

女川原子力発電所 2 号炉

設計基準対象施設について (4 条 地震による損傷の防止)

平成 3 1 年 4 月

東北電力株式会社

目次

- 4 条 地震による損傷の防止
- 5 条 津波による損傷の防止
- 6 条 外部からの衝撃による損傷の防止（その他外部事象）
- 6 条 外部からの衝撃による損傷の防止（竜巻）
- 6 条 外部からの衝撃による損傷の防止（火山）
- 6 条 外部からの衝撃による損傷の防止（外部火災）
- 7 条 発電用原子炉施設への人の不法な侵入等の防止
- 8 条 火災による損傷の防止
- 9 条 溢水による損傷の防止等
- 10 条 誤操作の防止
- 11 条 安全避難通路等
- 12 条 安全施設
- 14 条 全交流動力電源喪失対策設備
- 16 条 燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設
- 17 条 原子炉冷却材圧力バウンダリ
- 23 条 計測制御系統施設（第 16 条に含む）
- 24 条 安全保護回路
- 26 条 原子炉制御室等
- 31 条 監視設備
- 33 条 保安電源設備
- 34 条 緊急時対策所
- 35 条 通信連絡設備

下線は、今回の提出資料を示す。

第4条：地震による損傷の防止

<目次>

第1部

1. 基本方針
 - 1.1 要求事項の整理
 - 1.2 追加要求事項に対する適合性
 - (1) 位置，構造及び設備
 - (2) 安全設計方針
 - (3) 適合性説明
 - 1.3 気象等
 - 1.4 設備等
 - 1.5 手順等

第2部

1. 耐震設計の基本方針
 - 1.1 基本方針
 - 1.2 適用規格
2. 耐震設計上の重要度分類
 - 2.1 重要度分類の基本方針
 - 2.2 耐震重要度分類
3. 設計用地震力
 - 3.1 地震力の算定法
 - 3.2 設計用地震力
4. 荷重の組合せと許容限界
 - 4.1 基本方針
5. 地震応答解析の方針
 - 5.1 建物・構築物
 - 5.2 機器・配管系
 - 5.3 屋外重要土木構造物
 - 5.4 津波防護施設，浸水防止設備及び津波監視設備並びに浸水防止設備又は津波監視設備が設置された建物・構築物
6. 設計用減衰定数
7. 耐震重要施設の安全機能への下位クラス施設の波及的影響
8. 水平2方向及び鉛直方向の地震力の組合せに関する影響評価方針
9. 構造計画と配置計画

(別 添)

- 別添－ 1 設計用地震力
- 別添－ 2 動的機能維持の評価
- 別添－ 3 弾性設計用地震力 S_d ・静的地震力による評価
- 別添－ 4 上位クラス施設の安全機能への下位クラス施設の波及的影響の検討について
- 別添－ 5 水平 2 方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響評価方針
- 別添－ 6 屋外重要土木構造物等及び津波防護施設の耐震評価における断面選定の考え方
- 別添－ 7 主要建屋の構造概要及び解析モデルについて
- 別添－ 8 入力地震動について

(別 紙)

- 別紙－ 1 既工認との手法の相違点の整理（設置変更許可申請段階での整理）
- 別紙－ 2 上位クラス施設の安全機能への下位クラス施設の波及的影響の検討
- 別紙－ 3 水平 2 方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について
- 別紙－ 4 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
- 別紙－ 5 竜巻防護ネットの耐震構造設計について
- 別紙－ 6 原子炉本体の基礎の復元力特性について
- 別紙－ 7 使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数について
- 別紙－ 8 規格適用範囲外の動的機能維持の評価
- 別紙－ 9 海水ポンプ室門型クレーンへの非線形時刻歴応答解析の適用
- 別紙－ 1 0 地震時における燃料被覆管の閉じ込め機能の維持について
- 別紙－ 1 1 東北地方太平洋沖地震等による影響を踏まえた建屋耐震設計方法への反映について
- 別紙－ 1 2 埋め込まれた建屋の周辺地盤による影響について
- 別紙－ 1 3 原子炉建屋屋根トラスの解析モデルへの弾塑性解析の適用
- 別紙－ 1 4 原子炉建屋基礎版の応力解析モデルへの弾塑性解析の適用
- 別紙－ 1 5 屋外重要土木構造物等及び津波防護施設の耐震評価における断面選定について
- 別紙－ 1 6 土木構造物の解析手法及び解析モデルの精緻化について
- 別紙－ 1 7 後施工せん断補強筋による耐震補強について
- 別紙－ 1 8 液状化影響の検討方針について
- 別紙－ 1 9 地下水位低下設備について

女川原子力発電所２号炉

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

目 次

1. 概要	1
2. 既工認と今回工認の耐震評価手法	1
2.1 サプレッションチェンバの構造	1
2.2 有効質量の概要	4
2.3 既工認と今回工認の耐震評価手法の比較	4
2.3.1 水の有効質量の適用及びスロッシング荷重の考慮	7
2.3.2 地震応答解析手法の変更	7
2.4 有効質量を適用する目的と効果	8
3. 有効質量の適用方針	9
3.1 概要	9
3.2 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証	9
3.3 耐震評価に用いる有効質量の設定	10
4. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証	12
4.1 構造解析による有効質量比の算出	12
4.1.1 検討対象	12
4.1.2 解析モデル	12
4.1.3 解析結果	12
4.2 振動試験	13
4.2.1 試験体	13
4.2.2 計測項目及び計測機器設置位置	14
4.2.3 試験条件	15
4.2.4 試験結果	16
4.3 流体解析による有効質量比の算出	19
4.3.1 解析モデル	19
4.3.2 解析条件	19
4.3.3 解析結果及び有効質量比の確認	19
4.4 妥当性検証	21
5. 耐震評価に用いる有効質量の設定	22
5.1 実機の有効質量比の算出	22
5.1.1 NASTRANの実機解析モデル	22
5.1.2 OpenFOAMの実機解析モデル	23
5.1.3 解析結果	23
5.2 実機評価に適用する有効質量	24
6. 今回工認の地震応答解析	25
7. まとめ	29

- 別紙 1 規格類における有効質量の適用例
 - 別紙 2 有効質量の概要
 - 別紙 3 サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重について
 - 別紙 4 振動試験の全データ
 - 別紙 5 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ついて
-
- 参考資料 1 地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について
 - 参考資料 2 有効質量比に対するスロッシング影響について
 - 参考資料 3 有効質量比に対する入力地震動の影響について
 - 参考資料 4 規格基準における有効質量比との比較について
 - 参考資料 5 計算機コードの概要について
 - 参考資料 6 有効質量を適用する設備について
 - 参考資料 7 サプレッションチェンバ・ボックスサポートの耐震評価について
 - 参考資料 8 原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について
 - 参考資料 9 機器・配管系設備の既工認からの構造変更について(ボックスサポート)
 - 参考資料 10 評価に用いた地震動の応答加速度スペクトルについて
 - 参考資料 11 方向性を考慮していない水平方向地震動における模擬地震波の作成方針
 - 参考資料 12 サプレッションチェンバの水位条件について

1. 概要

女川原子力発電所2号炉（以下「女川2号炉」という。）の既工認では、サブプレッションチェンバへ加わる地震荷重のうち、内部水による荷重の算出に当たっては、内部水全体を剛体とみなし、容器とともに一体で挙動するものとして内部水の全質量を用いていたが、容器の内部水が自由表面を有する場合、実際に地震荷重として付加される内部水の質量は一部であることから、女川2号炉の今回工認では、これを考慮して地震荷重を算出する。

ここで、他産業における球形タンクや円筒タンクの耐震設計では、容器内の水が自由表面を有する場合、実際に地震荷重として付加される質量は、有効質量（又は付加質量、仮想質量等）として定義され、一般的に適用されている。

本資料では、女川2号炉の今回工認において円環形状容器であるサブプレッションチェンバ内部水に対して有効質量を適用することの考え方及びその妥当性について説明する。

2. 既工認と今回工認の耐震評価手法

2.1 サプレッションチェンバの構造

原子炉格納容器の全体概要図を図 2.1-1 に、サブプレッションチェンバの概要図を図 2.1-2 に、サブプレッションチェンバ断面概要図を図 2.1-3 に示す。また、サブプレッションチェンバの諸元を表 2.1-1 に示す。

サブプレッションチェンバは、16 セグメントの円筒を繋ぎ合わせた円環形状容器であり、各セグメントの継ぎ目に2箇所ずつ設けられた全 32 箇所の支持脚（以下「ボックスサポート」という。）により、原子炉建屋基礎版上に自立している。

ボックスサポートは、半径方向に対してサブプレッションチェンバの熱膨張により可動する構造であり、周方向に対してサブプレッションチェンバの地震荷重を原子炉建屋基礎版に伝達させる構造である。

また、サブプレッションチェンバは、ドライウエ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により相対変位を吸収する構造となっている。

このため、サブプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、ドライウエルの地震応答と切り離し、原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いている（参考資料8参照）。

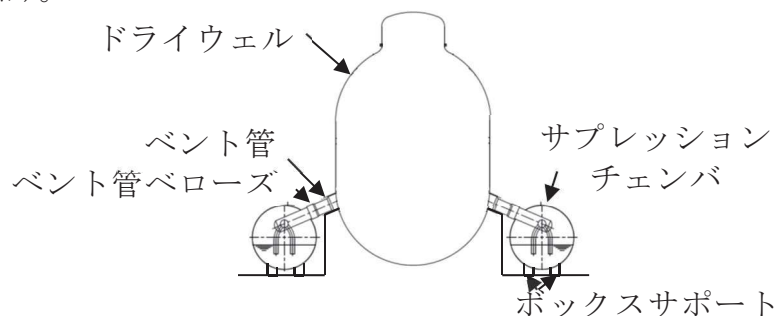


図 2.1-1 原子炉格納容器全体概要図

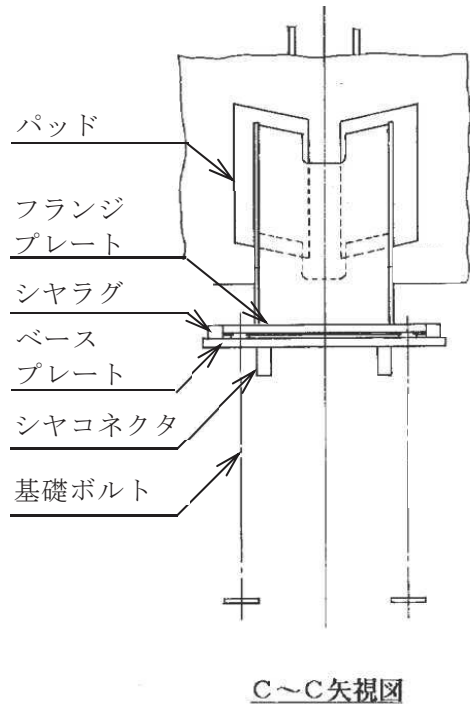
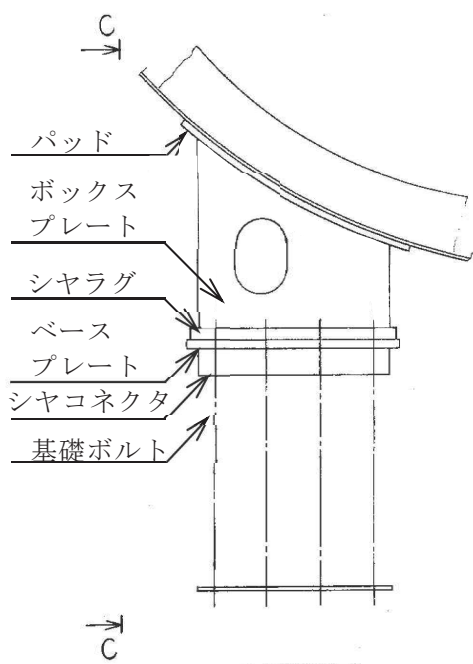
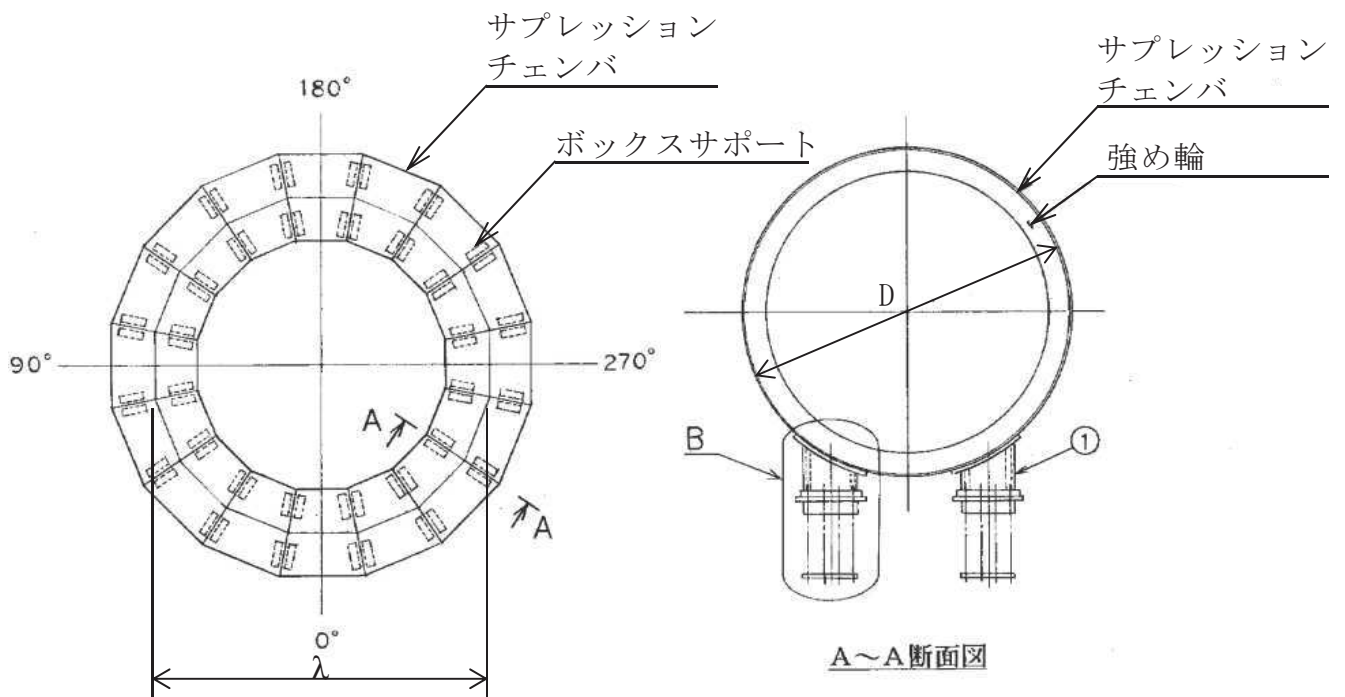


図 2.1-2 サプレッションチェンバ・ボックスサポート概要図

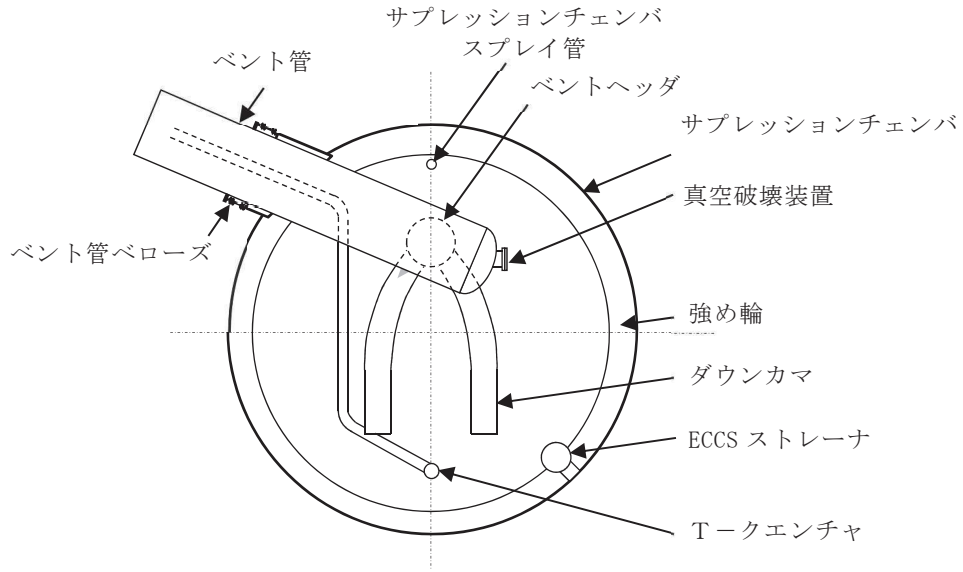


図 2.1-3 サプレッションチェンバ断面概要図

表 2.1-1 女川 2 号炉 サプレッションチェンバ諸元

項 目		内 容	備 考
耐震クラス		Sクラス	
設置建屋		原子炉建屋	
設置高さ		O. P. -8, 100	基礎版上
主 要 寸 法	D	9,400 mm	記号は図 2.1-2 に示す
	λ	37,860 mm	
	t	19 mm	
	θ	22.5°	
サブプレッション チェンバ質量 (内部水及びボックス サポート含む)		約 4,200 ton	通常運転水位における質量
		約 5,470 ton	重大事故時水位における質量
内部水質量		約 2,900 ton	通常運転水位における質量
		約 4,170 ton	重大事故時水位における質量

2.2 有効質量の概要

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（別紙1参照）。

また、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（別紙2参照）。

なお、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 を用いて算出することが可能である。

2.3 既工認と今回工認の耐震評価手法の比較

女川2号炉のサプレッションチェンバの耐震評価における既工認と今回工認の比較を表2.3-1に、既工認及び今回工認の動的地震力による耐震評価のフローを図2.3-1及び図2.3-2に並びに静的地震力による耐震評価のフローを図2.3-3及び図2.3-4に示す。

既工認からの変更点は、水平地震荷重算出における質量の扱い（有効質量の適用）及びこれに伴うスロッシング荷重の個別評価、地震応答解析手法の変更（動的解析（スペクトルモーダル解析等））である。

表 2.3-1 女川2号炉のサプレッションチェンバの耐震評価における
既工認と今回工認の比較

項目		既工認	今回工認*1	変更理由	
荷重評価	地震荷重算出に考慮する質量	水平	鋼材質量＋ 水質量（全質量）	鋼材質量＋ <u>水質量（有効質量）</u>	現実的な水の地震荷重を評価するため、水の有効質量を適用
		鉛直	鋼材質量＋ 水質量（全質量）	同左	—
	スロッシング荷重	*2	<u>個別評価</u>	有効質量の適用に伴いスロッシング荷重を個別評価	
	死荷重（自重）に考慮する質量	鋼材質量＋ 水質量（全質量）	同左	—	
	地震荷重解析手法	水平	静的解析	<u>動的解析（スペクトルモーダル解析等）</u>	より詳細な地震応答解析を実施
鉛直		静的解析	静的解析	—	
応力評価	応力評価手法	サプレッションチェンバシェル（数値解析） ボックスサポート（定型式）	同左	—	
	許容応力	JEAG4601に基づく	同左	—	

注) 下線部は既工認からの変更点を示す

*1 静的地震力による評価は、水質量（全質量）を用いて既工認と同様に評価

*2 サプレッションチェンバ内部水全体を剛体とみなし保守的に地震荷重を考慮しており、スロッシング荷重は水平地震荷重に包含される

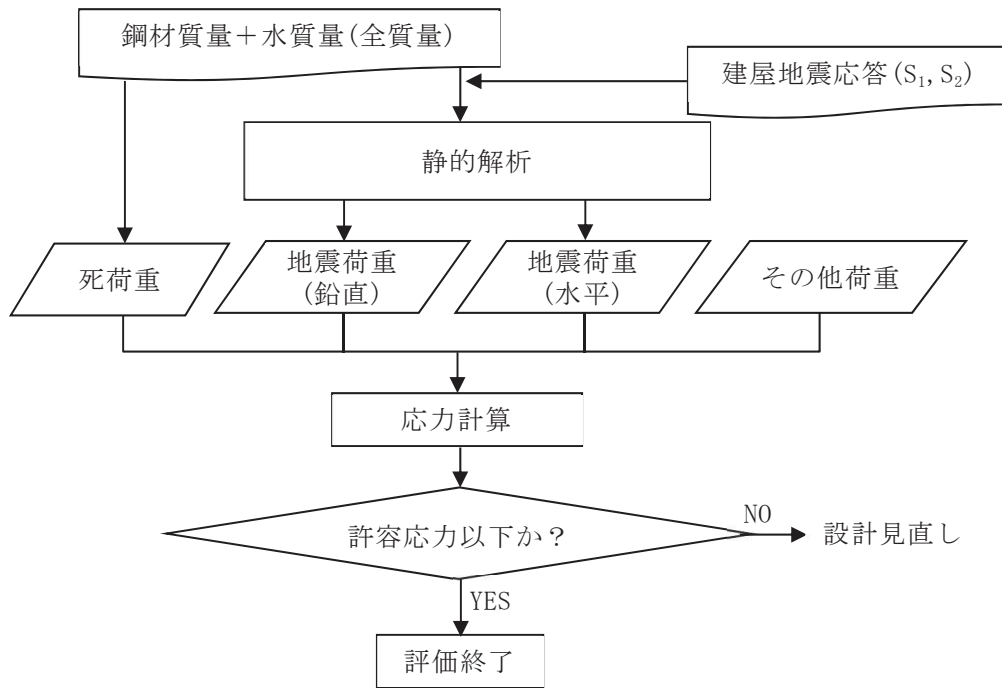


図 2.3-1 既工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

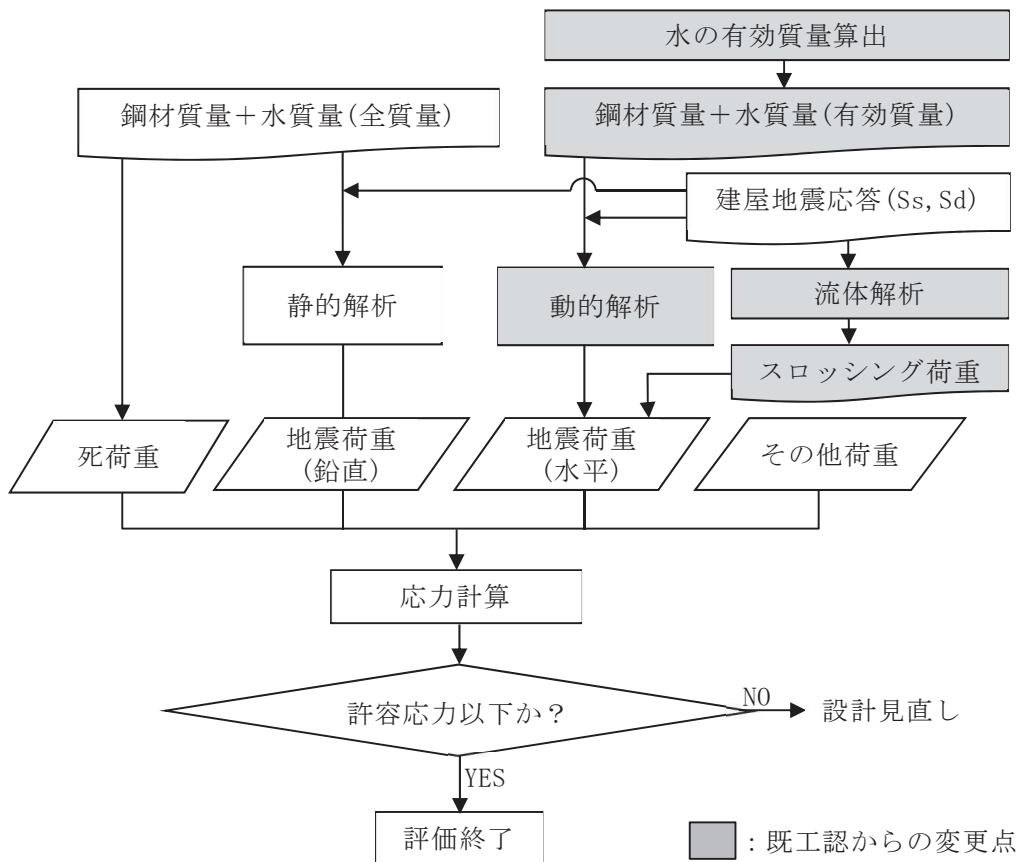


図 2.3-2 今回工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

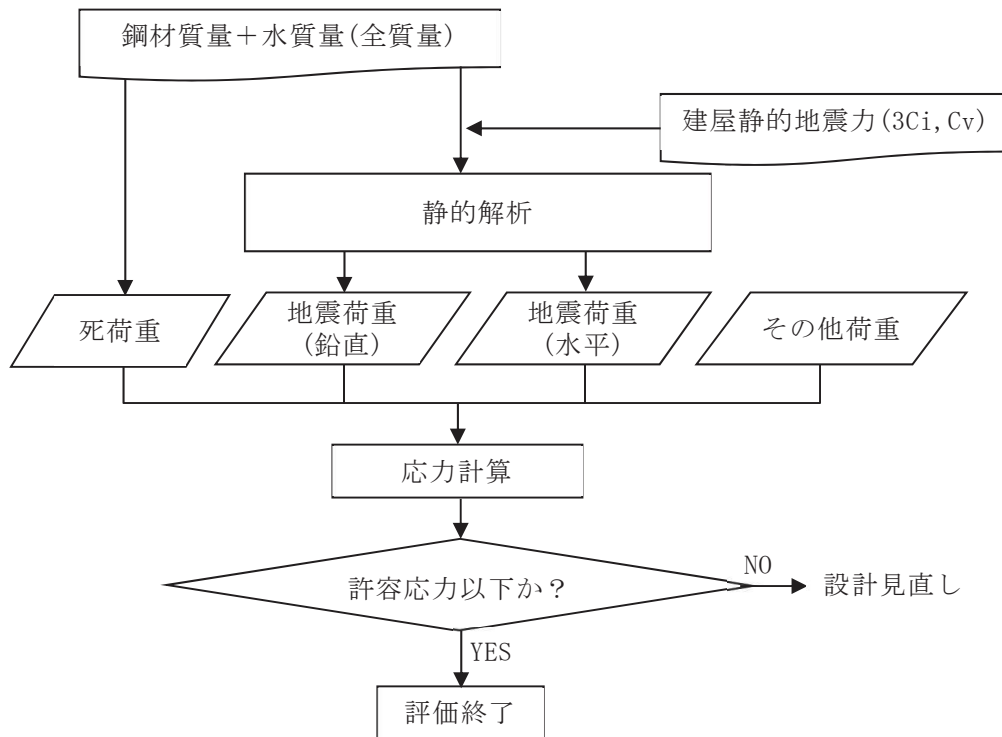


図 2.3-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

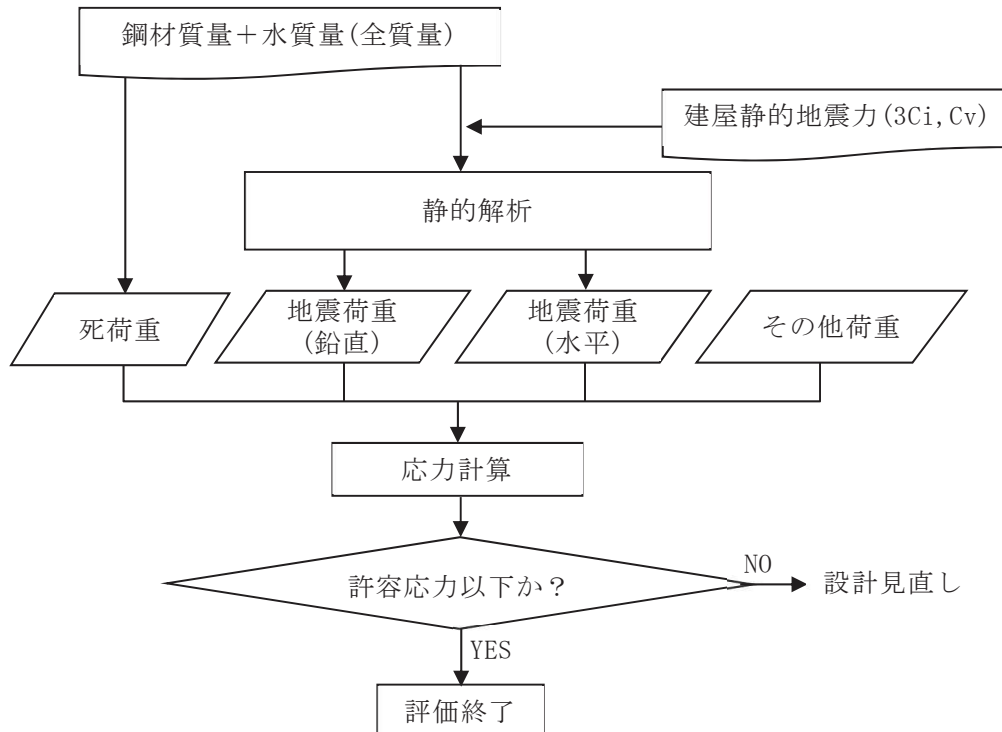


図 2.3-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー(既工認と変更なし)

2.3.1 水の有効質量の適用及びスロッシング荷重の考慮

サプレッションチェンバの耐震評価は、死荷重（自重）、水平及び鉛直方向の地震荷重、地震と同時に作用することが想定される圧力によるその他荷重を組み合わせて行う。

既工認では、簡便な扱いとしてサプレッションチェンバの内部水全体を剛体と仮定し、地震荷重算出に内部水の全質量を用いていたが、今回工認では流体としての特性を考慮し、水平方向の地震荷重算出にあたってはサプレッションチェンバ内部水質量として有効質量の考え方を適用する。

また、スロッシングによる荷重については、既工認ではサプレッションチェンバ内部水全体を剛体としていたため、水平方向の地震荷重に包含される扱いとしていたが、今回工認では水平方向の地震荷重算出に有効質量を適用するため、地震時の内部水の挙動を考慮し、スロッシング荷重を流体解析により算出する（別紙3，参考資料6参照）。

2.3.2 地震応答解析手法の変更

既工認では、地震応答解析手法として水を含めたサプレッションチェンバ全体を剛とみなして静解析を実施していたが、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の質量増加を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、動的解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析等）に変更する。

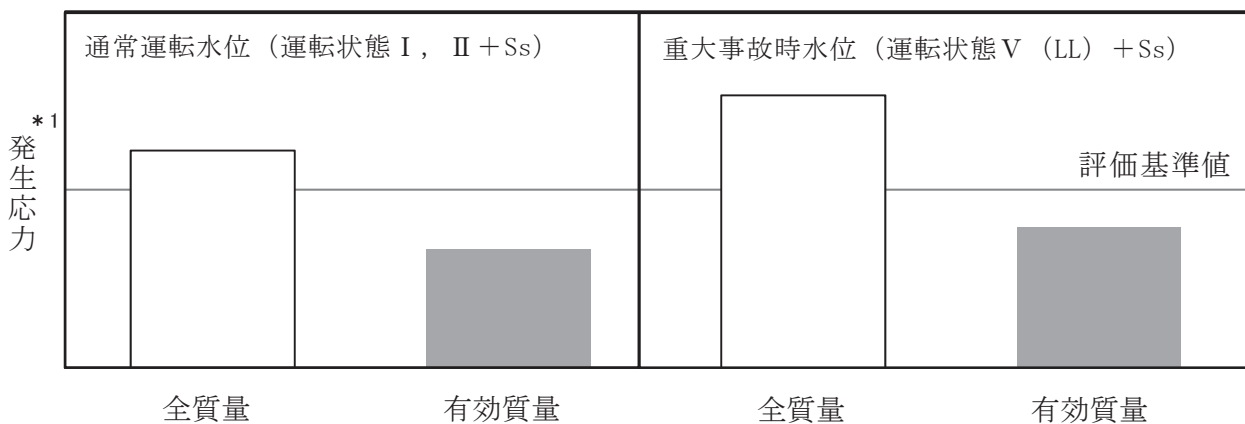
なお、3次元はりモデルによるスペクトルモーダル解析は、配管等の地震応答解析で用いられている一般的な手法である。

2.4 有効質量を適用する目的と効果

容器の内部水が自由表面を有する場合、実際に地震荷重として付加される内部水の質量は、内部水の全質量でなく一部の質量（有効質量）であることが知られている。

これらの知見に基づいて、女川2号炉の今回工認では、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た評価を行うことを目的に、耐震計算における内部水の扱いとして、振動試験や流体解析によりその妥当性を検証した汎用構造解析プログラムNASTRANを用いて算出した有効質量を適用する。

なお、本有効質量を用いて、サプレッションチェンバボックスサポートの構造強度評価を実施する場合、発生応力が低減すると考えられる（図2.4-1）。



*1 いずれの条件に対しても補強工事を考慮（参考資料9参照）

図 2.4-1 通常運転状態及び重大事故時のボックスサポートの評価の見通し

3. 有効質量の適用方針

3.1 概要

女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に適用する有効質量は、汎用構造解析プログラム NASTRAN（参考資料 5 参照）にて算出する。

円環形状容器であるサブプレッションチェンバの有効質量の算出に NASTRAN を用いるため、その妥当性検証として、サブ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 NASTRAN にて有効質量を求め、実機を縮小模擬した試験体（前述の NASTRAN の解析モデルと同様）を用いた振動試験及び流体解析（汎用流体解析コード OpenFOAM（参考資料 5 参照））により算出した有効質量と比較、検証を行う。

女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量は、先に検証した NASTRAN 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（汎用流体解析コード OpenFOAM）により算出した値と比較、検証した上で、解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえて NASTRAN で算出された値の保守性を検討し、設定する。

NASTRAN によるサブ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女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れを図 3.1-1 に示す。なお、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。

3.2 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

円環形状容器の有効質量算出に汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いることの妥当性検証として、振動試験及び汎用流体解析コード OpenFOAM により算出した有効質量比と比較する。

- ① NASTRAN による試験体解析モデルの有効質量比の算出（第 4.1 項にて説明）
振動試験に用いた試験体の構造解析モデルを作成し、NASTRAN により有効質量比を算出する。
- ② 振動試験による有効質量比の確認（第 4.2 項にて説明）
実機を縮小模擬した円環形状容器の試験体を用いて振動試験を行い、試験データから有効質量比を算出する。
- ③ OpenFOAM による試験体解析モデルの有効質量比の算出（第 4.3 項にて説明）
振動試験に用いた試験体の流体解析モデルを作成し、OpenFOAM により有効質量比を算出する。

④ 妥当性検証（第 4.4 項にて説明）

上記①～③で得られた有効質量比を比較し、NASTRAN で算出した円環形状容器の内部水の有効質量比の妥当性を検証する。

3.3 耐震評価に用いる有効質量の設定

女川 2 号炉の実機評価に適用する有効質量は、実機解析モデルに対する NASTRAN と内部構造物を含む実機解析モデルに対する OpenFOAM による有効質量比を比較し、その妥当性を検証した上で、解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえて NASTRAN で算出された値の保守性を検討し、設定する。

① NASTRAN による実機の有効質量比の算出（第 5.1 項にて説明）

第 3.2 項により妥当性を確認した NASTRAN を用いて、女川 2 号炉の実機解析モデルにより有効質量比を算出する。

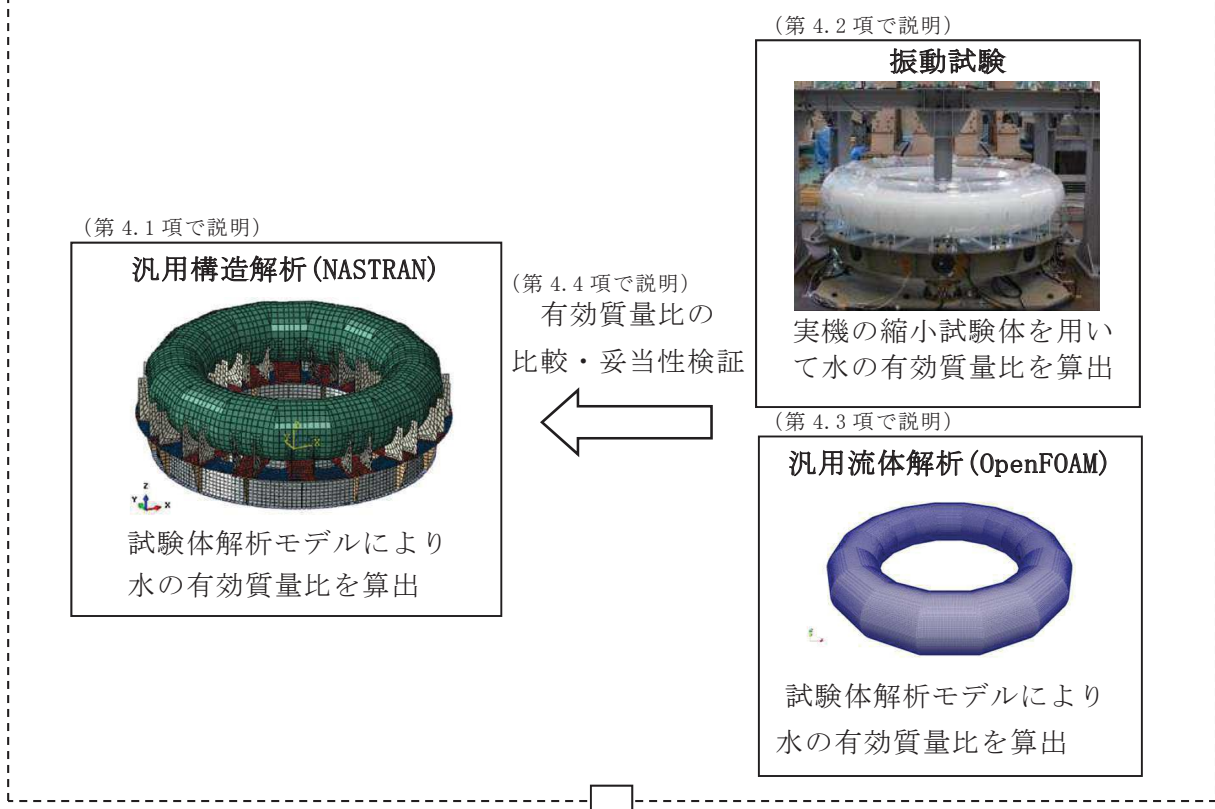
② 流体解析による実機の有効質量比の算出（第 5.1 項にて説明）

NASTRAN の実機解析の妥当性を検証するため、OpenFOAM を用いて、女川 2 号炉の主要な内部構造物をモデル化した実機解析モデルにより有効質量比を算出し比較する。

③ 不確かさを踏まえた耐震評価用の有効質量の設定（第 5.2 項にて説明）

NASTRAN に対する流体解析及び振動試験の値の差異等を踏まえ、NASTRAN で算出された値の保守性を検討し、女川 2 号炉の実機評価に適用する有効質量を設定する。

【円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証】



【耐震評価で用いる有効質量の設定】

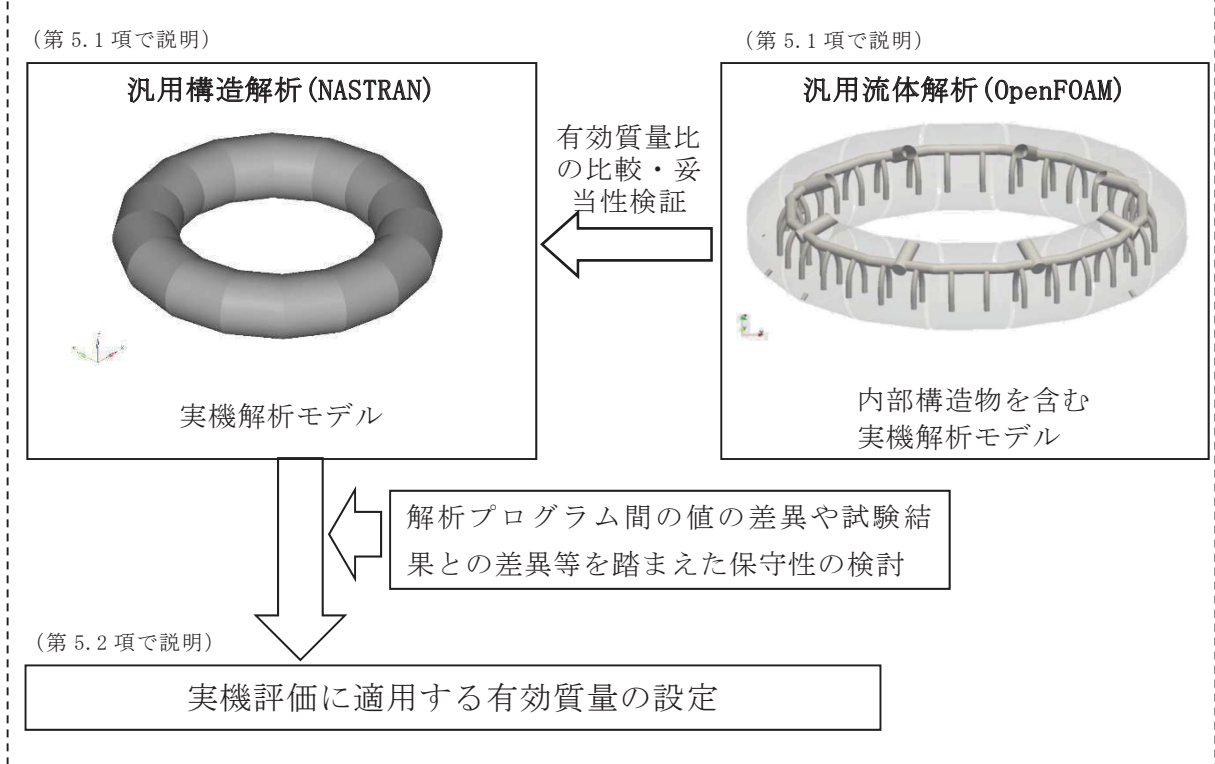


図 3.1-1 NASTRAN によるサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れ

4. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

4.1 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、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、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。

4.1.1 検討対象

女川 2 号炉のサプレッションチェンバを対象とし、NASTRAN による有効質量算出の妥当性検証のために実施する振動試験と同様（第 4.2 項参照）に実機サプレッションチェンバを縮小模擬した円環形状とする（実機寸法の約 1/25）。

4.1.2 解析モデル

振動試験に用いた試験体及び架台をもとにシェル要素で作成した構造解析モデルを図 4.1-1 に示す。水位は、実機サプレッションチェンバの運転状態を考慮し、4 段階（低、中、高、高高）（参考資料 1 2 参照）を設定する。

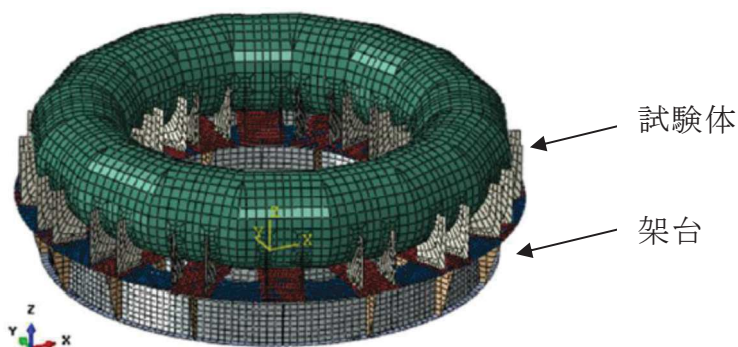


図 4.1-1 構造解析モデル（試験体解析モデル）

4.1.3 解析結果

NASTRAN による有効質量及び有効質量比の算出結果を表 4.1-1 に示す。有効質量比は水位とともに増加する傾向が確認された。

表 4.1-1 NASTRAN による有効質量及び有効質量比の算出結果

水位*1	水の全質量 M_W [kg]	水の有効質量*2 M_E [kg]	有効質量比 M_E/M_W [-]	備考
低 (146mm)	189.2	28.6	0.15	通常運転水位
中 (203mm)	292.4	64.4	0.22	
高 (259mm)	389.7	115.1	0.30	真空破壊装置上端水位*3
高高 (325mm)	486.4	199.3	0.41	

*1 試験体底面からの高さ（第 4.2 項参照）

*2 各シェル要素で得られた有効質量の合算値

*3 重大事故時水位より高い水位

4.2 振動試験

円環形状容器の内部水の有効質量算出に 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、NASTRAN による有効質量比との比較を行う（参考資料 1 参照）。

4.2.1 試験体

試験体の寸法は、女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの実機寸法の約 1/25 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た。表 4.2-1 に試験体と実機の相似比を示す。なお、解析手法の検証という目的を踏まえ、内部水の流動現象を単純化させるため、強め輪やダウンコマ等の内部構造物は、試験体に模擬していない。

振動台上に試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平及び鉛直方向の反力を測定可能な分力計を 4 台設置した。架台は、内部水からの荷重を分力計に確実に伝達させるため強固なものとし、ボックスサポートは模擬していない。試験装置の概要を図 4.2-1 に、写真を図 4.2-2 に示す。

表 4.2-1 試験体と実機との相似比

物理量	相似比*1	設定値
長さ	1/L	1/24.7
加速度	1/1	1
時間	1/√L	1/√24.7

*1 L : 実機と試験体の縮尺比 (L=9,400/380=24.7)

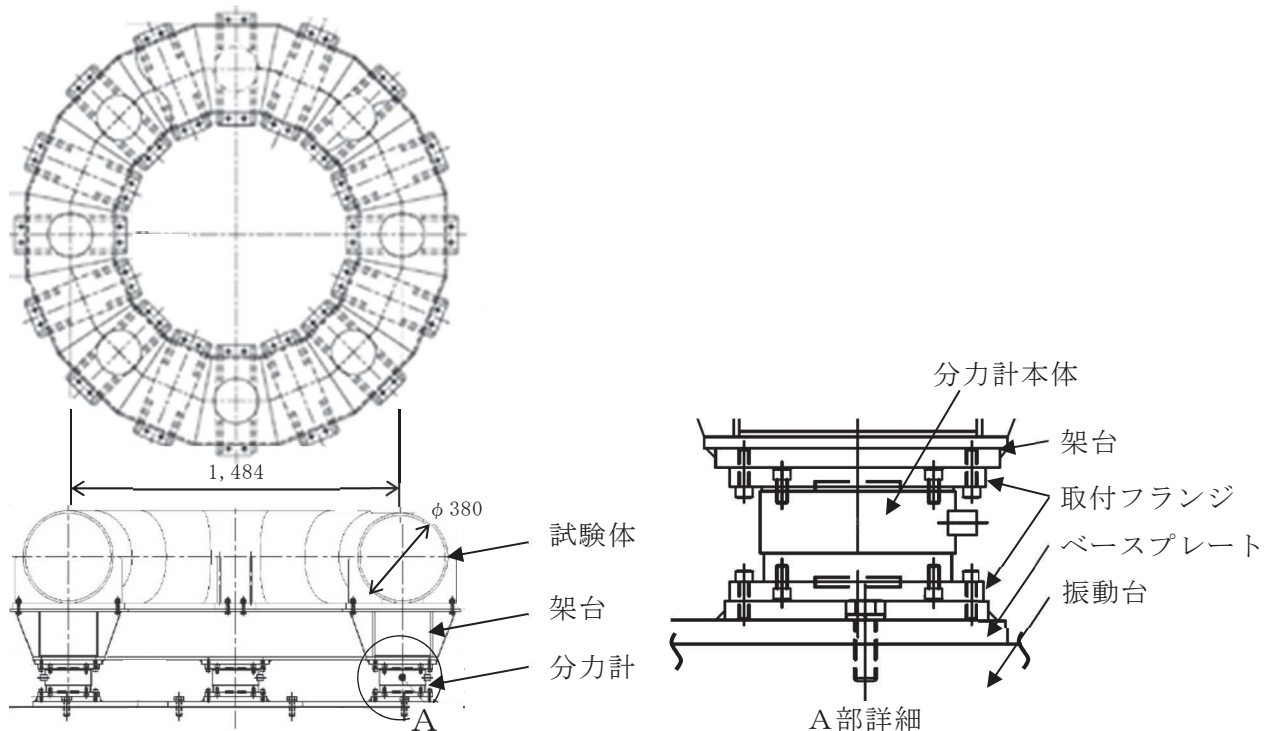


図 4.2-1 試験装置概要

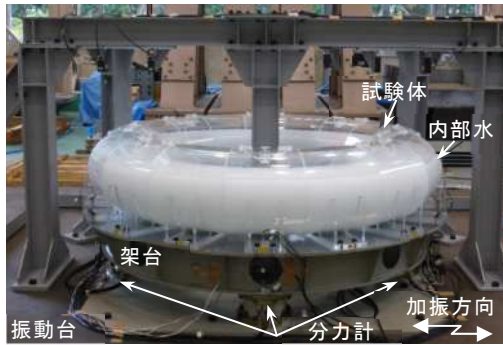


図 4.2-2 試験装置写真

4.2.2 計測項目及び計測機器設置位置

表 4.2-2 に計測項目を示す。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の加速度及び反力である。図 4.2-3 に計測機器設置位置を示す。

表 4.2-2 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	分力計	架台下方	3成分(X, Y, Z) : 4 (0° , 90° , 180° , 270°)
加速度	加速度計	振動台上	X成分 : 2 (0° , 180°) Y成分 : 2 (90° , 270°) Z成分 : 4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		架台上	X成分 : 2 (0° , 180°) Y成分 : 2 (90° , 270°) Z成分 : 4 (0° , 90° , 180° , 270°)
		試験体上	X成分 : 4 (0° , 45° , 135° , 180°) Y成分 : 4 (45° , 90° , 135° , 270°) Z成分 : 6 (0° , 45° , 90° , 135° , 180° , 270°)

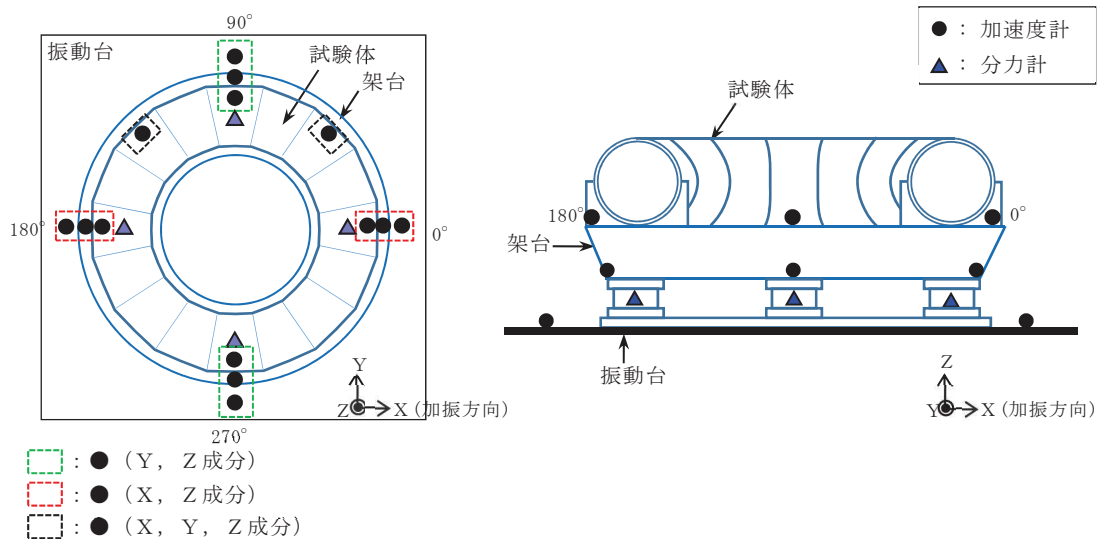


図 4.2-3 計測機器設置位置

4.2.3 試験条件

振動台への入力波は、女川2号炉のサブプレッションチェンバ設置床（原子炉建屋基礎版上）における基準地震動 S_s 相当*の応答加速度時刻歴波を、表 4.2-1 に示した相似比で時間軸を圧縮している。また、振動台の加振限界振動数以上の成分については、応答加速度時刻歴波の圧縮時に 7.5Hz ローパスフィルタ処理（時間軸圧縮後約 38Hz）を実施している。なお、圧縮後の応答加速度時刻歴波には、試験体のスロッシング周期成分が含まれる。

加振方向は水平1方向とし、入力波倍率は、上記の応答加速度時刻歴波の 0.5 倍、1.0 倍及び 1.5 倍の 3 ケースとする。サブプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当の応答加速度時刻歴波形及び応答加速度スペクトルを図 4.2-4 及び図 4.2-6、振動台への入力波に対するものを図 4.2-5 及び図 4.2-7 に示す。

*平成25年12月設置変更許可申請時基準地震動 S_s のうち試験体内部水のスロッシングの固有周期帯で応答加速度が大きい S_s-2 を採用

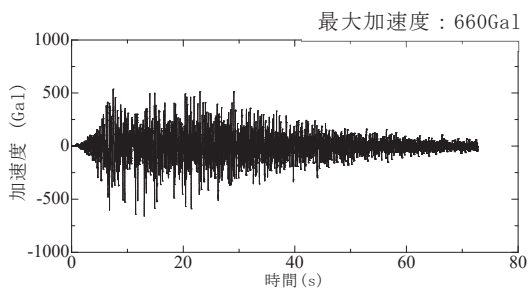


図 4.2-4 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度時刻歴波形

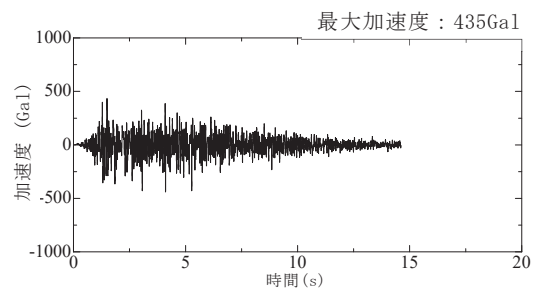


図 4.2-5 振動台入力加速度時刻歴波形
(相似則適用)

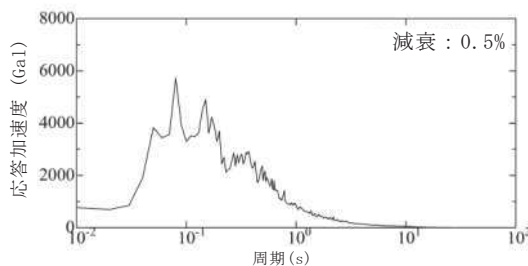


図 4.2-6 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度スペクトル

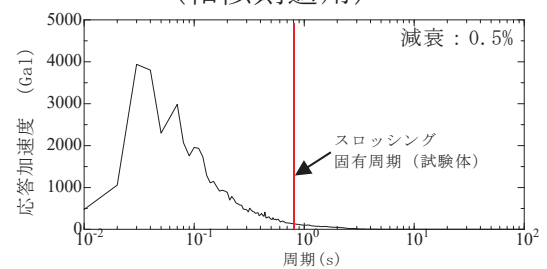


図 4.2-7 振動台入力応答加速度
スペクトル(相似則適用)

試験水位レベルは、水を入れない空、低、中、高、高高の計 5 ケースとする（図 4.2-8）。試験回数は 1 ケースにつき 3 回以上実施する。

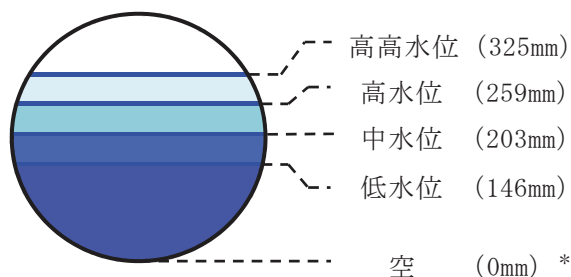


図 4.2-8 試験水位レベル

* 試験体底面からの高さ

4.2.4 試験結果

1.0 倍入力，低水位の試験ケースにおける計測荷重の時刻歴を図 4.2-9 に，架台上の計測加速度に対する荷重をプロットしたものを図 4.2-10 に示す。

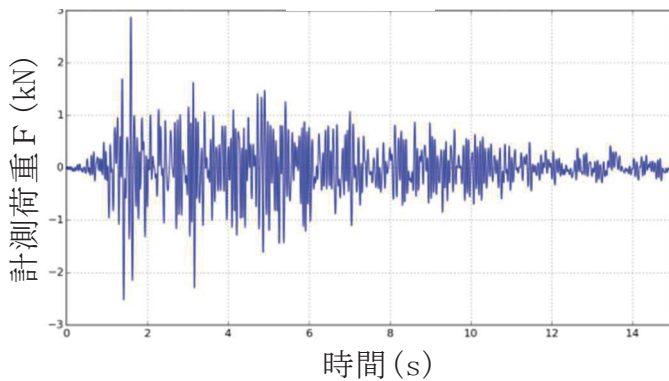


図 4.2-9 計測荷重の時刻歴

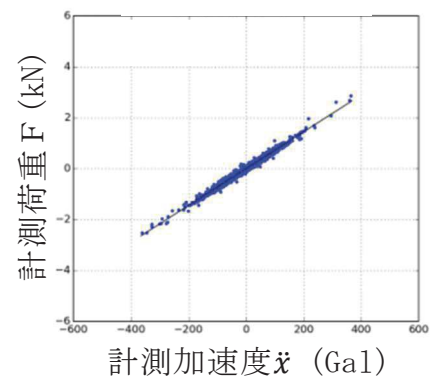


図 4.2-10 計測加速度と計測荷重の関係

図 4.2-10 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，水有りの試験結果及び空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 4.2-11 参照）。

なお，有効質量の算出においては，計測荷重 F について 2Hz のハイパスフィルター処理を行い，スロッシング周期成分を取り除いている（参考資料 2 参照）。

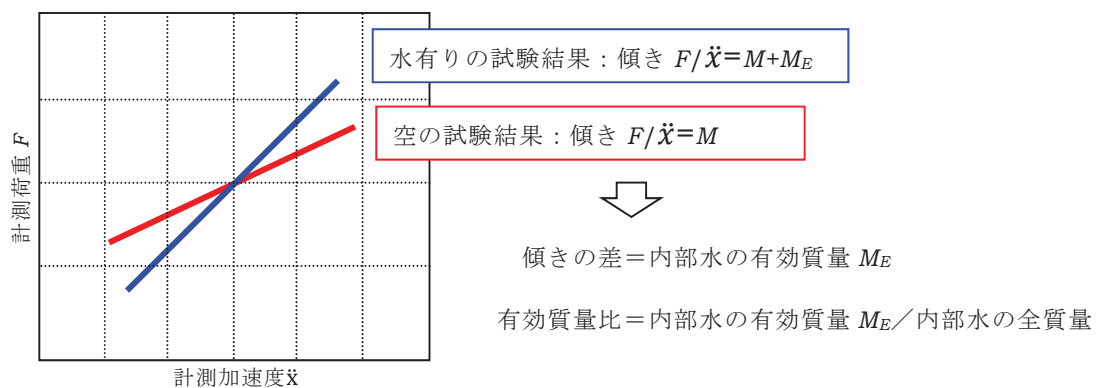


図 4.2-11 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

各ケースの試験結果から算出した有効質量比を表 4.2-3 及び図 4.2-12 に示す。なお、各ケースの試験結果は、再現性があり、ばらつきがほとんどないことを確認している。各ケースの試験結果の全データを別紙 4 に示す。また、図 4.2-13 に示す計測荷重 F のフーリエスペクトルから、約 0.8 秒（実機寸法では約 4 秒）にピークを確認したことから、振動試験においてスロッシングによる荷重が発生している。

各ケースの試験結果から、水位の増加に伴い有効質量比も増加すること、入力波倍率の違いによる有効質量比の差は小さいことを確認した。

表 4.2-3 振動試験結果から算出した有効質量比

水位	入力波倍率*		
	0.5 倍	1.0 倍	1.5 倍
低 (146mm)	0.14 (0.0047)	0.12 (0.0212)	0.14 (0.0161)
中 (203mm)	0.20 (0.0047)	0.21 (0.0080)	0.21 (0.0074)
高 (259mm)	0.28 (0.0032)	0.28 (0.0015)	0.28 (0.0040)
高高 (325mm)	0.41 (0.0029)	0.42 (0.0032)	0.41 (0.0040)

* 括弧内は、複数回実施した試験結果から得られた有効質量比の標準偏差

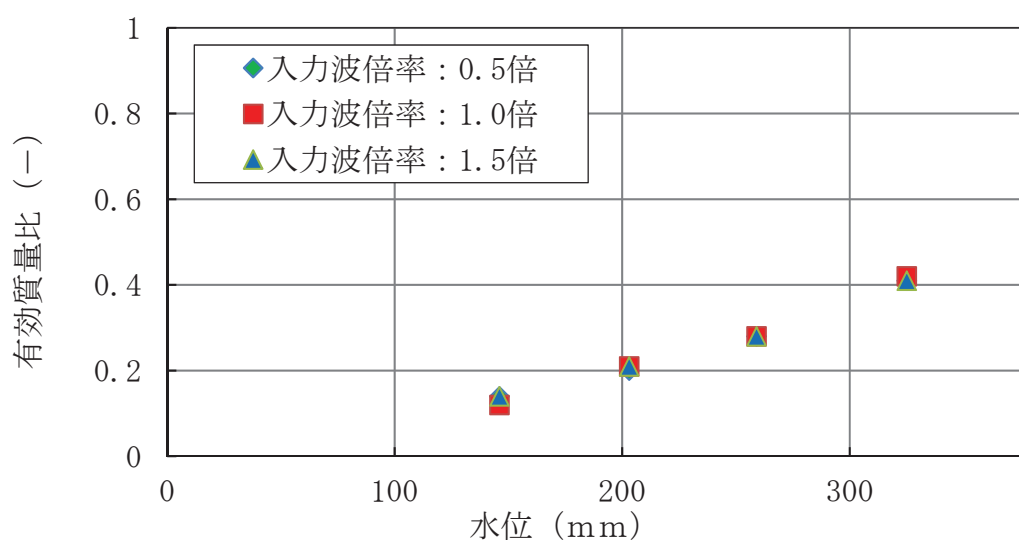


図 4.2-12 振動試験における水位と有効質量比の関係

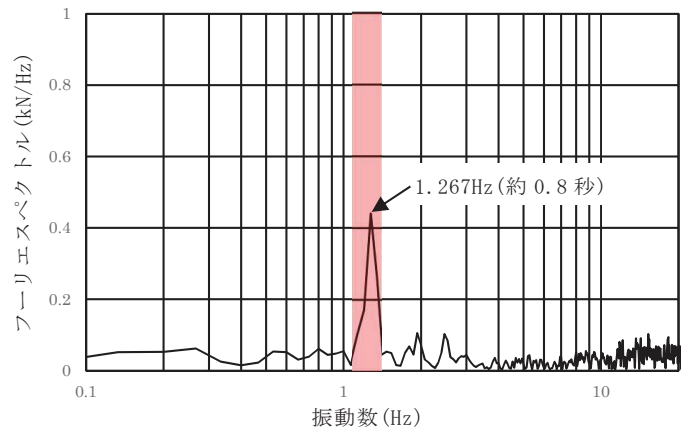


図 4.2-13 計測荷重のフーリエスペクトル（低水位，入力倍率 1.0 倍）

4.3 流体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算出に NASTRAN を用いることの妥当性を検証するため、第 4.2 項の振動試験に加えて、汎用流体解析コード OpenFOAM により有効質量比を算出する。

4.3.1 解析モデル

振動試験にて用いた試験体をもとに作成した流体解析モデルを図 4.3-1 に示す。

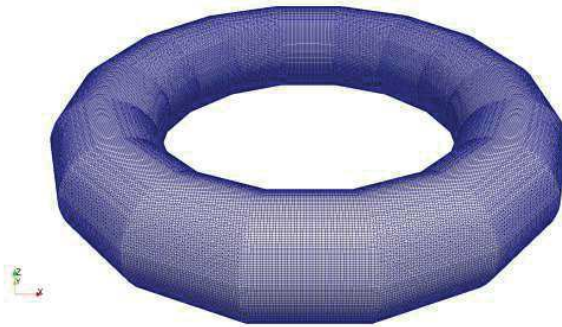


図 4.3-1 流体解析モデル（試験体解析モデル）

4.3.2 解析条件

流体解析に用いる入力波は、振動試験で計測された試験体への入力波（架台上で計測された加速度時刻歴波）とする。水位は、代表として低水位及び高水位とする。

4.3.3 解析結果及び有効質量比の確認

1.0 倍入力、低水位の解析条件に対して流体解析により算出した荷重時刻歴を図 4.3-2 に、入力加速度に対する荷重をプロットしたものを図 4.3-3 に示す。また、図 4.3-3 の入力加速度と荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、内部水の有効質量比を算出した結果を表 4.3-1 に示す。

なお、有効質量比の算出においては、荷重時刻歴波形について 2 Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている。

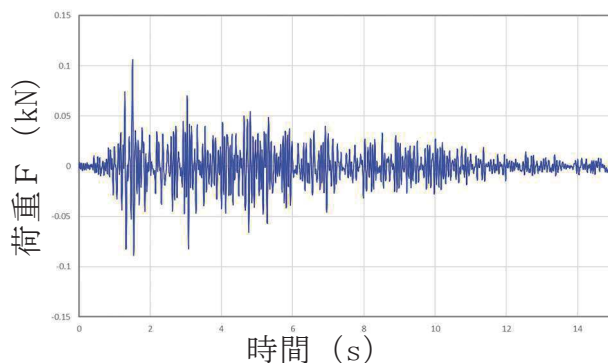


図 4.3-2 荷重時刻歴

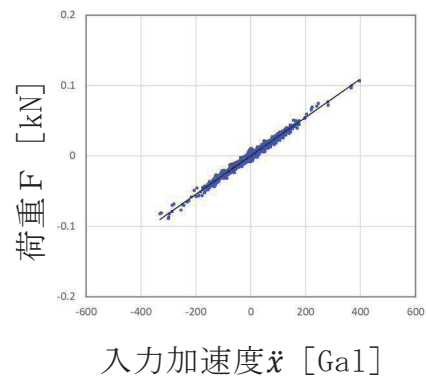


図 4.3-3 入力加速度と荷重の関係

表 4.3-1 OpenFOAM により算出した有効質量比

水位	有効質量比[-]
低 (146mm)	0.14
高 (259mm)	0.28

4.4 妥当性検証

第 4.1 項～第 4.3 項に示した NASTRAN, 振動試験及び OpenFOAM により算出した有効質量比を整理して表 4.4-1 及び図 4.4-1 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 NASTRAN により算出した有効質量比に対し (参考資料 3 参照), 内部水の流動を直接考慮した振動試験及び OpenFOAM から算出した有効質量比が同等であることを確認したことから, 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。

また, 有効質量比は, 振動試験の結果から再現性があり, ばらつきがほとんどないことを確認した。

表 4.4-1 各方法による有効質量比の評価結果

水位	NASTRAN	振動試験*	OpenFOAM
低 (146mm)	0.15	0.12	0.14
中 (203mm)	0.22	0.21	
高 (259mm)	0.30	0.28	0.28
高高 (325mm)	0.41	0.42	

* 入力波倍率 1.0 倍ケースの値

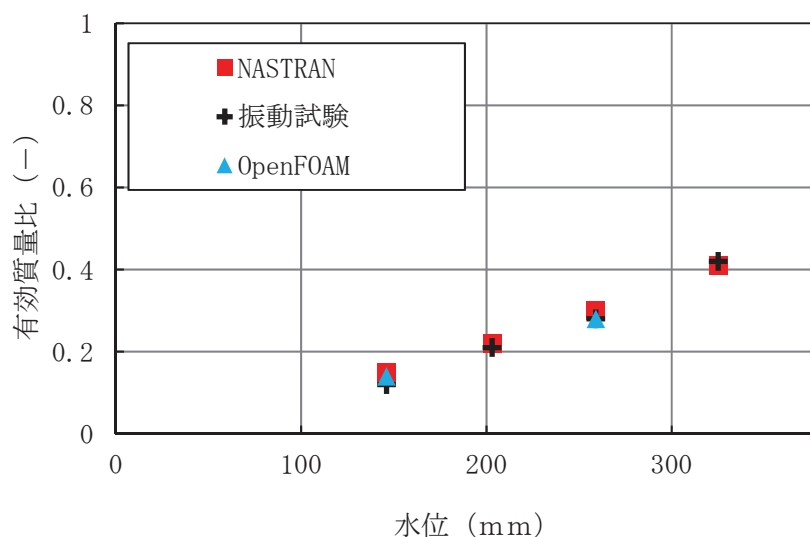


図 4.4-1 各手法の有効質量比の評価結果

5. 耐震評価に用いる有効質量の設定

第4項で妥当性を確認した NASTRAN を用いて、女川2号炉のサブプレッションチェンバ内部水の有効質量を算出する。また、実機の内部構造物による内部水の流動影響を確認するため、第4.3項同様 OpenFOAM により算出した有効質量比と比較し、妥当性を確認する。

5.1 実機の有効質量比の算出

5.1.1 NASTRAN の実機解析モデル

NASTRAN の実機解析モデルを図 5.1-1 に示す。

女川2号炉の実機解析モデルは、サブプレッションチェンバ(強め輪を含む)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、サブ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、ボックスサポートは模擬していない。

内部水の水位は、図 5.1-2 に示すとおり、通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位(真空破壊装置下端水位)の2ケースとする。

なお、重大事故時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動 Sd 及び基準地震動 Ss による地震力と組み合わせる水位である。

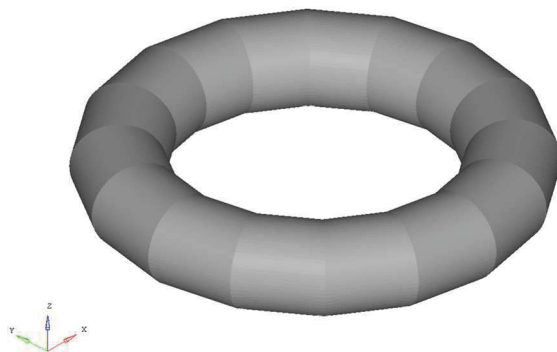


図 5.1-1 NASTRAN の実機解析モデル

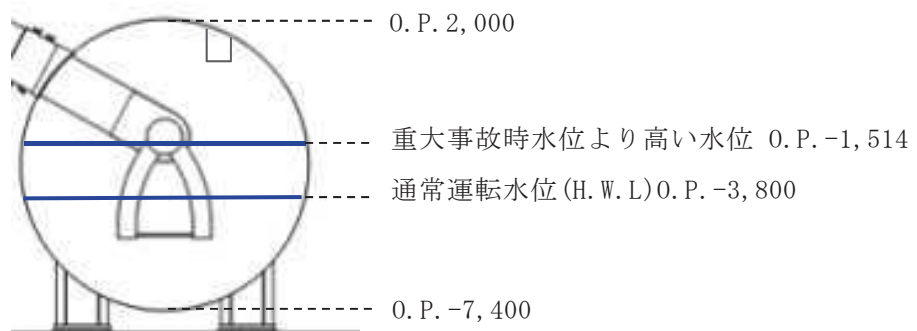


図 5.1-2 解析水位ケース

5.1.2 OpenFOAM の実機解析モデル

OpenFOAM における女川 2 号炉の実機解析モデルは、主要な内部構造物をモデル化し、水位条件は、NASTRAN と同じである (図 5.1-3)。また、入力地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間が長い S_s -D1、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が比較的大きく、設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -D2 及びスロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -F2 を用いた (別紙 3, 参考資料 10 参照)。

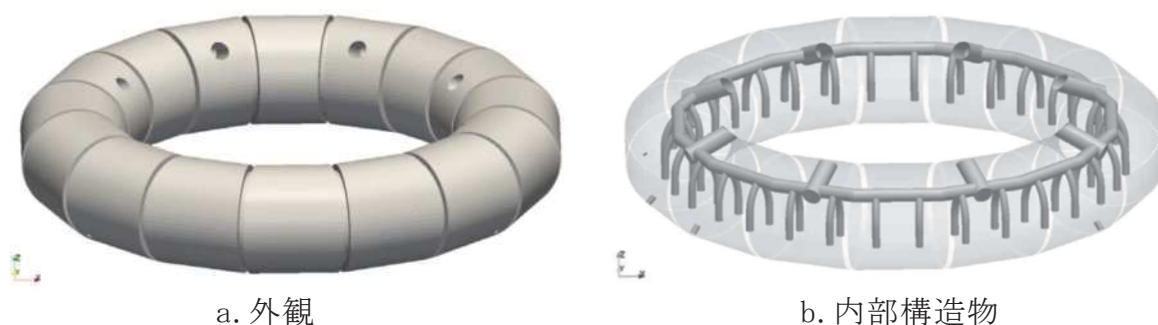


図 5.1-3 OpenFOAM の実機解析モデル

5.1.3 解析結果

NASTRAN 及び OpenFOAM による女川 2 号炉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 5.1-1 に示す。有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定であり、各水位において NASTRAN により算出した有効質量比の方がやや大きい値となっている。この差異は、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) NASTRAN に対し、OpenFOAM では内部水の流動が考慮されることから、液面変動による効果によりこのような傾向となるものと推定される。また、本傾向は、第 4.4 項に示す NASTRAN の妥当性検証における NASTRAN の有効質量比と振動試験及び OpenFOAM の有効質量比の比較結果と整合している。

なお、NASTRAN による実機解析モデルの有効質量比に対する試験体解析モデルの有効質量比の差は、強め輪の有無によるものであり、内部水の断面積に対する強め輪の面積の割合が大きいほど、大きくなると考えられる。そのため、重大事故時水位より高い水位に対して通常運転水位の試験体解析モデルに対する実機解析モデルの有効質量比の増加割合が大きくなると考えられる。

表 5.1-1 女川 2 号炉の実機有効質量比算出結果

水位	実機解析モデル			試験体解析モデル	
	NASTRAN	OpenFOAM		NASTRAN	
		Ss-D1	Ss-D2		Ss-F2
通常運転水位 (H. W. L)	0.22	0.17	0.17	0.17	0.15
重大事故時水位	0.32	0.28	0.28	0.28	0.30*

* 重大事故時水位より高い水位

5.2 実機評価に適用する有効質量

女川 2 号炉の実機評価に適用する有効質量の設定にあたり、NASTRAN により算出される有効質量比に対する解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえ、NASTRAN により算出される有効質量に係る保守性を検討する。

試験体モデルに対する有効質量比は、表 4.4-1 のとおり、NASTRAN、振動試験及び OpenFOAM により算出した有効質量比は同等であり、概ね NASTRAN の値が保守的な傾向を示す。また、有効質量比は、振動試験の結果から、再現性があり、ほとんどばらつきがなく算出できることを確認した。

実機解析モデルに対する有効質量比は、表 5.1-1 のとおり、NASTRAN により算出される有効質量比は、内部水の流動による有効質量比の低減が反映されないため、OpenFOAM により算出される有効質量比よりも保守的な値となっている。

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有効質量比に対して、NASTRAN を用いて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有効質量比がほぼ一致している、又は NASTRAN の値が保守的な傾向となっている（参考資料 4 参照）。

したがって、女川 2 号炉の地震応答解析に考慮する有効質量は、NASTRAN により算出される有効質量比が、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（有効質量比が大きくなる）を示すことから、NASTRAN により算出される有効質量を適用する。

なお、評価手法の違い（NASTRAN と OpenFOAM）による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、工認段階においては、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。

6. 今回工認の地震応答解析

女川2号炉サブプレッションチェンバの地震応答解析モデル（動的地震力）を図6-1及び図6-2に示す。

今回工認では、重大事故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の質量増加を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、他の設備を含め適用実績が豊富なはり要素による3次元解析モデルを構築し、動的解析（スペクトルモーダル解析等）により地震荷重を算出する（参考資料7参照）。

解析モデルの設定に当たっては、サブプレッションチェンバの各部材（サブプレッションチェンバシェル、ボックスサポート）に対する剛性、質量等を適切に反映したはり要素でモデル化し、サブプレッションチェンバシェルとボックスサポートは、剛体要素で結合させる。

水平方向の地震応答解析においては、サブプレッションチェンバ内部水について第5.1.1項に示したNASTRAN（実機解析モデル）により算出される各要素の有効質量及び位置（高さ）が考慮されるNASTRANの機能であるGuyan縮約法を用いて、サブプレッションチェンバシェル（はり要素による3次元解析モデル）の各質点に付加する（別紙5参照）。

また、水平方向の地震荷重に考慮するスロッシング荷重は、流体解析により個別評価する（別紙3参照）。

以上の既工認からの変更点に対して、実機と今回評価に用いる解析モデルの相違点を抽出し、この相違点に対する設計反映事項を表6-1のとおり整理し、得られた結果を今回工認における評価に反映する。

鉛直方向の地震応答解析は、既工認同様、サブプレッションチェンバの内部水全体を剛体として扱う。この場合、サブプレッションチェンバの内部水は、動的解析モデルの質点に全質量を考慮する。

なお、静的地震力（ $3C_i$, C_v ）に対するサブプレッションチェンバの静的解析においては、既工認同様、サブプレッションチェンバの内部水全体を剛体として扱う。この場合、サブプレッションチェンバが円環形状のため、外側の容積が大きいことから、内部水の重心位置は外側にオフセットした位置に設定される。地震応答解析モデル（静的地震力）を図6-3及び図6-4に示す。

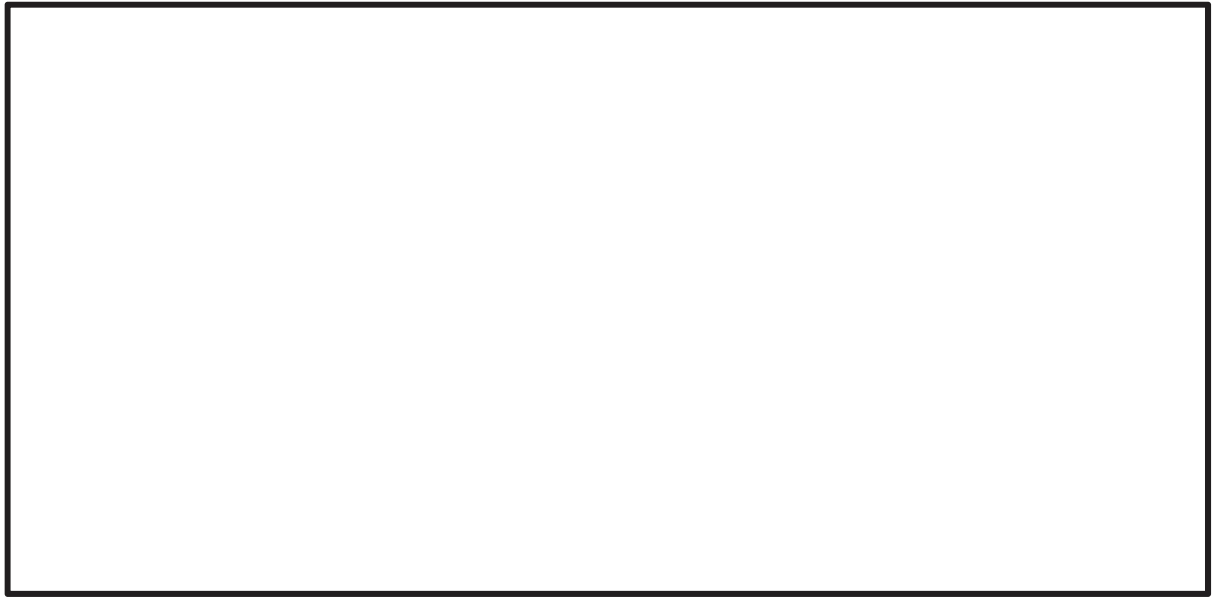


図 6-1 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル全体図
(動的地震力)



図 6-2 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル断面概略図
(動的地震力)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。







図 6-3 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル全体図
(静的地震力)



図 6-4 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル断面概略図
(静的地震力)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 6-1 実機と今回評価に用いる解析モデルの相違点を踏まえた設計反映事項

既工認からの変更点	実機と今回評価に用いる解析モデルの相違点			設計への反映事項
	寸法・形状	水位	流動	
① 有効質量の適用 ①-1 円錐形状容器の有効質量算出の妥当性検証  NASTRAN (振動試験体モデル) ①-2 耐震評価で用いる有効質量の設定  NASTRAN (実機解析モデル)	相違あり 縮小モデルで実施 有効質量への影響なし；容器の形状及び水位により定まる(14.4 妥当性検証) 参照)	相違あり 設計で想定される水位よりも高い水位まで実施 有効質量への影響なし；実機解析で水位とモデル化(15.1.1 NASTRANの実機解析モデル)参照)	相違あり 考慮しない 有効質量への影響有り(保守的)：流動を考慮できる振動試験体及びOpenFOAMより保守的に算出(14.4 妥当性検証)参照)	地震動 相違あり 考慮しない 有効質量への影響なし；加速度振動、周期特性の違い、鉛直地震動による影響を考慮(14.4 妥当性検証)参照)
	相違なし 強め輪なし 有効質量への影響なし；実機解析でモデル化(15.1.1 NASTRANの実機解析モデル)参照)	相違あり 内部構造物なし 有効質量への影響なし；実機解析(OpenFOAM)で内部構造物の有無による影響がないことを確認(1別紙3 4.3.3.3 内部構造物による影響)参照)	相違あり DB：通常運転水位 SA：重大事故時水位よりも高い設定 有効質量への影響有り(保守的)：重大事故時水位よりも保守的に算出(15.1.3 解析結果)参照)	相違あり 考慮しない 有効質量への影響有り(保守的)：流動を考慮できるOpenFOAMよりも保守的に算出(15.1.3 解析結果)参照)
② 地震応答解析手法の変更  NASTRAN (実機解析モデル)	相違あり 強め輪なし 地震応答解析への影響なし；強め輪の効果、質量を考慮しサブレスジョンモデル化(1参考資料)参照)	相違あり Guyan縮約法を用いて有効質量を縮約しモデル化 地震応答解析への影響なし；振動試験の再現解析等により、Guyan縮約法を用いた地震応答解析モデルは妥当であることを確認(16. 今回認識の地震応答解析)及び1別紙3 サブレスジョン内部水の地震応答解析モデルへの設定方法について)参照)	相違あり 考慮しない 地震応答解析への影響なし；水平方向の地震荷重に考慮するスロッシング荷重に算出(16. 今回認識の地震応答解析)及び1別紙3 サブレスジョン内部水のスロッシング荷重について)参照)	地震動 相違なし 地震応答解析への反映事項はない 地震応答解析では流動を考慮しないため、水平方向の地震荷重に考慮するスロッシング荷重をOpenFOAMにより個別に算出する
③ スロッシング荷重の個別評価  OpenFOAM (実機解析モデル)	相違なし 強め輪なし 確認、それ以外の内部構造物は、質量として考慮(1参考資料)参照)	相違あり DB：通常運転水位 SA：重大事故時水位よりも高い設定 スロッシング荷重への影響有り(保守的)：重大事故時水位よりも保守的に算出(1別紙3 4.3.2 スロッシング荷重算定結果)参照)	相違なし 相違なし	地震動 相違あり 水平1方向 + 鉛直方向 スロッシング荷重への影響有り(保守的)：水平1方向 + 鉛直方向によるスロッシング荷重の√2倍は、水平2方向 + 鉛直方向のスロッシング荷重よりも保守的に算出(1別紙3 4.3.3 スロッシング荷重及び有効質量を与える各種影響係数)参照)

* サブレスジョンチェーンバの耐震設計については、4条だけでなく、39条にも該当するため、重大事故時の設計条件も考慮。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

7. まとめ

女川2号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価について、容器の内部水が自由表面を有する場合、実際に地震荷重として付加される内部水は、その全質量でなく、一部の質量（有効質量）であることを踏まえ、サブプレッションチェンバの内部水に対して有効質量を適用することの妥当性を確認した。

具体的には、サブプレッションチェンバの内部水の有効質量は、汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いて算出するため、実機を縮小模擬した試験体を用いた振動試験及び汎用流体解析コード OpenFOAM による流体解析から算出される有効質量、また、実機解析モデルに対する流体解析から算出される有効質量、さらには、容器構造設計指針・同解析の球形タンク等の有効質量比と比較・検証した結果、NASTRAN による算出される有効質量が試験及び他の評価手法と同等もしくは概ね保守的な傾向を示すことを確認した。

以上のことから、女川2号炉の今回工認においては、サブプレッションチェンバの内部水に対して有効質量を適用した耐震評価を実施する。

サブプレッションチェンバの内部水に対して有効質量を適用するに伴い、より詳細な地震応答解析を実施するため、水平方向の地震応答解析は、3次元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）を実施する。

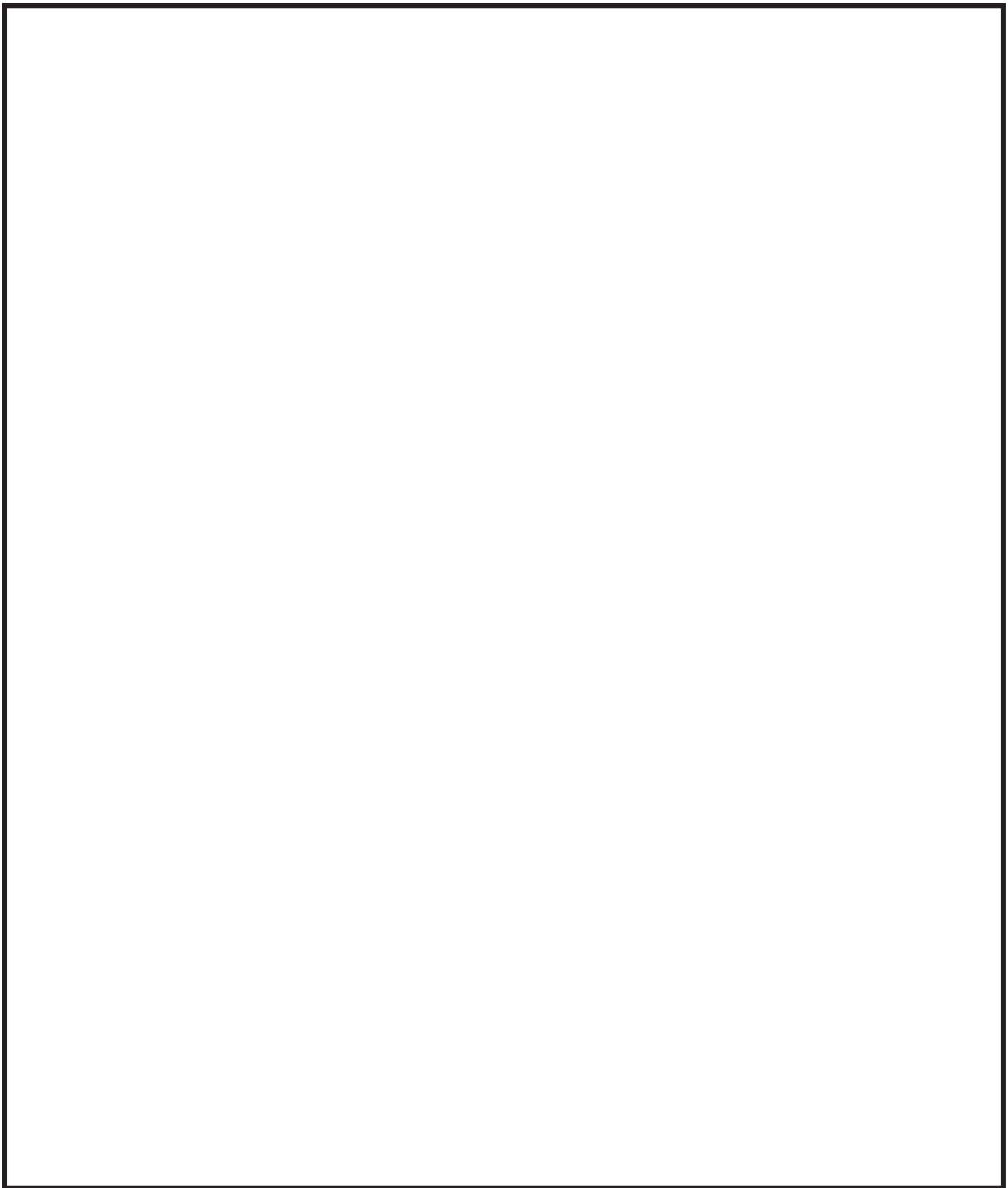
また、サブプレッションチェンバの評価に用いるスロッシング荷重は、流体解析により個別評価する。

規格類における有効質量の適用例

1. 概要

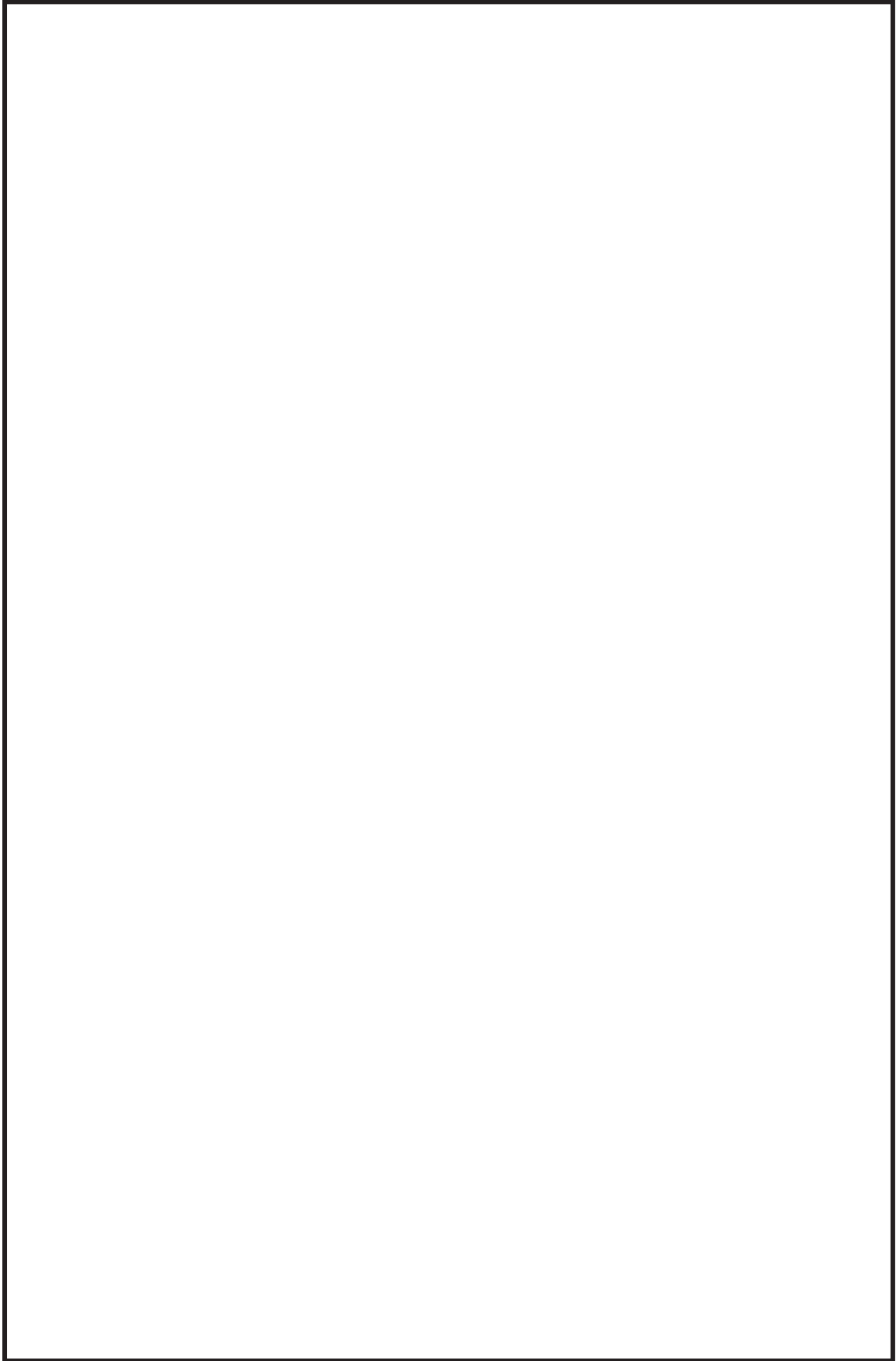
有効質量の考え方は,他産業の耐震設計において一般的に取り入れられており,その一例として「容器構造設計指針・同解説(日本建築学会)」における球形タンク及び円筒タンクの設計への適用例を示す。

(球形タンクへの適用例)



枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(円筒タンクへの適用例)



枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

有効質量の概要

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は、全質量とは異なった値となることが知られている。円筒タンクを例に有効質量の概要を説明する。

図-別紙-2-1 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-別紙-2-2 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。

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。ここで、水的全質量に対する有効質量の比を有効質量比という。

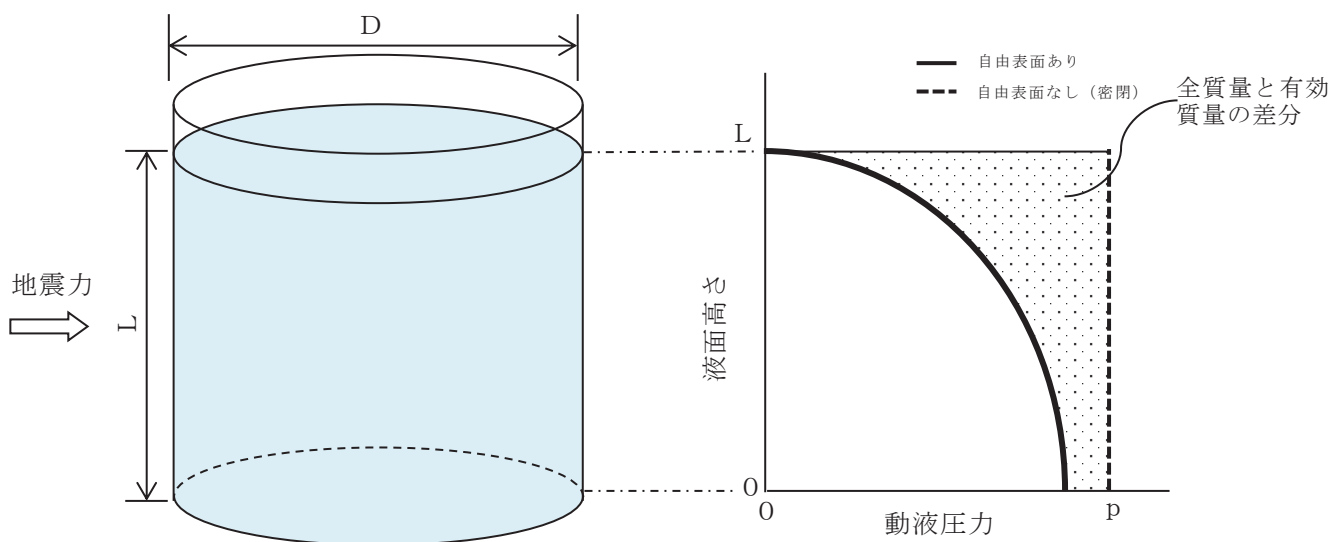


図-別紙-2-1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

図-別紙-2-2 加速度に対する側板の
動液圧分布

サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重について

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^[1]の考え方をを用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 OpenFOAM 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-別紙-3-1 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モード及びスロッシングモードによる荷重を計算する。

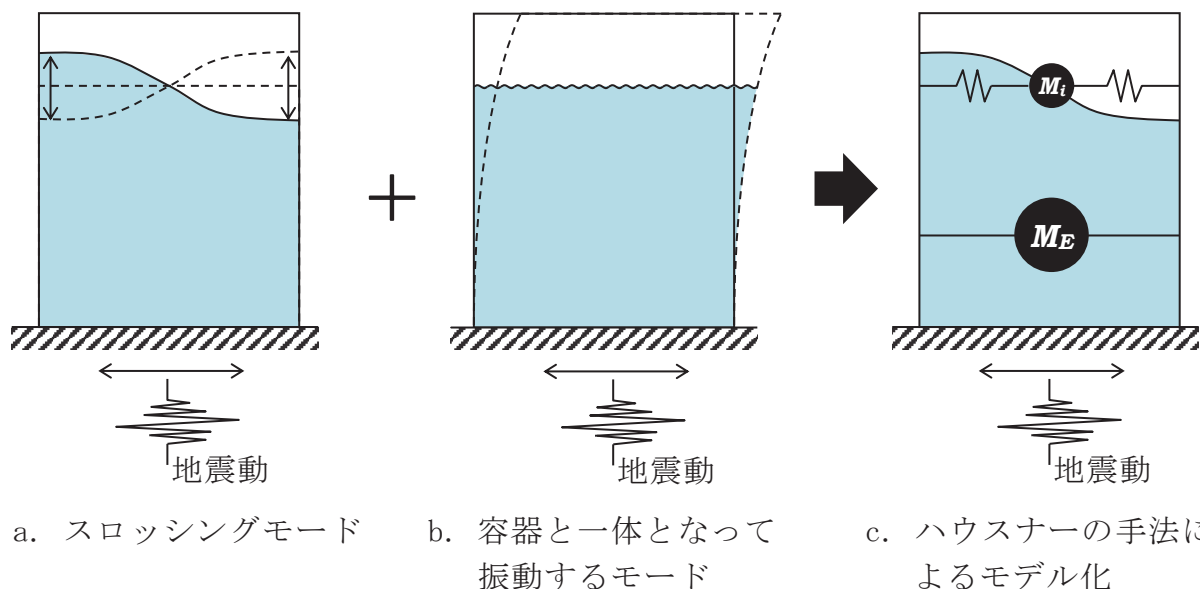


図-別紙-3-1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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モードによる荷重及びスロッシングモード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モードによる荷重は、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スペクトルモーダル解析により算出する。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、スロッシングモードによる荷重は、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 OpenFOAM により算出する。ここで、OpenFOAM 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、スロッシングモードによる荷重及び容器と一体となって振動するモードによる荷重の総和 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モード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

OpenFOAM を用いたスロッシング荷重の算出方法について、設計基準事故及び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-別紙-3-2 に、解析諸元を表-別紙-3-1 示す。



図-別紙-3-2 解析モデル図

表-別紙-3-1 解析諸元

格子数	約 140 万
格子幅	約 0.5cm～45cm

4.2 解析条件

解析条件を表-別紙-3-2 に示す。

表-別紙-3-2 解析条件

モデル化範囲	サプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 重大事故時水位より高い水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514)
評価用地震動	基準地震動 S _s (水平方向と鉛直方向) * に対する原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) 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, ダウンカメラ, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取付配管

* 地震動の特徴を考慮し、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きい S_s-F2, スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長い S_s-D1, 及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s-D2 を用いて検討する。

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

OpenFOAM で算出される荷重 F は、スロッシングモードによる荷重 F_s 及び容器と一体となって振動するモードによる荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ の和であることから、スロッシングモードによる荷重 F_s は、下式で表される。

$$F_s = F - M_E \cdot \ddot{x}$$

ここで、

M_E : 有効質量

\ddot{x} : 入力加速度

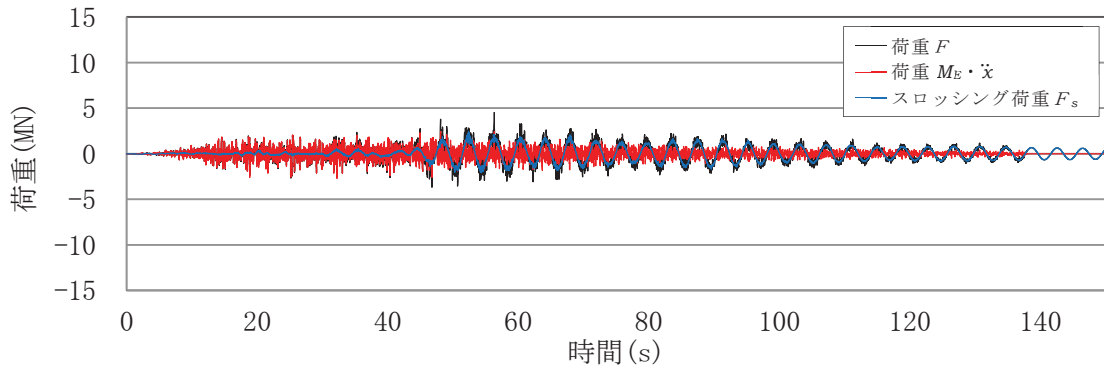
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている。

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

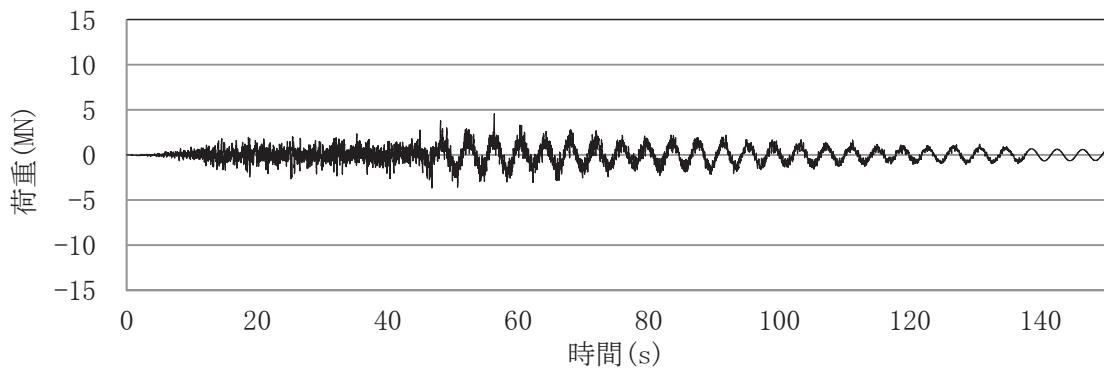
OpenFOAM で算定した荷重 F 、容器と一体となって振動するモードによる荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングモードによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図-別紙-3-3~8 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングモードによる荷重算定における有効質量比を表-別紙-3-3 に、OpenFOAM で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (Ss-D1, 通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位) を図-別紙 3-9~10 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表-別紙 3-4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図-別紙-3-11 に示す。

有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定である。

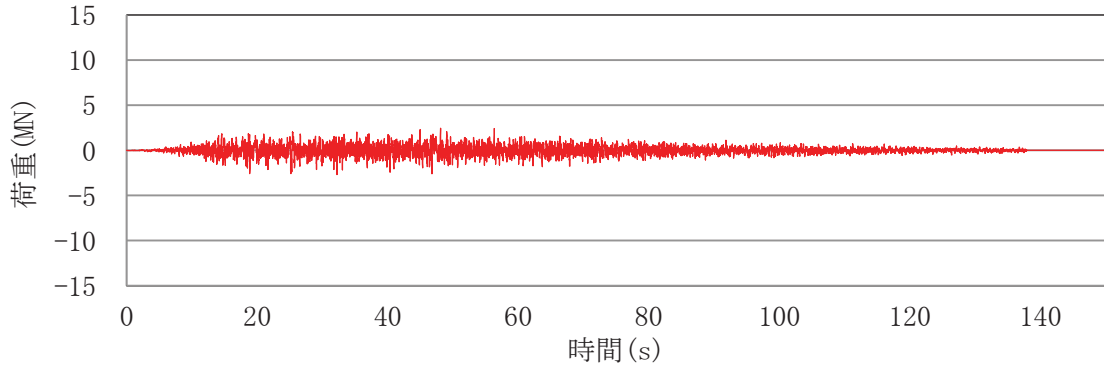
また、サプレッションチェンバの地震荷重 (9.163×10^7 (N) (暫定値, 重大事故時水より高い水位, Ss-F3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 (2.91×10^6 (N) (暫定値, 重大事故時水位より高い水位, Ss-D1)) の比率は約 3% であり、スロッシングモードによる荷重は小さい。



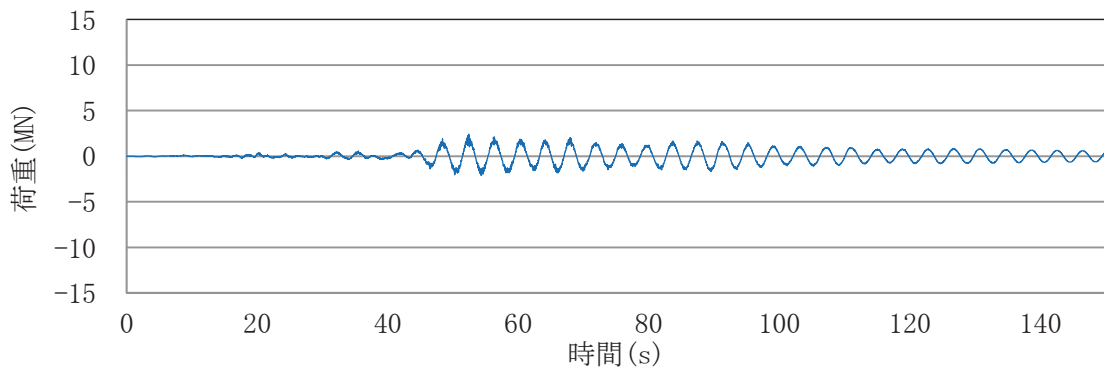
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



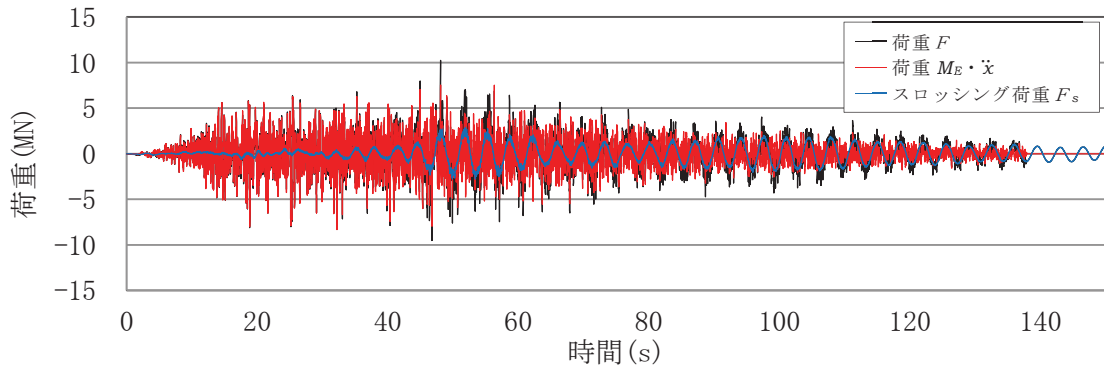
(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$



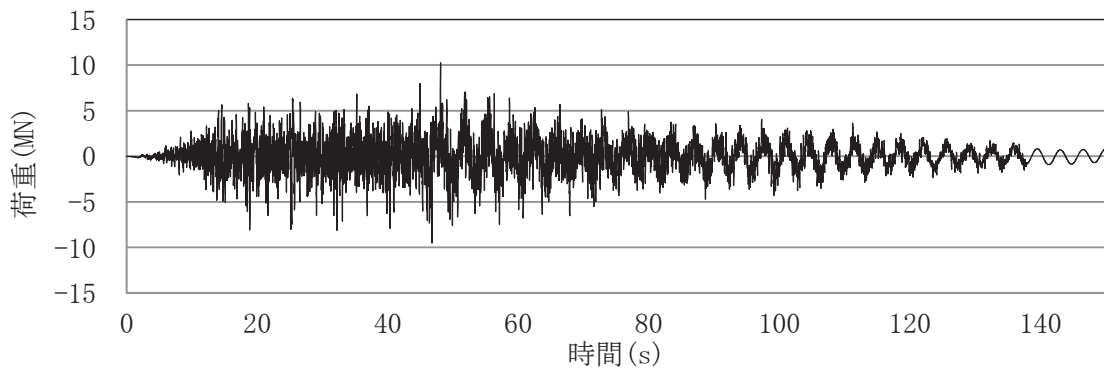
(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-3 各モードの荷重時刻歴(Ss-D1, 通常運転水位)

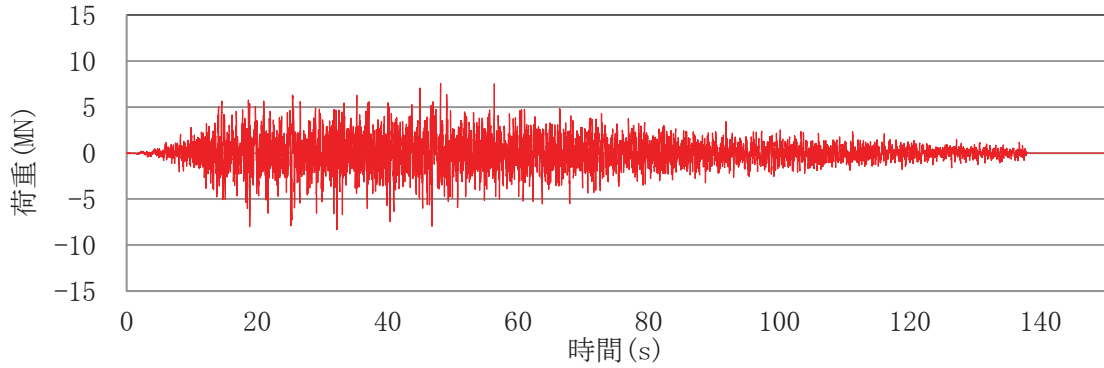
4条-別紙4-別3-5



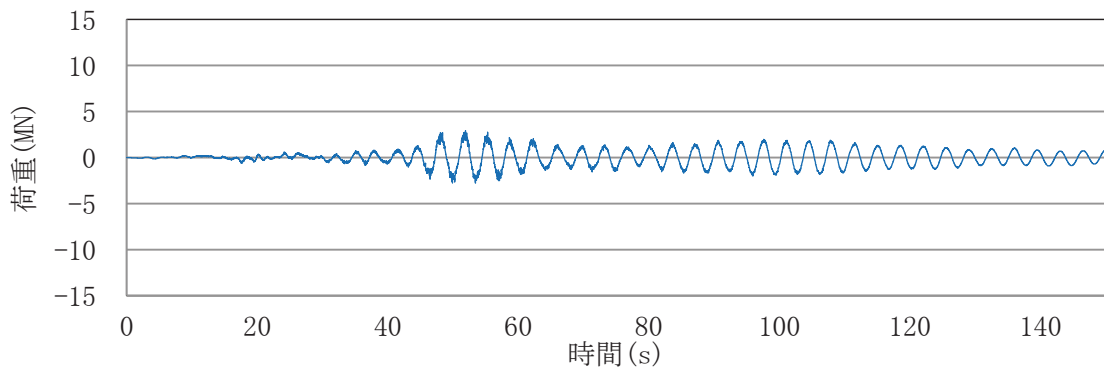
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



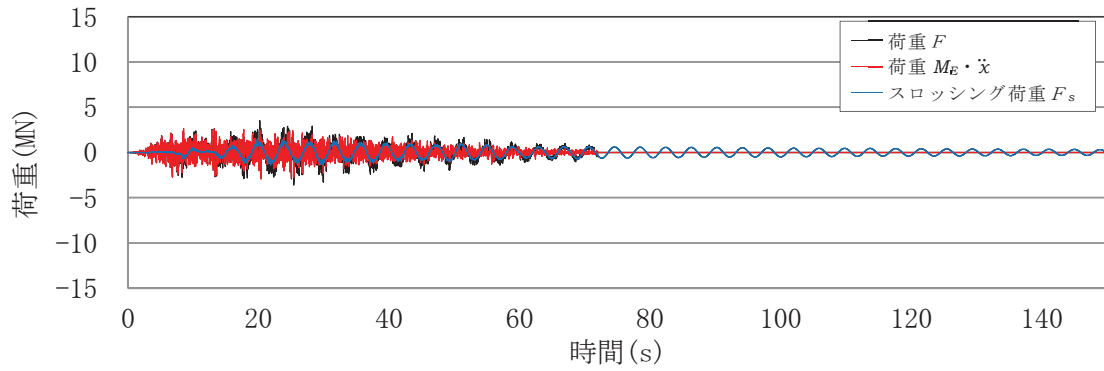
(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$



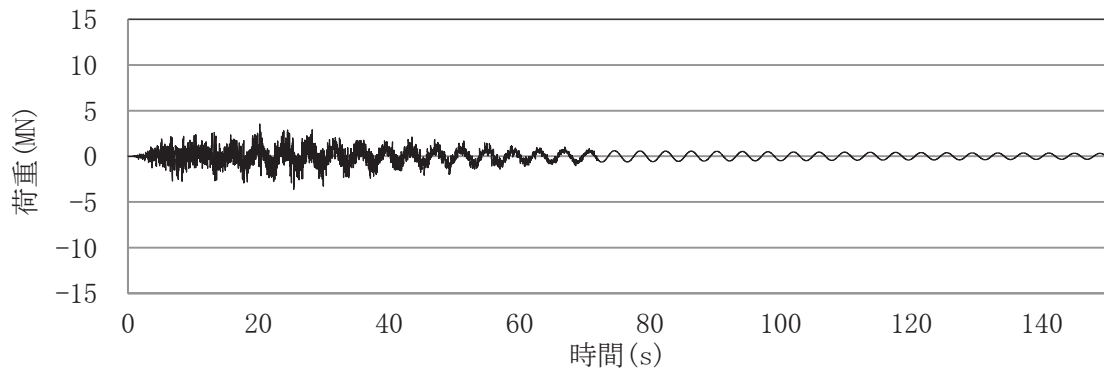
(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-4 各モードの荷重時刻歴(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位)

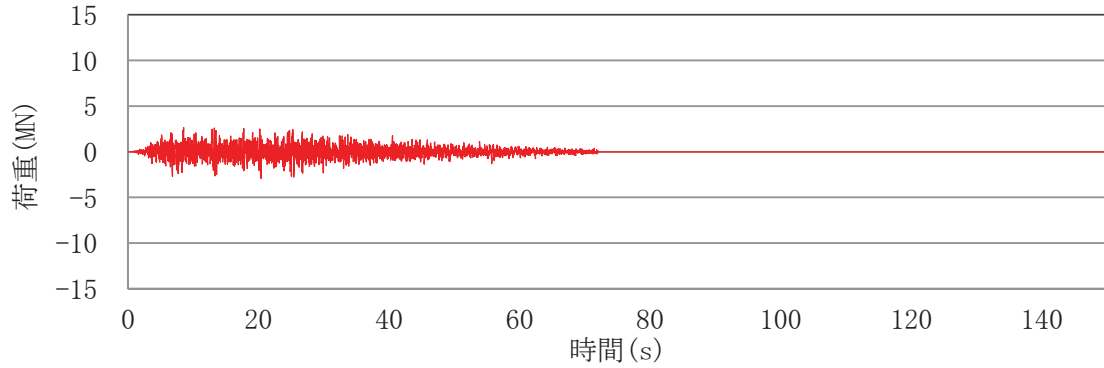
4条-別紙4-別3-6



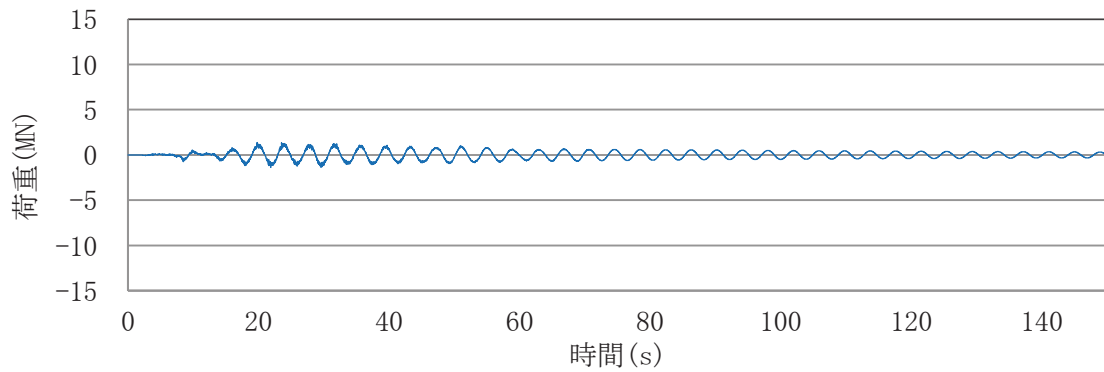
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



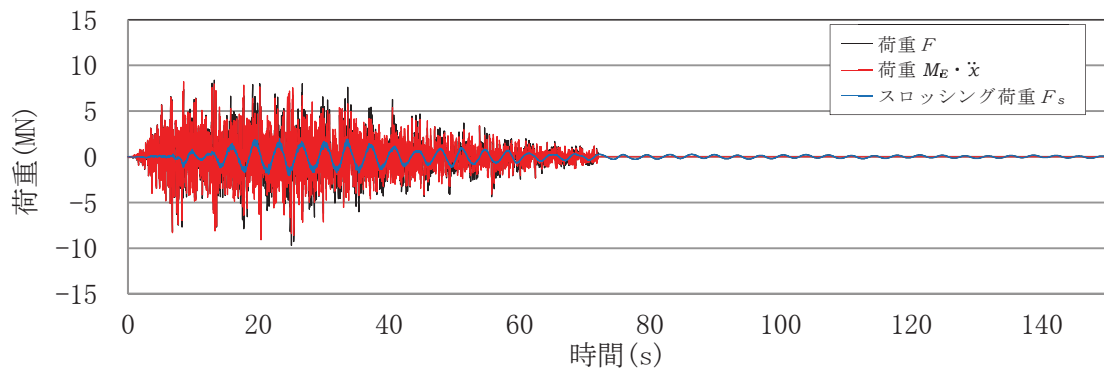
(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$



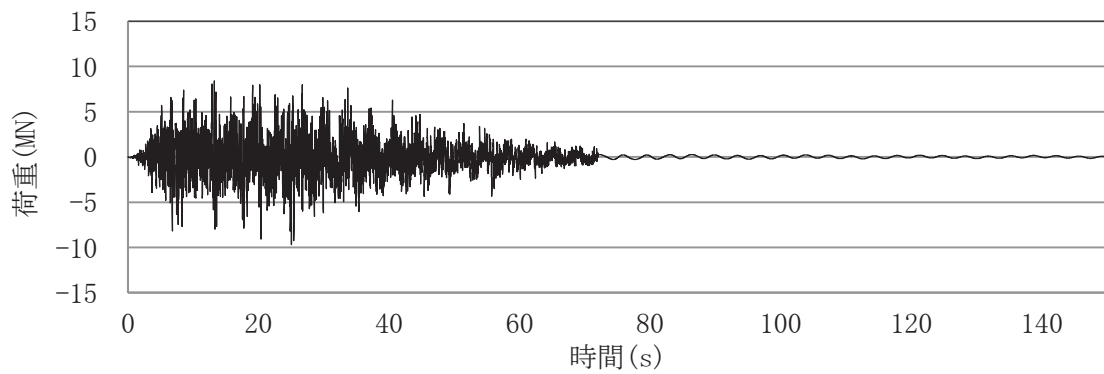
(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-5 各モードの荷重時刻歴(Ss-D2, 通常運転水位)

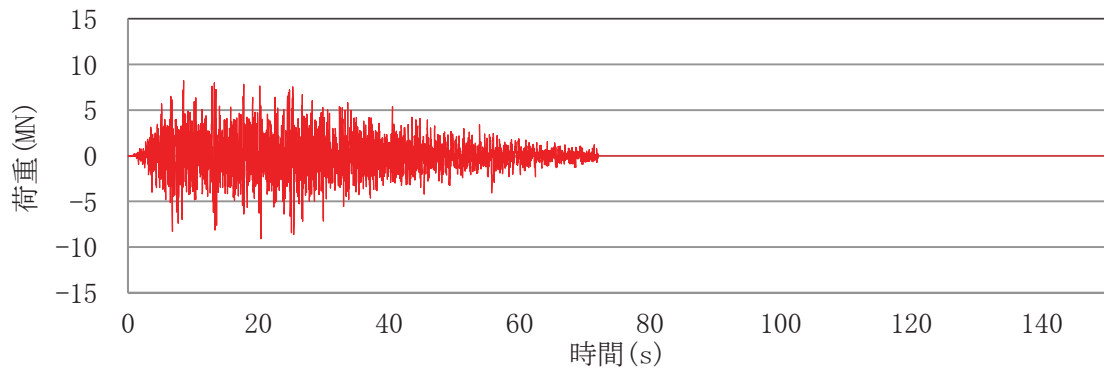
4条-別紙4-別3-7



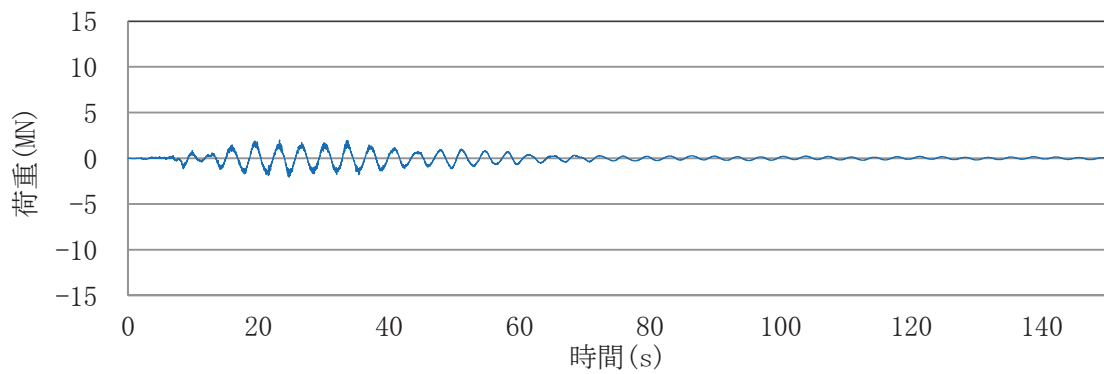
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



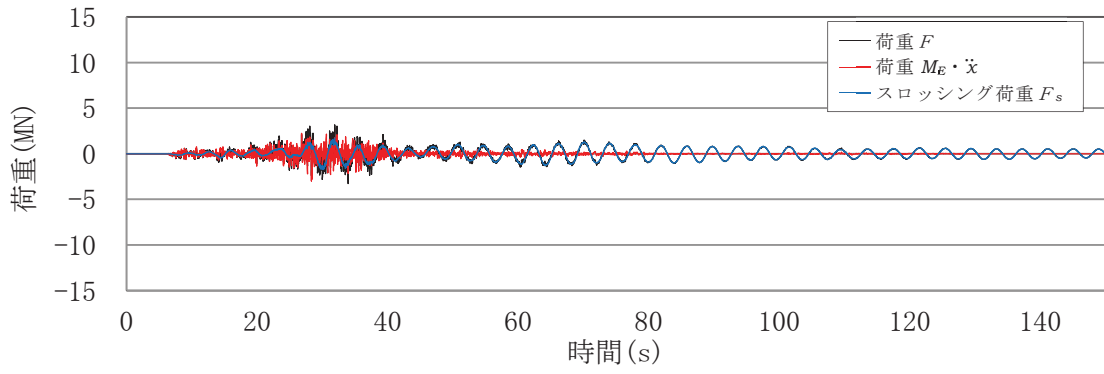
(c) 荷重 $M_E \dot{x}$



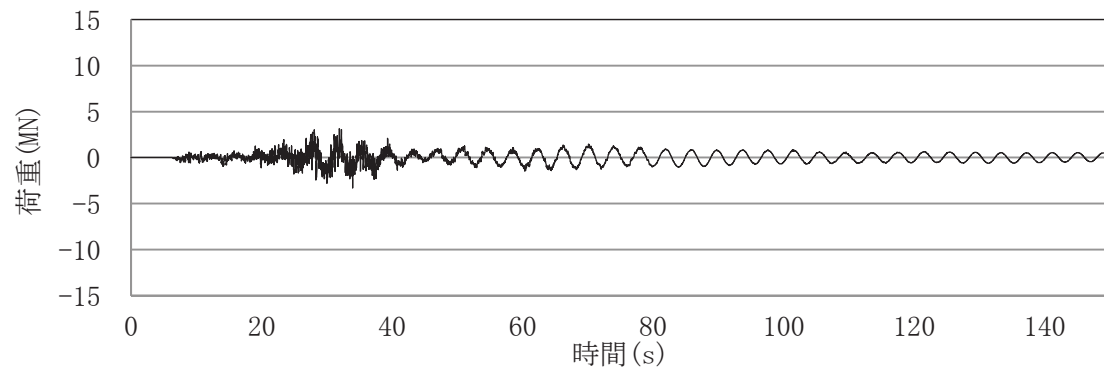
(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-6 各モードの荷重時刻歴 (Ss-D2, 重大事故時水位より高い水位)

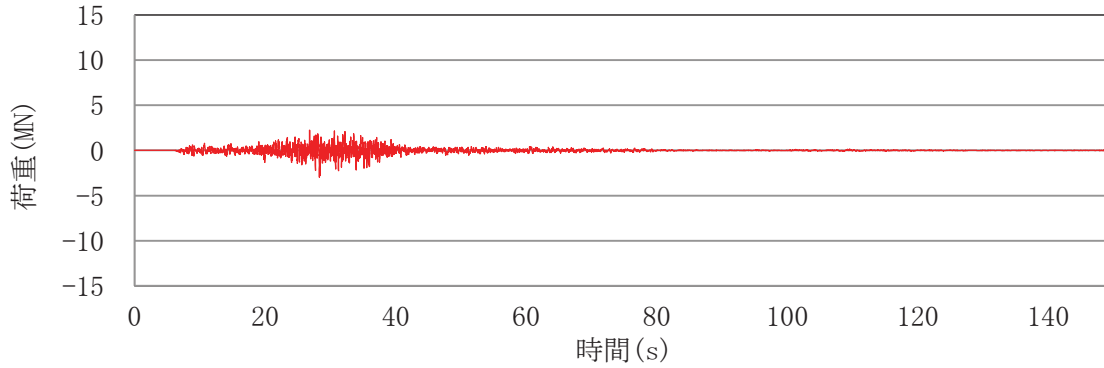
4条-別紙 4-別 3-8



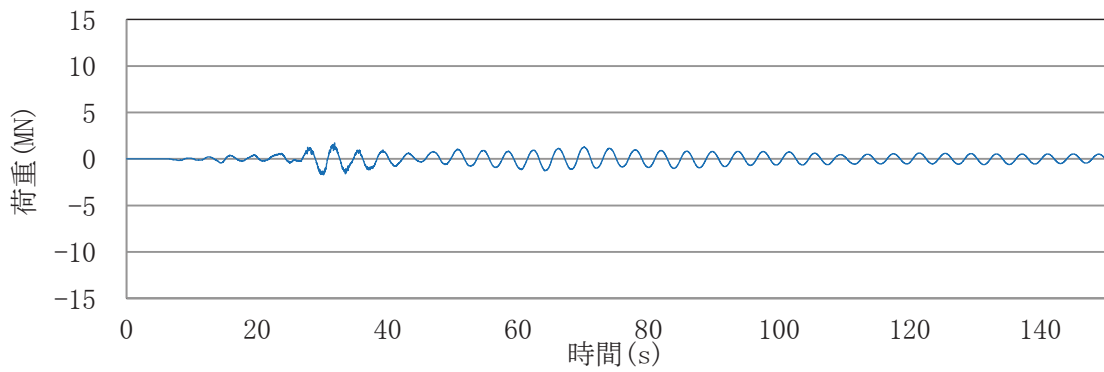
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



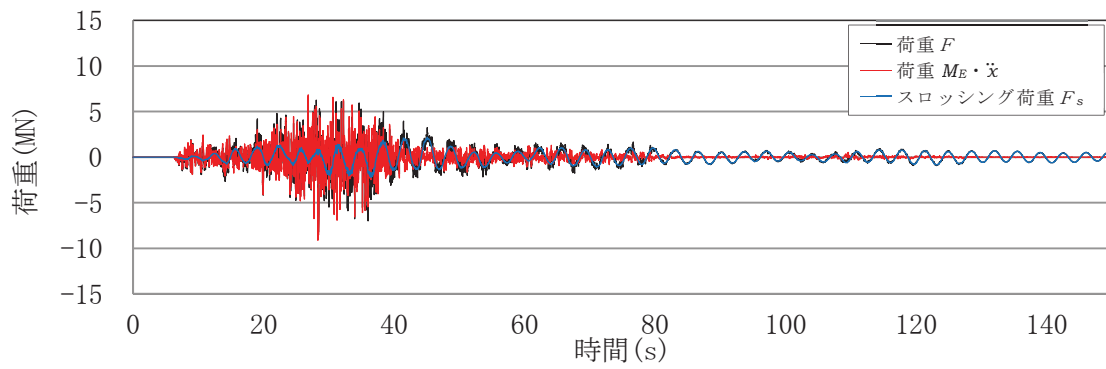
(c) 荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$



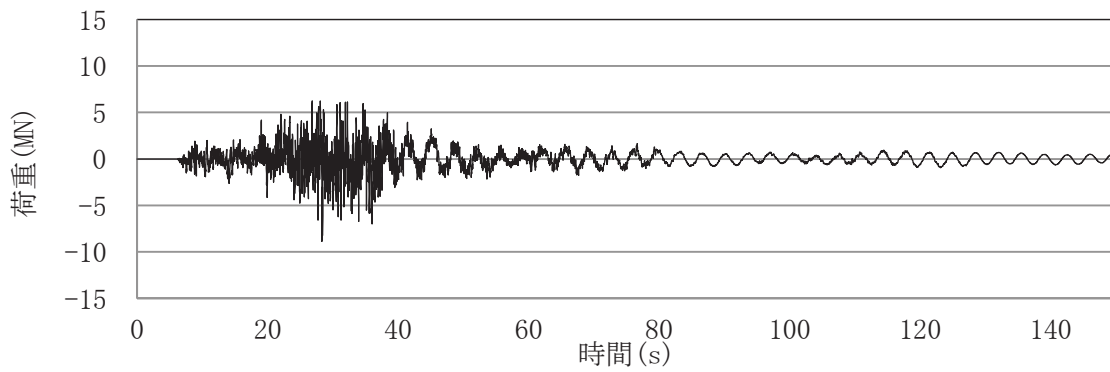
(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-7 各モードの荷重時刻歴(Ss-F2, 通常運転水位)

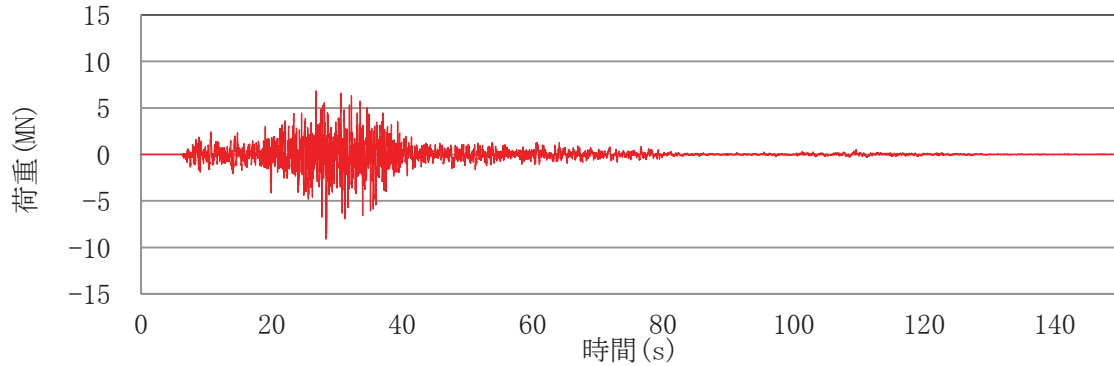
4条-別紙4-別3-9



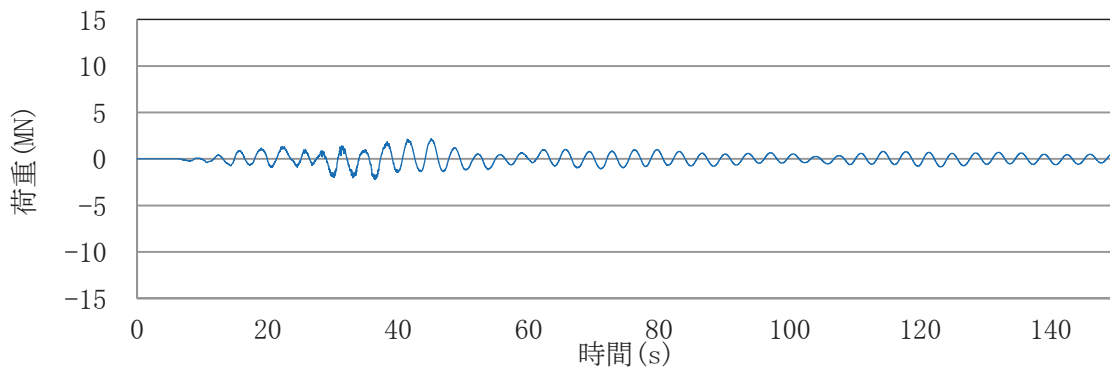
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-8 各モードの荷重時刻歴 (Ss-F2, 重大事故時水位より高い水位)

表-別紙-3-3 スロッシングモードによる最大荷重及び
スロッシング荷重算定における有効質量比

地震動	水位条件	最大荷重 (MN) *	有効質量比
Ss-D1	通常運転水位	2.42	0.17
Ss-D2		1.39	0.17
Ss-F2		1.71	0.17
Ss-D1	重大事故時水位 より高い水位	2.91	0.28
Ss-D2		2.06	0.28
Ss-F2		2.24	0.28

*スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋
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

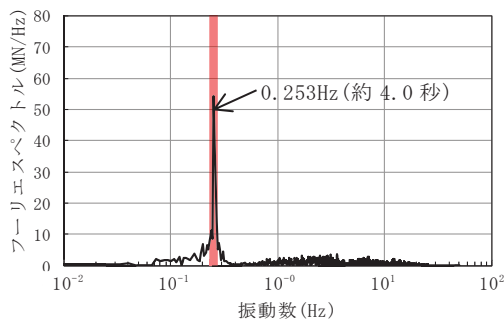


図-別紙-3-9 フーリエスペクトル
(Ss-D1, 通常運転水位)

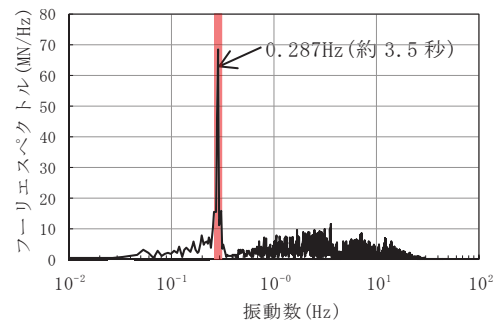
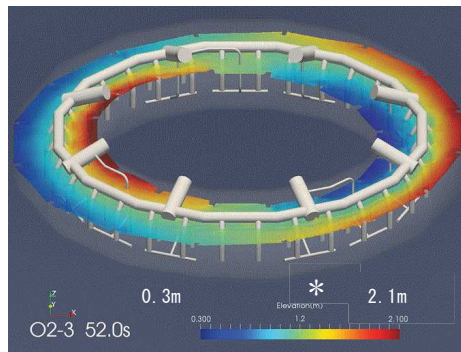


図-別紙-3-10 フーリエスペクトル
(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位)

表-別紙-3-4 スロッシングの固有周期

水位条件	固有周期 (s)
通常運転水位	約 4.0 秒
重大事故時水位より高い水位	約 3.5 秒



* 色の違いは、水面高さの違いを表す。
また、高さは、サブプレッションチェン
バシエル中心位置を 0mとしたものを表
しており、初期水位は、約 1.2mである。

図-別紙-3-11 スロッシング解析結果例
(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位, 最大荷重発生時刻付近)

参考文献 [1] : Housner, G. W. : Nuclear Reactors And Earthquakes, TID Rep. 7024, 1963.

4.3.3 スロッシング荷重及び有効質量に与える各種影響検討

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実機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、鉛直方向地震動による影響、水平2方向入力による影響及び内部構造物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。

4.3.3.1 鉛直方向地震動による影響

(1) 影響検討方針

鉛直方向地震動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1方向のみとした場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となる Ss-D1 を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表-別紙-3-5 に示す。

表-別紙-3-5 解析条件（鉛直方向地震動）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	実機解析モデル	同左
入力波	Ss-D1	同左
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平1方向
水位	重大事故時水位より 高い水位	同左

(2) 影響検討結果

評価結果を表-別紙-3-6 に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースの方が1割程度大きく算出されているが、鉛直方向地震動の影響は小さいことを確認した。

また、基本ケースと影響検討ケースの有効質量比は、一致しており、鉛直方向の地震動による有効質量比への影響はないことを確認した。

表-別紙-3-6 評価結果（鉛直方向地震動）

検討ケース	①基本ケース	②影響検討ケース	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *	2.91	2.70	1.08
有効質量比	0.28	0.28	1.00

*スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋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

4.3.3.2 水平2方向入力による影響

(1) 影響検討方針

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。

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となる Ss-D1 を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表-別紙-3-7 に示す。

表-別紙-3-7 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	OpenFOAM	同左
解析モデル	実機解析モデル	同左
入力波	Ss-D1	NS 方向：Ss-D1 EW 方向：位相特性の異なる Ss-D1*
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	重大事故時水位より 高い水位	同左

*位相特性の異なる Ss-D1 の作成方針等については、添付資料 11 参照

(2) 影響検討結果

評価結果を表-別紙-3-8, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒) の変位コンター図を図-別紙-3-12 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、やや小さくことを確認した。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方向の入力方法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に、入力地震動を水平1方向+鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。

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。

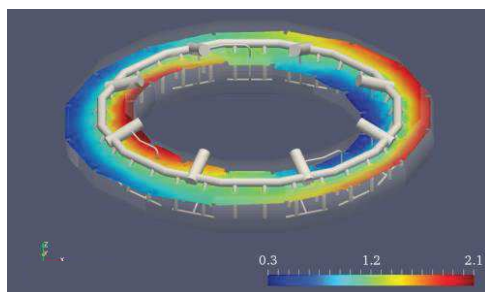
なお、基本ケース及び影響検討ケースに対するスロッシング最大荷重発生時

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。

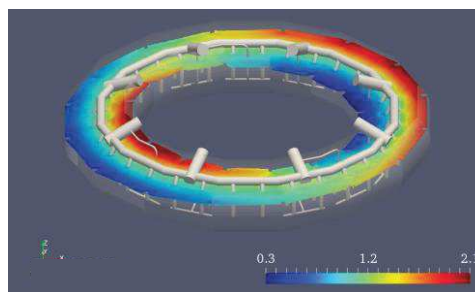
表-別紙-3-8 評価結果（水平2方向入力）

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(MN)* ¹	NS	2.91	2.88* ²	1.01
	EW	-	2.76* ²	1.05
	合成荷重	4.12* ³	3.23* ⁴	1.28
有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

- *1 スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋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（NS若しくはEW）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 時刻歴合成（ $\sqrt{NS^2 + EW^2}$ ）の最大荷重



①基本ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

* 色の違いは、水面高さの違いを表す。
また、高さは、サプレッションチェーンバシエル中心位置を 0mとしたものを表しており、初期水位は、約 1.2mである。

図-別紙-3-12 変位コンター図

4.3.3.3 内部構造物による影響

(1) 影響検討方針

内部構造物によるスロッシング荷重への影響について、解析モデルを主要な内部構造物までモデル化及び容器（強め輪を含む）のみをモデル化した場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となる Ss-D1 とし、水平 1 方向＋鉛直方向に入力する。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表-別紙-3-9 に示す。

表-別紙-3-9 解析条件（内部構造物）

項目	基本ケース	影響確認ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	実機解析モデル	容器（強め輪を含む）のみモデル化
入力波	Ss-D1	同左
地震動の入力方向	水平 1 方向 ＋鉛直方向	同左
水位	重大事故時水位より 高い水位	同左

(2) 影響検討結果

評価結果を表-別紙-3-10 に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースが影響確認ケースよりもやや小さく算出されることを確認した。これは、内部構造物によりスロッシングが抑制されることによるものと考えられる。

また、基本ケースと影響検討ケースの有効質量比は、一致しており、内部構造物による有効質量比への影響はないことを確認した。

表-別紙-3-10 評価結果（内部構造物）

検討ケース	①基本ケース	②影響検討ケース	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *	2.91	3.06	0.95
有効質量比	0.28	0.28	1.00

* スロッシング最大荷重は、地震波に依存することから、今後作成する建屋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

振動試験の全データ

振動試験は同条件で3回以上の試験を実施している。表-別紙-4-1 に振動試験の全試験回における有効質量比を示す。同条件での有効質量比について、ばらつきはほとんどなく、高い再現性があることを確認した。

表-別紙-4-1 振動試験の全試験回における有効質量比

水位	入力倍率	試験回				平均	標準偏差
		1回目	2回目	3回目	4回目		
低	0.5倍	0.1387	0.1452	0.1443	0.1335	0.1404	0.0047
	1.0倍	0.1514	0.1070	0.1193	0.0944	0.1181	0.0212
	1.5倍	0.1487	0.1465	0.1097	0.1452	0.1375	0.0161
中	0.5倍	0.2030	0.1915	0.1972	0.2028	0.1986	0.0047
	1.0倍	0.2099	0.2154	0.1963	-	0.2072	0.0080
	1.5倍	0.2121	0.2183	0.2034	0.1994	0.2083	0.0074
高	0.5倍	0.2851	0.2814	0.2773	-	0.2813	0.0032
	1.0倍	0.2786	0.2793	0.2822	0.2814	0.2804	0.0015
	1.5倍	0.2835	0.2847	0.2787	0.2899	0.2842	0.0040
高高	0.5倍	0.4038	0.4078	0.4119	0.4072	0.4077	0.0029
	1.0倍	0.4173	0.4183	0.4245	-	0.4200	0.0032
	1.5倍	0.4106	0.4116	0.4201	0.4104	0.4132	0.0040

サブ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ついて

1. 概要

第 6 項に示した女川 2 号炉のサブ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，第 5.1.1 項に示した NASTRAN（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，その設定方法の考え方について説明する。

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，Guyan の縮約法（Guyan's Reduction）が広く一般的に使われている。

サブ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，NASTRAN により算出されるサブ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-別紙-5-1 参照）。

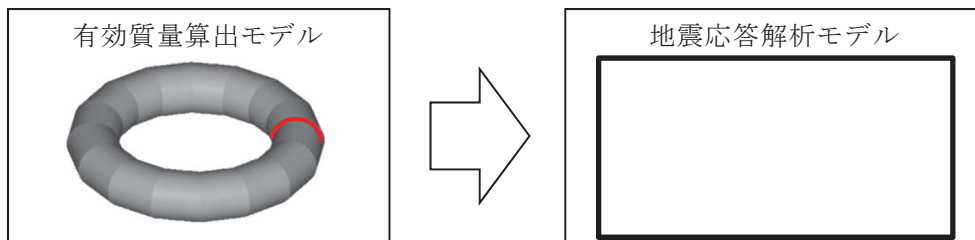


図-別紙-5-1 有効質量の縮約

3. 地震応答解析モデルへの設定方法

NASTRAN により算出されるサブ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サブプレッションチェンバの各質点に設定する方法（Guyan の縮約法）のイメージを図-別紙-5-2 に示す。

① NASTRAN から算出されるサブプレッションチェンバの内部水の有効質量

NASTRAN ではサブ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 要素における有効質量 m_i は，水平方向及び鉛直方向の有効質量 (m_{xi} , m_{zi}) に分解できる。

なお，水平方向の有効質量 m_{xi} をサブプレッションチェンバ全体に積分するとサブ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

4 条-別紙 4-別 5-1

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

方向の有効質量 m_{zi} をサブプレッションチェンバ全体に積分した場合、サブ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はり要素（1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はり要素（1質点）における質量及びモーメント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，サブ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はり要素（1質点）への縮約（全要素の有効質量）
NASTRAN により算出されるサブプレッションチェンバシエル全要素の有効質量に対して，上記②の考え方を展開し，地震応答解析モデルのはり要素（1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）における有効質量の設定

地震応答解析モデルのには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。

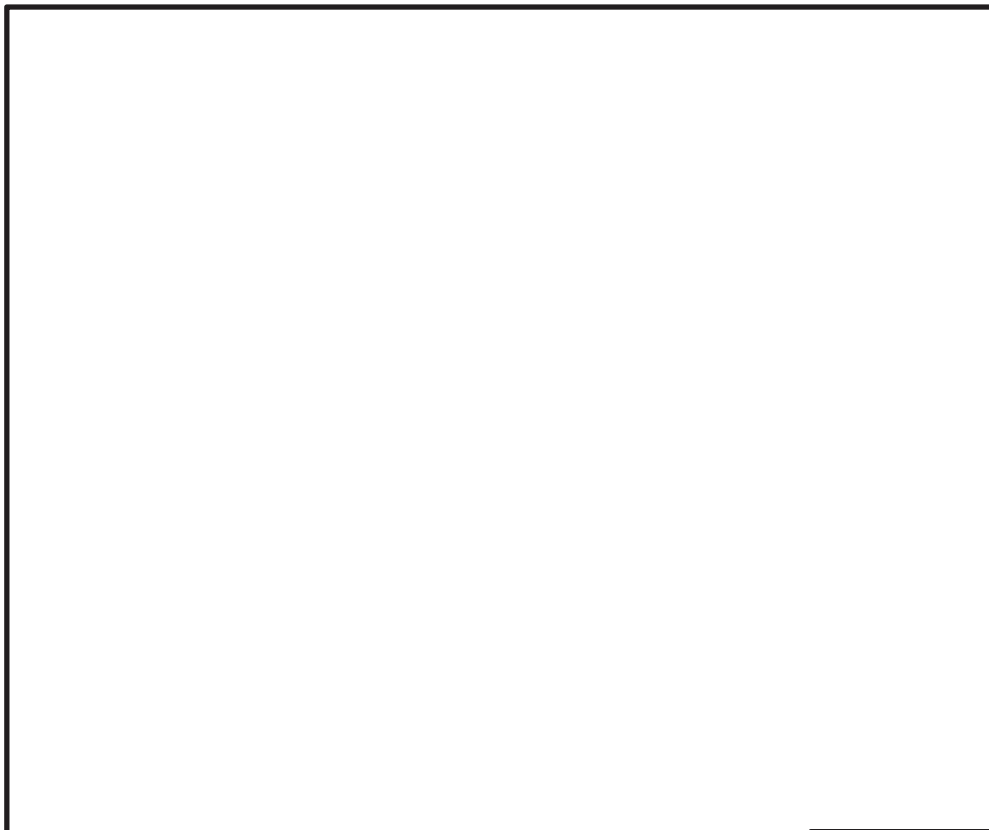


図-別紙-5-2 Guyan の縮約法のイメージ
4条-別紙 4-別 5-2

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4. Guyan の縮約法の妥当性確認

4.1 自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認

4.1.1 妥当性確認方針

NASTRAN による Guyan の縮約法の妥当性確認にあたっては、計算を簡単にするため、自由表面を有する円筒容器評価モデル（1 質点系）（質量位置の上下方向のオフセットの検討）として、NASTRAN の Guyan の縮約法（容器の重心位置に縮約）と FEM から直接的に求めた質点位置（有効質量に対する等価高さ）における有効質量、地震荷重及び回転質量を比較する。

また、参考として、Housner 理論による方法で求めた有効質量及び地震荷重も比較する。ここで、上記 3 つの手法による水平反力及び回転モーメントは、NASTRAN を用いて水平 1G 負荷による静的解析で算出している。

(1) 評価モデル

評価モデルを図-別紙-5-3、評価モデルの諸元を表-別紙-5-1 に示す

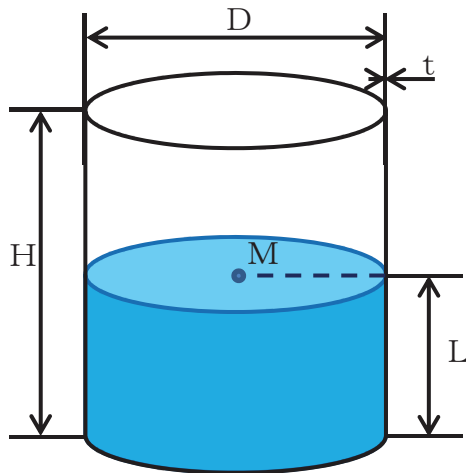


図-別紙-5-3 評価モデル

表-別紙-5-1 評価モデルの諸元

部位	寸法
容器直径 D	1000mm
容器板厚 t	50mm
容器高さ H	2000mm
容器重心高さ M	1000mm
水位 L	1000mm
水の密度 ρ	$10^{-6}\text{kg}/\text{mm}^3$

(2) 解析モデル

NASTRAN の評価に用いる解析モデルを図-別紙-5-4 に示す。

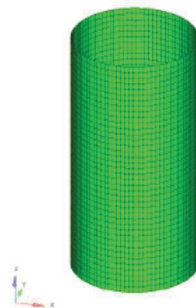


図-別紙-5-4 NASTRAN 解析モデル

4条-別紙 4-別 5-3

(3) 検討条件

検討条件を表-別紙-5-2, 検討モデルのイメージを図-別紙-5-5 に示す。

表-別紙-5-2 検討条件

検討条件	検討モデル	
	容器のモデル化	内部水のモデル化
Guyan 縮約	1 質点系モデル	Guyan の縮約法により容器の質点位置に有効質量を付加
直接的評価	1 質点系モデル	FEM から直接的に求めた等価高さに有効質量を付加
Housner 理論	1 質点系モデル	Housner 理論に基づく有効質量に対する等価高さ*に有効質量を付加

※Housner 理論による底面圧力を考慮した評価式を用いて等価高さを算出

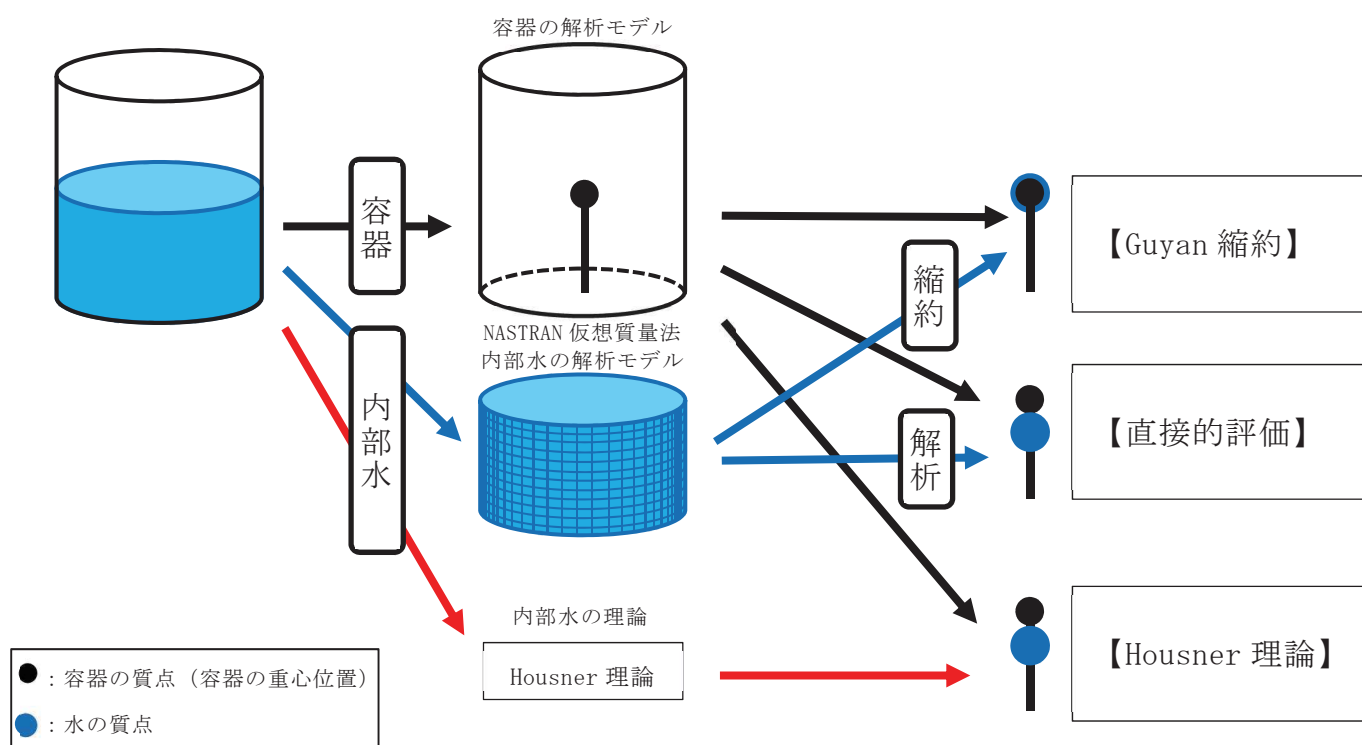


図-別紙-5-5 妥当性確認に用いる検討モデルのイメージ

4.1.2 妥当性確認結果

NASTRAN の Guyan の縮約法と直接的評価による単位加速度 1G に対する有効質量，地震荷重及び回転質量を表-別紙-5-3，有効質量に対する水平反力等のイメージを図-別紙-5-6 に示す。比較結果から NASTRAN の Guyan の縮約法と直接的評価の有効質量，地震荷重及び回転質量は一致しており，NASTRAN の Guyan の縮約法が妥当であることを確認した。なお，本評価モデルでの回転質量は，内部水の有効質量を等価高さから容器重心高さにオフセットしたため，負の回転質量となるが，容器重心位置よりも内部水の有効質量の等価高さが高い場合は，正の回転質量となる。

なお，Housner 理論による有効質量及び地震荷重も NASTRAN の Guyan の縮約法による有効質量及び地震荷重とほぼ一致していることを確認した。

表-別紙-5-3 Guyan による縮約法の妥当性確認結果

	有効質量 (kg)	等価高さ (mm)	地震荷重 (1 G)		回転質量 (kg・m)
			水平反力 (N)	回転モーメント (N・mm)	
Guyan 縮約	603.591	—	3.010×10^4	2.714×10^7	-302.613 ^{*1}
直接的評価	603.591	498.646	3.010×10^4	2.714×10^7	- ^{*2}
Housner 理論	614.000	506.000	3.021×10^4	2.723×10^7	—

*1 Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

*2 直接的評価から求めた有効質量及び等価高さにより算定 (図-別紙-5-6 有効質量に対する水平反力等のイメージ参照)

- : 内部水質量
- : 容器質量 (容器重心位置)
- : 水平反力
- ↻ : 回転モーメント
- ↻ : 回転質量

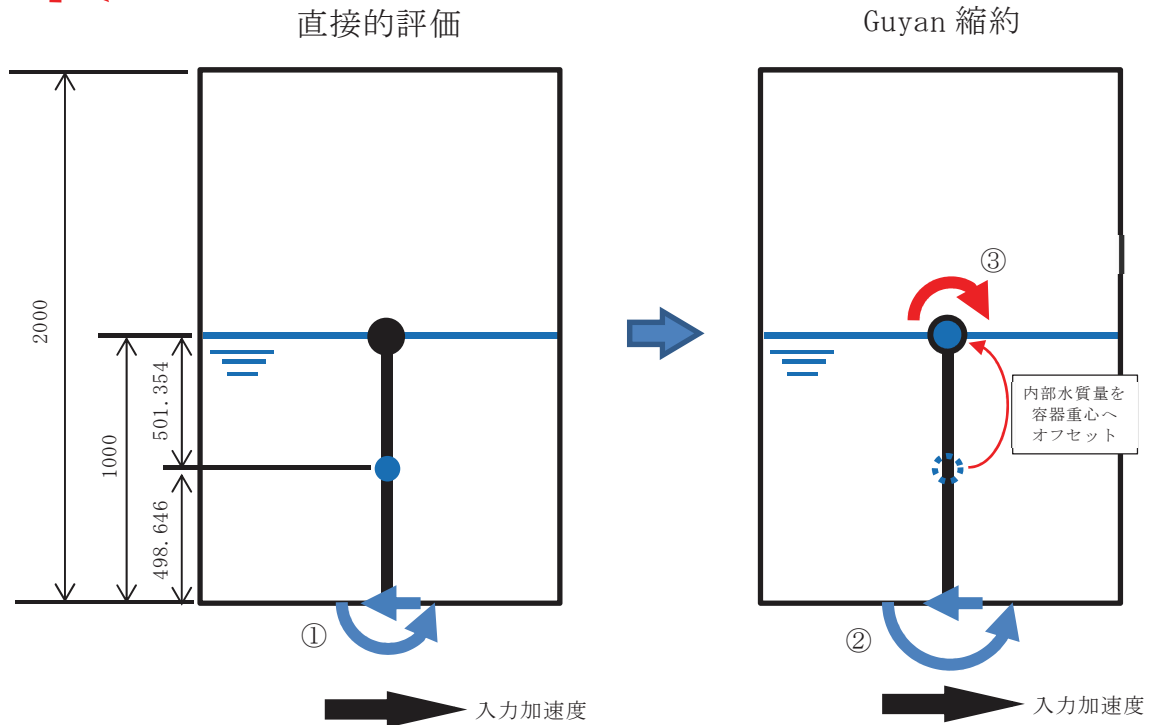


図-別紙-5-6 有効質量に対する水平反力等のイメージ

〈回転質量の算出〉

直接的評価による有効質量及び等価高さから回転質量を算出し，Guyan 縮約から求めた回転質量と比較する。

- ① 直接的評価による有効質量及び等価高さから容器底部での回転モーメントを算出。

$$603.591 \times 0.498646 \times 9.80665 = 2,951.588 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ② 直接的評価による有効質量を容器重心位置 (Guyan 縮約による内部水質量の縮約位置) にオフセットし，容器底部での回転モーメントを算出。

$$603.591 \times 1 \quad \times 9.80665 = 5,919.206 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ③ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

$$(2,951.588 - 5,919.206) / 9.80665 = -302.613 (\text{kg} \cdot \text{m})$$

上記回転質量-302.613 (kg・m) は，Guyan 縮約から求めた回転質量-302.613 (kg・m) と一致するため，内部水を Guyan の縮約によりはりモデルへ縮約する手法は，妥当である。

<補足>

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ

Housner^[1]の論文による手法を用いて、円筒タンクに対する水の有効質量及び等価高さについて算出する。

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概略図を図 1 に示す。

Housner^[1]の論文 (6.5) の評価条件から、 $h/R=1000/500=2>1.5$ であるため $h' = 1.5R$ とおき、 h' より浅い部分と深い部分に分けて計算を行う。

表 1 評価諸元

	記号	値	単位
タンク半径	R	500	mm
タンク底面から液面までの高さ	h	1000	mm
1.5R (水面～ h')	h'	750	mm
h' より深い部分の高さ ($h' \sim$ 底面)	$h-h'$	250	mm
高さ h' の流体質量	$W_0(h')$	589 ($\pi \times R^2 \times h'$) \times 水密度 ^{※2}	kg

※2：水の密度は $1 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$ とする。

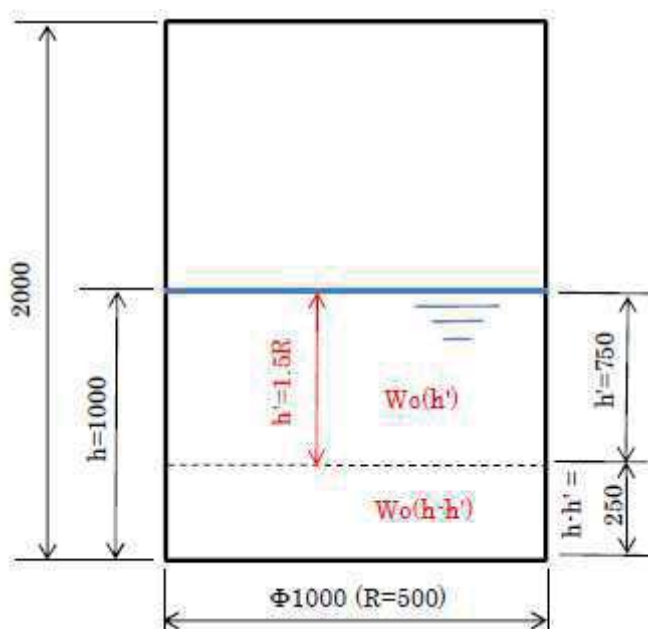


図 1 円筒タンク概要図

参考文献 [1] : Housner, G. W. : Nuclear Reactors And Earthquakes, TID Rep. 7024, 1963.
4条-別紙 4-別 5-7

(2) 有効質量の算出

以下①～③式により、有効質量 $W_o(\text{all})$ を算出する。なお、タンク重量は含まないものとする。

$$W_o(h') = \frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h'}\right)}{\left(\sqrt{3}\frac{R}{h'}\right)} W h' \quad \text{①}$$
$$= 418 \text{ kg}$$

$$W_o(h-h') = \pi \times R^2 \times (h-h') \times \rho \quad \text{②}$$
$$= 196 \text{ kg}$$

$$W_o(\text{all}) = W_o(h') + W_o(h-h') \quad \text{③}$$
$$= 418 + 196$$
$$= 614 \text{ kg}$$

(3) 等価高さの算出

以下④～⑤式により、等価高さ $h_o(\text{all})$ を算出する。

$$h_o(h') = (h-h') + \frac{h'}{8} \left\{ \frac{4}{\frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h'}\right)}{\left(\sqrt{3}\frac{R}{h'}\right)} - 1} \right\} \quad \text{④}$$
$$= 685 \text{ mm}$$

$$h_o(h-h') = \frac{h-h'}{2} \quad \text{⑤}$$
$$= 125 \text{ mm}$$

$$h_o(\text{all}) = \frac{W_o(h') \times h_o(h') + W_o(h-h') \times h_o(h-h')}{W_o(\text{all})} \quad \text{⑥}$$
$$= \frac{418 \times 685 + 196 \times 125}{614}$$
$$= 506 \text{ mm}$$

(4) 算出結果

(2), (3) の算出結果を表 2 に示す。

表 2 Housner の式で算出した水の有効質量及び等価高さ

	記号	値	単位
水の有効質量	$W_o(\text{all})$	614	kg
水の等価高さ	$h_o(\text{all})$	506	mm

4.2 振動試験の再現解析による妥当性確認

4.2.1 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、内部水の重心位置を適切に考慮するため、NASTRAN の機能である Guyan 縮約法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いる。

本検討では、有効質量を考慮した地震応答解析における鉛直荷重の妥当性及び Guyan 縮約法の妥当性を確認するため、実機を縮小模擬した円環形状容器（試験体）を用いた振動試験で計測された荷重と、以下の 2モデルの地震応答解析によって得られる荷重とを比較した。

① 3次元シェルモデル

NASTRAN で算定した有効質量を試験体のシェル要素に付加した 3次元シェルモデル

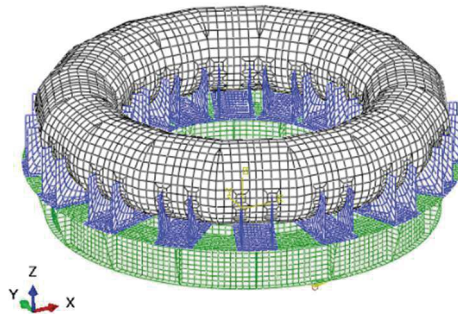


図-別紙-5-7 3次元シェルモデル

② 3次元はりモデル

NASTRAN で算定した有効質量を Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加した 3次元はりモデル

（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設定と同様）

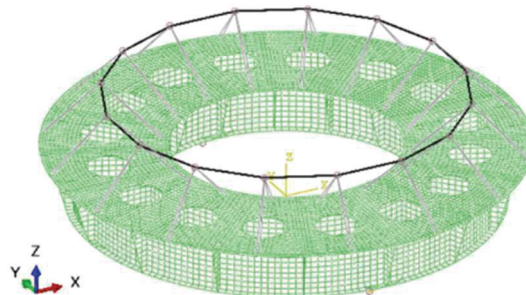


図-別紙-5-8 3次元はりモデル

(1) 解析条件

地震応答解析条件を表-別紙-5-4 に示す。

表-別紙-5-4 解析条件

項目		内容	
解析モデル		3次元シェルモデル	3次元はりモデル
モデル	試験体	シェル要素	はり要素
	架台	シェル要素	
内部水の有効質量の算定方法		NASTRANの仮想質量法により有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		試験体のシェル要素に付加	Guyan縮約法を用いて試験体のはり要素に付加
境界条件		試験体と架台，架台と分力計：剛結合	
水位条件		高水位	
入力加速度		架台上の加速度時刻歴を模擬 (水平方向 (X方向)，鉛直方向 (Z方向))	
解析コード		N A S T R A N	

(2) 入力加速度及び荷重比較対象

地震応答解析における入力加速度は、架台上で計測された加速度を模擬する。ここで、解析上入力する加速度時刻歴は、振動台上の計測値を用いることとし、振動台上から架台上までの地震動の伝搬（構造減衰等）を考慮した加速度時刻歴を分力計位置に入力している。

水平方向（X方向）の加振に伴う内部水の有効質量による鉛直荷重は、加振直交方向（Y方向）を軸として、加振方向（X方向）に設置された分力計に作用するため、加振方向の分力計における荷重を比較対象とした（図-別紙-5-9）。

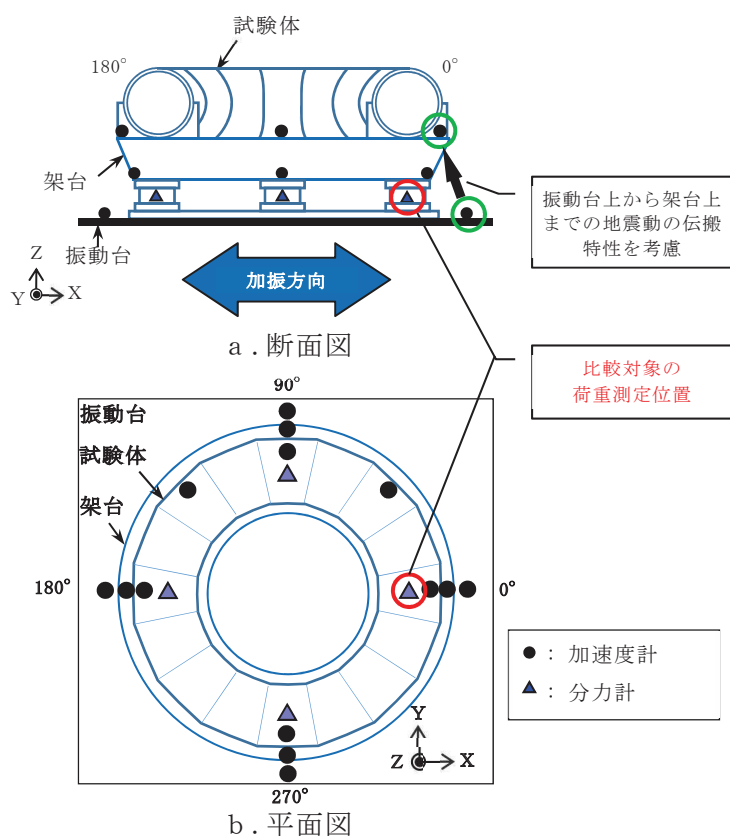


図-別紙-5-9 荷重の比較位置

4.2.2 解析結果

(1) 架台上の加速度時刻歴

振動試験で計測された架台上の加速度時刻歴，3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる架台上の水平加速度時刻歴及び鉛直加速度時刻歴の比較結果を図-別紙-5-10 及び図-別紙-5-11 に示す。

比較の結果，3次元シェルモデル及び3次元はりモデルにて解析した架台上の加速度時刻歴は，振動試験で計測された架台上の加速度時刻歴をおおむね模擬できていることを確認した。

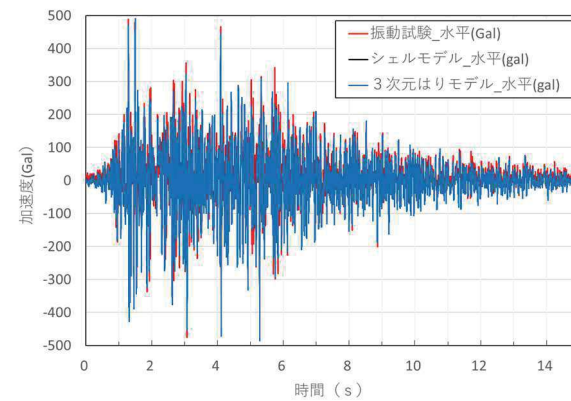
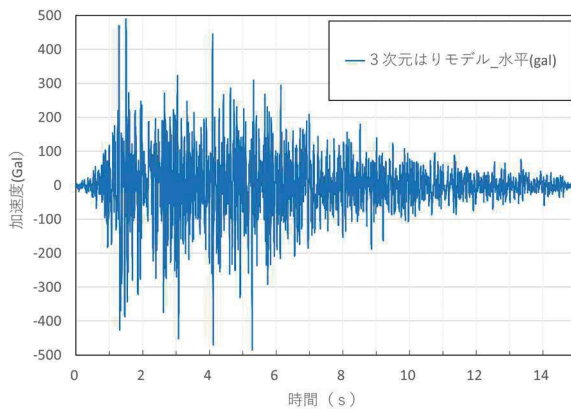
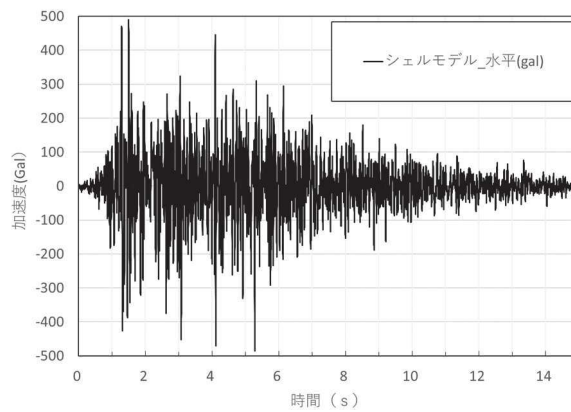
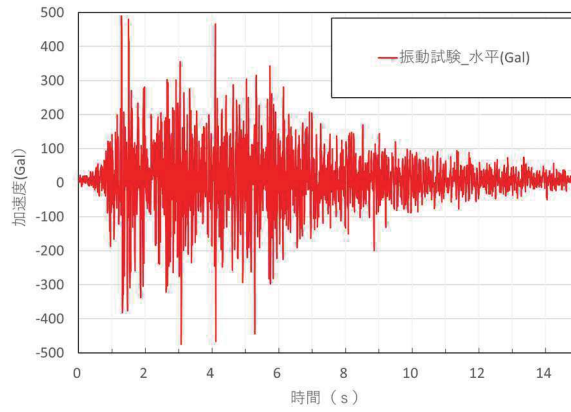


図-別紙-5-10 架台上の水平加速度時刻歴 (X 方向) の比較
4条-別紙 4-別 5-14

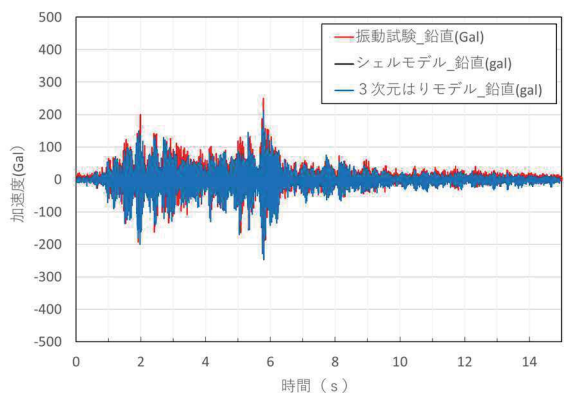
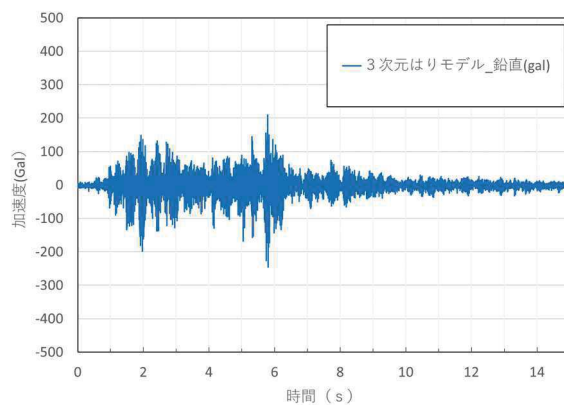
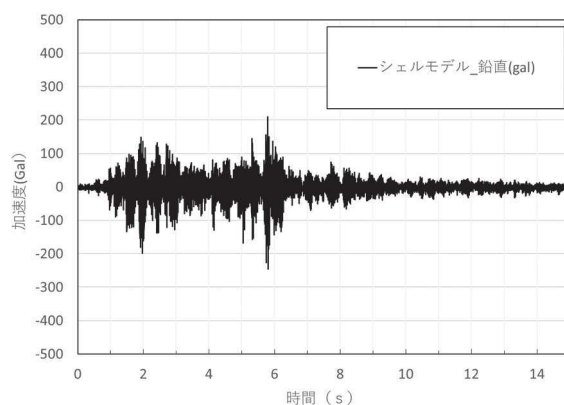
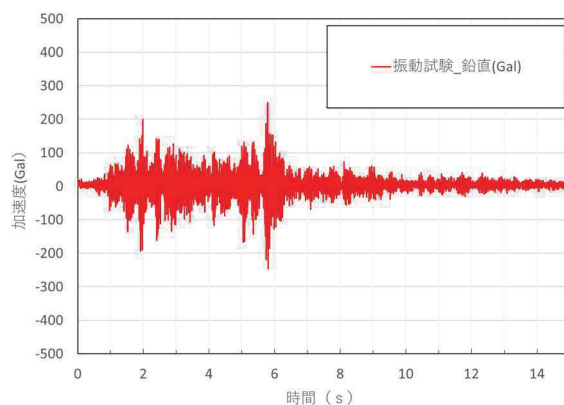


図-別紙-5-11 架台上の鉛直加速度時刻歴 (Z 方向) の比較
4条-別紙 4-別 5-15

(2) 荷重時刻歴

振動試験で計測された荷重時刻歴， NASTRAN で算定した有効質量を円環形状容器のシェル要素に付加した 3次元シェルモデルによる水平荷重時刻歴及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図-別紙-5-12 と図-別紙-5-13 に示す。

3次元シェルモデルによる水平及び鉛直荷重の解析結果は，振動試験で得られた計測荷重時刻歴とおおむね一致している。

振動試験で計測された荷重時刻歴， NASTRAN で算定した有効質量を Guyan 縮約法を用いて円環形状容器のはり要素に付加した 3次元はりモデルによる水平荷重時刻歴及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図-別紙-5-14 と図-別紙-5-15 に示す。

3次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重の解析結果は，3次元シェルモデルと同様に振動試験で得られた計測荷重時刻歴とおおむね一致している。

3次元シェルモデル，3次元はりモデルによる水平荷重時刻歴及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図-別紙-5-16 と図-別紙-5-17 に示す。

3次元シェルモデルと3次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重の解析結果は，よく一致している。

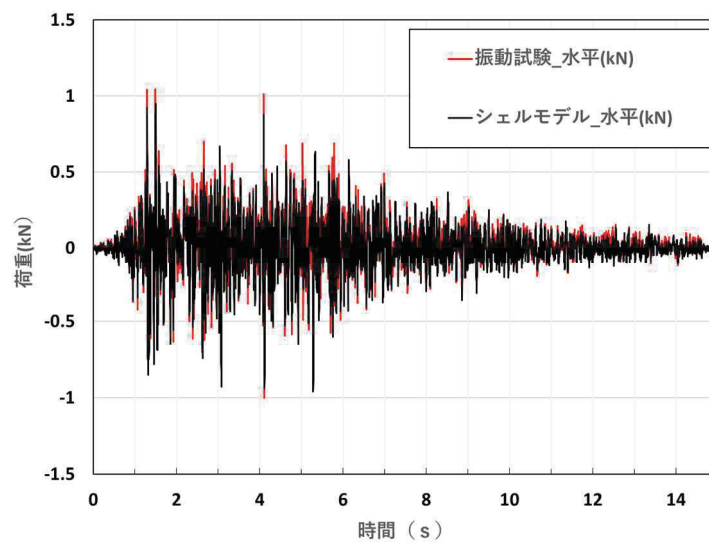
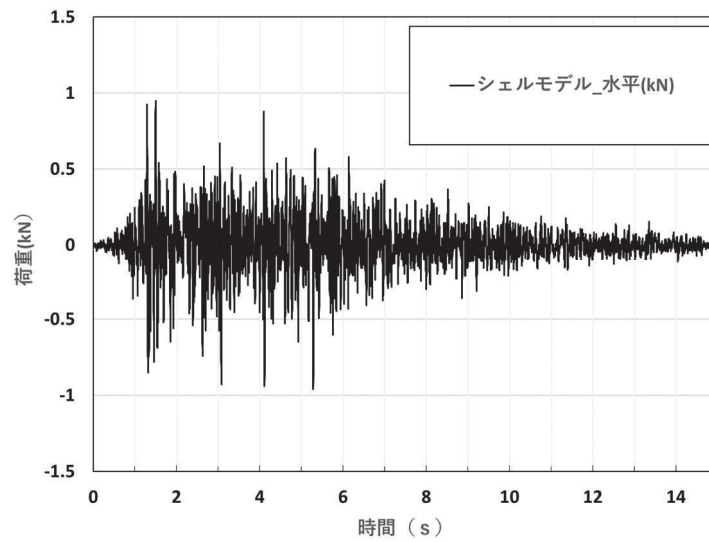
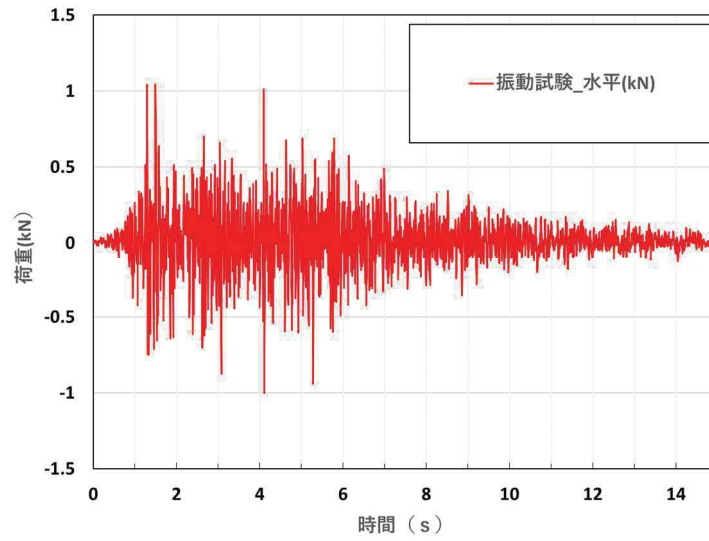


図-別紙-5-12 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
 (振動試験, 3次元シェルモデル)
 4条-別紙 4-別 5-17

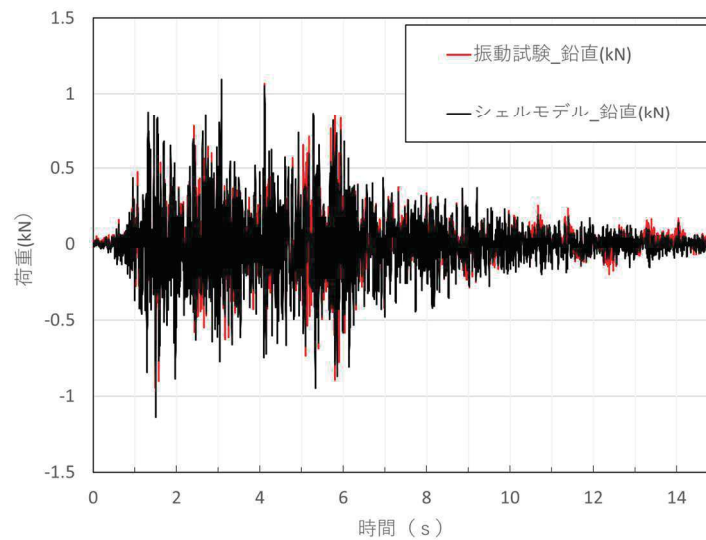
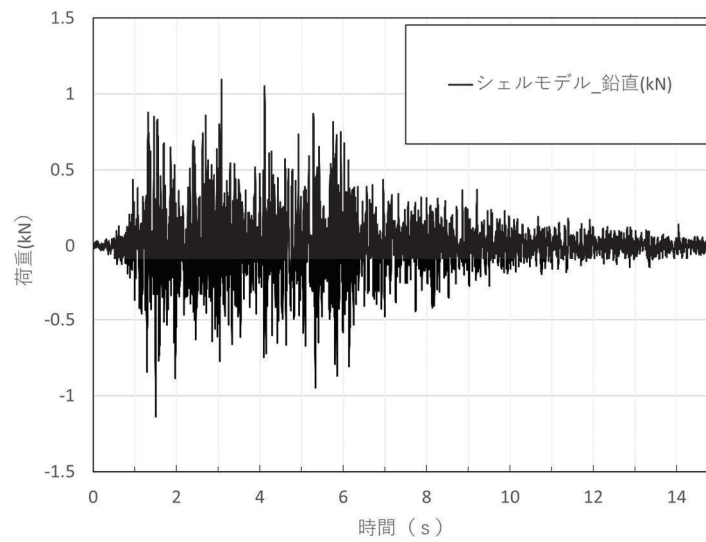
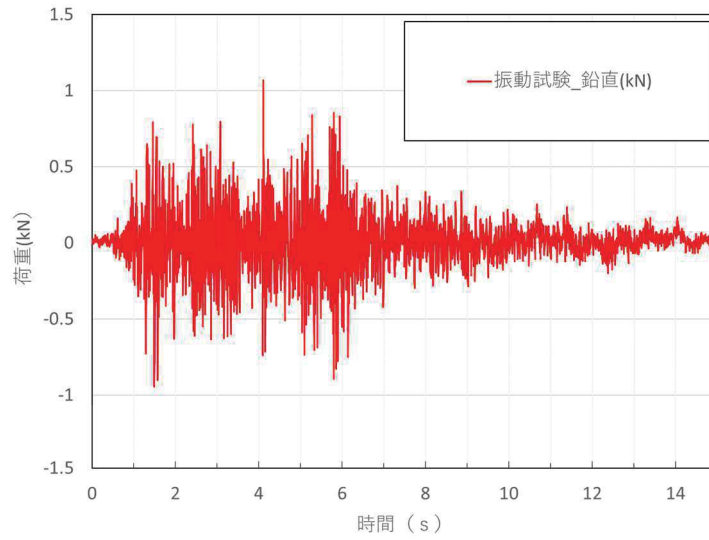


図-別紙-5-13 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
 (振動試験, 3次元シェルモデル)
 4条-別紙 4-別 5-18

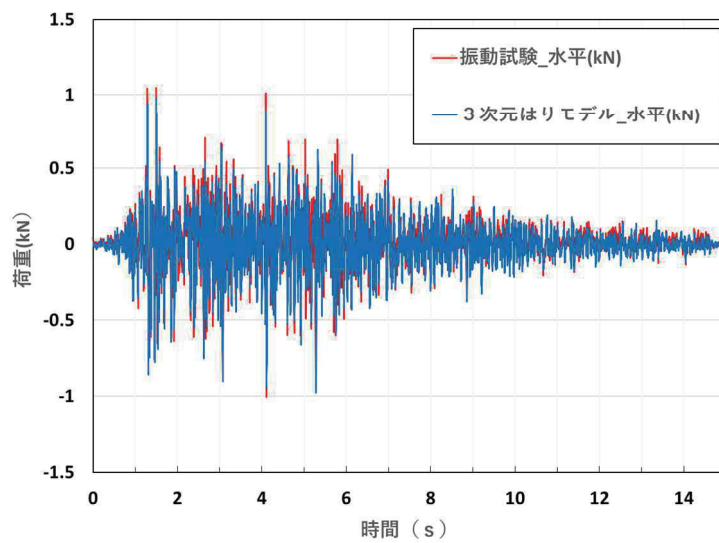
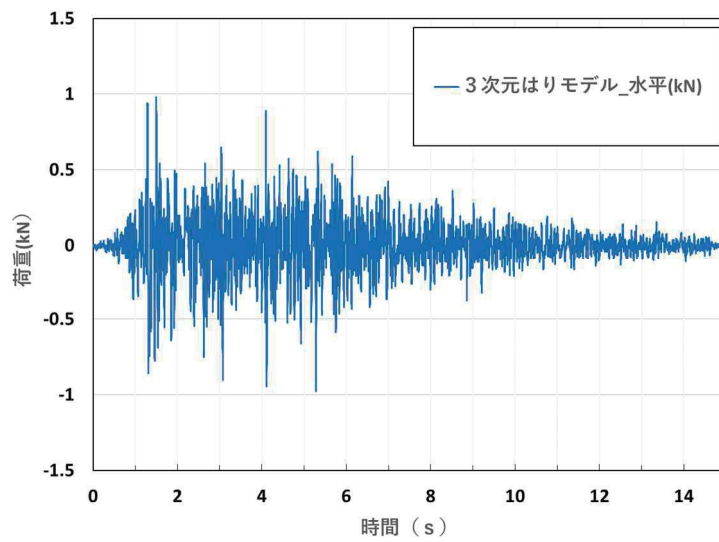
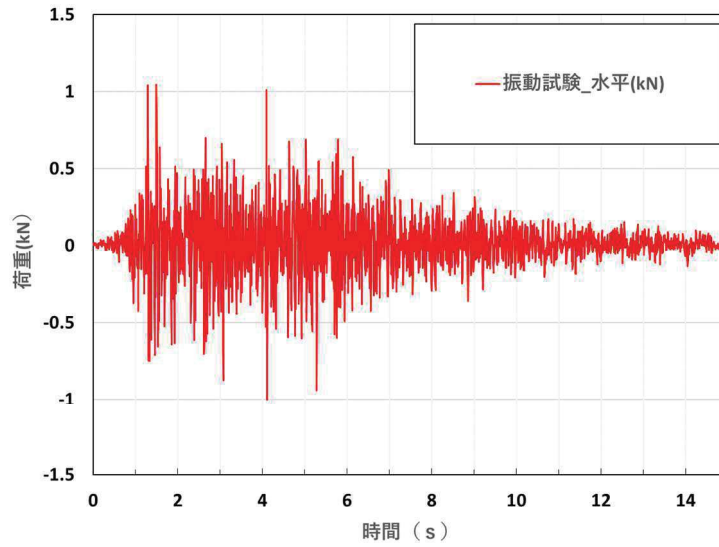


図-別紙-5-14 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
(振動試験, 3次元はりモデル)
4条-別紙 4-別 5-19

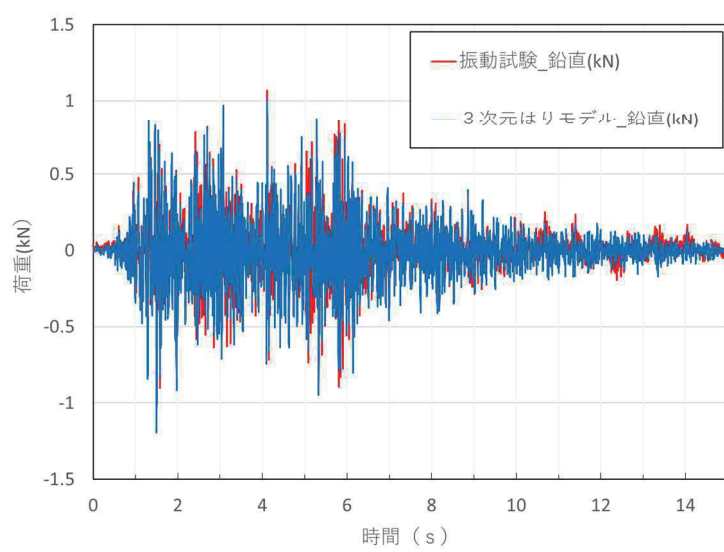
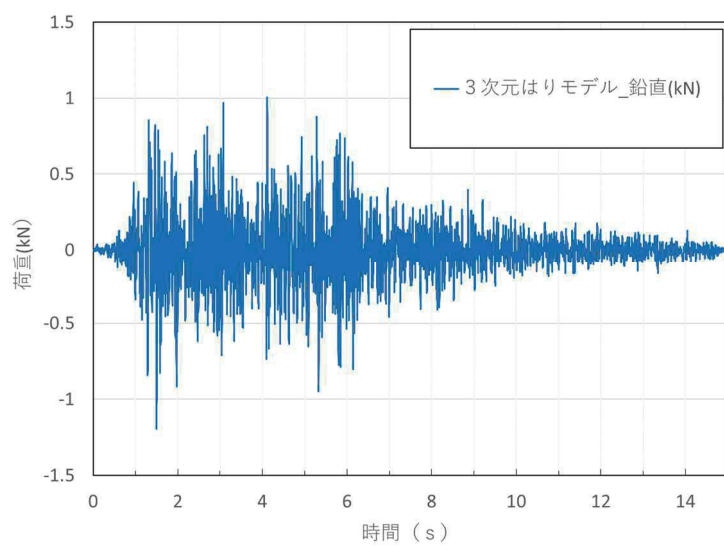
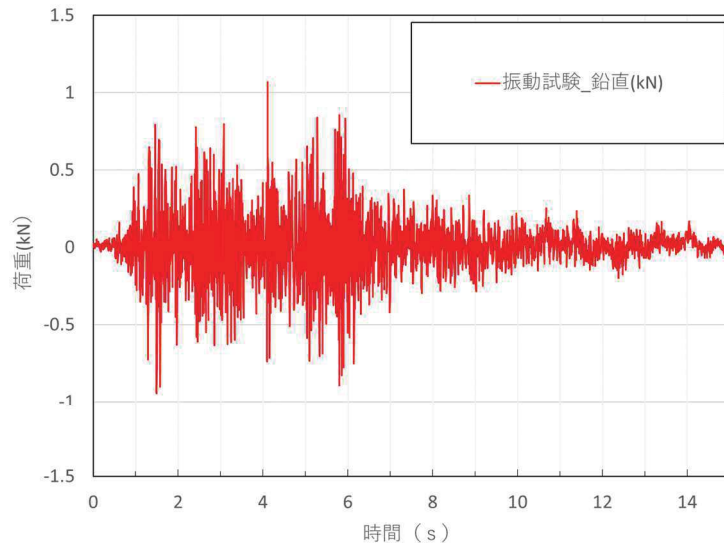


図-別紙-5-15 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
 (振動試験, 3次元はりモデル)
 4条-別紙 4-別 5-20

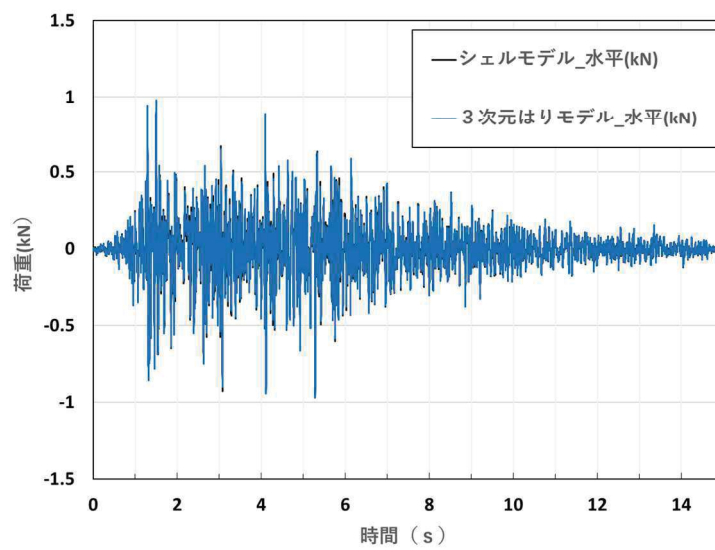
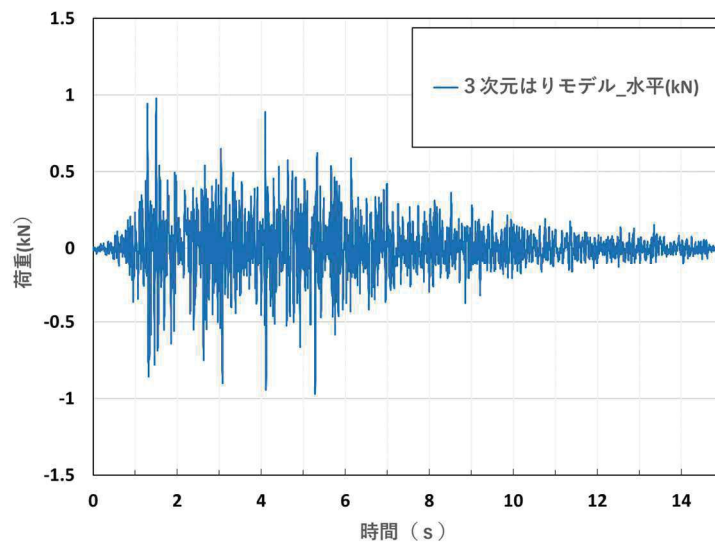
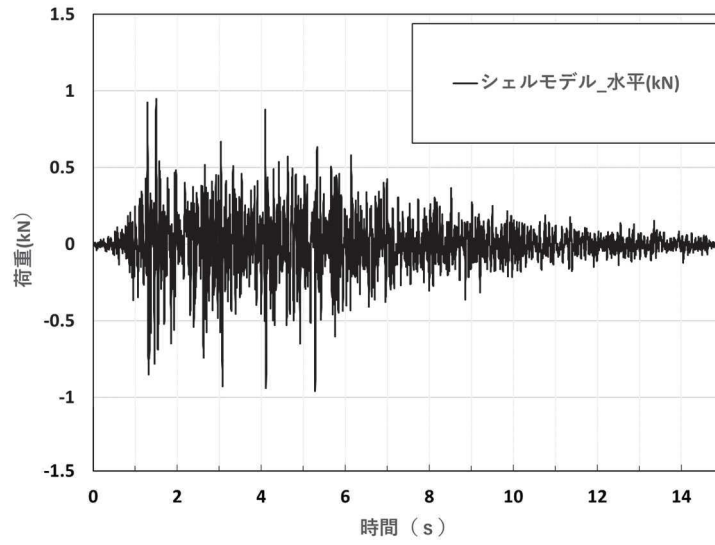


図-別紙-5-16 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 4条-別紙4-別5-21

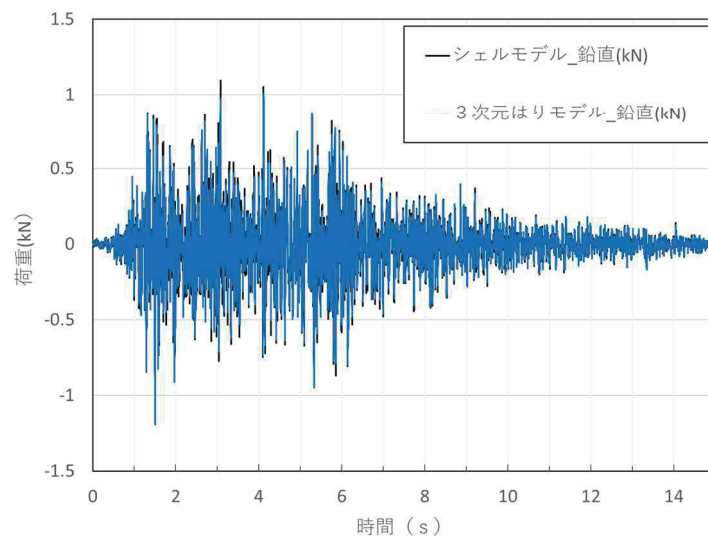
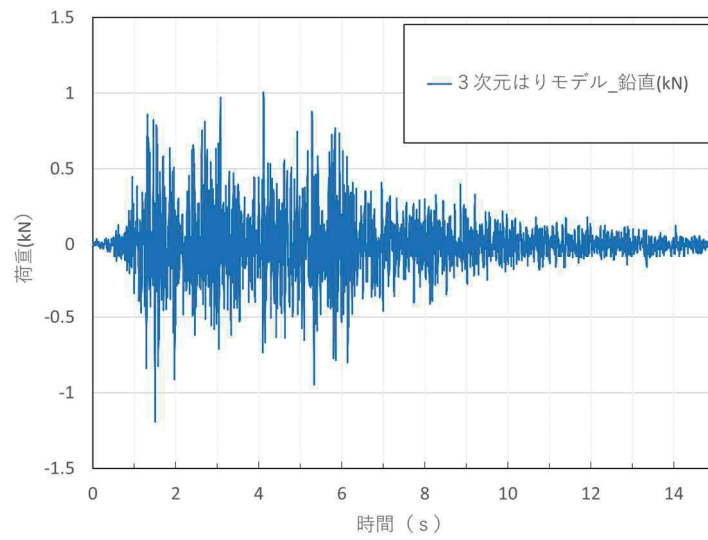
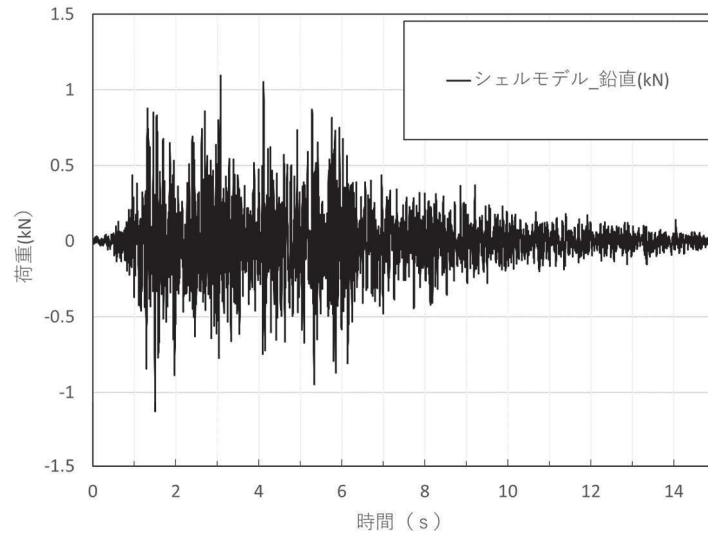


図-別紙-5-17 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 4条-別紙 4-別 5-22

(3) 最大荷重

振動試験で計測された水平荷重及び鉛直荷重の最大値，3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる水平荷重及び鉛直荷重の最大値の比較結果を表-別紙-5-5に示す。

振動試験で計測された荷重の最大値に対して3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる荷重の解析結果の最大値は，水平及び鉛直方向ともにおおむね一致している。

ここで，水平方向の最大荷重について，振動試験よりも地震応答解析（3次元シェルモデル及び3次元はりモデル）がわずかに小さくなった要因は，振動試験ではスロッシング荷重も含んでいることに対して，地震応答解析はスロッシング荷重を含まず，有効質量による地震荷重のみを評価するためと考えられる。なお，実機の耐震評価では，個別にスロッシング荷重を算出するため，このことは実機の耐震評価において影響を与えるものではない。

表-別紙-5-5 最大荷重の比較

		①振動試験	②3次元 シェルモデル	③3次元 はりモデル	荷重比		
					②/①	③/①	③/②
最大 荷重 (kN)	水平方向 (X方向)	1.05	0.96	0.98	0.92	0.94	1.02
	鉛直方向 (Z方向)	1.07	1.14	1.20	1.07	1.12	1.05

4.2.3 妥当性確認結果

4.2.2の解析結果から，振動試験で計測された荷重に対して3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる地震応答解析で得られた荷重時刻歴及び最大荷重ともにおおむね一致していること，また，3次元シェルモデルと3次元はりモデルの荷重時刻歴及び最大荷重がよく一致していることから，サプレッションチェーンバに対する耐震評価におけるNASTRANのGuyan縮約法を用いた3次元はりモデルは妥当である。

地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について

1. 概要

本研究では、トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力における有効質量を把握するとともに NASTRAN 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、実機の縮小モデルによる振動試験、汎用流体解析コード OpenFOAM による数値流体計算を実施した。

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 26 年度～平成 29 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
東北電力株式会社 中部電力株式会社	研究の計画策定 研究の実施 振動試験実施状況の確認 試験結果および解析結果の確認
一般財団法人 電力中央研究所	振動試験の実施 OpenFOAM による有効質量の解析
解析会社	NASTRAN による有効質量の解析

なお、プラントメーカーは、研究内容全体に係るレビュー協力

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、電力中央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

実機の縮小試験体を製作し振動試験を実施した。試験の状況を図 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、寸法は実機の約 1/25 となるように、円環の直径 1,484mm、断面の内径 380mm 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 2 に示す。振動台上には試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平・鉛直方向の荷重を測定するため、分力計を 90° 間隔で 4 体設置した。なお、別途実施した事前の数値

計算により容器や架台には、内容水の挙動や荷重に影響を及ぼすような変形が発生しないことを確認している。

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，架台の変位である。表 1 に計測項目，図 3 に計器配置を示す。

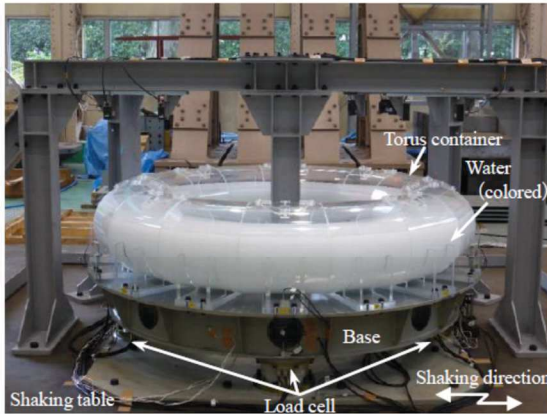


図 1 試験装置

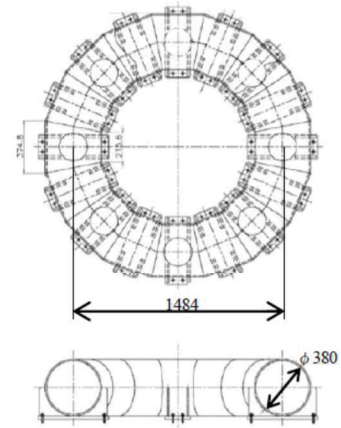


図 2 トーラス型容器

表 1 計測項目

Items	Instruments	Placement
Load	Load cell	Under the base, 90°pitch
Acceleration	Accelerometer	Shaking table, Base, Torus container, etc.
Displacement	Displacement sensor	Base, 0° and 90°

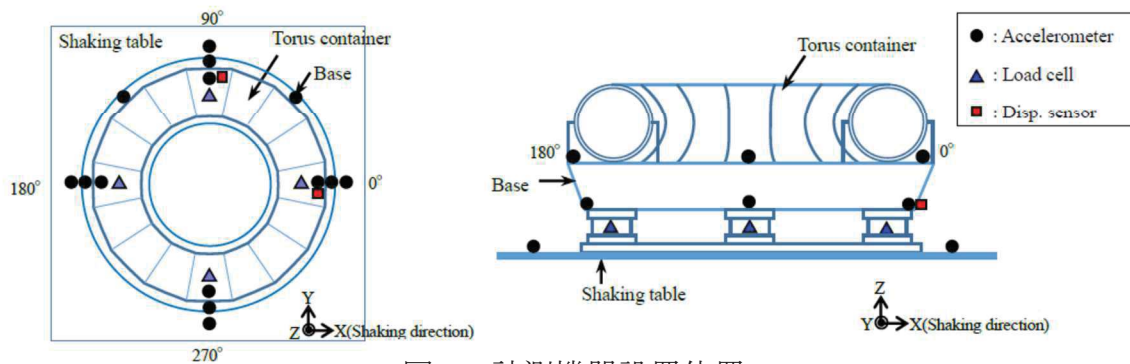


図 3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

加振波は、長周期成分及び短周期成分とも加速度レベルが大きい地震波 A 及び短周期成分が相対的に卓越し長周期成分が小さい地震波 B の 2 種類の人工地震波を用いる。図 4 及び図 5 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 4 及び図 5 の地震波の 0.5 倍、1.0 倍及び 1.5 倍で加振を行った。加振は水平 1 方向とする。水位は、内部水なし及び低水位(水位 164mm 又は 146mm)、中水位(水位 218mm 又は 203mm)、高水位(水位 273mm 又は 259mm)及び高高水位(水位 315mm 又は 325mm)の 5 ケースとする。表 2 に試験ケースを示す。

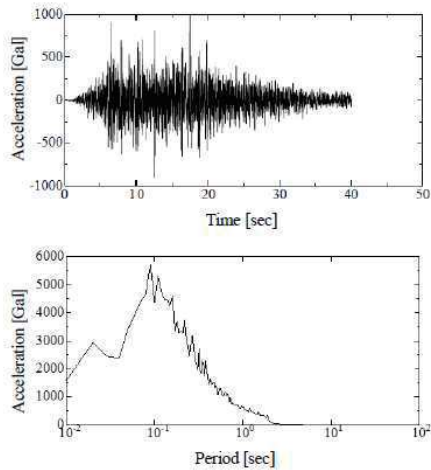


図4 入力地震波 A

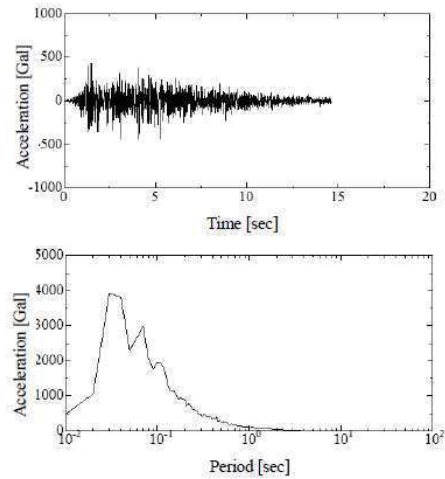


図5 入力地震波 B

表2 試験条件

Input wave	Input magnification	Water level*1
Seismic wave-A	×0.5 ×1.0 ×1.5	Empty
		Low(164mm)
		Middle(218mm)
		High(273mm)
		Very high(315mm)
Seismic wave-B	×0.5 ×1.0 ×1.5	Empty
		Low(146mm)
		Middle(203mm)
		High(259mm)
		Very high(325mm)

*1 Water level from the bottom of the torus container.

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

地震波 A, 入力倍率 1.0 倍, 低水位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6に, 時々刻々の荷重を架台上の計測加速度, すなわち試験体への入力加速度との関係でプロットしたものを図7に示す。

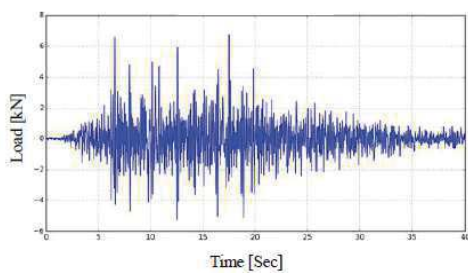


図6 計測荷重の時刻歴波形
(地震波 A×1.0, 低水位)

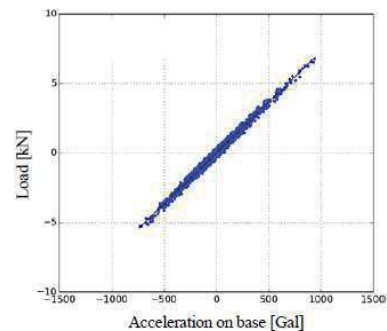


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係
(地震波 A×1.0, 低水位)

一般的にスロッシングの固有振動数 (0.24~0.39Hz) 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 \ddot{x} [m/s²]との関係は式(1)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ことから、図7に示す回帰直線の傾きが架台、容器及び有効質量の総和となる。従って、回帰曲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、内部水無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。

全試験ケースで得られた水の有効質量比を表3に示す。なお表3には2Hz ハイパスフィルターによりスロッシング成分をカットした結果も併せて示す。入力倍率による有効質量比の差は、水位変化による差に比べて小さいことを確認した。また、スロッシング成分除去前後で有効質量比はほぼ同じ値であり、上述のように地震波A及びBに対してはスロッシングが有効質量比に与える影響は無視できるほど小さいことを確認した。

表3 振動試験から得られた水の有効質量比

Input wave	Water level*1	Non-filtered			2Hz High-pass filtered*1		
		×0.5	×1.0	×1.5	×0.5	×1.0	×1.5
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.14	0.16	0.17	0.14	0.16	0.17
	Middle(218mm)	0.21	0.22	0.23	0.21	0.23	0.23
	High(273mm)	0.30	0.31	0.31	0.30	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.38	0.39	0.40	0.38	0.39	0.40
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.14	0.12	0.14	0.14	0.12	0.14
	Middle(203mm)	0.20	0.21	0.21	0.20	0.21	0.21
	High(259mm)	0.28	0.28	0.28	0.28	0.28	0.29
	Very high(325mm)	0.41	0.42	0.41	0.41	0.42	0.41

*1 High-pass filtered 2Hz to remove the force due to the sloshing

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、振動試験の各条件に対し、NASTRAN の仮想質量法により有効質量比を算出し、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8に、解析結果を有効質量比として表4に整理する。

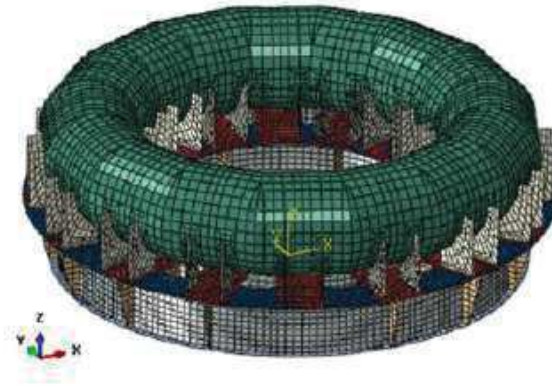


図8 構造解析モデル

5. OpenFOAM による有効質量評価

前章で示した NASTRAN では、流体を仮想質量として考慮するものであり、スロッシング等の流体の運動は考慮されない。そのため、本章では、オープンソースソフトウェア OpenFOAM による数値流体計算により、流体の運動を考慮した上で、有効質量を算出する。計算に用いる入力波は、振動試験における架台上の計測加速度時刻歴とし、水位は代表として低水位及び高水位とした。なお、有効質量の算出方法は、振動試験結果の整理と同様の方法としている。OpenFOAM による解析結果を有効質量比として表 4 に整理する。

6. 妥当性検証

縮小試験体による振動試験，NASTRAN 及び OpenFOAM のそれぞれで得られた有効質量比を表 4 及び図 9 に整理する。NASTRAN による有効質量比は、いずれの水位においても振動試験や OpenFOAM の結果とよく一致しており、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。さらに、水位の増加に伴って有効質量比が増加する傾向を確認した。

表 4 トーラス型容器の水の有効質量比

Input wave	Water level*1	Shaking table test*2	Structural analysis (NASTRAN)	Fluid analysis (OpenFOAM)
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.16	0.17	0.17
	Middle(218mm)	0.22	0.24	
	High(273mm)	0.31	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.39	0.39	
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.12	0.15	0.15
	Middle(203mm)	0.21	0.22	
	High(259mm)	0.28	0.30	0.28
	Very high(325mm)	0.42	0.41	

*1 Water level from the bottom of the torus container.

*2 Input wave magnification 1.0

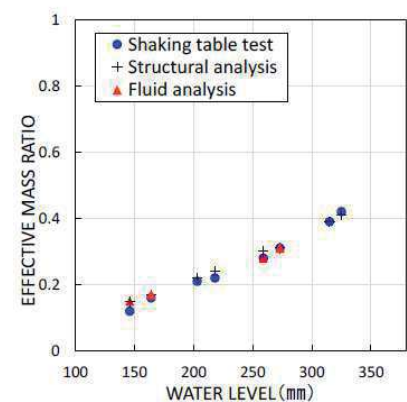


図 9 各水位における有効質量比

7. 結論

トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力に対す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 並びにオープンソースソフトウェア OpenFOAM により有効質量を評価し比較を行った。その結果、水位に対する有効質量比の関係が確認された。また、NASTRAN による有効質量算出の妥当性が確認できた。

8. 学会発表実績

本研究結果については、日本機械学会 2016 年度年次大会にて学会発表している。なお、本参考資料の 3. ～7. については、以下の論文データを引用したものである。

地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量の評価，竹内 正孝，尾西 重信，飯田 純，熊谷 信昭，豊田 幸宏，高島 大輔，永坂 英明，日本機械学会 2016 年度年次大会講演論文集，No16-1

<補足> 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の温度条件については、以下の検討を踏まえ、常温下で振動試験を実施している。

- 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
 - ・ 設計基準事故時は、基準地震動 S_s との組合せは不要であるため、温度条件は通常運転状態（飽和温度以下）
 - ・ 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）

- 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。

有効質量比に対するスロッシング影響について

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、振動試験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

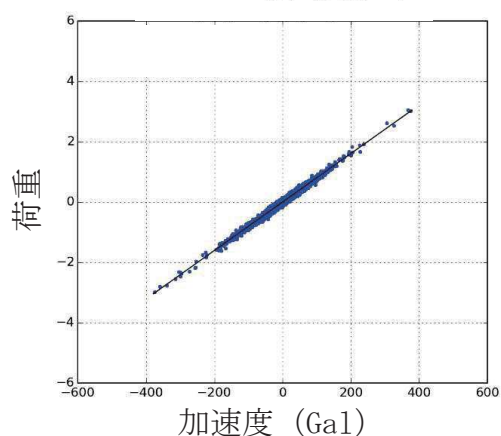
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、本文第4.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

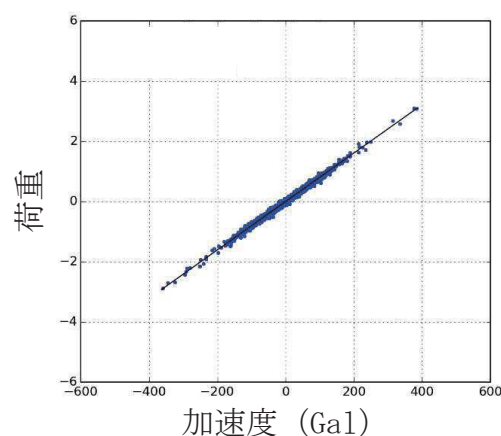
3. 検討結果

スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無しの荷重時刻歴に対する加速度と荷重の関係図を図1及び有効質量比の比較結果を表1に示す。

各水位条件について、スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無しの有効質量比に違いはなく、有効質量比に対するスロッシングの影響はほぼない。



(a) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分有り



(b) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分無し

図1 荷重と加速度の関係

表1 有効質量比の比較結果

水位	振動試験	
	スロッシング周期成分有り	スロッシング周期成分無し (2Hz ハイパスフィルタ)
低 (164mm)	0.12	0.12
中 (218mm)	0.21	0.21
高 (273mm)	0.28	0.28
高高 (315mm)	0.42	0.42

有効質量比に対する入力地震動の影響について

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 NASTRAN により算出することの妥当性を検証するため、実機を縮小模擬した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、加速度振幅及び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、本文第 4.2.3 項のとおり、女川 2 号炉のサプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当*の応答加速度時刻歴波を用いて、試験体と実機の相似則で時間軸を圧縮したものであり、振動台の加振限界振動数以上の成分をフィルタ処理したものである。

また、振動試験では、上記の入力波を 0.5 倍、1.0 倍、1.5 倍した加速度時刻歴波形を用いて試験を行い、その試験結果から有効質量比を算出している。

*平成 25 年 12 月設置変更許可申請時の基準地震動 S_s (S_s-2)

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 加速度振幅の違い

女川 2 号炉の基準地震動 S_s 相当の入力波に対して、入力倍率を変化させて振動試験を実施した結果、各水位条件での有効質量比は、表 1 に示すとおり、入力波の入力倍率によらず、ほぼ一致している。

この結果は、振動試験に用いた入力地震動の加速度振幅の違いが有効質量に対して影響がないことを示すものである。

表 1 振動試験から算出した有効質量比（本文表 4.2-3 の再掲）

水位	入力波倍率		
	0.5 倍	1.0 倍	1.5 倍
低 (146mm)	0.14	0.12	0.14
中 (203mm)	0.20	0.21	0.21
高 (259mm)	0.28	0.28	0.28
高高 (325mm)	0.41	0.42	0.41

3.2 周期特性の違い

振動試験においては、女川2号炉の基準地震動 S_s 相当（入力地震波B）を入力地震動とした試験に加えて、図1に示す周期特性の異なる地震動（入力地震波A）を用いた試験を実施している（参考資料1参照）。

また、振動試験では、女川2号炉の基準地震動 S_s 相当に対する試験と同様、周期特性の異なる地震動（入力地震波A）の入力倍率を0.5倍、1.0倍、1.5倍と変化させて、各水位条件に対する振動試験を実施している。

周期特性の異なる地震動（入力地震波A）に対する振動試験から算出された有効質量比を、女川2号炉の基準地震動 S_s 相当に対する有効質量比と合わせて、表2及び図2に示す。

振動試験から算出した周期特性の異なる地震動（入力地震波A）に対する有効質量比は、女川2号炉の基準地震動 S_s 相当と同様、水位増加に伴って増加する傾向があり、入力波の入力倍率によらず、各水位条件でほぼ一致している。

また、女川2号炉の基準地震動 S_s 相当及び周期特性の異なる地震動（入力地震動A）に対する有効質量比について、水位が近接している条件（低水位、中水位、高水位、高高水位）での有効質量比は、ほぼ同等であることが分かる。これは、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及び容器内の水位に依存していることを示すものと考えられる。

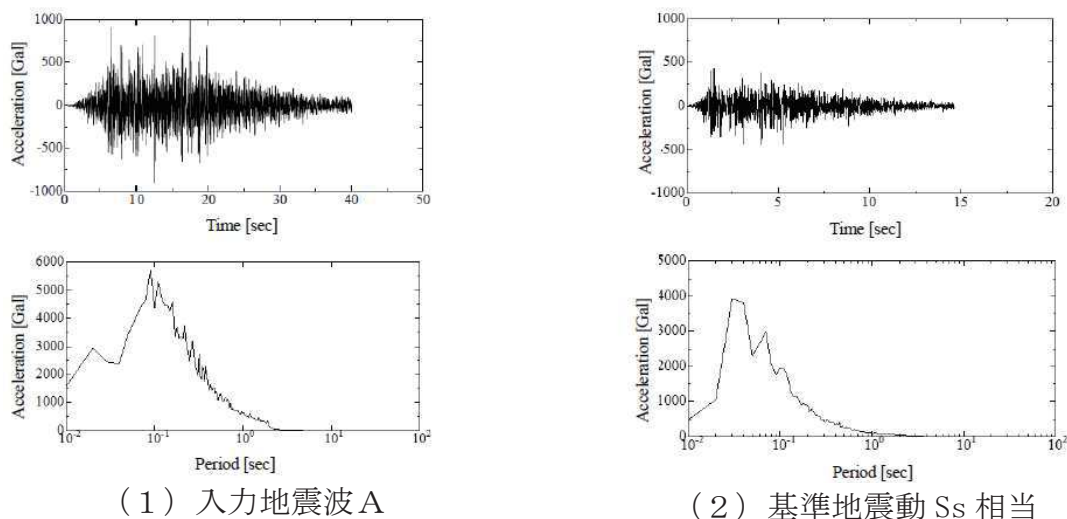


図1 振動試験に用いた地震動比較
(参考資料1 図4, 図5の再掲)

表2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響
(参考資料1 表3の再掲)

Input wave	Water level*1	Non-filtered			2Hz High-pass filtered*1		
		×0.5	×1.0	×1.5	×0.5	×1.0	×1.5
Seismic wave-A	Low(164mm)	0.14	0.16	0.17	0.14	0.16	0.17
	Middle(218mm)	0.21	0.22	0.23	0.21	0.23	0.23
	High(273mm)	0.30	0.31	0.31	0.30	0.31	0.31
	Very high(315mm)	0.38	0.39	0.40	0.38	0.39	0.40
Seismic wave-B	Low(146mm)	0.14	0.12	0.14	0.14	0.12	0.14
	Middle(203mm)	0.20	0.21	0.21	0.20	0.21	0.21
	High(259mm)	0.28	0.28	0.28	0.28	0.28	0.29
	Very high(325mm)	0.41	0.42	0.41	0.41	0.42	0.41

*1 High-pass filtered 2Hz to remove the force due to the sloshing

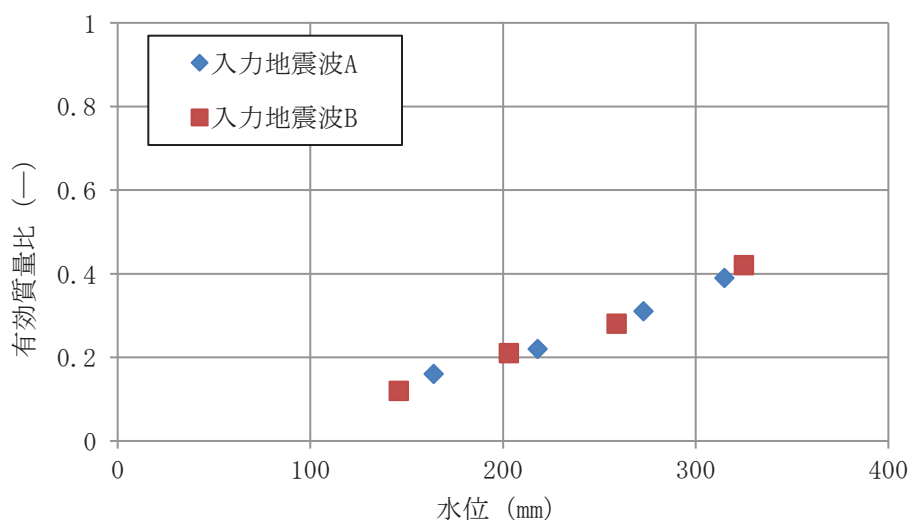


図2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

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加速度振幅及び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、入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる影響がないことを確認した。

なお、今回の検討結果は、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ものと考えられる。

規格基準における有効質量比との比較について

1. はじめに

本資料は、NASTRAN 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 NASTRAN による有効質量比算定結果の比較検討を行う。

2. 解析結果

(1) 球形タンク

NASTRAN の解析モデルを図 1，解析モデル諸元を表 1，NASTRAN による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 に示す。

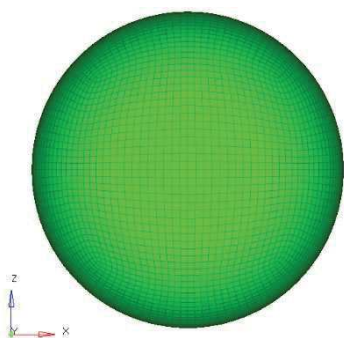


図 1 球形タンク解析モデル

表 1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約 5400

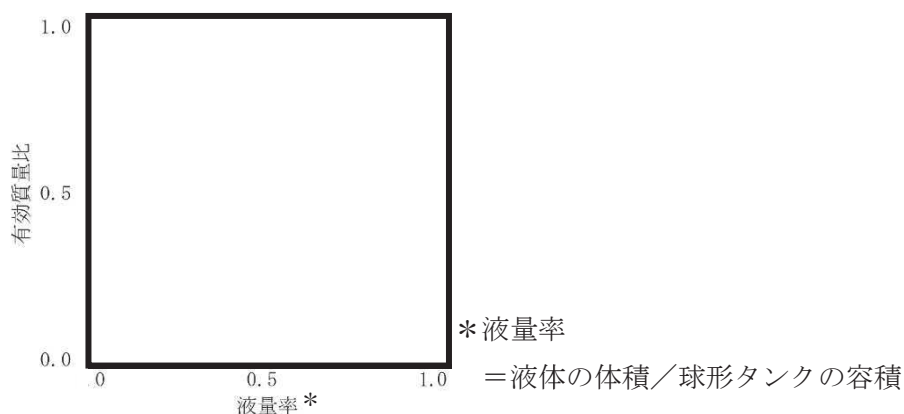


図 2 球形タンクの有効質量比

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(2) 円筒タンク

NASTRAN の解析モデルを図 3，解析モデル諸元を表 2，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 4 に示す。

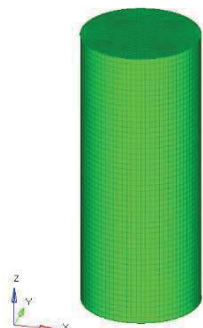


図 3 円筒タンク解析モデル

表 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

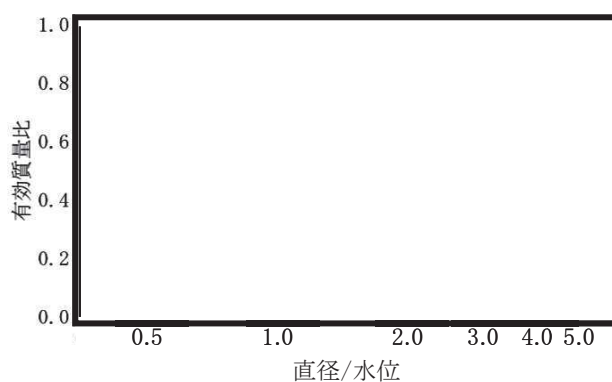


図 4 円筒タンクの有効質量比

4. 検討結果

図 2，4 の比較結果から，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，NASTRAN による有効質量比算出は妥当であることを確認した。

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

計算機コードの概要について

1. はじめに

本資料は、「サプレッションチェンバの内部水質量の考え方の変更について」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 OpenFOAM 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

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) OpenFOAM

OpenFOAM 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 VOF (Volume Of Fluid) 法により解析する。

(1) NASTRAN

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	2012, 2016
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 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）及び仮想質量法 (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>

	<ul style="list-style-type: none">• 本解析コードは、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。• 検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。• 開発機関が提示するマニュアルにより、3次元有限要素法（シェル要素）及び仮想質量法（Virtual Mass Method）による有効質量算定に本解析コードが適用できることを確認している。
--	---

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ェンドラー博士が、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 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 の縮約法 (Guyan's Reduction) が広く一般的に使われており、NASTRAN 機能として整備されている。

3. 解析理論

3.1 仮想質量法 (Virtual Mass Method)

3.1.1 理論式

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。サブ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。ここで使用される代表的な方法は、「速度ポテンシャル法」および「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。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う考え方が採用されている。

基礎式は、次のように連続の式および運動方程式からなる。

$$\nabla \cdot \Phi = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + v \cdot \nabla v = -\frac{1}{\rho} \nabla p + g \quad (2)$$

ここで、 t は時間、 Φ 、 v 、 p 、 g はそれぞれ流体の速度ポテンシャル、速度ベクトル、圧力、重力加速度ベクトルである。

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。

3.1.2 解析フローチャート

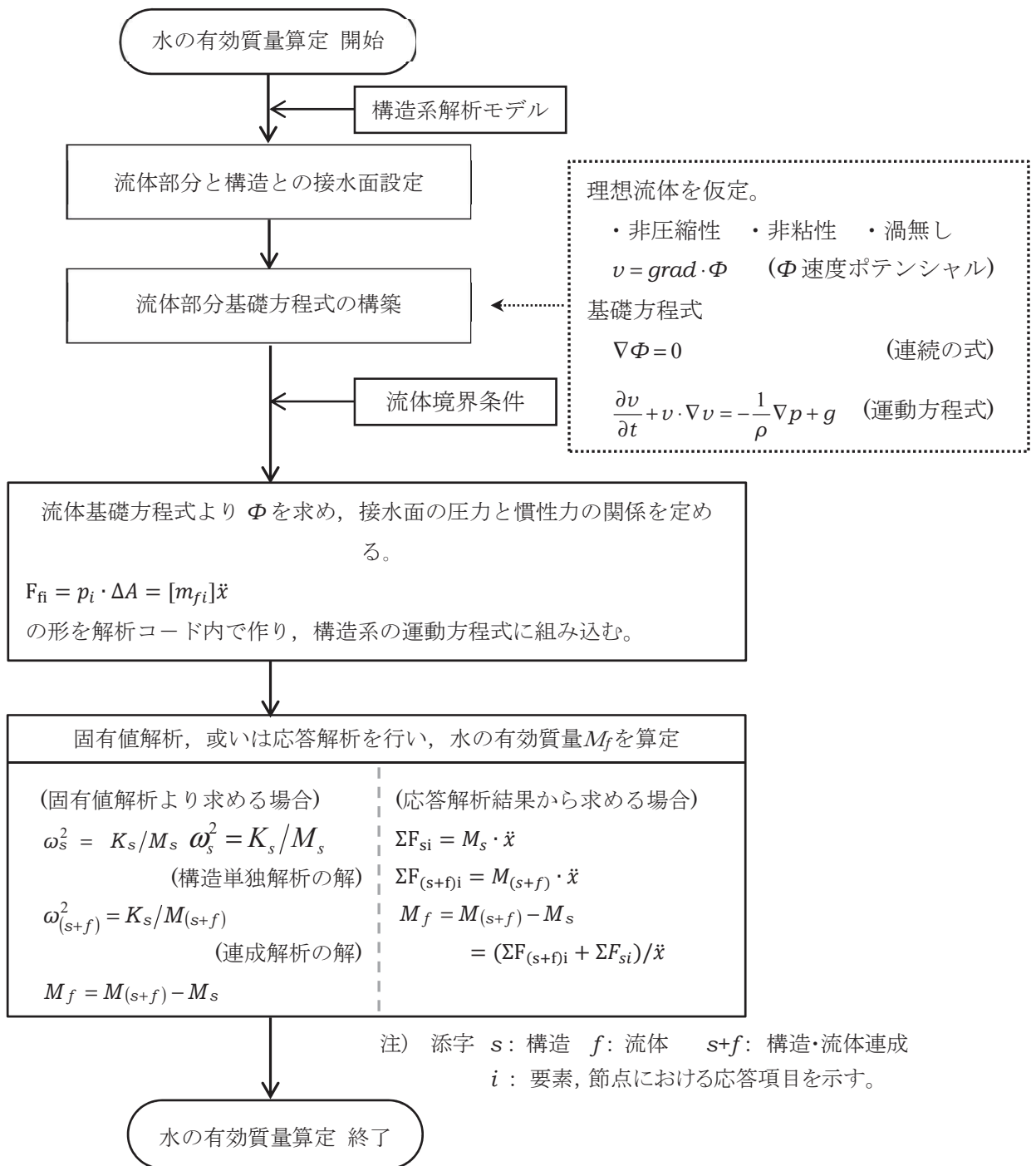


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

3.2 Guyan 縮約法

本コードのうち、Guyan 縮約法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 \mathbf{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

$$\begin{bmatrix} \bar{M}_{aa} & M_{ao} \\ M_{oa} & M_{oo} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_a \\ \ddot{u}_o \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{B}_{aa} & B_{ao} \\ B_{oa} & B_{oo} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_a \\ \dot{u}_o \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{K}_{aa} & K_{ao} \\ K_{oa} & K_{oo} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_o \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{P}_a \\ P_o \end{Bmatrix} \quad (1)$$

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

$u_o, \dot{u}_o, \ddot{u}_o$: 消去セットに入れて消去される変位, 速度, 加速度自由度

\bar{P}_a, P_o : 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_{oo} 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 \mathbf{u}_o を計算することができる。

$$\{u_o\} = -[K_{oo}^{-1}][K_{oa}]\{u_a\} + \{P_o\} \quad (2)$$

式(2)の右辺は、Guyan マトリクス G_o と静的補正変位 \mathbf{u}_o^o の2つの部分に分解して、次式で表すことができる。

$$[G_o] = -[K_{oo}^{-1}][K_{oa}] \quad (3)$$

$$\{u_o^o\} = [K_{oo}^{-1}]\{P_o\} \quad (4)$$

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救済の系が得られ、次式の形に縮約された静解析方程式になる。

$$[K_{aa}]\{u_a\} = \{P_a\} \quad (5)$$

$$\{u_o\} = [G_o]\{u_a\} + \{u_o^o\} \quad (6)$$

ここで

$$[K_{aa}] = [\bar{K}_{aa}] + [K_{ao}][G_o] \quad (7)$$

$$\{P_a\} = \{\bar{P}_a\} + [G_o^T]\{P_o\} \quad (8)$$

これに対して、動解析では、ベクトル \ddot{u}_o と \dot{u}_o 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。

$$\{\mathbf{u}_f\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u_o \end{Bmatrix} = [H_f]\{\mathbf{u}_f'\} \quad (9)$$

ここで、

$$\{u'_f\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u'_o \end{Bmatrix} \quad (10)$$

$$[H_f] = \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_o & I \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、 u'_o 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。

$$[K'_{ff}] = \begin{bmatrix} I & G_o^T \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_{aa} & K_{ao} \\ K_{oa} & K_{oo} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_o & I \end{bmatrix} \quad (12)$$

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。

$$[K'_{ff}] = \begin{bmatrix} K_{aa} & 0 \\ 0 & K_{oo} \end{bmatrix} \quad (13)$$

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。

$$\begin{bmatrix} M'_{aa} & M'_{ao} \\ M'_{pa} & M'_{oo} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_a \\ \ddot{u}_o \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{aa} & 0 \\ 0 & K_{oo} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_o \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_a \\ P_o \end{Bmatrix} \quad (14)$$

ここで、

$$[M'_{aa}] = [M_{aa}] + [M_{ao}] [G_o] + [G_o]^T [M_{oa} + M_{oo} G_o] \quad (15)$$

$$[M'_{ao}] = [M'_{oa}] = [M_{ao}] + [G_o^T M_{oo}] \quad (16)$$

$$[M'_{oo}] = [M_{oo}] \quad (17)$$

B'_{ff} 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。

$$\{\ddot{u}_o\} \cong [G_o] \{\ddot{u}_a\} \quad (18)$$

式(18)を式(1)下段の分割行に代入して u_o に関して解くと、以下の近似式が得られる。

$$\{u_o\} = [K_{oo}^{-1}] (\{P_o\} - [K_{oa}] \{u_a\} - [M_{oa} + M_{oo} G_o] \{\ddot{u}_a\}) \quad (19)$$

K_{oa} 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。

$$\{u_o\} \cong [G_o] \{u_a\} + K_{oo}^{-1} \{\{P_o\} - [M'_{oa}] \{\ddot{u}_a\}\} \quad (20)$$

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。

$$\begin{aligned}
& [\bar{M}_{aa} + M_{ao}G_o]\{\ddot{u}_a\} + [\bar{K}_{aa} + K_{ao}G_o]\{u_a\} - [K_{ao}K_{oo}^{-1}][M_{oa} + M_{oo}G_o]\{\ddot{u}_a\} \\
& = \{\bar{P}_o\} - [K_{ao}][K_{oo}^{-1}]\{P_o\}
\end{aligned}
\tag{21}$$

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) OpenFOAM

解析コード：OpenFOAM

コード名	OpenFOAM
開発機関	OpenCFD Ltd
開発時期	2004 年
使用したバージョン	2.3, 4.1
使用目的	流体解析によるスロッシング荷重算定
コードの概要	<p>OpenFOAM は、偏微分方程式を数値的に解くためのライブラリとソルバー群からなるオープンソースコードである。特に流体計算のためのソルバーが充実しており、汎用流体解析コードとして使用されることが多い。基礎式は有限体積法で離散化されており各種物理量の保存特性が良く、数値安定性に優れている。加えて、非構造格子の採用による複雑境界の取り扱いが可能であることから、実用解析に向いている。世界規模のユーザーズコミュニティがあり、多様な科学的・工学的分野での使用実績がある。</p>
検証と妥当性の確認	<p>本コードは機械、土木、建築および気象を含めたさまざまな分野・業界で使用されている。</p> <p>[検証]</p> <p>本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"> ・サブ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 OpenFOAM 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。 ・流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解および実験結果と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> <ul style="list-style-type: none"> ・本コードは機械、土木、建築および気象を含めたさまざまな分野で使用された実績があり、妥当性は十分に確認されている。 ・開発機関が提示するマニュアルにより、今回のスロッシング解析に、本コードが適用できることを確認している。 ・検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。

1. 概要

OpenFOAM は、偏微分方程式を数値的に解くためのライブラリとソルバー群からなるオープンソースコードである。特に流体計算のためのソルバーが充実しており、汎用流体解析コードとして使用されることが多い。基礎式は有限体積法で離散化されており各種物理量の保存特性が良く、数値安定性に優れている。加えて、非構造格子の採用による複雑境界の取り扱いが可能であることから、実用解析に向いている。世界規模のユーザーズコミュニティがあり、多様な科学的・工学的分野での使用実績がある。

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
 - ・単相流，多相流，熱物理的状態変化，自由表面流
 - ・層流・乱流，音響，固体力学，電磁気学
- 2) ソースコードが公開されており，世界規模のユーザー・開発者のコミュニティがある
- 3) ソースコードは，オブジェクト指向で設計されており可読性・保守性に優れている
- 4) 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
- 5) MPI(Message Passing Interface)による並列処理に対応している

3. 解析理論

複数ある OpenFOAM ソルバーのうち，VOF (Volume Of Fluid) 法による非圧縮性の気液二相流ソルバーである interFoam の解析理論について述べる。

基礎式はアンサンブル平均を施した Navier-Stokes 方程式であり，次のように連続の式（質量保存式）(1)と運動量保存式(2)からなる。

$$\nabla \cdot U = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U U) = -\nabla p + \nabla \cdot (2\mu S + \tau) + \rho g + \rho f \quad (2)$$

ここで， t は時間， U ， p ， ρ ， μ はそれぞれ流体の速度ベクトル，圧力，密度，粘性係数を意味し， S と τ はそれぞれ歪み速度テンソルとレイノルズ応力を表す。 g は重力加速度ベクトルであり， f は体積力としての外力である。また，気液界面を追跡するために，VOF 値とよばれる液相の体積割合 α の輸送方程式を考える。

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha U) = 0 \quad (3)$$

そして、流体の密度と粘性係数はVOF値を用いてそれぞれ次式で与える。

$$\rho = \alpha\rho_l + (1 - \alpha)\rho_g \quad (4)$$

$$\mu = \alpha\mu_l + (1 - \alpha)\mu_g \quad (5)$$

ただし、下付き添え字の l 、 g はそれぞれ液相、気相を意味する。

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PISO法が用いられる。

気液二相流ソルバーinterFoamの計算アルゴリズムを図2に示す。

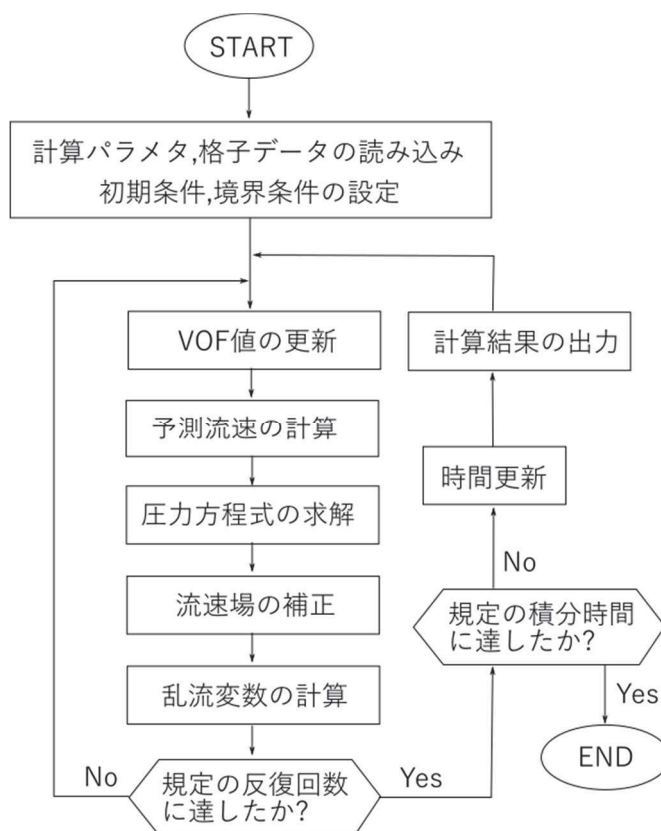


図2 計算アルゴリズム

有効質量を適用する設備について

1. 概要

女川2号炉の今回工認においては、サブプレッションチェンバ内部水に対して有効質量を適用して水平方向の地震荷重を算出することから、これに関連して、耐震評価上の扱いとして有効質量を適用する設備及びスロッシング影響を検討する設備を整理する。

2. 対象設備の整理

対象設備の整理に当たっては、サブプレッションチェンバに関連する設備を抽出し、抽出された設備に対して、有効質量適用の有無及びスロッシング影響検討の要否を整理する。サブプレッションチェンバの断面概要図を図1に示す。

3. 有効質量適用の有無

有効質量を適用する設備とは、抽出された設備に対する応力評価等において、サブプレッションチェンバ内部水に対して有効質量を適用して算出された水平方向の地震荷重を用いる設備とする。なお、有効質量の適用により発生応力が低減すると考えられる。

4. スロッシング影響検討の要否

サブプレッションチェンバ内部水に対する有効質量の適用に伴い、スロッシング荷重を個別評価するため、抽出された設備の設置位置、水位条件及び流動解析によるスロッシング挙動を考慮して、スロッシング影響検討の要否を判断する。

また、スロッシング影響検討の要否は、抽出された設備の応力評価に加えて、機能要求（圧力抑制機能、蒸気凝縮機能）の観点からも確認するとともに、機能要求時の地震との組合せ、設備の構造的特徴を踏まえて判断する。

なお、既工認では、サブプレッションチェンバ内部水全体を剛体としているため、水平方向の地震荷重にスロッシング荷重が包含される。

5. 整理結果

整理結果を表1に示す。

有効質量を適用する設備は、サブプレッションチェンバ及びボックスサポートであると整理した。

また、スロッシング影響を検討する設備は、サブプレッションチェンバ、ボックスサポート、ダウンカメラ、ベントヘッダ、ベント管、ECCS ストレーナ及びT-クエンチャであると整理した。

なお、ベント管ベローズは、今回工認で適用するサブプレッションチェンバの地震応

答解析から算出される変位を用いるため、有効質量を適用し、スロッシング影響を検討する設備と整理した。

ここで、スロッシング影響を検討するサブプレッションチェンバの内部構造物のうち表面積が大きく、スロッシング荷重が大きいと考えられるダウンカマ（SA 時水位よりも高い水位）を代表とした。水平1方向及び水平2方向入力によるスロッシング荷重を比較し、その影響について確認した結果を表2に、スロッシングの荷重入力方向及び応力評価部位を図2に示す。

確認の結果、水平2方向入力によるスロッシング荷重は、水平1方向入力によるスロッシング荷重（水平1方向荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重）よりも小さく、設計基準事故に想定されるダウンカマに対するチャギング荷重と同程度であり、構造成立性に大きな影響を与えるものではない。

6. その他

既工認における主なタンクへの有効質量等の適用実績を表3に示す。

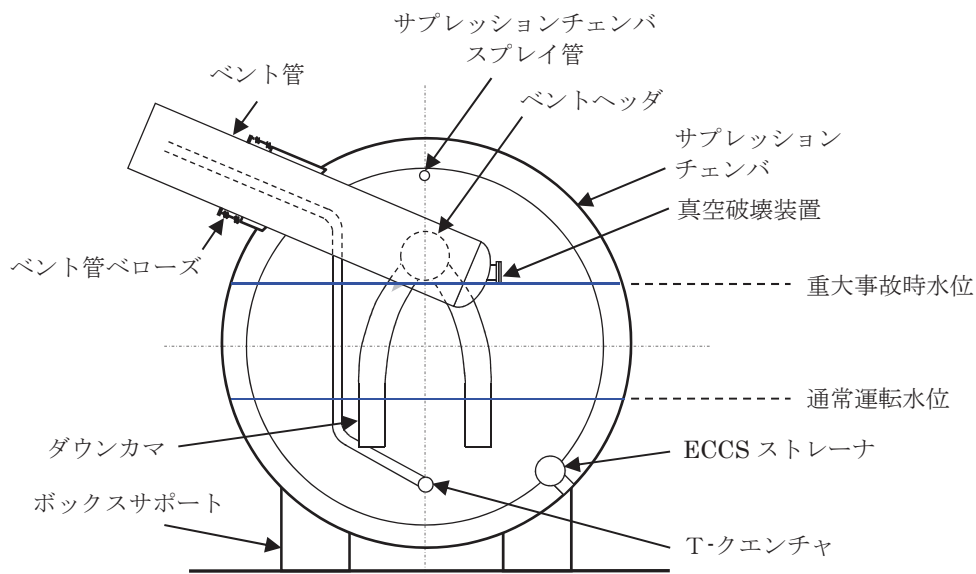


図1 サブプレッションチェンバ断面概要図

表 1 有効質量を適用する設備及びスロッシングの影響範囲を検討する設備

対象設備	評価	耐震クラス	重大事故等対処設備の設備分類	有効質量を適用する設備 (○：適用， －：非適用)		スロッシング影響 検討の要否 (○：要，－：否)		スロッシングの影響検討 しない理由
				DB	SA	DB	SA	
サブプレッショナルチェンバ	応力評価	S	常設重大事故防止設備 (設計基準拡張) 常設重大事故緩和設備	○	○	○	○	
ボックスサポート	応力評価	S	常設重大事故防止設備 (設計基準拡張) 常設重大事故緩和設備	○	○	○	○	
真空破壊装置	応力評価	S	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	－	－	－	○*1	水位条件からDB時のスロッシング影 響は考えられない。
ダウンカメラ	応力評価 圧力抑制機能	S	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	－	－	○*1 －*2	○*1 －*3	*2, *3
ベントヘッド	応力評価	S	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	－	－	－	○*1	水位条件からDB時のスロッシング影 響は考えられない。
ベント管	応力評価	S	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	－	－	－	○*1	水位条件からDB時のスロッシング影 響は考えられない。
サブプレッショナルチェンバ スプレイ管	応力評価	S	常設重大事故防止設備 (設計基準拡張) 常設重大事故緩和設備	－	－	－	－	水位条件からDB/SA時のスロッシン グ影響は考えられない
ECCS ストレーナ	応力評価	S	常設重大事故防止設備 (設計基準拡張) 常設重大事故緩和設備	－	－	－	－	ストレーナは、メッシュ構造であ り、スロッシング荷重による影響が 軽微と考えられる。
T-クエンチャ	応力評価 蒸気凝縮機能	B	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	－	－	○*1 ○	○*1 －*3	*3
ベント管ベローズ	応力評価 (疲労評価)	S	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備	○	○	○	○	

*1 当該設備が受けるスロッシング荷重は、流体解析から算出

*2 機能要求時(運転状態Ⅳ(S))において、独立事象として地震との組合せの発生確率が 10^{-7} /年以下となるため、地震時の圧力抑制機能の検討が不要

*3 機能要求時(運転状態Ⅴ(S))において、独立事象として地震との組合せの発生確率が 10^{-8} /年以下となるため、地震時の圧力抑制機能及び蒸気凝縮機能の検討が不要

表2 内部構造物に対する水平2方向入力によるスロッシング荷重への影響

対象構造物	水位条件	入力方向	荷重 (kN) (水平1方向)	荷重 (kN) (水平2方向)	チャギング荷重 (kN)
ダウンカマ	SA時水位より高い水位	水平1方向 +鉛直方向	5.29	7.48 (SRSS)	7.69 [※]
		水平2方向 +鉛直方向	-	7.10	

※ ダウンカマの応力評価の結果、応力強さは72MPaであり、許容応力380MPaを下回る。

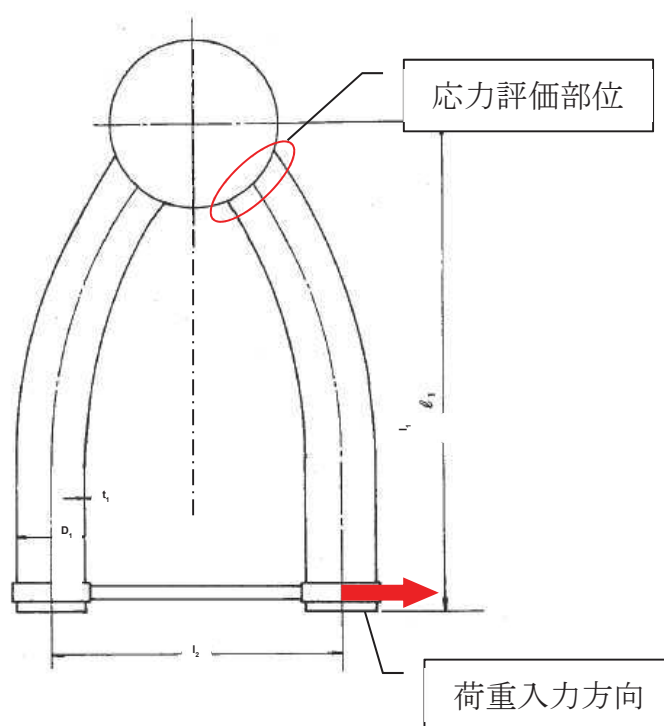


図2 ダウンカマの構造図

表3 既工認における主なタンクへの有効質量等の適用実績

対象設備	評価	耐震クラス	容器の形状	有効質量の適用実績 (○：適用，－：非適用)	スロッシング影響の検討実績 (○：対象，－：対象外)	備考
ほう酸水注入系貯蔵タンク	応力評価	S	平底 たて置き円筒形容器	－	－	内部水的全質量を考慮
非常用ディーゼル発電設備 燃料デイタンク	応力評価	S	スカート支持 たて置き円筒形容器	－	－	内部水的全質量を考慮
高圧炉心スプレイス ディーゼル発電設備 燃料デイタンク	応力評価	S	スカート支持 たて置き円筒形容器	－	－	内部水的全質量を考慮
復水貯蔵タンク	応力評価	B	平底 たて置き円筒形容器	○	○*	ハウスマーの手法による 内部水の考え方を地震応 答解析に適用

* スロッシングによる波高が屋根に影響を与えないことを検討している。

サプレッションチェンバ・ボックスサポートの耐震評価について

1. 概要

女川 2 号炉の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価について、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、地震応答解析モデルに用いるはりモデル、スペクトルモーダル解析及びサプレッションチェンバの応力評価に用いる解析モデル及び応力評価の考え方を説明する。

2. 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であり、各セグメントの継ぎ目に 2 箇所ずつ全 32 箇所のボックスサポートが設けられており、図 1 のとおり、プラント方位に対してオフセットした配列となっている。

また、ボックスサポートは、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ため、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の配慮として、ボックスサポートに最大の荷重が加わるようにオフセットする。なお、この地震動の入力方向は、既工認と同様である。

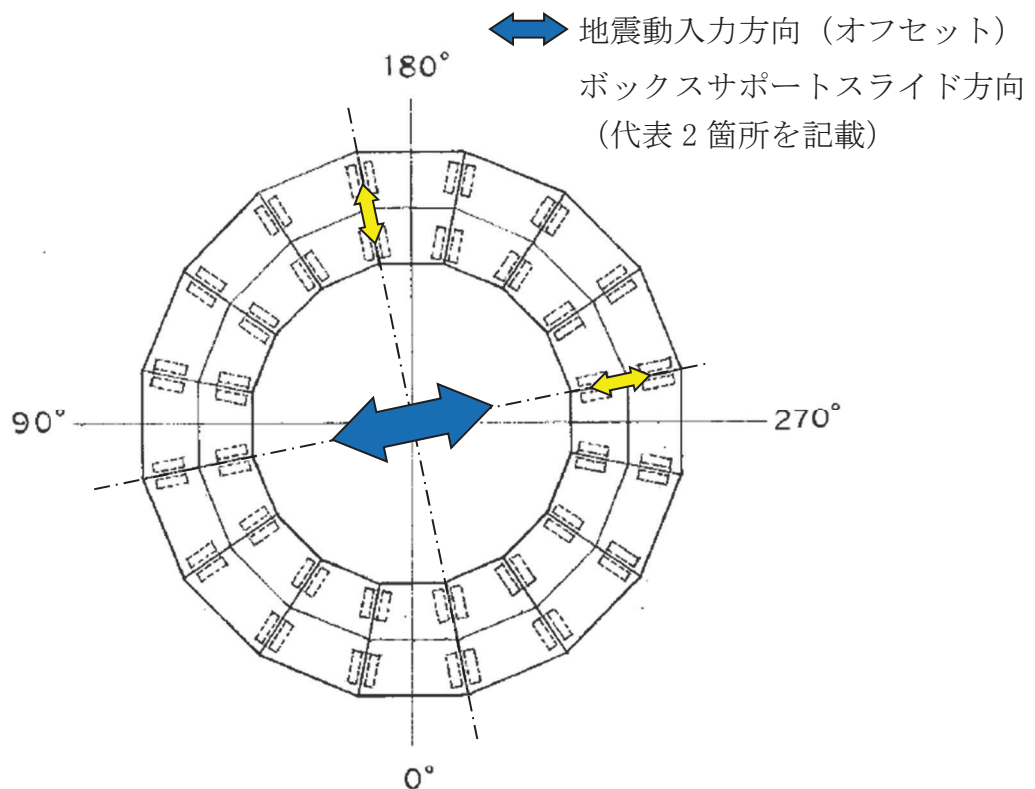


図 1 サプレッションチェンバへの地震荷重入力方向

3. 地震応答解析モデル

3.1 地震応答解析モデルのモデル化の考え方

サプレッションチェンバの耐震設計においては、内部水及び容器の振動モードを考慮し、流体解析によるスロッシング評価及び3次元はりモデルによる地震応答解析を実施する。

ここで、内部水を有する容器に対する既往知見[※]として、特に薄肉円筒容器（縦置き）については、バルジング（ビーム振動及びオーバル振動と分類）が生じることが知られていることから、サプレッションチェンバの耐震設計では、ビーム振動を3次元はりモデルを用いた地震応答解析により地震荷重を評価し、オーバル振動については、強め輪によりサプレッションチェンバの変形を防止する設計である（表1，図2参照）。

また、サプレッションチェンバ内部水の流動による局所的な圧力については、汎用流体解析コードOpenFOAMによる流動解析の結果、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SA耐性条件（854kPa）と比較し、十分に小さく、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ない（図3，図4参照）。サプレッションチェンバ内部の圧力分布については、NASTRANにより算出される有効質量分布と同様であり、NASTRANによる有効質量は、Guyan縮約法により、サプレッションチェンバのはりモデルへ適切に反映される。

したがって、サプレッションチェンバの耐震評価は、強め輪の効果により小円断面（1セグメントの断面）のオーバル振動が抑制されること、流動によるサプレッションチェンバ内面の局所的な圧力が設計圧力等よりも十分に小さく、部分的であることを踏まえると、サプレッションチェンバに有効質量を考慮したはりモデルにより、ビーム振動及び大円（円環）の変形を模擬できることから、サプレッションチェンバ各部の地震荷重を算出するのに適した地震応答解析モデルと考える。

※ 振動試験による円筒形貯水タンクの耐震性評価—動液圧分布の入力加速度依存性について—，INSS JOURNAL, Vol. 11, pp. 117-128 (2004)

表1 振動モードに対するサプレッションチェンバの耐震設計

振動モード (既往知見※に 基づく定義)		振動の特徴	サプレッションチェンバ の耐震設計
スロッシング		大きな液面変動を伴い揺動	汎用流体解析コード OpenFOAM により算出したスロッシング荷 重を考慮
バル ジ ン グ	ビーム振動	タンクがあたかも梁のよ うに振動	NASTRAN により算出した有効質 量を考慮した3次元はりモデル による地震荷重を考慮
	オーバル振動	タンク壁面が花びら状に 変形する振動	S/C 内部に強め輪 (合計 64 枚) を取り付け (図 2 参照), サプ レッションチェンバの変形を防 止 (サプレッションチェンバの オーバル振動を抑制)

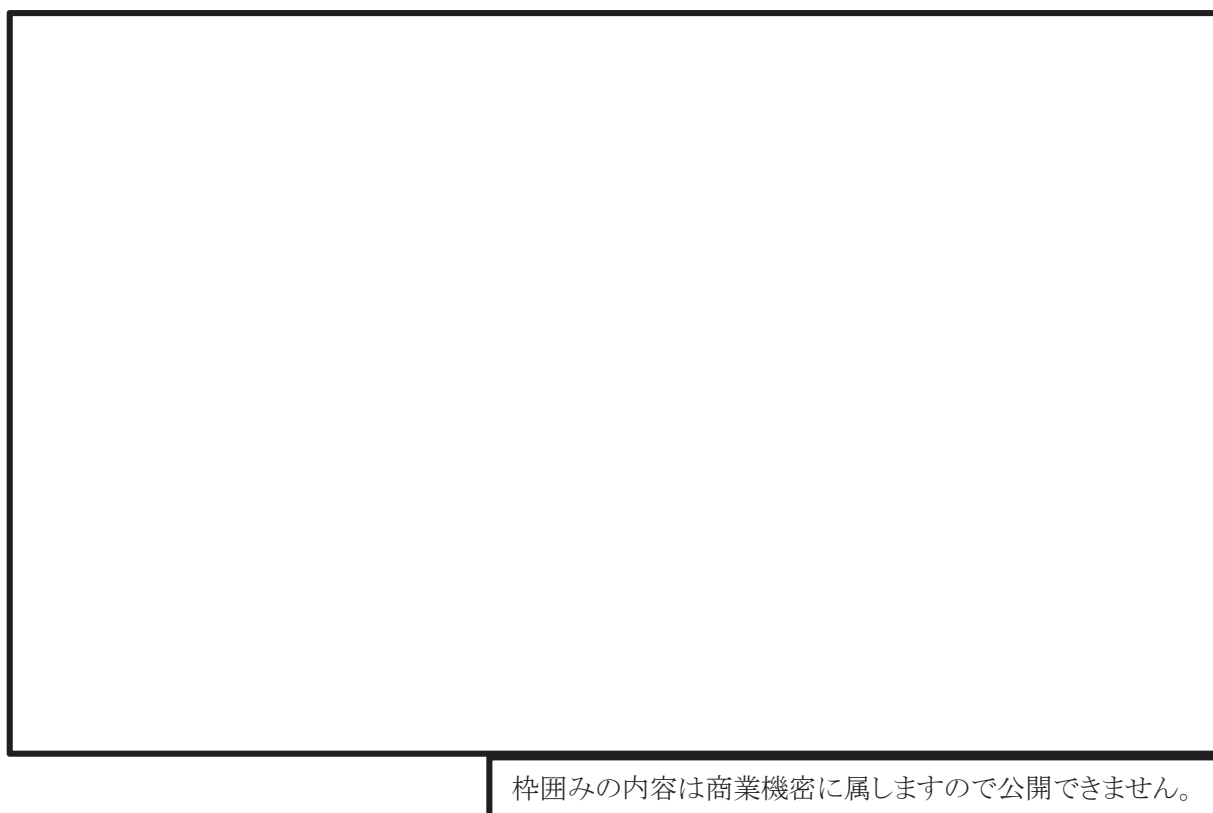


図2 サプレッションチェンバ断面図

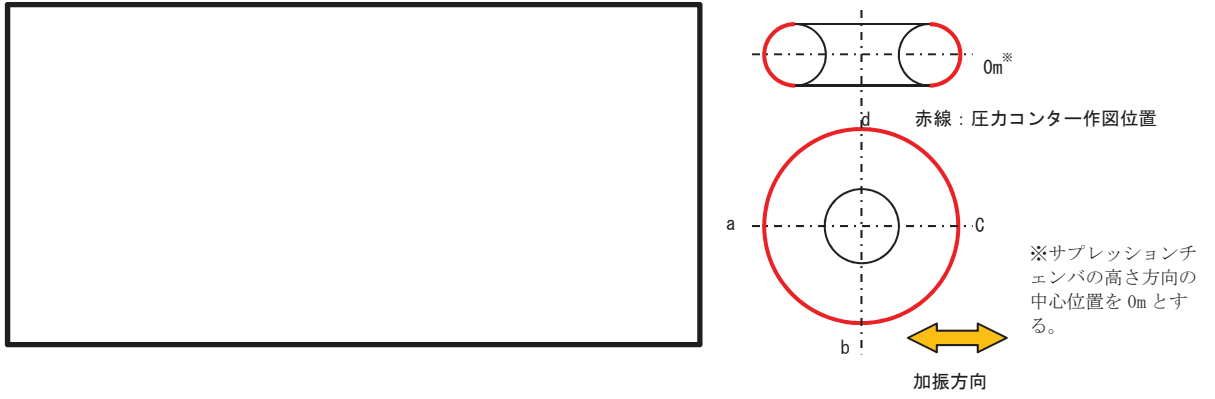


図3 サブプレッションチェンバの圧力カウンター図
(SA 水位より高い水位, S_s-D1 (水平方向))



図4 最大圧力発生位置の圧力時刻歴
(SA 水位より高い水位, S_s-D1 (水平方向))

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.2 地震応答解析モデルの詳細設計段階における妥当性確認方針

3.2.1 バルジングに対する影響検討

サプレッションチェンバの容器構造（トーラス形状）及び内部水を有することを踏まえ、バルジングによるサプレッションチェンバへの影響を解析的に分析し、地震応答解析に3次元はりモデルを適用することの妥当性を確認する。

バルジングによる複雑な挙動を適切に把握するためには、段階的な検討が必要のため、まずは実機のサプレッションチェンバの一部（3セグメント（図5参照））を3次元シェル（横置円筒形状）でモデル化して応答解析を行い、サプレッションチェンバの振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を定量的に確認する。検討モデル及び検討ケースを図6及び表2に示す。なお、汎用流体解析コードOpenFOAMで算出した圧力コンター図（図7参照）によれば、地震時のサプレッションチェンバ内部水の圧力分布は各セグメントの範囲で極端な圧力変動を起こしていないため、1セグメントの内部水の圧力による振動影響を考慮することで、サプレッションチェンバ全体のオーバル振動の傾向を把握することが可能と考える。これを踏まえて、影響検討に用いるモデル化範囲は、対象の1セグメントに加えて両側セグメントを合わせた3セグメントとし、モデル境界部の影響を排除する。

また、上記の検討結果を踏まえ、より詳細な検討が必要となった場合は、次の段階として、サプレッションチェンバ全体をモデル化した検討を行う。

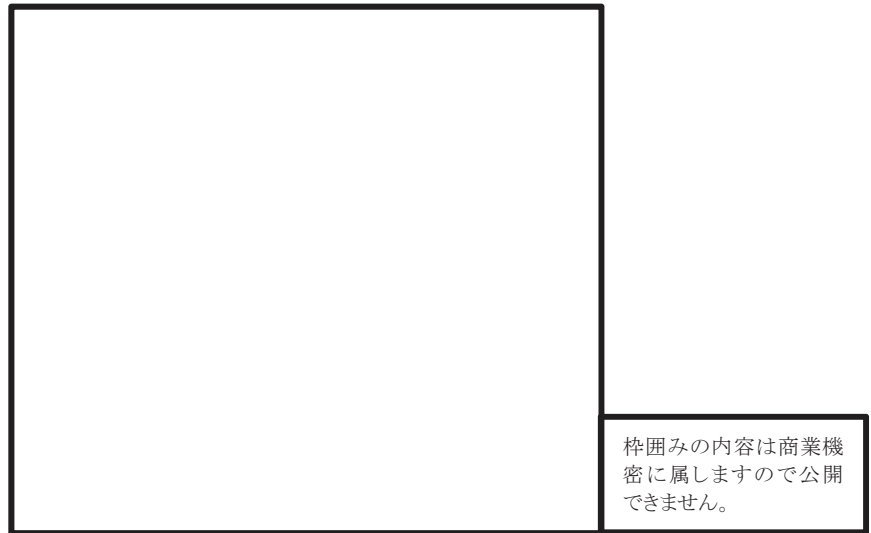


図5 サプレッションチェンバ断面図（平面）

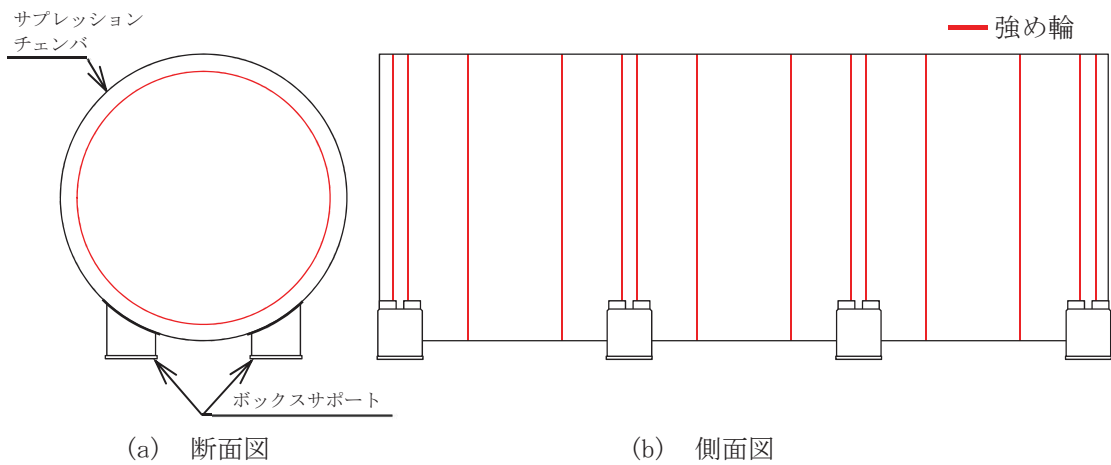


図6 解析モデル

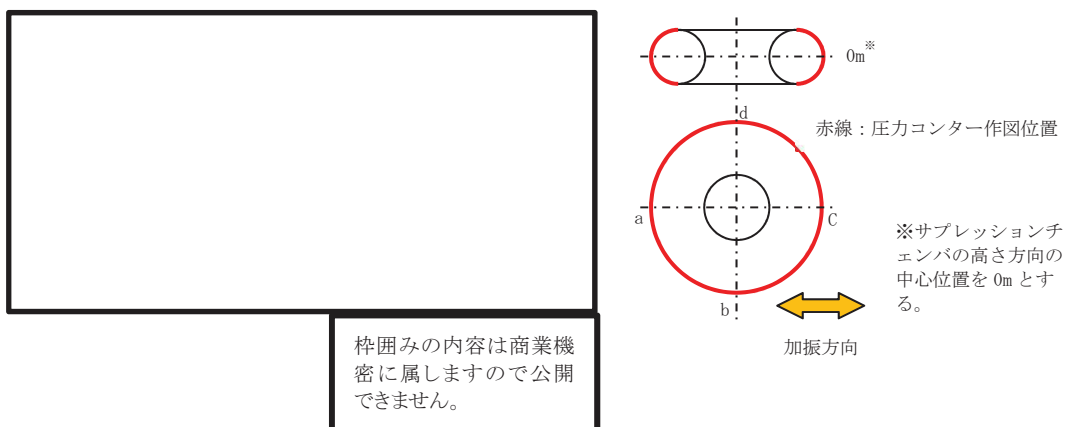


図7 サプレッションチェンバの圧力コンター図
(SA 水位より高い水位, Ss-D1 (水平方向))

表2 バルジングに対する影響検討

検討 ケー ス	モデル化条件				解析方法	検討内容
	サプレッション チェンバシエル	ボックス サポート	強め輪	内部水		
1	3セグメントを 横置き円筒容器 として3次元シ ェルモデルでモ デル化	実機 模擬	なし	なし	<ul style="list-style-type: none"> ・応答解析 → NASTRAN ・内部水のモデル化 → NASTRAN の仮 想質量法 	横置き円筒容器の振動 モードを確認する
2			実機 模擬	なし		ケース1との比較によ り、強め輪の効果を確認する
3			なし	考慮		ケース1との比較によ り、内部水の影響を確認する
4			実機 模擬	考慮		サプレッションチェン バの振動モード、強め 輪の効果及び内部水の 影響を確認する

3.2.2 ボックスサポート付け根部の局部変形の影響

ボックスサポートとサプレッションチェンバの接合部（以下「ボックスサポート付け根部」という。）におけるサプレッションチェンバシエルの局部変形を防止するため、ボックスサポートは当て板を介してサプレッションチェンバシエルに取り付けられている。また、サプレッションチェンバシエルの変形を防止するため、内部に強め輪が取り付けられている。そのため、ボックスサポート付け根部の剛性は高く（図8参照）、サプレッションチェンバの地震応答解析に用いる3次元はりモデルにおいては、ボックスサポート付け根部を剛体としている。

本検討では、ボックスサポート付け根部のサプレッションチェンバシエルの局部剛性を考慮した応答解析を行い、サプレッションチェンバシエルの局部変形による影響を定量的に確認することによって3次元はりモデルの妥当性を確認する方針とする（図9参照）。

なお、ボックスサポートは水平（半径）方向に可動する構造であり、ボックスサポート付け根部の水平（半径）方向の剛性は、地震応答解析へ影響を与えるものではないため、剛構造とする。

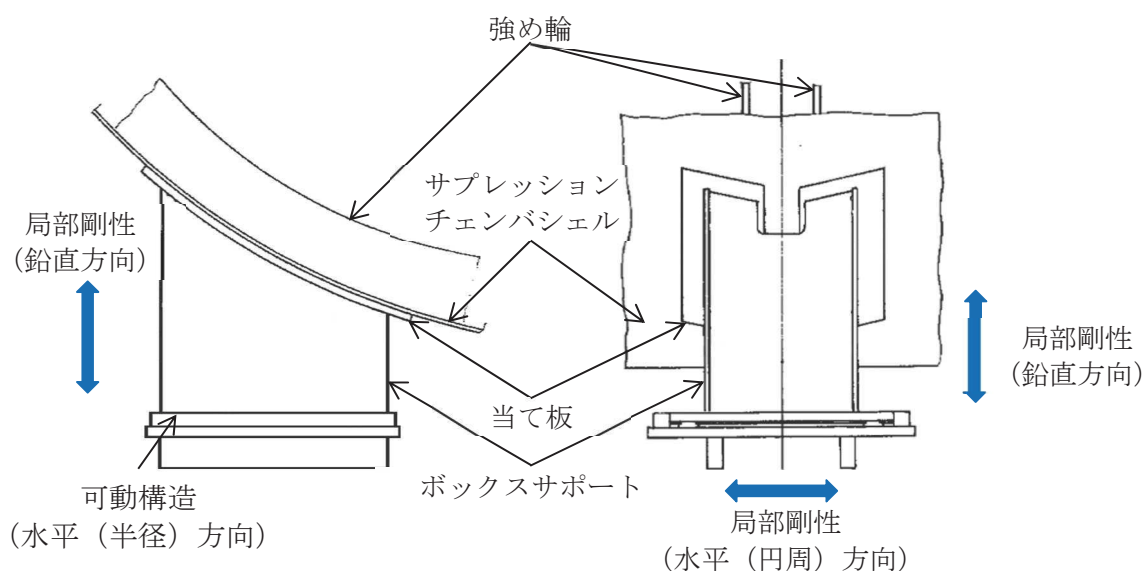


図8 ボックスサポート構造図

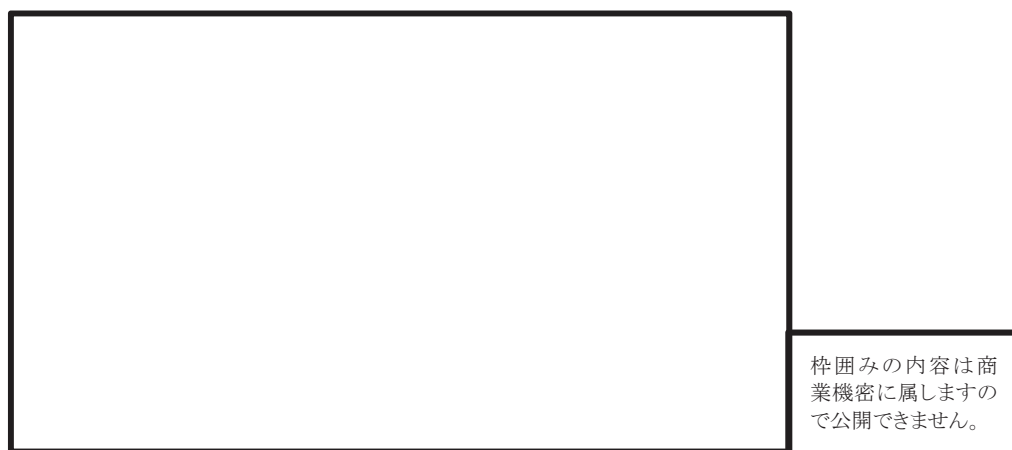


図9 サプレッションチェンバの地震応答解析モデル

4. スペクトルモーダル解析について

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の質量増加を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、他の設備を含め適用実績が豊富なはり要素による3次元解析モデルを構築し、動的解析（スペクトルモーダル解析等）により地震荷重を算出する。

解析モデルの設定に当たっては、サプレッションチェンバの各部材（サプレッションチェンバシェル、ボックスサポート）に対する剛性、質量等を適切に反映したはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバシェルとボックスサポートは、剛体要素で結合させている。

設定した地震応答解析モデル及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きい Ss-F3 の床応答スペクトル（図 10）を用いてスペクトルモーダル解析を行い、図 11 に示す水平地震入力方向及び水平地震入力直角方向のサプレッションチェンバ位置、ボックスサポート上部（内側）及びボックスサポート上部（外側）でのサプレッションチェンバの水平方向の応答加速度を表 3 に示す。また、サプレッションチェンバの振動モード図の代表例を図 12 に示す。

サプレッションチェンバの地震応答解析に3次元はりモデルを用いて動的解析を行う方針としているが、動的解析にあたっては、高次モードを考慮したスペクトルモーダル解析を行い、高振動数の影響について確認を行う。

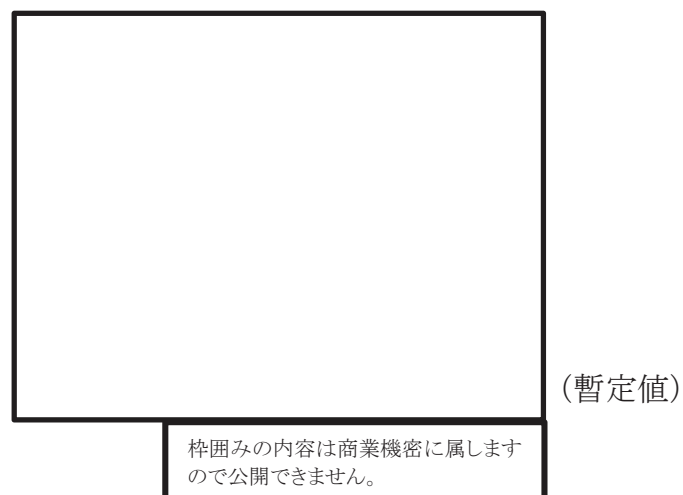


図 10 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル（拡幅有り）

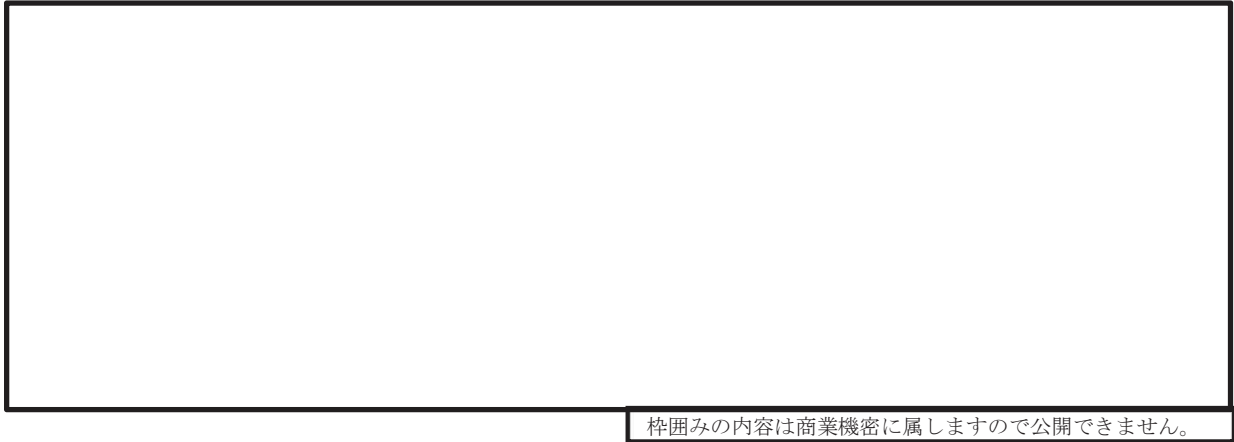


図 11 サプレッションチェンバの応答加速度算定位置

表 3 サプレッションチェンバの応答加速度

加速度算定位置		加速度 (G)
水平地震 入力方向 算定位置	サプレッションチェンバ位置	2.68
	ボックスサポート上部 (内側)	2.65
	ボックスサポート上部 (外側)	2.65
水平地震 入力直角方向 算定位置	サプレッションチェンバ位置	1.00
	ボックスサポート上部 (内側)	0.49
	ボックスサポート上部 (外側)	0.34

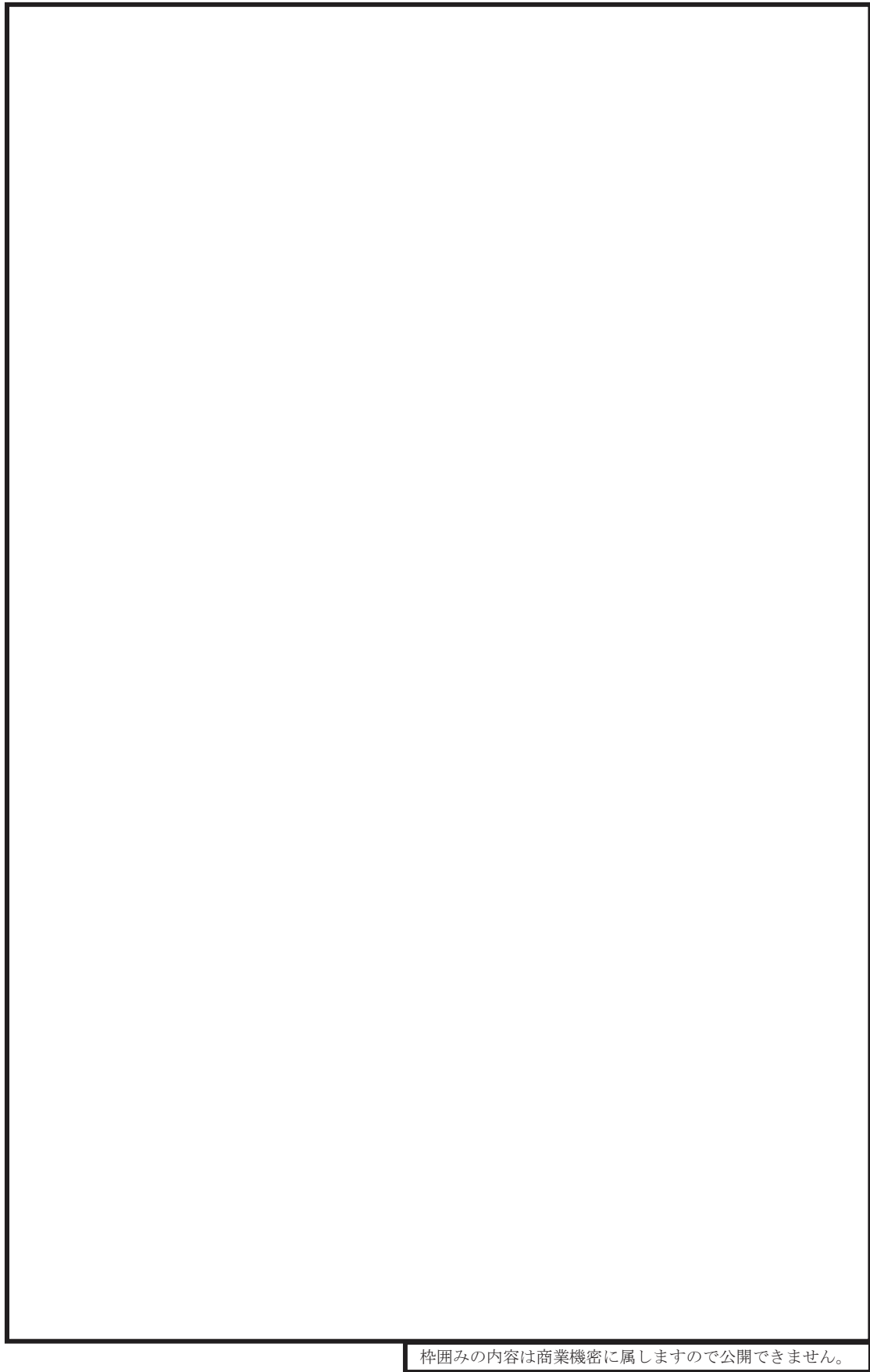


図 12 振動モード図の代表例（重大事故時水位より高い水位）

5. 応力評価に用いる解析モデル

サプレッションチェンバの応力評価については、既工認同様、サプレッションチェンバの 1/16 (22.5°) の範囲を対象とし、構造不連続部 (ボックスサポート取付部, 胴エビ継手部) を適切に評価できるようにシェル要素で 3 次元 FEM 解析モデルを設定する。

また、サプレッションチェンバの地震応答解析結果から得られる各荷重を 3 次元 FEM 解析モデルに入力し、既工認同様、各部位の応力評価を実施する。

なお、各荷重の入力条件及び境界条件を以下に示す。

- ①水平方向の地震動による荷重: サプレッションチェンバシェル及びボックスサポートの変位, 回転
- ②自重 (死荷重), 鉛直方向の地震動による荷重: ボックスサポートの反力
- ③自重 (死荷重), 鉛直方向の地震動による荷重に対する境界条件: 鉛直方向にサプレッションチェンバシェルの中心を固定

ここで、サプレッションチェンバの地震応答解析における荷重の抽出位置を図 13 に、3 次元 FEM 解析モデルの解析条件を図 14 に示す。



図 13 地震応答解析における荷重抽出位置

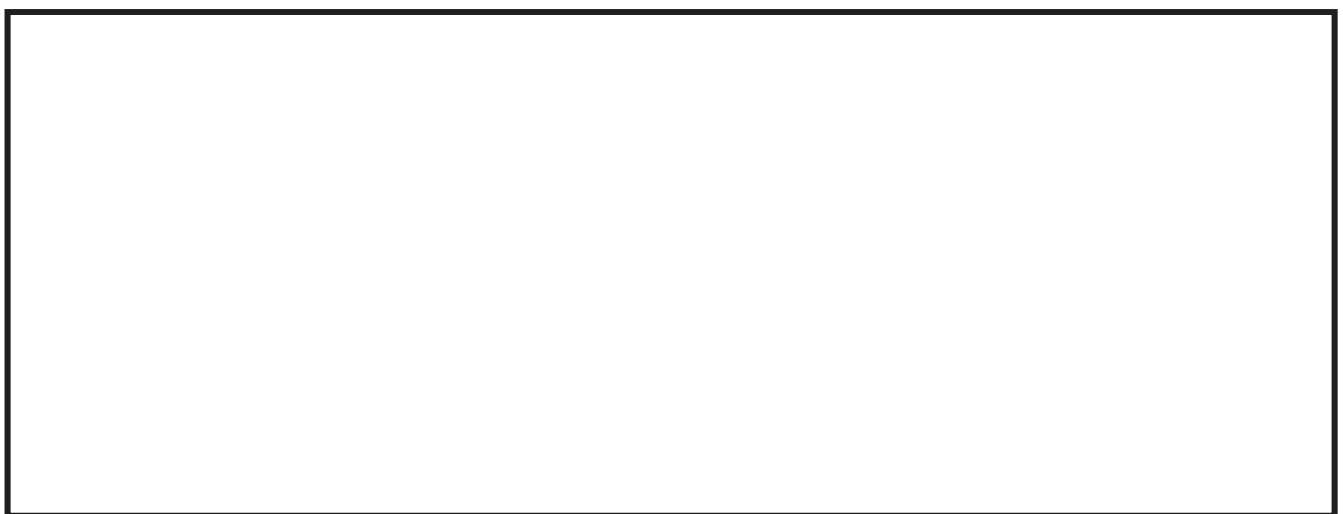


図 14 3次元 FEM 解析モデル解析条件

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

6. 応力評価の考え方

6.1 応力評価における要求事項

サプレッションチェンバ及びボックスサポートは、実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則（以下「技術基準規則」という。）、設計・建設規格 JSME NC1 2005/2007（以下「JSME」という。）及び原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987（以下「JEAG4601」という。）に基づき、強度評価及び耐震評価を行う必要がある。

6.2 原子炉格納容器及びその支持構造物の要求事項

技術基準規則において、原子炉格納容器及びその支持構造物の構造及び強度は、設計上定める条件において、全体的な変形を弾性域に抑えることが求められている。

また、原子炉格納容器及びその支持構造物の耐震性については、JEAG4601において、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。

6.3 原子炉格納容器及びその支持構造物の評価方針

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601に従い、以下の項目に対して行う。

- 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、一次＋二次＋ピーク応力評価（疲れ解析）は、JSME 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＋二次応力評価が $3S_m$ 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ソリッド要素を用いた3次元FEM解析による疲れ解析を行う。

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、JEAG4601上、一次応力、一次＋二次応力に対する要求であり、一次＋二次応力＋ピーク応力との組合せは要求されていない。

実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則（抜粋）

第十七条 設計基準対象施設（圧縮機、補助ボイラー、蒸気タービン（発電用のものに限る。）、発電機、変圧器及び遮断器を除く。）に属する容器、管、ポンプ若しくは弁若しくはこれらの支持構造物又は炉心支持構造物の材料及び構造は、次に定めるところによらなければならない。この場合において、第一号から第七号まで及び第十五号の規定については、使用前に適用されるものとする。

- 十二 原子炉格納容器（コンクリート製原子炉格納容器を除く。）及び原子炉格納容器支持構造物の構造及び強度は、次に定めるところによること。
- イ 原子炉格納容器（口に掲げる部分を除く。）にあっては、設計上定める条件において、全体的な変形を弾性域に抑えること。
 - ロ 原子炉格納容器のうち著しい応力が生ずる部分及び特殊な形状の部分にあっては、第八号イ、ハ、ニ及びホのクラス1容器の規定を準用する。
 - ハ 原子炉格納容器支持構造物にあっては、第八号ロ、ハ及びニのクラス1支持構造物の規定を準用する。
 - ニ 原子炉格納容器のうち著しい応力が生ずる部分及び特殊な形状の部分並びに原子炉格納容器支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ及び運転状態Ⅱにおいて、進行性変形による破壊が生じないこと。
 - ホ 原子炉格納容器の伸縮継手にあっては、設計上定める条件で応力が繰り返し加わる場合において、疲労破壊が生じないこと。
 - ヘ 原子炉格納容器のうち著しい応力が生ずる部分及び特殊な形状の部分並びに原子炉格納容器支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ及び運転状態Ⅱにおいて、疲労破壊が生じないこと。
 - ト 原子炉格納容器にあっては、設計上定める条件並びに運転状態Ⅲ及び運転状態Ⅳにおいて、座屈が生じないこと。
 - チ 原子炉格納容器支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ、運転状態Ⅱ、運転状態Ⅲ及び運転状態Ⅳにおいて、座屈が生じないこと。

- 八 クラス1機器及びクラス1支持構造物の構造及び強度は、次に定めるところによること。
- イ クラス1機器にあっては、最高使用圧力、最高使用温度及び機械的荷重が負荷されている状態（以下「設計上定める条件」という。）において、全体的な変形を弾性域に抑えること。
 - ロ クラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ及び運転状態Ⅱにおいて、全体的な変形を弾性域に抑えること。
 - ハ クラス1容器（オメガシールその他のシールを除く。）、クラス1管、クラス1弁及びクラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅲにおいて、全体的な塑性変形が生じないこと。ただし、構造上の不連続部における局所的な塑性変形はこの限りでない。
 - ニ クラス1容器（オメガシールその他のシールを除く。）、クラス1管及びクラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅳにおいて、延性破断に至る塑性変形が生じないこと。

- ホ クラス1容器（ボルトその他の固定用金具、オメガシールその他のシールを除く。）にあっては、試験状態において、全体的な塑性変形が生じないこと。ただし、構造上の不連続部における局所的な塑性変形はこの限りでない。
- ヘ クラス1容器（ボルトその他の固定用金具を除く。）、クラス1管、クラス1弁（弁箱に限る。）及びクラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ及び運転状態Ⅱにおいて、進行性変形が生じないこと。
 - ト クラス1容器、クラス1管、クラス1弁（弁箱に限る。）及びクラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ及び運転状態Ⅱにおいて、疲労破壊が生じないこと。
 - チ クラス1容器（胴、鏡板及び外側から圧力を受ける円筒形又は管状のものに限る。）にあっては、運転状態Ⅰ、運転状態Ⅱ、運転状態Ⅲ及び運転状態Ⅳ並びに試験状態において、座屈が生じないこと。
 - リ クラス1管にあっては、設計上定める条件において、座屈が生じないこと。
 - ヌ クラス1支持構造物にあっては、運転状態Ⅰ、運転状態Ⅱ、運転状態Ⅲ及び運転状態Ⅳにおいて、座屈が生じないこと。
 - ル ロ、ハ、ニ、ヘ、ト及びヌにかかわらず、クラス1支持構造物であって、クラス1容器に溶接により取り付けられ、その損壊に

第五十五条 重大事故等対処設備に属する容器、管、ポンプ若しくは弁又はこれらの支持構造物の材料及び構造は、次に定めるところによらなければならない。この場合において、第一号から第三号まで及び第七号の規定については、使用前に適用されるものとする。

- 五 重大事故等クラス2機器及び重大事故等クラス2支持構造物の構造及び強度は、次に定めるところによること。ただし、次に掲げる性能と同等以上の性能を有する場合は、この限りでない。
- イ 重大事故等クラス2機器にあっては、設計上定める条件において、全体的な変形を弾性域に抑えること。
 - ロ 重大事故等クラス2機器に属する伸縮継手にあっては、設計上定める条件で応力が繰り返し加わる場合において、疲労破壊が生じないこと。
 - ハ 重大事故等クラス2管（伸縮継手を除く。）にあっては、設計上定める条件において、疲労破壊が生じないこと。
 - ニ 重大事故等クラス2容器及び重大事故等クラス2管にあっては、設計上定める条件において、座屈が生じないこと。
 - ホ 重大事故等クラス2支持構造物であって、重大事故等クラス2機器に溶接により取り付けられ、その損壊により重大事故等クラス2機器に損壊を生じさせるおそれがあるものにおいて、設計上定める条件において、延性破断及び座屈が生じないこと。

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種容器に対する評価>

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。〕	(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) $3S$ 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) $3S$ 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。
- (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“ S_1 又は S_2 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項第一号チによる。
- (7) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (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

2.8.2 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(イ)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り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。

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。

(6) 機械的荷重により生じる応力の全振幅： $\Delta\sigma$

$$\Delta\sigma \leq S$$

(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。

(解説 PVB-3140) 疲労解析不要の条件

PVB-3140 は、疲労解析を要しない条件について定めたものである。

大きな変動荷重が作用しないため低サイクル疲労破壊のおそれのない容器に対しては解説表 PVB-3140-1 に示す圧力、熱荷重および機械的荷重の変動範囲が解説表

PVB-3140-1 の条件式を満足する場合は、疲労解析を行うことを要しない。

PVB-3140 の規定の考え方を具体的に解説すると、次のとおりである。

解説表 PVB-3140-1 の(1)では、応力サイクルによって生じる応力の変動が一次応力と二次応力の和の許容値を満足していると仮定すると、当該応力変動値としては、最大値 $3S_m$ となる。さらに応力集中係数を K とするならば、ピーク応力の変動は $3KS_m$ となる。この応力サイクルが疲労に対して安全であるためには、その回数 N が $3KS_m$ の応力に対して許される繰返し回数 N' よりも小さくなる必要がある。すなわち、

PVB-3140	荷重	回数	ピーク応力強さの概算値	条件式
(1)	大気圧→運転圧力→大気圧	N1	$S = \frac{1}{2} K 3 S_m$	$S < S_a(N1)$
(2)	a. 圧力変動 (ΔP)	—	$S = \frac{1}{2} K \frac{\Delta P}{p} 3 S_m$	$S < S_a(10^6)^{*1}$
	b. 上記のうち*1 の制限を満足しないもの	N2	同上	$S < S_a(N2)$
(3)	起動→定常運転→停止での温度差 (ΔT)	N3	$S = \frac{1}{2} K 2 E \alpha \Delta T$	$S < S_a(N3)$
(4)	運転時の温度差変動 (ΔT)	—	$S = \frac{1}{2} K 2 E \alpha \Delta T$	$S < S_a(10^6)$
(5)	a. 異種材結合部の温度変動 (T)	—	$S = \frac{1}{2} K 2 T (E_1 \alpha_1 - E_2 \alpha_2)$	$S < S_a(10^6)^{*2}$
	b. 上記のうち*2 の制限を満足しないもの	N5	同上	$S < S_a(N5)$
(6)	機械的荷重の変動	—	$S = \frac{1}{2} K \alpha$ (計算値) 計算による二次応力	$S < S_a(10^6)$

K : 応力集中係数=2.0

(注) 応力集中係数を2と仮定したうえでピーク応力強さを概算し、その1/2を繰返しピーク応力強さ(S)として、所定の回数の許容繰返しピーク強さ(S_a)よりも小さくなれば合格とする。(10⁶回に対するS_aよりも小さい応力振幅しか生じない荷重変動は無視される。)

PVB-3130 疲労強度減少係数の規定

- (1) 疲労解析に使用する疲労強度減少係数および応力集中係数は、理論的または実験的に求めたものでなければならない。
- (2) 表 PVB-3130-1 の左欄に掲げる容器の部分(材料の最小引張強さが 690 MPa を超えるボルトを除く)の疲労強度減少係数または応力集中係数は、(1)の規定にかかわらず、表 PVB-3130-1 の右欄に掲げる値とすることができる。

表 PVB-3130-1 疲労強度減少係数

容器の部分	疲労強度減少係数または応力集中係数
局所的な構造上の不連続部	5
ボルトのねじ部	4
容器のラグ、ブラケット等の取付物(強め材、支持構造物および炉心支持構造物を除く)を取り付けるすみ肉溶接部	4

原子炉建屋基礎版上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（SUS316L））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当たっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建屋基礎版上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 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 に示す。

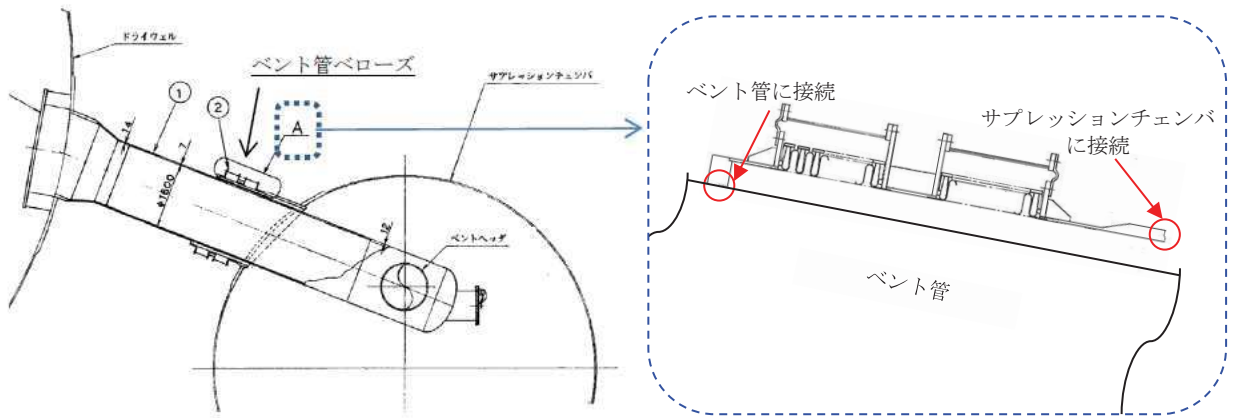
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

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 1 に示す。評価用地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -F3 を用いた（参考資料 10 参照）。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 1%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屋基礎版上における地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

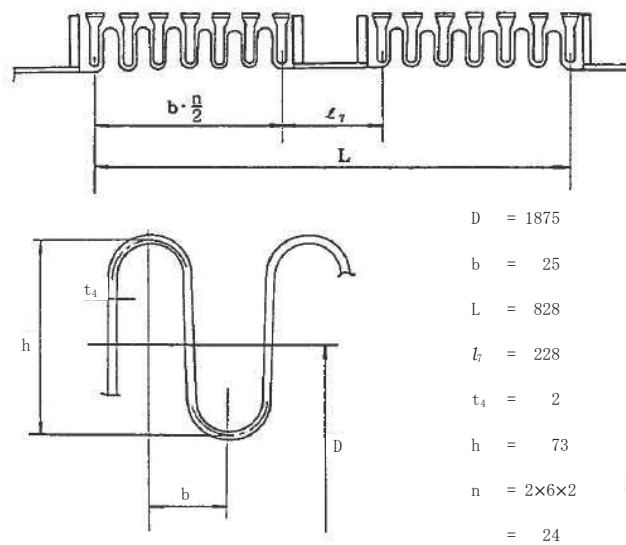
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が $1/s$ 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $1.2 \times 10^{-2}/s$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

* 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1 ベント管ベローズの構造

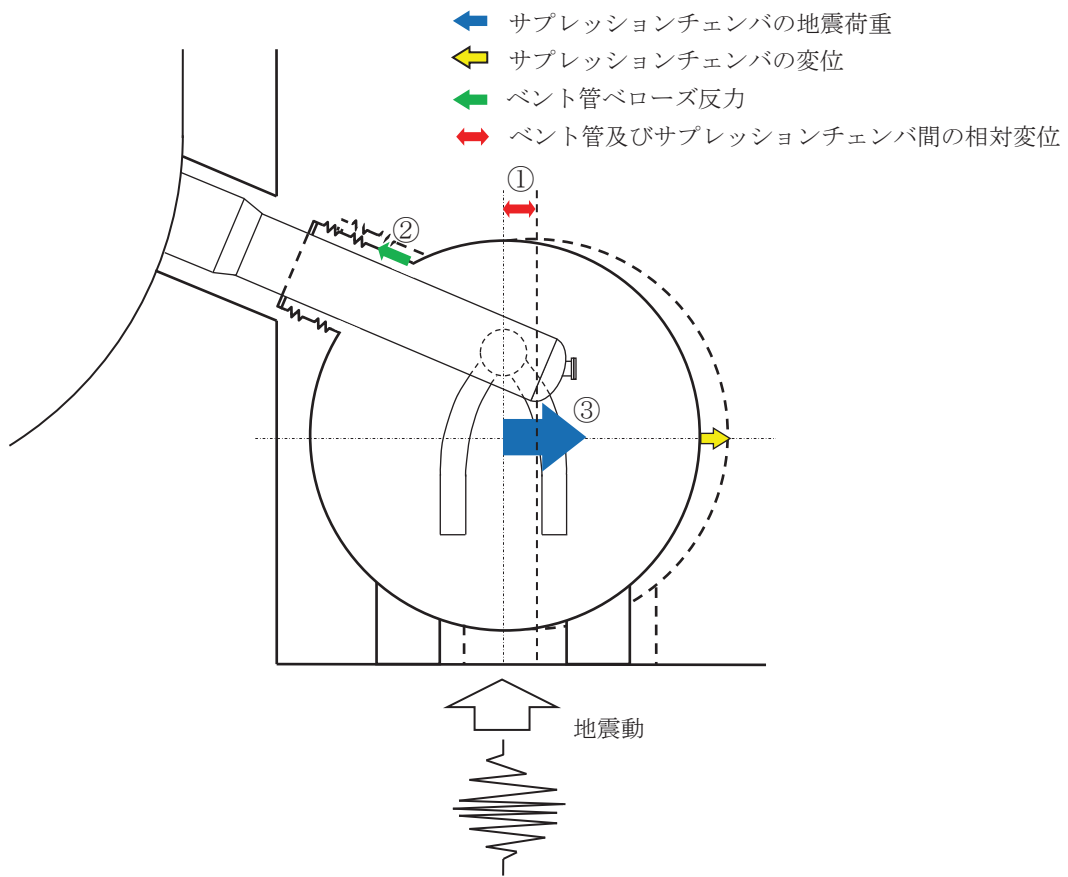


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

項目*	評価値
① 地震相対変位	24.24 mm
② 地震相対変位による ベント管ベローズの反力	1.180×10^5 (N)
③ サプレッションチェンバ の地震荷重	9.163×10^7 (N)
比率 (②/③)	1 %

* 項目の①～③は、図2の番号に対応する (暫定値)

機器・配管系設備の既工認からの構造変更について
(ボックスサポート)

1. 耐震補強工事の概要

1.1 工事の目的

女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの地震荷重に対する耐震性を向上させることを目的に、ボックスサポートの外周面に補強リブ等を追加し、基礎埋設部にシヤコネクタを新たに設置する。

1.2 既設構造

原子炉格納容器の全体概要図を図 1 に、ボックスサポートの構造図を図 2 に示す。

サブプレッションチェンバは、16 セグメントの円筒を繋ぎ合わせた円環形状容器であり、各セグメントの継ぎ目に 2 箇所ずつ設けられた全 32 箇所の支持脚（以下「ボックスサポート」という。）により、原子炉建屋基礎版上に自立している。

また、サブプレッションチェンバとドライウエルは、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により相対変位を吸収する構造となっている。

ボックスサポートは、半径方向に対してサブプレッションチェンバの熱膨張による可動を許容する構造であり、周方向に対してサブプレッションチェンバの地震荷重を原子炉建屋基礎版に伝達させる構造である。

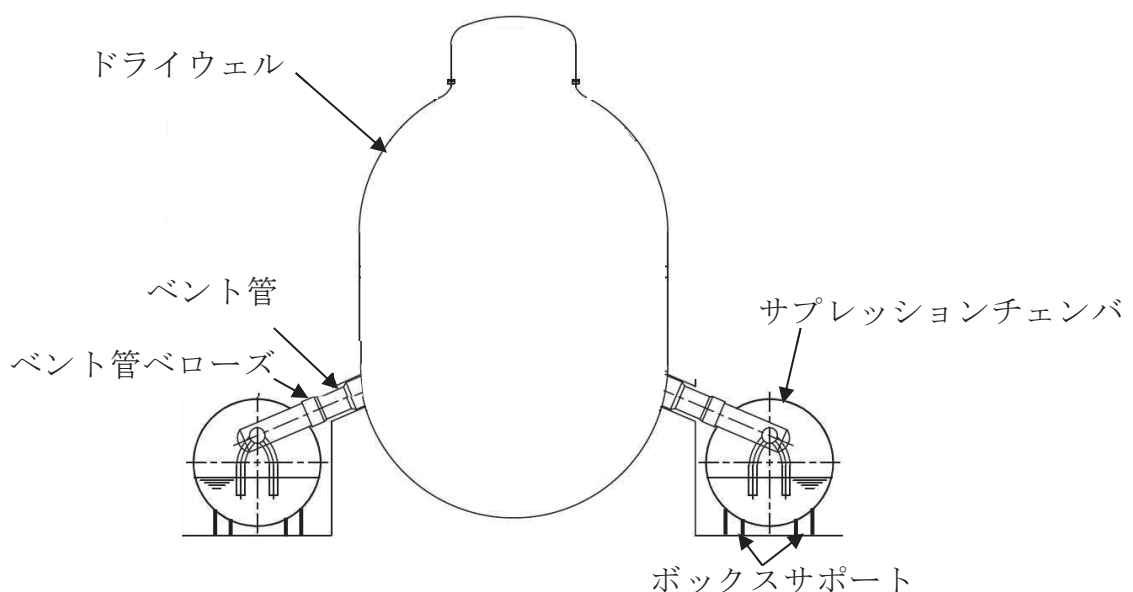


図 1 原子炉格納容器全体概要図

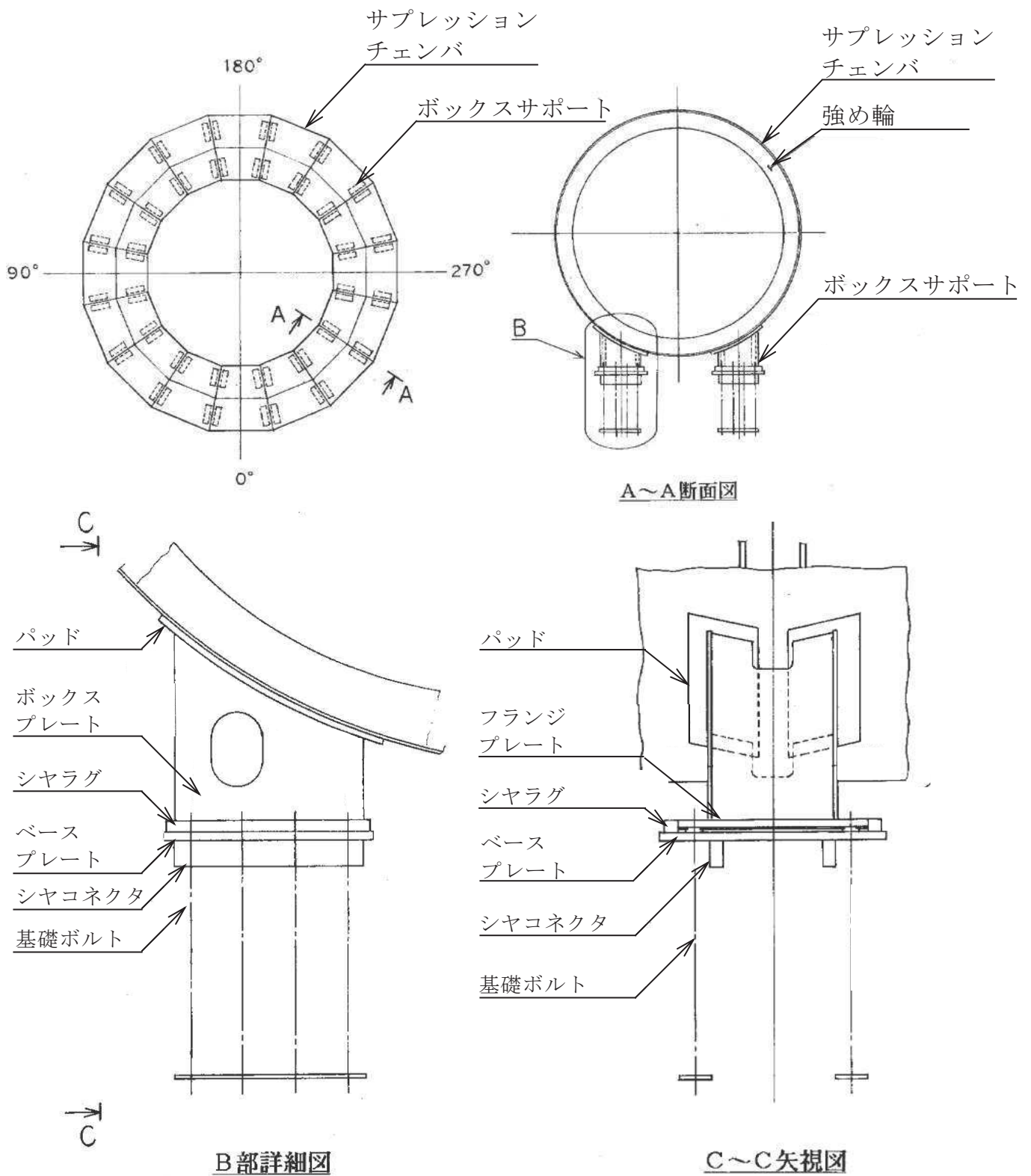


図2 ボックスサポート構造図 (補強前)

1.3 耐震補強構造

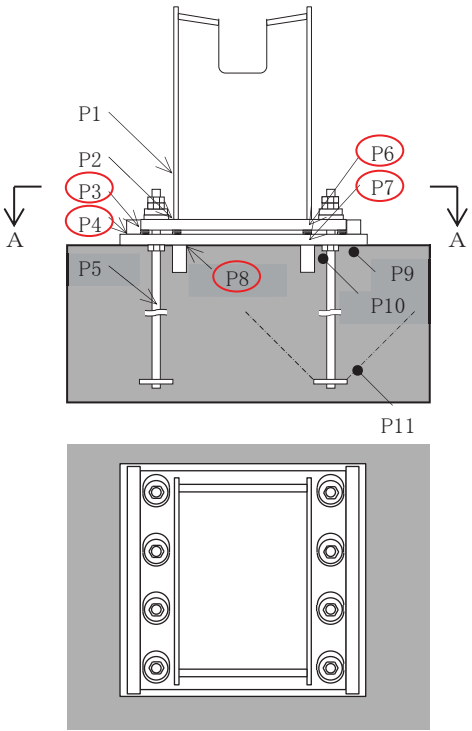
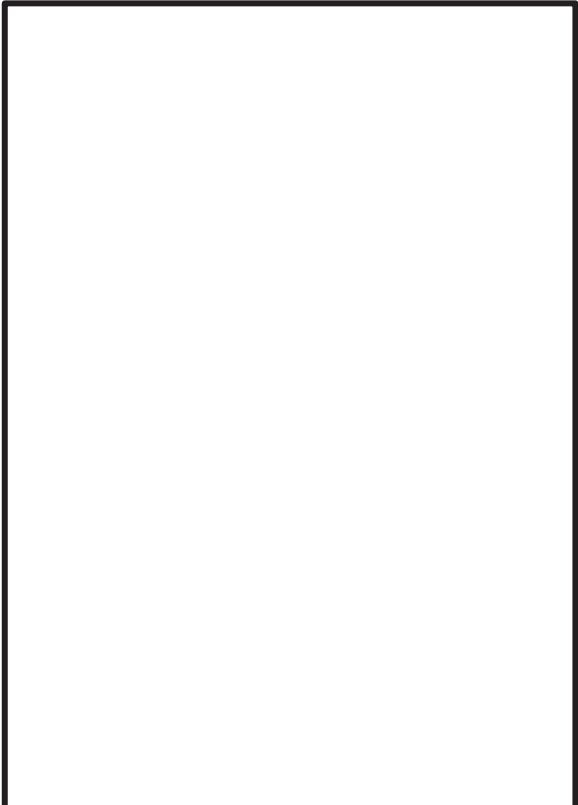
ボックスサポートの補強前後の比較図を表 1 に、補強後の詳細構造図を図 3 に示す。

耐震補強は、ボックスサポートの応力評価点 P3, P4 及び P8 の応力低減を目的として、ベースプレートの外側（周方向）に新設ベースプレート、新設シヤコネクタ及び新設シヤラグを追加する。サプレッションチェンバからの地震荷重は、既設ボックスサポートの既設シヤラグ及びベースプレート端部から新設シヤコネクタ及び新設ベースプレートへ荷重伝達し、さらに新設シヤコネクタから原子炉建屋基礎版へ荷重伝達する構造となる。

また、ボックスサポートの応力評価点 P6, P7 の応力低減を目的として、ボックスサポートのボックスプレートにリブ（片側 5 枚）を追加し、曲げ剛性を向上させる。

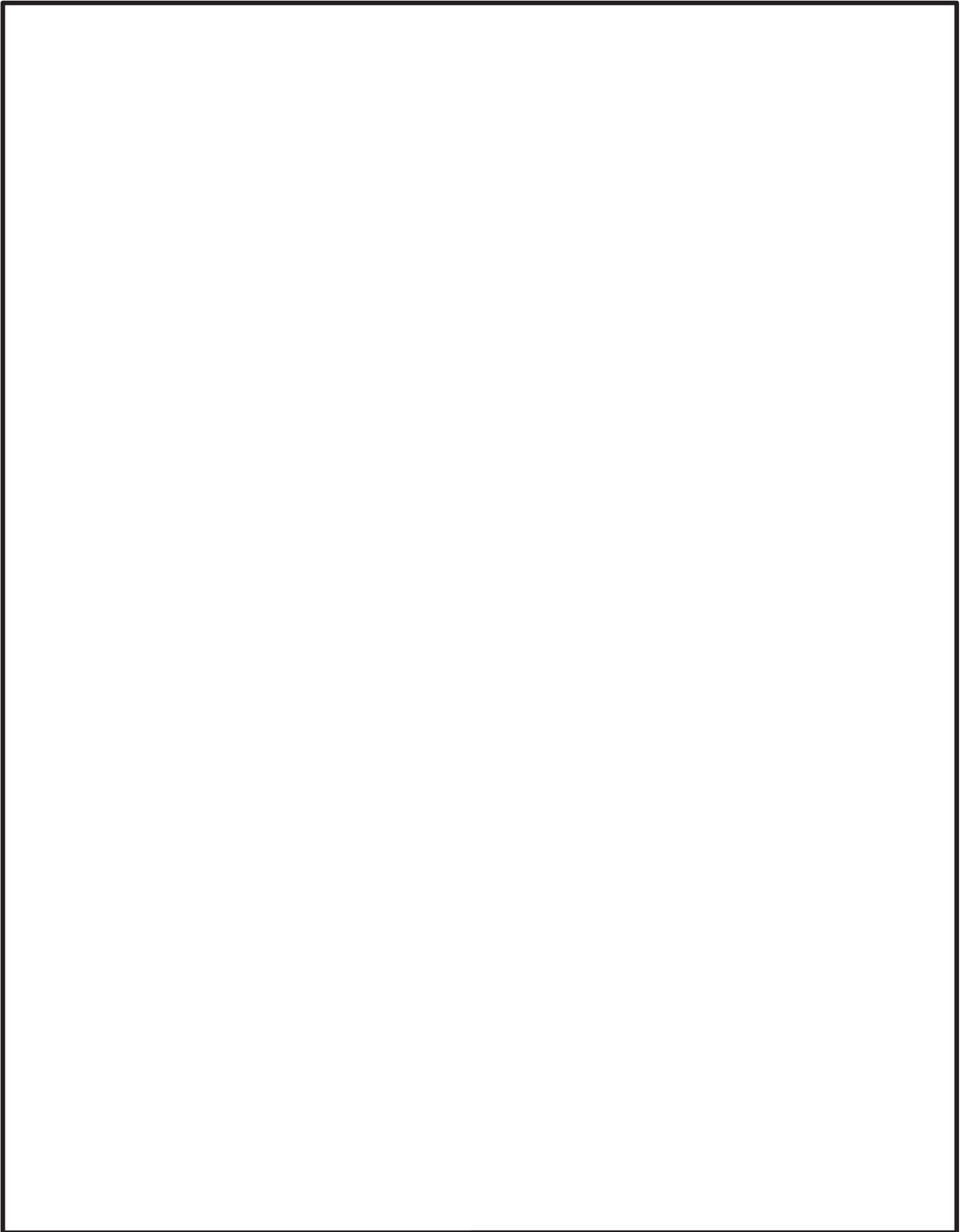
これらの対策を実施することによりボックスサポートの耐震性を向上させる。

表 1 補強前後比較表

	補強前	補強後
概略構造	<p>○ : 補強が必要な部位 *P1~P11 は既工認における応力評価点</p>  <p style="text-align: center;">A - A 断面</p>	<p>■ : 補強部材</p> 

詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図3 ボックスサポート詳細構造図（補強後）

2. 構造変更を踏まえた応力評価点の検討

耐震補強工事としてボックスサポートに補強部材を追加するため、各部材の断面性能及び地震荷重の伝達経路を踏まえ、今回工認におけるボックスサポートの応力評価点について検討する。なお、サブレスジョンチェンバ本体の応力評価点は、既工認から3次元FEM解析モデルを用いた応力評価を実施し、高い応力発生点に対して評価しており、今回工認においても同様に高い応力発生点を評価する。

また、参考として、各応力評価点における応力比（許容応力に対する発生応力：暫定値）を確認する。

2.1 今回工認における応力評価点

2.1.1 ボックスサポートの応力評価点

既工認及び今回工認における応力評価点を表2に、応力評価点位置を表3に示す。

応力評価点 P1～P6, P7, P9 及び P11 については、各部材の断面性能を考慮し、既工認同様、応力評価を実施する。また、応力評価点 P6（フランジプレート：ボックスプレート取付部）については、追加リブによる拘束効果を考慮し、新たに P6'（フランジプレート：追加リブ取付部）を設定する。

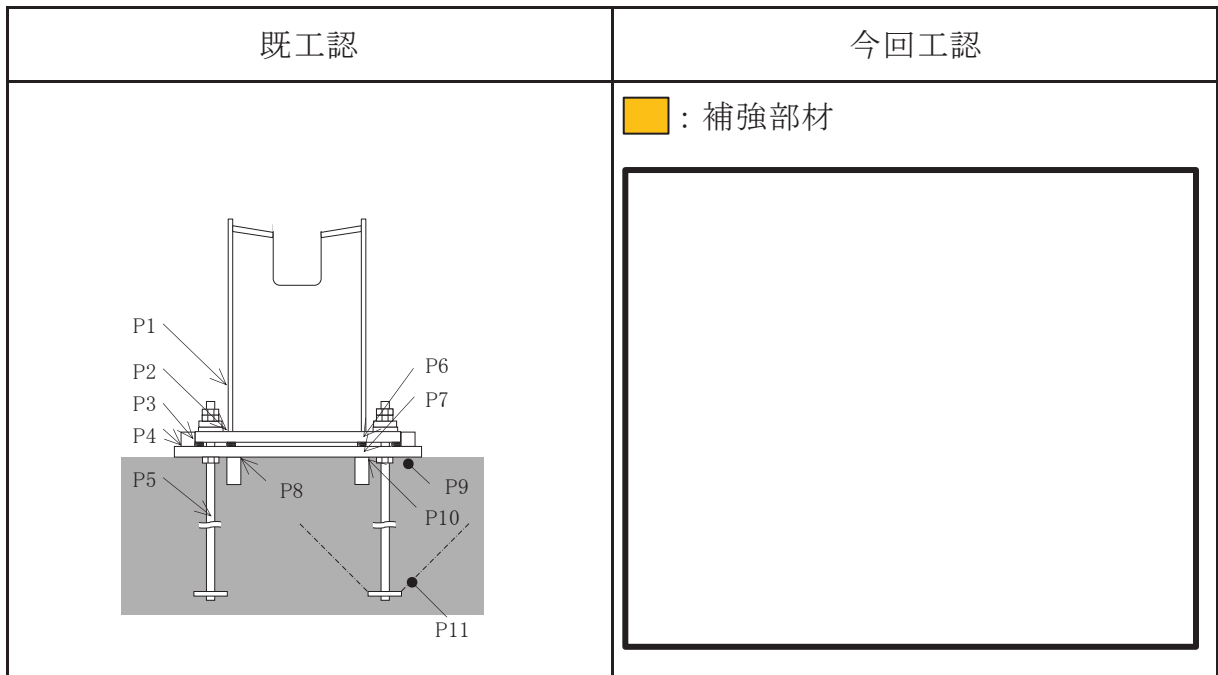
応力評価点 P8 及び P10 については、保守的な扱いとして、既設シヤコネクタによる荷重分担は期待せず、新設シヤコネクタのみで荷重を受けるものとして、応力評価を実施する。

応力評価点 P2'及び P12（パッド取付部）については、サブレスジョンチェンバとボックスサポートの取付部として、新たに設定する。なお、既工認においては、この応力評価点に対して P2（ボックスプレート取付部）を代表評価点としていた。

表2 応力評価点

応力評価点		評価対象		発生応力の低減に寄与する補強部材
		既工認	今回工認	
P1	ボックスプレート	○	○	追加リブ
P2	ボックスプレート取付部	○	○	追加リブ
P2'	ボックスプレート取付部	—	○	追加リブ
P3	フランジプレートとシヤラグ接触部	○	○	新設シヤラグ
P4	シヤラグ取付部	○	○	新設シヤラグ
P5	基礎ボルト	○	○	
P6	フランジプレート	○	○	追加リブ
P6'	フランジプレート	—	○	
P7	ベースプレート	○	○	追加リブ
P8	シヤコネクタ取付部	○	○	新設シヤコネクタ
P9	コンクリート（ベースプレート下面）	○	○	
P10	コンクリート（シヤコネクタ側面）	○	○	新設シヤコネクタ
P11	コンクリート	○	○	
P12	パッド取付部	—	○	

表3 応力評価点位置



詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

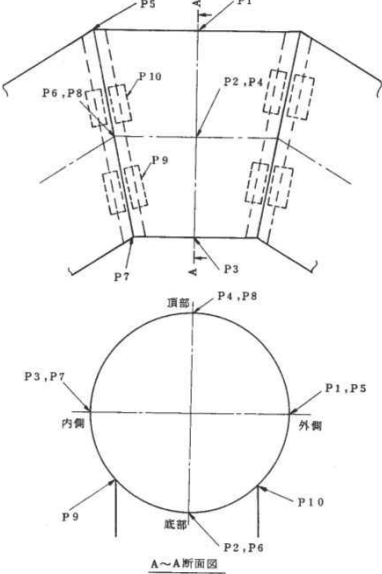
2.1.2 サプレッションチェンバの応力評価点

既工認及び今回工認における応力評価点を表4に、応力評価点位置を表5に示す。また、補強を考慮した3次元FEM解析モデルを用いた応力コンター図（暫定値）を図4に示す。評価用地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -F3 を用いた（参考資料10参照）。図4を踏まえると、ボックスサポートに補強部材を追加した場合の応力コンターは、既工認時に設定した応力評価点にて、応力が卓越する部位を捉えていることから今回工認の応力評価点も既工認同様とする。

表4 応力評価点

応力評価点		評価対象	
		既工認	今回工認
P1	胴中央部外側	○	○
P2	胴中央部底部	○	○
P3	胴中央部内側	○	○
P4	胴中央部頂部	○	○
P5	胴エビ継手部外側	○	○
P6	胴エビ継手部底部	○	○
P7	胴エビ継手部内側	○	○
P8	胴エビ継手部頂部	○	○
P9	内側ボックスサポート取付部	○	○
P10	外側ボックスサポート取付部	○	○

表5 応力評価点位置

既工認	今回工認
	<p>同左</p>

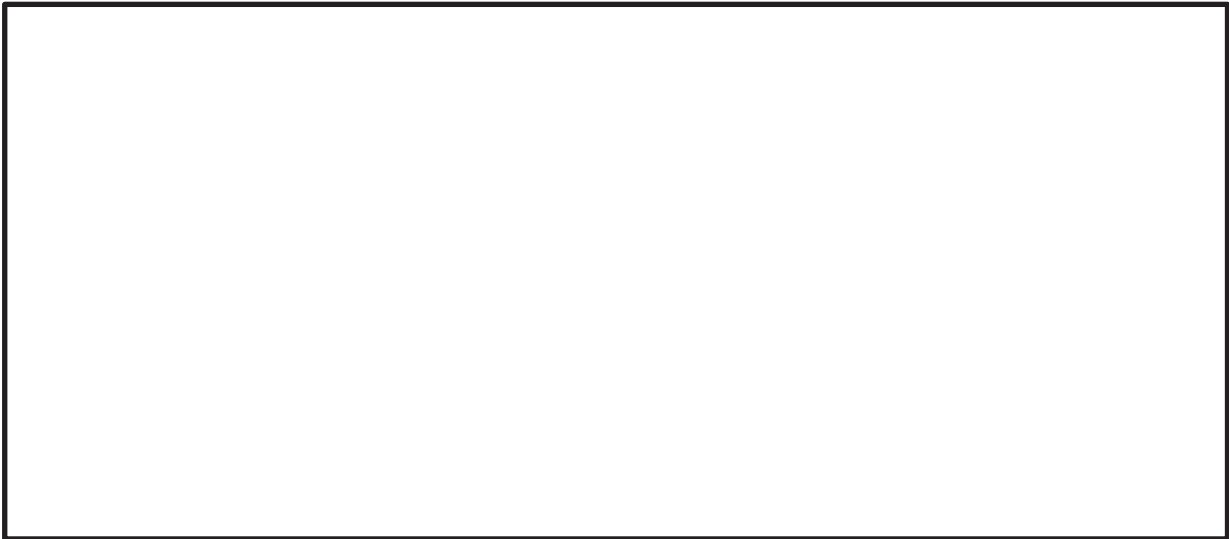


図4 サプレッションチェンバの応力コンター図（暫定値）
 （重大事故時水位より高い水位，基準地震動 S_s-F3 による評価結果）

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
 公開できません。

2.2 各応力評価点の応力比

今回工認における耐震評価の見通しとして、ボックスサポートに対する耐震補強工事及びサプレッションチェンバ内部水に対する有効質量の適用を考慮し、ボックスサポートの各応力評価点における応力比（許容応力に対する発生応力の比）を評価した結果（暫定値）を図5に、サプレッションチェンバの代表点（評価上厳しいと考えられるボックスサポート取付部）における応力比を評価した結果（暫定値）を図6に示す。評価用地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -F3 を用いた。

各応力評価点における応力比の評価結果（暫定値）は、いずれも1未満であり、ボックスサポート及びサプレッションチェンバの耐震性が確保できるものと考えられる。なお、詳細評価結果については、工認段階で説明する。

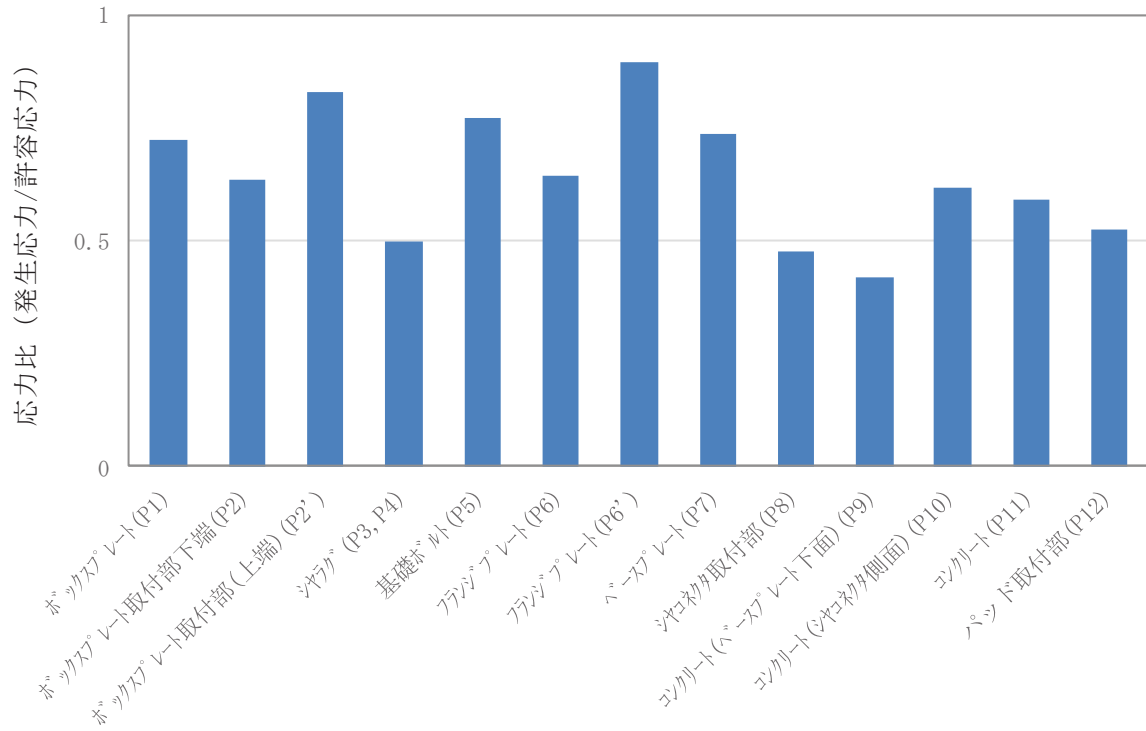


図5 ボックスサポートの各応力評価点における応力比の評価結果（暫定値）
（重大事故時水位より高い水位，基準地震動 Ss-F3 による評価結果）

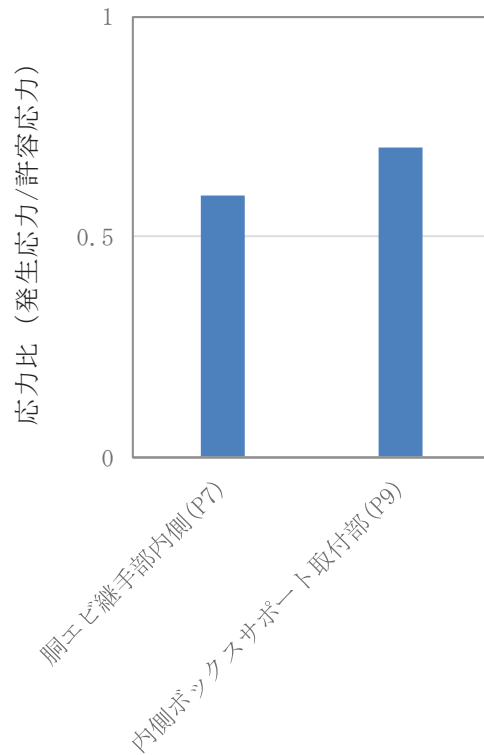


図6 サプレッションチェンバの代表点における応力比の評価結果（暫定値）
（重大事故時水位より高い水位，基準地震動 Ss-F3 による評価結果）

評価に用いた地震動の応答加速度スペクトルについて

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について、図 1、2 に示す。図 1 は、流体解析が時刻歴応答解析であることを踏まえ、拡幅処理を行っていない応答加速度スペクトルを示し、スロッシングの固有周期（通常運転水位、重大事故時水位より高い水位）を記載した。図 2 は、構造解析（地震応答解析）がスペクトルモーダル解析であることを踏まえ、±10%の拡幅処理した応答加速度スペクトルを示し、サプレッションチェンバの地震応答解析モデル（重大事故時水位より高い水位）の固有周期を記載した。

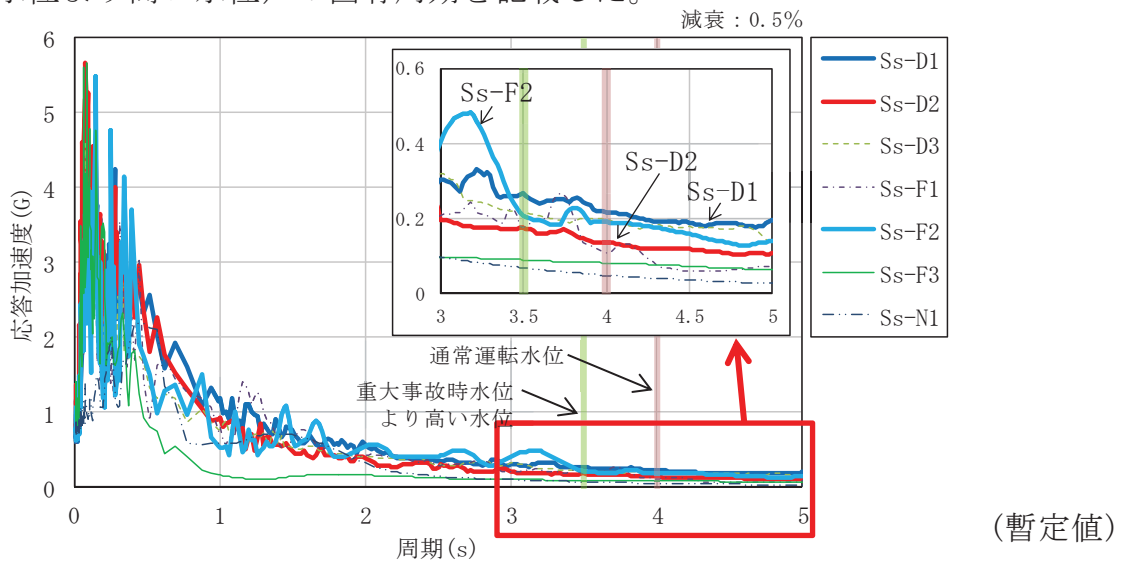


図 1 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル（拡幅無し）

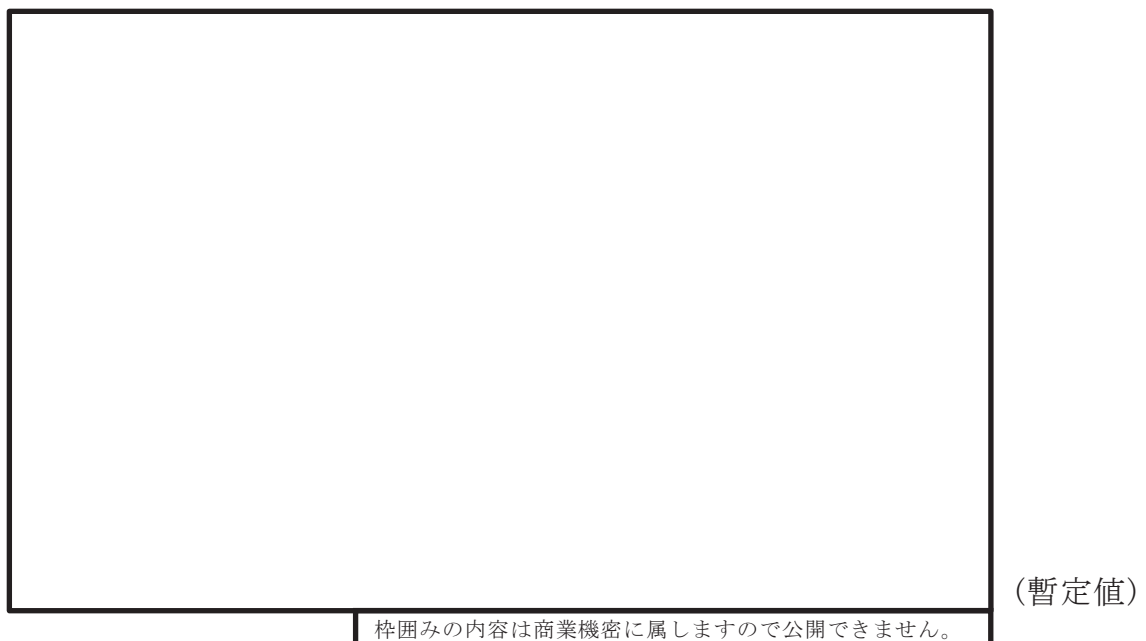


図 2 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル（拡幅有り）

方向性を考慮していない水平方向地震動における模擬地震波の作成方針

1. 概要

水平 2 方向及び鉛直方向地震力の同時入力による影響検討を行う際にサプレッションチェンバのスロッシング解析にはスロッシング荷重が大きく算定される基準地震動 S_s-D1（以下、S_s-D1 という。）を代表波として用いている。この際、水平 1 方向には、S_s-D1 を用いるが、その直交方向には S_s-D1 とは位相特性の異なる模擬地震波を用いている。

ここでは、S_s-D1 の直交方向の模擬地震波について示す。

2. 位相特性の異なる模擬地震波の作成方法

S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波は、S_s-D1 と同条件のコントロールポイント及び振幅包絡線の経時変化を用いて、S_s-D1 とは異なる乱数の位相を持つ正弦波の重ね合わせによって作成する。応答スペクトルのコントロールポイントを表 1 に、振幅包絡線の経時変化を表 2 に示す。

S_s-D1 及び S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答スペクトルをそれぞれ図 1 及び図 2 に、加速度時刻歴波形を図 3 及び図 4 に示す。また、それぞれの地震波を 2 方向入力した場合のオービットを図 5 に示す。なお、目標とする応答スペクトル値に対する、S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の SI 比は 1.0 以上、応答スペクトル比は 0.85 以上である。応答スペクトル比を図 6 に示す。

図 1～図 4 に示すように、S_s-D1 と新たに作成した S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波はほぼ同じ応答スペクトル及び時刻歴波形をしている。また図 5 に示すとおり、オービットは偏りが無い。

3. スロッシング解析に用いる入力波

スロッシング解析に用いる入力波は、S_s-D1 及び S_s-D1 と位相特性の異なる模擬地震波を用いて、建屋応答解析を実施し、得られた応答加速度時刻歴を用いている。

応答加速度時刻歴波形を図 7 及び図 8 に、それぞれの地震波を 2 方向入力した場合のオービットを図 9 に、応答スペクトルを図 10 に示す。

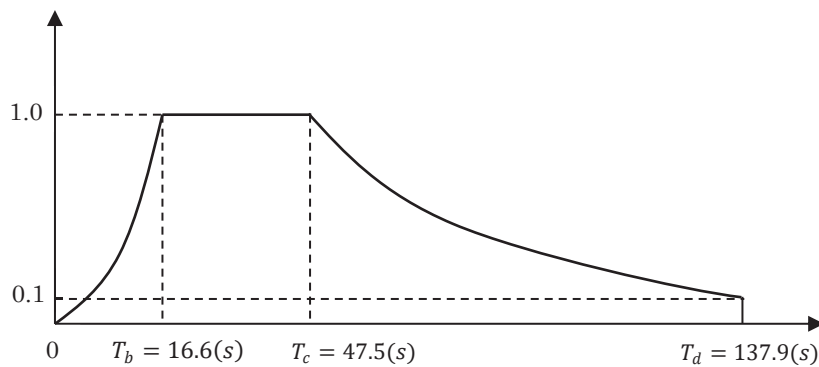
表1 応答スペクトルのコントロールポイント

応答スペクトル		コントロールポイント			
		T_A	T_B	T_C	T_D
Ss-D1	周期 (s)	0.02	0.072	0.51	5
	速度 (cm/s)	2.0372	26.5	88.4	88.4

注： $T_A \sim T_D$ 周期 (s)

表2 振幅包絡線の経時的変化

種別	継続時間 (s)	振幅包絡線の経時的変化 (s)		
		T_b	T_c	T_d
Ss-D1	137.9	16.6	47.5	137.9



$M=8.3$, $X_{eq}=132\text{km}$ として評価

$$T_b = 10^{0.5M-2.93}$$

$$T_c - T_b = 10^{0.3M-1.0}$$

$$T_d - T_c = 10^{0.17M+0.54 \log X_{eq}-0.6}$$

$$E(T) = (T/T_b)^2 \quad (0 < T \leq T_b)$$

$$E(T) = 1 \quad (T_b < T \leq T_c)$$

$$E(T) = e^{\frac{\ln 0.1}{T_d - T_c}(T - T_c)} \quad (T_c < T \leq T_d)$$

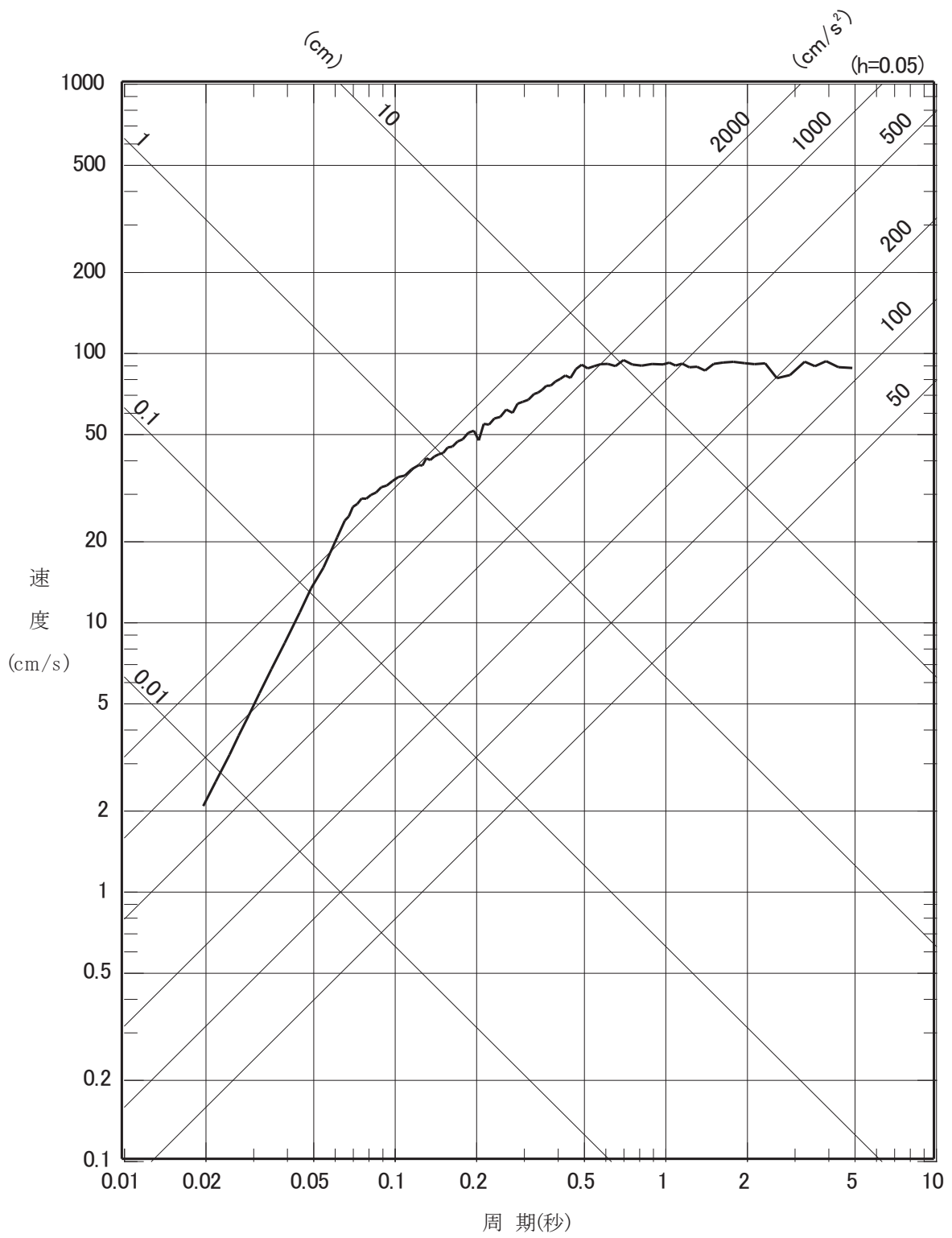


図1 Ss-D1 の応答スペクトル

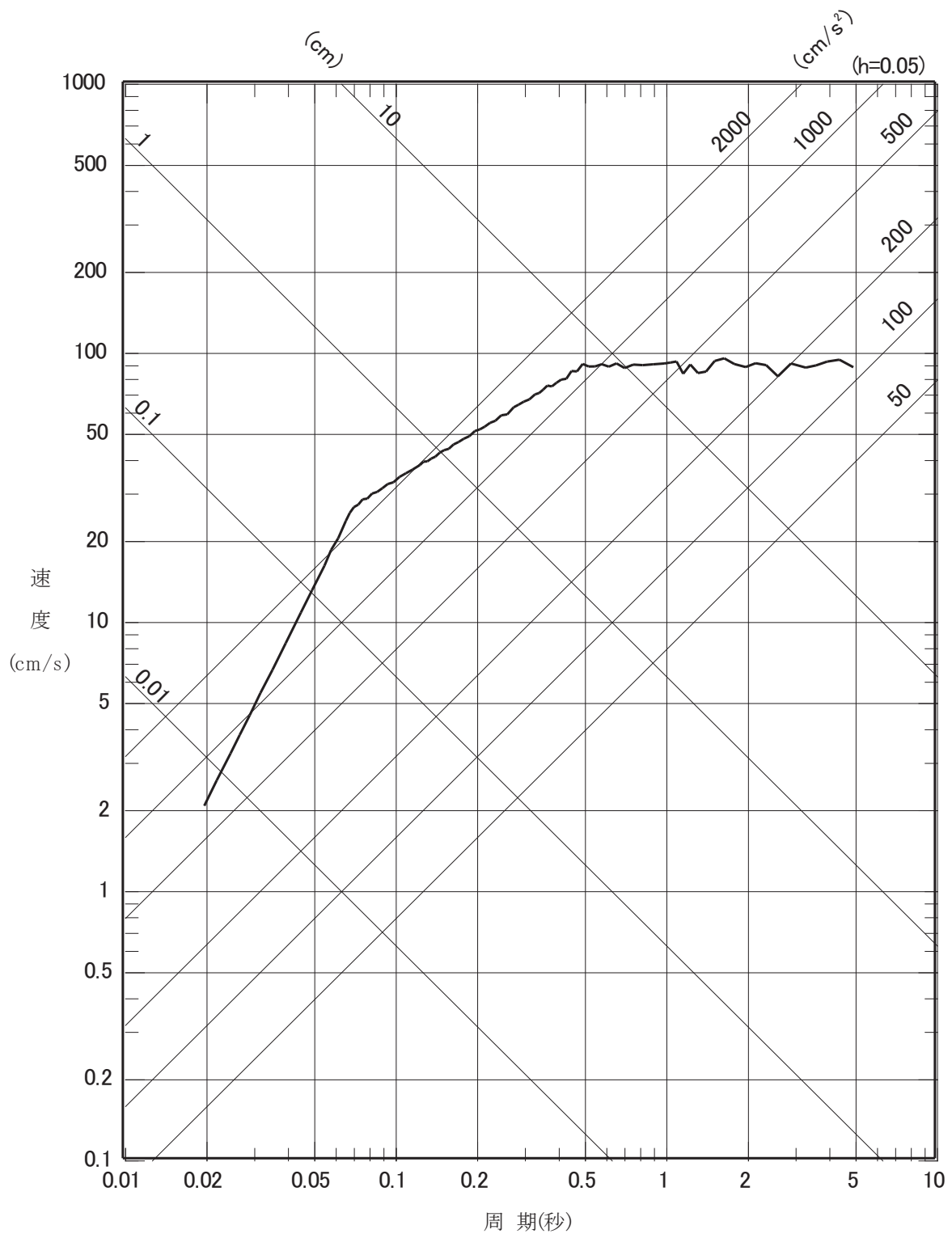


図2 Ss-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答スペクトル

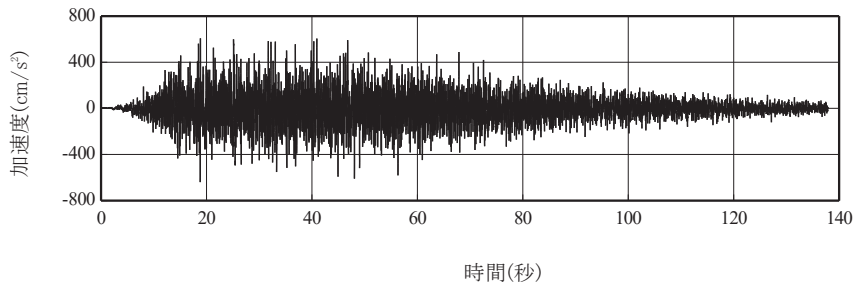


図3 Ss-D1 の加速度時刻歴波形

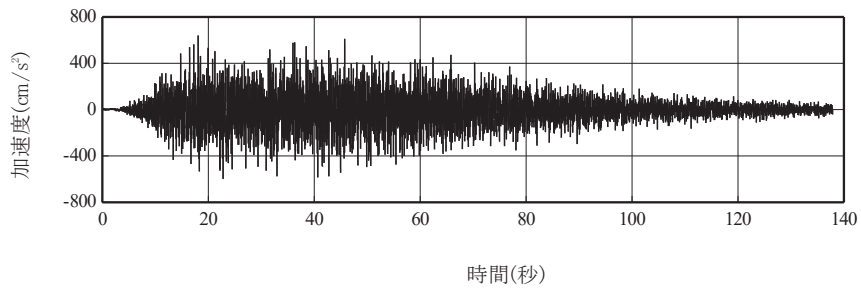


図4 Ss-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の加速度時刻歴波形

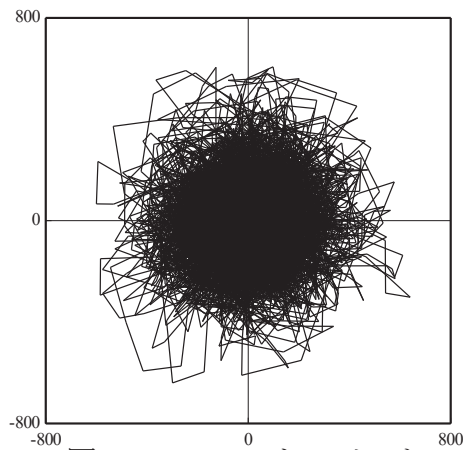


図5 Ss-D1 のオービット

(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

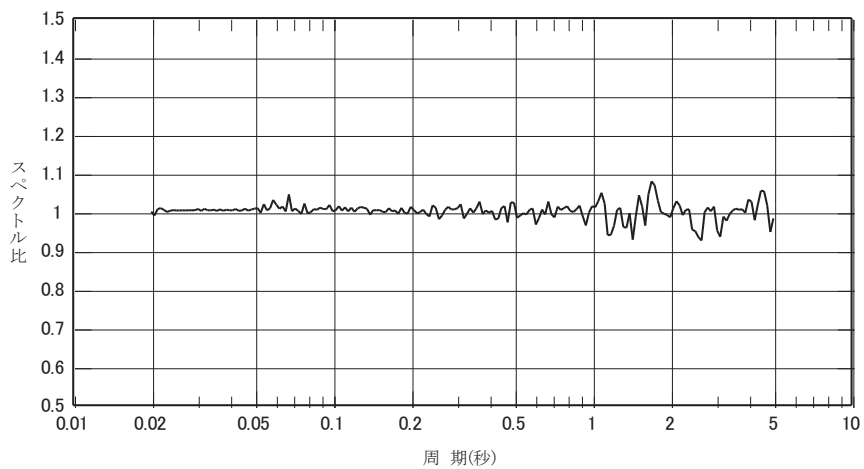


図6 Ss-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答スペクトル比

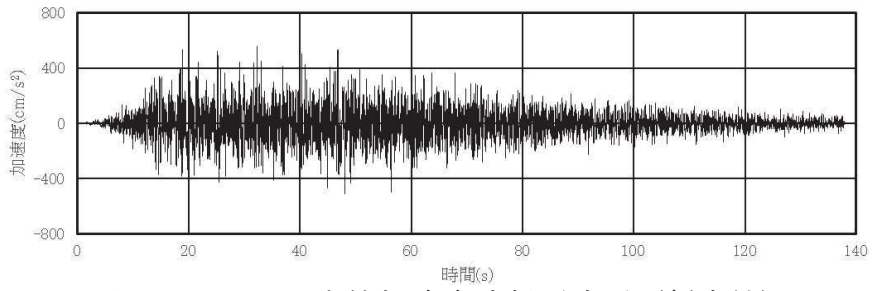


図7 Ss-D1 の応答加速度時刻歴波形（暫定値）

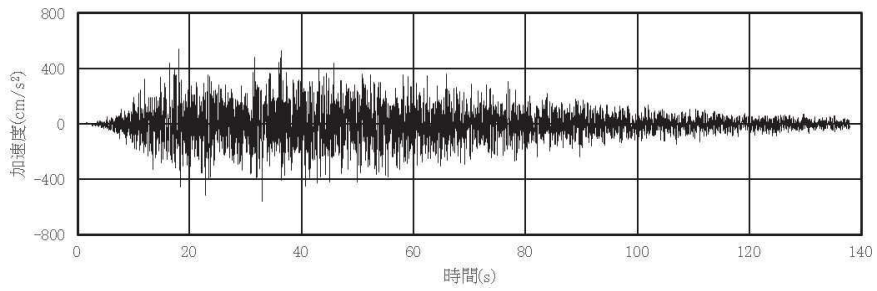


図8 Ss-D1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形（暫定値）

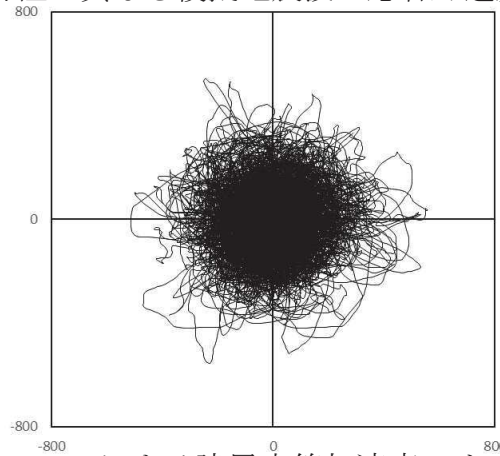


図10 Ss-D1 による建屋応答加速度のオービット
（位相が異なる地震波を2方向入力した場合）

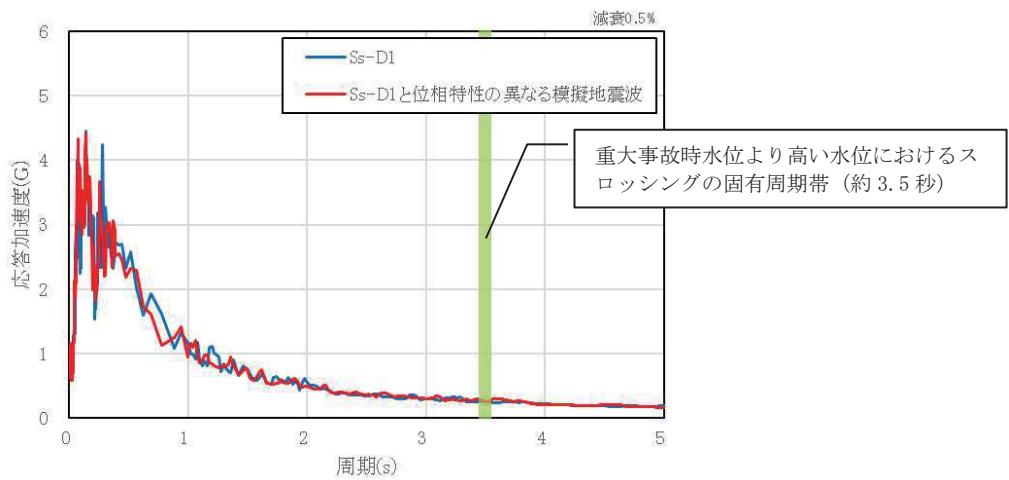
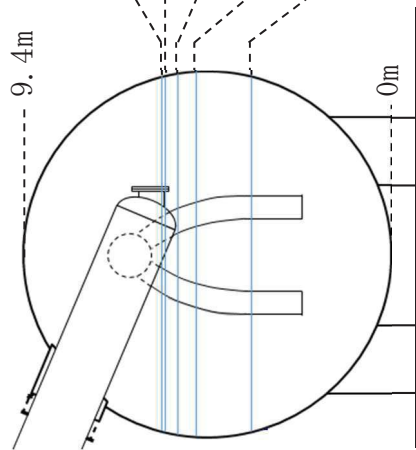


図9 床応答加速度スペクトル（暫定値）

サプレッションチェンバの水位条件について

サプレッションチェンバの水位の関係及び振動試験水位との対応関係について図 1 に示す。なお、重大事故時におけるサプレッションチェンバの水位条件の考え方^{*}については、表 1 に示す。

※ 「重大事故対処設備について（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 添付資料 9」より引用



水位	位置	事故シナリオ等	試験条件
約 7.8m	—	—	高高水位 (325mm)
約 6.4m	真空破壊装置 上端位置	—	高水位 (259mm*)
約 5.9m	真空破壊装置 下端位置	SA の耐震評価 (Ss, Sd) に用いる水位	—
約 5.8m	—	格納容器過圧・過温破損 代替循環冷却系を使用できない場合 (2Pd に到達 (大破断 LOCA 発生時))	—
約 5.5m	真空破壊装置 下端位置-0.4m	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用できない場合)	—
約 5.0m	—	—	中水位 (203mm)
5m 以下	—	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合)	—
3.6m (参考)	通常運転水位 (H. W. L.)	DB の耐震評価 (Ss, Sd) に用いる水位	低水位 (146mm)

* 6.4m/9.4m×380mm(試験体直径)≒259mm

図1 サプレッションチャンベアの水位の関係

表1 重大事故時におけるサプレッションチェンバの水位条件の考え方

	事故シーケンスと選定の考え方	水位条件の考え方
サプレッションチェンバ	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)	重大事故時のサプレッションチェンバのモデル化においては、耐震評価上、水位が高い方が地震時の応答が大きくなる傾向があることから、重大事故時におけるサプレッションチェンバの水位としては、以下の事故シーケンスを考慮し、真空破壊装置下端位置(約5.9m)を用いる。 <ul style="list-style-type: none"> 格納容器過圧・過温破損「代替循環冷却系を使用できない場合(2Pdに到達するまでに操作を実施しなかった場合(大破断LOCA発生時))」で約5.8m