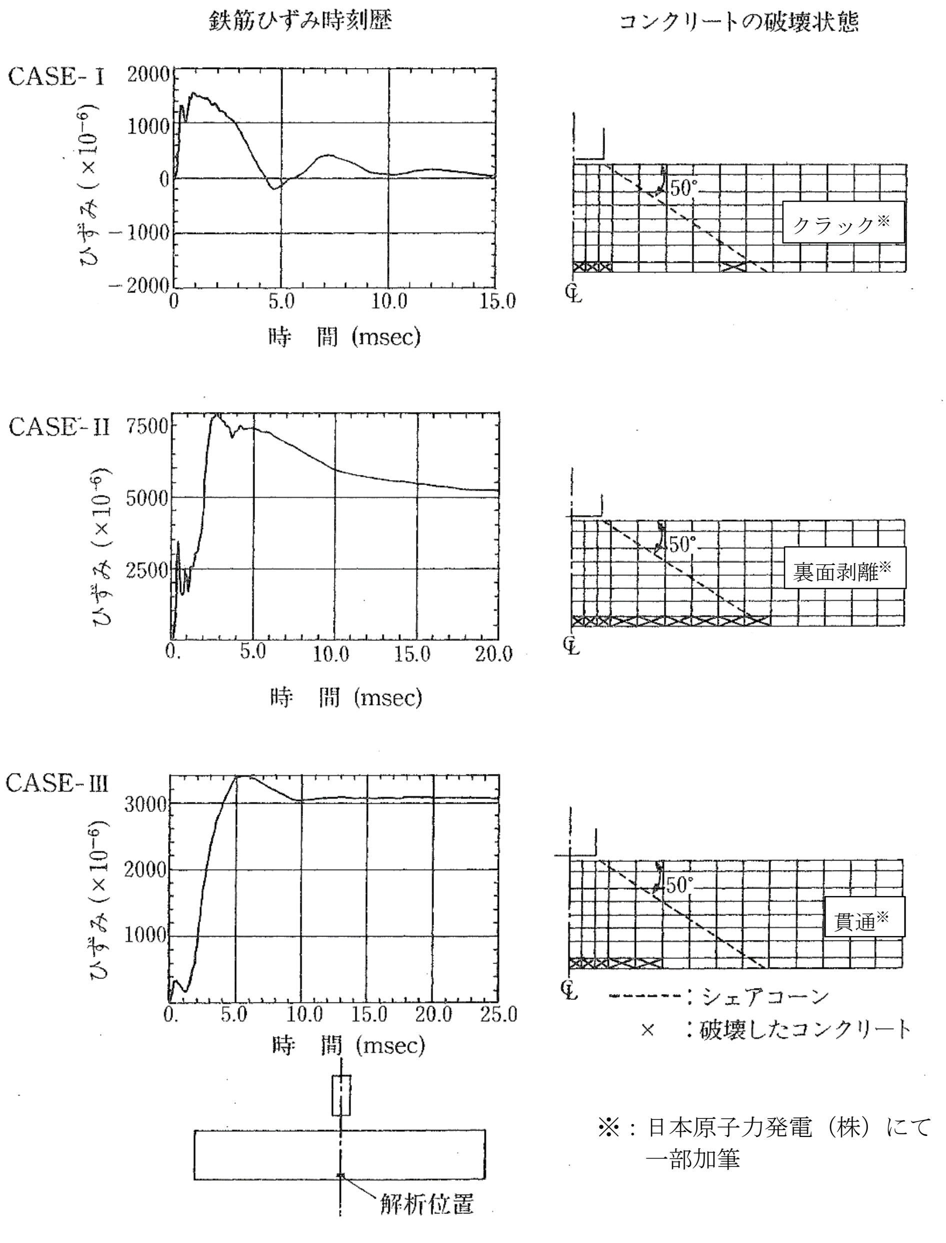


図 2-4　床版中央部下側鉄筋要素の鉄筋ひずみ時刻歴

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	70～200 kgf	135 kg f	
	径	10～30 cm	20 cm×30 cm	
	衝突速度	5～250 m/s	51 m/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 2		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　原子炉建屋大物搬入口扉の貫通評価について

1.　概要

図 1-1 及び図 1-2 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吸収量と設計飛来物の運動エネルギとの比較

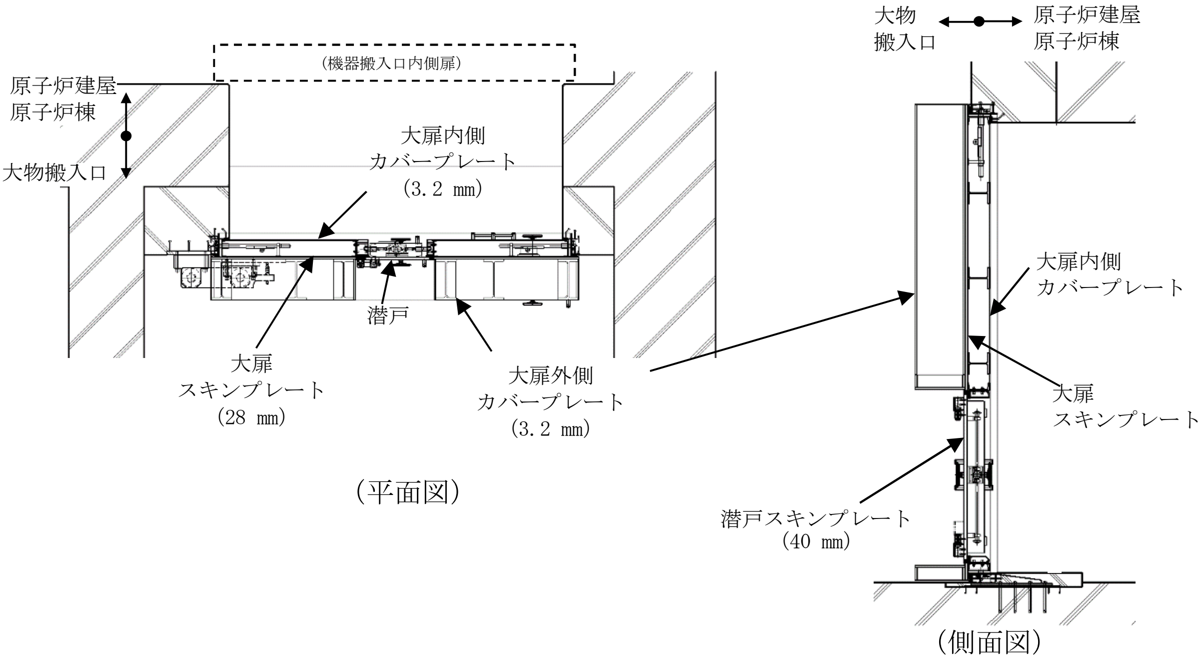


図 1-1　原子炉建屋原子炉棟水密扉

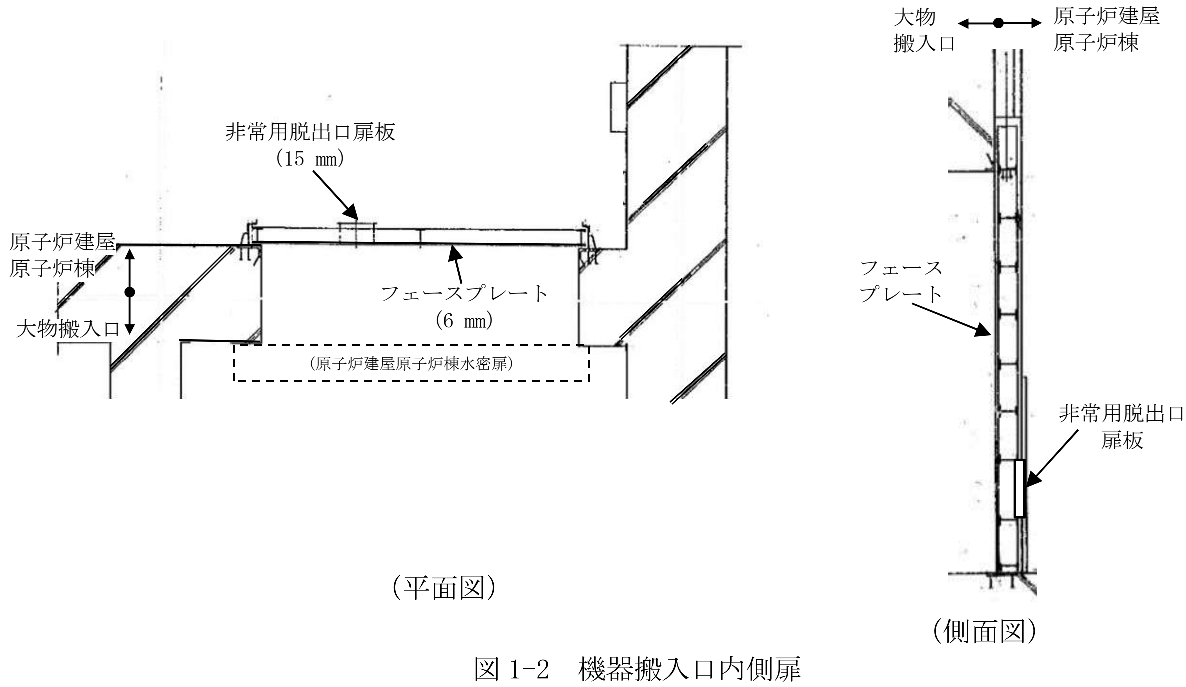


図 1-2　機器搬入口内側扉

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。

$$T^{\frac{3}{2}} = \frac{0.5mV^{2}}{1.4396\times10^{9}\cdot K^{2}\cdot d^{\frac{3}{2}}} \quad \cdots①$$

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2-1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32 mmとなるが，潜戸のスキンプレートの板厚はこれを上回る40 mmであるため，潜戸を設計飛来物が貫通することはない。

表2-1　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

$$T = \left\{\frac{0.5\times135\times51^{2}}{1.4396\times10^{9}\cdot1^{2}\cdot(0.079)^{\frac{3}{2}}}\right\}^{\frac{2}{3}}$$

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

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32 mm未満の厚さとなるため，以下に示すエネルギ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に相当する項（$0.5mV^2$）があることに着目し，式を変形すると

$$0.5mV^{2} = \left(1.4396\times10^{9}\cdot K^{2}\cdot d^{\frac{3}{2}}\right)\cdot T^{\frac{3}{2}} \quad \cdots②$$

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ｅ$_i$は，

$$e_i = \left(1.4396\times10^9\cdot K^2\cdot d^{\frac{3}{2}}\right)\cdot t_i^{\frac{3}{2}} \qquad \cdots ③$$

ｎ枚の板により吸収可能な飛来物の運動エネルギ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 1-1 及び図 1-2 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 2-2 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Ｅは以下のとおりとなる。

表2-2　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：ｅ$_1$～ｅ$_3$

$$e_1 = \left\{1.4396\times10^9\times1^2\times(0.0790)^{\frac{3}{2}}\right\}\times(0.0032)^{\frac{3}{2}}$$

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

$$e_2 = \left\{1.4396\times10^9\times1^2\times(0.0790)^{\frac{3}{2}}\right\}\times(0.0280)^{\frac{3}{2}}$$

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

$$e_3 = \left\{1.4396\times10^9\times1^2\times(0.0790)^{\frac{3}{2}}\right\}\times(0.0032)^{\frac{3}{2}}$$

$= 5.7$ (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：e_4

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

$= 14.8$ (kJ)

両扉による吸収可能エネルギ：E

$$E = e_1 + e_2 + e_3 + e_4$$

$= 175.9$ (kJ)

となる。

一方，設計飛来物（鋼製材）の運動エネルギE_0は，

$$E_0 = 0.5 \times 135 \times 51^2$$

$= 175.6$ (kJ)

であるため，両扉にて設計飛来物の運動エネルギ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。

（別紙）

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(1)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(2)にも記載されており，工学的には特殊なものでないと考えている。

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(3)。

即ち，１枚の障壁が吸収する飛来物の運動エネルギ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吸収量は小さくなる
扉の吸収エネルギ： e_1～e_4	切捨	
設計飛来物の 運動エネルギ：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

2.3　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（以下「天井クレーン」という。），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 2-1～図 2-3 に示す。6 階の壁面に設置されるＢＯＰの開放により生じる開口部の寸法は，東西のＢＯＰが１枚当たり幅約 4.2 m×高さ 3.7 m，南北のＢＯＰが１枚当たり幅約 3.7 m×高さ 4.2 m であり，開口部下端は EL. 約 54.6 m 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，作業中の吊り荷は降ろした上で，使用済燃料プールから南側壁面近傍に移動し，停止した状態となっているため，以下，クレーンの落下の有無について検討した。

図 2-1　原子炉棟６階平面図

原子炉棟６階設置設備（図 2-1～図 2-3 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 2-2　原子炉棟 6 階南北方向断面図（図 2-1 のＡ－Ａ視）

図 2-3　原子炉棟 6 階東西方向断面図（図 2-1 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，仮にクレーンが滑り出した場合においても，図 2-2 及び図 2-3 に示すように，風の吹込み口はクレーンの高さとほぼ一致していることから，クレーンはレール上を水平に押されて行

くこととなり，クレーンを持ち上げレールから脱落させる向きに大きな風荷重が作用する事は考え難い。また，クレーンには脱落防止装置も付けられており，クレーンがランウェイから外れ，落下し難い構造となっている。

なお，クレーン停止時には車輪がロックされており，レールとの摩擦力を考慮すれば，約 85m の風速までは動かないと評価される。また，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いき，風荷重の作用方向も一定でないと考えられるため，天井クレーンを炉心若しくは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（別紙 1 及び別紙 2 参照）。

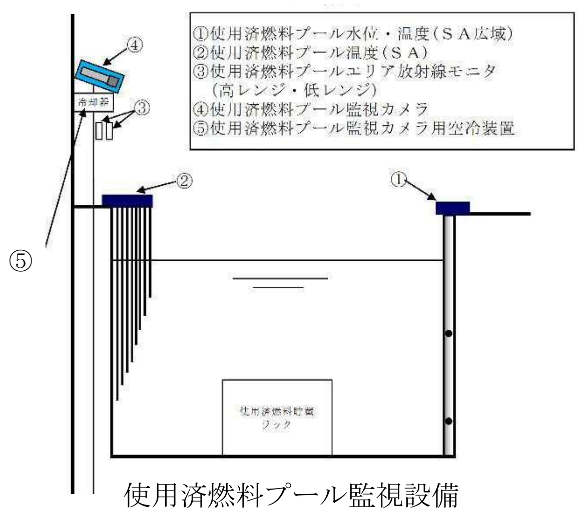
また，天井クレーン同様に南側壁面付近に避難している燃料交換機は，南北開口部を直線で結ぶ流線から外れた領域にあることから，燃料交換機を使用済燃料プール近傍まで移動させ，落下させる様な強風が作用し続ける状況は想定し難い。

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

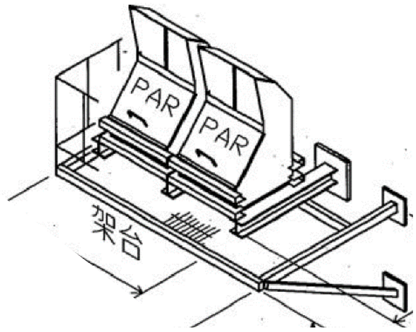
当該エリアに設置される計装品，ＳＡ設備は，基準地震動Ｓｓに対し機能を維持出来る様な設計としており，かつ，図 3-1 に示すとおり，風荷重が慣性力に対し大幅に卓越する様な，大寸法の受風面は有していないことから，室内に一時的に流入する風に対しても，設備が破断，脱落に至るような大荷重は発生せず，機能を喪失することはないと判断している。



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

図 3-1　原子炉棟 6 階屋内設備の外形イメージ(1/2)



ＰＡＲ外形

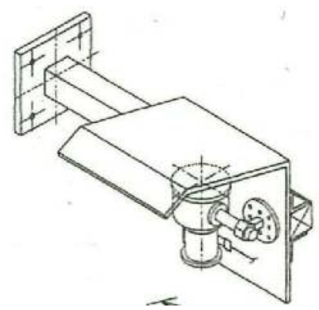


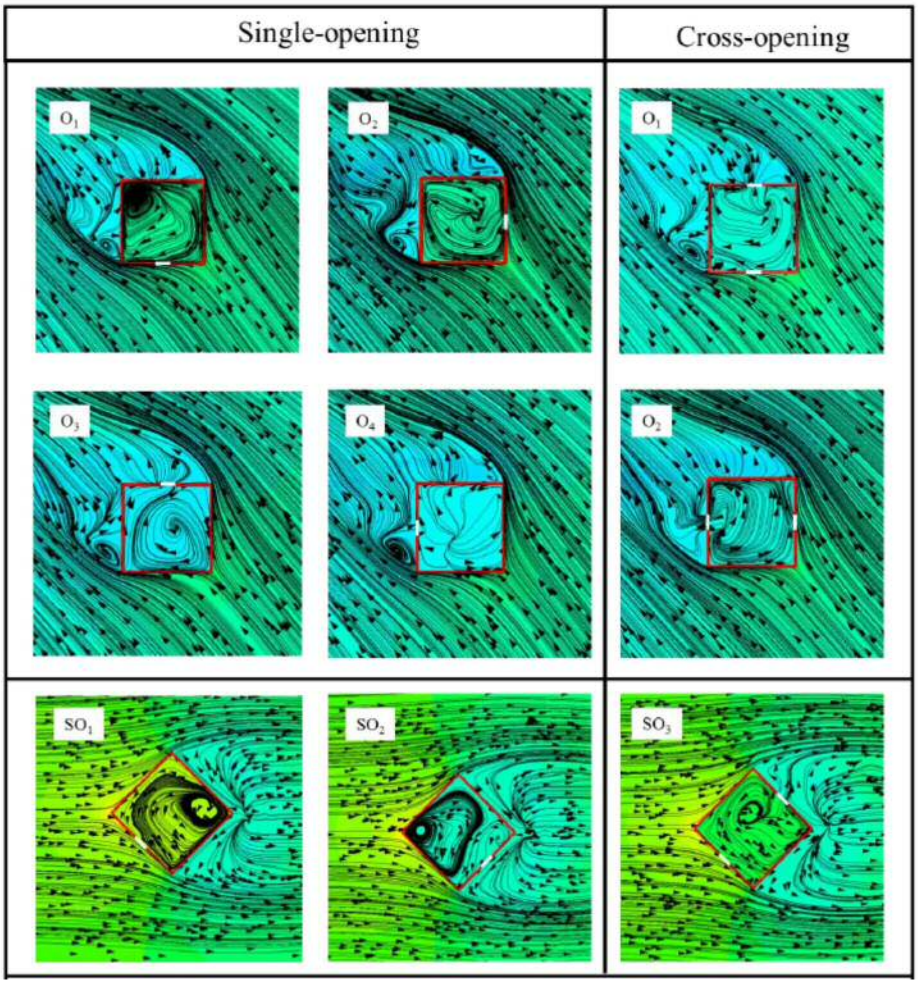
図 3-1　原子炉棟 6 階屋内設備の外形イメージ(2/2)

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別図 1-1 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ない。



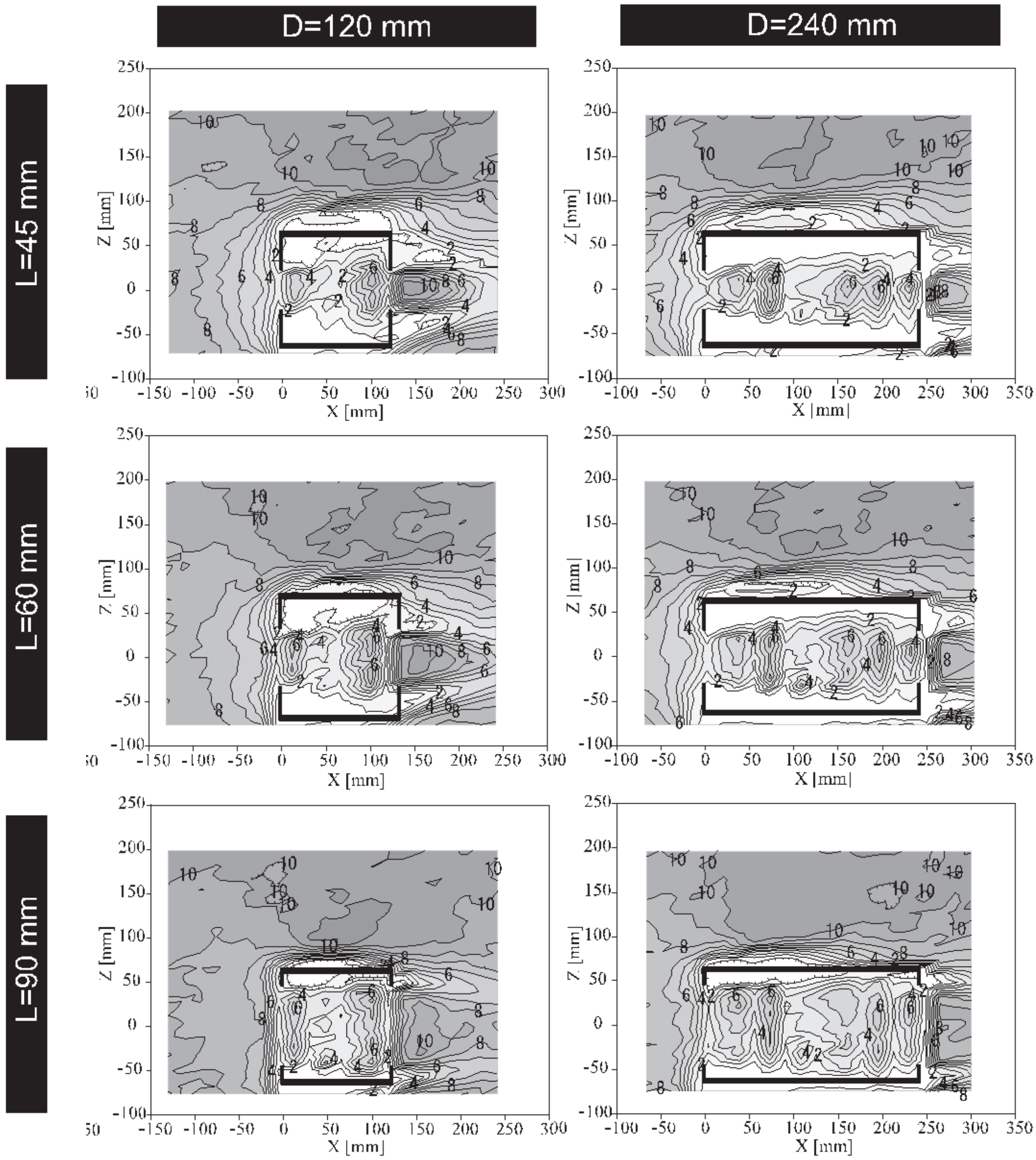
別図 1-1　開口から建屋内に流入する風の流線（水平断面）[(1)]

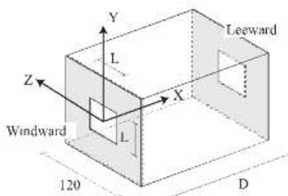
2.　屋内における風速の傾向

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別図 1-2 及び別図 1-3 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，侵入前に比べ上昇しない。

・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。

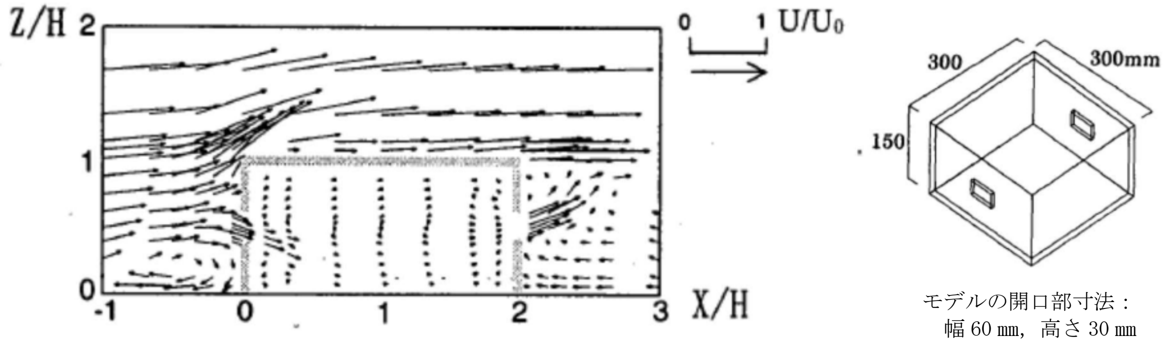




原子炉棟 6 階では，
　ＢＯＰ開口高さ及び幅：約 3.7～4.2m×2 枚
　建屋幅：約 41～約 44m
　6 階部の建屋高さ：約 17m
なので，開口面における 1 開口当たりの建屋幅に対する開口比は 1/5 程度，区画高さに対しては 1/4 程度となる。

別図 1-2　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(2)の図から一部抜粋）



別図 1-3　開口から侵入した屋内流の風速分布（鉛直断面）[(3)]

＜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/)

(3) 大場，倉渕，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/)

別紙 2

南側のＢＯＰ開放時の原子炉建屋クレーンへの影響について

1. 南側のＢＯＰ開放時のクレーンへの影響

設計竜巻襲来時の気圧差により南側のＢＯＰが開放された場合，ＢＯＰ開放により生じる開口部から侵入する風は，竜巻襲来の予測により，南側壁面付近に退避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，天井クレーンを炉心若しくは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がたいとしているが，保守的な条件であっても，天井クレーンがこれらの施設まで移動することはないことを確認する。

2. 原子炉建屋天井クレーンの位置

竜巻の襲来予測により，原子炉建屋天井クレーンは別図 2-1 の位置に退避している。

別図 2-1　原子炉建屋天井クレーン退避位置

3.　原子炉建屋天井クレーンの移動距離

(1)　風荷重

原子炉建屋天井クレーンに作用する荷重は，以下の式で算出する。

この時の見付面積は，別図 2-1 に示す　　ハッチング面積とする。

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

q　：設計用速度圧(＝6100 N/m)

G　：ガスト係数（＝1.0）

C　：風力係数

A　：見付面積　（＝2×3.680×1.835）

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

ρ　　：空気の密度(＝1.22　kg/m^3)

V_D ：設計竜巻の最大水平風速　（＝100 m/s）

(2)　天井クレーンの仕様

天井クレーンの仕様は以下のとおりであるが，本評価は保守的に設定し，摩擦力は考慮しないものとする。

・クレーン自重　 m＝166 t

・クレーンとレールの動摩擦係数は保守的に考慮して考慮しない。

(3)　竜巻の風荷重を受ける時間

ＢＯＰ開放後にクレーンが風荷重を受ける場合，設計竜巻の最大水平風速が見付面積に垂直に作用する時間は，きわめて短い期間であると考えられるが，本評価における風荷重を受ける時間は，設計竜巻の移動速度V_T＝15 m/s と原子炉建屋原子炉棟 6 階の建屋幅である約 45 m から，3 秒間とする。

(4)　移動距離の算出方法

風荷重を受けたクレーンの移動距離の算出に当たっては，風荷重による加速度を(3.1)式にて算出し，(3.2)式によって移動距離を算出する。

$$a = \frac{W_W}{m} \quad \cdots \quad (3.1)$$

$$L = \frac{1}{2} \cdot a \cdot t^2 \quad \cdots \quad (3.2)$$

(5)　評価結果

移動距離の評価結果は，別表 2-1 に示すとおりであり，保守的に考慮した本評価においても，南側ＢＯＰ開放時において，原子炉建屋天井クレーンは炉心及び使用済燃料プールの何れにも到達することはないことを確認した。

別表 2-1　南側ＢＯＰの開放時のクレーンの評価

加速度 （ｍ／ｓ^2）	移動時間 （ 秒 ）	移動距離 （ ｍ ）	離隔距離 （ ｍ ）
1.004	3	4.6	

2.4　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自然対流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　φ2391×5725 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 ℃

(2)　排気温度　45 ℃

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）

<table>
<tr><th colspan="2">対象流路</th><th>部位</th><th>流路寸法（高さ×幅）
(m)</th><th>圧損計算用寸法
(m)</th><th>備考</th></tr>
<tr><td rowspan="4">給気流路</td><td>ガラリＡ</td><td>図 2-1①</td><td>3.92±0.01
×4.545±0.01</td><td>3.91×4.53</td><td>開口率 60%</td></tr>
<tr><td>防虫金網</td><td>図 2-1②</td><td>3.92±0.01
×4.545±0.01</td><td>3.91×4.53</td><td></td></tr>
<tr><td>給気流路</td><td>図 2-1③</td><td>2.0±0.04
×5.8±0.04</td><td>1.96×5.76</td><td></td></tr>
<tr><td>吐出口</td><td>図 2-1④</td><td>2.0±0.04×5.8±0.04
6.075×7.0±0.04</td><td>1.96×5.76
6.07×6.96</td><td></td></tr>
<tr><td colspan="2">貯蔵容器横断流
（最速部）</td><td>図 2-1⑤</td><td>6.075×2.178
(7±0.04−2×2.391)</td><td>6.07×2.17</td><td></td></tr>
<tr><td rowspan="5">排気流路</td><td>ガラリ
誘導部</td><td>図 2-1⑥</td><td>2.898±0.04
×5.8±0.04</td><td>2.85×5.76</td><td></td></tr>
<tr><td>ガラリＢ</td><td>図 2-1⑦</td><td>2.8±0.01
×5.345±0.01</td><td>2.79×5.33</td><td>開口率 50%</td></tr>
<tr><td>防虫金網</td><td>図 2-1⑧</td><td>2.8±0.01
×5.345±0.01</td><td>2.79×5.33</td><td></td></tr>
<tr><td>防護ネット</td><td>図 2-1⑨</td><td>2.8±0.01
×5.345±0.01</td><td>2.79×5.33</td><td>追設部</td></tr>
<tr><td>車両防止柵</td><td>図 2-1⑩</td><td>2.8±0.01
×5.345±0.01</td><td>2.79×5.33</td><td>追設部
開口率 80%</td></tr>
</table>

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℃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℃）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^3/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^3	給排気の平均密度
ρ_1	kg/m^3	給気（外気）の密度
ρ_2	kg/m^3	排気の密度
C_P	kj/kg℃	空気の比熱
ΔT	℃	給排気の温度差
ΔP	Pa	空気の圧力損失
ζ_i	―	各流路の圧力損失係数
A_i	m^2	各流路の断面積
g	m/s^2	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

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

(3)　熱ドラフト

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

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℃	45℃	平均値
密度　ρ　(kg/m^3)	1.158	1.110	1.134
比熱　C_P　(kj/kg℃)	1.007	1.007	1.007

(2)　必要風量

表 5-2　必要風量

Q (kW)	n	ρ (kg/m^3)	C_P (kj/kg℃)	ΔT (℃)	W (m^3/s)

(3)　圧力損失

表 5-3　圧力損失

$\Sigma_i \zeta_i / A_i^2$　(m^{-4})	ρ (kg/m^3)	W (m^3/s)	ΔP (Pa)

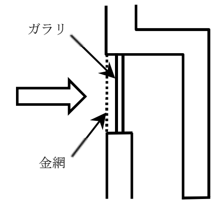
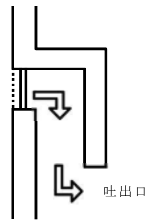
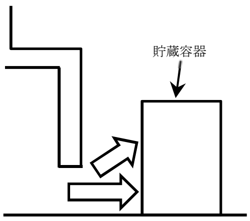
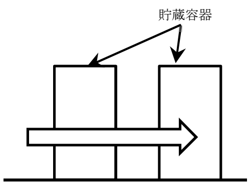
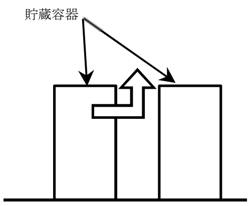
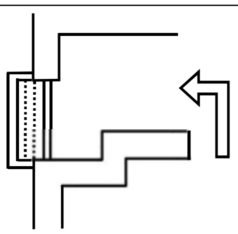
※：圧力損失係数の算出方法は表 5-5 による。

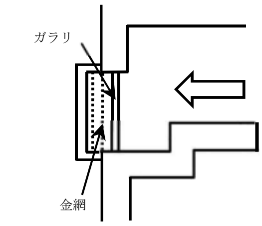
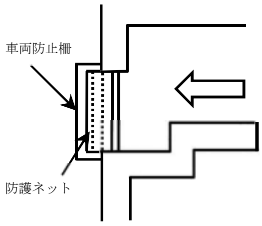
(4)　貯蔵建屋の熱ドラフト

表 5-4　貯蔵建屋の熱ドラフト

ρ_1 (kg/m^3)	ρ_2 (kg/m^3)	H (m)	g (m/s^2)	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(㎡)	圧損係数	ζ_i/A_i^2 (m^{-4})	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	ζ_i / A_i^2 (m^{-4})	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。

2.5　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 1-1　想定する車両モデル

<table>
<tr><th colspan="2">項目</th><th>東海第二</th><th>備考</th></tr>
<tr><td colspan="2">車両の
寸法，重量</td><td>3.6 m×2.5 m×8.6 m
5000 kg</td><td>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。</td></tr>
<tr><td rowspan="2">飛散
速度</td><td>水平</td><td>52</td><td rowspan="2">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</td></tr>
<tr><td>鉛直</td><td>－*</td></tr>
<tr><td colspan="2">飛距離</td><td>約 186 m</td><td></td></tr>
<tr><td colspan="2">浮上高さ</td><td>約 17.5 m</td><td>初期位置からの浮上がり分</td></tr>
<tr><td colspan="2">風速場モデル</td><td>フジタモデル</td><td></td></tr>
<tr><td colspan="2">初期高さ</td><td>0 m</td><td>現実的にも車両は地表にあると判断し設定。</td></tr>
<tr><td colspan="2">ランキン渦
モデルによる
飛散解析結果</td><td>①初期高さ 40 m
・水平速度：52 m/s
・飛距離：325 m
②初期高さ 0 m
・水平速度：52 m/s
・飛距離：290 m</td><td>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。</td></tr>
</table>

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 2-1 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 2-1 に示す。

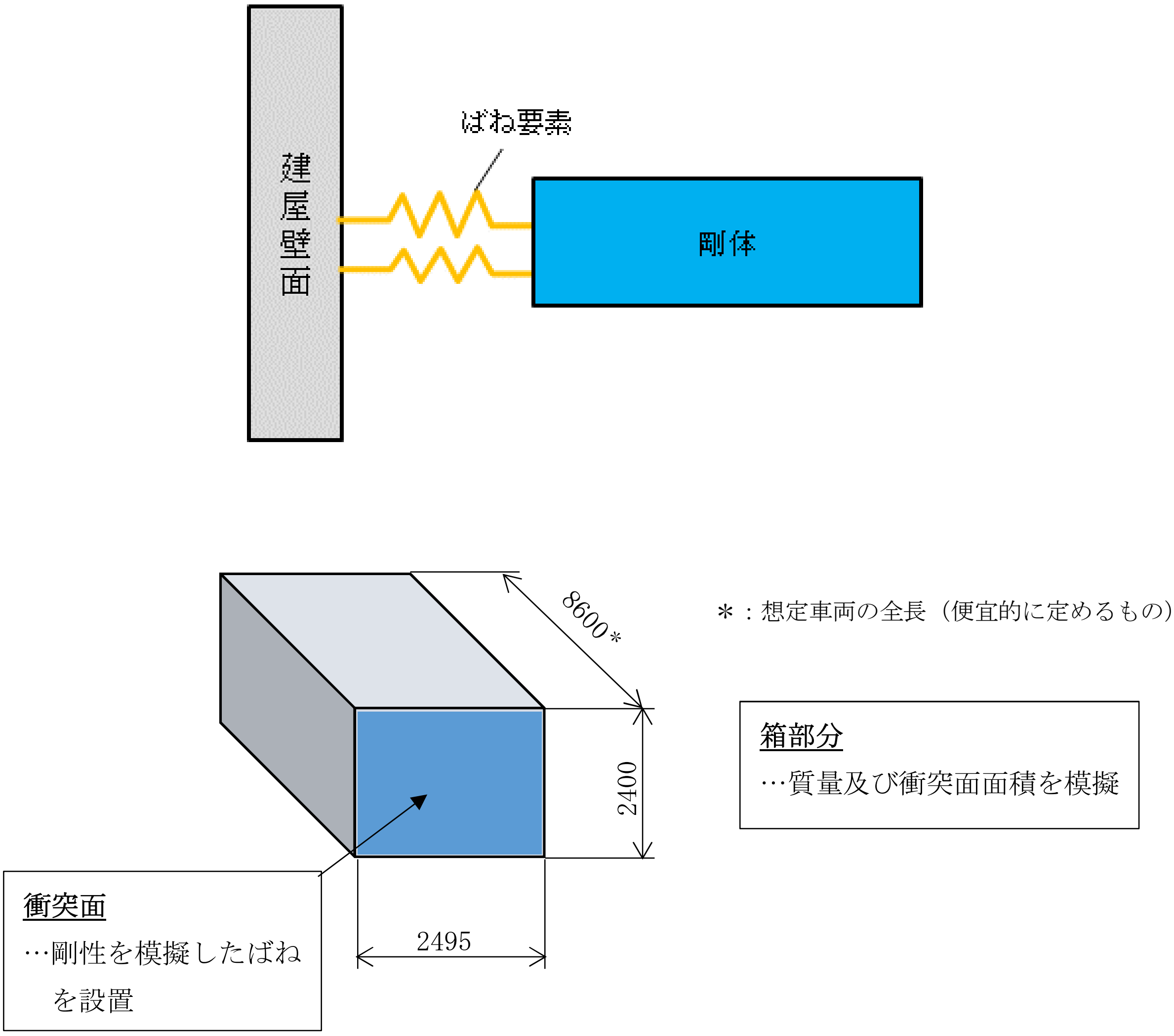


図2-1　車両の解析モデル

表2-1　車両モデル諸元

寸法＊1 (m)	衝突面寸法＊2 (m)	質量 (kg)	剛性＊3 (N/m)
3.6×2.5×8.6	幅 2.495 高さ 2.400	5000	2.94×10^{6}

注記　＊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（N/m/kg）×5000（kg）$=2.94\times10^{6}$（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，ばねによるエネルギ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（260 mm）について，ばねのみでは車両の運動エネルギを吸収しきれず，剛体部分が壁面に接触する結果となった。

この際，車両の運動エネルギについては，図 3-1 に示すとおり，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ほとんどであり，ばねにより吸収される分は極僅かであることが分かった。

上記の結果を踏まえると，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ばねの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（260 mm）で設定した。

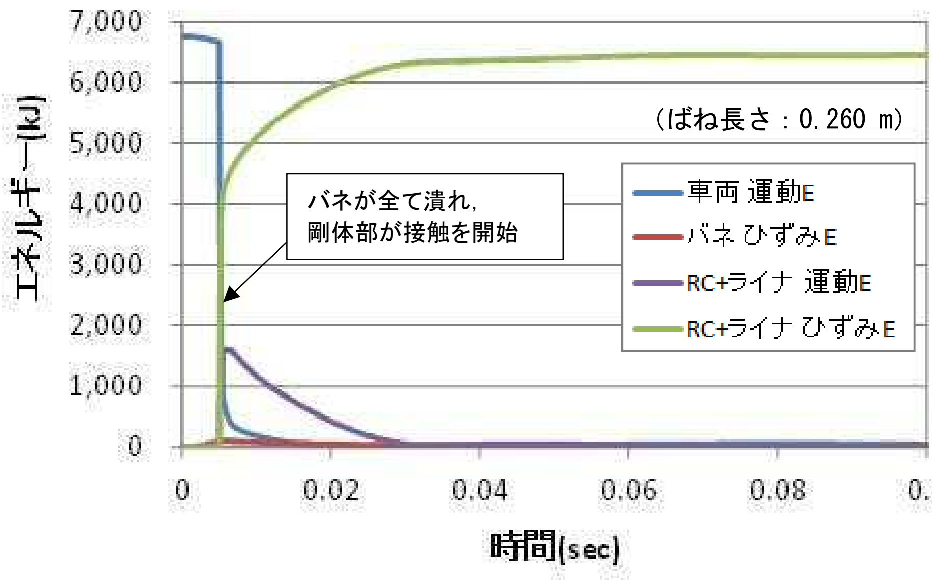


図 3-1　衝突時のエネルギ収支

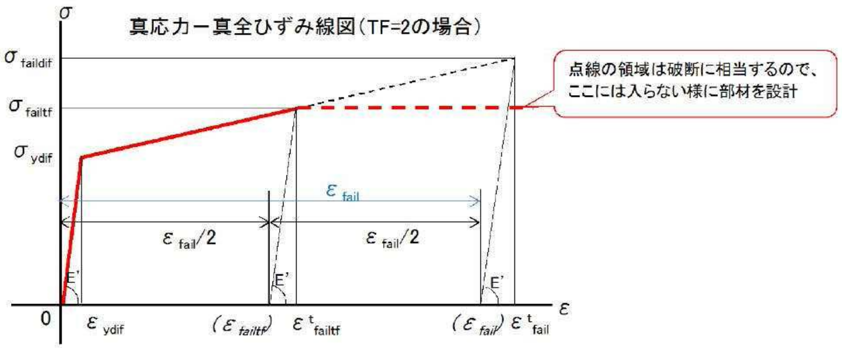
2.6　鉄筋コンクリートの衝突解析モデルにおける破断限界の設定について

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。

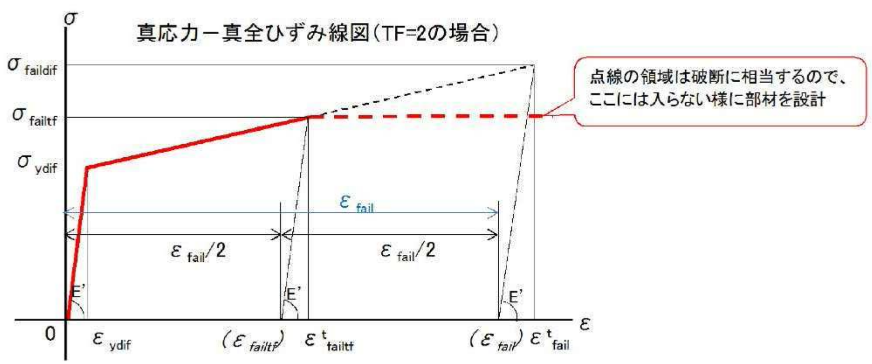
鋼材の真応力－真ひずみモデルの設定

物性値			単位	記号	算出式	SD345(D19) 端数処理後（入力値）	備考
静的物性値	公称値	ヤング率	MPa	E	－	205000	
		ポアソン比	－	ν	－	0.3	
		降伏強度	MPa	σ_{engy}	－	345	JISの“降伏点”下限値
		降伏ひずみ	－	ε_{engy}	σ_{engy} / E	0.00168	
		破断強度	MPa	$\sigma_{engfail}$	－	490	公称破断応力は規格類から読めないので、JISの“引張強さ”下限値で代用
		破断塑性ひずみ	－	$\varepsilon_{engfail}$	－	0.18	公称破断塑性ひずみは規格類から読めないので、JISの“伸び”で代用 （$\varepsilon_{engfail}$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	－	$\varepsilon^{t}_{engfail}$	$\varepsilon_{engfail}$ + $\sigma_{engfail}$ / E	0.182	
動的物性考慮	公称値	DIF(降伏強さ)	－	DIF_{y}	－	1.10	NEI07-13
		降伏強度(DIF考慮)	MPa	$\sigma_{engydif}$	σ_{engy} * DIF_{y}	379.5	
		降伏ひずみ(DIF考慮)	－	$\varepsilon_{engydif}$	$\sigma_{engydif}$ / E	0.00185	
		DIF(破断強さ)	－	DIF_{fail}	－	1.05	NEI07-13
		破断強度(DIF考慮)	MPa	$\sigma_{engfaildif}$	$\sigma_{engfail}$ * DIF_{fail}	514.5	
		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。
	真値	降伏強度	MPa	σ_{ydif}	$\sigma_{engydif}$ * $(1+\varepsilon_{engydif})$	380.2	
		降伏ひずみ	－	ε_{ydif}	$\ln(1+\varepsilon_{engydif})$	0.00185	
		ヤング率	MPa	E'	σ_{ydif} / ε_{ydif}	2.06.E+05	
		破断強度	MPa	$\sigma_{faildif}$	$\sigma_{engfaildif}$ * $(1+\varepsilon^{t}_{engfail})$	608.1	
		破断全ひずみ	－	ε^{t}_{fail}	$\ln(1+\varepsilon^{t}_{engfail})$	0.167	
		破断塑性ひずみ	－	ε_{fail}	$\varepsilon^{t}_{fail}-\sigma_{faildif}/E'$	0.164	
		第2折れ点応力	MPa	σ_{failtf}	$\sigma_{ydif}+(\sigma_{faildif}-\sigma_{ydif})/TF$	494.2	図形的に算出
		第2折れ点全ひずみ	－	ε^{t}_{failtf}	$\varepsilon_{ydif}+(\varepsilon^{t}_{fail}-\varepsilon_{ydif})/TF$	0.084	図形的に算出
		第2折れ点塑性ひずみ	－	ε_{failtf}	$\varepsilon^{t}_{failtf}-\sigma_{failtf}/E'$	0.082	



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	デッキプレート SDP1T 端数処理後（入力値）	備考
静的物性値	公称値	ヤング率	MPa	E	－	205000	
		ポアソン比	－	ν	－	0.3	
		降伏強度	MPa	σ_{engy}	－	205	JISの“降伏点”下限値
		降伏ひずみ	－	ε_{engy}	σ_{engy} / E	0.00100	
		破断強度	MPa	$\sigma_{engfail}$	－	270	公称破断応力は規格類から読めないので、JISの“引張強さ”下限値で代用
		破断塑性ひずみ	－	$\varepsilon_{engfail}$	－	0.18	公称破断塑性ひずみは規格類から読めないので、JISの“伸び”で代用
		破断全ひずみ	－	$\varepsilon^{t}_{engfail}$	$\varepsilon_{engfail} + \sigma_{engfail} / E$	0.181	
動的物性考慮	公称値	DIF（降伏強さ）	－	DIF_{y}	－	1.29	NEI07-13
		降伏強度（DIF考慮）	MPa	$\sigma_{engydif}$	$\sigma_{engy} * DIF_{y}$	264.5	
		降伏ひずみ（DIF考慮）	－	$\varepsilon_{engydif}$	$\sigma_{engydif} / E$	0.00129	
		DIF（破断強さ）	－	DIF_{fail}	－	1.10	NEI07-13
		破断強度（DIF考慮）	MPa	$\sigma_{engfaildif}$	$\sigma_{engfail} * DIF_{fail}$	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。
	真値	降伏強度	MPa	σ_{ydif}	$\sigma_{engydif} * (1+\varepsilon_{engydif})$	264.8	
		降伏ひずみ	－	ε_{ydif}	$\ln(1+\varepsilon_{engydif})$	0.00129	
		ヤング率	MPa	E’	$\sigma_{ydif} / \varepsilon_{ydif}$	2.05.E+05	
		破断強度	MPa	$\sigma_{faildif}$	$\sigma_{engfaildif} * (1+\varepsilon^{t}_{engfail})$	350.8	
		破断全ひずみ	－	ε^{t}_{fail}	$\ln(1+\varepsilon^{t}_{engfail})$	0.166	
		破断塑性ひずみ	－	ε_{fail}	$\varepsilon^{t}_{fail} - \sigma_{faildif} / E'$	0.164	
		第2折れ点応力	MPa	σ_{failtf}	$\sigma_{ydif} + (\sigma_{faildif} - \sigma_{ydif}) / TF$	307.8	図形的に算出
		第2折れ点全ひずみ	－	ε^{t}_{failtf}	$\varepsilon_{ydif} + (\varepsilon^{t}_{fail} - \varepsilon_{ydif}) / TF$	0.084	図形的に算出
		第2折れ点塑性ひずみ	－	ε_{failtf}	$\varepsilon^{t}_{failtf} - \sigma_{failtf} / E'$	0.082	



2.7　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「鉄筋コンクリート構造計算規準（以下「ＲＣ基準」という。)」に基づく算出過程を別紙に示す。

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	スタッドの軸部直径	19	mm	
D	スタッドの頭部直径	30.4	mm	
l_e	スタッドのコンクリート内への有効埋込深さ	88.6	mm	頭部の厚さ0.6dを長さ(100 mm)から差し引いた値
${}_{sc}a$	スタッドの軸部断面積	284	mm^2	φ19の棒の断面積
${}_{s}\sigma_{y}$	スタッドの規格降伏点強度	235	N/mm^2	SS400(建設時:SS41)
${}_{s}\sigma_{pa}$	スタッドの引張強度	235	N/mm^2	${}_{s}\sigma_{y}$に等しい
l_{ce}	スタッドの強度算定用埋込深さ	88.6	mm	l_eに等しい
A_c	コンクリートのコーン状破壊面の有効水平投影面積	33123	mm^2	$\pi \cdot l_{ce} \cdot (l_{ce}+D)$
A_0	スタッド頭部の支圧面積	442.3	mm^2	$\pi(D^2-d^2)/4$
F_c	コンクリートの設計基準強度	22.1	N/mm^2	
${}_{c}\sigma_{t}$	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^2	$0.31\sqrt{(F_c)}$
f_n	コンクリートの支圧強度	132.6	N/mm^2	$F_c \cdot \sqrt{(A_c/A_0)}$ ($\sqrt{(A_c/A_0)}$は6を上限)
ϕ_1	スタッド鋼材の許容引張力及び許容せん断力を定めるために用いる低減係数	1	—	短期荷重用の係数
ϕ_2	定着躯体コンクリートのコーン状破壊及び支圧破壊に対する許容値を定めるために用いる低減係数	0.67	—	
p_{a1}	スタッド鋼材の降伏により決まる場合のスタッド1本当たりの許容引張力	66.7	kN	$\phi_1 \cdot {}_{s}\sigma_{pa} \cdot {}_{sc}a/1000$
p_{a2}	定着したコンクリート躯体のコーン状破壊により決まる場合のスタッド1本当たりの許容引張力	32.3	kN	$\phi_2 \cdot {}_{c}\sigma_{t} \cdot A_c/1000$
P	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}を整数に切捨

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
ω_d	常時作用する荷重による単位幅(奥行方向)当たりの荷重	3.37	kN/m	
ω_T	評価に用いる竜巻の荷重による単位幅当たりの荷重	−10.55	kN/m	・上向き荷重 ・max{ω_{T1}，ω_{T2}}の絶対値の大きいもの
ω_{T1}	評価に用いる竜巻の荷重のうち，W_{T1}による単位幅当たりの荷重	−8.9	kN/m	・上向き荷重 ・−ΔP・1/1000
ω_{T2}	評価に用いる竜巻の荷重のうち，W_{T2}による単位幅当たりの荷重 （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・G・C・1/1000＋(1/2)・ΔP・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ΔP=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	屋根スラブにおける単位幅当たりの発生曲げモーメント	3	kN・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当たりの発生せん断力	9	kN	$(\omega_T-\omega_d)\cdot(L/1000)/2$
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・(p/1000)
f_s	コンクリートの許容せん断応力度	1.06	N/mm^2	短期荷重に対する値
f_t	鉄筋の許容引張応力度	345	N/mm^2	短期荷重に対する値
a_t	引張鉄筋の断面積	703.9	mm^2	（D13 鉄筋 126.7 mm^2×単位幅当たりの本数 1000/180 本）←180:配筋ピッチ
b	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	屋根スラブの有効せい	50	mm	
j	屋根スラブの応力中心距離	43.8	mm	(7/8)*d
α	屋根スラブのせん断スパン比M/(Q・d)による割り増し係数	1	―	4/{M/(Q・d)+1} ただし、1≦α≦2
M_a	屋根スラブの許容曲げモーメント	10	kN・m	a_t・f_t・j/10^6
Q_a	屋根スラブの許容せん断力	46	kN	b・j・α・f_s/10^3

2-7-4

2.8　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.　概要

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割付計画を図 2-1 に示す。厚さ 3.2 mm の鋼板を，図 2-1 に示す割付で取り付ける計画としている。

図 2-1　ライナの割付計画(1/2)

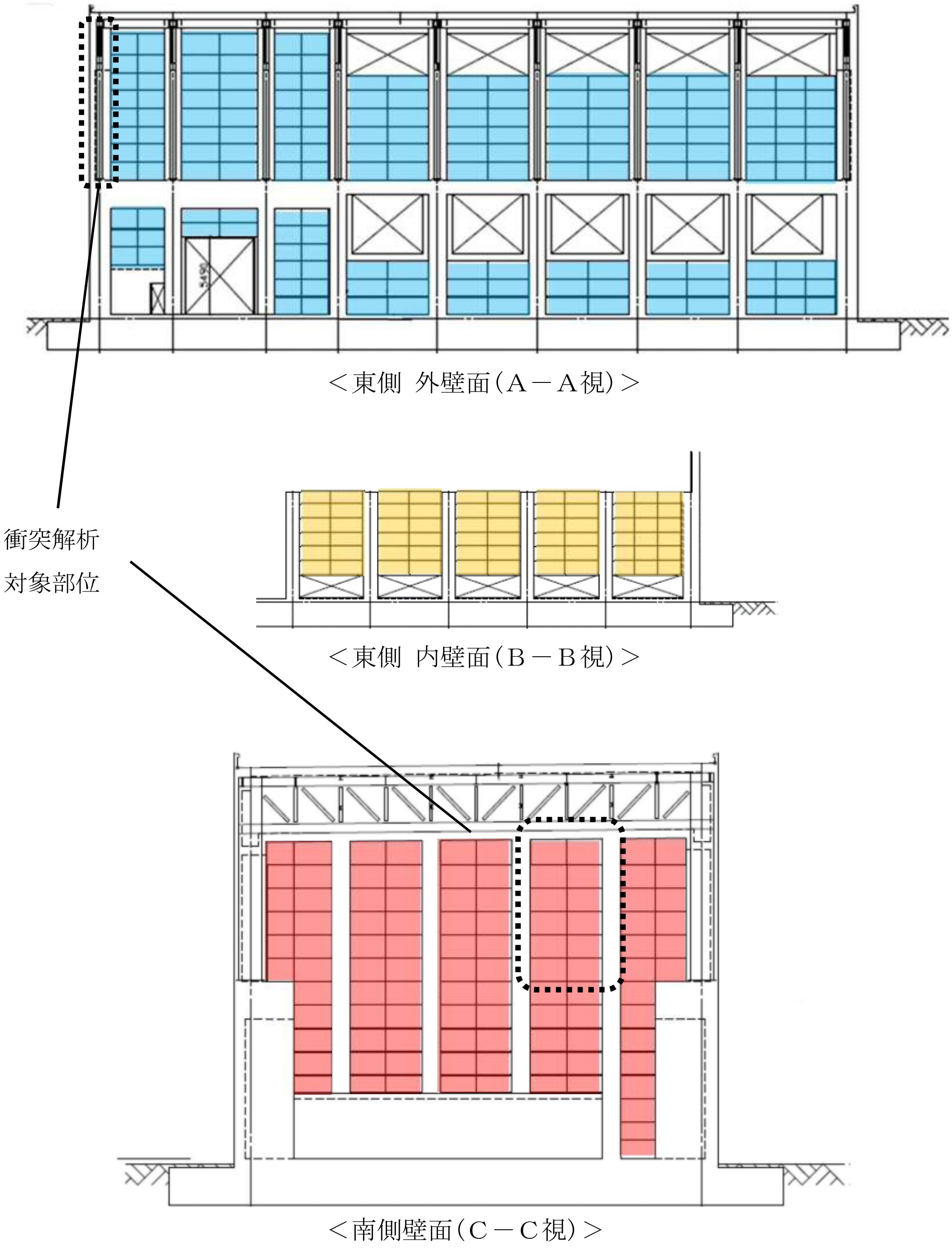


図 2-1　ライナの割付計画(2/2)

ライナの取付計画を図 2-2 に示す。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（250 mm）を考慮し 500 mm とする。また，ライナの継目は溶接にて接合することで母材と同等の強度を維持し，1 枚板と同等の条件とするため，ＦＥＭ解析モデルの結果に示すとおり，ライナが車両の衝突により破断することはない。

また，コンクリートの破壊によりアンカーボルトとの付着力が失われることが想定さ

れるが，図 2-3 に示す様に，今回解析対象とした，版厚が薄く，鉄筋径が小さくかつ幅が狭い壁面においても辺縁のコンクリートは健全に維持されることから，接合され一体となったライナは，健全なコンクリート部のアンカーボルトにより壁面に支持され，脱落することはない。

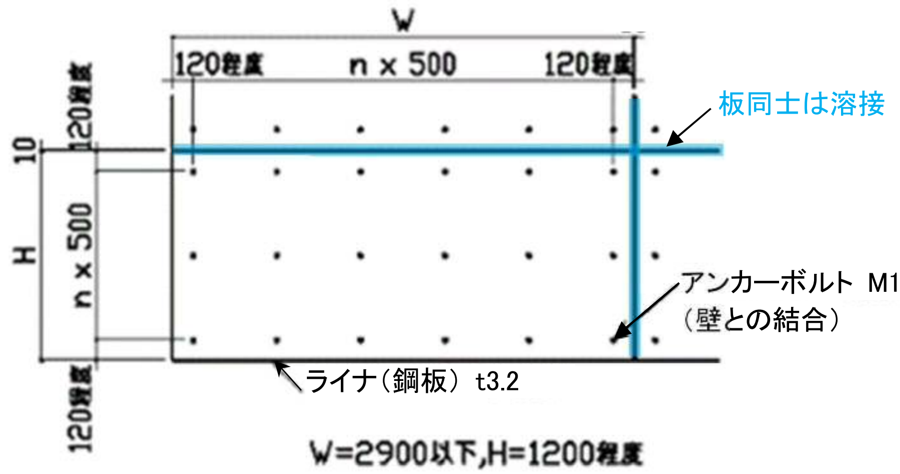


図 2-2　ライナの取付計画

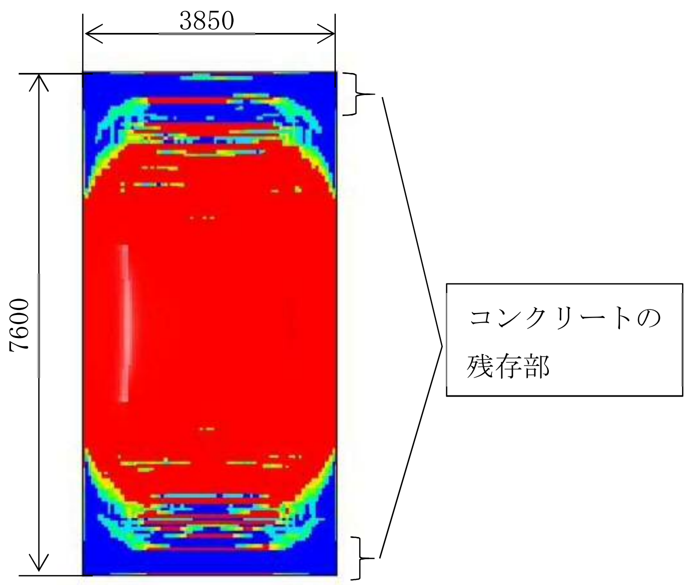


図 2-3　コンクリートの損傷範囲

2.9　原子炉建屋原子炉棟屋根スラブの貫通及び裏面剥離評価について

1.　概要

原子炉建屋原子炉棟の屋根スラブの躯体コンクリートの厚さは[redacted] mm であり，Degen 式による貫通限界厚さ 188 mm，Chang 式による裏面剥離限界厚さ 355 mm を下回る結果となる。

しかし，屋根スラブの下面にはデッキプレートを有し，型枠デッキスラブを形成している。したがって，実際にはこれらが貫通及び裏面剥離による部材の脱落を防ぐ効果を発揮すると考えられる。

そこで，添付書類「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「4.1　貫通評価」及び「4.2　裏面剥離評価」では屋根スラブの 3 次元 FEM モデルを用いた衝突解析により設計飛来物の衝突に対するデッキプレートのひずみが許容限界を超えないことから，施設の外殻を構成する部材自体の脱落を生じないことを確認している。

ここでは，実機におけるデッキプレートの健全性及び衝突解析におけるモデル化の詳細を示し，強度評価においてデッキプレートを考慮することの妥当性を確認する。

2.　デッキプレートの健全性

衝突解析において考慮するデッキプレートについて，劣化がなく健全性が維持されていることを以下に述べ，デッキプレートを考慮した強度評価が妥当であることを説明する。

デッキプレートは，屋根スラブの型枠として設置された鋼製材であるが，コンクリート打設時における鉄筋コンクリートスラブの自重及び衝撃荷重等を支持しているものである。また，デッキプレート下面は防錆の観点から塗装を施している。

デッキプレートの性能に係る経年的な劣化として，鋼材の腐食が挙げられる。デッキプレート下面の目視点検結果では，評価上重要な使用済燃料プール直上部の塗膜の劣化はほとんど進行しておらず，鋼材の腐食に影響を与えるような経年劣化は生じていない。また，デッキプレート上面はコンクリートで覆われ腐食要因である大気中の酸素を遮断していることから腐食しにくく，また屋根スラブ上部に設置したアスファルト防水により腐食を進展させるような雨水の浸入はない。

よってデッキプレートの性能に影響を与えるような劣化は生じておらず，材料物性の経年変化はないと考えられる。

3.　衝突解析におけるモデル化について

3.1　衝突解析におけるモデルの設定

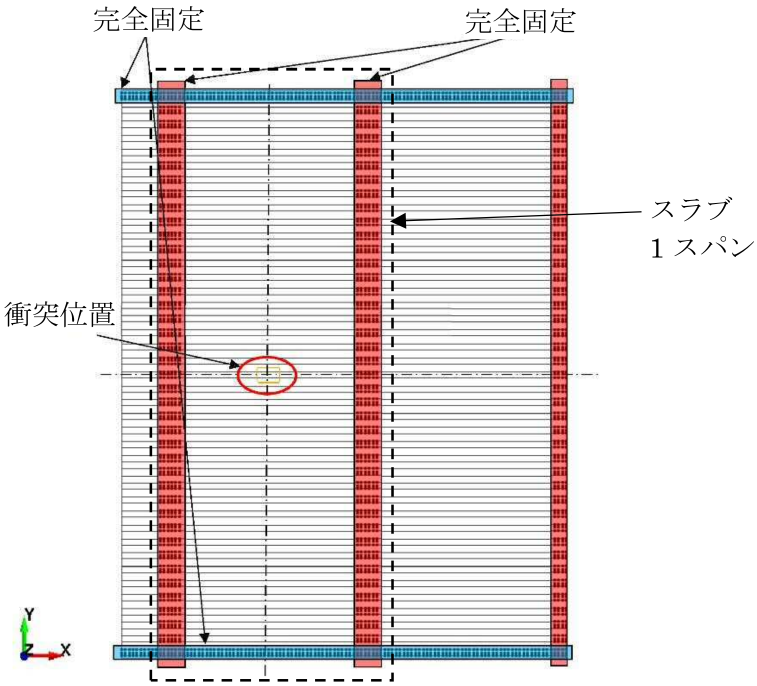
衝突解析に用いる原子炉建屋原子炉棟屋根スラブの解析モデルは，評価上重要な使用済燃料プール直上部の屋根スラブ（部材厚：[redacted]mm）を対象としてモデル化する。原子炉建屋原子炉棟の屋根スラブのモデル化範囲を図 3-1，解析モデルを図 3-2 に示す。

衝突解析において，設計飛来物の衝突によるデッキプレートのひずみを確認するため，躯体コンクリート，鉄筋，デッキプレート及び設計飛来物をモデル化している。デッキプレート下部の鉄骨はりについては，鉄骨はりに接する範囲の屋根スラブの下端の境界条件を固定とすることで，屋根スラブの拘束効果を考慮している。

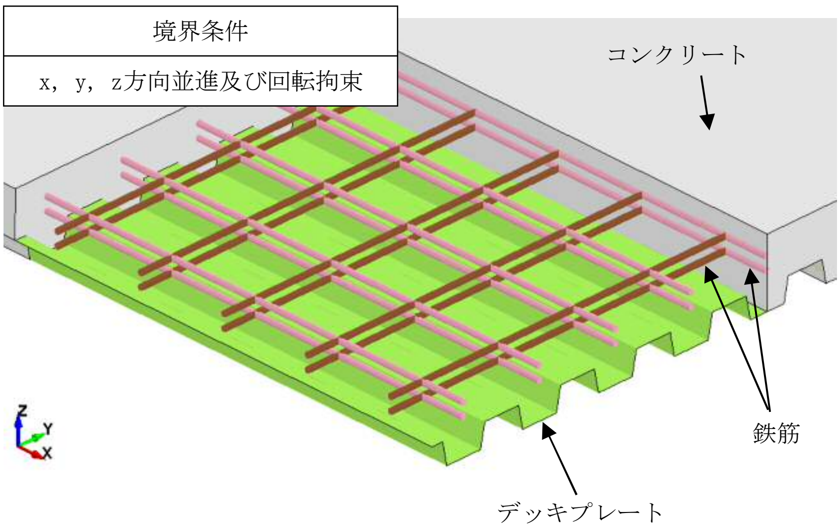
衝突解析の結果は，表 3-1 に示すとおりデッキプレートに生じるひずみは許容限界を超えないことを確認しており，鉄筋コンクリート躯体と比較してデッキプレートの剛性が極めて小さいことからも，デッキプレートが負担する衝撃荷重はごくわずかであると考えられる。

[redacted]

図3-1　原子炉建屋原子炉棟屋根スラブのモデル化範囲



＜概略図＞



＜詳細図＞

図 3-2　原子炉建屋原子炉棟屋根スラブの解析モデル

表 3-1　衝突解析によるデッキプレートのひずみ

評価対象部位	飛来物	ひずみ	
		評価結果	許容限界
原子炉棟屋根スラブ (デッキプレート)	鋼製材	0.013	0.082

3.2　デッキプレートの初期ひずみについて

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

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

初期ひずみの値は最大の部分でも 2.13×10^{-5} となっており，デッキプレートの破断に対する許容限界である 0.082 と比べ極めて小さいため，評価上問題とならないことを確認した。

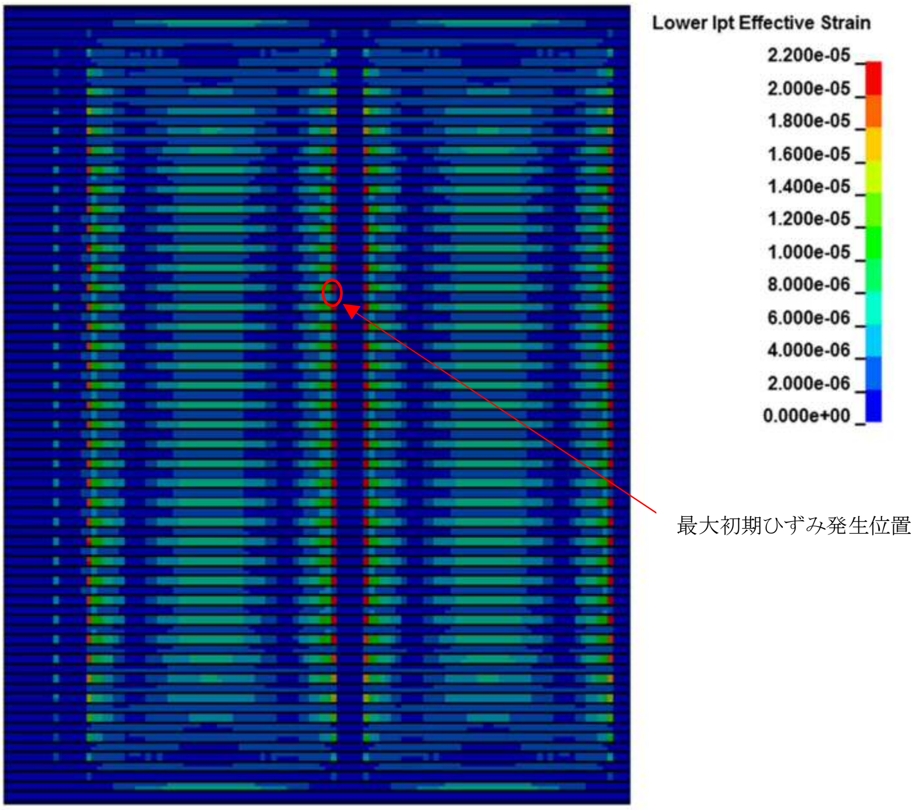


図 3-3　デッキプレート初期ひずみ分布

2.10　鉄筋コンクリート部材の貫通評価及び裏面剥離評価について

1.　概要

添付書類「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「4.1　貫通評価」では，鉄筋コンクリート部材の飛来物の衝突に対する貫通限界厚さを算定し，施設の部材厚さとの比較を行っている。また，「4.2　裏面剥離評価」では裏面剥離限界厚さを算定し，施設の部材厚さとの比較を行っている。なお，評価の結果，裏面剥離の発生が想定される場合には，詳細な衝突解析を実施し，鉄筋又は裏面のライナ（デッキプレート含む）に発生するひずみにより評価を行っている。

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

2.　貫通限界厚さ及び裏面剥離限界厚さの算定方法

貫通評価において，貫通限界厚さの算定にはDegen式を用いており，Degen式における貫入深さは修正NDRC式により算定している。また，裏面剥離評価における裏面剥離限界厚さの算定にはChang式を用いている。

Degen式，修正NDRC式及びChang式は米国NRCの基準類*1及びNEI07-13*2に，飛来物の衝突に対する鉄筋コンクリート構造物の局部損傷評価式として記載されており，「構造物の衝撃挙動と設計法」((社)土木学会)においては，貫通限界厚さの評価式として，Degen式の適用性が高く，裏面剥離限界厚さの評価式として，Chang式の適用性が高いとされている。

Degen式，修正NDRC式及びChang式を以下に示す。

(1)　Degen式及び修正NDRC式

＜Degen式＞

$X/d \leqq 1.52$の場合，

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

＜修正NDRC式＞

$X/d \leqq 2.0$の場合，

$$X/d = \{(48580/\sqrt{F_C}) \cdot N \cdot d^{0.2} \cdot D \cdot (V/1000)^{1.8}\}^{0.5}$$

ここで，

e　：貫通限界厚さ(cm)

α_e：低減係数

X　：貫入深さ(cm)

d　：飛来物の（等価）直径(cm)

（飛来物の衝突面の外形の最小投影面積に等しい円の直径)

F_c：コンクリートの設計基準強度(kgf/cm²)

N　：飛来物の先端形状係数

D　：飛来物直径密度(= W/d^3)

W　：飛来物の重量(kgf)

V　：飛来物の衝突速度(m/s)

(2)　Chang 式

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

ここで，

S　：裏面剥離限界厚さ(cm)

α_s　：低減係数

V_0　：飛来物基準速度(m/s)

V　：飛来物の衝突速度(m/s)

W　：飛来物重量 (kgf)

d　：飛来物の（等価）直径(cm)

f_c'：コンクリートの設計基準強度(kgf/cm^2)

注記　＊1：U. S NUCLEAR REGULATORY COMMISSION:STANDARD REVIEWPLAN, 3.5.3 BARRIER DESIGNPROCEDURES, NUREG-0800, Revision 3-March 2007

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

3.　評価式における入力値

各評価式に用いる入力値を表 3-1～表 3-3 に示す。

表3-1　Degen式及び修正NDRC式に用いる入力値

(1) 鋼製材

記号	数値	単位	定義	
d	27.6	cm	飛来物の（等価）直径	
F_c	－*	kgf/cm^2	コンクリートの設計基準強度	
N	1.14	－	飛来物の形状係数	
V	51	m/s	外壁	飛来物の衝突速度（水平）
	34		屋根	飛来物の衝突速度（鉛直）
M	135	kgf	飛来物重量	
α_e	1.0	－	低減係数	

注記　＊：評価対象建屋による

(2) 車両

記号	数値	単位	定義	
d	338.5	cm	飛来物の（等価）直径	
F_c	―*	kgf/cm^2	コンクリートの設計基準強度	
N	0.72	―	飛来物の形状係数	
V	52	m/s	外壁	飛来物の衝突速度（水平）
	―		屋根	飛来物の衝突速度（鉛直）
M	5000	kgf	飛来物重量	
α_e	0.60	―	低減係数	

注記　＊：評価対象建屋による

表3-3　Chang式に用いる入力値

(1) 鋼製材

記号	数値	単位	定義	
d	27.6	cm	飛来物の（等価）直径	
F_c'	―*	kgf/cm^2	コンクリートの設計基準強度	
V	51	m/s	外壁	飛来物の衝突速度（水平）
	34		屋根	飛来物の衝突速度（鉛直）
V_0	60.96	m/s	飛来物基準速度	
W	135	kgf	飛来物重量	
α_s	1.0	―	低減係数	

注記　＊：評価対象建屋による

(2) 車両

記号	数値	単位	定義	
d	338.5	cm	飛来物の（等価）直径	
F_c'	―*	kgf/cm^2	コンクリートの設計基準強度	
V	52	m/s	外壁	飛来物の衝突速度（水平）
	―		屋根	飛来物の衝突速度（鉛直）
V_0	60.96	m/s	飛来物基準速度	
W	5000	kgf	飛来物重量	
α_s	0.55	―	低減係数	

注記＊：評価対象建屋による

4.　評価式における低減係数及び形状係数

鋼製材については，航空機エンジン以上に剛体であり得ることも想定されるため，柔飛来物に対する低減は考慮せず，修正 NDRC 式の形状係数は非常に鋭い場合として 1.14，Degen 式及び Chang 式の低減係数は 1.0 としている。

車両については，航空機エンジンよりも柔構造体であり，衝突時には車両自体が大きく変形し得るため，航空機エンジンよりも低減係数は小さくなると推定できるが，保守的に航空機エンジン相当と考え，修正 NDRC 式の形状係数は平坦な先端として 0.72，低減係数は Degen 式について 0.60，Chang 式において 0.55 としている。これらの値については，Degen 式，修正 NDRC 式及び Chang 式が引用されている NEI07-13 の値を採用している。

既往文献と今回の評価における採用値の比較を表 4-1 に示す。

表 4-1　評価式における形状係数及び低減係数

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

注記　＊1：構造工学シリーズ6 構造物の衝撃挙動と設計法，土木学会

＊2：Experimental Studies on Local Damage of Reinforced Concrete Structures by the Impact of Deformable Missiles Part 4: overall Evaluation of Local Damage, Kiyoshi Muto, etc., 10th SMiRT

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，添付書類「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　ディーゼル発電機用海水ストレーナの強度計算書」における，海水ストレーナ（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 2-1 に示す。

表 2-1　海水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*	考慮する荷重及び選定理由 風荷重（水平）	評価内容
支持脚	― ＪＥＡＧ４６０１の横型ポンプの評価式を準用し基礎ボルトを選定（補足）	―
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。

注記　＊：外荷重による応力を受ける主要構造部材

（補足）

風荷重は水平方向より作用する外荷重という観点で地震荷重と同様なものであると考え，ＪＥＡＧ４６０１の横形ポンプの評価*を準用している。

海水ストレーナの概略図を図 2-1 に，ＪＥＡＧ４６０１のポンプモデル図を図 2-2 に示す。

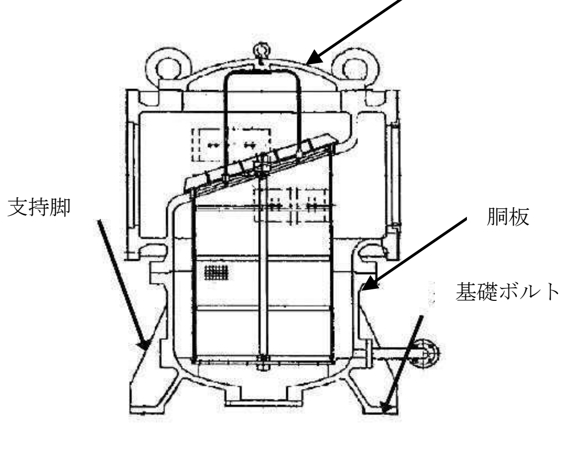


図 2-1　海水ストレーナ概略図

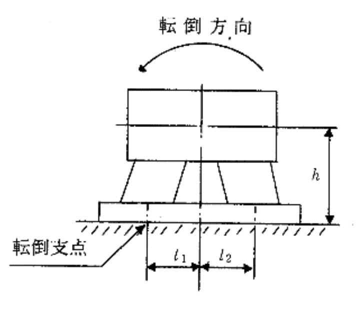


図 2-2　横型ポンプモデル図（JEAG）

注記　＊：ＪＥＡＧ４６０１の横型ポンプの「(i)固有周期の計算」の項において「横軸ポンプは，構造的に１個の大きなブロック状をしており，重心の位置がブロック状のほぼ中心にあり，かつ下面が基礎ボルトにて固定されている。したがって，全体的に一つの剛体とみなせる」としており，横形ポンプの強度評価は基礎ボルトのみの評価である。
海水ストレーナの構造についても，一般的な横形ポンプ同様支持脚が鋳物一体成型であり，構造的に１個の大きなブロック状で全体的に一つの剛体とみなせることから，風荷重の計算においてはＪＥＡＧ４６０１の横形ポンプの評価を準用し，基礎ボルトの評価としている。

参考として，以下に支持脚と基礎ボルトの発生応力の比較を行う。
ＪＥＡＧ４６０１の引張応力の式は以下で表される。

$$F=\frac{W_{w}\cdot h-m\cdot g\cdot L_{H}}{n\cdot L_{1}}$$

$$\sigma_{t}=\frac{F}{A}$$

Ｆ：引張力
W_{w}：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_{H}：重心からの水平距離
n_{f}：引張力を受ける箇所数
L_{1}：支点間水平距離
σ_{t}：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_{W}・ｈ）が大きくなるが，安定モーメント（ｍ・g・L_{H}）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 2-2 に，基礎ボルトに発生する引張応力について表 2-3 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く，許容応力については，基礎ボルトの許容応力の方が支持脚の許容応力より小さいことから，基礎ボルトの評価の方が保守的な結果となる。

表 2-2　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 (SCS14)	1.46	185	0.008

表 2-3　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 (SS400)	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。

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，添付書類「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(3.1)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。

$$P_H = W_W = q \cdot G \cdot C \cdot A \quad \cdots (3.1)$$

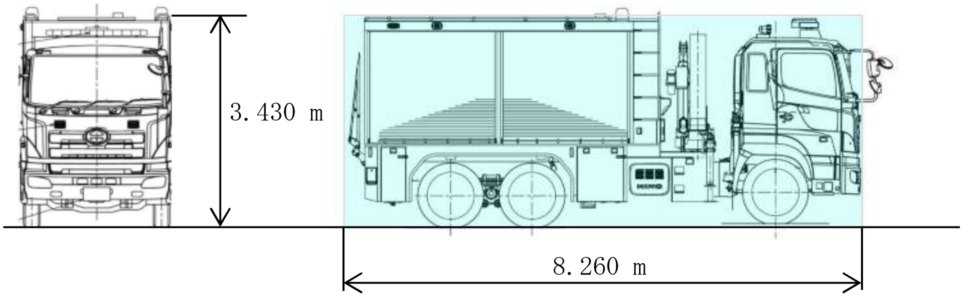
q　：設計用速度圧

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^2
・風荷重を受ける部分（実外形）の面積　：23.189 m^2

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(3.2)式にて示すことができる。

$$F_L = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}{}^2 \cdot C_L a \quad \cdots (3.2)$$

ρ　：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，(3.2)式の$C_L a$を$C_D A$に置換した(3.3)式で算出される揚力$F_{L,m}$を用いる。

$$F_{L,m} = \frac{1}{2} \rho \cdot V_{SA}{}^2 \cdot C_D A \quad \cdots (3.3)$$

$C_D A$：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μ_s＝0.44（20 km/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μ_d＝0.29（120 km/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，(3.4)式にて表される。

$$F_i(t) = k \cdot x_{RP} = k \cdot B\sin\left(\sqrt{\frac{k}{m}} \cdot t\right)$$

$$= \sqrt{k \cdot m} \cdot v_{SA,OT} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{k}{m}} \cdot t\right) \quad \cdots (3.4)$$

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，(3.4)式に反映すると，摩擦による項目が加わり，(3.5)式にて表される。

$$F_i(t) = k\left(x_{RP} - \frac{F_f}{k}\right) = k\left(x_{RP} - \frac{\mu_d\left(m \cdot g - F_{L,m}\right)}{k}\right) \cdots (3.5)$$

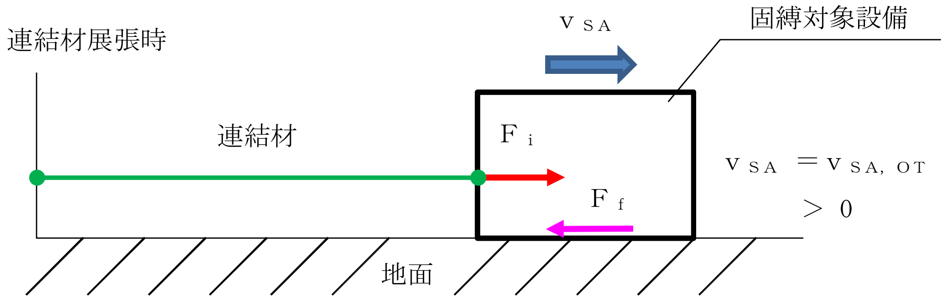


図 3-2　摩擦力を考慮した動的荷重の算出時の荷重状態

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，(3.4)式及び(3.5)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(3.4)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　N/mm^2）となる値を設定している。また，(3.4)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。

無次元座標　$r = R / R_m, \quad z = Z / H_i$

接線風速　$V_\theta = F_r(r)F_h(z)V_m$

$$F_r(r) = \begin{cases} r & (r<1) \\ 1/r & (r \geq 1) \end{cases} \qquad F_h(z) = \begin{cases} z^{k_0} & (z<1) \\ \exp(-k(z-1)) & (z \geq 1) \end{cases}$$

半径方向風速

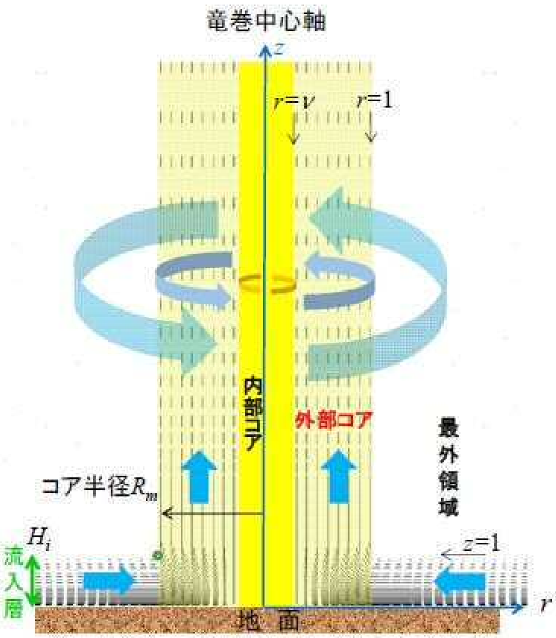
$$V_r = \begin{cases} 0 & (r \leq \nu) \\ \dfrac{V_\theta \tan\alpha_0}{1-\nu^2}\left(1-\dfrac{\nu^2}{r^2}\right) & (\nu < r < 1) \\ V_\theta \tan\alpha_0 & (r \geq 1) \end{cases}$$

$$\tan\alpha_0 = \begin{cases} -A(1-z^{1.5}) & (z<1) \\ B\{1-\exp(-k(z-1))\} & (z \geq 1) \end{cases}$$

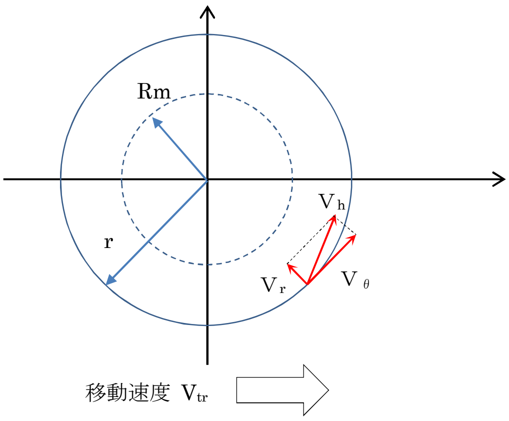
上昇風速

$$V_z = \begin{cases} \dfrac{3}{28}\dfrac{\eta V_m}{1-\nu^2}A(16z^{\frac{7}{6}}-7z^{\frac{8}{3}}) & (z<1) \\ \dfrac{\eta V_m B\exp(-k(z-1))}{k(1-\nu^2)}\{2-\exp(-k(z-1))\} & (z \geq 1) \end{cases}$$

k_0, k, ν, η, A, Bは定数



水平方向風速の概要図



竜巻中心から半径 r 位置での

V_r：半径方向風速

V_θ：接線方向風速

V_h：水平方向風速

設計竜巻の設計条件

R_m：最大接線方向風速が生じる位置での半径

V_m：最大接線方向風速

V_{tr}：竜巻の移動速度

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。

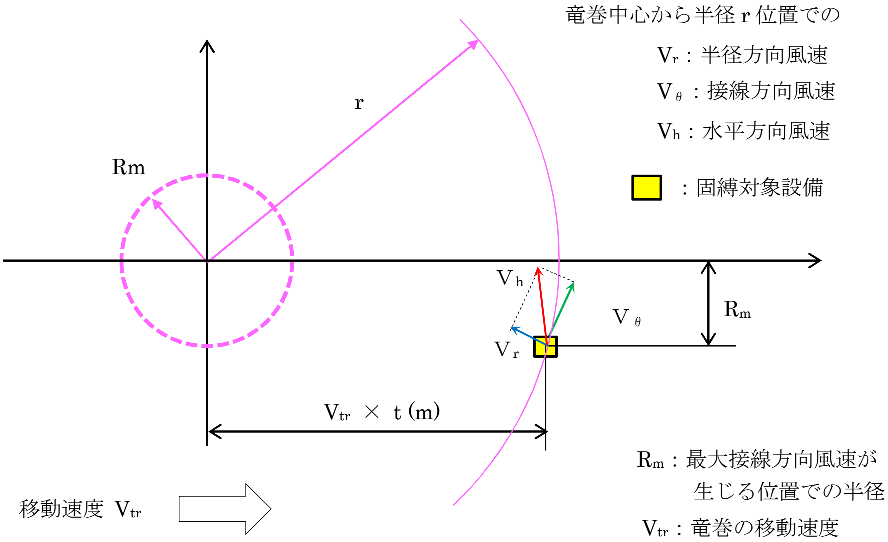


図 3-5　固縛対象設備に作用する風速分布の検討モデル

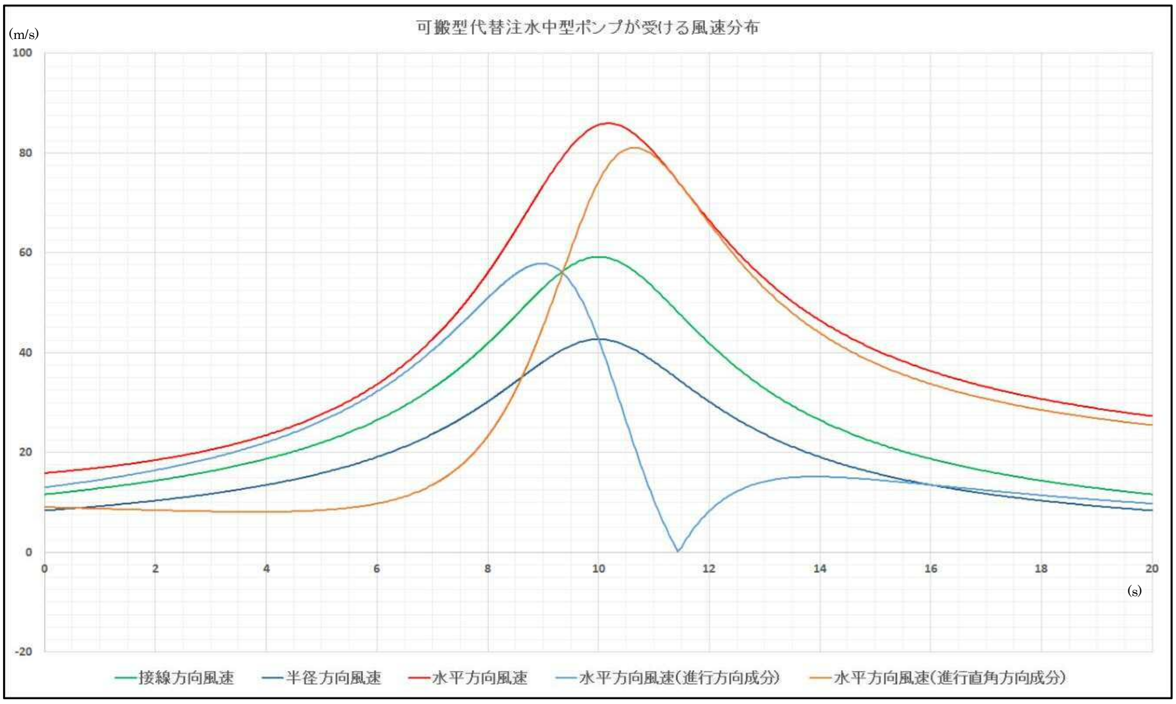


図 3-6　可搬型代替注水中型ポンプに作用する設計竜巻の風速の時刻歴分布

(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，(3.1)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。

ケース① 固縛対象設備の側面に対して，風荷重が直角方向に作用

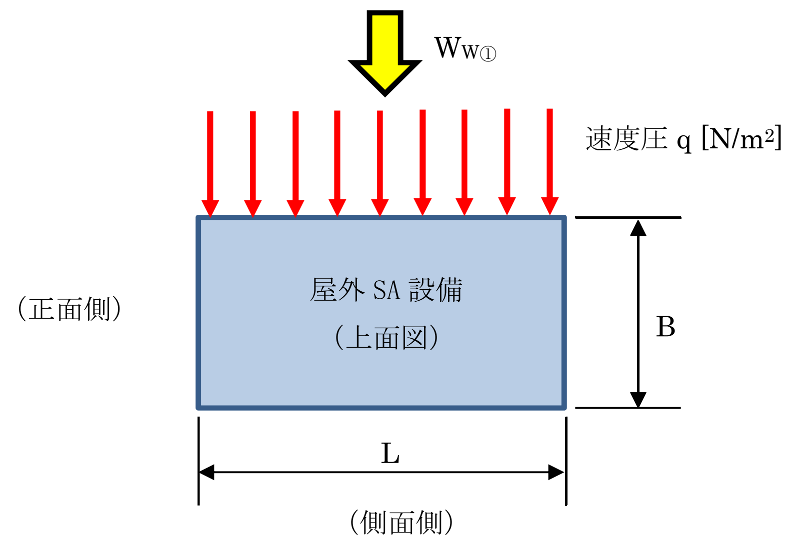


図 3-7　固縛対象設備の側面直角方向に風荷重が作用したモデル図

ケース② 固縛対象設備の斜め面（設備対角線方向）に対して，風荷重が直角に作用

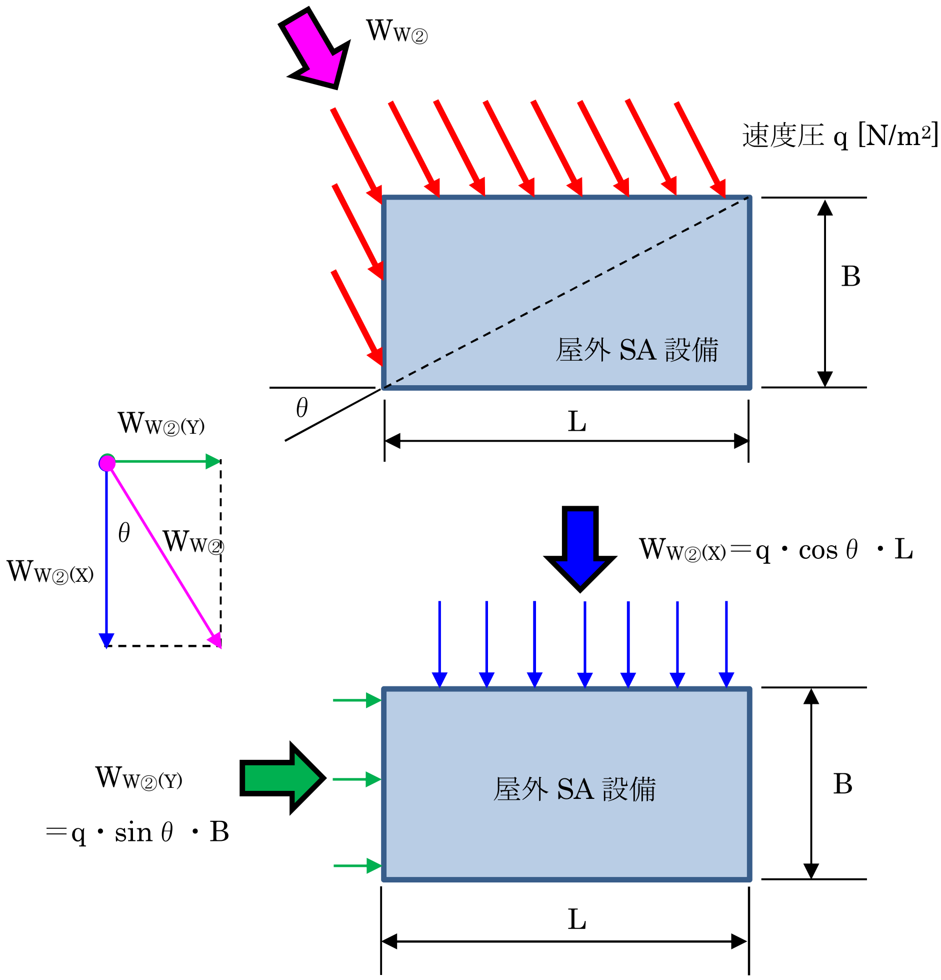


図 3-8　固縛対象設備の斜面（対角線）直角方向に風荷重が作用したモデル図

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。

$$W_{W②}=\sqrt{W_{W②(X)}{}^{2}+W_{W②(Y)}{}^{2}}=\sqrt{(q\cdot\cos\theta\cdot L)^{2}+(q\cdot\sin\theta\cdot B)^{2}}$$

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

このとき，B<L であることから，B/L< 1 であり，$W_{W②}$は，

$$W_{W②}=q\cdot L\sqrt{\left({}^{B}/_{L}\right)^{2}\sin^{2}\theta+\cos^{2}\theta}\quad<\quad q\cdot L\sqrt{\sin^{2}\theta+\cos^{2}\theta}=q\cdot L$$

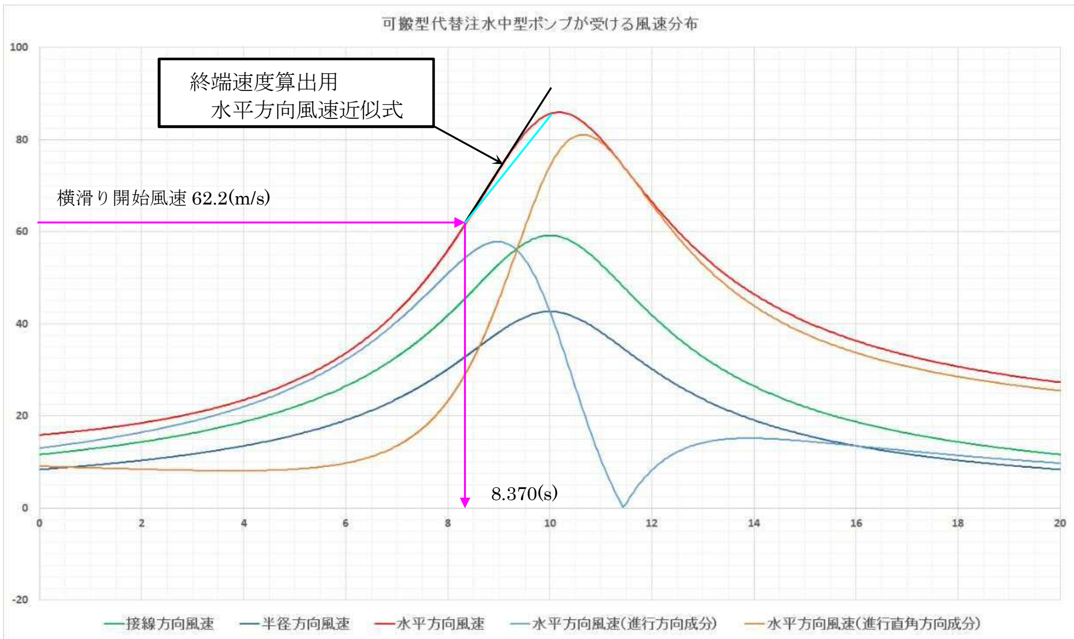
よって，

$$W_{W②}<\quad=q\cdot L=W_{W①}\qquad\cdots(3.6)$$

(3.6)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，東海第二発電所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。

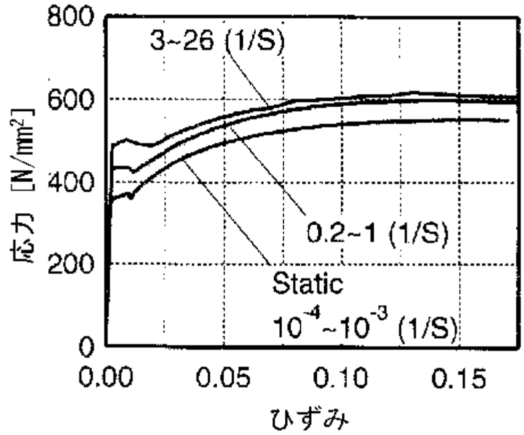


図 3-10　鋼材の応力―ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響

（「建築物の耐衝撃設計の考え方（日本建築学会）」より抜粋）

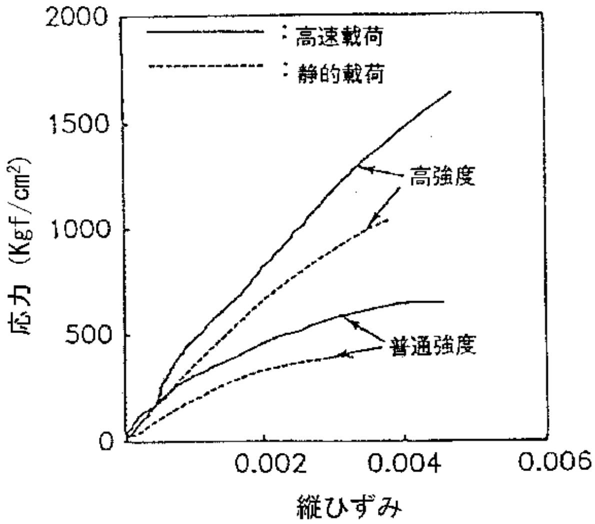


図 3-11　コンクリートの応力―ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響

（「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，載荷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。

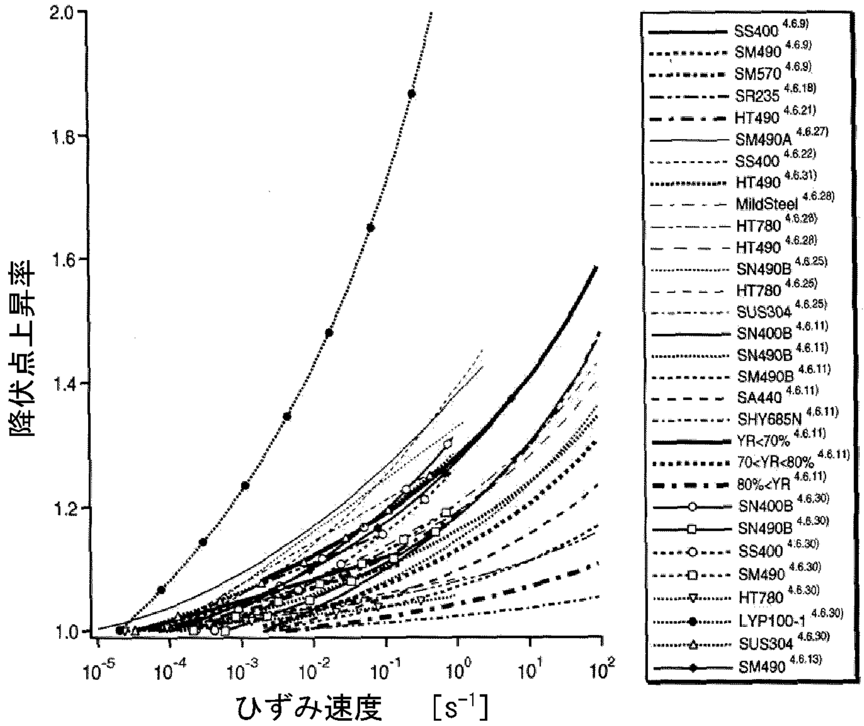


図 3-12　各種構造用鋼の降伏点のひずみ速度依存性

（「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，[redacted] mm/min（＝ [redacted] 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 2 m/s（＝2×10^2 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 [redacted] 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添付書類「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。

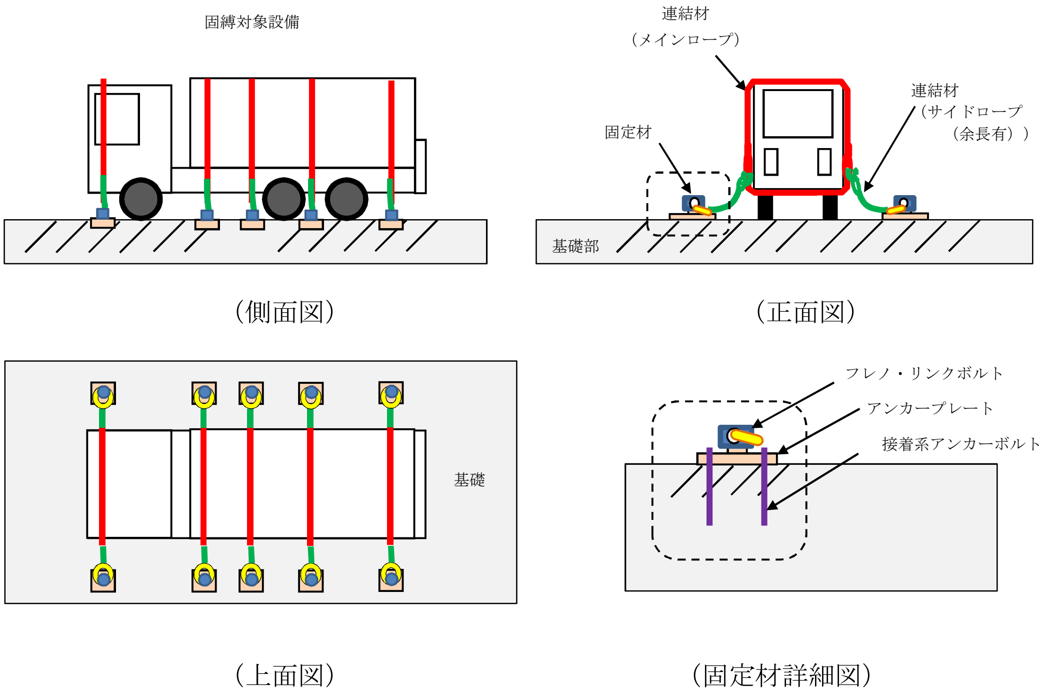
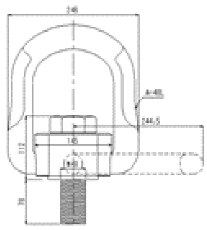
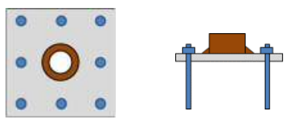
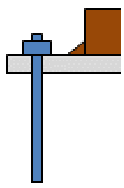
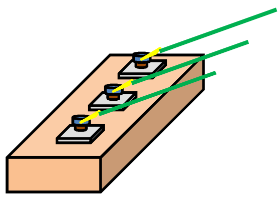


図 2-1　固縛対象設備と固縛装置の概要図

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。
固定材	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。
	アンカープレート		基礎部に取付け，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。
基礎部（アンカーボルト）	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。
	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。

注記：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

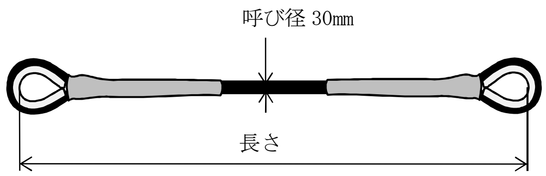
固縛装置を構成する要素の詳細について次に示す。

(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も，図 3-1 に示す高強度繊維ロープを使用する。

また，[redacted]，高強度繊維ロープ（φ22）を評価対象部位として選定する。

なお，上記の[redacted]の日常管理の運用については，保安規定に定めて管理する。



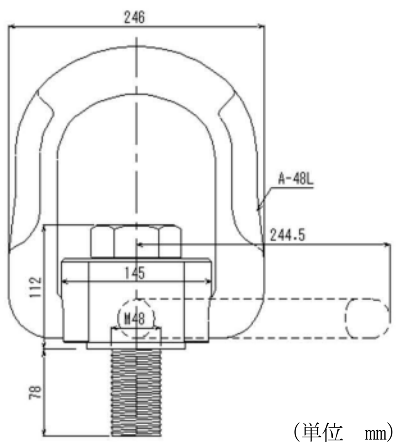
（高強度繊維ロープφ30 mm(被覆部)
φ22 mm（被覆無し部））

[redacted]

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，基礎部に取付け，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。

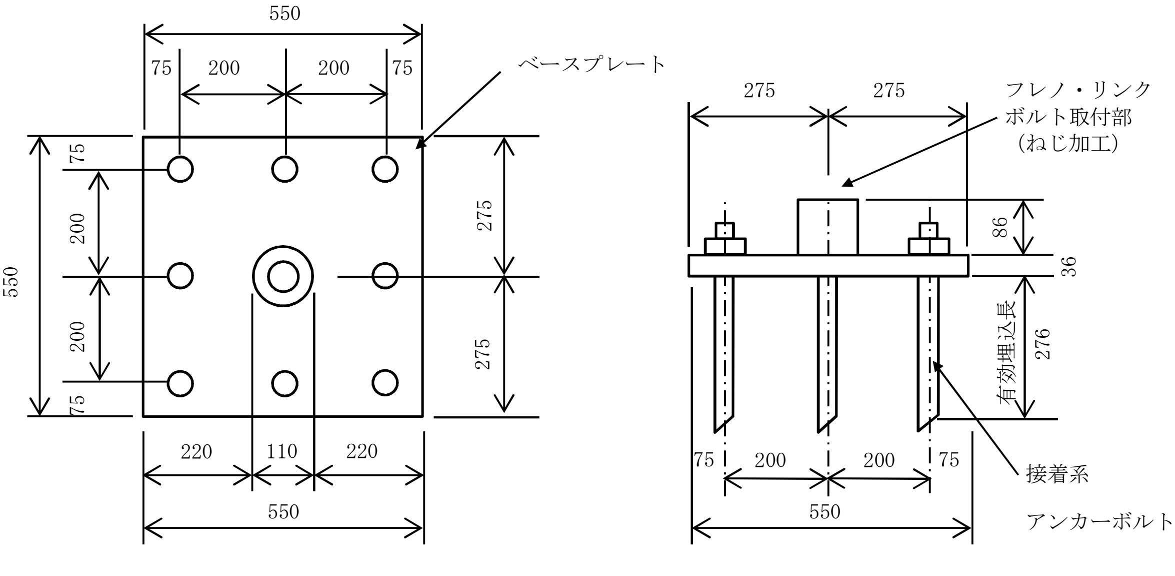


図 3-3　固定材（アンカープレート）及び基礎部（アンカーボルト）

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 3-1 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

注記　＊：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 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	備考
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>**	**4.15**	**3.22**	**3.22**	**最小裕度**
				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，添付書類「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。

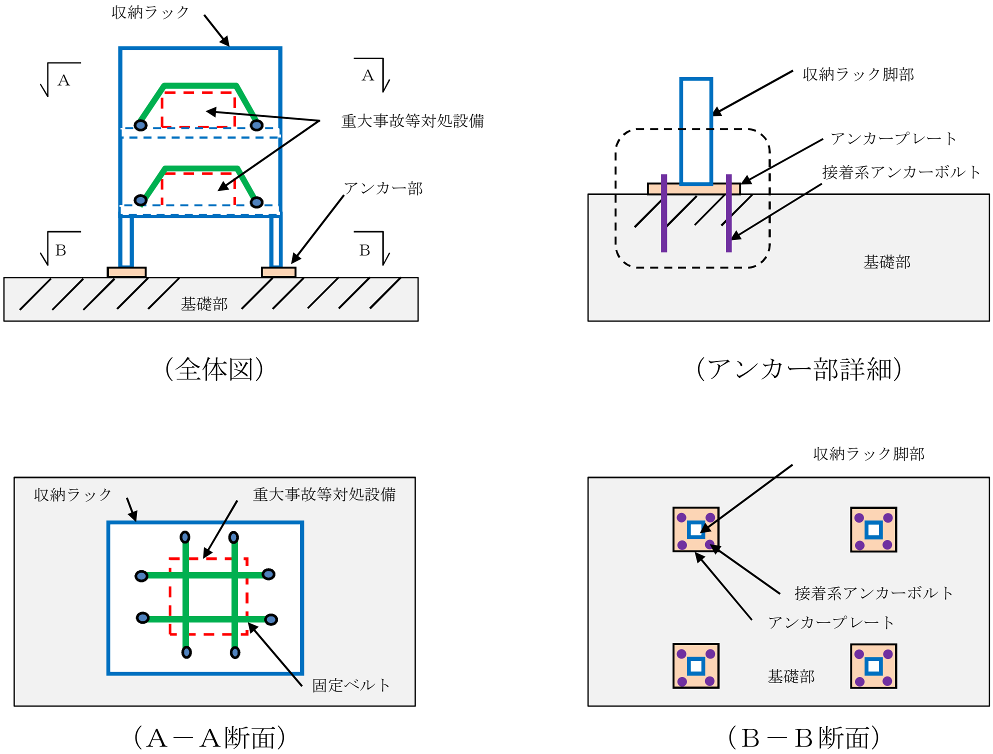


図 2-1　収納ラックの概要及び重大事故等対処設備の配置図

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や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。

収納ラックは，収納ラックに作用した風荷重に対して基礎ボルトにて抵抗する構造は同一であり，強度評価の方法についても同一である。

(1)　荷重の算定

作用する荷重は，添付書類「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）

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

ρ　：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，添付書類「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。

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

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。

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

(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。

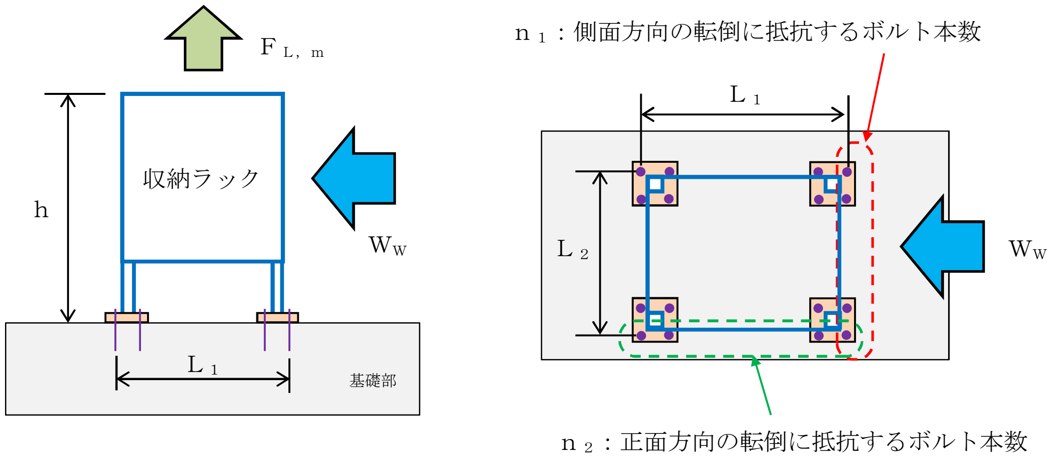


図 5-1　収納ラックの計算モデル図

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 1 本当たりに生じる引張力 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 1 本当たりに生じる引張力 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引張側の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引張側の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１本当たりに生じるせん断力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１本当たりに生じる引張力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アンカーボルト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。

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

アンカーボルトの付着力により決定されるアンカーボルト 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。

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

接着系アンカーボルトにおける付着強度τ_aは以下の式により算定する。

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

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，

（$C_n/{}_A L_{ce}$）≧1.0　の場合は，（$C_n/{}_A L_{ce}$）=1.0

${}_A L_e$ ≧10d_aの場合は，　${}_A L_e$=10d_aとする。

アンカーボルト１本当たりの短期許容引張力P_aは，以下の式により算定する。

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

(3)　せん断に関する検討

アンカーボルト１本当たりに生じるせん断力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アンカーボルト１本当たりの許容せん断力Q_{a1}は，以下の式により算定する。

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

定着した躯体の支圧強度により決定されるアンカーボルト １ 本当たりの許容せん断力Q_{a2}は，以下の式により算定する。

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

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アンカーボルト１本当たりの許容せん断力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１本当たりの許容せん断力Q_aは，以下の式により算定する。

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

(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。

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

5.3　計算条件

収納ラックの計算に用いた条件を，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)	ρ (kg/m^3)	G (－)	C (－)
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 材質	基礎ボルト 呼び径	基礎ボルト F(N/mm^2)	n_1 (本)	n_2 (本)	N (本)
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)	$_A L$ (mm)	α_1 (－)	α_2 (－)	α_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/mm²)	γ (kN/m³)
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/mm²)	P_a (N/mm²)	Q (N/mm²)	Q_a (N/mm²)	組合せ (－)	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		

注記　＊：各設備の評価部位の最小裕度を示す。

4.4　固縛装置の評価対象部位について

1.　概要

本資料は，添付書類「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」に示す固縛装置を構成する部材の評価対象部位の選定について補足する資料である。

2.　固縛装置の構成

固縛装置は，連結材（メインロープ及びサイドロープ），固定材（フレノ・リンクボルト及びアンカープレート）及び基礎部（アンカーボルト）にて構成しており，図 2-1 に示すように固縛対象設備に対して固縛装置を設置している。

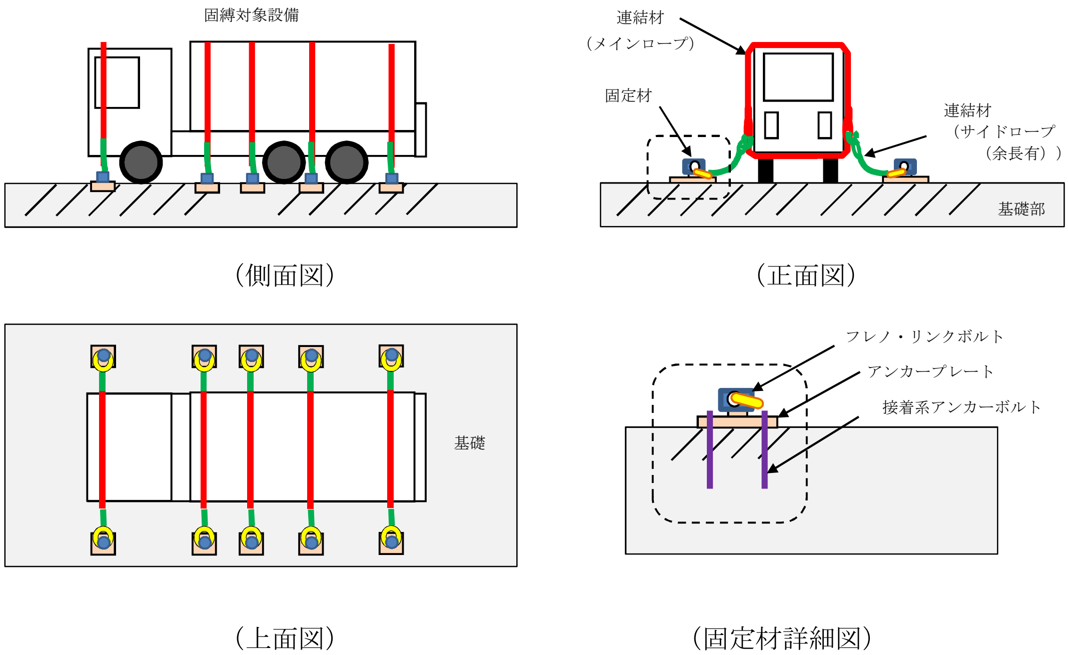


図 2-1　固縛装置の概要図（余長有の場合）

3.　評価対象部位

固縛装置の評価対象部位は，固縛装置を構成する部材ごとに選定する。固縛装置の構成する部材は，図 2-1 に示したとおりである。

固縛装置のうち，連結材（高強度繊維ロープ）は固縛対象設備外形に沿って胴巻きするメインロープ，メインロープと固定材（フレノ・リンクボルト）を接続するサイドロープにて構成され，固縛対象設備に対し連結材（接続用も含む。）を組み合わせることで，取付ける構造であり，連結材の設置概要を図 3-1 に示す。評価対象部位は最厳条件となる位置を選定している。

固定材及び基礎部は，フレノ・リンクボルト本体，アンカープレート及びアンカーボルトの各部位を評価対象部位として選定している。

また，固縛対象設備である可搬型代替低圧電源車に固縛装置を設置した際（加振試験時）における全体及び各部の状況について図 3-2 に示す。

図 3-1　連結材の固縛対象設備への設置概要図

[redacted]

図 3-2　固縛装置の設置状況（可搬型代替低圧電源車）

3.1　高強度繊維ロープの接続部について

図 3-1 に示すように，固縛装置の連結材は，[redacted]

接続用の高強度繊維ロープに対する引張試験について以下に示す。

(1)　試験概要

図3-3に示す試験により，高強度繊維ロープの接続部の破断強度を測定する。

[redacted]

図3-3　高強度繊維ロープの接続部の引張試験概要図

(2)　試験結果

高強度繊維ロープの接続部の引張試験結果を表3-1に示す。

表 3-1　高強度繊維ロープの接続部の引張試験結果

以上により，高強度繊維ロープの接続部は，評価対象部位として選定した高強度繊維ロープ（φ22）の許容限界（規格引張強度）以上の強度を有する。

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

添付書類「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にしている。

本資料は，添付書類「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，損傷想定時の評価と同一の手法により求められた，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。

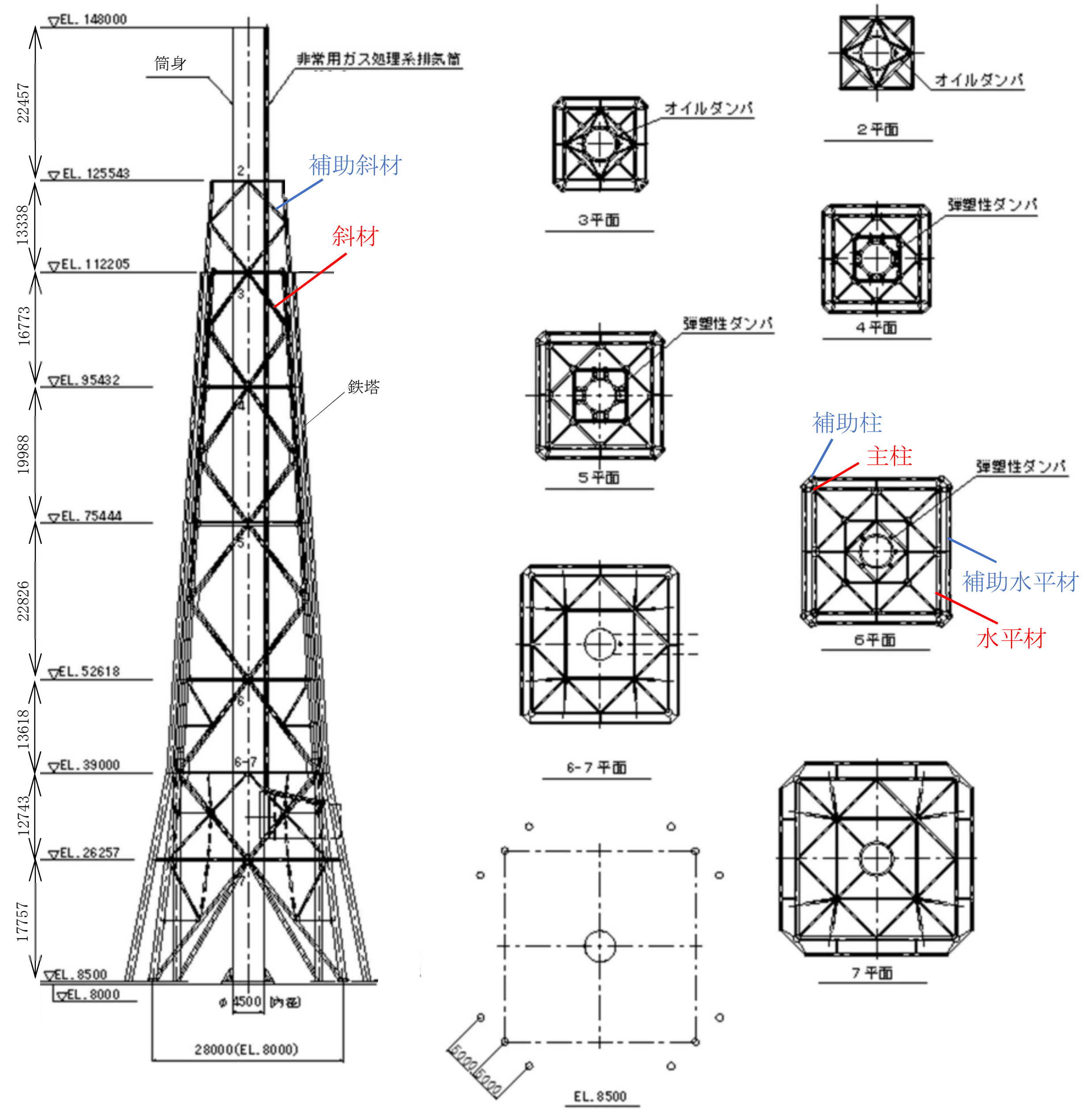


図 2-1　主排気筒の構造

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	Φ406.4×6.4	STK400	118
95.432	Φ406.4×12.7	STK400	287
75.444	Φ558.8×12.7	STK400	1669
52.618	Φ812.8×12.7	STK400	2888
26.257	Φ1016.0×12.7	STK400	4245

(2) 補助柱

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ406.4×19.0	STK400	85
112.205	Φ508.0×19.0	590 材	213
95.432	Φ508.0×19.0	590 材	563
75.444	Φ609.6×19.0	590 材	1797
52.618	Φ812.8×19.0	590 材	3153
26.257	Φ1016.0×19.0	590 材	5147

(3) 斜材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
112.205	Φ355.6×6.4	STK400	37
95.432	Φ457.2×6.4	STK400	803
75.444	Φ508.0×6.4	STK400	593
52.618	Φ508.0×6.4	STK400	783
26.257	Φ508.0×6.4	STK400	948

(4) 補助斜材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ355.6×12.7	STK400	45
112.205	Φ355.6×12.7	STK400	159
95.432	Φ457.2×12.7	STK400	1042
75.444	Φ508.0×12.0	STK490	995
52.618	Φ508.0×12.0	STK490	1207
26.257	Φ558.8×19.0	590 材	1980

(5) 水平材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
112.205	Φ355.6×6.4	STK400	80
95.432	Φ457.2×6.4	STK400	114
75.444	Φ508.0×6.4	STK400	173
52.618	Φ508.0×6.4	STK400	207
26.257	Φ508.0×6.4	STK400	369

(6) 補助水平材

EL. (m)	使用部材	材質	軸力 (kN)
125.543	Φ355.6×6.4	STK400	34
112.205	Φ355.6×6.4	STK400	96
95.432	Φ457.2×6.4	STK400	709
75.444	Φ508.0×6.4	STK400	127
52.618	Φ508.0×6.4	STK400	341
26.257	Φ508.0×6.4	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。

5.2　起因事象を竜巻とした場合の主排気筒に求められる機能について

竜巻影響評価においては，設計荷重に対し，設計対象施設の構造健全性等が維持され，安全機能が維持されることを確認することとされている。

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（以下「設置許可基準規則」という。）において，「安全機能」は次のように定義されている。

> 五　「安全機能」とは，発電用原子炉施設の安全性を確保するために必要な機能であって，次に掲げるものをいう。
>
> イ　その機能の喪失により発電用原子炉施設に運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故が発生し，これにより公衆又は従事者に放射線障害を及ぼすおそれがある機能
>
> ロ　発電用原子炉施設の運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故の拡大を防止し，又は速やかにその事故を収束させることにより，公衆又は従事者に及ぼすおそれがある放射線障害を防止し，及び放射性物質が発電用原子炉を設置する工場又は事業所外へ放出されることを抑制し，又は防止する機能

ここで，主排気筒の有する安全機能，つまり放射性物質の放出低減機能は，「発電用原子炉施設の運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故の拡大を防止し，又は速やかにその事故を収束させることにより，公衆又は従事者に及ぼすおそれがある放射線障害を防止し，及び放射性物質が発電用原子炉を設置する工場又は事業所外へ放出されることを抑制し，又は防止する機能」に該当する。

しかしながら，竜巻を起因として放射性物質の放出を伴う事象が発生することはないことから，竜巻影響評価においては，主排気筒に求められる安全機能要求はないと判断している。（表 1 参照）また，主排気筒に損傷が確認された場合は，安全上支障の無い期間に損傷箇所の補修を行うこととする。

なお，通常時及びプラント停止時においても，気体廃棄物等を主排気筒から高所放出していることから，通常時において損傷した主排気筒から放出した場合の被ばくを評価した結果を表 2 に示す。実際には，主排気筒に損傷が認められた場合にはプラントを停止し速やかに補修を行うため，被ばく量に対する影響はほとんどないと考えられるが，本評価においては，保守的な設定（プラントが通常運転を継続し，かつ補修に時間を要する）を用いた場合においても，通常時における線量目標値を満足することを確認した。

表1　設計基準事故（環境への放射性物質の異常な放出を伴う事象）に関する竜巻による影響

設計基準事故（環境への放射性物質の異常な放出を伴う事象）	事象の概要	評価結果
放射性気体廃棄物処理施設の破損	放射性気体廃棄物施設の一部が破損し，貯留されていた気体状の放射性物質環境に放出される。	放射性気体廃棄物処理設備である活性炭式希ガスホールドアップ装置，隔離弁等は原子炉建屋及びタービン建屋内にあり，竜巻により破損することはない。
燃料集合体の落下	燃料交換時に燃料集合体が落下して破損し，放射性物質が環境に放出される。	使用済燃料プールがある原子炉建屋原子炉棟には，有意な飛来物は侵入しない。また，竜巻準備体制発令時は燃料交換作業を中止する運用とする。したがって，竜巻により燃料集合体が落下・破損することはない。
原子炉冷却材喪失	原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により，冷却材が系外に流出する。	原子炉冷却材圧力バウンダリは原子炉格納容器内及び原子炉建屋原子炉等内にあり，竜巻により破損することはない。
制御棒落下	制御棒駆動機構あるいは同ハウジングの損傷等により制御棒が炉心外に落下し，冷却材が系外に流出する。	制御棒駆動機構あるいは同ハウジングは原子炉格納容器内にあり，竜巻により破損することはない。

表2　通常時（プラント停止時含む）における主排気筒破損時の被ばく評価結果（単位：μSv/y）

被ばく経路	主排気筒破損時の1年間の累積線量*	主排気筒健全時の1年間の累積線量	目標値
希ガス	約10	約2.8	－
よう素	約24	約0.4	－
液体（よう素除く）	約5.2	約5.2	－
合計	約39	約8.4	50

注記　＊：評価条件は以下のとおり。

・実際には，筒身に損傷が認められた場合にはプラントを停止し速やかに補修を行うが，本評価においては，プラントが通常運転を1年間継続すると保守的に仮定した。

・補修に必要な期間として，筒身に想定される局所的な損傷モード（貫通）に対しては保守的と考えられる6ヶ月を想定し，補修完了までの6ヶ月を地上放出，補修完了後の6ヶ月を高所放出とした。

・地上放出は放出源有効高さ0mとし，気象データは地上観測データとした。

・その他の条件は，設置変更許可申請（平成26年5月20日）と同じとした。

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。

“Bijlaard, P.P. ： Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels”（参考文献 6.6.3-4）の抜粋を図 2-1 に示す。

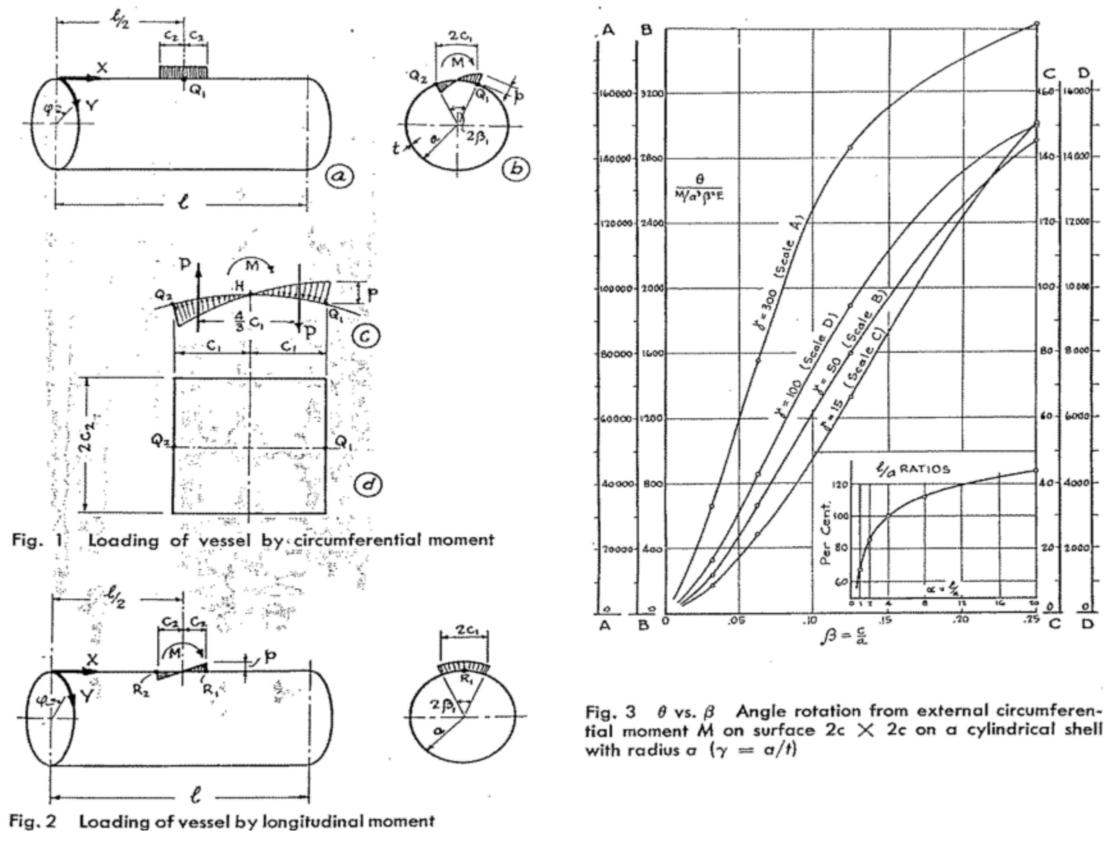


図 2-1　“Bijlaard, P.P. ： Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels”　抜粋

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

α：l/a（上図はα＝4 の場合の図）

β：C1/a，C2/a

γ：a/t

E：縦弾性係数

M：作用する曲げモーメント

θ：曲げが作用した際の回転角

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

また，局部ばね定数は，θ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（β）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ロ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β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 mm

円周方向　C1=150 mm

　　　　　β＝C1/a＝0.195

長手方向　C2＝347.5 mm

　　　　　β＝C2/a＝0.453

となり，β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β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。

2.2　ＦＥＭ解析による算出法

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FEMモデルを作成し，必要な局部ばね定数及び局部応力を算出する。

(1)　解析モデル

下記のモデルに単位力・単位モーメントを作用させ，支持脚と胴つけ根部の局部応力とばね定数を算出する。

解析プログラムは，ＭＳＣ　ＮＡＳＴＲＡＮ（Ver.2012.2.0）を使用する。

解析モデル図を図2-2に示す。

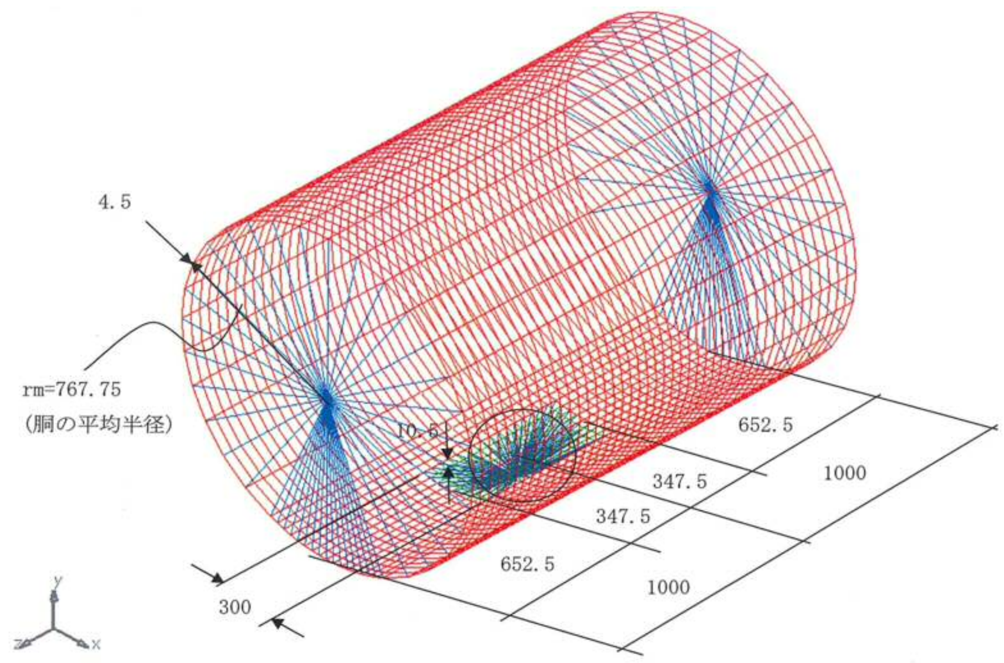


図2-2　解析モデル図

(2)　載荷点，変位及び応力算出点

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，

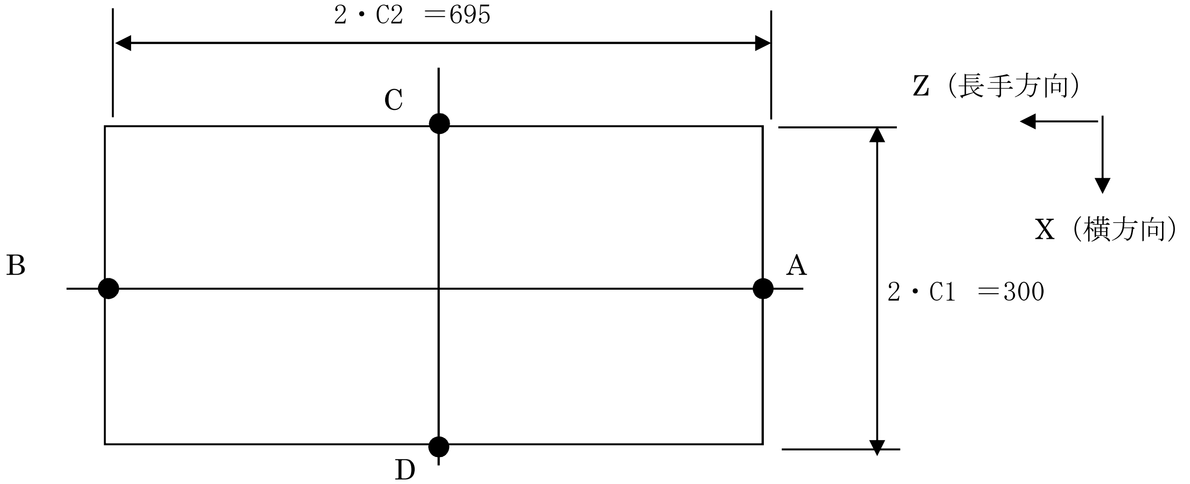
① 半径方向へ，1 N の単位力（荷重ケース 1）

② 円筒シェルの長手方向へ，1 N・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 N・mm の単位モーメント（荷重ケース 3）

の 3 種類とする。

載荷点，変位及び応力算出点を図 2-3 に示す。



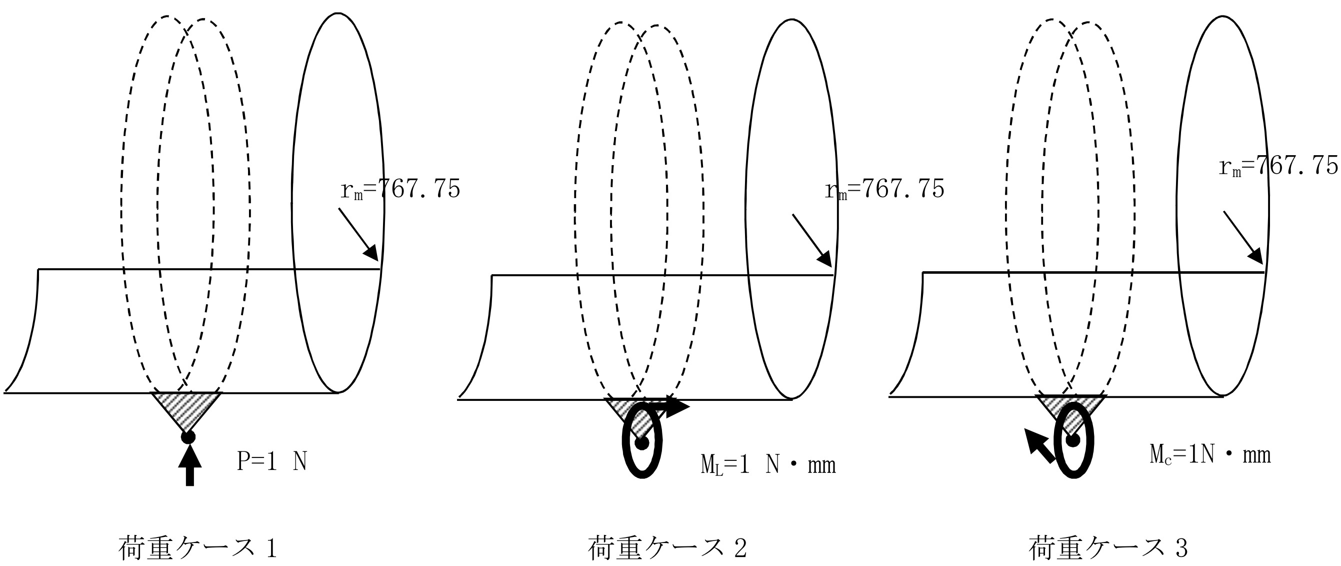


図 2-3　載荷点，変位及び応力算出点

3.　ＦＥＭ解析

3.1　局部応力

脚取付部補強板（緑色部）の局部応力を算出する要素（A～D）を図 3-1 に示す。

A：要素番号　602

B：要素番号　1351

C：要素番号　950

D：要素番号　1003

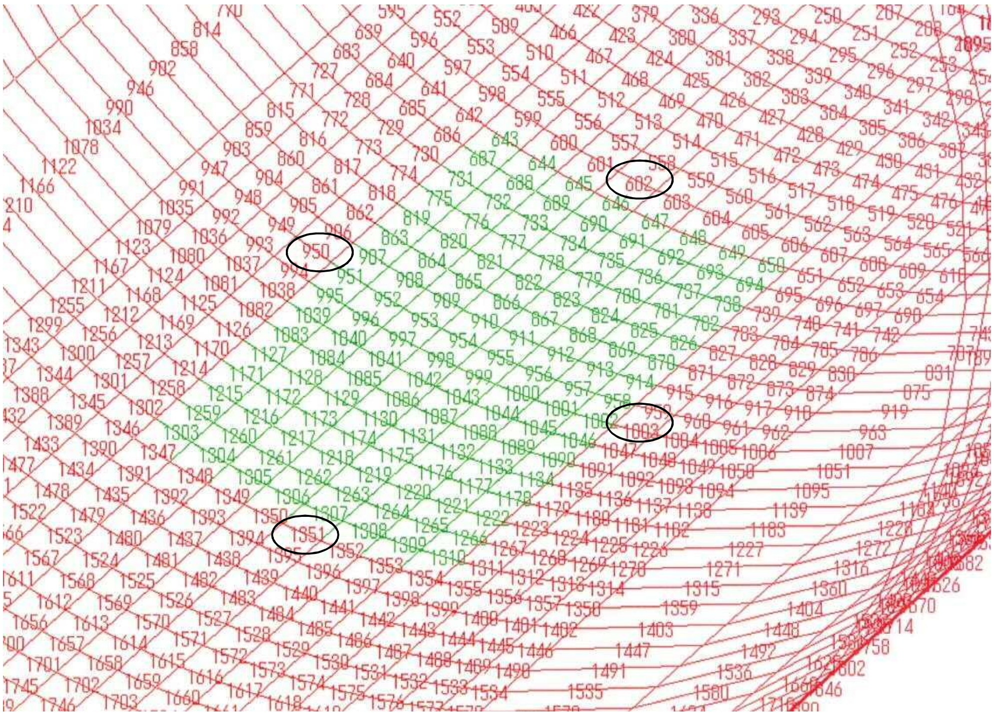


図 3-1　モデル要素番号

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。

膜応力σ＝F ／ｔ　(N/mm^2)

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。

曲げ応力σ＝6M ／ｔ^2 (N/mm^2)

FORCES IN QUADRILATERAL ELEMENTS (QUAD4)

荷重ケース１

ELEMENT	- MEMBRANE	FORCES -		- BENDING	MOMENTS -		- TRANSVERSE SHEAR FORCES -	
ID	FX	FY	FXY	MX	MY	MXY	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	- MEMBRANE	FORCES -		- BENDING	MOMENTS -		- TRANSVERSE SHEAR FORCES -	
ID	FX	FY	FXY	MX	MY	MXY	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	- MEMBRANE	FORCES -		- BENDING	MOMENTS -		- TRANSVERSE SHEAR FORCES -	
ID	FX	FY	FXY	MX	MY	MXY	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 P_1 により生じる胴の局部応力は，次による。

$$\sigma_{x61} = \boxed{\left[\frac{N_x}{P_1/r_m}\right]^{*}\left(\frac{P_1}{r_m t}\right)}$$

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（1 N又は1 N・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

D I S P L A C E M E N T　V E C T O R

	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

各単位荷重に対する局部応力及び局部ばね定数を表 4-1～表 4-3 に示す。

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 ϕ	-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 ϕ	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

表 4-2　長手方向モーメント荷重 M_L＝1N・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 ϕ	-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 ϕ	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

表 4-3　周方向モーメント荷重 M_C＝1N・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 ϕ	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 ϕ	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

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。

メーカ試験成績書（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

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。

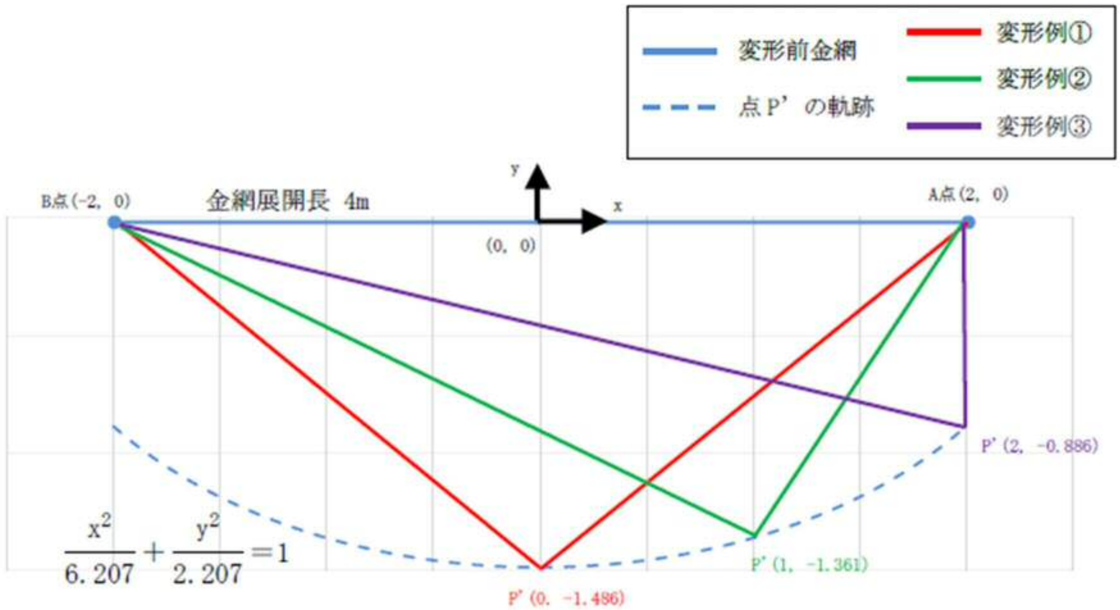


図 2-1　展開方向の金網交点列 1 列の衝突点 P’の軌跡

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 ε_j を 0 から破断伸び率 ε_{cr} まで微小変形の積み重ねとして，徐々に変化させ，衝突点の移動量と交点列の張力から吸収エネルギを算出する。ここで，破断伸び率 ε_{cr} は，添付書類「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。

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

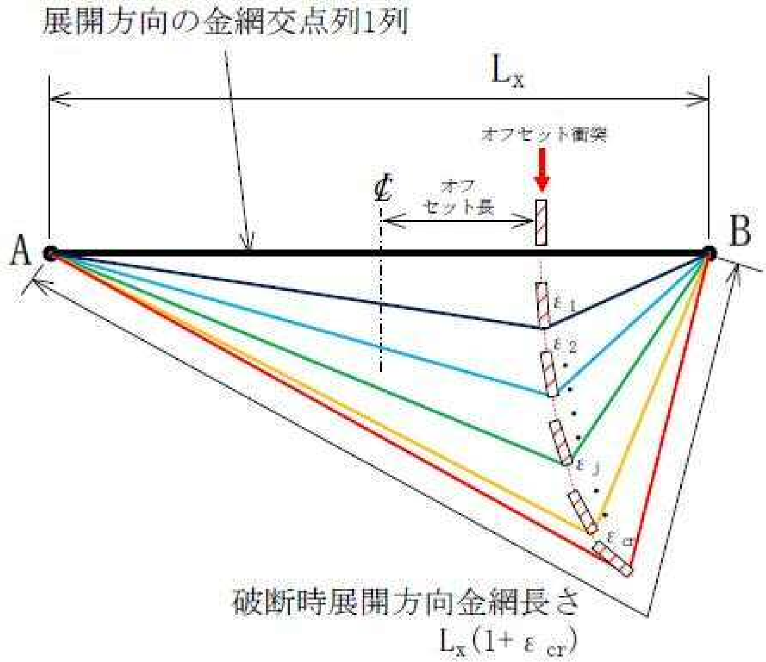


図 2-2　展開方向オフセット衝突時の展開方向の金網交点列 1 列の変位挙動図

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 ε_j 時の金網交点列 1 列の変形状態の模式図を示す。

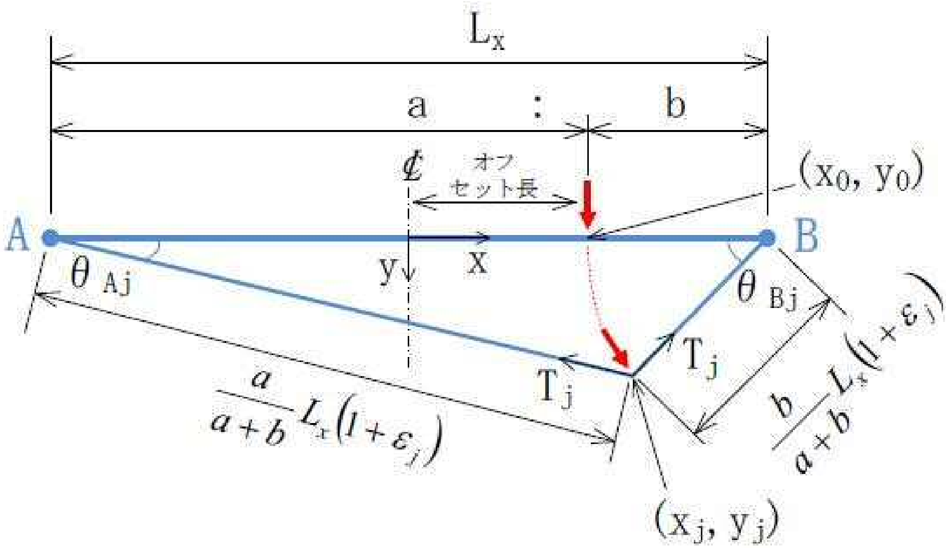


図 2-3　展開方向オフセット衝突の交点列 1 列の変形状態の模式図

添付書類「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。

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

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

伸び率が ε_{j-1}～ε_j 間で微小量だけ増加すると，衝突点の座標も（x_{j-1}，y_{j-1}）から（x_j，y_j）と微小量だけ移動し，x 方向変位 Δx_j，y 方向変位 Δy_j はそれぞれ $\Delta x_j=x_j-x_{j-1}$，$\Delta y_j=y_j-y_{j-1}$ となる。このとき，展開長を a：b で分割する点を衝突位置とし，伸び率 ε_j 時の衝突点の座標を(x_j，y_j)，A 点，B 点のたわみ角を θ_{Aj}，θ_{Bj} とすると，伸び率 ε_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 ε_{j-1}～ε_j 間で微小量だけ増加した際の吸収エネルギの増分 ΔW_j は，以下のとおりとなる。

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

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

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

以上より，1金網交点列の限界吸収エネルギは下式となる。

$$W=\sum_{j}^{\varepsilon_{cr}}\Delta W_j$$

展開長 4 m の 40 mm 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 1 m）した場合の吸収エネルギを比較する。図 2-4 に交点列の伸び率に対する吸収エネルギを示す。

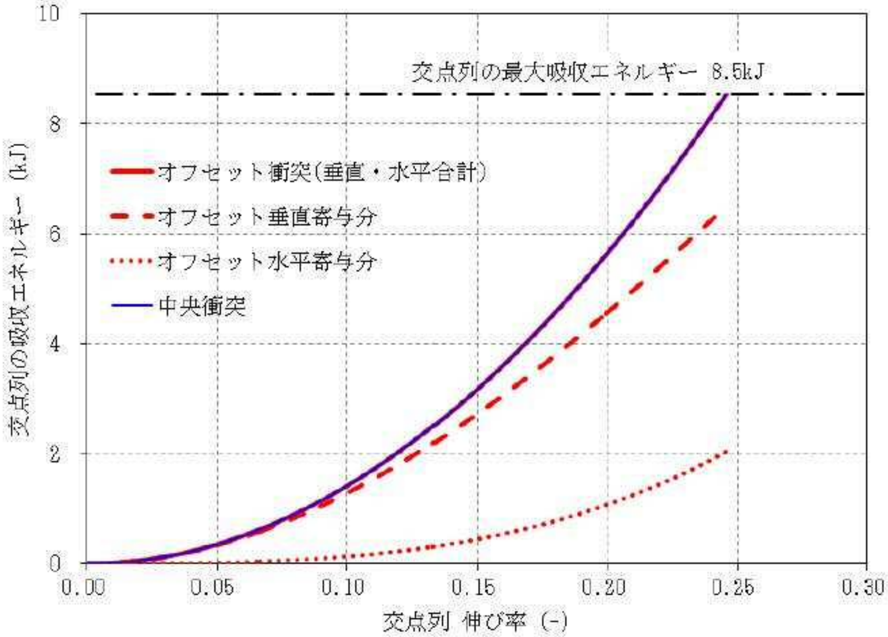


図 2-4　展開方向オフセット衝突と中央衝突のエネルギ比較

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(8.5 kJ)となり，衝突点の違いによる吸収エネルギ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 40　mm 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。

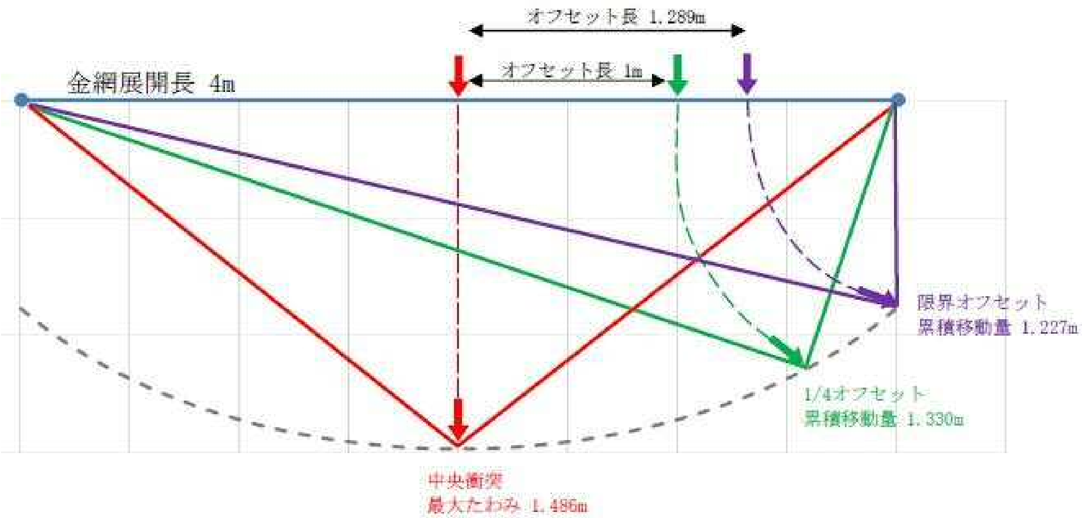


図 2-5　各衝突位置の 40 mm 目合交点最終変形図

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 40 mm 目合 1 交点列の最大吸収エネルギ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（40 mm 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 (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

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 4 m×展開直角方向 3 m）の吸収エネルギを算出する。

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 0.75 m）

図 3-1 に上記の 2 種類の衝突位置図を示す。

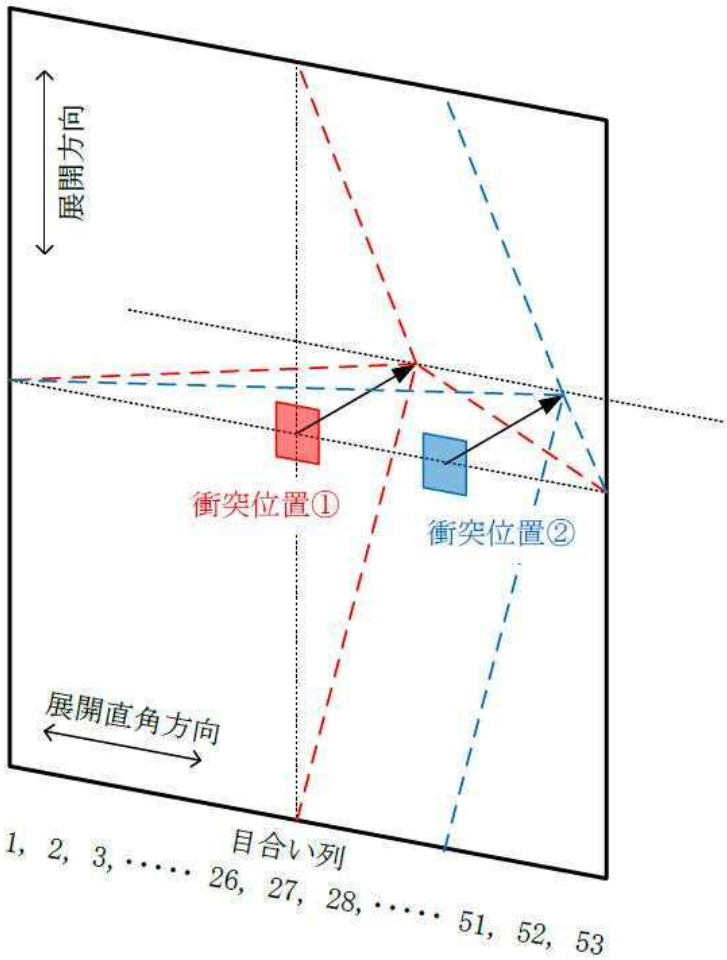


図 3-1　展開直角方向オフセット衝突位置図

図 3-1 に示すとおり，衝突位置で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。

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

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

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」に示す。）

L_x：ネット展開方向寸法（4m）

δ_i：i 番目の列における金網変形量

上式より，図 3-2 に各衝突位置における金網変形量及び吸収エネルギ分布を，表 3-1 に金網 1 枚分の吸収エネルギ量を示す。

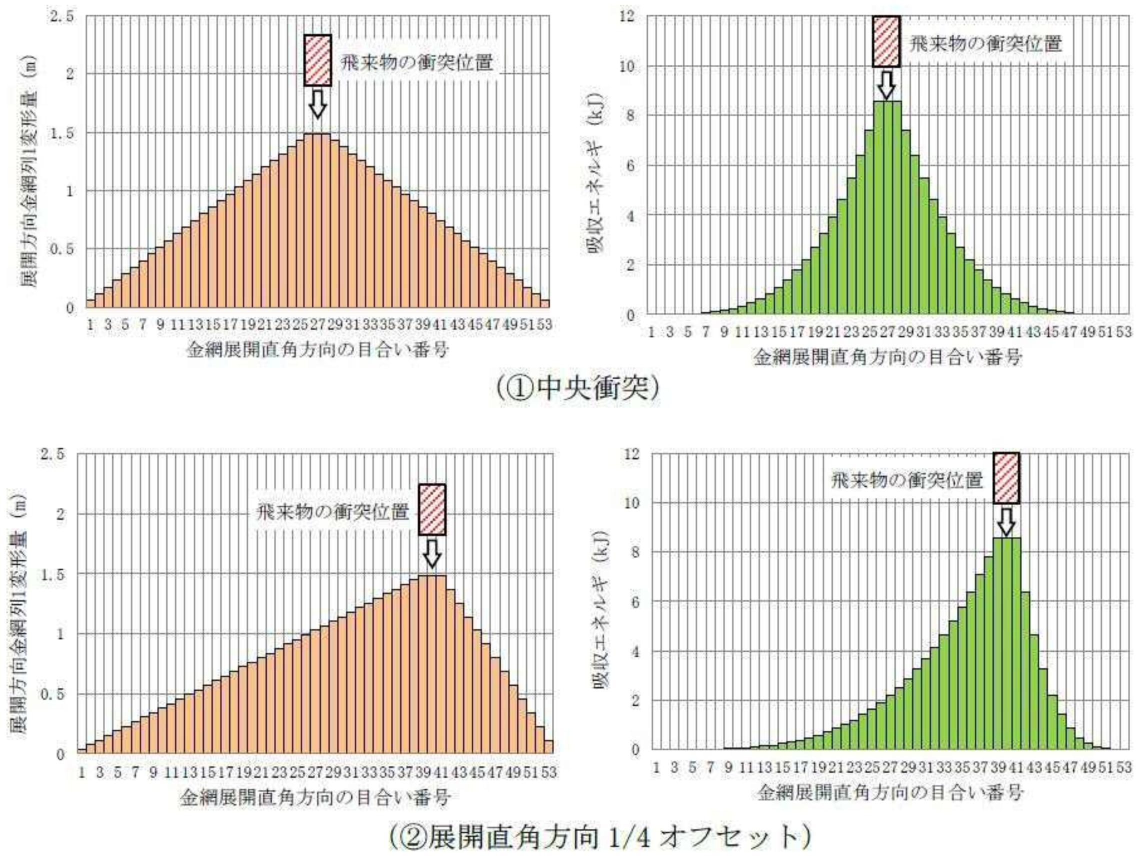


図 3-2　展開直角方向オフセットでの各衝突位置における
金網変形量及び吸収エネルギ分布図

表 3-1　展開直角方向オフセット衝突時の吸収エネルギ量（40 mm 目合）

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

図 3-2 及び表 3-1 のとおり，展開直角方向オフセット衝突時の最大吸収エネルギ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。

4.　オフセット衝突時の衝撃荷重

衝撃荷重 F_a については，下式により算出している。

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

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

同じ飛来物の中央衝突とオフセット衝突を比較する場合，表 2-1 から，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。

衝撃荷重の増加率 ＝（中央衝突時の累積移動量）／（オフセット衝突時の累積移動量）
＝ 1.486 / 1.227
＝ 1.211

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。

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（40 mm 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。

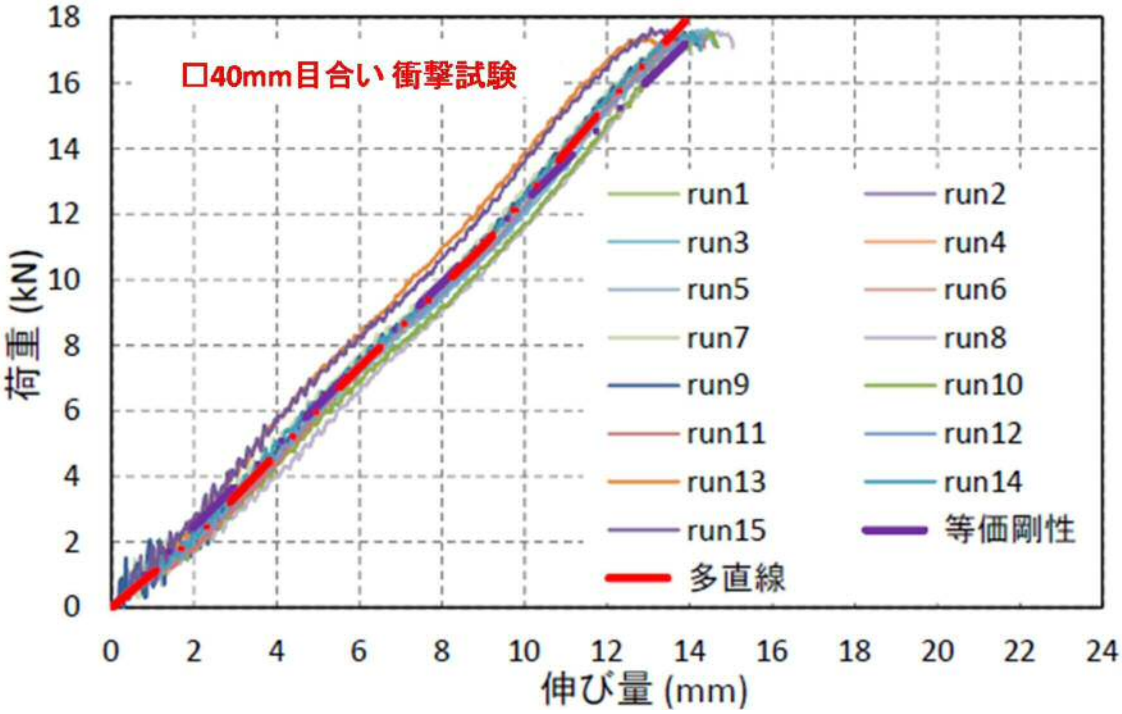


図 2-1　金網の交点引張試験結果

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（吸収エネルギ評価，破断評価及びたわみ評価）において，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場合がある。

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）を用いることにする。

一方で，高強度金網の設計においては，想定される設計飛来物に対して，十分裕度を持った設計とすることで，システム全体として保守性を確保する。

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

4.　設計上の裕度について

金網の耐衝撃性能評価（吸収エネルギ評価，破断評価及びたわみ評価）においては，金網の機械的特性値を評価条件として用いている。

吸収エネルギ評価及びたわみ評価では，等価剛性及び破断伸び量を用いており，破断評価では破断荷重を用いて評価を実施している。

各評価における機械的特性値のバラつきの考慮について，以下に示す。

(1) 吸収エネルギ評価

吸収エネルギ評価においては，金網の機械的特性のうち等価剛性の値が評価に影響する。

図 2-1 の交点引張試験から算出された等価剛性及び多直線近似を用いて，金網の吸収エネルギを算出した結果を図 4-1 に示す。

等価剛性より算出された吸収エネルギ（図 4-1 実線）と多直線近似より算出された吸収エネルギ（図 4-1 点線）を比較すると，たわみの小さい箇所では等価剛性より算出された吸収エネルギ（図 4-1 実線）が多直線近似より算出された吸収エネルギ（図 4-1 点線）よりも最大で約 17 %高めに算定されているが，発電所に設置する金網の設計にて考慮する領域では，等価剛性より算出された吸収エネルギ（図 4-1

実線）が多直線近似より算出された吸収エネルギ（図 4-1 点線）よりも最大で約 3 %吸収エネルギが高めに算定されている。

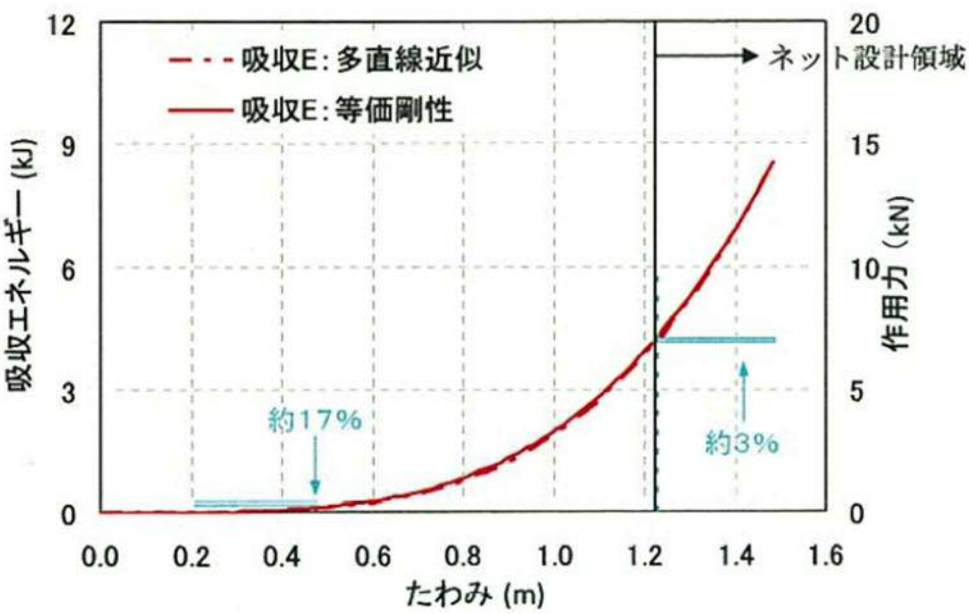


図 4-1　等価剛性と多直線近似の差異

以上の結果を踏まえ，等価剛性より算出された吸収エネルギが多直線近似より算出された吸収エネルギよりも最大で 3 %吸収エネルギが高めに算出されることを考慮し，添付書類「Ｖ-3-別添 1-2-1-1　防護ネットの強度計算書」において等価剛性の平均値を用いて算出した金網の限界吸収エネルギ E_{max} の代わりに，本影響を考慮した限界吸収エネルギ E_{max}’（$=E_{max}/1.03$）と各金網に生じる吸収エネルギを比較した結果を表 4-1 に示す。表 4-1 に示すとおり，3 %の裕度を考慮した場合であっても各金網に生じる吸収エネルギは許容値内におさまる。

表 4-1　吸収エネルギ評価結果(3 %の裕度考慮)

	E_t (kJ)	E_{max}’ (kJ)
ディーゼル発電機室ルーフベントファン	187	255
中央制御室換気系冷凍機	80	151
海水ポンプエリア	80	216
原子炉建屋外側ブローアウトパネル	183	224
使用済燃料乾式貯蔵容器	182	194

※各防護対策施設における最も厳しい箇所を記載

(2)　破断評価

破断評価においては，金網の機械的特性のうち破断荷重の値が許容限界の算出に影響を与える。(1) 吸収エネルギ評価より，設計にて考慮する領域において最大で3 %吸収エネルギが高めに算出されることから，金網の剛性においても等価剛性が多直線近似により算出した剛性に比べ3 %程度高めになっているといえる。また，剛性，破断伸び量，破断荷重の関係（破断荷重＝剛性×破断伸び量）より，破断荷重についても3 %程度高めになっているといえる。

以上の関係を踏まえ，添付書類「Ⅴ-3-別添1-2-1-1　防護ネットの強度計算書」において用いた破断荷重Fの代わりに，本影響を考慮した破断荷重F’(=F/1.03)を用いて算出した許容限界F_1’と金網に生じる荷重F_2を比較した結果を表4-2に示す。表4-2に示すとおり，3 %の裕度を考慮した場合であっても各金網に生じる荷重は許容値内におさまる。

表4-2　破断評価結果(3 %の裕度考慮)

	F_2 (kN)	F_1’ (kN)
ディーゼル発電機室ルーフベントファン	410	1001
中央制御室換気系冷凍機	293	1001
海水ポンプエリア	277	1001
原子炉建屋外側ブローアウトパネル	469	1001
使用済燃料乾式貯蔵容器	478	1001

注記：各防護対策施設における最も厳しい箇所を記載

(3)　たわみ評価

たわみ評価は，金網の機械的特性値のうち等価剛性の値が評価結果に影響する。たわみ量の算出においては，金網の変位量と吸収エネルギとの関係式より，金網に設計飛来物である鋼製材が衝突した場合のたわみ量を算出しており，(1) 吸収エネルギ評価より，剛性のバラつきを考慮するとたわみ量は小さく算出される。

以上を踏まえ，金網のたわみ量に3 %の裕度を考慮するが，ここでは保守的に添付書類「Ⅴ-3-別添1-2-1-1　防護ネットの強度計算書」において算出した金網及びワイヤロープを含めたネット全体のたわみ量に対して，3 %の裕度を考慮し，算出されるたわみ量δ_tに対して，最大たわみ量δ_t’は，δ_t’＝δ_t×1.03より算出する。算出結果を表4-3に示す。表4-3に示すとおり，3 %の裕度を考慮した場合であっても各金網に生じるたわみ量に対して十分な離隔距離が確保されている。

表 4-3　たわみ評価結果(3 %の裕度考慮)

	δ_t' (m)	L_{min} (m)
ディーゼル発電機室ルーフベントファン	1.61	1.70
中央制御室換気系冷凍機	1.2	1.58
海水ポンプエリア	1.55	2.29
原子炉建屋外側ブローアウトパネル	1.6	2.04
使用済燃料乾式貯蔵容器	1.55	1.88

注記：各防護対策施設における最も厳しい箇所を記載

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他，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。

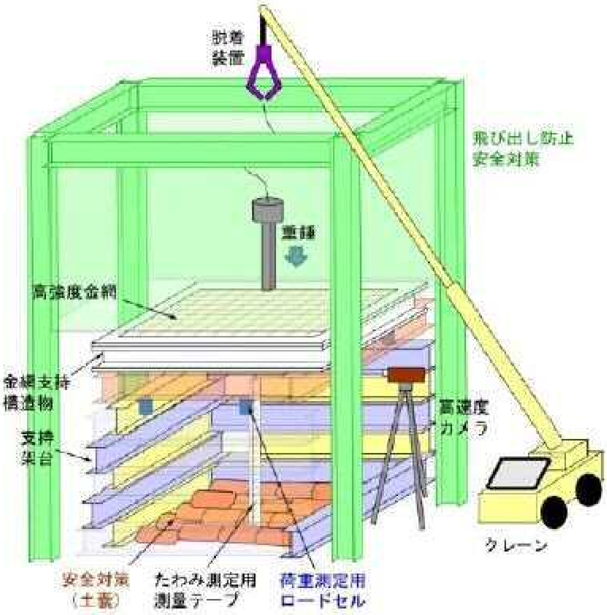
本資料は，その評価手法及び電中研試験結果との比較について説明するものである。

2.　評価手法の妥当性確認に用いる試験条件及び結果

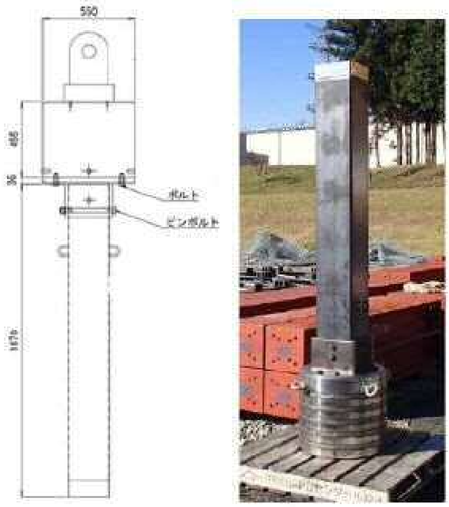
ワイヤロープのたわみ量を考慮した評価手法が妥当であることを確認するため，比較対象とする試験条件及び結果を表 2-1 に，試験概要図を図 2-1 に示す。

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



(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。当該試験体の構成（40 mm 目合い 2 枚＋補助ネット）は，東海第二発電所の評価で考慮している構成に一致している。

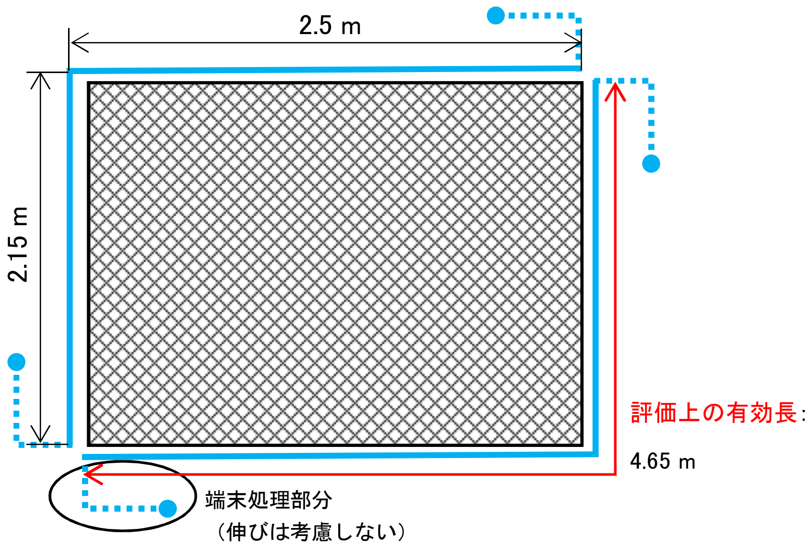


図 3-1　試験体サイズ

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，添付書類「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。

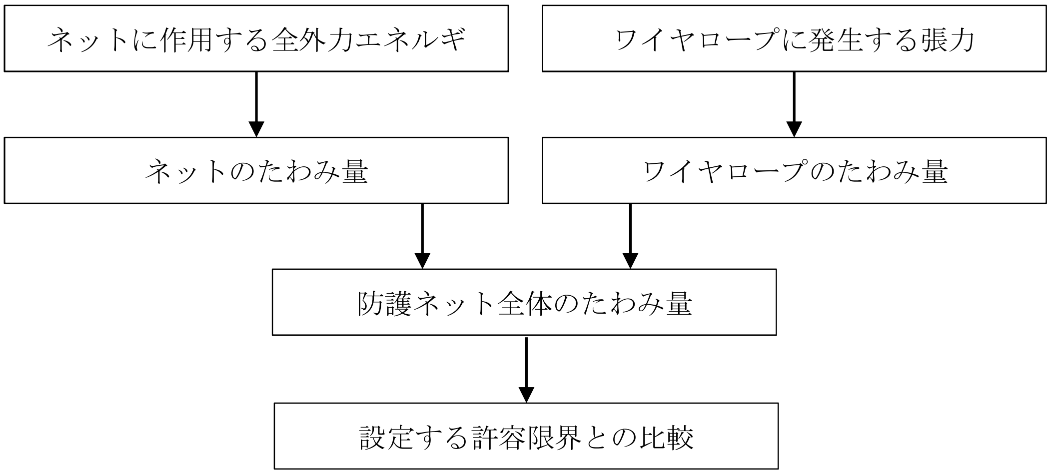


図 3-2　たわみ評価の評価フロー

たわみ評価においては，Ⅴ-3-別添 1-2-1-1 の「3.4(1) 吸収エネルギ評価」に示す吸収エネルギ算出モデルを用い，飛来物の運動エネルギ，風圧力による荷重，自重及び上載荷重によるエネルギ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 δ を算出する。ネットのたわみ量 δ 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の関係から算出する。

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

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に応じたたわみ量δ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 112 kJ を吸収するためのネットのたわみ量δの算出値は 0.9 m 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 112 kJ がネットに作用した際の衝撃荷重は 409 kN 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θ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，350 kN となる。

そこから，ワイヤロープは，ネット展開方向 1 辺とネット展開直角方向 1 辺を 1 本のワイヤロープで L 字形に設置し，このワイヤロープと対称に設置したワイヤロープとの合計 2 本でネットを支持することにより，展開方向及び展開直角方向の各辺のワイヤロ

ープが結合されていることから張力が一定となるため，ワイヤロープ１本が負担する張力は T'/2 と設定する。また，表 2-1 で示す試験ではネットを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 105 kN 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(105 kN)を用い，表 3-1 に諸元を示すワイヤロープに張力(105 kN)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*

注記　＊：JIS G 3549 の破断強度

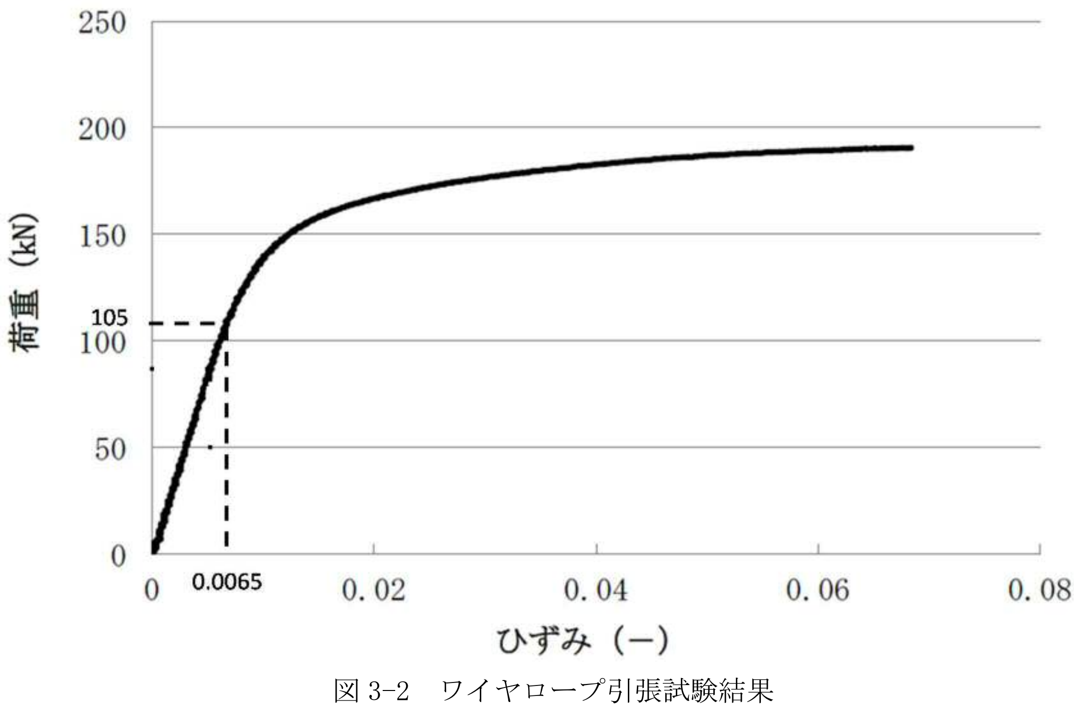


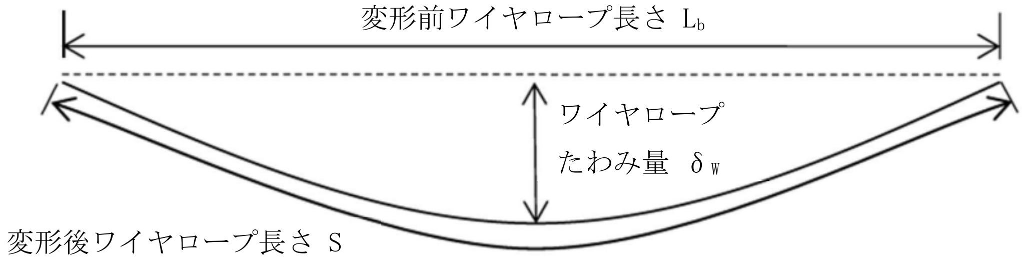
図 3-2　ワイヤロープ引張試験結果

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 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 (m)×1.0065

＝4.68 (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(2.5 m)のワイヤロープのたわみ量を δ_{wx}，長さ L_y(2.15 m)のワイヤロープのたわみ量を δ_{wy} とすると，長さ L_x のワイヤロープの変形後の長さ S_x と長さ L_y のワイヤロープの変形後の長さ S_y の合計が S_t となることから，

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

$$+\frac{1}{2}\sqrt{L_y^2+16\delta_{wy}^2}+\frac{L_y^2}{8\delta_{wy}}\ln\left(\frac{4\delta_{wy}+\sqrt{L_y^2+16\delta_{wy}^2}}{L_y}\right)$$

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

$$+\frac{1}{2}\sqrt{L_y^2+16\delta_{wy}^2}+\frac{L_y^2}{8\delta_{wy}}\ln\left(\frac{4\delta_{wy}+\sqrt{L_y^2+16\delta_{wy}^2}}{L_y}\right)\cdot\cdot\cdot ①$$

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δ＝0.9m 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 m，長さ L_y のワイヤロープの変形後の長さ S_y＝1.40 m と算出される。

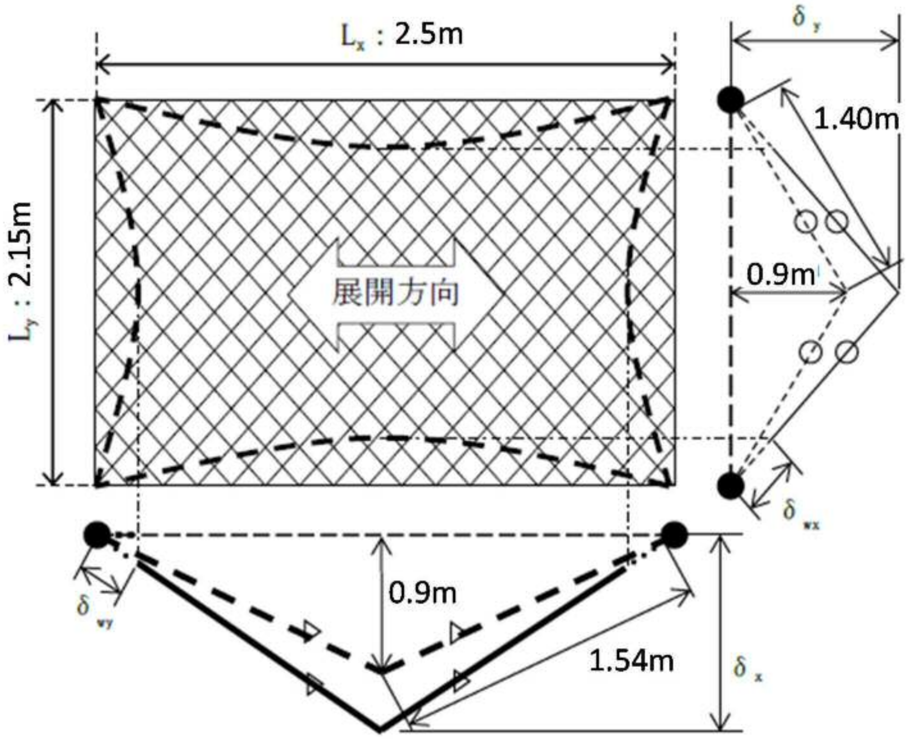


図 3-4　たわみ量の足し合わせ

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 δ_x 及び δ_y はそれぞれ

$$\delta_x=\sqrt{(\delta_{wy}+1.54)^2-\left(\frac{L_x}{2}\right)^2}$$

$$=\sqrt{(\delta_{wy}+1.54)^2-\left(\frac{2.5}{2}\right)^2}\cdot\cdot\cdot ②$$

$$\delta_y=\sqrt{(\delta_{wx}+1.40)^2-\left(\frac{L_y}{2}\right)^2}$$

$$=\sqrt{(\delta_{wx}+1.40)^2-\left(\frac{2.15}{2}\right)^2}\quad\cdots③$$

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

$$\sqrt{(\delta_{wy}+1.54)^2-\left(\frac{2.5}{2}\right)^2}=\sqrt{(\delta_{wx}+1.40)^2-\left(\frac{2.15}{2}\right)^2}\quad\cdots④$$

と表される。

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

δ_{wx}＝0.12 m

δ_{wy}＝0.11 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，

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

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

$$\delta_x=\delta_y=1.08\,\mathrm{m}$$

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(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×t4.5 mm)	1133	中央	9.0	112

注記　＊：寸法については，(展開方向長さ)×(展開直角方向長さ)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2.5 m×2.15 m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。

5.2　ワイヤロープ張力

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

103 kN を超える領域においても，算出される張力には信頼性があると判断している。

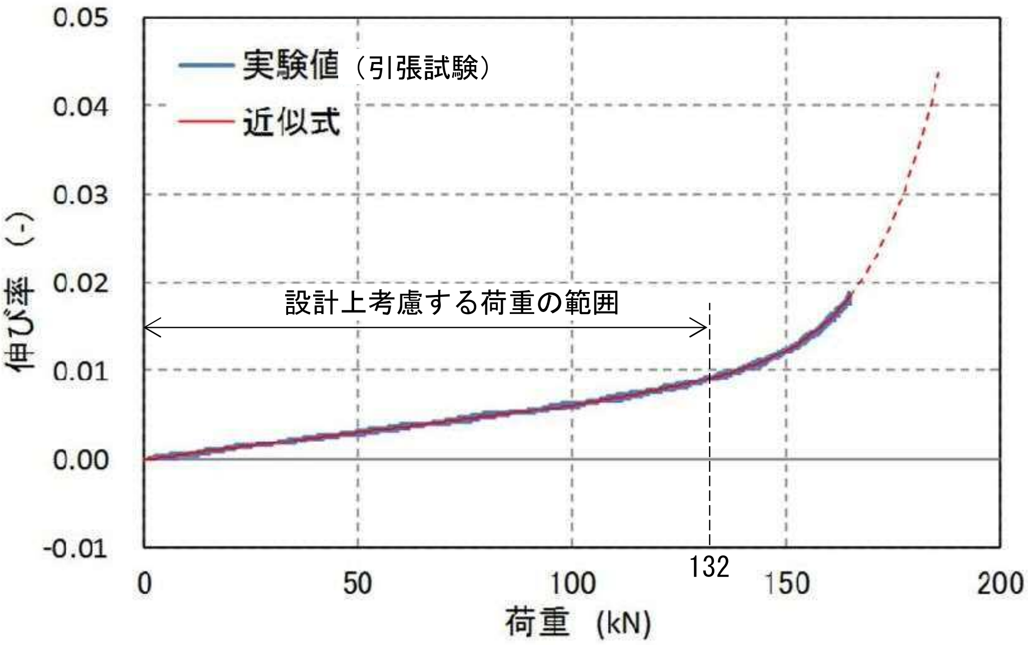


図 5-1　ワイヤロープ引張試験結果（近似式との比較）

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らないように，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。

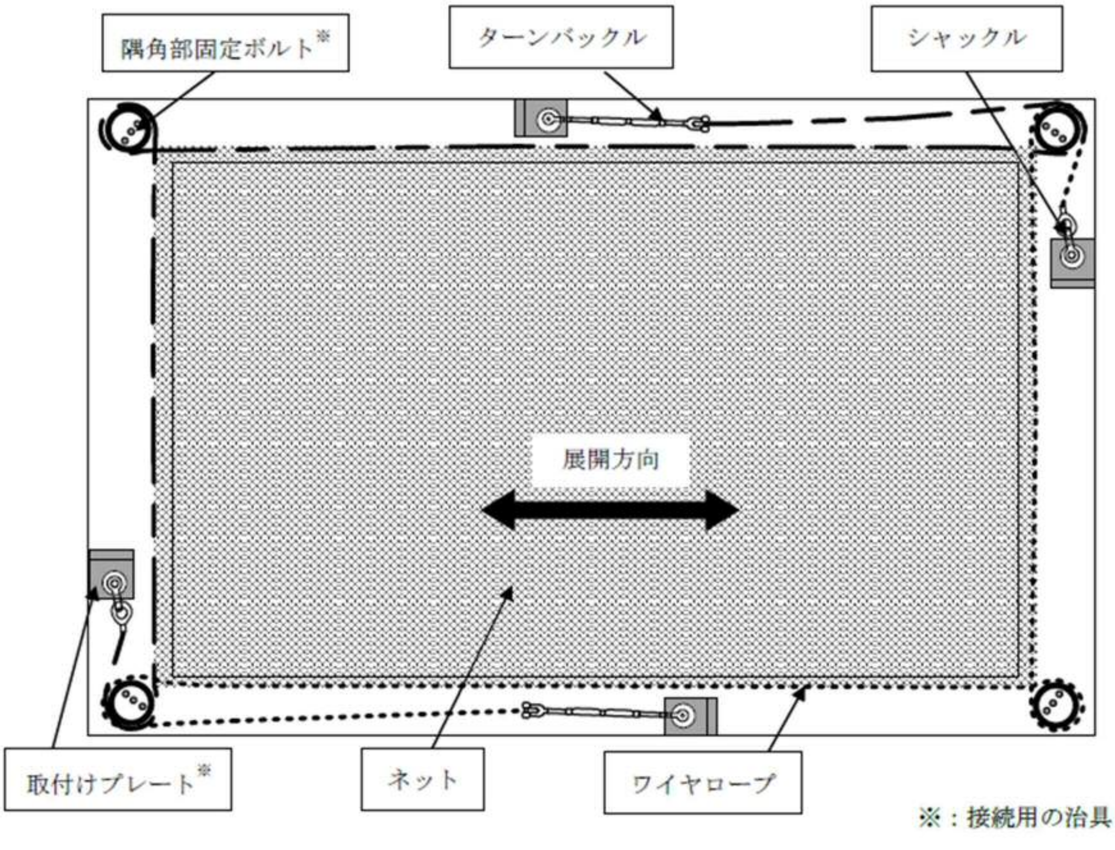


図 1-1　防護ネット概要図

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 N･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40 mm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 5 kN であり，添付書類「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
	初期張力 (kN)	T_1’※ (kN)	合計 (kN)	P (kN)
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，40　mm ネット（主金網）2 枚及び 40　mm 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 2-1 に示す。

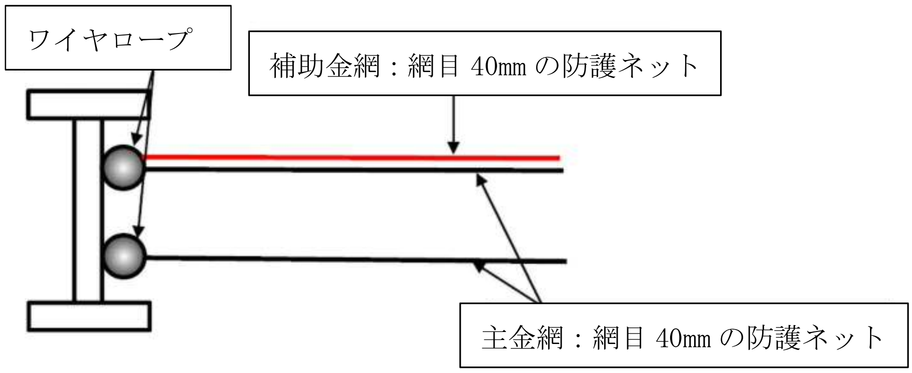


図 2-1　防護ネットの構造図

図 2-1 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 2-2 に示す。

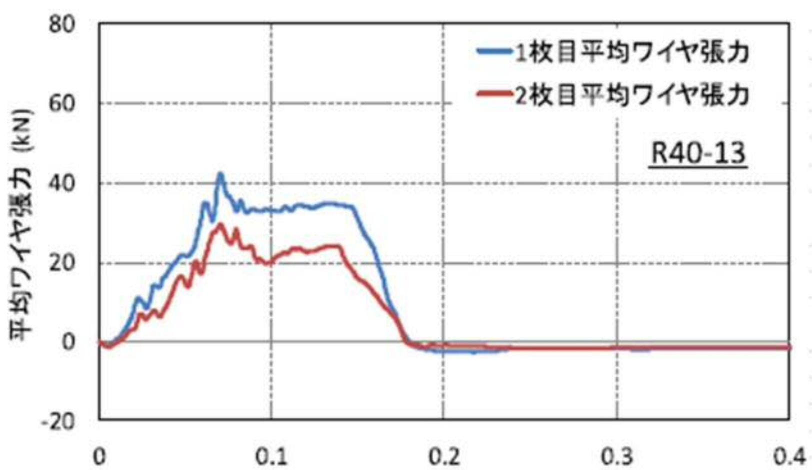


図 2-2　ワイヤ張力時刻歴の試験結果

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

このことから，補助金網があり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 2-1 のようになる。

表 2-1　ワイヤロープ張力

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

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

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

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

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 2-2 に示す。

表 2-2　補助金網の有無による吸収エネルギー量

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

表 2-2 から，上段の主金網と補助金網の組み合わせは，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 枚分以上のエネルギーを吸収できないことから，補助金網は主金網 0.5 枚分のエネルギーを吸収していることとなる。

3. 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。

7.7　防護鋼板及び架構の解析手法の保守性について

1. 概要

本資料は，添付書類「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1-2-1-2　防護鋼板の強度計算書」及び「Ⅴ-3-別添1-2-1-3　架構の強度計算書」（以下「Ⅴ-3-別添1-2-1-2」及び「Ⅴ-3-別添1-2-1-3」という。）に関する補足説明資料である。

防護鋼板及び架構を構成する鋼製部材については，それぞれ「Ⅴ-3-別添1-2-1-2」及び「Ⅴ-3-別添1-2-1-3」において3次元ＦＥＭモデルを用いた飛来物衝突評価を実施しており，これらの評価における鋼材の動的物性値の設定は，電力中央研究所報告「竜巻飛来物を模擬した重錘の鋼板上への自由落下衝突試験による鋼板貫通評価手法の提案（研究報告：N15004）」（以下，「電中研報告」という。）において実施している重錘の自由落下衝突試験のための事前解析の解析手法を参考に実施している。

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

設定条件の保守性に係る評価フローを図1-1に示す。

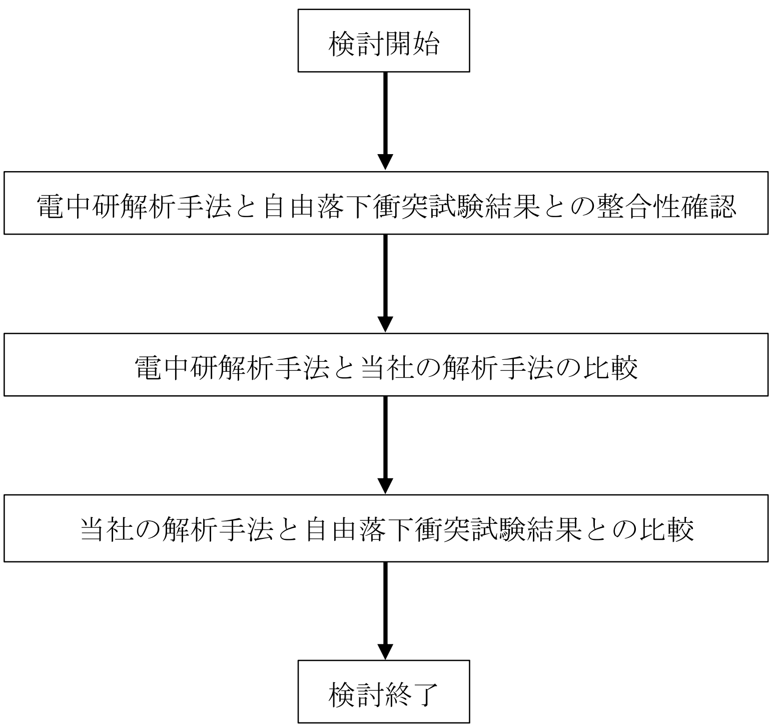


図 1-1　鋼製部材解析手法の保守性に関する評価フロー

2. 動的物性値の選定手法

飛来物の衝突に対する解析は，変形速度が大きいためひずみ速度効果を考慮することとし，以下に示すCowper-Symondsの式を適用している。

$$\sigma_{eq} = \left(A + B\varepsilon_{pl}^{n}\right)\left\{1 + \left(\dot{\varepsilon}_{pl}/D\right)^{1/q}\right\}$$

ここで，σ_{eq}は動的応力，Aは降伏応力，Bは硬化係数，ε_{pl}は相当塑性ひずみ，$\dot{\varepsilon}_{pl}$は無次元相当塑性ひずみ速度，nは硬化指数，D及びqはひずみ速度係数を表す。これらのパラメータは，日本溶接協会の動的物性の推定式（WES式）にフィッティングする様に選定した。

以下に，防護鋼板を例として，選定したパラメータ（表2-1参照）とその選定方法を示す。

表2-1　Cowper-Symonds式へ入力するパラメータ（防護鋼板）

	防護鋼板
材料	SM490
B	
n	
D（s^{-1}）	
q	

降伏応力及び引張強さに関するWES式は以下のとおり。

$$\sigma_{Y} = \sigma_{Y0}(T_0)\cdot exp\left[8\times10^{-4}\cdot T_0\cdot\left(\frac{\sigma_{Y0}(T_0)}{E}\right)^{-1.5}\cdot\left\{\frac{1}{T\cdot\ln(10^{8}/\dot{\varepsilon})}-\frac{1}{T_0\cdot\ln(10^{8}/\dot{\varepsilon}_0)}\right\}\right]$$

$$\sigma_{T} = \sigma_{T0}(T_0)\cdot exp\left[8\times10^{-4}\cdot T_0\cdot\left(\frac{\sigma_{T0}(T_0)}{E}\right)^{-1.5}\cdot\left\{\frac{1}{T\cdot\ln(10^{9}/\dot{\varepsilon})}-\frac{1}{T_0\cdot\ln(10^{9}/\dot{\varepsilon}_0)}\right\}\right]$$

ここで，σ_{Y}，σ_{Y0}は降伏応力，σ_{T}，σ_{T0}は引張強さ，T，T_0は温度，$\dot{\varepsilon}$，$\dot{\varepsilon}_0$はひずみ速度，Eはヤング係数を示す。

鋼製部材の動的物性値を選定するにあたり，以下の項目を考慮した。

(1) 貫通評価における許容値は破断ひずみとしていることから，Cowper-Symonds式により算出した引張強さがWES式で算出した値にフィッティングする様，パラメータを適切に設定した。

(2) (1)と併せて，電中研報告書では，ひずみ速度10 s^{-1}近傍において，Cowper-Symonds式で算出した引張強さがWES式で算出したものよりも小さくなるように設定し，貫通評価に対して保守的になるように配慮していることを参考に，ここではひずみ速度0.1～100 s^{-1}の範囲においてWES式で算出した値よりも小さくなるように設定した。

表2-1に示すパラメータを適用したときの動的物性値について，WES式による値と合わせ図2-1に示す。

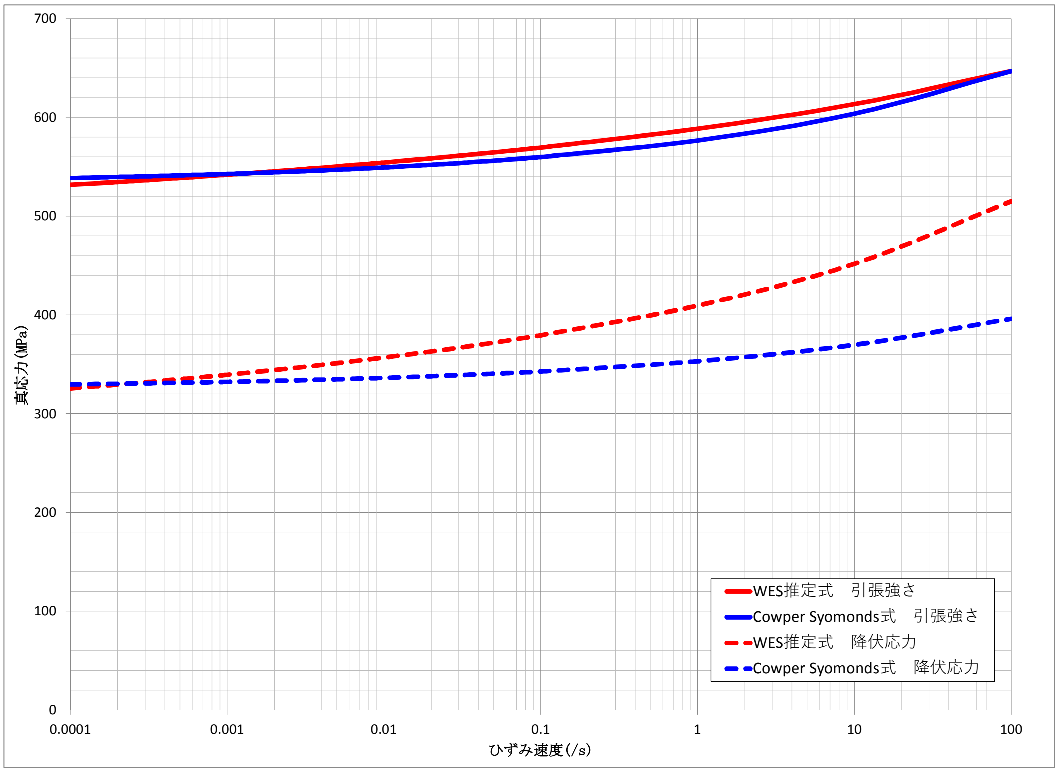


図 2-1　防護鋼板におけるひずみ速度-真応力曲線

3.　電中研解析手法と自由落下衝突試験結果との整合性について

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

3.1 事前解析における塑性ひずみ及び試験結果における貫通有無について

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

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

試験(解析)ケース	試験条件			試験結果による貫通有無	事前解析で得られた相当塑性ひずみ(%)
	飛来物	被衝突体*	落下高さ(m)		
SS-1	剛パイプ重錘	SS400	17.0	有	17.4
SS-2	剛パイプ重錘	SS400	12.5	有	14.9
SS-4	剛パイプ重錘	SS400	11	無	14.1
SS-3	剛パイプ重錘	SS400	9.5	無	13.0

注記　＊：有効開口部サイズ 1.4 m×1.4 m×t9 mm，接続部 2 辺固定

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

3.2 SS400 鋼板の引張試験における塑性ひずみについて

表 3-2 に自由落下衝突試験に用いた SS400 鋼板の引張試験で得られた材料特性値を示す。ここで，試験に使用した被衝突体である SS400 鋼板の材料試験値から得られた引張ひずみに相当する塑性ひずみが 14.9 %であることから，被衝突体である SS400 鋼板の塑性ひずみが 14.9 %付近に達した場合に飛来物が貫通することが考えられる。

表 3-2　自由落下衝突試験に用いた SS400 鋼板の材料試験値他

部材	材料試験結果（平均値）				引張ひずみを真ひずみに換算した値（-）	塑性ひずみ(左記から弾性ひずみを差し引いた値)
	降伏応力(MPa)	引張強さ(MPa)	引張ひずみ(-)	ヤング率(GPa)		
鋼板(SS400)	322.3	474.4	0.1624	209.7	0.151	0.149

3.3　電中研解析手法及び自由落下衝突試験結果と材料試験値の整合性

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

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

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

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

4.　電中研解析手法と当社の解析手法の比較について

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

表 4-1　電中研解析方法と当社の解析手法の差異

比較項目		電中研解析手法	当社の解析手法	備考
解析コード		AUTODYN	LS-DYNA	「原子力安全基盤機構：原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃荷重挙動解析(JNES/SSD08-014,平成20 年11 月)」において，AUTODYNとLS-DYNAとの間でコードに依存する特性は少ないことが確認されていることから，解析コードに有意な差はないといえる。
材料物性値	静的な物性値の出典	材料試験値	JIS 規格値	電中研解析手法については，引張試験において得られた材料試験値を使用しており，JIS規格値を使用している当社の解析手法に保守性有 （例．SS400 鋼板の材料試験値の降伏応力322 MPa に対してJIS値は245 MPa)
	動的な物性値の出典	WES 式＊1	同左	＊1：(社)日本溶接協会「動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法，WES2808:2003」による推定式
	応力―ひずみ関係	Cowper Symonds モデル＊2	同左	＊2：「原子力安全基盤機構：原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃荷重挙動解析(JNES/SSD08-014,平成20 年11 月)」において使用しているひずみ速度を考慮したモデル
	破断ひずみ(破断条件)	相当塑性ひずみがJSME 規格＊3 の限界3 軸ひずみεLにおけるTF=2 の値に達した場合を提案 （例．SS400 の場合：12.8 %)	破断伸びのJIS 規格値をTF=2 で除し，真ひずみに変換した値に達した場合（例．SS400 の場合：8.1 %)	破断ひずみについて電中研提案の値に対し，小さな値を採用していることから破断しやすい設定となっており，保守性を有している。 ＊3：「日本機械学会：発電用原子力設備規格シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン<BWR 鋼製格納容器編>(2014 年7 月)」

5.　当社の解析手法と自由落下衝突試験結果との比較について

当社の解析手法の保守性を確認することを目的として，表 4-1 に記載している当社の解析手法における設定値を用いて，電中研報告における重錘の鋼板上への自由落下衝突試験（以下，電中研試験という）の追解析を行った。その結果を表 5-1 に，解析モデルを図 5-1 に示す。解析モデルは電中研試験と同様 2 辺固定とし，重錘部については，密度を大きくした要素を採用することで重錘の重量を模擬している。また，本検討においては，解析ソフトとして Virtual Performance Solution（以下「VPS」という。）を用いた。VPS については，別紙に示すとおり，AUTODYN との間に有意な差はないといえるため，同様に AUTODYN と差がないと評価されている，強度計算書の計算に用いた LS-DYNA においても，同様の結果が得られると考えられる。

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

表 5-1　当社の解析手法による自由落下衝突試験の追解析

試験ケース	試験条件			試験結果による貫通有無(残留速度(m/s))	当社の解析手法を用いた追解析による貫通有無(残留速度(m/s))
	飛来物	被衝突体	落下高さ(m)		
SS-1	剛パイプ重錘	SS400	17.0	有(8.5 m/s)	
SS-2	剛パイプ重錘	SS400	12.5	有(2.9 m/s)	
SS-4	剛パイプ重錘	SS400	11	無	
SS-3	剛パイプ重錘	SS400	9.5	無	

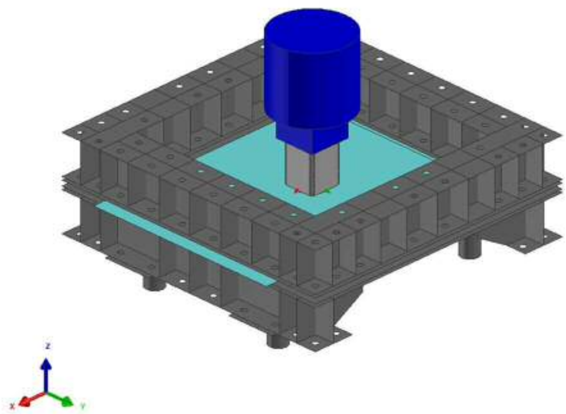


図 5-1　解析モデル

AUTODYN と Virtual Performance Solution の比較検証結果

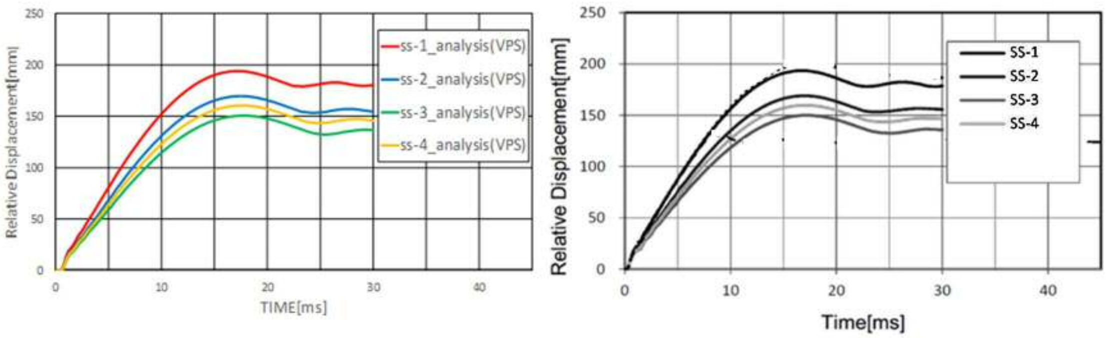
電中研報告の試験結果に対する動的物性値設定手法の保守性の検討においては，解析ソフトに Virtual Performance Solution（VPS）を用いた。以下に，電中研解析で適用している AUTODYN と VPS との間に有意な差異がないことの検証結果を示す。

AUTODYN と VPS の間における，解析コードに依存する差異の有無を確認するために，材料物性値，固定条件等の入力条件を同一とし，その解析結果を比較した。

解析条件は，表 1 に示す，電中研による自由落下衝突試験の条件とした。また，解析により得られた，鋼板に生じる変位を図 1 に，鋼板に生じる相当塑性ひずみを図 2 に示す。

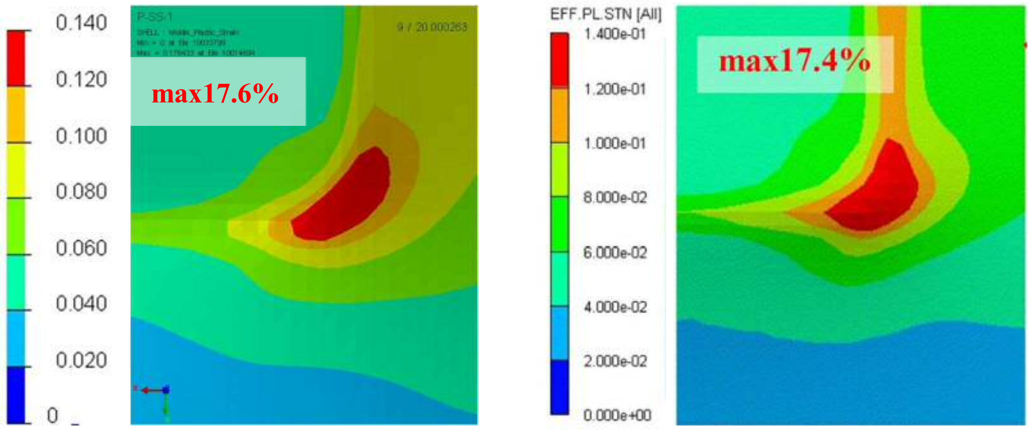
表 1　影響評価に用いる解析条件

解析ケース	解析条件		
	飛来物	被衝突体	落下高さ(m)
SS-1	剛パイプ重錘	SS400	17.0
SS-2	剛パイプ重錘	SS400	12.5
SS-4	剛パイプ重錘	SS400	11
SS-3	剛パイプ重錘	SS400	9.5



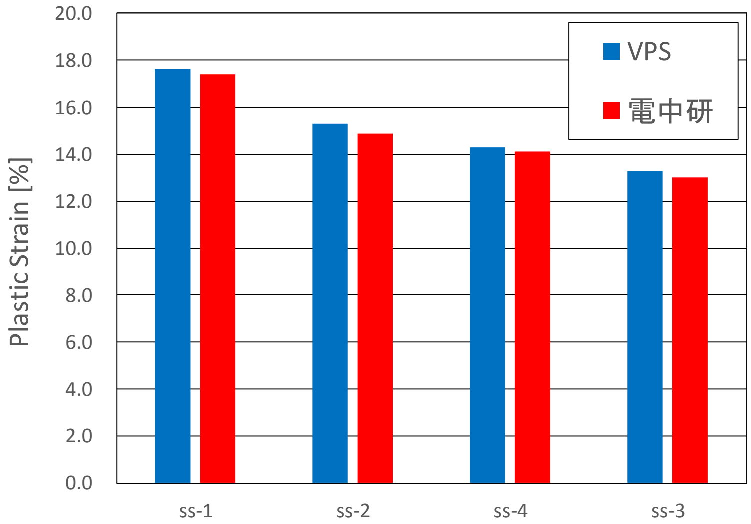
VPS モデル　　電中研（AUTODYN）モデル

図 1　AUTODYN と VPS の比較検証結果(鋼板の変位)



VPS モデル　　　　　　電中研（AUTODYN）モデル

(a)相当塑性ひずみコンタ図(ケース：SS-1)



(b)相当塑性ひずみ最大値比較

図 2　AUTODYN と VPS の比較検証結果(相当塑性ひずみ)

図 1 及び図 2 より，AUTODYN と VPS の解析結果に有意な差がないことから，AUTODYN と VPS の間に有意な差異はないといえる。

計算機プログラム（解析コード）の概要
・Ｖｉｒｔｕａｌ Ｐｅｒｆｏｒｍａｎｃｅ Ｓｏｌｕｔｉｏｎ

目次

1. はじめに

本資料は，計算機プログラム（解析コード）Virtual Performance Solutionについて説明するものである。

2. 解析コードの概要

項目　＼　コード名	Virtual Performance Solution
使用目的	3次元有限要素法による衝突解析（竜巻飛来物影響評価）
開発機関	ESI Group
開発時期	2002年
使用したバージョン	2015
コードの概要	Virtual Performance Solution（以下「VPS」という。）は，ESI Groupにより開発・公開された，構造解析用の汎用市販コードであり，衝撃・衝突現象を含めた，強い非線形性（幾何学的／材料／接触）を伴う現象についても，動的陽解法有限要素法を用いた高速・高精度な解析が可能である。
検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	VPSは，動的物性値の設定に用いるパラメータの保守性の確認において，竜巻飛来物に対する防護鋼板への衝突試験結果と比較するための，3次元有限要素法による衝突解析の計算値の算出に使用している。 【検証（Verification)】 今回の使用目的（衝突解析）を踏まえた，本解析コードの検証の内容は以下のとおりである。（詳細は3章に示す） ・下記の文献に示されている衝突事象について，VPSによる解析を実施し，解析結果が文献に記載された理論値と一致することを確認した。 ➢ Ferdinand Beer 他，Vector Mechanics for Engineers: Dynamics, 7th edition ・下記の文献において，衝突試験時の損傷状況とVPSによる解析結果が精度よく一致すると報告されていることを確認した。 ➢ 翁長他，３Ｄスポット溶接モデルの適用による衝突ＣＡＥの精度向上 ・本コードの運用環境について，開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。

検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	【妥当性確認 (Validation)】 本解析コードの妥当性確認の内容は，以下のとおりである。 ・本解析コードは，国内外の宇宙航空，自動車，機械，建築，土木などの様々な分野における使用実績を有しており，妥当性は十分に確認されている。 ・開発機関が提示するマニュアルにより，本解析コードの適正な用途適用範囲を確認している。 ・本工事計画で行う3次元有限要素法（はり要素，シェル要素，ソリッド要素）による動的解析（衝突解析）の用途，適用範囲が上述の妥当性確認範囲内にあることを確認している。 ・本工事計画における構造に対し使用する要素，3次元有限要素法による衝突解析（竜巻飛来物影響評価）の使用目的に対し，使用用途及び使用方法に関する適用範囲が上述の妥当性確認の範囲内であることを確認している。

3.　コードの検証

文献に提示されている衝突及び変形事象をVPSにより解析し，結果が文献に記載された理論値等と一致することを確認した。検証の内容を以降に示す。

3.1　落下物とバネの衝突

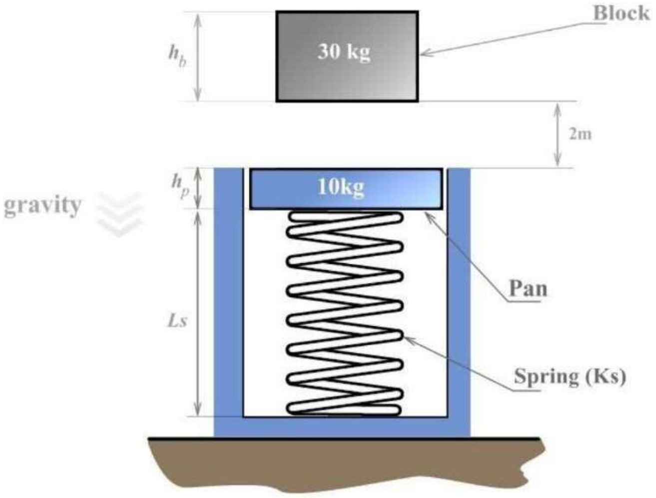
（比較対象の出典：Ferdinand Beer 他，Vector Mechanics for Engineers: Dynamics, 7th edition (McGraw-Hill Education)）

ばねの先端の受け皿に，剛体の落下物が衝突した場合の受け皿の挙動を評価し，文献値とよく整合することを確認した。

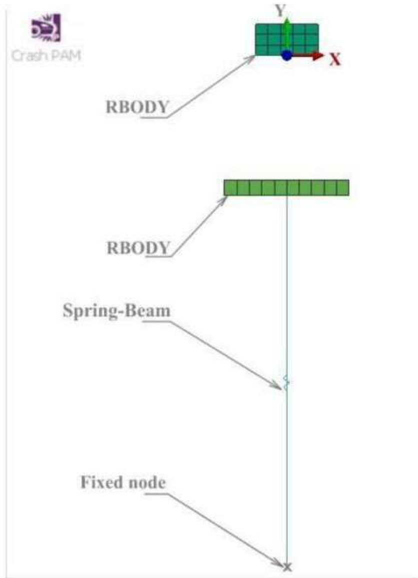
Test Description

A 30kg block is dropped from a height of 2m onto the 10kg pan of a spring scale. Assuming the impact to be perfectly plastic we will determine the deflection of the pan.

Figure (i). Problem sketch.



理論モデル



FEM モデル

Unit System:	[mm, kg, ms]		
	Block	*Pan*	*Spring*
Materials properties:	Young's modulus = 207 GPa Poisson's ratio = 0.29 Density = 60 kg/m^3	Young's modulus = 207 GPa Poisson's ratio = 0.29 Density = 10 kg/m^3	Ks= 20 kN
Geometric properties:	$1 \times 1 (m \times m)$ $h_b = 0.5\ m$	$2 \times 2 (m \times m)$ $h_p = 0.25\ m$	$L_s = 6\ m$
Loadings:	$g = 9.81 m / s^2$	$g = 9.81 m / s^2$	

Hypothesis and Modeling Notes

The pan and the block are assumed to be two rigid bodies. They are modeled using solid elements. Boundary conditions are applied to maintain the motion of the pan and the block in the Y-direction.

Since the impact is an inelastic one, a contact is defined between the pan and the block. Contact type 34, which is a non-symmetric node-to-segment contact, and separation stress (SEPSTR) option are used.

Results

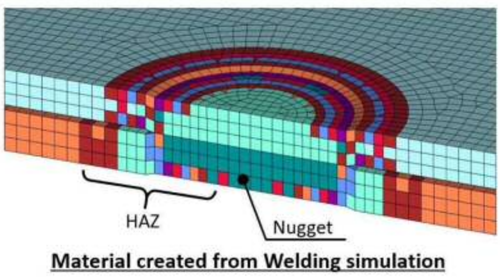
Output			VPS	Reference	% Error
Displacement of the pan	**Case N°1**	Y (m)	0.2304	0.225	2.40%

文献値（受け皿の変位）との比較

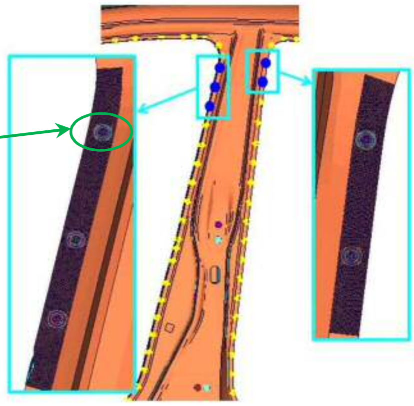
3.2　自動車のスポット溶接部の衝突時損傷

（出典：翁長他，３Ｄスポット溶接モデルの適用による衝突ＣＡＥの精度向上，自動車技術会 2016年秋季大会学術講演会予稿集，p806-p811）

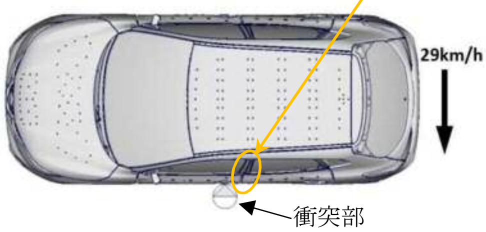
自動車のスポット溶接部をモデル化し，衝突試験時の損傷状況とシミュレーション結果を比較した結果，損傷状況を精度よく再現出来たと報告されていることを確認した。



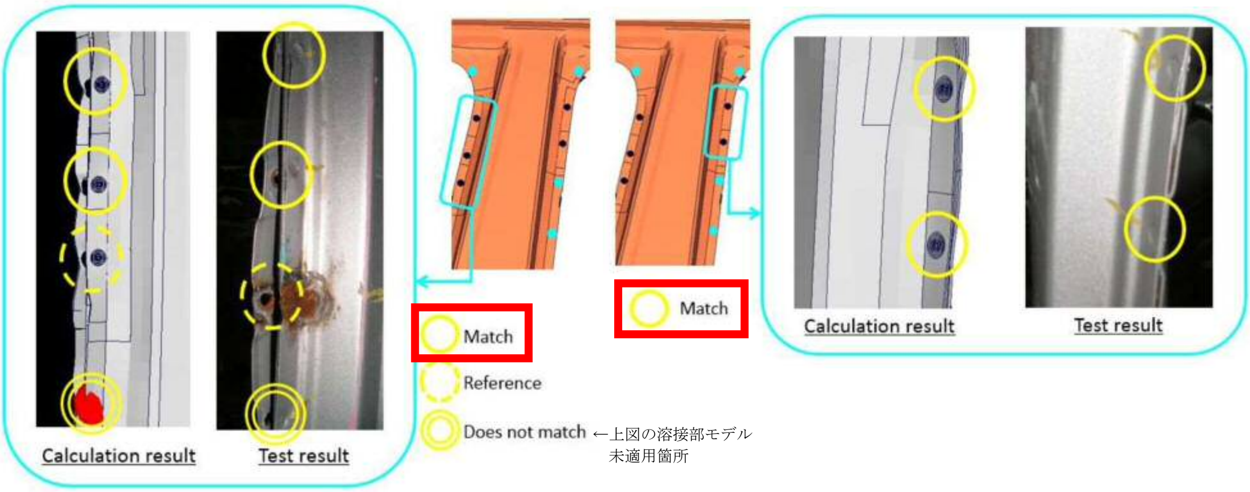
ＦＥＭスポット溶接モデル



スポット溶接モデル適用箇所
（自動車のセンターピラー）



側面衝突試験の概要



側面衝突試験結果（破断状況比較）

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

添付書類「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 2-1 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（15 kg/mm^2）と，ＪＳＭＥの付録材料図表 part5 の値を 500 ℃まで外挿した値（11.9 kg/mm^2）を比較し，保守的な外挿値（11.9 kg/mm^2≒116 MPa）を採用している。

図 2-1　SM41 の降伏点（※日本原子力発電（株）にて一部加筆）