

補足-027-10-26 クラス MC 容器における一次＋二次＋ピーク応力強さの
評価について

目 次

1. 概要	1
2. 設計・建設規格を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取扱い について	1
3. J E A G 4 6 0 1 ・補-1984 を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの 評価の取扱いについて	1
4. まとめ	1
参考資料 一次＋二次＋ピーク応力強さに関する引用規格等	3

1. 概要

本書は原子炉格納容器の一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取扱いについて示し、これらの箇所に対して一次＋二次＋ピーク応力強さの評価を不要であるとしている理由を説明するものである。

以下、原子炉格納容器の評価に用いる適用規格である、強度計算書における設計・建設規格、耐震計算書における J E A G 4 6 0 1 ・補-1984 に分けて取り扱いを述べる。

本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・ VI-2-9-2 「原子炉格納容器の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-9-4-3 「ベント管の耐震性についての計算書」

2. 設計・建設規格を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取扱いについて

設計・建設規格を適用する評価については、VI-1-8-1 「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」において、繰返し荷重に対する規定 PVB-3140(1)～(6) に示される条件を満足することで疲れ解析が不要であることを確認している。

従って、設計・建設規格を適用する評価においては、一次＋二次＋ピーク応力強さに要求される疲れ解析は不要である。この整理は、建設時工認より同様の整理である。

なお、本工事計画認可における設計・建設規格を適用する評価は、重大事故等時のみであることから、一次＋二次＋ピーク応力強さに対する要求事項はない。

3. J E A G 4 6 0 1 ・補-1984 を適用する評価における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価の取扱いについて

J E A G 4 6 0 1 ・補-1984 を適用する評価については、J E A G 4 6 0 1 ・補-1984 の 2.1.2 第 2 種容器の許容応力 注記(4)「告示第 13 条第 1 項第 3 号を満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。」を準用し、「設計・建設規格 PVB-3140(6)を満たすときは疲労解析不要。」としている。

原子炉格納容器は、VI-1-8-1 「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」に記載のとおり、地震を含む機械的荷重の繰返しに対する規定 PVB-3140(6)を満足しているため、耐震計算書の各許容応力状態（ⅢA S，ⅣA S，VA S）における一次＋二次＋ピーク応力強さの評価は不要である。

4. まとめ

以上に示す理由により、建設時工認と同様に各計算書における原子炉格納容器の一次＋二次＋ピーク応力強さの評価は不要であるが、その旨を明確に記載するために、耐震計算書の評価結果部分に対して、VI-1-8-1 「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の 5.3 項「繰返し荷重に対する解析」に記載のとおり、地震を含む機械的荷重の繰返しに対する規定である設計・建設規格 PVB-3140(6)を満足しているため各許容応力状態における

一次+二次+ピーク応力強さの評価は不要である旨を記載する。また、強度計算書についても、必要箇所に対して同様の記載を実施する。

なお、一次+二次応力の評価に対して許容値である $3S$ を超えるときは、J E A G 4 6 0 1・補-1984の2.1.2 第2種容器の許容応力注記(3)「 $3S$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条(同条第三号を除く。また、 S_m は S に読替える。)の弾塑性解析を用いることができる。」を準用し、「 $3 \cdot S$ を超える場合は弾塑性解析を行う。この場合、設計・建設規格 PVB-3300 (PVB-3313を除く。 S_m は S と読み替える。)の簡易弾塑性解析を用いる。」として、一次+二次+ピーク応力に対する疲労評価を実施する。

一次+二次+ピーク応力強さに関する引用規格等

1. J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984
 (「2.1.2 第2種容器の許容応力」より)

許容 応力状態	1次一般膜応力	1次膜応力+ 1次曲げ応力	1次+2次応力	1次+2次+ ピーク応力	特別な応力限界	
					純せん断 応力	支圧応力
設計条件	S	1.5 S	—	—	—	—
I _A	—	—	(1) 3 S	運転状態 I 及び II における荷重の組合せについて疲れ解析を行い疲れ累積係数が1.0以下であること。	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
II _A	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
III _A	S _y と2/3 S _u の小さい方。ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については1.2 Sとする。	左欄の1.5倍の値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A	構造上の連続な部分は0.6 S _u 、不連続な部分はS _y と0.6 S _u の小さい方。ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については、構造上の連続な部分は2 Sと0.6 S _u の小さい方、不連続な部分は1.2 Sとする。	左欄の1.5倍の値	—	—	—	—
III _A S	S _y と0.6 S _u の小さい方。ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については1.2 Sとする。	左欄の1.5倍の値	(3) 3 S { S ₁ 又はS ₂ } 地震動のみによる応力振幅について評価する。}	S ₁ 又はS ₂ 地震動のみによる疲れ解析を行い疲れ累積係数を求め、運転状態 I、IIにおける疲れ累積係数との和が1.0以下であること。	0.6 S	(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A S	構造上の連続な部分は0.6 S _u 、不連続な部分はS _y と0.6 S _u の小さい方。ただしオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については、構造上の連続な部分は2 Sと0.6 S _u の小さい方、不連続な部分は1.2 Sとする。	左欄の1.5倍の値			0.4 S _u	(8) S _u (1.5 S _u)

- 注：(1) 3 Sを超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。(S_mをSと読替える。)
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは疲れ解析を行うことを要しない。(S_mをSと読替える。)
- (3) 3 Sを超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条(同条第三号を除く。また、S_mはSに読替える。)の弾塑性解析を用いることができる。
- (4) 告示第13条第1項第3号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。ただし、へ項の「応力の全振幅」は「S₁又はS₂地震動による応力の全振幅」と読替える。
- (5) 運転状態 I、IIにおいて、疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (6) 告示第13条第1項第一号による。
- (7) 告示第13条第1項第一号による。
- (8) ()内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値

2. 設計・建設規格

(「PVB-3140 疲労解析不要の条件」)

PVB-3140 疲労解析不要の条件

PVB-3114 および PVB-3122 の場合において、繰返し荷重が次の(1)から(6)に適合する場合は、疲労解析を行うことを要しない。

(1) 大気圧から運転圧力となり、再び大気圧に戻る実際の繰返し回数： N_I A07

$$N_I \leq N_a \quad (\text{PVB-44})$$

N_a : 添付 4-2 3.1 または 3.2 において $3S_m$ を繰返しピーク応力強さとした場合に、これに対応する許容繰返し回数

(2) 起動時、停止時および耐圧試験時等を除く供用状態 A および供用状態 B における実際の圧力変動の全振幅： ΔP

a. $\Delta P \leq A_{m1}$ (PVB-45) A07

$$A_{m1} = \frac{1}{3} \times P \times \frac{S}{S_m} \quad (\text{PVB-46})$$

A_{m1} : 圧力変動の全振幅 (MPa)

P : 最高使用圧力 (MPa)

S : 添付 4-2 3.1 においては 10^6 添付 4-2 3.2 においては 10^{11} を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)

b. a. を満足しない場合 A07

$$\Delta P \leq A_{m2} \quad (\text{PVB-47})$$

$$A_{m2} = \frac{1}{3} \times P \times \frac{S_a}{S_m} \quad (\text{PVB-48})$$

A_{m2} : 圧力変動の全振幅 (MPa)

S_a : 添付 4-2 3.1 または 3.2 において、a. の計算式により計算した A_{m1} の値を超える実際の圧力変動の回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)

(3) 起動時および停止時の温度差： ΔT A07

$$\Delta T \leq T_1 \quad (\text{PVB-49})$$

ΔT : 以下の p の値を超えない任意の 2 点間の温度差

$$p = 2\sqrt{Rt} \quad (\text{mm}) \quad (\text{PVB-50})$$

R : p の値を超えない任意の 2 点における容器の平均半径(半径が異なる場合は、それらの平均値) (mm)

t : p の値を超えない任意の 2 点における容器の厚さ(厚さが異なる場合は、それらの平均値) (mm)

$$T_1 = \frac{S_a}{2E\alpha} \quad (^\circ\text{C}) \quad (\text{PVB-51})$$

E : 2 点間の平均温度における付録材料図表 Part 6 表 1 に規定する縦弾性係数の値 (MPa)

α : 2 点間の平均温度における付録材料図表 Part 6 表 2 に規定する瞬時熱膨張係数の値 (mm/(mm $^\circ$ C))

S_a : 添付 4-2 3.1 または 3.2 において、起動停止の回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)

- (4) 起動時および停止時を除く供用状態Aおよび供用状態Bの温度差変動： ΔT_R A07

$$\Delta T_R \leq T_1 \quad (\text{PVB-52})$$

ΔT_R ：(3)に定める p の値を超えない任意の2点間の温度差の変動の全振幅

$$T_1 = \frac{S_a}{2E\alpha} \quad (^\circ\text{C}) \quad (\text{PVB-53})$$

E および α ：(3)に定めるところによる

S_a ：添付 4-2 3.1または3.2において、式PVB-54により計算した値を超える温度差の変動回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)

$$T_2 = \frac{S}{2E\alpha} \quad (\text{PVB-54})$$

T_2 ：温度差変動の全振幅 ($^\circ\text{C}$)

S 、 E および α ：(2)a.および(3)に定めるところによる

- (5) 供用状態Aおよび供用状態Bにおいて、付録材料図表 Part6 表1および表2に規定する縦弾性係数または熱膨張係数の値が異なる材料で作られた部分の温度の変動： ΔT

a. $\Delta T \leq T$ (PVB-55)

$$T = \frac{S}{2(E_1\alpha_1 - E_2\alpha_2)} \quad (\text{PVB-56})$$

T ：温度の変動 ($^\circ\text{C}$)

E_1 および E_2 ： p の値を超えない任意の2点における付録材料図表Part6 表1に規定する縦弾性係数の値 (MPa)

α_1 および α_2 ： p の値を超えない任意の2点における付録材料図表Part6 表2に規定する瞬時熱膨張係数の値 (mm/(mm $^\circ\text{C}$))

S および p ：(2)a.および(3)に定めるところによる

- b. a.を満足しない場合

$$\Delta T \leq T_1 \quad (\text{PVB-57}) \quad \text{A07}$$

$$T_1 = \frac{S_a}{2(E_1\alpha_1 - E_2\alpha_2)} \quad (\text{PVB-58})$$

T_1 ：温度の変動 ($^\circ\text{C}$)

S_a ：添付 4-2 3.1または3.2において、式PVB-56により計算した値を超える温度の変動の回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)

E_1 、 E_2 、 α_1 および α_2 ：(5)a.に定めるところによる

- (6) 機械的荷重により生じる応力の全振幅： $\Delta \sigma$ A07

$$\Delta \sigma \leq S \quad (\text{PVB-59})$$

S ：添付 4-2 3.1または3.2において、荷重変動回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)。この場合において、荷重変動回数は、添付 4-2 3.1においては 10^6 、添付 4-2 3.2においては 10^{11} を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値を超える応力を生じる荷重変動回数をとるものとし、その値が添付 4-2 3.1において 10^6 を超える場合は、 10^6 とし、添付 4-2 3.2において 10^{11} を超える場合は、 10^{11} とすることができる。

補足-027-10-27 真空破壊装置の動的機能維持評価について

目 次

1. 概要.....	1
2. 評価方針.....	1
3. 固有周期及び設計用地震力.....	1
4. 機能維持評価.....	2
4.1 動的機能維持評価方法.....	2
4.2 真空破壊装置と逆止弁の類似性について.....	2
5. 評価結果.....	3
5.1 設計基準対象施設としての評価結果.....	3
5.2 重大事故等対処設備としての評価結果.....	3
(補足) 動的機能維持評価におけるエアシリンダの影響.....	4

1. 概要

本書は、真空破壊装置が設計用地震力に対して十分な動的機能を有していることを確認するものである。真空破壊装置は設計基準対象施設においてはSクラス施設に、重大事故等対処設備においては常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備に分類される。以下、設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての動的機能維持評価を示す。なお、真空破壊装置はJ E A G 4 6 0 1 - 補・1984 に基づく動的機能維持評価対象弁には該当しないが、原子炉格納容器の環境条件の設定では真空破壊装置の作動が前提として考慮されているため、本書により動的機能維持評価を示すものである。

本資料に関する図書を以下に示す。

- ・VI-2-9-4-1「真空破壊装置の耐震性についての計算書」

2. 評価方針

真空破壊装置の機能維持評価は、VI-2-1-9「機能維持の基本方針」にて設定した動的機能維持の方針に基づき、地震時の機能維持評価用加速度が機能確認済加速度以下であることを「4. 機能維持評価」にて示す方法にて確認することで実施する。確認結果を「5. 評価結果」に示す。

真空破壊装置の耐震評価フローを図2-1に示す。

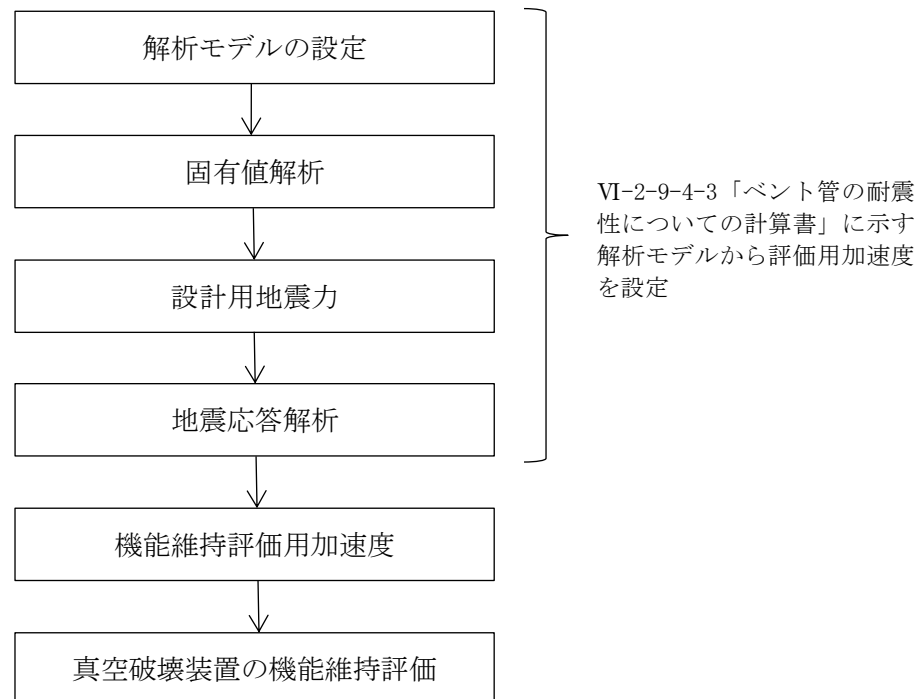


図2-1 真空破壊装置の耐震評価フロー

3. 固有周期及び設計用地震力

真空破壊装置はベント管に溶接されたスリーブに本体が固定されており、ベント管と一体で振動する構造物であるため固有周期及び設計用地震力はVI-2-9-4-3「ベント管の耐震性についての計算書」に示す固有周期及び設計用地震力を用いる。また、VI-2-9-4-3「ベント管

の耐震性についての計算書」に示す解析モデルにより、真空破壊装置の機能維持評価用加速度を算出する。

4. 機能維持評価

4.1 動的機能維持評価方法

3. の地震応答解析から得られた真空破壊装置の機能維持評価用加速度と機能確認済加速度との比較により、地震時又は地震後の動的機能維持を評価する。

真空破壊装置は、4.2 で示すように地震時動的機能維持が確認された逆止弁と類似の構造であるため、VI-2-1-9「機能維持の基本方針」に記載の逆止弁の機能確認済加速度を適用する。

4.2 真空破壊装置と逆止弁の類似性について

図 4-1 に逆止弁と真空破壊装置の構造を示す。

弁体をアームとスピンドルで支持しており、動的機能維持を確認するための部位（駆動部）が逆止弁と同じ構造であるため同等な構造と考えられる。

なお、真空破壊装置の動作試験用の駆動装置としてエアシリンダが設置されているが、エアシリンダは事故時の真空破壊装置の動作に影響を及ぼさないため、動的機能維持評価の対象外とする。

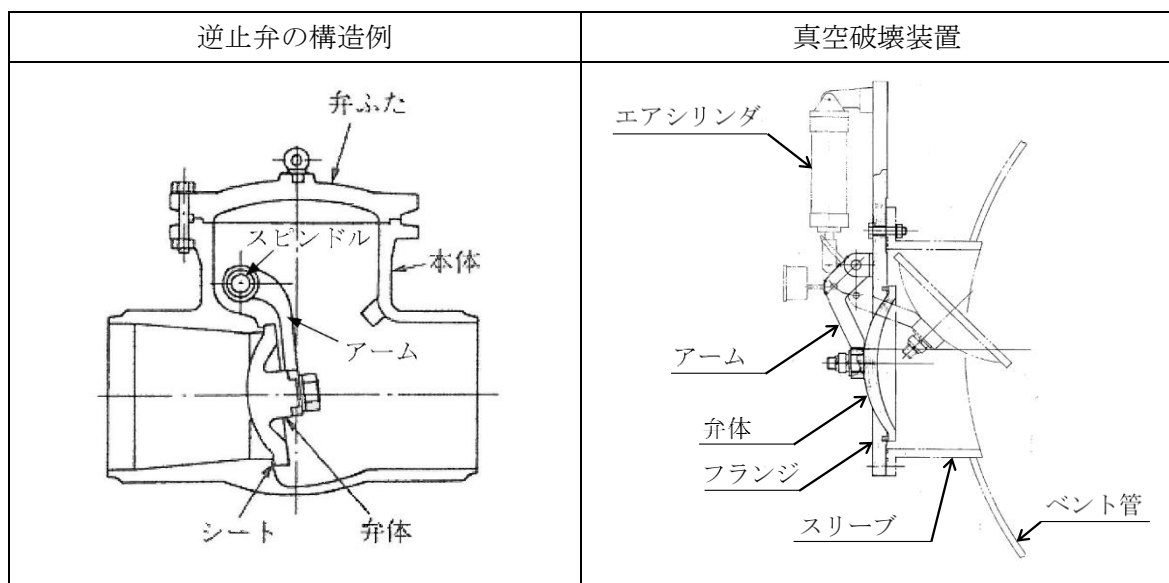


図 4-1 逆止弁と真空破壊弁の構造

5. 評価結果

5.1 設計基準対象施設としての評価結果

真空破壊装置の設計基準対象施設としての耐震評価結果を表 5-1 に示す。機能維持評価用加速度は機能確認済加速度以下であり、設計用地震力に対して動的機能を維持できることを確認した。

表 5-1 動的機能維持の評価結果（設計基準対象施設）

(単位: $\times 9.8\text{m/s}^2$)

	要求機能	機能維持評価用 加速度		機能確認済 加速度		裕度		判定
		水平	鉛直	水平	鉛直	水平	鉛直	
真空破壊装置	S s 機能維持	3.12*1	1.12*2	6.0	6.0	1.92*3	5.35	○

注記*1：設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S s）に対するベント系の地震応答解析により求めた真空破壊装置取付部での応答加速度（水平 1 方向加振時の最大応答加速度）を上回る加速度に基づく震度

*2：設計用震度 I（基準地震動 S s）を上回る設計震度

*3：水平 2 方向の影響を考慮した場合でも動的機能を維持できる裕度（ $\sqrt{2}$ 以上）がある。

5.2 重大事故等対処設備としての評価結果

真空破壊装置の重大事故等対処設備としての耐震評価結果を表 5-2 に示す。機能維持評価用加速度は機能確認済加速度以下であり、設計用地震力に対して動的機能を維持できることを確認した。

表 5-2 動的機能維持の評価結果（重大事故等対処設備）

(単位: $\times 9.8\text{m/s}^2$)

	要求機能	機能維持評価用 加速度		機能確認済 加速度		裕度		判定
		水平	鉛直	水平	鉛直	水平	鉛直	
真空破壊装置	S s 機能維持	3.12*1	1.12*2	6.0	6.0	1.92*3	5.35	○

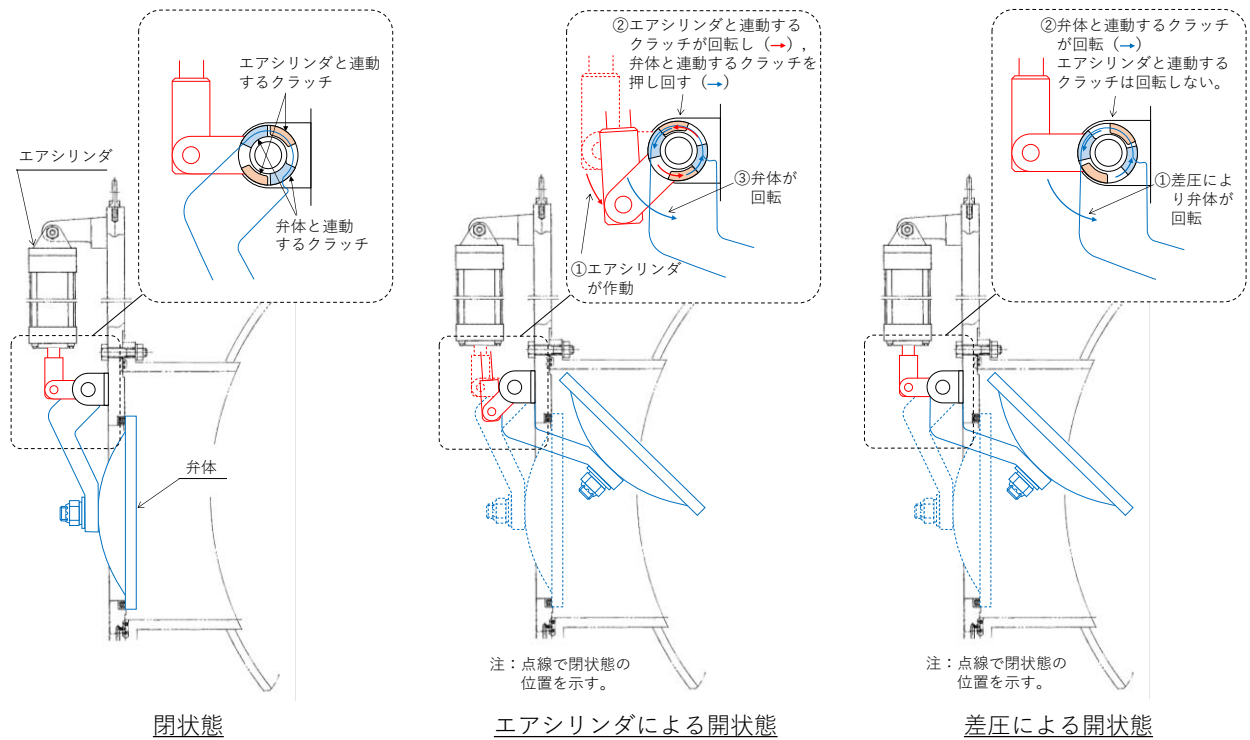
注記*1：設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S s）に対するベント系の地震応答解析により求めた真空破壊装置取付部での応答加速度（水平 1 方向加振時の最大応答加速度）を上回る加速度に基づく震度

*2：設計用震度 I（基準地震動 S s）を上回る設計震度

*3：水平 2 方向の影響を考慮した場合でも動的機能を維持できる裕度（ $\sqrt{2}$ 以上）がある。

(補足) 動的機能維持評価におけるエアシリンダの影響

真空破壊装置の機構の概要を図一補 1 に示す。動作試験用のエアシリンダにより真空破壊装置を作動させる場合、エアシリンダと連動するクラッチが弁体と連動するクラッチを押し回すことにより、弁体が回転する。一方、差圧により真空破壊装置が作動する場合、弁体が回転することにより弁体と連動するクラッチが回転するが、エアシリンダと連動するクラッチとは接触しないため、エアシリンダと連動するクラッチは回転しない。このため、エアシリンダが損傷した場合にも真空破壊装置は作動可能であり、エアシリンダは真空破壊装置の動的機能維持評価の対象外とする。



図一補 1 真空破壊装置の機構の概要

補足-027-10-28 原子炉圧力容器の耐震性についての計算書における
ブラケット類の応力評価について

目 次

1. 概要	1
2. 評価の考え方	1
2.1 一次+二次応力の評価について	1
2.2 疲労評価について	1
3. 結論	2

1. 概要

本資料は、VI-2-3-3-1-1「原子炉圧力容器の応力解析の方針」及びVI-2-3-3-1-2「原子炉圧力容器の耐震性についての計算書」において、ブラケット類の一次＋二次応力の評価及び疲労評価を省略することの妥当性を説明するものである。

2. 評価の考え方

ブラケット類は、原子炉圧力容器に溶接により取り付けられる部材であることから、設計・建設規格^[1]における、クラス 1 容器の規定に基づき評価を行うこととなり、一次応力の評価に加えて、一次＋二次応力の評価及び疲労評価が必要となるが、計算書においてブラケット類の応力評価では、一次＋二次応力の評価及び疲労評価を省略していることから、その考え方を以下に示す。

2.1 一次＋二次応力の評価について

ブラケット類の評価において考慮する評価条件は、外荷重のみであり、一次応力及び一次＋二次応力は、外荷重に比例した値となる。このため、一次応力の評価における最も厳しい応力比（応力強さ／許容応力）が一次＋二次応力の応力比より大きい場合、一次応力が限界に達するところまで荷重を増大させたとしても、一次＋二次応力は許容応力に対してまだ余裕がある。従って、先に限界に達する一次応力が許容応力を満足していれば、一次＋二次応力も許容応力を満足するため、一次＋二次応力の評価を省略することが可能である。なお、許容応力はVI-2-3-3-1-1「原子炉圧力容器の応力解析の方針」の表 3-3 に従って計算する。

ブラケット付根の一次応力は、既に認可された工事計画の添付書類（以下「既工認」という）と同様に、はり理論によって計算される。応力の計算結果を表 1 に示し、計算された応力から算出したブラケット付根の一次応力強さ及び応力比（応力強さ／許容応力）を表 2 に示す。表 2 よりブラケット類の耐震計算結果から一次膜＋一次曲げ（ $P_L + P_b$ ）で応力比（応力強さ／許容応力）が厳しい蒸気乾燥器支持ブラケットに着目し、一次＋二次応力強さを算出する。

ブラケット付根の一次＋二次応力は、引用文献[4]に基づき計算される。計算された応力から算出したブラケット付根の一次＋二次応力強さの評価を表 3 に示す。なお、計算の概要は別紙に示す。

表 3 に示すとおり、一次＋二次応力強さ S_n は許容値（ $3 \cdot S_m$ ）を下回る。また、一次応力の応力比は、一次＋二次応力の応力比よりも大きいことから、一次＋二次応力の評価は一次応力の評価で代表可能である。このため、ブラケット類では一次＋二次応力の評価を省略する。

2.2 疲労評価について

ブラケット類の疲労評価は、設計・建設規格^[1]における疲労解析不要の条件（PVB-3140）に適合する場合、評価を不要とすることが可能である。表 4 に設計・建設規格^[1]における疲労評価不要の条件（PVB-3140）並びに各条件に対する判定結果を示

す。

表4の項目(1)～(5)は、既工認の応力解析の方針^[2]の図4-1に記載している原子炉压力容器の運転条件(圧力、温度)、並びに既工認の計算書^[3]のブラケット及びその取付部に使用している材料(SQV2A, SUSF316)から、いずれも疲労評価は不要と判定することができる。

表4の項目(6)は、機械的荷重による応力変動を評価する必要がある。機械的荷重により生じる一次+二次及びピーク応力は、一次応力に構造不連続の影響を考慮したものである。ブラケットにおいて構造不連続の影響は、ブラケットと取付部の構造により決まり、ブラケット本体より遥かに大きな円筒胴に取り付く構造は各ブラケット共通であることから、構造不連続による影響は、各ブラケットで異なることはないと考えられる。よって、2.1と同様に蒸気乾燥器支持ブラケットに着目し、疲労評価不要の規定を満たすことを確認する。

表5に蒸気乾燥器支持ブラケットの機械的荷重により生じる応力の全振幅である補正繰返しピーク応力強さ S_i' を計算した結果を示す。表5より、S d地震の補正繰返しピーク応力強さ S_e' は MPa、S s地震の補正繰返しピーク応力強さ S_e' は MPaとなり、S d地震繰返し回数300回に対応する許容繰返しピーク応力強さの MPa及びS s地震繰返し回数150回に対応する許容繰返しピーク応力強さの MPaをそれぞれ下回ることから、疲労評価は不要と判定することができる。

3. 結論

2章より、ブラケット類の応力評価において、一次+二次応力の評価は、一次応力の評価で代表することが可能であるため評価を省略し、疲労評価は、設計・建設規格^[1]における疲労解析不要の条件(PVB-3140)の各規定を満たしているため、既工認^[3]と同様に疲労評価結果の記載は不要としている。

表 1(1) ブラケット付根の応力計算 (スタビライザブラケット)

形状・寸法	a	幅 (mm)	403.70		
	t	高さ (mm)	147.80		
	ℓ	荷重点の距離 (mm)	254.80		
	ℓ _x	荷重点の距離 (mm)	201.85		
	ℓ _y	荷重点の距離 (mm)	0.00		
	F _x	荷重* (kN)	±4.150×10 ³ ±4.950×10 ³		
	F _y	荷重* (kN)	0.000 0.000		
	F _z	荷重* (kN)	0.000 0.000		
	A	断面積 (mm ²)	5.967×10 ⁴		a・t
	Z _x	断面係数 (mm ³)	1.470×10 ⁶		$\frac{a \cdot t^2}{6}$
	Z _y	断面係数 (mm ³)	4.015×10 ⁶		$\frac{a^2 \cdot t}{6}$
外荷重	F	力* (kN)	4.150×10 ³ 4.950×10 ³	$\sqrt{F_x^2 + F_y^2}$	
	M _x	モーメント* (kN・mm)	0.000 0.000	F _y ・ℓ + F _z ・ℓ _y	
	M _y	モーメント* (kN・mm)	±1.057×10 ⁶ ±1.261×10 ⁶	-F _x ・ℓ - F _z ・ℓ _x	
計算結果	σ _{z1}	引張応力* (MPa)	0 0	$-\frac{F_z}{A}$	
	σ _{z2}	曲げ応力* (MPa)	±264 ±315	$\pm \frac{M_x}{Z_x} \pm \frac{M_y}{Z_y}$	
	τ	平均せん断応力* (MPa)	70 83	$\frac{F}{A}$	

注記* : 上段は許容応力状態Ⅲ_ASにおける値を示し、下段は許容応力状態Ⅳ_ASにおける値を示す。

表 1(2) ブラケット付根の応力計算 (蒸気乾燥器支持ブラケット)

形状・寸法	a	幅 (mm)	100.00	
	t	高さ (mm)	300.00	
	ℓ	荷重点の距離* (mm)	114.60	
			110.20	
	ℓ _x	荷重点の距離 (mm)	0.00	
	ℓ _y	荷重点の距離 (mm)	150.00	
	F _x	荷重* (kN)	±5.329×10 ²	
			±1.219×10 ³	
	F _y	荷重* (kN)	-3.112×10 ²	
			-4.268×10 ²	
	F _z	荷重* (kN)	±1.556×10 ²	
			±2.134×10 ²	
A	断面積 (mm ²)	3.000×10 ⁴	a・t	
Z _x	断面係数 (mm ³)	1.500×10 ⁶	$\frac{a \cdot t^2}{6}$	
Z _y	断面係数 (mm ³)	5.000×10 ⁵	$\frac{a^2 \cdot t}{6}$	
外荷重	F	力* (kN)	6.171×10 ²	$\sqrt{F_x^2 + F_y^2}$
			1.291×10 ³	
	M _x	モーメント* (kN・mm)	-5.900×10 ⁴	F _y ・ℓ + F _z ・ℓ _y
-7.904×10 ⁴				
M _y	モーメント* (kN・mm)	±6.107×10 ⁴	-F _x ・ℓ - F _z ・ℓ _x	
		±1.343×10 ⁵		
計算結果	σ _{z1}	引張応力* (MPa)	±6	$-\frac{F_z}{A}$
			±8	
	σ _{z2}	曲げ応力* (MPa)	±162	$\pm \frac{M_x}{Z_x} \pm \frac{M_y}{Z_y}$
±322				
τ	平均せん断応力* (MPa)	21	$\frac{F}{A}$	
		43		

注記* : 上段は許容応力状態Ⅲ_ASにおける値を示し、下段は許容応力状態Ⅳ_ASにおける値を示す。

表 1(3) ブラケット付根の応力計算 (給水スパージブラケット)

形状・寸法	a	幅 (mm)	68.50		
	t	高さ (mm)	176.30		
	l	荷重点の距離 (mm)	99.60		
	lx	荷重点の距離 (mm)	0.00		
	ly	荷重点の距離 (mm)	0.00		
	F _x	荷重* (kN)	±9.200 ±26.20		
	F _y	荷重* (kN)	±6.800 ±19.40		
	F _z	荷重* (kN)	-15.90 -28.50		
	A	断面積 (mm ²)	1.208×10 ⁴		$a \cdot t$
	Z _x	断面係数 (mm ³)	3.548×10 ⁵		$\frac{a \cdot t^2}{6}$
	Z _y	断面係数 (mm ³)	1.379×10 ⁵		$\frac{a^2 \cdot t}{6}$
外荷重	F	力* (kN)	11.44 32.60	$\sqrt{F_x^2 + F_y^2}$	
	M _x	モーメント* (kN・mm)	±6.773×10 ² ±1.932×10 ³	$F_y \cdot l + F_z \cdot l_y$	
	M _y	モーメント* (kN・mm)	∓9.163×10 ² ∓2.610×10 ³	$-F_x \cdot l - F_z \cdot l_x$	
計算結果	σ _{z1}	引張応力* (MPa)	2 3	$-\frac{F_z}{A}$	
	σ _{z2}	曲げ応力* (MPa)	±9 ∓25	$\pm \frac{M_x}{Z_x} \pm \frac{M_y}{Z_y}$	
	τ	平均せん断応力* (MPa)	1 3	$\frac{F}{A}$	

注記* : 上段は許容応力状態Ⅲ_ASにおける値を示し、下段は許容応力状態Ⅳ_ASにおける値を示す。

表 1(4) ブラケット付根の応力計算 (炉心スプレイブラケット)

形状・寸法	d	直径 (mm)	50.80		
	ℓ	荷重点の距離 (mm)	138.70		
	F _x	荷重*	(kN)		±4.700
					±12.40
	F _y	荷重*	(kN)		±4.200
					±11.10
	F _z	荷重*	(kN)		-4.400
-11.30					
A	断面積 (mm ²)	2.027×10 ³	$\frac{\pi \cdot d^2}{4}$		
Z	断面係数 (mm ³)	1.287×10 ⁴	$\frac{\pi \cdot d^3}{32}$		
外荷重	F	力* (kN)	6.303	$\sqrt{F_x^2 + F_y^2}$	
			16.64		
M	モーメント* (kN・mm)		8.743×10 ²	$\ell \cdot \sqrt{F_x^2 + F_y^2}$	
			2.308×10 ³		
計算結果	σ _{z1}	引張応力* (MPa)	3	$-\frac{F_z}{A}$	
			6		
	σ _{z2}	曲げ応力* (MPa)		±68	$\pm \frac{M}{Z}$
				±180	
	τ*	平均せん断応力 (MPa)		4	$\frac{F}{A}$
9					

注記* : 上段は許容応力状態Ⅲ_ASにおける値を示し、下段は許容応力状態Ⅳ_ASにおける値を示す。

表 2 一次応力評価における応力比と機械的荷重による応力変動の代表計算を行う
ブラケットの選択

機 器 (材 料)	応力分類	P _m		P _L +P _b	
	許容応力状態	ⅢAS	ⅣAS	ⅢAS	ⅣAS
スタビライザブラケット (SQV2A)	応力強さ (MPa)	140	167	298	356
	許容応力 (MPa)	303	326	454	490
	応 力 比	0.462	0.512	0.656	0.727
蒸気乾燥器支持ブラケット (SUSF316)	応力強さ (MPa)	42	87	172	340
	許容応力 (MPa)	143	284	214	427
	応 力 比	0.294	0.306	0.804	0.796
給水スパージャブラケット (SUSF316)	応力強さ (MPa)	3	6	34	71
	許容応力 (MPa)	143	284	214	427
	応 力 比	0.021	0.021	0.159	0.166
炉心スプレイブラケット (SUSF316)	応力強さ (MPa)	7	18	71	186
	許容応力 (MPa)	143	284	214	427
	応 力 比	0.049	0.063	0.332	0.436

表 3 蒸気乾燥器支持ブラケットの一次+二次応力の評価

項目	S _d	S _s
一次+二次応力強さ S _n (MPa)	84	161
一次+二次応力強さの許容応力 3・S _m (MPa)	360	360
応力比	0.233	0.447

表 5 蒸気乾燥器支持ブラケットの繰返しピーク応力強さ

項目	S d (300回)	S s (150回)
一次+二次+ピーク応力強さ S_p (MPa) *1	167	322
繰返しピーク応力強さ S_0 (MPa)	84	161
補正繰返しピーク応力強さ S_0' (MPa) *2, 3	□	□
地震繰返し数に対応した許容繰返しピーク応力強さ (MPa)	□	□

注記*1：応力集中係数は引用文献[1]付録2に示す計算式により， $K_n = \square$ ， $K_b = \square$ と計算し，その最大値 \square を一律に考慮した。

*2：補正繰返しピーク応力強さ S_0' を計算する際に， E_0/E はオーステナイト系ステンレス鋼の値 \square を一律に考慮した。

*3：補正繰返しピーク応力強さ S_0' は，地震繰返し回数に対応した許容繰返しピーク応力を満たす。

引用図書及び文献

- [1] 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 ((社) 日本機械学会, 2005/2007)
- [2] 第5回工事計画認可申請書 添付書類 IV-3-1-1-1 「原子炉圧力容器の応力解析の方針」
- [3] 第5回工事計画認可申請書 添付書類 IV-3-1-1-22 「ブラケット類の応力計算書」
- [4] March 1979 Revision of WRC Bulletin 107/August 1965
 "Local Stresses in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings"

蒸気乾燥器支持ブラケットの一次+二次応力強さ及び繰返しピーク応力強さ

蒸気乾燥器支持ブラケットの一次+二次応力強さ及び繰返しピーク応力強さの計算における荷重条件，応力値を別表 1，2 に示す。

別表 1 一次+二次応力強さ及び繰返しピーク応力強さ (S d)

荷重条件

軸方向モーメント M_L : kN・m ($V_L \cdot L$ を含む)

軸方向せん断力 V_L : kN

周方向モーメント M_c : kN・m ($V_c \cdot L$ を含む)

周方向せん断力 V_c : kN

形状

板厚 T : mm

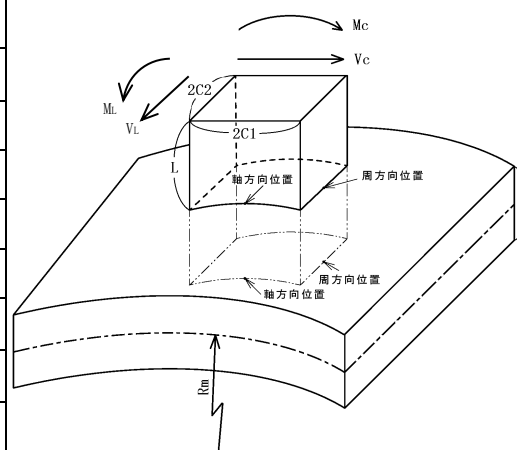
平均半径 R_m : mm

板幅 $2C1$: mm

板幅 $2C2$: mm

モーメントアーム L^{*1} : mm

		応力値 (MPa) *2	
		軸方向位置	周方向位置
σ_t の和	σ_{tm} (局部膜応力)	± 2.1	± 1.8
	σ_{tb} (曲げ応力)	± 16.7	± 39.8
	σ_t (合計)	± 18.8	± 41.6
σ_ℓ の和	$\sigma_{\ell m}$ (局部膜応力)	± 1.8	± 1.9
	$\sigma_{\ell b}$ (曲げ応力)	± 23.5	± 22.1
	σ_ℓ (合計)	± 25.3	± 24.0
せん断応力 (円筒胴)		± 19.5	± 3.8



一次+二次応力強さ S_n^{*1} : 84MPa

繰返しピーク応力強さ $S_\ell^{*1 *3}$: 84MPa

補正繰返しピーク応力強さ $S_\ell'^{*1 *4}$: MPa

注：引用文献[4]に基づく計算結果を示す。

注記*1：ブラケット付根から先端までの長さ

*2：応力の評価位置を右図に示す。

*3：応力集中係数は引用文献[2]付録2に示す計算式により $K_n = \text{$ ， $K_b = \text{$ と計算し，その最大値 を一律に考慮した。

*4：補正繰返しピーク応力強さ $S_\ell'^{*1}$ を計算する際に， E_0/E は使用している材料の中の最大値 を一律に考慮した。

別表2 一次+二次応力強さ及び繰返しピーク応力強さ (S s)

荷重条件

軸方向モーメント M_L : kN・m ($V_L \cdot L$ を含む)

軸方向せん断力 V_L : kN

周方向モーメント M_c : kN・m ($V_c \cdot L$ を含む)

周方向せん断力 V_c : kN

形状

板厚 T : mm

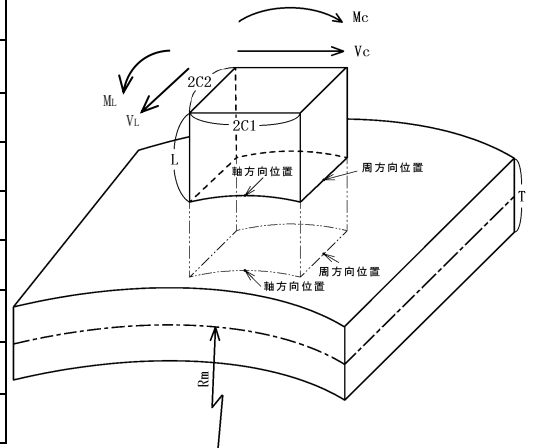
平均半径 R_m : mm

板幅 $2C_1$: mm

板幅 $2C_2$: mm

モーメントアーム L^{*1} : mm

		応力値 (MPa) *2	
		軸方向位置	周方向位置
σ_t の和	σ_{tm} (局部膜応力)	± 2.9	± 2.5
	σ_{tb} (曲げ応力)	± 23.0	± 78.0
	σ_t (合計)	± 25.9	± 80.5
σ_ℓ の和	$\sigma_{\ell m}$ (局部膜応力)	± 2.4	± 2.6
	$\sigma_{\ell b}$ (曲げ応力)	± 32.2	± 40.7
	σ_ℓ (合計)	± 34.6	± 43.3
せん断応力 (円筒胴)		± 44.5	± 5.2



一次+二次応力強さ S_n^{*2} : 161MPa

繰返しピーク応力強さ $S_\ell^{*2 *3}$: 161MPa

補正繰返しピーク応力強さ $S_\ell'^{*2 *4}$: MPa

注：引用文献[4]に基づく計算結果を示す。

注記*1：ブラケット付根から先端までの長さ

*2：応力の評価位置を右図に示す。

*3：応力集中係数は引用文献[2]付録2に示す計算式により $K_n = \text{$, $K_b = \text{$ と計算し、その最大値 を一律に考慮した。

*4：補正繰返しピーク応力強さ $S_\ell'^{*2}$ を計算する際に、 E_0/E は使用している材料の中の最大値 を一律に考慮した。

補足-027-10-29 主蒸気管の弾性設計用地震動 S d での
耐震評価について

本資料では、主蒸気管のうち外側主蒸気隔離弁より主蒸気止め弁までの範囲及び主蒸気ヘッドから分岐しタービンバイパス弁並びに補助蒸気系との境界弁までの範囲の管（以下「主蒸気管」という。）における耐震重要度分類の考え方及び耐震評価結果について示す。

- I. 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について
- II. 評価用地震動における評価結果

なお、本資料が関連する図書は以下のとおり。

- ・ VI-2 「耐震性に関する説明書」

添付資料 1 地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動に対する考慮について

添付資料 2 主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの段階的な減衰性能の設定

添付資料 3 主蒸気管の振動モード

添付資料 4 主蒸気止め弁及び蒸気加減弁の解析モデルについて

I. 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について

1. はじめに

主蒸気管については、耐震Bクラスに分類され、また弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行うこととしている。

本資料においては、主蒸気管の耐震重要度分類の考え方及び評価に適用する地震動の考え方について示す。

2. 耐震クラス設定の考え方

耐震重要度分類において、主蒸気管は、以下のクラス分類の規定に基づき、Bクラスに分類している。

「安全機能を有する施設のうち、機能喪失した場合の影響がSクラス施設と比べ小さい施設であって、原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて、一次冷却材を内蔵しているか又は内蔵し得る施設」

さらに、主蒸気管については、仮に破断した場合に、一次冷却系から直接外部へ放射性気体（核分裂生成物）を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮して、弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行うこととした。

設備の耐震上の重要度分類にあたって、原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 JEAG 4601・補-1984（以下「JEAG 4601・補-1984」という。）において検討した内容が示されている。（図1参照）

この中で、「放射性物質に関連する設備の耐震重要度分類と被ばく線量」に関して、設備単体が破損したときに全身0.5レム以上の被ばくを与えるものは基準地震動S₁による機能維持の確認を行うべき、としている。これにより、基準地震動S₂による設備の同時破損を想定しても、被ばく線量を「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」のめやす線量に対して十分小さくすることができることになる。

また、主蒸気管については、仮に原子炉格納容器外で破損した場合の被ばく線量は、小児甲状腺1.5レム以下となることが当時の評価方法で得られており、基準地震動S₁に対し機能維持をする必要は必ずしもない。一方で、複数基立地の発電所で主蒸気管の同時破損を想定すると、仮定の仕方によりめやす線量を超える場合もあり得るとして、主蒸気止め弁までの部分は、基準地震動S₁で破損しないことの確認を行っておくことが望ましいとしている。さらに、被ばく評価の基準が見直されたら、基準地震動S₁に対する検討も再度見直す必要があるとしている。

被ばく評価の基準に関しては、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成2年8月30日原子力安全委員会決定）で判断基準が示されている。主蒸気管については、破損時に上記審査指針に定められている事故時の実効線量に関する判断基準（5mSv）

を超えないという条件が満たされる必要がある。島根原子力発電所2号機の原子炉設置変更許可申請書における主蒸気管破断時の評価結果によると、被ばく量は約 $6.8 \times 10^{-2} \text{mSv}$ であり、上記の判断基準 (5mSv) と比較して小さい。このことから、主蒸気管は耐震Bクラスとすることは妥当である。一方で、主蒸気管が破断した場合、一次冷却系から直接外部へ放射性気体 (核分裂生成物) を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮することとし、念のため、主蒸気管を弾性設計用地震動 S_d で破損しないことの検討を行うこととしたものである。

なお、弾性設計用地震動 S_d で破損しないことの検討にあたって考慮する許容応力状態については、J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 に規定のとおり許容応力状態IV A Sを適用する (図2参照)。

【参考：耐震設計審査指針改訂 (平成18年9月) による耐震重要度と適用する地震動との関連について】

次に耐震重要度分類と適用する地震動に関して、J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 発刊当時は、耐震Aクラスのうち特に重要な施設を耐震A sクラスとし、耐震Aクラス施設に対して基準地震動 S_1 を、耐震A sクラス施設に対して基準地震動 S_1 、 S_2 を適用することとなっていた。その後、平成18年に改訂された耐震設計審査指針において、耐震重要度分類については、A sクラス及びAクラスを統合してSクラスとし、適用する地震動は基準地震動 S_s のみとなった。さらに、施設の安全機能の保持を高い精度で確認するため弾性設計用地震動 S_d を規定し、Sクラス施設に適用することとなった。

上記のような改訂経緯から、基準地震動 S_1 と弾性設計用地震動 S_d とは直接関連するものではない。



図1 JEAG 4601・補-1984における耐震重要度分類と被ばく線量に関する記載

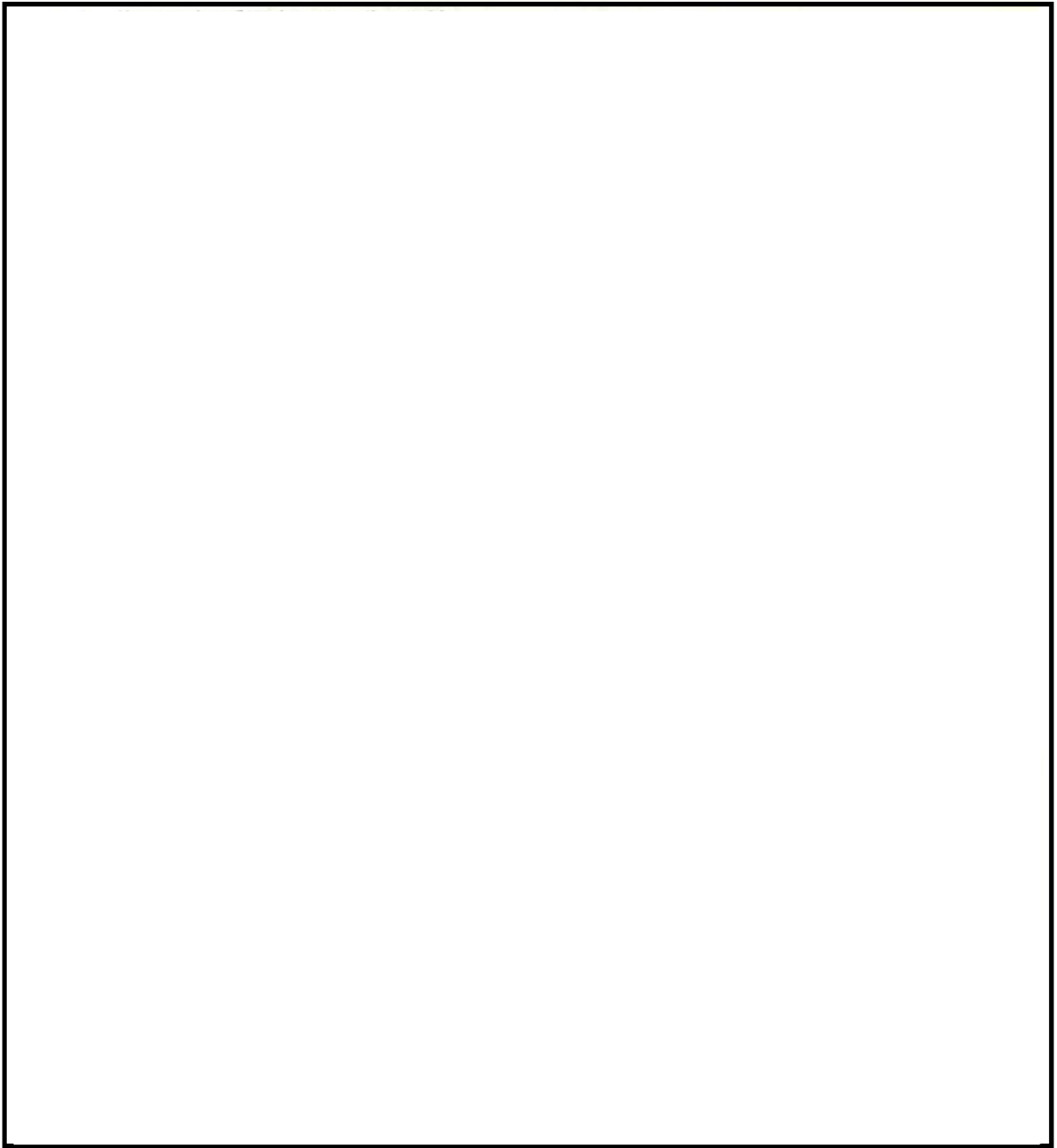


図2 J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 における施設の耐震重要度と地震動の対応に関する記載

II. 評価用地震動における評価結果

1. はじめに

「I. 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について」において、主蒸気管は、耐震Bクラス、かつ、弾性設計用地震動S dに対して破損しないことの検討を行うこととしている。

ここでは、主蒸気管について、弾性設計用地震動S dを作用させた場合の応力評価を示す。

2. 評価方法

2.1 概要

評価対象は原子炉格納容器外側主蒸気隔離弁より主蒸気止め弁までの範囲及び主蒸気ヘッドから分岐しタービンバイパス弁並びに補助蒸気系との境界弁までの範囲の管とする。概略系統図を図3に、評価対象である配管系の鳥瞰図を図4に示す。主蒸気管には、三軸粘性ダンパ設置しており、高減衰による地震応答低減を図っている。三軸粘性ダンパの配管系地震応答解析への適用方法については、補足-027-10-62「配管系に設置する三軸粘性ダンパの設計方針」に示す。地震応答解析法については、このような高減衰箇所の応答が考慮可能であるモーダル時刻歴解析を適用する。

また、主蒸気管は原子炉建物、タービン建物及び蒸気タービンの基礎に支持点（地震入力点）を有しており、それぞれの支持点に対応した建物・構築物の加速度時刻歴波を入力する。なお、水平2方向及び鉛直方向地震力の組合せを考慮して、解析入力は3方向同時入力とする。

2.2 評価条件

入力地震動については、弾性設計用地震動S d-1, S d-D, S d-F 1, S d-F 2, S d-N 1, S d-N 2とし、各地震動が配管系に与える影響を検討するため、減衰性能の上・下限である減衰性能1（上限）及び5（下限）にて評価した。評価の結果、最も厳しい地震動は、表6のとおりS d-1であったため、S d-1については減衰性能1（上限）及び5（下限）に加え、内挿する3つの減衰（減衰性能2～4）について評価を実施した。なお、本資料では評価上最も厳しい地震動であるS d-1について、減衰性能1～5にて評価した結果を示す。また、地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動に対する考慮について添付資料1に示す。

適用した入力地震動のうちS d-1についての加速度時刻歴波を図5に示す。なお、速度、変位はプログラム内で加速度時刻歴波より算出している。

配管系の構造減衰についてはVI-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に記載の減衰定数を用いる。主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの減衰性能の設定方法を添付資料2に示す。また、表1に評価条件を示す。

地震応答解析に用いる解析コードは「MSC NASTRAN Version 2013.1.1」とする。なお、NASTRANにおける数値積分法は3点法を用いており、3点法は着目する固有周期の1/20程度の時間刻み幅とすることで精度良く解析できるとされており⁽¹⁾、時間刻み幅は剛柔判定のしきい値(0.05s)の1/20よりも十分小さな0.001sとする。

表1 評価条件

系統名称 (鳥瞰図番号)	耐震設計上の 重要度分類	建物・構築物	標高 (m)	減衰定数*1 (%)
主蒸気系 (MS-T-1)	B*2	原子炉建物		
		タービン建物		
		蒸気タービンの基礎		

注記*1：配管系の構造減衰について示す。

*2：弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行う。

【参考文献】

- (1) 数値積分法の基礎と応用，コロナ社

3. 評価結果

3.1 配管応力評価結果

主蒸気管(MS-T-1)の最大応力評価点の応力評価結果を表2に示す。また、各弾性設計用地震動による最大応力評価点の応力評価結果を表6に示す。以下の結果から、計算値が許容値以下であり、主蒸気管が弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことを確認した。また、主蒸気管の振動モードについて、添付資料3に示す。

表2 主蒸気管(MS-T-1)の配管応力評価結果

許容応力 状態	最大応力区分 (許容応力)	鳥瞰図 番号	最大応力 評価点	応力評価		疲労評価
				計算応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	疲労累積 係数
IVAS*	一次応力 (0.9・S _u)	MS-T-1	264	108	377	—
	一次+二次応力 (2・S _y)	MS-T-1	264	120	396	—

注記*：JEAG 4601・補-1984の規定(図2参照)に基づき許容応力IVASとして評価する。

3.2 三軸粘性ダンパ評価結果

主蒸気管に適用している三軸粘性ダンパについては、補足-027-10-62「配管系に設置する三軸粘性ダンパの設計方針」に示す評価方法に基づき、以下の内容の評価している。評価結果を表3に示す。

(1) 構造強度評価

三軸粘性ダンパの設置箇所における支持点荷重が、三軸粘性ダンパを構成する部材の許容限界に基づきあらかじめ設定した許容荷重（以下「使用荷重」という。）以下となることを確認する。なお、使用荷重は三軸粘性ダンパを構成する部材に生じる発生応力がJ E A G 4 6 0 1に規定の許容限界を一定の裕度をもって満足するようにあらかじめ設定した許容荷重であり、三軸粘性ダンパの使用荷重の有する裕度については、VI-2-1-12「配管及び支持構造物の耐震計算について」にて詳細を示す。

(2) 減衰性能が維持されることを確認するための評価

a. 変位振幅評価

三軸粘性ダンパに生じる地震による変位振幅が、性能試験で減衰性能の維持を確認した許容振幅以下となることを確認する。

b. 累積消費エネルギー評価

三軸粘性ダンパに生じる地震による累積消費エネルギーが、性能試験で減衰性能の維持を確認した許容値以下となることを確認する。

表 3 三軸粘性ダンパの構造強度評価結果及び減衰性能確認結果

下表に示すとおり計算値はそれぞれの許容値以下である。
 なお、下表は各評価において最小裕度となる三軸粘性ダンパについて示す。

許容応力 状態	支持構造物 番号	型式 ^{*3}	材質 ^{*4}	温度 (°C)	方向	構造強度評価結果		機能維持評価			
						荷重評価		変位振幅評価		累積消費エネルギー評価	
						計算値(kN)	許容値(kN)	計算値(mm)	許容値(mm)	計算値(kJ)	許容値(kJ)
IVAS ^{*1}	DMP-MS-017 ^{*2}	630/426	STKM13A	66	水平	191	350	4.3		18.5	
					鉛直	64	140	2.8		6.7	
IVAS ^{*1}	DMP-MS-016 ^{*2}	630/426	STKM13A	66	水平	162	350	4.3		18.5	
					鉛直	61	140	2.8		6.8	

注記*1：J E A G 4 6 0 1・補-1984の規定(図2参照)に基づき許容応力状態IVASとして評価する。

*2：DMP-MS-017は荷重評価及び累積消費エネルギー評価で、DMP-MS-016は変位振幅評価で最小裕度となる三軸粘性ダンパである。

*3：型式に使用される数値は主要寸法である「ハウジング径/ピストン径」を呼称した値である。

*4：支持装置の構成部材のうち主たる構成部材の材質を記載

3.3 支持構造物評価結果

三軸粘性ダンパ以外の支持構造物について、下表に示すとおり計算応力及び計算荷重はそれぞれの許容値以下である。

表 4 支持構造物評価結果 (荷重評価)

許容応力 状態	支持構造物 番号	種類	型式	材質*2	温度 (°C)	評価結果		
						計算荷重 (kN)	一次評価*3	二次評価*4
IVAS*1	SNO-MS-716	オイルスナツバ	ODP-1000	STKM13A	66	1050	1500	—
	RE-MS-746	ロッドストレイント	MSV用 100t	SF490A	66	1369	1800	—

注記*1：J E A G 4 6 0 1・補-1984の規定 (図 2 参照) に基づき許容応力状態IVASとして評価する。

*2：支持装置の構成部材のうち主たる構成部材の材質を記載

*3：あらかじめ設定した設計上の基準値を許容荷重として実施する評価

*4：計算荷重があらかじめ設定した設計上の基準値を超過した箇所に対して、J E A G 4 6 0 1に定める許容限界を満足する範囲内で新たに設定した設計上の基準値を許容荷重として実施する評価。なお、一次評価を満足する場合は「一」を記載する。

表 5 支持構造物評価結果 (応力評価)

許容応力 状態	支持構造物 番号	種類	型式	材質	温度 (°C)	支持点荷重						評価結果		
						反力 (kN)			モーメント (kN・m)			応力 分類	許容 応力 (MPa)	
						F x	F y	F z	M x	M y	M z			
IVAS*	RE-MS-221	レストレイント	ラグ	SGV410	302	0	117	78	—	—	—	圧縮	16	114
	AN-MS-206	アソカ	ラグ	SGV480	302	340	130	133	78	112	106	組合せ	18	137

注記*：J E A G 4 6 0 1・補-1984の規定 (図 2 参照) に基づき許容応力状態IVASとして評価する。

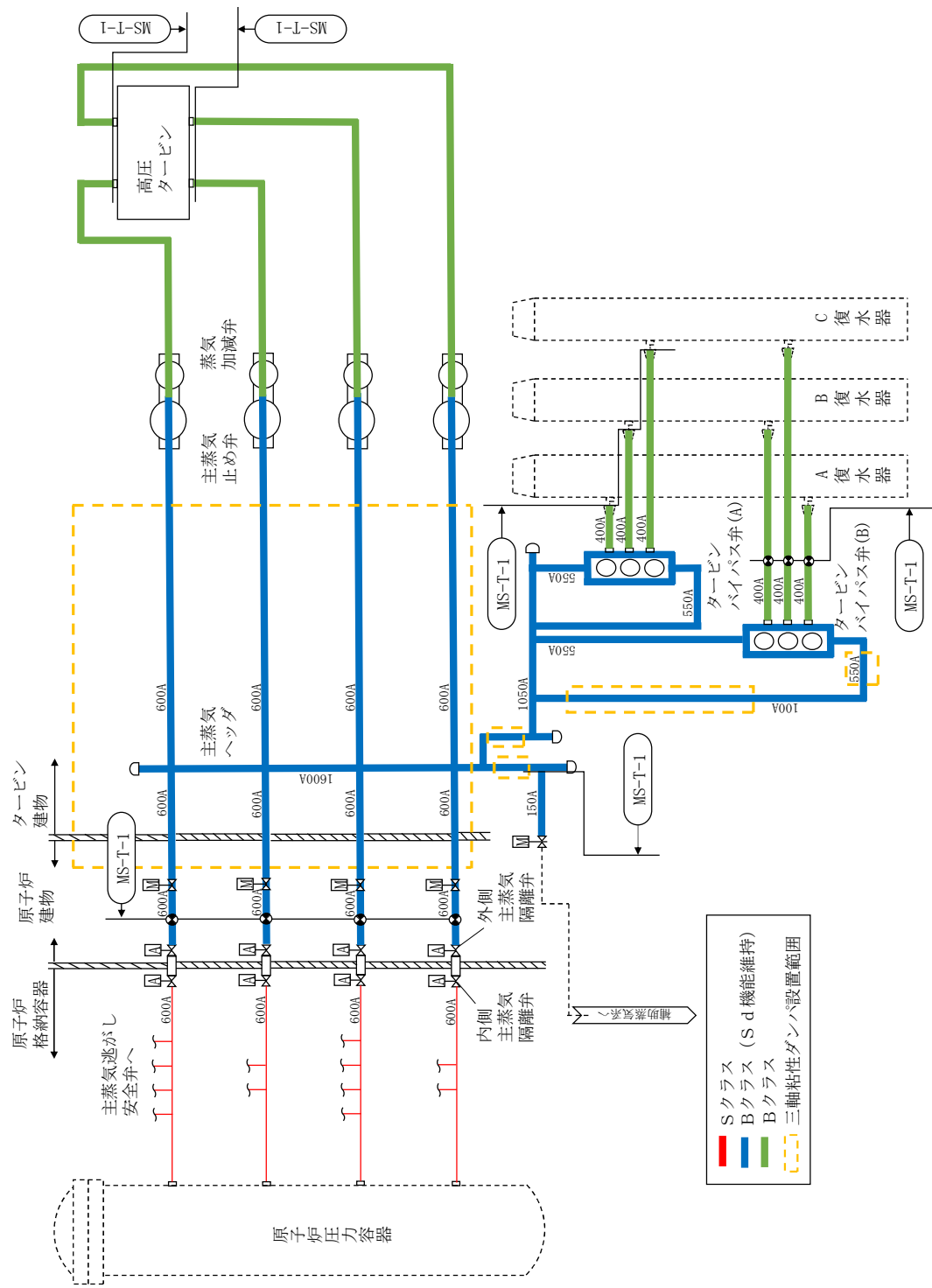




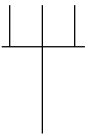
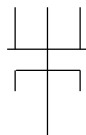
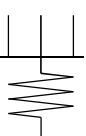
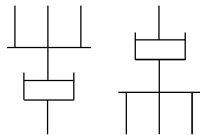


図 3 概略系統図

鳥観図記号凡例

記 号	内 容
 (太線)	耐震Bクラス範囲の管であって，弾性設計用地震動S dに対して破損しないことの検討を行う範囲の管
 (破線)	上記以外の範囲の管
	質点
	アンカ
	レストレイント
	スナッパ
	ハンガ
	三軸粘性ダンパ

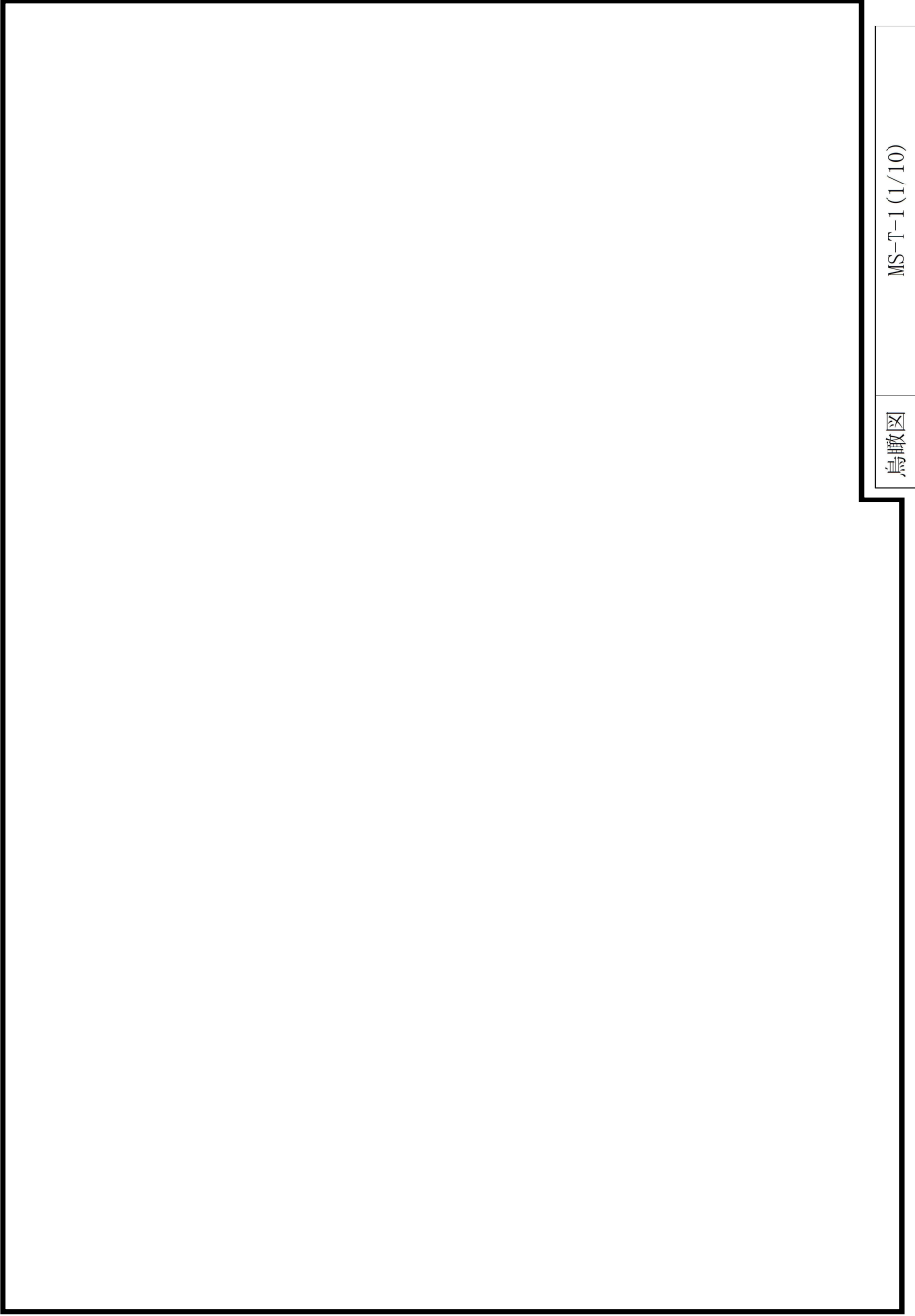


図 4 主蒸気配管モデル (1/10)

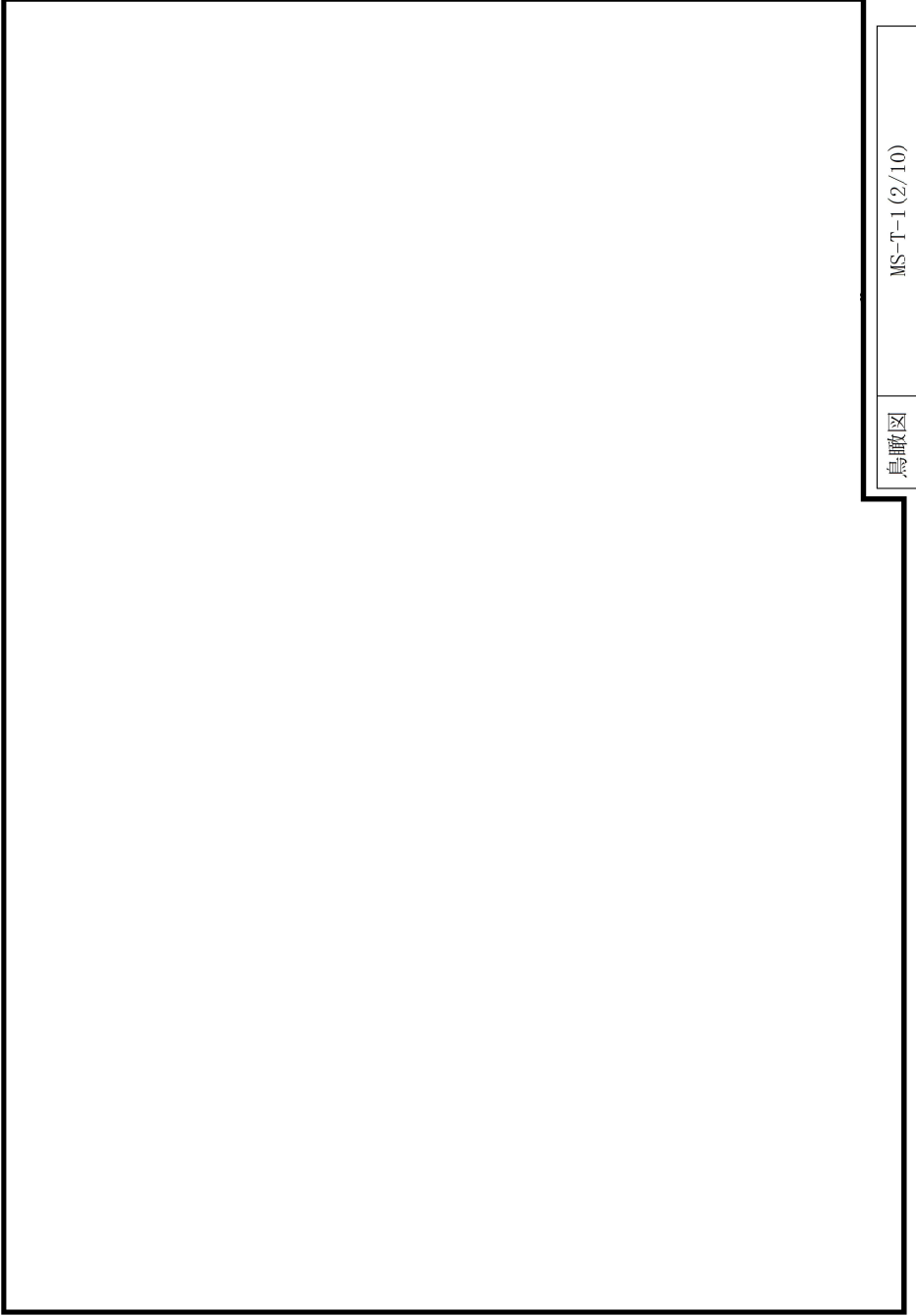


図 4 主蒸気配管モデル (2/10)

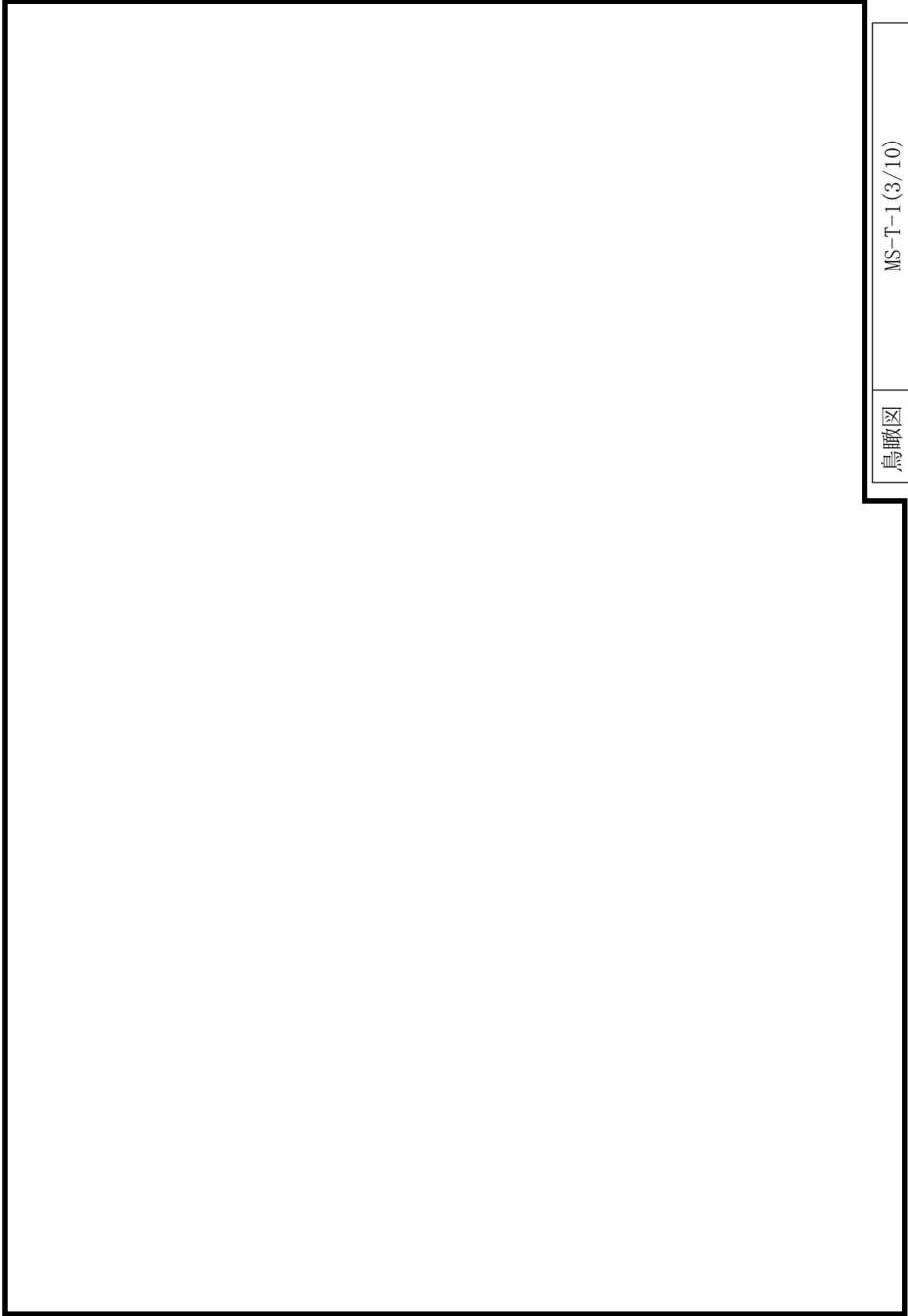


図 4 主蒸気配管モデル (3/10)

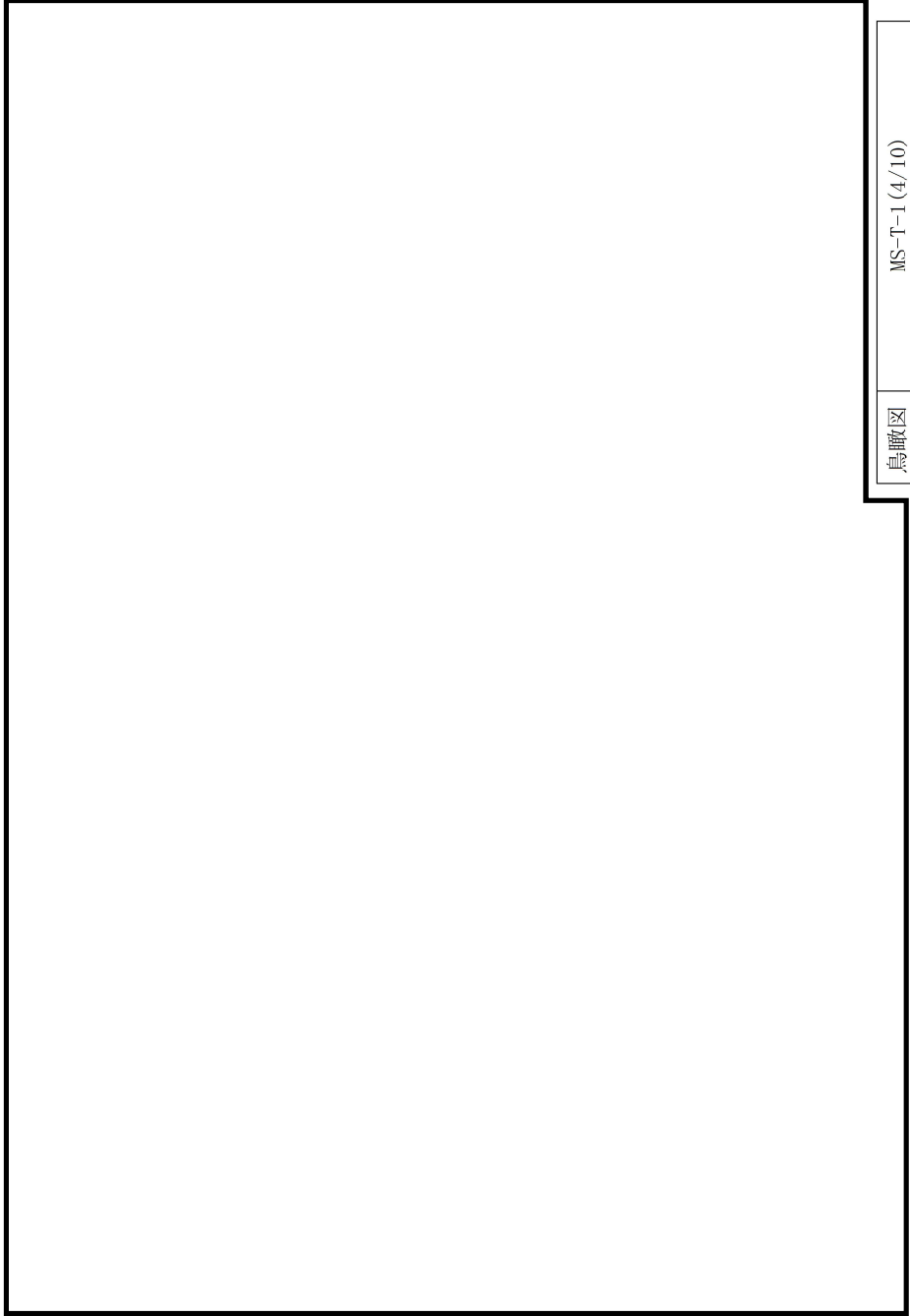


図 4 主蒸気配管モデル (4/10)

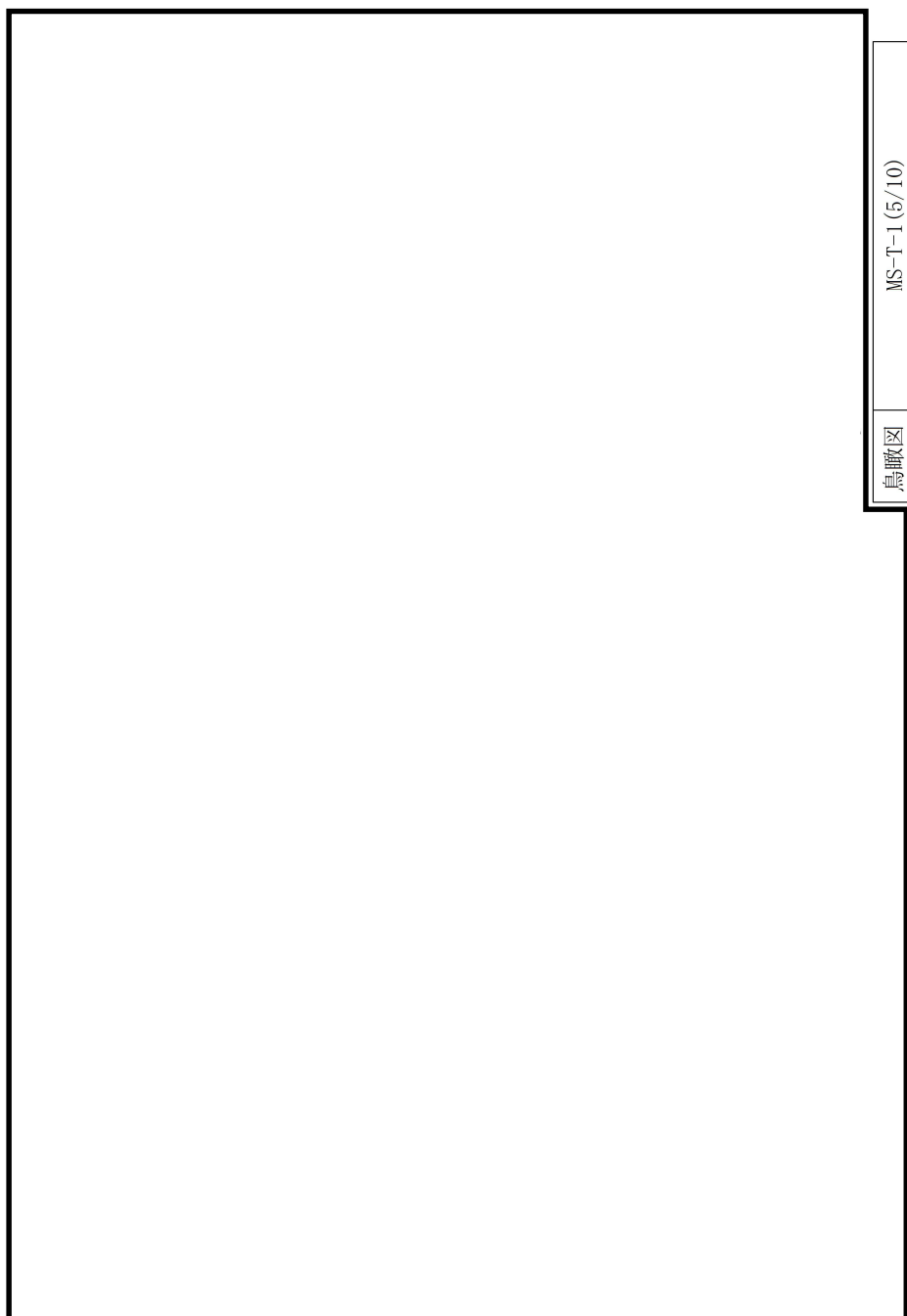


図 4 主蒸気配管モデル (5/10)

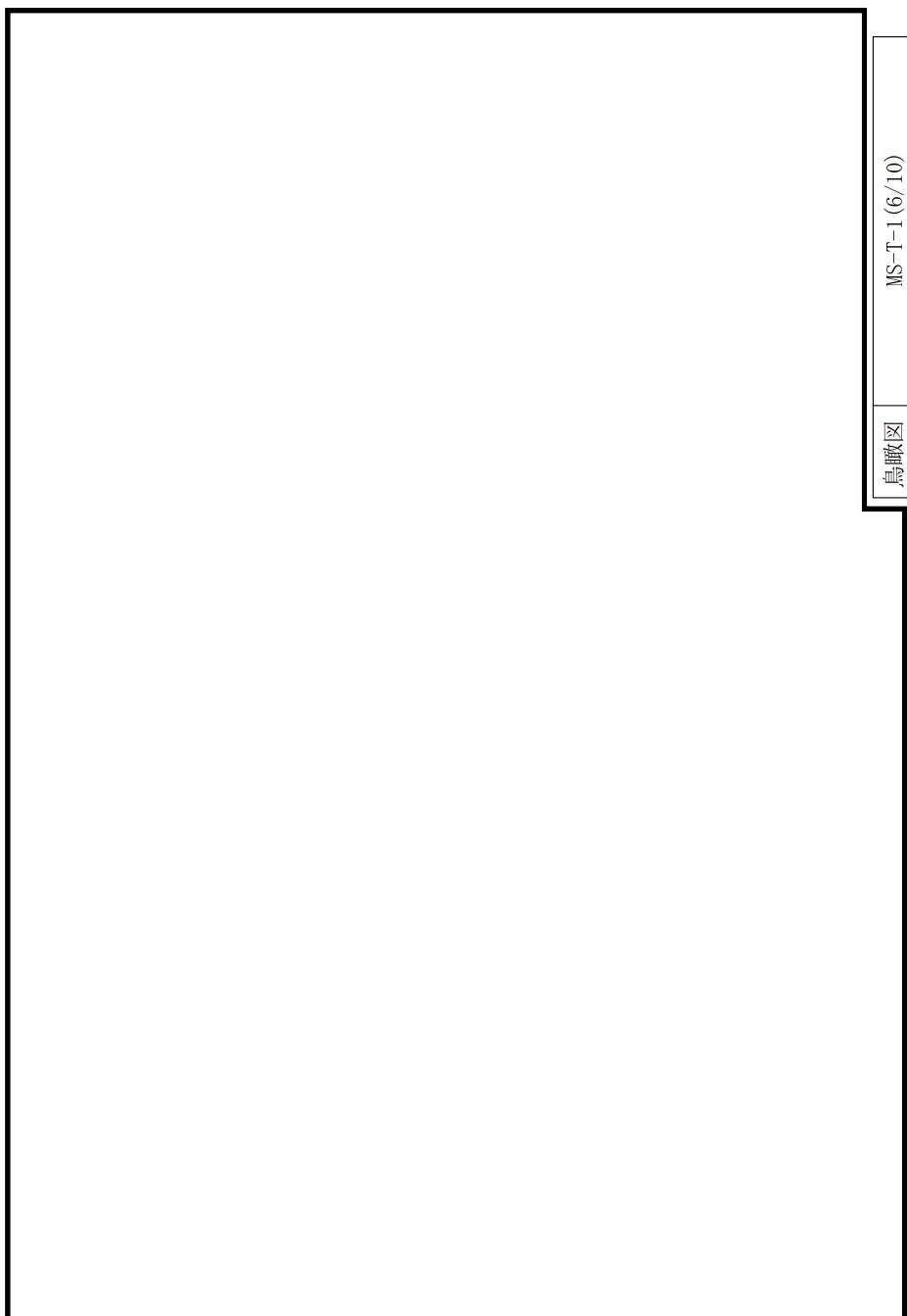


図 4 主蒸気配管モデル (6/10)

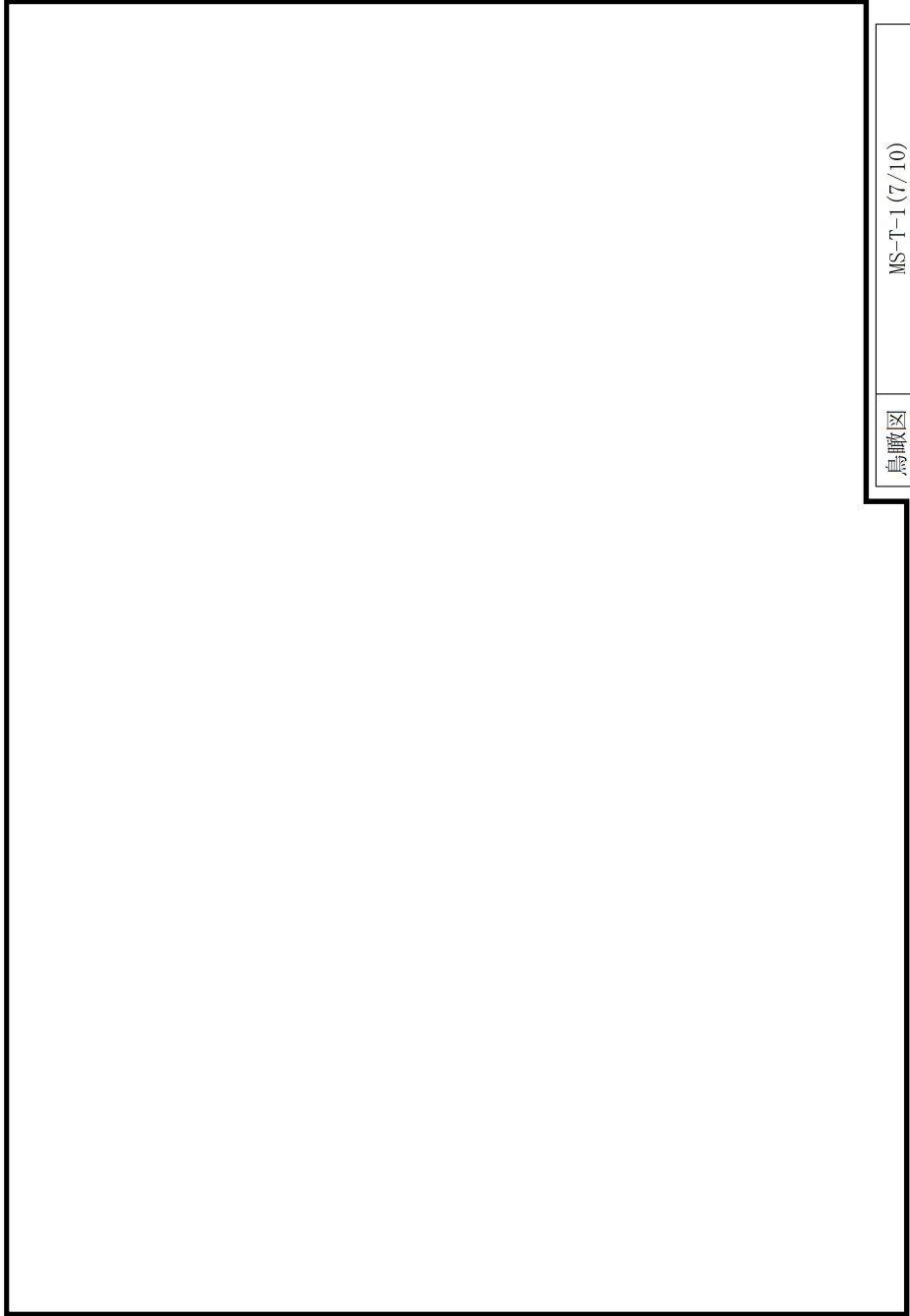


図 4 主蒸気配管モデル (7/10)

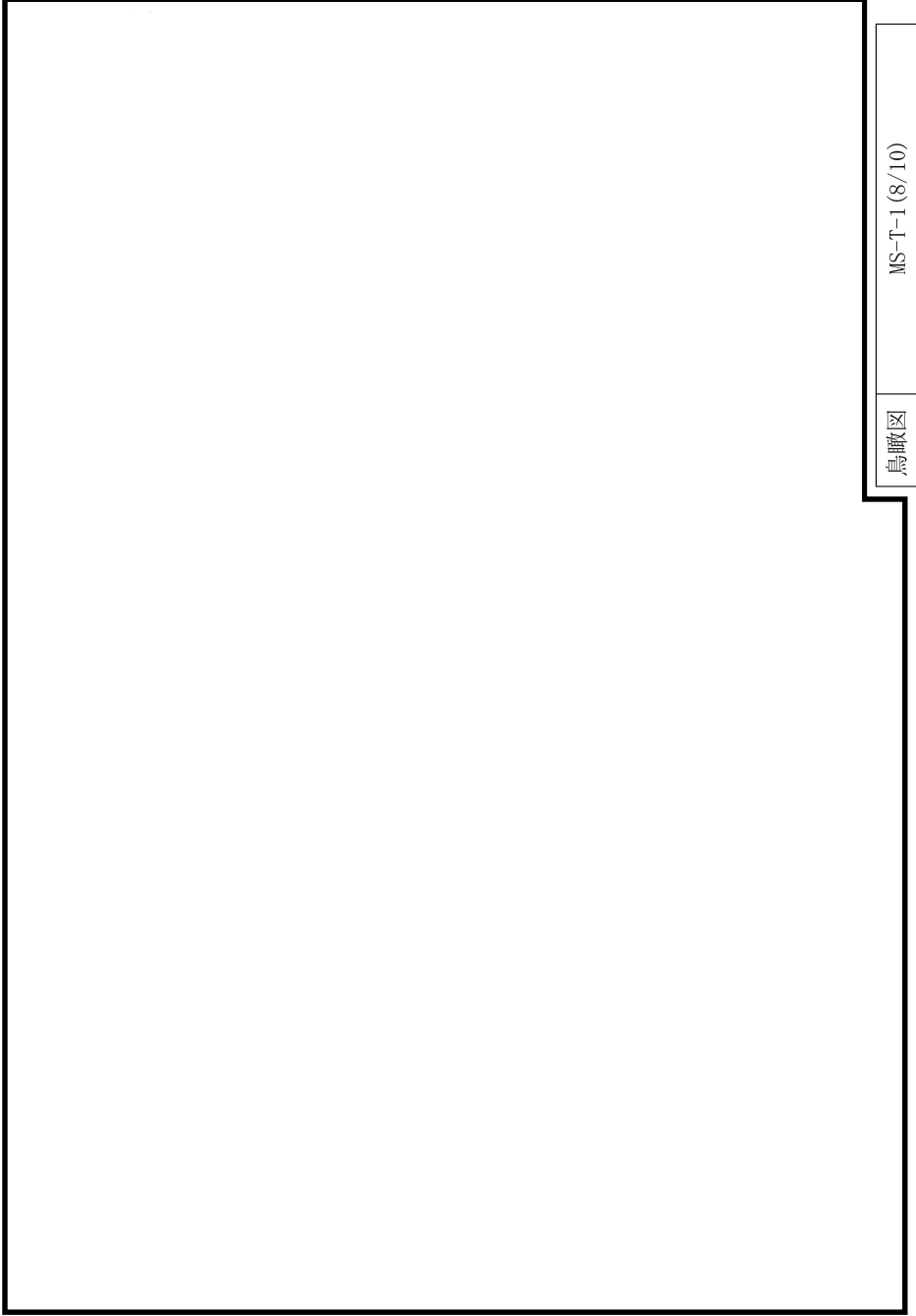


図 4 主蒸気配管モデル (8/10)

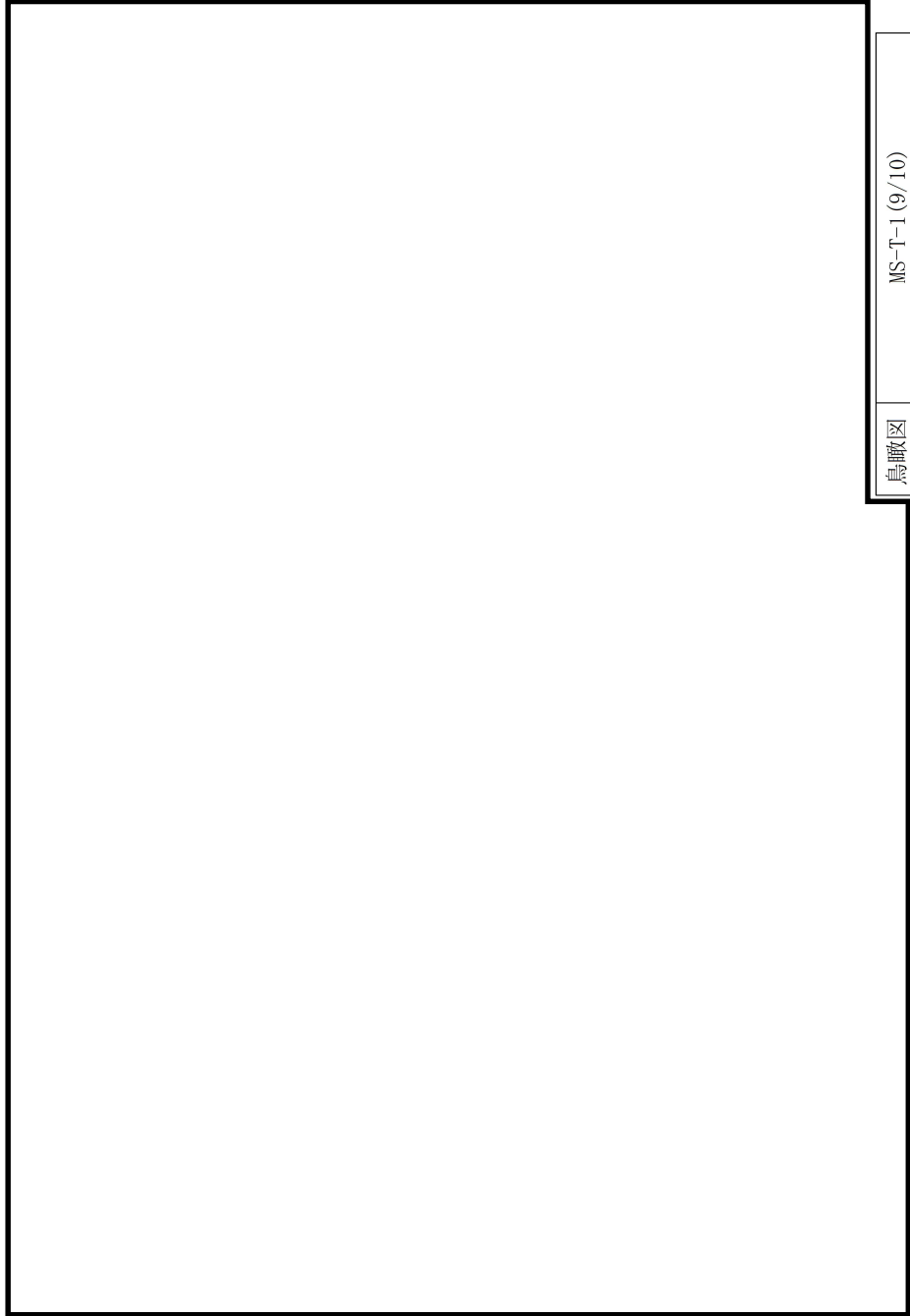


図 4 主蒸気配管モデル (9/10)

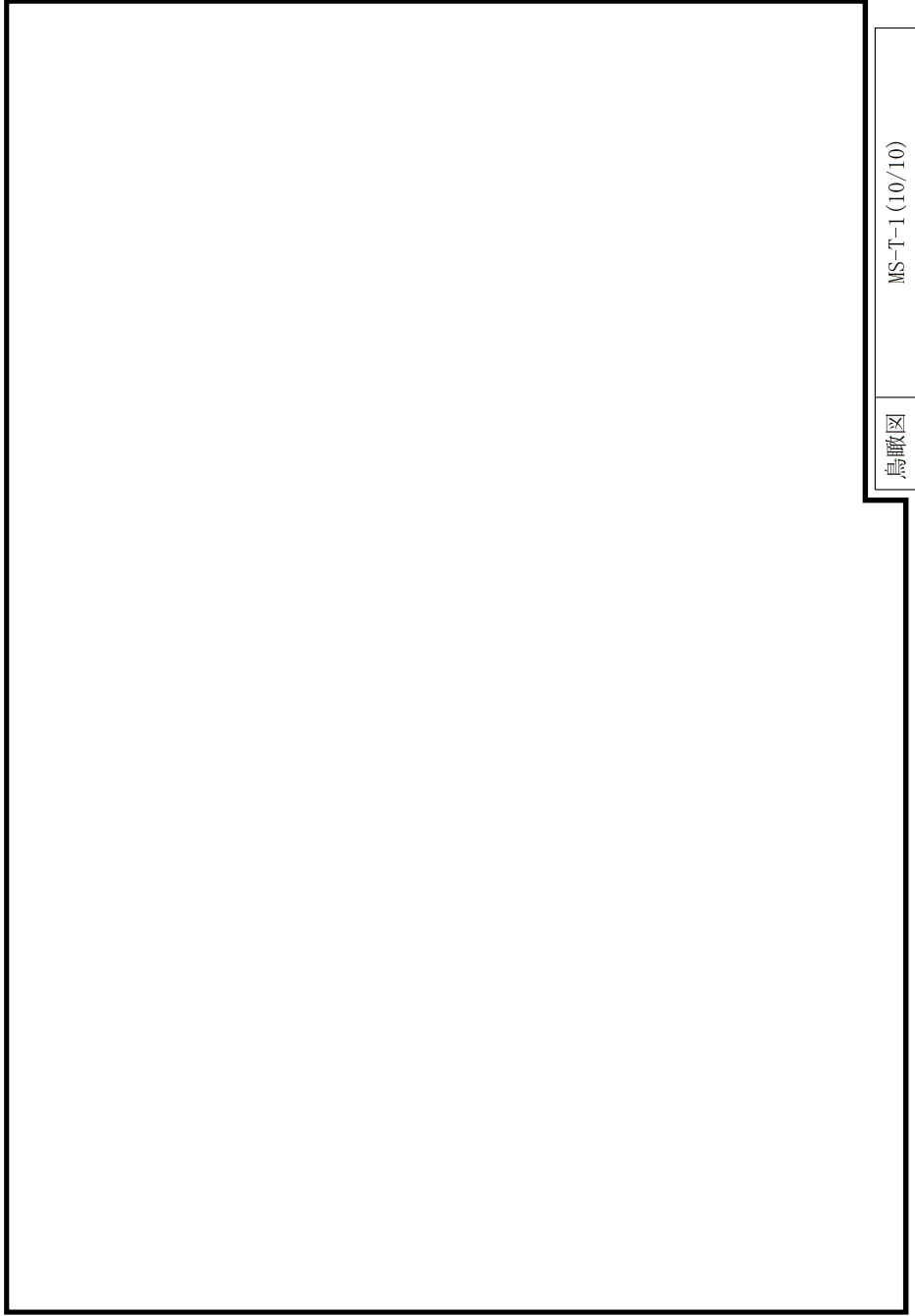


図 4 主蒸気配管モデル (10/10)

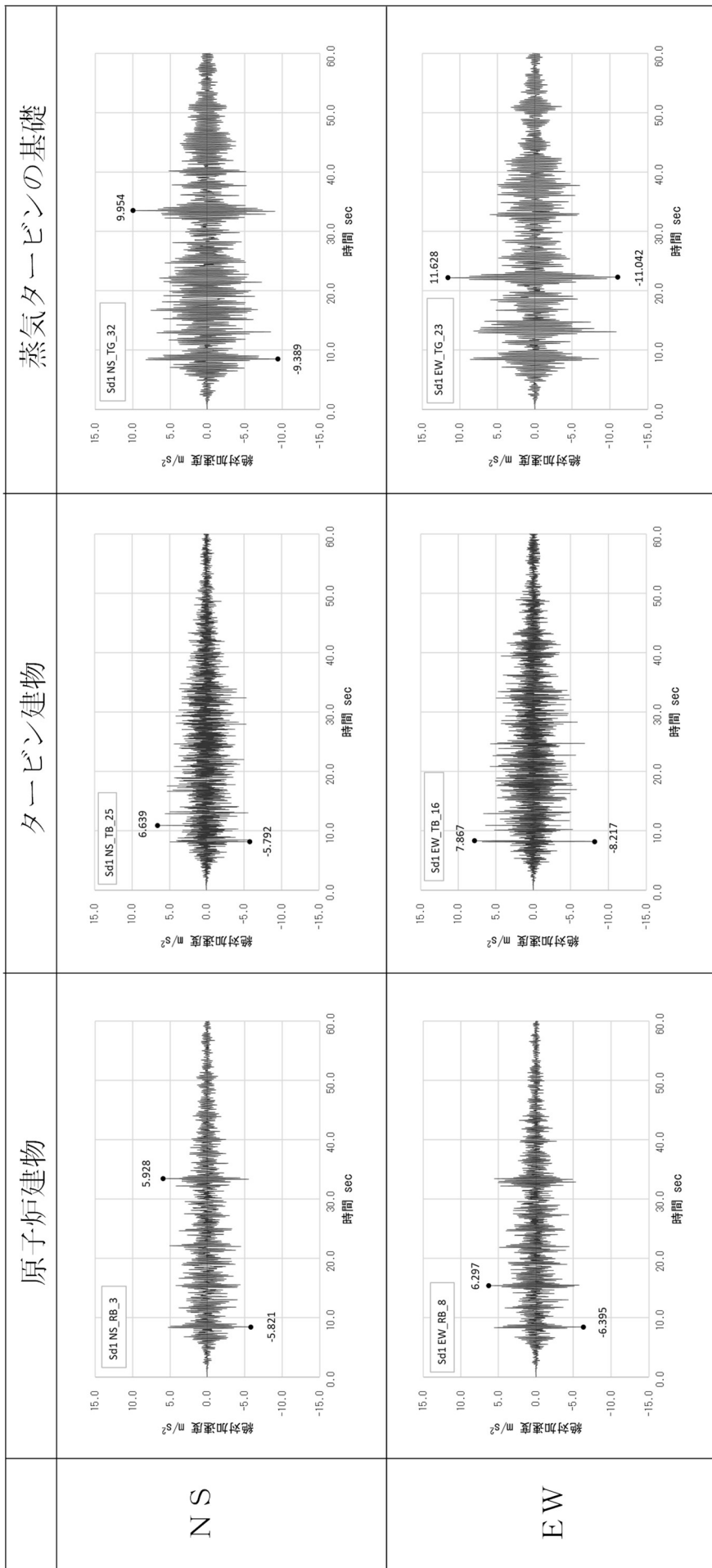


図5 入力地震動の加速度時刻歴波 (Sd-I) (1/2)

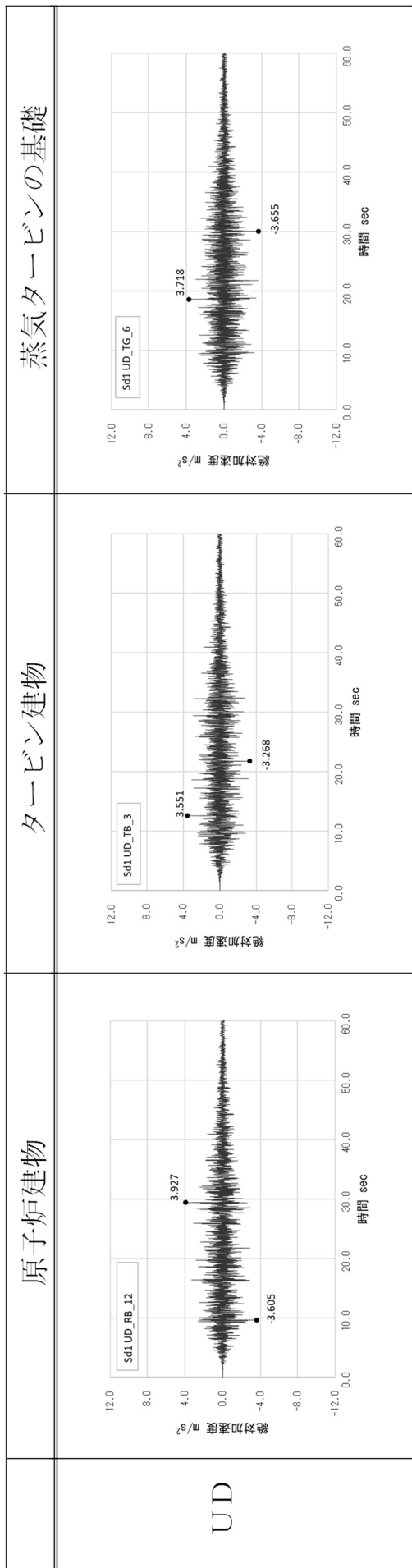


図5 入力地震動の加速度時刻歴波 (Sd-1) (2/2)

表 6 弾性設計用地震動による最大応力評価点の評価結果

No	地震動種類	許容応力状態ⅣA S										
		一次応力評価					一次+二次応力評価					
		評価点	計算応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	最小裕度	評価点	計算応力 (MPa)	許容応力 (MPa)	裕度	疲労累積係数	最小裕度
1	S d - 1	264	108	377	3.49	○	264	120	396	3.30	—	○
2	S d - D	462	99	394	3.97		264	91	396	4.35	—	
3	S d - F 1	462	102	394	3.86		264	88	396	4.50	—	
4	S d - F 2	264	88	377	4.28		264	75	396	5.28	—	
5	S d - N 1	462	81	394	4.86		264	54	396	7.33	—	
6	S d - N 2	462	105	394	3.75		462	83	374	4.50	—	

地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動に対する考慮について

1. 概要

スペクトルモード解析では、床応答加速度は地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動を考慮して周期方向に±10%拡幅した設計用床応答スペクトルを用いている。三軸粘性ダンパを設置した配管系の地震応答解析では、時刻歴応答解析を採用することから、地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動の影響を考慮し、機器評価への影響が大きい地震動に対して影響評価を実施する。

なお、地盤物性等の不確かさによる固有周期の変動に対する評価は、機器の固有周期と床応答スペクトルのピークが合うように時刻歴の横軸を±10%する手法があるが、配管系の固有周期は1次モードが支配的であるとは限らず、また減衰性能に応じて固有周期が変動することから、時刻刻みを±10%シフトした時刻歴波にて評価を実施し、機器が持つ裕度と時刻歴波をシフトすることへの影響度合を考慮して実施する。

2. 評価結果

地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動を考慮した配管の応力評価結果を表1に示す。なお、評価結果は機器評価への影響が大きい地震動であるSd-1のうち、減衰が小さく、地盤物性等の不確かさによる固有周期の影響を受けやすい減衰性能5（下限）について示す。

評価の結果、いずれの結果においても計算値が許容値以下であることを確認した。また、時刻刻みを±10%シフトした場合の計算応力への影響は14%程度であり、機器が持つ裕度に対して微小な変動であることから、地盤物性等の不確かさによる建物等の固有周期の変動は本設備の成立性に影響がないことを確認した。

表 1 配管応力評価結果 (減衰性能 5)

No	地震動 種類	許容応力状態Ⅳ A S										
		一次応力評価					一次+二次応力評価					
		評価点	計算 応力 (MPa)	許容 応力 (MPa)	裕度	変動率* (%)	評価点	計算 応力 (MPa)	許容 応力 (MPa)	裕度	疲労累 積係数	変動率* (%)
1	S d - 1 (オリジナル)	264	103	377	3.66	—	221	108	396	3.66	—	—
2	S d - 1 +10%シフト	221	98	377	3.84	95.1	221	102	396	3.88	—	94.4
3	S d - 1 -10%シフト	462	100	394	3.94	97.1	221	93	396	4.25	—	86.1

注記* : 時刻刻みを±10%シフトした場合の計算応力への影響を示すパラメータとして、以下の計算をした値

$$S d - 1 \pm 10\% \text{シフトの計算応力} / S d - 1 \text{ (オリジナル) の計算応力} \times 100$$

主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの段階的な減衰性能の設定

1. 概要

本資料では、主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの段階的な減衰性能の設定について示す。なお、表 1 に主蒸気管に設置している三軸粘性ダンパの型式を示す。

表 1 主蒸気管に設置している三軸粘性ダンパの型式

設置箇所	型式*
主蒸気管	630/426

注記*：型式に使用される数値は主要寸法である「ハウジング径/ピストン径」を呼称した値である。

2. 段階的な減衰性能の設定

主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの段階的な減衰性能の設定を図 1 に示す。

三軸粘性ダンパのモデル化にあたっては、性能試験結果に基づいて設定した高側及び低側の減衰性能に対して、製造公差及び据付公差による±30%のばらつきを考慮し設定している。また、保守的に変動及びばらつきを考慮することで上限と下限の減衰性能の差が大きくなるため、等間隔に補間した減衰性能も設定しており、上限と下限を含めた 5 段階の減衰性能を設定している。

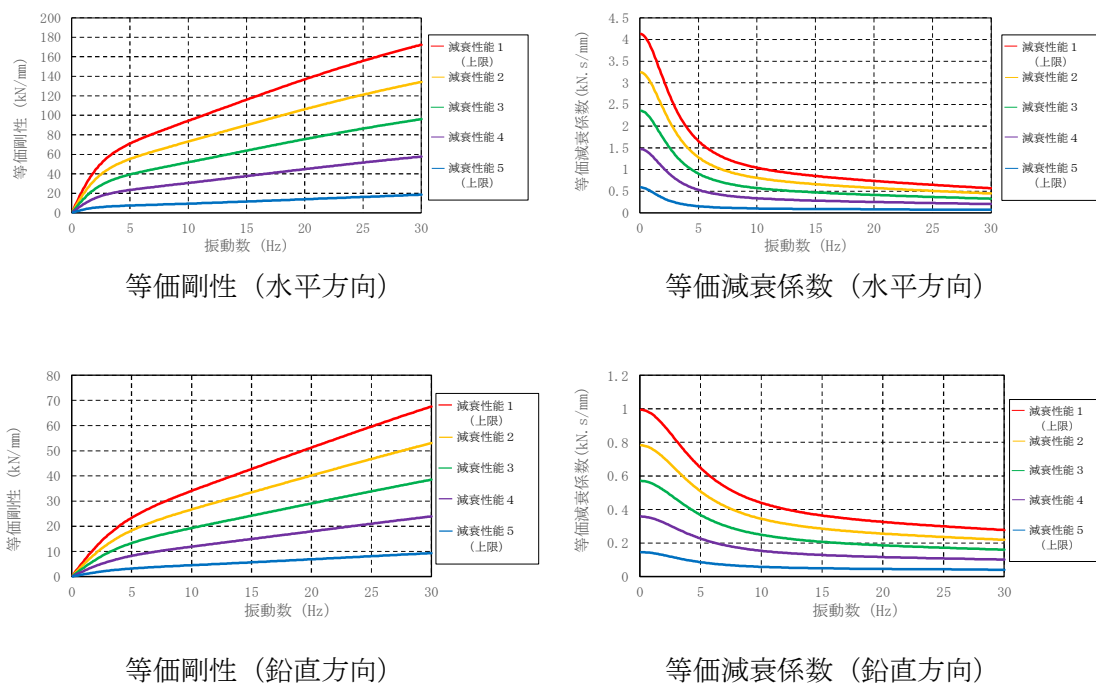


図 1 主蒸気管に設置する三軸粘性ダンパの段階的な減衰性能の設定 (型式 630/426)

主蒸気管の振動モード

1. 概要

配管系に三軸粘性ダンパを設置した場合、減衰マトリクス[C]が大きな値となり対角化できず[M], [C], [K]の3つのマトリクスを解く複素固有値解析になる。

本資料では、モーダル時刻歴解析結果と直接の関係はないが、三軸粘性ダンパの設置による主蒸気管の振動性状の変化の傾向を示すため、三軸粘性ダンパ設置前の実固有値解析及び設置後の複素固有値解析の結果を示す。

2. 複素固有値解析における振動モードについて

減衰マトリクス[C]を対角化できる場合の実固有値解析においては、ある固有モードでの各自由度の振幅の最大値は同一時刻に生じるため、振動モードを見ることで、系全体の応答を把握することが可能である。

一方、複素固有値解析では、固有モードが複素数になり位相を有するため、ある固有モードにおいて各自由度間で位相差があり、振幅が最大になる時刻が異なる。したがって、複素固有値解析における振動モードは、各自由度がそれぞれ異なる位相で振動している状態のうち、ある一瞬を切り取ったものとなり、振動モードを見ることで、系全体の応答を把握することが難しい。本資料では、三軸粘性ダンパの設置による主蒸気管の振動性状の変化の傾向を示すため、複素固有値解析の振動モードにおいても振幅の最大値をプロットし、各自由度の位相差を無視した形で振動モードを示すこととする。

3. 固有値解析結果

主蒸気管 (MS-T-1) の振動モード、固有周期及びモード減衰比の一覧を表 1、各解析ケースにおける振動モードを図 1~12 に示す。なお、固有周期、モード減衰比及び振動モードは、2次モードまでを代表で示すが、実固有値解析における1次モードは三軸粘性ダンパを複数設置する主蒸気止め弁から高圧タービンまでの配管が応答するモードであり、2次モードは三軸粘性ダンパを設置しないタービンバイパスラインが応答するモードである。また、振動モードでは、各質点の変位の相対量・方向を実線で図示する。

実固有値解析における1次モードでは、三軸粘性ダンパを設置することによりモード減衰比が高くなるとともに、剛性も増すため固有周期が短周期側に変化していることが分かる。また、減衰性能が高いほどモード減衰比及び固有周期の変化が大きくなっている。一方、実固有値解析における2次モードでは、固有周期はほぼ一致しており、モード減衰比も配管系の設計用減衰定数として設定した値 (3.00%) から変化はない。

以上の傾向は三軸粘性ダンパ設置前後の主蒸気管に対して想定される振動性状と整合している。

表1 主蒸気管 (MS-T-1) の振動モード, 固有周期及びモード減衰比
(破線: 変形前 実線: 変形後)

項目		実固有値解析における 1次モード*	実固有値解析における 2次モード*
実固有値解析 (ダンパ設置前)			
複素固有 値解析 (ダンパ 設置後)	減衰性能 5 (減衰性 能低)		
	減衰性能 4		
	減衰性能 3		
	減衰性能 2		
	減衰性能 1 (減衰性 能高)		

注記*: 複素固有値解析結果は, 実固有値解析に対応するモードを示す。

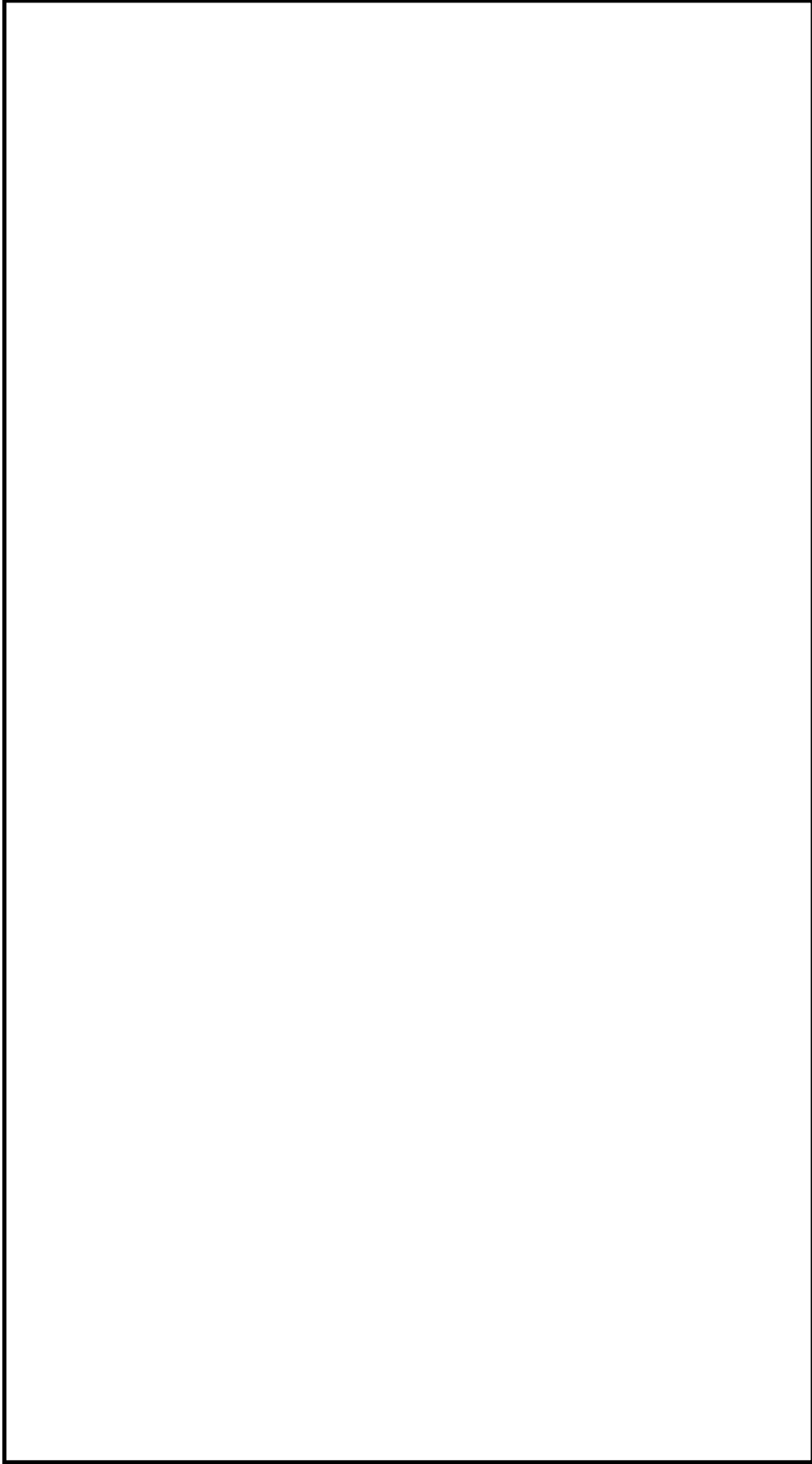


図1 実固有値解析における代表的振動モード(1次)

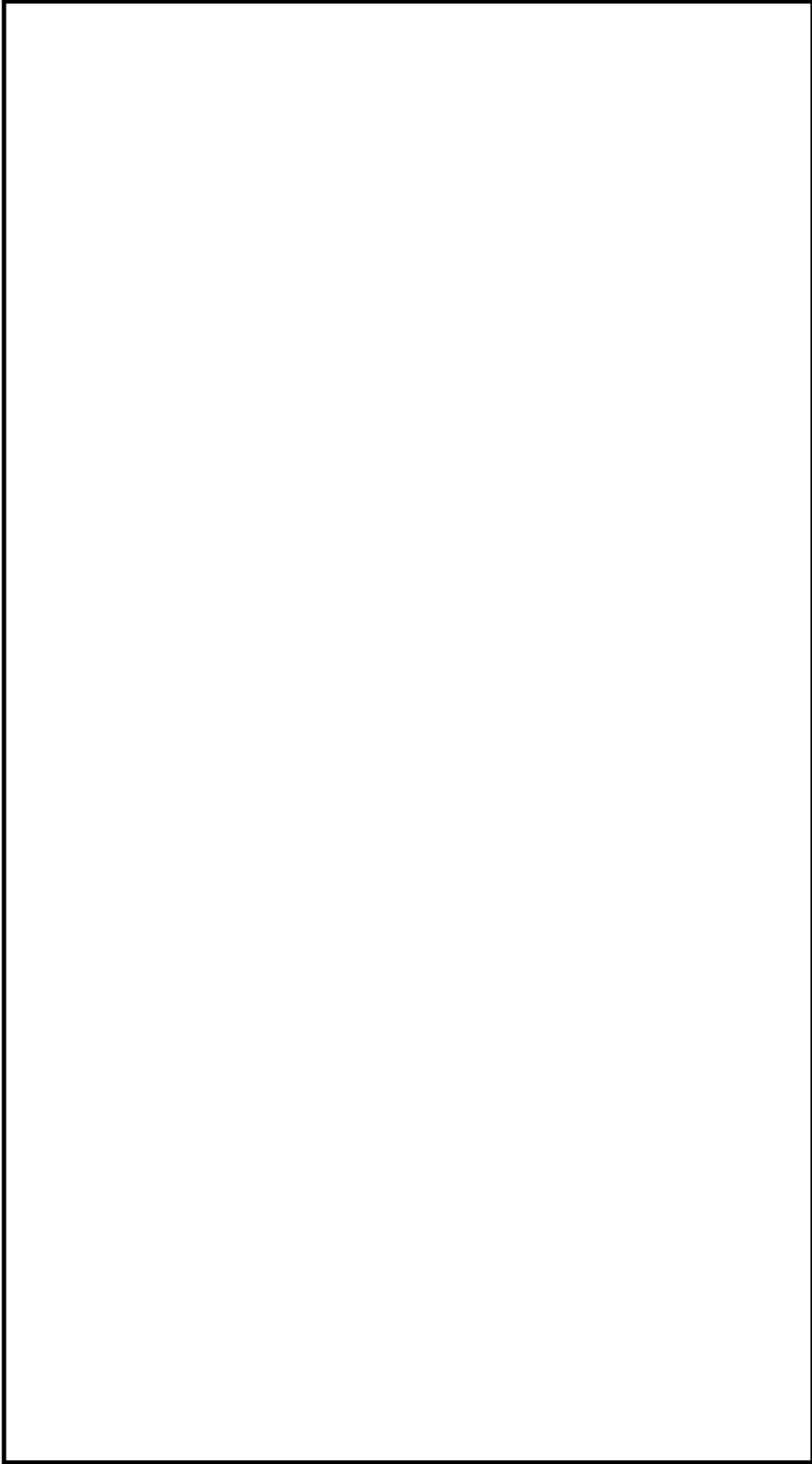


図 2 実固有値解析における代表的振動モード (2次)

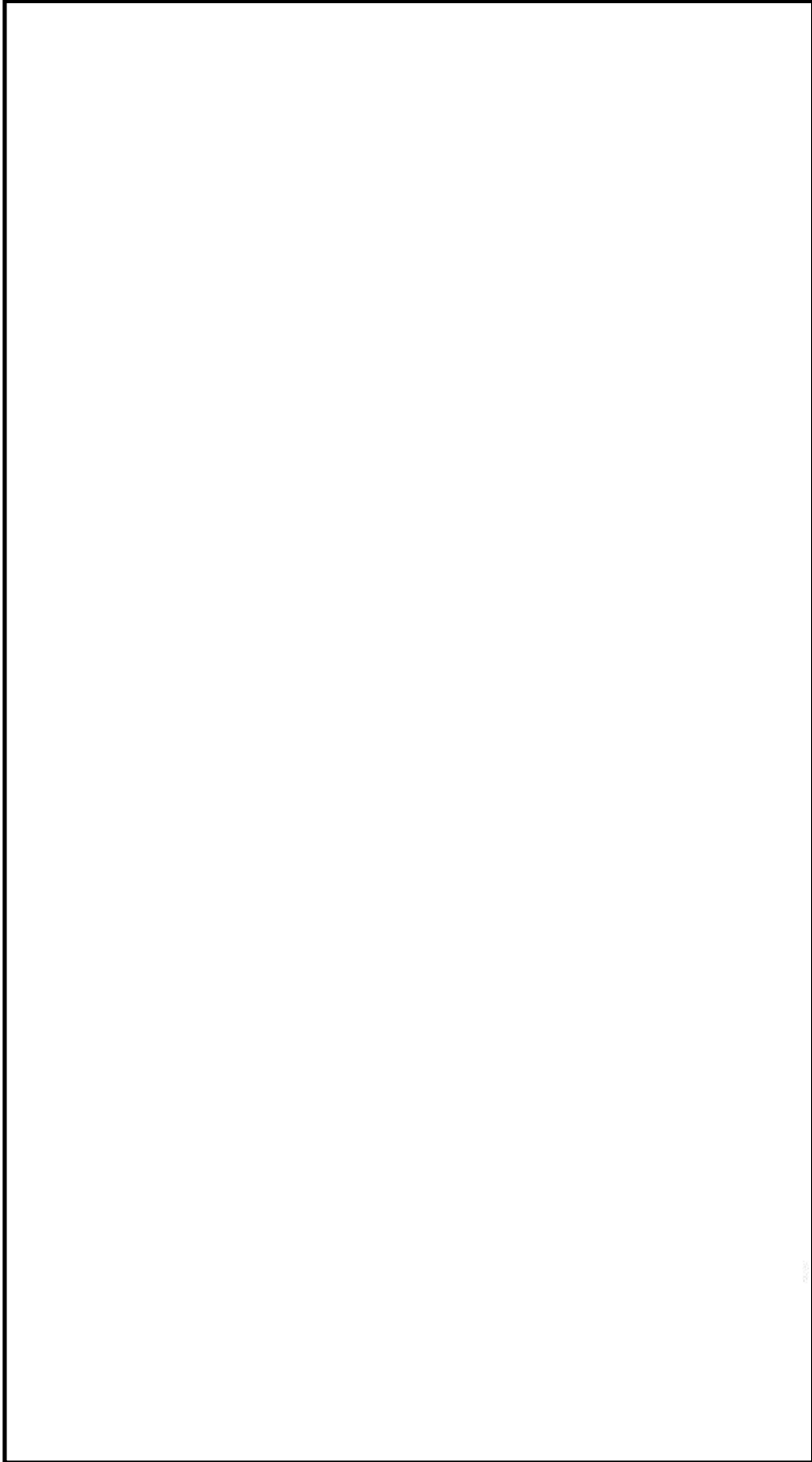


図 3 複素固有値解析 (減衰性能 5) における代表的振動モード (2 次)
(実固有値解析における 1 次モードに対応するモード)

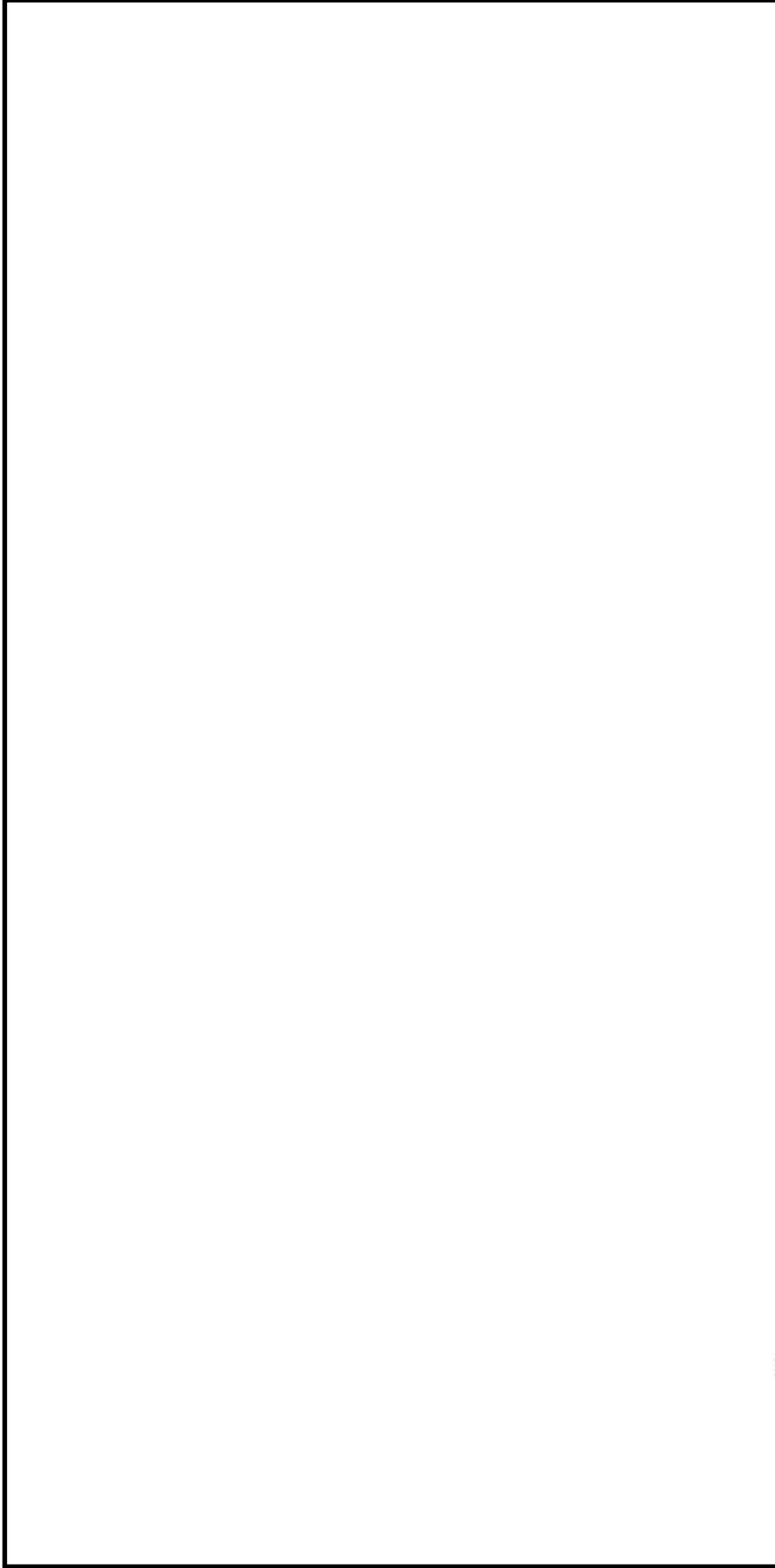


図 4 複素固有値解析 (減衰性能 5) における代表的振動モード (1 次)
(実固有値解析における 2 次モードに対応するモード)

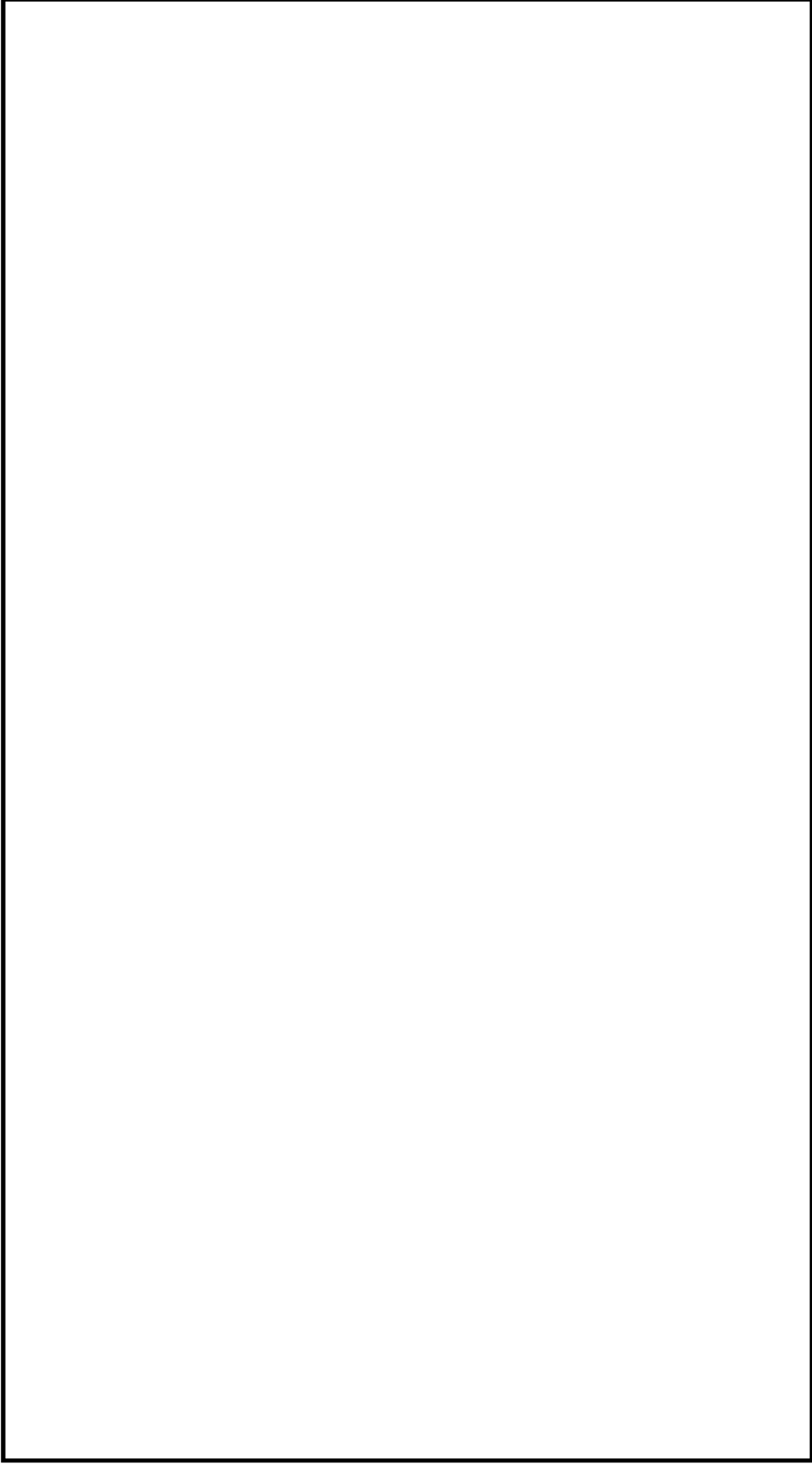


図5 複素固有値解析 (減衰性能4) における代表的振動モード (2次)
(実固有値解析における1次モードに対応するモード)

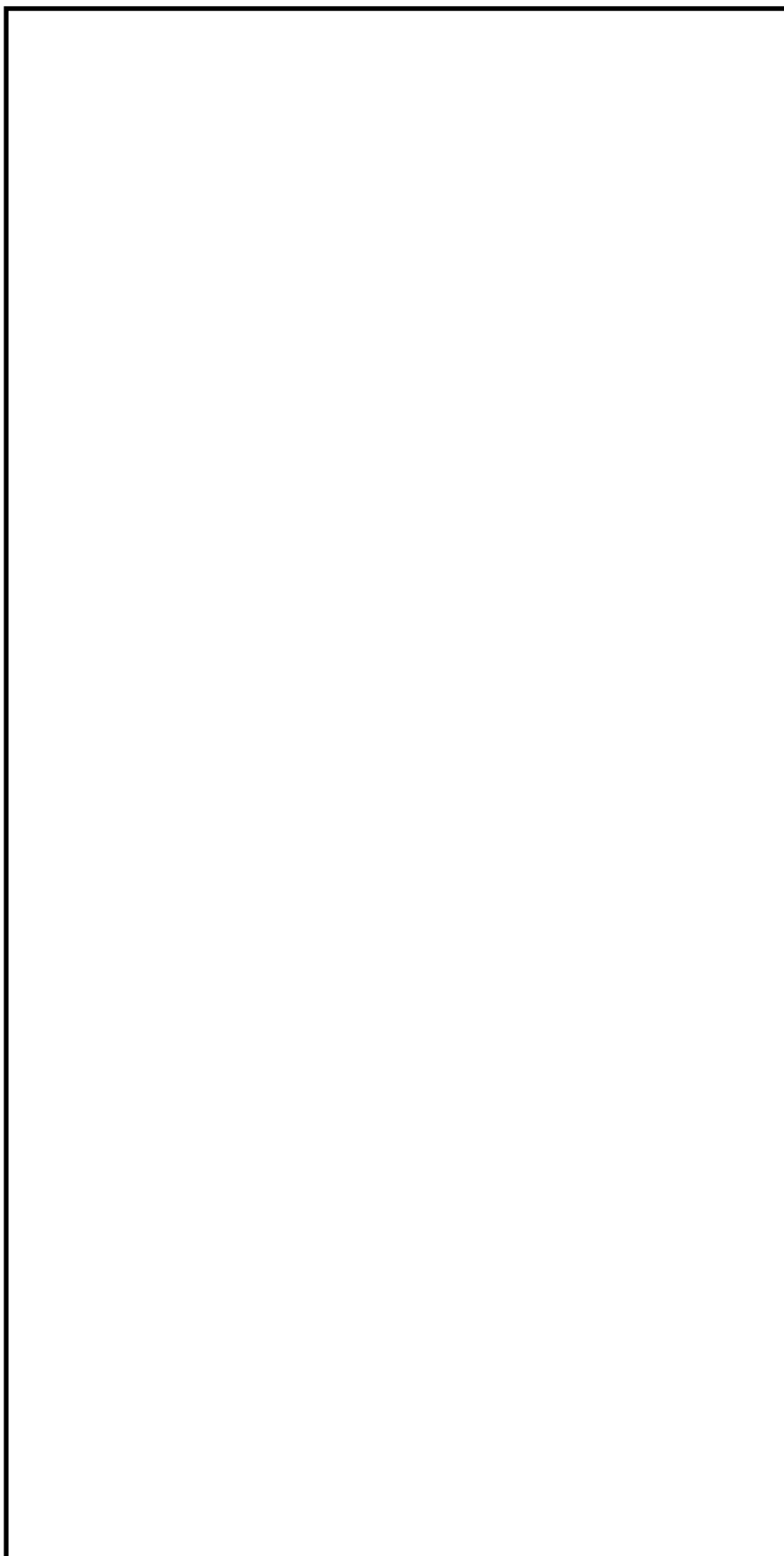


図 6 複素固有値解析 (減衰性能 4) における代表的振動モード (1 次)
(実固有値解析における 2 次モードに対応するモード)

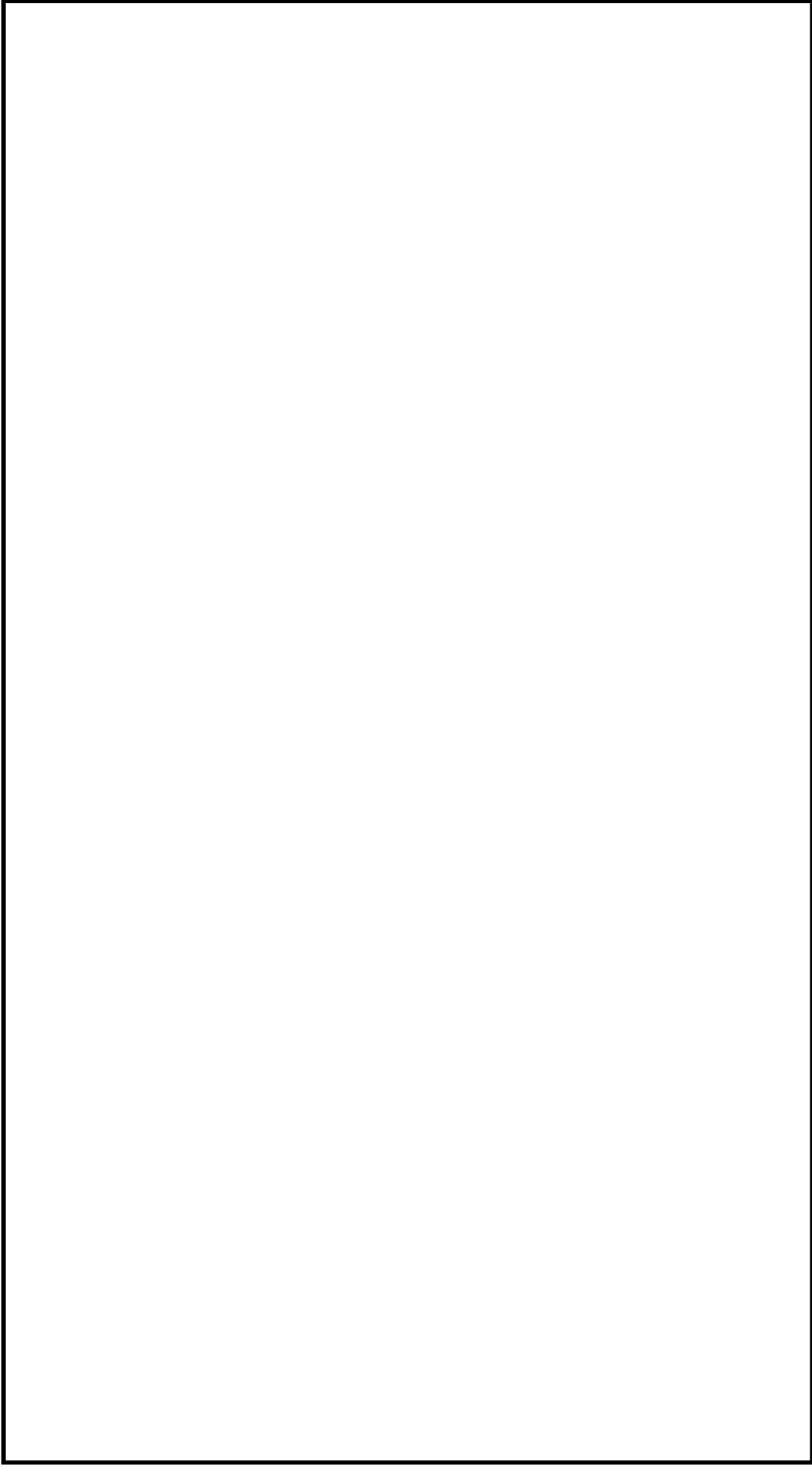


図7 複素固有値解析（減衰性能3）における代表的振動モード（2次）
（実固有値解析における1次モードに対応するモード）

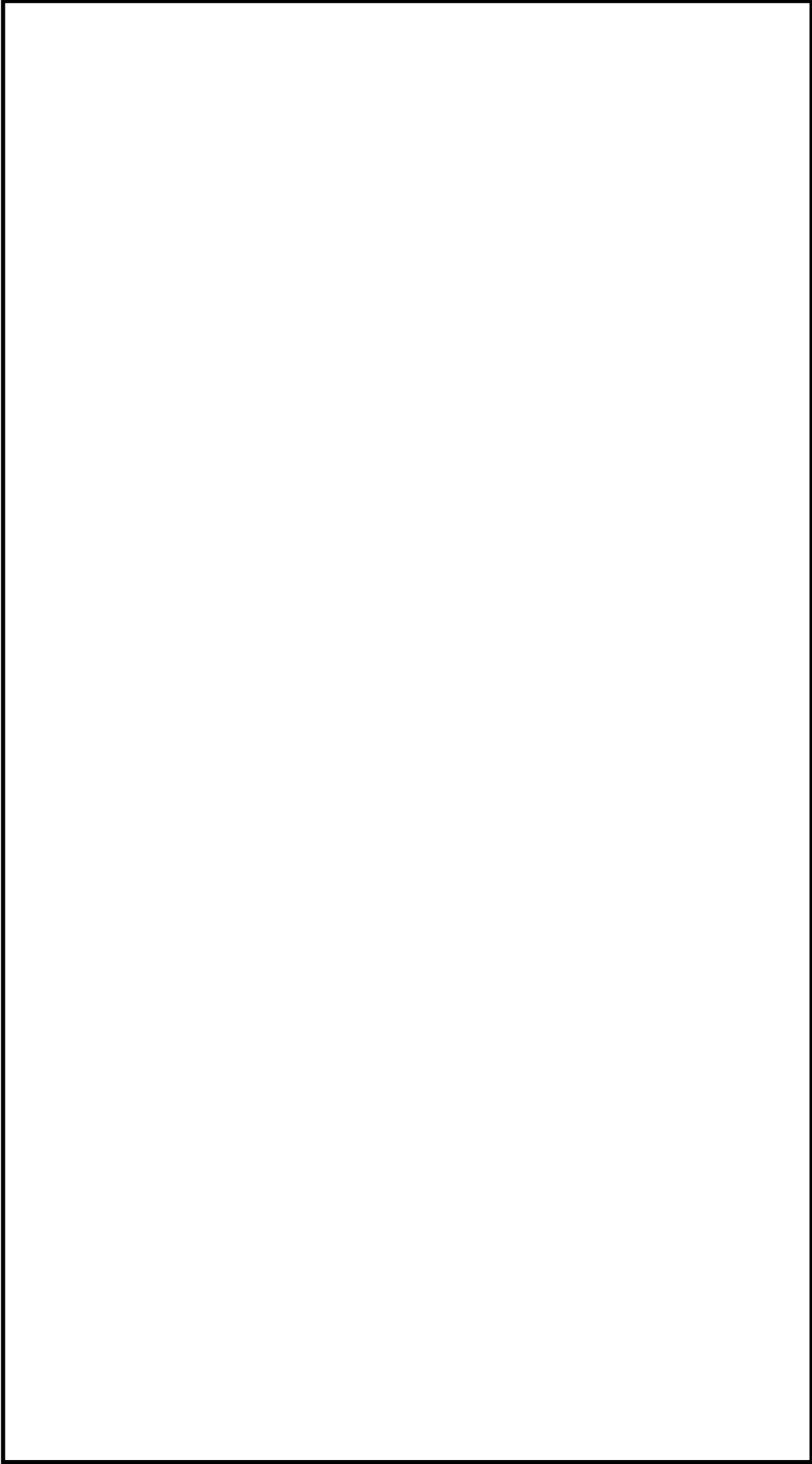


図 8 複素固有値解析 (減衰性能 3) における代表的振動モード (1 次)
(実固有値解析における 2 次モードに対応するモード)

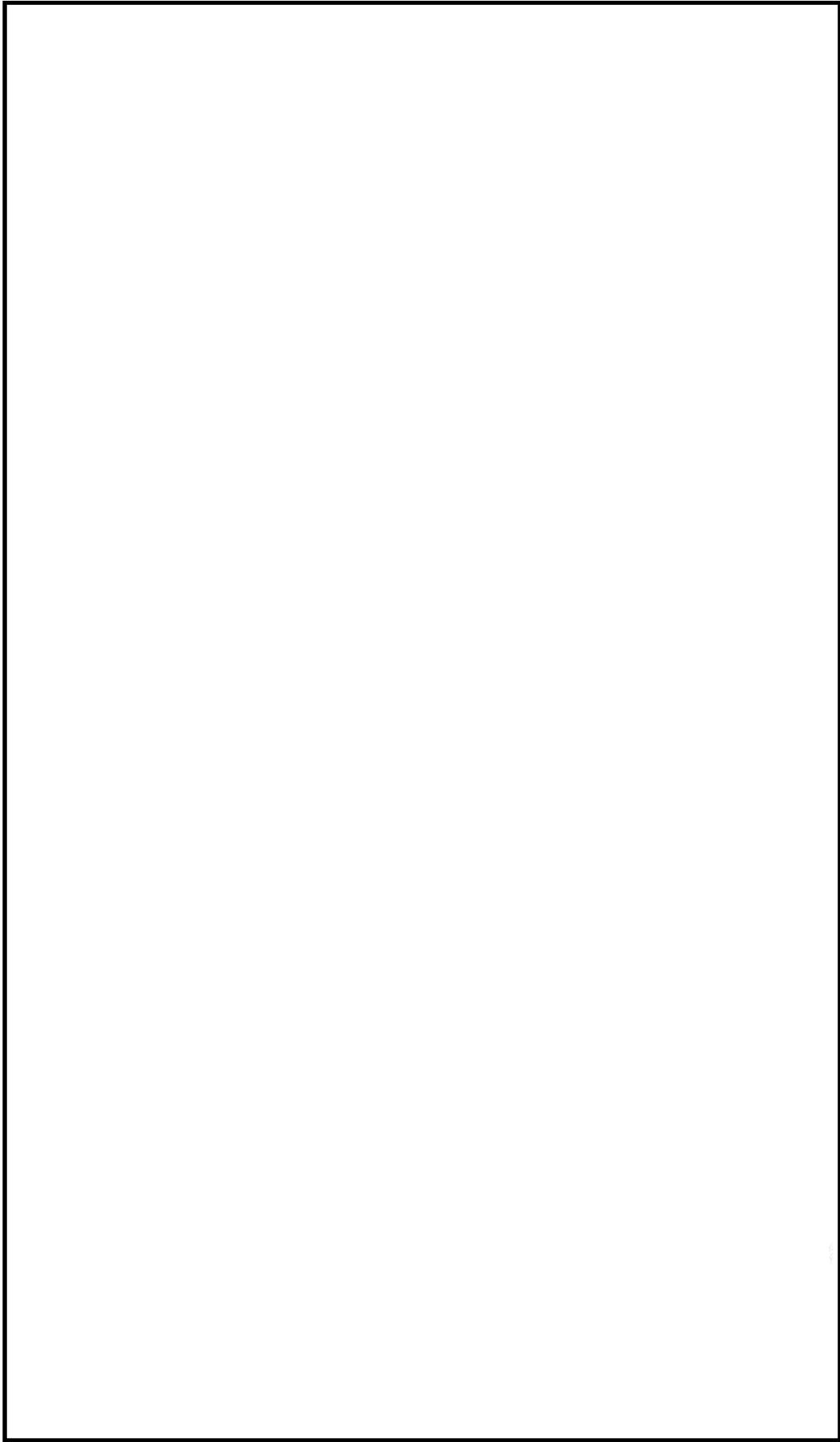


図9 複素固有値解析（減衰性能2）における代表的振動モード（2次）
（実固有値解析における1次モードに対応するモード）

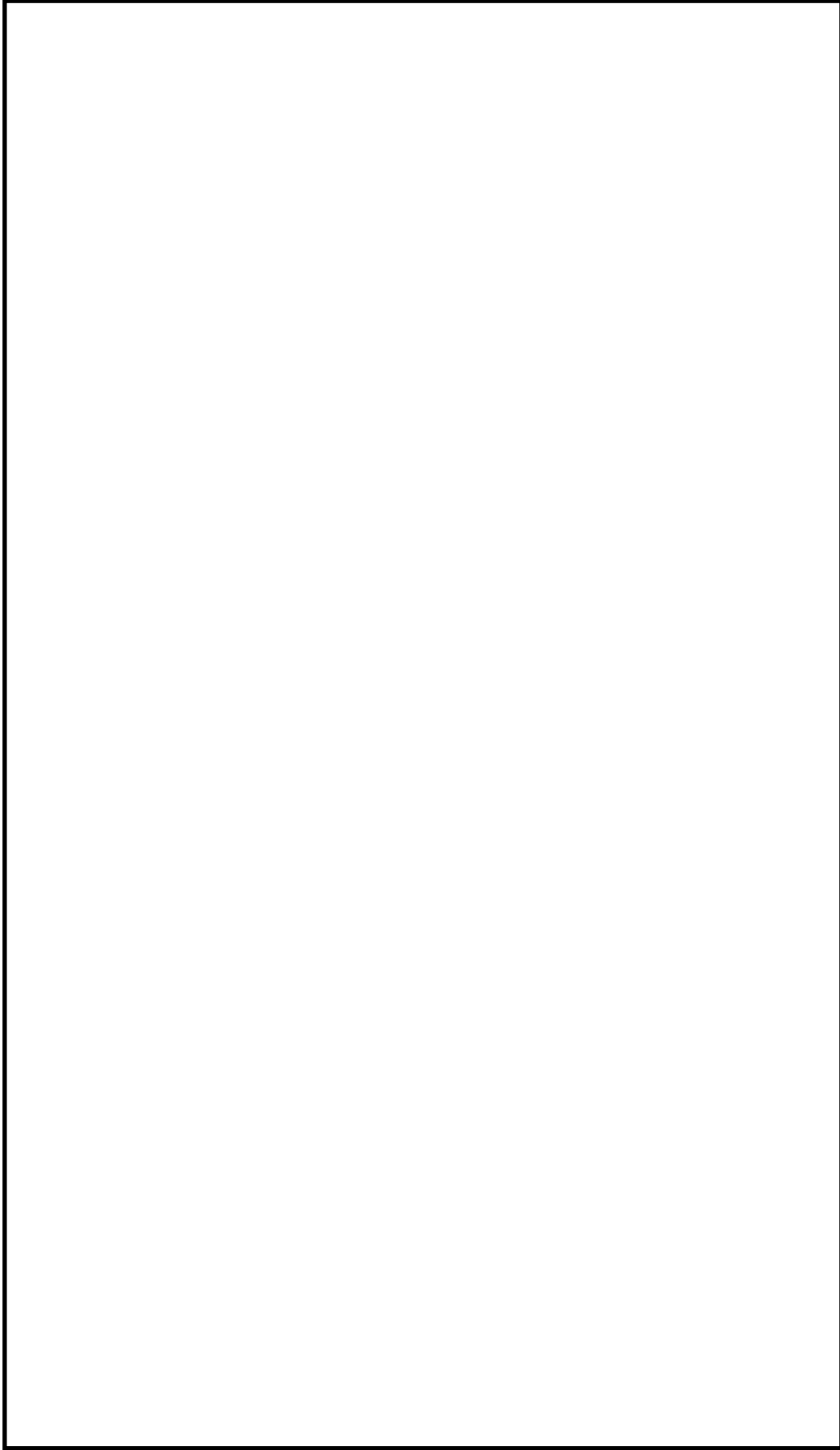


図 10 複素固有値解析 (減衰性能 2) における代表的振動モード (1 次)
(実固有値解析における 2 次モードに対応するモード)

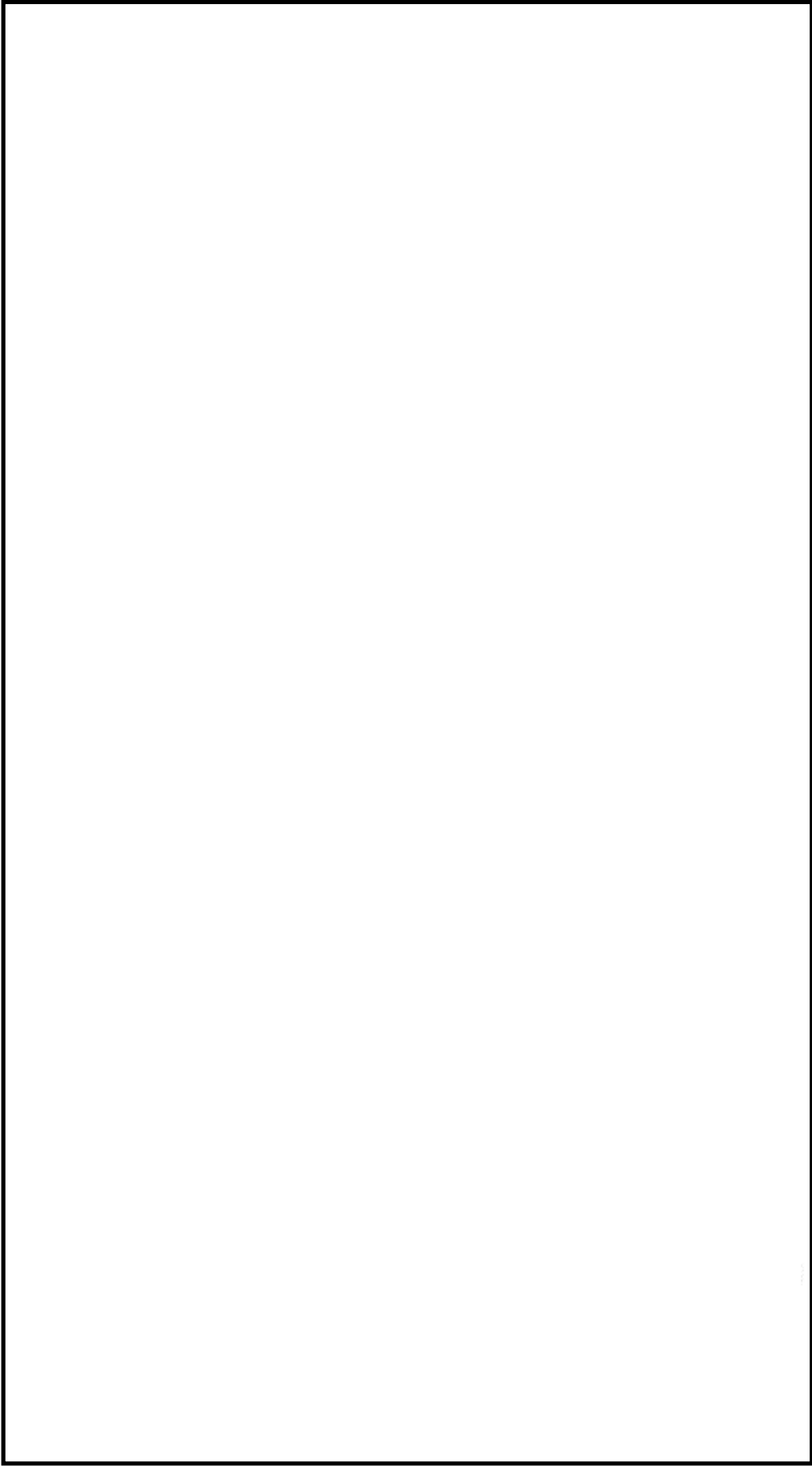


図 11 複素固有値解析 (減衰性能 1) における代表的振動モード (2 次)
(実固有値解析における 1 次モードに対応するモード)

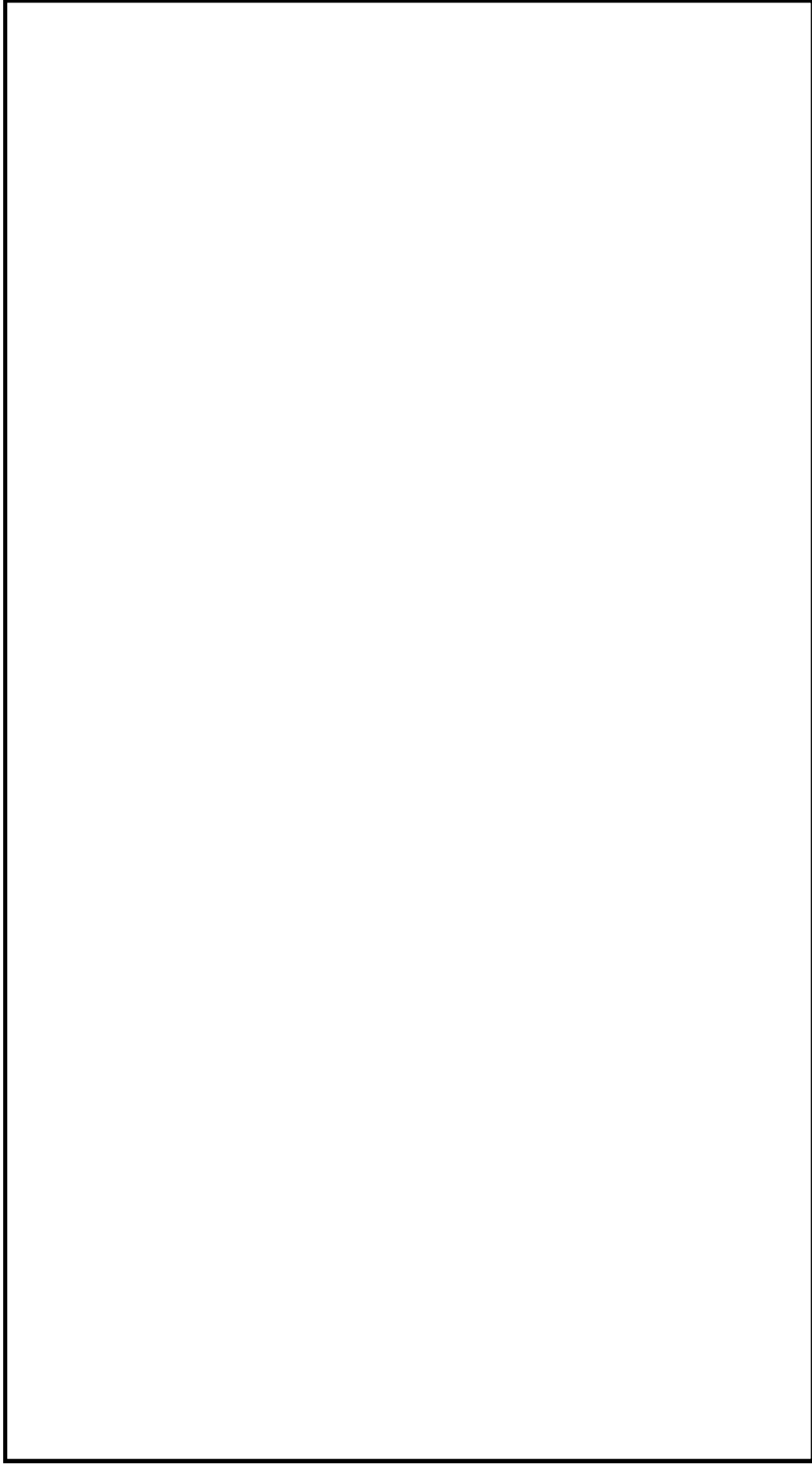


図 12 複素固有値解析 (減衰性能 1) における代表的振動モード (1 次)
(実固有値解析における 2 次モードに対応するモード)

主蒸気止め弁及び蒸気加減弁の解析モデルについて

主蒸気管における主蒸気止め弁と蒸気加減弁は、互いに接合された一連の構造物であり、主蒸気管の地震応答を実施するにあたって、当該構造物を解析モデル化し配管系の地震応答解析モデルに考慮している。図1に主蒸気止め弁と蒸気加減弁の全体概要を示し、図2に鳥観図上に主蒸気止め弁と、蒸気加減弁のモデル化範囲を着色で区分したものを示す。

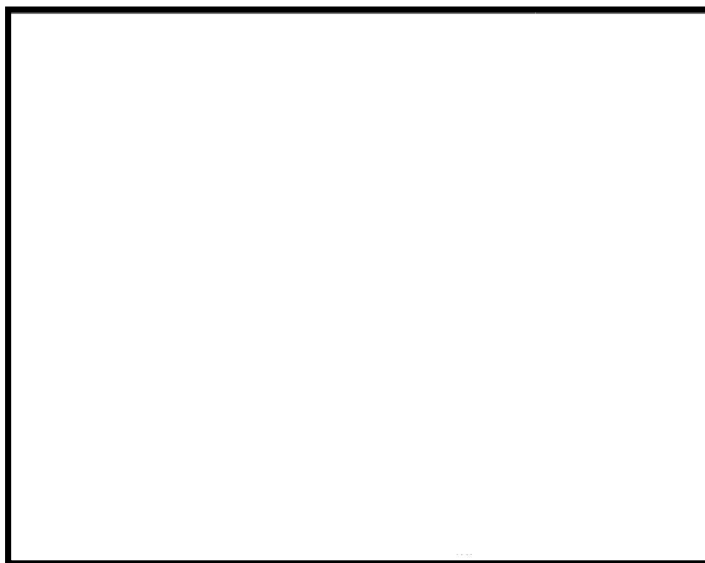


図1 主蒸気止め弁及び蒸気加減弁の全体概要図

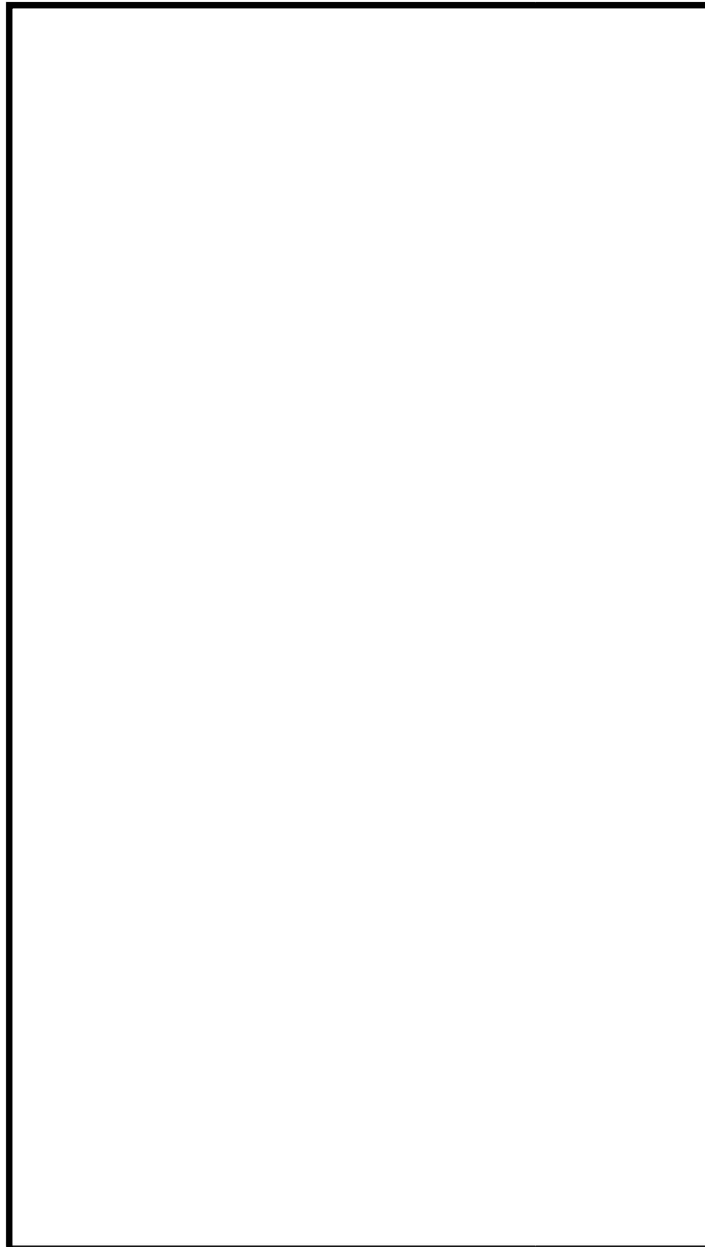


図2 主蒸気止め弁及び蒸気加減弁の鳥観図（解析モデル）

補足-027-10-30 逃がし安全弁排気管の耐震評価について

1. 概要

逃がし安全弁排気管の耐震クラスを表1に示す。ドライウエル内の逃がし安全弁排気管は、添付書類VI-2-1-4「耐震重要度分類及び重大事故等対処施設の施設区分の基本方針」に示すとおり、基準地震動 S_s に対して破損しないことを確認する。本資料はその確認結果を説明するものである。

なお、本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・VI-2-5-3-1-2「管の耐震性についての計算書（主蒸気系）」

表1 逃がし安全弁排気管の耐震クラス

	耐震クラス
ドライウエル内	Bクラス（ S_s 機能維持）
サプレッションチェンバ内	Sクラス

2. 評価方針

ドライウエル内の逃がし安全弁排気管は重大事故等クラス2管として評価を実施しているため、設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての評価条件を比較し、重大事故等対処設備としての評価結果から設計基準対象施設としても基準地震動 S_s に対して機能維持することを確認する。

2.1 評価条件

設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての評価条件を表2に示す。なお、本配管を重大事故等時において使用する場合の圧力・温度は、設計基準対象施設と同様の使用方法であるため、設計基準対象施設と同じ値となる。

表2 設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての評価条件

	最高使用圧力 (MPa)	最高使用温度 (°C)	考慮する地震動	許容応力状態
設計基準対象施設	3.73	250	基準地震動 S_s	IV_{AS}
重大事故等対処設備	3.73	250		IV_{AS} , V_{AS}^*

注記*：許容応力状態 V_{AS} は許容応力状態 IV_{AS} の許容限界を使用し、許容応力状態 IV_{AS} として評価を実施する。

3. 評価結果

2.における評価条件の比較から、設計基準対象施設としての評価条件と重大事故等対処設備としての評価条件は同じである。重大事故等対処設備として添付書類VI-2-5-3-1-2「管の耐震性についての計算書（主蒸気系）」に示すとおり、ドライウエル内の逃がし安全弁排気管*は評価結果が許容値を満足する。よって設計基準対象施設としても基準地震動 S_s に対して機能維持することを確認できた。

注記*：配管モデル MS-PD-1, MS-PD-2, MS-PD-3, MS-PD-4

4. 結論

ドライウエル内の逃がし安全弁排気管は、設計基準対象施設としての評価条件が重大事故等対処設備としての評価条件と同じである。よって、重大事故等対処設備としての評価結果から、設計基準対象施設としても基準地震動 S_s に対してドライウエル内の逃がし安全弁排気管が破損しないことを確認した。

補足-027-10-31 重大事故等対処設備の動的機能維持要求の
整理について

1. はじめに

本資料では、重大事故等対処設備（以下「SA設備」という。）の動的機能維持要求の有無の考え方を示す。

なお、本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・「VI-2 耐震性に関する説明書」

2. 重大事故等対処設備に要求される機能維持の考え方

設計基準対象設備（以下「DB設備」という。）では、従前から全ての動的設備のうち、J E A G 4 6 0 1-1984に基づき動的機能維持が要求される設備を選定した上で、動的機能維持評価を実施している。SA設備の動的機能維持要求の有無についても、J E A G 4 6 0 1-1984を踏まえ動的機能維持が要求される設備を選定している。

J E A G 4 6 0 1-1984に基づくDB設備に関する動的機能維持要求の整理に対し、SA設備を加えたものを表1に示す。

【地震従属事象に対する考え方】

補足-023-06「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」に示すとおり、地震に対してはSクラス施設が健全であることによって事象を収束させることが可能であり、SAは地震の独立事象とされていることから、SA設備にはDB設備のように地震従属事象への対処に必要な設備は無く、地震時機能維持 α が要求される設備は無い（表1の【A】の説明）。

【地震独立事象に対する考え方】

J E A G 4 6 0 1-1984では、原子炉格納容器（PCV）隔離弁を除き、事象発生からの期間を限定せず事象後に必要な機器・弁について地震後機能維持 β が要求されると例示されており、DB設備はその例示に準じて整理し、SA設備のうち機器についてもDB設備と同様に地震後機能維持 β が要求される。

SAは、地震の独立事象であること及びJ E A G 4 6 0 1-1984にPCV隔離弁について「LOCA後、一般の隔離弁は直ちに閉となるため、地震時の動的機能維持の必要はない。」と記載されていることを踏まえ、確率論的な組合せを考慮することにより、事象発生後短期(10^{-2} 年未満*)のみ動作し、その後の動作要求の無い弁については、動的機能維持評価は実施しない（表1の【B】の説明）。

また、事象発生後長期(10^{-2} 年以降*)において使用する弁については、手動で操作する弁を除き、地震後機能維持 β が要求される（表1の【C】の説明）。

なお、今回工認においてSA時に動作が要求される弁は、重大事故対応時の手順として電動機駆動や空気作動等の動的機能には期待しておらず、直接または遠隔手動弁操作機構による手動操作を基本としていることから、電動機駆動や空気作動等の動的機能維持評価は実施しない（補足-027-10-98「動的機能維持評価対象弁の選定について」参照）。

注記*：補足-023-06「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」では、事象発生後長期（ 10^{-2} 年以降）において地震独立事象による荷重と地震の組合せを考慮し、 10^{-2} 年以降は弾性設計用地震動 S_d 、 2×10^{-1} 年以降は基準地震動 S_s を組み合わせることとしており、本資料においても同様に事象発生後長期（ 10^{-2} 年以降）について、 10^{-2} 年以降は弾性設計用地震動 S_d 、 2×10^{-1} 年以降は基準地震動 S_s を考慮する。

3. 動的機能維持評価（解析）における動作時荷重の考慮

動的機能維持評価（解析）においては、地震時/後機能維持によらず保守的な設定として動作時の荷重を含めた評価を実施している。

これは、従前の構造強度評価における基礎ボルト等の評価において、ポンプ振動による震度 C_p を保守的に考慮していることと評価の考え方を整合させたものである。

表1 J E A G 4 6 0 1-1984に基づく動的機能維持要求の整理

	動作時期	DB設備	SA設備
地震従属事象への対処に必要な設備	地震時	<u>α : 地震時に動的機能が要求されるもの</u> (考え方) 地震時に動作が必要な機器 (設備の例) 制御棒, 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する弁	—: 対象設備無し【A】 (考え方) SAは「地震の従属事象」ではなく「地震の独立事象」となることを確認しているため, 動的機能維持が必要な設備は無い。
	地震後	<u>β : 地震後に動的機能が要求されるもの</u> (考え方) 地震による原子炉停止後に冷温停止するために動作が必要な機器 (設備の例) 主蒸気逃がし安全弁 (逃がし弁機能), 原子炉隔離時冷却系タービン	
地震独立事象への対処に必要な設備	事象発生後短期	—: 不要 (考え方) 事象発生直後のみ動作するPCV隔離弁 (設備の例) LOCA直後のみ動作, その後の動作要求の無いPCV隔離弁	—: 不要【B】 (考え方) 事象発生後短期 (10^{-2} 年未満)のみ動作する弁 (設備の例) 事象発生後短期 (10^{-2} 年未満)のみ動作, その後の動作要求の無い弁
	事象発生後長期	<u>β : 地震後に動的機能が要求されるもの</u> (考え方) 事象発生後に動作が必要な機器 (J E A G 4 6 0 1-1984では, 事象発生からの期間を限定せず, 対象設備を例示している。) (設備の例) ECCS系ポンプ, ECCS系の動作に必要な弁, LOCA後にECCS等の停止に伴い動作するPCV隔離弁	<u>β : 地震後に動的機能が要求されるもの【C】</u> (考え方) 弁: 事象発生後長期 (10^{-2} 年以降)において動作する弁 機器: 事象発生からの期間を限定せず動作が必要な機器 (設備の例) 非常用ディーゼル発電設備のディーゼル燃料移送ポンプ, 残留熱代替除去ポンプ

注: 表中で用いている略語を以下に示す。

(ECCS: 非常用炉心冷却系) (LOCA: 冷却材喪失事故)

表 II - 1 具体的な動的設備とその分類例 (BWR)

耐震重要度分類	動的機能の分類	系 統	動的機能が要求される機器	要求機能	備 考
A _s	(i) 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する弁のうち、その健全性を維持するために動的機能が必要なもの	① 主蒸気系	① 主蒸気隔離弁 ② 逃がし安全弁 (安全弁機能)	$\alpha(S_2)$	図 II - 1 参照 他の動的機能分類で動的機能が要求される弁は除く。
		② 主蒸気ドレン系	① ドレンライン隔離弁	$\alpha(S_2)$	
		③ 給水系	① 給水逆止弁	$\alpha(S_2)$	
		④ 原子炉冷却材浄化系	① 隔離弁	$\alpha(S_2)$	
	(ii) 原子炉停止後、炉心から崩壊熱を除去するために必要な動的設備	① 主蒸気系	① 逃がし安全弁 (逃がし弁機能)	$\beta(S_2)$	図 II - 1 参照
		② 原子炉隔離時冷却系	① タービン, ② 弁 ③ ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 2 参照
		③ 高圧炉心スプレイ系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 3 参照
		④ 残留熱除去系 (停止時冷却モード)	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 4 参照
		⑤ 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	
		⑥ 非常用電源設備	① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	$\beta(S_2)$	
	(iii) 原子炉の緊急停止のために、急激に負の反応度を付加するために必要な動的設備、及び原子炉の停止状態を維持するために必要な動的設備	① 制御棒駆動系	① 駆動機構 ② スクラム弁	$\alpha(S_2)$	図 II - 5 参照
	(iv) 原子炉格納容器バウンダリを構成	① 不活性ガス系	① PCV 隔離弁	$\beta(S_1)$	図 II - 6 参照 原子炉冷却材圧力バウンダリ破損

耐震重要度分類	動的機能の分類	系 統	動的機能が要求される機器	要求機能	備 考
A _S	する弁のうち、原子炉冷却材圧力バウンダリ破損の一定時間後に閉止が必要なもの				(LOCA)後、一般の隔離弁は直ちに閉となるため、地震時の動的機能維持の必要はない。ただし、LOCA後、ECCS等の停止に伴う原子炉格納容器バウンダリ閉止に必要な弁は、S ₁ 地震後機能維持を要す。 また、他の動的機能分類で動的機能が要求される弁は除く。
A	(i) 原子炉冷却材圧力バウンダリ破損後、炉心から崩壊熱を除去するために必要な動的設備	① 非常用炉心冷却系 1) 高圧炉心スプレイ系 2) 低圧炉心スプレイ系 3) 残留熱除去系(低圧炉心注水モード)	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_1)$	A _S クラスの(ii)の③で確認 図II-7 参照
		② 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_1)$	A _S クラスの(ii)の⑤で確認
		③ 非常用電源設備	① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	$\beta(S_1)$	A _S クラスの(ii)の⑥で確認
	(ii) 放射性物質の放出を伴うような事故の際にその外部放散を抑制するために必要な動的設備で、上記耐震A _S クラスの(iv)以外の設備	① 残留熱除去系(PCVスプレイモード)	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_1)$	図II-9 参照
		② 可燃性ガス濃度制御系	① ブ ロ ア	$\beta(S_1)$	図II-10 参照
		③ 非常用ガス処理系	① 排気ファン	$\beta(S_1)$	図II-11 参照
		④ 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_1)$	A _S クラスの(ii)の⑤で確認
		⑤ 非常用電源設備	① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	$\beta(S_1)$	A _S クラスの(ii)の⑥で確認
	(iii) 使用済燃料プール水を補給するために必要な動的設備	① 燃料プール水補給設備(非常用)	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_1)$	

補足-027-10-32 ダクトの座屈評価で用いる補正係数, 安全係数の
設定根拠について

目 次

1. はじめに	1
2. 各種係数の設定根拠について	1

1. はじめに

空調換気系ダクトのうち、定ピッチ支持方法により設計するダクトの耐震支持間隔の算定においては、ダクト系が適切な剛性を有するとともに、ダクトの発生曲げモーメントが許容座屈曲げモーメントを満足するものとしている。

本資料はこのうち、ダクト評価の際に用いる以下の係数の設定根拠について、補足説明するものである。

- ・座屈限界曲げモーメントの補正係数（ λ ），及び安全係数（ γ ）（=0.6）

（適用評価式） 座屈限界曲げモーメント

$$M_T = \lambda \cdot \frac{\pi \cdot t \cdot I}{\sqrt{1 - \nu^2} \cdot b^2} \cdot \sqrt{E \cdot \sigma_y \cdot \gamma}$$

- ・断面二次モーメントの安全係数（ β ）

（適用評価式） 断面二次モーメント

$$I = \left(\frac{t \cdot b e^3}{6} + a e \cdot t \cdot \frac{b e^2}{2} \right) \cdot \beta$$

- ・許容座屈曲げモーメントの安全係数（ S ）（=0.7）

（適用評価式） 許容座屈曲げモーメント

$$M = S \cdot M_T$$

- ・弾性座屈曲げモーメントの補正係数（ C ）（=0.72）

（適用評価式） 弾性座屈曲げモーメント

$$M_{c r} = \frac{C \cdot E \cdot R \cdot t^2}{(1 - \nu^2)}$$

注記：式中の文字の定義は「VI-2-1-13 ダクト及び支持構造物の耐震計算について」を参照

なお、本資料が関連する図書は以下のとおり。

- ・「VI-2-1-13 ダクト及び支持構造物の耐震計算書について」

2. 各種係数の設定根拠について

ダクトの座屈曲げモーメント評価の際に用いる各種係数のうち、座屈限界曲げモーメントの補正係数（ λ ），座屈限界曲げモーメントの安全係数（ γ ）及び断面二次モーメントの安全係数（ β ）は、共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」に基づく、静的荷重試験（剛性試験及び限界強度試験）結果から設定している。一方、許容座屈曲げモーメントの安全係数（ S ）及び弾性座屈曲げモーメントの補正係数（ C ）については、規格等を基にメーカーにて設定した係数としている。

以下に当該研究の目的、試験内容の概要及び各種係数の設定根拠を示す。

(1) 研究の目的…共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」引用

従来薄板構造であるダクトの耐震性評価は、オーソライズされた評価手法がなく、一般的なのは理論及び平板理論を適用し、安全側となるモデル化により剛設計を基本とした定ピッチ支持方法の設計を行ってきた。他方、ダクトに対する数々の試験が試みられてはいたものの、これらは断片的であり実際のダクトが前述の理論に比して耐震上安全側にあることを確認するに留まっている。

本研究では、今後のダクト支持設計を耐震上十分安全であるようにつ、合理的に行うことを目的とし、ダクト系の耐震解析手法を確立するとともに、合理的簡易設計法の確立を図る。

(2) 試験内容の概要…共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」引用

- (a) 剛性試験：ダクトの剛性を評価するために、各種寸法のダクトに対して静荷重試験を実施し、荷重・変位の関係によりダクトの剛性に寄与する有効断面を把握する。
- (b) 限界強度試験：ダクトの限界強度（座屈）を評価するために各種寸法のダクトに対して静荷重試験を実施し、限界座屈荷重（モーメント）を検索するとともにダクトの強度に寄与する有効断面を把握する（図2-1参照）。

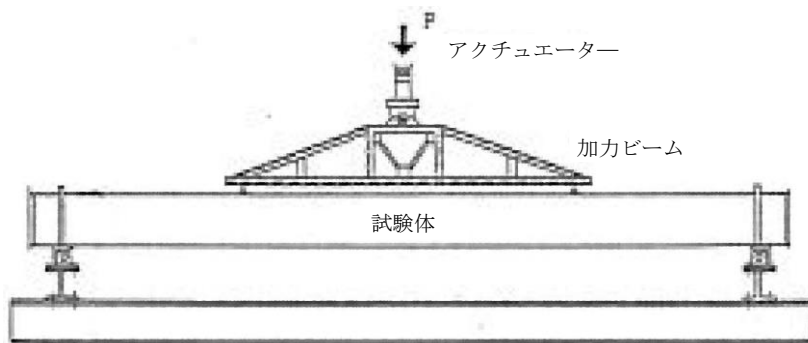
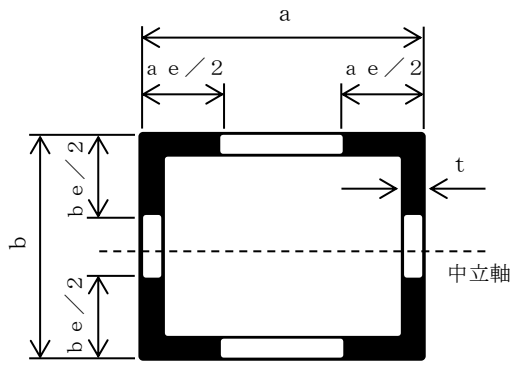


図2-1 試験装置概要図

(3) 各種係数の設定根拠（ λ ， γ ， β ：共同報告研究所より設定した係数）

ダクトの断面図を図2-2に示す。共同研究報告書より、ダクトの剛性及び限界強度に寄与する有効断面は、ウェブ寸法（ b ：ダクト短辺寸法）が支配的要素となっていることから、ウェブの形状に着目した試験結果（各種係数）が整理されている。



- a : ダクト長辺寸法 (mm)
- b : ダクト短辺寸法 (mm)
- a e : ダクトフランジの有効幅 (mm)
- b e : ダクトウェブの有効幅 (mm)
- t : ダクト板厚 (mm)

図 2-2 ダクトの断面図

(a) 座屈限界曲げモーメントの補正係数 (λ)

図 2-3 は、各種寸法のダクトの座屈限界曲げモーメントについて、限界強度試験による実験値と理論式による計算値との比を、ダクトのウェブと板厚の比（幅厚比： b/t ）で整理し、その結果を近似曲線で示したものであり、両者の座屈限界曲げモーメントを近似させるための補正係数 (λ) は、ダクト幅厚比 (b/t) に応じた近似曲線の値を設定している。



図 2-3 座屈限界曲げモーメントの補正係数 (λ) と幅厚比の関係

図 2-3 より、補正係数 (λ) は、試験体長さが短い方が小さく、また、ダクトの許容座屈曲げモーメントも小さくなることから、表 2-1 に示すように算定スパン以下の長さの試験体により求めた補正係数 (λ) を適用する。

表 2-1 試験体長さ と 算定スパン の 関係

試験体長さ (mm)	算定スパン (l) への適用範囲 (mm)

図 2-4 に限界強度試験のプロット値を示す。プロット値にはバラツキが生じており、一部のダクト寸法において、近似曲線による補正係数 (λ) がプロット値に対して非安全側となるが、これについては補正係数 (λ) に加え、次項で述べる安全係数 (γ) を計算値に乗じることで考慮される。



図 2-4 限界強度試験のプロット値と理論式による計算値の関係 ($l=2400$)

(b) 座屈限界曲げモーメントの安全係数 (γ) ($=0.6$)

図 2-5 は、各種寸法のダクトの座屈限界曲げモーメントについて、限界強度試験による実験値と理論式 (図 2-3 の近似曲線 λ) による計算値との比を、ダクトのウェブと板厚の比 (幅厚比: b/t) で整理されたものである。この結果より、一部のダクト寸法において、計算値による座屈限界曲げモーメントが実験値に比べ非安全側に算出されていることが確認でき、このことから両者の比率 (安全係数 γ) を計算値に乘じ、計算値が実験値を上回らないものとしている。ここで、座屈限界曲げモーメントを算出する際の安全係数 γ は、ダクト幅厚比に拠らず、図 2-5 に示される各比率のうち、最下限の値 ($\gamma=0.6$) を一律に設定している。

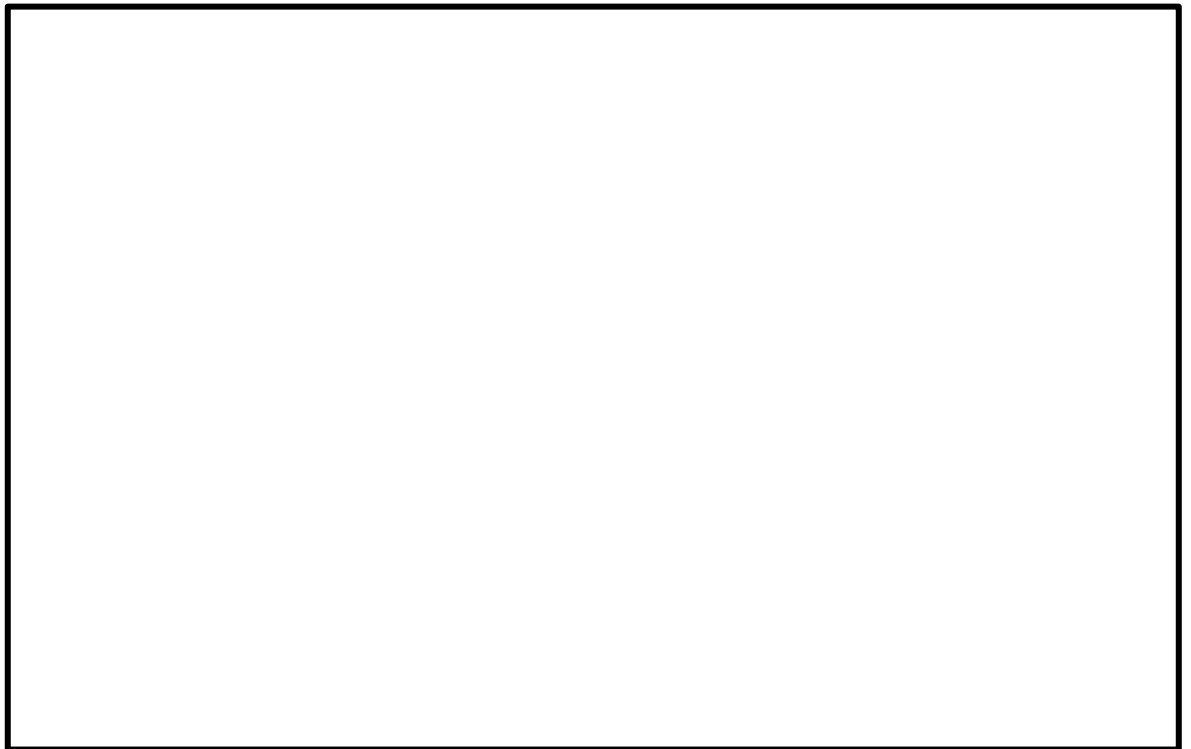


図 2-5 ダクトの座屈限界曲げモーメントの実験値と計算値の比と幅厚比の関係

(c) 断面二次モーメントの安全係数 (β)

図 2-6 は、各種ダクトの断面二次モーメントについて、限界強度試験による実験値と理論式による計算値との比をダクトウェブと板厚の比（幅厚比： b/t ）で整理したものである。この結果より、一部のダクト寸法において、計算値による断面二次モーメントが実験値に比べ非安全側に算出されていることが確認でき、このことから両者の比率（安全係数 β ）を計算値に乘じ、計算値が実験値を上回らないものとしている。

ここで、安全係数は幅厚比 600 を境界に、600 以下の場合は「 $\beta = 0.75$ 」、600 を超える場合は「 $\beta = 0.6$ 」として設定している。



図 2-6 断面二次モーメントの実験値と計算値の比と幅厚比の関係

(4) 各種係数の設定根拠 (S, C : 規格等を基にメーカーにて設定した係数)

(a) 許容座屈曲げモーメントの安全係数 (S) (=0.7)

許容座屈曲げモーメントの安全係数Sについては、実際のダクト破壊に至る座屈限界曲げモーメント M_T に対し、許容座屈曲げモーメントMを決定するにあたっての裕度である ($M = S \cdot M_T$)。

安全係数の値について、日本建築学会「鋼構造設計規準」によれば、許容応力を定める基準値を、材料の降伏点又は引張強さの70%のうち、どちらか小さい方の値としている。また、許容応力についても基準値の「 $1/1.5 \doteq 0.7$ 」とするなど、一般的に安全率として「1.5」を採用しており、これらを準用して座屈限界曲げモーメント M_T に対する安全率を「0.7」としている。

(b) 弾性座屈曲げモーメントの補正係数 (C) (=0.72)

日本機械学会「機械工学便覧 材料力学 基礎編」*によれば、円筒構造の座屈曲げモーメントを求める計算式に係数 ($\beta = 0.99$) を設定している。ここで、実験結果によれば、その係数の最小値としては「 $\beta = 0.72$ 」程度とされていることから、弾性座屈曲げモーメントの補正係数Cとして、一律「0.72」を設定している。

注記* : 日本機械学会「機械工学便覧 基礎編 材料力学」より引用



補足-027-10-34 ボルトの評価断面について

目 次

1. はじめに	1
2. 評価部位ごとの評価方法	1
3. まとめ	3

1. はじめに

機器のボルト部の耐震及び強度評価において、基礎ボルト等の支持構造物としてのボルトとフランジ部のボルトは、適用する規格・基準等により評価断面が異なる。この評価断面の違いについては既工認から考え方は変わらないものであり、今回工認で新たに適用しているものではないが、本資料は、評価部位ごとのボルトの応力評価における断面積の考え方を改めてまとめたものである。

なお、本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・「VI-2 耐震性に関する説明書」
- ・「VI-3 強度に関する説明書」

2. 評価部位ごとの評価方法

2.1 基礎ボルト等の支持構造物としてのボルト

2.1.1 評価断面

原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1-1987）の記載は以下のとおり。

6.6.4 支持構造物 (2) アンカー部 b. アンカー部の応力計算

(b) 基礎ボルトの応力計算 (ii) 算定の方針

② 基礎ボルトにせん断応力及び引張応力のほか、これらの組合せ応力が作用する場合は組合せて評価するものとする。応力の算定方法及び許容応力は、鋼構造設計規程^(4.6.0.1, 4.6.2)、「J E A G 4 6 0 1・補-1984」によるものとする。

J E A G 4 6 0 1・補-1984 では許容応力は告示第 88 条に規定される値と記載があり、対応する設計・建設規格（J S M E S N C 1-2005/2007）の SSB-3130 の記載は以下のとおり。

SSB-3130 ボルト材の許容応力

SSB-3131 供用状態 A および B での許容応力
供用状態 A および供用状態 B において呼び径断面に生じる応力は、次の値を超えないこと。

SSB-3132 供用状態 C での許容応力
供用状態 C において呼び径断面に生じる応力は、SSB-3131(1)および(2)に定める許容応力 f_t 、 f_s の 1.5 倍の値を超えないこと。また、SSB-3131(3)に定める f_{ts} の式において、 f_{to} を 1.5 倍として求めた値を超えないこと。

SSB-3133 供用状態 D での許容応力
供用状態 D において呼び径断面に生じる応力は、SSB-3131(1)および(2)に定める許容応力 f_t 、 f_s の 1.5 倍の値を超えないこと。また、SSB-3131(3)に定める f_{ts} の式において、 f_{to} を 1.5 倍として求めた値を超えないこと。この場合において、SSB-3121.1(1)a.本文中 S_y および $S_y (RT)$ は、 $1.2 S_y$ および $1.2 S_y (RT)$ と読み替えるものとする。

以上より、基礎ボルト等の支持構造物においてはボルトの呼び径断面を評価断面としている。

2.1.2 許容応力

設計・建設規格（J S M E S N C 1-2005/2007）の解説 SSB-3131 に以下の記載がある。

（解説 SSB-3131）供用状態 A および B での許容応力

SSB-3131 は、ボルト実効引張応力としては、ネジ部の谷径断面積を考慮して算定する方法もあるが、ボルト径が同一でもネジの仕様ごとに算定断面が異なり煩雑となる。したがって、応力算定はボルト呼び径に対して行うこととし、谷径断面積／呼び径断面積の比で許容応力を低減することとした。

SSB-3131(1)は、谷径断面積に対する許容応力としては、一般の引張応力を用いるため $f_t = 0.67F$ となるが、これに対し呼び径断面評価の際の低減率（上記の比）はメートルネジで最小 0.75 程度であり、これを考慮して $f_t = 0.5F$ とした。

よって、評価断面が谷径断面と呼び径断面で異なることは、応力の制限を実質的に変更するものではない。

2.2 フランジ部のボルト

2.2.1 フランジの評価

設計・建設規格（J S M E S N C 1-2005/2007）の PPB-3414 の記載は以下のとおり。

PPB-3414 フランジ

- (2) 管と管をフランジ継手により接続する場合は、次の a. から c. に適合するものでなければならない。
- b. ボルト等の最高使用圧力におけるボルト荷重およびガスケット締付時のボルト荷重により生ずる平均引張応力は、それぞれ最高使用温度における付録材料図表 Part 5 表 7 に定める値を超えないこと。
- c. 上記 a.、b. の応力は日本工業規格 JIS B 8265(2003) 「圧力容器の構造—一般事項」により算出すること。

以上より、フランジ部のボルトは J I S B 8 2 6 5 附属書 3 を適用して評価している。

2.2.2 評価断面

J I S B 8 2 6 5 (2003)「圧力容器の構造—一般事項」附属書3におけるボルト断面積の記載は以下のとおり。

A_b : 実際に使用するボルトの総有効断面積で、次の算式による。

$$A_b = n \frac{\pi}{4} d_b^2 \quad (\text{mm}^2)$$

d_b : ボルトのねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径 (mm)

n : ボルトの本数

以上より、フランジ部のボルトにおいてはボルトのねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径を評価断面としている。

2.2.3 許容応力

設計・建設規格の規定に基づきボルト材料の許容応力を評価する。2.2.1項に記載のとおり、PPB-3414ではボルト材料は、付録材料図表 Part5 表7に定めるボルト材の許容引張応力 S に基づき評価している。

3. まとめ

基礎ボルト等の支持構造物としてのボルトでは呼び径断面を評価断面としており、フランジ部のボルトではねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径を評価断面としている。適用する規格・基準等により評価断面が異なるが、呼び径断面を評価断面とする場合、谷径断面積／呼び径断面積の比で許容応力を低減しているため、両者の評価は同等である。

補足-027-10-35 管の耐震評価における地震相対変位の考慮方法について

目 次

1. 概要	1
2. 地震相対変位の適用方法	1
3. 地震相対変位の算出過程	8
別紙 1	
別紙 2	

1. 概要

管の耐震計算書において、複数の建物に跨る解析モデルは地震相対変位を入力している。本資料は、それらの解析モデルに対する地震相対変位の適用方法をまとめるものである。

なお、本資料は以下に示す図書について補足する図書である。

- ・ VI-2-1-14 「機器・配管系の計算書作成の方法」

2. 地震相対変位の適用方法

(1) 複数の建物に跨る解析モデルの場合

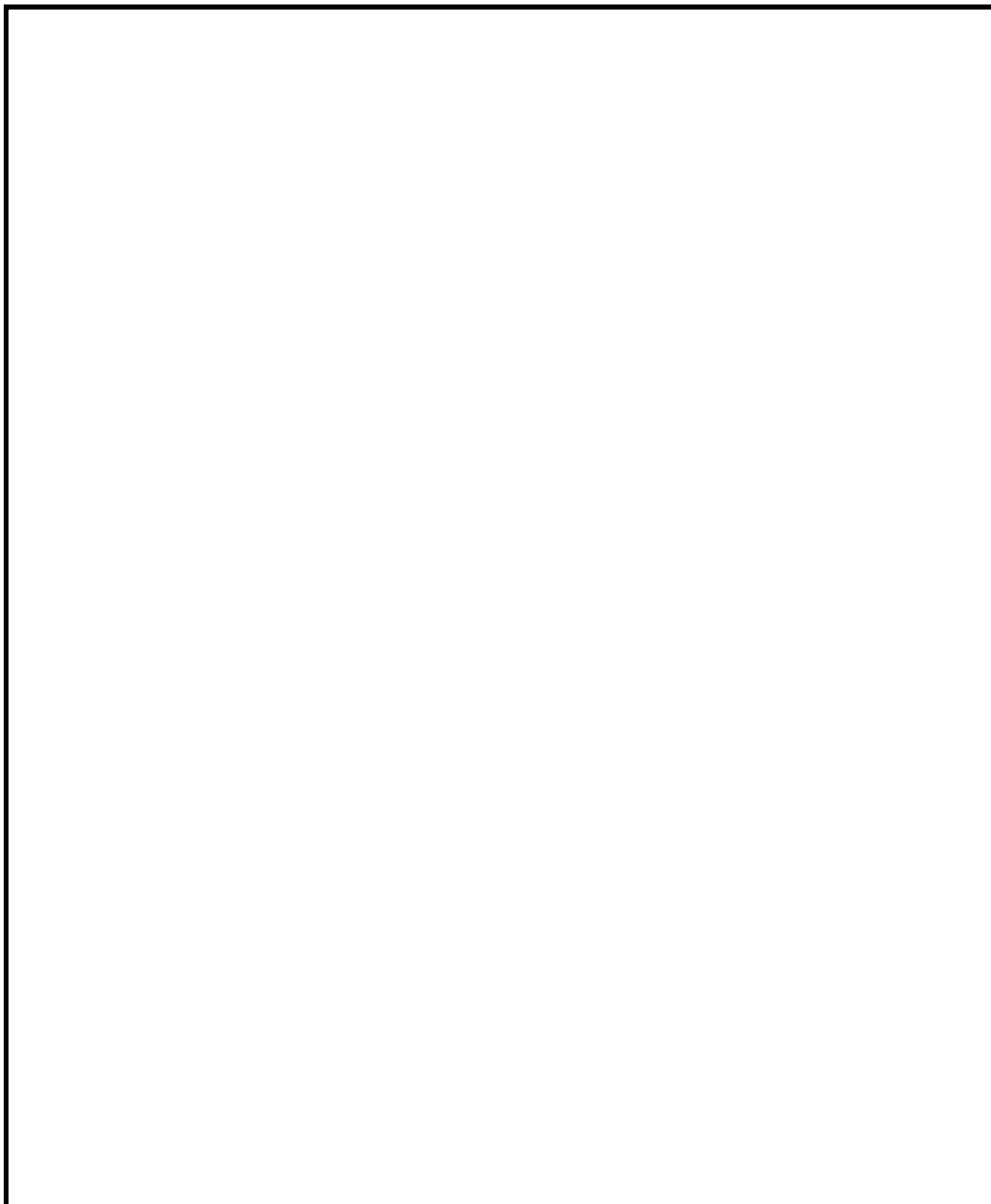
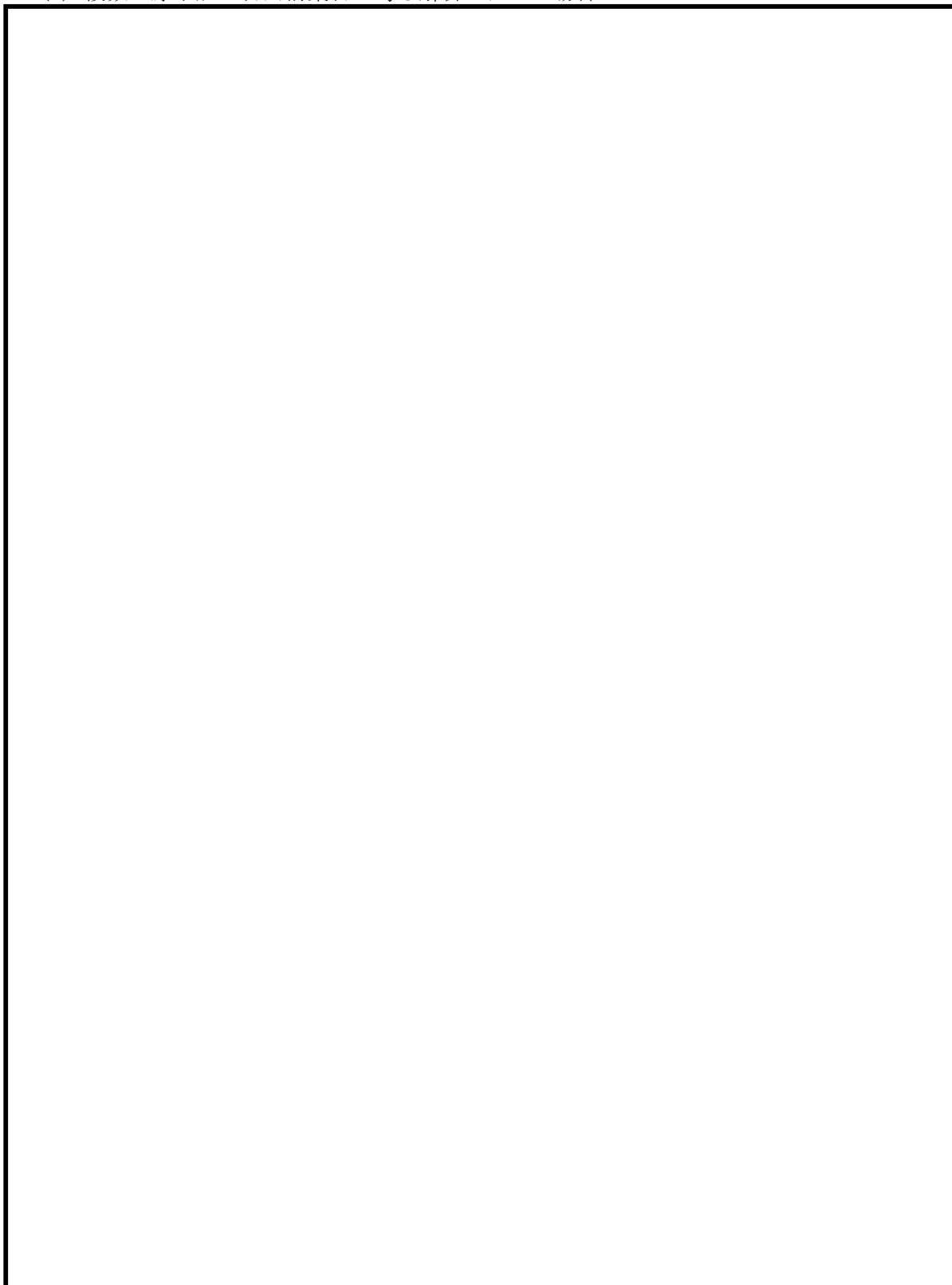


図 1-2 配管応力解析における地震相対変位の考慮方法

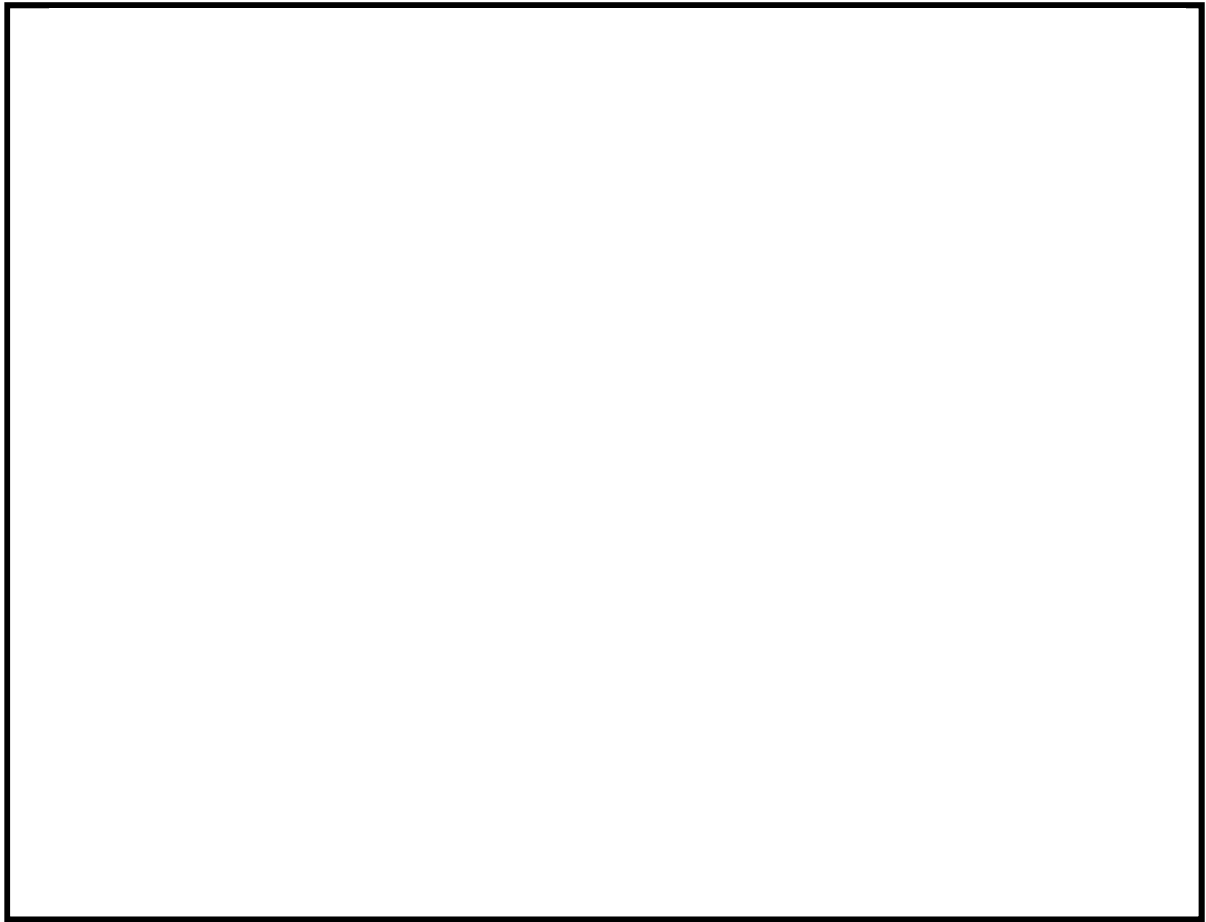
表 1 地震相対変位を適用する建物の組合せ

建物		
原子炉建物	—	タービン建物
原子炉建物	—	復水貯蔵タンク連絡ダクト (G)
原子炉建物	—	第1ベントフィルタ格納槽
原子炉建物	—	低圧原子炉代替注水ポンプ格納槽
制御室建物	—	廃棄物処理建物
タービン建物	—	蒸気タービンの基礎
タービン建物	—	取水槽
タービン建物	—	屋外配管ダクト (タービン建物～排気筒)
タービン建物	—	屋外配管ダクト (タービン建物～放水槽)
排気筒	—	屋外配管ダクト (タービン建物～排気筒)
B-ディーゼル燃料貯蔵タンク格納槽	—	燃料移送系配管ダクト
復水貯蔵タンク連絡ダクト (F)	—	復水貯蔵タンク連絡ダクト (G)
復水貯蔵タンク連絡ダクト (F)	—	燃料移送系配管ダクト
ガスタービン発電機建物	—	屋外配管ダクト (ガスタービン発電機用軽油タンク～ガスタービン発電機)
ガスタービン発電機用軽油タンク基礎	—	屋外配管ダクト (ガスタービン発電機用軽油タンク～ガスタービン発電機)

(2) 複数の原子炉建物内構築物に跨る解析モデルの場合



(3) 具体的な地震相対変位の入力方法及び鳥瞰図への記載例



(4) 地震相対変位を入力している配管モデル

島根2号機において、複数の建物又は複数の原子炉建物内構築物に跨り、地震相対変位を入力している具体的な解析モデルを表3に示す。

表3 地震相対変位を入力している解析モデル (1/3)

モデル名	分類	
	複数の建物に跨る 解析モデル	複数の原子炉建物内構築物 に跨る解析モデル
PLR-PD-1	—	○
PLR-PD-2	—	○
MS-PD-1	—	○
MS-PD-2	—	○
MS-PD-3	—	○
MS-PD-4	—	○
FW-PD-1	—	○
FW-PD-2	—	○
FW-T-8	○	—
RHR-PD-4	—	○
RHR-PD-5	—	○
RHR-PD-6	—	○
RHR-PD-7	—	○
RHR-PD-8	—	○
RHR-R-1	—	○
RHR-R-2	—	○
RHR-R-3	—	○
RHR-R-5B	—	○
RHR-R-6	—	○
RHR-R-7	—	○
RHR-R-11	—	○
RHR-R-12	—	○
RHR-R-14	—	○
HPCS-PD-1	—	○
HPCS-R-1	—	○
LPCS-PD-1	—	○
LPCS-R-1	—	○
LPCS-R-2	—	○
FLSR-F-3	○	—

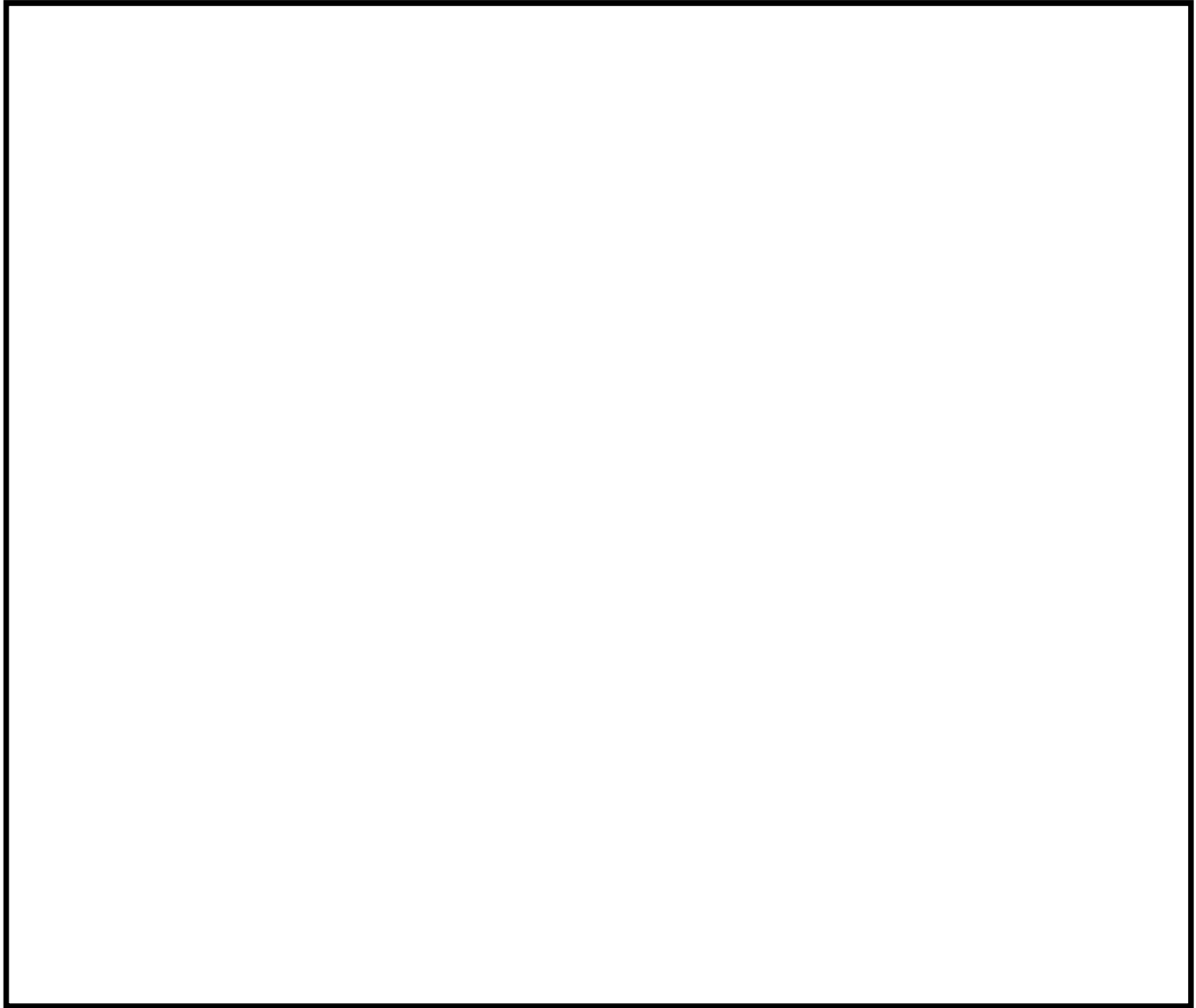
表3 地震相対変位を入力している解析モデル (2/3)

モデル名	分類	
	複数の建物に跨る 解析モデル	複数の原子炉建物内構築物 に跨る解析モデル
RCIC-PD-1	—	○
RCIC-R-1	—	○
RCIC-R-4	—	○
RSW-R-1	○	—
RSW-R-2	○	—
RSW-T-1	○	—
RSW-T-2	○	—
HPSW-T-1	○	—
CUW-PD-1	—	○
CRD-PD-1	—	○
CRD-PD-2	—	○
CRD-PD-3	—	○
CRD-PD-4	—	○
CRD-PD-5	—	○
CRD-PD-6	—	○
CRD-R-1	—	○
CRD-R-2	—	○
CRD-R-3	—	○
CRD-R-4	—	○
CRD-R-5	—	○
CRD-R-6	—	○
SLC-PD-1	—	○
SLC-R-1	—	○
ADS-PD-1SP	—	○
ADS-PD-2SP	—	○
ADS-PD-3SP	—	○
ADS-R-1SP	—	○
ADS-R-2SP	—	○
ADS-R-3SP	—	○
RWL-PD-1	—	○
RWL-PD-2	—	○
RWL-R-1	—	○
RWL-R-2	—	○

表3 地震相対変位を入力している解析モデル (3/3)

モデル名	分類	
	複数の建物に跨る 解析モデル	複数の原子炉建物内構築物 に跨る解析モデル
MCRS-W-7SP	○	—
MUW-PD-1	—	○
MUW-R-1	—	○
SGT-R-1	—	○
SGT-T-1	○	—
SGT-Y-1	○	—
FCS-R-1	—	○
FCS-R-2	—	○
FCS-R-3	—	○
FCS-R-4	—	○
NGC-R-1	—	○
ANI-R-3SP	—	○
ANI-R-6SP	—	○
FCVS-F-1	○	—
FCVS-F-6	○	—
DEG-R-1SP	○	—
DEG-Y-1SP	○	—
DEG-Y-B2SP	○	—
DEG-Y-B4SP	○	—
DEG-R-3SP	○	—
DEG-T-3SP	○	—
DEG-Y-3SP	○	—
GTGFO-G-20	○	—
GTGFO-G-22	○	—
RSW-T-3	○	—
RSW-T-4	○	—
RSW-Y-1	○	—
RSW-Y-2	○	—
TSW-Y-1	○	—
THD-T-17	○	—

3. 地震相対変位の算出過程



補足-027-10-36 原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の
耐震計算書及び強度計算書の図書構成について

1. はじめに

原子炉圧力容器関連（原子炉圧力容器本体、炉心支持構造物及び炉内構造物）及び原子炉格納容器関連（原子炉格納容器、原子炉格納容器支持構造物及び原子炉格納容器内部構造物）の耐震計算書及び強度計算書については、先行電力の図書構成、社内の図書作成ルール等から以下のとおり整理している。

2. 原子炉圧力容器関連

2.1 原子炉圧力容器関連の応力解析の方針について

原子炉圧力容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認より「応力解析の方針」に耐震及び強度評価の条件として、設計条件、運転条件、荷重・圧力条件、熱伝達率の計算式及び許容応力強さを記載している。

今回工認においては、「応力解析の方針」として、変更となる耐震評価に必要な条件や計算式及び重大事故等時の条件を記載している。設計条件、運転条件、熱伝達率の計算式等については、既工認より変更されていないため、今回工認の申請範囲外として記載していない。

2.2 原子炉圧力容器関連の計算書の構成について

原子炉圧力容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認では「〇〇の応力計算書」として、機器ごとに異なる図書番号で添付書類を作成している。

今回工認では、耐震評価部分は「〇〇の耐震性についての計算書」に、強度評価部分は「〇〇の強度計算書」又は「〇〇の応力計算書」に振り分けている。

既工認、今回工認の図書構成の概要を表1に、対比表を別紙1に示す。

3. 原子炉格納容器関連の計算書の構成について

原子炉格納容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認では「〇〇の強度計算書」として、機器ごとに異なる図書番号で添付書類を作成している。

今回工認では、耐震評価部分は「〇〇の耐震性についての計算書」に、強度評価部分は「〇〇の強度計算書」に振り分けている。

既工認、今回工認の図書構成の概要を表2に、対比表を別紙2に示す。

なお、今回工認における原子炉格納容器に係る基本板厚評価では、重大事故等に対する閉じ込め機能に係る健全性評価についてVI-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」に取りまとめている。従って、今回工認における原子炉格納容器に係る基本板厚計算書では、VI-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」に記載された評価結果を呼び込む記載としている。

表 1-1 図書構成の概要（炉心支持構造物）

既工認		今回工認		備考
第 2 号機増設第 5 回申請				
IV-2-2-3(1)	炉心支持構造物の応力解析の方針	VI-2-3-2-2-1	炉心支持構造物の応力解析の方針	
IV-2-2-3(2)	炉心支持構造物の応力計算書（各部位）	VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の応力計算書（各部位）	今回工認では耐震評価及び強度評価を分割して図書を作成する。
		VI-2-3-2-2-2～5, 7	炉心支持構造物の耐震性についての計算書（各部位）	
—	—	VI-3-別添6-1	燃料支持金具の応力計算	
		VI-2-3-2-2-6	燃料支持金具の耐震性についての計算書	

表 1-2 図書構成の概要（原子炉圧力容器本体）

既工認		今回工認		備考
第 2 号機増設第 5 回申請				
IV-3-1-2-1	圧力容器内部構造物の応力解析の方針	VI-2-3-3-3-1	原子炉圧力容器内部構造物の応力解析の方針	
IV-3-1-2-2～4	原子炉圧力容器内部構造物の応力計算書（蒸気乾燥器、シュラウドヘッド、気水分離器及びスタンドパイプ）	VI-2-3-3-3-2～4	原子炉圧力容器内部構造物の耐震性についての計算書（蒸気乾燥器、シュラウドヘッド、気水分離器及びスタンドパイプ）	
IV-2-2-4～10	原子炉圧力容器内部構造物（炉内配管等）の耐震性についての計算書（各部位）	IV-2-3-3-3-6～11	原子炉圧力容器内部構造物（炉内配管等）の耐震性についての計算書（各部位）	既工認の”耐震性についての計算書”で実施している固有値解析結果と”応力計算書”で実施している耐震評価の内容について、今回工認では”耐震性についての計算書”にまとめて記載する。
IV-3-1-2-5～10	原子炉圧力容器内部構造物（炉内配管等）の応力計算書（各部位）	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物（炉内配管等）の応力計算書（各部位）	
IV-3-1-2-11	原子炉中性子計装案内管の応力計算書	—	—	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。 （”耐震性についての計算書”はVI-2-3-3-3-11として作成する。）

表 1-3 図書構成の概要（原子炉圧力容器付属構造物）

既工認		今回工認		備考
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-3-1-1	原子炉格納容器スタビライザの強度計算書	VI-2-3-3-2-2	原子炉格納容器スタビライザの耐震性についての計算書	
第 2 号機増設第 5 回申請				
IV-2-2-11	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-2-3	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	
IV-3-1-3-1, 3	原子炉圧力容器付属構造物の応力計算書（各部位）	VI-2-3-3-2-1, 4	原子炉圧力容器付属構造物の耐震性についての計算書（各部位）	
IV-2-2-9	差圧検出・ほう酸水注入系配管（原子炉圧力容器内部及びティーよりN11ノズルまでの外管）の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-2-5	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管）の耐震性についての計算書	既工認の”耐震性についての計算書”で実施している固有値解析結果と”応力計算書”で実施している耐震評価の内容について、今回工認では”耐震性についての計算書”にまとめて記載する。
IV-3-1-3-5	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管）の応力計算書	VI-3-3-1-2-2	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管）の応力計算書	
IV-3-1-3-4	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管）の基本板厚計算書	VI-3-3-1-2-1	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管）の基本板厚計算書	
IV-3-1-3-2	ジェットポンプ計測配管貫通部シールの基本板厚計算書	—	—	最高使用温度に対して計算するものであり、既工認の内容から変更がないため作成しない。

表 1-4 図書構成の概要（原子炉压力容器内部構造物）

既工認		今回工認		備考
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-2-3-1	原子炉压力容器基礎ボルトの耐震性についての計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉压力容器の耐震性についての計算書（原子炉压力容器基礎ボルトの応力計算）	
第 2 号機増設第 5 回申請				
IV-3-1-1-1	原子炉压力容器の応力解析の方針	VI-2-3-3-1-1	原子炉压力容器の応力解析の方針	
IV-3-1-1-2	原子炉压力容器の穴と補強についての計算書	—	—	最高使用温度に対して計算するものであり、既工認の内容から変更がないため作成しない。
IV-3-1-1-3, 5~20, 22	原子炉压力容器の応力計算書（各部位）	VI-2-3-3-1-2	原子炉压力容器の耐震性についての計算書（各部位）	既工認の”耐震性についての計算書”で実施している固有値解析結果と”応力計算書”で実施している耐震評価の内容について、今回工認では”耐震性についての計算書”にまとめて記載する。
		VI-3-3-1-1-1	原子炉压力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-4	上鏡及び主フランジの応力計算書	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり、地震力を負担するような部位ではないため、耐震計算書は作成しない。
IV-3-1-1-21	予備ノズル (N18) の応力計算書			

表 2-1 図書構成の概要（ガンマ線遮蔽壁及び原子炉本体の基礎）

既工認		今回工認		備考
第 2 号機増設第 1 回申請				
IV-2-3-1	ガンマ線しゃへい壁の耐震性についての計算書	VI-2-11-2-11	ガンマ線遮蔽壁の耐震性についての計算書	
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-1-2	原子炉本体の基礎に関する説明書	VI-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	

表 2-2 図書構成の概要（原子炉格納容器）

既工認		今回工認		備考
-	-	VI-2-9-2-8	サブプレッションチェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書	
-	-	VI-3-3-7-1-11	サブプレッションチェンバアクセスハッチの強度計算書	
基本板厚計算書				
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-3-4-1~6	原子炉格納容器の基本板厚計算書（各部位）	VI-3-3-7-1-2, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 19, VI-3-3-7-2-1-4	原子炉格納容器の基本板厚計算書（各部位）	
強度計算書・耐震性についての計算書				
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-3-1-1, IV-3-5-1, 3~11, 13, 14	原子炉格納容器の強度計算書（各部位）	VI-2-9-2-1~11, VI-2-9-4-3 VI-3-3-7-1-1, 3, 5, 7, 9, 13, 15, 17, 18, VI-3-3-7-2-1-3	原子炉格納容器の耐震性についての計算書（各部位） 原子炉格納容器の強度計算書（各部位）	今回工認では耐震評価及び強度評価を分割して図書を作成する。

表 2-3 図書構成の概要（原子炉格納容器附属構造物）

既工認		今回工認		備考
-	-	VI-2-9-4-1	真空破壊装置の耐震性についての計算書	
基本板厚計算書				
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-3-4-5, 6	原子炉格納容器内部構造物の基本板厚計算書（各部位）	VI-3-3-7-2-1-2, VI-3-3-7-2-2-1-2, 4	原子炉格納容器内部構造物の基本板厚計算書（各部位）	
強度計算書・耐震性についての計算書				
第 2 号機増設第 2 回申請				
IV-3-5-16~19	原子炉格納容器内部構造物の強度計算書（各部位）	VI-3-3-7-2-1-1, VI-3-3-7-2-2-1-1, 3 VI-2-9-4-2-1, 2, VI-2-9-4-4-1-1, 2	原子炉格納容器内部構造物の強度計算書（各部位） 原子炉格納容器内部構造物の耐震性についての計算書（各部位）	今回工認では耐震評価及び強度評価を分割して図書を作成する。

RPV図書構成比較表(1/3)

既工認		今回工認		備考
第2号機増設第2回申請				
IV-2-3-1	原子炉圧力容器基礎ボルトの耐震性についての計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(原子炉圧力容器基礎ボルトの応力計算)	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-1	原子炉格納容器スタビライザの強度計算書	VI-2-3-3-2-2	原子炉格納容器スタビライザの耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
第2号機増設第5回申請				
IV-2-2-3(1)	炉心支持構造物の応力解析の方針	VI-2-3-2-2-1	炉心支持構造物の応力解析の方針	
IV-2-2-3(2)a	炉心シュラウドの応力計算書	VI-2-3-2-2-2	炉心シュラウドの耐震性についての計算書	
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(炉心シュラウド)	
IV-2-2-3(2)b	シュラウドサポートの応力計算書	VI-2-3-2-2-3	シュラウドサポートの耐震性についての計算書	
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(シュラウドサポート)	
IV-2-2-3(2)c	上部格子板の応力計算書	VI-2-3-2-2-4	上部格子板の耐震性についての計算書	
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(上部格子板)	
IV-2-2-3(2)d	炉心支持板の応力計算書	VI-2-3-2-2-5	炉心支持板の耐震性についての計算書	
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(炉心支持板)	
IV-2-2-3(2)e	制御棒案内管の応力計算書	VI-2-3-2-2-7	制御棒案内管の耐震性についての計算書	
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(制御棒案内管)	
—	—	VI-2-3-2-2-6	燃料支持金具の耐震性についての計算書	既工認では計算書を作成していない。
		VI-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書(燃料支持金具)	(最新プラントにおける評価対象設備を踏まえ、評価対象設備として追加)
IV-2-2-4	給水スパーージャの耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-6	給水スパーージャの耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-5	給水スパーージャの応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(給水スパーージャ)	
IV-2-2-5	高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャの耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-7	高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャの耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-6	高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャの応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャ)	
IV-2-2-6	ジェットポンプの耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-5	ジェットポンプの耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-7	ジェットポンプの応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(ジェットポンプ)	
IV-2-2-7	低圧注水配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-8	低圧注水配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-8	低圧注水配管(原子炉圧力容器内部)の応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(低圧注水配管(原子炉圧力容器内部))	
IV-2-2-8	高圧及び低圧炉心スプレイ系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-9	高圧及び低圧炉心スプレイ系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-9	高圧及び低圧炉心スプレイ系配管(原子炉圧力容器内部)の応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(高圧及び低圧炉心スプレイ系配管(原子炉圧力容器内部))	
IV-2-2-9	差圧検出・ほう酸水注入系配管(原子炉圧力容器内部及びティーよりN11ノズルまでの外管)の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-10	差圧検出・ほう酸水注入系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書	既工認の"耐震性についての計算書"で実施している固有値解析結果と"応力計算書"で実施している耐震評価の内容について、今回工認では"耐震性についての計算書"にまとめて記載する。
IV-3-1-2-10	差圧検出・ほう酸水注入系配管(原子炉圧力容器内部)の応力計算書	VI-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書(差圧検出・ほう酸水注入系配管(原子炉圧力容器内部))	

RPV図書構成比較表(2/3)

既工認		今回工認		備考
IV-2-2-9	差圧検出・ほう酸水注入系配管(原子炉圧力容器内部及びティーよりN11ノズルまでの外管)の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-2-5	差圧検出・ほう酸水注入系配管(ティーよりN11ノズルまでの外管)の耐震性についての計算書	既工認の“耐震性についての計算書”で実施している固有値解析結果と“応力計算書”で実施している耐震評価の内容について、今回工認では“耐震性についての計算書”にまとめて記載する。
IV-3-1-3-5	差圧検出・ほう酸水注入系配管(ティーよりN11ノズルまでの外管)の応力計算書	VI-3-3-1-2-2	差圧検出・ほう酸水注入系配管(ティーよりN11ノズルまでの外管)の応力計算書	
IV-2-2-10	原子炉中性子計装案内管の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-3-11	原子炉中性子計装案内管の耐震性についての計算書	既工認の“耐震性についての計算書”で実施している固有値解析結果と“応力計算書”で実施している耐震評価の内容について、今回工認では“耐震性についての計算書”にまとめて記載する。
IV-3-1-2-11	原子炉中性子計装案内管の応力計算書			
IV-2-2-11	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	VI-2-3-3-2-3	制御棒駆動機構ハウジング支持金具の耐震性についての計算書	
IV-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針	VI-2-3-3-1-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針	
IV-3-1-1-2	原子炉圧力容器の穴と補強についての計算書	—	—	最高使用温度に対して計算するものであり、既工認の内容から変更がないため作成しない。
IV-3-1-1-3	円筒胴の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(円筒胴の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-4	上鏡及び主フランジの応力計算書	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり、地震力を負担するような部位ではないため、耐震計算書は作成しない。
IV-3-1-1-5	下鏡及び原子炉圧力容器支持スカートの応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(下鏡の応力計算、原子炉圧力容器支持スカートの応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-6	制御棒貫通孔の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(制御棒貫通孔の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-7	原子炉中性子計装孔の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(原子炉中性子計装孔の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-8	再循環水出口ノズル(N1)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(再循環水出口ノズル(N1)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-9	再循環水入口ノズル(N2)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(再循環水入口ノズル(N2)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-10	主蒸気ノズル(N3)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(主蒸気ノズル(N3)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-11	給水ノズル(N4)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(給水ノズル(N4)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-12	低圧炉心スプレイノズル(N5)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(低圧炉心スプレイノズル(N5)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-13	低圧注水ノズル(N6)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(低圧注水ノズル(N6)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	

RPV図書構成比較表(3/3)

既工認		今回工認		備考
IV-3-1-1-14	上ぶたスプレインズル(N7)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(上ぶたスプレインズル(N7)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-15	計測及びベントノズル(N8)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(計測及びベントノズル(N8)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-16	ジェットポンプ計測ノズル(N9)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(ジェットポンプ計測ノズル(N9)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-17	ほう酸水注入及び炉心差圧計測ノズル(N11)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(ほう酸水注入及び炉心差圧計測ノズル(N11)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-18	計測ノズル(N12, N13, N14)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(計測ノズル(N12, N13, N14)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-19	ドレンノズル(N15)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(ドレンノズル(N15)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-20	高圧炉心スプレインズル(N16)の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(高圧炉心スプレインズル(N16)の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-1-21	予備ノズル(N18)の応力計算書	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり、地震力を負担するような部位ではないため、耐震計算書は作成しない。
IV-3-1-1-22	ブラケット類の応力計算書	VI-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震性についての計算書(ブラケット類の応力計算)	
		VI-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器の応力計算書	
IV-3-1-2-1	圧力容器内部構造物の応力解析の方針	VI-2-3-3-3-1	原子炉圧力容器内部構造物の応力解析の方針	
IV-3-1-2-2	蒸気乾燥器の応力計算書	VI-2-3-3-3-2	蒸気乾燥器の耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-2-3	シュラウドヘッドの応力計算書	VI-2-3-3-3-4	シュラウドヘッドの耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-2-4	気水分離器及びスタンドパイプの応力計算書	VI-2-3-3-3-3	気水分離器及びスタンドパイプの耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-3-1	原子炉圧力容器スタビライザの応力計算書	VI-2-3-3-2-1	原子炉圧力容器スタビライザの耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-3-2	ジェットポンプ計測配管貫通部シールの基本板厚計算書	—	—	最高使用温度に対して計算するものであり、既工認の内容から変更がないため作成しない。
IV-3-1-3-3	ジェットポンプ計測配管貫通部シールの応力計算書	VI-2-3-3-2-4	ジェットポンプ計測配管貫通部シールの耐震性についての計算書	SA設備ではないため強度計算書を作成しない。
IV-3-1-3-4	差圧検出・ほう酸水注入系配管(ティーよりN11ノズルまでの外管)の基本板厚計算書	VI-3-3-1-2-1	差圧検出・ほう酸水注入系配管(ティーよりN11ノズルまでの外管)の基本板厚計算書	

PCV図書構成比較表(1/2)

既工認		今回工認		備考
第2号機増設第1回申請				
IV-2-3-1	ガンマ線しゃへい壁の耐震性についての計算書	VI-2-11-2-11	ガンマ線遮蔽壁の耐震性についての計算書	
第2号機増設第2回申請				
IV-1-2	原子炉本体の基礎に関する説明書	VI-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	
IV-3-4-1	原子炉格納容器胴の基本板厚計算書	VI-3-3-7-1-2	ドライウエルの基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-4	サブプレッションチェンバの基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-6	機器搬入口の基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-8	逃がし安全弁搬出ハッチの基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-10	制御棒駆動機構搬出ハッチの基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-14	所員用エアロックの基本板厚計算書	
IV-3-4-2	ベント管の基本板厚計算書	VI-3-3-7-2-1-4	ベント管の基本板厚計算書	
IV-3-4-3	原子炉格納容器貫通部の基本板厚計算書	VI-3-3-7-1-12	サブプレッションチェンバアクセスハッチの基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-1-19	電気配線貫通部の基本板厚計算書	
IV-3-4-4	原子炉格納容器配管貫通部の基本板厚計算書	VI-3-3-7-1-16	配管貫通部の基本板厚計算書	
IV-3-4-5	ベントヘッド及びダウンカマの基本板厚計算書	VI-3-3-7-2-1-2	ベントヘッド及びダウンカマの基本板厚計算書	
IV-3-4-6	ドライウエルスプレイ管及びサブプレッションチェンバ スプレイ管の基本板厚計算書	VI-3-3-7-2-2-1-2	ドライウエルスプレイ管の基本板厚計算書	
		VI-3-3-7-2-2-1-4	サブプレッションチェンバスプレイ管の基本板厚計算書	
IV-3-5-1	ドライウエルの強度計算書	VI-2-9-2-1	ドライウエルの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-1	ドライウエルの強度計算書	
IV-3-5-3	シヤラグの強度計算書	VI-2-9-2-4	シヤラグの耐震性についての計算書	
IV-3-5-4	所員用エアロックの強度計算書	VI-2-9-2-9	所員用エアロックの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-13	所員用エアロックの強度計算書	
IV-3-5-5	機器搬入口の強度計算書	VI-2-9-2-5	機器搬入口の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-5	機器搬入口の強度計算書	
IV-3-5-6	逃がし安全弁搬出ハッチの強度計算書	VI-2-9-2-6	逃がし安全弁搬出ハッチの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-7	逃がし安全弁搬出ハッチの強度計算書	
IV-3-5-7	制御棒駆動機構搬出ハッチの強度計算書	VI-2-9-2-7	制御棒駆動機構搬出ハッチの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-9	制御棒駆動機構搬出ハッチの強度計算書	
IV-3-5-8	原子炉格納容器貫通部の強度計算書	VI-2-9-2-10	配管貫通部の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-15	配管貫通部の強度計算書	

PCV図書構成比較表(2/2)

既工認		今回工認		備考
IV-3-5-9	原子炉格納容器電気配線貫通部の強度計算書	VI-2-9-2-11	電気配線貫通部の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-18	電気配線貫通部の強度計算書	
IV-3-5-10	原子炉格納容器配管貫通部ベローズ及びベント管ベローズの強度計算書	VI-3-3-7-1-17	配管貫通部ベローズ及びベント管ベローズの強度計算書	
IV-3-5-11	ベント管の強度計算書	VI-2-9-4-3	ベント管の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-2-1-3	ベント管の強度計算書	
IV-3-5-13	サブプレッションチェンバの強度計算書	VI-2-9-2-2	サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-1-3	サブプレッションチェンバの強度計算書	
IV-3-5-14	サブプレッションチェンバサポートの強度計算書	VI-2-9-2-3	サブプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書	
IV-3-5-16	ベントヘッドの強度計算書	VI-2-9-4-2-2	ベントヘッドの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-2-1-1	ベントヘッド及びダウンカマの強度計算書	
IV-3-5-17	ダウンカマの強度計算書	VI-2-9-4-2-1	ダウンカマの耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-2-1-1	ベントヘッド及びダウンカマの強度計算書	
IV-3-5-18	ドライウェルスブレイ管の強度計算書	VI-2-9-4-4-1-1	ドライウェルスブレイ管の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-2-2-1-1	ドライウェルスブレイ管の強度計算書	
IV-3-5-19	サブプレッションチェンバスブレイ管の強度計算書	VI-2-9-4-4-1-2	サブプレッションチェンバスブレイ管の耐震性についての計算書	
		VI-3-3-7-2-2-1-3	サブプレッションチェンバスブレイ管の強度計算書	
-	-	VI-2-9-2-8	サブプレッションチェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書	既工認では計算書を作成していない。 (最新プラントにおける評価対象設備を踏まえ、評価対象設備として追加)
-	-	VI-2-9-4-1	真空破壊装置の耐震性についての計算書	
-	-	VI-3-3-7-1-11	サブプレッションチェンバアクセスハッチの強度計算書	

6

補足-027-10-39 原子炉本体の基礎の耐震計算に関する補足説明資料

目 次

1. 概要	1
2. 耐震評価方法	1
2.1 解析モデルの見直し	1
2.2 RPV ペDESTALが負担する荷重の見直し	6
2.3 温度荷重の扱い	11
2.4 解析モデルに加わる荷重のイメージ	12
3. 耐震重要度分類	15

1. 概要

本資料は、VI-1-2-1「原子炉本体の基礎に関する説明書」における耐震評価方法及び適用する耐震重要度分類について説明する資料である。

2. 耐震評価方法

2.1 解析モデルの見直し

原子炉本体の基礎（以下「RPV ペDESTAL」という。）の応力評価に適用する解析モデルの見直し内容を以下に示す。

(1) 既工認における取り扱い

既工認において、RPV ペDESTALの3次元FEMによる解析モデルでは、計算の簡略化のため、RPV ペDESTALのうち1/4の範囲をシェル要素としてモデル化して円筒部の応力度を算出しており、開口部については個別に計算式を用いた評価を行っていた。既工認における解析モデル及び応力評価位置を図2.1-1に示す。

(2) 今回工認における取り扱い

今回工認において、RPV ペDESTALの3次元FEMによる解析モデルでは、開口部の応力評価を精緻に行うため、RPV ペDESTALの解析モデルに開口部をモデル化する。また、開口部はRPV ペDESTALに非対称に配置されているため、RPV ペDESTALの全範囲をシェル要素としてモデル化する。ここで、開口部は応力評価上影響の大きい開口部のみを考慮することとし、開口率（＝開口断面積／全断面積）が10%以上である開口部をモデル化する。今回工認における解析モデル及び応力評価位置を図2.1-2(1)及び図2.1-2(2)に示す。なお、図2.1-3に示すとおり、RPV ペDESTALではたてリブの位置に開口部が設けられているが、解析モデルでは、開口部周りの鋼板をたてリブと等価に考えることで、他の位置のたてリブと同様にモデル化している。

解析概要を表2.1-1に示す。

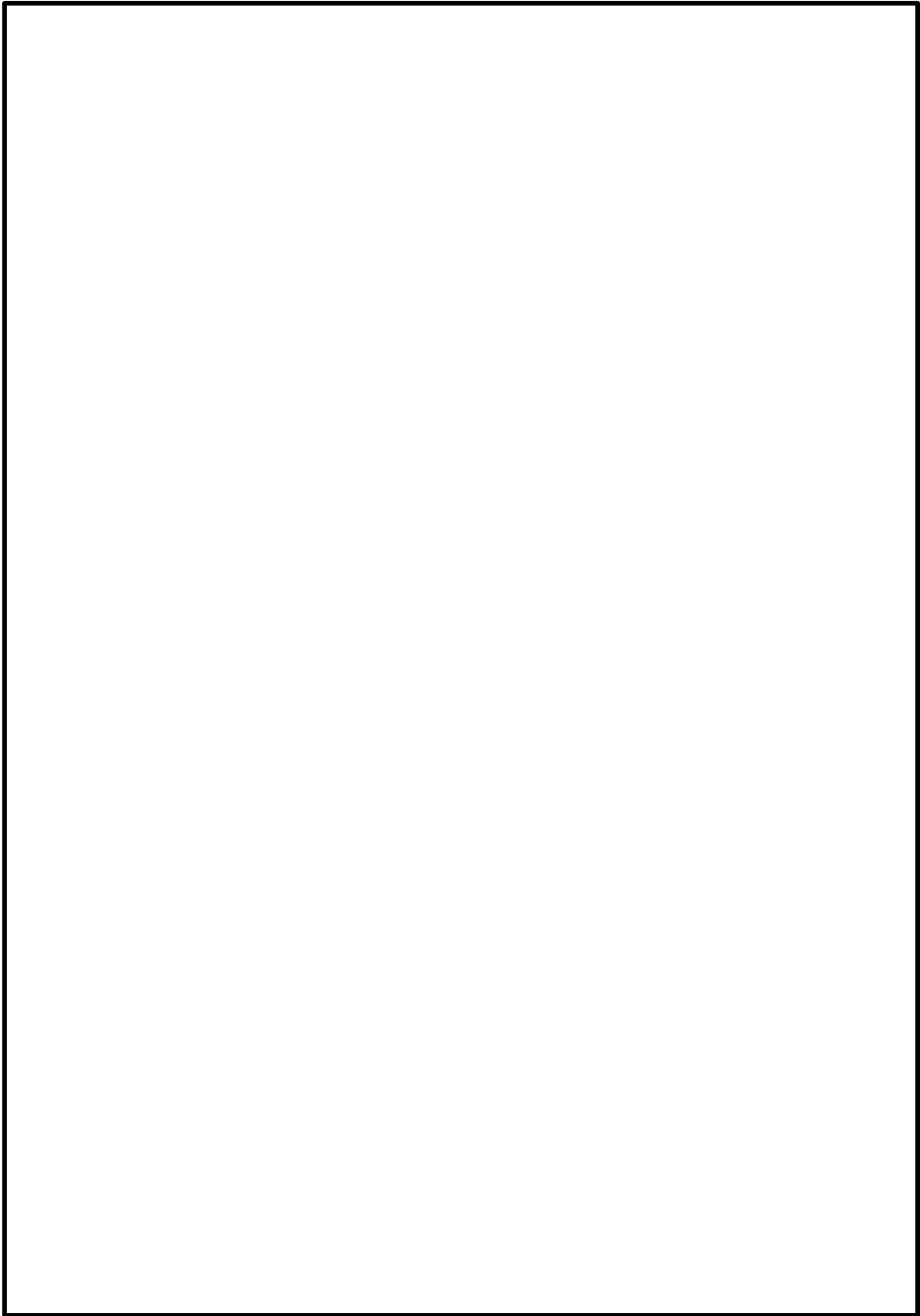


図 2.1-1 RPV ペデスタル解析モデル及び応力評価位置 (既工認)

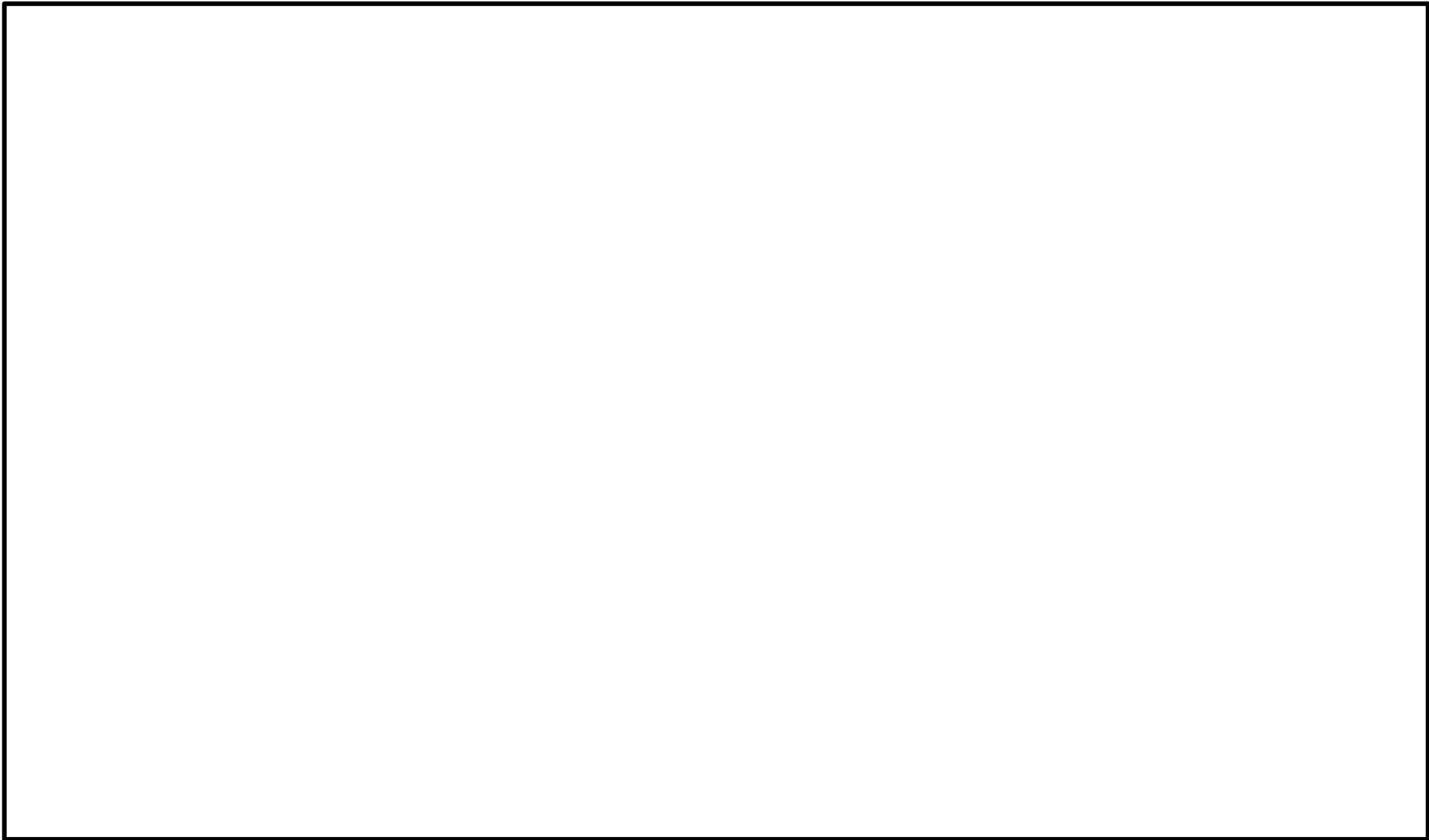
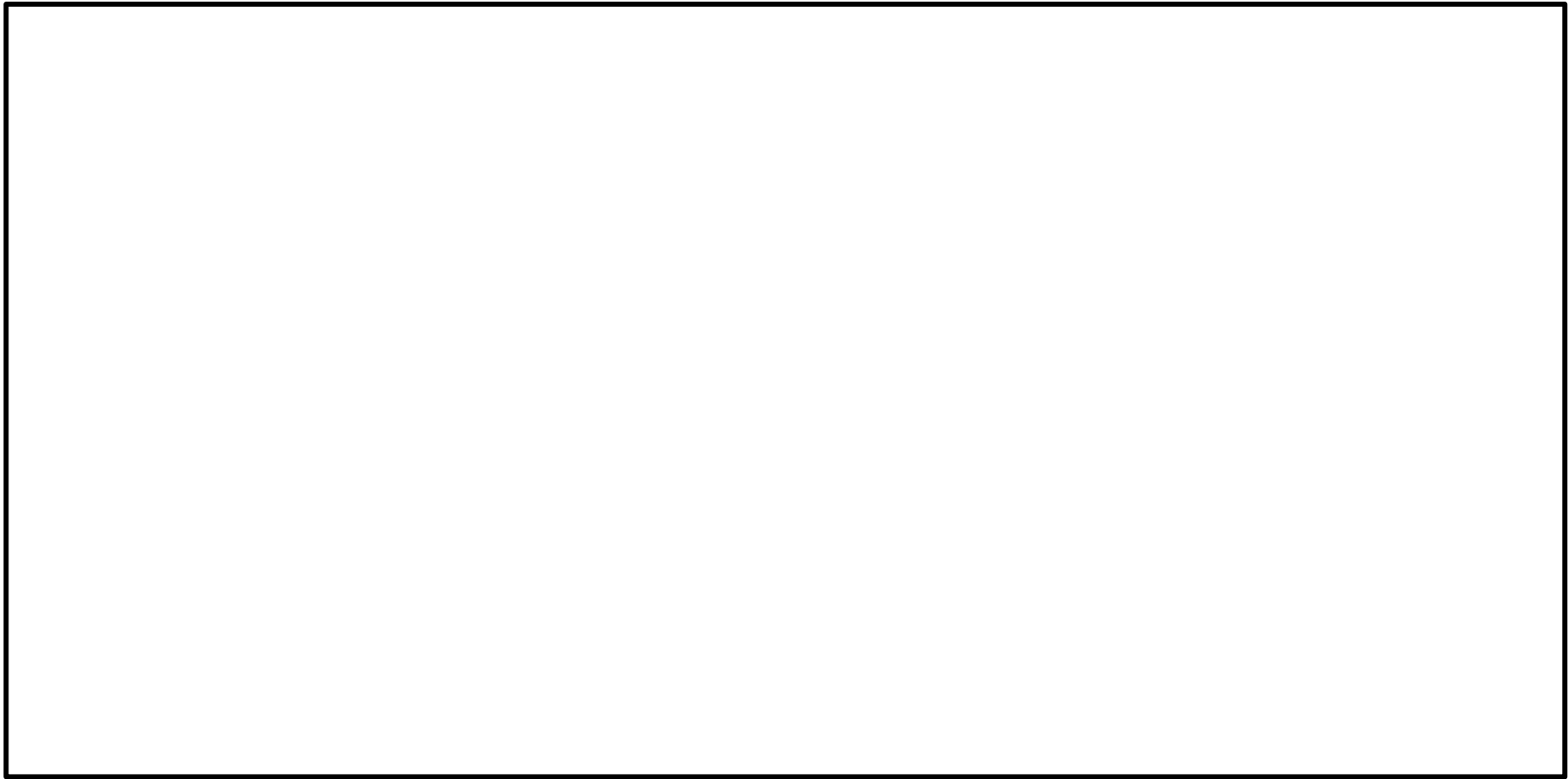


図 2.1-2(1) RPV ペDESTAL解析モデル (今回工認)



■ : 応力評価位置

注 : 設計基準対象施設としての評価における例を示す。

図 2.1-2(2) RPV ペDESTALの応力評価位置 (今回工認)

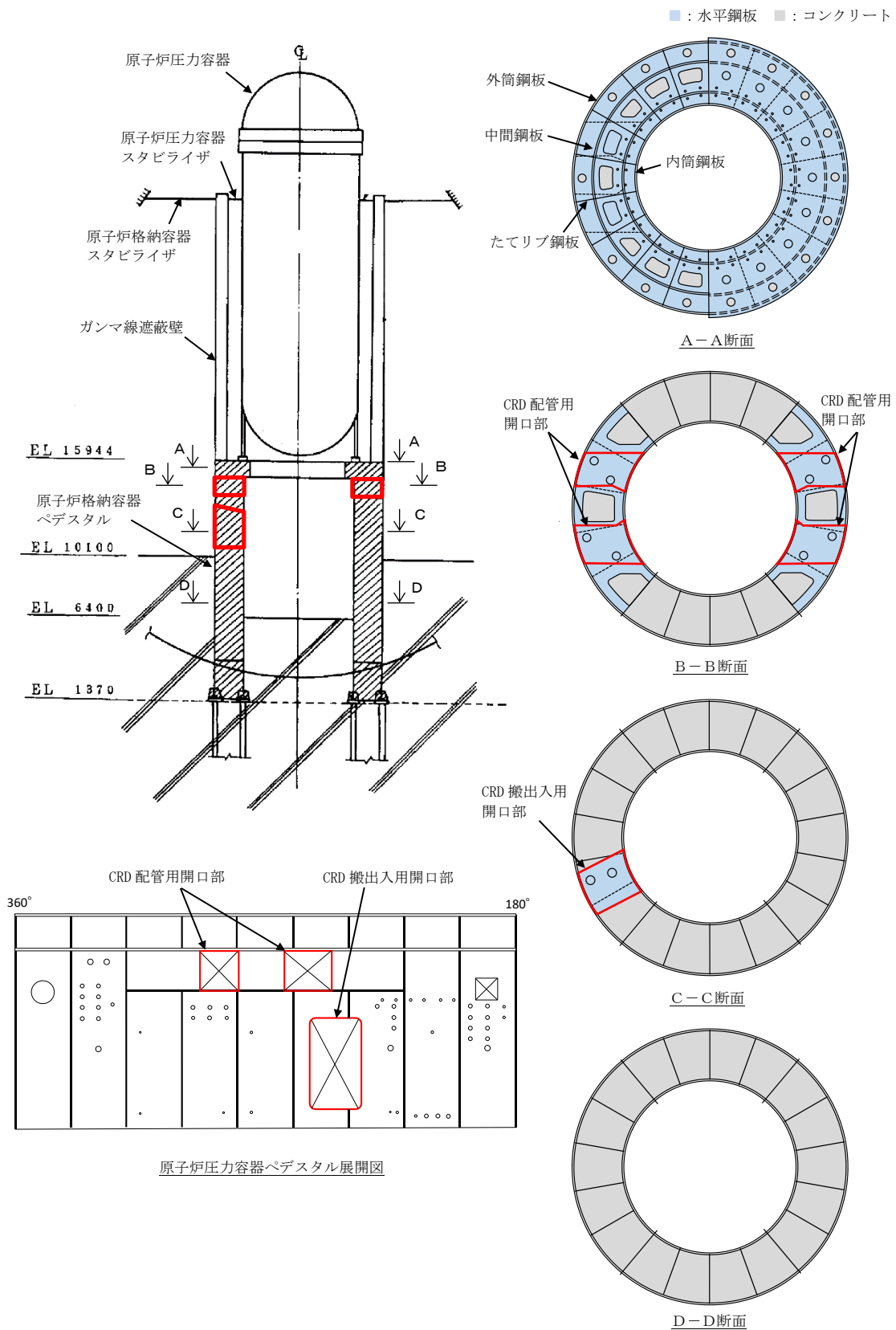


図 2.1-3 RPV ペDESTAL構造図

表 2.1-1 今回工認における解析概要 (RPV ペデスタル)

項目	内容
解析コード	MSC NASTRAN (Ver. 2103)
要素数	5384
節点数	4750

2.2 RPV ペデスタルが負担する荷重の見直し

地震時に RPV ペデスタルが負担する荷重について、考え方を見直す内容を以下に示す。既工認及び今回工認における RPV ペデスタルが負担する荷重の考え方の比較を表 2.2-1 に示す。

(1) 既工認における取り扱い

ドライウエルコンクリートに働く水平地震荷重は全て RPV ペデスタルが負担すると想定し、ドライウエルコンクリートの重量×水平震度により得られるせん断荷重を RPV ペデスタル外筒に負荷していた。既工認における、RPV ペデスタルが負担する荷重のイメージを図 2.2-1 に示す。

(2) 今回工認における取り扱い

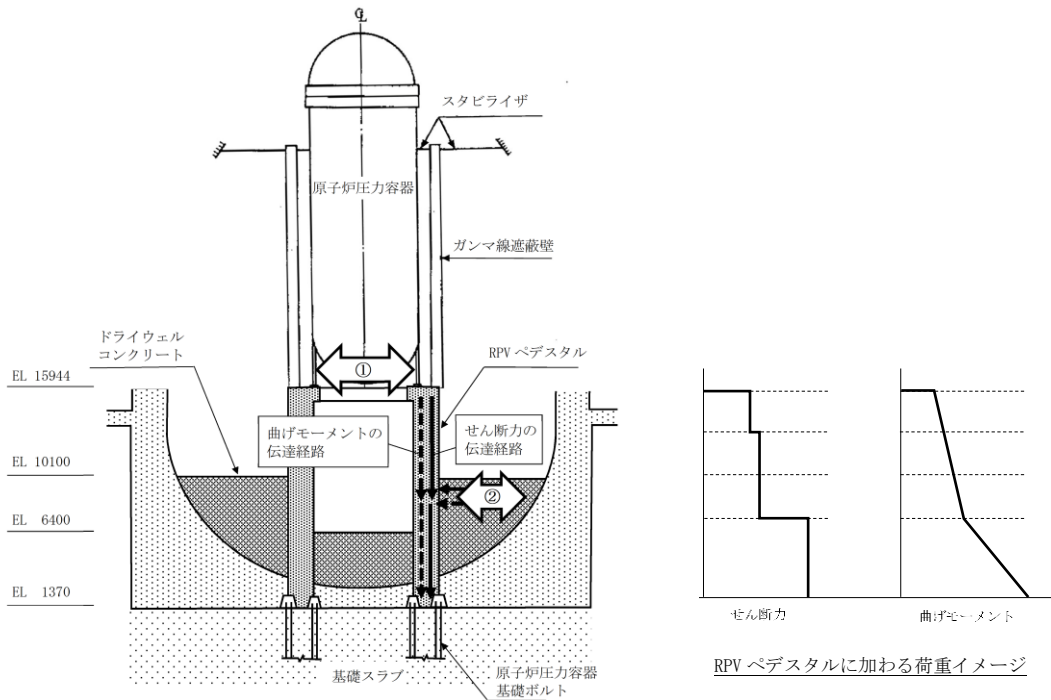
RPV ペデスタルが負担する水平方向荷重について、既工認における想定を現実的に見直す。具体的には、RPV ペデスタルの下部はドライウエルコンクリートに埋設されているため、RPV ペデスタル及びドライウエルコンクリートに加わる水平方向荷重は、ドライウエルコンクリートを介して基礎スラブへ伝達されるものと考えられることから、RPV ペデスタル下部にせん断力は加わらず、一定の曲げモーメントが作用するものとする。今回工認における、RPV ペデスタルが負担する水平方向荷重のイメージを図 2.2-2 に示す。なお、ドライウエル、ドライウエルコンクリート及びドライウエル下部コンクリートは図 2.2-3 のとおり隙間なく設置されており、ドライウエル内部からの荷重は基礎スラブへ適切に伝達される。また、RPV ペデスタルにおいてコンクリートで埋設されている範囲の荷重を原子炉建物で負担する考え方は、女川 2 号機新規工認にて適用実績がある。

原子炉建物の耐震評価に用いる質点系モデルでは、既工認と同様に、原子炉格納容器内機器、ドライウエルコンクリート及びドライウエル下部コンクリートの質量を質点系モデルのうち DW 軸の質点に集約して設定している (図 2.2-4 参照)。また、原子炉格納容器内機器による地震荷重は原子炉建物の地震応答解析により DW 軸に加わるせん断力及び曲げモーメントとして得られ、基礎スラブの評価においては、これらの荷重がドライウエル外側壁より基礎スラブに作用するものとしている。以上のとおり、原子炉建物の耐震評価においても、ドライウエルコンクリートによる水平方向荷重はドライウエル外側壁を介して基礎スラブに伝達されるものとして扱っており、今

回工認において RPV ペDESTAL で考慮する荷重伝達と同様の考え方で評価を行っている。

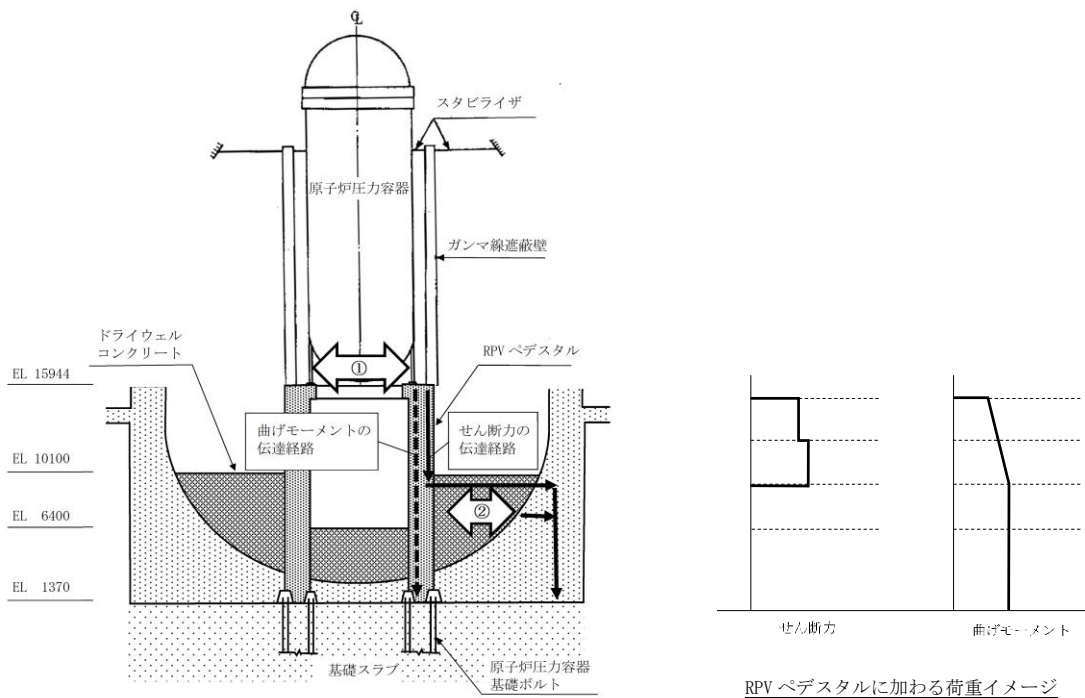
表 2.2-1 RPV ペDESTAL が負担する荷重の考え方

荷重	RPV ペDESTAL が負担する荷重 (下線：既工認と今回工認の相違点)	
	既工認 (図 2.2-1)	今回工認 (図 2.2-2)
原子炉圧力容器等 (EL 10100 以上) による水平方向荷重	EL 10100~15944 : RPV ペDESTAL が負担 EL 1370~10100 : <u>RPV ペDESTAL が負担</u>	EL 10100~15944 : RPV ペDESTAL が負担 EL 1370~10100 : <u>曲げモーメントを RPV ペDESTAL が負担</u> <u>(せん断荷重がドライウエルコンクリート等を介して基礎スラブへ伝達される)</u>
ドライウエルコンクリート (EL 10100 未満) による水平方向荷重	EL 1370~10100 : <u>RPV ペDESTAL が負担</u>	EL 1370~10100 : <u>RPV ペDESTAL は負担しない</u> <u>(せん断荷重がドライウエル下部コンクリート等を介して基礎スラブへ伝達される)</u>



原子炉圧力容器等に加わる荷重 ① とドライウェルコンクリートに加わる荷重 ② によるせん断力及び曲げモーメントを全て RPV ベDESTAL が負担し、基礎スラブに伝達される。

図 2.2-1 RPV ペDESTAL が負担する水平方向荷重のイメージ (既工認)



原子炉圧力容器等に加わる荷重 ① によるせん断力は、ドライウェルコンクリートを介して基礎スラブに伝達される。ドライウェルコンクリートに加わる荷重 ② によるせん断力及び曲げモーメントは直接基礎スラブに伝達される。原子炉圧力容器等に加わる荷重 ① による曲げモーメントは RPV ペDESTAL が負担し、基礎スラブに伝達される。

図 2.2-2 RPV ペDESTAL が負担する水平方向荷重のイメージ (今回工認)

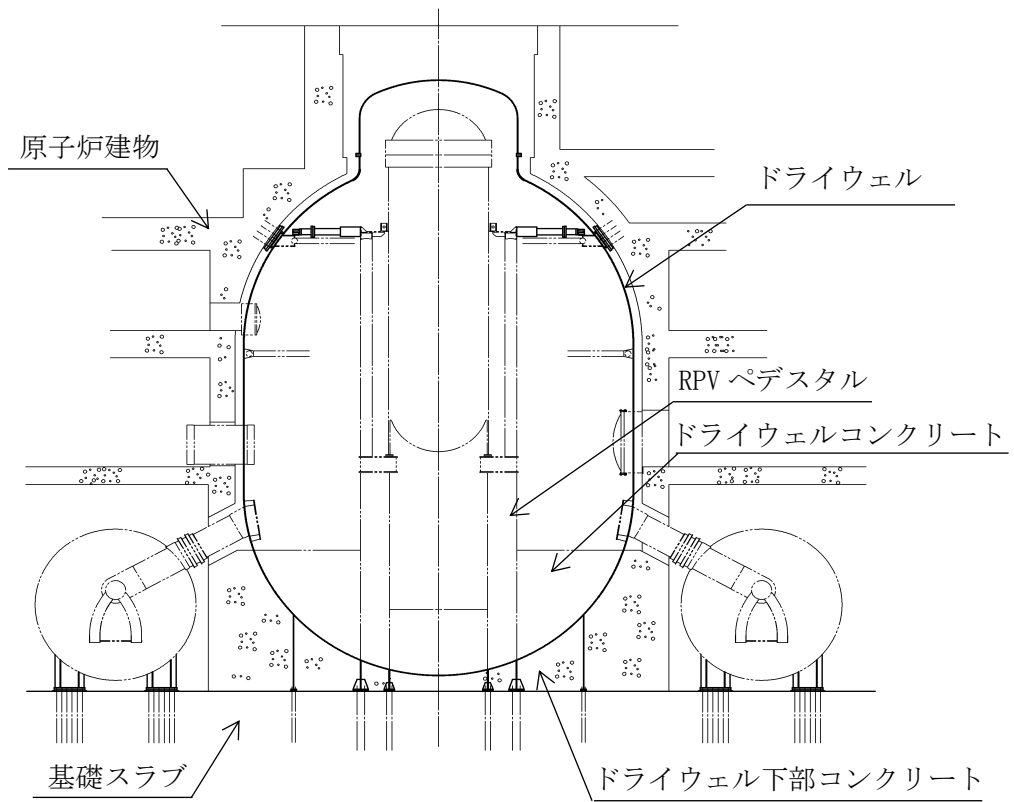
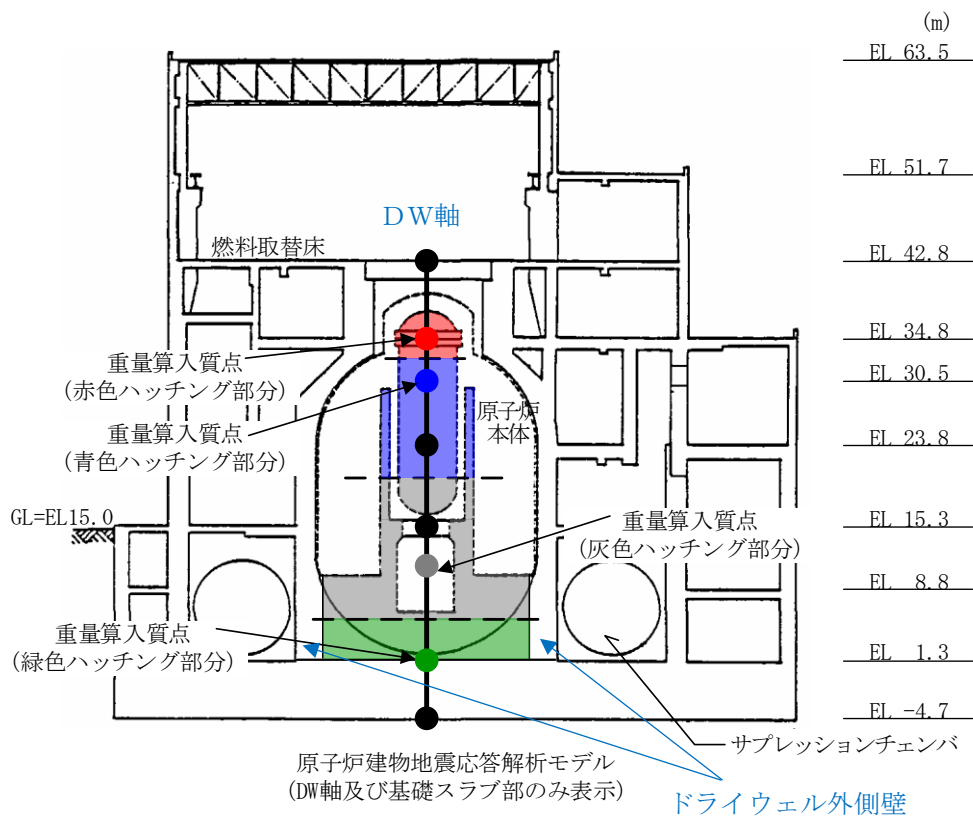
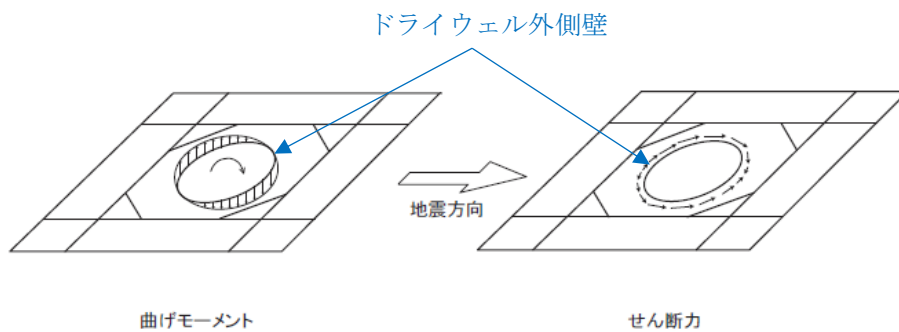


図 2.2-3 ドライウェル下部の構造概要



重量算入質点の考え方



基礎スラブが負担する荷重のイメージ

注：島根原子力発電所第2号炉審査資料「島根原子力発電所2号炉 地震による損傷の防止別紙-3 基礎スラブの応力解析モデルへの弾塑性解析の適用について」(EP-050改69 (令和3年9月6日))より抜粋，加筆

図 2.2-4 原子炉建物が負担するドライウェル内荷重の考え方

2.3 温度荷重の扱い

(1) 既工認における取り扱い

鋼構造設計基準の規定である「温度変化によって特に大きい応力を受ける構造物は、その影響を考慮する。」に基づき、温度荷重を考慮した耐震評価を行っている。RPV ペDESTALの耐震評価では、短期及び機能維持の評価として、許容応力状態IV_ASにおける一次応力の評価に相当する評価を行っているが、温度荷重により発生する応力はJ E A G 4 6 0 1における評価では二次応力に分類されるため、温度荷重の考慮は保守的な条件として設定するものである。

(2) 今回工認における取り扱い

a. 設計基準対象施設としての評価

既工認と同様に、RPV ペDESTALの耐震評価に温度荷重を考慮する。

b. 重大事故等対処設備としての評価

温度荷重による応力はJ E A G 4 6 0 1における評価では二次応力に分類されること、重大事故等時の温度上昇及び下降は1回生じるのみであり、繰返しを伴わない事象であるため疲労評価に対する影響は軽微であると考えられることから、RPV ペDESTALの耐震評価に温度荷重は考慮しない。

2.4 解析モデルに加わる荷重のイメージ

今回工認における RPV ペDESTALの解析モデルに加わる荷重のイメージを図 2.3-1～図 2.3-4 に示す。RPV ペDESTALの応力評価では、荷重の種類ごとに図 2.1-2 に示す解析モデルを用いて応力度を算出し、これらを足し合わせた結果に対する評価を行う。なお、既工認では水平方向及び鉛直方向の動的地震力の組合せに絶対値和法を適用していたが、今回工認では現実的な条件により評価を行うため、組合せ係数法を適用する。

なお、既工認では圧力荷重は軽微であることから考慮していないが、今回工認では重大事故等時の圧力が大きいことから、重大事故等時の耐震評価において圧力荷重を考慮している。圧力荷重以外の荷重入力方法について、今回工認と既工認の相違は無い。

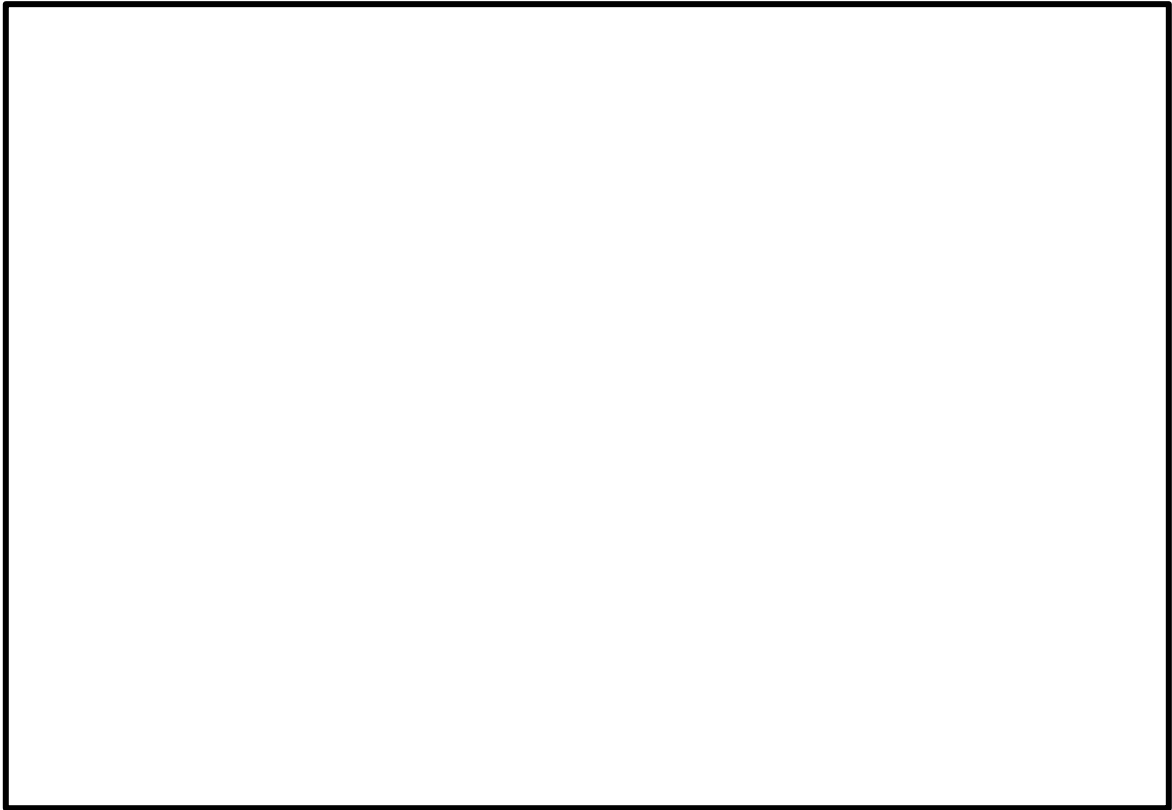


図 2.3-1 解析モデルに加わる荷重のイメージ (死荷重及び鉛直地震荷重)

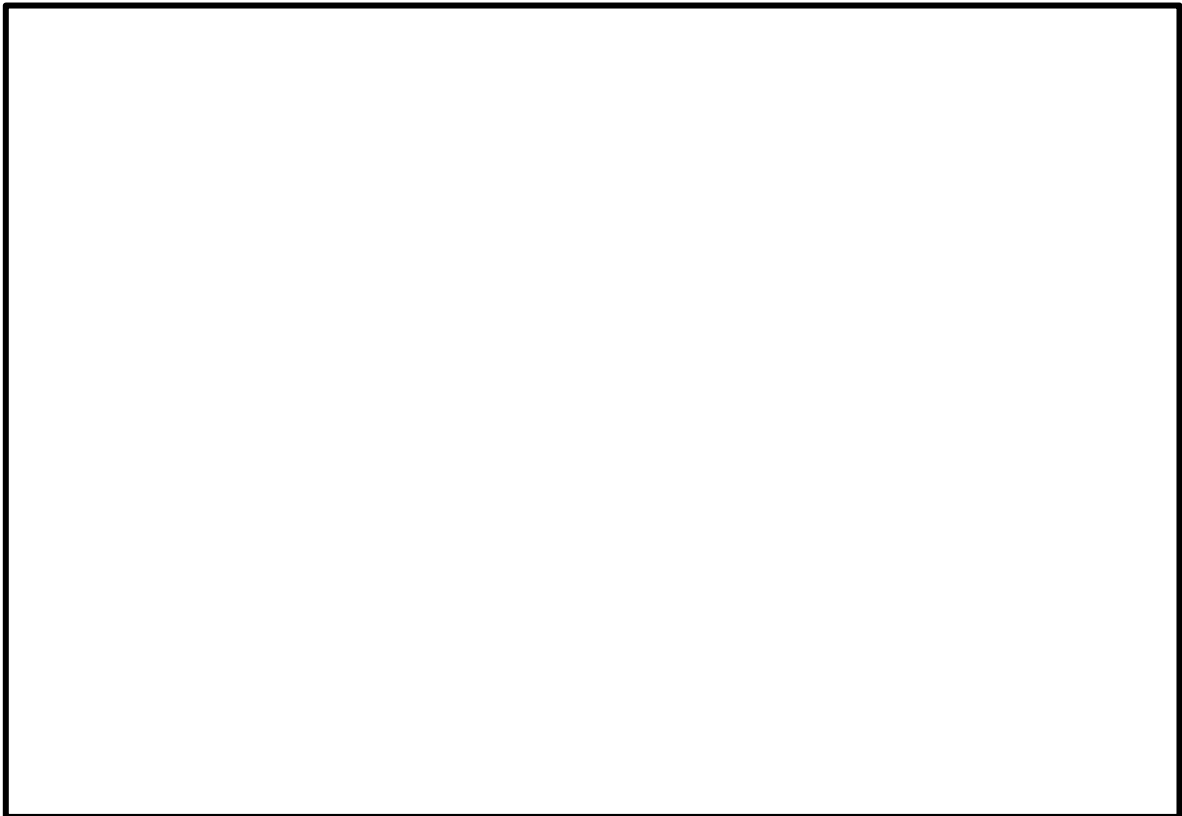


図 2.3-2 解析モデルに加わる荷重のイメージ (水平地震荷重)

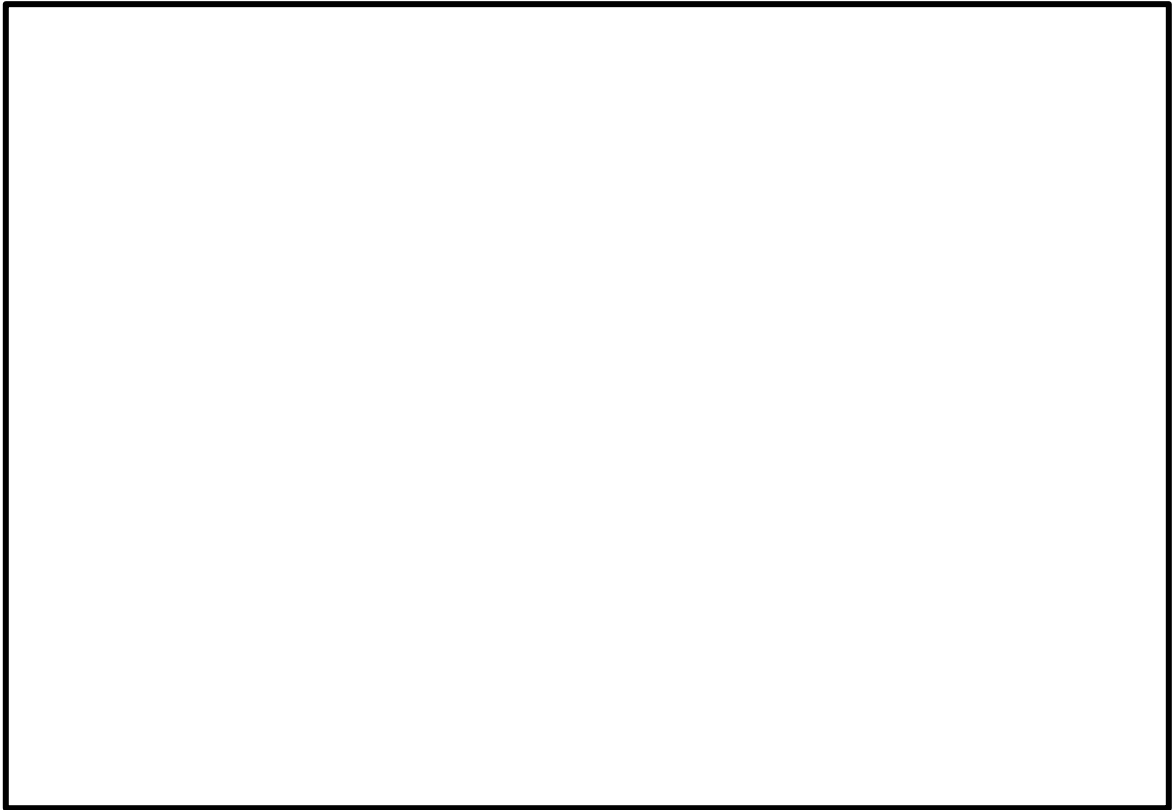


図 2.3-3 解析モデルに加わる荷重のイメージ (圧力荷重)

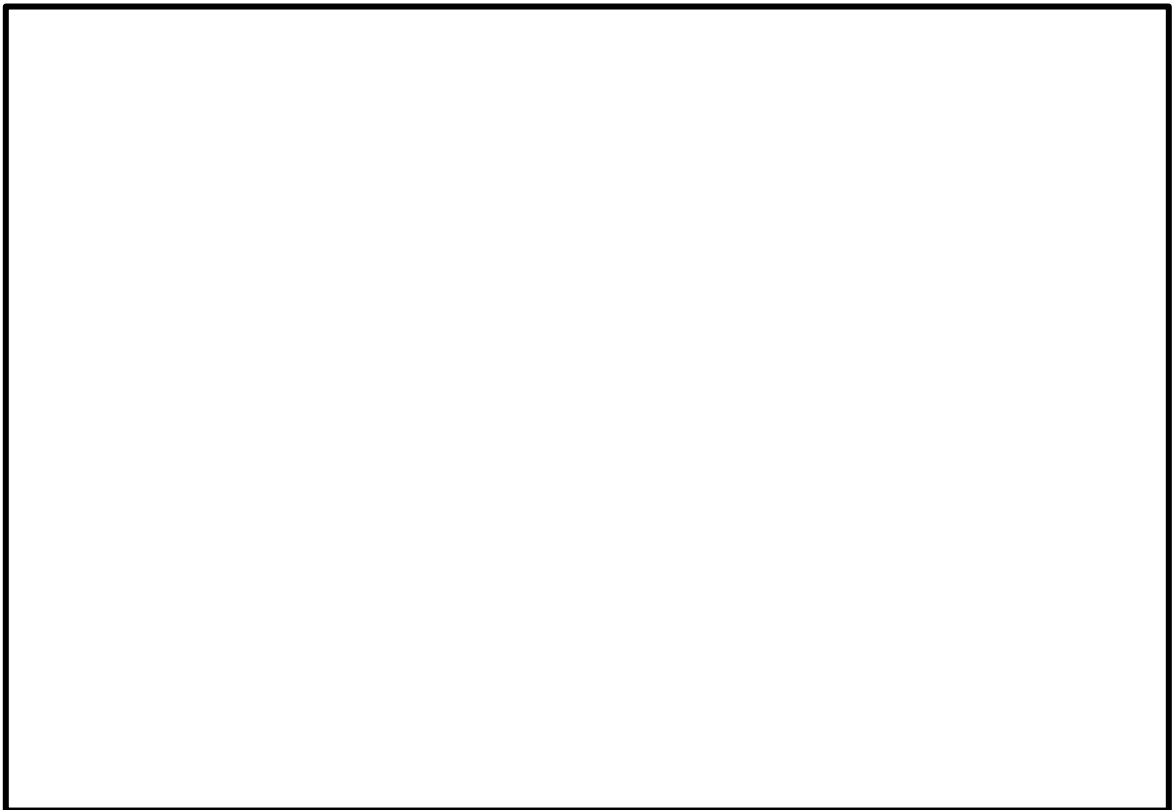


図 2.3-4 解析モデルに加わる荷重のイメージ (温度荷重)

3. 耐震重要度分類

(1) 既工認における取り扱い

RPV ペデスタルは原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編（J E A G 4 6 0 1 ・補-1984）の分類例において、原子炉圧力容器等の間接支持構造物と分類されており、既工認においても間接支持構造物として取り扱っている。

原子炉本体の基礎は、基準地震動 S_2 による地震力の作用時に原子炉圧力容器等を間接的に支持する機能の維持を確認するため、また、支持する設備が原子炉圧力容器等の As^* であることから、既工認において As^* と同等の評価を実施している。

注記*：今回工認では、 As は S クラスと読み替える。

(2) 今回工認における取り扱い

今回工認においても、既工認における整理を踏襲し、間接支持構造物として分類するが、評価としては S クラスと同等の評価を実施することとし、VI-1-2-1「原子炉本体の基礎に関する説明書」の耐震計算上は、「S クラス相当」と記載することとする。

補足-027-10-40 原子炉圧力容器スタビライザの鉛直地震荷重の
扱いについて

1. 概要

本資料は、VI-2-3-3-2-1「原子炉压力容器スタビライザの耐震性についての計算書」において、鉛直方向地震荷重を考慮していないことについて、鉛直地震時においても、原子炉压力容器スタビライザブラケット（以下「スタビライザブラケット」という。）が、原子炉压力容器スタビライザ（以下「RPV スタビライザ」という。）の構成部品であるヨークと鉛直方向に接触しないことを示し、その妥当性を説明するものである。

2. 検討内容

RPV スタビライザの構造概要を、図1に示す。水平方向の荷重は、スタビライザブラケットからヨーク、ロッド、皿ばね、ガセットの順に伝えられ、ガンマ線遮蔽壁ブラケットを介して、ガンマ線遮蔽壁に伝達される。

ヨークとスタビライザブラケットの位置関係を図1に示す。スタビライザブラケットが差し込まれるヨークの穴の幅とスタビライザブラケットの幅はほぼ同じであり、スタビライザブラケットの水平方向の荷重をヨークで受ける構造になっている。一方、ヨークの穴の高さはスタビライザブラケットの厚さより大きめに作られており、鉛直方向のギャップの範囲内でスタビライザブラケットとヨークが接触しない構造となっている。

本検討においては、以下に示すとおり、原子炉压力容器の定格運転時における熱膨張及び、鉛直地震時における相対変位量を確認することにより、スタビライザブラケットとヨークとが鉛直方向に接触しないことを確認する。

2.1 図面寸法及び原子炉压力容器の定格運転時の熱膨張

スタビライザブラケットの位置関係（図1参照）を踏まえて、上側ギャップはヨークとのギャップ、下側ギャップはブラケットとのギャップを考慮する。上側ギャップは mm、下側ギャップは mm であり、原子炉压力容器の定格運転時の熱膨張によるスタビライザブラケットの変位は、鉛直上向き方向に約 mm である。

2.2 鉛直地震時における相対変位量

今回工認における地震時鉛直方向相対変位は、VI-2-2-1「炉心、原子炉压力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉本体の基礎の地震応答計算書」に記載の解析モデルから算出し、S d地震で± mm、S s地震で± mm である。

3. 結論

「2. 検討内容」をまとめると表1のとおりであり、熱膨張を考慮した際の地震時鉛直方向ギャップは、上側で約 、下側で約 となる。すなわち、鉛直地震時であっても、スタビライザブラケットはヨーク及びブラケットと鉛直方向に接触しないことが確認できることから、RPV スタビライザの応力計算において、鉛直方向地震荷重を考慮していないことは問題なく、妥当である。

表1 スタビライザブラケットとヨークの地震時鉛直方向ギャップ算出結果

(単位：mm)

	検 討 項 目	上側ギャップ	下側ギャップ
①	図面寸法 (据付け時)		
②	RPV の定格運転時の熱膨張による鉛直方向移動量		
③	地震時鉛直方向相対変位量 (S d 地震時と S s 地震時の包絡値)		
結果	地震時鉛直方向ギャップ (①+②+③)		

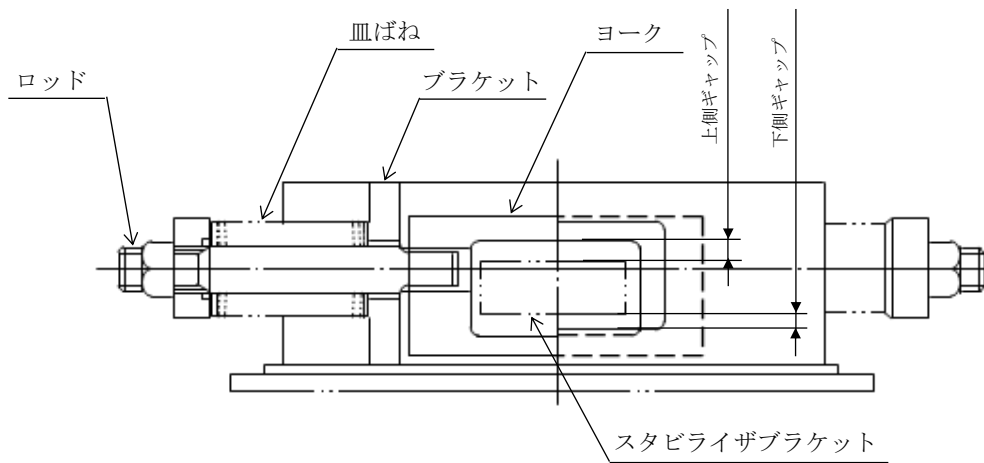
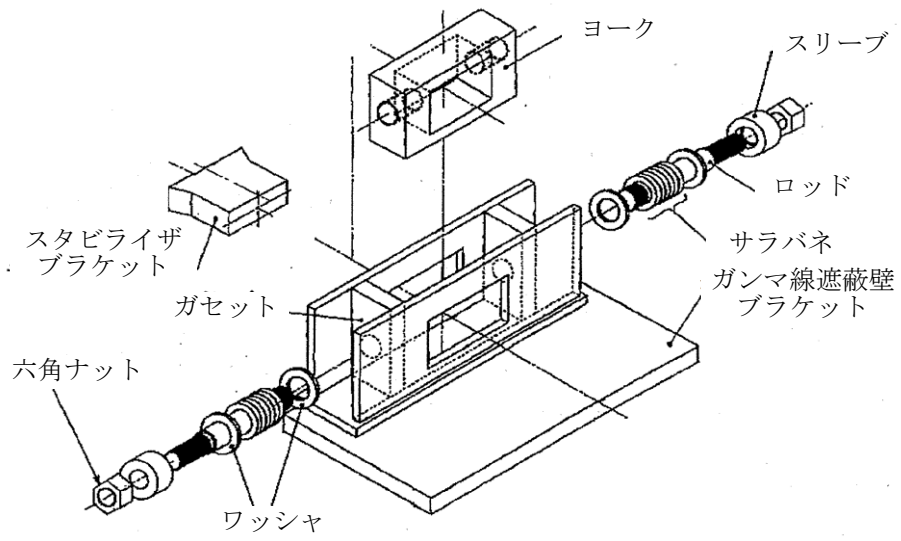


図1 RPV スタビライザの構造概要

補足-027-10-41 ダクトの耐震支持間隔算定時における
サポート剛性の取扱いについて

目 次

1. はじめに	1
2. ダクト及びサポートの設計方法（サポート剛性の取扱い）	1
3. サポートの必要剛性の考え方	2
4. まとめ	3

1. はじめに

空調換気系ダクトのうち、手法1（ダクトの固有振動数が十分剛となるよう算定する手法（VI-2-1-13「ダクト及び支持構造物の耐震計算書について」））により設計するダクトの耐震支持間隔の算定においては、ダクト系が適切な剛性を有するとともに、ダクトの発生曲げモーメントが許容座屈曲げモーメントを満足するものとしている。

本資料はこのうち、ダクトの耐震支持間隔算定時におけるサポート剛性の取扱いについて補足説明するものである。

なお、本資料が関連する図書は以下のとおり。

- ・ VI-2-1-13「ダクト及び支持構造物の耐震計算書について」
- ・ VI-2-8-3-1-1「管の耐震性についての計算書（中央制御室空調換気系）」

2. ダクト及びサポートの設計方法（サポート剛性の取扱い）

ダクトは、VI-2-8-3-1-1「管の耐震性についての計算書（中央制御室空調換気系）」に記載のとおり、耐震支持間隔の算定は、サポート剛性を剛（無限大）として計算を行っている。しかしながら実機のダクト系（サポートとの連成）においては、厳密にはサポート剛性の影響により計算モデル（両端単純支持はり）よりも剛性が低下することから、固有振動数も計算モデルより低下することとなる。

そこで実際の設計においては、図2-1に示すとおり、以下の2点を考慮する。

- ①ダクト計算モデルの固有振動数 f_{ps} と実機におけるダクト（サポートとの連成）の固有振動数 f_{ps}' との偏差が10%以内となるよう、一定以上のサポートばね定数（サポート剛性） K_s を確保する。
- ②ダクトの耐震支持間隔は、実機におけるダクト（サポートとの連成）の固有振動数 f_{ps}' との偏差10%を考慮した固有振動数（設計値 f_p に10%以上の裕度を付加した固有振動数）以上となるように設定する。

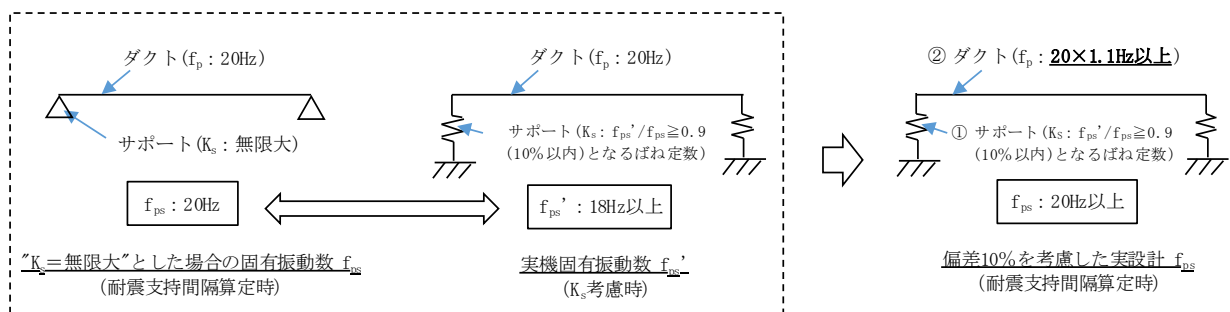
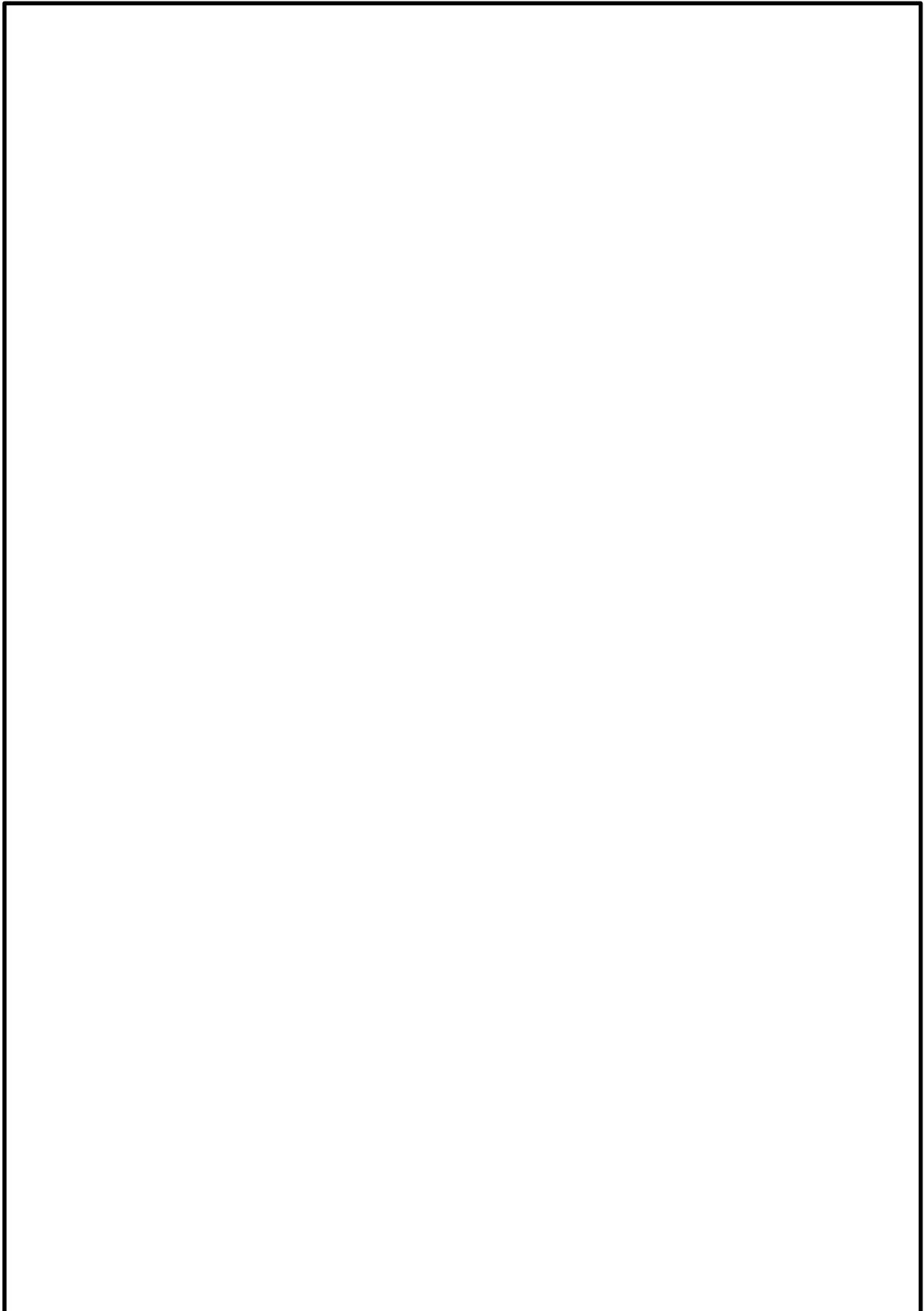
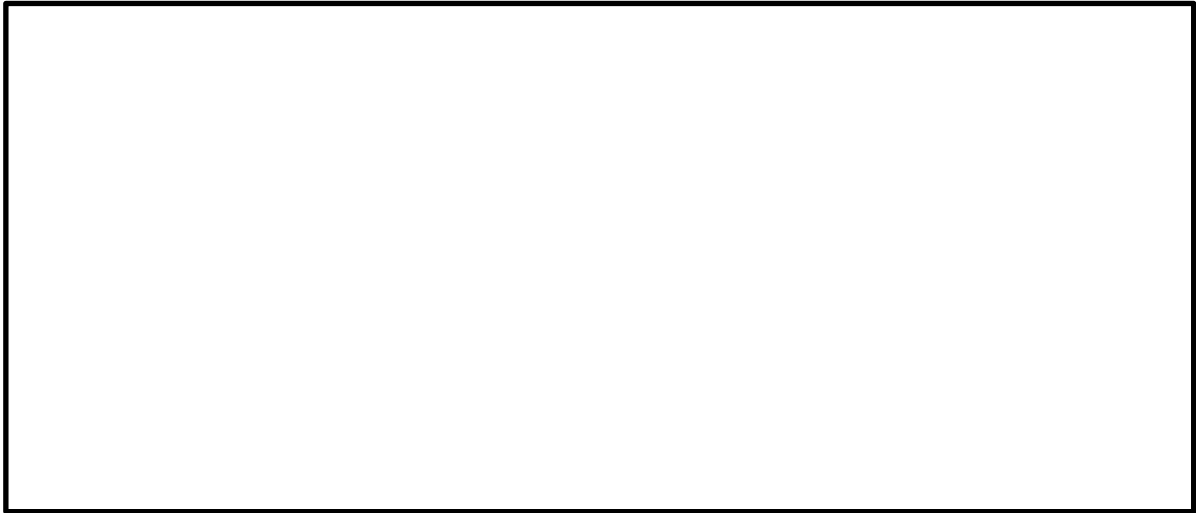


図2-1 耐震支持間隔算定時にダクトの固有振動数 f_{ps} を20Hz以上とする場合の実設計(例)

3. サポートの必要剛性の考え方

サポートとダクトから成る両端単純支持はりを考えた時に、サポートばね定数を K_s ($2k_r$),
ダクトばね定数を K_p , ダクト質量を m_p とすると図 3-1 に示す直列ばね系として考えられる。





以上より、サポートばね定数 k_r をダクトばね定数 K_p の の値とすることにより、計算モデルの固有振動数と実機におけるダクト系の固有振動数の偏差を 10%以内とすることができ、この k_r がサポートの必要剛性である。

4. まとめ

耐震支持間隔の算定において、サポート剛性を剛（無限大）として計算を行うため、以下を満足する設計とする。

- サポートばね定数 k_r をダクトばね定数 K_p の の値とする。
- ダクトの固有振動数 f_p を 10%以上の裕度を付加した値とする。

補足-027-10-43 原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連における

工事計画認可で実施する評価手法の概要と

荷重比等による評価について

目 次

1. はじめに	1
2. 今回工認における評価手法の概要	1
3. 既工認における強度計算書等の基本的な評価方法	2
4. 今回工認における荷重比等による評価の方法	3
4.1 荷重比による応力評価を行う場合	3
4.2 震度比等により評価用荷重の設定を行う場合	3
5. 荷重比等による評価における比率及びその算出根拠について	5
6. 荷重比等による評価の計算例	5
6.1 荷重比による応力評価の計算例	5
6.2 震度比等により評価用荷重の設定を行う場合の計算例	5

1. はじめに

本申請における原子炉圧力容器関連（炉心支持構造物，原子炉圧力容器本体，原子炉圧力容器付属構造物及び原子炉圧力容器内部構造物）及び原子炉格納容器関連（原子炉格納容器本体，原子炉格納容器内部構造物及び原子炉格納容器支持構造物）の強度計算書及び耐震計算書（以下「強度計算書等」という。）においては，理論式による応力計算，計算機プログラムによる応力解析及び既に認可された工事計画の添付書類（以下「既工認」という。）の評価を元に荷重比等による評価*を実施している機器がある。

本資料においては，原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の今回工認における評価手法の概要及び荷重比等による評価の方法について説明する。

本資料で説明する，原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の今回工認における強度計算書等をそれぞれ表 1 及び表 2.2 に示す。

注記*：荷重条件や耐震条件の比を用いて発生応力を算出する方法

2. 今回工認における評価手法の概要

今回工認における評価手法の概要を以下に示し，原子炉圧力容器関連の評価手法の一覧を表 2.1-1～4 に，原子炉格納容器関連の評価手法の一覧を表 2.2 に示す。なお，重大事故時の条件については，運転状態Ⅲ又は運転状態Ⅳによる条件に包絡されているため，運転状態Ⅴに対する個別の評価は実施しない。

(1) 理論式による応力計算

評価に用いる設計荷重と応力評価面，評価点の断面性状から理論式により発生応力を算出する。

(2) 計算機プログラムによる応力解析

計算機プログラムによる解析により，発生応力を算出する。

(3) 荷重比等による評価による応力計算

荷重条件や耐震条件の比を用いて発生応力を算出する。

荷重比等による評価による応力計算の方法の詳細を次章以降で説明する。

3. 既工認における強度計算書等の基本的な評価方法

既工認における、発生応力の算出方法の概要を以下に示す。

(1) 各荷重による応力の算出

基準地震動、最高使用圧力等の荷重が発生する要素毎に、発生応力（以下「各荷重による応力」という。）を求める。各荷重による応力の算出方法は主に以下の方法がある。

a. FEM 等により求めた単位荷重当たりの発生応力に、荷重条件を乗ずる方法

FEM により単位荷重として例えば鉛直力 1N 当たりに発生する応力を算出する。ここで、例えば発生する応力を 1MPa とする。その後、評価において外荷重として与える鉛直力（例えば 100N）における応力を算出するには、単位荷重での発生応力に、単位荷重との荷重比の 100 を乗じた 100MPa として発生応力が算出される。ここで、単位荷重での発生応力は単一荷重（複数の種類又は複数の方向を考慮する場合の 1 種類又は 1 方向の荷重）に対して検討する。

このような処理を実施する理由は、評価には弾性解析を用いており、荷重に対して応力が比例することから、複数の評価条件が存在する際にその都度 FEM を実施するよりも、単位荷重当たりの発生応力のみを FEM により求めておき、これに対して評価用荷重の比率を乗じて発生応力を求める方が処理が簡便であるためである。

b. 理論式等により、各荷重による応力を算出する方法

理論式に各荷重条件を与えることにより、各荷重による応力を直接算出する。

(2) 組み合わせ応力の算出

評価すべき荷重の組み合わせに応じて、各荷重による応力を足し合わせる。

例えば、基準地震動の発生状況に、運転状態Ⅰ及びⅡを組み合わせる場合、基準地震動による応力と運転状態Ⅰ及びⅡにおける応力を組み合わせることとなる。

(3) 応力強さの算出

3. (2) の結果を用いて主応力を求め、応力強さを算出する。

4. 今回工認における荷重比等による評価の方法

今回工認において評価方法として荷重比等による評価を採用する場合は、前章（1）項の部分を、以下のように実施している。いずれの方法も根本的には既工認で実施している評価と同等の結果を得ることができる。

なお、前章（2）項及び（3）項の計算に関しては、既工認と同様の計算を実施する。本章で説明する評価フローを図4に示す。

4.1 荷重比による応力評価を行う場合

(1) FEM等により求めた単位荷重当たりの発生応力の算出結果がある場合

単位荷重当たりの発生応力が存在する場合には、既工認と同様に単位荷重当たりの発生応力に、荷重条件の比を乗ずることで、今回工認における各荷重による応力を算出する。

なお、上記の処理を理論式に対して適用する場合には、入力される各荷重に対して発生応力が比例することを確認した上で適用している。

(2) FEM等により求めた単位荷重当たりの発生応力の算出結果がない場合

既工認において計算書に記載されている各荷重による応力を既工認における荷重条件で除することにより、単位荷重当たりの発生応力を算出する。この単位荷重当たりの発生応力に、今回工認における荷重条件を乗ずることで、今回工認における各荷重による応力を算出する。評価上の計算処理としては、既工認における各荷重による応力に、今回工認における荷重条件と既工認における荷重条件の比を乗ずることとなる。

なお、上記の処理を理論式に対して適用する場合には、入力される各荷重に対して発生応力が比例することを確認した上で適用している。

4.2 震度比等により評価用荷重の設定を行う場合

配管及びスパージャ類*は、原子炉建物—大型機器連成解析モデルに含まれない。このため、既工認においては、それらを個別にモデル化し、地震力をインプットとした解析により得られる配管、ジェットポンプ及びスパージャ類自体に生じる荷重、配管及びスパージャ類に接続されているサーマルスリーブ*・ブラケット類*に生じる荷重を用いて応力計算を行っている。

今回工認は、原子炉中性子計装案内管を除く配管、ジェットポンプ及びスパージャ類が既工認時の固有値解析により剛構造であることを確認しているため、設置位置における評価用震度を用いて、今回工認と既工認との比（震度比及び相対変位比）を求め、既工認で用いた荷重に乗じることで評価用荷重を設定する。設定した評価用荷重を用いて、ノズルのサーマルスリーブにおいては4.1（1）の手法により荷重比を用いて応力を算出し、配管及びスパージャ類並びにブラケット類においては理論式による応力計算を行っている。

注記*：対象設備とこれらにおける荷重の設定方法及び応力計算方法を以下に示す。

分類	対象設備	荷重の設定方法	応力計算方法
配管及び スパージャ類	<ul style="list-style-type: none"> ・ 差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーよりN11ノズルまでの外管） ・ ジェットポンプ ・ 給水スパージャ ・ 高圧及び低圧炉心スプレイスパージャ ・ 低圧注水系配管（原子炉圧力容器内部） ・ 高圧及び低圧炉心スプレイスパージャ系配管（原子炉圧力容器内部） ・ 差圧検出・ほう酸水注入系配管（原子炉圧力容器内部） 	今回工認と既工認との比（震度比及び相對変位比）より評価用荷重を設定	理論式による応力計算
	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉中性子計装案内管 	地震応答解析モデルを用いた応答解析により荷重を設定	理論式による応力計算
ブラケット類	給水スパージャブラケット 炉心スプレイブラケット	今回工認と既工認との比（震度比及び相對変位比）より評価用荷重を設定	理論式による応力計算
サーマルスリーブ	再循環水入口ノズルサーマルスリーブ 給水ノズルサーマルスリーブ 低圧炉心スプレイノズルサーマルスリーブ 低圧注水ノズルサーマルスリーブ 高圧炉心スプレイノズルサーマルスリーブ	今回工認と既工認との比（震度比及び相對変位比）より評価用荷重を設定	4.1 (1) の手法により荷重比を用いて応力を算出

5. 荷重比等による評価における比率及びその算出根拠について

今回工認の荷重比等による評価で用いている比率とその算出根拠のうち、原子炉圧力容器関連の荷重比を表 5.1 に、原子炉格納容器関連の荷重比を表 5.2 に、原子炉中性子計装案内管を除く配管及びスパーージャ類の震度比及び相対変位比を表 5.3 に示す。

6. 荷重比等による評価の計算例

4 章にて説明した今回工認の荷重比等による評価の計算例を以下のとおり示す。

6.1 荷重比による応力評価の計算例

(1) FEM 等により求めた単位荷重当たりの発生応力の算出結果がある場合

原子炉圧力容器関連のうち、計装ノズル (N12) における地震荷重 S_s の評価点 P13-P14 における計算例を図 6.1 に示す。

(2) FEM 等により求めた単位荷重当たりの発生応力の算出結果がない場合

原子炉格納容器関連のうち、VI-2-9-2-5「機器搬入口の耐震性についての計算書」における応力評価点 P9-A の計算例を図 6.2 に示す。

6.2 震度比等により評価用荷重の設定を行う場合の計算例

原子炉圧力容器関連のうち、給水スパーージャにおける荷重の算出方法の例を表 6 に示す。

表1 本資料で説明する原子炉圧力容器関連の強度計算書等の一覧

図書番号	図書名称
VI-2-3-2-2	炉心支持構造物の耐震性についての計算書
VI-2-3-3-1	原子炉圧力容器本体の耐震性についての計算書
VI-2-3-3-2	原子炉圧力容器附属構造物の耐震性についての計算書
VI-2-3-3-3	原子炉圧力容器内部構造物の耐震性についての計算書
VI-3-別添 6-1	炉心支持構造物の強度計算書

表 2.1-1 評価における計算手法の一覧（炉心支持構造物）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
1	炉心シュラウド	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	—	理論式	理論式	
2	シュラウドサポート	許容応力状態 ⅢAS, IVAS, 供用状態A~D, 設計条件	解析	解析	—	—	—	—	解析	強度計算書では熱解析による温度分布計算も行う。
3	上部格子板	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
4	炉心支持板	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
5	燃料支持金具	許容応力状態 ⅢAS, IVAS 運転状態I~IV, 設計 条件, 重大事故等時	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
6	制御棒案内管	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	—	—	—	

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（1/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
1	円筒胴	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*)	解析 (荷重比*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-1 参照。
2	上鏡及び主フランジ	—	—	—	—	—	—	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり、地震力を負担するような部位ではなく、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
3	下鏡及び原子炉圧力容器 支持スカート	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*)	解析 (荷重比*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-2 参照。
4	制御棒貫通孔	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*)	解析 (荷重比*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-3 参照。
5	原子炉中性子計装孔	許容応力状態 ⅢA S* ¹ , IV A S* ¹	解析 (荷重比* ²)	解析 (荷重比* ²)	理論式	理論式* ³	—	—	—	注記* ¹ ：今回工認の耐震条件は既工認と比較して厳しくなっているため、今回工認において耐震評価を実施する。 注記* ² ：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-4 参照。 注記* ³ ：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（2/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
6	再循環水出口ノズル (N1)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比 ^{*1})	解析 (荷重比 ^{*1})	理論式	理論式 ^{*2}	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-5 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
7	再循環水入口ノズル (N2)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比 ^{*1})	解析 (荷重比 ^{*1})	理論式	理論式 ^{*2}	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-6 参照。 また、サーマルスリーブとジェットポンプとの取り合い点には、ジェットポンプからの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-19, 表 5.3-20 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
8	主蒸気ノズル (N3)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比 ^{*1})	解析 (荷重比 ^{*1})	理論式	理論式 ^{*2}	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-7 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
9	給水ノズル (N4)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比 ^{*1})	解析 (荷重比 ^{*1})	理論式	理論式 ^{*2}	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-8 参照。 また、サーマルスリーブと給水スパー ज्याとの取り合い点には、給水スパー ज्याからの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-21, 表 5.3-22 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
10	低圧炉心スプレイノズル (N5)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比 ^{*1})	解析 (荷重比 ^{*1})	理論式	理論式 ^{*2}	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-9 参照。 また、サーマルスリーブと低圧炉心スプレイ系配管との取り合い点には、低圧炉心スプレイ系配管からの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-23, 表 5.3-24 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（3/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
11	低圧注水ノズル (N6)	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1: 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-10 参照。 また, サーマルスリーブと低圧注水系配管との取り合い点には, 低圧注水系配管からの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-25, 表 5.3-26 参照。 注記*2: 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため, 簡易弾塑性解析を実施する。
12	上ぶたスプレインノズル (N7)	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1: 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-11 参照。 注記*2: 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため, 簡易弾塑性解析を実施する。
13	計測及びピントノズル (N8)	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1: 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-12 参照。 注記*2: 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため, 簡易弾塑性解析を実施する。
14	ジェットポンプ計測ノズル (N9)	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1: 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-13 参照。 注記*2: 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため, 簡易弾塑性解析を実施する。
15	ほう酸水注入及び炉心差圧計測ノズル (N11)	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1: 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-14 参照。 注記*2: 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため, 簡易弾塑性解析を実施する。

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（4/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
16	計測ノズル (N12, N13, N14)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-15 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
17	ドレンノズル (N15)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-16 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
18	高圧炉心スプレイノズル (N16)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	解析 (荷重比*1)	解析 (荷重比*1)	理論式	理論式*2	—	—	—	注記*1：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-17 参照。 また、サーマルスリーブと高圧炉心スプレイ系配管との取り合い点には、高圧炉心スプレイ系配管からの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-27, 表 5.3-28 参照。 注記*2：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
19	予備ノズル (N18)	—	—	—	—	—	—	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり、地震力を負担するような部位ではなく、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
20	原子炉圧力容器スタビライザ ブラケット	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	—	理論式	—	—	—	—	—	

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（5/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
21	蒸気乾燥器ホールドダウン ブラケット	—	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（事故時のドライヤ浮上がり時）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
22	ガイドロッドブラケット	—	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（機器搬出時）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
23	蒸気乾燥器支持ブラケット	許容応力状態 ⅢAS, ⅣAS	—	理論式	—	—	—	—	—	
24	給水スパージャブラケット	許容応力状態 ⅢAS, ⅣAS	—	理論式	—	—	理論式	—	—	評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-29, 表 5.3-30 参照。
25	炉心スプレイブラケット	許容応力状態 ⅢAS, ⅣAS	—	理論式	—	—	—	—	—	評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-31, 表 5.3-32 参照。

表 2.1-2 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器本体）（6/6）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
26	吊金具	—	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（機器搬出時）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
27	原子炉圧力容器基礎ボルト	許容応力状態 ⅢA S, ⅣA S	—	理論式	—	—	—	—	—	

表 2.1-3 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器付属構造物）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
1	原子炉圧力容器スタビライザ	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	—	解析（荷重比）及び理論式	—	—	—	—	—	荷重比等による評価に用いる比率は表 5.1-18 参照。
2	原子炉格納容器スタビライザ	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	—	理論式	—	—	—	—	—	
3	制御棒駆動機構ハウジング支持金具	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	—	理論式	—	—	—	—	—	
4	ジェットポンプ計測配管貫通部シール	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	解析及び理論式	解析及び理論式	理論式	理論式*	—	—	—	注記*：繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため、簡易弾塑性解析を実施する。
5	差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーより N11 ノズルまでの外管）	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式*	理論式	—	—	—	—	注記*：震度比及び相対変位比による地震荷重を用いる。評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-1, 表 5.3-3 参照。評価に用いる相対変位比による地震荷重は表 5.3-2, 表 5.3-4 参照。

表 2.1-4 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器内部構造物）（1/2）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
1	蒸気乾燥器	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	理論式	—	—	
2	気水分離器及び スタンドパイプ	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
3	シュラウドヘッド	許容応力状態 ⅢAS, IVAS	理論式	解析	—	—	—	—	—	
4	ジェットポンプ	許容応力状態 ⅢAS, IVAS, VAS	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-5, 表 5.3-6 参照。

表 2.1-4 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器内部構造物）（2/2）

No.	機器名称	評価内容	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
			内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
5	給水スパージャ	許容応力状態 ⅢA S, IV A S, V A S	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-7, 表 5.3-8 参照。
6	高圧及び低圧炉心スプレイ スパージャ	許容応力状態 ⅢA S, IV A S, V A S	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-9, 表 5.3-10 参照。
7	低圧注水系配管 (原子炉圧力容器内部)	許容応力状態 ⅢA S, IV A S, V A S	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-11, 表 5.3- 12 参照。
8	高圧及び低圧炉心スプレイ系 配管（原子炉圧力容器内部）	許容応力状態 ⅢA S, IV A S, V A S	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-13, 表 5.3- 14, 表 5.3-15, 表 5.3-16 参照。
9	差圧検出・ほう酸水注入系配 管（原子炉圧力容器内部）	許容応力状態 ⅢA S, IV A S, V A S	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-17, 表 5.3-18 参照。
9	原子炉中性子計装案内管	許容応力状態 ⅢA S, IV A S	理論式	理論式	—	—	—	—	—	

表 2.2 評価における計算手法の一覧（原子炉格納容器関連）（1/4）

図書番号	図書名	評価点番号	評価手法		比率表番号
			DB	SA	
VI-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	P1-P2	FEM	FEM	—
		P3-P4	理論式	理論式	—
VI-2-9-2-1	ドライウエルの耐震性についての計算書	P1-P8	荷重比	荷重比	表 5.2-1
		P8	理論式	理論式	—
VI-3-3-7-1-1	ドライウエルの強度計算書	P1-P8	—	荷重比	表 5.2-1
		P9-P10*1		理論式	—
VI-2-9-2-4	シヤラグの耐震性についての計算書	P1-P14	理論式	理論式	—
		P15	荷重比	荷重比	表 5.2-2
VI-2-9-2-5	機器搬入口の耐震性についての計算書	P1-P7	—*2		—
		P8-P9	荷重比	荷重比	表 5.2-3
VI-3-3-7-1-5	機器搬入口の強度計算書	P1-P7	—	理論式	—
		P8-P9		荷重比	表 5.2-3
VI-2-9-2-6	逃がし安全弁搬出ハッチの耐震性についての計算書	P1-P5	—*2		—
		P6-P7	荷重比	荷重比	表 5.2-4
VI-3-3-7-1-7	逃がし安全弁搬出ハッチの強度計算書	P1-P5	—	理論式	—
		P6-P7		荷重比	表 5.2-4
VI-2-9-2-7	制御棒駆動機構搬出ハッチの耐震性についての計算書	P1-P5	—*2		—
		P6-P7	荷重比	荷重比	表 5.2-5
VI-3-3-7-1-9	制御棒駆動機構搬出ハッチの強度計算書	P1-P5	—	理論式	—
		P6-P7		荷重比	表 5.2-5

注記*1：既工認の添付書類「IV-3-4-1 原子炉格納容器胴の基本板厚計算書」で評価していた主フランジ部の強度評価を本書に含めた。

*2：地震による影響は小さいため既工認と同様に耐震評価を省略。

注：DB は設計基準対象施設としての評価を示す。SA は重大事故等対処設備としての評価を示す。

表 2.2 評価における計算手法の一覧（原子炉格納容器関連）（2/4）

図書番号	図書名	評価点番号	評価手法		比率表番号
			DB	SA	
VI-2-9-2-8	サプレッションチェンバアクセスハッチの耐震性についての計算書	全評価点	理論式	理論式	—
VI-3-3-7-1-11	サプレッションチェンバアクセスハッチの強度計算書	全評価点	—	理論式	—
VI-2-9-2-9	所員用エアロックの耐震性についての計算書	P1-P10	—*1		—
		P11-P12	荷重比	荷重比	表 5.2-6
VI-3-3-7-1-13	所員用エアロックの強度計算書	P1-P10	—	理論式	—
		P11-P12		荷重比	表 5.2-6
VI-2-9-2-10	配管貫通部の耐震性についての計算書	全評価点	FEM	FEM	—
VI-3-3-7-1-15	配管貫通部の強度計算書	全評価点	—	FEM	—
VI-2-9-2-11	電気配線貫通部の耐震性についての計算書	P1	FEM	FEM	—
VI-3-3-7-1-18	電気配線貫通部の強度計算書	P1	—	FEM	—
VI-3-3-7-1-17	配管貫通部ベローズ及びベント管ベローズの強度計算書	—	—	理論式	—
VI-2-9-4-3	ベント管の耐震性についての計算書	P1-P5	FEM 及び 理論式*2,*3	FEM 及び 理論式*2,*3	—
VI-3-3-7-2-1-3	ベント管の強度計算書	P1-P5	—	FEM 及び 理論式*2,*3	—

注記*1：地震による影響は小さいため既工認と同様に耐震評価を省略。

*2：シェルモデル部は FEM により応力を算出。

*3：ビームモデル部は FEM により荷重算出後、理論式により応力を算出。

注：DB は設計基準対象施設としての評価を示す。SA は重大事故等対処設備としての評価を示す。

表 2.2 評価における計算手法の一覧（原子炉格納容器関連）（3/4）

図書番号	図書名	評価点番号	評価手法		比率表番号
			DB	SA	
VI-2-9-2-2	サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書	P1-P4	FEM 及び 理論式*1	FEM 及び 理論式*1	—
		P5-P10	FEM	FEM	—
VI-3-3-7-1-3	サブプレッションチェンバの強度計算書	P1-P4	—	FEM 及び 理論式*1	—
		P5-P10		FEM	—
VI-2-9-2-3	サブプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書	P1-P8	FEM 及び 理論式*1	FEM 及び 理論式*1	—
VI-2-9-4-2-2	ベントヘッダの耐震性についての計算書	P1-P5	FEM 及び 理論式*2,*3	FEM 及び 理論式*2,*3	—
VI-2-9-4-2-1	ダウンカマの耐震性についての計算書	P1-P2	FEM 及び 理論式*2,*3	FEM 及び 理論式*2,*3	—
VI-3-3-7-2-1-1	ベントヘッダ及びダウンカマの強度計算書	P1-P7	—	FEM 及び 理論式*2,*3	—

注記*1：FEMにより荷重算出後，理論式により応力を算出。

*2：シェルモデル部はFEMにより応力を算出。

*3：ビームモデル部はFEMにより荷重算出後，理論式により応力を算出。

注：DBは設計基準対象施設としての評価を示す。SAは重大事故等対処設備としての評価を示す。

表 2.2 評価における計算手法の一覧（原子炉格納容器関連）（4/4）

図書番号	図書名	評価点番号	評価手法		比率表番号
			DB	SA	
VI-2-9-4-4-1-1	ドライウェルスプレイ管の耐震性についての計算書	全評価点	FEM	FEM	—
VI-3-3-7-2-2-1-1	ドライウェルスプレイ管の強度計算書	全評価点	—	FEM	—
VI-2-9-4-4-1-2	サプレッションチェンバスプレイ管の耐震性についての計算書	全評価点	FEM	FEM	—
VI-3-3-7-2-2-1-3	サプレッションチェンバスプレイ管の強度計算書	全評価点	—	FEM	—
VI-2-9-4-1	真空破壊装置の耐震性についての計算書	全評価点	FEM 及び 理論式*1	FEM 及び 理論式*1	—
VI-2-11-2-11	ガンマ線遮蔽壁の耐震性についての計算書	P1-P2	理論式	—	—

注記*1：FEMによりベント管側応力，理論式により真空破壊装置による応力を算出。

注：DBは設計基準対象施設としての評価を示す。SAは重大事故等対処設備としての評価を示す。

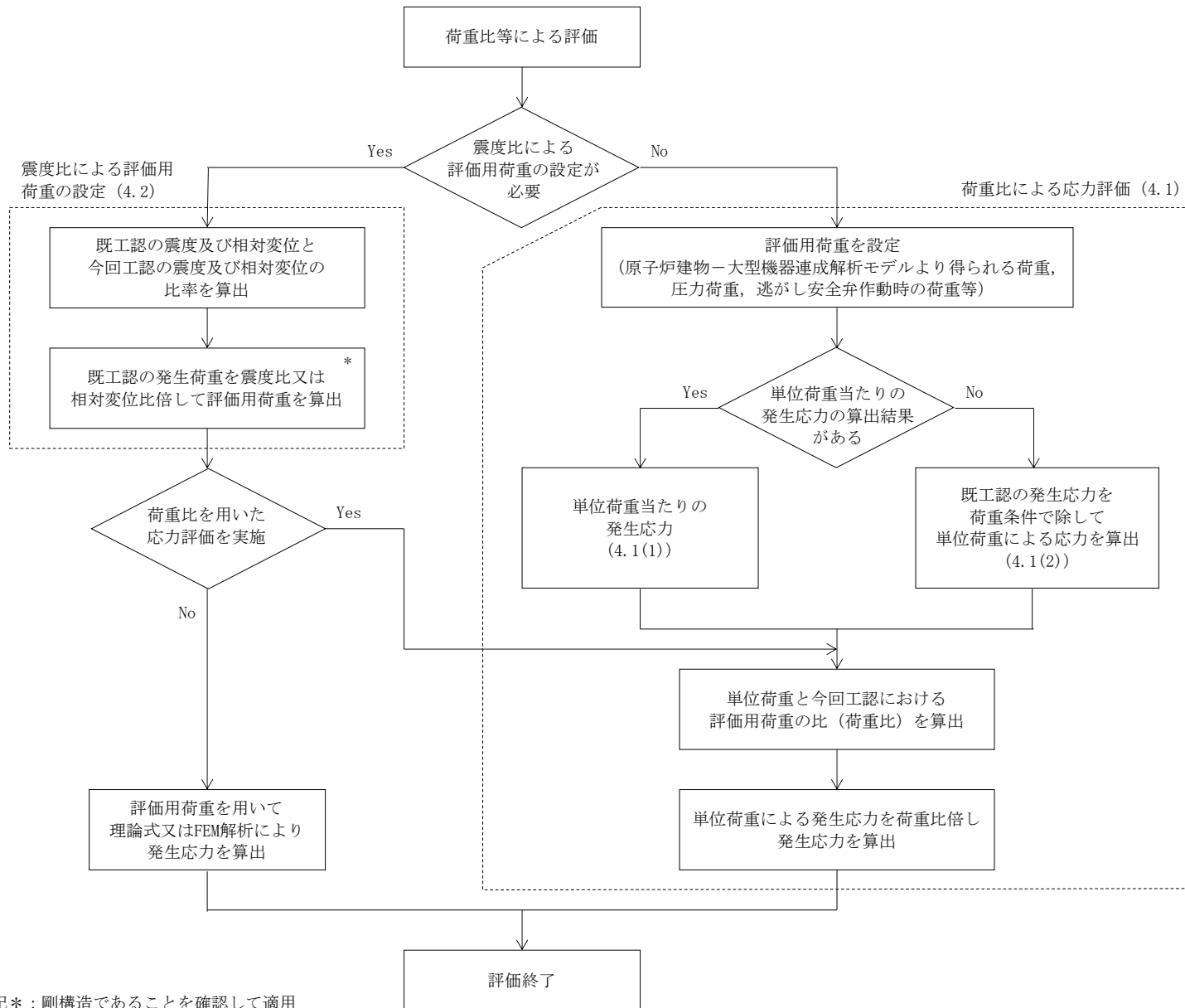


図4 今回工認における荷重比等による評価フロー

表 5.1-1 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（円筒胴）

荷重	単位荷重						評価用荷重						比率 ^{*1*2}					
	内圧	鉛直力			水平力	モーメント	内圧	鉛直力			水平力	モーメント	内圧	鉛直力			水平力	モーメント
	P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	V ₃ (t)	H (t)	M (t・m)	P (MPa)	V ₁ (kN)	V ₂ (kN)	V ₃ (kN)	H (kN)	M (kN・m)	P	V ₁	V ₂	V ₃	H	M
L01 内圧													0.961 ^{*3}	—	—	—	—	—
L04 死荷重（通常時）													—	0.675	0.971	0.115	—	—
L08 制御棒貫通孔 スクラム反力													—	0.490	—	—	—	—
L14 地震荷重 S _d *													—	0.637	0.622	0.131	1.377	1.346
L16 地震荷重 S _s													—	1.264	1.233	0.223	2.753	2.600

注記*1：鉛直力，水平力及びモーメントの比率は，評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し，「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが，評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の，評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-2 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（下鏡及び原子炉圧力容器支持スカート）

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率*1																															
	内圧		差圧		鉛直力			水平力		モーメント		内圧		差圧		鉛直力			水平力		モーメント		内圧		差圧		鉛直力			水平力		モーメント																				
	P (MPa)	D P (MPa)	V1 (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	H s (kN)	H (kN)	M s (kN・m)	M (kN・m)	P (MPa)	D P (MPa)	V1 (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	H s (kN)	H (kN)	M s (kN・m)	M (kN・m)	P	D P	V1	V2	V3	H s	H	M s	M																									
L01 内圧																		*2 0.980	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—				
L02 差圧																		—	1.000	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
L04 死荷重（通常時）																		—	—	0.066	0.952	1.130	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L08 制御棒貫通孔 スクラム反力																		—	—	0.048	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d *																		—	—	0.063	0.610	1.280	7.850	1.350	4.350	1.320	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s																		—	—	0.124	1.209	2.190	16.000	2.700	9.500	2.550	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-3 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（制御棒貫通孔）

荷重	単位荷重							評価用荷重							比率*1*2									
	内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H ₁ (t)	H ₂ (t)	M ₁ (t・m)	M ₂ (t・m)	P (MPa)	V ₁ (kN)	V ₂ (kN)	H ₁ (kN)	H ₂ (kN)	M ₁ (kN・m)	M ₂ (kN・m)	P	V ₁	V ₂	H ₁	H ₂	M ₁	M ₂			
L01 内圧															0.980 ^{*3}	—	—	—	—	—	—			
L04 死荷重															—	0.151	0.060	—	—	—	—			
L08-04 活荷重D															—	—	-2.251	—	—	—	—			
L14 地震荷重 S d *															—	0.191	0.053	0.052	0.041	0.051	0.047			
L16 地震荷重 S s															—	0.376	0.100	0.127	0.077	0.126	0.090			

24

注記*1：鉛直力，水平力及びモーメントの比率は，評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し，「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが，評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の，評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-4 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉中性子計装孔）

荷重	単位荷重							評価用荷重							比率*1									
	内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント	
	P (MPa)	V ₁ (kN)	V ₂ (kN)	H ₁ (kN)	H ₂ (kN)	M ₁ (kN・m)	M ₂ (kN・m)	P (MPa)	V ₁ (kN)	V ₂ (kN)	H ₁ (kN)	H ₂ (kN)	M ₁ (kN・m)	M ₂ (kN・m)	P	V ₁	V ₂	H ₁	H ₂	M ₁	M ₂			
L01 内圧															*2 0.997	—	—	—	—	—	—			
L04 死荷重															—	0.344	0.710	—	—	—	—			
L14 地震荷重 S d *															—	0.224	0.554	0.819	10.350	0.966	0.483			
L16 地震荷重 S s															—	0.566	0.977	1.098	27.243	1.296	1.269			

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-5 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
 （再循環水出口ノズル（N1））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											^{*3} 0.961	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.067	0.013	0.021	0.016
L07 熱変形力											—	1.560	0.360	6.550	4.190
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	5.530	1.789	7.005	1.008
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.128	0.033	0.177	0.110
L16 地震荷重 S s（一次）											—	10.339	3.345	13.097	1.885
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.241	0.061	0.332	0.206

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-6 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（再循環水入口ノズル（N2））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率*1*2																												
	内圧	差圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	差圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	差圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																						
			力		モーメント		力		モーメント				力		モーメント		力		モーメント				力		モーメント		力		モーメント																				
	P (kg/cm ²)	DP (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	DP (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	DP	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz																			
L01 内圧																					*3 0.961	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
L02 差圧																					—	0.836	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																					—	—	0.172	0.031	0.191	0.008	0.391	-0.461	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L07 熱変形力																					—	—	0.670	1.020	0.910	0.330	0.301	-1.570	0.301	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d* (一次)																					—	—	0.672	0.569	0.736	0.148	0.166	0.140	0.093	0.093	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L15 地震荷重 S d* (二次)																					—	—	0.079	0.064	0.062	0.016	0.166	0.140	0.093	0.093	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s (一次)																					—	—	1.392	1.180	1.525	0.307	0.346	0.290	0.192	0.192	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L17 地震荷重 S s (二次)																					—	—	0.162	0.133	0.130	0.035	0.346	0.290	0.192	0.192	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-7 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（主蒸気ノズル (N3)）

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											^{*3} 0.961	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.796	0.194	0.825	0.410
L07 熱変形力											—	7.140	0.970	9.010	6.430
L14 地震荷重 S d* (一次)											—	8.357	5.059	10.477	0.965
L15 地震荷重 S d* (二次)											—	5.788	6.831	9.792	4.711
L16 地震荷重 S s (一次)											—	9.876	5.979	12.381	1.140
L17 地震荷重 S s (二次)											—	6.840	8.073	11.573	5.568

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-8 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（給水ノズル（N4））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率*1																															
	内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																			
					力		モーメント		力		モーメント						力		モーメント		力		モーメント						力		モーメント																					
	P (MPa)	D P (MPa)	H (kN)	F z (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	F z (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P (MPa)	D P (MPa)	H (kN)	F z (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	F z (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	D P	H	F z	M	Mz	H	F z	M	Mz																						
L01 内圧																					0.961 ^{*2}	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—		
L02 差圧																					—	0.793	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
L04 死荷重																					—	—	0.143	0.041	0.116	0.027	0.200	-1.480	0.100	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L07 熱変形力																					—	—	4.344	0.951	1.020	1.079	—	-0.590	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d* (一次)																					—	—	1.539	0.465	1.824	0.714	3.140	2.600	1.940	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L15 地震荷重 S d* (二次)																					—	—	0.280	0.042	0.328	0.120	3.140	2.600	1.940	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s (一次)																					—	—	1.834	0.554	2.170	0.850	3.740	3.100	2.310	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L17 地震荷重 S s (二次)																					—	—	0.334	0.050	0.391	0.143	3.740	3.100	2.310	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-9 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（低圧炉心スプレイノズル（N5））

荷重	単位荷重										評価用荷重								比率*1																									
	内圧	ノズル側荷重					サーマルスリーブ側荷重					内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																		
		力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント																
		P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P (MPa)		H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)		P	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz														
L01 内圧																			^{*2} 0.961	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																			—	0.116	0.014	0.128	0.004	0.430	0.100	0.150	0.100																	
L07-01 熱変形力 (通常時)																			—	0.735	0.431	0.696	0.284	0.600	0.590	0.530	0.500																	
L07-02 熱変形力 (冷水注入時)																			—	—	—	—	—	0.320	-0.990	0.320	0.200																	
L08 流体反力																			—	—	—	—	—	0.500	-4.320	0.100	-0.100																	
L14 地震荷重 S d* (一次)																			—	0.376	0.274	0.444	0.019	3.270	3.820	1.570	0.010																	
L15 地震荷重 S d* (二次)																			—	0.024	0.015	0.040	0.025	3.270	3.820	1.570	0.010																	
L16 地震荷重 S s (一次)																			—	0.376	0.274	0.444	0.019	3.270	3.820	1.570	0.010																	
L17 地震荷重 S s (二次)																			—	0.024	0.015	0.040	0.025	3.270	3.820	1.570	0.010																	

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-10 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（低圧注水ノズル（N6））

荷重	単位荷重										評価用荷重								比率*1																									
	内圧	ノズル側荷重					サーマルスリーブ側荷重					内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																		
		力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント																
		P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P (MPa)		H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)		P	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz														
L01 内圧																			0.961 ^{*2}	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																			—	0.153	0.056	0.157	0.049	0.430	0.100	0.150	0.100																	
L07-01 熱変形力 (通常時)																			—	0.608	0.353	0.883	0.520	0.600	0.590	0.530	0.500																	
L07-02 熱変形力 (冷水注入時)																			—	—	—	—	—	0.320	-0.990	0.320	0.200																	
L08 流体反力																			—	—	—	—	—	0.500	-4.320	0.100	-0.100																	
L14 地震荷重 S d* (一次)																			—	0.860	0.574	1.003	0.096	0.810	0.640	0.320	—																	
L15 地震荷重 S d* (二次)																			—	0.142	0.122	0.117	0.032	0.810	0.640	0.320	—																	
L16 地震荷重 S s (一次)																			—	1.416	0.946	1.652	0.159	1.340	1.060	0.530	—																	
L17 地震荷重 S s (二次)	—	0.235	0.201	0.193	0.053	1.340	1.060	0.530	—																																			

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-11 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（上ぶたスプレイノズル（N7））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.961 ^{*4}	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.001	0.035	0.012	0.001
L07 熱変形力											—	0.420	0.310	0.700	0.270
L11 ボルト荷重 ^{*3}											—	—	1.250	—	—
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	0.327	0.083	0.171	0.019
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.885	0.171	0.567	0.245
L16 地震荷重 S s（一次）											—	0.382	0.097	0.200	0.022
L17 地震荷重 S s（二次）											—	1.033	0.200	0.662	0.286

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：ボルト荷重はフランジのボルト中心位置に負荷する荷重である。

*4：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-12 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（計測及びベントノズル（N8））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.961 ^{*4}	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.002	0.013	0.003	0.001
L07 熱変形力											—	0.006	0.060	0.018	0.012
L11 ボルト荷重 ^{*3}											—	—	1.250	—	—
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	0.104	0.035	0.035	0.006
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.312	0.023	0.159	0.035
L16 地震荷重 S s（一次）											—	0.119	0.040	0.040	0.007
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.358	0.028	0.183	0.040

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：ボルト荷重はフランジのボルト中心位置に負荷する荷重である。

*4：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-13 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（ジェットポンプ計測ノズル（N9））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											^{*3} 0.961	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.005	0.001	0.003	0.002
L07 熱変形力											—	0.139	0.009	0.085	0.001
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	0.418	0.330	0.308	0.110
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.021	0.088	0.044	—
L16 地震荷重 S s（一次）											—	0.631	0.499	0.465	0.166
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.033	0.133	0.066	—

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-14 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（ほう酸水注入及び炉心差圧計測ノズル（N11））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.980 ^{*3}	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.001	0.003	0.001	0.001
L07 熱変形力											—	0.010	0.029	0.010	0.005
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	0.013	0.010	0.008	0.003
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.015	0.015	0.020	0.005
L16 地震荷重 S s（一次）											—	0.013	0.010	0.008	0.003
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.015	0.015	0.020	0.005

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-15 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
 （計測ノズル（N12, N13, N14））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率*1				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											*2 0.961	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.200	0.100	0.100	0.100
L07 熱変形力											—	0.300	0.400	0.100	0.200
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	4.100	2.300	1.100	0.500
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.500	0.500	0.500	0.500
L16 地震荷重 S s（一次）											—	4.900	2.800	1.400	0.700
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.700	0.700	0.700	0.700

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-16 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（ドレンノズル（N15））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											^{*3} 0.980	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.002	0.004	0.002	0.001
L07 熱変形力											—	0.021	0.009	0.009	0.003
L14 地震荷重 S d*（一次）											—	0.025	0.021	0.018	0.007
L15 地震荷重 S d*（二次）											—	0.003	0.003	0.003	0.003
L16 地震荷重 S s（一次）											—	0.044	0.038	0.032	0.012
L17 地震荷重 S s（二次）											—	0.006	0.006	0.006	0.006

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*3：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-17 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（高圧炉心スプレイノズル（N16））

荷重	単位荷重								評価用荷重								比率*1																									
	内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																		
		力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント																
	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P (MPa)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz															
L01 内圧																	^{*2} 0.961	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																	—	0.025	0.002	0.013	0.002	0.430	0.100	0.150	0.100																	
L07-01 熱変形力 (通常時)																	—	0.735	0.431	0.696	0.284	0.600	0.590	0.530	0.500																	
L07-02 熱変形力 (冷水注入時)																	—	—	—	—	—	0.320	-0.990	0.320	0.200																	
L08 流体反力																	—	—	—	—	—	0.500	-4.320	0.100	-0.100																	
L14 地震荷重 S d* (一次)																	—	0.513	0.357	0.627	0.028	4.120	4.760	2.030	0.010																	
L15 地震荷重 S d* (二次)																	—	0.030	0.017	0.055	0.032	4.120	4.760	2.030	0.010																	
L16 地震荷重 S s (一次)																	—	0.513	0.357	0.627	0.028	4.120	4.760	2.030	0.010																	
L17 地震荷重 S s (二次)	—	0.030	0.017	0.055	0.032	4.120	4.760	2.030	0.010																																	

注記*1：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*2：最高使用圧力を単位荷重とした場合の、評価用荷重（通常運転圧力）の比率を示す。

表 5.1-18 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
 （原子炉圧力容器スタビライザ）

荷重	既工認設計荷重	本申請における評価用荷重	比率 [有効数字4桁]
	初期締付荷重+地震荷重 [N]	初期締付荷重+地震荷重 [N]	初期締付荷重+地震
地震荷重 S d *	—	2.990×10^6	0.8592*
地震荷重 S s	3.480×10^6	3.980×10^6	1.144

注記*：既工認 S₂ の地震荷重による応力を荷重比により評価したので、Sd*/S₂ の比率を記載

表 5.2-1 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（ドライウェル）（その1）

評価点	荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]					
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震		
P1-P8	内圧		427	—	853	—	—	—	2.000	—	—	—		
					—	660	—		—	1.546	—			
					—	—	380		—	—	0.8899			
P1	地震 荷重 S _d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	4.903×10 ⁴	—	—	—	1.333×10 ⁵	—	—	—	2.719		
		鉛直地震荷重（燃交時）		—				—				—	—	—
		せん断力		2.942×10 ⁵				3.180×10 ⁵				1.081*		
		モーメント		9.807×10 ⁸				7.450×10 ⁸						
	地震 荷重 S _s	鉛直地震荷重（通常時）	—	4.903×10 ⁴	—	—	—	2.628×10 ⁵	—	—	—	—	5.360	
		鉛直地震荷重（燃交時）		—				—					—	—
		せん断力		2.942×10 ⁵				8.680×10 ⁵					2.950*	
		モーメント		9.807×10 ⁸				2.030×10 ⁹						
P2	地震 荷重 S _d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	3.334×10 ⁵	—	—	—	9.336×10 ⁵	—	—	—	2.833*		
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.177×10 ⁶				3.334×10 ⁶						
		せん断力		2.844×10 ⁶				5.070×10 ⁶				2.600*		
		モーメント		3.923×10 ⁹				1.020×10 ¹⁰						
	地震 荷重 S _s	鉛直地震荷重（通常時）	—	3.334×10 ⁵	—	—	—	1.840×10 ⁶	—	—	—	—	5.582*	
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.177×10 ⁶				6.570×10 ⁶						
		せん断力		3.138×10 ⁶				1.240×10 ⁷					4.793*	
		モーメント		4.903×10 ⁹				2.350×10 ¹⁰						

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-1 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（ドライウェル）（その2）

評価点	荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]			
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震
P3	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	3.825×10 ⁵	—	—	—	1.260×10 ⁶	—	—	—	3.294*
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.226×10 ⁶				3.467×10 ⁶				
		せん断力		3.432×10 ⁶				5.910×10 ⁶				
		モーメント		5.884×10 ⁹				1.020×10 ¹⁰				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	3.825×10 ⁵	—	—	—	2.460×10 ⁶	—	—	—	6.431*
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.226×10 ⁶				6.833×10 ⁶				
		せん断力		3.727×10 ⁶				1.360×10 ⁷				
		モーメント		6.865×10 ⁹				2.350×10 ¹⁰				
P4	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	9.022×10 ⁵	—	—	—	2.630×10 ⁶	—	—	—	2.915*
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.746×10 ⁶				4.935×10 ⁶				
		せん断力		1.393×10 ⁷				2.470×10 ⁷				
		モーメント		3.727×10 ¹⁰				6.570×10 ¹⁰				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	9.022×10 ⁵	—	—	—	5.130×10 ⁶	—	—	—	5.686*
		鉛直地震荷重（燃交時）		1.746×10 ⁶				9.724×10 ⁶				
		せん断力		1.608×10 ⁷				5.650×10 ⁷				
		モーメント		4.217×10 ¹⁰				1.420×10 ¹¹				

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-1 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（ドライウェル）（その3）

評価点	荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]			
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震
P5	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	1.206×10 ⁶	—	—	—	3.480×10 ⁶	—	—	—	2.886*
		鉛直地震荷重（燃交時）		2.079×10 ⁶				5.868×10 ⁶				
		せん断力		1.491×10 ⁷				2.580×10 ⁷				
		モーメント		1.059×10 ¹¹				1.880×10 ¹¹				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	1.206×10 ⁶	—	—	—	6.780×10 ⁶	—	—	—	5.622*
		鉛直地震荷重（燃交時）		2.079×10 ⁶				1.156×10 ⁷				
		せん断力		1.716×10 ⁷				5.810×10 ⁷				
		モーメント		1.196×10 ¹¹				4.080×10 ¹¹				
P6	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	1.412×10 ⁶	—	—	—	4.030×10 ⁶	—	—	—	2.854*
		鉛直地震荷重（燃交時）		2.285×10 ⁶				6.468×10 ⁶				
		せん断力		1.540×10 ⁷				2.630×10 ⁷				
		モーメント		1.746×10 ¹¹				3.460×10 ¹¹				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	1.412×10 ⁶	—	—	—	7.885×10 ⁶	—	—	—	5.584*
		鉛直地震荷重（燃交時）		2.285×10 ⁶				1.275×10 ⁷				
		せん断力		1.775×10 ⁷				5.920×10 ⁷				
		モーメント		2.010×10 ¹¹				7.580×10 ¹¹				

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-1 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（ドライウェル）（その4）

評価点	荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]			
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震
P7	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	2.236×10 ⁶	—	—	—	6.335×10 ⁶	—	—	—	2.833*
		鉛直地震荷重（燃交時）		3.275×10 ⁶				9.268×10 ⁶				
		せん断力		1.638×10 ⁷				2.700×10 ⁷				
		モーメント		2.461×10 ¹¹				4.300×10 ¹¹				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	2.236×10 ⁶	—	—	—	1.248×10 ⁷	—	—	—	5.581*
		鉛直地震荷重（燃交時）		3.275×10 ⁶				1.826×10 ⁷				
		せん断力		1.912×10 ⁷				6.160×10 ⁷				
		モーメント		2.854×10 ¹¹				9.460×10 ¹¹				
P8	地震 荷重 S d *	鉛直地震荷重（通常時）	—	2.736×10 ⁶	—	—	—	7.738×10 ⁶	—	—	—	2.830*
		鉛直地震荷重（燃交時）		3.746×10 ⁶				1.060×10 ⁷				
		せん断力		1.765×10 ⁷				2.740×10 ⁷				
		モーメント		3.060×10 ¹¹				5.270×10 ¹¹				
	地震 荷重 S s	鉛直地震荷重（通常時）	—	2.736×10 ⁶	—	—	—	1.525×10 ⁷	—	—	—	5.577*
		鉛直地震荷重（燃交時）		3.746×10 ⁶				2.089×10 ⁷				
		せん断力		2.059×10 ⁷				6.270×10 ⁷				
		モーメント		3.550×10 ¹¹				1.170×10 ¹²				

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-2 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（シヤラグ）

評価点	荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重			比率[有効数字 4 桁*1]			
			事故時 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm]	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震	
P15	内圧		327	—	660	—	—	2.018	—	—	
					—	380		—	1.162		
	地震荷重 S d *	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	5.884×10^5	—	—	1.630×10^6	—	—	2.770*2
			鉛直地震荷重 (燃料交換時)		1.442×10^6			2.812×10^6			
			せん断力		1.324×10^7			1.410×10^7			
			モーメント		1.834×10^{10}			2.390×10^{10}			
		シヤラグ	曲げモーメント (上段：通常時, 中段：事故時, 下段：SA 時)		5.786×10^9			3.818×10^9			0.660
					5.717×10^9			3.763×10^9			
	地震荷重 S s	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	5.884×10^5	—	—	3.270×10^6	—	—	5.557*2
			鉛直地震荷重 (燃料交換時)		1.442×10^6			5.324×10^6			
			せん断力		1.520×10^7			2.340×10^7			
			モーメント		2.040×10^{10}			2.940×10^{10}			
		シヤラグ	曲げモーメント (上段：通常時, 下段：SA 時)		6.107×10^9			6.998×10^9			1.146
								6.946×10^9			1.137

注記*1：比率が 1.0 より小さくなる場合は有効数字 3 桁とする。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-3 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（機器搬入口）

荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]				
		最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震	
内圧		427	-	853	-	-	-	2.000	-	-	-	
				-	660	-		-	1.546			
				-	-	380		-	0.8899			
地震 荷重 S d *	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	-	1.608×10 ⁶	-	-	-	-	-	-	3.134*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.638×10 ⁶								7.466×10 ⁶
		せん断力		1.540×10 ⁷								2.690×10 ⁷
		モーメント		1.687×10 ¹¹								3.460×10 ¹¹
	ハッチ側	鉛直震度	0.24	0.41	1.708							
		水平震度	2.17	2.34	1.078							
地震 荷重 S s	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	-	1.608×10 ⁶	-	-	-	-	-	-	6.076*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.638×10 ⁶								1.471×10 ⁷
		せん断力		1.775×10 ⁷								6.100×10 ⁷
		モーメント		1.932×10 ¹¹								7.580×10 ¹¹
	ハッチ側	鉛直震度	0.24	0.76	3.167							
		水平震度	3.74	4.41	1.179							

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-4 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（逃がし安全弁搬出ハッチ）

荷重			既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字 4 桁]				
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震	
内圧			427	—	853	—	—	—	2.000	—	—	—	
					—	660	—		—	1.546	—		
					—	—	380		—	—	0.8899		
地震 荷重 S d *	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	1.059×10 ⁶	—	—	—	3.001×10 ⁶	—	—	—	2.834*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		1.912×10 ⁶				5.401×10 ⁶					
		せん断力		1.393×10 ⁷				2.470×10 ⁷					
		モーメント		7.159×10 ¹⁰				1.880×10 ¹¹					
	ハッチ側	鉛直震度		0.24				0.63					2.625
		水平震度		3.26				2.45					0.7515
地震 荷重 S s	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	1.059×10 ⁶	—	—	—	5.913×10 ⁶	—	—	—	5.584*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		1.912×10 ⁶				1.064×10 ⁷					
		せん断力		1.608×10 ⁷				5.650×10 ⁷					
		モーメント		8.041×10 ¹⁰				4.080×10 ¹¹					
	ハッチ側	鉛直震度		0.24				1.21					5.042
		水平震度		3.92				6.85					1.747

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-5 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（制御棒駆動機構搬出ハッチ）

荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]				
		最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震	
内圧		427	—	853	—	—	—	2.000	—	—	—	
				—	660	—		—	1.546	—		
				—	—	380		—	—	0.8899		
地震 荷重 S d *	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	1.795×10 ⁶	—	—	—	—	—	—	2.829*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.805×10 ⁶								7.936×10 ⁶
		せん断力		1.618×10 ⁷								2.690×10 ⁷
		モーメント		2.079×10 ¹¹								4.300×10 ¹¹
	ハッチ側	鉛直震度	0.24	1.87	7.792							
		水平震度	2.23	2.62	1.175							
地震 荷重 S s	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	—	1.795×10 ⁶	—	—	—	—	—	—	5.576*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.805×10 ⁶								1.564×10 ⁷
		せん断力		1.883×10 ⁷								6.100×10 ⁷
		モーメント		2.393×10 ¹¹								9.460×10 ¹¹
	ハッチ側	鉛直震度	0.24	3.75	15.63							
		水平震度	3.84	4.98	1.297							

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.2-6 荷重比等による評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（所員用エアロック）

荷重			既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重				比率[有効数字4桁]				
			最高 使用 圧力 [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期) [kPa]	内圧 (SA 後 長期) [kPa]	内圧 (SA 後 長々期) [kPa]	地震荷重 [N, N・mm] 又は震度	内圧 (SA 後 短期)	内圧 (SA 後 長期)	内圧 (SA 後 長々期)	地震	
内圧			427	-	853	-	-	-	2.000	-	-	-	
					-	660	-		-	1.546	-		
					-	-	380		-	-	0.8899		
地震 荷重 S d *	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	-	1.677×10^6	-	-	-	5.040×10^6	-	-	-	3.005*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.687×10^6				7.602×10^6					
		せん断力		1.540×10^7				2.690×10^7					
		モーメント		1.804×10^{11}				4.300×10^{11}					
	ハッチ側	鉛直震度		0.24				2.11					8.792
		水平震度		3.74				2.43					0.6497
地震 荷重 S s	PCV 胴側	鉛直地震荷重 (通常運転時)	-	1.677×10^6	-	-	-	9.770×10^6	-	-	-	5.826*	
		鉛直地震荷重 (燃料交換時時)		2.687×10^6				1.498×10^7					
		せん断力		1.775×10^7				6.100×10^7					
		モーメント		2.069×10^{11}				9.460×10^{11}					
	ハッチ側	鉛直震度		0.24				4.37					18.21
		水平震度		4.40				4.09					0.9295

注記*：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける荷重比のうち最大の荷重比を示す。

表 5.3-1 差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーより N11 ノズルまでの外管）
における震度比による荷重（地震荷重 S s（一次））

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.09，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：2.31，鉛直震度：1.65 炉内構造物側*1 水平震度：2.58，鉛直震度：1.83				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					9.15				

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-2 差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーより N11 ノズルまでの外管）
における相対変位比による荷重（地震荷重 S s（二次））

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 相対変位：0.6[mm]				今回工認 相対変位：2.3[mm]				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	相対 変位比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					3.9				

注記*1：評価において相対変位比は小数点以下第2位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×相対変位比にて算出している。

表 5.3-3 差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーより N11 ノズルまでの外管）
 における震度比による荷重（地震荷重 S d*（一次））

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.09，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：1.41，鉛直震度：0.63 炉内構造物側*1 水平震度：1.29，鉛直震度：0.69				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					3.45				

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-4 差圧検出・ほう酸水注入系配管（ティーより N11 ノズルまでの外管）
 における相対変位比による荷重（地震荷重 S d*（二次））

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 相対変位：0.6[mm]				今回工認 相対変位：0.9[mm]				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	相対 変位比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					1.5				

注記*1：評価において相対変位比は小数点以下第2位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×相対変位比にて算出している。

表 5.3-5 ジェットポンプにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.56, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：3.77, 鉛直震度：1.83				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					9.15				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-6 ジェットポンプにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.56, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.25, 鉛直震度：0.90				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					4.50				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-7 給水スパー ज्याにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：5.36, 鉛直震度：1.95				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					9.75				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） \times 9.80665（重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-8 給水スパー ज्याにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.68				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					3.40				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） \times 9.80665（重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-9 高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.46, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：3.05, 鉛直震度：2.06				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					10.30				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） $\times 9.80665$ （重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-10 高圧及び低圧炉心スプレイスパーージャにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.46, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：1.54, 鉛直震度：0.77				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					3.85				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） $\times 9.80665$ （重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-11 低圧注水系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.92，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：4.47，鉛直震度：1.89 炉内構造物側*1 水平震度：3.05，鉛直震度：2.06				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					10.30				
P03, P04									
P05, P06									
P07, P08									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-12 低圧注水系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S d*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.92，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：2.57，鉛直震度：0.67 炉内構造物側*1 水平震度：1.54，鉛直震度：0.77				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					3.85				
P03, P04									
P05, P06									
P07, P08									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-13 高圧炉心スプレイ系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：5.03，鉛直震度：1.94 炉内構造物側*1 水平震度：3.05，鉛直震度：2.06				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					10.30				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-14 高圧炉心スプレイ系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S d*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：2.93，鉛直震度：0.68 炉内構造物側*1 水平震度：1.54，鉛直震度：0.77				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					3.85				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-15 低圧炉心スプレイ系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：5.03，鉛直震度：1.94 炉内構造物側*1 水平震度：3.05，鉛直震度：2.06				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P07, P08					10.30				
P09, P10									
P11, P12									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-16 低圧炉心スプレイ系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重
（地震荷重 S d*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：2.93，鉛直震度：0.68 炉内構造物側*1 水平震度：1.54，鉛直震度：0.77				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P07, P08					3.85				
P09, P10									
P11, P12									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心シュラウド）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-17 差圧検出・ほう酸水注入系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重（地震荷重 S s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.09, 鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：2.31, 鉛直震度：1.65 炉内構造物側*1 水平震度：2.58, 鉛直震度：1.83				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					9.15				
P03, P04									
P05, P06									
P07, P08									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-18 差圧検出・ほう酸水注入系配管（原子炉压力容器内部）における震度比による荷重（地震荷重 S d*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：1.09, 鉛直震度：0.20				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：1.41, 鉛直震度：0.63 炉内構造物側*1 水平震度：1.29, 鉛直震度：0.69				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					3.45				
P03, P04									
P05, P06									
P07, P08									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-19 再循環水入口ノズル (N2) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

地震荷重								
既工認 水平震度：1.56, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.10, 鉛直震度：0.66				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.30				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に2.90（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-20 再循環水入口ノズル (N2) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：1.56, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.10, 鉛直震度：0.66				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.30				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.40（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-21 給水ノズル (N4) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.68				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.40				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.43（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-22 給水ノズル (N4) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.68				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.40				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.20（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-23 低圧炉心スプレインズル (N5) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.50（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-24 低圧炉心スプレインズル (N5) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.50（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-25 低圧注水ノズル (N6) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

地震荷重								
既工認 水平震度：1.92, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.57, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に2.80（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-26 低圧注水ノズル (N6) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：1.92, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.57, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.70（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-27 高圧炉心スプレインズル (N16) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S s)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.90（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-28 高圧炉心スプレインズル (N16) サーマルスリーブにおける震度比による荷重
(地震荷重 S d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.77				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				3.85				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出した値（小数点以下第2位を切上げ）に1.90（限界荷重設定用の係数）を乗じて算出している。

表 5.3-29 給水スパージャブラケットにおける震度比による荷重（地震荷重 S s）

地震荷重						
既工認*1 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20			今回工認 水平震度：5.36，鉛直震度：1.95			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*2	F x *3 [kN]	F y *3 [kN]	F z *3 [kN]
			9.75			

注記*1：既工認の給水スパージャ側の震度及び荷重を示す。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

ここで、今回工認の水平方向及び鉛直方向の震度は倍率 1.5 を考慮しており、F z の荷重は給水スパージャの流体反力（[kN]）を考慮している。

表 5.3-30 給水スパージャブラケットにおける震度比による荷重（地震荷重 S d*）

地震荷重						
既工認*1 水平震度：2.12，鉛直震度：0.20			今回工認 水平震度：2.93，鉛直震度：0.68			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*2	F x *3 [kN]	F y *3 [kN]	F z *3 [kN]
			3.40			

注記*1：既工認の給水スパージャ側の震度及び荷重を示す。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

ここで、F z の荷重は給水スパージャの流体反力（[kN]）を考慮している。

表 5.3-31 炉心スプレイブラケットにおける震度比による荷重（地震荷重 S s）

地震荷重						
既工認*1 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20			今回工認 水平震度：5.03, 鉛直震度：2.06			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*2	F x *3 [kN]	F y *3 [kN]	F z *3 [kN]
			10.30			

注記*1：既工認の高圧及び低圧炉心スプレイ系配管側の震度及び荷重を示し、荷重は高圧及び低圧炉心スプレイ系配管の包絡値である。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）÷2（本）×最大震度比にて算出している。

ここで、今回工認の水平方向及び鉛直方向の震度は倍率1.5を考慮しており、F z の荷重は炉心スプレイ配管の熱膨張差による力（ [kN]）を考慮している。

また、炉心スプレイブラケットの荷重は、炉心スプレイ系配管を2本で支持しているため、ブラケット1本分の荷重を示す。

表 5.3-32 炉心スプレイブラケットにおける震度比による荷重（地震荷重 S d*）

地震荷重						
既工認*1 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20			今回工認 水平震度：2.93, 鉛直震度：0.77			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*2	F x *3 [kN]	F y *3 [kN]	F z *3 [kN]
			3.85			

注記*1：既工認の高圧及び低圧炉心スプレイ系配管側の震度及び荷重を示し、荷重は高圧及び低圧炉心スプレイ系配管の包絡値である。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）÷2（本）×最大震度比にて算出している。

ここで、F z の荷重は炉心スプレイ配管の熱膨張差による力（ [kN]）を考慮している。

また、炉心スプレイブラケットの荷重は、炉心スプレイ系配管を2本で支持しているため、ブラケット1本分の荷重を示す。

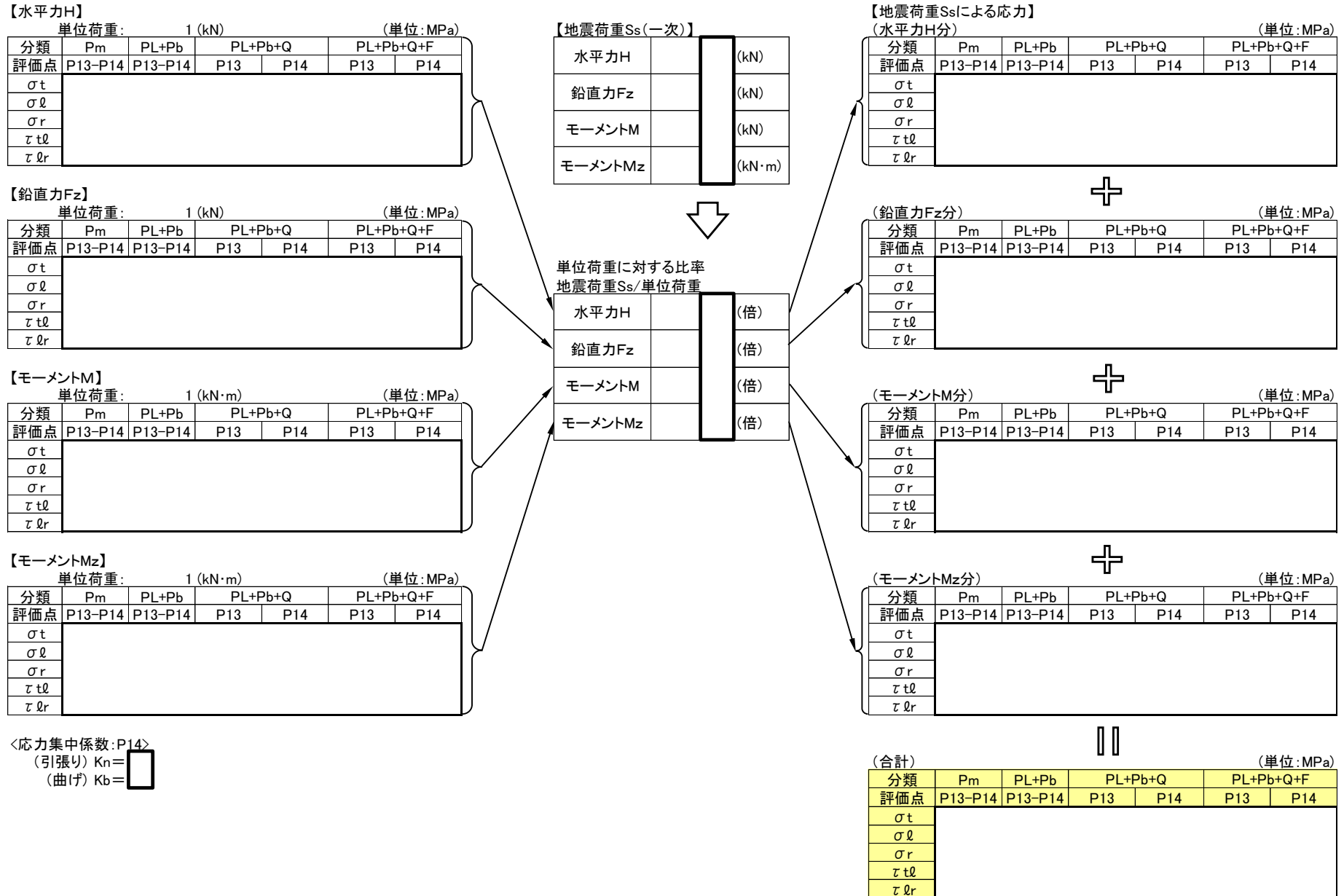


図 6.1 単位荷重からの計算過程 (今回工認の計装ノズル (N12) における地震荷重 Ss の評価点 P13-P14)

既工認の各荷重による応力に荷重比・震度比を乗じて今回工認条件の応力を算出

(単位: kg/mm²)

荷重 ^{*2}	既工認 ^{*1}																	
	Pm			一次応力 PL+Pb						一次+二次応力 PL+Pb+Q								
	σ t	σ l	τ	内面			外面			内面			外面					
				σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ			
1 最高使用圧力 (内圧)	-	-	-	14.9	7.4	0.0	14.9	7.4	0.0	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5 PCV鉛直荷重 (通常)	-	-	-	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0
7 PCV鉛直方向地震 (通常, 上向U)	-	-	-	0.0	0.1	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.1	0.0
14 PCV水平方向S ₂ 地震 (引張T)	-	-	-	0.1	1.0	0.8	0.1	1.0	0.8	0.1	0.9	0.8	0.1	1.0	0.8	0.1	1.0	0.8
15 鉛直荷重 (通常)	-	-	-	-0.1	-0.1	0.0	-0.1	-0.1	0.0	-0.2	-0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
16 鉛直方向地震 (通常, 上向U)	-	-	-	0.1	0.0	0.0	0.1	0.0	0.0	0.2	0.1	0.0	0.0	-0.1	0.0	0.0	-0.1	0.0
26 水平方向S ₂ 地震 (通常, S方向)	-	-	-	1.5	0.7	0.0	1.5	0.7	0.0	3.2	4.1	0.0	-0.2	-2.7	0.0	-0.2	-2.7	0.0
27 水平方向S ₂ 地震 (通常, E方向)	-	-	-	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
- V (LL)時内圧	V (LL)時内圧における応力評価では, 最高使用圧力 (内圧) に圧力比を乗じる																	



荷重比^{*3}

1.000
1.000
6.076
3.923
1.000
3.484 ^{*4}
1.297 ^{*4}
1.297 ^{*4}
0.8899

(単位: kg/mm²)

荷重 ^{*2}	今回工認評価																	
	Pm			一次応力 PL+Pb						一次+二次応力 PL+Pb+Q								
	σ t	σ l	τ	内面			外面			内面			外面					
				σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ			
-	V (LL)-1の組合せにおいて, 最高使用圧力による応力は使用しない																	
1.000	-	-	-	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0	-0.1	-0.3	0.0
6.076	-	-	-	0.0	0.6	0.0	0.0	0.6	0.0	0.0	0.6	0.0	0.0	0.6	0.0	0.0	0.6	0.0
3.923	-	-	-	0.4	4.0	3.2	0.4	4.0	3.2	0.4	3.6	3.2	0.4	4.0	3.2	0.4	4.0	3.2
1.000	-	-	-	-0.1	-0.1	0.0	-0.1	-0.1	0.0	-0.2	-0.2	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
3.484 ^{*4}	-	-	-	0.4	0.0	0.0	0.4	0.0	0.0	0.7	0.4	0.0	0.0	-0.4	0.0	0.0	-0.4	0.0
1.297 ^{*4}	-	-	-	2.0	0.9	0.0	2.0	0.9	0.0	4.2	5.4	0.0	-0.3	-3.5	0.0	-0.3	-3.5	0.0
1.297 ^{*4}	-	-	-	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
0.8899	-	-	-	13.3	6.6	0.0	13.3	6.6	0.0	-	-	-	-	-	-	-	-	-



今回工認における各荷重による応力を足し合わせて, 今回工認条件の組合せ応力を算出

- 注記 *1: 既工認における各荷重による応力は, 昭和59年9月17日付け59資庁第8283号にて認可された, IV-3-5-5「機器搬入口の強度計算書」の表5-4による。
 *2: 例示した評価結果に使用した組合せに必要な荷重を抜粋して掲載している。また, 今回工認においてはS₂地震を基準地震動Ssに読み替える。
 *3: 荷重比については, 表5.2-3に示したものをを用いる。ただし, 最高使用圧力 (内圧) 及び鉛直荷重は既工認と今回工認で変わらないため, 1.0を用いる。
 *4: ハッチ側の荷重比には表5.2-3に示した比率にマージン10%を考慮した値 (鉛直: 1.1×3.167, 水平: 1.1×1.179) をを用いる。

(単位: kg/mm²)

荷重 ^{*2}	Pm			一次応力 PL+Pb						一次+二次応力 PL+Pb+Q					
	σ t	σ l	τ	内面			外面			内面			外面		
				σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ	σ t	σ l	τ
-	-	-	-	15.9	11.7	3.2	15.9	11.7	3.2	5.3	10.0	3.2	0.1	0.7	3.2



上記組合せ応力から応力強さを求めた後, SI 単位化を実施する。

図 6.2 VI-2-9-2-5「機器搬入口の耐震性についての計算書」における応力評価点 P9-A の計算例

表6 給水スパー ज्याにおける震度比による荷重の計算例（地震荷重 S s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：2.12, 鉛直震度：0.20				今回工認 水平震度：5.36, 鉛直震度：1.95				
	軸力 F [kg]	せん断力 S [kg]	ねじり モーメント T [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント M [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 F [N]	せん断力*2 S [N]	ねじり モーメント*2 T [N・m]	曲げ モーメント*2 M [N・m]
P01, P02					9.75				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

上記の荷重を用いて理論式で応力計算（既工認（IV-3-1-2-5「給水スパー ज्याの応力計算書」抜粋）

4.3.2 計算方法

外荷重による応力は、以下により求める。

計算に使用する形状のデータを、表4-2に示す。

(1) 一次一般膜応力は、下記の式を用いて計算する。

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

$$\tau_{t\ell} = \frac{S}{A} + \frac{T}{2Z}$$

(2) 一次一般膜+一次曲げ応力は、下記の式を用いて計算する。

$$\sigma_{\ell} = \frac{F}{A} \pm \frac{M}{Z}$$

$$\tau_{t\ell} = \frac{S}{A} + \frac{T}{2Z}$$

ここで、 F : 軸力
 S : せん断力
 T : ねじりモーメント
 M : 曲げモーメント
 A : 部材の断面積
 Z : 部材の断面係数
 σ_{ℓ} : 軸方向応力
 $\tau_{t\ell}$: せん断応力

補足-027-10-44 耐震計算に用いる縦弾性係数算定のための
温度条件について

目 次

1. はじめに	1
2. 代表設備	1
3. 確認方法	1
4. 確認結果	1
4.1 配管	1
4.2 燃料取替機	3
5. まとめ	4

1. はじめに

設計基準対象施設（以下「DB」という。）と重大事故等対処設備（以下「SA」という。）では、それぞれの施設区分に対応する許容応力状態及び荷重の組合せが定義されていることから、耐震評価における許容応力についても、それぞれの施設区分における温度条件に応じた値を適用している。一方、縦弾性係数については、温度条件の相違に伴う耐震計算結果への影響が軽微であることを踏まえ、多くの機器ではDBの温度条件等に基づき、DB及びSAにおける耐震計算で同一の値を用いている。

本資料は、温度条件の相違に伴う縦弾性係数の相違が地震応答解析モデルを用いる機器の耐震計算に与える影響は軽微であることの確認結果を示すものである。なお、重大事故時の建物－機器連成解析モデルへの影響は、補足-024-01「原子炉建物の地震応答計算書に関する補足説明資料」にて確認している。

本資料は以下に示す図書について補足する図書である。

- ・ VI-2 「耐震性に関する説明書」

2. 代表設備

確認の対象設備については、SAにおける耐震計算においても、DBの温度条件等に基づく縦弾性係数を適用して耐震計算を実施している設備のうち、柔構造となる設備であって温度条件の差が大きい以下のものを代表として選定した。

- ・ 配管
- ・ 燃料取替機

3. 確認方法

縦弾性係数の温度依存性を考慮し、現行計算結果（DB温度条件）とSAの温度条件による縦弾性係数を適用した計算結果を比較し、計算結果への影響程度を確認する。

4. 確認結果

4.1 配管

(1) 固有周期への影響

現行計算の温度条件（DB温度条件）とSAの温度条件で、それらの差が最大となるものを対象とした。対象となる温度条件を表1に示す。また、確認対象の配管は表1に示す条件が該当するもののうち、最小裕度となるSLC-R-1（VI-2-6-4-1-3「管の耐震性についての計算書（ほう酸水注入系）」における系統代表モデル）とし、SA温度条件による縦弾性係数を適用した固有値解析を実施することにより現行計算結果と比較した。固有値解析結果の比較結果を表2に示す。

確認の結果、縦弾性係数はSAの温度条件とすることで9.3%低下し、これに伴い固有周期は平均4.9%上昇し、最大値にして6.0%に収まることを確認した。

表1 対象となる温度条件

材質	評価ケース	温度 (°C)	縦弾性係数 (MPa)	縦弾性係数の差(%) (②/①)
SUS304TP	DB温度条件(①)			90.7%
	SA温度条件(②)			(9.3%減)

表2 固有値解析における固有周期比較結果 (SLC-R-1)

振動 モード 次数	固有周期(s)		固有周期の差(%) (②/①×100)
	DB温度条件 (①)	SA温度条件 (②)	
1			105.3
2			105.5
3			104.9
4			104.3
5			104.8
6			103.8
7			106.0
平均値			<u>104.9</u>

(2) 耐震計算結果への影響

確認対象の配管は、(1) 同様 SLC-R-1 とし、現行計算結果 (DB温度条件) と SA温度条件の縦弾性係数を適用した耐震計算を比較した。比較結果を表3に示す。

表3に示すとおり、温度条件の差が最大となる条件を用いた場合においても、配管応力の差は2.2%程度に収まり、温度条件の変更に伴う縦弾性係数の相違が、耐震計算結果に与える影響は軽微であることが確認できた。

表3 温度条件の差が最大となる配管の耐震計算結果

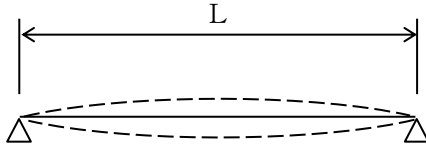
モデル名	応力区分	計算応力 (許容応力状態 VAS)		計算応力の差 (%) (②/①×100)
		DB温度条件 (①)	SA温度条件 (②)	
SLC-R-1	一次応力	93	91	<u>97.8</u>
	一次+二次応力	235	236	<u>100.4</u>

4.2 燃料取替機

(1) 固有周期への影響

温度条件の相違に伴う縦弾性係数の相違による燃料取替機の耐震評価への影響に関し、ここでは機器の固有周期に着目した確認を実施する。燃料取替機を両端支持の単純な梁モデルと見なすと、固有周期Tは以下の式となる。

$$T = \frac{1}{\frac{1}{2L} \sqrt{\frac{E}{\rho}}}$$



E : 縦弾性係数

L : ガーダ長さ

ρ : 密度

縦弾性係数の相違による固有周期の差を表4に示す。

DBとSAの温度条件による縦弾性係数の差は1.5%であり、これによる固有周期への影響は0.8%である。

表4 固有周期比較結果

材質	評価ケース	温度 (°C)	縦弾性係数 (MPa)	縦弾性係数の差(% (②/①)	固有周期の差(% ($\frac{1}{\sqrt{②/①}}$)
	DB温度条件 (①)	50		98.5 % (1.5 %減)	100.8
	SA温度条件 (②)	100			

(2) 耐震計算結果への影響

図1に、燃料取替機の卓越モードと設計用床応答スペクトルの関係を示す。

水平（横行）方向における卓越モードの固有周期（0.036s）は、長周期側にシフトした場合でも固有周期が0.05s以下と剛領域のままである。鉛直方向における卓越モードの固有周期（0.058s）は柔領域にあるが、先述するように固有周期への影響が軽微であることから、固有周期のシフトを考慮しても震度はほとんど変わらない。

従って、温度条件の相違に伴う縦弾性係数の相違が耐震計算に与える影響は軽微と考えられる。

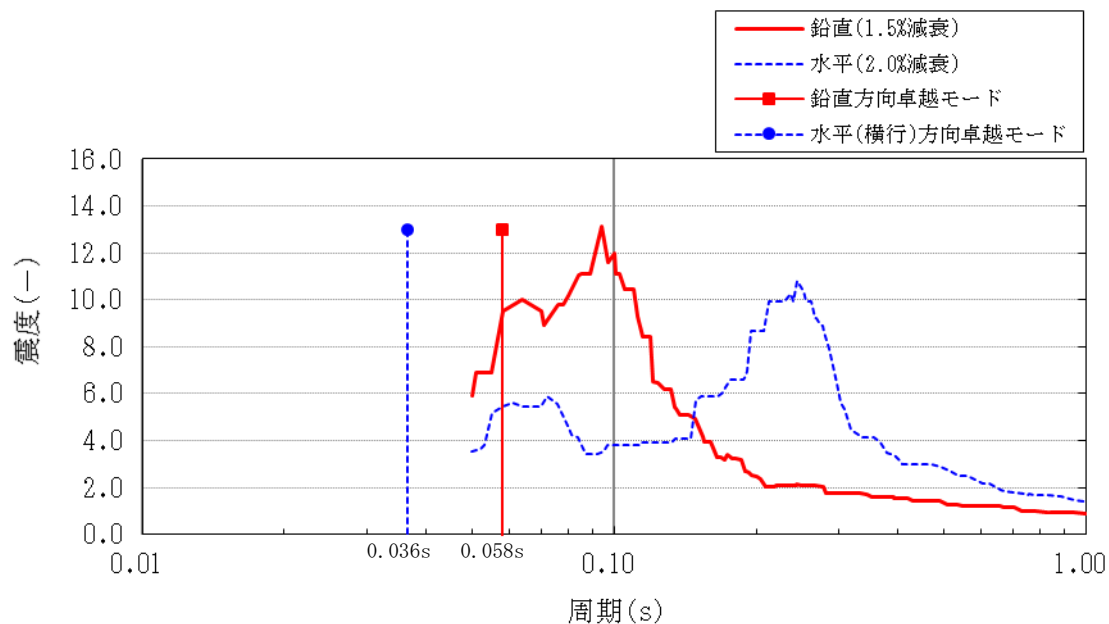


図1 燃料取替機の卓越モードと設計用床応答スペクトル

5. まとめ

配管と燃料取替機を代表設備として、S A温度条件での縦弾性係数を用いた場合の固有周期及び耐震計算結果への影響程度を確認した。

確認の結果、縦弾性係数の変動が設備の固有周期及び耐震計算結果に与える影響は軽微であり、縦弾性係数については、S Aにおける耐震計算においても、D Bの温度条件等に基づく値を適用することに問題はないことを確認した。

補足-027-10-45 サプレッションチェンバ及び

サプレッションチェンバサポートの耐震評価手法について

目次

1. はじめに	1
2. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造	4
3. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価	9
3.1 評価手順	9
3.2 地震応答解析	12
3.2.1 基本方針	12
3.2.2 地震応答解析モデル	12
3.3 応力評価	15
3.3.1 応力評価方針	15
3.3.2 応力評価点	15
3.3.3 応力評価方法	18
3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違	19
4. 地震応答解析の詳細	21
4.1 地震応答解析モデル	21
4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定	21
4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定	23
4.1.3 サプレッションチェンバのモデル化	28
4.1.4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定	32
4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化	36
4.2 地震応答解析モデルの妥当性確認	38
4.2.1 妥当性の確認方針	38
4.2.2 適用性確認用解析モデル	40
4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較	41
4.2.4 妥当性確認結果	43
4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響	70
4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響	70
4.5 スロッシング荷重	73
5. 応力解析の詳細	75
5.1 応力評価フロー	75
5.2 応力評価点	76
5.3 応力解析モデル	76
5.4 応力評価	78
5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価	78
5.4.2 サプレッションチェンバサポートの応力評価	80
6. 耐震評価における不確かさの考慮及び保守性	81
7. 耐震評価結果	83

- 別紙 1 内部水の有効質量の適用及びその妥当性検証
- 別紙 2 サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及び
その妥当性
- 別紙 3 50Hz の領域まで計算した床応答スペクトルによる影響検討
- 別紙 4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定
- 別紙 5 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の設定
- 別紙 6 サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定
- 別紙 7 計算機コード（N A S T R A N, F l u e n t）の概要
- 別紙 8 内部水の有効質量の概要
- 別紙 9 規格類における内部水の有効質量の適用例
- 別紙 10 サプレッションチェンバの水位条件
- 別紙 11 地震時における円環形状容器内部水の有効質量に係る研究の概要
- 別紙 12 内部水の有効質量比に対するスロッシングの影響
- 別紙 13 内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響
- 別紙 14 水平 2 方向入力によるサプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重及び
有効質量の影響
- 別紙 15 規格基準における内部水の有効質量比との比較
- 別紙 16 原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いる妥当性について
- 別紙 17 サプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方
- 別紙 18 サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討
- 別紙 19 ベースプレートにおける応力評価の精緻化について
- 別紙 20 サプレッションチェンバの耐震評価で考慮する水力学的動荷重について
- 別紙 21 内部水の流動による局所的な圧力の影響
- 別紙 22 地震応答解析における地震動の入力方向
- 別紙 23 先行プラントとの相違について
- 別紙 24 先行プラントとのサプレッションチェンバ内部水の有効質量比の比較
- 別紙 25 3次元シェルモデルの発生応力に対する集中質量の影響について

1. はじめに

本書は、島根原子力発電所第2号機（以下「島根2号機」という。）のVI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-3「サプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における耐震評価手法についてまとめた資料である。

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価では、サプレッションチェンバ本体とそれを支持するサプレッションチェンバサポートを模擬した地震応答解析モデルを用いて地震荷重を算定し、これらに基づき、各部の構造強度評価を行うことで、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震性を評価するものである。

島根2号機の既工認及び今回工認における動的地震力及び静的地震力に対する耐震評価フローを図1-1～1-4に示す。

島根2号機の既工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価は、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を剛体と見做して、内部水全体を固定質量として考慮した3次元はりモデルを用いた地震応答解析を実施していた。

今回工認においては、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、詳細な地震応答解析を実施するため、より現実に近いサプレッションチェンバの内部水の挙動を考慮して内部水質量を従来の固定質量から有効質量へ変更する*。また、内部水の有効質量のモデル化、地震荷重の増大（内部水質量、基準地震動 S_s ）を踏まえ、各部材に負荷される地震荷重を詳細に評価するため、サプレッションチェンバサポート取付部のばね定数を考慮した3次元はりモデルによる動的解析（スペクトルモーダル解析）を適用することとした。なお、サプレッションチェンバ内部水質量の扱いを有効質量としたことに伴い、サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を流体解析にて算定することとした。

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に3次元はりモデルを適用するにあたっては、3次元シェルモデル（妥当性確認用解析モデル）による地震応答解析結果との比較検討を行い、耐震評価において考慮すべき振動モードが3次元はりモデルにて表現できていること等を確認している。

注記*：島根原子力発電所第2号炉審査資料「島根原子力発電所2号炉 地震による損傷の防止 別紙-8 サプレッション・チェンバ内部水質量の考え方の変更について」（EP-050改69(令和3年9月6日)) 参照

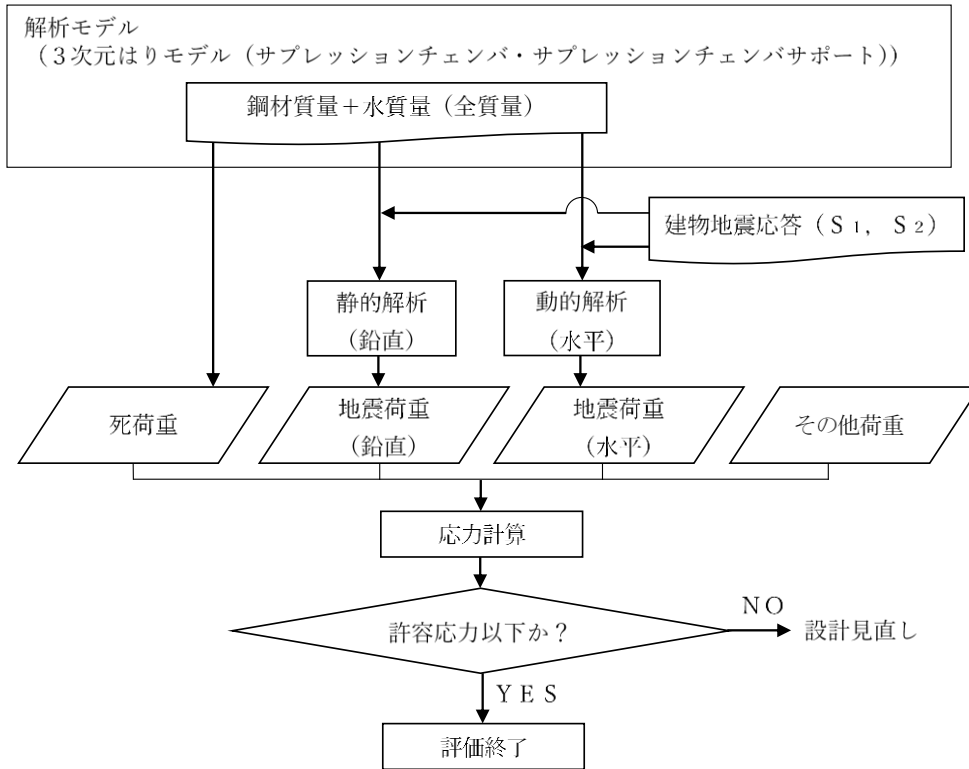


図 1-1 既工認におけるサプレッションチェーンの動的地震力による耐震評価フロー

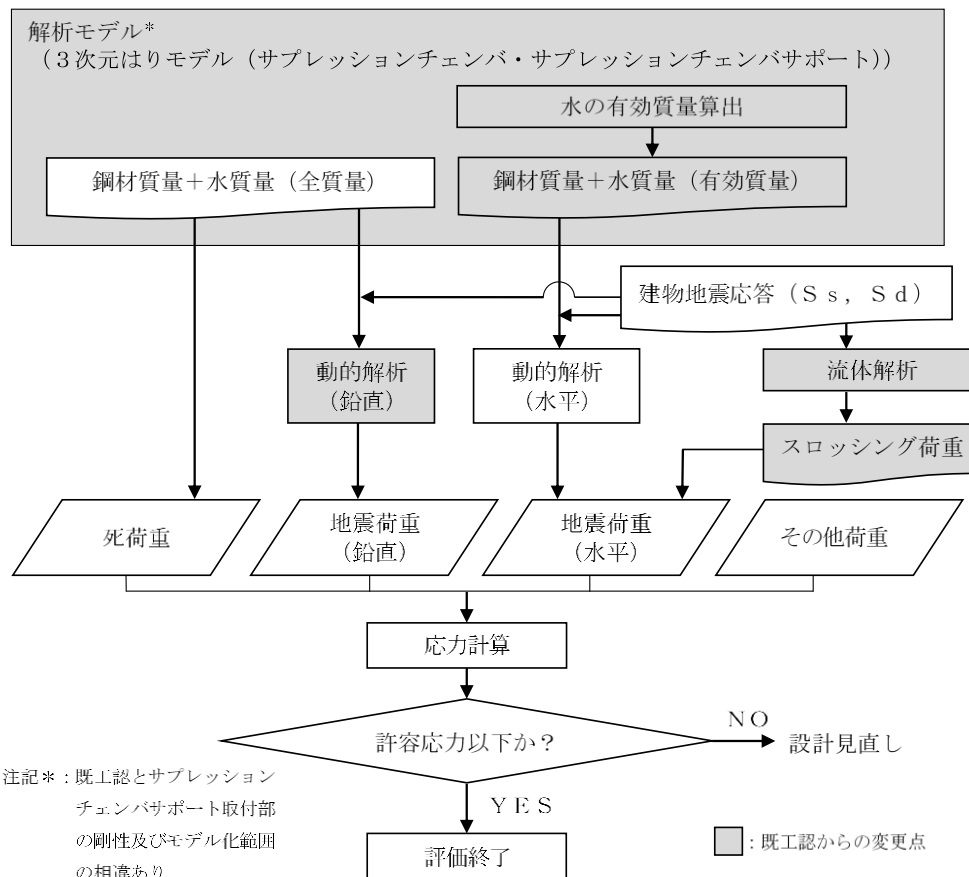


図 1-2 今回工認におけるサプレッションチェーンの動的地震力による耐震評価フロー

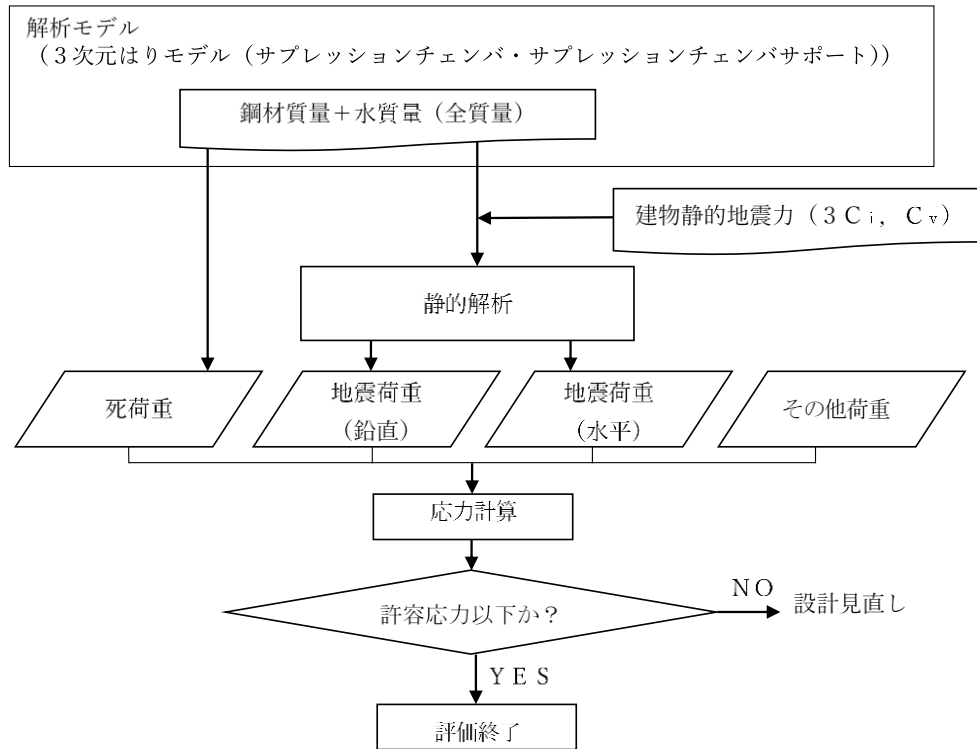


図 1-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

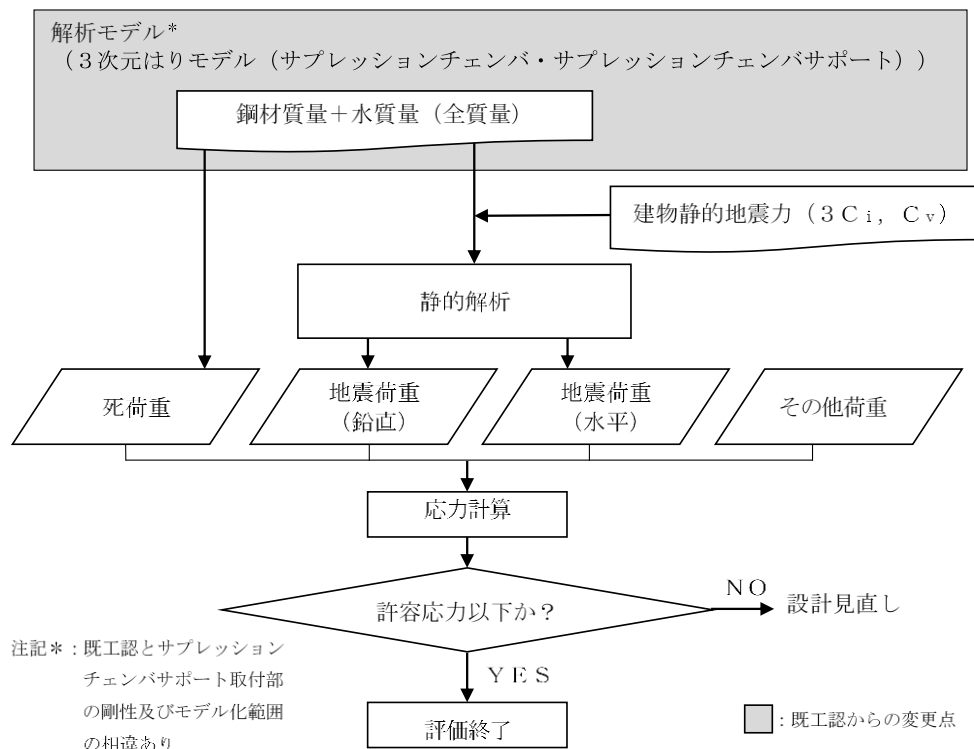


図 1-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

2. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造

島根2号機のサプレッションチェンバ構造概要図を図2-1に、サプレッションチェンバサポート構造詳細図を図2-2に、サプレッションチェンバ断面概要図を図2-3に、サプレッションチェンバサポート取付部概要図を図2-4に、サプレッションチェンバ諸元を表2-1に示す。

サプレッションチェンバは、大円が直径□ mm、小円が直径□ mm、板厚□ mm、16セグメントの円筒を繋ぎ合わせた円環形状（トーラス状）の構造物であり、内部に水を有している。また、円筒胴内部に補強リングを備え、各セグメントの継ぎ目部（以下「胴エビ継部」という。）には補強板を介して箱状の支持構造物であるサプレッションチェンバサポートが大円の内側及び外側それぞれに16箇所の計32箇所に取り付けられており、これらが基礎ボルトを介して原子炉建物基礎スラブ上（EL 1300mm）に自立している。サプレッションチェンバサポートは、サプレッションチェンバ（大円）の半径方向の熱膨張を吸収する目的で可動し、周方向に地震荷重を原子炉建物基礎スラブに伝達させる構造となっている。サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されているが、ベント管ベローズにより振動が伝達しない構造としており、地震による揺れは、原子炉建物基礎スラブからサプレッションチェンバサポートを介してサプレッションチェンバに入力される（別紙16参照）。サプレッションチェンバ内の主要設備としては、ベント系設備（ベント管、ベントヘッド、ダウンカマ）、サプレッションチェンバスプレイ管、ECCSストレーナ、主蒸気逃がし安全弁排気管、クエンチャがサプレッションチェンバ内に設置されている。なお、サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS304））により相対変位を吸収する構造となっている。

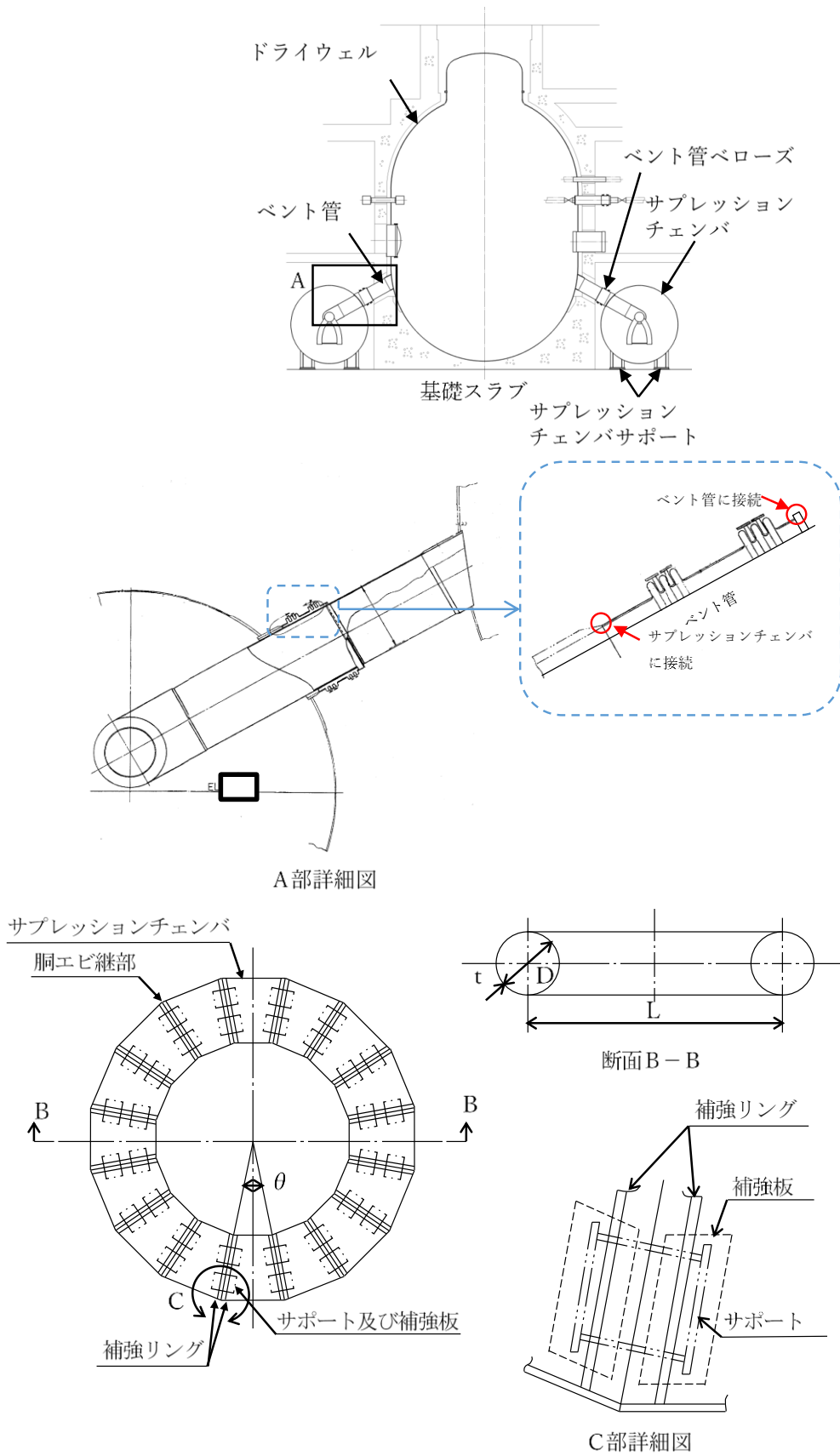


図2-1 サプレッションチェンバ構造概要図

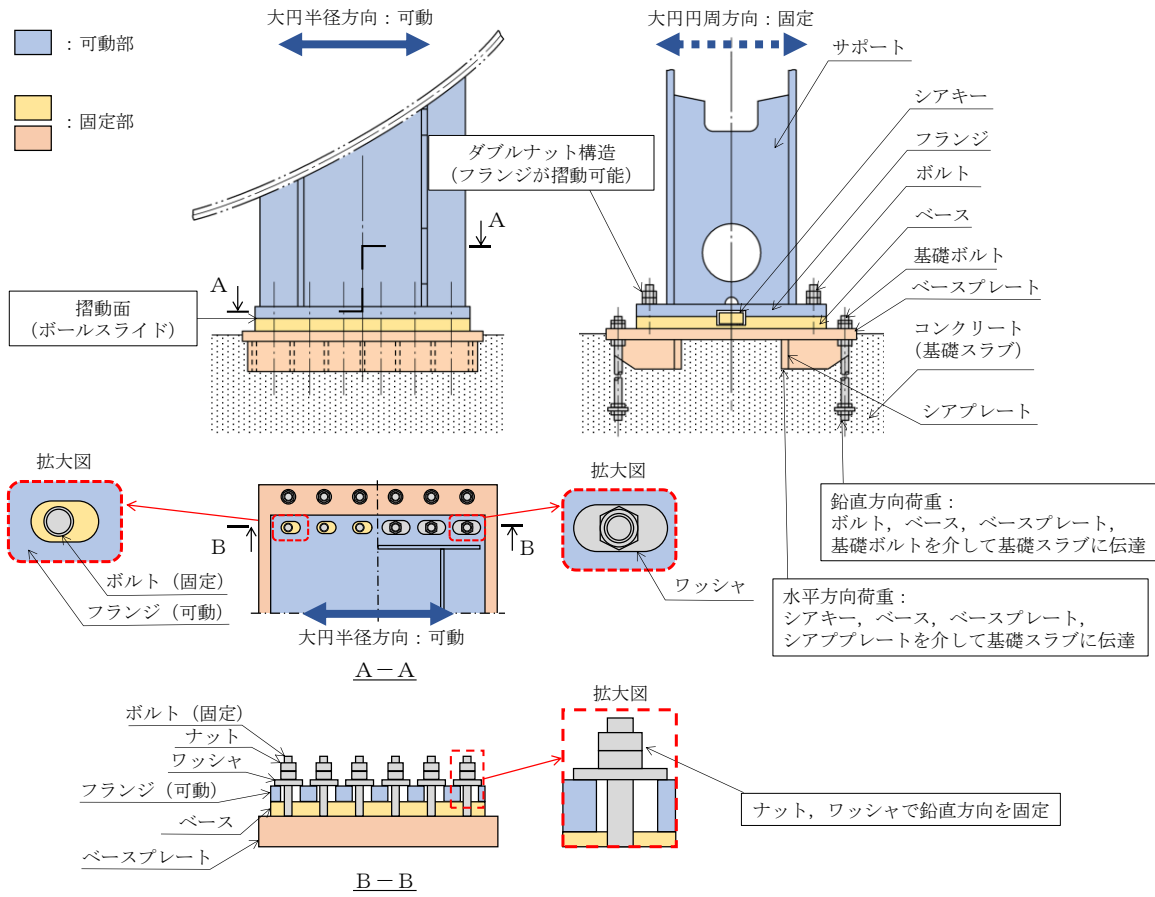


図 2-2 サプレッションチェンバサポート構造詳細図

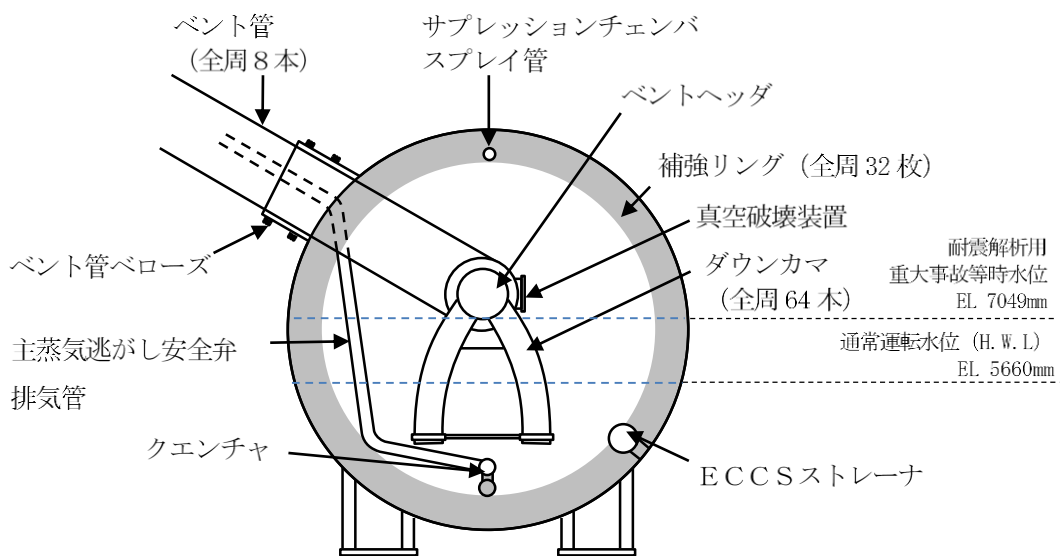


図 2-3 サプレッションチェンバ断面概要図

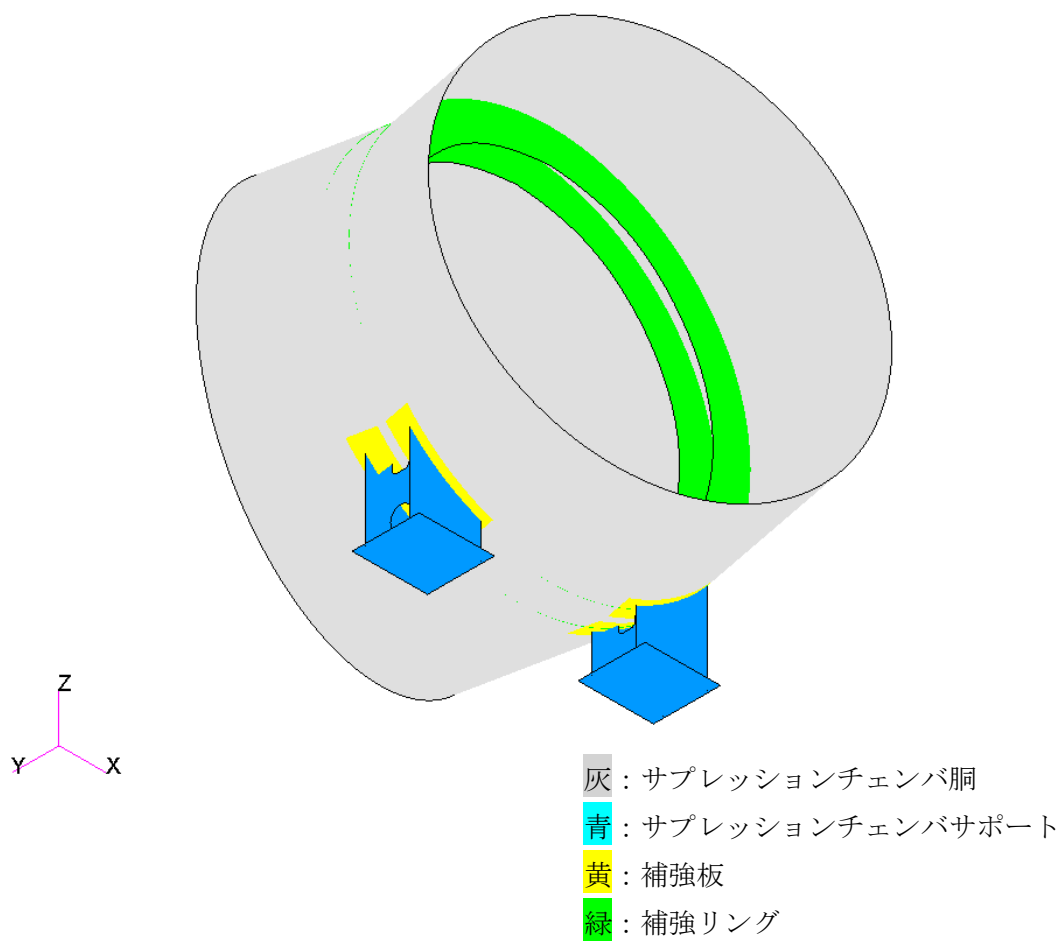


図 2-4 suppression chamber support attachment part schematic diagram

表 2-1 サプレッションチェンバ諸元

項目	内容		備考
耐震クラス (設計基準対象施設)	Sクラス		
設備分類 (重大事故等対処設備)	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備 常設重大事故等防止設備 (設計基準拡張)		
設置建物	原子炉建物		
設置高さ	EL 1300 mm		基礎スラブ上
主要寸法	D		記号は図 2-1 に示す
	L		
	t		
	θ		
質量 (内部水・サポートを含む)			通常運転水位
			耐震解析用重大事故等時水位*
内部水質量			通常運転水位
			耐震解析用重大事故等時水位*

注記*：重大事故等時水位よりも高い水位（ダウンカメラ取付部下端位置）（別紙 10 参照）

3. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価

3.1 評価手順

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価に係る評価手順は、表 3.1-1 のとおり、地震応答解析及び応力解析に大別される。

地震応答解析では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造特性、サプレッションチェンバ内部水の流体特性等を考慮し、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル（工認用地震応答解析モデル）（以下「3次元はりモデル（地震応答解析モデル）」という。）を設定し、固有値解析及び地震応答解析（スペクトルモーダル解析）を実施し、地震時における荷重等を算定する。なお、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、流体解析にて算定する。

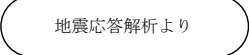
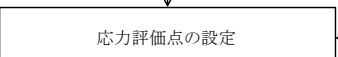
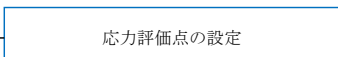
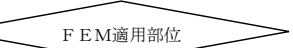
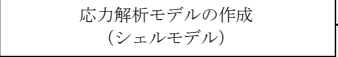
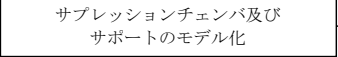

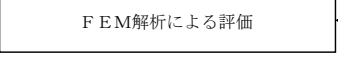
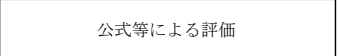

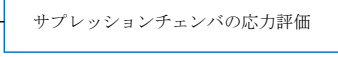
応力解析では、地震応答解析にて算定した地震時における荷重等を用いて、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのシェルモデルを用いたFEM解析による応力解析、評価断面の形状から公式等により各応力評価点の応力を算定する。

なお、表 3.1-1 には、設置変更許可審査時に詳細設計へ送付した事項（詳細設計送付事項）及び詳細設計の進捗を踏まえて説明する項目を示す。

表 3.1-1 耐震評価手順 (1/2)

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
地震応答解析			<p> : 詳細設計申送り事項 : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目 </p>
		<p>サブプレッションチェンバ内部水の有効質量のモデル化</p>	<p>内部水の有効質量の算定及びモデル化 本文：4.1.1, 4.1.2 別紙：別紙1, 2</p>
		<p>サブプレッションチェンバ本体のモデル化</p>	<p>オーバル振動の影響検討 本文：4.1.3, 4.2.4</p>
		<p>サブプレッションチェンバサポート取付部のモデル化</p>	<p>ばね剛性の設定 本文：4.1.4 別紙：別紙4</p>
		<p>サブプレッションチェンバサポートのモデル化</p>	<p>剛性の設定及びモデル化 本文：4.1.5</p>
		<p>はりモデルの妥当性検討 (シエルモデルとの比較) 本文：4.2</p>	
		<p>設計用床応答スペクトル</p>	<p>内部水の有効質量算定解析コード間の差異影響 本文：4.3</p>
		<p>動的解析</p>	<p>スペクトルモーダル解析の適用 (高振動数の影響) 本文：4.4</p>
		<p>スロッシング荷重</p>	<p>流体解析によるスロッシング荷重算定 本文：4.5 別紙：別紙6</p>
		<p>水力学的動荷重</p>	

表 3.1-1 耐震評価手順 (2/2)

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
応力解析			<p> : 詳細設計申送り事項 : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目 </p>
			
	 <p>NO</p> <p>YES</p>		
			
	 		

3.2 地震応答解析

3.2.1 基本方針

既工認では、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を剛体と見做して、内部水全体を固定質量として考慮した3次元はりモデルを用いた地震応答解析を実施していた。今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、より現実に近いサプレッションチェンバの内部水の挙動を考慮して内部水質量を従来の固定質量から有効質量へ変更する。なお、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、流体解析にて算定する。今回工認に用いる地震応答解析モデルについては、3次元はりモデルに加えて構造をシェル要素で模擬した3次元シェルモデルも既工認実績があるものの、設備の耐震評価で一般的であり数多く用いられている3次元はりモデルを既工認と同様に適用している。

地震応答解析モデルの設定にあたっては、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性を考慮したばね要素を考慮し、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価をより詳細に実施する。

なお、地震応答解析に適用する3次元はりモデルの妥当性確認として、3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果との比較検討を行い、耐震評価において考慮すべき振動モードが3次元はりモデルにて表現できていること等を確認する。

3.2.2 地震応答解析モデル

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルを図3.2-1に示す。サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に適用する解析モデル設定にあたっては、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートを構成する各部材の剛性及び質量、サプレッションチェンバ内部水等を適切に考慮することとしている。なお、モデル化の詳細については、4.1.3に示す。

詳細設計申送り事項、詳細設計段階における進捗等を踏まえ、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルの設定にあたっての主な考慮事項を以下に示す。なお、詳細検討内容については、4.に示す。

(1) サプレッションチェンバ内部水に対する有効質量

サプレッションチェンバ内部水に対する有効質量は、NASTRANの仮想質量法を用いて、サプレッションチェンバの内面圧力（水平及び鉛直方向の圧力）から各方向の内部水の有効質量を算出する。また、算出された内部水の有効質量の3次元はりモデル（地震応答解析モデル）への設定は、NASTRANの機能（Guyan縮約）を用いて、サプレッションチェンバの各質点に縮約し、付加する。

なお、サプレッションチェンバ内部水の有効質量の妥当性検証として、試験体を用いた振動試験により算出した内部水の有効質量と比較・検証を行っている。

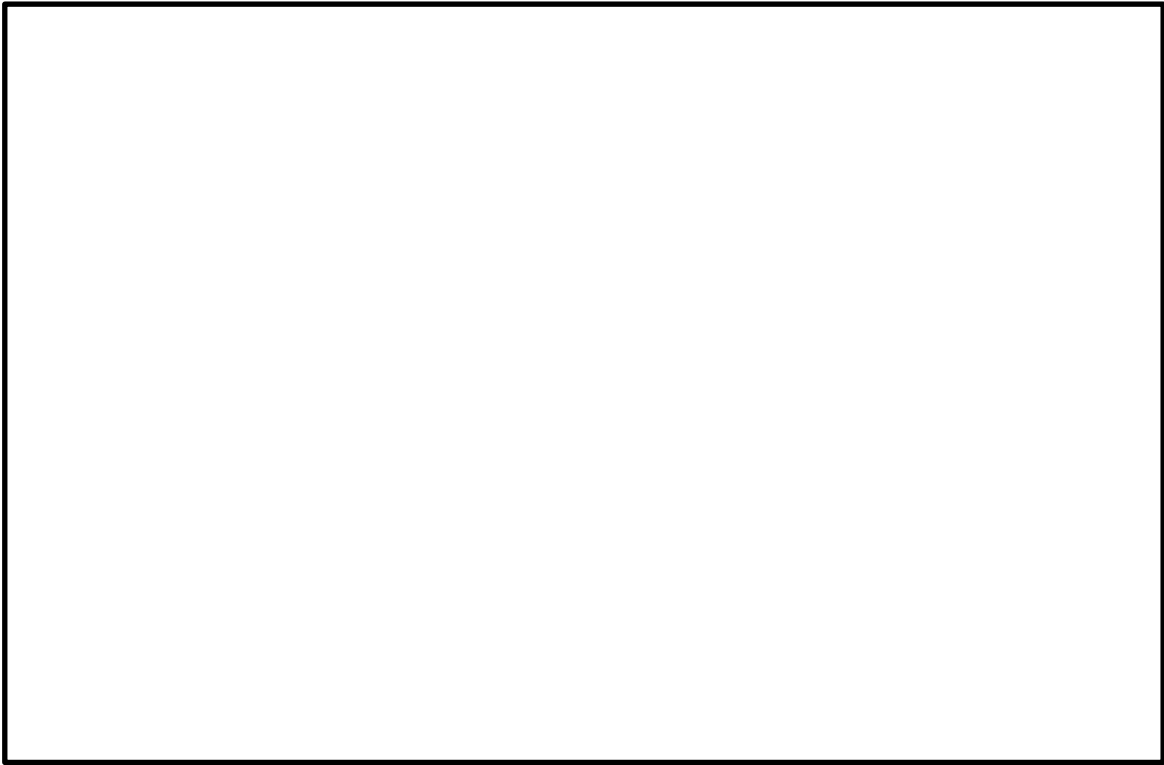
(2) サプレッションチェンバ本体のオーバル振動に対する影響

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートを構成する各部材の剛性，質量，サプレッションチェンバ内部水等を適切に考慮し，はり要素でモデル化する。

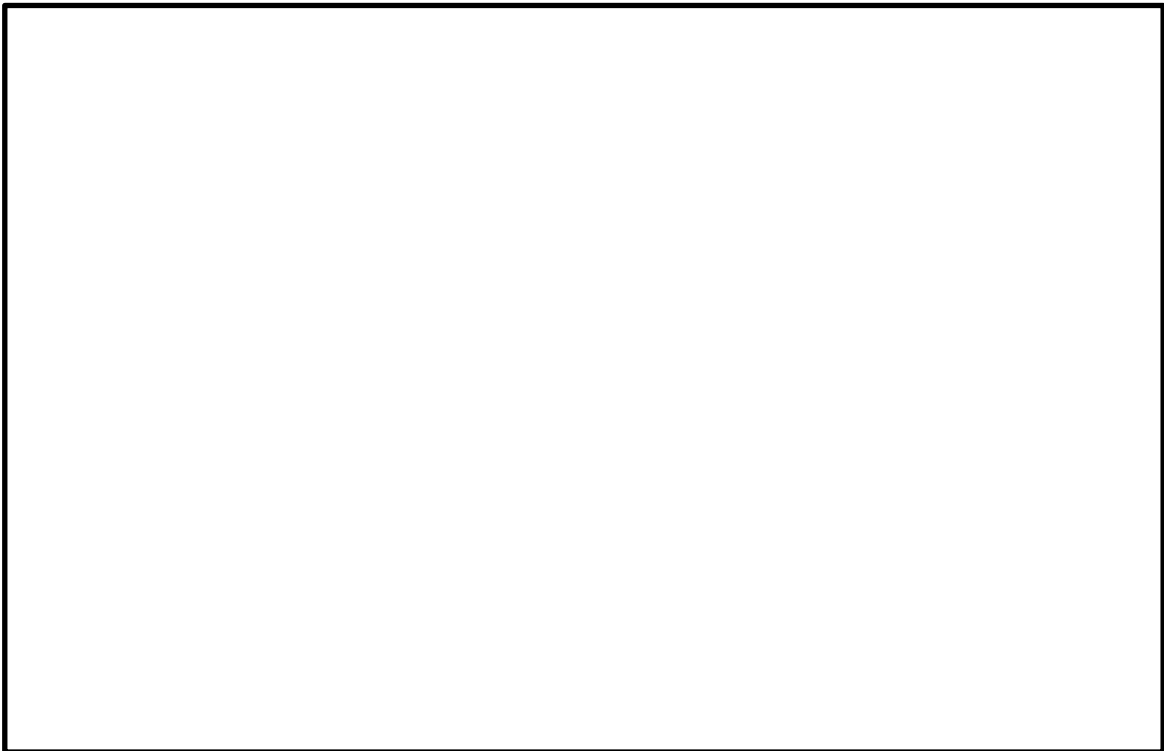
一方，内部水を有する薄肉円筒容器（たて置円筒容器）の円筒壁面が変形振動（オーバル振動）することの既往知見に対して，既工認におけるサプレッションチェンバ本体（小円）の耐震設計では，補強リングによりサプレッションチェンバ本体（小円）の断面変形を抑制する設計としている。

(3) サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の影響

既工認におけるサプレッションチェンバサポート取付部の耐震設計では，当該部における局部変形を防止するため，サプレッションチェンバ内部に補強リングを設置するとともに，サプレッションチェンバサポートは当て板を介してサプレッションチェンバに取り付けられていることから，サプレッションチェンバサポート取付部の剛性を簡便に剛として扱っていた。今回工認では，重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加，基準地震動の増大等を踏まえ，より詳細な地震応答を把握するため，サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の影響を考慮した，サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性（並進，回転）をばね要素として3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に付与する。サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を考慮したサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性（並進，回転）は，シェルモデルとはりモデルを用いた解析からサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を各々算定し，そのばね剛性の差から算定を行う。



(1) 水平方向



(2) 鉛直方向

図 3.2-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの
3次元はりモデル（地震応答解析モデル）

3.3 応力評価

3.3.1 応力評価方針

今回工認のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力評価では、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加，基準地震動の増大等を踏まえ，構成部材の形状，断面性能及び荷重伝達等を考慮して応力評価点及び応力解析方法を設定し，応力評価を行う。なお，詳細検討内容については，5.項に示す。

3.3.2 応力評価点

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの応力評価点を表 3.3-1，図 3.3-1，表 3.3-2 及び図 3.3-2 に示す。なお，応力評価点は既工認から変更は無い。

表 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

応力評価点 番号	応力評価点	応力評価方法	既工認との相違点*
P 1	サプレッションチェンバ胴中央部上部	公式等による評価	—
P 2	サプレッションチェンバ胴中央部下部	公式等による評価	—
P 3	サプレッションチェンバ胴中央部内側	公式等による評価	—
P 4	サプレッションチェンバ胴中央部外側	公式等による評価	—
P 5	サプレッションチェンバ胴エビ継部上部	FEMモデルを用いた 静的解析	FEMモデルを用いた応力 評価の適用
P 6	サプレッションチェンバ胴エビ継部下部	FEMモデルを用いた 静的解析	FEMモデルを用いた応力 評価の適用
P 7	サプレッションチェンバ胴エビ継部内 側	FEMモデルを用いた 静的解析	FEMモデルを用いた応力 評価の適用
P 8	サプレッションチェンバ胴エビ継部外 側	FEMモデルを用いた 静的解析	FEMモデルを用いた応力 評価の適用
P 9	サプレッションチェンバ胴と内側サ ポート補強板との接合部	FEMモデルを用いた 静的解析	—
P 10	サプレッションチェンバ胴と外側サ ポート補強板との接合部	FEMモデルを用いた 静的解析	—

注記*：応答解析モデル及び応力解析モデルの変更を除く応力評価方法の相違点を示す。

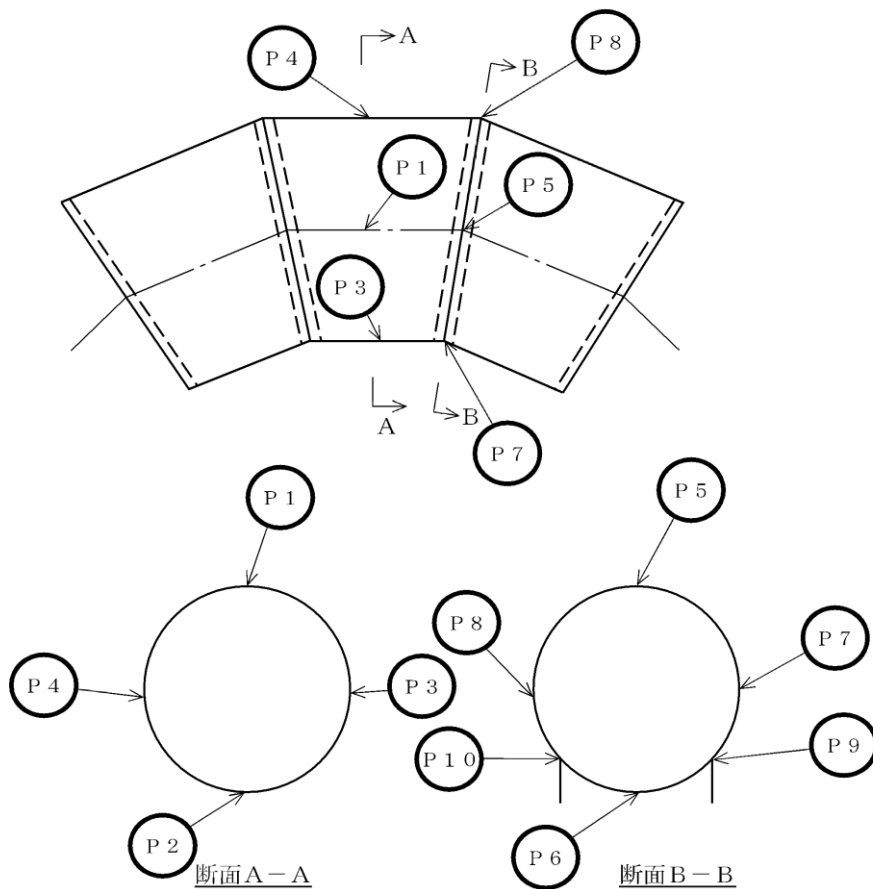


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

表 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

応力評価点 番号	応力評価点	応力評価方法	既工認との相違点*
P 1	サポート	公式等による評価	—
P 2	シアキー	公式等による評価	—
P 3	ボルト	公式等による評価	—
P 4	ベースとベースプレートの接合部	公式等による評価	—
P 5	基礎ボルト	公式等による評価	—
P 6	ベースプレート	公式等による評価	ボルト反力側評価断面 の見直し
P 7	シアプレート	公式等による評価	—
P 8	コンクリート	公式等による評価	—

注記*：応答解析モデル及び応力解析モデルの変更を除く応力評価方法の相違点を示す。

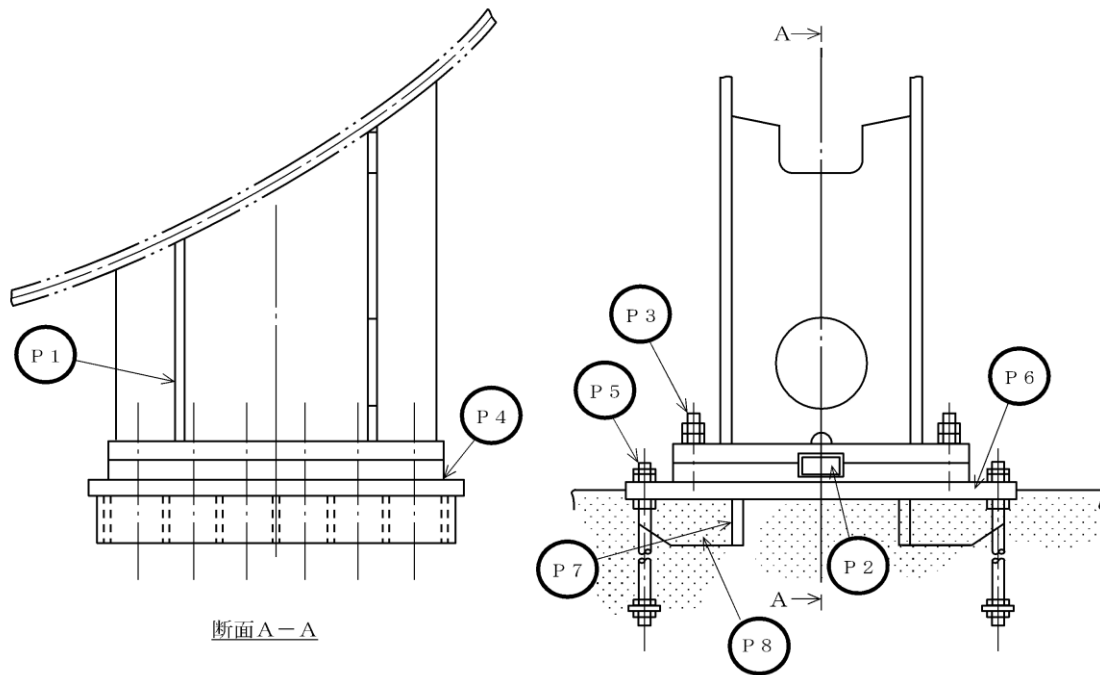


図 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

3.3.3 応力評価方法

(1) 公式等による応力評価

既工認におけるサプレッションチェンバ（サプレッションチェンバサポート取付部除く）及びサプレッションチェンバサポートの応力評価は、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートをはり要素でモデル化し、地震応答解析によって得られた地震荷重及び評価断面の形状等から、公式等により応力を算出していた。

今回工認では、サプレッションチェンバ胴中央部及びサプレッションチェンバサポートについては、既工認と同様に公式等により応力を算出する。なお、サプレッションチェンバサポートのうちベースプレートについては、精緻に応力評価を行うため、曲げ応力評価における断面係数算出時の評価断面を既工認から見直す（別紙 19 参照）。

(2) 応力解析モデルを用いた F E M 解析による応力評価

既工認におけるサプレッションチェンバサポート取付部の応力評価は、内側と外側のサプレッションチェンバサポート（1 組）とその片側にあるサプレッションチェンバ（胴部）をシェル要素でモデル化し、鉛直方向に対しては加速度を、水平方向に対してはサプレッションチェンバサポート下端位置に地震応答解析で算出された地震荷重を入力し、F E M 解析による応力解析を行っていた。

今回工認では、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートに負荷される局所的な応力をより詳細に評価するため、サプレッションチェンバサポートに加えて、構造不連続部であるサプレッションチェンバ胴エビ継部についても F E M 解析による応力解析を行う。

応力解析モデルは、サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定に用いたモデルと同等の解析モデルを適用する。また、F E M 解析の対象として胴エビ継部を追加したことを踏まえ、地震応答解析で算出された地震荷重等の応力解析モデルへの入力方法を見直し、応力解析モデルへの入力として地震応答変位を用いる。

3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

既工認と今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価手法について比較・整理した結果を表 3.4-1 に示す。また、既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図 3.4-1 に示す。

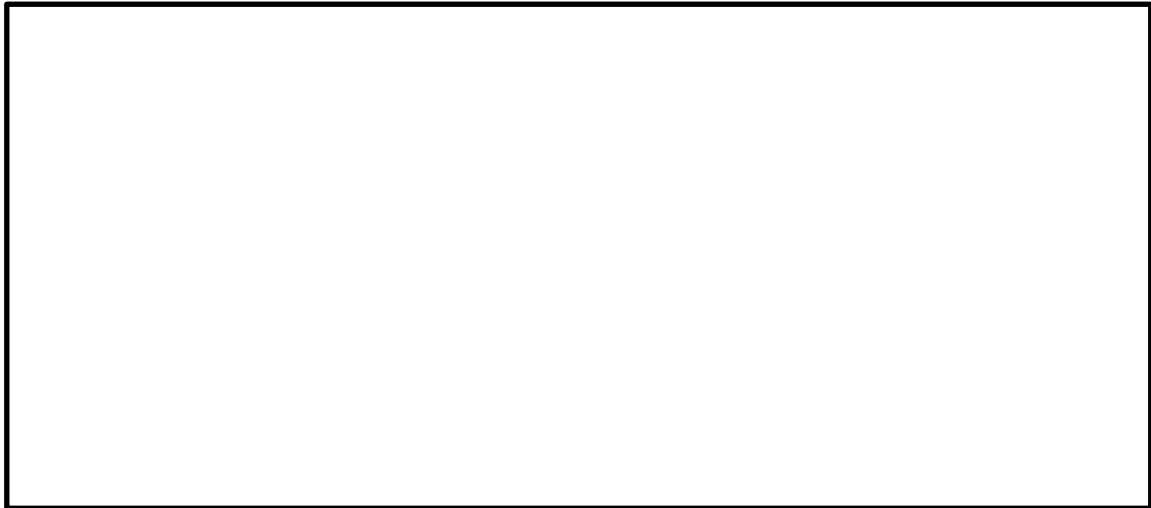


図 3.4-1 既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル

表 3.4-1 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

設備	解析種別	応力評価点		既工認		今回工認*4		変更理由
				解析手法	解析モデル	解析手法	解析モデル	
サブレスジョン チェンバ	地震応答 解析	全応力評価点		動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル (サブレスジョンチェンバ全 体を180°モデルとして考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル*1 (サブレスジョンチェンバ全 体を360°モデルとして考慮)	重大事故等時のサブレスジョンチェンバの 水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地 震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応 答を把握するため、解析モデルを詳細化し た。
	応力解析	P 1 P 2 P 3 P 4	胴中央部上部 胴中央部下部 胴中央部内側 胴中央部外側	公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
		P 5 P 6 P 7 P 8	胴エビ継部上部 胴エビ継部下部 胴エビ継部内側 胴エビ継部外側	公式等による評価	—	FEM解析	3次元シェルモデル (サブレスジョンチェンバ本 体とサブレスジョンチェンバ サポート(1セグメント分)を 考慮)	胴エビ継部近傍にはサブレスジョンチェン バサポートが取り付けられているため、よ り詳細に局所的な応力を考慮することとし た。
		P 9 P 10	胴と内側サポート補 強板との接合部 胴と外側サポート補 強板との接合部	FEM解析	3次元シェルモデル*2 (サブレスジョンチェンバ本 体とサブレスジョンチェンバ サポート(1/2セグメント分) を考慮)	FEM解析	3次元シェルモデル*3 (サブレスジョンチェンバ本 体とサブレスジョンチェンバ サポート(1セグメント分)を 考慮)	胴エビ継部も含めて3次元シェルモデルに て評価するため、解析モデルのモデル化範 囲を変更し、3次元はりモデルの地震応答 解析より得られた胴一般部及びサブレッ ジョンチェンバサポート基部の変位を入力 して評価することとした。
サブレスジョン チェンバサポート	地震応答 解析	全応力評価点		動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル (サブレスジョンチェンバ全 体を180°モデルとして考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル*1 (サブレスジョンチェンバ全 体を360°モデルとして考慮)	重大事故等時のサブレスジョンチェンバの 水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地 震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応 答を把握するため、解析手法及び解析モデ ルを詳細化した。
	応力解析	P 1 P 2 P 3 P 4	サポート シアキー ボルト ベースとベースブ レークの接合部	公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
		P 5 P 7 P 8	基礎ボルト シアプレート コンクリート	公式等による評価	—	公式等による評価 (評価断面の変更)	—	曲げ応力評価における断面係数算出時の評 価断面を精緻に見直して評価した。

注記*1：①サブレスジョンチェンバ内部水に対する有効質量の適用、②サブレスジョンチェンバサポート取付部にばね剛性を考慮、③ECCSストレーナの連成、④地震動の入力方向と一致する方向にサブレスジョンチェンバサポートを設定
 *2：3次元はりモデルの地震応答解析より得られたサブレスジョンチェンバサポート基部の荷重を入力して評価
 *3：3次元はりモデルの地震応答解析より得られた胴一般部及びサブレスジョンチェンバサポート基部の変位を入力して評価
 *4：既工認からの変更点を灰色ハッチングで示す。

4. 地震応答解析の詳細

4.1 地震応答解析モデル

4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定

(1) 内部水の有効質量算定の考え方

内部水の有効質量については、他産業の球形タンクや円筒タンク等の容器の耐震設計に一般的に用いられている考え方である。また、内部水の有効質量は、容器の内部水が自由表面を有する場合、水平方向の揺れによる動液圧分布を考慮して、地震荷重として付加される容器の内部水の質量として設定される。この内部水の有効質量は、容器の形状と水位が既知であれば、汎用構造解析プログラムNASTRANの仮想質量法を用いて算出することができる。

島根2号機の今回工認において、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に用いるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定フローを図4.1-1に示す。

地震応答解析に用いる内部水の有効質量は、実機のサプレッションチェンバに対してシェル要素で内部水の有効質量算定用解析モデルを作成し、サプレッションチェンバ内部水の水位を設定（流体部分と構造の接水面設定）した上で、応答解析（仮想質量法）にて、サプレッションチェンバ（各要素）の内面圧力（水平方向の圧力及び鉛直方向の圧力）から各方向の内部水の有効質量を算定する。

また、仮想質量法（NASTRAN）による内部水の有効質量の算定手法については、サプレッションチェンバが円環形状容器であることを考慮し、試験体を用いた振動試験により算出した内部水の有効質量との比較・検証によりその妥当性を確認している。

内部水の有効質量の適用及びその妥当性に係る検討結果の詳細については、別紙1に示す。

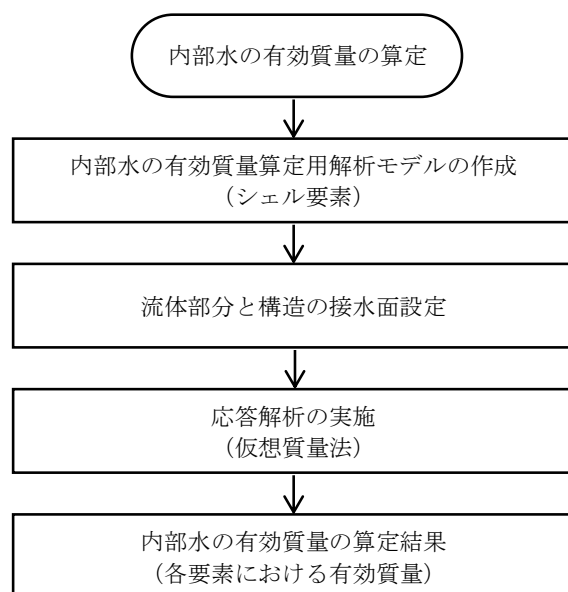


図 4.1-1 内部水の有効質量算定フロー

(2) 内部水の有効質量の解析モデル

サプレッションチェンバ内部水の有効質量を算定するための解析モデルを図 4.1-2 に示す。

解析モデルは、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）の寸法、剛性を模擬したシェル要素とし、サプレッションチェンバ内部水の水位を設定する。なお、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を算定するための解析モデルの作成にあたっては、内部水の有効質量が解析対象の容器形状及び水位に係る情報のみがあれば算定可能であることから、内部水の有効質量算定に関係のないサプレッションチェンバサポートは模擬していない。また、内部水の有効質量を精緻に算定するために主要な内部構造物をモデル化することとし、ベントヘッダ、ダウンカマ、クエンチャ、ECCSストレーナをモデル化する。

サプレッションチェンバ内部水の水位は、図 4.1-3 に示すとおり、耐震評価上保守的な結果が得られる水位として、耐震解析用重大事故等時水位を設定する。なお、耐震解析用重大事故等時水位は、通常運転時及び重大事故等時の耐震評価用に適用する保守的な水位である（別紙 10 参照）。

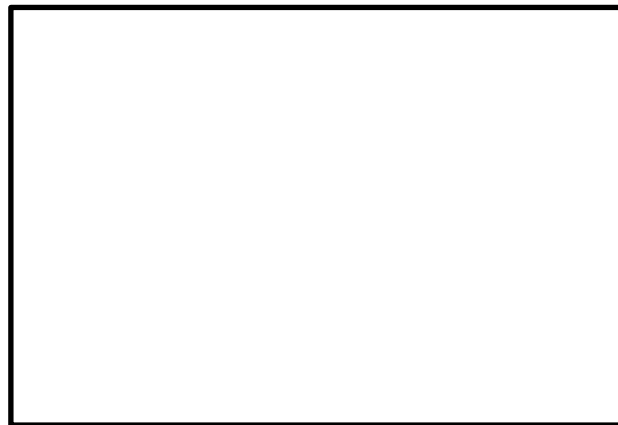


図 4.1-2 内部水の有効質量算定用解析モデル

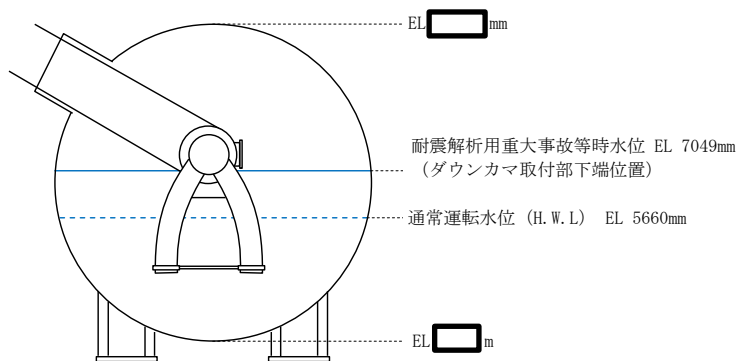


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

(3) 内部水の有効質量の解析結果

仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算定結果を表 4.1-1 に示す。ここで、算出結果として示している内部水の有効質量比の値は、内部水全質量に対する水平方向の内部水の有効質量の割合（＝（水平方向の内部水の有効質量）÷（内部水全質量））を表す。内部水の有効質量の詳細な設定方法については 4.1.2 に示す。

また、内部水の有効質量を算定する解析手法の違いによる比較として、汎用流体解析コード F l u e n t（流体解析）による算定結果を併せて示す。仮想質量法と流体解析により算出した内部水の有効質量比は一致している。なお、振動試験等では通常運転時に相当する水位に対する検討を行っており、表 4.1-1 と異なる水位に対しても仮想質量法による内部水の有効質量比は適切に算出されることを確認している。

表 4.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

水位*1	解析手法	
	仮想質量法	流体解析*2
耐震解析用重大事故等時水位	0.28	0.28

注記*1：通常運転時及び重大事故等時の耐震評価用に適用する保守的な水位である耐震解析用重大事故等時水位に対する算定結果を示す。

*2：スロッシングの卓越周期帯及びサプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きい S s - D を用いた算定結果

4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定

仮想質量法で算定したサプレッションチェンバ内部水の有効質量について、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルへの設定フローを図 4.1-4 に示す。

仮想質量法により算定したサプレッションチェンバ内部水の有効質量は、N A S T R A N の機能である G u y a n 縮約を用いてサプレッションチェンバ（3次元はりモデル）の各質点に縮約し、付加する。なお、N A S T R A N の機能である縮約とは、一般に膨大な数のデータを扱う有限要素法などの解析において、行列の大きさ（次元）を小さくする解析上のテクニックとして用いられるものである（別紙 7 参照）。

内部水の有効質量算定用解析モデル（シェル要素）で算出されたサプレッションチェンバ各要素の内部水の有効質量は、その有効質量及び位置（高さ）を考慮し、地震応答解析モデル（はり要素）のサプレッションチェンバ各質点に対する内部水の有効質量（並進質量及び回転質量）として設定される。

今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルを図 4.1-5 に示す。また、耐震解析用重大事故等時水位において、地

震応答解析モデルの各質点に設定される内部水の有効質量について、水平方向(X方向)及び鉛直方向(Z方向)の内部水の有効質量(並進質量及び回転質量)を表4.1-2及び表4.1-3に示す。

水平方向(X方向)のうち並進方向(X方向)の質量の総和が内部水の有効質量であり、鉛直方向(Z方向)の並進方向(Z方向)の質量の総和が全質量を表し、その内部水の有効質量比は0.28(=)であり、表4.1-1に示す仮想質量法および流体解析から算出した有効質量比と一致していることより、適切に縮約されていることを確認した。

なお、水平方向(Y方向)についても同様に内部水の有効質量を算出し、水平方向(X方向)の有効質量を90°回転した対称性があることを確認した。

サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの設定方法に係る詳細及びNASTRANの機能であるGuyan縮約の妥当性については、別紙2に示す。

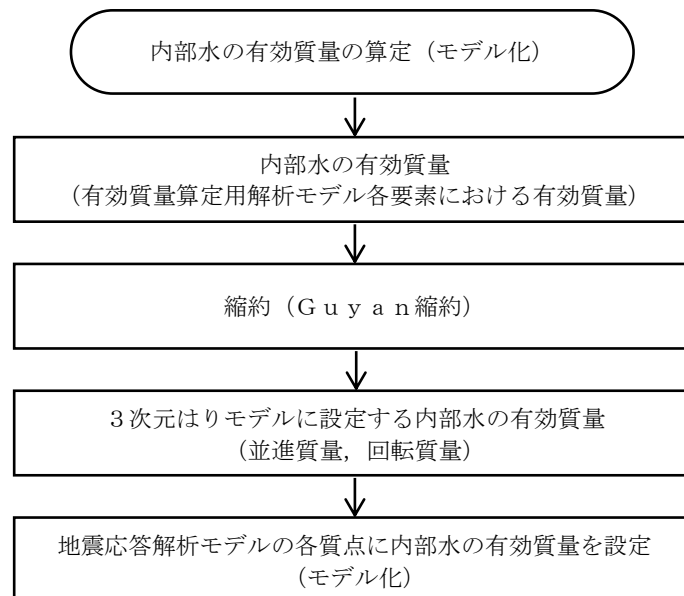


図 4.1-4 内部水の有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー



図 4.1-5 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの
地震応答解析モデル

表 4.1-2 内部水の有効質量の設定（耐震解析用重大事故等時水位，X方向）

質点番号	並進質量			回転質量		
	m_x $\times 10^3$ (kg)	m_y $\times 10^3$ (kg)	m_z $\times 10^3$ (kg)	Rm_x $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_y $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_z $\times 10^3$ (kg·m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
33						
34						
35						
36						
37						
38						
39						
40						
41						
42						
43						
44						
45						
46						
47						
48						
49						
50						
51						
52						
53						
54						
55						
56						
57						
58						
59						
60						
61						
62						
63						
64						
合計						

表 4.1-3 内部水の有効質量の設定（耐震解析用重大事故等時水位，Z方向）

質点番号	並進質量			回転質量		
	m_x $\times 10^3$ (kg)	m_y $\times 10^3$ (kg)	m_z $\times 10^3$ (kg)	Rm_x $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_y $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_z $\times 10^3$ (kg·m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
33						
34						
35						
36						
37						
38						
39						
40						
41						
42						
43						
44						
45						
46						
47						
48						
49						
50						
51						
52						
53						
54						
55						
56						
57						
58						
59						
60						
61						
62						
63						
64						
合計						

4.1.3 サプレッションチェンバのモデル化

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルを図4.1-6に示す。また、3次元はりモデルの概要を以下に示す。

a. 構造物のモデル化

- ・サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルは、サプレッションチェンバ胴をサプレッションチェンバ小円断面中心位置にはり要素でモデル化する。また、補強リング及びサプレッションチェンバサポートについてもはり要素でモデル化する。
- ・既工認ではサプレッションチェンバの地震応答解析モデル（サプレッションチェンバ単体）とECCSストレーナ（残留熱除去系ストレーナ，高圧炉心スプレイ系ストレーナ及び低圧炉心系ストレーナ）の地震応答解析モデル（サプレッションチェンバとECCSストレーナを連成）としてそれぞれの地震応答解析モデルを適用していたが、今回工認では地震応答解析モデルの共通化を行うため、サプレッションチェンバと併せてECCSストレーナを解析モデルに含める（表4.1-4参照）。
- ・サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートは、各部材の剛性を考慮し、各部材の質量を等分布質量で設定する。なお、各はり要素に設定した質量は、解析コードの処理として両端の節点に集中質量として分配される。
- ・サプレッションチェンバ胴に設定する質量は、内部構造物の質量を含む質量とする。なお、ベント管等の原子炉格納容器ベント系については、主にドライウェルにより支持されているが、保守的にサプレッションチェンバの質量に含める。
- ・サプレッションチェンバサポートとサプレッションチェンバ胴は、サプレッションチェンバサポートの取付部の剛性を考慮したばねを介して接続する（4.1.4参照）。
- ・補強リングは、質量分布を考慮するために等分布質量を設定した剛体としてモデル化し、サプレッションチェンバ胴と補強リングは溶接で接続されており一体構造のため剛結合とする。

（補足）

サプレッションチェンバ（小円）については、建設時にサプレッションチェンバ内部に設置した補強リング（32枚）によって断面変形を抑制する設計としているため、はり要素でモデル化しているが、オーバル振動に係る既往知見を踏まえ、サプレッションチェンバに対するオーバル振動の影響検討を行い、地震応答解析にあたってサプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化することの適用性を検討した。

検討の結果、はり要素でモデル化した地震応答解析モデルにより、サプレッションチェンバの振動特性を模擬できていることを確認した。また、サプレッションチェンバ胴ではオーバル振動が現れるが、発生応力に対する影響は軽微であることを確認する。これらの結果から、サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化することの適用性を確認する。地震応答解析モデルに対するオーバル振動の影響検討結果の詳細については、4.2に示す。

よって、サプレッションチェンバ本体のモデル化は、サプレッションチェンバ本体の小円断面中心位置に円筒断面の理論式により算定した剛性を考慮したはり要素で

モデル化し、その剛性は既工認と同様とする（表 4.1-5 参照）。

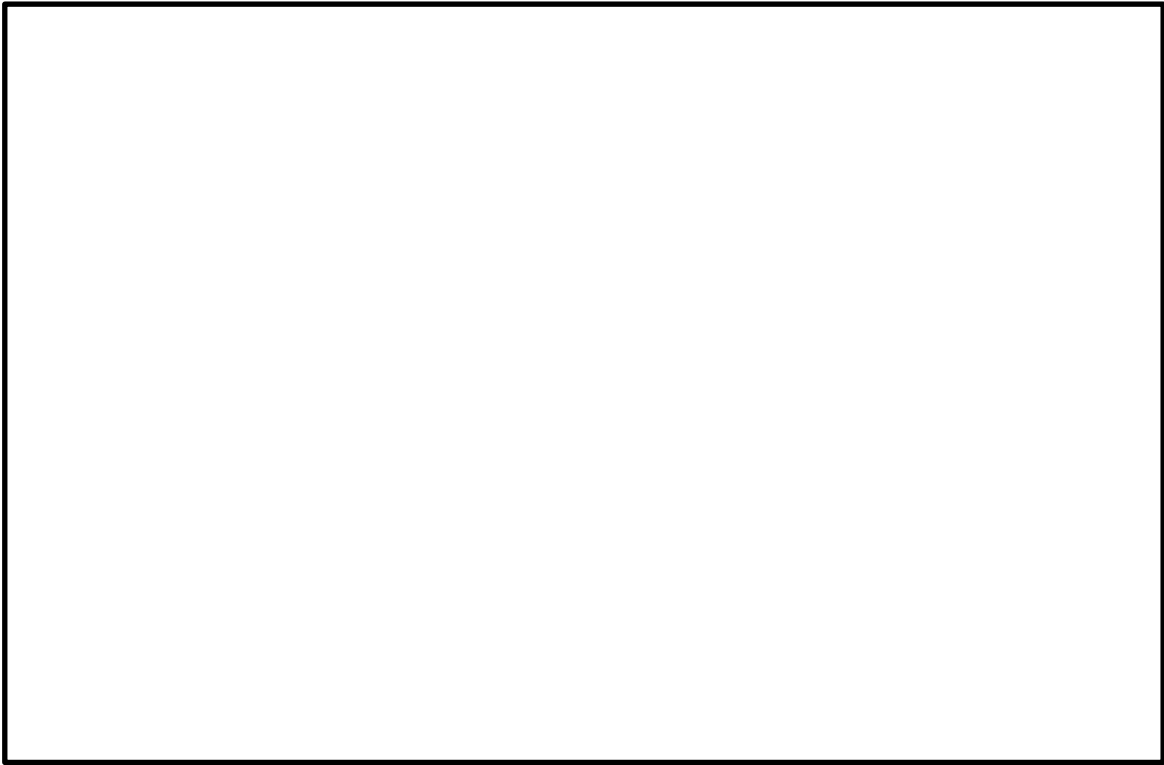
また、今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を 3 次元はりモデルに付加する。

b. 内部水のモデル化

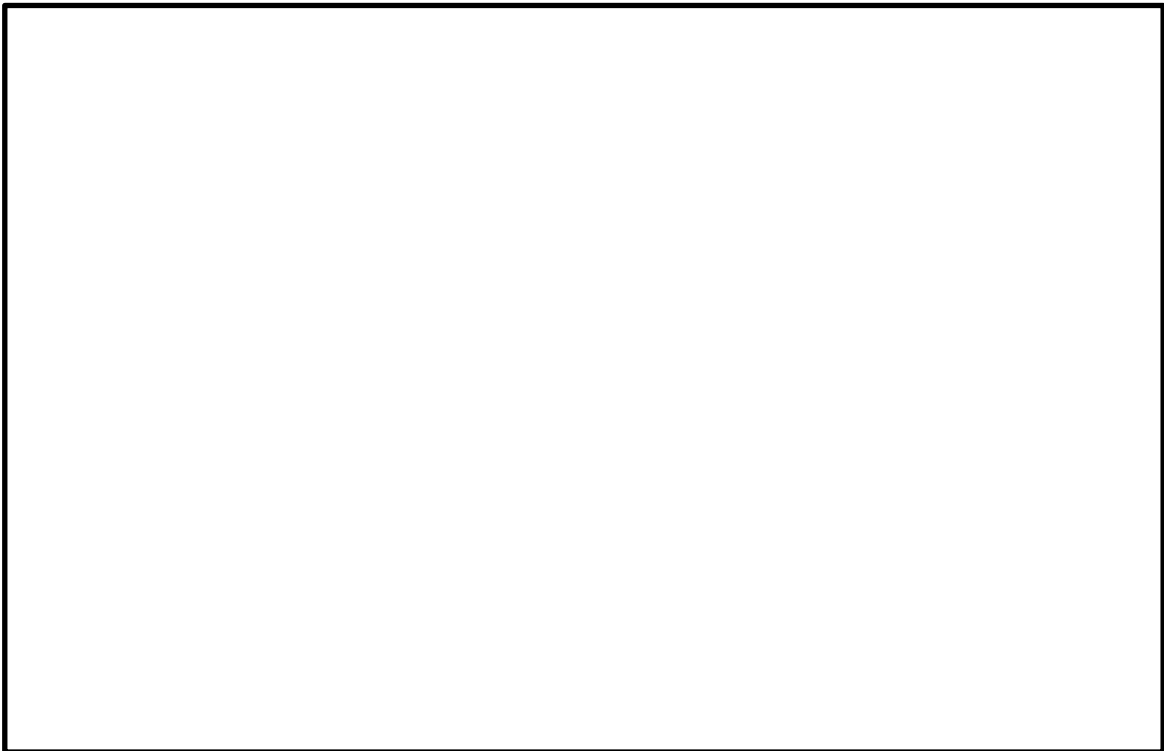
- 水平方向の地震応答解析モデルでは、内部水の有効質量を 64 箇所の質点に設定する（4.1.1 参照）。
- 鉛直方向については有効質量の考慮による荷重低減効果が小さいことから、鉛直方向の地震動等解析モデルでは、既工認と同様に内部水全体を固定質量として考慮することとし、内部水の重心位置に設定したはり要素に等分布質量で設定する。

c. その他のモデル化条件

- サプレッションチェンバサポートはプラント方位と一致する方向に配置されていないため、解析モデルではサプレッションチェンバサポートに最大の荷重が加わるように、水平方向の地震動の入力方向と一致する方向にサプレッションチェンバサポートを設定する（別紙 22 参照）。



(1) 水平方向



(2) 鉛直方向

図 4.1-6 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの
3次元はりモデル（地震応答解析モデル）

表 4.1-4 既工認と今回工認における地震応答解析モデル

設備	地震応答解析モデル	
	既工認	今回工認
サプレッションチェンバ サプレッションチェンバサ ポート	180° モデル (ECCSスト レーナとの連成なし)	サプレッションチェンバ及 びサプレッションチェンバ サポートの 360° モデルとE CCSストレーナを連成
ECCSストレーナ	サプレッションチェンバ及 びサプレッションチェンバ サポートの 360° モデルと連 成	

表 4.1-5 サプレッションチェンバ本体のモデル化諸元

部材	材質	部材長*1 (mm)	質量 (kg)	断面積 (mm ²)	断面二次 モーメント (mm ⁴)	有効せん断 断面積 (mm ²)	縦弾性係 数 (MPa)	ポアソン 比 (-)
サプレッション チェンバ胴	SPV50						1.98 ×10 ⁵	0.3
補強リング	SGV49							

注記*1：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバの全長を表す。

*2：補強リングはサプレッションチェンバ胴と剛体結合するため、質量分布のみ考慮する。

4.1.4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルについては、サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素をモデル化することで詳細な地震応答を把握する。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定フローを図 4.1-7 に示す。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定にあたっては、その複雑な変形様態に対応するため、実機のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートを模擬した 3次元シェルモデルを用いる。サプレッションチェンバにおける剛性の設定の考え方を整理した図を図 4.1-8 に示す。3次元シェルモデルの剛性は、①サプレッションチェンバのはり剛性、②サプレッションチェンバ小円の断面変形による剛性、③サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性、④サプレッションチェンバサポートの剛性に分けて考えることができる。ここで、①及び④については3次元はりモデルで既に表現されているため、3次元シェルモデルと3次元はりモデルの剛性の差から②及び③を算定する。このうち②については、補強リングにより小円の断面変形が抑制されており、応答解析に対する影響が小さいため、③をサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性として考慮する。

なお、サプレッションチェンバ胴の面内方向については、面外方向に比べて剛性が高く応答解析への影響が小さいため、サプレッションチェンバ胴に対して面外方向のばね剛性（並進1方向、回転2方向）を算定し、算定されたばね剛性をサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルに考慮する。

ばね剛性算定方法及び結果の詳細については、別紙4に示す。

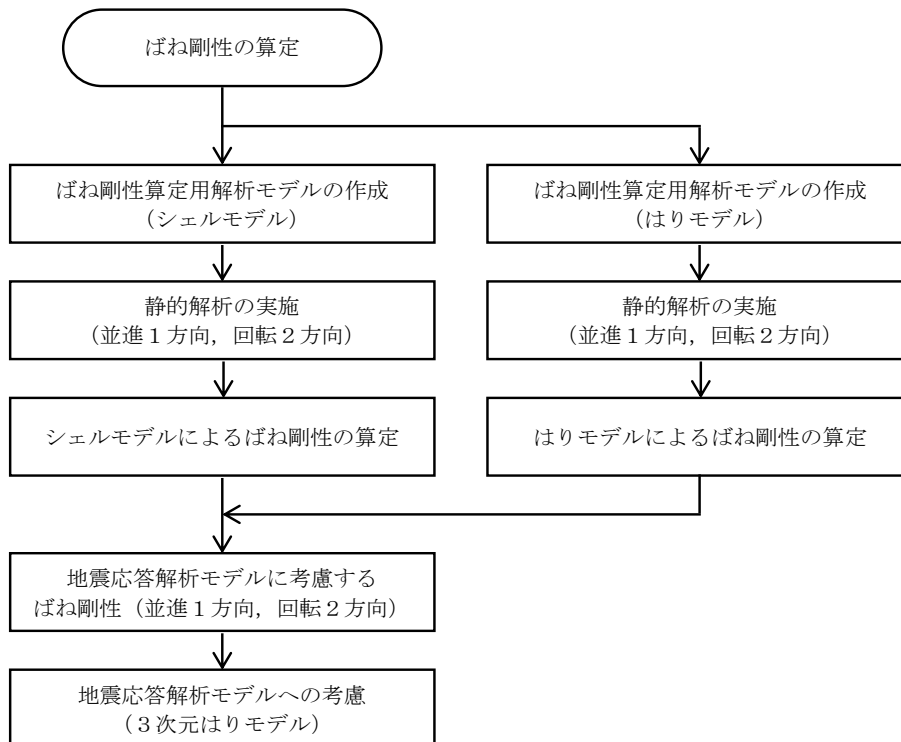


図 4.1-7 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定フロー

サプレッションチェンバの実機剛性

3次元はりモデルの剛性

3次元はりモデルに考慮する
サプレッションチェンバサポート
取付部のばね剛性

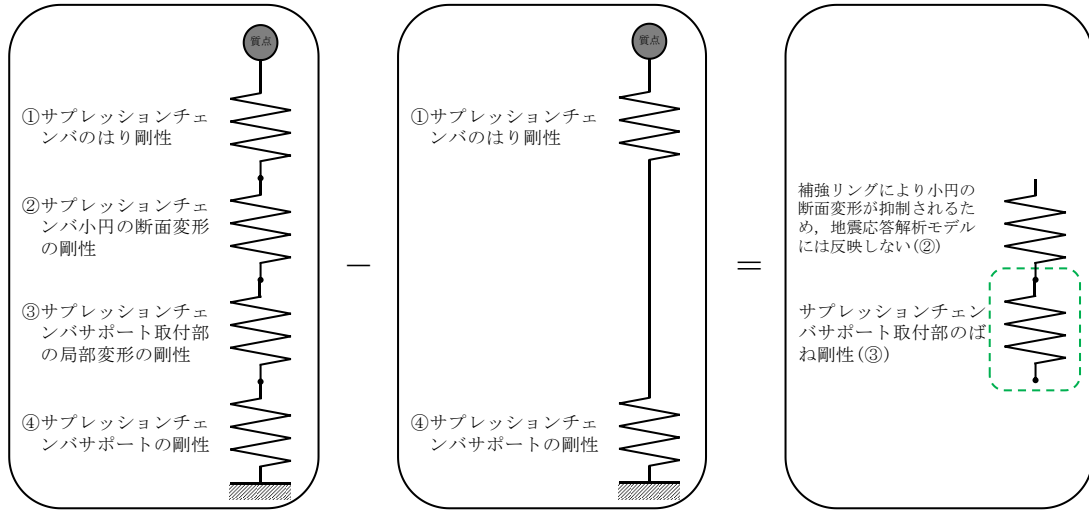


図 4.1-8 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

(1) ばね剛性算定用解析モデル

サプレッションチェンバには、16 セグメントの円筒の継ぎ目部（胴エビ継部）にサプレッションチェンバサポートがサプレッションチェンバ大円の内側と外側に 1 組配置されている対称構造であることから、ばね剛性算定用解析モデルのモデル化範囲は、評価対象のサプレッションチェンバサポート 1 組を中心として、その両側の胴円筒部の中心までとし、シェル要素でモデル化する。また、サプレッションチェンバの 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）で表現している剛性との重複を排除するための解析モデルとして、シェルモデルと同じ範囲をばね要素でモデル化する。ばね剛性算定用解析モデルを図 4.1-9 及び図 4.1-10 に示す。



図 4.1-9 ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

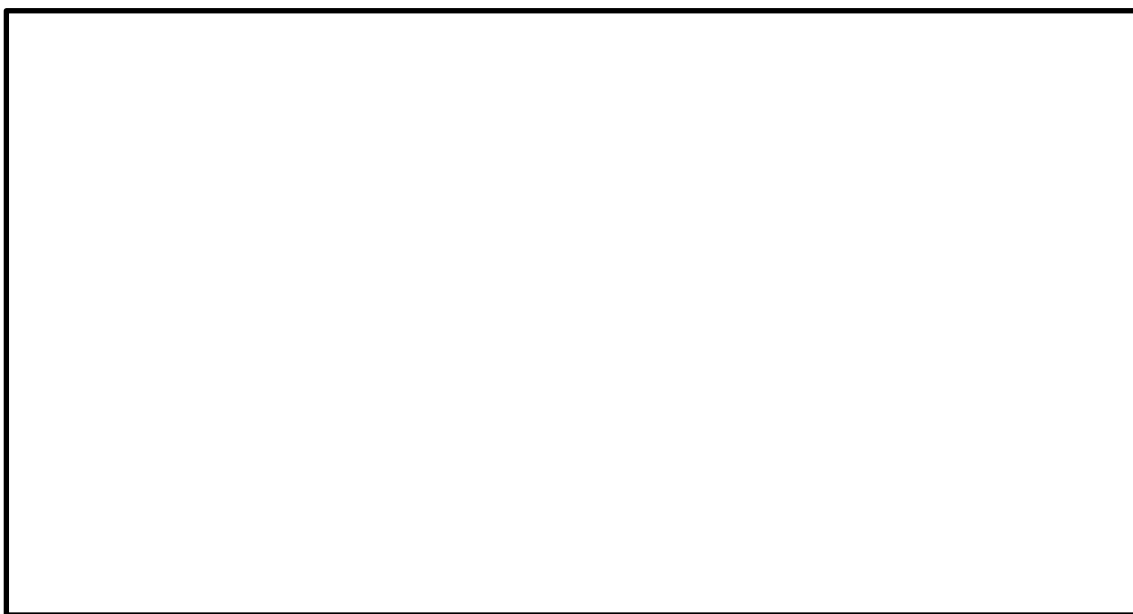


図 4.1-10 ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

(2) 地震応答解析モデルに考慮するばね剛性

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に考慮するサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を表 4.1-6, 地震応答解析モデルを図 4.1-11 に示す。サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性については, 3次元はりモデル(地震応答解析モデル)のサプレッションチェンバサポート上端位置に並進1方向, 回転2方向を設定する。

表 4.1-6 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性

考慮する方向		ばね剛性	
		内側	外側
並進	P : 上下方向 (N/mm)		
回転	ML : 大円半径軸回り (N・mm/rad)		
	MC : 大円円周軸回り (N・mm/rad)		

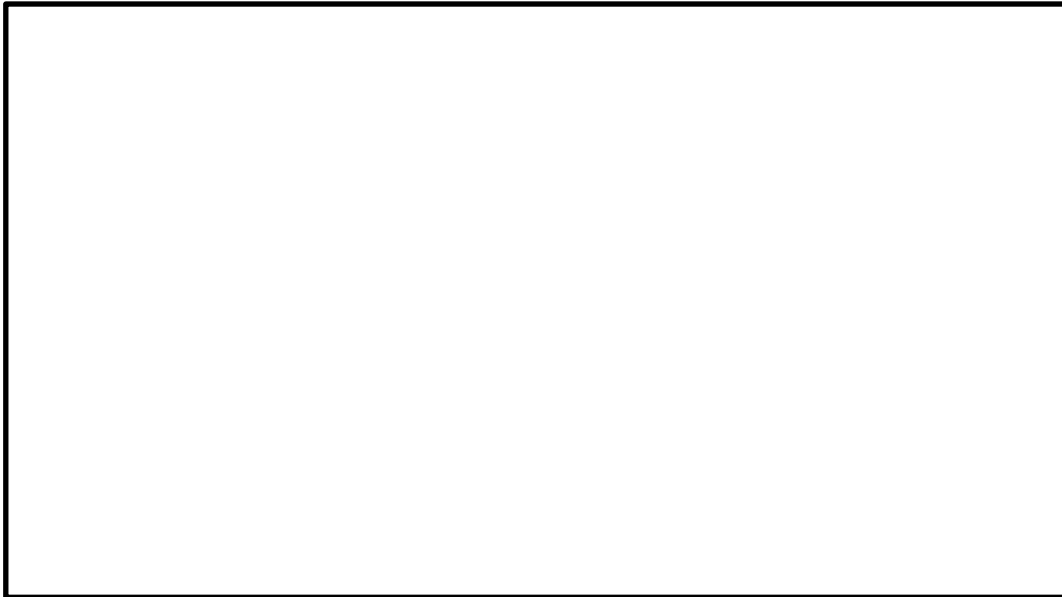


図 4.1-11 地震応答解析モデル (ばね剛性考慮)

4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化

サプレッションチェンバサポートは既工認と同様に、サプレッションチェンバサポートの形状等の情報から計算式により設定した剛性をサプレッションチェンバサポートのはり要素に考慮する。

断面積、断面二次モーメント、有効せん断断面積については、図 4.1-12 に示す寸法を用いて以下のとおり算出する。

a. 断面積

$$A = 2 \cdot t_1 \cdot \ell_1 + 2 \cdot t_2 \cdot (b_1 - 2 \cdot t_1)$$

b. 断面二次モーメント

大円半径方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント I_X

$$I_X = \frac{2 \cdot t_1 \cdot \ell_1^3}{12} + (b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot \frac{\left\{ (\ell_1 - 2 \cdot c + 2 \cdot t_2)^3 - (\ell_1 - 2 \cdot c)^3 \right\}}{12}$$

大円円周方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント I_Y

$$I_Y = \frac{\ell_1 \cdot \left\{ b_1^3 - (b_1 - 2 \cdot t_1)^3 \right\}}{12} + \frac{2 \cdot t_2 \cdot (b_1 - 2 \cdot t_1)^3}{12}$$

c. 有効せん断断面積

大円半径方向の有効せん断断面積 A_{SY}

$$A_{SY} = K_1 \cdot A$$

大円円周方向の有効せん断断面積 A_{SX}

$$A_{SX} = K_2 \cdot A$$

ここで、

K_1 : 大円半径方向のせん断変形に対する形状係数^[1] (=)

K_2 : 大円円周方向のせん断変形に対する形状係数^[1] (=)

サプレッションチェンバサポートのモデル化諸元を表 4.1-7 に示す。

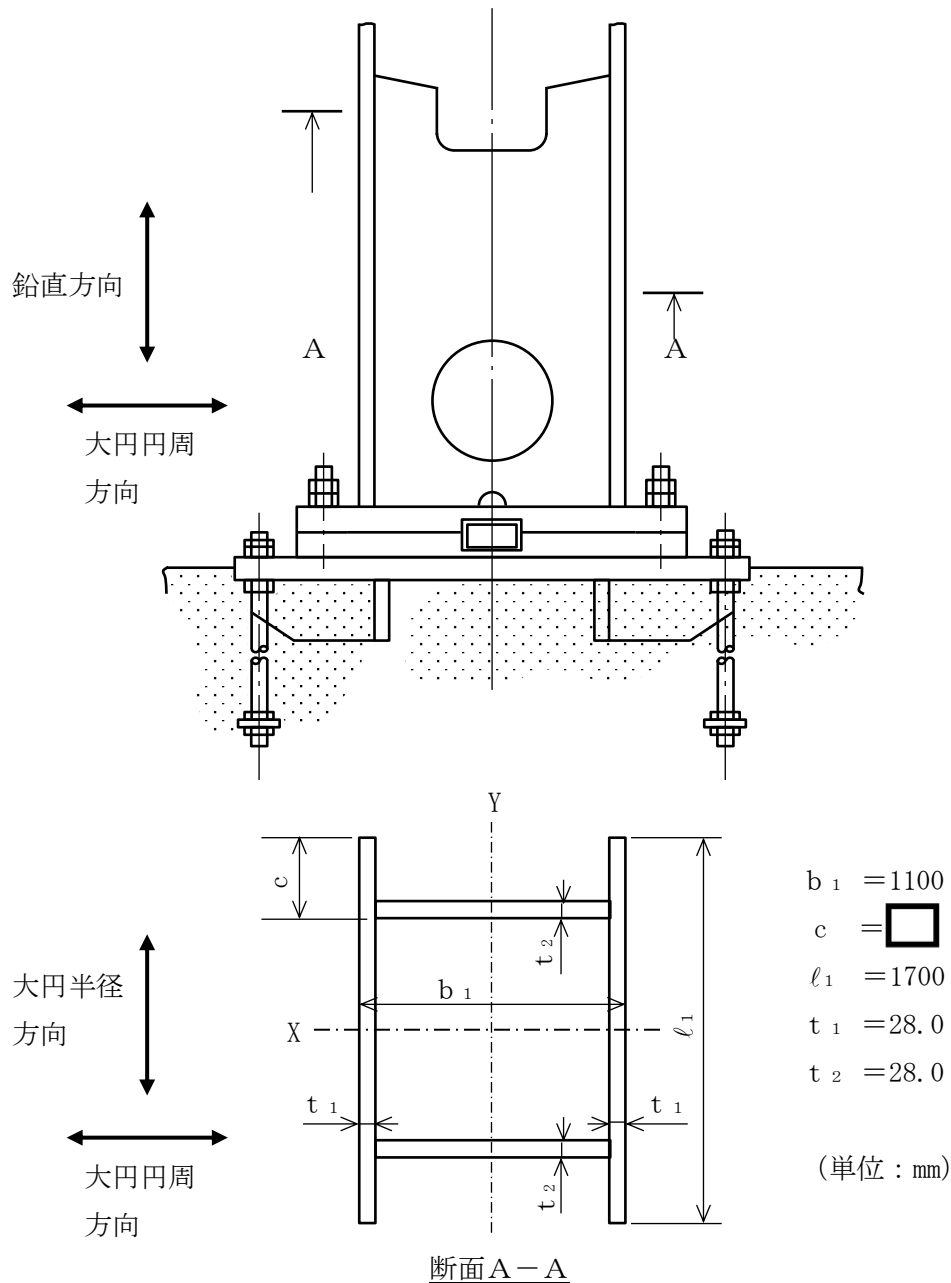


図 4.1-12 剛性計算に用いる形状及び寸法

表 4.1-7 サプレッションチェンバサポートのモデル化諸元

部材	材質	部材長*1 (mm)	質量*2 (kg)	断面積 (mm ²)	断面二次 モーメント (mm ⁴)		有効せん断 断面積 (mm ²)		縦弾性 係数 (MPa)	ポアソン 比 (-)
					大円半径 方向	大円円周 方向	大円半径 方向	大円円周 方向		
サプレッション チェンバサポー ト	SGV49								1.98×10^5	0.3

注記*1：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバサポート1部材あたりの部材長を表す。

*2：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバサポートの総質量を表す。

参考文献[1]：関西造船協会：「造船設計便覧 第4版」海文堂

4.2 地震応答解析モデルの妥当性確認

4.2.1 妥当性の確認方針

4.1 では、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルの設定について、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として扱うこと、サプレッションチェンバ本体のモデル化及びサプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの取付部にばね剛性を考慮すること等の考え方を示した。

本項では、上記を踏まえて設定したサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルを地震応答解析に適用することの妥当性について確認する。妥当性確認にあたっては、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素でモデル化した3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による固有値解析を実施し、3次元はりモデルを用いた固有値解析結果との比較を行う。また、3次元はりモデルにおいて振動モードとして考慮できないオーバル振動による発生応力への影響については、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの発生応力の比較により確認する。図4.2-1にサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルに対する適用性確認フローを示すとともに、適用性確認における着眼点を以下に示す。

着眼点(1) 固有値解析による振動モードを比較し、3次元シェルモデルの解析結果から耐震評価において考慮すべきモード（変形）が3次元はりモデルにて表現できていること。ここで、耐震評価において考慮すべきモードは、サプレッションチェンバの強度に影響する刺激係数が比較的大きいモードを対象とする。

着眼点(2) 地震応答解析（スペクトルモーダル解析）による応力評価部位毎（サプレッションチェンバ胴中央部、胴エビ継部、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポート）の発生応力の相違が、耐震評価上支障が無いこと。

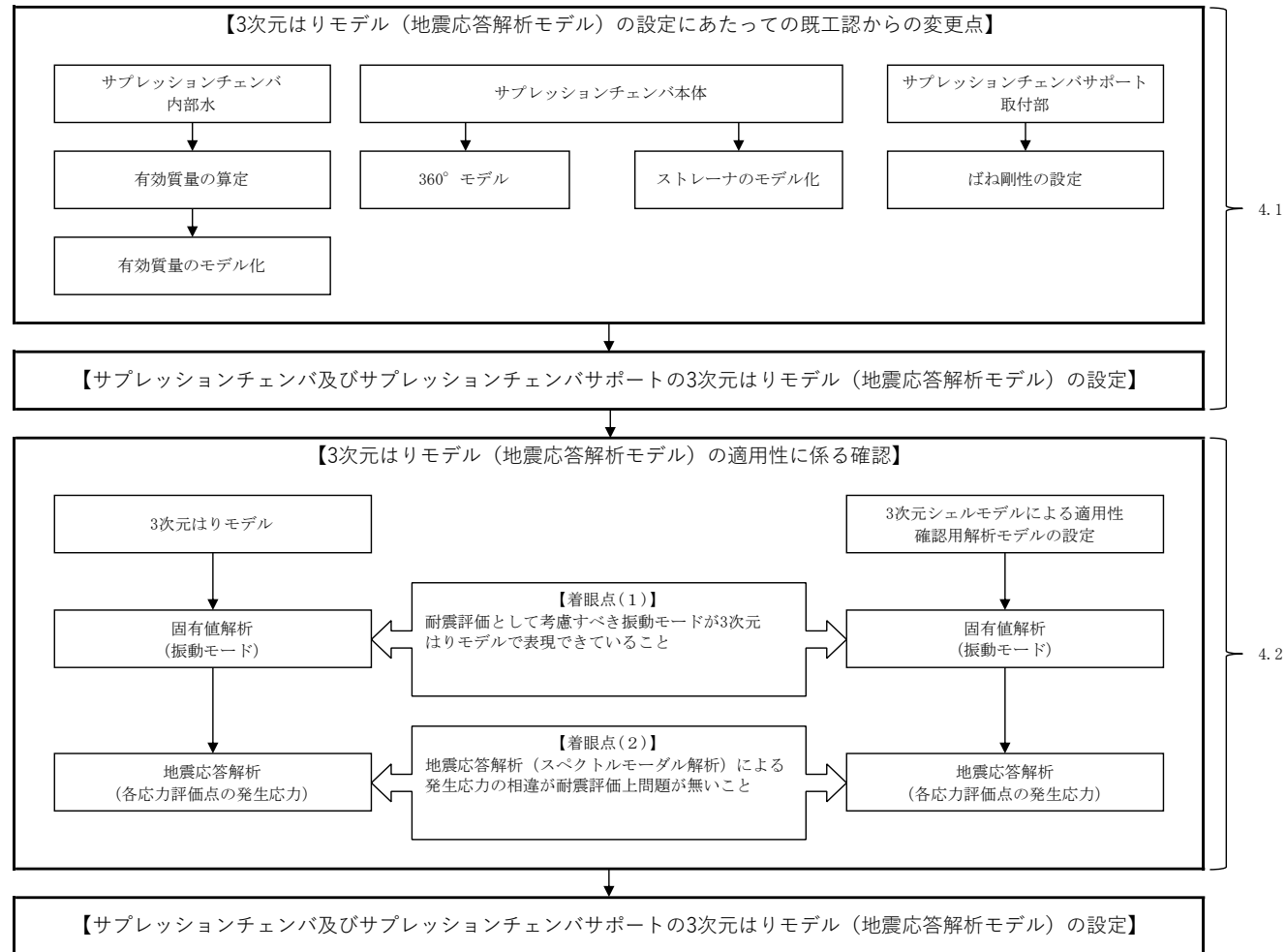


図 4.2-1 3次元はりモデル設定及び適用性検証フロー

4.2.2 適用性確認用解析モデル

3次元シェルモデルとして、サプレッションチェンバ胴、補強リング及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素としてモデル化し、サプレッションチェンバ胴のシェル要素に、4.1.1項と同様にNASTRANの仮想質量法により算定した内部水の有効質量を各シェル要素に考慮する。内部水の有効質量算定における水位条件は、耐震解析用重大事故等時水位とする。3次元シェルモデルのモデル諸元及び解析モデル図を表4.2-1及び図4.2-2に示す。なお、サプレッションチェンバアクセスハッチ等のサプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量は、サプレッションチェンバ胴部の質量に加算し、密度としてサプレッションチェンバ胴部全体にならして付与している。

解析モデルの設定に係る詳細については、別紙5に示す。

表 4.2-1 3次元シェルモデルのモデル諸元

項目		内容
モデル化	要素数	<input type="text"/>
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ胴、補強リング、サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート以外） はり要素：サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート）*
	内部水	<ul style="list-style-type: none"> ・耐震解析用重大事故等時水位（EL 7049mm） ・NASTRANの仮想質量法を適用

注記*：サプレッションチェンバサポートのうち、シアキー構造より上部の部材については半径方向に可動する構造であるが、半径方向に可動しないシアキー構造より下部の部材（ベース及びベースプレート）は板厚方向の剛性をモデル化する目的ではり要素とする。



図 4.2-2 3次元シェルモデル図

4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける主要なモデル化項目の考え方を比較した結果を表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2 3次元はりモデル及び3次元シェルモデルの比較

モデル化検討項目	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	モデル化の差異及びその特徴
モデル化範囲	サブプレッションチェンバ全体 (360°) をモデル化	サブプレッションチェンバの半分 (180°) をモデル化	3次元シェルモデルではサブプレッションチェンバの対称性を考慮し、180°モデルとする。ただし、境界条件として対称条件及び反対称条件を用いており、360°モデルと同等である。
ストレーナ	ストレーナの連成あり	ストレーナの連成なし	3次元シェルモデルではストレーナはモデル化していない。ただし、ストレーナはサブプレッションチェンバに対して質量が小さいため地震応答解析への影響は軽微である。
内部水有効質量のモデル化	NASTRANの仮想質量法により算出し、NASTRANの機能であるGuyan縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRANの仮想質量法により算出し、この値をシェル要素に付与	内部水の有効質量の算定方法は同じである。 3次元はりモデルにおける内部水の有効質量のモデル化は、Guyan縮約を用いてモデル化しており、実機相当の解析モデルによる応答解析結果の比較により妥当性を確認している。 (別紙2参照)
サブプレッションチェンバ胴のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサブプレッションチェンバ大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルのサブプレッションチェンバ本体のモデル化は、小円の断面保持を仮定した理論式に基づく。はりモデルでは花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴うモードは表現されない。
サブプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定	実機構造を模擬したばね剛性算定用の3次元シェルモデル等を用いて取付部の局部変形を考慮したばね剛性を設定し、サポート取付部のばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるサブプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性は並進1方向と回転2方向の剛性を模擬しているが、3次元シェルモデルでは精緻にモデル化している。
サブプレッションチェンバサポートのモデル化	公式等により曲げ・せん断・伸び剛性を算定し、はり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるサブプレッションチェンバサポートの剛性は理論式により算出しているが、3次元シェルモデルでは精緻にモデル化している。

4.2.4 妥当性確認結果

(1) 着眼点(1)に対する確認結果

a. 3次元シェルモデルによる固有値解析結果

3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果として、各モードに対する固有振動数、固有周期及び刺激係数のうち、刺激係数が比較的大きいモードを選定して表 4.2-3 に示す。また、モード変形図を図 4.2-3 に示す。

図 4.2-3 に示すモードにおいて、図 4.2-3(1)～(2)はサプレッションチェンバ全体が水平方向に振動するモードであり、図 4.2-3(3)～(6)はサプレッションチェンバ全体が鉛直方向に振動するモードである。図 4.2-3(1)～(2)又は図 4.2-3(3)～(6)はいずれも同じ方向にサプレッションチェンバ全体が振動するモードであるが、サプレッションチェンバ胴一般部にオーバル振動（花びら状の変形）が現れるため、サプレッションチェンバ全体の振動にオーバル振動が重畳する。このため、オーバル振動のモードの違いによりサプレッションチェンバ全体が振動するモードが複数のモードに分散して現れる。

表 4.2-3(1) 3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果
(対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
22次					
34次					
150次					
154次					
177次					
185次					
209次					
216次					
242次					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

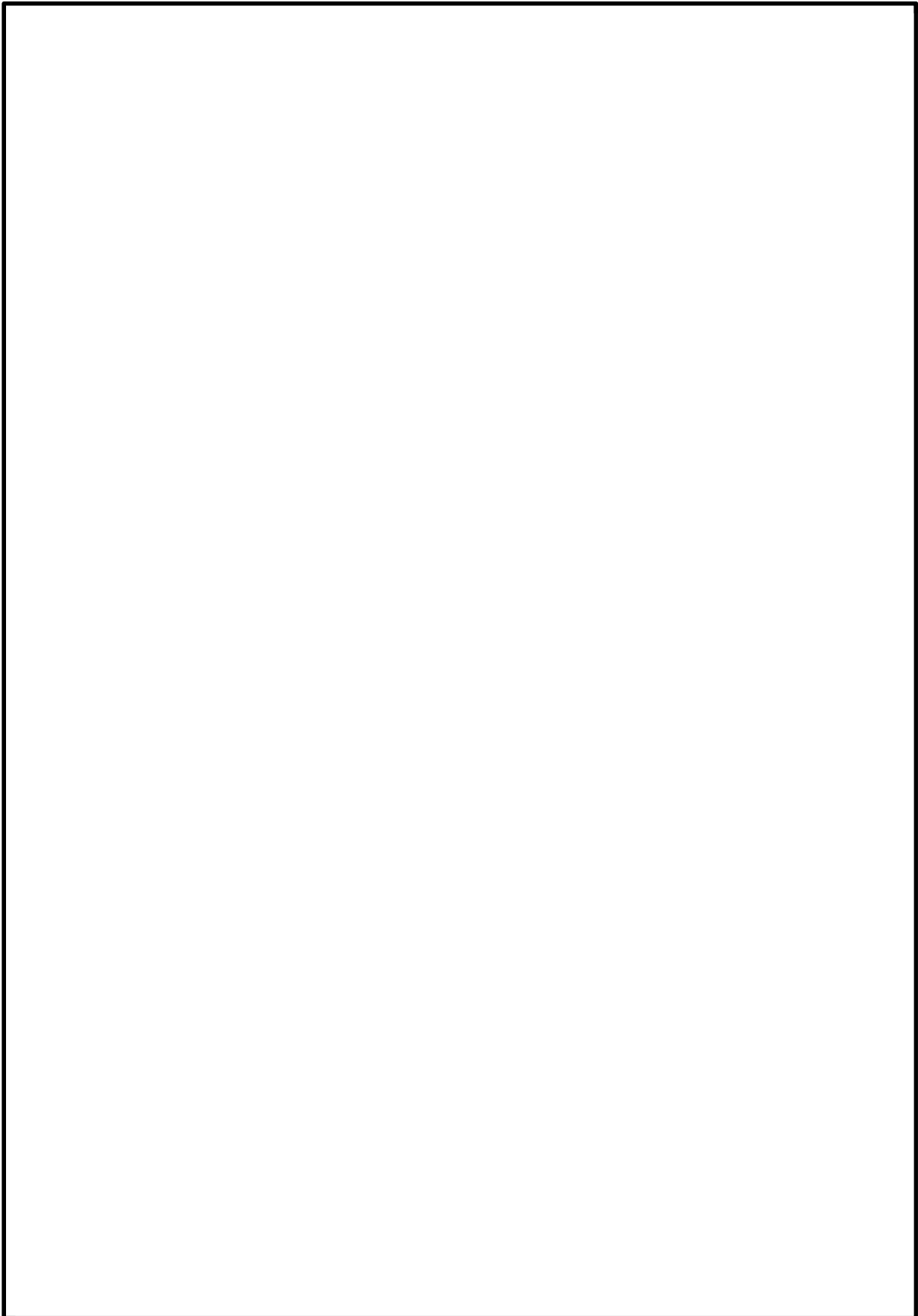
*2：Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表 4.2-3(2) 3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果
(反対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
24次					
34次					

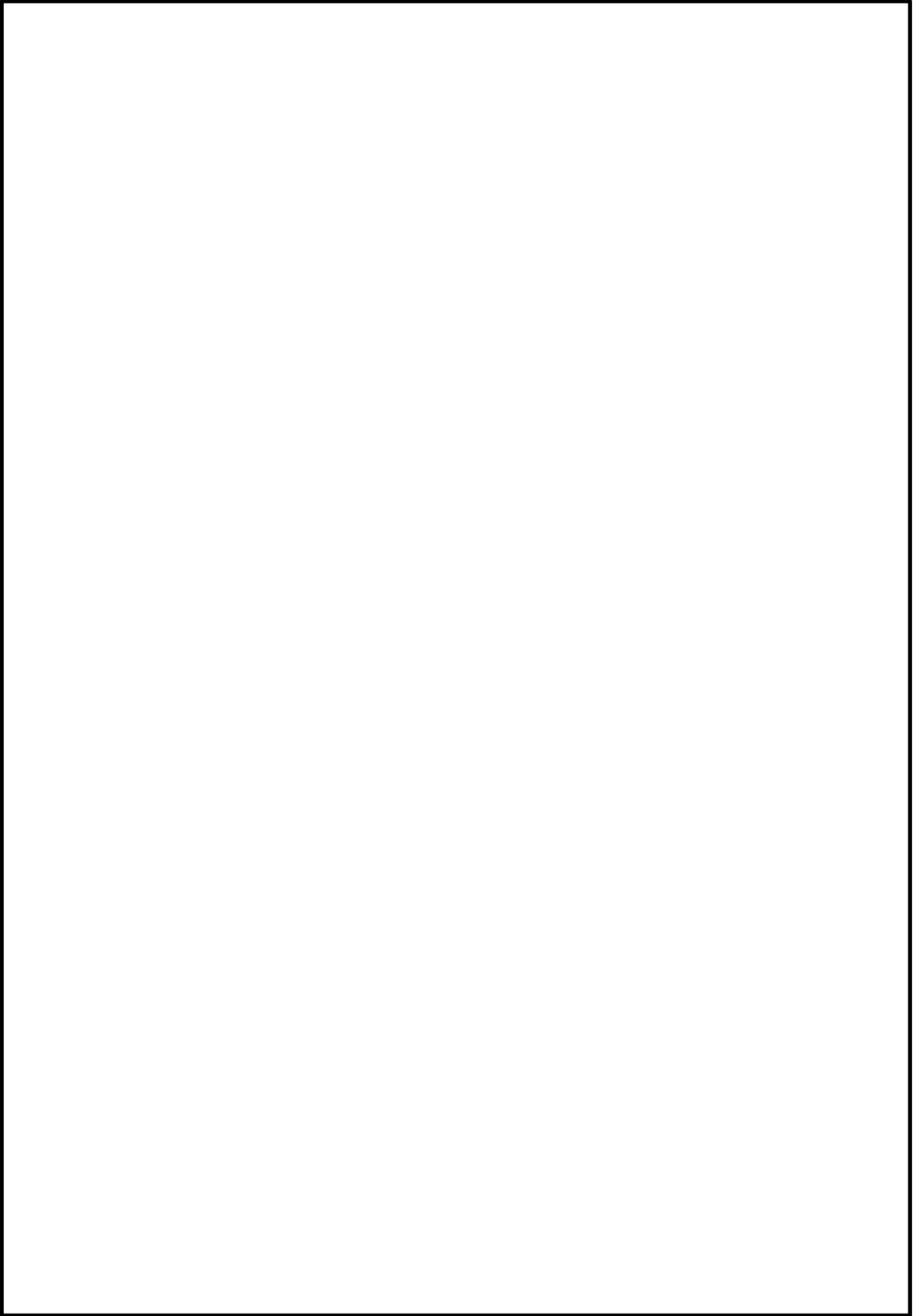
注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載



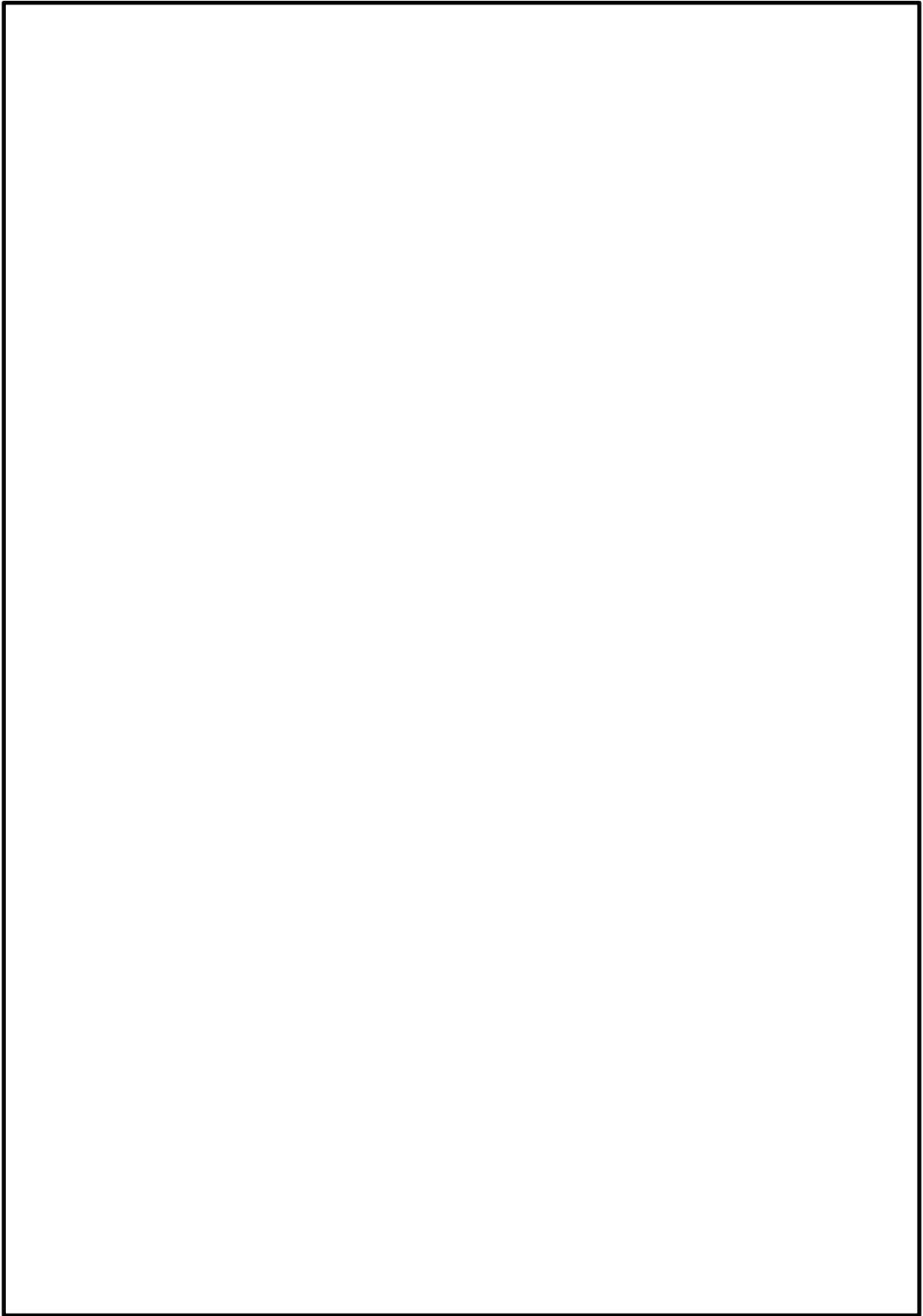
(a) 対称条件

図 4.2-3(1) モード変形図：3次元シェルモデル



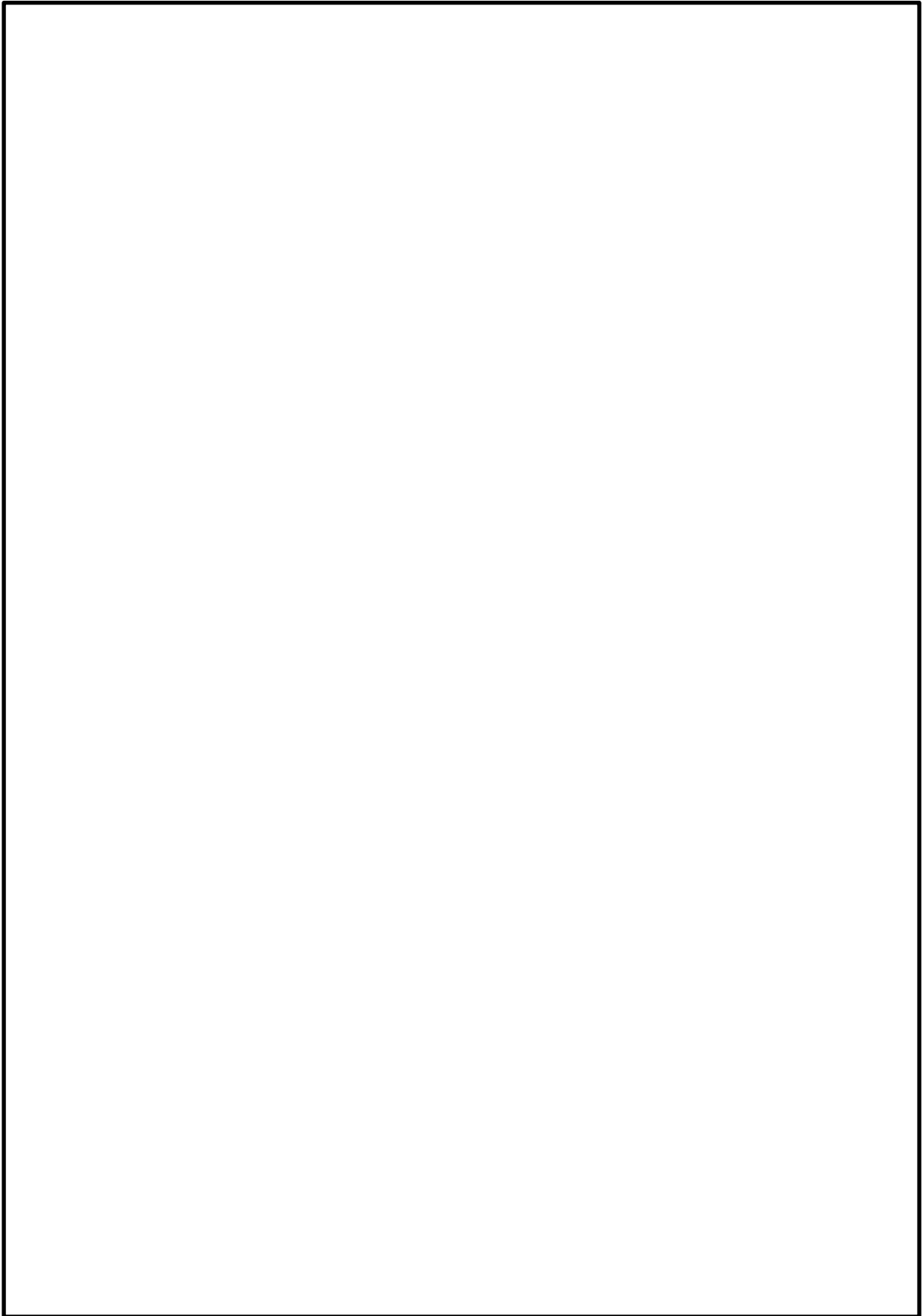
(a) 対称条件

図 4.2-3(2) モード変形図：3次元シェルモデル



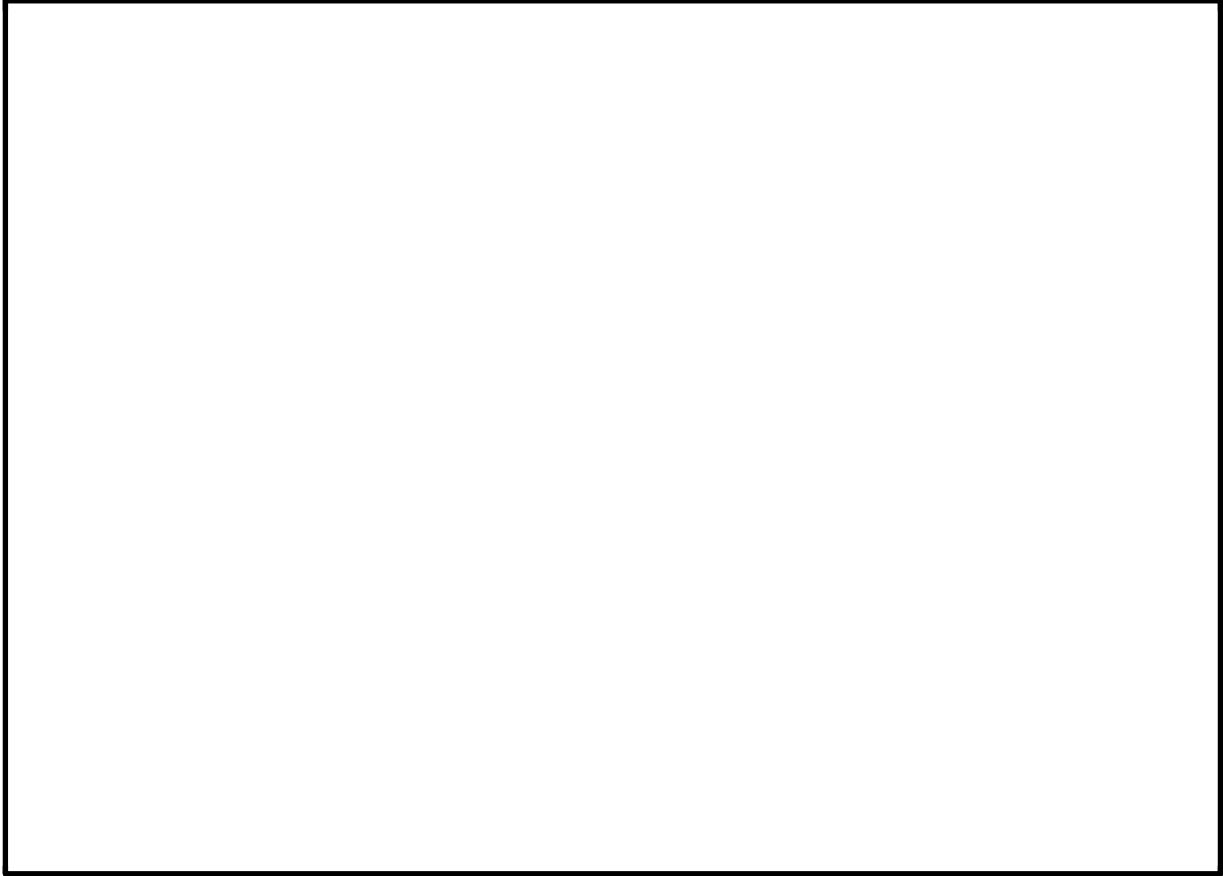
(a) 対称条件

図 4.2-3(3) モード変形図：3次元シェルモデル



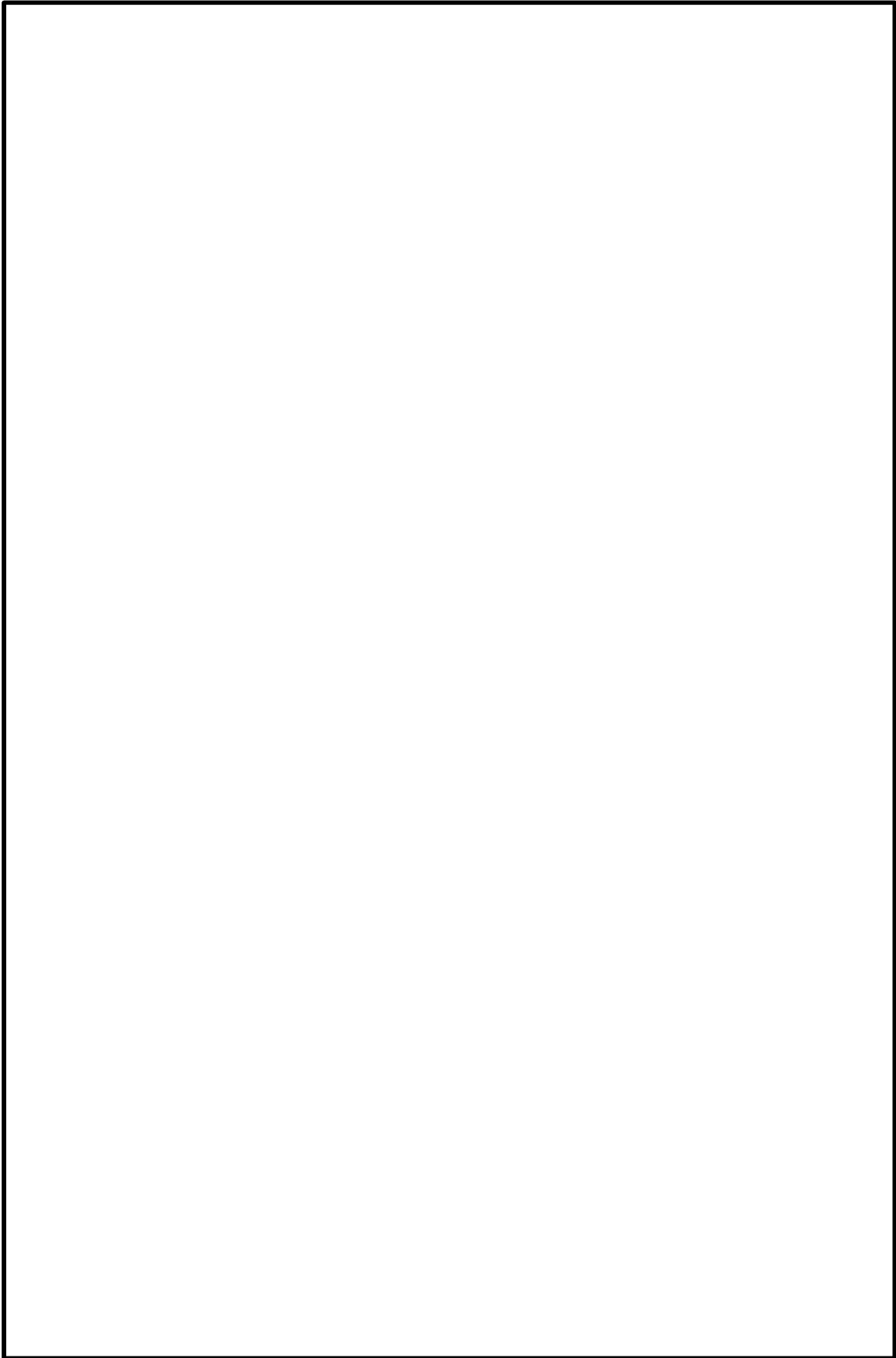
(a) 対称条件

図 4.2-3(4) モード変形図：3次元シェルモデル



(a) 対称条件

図 4.2-3(5) モード変形図：3次元シェルモデル



(b) 反対称条件

図 4.2-3(6) モード変形図：3次元シェルモデル

b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動モードの比較

3次元はりモデルを用いた固有値解析結果として、刺激係数が比較的大きいモードを選定して表4.2-4に示す。また、3次元シェルモデルと3次元はりモデルの各モードについて、モード変形図の比較結果を表4.2-5に示す。

表4.2-5より、3次元はりモデルのモードと比較し、3次元シェルモデルは胴一般部のオーバル振動が重畳するモードとなるものの、刺激係数が比較的大きいモードにおける主要なモードは3次元はりモデルと3次元シェルモデルで対応関係が確認できる。

また、固有周期の比較結果について表4.2-6に示す。

表4.2-6より、3次元はりモデルでは有効質量比が卓越するモードが数モードに集約される一方、3次元シェルモデルの場合はオーバル振動が発生するため複数のモードに分散し、3次元シェルモデルに対して3次元はりモデルの水平方向の固有周期は小さくなることを確認した。鉛直方向の固有周期は両者でおおむね一致していることを確認した。

3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差異に係る検討は別紙18にて実施する。

さらに、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの50Hzまでの全モードにおける固有振動数と振動モードの有効質量比の関係を図4.2-4に示す。50Hzまでの全モードにおける固有振動数と有効質量比の全体傾向はおおむね一致する。

なお、振動モードの有効質量は各モードで慣性力に寄与する質量の大きさを表すものであり、全モードの有効質量の合計は構造物の全質量となる。振動モードの有効質量比は、振動モードの有効質量の合計に対する各振動モードの有効質量の割合を表す。

表 4.2-4(1) 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果
(地震応答解析モデル：水平方向)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
3次					
4次					
9次*3					
10次*3					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向及びY方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の3次元シェルモデルとの比較対象外とする。

表 4.2-4(2) 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果
(地震応答解析モデル：鉛直方向)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
8次					
9次*3					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：Z方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の3次元シェルモデルとの比較対象外とする。

表 4.2-5(1) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル：水平方向)		3次元シェルモデル		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 グレー部：変形後	

注：3次元シェルモデルでは水平の変形方向がX軸及びY軸方向と一致するのに対して、3次元はりモデルではECCSストレーナを連成させていることから変形方向がX軸及びY軸方向からずれる。

表 4.2-5(2) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル：水平方向)		3次元シェルモデル		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 グレー部：変形後	

注：3次元シェルモデルでは水平の変形方向がX軸及びY軸方向と一致するのに対して、3次元はりモデルではECCSストレーナを連成させていることから変形方向がX軸及びY軸方向からずれる。

表 4.2-5(3) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(4) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(5) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(6) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(7) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(8) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-5(9) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル (地震応答解析モデル:鉛直方向)		3次元シェルモデル:対称条件		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 黒線:変形後	モード次数 (固有周期)	赤線:変形前 グレー部:変形後	

表 4.2-6 固有周期の比較結果

卓越方向	固有周期 (s)		比率 (シェル/はり)	備考
	はりモデル	シェルモデル		
X方向			1.28	
			1.16	
			—	ストレーナの連成により卓越したモード
Y方向			1.28	
			1.16	
			—	ストレーナの連成により卓越したモード
Z方向			1.10	
			1.07	
			0.98	
	0.95			
	0.92			
	0.89			
	0.85			
	—	ストレーナの連成により卓越したモード		

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値



図 4.2-4(1) 固有振動数と振動モードの有効質量比の関係（水平方向）

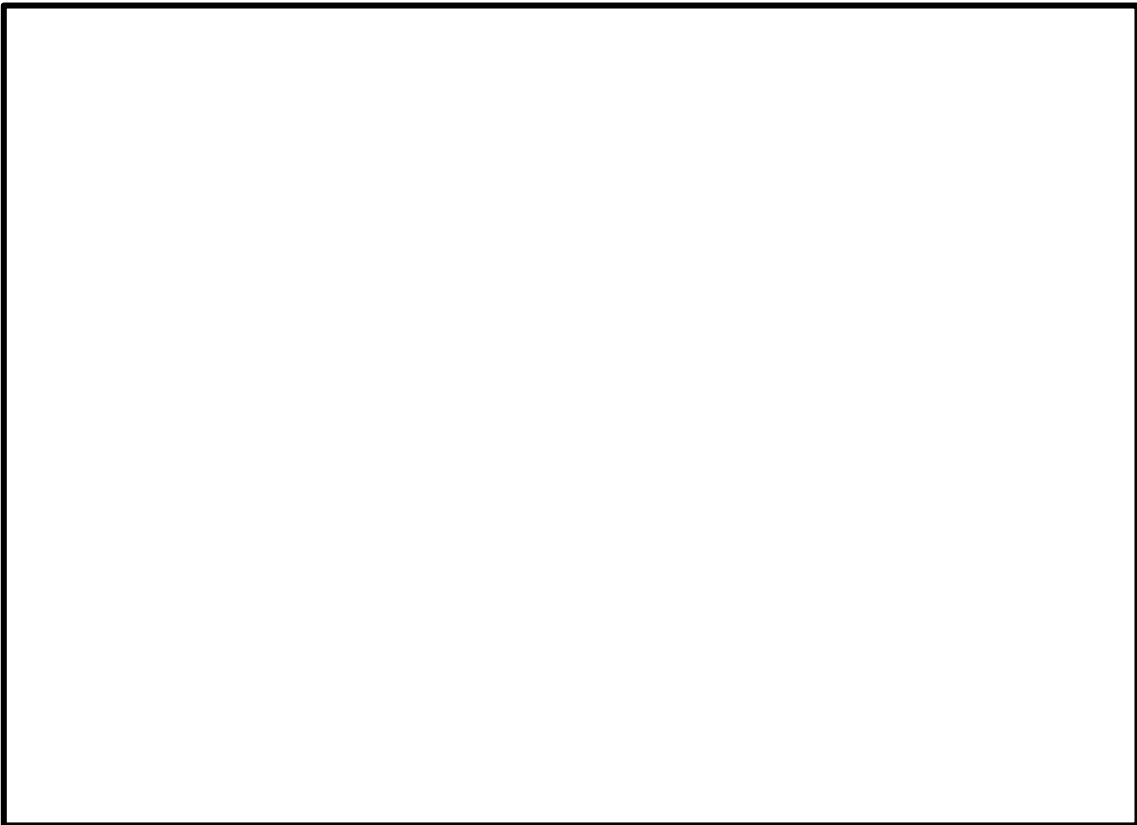


図 4.2-4(2) 固有振動数と振動モードの有効質量比の関係（鉛直方向）

(2) 着眼点(2)に対する確認結果

a. 検討内容

適用する耐震評価条件は、VI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-3「サプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における、重大事故等対処設備としての基準地震動 S_s に対する評価と同じ条件とする。なお、応力評価点については図3.3-1及び3.3-2に示すとおりである。

b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバサポートの一次応力の比較

サプレッションチェンバサポートにおける3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによる耐震評価結果（一次応力）を表4.2-7及び図4.2-5に示す。表4.2-7及び図4.2-5ではすべての応力評価点において、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が小さい結果となる。3次元シェルモデルでは、オーバル振動によりサプレッションチェンバ全体が振動するモードが、固有周期が近い複数のモードに分散する。各モードにより生じる荷重の総和としてはモードが分散しない場合と同程度と考えられる。分散したモードにより生じる荷重は二乗和平方根により組み合わせるため、得られる荷重が小さくなると考えられる。

c. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの一次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次応力）を表4.2-8及び図4.2-6に示す。

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによる発生応力は、サプレッションチェンバの構造特徴を踏まえ応力評価部位を胴中央部、胴エビ継手部及びサプレッションチェンバサポート取付部に分類して比較した場合、応力評価部位によって大小関係は異なるものの、構造的に類似する胴中央部（P1, P2, P3, P4）、胴エビ継手部（P5, P6, P7, P8）及びサポート補強板との接合部（P9, P10）の各分類において許容応力の範囲内で同程度である。

d. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの一次+二次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次+二次応力）を表4.2-9及び図4.2-7に示す。なお、3次元シェルモデルでは、シェル要素における板厚中央に発生する応力を膜応力として一次局部膜応力に、板厚方向の内面と外面に発生する応力を膜応力+曲げ応力として一次+二次応力に分類して評価する。

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによる発生応力は、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が大きい傾向となり、応力評価点P2では特に応力が大きくなる結果が得られる。このように、一次応力に比べて一次+二次応力において、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの発生応力の差異が大きくなるのは、オーバル振動により局所的な曲げ応力（シェル要素における板厚方向の内面と外面に発生する応力）が大きくなるためである（図4.2-3(1), (6)参照）。また、応力評価点P8及びP10では疲労評価が必要となる結果が得られる。

3次元シェルモデルにおける応力評価点P8及びP10の疲労評価結果を表4.2-10及び図4.2-8に示す。3次元シェルモデルの疲労評価結果における疲労累積係数はいずれも1を大きく下回っており、サプレッションチェンバの健全性に影響を与えない結果となる。

表 4.2-7 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

応力 評価点 番号	応力評価点	① 3次元 はりモデルによる 算出応力 (MPa)	② 3次元 シェルモデルによる 算出応力 (MPa)	③許容 応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	サポート	204	102	298	0.68	0.34
P 2	シアキー	118	61	406	0.29	0.15
P 3	ボルト	385	150	488	0.79	0.31
P 4	ベースとベースプレートの 接合部	197	98	298	0.66	0.33
P 5	基礎ボルト	339	132	488	0.69	0.27
P 6	ベースプレート	251	129	298	0.84	0.43
P 7	シアプレート	180	94	298	0.60	0.32
P 8	コンクリート	11.2	5.8	17.6	0.64	0.33

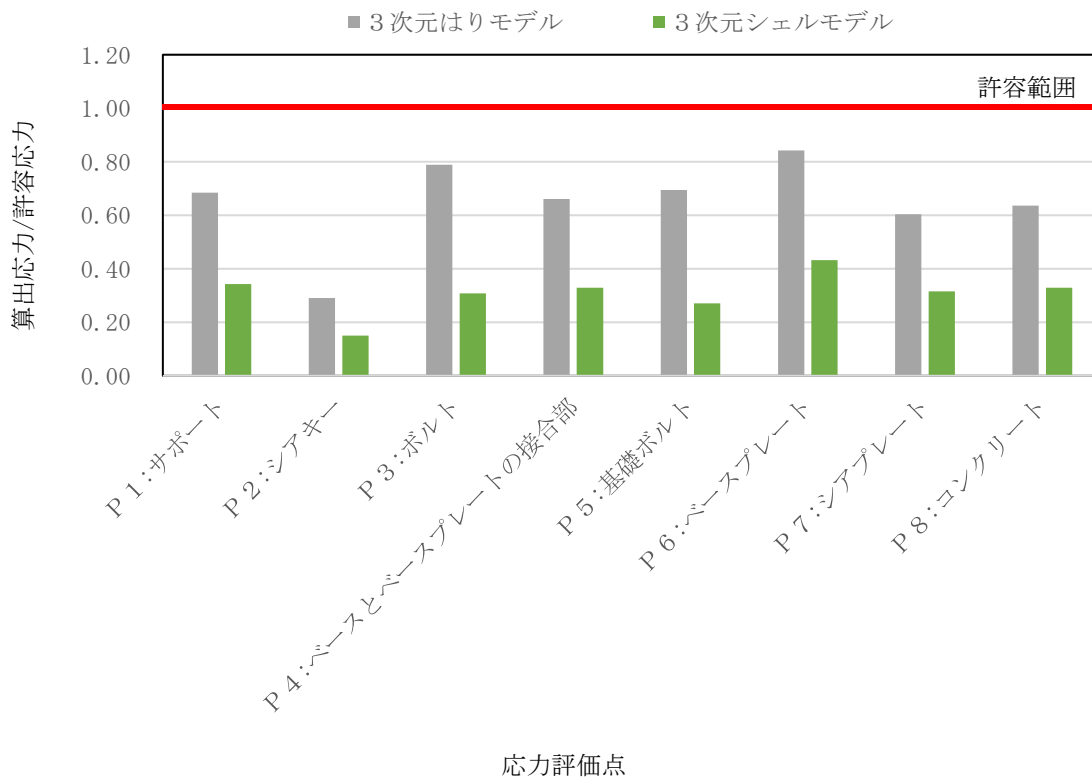


図 4.2-5 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

応力 評価点 番号	応力評価点	① 3次元 はりモデルによる 算出応力 (MPa)	② 3次元 シェルモデルによる 算出応力 (MPa)	③許容 応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	胴中央部上部	144	141	523	0.28	0.27
P 2	胴中央部下部	136	219	523	0.26	0.42
P 3	胴中央部内側	137	169	523	0.26	0.32
P 4	胴中央部外側	125	167	523	0.24	0.32
P 5	胴エビ継部上部	312	244	523	0.60	0.47
P 6	胴エビ継部下部	194	230	523	0.37	0.44
P 7	胴エビ継部内側	316	257	523	0.60	0.49
P 8	胴エビ継部外側	272	326	523	0.52	0.62
P 9	胴と内側サポート補強板 との接合部	250	238	523	0.48	0.46
P 10	胴と外側サポート補強板 との接合部	204	237	523	0.39	0.45

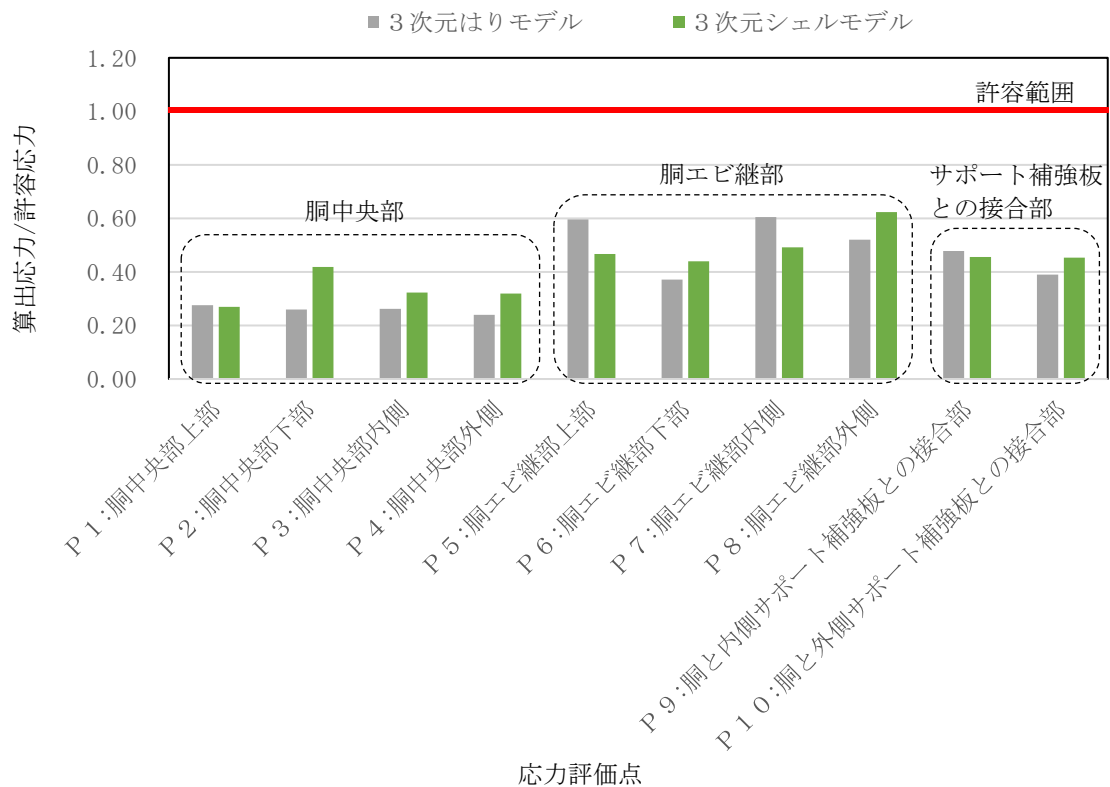


図 4.2-6 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-9 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次+二次応力）

応力評価点番号	応力評価点	① 3次元はりモデルによる算出応力 (MPa)	② 3次元シェルモデルによる算出応力 (MPa)	③ 許容応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	胴中央部上部	128	192	501	0.26	0.38
P 2	胴中央部下部	128	358	501	0.26	0.71
P 3	胴中央部内側	122	294	501	0.24	0.59
P 4	胴中央部外側	122	302	501	0.24	0.60
P 5	胴エビ継部上部	360	222	501	0.72	0.44
P 6	胴エビ継部下部	228	408	501	0.46	0.81
P 7	胴エビ継部内側	302	276	501	0.60	0.55
P 8	胴エビ継部外側	478	598	501	0.95	1.19
P 9	胴と内側サポート補強板との接合部	334	384	501	0.67	0.77
P 10	胴と外側サポート補強板との接合部	342	524	501	0.68	1.05

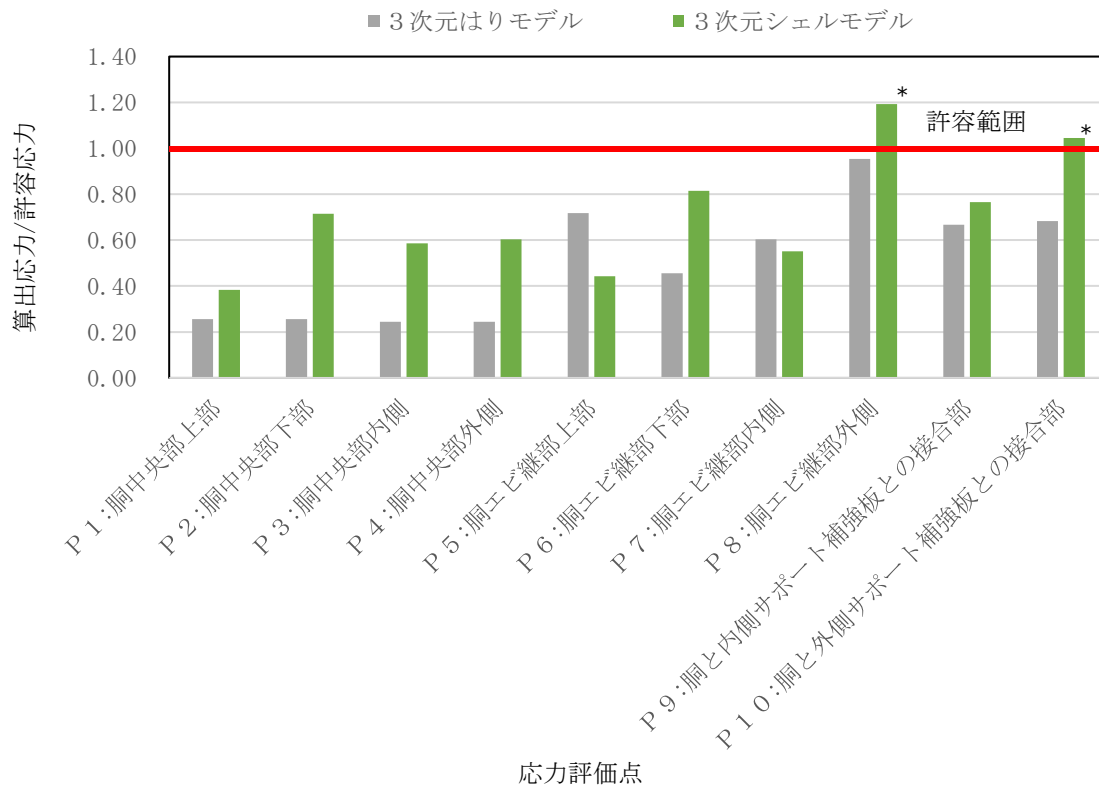


図 4.2-7 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次+二次応力）

表 4.2-10 サプレッションチェンバの耐震評価結果（疲労評価）

応力 評価点 番号	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_ℓ (MPa)	$S_{\ell'}^*$ (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積係数 N_c/N_a
P 8								0.147
P 10								0.199

注：ここで、

S_n ：地震動による応力振幅 (MPa)

K_e ：弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数 (—)

S_p ：地震荷重のみにおける一次+二次+ピーク応力の応力差範囲 (MPa)

S_ℓ ：繰返しピーク応力強さ (MPa)

$S_{\ell'}$ ：補正繰返しピーク応力強さ (MPa)

N_a ：地震時の許容繰返し回数 (—)

N_c ：地震時の実際の繰返し回数 (—)

注記*： S_ℓ に $(2.07 \times 10^5 / E)$ を乗じた値である。

$$E = 2.00 \times 10^5 \text{ MPa}$$

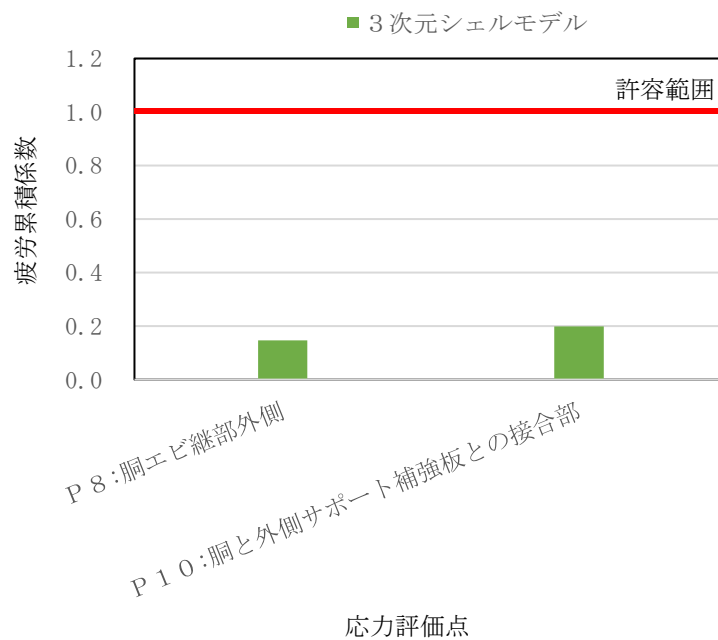


図 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果（疲労評価）

(3) 適用性確認結果

着眼点(1) 振動モードの比較結果より、刺激係数が比較的大きく、サプレッションチェンバの強度に影響するモードは3次元はりモデルと3次元シェルモデルで対応関係が確認できることから、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動特性の傾向はおおむね一致する。

着眼点(2) 応力評価結果の比較により、サプレッションチェンバサポートについて、耐震評価上最も厳しい部位であるベースプレートを含むすべての応力評価点において、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が小さい結果が得られた。

また、サプレッションチェンバについては、一次応力が許容応力の範囲内で同程度の結果が得られた。一次+二次応力は、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が大きい傾向となるが、疲労評価を考慮すると、サプレッションチェンバの耐震評価において十分に余裕のある結果が得られた。

以上より、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動特性の傾向はおおむね一致すること、耐震評価上厳しい部位であるサプレッションチェンバサポートに対しては3次元はりモデルを用いた耐震評価は保守的な結果が得られること、3次元シェルモデルにおける耐震評価結果では、オーバル振動により一次+二次応力が大きくなるものの、疲労評価を含む評価結果は十分余裕のある結果が得られることを確認した。

このため、島根2号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおいては、3次元はりモデルを適用する。

なお、3次元シェルモデルにおいて、サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮した場合の発生応力への影響検討については、別紙25にて実施する。

4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響

地震応答解析では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造特性、サプレッションチェンバ内部水の流体特性等を考慮し、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル（地震応答解析モデル）を設定し、既工認と同様にスペクトルモーダル解析を実施して地震時の荷重を算定する。

本項では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析（スペクトルモーダル解析）に対して、内部水の有効質量算出法として仮想質量法と流体解析による内部水の有効質量の差異の影響を検討する。

4.1.1におけるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算定結果では、NASTRANの仮想質量法と汎用流体解析コードFluentによる流体解析により算出した内部水の有効質量比は一致している。このため、内部水の有効質量算出法の違いによる地震応答解析への影響はほとんどない。

4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルにおいて、サプレッションチェンバサポート位置の節点（16箇所）は、サプレッションチェンバサポートと剛結合されているが、サプレッションチェンバサポートのはり要素及びサプレッションチェンバサポート取付部のばね要素として剛性を設定しており、サプレッションチェンバサポート位置の節点の応答の評価が可能なモデル化としている。また、サポート位置の節点間のはり要素（以下「サポート間はり要素」という。）には3つの節点を設定している。（図4.4-1参照）

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析における動的解析では、配管等に対する地震応答解析と同様に、補足-027-01「設計用床応答スペクトルの作成方針に関する補足説明資料」に示す設計用床応答スペクトルを用いたスペクトルモーダル解析を実施している。なお、高振動数領域（20～50Hz）を含む設計用床応答スペクトルを設定しており、スペクトルモーダル解析において50Hzまでの振動モードを考慮する。

高振動数領域（0.02秒（50Hz）から0.05秒（20Hz））において、刺激係数が比較的大きい振動モードの固有振動数、固有周期及び刺激係数を表4.4-1に、モード変形図を図4.4-2に示す。図4.4-2に示すとおり、高振動数領域における主要な振動モードは水平方向の並進モードであり、サポート間はり要素の振動モードは主要な振動モードとして現れない。

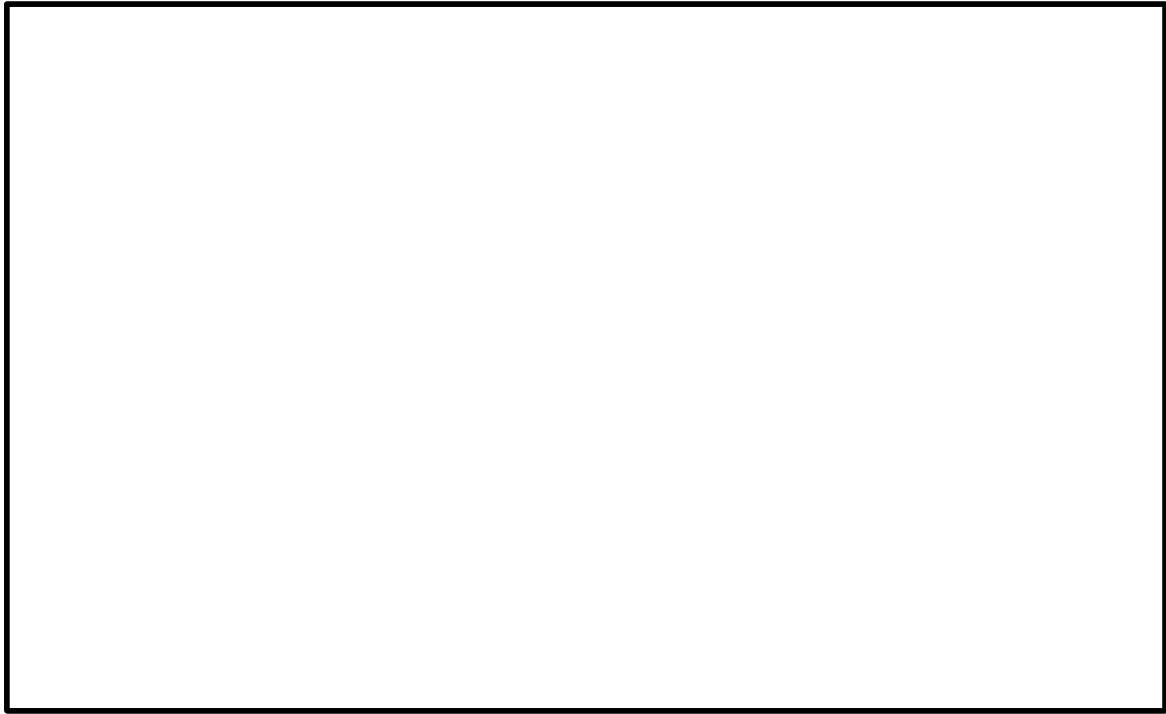


図 4.4-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの
3次元はりモデル（地震応答解析モデル：水平方向）

表 4.4-1 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果
（地震応答解析モデル：水平方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
46次					
47次					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向又はY方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載



図 4.4-2 モード変形図：3次元はりモデル（地震応答解析モデル：水平方向）

4.5 スロッシング荷重

既工認では、サプレッションチェンバ内部水全体を固定水としていたため、スロッシング荷重は水平方向の地震荷重に包含される扱いとしていたが、今回工認では、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として水平方向の地震荷重を算出するため、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、汎用流体解析コード *Fluent* を用いた流体解析により算定する。スロッシング荷重算定フローを図 4.5-1 に示す。

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.5-2 のとおり、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）及び主要な内部構造物（ベントヘッド、ダウンコマ、クエンチャ、ECCS ストレーナ）をモデル化し、サプレッションチェンバ内部水の水位条件は、内部水の有効質量の算定と同様に、耐震解析用重大事故等時水位とした。また、地震動の入力条件は、スロッシングの卓越周期帯及びサプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きい *Ss-D* を用いた。流体解析では、サプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サプレッションチェンバと一体となって振動することによる荷重）とスロッシング荷重の総和として荷重が算定されるため、内部水の有効質量による荷重を差し引くことによってスロッシング荷重を算定する。サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重算定の詳細については、別紙 6 に示す。

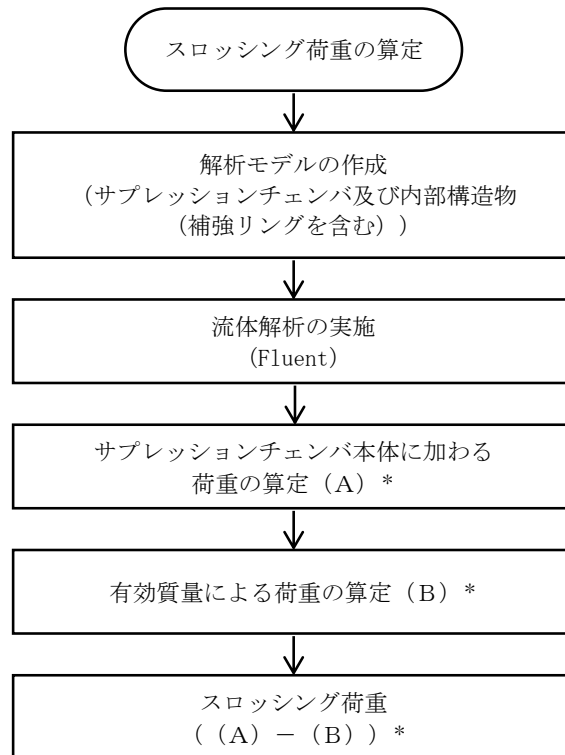
流体解析に基づき算出したスロッシング最大荷重を表 4.5-1 に示す。なお、スロッシング荷重は水平 1 方向＋鉛直方向入力による流体解析により設定する。

今回工認のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価において、地震時における荷重として考慮するスロッシング荷重については、設計基準対象施設としての評価及び重大事故等対処設備としての評価に関係なく、スロッシング現象の不確かさ及び水平 2 方向入力による影響等に対する保守性として $\sqrt{2}$ 倍の余裕を考慮し、耐震解析用重大事故時水位条件に対するスロッシング最大荷重に余裕を加味した耐震評価用スロッシング荷重 (8597kN) を用いることとした。なお、水平 1 方向＋鉛直方向入力と水平 2 方向＋鉛直方向入力による流体解析から得られる荷重とおおむね一致することを確認している（別紙 14 参照）。

スロッシング荷重により作用する応力は、水平方向に単位加速度を作用させた静解析により得られる発生応力について係数倍*した結果として算出する。

なお、内部水の流動によりサプレッションチェンバ壁面の一部に集中して加わる局所的な圧力は影響が小さいため、サプレッションチェンバの耐震評価において考慮しない（別紙 21 参照）。

注記*：係数＝スロッシング荷重／単位加速度により解析モデル基部に作用する水平方向荷重



注記*：時刻歴荷重として算定する。

図 4.5-1 スロッシング荷重算定フロー

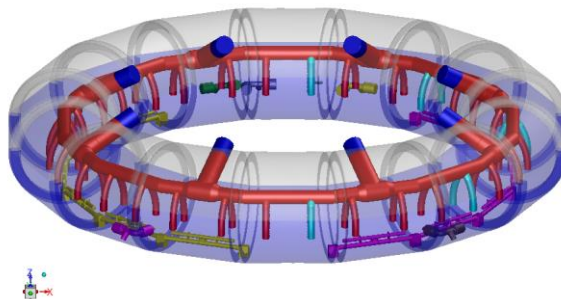


図 4.5-2 流体解析モデル

表 4.5-1 流体解析結果及び耐震評価用スロッシング荷重

水位条件	流体解析で得られる スロッシング荷重	耐震評価用 スロッシング荷重
耐震解析用重大事故等時水位 (ダウンカメラ取付部下端位置)	6060 kN	8597 kN

5. 応力解析の詳細

5.1 応力評価フロー

応力解析は、応力評価点毎にFEM解析による応力評価又は公式等による評価を実施する。応力評価フローを図5.1-1に示す。

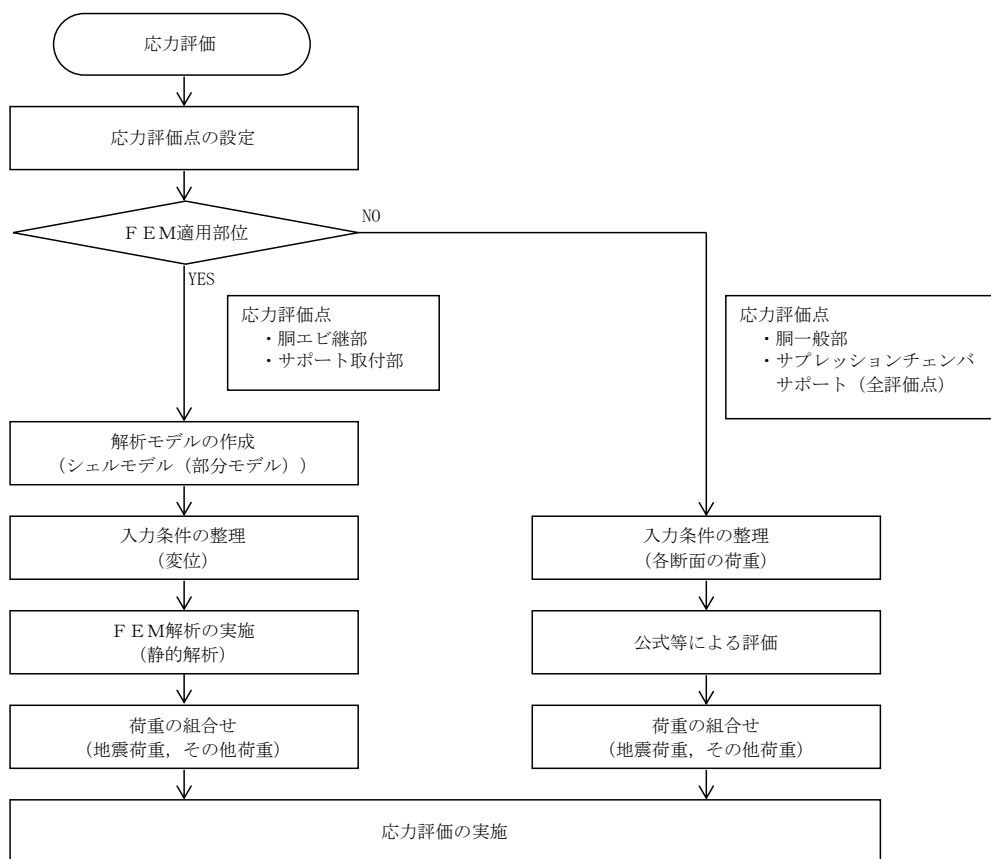


図 5.1-1 応力評価フロー

5.2 応力評価点

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートでは、既工認において応力評価上厳しい部位及び主要な部位を応力評価点として選定しており、今回工認において既工認から構造の変更は無いことから、今回工認における応力評価点は既工認と同じ部位として 3.3.2 に示す評価点とする。

5.3 応力解析モデル

サプレッションチェンバ（胴エビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部）の応力評価に用いる応力解析モデルを、図 5.3-1 に示す。解析モデルは、構造の対称性を考慮し、サプレッションチェンバを構成する 16 セグメントの円筒胴のうち隣り合う 2 セグメントの 1/2 の範囲についてモデル化する。また、サプレッションチェンバサポートは、内側及び外側各 1 個についてサプレッションチェンバサポート下部のフランジまでをモデル化する。なお、本モデルはサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおけるばね剛性算定に用いた 3 次元シェルモデルと同等である。

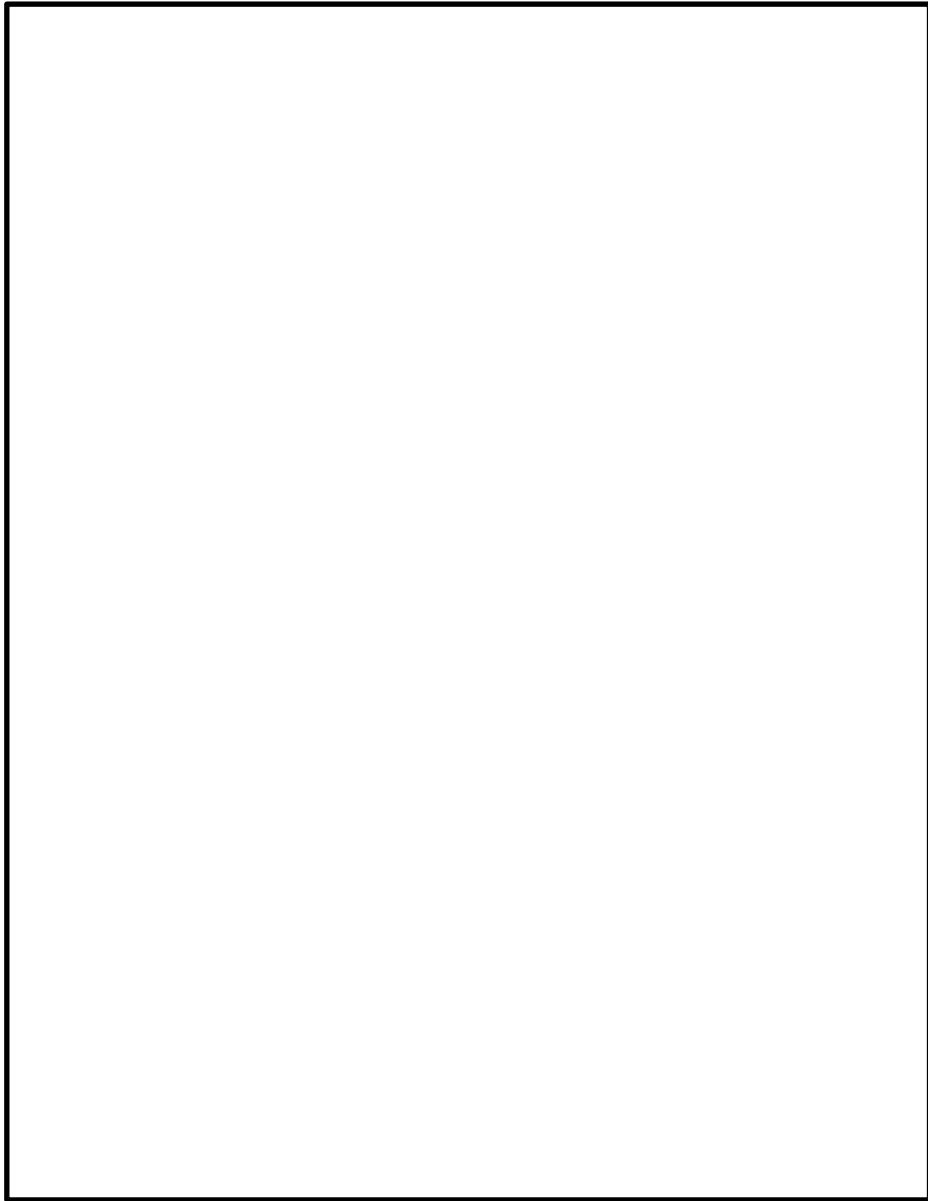


図 5.3-1 応力解析モデル

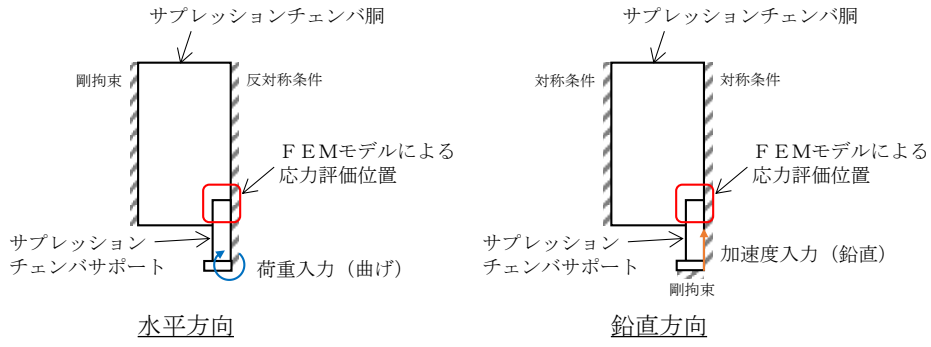
5.4 応力評価

5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価

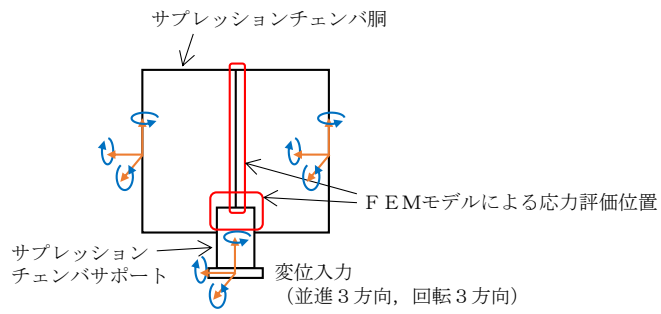
サプレッションチェンバ胴中央部については公式等による計算式を用いた評価を行う。サプレッションチェンバエビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部については、FEM解析による応力評価を行う。

FEM解析による応力評価では、地震応答解析から求められる地震荷重（変位）を応力解析モデルに入力し、FEM解析（静的解析）により各応力評価点の応力を算定する。応力評価の詳細は、VI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」に記載している。なお、既工認のサプレッションチェンバサポート取付部の応力評価では、3次元シェルモデル（部分モデル）に鉛直方向に対しては加速度を、水平方向に対してはサプレッションチェンバサポート下端に荷重を入力していたが、今回工認では、構造不連続部である胴エビ継部についても、胴エビ継部両側の胴一般部及び胴エビ継部の下端に取付くサプレッションチェンバサポートへの地震荷重の同時入力により精緻に応力評価を行う。ここで、荷重を同時入力すると解析モデルの境界条件として拘束点が存在せず解析が成立しないため、評価対象の内側と外側のサプレッションチェンバサポート（1組）とそのサプレッションチェンバ本体中心位置に対応するはりモデルの変位（並進3方向、回転3方向）を同時入力して評価する。なお、FEM解析による応力評価は、個々のサプレッションチェンバエビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付位置に対して評価を行う。

既工認と今回工認との地震荷重（変位）入力の概念図を図5.4-1に、サプレッションチェンバの地震応答解析における地震荷重（変位）の抽出点を図5.4-2に、サプレッションチェンバの3次元FEM解析モデルの解析条件を図5.4-3に示す。



既工認の手法（荷重入力の概念図）



今回工認の手法（変位入力の概念図）

図 5.4-1 既工認と今回工認との地震荷重（変位）入力の概念図

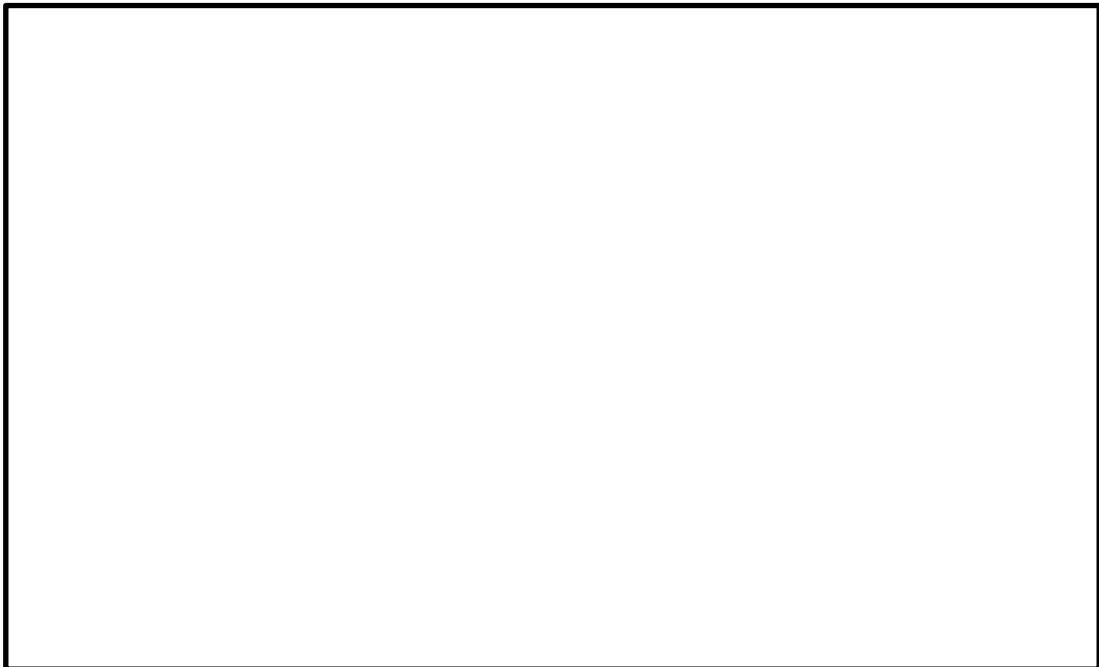


図 5.4-2 地震応答解析における変位抽出点

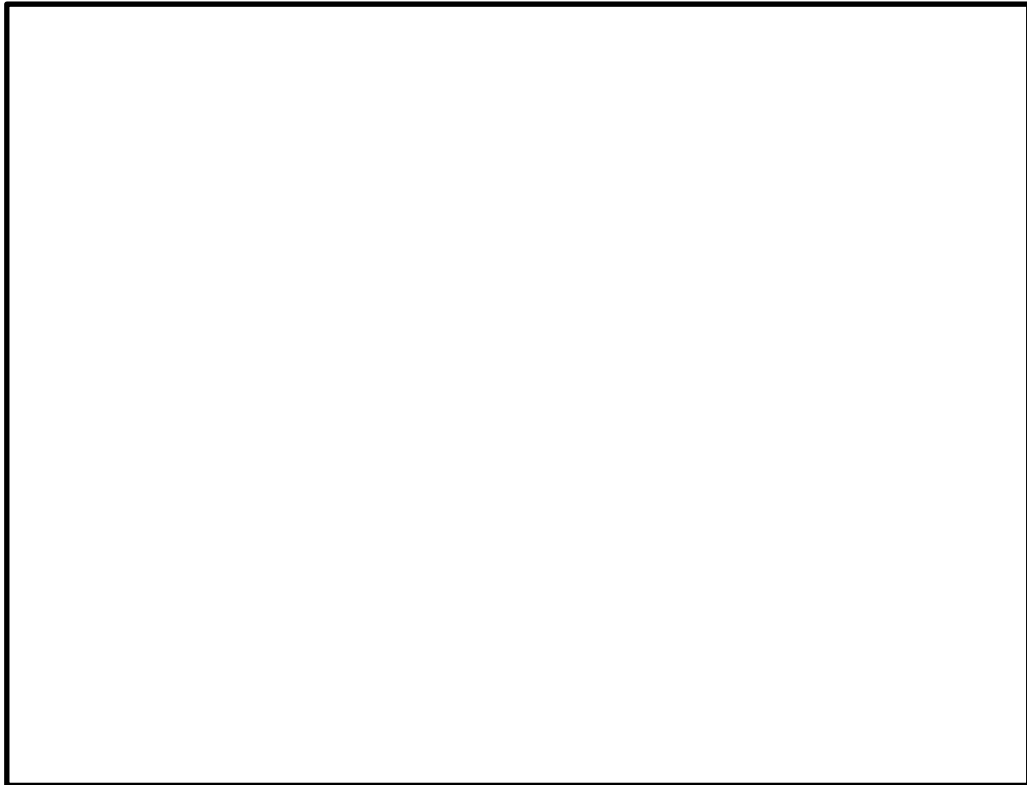


図 5.4-3 サプレッションチェンバの 3次元 FEMモデル解析条件

5.4.2 サプレッションチェンバサポートの応力評価

サプレッションチェンバサポートは、公式等による応力評価を行う（別紙 17 参照）。

公式等による応力評価は、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析）から算定された地震荷重及び構造部材の形状、断面性能等を踏まえて応力を算定する。なお、サプレッションチェンバサポートのうちベースプレートについては、精緻に応力評価を行うため、曲げ応力評価における断面係数算出時の評価断面を既工認から見直す。

応力評価の詳細については、VI-2-9-2-3「サプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」に記載している。

6. 耐震評価における不確かさの考慮及び保守性

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価の既工認からの変更に関する不確かさ・保守性の配慮について、地震応答解析から応力解析に至る評価手順に沿って整理したものを表 6-1 に示す。

地震応答解析においては、サプレッションチェンバ内部水の扱いとして内部水の有効質量を適用したこと、サプレッションチェンバサポート取付部にばね剛性を考慮したこと等による解析モデルの詳細化を行った。

内部水の有効質量の適用については、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を適切に算定する解析方法を採用しており、サプレッションチェンバ内部水の挙動をより詳細に考慮している。また、解析モデルの詳細化にあたって、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造を解析モデルに変換する部分については、特段の不確かさはなく、前述までの説明のとおり、実機のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの主要な振動モードをよく再現できる解析モデルとなっている。

動的解析方法における不確かさに対しては、建物応答の不確かさも包絡した設計用床応答スペクトルを用いることによって、他機器と同様の保守性が確保される。なお、床応答スペクトルの周期方向±10%拡幅によって、内部水の有効質量の不確かさによる固有周期への影響も配慮できる。

また、サプレッションチェンバ内部水質量の扱いとして内部水の有効質量を適用したことに伴い、サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を新たに考慮することとした。スロッシング荷重については、サプレッションチェンバ内部水の条件、地震動等の他、スロッシング現象の不確かさを考慮し、耐震評価用スロッシング荷重を保守的に設定している。

応力解析については、いずれも解析の精緻化であり、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造を解析モデルに変換する部分については、特段の不確かさはなく、地震応答解析と相まって、他機器と同様の保守性が確保されるものと考えられる。

以上のことから、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価については、既工認からの地震応答解析及び応力解析に係る変更を考慮しても、保守性が確保されているものと判断できる。

表 6-1 今回工認の変更点に係る不確かさ・保守性の配慮

今回工認での変更点			不確かさの要素	保守性の考慮方法	
				既工認	今回工認
地震応答解析	解析モデル	内部水質量	内部水の有効質量に起因する荷重、固有周期	本来は流動挙動するサブプレッションチェンバ内部水を剛体として扱うことで、内部水の有効質量による荷重及びスロッシング荷重を包絡する保守的な荷重が算出される。	サブプレッションチェンバ内部水を有効質量として考慮することで、内部水質量による荷重が詳細化される。NASTRANの仮想質量法の妥当性は振動試験等により確認している。 内部水の有効質量の算定方法に起因する固有周期の変動については、周期方向±10%拡幅した床応答スペクトルを用いることで保守性を考慮できる。なお、設計用床応答スペクトルと固有周期の関係から、内部水の有効質量算出法の違いによって応答加速度が変わらないことから、地震応答解析結果への影響はほとんど無いと考えられる。
		構造部分	無し	サブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートをはり要素でモデル化する。構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮無し。	サブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートのはり要素によるモデル化にあたり、サブプレッションチェンバサポート取付部にばね剛性を考慮することで、より詳細に地震応答を把握する。構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮無し。
	解析方法		入力地震動等の不確かさ	動解析（スペクトルモーダル解析）を適用する。	動解析（スペクトルモーダル解析）を適用する。 建物応答の不確かさも包絡した設計用床応答スペクトルを用いることで保守性が担保される。
	荷重条件	スロッシング荷重	スロッシング現象の不確かさ	本来は流動挙動するサブプレッションチェンバ内部水を剛体として扱うことで、内部水の有効質量による荷重及びスロッシング荷重を包絡する保守的な荷重が算出される。	スロッシングに対して最も厳しい基準地震動Ss-Dを用いて、重大事故等時の水位条件で流体解析により最大荷重を算出し、余裕を加味して耐震評価用スロッシング荷重を設定している。また、地震荷重の最大発生時刻とスロッシング荷重の最大発生時刻が異なると考えられるため、地震荷重とスロッシング荷重はSRSS法により組み合わせる。
	胴エビ継部		無し	公式等による評価。特段の保守性の考慮無し。	胴エビ継部及びサポート取付部をシェル要素でモデル化し、地震荷重（変位）を入力とする静解析を実施。特段の保守性の考慮無し。
サポート取付部		無し	胴エビ継部及びサポート取付部をシェル要素でモデル化し、地震荷重を入力とする静解析を実施。特段の保守性の考慮無し。		
ベースプレート		無し	ボルト中心までを有効幅として公式等による評価を実施。特段の保守性の考慮無し。	リップ長さを有効幅として公式等による評価を実施。特段の保守性の考慮無し。	

7. 耐震評価結果

設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバの応力評価結果を表7-1、サプレッションチェンバサポートの応力評価結果を表7-2に示す。いずれの応力評価結果も算出応力が許容応力を満足することを確認した。なお、本評価は、水平2方向の地震荷重の組合せを考慮しており、サプレッションチェンバの算出応力は、原子炉格納容器に対する規格基準要求に基づき、応力強さである。また、サプレッションチェンバサポートについては、地震荷重による相対変位が生じないことから、一次+二次応力評価を省略する。

なお、サプレッションチェンバ胴エビ継部外側（P8）の一次+二次応力評価結果は、許容応力と接近しており、余裕が小さくなっているが、原子炉格納容器に対する規格基準要求に従えば、仮に一次+二次応力が許容応力を満足しない場合であっても、疲労評価が認められていることから、更に裕度があると考えられる。

表 7-1 サプレッションチェンバの応力評価結果

応力 評価点 番号	応力評価点	応力分類	設計基準対象施設 (D+P+M+S s)			重大事故等対処設備 (D+P _{ALL} +M _{ALL} +S s)		
			① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)	① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)
P 1	サプレッションチェン バ胴中央部上部	一次一般膜応力	68	337	4.95	144	349	2.42
		一次膜+一次曲げ応力	68	505	7.42	144	523	3.63
		一次+二次応力	128	501	3.91	128	501	3.91
P 2	サプレッションチェン バ胴中央部下部	一次一般膜応力	86	337	3.91	136	349	2.56
		一次膜+一次曲げ応力	86	505	5.87	136	523	3.84
		一次+二次応力	128	501	3.91	128	501	3.91
P 3	サプレッションチェン バ胴中央部内側	一次一般膜応力	75	337	4.49	137	349	2.54
		一次膜+一次曲げ応力	75	505	6.73	137	523	3.81
		一次+二次応力	122	501	4.10	122	501	4.10
P 4	サプレッションチェン バ胴中央部外側	一次一般膜応力	73	337	4.61	125	349	2.79
		一次膜+一次曲げ応力	73	505	6.91	125	523	4.18
		一次+二次応力	122	501	4.10	122	501	4.10
P 5	サプレッションチェン バ胴エビ継部上部	一次膜+一次曲げ応力	118	505	4.27	312	523	1.67
		一次+二次応力	360	501	1.39	360	501	1.39
P 6	サプレッションチェン バ胴エビ継部下部	一次膜+一次曲げ応力	105	505	4.80	194	523	2.69
		一次+二次応力	228	501	2.19	228	501	2.19
P 7	サプレッションチェン バ胴エビ継部内側	一次膜+一次曲げ応力	122	505	4.13	316	523	1.65
		一次+二次応力	302	501	1.65	302	501	1.65
P 8	サプレッションチェン バ胴エビ継部外側	一次膜+一次曲げ応力	161	505	3.13	272	523	1.92
		一次+二次応力	478	501	1.04	478	501	1.04
P 9	サプレッションチェン バ胴と内側サポート補 強板との接合部	一次膜+一次曲げ応力	173	505	2.91	250	523	2.09
		一次+二次応力	334	501	1.50	334	501	1.50
P 10	サプレッションチェン バ胴と外側サポート補 強板との接合部	一次膜+一次曲げ応力	151	505	3.34	204	523	2.56
		一次+二次応力	342	501	1.46	342	501	1.46

表 7-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価結果

応力 評価点 番号	応力評価点		応力分類	設計基準対象施設 (D+P+M+Ss)			重大事故等対処設備 (D+P _{ALL} +M _{ALL} +Ss)		
				① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)	① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)
P 1	サポート		引張応力	52	285	5.48	40	298	7.45
			圧縮応力	79	284	3.59	66	297	4.50
			せん断応力	41	164	4.00	41	172	4.19
			曲げ応力	125	285	2.28	125	298	2.38
			組合せ応力 (引張)	191	285	1.49	180	298	1.65
			組合せ応力 (圧縮)	216	285	1.31	204	298	1.46
P 2	シアキー		せん断応力	16	164	10.25	16	172	10.75
			支圧応力	118	388	3.28	118	406	3.44
P 3	ボルト		引張応力	419	473	1.12	385	488	1.26
P 4	ベースとベースプレートの接合部		引張応力	55	285	5.18	41	298	7.26
			圧縮応力	82	285	3.47	69	298	4.31
			せん断応力	43	164	3.81	43	172	4.00
			曲げ応力	113	285	2.52	113	298	2.63
			組合せ応力 (引張)	184	285	1.54	171	298	1.74
			組合せ応力 (圧縮)	209	285	1.36	197	298	1.51
P 5	基礎ボルト		引張応力	371	473	1.27	339	488	1.43
P 6	ベース プレート	ボルト 反力側	曲げ応力	265	328	1.23	242	344	1.42
			せん断応力	26	164	6.30	24	172	7.16
			組合せ応力	269	285	1.05	246	298	1.21
		コンクリート 反力側	曲げ応力	252	328	1.30	246	344	1.39
			せん断応力	27	164	6.07	27	172	6.37
			組合せ応力	257	285	1.10	251	298	1.18
P 7	シアプレート		曲げ応力	136	328	2.41	136	344	2.52
			せん断応力	68	164	2.41	68	172	2.52
			組合せ応力	180	285	1.58	180	298	1.65
P 8	コンクリート	ベースプレート部	圧縮応力度	8.6	17.6	2.04	8.4	17.6	2.09
		シアプレート部	圧縮応力度	11.2	17.6	1.57	11.2	17.6	1.57

8. まとめ

島根2号機におけるサブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートの耐震評価では、サブプレッションチェンバ本体とそれを支持するサブプレッションチェンバサポートを模擬した地震応答解析モデルを用いて地震荷重を算定し、これらに基づき、各部の構造強度評価を行うことで、サブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートの耐震性を確認する。

今回工認においては、既工認からの変更点として、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、サブプレッションチェンバの内部水質量の扱いとして有効質量を適用し、また、サブプレッションチェンバサポートの取付部にばね剛性を考慮した3次元はりモデルを作成し、スペクトルモーダル解析を実施する。なお、内部水の有効質量を適用したことに伴い、サブプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を流体解析にて評価する。

また、サブプレッションチェンバにおいては、より詳細な応力解析を実施するため、応力解析モデルのモデル化範囲を変更し、また、地震荷重等の応力解析モデルへの入力方法を見直して応力評価を実施する。

以上の地震応答解析及び応力解析に関連する種々の検討を実施し、内部水の有効質量のモデル化を含めた耐震評価手法の妥当性及び地震応答解析に対する3次元はりモデルの適用性を確認するとともに、その耐震評価手法を用いて島根2号機のサブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートの耐震性を確認した。

内部水の有効質量の適用及びその妥当性検証

1. 有効質量の適用

島根 2 号機のサプレッションチェンバの耐震評価にあたっては、内部水質量として内部水の有効質量を適用することとし、内部水の有効質量は、汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いた仮想質量法（以下「仮想質量法」という。）（別紙 7 参照）にて算出する。

内部水の有効質量とは、容器内で内容液が自由表面を有する場合、容器の振動方向に対する実際に地震荷重として付加される質量のことであり、全質量とは異なった値となることが知られている（別紙 8 参照）。

内部水の有効質量は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている考え方である（別紙 9 参照）。

円環形状容器であるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算出に仮想質量法を用いるため、その妥当性検証として、サプレッションチェンバの内部構造物を除いた円環形状容器のモデルに対して仮想質量法にて内部水の有効質量を求め、試験体（前述の仮想質量法に用いる解析モデルと同様）を用いた振動試験により算出した内部水の有効質量と比較、検証を行う。

（2. にて説明）

島根 2 号機のサプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水の有効質量は、先に検証した仮想質量法により算出した値に対して、内部構造物を含む解析モデルに対する流体解析により算出した値と比較、検証した上で、解析手法による値の差異や試験結果との差異等を踏まえて仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、設定する。（3. にて説明）

仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び島根 2 号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定の流れを図 1-1 に示す。なお、内部水の有効質量の評価においては、内部水の全質量に対する有効質量の割合（以下「有効質量比」という。）を用いる。

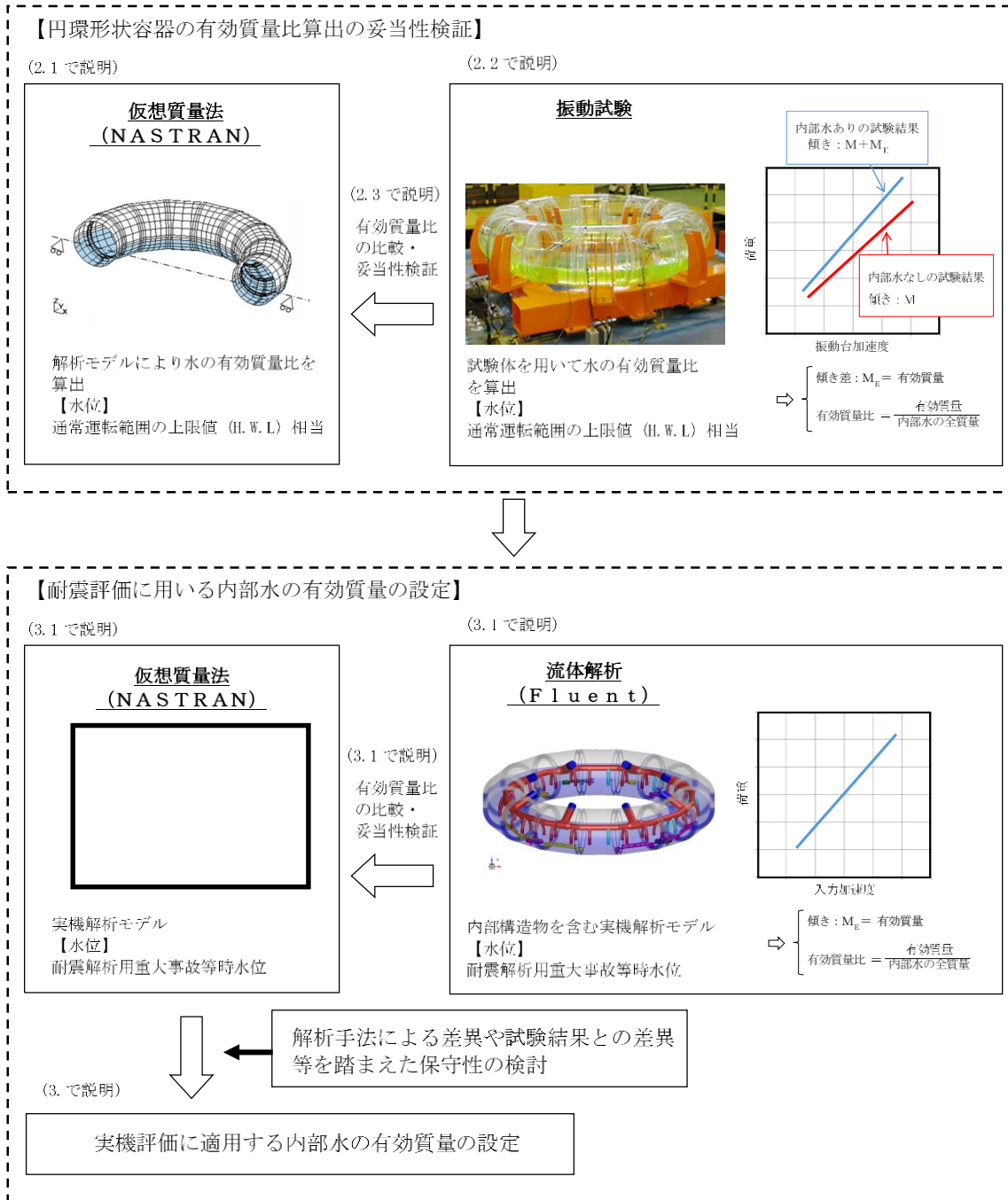


図 1-1 仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び島根 2 号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水有効質量設定の流れ

2. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

2.1 構造解析による有効質量比の算出

円環形状容器の内部水の有効質量は、仮想質量法（NASTRAN）で算出可能であり、入力波によらず、容器の構造（形状及び寸法）と内部水の水位により有効質量が定まる。

また、仮想質量法（NASTRAN）では、内部水のスロッシングを評価しないため、スロッシング荷重は考慮されない。

2.1.1 検討対象

島根1号機サブプレッションチェンバの解析モデルを妥当性検証の対象とする。島根1号機及び島根2号機サブプレッションチェンバの主要寸法の比較を表2.1-1に示す。

表 2.1-1 島根1号機及び島根2号機サブプレッションチェンバの
主要寸法の比較

	寸法* [mm]			質量 [ton]	
	内径	円環直径	水位 (H. W. L)	鋼材	内部水
島根1号機					
島根2号機					

注記*：（）内は内径に対する比率を表す。

2.1.2 解析モデル

仮想質量法（NASTRAN）による解析モデルを図2.1-1に示す。水位は、サブプレッションチェンバの通常運転範囲の上限値（H. W. L）相当を設定する。サブプレッションチェンバシェル及び補強リングをモデル化対象とし、内部構造物はモデル化しない。

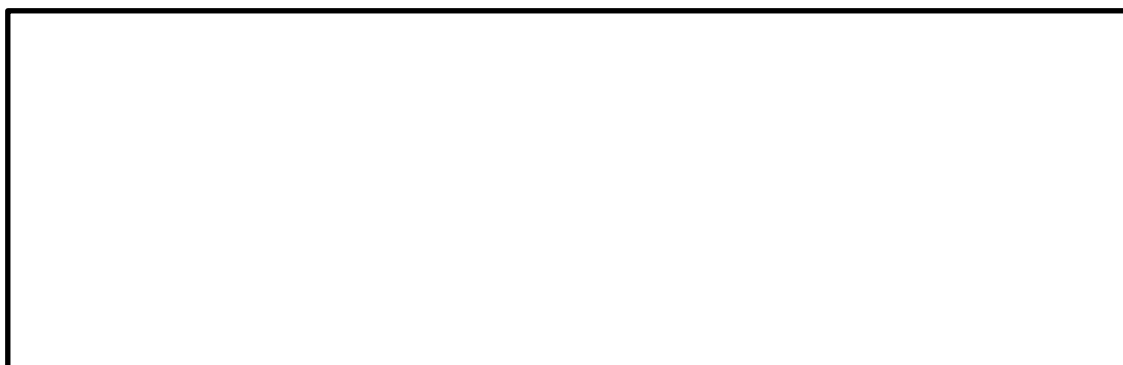


図 2.1-1 解析モデル

2.1.3 解析結果

仮想質量法（NASTRAN）による有効質量及び有効質量比の算出結果を表 2.1-2 に示す。また、内部水の密度は 1000kg/m^3 として、実際の内部水温度を考慮した密度に対して大きい値を適用し、有効質量が保守的に算出される条件を適用する。

表 2.1-2 仮想質量法（NASTRAN）による有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

2.2 振動試験

円環形状容器の内部水の有効質量算出に仮想質量法（NASTRAN）を用いることの妥当性を検証するため、試験体を作成して振動試験を行い、仮想質量法（NASTRAN）による有効質量比との比較を行う（別紙 11 参照）。振動試験による内部水の有効質量算定フローを図 2.2-1 に示す。

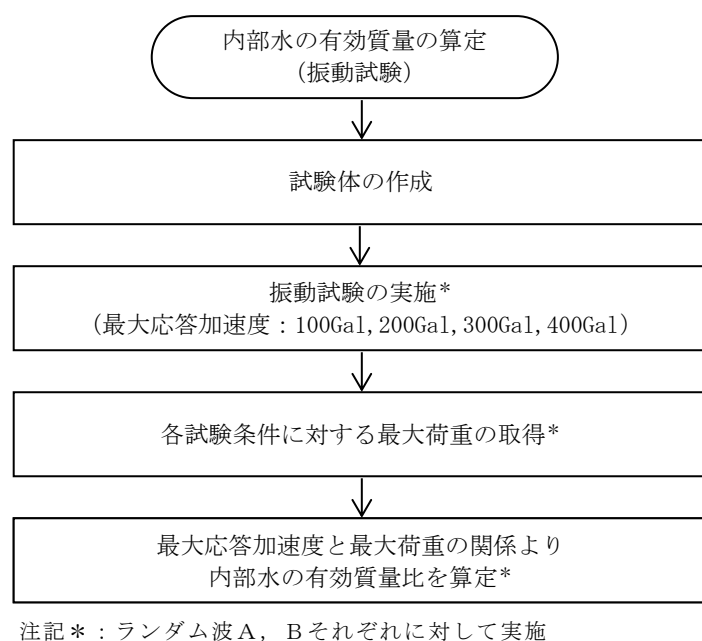


図 2.2-1 内部水の有効質量算定フロー

2.2.1 試験体

試験体の寸法は、島根1号機サプレッションチェンバの1/20に設定し、材質は内部水の挙動を確認するためアクリルとし、サプレッションチェンバシエル及び補強リングを試験体として模擬する。

試験装置は、振動台の上に試験体を支持する架台を設け、その上に試験体を設置した。振動台と架台の間には加振方向に2本のリニアガイドを並行に配置し、試験体及び架台が加振方向に移動できる構造とした。試験体及び架台はロードセルを介して振動台に固定されるため、試験体及び架台の振動応答による水平方向反力はロードセルで確認することができる。試験装置の外観を図2.2-2に示す。

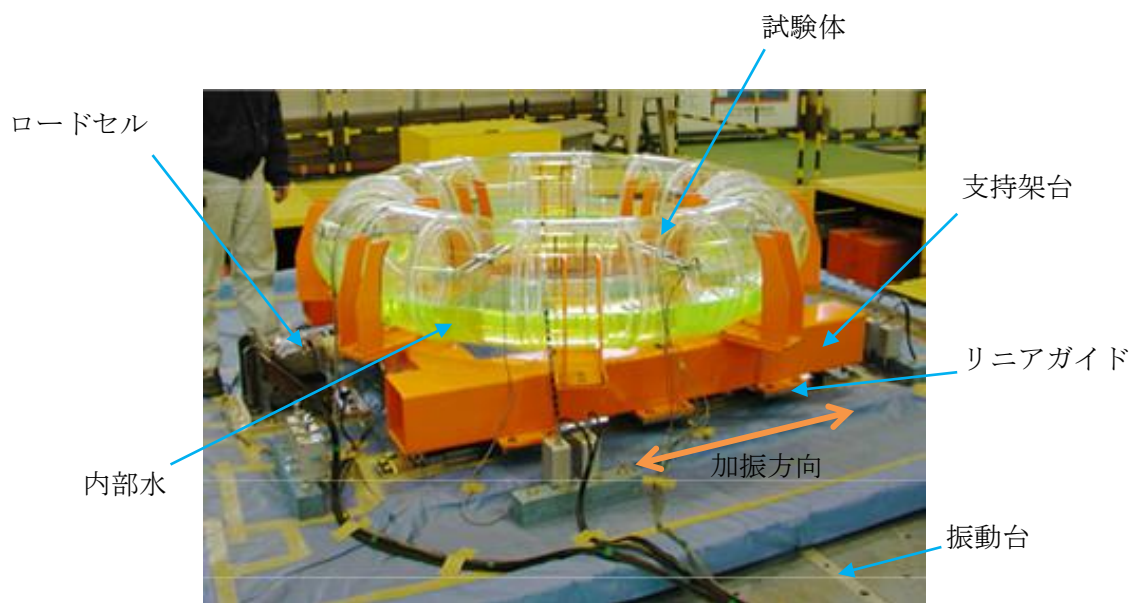


図 2.2-2 試験装置の外観

2.2.2 計測項目及び計測機器設置位置

計測項目を表 2.2-1 に示す。これらのうち内部水の有効質量を評価する上で重要な計測項目は振動台上の加速度，試験体への入力となる架台上的加速度及び反力である。計測機器設置位置を図 2.2-3 に示す。

表 2.2-1 計測項目

計測項目	計測機器	位置	計測チャンネル数 (設置位置)
反力	ロードセル	振動台-架台間	X成分
加速度	加速度計	振動台上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		架台上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		試験体上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)

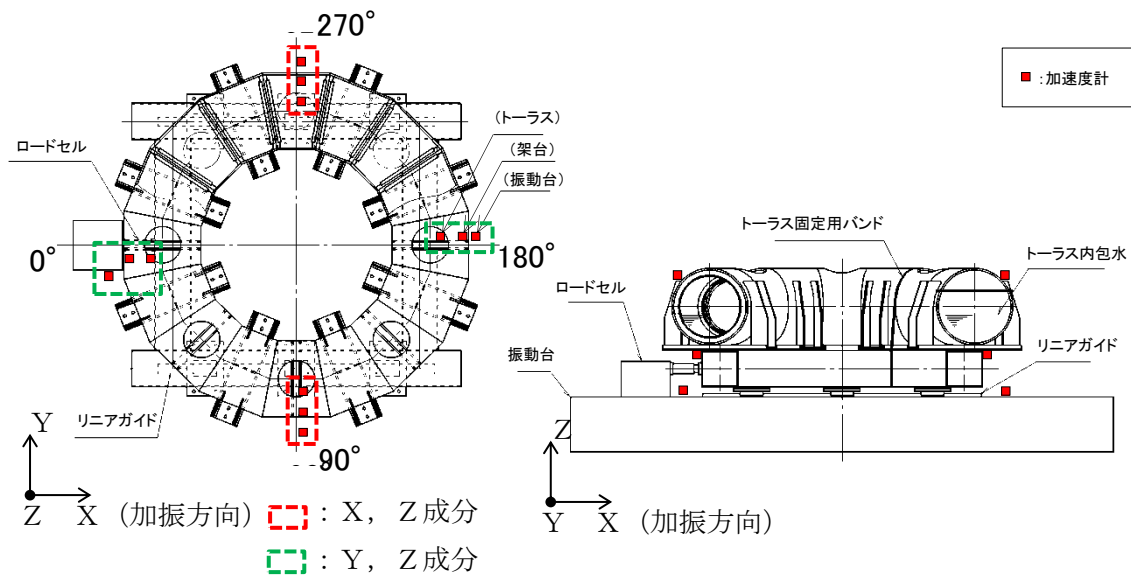
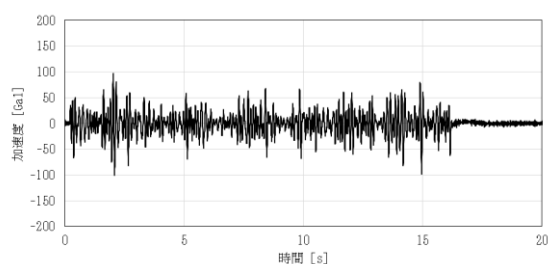


図 2.2-3 計測機器設置位置

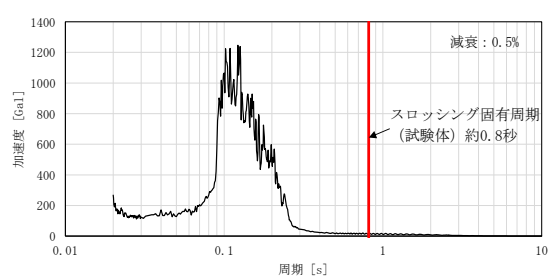
2.2.3 試験条件

振動試験では振動台への入力波として、スロッシング周期帯に加速度成分を含まないランダム波A及びスロッシング周期帯に加速度成分を含むランダム波Bの模擬地震波を用いており、それぞれのランダム波の最大応答加速度を100Gal, 200Gal, 300Gal, 400Galとする4ケースの試験を実施する。試験体への入力波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトルの例を図2.2-4及び図2.2-5に示す。

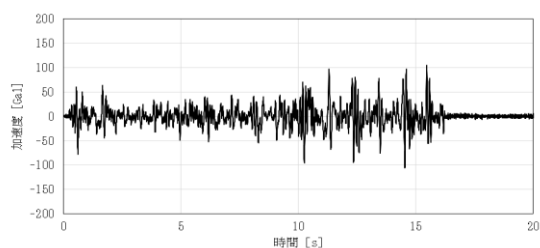
試験水位レベルは、各試験ケースに対して、内部水なし、内部水あり（H. W. L相当）の計2ケースとする（図2.2-6参照）。



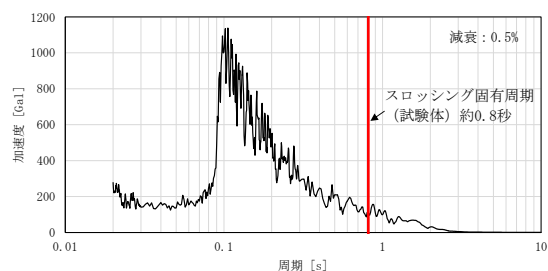
ランダム波A



ランダム波A



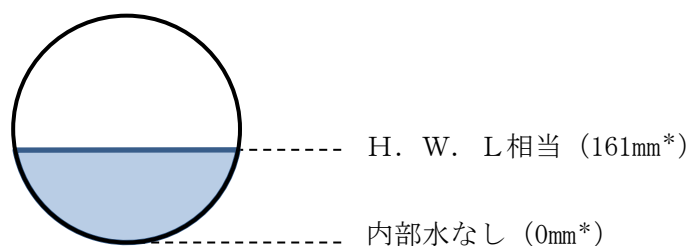
ランダム波B



ランダム波B

図 2.2-4 振動台入力加速度時刻歴波形

図 2.2-5 振動台入力応答加速度スペクトル



注記*：試験体底面からの高さ

図 2.2-6 試験水位レベル

2.2.4 試験結果

計測荷重の時刻歴の例を図 2.2-7 に示す。図 2.2-7 において、計測荷重 F と架台上の計測加速度 (= 試験体への入力加速度) \ddot{x} との関係は、運動方程式から下式で表される。

$$F = (M + M_E) \ddot{x}$$

ここで、

M : 試験体 (構造体) の質量

M_E : 内部水の有効質量

上式のとおり、試験体 (構造体) の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、内部水ありの試験結果及び内部水なしの試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される (図 2.2-8 参照)。

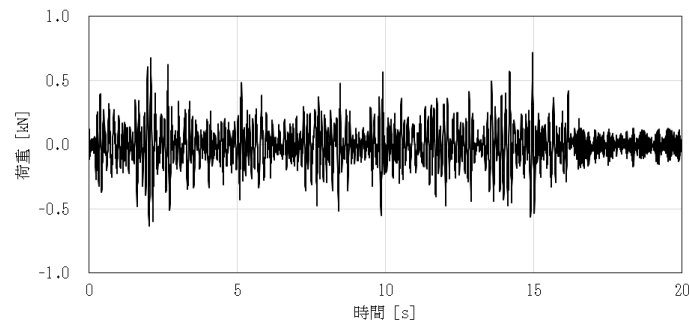


図 2.2-7 計測荷重の時刻歴

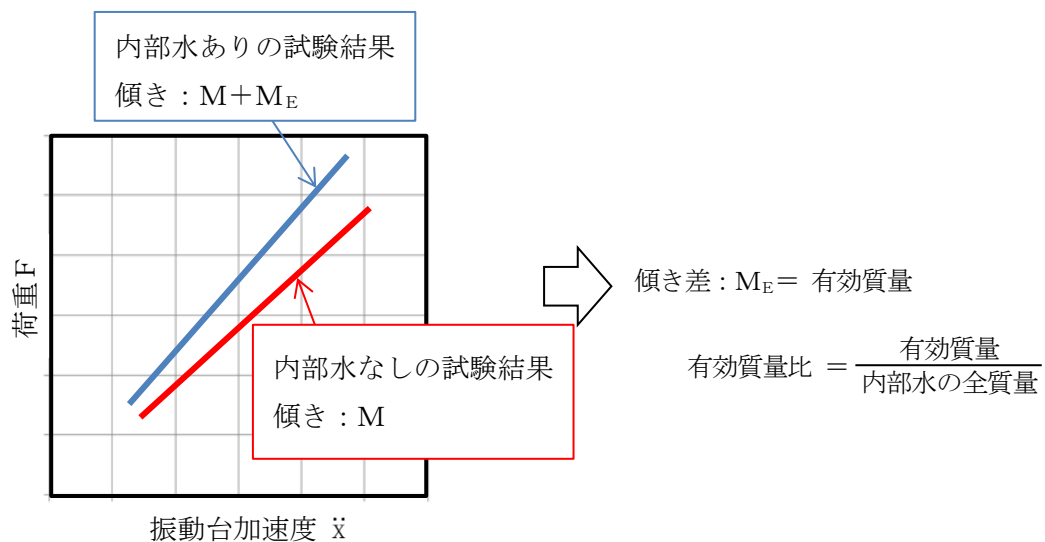


図 2.2-8 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

試験結果として得られた荷重－加速度関係の回帰直線の傾き及びこれらから算出した有効質量比を表 2.2-2 に示す。ここで、回帰直線の傾きは、内部水あり・なしの試験について、異なる加速度での試験ケースごとの最大加速度及び最大荷重を同一のグラフにプロットした結果として得られる。このときの荷重－加速度関係を図 2.2-9 に示す。なお、スロッシング荷重の影響を取り除くためのフィルター処理は実施していない。本試験では最大加速度及び最大荷重の関係から有効質量比を算出していることから、表 2.2-2 に示すとおり、ランダム波 B での有効質量比はスロッシング荷重の影響でランダム波 A よりもわずかに大きく算出されるが、内部水の全質量に対しては約 2%の相違であり、同程度の結果が得られている。

表 2.2-2 振動試験結果から算出した有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20

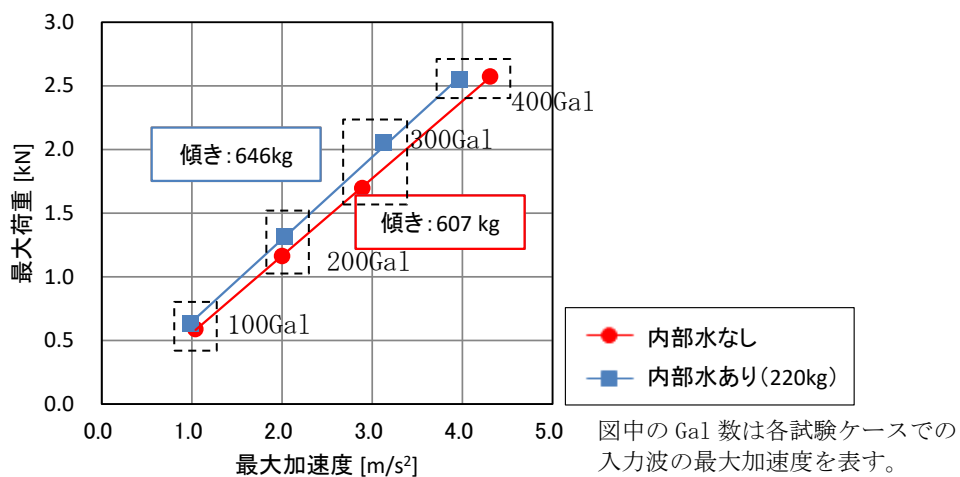


図 2.2-9 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係
(ランダム波 A)

2.3 妥当性検証

2.1 及び 2.2 に示した仮想質量法 (NASTRAN)、振動試験により算出した有効質量比を整理して表 2.3-1 に示す。

入力波の特性に関係なく、容器の形状及び水位により有効質量比が定まる仮想質量法 (NASTRAN) により算出した内部水の有効質量比の方が、わずかに大きい値となっている。この差異は、内部水の有効質量比の算出において、容器の形状と水位から一義的に求まる (内部水の流動を考慮しない) 仮想質量法に対し、流体解析では内部水の流動が考慮されることから、液面変動によりこのような傾向となるものと推定される。以上より、仮想質量法 (NASTRAN) により算出される有効質量比は妥当であると考えられる。

表 2.3-1 各方法による有効質量比の評価結果

項 目	仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	
		ランダム波A	ランダム波B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

3. 耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定

島根 2 号機の実機評価に適用する内部水の有効質量は、実機解析モデルに対する仮想質量法と内部構造物を含む実機解析モデルに対する流体解析による内部水の有効質量比を比較し、その妥当性を検証した上で、解析手法による値の差異や試験結果との差異等を踏まえて仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、設定する。

3.1 仮想質量法による実機内部水の有効質量比の算出

2.により妥当性を確認した仮想質量法を用いて、島根 2 号機の実機解析モデルにより内部水の有効質量比を算出する。

3.1.1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

仮想質量法に用いる実機解析モデルを図 3.1-1 に示す。

島根 2 号機の実機解析モデルは、サプレッションチェンバ(補強リングを含む)の寸法、剛性を模擬したシェル要素とし、内部水の水位を設定する。なお、本解析モデルは、サプレッションチェンバの内部水の有効質量の算出に用いるものであり、サプレッションチェンバサポートは模擬していない。また、主要な内部構造物をモデル化することとし、ベントヘッダ、ダウンカマ、クエンチャ、ECCS ストレーナをモデル化する。

内部水の水位は、図 3.1-2 に示すとおり、重大事故等時水位より高い水位 (ダウンカマ取付部下端位置) (以下「耐震解析用重大事故等時水位」という。) とする。

なお、耐震解析用重大事故等時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動 S_d 及び基準地震動 S_s による地震力と組み合わせる水位であるが、対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、耐震評価上保守的な水位として設計基準対象施設としての耐震評価にも適用する (別紙 10 参照)。



図 3.1-1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

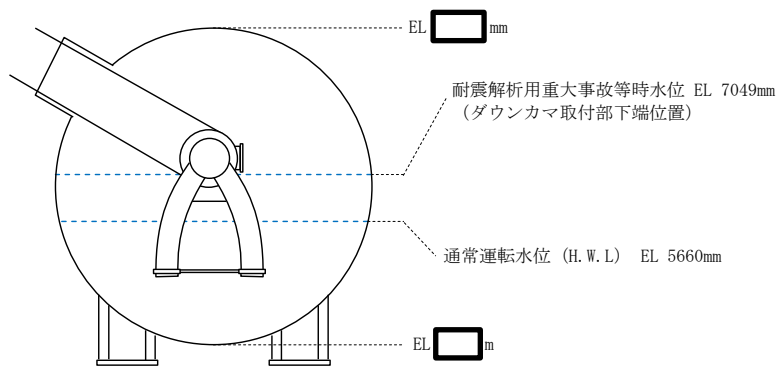


図 3.1-2 解析水位ケース

3.1.2 流体解析による実機の有効質量比の算出

仮想質量法の実機解析の妥当性を検証するため、島根2号機の主要な内部構造物（ベントヘッダ、ダウンカマ、クエンチャ、ECCSストレーナ）をモデル化した実機解析モデルを用いてFluentの流体解析により内部水の有効質量比を算出し、仮想質量法の内部水の有効質量比と比較する。流体解析による内部水の有効質量算定フローを図3.1-3に示す。

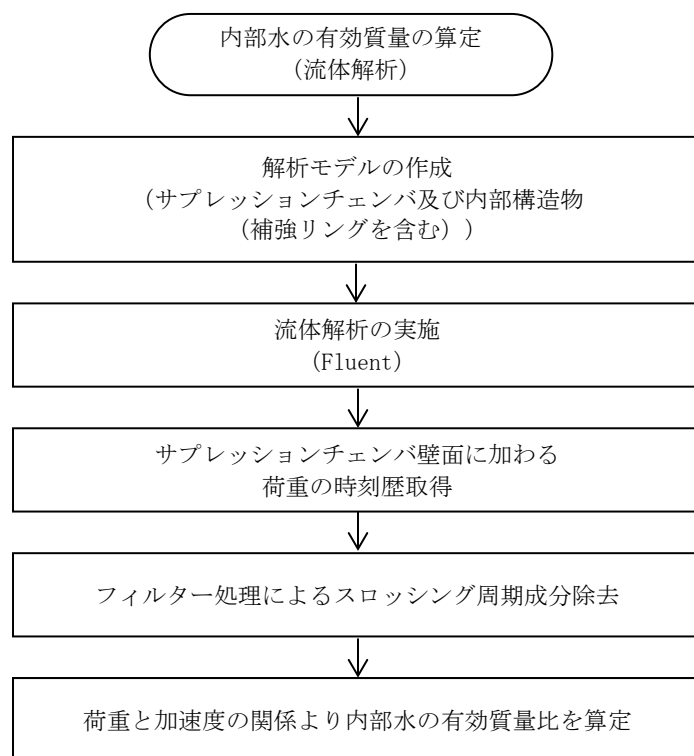


図 3.1-3 内部水の有効質量算定フロー

流体解析に用いる実機解析モデルを図3.1-4に示す。流体解析に用いる島根2号機の実機解析モデルの水位条件は、仮想質量法と同じである（図3.1-2参照）。また、入力地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、サプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きく、耐震評価上厳しい条件である S_s-D を用いた（別紙14参照）。

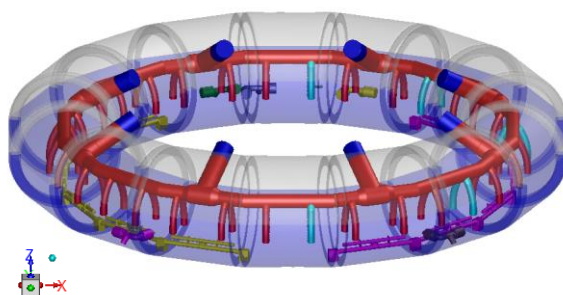


図 3.1-4 流体解析に用いる実機解析モデル

3.1.3 解析結果

仮想質量法及び流体解析による島根2号機の実機サプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算出結果を表3.1-1に示す。なお、流体解析結果を用いた有効質量比の算出では、サプレッションチェンバ壁面に加わる荷重と入力加速度の時々刻々の関係をグラフ上にプロットした結果の回帰直線の傾きとして有効質量比が得られる(図3.1-5参照)。

表 3.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

水位	解析手法	
	仮想質量法	流体解析*
耐震解析用重大事故等時水位	0.28	0.28

注記* : サプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きく、耐震評価上厳しい条件である $S_s - D$ を用いた算定結果

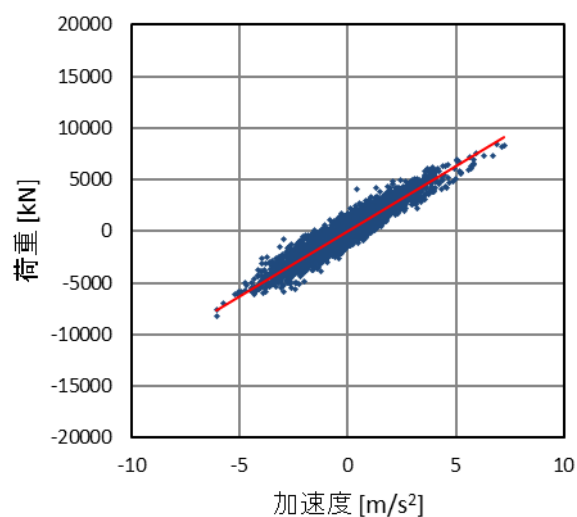


図 3.1-5 荷重と加速度の関係

3.2 不確かさを踏まえた耐震評価用の内部水の有効質量の設定

島根 2 号機の実機評価に適用する内部水の有効質量の設定に当たり、仮想質量法に対する流体解析及び振動試験の値の差異等を踏まえ、仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、島根 2 号機の実機評価に適用する内部水の有効質量を設定する。

試験体モデルに対しては、表 2.3-1 のとおり、仮想質量法、振動試験により算出した内部水の有効質量比は同等であり、おおむね仮想質量法の値が保守的な傾向を示す。

実機解析モデルに対しては、表 3.1-1 のとおり、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比は、流体解析により算出される内部水の有効質量比と同等である。

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの内部水の有効質量比に対して、仮想質量法を用いて内部水の有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても内部水の有効質量比がほぼ一致している、又は仮想質量法の値が保守的な傾向となっている（別紙 15 参照）。

したがって、島根 2 号機の地震応答解析に考慮する内部水の有効質量は、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比が、他評価手法及び容器構造設計指針に対して一致もしくはおおむね保守的な傾向（内部水の有効質量比が大きくなる）を示すことから、仮想質量法により算出される内部水の有効質量を適用する。

なお、評価手法の違い（仮想質量法と流体解析）による内部水の有効質量比の差異によって、サプレッションチェンバの固有周期が変動するため、耐震評価に用いる床応答スペクトルとの関係にも配慮し、地震荷重を算出する。

サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及びその妥当性

1. 概要

今回工認に用いる島根 2 号機のサプレッションチェンバ地震応答解析モデル(はり要素を用いた 3 次元多質点モデル)における内部水の有効質量は, N A S T R A N を用いた仮想質量法(以下「仮想質量法」という。)(シェル要素を用いた実機解析モデル)により算出される各要素の内部水の有効質量及びその位置(高さ)を考慮し, 地震応答解析モデルの各質点に縮約して設定する。

本資料では, その縮約方法の考え方及びその妥当性について説明する。

2. 縮約

縮約とは, 膨大な数のデータを扱う有限要素法などの解析において, 行列の大きさ(次元)を小さくする解析上のテクニックであり, その手法として, G u y a n 縮約 (Guyan's Reduction) が広く一般的に使われている。

サプレッションチェンバの内部水に対する有効質量を地震応答解析モデルに設定するにあたり, この手法を用いて, 仮想質量法 (N A S T R A N) により算出されるサプレッションチェンバシェルの各要素の有効質量及びその位置(高さ)を, 地震応答解析モデルの各質点に縮約する(図 2-1 参照)。

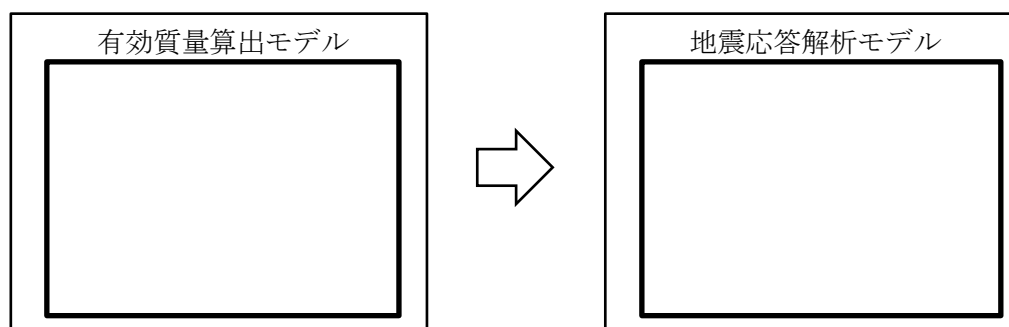


図 2-1 内部水の有効質量の縮約

3. 地震応答解析モデルへの縮約方法

3.1 地震応答解析モデルへの縮約方法の考え方

仮想質量法により算出されるサプレッションチェンバシェルの各要素の内部水の有効質量及びその位置(高さ)を, 地震応答解析モデルのサプレッションチェンバの各質点に縮約する方法 (G u y a n 縮約) のイメージを図 3.1-1 に示す。

① 仮想質量法から算出されるサプレッションチェンバの内部水の有効質量

仮想質量法ではサプレッションチェンバシェルの各要素に対する内部水の有効質量が

算出されており、解析モデルの一断面を考えた場合、有効質量算出モデルの1要素における内部水の有効質量 m_i は、水平方向及び鉛直方向の内部水の有効質量 (m_{xi} , m_{zi}) に分解できる。

なお、水平方向の内部水の有効質量 m_{xi} をサプレッションチェンバ全体に積分するとサプレッションチェンバの内部水に対する有効質量と一致し、また、鉛直方向の内部水の有効質量 m_{zi} をサプレッションチェンバ全体に積分した場合、サプレッションチェンバシエルの底面圧力による荷重と一致する。

② 地震応答解析モデルのほり要素 (1 箇所) の質点) への縮約 (1 要素の有効質量)

上記①で示した水平方向及び鉛直方向の内部水の有効質量 (m_{xi} , m_{zi})、その位置 (高さ) を考慮し、それらが地震応答解析モデルのほり要素 (1 箇所) の質点) における慣性力及び回転慣性力が等価となるように、並進質量 (m_x , m_z) 及び回転質量 (Rm_x , Rm_z) を設定する。

なお、回転質量 Rm_z は、サプレッションチェンバシエルの底面圧力によるモーメントとして考慮される。

③ 地震応答解析モデルのほり要素 (1 箇所) の質点) への縮約 (全要素の内部水の有効質量)

仮想質量法により算出されるサプレッションチェンバシエル全要素の内部水の有効質量に対して、上記②の考え方を3次元の位置関係を考慮して展開し、地震応答解析モデルのほり要素 (1 箇所) の質点) における並進質量 (m_x , m_y , m_z) 及び回転質量 (Rm_x , Rm_y , Rm_z) に縮約する。

④ 地震応答解析モデル (全質点) における内部水の有効質量の設定

地震応答解析モデルにおけるほり要素の全質点に対して、上記③の考え方を展開し、並進質量 (m_x , m_y , m_z) 及び回転質量 (Rm_x , Rm_y , Rm_z) が設定される。

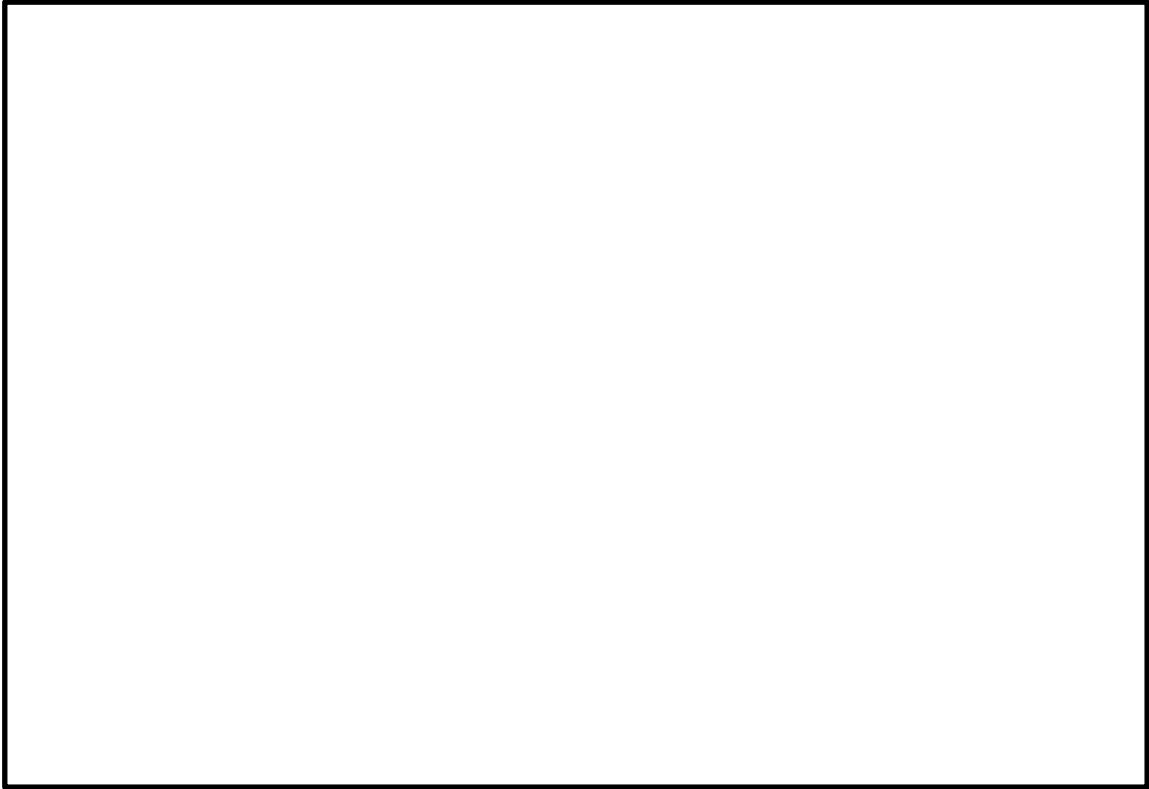


図 3.1-1 Guyan縮約のイメージ

3.2 地震応答解析モデルへ縮約される内部水の有効質量及びその妥当性

今回工認に用いるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図 3.2-1 に示す。また、耐震解析用重大事故等時水位による水平方向（X方向）及び鉛直方向（Z方向）の地震応答解析モデルの各質点位置に縮約される内部水の有効質量を表 3.2-1 及び表 3.2-2 に示し、今回工認に用いるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルに設定する内部水の有効質量（並進質量及び回転質量）が有する意味合いを以下に示す。

(1) 並進質量

- X方向の各質点の並進質量 m_x の合計値 kg は、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を表し、Z方向の各質点の並進質量 m_z の合計値 kg は、サプレッションチェンバ内部水の全質量を表すことから、内部水の有効質量比は、0.28 (=) となる。
- この内部水の有効質量比は、本文表 4.1-1 における仮想質量法による実機解析モデル（耐震解析用重大事故等時水位）の内部水の有効質量比 0.28 と一致する。
- X方向の並進質量 m_x は、X軸方向（質点 17, 49）がY軸方向（質点 1, 33）よりも質量が集中する傾向があり、X方向加振時に想定される圧力分布とも整合している。
- X方向の並進質量 m_y 、 m_z 及びZ方向の並進質量 m_x 、 m_y は、サプレッションチェンバの容器形状（軸対称）に応じた分布となっており、それぞれの合計値は 0 となる。

(2) 回転質量

- X方向の各質点の回転質量 Rm_y は、サプレッションチェンバの容器内面に加わる圧力（各シェル要素のX方向成分及びZ方向成分）を各質点位置にオフセットした場合の等価な回転慣性力を表している。
- 各質点での回転質量 Rm_y は、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）を基準としているため、回転質量が負の場合は容器中心位置よりも高い位置に、回転質量が正の場合は容器中心位置よりも低い位置に内部水の等価高さがあるとみなすことができる。
- 今回の地震応答解析モデルにおけるX方向の各質点位置の回転質量の合計値は負であるため、サプレッションチェンバ内部水の有効質量の等価高さは、容器中心位置よりも高い位置にあることを表している。
- X方向の有効質量（並進質量 m_x ）の合計値 kg とX方向の回転質量 Rm_y の合計値 kg・m から、サプレッションチェンバ内部水全体を簡便に一質点とした場合の等価高さは、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）から約 m (=) 高い位置にあると算出される。
- これは、内部水の重心位置（容器中心位置から下方に約 m の位置）よりも高く、Housner理論による底面圧力を考慮した円筒容器の評価式における容器水位に対する容器半径が比較的大きい場合の傾向とも整合する。
- X方向の回転質量 Rm_x 、 Rm_z 及びZ方向の回転質量 Rm_x 、 Rm_y 、 Rm_z は、隣り

合う質点の関係として回転質量の増減が現れるが、これは質点位置の容器形状の違い（直管部及びエビ継部）によるものであり、容器形状が軸対称であるため、それぞれの合計値は、ほぼ0となる。



図 3.2-1 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

表 3.2-1 縮約した内部水の有効質量（耐震解析用重大事故等時水位，X方向）

質点番号	並進質量			回転質量		
	m_x $\times 10^3$ (kg)	m_y $\times 10^3$ (kg)	m_z $\times 10^3$ (kg)	Rm_x $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_y $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_z $\times 10^3$ (kg·m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
33						
34						
35						
36						
37						
38						
39						
40						
41						
42						
43						
44						
45						
46						
47						
48						
49						
50						
51						
52						
53						
54						
55						
56						
57						
58						
59						
60						
61						
62						
63						
64						
合計						

表 3.2-2 縮約した内部水の有効質量（耐震解析用重大事故等時水位，Z方向）

質点番号	並進質量			回転質量		
	m_x $\times 10^3$ (kg)	m_y $\times 10^3$ (kg)	m_z $\times 10^3$ (kg)	Rm_x $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_y $\times 10^3$ (kg·m)	Rm_z $\times 10^3$ (kg·m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
33						
34						
35						
36						
37						
38						
39						
40						
41						
42						
43						
44						
45						
46						
47						
48						
49						
50						
51						
52						
53						
54						
55						
56						
57						
58						
59						
60						
61						
62						
63						
64						
合計						

4. 応答解析モデルの妥当性確認

4.1 妥当性確認方針

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルにおいては、内部水の等価高さを適切に考慮するため、NASTRANの機能であるG u y a n縮約により算出される有効質量を3次元はりモデルの質点位置に設定しており、NASTRANのG u y a n縮約を用いて縮約した水平方向の有効質量については、3.にて、G u y a n縮約を適用していないNASTRAN（3次元シェルモデル）から算出した水平方向の有効質量と同等であることを確認している。

ここで、円筒容器等をモデル化する手法として用いられるH o u s n e r理論における円筒容器等の評価式では、有効質量及び等価高さを以下のとおり算定している。

- ① 有効質量は水平方向の加速度による内部水から受ける容器側面圧力（水平方向の圧力）から算定
- ② 内部水の等価高さは上記①の有効質量と容器側面圧力（水平方向の圧力）による回転モーメントから算定
- ③ 容器半径に対して水位が低い場合の等価高さは上記②に加えて、底面圧力（鉛直方向の圧力）による回転モーメントから算定される高さを加算

上記③における等価高さの取り扱い及び3.2における等価高さが内部水の重心位置よりも高いことを考慮すると、サプレッションチェンバ内部水から受ける容器側面圧力（水平方向の圧力）に加えて底面圧力（鉛直方向の圧力）を把握することは重要である。

今回工認に用いる地震応答解析モデルでは、仮想質量法（NASTRAN）を用いて容器（各要素）の内面圧力（水平方向の圧力、鉛直方向の圧力）から各方向の有効質量を算定しており、これらはG u y a n縮約を用いてサプレッションチェンバのはりモデルの質点位置に縮約される。このため、以下の検討によりサプレッションチェンバの応答解析モデルの妥当性の確認を行う。

① 鉛直方向圧力の妥当性確認

NASTRAN（3次元シェルモデル）により算出される鉛直方向の有効質量比と、F l u e n tによる流体解析結果から得られる流体解析結果から算出される鉛直方向の有効質量比との比較により、仮想質量法（NASTRAN）の有効質量算出モデルにおける鉛直方向圧力の妥当性の確認を行う。

② G u y a n縮約の妥当性確認

サプレッションチェンバ実機解析モデルにおいて、G u y a n縮約を適用（3次元はりモデル）、非適用（3次元シェル+はりモデル）の解析モデルの時刻歴応答解析により得られる応答加速度を比較し、サプレッションチェンバにおけるG u y a n縮約の妥当性確認を行う。

本検討の目的を表4.1-1に示す。なお、本検討には妥当性確認用の解析モデルを適用し、妥当性確認用解析モデルの水位は図4.1-1に示すとおりとする。妥当性確認用解析モデルの水位は、重大事故等時の耐震評価において、基準地震動S_sとの組合せで基本とするケースである「格納容器過圧・過温破損（残留熱代替除去系を使用する場合）」における水位である（別紙10参照）。

表 4.1-1 検討の目的

比較対象	① 3次元シェルモデル*1 ／② (流体解析モデル)	③ 3次元シェル+はりモデル*2 ／④ 3次元はりモデル*3
確認項目	鉛直方向の有効質量比	応答加速度・荷重
検討目的	鉛直方向の圧力の 妥当性確認	G u y a n 縮約の 妥当性確認

注記*1：仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量算出モデル

*2：仮想質量法（N A S T R A N）で算定した有効質量をシェル要素とし、サプレッションチェンバの構造部分をはりモデルとした応答解析モデル

*3：仮想質量法（N A S T R A N）で算定した有効質量をG u y a n 縮約により試験体のはり要素に付加した応答解析モデル（今回工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル）

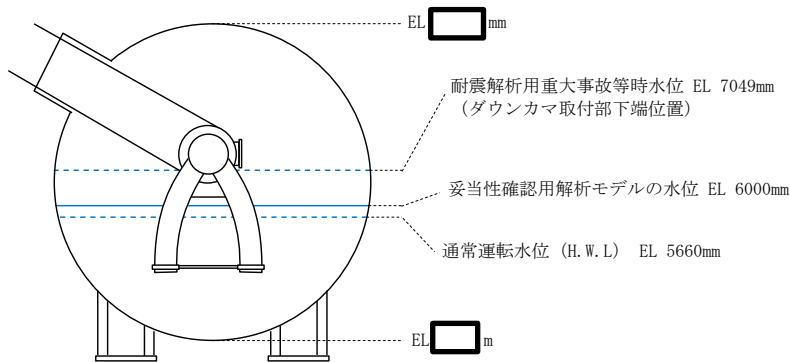


図 4.1-1 妥当性確認用解析モデルの水位

4.1.1 鉛直方向圧力の妥当性確認

(1) 解析条件

① 3次元シェルモデル及び②流体解析モデルを図 4.1-2 及び図 4.1-3 に示す。

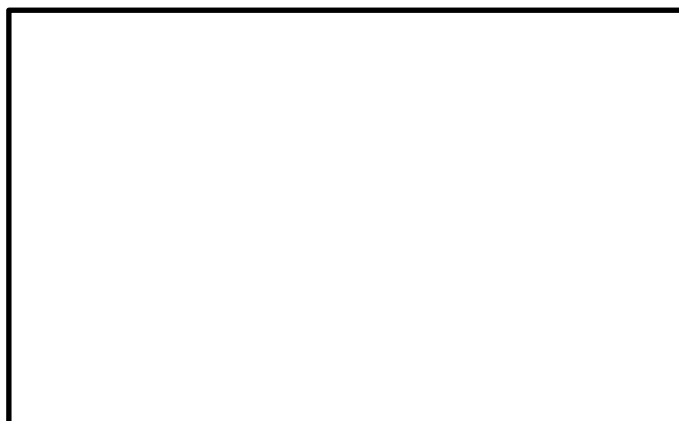


図 4.1-2 ① 3次元シェルモデル (NASTRAN)



a. 外観

b. 内部構造物

図 4.1-3 ②流体解析モデル (Fluent)

(2) 解析結果

実機サプレッションチェンバの鉛直方向の有効質量比の算出結果を表 4.1-2 に示す。

① 3次元シェルモデル及び②流体解析モデルにより算出した有効質量比はほぼ一致しており、仮想質量法 (NASTRAN) による鉛直方向圧力は適切である。

表 4.1-2 鉛直方向の有効質量比算出結果

	① 3次元シェルモデル (NASTRAN)	②流体解析モデル (Fluent)
鉛直方向の 有効質量比	0.98	0.99

4.1.2 Guyan縮約の妥当性確認

(1) 解析モデル

応答解析結果の比較を行う解析モデルを以下に示す。

a. ③3次元シェル+はりモデル

仮想質量法 (NASTRAN) で算定した有効質量をシェル要素, サプレッション
チャンバの構造部分をはり要素とし, はり要素の節点位置でシェル要素と剛結合した
3次元シェル+はりモデル (図 4.1-4 参照)

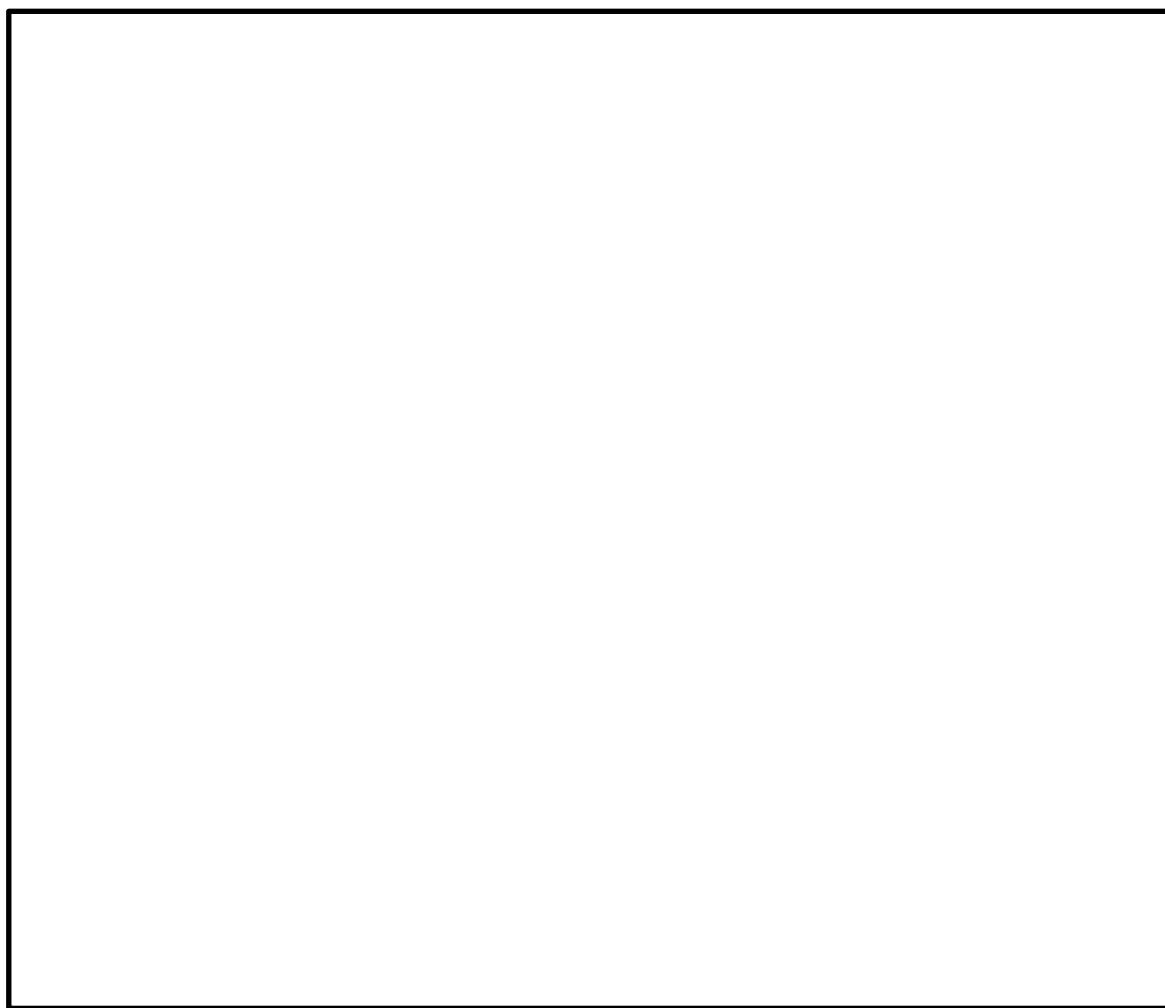


図 4.1-4 ③3次元シェル+はりモデル

b. ④ 3次元はりモデル

仮想質量法 (N A S T R A N) で算定した有効質量を G u y a n 縮約により試験体のはり要素に付加した 3次元はりモデル (図 4.1-5 参照)

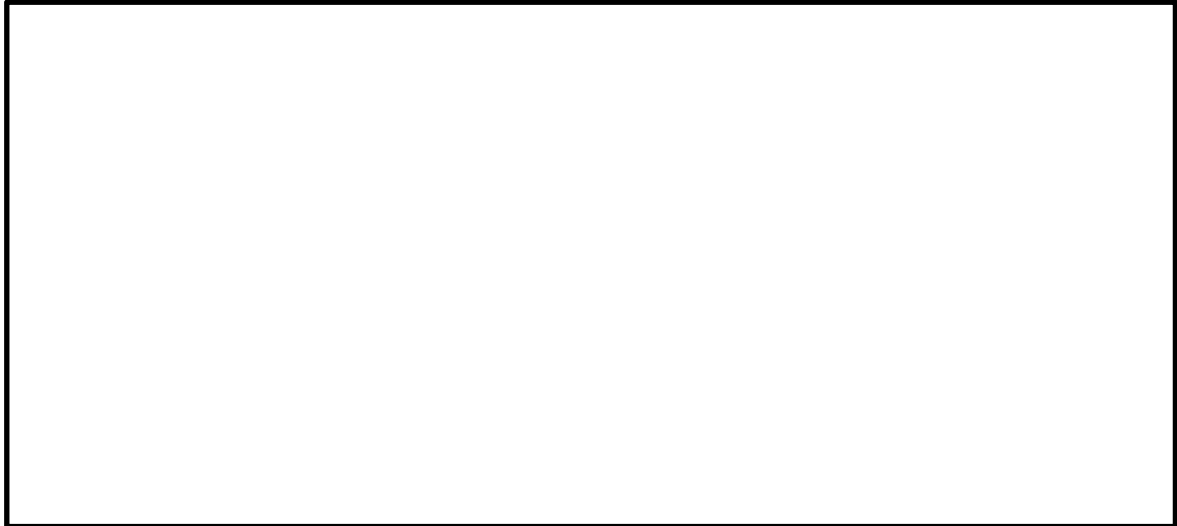


図 4.1-5 ④ 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 4.1-3 に示す。

表 4.1-3 解析条件

項目		内容*2	
解析モデル		③ 3次元シェル+はりモデル	④ 3次元はりモデル*1
モデル	内部水	シェル要素	質点に縮約
	鋼材部分	はりモデル	
内部水の有効質量の算定方法		仮想質量法 (N A S T R A N) により有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		シェル要素として付加	G u y a n 縮約を用いて試験体のはり要素に付加
水位条件		重大事故時想定水位 (S s)	
入力地震動		S s - D (N S 方向, E W 方向, 鉛直方向)	
解析コード		N A S T R A N	

注記*1: 耐震評価用の応答解析モデル

*2: 記載していない内容については耐震評価用の応答解析と同様

(3) 入力加速度及び比較項目

③ 3次元シェル+はりモデル及び④ 3次元はりモデルにおいて、NS方向、EW方向及び鉛直方向の各方向に1方向ずつ時刻歴加速度を入力した解析を実施し、得られた応答加速度及び荷重を組み合わせることにより、3方向入力を考慮した応答加速度及び荷重を算出する。加速度及び荷重の比較項目は以下のとおりとする。

a. 加速度

各方向の時刻歴応答加速度及び最大応答加速度の比較を行う。なお、1方向入力の解析で得られる各方向の応答加速度を、各時刻において代数和する。

応答加速度の比較位置を図4.1-6に示す。

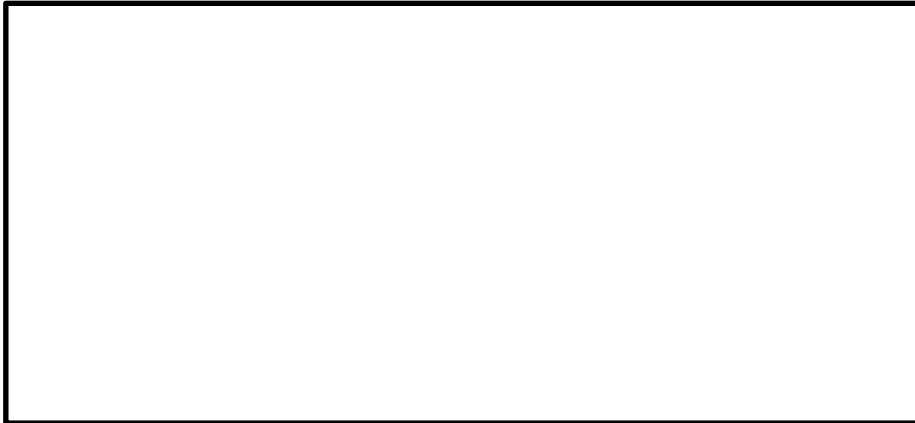


図4.1-6 応答加速度の比較位置

b. 荷重

サプレッションチェンバサポート基部に生じる最大荷重の比較を行う。なお、1方向入力の解析で得られる各方向の最大荷重をSRSS法により組み合わせる。

比較対象とする荷重を図4.1-7に示す。なお、サプレッションチェンバサポートは半径方向にスライドする構造であるため、半径方向に有意な荷重は生じない。また、荷重の比較位置を図4.1-8に示す。

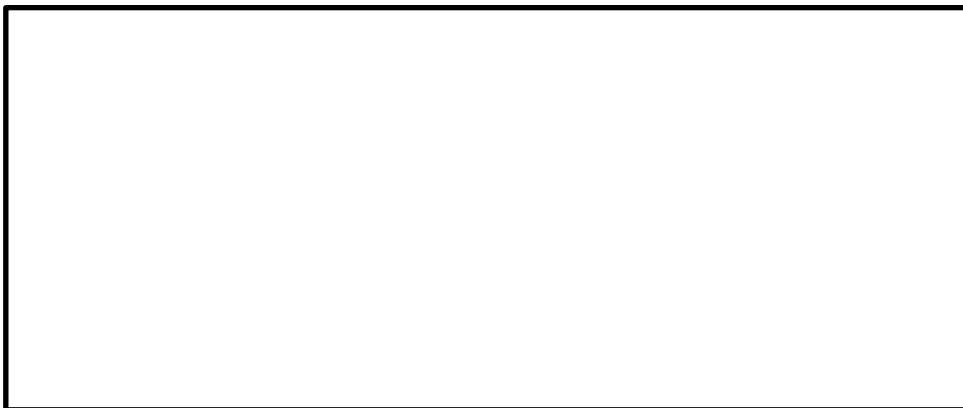


図4.1-7 荷重の比較項目

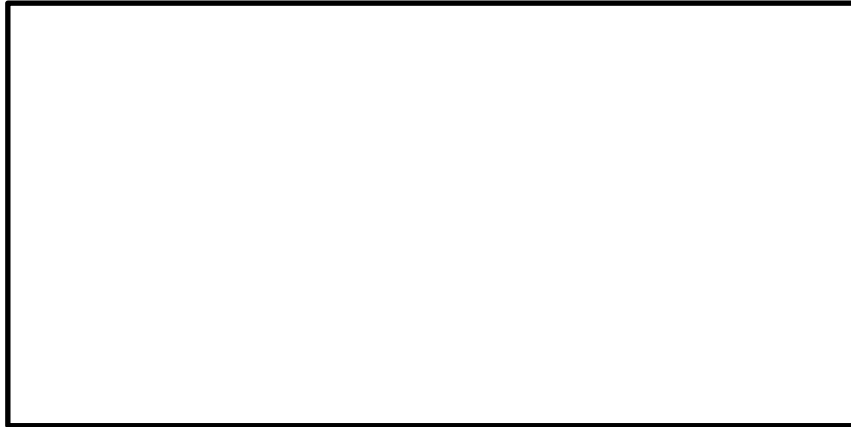


図 4.1-8 荷重の比較位置

(4) 解析結果

a. 加速度

応答加速度の最大値の比較結果を表 4.1-4 に、時刻歴応答加速度の比較結果を図 4.1-9 及び図 4.1-10 に示す。表 4.1-4 において、最大加速度は③ 3次元シェル+はりモデル及び④ 3次元はりモデルにおいて、おおむね一致する結果が得られている。また、図 4.1-9 及び図 4.1-10 において、③ 3次元シェル+はりモデル及び④ 3次元はりモデルの時刻歴応答加速度はよく一致している。

表 4.1-4 最大応答加速度の比較

項目	節点	最大加速度 (m/s ²)		加速度比 (③/④)
		③ 3次元 シェル+はり モデル	④ 3次元 はりモデル	
NS方向 加速度	(A)	30.3	30.8	0.98
	(B)	14.6	14.8	0.99
EW方向 加速度	(A)	17.7	17.6	1.01
	(B)	36.4	36.5	1.00
鉛直方向 加速度	(A)	7.4	8.2	0.90
	(B)	7.4	8.4	0.88

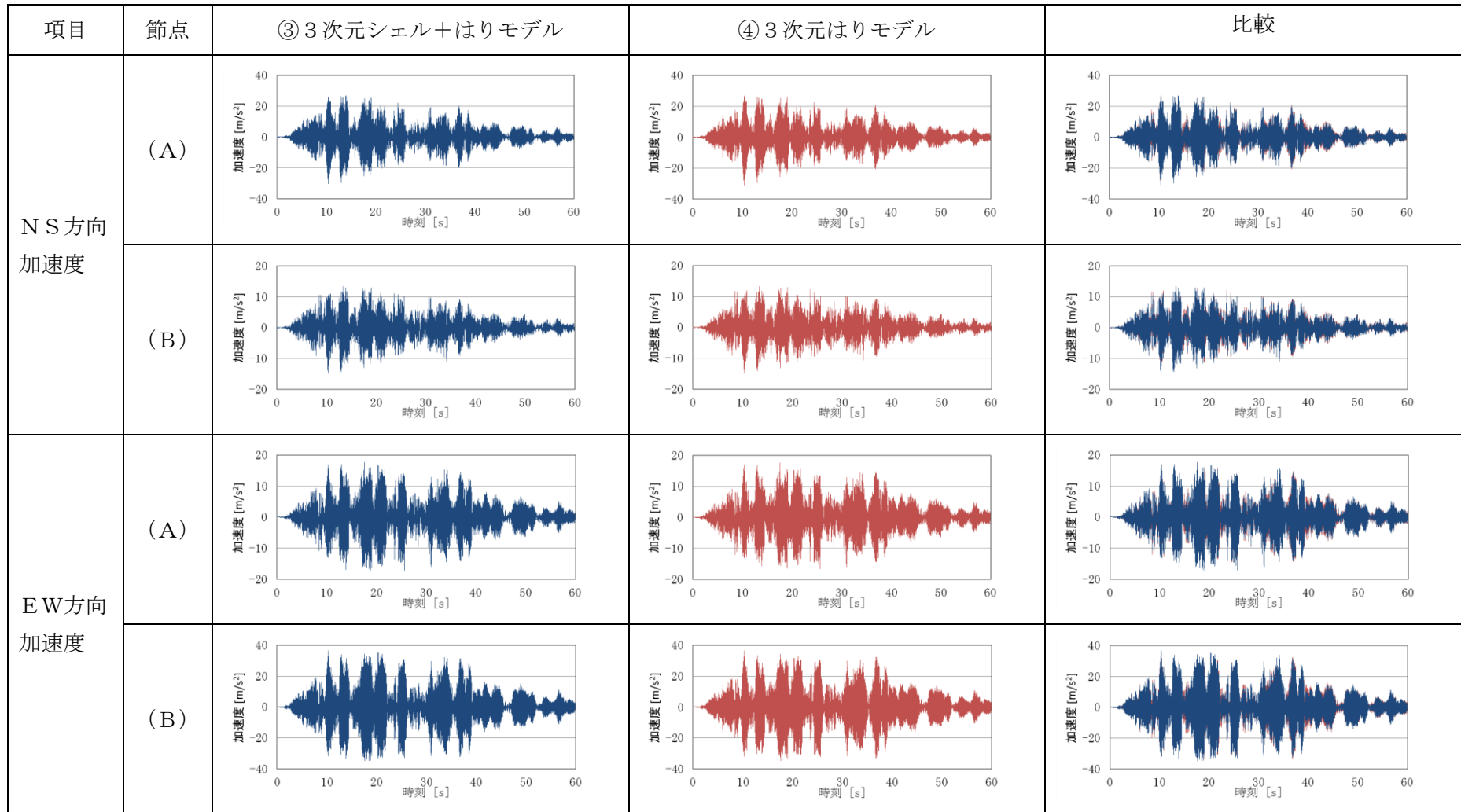


図 4.1-9 時刻歴応答加速度の比較（水平方向）

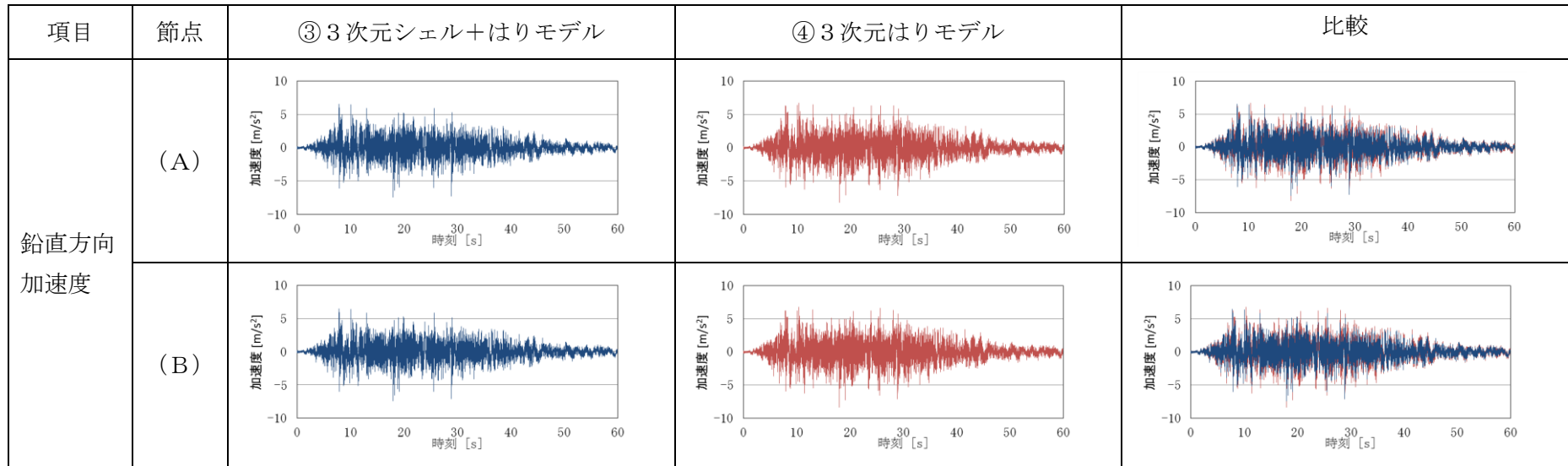


図 4.1-10 時刻歴応答加速度の比較 (鉛直方向)

b. 荷重

最大荷重の比較結果を表 4.1-5 に示す。表 4.1-5 に示すとおり、③3次元シェル+はりモデル及び④3次元はりモデルの最大荷重はおおむね一致している。

表 4.1-5 最大荷重の比較

項目	節点	③3次元 シェル+はり モデル	④3次元 はりモデル	荷重比 (③/④)
周方向反力 (kN)	(a)	4.00E+03	4.06E+03	0.98
	(b)	2.58E+03	2.63E+03	0.98
	(c)	3.45E+03	3.51E+03	0.98
	(d)	2.23E+03	2.27E+03	0.98
鉛直方向反力 (kN)	(a)	1.01E+03	1.04E+03	0.98
	(b)	1.50E+03	1.58E+03	0.95
	(c)	1.06E+03	1.08E+03	0.98
	(d)	1.68E+03	1.77E+03	0.95
半径軸回り モーメント (N・m)	(a)	4.55E+06	4.62E+06	0.98
	(b)	3.21E+06	3.26E+06	0.98
	(c)	3.92E+06	3.98E+06	0.98
	(d)	2.77E+06	2.82E+06	0.98
接線軸回り モーメント (N・m)	(a)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(b)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(c)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
	(d)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
鉛直軸回り モーメント (N・m)	(a)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(b)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(c)	1.57E+05	1.59E+05	0.98
	(d)	1.57E+05	1.59E+05	0.98

4.1.3 妥当性確認結果

4.1.1 より、①3次元シェルモデルによる解析結果において、内部水の流動を考慮した②流体解析モデルと同等の有効質量比が得られていることから、仮想質量法（NASTRAN）において鉛直方向における内部水のモデル化は妥当であることを確認した。

また、4.1.2 より、③3次元シェル+はりモデル及び④3次元はりモデルにおいて、最大応答加速度と最大荷重がおおむね一致しており、時刻歴応答加速度についてもよく一致した結果が得られていることから、Guyan縮約は妥当であることを確認した。

(補足)

G u y a n縮約における回転質量について

G u y a n縮約における回転質量の符号と質量の等価高さの関係を示す。

ある剛体の質量を縮約する場合において、縮約させる位置が剛体の重心高さより高いケース（ケース1）と縮約させる位置が剛体の重心高さより低いケース（ケース2）を考える。このとき、G u y a n縮約のイメージを図1に示す。

ケース1において、反時計回りをモーメントの正方向とすると、剛体底部に加わるモーメントMは下式で表される。

$$M = m \cdot h$$

ここで、剛体質量を点Aに縮約する場合、並進質量mにより剛体底部に加わるモーメントM_Gは下式で表される。

$$M_G = m \cdot H$$

縮約の前後で剛体底部に加わるモーメントは変わらないため、このときの回転質量R_mは以下の関係を満足する値として設定される。

$$M = M_G + R_m$$

以上より、回転質量R_mは下式で表される。

$$R_m = M - M_G = m (h - H)$$

ケース1では、縮約させる位置が剛体の重心高さより高い（ $h < H$ ）ため、回転質量R_mは負の値となる。

ケース2においても同様に、回転質量R_mは下式で表される。

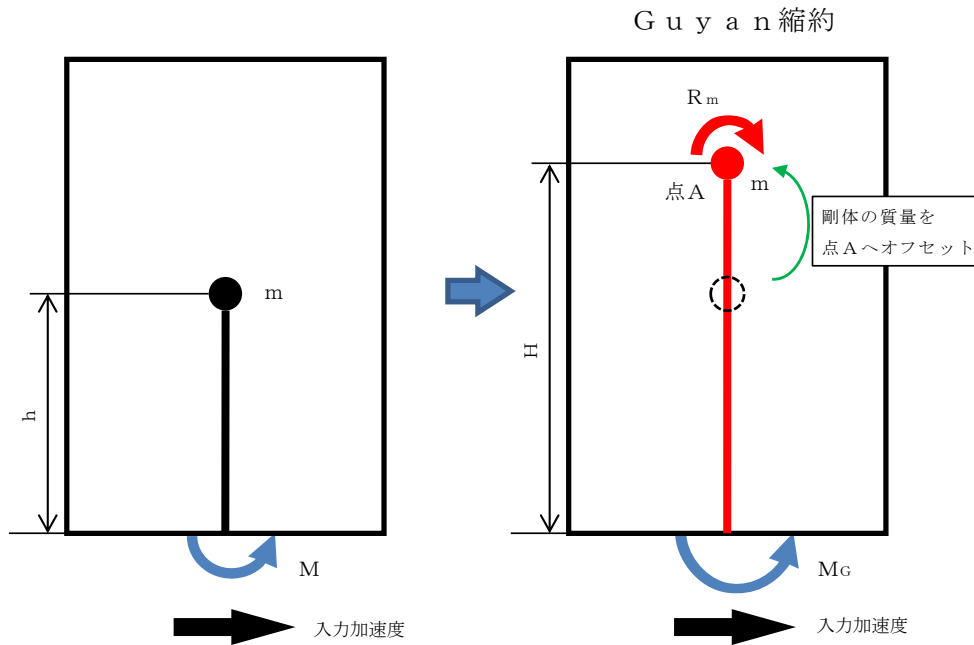
$$R_m = M - M_G = m (h - H)$$

ケース2では、縮約させる位置が剛体の重心高さより低い（ $H < h$ ）ため、回転質量R_mは正の値となる。

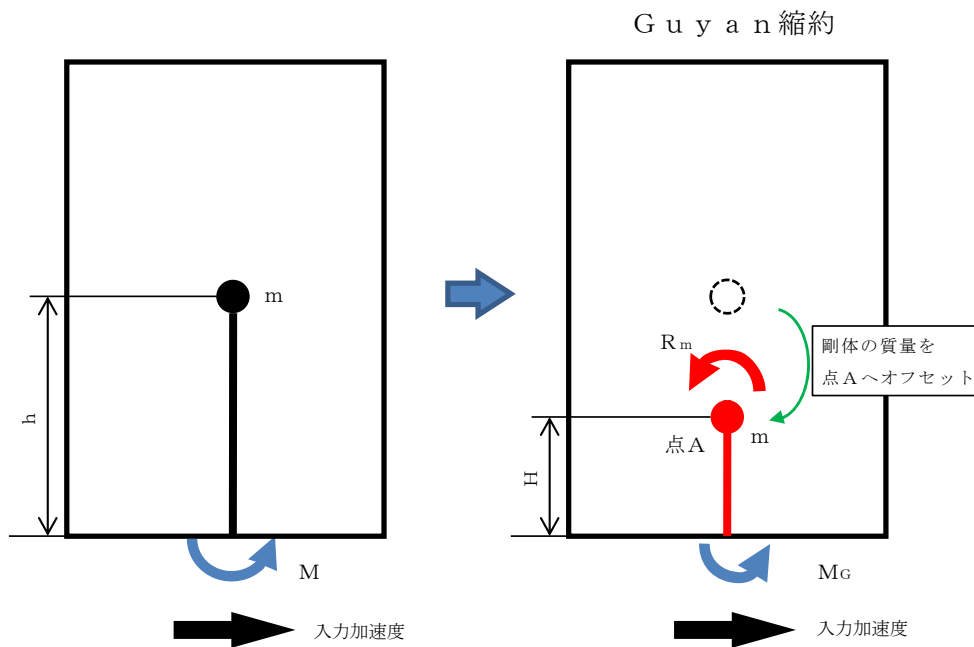
以上より、反時計回りをモーメントの正方向とすると、G u y a n縮約による縮約の位置が剛体の重心高さより高い場合、回転質量は負の値となり、縮約の位置が剛体の重心高さより低い場合、回転質量は正の値となる。なお、モーメントの正方向を逆にした場合は、回転質量の正負が逆になる。

- : 剛体質量
- : 縮約させる点A
- ↻ : 底部に加わるモーメント
- ↻ : 回転質量

- m : 剛体の質量
- h : 剛体の重心高さ
- H : 縮約させる点Aの高さ
- M : 剛体底部でのモーメント
- M_G : 剛体底部でのモーメント (G u y a n 縮約)
- R_m : 回転質量 (G u y a n 縮約)



(1) ケース 1



(2) ケース 2

図 1 G u y a n 縮約のイメージ

50Hz の領域まで計算した床応答スペクトルによる影響検討

本資料では、スペクトルモーダル解析を適用するにあたって高振動数領域の影響を確認するため、50Hz の領域まで計算した検討用の床応答スペクトルを地震応答解析に適用し、重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの中で最も裕度が小さい部位を代表として応力評価を実施した。なお、今回工認で適用する設計用床応答スペクトルは、補足-027-01「設計用床応答スペクトルの作成方針に関する補足説明資料」に示すとおり、0.033 秒 (33Hz) 以下の領域は 1.0ZPA、0.045 秒 (22.2Hz) 以上の領域は計算した応答スペクトルとし、0.033 秒 (33Hz) と 0.045 秒 (22.2Hz) の間の領域については直線補間して作成している。

地震応答解析に用いた床応答スペクトルを図 1 に、応力評価結果を表 1 に、固有周期の一覧を表 2 に示す。本検討に用いた床応答スペクトルは、VI-2-1-7「設計用床応答スペクトルの作成方針」に基づき 0.02 秒 (50Hz) までの床応答スペクトルを作成したものである。

地震応答解析において検討用床応答スペクトルを用いた場合、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの代表応力評価点に対する算出応力は、設計用床応答スペクトルを用いた場合と有効桁数の範囲で等しい結果となった。これは、今回工認における耐震評価において、設計上の配慮として 0.02 秒 (50Hz) までの振動モードを考慮していること、高振動領域における応答加速度と刺激係数が比較的小さいことから、高振動数領域への応答影響が小さいためである。

したがって、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析における動的解析として高振動数領域の応答によるスペクトルモーダル解析への影響が十分に小さいことを確認した。

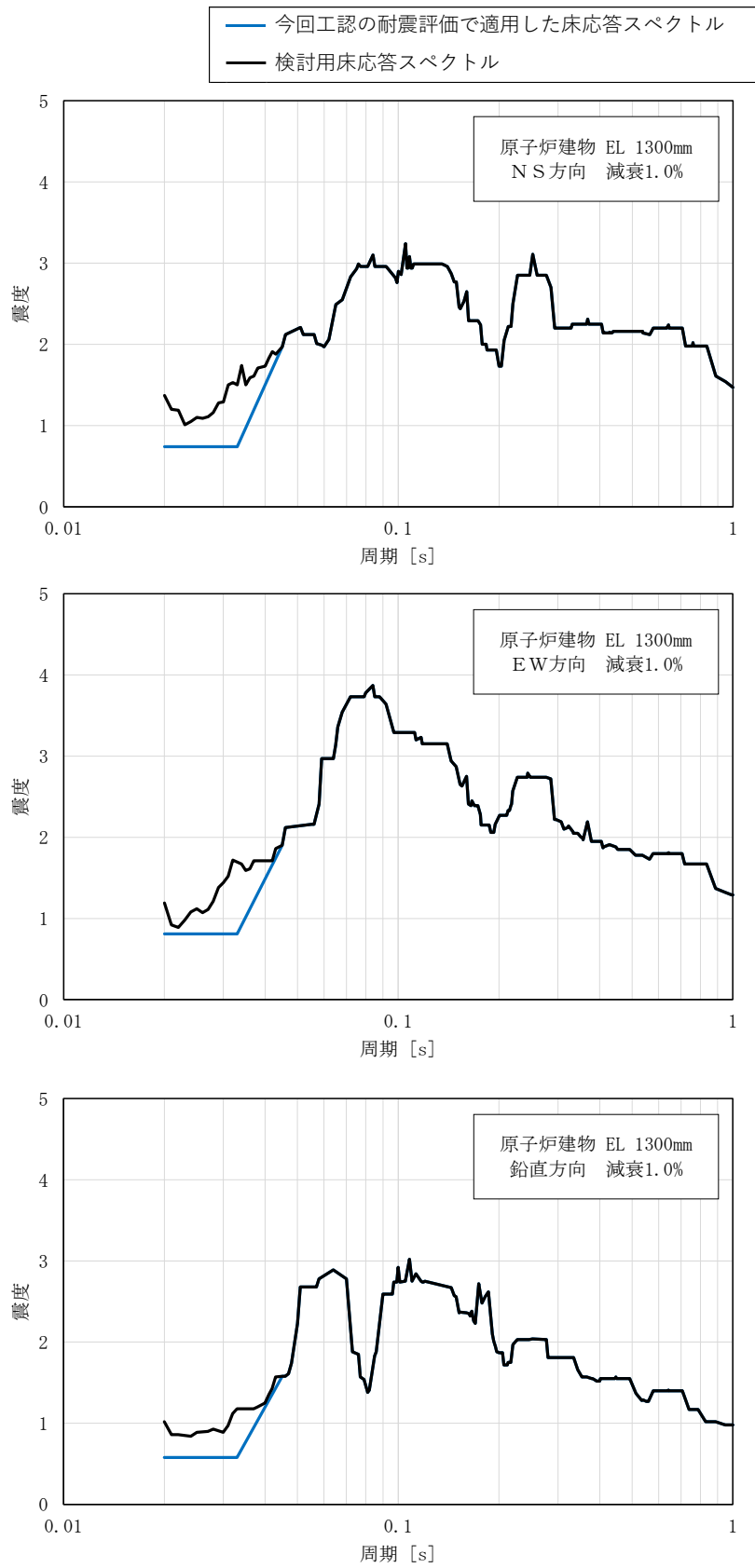


図1 検討用床応答スペクトル

表1 応力評価結果

応力評価点*1		応力分類	算出応力*2 (MPa)		許容応力*2 (MPa)
			設計用床応答スペクトル	検討用床応答スペクトル	
サブプレッションチェンバ	サブプレッションチェンバ 胴中央部上部 (P1)	一次一般膜応力	144	144	349
		一次膜+一次曲げ応力	144	144	523
		一次+二次応力	128	128	501
	サブプレッションチェンバ 胴エビ継部外側 (P8)	一次膜+一次曲げ応力	272	272	523
		一次+二次応力	478	478	501
サブプレッションチェンバ サポート	ベースプレート (P6) ボルト反力側	曲げ応力	242	242	344
		せん断応力	24	24	172
		組合せ応力	246	246	298

注記*1：応力評価点は3.3.2に示す。

*2：VI-2-9-2-2「サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-3「サブプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における「 $D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$ 」に対する評価結果を示す。

表 2(1) 固有周期一覧表 (地震応答解析モデル：水平方向)

モード	固有周期 (s)	刺激係数*		
		X方向	Y方向	Z方向
1次				
2次				
3次				
4次				
5次				
6次				
7次				
8次				
9次				
10次				
11次				
12次				
13次				
14次				
15次				
16次				
17次				
18次				
19次				
20次				
21次				
22次				
23次				
24次				
25次				
26次				
27次				
28次				
29次				
30次				
31次				
32次				
33次				
34次				
35次				
36次				
37次				
38次				
39次				
40次				
41次				
42次				
43次				
44次				
45次				
46次				
47次				
48次				
49次				
50次				
51次				

注記*：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

表 2(2) 固有周期一覧表 (地震応答解析モデル：鉛直方向)

モード	固有周期 (s)	刺激係数*		
		X方向	Y方向	Z方向
1次				
2次				
3次				
4次				
5次				
6次				
7次				
8次				
9次				
10次				
11次				
12次				
13次				
14次				
15次				
16次				
17次				
18次				
19次				
20次				
21次				
22次				
23次				
24次				
25次				
26次				
27次				
28次				
29次				
30次				
31次				
32次				
33次				
34次				
35次				
36次				
37次				
38次				
39次				
40次				
41次				
42次				
43次				
44次				
45次				
46次				
47次				
48次				
49次				
50次				
51次				
52次				
53次				
54次				
55次				
56次				
57次				
58次				
59次				
60次				
61次				
62次				
63次				
64次				
65次				

注記*：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定

1. はじめに

今回工認で採用したサプレッションチェンバの地震応答解析モデルは、サプレッションチェンバ本体とサプレッションチェンバサポートをはり要素で模擬し、サプレッションチェンバ本体とサプレッションチェンバサポート取付部の局部変形によるばね剛性については、サプレッションチェンバサポート取付部にばね要素で模擬することとしている。

なお、サプレッションチェンバ小円の断面変形及びサプレッションチェンバ胴の花びら状の変形については、応力評価に対する影響は別紙3において確認し、サプレッションチェンバの地震応答解析モデルではこれらの影響は考慮しない。

本資料は、上記を踏まえたばね要素の剛性（ばね剛性）の設定方法についてまとめたものである。

2. ばね要素について

サプレッションチェンバは、サプレッションチェンバ大円の内側と外側で1組のサプレッションチェンバサポートが16組で支持する構造となっている。このサプレッションチェンバサポート取付部の1セグメント部分を切り出して、その構造的な質量と剛性の関係を模式的に表し、サプレッションチェンバにおける剛性の設定の考え方を整理した図を図2-1に示す。

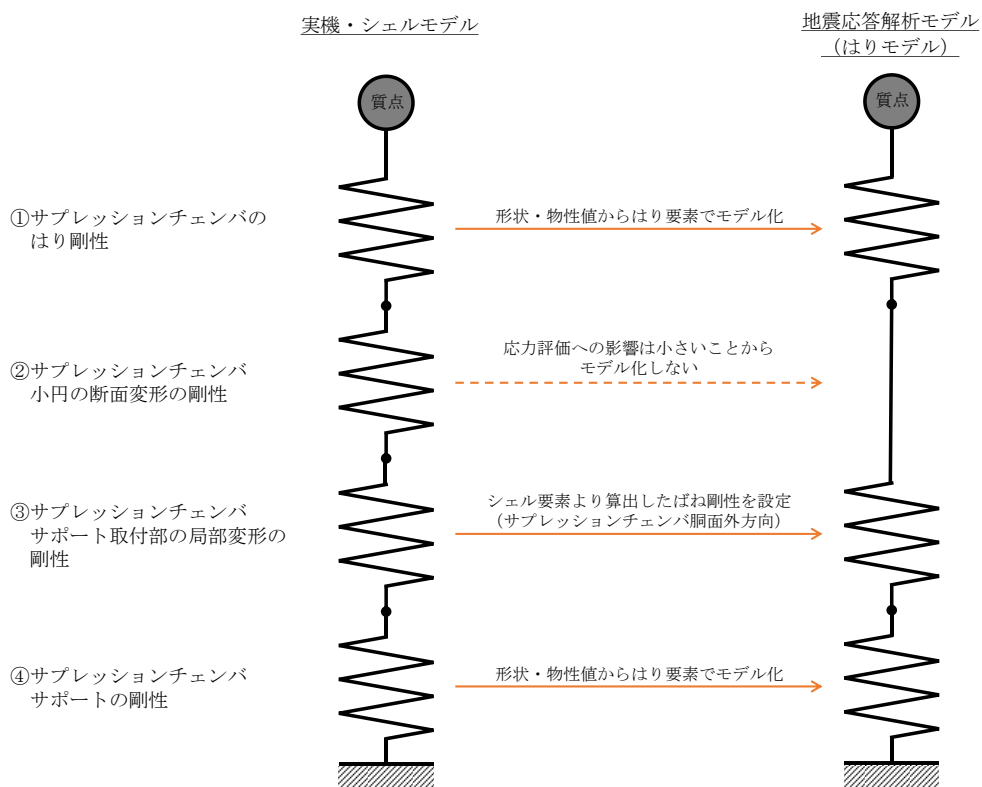


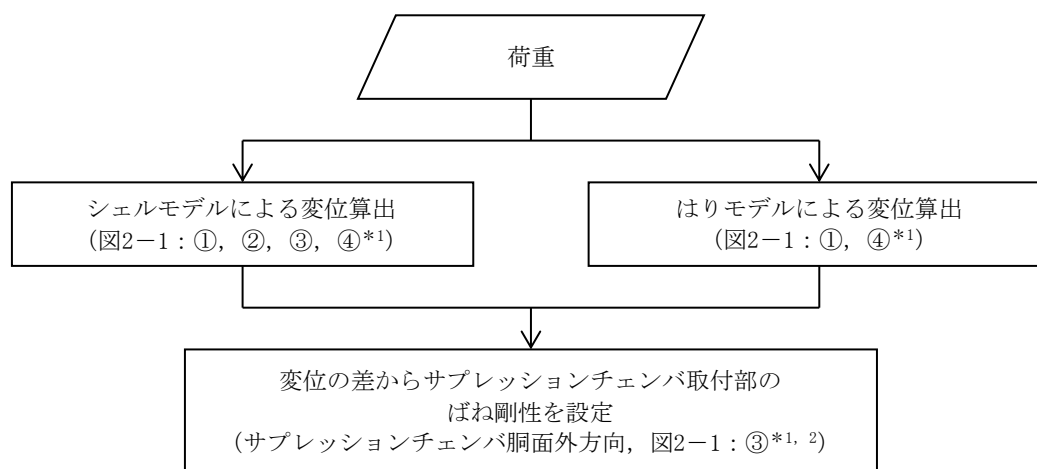
図 2-1 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

サプレッションチェンバの剛性は、断面変化なしの部分のはり剛性①とサプレッションチェンバ小円の断面変形による剛性②に分けて考えることができる。また、サプレッションチェンバサポート取付部は、はり要素のみでモデル化することが難しい複雑な構造であり局部的に変形するため、これをサプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性③とすると、サプレッションチェンバの断面変化なしの部分のはり剛性①、サプレッションチェンバサポートの剛性④をはり要素とし、これを接続する部分をばね要素としてモデル化すれば、実際の挙動に近い地震応答値を求めることができる。ここで、②については応力評価に対する影響が小さいため、①と④を接続する要素として、③をばね要素としてモデル化する。

なお、サプレッションチェンバ胴の面内方向の変形については、面外方向の変形に対して剛性が高いと考えられることから、ばね要素はサプレッションチェンバ胴の面外方向（並進1方向、回転2方向）について考慮する。

3. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定手順

ばね剛性の設定にあたっては、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素でモデル化した解析モデルに荷重を加え、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポート全体（図2-1の①、②、③、④）の変位を算出し、同じ範囲をはり要素でモデル化した解析モデルに同じ大きさの荷重を加え、はり要素（図2-1の①、④）の変位を差し引いた結果からばね剛性を設定する。ばね剛性の設定手順を図3-1に示す。



注記*1：各番号は以下の剛性を表す。

- ①サプレッションチェンバのはり剛性
- ②サプレッションチェンバ小円の断面変形の剛性
- ③サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性
- ④サプレッションチェンバサポートの剛性

*2：②におけるサプレッションチェンバ胴面外方向の剛性を含むが、影響は小さいと考えられるため③のみの剛性として扱う。

図3-1 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定手順

4. 解析モデルを用いた変位の算出

(1) シェルモデルを用いた変位の算出

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートは、16 セグメントのエビ継部にサプレッションチェンバサポートがサプレッションチェンバ大円の内側と外側に 1 組配置されている対称構造であることを踏まえ、モデル化の範囲は評価対象のサプレッションチェンバサポート 1 組を中心として、その両側のセグメントのサプレッションチェンバ胴中央部までをシェル要素でモデル化する。解析モデルを図 4-1 に示す。両端のサプレッションチェンバ胴は完全拘束条件とし、図 4-2 に示す荷重作用点と内側及び外側のサプレッションチェンバサポート下端のうち、可動する半径方向以外の方向をそれぞれ剛ばねで結合し、内側及び外側のサプレッションチェンバサポートに同時に荷重（並進荷重，モーメント）を作用させ、サプレッションチェンバサポート取付部の変位を算出する。また、変位算出のための解析条件及び変位算出方法を図 4-3 に示す。

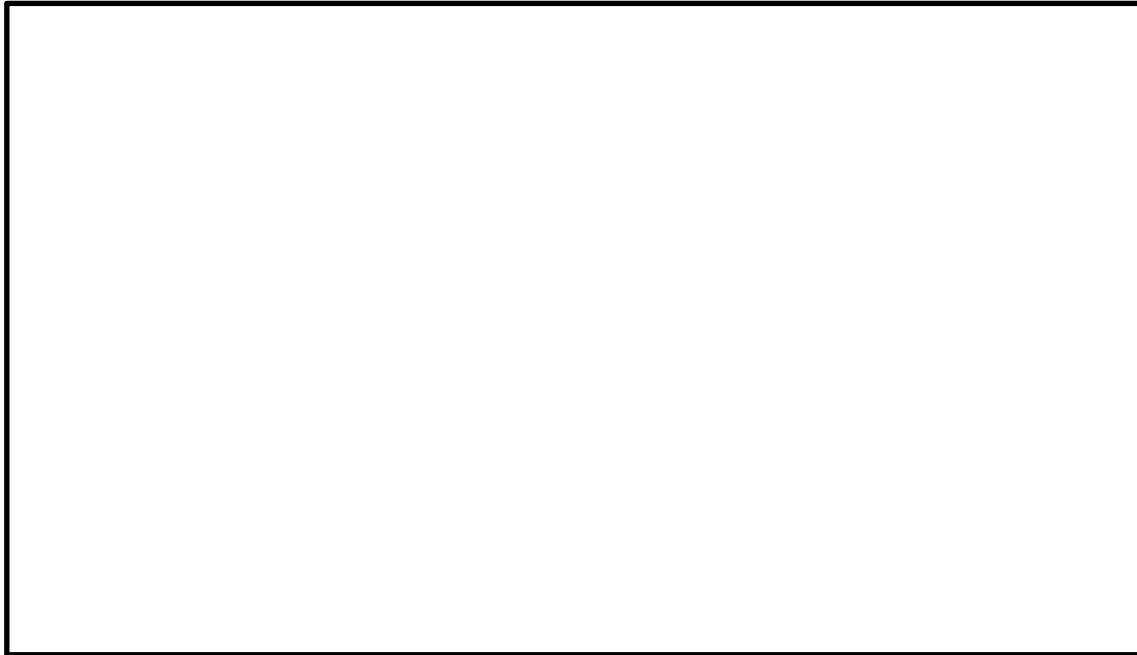


図 4-1 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用シェルモデル

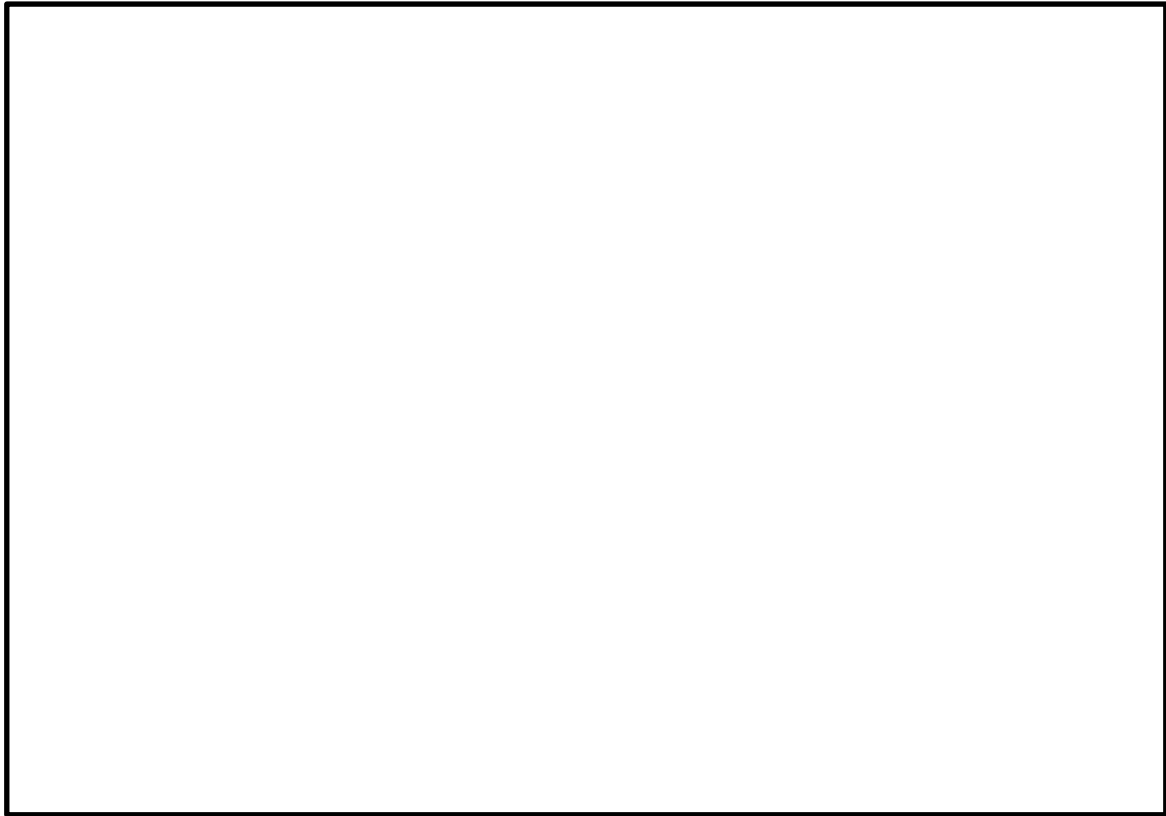


図 4-2 変位算出用モデルへの荷重作用方法

ばねの成分		解析条件	変位算出方法
並進	上下軸 (Z)		
回転	大円半径 軸回り (X)		
	大円円周 軸回り (Y)		

図 4-3 シェルモデルによる変位算出方法

(2) はりモデルを用いた変位の算出

(1)のシェルモデルと同じ範囲をはり要素でモデル化する。また、変位算出のための拘束条件及び荷重入力方法についても(1)と同様とする。解析モデルを図 4-4 に示す。また、変位算出のための解析条件及び変位算出方法を図 4-5 に示す。



図 4-4 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用はりモデル

ばねの成分		解析条件	変位算出方法
並進	上下軸 (Z)		
	大円半径 軸回り (X)		
回転	大円円周 軸回り (Y)		

図 4-5 はりモデルによる変位算出方法

5. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性設定

4. で算定した変位について、シェルモデルから算出した変位からはりモデルから算出した変位を差し引いた変位を用いてばね剛性を以下のとおり設定する。

並進ばね：

$$\text{ばね定数} = \text{荷重} / \text{並進変位}$$

回転ばね：

$$\text{ばね定数} = \text{モーメント} / \text{回転変位}$$

6. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性設定結果

4. ～5. の結果を表 6-1 に示す。既工認実績があるサプレッションチェンバ地震応答解析モデルにおいては、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバ胴とサプレッションチェンバサポート取付部は剛結合としていた。今回工認のサプレッションチェンバ地震応答解析モデルでは、表 6-1 のサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を設定することにより、従来モデルに比べ、振動モードが精緻化されたものとする。

表 6-1 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性

考慮する方向		ばね剛性	
		内側	外側
並進	P : 上下方向 (N/mm)		
回転	ML : 大円半径軸回り (N・mm/rad)		
	MC : 大円円周軸回り (N・mm/rad)		

(補足)

ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を設定するにあたり、シェルモデル及びはりモデルを用いた。評価対象のサプレッションチェンバサポートに荷重を加えて変形を起こさせることでサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を算定するが、荷重入力位置と解析モデルの境界が近いと、算定しようとしているサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性に対して、境界条件の影響が及ぶ懸念がある。このため、モデル化の範囲は境界条件の影響が及ばない範囲として、評価対象のサプレッションチェンバサポートと、その両側のセグメントのサプレッションチェンバ胴中央部までをモデル化することとした。ばね剛性算定解析の変形コンター図を図1に示す。図のとおり、変形範囲と境界条件が離れている、または、変形範囲が境界条件近くに及ぶ場合であっても、変形が大きく表れる範囲に対して境界条件が離れており、サポート取付部局所を対象としているばね剛性の算定において妥当であると考えられる。

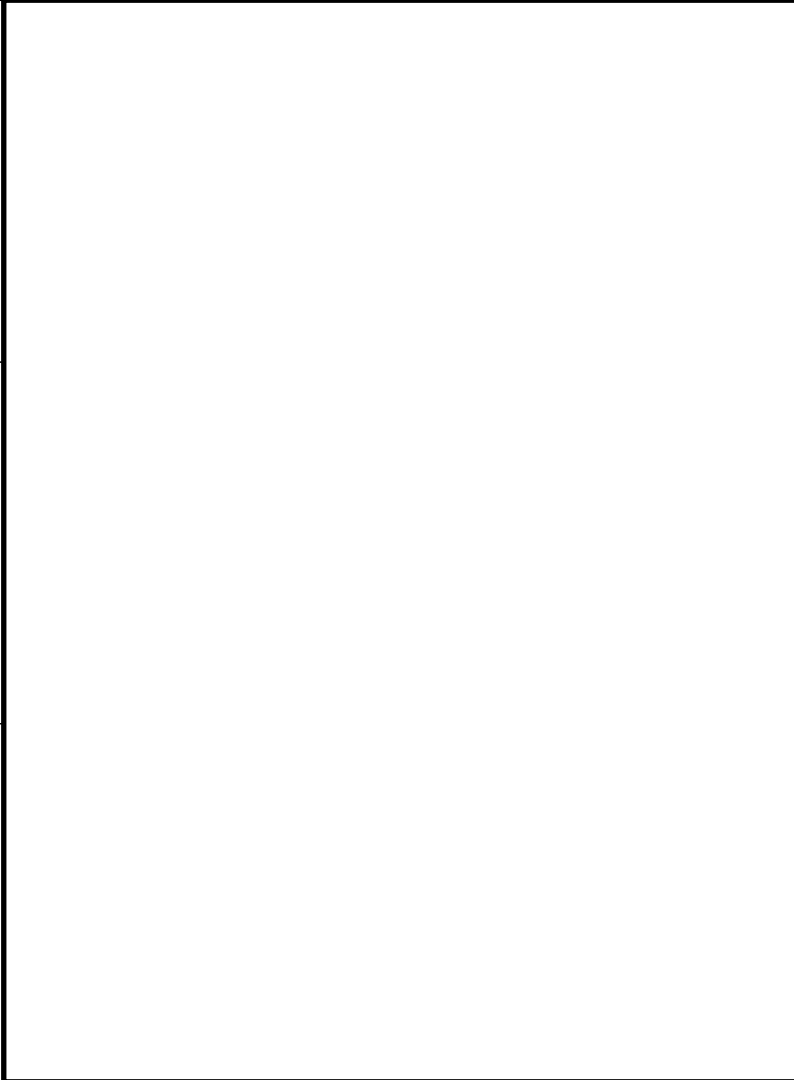
並進	上下軸 (Z)	
回転	大円半径 軸回り (X)	
	大円円周 軸回り (Y)	

図1 ばね剛性算定解析変形図

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の設定

1. 概要

本資料では、3次元はりモデルの適用性検証に用いた3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の評価条件やモデル化の詳細を示すものである。

2. 評価条件

評価条件について表 2-1 に示す。

表 2-1 評価条件

項目		内容
モデル化	要素数	<input type="text"/>
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ胴，補強リング，サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート以外） はり要素：サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート）*1
	内部水	・耐震解析用重大事故等時水位（EL 7049mm） ・NASTRAN の仮想質量法を適用（本文 4.1.1 項の手法と同様）
地震応答解析	解析手法	スペクトルモーダル解析
	地震力	設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S s） （原子炉建物 EL 1300mm）*2
	減衰定数	1.0%
応力評価		一次＋二次応力

注記*1：サプレッションチェンバサポートのうち，シアキー構造より上部の部材については半径方向に可動する構造であるが，半径方向に可動しないシアキー構造より下部の部材（ベース及びベースプレート）は板厚方向の剛性をモデル化する目的ではり要素とする。

*2：VI-2-1-7「設計用床応答スペクトルの作成方針」の設計用床応答スペクトル（図番：NS2-RB-SsNS-RB82，NS2-RB-SsEW-RB82，NS2-RB-SsV-RB82）を適用

3. 解析モデル

解析モデルは、構造及び荷重の対称性を踏まえ、サプレッションチェンバ全体の 1/2 モデルとする。解析モデルを図 3-1 に示す。

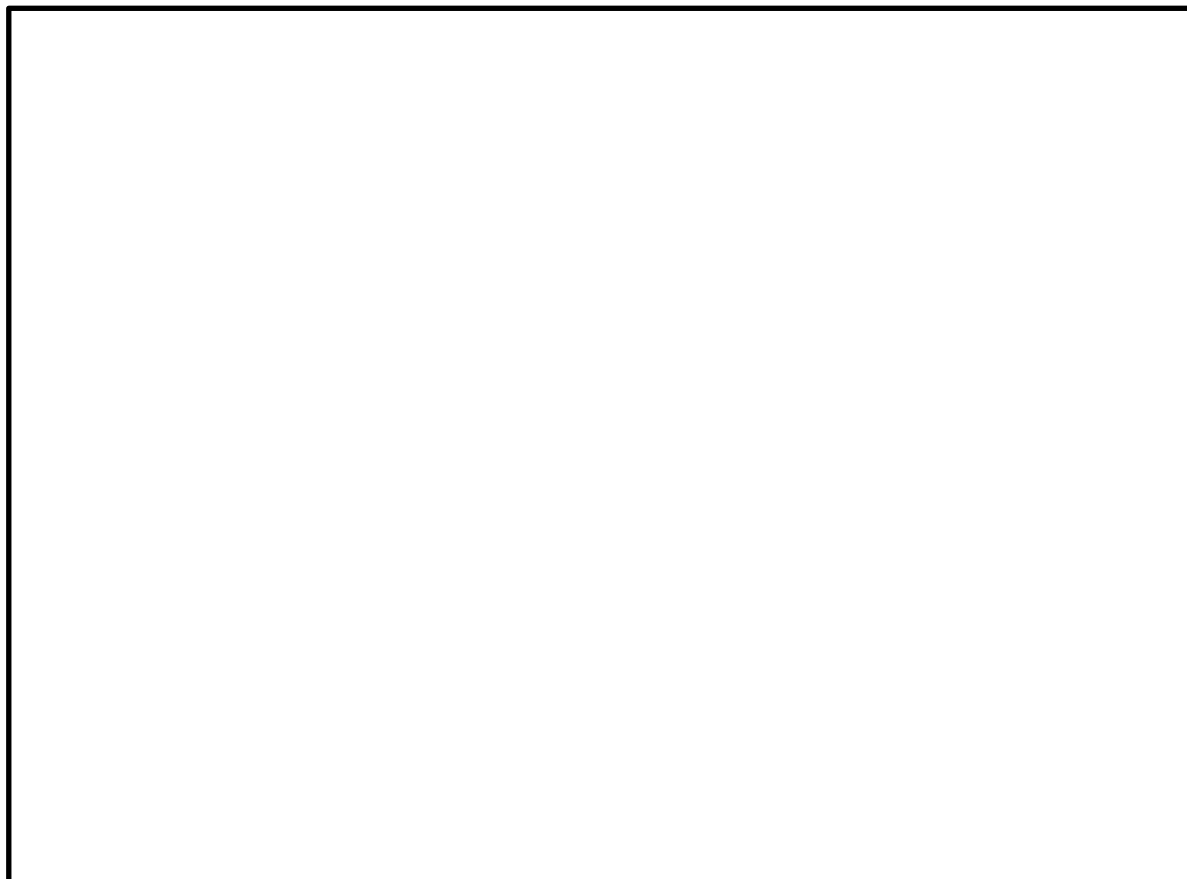


図 3-1 解析モデル

4. モデル化諸元

モデル化諸元を表 4-1 に示す。

表 4-1 モデル化諸元

部材	材料	質量 (10^3kg)	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比 (-)
サプレッションチェンバ胴	SPV50	<input type="text"/>	1.98×10^5	0.3
補強板	SGV49	<input type="text"/>		
補強リング	SGV49	<input type="text"/>		
サプレッションチェンバ サポート	SGV49	<input type="text"/>		

5. 形状及び主要寸法

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの形状及び主要寸法並びに詳細モデル図を図5-1～図5-4に示す。

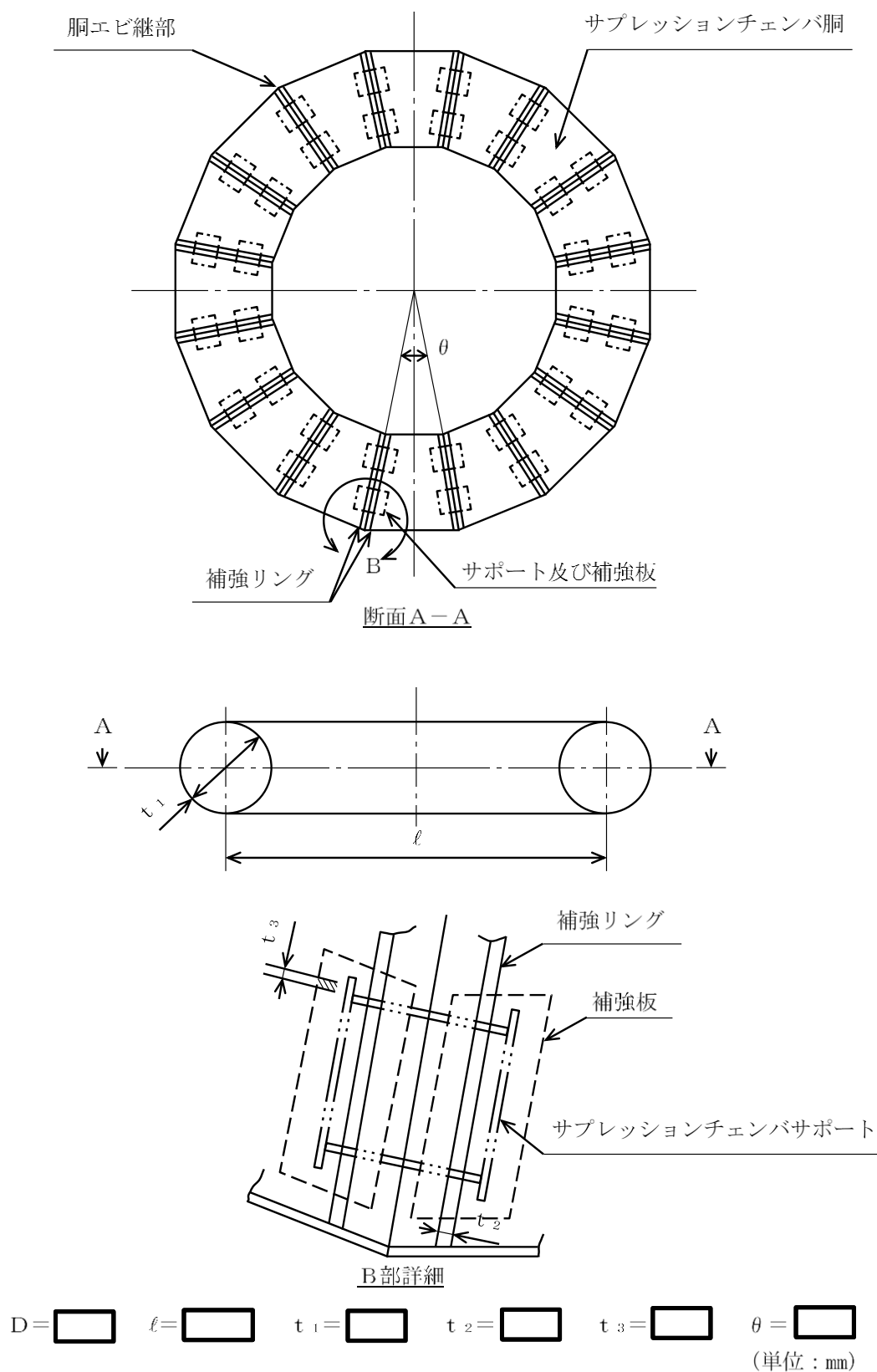


図5-1 サプレッションチェンバの形状及び主要寸法

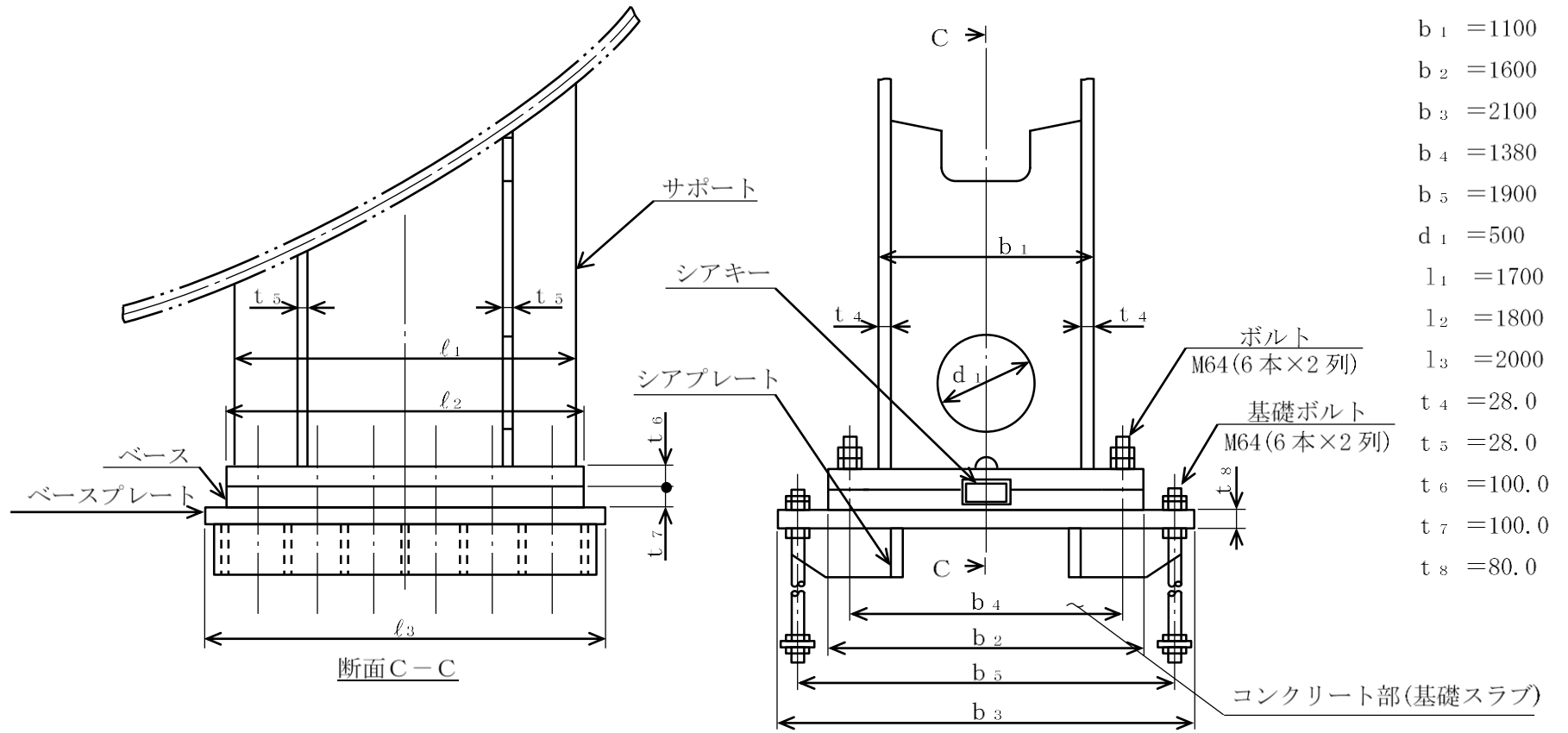


図 5-2 サプレッションチェンバサポートの形状及び主要寸法

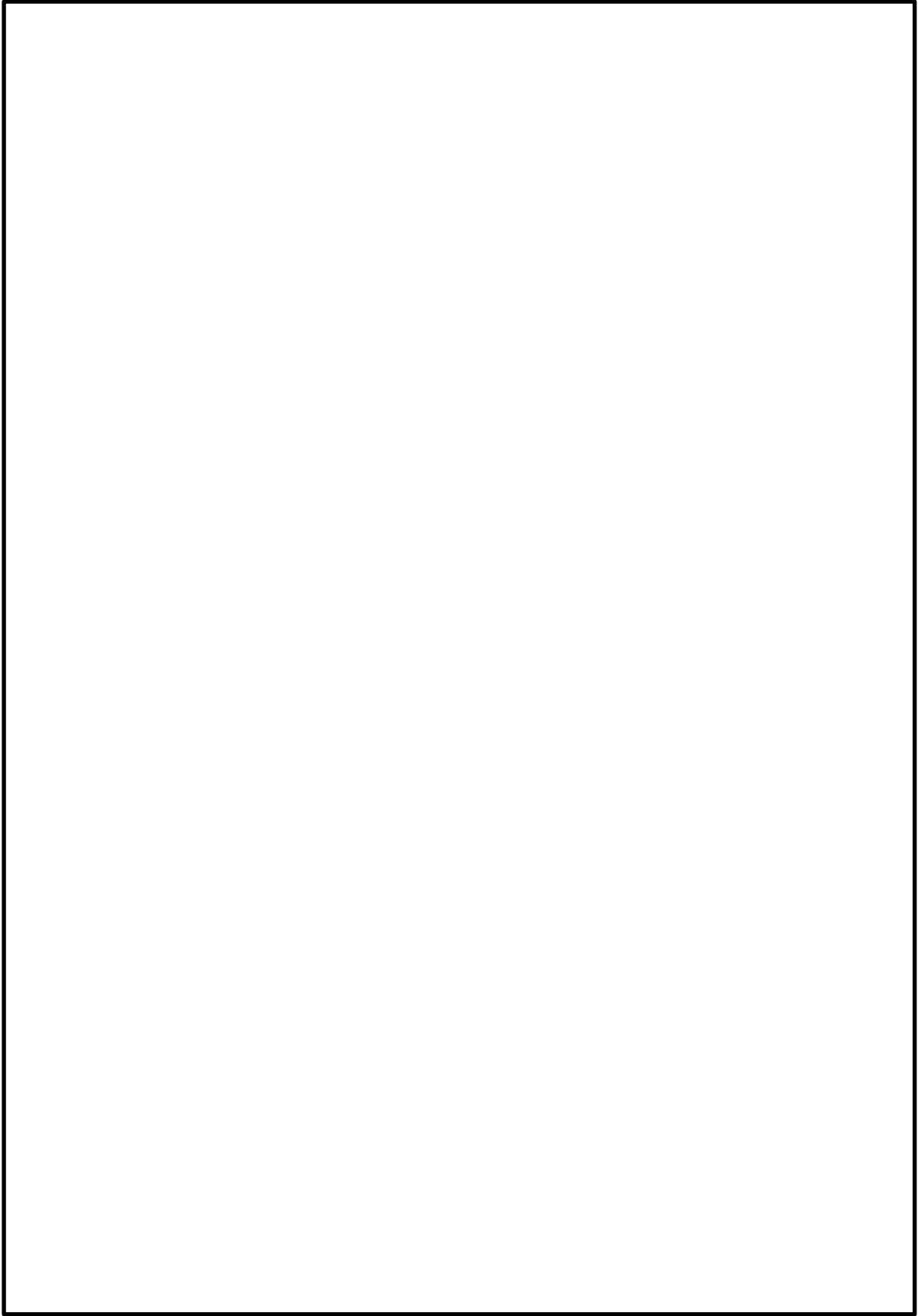


図 5-3 サプレッションチェンバの詳細モデル図

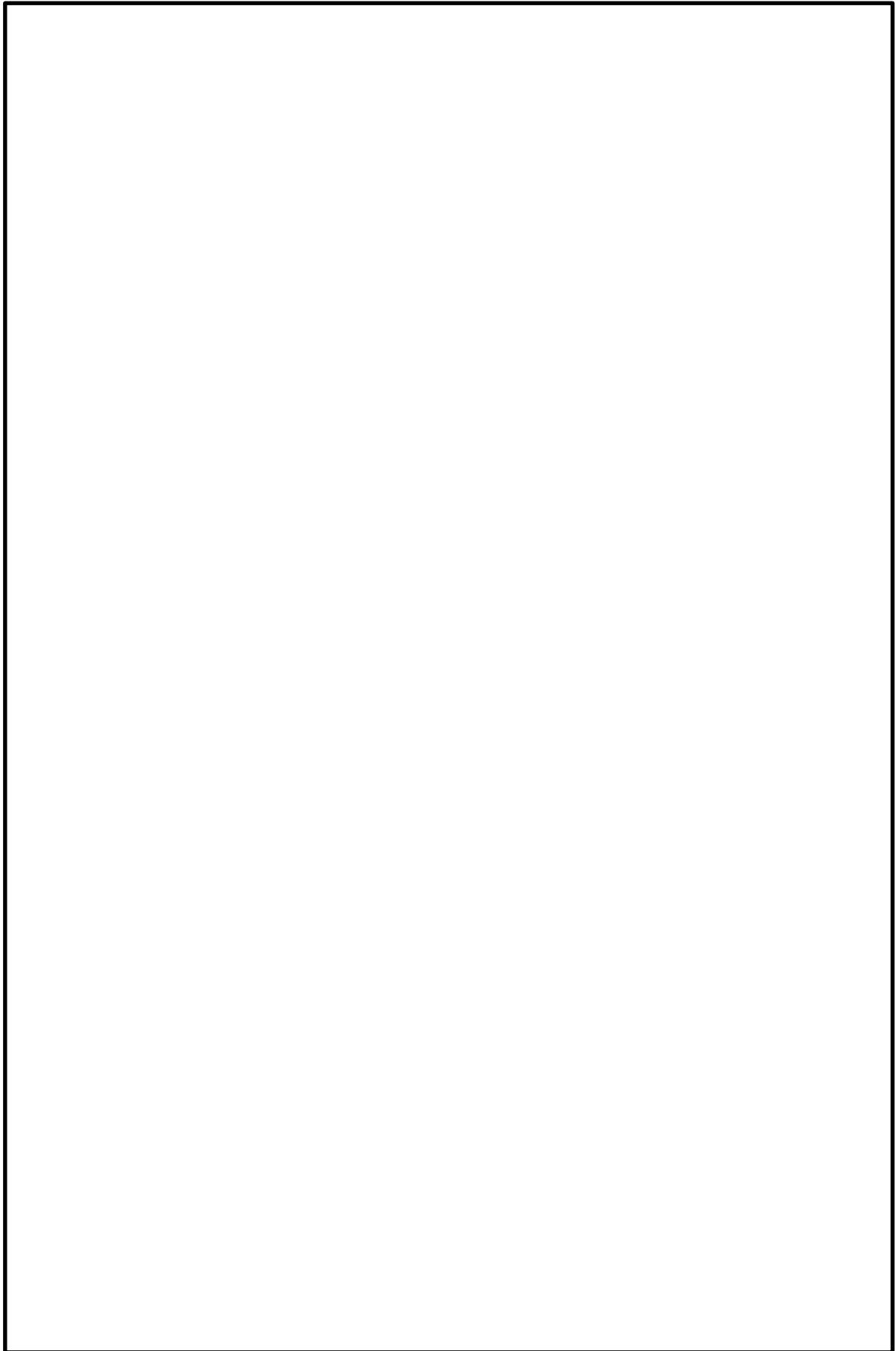


図 5-4 サプレッションチェンバサポートの詳細モデル図

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定

1. 概要

耐震評価における構造物の内部水の考え方としては、たて置円筒容器などでハウスナーの手法が一般的に採用されている。

本資料では、ハウスナーの手法の考え方をういてサプレッションチェンバの内部水の扱いについて説明する。

また、汎用流体解析コード *Fluent* を用いたスロッシング荷重の算定方法について説明する。

2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 2-1 に示す。

水平方向の地震動に対する内部水の挙動としては、液面表面が揺れるスロッシングモードと内部水が容器と一体となって振動するモードの 2 つのモードが組み合わせられる。

ハウスナーの手法では、容器と一体となって振動するモードとして付加される質量 M_E (有効質量) を剛体として、スロッシングモードとして付加される質量 M_i とスロッシングの固有周期を考慮したバネを容器に結合した解析モデルにて、耐震評価を行い容器と一体となって振動する有効質量及びスロッシングによる荷重を計算する。

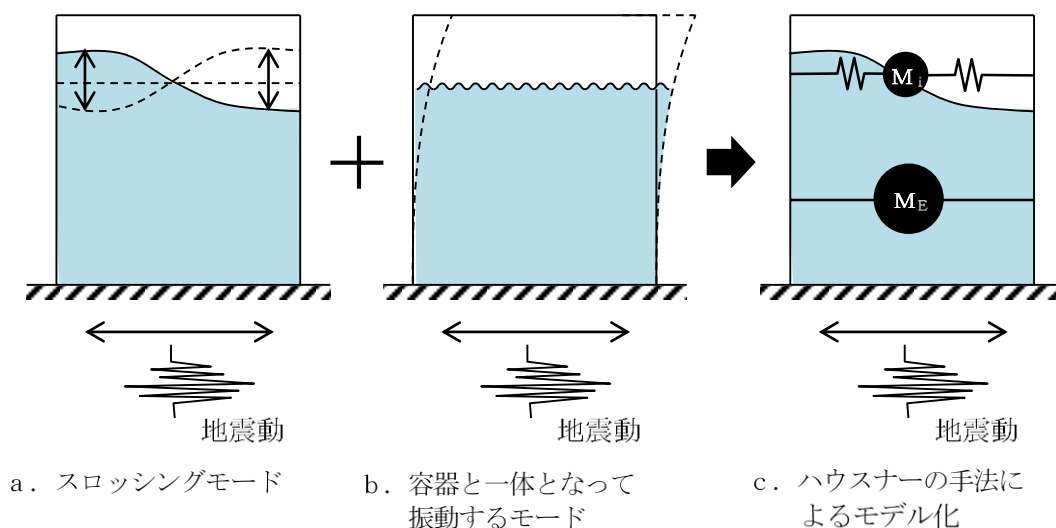


図 2-1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

地震時のサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合のサプレッションチェンバの内部水の扱いについて、水平方向及び鉛直方向に分けて説明する。

水平方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、容器と一体となって振動する有効質量による荷重及びスロッシングによる荷重に分けて評価する。

容器と一体となって振動する有効質量による荷重は、汎用構造解析プログラムNASTRANから算出される有効質量を用いて、地震応答解析モデルに付加質量 M_E として設定し、はりモデルを用いた動的解析（スペクトルモーダル解析等）により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシングモードとして付加される質量 M_i とバネは考慮しない。

一方、スロッシングによる荷重は、前述の地震応答解析とは別に、実機サプレッションチェンバの内部構造物及び内部水の全質量（水位）を考慮し、汎用流体解析コードFluentにより算出する。ここで、Fluentを用いて地震時の内部水によるサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合、スロッシングによる荷重及び容器と一体となって振動する有効質量による荷重の総和 F として算出される。このため、荷重の総和 F から容器と一体となって振動する有効質量による荷重を差し引くことでスロッシング荷重を算出する。

鉛直方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、地震応答解析モデル上、内部水の全質量を考慮し、はりモデルを用いて算出する。

4. 実機スロッシング荷重の算定方法

Fluentを用いたスロッシング荷重の算出方法について, 重大事故時における算出例を説明する。

4.1 解析モデル

解析モデルを図 4.1-1 に, 解析諸元を表 4.1-1 に示す。

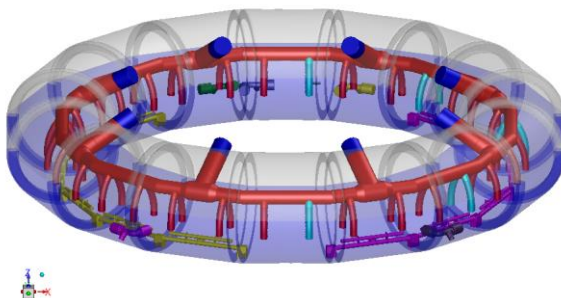


図 4.1-1 流体解析モデル

表 4.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

4.2 解析条件

スロッシング荷重は水平1方向(NS方向) + 鉛直方向入力による流体解析により設定する。なお, 水平2方向入力による影響検討については別紙 14 に示す。

解析条件を表 4.2-1 に, 基準地震動 S_s におけるサプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトルを図 4.2-1 に, 流体解析に適用する入力加速度を図 4.2-2 に示す。

表 4.2-1 解析条件

モデル化範囲	サブプレッションチェンバ内
水位	耐震解析用重大事故等時水位 (ダウンカマ取付部下端位置: EL 7049mm)
評価用地震動	基準地震動 S s - D (水平方向及び鉛直方向) * に対する原子炉建物 EL 1300mm における建物床応答 (水平 1 方向 (NS) + 鉛直方向入力)
解析コード	汎用流体解析コード F l u e n t (VOF法を用いた流体解析)
その他	内部構造物のモデル化範囲: ベントヘッダ, ダウンカマ, クエンチャ, ECCS ストレーナ

注記*: スロッシングの卓越周期帯及びサブプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きい S s - D を用いる。

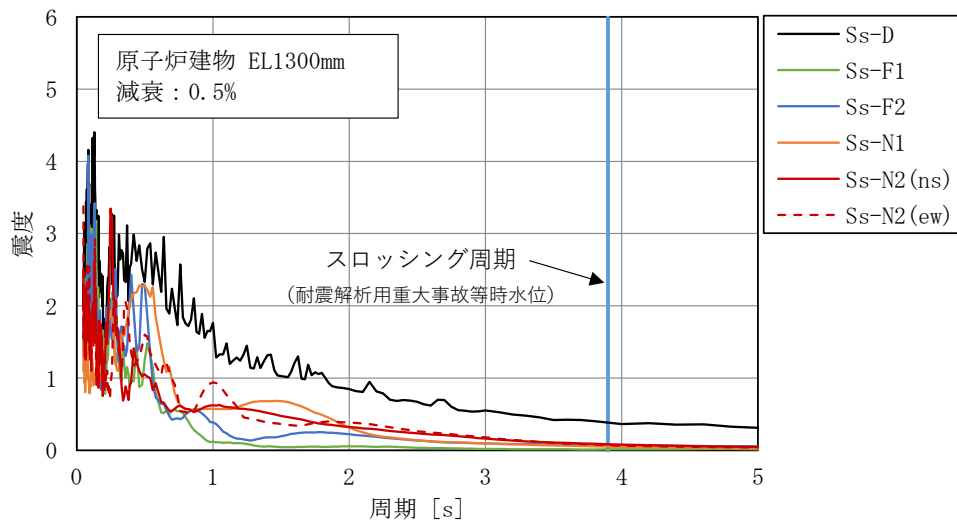
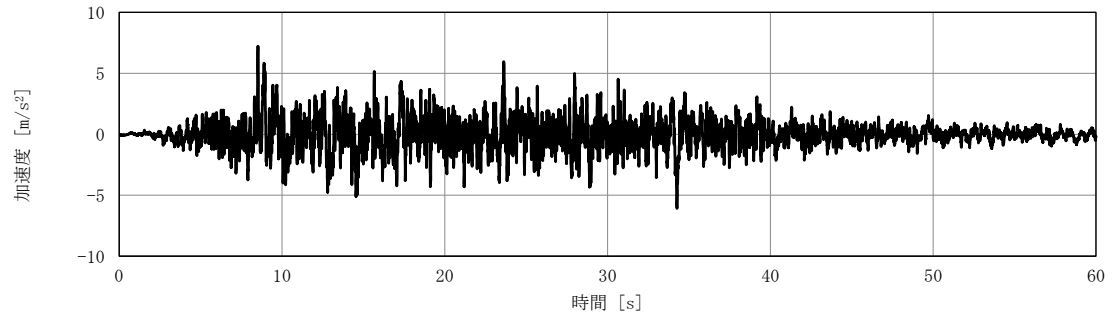
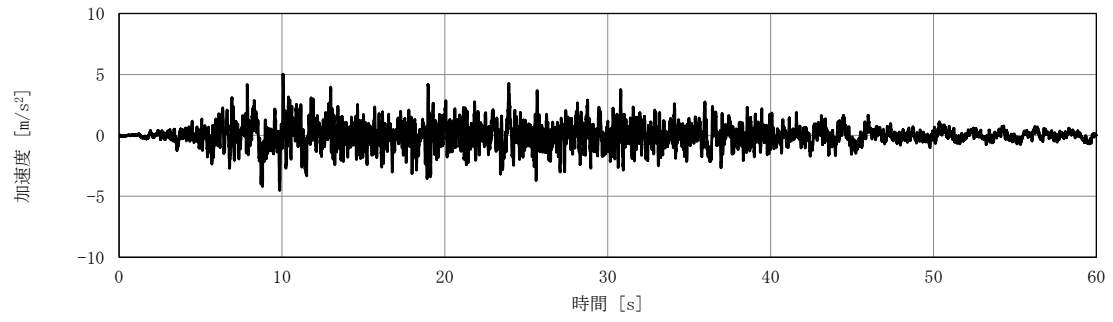


図 4.2-1 サブプレッションチェンバ設置床の床応答スペクトル (NS 方向, 拡幅無し)



(a) NS方向



(b) 鉛直方向

図 4.2-2 流体解析に適用する入力加速度

4.3 スロッシング荷重算定

4.3.1 スロッシング荷重算定方法

F l u e n t で算出される内部水全体による荷重(有効質量による荷重及びスロッシング荷重) F は、スロッシングによる荷重 F_s 及び容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ の和であることから、下式で表される。

$$F = F_s + M_E \cdot \ddot{x}$$

よって、スロッシングによる荷重 F_s は下式で表される。

$$F_s = F - M_E \cdot \ddot{x}$$

ここで、

F_s : スロッシングによる荷重

F : 内部水全体による荷重

M_E : 内部水の有効質量 (流体解析により得られた有効質量比から算出)

\ddot{x} : 入力加速度

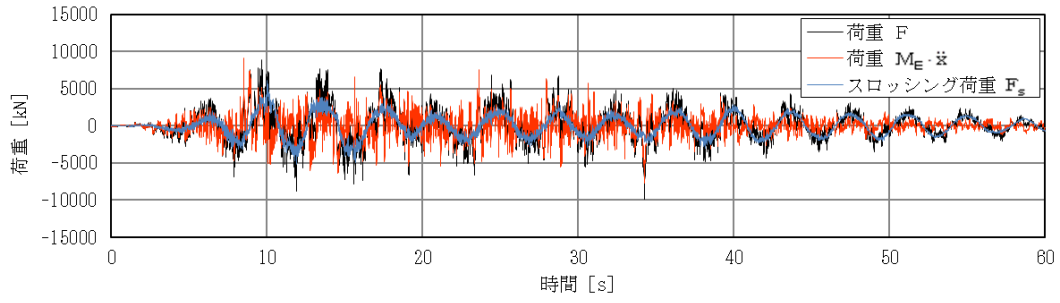
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形についてフィルター処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いている。

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

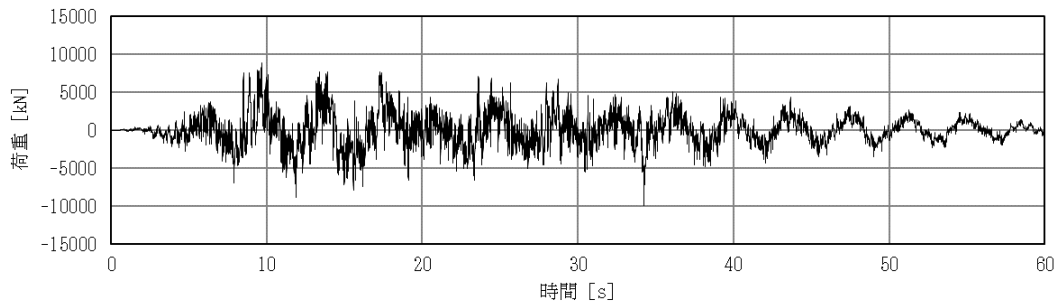
F l u e n t で算定した内部水による荷重 F 、容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図 4.3-1 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングによる荷重算定における有効質量比を表 4.3-1 に、F l u e n t で算出した内部水による荷重 F のフーリエスペクトル (S s -D, 耐震解析用重大事故等時水位) を図 4.3-2 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表 4.3-2 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s -D, 重大事故時想定水位 (S s), 最大荷重発生時刻付近 (34 秒時点)) を図 4.3-3 に示す。この時刻での最大波高は、0.76m である。なお、全時刻での最大波高は 2.39m である。また、自由表面の回転運動であるスワール振動は生じていない。

スロッシング荷重は、耐震解析用重大事故等時水位で 6060kN となり、これを包絡する 8597kN を耐震評価で用いるスロッシング荷重とする。

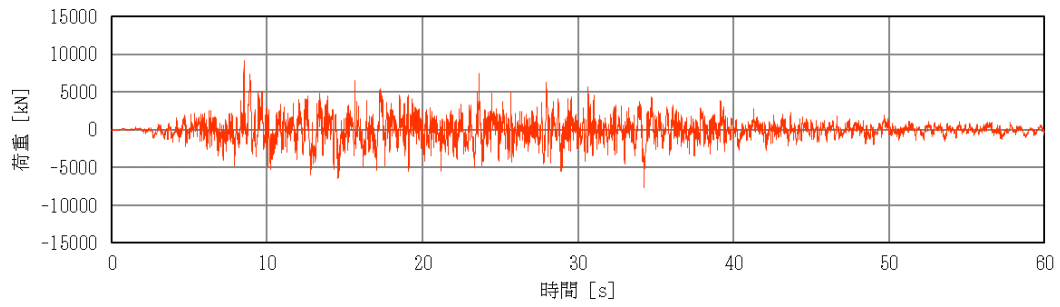
耐震解析用重大事故等時水位に対する内部水の有効質量比は仮想質量法の 0.28 に対して流体解析で 0.28 であり、仮想質量法による有効質量が適切に算定されることを確認した。



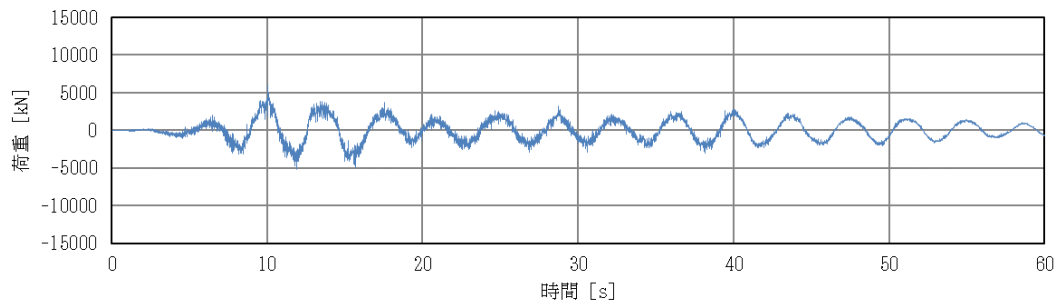
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 内部水全体による荷重F



(c) 容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$



(d) スロッシングによる荷重 F_s

図 4.3-1 各時刻歴荷重 (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

表 4.3-1 スロッシング荷重及び内部水の有効質量比

地震動	水位条件	スロッシング荷重 (最大)	内部水の有効質量比
S s - D	耐震解析用 重大事故等時水位	6060kN	0.28

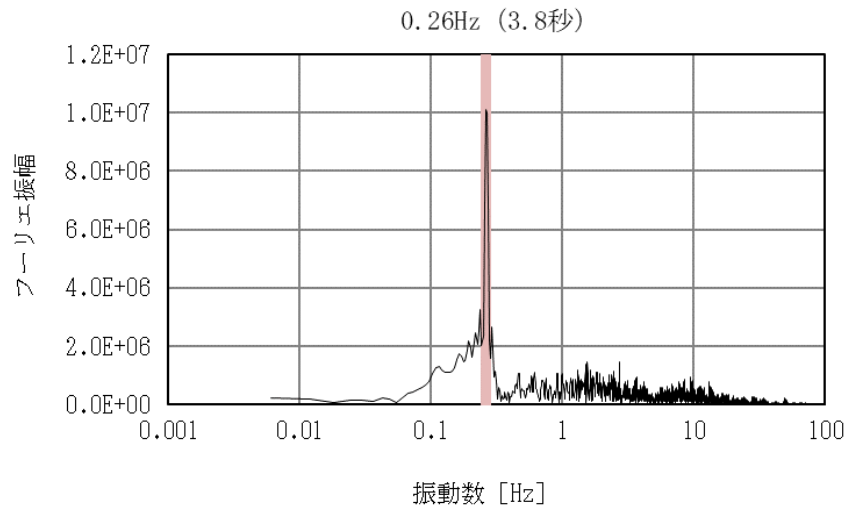
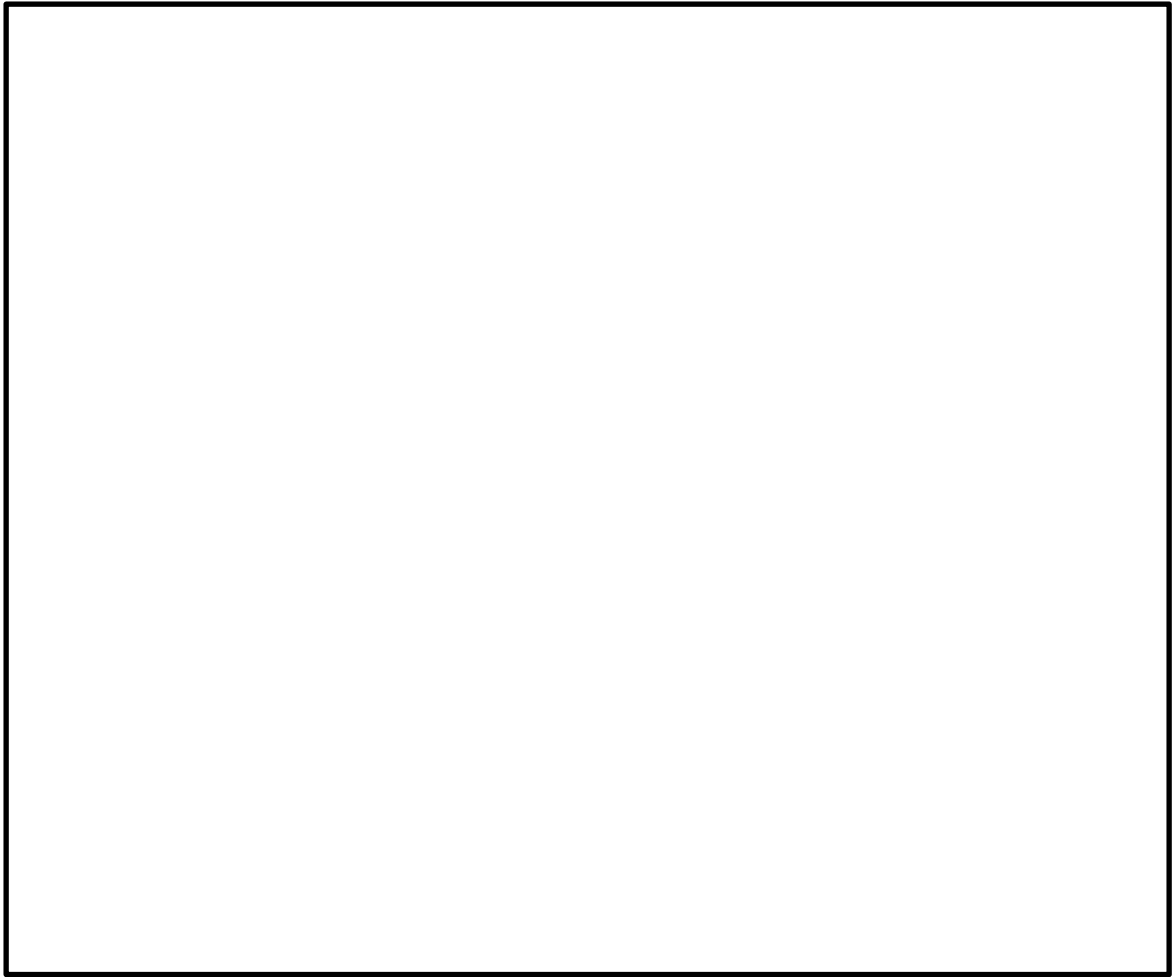


図 4.3-2 内部水全体による荷重Fのフーリエスペクトル
(S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

表 4.3-2 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期
耐震解析用 重大事故等時水位	約 3.8 秒



注：色の違いは，水面高さの違いを表す。また，高さは初期水位を 0m としたものを表している。

図 4.3-3 スロッシング解析結果例
(S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

計算機コード (NASTRAN, Fluent) の概要

1. はじめに

本資料は、「サプレッションチェンバの耐震評価における内部水質量の考え方の変更等について」において用いた汎用解析プログラム NASTRAN 及び汎用流体解析コード F l u e n t の解析コードについて説明するものである。

2. 使用した解析コードの概要

(1) NASTRAN (別紙 7-1 参照)

NASTRAN はサプレッションチェンバの構造をモデル化し、構造表面 (接水面) における流体-構造の運動方程式を解析する。

(2) F l u e n t (別紙 7-2 参照)

F l u e n t は、サプレッションチェンバ内の空間をモデル化し、流体の流れを V O F (Volume Of Fluid) 法により解析する。

(1) N A S T R A N

解析コードの概要

コード名	MSC NASTRAN
開発機関	MSC. Software Corporation
開発時期	1971年
使用したバージョン	2005, 2013
使用目的	3次元有限要素法(シェル要素)による有効質量の算定
コードの概要	<p>有限要素法を用いたMSC NASTRANは、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は1965年、現在の米国MSC. Software Corporationの前身である米国The MacNeal-Schwendler Corporationの創設者、マクニール博士とシュウエンドラー博士が、当時NASA (The National Aeronautics and Space Administration)で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムはNASTRAN(NASA Structural Analysis Program)と命名され、1971年にThe MacNeal-Schwendler CorporationからMSC NASTRANとして一般商業用にリリースされた。</p> <p>以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。また各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。</p>
検証と妥当性の確認	<p>[検証]</p> <p>本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比とNASTRANによる3次元有限要素法(シェル要素)及び付加質量法(Virtual Mass Method)により算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、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。 <p>[妥当性確認]</p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p>

1. 概要

有限要素法を用いたMSC NASTRANは、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は1965年、現在の米国MSC Software Corporationの前身である米国The MacNeal-Schwendler Corporationの創設者、マクニール博士とシュウエンドラー博士が、当時NASA (The National Aeronautics and Space Administration) で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムはNASTRAN (NASA Structural Analysis Program) と命名され、1971年にThe MacNeal-Schwendler CorporationからMSC NASTRANとして一般商業用にリリースされた。以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。また、各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。

2. 本コードの特徴

NASTRANは、MSC Software Corporationにより開発保守されている汎用構造解析コードである。原子力発電所の機器の応力評価で用いられる有限要素法による応力評価に加え、流体の入ったタンク構造や没水タービン等、接流体表面を持つ構造の振動解析で一般に広く用いられている。

また、解析における縮約処理は、膨大な数のデータを扱う有限要素法などの解析において、行列の大きさ（次元）を小さくする解析上のテクニックであり、その手法として、Guyan縮約 (Guyan's Reduction) が広く一般的に使われており、NASTRANの機能として整備されている。

3. 仮想質量法の解析理論

本コードのうち、流体の入ったタンク構造や没水タービン等、接流体表面を持つ構造の振動解析で用いる仮想質量法の解析理論について述べる。

振動時に容器壁面に作用する圧力は、流体解析によって求められる。サプレッションチェンバのような複雑な形状に対しては、数値解析に依存することとなる。NASTRAN仮想質量法では、前者の理想流体（非圧縮性、非粘性、渦無し）を仮定した速度ポテンシャル法に沿った考え方が採用されている。

同解析コードでは、構造体の接水面に設定した節点において、構造体の振動により発生する流体圧力と流速を算定し、接水面における流体圧力と加速度の関係式を構造体の運動方程式に流体項を加えることで、構造体と流体の運動方程式が構築される。固有値解析あるいは応答解析を実施して、振動質量を求め、これから構造体の振動質量を差し引くことで、流体の振動質量すなわち流体の有効質量が算定される。

4. 解析フローチャート

NASTRAN 仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順を図 4-1 に示す。

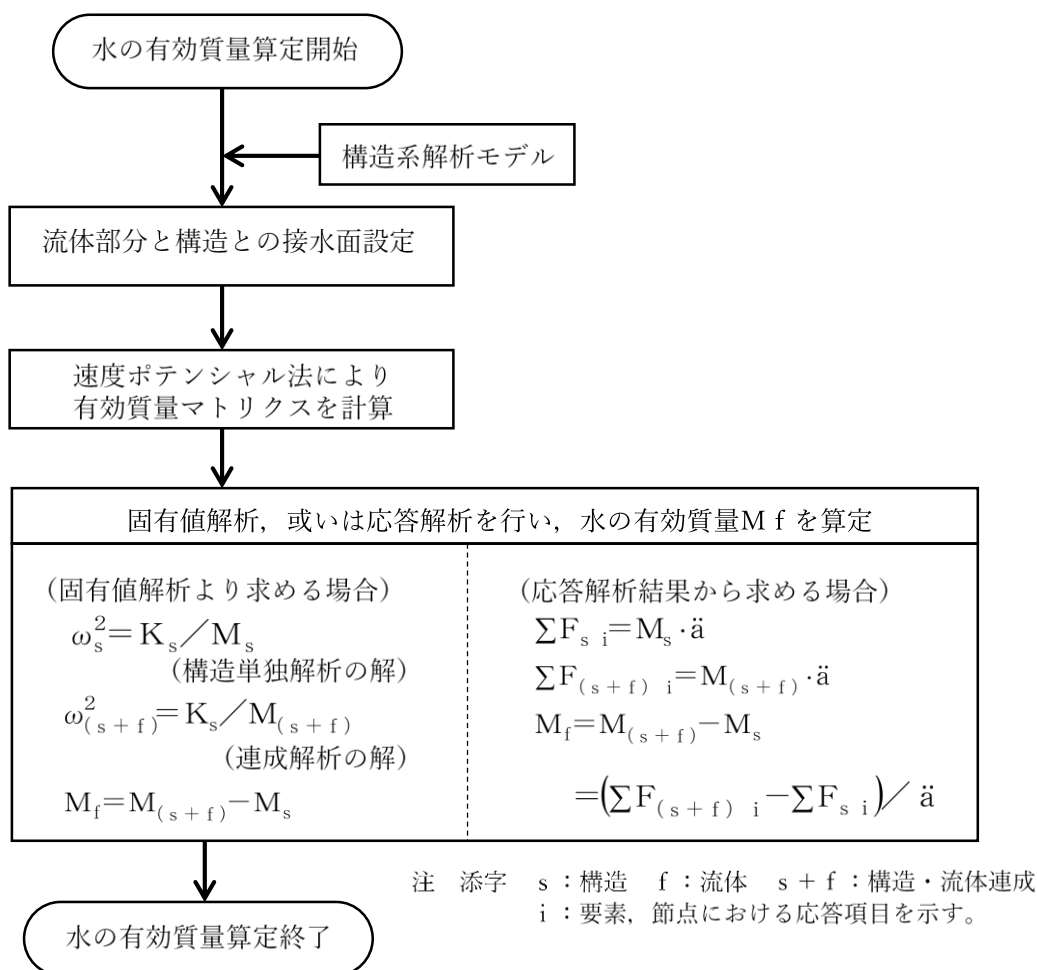


図 4-1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

5. Guyan 縮約

本コードのうち, Guyan 縮約の解析理論について述べる。

動的問題に対する基礎方程式は, 縮約を行う前に u_f セットに対して組み立てられる。縮約を行う前の標準マトリクス方程式は次式の形になる。

$$\begin{bmatrix} \overline{M}_{a\ a} & M_{a\ 0} \\ M_{0\ a} & M_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_a \\ \ddot{u}_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{B}_{a\ a} & B_{a\ 0} \\ B_{0\ a} & B_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_a \\ \dot{u}_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{K}_{a\ a} & K_{a\ 0} \\ K_{0\ a} & K_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \overline{P}_a \\ P_0 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

ここで

- $u_a, \dot{u}_a, \ddot{u}_a$: 解析セットに残される変位, 速度, 加速度自由度
- $u_0, \dot{u}_0, \ddot{u}_0$: 消去セットに入れて消去される変位, 速度, 加速度自由度
- \overline{P}_a, P_0 : 作用荷重

フリーボディ運動は解析セットに含めなければならない。そうしなければ、 K_{00} が特異になってしまう。バーを付けた量 (\bar{P} など) は縮約の対象にならない量を示す。

静的問題では、質量と減衰効果を無視して、式 (1) 下段の分割行を解いて u_0 を計算することができる。

$$\{u_0\} = -[K_{00}^{-1}]([K_{0a}]\{u_a\} - \{P_0\}) \quad (2)$$

式 (2) の右辺は、Guyan マトリクス G_0 と静的補正変位 u_0^0 の 2 つの部分に分解して、次式で表すことができる。

$$[G_0] = -[K_{00}^{-1}][K_{0a}] \quad (3)$$

$$\{u_0^0\} = [K_{00}^{-1}]\{P_0\} \quad (4)$$

式 (2) から式 (4) を式 (1) 上段の分割行に代入すれば厳密な静的求解の系が得られ、次式の形に縮約された静解析方程式になる。

$$[K_{aa}]\{u_a\} = \{P_a\} \quad (5)$$

$$\{u_0\} = [G_0]\{u_a\} + \{u_0^0\} \quad (6)$$

ここで

$$[K_{aa}] = [\bar{K}_{aa}] + [K_{a0}][G_0] \quad (7)$$

$$\{P_a\} = \{\bar{P}_a\} + [G_0^T]\{P_0\} \quad (8)$$

これに対して、動解析では、ベクトル \ddot{u}_0 と \dot{u}_0 を近似することによって系の次数を小さくすることができる。静的マトリクス方程式から出発して縮約を行うのがよい。式 (6) から次式の変換を定義する。

$$\{u_f\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0 \end{Bmatrix} = [H_f]\{u_f'\} \quad (9)$$

ここで、

$$\{u_f'\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0^0 \end{Bmatrix} \quad (10)$$

$$[H_f] = \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_0 & I \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、 u_0^0 は静的変位形状に対する変位増分である。式 (1) で表される系は、精度を落とすことなく新しい座標系に変換することができる。変換された系における剛性マトリクスは次式の形になる。

$$[K_{ff}'] = \begin{bmatrix} I & G_0^T \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_{aa} & K_{a0} \\ K_{0a} & K_{00} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_0 & I \end{bmatrix} \quad (12)$$

マトリクスの乗算を行い、式 (3) を代入すると、次式が得られる。

$$[K'_{f f}] = \begin{bmatrix} K_{a a} & 0 \\ 0 & K_{0 0} \end{bmatrix} \quad (13)$$

剛性マトリクス内の連成は解除されたが、質量と減衰マトリクスは最初の系より連成が増える結果になる。減衰マトリクスは質量マトリクスと同じ形であるから、ここでは減衰マトリクスを省略して考える。厳密な変換系は次式の形になる。

$$\begin{bmatrix} M'_{a a} & M'_{a 0} \\ M'_{0 a} & M'_{0 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_a \\ \ddot{u}_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{a a} & 0 \\ 0 & K_{0 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_a \\ P_0 \end{Bmatrix} \quad (14)$$

ここで、

$$[M'_{a a}] = [M_{a a}] + [M_{a 0}][G_0] + [G_0]^T[M_{0 a} + M_{0 0}G_0] \quad (15)$$

$$[M'_{a 0}] = [M_{0 a}^T] = [M_{a 0}] + [G_0^T M_{0 0}] \quad (16)$$

$$[M'_{0 0}] = [M_{0 0}] \quad (17)$$

$B'_{f f}$ の減衰マトリクス成分は、質量マトリクス分割と同じ形で表すことができる。マトリクスが対称変換でなくても、上記と同じ変換を得る方法を次に紹介する。まず、式(1)～(8)から、縮約される加速度の影響を以下の式で見積もる。

$$\{\ddot{u}_0\} \cong [G_0] \{\ddot{u}_a\} \quad (18)$$

式(18)を式(1)下段の分割行に代入して u_0 に関して解くと、以下の近似式が得られる。

$$\{u_0\} = [K_{0 0}^{-1}] (\{P_0\} - [K_{0 a}] \{u_a\} - [M_{0 a} + M_{0 0}G_0] \{\ddot{u}_a\}) \quad (19)$$

$K_{0 a}$ に関する式(3)及び質量項に関する式(16)を式(19)に代入すると、次式が得られる。

$$\{u_0\} \cong [G_0] \{u_a\} + K_{0 0}^{-1} [\{P_0\} - [M'_{0 a}] \{\ddot{u}_a\}] \quad (20)$$

式(18)と式(20)を式(1)上段の分割行に代入すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} & [\bar{M}_{a a} + M_{a 0}G_0] \{\ddot{u}_a\} + [\bar{K}_{a a} + K_{a 0}G_0] \{u_a\} \\ & - [K_{a 0}K_{0 0}^{-1}][M_{0 a} + M_{0 0}G_0] \{\ddot{u}_a\} = \{\bar{P}_a\} - [K_{a 0}][K_{0 0}^{-1}]\{P_0\} \end{aligned} \quad (21)$$

項を整理すると、式(14)～式(17)と同じ結果が得られる。

上記の縮約手順から、Guyan変換の特長がわかる。

- ・近似が導入されるのは加速度成分のみである(式(18))。
- ・縮約した系の剛性成分は厳密な内容である。
- ・式(14)及び式(20)で定義される内部変位はほとんど等しい。

(2) F l u e n t

解析コードの概要

コード名	Fluent
開発機関	ANSYS, Inc
開発時期	2017年（初版開発時期 1983年）
使用したバージョン	Ver. 18.2.0
コードの概要	ANSYS Fluent は汎用熱流体解析コードであり、数値流体力学解析の初心者からエキスパートまで、幅広い要求に応える使いやすさと多くの機能を備える。有限体積法をベースとした非構造格子に対応するソルバを搭載しており、VOF (Volume of Fluid)法を用いて溢水を伴う大波高現象の解析を実施することが可能である。VOF法はスロッシング解析における精度の高い手法であり、複雑な容器形状や流体の非線形現象を考慮する場合に有効である。
検証と妥当性の確認	<p>[検証]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・本解析コードは有限体積法を用いた汎用流体解析プログラムであり、数多くの研究機関や企業において、様々な分野の流体解析に広く利用されていることを確認している。 ・流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解及び実験結果と一致することを確認している。 ・本解析コードの製品開発、テスト、メンテナンス、サポートの各プロセスは、United States Nuclear Regulatory Commission（アメリカ合衆国原子力規制委員会）の品質要件を満たしている。 <p>[妥当性確認]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・本解析コードは、航空宇宙、自動車、化学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。 ・2次元スロッシング問題の解析結果と実験結果とを比較し、よく一致することを確認している。

1. 概要

ANSYS Fluent は汎用熱流体解析コードであり、数値流体力学解析の初心者からエキスパートまで、幅広い要求に応える使いやすさと多くの機能を備える。有限体積法をベースとした非構造格子に対応するソルバを搭載しており、VOF (Volume of Fluid)法を用いて溢水を伴う大波高現象の解析を実施することが可能である。VOF法はスロッシング解析における精度の高い手法であり、複雑な容器形状や流体の非線形現象を考慮する場合に有効である。

2. 本コードの特徴

1) 本コードの主な解析機能をつぎに列挙する。

- ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
- ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
- ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
- ・单相流，多相流，熱物理的状態変化，自由表面流
- ・層流・乱流，音響

2) 非構造格子の採用による複雑境界の表現と格子細分化が可能である。

3) MPI (Message Passing Interface)による並列処理に対応している。

3. 解析理論

(1) VOF法について

VOFは下式に示すように計算格子(セル)における流体の割合を示すスカラー量である。スロッシング解析では水を100%含む計算セルをVOF=1.0、水が存在せず100%空気の計算セルをVOF=0.0としている。VOFの計算セルの例を図3-1に示す。

$$\alpha_1 = \frac{V_1}{V} \quad (1)$$

α_1 : VOF値

V_1 : 流体体積

V : 計算セル体積

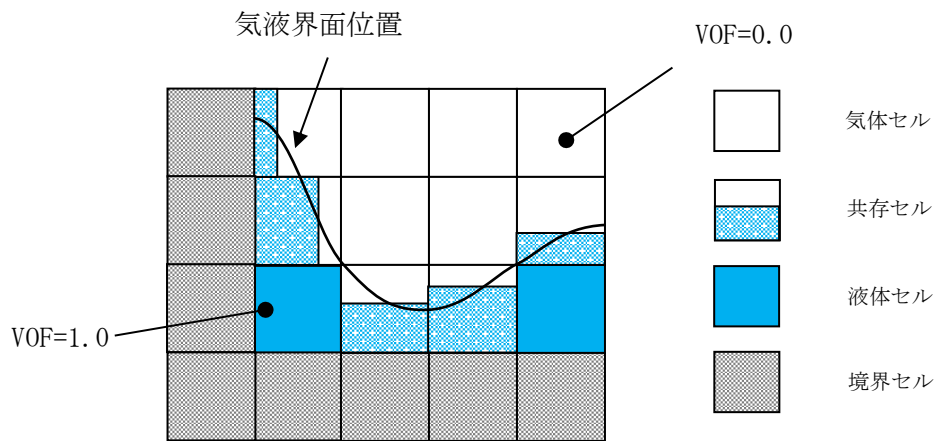


図 3-1 VOF 計算セルの例

(2) 基礎方程式

VOF に対して下記の輸送方程式を解く。

$$\frac{\partial \alpha_1}{\partial t} + \frac{\partial \alpha_1 u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2)$$

ただし、 u_i は i 方向 ($i = 1, 2, 3$) の流速を意味する。

式 (2) の u_i は式 (3) の質量保存式、式 (4) の運動量保存式より計算する。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \tau_{ij} + \rho K_i \quad (4)$$

ただし、 ρ 、 p 、 τ_{ij} 、 K_i はそれぞれ密度、圧力、粘性応力テンソル、外力を意味する。

式 (3) 及び式 (4) で用いる密度 ρ は式 (5) により計算する。

$$\rho = \alpha_1 \rho_1 + (1 - \alpha_1) \rho_g \quad (5)$$

ただし、 ρ_1 、 ρ_g はそれぞれ水密度、空気密度を意味する。

4. 解析フローチャート

支配方程式である式 (1) から式 (5) は、コロケート格子を用いた有限体積法で離散化され、数値的に解かれる。流速と圧力の連成手法には非定常解を得るための予測子-修正子手法の一種である P I S O 法が用いられる。

F l u e n t ソルバーの計算アルゴリズムを図 4-1 に示す。

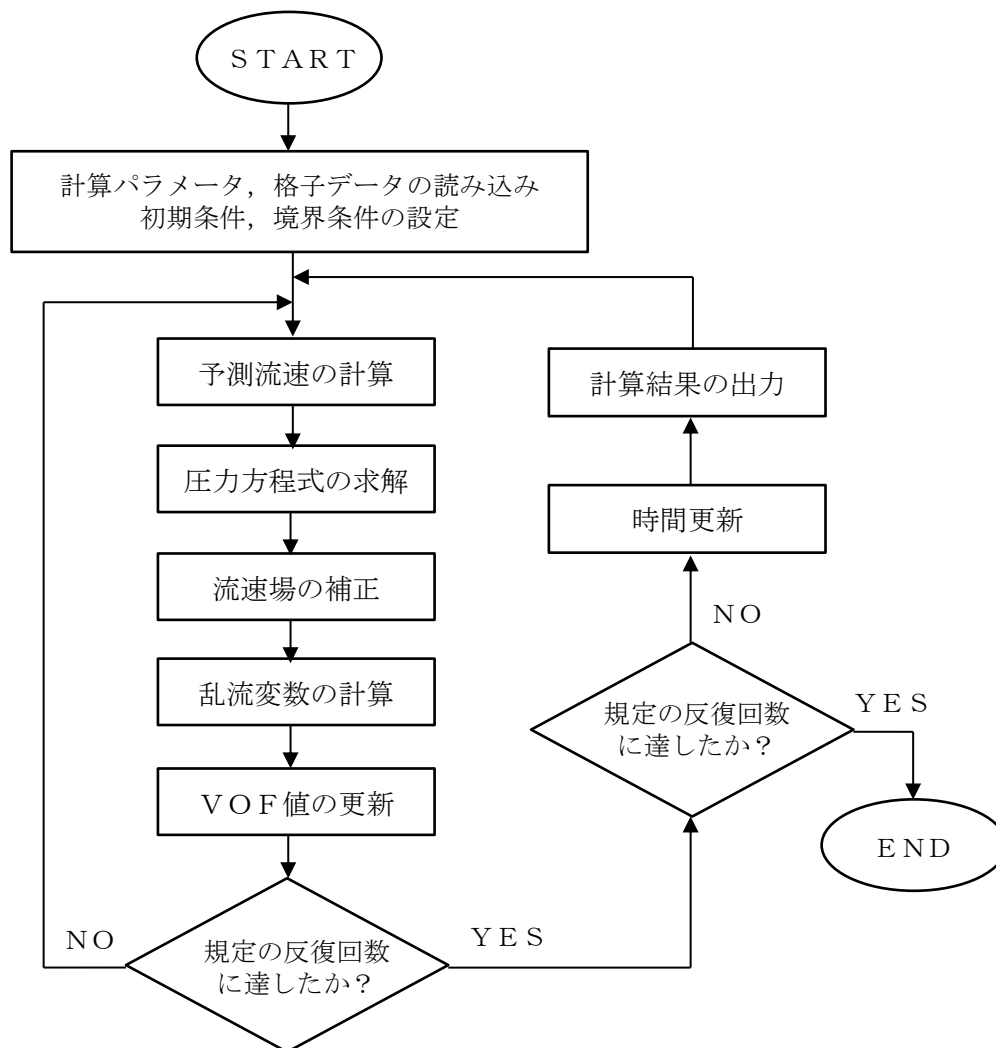


図 4-1 計算アルゴリズム

内部水の有効質量の概要

容器の振動方向に地震荷重として付加される荷重は、内部水を剛体として扱う場合の荷重よりも小さいことが知られており、このときのみかけの質量は有効質量（又は付加質量、仮想質量等）と呼ばれている。ここでは、円筒タンクを例に有効質量の概要を説明する。

図1のように、直径 D の円筒タンクに液面高さ L の水が入っているとす。通常、容器内の水は自由表面を有しており、このタンクに水平方向に単位加速度を与えた場合の側板における動液圧力は、図2に示すように自由表面において0であり、深さ方向に二次曲線的な分布を生じる。一方、容器内を満水とし自由表面を無くした場合には、水全体が一体となって動くため、側板の動液圧力は高さ方向に一定となる。このように、自由表面を有する場合に側板に作用する地震荷重は、自由表面がない場合（水全体が一体に動く場合）の地震荷重に対して小さくなる。円筒タンクに加わる地震荷重のイメージを図3に示す。

荷重評価において、自由表面を有する内容液の加速度に対する実際に地震荷重として付加される質量を有効質量という。また、水の全質量に対する有効質量の比を有効質量比という。

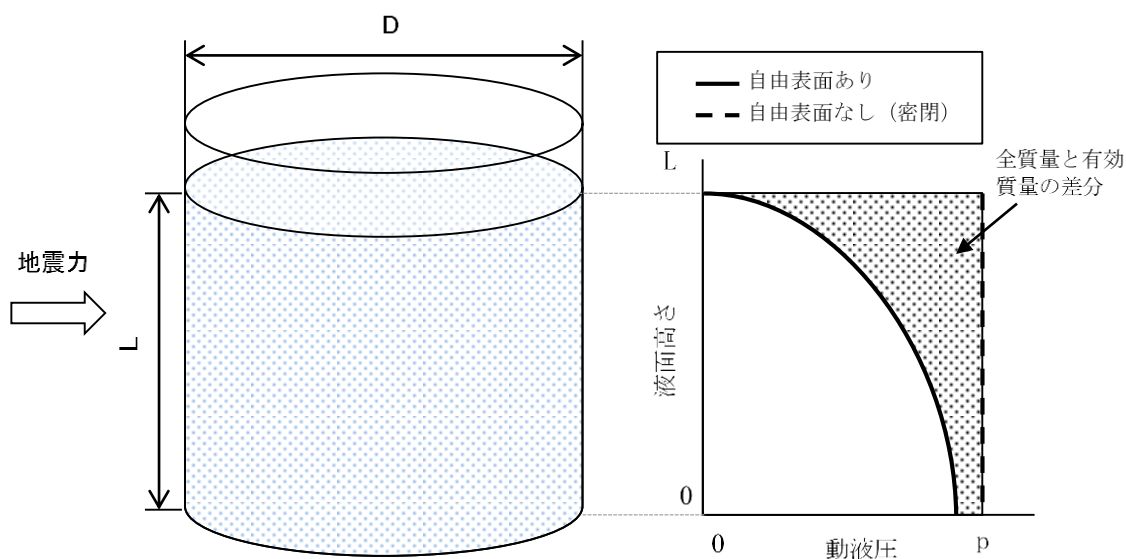
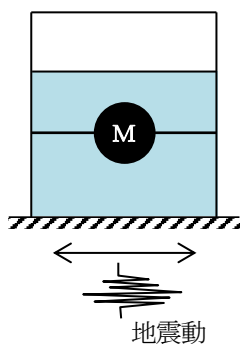


図1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

図2 加速度に対する側板の
動液圧分布

M : 容器と一体で挙動する
内部水質量 (=全質量)
 \ddot{X} : 容器の応答加速度

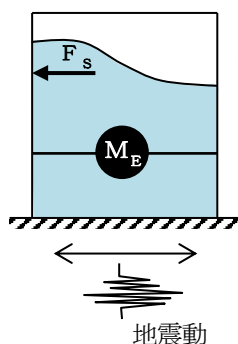
F_s : スロッシング荷重
 M_E : 容器と一体で挙動する
内部水質量 (=有効質量)



容器に加わる地震荷重

$$F = M \ddot{X}$$

内部水を剛体として扱う場合



容器に加わる地震荷重

$$F = M_E \ddot{X} + F_s$$

$$(M_E < M)$$

実際の地震荷重

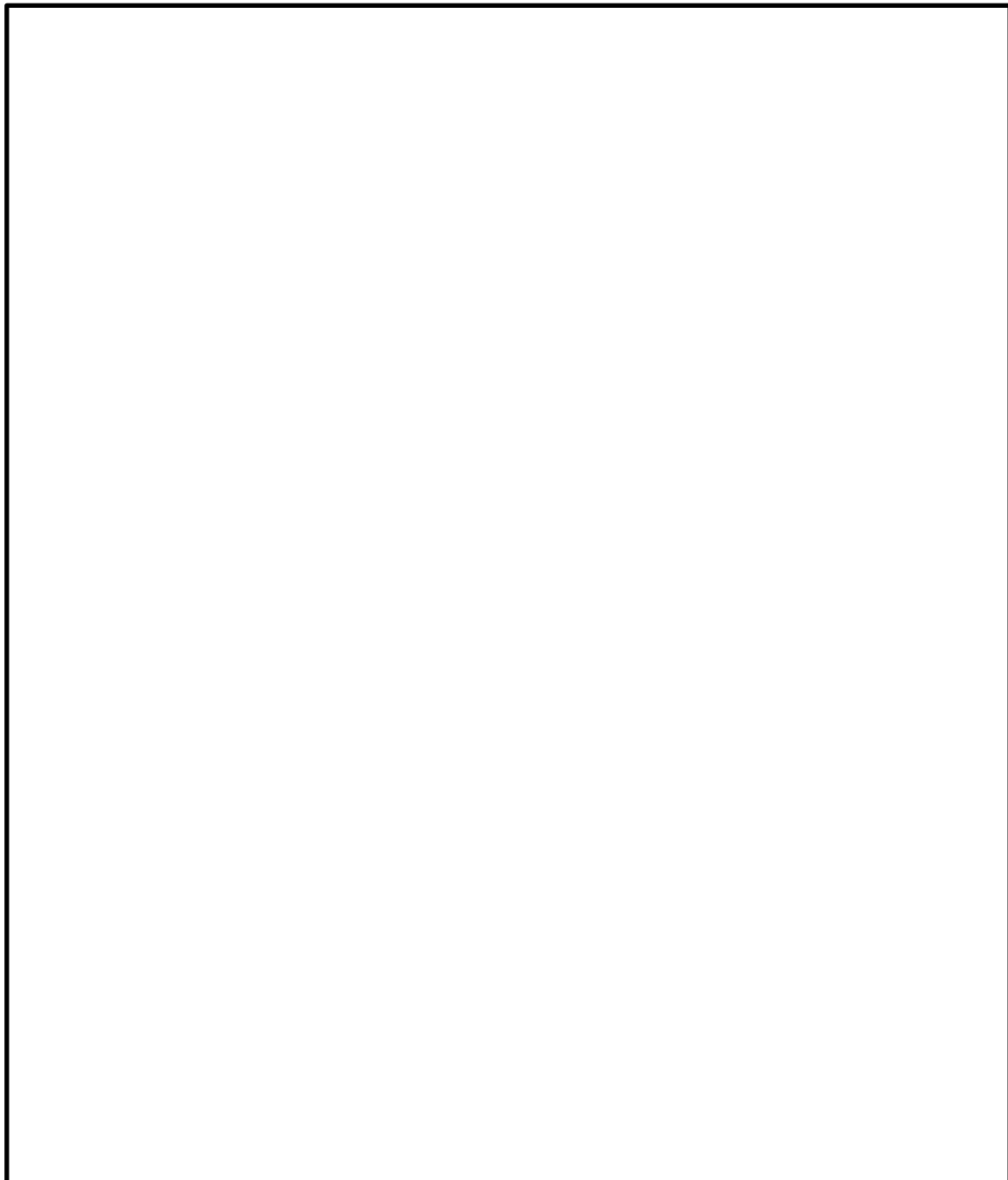
図3 円筒タンクに加わる地震荷重のイメージ

規格類における内部水の有効質量の適用例

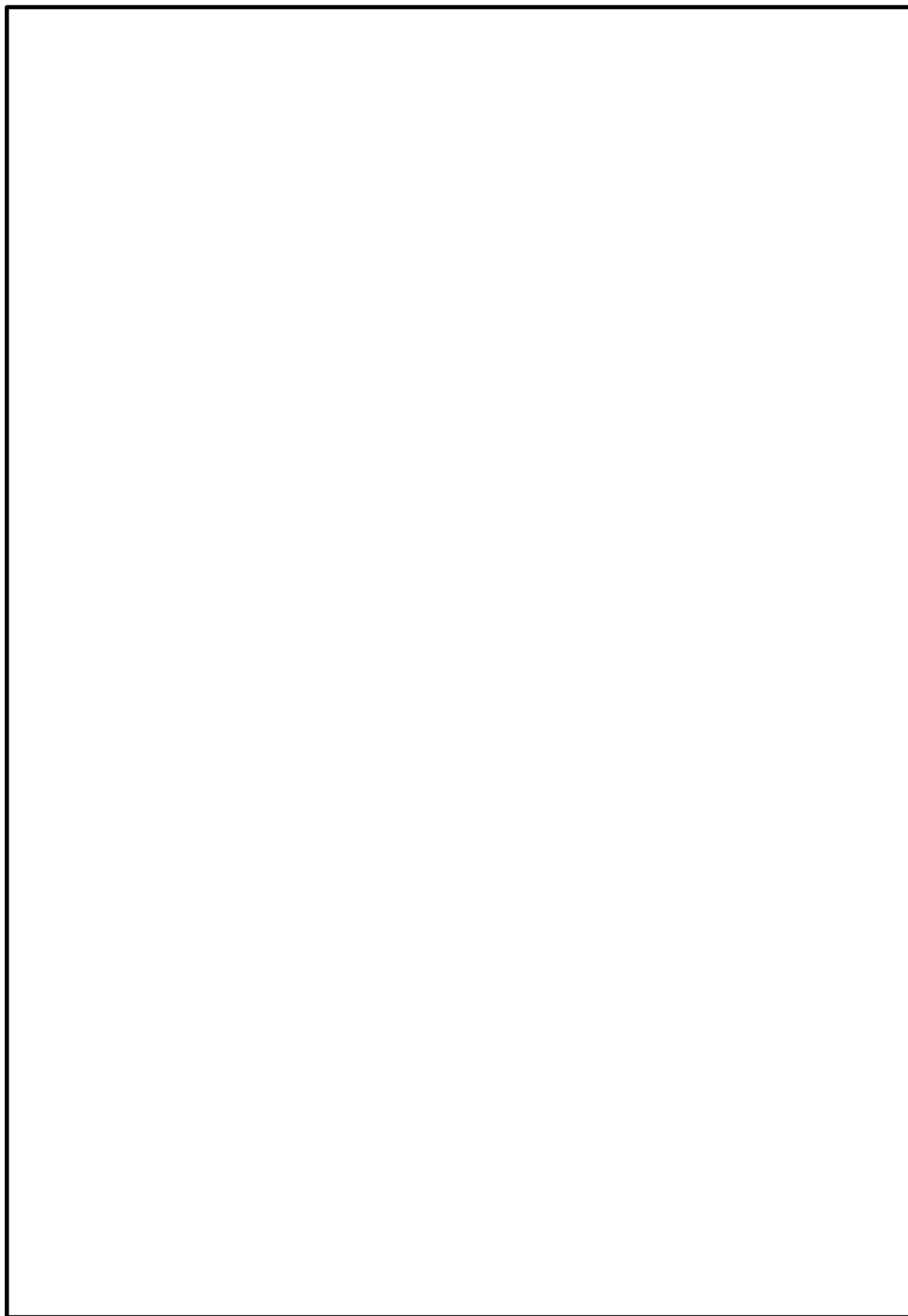
1. 概要

有効質量の考え方は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている。その一例として「容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）」における球形タンク及び円筒タンクの設計への適用例を示す。

（球形タンクへの適用例）



(円筒タンクへの適用例)



サプレッションチェンバの水位条件

事故シーケンス等におけるサプレッションチェンバの水位について図1に示す。また、重大事故等時におけるサプレッションチェンバの耐震評価に用いる水位条件*の考え方を表1に示す。

通常運転時の耐震評価では、重大事故等時に考慮する水位（耐震解析用重大事故等時水位）を適用することにより、内部水質量が通常運転時に対して大きくなる条件を設定することで、重大事故等時と共通の地震応答解析モデルを適用している。なお、水位を高く設定することでサプレッションチェンバの固有周期が変化するが、図2に示すとおり、床応答スペクトルと固有周期の関係においても通常運転時の水位に対して、耐震解析用重大事故等時水位は保守的な条件となる。図2において、通常運転時の水位における固有周期と、耐震解析用重大事故等時水位における固有周期の間に床応答スペクトルのピークが存在するが、耐震解析用重大事故等時水位の固有周期における床応答スペクトルの値に対して5%以内の増分であること、床応答スペクトルのピークの固有周期に対応する水位は耐震解析用重大事故等時水位よりも低い水位であり、内部水質量が少ないことから、床応答スペクトルのピークの影響は軽微である。

注記*：VI-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」を参照



注記*1: 島根原子力発電所第2号炉審査資料「島根原子力発電所2号炉 重大事故等対策の有効性評価」(EP-015改78 (令和3年9月6日))における事故シーケンス等を示す。

*2: 耐震評価に用いる水位については、VI-1-8-1「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に示す。

*3: 対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、耐震評価上保守的な水位を考慮する。

図1 事故シーケンス等におけるサプレッションチェンバの水位

表1 サプレッションチェンバの耐震評価に用いる水位条件の考え方

運転状態		荷重の組合せ	許容応力状態	想定する水位条件	水位条件の想定の考え方	耐震評価に用いる水位条件*6	耐震評価に用いる水位条件の考え方
DB	運転状態Ⅰ	$D + P + M + S_d^*$ $D + P + M + S_s$	III_{AS} IV_{AS}	3.56m(L. W. L) ~ 3.66m(H. W. L)	保安規定*2に基づきサプレッションチェンバの水位を管理しており、運転上の制限を満足しない場合は、措置（運転上の制限内への復旧、高温・冷温停止又はスクラム）を講じることとしている。	約5.05m (EL 7049mm*5)	耐震評価上、水位が高い方が基本的には発生荷重が大きくなることから、通常運転範囲の上限値（3.66m(H. W. L)）を用いることを基本とする*4が、評価対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、更に高い水位としてSA時と同じ水位条件を用いる。
	運転状態Ⅱ						
	運転状態Ⅲ						
	運転状態Ⅳ	$D + P_L + M_L + S_d^*$ $D + P_L^* + M_L + S_d^*$	III_{AS} IV_{AS}				
SA	運転状態Ⅴ	$D + P_{SAL} + M_{SAL} + S_d$ $D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$	V_{AS}^{*1} V_{AS}^{*1}	3.56m(L. W. L) ~ 約5.05m	運転手順に基づきサプレッションチェンバの水位を管理しており、格納容器過圧・過温破損（全事故シーケンスのうち、格納容器水位が最も厳しくなる事故シーケンスを選定）のうち、「格納容器過圧・過温破損（残留熱代替除去系を使用しない場合）（不確かさケース：2Pdに到達）」*3を踏まえた水位条件。	約5.05m (EL 7049mm*5)	耐震評価上、水位が高い方が基本的には発生荷重が大きくなることから、格納容器過圧・過温破損（不確かさケース）を上回る条件を用いる。

注記*1： V_{AS} として IV_{AS} の許容限界を用いる。

*2：島根原子力発電所原子炉施設保安規定「第1編 運転段階の発電用原子炉施設編（2号炉および3号炉に係る保安措置） 第46条 サプレッションチェンバの水位」（補足1参照）

*3：運転上の制限を満足しない場合の水位は、保安規定に定める復旧時間等を踏まえ、耐震評価に用いる水位条件に考慮しない。

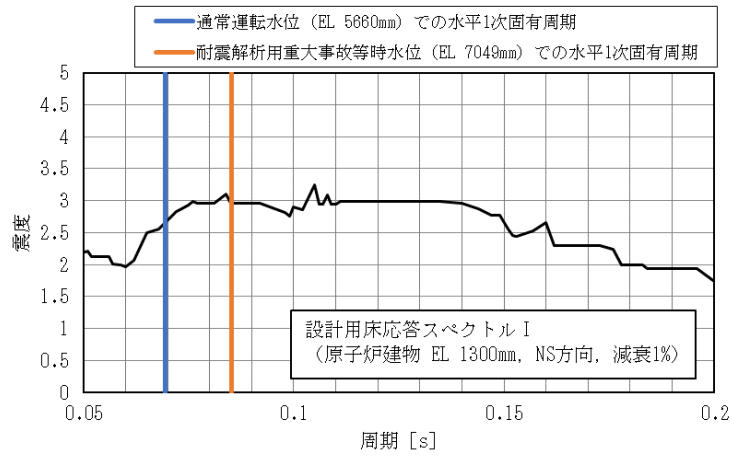
*4：有効性評価結果を踏まえた事故時操作要領書（シビアアクシデント）「SOP」において、サプレッションチェンバの水位が通常運転水位+1.29m（水位4.9m）到達をもって格納容器代替スプレイを停止し、PCVベントを行う手順としている。また、2Pdに達するまで操作を実施しなかった場合においても、サプレッションチェンバの水位は約5.03mであり、耐震評価に用いる水位約5.05mを上回ることは無い。

*5：ダウンカメラ取付部下端位置

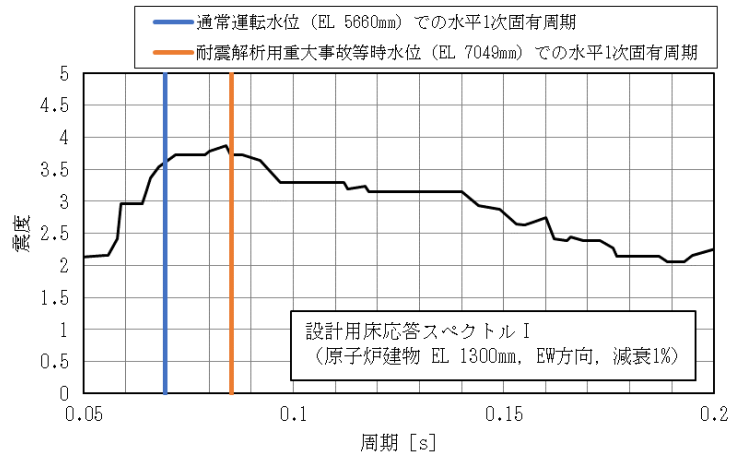
*6：耐震評価に用いる水位については、VI-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」に示す。

(記号の説明)

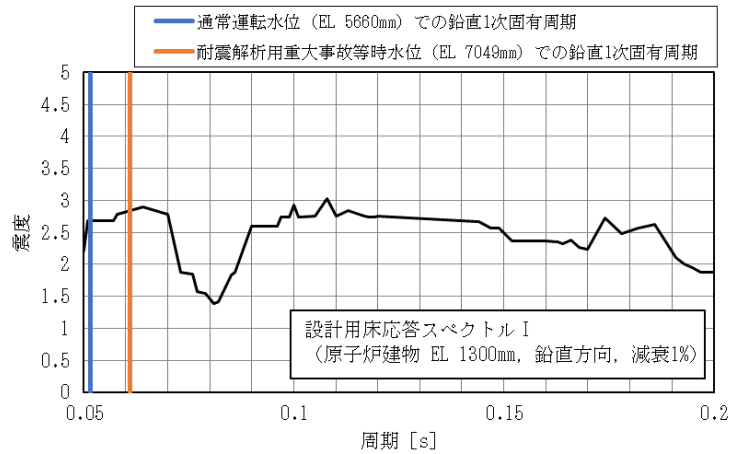
- D : 死荷重
- P : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）における圧力荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）で設備に作用している機械的荷重各運転状態におけるP及びMについては，安全側に設定された値（最高使用圧力，設計機械荷重等）を用いてもよい。
- P_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，その後に生じている圧力荷重
- P_L^* : 冷却材喪失事故後最大内圧
- M_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，その後に生じている死荷重及び地震荷重以外の機械的荷重
- P_{SAL} : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））に作用する圧力荷重
- M_{SAL} : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））に作用する機械的荷重
- P_{SALL} : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））より更に長期的（長期（LL））に作用する圧力荷重
- M_{SALL} : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））より更に長期的（長期（LL））に作用する機械的荷重
- S_d : 弾性設計用地震動 S_d により定まる地震力
- S_d^* : 弾性設計用地震動 S_d により定まる地震力又は S クラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力
- S_s : 基準地震動 S_s により定まる地震力
- III_{AS} : 発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む。））JSMESNC1-2005/2007）（日本機械学会2007年9月）（以下「設計・建設規格」という。）の供用状態C相当の許容応力を基準として，それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態
- IV_{AS} : 設計・建設規格の供用状態D相当の許容応力を基準として，それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態



(1) NS 方向



(2) EW 方向



(3) 鉛直方向

図2 床応答スペクトルとサプレッションチェンバ固有周期の関係

補足1 島根原子力発電所原子炉施設保安規定 抜粋

(サブプレッションチェンバの水位)

第46条 原子炉の状態が運転、起動および高温停止において、サブプレッションチェンバの水位は、表46-1(図46)に定める事項を運転上の制限とする。ただし、地震時における一時的な水位変動を除く。

2. サプレッションチェンバの水位が、前項に定める運転上の制限を満足していることを確認するため、次号を実施する。

(1) 当直長は、原子炉の状態が運転、起動および高温停止において、サブプレッションチェンバの水位を24時間に1回確認する。

3. 当直長は、サブプレッションチェンバの水位が、第1項に定める運転上の制限を満足していないと判断した場合は、表46-2の措置を講じる。

表46-1

項目	運転上の制限
サブプレッションチェンバ水位	+5 cm (上限値) 以下 -5 cm (下限値) 以上

図46

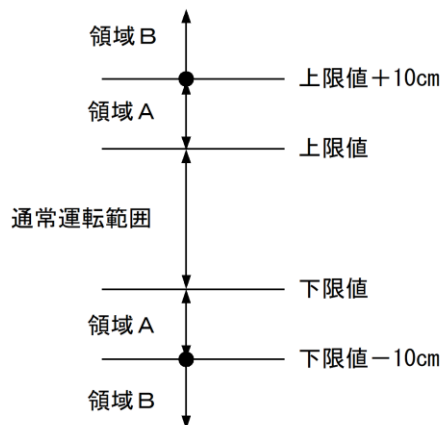


表46-2

条件	要求される措置	完了時間
A. サプレッションチェンバの水位が図46の領域Aの場合	A1. サプレッションチェンバの水位を制限値以内に復旧する。	24時間
B. 条件Aで要求される措置を完了時間内に達成できない場合	B1. 高温停止にする。 および B2. 冷温停止にする。	24時間 36時間
C. サプレッションチェンバの水位が図46の領域Bの場合	C1. 原子炉をスクラムする。	速やかに

注：図46に記載の「上限値」はH.W.L (3.66m)を表し、「下限値」はL.W.L (3.56m)を表す。

地震時における円環形状容器内部水の有効質量に係る研究の概要

1. 概要

本研究では、円環形状容器に対し仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量評価の妥当性を確認することを目的とする。そのため、サプレッションチェンバを縮小模擬した試験体による振動試験を実施した。

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 1 4 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

体制	役割分担
中国電力株式会社	研究の計画策定 研究の実施 振動試験実施状況の確認 振動試験結果及び解析結果の確認
株式会社日立製作所	振動試験の実施 仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量の解析

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、日立製作所機械研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

島根 1 号機サプレッションチェンバを縮小模擬した試験体を製作し振動試験を実施した。試験の状況を図 3.1-1 に示す。試験体は実機と同様に 16 個の円筒を円環形に繋いだ形状とし、寸法は実機サプレッションチェンバの 1/20 程度である円環の直径 1464mm、断面の内径 400mm とした。材質は内部水の挙動を確認するため透明の亚克力製とした。試験体の形状及び寸法を図 3.1-2 に示す。試験装置は、振動台の上に試験体を支持する架台を設け、その上に試験体を設置した。振動台と架台の間には加振方向に 2 本のリニアガイドを並行に配置し、試験体及び架台が加振方向に移動できる構造とした。試験体及び架台はロードセルを介して振動台に固定されるため、試験体及び架台の振動応答による水平方向反力はロードセルで確認することができる。

主な計測項目は、振動台上、架台上及び試験体上の加速度、架台を含めた試験体の荷重である。表 3.1-1 に計測項目、図 3.1-3 に計器配置を示す。



図 3.1-1 試験装置

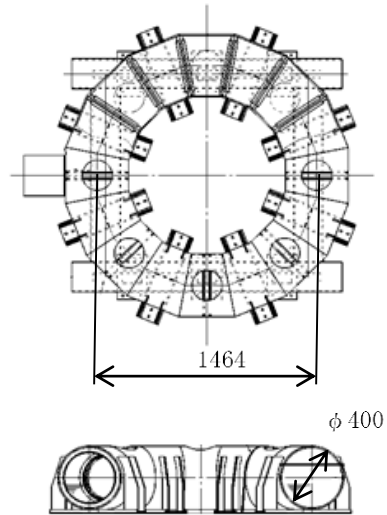


図 3.1-2 円環形状容器

表 3.1-1 計測項目

計測項目	計測機器	位置	計測チャンネル数 (設置位置)
反力	ロードセル	振動台-架台間	X成分
加速度	加速度計	振動台上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		架台上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		試験体上	X成分：2 (90° , 270°) Y成分：2 (0° , 180°) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270°)

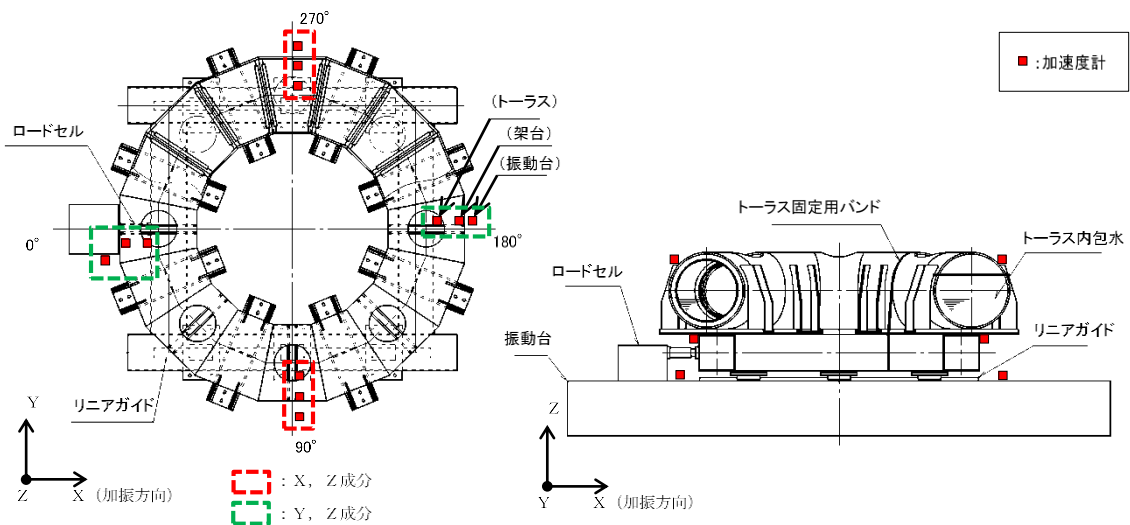


図 3.1-3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

加振波は、スロッシング周期帯に加速度成分を含まないランダム波A及びスロッシング周期帯に加速度成分を含むランダム波Bの模擬地震波を用いる。図 3.2-1 及び図 3.2-2 に各地震波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトル（減衰 0.5%）を示す。試験では図 3.2-1 及び図 3.2-2 の地震波の 1 倍、2 倍、3 倍及び 4 倍で加振を行った。加振は水平 1 方向とする。水位は、内部水なし及び内部水あり（H. W. L相当）の 2 ケースとする。表 3.2-1 に試験条件を示す。

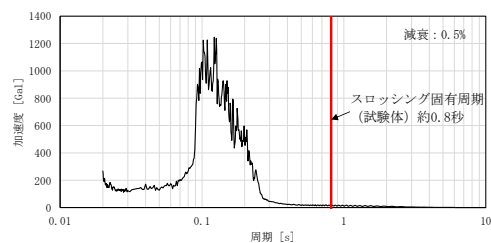
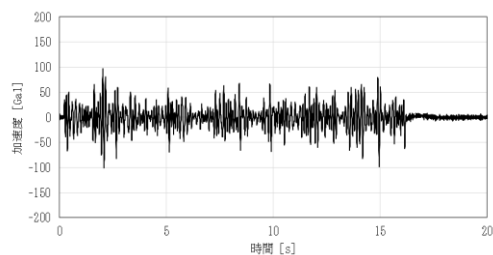


図 3.2-1 ランダム波A

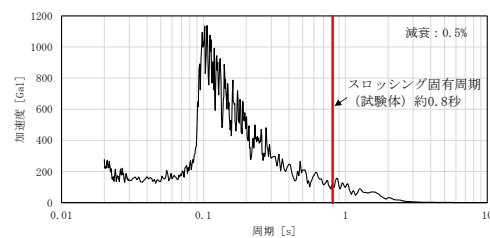
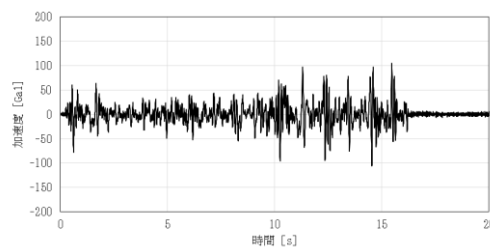


図 3.2-2 ランダム波B

表 3.2-1 試験条件

入力地震波	加速度 [Gal]	内部水
ランダム波A	100	なし
	200	
	300	あり (220kg)
	400	
ランダム波B	100	なし
	200	
	300	あり (220kg)
	400	

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

ランダム波A (100Gal, 内部水あり) の試験ケースにおいて計測された荷重の時刻歴波形を図 3.3-1 に示す。

一般的にスロッシングの固有振動数は低く, 本研究で対象とするような容器支持部に作用する地震荷重への寄与は小さいと考えられるため, 内容水荷重 F [N] と架台上の計測加速度 $[m/s^2]$ との関係は以下の式で表される。

$$F = (M + M_E) \ddot{x} \quad (1)$$

ここに, M [kg] は架台を含む容器の質量, M_E [kg] は水の有効質量である。式 (1) のとおり, 質量は加速度に対する荷重の比として表される。

図 3.3-2 にランダム波Aにおける試験ケースごとの最大加速度と最大荷重の関係を示す。図 3.3-2 における内部水ありのケースの回帰直線の傾きから架台及び容器の総質量を引いたものが水の有効質量となり, 水の全質量に対する比として有効質量比が算出できる。ただし, 本研究では, 内部水なしの条件における試験結果を用いて, 上記と同様の方法で式 (1) より架台及び容器の総質量を算出している。

ランダム波A及びランダム波Bによる試験結果から得られた有効質量比を表 3.3-1 に示す。加振波の違い及びスロッシング周期の加速度成分の有無による有効質量比の相違は小さいことを確認した。

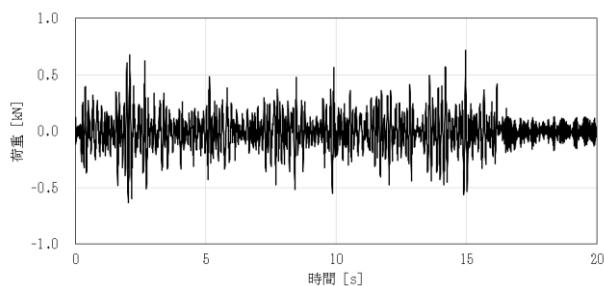


図 3.3-1 計測荷重の時刻歴波形 (ランダム波A, 100Gal, 内部水あり)

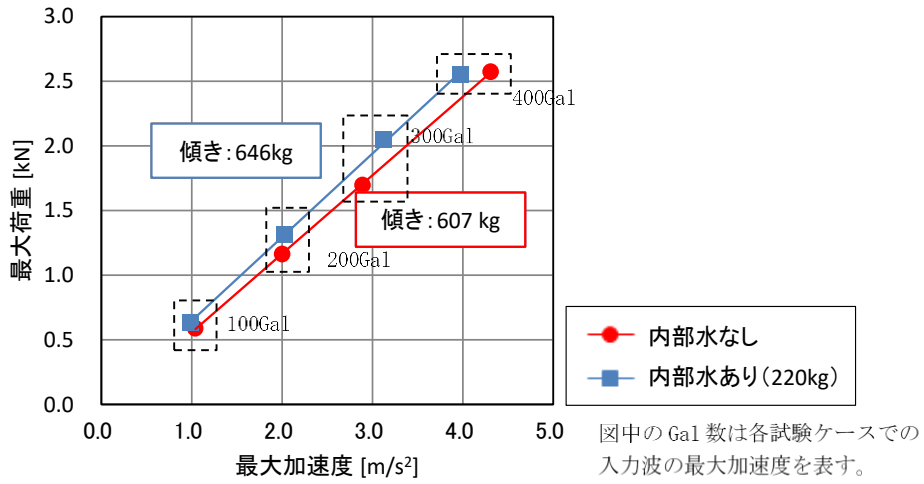


図 3.3-2 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係
(ランダム波 A)

表 3.3-1 振動試験から得られた水の有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20

4. NASTRANによる有効質量評価

汎用構造解析ソフトNASTRANでは、容器形状と水位が既知であれば、仮想質量法により有効質量が算出できる。そのため、振動試験や煩雑な数値計算を実施することなく、式(1)より効率的に容器に作用する地震荷重を推定することができる。本研究では、振動試験と同様の解析モデルに対しNASTRANの仮想質量法により有効質量比を算出した結果を実験結果と比較し、その妥当性を検証する。なお、本方法は流体を非圧縮性のポテンシャル流れと仮定することにより構造物に接する流体の振動質量を求める方法であり、自由表面の重力影響は考慮されない。解析モデルを図4-1に、解析結果を有効質量比として表4-1に整理する。

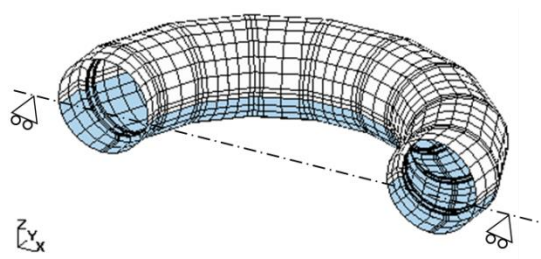


図4-1 構造解析モデル

表4-1 NASTRANによる有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

5. 妥当性検証

島根1号機サプレッションチェンバに対する振動試験、仮想質量法(NASTRAN)のそれぞれで得られた有効質量比を表5-1に整理する。仮想質量法(NASTRAN)による有効質量比は、振動試験の結果と同等の結果が得られており、仮想質量法(NASTRAN)により算出される有効質量は妥当であることが確認された。

表5-1 各方法による有効質量比の評価結果

項目	仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	
		ランダム波A	ランダム波B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

6. 結論

円環形状容器における有効質量の把握を目的に、振動試験及び汎用構造解析ソフトNASTRANの仮想質量法により有効質量を評価し比較を行った。その結果、仮想質量法(NASTRAN)による有効質量算出の妥当性が確認できた。

7. 学会発表実績

本研究結果については，日本機械学会 2008 年度年次大会にて学会発表している^[1]。

参考文献[1]:丸山 直伴，田村 伊知郎，福士 直己，大坂 雅昭，鈴木 彩子，鈴木 学：トール
ス形容器における内部水の地震時荷重評価，日本機械学会 2008 年度年次大会講
演論文集，2008.7 巻

<補足1> 常温下での振動試験の妥当性について

今回実施した振動試験については、以下の検討を踏まえ、常温下で実施している。

① サプレッションチェンバの耐震評価において考慮する運転状態（重大事故時の荷重の組合せについては、「重大事故等対処設備について（補足説明資料）39条 地震による損傷の防止 39-4 重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」にて説明）

- ・ サプレッションチェンバの耐震評価は、設計基準事故時及び重大事故時ともに、事故の発生確率、継続時間及び地震の年超過確率を踏まえ、地震荷重と事故時の荷重の組合せを考慮するため、今回実施した振動試験の温度条件（水温）は、基準地震動 S_s と荷重の組合せが必要となる運転状態を考慮する。
- ・ 設計基準事故時における温度条件は通常運転状態（飽和温度以下）である。
- ・ 重大事故時は、事象発生後 2×10^{-1} 年以降の荷重と基準地震動 S_s との組合せとなるため、温度条件は飽和温度以下（沸騰状態ではない）である。

② 水温による有効質量比への影響

- ・ 有効質量に関連する内部水の質量は密度の関数であり、水温が飽和温度以下では温度変化に対する影響は小さい。

なお、サプレッションチェンバの耐震評価における地震応答解析及び応力評価に用いる部材温度は、運転状態を考慮した温度条件を用いる。

<補足2> 振動試験における加振波について

振動試験において、以下の条件を考慮して加振波を設定している。

①スロッシング荷重の考慮

スロッシング荷重による内部水の有効質量への影響を確認するため、スロッシング周期（約0.8秒）帯に加速度成分を含む加振波（ランダム波B）とスロッシング周期帯に加速度成分を含まない加振波（ランダム波A）を適用する。

②試験体の運動の影響

有効質量は内部水ありの場合と内部水なしの場合での振動試験結果から得られる荷重－加速度関係の回帰直線の傾きの差から算出する。このため、有効質量比を精度良く算出するには、試験体の運動により加わる荷重を相対的に小さくする必要があることから、試験体の固有周期（約0.025秒）及びこの周辺の短周期の加速度成分が小さい加振波を適用する。

③周波数成分の影響

加振波の周波数特性は内部水の有効質量に影響しない^{[1][2]}ことから、ランダム波を適用する。

以上の条件を踏まえ、ランダム波Aでは0.1～0.2秒、ランダム波Bでは0.1～2秒の周期成分を一定としたフーリエスペクトルから模擬地震波を作成する。作成した模擬地震波の応答加速度スペクトルを図1に示す。

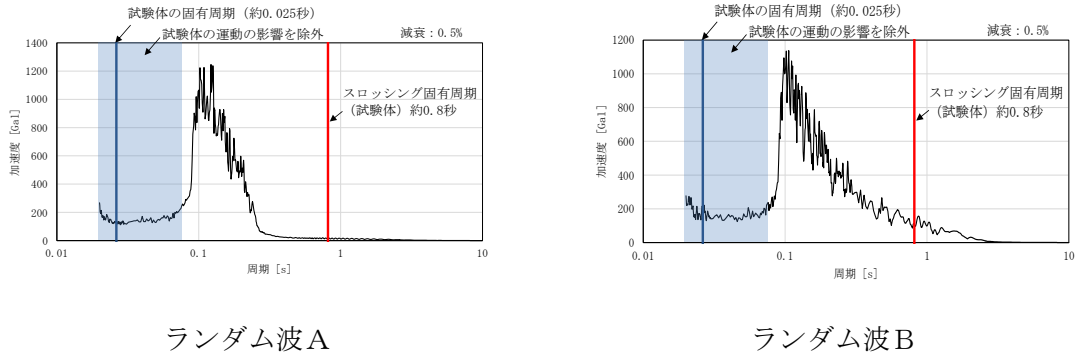


図1 入力波の応答加速度スペクトル

[1]Housner, G. W.: Nuclear Reactors And Earthquakes, TID Rep. 7024, 1963.

[2]容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）

内部水の有効質量比に対するスロッシングの影響

1. 概要

有効質量比に対するスロッシング影響の有無を確認するため、流体解析で得られた荷重時刻歴（スロッシング周期成分を含む）及びスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴に対する有効質量比を算定し、比較・検討した。

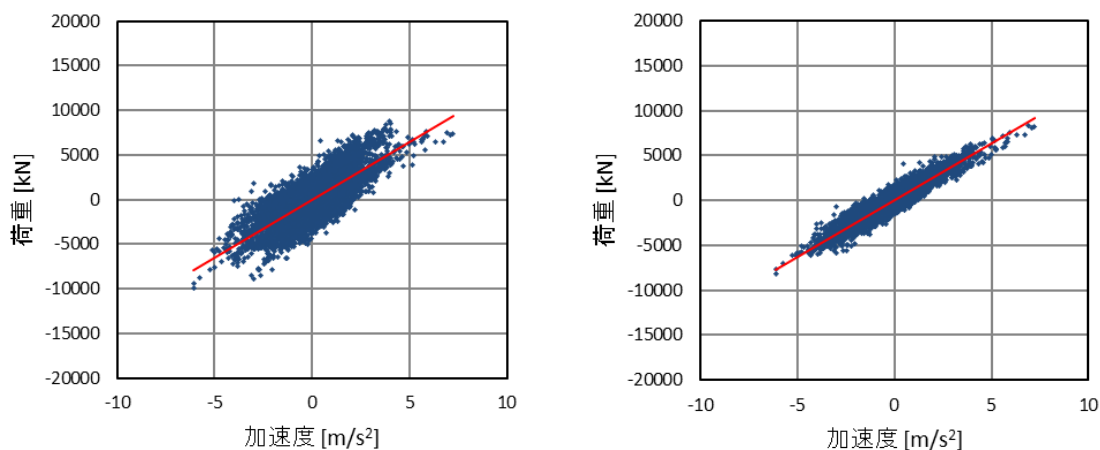
2. 検討内容

流体解析におけるスロッシング周期は入力加速度と荷重のフーリエスペクトルの関係より 0.26Hz（耐震解析用重大事故等時水位）として得られている（別紙 6 参照）。このため、流体解析で得られた荷重時刻歴に対して、フィルタ処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、有効質量比を算定した。

3. 検討結果

スロッシング周期成分あり及びスロッシング周期成分なしの荷重時刻歴に対する加速度と荷重の関係図を図 3-1 に、有効質量比の比較結果を表 3-1 に示す。

スロッシング周期成分あり及びスロッシング周期成分なしの有効質量比は同程度であり、有効質量比に対するスロッシングの影響はほぼない。



(a) スロッシング周期成分あり

(b) スロッシング周期成分なし

図 3-1 荷重と加速度の関係

表 3-1 有効質量比の比較結果

水位	流体解析	
	スロッシング周期成分あり	スロッシング周期成分なし
耐震解析用重大事故等時水位	0.29	0.28

内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響

1. 概要

サプレッションチェンバの地震荷重算出に当たり、サプレッションチェンバの内部水の有効質量を仮想質量法 (NASTRAN) により算出することの妥当性を検証するため、島根 1 号機サプレッションチェンバに対して、仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量の算出及び試験体を用いた振動試験を実施しており、両者の有効質量比が同等であることを確認している。

本資料では、振動試験に用いた入力地震動に対して、周期特性の違いによる有効質量への影響を考察する。

2. 振動試験の入力地震動

振動台への入力波は、スロッシング成分を含まないランダム波 A 及びスロッシング成分を含むランダム波 B の人工地震波を用いた。

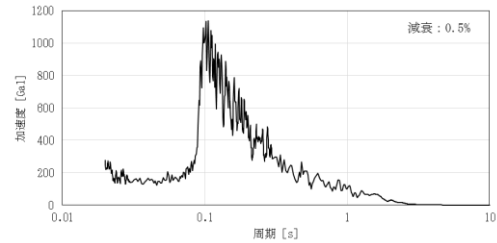
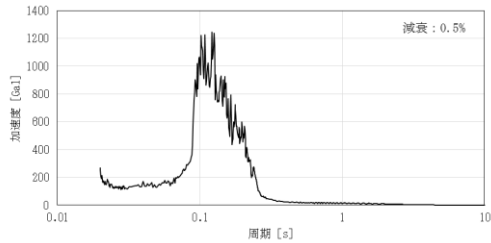
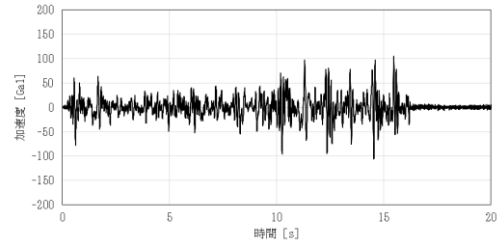
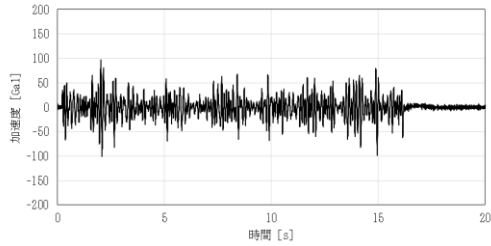
また、振動試験では、上記地震波の 1 倍、2 倍、3 倍及び 4 倍で加振を行った。

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 周期特性の違い

ランダム波 A 及びランダム波 B の入力加速度時刻歴波形及び加速度応答スペクトルを図 3.1-1 に示す。また、これらの周期特性の異なる地震波に対する振動試験から算出された有効質量比を表 3.1-1 に示す。なお、スロッシング荷重の影響を取り除くためのフィルター処理は実施していない。

本試験では最大加速度及び最大荷重の関係から有効質量比を算出していることから、表 3.1-1 に示すとおり、ランダム波 B での有効質量比はスロッシング荷重の影響でランダム波 A よりもわずかに大きく算出されるが、内部水の全質量に対しては約 2% の相違であり、同程度の結果が得られている。以上より、有効質量は入力地震動の周期特性によらず、評価対象とする容器の形状に依存していることを示すものと考えられる。



(1) ランダム波A

(2) ランダム波B

図 3.1-1 振動試験に用いた地震動比較
(別紙 11 図 3.2-1 及び図 3.2-2 の再掲)

表 3.1-1 振動試験から得られた水の有効質量比
(別紙 11 表 3.3-1 の再掲)

入力地震波	有効質量比
ランダム波A	0.18
ランダム波B	0.20

4. 考察

上記のとおり、振動試験に用いた入力地震動に対する周期特性の違いによる有効質量への影響について、今回実施した振動試験結果を用いて検討した結果、入力地震動の周期特性の違いによる影響が小さいことを確認した。

なお、今回の検討結果は、仮想質量法 (NASTRAN) により算出される有効質量が評価対象とする容器形状及び容器内水位を与えられれば、地震動を用いることなく、有効質量を算出できるという特徴とも整合している。

水平 2 方向入力によるサプレッションチェンバ内部水の
スロッシング荷重及び有効質量の影響

1. スロッシング荷重及び有効質量に与える影響検討

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重は、サプレッションチェンバの主要な内部構造物を考慮した解析モデルを用いて、水平 1 方向＋鉛直方向の地震動を入力した解析結果から算定している。

上記解析条件に対して水平 2 方向入力による影響を検討し、スロッシング荷重及び有効質量に与える影響について検討を行う。

2. 水平 2 方向入力による影響

水平 2 方向入力によるスロッシング荷重への影響について、地震動の入力条件を水平 1 方向＋鉛直方向及び水平 2 方向＋鉛直方向とした場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

2.1 解析モデル

解析モデルを図 2.1-1 に、解析諸元を表 2.1-1 に示す。

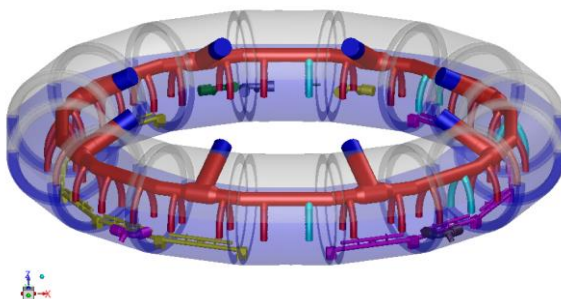


図 2.1-1 流体解析モデル

表 2.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

2.2 解析条件

解析条件を表 2.2-1 に示す。ここで、本解析では検討用水位 (EL 4000mm) を用いるが、耐震解析用重大事故等時水位 (EL 7049mm) においても水平 2 方向入力による影響については同様の結果が得られると考えられる。

表 2.2-1 解析条件 (水平 2 方向入力)

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	F l u e n t	同左
解析モデル	実機解析モデル	同左
入力波	S s - D	NS 方向 : S s - D EW 方向 : 位相特性の異なる S s - D ^{*1}
地震動の 入力方向	水平 1 方向 + 鉛直方向	水平 2 方向 + 鉛直方向
水位	EL 4000mm ^{*2}	同左

注記*1 : 位相特性の異なる S s - D の作成方針等については、補足-023-04
「水平 2 方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する検討について」
参照

*2 : 島根原子力発電所第 2 号炉審査資料「島根原子力発電所 2 号炉 地震による損傷の防止 別紙-8 サプレッション・チェンバ内部水質量の考え方の変更について」(EP-050 改 69(令和 3 年 9 月 6 日))
における検討用水位

2.3 影響検討結果

評価結果を表 2.3-1、最大荷重発生時刻付近 (12 秒) の変位コンター図を図 2.3-1 に示す。

水平 2 方向入力によるスロッシング荷重の影響について、基本ケース (合成荷重 : 水平 1 方向入力の最大荷重値の $\sqrt{2}$ 倍) に比べ、影響検討ケース (水平 2 方向入力の時刻歴荷重の最大値) は、小さいことを確認した。これは、水平 2 方向入力の影響により、スロッシング荷重が周方向へ分散していること及び EW 方向地震動の位相特性によるものと考えられる。また、水平 2 方向の入力波を位相反転させた場合の影響は、サプレッションチェンバが円環形状 (対称形状) であることから、スロッシング荷重への影響はないと考えられる。

よって、サプレッションチェンバのスロッシング荷重評価は基本ケースのとおり、入力地震動を水平 1 方向+鉛直方向とし、得られたスロッシング荷重を $\sqrt{2}$ 倍することで保守的になることを確認した。また、有効質量比は基本ケースと影響検討ケースで一致しており、水平 2 方向入力による有効質量比への影響はないことを確認した。

また、サプレッションチェンバのような軸対称容器では、スロッシングの 1 次固有振動数の共振点付近の正弦波加振により、自由表面の回転運動であるスワール振動が発生する

ことがある^[1] (図 2.3-2 参照)。ただし、地震波加振はスロッシングの 1 次固有振動数以上の振動数成分が支配的であり、かつ時間軸で非定常な加振条件であるため、スワール振動は発生しづらく影響はほとんどない。

なお、基本ケース及び影響検討ケースに対するスロッシング最大荷重発生時刻付近の変位コンター図はほぼ同様な分布、波高であり、大きな差異がないことを確認した。

表 2.3-1 評価結果 (水平 2 方向入力)

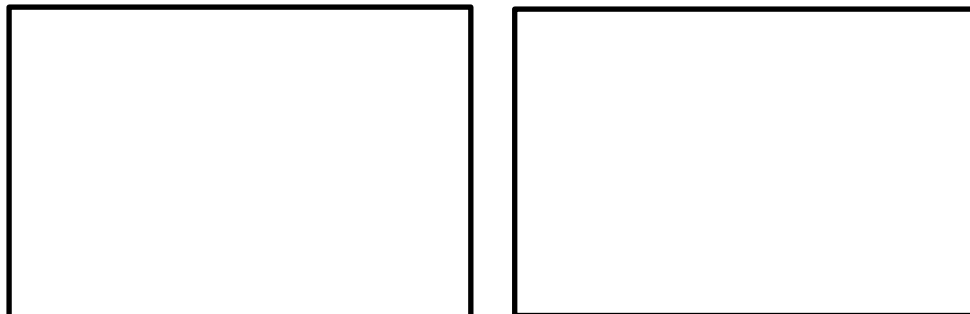
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重*1 (kN)	N S	5,363	5,364*2	1.00
	E W	—	3,699*2	1.45
	合成荷重	7,584*3	5,372*4	1.41
有効質量比	N S	0.23	0.23	1.00
	E W		0.23	1.00

注記*1：スロッシング最大荷重は地震波に依存することから、今後作成する建物応答に対するスロッシング荷重を確認する必要があるため暫定値

*2：1 方向成分 (N S 又は E W) のみに着目した場合の最大荷重

*3：基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

*4：各方向に加わるスロッシング荷重を時刻毎に合成 ($\sqrt{NS^2+EW^2}$) した値の最大値



①基本ケース
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

注：色の違いは、水面高さの違いを表す。また、高さは初期水位を 0 m としたものを表している。

図 2.3-1 変位コンター図

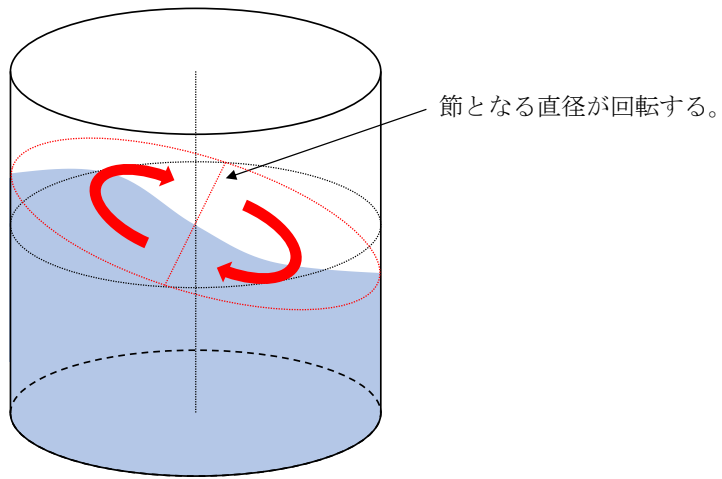


図 2.3-2 軸対称容器におけるスワール振動

参考文献[1]：小松敬治：「スロッシング 液面揺動とタンクの振動」森北出版

規格基準における内部水の有効質量比との比較

1. はじめに

本資料は、仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量比算定の妥当性を確認するため、容器構造設計指針・同解説（2010年3月改訂版）（以下「容器指針」という。）に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比と仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量比の算定結果の比較検討を行う。

2. 解析結果

(1) 球形タンク

仮想質量法（N A S T R A N）の解析モデルを図2-1、解析モデル諸元を表2-1、仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量比の算定結果及び容器指針における球形タンクの有効質量比を図2-2に示す。

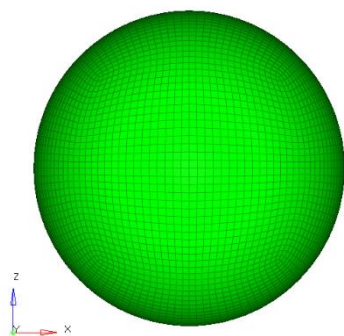
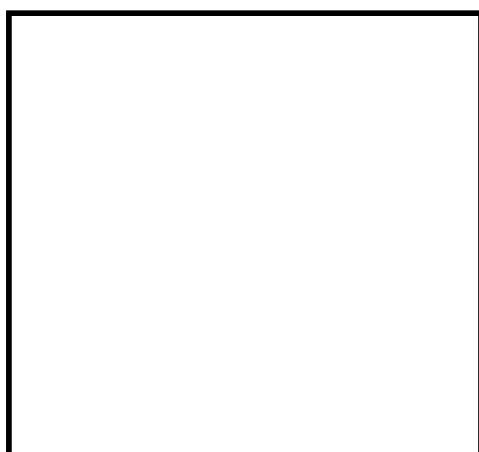


図2-1 球形タンク解析モデル

表2-1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約5400



注記*1：液量率 = 液体の体積
／球形タンクの容積

*2：容器指針の有効質量比は試験により得られている。

図2-2 球形タンクの有効質量比

(2) 円筒タンク

仮想質量法 (NASTRAN) の解析モデルを図 2-3, 解析モデル諸元を表 2-2, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算定結果及び容器指針における円筒タンクの有効質量比を図 2-4 に示す。

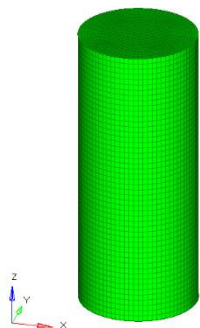


表 2-2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

図 2-3 円筒タンク解析モデル



図 2-4 円筒タンクの有効質量比

3. 検討結果

図 2-2 及び図 2-4 の比較結果から, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算出結果と容器指針における有効質量比がほぼ一致しており, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算出は妥当であることを確認した。

原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS304））により相対変位を吸収する構造となっているため、サプレッションチェンバの耐震評価にあたっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いている。

本資料では、ベント管ベローズの構造及びサプレッションチェンバへの地震応答への影響を確認し、上記扱いの妥当性について確認する。

2. ベント管ベローズの構造

ベント管ベローズは、図 2-1 に示すとおり、サプレッションチェンバとベント管の熱膨張による相対変位や地震相対変位を吸収できる構造となっている。

また、地震相対変位によるサプレッションチェンバへの反力は、ベント管ベローズのばね定数と地震相対変位により算定することができる。サプレッションチェンバの荷重伝達イメージを図 2-2 に示す。

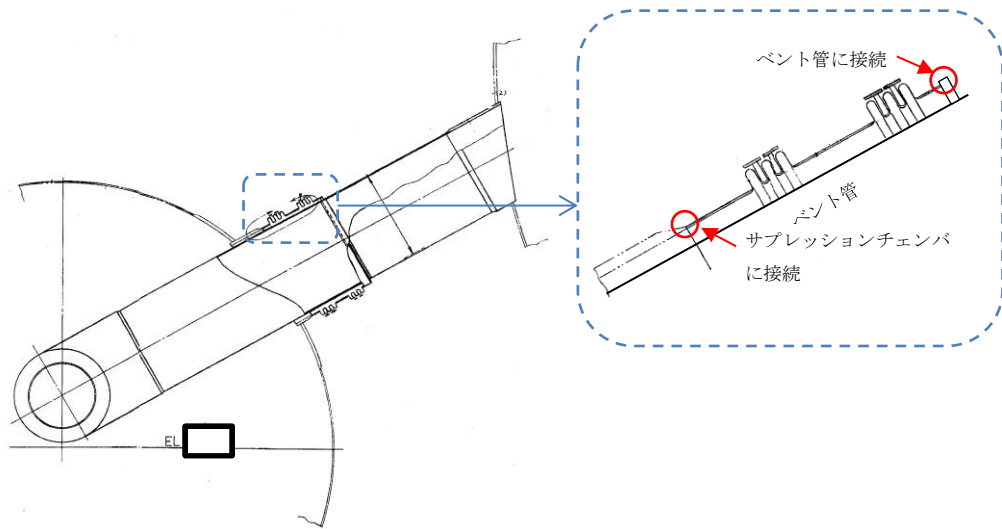
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

サプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表 3-1 に示す。評価条件としては、設計用条件 I（基準地震動 S_s ）を用いた。地震相対変位によるベント管ベローズの反力は、サプレッションチェンバの地震荷重に対して 0.05%程度と軽微であり、サプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

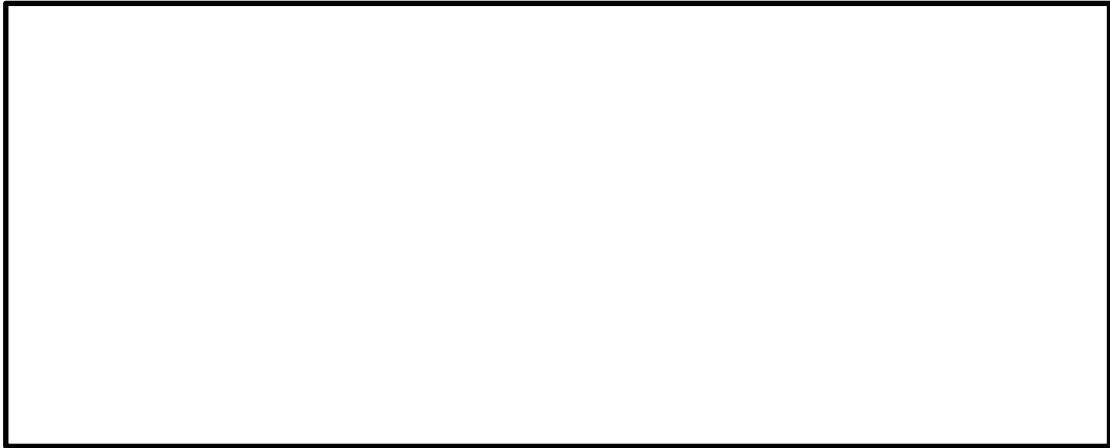
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が 1sec^{-1} 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $5.7 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$ 程度*であり、上記知見を踏まえ、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

注記*：地震応答解析モデルの固有周期 T に対するサプレッションチェンバの最大ひずみ量 ε の比（ ε/T ）からひずみ速度（ sec^{-1} ）を算出

参考文献[1]: Hiroe Kobayashi et al., Strain Rate of Pipe Elbow at Seismic Event and Its Effect on Dynamic Strain Aging, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, July 26-30, 2009



a. ベント管ベローズの構造概要



b. ベント管ベローズの主要寸法

図 2-1 ベント管ベローズの構造

- ← サプレッションチェンバの地震荷重
- ↔ サプレッションチェンバの変位
- ← ベント管ベローズ反力
- ↔ ベント管ベローズ及びサプレッションチェンバ間の相対変位

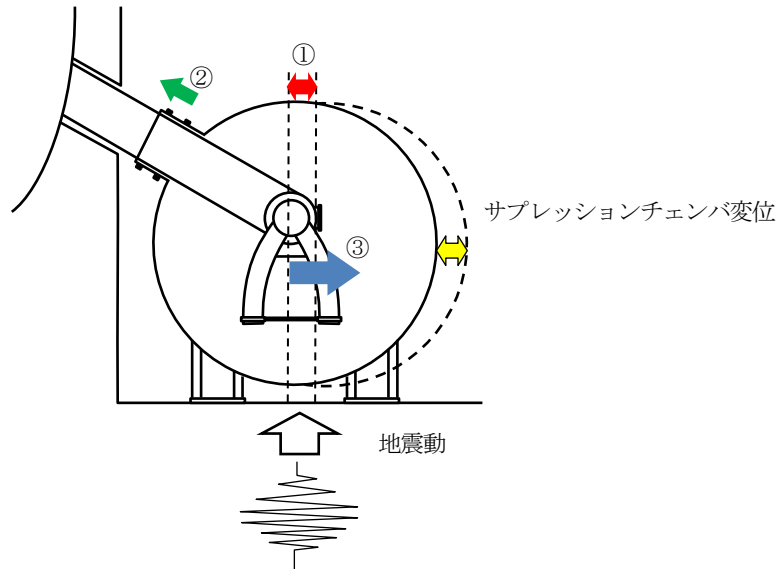


図 2-2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表 3-1 相対変位による影響評価結果

項目*1	評価値*2
①地震相対変位	□ mm
②地震相対変位による ベント管ベローズの反力	3.561×10^4 N
③サプレッションチェンバ の地震荷重	6.807×10^7 N
比率 (②/③)	0.05 %

注記*1：項目の①～③は，図 2 の番号に対応する。

*2：設計用条件 I（基準地震動 S s）により算出

サブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

1. 概要

サブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出は、既工認で公式等による応力評価を行っていることを踏まえ、今回工認においても同様に公式等による応力評価を行っている。なお、サブプレッションチェンバのうち胴エビ継部及びサブプレッションチェンバサポート取付部の応力評価は、3次元FEM解析モデルによる応力評価を行っている。

本書では、今回工認におけるサブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法に対して、公式等による応力評価を行うことの方針について説明する。

2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

2.1 適用規格

サブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針J E A G 4 6 0 1・補-1984, J E A G 4 6 0 1-1987 (以下「J E A G 4 6 0 1」という。)に基づき、サブプレッションチェンバは原子炉格納容器として、サブプレッションチェンバサポートは原子炉格納容器の支持構造物として耐震評価を行う。また、J E A G 4 6 0 1において、原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価について地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、J E A G 4 6 0 1に従い、以下の項目に対する応力評価が要求される。

- ① 一次応力評価
- ② 一次+二次応力評価
- ③ 一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析)

ただし、原子炉格納容器の一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析) は、設計・建設規格 J S M E S N C 1-2005/2007 PVB-3140(6)の要求を満足する場合、評価を省略することができる。なお、一次+二次応力評価に対する許容応力 $3 S m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は3次元FEM解析による疲れ解析を行う。

一方、原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、J E A G 4 6 0 1上、一次応力、一次+二次応力に対する応力評価が要求されており、一次+二次+ピーク応力に対する応力評価は要求されていない。

2.3 サプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法

上記のとおり、サブプレッションチェンバサポートは、原子炉格納容器の支持構造物に該当

する。原子炉格納容器の支持構造物に対する要求事項に基づき、サプレッションチェンバサポートの耐震評価は、一次応力に対する応力評価を行い、過大な変形がないことを確認する。また、耐震評価における応力算出については、サプレッションチェンバサポートの構造から面外変形もなく単純な曲げ・せん断変形が主であること、一次+二次+ピーク応力といった局所的な応力評価要求がないことから、既工認に用いた公式等による応力評価からの変更は不要と判断している。

なお、サプレッションチェンバサポートには地震荷重による相対変位が生じないことから、サプレッションチェンバサポートの耐震評価では、建設時より一次応力評価で代表させることとしており、一次+二次応力評価については省略している。

J E A G 4 6 0 1 -1987

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

荷重の組合せと許容限界についての原則を以下に示すが、^{(6.1.1-1), (6.2.1-1)}詳細は参考文献を参照のこと。

(1) 荷重の組合せ

- a. 地震動によって引き起こされるおそれのある事象については、その荷重を組合せる。
- b. 地震動によって引き起こされるおそれのない事象については、その事象の発生確率と荷重の継続時間及び地震の発生確率を考え、同時に発生する確率が高い場合にはその組合せを考慮するものとする。

(2) 許容限界

a. As クラス

(a) 基準地震動 S_1 又は静的震度による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。

(b) 基準地震動 S_2 による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として過大な変形がないようにする。

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ。

c. B 及び C クラス

静的震度による地震力と他の荷重と組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。

< 第 2 種 容 器 対 する 評 価 >

2.1.2 第 2 種 容 器 の 許 容 応 力

第 2 種 容 器 の 許 容 応 力 を 次 に 示 す。

応力分類 許容 応力状態	1 次 一 般 膜 応 力	1 次 膜 応 力 + 1 次 曲 げ 応 力	1 次 + 2 次 応 力	1 次 + 2 次 + ピ ー ク 応 力	特 別 な 応 力 限 界	
					純 せん断 応 力	支 圧 応 力
設 計 条 件	S	1.5 S	—	—	—	—
I _A	—	—	(1) 3 S	(2) 運 転 状 態 I 及 び II に お け る 荷 重 の 組 せ せ つ い て 疲 れ 解 析 を 行 い 疲 れ 累 積 係 数 が 1.0 以 下 で あ る こ と。	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
II _A	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
III _A	S _y と 2/3 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S _u 、 不 連 続 な 部 分 は S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は、構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 2 S と 0.6 S _u の 小 さい 方、不 連 続 な 部 分 は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	—	—	—	—
III _{A S}	S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	(3) 3 S 〔 S ₁ 又 は S ₂ 地 震 動 の み に よ る 応 力 振 幅 に つ い て 評 価 す る。〕	(4)(5) S ₁ 又 は S ₂ 地 震 動 の み に よ る 疲 れ 解 析 を 行 い 疲 れ 累 積 係 数 を 求 め、運 転 状 態 I、 II に お け る 疲 れ 累 積 係 数 と の 和 が 1.0 以 下 で あ る こ と。	0.6 S	(8) S _y (1.5 S _y)
IV _{A S}	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S _u 、 不 連 続 な 部 分 は S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は、構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 2 S と 0.6 S _u の 小 さい 方、不 連 続 な 部 分 は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値			0.4 S _u	(8) S _u (1.5 S _u)

- 注：(1) $3 S_m$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
- (3) 三軸引張りの場合には、別に主応力の総和が $4.8 S_m$ を超えないことを検討する。
- (4) $3 S_m$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第3号を除く）の弾塑性解析を用いることができる。
- (5) 告示第13条第1項第三号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ S_1 又は S_2 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (6) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (7) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (8) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (9) ()内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値。
- (10) オメガシール及びキャノピシールにあつては、Ⅲ_AS、Ⅳ_ASについて1次一般膜応力及び地震動のみによる1次+2次応力の評価を行う。ただし、1次一般膜応力は、告示第13条第1項第四号による。

2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

応力分類 許容 応力状態	1次応力					1次+2次応力				
	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張 圧縮	せん断	曲げ	支圧	座屈
設計条件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
II _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
III _A	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV _A	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b^{(2)}$	$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_b^{(2)(4)}$
IV _A S	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	$(S_1$ 又は S_2 地震動の みによる応力振幅に ついて評価する)			$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$

- 注：(1) すみ肉溶接部にあつては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。
 (2) 告示第88条第3項第一号イ(ニ)により求めた f_b とすること。
 (3) 応力の最大圧縮値について評価する。
 (4) 自重、熱膨張等により常時作用する荷重に、地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。
 (5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。
 (6) 上記応力の組合せが考えられる場合には、組合せ応力に対しても評価を行うこと。
 (7) 耐圧部に溶接等により直接取付けられる支持構造物であつて耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討

1. 概要

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル(地震応答解析モデル)に対する適用性確認のため、適用性確認用解析モデルとして3次元シェルモデルによる固有値解析を行い、耐震評価に考慮すべき振動モードがおおむね一致していることを確認している。

この3次元はりモデルは、既工認で用いたサプレッションチェンバ大円の変形及びサプレッションチェンバサポートの剛性を模擬したはりモデルに、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を模擬したばねを加えた地震応答解析モデルである。サプレッションチェンバサポート取付部の変形を地震応答解析モデルに模擬することで、今回工認の地震応答解析モデルと3次元シェルモデルの地震応答挙動が同等の解析結果を算定できるようにしている。

本資料では、今回工認の3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)のモデル化の差異が固有周期に与える影響について検討を行う。

2. モデル化の差異に係る固有周期への影響検討

2.1 検討の内容と結果

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化において模擬した項目に着目して、固有周期への影響を検討する。影響検討を行うモデル化項目に対する3次元はりモデル(地震応答解析モデル)及び3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)のモデル化の方法、固有周期への影響検討内容及び検討結果を表2-1に示す。

ここで、3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)において、エビ継部のモデル化の影響が無いと仮定する。このとき、モデル化の相違点のうちモデル化範囲、ストレーナのモデル化、内部水有効質量のモデル化及びサプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化による固有周期への影響はないことを確認した。また、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化の方法により3次元はりモデル(地震応答解析モデル)の水平方向の固有周期は3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)の固有周期に対して小さくなることを確認した。なお、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化による固有周期への影響を抑制した場合においても、固有周期の差異があることを確認した。

以上を踏まえて、影響が無いと仮定したエビ継部のモデル化を検討した結果、エビ継部のモデル化は3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)の固有周期の差異の要因と考えられることを確認した。

検討内容の詳細は2.2以降に示す。また、水平方向の固有周期の差異による耐震評価への影響について3.において床応答スペクトルと固有周期の関係を整理して示す。

表 2-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化影響検討 (1/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討			
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討 した 項	検討結果	影響
モデル化範囲	サプレッションチェンバ全体 (360°) をモデル化	サプレッションチェンバの半分 (180°) をモデル化	以下の固有値解析結果の比較により、モデル化範囲の違いによる固有周期への影響を確認する。 ①180° モデル (原子炉格納容器ベント系解析モデル) ②360° モデル (原子炉格納容器ベント系解析モデル)	2.2.1	・①と②で同じ固有値解析結果が得られることから、モデル化範囲の相違 (180° モデル及び360° モデルの違い) による固有周期への影響がないことを確認した。	影響なし
ストレーナの扱い	ストレーナ連成あり	ストレーナ連成なし	以下の固有値解析結果の比較により、ストレーナの連成による固有周期への影響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (ストレーナなし)	2.2.2	・①と②の固有周期が一致することから、ストレーナの連成は固有周期に影響しないことを確認した。	影響なし
内部水の有効質量	質点に縮約して設定 (NASTRAN の仮想質量法により算出した有効質量を Guyan 縮約によりはりモデルに設定)	シェル要素に設定 (NASTRAN の仮想質量法により算出)	以下の固有値解析結果の比較により、内部水のモデル化方法の違いによる影響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (内部水なし) ③シェルモデル ④シェルモデル (内部水なし)	2.2.3	・内部水の有無による固有周期の比率がはりモデル (①/②=1.67) とシェルモデル (③/④=1.73) で同等であることから、はりモデルはシェルモデルと同等に内部水をモデル化できており、固有周期への影響がないことを確認した。	影響なし

表 2-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化影響検討 (2/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討			
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討 した 項	検討結果	影響
サプレッション チェンバ胴 (エビ継部のモデル 化の影響を除 く)	はり要素でモデル化 (材料物性、断面情報 から理論式により剛性 を設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性 及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有値 解析結果の比較により、胴の モデル化方法の違いによる固 有周期への影響を確認する。 ①はりモデル ②シェルモデル ③シェルモデル (胴一般部断 面保持)	2.2.4	<ul style="list-style-type: none"> ・オーバル振動の影響で②で分散して現れてい た振動モードは③では集約されることを確認 した。 ・水平方向の固有周期は、③/①=最大 1.14, ②/①=最大 1.28 となり、③は②より①に近 づくことからシェルモデルに比べてはりモデル の固有周期が小さくなる要因としてオーバ ル振動の影響があることを確認した。ただ し、①と③の固有周期に有意な差異が残るこ とから、サポート及び取付部のモデル化の差 異について検討する。(2.2.5~6 項)。 	影響 あり
サプレッション チェンバサポート 取付部	面外方向の剛性をばね 要素でモデル化 (シェル要素を用いて 局部変形を模擬したば ね剛性を設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性 及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有値 解析結果の比較により、取付 部のばね剛性のモデル化方法 の違いによる固有周期への影 響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (取付部ばね要 素なし) ③シェルモデル	2.2.5	<ul style="list-style-type: none"> ・水平方向の固有周期は①0.085s と②0.081s で 同程度であることから、取付部のモデル化方 法は水平方向の固有周期に影響しないことを 確認した。 	影響 なし

表 2-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化影響検討 (3/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討			
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項	検討結果	影響
サプレッション チェンバサポート	はり要素でモデル化 (材料物性, 断面情報 から理論式により剛性 を設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性 及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有 値解析結果の比較により, サポートの影響による固有 周期の違いを確認する。 ①はりモデル (サポート以 外剛体) ②シェルモデル (サポート 以外剛体)	2.2.6.1	<ul style="list-style-type: none"> 水平方向の固有周期は, ①0.042s が②0.049s と比べて小さい (①/②=0.86) ことからサポ ートのモデル化方法は水平方向の固有周期に 影響を与えることを確認した。 2.2.6.2 でサポートの剛性を精緻化すること で3次元はりモデルの固有周期に与える影響 について検討を行う。 	影響 あり
			以下の解析モデルの固有 値解析結果の比較により, はりモデルのサポートの剛 性を精緻化することによる 固有周期への影響を確認す る。 ①はりモデル ②はりモデル (サポート剛 性精緻化) ③シェルモデル (胴一般部 断面保持)	2.2.6.2	<ul style="list-style-type: none"> 水平方向の固有周期は, ③/①=1.14, ③/② =1.09 となり, ②は①に比べて③に近づくこ とからサポートのモデル化方法が水平方向の 固有周期に影響を与える主な要因の一つであ ることを確認した。 	影響 あり

表 2-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化影響検討 (4/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討			
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項	検討結果	影響
サプレッション チェンバ胴 (エビ継部のモデル化の影響)	はり要素でモデル化 (材料物性, 断面情報から理論式により剛性を設定, 仮想的に胴部のみをモデル化)	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性及び構造を設定, 仮想的に胴部のみをモデル化) ・シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性及び構造を設定, 仮想的に胴部のみをモデル化, はりモデルを模擬) 	<p>以下の解析モデルの固有値解析結果の比較により, エビ継部の断面特性による固有周期への影響を確認する。</p> <p>①はりモデル (胴部単体) ②シェルモデル (胴部単体, 胴断面保持) ③シェルモデル (胴部単体, はりモデル模擬, ポアソン比 0.3) ④シェルモデル (胴部単体, はりモデル模擬, ポアソン比 0)</p>	2.2.7	<ul style="list-style-type: none"> ・水平方向の固有周期は, ②/①=1.11, ③/①=1.04 となり, ③は②に比べて①に近づくことからエビ継部の断面特性が水平方向の固有周期に影響を与えと考えられる。 ・水平方向の固有周期は, ④/①=1.02 となり, ④は③に比べて更に①に近づくことからポアソン比を 0 にすることで水平方向の固有周期の差異が小さくなることを確認した。 	影響あり

2.2. モデル化項目ごとの検討

2.2.1 モデル化範囲による影響

(1) 検討の目的

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル化は、サプレッションチェンバが対称形状であることを利用し、180°モデルとしている。180°モデルの妥当性を確認するため、180°3次元シェルモデル及び360°3次元シェルモデルの固有周期の比較を行う。

なお、検討内容としては個別の機器形状に影響されないため、原子炉格納容器ベント系の解析モデルにて代表する。

(2) 検討方法

表2.2.1-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.1-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要	解析モデルの説明
	モデル化範囲	
①180°モデル (原子炉格納容器ベント系 3次元解析モデル)	半周 (180°)	・VI-2-9-4-3「ベント管の耐震性 についての計算書」の地震応答 解析モデル
②360°モデル (原子炉格納容器ベント系 3次元解析モデル)	全周 (360°)	・補足-027-10-54「原子炉格納容 器ベント系設備の地震応答解析 モデルの精緻化等に関する補足 説明資料」にて示す原子炉格納 容器ベント系のモデル化範囲に 関する影響検討モデル

(3) 検討結果

固有周期及び振動モードごとの有効質量比について、 360° モデルのモードと、 180° モデルの対称モデルと反対称モデルのモードを固有周期の順に並べて比較した結果を表 2.2.1-2 に示す。ここで、表 2.2.1-2 では全ての方向で有効質量比が表示桁数の範囲で 0 のモードについては記載を省略している。

表 2.2.1-2 より、以下の結果が確認できる。

- ・ 360° モデルのモードの固有周期は、 180° モデルの対称モデル又は反対称モデルのどちらかの解析モデルのモードの固有周期と一致する。
- ・Z方向の有効質量比は 360° モデルと 180° モデルで全て一致する。
- ・ 180° モデルのモードのX方向又はY方向の有効質量比は、 360° モデルの同じ固有周期のモードの同じ方向の有効質量比の合計に一致する（表 2.2.1-2 に青字で例を示す。）。これは、 360° モデルでは同じ固有周期にX方向及びY方向に変形するモードが現れ、各方向に有効質量が分散するが、 180° モデルでは一つの固有周期に有効質量が集約されるためである。

以上の結果から、 180° モデルとして対称モデル及び反対称モデルの両方を用いた固有値解析結果は 360° モデルと同じ固有値解析結果が得られ、モデル化範囲の相違（ 180° モデル及び 360° モデルの違い）による固有周期への影響がないことを確認した。

表 2.2.1-2 固有周期の比較結果

固有周期 sのY方向有効質量比の合計: (端数処理前の合計) 固有周期 sのY方向有効質量比:

② 360° モデル				① 180° モデル						
モード	固有周期 (s)	振動モードの有効質量比			解析 モデル	モード	固有周期 (s)	振動モードの有効質量比		
		X方向	Y方向	Z方向				X方向	Y方向	Z方向
2次					反対称	2次				
3次					対称	1次				
13次					反対称	6次				
14次					対称	8次				
26次					反対称	13次				
27次					対称	14次				
40次					対称	21次				
47次					反対称	22次				
48次					対称	26次				
52次					対称	28次				
53次					反対称	25次				
54次					対称	29次				
74次					反対称	38次				
75次					対称	37次				
86次					反対称	44次				
87次					対称	43次				
102次					反対称	51次				
103次					対称	52次				
111次					反対称	56次				
112次					対称	56次				
118次					対称	60次				
119次					反対称	59次				
120次					対称	61次				
122次					対称	62次				
123次					反対称	61次				
124次					対称	63次				
125次					反対称	62次				
126次					対称	64次				
134次					対称	68次				
138次					反対称	68次				
139次					対称	71次				
169次					対称	85次				
170次					反対称	85次				
171次					対称	86次				
199次					反対称	100次				
200次					対称	100次				
226次					反対称	113次				
227次					対称	114次				
236次					対称	118次				
246次					対称	124次				
247次					反対称	123次				
248次					対称	125次				
255次					反対称	128次				
256次					対称	128次				
270次					対称	136次				
271次					反対称	135次				
272次					対称	137次				

2.2.2 ストレナーのモデル化の影響

(1) 検討の目的

3次元はりモデル（地震応答解析モデル）はサプレッションチェンバに加えてECCSストレナーを連成してモデル化している。一方、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）はサプレッションチェンバの全体的な応答を模擬するため、局所的な構造物であるストレナーはモデルに含めていない。このため、モデル化におけるECCSストレナーの影響を確認するため、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）からストレナーを削除したモデルを作成し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）との固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表 2.2.2-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.2-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要	解析モデルの説明
	ストレナー	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	有り	<ul style="list-style-type: none">・今回工認の地震応答解析モデル・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル (ストレナーなし)	無し	<ul style="list-style-type: none">・サプレッションチェンバ単体をモデル化（①の解析モデルからECCSストレナーを除外）した解析モデル・固有値解析結果は表 2.2.2-2 を参照

表 2.2.2-2(1) 3次元はりモデル (ストレーナなし) を用いた
固有値解析結果 (水平方向モデル)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
3次					
4次					

注記*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2: Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表 2.2.2-2(2) 3次元はりモデル (ストレーナなし) を用いた
固有値解析結果 (鉛直方向モデル)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
8次					

注記*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2: X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

(3) 検討結果

固有周期の比較結果を表 2.2.2-3 に、振動モードの比較結果を表 2.2.2-4 に、モードごとの有効質量比を比較した結果を表 2.2.2-5 に示す。

表 2.2.2-3～5 より、以下の結果が確認できる。

- ・ 主要なモードの固有周期は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）で一致する。（表 2.2.2-3, 4）
- ・ 主要なモード形状は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）と同様である。（表 2.2.2-4）
- ・ 主要なモードの有効質量比は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）で同程度である（水平方向については、X方向及びY方向の有効質量比の合計が同程度）。（表 2.2.2-5）
- ・ ① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）では、ECCS ストレーナをモデル化したことにより卓越したモードが存在するが、モードの有効質量比は小さく、サプレッションチェーンバ全体の応答に与える影響は小さい。（表 2.2.2-5）

以上の結果から、ECCS ストレーナを 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に連成させることによる地震応答解析への影響はないことを確認した。

表 2.2.2-3 固有周期の比較結果

(単位：s)

卓越方向	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	② 3次元はりモデル (ストレーナなし)	(A) ②/①
X方向			1.00
			—
Y方向			1.00
			—
Z方向			1.00
			—

注記*：ECCSストレーナの連成により卓越したモード

表 2.2.2-4(1) 振動モードの比較結果（3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元はりモデル（ストレーナなし））

① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）：水平方向		② 3次元はりモデル（ストレーナなし）：水平方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	

注：3次元はりモデル（ストレーナなし）は周期対称形状であるため、並進モードはどの方向にも変形が生じる可能性があるモードとなる。NASTRANのモード図の出力はユーザ側で変形方向を選択できないため、斜め方向へ変形したモード図を出力している。

表 2.2.2-4(2) 振動モードの比較結果 (3次元はりモデル (地震応答解析モデル) と 3次元はりモデル (ストレーナなし))

① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) : 水平方向		② 3次元はりモデル (ストレーナなし) : 水平方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	

表 2.2.2-4(3) 振動モードの比較結果（3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元はりモデル（ストレーナなし））

① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）：鉛直方向		② 3次元はりモデル（ストレーナなし）：鉛直方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	

表 2.2.2-4(4) 振動モードの比較結果（3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元はりモデル（ストレーナなし））

① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）：鉛直方向		② 3次元はりモデル（ストレーナなし）：鉛直方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	

表 2.2.2-5 振動モードごとの有効質量比の比較(3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元はりモデル(ストレーナなし))

方向	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)					② 3次元はりモデル (ストレーナなし)				
	モード	固有周期 (s)	有効質量比			モード	固有周期 (s)	有効質量比		
			X方向	Y方向	Z方向			X方向	Y方向	Z方向
水平										
鉛直										

注記* : E C C S ストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

2.2.3 内部水有効質量のモデル化の影響

(1) 検討の目的

仮想質量法 (NASTRAN) により算出した有効質量を G u y a n 縮約にてモデル化する手法の妥当性は、別紙 2 の 4. で流体解析モデル及び 3 次元シェル+はりモデルを用いた妥当性確認により既に確認しているが、有効質量のモデル化の影響について、内部水の有無による 3 次元はりモデル (地震応答解析モデル) 及び 3 次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) の固有周期の比較を行う。

なお、G u y a n 縮約によるモデル化は水平方向の 3 次元はりモデル (地震応答解析モデル) のみに適用するため、水平方向の固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表 2.2.3-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.3-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	内部水	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	はり 要素	有り (質点に 縮約)	・今回工認の地震応答解析 モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル (内部水なし)	はり 要素	無し	・①のモデルから内部水の 有効質量を取り除いた解 析モデル
③ 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	シェル 要素	有り (シェル 要素)	・本文 4.2.4 の適用性確認 用解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
④ 3次元シェルモデル (内部水なし)	シェル 要素	無し	・③のモデルから内部水の 有効質量を取り除いた解 析モデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.3-2 に示す。

表 2.2.3-2 の結果から、有効質量が影響する水平 1 次のモードで内部水の有無による固有周期の比率が 3 次元はりモデルと 3 次元シェルモデルで同等であることから、G u y a n 縮約により 3 次元はりモデルは 3 次元シェルモデルと同等に内部水をモデル化できており、固有周期への影響がないことを確認した (表 2.2.3-2 (A), (B) 参照)。

表 2.2.3-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討ケース	①	②	③	④	(A) ①/②	(B) ③/④
解析モデル	3次元はりモデル		3次元シェルモデル			
内部水	有り	無し	有り	無し		
水平1次	0.085	0.051	0.109	0.063	1.67	1.73

2.2.4 サプレッションチェンバ胴のモデル化の影響

(1) 検討の目的

3次元はりモデル（地震応答解析モデル）のサプレッションチェンバ本体のモデル化は、胴一般部の断面保持を仮定した理論式に基づく。一方、本文4.2.4では3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）においてオーバル振動の影響が現れることを確認している。このため、断面を保持した3次元シェルモデルを作成し他のモデルとの固有周期の比較を行う。ただし、エビ継部のモデル化の影響は無いと仮定する。なお、エビ継部のモデル化の影響検討は2.2.7に示す。

(2) 検討方法

表2.2.4-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.4-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	胴の断面保持	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	はり要素	—	<ul style="list-style-type: none"> ・今回工認の地震応答解析モデル ・固有値解析結果は本文4.2.4を参照
② 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	シェル要素	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・本文4.2.4の適用性確認用解析モデル ・固有値解析結果は本文4.2.4を参照
③ 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> ・②のモデルでセグメントごとに3箇所ずつサプレッションチェンバ胴の断面を剛体要素で結合して、胴一般部の断面を保持した3次元シェルモデル（図2.2.4-1参照） ・固有値解析結果は表2.2.4-2を参照 ・モード変形図は図2.2.4-2を参照

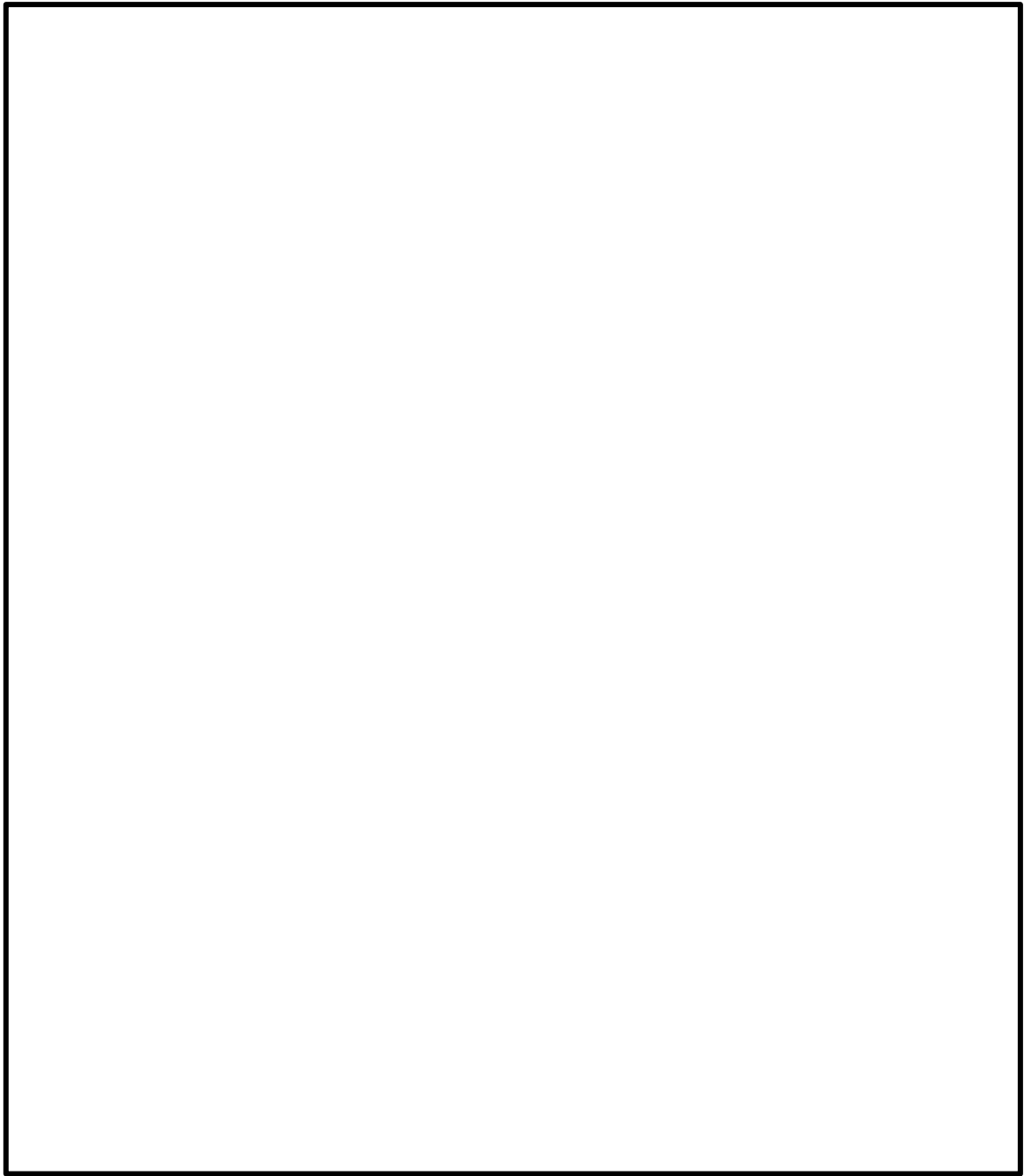


図 2.2.4-1 胴一般部の断面保持を条件とした 3次元シェルモデル

表 2.2.4-2(1) 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）を用いた固有値解析結果
（対称条件）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
2次					
53次					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

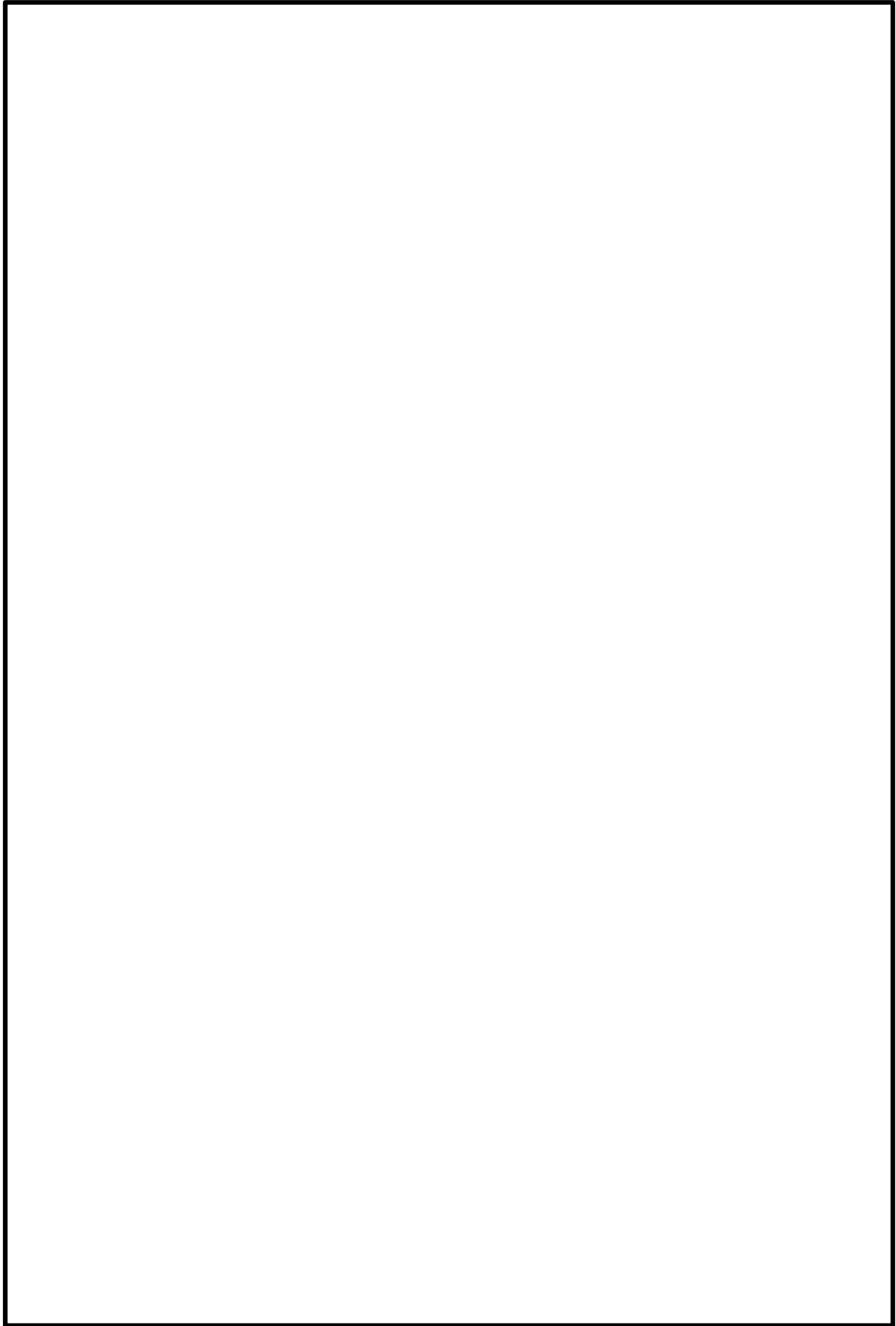
*2：Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表 2.2.4-2(2) 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）を用いた固有値解析結果
（反対称条件）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
2次					

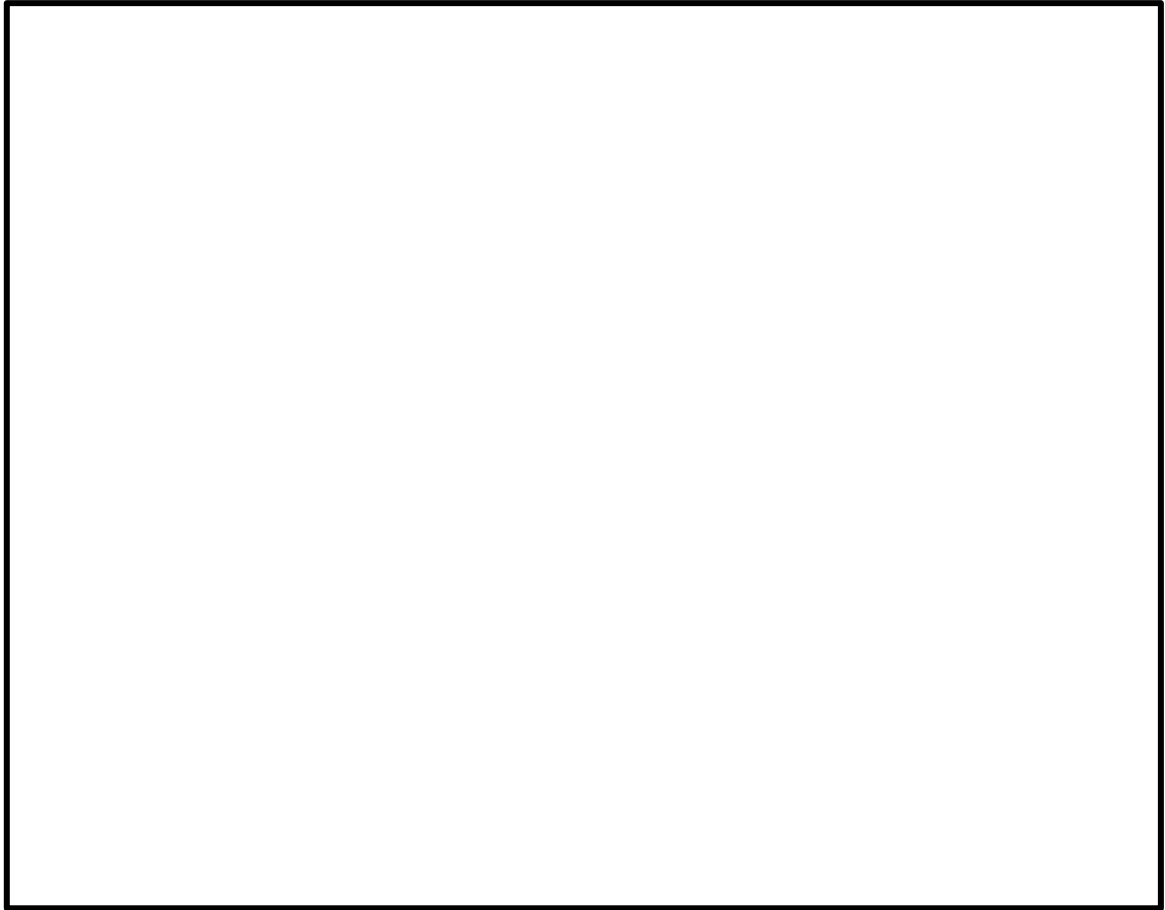
注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載



(a) 対称条件

図 2.2.4-2(1) モード変形図：3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）



(b) 反対称条件

図 2.2.4-2(2) モード変形図：3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.4-3 に示す。

表 2.2.4-3 より以下の結果が確認できる。

- ・② 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）ではサプレッションチェンバ全体が振動するモードが複数のモードに分散して現れるが、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と同様にサプレッションチェンバ全体が振動するモードが数モードに集約される（表 2.2.4-3 参照）。
- ・水平方向の固有周期については、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）は② 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べ① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に近づく。ただし、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）と① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）で差異が残る（表 2.2.4-3 参照）。表 2.2.2-4(1)の①及び図 2.2.4-2 に示すとおり、これらのモードはサプレッションチェンバ全体が水平に並進するモードであり、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポートの影響が大きいと考えられる。このため、水平方向の固有周期の差異は、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポートのモデル化方法の相違によるものと考えられる。
- ・鉛直方向の固有周期については、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）が① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）よりも長周期側となっている（表 2.2.4-3 参照）。③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、図 2.2.4-1 に示すとおり、剛体要素を設定することにより、サプレッションチェンバサポート取付部付近の剛性が高くなった可能性が考えられるが、固有周期の差異は 10%未満であるためモデル化方法の妥当性について影響を及ぼすものではないと判断した。

以上の結果から、オーバル振動の影響により 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で分散して現れていた振動モードは 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では集約されることを確認した。

水平方向の固有周期は 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）は 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べて 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に近づくことから 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べて 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の固有周期が小さくなる要因としてオーバル振動の影響があることを確認した。

ただし、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）で水平方向の固有周期に有意な差異が残ることを確認した。

表 2.2.4-3 固有周期の比較結果

卓越 方向	固有周期 (s)			(A) ②/①	(B) ③/①
	① 3次元はりモデル (地震応答解析 モデル)	② 3次元シェルモ デル (適用性確認 用解析モデル)	③ 3次元シェルモ デル (胴一般部断 面保持)		
X方向				1.28	1.14
				1.16	
Y方向				1.28	1.14
				1.16	
Z方向				1.10	0.93
				1.07	
				0.98	
				0.95	
	0.92				
	0.89				
	0.85				

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

2.2.5 サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化の影響

(1) 検討の目的

今回工認では、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を模擬したばね剛性を算定し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）（以下、2.2.5では「3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり）」という。）のサプレッションチェンバサポート取付部にばね要素としてモデル化する。一方、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）はシェルモデルであることからサプレッションチェンバサポート取付部の剛性がそのままモデル化されている。このため、3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））から取付部のばね要素を取り除いたモデルを作成し、他のモデルと固有周期の比較を行うことで、3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））で設定しているばね要素が固有周期に与える影響を確認する。

(2) 検討方法

表 2.2.5-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.5-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	サポート取付部剛性	
① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））	はり要素	ばね要素	<ul style="list-style-type: none"> ・今回工認の地震応答解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル（サポート取付部ばね要素なし）	はり要素	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・①からサポート取付部のばね要素を取り除いたモデル
③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）	シェル要素	シェル要素	<ul style="list-style-type: none"> ・本文 4.2.4 の適用性確認用解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.5-2 に示す。

表 2.2.5-2 により，以下の結果が確認できる。

- ・② 3次元はりモデル（サポート取付部ばね要素なし）と③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の固有周期は，鉛直 1 次について大きく差がある（表 2.2.5-2 (B) 参照）。
- ・① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））と③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の鉛直 1 次の固有周期はおおむね一致した（表 2.2.5-2 (A) 参照）。
- ・水平 1 次の固有周期についてはサポート取付部のばね要素を取り除いてもほとんど影響の無い結果となった（表 2.2.5-2 (A)，(B) 参照）。

以上の結果より，鉛直方向については取付部のモデル化は適切であり，水平方向については取付部のモデル化方法が固有周期に影響がないことを確認した。

表 2.2.5-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討ケース	①	②	③		
解析モデル	3次元はりモデル (地震応答解析 モデル (サポート 取付部ばね要素あ り))	3次元はりモデル (サポート取付部 ばね要素なし)	3次元シェルモデル (適用性確認用 解析モデル)	(A) ①/③	(B) ②/③
水平 1 次	0.085	0.081	0.109	0.78	0.74
鉛直 1 次	0.061	0.026	0.067	0.91	0.39

2.2.6 サプレッションチェンバサポートのモデル化の影響

2.2.6.1 サプレッションチェンバサポートの固有周期の比較

(1) 検討の目的

サプレッションチェンバサポートは既工認と同様に、サプレッションチェンバサポートの形状等の情報から計算式により設定した剛性をサプレッションチェンバサポートのはり要素に模擬する。このモデル化の固有周期への影響を確認するため、サプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデルとサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元シェルモデルの固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表 2.2.6.1-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.6.1-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	胴	サポート	
① 3次元はりモデル (サポート以外剛体)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	・今回工認の地震応答解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル
② 3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	シェル要素 (剛体)	シェル要素 (剛性考慮)	・本文 4.2.4 の適用性確認用解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元シェルモデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.6.1-2 に示す。

表 2.2.6.1-2 の結果より、以下の結果が確認できる。

- ・鉛直方向の固有周期は同程度であることを確認した（表 2.2.6.1-2 (A) 参照）。
- ・水平方向の固有周期は差異があることを確認した（表 2.2.6.1-2 (A) 参照）。3次元はりモデルのサプレッションチェンバサポートの剛性の設定において、穴部等の詳細な構造は模擬していないため、固有周期が小さくなったと考えられる。

以上の結果より、サプレッションチェンバサポートのモデル化方法は水平方向の固有周期に影響を与えることを確認した。サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻化することで3次元はりモデルの固有周期に与える影響について 2.2.6.2 にて検討を行う。

表 2.2.6.1-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討ケース	①	②	(A)
解析モデル	3次元はりモデル (サポート以外剛体)	3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	①/②
水平1次	0.042	0.049	0.86
鉛直1次	0.017	0.018	0.94

2.2.6.2 3次元シェルモデルを用いた剛性の設定による影響検討

(1) 検討の目的

2.2.6.1の結果を踏まえ、サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻化することによる固有周期への影響を検討する。サプレッションチェンバサポート単体をシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルを用いて、サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻に算定し、はり要素としてモデル化を行う。このはり要素を用いて3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を作成し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）（以下、2.2.6.2及び3では「3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式）」という。）及び3次元シェルモデルと固有周期を比較する。

サプレッションチェンバサポートの剛性算出に用いたサプレッションチェンバサポートの解析モデル図を図2.2.6.2-1に示す。また、サプレッションチェンバサポートの各剛性の算出方法を<補足1>に、算出した剛性の妥当性確認を<補足2>に示す。

(2) 検討方法

表2.2.6.2-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.6.2-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	要素	サポート剛性	胴断面保持	
① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））	はり要素	理論式で設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 今回工認の地震応答解析モデル 固有値解析結果は本文4.2.4を参照
② 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）	はり要素	FEMで設定	—	<ul style="list-style-type: none"> ①からサポート剛性を局部シェルモデルの解析結果を用いて精緻化した解析モデル 固有値解析結果は表2.2.6.2-2を参照
③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）	シェル要素	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> 2.2.4で設定した、胴一般部の断面を保持した3次元シェルモデル 詳細は2.2.4参照

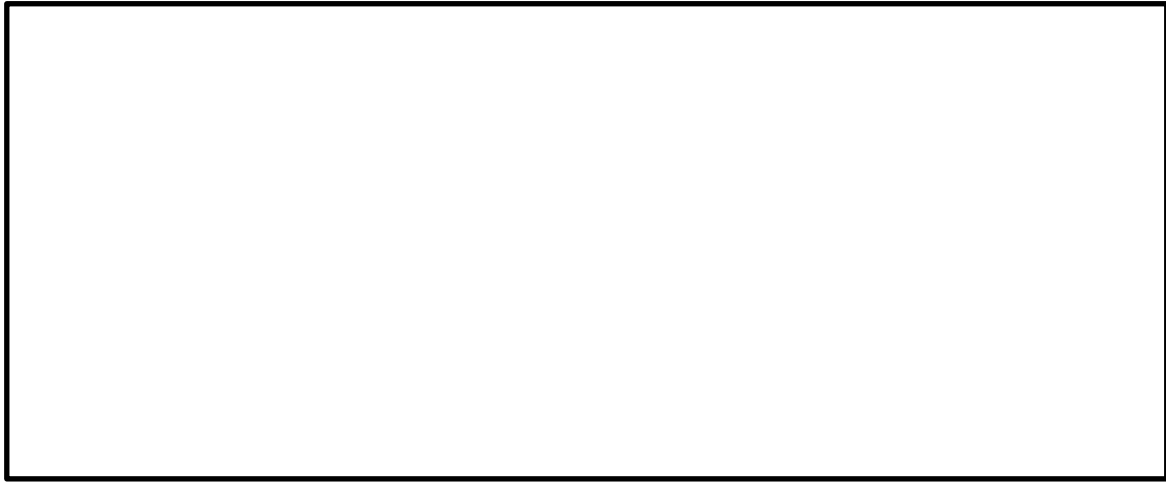


図 2.2.6.2-1 サプレッションチェンバサポート解析モデル図

表 2.2.6.2-2 (1) 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を用いた固有値解析結果
（水平方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
3次					
4次					
10次*3					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向及びY方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

表 2.2.6.2-2 (2) 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を用いた固有値解析結果
（鉛直方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
9次					
10次*3					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：Z方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

(3) 検討結果

固有周期の比較結果を表 2.2.6.2-3 に示す。

表 2.2.6.2-3 より，以下の結果が確認できる。

- ・水平方向はサプレッションチェンバサポートの剛性を見直すことによって，3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差異は小さくなる。
- ・鉛直方向はサプレッションチェンバサポートの剛性を見直しによって固有周期がほぼ変わらない。

以上の結果より，サプレッションチェンバサポートのモデル化方法が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に影響を与える主な要因の一つであることを確認した。

表 2.2.6.2-3 固有周期の比較結果

卓越方向	固有周期 (s)			(A) ③/①	(B) ③/②
	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル (サポート剛性理論式))	② 3次元はりモデル (サポート剛性精緻化)	③ 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)		
X方向				1.14	1.09
Y方向				1.14	1.09
Z方向				0.93	0.93

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

2.2.7 サプレッションチェンバ胴のエビ継部のモデル化の影響

(1) 検討の目的

2.2.1～6 の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の水平方向の固有周期が3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の水平方向の固有周期に対して小さくなる要因として、以下の二点を確認した。

- ・サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

しかし、以上の二つの要因を考慮した場合3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）と3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）の水平方向の固有周期には9%の差異が生じる（表2.2.6.2-3 (B) 参照）。ここで、残る差異の要因としては、2.2.4において影響が無いと仮定した、エビ継部のモデル化が考えられる。

本検討では、エビ継部のモデル化が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に与える影響を確認するため、オーバル振動を抑制したサプレッションチェンバ胴部（サプレッションチェンバ胴及び補強リング）のみを対象として水平方向の固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

3次元はりモデルではサプレッションチェンバの各セグメントがはり要素としてモデル化されており、これは胴一般部と同じ剛性の直円筒に相当する（図2.2.7-1の青点線部）。一方、3次元シェルモデルの各セグメントは、エビ継部の内側と外側で長さの異なる管となっているため、両モデルではエビ継部のモデル化について差異が存在する。

この差異の影響を確認するため、表2.2.7-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。①3次元はりモデル（胴部単体）及び②3次元シェルモデル（胴部単体、胴断面保持）は、それぞれ2.2.6.2の3次元はりモデル（表2.2.6.2-3の①及び②）及び3次元シェルモデル（表2.2.6.2-3の③）から作成した胴部単体モデルである。また、③3次元シェルモデル（胴部単体、3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）は3次元はりモデルを模擬するため、シェル要素で作成した直管（セグメント）をつなぎ合わせた胴部単体モデルである。なお、参考文献にて、断面変形が拘束される3次元有限要素モデルにおいては、拘束点付近での発生応力にはりの理論解と差異が発生すること、及びポアソン比を0にすると断面変形の拘束の差異による影響が小さくなることから、発生応力の差が低減することが示されている。このような断面変形の拘束の差異による影響を確認するため、③3次元シェルモデル（胴部単体、3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）において、ポアソン比を0にした解析モデルとして④3次元シェルモデル（胴部単体、3次元はりモデル模擬、ポアソン比0）を作成し、比較対象とする。

③3次元シェルモデル（胴部単体、3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）及び④3次元シェルモデル（胴部単体、3次元はりモデル模擬、ポアソン比0）の拘束条件を以下に示す。

- ・隣接するセグメントは、各セグメント端部の断面中心を剛結合する。

- ・セグメント端部では、断面中心と同一断面上の各節点を剛なはり要素で結合し、6自由度を拘束する。
- ・セグメント端部以外では3次元はりモデルと条件を合わせるため、周方向ひずみが生じないように、断面中心と同一断面上の各節点を両端で回転が自由な剛なはり要素で結合し、周方向変位を拘束する。

なお、本検討ではサポートの剛性や固定条件の影響を無くするため、拘束条件を設定しないモデルで固有値解析を実施する。また、②3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）とその他3つの解析モデルはモデル化範囲が異なっているが、モデル化範囲の相違については固有周期への影響がないことを確認している（2.2.1参照）。

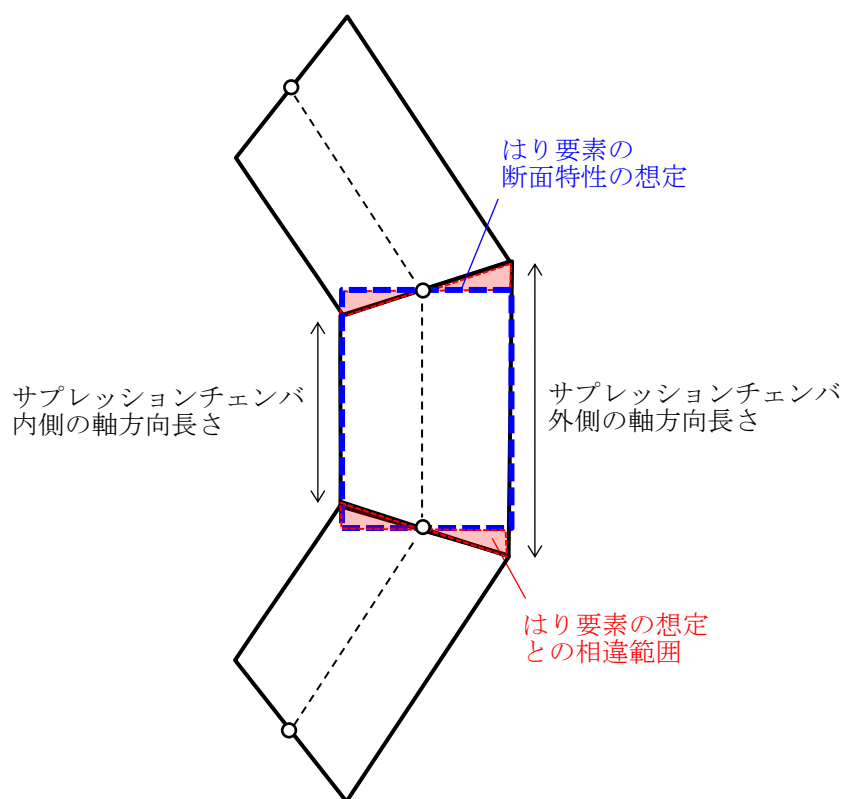


図 2.2.7-1 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのエビ継部のモデル化の差異

表 2.2.7-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	要素	胴の断面保持	サプレッションチェンバサポート	
① 3次元はりモデル (胴部単体)	はり要素	—	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・2.2.6.2 の3次元はりモデル (表 2.2.6.2-3 の①及び②) から, サプレッションチェンバサポート及びECCSストレーナを取り除いた胴部単体モデル (図 2.2.7-2 参照) ・内部水は考慮しない。 ・解析コードはNASTRANを使用する。
② 3次元シェルモデル (胴部単体, 胴断面保持)	シェル要素	有り (胴一般部及び補強リング)	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・2.2.6.2 の3次元シェルモデル (表 2.2.6.2-3 の③) から, サプレッションチェンバサポートを取り除き, 補強リングを剛なはり要素で結合してオーバル振動を抑制した胴部単体モデル (図 2.2.7-3 参照) ・内部水は考慮しない。 ・解析コードはNASTRANを使用する。
③ 3次元シェルモデル (胴部単体, 3次元はりモデル模倣, ポアソン比0.3)	シェル要素	有り (胴一般部)	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素で作成した直管 (セグメント) をつなぎ合わせた胴部単体モデル (図 2.2.7.1-4 参照) ・ポアソン比は0.3とする。 ・内部水は考慮しない。 ・解析コードはABAQUSを使用する。
④ 3次元シェルモデル (胴部単体, 3次元はりモデル模倣, ポアソン比0)	シェル要素	有り (胴一般部)	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素で作成した直管 (セグメント) をつなぎ合わせた胴部単体モデル (図 2.2.7.1-4 参照) ・ポアソン比は0とする。 ・内部水は考慮しない。 ・解析コードはABAQUSを使用する。

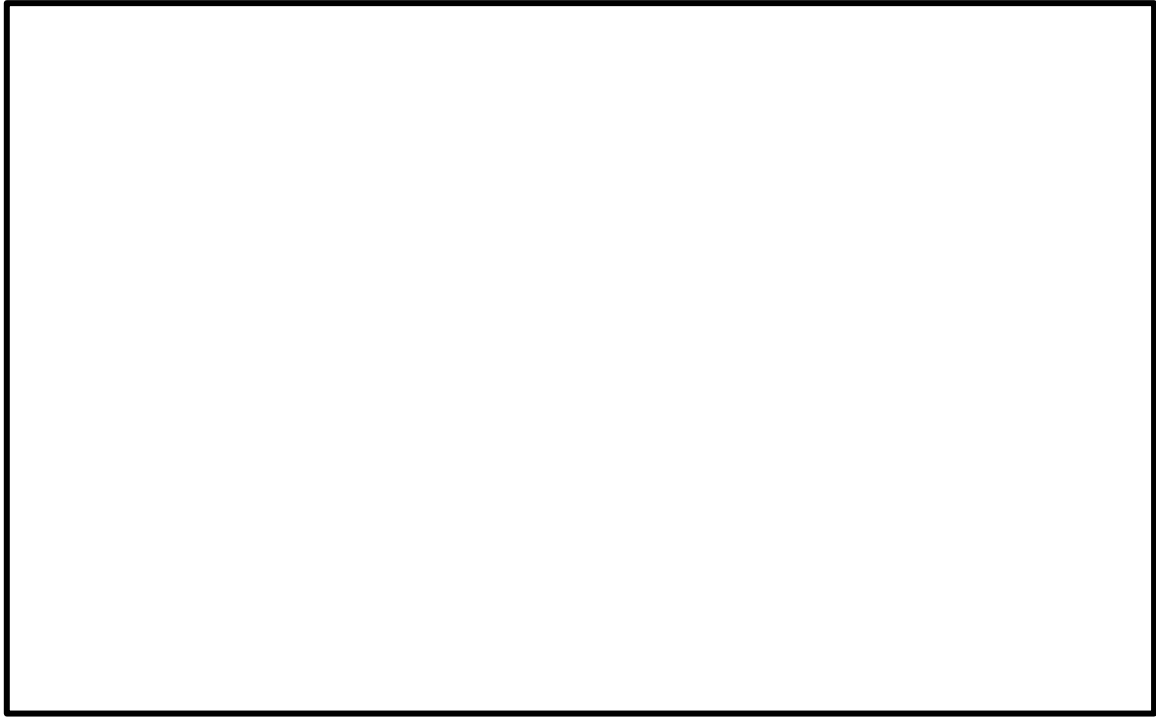


図 2.2.7.1-2 3次元はりモデル (胴部単体)

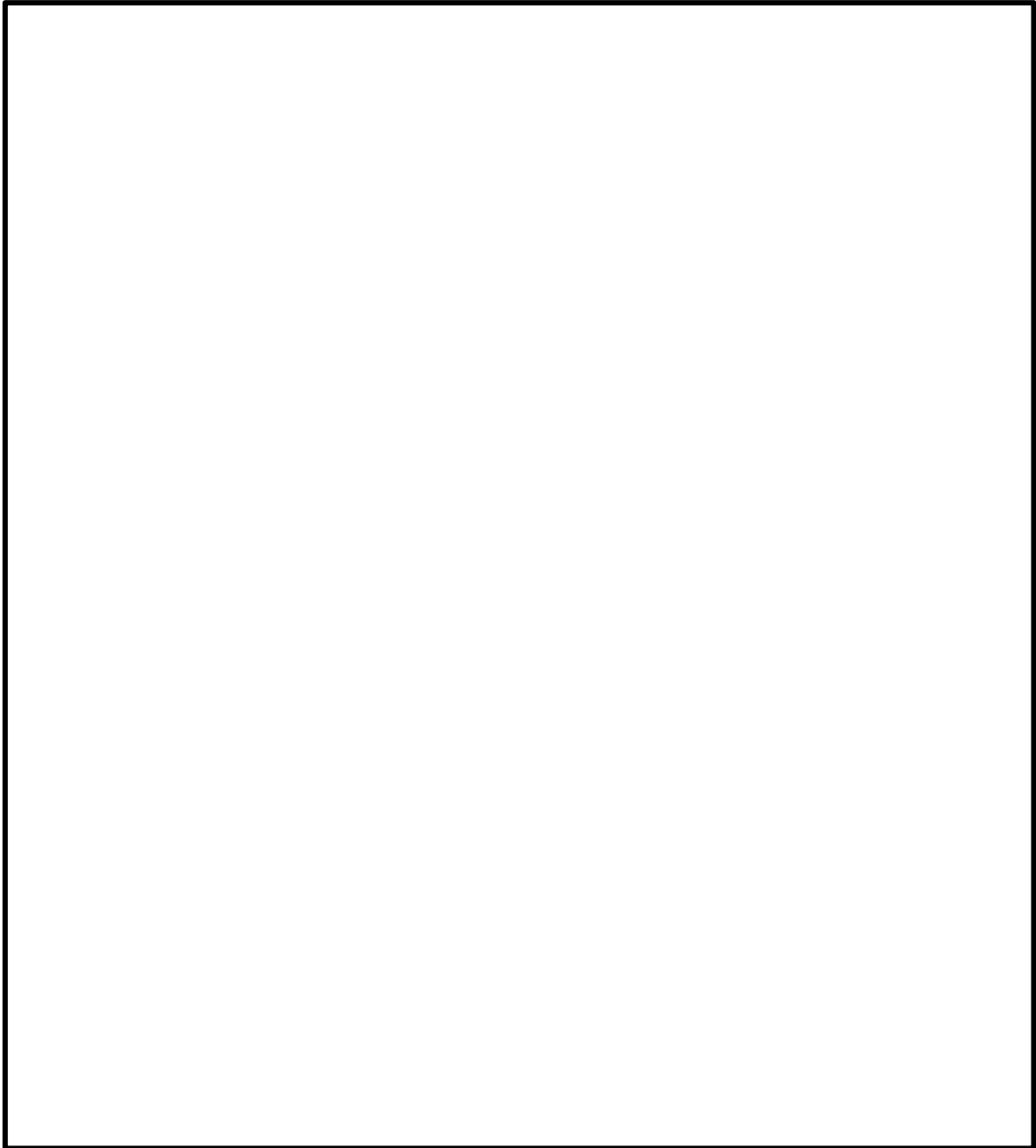


図 2.2.7.1-3 3次元シェルモデル (胸部単体, 胴断面保持)

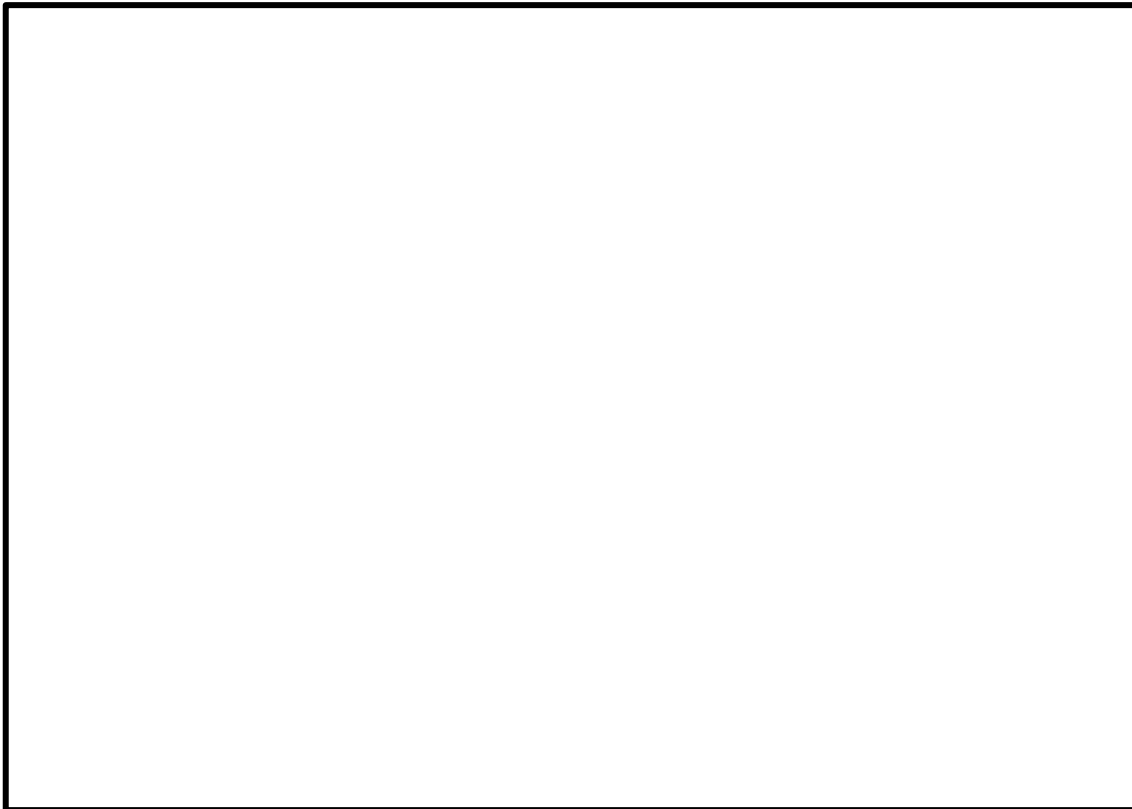


図 2.2.7-4 3次元シェルモデル（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）
及び3次元シェルモデル（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0）

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.7-2 に，モード変形図を図 2.2.7-5 に示す。表 2.2.7-2 より，以下の結果が確認できる。

- ① 3次元はりモデル（胴部単体）と② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の水平方向の固有周期の差異は 11%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）の水平方向の固有周期が② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の水平方向の固有周期に対して小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(A)参照）。
- ① 3次元はりモデル（胴部単体）と③ 3次元シェルモデル（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）の水平方向の固有周期の差異は 4%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）と② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の差異よりも小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(B)参照）。
- ① 3次元はりモデル（胴部単体）と④ 3次元シェルモデル（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0）の水平方向の固有周期の差異は 2%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）と③ 3次元シェルモデル（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）の差異よりも小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(C)参照）。

以上の結果より、サブレーションチェンバ胴のエビ継部のモデル化方法が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に影響を与える要因であると考えられる。

(4) 参考文献

寺西孝弘，有限要素法を用いた材料力学の理解を深めるための教材，工学教育，69巻，2号，2021年

表 2.2.7-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討 ケース	①	②	③	④			
解析 モデル	3次元はりモデル (胴部単体)	3次元シェルモデル (胴部単体，胴断面保持)	3次元シェルモデル (胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比0.3)	3次元シェルモデル (胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比0)	(A) ②/①	(B) ③/①	(C) ④/①
水平 1次	0.095	0.105	0.099	0.097	1.11	1.04	1.02



図 2.2.7-5(1) モード変形図：3次元はりモデル（胴部単体）

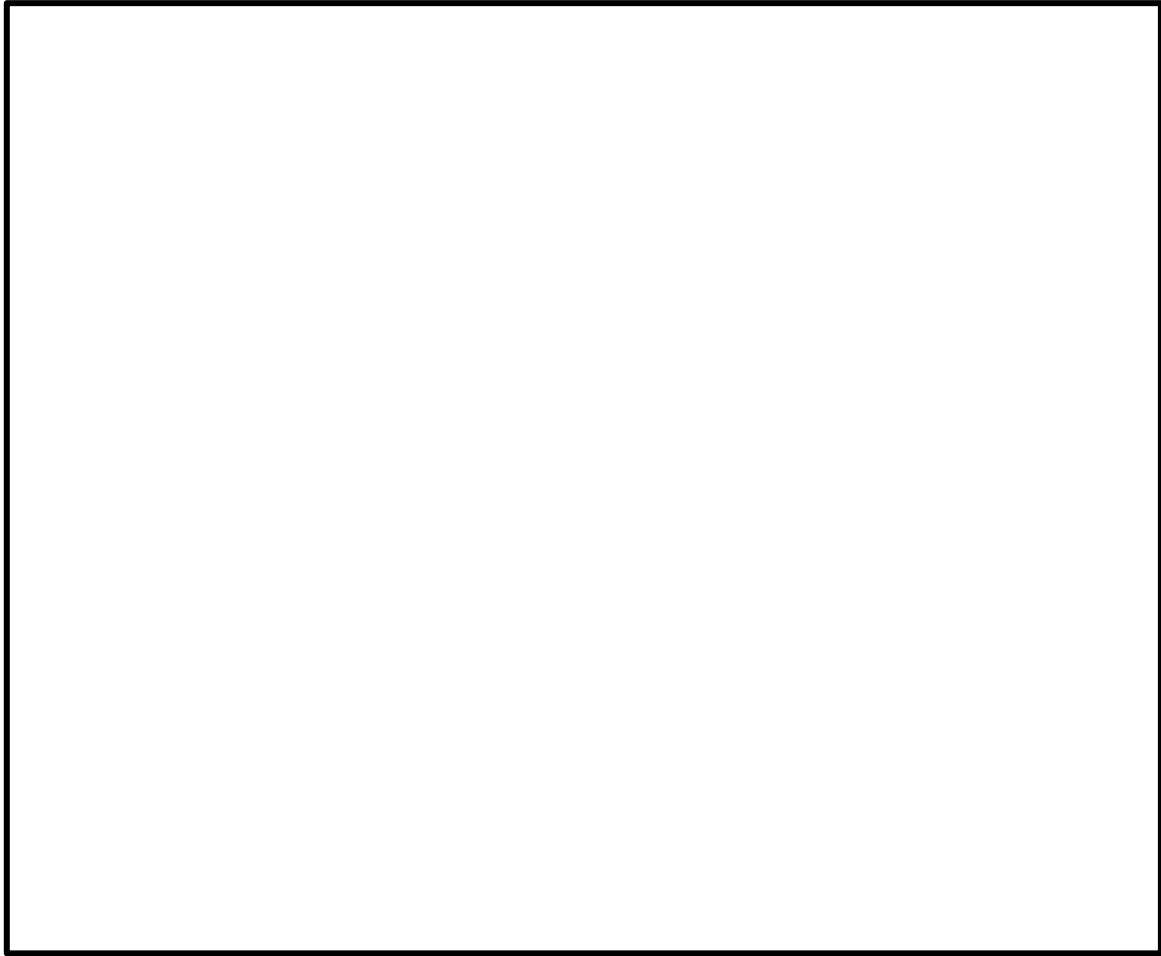


図 2.2.7-5(2) モード変形図：3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）



図 2.2.7-5(3) モード変形図：3次元シェルモデル
（胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比0.3）

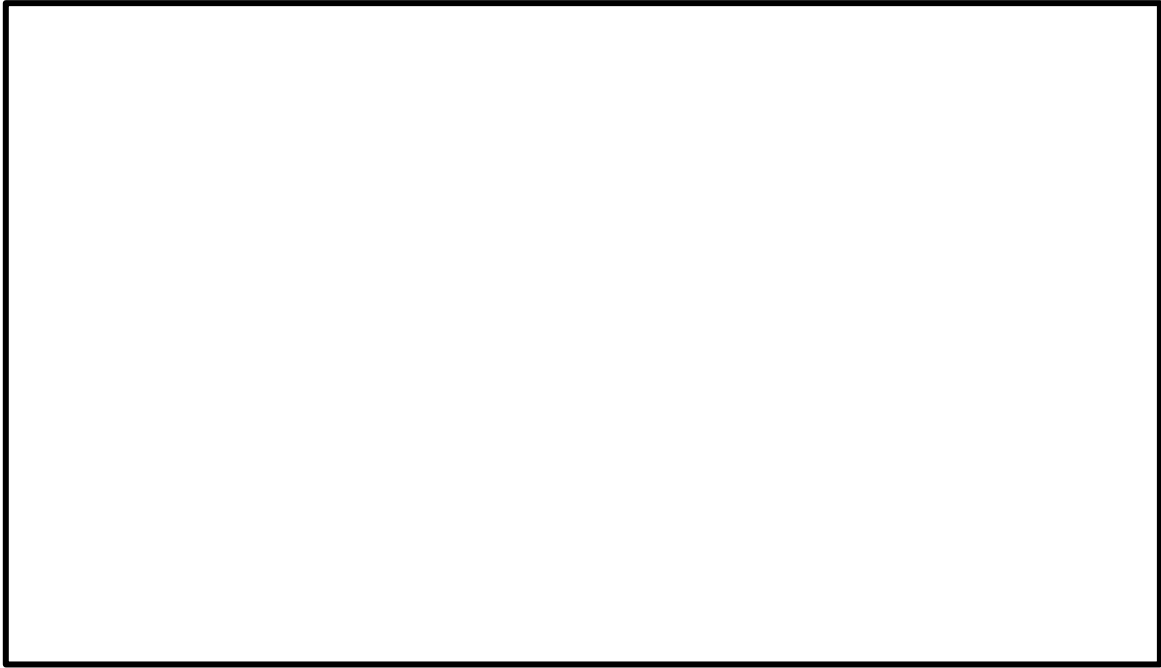


図 2.2.7-5(4) モード変形図：3次元シェルモデル
(胴部単体，3次元はりモデル模擬，ポアソン比0)

2.2.8 モデル化の差異に係る固有周期への影響検討のまとめ

2.2.1～6の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル化の相違点による固有周期への影響について、以下のとおり確認した。

（固有周期への影響があるモデル化の相違点）

- ・サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

（固有周期への影響がないモデル化の相違点）

- ・内部水有効質量のモデル化方法（G u y a n 縮約の妥当性）
- ・サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化方法
- ・モデル化範囲（180°モデル及び360°モデルの違い）
- ・ストレーナのモデル化

なお、固有周期への影響がある二つの相違点が無くなるように補正した3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）と3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、水平方向の固有周期には9%の差異が生じる（表2.2.6.2-3（B）参照）。

2.2.7の影響検討結果より、サプレッションチェンバ胴のエビ継部のモデル化が、水平方向の固有周期の9%の差異の要因であると考えられる。

3. モデルの固有周期の差異に係る耐震評価への影響検討

2. でのモデル化要素についての検討結果として3次元はりモデルはサプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化方法により水平方向の固有周期が3次元シェルモデルの固有周期と比べて小さくなる。

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との比較については本文4.2.4で応力評価の比較を行い、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）により評価を行うことの妥当性を示している。

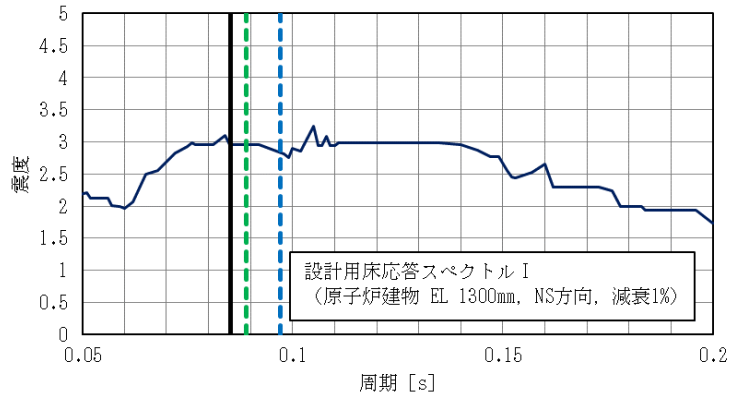
3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））と3次元シェルモデルの固有周期の差異の2つの要因に係り、表3-1に示すオーバル振動を抑制した3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）及びサポートの剛性を精緻化した3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）について、床応答スペクトルと固有周期の関係を比較し、固有周期の違いによる耐震評価への影響について検討する。

表3-1の解析モデルについて、床応答スペクトルと固有周期の関係を示した結果を図3-1-1に示す。図3-1のとおり、設計用床応答スペクトルIについて、②3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）及び③3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）の固有周期の震度は、いずれの方向についても①3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））と同じ又は①3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の固有周期の震度よりも小さい値である。このため、水平方向の固有周期の相違による耐震評価上の問題がないことを確認した。

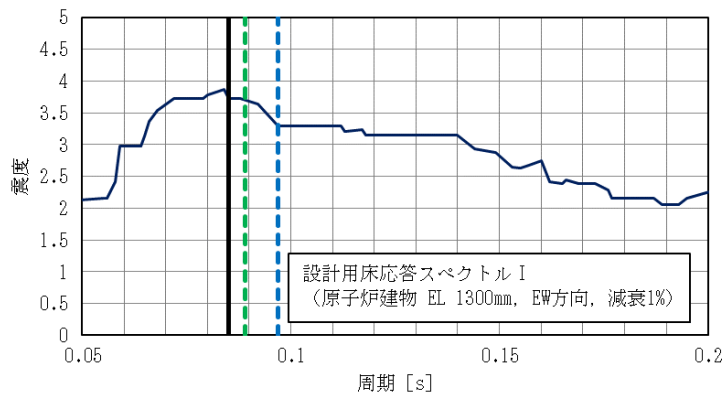
表3-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明	固有周期(s)	
	要素	サポート剛性	胴断面保持		水平	鉛直
①3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））	はり要素	理論式で設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 今回工認の地震応答解析モデル 固有値解析結果は本文4.2.4を参照 	0.085	0.061
②3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）	シェル要素	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> はりモデルで模擬できないオーバル振動の影響を除去したモデル 詳細は2.2.4参照 	0.097	0.057
③3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）	はり要素	FEMで設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 3次元シェルモデルを精度よく模擬したはりモデル 詳細は2.2.6.2参照 	0.089	0.061

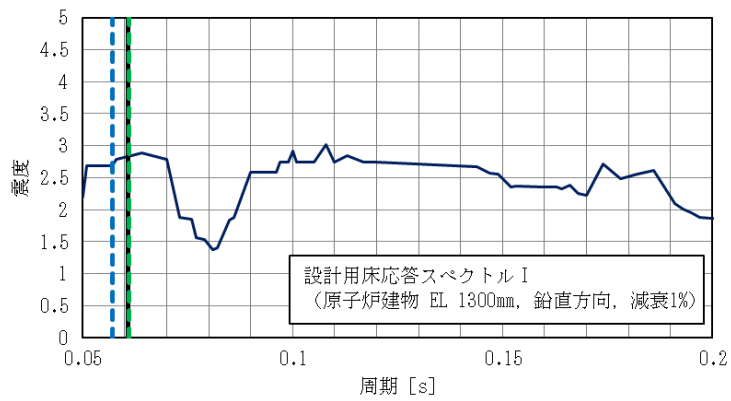
- ① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)
- ② 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)
- ③ 3次元はりモデル (サポート剛性精緻化)



(1) NS 方向



(2) EW 方向



(3) 鉛直方向

図 3-1 床応答スペクトルと固有周期の関係

4. まとめ

2. の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の水平方向の固有周期が3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の水平方向の固有周期に対して小さくなる要因として、以下の二点を確認した。

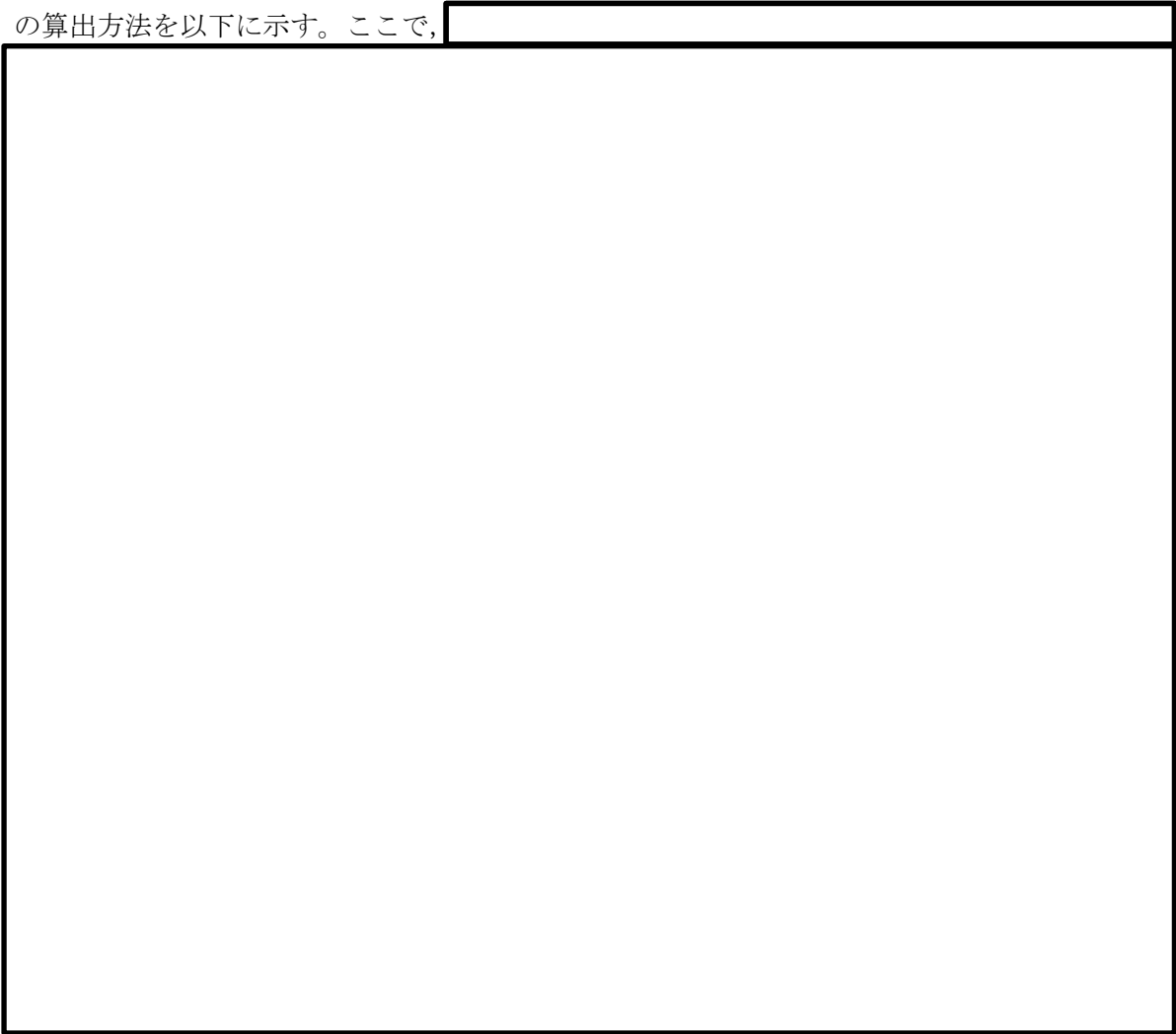
- ・サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

また、3. の耐震評価への影響検討より3次元はりモデルの水平方向の固有周期が3次元シェルモデルの固有周期と比べて小さくなることについて、床応答スペクトルと固有周期の関係の比較により耐震評価上の問題がないことを確認した。

今回工認の地震応答解析モデルは、水平方向の固有周期が小さくなるものの、本文4.2.4の3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の適用性確認結果から、主要な振動モードにおける3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との対応関係を確認した。さらに、3. の床応答スペクトルと固有周期の関係による耐震評価への影響検討結果を踏まえ、今回設定した3次元はりモデル（地震応答解析モデル）が島根2号機の今回工認のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルとして適用性があると判断する。

<補足1> サプレッションチェンバサポートの剛性の算出方法

サプレッションチェンバサポートの各剛性（断面積，せん断断面積，断面二次モーメント）の算出方法を以下に示す。ここで，



計算式により設定した剛性及び3次元シェルモデルから設定した剛性を表-補1に示す。

表-補1 サプレッションチェンバサポートの剛性

設定方法	断面積 (mm ²)	せん断断面積 (mm ²)		断面二次モーメント (mm ⁴)	
		大円半径方向	大円円周方向	大円半径方向	大円円周方向
計算式					
3次元シェルモデル	外側サポート				
	内側サポート				

<補足2> 精緻化したサプレッションチェンバサポートの剛性の妥当性確認

(1) 検討の目的

2.2.6.2 で3次元シェルモデルを用いて算出した精緻なサプレッションチェンバサポートの剛性の値の妥当性確認として、2.2.6.1の検討を参考に、サプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデルの固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表一補2に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表一補2 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	胴	サポート	サポート剛性	
① 3次元はりモデル (サポート以外剛体：理論式サポート剛性)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	計算式で設定	・今回工認の地震応答解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル (2.2.6.1参照)
② 3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	シェル要素 (剛体)	シェル要素 (剛性考慮)	シェル要素	・本文4.2.4の適用性確認用解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元シェルモデル (2.2.6.1参照)
③ 3次元はりモデル (サポート以外剛体：サポート剛性精緻化)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	FEMで設定	・2.2.6.2のサポート剛性精緻化モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表一補3に示す。

表一補3の結果より、以下の結果が確認できる。

- ・鉛直方向の固有周期は①3次元はりモデル(サポート以外剛体:理論式サポート剛性)、②3次元シェルモデル(サポート以外剛体)、③3次元はりモデル(サポート以外剛体:サポート剛性精緻化)で同程度であることを確認した(表一補3(A),(B)参照)。
- ・水平方向の固有周期は③3次元はりモデル(サポート以外剛体:サポート剛性精緻化)が①3次元はりモデル(サポート以外剛体:理論式サポート剛性)に対して大きくなり、②3次元シェルモデル(サポート以外剛体)と同程度になることを確認した(表一補3(A),(B)参照)。

以上の結果より、サポートの剛性を精緻化した解析モデルの固有周期は3次元シェルモデルの固有周期と同程度になることから、シェルモデルを用いてはりモデルのサポートの剛性を設定する方法の妥当性を確認した。

表一補3 固有周期の比較結果

(単位:s)

検討ケース	①	②	③	(A)	(B)
解析モデル	3次元はりモデル (サポート以外剛体: 理論式サポート剛性)	3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	3次元はりモデル (サポート以外剛体: サポート剛性精緻化)	①/③	②/③
水平1次	0.042	0.049	0.049	0.86	1.00
鉛直1次	0.017	0.018	0.018	0.94	1.00

ベースプレートにおける応力評価の精緻化について

1. 概要

本書は、サプレッションチェンバサポートの耐震評価部位のうち、ベースプレート（ボルト反力側）の応力評価における精緻化について説明するものである。

2. ベースプレートの応力評価方法

サプレッションチェンバサポートの耐震評価では、サプレッションチェンバの地震応答解析により得られる荷重に対する応力評価を実施している。ベースプレートには、サプレッションチェンバサポートに加わる荷重に対して、基礎ボルト及びコンクリートからベースプレートが受ける反力に対する応力評価を行っている。

ベースプレートの耐震評価において考慮する反力のイメージを図 2-1 に示す。

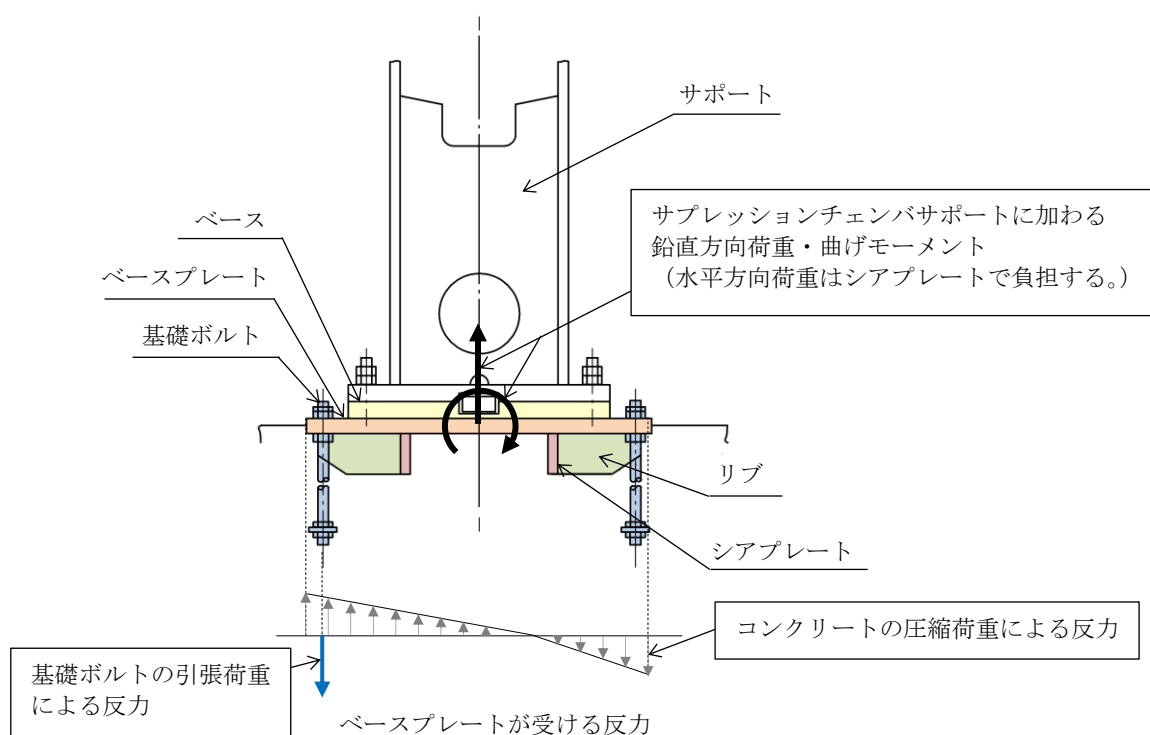


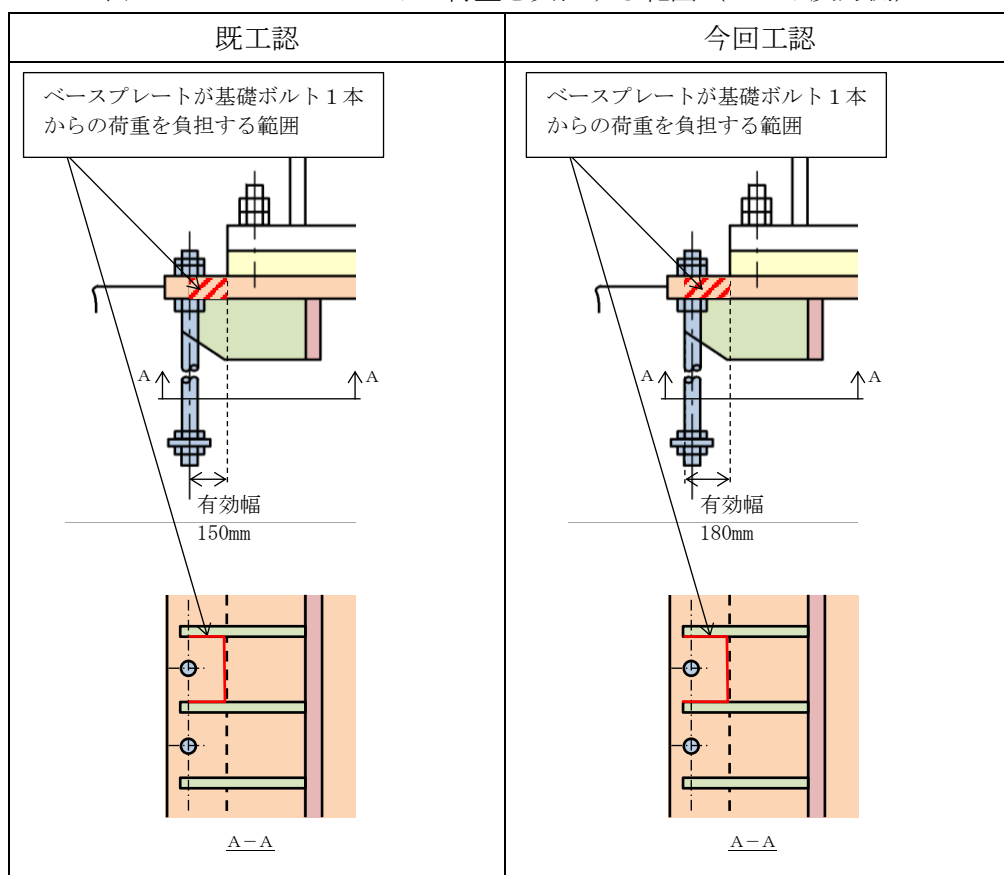
図 2-1 ベースプレートが受ける反力のイメージ

3. 応力評価の精緻化内容

ベースプレートが負担する反力のうち、ボルト反力側の応力評価において、既工認ではベースプレートが荷重を負担する範囲について、ベース端部からボルト中心までの 150mm を有効幅として考慮していた。しかしながら、荷重を負担する有効幅としてはリブ長さを考慮することが可能であると考えられる^[1]ため、今回工認では 180mm を有効幅として考慮する。既工認及び今回工認におけるベースプレートが荷重を負担する範囲を表 3-1 に示す。

ここで、ベースプレートが荷重を負担する範囲について、参考文献[1]と今回工認における考え方を比較した結果を図 3-1 に示す。

表 3-1 ベースプレートが荷重を負担する範囲（ボルト反力側）



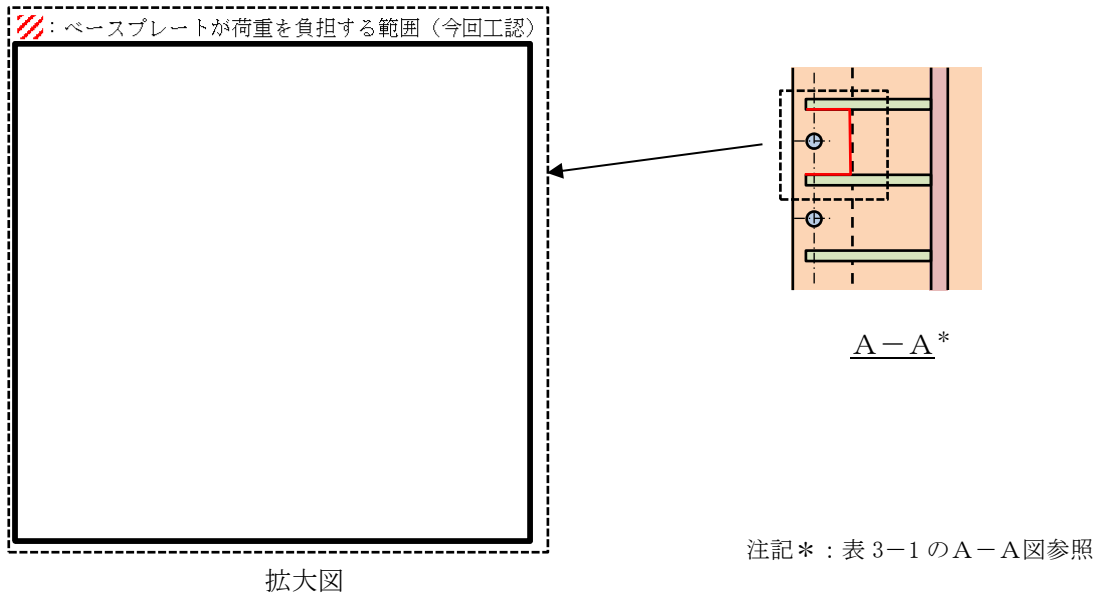
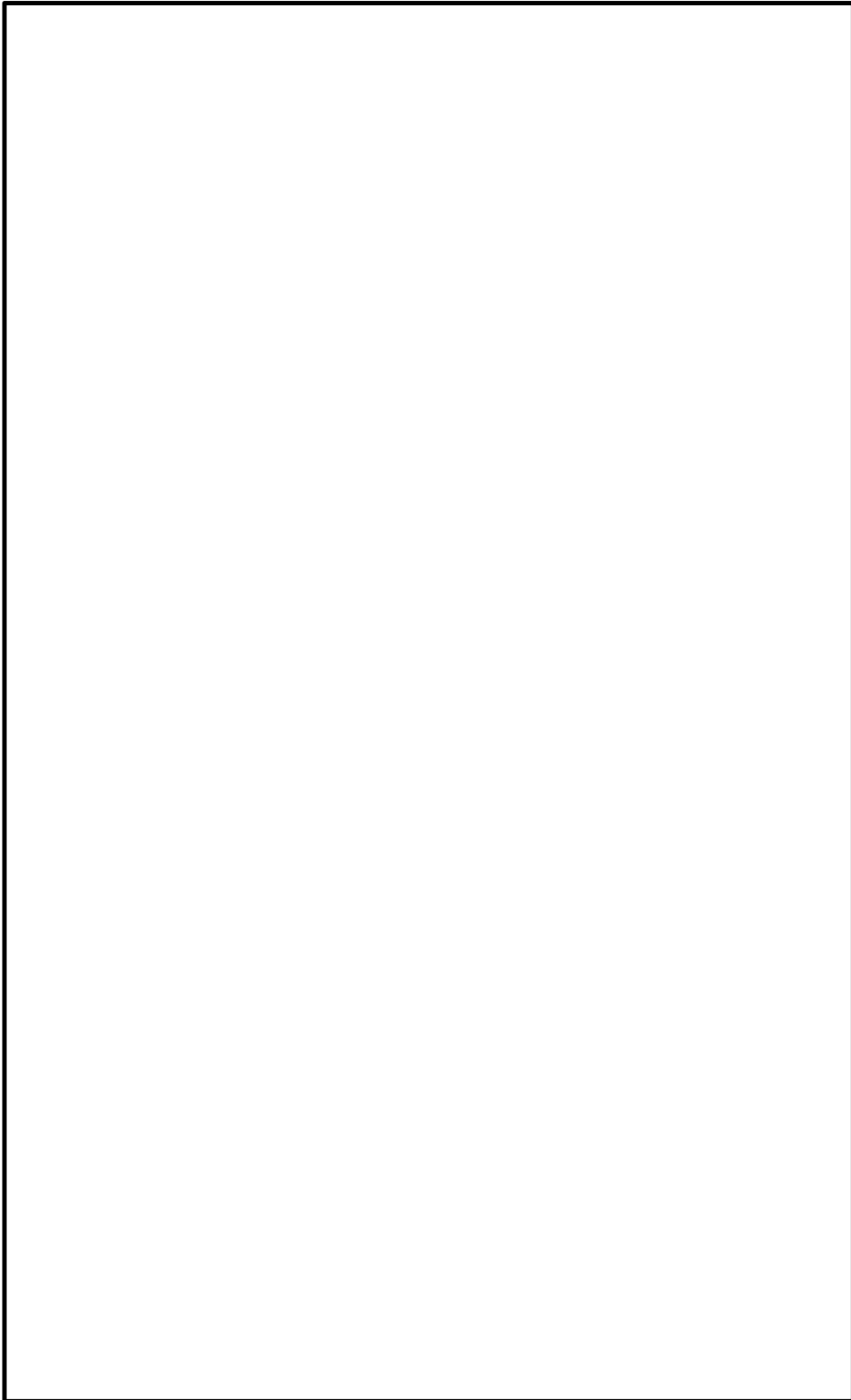


図 3-1 ベースプレートが荷重を負担する範囲の考え方

参考文献[1] : 水原旭他 : 「構造計算便覧」 産業図書

(参考)

構造計画便覧 (抜粋)



サプレッションチェンバの耐震評価で考慮する水力学的動荷重について

設計基準事故時及び重大事故等時の動荷重については、蒸気凝縮振動荷重（以下「C0 荷重」という。）、チャギング荷重（以下「CH 荷重」という。）及び逃がし安全弁による気泡振動荷重（以下「SRV 動荷重」という。）それぞれについて、既工認の解析結果に基づいて算定している。C0 荷重及び CH 荷重は実機を模擬した米国実規模実験（FSTF 実験）、SRV 動荷重は米国 Monticello 発電所における実機の試験結果に基づいて擾乱（ソース）を設定し三次元モデルによる解析にて各動荷重の分布を評価している。この解析によってサプレッションチェンバ内面に作用する動荷重の分布を考慮している。

なお、C0 荷重、CH 荷重及び SRV 動荷重の詳細については、補足-011「No.1 重大事故等時の動荷重について」に示す。

内部水の流動による局所的な圧力の影響

サプレッションチェンバ内部水の流動によりサプレッションチェンバ壁面に加わる圧力において、汎用流体解析コード *Fluent* による流動解析の結果、壁面の一部に集中して加わる局所的な圧力は 10kPa 程度であり、サプレッションチェンバの設計圧力 (427kPa) 及び S A 耐性条件 (853kPa) と比較して小さく部分的であるため、サプレッションチェンバの地震応答解析へ与える影響は十分に小さい (図 1 参照)。

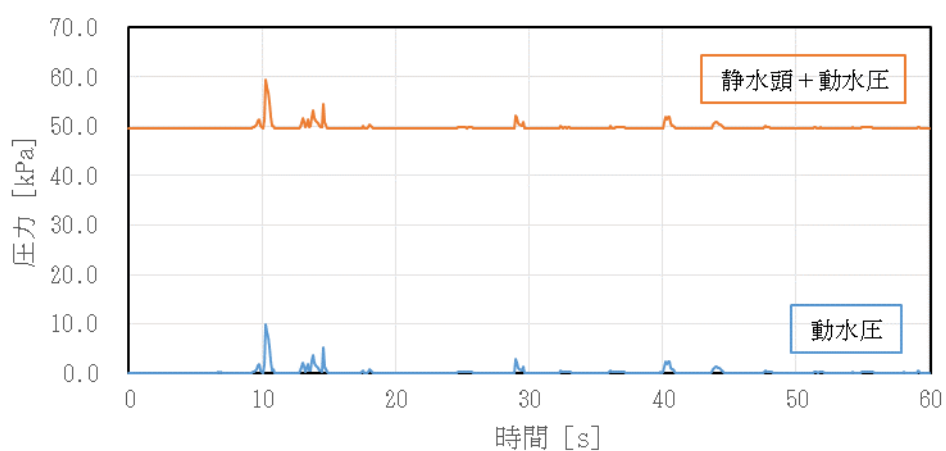


図 1 最大動圧発生位置における動圧時刻歴 (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

地震応答解析における地震動の入力方向

サプレッションチェンバは 16 セグメントの円筒容器を繋ぎ合わせた円環形状容器である。各セグメントの継ぎ目に 2 箇所ずつ全 32 箇所のサポートが設けられており、プラント方位に対して、図 1 に示す配置となっている。

また、サプレッションチェンバサポートは、径方向にスライドし、周方向に固定される構造となっている。このため、サプレッションチェンバサポートに最大の荷重が加わるように、サプレッションチェンバに対する水平方向の地震応答解析における地震動の入力方向を、プラント方位から反時計周りに 11.25° 回転した向きに設定する。なお、既工認ではプラント方位に沿った水平方向入力を行っている。

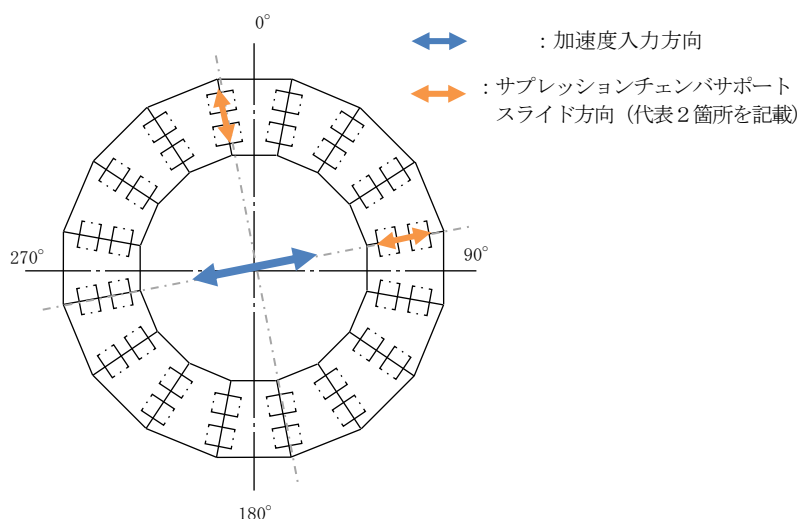


図 1 サプレッションチェンバへの地震荷重入力方向

先行プラントとの相違について

本資料では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造、耐震評価手法について、先行プラント（女川2号機）との相違点を整理して示す。

なお、先行プラントの情報に係る記載内容については、公開資料を基に当社の責任において記載するものであり、記載する名称及び用語の一部は島根2号機に対応する名称及び用語に見直している。

表 先行プラントとの相違（1／6）



項目		内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響	
		女川2号機	島根2号機		
構造	構造概要		16セグメントの円筒を繋ぎあわせた円管形状構造物 大円直径  小円直径  板厚 サポート 16箇所 (内外計32箇所) 補強リング 32枚	サプレッションチェンバ胴の板厚及び補強リングの枚数が異なるため、オーバル振動による影響が異なる。	
	建設時からの構造変更		該当無し	建設時と同じ構造による耐震性を確認しており、構造変更は不要。	
応答解析	解析手法		3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析	－（同様の解析手法を適用している。）	
	解析モデル	モデル化方法	構造部分	<ul style="list-style-type: none"> ・ 胴及びサポートの剛性を考慮したはり要素でモデル化 ・ サポート取付部の剛性を考慮したばね要素を設定 	基礎ボルトを剛要素としてモデル化することによる応答解析への影響はない。また、計算式により算出した、基礎ボルトに加わる荷重に対する健全性を確認しており、個別の基礎ボルトに加わる荷重を精緻に確認する必要は無い。
		内部水			
	水位			耐震解析用重大事故等水位を設定（設計基準対象施設としての耐震評価に保守的な水位を設定）	水位を高く設定することで質量が大きくなるため、耐震評価上保守的な条件である。また、固有周期と床応答スペクトルの関係についても保守的な条件であることを確認している（別紙10参照）。

表 先行プラントとの相違（2／6）

項目				内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響
				女川2号機	島根2号機	
応答解析	解析モデル	サポート取付部のばね剛性の設定	方向		<u>胴の面外方向（並進1方向及び回転2方向）のばね剛性を考慮</u>	影響の大きい面外方向のばね剛性を設定する。
			算定方法		3次元シェルモデル（部分モデル）及び3次元はりモデル（部分モデル）に単位荷重を入力した結果として得られる、 <u>荷重とそれぞれの変位の差分の関係からばね剛性を設定</u>	算定仮定が異なるが、算定方法は同等である。
			ばね剛性算定モデルのモデル化範囲		1セグメント	変形範囲と解析モデルの境界が離れており、モデル化範囲として適切であることを確認している（別紙4参照）。
		小円の断面変形の考慮		<u>面外方向についてサポート取付部のばね剛性として考慮</u>	影響の大きい面外方向のばね剛性を設定する。	
	解析モデルの適用性の検討	検討方法			3次元はりモデルと3次元シェルモデルについて、主要な振動モードの固有振動数を比較	オーバル振動（花びら状の変形）の影響が現れることから、解析モデルの適用性としては振動モードの全体傾向を確認することとして（下記「検討結果」参照）、オーバル振動による影響は別途整理している。
			検討結果		<u>3次元シェルモデルでは、オーバル振動（花びら状の変形）の影響により、サブプレッションチェンバ全体が振動する振動モードが複数に分散して現れるため、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有振動数は同程度の結果にならない。</u>	3次元シェルモデルではオーバル振動（花びら状の変形）の影響が現れるものの、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関係の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している（本文4.2.4参照）。

表 先行プラントとの相違（3／6）

項目		内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響	
		女川2号機	島根2号機		
応答解析	内部水有効質量の設定方法（仮想質量法）の妥当性確認	検討方法		試験体を用いた振動試験により算出した内部水有効質量比と比較	耐震評価用の内部水有効質量の算出の際には、女川2号機と同様に流体解析との比較を実施している（本文4.1参照）。
		検討結果		試験体を用いた振動試験により算出した内部水有効質量は、仮想質量法により算出した内部水有効質量比とおおむね一致する。	耐震評価用の内部水有効質量の算出の際には、女川2号機と同様に流体解析との比較を実施しており、おおむね一致することを確認している（本文4.1参照）。
	高振動数領域の影響	検討方法		裕度の小さい部位について、耐震性についての計算書で適用した床応答スペクトルと50Hzまで計算した床応答スペクトルを用いた場合のスペクトルモーダル解析を適用した耐震評価結果として得られる発生応力を比較	－（同様の解析手法を適用している。）
		検討結果		・高振動数領域における刺激係数が比較的小さいこと、 <u>耐震性についての計算書における評価では50Hzまでの振動モードを考慮していることから</u> 、発生応力はほとんど増加しない。	検討結果は同様であり、耐震評価条件は保守的な設定をしている（本文4.4参照）。

表 先行プラントとの相違（4／6）

項目			内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響	
			女川2号機	島根2号機		
応答解析	オーバル振動の影響	検討方法		<u>実機を模擬した3次元シェルモデルを用いて「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」と同じ条件により耐震評価を実施し、3次元はりモデルによる耐震評価結果と比較</u>	3次元はりモデルと3次元シェルモデルにおける主要な振動モードの比較により、オーバル振動の影響が現れることを確認したため、実機の耐震評価へのオーバル振動の影響を確認している。	
		検討結果		<ul style="list-style-type: none"> ・サプレッションチェンバでは、<u>一次応力は同程度の結果、一次+二次応力ではオーバル振動の影響により3次元シェルモデルの発生応力が大きくなる。</u> ・オーバル振動の影響により発生応力が大きくなる場合でも、<u>疲労評価結果の余裕が大きく、健全性は影響を与えない。</u> ・<u>耐震評価上厳しい部位であるサプレッションチェンバサポートに対しては、3次元はりモデルの方が保守的な結果が得られる。</u> 	構造の違いによりオーバル振動の影響が現れるが、健全性に影響は無く、評価上厳しい部位に対しては3次元はりモデルの方が保守的な結果が得られることを確認している（別紙3参照）。	
	モデル化要素の影響	有効質量のモデル化	検討方法		内部水有・無の条件で3次元はりモデル及び3次元シェルモデルの <u>水平方向の固有周期を比較する。</u>	鉛直方向の地震応答解析モデルでは内部水の有効質量を考慮していないため、水平方向を対象として検討している（別紙18参照）。
			検討結果		内部水有・無の固有周期の比率は、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルで同程度である。	－（同様の検討結果が得られている。）

表 先行プラントとの相違（5／6）

項目				内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響
				女川2号機	島根2号機	
応答解析	モデル化要素の影響	サブプレッションチェンバ本体のモデル化	検討方法	<p>サブプレッションチェンバ本体及びサブプレッションチェンバサポートを対象として、3次元はりモデルと小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルの固有周期を比較する。</p> <p>・3次元はりモデルと小円の平面保持の3次元シェルモデルの固有周期に差異が生じる。</p> <p>・サブプレッションチェンバにおける3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差は小円の断面変形により生じると考えられる。</p>	小円の変形による影響を確認を目的としており、同等の検討を行っている。	
			検討結果			小円の断面変形により、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期に差が生じるが、主要な振動モードの対応関係があること及び固有振動数と有効質量比の関係がおおむね一致することを確認している（本文4.2.4参照）。
	サブプレッションチェンバ本体のモデル化（要素分割数）	検討方法	なし		地震応答解析モデルにおける分割数を多く設定（4分割）していることから、検討対象外とする。	
		検討結果				
	サポート取付部のモデル化	検討方法	サポート取付部のばね要素有・無での3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期を比較する。		－（同様の検討を行っている。）	
		検討結果	サポート取付部のばね要素を考慮することで、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差が小さくなる。		－（同様の検討結果が得られている。）	

表 先行プラントとの相違（6／6）

項目				内容（下線：相違点）		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響
				女川2号機	島根2号機	
応答解析	モデル化要素の影響	サポートのモデル化	検討方法		サポート以外を剛体とした3次元はりモデルと3次元シェルモデルで固有周期を比較する。	固有周期に影響する部位はサポートのみであり、同等の検討を行っている。
			検討結果			
応力解析	評価手法				FEM解析又は公式等による評価	－（同様の解析手法を適用している。）
	評価部位	FEM解析			本体： <ul style="list-style-type: none"> ・胴エビ継部 ・サポート取付部 	同様の部位を評価対象としており、公式等による評価を適用している部位は単純な形状の部位であり、評価手法は妥当である。
		公式等による評価			本体： <ul style="list-style-type: none"> ・胴中央部 サポート： <ul style="list-style-type: none"> ・各部位 	
	本体のFEM解析	解析モデルのモデル化範囲				1セグメント
解析モデルへの入力				地震応答解析結果として得られる変位（水平3方向、回転3方向）を、胴の端部およびサポートへ入力	－（同様の入力を行っている。）	

先行プラントとのサプレッションチェンバ内部水の有効質量比の比較

1. 概要

島根 2 号機における検討で得られたサプレッションチェンバ内部水の有効質量比について、先行プラントとの比較により妥当性を確認する。

なお、先行プラントの情報に係る記載内容については、公開資料を基に当社の責任において記載するものであり、記載する名称及び用語の一部は島根 2 号機に対応する名称及び用語に見直している。

2. 有効質量比の比較

先行プラント（女川 2 号機）及び島根 2 号機における検討で得られた水位と有効質量比の関係を表 1 及び図 1 に示す。

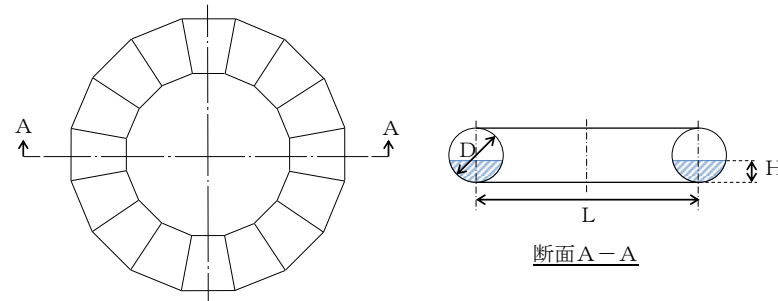
有効質量比は、強め輪がない場合と比較して、強め輪がある場合に大きい傾向がある。これは、強め輪が流体の運動を阻害するため、強め輪がある場合に容器が流体から受ける反力が大きくなるためであると考えられる。また、島根 2 号機の検討に用いた試験体は島根 1 号機の縮小試験体であることから、容器寸法の違いによる差が生じている。

強め輪の模擬や寸法の相違等により、有効質量比の算出結果にばらつきはあるが、先行プラント（女川 2 号機）及び島根 2 号機において同等の条件による検討で得られた有効質量比は同程度の結果が得られている。

表1 有効質量比の比較

プラント	対象	諸元					振動試験及び 流体解析の 入力波	有効質量比 [-]		
		強め輪	直径 L [mm]	内径 D [mm]	水位 H [mm]	水位 比率* [-]		仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	流体解析
女川 2号機										
島根 2号機	試験体	無	1,464	400	161	0.40	ランダム波A	0.21	0.18	-
							ランダム波B		0.20	
	実機	有			3,660		S s - D	0.22	-	-
					4,000			0.23	-	0.23
			5,049			0.28	-	0.28		

注記* : (水位比率) = (水位) / (内径)



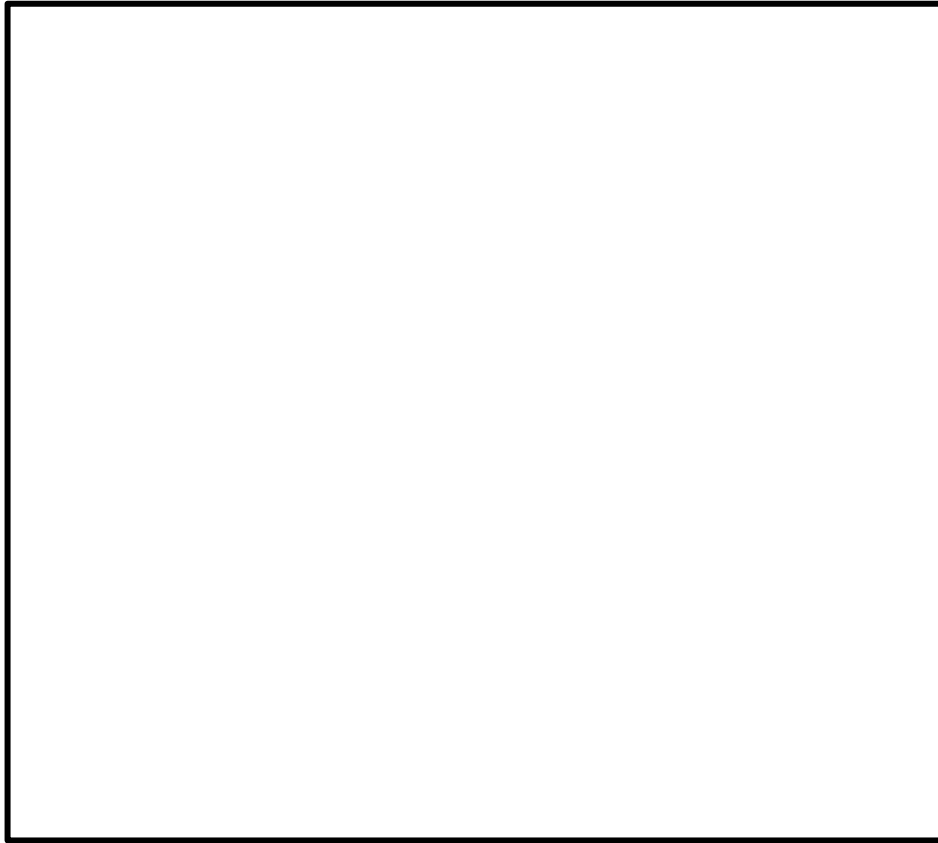


図1 水位と有効質量比の関係

3次元シェルモデルの発生応力に対する集中質量の影響について

1. 概要

3次元シェルモデルにおいてサブプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量は、サブプレッションチェンバ胴部の質量に加算し、密度としてサブプレッションチェンバ胴部全体にならして付与している。よって、構造物の質量は解析モデルの密度として考慮しているものの、取付位置に応じた集中質量としては考慮していない。

本資料では、サブプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮した場合の3次元シェルモデルの発生応力への影響を検討する。

2. 検討方法

2.1 影響検討で対象とする構造物

サブプレッションチェンバ胴部に設置される構造物として、サブプレッションチェンバアクセスハッチを影響検討の対象とする。その他の構造物については、サブプレッションチェンバアクセスハッチよりも質量が小さい（電気配線貫通部等）又は補強リングにサポートを介して支持される（ECCSストレーナ等）ため、サブプレッションチェンバ胴部のオーバル振動に与える影響は、サブプレッションチェンバアクセスハッチと比較して小さいと考えられる。

サブプレッションチェンバアクセスハッチの概略構造図を図 2.1-1 に示す。

2.2 影響検討で考慮する振動モード

3次元シェルモデルの固有値解析結果における水平方向及び鉛直方向それぞれに卓越するモード変形図を図 2.2-1 に示す。卓越モードは水平方向又は鉛直方向にサブプレッションチェンバ全体が振動するモードにオーバル振動モードが重畳しているが、集中質量の影響を受けると想定される振動モードとしては、オーバル振動モードに着目して影響確認を実施する。また、サブプレッションチェンバアクセスハッチはサブプレッションチェンバ上部に設置されていることから、サブプレッションチェンバ上部でオーバル振動モードが生じている鉛直方向の卓越モード（150次）を影響確認対象とする。

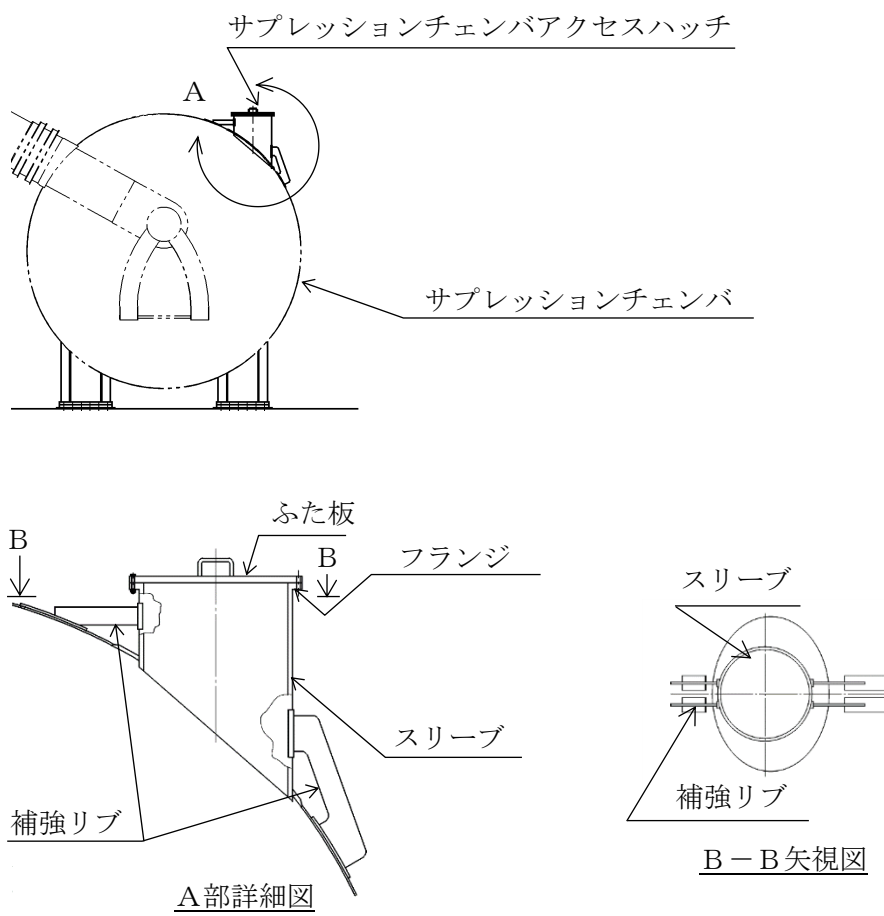


図 2.1-1 サプレッションチェンバアクセスハッチの概略構造図

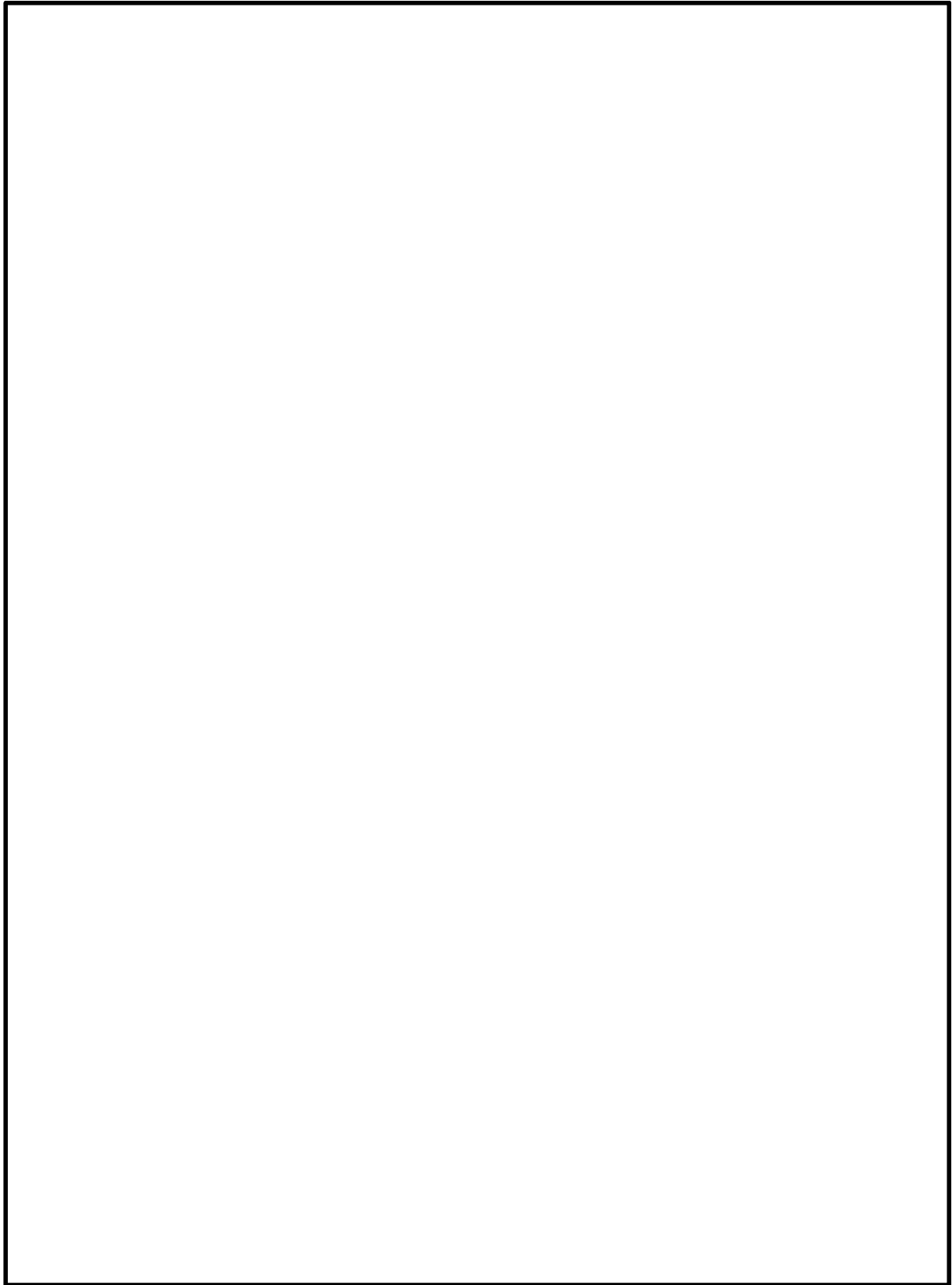


図 2.2-1 3次元シェルモデルの固有値解析結果におけるモード変形図

2.3 発生応力の算出方法

サプレッションチェンバアクセスハッチの集中質量を考慮した場合、取付位置では集中質量による質量の増加分（質量比）に応じて地震慣性力による応力が増加すると考え、集中質量を考慮しない場合の発生応力に質量比を乗じることにより、発生応力を算出する。ここで、質量比の算出の際には、オーバル振動モード1波分の範囲のサプレッションチェンバ胴部の質量を考慮する。すなわち、図 2.2-1 の鉛直方向卓越モード（150 次）ではサプレッションチェンバ小円断面の周方向に 8 波のオーバル振動モードが生じていることから、サプレッションチェンバ胴部 1 セグメントの 1/8 の質量を、オーバル振動モード 1 波分の範囲の質量とする。

なお、図 2.1-1 及び図 2.2-1 より、サプレッションチェンバアクセスハッチの設置位置はオーバル振動の節になっていることが確認できる。このため、サプレッションチェンバアクセスハッチの一部の質量のみが応力の増加に影響を与えられられるが、保守的にサプレッションチェンバアクセスハッチの全質量を用いて質量比を算出する。また、質量比は鉛直方向のオーバル振動モードに着目したものであるが、保守的に鉛直方向の地震慣性力による応力以外の応力（水平方向の地震慣性力による応力等）も含まれた発生応力に対して質量比を乗じる。

3. 検討結果

質量比の算出結果を表 3-1 に、質量比を考慮した場合の影響確認結果を表 3-2 及び表 3-3 に示す。表 3-2 及び表 3-3 より、サプレッションチェンバアクセスハッチの集中質量を考慮する場合でも発生応力は許容応力以下となることを確認した。

表 3-1 質量比の算出結果

質量 (kg)		質量比 (= (A+B)/B)
サプレッションチェンバ アクセスハッチの質量 (A)	サプレッションチェンバ胴部のうち オーバル振動モード 1 波分の質量 (B)	
		1.86

表 3-2 質量比を考慮した場合の影響確認結果（一次応力）

応力 評価点 番号	応力 評価点	発生応力 (MPa)		③許容応力 (MPa)	裕度	
		①集中質量を考 慮しない場合	②集中質量を考 慮した場合 (①×質量比)		③/①	③/②
P 1	胴中央 部上部	141	263	523	3.70	1.98

表 3-3 質量比を考慮した場合の影響確認結果（一次＋二次応力）

応力 評価点 番号	応力 評価点	発生応力 (MPa)		③許容応力 (MPa)	裕度	
		①集中質量を考 慮しない場合	②集中質量を考 慮した場合 (①×質量比)		③/①	③/②
P 1	胴中央 部上部	192	358	501	2.60	1.39

4. まとめ

以上の結果から、サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮する場合においても、サプレッションチェンバ胴部の発生応力は許容応力以下となることを確認した。

補足-027-10-46 原子炉格納容器配管貫通部及び電気配線貫通部の
耐震性についての計算書に係る補足説明資料

目 次

1. はじめに	1
2. 選定方針	1
3. 代表貫通部の選定	4
4. 除外する貫通部及び部位の除外理由	19
5. 耐震計算書及び強度計算書に記載する代表貫通部について	19
6. 添付資料	20
添付資料-1 配管貫通部の設計手法について	21
添付資料-2 配管貫通部の耐震評価における代表貫通部以外の健全性について	23
添付資料-3 二重型貫通部の端板及び代表貫通部の補強板取付部の耐震評価結果	84
添付資料-4 サプレッションチェンバのオーバル振動に関する影響検討	90

1. はじめに

本資料は、VI-2-9-2-11「配管貫通部の耐震性についての計算書」、VI-2-9-2-12「電気配線貫通部の耐震性についての計算書」、VI-3-3-7-1-17「配管貫通部の強度計算書」及びVI-3-3-7-1-20「電気配線貫通部の強度計算書」の補足として、各計算書において評価結果を記載している代表貫通部の選定方法についてまとめたものである。

2. 選定方針

2.1 配管貫通部

配管貫通部の形式を図 2-1 に示す。

配管貫通部において、形式 1 は管口径が大きく反力が大きい配管類の貫通部に用いている。この形式の貫通部は、原子炉格納容器外側で原子炉建物にアンカされ、ベローズによって原子炉建物とドライウエルの相対変位を吸収する構造となっている。このため貫通部への反力は極めて小さい。なお、形式 1 の貫通部はドライウエルのみに使用されている。

形式 2 及び 3 は、中程度の管口径の配管に対して用いている。この形式の貫通部は、配管の反力が直接作用する。

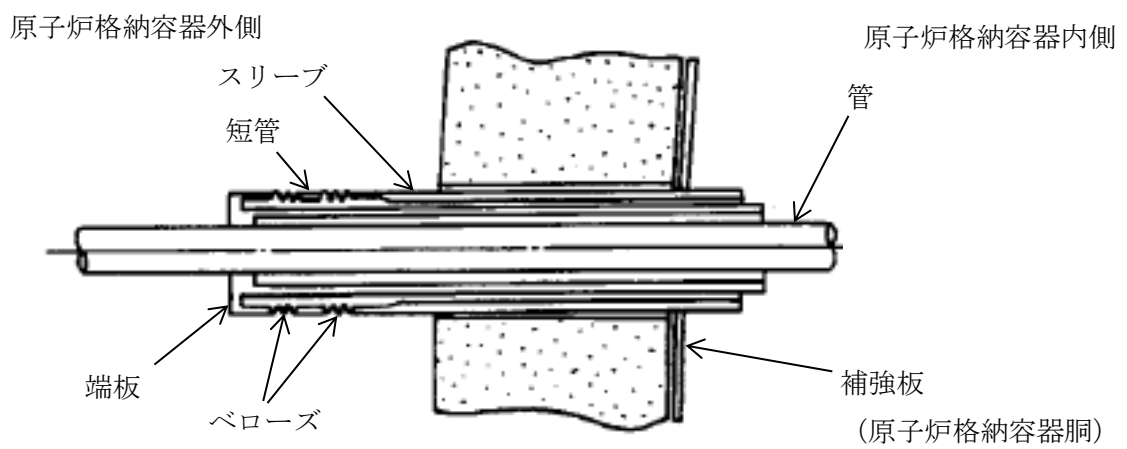
計算書に記載する代表貫通部の選定に当たっては、まず有意な荷重が加わらないと考えられる貫通部を除外するため、形式 1 の配管貫通部は評価を省略し、形式 2 及び 3 の配管貫通部に対して評価を実施する。なお、具体的な代表貫通部の選定方法については、3.1 に示す。

形式 2 及び 3 の配管貫通部のうち、構造強度評価における評価部位は、端板、スリーブ及び原子炉格納容器とスリーブとの結合部がある。端板に関しては、従来、原子炉格納容器とスリーブとの結合部の評価に包絡されるものと整理しており評価を省略している。そのため、計算書に記載する代表貫通部の選定に当たっては、端板以外の評価部位に対する代表貫通部を選定する。

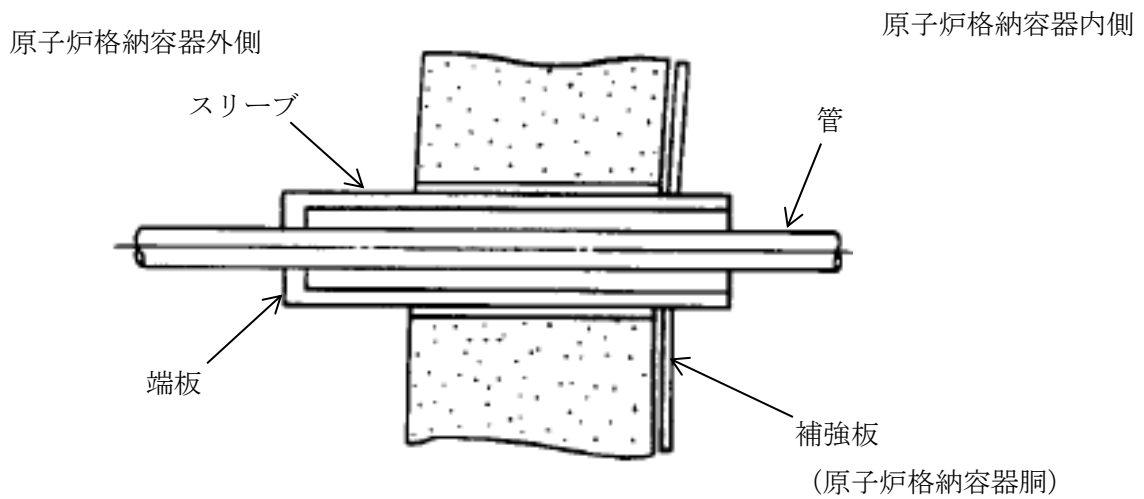
2.2 電気配線貫通部

電気配線貫通部の形式を図 2-2 に示す。

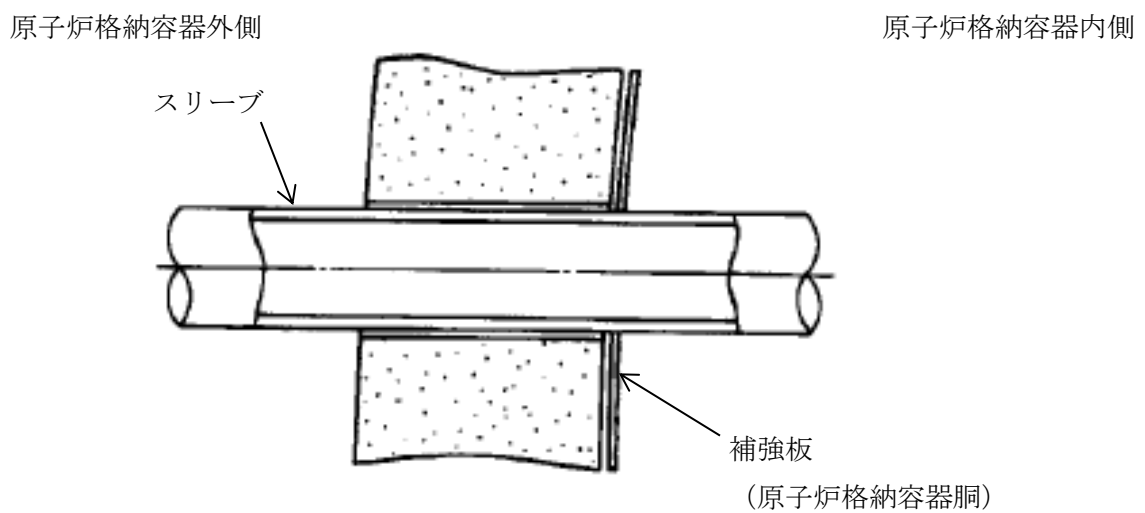
電気配線貫通部の構造強度評価における評価部位は、原子炉格納容器とスリーブとの結合部としている。計算書に記載する代表貫通部の選定に当たっては、固有周期が 0.05 秒を超え柔構造となる貫通部において、地震慣性力（貫通部質量×震度×重力加速度）が最も大きくなるものを代表貫通部として選定する。



(a) 形式1 [ベローズ付貫通部]

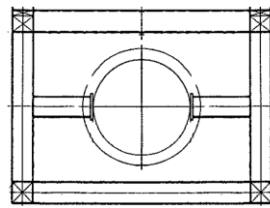
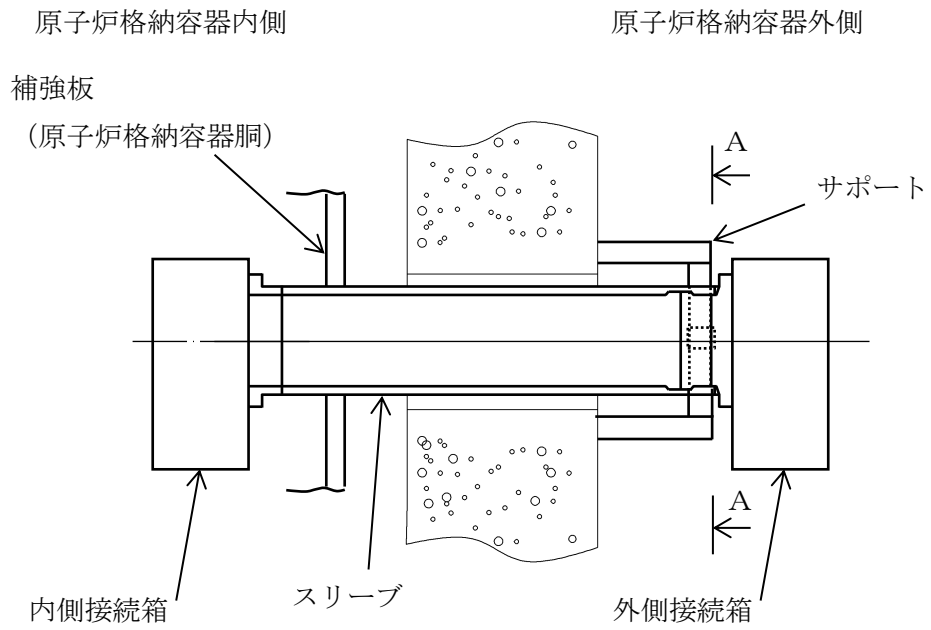


(b) 形式2 [二重管型貫通部]



(c) 形式3 [直結型貫通部]

図2-1 配管貫通部の形式



A-A矢視図

図 2-2 電気配線貫通部の形式

3. 代表貫通部の選定

3.1 配管貫通部

全ての配管貫通部（154 個）（表 3-1 参照）から、構造や設置位置等の観点から有意な荷重が加わらないと考えられる貫通部を除外する（除外理由は「4. 除外する貫通部及び部位の除外理由」参照）。残った貫通部に対して、系統の設計条件（温度・圧力条件）の影響が小さいと考えられる貫通部を除外する。なお、系統の温度・圧力の大きい原子炉冷却材圧力バウンダリの貫通部はすべてベローズ付貫通部であり、系統の設計条件（温度・圧力）は貫通部の設計条件に直接反映されない。

残った貫通部（選定対象貫通部：28 個）（表 3-2 参照）をドライウェル貫通部とサブレッションチェンバ貫通部に分類し、それぞれ外径が最大の貫通部のうち、設置位置が最高の貫通部を選定する（X-81 及び X-241）。最大外径の貫通部を選定する理由は、大口徑配管は小口径配管と比較して荷重が大きくなるためである。また、最高設置位置の貫通部を選定する理由は、貫通部の設置位置が高いほど地震力に対して大きな加速度が生じるためである。

配管貫通部の一覧表を表 3-1、具体的な選定フローを図 3-1 に示す。また、選定対象貫通部の一覧表を表 3-2、代表配管貫通部の諸元を表 3-3 に示す。

表 3-1 配管貫通部一覧表 (1/6)

No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
1	X-10A	ベローズ付	ドライウエル				①	
2	X-10D	ベローズ付	ドライウエル				①	
3	X-10B	ベローズ付	ドライウエル				①	
4	X-10C	ベローズ付	ドライウエル				①	
5	X-12A	ベローズ付	ドライウエル				①	
6	X-12B	ベローズ付	ドライウエル				①	
7	X-33	ベローズ付	ドライウエル				①	
8	X-31A	ベローズ付	ドライウエル				①	
9	X-31B	ベローズ付	ドライウエル				①	
10	X-34	ベローズ付	ドライウエル				①	
11	X-31C	ベローズ付	ドライウエル				①	
12	X-32A	ベローズ付	ドライウエル				①	
13	X-32B	ベローズ付	ドライウエル				①	
14	X-35	ベローズ付	ドライウエル				①	
15	X-50	ベローズ付	ドライウエル				①	
16	X-38	ベローズ付	ドライウエル				①	
17	X-39	ベローズ付	ドライウエル				①	
18	X-11	ベローズ付	ドライウエル				①	
19	X-91	直結型	ドライウエル				②	
20	X-80	直結型	ドライウエル					1
21	X-81	直結型	ドライウエル					2
22	X-201	直結型	サプレッション チェンバ					3
23	X-202	直結型	サプレッション チェンバ					4
24	X-203	直結型	サプレッション チェンバ					5
25	X-208	直結型	サプレッション チェンバ					6
26	X-210	直結型	サプレッション チェンバ					7
27	X-240	直結型	サプレッション チェンバ					8

表 3-1 配管貫通部一覧表 (2/6)

No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
28	X-241	直結型	サプレッション チェンバ					9
29	X-90A	直結型	ドライウエル				②	
30	X-90B	直結型	ドライウエル				②	
31	X-92	直結型	ドライウエル				②	
32	X-250	直結型	サプレッション チェンバ				②	
33	X-251	直結型	サプレッション チェンバ				②	
34	X-253	直結型	サプレッション チェンバ				②	
35	X-254	直結型	サプレッション チェンバ				②	
36	X-255	直結型	サプレッション チェンバ				②	
37	X-256	直結型	サプレッション チェンバ				②	
38	X-30A	直結型	ドライウエル					10
39	X-30B	直結型	ドライウエル					11
40	X-61	直結型	ドライウエル					12
41	X-62	直結型	ドライウエル					13
42	X-106	直結型	ドライウエル				②	
43	X-110	直結型	ドライウエル				②	
44	X-111	直結型	ドライウエル				②	
45	X-204	直結型	サプレッション チェンバ					14
46	X-205	直結型	サプレッション チェンバ					15
47	X-209	直結型	サプレッション チェンバ					16
48	X-213	直結型	サプレッション チェンバ					17
49	X-233	直結型	サプレッション チェンバ					18

表 3-1 配管貫通部一覧表 (3/6)

No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
50	X-505A	直結型	サプレッション チェンバ				②	
51	X-505B	直結型	サプレッション チェンバ				②	
52	X-505C	直結型	サプレッション チェンバ				②	
53	X-505D	直結型	サプレッション チェンバ				②	
54	X-98	直結型	ドライウエル					19
55	X-99	直結型	ドライウエル					20
56	X-107	直結型	ドライウエル				②	
57	X-214	直結型	サプレッション チェンバ					21
58	X-242A	直結型	サプレッション チェンバ					22
59	X-242B	直結型	サプレッション チェンバ					23
60	X-82A	直結型	ドライウエル					24
61	X-82B	直結型	ドライウエル					25
62	X-200A	直結型	サプレッション チェンバ					26
63	X-200B	直結型	サプレッション チェンバ					27
64	X-212A	直結型	サプレッション チェンバ					28
65	X-215	直結型	サプレッション チェンバ				③	
66	X-69	直結型	ドライウエル				③	
67	X-60	二重管型	ドライウエル				④	
68	X-67	二重管型	ドライウエル				④	
69	X-68A	二重管型	ドライウエル				④	
70	X-68B	二重管型	ドライウエル				④	
71	X-68C	二重管型	ドライウエル	④				

表 3-1 配管貫通部一覧表 (4/6)

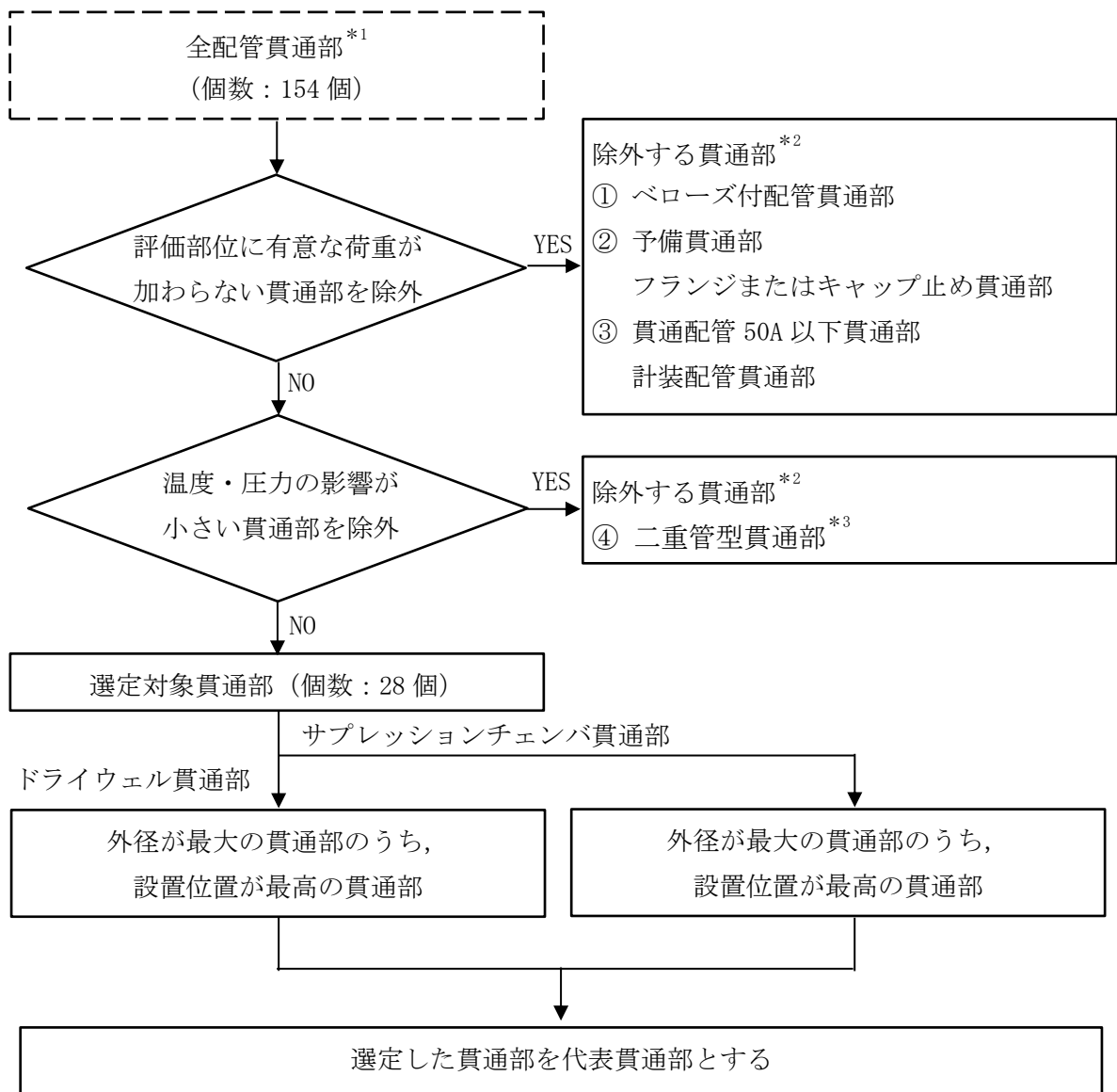
No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
72	X-22	二重管型	ドライウエル				④	
73	X-83	二重管型	ドライウエル				④	
74	X-84	二重管型	ドライウエル				④	
75	X-13A	二重管型	ドライウエル				④	
76	X-13B	二重管型	ドライウエル				④	
77	X-14	計装用	ドライウエル				③	
78	X-130	計装用	ドライウエル				③	
79	X-131	計装用	ドライウエル				③	
80	X-132	計装用	ドライウエル				③	
81	X-133	計装用	ドライウエル				③	
82	X-134	計装用	ドライウエル				③	
83	X-137	計装用	ドライウエル				③	
84	X-138A	計装用	ドライウエル				③	
85	X-141A	計装用	ドライウエル				③	
86	X-146B	計装用	ドライウエル				③	
87	X-170	計装用	ドライウエル				③	
88	X-135	計装用	ドライウエル				③	
89	X-136	計装用	ドライウエル				③	
90	X-138B	計装用	ドライウエル				③	
91	X-140	計装用	ドライウエル				③	
92	X-141B	計装用	ドライウエル				③	
93	X-145A	計装用	ドライウエル				③	
94	X-145B	計装用	ドライウエル				③	
95	X-145C	計装用	ドライウエル				③	
96	X-145D	計装用	ドライウエル				③	
97	X-145E	計装用	ドライウエル				③	
98	X-145F	計装用	ドライウエル				③	
99	X-146D	計装用	ドライウエル				③	
100	X-164A	計装用	ドライウエル				③	
101	X-183	計装用	ドライウエル				③	
102	X-164B	計装用	ドライウエル				③	
103	X-180	計装用	ドライウエル				②③	
104	X-181	計装用	ドライウエル				②③	

表 3-1 配管貫通部一覧表 (5/6)

No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
105	X-182	計装用	ドライウエル				③	
106	X-162A	計装用	ドライウエル				②③	
107	X-162B	計装用	ドライウエル				②③	
108	X-36	計装用	ドライウエル				③	
109	X-142A	計装用	ドライウエル				③	
110	X-142B	計装用	ドライウエル				③	
111	X-142C	計装用	ドライウエル				③	
112	X-142D	計装用	ドライウエル				③	
113	X-143A	計装用	ドライウエル				③	
114	X-143B	計装用	ドライウエル				③	
115	X-143C	計装用	ドライウエル				③	
116	X-143D	計装用	ドライウエル				③	
117	X-144A	計装用	ドライウエル				③	
118	X-144D	計装用	ドライウエル				③	
119	X-146A	計装用	ドライウエル				③	
120	X-160	計装用	ドライウエル				③	
121	X-144B	計装用	ドライウエル				③	
122	X-144C	計装用	ドライウエル				③	
123	X-146C	計装用	ドライウエル				③	
124	X-147	計装用	ドライウエル				③	
125	X-165	計装用	ドライウエル				③	
126	X-212B	計装用	サブプレッション チェンバ				③	
127	X-20A	計装用	ドライウエル				③	
128	X-20B	計装用	ドライウエル				③	
129	X-20C	計装用	ドライウエル				③	
130	X-20D	計装用	ドライウエル				③	
131	X-23A	計装用	ドライウエル				②③	
132	X-23B	計装用	ドライウエル				②③	
133	X-23C	計装用	ドライウエル				②③	
134	X-23D	計装用	ドライウエル				②③	
135	X-23E	計装用	ドライウエル				②③	
136	X-21A	計装用	ドライウエル				③	
137	X-21B	計装用	ドライウエル				③	

表 3-1 配管貫通部一覧表 (6/6)

No.	貫通部 番号	貫通部形式	設置場所	設置高 さ[EL] (mm)	貫通配 管外径 (mm)	スリー ブ外径 (mm)	除外 理由	選定 対象 貫通部
138	X-21C	計装用	ドライウエル				③	
139	X-21D	計装用	ドライウエル				③	
140	X-320A	計装用	サプレッション チェンバ				③	
141	X-320B	計装用	サプレッション チェンバ				③	
142	X-322C	計装用	サプレッション チェンバ				③	
17	X-322D	計装用	サプレッション チェンバ				③	
144	X-321A	計装用	サプレッション チェンバ				③	
145	X-321B	計装用	サプレッション チェンバ				③	
146	X-322A	計装用	サプレッション チェンバ				③	
147	X-322B	計装用	サプレッション チェンバ				③	
148	X-322E	計装用	サプレッション チェンバ				③	
149	X-322F	計装用	サプレッション チェンバ				③	
150	X-332A	計装用	サプレッション チェンバ				③	
151	X-332B	計装用	サプレッション チェンバ				③	
152	X-340	計装用	サプレッション チェンバ				③	
153	X-350	計装用	サプレッション チェンバ				②③	
154	X-351	計装用	サプレッション チェンバ				②③	



注記*1：機器搬入口及びエアロック除く

*2：除外理由は 4. 項参照

*3：同径に直結型がある場合

図 3-1 代表配管貫通部選定フロー

表 3-2(1/2) 選定対象配管貫通部 (ドライウエル)

No.	貫通部 番号	貫通部 型式	外径 (mm)	厚さ (mm)	設置高さ[EL] (mm)	備考
1	X-80	直結型				
2	X-81	直結型				最大外径貫通部 の中で 最高設置位置
3	X-30A	直結型				
4	X-30B	直結型				
5	X-61	直結型				
6	X-62	直結型				
7	X-98	直結型				
8	X-99	直結型				
9	X-82A	直結型				
10	X-82B	直結型				

表 3-2(2/2) 選定対象配管貫通部 (サプレッションチェンバ)

No.	貫通部 番号	貫通部 型式	外径 (mm)	厚さ (mm)	設置位置 角度*1	設置高さ [EL] (mm)	備考
1	X-201	直結型					
2	X-202	直結型					
3	X-203	直結型					
4	X-208	直結型					
5	X-210	直結型					
6	X-240	直結型					
7	X-241	直結型					最大外径貫通部 の中で 最高設置位置
8	X-204	直結型					
9	X-205	直結型					
10	X-209	直結型					
11	X-213	直結型					
12	X-233	直結型					
13	X-214	直結型					
14	X-242A	直結型					
15	X-242B	直結型					
16	X-200A	直結型					
17	X-200B	直結型					
18	X-212A	直結型					

注記*1：サプレッションチェンバ小円断面の上部を 0° とした設置位置角度

*2：設置位置角度からの水平方向へのオフセット距離 (単位：mm)

表 3-3(1/2) 代表配管貫通部諸元 (ドライウエル)

貫通部 番号	用途	スリーブ主要寸法 (mm)		材料	設置高さ [EL] (mm)	選定理由
		外径	厚さ			
X-81	ドライウエル 換気 (排気)			STS42		最大外径 貫通部の中で 最高設置位置

表 3-3(2/2) 代表配管貫通部諸元 (サプレッションチェンバ)

貫通部 番号	用途	スリーブ主要寸法 (mm)		材料	設置位置 角度*	選定理由
		外径	厚さ			
X-241	サプレッショ ンチェンバ換 気 (排気)			STS42		最大外径 貫通部の中で 最高設置位置

注記* : サプレッションチェンバ小円断面の上部を 0° とした設置位置角度

3.2 電気配線貫通部

全ての電気配線貫通部（26 個）の中で、地震慣性力（貫通部質量×震度×重力加速度）が最も大きい貫通部を選定する（X-100A～D）。

電気配線貫通部の一覧表を表 3-4、具体的な選定フローを図 3-2 に示す。また、代表貫通部の諸元を表 3-5 に示す。

なお、電気配線貫通部は接続されている電気配線から有意な荷重が加わらないため、貫通部単体の解析モデルを用いて固有値解析及び応力算出を実施している。

表 3-4 電気配線貫通部一覧表 (1/2)

No.	貫通部 番号	設置場所	スリーブ 口径	固有振動数* ¹ (Hz)	貫通部質量 (kg)	設置高さ[EL] (mm)	震度* ²	地震慣性力* ³ (×10 ³ N)	代表貫通部
1	X-100A	ドライウエル					2.84		○
2	X-100B	ドライウエル					2.84		○
3	X-100C	ドライウエル					2.84		○
4	X-100D	ドライウエル					2.84		○
5	X-101A	ドライウエル					2.18		
6	X-101B	ドライウエル					2.18		
7	X-101C	ドライウエル					2.18		
8	X-101D	ドライウエル					2.19		
9	X-102A	ドライウエル					2.20		
10	X-102B	ドライウエル					2.20		
11	X-102C	ドライウエル					2.20		
12	X-102D	ドライウエル					2.19		
13	X-102E	ドライウエル					3.73		
14	X-103A	ドライウエル					2.20		
15	X-103B	ドライウエル					2.20		

注記*1：全ての貫通部で水平方向は剛構造のため、鉛直方向の固有振動数を記載している。

*2：固有振動数における設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S_s）の鉛直方向の震度を示す。

*3：貫通部質量×震度×重力加速度にて算出した地震慣性力を示す。

表 3-4 電気配線貫通部一覧表 (2/2)

No.	貫通部 番号	設置場所	スリーブ 口径	固有振動数*1 (Hz)	貫通部質量 (kg)	設置高さ[EL] (mm)	震度*2	地震慣性力*3 ($\times 10^3\text{N}$)	代表貫通部
16	X-103C	ドライウエル					2.17		
17	X-104A	ドライウエル					2.18		
18	X-104B	ドライウエル					2.18		
19	X-104C	ドライウエル					2.20		
20	X-104D	ドライウエル					2.20		
21	X-105A	ドライウエル					3.73		
22	X-105B	ドライウエル					3.73		
23	X-105C	ドライウエル					3.73		
24	X-105D	ドライウエル					1.91		
25	X-300A	サプレッション チェンバ					4.74		
26	X-300B	サプレッション チェンバ					4.74		

注記*1：全ての貫通部で水平方向は剛構造のため、鉛直方向の固有振動数を記載している。

*2：固有振動数における設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S s）の鉛直方向の震度を示す。

*3：貫通部質量×震度×重力加速度にて算出した地震慣性力を示す。

*4：サプレッションチェンバ小円断面の上部を 0° とした設置位置角度

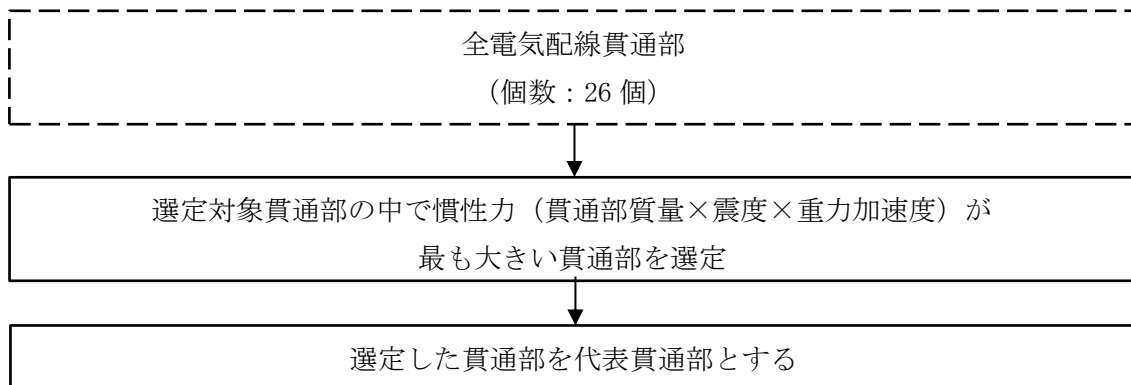


図 3-2 代表電気配線貫通部選定フロー

表 3-5 代表電気配線貫通部諸元

貫通部 番号	用途	スリーブ主要寸法 (mm)		材料	設置高さ [EL] (mm)	選定理由
		外径	厚さ			
X-100 A~D	再循環ポンプ 動力			STS42		地震慣性力が 最大

4. 除外する貫通部及び部位の除外理由

代表選定対象から除外する貫通部の除外理由を下記に示す。

① ベローズ付配管貫通部

ベローズにより，系統の設計条件（温度・圧力）による変位及び地震による建物間相対変位が吸収されるため，配管から作用する荷重は固定式に比べ小さくなる。なお，ベローズ付配管貫通部のベローズについては，別手法にて健全性の確認を行っている（評価結果については，VI-3-3-7-1-19「配管貫通部ベローズ及びベント管ベローズの強度計算書」参照）。

② 予備貫通部及びフランジ又はキャップ止め貫通部

予備貫通部，フランジ又はキャップ止め貫通部については，接続配管がないこと及び重量物が取り付く構造でないことから，貫通部に有意な配管反力が生じないため，評価対象外とする。

③ 貫通配管 50A 以下貫通部，計装配管貫通部

小口径配管からの荷重は大口径配管の荷重と比較して相対的に小さくなる。また，計装配管は大口径の配管貫通部であっても小口径の配管の集合であり，相対変位により発生する配管貫通部への荷重は有意でないと考えられる。

④ 二重管型貫通部（同径に直結型がある場合）

二重管型貫通部については，スリーブ外径が等しい直結型貫通部に比べ配管内の流体による温度・圧力の影響が小さくなるため，同径に直結型貫通部がある場合は評価対象外とする。

5. 耐震計算書及び強度計算書に記載する代表貫通部について

配管貫通部については，表 3-2 の結果から X-81 及び X-241 を評価配管貫通部に選定する。電気配線貫通部については，表 3-4 の結果から X-100A～D を評価電気配線貫通部に選定する。

以上の選定結果に基づき，貫通部番号 X-81 及び X-241 のスリーブ及び原子炉格納容器とスリーブとの結合部の評価結果を VI-2-9-2-11「配管貫通部の耐震性についての計算書」及び VI-3-3-7-1-17「配管貫通部の強度計算書」，貫通部番号 X-100A～D の原子炉格納容器とスリーブとの結合部の評価結果を VI-2-9-2-12「電気配線貫通部の耐震性についての計算書」及び VI-3-3-7-1-20「電気配線貫通部の強度計算書」に記載している。

なお，配管貫通部の設計手法は添付資料-1，抽出した貫通部（28 個）のうち，代表配管貫通部以外の配管貫通部の健全性については添付資料-2 に示す。また，二重型貫通部の端板及び代表配管貫通部の補強板取付部の耐震評価結果を添付資料-3 に示す。

6. 添付資料

添付資料-1 配管貫通部の設計手法について

添付資料-2 配管貫通部の耐震評価における代表貫通部以外の健全性について

添付資料-3 二重型貫通部の端板及び代表貫通部の補強板取付部の耐震評価結果

添付資料-4 サプレッションチェンバのオーバル振動に関する影響検討

配管貫通部の設計手法について

1. 概要

本資料は、配管貫通部の設計手法についてまとめるとともに、代表貫通部の選定における接続配管の反力の扱いを示すものである。

2. 配管貫通部の評価手法

原子炉格納容器の配管貫通部の設計においては、J E A G 4 6 0 1 - 1 9 8 7 6.6.2 項(3)に記載のある貫通部の強度評価の考え方にに基づき、許容荷重設定法(図 1 参照)を用いて軸力 P とモーメント M_C 、軸力 P とモーメント M_L についてそれぞれ配管貫通部の設計荷重を許容荷重領域として定め、この領域内に配管の地震荷重が収まるように配管のルート及びサポート設計を行う手法を従来から採用している。

これは、原子炉格納容器の設計時点で、多数ある接続配管のルート及びサポートの詳細設計が完了しておらず、個々の配管の地震応答解析結果を揃えることが出来ないこと、また、それらすべてを配管貫通部の入力地震荷重として考慮するのが現実的に困難なためである。

建設時工認における配管貫通部の耐震評価では、口径や設置位置等の観点から配管系の反力により評価上厳しくなると想定される貫通部を代表に選定し、優先的に当該貫通部に接続される配管の詳細設計(サポート設計含む)及び耐震解析を行った上で、得られた配管の地震荷重に基づく貫通部の評価結果を代表的に記載するものとしている。

その他の配管貫通部については、前述した許容荷重設定法に基づき、配管側の地震荷重が許容荷重領域内に収まるよう設計を行うことで、貫通部側の健全性を確保している。なお、設計段階で配管側の地震荷重が許容荷重領域に収まりきらないことが確認される場合は、配管ルートまたはサポートの再設計を行うか、貫通部側の詳細評価を追加で行うことで健全性を確保している。

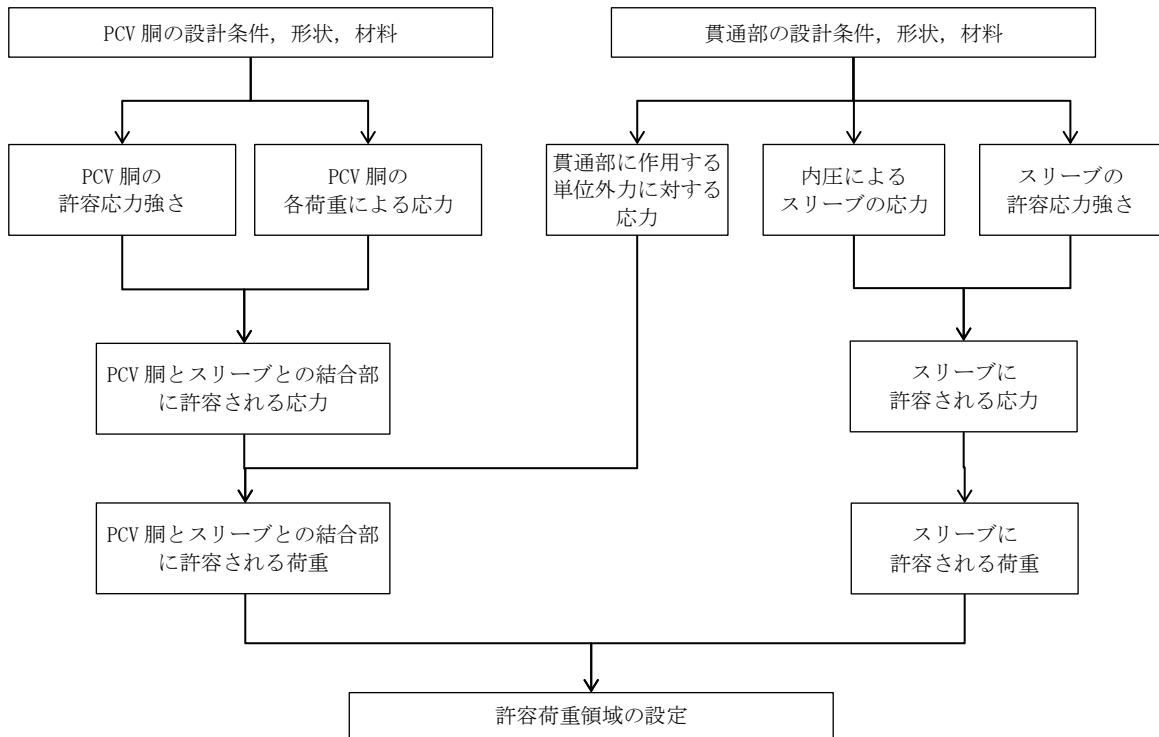
3. 補正工認の評価手法

代表貫通部の選定を行い、建設時と同様に代表貫通部について工認の耐震計算書を作成した。

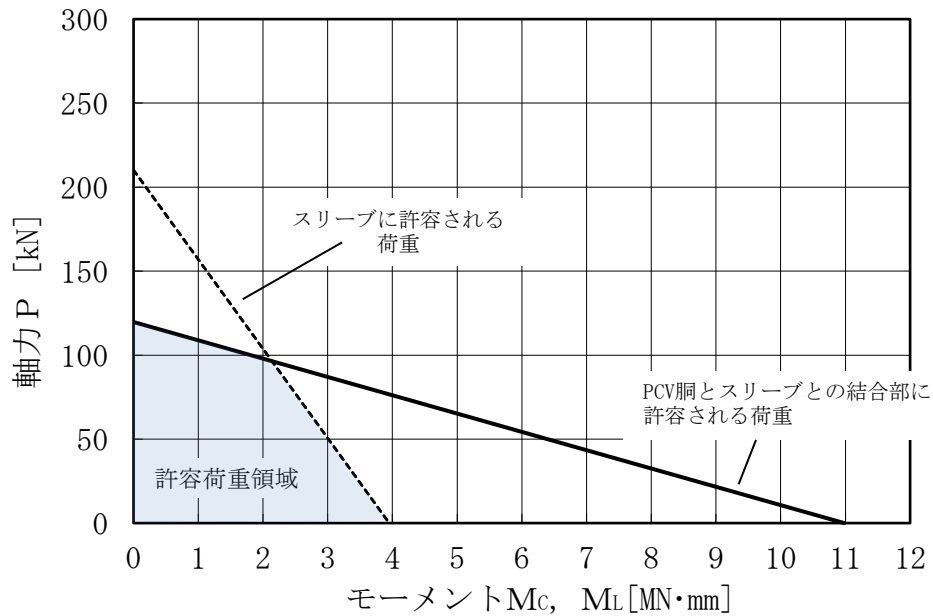
また、その他の貫通部については、前述の許容荷重設定法(必要に応じて貫通部側の追加の詳細評価を実施)により健全性を確認している。ここで、貫通部の耐震評価に用いる配管からの地震荷重には、当該貫通部の接続配管について、その接続配管の耐震計算書と同じモデルを用いて、貫通部と配管との取り合い部の反力及びモーメントを算出して用いている。

4. 補正工認の代表貫通部の選定における接続配管の反力の扱い

以上の背景から、本補正工認の配管貫通部の代表選定においては、代表選定段階で接続配管の反力が全て揃わないため、反力の値を検討項目としていない。そのため、接続配管の反力が大きくなる傾向にある口径及び設置高さを検討項目としている。



(a) 許容荷重設定フロー



P : 半径方向力, M_c : 円周方向曲げモーメント, M_L : 軸方向曲げモーメント

(b) 許容荷重領域の例

図1 許容荷重設定法

配管貫通部の耐震評価における代表貫通部以外の健全性について

1. 概要

本資料は、配管貫通部の耐震評価において、代表貫通部以外の選定対象貫通部の健全性について説明するものである。

2. 許容荷重領域による評価

代表貫通部以外の貫通部の健全性の確認として、各貫通部の許容荷重領域を算出し、各貫通部の配管反力が許容荷重領域内となっていることを確認する。配管貫通部の構造概要を図1に示す。

配管貫通部の許容荷重領域は、系統配管から貫通部に加わる配管反力の許容領域であり、貫通部軸方向軸力 P 、貫通部軸直角鉛直方向モーメント M_L 及び貫通部軸直角水平方向モーメント M_C について、以下の式(1)の考え方に基づき算出される。

配管反力による応力 \leq 許容値－原子炉格納容器に作用する荷重による応力・・・(1)

許容荷重領域で確認する対象貫通部及び評価結果を表1、図2～図27に示す。

3. 詳細評価

代表貫通部及び2項の許容荷重領域による評価において領域外となった貫通部においては、別途詳細評価（応力評価及び簡易弾塑性解析）を実施し、健全性を確認する。なお、評価部位は図1に示すスリーブ、原子炉格納容器とスリーブとの結合部、補強板取付部とする。

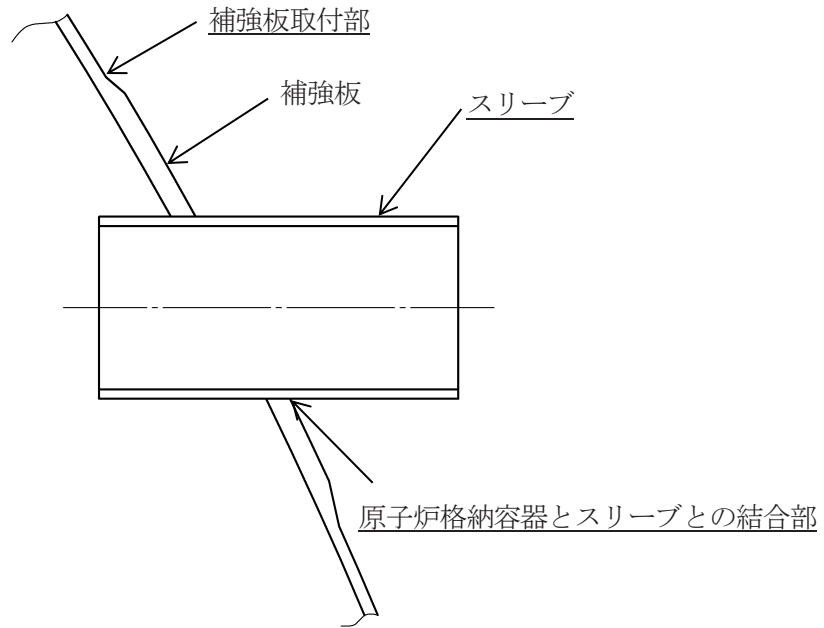
詳細評価による確認結果を表2に示す。なお、各貫通部について、応力分類ごとに最も評価が厳しくなる評価部位のみを記載する。また、簡易弾塑性解析による疲労評価の確認結果を表3に示す。

4. 結論

2項の許容荷重領域による評価及び3項の詳細評価により、代表貫通部同様に代表貫通部以外の貫通部について耐震性を有することを確認した。

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側



注：評価部位を下線部で示す。

図1 配管貫通部の構造概要図

表 1(1/2) 対象貫通部（ドライウェル）

貫通部番号	許容荷重領域評価	
	一次応力	一次+二次応力
X-80	○	×
X-30A	○	×
X-30B	○	○
X-61	○	×
X-62	○	×
X-98	○	○
X-99	○	○
X-82A	○	×
X-82B	○	○

表 1(2/2) 対象貫通部（サブプレッションチェンバ）

貫通部番号	許容荷重領域評価	
	一次応力	一次+二次応力
X-201	○	×
X-202	○	×
X-203	○	×
X-208	○	×
X-210	○	×
X-240	○	×
X-204	○	×
X-205	○	×
X-209	○	×
X-213	○	×
X-233	○	○
X-214	○	○
X-242A	○	×
X-242B	○	○
X-200A	×	×
X-200B	×	×
X-212A	○	○

表 2 詳細評価による確認結果(1/3)

貫通部番号	応力分類	評価部位	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定
				発生値	許容値		
				MPa	MPa		
X-80	一次+二次応力	原子炉格納容器胴とスリーブとの結合部	IVAS	430	501	1.16	○
X-30A				356	501	1.40	○
X-61				472	501	1.06	○
X-62				726	501	0.69	×
X-82A				354	501	1.41	○

表 2 詳細評価による確認結果(2/3)

貫通部番号	応力分類	評価部位	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定
				発生値	許容値		
				MPa	MPa		
X-201	一次+二次応力	補強板取付部	Ⅲ _A S*	690	501	0.72	×
			V _A S	690	501	0.72	×
X-202			Ⅲ _A S*	732	501	0.68	×
			V _A S	732	501	0.68	×
X-203			Ⅲ _A S*	696	501	0.71	×
			V _A S	696	501	0.71	×
X-208			Ⅲ _A S*	630	501	0.79	×
			V _A S	630	501	0.79	×
X-210			Ⅲ _A S*	668	501	0.75	×
			V _A S	668	501	0.75	×
X-240			Ⅲ _A S*	606	501	0.82	×
			V _A S	606	501	0.82	×
X-204			Ⅲ _A S	654	501	0.76	×
			Ⅳ _A S	760	501	0.65	×
			V _A S	760	501	0.65	×
X-205			Ⅲ _A S*	664	501	0.75	×
	V _A S	664	501	0.75	×		

注記*：S_sとS_d*を包絡した耐震条件で評価を実施しているため、許容応力状態Ⅳ_ASの評価を省略する。

表 2 詳細評価による確認結果(3/3)

貫通部番号	応力分類	評価部位	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定
				発生値	許容値		
				MPa	MPa		
X-209	一次+二次応力	補強板取付部	Ⅲ _A S*	494	501	1.01	○
			V _A S	494	501	1.01	○
X-213			Ⅲ _A S*	654	501	0.76	×
			V _A S	654	501	0.76	×
X-242A			Ⅲ _A S*	528	501	0.94	×
			V _A S	528	501	0.94	×
X-200A	一次膜応力+ 一次曲げ応力	補強板取付部	V _A S	251	490	1.95	○
	一次+二次応力	原子炉格納容器胴と スリーブとの結合部	Ⅲ _A S*	642	501	0.78	×
			V _A S	642	501	0.78	×
X-200B	一次膜応力+ 一次曲げ応力	補強板取付部	V _A S	250	490	1.96	○
	一次+二次応力	原子炉格納容器胴と スリーブとの結合部	Ⅲ _A S*	646	501	0.77	×
			V _A S	646	501	0.77	×

注記* : S_sとS_d*を包絡した耐震条件で評価を実施しているため、許容応力状態Ⅳ_ASの評価を省略する。

表3 疲労評価結果(1/2)

貫通部 番号	許容応力 状態	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_ℓ (MPa)	S_ℓ' (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積 係数 N_c/N_a	備考
X-62	IV _A S	726							0.994	
X-201	III _A S*	690							0.640	
	V _A S	690							0.351	
X-202	III _A S*	732							0.838	
	V _A S	732							0.459	
X-203	III _A S*	696							0.664	
	V _A S	696							0.364	
X-208	III _A S*	630							0.371	
	V _A S	630							0.206	
X-210	III _A S*	668							0.535	
	V _A S	668							0.297	
X-240	III _A S*	606							0.286	
	V _A S	606							0.159	
X-204	III _A S	654							0.467	
	IV _A S	760							0.504	
	V _A S	760	0.552							

注：設計・建設規格 PVB-3140 により運転状態Ⅰ，Ⅱにおいて疲労解析を要しないことを確認しているため，疲労累積係数は地震動のみによる疲労累積係数とする。

注記*： S_s と S_{d*} を包絡した耐震条件で評価を実施しているため，許容応力状態IV_ASの評価を省略する。

表3 疲労評価結果(2/2)

貫通部 番号	許容応力 状態	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_l (MPa)	S_l' (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積 係数 N_c/N_a	備考
X-205	Ⅲ _A S [*]	664							0.515	
	V _A S	664							0.286	
X-213	Ⅲ _A S ^{*1}	654							0.510	
	V _A S	654							0.260	
X-242A	Ⅲ _A S ^{*1}	528							0.145	
	V _A S	528							0.081	
X-200A	Ⅲ _A S ^{*1}	642							0.904	
	V _A S	642							0.495	
X-200B	Ⅲ _A S ^{*1}	646							0.935	
	V _A S	646							0.512	

K_e : 弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数

S_p : 地震荷重のみにおける一次+二次+ピーク応力の応力差範囲

S_l : 繰返しピーク応力強さ

S_l' : 補正繰返しピーク応力強さ^{*2}

N_a : 許容繰り返し回数

N_c : 等価繰り返し回数

E_o : 縦弾性係数

E : 運転温度の縦弾性係数

注: 設計・建設規格 PVB-3140 により運転状態Ⅰ, Ⅱにおいて疲労解析を要しないことを確認しているため, 疲労累積係数は地震動のみによる疲労累積係数とする。

注記*1： S_s と S_d^* を包絡した耐震条件で評価を実施しているため，許容応力状態 IV_{AS} の評価を省略する。

*2： S_d に (E_o/E) を乗じた値である

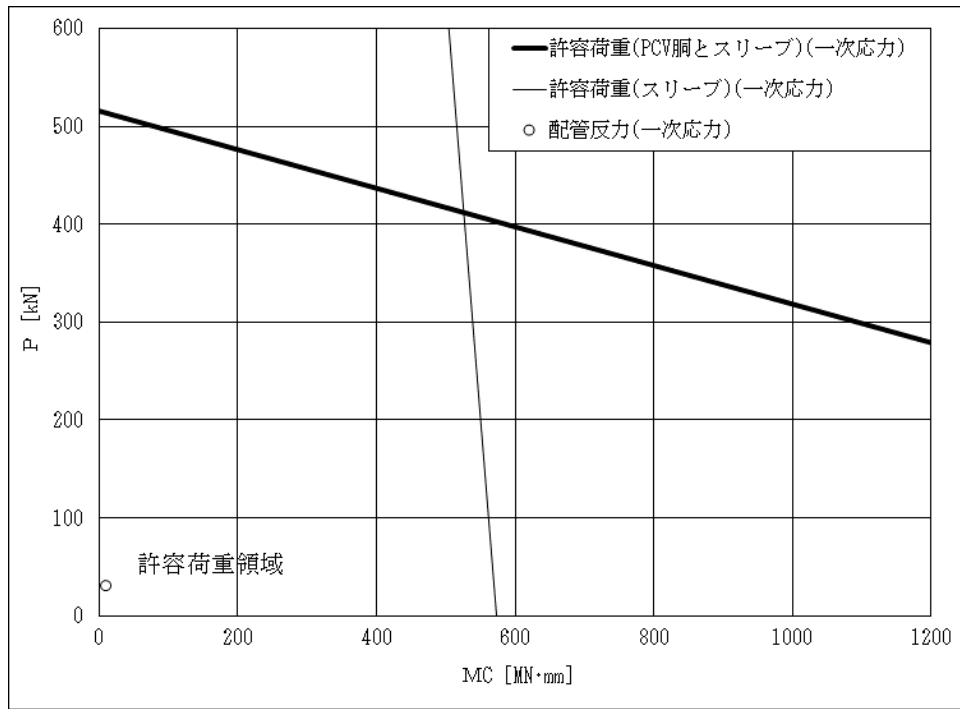
$$E_o = 2.07 \times 10^5 \text{ MPa}$$

$$E = 1.98 \times 10^5 \text{ MPa (サブプレッションチェンバ側 (X-213 以外) III_{AS} 及び IV_{AS} : 104^\circ\text{C})}$$

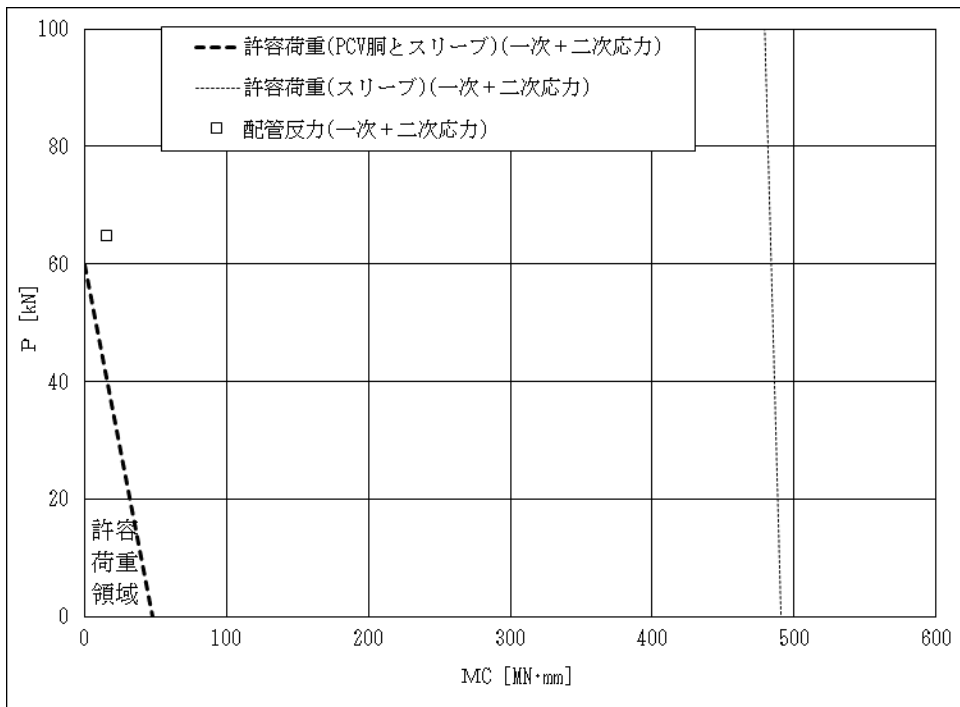
$$E = 1.93 \times 10^5 \text{ MPa (ドライウエル側 III_{AS} 及び IV_{AS} : 171^\circ\text{C})}$$

$$E = 1.92 \times 10^5 \text{ MPa (サブプレッションチェンバ側 (X-213) III_{AS} : 184^\circ\text{C})}$$

$$E = 1.91 \times 10^5 \text{ MPa (ドライウエル側及びサブプレッションチェンバ側 V_{AS} : 200^\circ\text{C})}$$

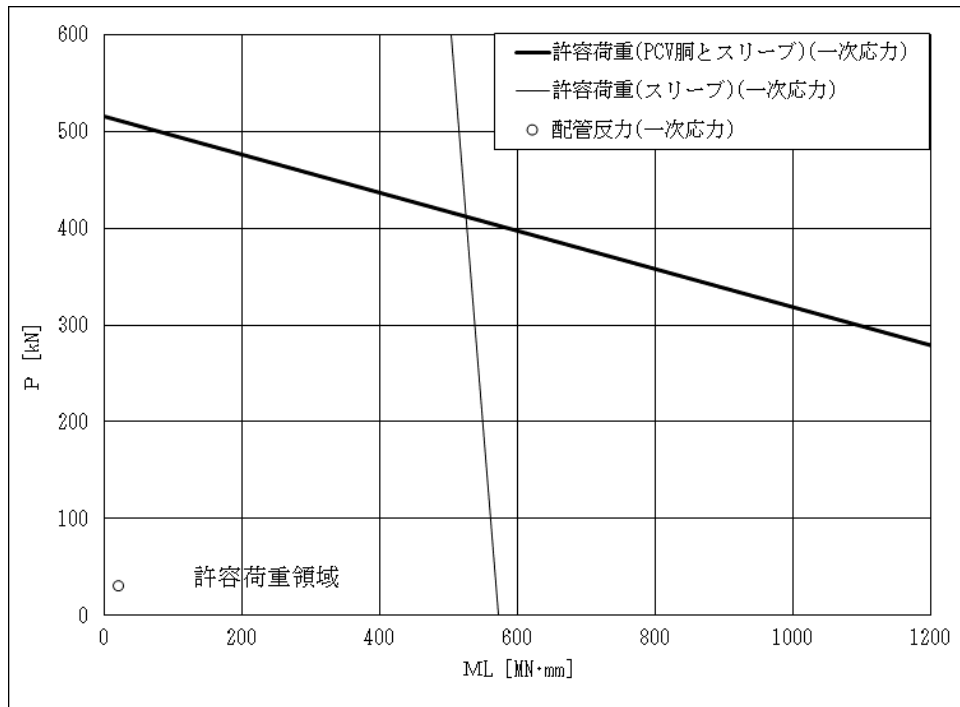


上図：一次応力に対する許容荷重領域

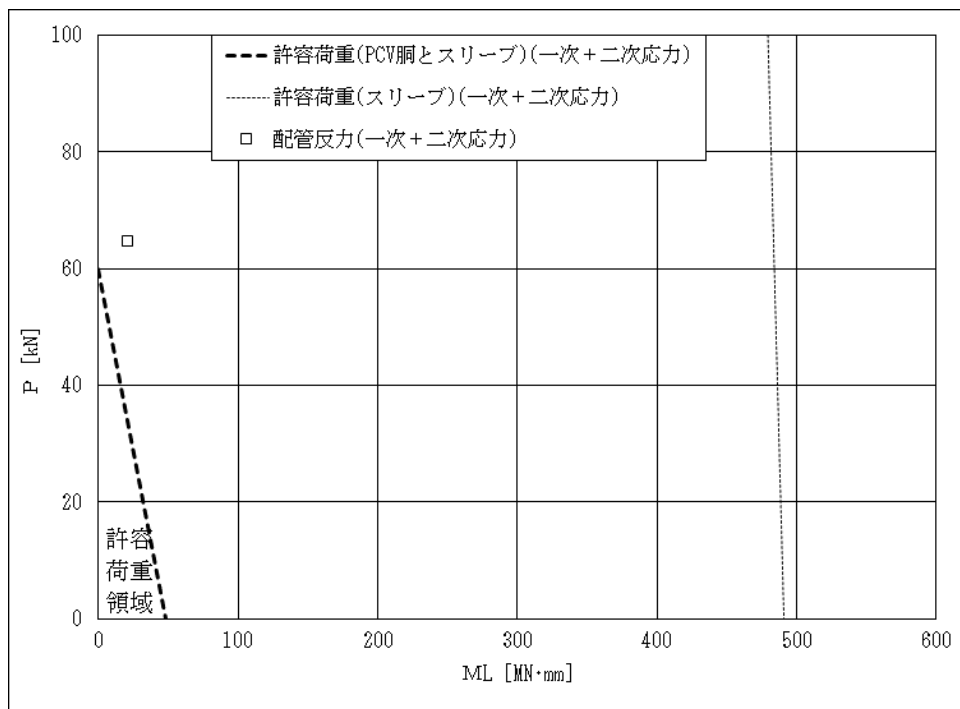


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 2(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-80）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

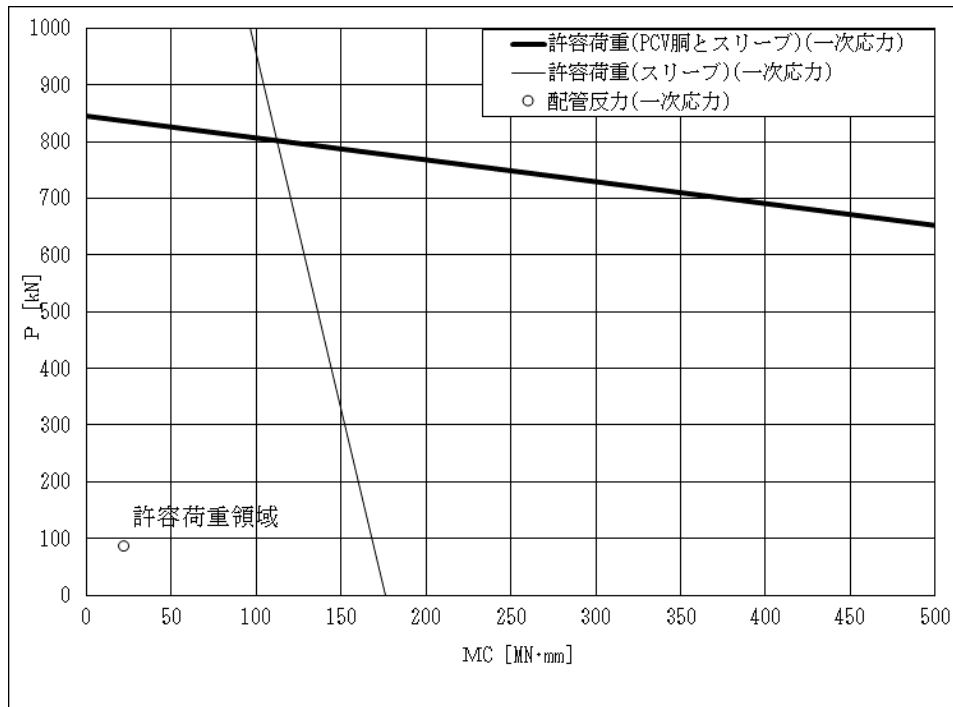


上図：一次応力に対する許容荷重領域

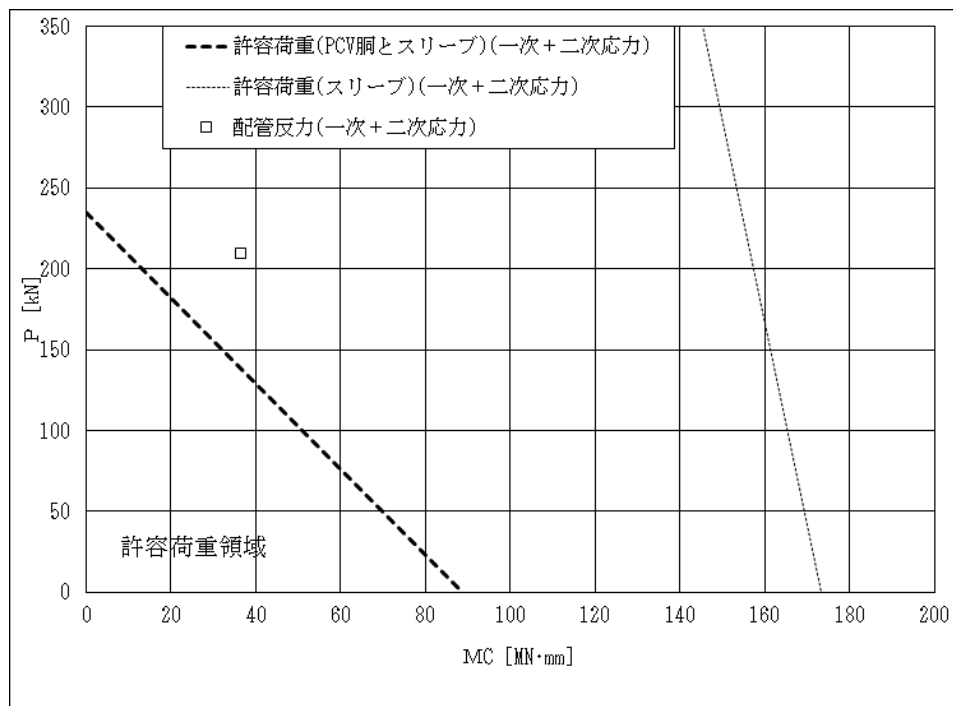


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 2(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-80) (縦軸 P - 横軸 M_L)

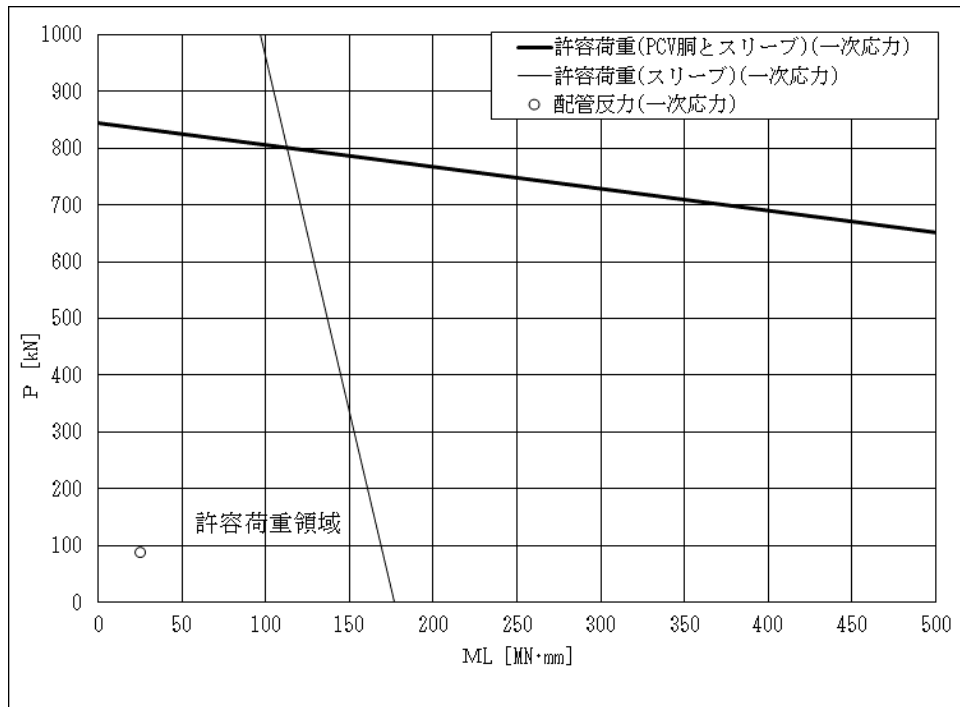


上図：一次応力に対する許容荷重領域

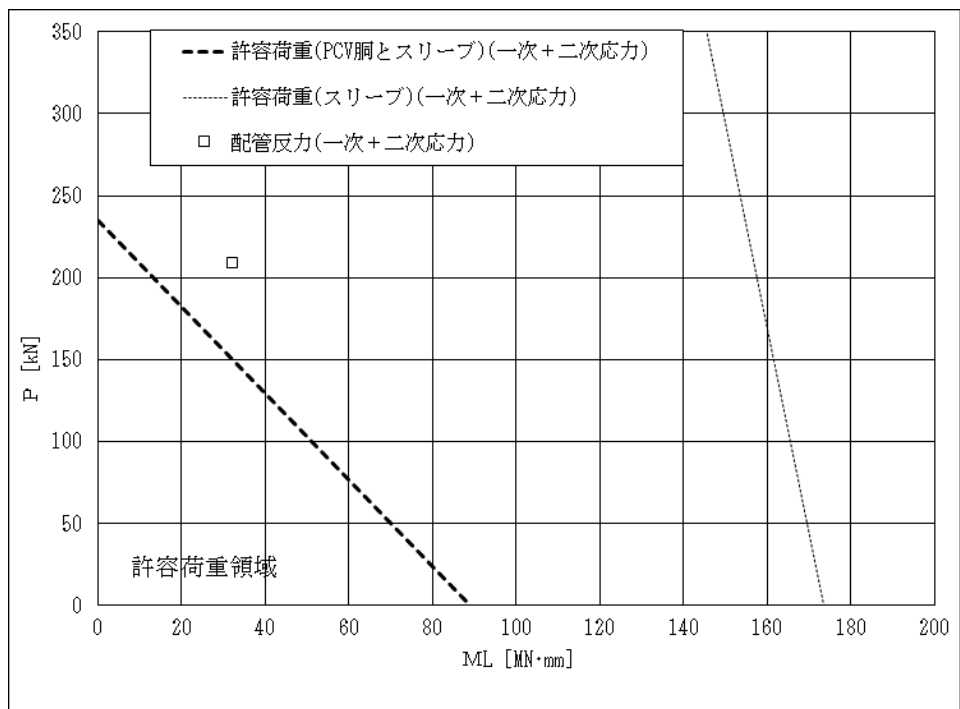


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 3(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-30A) (縦軸 P - 横軸 MC)

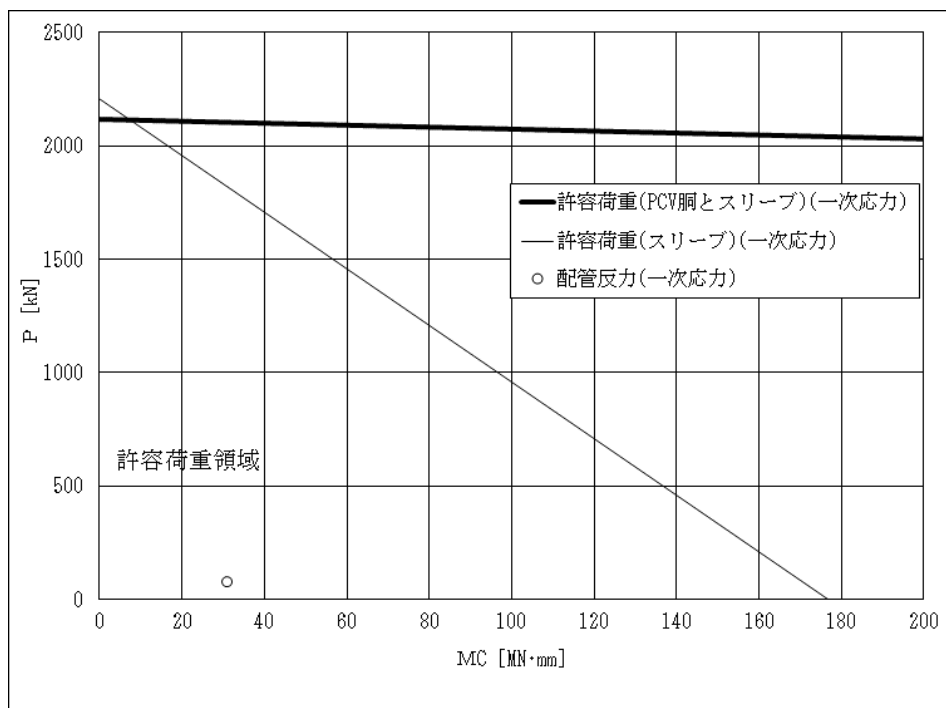


上図：一次応力に対する許容荷重領域

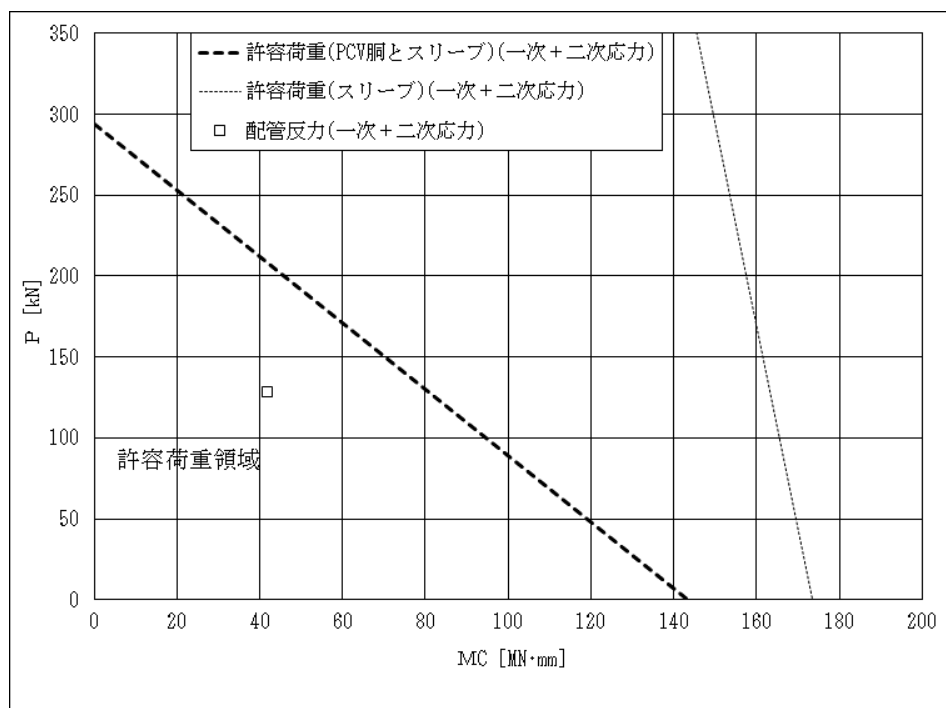


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 3(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-30A) (縦軸 P - 横軸 M_L)

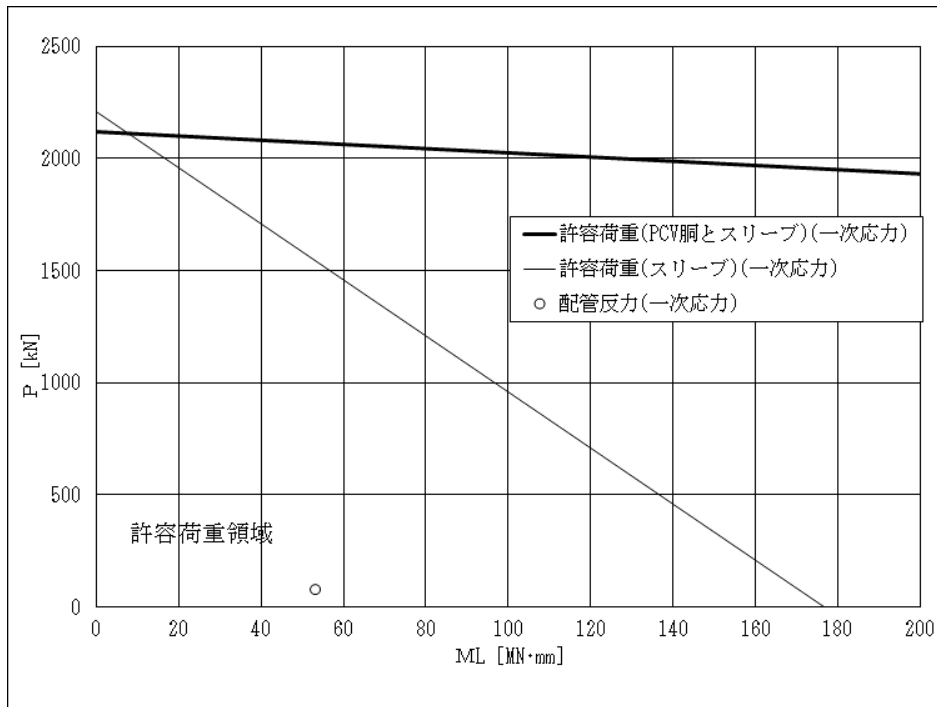


上図：一次応力に対する許容荷重領域

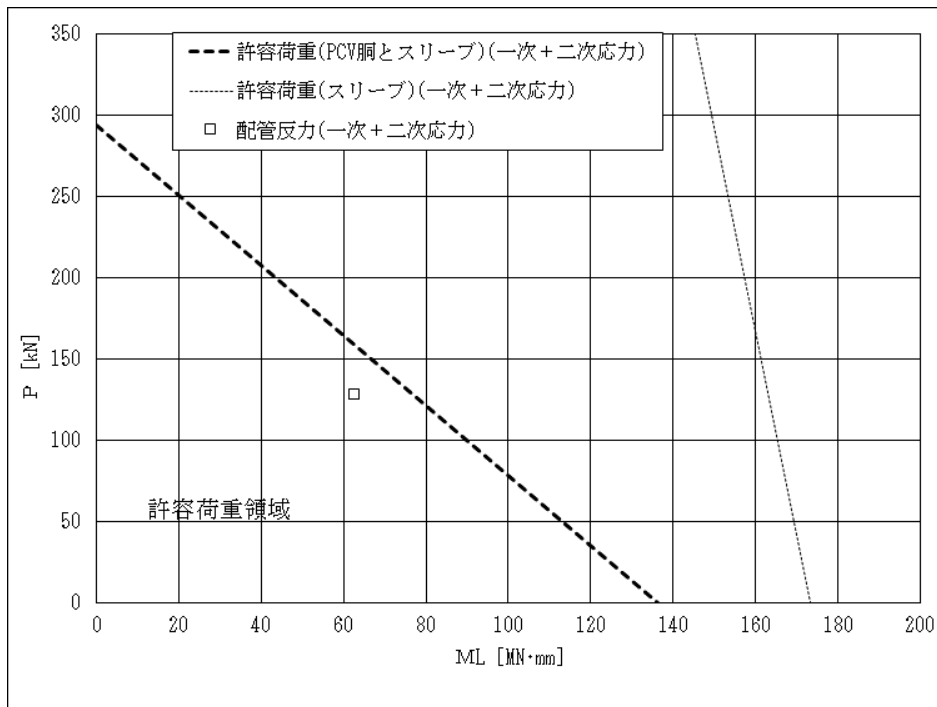


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-30B) (縦軸 P - 横軸 M_C)

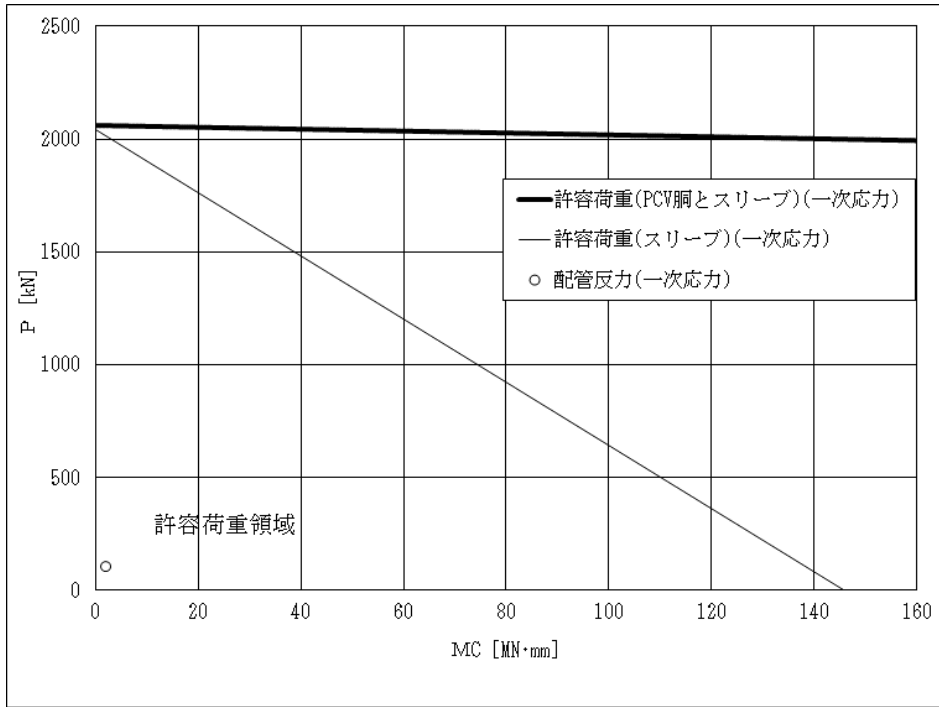


上図：一次応力に対する許容荷重領域

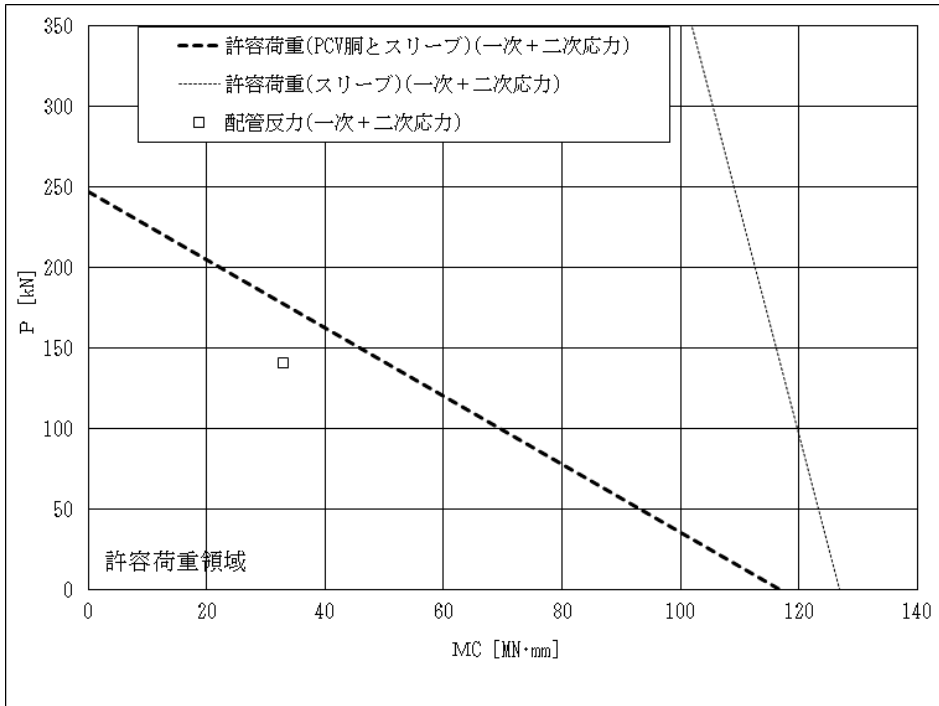


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-30B) (縦軸 P - 横軸 M_L)

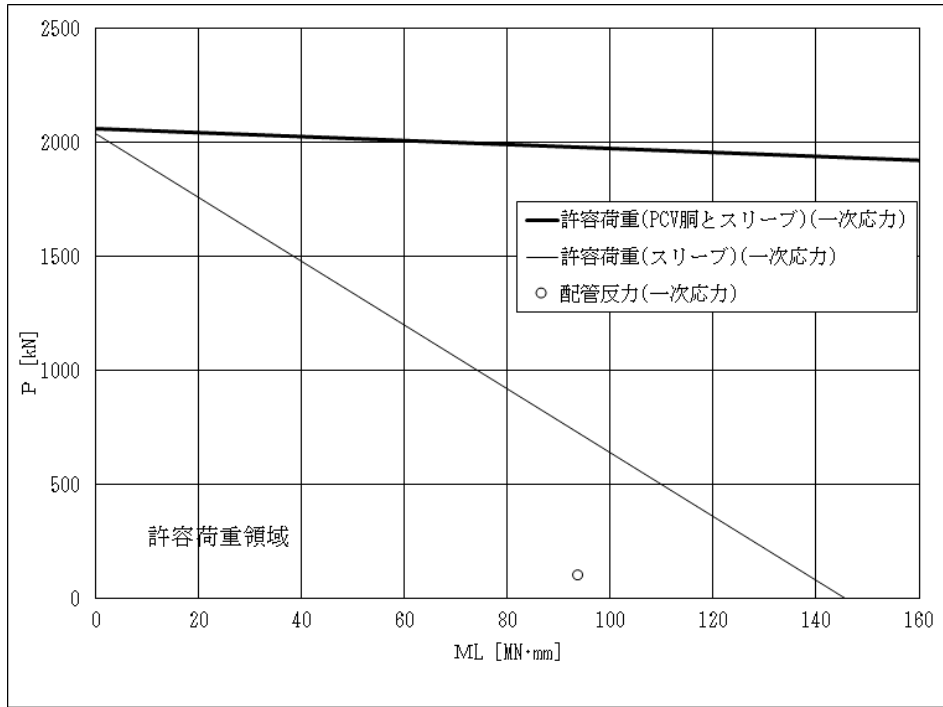


上図：一次応力に対する許容荷重領域

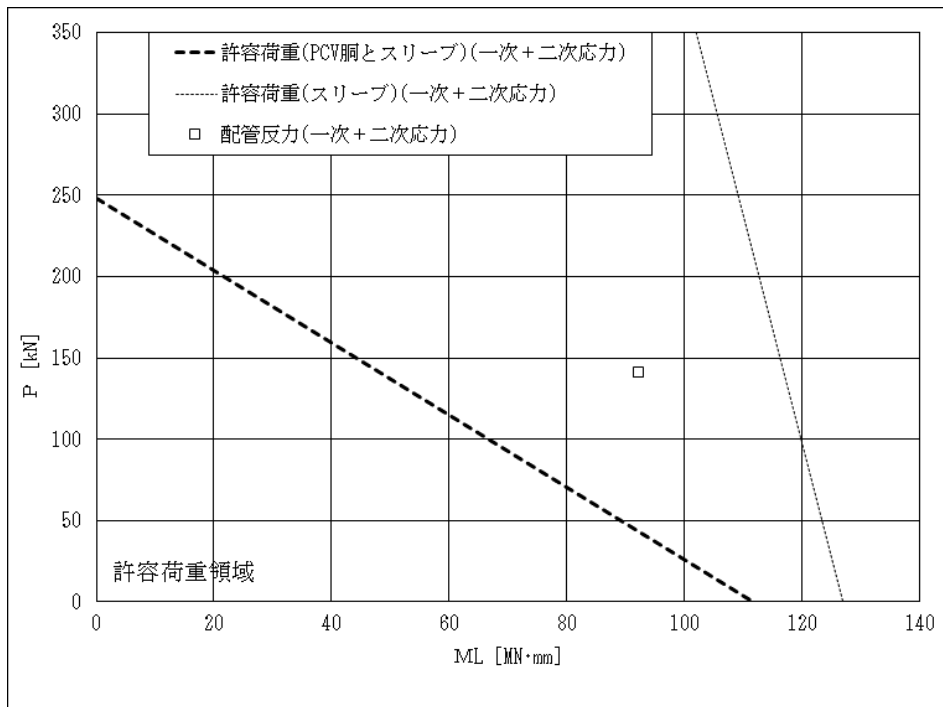


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 5(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-61）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

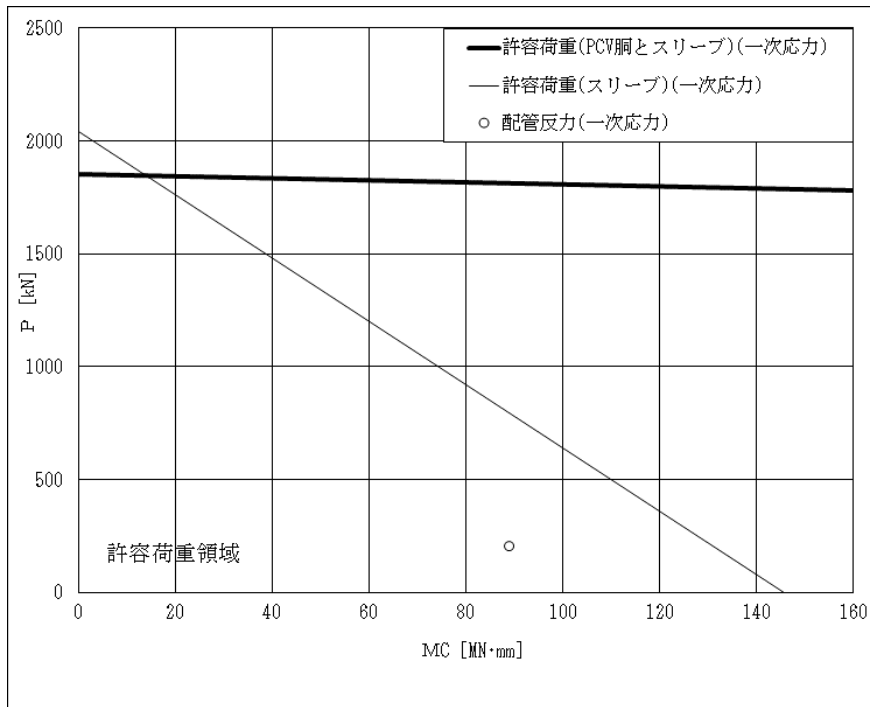


上図：一次応力に対する許容荷重領域

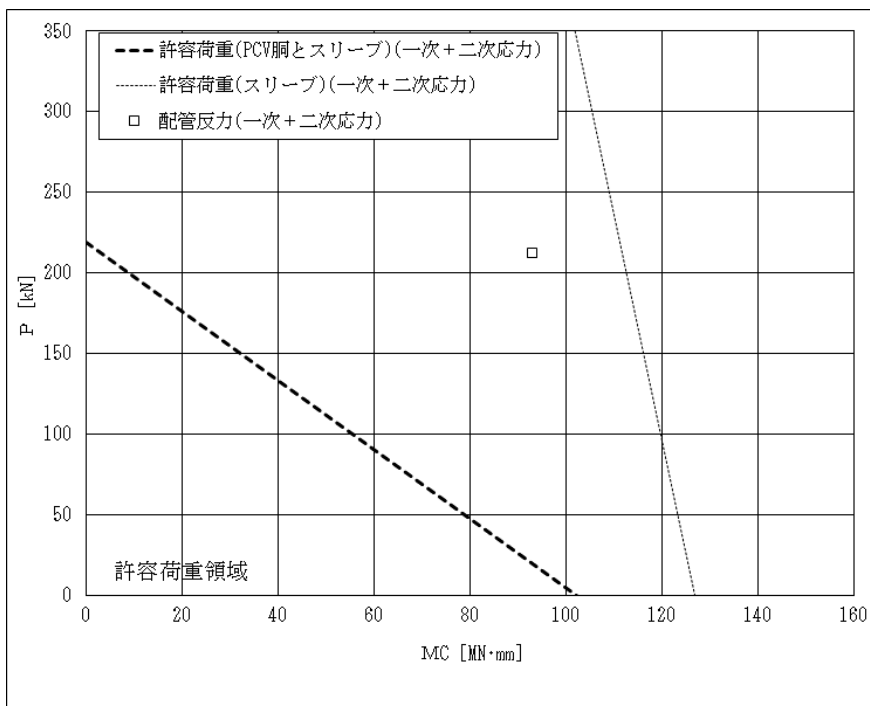


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 5(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-61）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

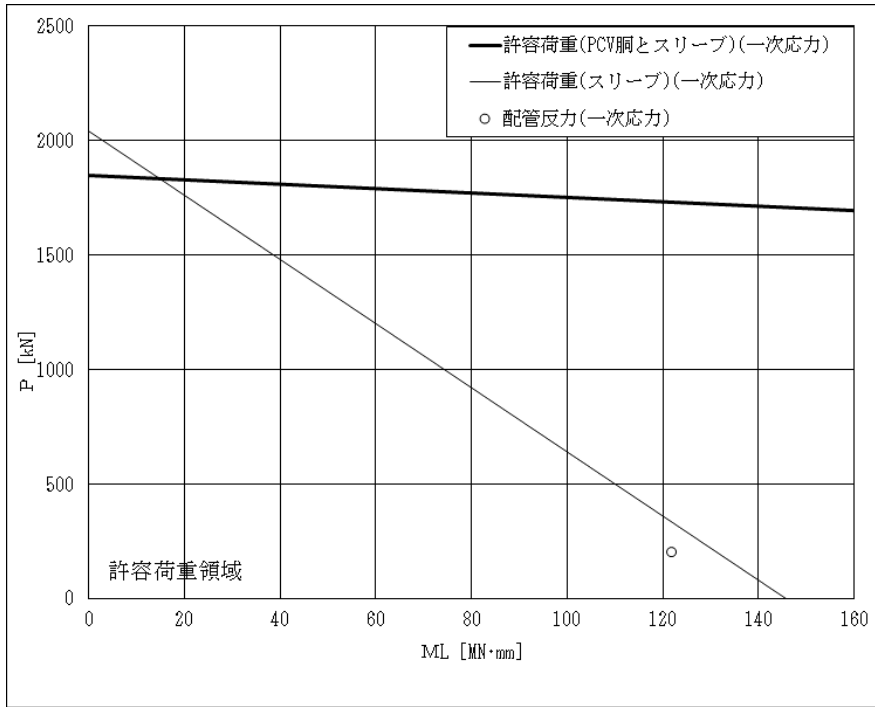


上図：一次応力に対する許容荷重領域

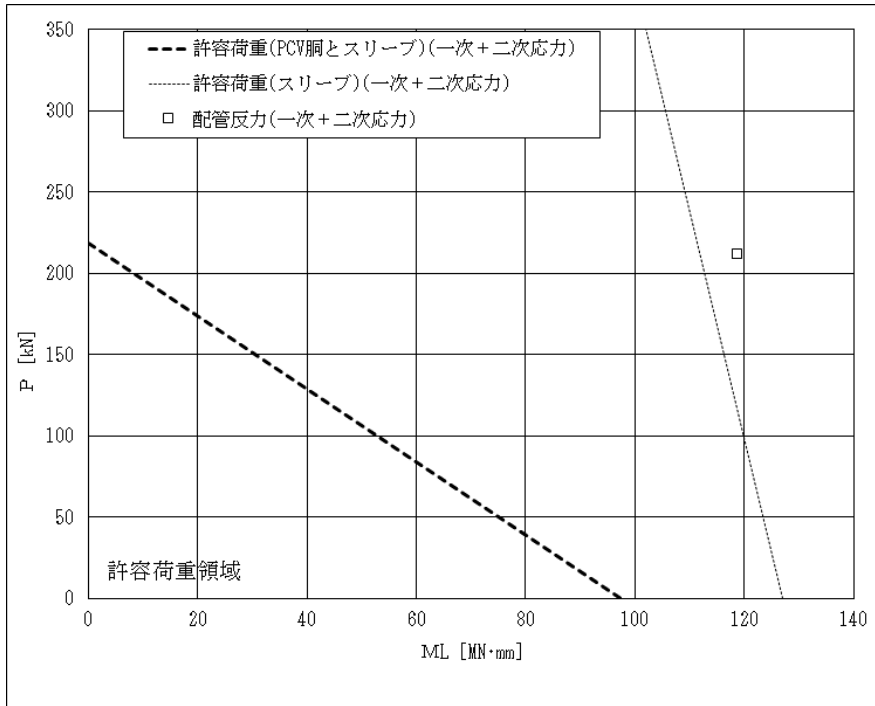


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 6(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-62) (縦軸 P - 横軸 M_C)

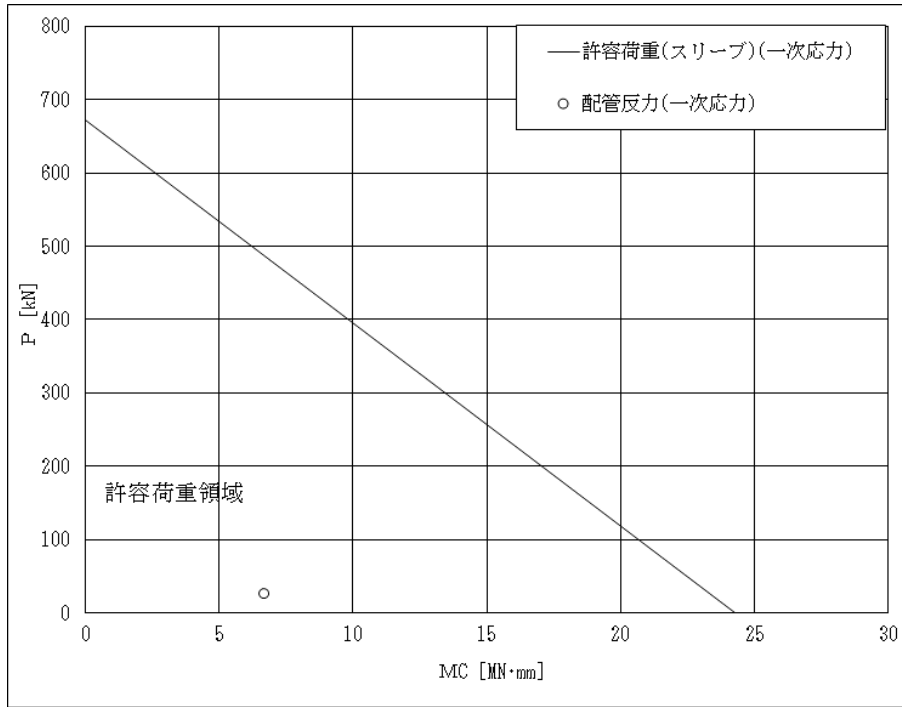


上図：一次応力に対する許容荷重領域

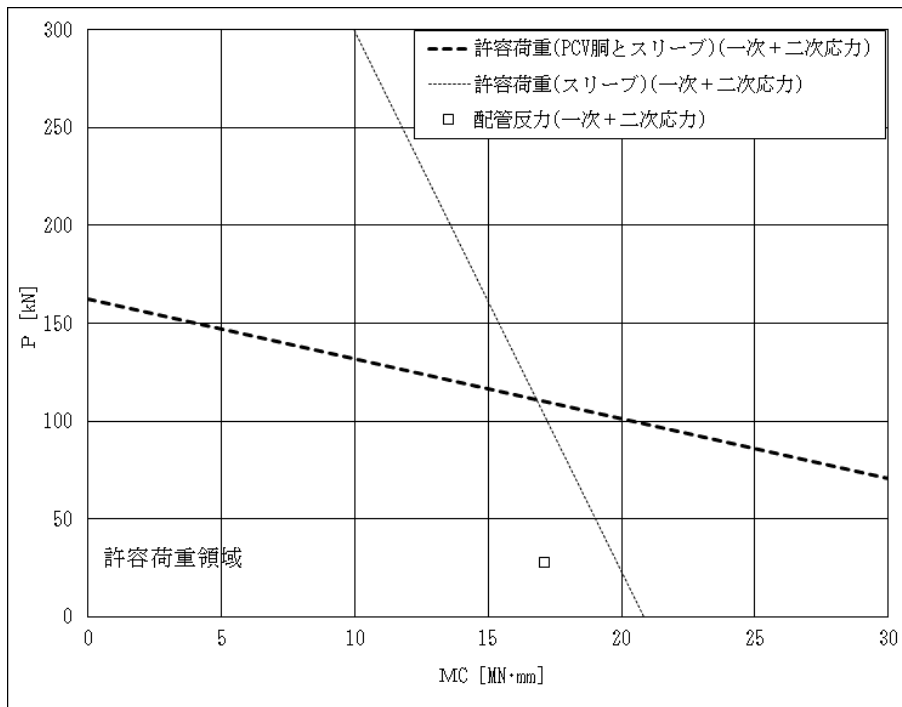


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 6(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-62) (縦軸 P - 横軸 M_L)

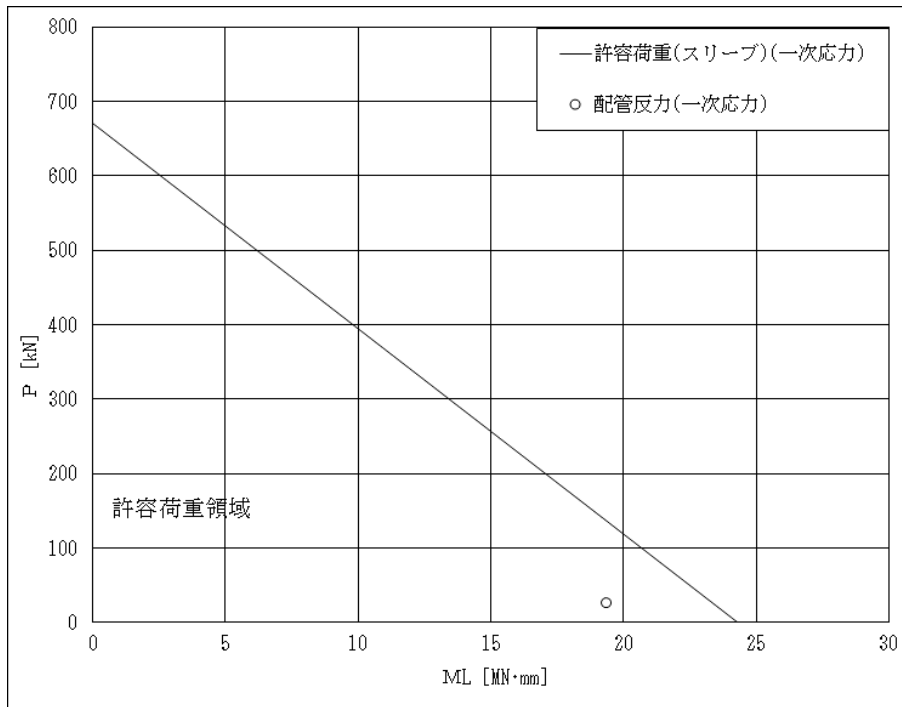


上図：一次応力に対する許容荷重領域

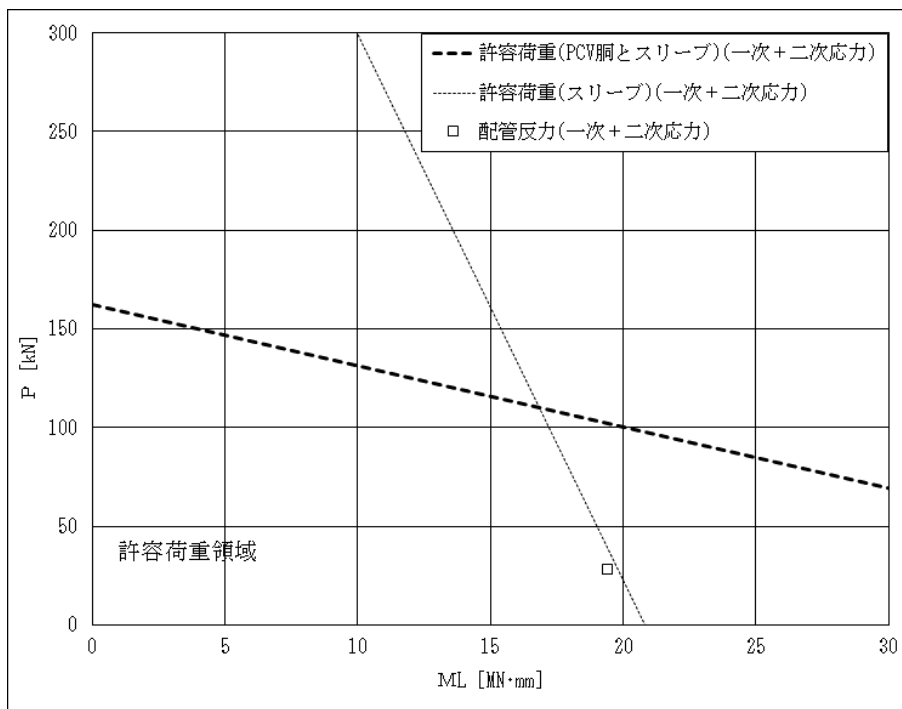


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 7(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-98) (縦軸 P - 横軸 M_C)

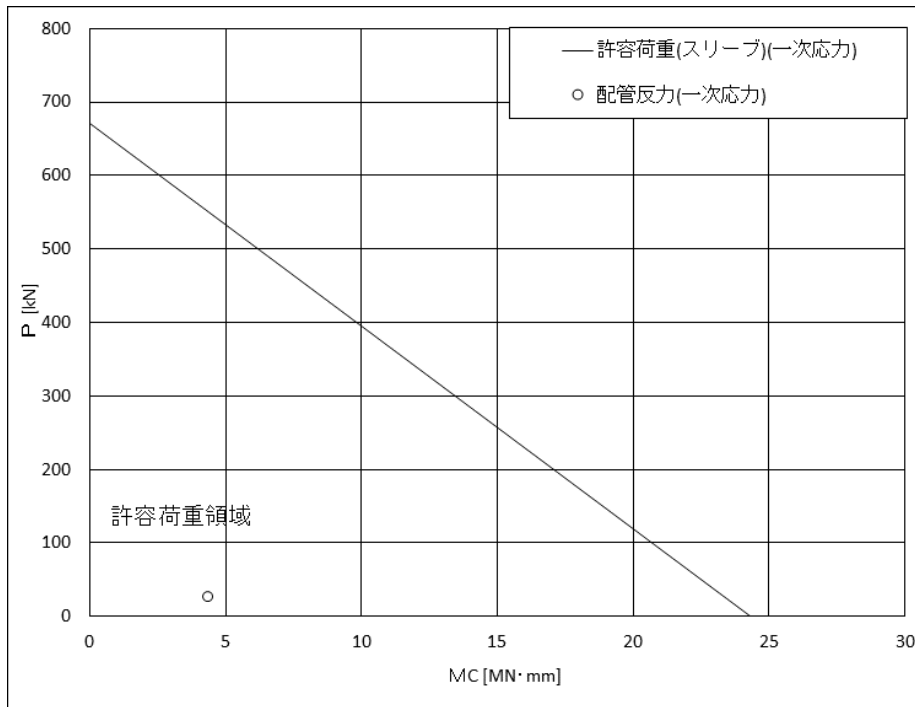


上図：一次応力に対する許容荷重領域

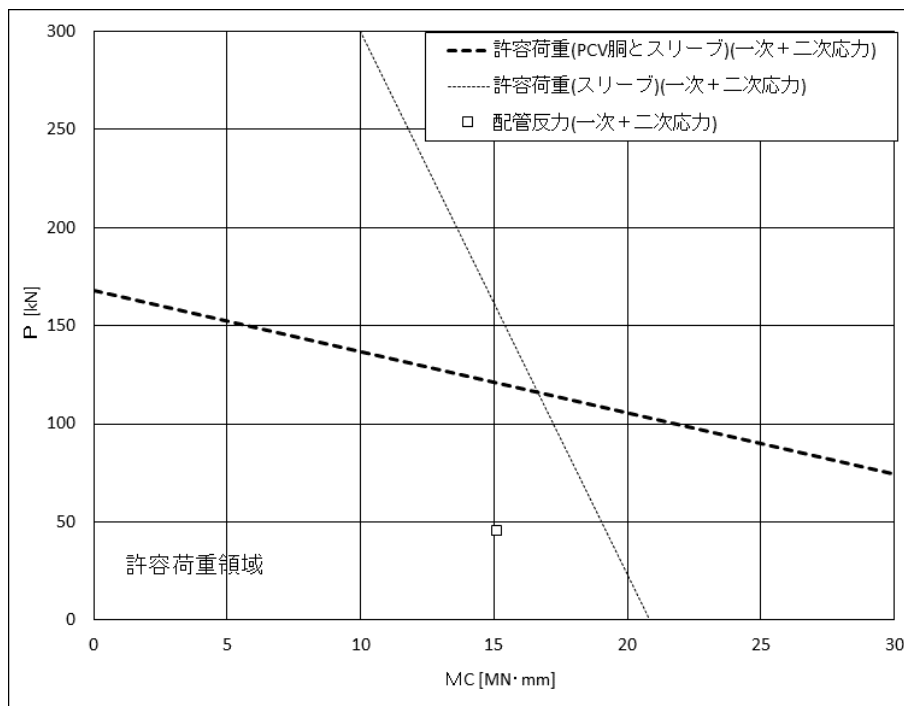


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 7(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-98) (縦軸 P - 横軸 M_L)

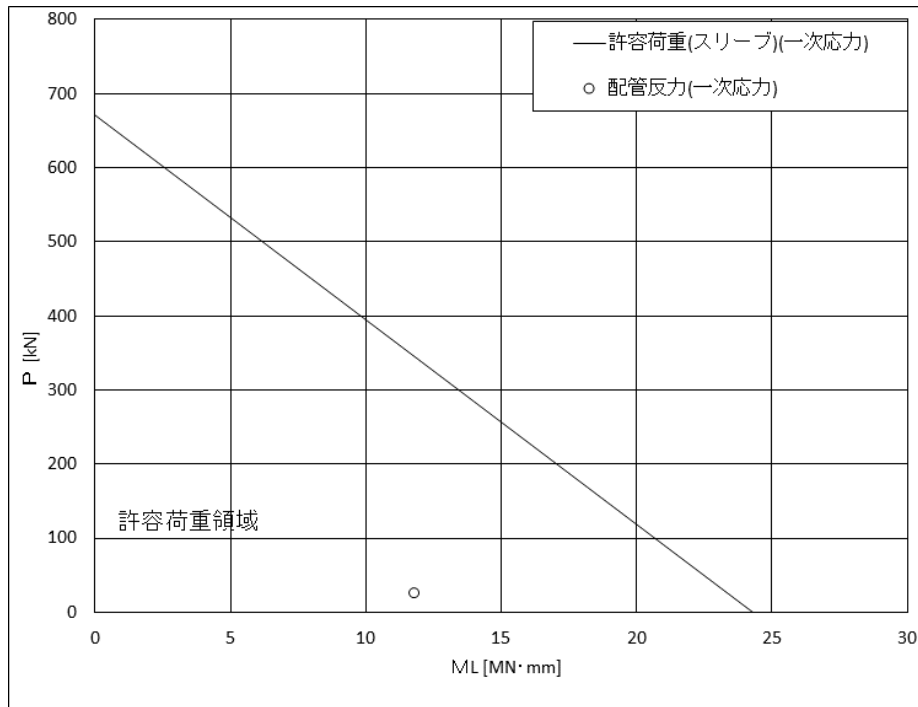


上図：一次応力に対する許容荷重領域

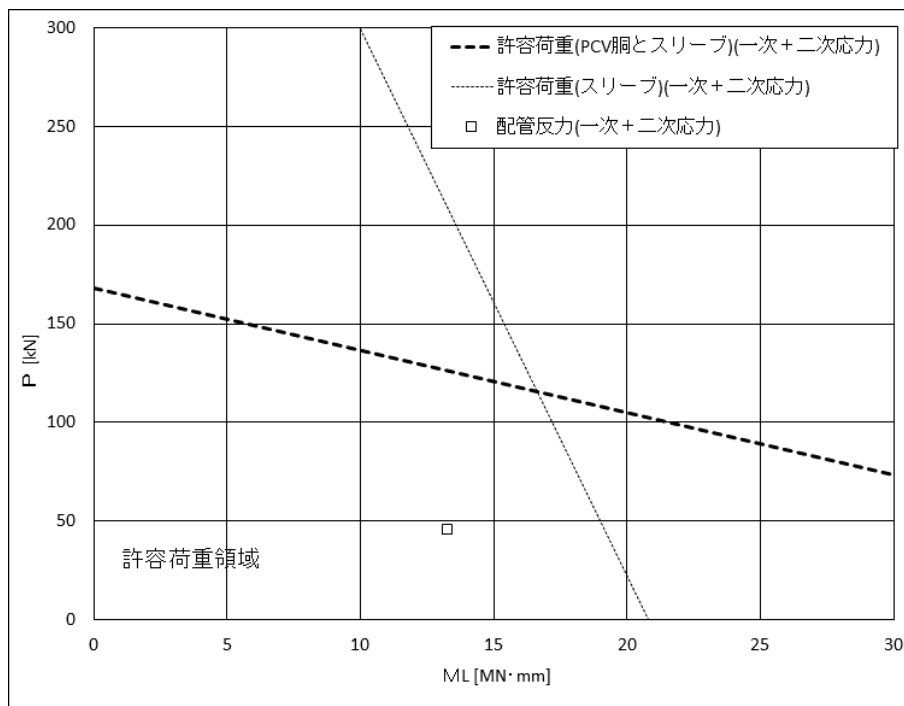


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 8(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-99）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

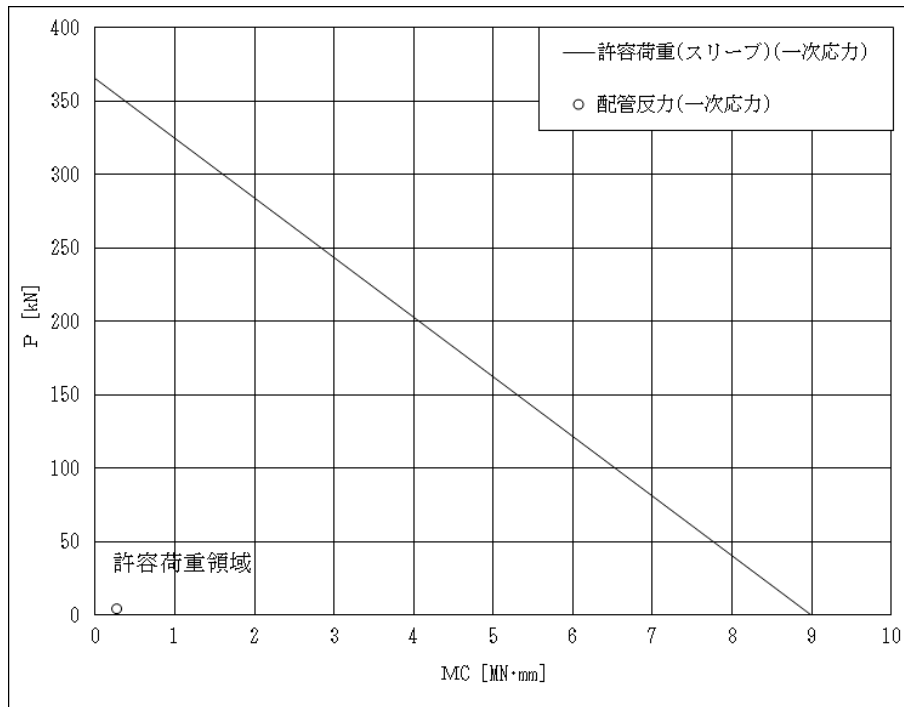


上図：一次応力に対する許容荷重領域

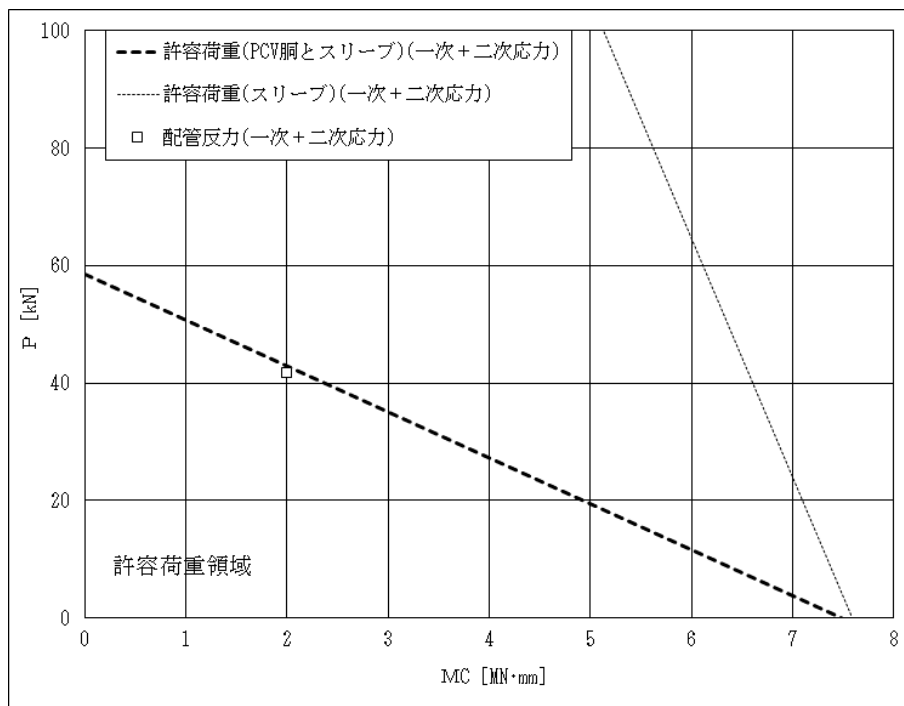


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 8(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-99）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

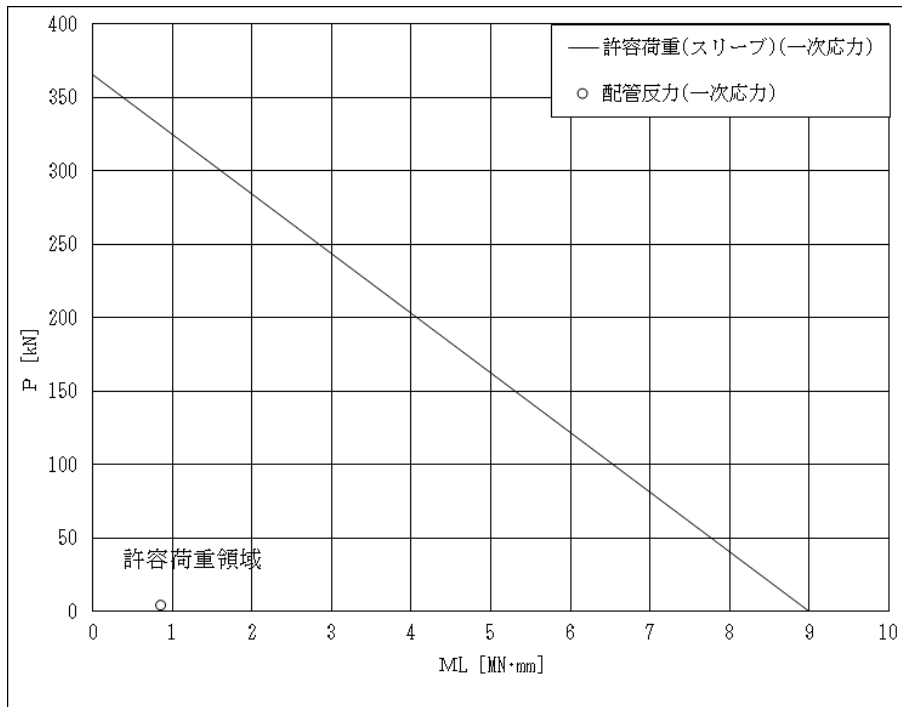


上図：一次応力に対する許容荷重領域

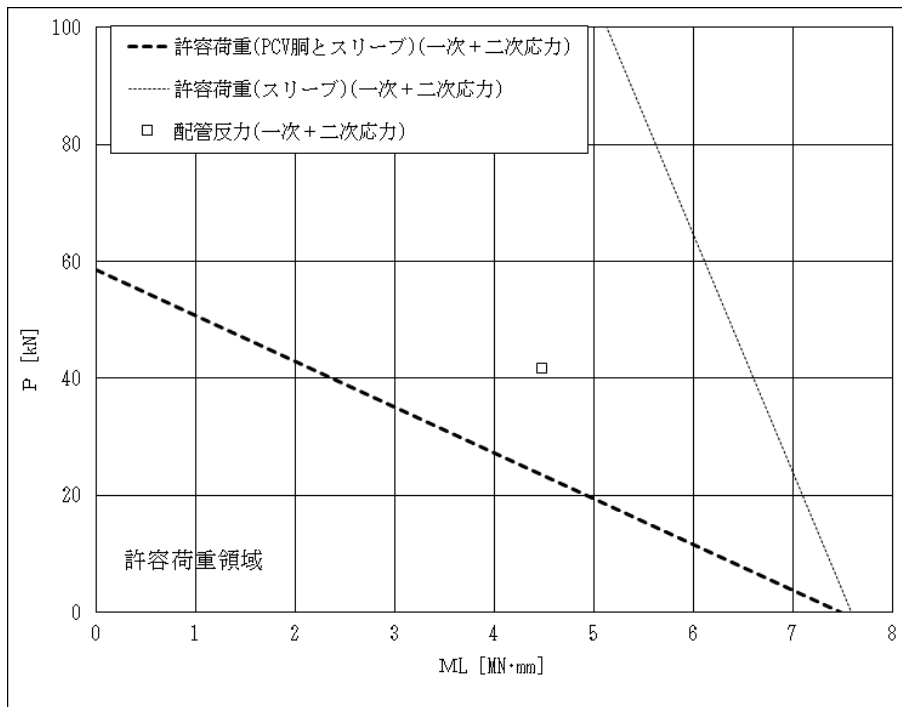


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 9(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-82A) (縦軸 P - 横軸 M_C)

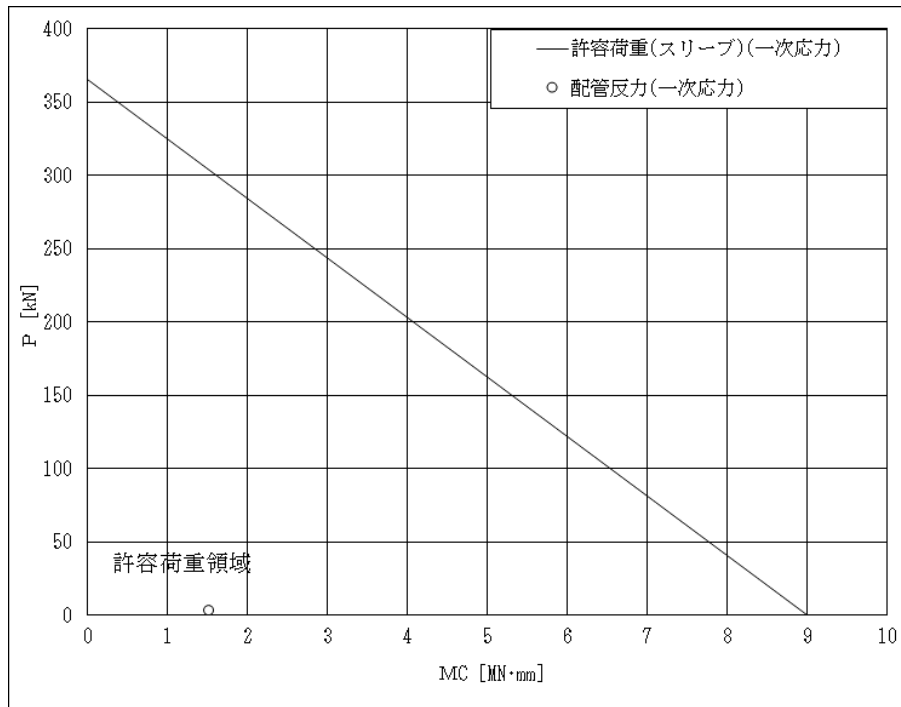


上図：一次応力に対する許容荷重領域

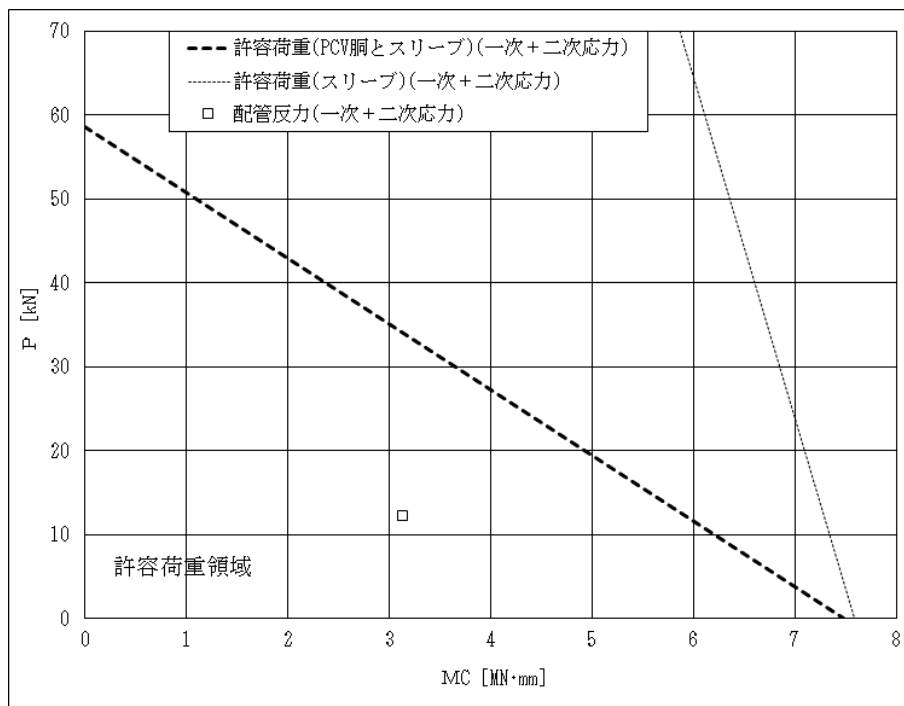


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 9(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-82A) (縦軸 P - 横軸 M_L)

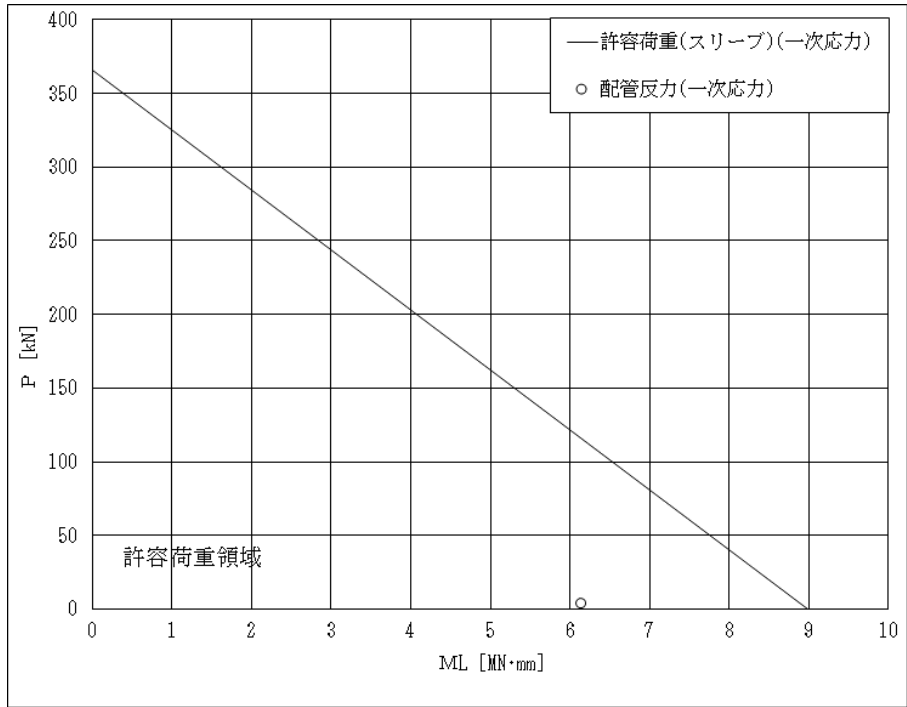


上図：一次応力に対する許容荷重領域

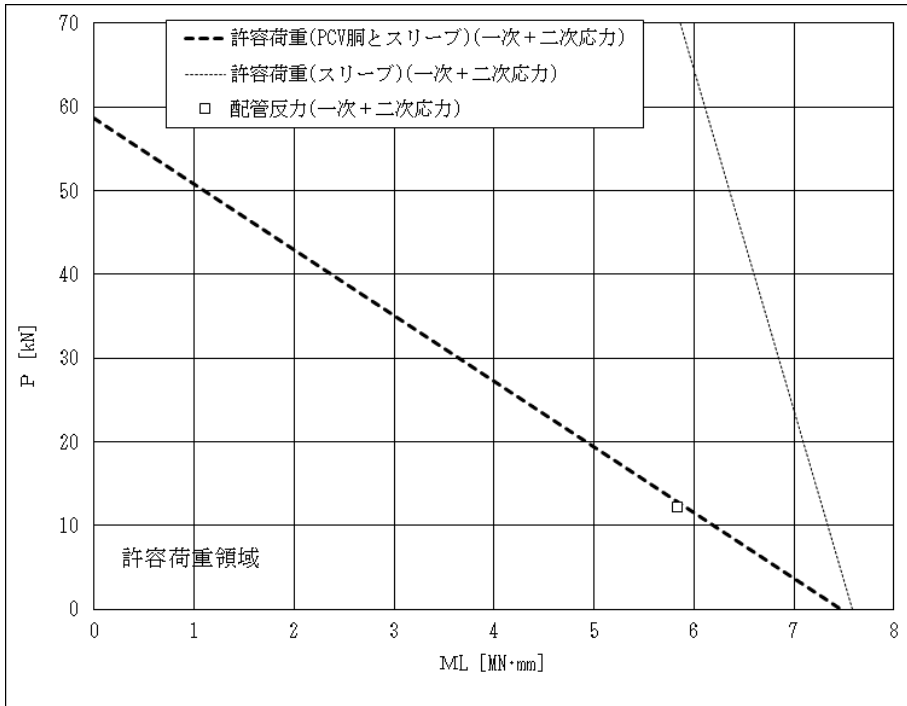


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 10(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-82B）（縦軸 P - 横軸 MC ）

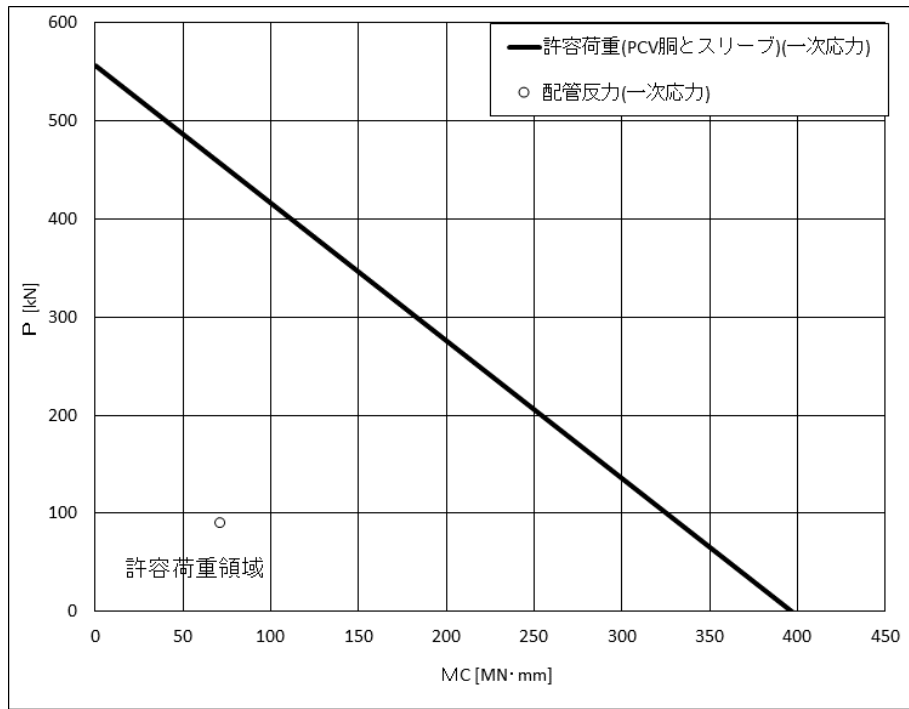


上図：一次応力に対する許容荷重領域

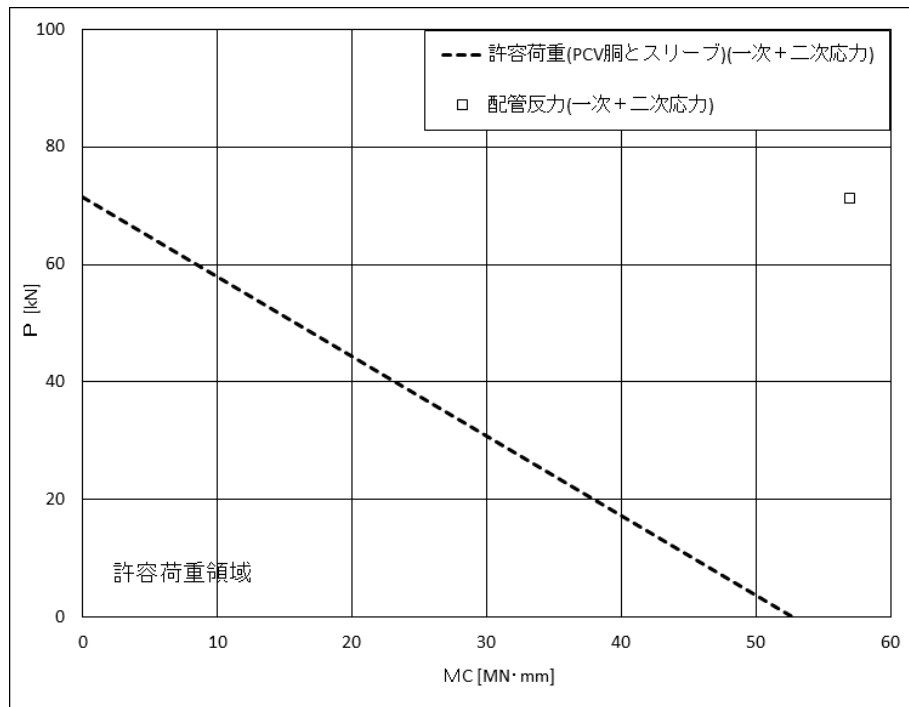


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 10(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-82B）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

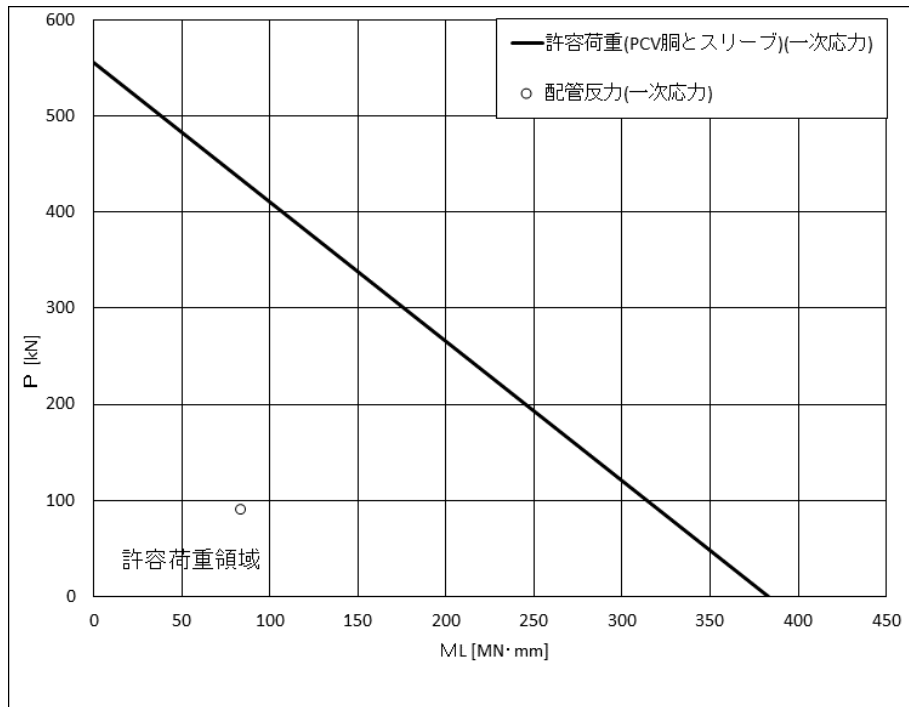


上図：一次応力に対する許容荷重領域

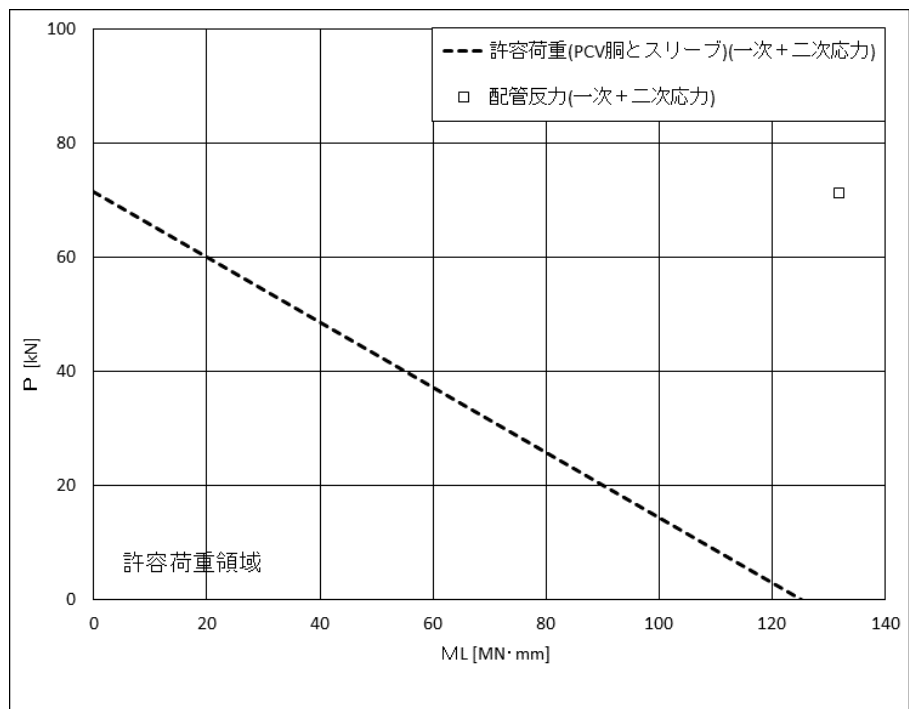


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 11(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-201）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

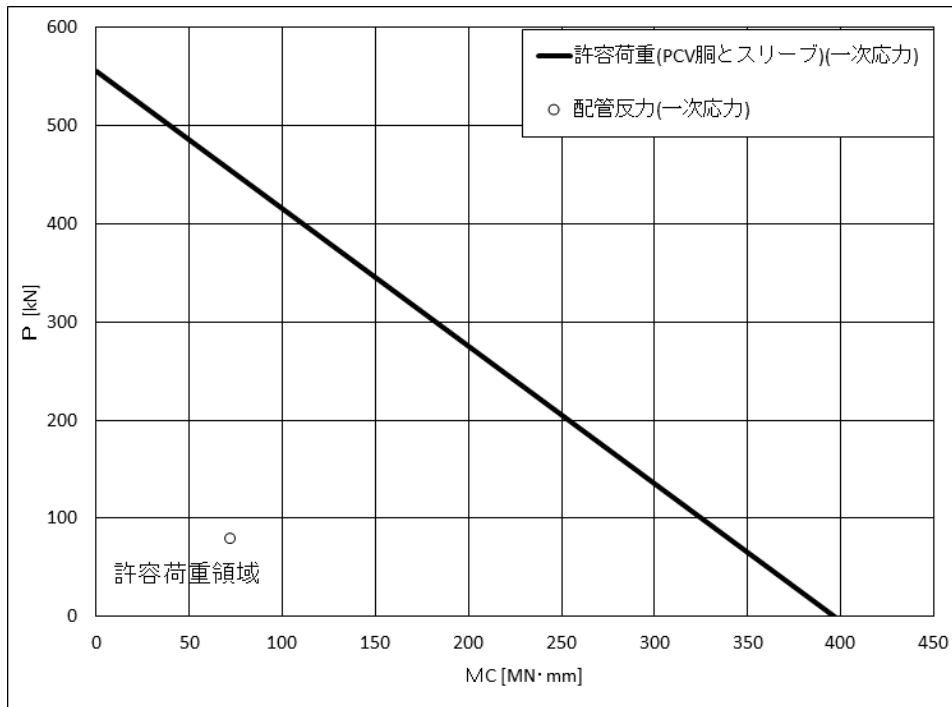


上図：一次応力に対する許容荷重領域

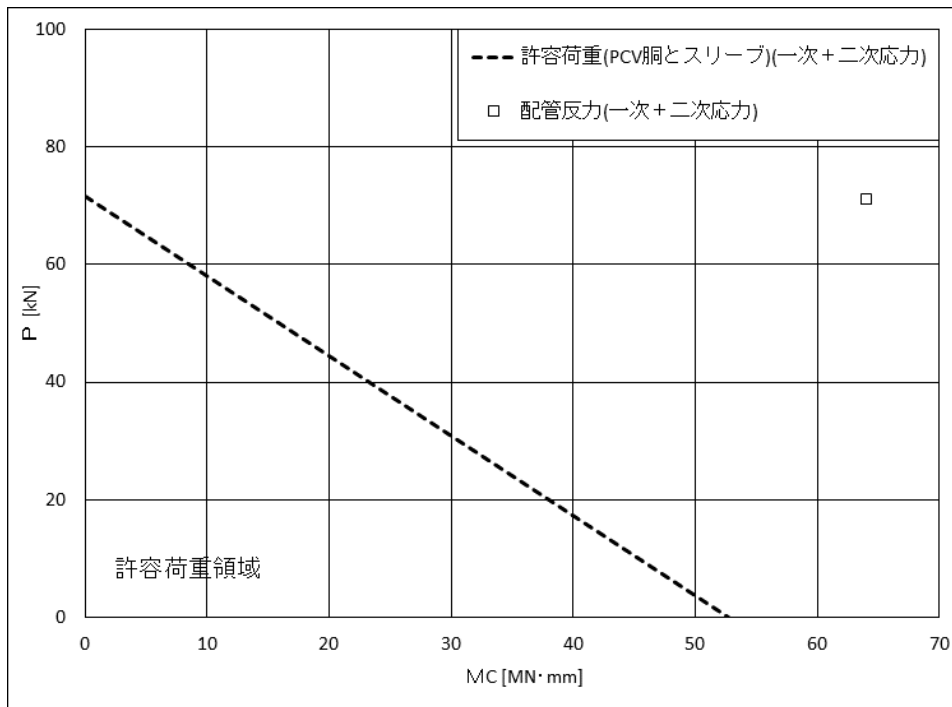


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 11(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X201）（縦軸P－横軸 M_L ）

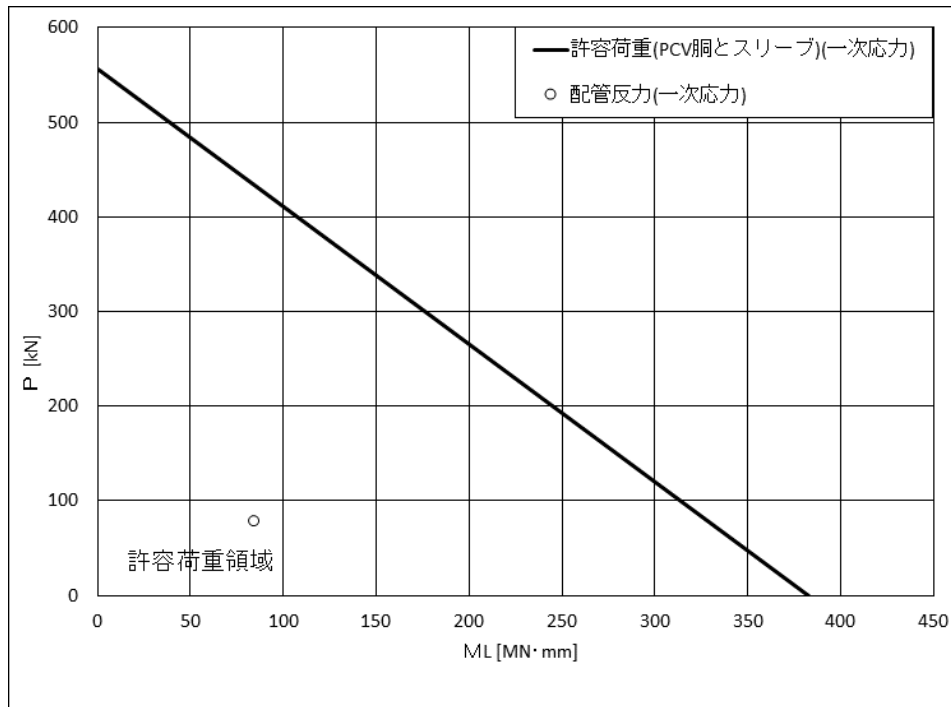


上図：一次応力に対する許容荷重領域

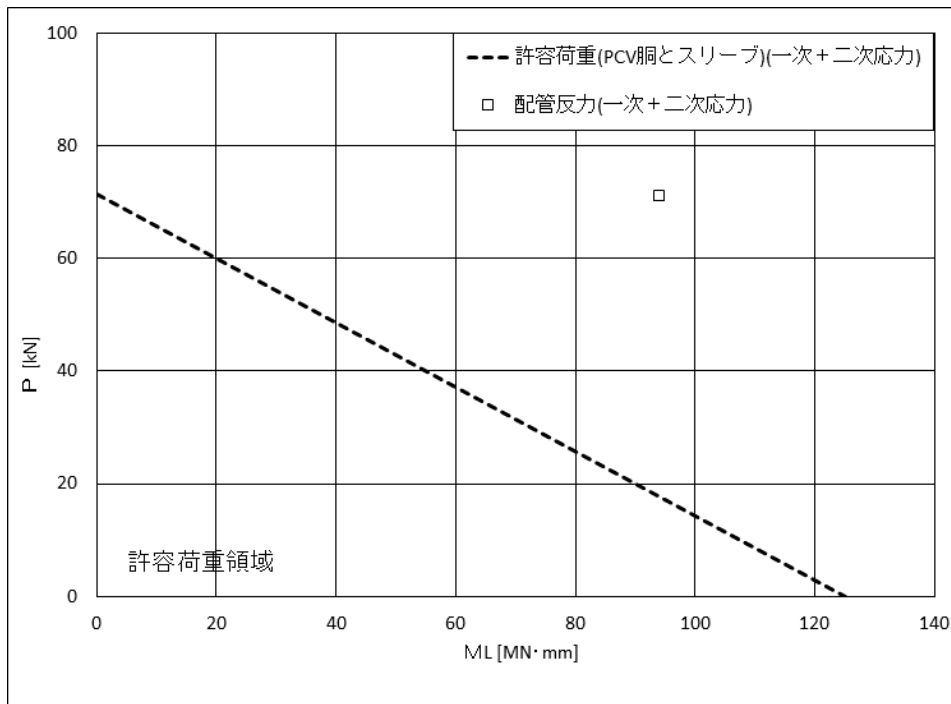


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 12(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-202）（縦軸 P－横軸 M_C ）

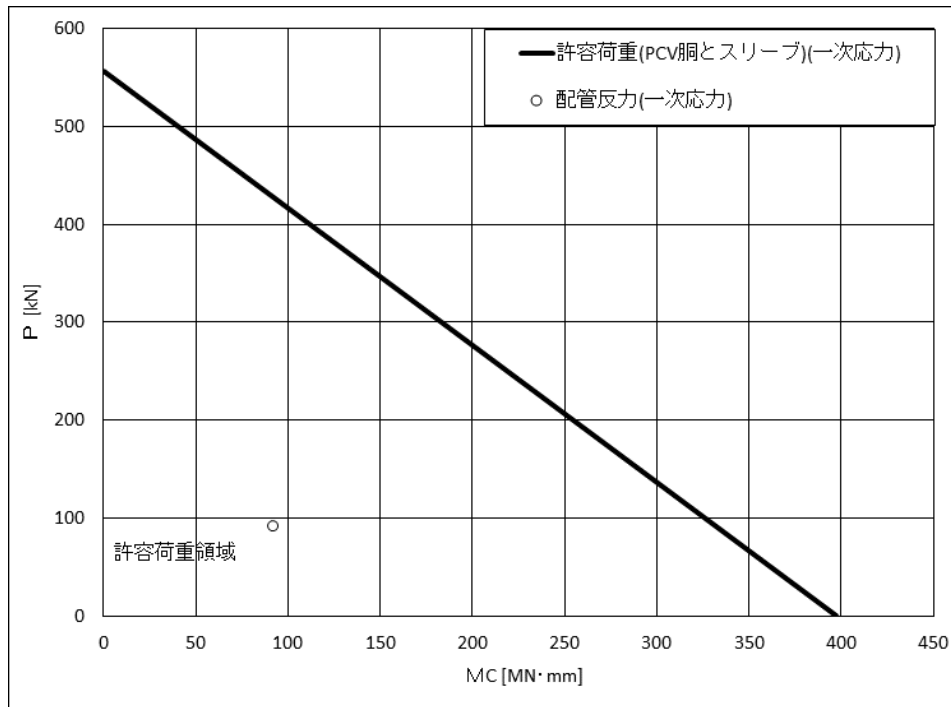


上図：一次応力に対する許容荷重領域

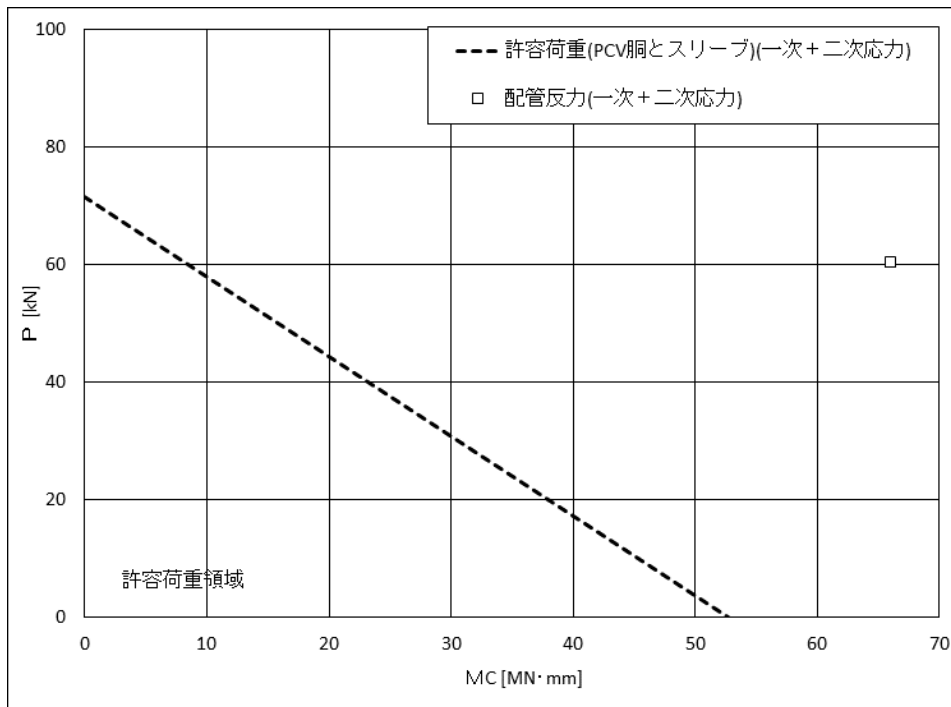


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 12(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-202）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

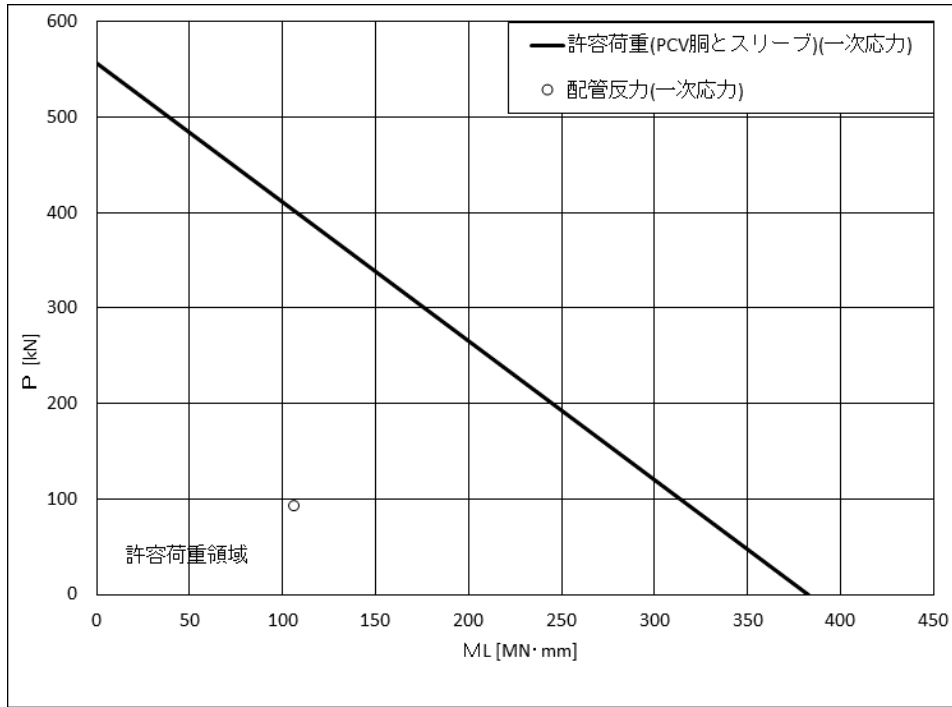


上図：一次応力に対する許容荷重領域

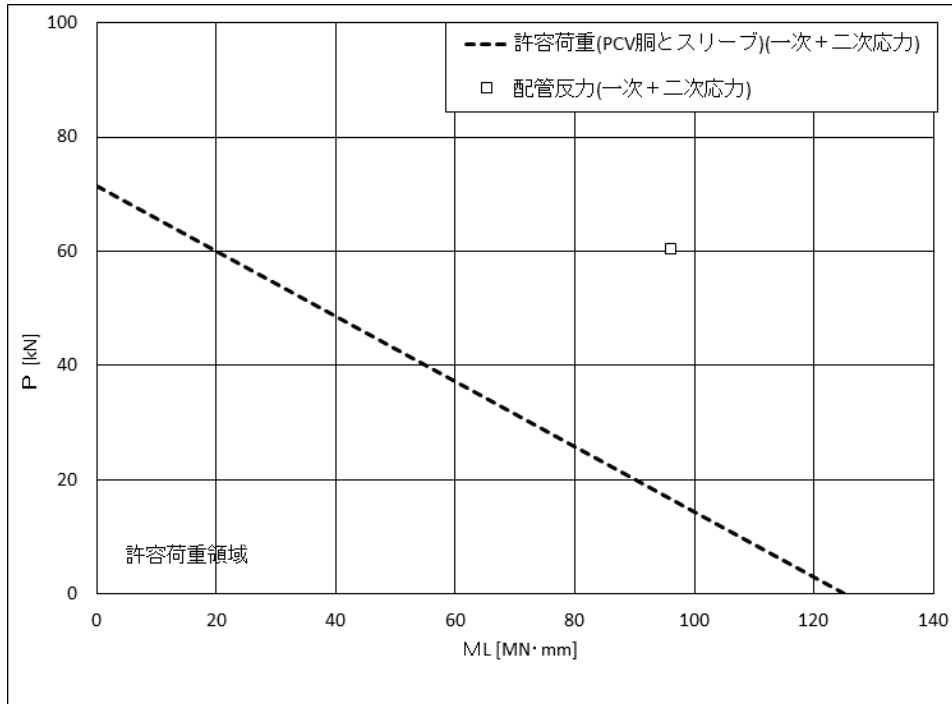


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 13(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-203）（縦軸 P－横軸 M_C ）

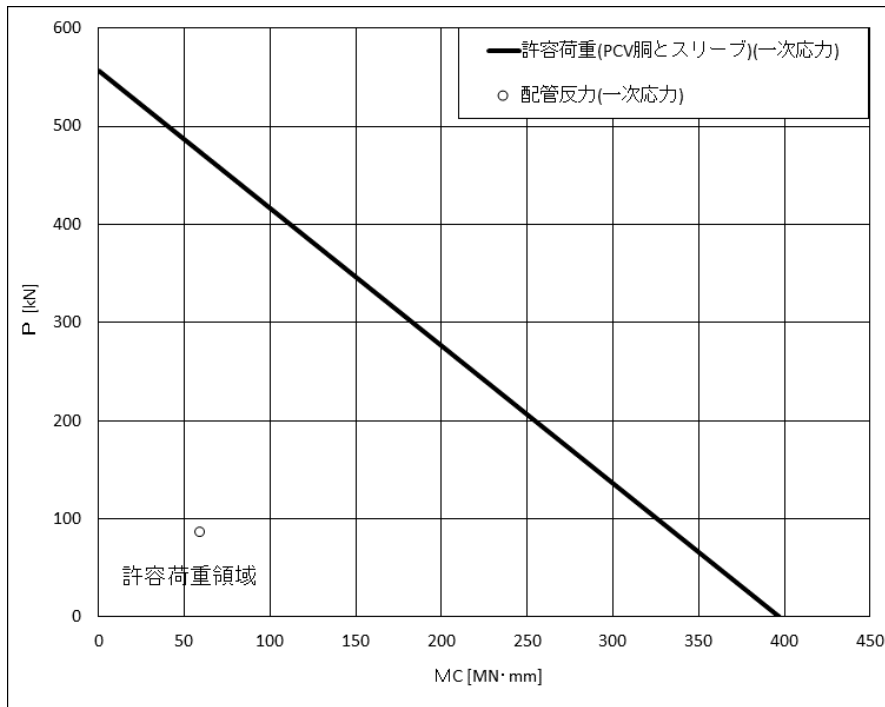


上図：一次応力に対する許容荷重領域

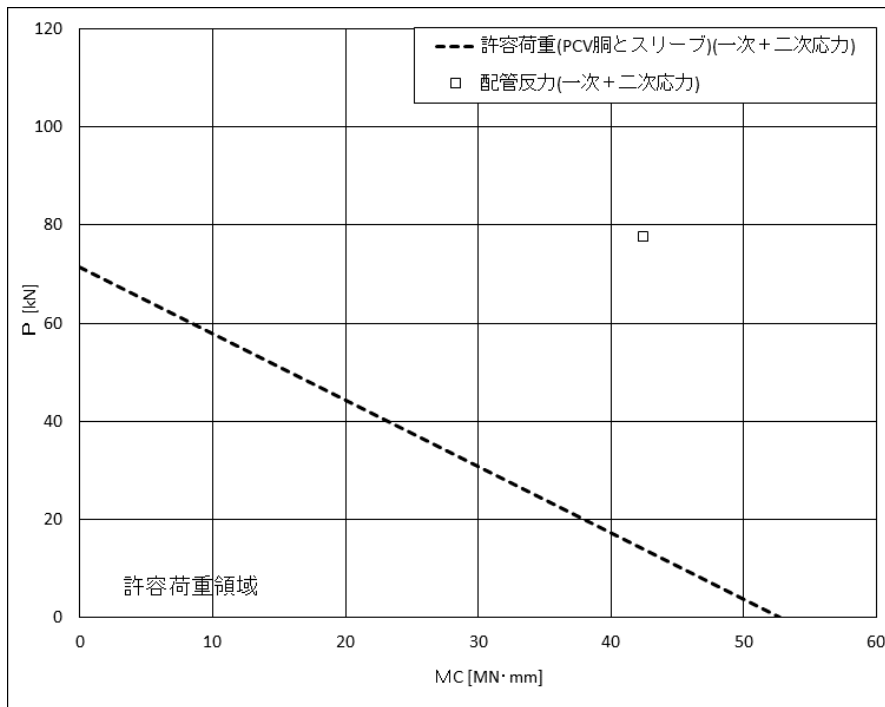


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 13(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-203）（縦軸 P－横軸 M_L ）

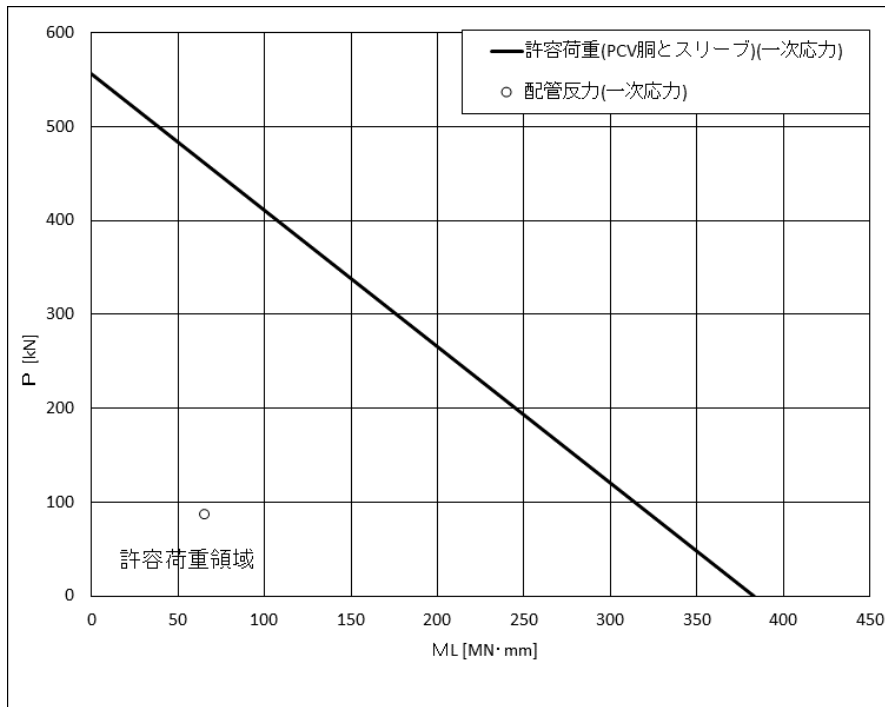


上図：一次応力に対する許容荷重領域

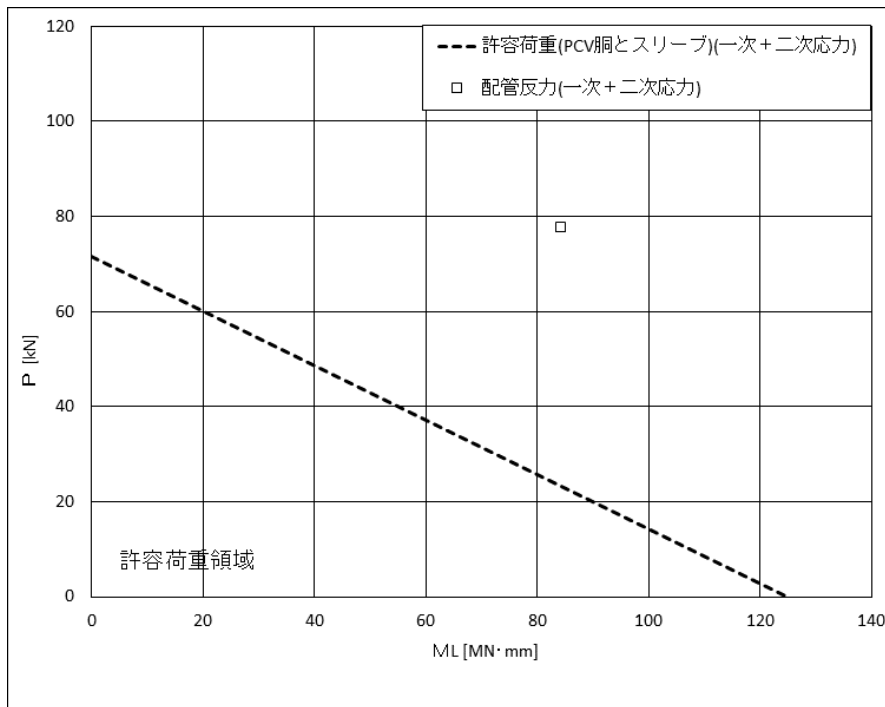


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 14(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-208）（縦軸 P－横軸 M_C ）

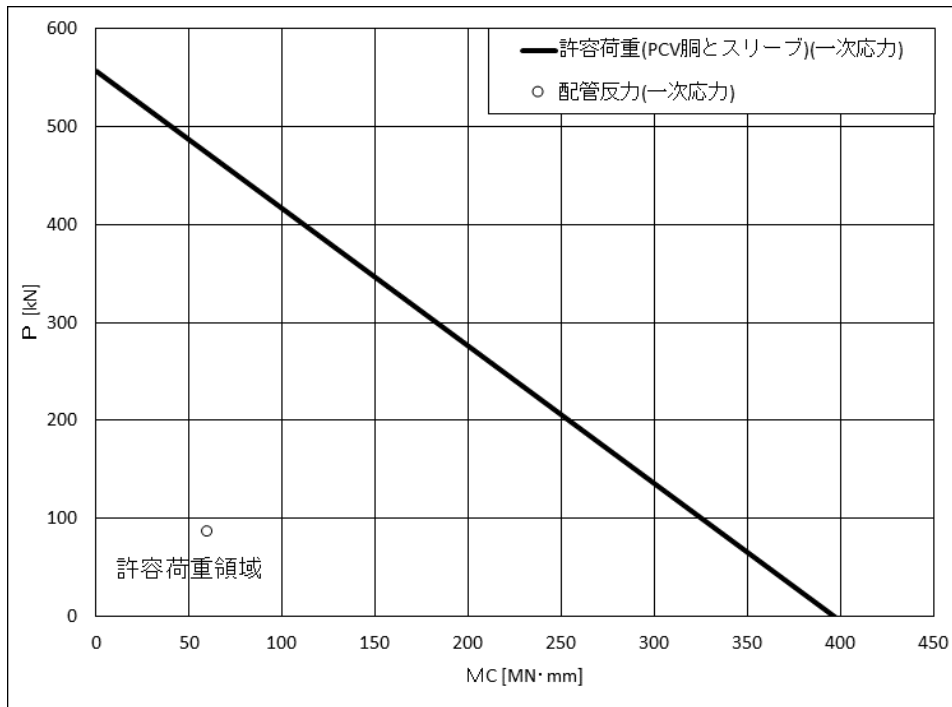


上図：一次応力に対する許容荷重領域

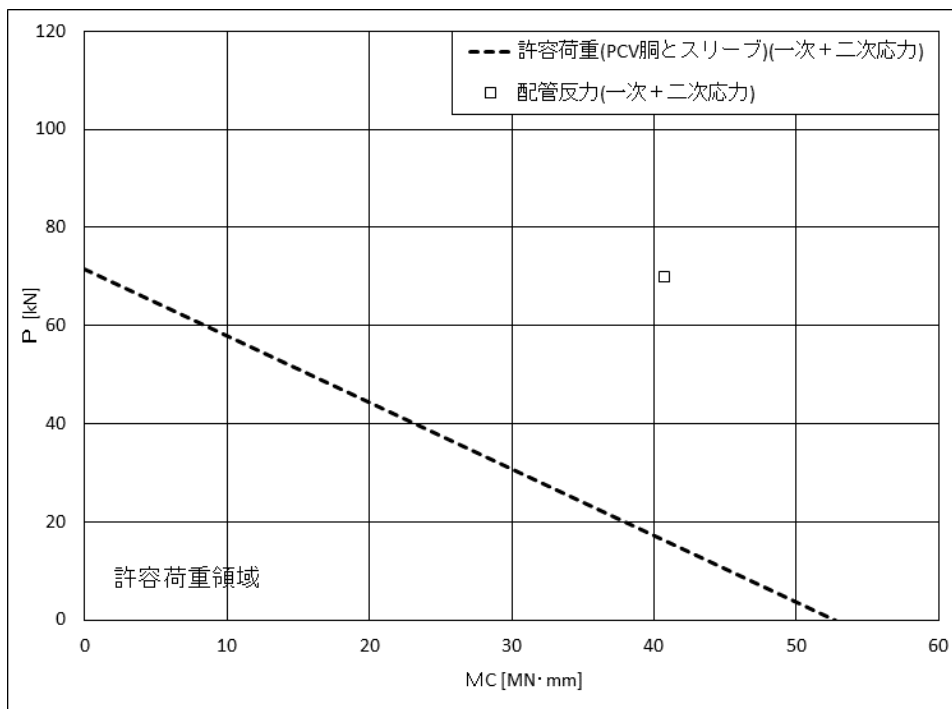


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 14(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-208）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

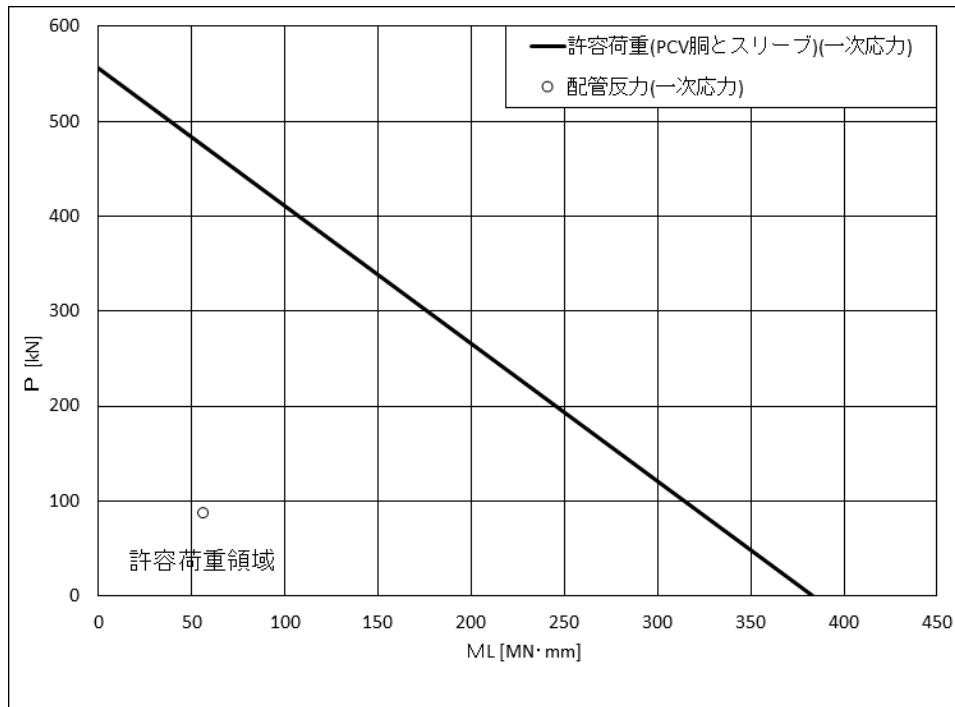


上図：一次応力に対する許容荷重領域

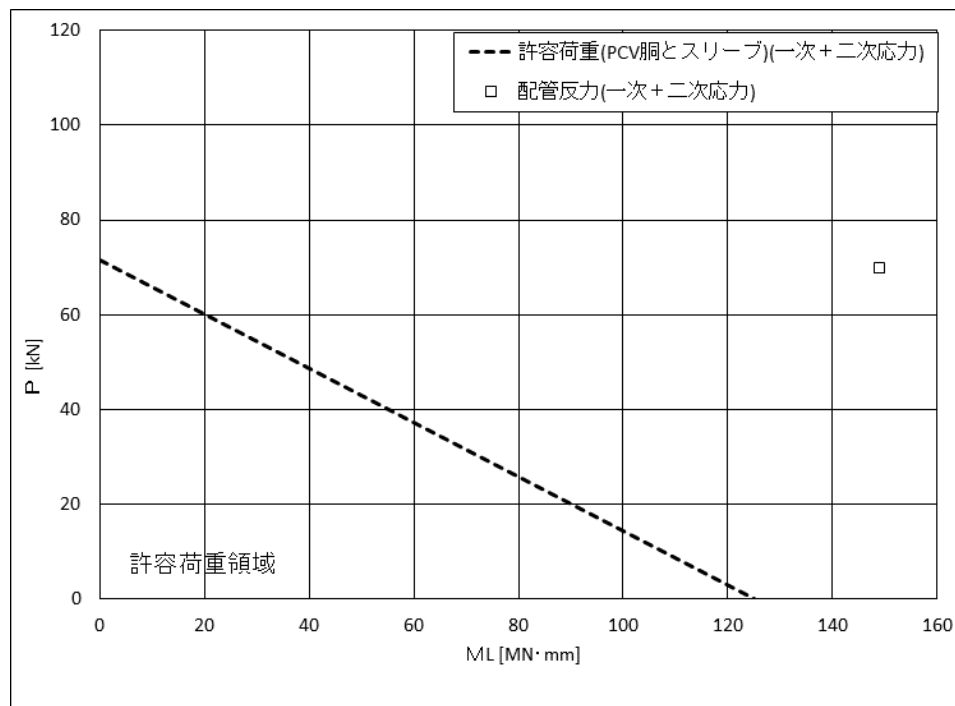


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 15(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-210）（縦軸 P－横軸 M_C ）

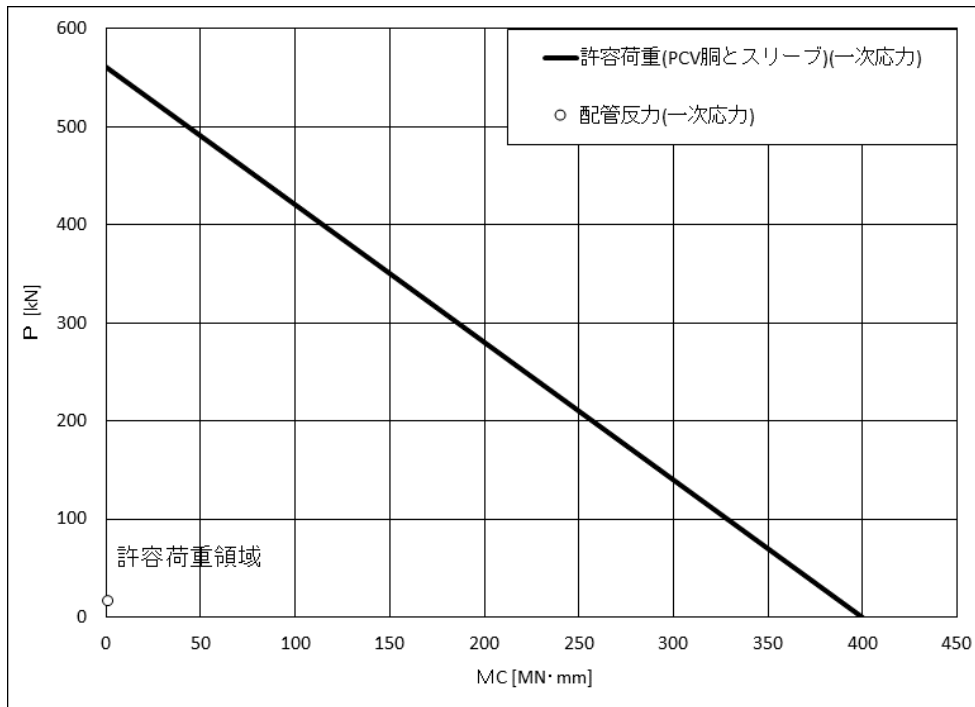


上図：一次応力に対する許容荷重領域

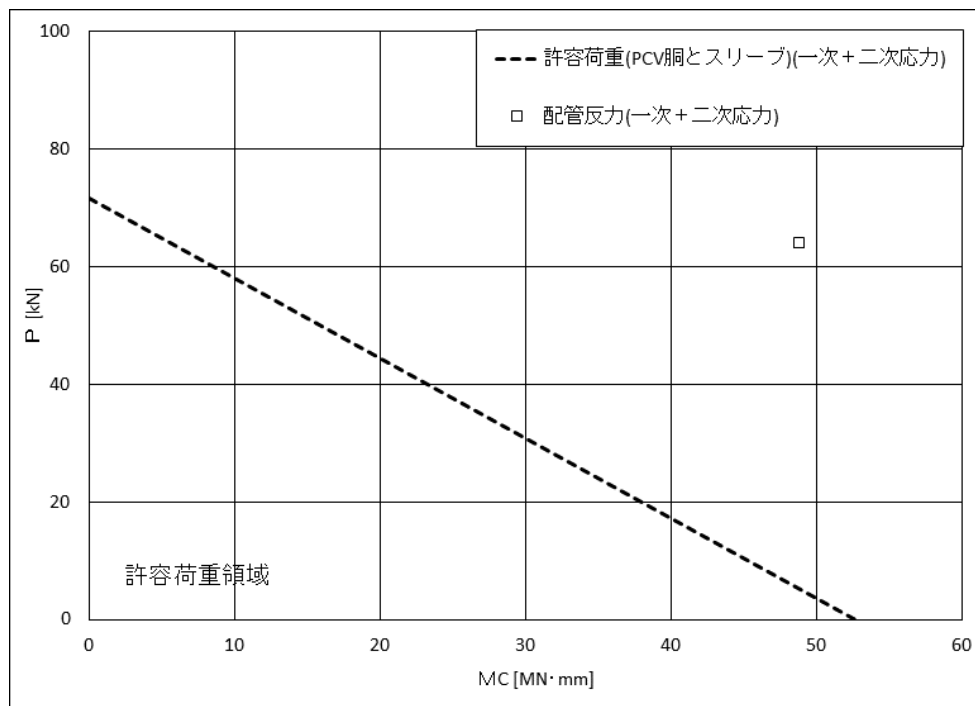


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 15(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-210）（縦軸 P－横軸 M_L ）

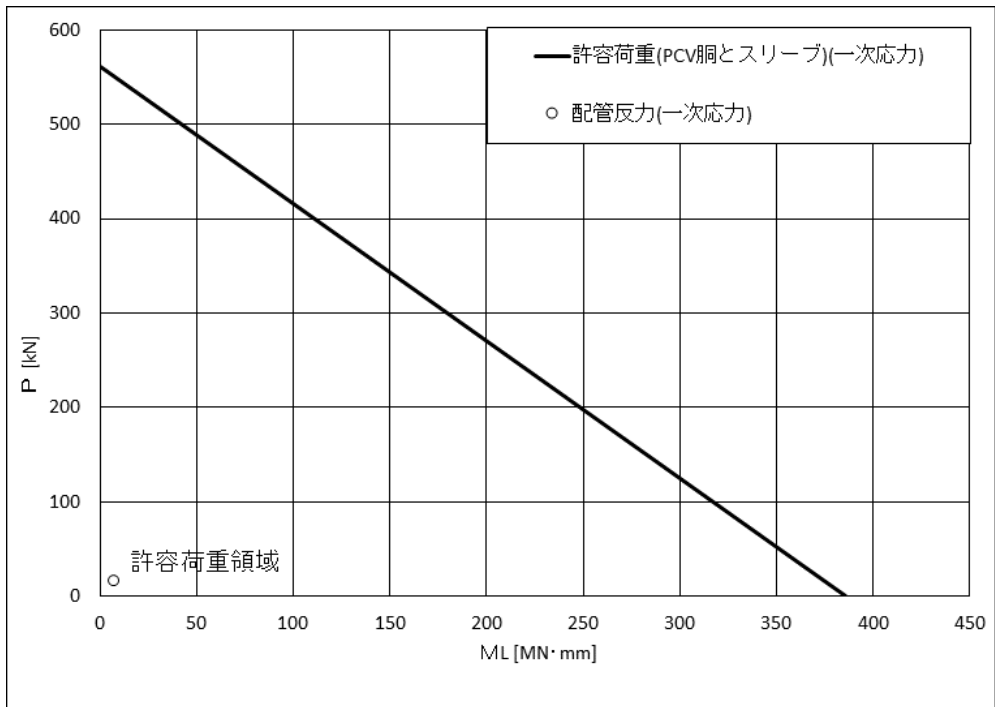


上図：一次応力に対する許容荷重領域

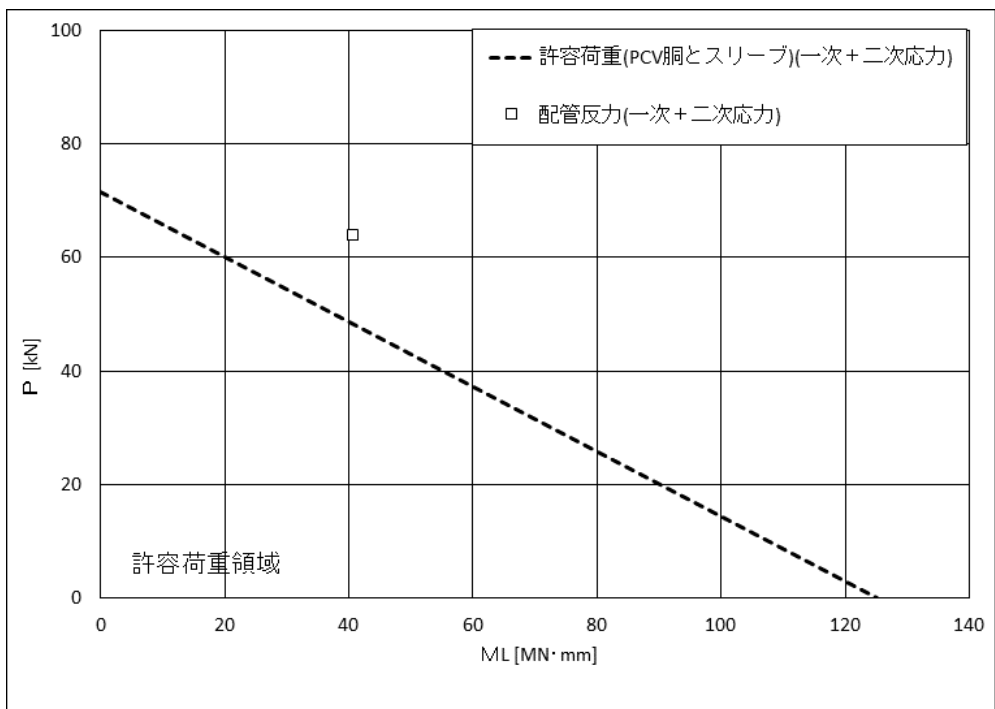


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 16(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-240）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

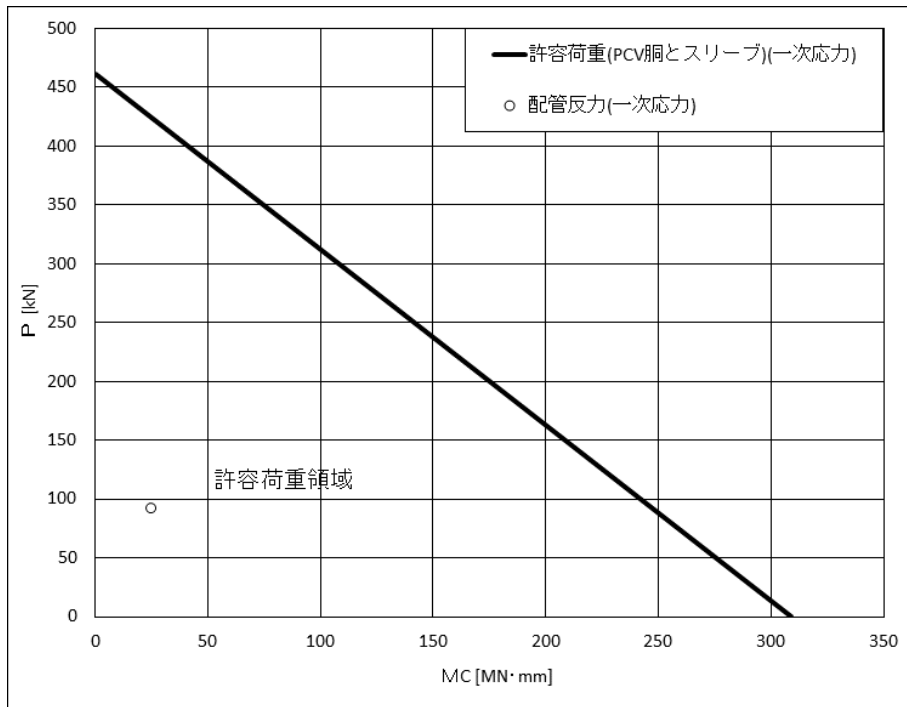


上図：一次応力に対する許容荷重領域

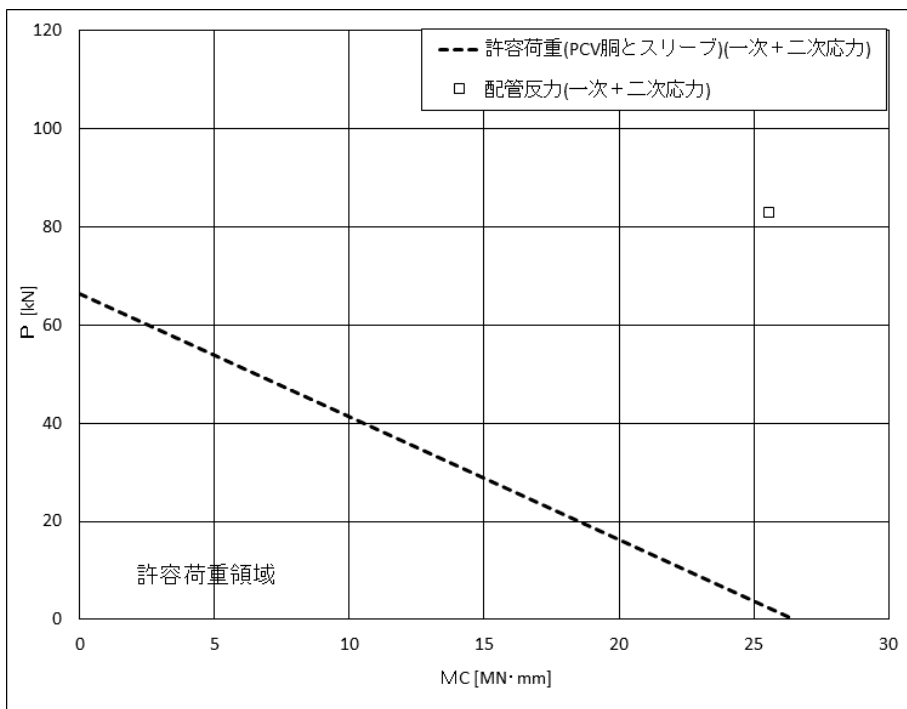


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 16(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-240）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

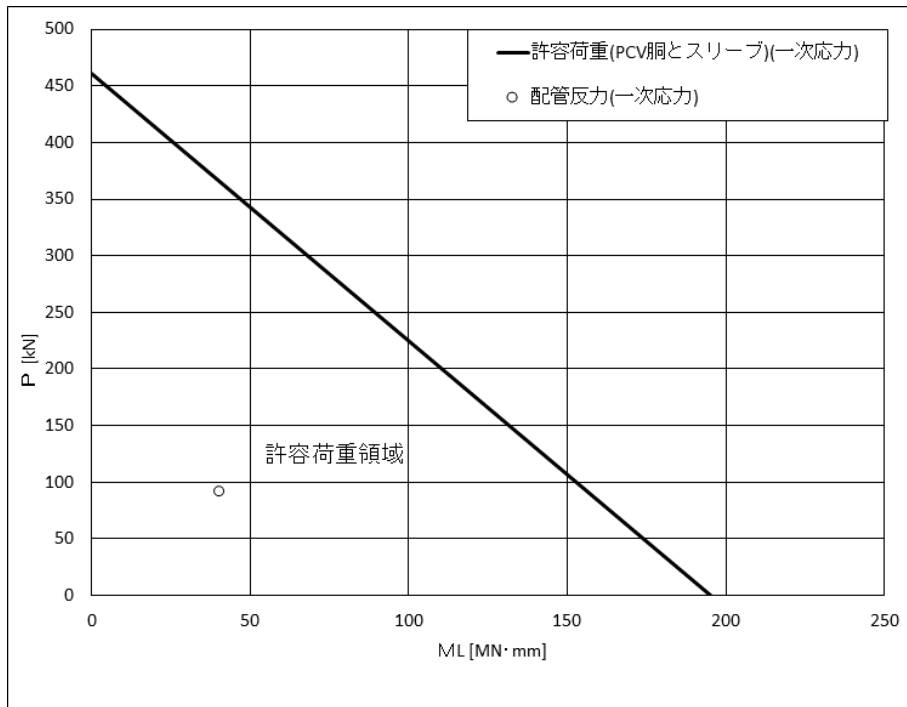


上図：一次応力に対する許容荷重領域

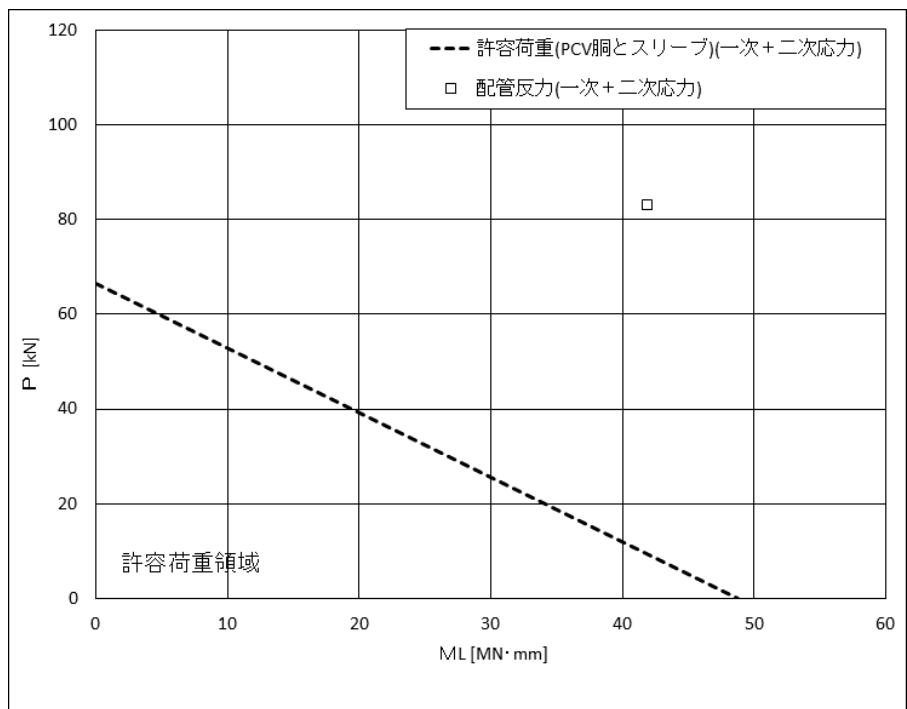


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 17(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-204）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

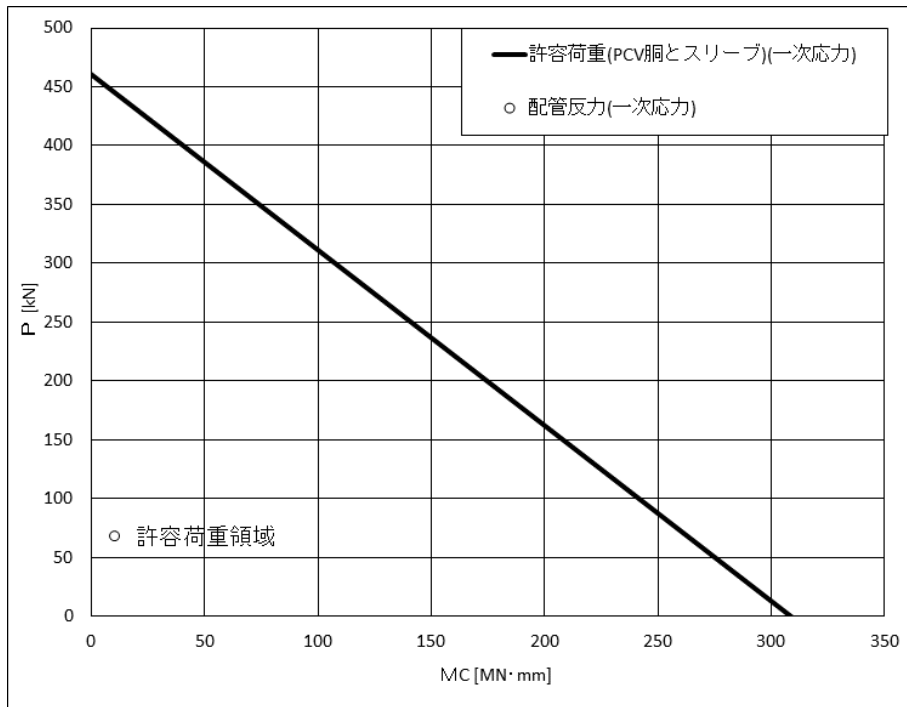


上図：一次応力に対する許容荷重領域

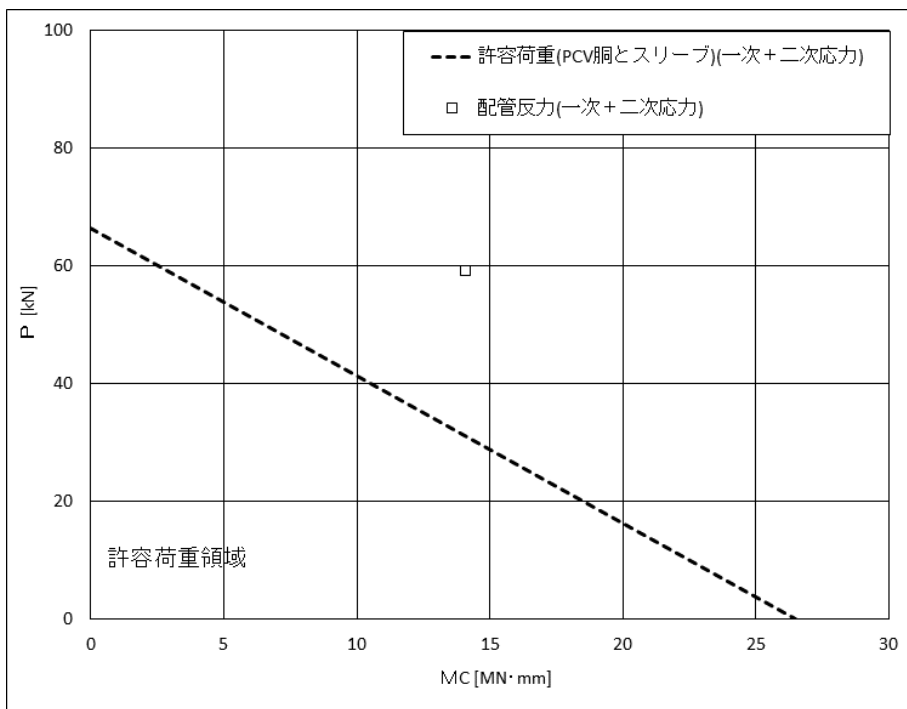


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 17(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-204）（縦軸 P－横軸 M_L ）

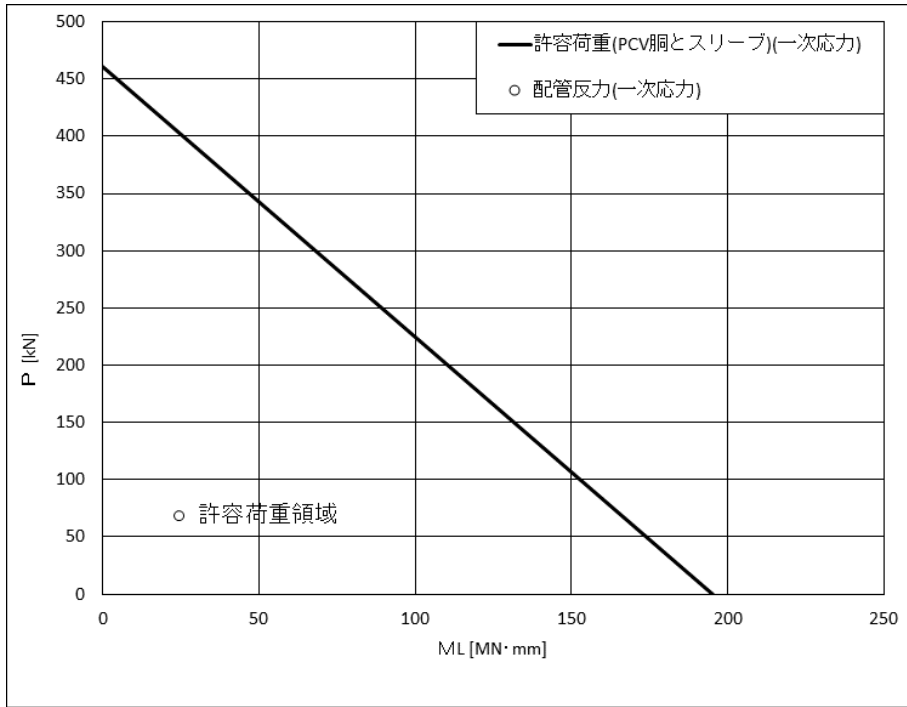


上図：一次応力に対する許容荷重領域

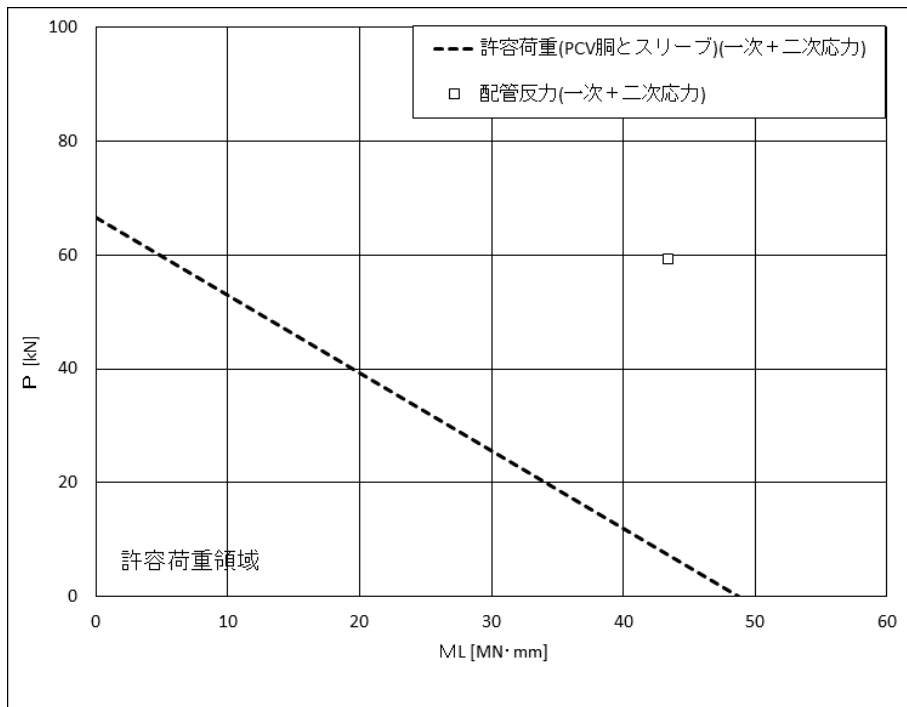


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 18(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-205）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

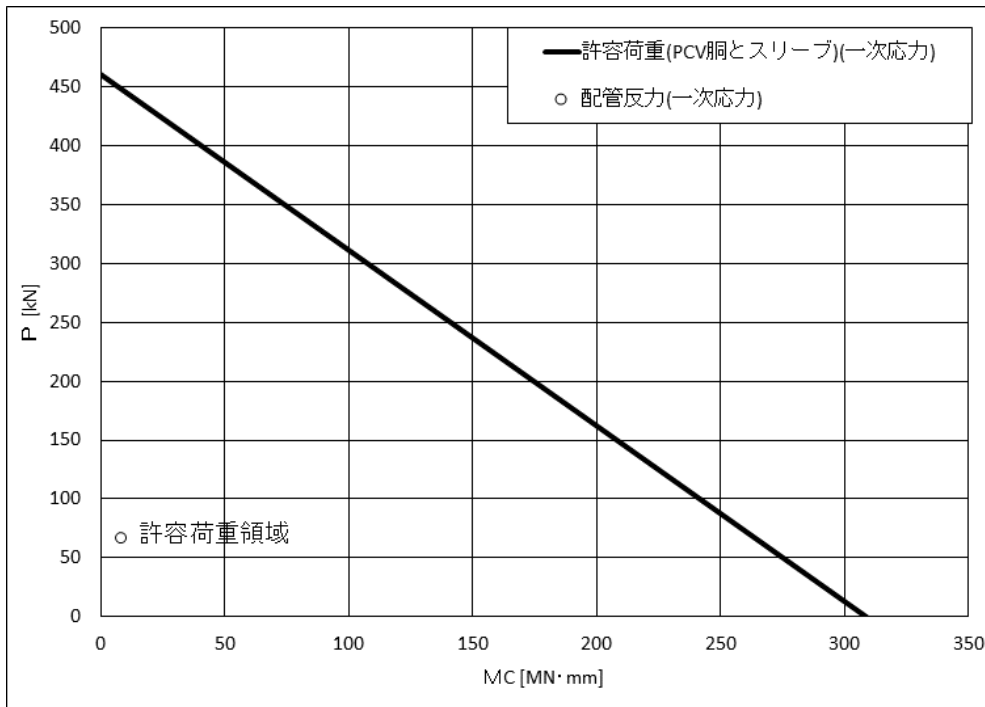


上図：一次応力に対する許容荷重領域

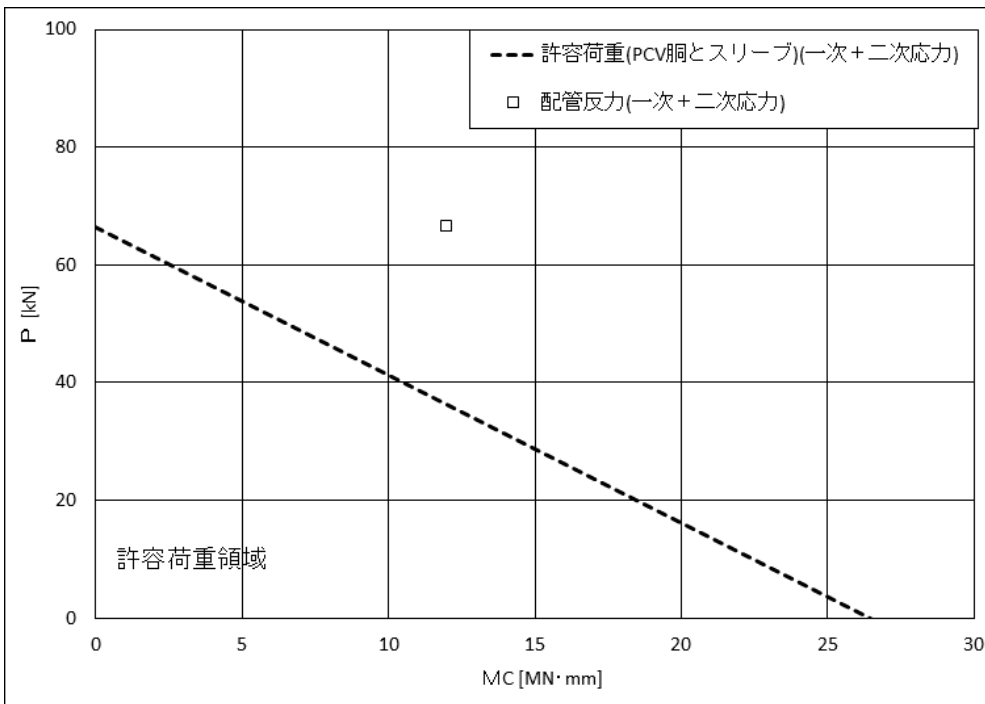


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 18(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-205）（縦軸 P－横軸 M_L ）

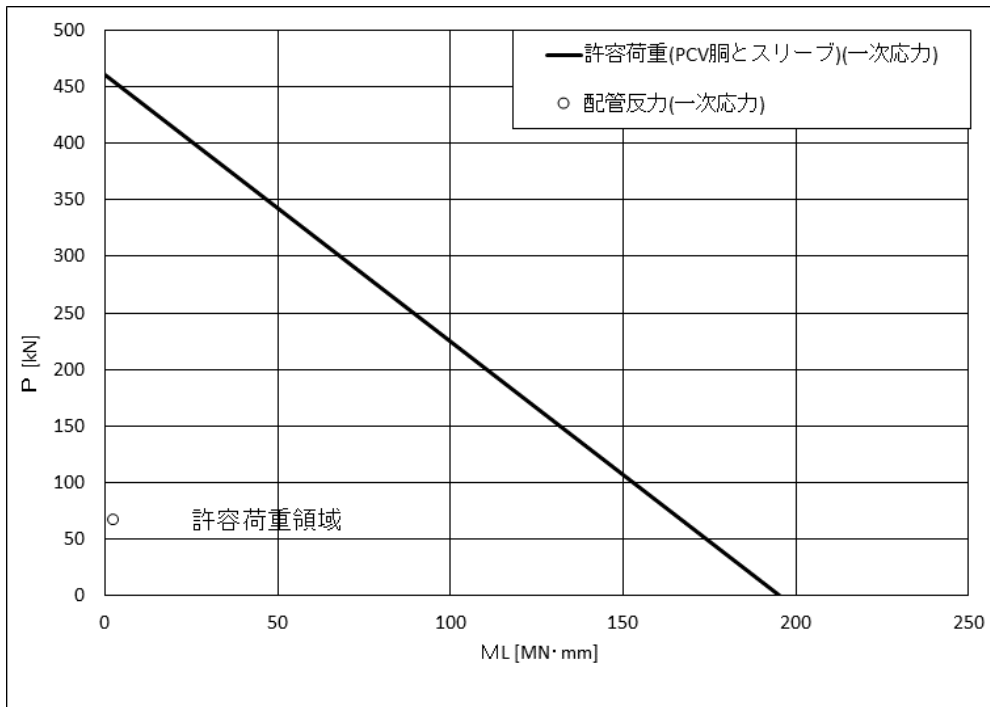


上図：一次応力に対する許容荷重領域

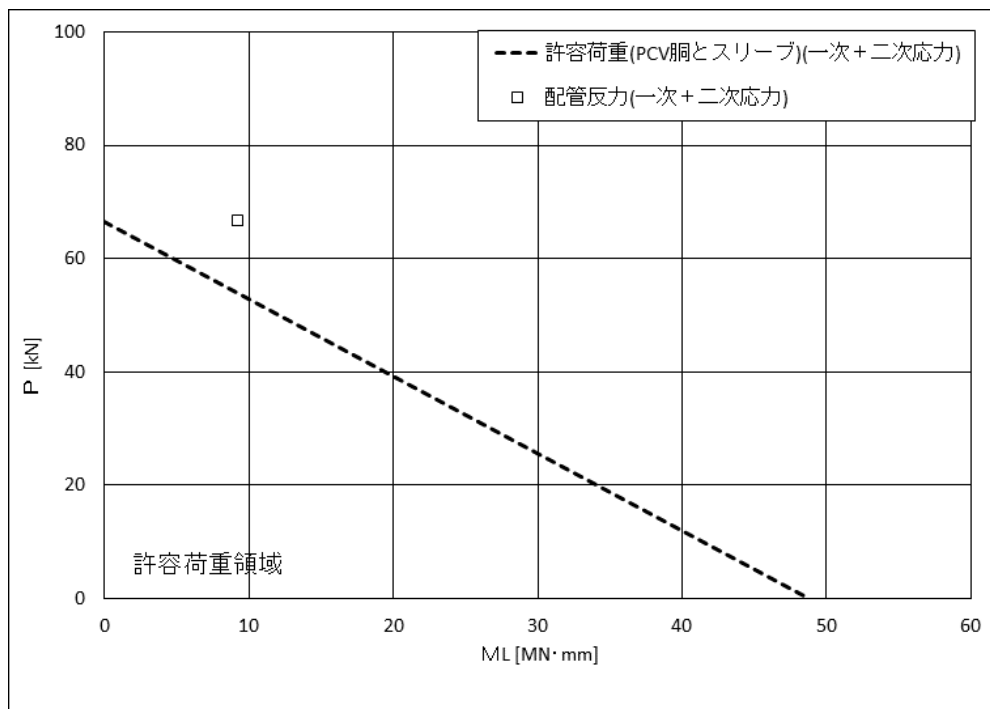


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 19(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-209）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

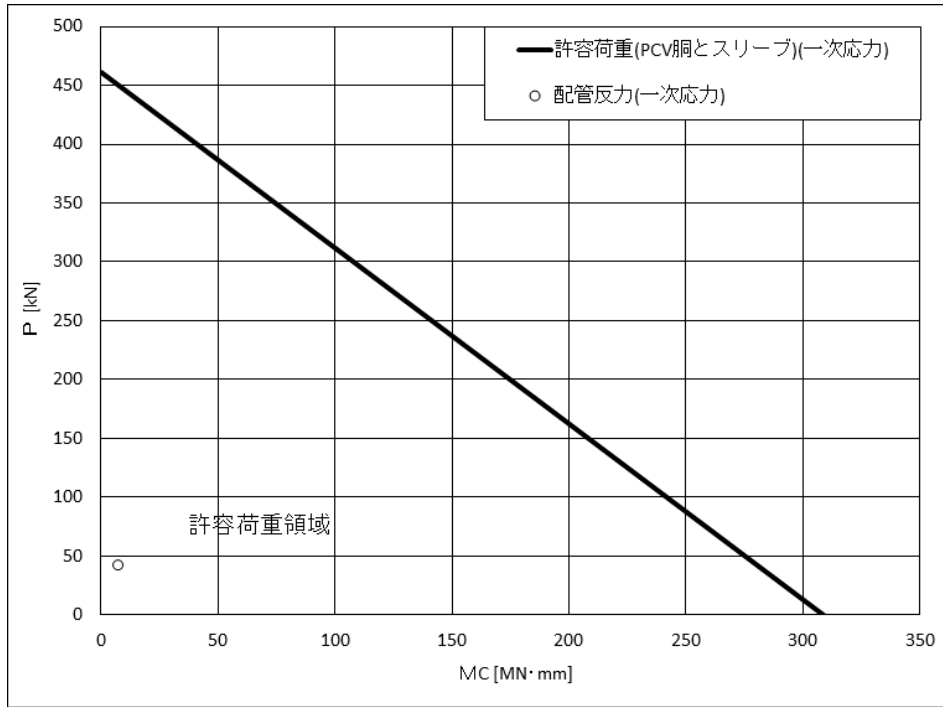


上図：一次応力に対する許容荷重領域

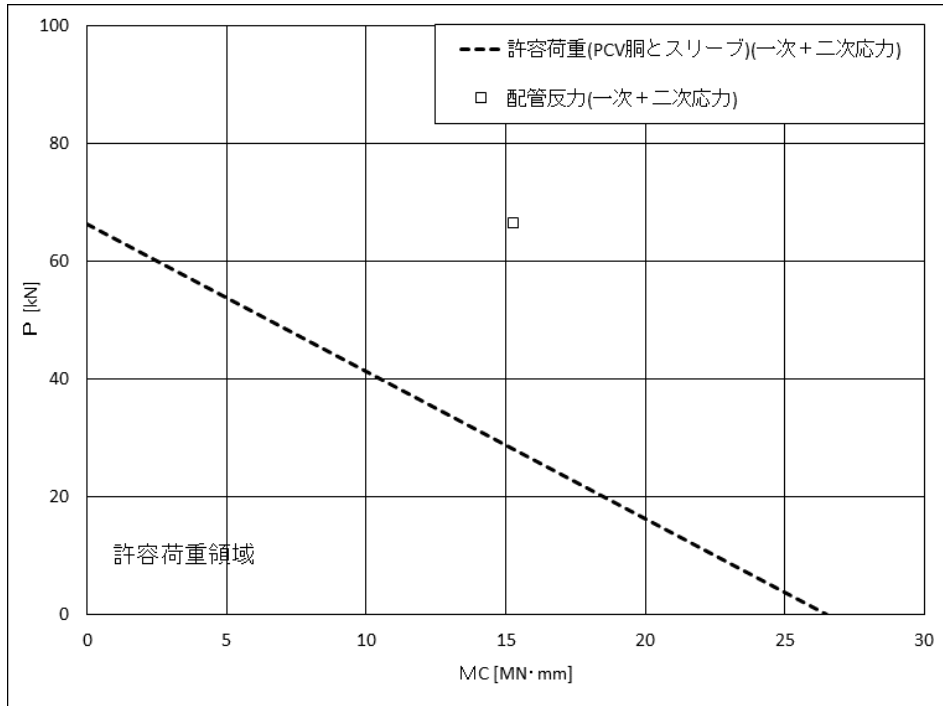


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 19(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-209）（縦軸 P－横軸 M_L ）

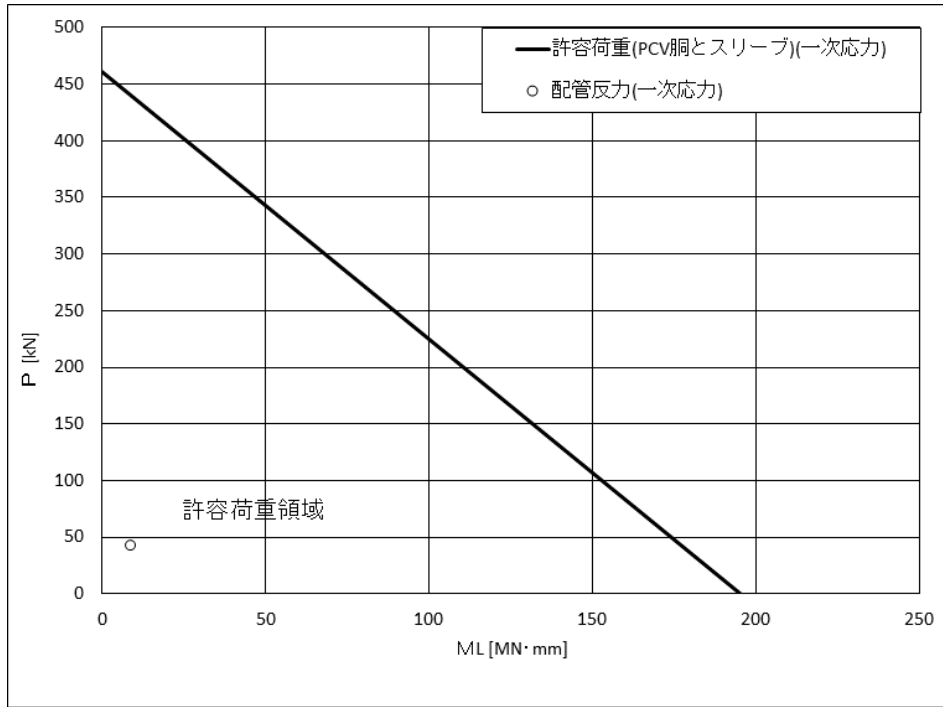


上図：一次応力に対する許容荷重領域

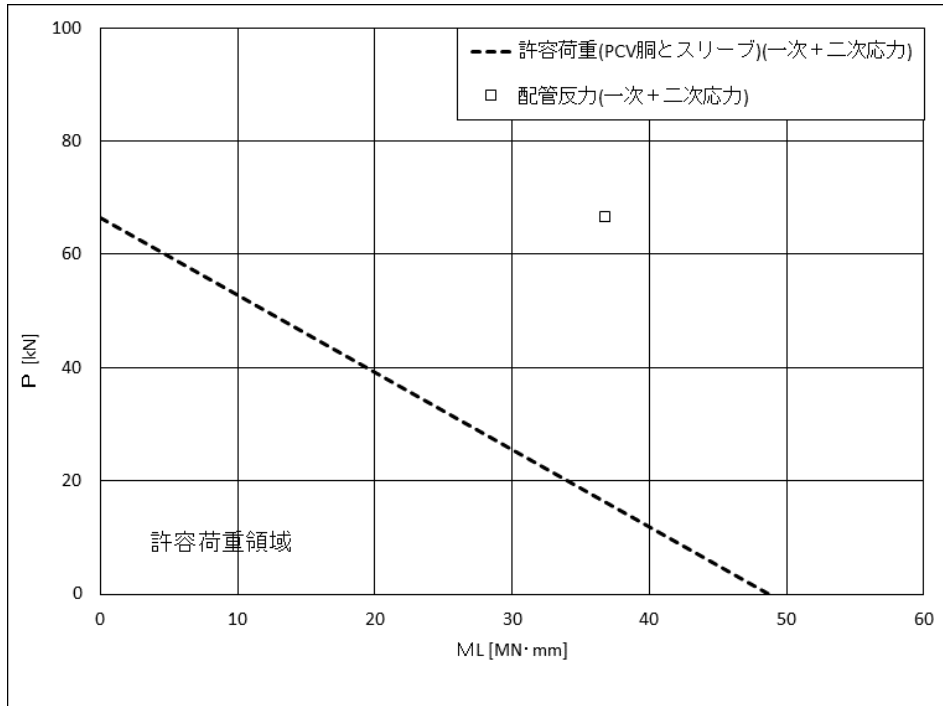


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 20(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-213）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

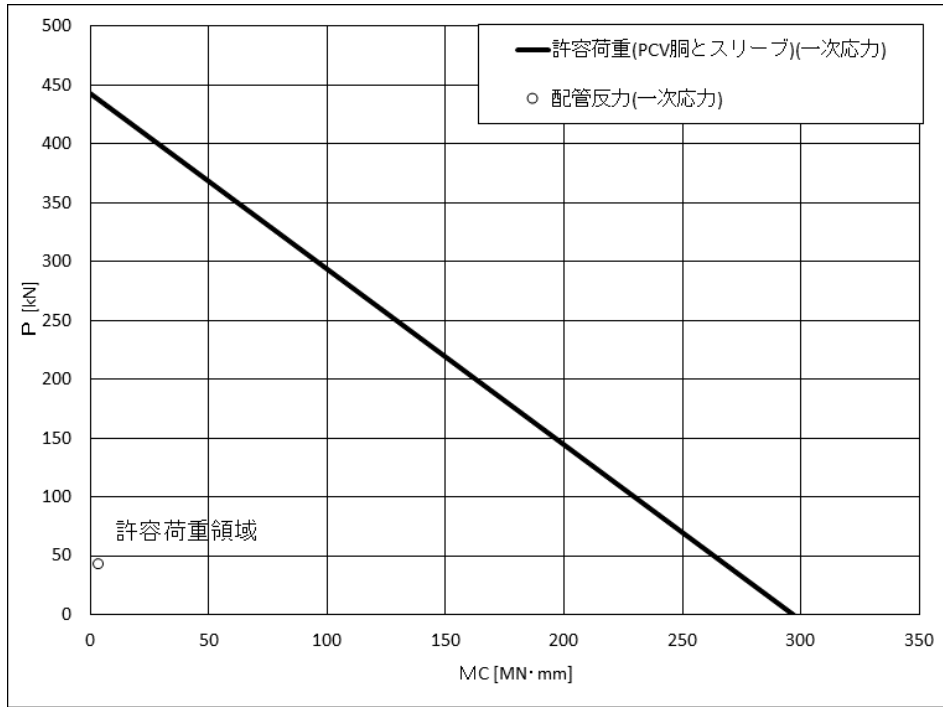


上図：一次応力に対する許容荷重領域

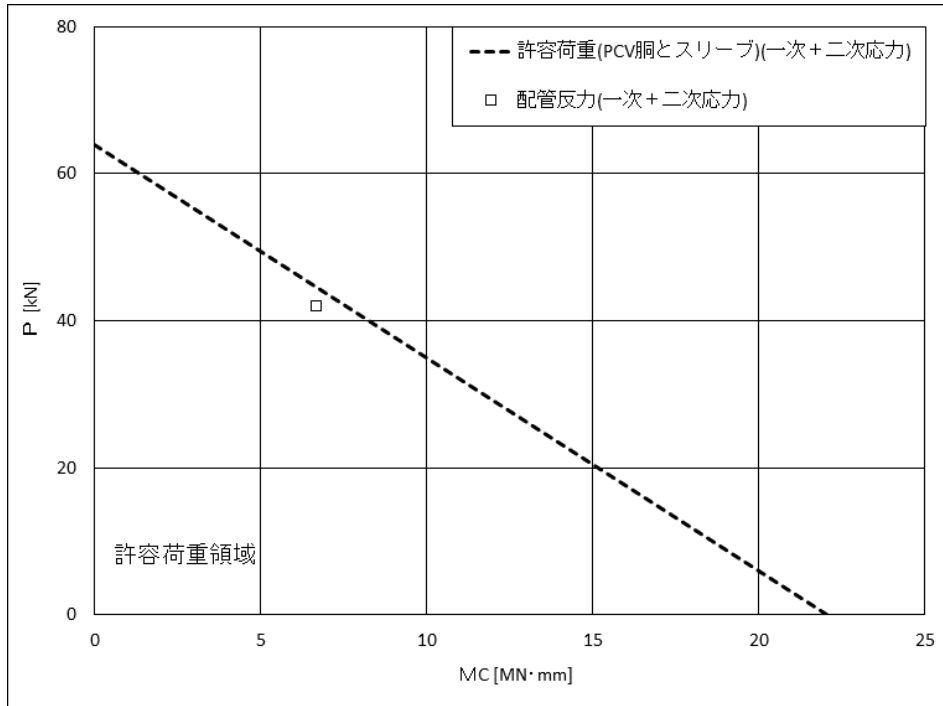


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 20(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-213）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

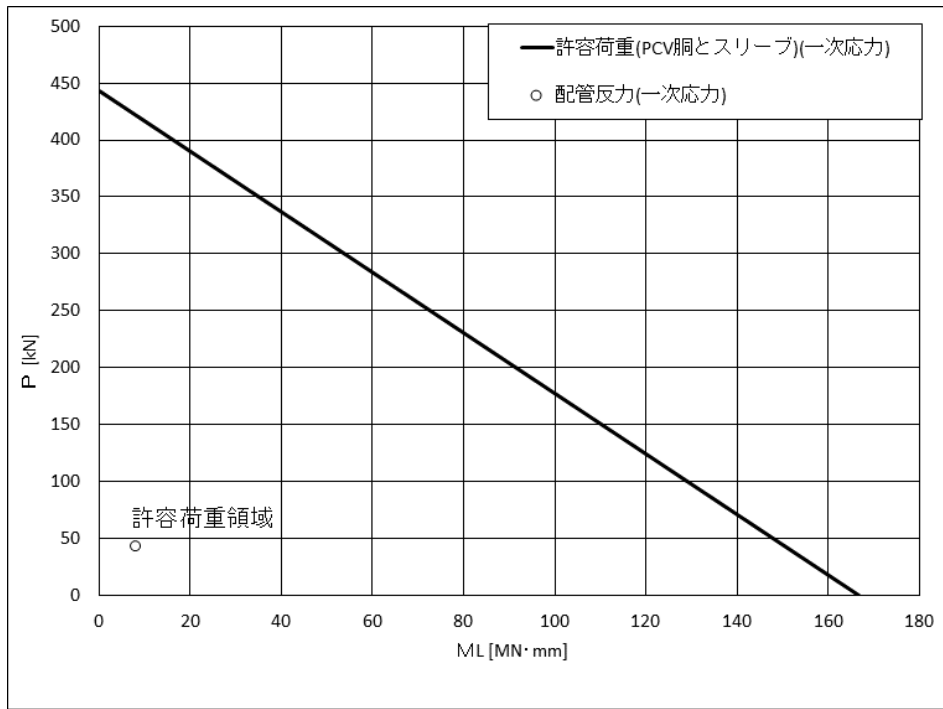


上図：一次応力に対する許容荷重領域

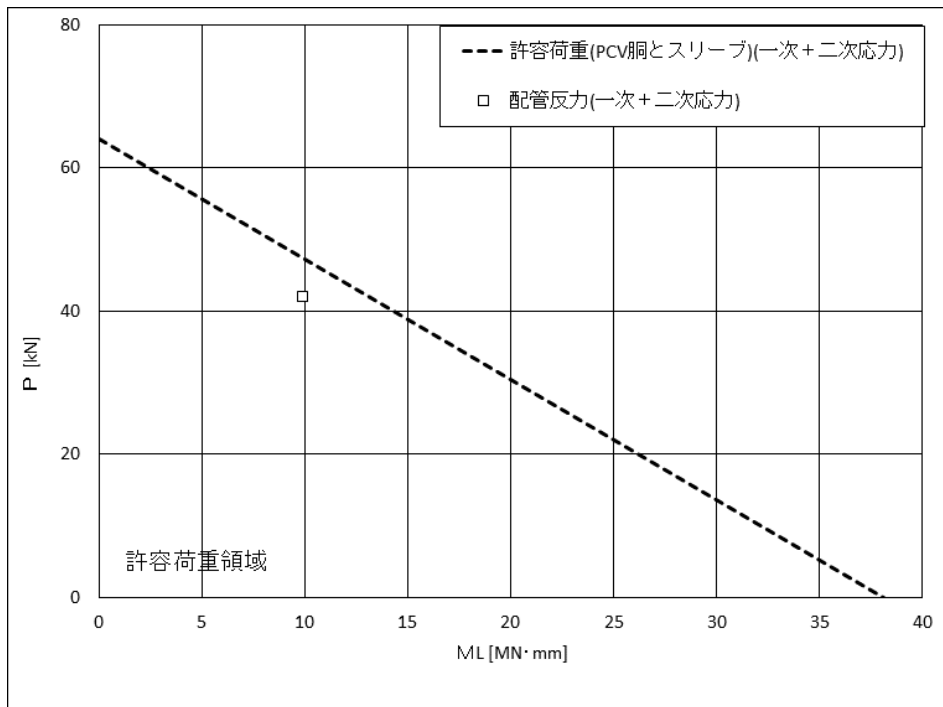


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 21(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-233）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

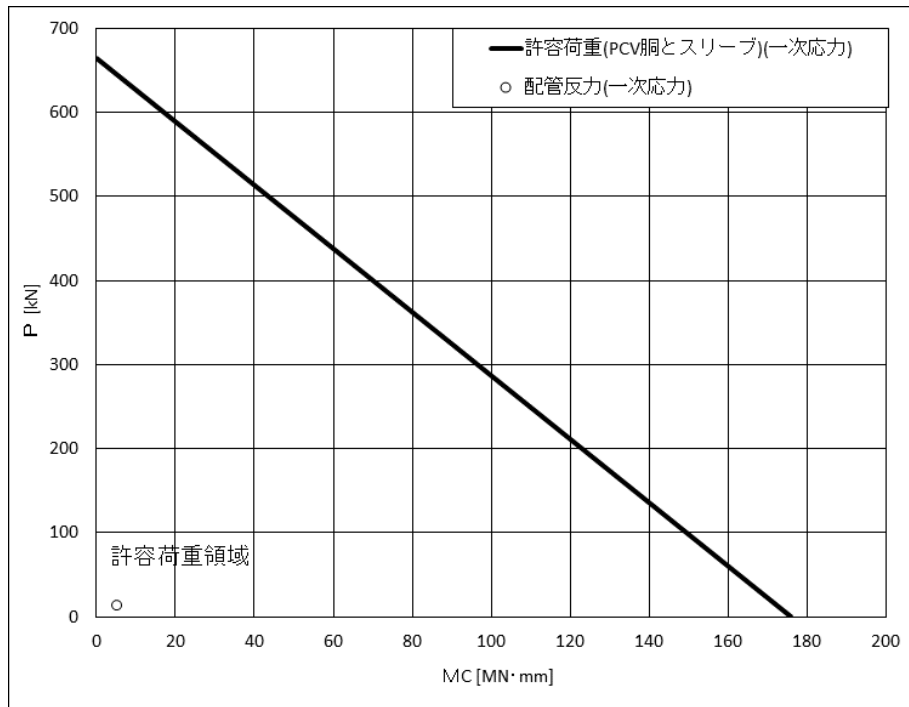


上図：一次応力に対する許容荷重領域

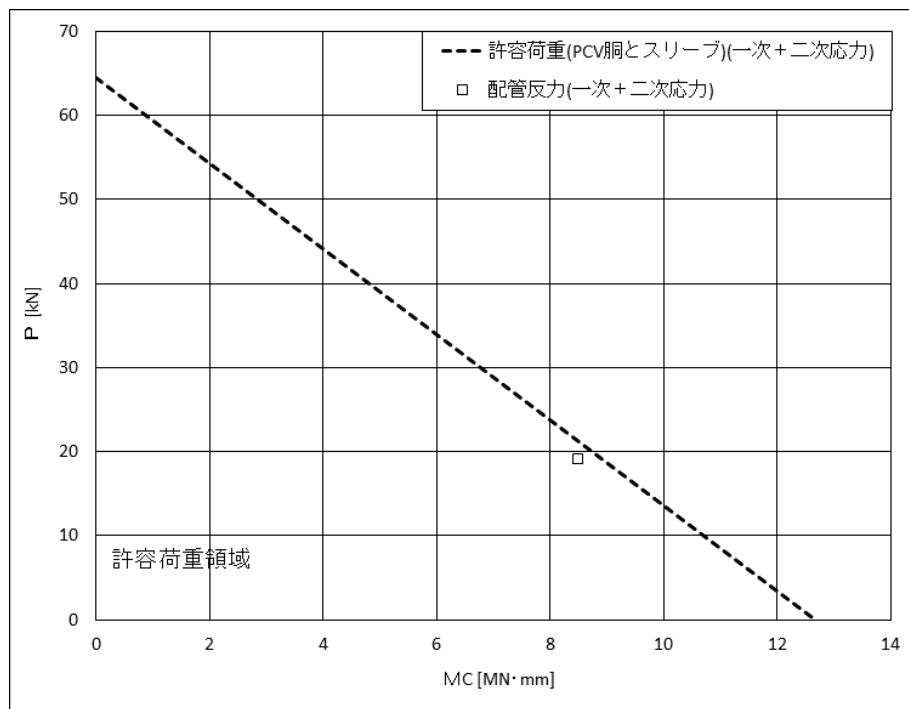


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 21(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-233）（縦軸 P－横軸 M_L ）

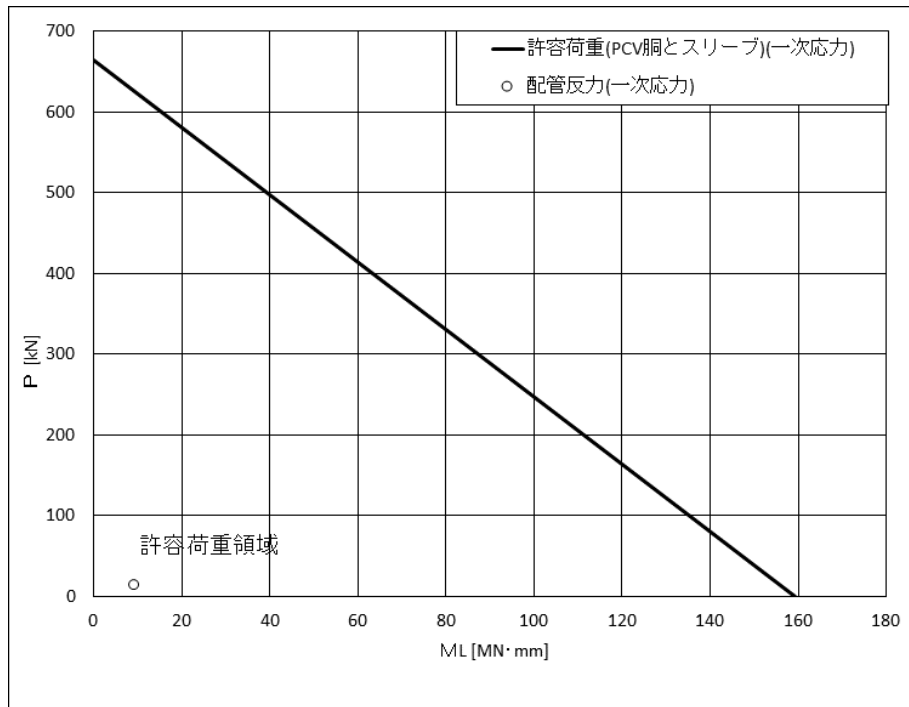


上図：一次応力に対する許容荷重領域

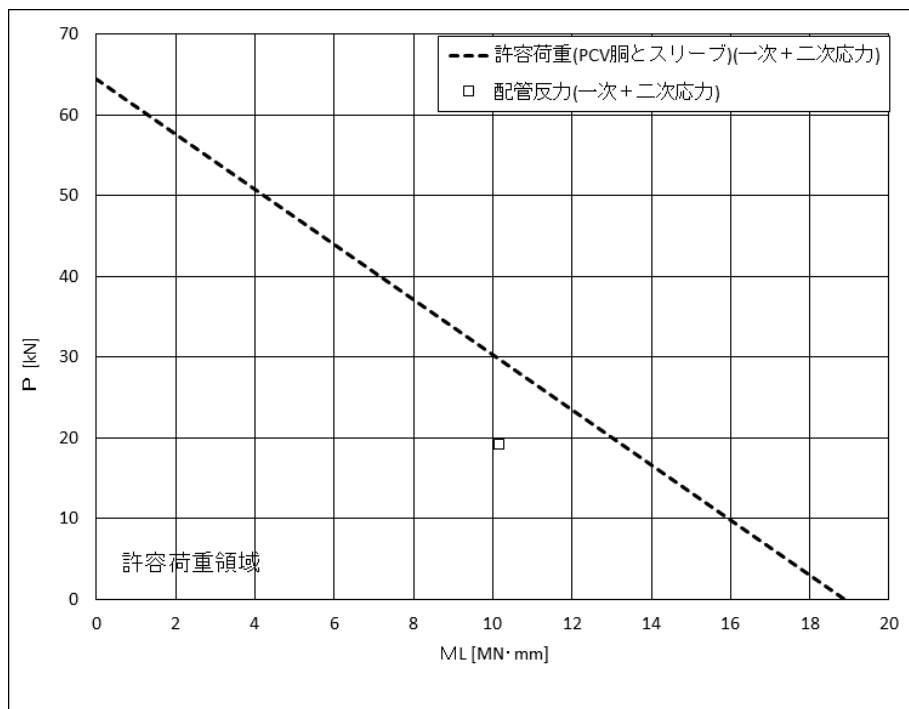


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 22(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-214）（縦軸 P－横軸 M_C ）

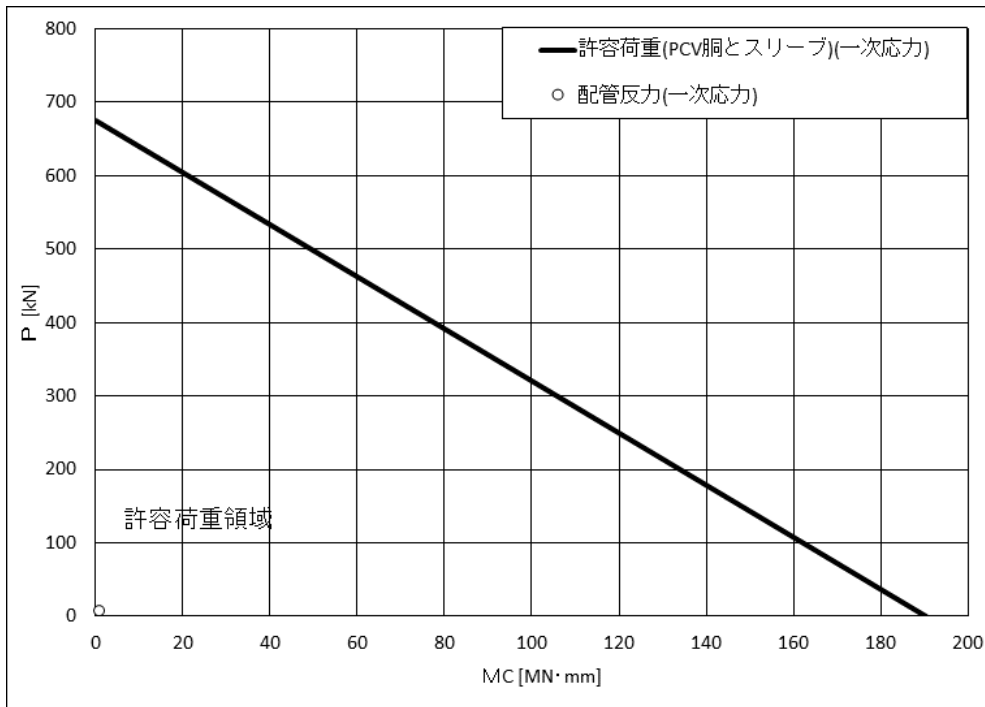


上図：一次応力に対する許容荷重領域

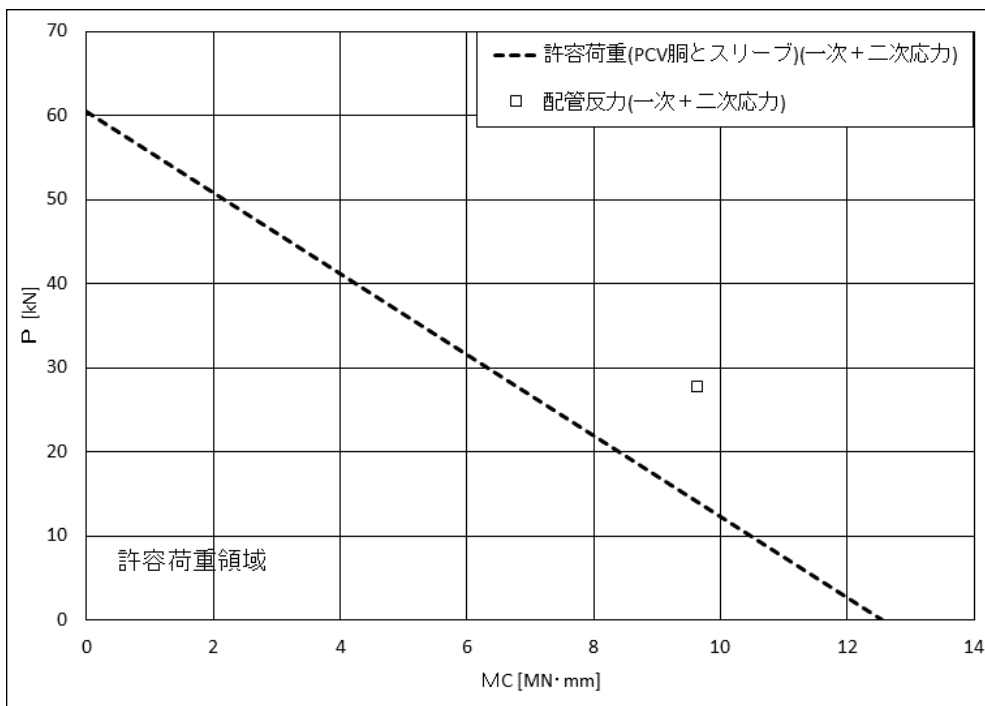


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 22(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-214）（縦軸 P－横軸 M_L ）

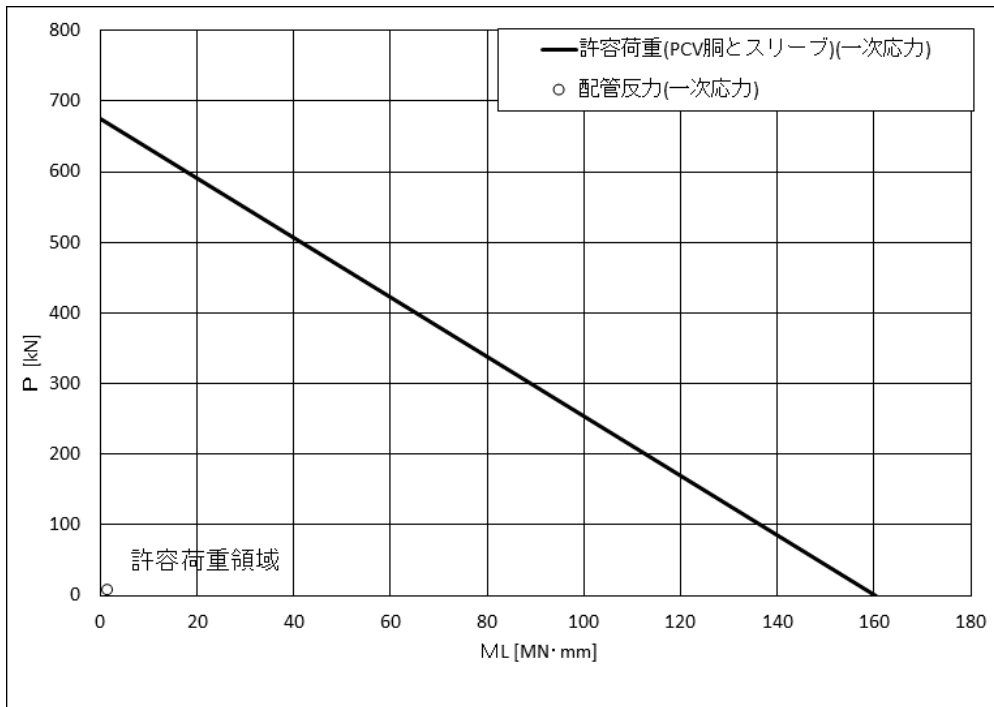


上図：一次応力に対する許容荷重領域

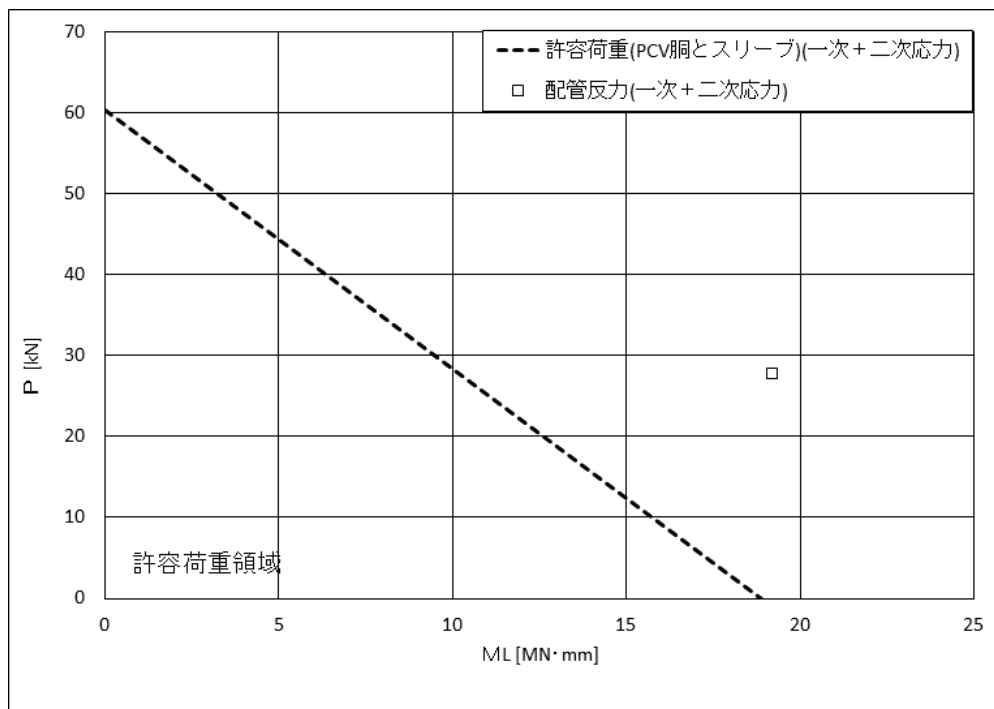


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 23(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-242A) (縦軸 P - 横軸 M_C)

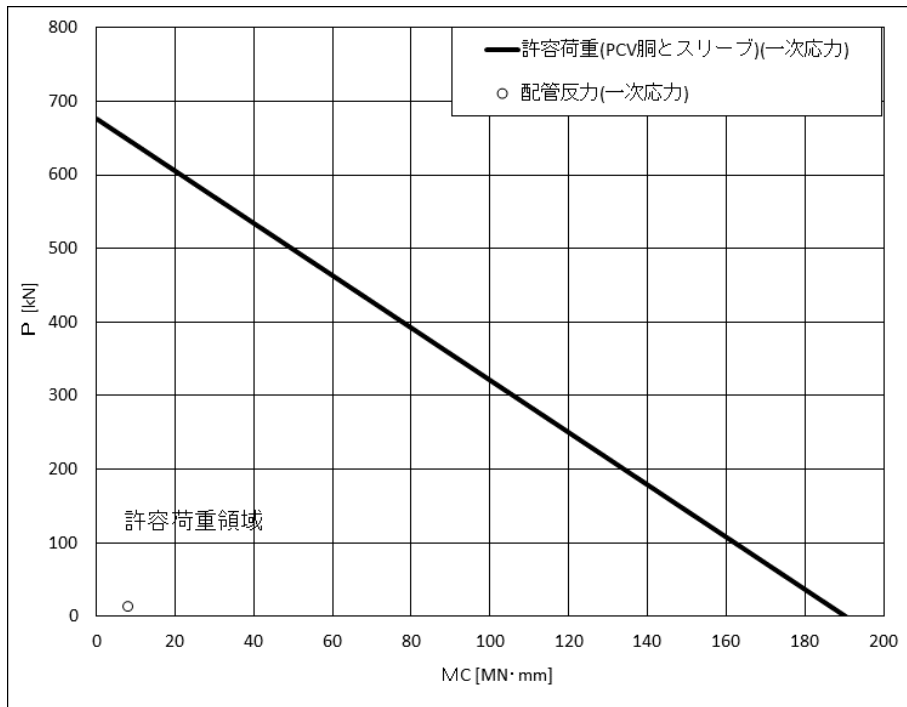


上図：一次応力に対する許容荷重領域

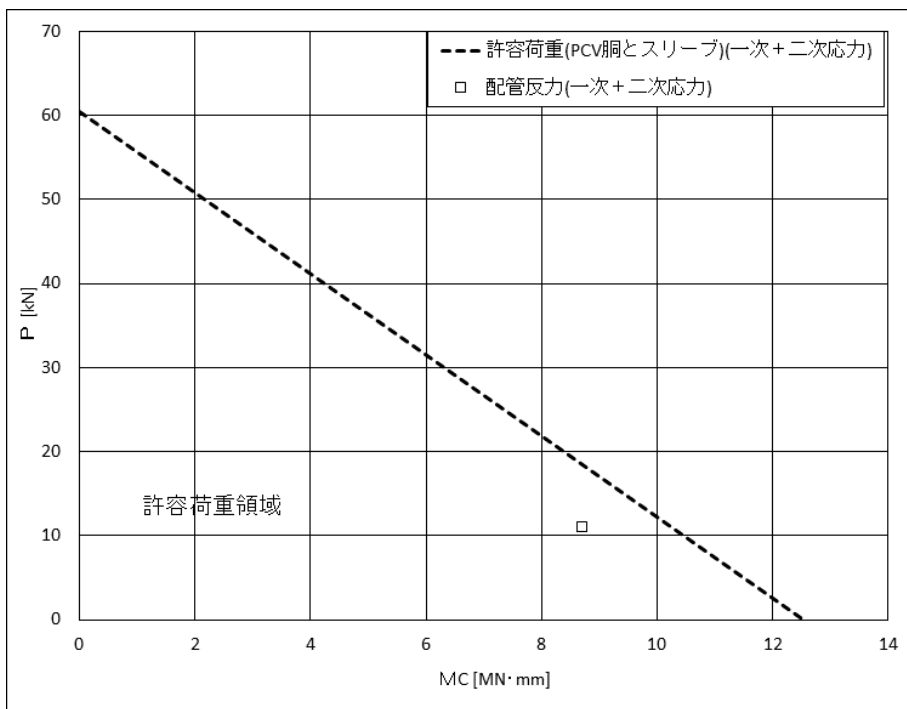


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 23(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-242A）（縦軸 P－横軸 M_L ）

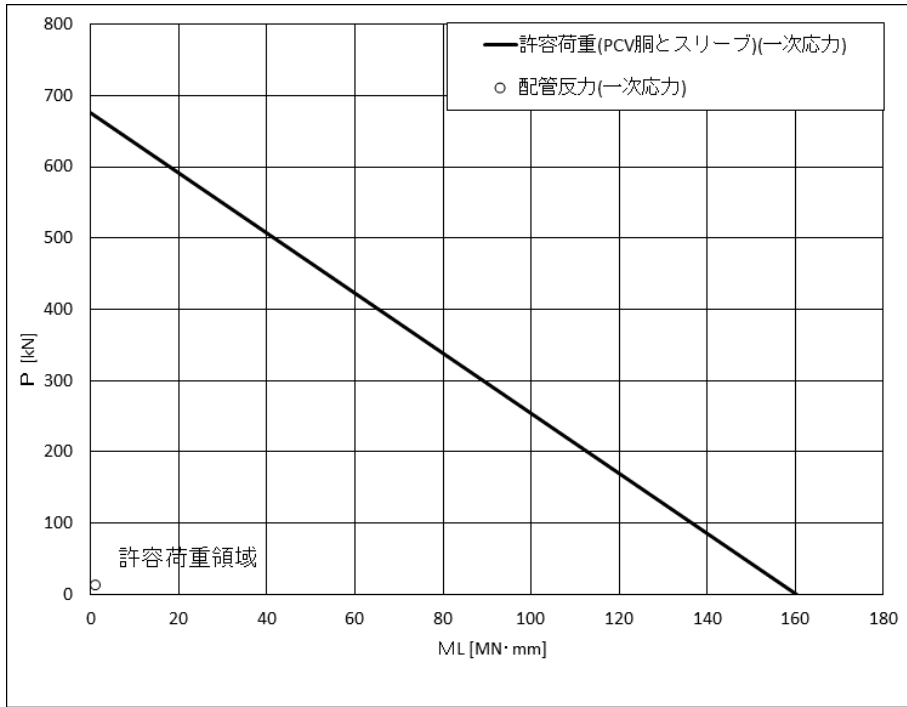


上図：一次応力に対する許容荷重領域

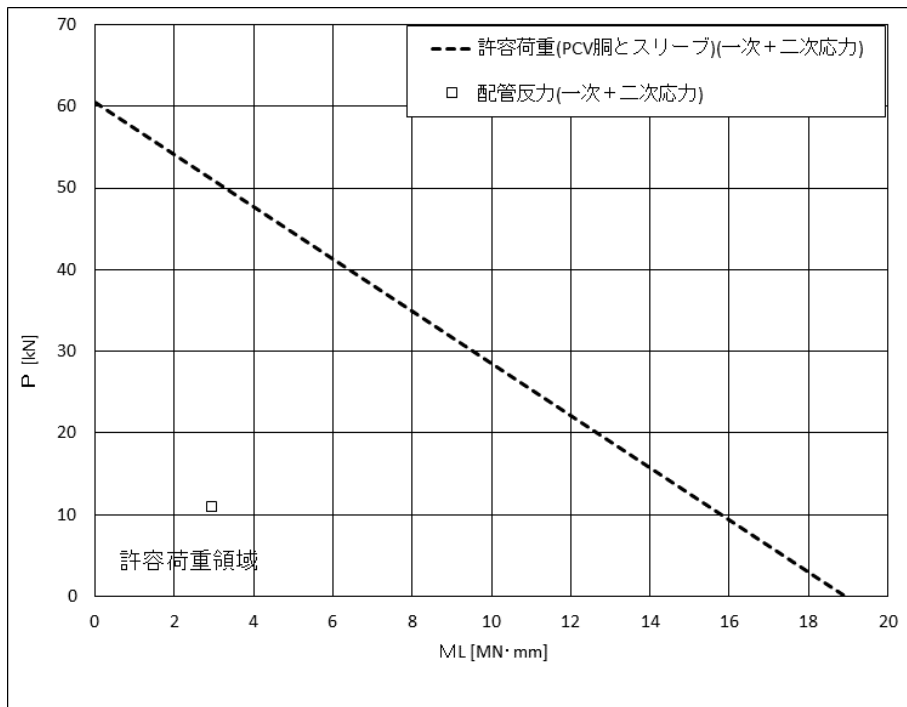


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 24(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-242B) (縦軸 P - 横軸 MC)

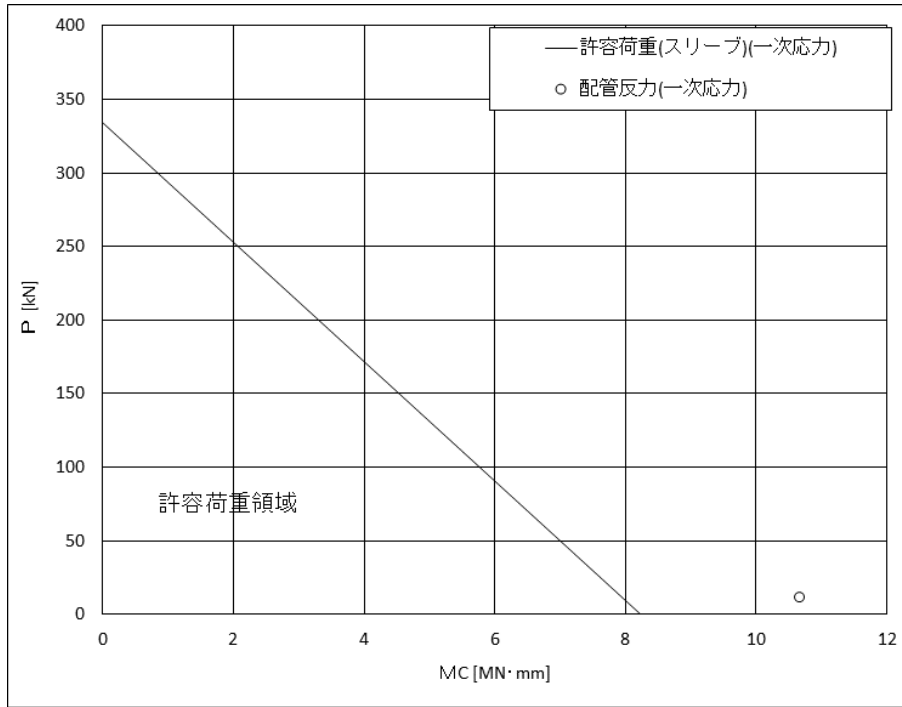


上図：一次応力に対する許容荷重領域

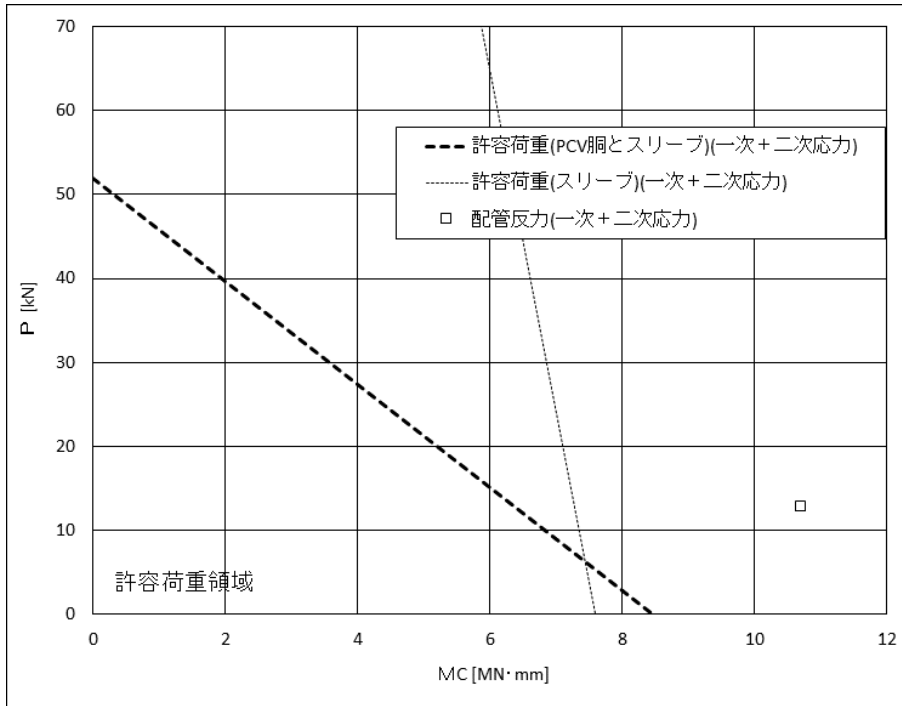


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 24(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-242B) (縦軸 P - 横軸 M_L)

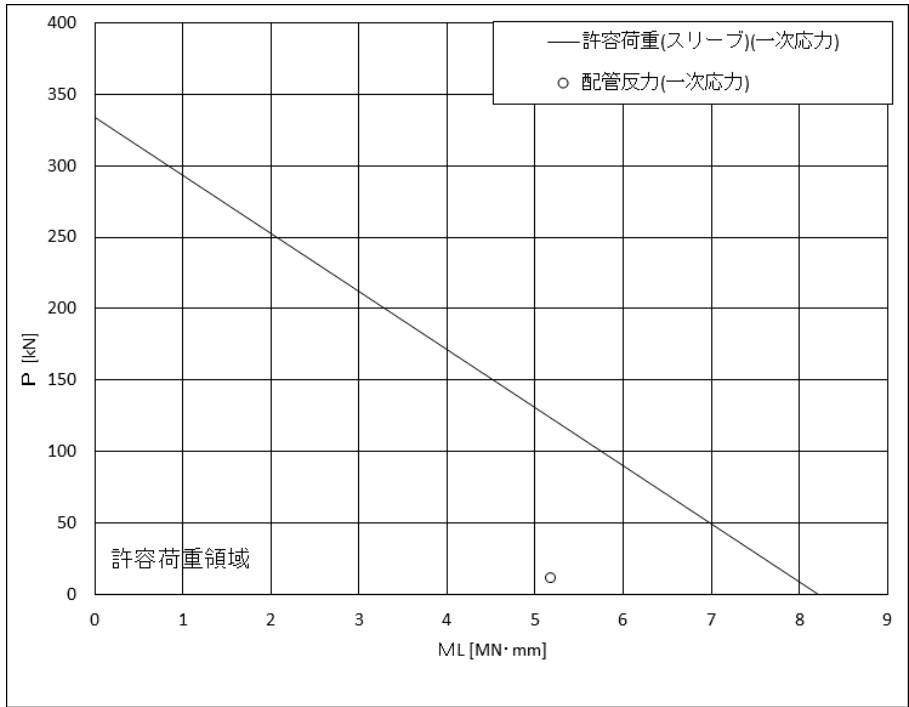


上図：一次応力に対する許容荷重領域

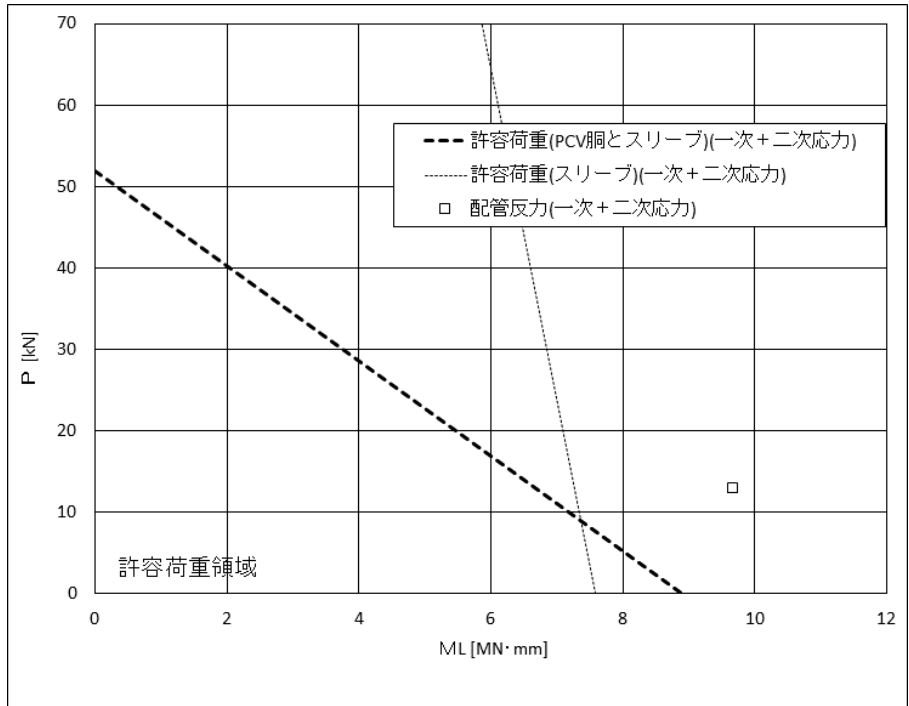


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 25(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-200A）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

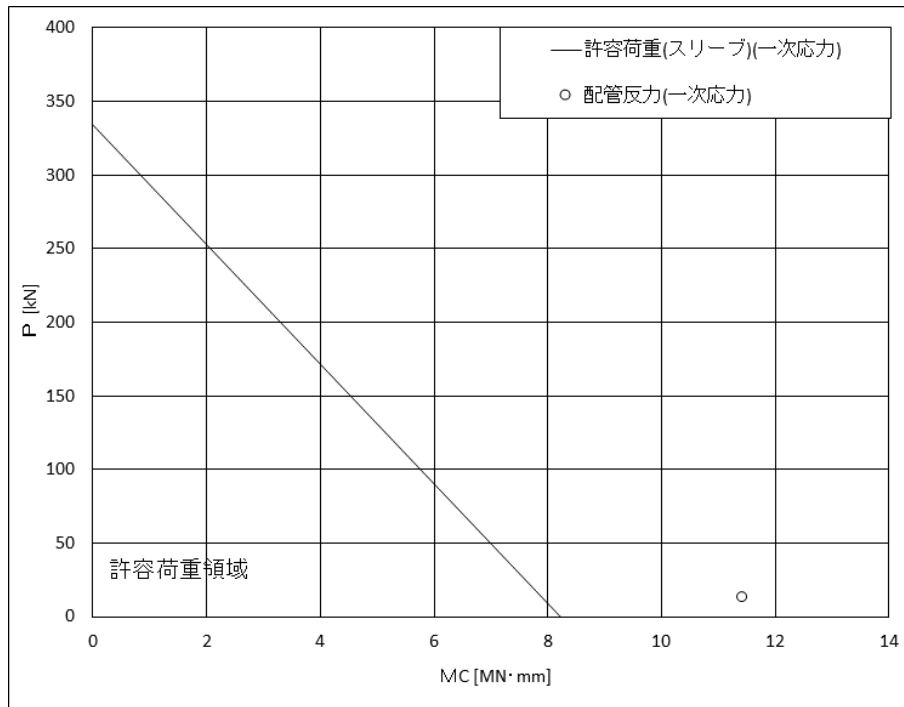


上図：一次応力に対する許容荷重領域

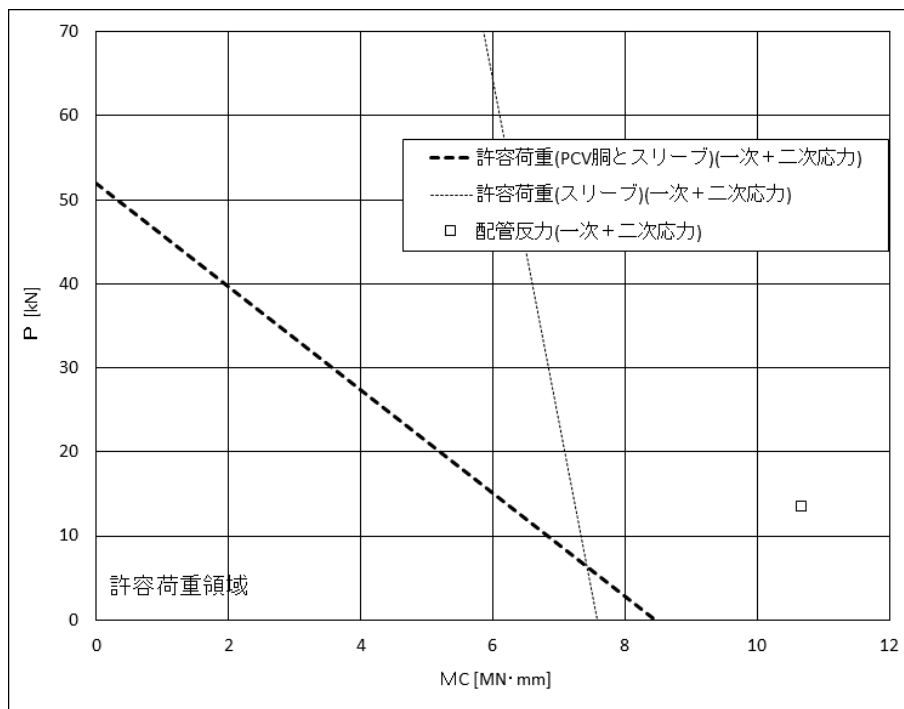


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 25(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200A) (縦軸 P - 横軸 M_L)

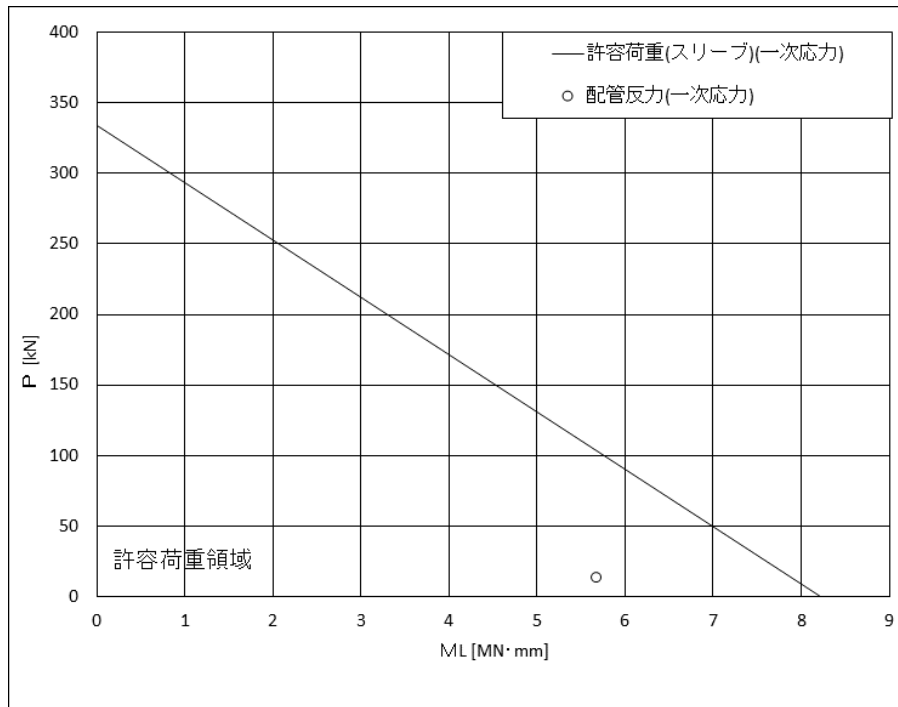


上図：一次応力に対する許容荷重領域

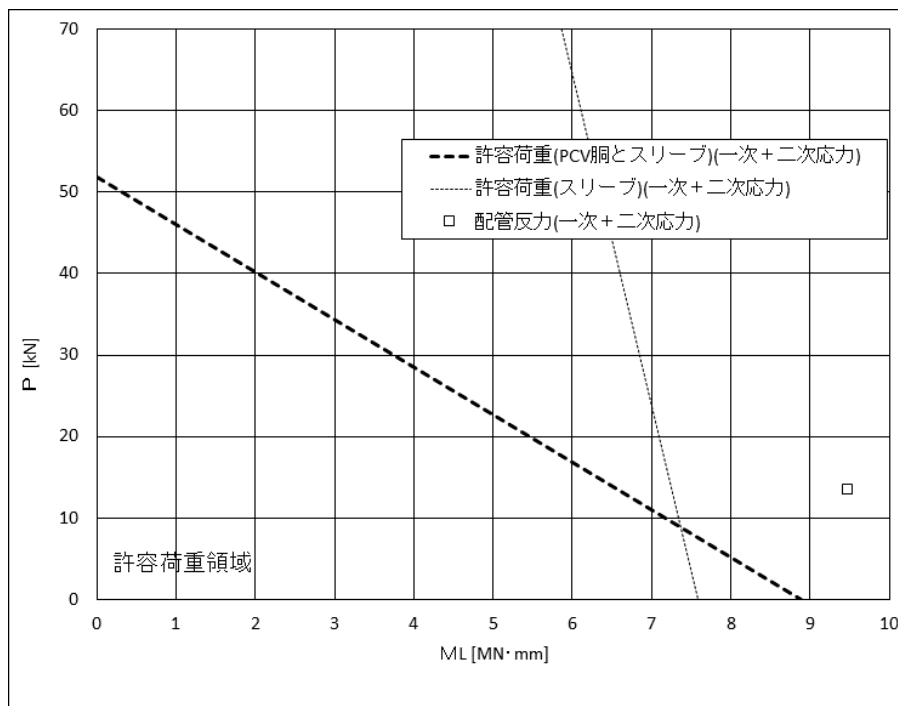


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 26(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200B) (縦軸 P - 横軸 M_C)

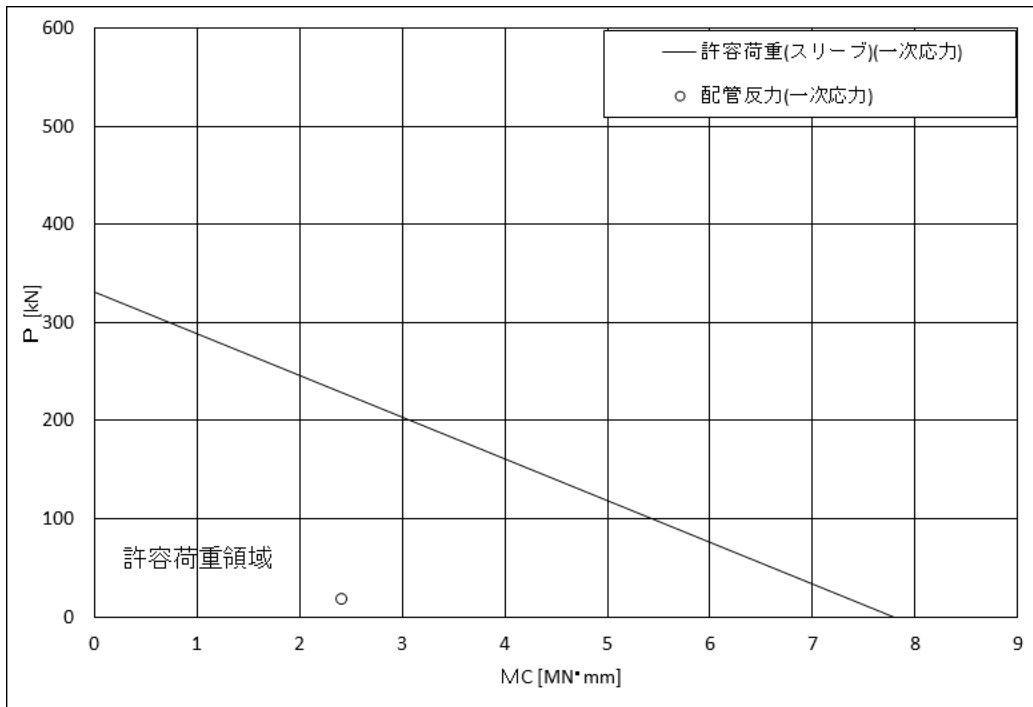


上図：一次応力に対する許容荷重領域

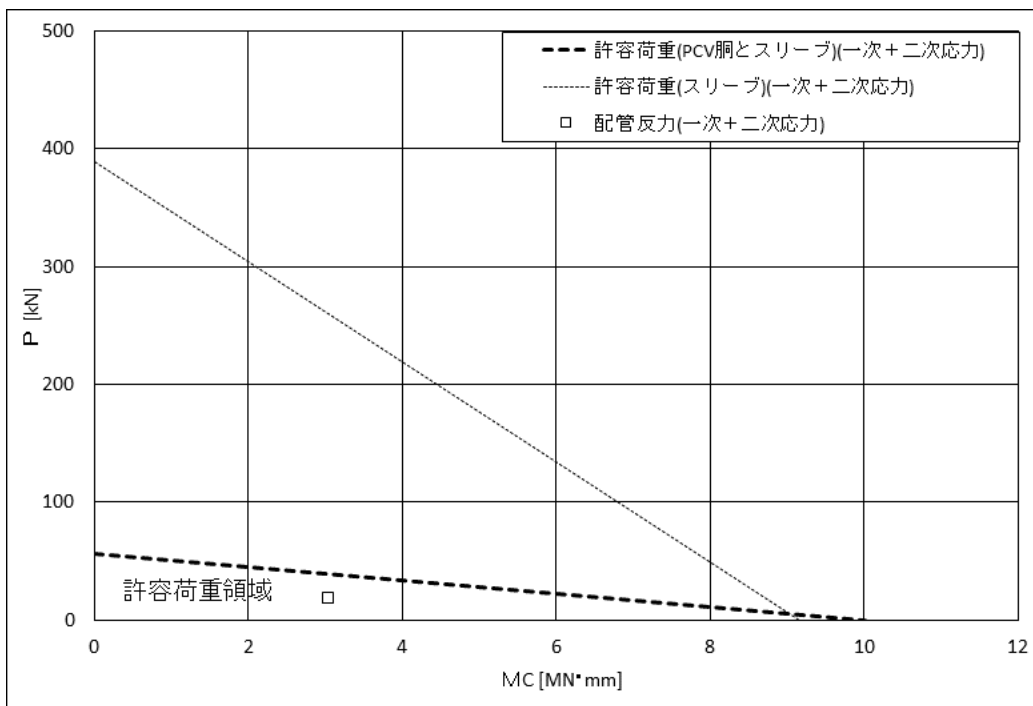


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 26(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-200B）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

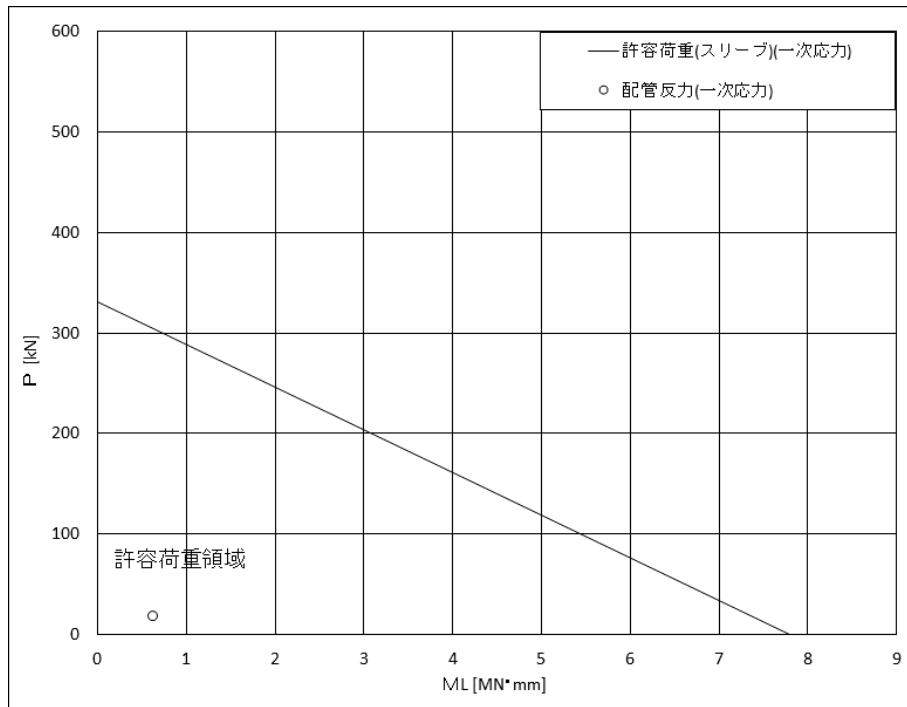


上図：一次応力に対する許容荷重領域

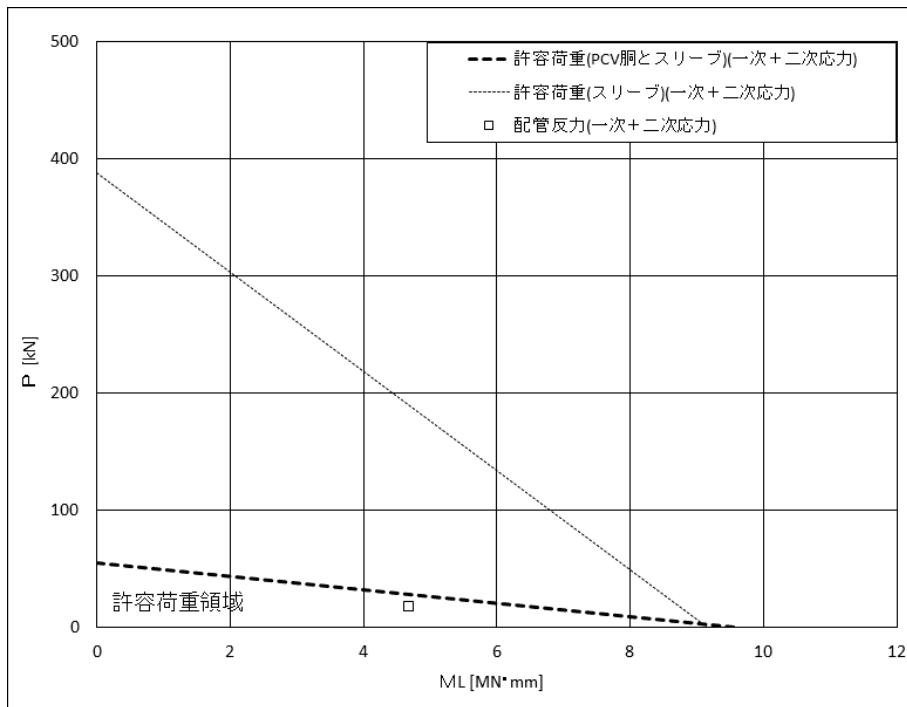


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 27(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-212A) (縦軸 P - 横軸 MC)



上図：一次応力に対する許容荷重領域



下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 27(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-212A) (縦軸 P - 横軸 M_L)

二重管貫通部の端板及び代表貫通部の補強板取付部の耐震評価結果

1. 概要

本添付資料は、配管貫通部の耐震評価において、応力評価点としていない二重管型配管貫通部の端板が耐震評価における応力評価点に包絡されることと、代表貫通部の補強板取付部に対する健全性について確認したものである。

2. 端板評価

原子炉格納容器配管貫通部の耐震計算書による応力評価点は、配管反力による応力と原子炉格納容器本体（胴）から受ける応力の合算値により比較的厳しい評価となる原子炉格納容器とスリーブとの結合部を既工認から応力評価点としているが、図1に示す二重管型配管貫通部の端板については原子炉格納容器とスリーブとの結合部と比較した評価結果から包絡されると整理し評価を省略している。ここでは、端板に対する応力評価を実施し、原子炉格納容器とスリーブとの結合部の評価に包絡されることを説明する。なお、端板評価に当たっては代表貫通部を選定し評価を実施する。代表貫通部を選定として、端板を有する二重管型配管貫通部のうち、有意な荷重が加わらないと考えられる貫通配管が50A以下の配管貫通部を除外し、スリーブ外径が最大かつ、貫通部設置位置の最も高い貫通部を選定する。これらの結果からX-60を端板評価の代表貫通部とする。また、端板の評価は、端板が円板形状であることから、参照図書(1)に記載の円板へ生じる応力算出式を用いて応力評価を実施した。代表貫通部による端板の評価結果を表1に示す。

表1に示す端板の評価結果から、代表貫通部について裕度があることを確認した。また、応力評価点である原子炉格納容器とスリーブとの結合部より裕度が高く包絡されることから、既工認同様、原子炉格納容器配管貫通部の耐震計算書において端板評価は省略する。なお、原子炉格納容器配管貫通部において、原子炉格納容器とスリーブとの結合部が最も裕度が厳しく、原子炉格納容器とスリーブとの結合部の評価により他の部位についても包絡できると考えるが、既工認同様、原子炉格納容器とスリーブとの結合部及びスリーブを応力評価点とする。

3. 補強板取付部評価

配管貫通部の応力評価点は、建設時においてモデルプラントと同様にスリーブ及び原子炉格納容器とスリーブとの結合部を応力評価点としており、図2に示す補強板取付部を応力評価点としていない。ただし、設計評価において、建設時より補強板取付部を評価し、健全性を確認している。今回工認の代表貫通部であるX-81及びX-241についても補強板取付部に対する健全性を確認しており、確認結果を表2及び表3に示す。

原子炉格納容器外側

原子炉格納容器内側

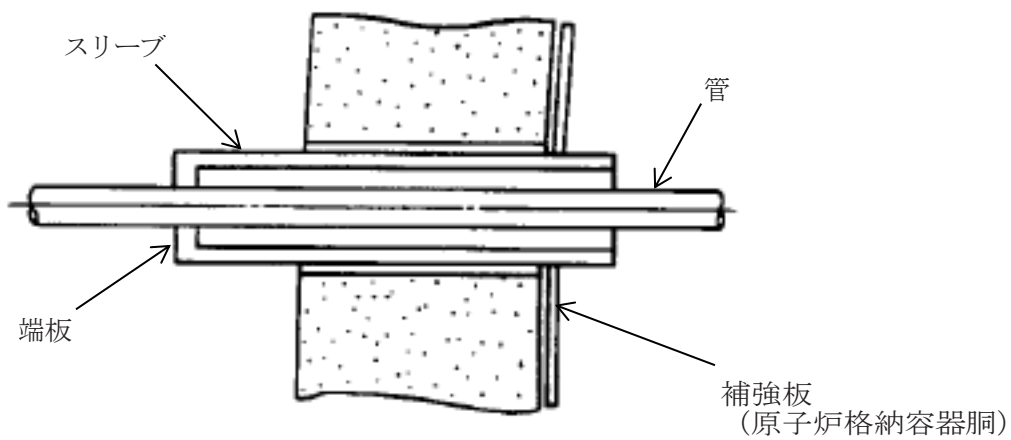


図1 二重管型配管貫通部の形状

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側

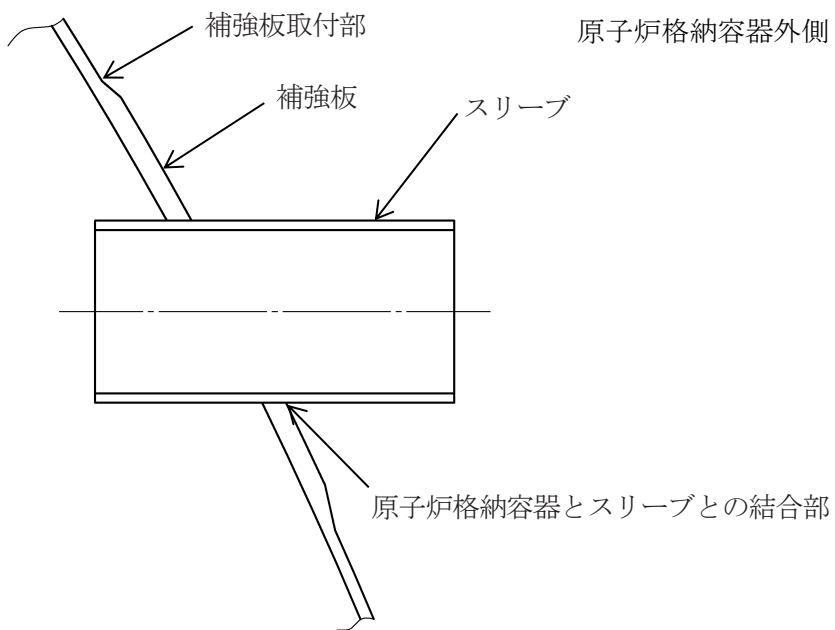


図2 直結型配管貫通部の形状

表 1 X-60 の端板評価結果

貫通部番号	設置高さ [EL] (mm)	スリーブ 外径 (mm)	応力評価点	応力分類	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値／発生値)	判定	備考
						発生値	許容値			
						MPa	MPa			
X-60			原子炉格納容器 とスリーブとの 結合部	一次＋二次応力	IV _A S	244	501	2.05	○	
			端板			148	348	2.35	○	

表 2 X-81 及び X-241 の補強板取付部の評価結果

貫通部番号	設置高さ [EL] (mm) 又は 設置位置 角度*	スリーブ 外径 (mm)	応力評価点	応力分類	許容応力 状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定	備考
						発生値	許容値			
						MPa	MPa			
X-81			補強板取付部	一次+二次応力	IV _A S	368	501	1.36	○	代表貫通部
X-241						850	501	0.58	×	代表貫通部

注記* : サプレッションチェンバ小円断面の上部を 0° とした設置位置角度

表3 X-241の補強板取付部の疲労評価結果

貫通部番号	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_ℓ (MPa)	S_ℓ' (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積係数 N_c/N_a	備考
X-241	850							0.811	

K_e : 弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数

S_p : 地震荷重のみにおける一次+二次+ピーク応力の応力差範囲

S_ℓ : 繰返しピーク応力強さ

S_ℓ' : 補正繰返しピーク応力強さ*

N_a : 許容繰返し回数

N_c : 等価繰返し回数

E_o : 縦弾性係数

E : 運転温度の縦弾性係数

注：設計・建設規格 PVB-3140 により運転状態 I, II において疲労解析を要しないことを確認しているため、疲労累積係数は地震動のみによる疲労累積係数とする。

注記* : S_ℓ に (E_o/E) を乗じた値である

$$E_o = 2.07 \times 10^5 \text{ MPa}$$

$$E = 1.98 \times 10^5 \text{ MPa (IVAS : 104°C)}$$

4. 結論

上記評価により、応力評価点としていない二重管型配管貫通部の端板が耐震評価における応力評価点に包絡されることと、代表貫通部の補強板取付部に対する健全性について確認した。

5. 参照図書

- (1) Warren C. Young and Richard G. Budynas, "Roark' s Formulas for Stress and Strain", Seventh Edition (2002)

サプレッションチェンバのオーバル振動に関する影響検討

1. 概要

島根2号機のサプレッションチェンバでは、3次元シェルモデルによる解析により、壁面が花びら状に変形するオーバル振動が現れることを確認している。しかし、オーバル振動は今回工認で用いる3次元はりモデルにおいて振動モードとして考慮できないため、オーバル振動がサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価に与える影響については、補足-027-10-45「サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価手法について」において検討している。

本添付資料では、サプレッションチェンバ接続配管及び配管貫通部について、サプレッションチェンバのオーバル振動を考慮した耐震条件においても耐震性を有することを確認する。

2. 解析モデル

本検討では、今回工認で用いるサプレッションチェンバの3次元はりモデルに代わり、3次元シェルモデルを用いてサプレッションチェンバ接続配管及び配管貫通部の耐震評価を行う。3次元シェルモデルのモデル諸元及び解析モデル図を表2-1及び図2-1に示す。なお、本3次元シェルモデルは補足-027-10-45「サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価手法について」において用いる3次元シェルモデルと同様のモデルである。

表2-1 3次元シェルモデルのモデル諸元

項目		内容
モデル化	要素数	
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ胴，補強リング，サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート以外） はり要素：サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート）*
	内部水	<ul style="list-style-type: none"> ・耐震解析用重大事故等時水位（EL 7049mm） ・NASTRANの仮想質量法を適用

注記*：サプレッションチェンバサポートのうち、シアキー構造より上部の部材については半径方向に可動する構造であるが、半径方向に可動しないシアキー構造より下部の部材（ベース及びベースプレート）は板厚方向の剛性をモデル化する目的ではり要素とする。

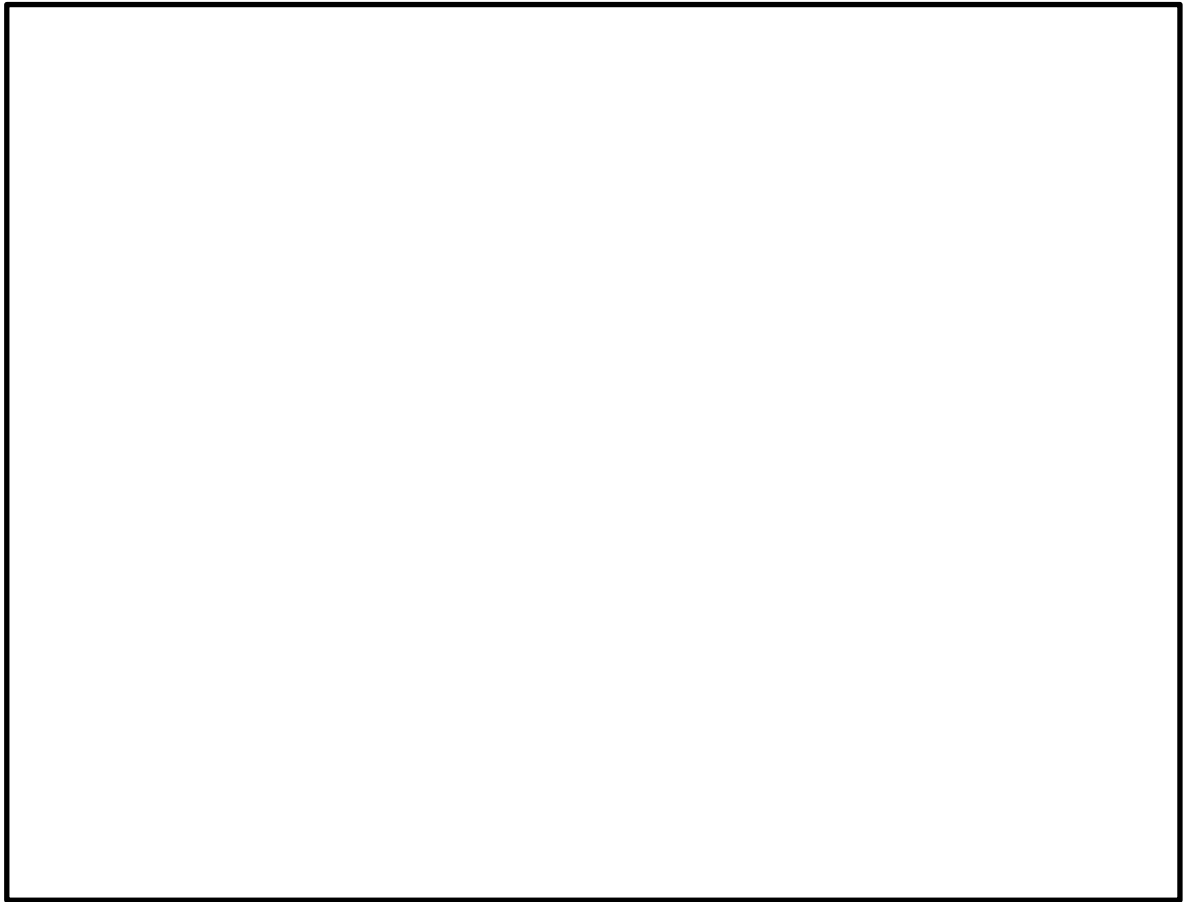


図 2-1 3次元シェルモデル図

3. 配管評価

配管は、工事計画記載範囲である主配管のうちサプレッションチェンバの耐震条件を適用しているモデルを評価対象とするが、胴エビ継部はオーバル振動の影響を受けにくいいため、胴エビ継部のみに支持点を持つ配管については、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの応答を比較し、3次元はりモデルの応答が大きくなる場合は影響検討の対象外とする。評価対象の選定フローを図 3-1 に示す。

胴エビ継部における3次元はりモデルと3次元シェルモデルの加速度の比較結果を表 3-1 に、変位の比較結果を表 3-2 に示す。胴エビ継部の加速度は、全ての質点において3次元シェルモデルより3次元はりモデルが大きくなることを確認した。また、胴エビ継部の変位は、底部、内側、外側においては全て3次元シェルモデルより3次元はりモデルが大きくなることを確認したが、頂部の一部で3次元はりモデルが3次元シェルモデル以下となる結果となった。以上のことから、頂部以外の胴エビ継部のみに支持点を持つ配管については影響検討の対象外とする。

評価対象の選定結果を表 3-3 に、サプレッションチェンバに接続される配管を分類した以下 4 つのパターンの配置概要を図 3-2 に示す。なお、配管系に適用する条件の詳細は補足-027-10-86「サプレッションチェンバに設置される機器及び配管に適用する設計用地震力に関する補足説明資料」にて示す。また、補足-027-10-86「サプレッションチェンバに設置される機器及び配管に適用する設計用地震力に関する補足説明資料」に記載のサプレッションチェンバ接続配管のうちパターン A, B, D に該当する配管を表 3-3 の選定対象とした。

- ・パターン A : 原子炉建物内～サプレッションチェンバ貫通部
- ・パターン B : サプレッションチェンバ貫通部～サプレッションチェンバ内
- ・パターン C : 原子炉格納容器内～ベント管貫通部
- ・パターン D : ベント管貫通部～サプレッションチェンバ内

サプレッションチェンバの耐震条件を適用する管について、オーバル振動を考慮した耐震評価の条件設定について表 3-4 に、評価結果を表 3-5 に示す。表 3-5 に示すとおり、オーバル振動を考慮した耐震条件においても耐震性を有することを確認した。なお、表 3-5 においては、図 3-2 における配管パターン毎に算出応力と許容応力を踏まえ、評価上厳しい箇所の結果について記載する。

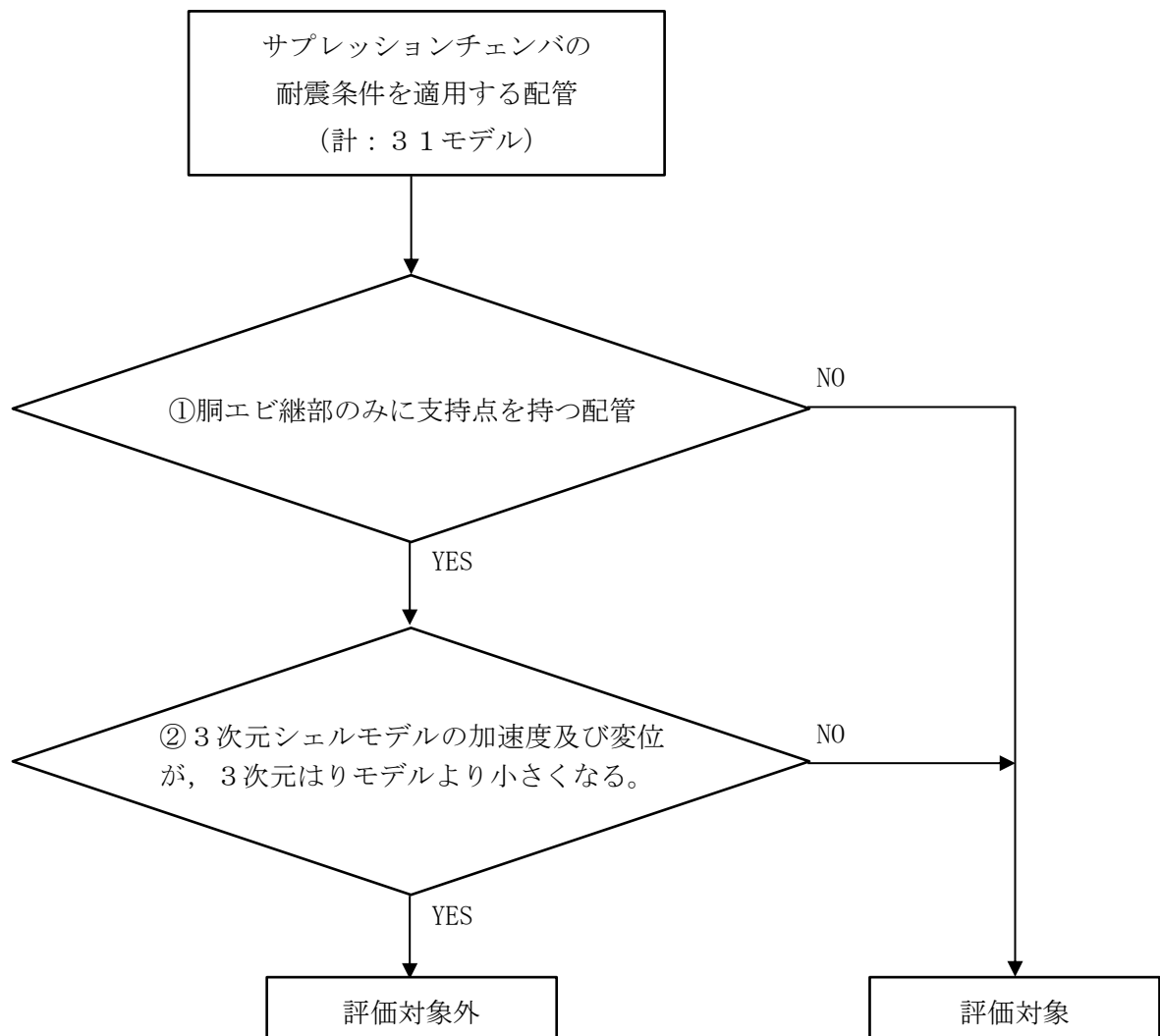
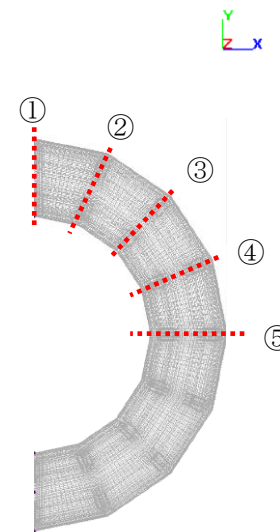


図 3-1 評価対象の選定フロー

表 3-1 胴エビ継部における 3次元はりモデルと 3次元シェルモデルの加速度の比較結果

加速度 抽出点	3次元はりモデル (mm/s ²)			位置	3次元シェルモデル (mm/s ²)			比率* (-)		
	X	Y	Z		X	Y	Z	X	Y	Z
①				頂部				0.53	0.41	0.52
				底部				0.28	0.45	0.24
				内側				0.48	0.47	0.26
				外側				0.32	0.44	0.24
②				頂部				0.45	0.39	0.56
				底部				0.33	0.42	0.26
				内側				0.44	0.45	0.27
				外側				0.34	0.42	0.26
③				頂部				0.39	0.40	0.63
				底部				0.37	0.40	0.29
				内側				0.41	0.44	0.30
				外側				0.37	0.39	0.29
④				頂部				0.37	0.45	0.70
				底部				0.39	0.35	0.32
				内側				0.41	0.45	0.33
				外側				0.38	0.36	0.32
⑤				頂部				0.37	0.55	0.76
				底部				0.41	0.29	0.35
				内側				0.42	0.50	0.36
				外側				0.40	0.34	0.35

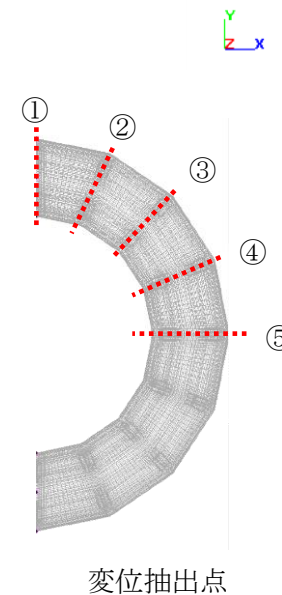


加速度抽出点

注記* : 3次元シェルモデル / 3次元はりモデルにて算出した結果を示す。

表 3-2 胴エビ継部における 3次元はりモデルと 3次元シェルモデルの変位の比較結果

変位 抽出点	3次元はりモデル (mm)			位置	3次元シェルモデル (mm)			比率* (-)		
	X	Y	Z		X	Y	Z	X	Y	Z
①				頂部				0.86	0.62	0.88
				底部				0.44	0.69	0.25
				内側				0.79	0.52	0.33
				外側				0.48	0.58	0.47
②				頂部				0.71	0.60	0.94
				底部				0.52	0.66	0.27
				内側				0.64	0.50	0.36
				外側				0.48	0.55	0.50
③				頂部				0.60	0.61	1.03
				底部				0.58	0.61	0.30
				内側				0.52	0.53	0.39
				外側				0.50	0.52	0.56
④				頂部				0.56	0.71	1.15
				底部				0.61	0.55	0.32
				内側				0.48	0.64	0.42
				外側				0.52	0.51	0.62
⑤				頂部				0.57	0.91	1.25
				底部				0.64	0.47	0.35
				内側				0.48	0.84	0.46
				外側				0.53	0.51	0.68



注記* : 3次元シェルモデル / 3次元はりモデルにて算出した結果を示す。

表 3-3 評価対象の選定結果

【凡例】 該当項目：○ 非該当項目：—

No.	配管モデル	接続する サブプレッ ションチェ ンパ貫通部	系統	図 3-2 におけ る配管 パター ン	図 3-1 の①に該 当する配 管	図 3-1 の②に該 当する配 管*1	評価 対象
1	MS-PS-6	X-280C*2	主蒸気系	D	○	—	○
2	MS-PS-7	X-280D*2	主蒸気系	D	○	○	—
3	MS-PS-8	X-280E*2	主蒸気系	D	○	—	○
4	MS-PS-9	X-280F*2	主蒸気系	D	○	○	—
5	MS-PS-10	X-280A*2	主蒸気系	D	○	—	○
6	MS-PS-11	X-280B*2	主蒸気系	D	○	○	—
7	MS-PS-12	X-280M*2	主蒸気系	D	○	—	○
8	MS-PS-13	X-280L*2	主蒸気系	D	○	○	—
9	MS-PS-14	X-280K*2	主蒸気系	D	○	—	○
10	MS-PS-15	X-280J*2	主蒸気系	D	○	○	—
11	MS-PS-16	X-280H*2	主蒸気系	D	○	—	○
12	MS-PS-17	X-280G*2	主蒸気系	D	○	○	—
13	RHR-R-1	X-201	残留熱除去系	A	—	—	○
14	RHR-R-2	X-202	残留熱除去系	A	—	—	○
15	RHR-R-3	X-203	残留熱除去系	A	—	—	○
16	RHR-R-6	X-200A	残留熱除去系	A	—	—	○
17	RHR-R-7	X-204	残留熱除去系	A	—	—	○
18	RHR-R-12	X-200B	残留熱除去系	A	—	—	○
19	RHR-R-14	X-205	残留熱除去系	A	—	—	○
20	RHR-PS-9	X-204	残留熱除去系	B	—	—	○
21	RHR-PS-10	X-205	残留熱除去系	B	—	—	○
22	HPCS-R-1	X-210	高圧炉心スプレイ系	A	—	—	○
23	LPCS-R-1	X-208	低圧炉心スプレイ系	A	—	—	○
24	RCIC-R-1	X-214	原子炉隔離時冷却系	A	—	—	○
25	RCIC-R-4	X-213	原子炉隔離時冷却系	A	—	—	○
26	RCIC-PS-2	X-213	原子炉隔離時冷却系	B	—	—	○
27	SGT-R-1	X-241	非常用ガス処理系	A	—	—	○
28	FCS-R-3	X-242A	可燃性ガス濃度制御系	A	—	—	○
29	FCS-R-4	X-242B	可燃性ガス濃度制御系	A	—	—	○
30	ANI-R-6SP	X-320A	窒素ガス代替注入系	A	—	—	○
31	NGC-R-1	X-240	窒素ガス制御系	A	—	—	○

注記*1： 頂部以外の胴エビ継部のみに支持点を持つ配管

*2： ベント管の貫通部

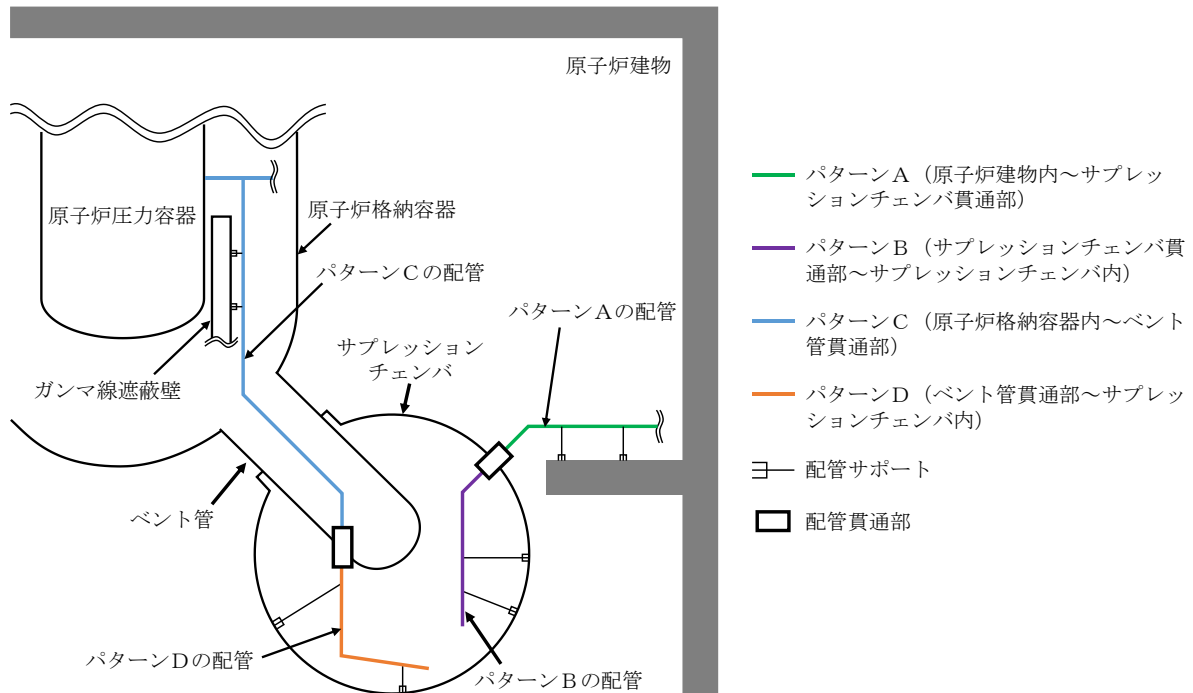


図 3-2 サプレッションチェンバ接続配管の配置概要

表 3-4 オーバル振動を考慮した配管系の耐震評価における
サプレッションチェンバの耐震条件の入力方法

図 3-2 における 配管パターン		条件	サプレッションチェンバの耐震条件の入力方法	
			オーバル振動を考慮した 耐震評価	(参考) 今回工認の評価
パターン A	原子炉建物内 ～サプレッ ションチェンバ 貫通部	加速度	—*1 (サプレッションチェンバ の耐震条件の入力無し)	—*1 (サプレッションチェンバ の耐震条件の入力無し)
		変位	3次元シェルモデル	3次元はりモデル
パターン B	サプレッ ションチェンバ貫 通部～サプレ ッションチェ ンバ内	加速度	3次元シェルモデル	3次元はりモデル
		変位	—*2 (サプレッションチェンバ の耐震条件の入力無し)	—*2 (サプレッションチェンバ の耐震条件の入力無し)
パターン D	ベント管貫通 部～サプレッ ションチェン バ内	加速度	3次元シェルモデル	3次元はりモデル
		変位	3次元シェルモデル	3次元はりモデル

注記*1：主な支持点である原子炉建物の耐震条件を適用。

*2：全ての支持点がサプレッションチェンバに位置しているため、相対変位の入力は無い。

表 3-5 オーバル振動を考慮した耐震条件における配管の評価結果

図 3-2 における 配管パターン		配管モデル	応力の 種類	オーバル振動を考慮し た耐震評価結果*1		(参考) 今回工認の 評価結果	
				算出 応力 (MPa)	許容 応力 (MPa)	算出 応力 (MPa)	許容 応力 (MPa)
パターン A	原子炉建物内 ～サプレッショ ンチェンバ 貫通部	RHR-R-2	一次	141	335	141*2	335
		ANI-R-6SP	一次+ 二次	405	414	175*2	414
パターン B	サプレッショ ンチェンバ貫 通部～サプレ ッションチェ ンバ内	RCIC-PS-2	一次	174	363	146*2	363
		RCIC-PS-2	一次+ 二次	300	418	253*2	418
パターン D	ベント管貫通 部～サプレッ ションチェン バ内	MS-PS-8	一次	95	363	95*3	363
		MS-PS-12	一次+ 二次	327	394	294*2	394

注記*1：サプレッションチェンバの耐震条件は表 2-1 に示す解析モデルにより算出したものを適用した。なお、MS-PS-8 及び MS-PS-12 は胴エビ継部のみに支持点を持つ配管であり、表 3-1 のとおり、胴エビ継部のみに支持点を持つ配管の加速度は全ての質点において 3次元シェルモデルより 3次元はりモデルが大きくなるため、オーバル振動を考慮した耐震条件を上回る条件として今回工認と同様の加速度を適用した。また、RHR-R-2 は原子炉建物の加速度を適用しているため、一次応力の算出応力が今回工認と同じ値となる。

*2：設計用床応答スペクトル I (基準地震動 S s) 又は設計用震度 I (基準地震動 S s) により算出した応力

*3：設計用震度 I (基準地震動 S s) を上回る震度により算出した応力

4. 配管貫通部評価

3.において評価対象となった配管が接続されるサプレッションチェンバの配管貫通部について、オーバル振動を考慮した耐震条件においても耐震性を有することを確認する。なお、X-320A は計装配管貫通部であり、有意な荷重が加わらないと考えられるため評価対象から除外する（本文 3. 参照）。このため、評価対象とする配管貫通部は 15 箇所である。

評価に当たっては、3. の配管評価において算出した配管反力及び 3 次元シェルモデルから算出したサプレッションチェンバ胴の応力を用いて、添付資料-2 と同様に許容荷重領域による評価を実施し、領域外となった貫通部に対して詳細評価（応力評価及び簡易弾塑性解析）を実施する。

3 次元はりモデルと 3 次元シェルモデルの相対変位の比較結果を表 4-1 及び図 4-1, 2 に示す。

比較結果より、胴上部の貫通部のうち、X-241, X-205, X-200A, X-200B は 3 次元シェルモデルの管軸方向の相対変位が 3 次元はりモデルよりも大きいことを確認した。これらの貫通部は、P C V 方位における水平方向へのオフセット距離が mm 以下であり、貫通部位置が胴一般部の中央付近、すなわち補強リングから離れた位置である。このため、オーバル振動を含む胴一般部の変形の影響が大きく、3 次元シェルモデルの管軸方向相対変位が大きくなったと考えられる。

これに対して、胴上部の貫通部のうち、X-240, X-204, X-213, X-242A, X-242B は 3 次元シェルモデルの管軸方向の相対変位が 3 次元はりモデルよりも小さい。これらの貫通部は、P C V 方位における水平方向へのオフセット距離が mm 以上であり、補強リングに近い位置である。このため、胴一般部の変形が抑制され、3 次元シェルモデルの管軸方向相対変位が小さくなったと考えられる。

また、胴下部では、すべての貫通部において 3 次元シェルモデルの管軸方向の相対変位が 3 次元はりモデルよりも大きいことを確認した。胴下部は、サプレッションチェンバの内部水と接する領域であり、オーバル振動の影響が大きいため、3 次元シェルモデルの管軸方向相対変位が大きくなったと考えられる。

許容荷重領域による評価結果を表 4-2, 図 4-3～図 4-17 に示す。また、詳細評価による評価結果を表 4-3, 4 に示す。表 4-2～4 より、いずれの貫通部においても許容値を下回ることを確認した。

表 4-1 配管貫通部における 3次元はりモデルと 3次元シェルモデルの相対変位

貫通部 番号	3次元シェルモデル／3次元 はりモデルの相対変位比*1			貫通部位置		備考
	管軸 方向	胴軸 方向	胴周 方向	P C V方位	サプレッション チェンバ角度	
X-201	1.43	0.34	0.34			
X-202	1.50	0.33	0.36			
X-203	1.59	0.37	0.38			
X-208	1.56	0.31	0.37			
X-210	1.50	0.31	0.36			
X-240	0.77	0.48	0.48			
X-241	1.60	0.55	0.41			代表貫通部
X-204	0.37	0.50	0.48			
X-205	1.15	0.52	0.44			
X-213	0.66	0.52	0.43			
X-214	1.72	0.37	0.31			
X-242A	0.81	0.54	0.46			
X-242B	0.80	0.50	0.47			
X-200A	1.50	0.64	0.48			
X-200B	1.46	0.65	0.47			

注記*1：3次元シェルモデル（3方向SRSS）／3次元はりモデル（3方向絶対値和）にて算出

*2：設置位置角度からの水平方向へのオフセット距離（単位：mm）

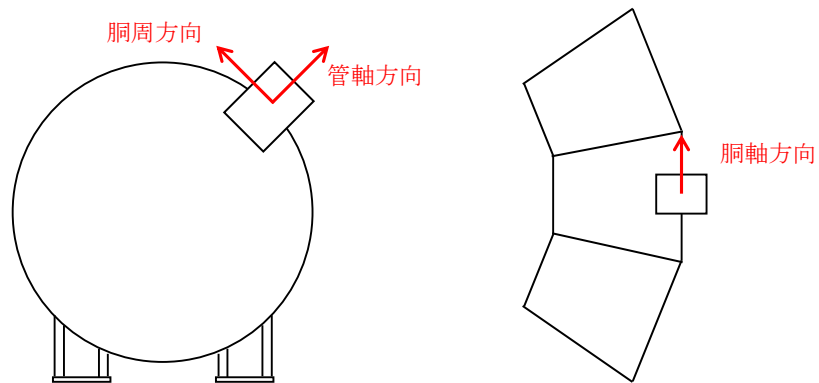


図 4—1 相対変位の向き

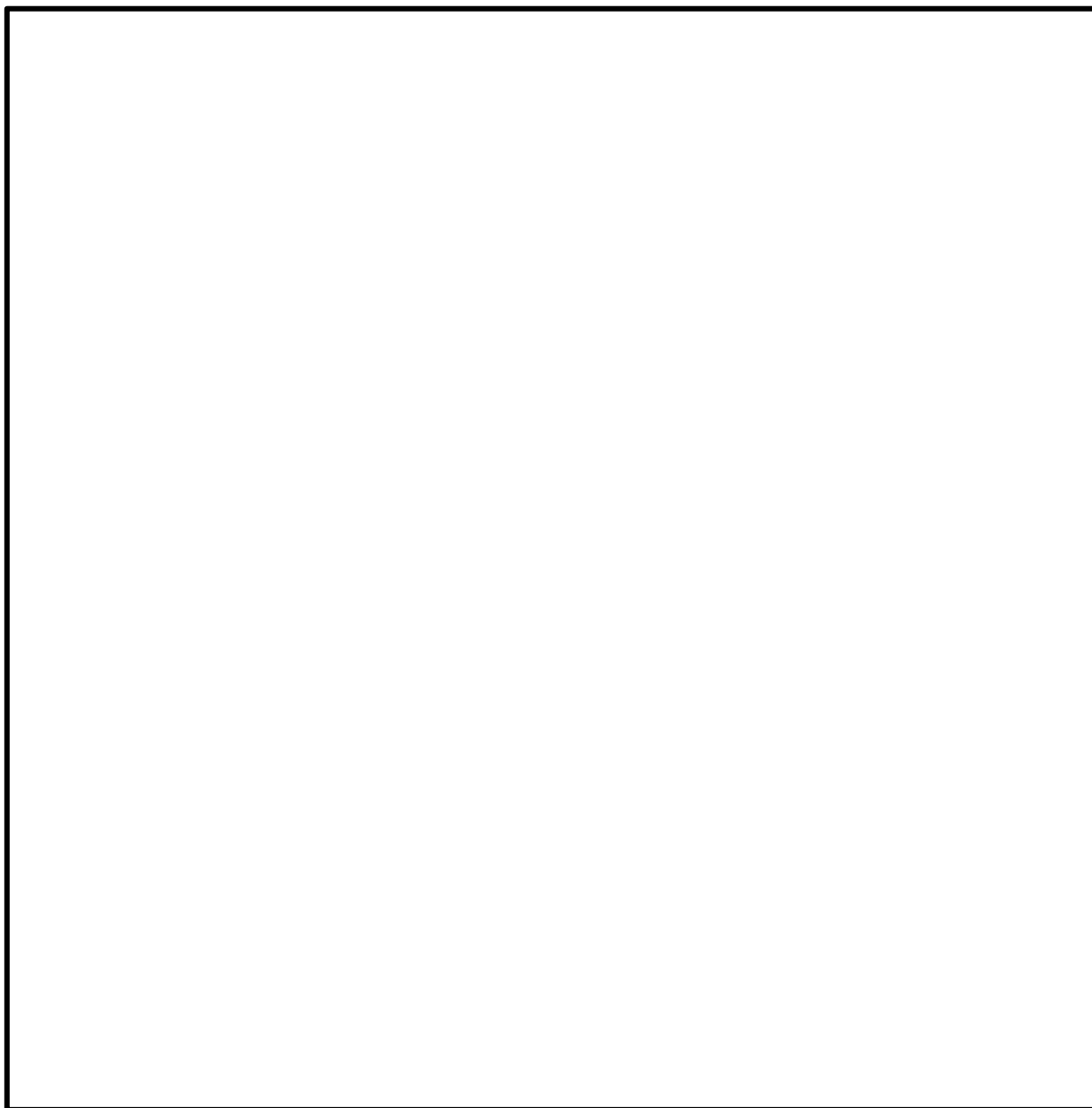
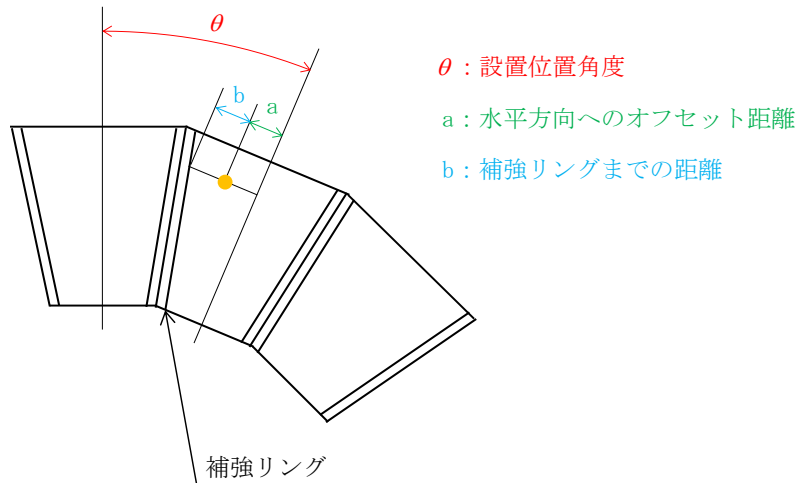


図 4—2(1) 貫通部位置



水平方向のオフセット距離aが大きくなると、配管貫通部位置は補強リングに近くなる（補強リングまでの距離bが小さくなる）。

図 4—2 (2) 貫通部位置

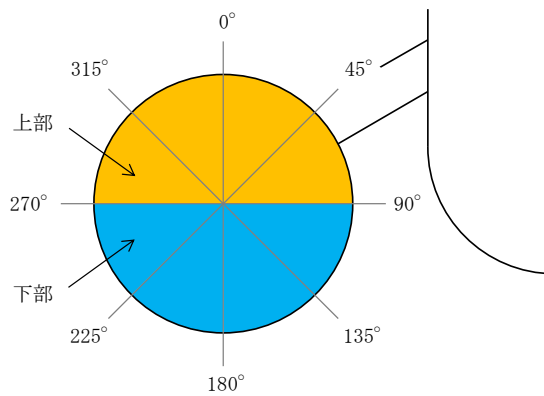


図 4—2 (3) 貫通部位置

表 4-2 許容荷重領域による評価結果

貫通部番号	許容荷重領域評価	
	一次応力	一次+二次応力
X-201	○	×
X-202	○	×
X-203	○	×
X-208	○	×
X-210	○	×
X-240	○	×
X-241	○	×
X-204	○	×
X-205	○	×
X-213	○	×
X-214	○	×
X-242A	○	×
X-242B	○	×
X-200A	×	×
X-200B	×	×

表 4-3 詳細評価による確認結果(1/2)

貫通部番号	応力分類	評価部位	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定
				発生値	許容値		
				MPa	MPa		
X-201	一次+二次応力	補強版取付部	IV _A S	792	501	0.63	×
			V _A S	792	501	0.63	×
X-202			IV _A S	871	501	0.57	×
			V _A S	871	501	0.57	×
X-203			IV _A S	766	501	0.65	×
			V _A S	766	501	0.65	×
X-208			IV _A S	721	501	0.69	×
			V _A S	721	501	0.69	×
X-210			IV _A S	731	501	0.68	×
			V _A S	731	501	0.68	×
X-240			IV _A S	670	501	0.74	×
			V _A S	670	501	0.74	×
X-241			IV _A S	926	501	0.54	×
			V _A S	926	501	0.54	×
X-204			IV _A S	862	501	0.58	×
			V _A S	862	501	0.58	×
X-205			IV _A S	798	501	0.62	×
			V _A S	798	501	0.62	×

表 4-3 詳細評価による確認結果(2/2)

貫通部番号	評価部位	応力分類	許容応力状態	評価結果		裕度 (許容値/発生値)	判定
				発生値	許容値		
				MPa	MPa		
X-213	一次+二次応力	補強版取付部	IV _A S	870	501	0.57	×
			V _A S	870	501	0.57	×
X-214			IV _A S	476	501	1.05	○
			V _A S	476	501	1.05	○
X-242A			IV _A S	708	501	0.70	×
			V _A S	708	501	0.70	×
X-242B			IV _A S	492	501	1.01	○
			V _A S	492	501	1.01	○
X-200A	一次膜応力+ 一次曲げ応力	補強版取付部	V _A S	310	490	1.58	○
	一次+二次応力	原子炉格納容器胴と スリーブとの結合部	IV _A S	654	501	0.76	×
			V _A S	654	501	0.76	×
X-200B	一次膜応力+ 一次曲げ応力	補強版取付部	V _A S	312	490	1.57	○
	一次+二次応力	原子炉格納容器胴と スリーブとの結合部	IV _A S	690	501	0.72	×
			V _A S	690	501	0.72	×

表 4-4 疲労評価結果(1/2)

貫通部 番号	許容応力 状態	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_ℓ (MPa)	S_ℓ' (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積 係数 N_c/N_a	備考
X-201	IVAS	792							0.600	
	VAS	792							0.658	
X-202	IVAS	871							0.899	
	VAS	871							0.987	
X-203	IVAS	766							0.521	
	VAS	766							0.573	
X-208	IVAS	721							0.391	
	VAS	721							0.429	
X-210	IVAS	731							0.418	
	VAS	731							0.458	
X-240	IVAS	670							0.270	
	VAS	670							0.300	
X-241	IVAS	926							0.847	
	VAS	926							0.827	
X-204	IVAS	862							0.867	
	VAS	862							0.950	

注記*：本疲労評価は、個別に設定した等価繰返し回数 回を適用し評価を実施した。

表 4-4 疲労評価結果 (2/2)

貫通部 番号	許容応力 状態	S_n (MPa)	K_e	S_p (MPa)	S_ℓ (MPa)	S_ℓ' (MPa)	N_a (回)	N_c (回)	疲労累積 係数 N_c/N_a	備考
X-205	IV _A S	798							0.623	
	V _A S	798							0.682	
X-213	IV _A S	870							0.974	
	V _A S	870							0.987	
X-242A	IV _A S	708							0.379	
	V _A S	708							0.416	
X-200A	IV _A S	654							0.499	
	V _A S	654							0.546	
X-200B	IV _A S	690							0.661	
	V _A S	690							0.725	

K_e : 弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数

S_p : 地震荷重のみにおける一次+二次+ピーク応力の応力差範囲

S_ℓ : 繰返しピーク応力強さ

S_ℓ' : 補正繰返しピーク応力強さ*

N_a : 許容繰返し回数

N_c : 等価繰返し回数

E_o : 縦弾性係数

E : 運転温度の縦弾性係数

注：設計・建設規格 PVB-3140 により運転状態 I，II において疲労解析を要しないことを確認しているため，疲労累積係数は地震動のみによる疲労累積係数とする。

注記*： S_e に (E_o/E) を乗じた値である。

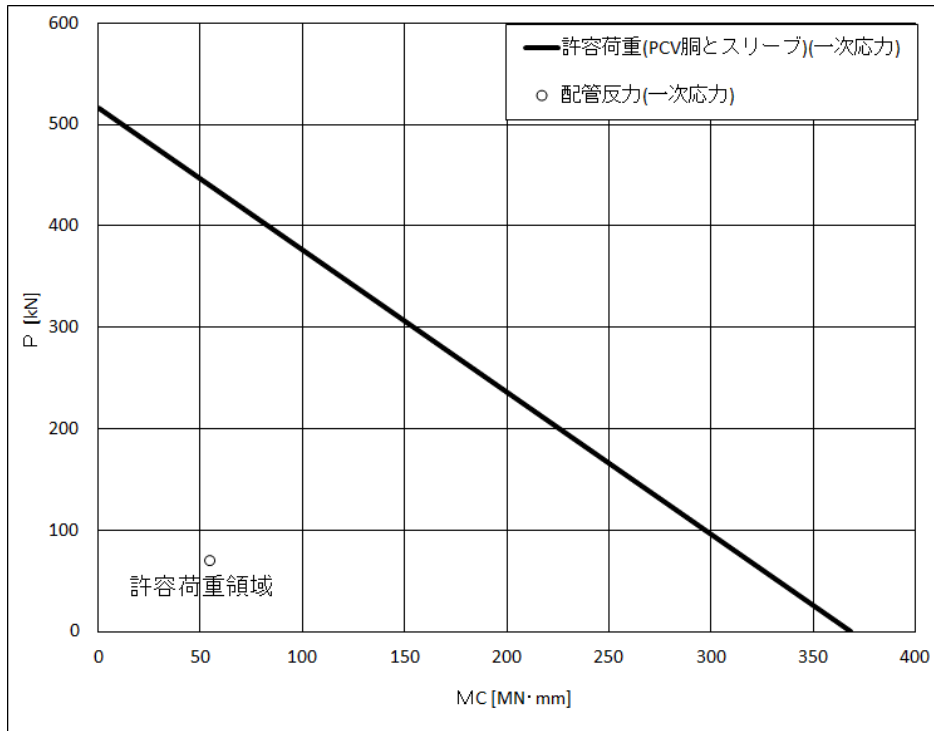
$$E_o = 2.07 \times 10^5 \text{ MPa}$$

$$E = 1.98 \times 10^5 \text{ MPa (X-213 以外 IVAS : 104°C)}$$

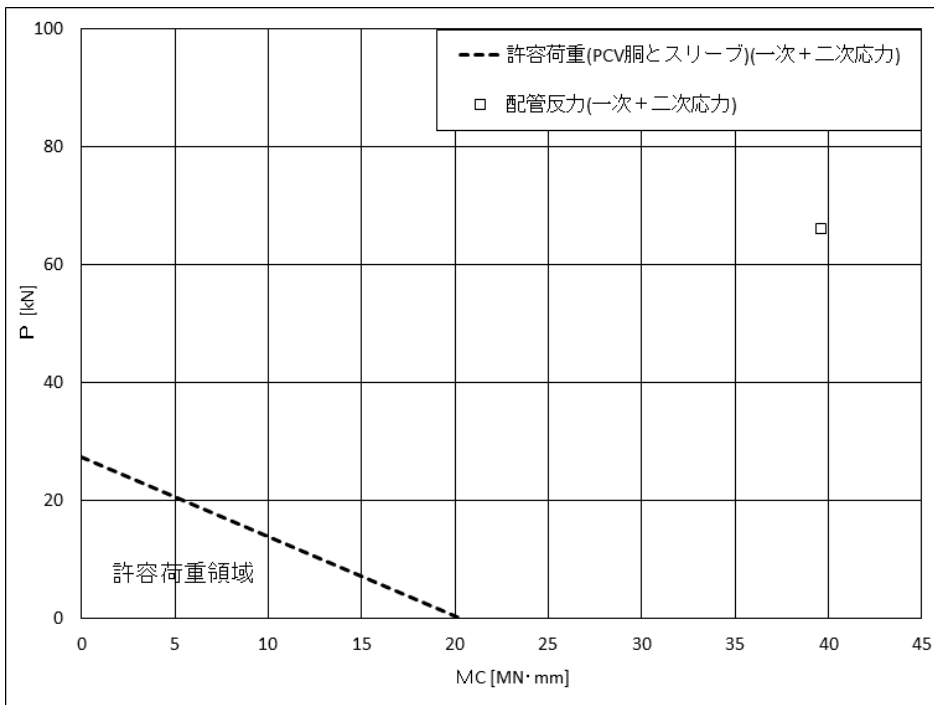
$$E = 1.91 \times 10^5 \text{ MPa (X-241 以外 VAS : 200°C)}$$

$$E = 1.92 \times 10^5 \text{ MPa (X-213 IVAS : 184°C)}$$

$$E = 2.00 \times 10^5 \text{ MPa (X-241 VAS : 70°C)}$$

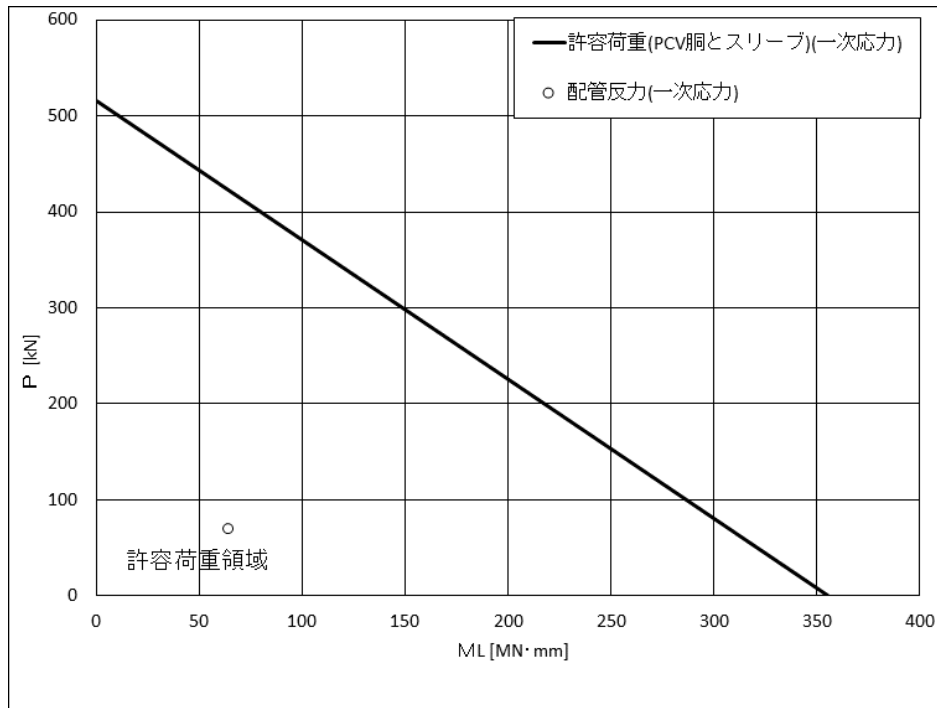


上図：一次応力に対する許容荷重領域

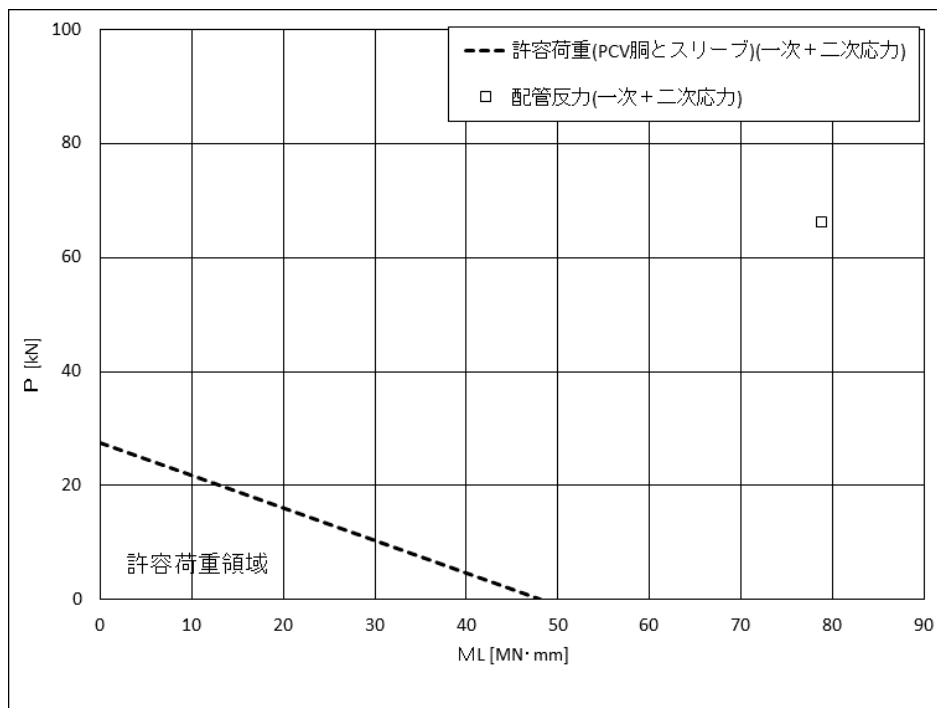


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-3(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-201) (縦軸 P - 横軸 MC)

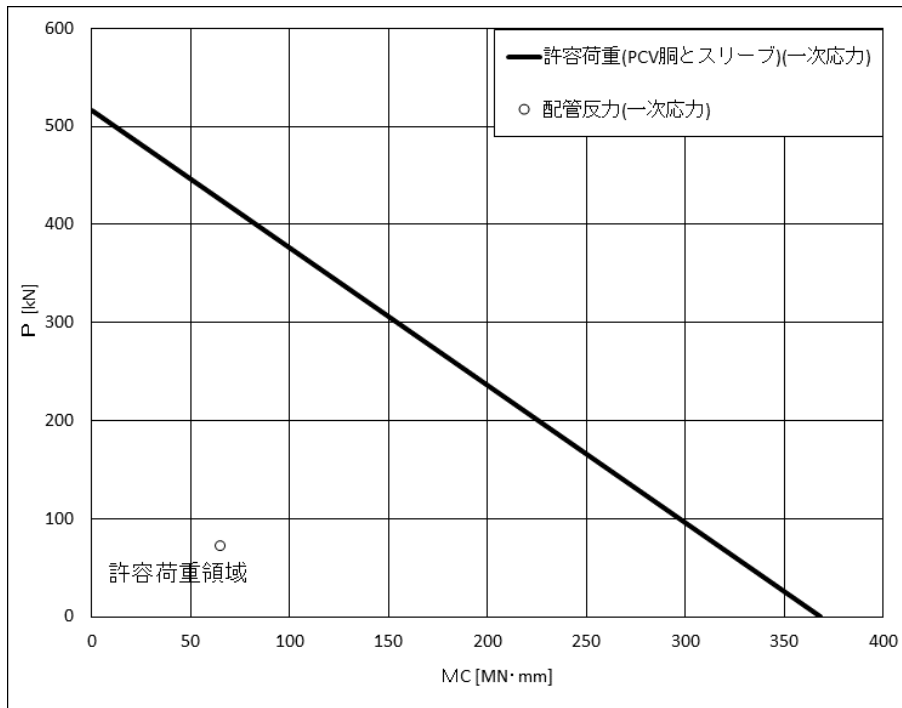


上図：一次応力に対する許容荷重領域

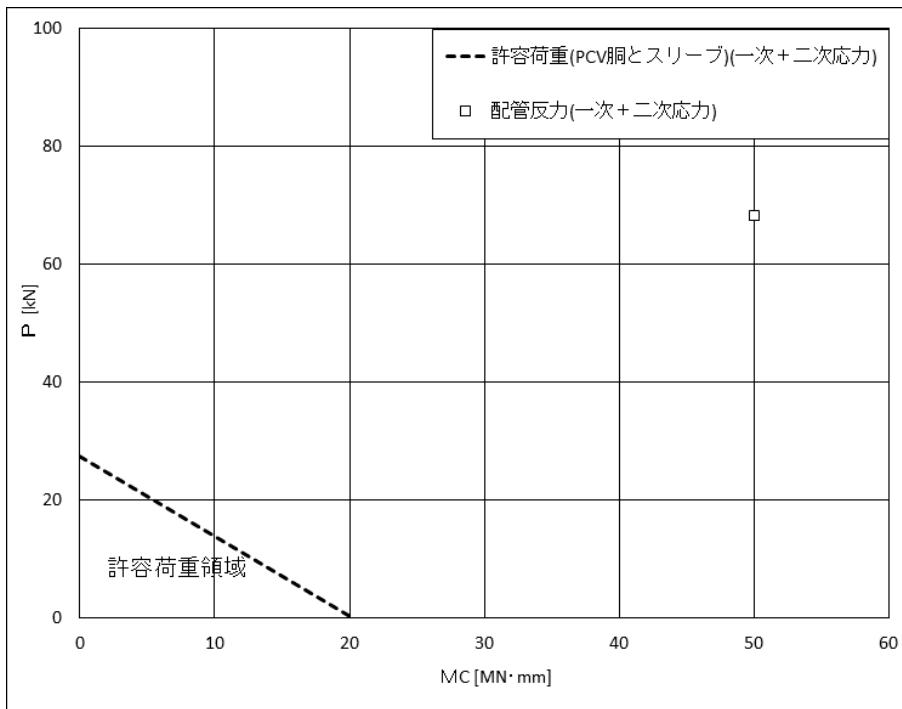


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-3(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X201) (縦軸P - 横軸 M_L)

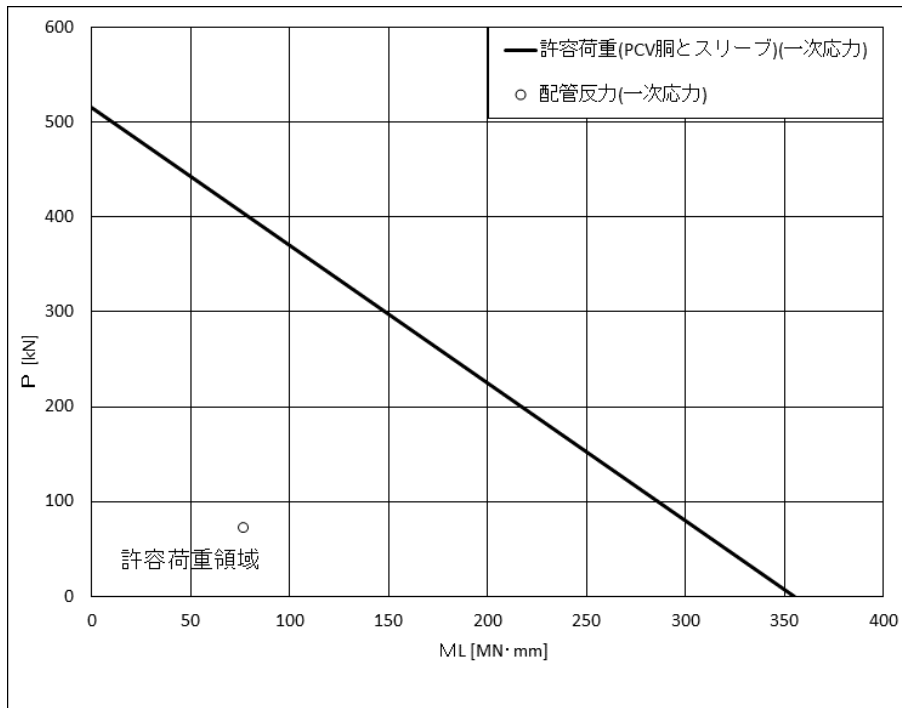


上図：一次応力に対する許容荷重領域

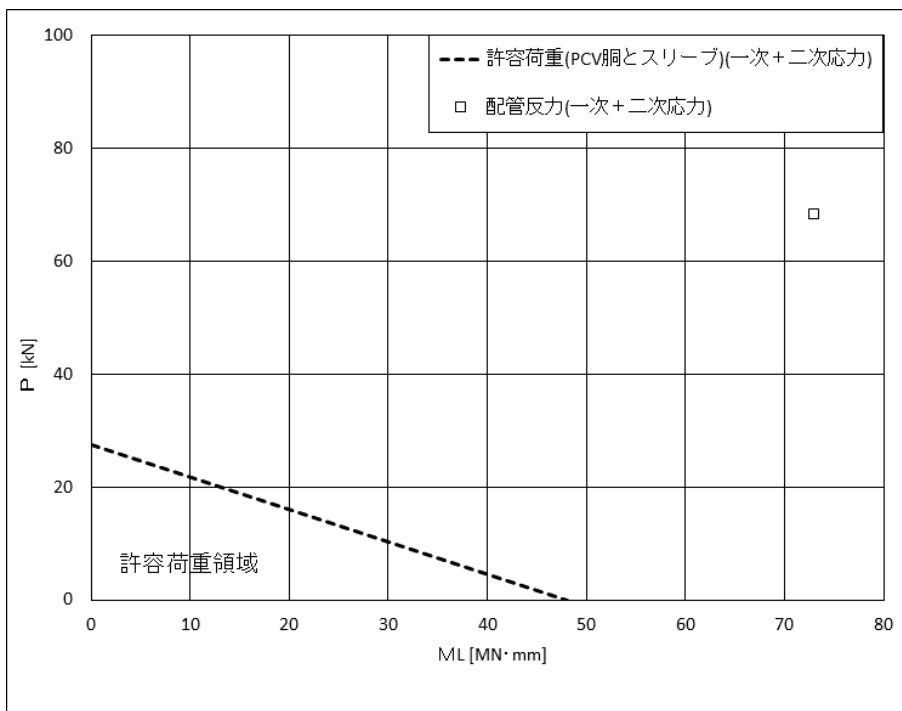


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-4(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-202) (縦軸 P - 横軸 MC)

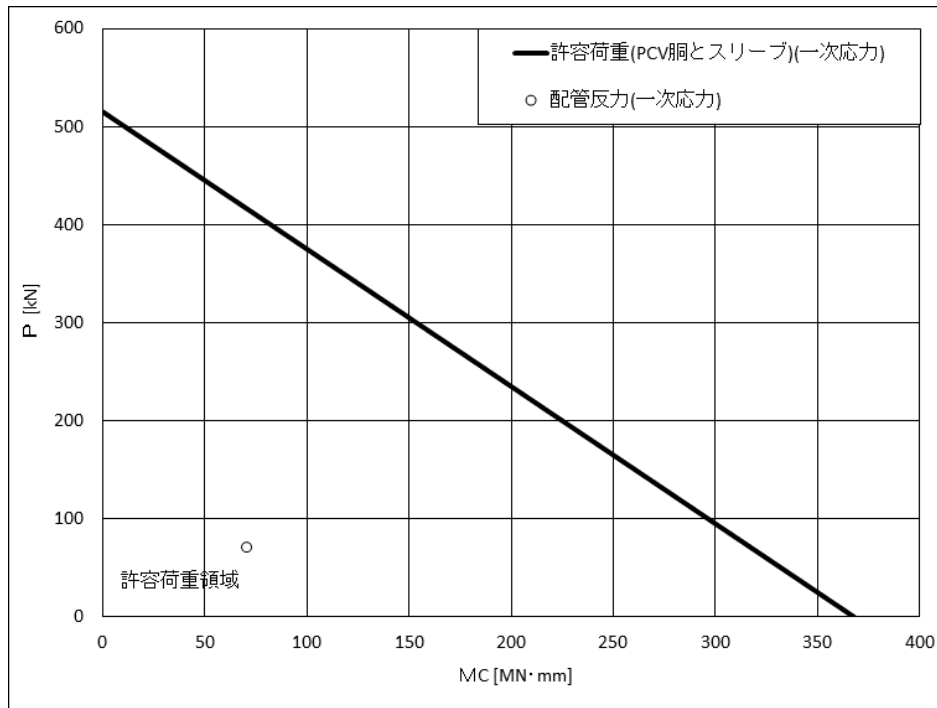


上図：一次応力に対する許容荷重領域

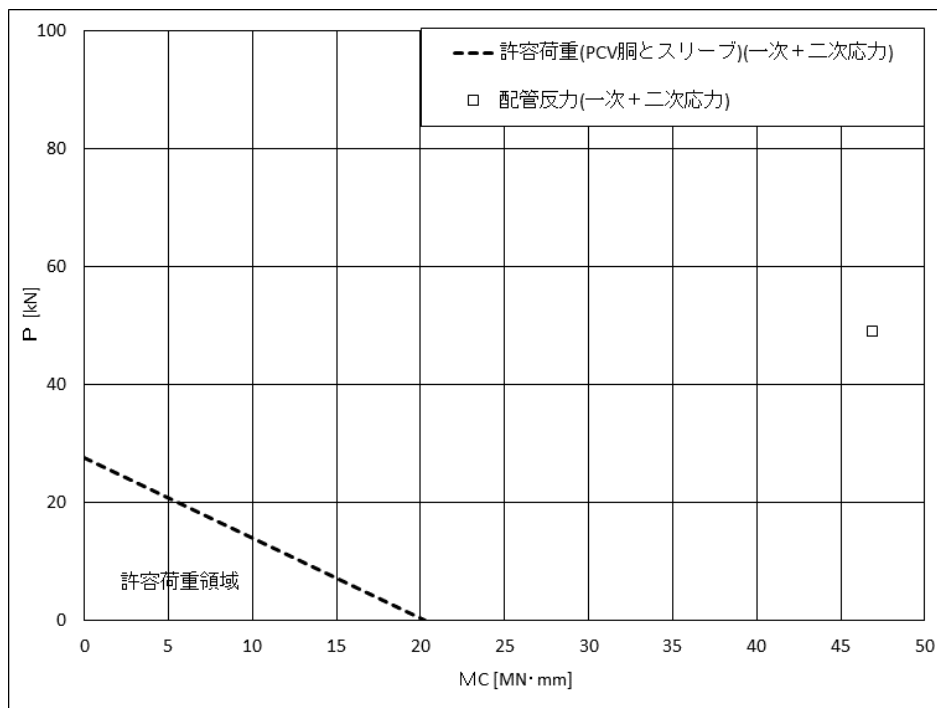


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-4(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-202) (縦軸 P - 横軸 M_L)

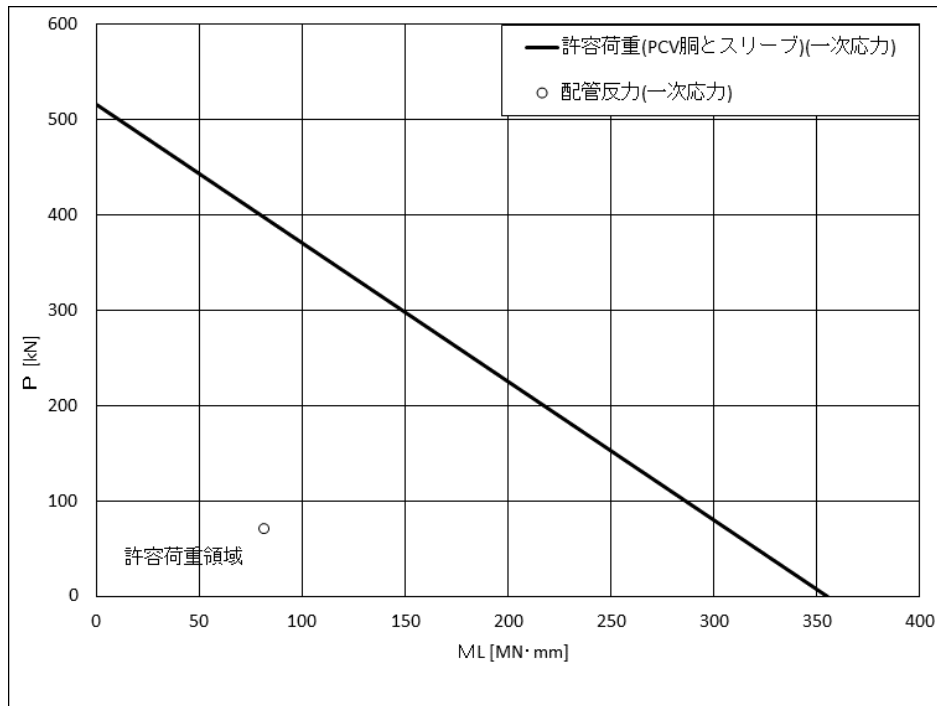


上図：一次応力に対する許容荷重領域

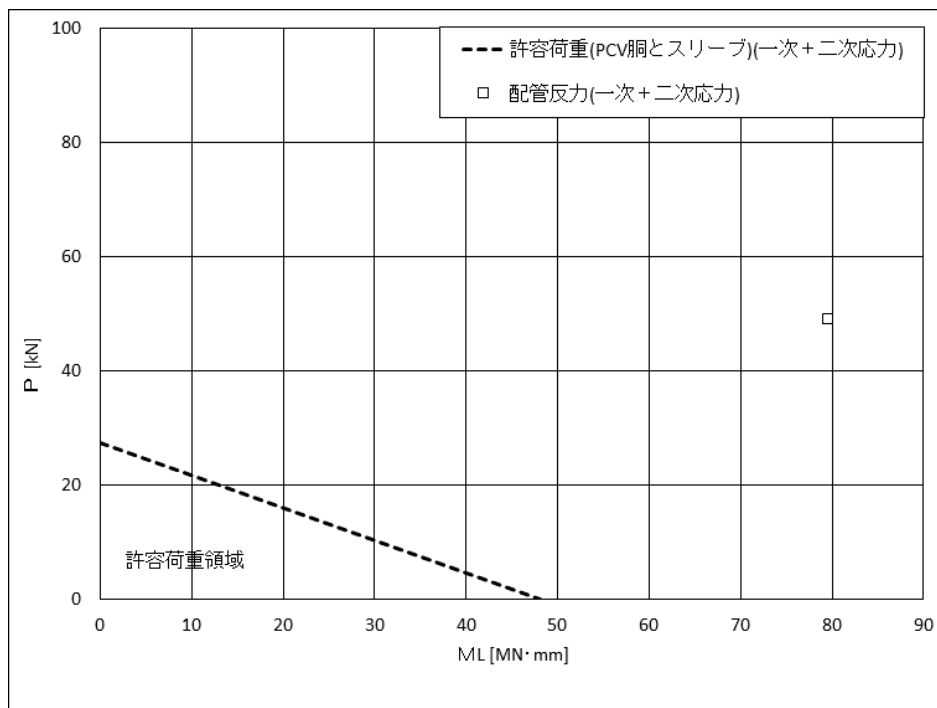


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-5(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-203) (縦軸 P - 横軸 M_C)

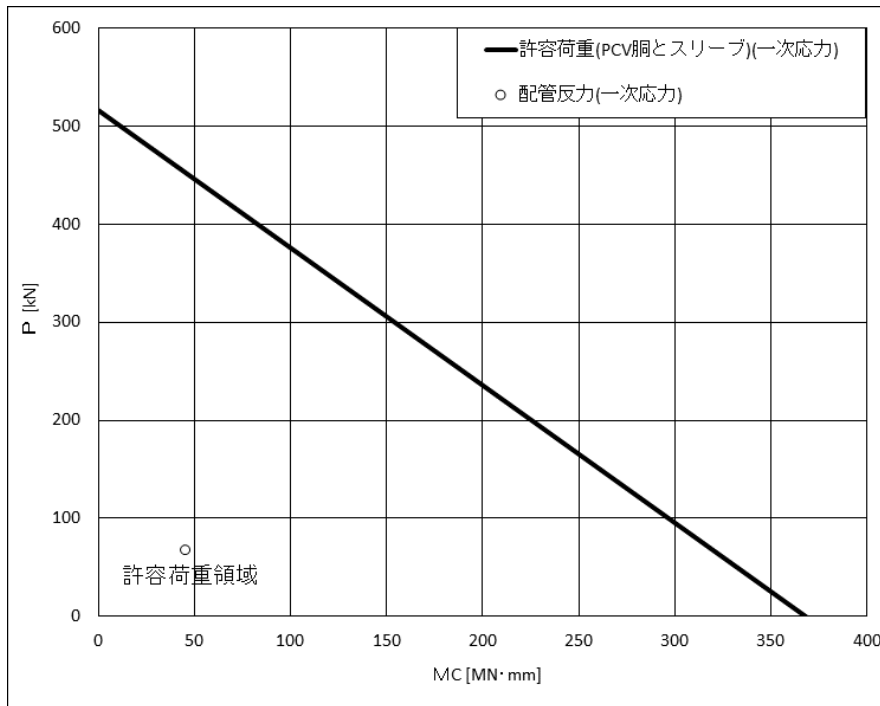


上図：一次応力に対する許容荷重領域

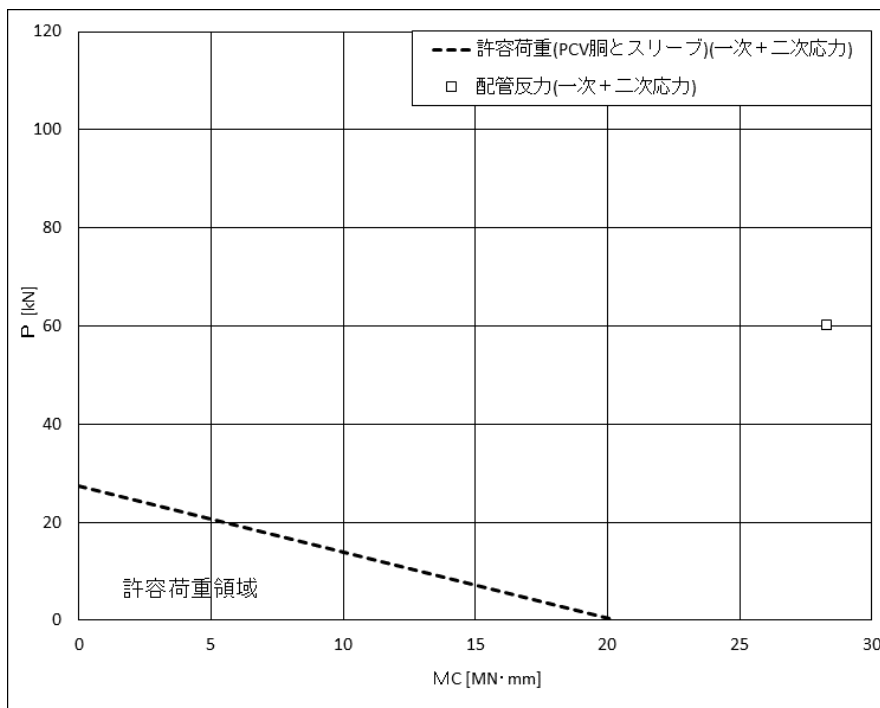


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-5(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-203) (縦軸 P - 横軸 M_L)

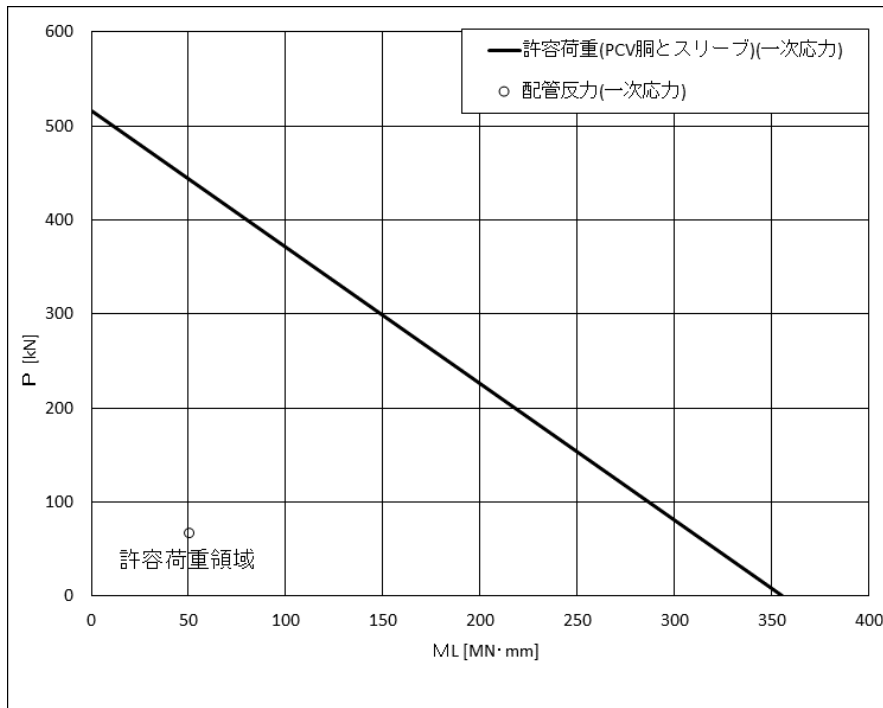


上図：一次応力に対する許容荷重領域

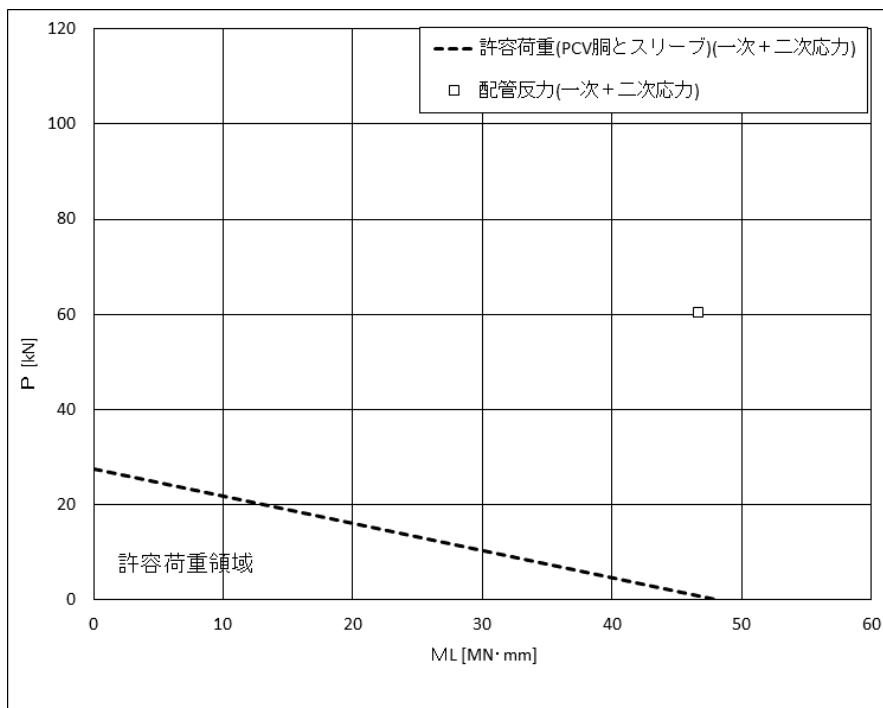


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-6(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-208）（縦軸 P - 横軸 M_C ）

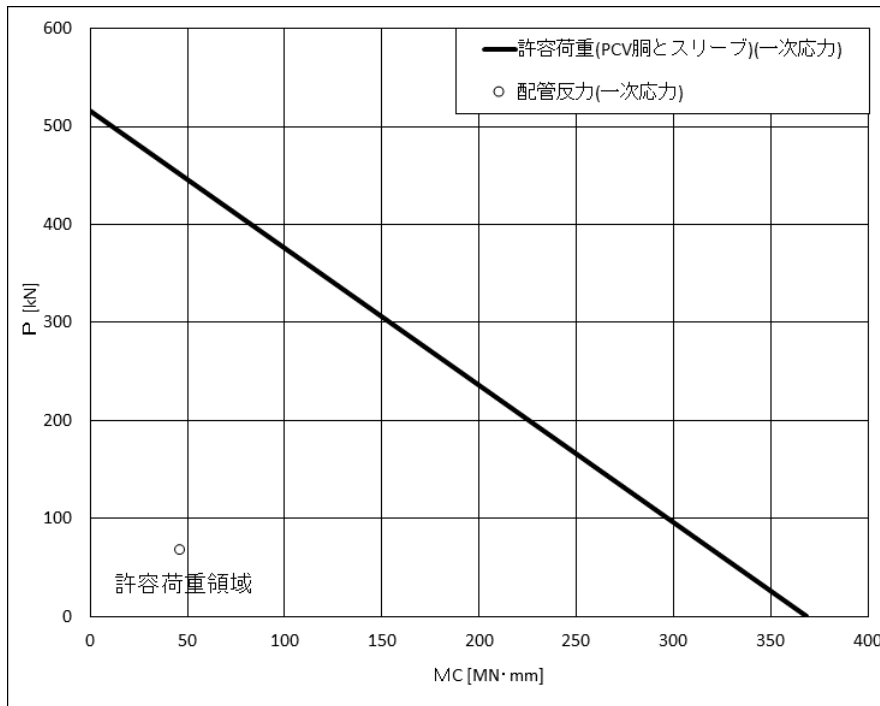


上図：一次応力に対する許容荷重領域

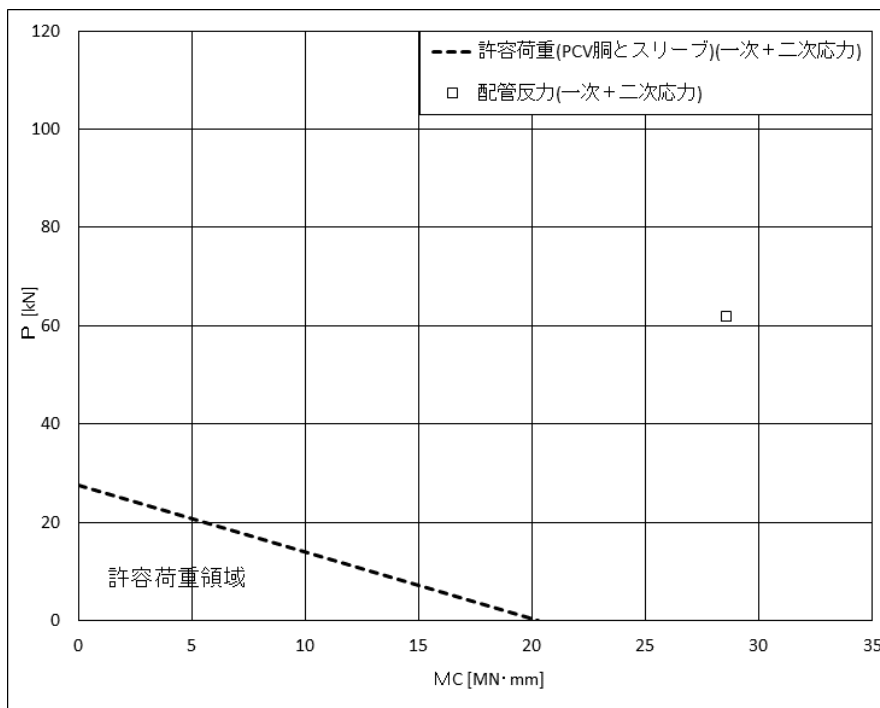


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-6(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-208）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

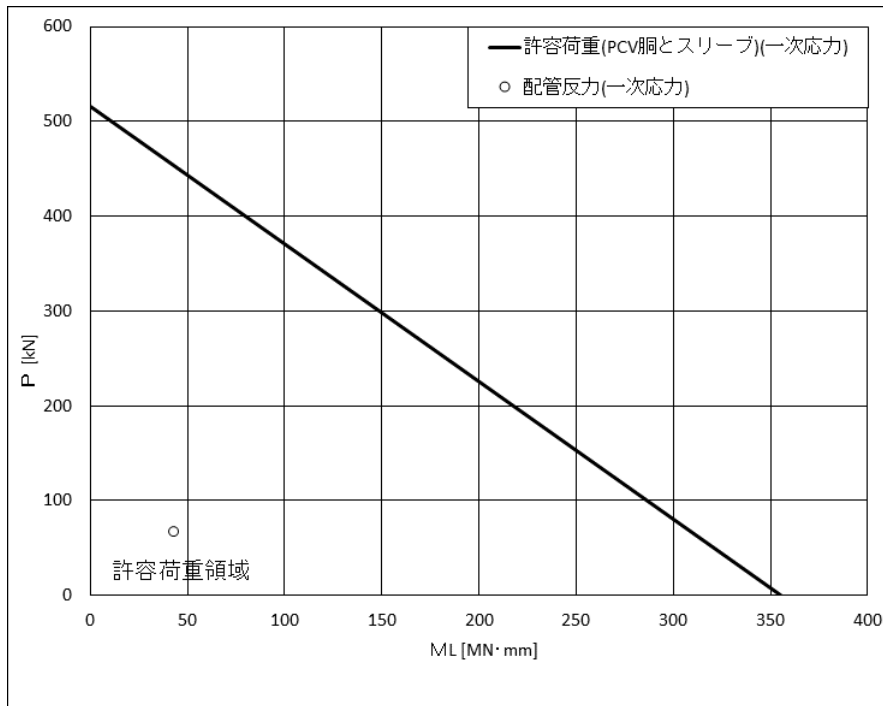


上図：一次応力に対する許容荷重領域

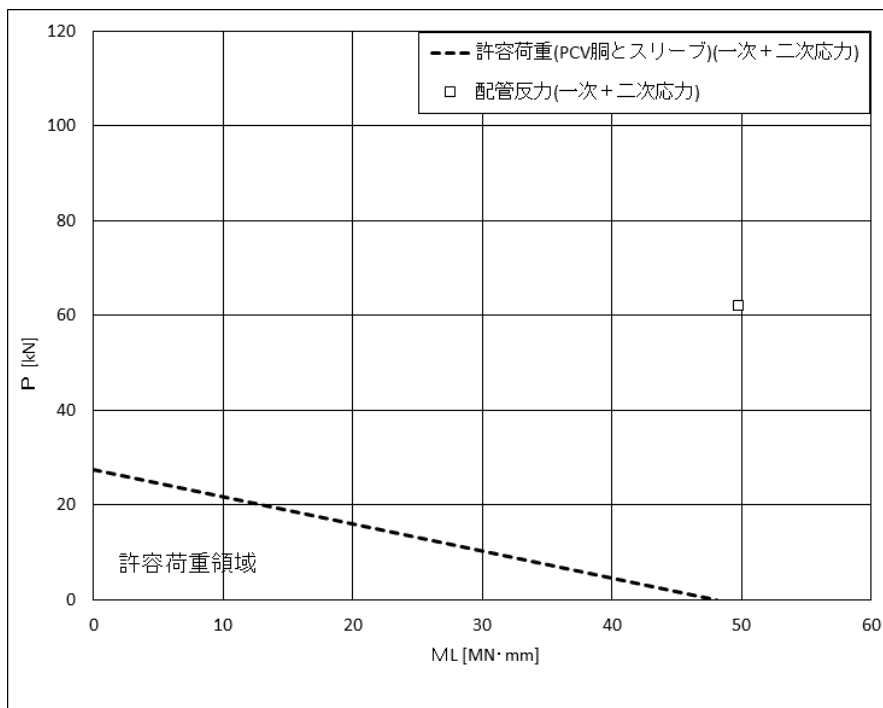


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-7(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-210) (縦軸 P - 横軸 MC)

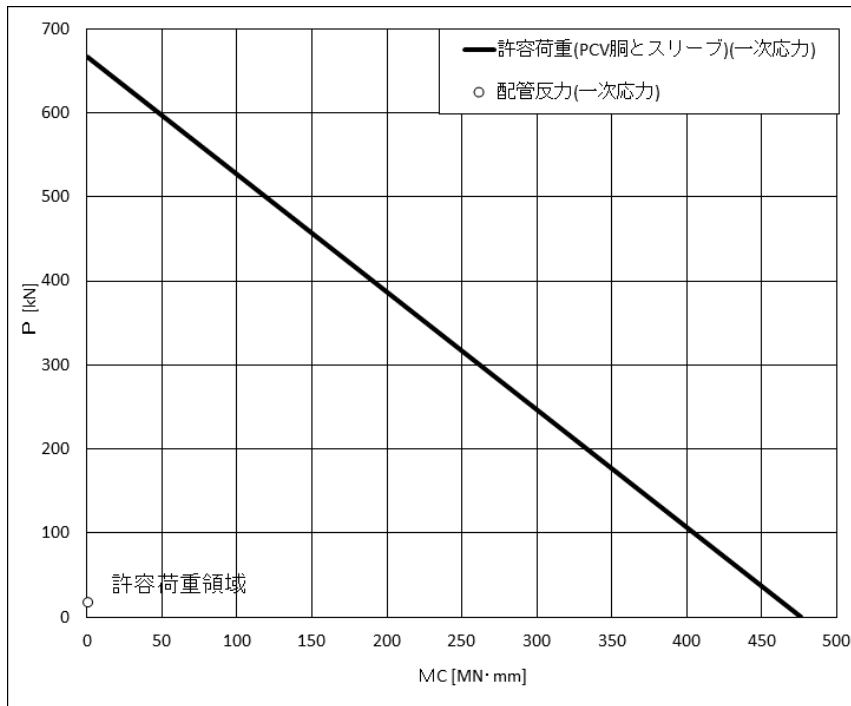


上図：一次応力に対する許容荷重領域

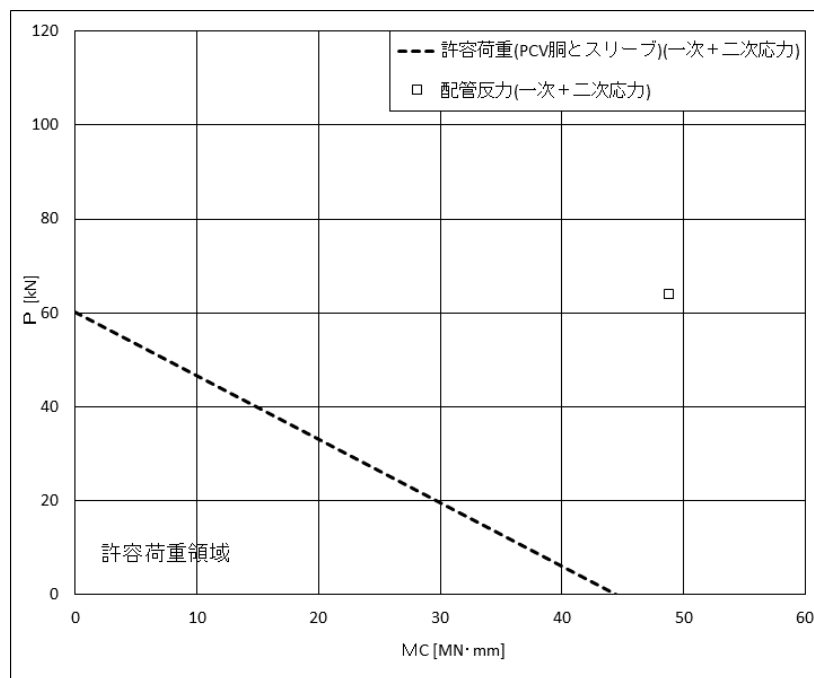


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-7(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-210）（縦軸 P - 横軸 M_L ）

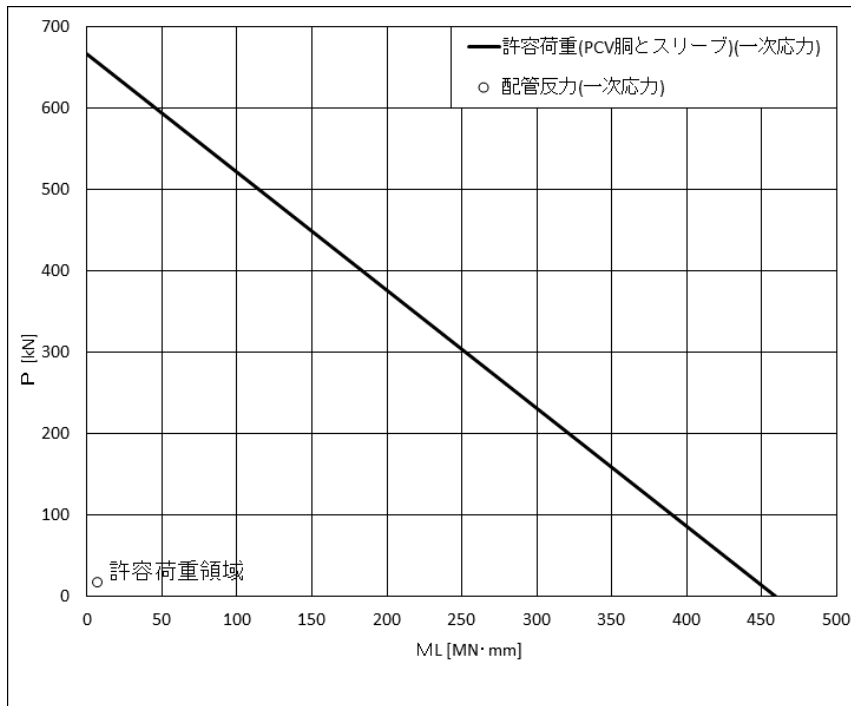


上図：一次応力に対する許容荷重領域

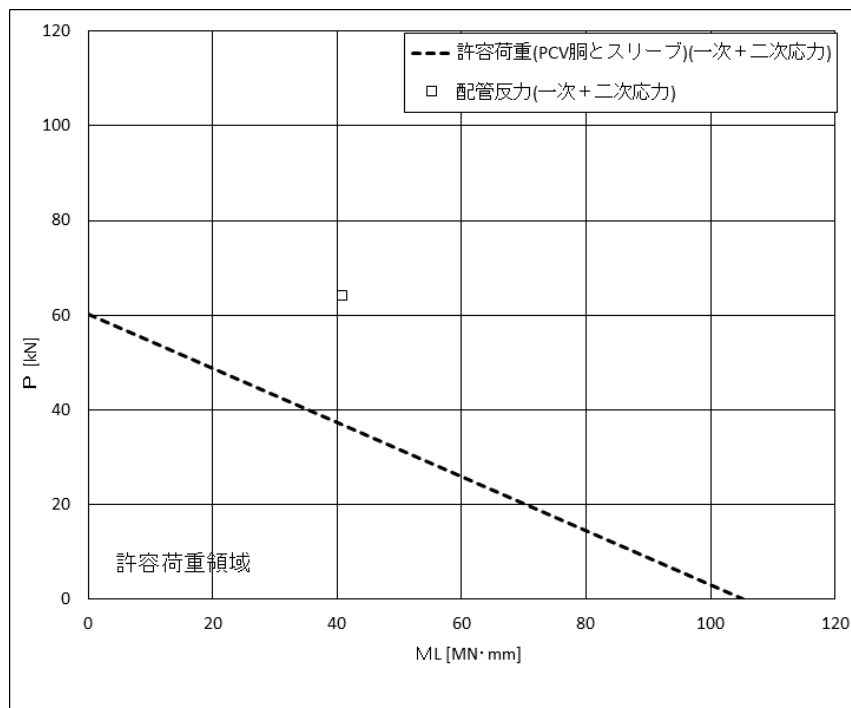


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-8(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-240) (縦軸 P - 横軸 M_C)

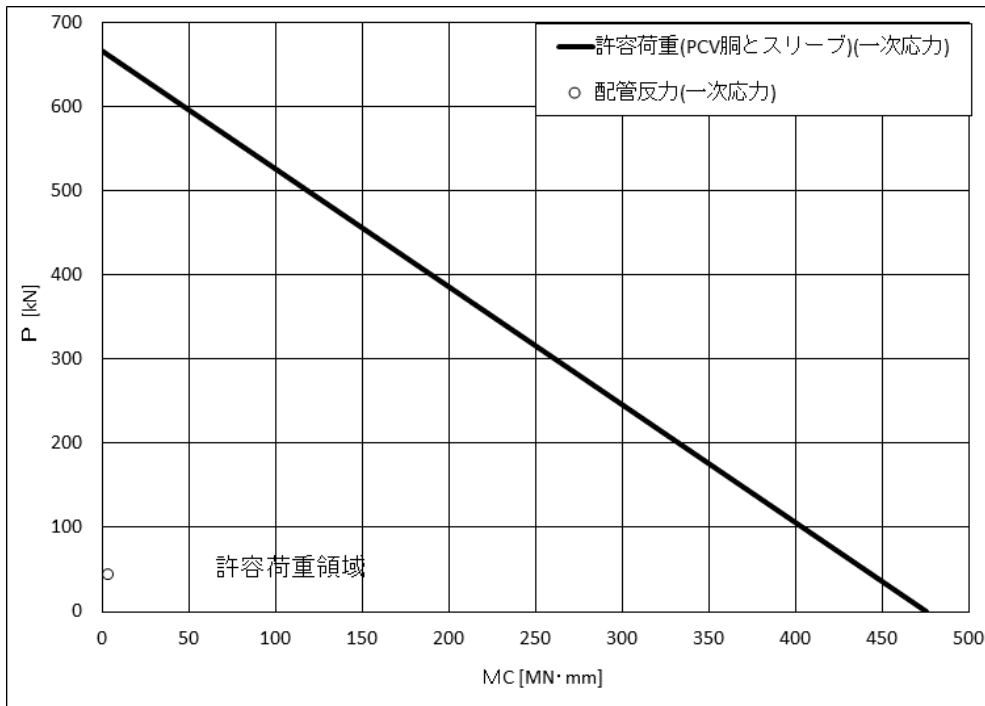


上図：一次応力に対する許容荷重領域

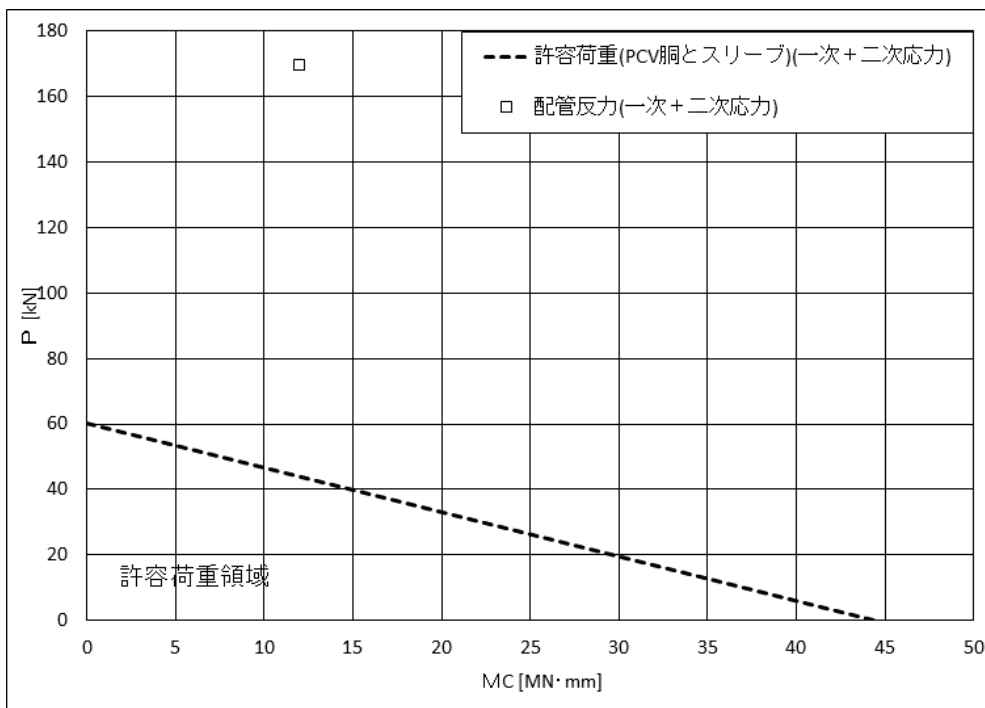


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-8(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-240) (縦軸 P - 横軸 M_L)

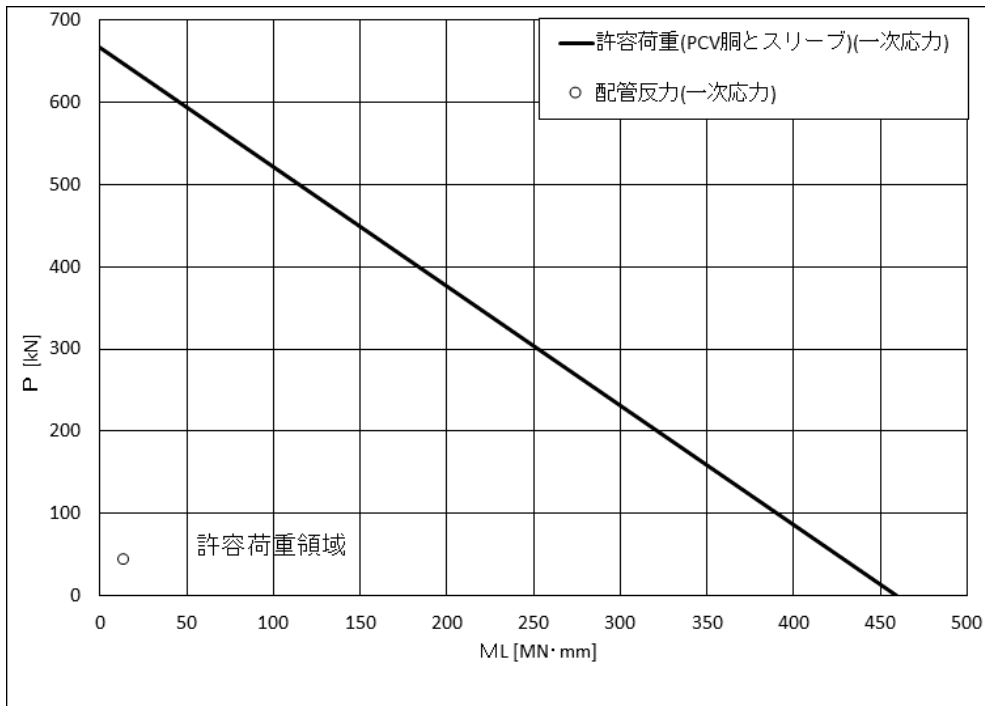


上図：一次応力に対する許容荷重領域

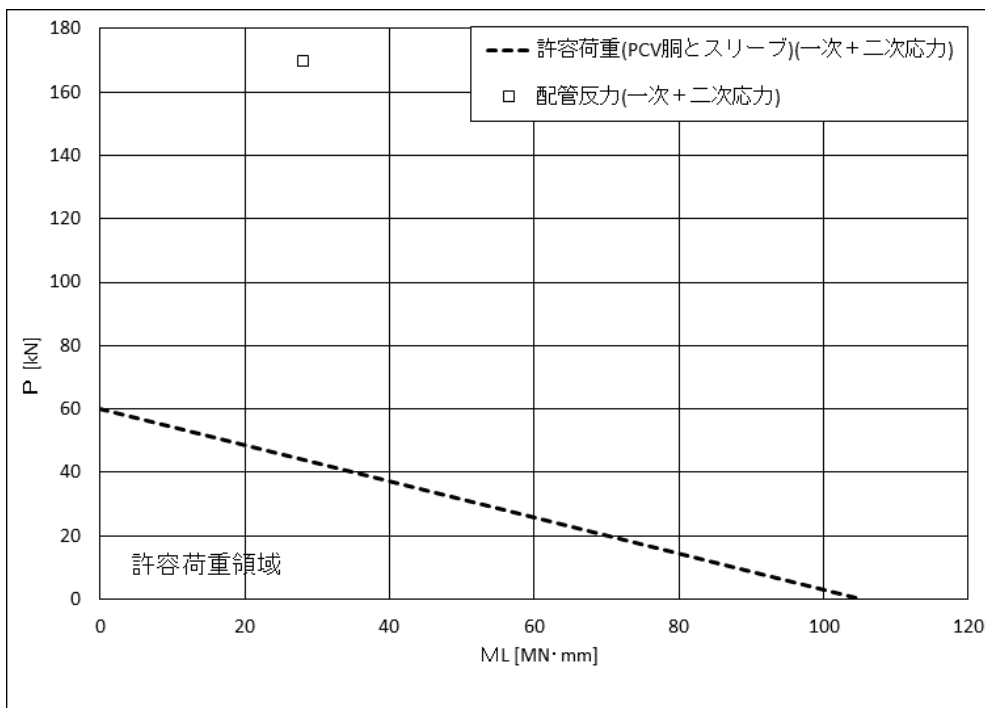


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-9(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-241) (縦軸 P - 横軸 MC)

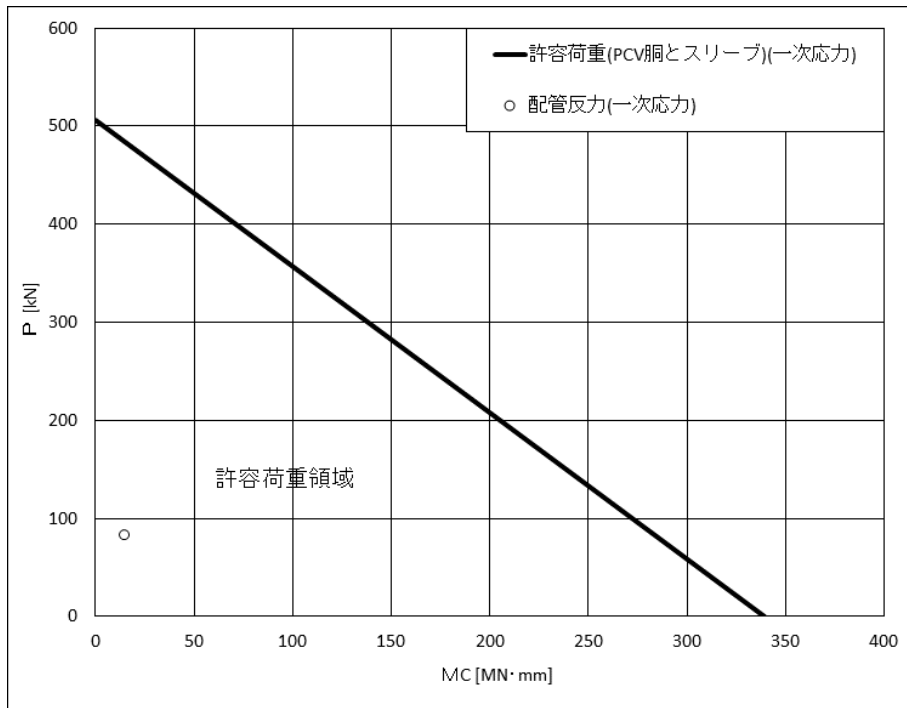


上図：一次応力に対する許容荷重領域

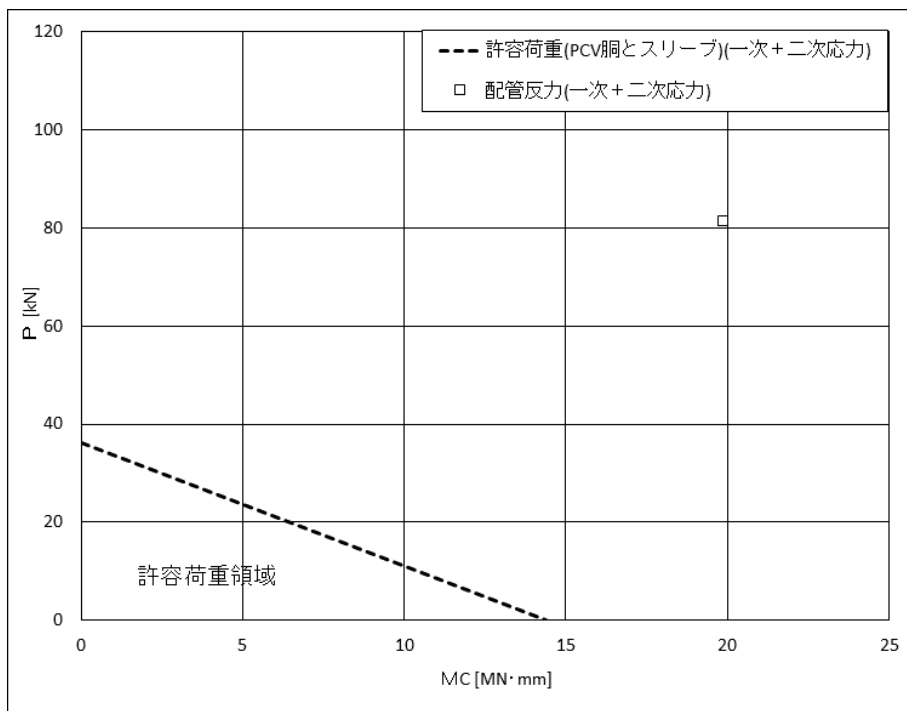


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-9(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-241) (縦軸 P - 横軸 M_L)

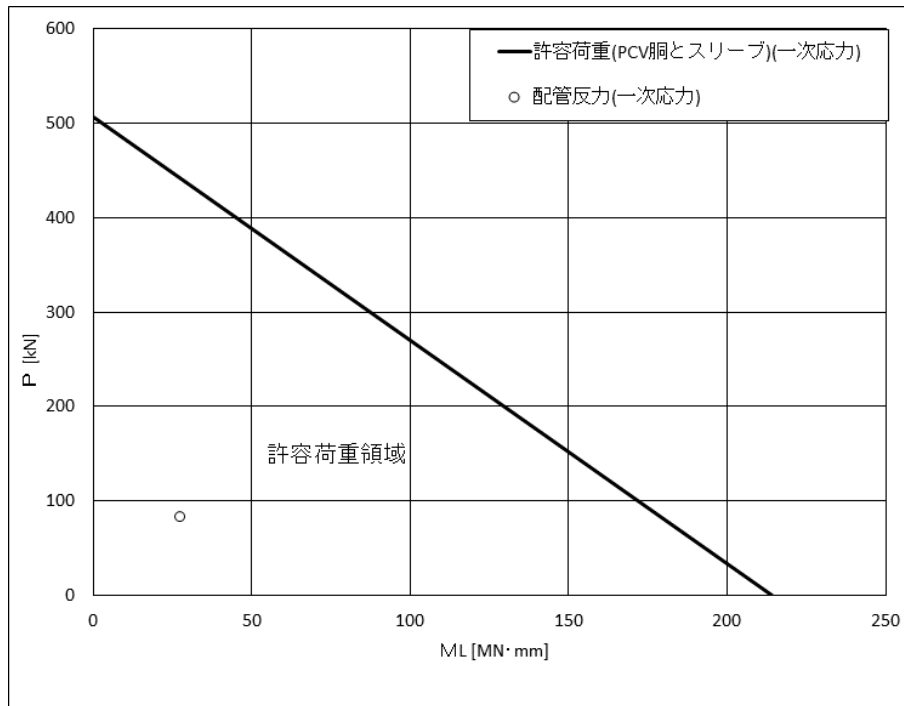


上図：一次応力に対する許容荷重領域

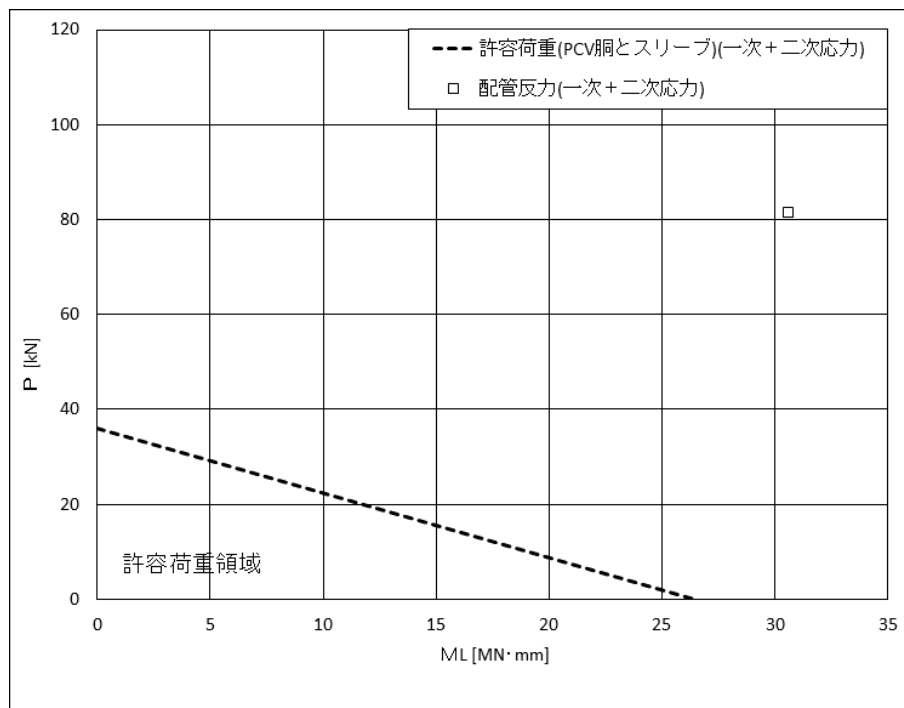


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-10(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-204) (縦軸 P - 横軸 M_C)

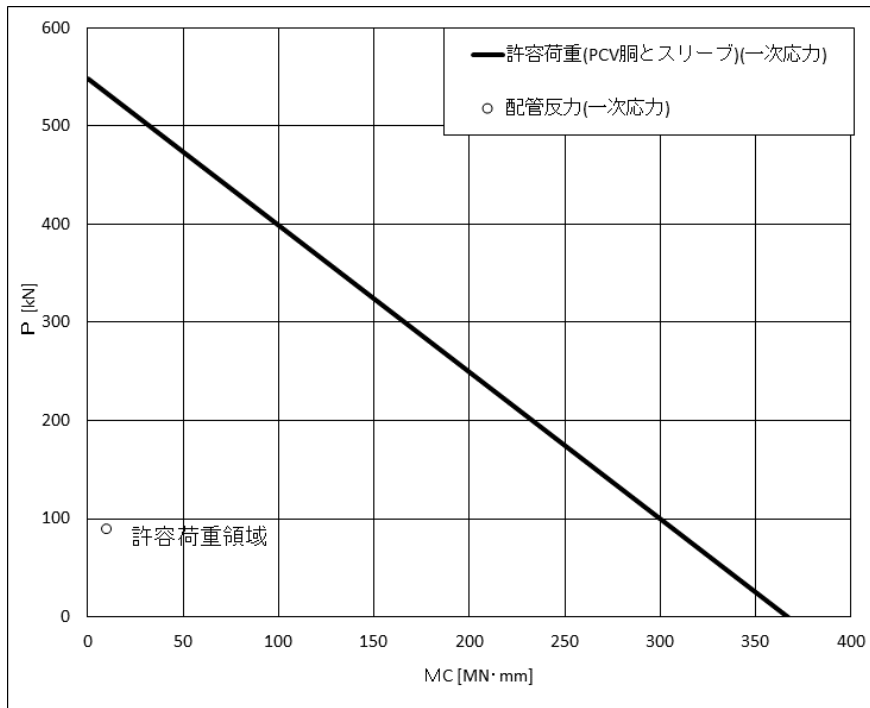


上図：一次応力に対する許容荷重領域

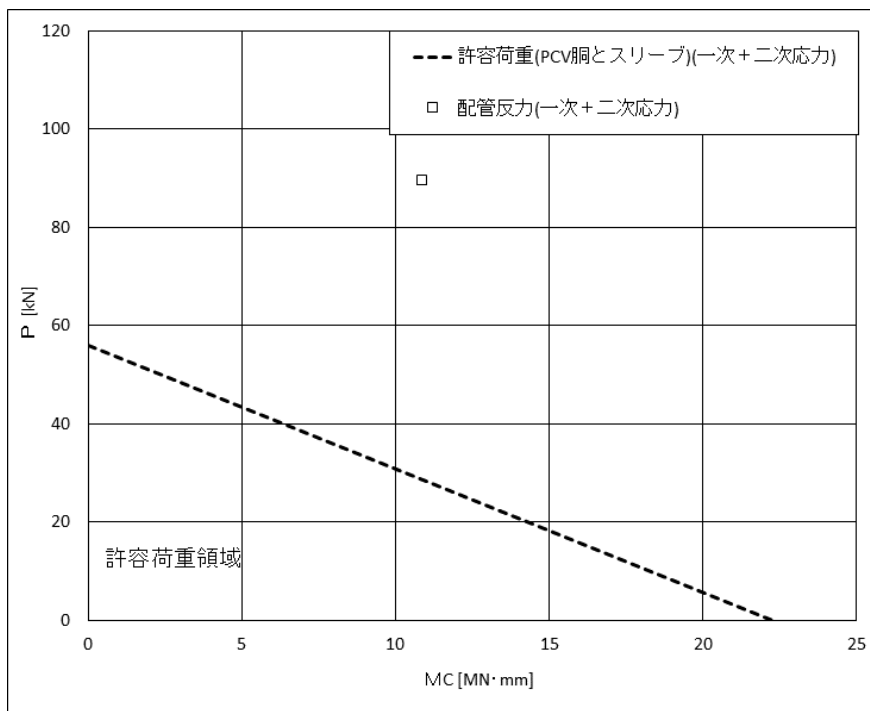


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-10(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-204) (縦軸 P - 横軸 M_L)

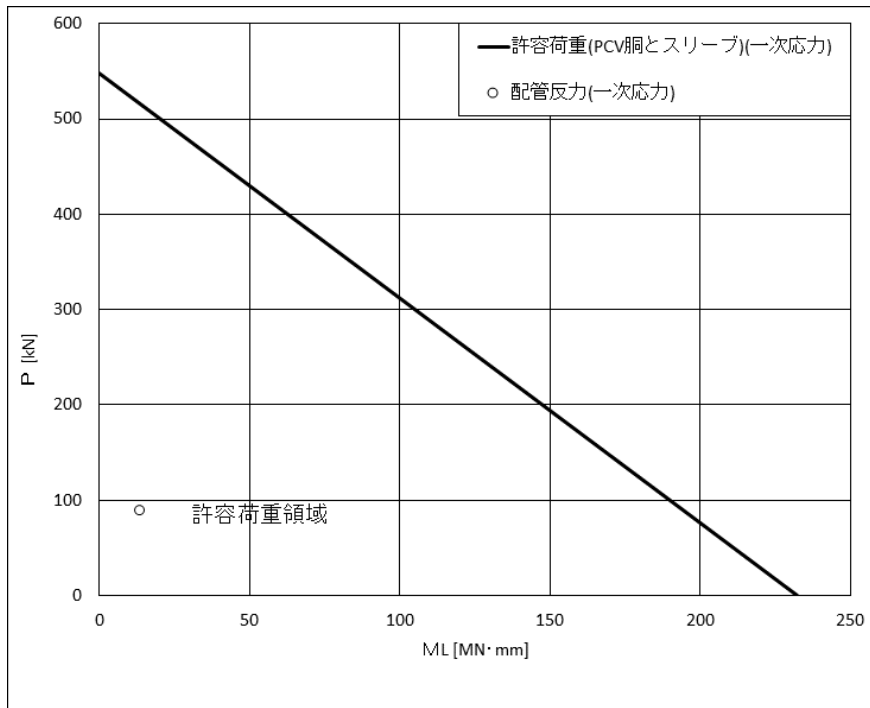


上図：一次応力に対する許容荷重領域

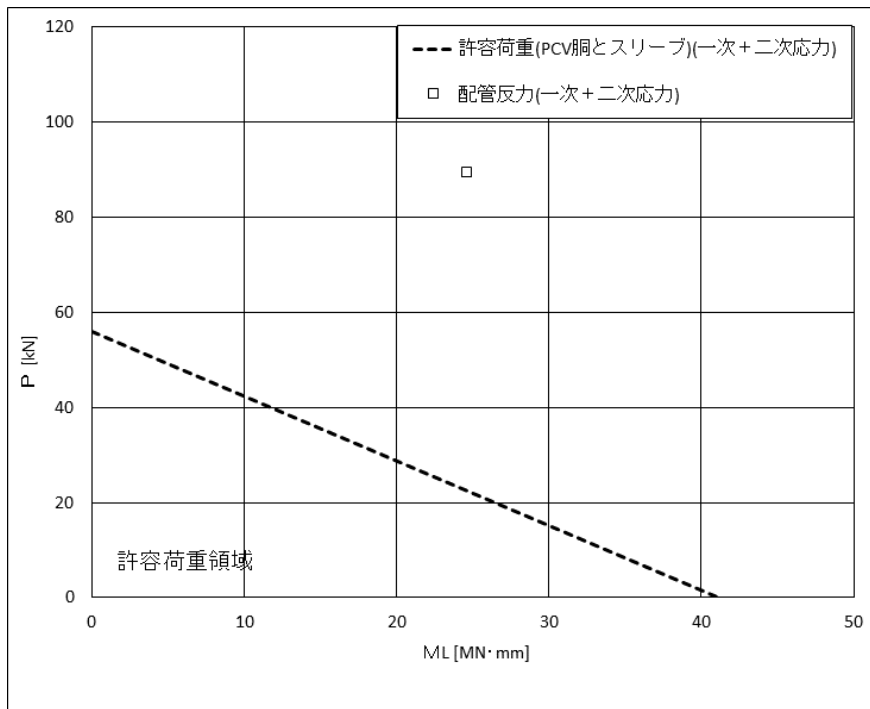


下図：一次＋二次応力に対する許容荷重領域

図 4-11(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-205) (縦軸 P - 横軸 M_C)

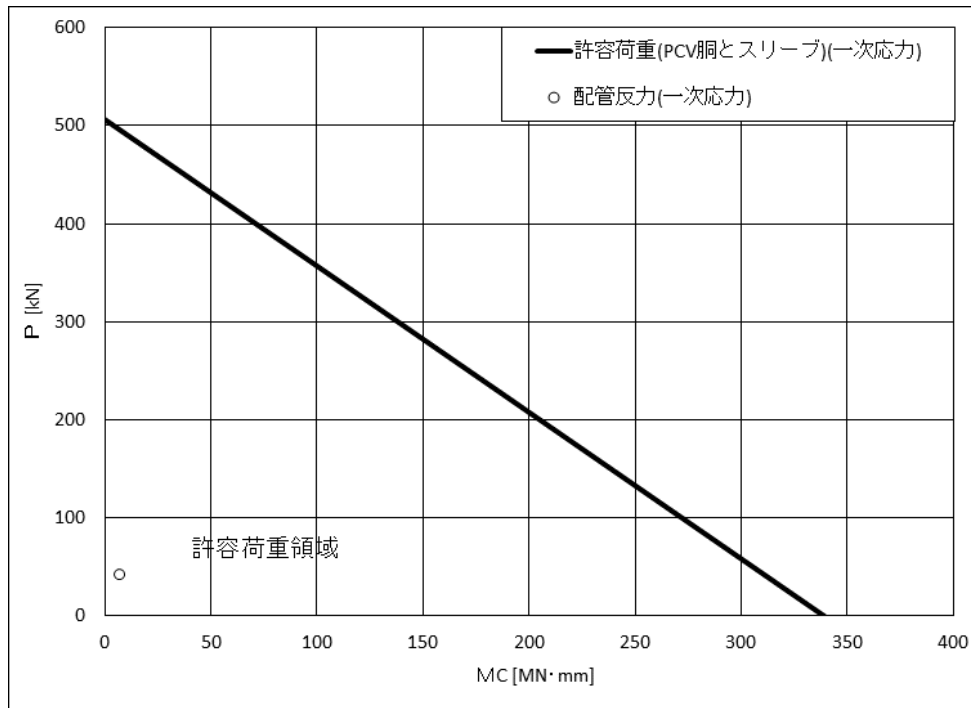


上図：一次応力に対する許容荷重領域

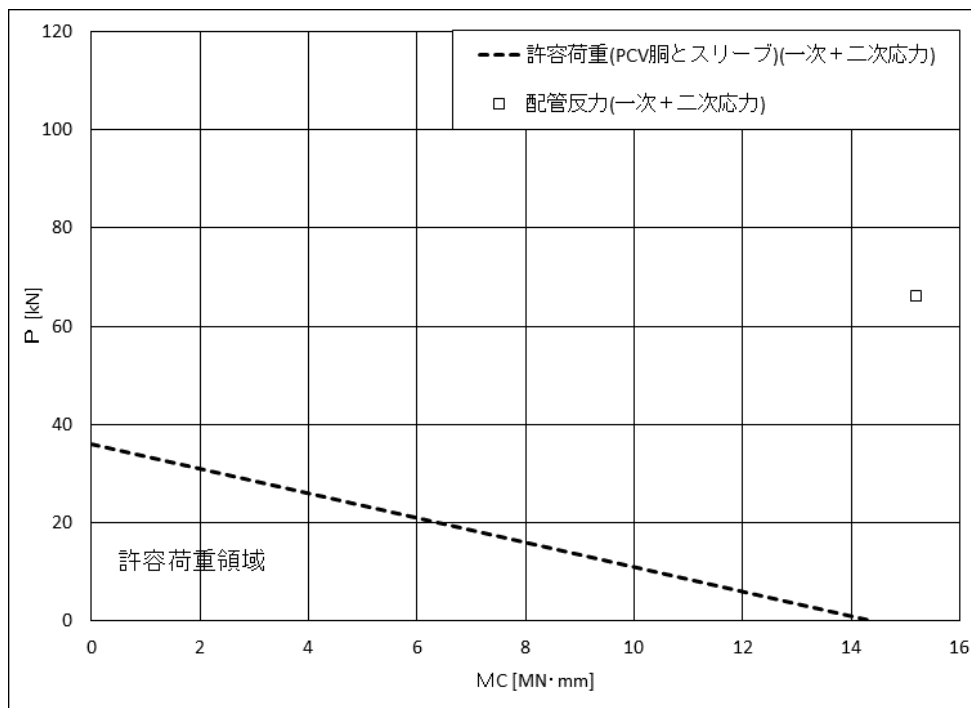


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-11(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-205) (縦軸 P - 横軸 M_L)

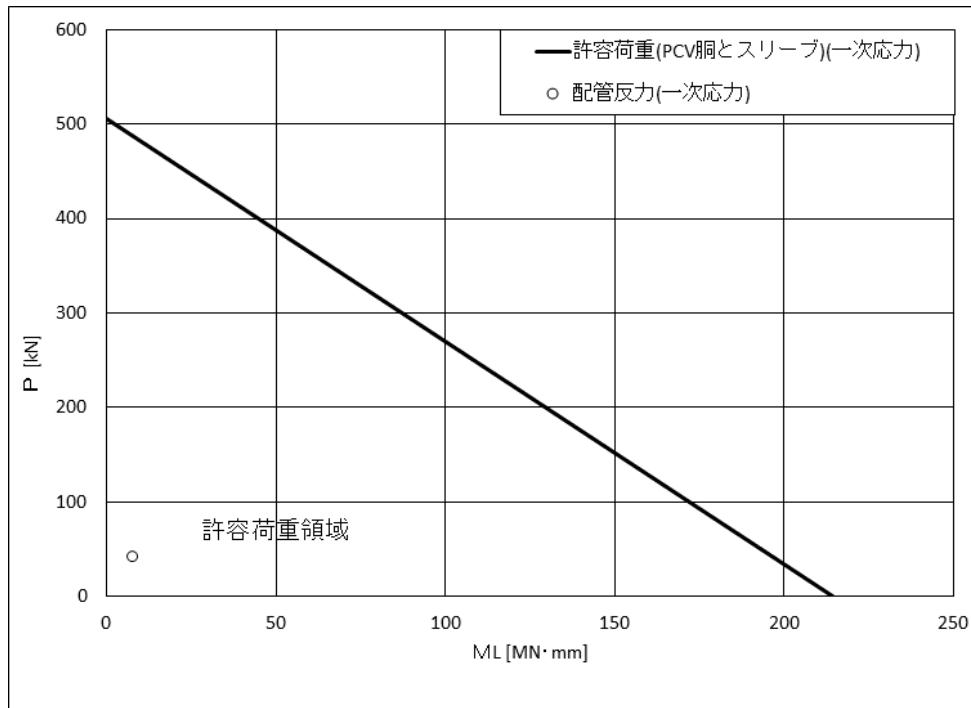


上図：一次応力に対する許容荷重領域

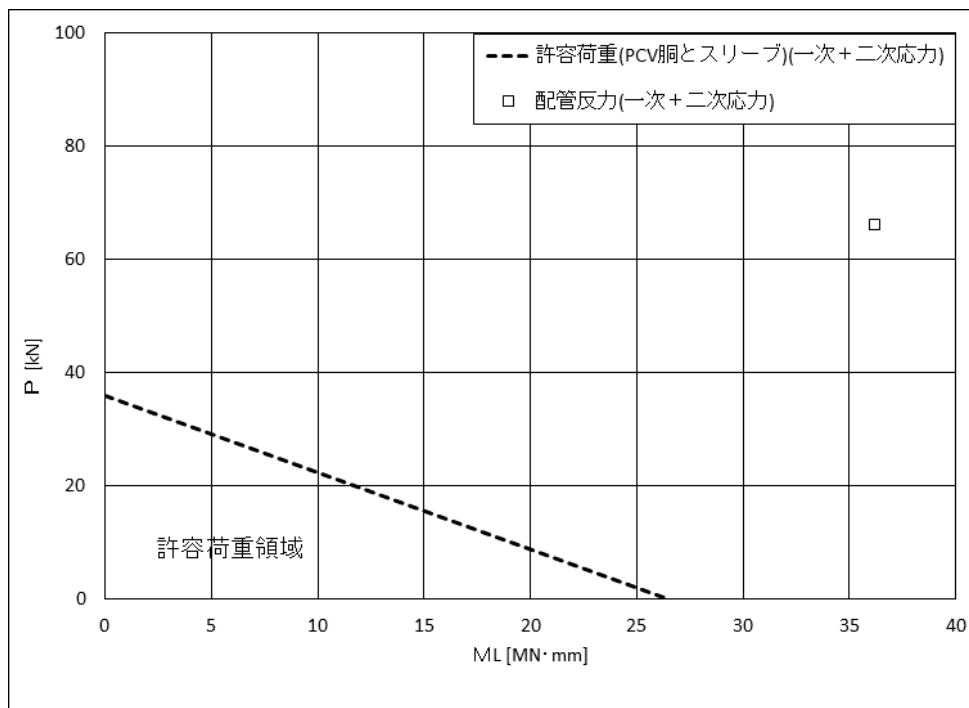


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-12(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-213) (縦軸 P - 横軸 MC)

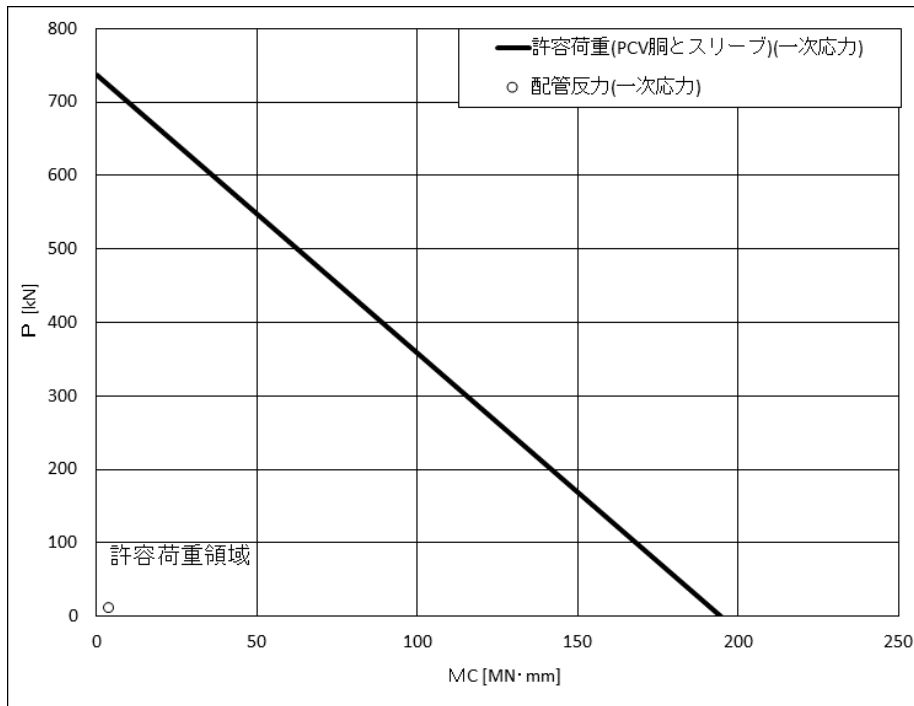


上図：一次応力に対する許容荷重領域

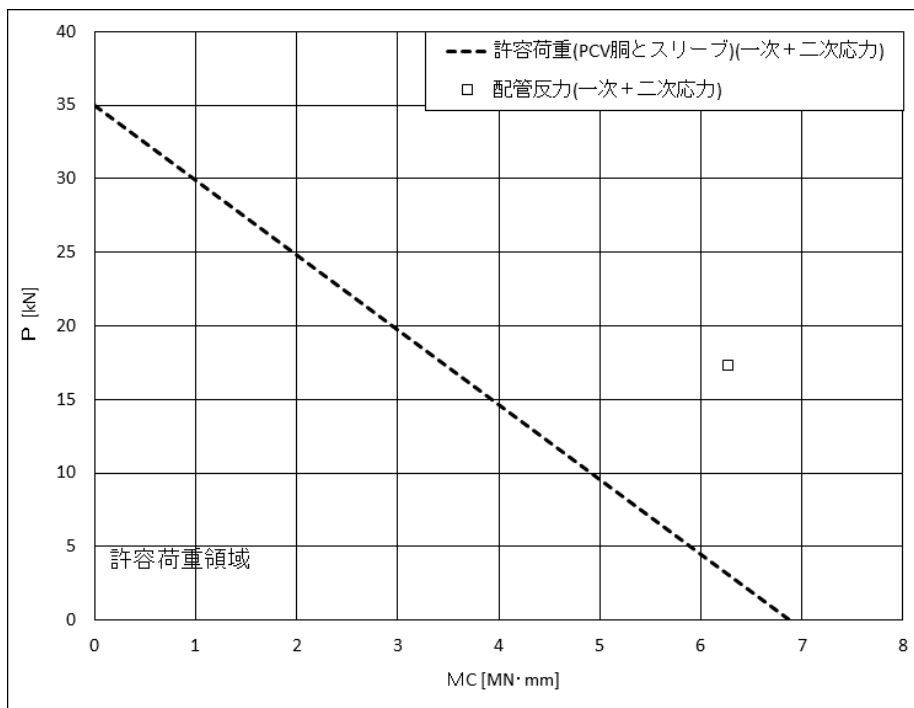


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-12(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-213) (縦軸 P - 横軸 M_L)

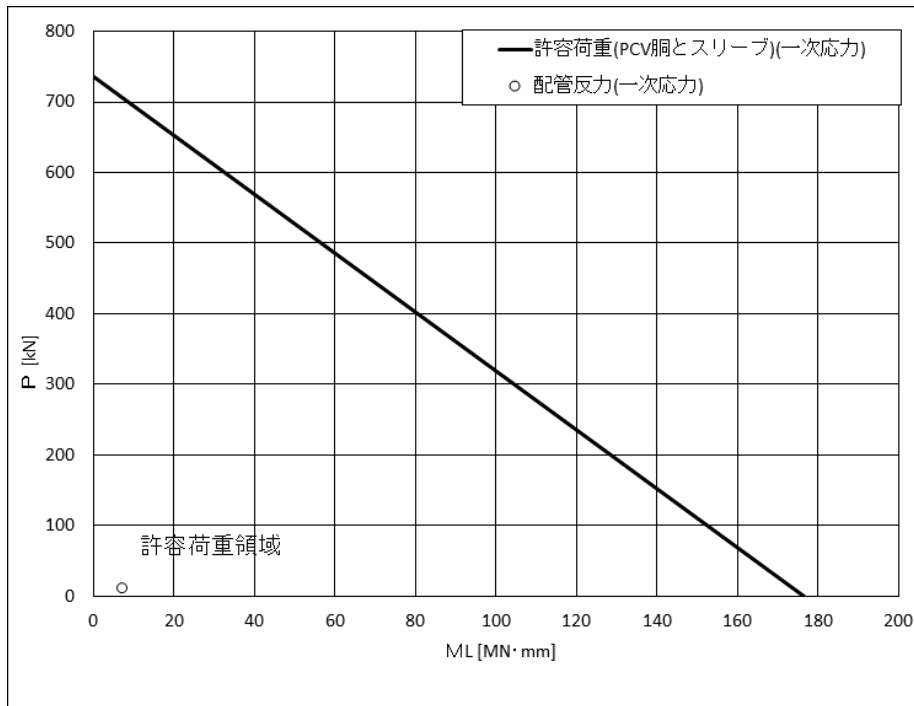


上図：一次応力に対する許容荷重領域

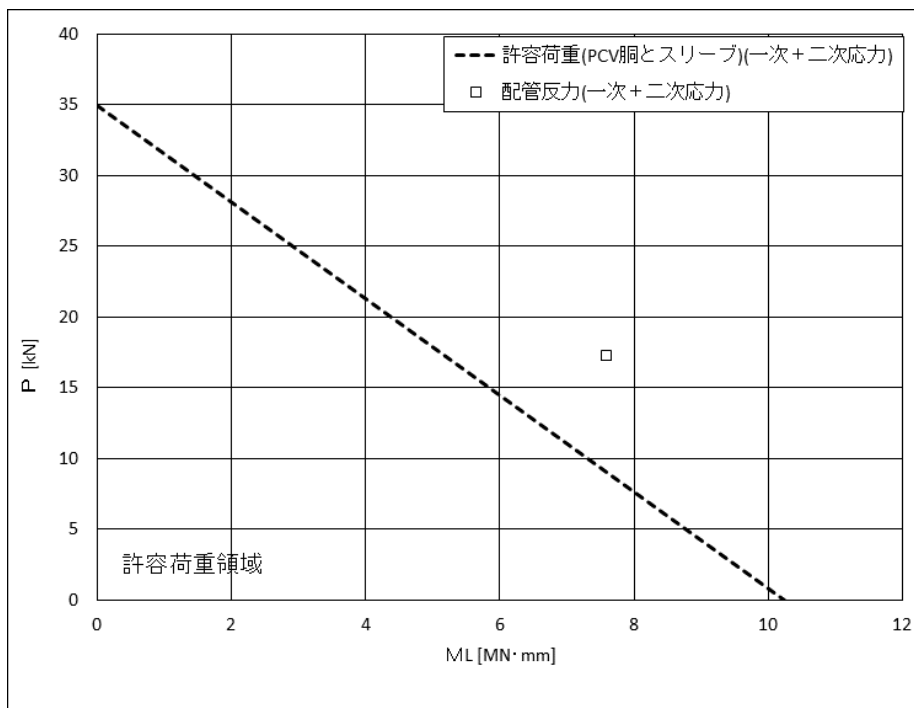


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-13(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-214) (縦軸 P - 横軸 MC)

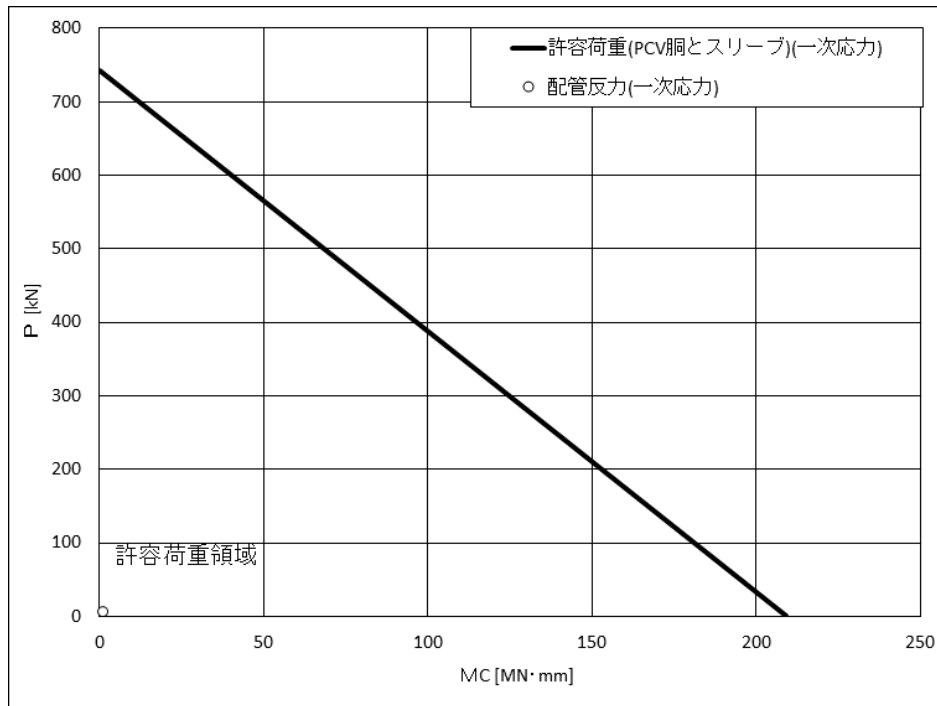


上図：一次応力に対する許容荷重領域

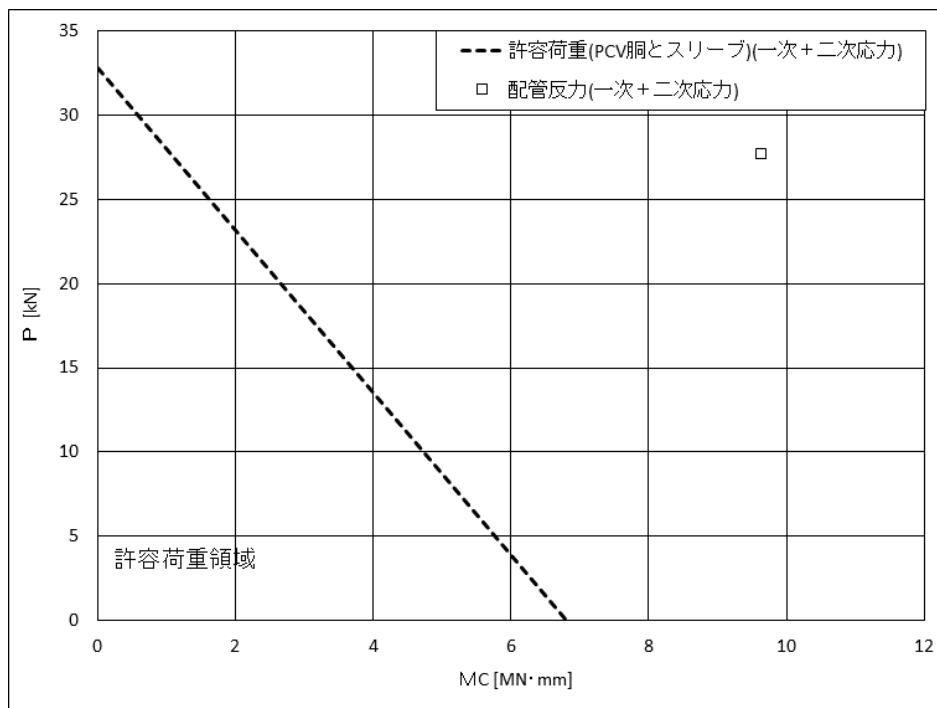


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-13(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-214) (縦軸 P - 横軸 M_L)

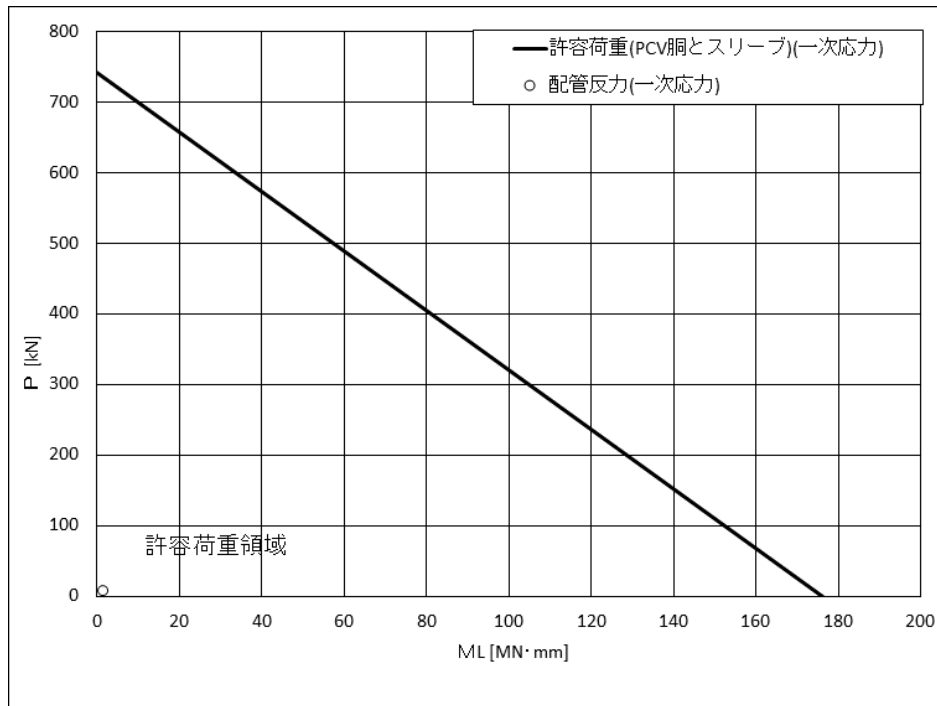


上図：一次応力に対する許容荷重領域

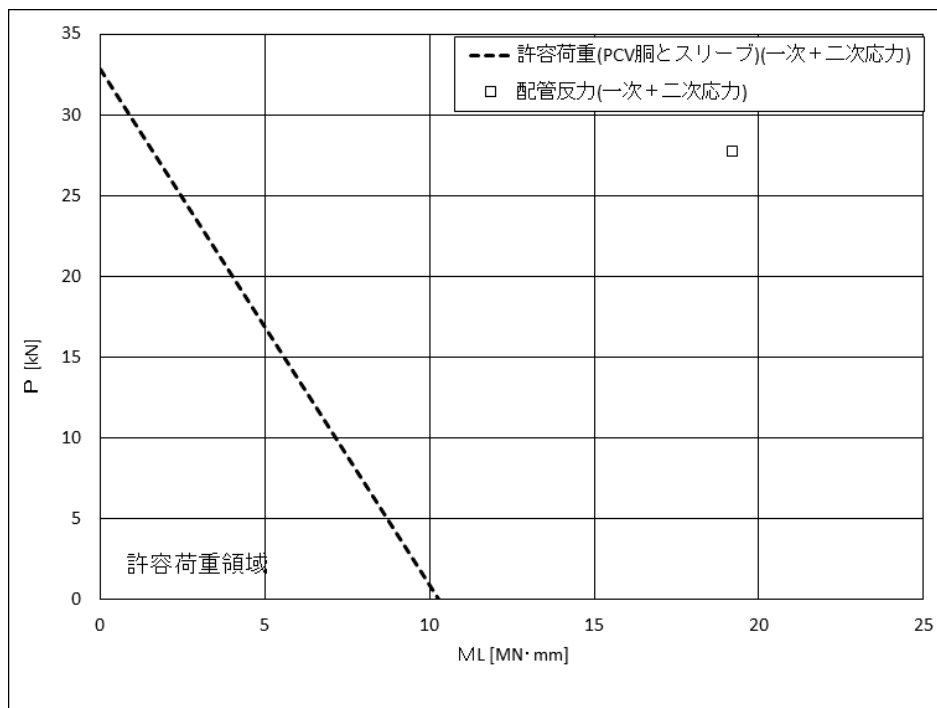


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-14(1) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-242A）（縦軸P—横軸MC）

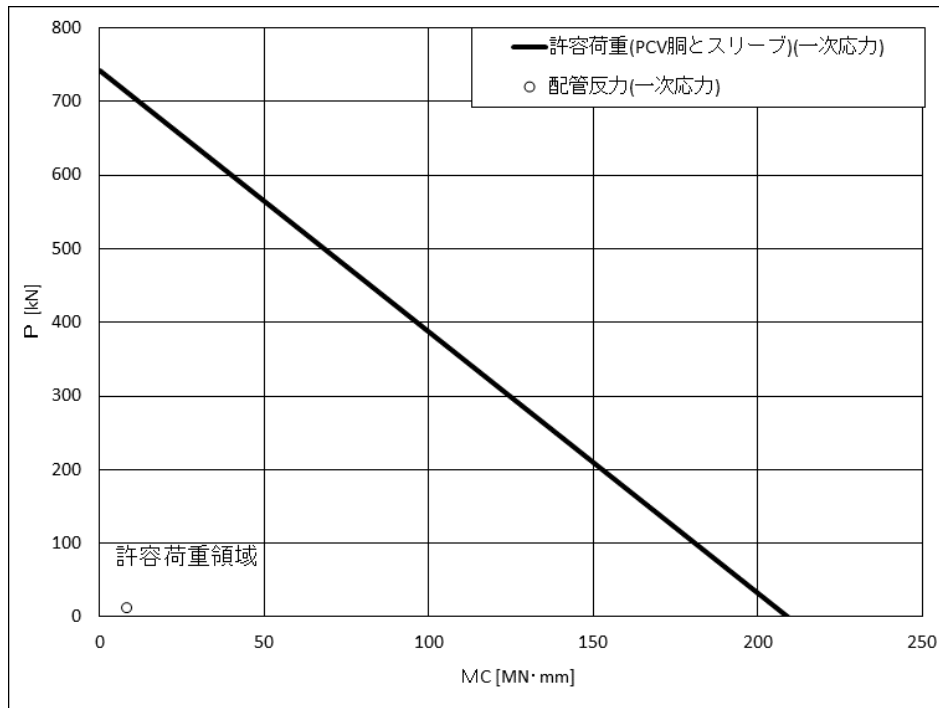


上図：一次応力に対する許容荷重領域

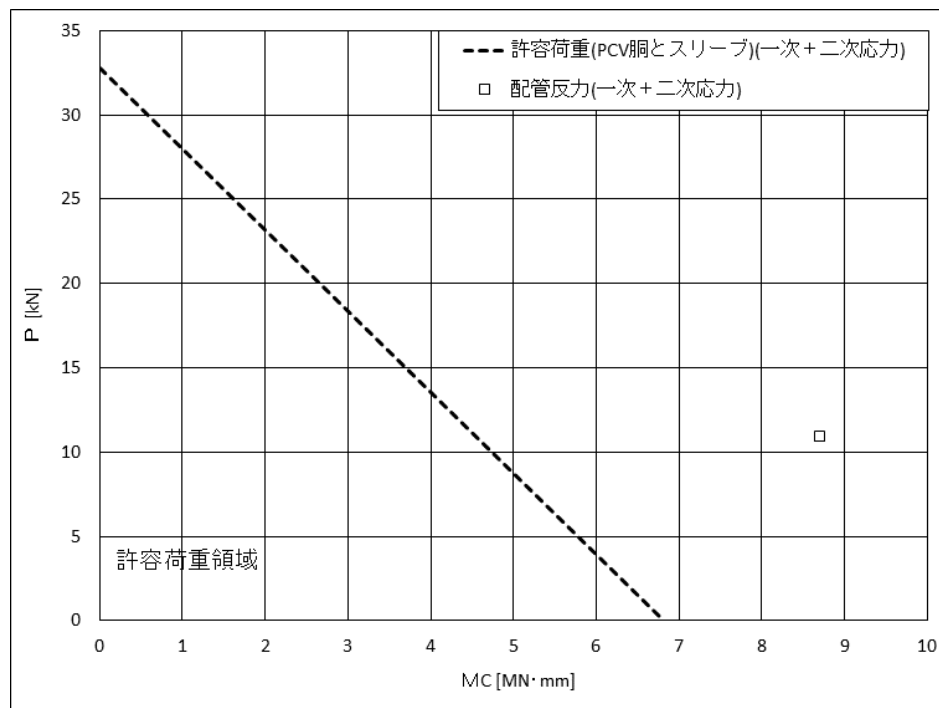


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-14(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-242A）（縦軸 P — 横軸 M_L ）

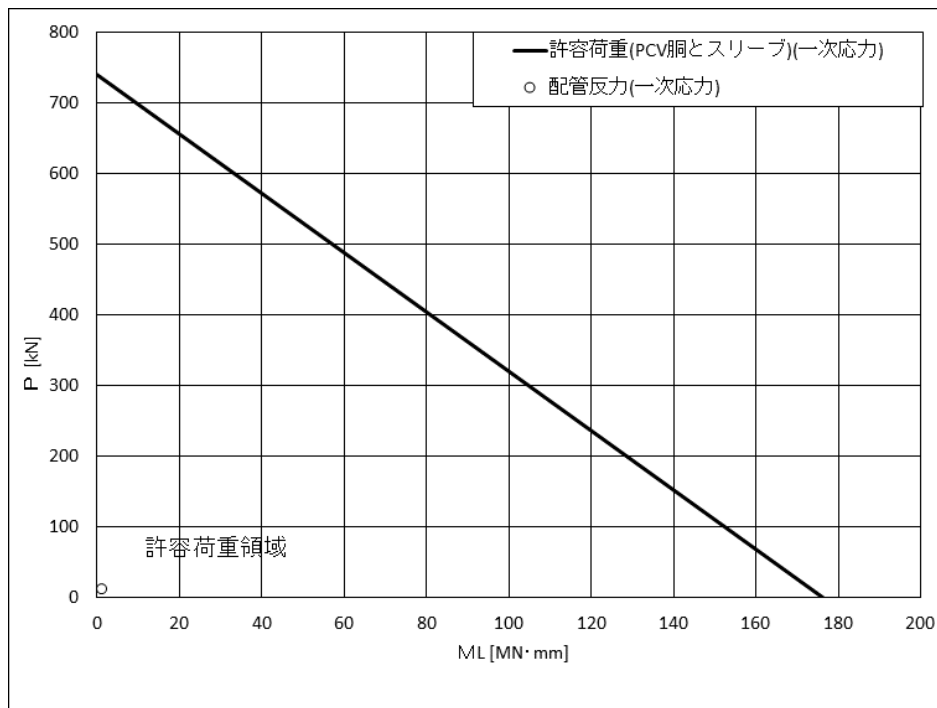


上図：一次応力に対する許容荷重領域

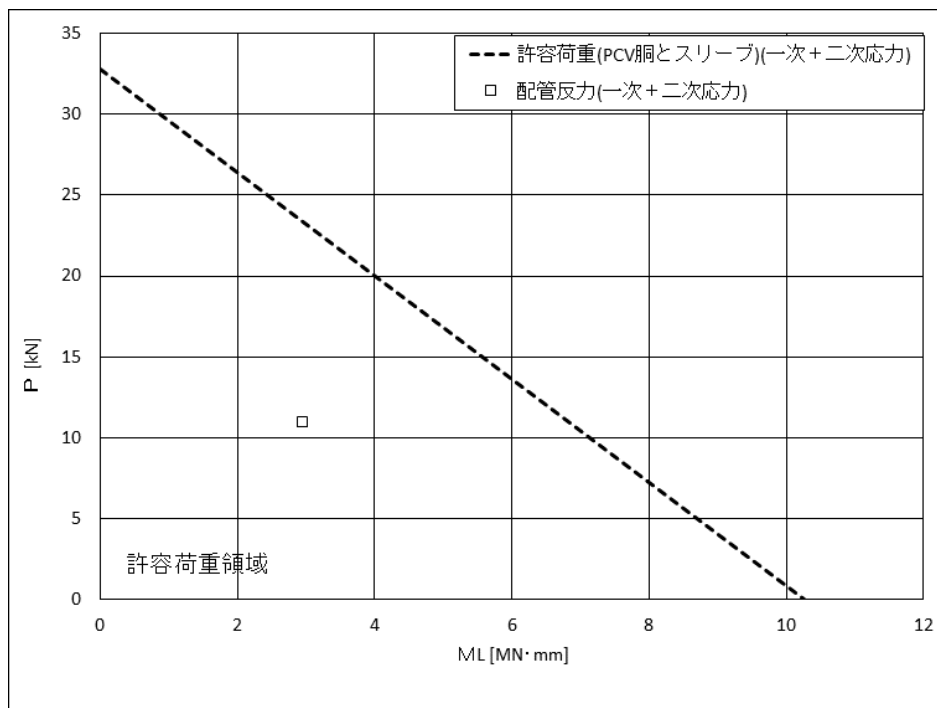


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-15(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-242B) (縦軸 P - 横軸 MC)

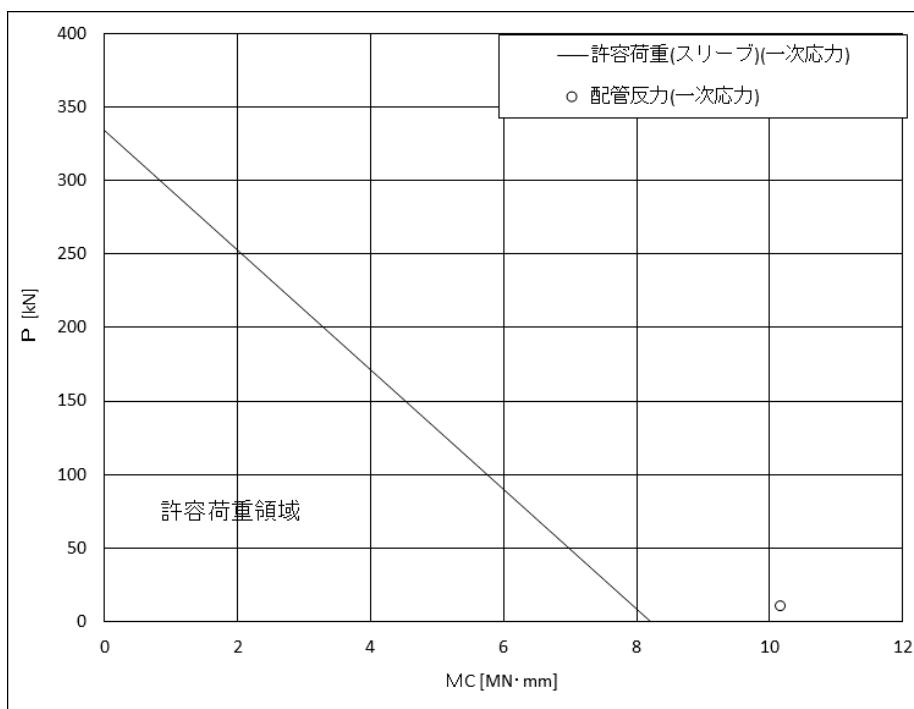


上図：一次応力に対する許容荷重領域

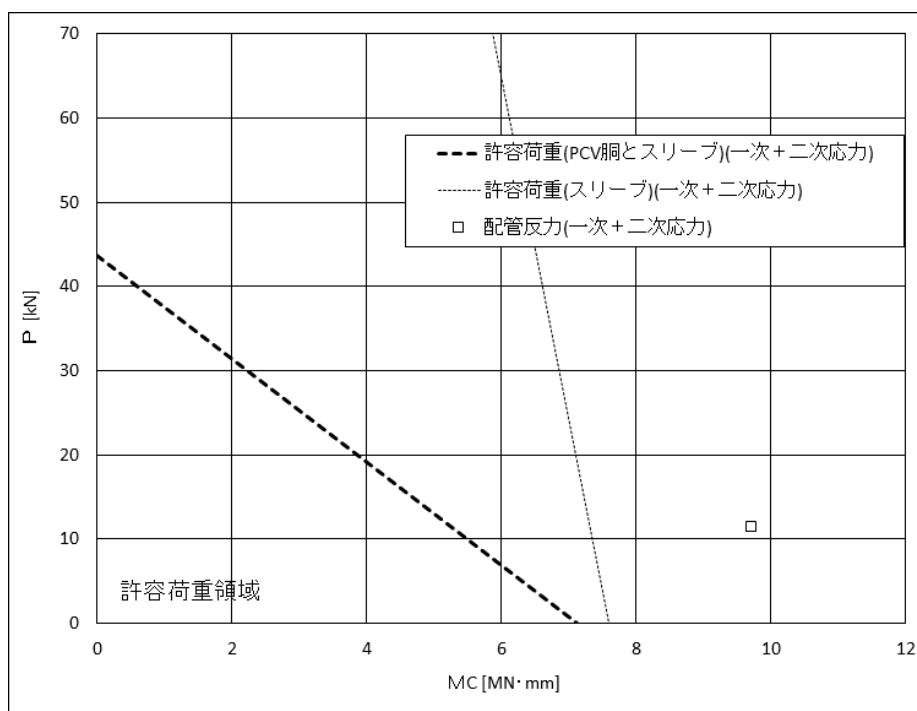


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-15(2) 許容荷重領域による確認結果（貫通部 No. X-242B）（縦軸 P — 横軸 M_L ）

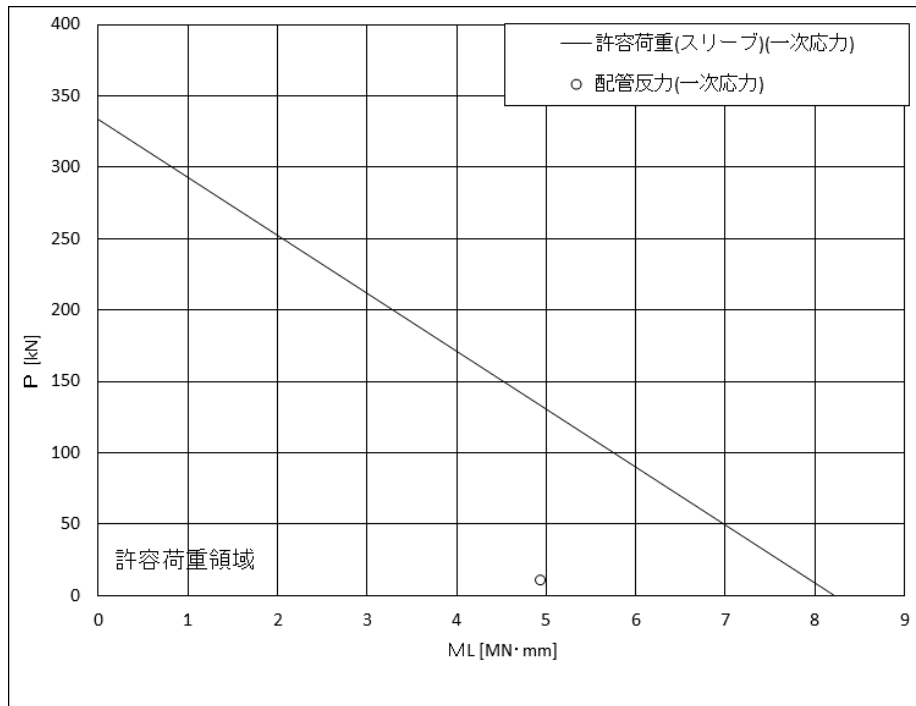


上図：一次応力に対する許容荷重領域

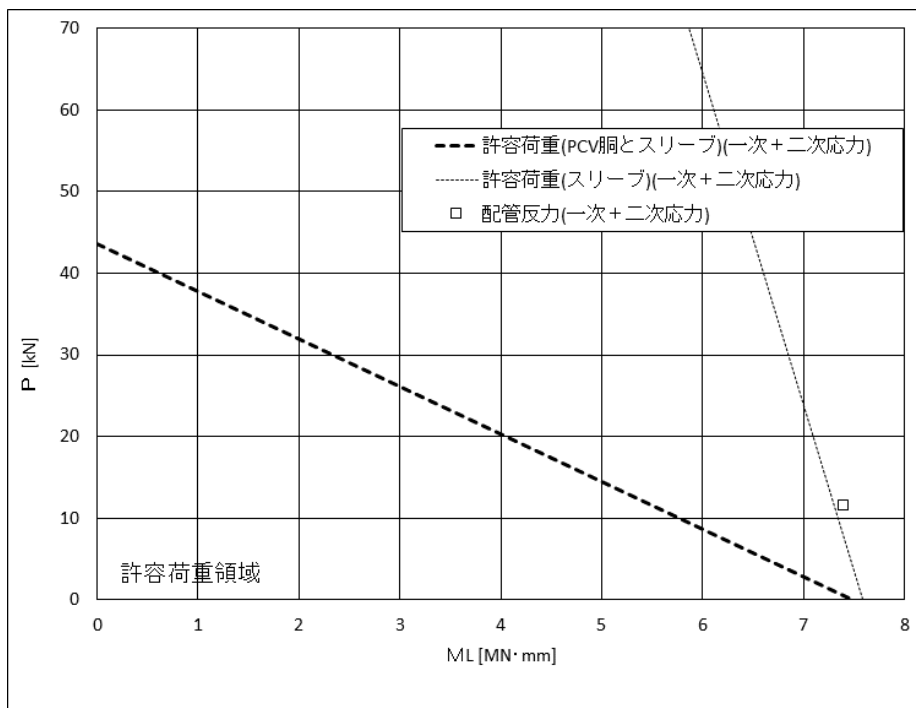


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-16(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200A) (縦軸 P - 横軸 MC)

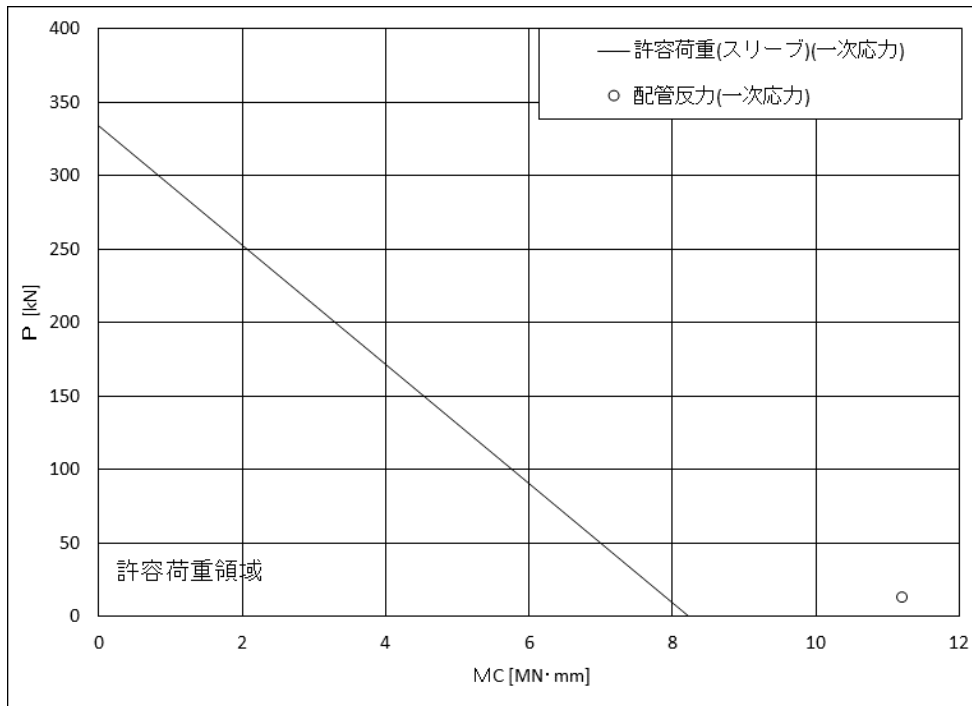


上図：一次応力に対する許容荷重領域

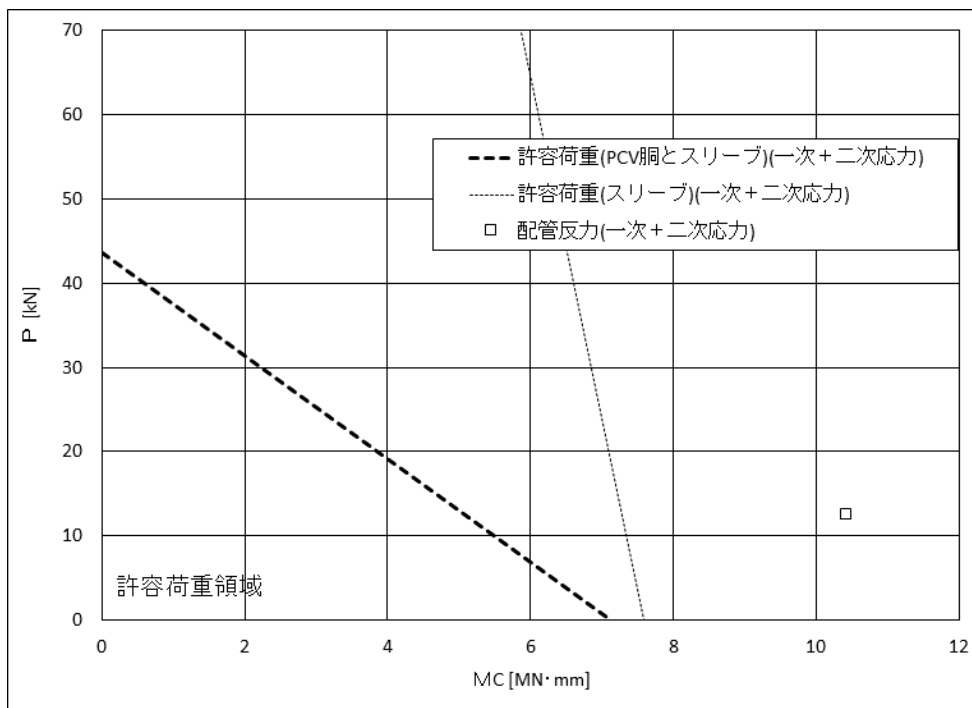


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-16(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200A) (縦軸 P - 横軸 M_L)

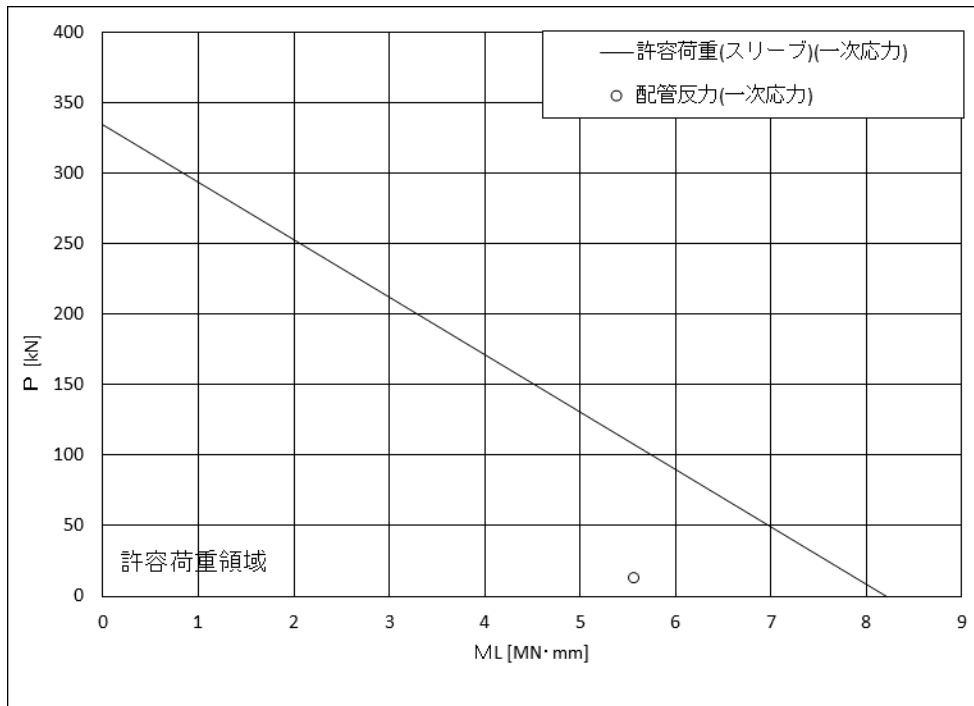


上図：一次応力に対する許容荷重領域

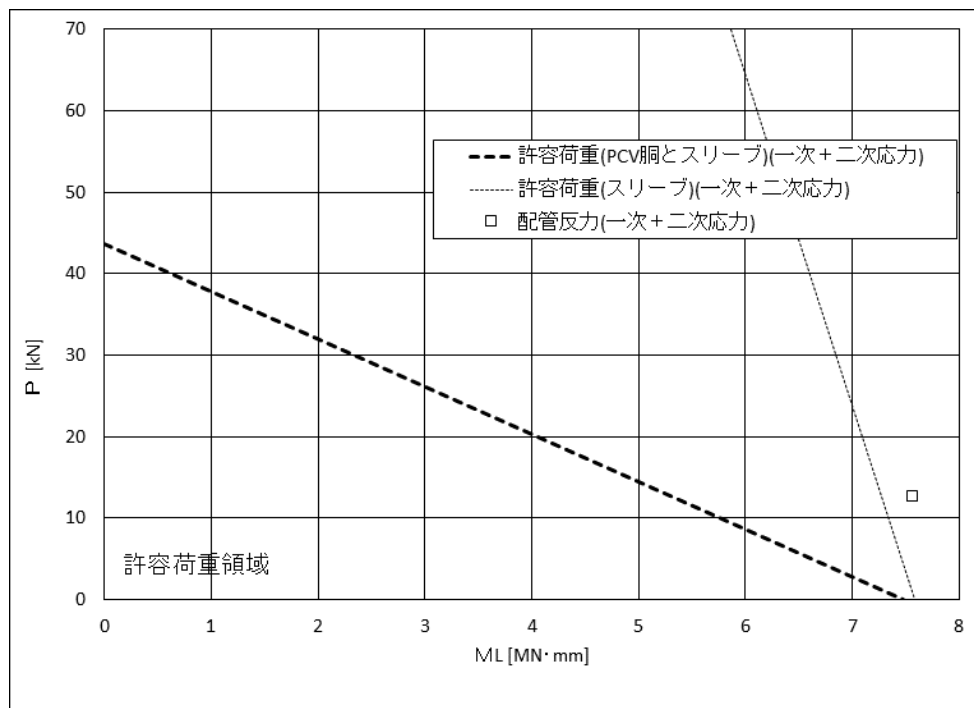


下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-17(1) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200B) (縦軸 P - 横軸 M_C)



上図：一次応力に対する許容荷重領域



下図：一次+二次応力に対する許容荷重領域

図 4-17(2) 許容荷重領域による確認結果 (貫通部 No. X-200B) (縦軸 P - 横軸 M_L)

5. 結論

3. 及び 4. の 3次元シェルモデルを用いた耐震評価により, サプレッションチェンバ接続配管及び配管貫通部について, オーバル振動を含めたサプレッションチェンバの応答を考慮した耐震条件においても耐震性を有することを確認した。

補足-027-10-47 逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて

目 次

1. 概要	1
2. 逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて	1

別紙 逃がし安全弁排気管の SA 流路の設定の考え方について

1. 概要

本資料では、逃がし安全弁排気管の耐震クラスの考え方について示す。

なお、本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・ VI-2-1-4 「耐震重要度分類及び重大事故等対処施設の施設区分の基本方針」

2. 逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて

逃がし安全弁排気管（以下「排気管」という。）は、逃がし安全弁から排気された蒸気をサプレッションチェンバ（以下「S/C」という。）のプール水中に導き蒸気を凝縮させる機能を有しており、原子炉安全停止時及び冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）後の炉圧の減圧を目的としている。地震後に原子炉を安全停止するためのプラントシーケンスを図1に、LOCA後のプラントシーケンスを図2に示す。

排気管の耐震クラスとしては、Bクラスの定義のうち「原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて一次冷却材を内蔵しているか又は内蔵し得る施設」の主要設備に分類され、表1の考え方に基づき、ドライウエル（以下「D/W」という。）内をB（S s 機能維持）及びS/C内をSクラスとしている。

表1 今回工認における排気管の機能及び耐震クラス

	耐震クラス	考え方
D/W内	B (S s 機能維持)	地震により排気管が破損したとしても、D/W内に放出された蒸気は、ベント管を通してS/Cのプール水中に導かれて凝縮する*1ため、原子炉格納容器内圧力及び温度が有意に上昇することはない(最高使用圧力及び最高使用温度を超えることはない)*2が、原子炉格納容器への影響を保守的に考慮して、基準地震動S sに対してD/W内の排気管が破損しないことを確認する。
S/C内	S	<ul style="list-style-type: none"> 地震による安全停止時に排気管がS/C内の気相部で破損した場合、逃がし安全弁から排気された蒸気の凝縮が十分に行えなくなる可能性がある*3ため、S/C内の排気管はSクラスとして設計する。 排気管がS/C内の気相部で破損した場合、ベント管を通した蒸気の凝縮が十分に行えなくなり、原子炉格納容器の圧力抑制装置(ベント管、ベントヘッド、ダウンコマ)としての機能が損なわれるおそれがあることから、排気管を圧力抑制装置の一部とみなしSクラスとして設計する。

注記*1：D/W内で破損した場合の蒸気の流れについて図3に示す。

*2：排気管が破損した場合にD/W内に放出される蒸気流量は、D/Wの設計条件としているLOCA事象での蒸気流量以下であることから、最高使用圧力及び最高使用温度を超えるものではない。

*3：S/C内で破損した場合の蒸気の流れについて図4に示す。なお、気相部で蒸気が排出された場合に、S/Cスプレイによって凝縮する方法もあることから蒸気凝縮ができなくなることはない。

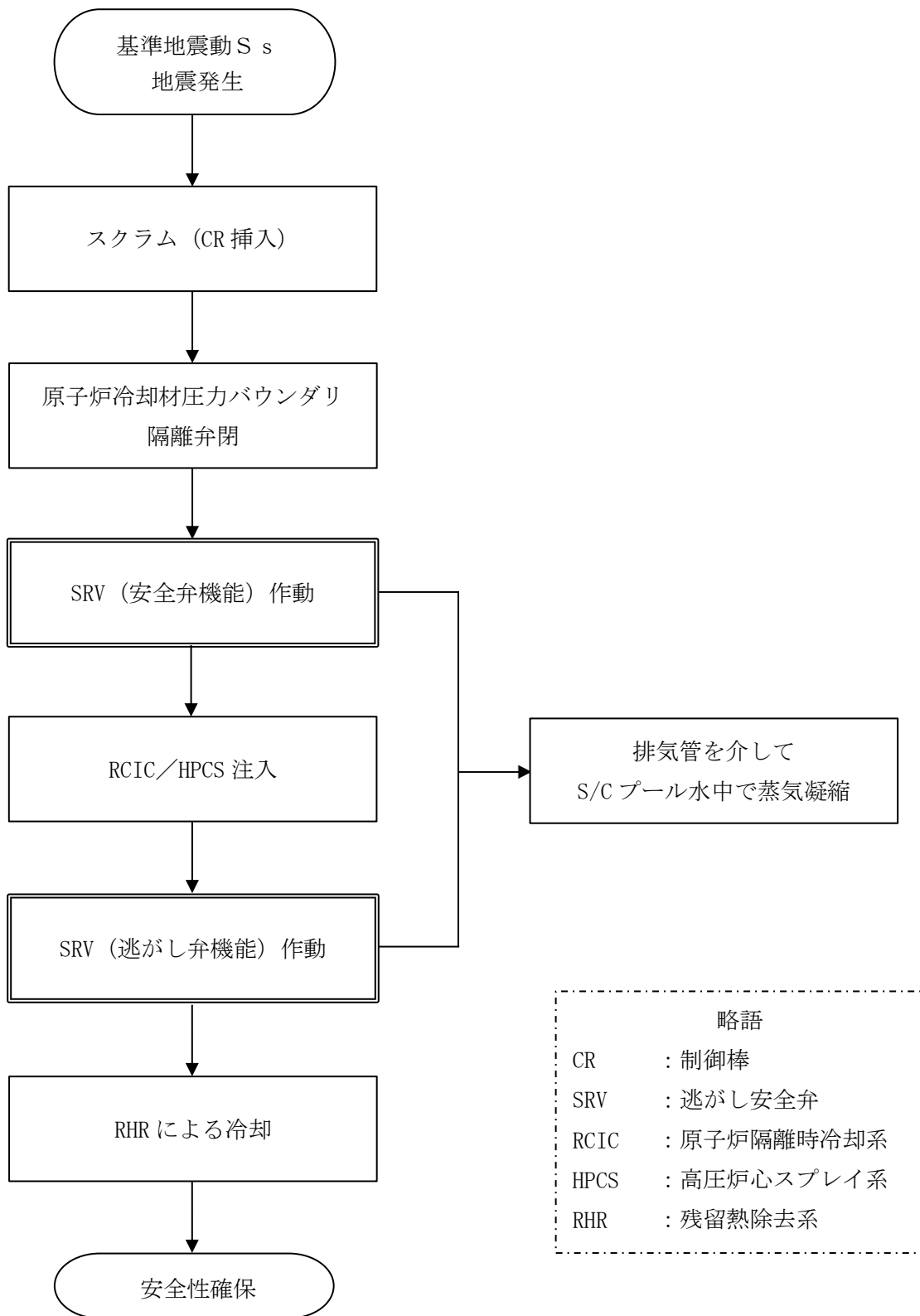


図1 基準地震動 S s 後のプラントシーケンス (通常運転状態から)

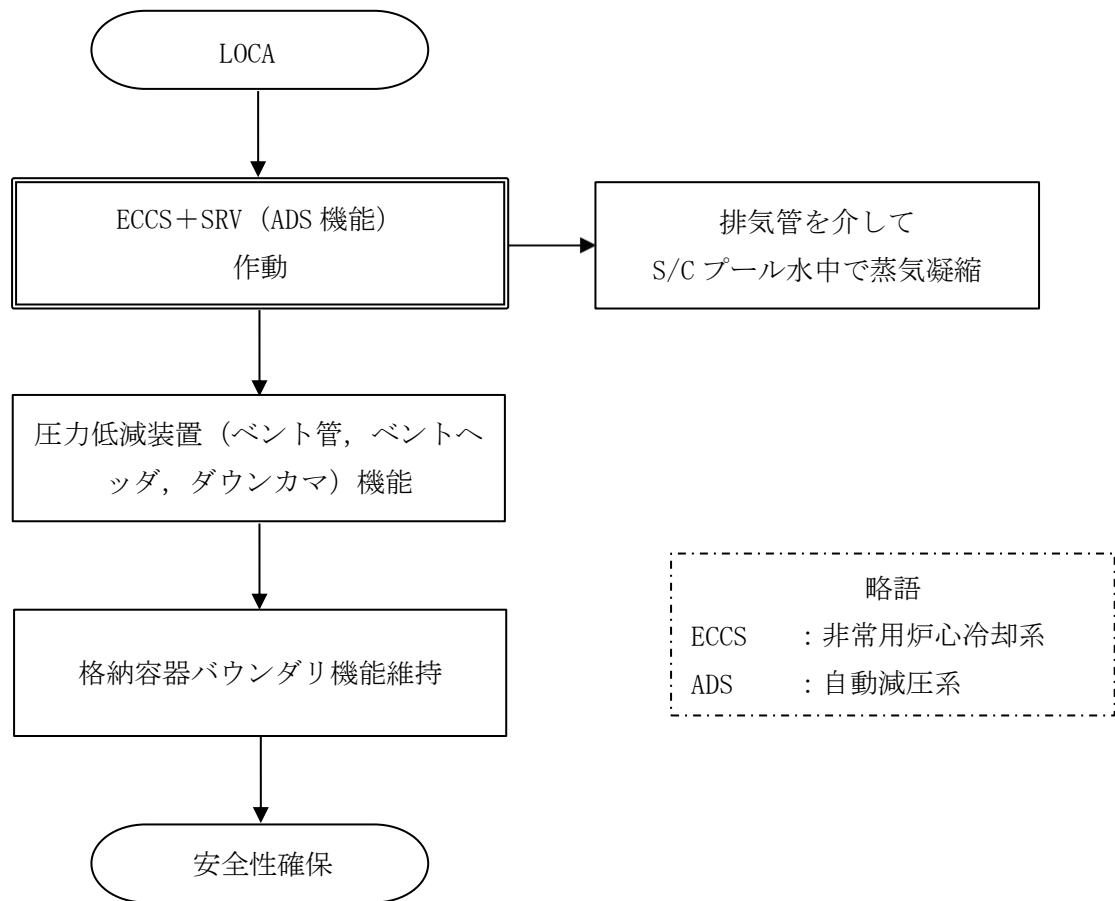


図2 LOCA 後のプラントシーケンス

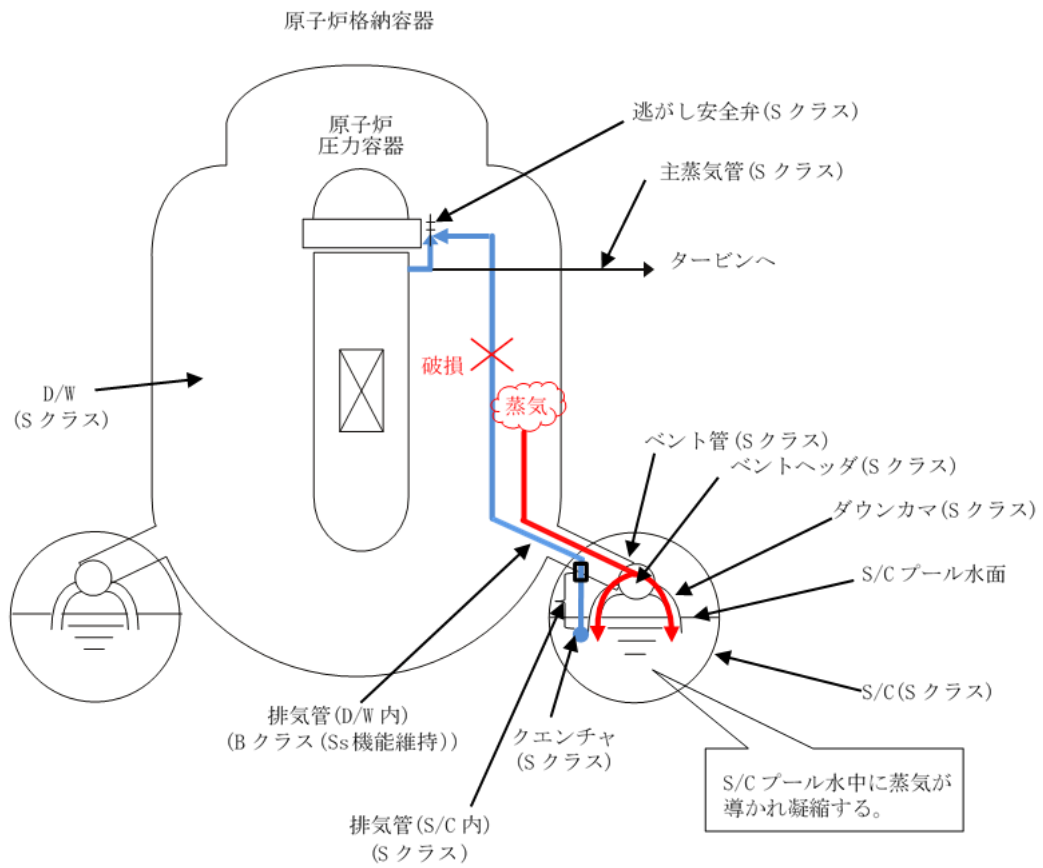


図3 D/W内で排気管が破損した場合の蒸気の流れ

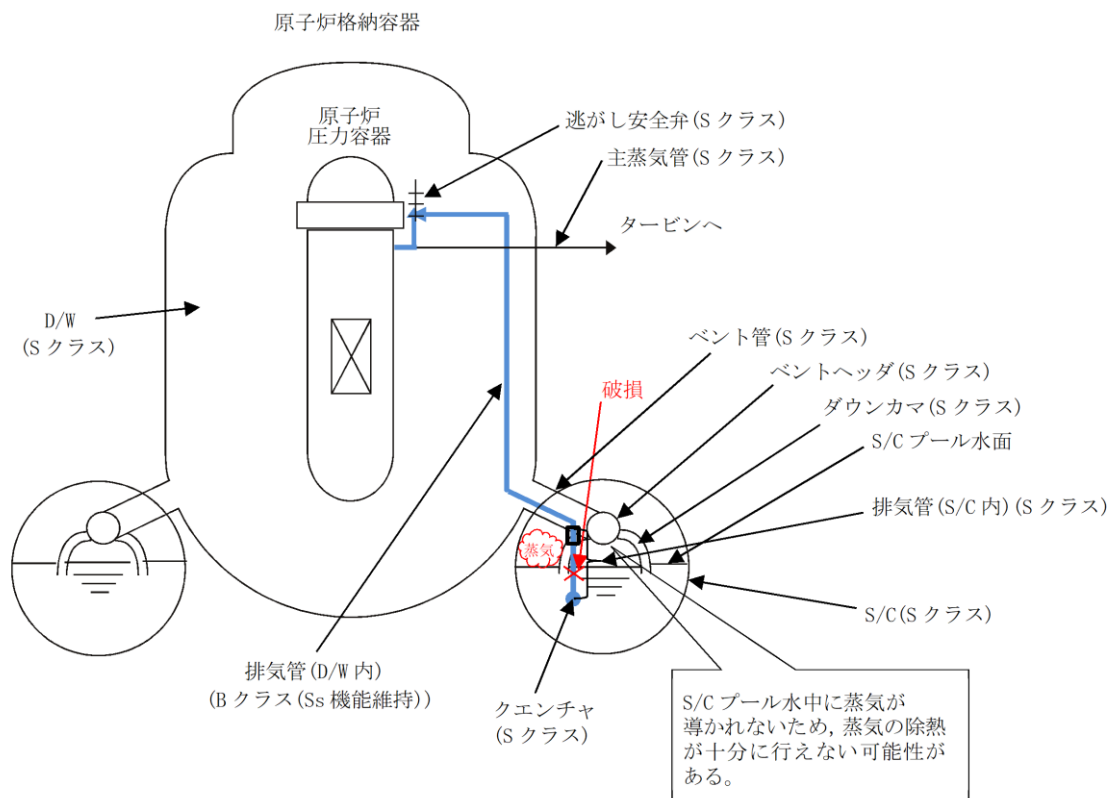


図 4 S/C 内で排気管が破損した場合の蒸気の流れ

逃がし安全弁排気管の SA 流路の設定の考え方について

1. 概要

本資料では、逃がし安全弁排気管の重大事故等時における主配管の考え方について示す。

2. 「発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイド」における記載

主配管の定義については、「発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイド」にて以下の記載となっている。

「発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイド」(12, 13 ページ抜粋)

(個別機器等事項)

A. 主配管

通常運転状態, 工学的安全施設の作動状態又は重大事故等時においてその配管が属する系統に求める主たる機能を果たすために本流が流れる配管をいう

3. 今回工事計画認可における考え方

以下の考え方により今回工事計画認可において逃がし安全弁排気管は重大事故等対処設備の主配管としてまとめている。

- ・重大事故等対策の有効性評価は、逃がし安全弁排気管は地震によって損傷せずに健全であり、S/C で蒸気凝縮する前提で評価しているため、逃がし安全弁が重大事故等対処設備となっていること
- ・重大事故等対処設備である逃がし安全弁が作動する際、その排気が流路である逃がし安全弁排気管を通じて S/C に排出されること
⇒よって、重大事故時においてその配管が属する系統に求める主たる機能を果たすために本流が流れる配管をいうに該当する主配管として逃がし安全弁排気管を重大事故等対処設備としている。

4. 設計基準対象施設としての排気管の考え方との比較

上記のとおり、重大事故等対策の有効性評価において、排気管は健全である前提となっていることから重大事故等対処施設とし S s 機能維持設計としている。一方、設計基準対象施設としては、本文中に示すとおり、D/W 内の排気管が破断した場合でも原子炉格納容器へ有意な影響を及ぼさない(影響は原子炉格納容器設計で考慮している LOCA 事象に包絡される)ことから、耐震重要度分類の定義に基づき B クラス設計としている。

補足-027-10-48 取水槽ガントリクレーンの耐震性についての
計算書に関する補足説明資料

1. はじめに

島根2号機の取水槽ガントリクレーン（Cクラス施設）は、下部に設置された上位クラス施設である原子炉補機海水ポンプ等に対して、波及的影響を及ぼさないことを確認する必要があるため、VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」において耐震評価結果を示している。

本書は、VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に関する補足説明資料として、評価に用いた解析手法の適用性、評価用地震動の選定方法等についてまとめたものである。

なお、取水槽ガントリクレーンに設置する単軸粘性ダンパの構造、モデル化方法の検討等については、補足-027-10-87「取水槽ガントリクレーンに設置する単軸粘性ダンパの概要及び設計方針」でまとめている。

2. 添付資料

- 添付1 取水槽ガントリクレーンの耐震評価の基本方針
- 添付2 取水槽ガントリクレーンへの非線形時刻歴応答解析の適用性
- 添付3 先行実績との構造/評価手法比較
- 添付4 取水槽ガントリクレーンの地震時挙動に関する補足説明
- 添付5 取水槽ガントリクレーン評価用地震動の選定
- 添付6 取水槽ガントリクレーンに適用する時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討
- 添付7 ワイヤロープの長さや吊荷の速度変化及び発生荷重との関係
- 添付8 主巻ワイヤのブレーキ制動力
- 添付9 地震時における吊荷の揺動影響
- 添付10 トロリストoppa評価における非線形時刻歴応答解析から求めた水平力適用の影響
- 添付11 取水槽ガントリクレーン改造概要
- 添付12 地震時の本体車輪部及び転倒防止装置が衝突するレールの評価
- 添付13 側面の接触による摩擦荷重の影響
- 添付14 取水槽ガントリクレーンの地震時におけるストoppaへの影響

取水槽ガントリクレーンの耐震評価の基本方針

1. 要求事項

取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）は取水槽海水ポンプエリア及び取水槽循環水ポンプエリアを跨いで設置されており、原子炉補機海水ポンプ等のメンテナンスに使用される設備である。取水槽ガントリクレーンの設置位置について図1-1に示す。

発電所の運転中など原子炉補機海水ポンプ等のメンテナンスを実施しない期間は、ガントリクレーンは図中に示す通常待機位置に待機しているため、周辺の上位クラス施設とは十分な離隔距離があることから波及的影響を及ぼすおそれはない。

一方で、定期事業者検査など原子炉補機海水ポンプ等のメンテナンスを実施する期間には、上位クラス施設が設置されている取水槽海水ポンプエリア付近に位置することとなる。そのため、ガントリクレーンが地震に伴う損傷・落下によって取水槽海水ポンプエリアに設置されている上位クラス施設へ波及的影響を及ぼさないことが要求される。

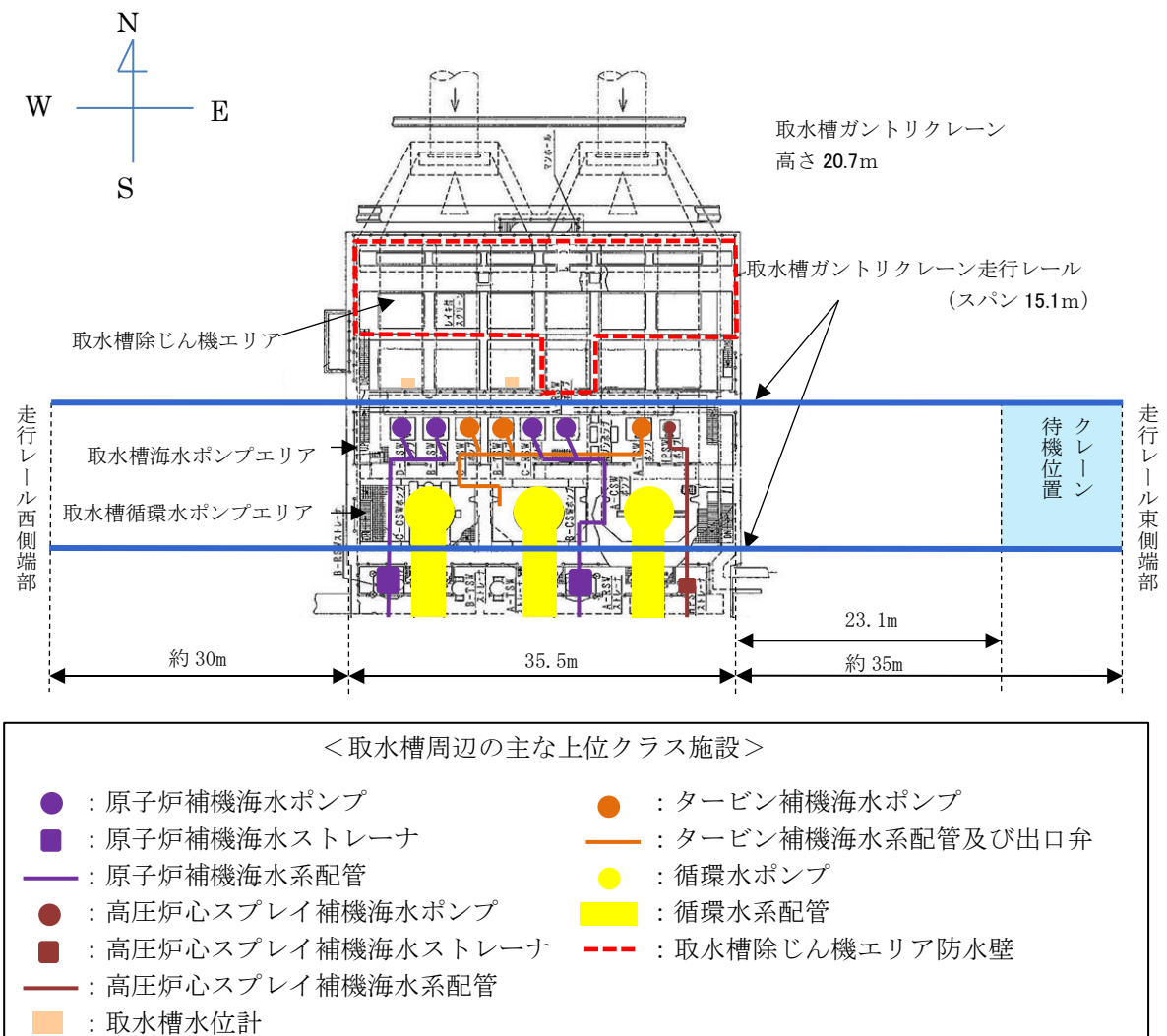


図 1-1 取水槽ガントリクレーンの設置位置概要

2. 構造の概要

ガントリクレーンは脚、ガーダ、トロリ、ホイスト、単軸粘性ダンパなどの構造体で構成されている。全体構造図を図1-2に示す。また、転倒防止装置、トロリストoppa、走行車輪、横行車輪、ホイストレール及び車輪の概略構造図を図1-3に示す。

脚はガーダを支持し、下部には走行装置が設置されている。ガーダは脚の上部にあり、その上面にトロリが移動するための横行レールが設置されており、下部にはホイストレールが設置されている。トロリは横行レール上に位置しており、非常用海水ポンプ等のメンテナンス時等に吊荷を巻き上げるための巻上げ装置を有している。非常用海水ポンプ等のメンテナンス時には、トロリに設置された巻上げ装置（主巻）又はホイストを使用して、ワイヤロープ及び主巻フックを介し、吊荷の吊上げ、吊下げ、移動等の作業を実施する。

ガントリクレーンは大型の構造物であり、制震装置の設置による地震荷重の低減が耐震性向上に有効である。ガントリクレーンの応答は、走行レールの直交方向に脚が変形する振動モードが支配的であり、ガーダと脚の間にブレースを介して単軸粘性ダンパを制震装置として設置する。

単軸粘性ダンパ取付部の構造を図1-4に示す。ダンパ本体の長さは標準設計の約1.5mとし、これに約10mのブレースを接続している。単軸粘性ダンパとガーダの接続、ブレースと脚の接続部にはクレビスと呼ぶ回転部を設けている。このクレビスは単軸粘性ダンパの伸縮方向と直交する一方向にはピンを軸として自由に回転可能となっている。また、ピンの軸受部は球面軸受となっており、クレビスの回転方向以外の方向にも約3度の許容回転角度を有することで、単軸粘性ダンパに伸縮方向以外の荷重が加わらない構造としている。単軸粘性ダンパ及び取付部材の質量は適切に地震応答解析モデルに反映する。

また、クレーン本体は取水槽海水ポンプエリアの北側と取水槽循環水ポンプエリア南寄りに敷設された走行レール上を脚下部にある走行装置及び車輪によって移動する。トロリについてはガーダ上面の横行レール上をトロリ下部にある走行装置並びに車輪によって移動する。ホイストは、ガーダ下に設置されたホイストレールに沿って、移動する。

さらに、クレーン本体、トロリの脱輪による転倒もしくは落下を防止するため、それぞれ転倒防止装置、トロリストoppaが設置されており、地震発生時に浮上りが起こった場合でも脱輪による転倒もしくは落下を生じない構造となっている。

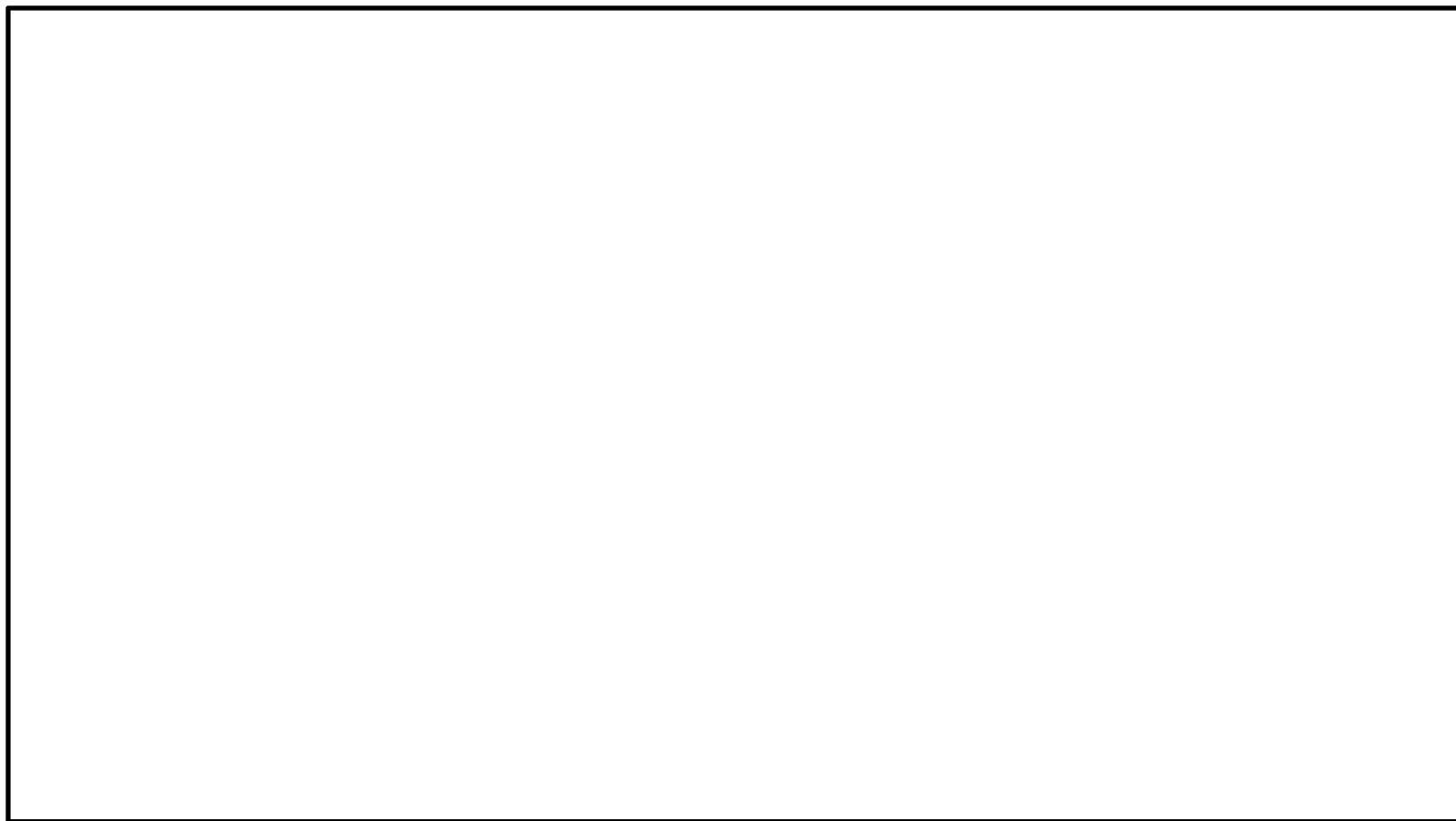
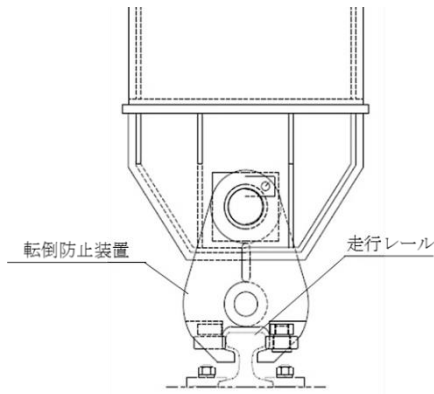
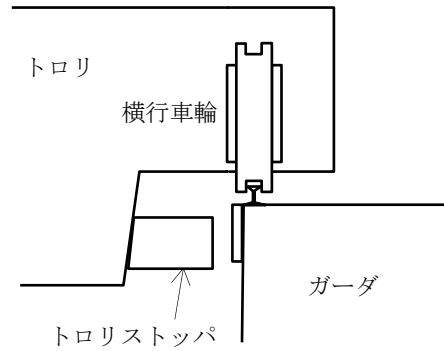


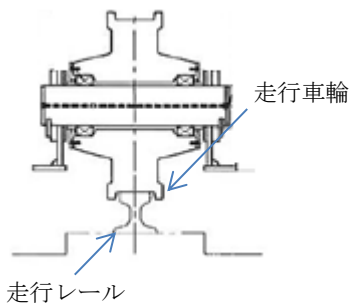
図 1-2 取水槽ガントリクレーン全体構造図



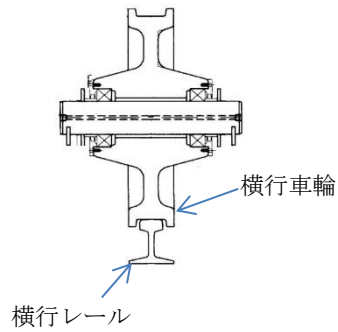
転倒防止装置の概略構造



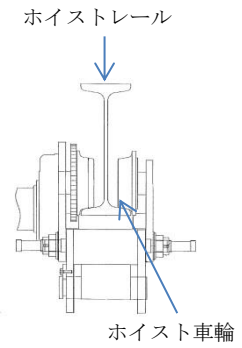
トロリストップの概略構造



走行車輪部の概略構造

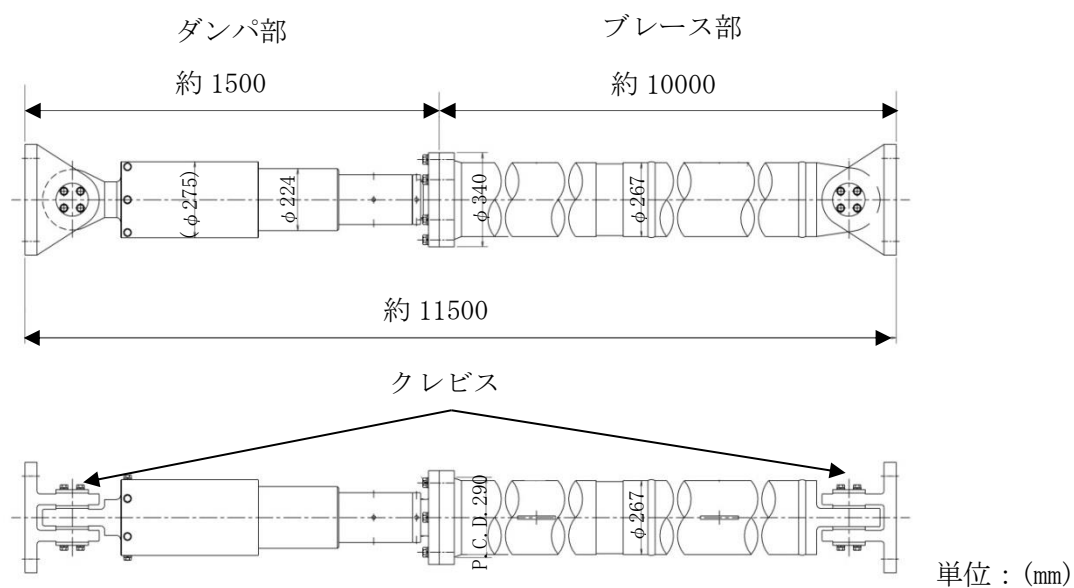


横行車輪部の概略構造

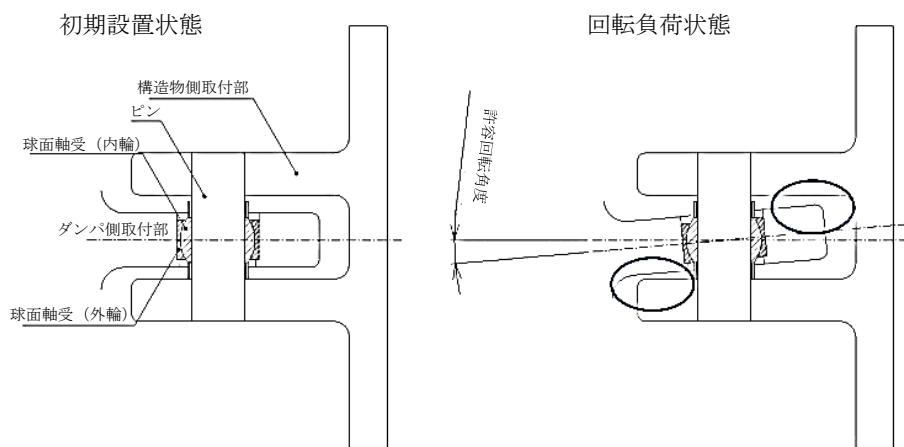


ホイスト車輪部の概略構造

図 1-3 取水槽ガントリクレーン 車輪部周りの概略構造図



単軸粘性ダンパ及びブレースの構造



クレビス部詳細

図 1-4 単軸粘性ダンパ取付部の構造

3. 耐震評価方法

3.1 解析方法及び解析モデル

ガントリクレーンの応力評価に用いる地震荷重及び荷重評価に用いる加速度を算定するための地震応答解析について以下に示す。

3.1.1 解析方法の詳細

(1) ガントリクレーンは、地震加速度によって浮上りが発生する可能性があるため、その浮上り状況を適切に評価するために、多質点はりモデルによる非線形時刻歴応答解析を適用する。ガントリクレーンへの非線形時刻歴応答解析の適用性については添付2に示す。

(2) 地震応答解析に用いる減衰定数は、VI-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に基づき、水平方向及び鉛直方向ともに2.0%を用いる。

なお、減衰定数はRayleigh減衰により、減衰定数2.0%となる固有周期点をガントリクレーンの固有周期に合わせて設定することで与える。解析ケース毎に水平(NS)、鉛直の1次固有周期から設定しており、代表ケースを例に説明すると、この固有周期点は、取水槽ガントリクレーンの水平方向1次固有周期が であり、鉛直方向1次固有周期が であることを踏まえて設定している。

Rayleigh減衰の減衰定数 ζ と角振動数 ω の関係式は、係数 α 及び β を用いて以下の式で与えられる。

$$\zeta = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega} + \omega \cdot \beta \right)$$

減衰定数2.0%となる固有周期点との関係より、係数 α 及び β は、それぞれ

$\alpha =$, $\beta =$ とする。

減衰定数 ζ と角振動数 ω の関係を図1-5に示す。

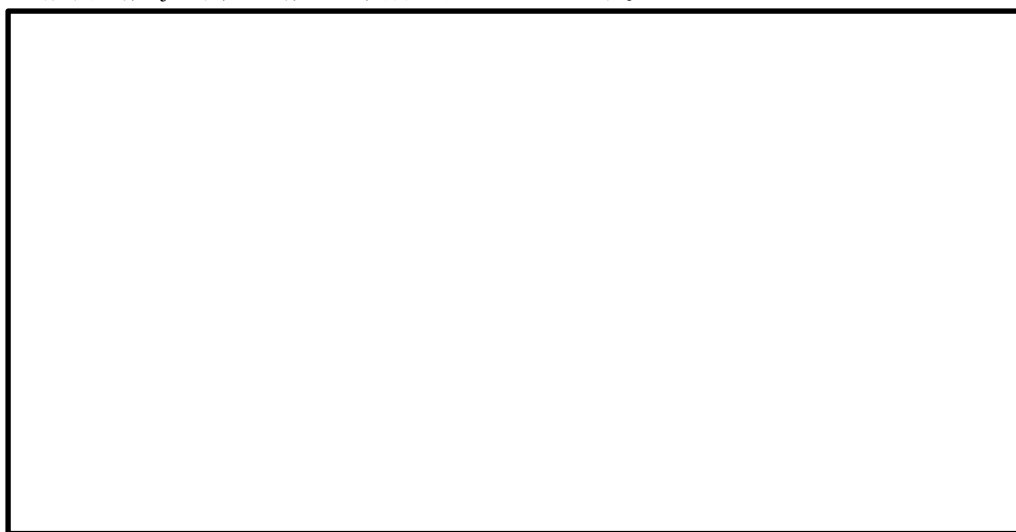


図1-5 ガントリクレーンのRayleigh減衰設定における減衰定数 ζ と角振動数 ω の関係

- (3) クレーン本体及びトロリの車輪部はレール上に乗っており固定されていないため、すべりが発生する構造であることから、解析にあたっては車輪－レール間のすべりを考慮する。
- (4) 吊具の評価を行う場合は、トロリに設置された主巻、ホイストレールに設置されたホイストにワイヤロープを模擬したトラス要素と吊荷を模擬した質点を設けて地震応答解析を実施し、吊具に発生する加速度を算出し、これを用いて評価を行う。また、ワイヤロープについては、引張方向（鉛直下向き）にのみ荷重を受け、圧縮方向（鉛直上向き）の荷重を受けない設定とする。
- (5) 単軸粘性ダンパの減衰性能は、抵抗力が速度の 0.1 乗に比例するダッシュポットとばねを直列に接続した Maxwell モデルでモデル化する。単軸粘性ダンパの Maxwell モデルを図 1-6 に示す。なお、単軸粘性ダンパの減衰性能とモデル化の詳細については、補足-027-10-87「取水槽ガントリクレーンに設置する単軸粘性ダンパの概要及び設計方針」に示す。

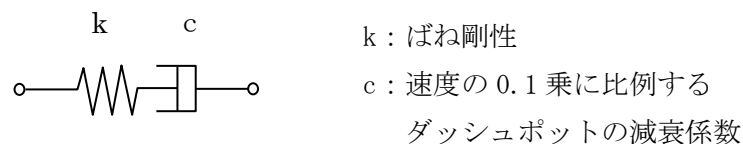


図 1-6 単軸粘性ダンパの Maxwell モデル

3.1.2 解析モデル及び諸元

解析モデルはクレーン本体をはり要素，単軸粘性ダンパを模擬した要素及び非線形要素でモデル化した FEM モデルとする。解析モデル概要図を図 1-7 に示す。

なお、トロリは剛な構造物であり、トロリストッパを除く構造物は評価対象部位としておらず、モデル上は、質量としてクレーン本体に付加することを目的としているため、剛な要素でモデル化している。

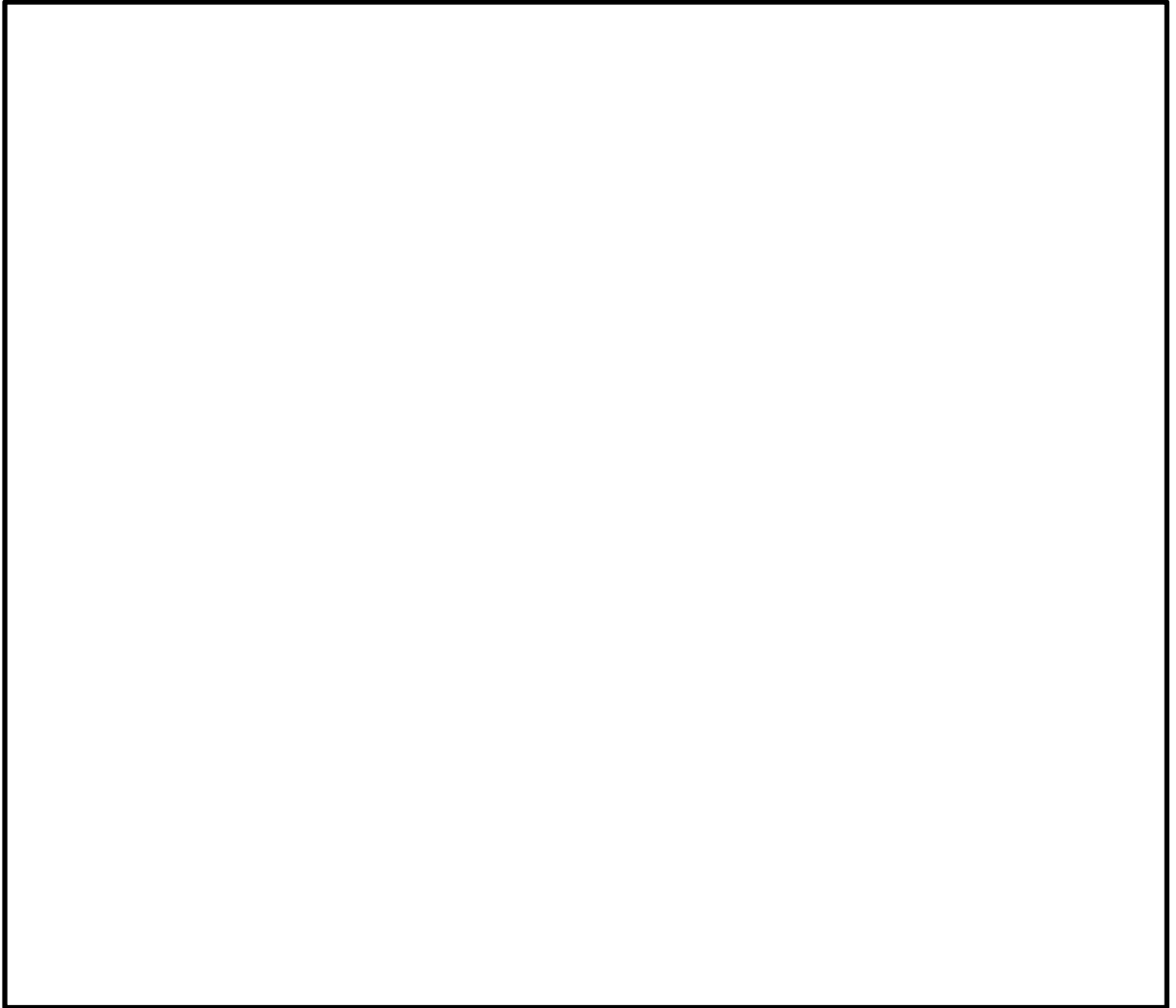


図 1-7(1) 取水槽ガントリクレーンの解析モデル (固有値解析時)

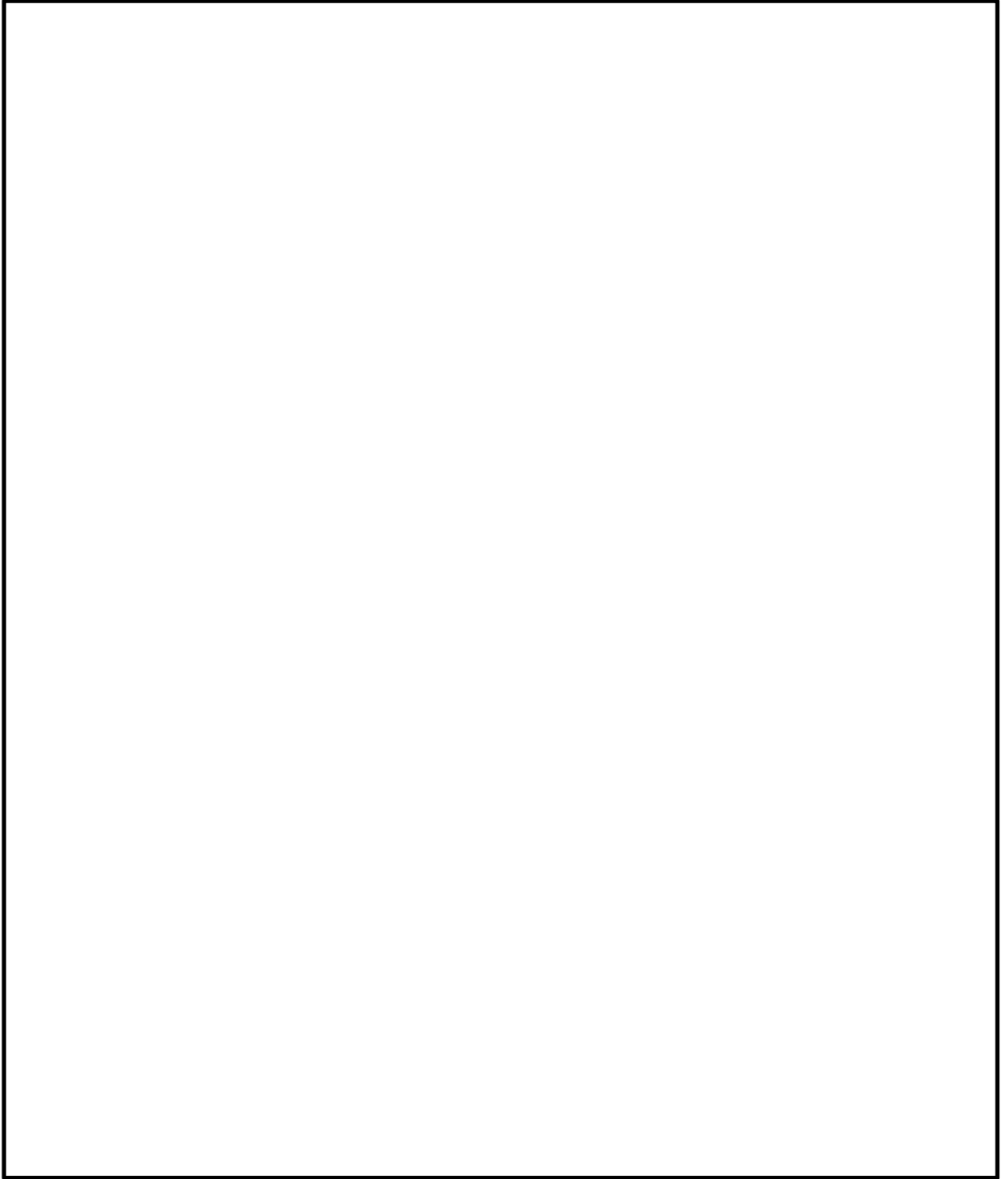



図 1-7(2) 取水槽ガントリクレーンの解析モデル（地震応答解析時）




3.1.3 解析モデルの境界条件


クレーン本体車輪部（駆動輪，従動輪）と走行レール，転倒防止装置と走行レール，トロリ車輪部（駆動輪，従動輪）と横行レール，ホイスト車輪部（駆動輪，従動輪）とホイストレールにおける解析モデルの境界条件をそれぞれ表1-1～表1-4に示す。

固有値解析時は，クレーン本体車輪部，トロリ車輪部，ホイスト車輪部において，水平方向及び鉛直方向ともに拘束条件としている。

地震応答解析時は，クレーン本体車輪部においては，EW方向（クレーン本体走行方向）及びUD方向（鉛直方向）について，それぞれすべり，浮上りを考慮しているため，非拘束条件としている。また，NS方向（クレーン本体走行方向の直交方向）についてはクレーン本体車輪部と走行レールとの間隙（片側約 ）は非常に狭く，地震時には，クレーン本体車輪部と走行レールが接触して荷重が伝達されるため，拘束条件としている。さらに，鉛直方向は間隙以上の浮上りを転倒防止装置により拘束される。

一方，トロリ車輪部においては，NS方向（トロリ走行方向）及びUD方向（鉛直方向）について，それぞれすべり，浮上りを考慮して非拘束条件としている。

また，EW方向（トロリ走行方向の直交方向）については，トロリ車輪部と横行レールの間隙（片側約 ），トロリストoppaとクレーン本体ガーダの間隙（片側約  ）が非常に狭く，地震時には，トロリ車輪部と横行レールが接触，或いはトロリストoppaとクレーン本体ガーダが接触して荷重が伝達されることから，すべりを生じない拘束条件としている。

さらに，ホイスト車輪においては，NS方向（ホイスト走行方向）及び鉛直方向について，それぞれすべり，浮上りを考慮して非拘束条件としている。但し，鉛直方向は間隙以上の浮上りを拘束している。また，EW方向（ホイスト走行方向に直交する方向）については，ホイスト車輪とホイストレールの間隙（片側約 ）が小さく，地震時には，ホイスト車輪とホイストレールが接触し，荷重が伝達されるため，すべりを生じない拘束条件としている。

クレーン本体車輪部，転倒防止部，トロリ車輪部，ホイスト車輪の各構造の概要図について，図1-8に示す。

表 1-1 境界条件 (クレーン本体車輪部と走行レール)

解析内容	部位*		EW方向 (クレーン本体 走行方向)	NS方向 (クレーン本体 走行方向の直交 方向)	UD方向 (鉛直方向)
固有値 解析	クレーン 本体車輪 部と走行 レール	①(駆動輪)	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：拘束 回転：非拘束	並進：拘束 回転：拘束
		②(駆動輪)			
		③(従動輪)			
		④(従動輪)			
地震応 答解析	クレーン 本体車輪 部と走行 レール	①(駆動輪)	並進：非拘束 ・すべり考慮 $\mu=0.3$ 回転：非拘束	並進：拘束 ・走行レール及 び車輪つば による拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 ・浮上り考慮 回転：拘束
		②(駆動輪)			
		③(従動輪)	並進：非拘束 ・追従移動 $\mu=0$ 回転：非拘束		
		④(従動輪)			

注記*：部位欄の番号①～④は、図 1-7 中の①～④に対応

記号 μ ：摩擦係数

表 1-2 境界条件 (転倒防止装置と走行レール)

解析内容	部位*		EW方向 (クレーン本体走行方 向)	NS方向 (クレーン本 体走行方向の 直交方向)	UD方向 (鉛直方向)
固有値 解析	転倒防止 装置と走 行レール	⑤	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 回転：非拘束
地震応 答解析		⑤	並進：非接触時は 非拘束、接 触時はすべ り考慮 $\mu=0.3$ 回転：非拘束	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：浮上り を拘束 回転：非拘束

注記*：部位欄の番号⑤は、図 1-7 中の⑤に対応

記号 μ ：摩擦係数

表 1-3 境界条件 (トロリ車輪部と横行レール)

解析内容	部位*		EW方向 (トロリ走行方向の直交方向)	NS方向 (トロリ走行方向)	UD方向 (鉛直方向)
固有値解析	トロリ車輪部と横行レール	⑥(駆動輪)	並進：拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：拘束 回転：非拘束
		⑦(駆動輪)			
		⑧(従動輪)			
		⑨(従動輪)			
地震応答解析	トロリ車輪部と横行レール	⑥(駆動輪)	並進：拘束 ・横行レール及び車輪つばによる拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 ・すべり考慮 $\mu=0.3$ 回転：非拘束	並進：非拘束 ・浮上り考慮 回転：非拘束
		⑦(駆動輪)		並進：非拘束 ・追従移動 $\mu=0$ 回転：非拘束	
		⑧(従動輪)			
		⑨(従動輪)			

注記*：部位欄の番号⑥～⑨は、図 1-7 中の⑥～⑨に対応

記号 μ ：摩擦係数

表 1-4 境界条件 (ホイスト車輪部とホイストレール)

解析内容	部位*		EW方向 (ホイスト走行方向の直交方向)	NS方向 (ホイスト走行方向)	UD方向 (鉛直方向)
固有値解析	ホイスト車輪部とホイストレール	⑩(駆動輪)	並進：拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 回転：非拘束	並進：拘束 回転：非拘束
		⑪(駆動輪)			
		⑫(従動輪)			
		⑬(従動輪)			
地震応答解析	ホイスト車輪部とホイストレール	⑩(駆動輪)	並進：拘束 ・ホイストレール及び車輪つばによる拘束 回転：非拘束	並進：非拘束 ・すべり考慮 $\mu=0.3$ 回転：非拘束	並進：浮上りを拘束 回転：非拘束
		⑪(駆動輪)		並進：非拘束 ・追従移動 $\mu=0$ 回転：非拘束	
		⑫(従動輪)			
		⑬(従動輪)			

注記*：部位欄の番号⑩～⑬は、図 1-7 中の⑩～⑬に対応

記号 μ ：摩擦係数

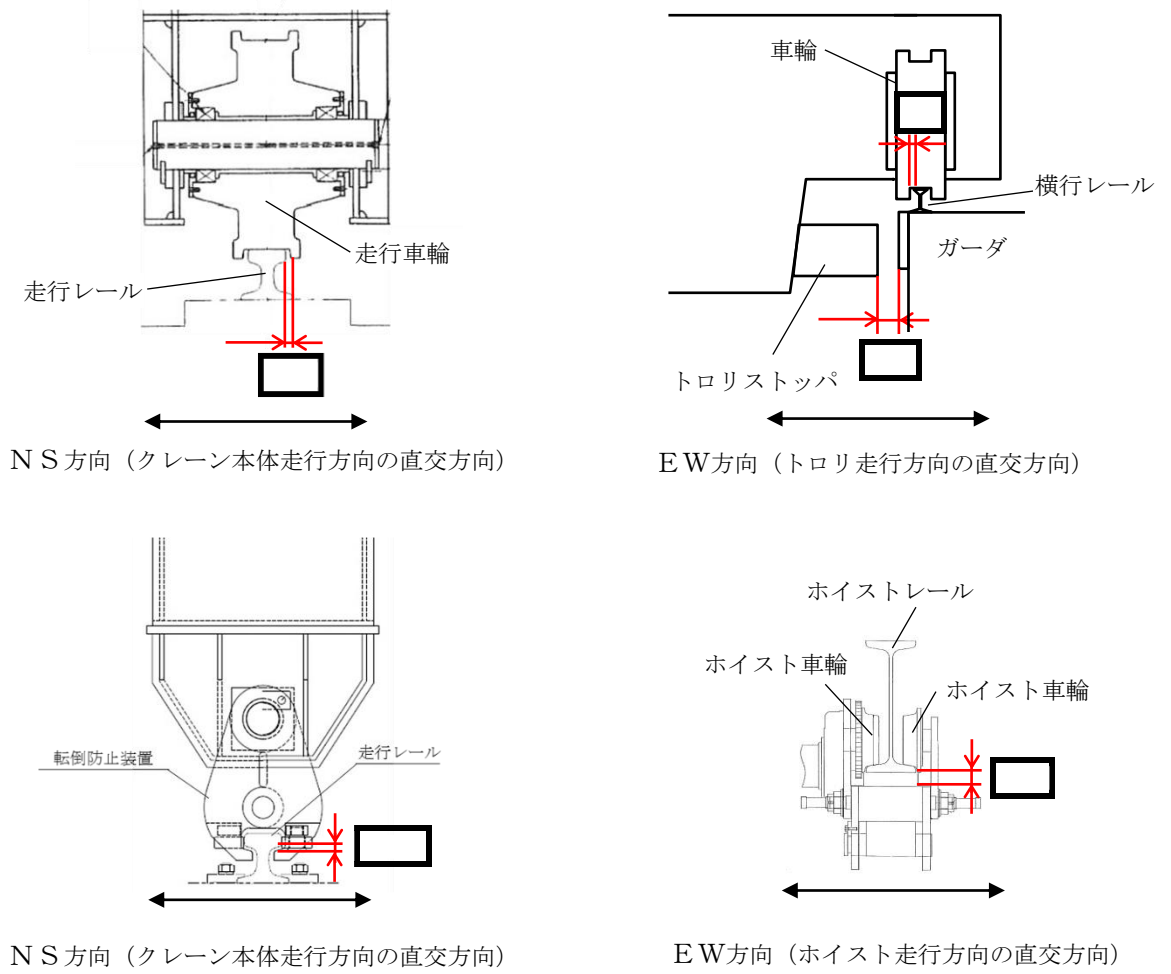


図 1-8 各構造の概要図

3.1.4 クレーン車輪部の非線形要素の設定

(1) 車輪部の非線形要素の考え方

クレーン全体モデル図及び車輪部の非線形要素図を図 1-9 に示す。

クレーン車輪部のモデル化では、すべり、鉛直方向の浮上り及び衝突の挙動を模擬するためギャップ要素を用いる。鉛直方向は、接触部位の局所変形による接触剛性をばね要素で、衝突による減衰効果を減衰要素で模擬し、ギャップ要素と直列に配置する。

また、クレーン横行方向については、剛なばね要素によって拘束条件とし、クレーン走行方向は、ギャップ要素に設定した摩擦係数によりすべりの挙動を模擬する。

なお、各要素（ギャップ要素、ばね要素、減衰要素）の詳細設定については(2)以降に記載する。

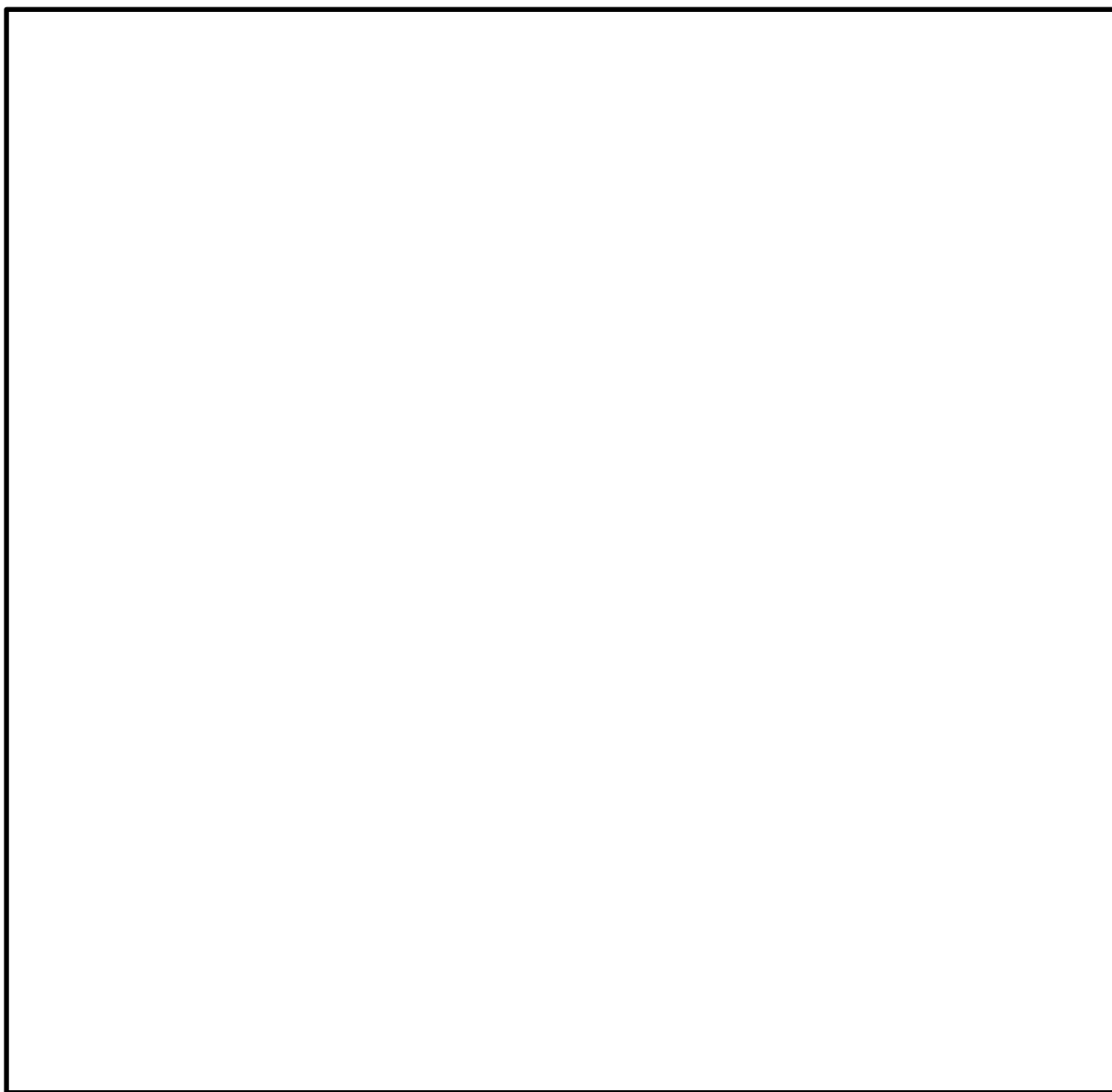


図 1-9 クレーン全体モデル図及び車輪部の非線形要素図

(2) 車輪とレール間の摩擦特性（ギャップ要素）

クレーンの車輪には電動機及び減速機等の回転部分と連結された駆動輪と回転部分と連結されていない従動輪の2種類がある。このうち駆動輪は回転が拘束されているため、地震力が車輪部に加わると回転部分が追従できず最大静止摩擦力以上の水平力が加わればレール上をすべる。

摩擦係数は実機の縮小試験体を用いて加振試験を行った既往研究⁽¹⁾を踏まえ、0.3と設定した。既往研究においては、摩擦係数として0.11～0.19の値が確認されているが、摩擦係数の大きい方がクレーン本体へ加わる水平力が大きくなるため、保守的に0.3とした。

既往研究における試験体（原子炉建屋クレーンタイプ）とガントリクレーンの構造上の差異（ガントリクレーンには脚が存在）からガントリクレーンは地震動に対して多少のロッキング挙動を示す可能性はあるが、接触形態（車輪（曲面形状）とレール（平面形状）による鋼材同士の接触）は変わらないことから摩擦係数への影響は軽微であると考えられる。

なお、摩擦係数0.3は、島根2号機原子炉建物天井クレーンの既工認（静的解析*）及び先行実績（大間1号機（動的解析））においても同様に適用されている。図1-10に島根2号機の原子炉建物天井クレーンの概要図を示す。

注記*：すべり方向の水平力として最大静止摩擦力（鉛直方向荷重×摩擦係数（0.3））を用いてクレーン本体及びトロリを評価

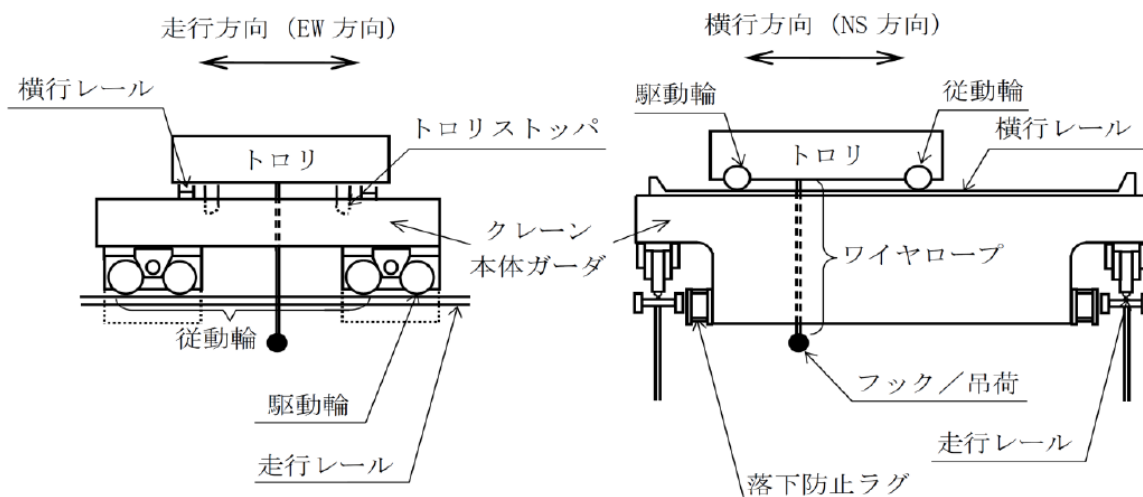


図1-10 島根2号機 原子炉建物天井クレーン概要図

(3) 車輪とレールの接触剛性（ばね要素）

接触剛性はクレーン類の非線形応答挙動を検討した既往研究⁽²⁾を踏まえ、接触剛性を考慮したばね要素とクレーン質量で構成される1自由度系の固有振動数が20Hzになるように設定した。この設定は、既往研究で実機モデル試験の結果とそれを模擬した解析評価を比較して、鉛直方向の浮上り挙動を模擬できることを確認しているため、鉛直方向の浮上り挙動を模擬するガントリクレーンにも同様の設定を適用した。既往研究においては、今回の設定方法のほか、ヘルツの接触理論により荷重に着目して設定する方法、荷重やトロリ浮上がり量等の試験結果と同等になるようにパラメータスタディを行って設定する方法などを検討しているが、いずれの設定方法でも接触剛性（ばね要素）の差異がほとんどないことが確認されている。

なお、今回の接触剛性（ばね要素）の設定方法は、先行実績（大間1号機）においても同様に適用される。

既往研究における実機モデル試験体（原子炉建物天井クレーンタイプ）とガントリクレーンでは（構造上の差異（ガントリクレーンには脚が存在）があるが）、添付2「取水槽ガントリクレーンへの非線形時刻歴応答解析の適用性」で示すとおり、接触剛性を設定する車輪部の構造は実機モデル試験体（原子炉建物天井クレーンタイプ）とガントリクレーンで一致しているため、既往研究における実機モデル試験体（原子炉建物天井クレーンタイプ）で検討された接触剛性の設定方法はガントリクレーンにも適用可能と考えられる。

ガントリクレーンの鉛直方向と水平方向の接触形態（車輪とレールによる鋼材同士の接触）は鉛直方向及び水平方向で変わらないことから、ガントリクレーンの水平方向の接触剛性についても鉛直方向と同様の設定を適用した。

(4) 車輪とレール間の衝突による減衰（減衰要素）

減衰は、クレーン類の非線形応答挙動を検討した既往研究⁽³⁾を踏まえ、車輪の反発係数から換算される減衰比を設定した。既往研究においては、車輪及びレールを模擬した試験体を用いて、重力加速度を利用した反発試験（図 1-11）を実施し、車輪とレール間の反発係数から減衰比を確認している。

なお、反発係数と減衰比の関係式は次式のとおり。また、反発係数と減衰比の関係を図 1-12 に示す。

$$e = \exp\left(-\frac{h\pi}{\sqrt{1-h^2}}\right)$$

e:反発係数, h:減衰比

既往研究の反発係数試験から得られた反発係数は、0.6~0.65 であり、反発係数に相当する減衰比 を適用する。

本評価に用いる減衰比 は以下により設定する。

- ・既往研究より、反発係数試験結果から得られた値のうち、保守的な評価となるように最大値である 0.65 を次式を用いて換算した減衰比 0.137 を設定する。

$$h = \sqrt{\frac{\left(\ln\left(\frac{1}{e}\right)\right)^2}{\pi^2 + \left(\ln\left(\frac{1}{e}\right)\right)^2}}$$

- ・減衰比 0.137 から、車輪反発係数試験体の振子軸受部の摺動摩擦による減衰の影響を補正するために、レールを除去した状態で計測した振子の自由振動波形から換算した減衰比 を差し引く。

なお、今回の減衰の設定方法は、先行実績（大間 1 号機）においても同様に適用されている。



図 1-11 車輪反発係数試験体*

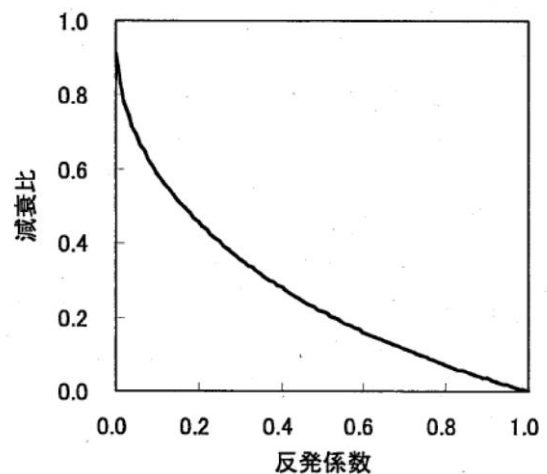


図 1-12 反発係数と減衰比の関係*

注記*：『平成 19 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（08 耐部報-0021，（独）原子力安全基盤機構）』より一部引用

(5) 転倒防止装置の構造・モデル化について（ギャップ要素）

転倒防止装置は、図 1-13 に示すように、レールの上部からレール頭部をアームで挟み込む構造である。通常運転時、アームの先端の爪部とレールの間には間隙がある。クレーンに浮上りが発生してレール頭部と転倒防止装置のアーム先端の爪部が接触すると鉛直方向の荷重が伝達される。

水平方向については、レール直交方向には転倒防止装置が取付軸により回転する構造となっており、レールに沿った方向（クレーン走行方向）にはガイドローラによってすべる構造のため、水平荷重は発生しない。

以上より、転倒防止装置については、鉛直方向の爪部とレール頭部の間隙を考慮して、ギャップ要素によりモデル化を行う。

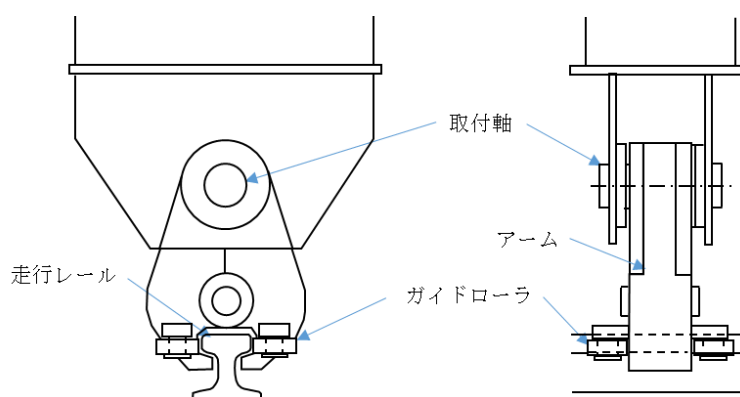


図 1-13 転倒防止装置の構造

3.2 評価ケースの設定

ガントリクレーンの地震応答解析にあたっては、トロリ及びホイストの位置や吊荷の有無によって地震時の挙動が変化するため、トロリ及びホイストの位置並びに吊荷の有無に応じた解析ケースを設定する必要がある。設定した解析ケースを表1-5に示す。ガントリクレーン使用時の状況を踏まえて解析ケースについて検討した内容を以下に示す。

トロリにより吊荷を吊り上げる場合は、トロリを横行方向（NS方向）に対象物の直上まで移動させ、対象物を吊り上げた後、トロリ位置はそのままでクレーン本体が走行方向（EW方向）に点検等の作業エリアへ移動する。また、ホイストにより吊荷を吊り上げる場合もトロリの場合と同様に、ホイストを横行方向（NS方向）に対象物の直上まで移動させ、対象物を吊り上げた後、ホイスト位置はそのままでクレーン本体が走行方向（EW方向）に点検等の作業エリアへ移動する。トロリとホイストを同時に使用することはないため、トロリを使用する場合にはホイストは待機位置、ホイストを使用する場合にはトロリは待機位置から移動しない。トロリ及びホイストの待機位置について図1-14に示す。以上のトロリ及びホイストの使用状態を踏まえた解析ケースとして、トロリ及びホイストのいずれかは最大質量の吊荷有りとし、もう一方は待機位置で吊荷なしの条件を設定する。なお、吊荷有りの場合のトロリ及びホイストの位置は中央付近であるためガーダの中央とする。（ケース1, 2）

ガントリクレーンを使用する場合は、クレーン本体が待機位置から吊り上げ対象物に向けて走行方向（EW方向）に移動する。クレーン本体の移動中は、トロリ及びホイストはそれぞれの待機位置にある。このような状態を踏まえた解析ケースとして、トロリ及びホイストがいずれも待機位置で吊荷なしの条件を設定する。（ケース3）

表1-5 ガントリクレーンの耐震評価ケース

ケース	トロリ		ホイスト	
	位置	吊荷有無（質量）	位置	吊荷有無（質量）
1	中央	有り <input type="text"/>	待機位置	なし
2	待機位置	なし	中央	有り <input type="text"/>
3	待機位置	なし	待機位置	なし



図1-14 取水槽ガントリクレーンのトロリ，ホイスト待機位置

3.3 評価用地震動及び解析ケース

ガントリクレーンの耐震評価に適用する評価用地震動及びそれぞれの地震動に対する解析ケースを表 1-6 に示す。

なお、評価用地震動及び解析ケースの詳細については、添付 5「取水槽ガントリクレーン評価用地震動の選定」及び添付 6「取水槽ガントリクレーンに適用する時刻歴解析における材料物性の不確かさ等に関する検討」に示す。

表 1-6 評価用地震動及び解析ケース

No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			選定理由
	トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相*3	
1	中央	待機	標準	Ss-D	シフト無し	平均		基本ケースとして評価
2	中央	中央						
3								
4				Ss-N1				代表地震動の妥当性確認 用として評価
5				Ss-F1				
_*1					+10%シフト			床応答スペクトルの拡幅 ±10%相当の不確かさ
6					シフト無し	-σ	++	
_*2					-10%シフト	平均		
7	待機	待機			シフト無し	+σ		
8					-1.0%シフト			
9					-4.9%シフト			ダンパ性能の不確かさ
10				+20%				
11				-20%	シフト無し	平均		
12								位相反転地震動の確認
13			標準	+10%シフト		--		
14				-10%シフト				

：基準ケースからの変更部分

注記*1：不確かさ検討（+10%拡幅相当）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性-σ」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。

*2：不確かさ検討（-10%拡幅相当）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性+σ」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。

*3：++の最初の符号は水平動、次の符号は鉛直動を示し、「-」は位相を反転させたケースを示す。ケースとしては、「++」「+-」「-+」「--」が存在するが、位相反転の確認ではクレーン固有周期での地震加速度が厳しい「--」の地震動を用いる。

4. 参考文献

- (1) 天井クレーンのすべりを伴う地震時挙動（火力原子力発電. Vol140 No.6 小森ほか）
- (2) 「平成 20 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（09 耐部報-0008, (独)原子力安全基盤機構）」
- (3) 「平成 19 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に係る報告書（08 耐部報-0021, (独)原子力安全基盤機構）」

取水槽ガントリクレーンへの非線形時刻歴応答解析の適用性

1. 概要

島根2号機取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）が上位クラス施設へ波及的影響を及ぼさないことを確認するため、基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することを確認する必要がある。構造概要図を図2-1に示す。

ガントリクレーンがレール上に固定されていないという構造上の特徴を踏まえ、水平方向へのすべりと鉛直方向の車輪部の浮上りを考慮した解析モデルによる非線形時刻歴応答解析を適用する。

解析モデル概要図を図2-2に示す。

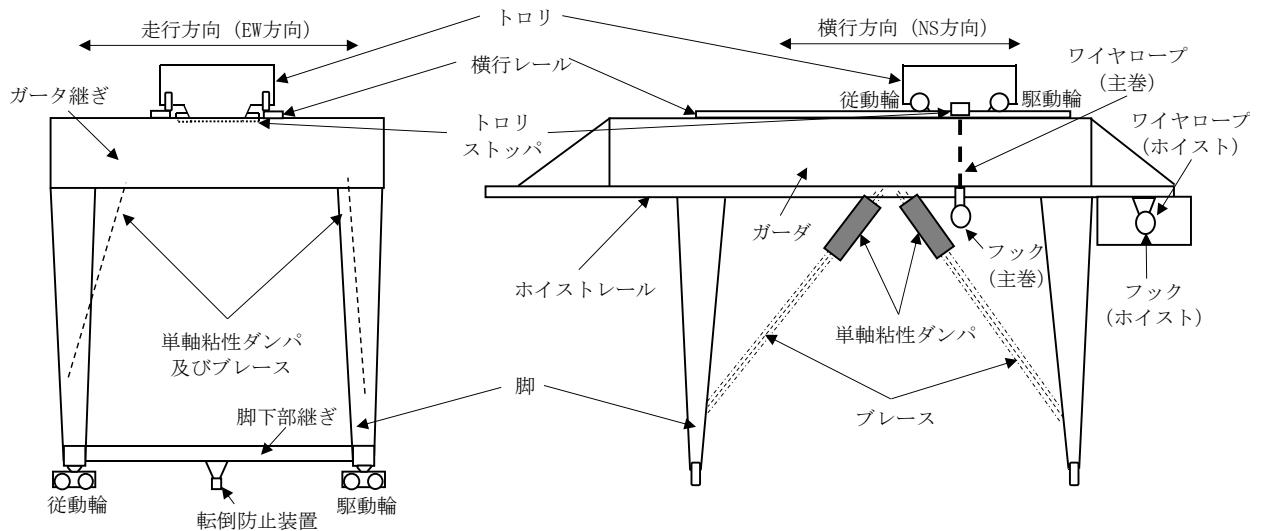


図 2-1 構造概要図

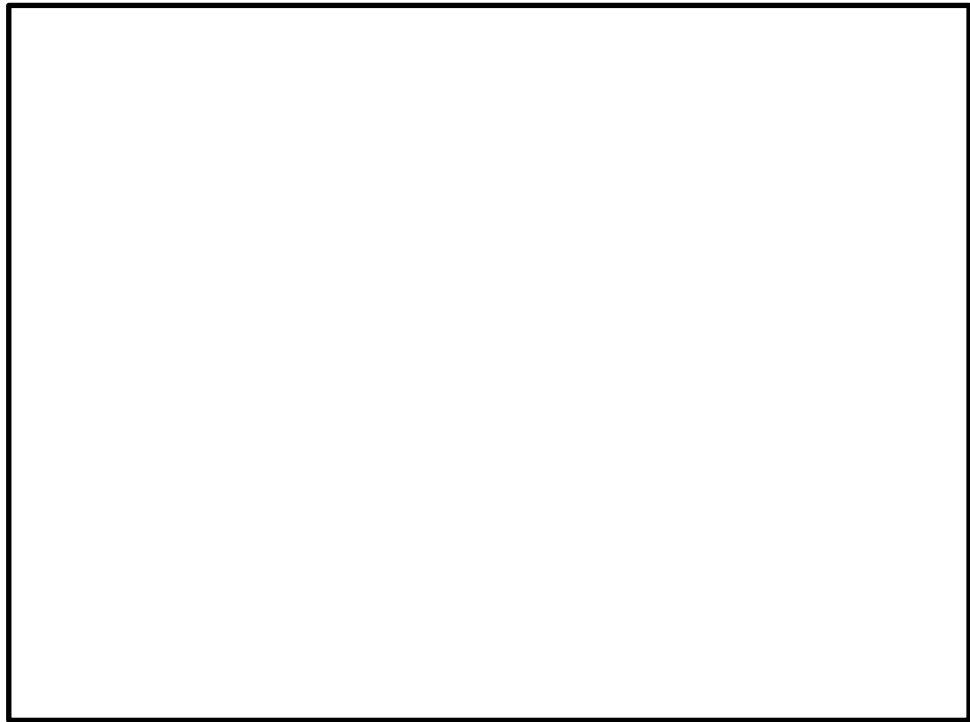


図 2-2 解析モデル概要図

2. 先行実績（BWR プラント原子炉建屋クレーン）との比較

ガントリクレーンに非線形時刻歴応答解析を適用するにあたって、先行実績として大間1号機原子炉建屋クレーン及び女川2号機原子炉建屋クレーンで適用実績があるため、それぞれの構造や特徴を比較し、適用性について確認する。

2.1 構造の比較

2.1.1 全体構造

(1) 構造概要

原子炉建屋クレーンは、トロリ式天井クレーンに分類されるものであり、2本のレール上を走行する方式である。走行レール間はガーダと呼ばれる部材が渡された桁構造で、ガーダ下部に設けられている車輪を介して走行レール上に設置されている。また、ガーダ上部には横行レールとトロリが設置され、吊荷の吊上げ、吊下げ及び移動が行われる。

ガントリクレーンは、トロリ式橋型クレーンに分類されるものであり、2本のレール上を走行する方式である。走行レール間はトロリ式天井クレーンと同様にガーダが渡された桁構造となっている。ガーダ下部には脚が設けられており、この脚の下部の車輪を介して走行レール上に設置されている。ガーダ上部にはトロリ式天井クレーンと同じく横行レールとトロリが設置され、吊荷の吊上げ、吊下げ及び移動が行われる。

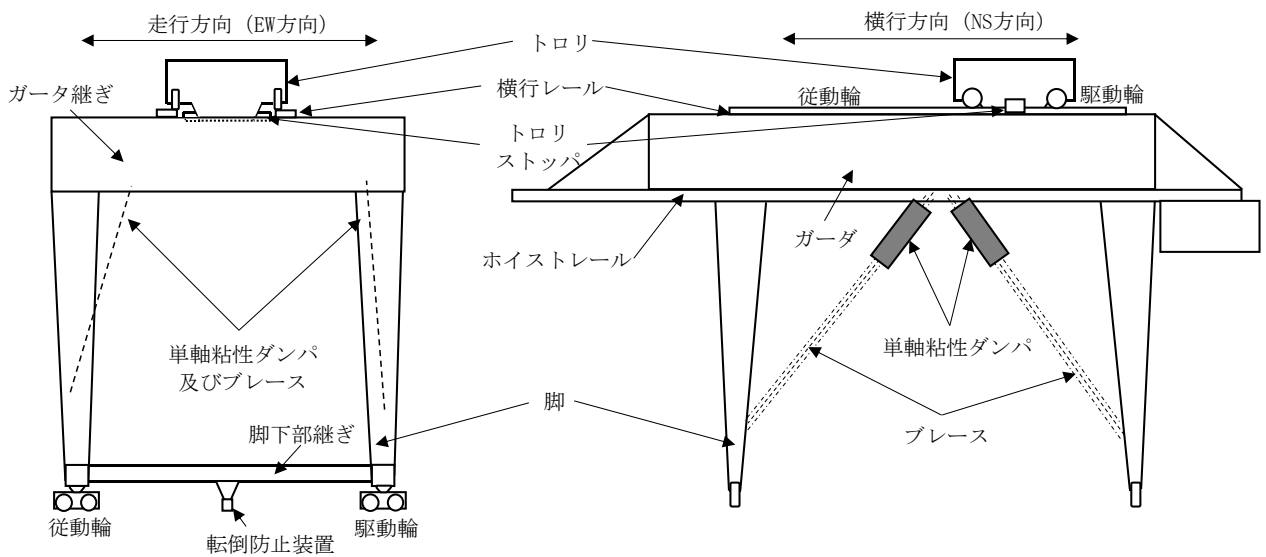
原子炉建屋クレーン及びガントリクレーンの概要図について図2-3に示す。



(a) 大間1号機原子炉建屋クレーン



(b) 女川2号機原子炉建屋クレーン



(c) 島根2号機ガントリクレーン

図2-3 原子炉建屋クレーン及びガントリクレーンの構造概要図

(2) 全体構造

原子炉建屋クレーンの本体構造はガーダ、サドルと呼ばれる鋼構造物が主体となっている。トロリ本体も同様に鋼構造物で構成されている。ガーダは走行レール上に、トロリは横行レール上とともに4箇所にある車輪を介して固定されずに設置されていることから地震時には水平方向にすべり、鉛直方向に浮上りが発生する。

ガントリクレーンの本体構造はガーダ、サドル及び脚と呼ばれる鋼構造物が主体となっている。トロリ本体も同様に鋼構造物で構成されている。脚は走行レール上に4箇所にある車輪を介して固定されずに設置されており、転倒防止装置により鉛直方向の走行レールからの浮上りを抑制する構造としていることから、地震時には、原子炉建屋クレーンと同様に水平方向にすべりが発生する。また、トロリは横行レール上に4箇所にある車輪を介して固定されずに設置されており、地震時には、原子炉建屋クレーンと同様に水平方向にすべり、鉛直方向に浮上りが発生する。

(3) 構造の特徴比較

原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの構造について比較結果を表2-1に示す。

両設備の違いは脚及び単軸粘性ダンパの有無だけであり、それ以外の構造物としての特徴は類似している。また、レールと4箇所の車輪が固定されずに接触し、水平方向にすべり、鉛直方向に浮上りが発生する挙動は両クレーンで類似している。

表2-1 原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの構造の比較

	大間1号機 原子炉建屋クレーン	女川2号機 原子炉建屋クレーン	島根2号機 ガントリクレーン
構造概要			同左
主要構造物			<ul style="list-style-type: none"> ・ガーダ ・ガーダ継ぎ ・トロリ ・<u>脚</u> ・<u>単軸粘性ダンパ</u>
構造形状			同左
			同左

注：下線は相違点を示す。

2.1.2 荷重伝達

原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの本体及びトロリはいずれも固定されずにレール上に車輪を介して設置されており、以下に示す荷重伝達機能も同様であると考えられる。

(1) クレーン本体走行方向の水平力

a. クレーン本体

(a) クレーン本体は走行レール上に固定されずに設置されているため、走行方向の水平力が加わっても、クレーン本体は走行レール上をすべるだけで、クレーン本体には走行レールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

(b) クレーン本体の走行車輪は、駆動輪及び従動輪で構成される。

(c) 駆動輪は、電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため、地震力が車輪部に加わると回転部分が追従できず、最大静止摩擦力以上の水平力が加われば走行レール上をすべる。

(d) 従動輪は回転が拘束されないため、クレーン本体の動きに合わせて自由に回転することからクレーン本体走行方向の水平力をクレーン本体に伝達しない。

b. トロリ

(a) トロリはクレーン本体の走行レールに対して直交方向の関係にある横行レール上に設置していることから、クレーン本体の走行方向の水平力はガーダ本体及び横行レールを介してトロリへ作用する。

(2) トロリ走行方向（横行方向）の水平力

a. クレーン本体

(a) クレーン本体はトロリの横行レールに対して直交方向の関係にある走行レール上に設置していることから、トロリ走行方向（横行方向）の水平力は横行レールを介してクレーン本体へ作用する。

b. トロリ

(a) トロリはガーダ上の横行レール上に固定されずに設置されているため、水平力がトロリに加わっても、トロリは横行レール上をすべるだけで、トロリ本体には横行レールと横行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらない。

(b) トロリの横行車輪は、駆動輪及び従動輪で構成される。

(c) トロリの駆動輪は、電動機及び減速機等の回転部分と連結されているため、地震力が車輪部に加わると回転部分が追従できず、最大静止摩擦力以上の水平力が加われば横行レール上をすべる。

(d) 従動輪は回転が拘束されないため、トロリの動きに合わせて自由に回転することからトロリ走行方向の水平力をトロリ本体に伝達しない。

(3) 鉛直力

クレーン本体及びトロリは、共にレールと固定されていないことから、鉛直方向の地震力によってはレールから浮上がる可能性がある。

2.1.3 車輪まわりの構造比較

今回工認で適用する解析手法は車輪まわりのすべりや浮上りを考慮した非線形時刻歴応答解析であり、車輪まわりの特徴を踏まえたモデル化が必要であることから、車輪とレールの接触部分について、原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの詳細な構造比較を行う。原子炉建屋クレーン及びガントリクレーンの車輪まわりの模式図を図 2-4 に示す。

(1) 原子炉建屋クレーン

原子炉建屋クレーンの車輪まわりは、走行装置が前後左右の 4 隅に配置された構造であり、各走行装置は 2 輪ずつの車輪で構成されている。車輪と走行レール間には鉛直上向きの拘束がなく浮上りが発生する構造となっており、クレーンと走行レールの接触点は、ともに鋼製部材である車輪と走行レールの接触となる。

また、車輪については、駆動装置が設置された駆動輪 (2 隅分) とクレーンの動きに追従して回転する従動輪 (2 隅分) があり、全体の半分の車輪で駆動力を伝達する機構となっている。

トロリの車輪まわりは、前後左右で 1 輪ずつ配置された構造となっており、クレーン本体の車輪と同様に鉛直方向の拘束がないため浮上りが発生する構造となっている。駆動輪と従動輪についてもクレーン本体の車輪と同様に前後で役割の異なる車輪が配置されている。

クレーン本体車輪まわり及びトロリ車輪まわりには、それぞれ脱線防止ラグ及びトロリストoppaが設置されているため、車輪がレールから浮上がる現象が発生した場合でも、脱線を防止する構造となっている。

(2) ガントリクレーン

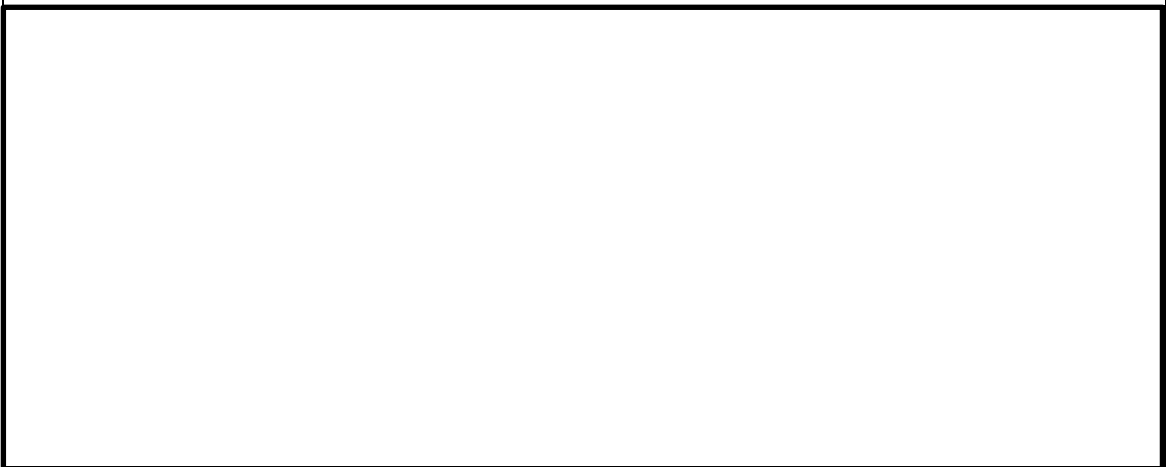
ガントリクレーンの本体車輪まわりは、図 2-4 に示すとおり走行装置が前後左右の 4 隅に配置された構造であり、各走行装置は 2 輪ずつの車輪で構成されている。車輪とレール間は鋼製部材同士の接触で上向きの拘束がなく浮上りが発生する点や駆動輪と従動輪で車輪が構成されている点など、原子炉建屋クレーンと同一の構造となっている。トロリの車輪まわりについても車輪 (駆動輪, 従動輪) 配置や接触状況などについて同一構造となっている。

ガントリクレーン本体車輪まわり及びトロリ車輪まわりには、それぞれ転倒防止装置及びトロリストoppaが設置されているため、原子炉建屋クレーンと同様に、車輪がレールから浮上がる現象が発生した場合でも、脱線を防止する構造である。

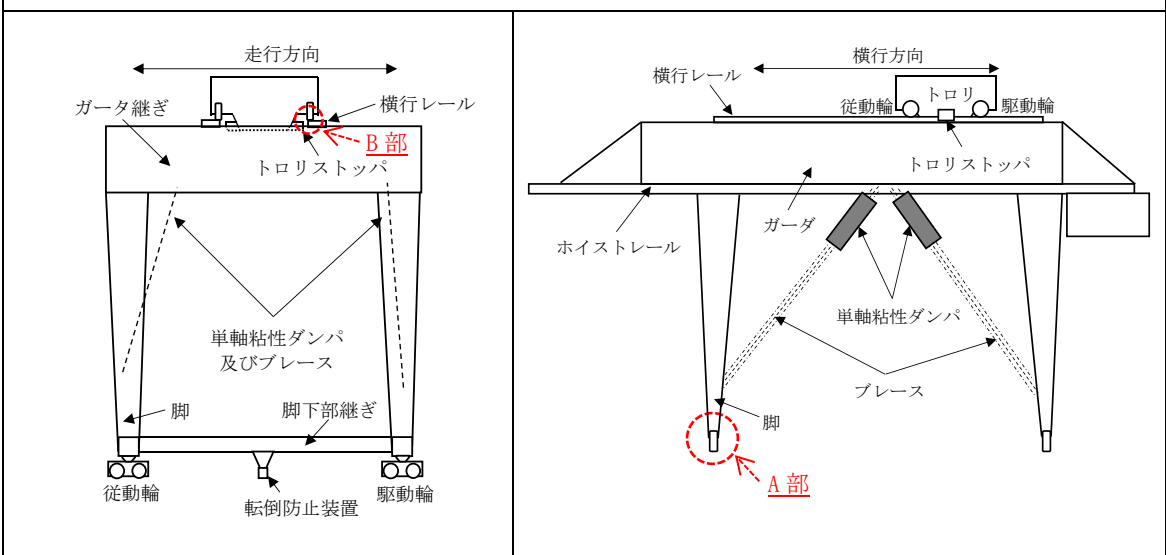
大間 1 号機 原子炉建屋クレーン



女川 2 号機 原子炉建屋クレーン

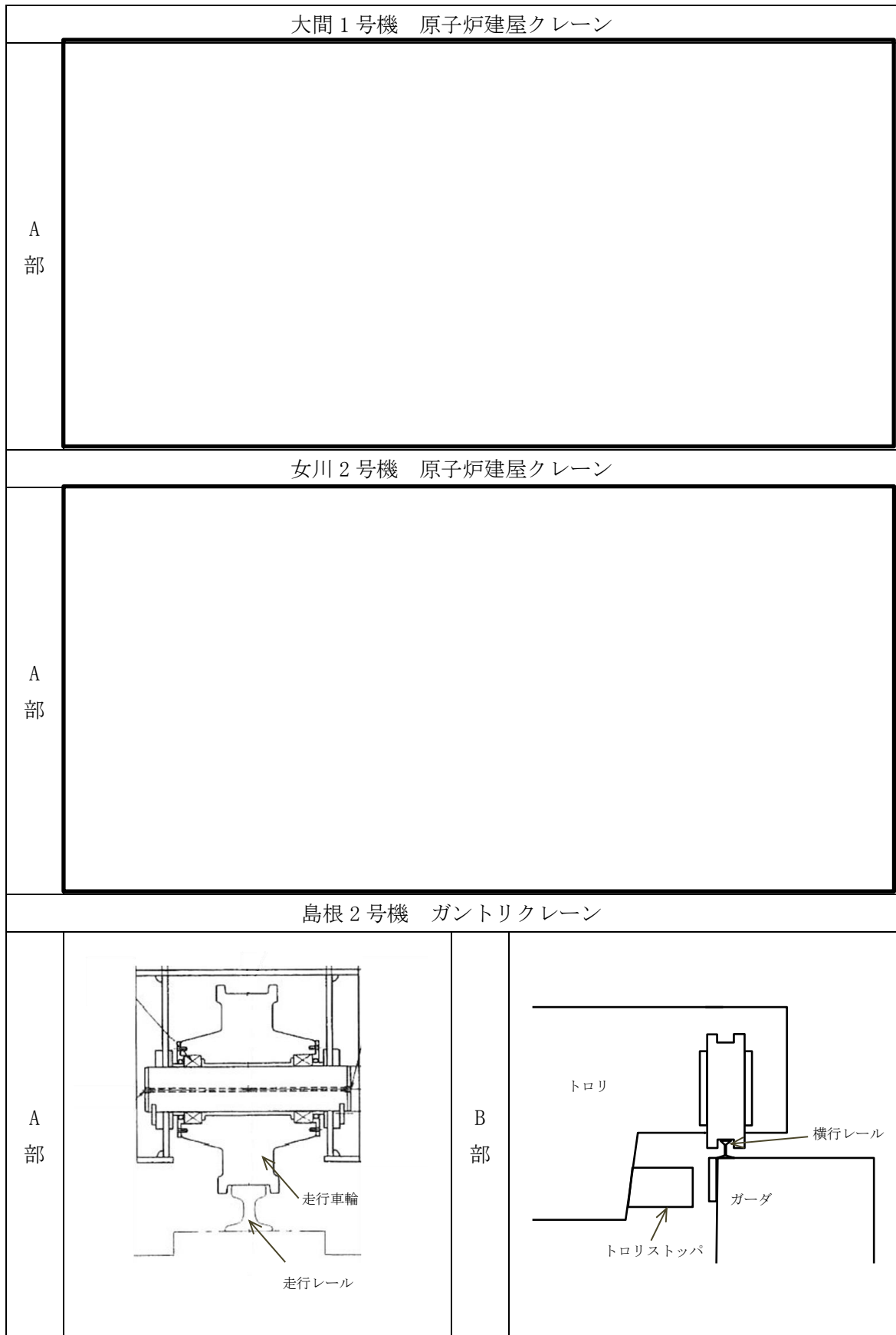


島根 2 号機 ガントリクレーン



(a) 概略構造比較

図 2-4 原子炉建屋クレーン及びガントリクレーンの構造比較 (1/2)



(b) 車輪まわり構造詳細比較

図 2-4 原子炉建屋クレーン及びガントリクレーンの構造比較 (2/2)

2.2 評価方法の比較

原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの評価方法の比較を表 2-2 に示す。ガントリクレーンの解析手法や解析モデル, 境界条件などの解析評価の基本となる設定は原子炉建屋クレーンと同一の評価方法である。

入力地震動はそれぞれの設備を設置している位置の地震動を適用するため, 評価方法の差異にはあたらない。

表 2-2 原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの評価方法比較

項目		大間 1 号機 原子炉建屋クレーン	女川 2 号機 原子炉建屋クレーン	島根 2 号機 ガントリクレーン
解析手法				同左
解析モデル				同左
車輪-レール間の境界条件				同左
地震力	水平			同左
	鉛直			同左
入力地震動				取水槽におけるクレーン設置位置の時刻歴加速度
減衰定数	水平			同左
	鉛直			同左
解析プログラム				同左

3. 先行実績（PWRプラント及びBWRプラント門形クレーン）との比較

2. 項において、BWRプラント原子炉建屋クレーンとガントリクレーンの構造及び評価方法の比較を行ったが、本項においては、新規制基準対応工認で実績のあるPWRプラント（伊方3号機）及びBWRプラント（女川2号機）の門形クレーンと構造及び評価方法の比較を行う。

3.1 構造の比較

伊方3号機、女川2号機の門形クレーン及び島根2号機のガントリクレーンの概略構造図を図2-5に、構造の比較を表2-3に示す。PWRプラント及びBWRプラントの門形クレーンと島根2号機のガントリクレーンでは一部の形状及び単軸粘性ダンパの差異はあるが、主要構造物の構成は同一であり、全体構造も類似していることを確認した。なお、島根2号機のガントリクレーンの転倒防止装置は、走行レールを掴むことで、転倒・脱線を防止する構造となっている。この構造は女川2号機の門型クレーンと異なっているが、伊方3号機の門型クレーンの浮上り防止装置と同様の構造である。島根2号機のガントリクレーンの転倒防止装置と伊方3号機の門型クレーンの浮上り防止装置の構造を図2-6に示す。

(a)伊方3号機門型クレーン

(b)女川2号機門型クレーン

(c)島根2号機ガントリクレーン

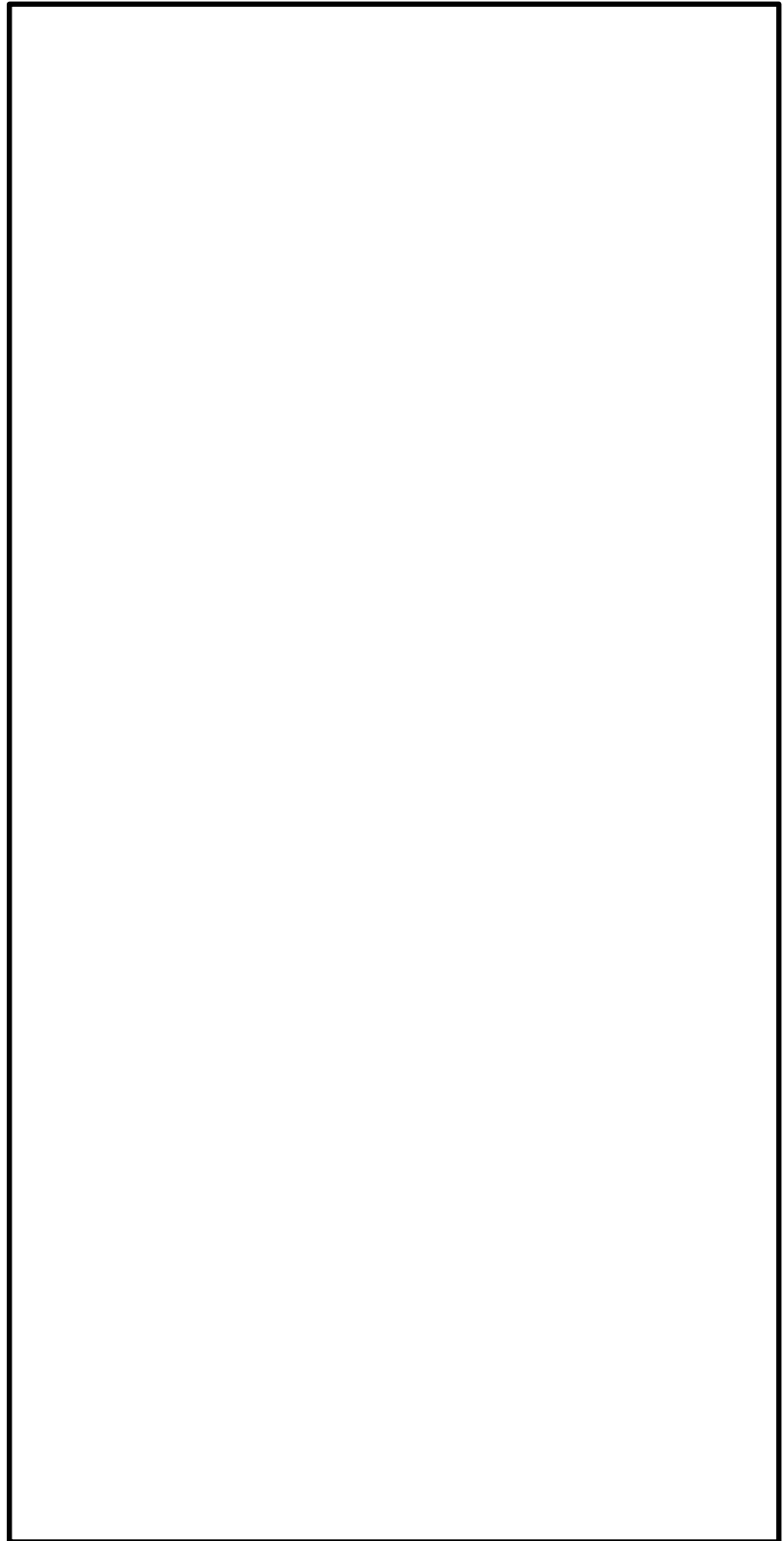
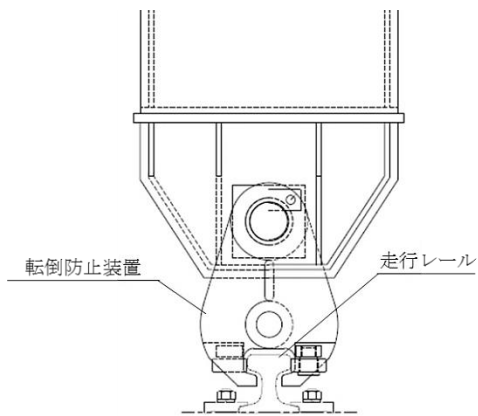


図 2-5 ガントリクレーン概略構造図

表 2-3 PWR 及び BWR プラント門形クレーンと島根 2 号機ガントリクレーンの構造の特徴比較

	伊方 3 号機 門型クレーン	女川 2 号機 門型クレーン	島根 2 号機 ガントリクレーン
構造概要			同左
主要構造物			<ul style="list-style-type: none"> ・ ガーダ ・ トロリ ・ ガーダ継ぎ ・ 脚 ・ 転倒防止装置 ・ トロリストoppa ・ <u>単軸粘性ダンパ</u>
構造形状			同左
			同左

注：下線は相違点を示す。



島根 2 号機
ガントリクレーンの
転倒防止装置



伊方 3 号機
門型クレーンの
浮上り防止装置

図 2-6 ガントリクレーンの転倒防止装置及び伊方 3 号機門型クレーンの浮上り防止装置の構造

3.2 評価方法の比較

伊方3号機の門型クレーン，女川2号機の門型クレーン及び島根2号機のガントリクレーンの評価方法の比較を表2-4に示す。解析手法や解析モデル，境界条件などの解析評価の基本となる設定は全て島根2号機のガントリクレーンと同一の評価方法である。

表2-4 PWR及びBWRプラント門型クレーンと島根2号機ガントリクレーンの評価方法比較

項目		伊方3号機 門型クレーン	女川2号機 門型クレーン	島根2号機 ガントリクレーン	
解析手法				同左	
解析モデル				同左	
車輪-レール間 の境界条件				同左	
地震力	動的地震力			鉛直	同左
	鉛直				
入力地震動				取水槽におけるクレーン設置位置の時刻 歴加速度	
減衰 定数	2.0%			鉛直	同左
	鉛直				
解析プログラム		同左			

4. 非線形時刻歴応答解析の適用性（まとめ）

島根2号機取水槽ガントリクレーンに対して非線形時刻歴応答解析を適用するにあたり、先行実績（大間1号機原子炉建屋クレーン及び女川2号機原子炉建屋クレーン）との構造及び評価方法等の比較を行った。

前述の2.1項のとおり、全体構造、荷重伝達及び車輪まわりの構造について比較した結果、原子炉建屋クレーンに対して、ガントリクレーンは、クレーン本体の鋼構造物として脚が存在し単軸粘性ダンパを有する点及び脱線防止ラグと転倒防止装置の構造において差異があるが、これ以外の全体構造、荷重伝達及び車輪まわり構造が同様であることを確認した。なお、クレーン本体の鋼構造物として脚及び単軸粘性ダンパが存在することについては、適切に解析モデルに反映することとし、単軸粘性ダンパを有する構造物への解析手法については、補足-027-10-87「取水槽ガントリクレーンに設置する単軸粘性ダンパの概要及び設計方針」に示す。

また、前述の2.2項のとおり、評価方法及び解析モデルについて比較した結果、解析モデルの設定方法として、3次元FEMによるモデル化、水平方向のすべり、鉛直方向の浮上りの挙動を考慮する非線形要素の考え方が同様であることを確認した。

さらに、前述の3項のとおり、新規制基準対応工認で実績のあるPWRプラント及びBWRプラントの門形クレーンと比較しても島根2号機のガントリクレーンは一部構造の差異があるが主要構造及び評価方法上の差異がないことを確認した。

したがって、島根2号機取水槽ガントリクレーンの耐震評価に対して、先行実績のある非線形時刻歴応答解析の適用性があると判断した。

先行実績との構造/評価手法比較

BWR プラント原子炉建屋クレーンとの構造比較

項目		大間 1 号機 原子炉建屋クレーン	女川 2 号機 原子炉建屋クレーン	島根 2 号機 取水槽ガントリクレーン
構造比較	構造分類			同左
	主要構造物			<ul style="list-style-type: none"> ・ ガーダ ・ ガーダ継ぎ ・ トロリ ・ 脚 ・ 単軸粘性ダンパ
	構造形状			同左
	構造概略図			

BWR プラント原子炉建屋クレーンとの評価手法比較

項目		大間 1 号機 原子炉建屋クレーン	女川 2 号機 原子炉建屋クレーン	島根 2 号機 取水槽ガントリクレーン	
構造比較	解析手法			同左	
	解析モデル			同左	
	解析モデル 概要図				
	車輪-レール間の 境界条件			同左	
	地震力			水平	同左
				鉛直	
	入力地震動			同左	
	減衰定数			水平	同左
				鉛直	
	解析プログラム			同左	
時刻歴の 保守性検討	同左				

PWR 及び BWR プラント門型クレーンとの構造比較

項目		伊方 3 号機 海水ピットクレーン	女川 2 号機 海水ポンプ室門型クレーン	島根 2 号機 取水槽ガントリクレーン
構造比較	構造分類			同左
	主要構造物			<ul style="list-style-type: none"> ・ ガーダ ・ ガーダ継ぎ ・ トロリ ・ 脚 ・ 単軸粘性ダンパ
	構造形状			同左
	構造概略図			

PWR 及び BWR プラント門型クレーンとの評価手法比較

項目		伊方3号機 海水ピットクレーン	女川2号機 海水ポンプ室門型クレーン	島根2号機 取水槽ガントリクレーン	
構造比較	解析手法			同左	
	解析モデル			同左	
	解析モデル 概要図				
	車輪-レール間 の境界条件			同左	
	地震力	水平			同左
		鉛直			
	入力地震動			同左	
	減衰 定数	水平			同左
		鉛直			
	解析プログラム			同左	
時刻歴の 保守性検討			同左		

取水槽ガントリクレーンの地震時挙動に関する補足説明

1. はじめに

本資料は、取水槽ガントリクレーンの解析における摩擦力の設定と解析の前提条件（車輪はレール上にあり、レール直交方向に対しては走行車輪つば又はトロリストoppaが接触して機能する）の考え方について補足説明するものである。

2. 車輪とレールとの摩擦力及び、接触による摩擦力の考慮

ガントリクレーンはレール上を車輪で移動する構造であり、レールと車輪は固定されていないため、地震時には走行方向（レール長手方向）にはすべりが発生し、摩擦力以上の荷重を受けない構造である。

ガントリクレーン本体車輪部とレール間の取り合い部を例とすると、接触面としては、鉛直方向（走行車輪～走行レール間）と水平方向（走行車輪つば～走行レール間）が挙げられる（図4-1）。

鉛直方向には常時自重が加わっており、地震力による鉛直方向加速度が上向きに1Gを超えるごく僅かな時間を除き、常に車輪はレールに接触し垂直抗力Nが発生する状態であることから、評価上、摩擦係数 μ （=0.3）一定の条件の下、垂直抗力Nを時々刻々変化させた摩擦力 F （= μN ）を考慮している。

なお、基準地震動 S_s による地震力に対して、駆動輪に接続される電動機及び減速機等の回転部が破損し駆動輪が自由に回転する可能性も考えられるが、その場合、摩擦力は低減することから、上記のように摩擦力を考慮した評価を行うことで保守的な評価となっている。

これに対して、水平方向には常時作用する荷重が無いが、水平方向（横行方向）の地震力によって、走行車輪つばがレールに接触する場合に垂直抗力Rが発生する。しかしながら、地震力は交番荷重であること及び、接触後も部材間の跳ね返りが発生することから、側面の接触時間はごく僅かな時間となる。また、大きな摩擦力が発生するためには、横行方向の地震力により瞬間的に垂直抗力Rが発生する間に、走行方向の大きな地震力が同時に作用する必要があることから、各方向地震力の非同時性を考慮し、側面の接触による摩擦力は考慮していない。

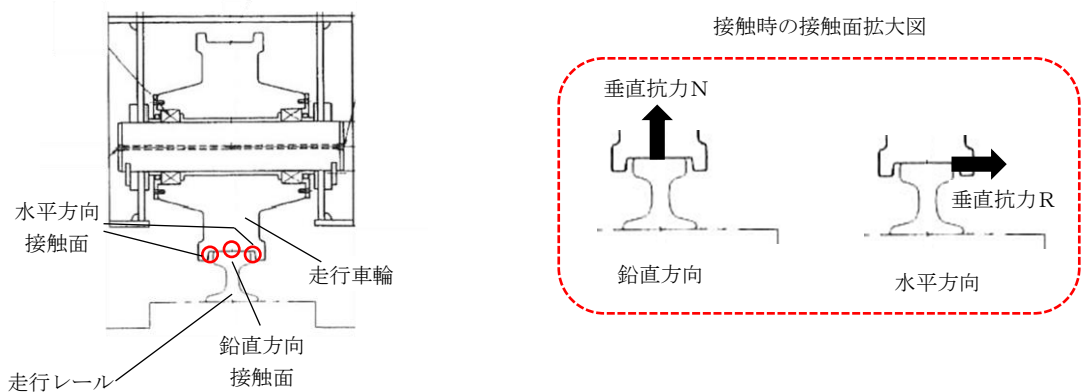


図 4-1 鉛直方向と水平方向の接触面

3. レール等の破損による解析条件への影響

ガントリクレーンのモデル化にあたっては、車輪がレール上にあり、レール直交方向に対しては走行車輪つばまたはトロリストoppaが接触して機能することを前提としている。

ここでは、地震応答解析モデルの前提としている「レール上に車輪が乗っていること」が走行車輪つばまたはトロリストoppaの健全性を確認することで満足されることを示す。

ガントリクレーンに地震力が作用する際は、車輪が走行レール上に乗り上がる挙動が想定されるが、走行車輪つばが走行レールに、トロリストoppaがガーダに接触することでレール直交方向の移動量は制限される。

走行車輪つばは構造強度部材として基準地震動 S_s によって生じる地震力に対して許容応力を満足する設計としており、地震で破損することは無いため、走行車輪つばと走行レール間のギャップ量に相当する移動量となった場合でも車輪が走行レール上から落ちることは無い (図4-2)。

トロリストoppaは構造強度部材として基準地震動 S_s によって生じる地震力に対して許容応力を満足する設計としており、地震で破損することは無いため、トロリストoppaとガーダ間のギャップ量に相当する移動量となった場合でも車輪が横行レール上から落ちることは無い (図4-3)。また、トロリストoppaとガーダが接触する前に車輪から横行レールに荷重が伝わることになるが、車輪のつばと横行レールが接触 (移動量) してからトロリストoppaとガーダが接触 (移動量) し、移動量が制限されるまでの移動量は 程度であることから、トロリストoppaが接触して機能する前に鋼製部材である横行レールが大きく破損することは無いと考える。

以上より、地震時に走行車輪つばが走行レールに、トロリストoppaがガーダに接触して機能する前に車輪がすべり面であるレールから落下することや、レールが大きく破損することが無いことから走行車輪つば及びトロリストoppaが機能する前に地震応答解析モデルの前提を満足しなくなるおそれは無いと考える。

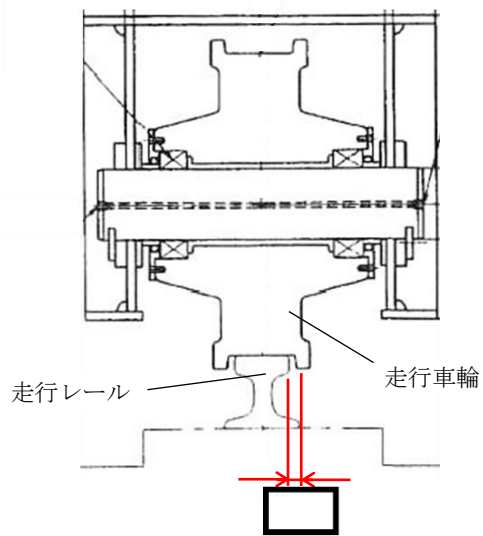
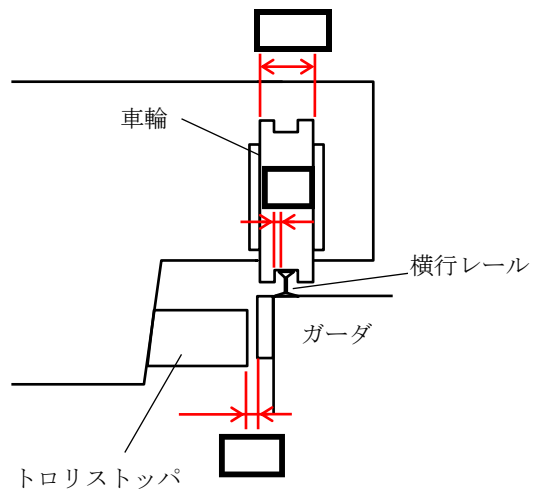
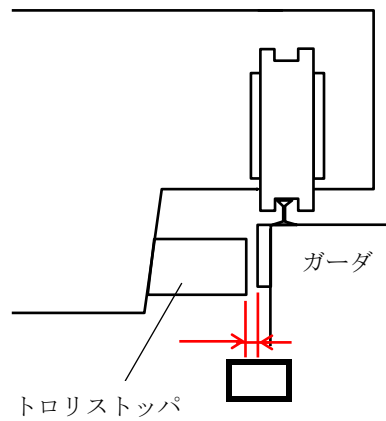


図 4-2 本体車輪部概念図

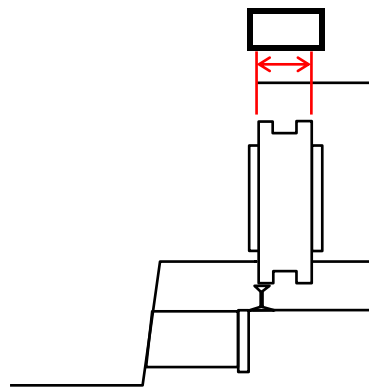
(本図は車輪が走行レールから外れないことを示すための概念図であり，構造物の大きさや間隙については実物と異なる。)



(a) 通常時



(b) 地震力による車輪のつばが横行レールに接触（水平移動力)



(c) 地震力によるトロリストoppaと横行レールに接触（水平移動力)

図 4-3 トロリ車輪部概念図

(本図は車輪が横行レールから外れないことを示すための概念図であり，構造物の大きさや間隙については実物と異なる。)

取水槽ガントリクレーン評価用地震動の選定

1. はじめに

取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）の耐震評価においては、地震加速度によってクレーン全体の走行車輪、及びトロリの横行車輪に浮上りが発生する可能性があるため、その浮上り状況を適切に評価するために、多質点はりモデルを用いて時刻歴加速度波の3方向同時入力による非線形時刻歴応答解析を適用している。そのため、スペクトルモーダル解析のような基準地震動 S_s の包絡条件を用いた耐震評価ではなく、個々の基準地震動 S_s それぞれを入力条件とした耐震評価を実施している。

VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」の評価に適用している地震動（以下「評価用地震動」という。）は、基準地震動 S_s 5波のうち、ガントリクレーンの耐震評価への影響が大きい（発生応力や浮上り量が大きい）地震動を選定していることから、本資料では地震動選定の考え方についてまとめる。

2. ガントリクレーンの耐震評価に適用する地震動の選定

以下に、ガントリクレーンに適用する評価用地震動の選定方法と結果を示す。ガントリクレーンは取水槽に沿って敷設される走行レール上に、トロリはクレーン本体ガーダ上に敷設される横行レール上に各々設置されるため、地震時にクレーン全体もしくはトロリにすべりが発生する構造特徴があることから、地震動の影響が大きいガントリクレーンの応答方向を絞り込んだ上で、評価用地震動を選定する手順で実施している。

2.1 地震応答方向の選定

図 5-1 に示すとおり、ガントリクレーンは走行レール上を脚を有するクレーン本体ガーダが走行し、ガーダ上面にある横行レール上をトロリが走行する。脚は転倒防止装置を備えており、鉛直方向の浮上りを拘束する構造である。トロリはトロリストoppaを備えており、浮上り代を設けた鉛直方向の浮上りを拘束しない構造である。そのため、地震発生時にクレーン本体ガーダは走行方向（EW方向）に、トロリは横行方向（NS方向）にすべりが発生し、トロリは鉛直方向（UD方向）に浮上りが発生する。

これらの構造特徴を踏まえ、ガントリクレーンの各方向の地震影響は以下のとおり整理できることから、地震応答方向の選定では横行方向（NS方向）及び鉛直方向（UD方向）の2方向に着目する。

(1) 走行方向（EW方向）

地震時に発生する荷重が静摩擦係数による摩擦力を超過した場合にガントリクレーン全体に滑りが発生するため、走行方向（EW方向）に対しては地震によってクレーン本体ガーダに有意な荷重が発生しない。

(2) 横行方向 (NS方向)

地震時にトロリはすべるものの、走行レールに対して直角方向となるクレーン本体ガーダ、脚はクレーン本体の走行車輪部で拘束されるため、地震による水平力がクレーン本体ガーダに発生する。

(3) 鉛直方向 (UD方向)

鉛直下向き方向は取水槽躯体に支持されるため、クレーン脚部は一定以上の浮上りが発生しないように拘束されているが、トロリはレールに固定されていないため浮上りが発生する。

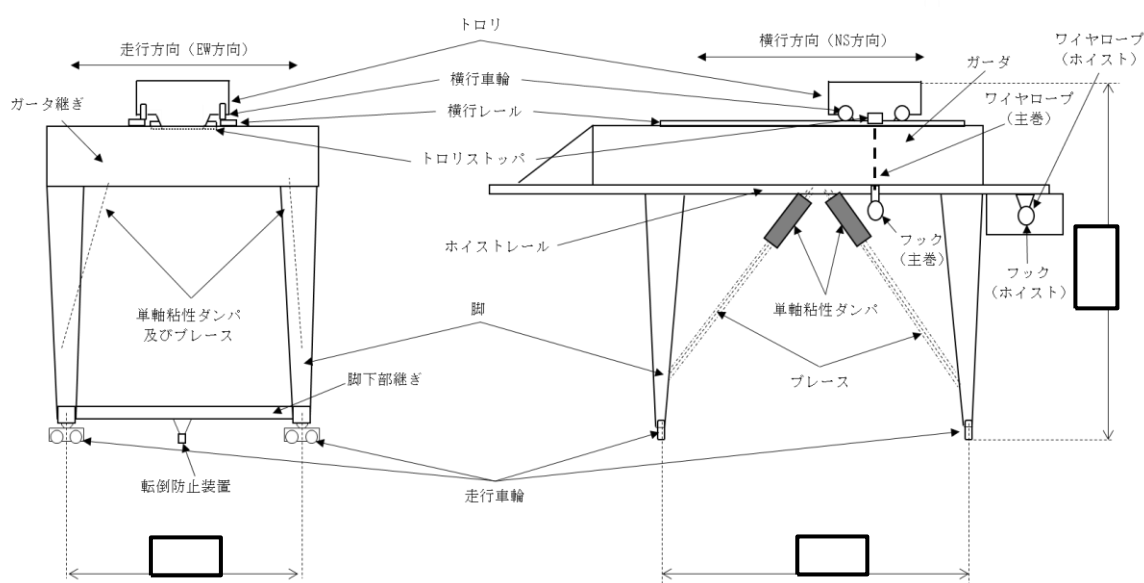


図 5-1 構造概要図

2.2 評価用地震動の選定

2.2.1 評価用地震動の選定方法

表 5-1 に、基準地震動 S_s の概要を示す。

図 5-2 に、評価用地震動の選定及び妥当性確認手順を示す。

島根原子力発電所第 2 号機の基準地震動 S_s は表 5-1 (VI-2-1-2「基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d の策定概要」より抜粋) に示すとおり 5 種類の地震動を策定していることから、この中から図 5-2 に示す(1)～(3)の手順でガントリークレーンの耐震評価への影響が大きい地震動を選定する。

表 5-1 基準地震動 S_s の概要

基準地震動 S _s			最大加速度 (cm/s ²)		
			水平方向	鉛直方向	
S _s -D	敷地ごとに震源を特定して策定する地震動による基準地震動	応答スペクトル手法による基準地震動		820	547
S _s -F1		断層モデル手法による基準地震動	突道断層による地震の中越沖地震の短周期レベルの不確かさ 破壊開始点 5	549(N S) 560(E W)	337
S _s -F2			突道断層による地震の中越沖地震の短周期レベルの不確かさ 破壊開始点 6	522(N S) 777(E W)	
S _s -N1	震源を特定せず策定する地震動による基準地震動	2004 年北海道留萌支庁南部地震 (K-NET 港町) の検討結果に保守性を考慮した地震動		620	320
S _s -N2		2000 年鳥取県西部地震の賀祥ダム (監査廊) の観測記録		528(N S) 531(E W)	485

[地震動の選定手順 (2.2 項)]

[選定した地震動の妥当性確認手順 (2.3 項)]

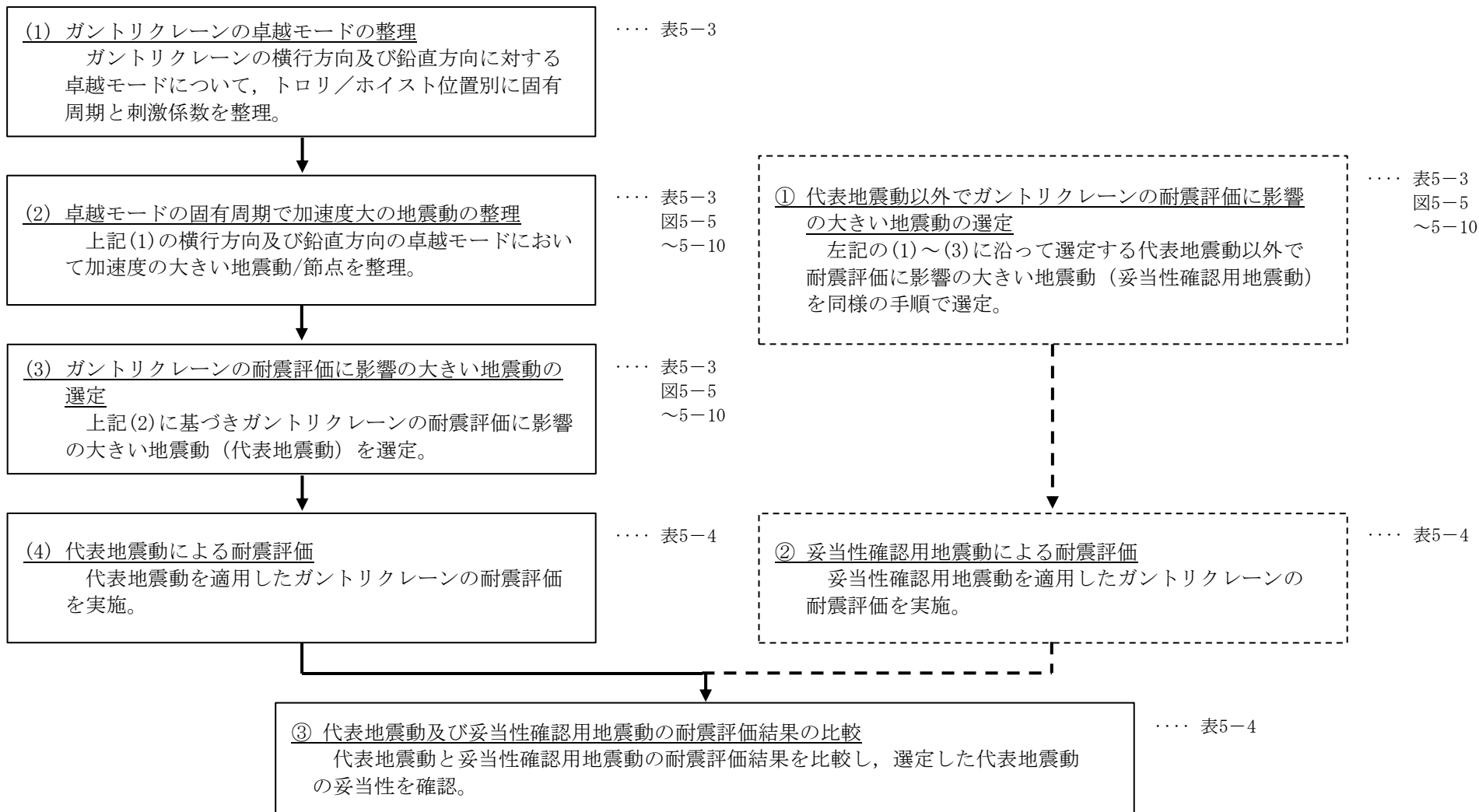


図 5-2 ガントリクレーンの評価用地震動の選定及び妥当性確認手順

2.2.2 評価用地震動の選定結果

前述の図 5-2 に示す手順に沿って検討した結果を以下に示す。

(1) ガントリクレーンの卓越モードの整理

表 5-2 及び図 5-3 に、ガントリクレーンの固有値解析結果と振動モードを示す。

表 5-3 に、ガントリクレーンの卓越モードを整理した結果を示す。なお、EW方向の刺激係数が 0.000 となっているのは、ガントリクレーン全体がEW方向にすべりを生じているためである。

(2) 卓越モードの固有周期で加速度大の地震動の整理

表 5-3 に、ガントリクレーンの卓越モード固有周期において床応答スペクトル加速度大となる地震動、及びそれらの取水槽地震応答解析モデルにおける出力節点を整理した結果を示す。

また、取水槽の地震応答解析モデルを図 5-4 に、床応答スペクトルの重ね合わせを図 5-5～図 5-10 に示す。

(3) ガントリクレーンの耐震評価に影響の大きい地震動の選定

(1)(2)で整理した結果に基づきガントリクレーンの耐震評価に影響の大きい地震動(以下「代表地震動」という。)を選定する。

表 5-3 に示すとおり、 S_s-D がガントリクレーンの卓越モードで加速度大となる地震動の上位となっていることが分かる。これは、 S_s-D は応答スペクトルに基づく手法による基準地震動であり、全ての周期帯において安定的な応答を示すことが要因と考えられる。一方 S_s-F2 や S_s-N1 がガントリクレーンの卓越モードで最大加速度となっているものがあるが、これらの地震動は断層モデルを用いた手法による基準地震動や、震源を特定せずに策定する地震動であることから、周期帯によって応答の大きさにばらつきがある。このため、ガントリクレーン全体評価に及ぼす影響は小さいと考えられる。以上の内容を踏まえ、 S_s-D を代表地震動として選定した。

(4) 代表地震動による耐震評価

代表地震動による評価結果(表 5-4)は、2.3 項にて後述する。

表 5-2(1) 固有値解析結果 <トロリ中央 /ホイスト待機, ダンパ標準>

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
1次	水平 (NS) 方向				
2次	水平 (NS) 方向				
3次	水平 (NS) 方向				
4次	水平 (NS) 方向				
5次	鉛直方向				
6次	鉛直方向				
7次	鉛直方向				
8次	鉛直方向				
9次	鉛直方向				
10次	鉛直方向				
11次	鉛直方向				
12次	鉛直方向				
13次	鉛直方向				
14次	水平 (NS) 方向				
15次	水平 (NS) 方向				
16次	水平 (NS) 方向				
17次	鉛直方向				
18次	鉛直方向				
19次	鉛直方向				
20次	鉛直方向				
21次	鉛直方向				
22次	鉛直方向				
23次	鉛直方向				
24次	水平 (NS) 方向				
25次	鉛直方向				
26次	鉛直方向				
27次	鉛直方向				
28次	鉛直方向				
29次	鉛直方向				
30次	鉛直方向				
31次	鉛直方向				
32次	鉛直方向				
33次	鉛直方向				
34次	鉛直方向				
35次	水平 (NS) 方向				
36次	水平 (NS) 方向				
37次	鉛直方向				
38次	鉛直方向				
39次	鉛直方向				
40次	鉛直方向				

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
41次	鉛直方向				
42次	鉛直方向				
43次	鉛直方向				
44次	鉛直方向				
45次	鉛直方向				
46次	鉛直方向				
47次	鉛直方向				
48次	水平 (NS) 方向				
49次	鉛直方向				
50次	水平 (NS) 方向				
51次	水平 (NS) 方向				
52次	鉛直方向				
53次	水平 (NS) 方向				
54次	水平 (NS) 方向				
55次	水平 (NS) 方向				

注記* : モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

注 : ■ 有効質量最大の振動モードを示す。

表 5-2(2) 固有値解析結果 <トロリ待機/ホイスト中央 , ダンパ標準>

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
1次	水平(NS)方向				
2次	水平(NS)方向				
3次	水平(NS)方向				
4次	水平(NS)方向				
5次	鉛直方向				
6次	鉛直方向				
7次	鉛直方向				
8次	鉛直方向				
9次	鉛直方向				
10次	水平(NS)方向				
11次	鉛直方向				
12次	鉛直方向				
13次	鉛直方向				
14次	水平(NS)方向				
15次	水平(NS)方向				
16次	水平(NS)方向				
17次	鉛直方向				
18次	水平(NS)方向				
19次	鉛直方向				
20次	鉛直方向				
21次	鉛直方向				
22次	鉛直方向				
23次	鉛直方向				
24次	鉛直方向				
25次	鉛直方向				
26次	鉛直方向				
27次	鉛直方向				
28次	水平(NS)方向				
29次	鉛直方向				
30次	鉛直方向				
31次	鉛直方向				
32次	鉛直方向				
33次	鉛直方向				
34次	鉛直方向				
35次	鉛直方向				
36次	鉛直方向				
37次	鉛直方向				
38次	鉛直方向				
39次	鉛直方向				
40次	鉛直方向				

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
41次	水平(NS)方向				
42次	水平(NS)方向				
43次	水平(NS)方向				
44次	鉛直方向				
45次	鉛直方向				
46次	鉛直方向				
47次	水平(NS)方向				
48次	水平(NS)方向				
49次	水平(NS)方向				
50次	鉛直方向				
51次	鉛直方向				
52次	鉛直方向				
53次	鉛直方向				
54次	鉛直方向				
55次	鉛直方向				

注記* : モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

注 : ■ 有効質量最大の振動モードを示す。

表 5-2(3) 固有値解析結果〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ標準〉

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
1次	水平(NS)方向				
2次	水平(NS)方向				
3次	水平(NS)方向				
4次	水平(NS)方向				
5次	水平(NS)方向				
6次	鉛直方向				
7次	鉛直方向				
8次	鉛直方向				
9次	水平(NS)方向				
10次	鉛直方向				
11次	鉛直方向				
12次	鉛直方向				
13次	水平(NS)方向				
14次	水平(NS)方向				
15次	水平(NS)方向				
16次	鉛直方向				
17次	鉛直方向				
18次	鉛直方向				
19次	鉛直方向				
20次	鉛直方向				
21次	鉛直方向				
22次	鉛直方向				
23次	鉛直方向				
24次	鉛直方向				
25次	鉛直方向				
26次	鉛直方向				
27次	鉛直方向				
28次	鉛直方向				
29次	鉛直方向				
30次	鉛直方向				
31次	鉛直方向				
32次	鉛直方向				
33次	水平(NS)方向				
34次	鉛直方向				
35次	鉛直方向				
36次	鉛直方向				
37次	水平(NS)方向				
38次	鉛直方向				
39次	鉛直方向				
40次	鉛直方向				

モード	卓越方向	固有周期 (s)	刺激係数*		
			水平方向		鉛直方向
			EW	NS	UD
41次	鉛直方向				
42次	鉛直方向				
43次	水平(NS)方向				
44次	水平(NS)方向				
45次	鉛直方向				
46次	鉛直方向				
47次	鉛直方向				
48次	鉛直方向				
49次	鉛直方向				
50次	鉛直方向				
51次	鉛直方向				
52次	水平(NS)方向				
53次	鉛直方向				

注記* : モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

注 : ■ 有効質量最大の振動モードを示す。

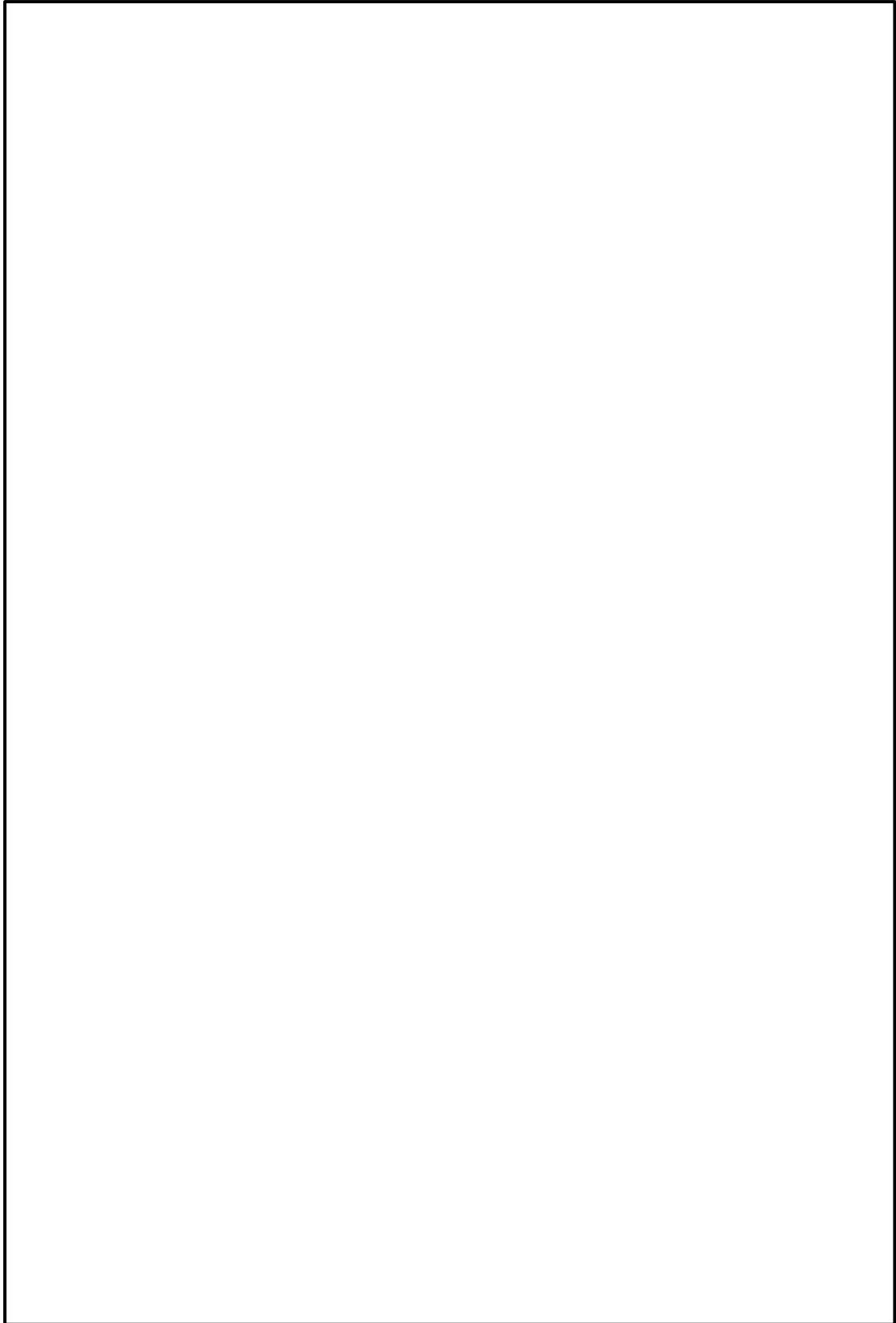


図 5-3(1) 振動モード図 <トロリ中央□/ホイスト待機, ダンパ標準>

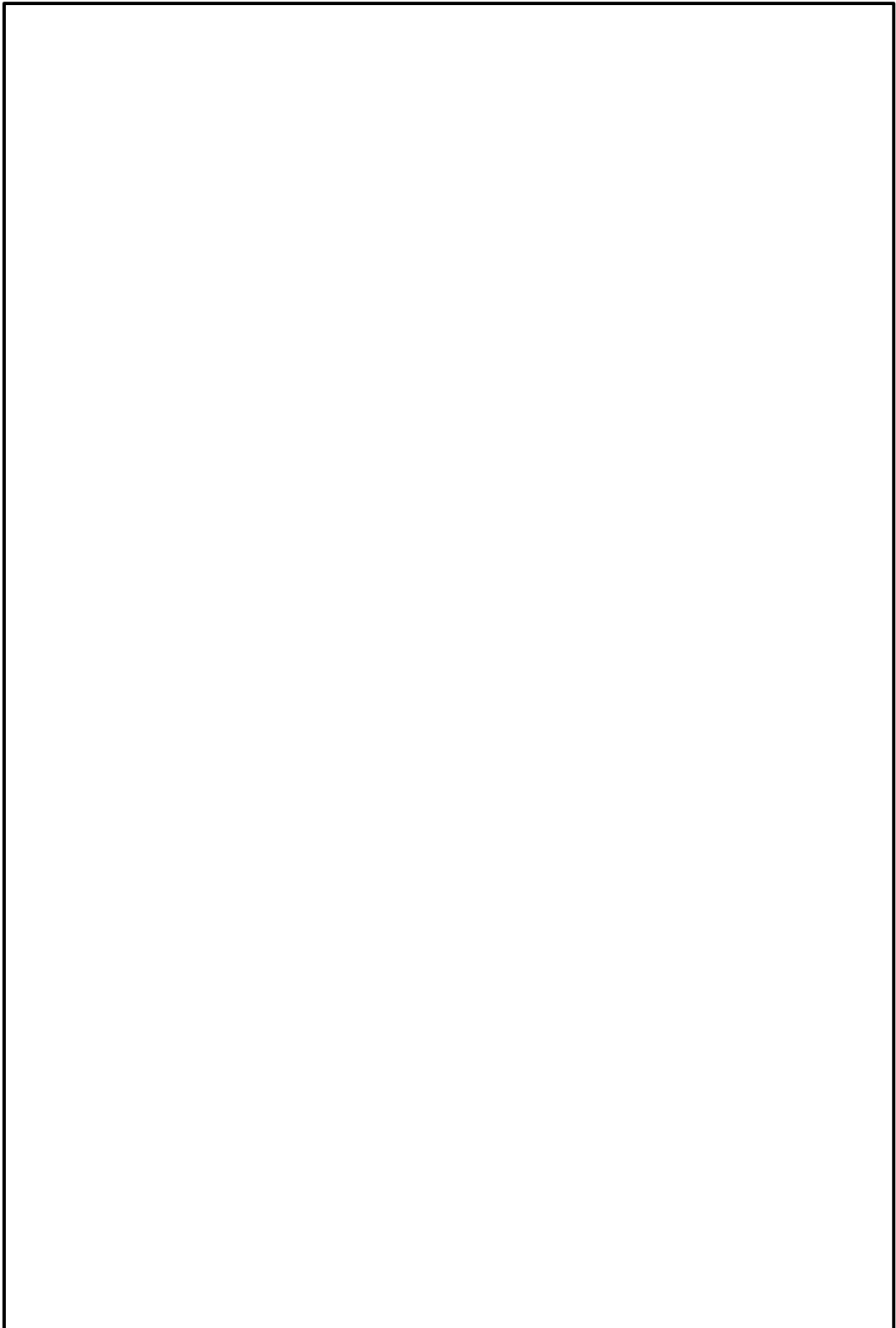


図 5-3(2) 振動モード図 <トロリ待機/ホイスト中央□, ダンパ標準>

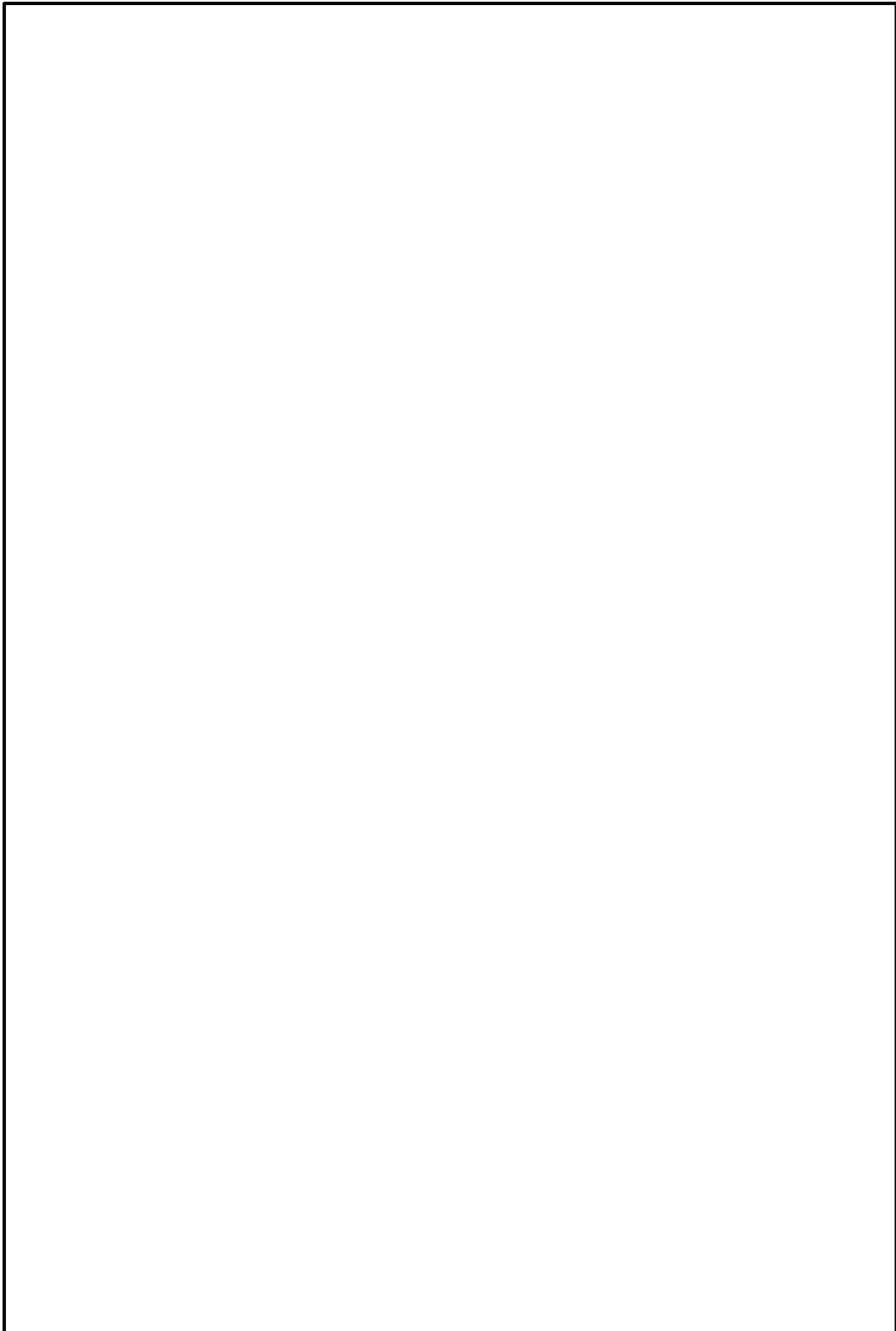
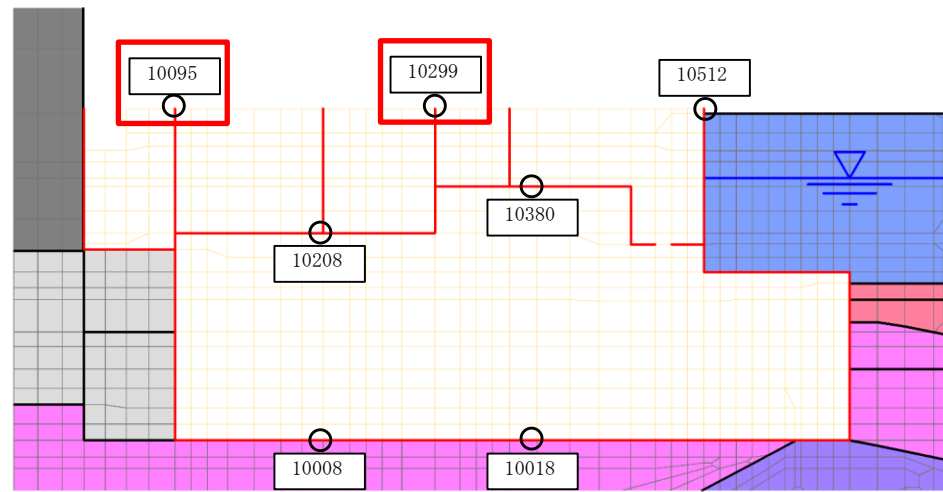


図 5-3(3) 振動モード図 <トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ標準>

表5-3 ガントリクレーンの耐震評価に影響の大きい地震動の整理

No.	トロリ (吊荷)	ホイスト (吊荷)	ダンパ 性能	水平方向						鉛直方向					
				横行方向卓越モード固有値 (有効質量最大)			加速度大となる地震動*			鉛直方向卓越モード固有値 (有効質量最大)			加速度大となる地震動*		
				固有 振動数 [Hz]	固有 周期 [s]	床応答 スペクトル 図番	順位	地震動	節点	加速度 [m/s ²]	固有 振動数 [Hz]	固有 周期 [s]	床応答 スペクトル 図番	順位	地震動
1	中央 	待機	標準		図5-5	1位	S _s -N1	10299	18.251		図5-8	1位	S _s -F2(NS)	10095	18.862
						2位	S _s -N1	10095	18.226			2位	S _s -F2(NS)	10299	18.640
						3位	S _s -D	10299	16.664			3位	S _s -F2(EW)	3033	16.766
						4位	S _s -D	10095	16.606			4位	S _s -D	10095	16.474
						5位	S _s -F2	10029	15.943			5位	S _s -D	10299	15.785
						6位	S _s -F2	10095	15.908			6位	S _s -D	3033	15.769
2	待機	中央 	標準		図5-6	1位	S _s -N1	10029	18.251		図5-9	1位	S _s -D	10095	20.777
						2位	S _s -N1	10095	18.226			2位	S _s -F2(NS)	10299	19.825
						3位	S _s -D	10299	16.664			3位	S _s -D	10299	19.595
						4位	S _s -D	10095	16.606			4位	S _s -F1(NS)	10095	18.887
						5位	S _s -F2	10299	15.943			5位	S _s -N2(EW)	10095	17.971
						6位	S _s -F2	10095	15.908			6位	S _s -N2(NS)	10299	17.901
3	待機	待機	標準		図5-7	1位	S _s -N1	10299	18.206		図5-10	1位	S _s -D	10299	22.378
						2位	S _s -N1	10095	18.182			2位	S _s -D	10095	19.637
						3位	S _s -D	10299	16.699			3位	S _s -F1(NS)	10095	19.620
						4位	S _s -D	10095	16.642			4位	S _s -F2(NS)	10299	18.605
						5位	S _s -F2	10299	15.846			5位	S _s -N2(NS)	10299	18.511
						6位	S _s -F2	10095	15.813			6位	S _s -F1(NS)	10299	18.454

注記* : 節点位置の詳細は、図5-4に示す。



(N S断面)

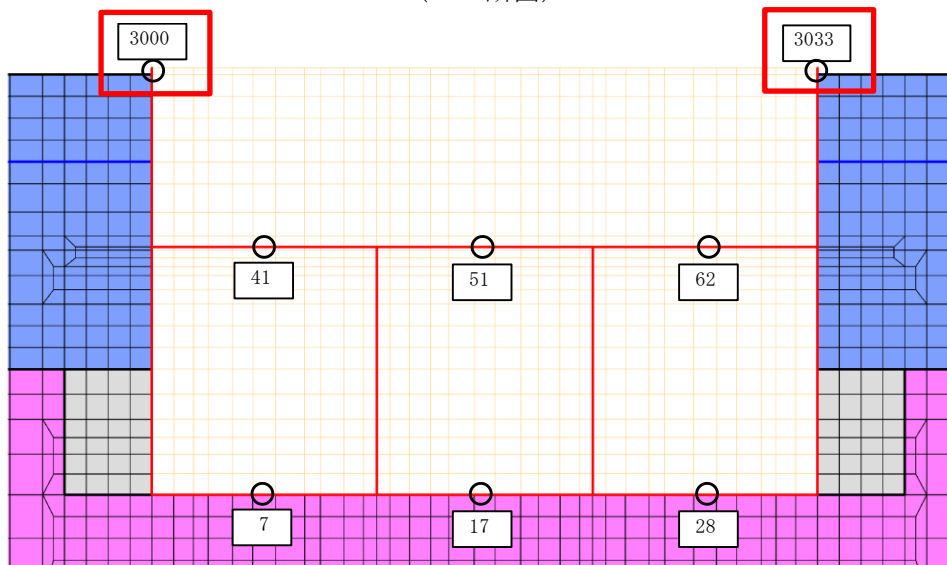
EL 8.800m

EL 4.000m

EL 1.100m

(海水ポンプエリア : -9.800m)
 EL-11.700m (除じん機エリア : -9.700m)

注 : () 内は機器設置位置レベルを示す



(E W断面)

EL 8.800m

EL 0.600m (1.100m)

EL-10.750m (-9.800m)

注 : () 内は機器設置位置レベルを示す

: ガントリクレーン用の
地震応答出力点

図 5-4 取水槽の地震応答解析モデル

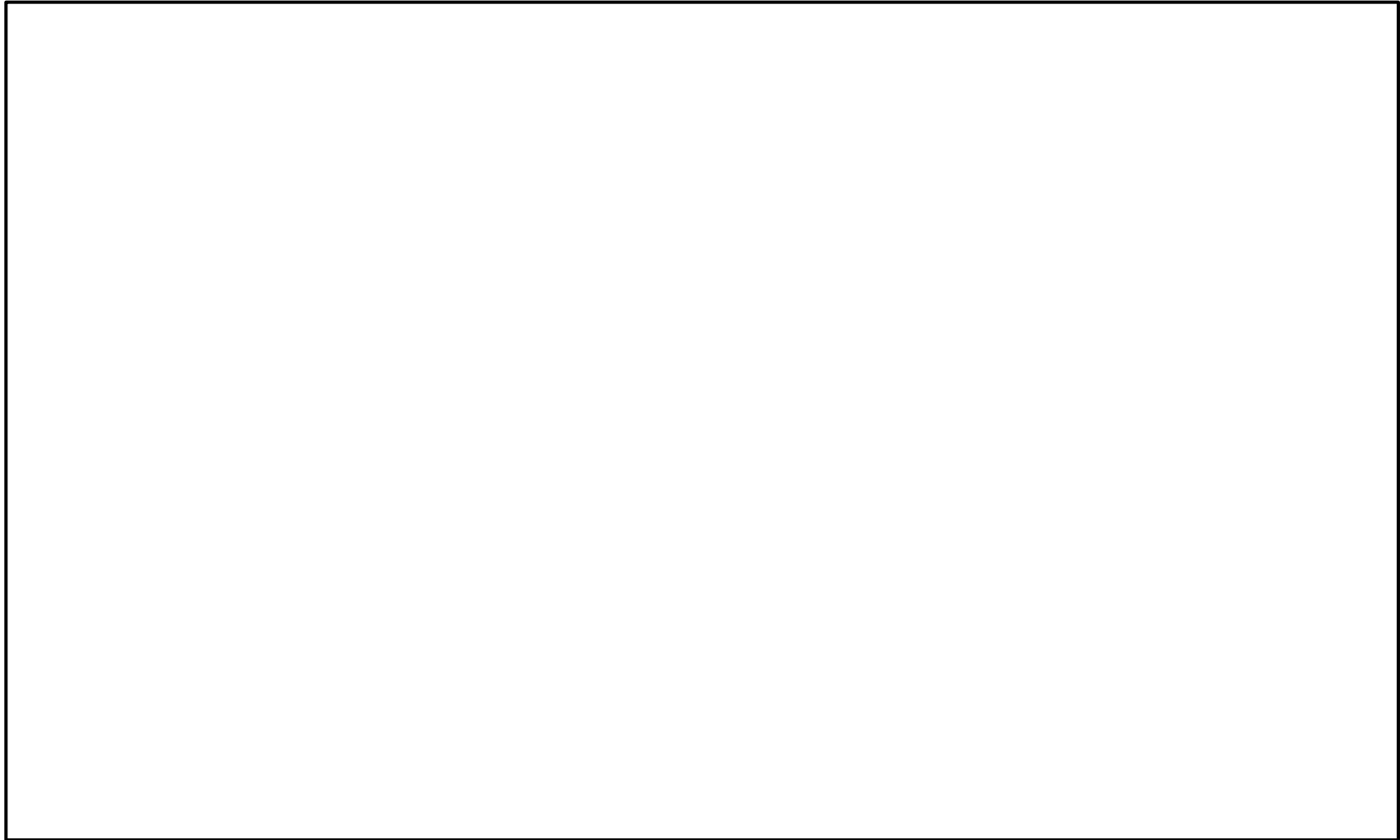


図 5-5(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ中央/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向〉

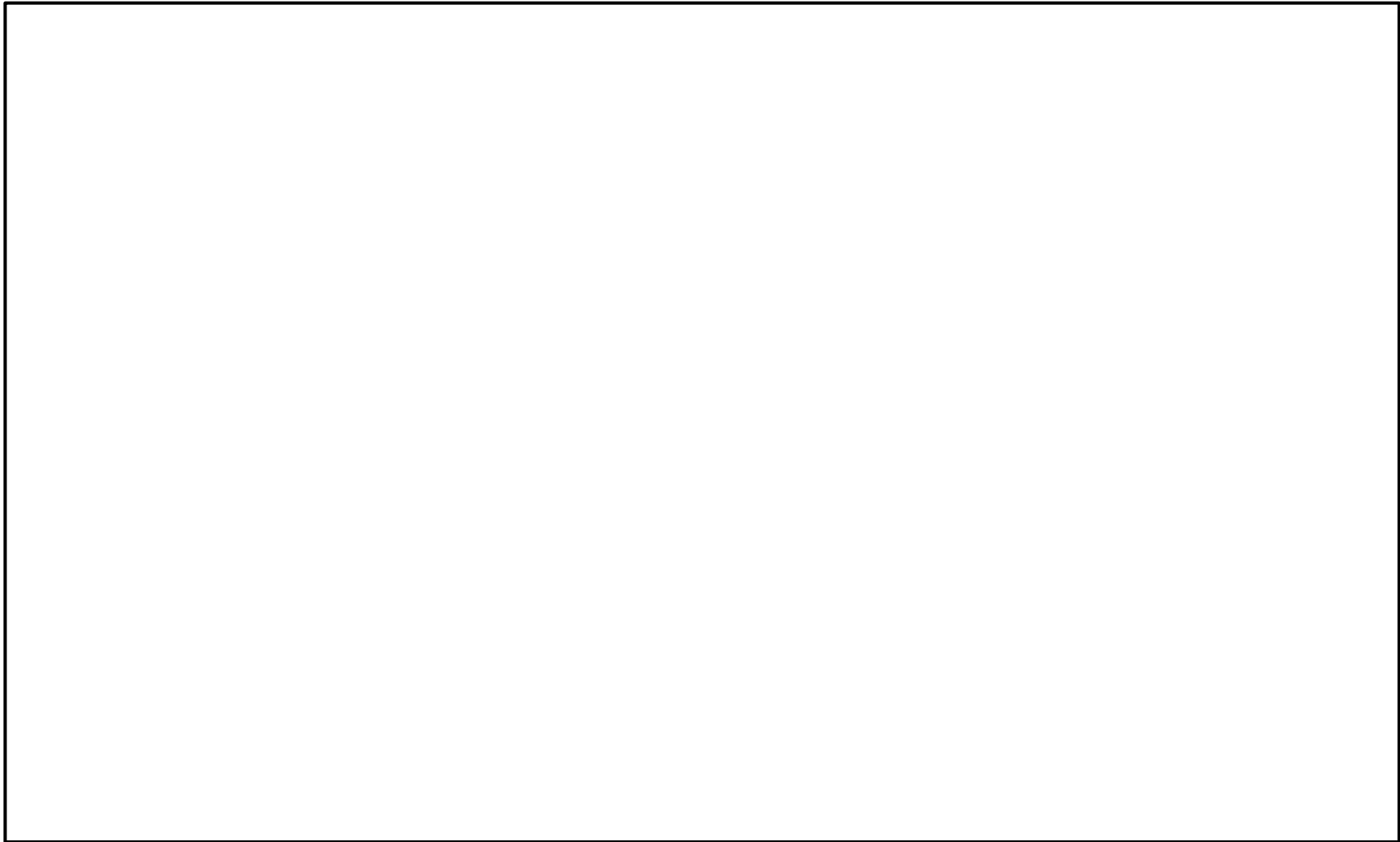


図 5-5(2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ中央/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向(拡大)〉

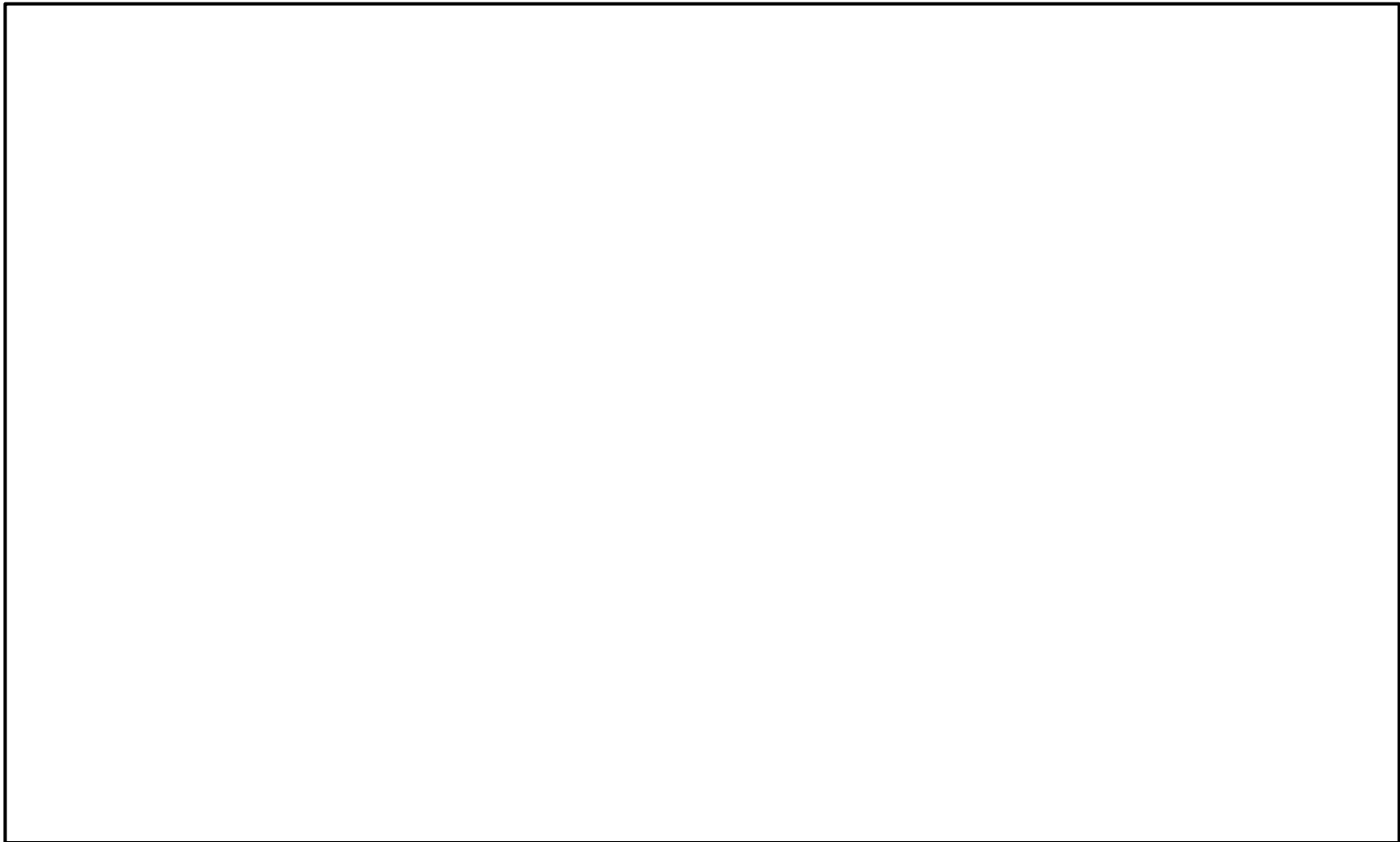


図 5-6(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト中央, ダンパ性能標準, NS方向〉

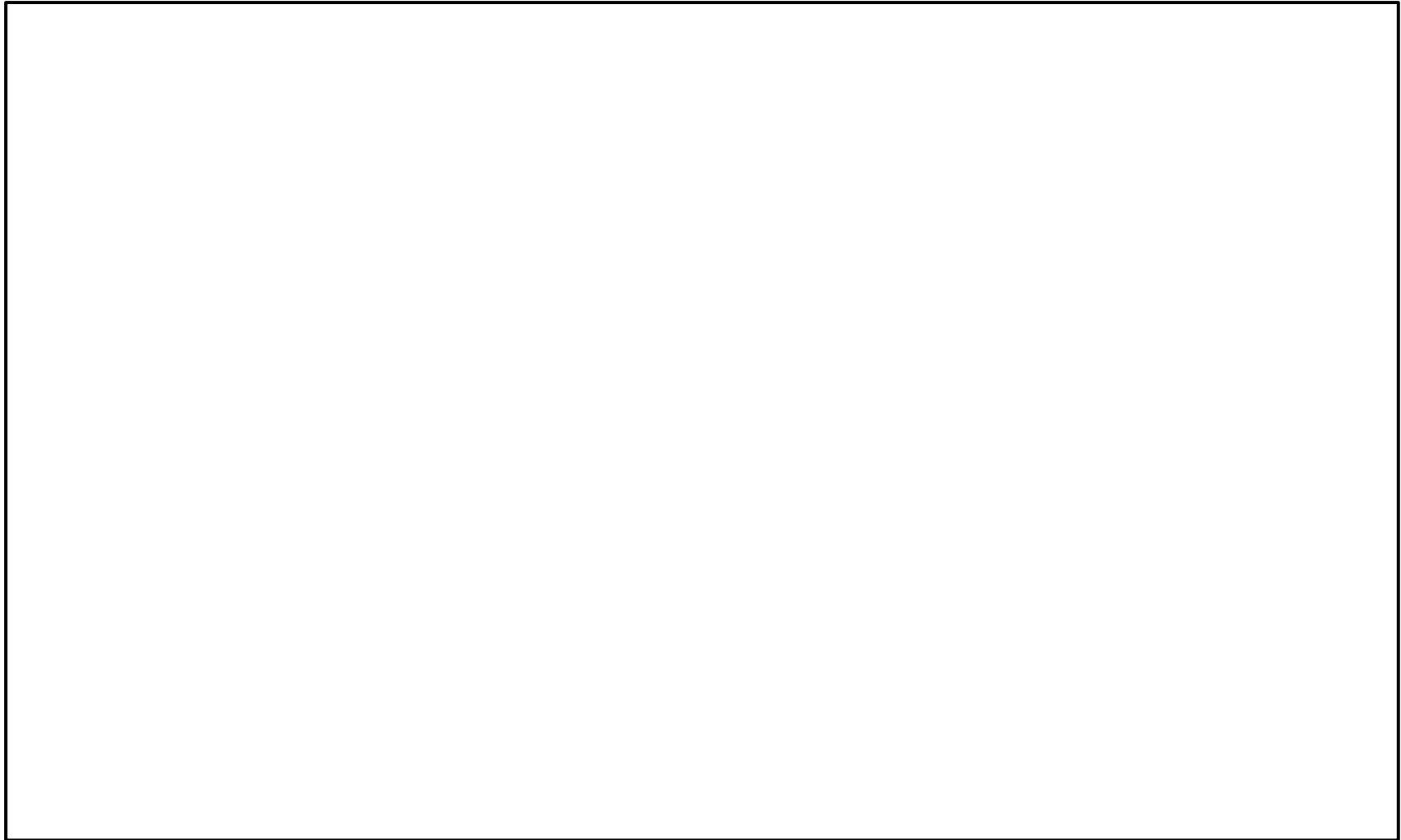


図 5-6(2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト中央, ダンパ性能標準, NS方向(拡大)〉

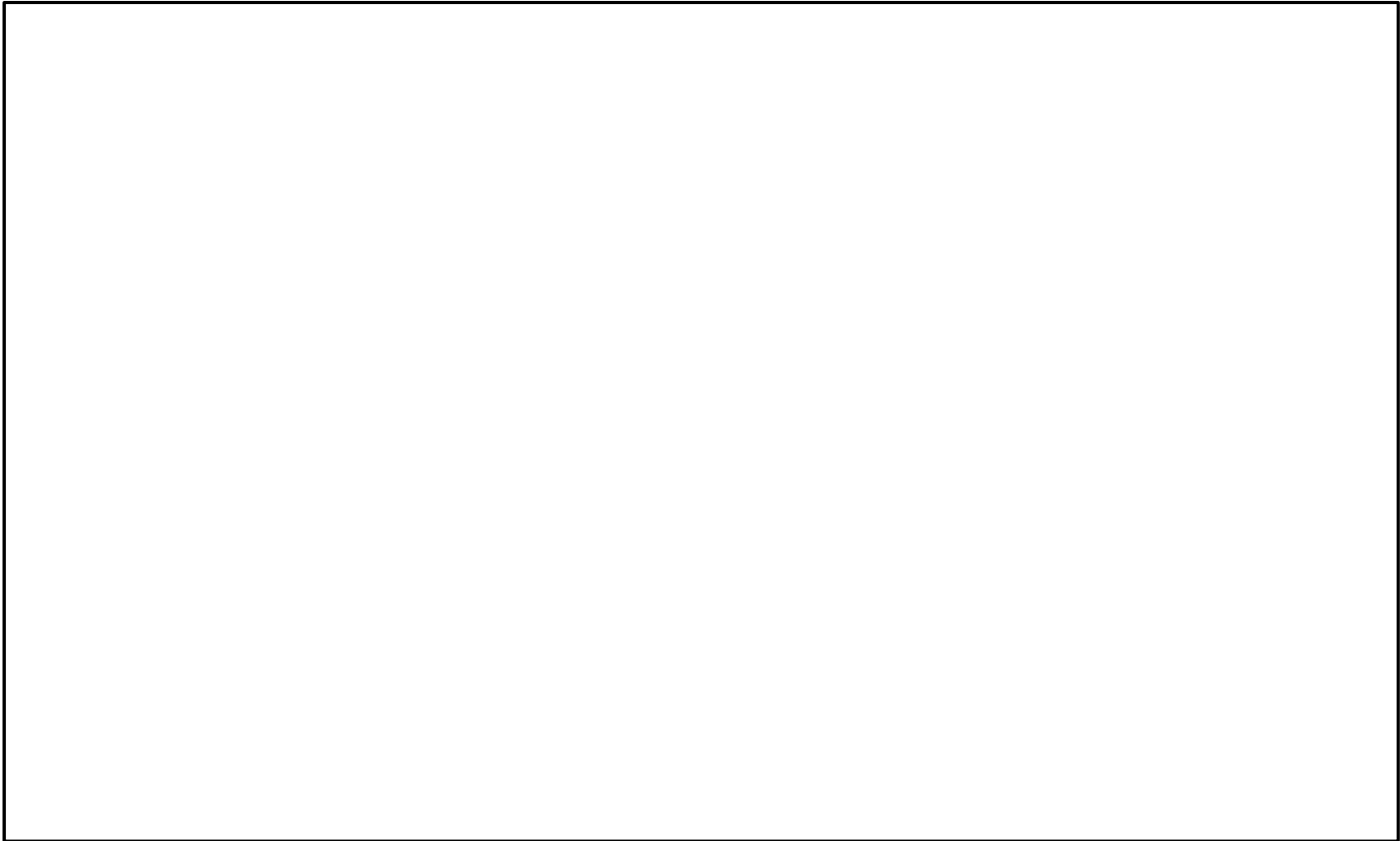


図 5-7(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向〉

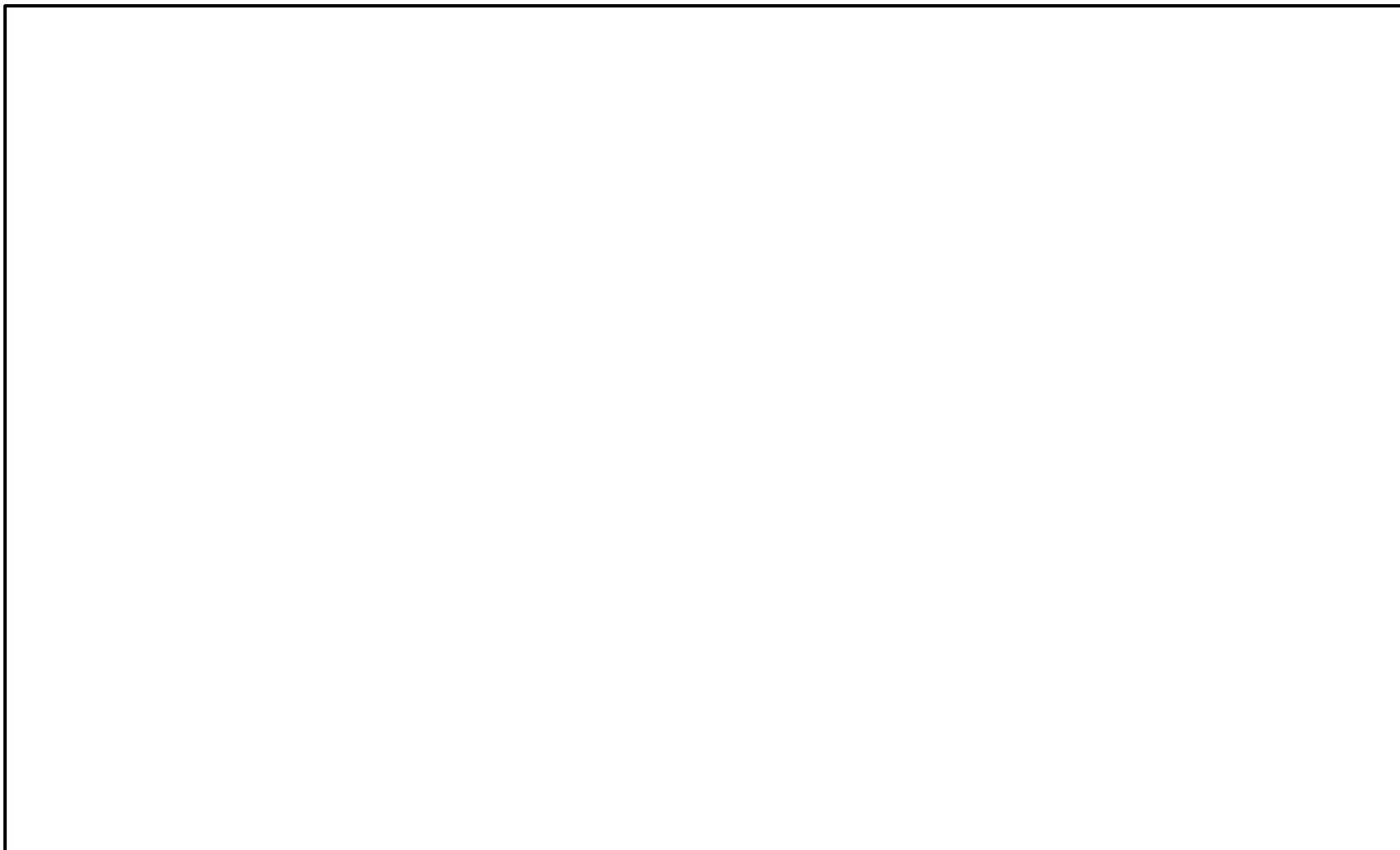


図 5-7(2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向(拡大)〉

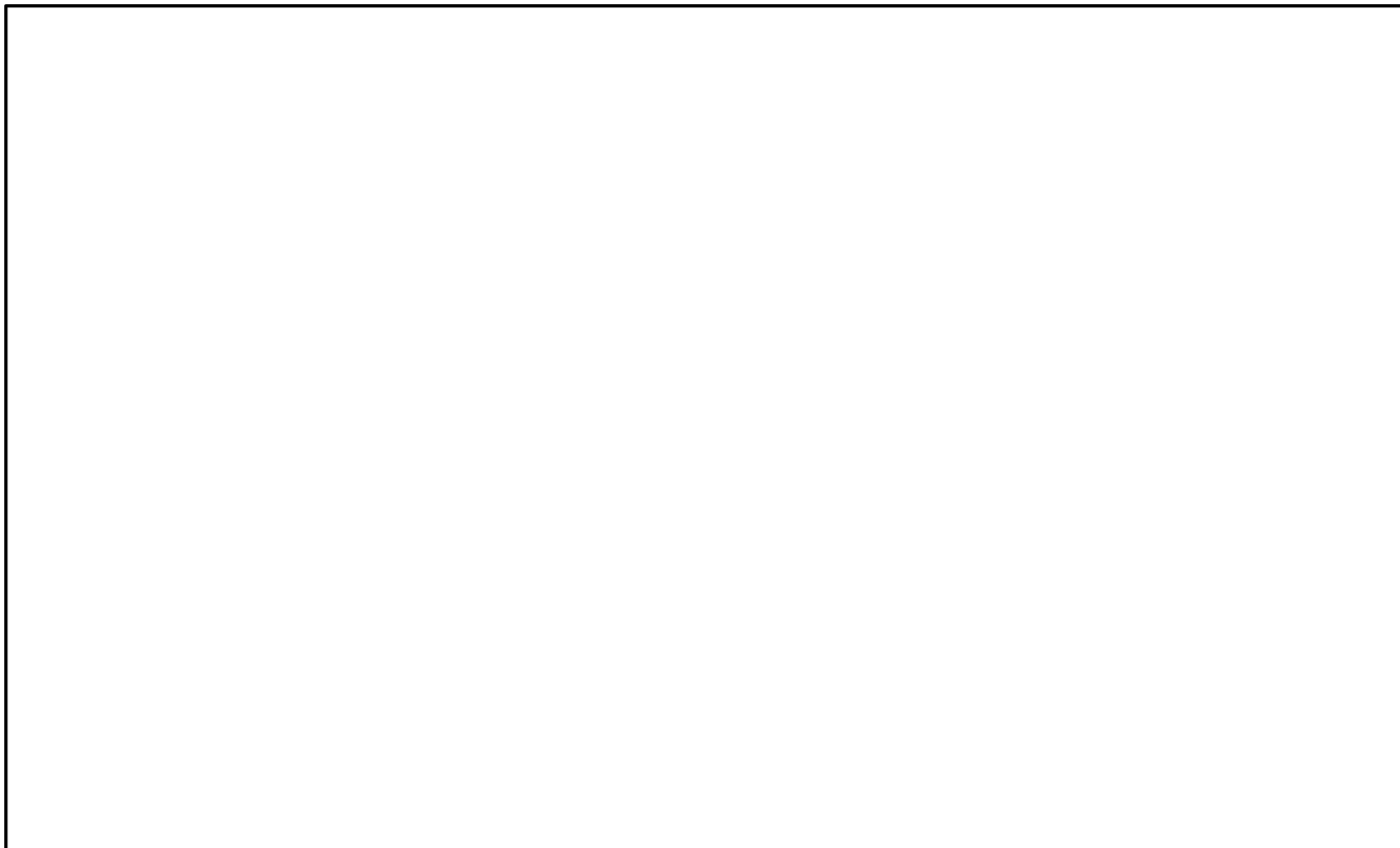




図 5-8(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ中央/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向〉

 : 代表地震動
 : 加速度大となる地震動

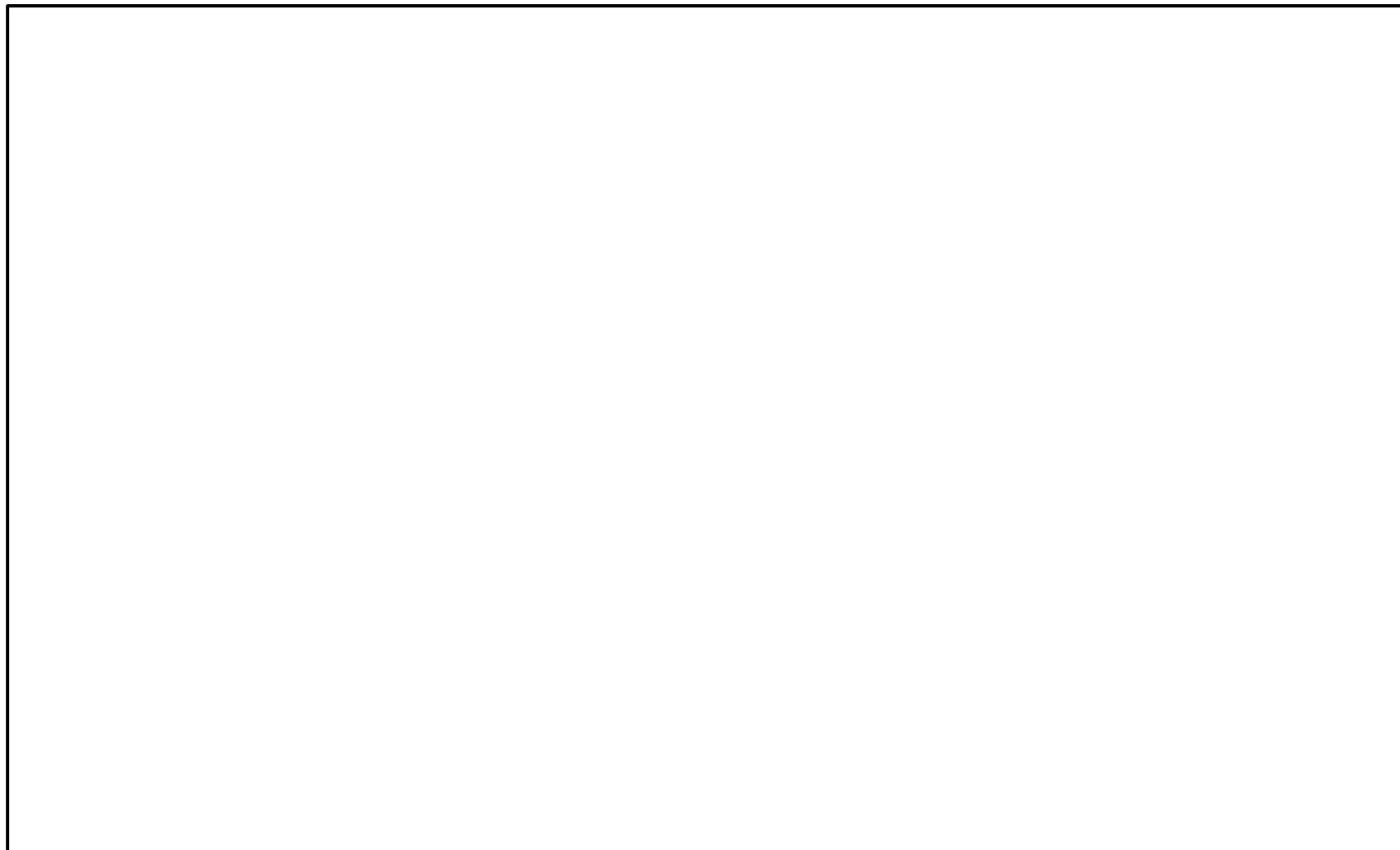




図 5-8(2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ中央/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向(拡大)〉

 : 代表地震動

 : 加速度大となる地震動

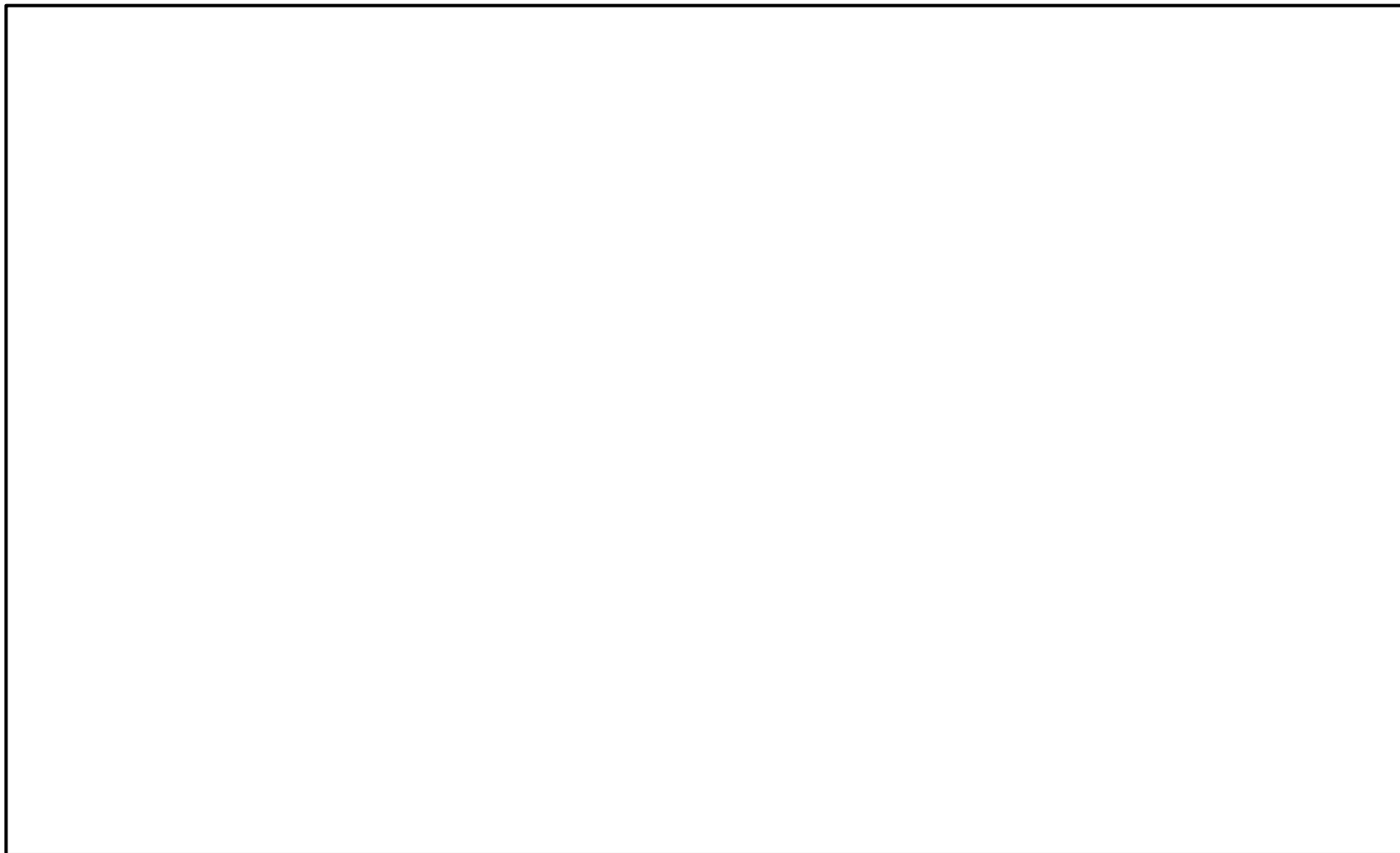




図 5-9(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト中央, ダンパ性能標準, 鉛直方向〉

 : 代表地震動
 : 加速度大となる地震動

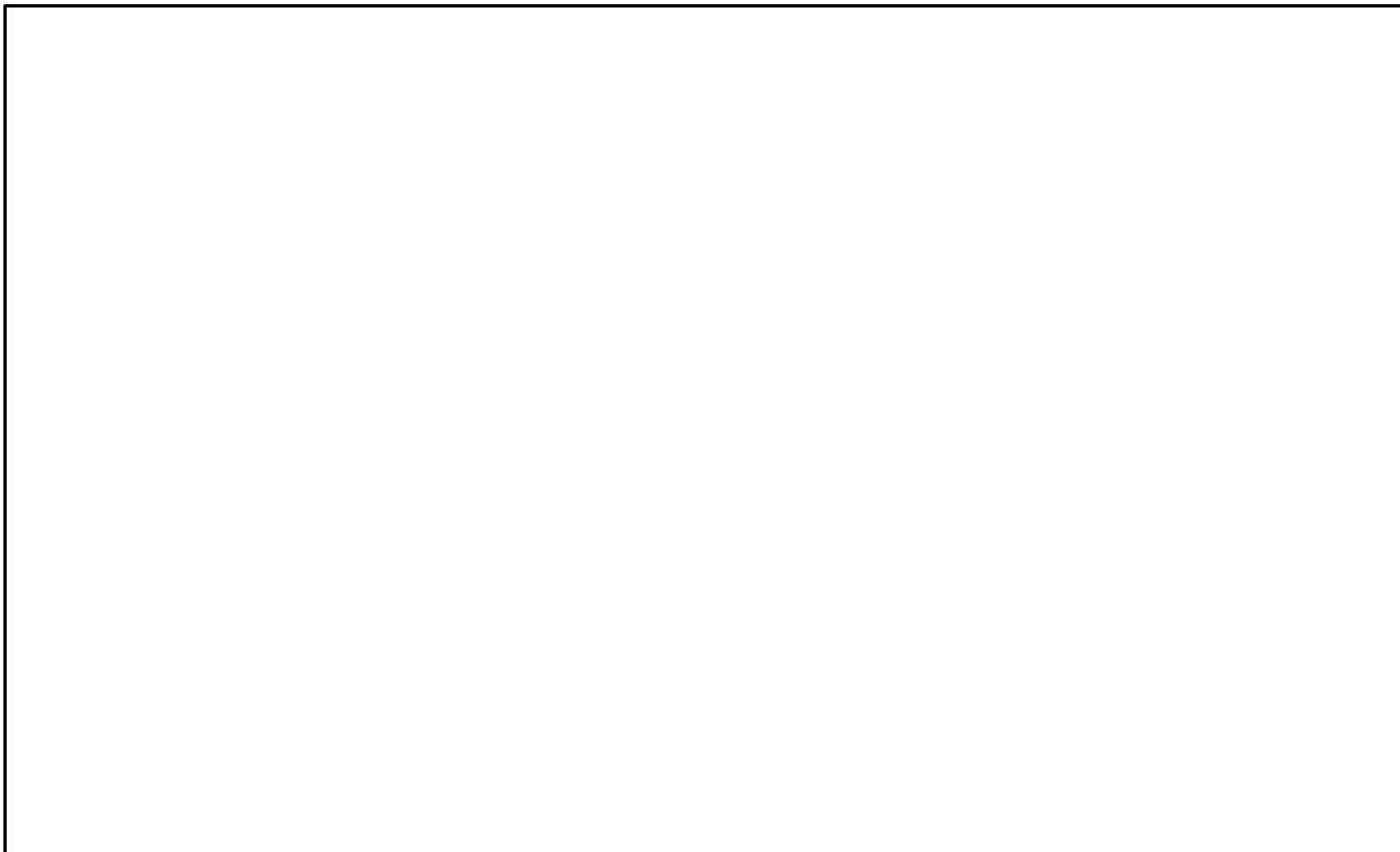



図 5-9(2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト中央, ダンパ性能標準, 鉛直方向(拡大)〉

 : 代表地震動

 : 加速度大となる地震動

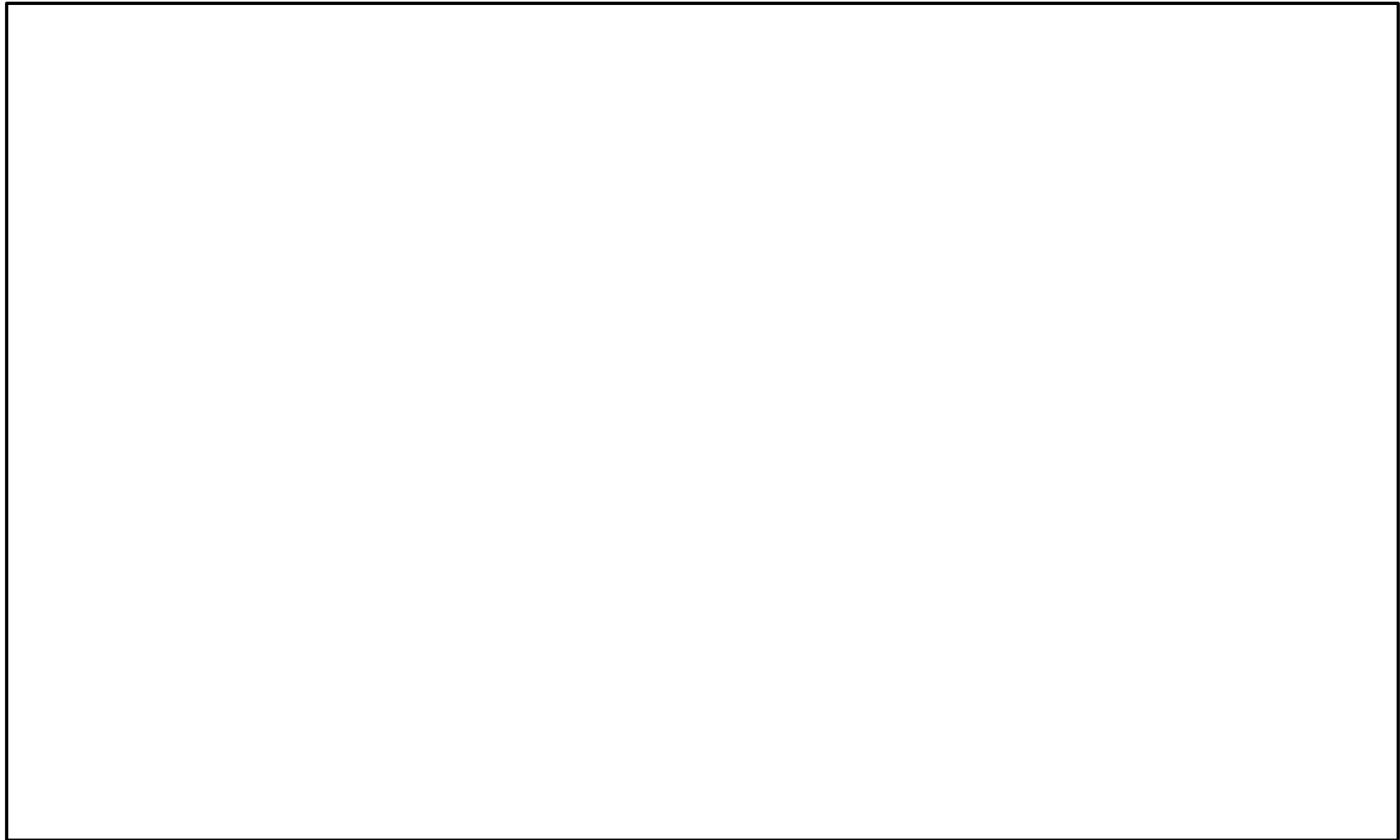




図 5-10(1/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向〉

 : 代表地震動
 : 加速度大となる地震動
(妥当性確認用地震動)

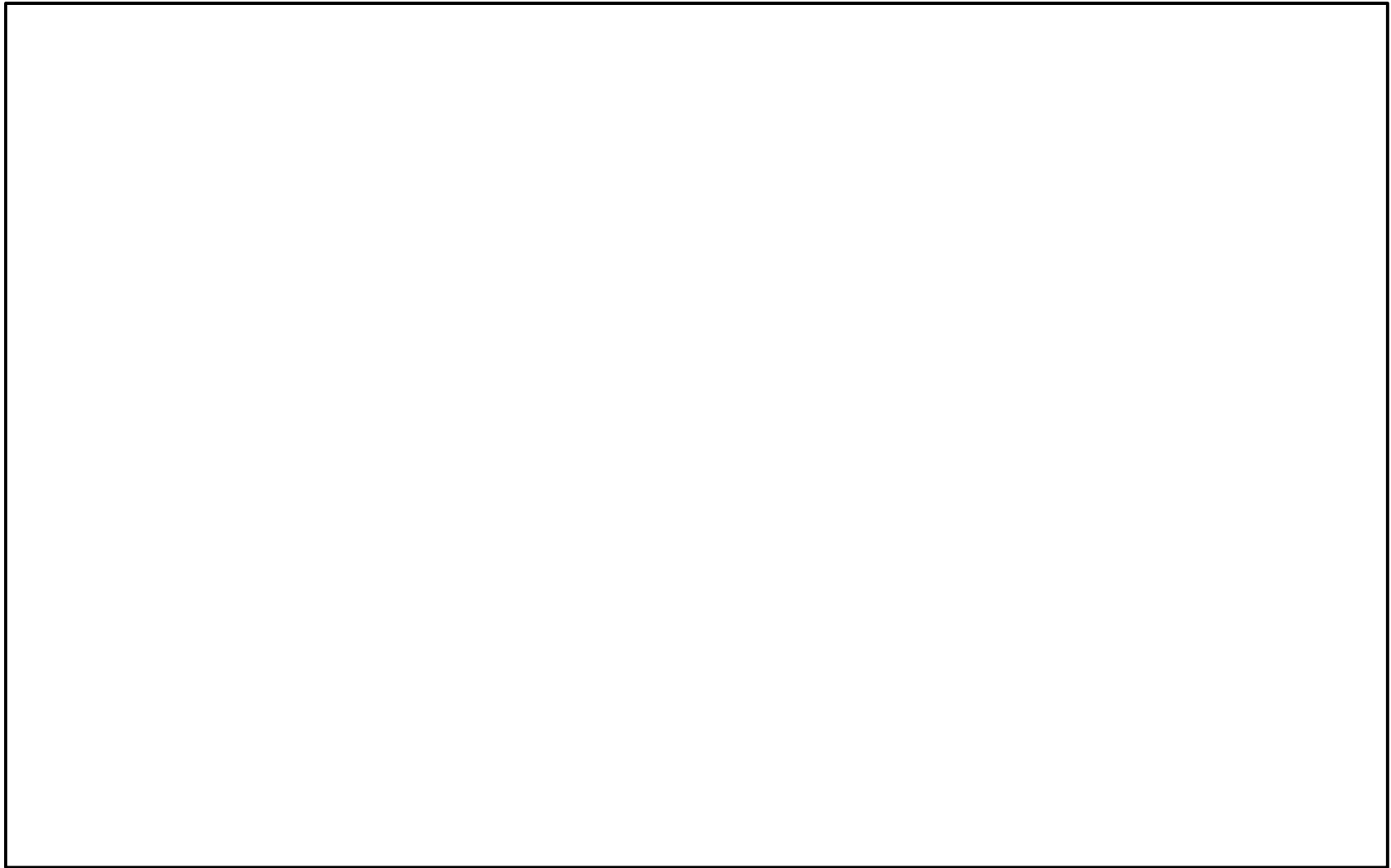




図 5-10 (2/2) 床応答スペクトルとガントリクレーン固有周期の重ね合わせ
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向(拡大)〉

 : 代表地震動
 : 加速度大となる地震動
(妥当性確認用地震動)

2.3 選定した地震動の妥当性確認

2.2 項で選定した代表地震動(S_s-D)について選定の妥当性を確認するため、代表地震動(S_s-D)に次いで影響が大きいと考えられる地震動を選定して耐震評価結果を比較する。

妥当性確認は、2.2 項と同様、図 5-2 に示す①～③の手順で実施し、その結果を以下に示す。

① 代表地震動以外でガントリクレーンの耐震評価に影響の大きい地震動の選定

表 5-3 に示すとおり、代表地震動(S_s-D)に次いでガントリクレーンの耐震評価に影響の大きい地震動(以下「妥当性確認用地震動」という。)としては、水平方向で影響の大きいS_s-N1 及び鉛直方向で影響の大きいS_s-F1 を選定した。

② 妥当性確認用地震動による耐震評価

表 5-4 に妥当性確認用地震動(S_s-N1, S_s-F1)による耐震評価結果を示す。

③ 代表地震動及び妥当性確認用地震動の評価結果の比較

表 5-4 に、代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-N1, S_s-F1)によるガントリクレーンの耐震評価結果を比較したものを示す。評価結果の比較は、裕度最小となるトロリ待機位置/ホイスト待機位置について実施する。

各部位の詳細結果を比較し、最も厳しい結果となっている地震動を表でハッチングで示している。

単軸粘性ダンパの荷重及びクレビスのせん断、曲げ、組合せを除いて、全て代表地震動(S_s-D)の発生値が最大となっている。

なお、単軸粘性ダンパの荷重及びクレビスのせん断、曲げ、組合せについては妥当性確認用地震動(S_s-N1)が最大となっているものの、裕度は大きく、発生値も代表地震動(S_s-D)と同等である。

したがって、部材に対して最も厳しい地震動はS_s-Dと考えられるため、代表地震動としてS_s-Dを選定した判断は妥当である。

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(1/44)

a-1 クレーン本体ガード せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	18	161	8.94
2	4				S _s -N1				16		10.0
3	5				S _s -F1				14		11.5

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(2/44)

a-2 クレーン本体ガード 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	84	280	3.33
2	4				S _s -N1				80		3.50
3	5				S _s -F1				51		5.49

表 5-4 代表地震動(S s -D)及び妥当性確認用地震動(S s -F 1, S s -N 1)の耐震評価結果の比較(3/44)

a-3 クレーン本体ガーダ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S s -D	シフト 無し	標準	+ +	90	280	3.11
2	4				S s -N 1				86		3.25
3	5				S s -F 1				60		4.66

添付 5-31

表 5-4 代表地震動(S s -D)及び妥当性確認用地震動(S s -F 1, S s -N 1)の耐震評価結果の比較(4/44)

b-1 脚 圧縮応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S s -D	シフト 無し	標準	+ +	30	229	7.63
2	4				S s -N 1				25		9.16
3	5				S s -F 1				21		10.9

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(5/44)

b-2 脚 引張応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	5	280	56.0
2	4				S _s -N1				2		140
3	5				S _s -F1				2		140

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(6/44)

b-3 脚 せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	50	161	3.22
2	4				S _s -N1				26		6.19
3	5				S _s -F1				21		7.66

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(7/44)

b-4 脚 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	166	280	1.68
2	4				S _s -N1				145		1.93
3	5				S _s -F1				73		3.83

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(8/44)

b-5 脚 組合せ応力 (圧縮+曲げ)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界 [-]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	0.648	1.00	1.54
2	4				S _s -N1				0.582		1.71
3	5				S _s -F1				0.319		3.13

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(9/44)

b-6 脚 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	191	280	1.46
2	4				S _s -N1				168		1.66
3	5				S _s -F1				91		3.07

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(10/44)

c-1 脚下部継ぎ 圧縮応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	20	263	13.1
2	4				S _s -N1				7		37.5
3	5				S _s -F1				6		43.8

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(11/44)

c-2 脚下部継ぎ 引張応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	10	280	28.0
2	4				S _s -N1				10		28.0
3	5				S _s -F1				9		31.1

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(12/44)

c-3 脚下部継ぎ せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	38	161	4.23
2	4				S _s -N1				20		8.05
3	5				S _s -F1				12		13.4

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(13/44)

c-4 脚下部継ぎ 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	222	280	1.26
2	4				S _s -N1				122		2.29
3	5				S _s -F1				69		4.05

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(14/44)

c-5 脚下部継ぎ 組合せ応力 (圧縮+曲げ)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界 [-]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	0.827	1.00	1.20
2	4				S _s -N1				0.450		2.22
3	5				S _s -F1				0.253		3.95

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(15/44)

c-6 脚下部継ぎ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイス ト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	237	280	1.18
2	4				S _s -N1				129		2.17
3	5				S _s -F1				72		3.88

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(16/44)

d-1 ガーダ継ぎ 圧縮応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイス ト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	4	275	68.7
2	4				S _s -N1				3		91.6
3	5				S _s -F1				2		137

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(17/44)

d-2 ガーダ継ぎ 引張応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	4	280	70.0
2	4				S _s -N1				3		93.3
3	5				S _s -F1				2		140

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(18/44)

d-3 ガーダ継ぎ せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	77	161	2.09
2	4				S _s -N1				60		2.68
3	5				S _s -F1				25		6.44

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(19/44)

d-4 ガーダ継ぎ 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	83	280	3.37
2	4				S _s -N1				62		4.51
3	5				S _s -F1				54		5.18

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(20/44)

d-5 ガーダ継ぎ 組合せ応力 (引張+曲げ)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界 [-]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	0.302	1.00	3.31
2	4				S _s -N1				0.219		4.56
3	5				S _s -F1				0.193		5.18

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F1, S_s-N1) の耐震評価結果の比較 (21/44)

d-6 ガーダ継ぎ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	141	280	1.98
2	4				S _s -N1				107		2.61
3	5				S _s -F1				61		4.59

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F1, S_s-N1) の耐震評価結果の比較 (22/44)

e-1 転倒防止装置 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	112	357	3.18
2	4				S _s -N1				74		4.82
3	5				S _s -F1				0		-

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(23/44)

f-1 走行車輪 せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	40	311	7.77
2	4				S _s -N1				24		12.9
3	5				S _s -F1				14		22.2

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(24/44)

f-2 走行車輪 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	214	539	2.51
2	4				S _s -N1				127		4.24
3	5				S _s -F1				72		7.48

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(25/44)

f-3 走行車輪 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	224	539	2.40
2	4				S _s -N1				133		4.05
3	5				S _s -F1				76		7.09

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(26/44)

g-1 走行レール(走行車輪側) せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	19	315	16.5
2	4				S _s -N1				11		28.6
3	5				S _s -F1				7		45.0

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(27/44)

g-2 走行レール(走行車輪側) 垂直応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	362	546	1.50
2	4				S _s -N1				253		2.15
3	5				S _s -F1				170		3.21

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(28/44)

g-3 走行レール(走行車輪側) 組合せ応力(垂直+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	363	546	1.50
2	4				S _s -N1				254		2.14
3	5				S _s -F1				170		3.21

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F 1, S_s-N 1) の耐震評価結果の比較 (29/44)

g-4 走行レール (転倒防止装置側) セン断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	10	315	31.5
2	4				S _s -N 1				7		45.0
3	5				S _s -F 1				0		-

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F 1, S_s-N 1) の耐震評価結果の比較 (30/44)

g-5 走行レール (転倒防止装置側) 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界 [-]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	20	546	27.3
2	4				S _s -N 1				13		42.0
3	5				S _s -F 1				0		-

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(31/44)

g-6 走行レール(転倒防止装置側) 組合せ応力(曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	++	26	546	21.0
2	4				S _s -N1				17		32.1
3	5				S _s -F1				0		-

添付 5-45

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(32/44)

h-1 トロリストッパ 圧縮応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	-	シフト 無し	標準	++	4	280	70.0
2	4										
3	5										

注記* : 摩擦係数より求めた水平方向設計震度にて評価

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(33/44)

i-1 トロリ浮上り量

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [mm]	許容限界 [mm]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	7.4	150	20.2
2	4				S _s -N1				2.0		75.0
3	5				S _s -F1				2.3		65.2

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(34/44)

j-1 吊具(主巻) ワイヤロープ荷重

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	-	4.078×10 ⁶	-
2	4				S _s -N1				-		-
3	5				S _s -F1				-		-

注記* : 吊荷無しのため荷重は発生しない。

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(35/44)

j-2 吊具(主巻) フック荷重

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	-	4.980×10 ⁶	-
2	4				S _s -N1				-		-
3	5				S _s -F1				-		-

注記* : 吊荷無しのため荷重は発生しない。

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(36/44)

j-3 吊具(ホイスト) ワイヤロープ荷重

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	-	1.479×10 ⁶	-
2	4				S _s -N1				-		-
3	5				S _s -F1				-		-

注記* : 吊荷無しのため荷重は発生しない。

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(37/44)

j-4 吊具(ホイスト) フック荷重

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	-	2.060×10 ⁶	-
2	4				S _s -N1				-		-
3	5				S _s -F1				-		-

注記* : 吊荷無しのため荷重は発生しない。

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(38/44)

k-1 単軸粘性ダンパ 荷重

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	2.140×10 ⁵	3.0×10 ⁵	1.40
2	4				S _s -N1				2.180×10 ⁵		1.37
3	5				S _s -F1				1.964×10 ⁵		1.52

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F1, S_s-N1) の耐震評価結果の比較 (39/44)

k-2 単軸粘性ダンパ 変位

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [mm]	許容限界 [mm]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	34	100	2.94
2	4				S _s -N1				31		3.22
3	5				S _s -F1				6		16.6

表 5-4 代表地震動 (S_s-D) 及び妥当性確認用地震動 (S_s-F1, S_s-N1) の耐震評価結果の比較 (40/44)

k-3 ブレース 圧縮応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	14	78	5.57
2	4				S _s -N1				13		6.00
3	5				S _s -F1				9		8.66

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(41/44)

k-4 クレビス せん断応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	76	375	4.93
2	4				S _s -N1				78		4.80
3	5				S _s -F1				70		5.35

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(42/44)

k-5 クレビス 曲げ応力

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	217	651	3.00
2	4				S _s -N1				221		2.94
3	5				S _s -F1				200		3.25

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(43/44)

k-6 クレビス 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	254	651	2.56
2	4				S _s -N1				260		2.50
3	5				S _s -F1				234		2.78

添付 5-51

表 5-4 代表地震動(S_s-D)及び妥当性確認用地震動(S_s-F1, S_s-N1)の耐震評価結果の比較(44/44)

k-7 クレビス 角度

No.	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [°]	許容限界 [°]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤 物性	位相			
1	3	待機	待機	標準	S _s -D	シフト 無し	標準	+ +	0.7	3	4.28
2	4				S _s -N1				0.5		6.00
3	5				S _s -F1				0.4		7.50

取水槽ガントリクレーンに適用する時刻歴解析における
材料物性の不確かさ等に関する検討

1. 全般

材料物性の不確かさ等に関する検討として、以下に示す3項目について実施する。

- (1) 床応答スペクトルで考慮している±10%拡幅に相当する不確かさの考慮
- (2) ダンパ性能の不確かさの考慮
- (3) 位相反転地震動の考慮

2. 床応答スペクトルで考慮している±10%拡幅に相当する不確かさの考慮

2.1 時刻歴応答解析の不確かさの考え方

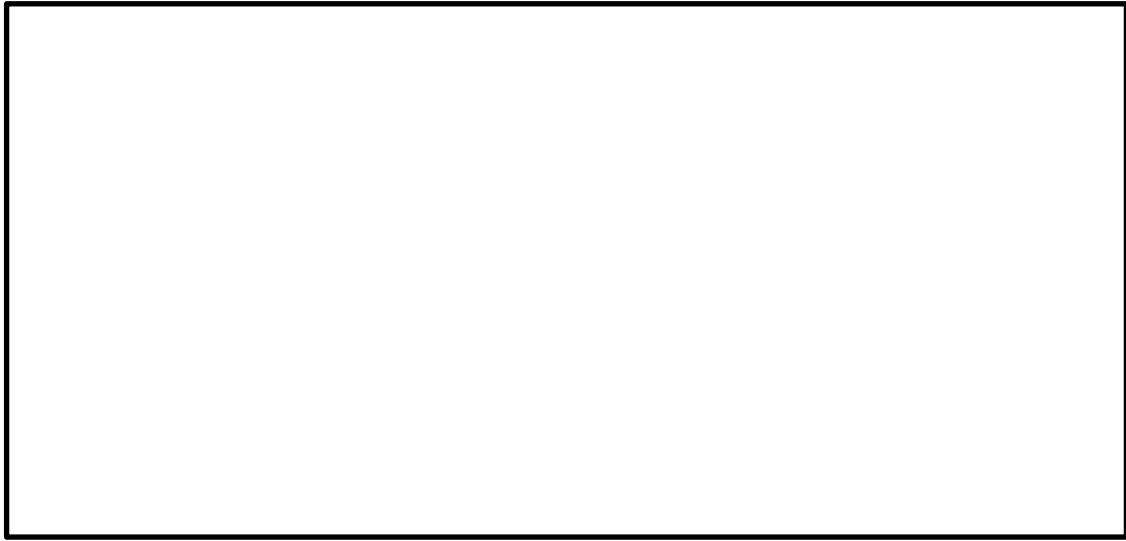
設計用床応答スペクトルは、機器の固有周期のずれや地盤物性、建物剛性、地盤ばね定数、減衰定数、模擬地震波の位相特性等といった因子の変動に伴う応答スペクトルの変動の影響を考慮することを目的として、周期軸方向に±10%拡幅したものをを用いている。取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）の評価は、設計用床応答スペクトルを適用せず、多質点はりモデルを用いて時刻歴加速度波を3方向同時に入力した時刻歴応答解析を適用していることから機器の固有周期のずれや地盤物性、建物剛性、地盤ばね定数、減衰定数、模擬地震波の位相特性等といった因子の変動の影響を時刻歴応答解析において考慮する必要がある。

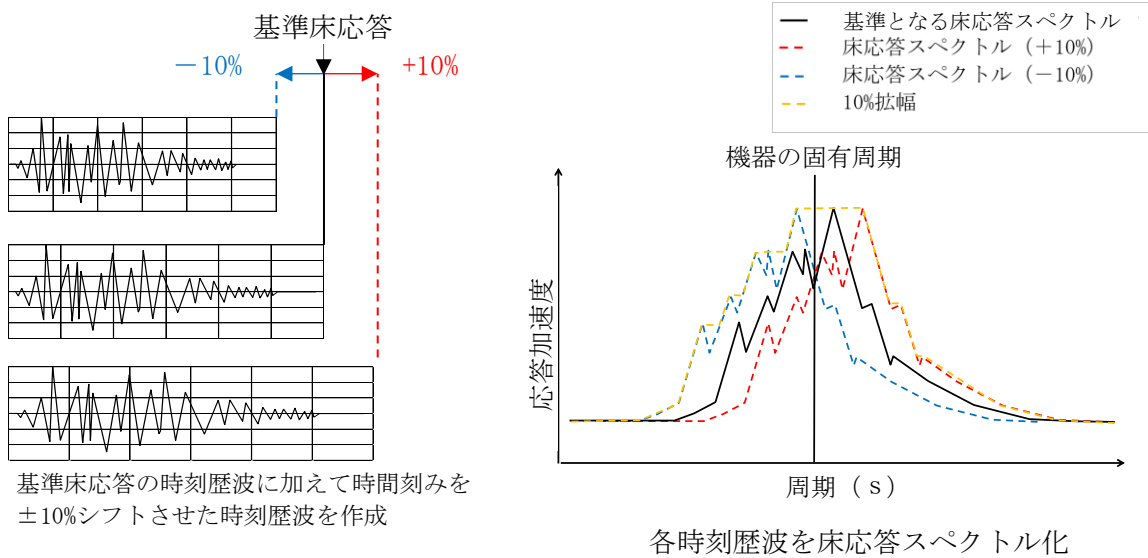
そこで、本項では設計用床応答スペクトルで考慮している周期軸方向の±10%拡幅に相当する不確かさの考慮方法と結果を示す。

ガントリクレーンの耐震評価における不確かさの考慮方法は、固有周期のシフトを考慮していない取水槽躯体の応答解析結果から得られる時刻歴加速度波による解析に加えて、A S M E Boiler Pressure Vessel Code SECTION III, DIVISION1-NONMANDATORY APPENDIX N-1222.3 Time History Broadeningの規定を参考に、設計用床応答スペクトルの拡幅の考慮分として時刻歴加速度波の時間刻みを±10%シフトさせた時刻歴加速度波による解析を行う方針とする。また、±10%シフトさせた範囲の中に設計用床応答スペクトルのピークが存在する場合は、A S M Eの規定に基づきピーク位置を考慮した評価も行うことで不確かさを考慮する。

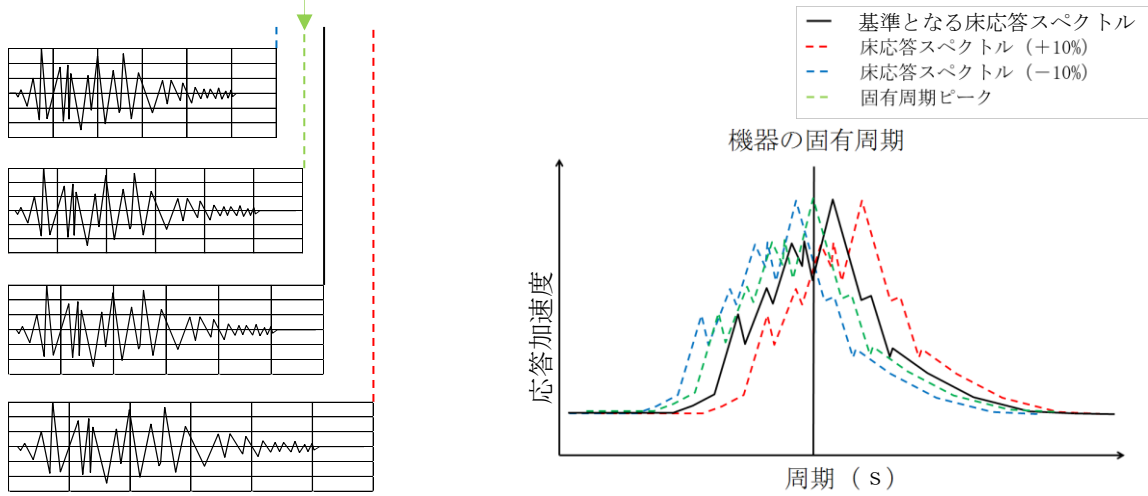
図6-1に、Time History Broadeningの概念を示す。

A S M E Boiler Pressure Vessel Code SECTION III , DIVISION1-NONMANDATORY
APPENDIX N-1222.3 Time History Broadeningより引用





固有周期と合致するよう調整した時刻歴波



機器の固有周期が床応答スペクトルピークの谷間に存在する場合、ピークと合うような時刻歴波を作成し、時刻歴応答解析を実施する。

図 6-1 Time History Broadening 概念図

2.2 時刻歴応答解析の不確かさの考慮方法

評価対象はガントリクレーンの主要構造であり、耐震計算書で整理している主要構造のうち裕度最小となる脚下部継ぎに着目して検討する。なお、不確かさの検討における耐震評価方法はVI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」と同様に、非線形挙動を考慮した時刻歴応答解析で評価する。また、解析モデルについても同計算書と同じモデルを適用する。

図6-2に、時刻歴応答解析の不確かさの考慮方法に係る検討フローを示す。

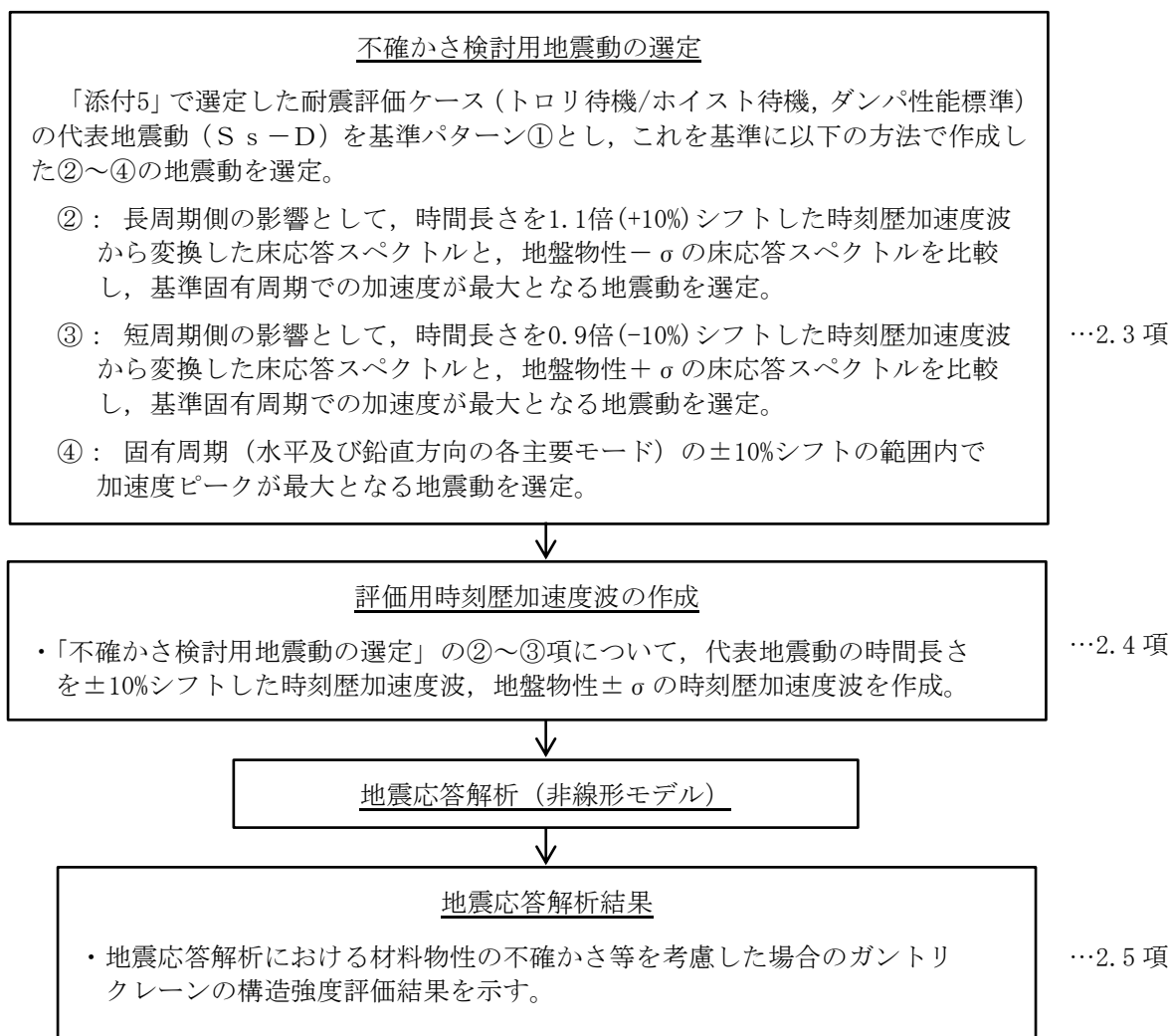


図 6-2 時刻歴応答解析の不確かさに係る検討フロー

2.3 不確かさ検討用地震動の選定

図6-2の検討フローに基づく、不確かさの検討に用いる地震動（以下「検討用地震動」という。）の選定方法と選定結果を以下に示す。

(1) 検討用地震動の選定方法

図6-5～図6-12に、床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせを示す。

検討用地震動については以下の①～④に示す4種類の方法で選定している。このうち、床応答スペクトルの±10%拡幅に相当する不確かさの考慮では、代表地震動（S s - D）における標準地盤での時間刻み±10%シフト、及び地盤物性± σ の影響を②～③のとおり固有周期シフトの方向を揃えて整理している（時間刻み+10%シフトと地盤物性- σ 、及び時間刻み-10%シフトと地盤物性+ σ の2つの組合せを実施）。

- ① 添付5で選定した代表地震動（S s - D）及びトロリ待機位置/ホイスト待機位置、ダンパ性能標準を基準ケースとする。
- ② 時刻歴解析における不確かさ（床応答スペクトル+10%拡幅相当）の考慮として、標準地盤での時刻歴加速度波の時間刻みを+10%シフトさせた床応答スペクトルと地盤物性- σ の床応答スペクトルの両方に対し、基準固有周期において加速度最大となる地震動を選定し、評価に適用する。（図6-3参照）

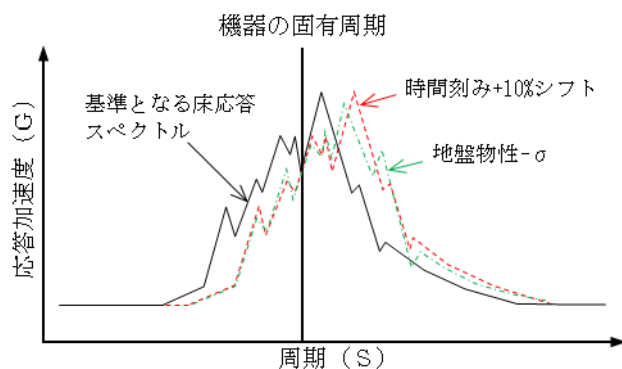


図6-3 床応答スペクトル+10%拡幅相当のシフトイメージ

- ③ 上記②と同じ観点で、時刻歴解析における不確かさ（床応答スペクトル-10%拡幅相当）の考慮として、標準地盤での時刻歴加速度波の時間刻みを-10%シフトさせた床応答スペクトルと地盤物性+ σ の床応答スペクトルの両方に対し、基準固有周期において加速度最大となる地震動を選定し、評価に適用する。（図6-4参照）

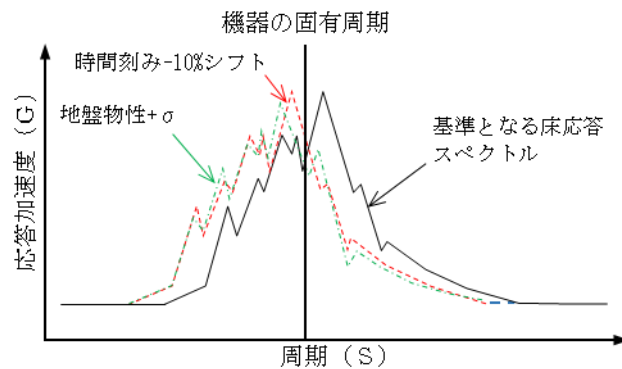


図6-4 床応答スペクトル-10%拡幅相当のシフトイメージ

- ④ 固有周期シフト（基準固有周期の $\pm 10\%$ ）の範囲内に加速度ピークが存在する場合は、加速度ピークとなる固有周期が合致するようシフトした時刻歴加速度波を作成し、評価に適用する。

(2) 検討用地震動の選定結果

表6-1に、検討用地震動の選定結果を示す。

添付5で選定している代表地震動（基準ケース）を踏まえ、図6-2の①～④の観点より計4パターンの評価を実施する。

表 6-1 不確かさ検討用地震動の選定結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			関連図*1	地震応答 出力点		
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻シフト	地盤物性	位相				
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D		平均	++	図6-5	10299		
									図6-6	10299		
② (+10%シフト/ 地盤物性-σ)	-*2								+10%シフト	平均	図6-7	10299
	6								シフト無し	-σ	図6-7	10299
									図6-8	10299		
③ (-10%シフト/ 地盤物性+σ)	-*3								-10%シフト	平均	図6-9	10299
	7								シフト無し	+σ	図6-10	3033
									図6-9	10299		
									図6-10	3033		
④ (ピークシフト)	8								-1.0%シフト	平均	図6-11	10299
	9								-4.9%シフト	平均	図6-12	10299
									図6-11	10299		
		図6-12	10299									

注記*1：上段は水平(NS)方向，下段は鉛直方向を示す。

*2：不確かさ検討（長周期側への固有周期シフト）の考慮において，クレーン固有周期での地震加速度は，水平/鉛直ともケース6の方が大きいため，ケース6を代表とする。

*3：不確かさ検討（短周期側への固有周期シフト）の考慮において，クレーン固有周期での地震加速度は，水平/鉛直ともケース7の方が大きいため，ケース7を代表とする。

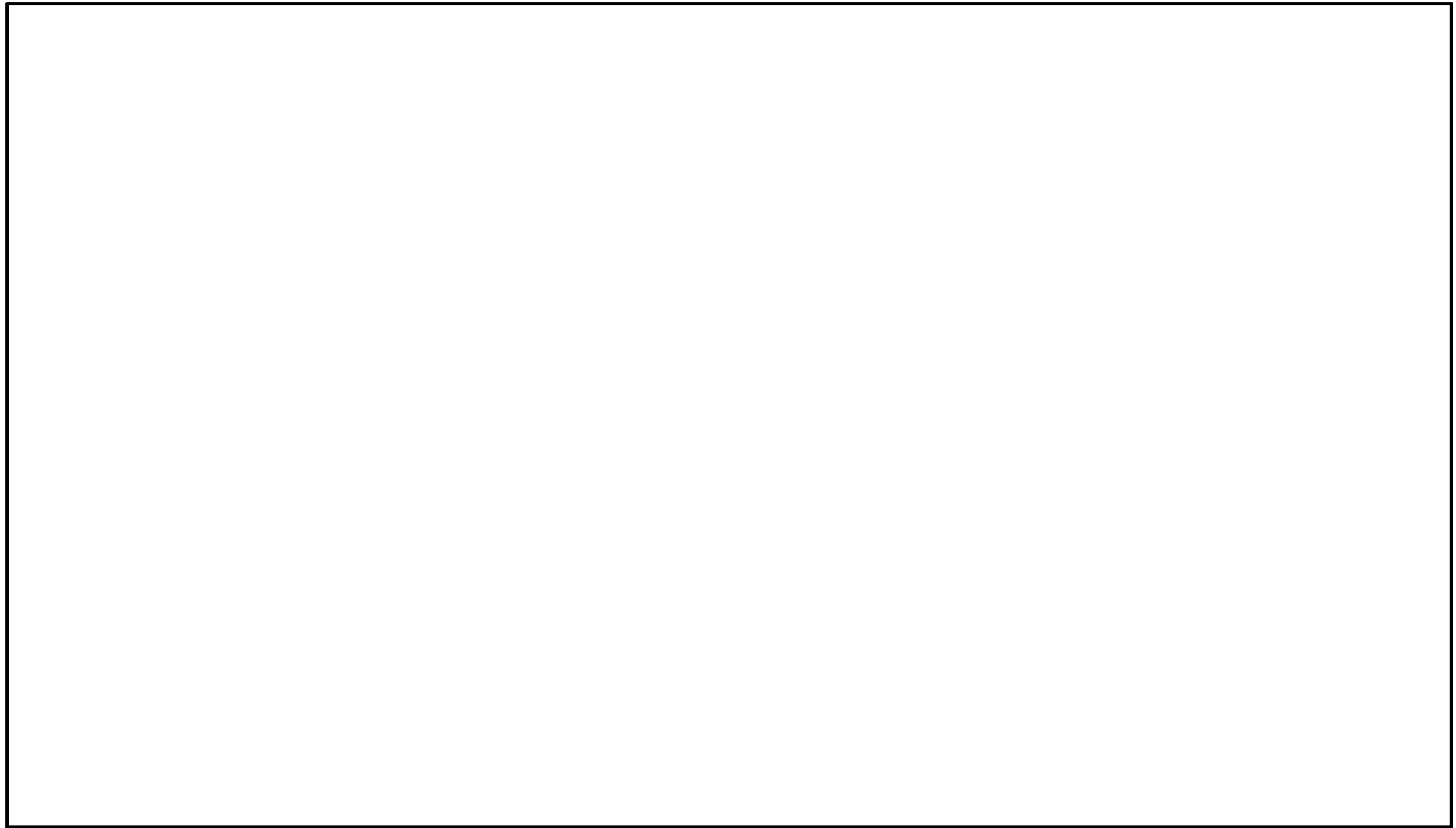


図 6-5(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向〉①

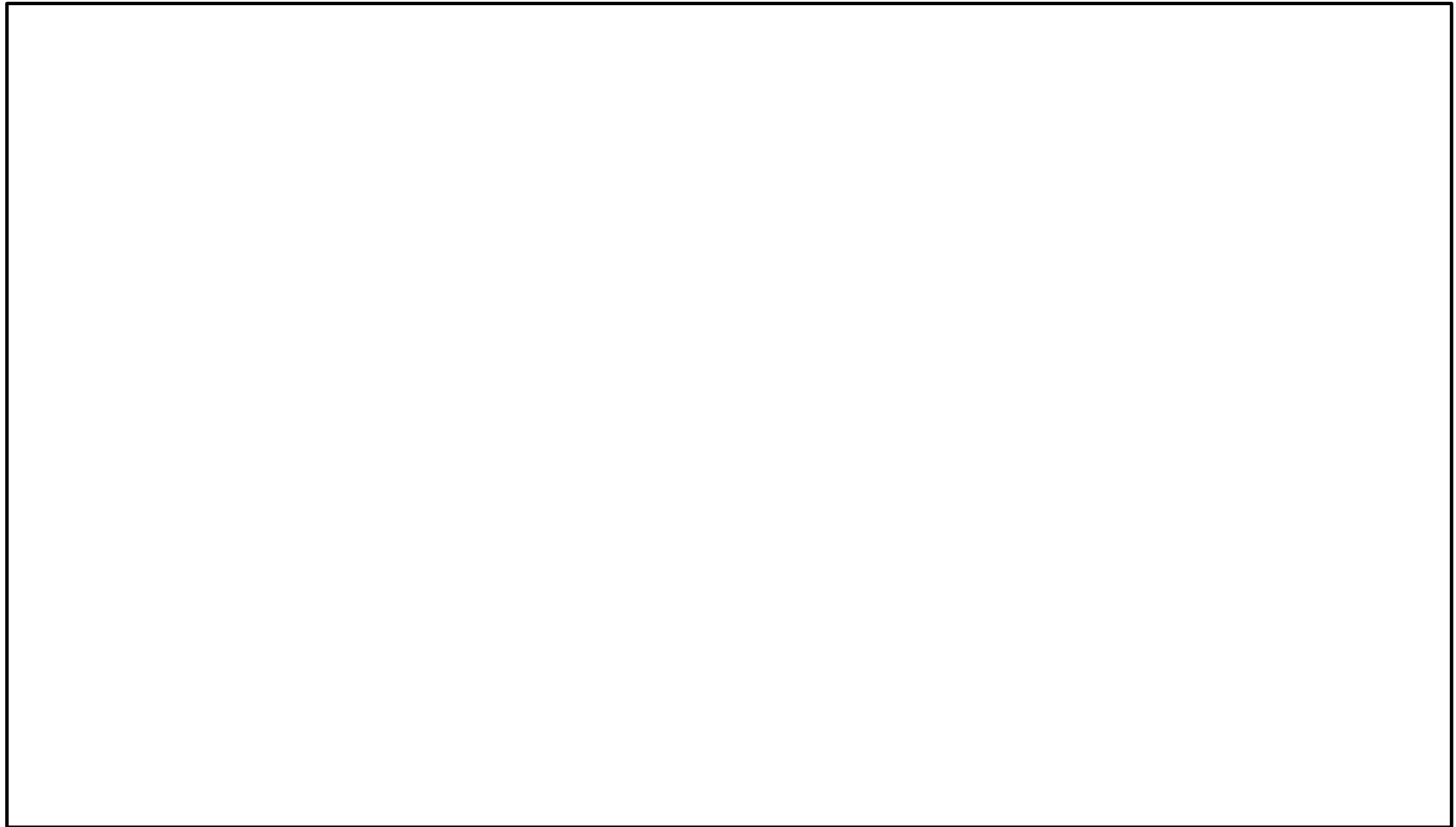


図 6-5(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向〉①

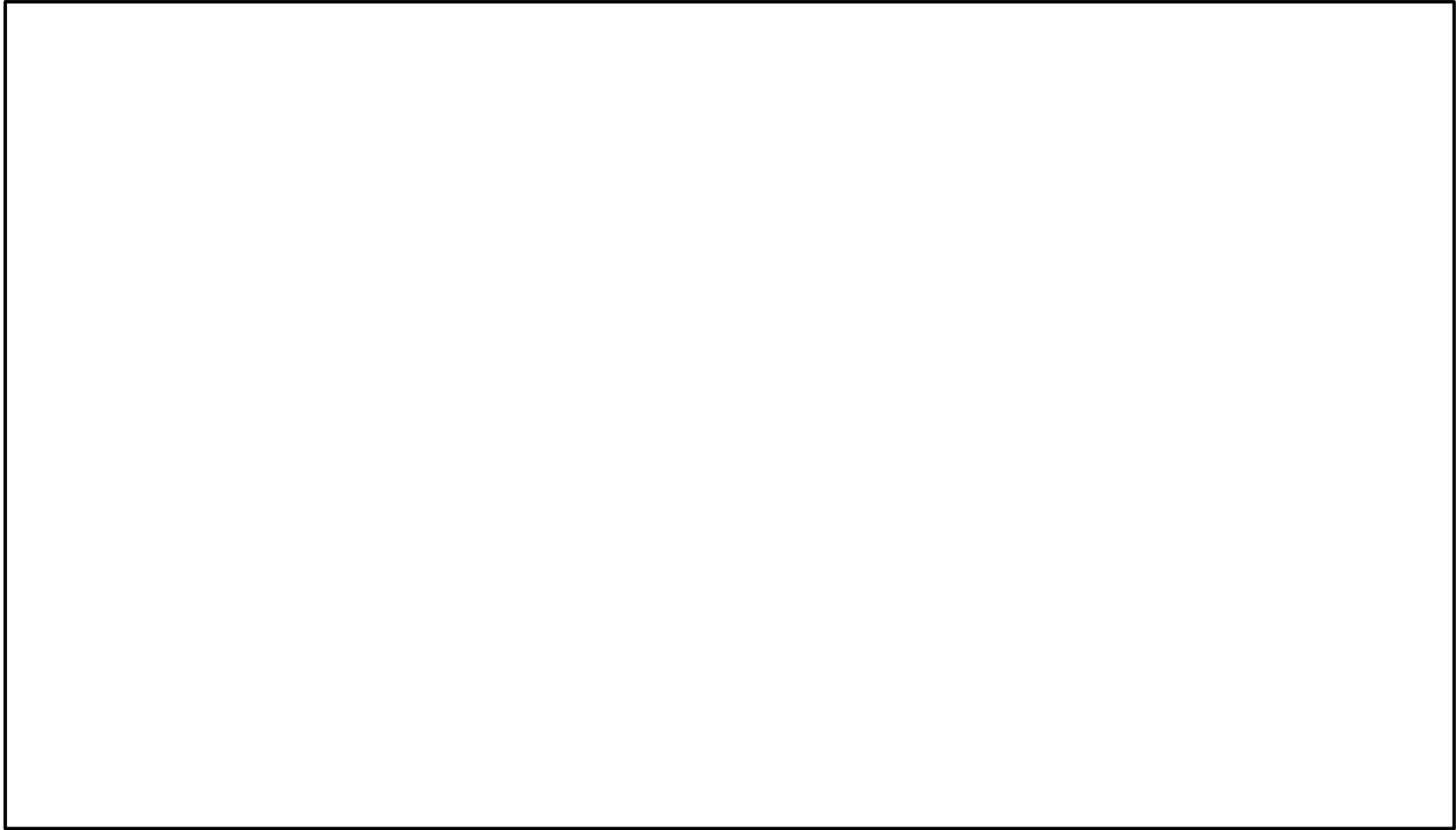


図 6-6(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向〉①

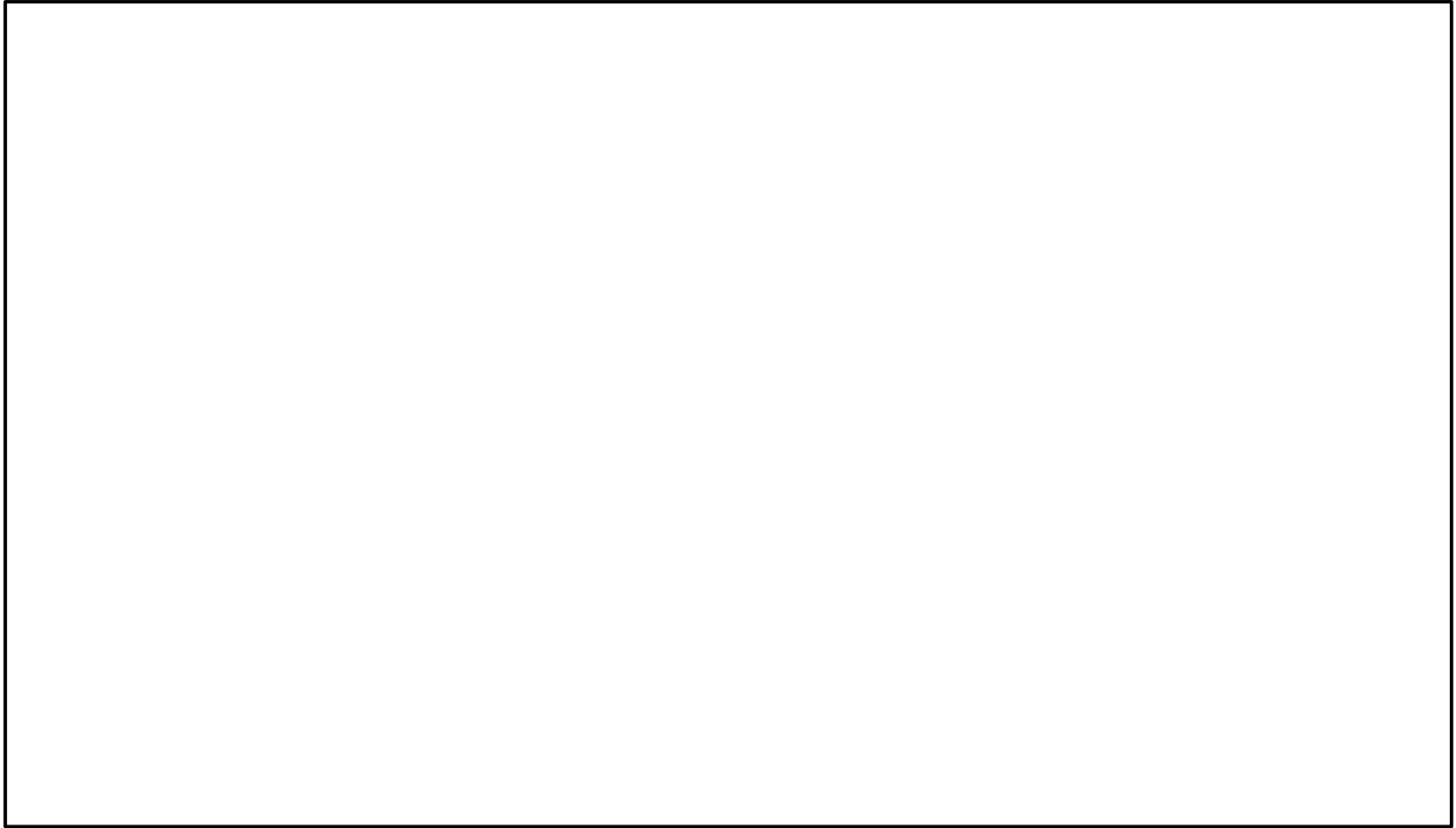


図 6-6(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向〉①

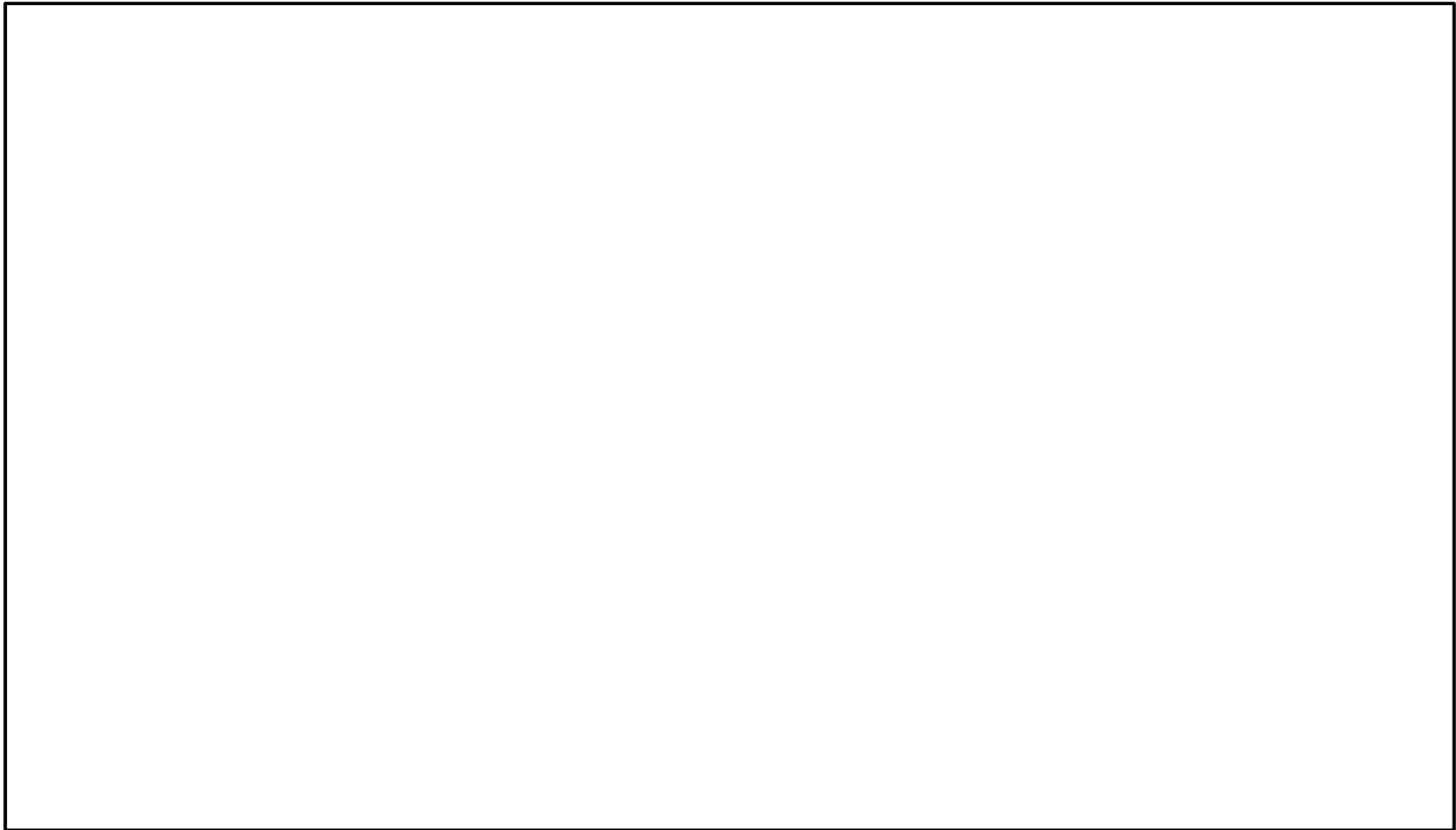


図 6-7(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, +10%シフト/地盤物性- σ >②

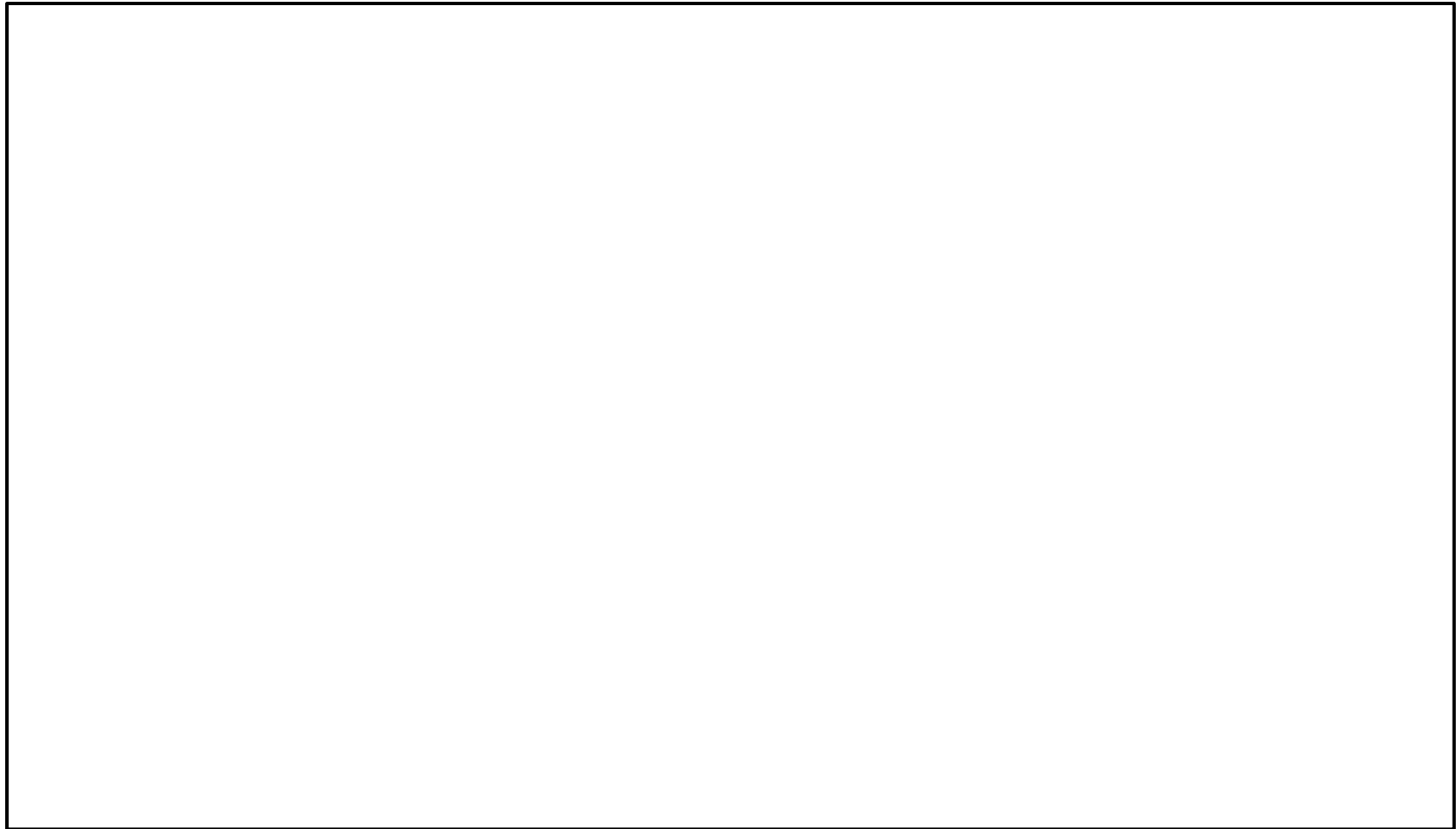


図 6-7(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, +10%シフト/地盤物性- σ >②

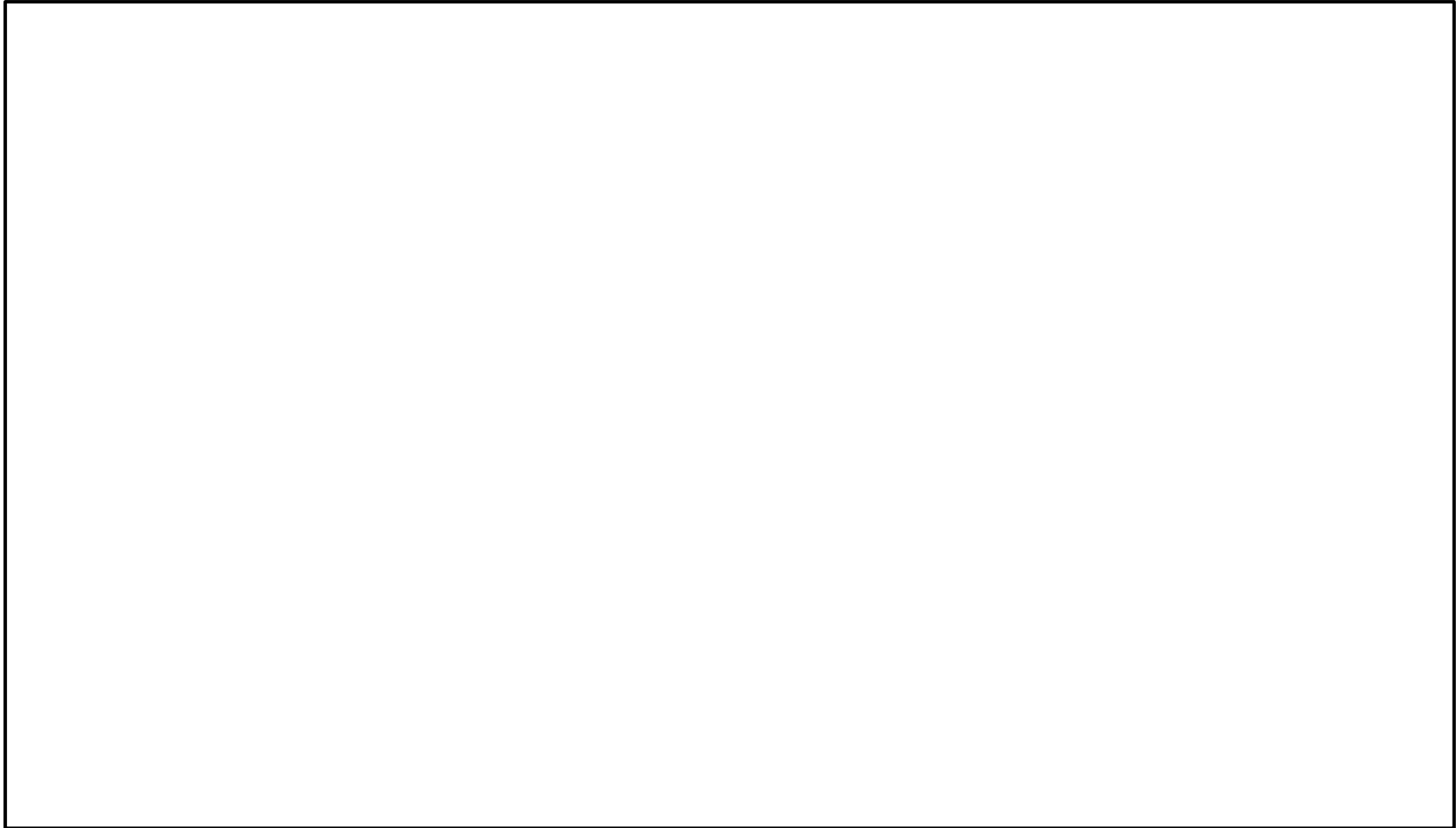


図 6-8(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, +10%シフト/地盤物性- σ >②

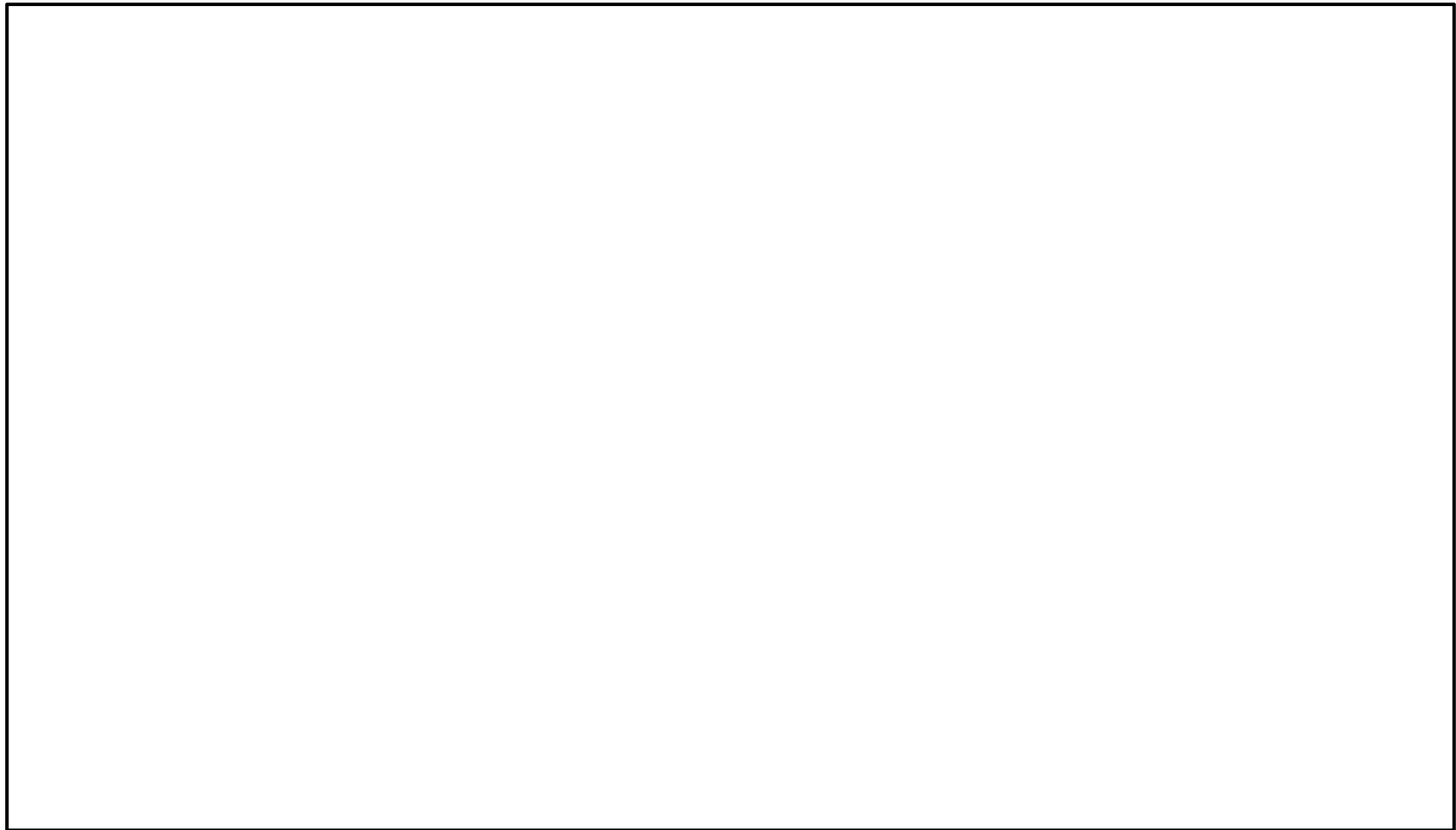


図 6-8(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, +10%シフト/地盤物性- σ 〉②

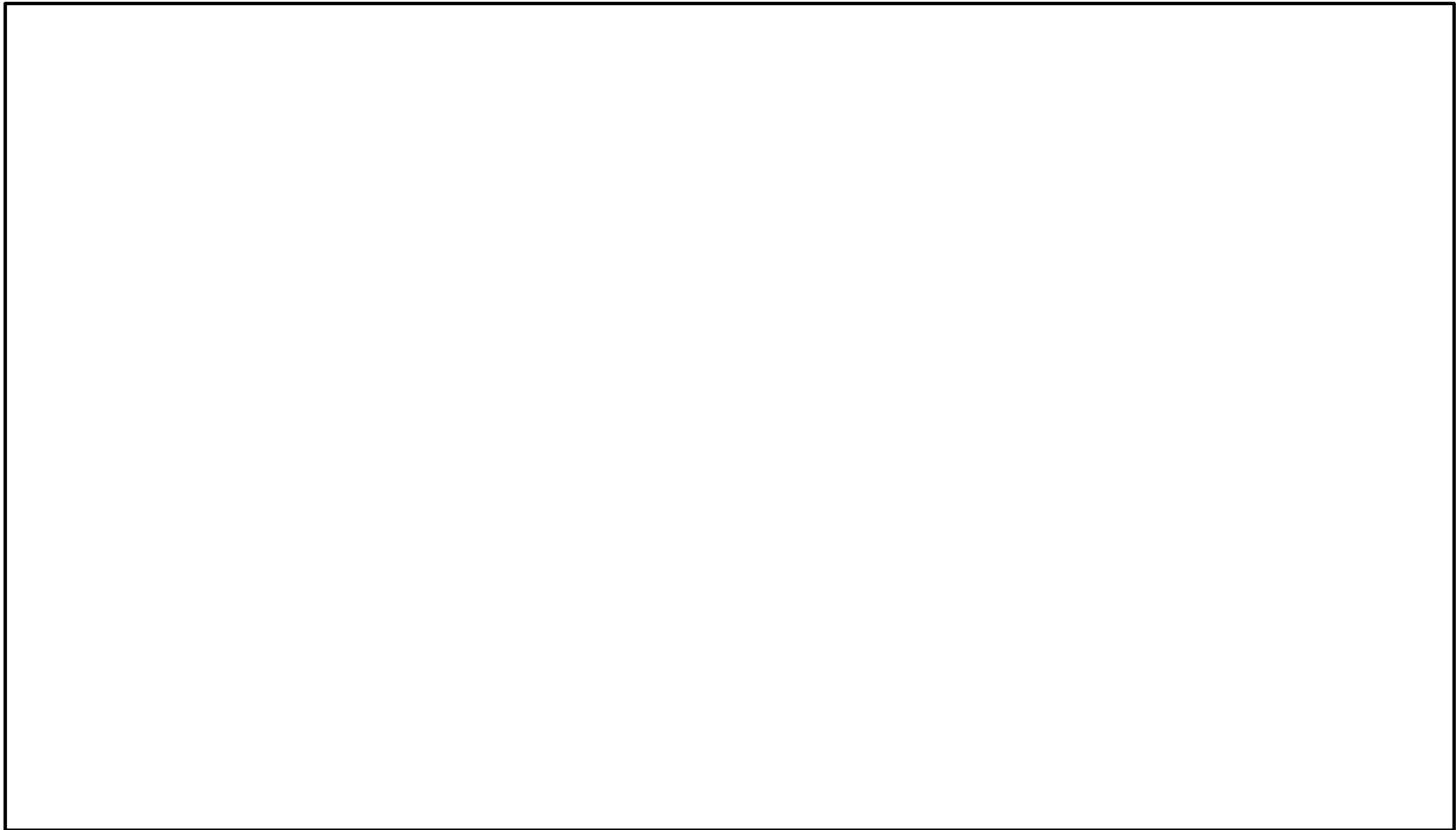


図 6-9(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, -10%シフト/地盤物性+ σ >③

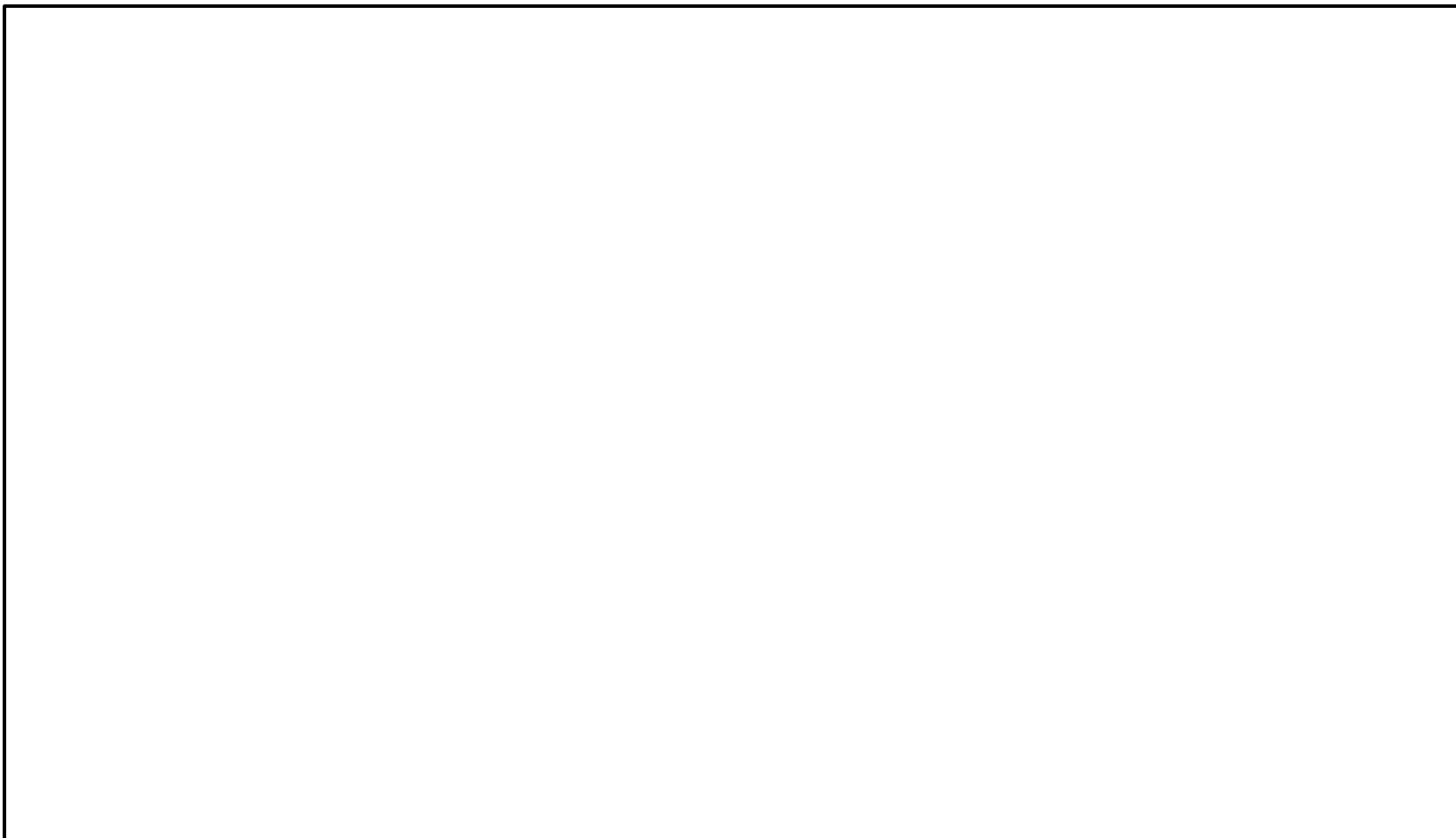


図 6-9(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, -10%シフト/地盤物性+ σ 〉③

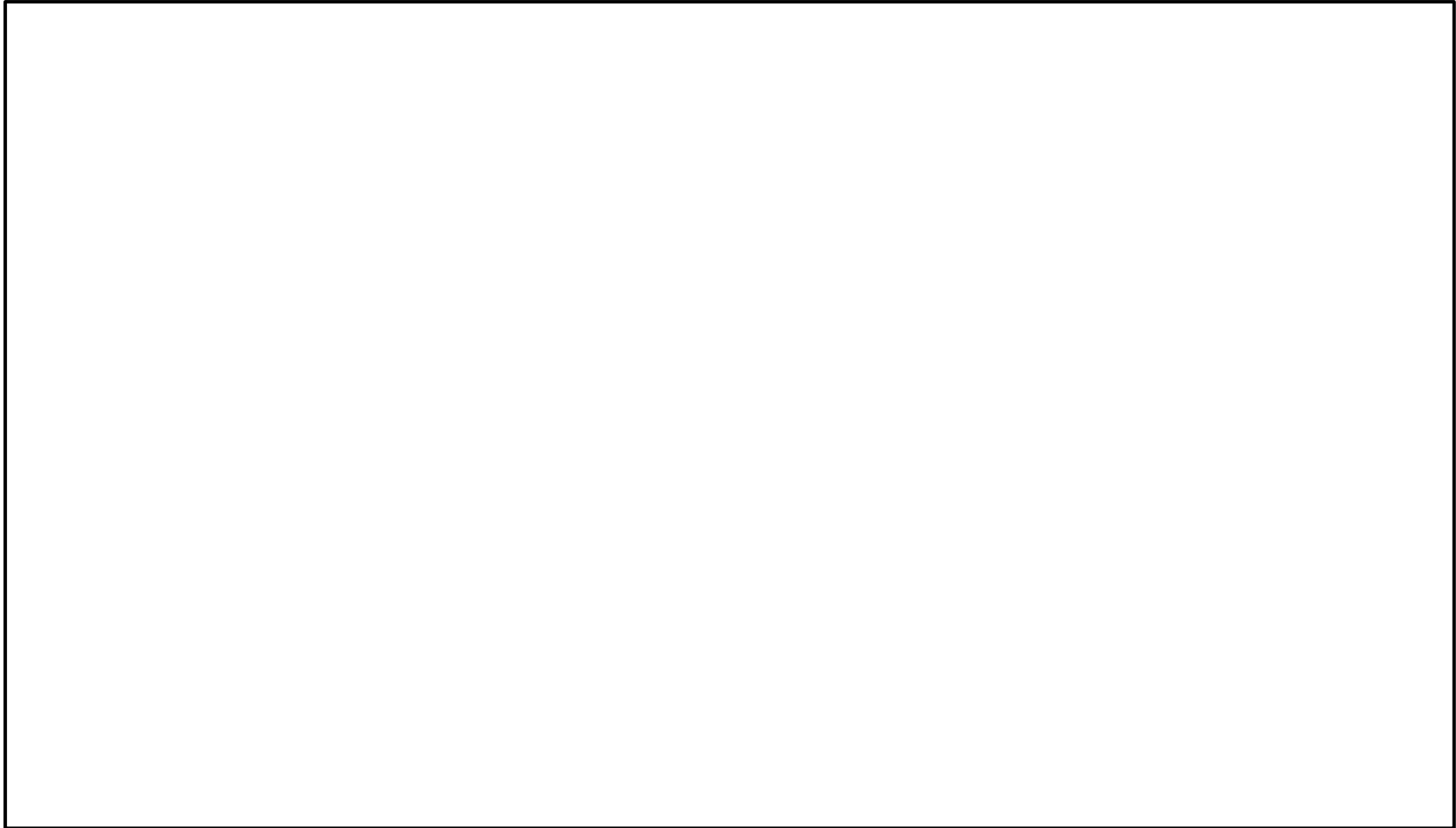


図 6-10(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, -10%シフト/地盤物性+ σ >③

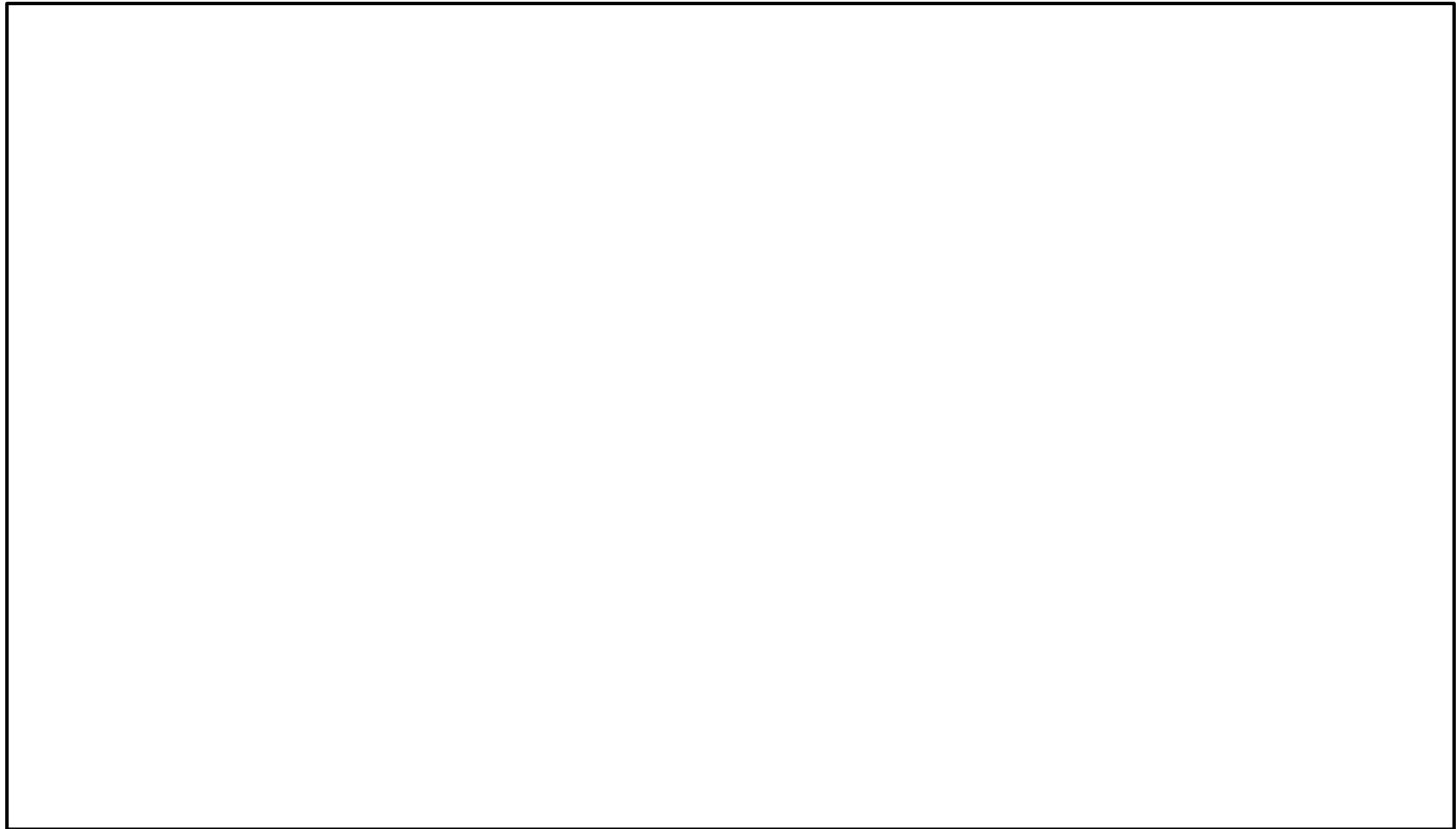


図 6-10(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, -10%シフト/地盤物性+ σ 〉③

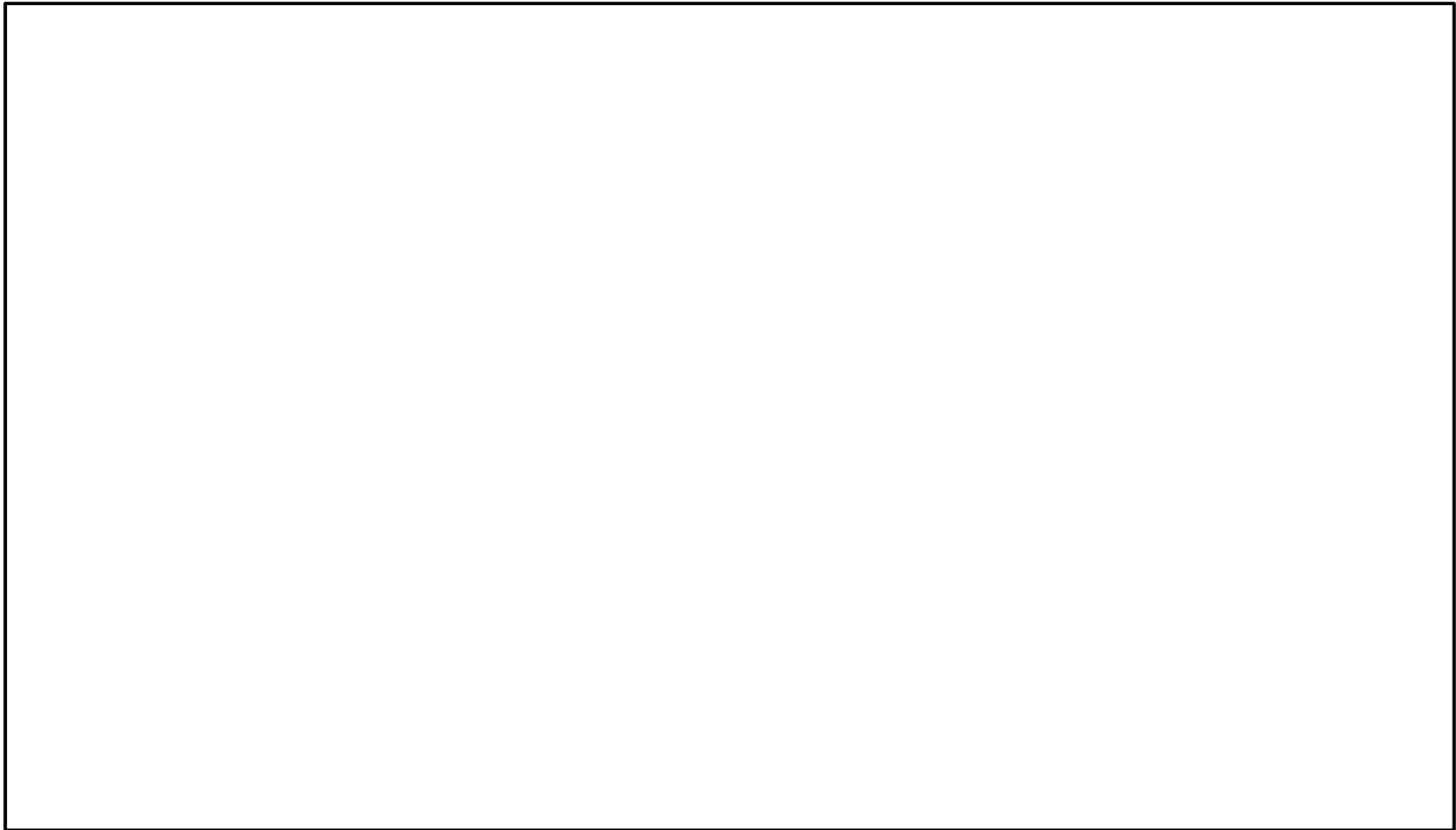


図 6-11(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, 加速度ピーク〉④

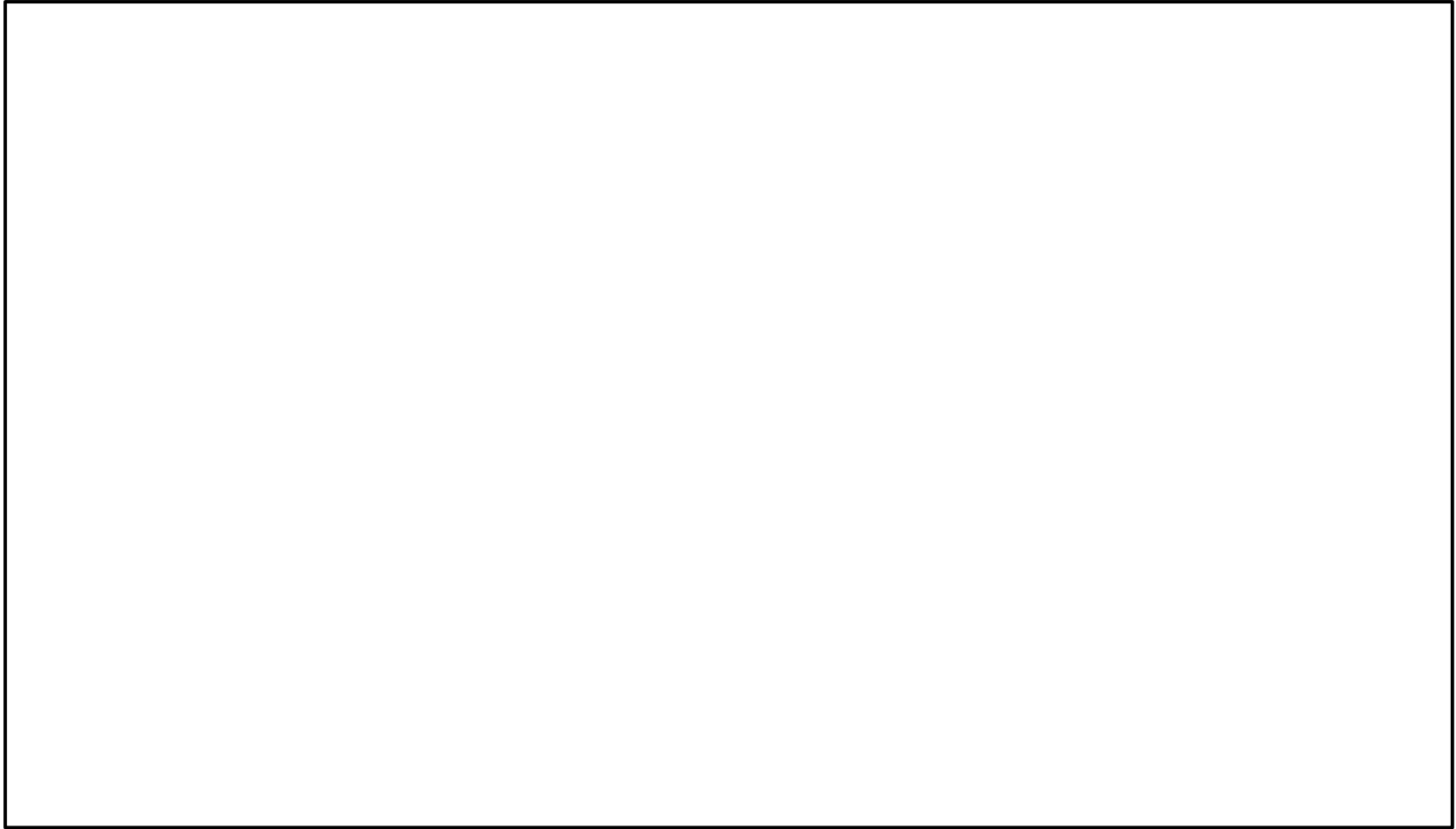


図 6-11(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, 加速度ピーク〉④

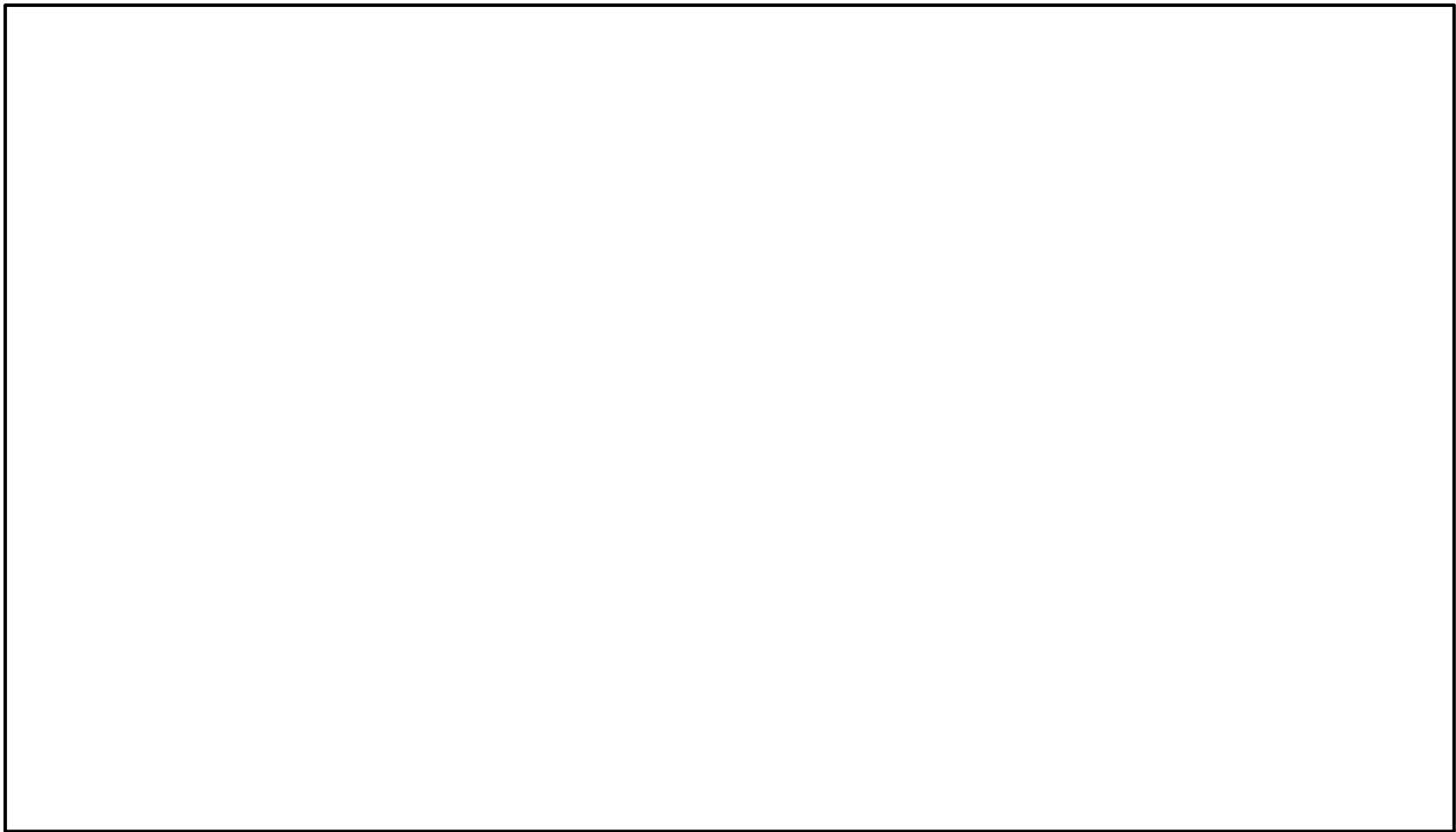


図 6-12(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, 加速度ピーク〉④

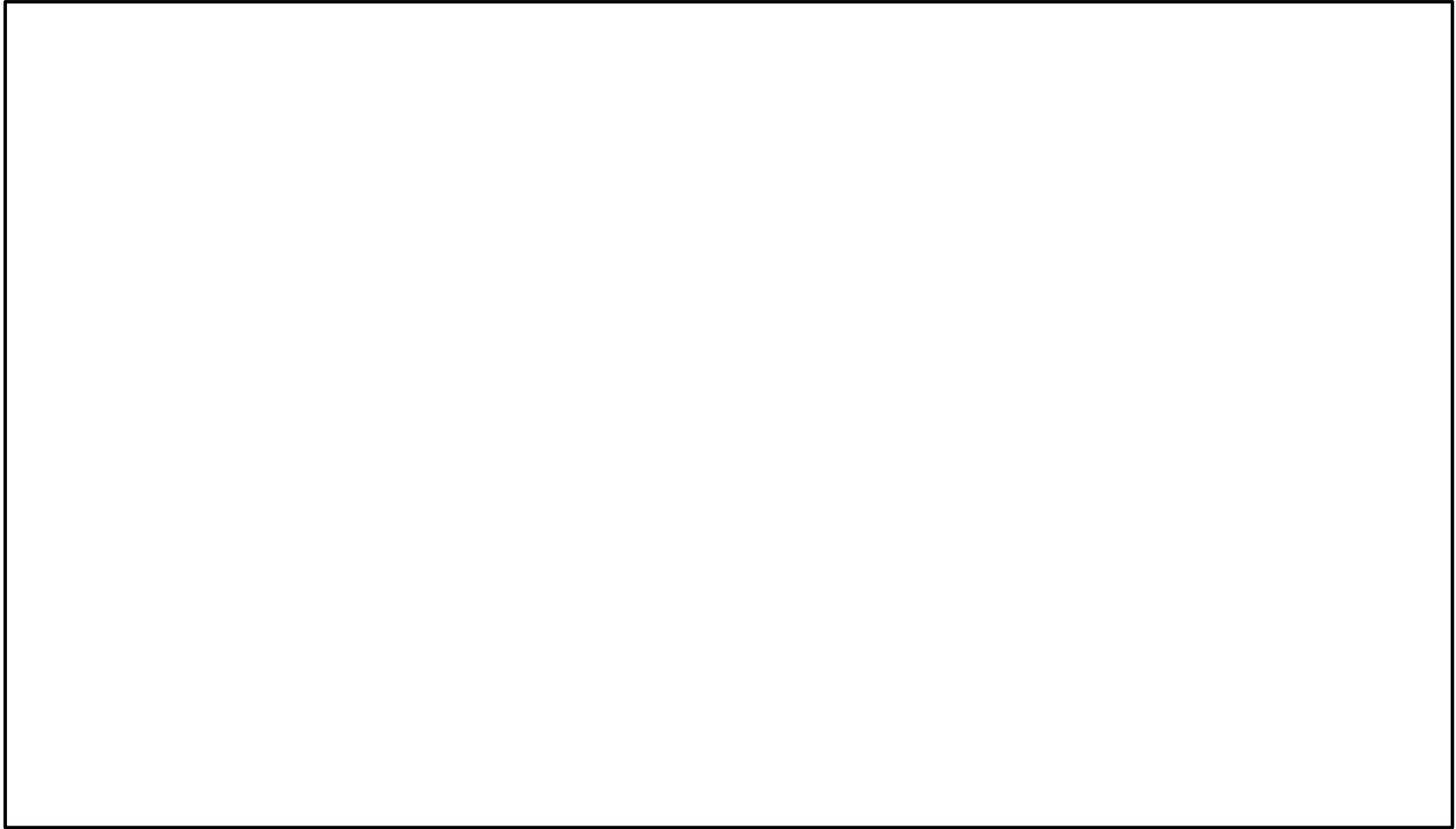


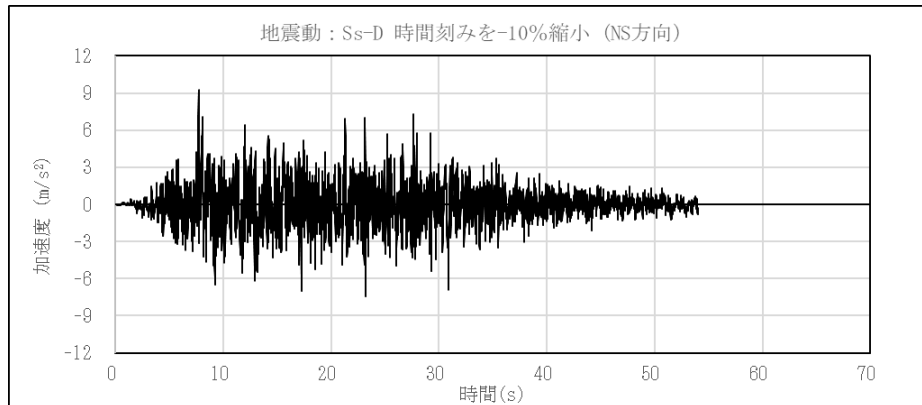
図 6-12(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, 加速度ピーク〉④

2.4. 時刻歴波の時刻刻み±10%シフト

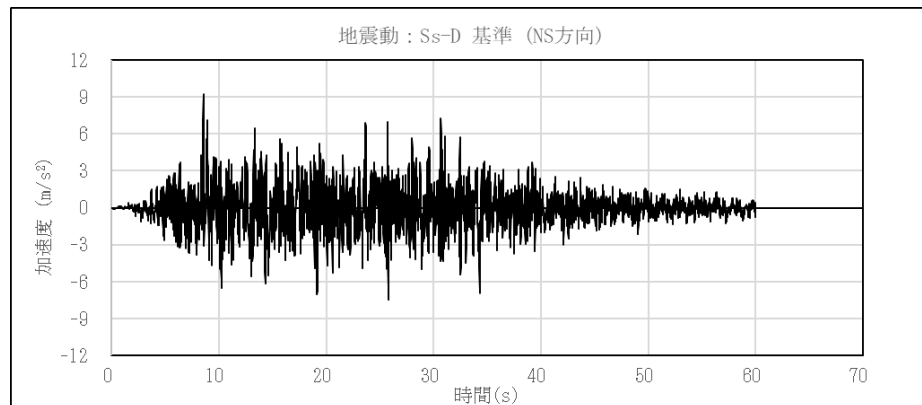
図6-13に、検討用地震動の時刻刻みを±10%シフトした例を示す。

各地震動において、+10%シフトでは時刻歴波の時刻刻みを1.1倍、-10%シフトでは時刻歴波の時刻刻みを0.9倍したものを用いている。なお、この時間シフトは、選定した検討用地震動の3方向全てに対し適用している。

◆地震動：S_s-D，時刻刻みを-10%シフト



◆地震動：S_s-D，基準



◆地震動：S_s-D，時刻刻みを+10%シフト

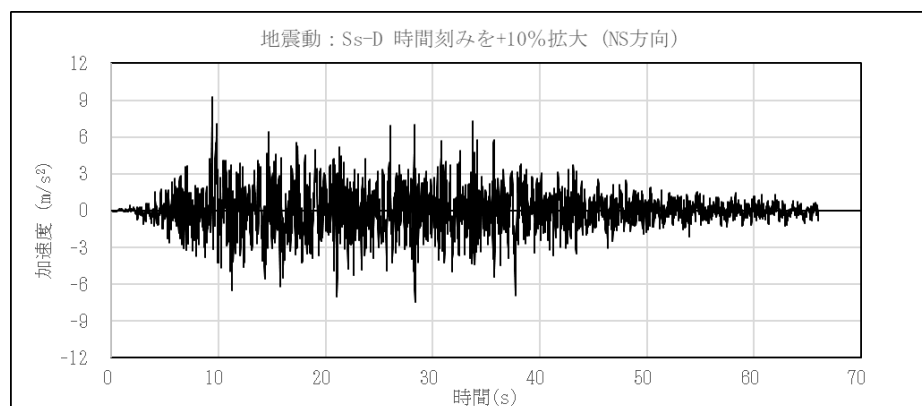
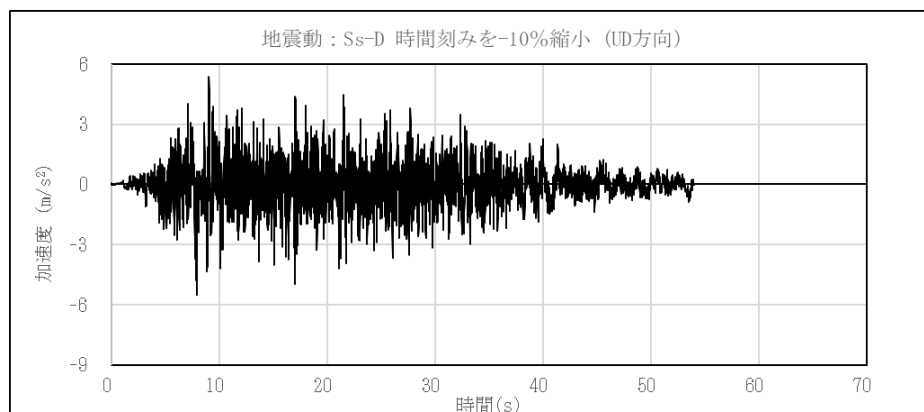
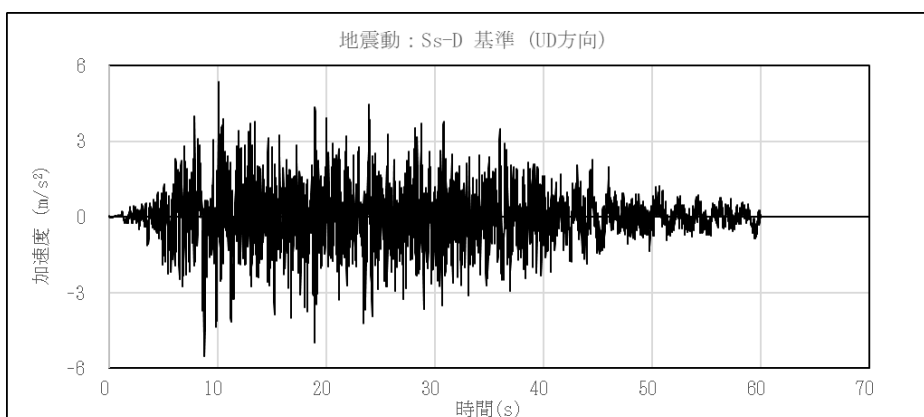


図6-13(1/2) 検討用地震動の時刻刻みを±10%シフトした例 (NS方向)

◆地震動：S_s-D，時刻みを-10%シフト



◆地震動：S_s-D，基準



◆地震動：S_s-D，時刻みを+10%シフト

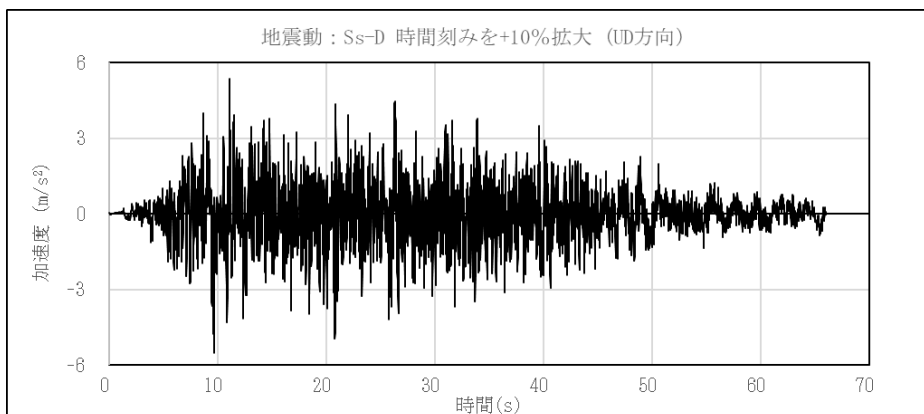


図 6-13(2/2) 検討用地震動の時刻みを±10%シフトした例 (UD方向)

2.5 地震応答解析結果

2.3項で選定した不確かさ検討用地震動に対する地震応答解析結果を表6-2に示す。本表には裕度最小部位である脚下部継ぎの最も厳しい応力分類である組合せについて記載している。地震応答解析の結果，表6-2に示すとおり全ての解析ケースの発生応力は許容限界を満足しており，床応答スペクトルで考慮している±10%拡幅に相当する不確かさを考慮した場合の耐震性について問題ないことを確認した。

なお，解析ケースごとの荷重に大きな差は無く，非線形性による極端な応答の変動はないため，ASMEのTime History Broadeningの規定を準用しても問題ないと考える。

表 6-2 床応答スペクトルで考慮している±10%拡幅に相当する不確かさを考慮した地震応答解析結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用地震動	不確かさ要因の組合せ			応力分類	発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ位置	ホイスト位置	ダンパ性能		時刻刻みシフト	地盤物性	位相				
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	組合せ	237	280	1.18
② (+10%シフト/ 地盤物性- σ)	6						- σ			237		1.18
③ (-10%シフト/ 地盤物性+ σ)	7						+ σ			233		1.20
④ (ピークシフト)	8					-1.0%シフト	平均	234		1.19		
	9					-4.9%シフト	平均	223		1.25		

3. ダンパ性能の不確かさの考慮

ダンパ性能の不確かさを考慮するための地震動の選定方法と選定結果を以下に示す。

3.1 検討用地震動の選定方法

図 6-14～図 6-17 に、床応答スペクトルとダンパ性能の不確かさ（±20%）を考慮した固有周期の重ね合わせを示す。

検討用地震動については以下に示す 2 種類の方法で選定している。

- ① 添付 5 で選定した代表地震動（S_s-D）及びトロリ待機位置/ホイスト待機位置、ダンパ性能標準を基準ケースとする。
- ⑤ 基準ケースに対し、ダンパ性能のばらつき（+20%）を考慮したクレーン固有周期において床応答スペクトルの加速度最大となる地震動を評価に適用する。
- ⑥ 基準ケースに対し、ダンパ性能のばらつき（-20%）を考慮したクレーン固有周期において床応答スペクトルの加速度最大となる地震動を評価に適用する。

3.2 検討用地震動の選定結果

表 6-3 に、検討用地震動の選定結果を示す。

表 6-3 不確かさ検討用地震動の選定結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			関連図*	地震応答 出力点				
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相						
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	図6-5	10299				
													図6-6	10299
⑤ (ダンパ 性能+20%)	10			+20%					図6-14	10299				
									図6-15	10299				
⑥ (ダンパ 性能-20%)	11			-20%				図6-16	10299					
								図6-17	10299					

注記* : 上段は水平(NS)方向, 下段は鉛直方向を示す。

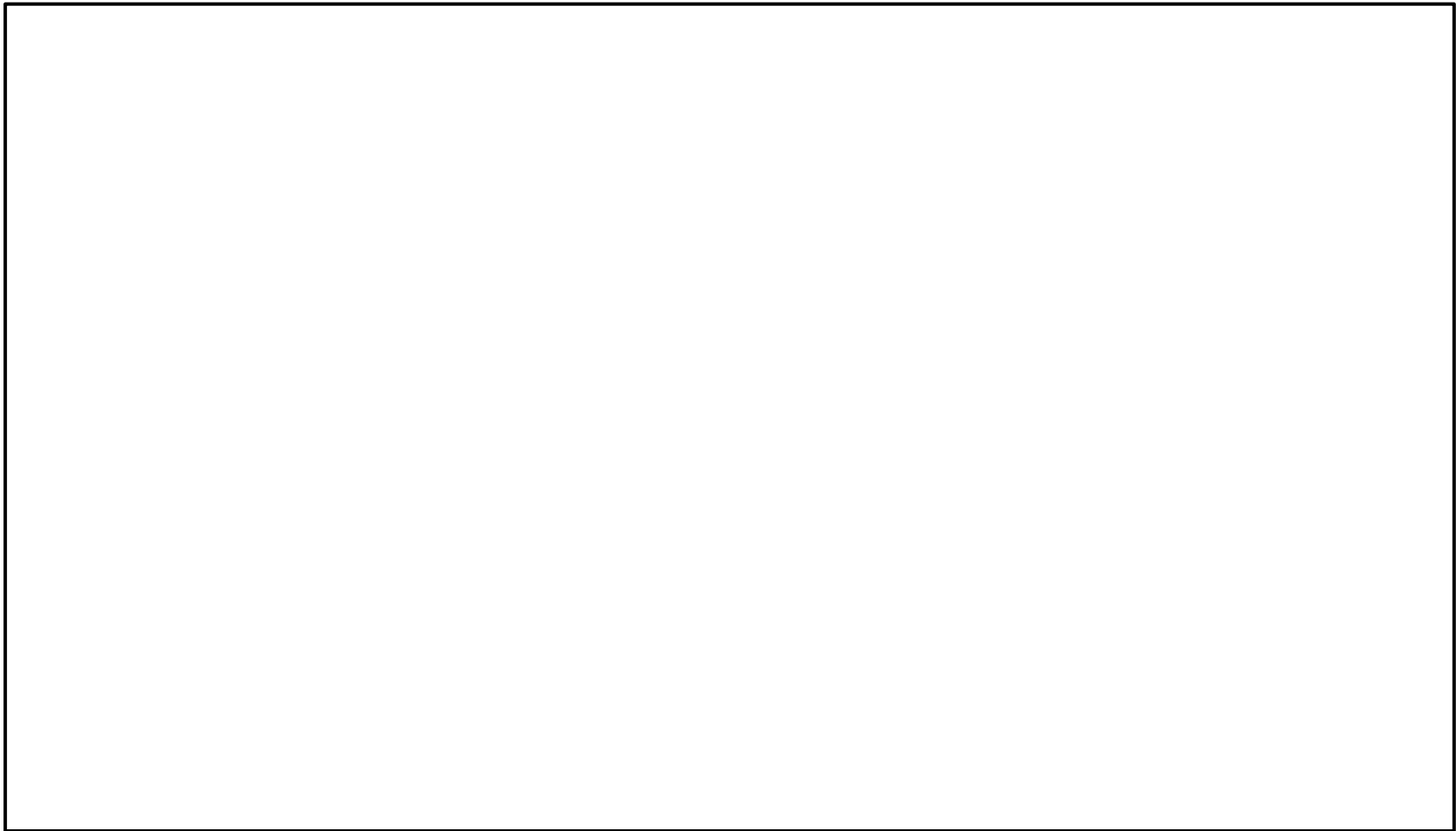


図 6-14(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能+20%, NS方向〉⑤

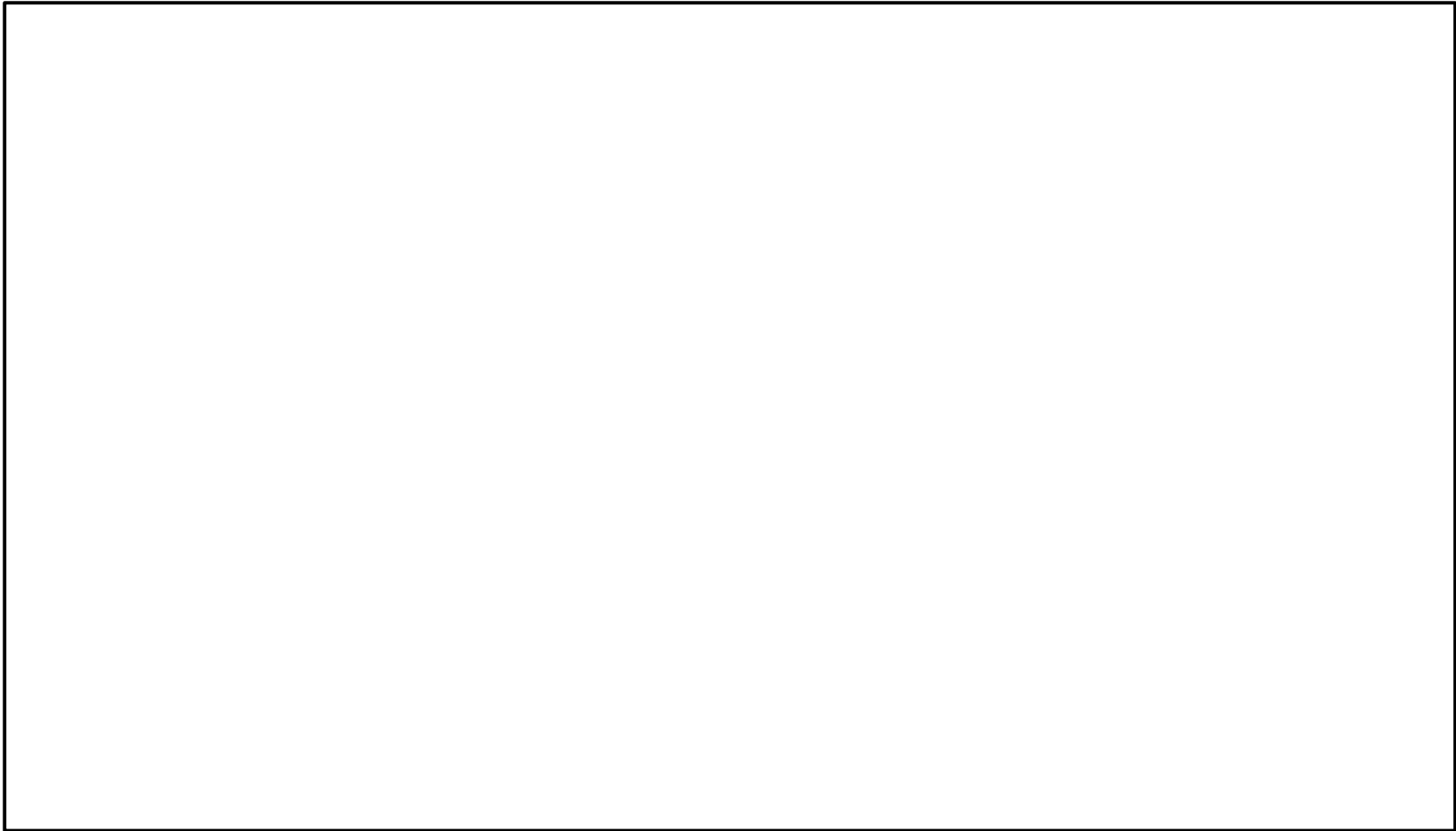


図 6-14(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能+20%, NS方向〉⑤

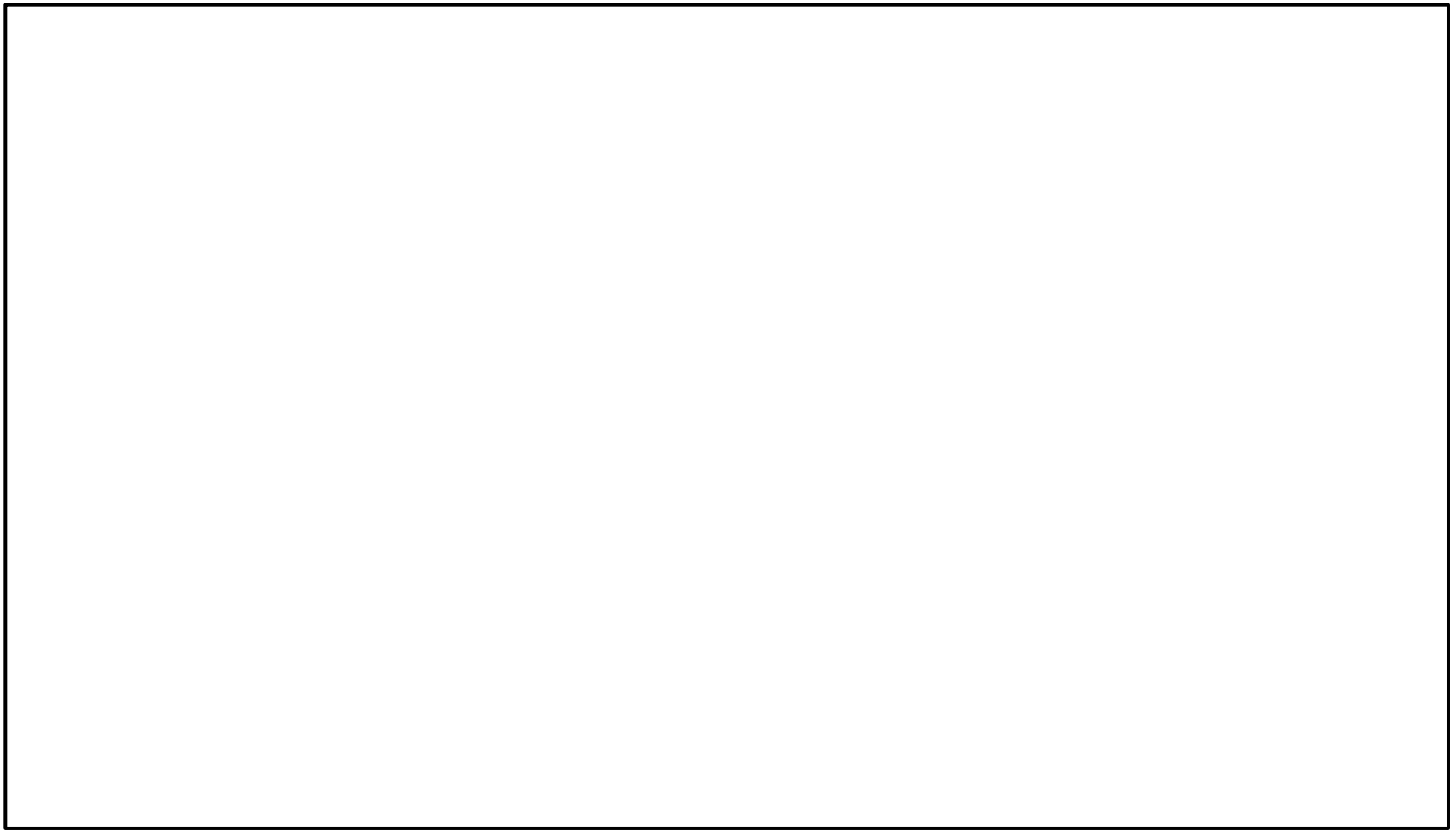


図 6-15(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能+20%, 鉛直方向〉⑤

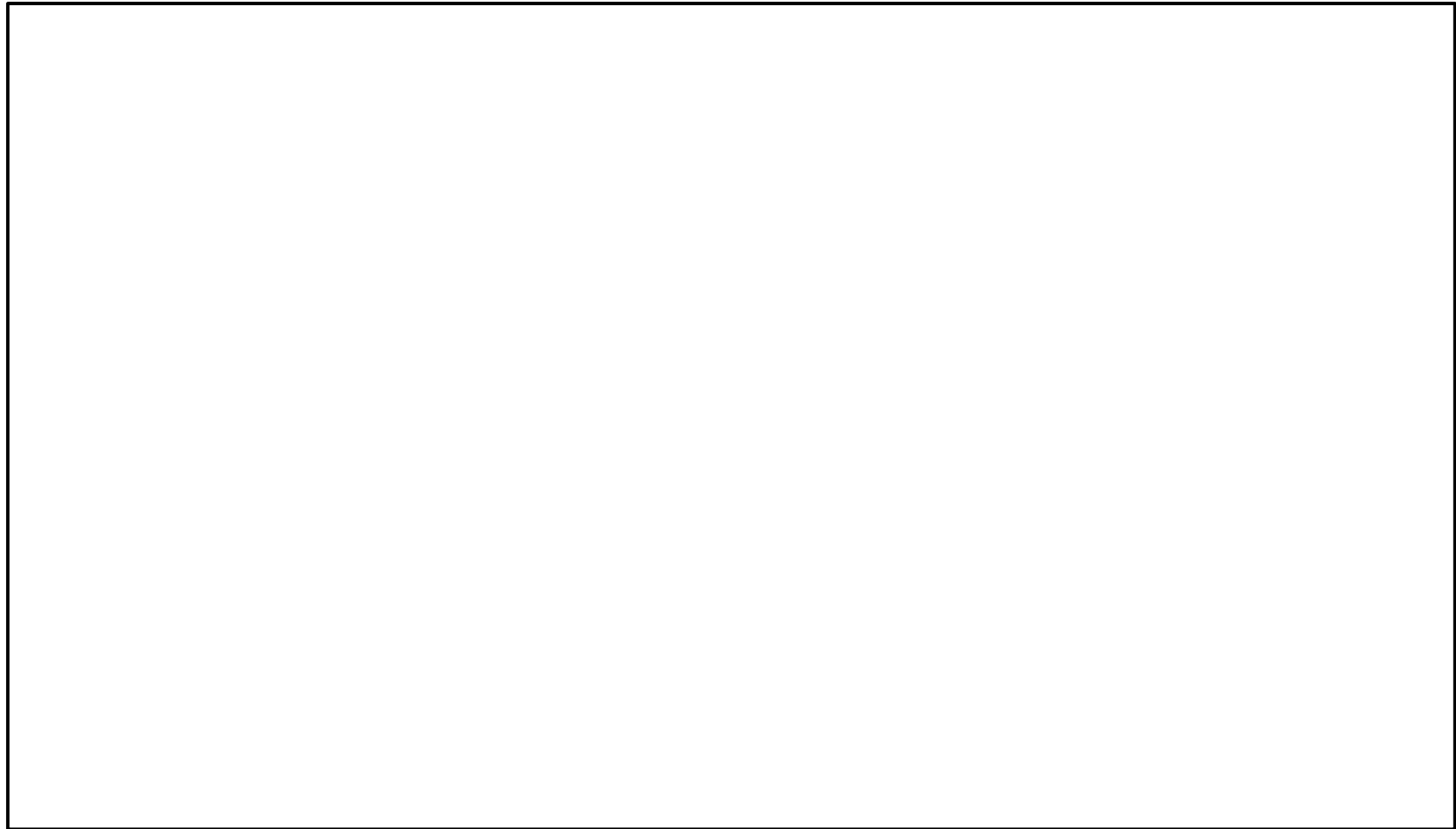


図 6-15(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能+20%, 鉛直方向〉⑤

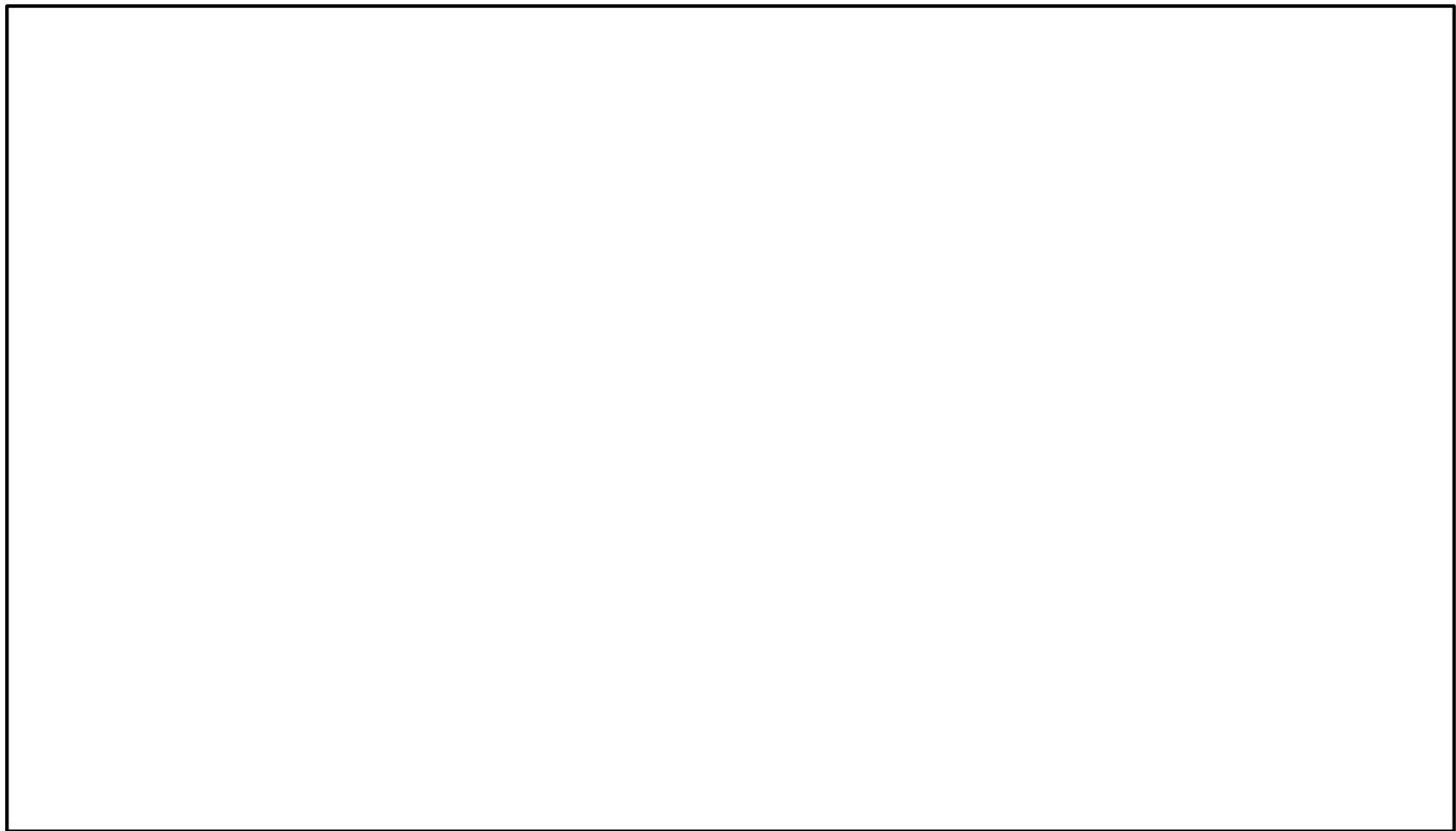


図 6-16(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能-20%, NS方向〉⑥

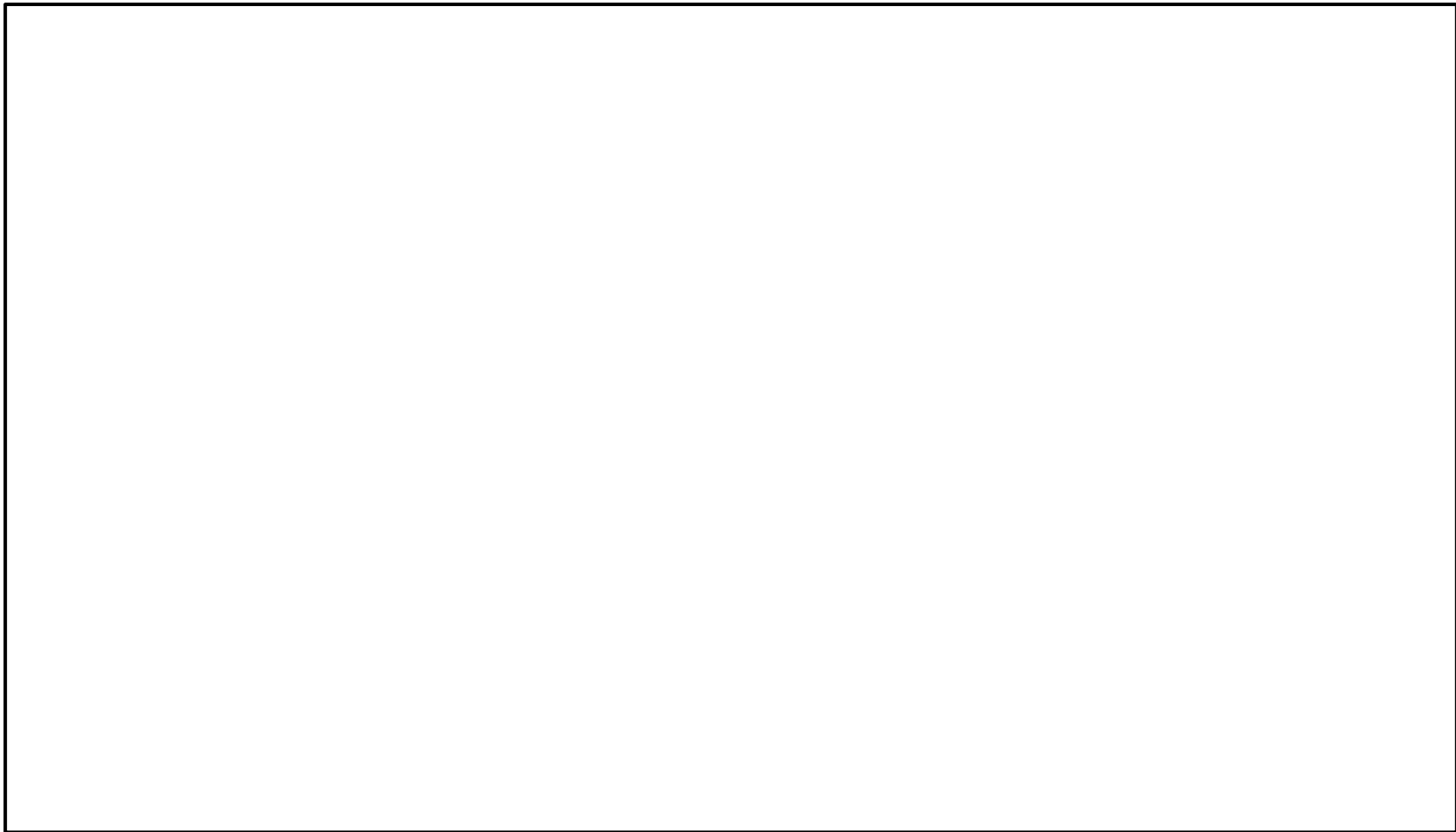


図 6-16(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能-20%, NS方向〉⑥

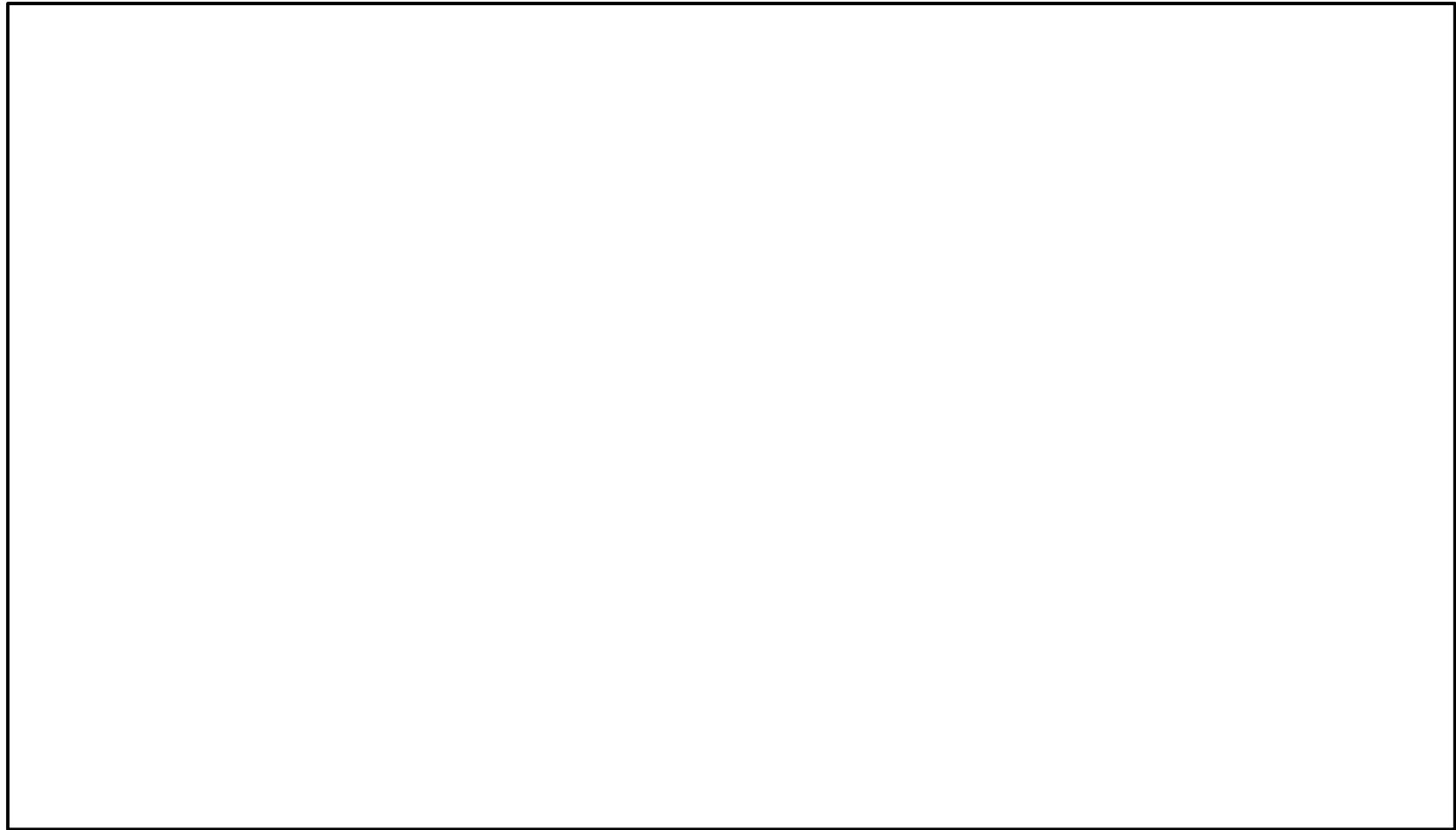


図 6-17(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能-20%, 鉛直方向〉⑥

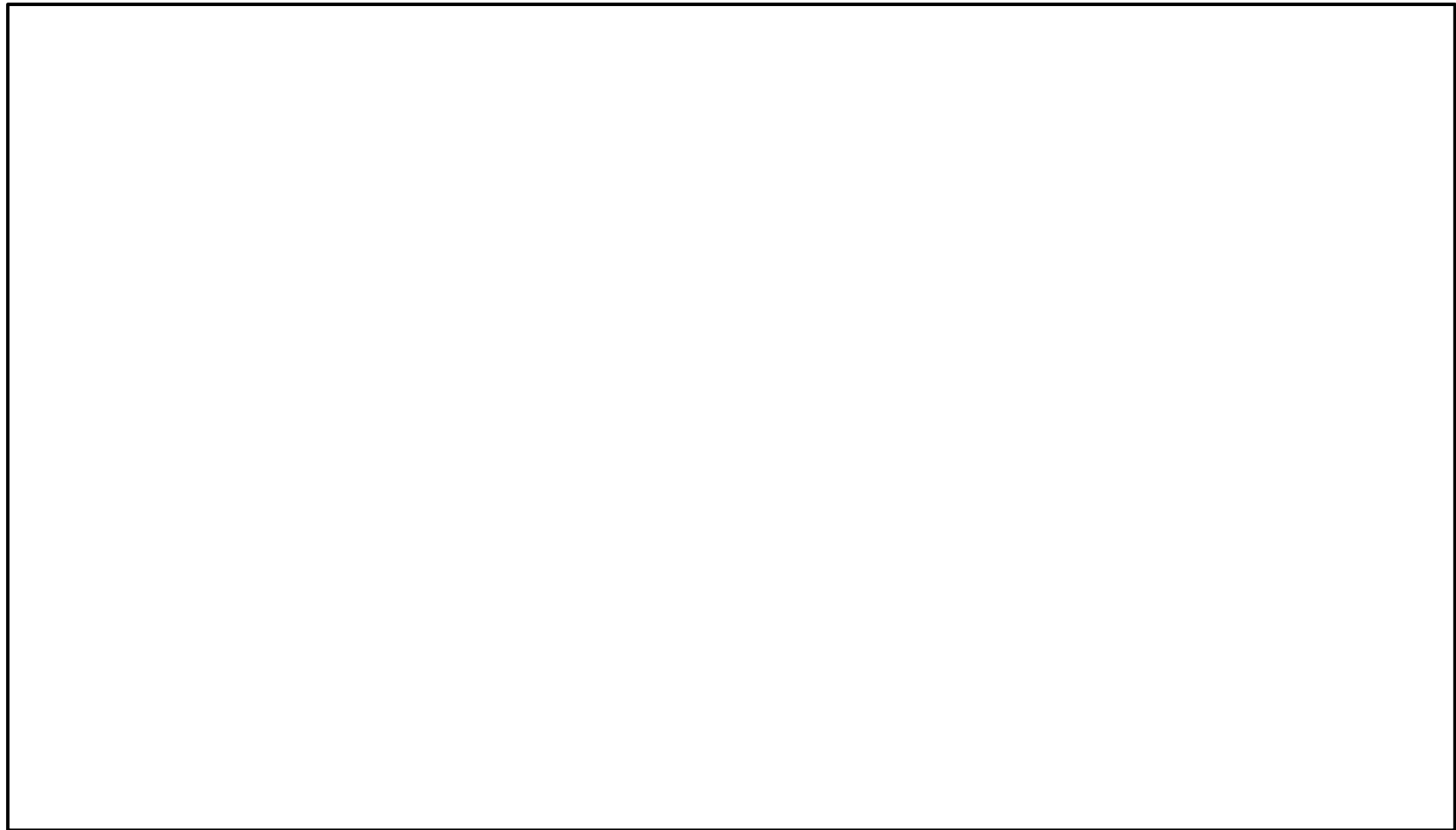


図 6-17(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能-20%, 鉛直方向〉⑥

3.3 地震応答解析結果

3.2 項で選定した検討用地震動に対する地震応答解析結果を表 6-4 に示す。本表には裕度最小部位である脚下部継ぎの最も厳しい応力分類である組合せについて記載している。地震応答解析の結果，表 6-4 に示すとおり全ての解析ケースの発生応力は許容限界を満足しており，ダンパ性能の不確かさを考慮した場合の耐震性について問題ないことを確認した。

表 6-4 ダンパ性能の不確かさを考慮した地震応答解析結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			応力分類	発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	組合せ	237	280	1.18
⑤ (ダンパ 性能+20%)	10			+20%						239		1.17
⑥ (ダンパ 性能-20%)	11			-20%						232		1.20

4. 位相反転地震動の考慮

取水槽ガントリクレーンについて、2項に示すように非線形時刻歴応答解析において床応答スペクトルで考慮している±10%拡幅に相当する不確かさを考慮した場合でも耐震性について問題ないことを確認した。

ただし評価は、VI-2-2-18「取水槽の地震応答計算書」に基づき算定された地震動の位相を++*としたケースの加速度時刻歴を用いて実施している。取水槽に設置される機器・配管系に適用する耐震設計条件については、位相を反転したケースの加速度時刻歴（以下「位相反転地震動」という。）を考慮していることから、本項においては位相反転地震動による耐震評価を実施する。

注記*：++の最初の符号は水平動，次の符号は鉛直動を示し、「-」は位相を反転させたケースを示す。S s-Dの位相反転ケースとしては、「++」「+-」「-+」「--」が存在するが、ガントリクレーン固有周期での床応答加速度が大きい「--」の地震動を用いる。

4.1 位相反転地震動の選定方法

図6-18～図6-19に、位相反転を考慮した場合の床応答スペクトルとクレーンの固有周期の重ね合わせを示す。

検討用地震動については以下に示す2種類の方法で選定している。

- ① 添付5で選定した代表地震動（S s-D），トロリ待機状態/ホイスト待機位置及びダンパ性能標準を基準ケースとする。
- ⑦ 基準ケースに対し，位相反転を考慮した地震動においてクレーンの固有周期において床応答スペクトルの加速度最大となる地震動を評価に適用する。

4.2 検討用地震動の選定結果

表6-5に、検討用地震動の選定結果を示す。

表 6-5 不確かさ検討用地震動の選定結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			関連図*	地震応答 出力点
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相		
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	図6-5	10299
									図6-6	10299
	12							- -	図6-18	10299
						図6-19			10299	
	13					+10%シフト			図6-18	10299
						図6-19			10299	
	14					-10%シフト		図6-18	10299	
		図6-19	10299							

注記* : 上段は水平(NS)方向, 下段は鉛直方向を示す。

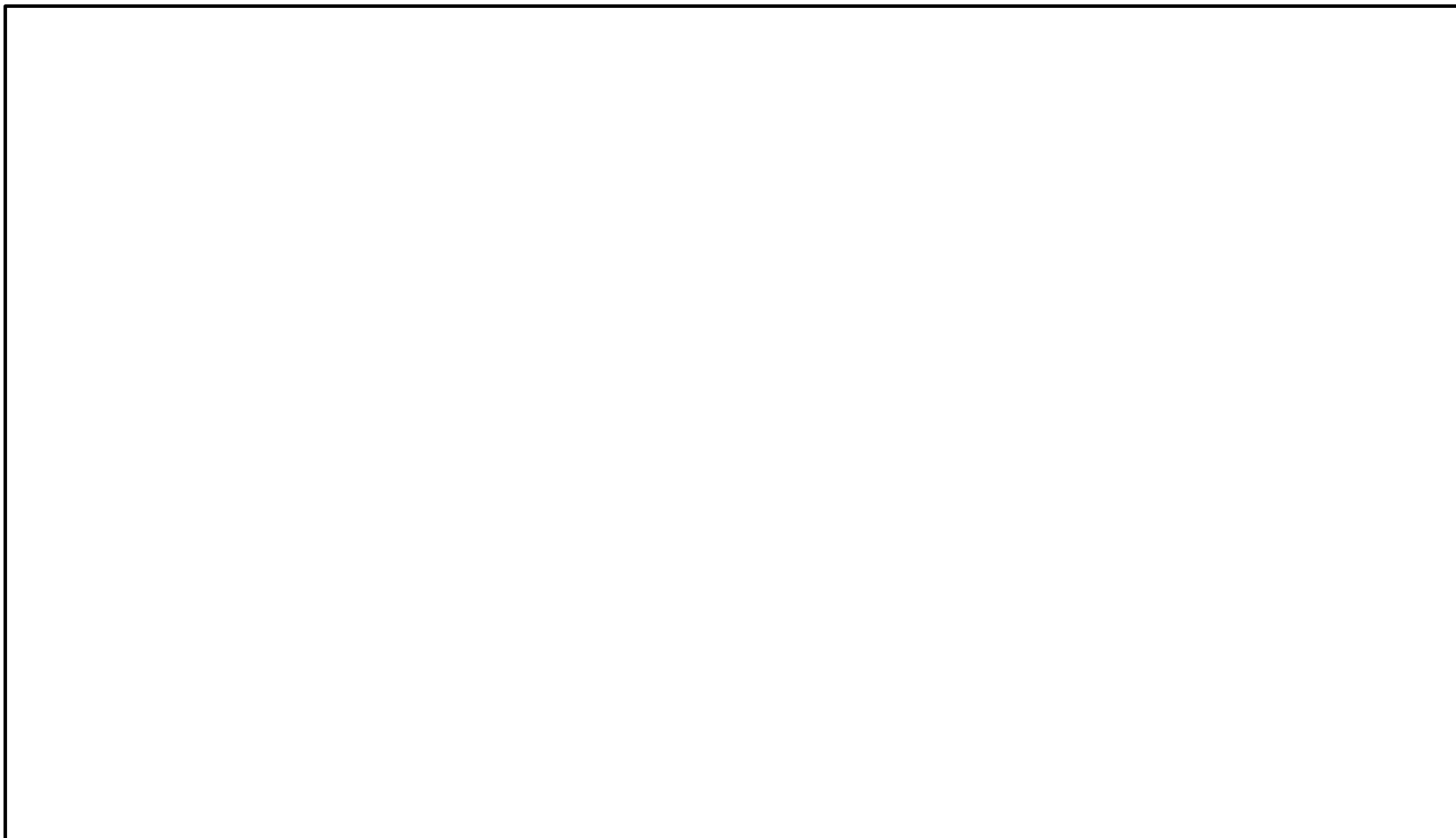


図 6-18(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, 位相反転〉⑦

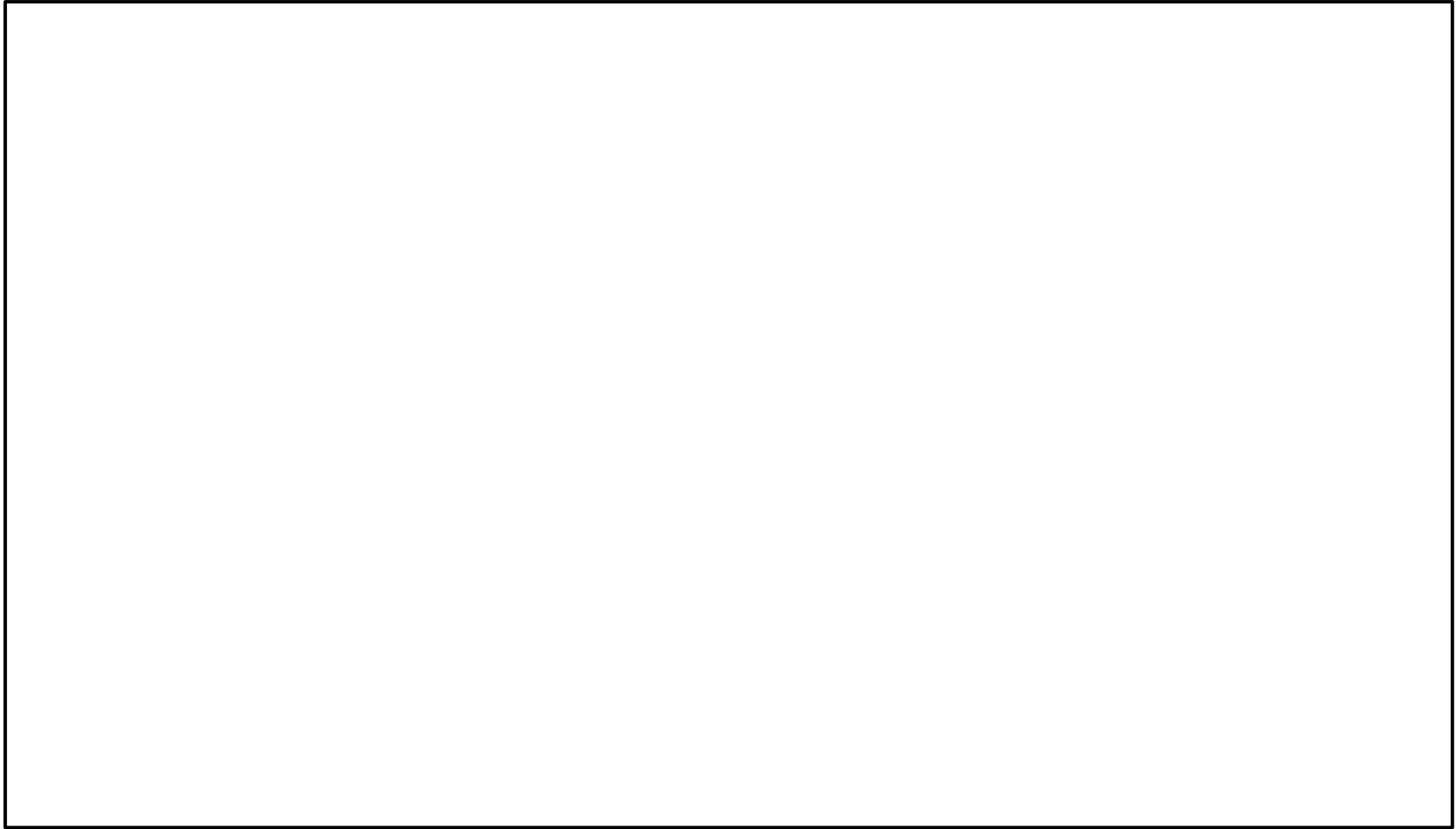


図 6-18(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, NS方向, 位相反転〉⑦

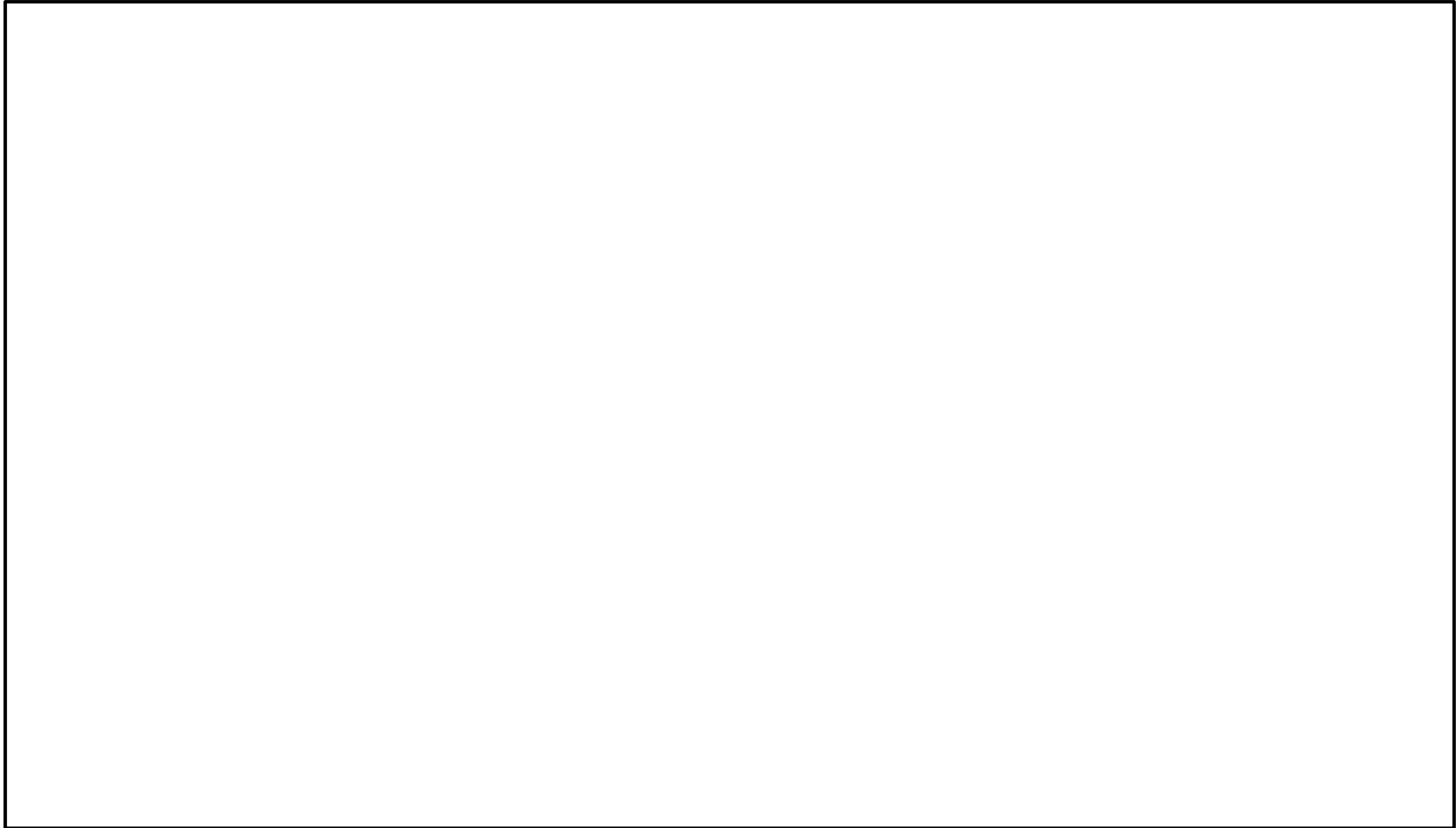


図 6-19(1/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (全体図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, 位相反転〉⑦

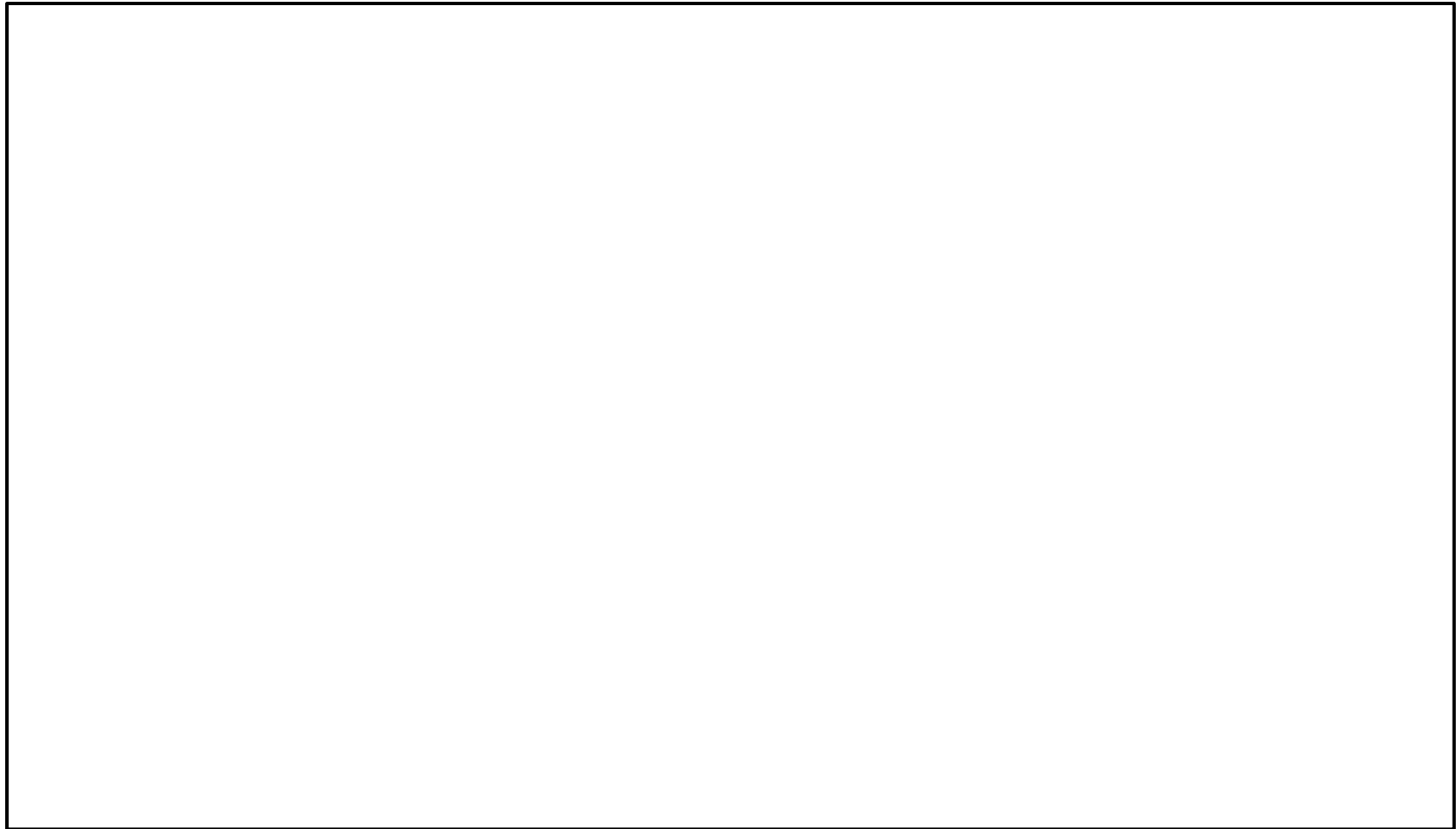


図 6-19(2/2) 床応答スペクトルとクレーン固有周期の重ね合わせ (拡大図)
〈トロリ待機/ホイスト待機, ダンパ性能標準, 鉛直方向, 位相反転〉⑦

4.3 地震応答解析結果

4.2 項で選定した検討用地震動に対する地震応答解析結果を表 6-6 に示す。本表には裕度最小部位である脚下部継ぎの最も厳しい応力分類である組合せについて記載している。地震応答解析の結果、表 6-6 に示すとおり全ての解析ケースの発生応力は許容限界を満足しており、位相反転地震動を考慮した場合の耐震性について問題ないことを確認した。

表 6-6 位相反転地震動を考慮した地震応答解析結果

選定方法	ケース No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			応力分類	発生値 [MPa]	許容限界 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相					
① (基準ケース)	3	待機	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+	+	組合せ	280	237	1.18
⑦ (位相反転)	12							-	-			244	1.14
	13							+	+			238	1.17
	14							-	-			228	1.22

5. ガントリクレーンの耐震評価結果まとめ

本資料の2～4項で材料物性の不確かさ等に対する評価を実施した。

以上の検討結果を踏まえて、ガントリクレーンの耐震評価に適用する評価用地震動及びそれぞれの地震動に対する解析ケースを表6-7に示すとともに、各解析ケースの評価結果一覧を表6-8に示す。

表6-8に示す評価結果のうち、各評価部位および応力分類で最も発生値が大きくなるケース（ハッチングで示す）とガントリクレーンに厳しい評価結果として、VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に代表で記載する。

表 6-7 評価用地震動及び解析ケース

No.	ケース No. *1	不確かさ検討条件*2			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ*2			方向ごとに適用 する節点位置		選定理由	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相	水平(NS)	鉛直		
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	10299	10095	基本ケースと して評価	
2	2	中央	待機						10299	10095		
3	3	待機	待機						10299	10299		
4	6	待機	待機			標準	-σ	10299	10299	床応答スペク トルの拡幅± 10%相当の不確 かさ		
5	7					+σ	10299	3033				
6	8					-1.0%シフト	10299	10299				
7	9					-4.9%シフト	10299	10299				
8	10					+20%	シフト無し	平均	+ +	10299	10299	ダンパ性能の 不確かさ
9	11					-20%				10299	10299	
10	12					標準				+10%シフト	- -	10299
11	13					-10%シフト	10299	10299				
12	14					標準	-10%シフト	10299	10299			

注記*1 : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

*2 : ■ 基準ケースからの変更部分

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(1/44)

a-1 クレーン本体ガーダ せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]			
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相						
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	25	161	6.44			
2	2	中央	待機						26		6.19			
3	3	待機	待機						18		8.94			
4	6								-σ		18	8.94		
5	7								+σ		21	7.66		
6	8								-1.0%シフト		18	8.94		
7	9					-4.9%シフト	21	7.66						
8	10					+20%	18	8.94						
9	11					-20%	20	8.05						
10	12					標準	標準	シフト無し	平均		- -	25	6.44	
11	13											+10%シフト	26	6.19
12	14											-10%シフト	20	8.05

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(2/44)

a-2 クレーン本体ガーダ 曲げ応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	98	280	2.85
2	2	待機	中央 □						78		3.58
3	3		84						3.33		
4	6		-σ						82		3.41
5	7		+σ						85		3.29
6	8		-1.0%シフト						84		3.33
7	9		-4.9%シフト			85	3.29				
8	10	+20%	標準			シフト無し	平均	-	86		3.25
9	11	-20%							86		3.25
10	12	116							2.41		
11	13	+10%シフト							128		2.18
12	14	-10%シフト							126		2.22

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(3/44)

a-3 クレーン本体ガーダ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	104	280	2.69	
2	2	中央	待機						97		2.88	
3	3	待機	待機						90		3.11	
4	6								-σ		91	3.07
5	7								+σ		95	2.94
6	8								-1.0%シフト		90	3.11
7	9					-4.9%シフト	91	3.07				
8	10					+20%	92	3.04				
9	11	-20%	95			2.94						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	122		2.29	
11	13								+10%シフト		134	2.08
12	14								-10%シフト		129	2.17

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(4/44)

b-1 脚 圧縮応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]															
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相																		
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	36	229	6.36															
2	2	待機	中央 □						標準		シフト無し	平均	+ +	33	6.93											
3	3		待機											標準	シフト無し	平均	+ +	30	7.63							
4	6																	待機	標準	シフト無し	平均	+ +	30	7.63		
5	7																						待機	標準	シフト無し	平均
6	8					待機	標準	シフト無し																		
7	9	待機							標準		シフト無し	平均	+ +													
8	10		待機											標準	シフト無し	平均	+ +									
9	11																	待機	標準	シフト無し	平均	+ +				
10	12																						待機	標準	シフト無し	平均
11	13					待機	標準	シフト無し																		
12	14	待機							標準		シフト無し	平均	+ +													

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(5/44)

b-2 脚 引張応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	3	280	93.3
2	2	待機	中央 □						3		93.3
3	3		5						56.0		
4	6		-σ						5		56.0
5	7		+σ						5		56.0
6	8		-1.0%シフト						5		56.0
7	9		-4.9%シフト			5	56.0				
8	10	+20%	5			56.0					
9	11	-20%	標準			シフト無し	平均	- -	4		70.0
10	12	4							70.0		
11	13	+10%シフト							4		70.0
12	14	-10%シフト							3		93.3

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(6/44)

b-3 脚 せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	161	3.35		
2	2	□	中央 □								48	
3	3	待機	待機								50	
4	6										-σ	50
5	7										+σ	53
6	8					-1.0%シフト	49					
7	9					-4.9%シフト	46					
8	10					+20%	50					
9	11					-20%	52					
10	12					標準	標準	76				
11	13							+10%シフト			77	
12	14							-10%シフト			70	
				2.30								

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(8/44)

b-5 脚 組合せ応力 (圧縮+曲げ)

No.	ケース No. *	不確かさ検査条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界値 [-]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	0.798	1.00	1.25	
2	2	待機	中央 □						0.659		1.51	
3	3		0.648						1.54			
4	6		-σ						0.648		1.54	
5	7		+σ						0.642		1.55	
6	8		-1.0%シフト						0.643		1.55	
7	9		-4.9%シフト			0.618	1.61					
8	10	+20%	0.645			1.55						
9	11	-20%	0.659			1.51						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	0.695		1.43	
11	13								+10%シフト		0.693	1.44
12	14								-10%シフト		0.700	1.42

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(10/44)

c-1 脚下部継ぎ 圧縮応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]			
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相						
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	14	263	18.7			
2	2	中央	待機						20		13.1			
3	3	待機	待機						20		13.1			
4	6								-σ		23	11.4		
5	7								+σ		22	11.9		
6	8								-1.0%シフト		19	13.8		
7	9					-4.9%シフト	18	14.6						
8	10					+20%	23	11.4						
9	11					-20%	14	18.7						
10	12					標準	標準	シフト無し	平均		- -	15	17.5	
11	13											+10%シフト	19	13.8
12	14											-10%シフト	13	20.2

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(11/44)

c-2 脚下部継ぎ 引張応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	11	280	25.4
2	2	待機	中央 □						10		28.0
3	3		10						28.0		
4	6		-σ						10		28.0
5	7		+σ						10		28.0
6	8		-1.0%シフト						10		28.0
7	9		-4.9%シフト			11	25.4				
8	10	+20%	10			28.0					
9	11	-20%	10			28.0					
10	12	シフト無し	平均			14	20.0				
11	13	+10%シフト	- -			10	28.0				
12	14	-10%シフト	標準			13	21.5				

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(12/44)

c-3 脚下部継ぎ せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	32	161	5.03
2	2	待機	中央 □						36		4.47
3	3		38						4.23		
4	6		-σ						39		4.12
5	7		+σ						38		4.23
6	8		-1.0%シフト						34		4.73
7	9		-4.9%シフト			31	5.19				
8	10	+20%	標準			シフト無し	平均	-	38		4.23
9	11	-20%							35		4.60
10	12	57							2.82		
11	13	+10%シフト							52		3.09
12	14	-							-10%シフト		45

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(13/44)

c-4 脚下部継ぎ 曲げ応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	196	280	1.42	
2	2	待機	中央 □						210		1.33	
3	3		222						1.26			
4	6		-σ						222		1.26	
5	7		+σ						219		1.27	
6	8		-1.0%シフト						219		1.27	
7	9		-4.9%シフト			209	1.33					
8	10	+20%	224			1.25						
9	11	-20%	217			1.29						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	222		1.26	
11	13								+10%シフト		221	1.26
12	14								-10%シフト		214	1.30

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(14/44)

c-5 脚下部継ぎ 組合せ応力 (圧縮+曲げ)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界値 [-]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	1.00	1.00	0.725	
2	2	中央	待機								0.778	
3	3	待機	待機								0.827	
4	6										-σ	0.827
5	7										+σ	0.812
6	8										-1.0%シフト	0.816
7	9					-4.9%シフト	0.775					
8	10					+20%	シフト無し	平均			- -	0.832
9	11	-20%	0.810									
10	12	0.835										
11	13	+10%シフト	0.829									
12	14	-10%シフト	0.794									
			標準									

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(15/44)

c-6 脚下部継ぎ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	209	280	1.33
2	2	待機	中央 □						224		1.25
3	3		237						1.18		
4	6		237						1.18		
5	7		233						1.20		
6	8		-1.0%シフト						平均		+ +
7	9		-4.9%シフト			223	1.25				
8	10	+20%	239			1.17					
9	11	-20%	232			1.20					
10	12	標準	シフト無し			- -	244	1.14			
11	13						+10%シフト	238			
12	14						-10%シフト		228		1.22

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(16/44)

d-1 ガーダ継ぎ 圧縮応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	4	275	68.7	
2	2	中央	待機						4		68.7	
3	3	待機	待機						-σ		4	68.7
4	6								+σ		4	68.7
5	7								-1.0%シフト		4	68.7
6	8								-4.9%シフト		3	91.6
8	10					+20%	4	68.7				
9	11					-20%	4	68.7				
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	4		68.7	
11	13								+10%シフト		4	68.7
12	14								-10%シフト		5	55.0

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(17/44)

d-2 ガーダ継ぎ 引張応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]			
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相						
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	4	280	70.0			
2	2	□	中央 □						4		70.0			
3	3	待機	待機						4		70.0			
4	6								-σ		4	70.0		
5	7								+σ		5	56.0		
6	8					-1.0%シフト	4	70.0						
7	9					-4.9%シフト	4	70.0						
8	10					+20%	4	70.0						
9	11					-20%	4	70.0						
10	12					標準	標準	シフト無し	平均		- -	5	56.0	
11	13											+10%シフト	5	56.0
12	14											-10%シフト	5	56.0

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(18/44)

d-3 ガーダ継ぎ せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	88	161	1.82	
2	2	中央	待機						85		1.89	
3	3	待機	待機						77		2.09	
4	6								-σ		78	2.06
5	7								+σ		81	1.98
6	8								-1.0%シフト		77	2.09
7	9					-4.9%シフト	75	2.14				
8	10					+20%	73	2.20				
9	11	-20%	85			1.89						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	89		1.80	
11	13								+10%シフト		97	1.65
12	14								-10%シフト		83	1.93

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(19/44)

d-4 ガーダ継ぎ 曲げ応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	90	280	3.11	
2	2	中央	待機						83		3.37	
3	3	待機	待機						83		3.37	
4	6								-σ		82	3.41
5	7								+σ		86	3.25
6	8								-1.0%シフト		86	3.25
7	9					-4.9%シフト	86	3.25				
8	10					+20%	84	3.33				
9	11	-20%	86			3.25						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	99		2.82	
11	13								+10%シフト		99	2.82
12	14								-10%シフト		90	3.11

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(20/44)

d-5 ガーダ継ぎ 組合せ応力 (引張+曲げ)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [-]	許容限界値 [-]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	1.00	3.06	
2	2	中央	中央								
3	3	待機	待機								
4	6										-σ
5	7										+σ
6	8										-1.0%シフト
7	9					-4.9%シフト					
8	10					+20%					
9	11					-20%					
10	12					標準	平均	- -			
11	13										+10%シフト
12	14										-10%シフト

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(21/44)

d-6 ガーダ継ぎ 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	162	280	1.72	
2	2	待機	中央 □						151		1.85	
3	3		141						1.98			
4	6		-σ						142		1.97	
5	7		+σ						147		1.90	
6	8		-1.0%シフト						139		2.01	
7	9		-4.9%シフト			138	2.02					
8	10	+20%	136			2.05						
9	11	-20%	154			1.81						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	162		1.72	
11	13								+10%シフト		176	1.59
12	14								-10%シフト		155	1.80

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(22/44)

e-1 転倒防止装置 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	15	357	23.8
2	2	待機	中央 □						96		3.71
3	3		112						3.18		
4	6		-σ						116		3.07
5	7		+σ						129		2.76
6	8		-1.0%シフト						111		3.21
7	9		-4.9%シフト			173	2.06				
8	10	+20%	137			2.60					
9	11	-20%	102			3.50					
10	12	標準	シフト無し			平均	- -	201	1.77		
11	13							+10%シフト	149		2.39
12	14							-10%シフト	156		2.28

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果 (23/44)

f-1 走行車輪 せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	37	311	8.40	
2	2	待機	中央 □						38		8.18	
3	3		40						7.77			
4	6		-σ						40		7.77	
5	7		+σ						41		7.58	
6	8		-1.0%シフト						40		7.77	
7	9		-4.9%シフト			38	8.18					
8	10	+20%	40			7.77						
9	11	-20%	43			7.23						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	60		5.18	
11	13								+10%シフト		58	5.36
12	14								-10%シフト		57	5.45

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(24/44)

f-2 走行車輪 曲げ応力

No.	ケース No.*	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相			
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	199	539	2.70
2	2	待機	中央 □						207		2.60
3	3		214						2.51		
4	6		-σ						215		2.50
5	7		+σ						221		2.43
6	8		-1.0%シフト						215		2.50
7	9		-4.9%シフト			204	2.64				
8	10	+20%	214			2.51					
9	11	-20%	234			2.30					
10	12	標準	シフト無し			平均	- -	325	1.65		
11	13							+10%シフト	313		1.72
12	14							-10%シフト	308		1.75

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

添付 6-73

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果 (25/44)

f-3 走行車輪 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	539		209	
2	2	中央	待機								217	
3	3	待機	待機								224	
4	6										-σ	225
5	7										+σ	231
6	8										-1.0%シフト	226
7	9					-4.9%シフト	214					
8	10					+20%	225					
9	11	-20%	246									
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -			341	
11	13										+10%シフト	329
12	14										-10%シフト	323

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(26/44)

g-1 走行レール(走行車輪側) せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	18	315	17.5	
2	2	待機	中央 □						18		17.5	
3	3		19						16.5			
4	6		-σ						19		16.5	
5	7		+σ						19		16.5	
6	8		-1.0%シフト						19		16.5	
7	9		-4.9%シフト			18	17.5					
8	10	+20%	19			16.5						
9	11	-20%	21			15.0						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	28		11.2	
11	13								+10%シフト		27	11.6
12	14								-10%シフト		27	11.6

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(27/44)

g-2 走行レール(走行車輪側) 垂直応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	546	1.53		
2	2	中央	待機								354	
3	3	待機	待機								354	
4	6	待機	待機								362	
5	7	待機	待機								-σ	362
6	8	待機	待機								+σ	364
7	9	待機	待機			-1.0%シフト	360					
8	10	待機	待機			-4.9%シフト	349					
9	11	待機	待機			+20%	359					
10	12	待機	待機			-20%	379					
11	13	待機	待機			シフト無し	平均	- -			460	1.18
12	14	待機	待機			標準	+10%シフト	- -			454	1.20
					-10%シフト	- -	443	1.23				

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(28/44)

g-3 走行レール(走行車輪側) 組合せ応力 (垂直+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]																						
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相																									
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	546	546	357	1.52																					
2	2	待機	中央 □								標準	シフト無し	平均	+ +	356	1.53																	
3	3		待機												標準	シフト無し	平均	+ +	363	1.50													
4	6																		待機	標準	シフト無し	平均	+ +	-σ	364	1.50							
5	7																							待機	標準	シフト無し	平均	+ +	+σ	365	1.49		
6	8																												待機	標準	シフト無し	平均	+ +
7	9					待機	標準	シフト無し																									
8	10	待機									標準	シフト無し	平均	+ +																			
9	11		待機												標準	シフト無し	平均	+ +															
10	12																		待機	標準	シフト無し	平均	+ +										
11	13																							待機	標準	シフト無し	平均	+ +					
12	14																												待機	標準	シフト無し	平均	+ +

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(29/44)

g-4 走行レール(転倒防止装置側) セン断応力

No.	ケース No.*	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	2	315	157	
2	2	待機	中央 □						9		35.0	
3	3		10						31.5			
4	6		-σ						11		28.6	
5	7		+σ						12		26.2	
6	8		-1.0%シフト						10		31.5	
7	9		-4.9%シフト			16	19.6					
8	10	+20%	13			24.2						
9	11	-20%	9			35.0						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	18		17.5	
11	13								+10%シフト		14	22.5
12	14								-10%シフト		14	22.5

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(30/44)

g-5 走行レール(転倒防止装置側) 曲げ応力

No.	ケース No.*	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	3	546	182	
2	2	待機	中央 □						17		32.1	
3	3		20						27.3			
4	6		-σ						20		27.3	
5	7		+σ						23		23.7	
6	8		-1.0%シフト						19		28.7	
7	9		-4.9%シフト			30	18.2					
8	10	+20%	24			22.7						
9	11	-20%	18			30.3						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	35		15.6	
11	13								+10%シフト		26	21.0
12	14								-10%シフト		27	20.2

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(31/44)

g-6 走行レール(転倒防止装置側) 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	4	546	136	
2	2	待機	中央 □						23		23.7	
3	3		26						21.0			
4	6		-σ						27		20.2	
5	7		+σ						30		18.2	
6	8		-1.0%シフト						26		21.0	
7	9		-4.9%シフト			41	13.3					
8	10	+20%	32			17.0						
9	11	-20%	24			22.7						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	47		11.6	
11	13								+10%シフト		35	15.6
12	14								-10%シフト		36	15.1

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(32/44)

h-1 トロリストッパ 圧縮応力

No.	ケース No. * 1	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値* 2 [MPa]	許容限界値 [MPa]	裕度 [-]		
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時間刻み シフト	地盤物性	位相					
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+	+	4	280	70.0	
2	2	中央	待機										
3	3	待機	待機										-σ
4	6						+σ						
5	7						-1.0%シフト						平均
6	8						-4.9%シフト						
7	9					+20%							
8	10					-20%							
9	11	標準	シフト無し			平均							
10	12												
11	13	標準	シフト無し			平均	-						
12	14												+10%シフト

注記* 1 : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

* 2 : 摩擦係数より求めた水平方向設計震度にて評価

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(33/44)

i-1 トロリ浮上り量

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [mm]	許容限界値 [mm]	裕度 [-]			
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相						
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	1.3	150	115			
2	2	中央	待機						4.4		34.0			
3	3	待機	待機						7.4		20.2			
4	6								-σ		7.4	20.2		
5	7								+σ		9.0	16.6		
6	8								-1.0%シフト		7.3	20.5		
7	9					-4.9%シフト	4.0	37.5						
8	10					+20%	7.5	20.0						
9	11					-20%	6.0	25.0						
10	12					標準	待機	シフト無し	平均		- -	7.8	19.2	
11	13											+10%シフト	5.7	26.3
12	14											-10%シフト	8.2	18.2

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(35/44)

j-2 吊具(主巻) フック荷重

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]		
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相					
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	1.276 × 10 ⁶	4.980 × 10 ⁶	3.90		
2	2	待機	中央 □						—		—		
3	3		—						—				
4	6		—						-σ		—		
5	7		—						+σ		—		
6	8		—			平均	-1.0%シフト	—					
7	9	待機	待機				-4.9%シフト	—					
8	10	待機	待機			+20%	シフト無し	平均	+ +		—	—	
9	11					-20%					—		
10	12					—					—		
11	13					標準					+10%シフト	—	- -
12	14					—					-10%シフト	—	—

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(36/44)

j-3 吊具(ホイスト) ワイヤロープ荷重

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻刻み シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	-	1.479 × 10 ⁶	-	
2	2	待機	中央 □						4.934 × 10 ⁵		2.99	
3	3		-						-			
4	6		-σ						-		-	
5	7		+σ						-		-	
6	8		-1.0%シフト						-		-	
7	9		-4.9%シフト			-	-					
8	10	+20%	-			-						
9	11	-20%	-			-						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	-		-	
11	13								+10%シフト		-	-
12	14								-10%シフト		-	-

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(37/44)

j-4 吊具(ホイスト) フック荷重

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]		
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相					
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	-	2.060×10 ⁶	-		
2	2	待機	中央 □						4.934×10 ⁵		4.17		
3	3		-						-				
4	6		-σ						-		-		
5	7		+σ						-		-		
6	8		シフト無し						平均		-	-1.0%シフト	-
7	9					-4.9%シフト	-	-					
8	10	+20%				-	-						
9	11	-20%				-	-						
10	12	標準				-	-	+10%シフト				-	-
11	13							-10%シフト				-	-
12	14		-					-	-				

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(38/44)

k-1 単軸粘性ダンパ 荷重

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [N]	許容限界 [N]	裕度 [-]		
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻み シフト	地盤物性	位相					
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	3.0 × 10 ⁵		2.151 × 10 ⁵		
2	2		中央								2.128 × 10 ⁵		
3	3										2.140 × 10 ⁵		
4	6										-σ	2.141 × 10 ⁵	
5	7										+σ	2.146 × 10 ⁵	
6	8										-1.0%シフト	2.146 × 10 ⁵	
7	9	待機	待機			-4.9%シフト	2.116 × 10 ⁵						
8	10					+20%	2.572 × 10 ⁵						
9	11					-20%	1.782 × 10 ⁵						
10	12					標準	シフト無し	平均			- -	2.133 × 10 ⁵	
11	13											+10%シフト	2.216 × 10 ⁵
12	14											-10%シフト	2.122 × 10 ⁵

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(39/44)

k-2 単軸粘性ダンパ 変位

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [mm]	許容限界 [mm]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央 □	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	38	100	2.63	
2	2	待機	中央 □						34		2.94	
3	3		34						2.94			
4	6		-σ						33		3.03	
5	7		+σ						33		3.03	
6	8		-1.0%シフト						34		2.94	
7	9		-4.9%シフト			33	3.03					
8	10	+20%	32			3.12						
9	11	-20%	34			2.94						
10	12	標準	標準			シフト無し	平均	- -	38		2.63	
11	13								+10%シフト		44	2.27
12	14								-10%シフト		39	2.56

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(40/44)

k-3 ブレース 圧縮応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	15	78	5.20	
2	2	中央	待機						14		5.57	
3	3	待機	待機						14		5.57	
4	6								-σ		14	5.57
5	7								+σ		14	5.57
6	8								-1.0%シフト		14	5.57
7	9					-4.9%シフト	14	5.57				
8	10					+20%	15	5.20				
9	11	-20%	12			6.50						
10	12	標準	標準			シフト無し	平均	- -	15		5.20	
11	13								+10%シフト		16	4.87
12	14								-10%シフト		15	5.20

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(41/44)

k-4 クレビス せん断応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	77	375	4.87	
2	2	中央	待機						76		4.93	
3	3	待機	待機						76		4.93	
4	6								-σ		76	4.93
5	7								+σ		76	4.93
6	8								-1.0%シフト		76	4.93
7	9					-4.9%シフト	75	5.00				
8	10					+20%	91	4.12				
9	11	-20%	64			5.85						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	76		4.93	
11	13								+10%シフト		79	4.74
12	14								-10%シフト		76	4.93

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(42/44)

k-5 クレビス 曲げ応力

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	219	651	2.97	
2	2	中央	待機						216		3.01	
3	3	待機	待機						217		3.00	
4	6								-σ		218	2.98
5	7								+σ		218	2.98
6	8								-1.0%シフト		218	2.98
7	9					-4.9%シフト	215	3.02				
8	10					+20%	261	2.49				
9	11	-20%	181			3.59						
10	12	標準	標準			シフト無し	平均	- -	217		3.00	
11	13								+10%シフト		225	2.89
12	14								-10%シフト		216	3.01

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(43/44)

k-6 クレビス 組合せ応力 (曲げ+せん断)

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [MPa]	許容限界 値 [MPa]	裕度 [-]	
		トロリ 位置	ホイス 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相				
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	257	651	2.53	
2	2	中央	待機						253		2.57	
3	3	待機	待機						254		2.56	
4	6								-σ		255	2.55
5	7								+σ		255	2.55
6	8								-1.0%シフト		255	2.55
7	9					-4.9%シフト	252	2.58				
8	10					+20%	305	2.13				
9	11	-20%	213			3.05						
10	12	標準	待機			シフト無し	平均	- -	254		2.56	
11	13								+10%シフト		264	2.46
12	14								-10%シフト		253	2.57

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

表 6-8 検討用地震動に対する地震応答解析結果(44/44)

k-7 クレビス 角度

No.	ケース No. *	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			発生値 [°]	許容限界 値 [°]	裕度 [-]			
		トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相						
1	1	中央	待機	標準	S s - D	シフト無し	平均	+ +	3	3	0.6	5.00		
2	2	中央	待機								0.7	4.28		
3	3	待機	待機								0.7	4.28		
4	6	待機	待機								-σ	0.7	4.28	
5	7	待機	待機								+σ	0.7	4.28	
6	8	待機	待機								-1.0%シフト	0.7	4.28	
7	9	待機	待機			-4.9%シフト	0.6	5.00						
8	10	待機	待機			+20%	0.7	4.28						
9	11	待機	待機			-20%	0.7	4.28						
10	12	待機	待機			標準	シフト無し	平均			+ +	0.6	5.00	
11	13	待機	待機									+10%シフト	0.8	3.75
12	14	待機	待機									-10%シフト	0.7	4.28

注記* : No. 4, 5は添付5に示す妥当性確認用地震動の解析ケース

ワイヤロープの長さ と 吊荷の速度変化及び発生荷重との関係

1. 目的

解析では、運用上可能な範囲でワイヤロープの長さを短くして、モデル化している。

ワイヤロープの長さを短くすれば、固有周期が短くなるため吊荷の速度変化が大きくなり、ワイヤロープ及びフックの評価において、発生荷重が大きくなる。

解析モデルの妥当性の観点から、「ワイヤロープの長さが短くなれば固有周期が短くなる理由」と「吊荷の速度変化が大きくなると発生荷重が大きくなる理由」について述べる。

2. ワイヤロープの長さを短くすれば固有周期が短くなる理由

吊荷とワイヤの系による発生荷重を検討する際に、ワイヤをばねとみなした場合の質量-ばね系の一自由度振動系を考える。また、計算諸元を表7-1に示す。

ここで固有周期は、ワイヤの長さ方向の伸縮運動の周期になり、質量-ばね系として、固有周期はワイヤのばね定数 k と質量 m に依存し、固有周期 T は、以下のとおりとなる。

$$T = 2\pi\sqrt{m/k}$$

ばね定数 k は、ばね（ここではワイヤ）の長さに依存し、

$$k = E \cdot A/L$$

これより、

$$T = 2\pi\sqrt{m \cdot L / (E \cdot A)}$$

表7-1 計算諸元

項目		単位	数値
質量（主巻定格+フック）	m	kg	
ワイヤの縦弾性係数	E	MPa	
ワイヤの断面積	A	mm ²	
ワイヤ長さ	L	mm	

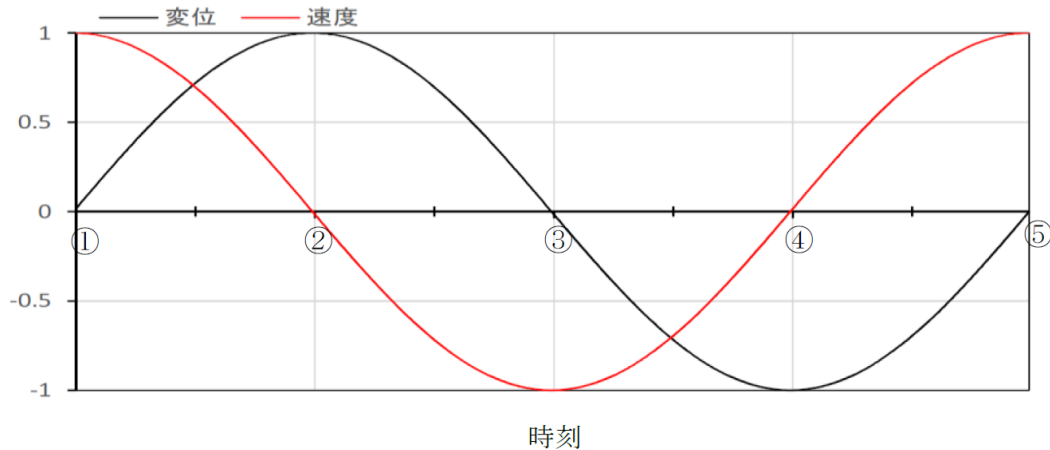
したがって、ワイヤ長さ L を短くすれば、固有周期 T は短くなる。

なお、上記式により算定される固有周期は、となる。

3. 吊荷の速度変化（単位時間当たり）が大きくなると発生荷重が大きくなる理由

ワイヤをばねとみなした場合の質量－ばね系の一自由度振動系において、変位波形は、正弦波となる。

時刻が、固有周期の（①時刻0）→（②1/4周期）→（③半周期）→（④3/4周期）→（⑤1周期）にあたる点において、変位は、初期位置（①時刻0）→最上点（②1/4周期）→初期位置（③半周期）→最下点（④3/4周期）→初期位置（⑤1周期）を繰り返すことになり、速度は、上向き最大（①時刻0）→速度0（②1/4周期）→下向き最大（③半周期）→速度0（④3/4周期）→上向き最大（⑤1周期）を繰り返すこととなる。



発生荷重は、吊荷の質量に、単位時間当たりの吊荷の速度変化（加速度）を乗じたものとなる。また、加速度 α （＝単位時間当たりの吊荷の速度変化）は、（③半周期）から（④3/4周期）の間（ $=0.25T$ ）で、下向き最大速度 V_{max} が、速度0に減速していることから、

$$\alpha = (V_{max}-0) / (0.25T)$$

となる。

つまり、単位時間当たりの吊荷の速度変化は、固有周期の大きさに反比例する。したがって、固有周期が短くなると、単位時間当たりの吊荷の速度変化（加速度）が大きくなり、発生荷重が大きくなる。

地震応答解析においても「ワイヤロープの長さは、短くすれば固有周期が短くなり、吊荷の速度変化が大きくなることから、発生荷重が大きくなる。」

地震応答解析においてクレーンのワイヤロープは非線形トラスでモデル化しており、引張方向に荷重が作用する場合のみ引張ばねとして作用するよう設定し、圧縮方向の荷重を受けないよう設定している。

ここで、ワイヤロープは解析では非線形要素として扱っているが、引張り側には線形ばねとして扱われる。このばねが初期位置（③）から引張りを受けて、最下点（④）に到達し、初期位置に戻るまで（上図では③→⑤までの1/2周期）は、線形ばねの挙動を示す。なお、その後の初期位置（⑤）→最上点（②）→初期位置（③）への挙動は、ばねの振動周期とは異なる。

荷重を発生させる加速度は、初期位置（③）から、最下点（④）に到達するまでの1/4周期期間中の速度変化であるため、地震応答解析であっても、同様の説明になる。

主巻ワイヤのブレーキ制動力

1. 目的

貯水槽ガントリクレーンの主巻ワイヤのブレーキ制動力の評価を行い，地震時のすべりによる影響評価を行う。

2. ブレーキ制動力の評価

主巻ワイヤのブレーキによる制動力の評価結果を表8-1に示す。基準地震動 S_s によりワイヤに発生する荷重は，許容荷重であるブレーキ制動力（吊荷を保持している力）を下回り，吊荷はすべらないことを確認した。

表 8-1 主巻ワイヤのブレーキによる制動力の評価結果

基準地震動 S_s により ワイヤに発生する荷重	主巻ワイヤのブレーキ 制動力（許容荷重）
$1.276 \times 10^6 \text{ N}$	$1.941 \times 10^6 \text{ N}$

【算定条件】

(1) ワイヤに発生する荷重 $1.276 \times 10^6 \text{ N}$

（基準地震動 S_s による地震応答解析結果）

(2) ブレーキ制動力の算定

ブレーキ制動力の算定に用いる計算条件を表8-2に，ブレーキ機構概要図を図8-1に示す。

表 8-2 ブレーキ制動力の計算条件

項目		単位	数値	備考
ドラム径	D	mm		
定格質量	m_L	kg		
フック質量	m_H	kg		
ロープ掛数	N	本		
ドラムの巻取本数	N'	本		
ブレーキ台数	n	個		
ブレーキ容量	T_B	N・mm		
重力加速度	g	m/s^2		
シープ効率	η	—		
減速比	i	—		
ロープ荷重	F	N		$(m_L+m_H) \cdot g / (N \cdot \eta)$
負荷トルク	T	N・mm		$N' \cdot F \cdot D / (2 \cdot i)$
安全率	S	—		$n \cdot T_B / T$
許容荷重	—	N	1.941×10^6	$(m_L+m_H) \cdot g \cdot S$

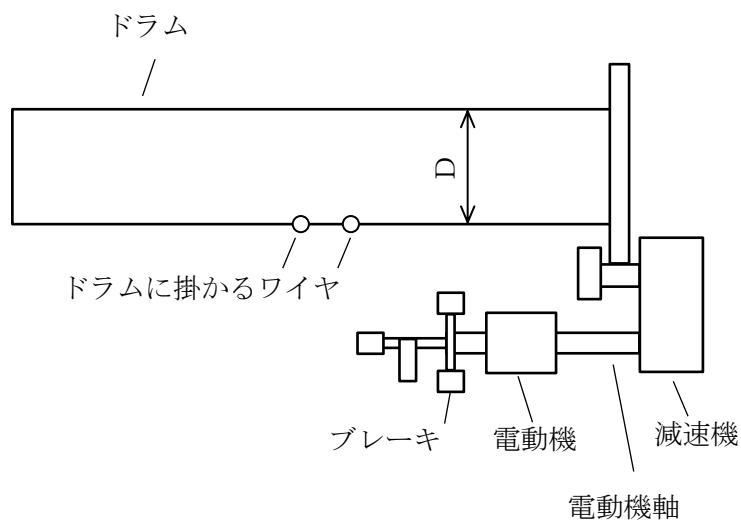


図 8-1 ブレーキ機構概要図

地震時における吊荷の揺動影響

1. 目的

地震時における取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）の吊り荷の揺動影響を確認する。

2. 吊荷の振動

吊荷の水平方向の振動モードは、単振り子の振動モードとして模擬することができ、その固有周期は下式で計算することができる。

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{L}{g}}$$

T : 固有周期 (s)

g : 重力加速度

L : 振り子の長さ

ガントリクレーンの主巻ワイヤ長さが最短 m ~ 最長の m の場合、振り子としての固有周期は s ~ s となる。

ガントリクレーンの1次固有周期（トロリ位置：中央，吊荷：有）は、 s であり、振り子の振動モードと固有周期が離れていること、また、短周期帯と比較して長周期帯の加速度が低い島根2号機の地震動の特性を踏まえると、吊荷が揺動するモードが励起される可能性は低い。

以上より、地震時における吊荷の揺動により上位クラス施設へ波及的影響を及ぼす可能性はないと考えられる。

トロリストoppa評価における非線形時刻歴応答解析から求めた水平力適用の影響

1. 目的

取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）のトロリストoppaについては、最大静止摩擦力以上の水平力がクレーンに加えられた場合、すべりが生じ、クレーン走行方向（トロリ横行方向）にはレールと走行車輪間の最大静止摩擦力以上の水平力は加わらないことから、摩擦係数より求めた水平方向設計震度を用いて計算した設計用地震力による評価を実施している。

本項では、トロリストoppaの評価において、非線形時刻歴応答解析から求めた水平力を適用した場合の影響について確認を行う。また、トロリ浮上時のトロリストoppaの評価断面の影響確認も行う。

2. 評価方法

トロリストoppaには、自重及び水平方向地震（EW方向）によって水平力が作用する。図10-1にトロリストoppaの構造概要図を示す。

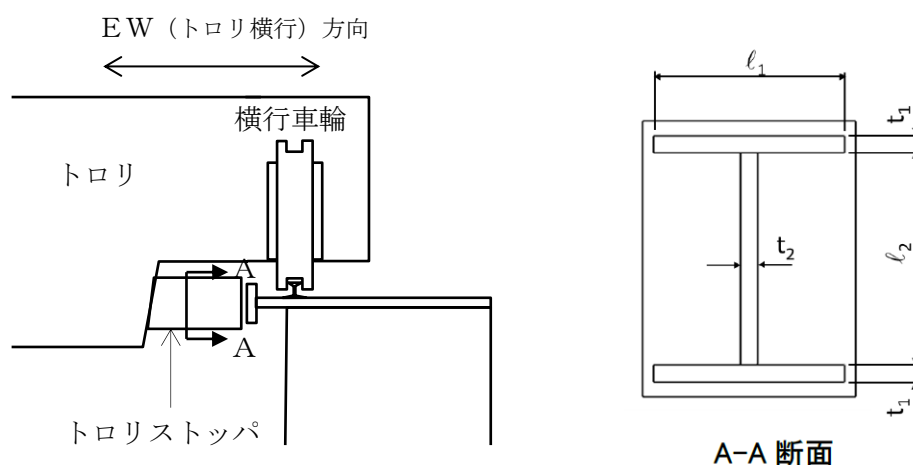


図10-1 トロリストoppaの構造概要図

トロリストoppaに生じる応力を以下の式により計算する。

トロリストoppa当たり面の断面積： A_2

$$A_2 = 2 \cdot (t_1 \cdot l_1) + t_2 \cdot l_2$$

トロリストoppaの圧縮応力： σ_{ct}

$$\sigma_{ct} = \frac{F_t}{A_2} \quad \text{ここで } F_t : \text{非線形時刻歴応答解析から求めた横行車輪部におけるト$$

リ横行方向の最大反力

表 10-1 計算諸元

項目		単位	数値
非線形時刻歴応答解析から求めた 横行方向反力 (トロリストoppa 1箇所あたり)	F ₁	kN	
トロリストoppa あたり面の断面積	A ₂	mm ²	

3. 評価結果

表10-2にトロリストoppaの評価結果を示す。非線形時刻歴応答解析から求めた水平力を適用して評価を行った場合、摩擦係数より求めた水平方向設計震度を用いて計算した水平力を適用した場合と比較して算出応力は増加するが、応力値は許容応力状態IV_ASでの許容値を下回っており、トロリストoppaの機能に影響を及ぼさないことを確認した。

図10-2に示すガントリクレーンの非線形時刻歴応答解析モデルでは、トロリとクレーン本体ガーダ間の拘束条件をEW（トロリ横行）方向に剛拘束としている。これにより、クレーン本体ガーダの変形に対する反力をトロリストoppaが受けることになるため、非線形時刻歴応答解析から求めた水平力が摩擦係数より求めた水平方向設計震度を用いて計算した水平力より大きな値になったと推測される。

これに対し、実際の構造は、図10-3に示すとおり、クレーン本体ガーダとトロリストoppa間及び横行車輪と横行レール間にはそれぞれ間隙があり、クレーン本体ガーダの変形に対する反力の影響を受けにくいため、トロリストoppaに加わる実際の水平力は、非線形時刻歴応答解析から求めた水平力より小さくなると考えられる。

表10-2 トロリストoppaの評価結果

部位	材料	応力	評価手法	算出応力 (MPa)	許容応力* (MPa)
トロリストoppa	SS400 (厚さ ≤ 16mm)	圧縮	非線形時刻歴応答解析から求めた水平力適用	18	280
			摩擦係数より求めた水平方向設計震度を用いて計算した設計用地震力適用	4	

注記*：許容応力状態IV_ASでのF値（設計・建設規格 SSB-3121.1(1)により規定される値）から求まる値

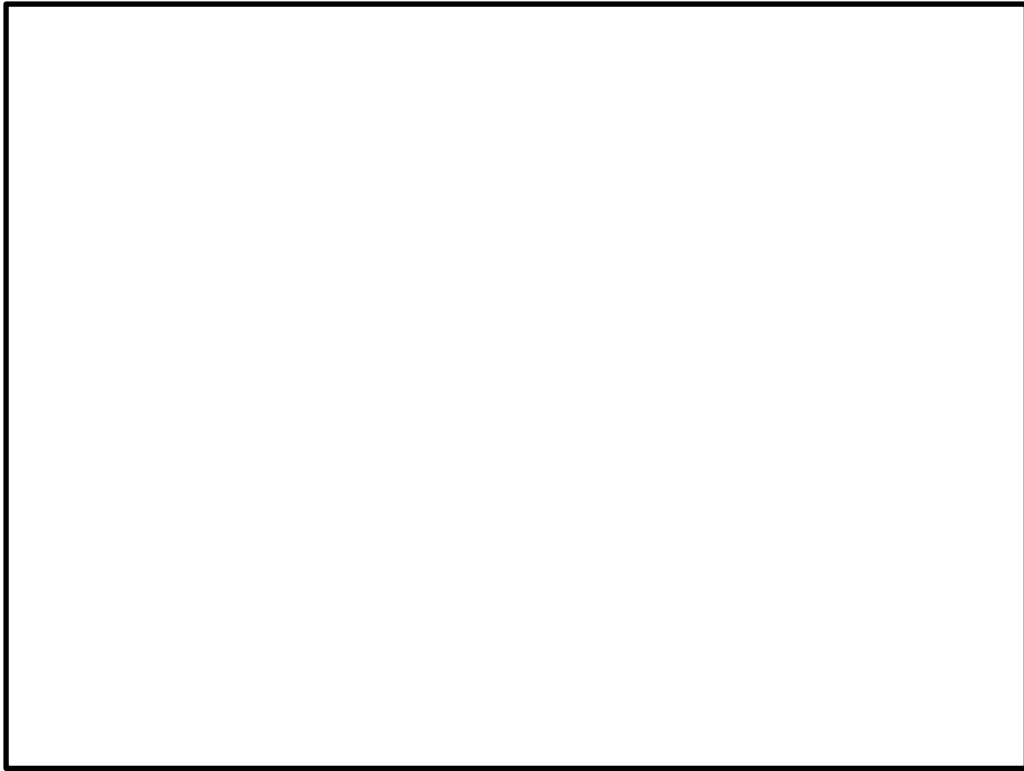


図 10-2 ガントリクレーンの非線形時刻歴応答解析モデル

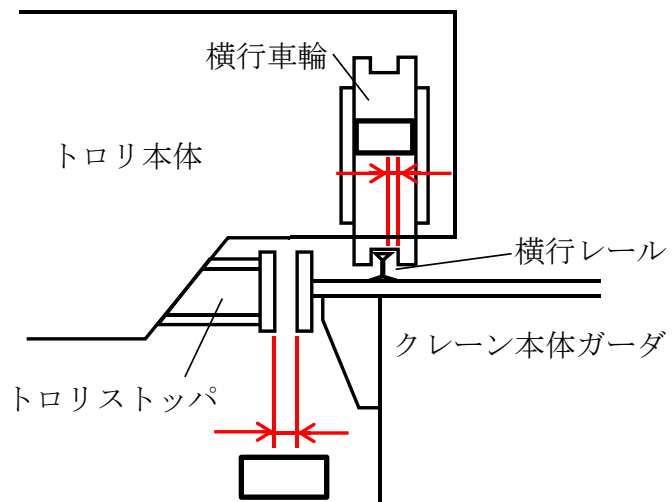


図 10-3 トロリストッパ拡大図

4. トロリ浮上り時のトロリストッパの評価断面について

地震応答解析より求めたトロリの最大の浮上り量は9mmと非常に小さく、前述3.項のトロリストッパの評価結果の裕度が大きいことから、トロリが浮上った場合のトロリストッパの評価断面は図10-4に示す断面で問題ないとする。

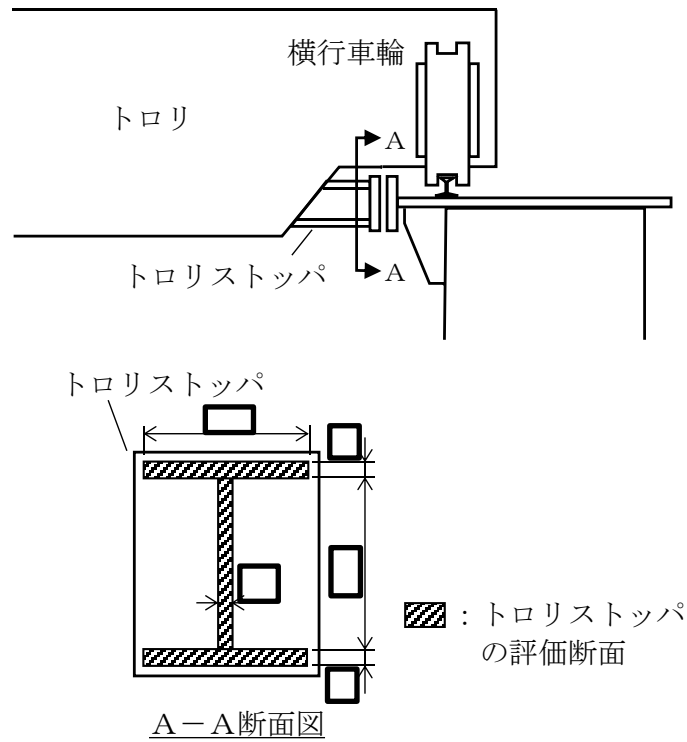
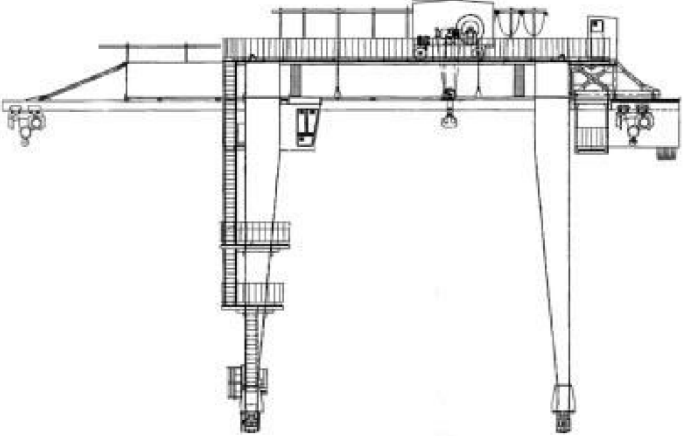
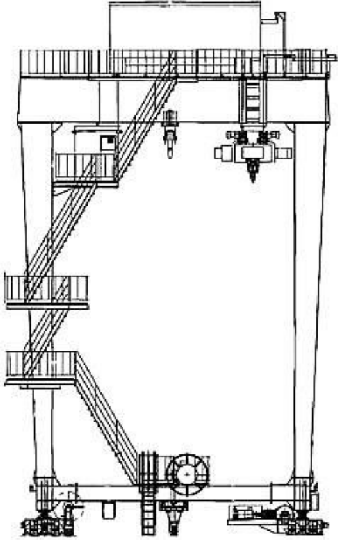
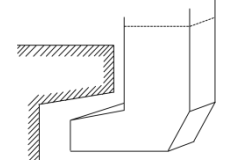


図10-4 トロリストッパの評価断面

取水槽ガントリクレーン改造概要

取水槽ガントリクレーンの改造概要を以下に示す。

改造前	改造後	改造内容
		<ul style="list-style-type: none">・ ガーダと脚の間にブレースを介して単軸粘性ダンパを制震装置として設置・ 脚の下部に補強板を取付け

改造前	改造後	改造内容
 		<ul style="list-style-type: none">・ 脚下部継ぎに補強板を取付け・ 部材の板厚等と材質の変更により耐震性を向上させたホイストに取替・ 走行レールとの取り付け部（爪部）を補強した転倒防止装置に取替

地震時の本体車輪部及び転倒防止装置が衝突するレールの評価

1. はじめに

ガントリクレーンに地震力が作用した際は、まず走行車輪とレールが接触し、さらに上向き力が生じることで転倒防止装置がレールに衝突する挙動が考えられる。ガントリクレーンは構造強度部材である転倒防止装置が健全であることでレールからの脱輪による転倒もしくは落下を生じない構造であることを確認しているが、地震時に本体車輪部各部位及び、本体車輪部又は転倒防止装置が衝突するレールに発生する応力について評価を行った。

図 12-1 に本体車輪部及びレール周りの概要図を示す。

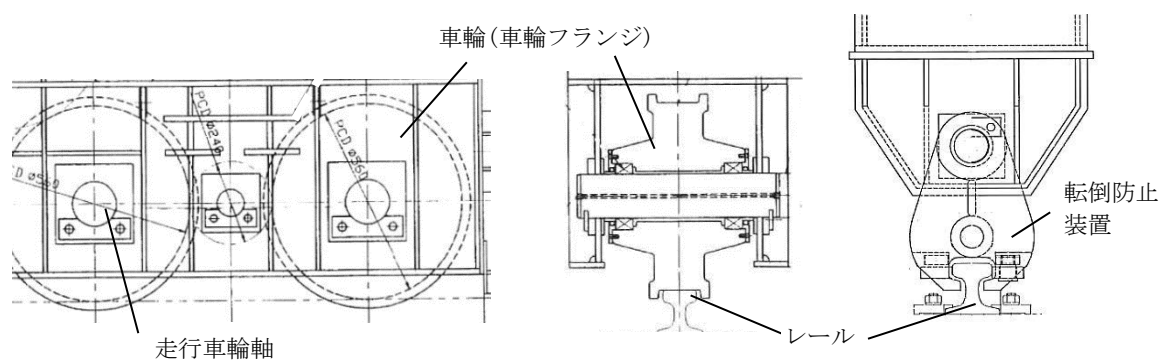


図 12-1 本体車輪部及びレール周りの概要図

2. 本体車輪部及び転倒防止装置が衝突するレールの応力評価

2.1 構造材料及び許容応力

本体車輪部各部位、本体車輪部及び転倒防止装置が衝突するレールの材料及び許容応力を表 12-1 に示す。

表 12-1 材料及び許容応力

構造部材	材料	Sy (MPa)	Su (MPa)	許容応力 (MPa)			
				曲げ	せん断	圧縮	組合せ
車輪フランジ				539	311	—	539
走行車輪軸				399	230	—	—
本体車輪部及び 転倒防止装置が衝突する レール				546	315	—	546

2.2 本体車輪部の応力評価

(1) 車輪フランジの応力評価

図 12-2 の計算モデルに基づき、車輪フランジに加わる曲げ応力及びせん断応力を算出し、応力評価にて車輪フランジへの影響を評価する。表 12-2 に計算諸元を示す。

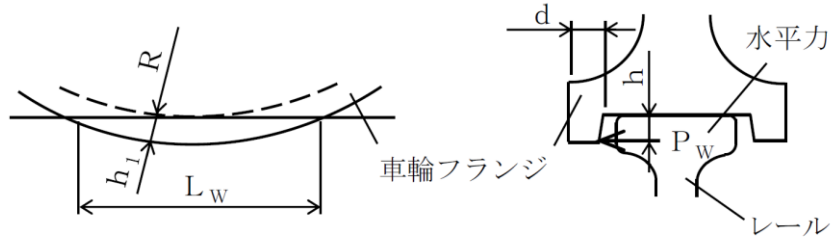


図 12-2 計算モデル（車輪フランジ）

表 12-2 計算諸元（車輪フランジ）

項目		単位	数値
車輪フランジ半径	R	mm	
フランジ深さ	h ₁	mm	
フランジ厚さ	d	mm	
アーム長さ	h	mm	
水平力	P _H	kN	
車輪フランジの断面積	A _w	mm ²	
車輪フランジの断面係数	Z _w	mm ³	

車輪フランジの受け長さ：L_w

$$L_w = 2 \cdot \sqrt{(R+h_1)^2 - R^2}$$

車輪フランジの断面積：A_w

$$A_w = d \cdot L_w$$

車輪フランジの断面係数：Z_w

$$Z_w = \frac{L_w \cdot d^2}{6}$$

車輪フランジ曲げ応力：σ_b

$$\sigma_b = \frac{P_H \cdot h}{Z_w}$$

車輪フランジせん断応力：τ

$$\tau = \frac{P_H}{A_w}$$

車輪フランジ組合せ応力：σ

$$\sigma = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

(2) 走行車輪軸の応力評価

図 12-3 の計算モデルに基づき、走行車輪軸に加わる曲げ応力及びせん断応力を算出し、応力評価にて走行車輪軸への影響を評価する。表 12-3 に計算諸元を示す。

なお、評価断面が円形断面であることからせん断応力の最大と曲げ応力の最大の発生箇所は異なるため、評価は両者の組合せではなく各々の最大応力で評価する。

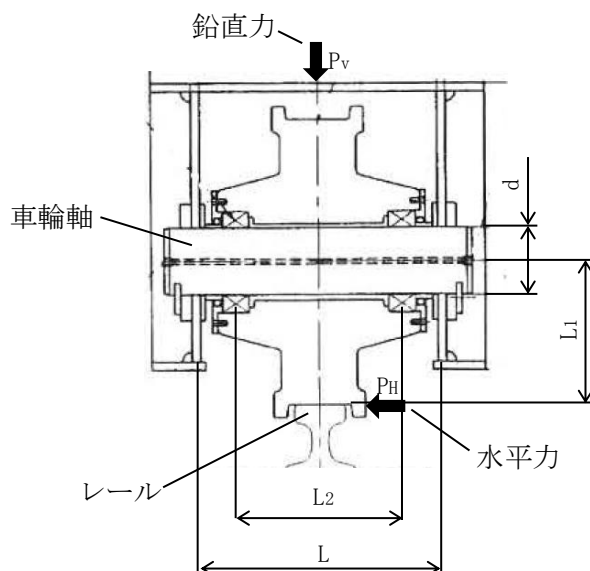


図 12-3 計算モデル (走行車輪軸)

表 12-3 計算諸元 (走行車輪軸)

項目		単位	数値
ロッカーウェブ間長さ	L	mm	
アーム長さ	L_1	mm	
車輪軸受間長さ	L_2	mm	
走行車輪軸直径	d	mm	
水平力	P_H	kN	
鉛直力	P_V	kN	
走行車輪軸の断面積	A	mm^3	
走行車輪軸の断面係数	Z	mm^4	

走行車輪軸の断面積：A

$$A = \frac{\pi \cdot d^2}{4}$$

走行車輪軸の断面係数：Z

$$Z = \frac{\pi \cdot d^3}{32}$$

走行車輪軸の曲げ応力： σ_b

$$\sigma_b = \frac{\left(\frac{P_v}{2} + P_H \cdot \frac{L_1}{L}\right) \cdot \frac{L-L_2}{2}}{Z}$$

走行車輪軸のせん断応力： τ

$$\tau = \frac{\left(\frac{P_v}{2} + P_H \cdot \frac{L_1}{L}\right) \cdot 4}{A \cdot 3}$$

2.3 本体車輪部の評価結果

表 12-4 に本体車輪部各部の評価結果を示す。

評価の結果，各部における発生応力値が許容値以下であることを確認した。

表 12-4 本体車輪部評価結果

評価部材		材質	評価項目	発生値* ¹ (MPa)	許容値 (MPa)	裕度
本体車輪部	車輪フランジ		曲げ	325	539	1.65
			せん断	60	311	5.18
			組合せ	341	539	1.58
	走行車輪軸* ²		曲げ	323	399	1.23
			せん断	89	230	2.58

注記*1：添付1の3.3項に示す解析ケースにおいて最も評価が厳しいケースの値

*2：評価断面が円形断面であることからせん断応力の最大と曲げ応力の最大の発生箇所は異なるため，評価は両者の組合せではなく各々の最大応力で評価

2.4 走行車輪部が衝突するレールの応力評価

図 12-4 の計算モデルに基づき、走行車輪部のレールに加わる応力を算出し、応力評価にて本体車輪部のレールへの影響を評価する。表 12-5 に計算諸元を示す。

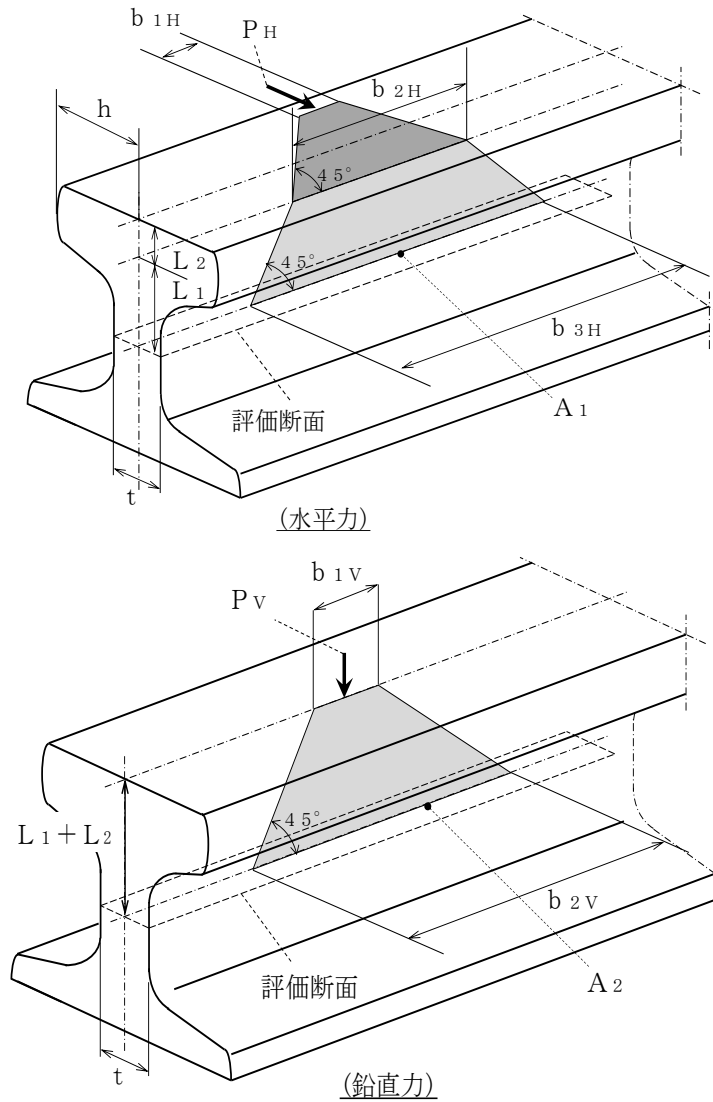


図 12-4 計算モデル（本体車輪部衝突部の走行レール）

表 12-5 計算諸元（本体車輪部衝突部の走行レール）

項目		単位	数値
走行レールのウェブ厚さ	t	mm	
走行レールの高さ	L ₁	mm	
	L ₂	mm	
走行レールのアーム長さ	h	mm	
走行レールの鉛直力の荷重作用幅	b _{1v}	mm	
走行レールの水平力の荷重作用幅	b _{1H}	mm	
水平力	P _H	kN	
鉛直力	P _V	kN	

走行レールの水平力の荷重負担幅(水平の寄与分) : b_{2H}

$$b_{2H}=(b_{1H}+2 \cdot h)$$

走行レールの水平力の荷重負担幅(鉛直の寄与分) : b_{3H}

$$b_{3H}=b_{2H}+2 \cdot L_1$$

走行レールの鉛直力の荷重負担幅 : b_{2V}

$$b_{2V}=b_{1V}+2 \cdot (L_1+L_2)$$

走行レールの水平力のウェブ断面積 : A_1

$$A_1=t \cdot b_{3H}$$

走行レールの鉛直力のウェブ断面積 : A_2

$$A_2=t \cdot b_{2V}$$

走行レールのウェブの断面係数 : Z

$$Z=\frac{1}{6} \cdot t^2 \cdot b_{3H}$$

走行レールの垂直応力 : σ_b

$$\sigma_b=\frac{P_H \cdot L_1}{Z}+\frac{P_V}{A_2}$$

走行レールのせん断応力 : τ

$$\tau=\frac{P_H}{A_1}$$

走行車輪軸の組合せ応力 : σ

$$\sigma=\sqrt{\sigma_b^2+3 \cdot \tau^2}$$

2.5 転倒防止装置が衝突するレールの応力評価

図 12-5 の計算モデルに基づき、転倒防止装置衝突部の走行レールに加わる応力を算出し、応力評価にて転倒防止装置衝突部の走行レールへの影響を評価する。表 12-6 に計算諸元を示す。

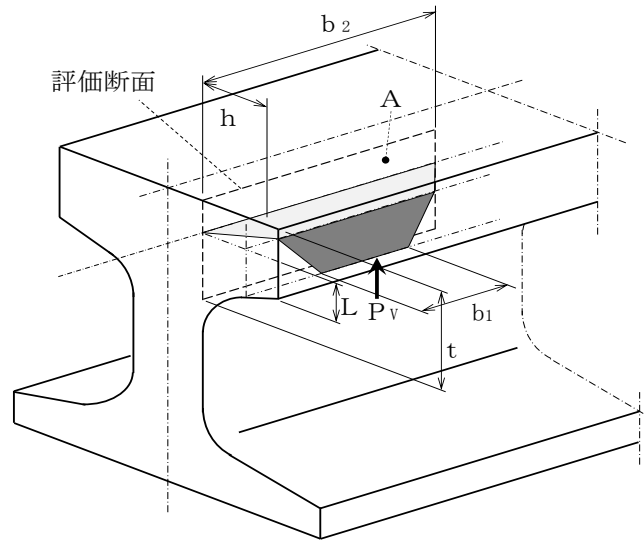


図 12-5 計算モデル（転倒防止装置衝突部の走行レール）

表 12-6 計算諸元（転倒防止装置衝突部の走行レール）

項目		単位	数値
走行レールの厚さ	t	mm	
走行レールのアーム長さ	h	mm	
走行レールの経路長さ	L	mm	
走行レールの荷重作用幅	b ₁	mm	
鉛直力	P _v	kN	

走行レールの荷重負担幅： b_2

$$b_2 = b_1 + 2 \cdot (h + L)$$

走行レールの断面積： A

$$A = t \cdot b_2$$

走行レールの断面係数： Z

$$Z = \frac{1}{6} \cdot t^2 \cdot b_2$$

走行レールの曲げ応力： σ_b

$$\sigma_b = \frac{P_v \cdot h}{Z}$$

走行レールのせん断応力： τ

$$\tau = \frac{P_v}{A}$$

走行車輪軸の組合せ応力： σ

$$\sigma = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot \tau^2}$$

2.6 走行車輪部及び転倒防止装置が衝突するレールの評価結果

表 12-7 に走行車輪部が衝突するレールの評価結果を示す。

評価の結果、発生応力値が許容値以下であることを確認した。

表 12-7 走行レールの評価結果

評価部材		材質	評価項目	発生値* (MPa)	許容値 (MPa)	裕度
走行レール	本体車輪部衝突部		垂直	460	546	1.18
			せん断	28	315	11.25
			組合せ	463	546	1.17
	転倒防止装置衝突部		曲げ	35	546	15.60
			せん断	18	315	17.50
			組合せ	47	546	11.61

注記*：添付 1 の 3.3 項に示す解析ケースにおいて最も評価が厳しいケースの値

側面の接触による摩擦荷重の影響

1. 目的

ガントリクレーンの評価においては、レール直角方向の地震力が加わることで車輪つばとレール側面が接触するが、地震力は交番荷重のため、車輪つばがレール側面に接触し続けることはなく、側面の接触による摩擦荷重の影響は軽微と考えられる。但し、側面摩擦の影響として、保守的に接触し続けた際の摩擦荷重の影響を脚下部継ぎの組合せ応力で確認する。

2. 算定条件

2.1 検討対象部位

側面摩擦の影響確認においては、直接的に影響を受けるのは脚部や車輪部であり、工事計画認可申請書評価部位のうち発生応力が大きく、裕度の小さい「脚下部継ぎの組合せ応力」に着目し、検討する。

2.2 検討対象ケース

ガントリクレーンに水平力が加わった際、図 13-1 に示すとおり、車輪つばとレール側面が接触する。このため、「車輪つばとレール側面が接触する場合」を側面接触による摩擦荷重の影響を検討するケースとして選定する。

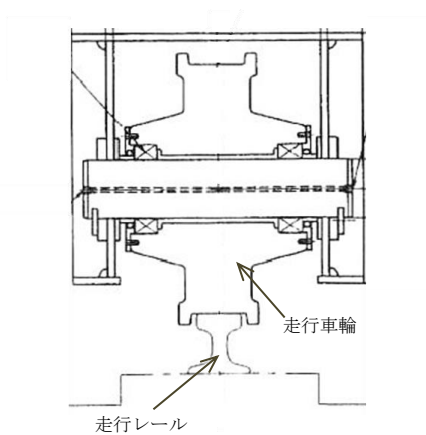
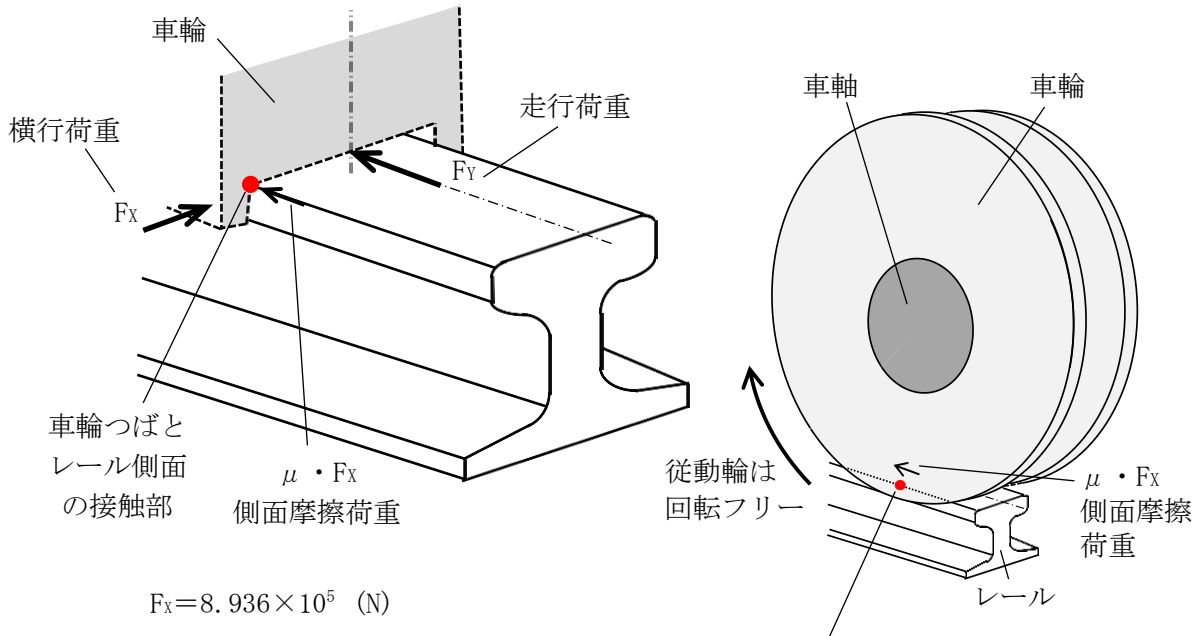


図 13-1 走行車輪と走行レールの関係

2.3 影響試算方法

図 13-2 に示すとおり，横行荷重から側面摩擦の荷重を試算し，側面摩擦による走行荷重の増加分を脚下部継ぎ応力に考慮した評価を行う。

なお，側面摩擦を考慮した場合の脚下部継ぎ応力は走行荷重（摩擦あり）と走行荷重（摩擦なし）の比率を基に算出する。



$$F_x = 8.936 \times 10^5 \text{ (N)}$$

$$F_y = 4.418 \times 10^5 \text{ (N)}$$

$$\mu = 0.3^{*1}$$

走行荷重 (F_y)，横行荷重 (F_x)：脚下部継ぎの組合せ応力の最大発生時刻と同時刻の荷重(車輪部 8 箇所合計)

・ 走行荷重（摩擦あり） $= F_y + \mu \cdot F_x \cdot 4/8$

車輪つばとレール側面の接触時の荷重は，駆動輪には摩擦荷重が発生し，従動輪には，摩擦荷重が発生しないものとし，走行車輪の数（8 輪）と駆動輪の数（4 輪）の関係から $F_x \cdot 4/8$ で評価^{*2, 3}

注記*1：摩擦係数は添付 1-15（2.1.4(2)項）に記載のとおり，既往研究にて確認された摩擦係数 0.11～0.19 に設計裕度を持たせて $\mu = 0.3$ と設定している。

*2：地震時の交番荷重により車輪つばとレール側面は短時間接触するが，回転が拘束されていない従動輪は，側面の接触による摩擦力が発生しても，車輪は摩擦力では拘束されずに回転する。

*3：非線形時刻歴解析より求めた横行荷重は全車輪部の合計荷重であり，側面摩擦荷重は摩擦荷重が発生する駆動輪のみに作用するため，側面摩擦荷重には，走行車輪の数（8 輪）と駆動輪の数（4 輪）の関係を考慮する。

図 13-2 側面摩擦の影響試算（車輪つばとレール側面が接触する場合）

側面摩擦を考慮した場合の脚下部継ぎ応力は、次式に基づき算出する。

・軸荷重による圧縮応力（摩擦なし）： σ_{c1}

・軸荷重による圧縮応力（摩擦あり）： σ_{c1}'

$$\sigma_{c1}' = \sigma_{c1} \cdot (F_Y + \mu \cdot F_X \cdot 4/8) / F_Y$$

・せん断応力： τ_1

・鉛直曲げモーメントによる曲げ応力： σ_{vb}

・水平曲げモーメントによる曲げ応力： σ_{hb}

・脚下部継ぎに発生する曲げ応力（摩擦なし）： σ_t

$$\sigma_t = \sigma_{vb} + \sigma_{hb}$$

・脚下部継ぎに発生する曲げ応力（摩擦あり）： σ_t'

$$\sigma_t' = (F_Y + \mu \cdot F_X \cdot 4/8) / F_Y \cdot \sigma_{vb} + \sigma_{hb}$$

・許容圧縮応力： f_{cm}

・許容曲げ応力： f_{bm}

・脚下部継ぎに発生する圧縮+曲げの組合せ応力（摩擦なし）：

$$(\sigma_{c1}/f_{cm}) + (\sigma_t/f_{bm}) \leq 1.0$$

・脚下部継ぎに発生する圧縮+曲げの組合せ応力（摩擦あり）：

$$(\sigma_{c1}'/f_{cm}) + (\sigma_t'/f_{bm}) \leq 1.0$$

・脚下部継ぎに発生する曲げ+せん断の組合せ応力（摩擦なし）： σ

$$\sigma = \sqrt{((\sigma_{c1} + \sigma_t)^2 + 3 \cdot \tau_1^2)}$$

・脚下部継ぎに発生する曲げ+せん断の組合せ応力（摩擦あり）： σ'

$$\sigma' = \sqrt{((\sigma_{c1}' + \sigma_t')^2 + 3 \cdot \tau_1^2)}$$

3. 影響検討結果

側面の接触による摩擦荷重が脚下部継ぎの評価に及ぼす影響について、確認結果を表13-1に示す。

脚下部継ぎの組合せ応力は許容応力以下であることを確認した。

なお、地震時の交番荷重により、車輪つばがレール側面に常に接触し続けることはないため、本評価は保守的な評価である。

表13-1 側面摩擦の影響確認結果

応力	検討ケース	側面摩擦 有無	脚下部継ぎの組合せ応力 (-)	
			発生値	許容値*1
組合せ (圧縮+曲げ)	側面摩擦なし		0.835	1.0
	車輪つばとレール側 面が接触する場合	側面摩擦あり	0.892	1.0
応力	検討ケース	側面摩擦 有無	脚下部継ぎの組合せ応力 (MPa)	
			発生値	許容値*2
組合せ (曲げ+せん断)	側面摩擦なし		244	280
	車輪つばとレール側 面が接触する場合	側面摩擦あり	259	280

注記*1：設計・建設規格 SSB-3121.1(6)b.により、以下で成立

$$\text{摩擦なし} : (\sigma_{c1}/f_{cm}) + (\sigma_t/f_{bm}) \leq 1.0$$

$$\text{摩擦あり} : (\sigma_{c1}'/f_{cm}) + (\sigma_t'/f_{bm}) \leq 1.0$$

*2：許容応力状態IV_ASでのF値（設計・建設規格 SSB-3121.1(1)により規定される値）から求まる値

取水槽ガントリクレーンの地震時におけるストッパへの影響

1. 目的

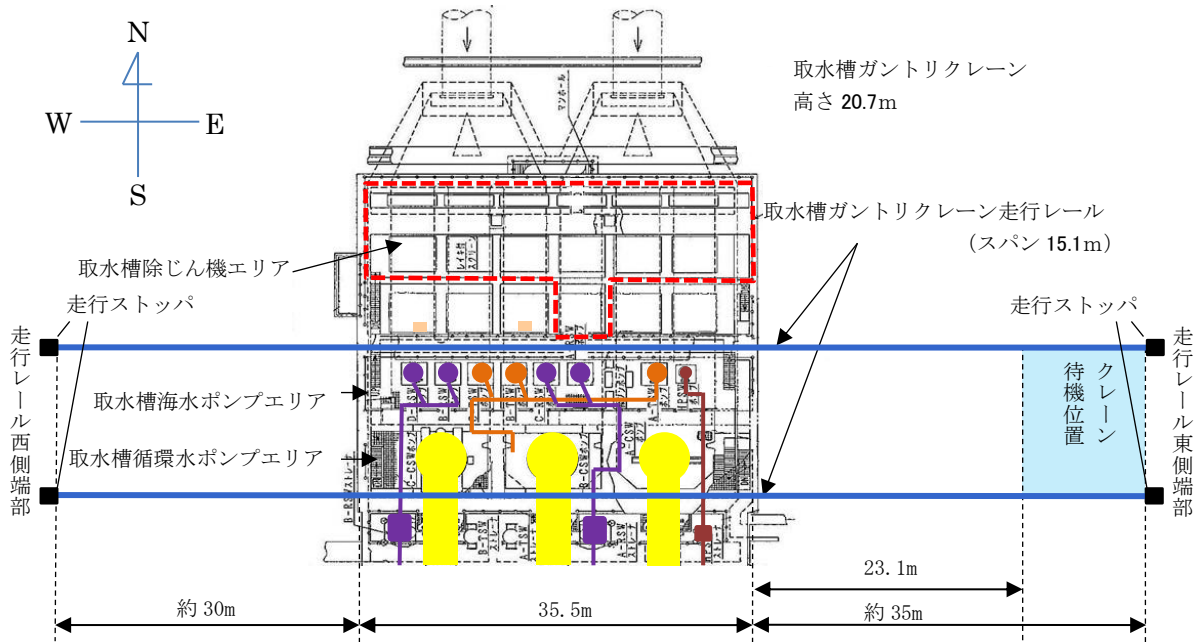
取水槽ガントリクレーン（以下「ガントリクレーン」という。）が上位クラス施設付近で使用する際に、脱線を防止するためにレール端部に設置された走行ストッパへの接触の有無を確認するために、地震によるガントリクレーンの走行方向へのすべり量を評価する。また、トロリは使用しない時（待機状態）にはレール端部に位置するため、トロリが地震により横行方向にすべると脱線を防止するためにレール端部に設置された横行ストッパへ接触することから、横行ストッパの耐震成立性を評価する。

2. ガントリクレーンと走行ストッパの接触有無の評価

2.1 評価対象

ガントリクレーンの走行レール端部には片側 2 個ずつ計 4 個の走行ストッパが設置されている。添付 1 の 1 項に記載のとおり、ガントリクレーンは定期事業者検査など原子炉補機海水ポンプ等のメンテナンスを実施する期間には、上位クラス施設が設置されている取水槽海水ポンプエリア付近に位置するため、ガントリクレーンの地震による走行ストッパへの影響評価として、ガントリクレーンの走行ストッパへの接触の有無を評価する。

走行ストッパの位置関係図を図 14-1 に示す。



< 取水槽周辺の主な上位クラス施設 >

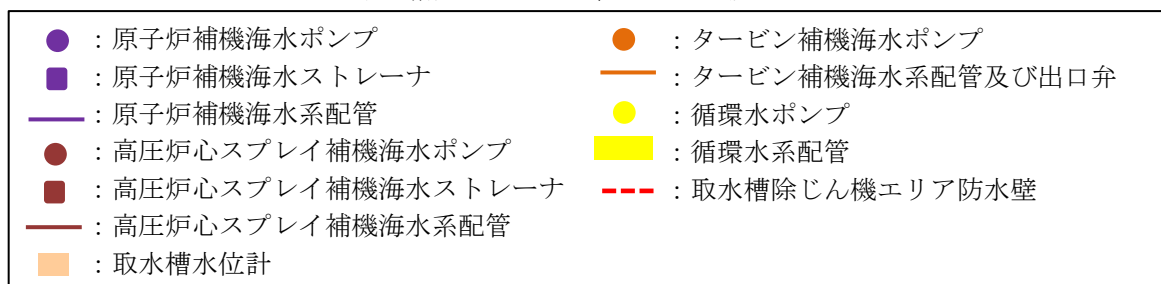


図 4-1 走行ストッパの位置関係図

2.2 ガントリクレーンの走行方向へのすべり量の評価

上位クラス施設の取水槽海水ポンプエリア付近で、使用中のガントリクレーンが地震により走行方向へすべった際は、ガントリクレーンが走行ストッパに接触する可能性がある。

したがって、ガントリクレーンが地震により走行ストッパに接触しないことを確認する。

各解析ケースの地震応答解析より求めた走行方向の最大すべり量を表 14-1 に示す。また、表 14-1 に示す評価結果より、走行方向のすべり量が最も大きくなるケースをハッチングで示す。

クレーン使用中は走行レール端部の車輪止めから約 30m の位置で運用しており、地震による走行方向のすべり量は、最大で 1.35m であり、運用距離以下であるため、ガントリクレーンは走行ストッパに接触しないことを確認した。

表 14-1 各解析ケースの地震応答解析より求めた走行方向の最大すべり量

No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			走行方向の すべり量*4 (m)
	トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相*3	
1	中央	待機	標準	Ss-D	シフト無し	平均	+ +	1.23
2	待機	中央						1.24
3		1.27						
4		Ss-N1		0.18				
5		Ss-F1		0.05				
—*1		+10%シフト		—				
6		シフト無し		-σ	1.26			
—*2		-10%シフト		平均	—			
7		シフト無し		+σ	1.19			
8		-1.0%シフト		平均	1.25			
9		-4.9%シフト			1.12			
10		+20%			1.19			
11		-20%		シフト無し	1.33			
12		標準		標準	Ss-D	+10%シフト		—
13			-10%シフト				1.35	
14	+10%シフト		0.71					

注記*1：不確かさ検討（長周期側への固有周期シフト）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性-σ」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。

*2：不確かさ検討（短周期側への固有周期シフト）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性+σ」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。

*3：++の最初の符号は水平動、次の符号は鉛直動を示し、「-」は位相を反転させたケースを示す。ケースとしては、「++」「+-」「-+」「--」が存在するが、位相反転の確認ではクレーン固有周期での地震加速度が厳しい「--」の地震動を用いる。

*4：VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に基づく地震応答解析結果より求めた走行方向の最大すべり量

3. 横行ストップの耐震成立性の評価

3.1 評価対象

ガントリークレーンの横行レール端部には片側 2 個ずつ計 4 個の横行ストップが設置されており、トロリの脱線を防止する構造であるため、トロリが地震によってすべり、移動した際の横行ストップへの影響評価として、横行ストップの耐震成立性の評価を実施する。横行ストップの位置関係図を図 14-2 に示す。

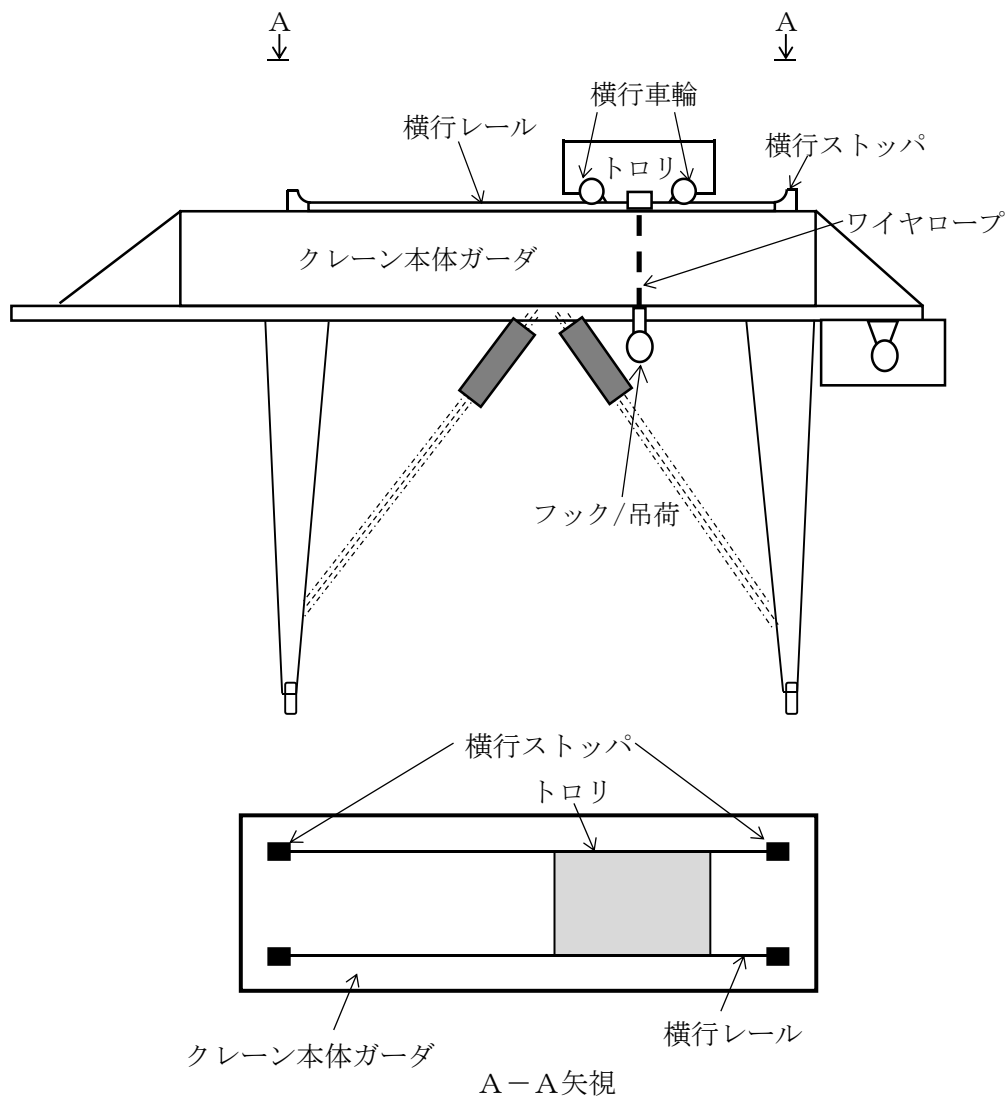


図 14-2 横行ストップの位置関係図

3.2 評価方針及び評価条件

横行ストッパは接触面が曲面形状になっており、トロリがすべって移動し、横行車輪が接触した際は、横行ストッパに横行車輪が乗り上げる可能性がある。

したがって、横行ストッパに横行車輪が乗り上げた際に乗り上げ高さが横行ストッパの高さ以上になりトロリが落下しないことを確認する。

また、その際に生じる水平荷重に対して横行ストッパの強度評価を実施する。

なお、乗り上げ高さや水平荷重を計算するにあたって、トロリの速度は、VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に基づく地震応答解析により算出した横行方向の最大速度とする。

図 14-3 に横行車輪と横行ストッパの接触概念図を示す。

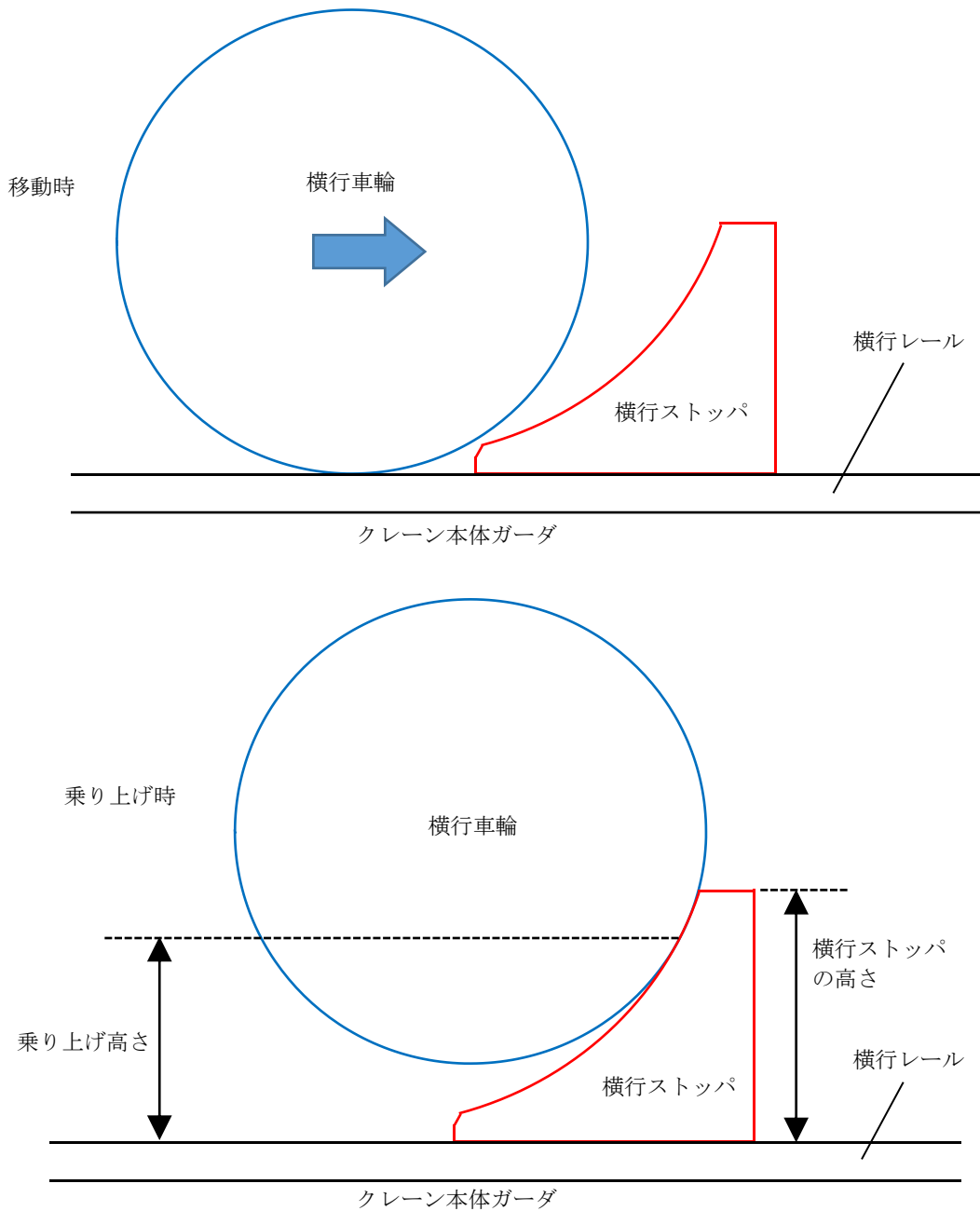


図 14-3 横行車輪と横行ストッパの接触概念図

3.3 横行ストッパへの乗り上げ高さの算出

横行車輪が横行ストッパに到達すると、横行ストッパの曲面に沿って、車輪が乗り上げていく。この際の速度と乗り上げ高さの関係は、以下の式で計算することができる。

$$\frac{1}{2} \cdot M_T \cdot V^2 = m_T \cdot g \cdot H$$

- M_T : トロリの全質量 (kg)
 V : すべりによるトロリの速度 (m/s)
 m_T : トロリの乗り上げに寄与する質量 (kg)
 g : 重力加速度 (=9.80665m/s²)
 H : 横行車輪止めへの乗り上げ高さ (m)
 V : すべりによるトロリの速度 (m/s)

横行車輪が横行ストッパに乗り上げる際は、片側2車輪が乗り上げることになるため、トロリの乗り上げに寄与する質量 (m_T) は、トロリ全質量 (M_T) の半分 ($m_T=1/2 \cdot M_T$) とすると、乗り上げ高さは下式により求められる。

$$H = \frac{V^2}{g}$$

解析ケースの地震応答解析より求めた横行方向のすべりによるトロリの最大速度を表14-2に示す。また、表14-2に示す評価結果より、横行方向の最大速度が最も大きくなるケースをハッチングで示す。

計算の結果、横行車輪乗り上げ高さは表14-3のとおりとなり、横行ストッパの高さ以下であることからトロリはすべりにより落下しないことを確認した。

表 14-2 各解析ケースの地震応答解析より求めた横行方向の最大速度

No.	不確かさ検討条件			評価用 地震動	不確かさ要因の組合せ			すべりによる トロリの速度*4 V (m/s)	
	トロリ 位置	ホイスト 位置	ダンパ 性能		時刻 シフト	地盤物性	位相*3		
1	中央	待機	標準	Ss-D	シフト無し	平均	+ +	1.26	
2	待機	中央						1.14	
3		1.14							
4		Ss-N1						0.40	
5		Ss-F1						0.27	
—*1		+10%シフト						—	
6		シフト無し						- σ	1.15
—*2		-10%シフト						平均	—
7		シフト無し						+ σ	1.15
8		-1.0%シフト						平均	1.13
9		-4.9%シフト							1.09
10		+20%							1.14
11		-20%							1.13
12		標準						標準	Ss-D
13			+10%シフト	1.10					
14	-10%シフト		0.89						

- 注記*1：不確かさ検討（長周期側への固有周期シフト）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性- σ 」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。
- *2：不確かさ検討（短周期側への固有周期シフト）の考慮において、クレーン固有周期での地震加速度は、水平/鉛直とも「地盤物性+ σ 」の方が厳しくなるため検討ケースから除いている。
- *3：++の最初の符号は水平動、次の符号は鉛直動を示し、「-」は位相を反転させたケースを示す。ケースとしては、「++」「+-」「-+」「--」が存在するが、位相反転の確認ではクレーン固有周期での地震加速度が厳しい「--」の地震動を用いる。
- *4：VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に基づく地震応答解析結果より求めた横行方向のすべりによるトロリの最大速度

表 14-3 横行車輪のすべりによる横行ストッパへの乗り上げ高さ

すべりによるトロリの速度* V (m/s)	発生値	許容値	裕度	判定
	横行ストッパへの乗り上げ高さ H (m)	横行ストッパの高さ (m)		
1.26	0.161			○

注記* : VI-2-11-2-7-14「取水槽ガントリクレーンの耐震性についての計算書」に基づく地震応答解析より求めた横行方向のすべりによるトロリの最大速度（各解析ケースの最大値）

3.4 横行ストッパに作用する荷重の算出

横行車輪が乗り上げた場合に横行ストッパには、図 14-4 に示すように荷重が作用するため、横行ストッパに作用する水平方向荷重は下式で求めることができる。

表 14-4 に横行ストッパに作用する水平方向荷重の算出結果を示す。

$$F_H = \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \tan \theta$$

$$= \frac{1}{2} m_T \cdot g \cdot \frac{\sqrt{R_s^2 - (R_s - 0.161)^2}}{R_s - 0.161}$$

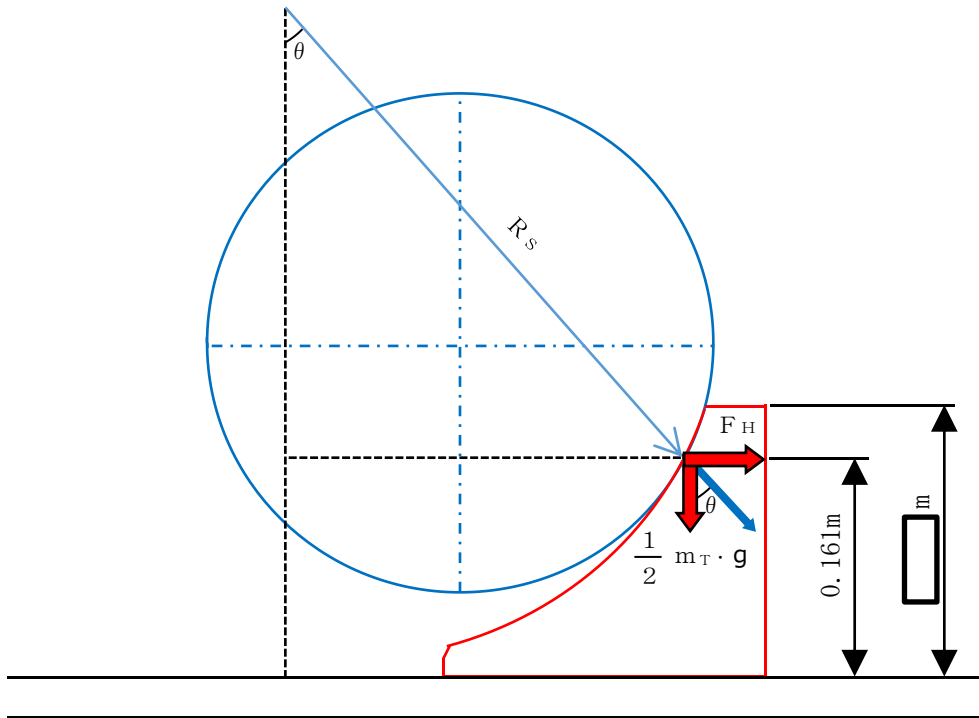


図 14-4 横行ストッパへの作用荷重概念図

表 14-4 横行ストッパに作用する水平方向荷重の算出結果

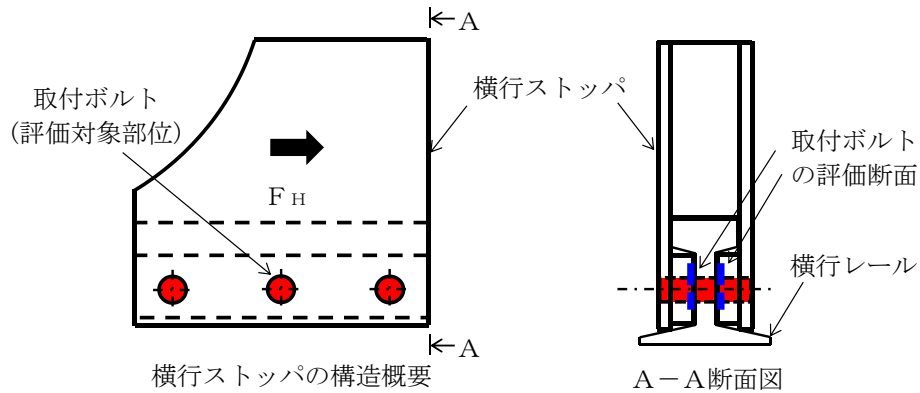
トロリの乗り上げに 寄与する質量* m_T (kg)	横行ストッパの 曲率半径 R_s (m)	横行ストッパに 作用する水平荷重 F_H (kN)
	0.280	376

注記*：トロリ全質量（トロリ質量 kg）と吊荷定格 kg
（フック含む）の合計質量）の半分

3.5 横行ストッパの応力評価

図 14-5 の計算モデルに基づき、ストッパ固定部（取付ボルト）に加わるせん断力を算出し、応力評価にてストッパへの影響を評価する。

表 14-5 に評価諸元を示す。



取付ボルトの呼び径 (d) : mm
 取付ボルト本数 (N) : 3 本
 取付ボルト 1 本当たり
 の評価断面数 (n) : 2 箇所
 取付ボルトの評価断面積 (A_A) :

$$A_A = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot N \cdot n$$

取付ボルトの評価断面 (A-A断面図の詳細)

図 14-5 計算モデル (横行ストッパ応力評価)

表 14-5 評価諸元

記号	記号の説明	入力値	単位
F _H	横行ストッパに作用する水平荷重	376	kN
A _A	ストッパ断面積 (A-A断面)		mm ²

3.6 横行ストッパの評価結果

表 14-6 のとおり、算出応力が許容値を満足することを確認し、トロリが乗り上げた場合の荷重によって横行ストッパ機能へ影響を及ぼさないことを確認した。

表 14-6 横行ストッパ応力評価結果まとめ

評価断面	材質	応力分類	算出応力 (MPa)	許容値 (MPa)	裕度	判定
				IV _{AS}		
A-A断面 (取付ボルト)		せん断 τ	139	161	1.15	○

補足-027-10-49 電気計装設備の固有周期についての補足説明資料

目 次

1. 概要	1
2. 構造が同等な設備について	2

1. 概要

本資料は、電気計装設備の耐震計算書に記載した固有周期について補足するものである。

盤、計装ラック及び計器スタンションの固有周期は、VI-2-1-14「機器・配管系の計算書作成の方法」（添付資料-7 計装ラックの耐震性についての計算書作成の基本方針、添付資料-8 計器スタンションの耐震性についての計算書作成の基本方針、添付資料-9 盤の耐震性についての計算書作成の基本方針）に記載された方針を踏まえ、以下を適用している。

- ・盤、計装ラック及び計器スタンションの固有周期は、振動試験（自由振動試験又は加振試験）にて求める。なお、振動試験により固有周期が求められていない設備（盤、計装ラック等）については、構造が同等な設備に対する振動試験より算定された固有周期を使用する。
- ・盤、計装ラック及び計器スタンション以外の設備のうち、検出器を架台や保持金具で基礎に取付けている設備についても振動試験にて固有周期を求め、振動試験により固有周期が求められていない設備については、構造が同等な設備に対する振動試験より算定された固有周期を使用する。

構造が同等な設備に対する振動試験（自由振動試験又は加振試験）の結果算定された固有周期を使用して剛構造とする設備の耐震計算書について、主体構造別に分類し、構造が同等な設備について本資料で説明する。

本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・ VI-2-6 「計測制御系統施設の耐震性に関する説明書」
- ・ VI-2-8 「放射線管理施設の耐震性に関する説明書」
- ・ VI-2-10 「その他発電用原子炉の附属施設の耐震性に関する説明書」

2. 構造が同等な設備について

(1) 主体構造別の分類について

構造が同等な設備に対する振動試験の結果算定された固有周期を使用する設備の耐震計算書について、主体構造別に分類すると、表 2-1 のとおり分類される。

表2-1 構造が同等な設備の固有周期を使用している耐震計算書の分類

設備	主体構造	詳細
盤 (蓄電池含む)	直立形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた自立閉鎖型の制御盤)	表 2-2 参照
	直立形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた自立閉鎖型の電気盤)	表 2-3 参照
	直立形 (変圧器)	表 2-4 参照
	壁掛形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた壁掛形の制御盤)	表 2-5 参照
	ベンチ形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた自立閉鎖型の操作卓)	表 2-6 参照
計装ラック	直立形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた計装ラック)	表 2-7 参照
計器スタンション (架台含む)	直立形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた計器スタンション)	表 2-8 参照
	壁掛形 (鋼材及び鋼板を組み合わせた計器スタンション)	表 2-9 参照
その他の検出器	基礎に固定	表 2-10 参照
	貫通部に固定	表 2-11 参照

(2) 構造が同等な設備の類似性について

本資料において構造が同等な設備として振動試験の結果を示す設備は、すべて S クラス施設又は重大事故等対処設備として固有周期 0.05 秒以下の剛構造となるように、過去の実績も踏まえ以下を考慮した設計・製作を実施し、製作後の自由振動試験において剛構造であることを確認したものである。

- ①溶接点数の増加
- ②補強部材の増強
- ③厚いフレーム材の使用

構造が同等な設備に対する自由振動試験の結果算定された固有周期を使用する設備（盤、計装ラック等）は、主体構造の分類ごとにこれら剛構造での設計・製作実績のある設備のうち、概略寸法が近い設備と類似した設計とする。

構造が同等な設備に対する自由振動試験の結果算定された固有周期を使用している盤、計装ラック、計器スタンション及びその他の検出器の構造が同等な設備の比較表を表 2-2～表 2-10 に整理する。構造が同等な設備の自由振動試験内容・結果について表 2-12-1～表 2-12-15 に示

す。また、構造が同等な設備の加振試験の結果算定された固有周期を使用している設備と構造が同等な設備の比較表を表 2-11 に整理する。構造が同等な設備の加振試験内容・結果について表 2-12-16 に示す。

表 2-2 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている盤（直立形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
B-起動領域モニタ盤 (2-910B) 〔VI-2-6-7-2-7〕	たて：900 mm 横：1240 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-起動領域モニタ盤 (2-910A) 【表 2-12-1】	たて：900 mm 横：1240 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B・C-RHR 継電器盤 (2-920B) 〔VI-2-6-7-2-11〕	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B-格納容器隔離継電器盤 (2-923B) 〔VI-2-6-7-2-15〕	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
窒素ガス制御盤 (2-929-2) 〔VI-2-6-7-2-22〕	たて：900 mm 横：1600 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
燃料プール冷却制御盤 (2-930) 〔VI-2-6-7-2-23〕	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B-原子炉プロセス計測盤 (2-934B) 〔VI-2-6-7-2-25〕	たて：900 mm 横：1600 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
A-自動減圧継電器盤 (2-970A) 〔VI-2-6-7-2-27〕	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B-自動減圧継電器盤 (2-970B) 〔VI-2-6-7-2-28〕	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—

B-SGT・FCS・MSLC 継電器盤 (2-972B) [VI-2-6-7-2-30]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
A-格納容器 H2/O2 濃度計 盤 (2-973A-1) [VI-2-6-7-2-31]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
A-格納容器 H2/O2 濃度計 演算器盤 (2-973A-2) [VI-2-6-7-2-32]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B-格納容器 H2/O2 濃度計 盤 (2-973B-1) [VI-2-6-7-2-33]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
B-格納容器 H2/O2 濃度計 演算器盤 (2-973B-2) [VI-2-6-7-2-34]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
燃料プール熱電対式水位計 制御盤 (2-1111) [VI-2-6-7-2-39]	たて：1000 mm 横：1600 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
1・2号 SPDS 伝送用ゲートウェイ 盤・データ収集盤 (2-1211・2-1212) [VI-2-6-7-3-4-2]	たて：900 mm 横：1600 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	鉛直方向について、構造が同等な設備の自由振動試験結果を適用し、水平方向は当該盤の自由振動試験による
2号 SPDS 伝送用インバータ盤 (2-1215) [VI-2-6-7-3-4-3]	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	鉛直方向について、構造が同等な設備の自由振動試験結果を適用し、水平方向は当該盤の自由振動試験による
防護設備制御盤 (2-1007) [VI-2-10-2-12]	たて：900 mm 横：2400 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) 【表 2-12-2】	たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—

表 2-3 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている電気盤（直立形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
A-115V 系充電器 (2-2267A) 〔VI-2-10-1-4-2〕	たて：1600 mm 横：2300 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	2C3-R/B コントロールセンタ (2C3-R/B-C/C) 【表 2-12-3】	たて：700 mm 横：8700 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
2C2-R/B コントロールセンタ (2C2-R/B C/C) 〔VI-2-10-1-4-8〕	たて：700 mm 横：8100 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	2C3-R/B コントロールセンタ (2C3-R/B-C/C) 【表 2-12-3】	たて：700 mm 横：8700 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
2S-R/B コントロールセンタ (2S-R/B C/C) 〔VI-2-10-1-4-8〕	たて：700 mm 横：11400 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	2C3-R/B コントロールセンタ (2C3-R/B-C/C) 【表 2-12-3】	たて：700 mm 横：8700 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—
A-115V 系直流盤 (2-2265A) 〔VI-2-10-1-4-22〕	たて：700 mm 横：3200 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	B-115V 系直流盤 (2-2265B) 【表 2-12-4】	たて：800 mm 横：3200 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の盤	—

表 2-4 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている変圧器（直立形）の比較表

設備名 [耐震計算書番号]	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
2C-動力変圧器 [VI-2-10-1-4-9]	たて：1760 mm 横：2700 mm 高さ：2075 mm 質量： <input type="text"/> kg	2D-動力変圧器 【表 2-12-5】	たて：1760 mm 横：2700 mm 高さ：2075 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の変圧器	—
2HPCS-動力変圧器 [VI-2-10-1-4-9]	たて：2200 mm 横：1600 mm 高さ：1725 mm 質量： <input type="text"/> kg	2D-動力変圧器 【表 2-12-5】	たて：1760 mm 横：2700 mm 高さ：2075 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の変圧器	—

表 2-5 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている制御盤（壁掛形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
B-SRM/I RM前置増幅器 盤 (2-2208B) 〔VI-2-6-7-2-43〕	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	A-SRM/I RM前置増幅器盤 (2-2208A) 【表 2-12-6】	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の盤	—
C-SRM/I RM前置増幅器 盤 (2-2208C) 〔VI-2-6-7-2-44〕	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	A-SRM/I RM前置増幅器盤 (2-2208A) 【表 2-12-6】	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の盤	—
D-SRM/I RM前置増幅器 盤 (2-2208D) 〔VI-2-6-7-2-45〕	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	A-SRM/I RM前置増幅器盤 (2-2208A) 【表 2-12-6】	たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の盤	—

表 2-6 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている操作卓（ベンチ形）の比較表

設備名 [耐震計算書番号]	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
原子炉補機制御盤 (2-904-2) [VI-2-6-7-2-3]	たて：1505 mm 横：2824 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	所内電気盤 (2-908) 【表 2-12-7】	たて：1505 mm 横：2180 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似したベンチ形の操作卓	—
安全設備補助制御盤 (2-909) [VI-2-6-7-2-6]	たて：1505 mm 横：2520 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	所内電気盤 (2-908) 【表 2-12-7】	たて：1505 mm 横：2180 mm 高さ：2300 mm 質量：□ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似したベンチ形の操作卓	—

表 2-7 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている計装ラック（直立形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
ドライウエル圧力 (2RIR-2-8A) 〔VI-2-6-5-46〕	たて： 600 mm 横： 1100 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
ドライウエル圧力 (2RIR-2-8C) 〔VI-2-6-5-46〕	たて： 600 mm 横： 1100 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
主蒸気管流量 (2RIR-1-3A, 3C) 〔VI-2-6-5-50〕	たて： 600 mm 横： 2300 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8C) 【表 2-12-9】	たて： 600 mm 横： 2300 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
主蒸気管流量 (2RIR-1-3B) 〔VI-2-6-5-50〕	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
主蒸気管流量 (2RIR-1-3D) 〔VI-2-6-5-50〕	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
ドライウエル圧力 (2RIR-2-8A) 〔VI-2-6-5-51〕	たて： 600 mm 横： 1100 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—
ドライウエル圧力 (2RIR-2-8C) 〔VI-2-6-5-51〕	たて： 600 mm 横： 1100 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) 【表 2-12-8】	たて： 600 mm 横： 1400 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計装ラック	—

表 2-8 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている計器スタンション（直立形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
低圧原子炉代替注水流量 (FX2B2-2A-1, 2B-1) [VI-2-6-5-13]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
低圧原子炉代替注水流量 (狭帯域用) (FX2B2-2A-2, 2B-2) [VI-2-6-5-14]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
残留熱代替除去系原子炉注水 流量 (FX222-10) [VI-2-6-5-15]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
格納容器代替スプレィ流量 (FX2B5-2A) [VI-2-6-5-37]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
格納容器代替スプレィ流量 (FX2B5-2B) [VI-2-6-5-37]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
ペDESTAL代替注水流量 (FX2B6-2A-1) [VI-2-6-5-38]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
ペDESTAL代替注水流量 (FX2B6-2B-1) [VI-2-6-5-38]	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 900 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
ペDESTAL代替注水流量 (狭帯域用) (FX2B6-2A-2) 〔VI-2-6-5-39〕	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1000 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
ペDESTAL代替注水流量 (狭帯域用) (FX2B6-2B-2) 〔VI-2-6-5-39〕	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 900 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
残留熱代替除去系格納容器 スプレイ流量 (FX222-11) 〔VI-2-6-5-40〕	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) 【表 2-12-10】	たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—
スクラム排出容器水位 (LX293-2B~2D) 〔VI-2-6-5-47〕	たて： 365 mm 横： 309 mm 高さ： 1300 mm 質量： <input type="text"/> kg	スクラム排出容器水位 (LX293-2A) 【表 2-12-11】	たて： 365 mm 横： 309 mm 高さ： 1300 mm 質量： <input type="text"/> kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した直立形の計器スタンション	—

表 2-9 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている計器スタンション（壁掛形）の比較表

設備名 〔耐震計算書番号〕	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
サプレッションプール水位 (LX217-1A, 1B) 〔VI-2-6-5-41〕	たて： 306 mm 横： 280 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	高圧原子炉代替注水流量 (FX2B1-1) 【表 2-12-12】	たて： 292 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—
サプレッションプール水位 (S A) (LX217-5) 〔VI-2-6-5-43〕	たて： 292 mm 横： 200 mm 高さ： 1000 mm 質量： □ kg	高圧原子炉代替注水流量 (FX2B1-1) 【表 2-12-12】	たて： 292 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—
原子炉圧力 (PX298-8A~D) 〔VI-2-6-5-54〕	たて： 296 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	高圧原子炉代替注水流量 (FX2B1-1) 【表 2-12-12】	たて： 292 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—
残留熱代替除去ポンプ出口圧力 (PX2BB-2A, 2B) 〔VI-2-6-7-1-9〕	たて： 291 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	高圧原子炉代替注水流量 (FX2B1-1) 【表 2-12-12】	たて： 292 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—
待避室差圧計 (dPX2F7-1) 〔VI-2-6-7-1-17〕	たて： 315 mm 横： 200 mm 高さ： 1100 mm 質量： □ kg	中央制御室差圧計 (dPX264-5) 【表 2-12-13】	たて： 310 mm 横： 200 mm 高さ： 900 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—
差圧計 (U85-DPI004) 〔VI-2-8-3-3-2〕	たて： 280 mm 横： 200 mm 高さ： 1200 mm 質量： □ kg	中央制御室差圧計 (dPX264-5) 【表 2-12-13】	たて： 310 mm 横： 200 mm 高さ： 900 mm 質量： □ kg	Sクラス施設として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の計器スタンション	—

表 2-10 構造が同等な設備の自由振動試験結果から剛構造としている検出器の比較表

設備名 [耐震計算書番号]	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
格納容器雰囲気放射線モニタ (サブプレッションチェンバ) (RE295-26A, 26B) [VI-2-8-2-3]	たて：180 mm 横：200 mm 高さ：210 mm 質量：□ kg	燃料プールエリア放射線モニタ (高レンジ) (SA) 【表 2-12-14】	たて：210 mm 横：230 mm 高さ：190 mm 質量：□ kg	重大事故等対処設備として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の検出器	—
非常用ガス処理系排ガス高レンジ放射線モニタ (RE295-21) [VI-2-8-2-6]	たて：190 mm 横：230 mm 高さ：270 mm 質量：□ kg	燃料プールエリア放射線モニタ (低レンジ) (SA) 【表 2-12-15】	たて：210 mm 横：230 mm 高さ：250 mm 質量：□ kg	重大事故等対処設備として設計し、概略寸法が類似した壁掛形の検出器	—

表 2-11 構造が同等な設備の加振結果から剛構造としている計器の比較表

設備名 (耐震計算書番号)	設備の概略仕様	構造が同等な設備			備考
		設備名	概略仕様	類似性	
主蒸気管放射線モニタ (RE295-13A~D) [VI-2-8-2-1]	径 : 326 mm 長さ: 1680 mm 質量: □ kg	保持金具付検出器 (試験用) 【表 2-12-16】	径 : 約 270 mm 長さ: 約 3667 mm 質量: 約 □ kg	構造が同等であり, 質量 が大きい試験用検出器を 類似設備として選定	質量が大きい類似構造の試験体で加振試験 を実施し, □帯域に共振点がないこ とを確認している
格納容器雰囲気放射線モニタ (ドライウエル) (RE295-25A) [VI-2-8-2-2]	径 : 270 mm 長さ: 2572 mm 質量: □ kg	保持金具付検出器 (試験用) 【表 2-12-16】	径 : 約 270 mm 長さ: 約 3667 mm 質量: 約 □ kg	構造が同等であり, 質量 が大きい試験用検出器を 類似設備として選定	質量が大きい類似構造の試験体で加振試験 を実施し, □帯域に共振点がないこ とを確認している
格納容器雰囲気放射線モニタ (ドライウエル) (RE295-25B) [VI-2-8-2-2]	径 : 270 mm 長さ: 3667 mm 質量: □ kg	保持金具付検出器 (試験用) 【表 2-12-16】	径 : 約 270 mm 長さ: 約 3667 mm 質量: 約 □ kg	構造が同様であり, 質量 が同等の試験用検出器を 類似設備として選定	質量が同等の類似構造の試験体で加振試験 を実施し, □帯域に共振点がないこ とを確認している

表 2-12-1 起動領域モニタ盤 (2-910A) (直立形の制御盤) の自由振動試験内容・結果

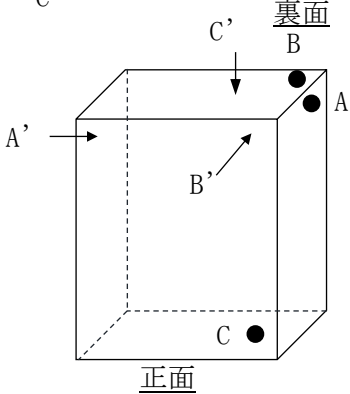
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2-910A たて：900 mm 横：1240 mm 高さ：2300 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A, ~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・A点： <input type="text"/> Hz ・B点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・C点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-2 A-RHR・LPCS 継電器盤 (2-920A) (直立形の制御盤) の自由振動試験内容・結果

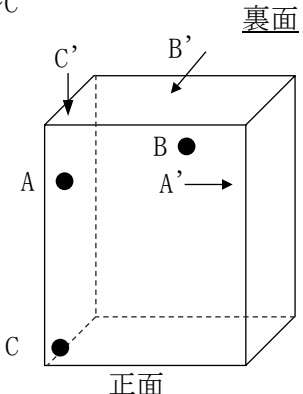
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2-920A たて：900 mm 横：800 mm 高さ：2300 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・A点： <input type="text"/> Hz ・B点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・C点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-3 2C3-R/B コントロールセンタ (2C3-R/B-C/C) (直立形の電気盤) の
自由振動試験内容・結果

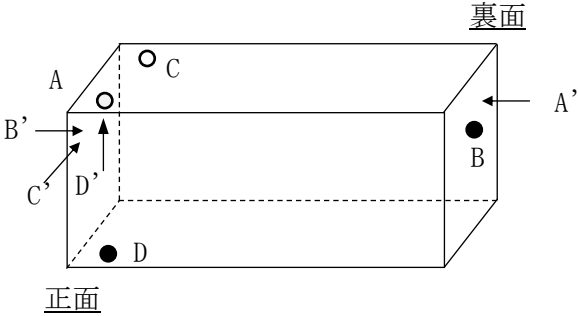
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2C3-R/B-C/C たて : 700 mm 横 : 8700 mm 高さ : 2300 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~D 打振方向 A' ~ D' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz ・ C 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ D 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-4 B-115V 系直流盤 (2-2265B) (直立形の電気盤) の自由振動試験内容・結果

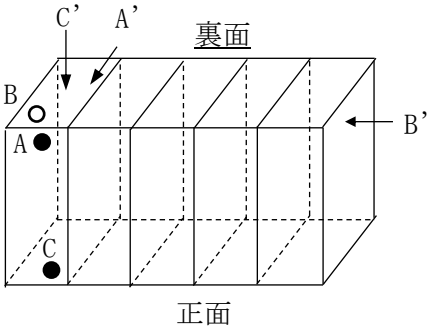
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2-2265B たて : 800 mm 横 : 3200 mm 高さ : 2300 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 振方向 A' ~ C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-5 2D-動力変圧器（直立形の変圧器）の自由振動試験内容・結果

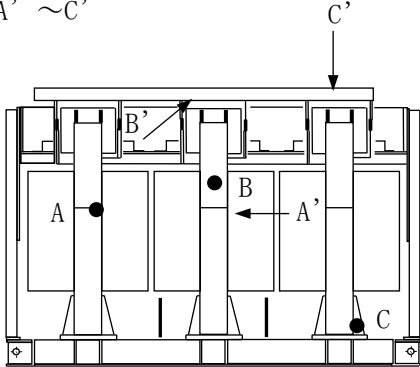
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
たて：1760 mm 横：2700 mm 高さ：2075 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点： <input type="text"/> Hz ・ B 点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-6 A-SRM/IRM前置増幅器盤（2-2208A）（壁掛形の制御盤）の自由振動試験内容・結果

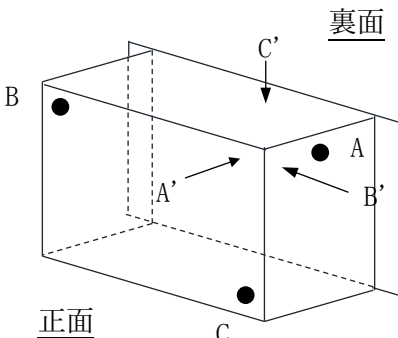
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2-2208A たて：1200 mm 横：1000 mm 高さ：600 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点： <input type="text"/> Hz ・ B 点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-7 所内電気盤 (2-908) (ベンチ形の操作卓) の自由振動試験内容・結果

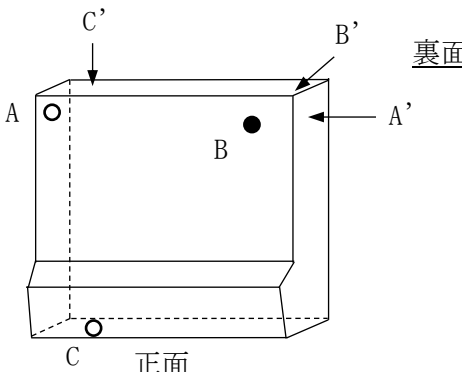
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2-908 たて : 1505 mm 横 : 2180 mm 高さ : 2300 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~ C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-8 原子炉圧力 (2RIR-1-8B (I)) (直立形の計装ラック) の自由振動試験内容・結果

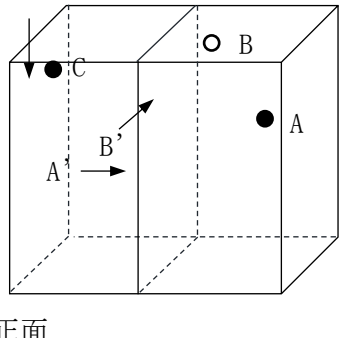
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2RIR-1-8B (I) たて : 600 mm 横 : 1400 mm 高さ : 1900 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~ C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-9 原子炉圧力 (2RIR-1-8C) (直立形の計装ラック) の自由振動試験内容・結果

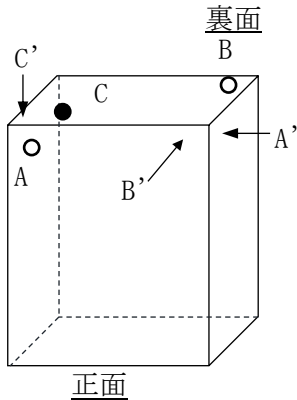
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
2RIR-1-8C たて： 600 mm 横： 2300 mm 高さ： 1900 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点： <input type="text"/> Hz ・ B 点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-10 スクラバ容器水位 (LX2B3-1D) (直立形の計器スタンプ) の自由振動試験内容・結果

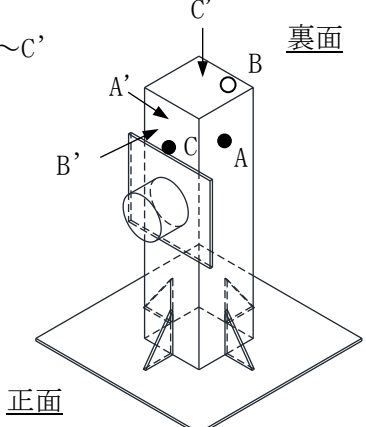
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
LX2B2-1D たて： 336 mm 横： 160 mm 高さ： 1200 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点： <input type="text"/> Hz ・ B 点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-11 スクラム排出容器水位 (LX293-2A) (直立形の計器スタンション) の
自由振動試験内容・結果

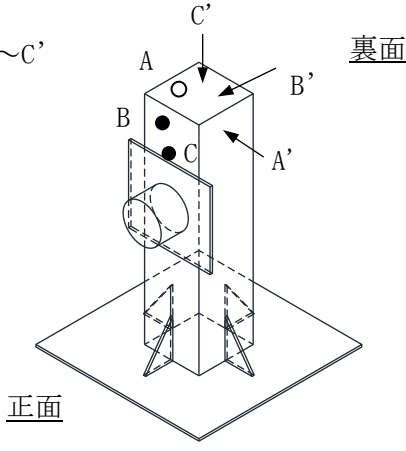
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
LX293-2A たて : 365 mm 横 : 309 mm 高さ : 1300 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-12 高圧原子炉代替注水流量 (FX2B1-1) (壁掛形の計器スタンション) の
自由振動試験内容・結果

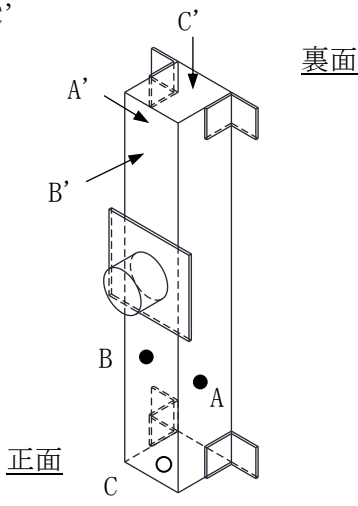
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
FX2B1-1 たて : 292 mm 横 : 200 mm 高さ : 1200 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-13 中央制御室差圧計 (dPX264-5) (壁掛形の計器スタンション) の
自由振動試験内容・結果

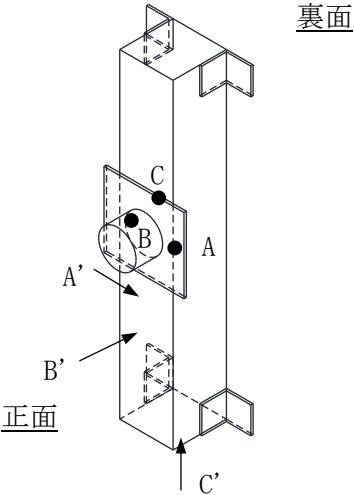
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
dPX264-5 たて : 310 mm 横 : 200 mm 高さ : 900 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-14 燃料プールエリア放射線モニタ (高レンジ) (SA) (壁掛形の検出器) の
自由振動試験内容・結果

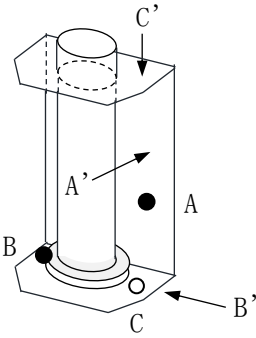
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
RE296-42 たて : 210 mm 横 : 230 mm 高さ : 190 mm 質量 : <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点 : <input type="text"/> Hz ・ B 点 : <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点 : <input type="text"/> Hz

表 2-12-15 燃料プールエリア放射線モニタ（低レンジ）（SA）（壁掛形の検出器）の自由振動試験内容・結果

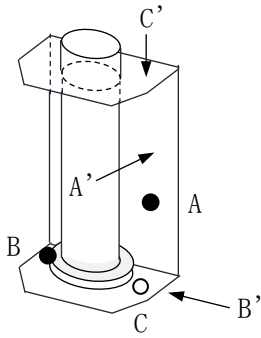
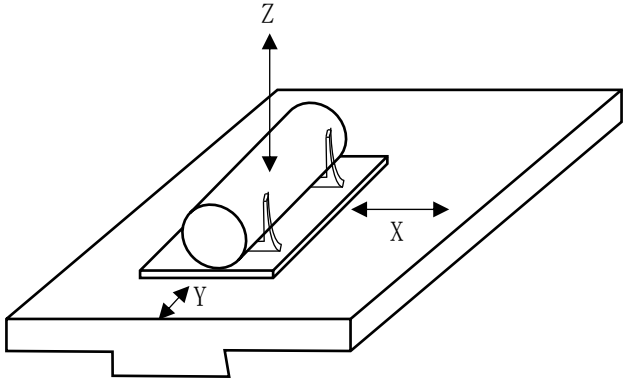
設備の概略仕様	試験内容	試験結果
RE296-41 たて：210 mm 横：230 mm 高さ：250 mm 質量： <input type="text"/> kg	測定点 A~C 打振方向 A' ~C' 	水平 ・ A 点： <input type="text"/> Hz ・ B 点： <input type="text"/> Hz 鉛直 ・ C 点： <input type="text"/> Hz

表 2-12-16 保持金具付検出器（試験用）の加振試験内容・結果

設備の概略仕様	試験内容	試験結果
保持金具付 検出器（試験用） イオンチェンバ 検出器を含めた 検出器保持金具 の仕様 径：約 270 mm 長さ：約 3667 mm 質量：約 <input type="text"/> kg	以下のランダム波で X, Y, Z 方向に加振 加速度：約 0.1 G 周波数： <input type="text"/> Hz 	水平 ・ X, Y 方向： <input type="text"/> Hz 以上 鉛直 ・ Z 方向： <input type="text"/> Hz 以上

補足-027-10-50 横置円筒形容器の耐震評価方法について

目 次

1. 概要	1
2. 耐震評価方法の適用方針	2
3. 耐震評価方法の変更内容	2
4. 結論	2

1. 概要

本資料では、今回工認における横置円筒形容器の耐震評価方法を示し、応答解析手法の使い分けの判断基準や、応力評価手法について説明するとともに、既工認及び設置変更許可審査からの変更内容について示す。

本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・ VI-2-4-3-1-1 「燃料プール冷却系熱交換器の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-5-3-1-1 「アキュムレータの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-5-7-1-1 「原子炉補機冷却系熱交換器の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-5-7-2-1 「高圧炉心スプレイ補機冷却系熱交換器の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-1-4 「非常用ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-1-7 「非常用ディーゼル発電設備 A-ディーゼル燃料貯蔵タンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-1-8 「非常用ディーゼル発電設備 B-ディーゼル燃料貯蔵タンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-2-4 「高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-2-6 「高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料貯蔵タンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-10-1-2-3-5 「ガスタービン発電機用サービスタンクの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-7-7 「原子炉浄化系補助熱交換器の耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-7-8 「グランド蒸気排ガスフィルタの耐震性についての計算書」
- ・ VI-2-11-2-7-11 「タービン補機冷却系熱交換器の耐震性についての計算書」

2. 耐震評価方法の適用方針

横置円筒形容器の耐震評価においては、J E A G 4 6 0 1-1987（以下「J E A G」という。）に基づいて理論式又は理論式と同等のはりモデルによる応答解析で荷重及びモーメントを算出し、それらを用いて理論式により胴、脚及び基礎ボルトの応力評価を行う。横置円筒形容器の耐震評価フローを図1に示す。

横置円筒形容器の応答解析手法は、J E A Gの理論式の適用可否により使い分ける。脚数が2脚以下の容器であれば、J E A Gの理論式を適用可能であるため理論式による応答解析で荷重及びモーメントを算出するが、脚数が3脚以上である場合や脚（底面以外）にサポートを追設している場合にはJ E A Gの理論式を適用できないため、はりモデルによる応答解析で荷重及びモーメントを算出する。

応力評価手法は、すべての評価部位に対して理論式を適用し、胴の脚付け根部の応力評価においては図2に示す有効板厚 t_e の判定基準を用いる。この有効板厚 t_e の判定基準はJ E A G（図3参照）には規定がないが、J I S等の文献（詳細は図2参照）に基づいて設定したものである。なお、当該判定基準はJ E A C 4 6 0 1-2008（図4参照）以降に反映されている内容である。

当板の範囲が狭く、判定基準を満たさない場合には有効板厚 t_e に当板の板厚を考慮できないため、胴の応力の発生値が大きくなる（図3参照）。応力評価における発生値が大きくなり、許容値を上回る場合には、当板拡張を含めた耐震補強工事を実施する。当板拡張の概要について、長手方向の例を図5に示す。

新設当板と既設当板を一体化させ、一体化した当板と胴板を溶接する。一体化した当板の寸法は図2の判定基準を満足させる。当板拡張の実施にあたっては、事前にモックアップ試験を行い、溶接による入熱に伴って胴板に有意な変形が生じないこと等も含めて工事の成立性を確認した。

図1の耐震評価フローに基づく評価対象設備の耐震評価方法を表1に示す。耐震補強工事を実施している横置円筒形容器について、当板拡張の内容を表2に、サポート追設の内容を表3に示す。

3. 耐震評価方法の変更内容

今回工認における横置円筒形容器（当板拡張対象）の耐震評価方法について、既工認及び設置変更許可審査からの変更内容を表4に示す。

4. 結論

今回工認では、本資料で示した耐震評価フローに基づき、横置円筒形容器の耐震評価を行う。必要に応じて当板拡張を含めた耐震補強工事を実施のうえ、J E A Gに基づく耐震評価を行うこととし、応答解析手法は構造に応じて理論式又ははりモデルを使い分け、応力評価手法は理論式を適用する。

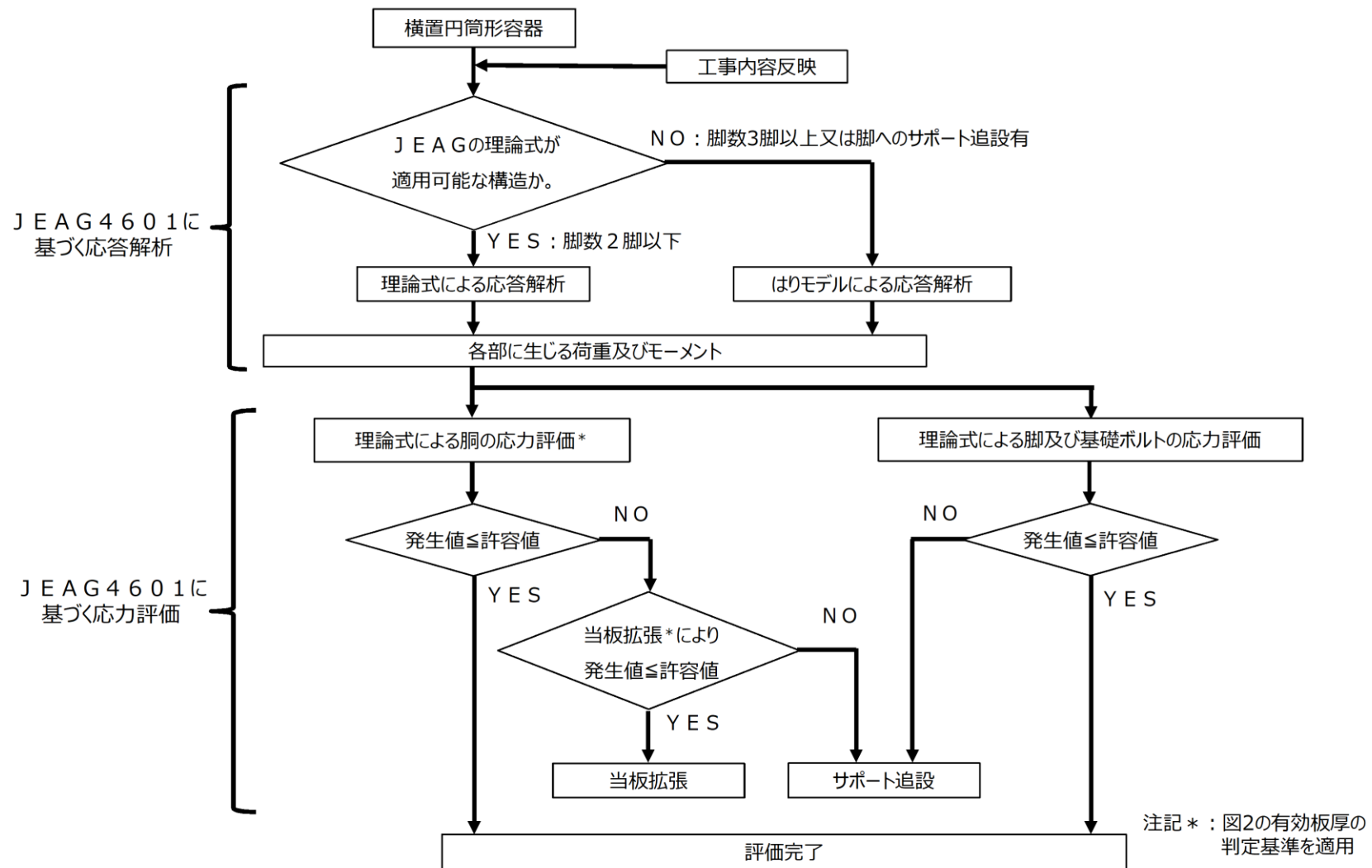


図1 横置円筒形容器の耐震評価フロー

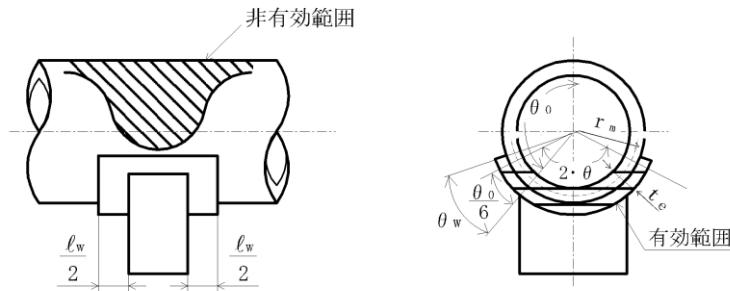


図 5-2 脚付け根部の有効範囲

胴の脚付け根部に取り付く当板の大きさが

$$\text{周方向範囲} \quad \theta_w \geq \frac{\theta_0}{6} \quad \dots \dots \dots (5.3.1.1.13)$$

$$\text{長手方向範囲} \quad l_w \geq 1.56 \cdot \sqrt{\left(\frac{D_i + t}{2}\right) \cdot t} \quad \dots \dots \dots (5.3.1.1.14)$$

である場合、脚付け根部における胴の有効板厚 t_e は胴板の厚さと当板の厚さの合計とする。また、当板が上記の範囲を満たさない場合、 t_e は胴板の厚さとする。

注記*1：引用文献(1)より引用

*2：引用文献(3)より引用

7. 引用文献

- (1) Stresses in Large Horizontal Cylindrical Pressure Vessels on Two Saddle Supports, Welding Research Supplement, Sep. 1951.
- (3) 日本産業規格 J I S B 8 2 7 8 (2003) 「サドル支持の横置圧力容器」

図 2 有効板厚 t_e の判定基準

(VI-2-1-14 「機器・配管系の計算書作成の方法 添付資料-4 横置一胴円筒形容器の耐震性についての計算書作成の基本方針」から抜粋)

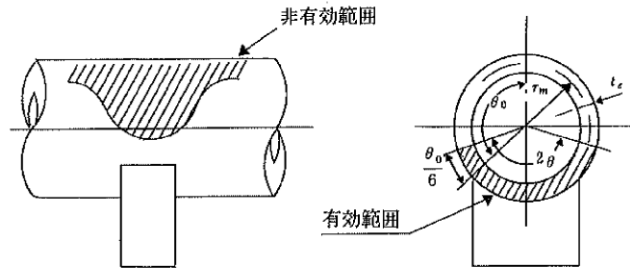


図 6.6.3-27 脚つけ根部の有効範囲

脚付け根部における胴の有効板厚 t_e の判定基準について規定なし。

⑤ 運転時重量による脚つけ根部の応力

胴の脚つけ根部には、脚反力による局部応力が生じる。

胴の第1脚つけ根部に作用する反力は次式で表わされる。

$$P = R_1 \dots\dots\dots (6.6.3-313)$$

この反力 P により生じる胴の局部応力は、参考文献^(6.6.3-2)によると次のようにして求めることができる。

$$\gamma = r_m / t_e \dots\dots\dots (6.6.3-314)$$

$$\beta_1 = C_1 / r_m \dots\dots\dots (6.6.3-315)$$

$$\beta_2 = C_2 / r_m \dots\dots\dots (6.6.3-316)$$

$\beta_1 / \beta_2 \geq 1$ のとき

$$\beta = \left[1 - \frac{1}{3} (\beta_1 / \beta_2 - 1) (1 - K_1^*) \right] \sqrt{\beta_1 \beta_2} \dots\dots (6.6.3-317)$$

$\beta_1 / \beta_2 < 1$ のとき

$$\beta = \left[1 - \frac{4}{3} (1 - \beta_1 / \beta_2) (1 - K_2^*) \right] \sqrt{\beta_1 \beta_2} \dots\dots (6.6.3-318)$$

シェルパラメータ γ 及びアタッチメントパラメータ β によって、参考文献 (6.6.3-2) の表より値を求める (以下*を付記する。) ことにより応力は次式で表わされる。

- ・ t_e : 小 (当板未考慮) \Rightarrow 算出応力 : 大
- ・ t_e : 大 (当板考慮) \Rightarrow 算出応力 : 小

胴の脚付け根部の
応力計算式の一例

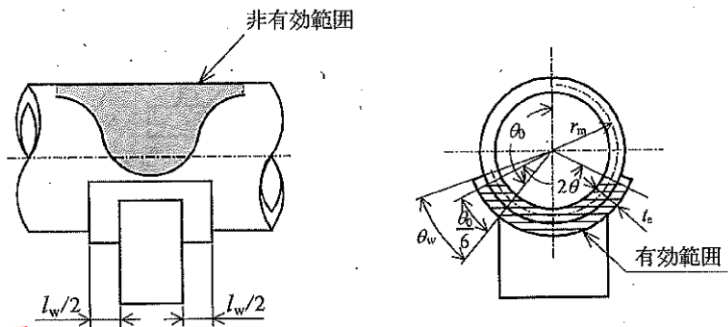
$$\sigma_{\phi 3} = \left(\frac{N_{\phi}}{P/r_m} \right)^* \cdot \left(\frac{P}{r_m t_e} \right) \dots\dots\dots (6.6.3-319)$$

$$\sigma_{x3} = \left(\frac{N_x}{P/r_m} \right)^* \cdot \left(\frac{P}{r_m t_e} \right) \dots\dots\dots (6.6.3-320)$$

⑥ 長手方向地震による脚つけ根部の応力

第2脚は、長手方向に自由にスライドできるので第1脚は図6.6.3-23のように変形し、脚つけ根部に生じる曲げモーメント及び鉛直荷重 (偶力) は次式により与えられる。

図3 J E A G 4 6 0 1 - 1987における記載内容



脚付け根部における
 胴の有効板厚 t_e
 の判定基準反映箇所

附図 5.2.4-8 脚つけ根部の有効範囲

胴の脚つけ根部に取り付く当て板の大きさが、

$$\text{円周方向範囲 } \theta_w \geq \frac{\theta_0}{6} \quad \dots\dots\dots (\text{附 5.2.4-20})$$

$$\text{長手方向範囲 } l_w \geq 1.56 \sqrt{\left(\frac{D_i + t}{2}\right)t} \quad \dots\dots\dots (\text{附 5.2.4-21})$$

である場合、脚つけ根部における胴の有効板厚 t_e は胴板の厚さと当て板の厚さの合計とする。また、当て板が上記範囲を満たさない場合、 t_e は胴板の厚さとする。

【解 説】

(1) 長手方向曲げモーメントに対する胴の有効範囲

胴の脚つけ根部に作用する曲げモーメントは胴の断面に対して一様に作用するものではなく、脚取付部において円周方向の曲げモーメントに置換される。

長手方向の曲げモーメントに対する胴の応力の影響範囲は、参考文献(附 4.3-3)によると脚上 $\theta_0/6$ の点までである。

(2) 当て板の長手方向範囲

当て板が式(附 5.2.4-21)の範囲に取り付いている場合には、JISB8278(2003) サドル支持の横置圧力容器に、長手方向の曲げモーメントにより胴の脚つけ根部に生じる応力の計算に当て板を考慮してよいことが示されている。

e) 運転時質量及び鉛直方向地震力により生じる胴の脚つけ根部の応力

胴の脚つけ根部には、脚反力による局部応力が生じる。

胴の第1脚つけ根部に作用する反力は、次による。

運転時質量による反力

$$P = R_1 \quad \dots\dots\dots (\text{附 5.2.4-22})$$

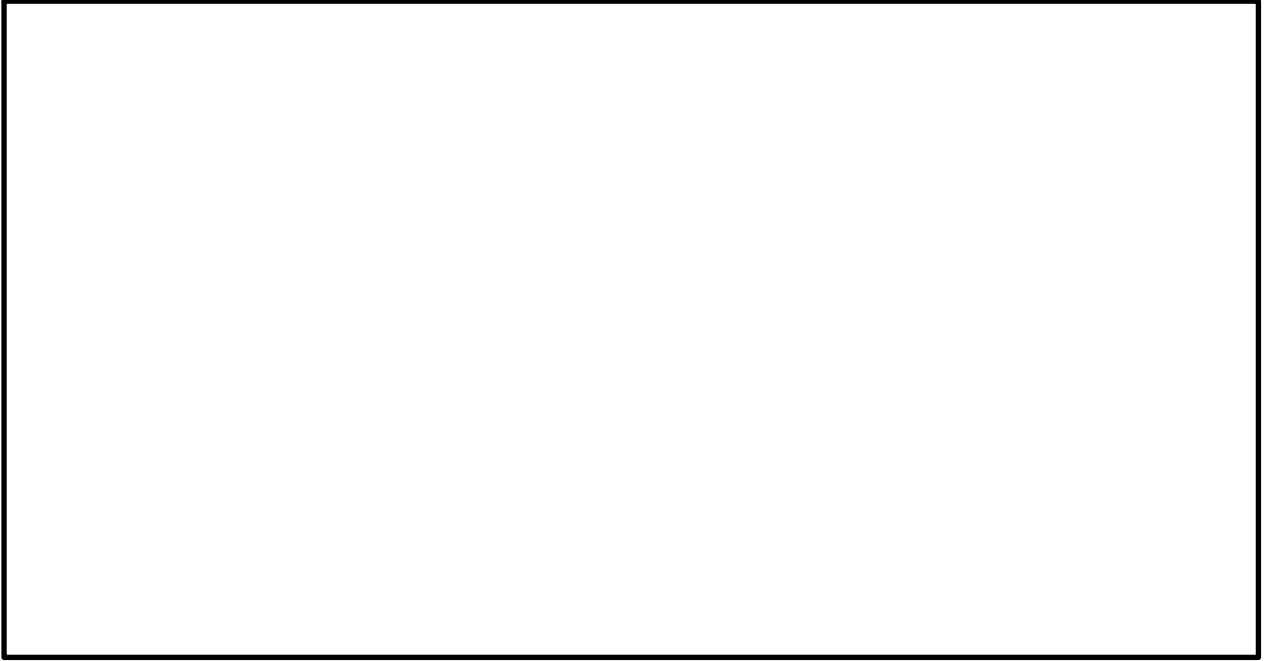


図5 当板拡張の概要（長手方向の例）

表1 横置円筒形容器のJ E A Gに基づく耐震評価方法

No.	設備名称	新設/既設	構造上の特徴				耐震評価方法		備考
			脚数	耐震補強工事の内容		当板考慮	応答解析	応力評価	
				当板拡張	サポート追設				
1	逃がし安全弁逃がし弁機能用アキュムレータ	既設	1脚	—*1	—	—*1	理論式	分類①	
2	逃がし安全弁自動減圧機能用アキュムレータ		2脚	—*1	—	—*1			
3	燃料プール冷却系熱交換器		2脚	○*2	—	○*2		理論式	分類②
4	非常用ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンク				—				
5	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンク				—				
6	原子炉補機冷却系熱交換器				脚底面にサポート追設				
7	高圧炉心スプレイ補機冷却系熱交換器		—						
8	グラント蒸気排ガスフィルタ		2脚	—*3	—	—*3			分類③
9	タービン補機冷却系熱交換器		—*3	脚底面にサポート追設	—*3				
10	ガスタービン発電機用サービスタンク		新設	2脚	—*4	—			○*4
11	原子炉浄化系補助熱交換器	既設	2脚	○*2	脚にサポート追設	○*2	はり モデル *5		分類⑤
12	非常用ディーゼル発電設備 A-ディーゼル燃料貯蔵タンク		3脚	○*2	—	○*2			
13	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料貯蔵タンク				—				
14	非常用ディーゼル発電設備 B-ディーゼル燃料貯蔵タンク	新設	5脚	—*4	—	○*4	分類⑥		

注記*1：当板を考慮せずに評価成立〔分類①〕

*2：当板拡張により評価成立〔分類②及び分類⑤〕

*3：波及的影響防止（転倒防止）の観点で胴は評価対象外〔分類③〕

*4：当板有効となるように新設〔分類④及び分類⑥〕

*5：脚数が3脚以上又は脚（底面以外）へサポートを追設している場合であり，応答解析に理論式同等のはりモデルの解析を適用〔分類⑤及び分類⑥〕

表 2 当板拡張の内容

No.	設備名称	当板の 拡張方向	長手方向		判定値*2 (mm)	周方向		判定値*2 (rad)
			当板寸法*1 lw (mm)			当板寸法*1 θw (rad)		
			拡張前	拡張後		拡張前	拡張後	
1	燃料プール冷却系熱交換器	長手方向	50	90	85	0.379	—	0.369
2	非常用ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンク	長手方向及び 周方向	30	170	156	0.045	0.428	0.327
3	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料デイトンク	長手方向及び 周方向	30	170	156	0.045	0.428	0.327
4	原子炉補機冷却系熱交換器	長手方向	70	180	171	0.354	—	0.350
5	高圧炉心スプレイ補機冷却系熱交換器	長手方向	40	120	116	0.351	—	0.350
6	原子炉浄化系補助熱交換器	長手方向	50	110	106	0.366	—	0.365
7	非常用ディーゼル発電設備 A-ディーゼル燃料貯蔵タンク	長手方向	200	300	249	0.357	—	0.350
8	高圧炉心スプレイ系ディーゼル発電設備ディーゼル燃料貯蔵タンク	長手方向	200	300	249	0.357	—	0.350

注記*1：当板寸法の記号は図 2 に対応

*2：有効板厚に当板の板厚を考慮する場合の lw 及び θw の下限値

表 3 サポート追設の内容 (1/3)

No.	設備名称	サポート追設の内容	概略構造図
1	原子炉補機冷却系熱交換器		

表 3 サポート追設の内容 (2/3)

No.	設備名称	サポート追設の内容	概略構造図
2	タービン補機冷却系熱交換器		

表 3 サポート追設の内容 (3/3)

No.	設備名称	サポート追設の内容	概略構造図
3	原子炉浄化系補助熱交換器		

表4 横置円筒形容器（当板拡張対象）の耐震評価方法の変更内容

	評価部位	既工認	設置変更許可審査	今回工認
応答解析 手法	胴	理論式 又ははりモデル*1	FEMモデル (胴の応力評価と対応)	理論式 又ははりモデル*2
	脚		理論式又ははりモデル	
	基礎ボルト			
応力評価 方法	胴	理論式 (胴の有効板厚 t_e に判定基準はなく、有効板厚 t_e に当板の板厚を考慮)	FEMモデル (胴の応力評価を精緻化)	理論式 (胴の有効板厚 t_e の判定基準に基づいて当板拡張を実施し、有効板厚 t_e に当板の板厚を考慮)
	脚		理論式	
	基礎ボルト			
考え方		J E A G 4 6 0 1 - 1 9 8 7 発行前であったが、J E A G 4 6 0 1 - 1 9 8 7 と同等の評価方法を適用していた。J E A G - 1 9 8 7 には胴の脚付け根部の応力評価における有効板厚 t_e の判定基準は規定されておらず、当時は有効板厚 t_e に当板の板厚を考慮していた。	J I S 等の文献に基づき、胴の脚付け根部の応力評価における有効板厚 t_e に判定基準を設け、当該判定基準に基づいて評価を行うこととした。有効板厚 t_e に当板を考慮できないことにより発生値が許容値を上回るものについては、精緻な応力評価を実施することを目的としてFEMモデルを用いた評価を行う方針としていた。	有効板厚 t_e の判定基準を満たすように当板を拡張する工事の成立性を検討した。成立性の見通しが得られたことから、当板拡張を実施のうえ従来同様の理論式による応力評価を行う方針とした。

注記*1：J E A G の理論式を適用できない容器として、多段式の熱交換器に適用

*2：J E A G の理論式を適用できない容器として、脚数が3脚以上又は脚にサポートを追設した容器に適用