

島根原子力発電所第2号機 審査資料	
資料番号	NS2-補-027-10-45 改 03
提出年月日	2022年10月18日

サプレッションチェンバの耐震評価における内部水質量の  
考え方の変更等について

2022年10月

中国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る事項のため公開できません。

## 目次

1. はじめに	1
2. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造	4
3. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価	9
3.1 評価手順	9
3.2 地震応答解析	12
3.2.1 基本方針	12
3.2.2 地震応答解析モデル	12
3.3 応力評価	15
3.3.1 応力評価方針	15
3.3.2 応力評価点	15
3.3.3 応力評価方法	18
3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違	19
4. 地震応答解析の詳細	21
4.1 地震応答解析モデル	21
4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定	21
4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定	23
4.1.3 サプレッションチェンバのモデル化	28
4.1.4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定	30
4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化	34
4.2 地震応答解析モデルの適用性確認	36
4.2.1 適用性の確認方針	36
4.2.2 適用性確認用解析モデル	38
4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較	39
4.2.4 妥当性確認結果	41
4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響	68
4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響	68
4.5 スロッシング荷重	69
5. 応力解析の詳細	71
5.1 応力評価フロー	71
5.2 応力評価点	72
5.3 応力解析モデル	72
5.4 応力評価	73
5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価	73
5.4.2 サプレッションチェンバサポートの応力評価	75
6. 耐震評価における不確かさの考慮及び保守性	76
7. 耐震評価結果	78

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

## 1. はじめに

本書は、島根原子力発電所第2号機（以下「島根2号機」という。）のVI-2-9-2-2「サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-4「サブプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における耐震評価手法についてまとめた資料である。

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

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

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

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

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

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

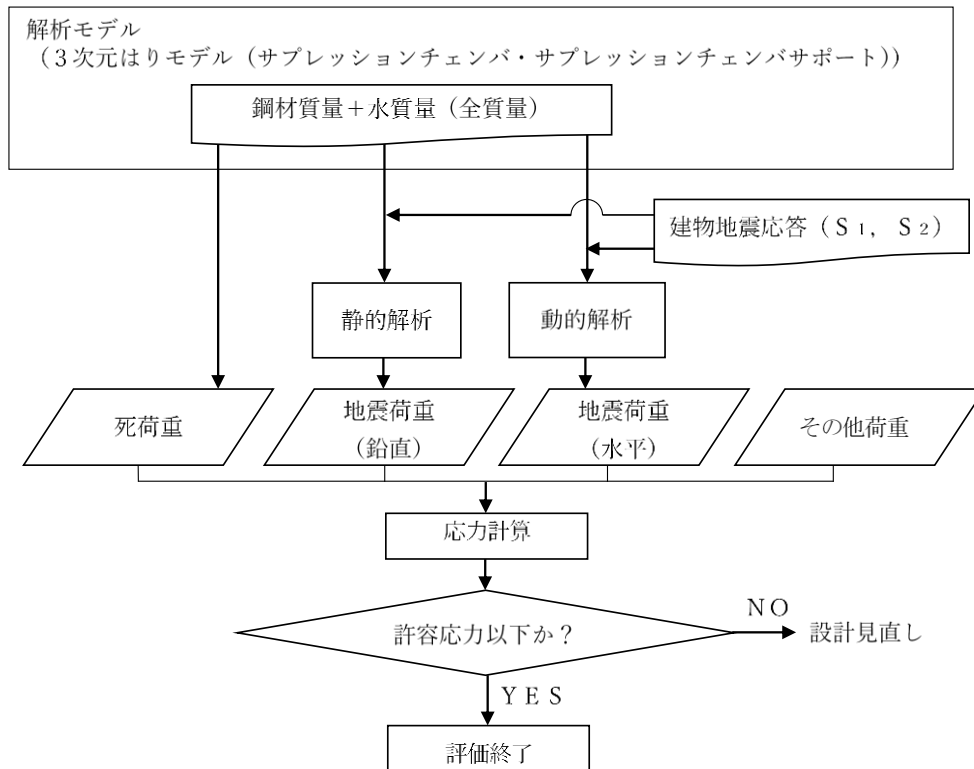


図 1-1 既工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

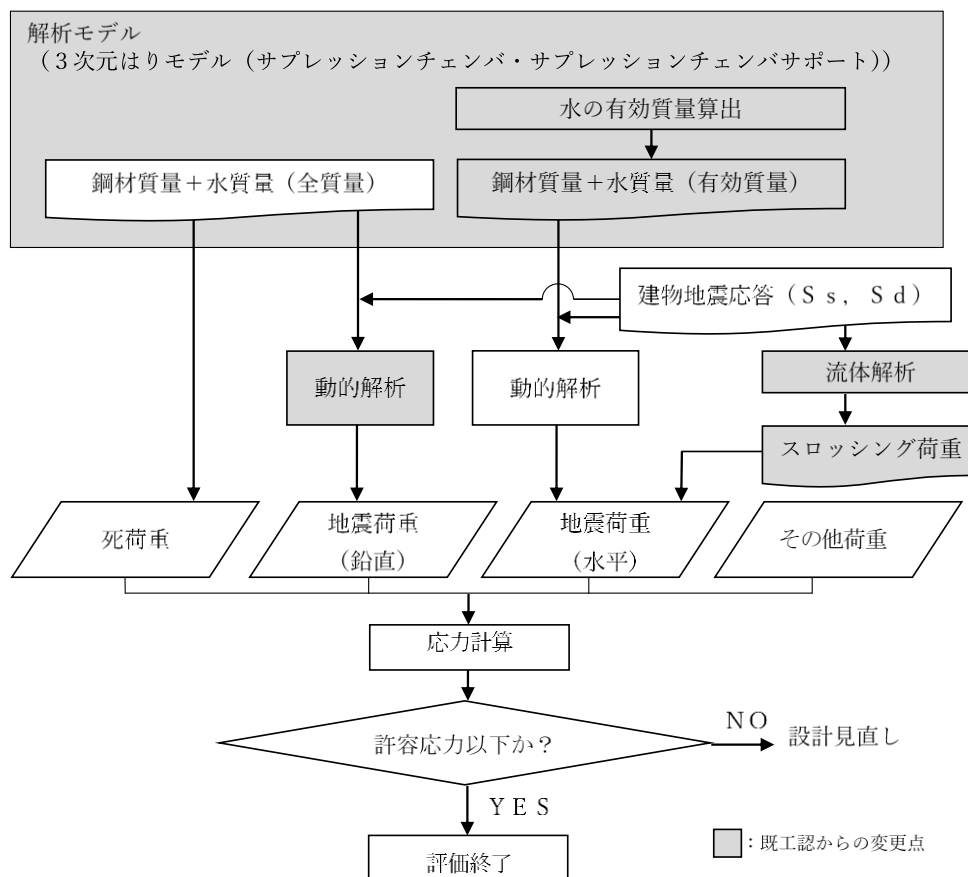


図 1-2 今回工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

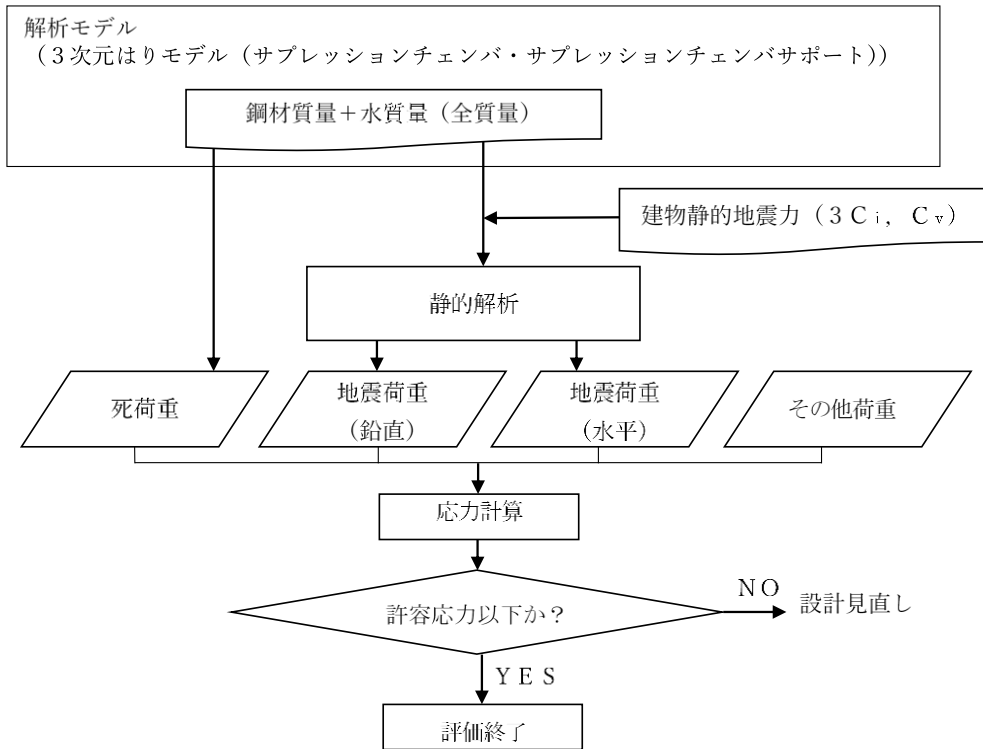


図 1-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

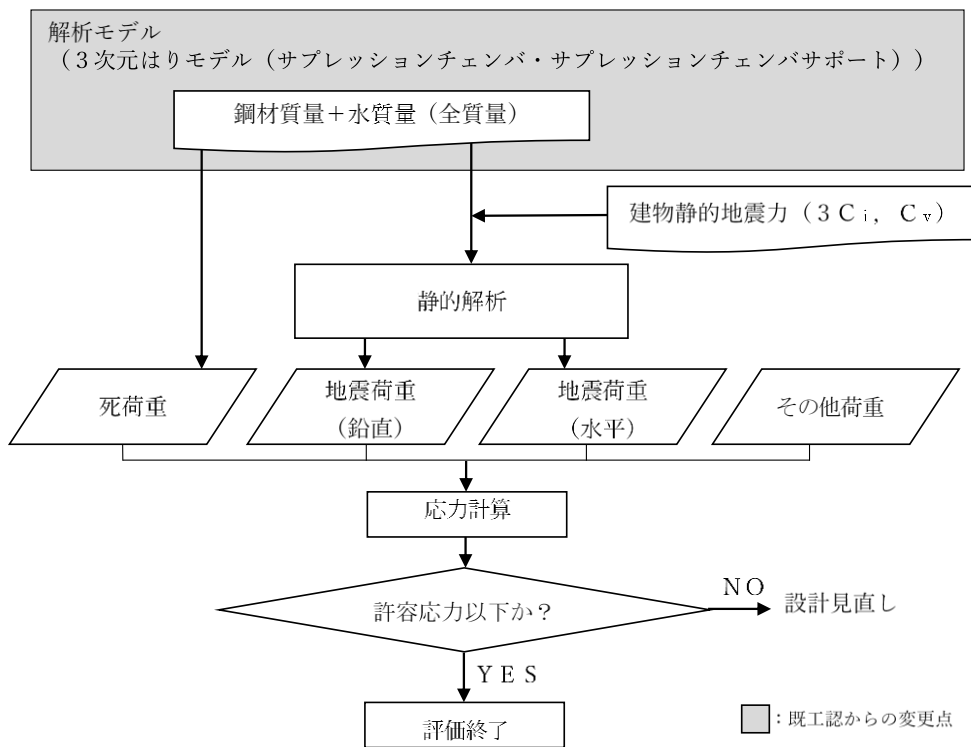


図 1-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

## 2. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造

島根2号機のサプレッションチェンバ構造概要図を図2.1-1に、サプレッションチェンバサポート構造詳細図を図2.1-2に、サプレッションチェンバ断面概要図を図2.1-3に、サプレッションチェンバサポート取付部概要図を図2.1-4に、サプレッションチェンバ諸元を表2.1-1に示す。

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

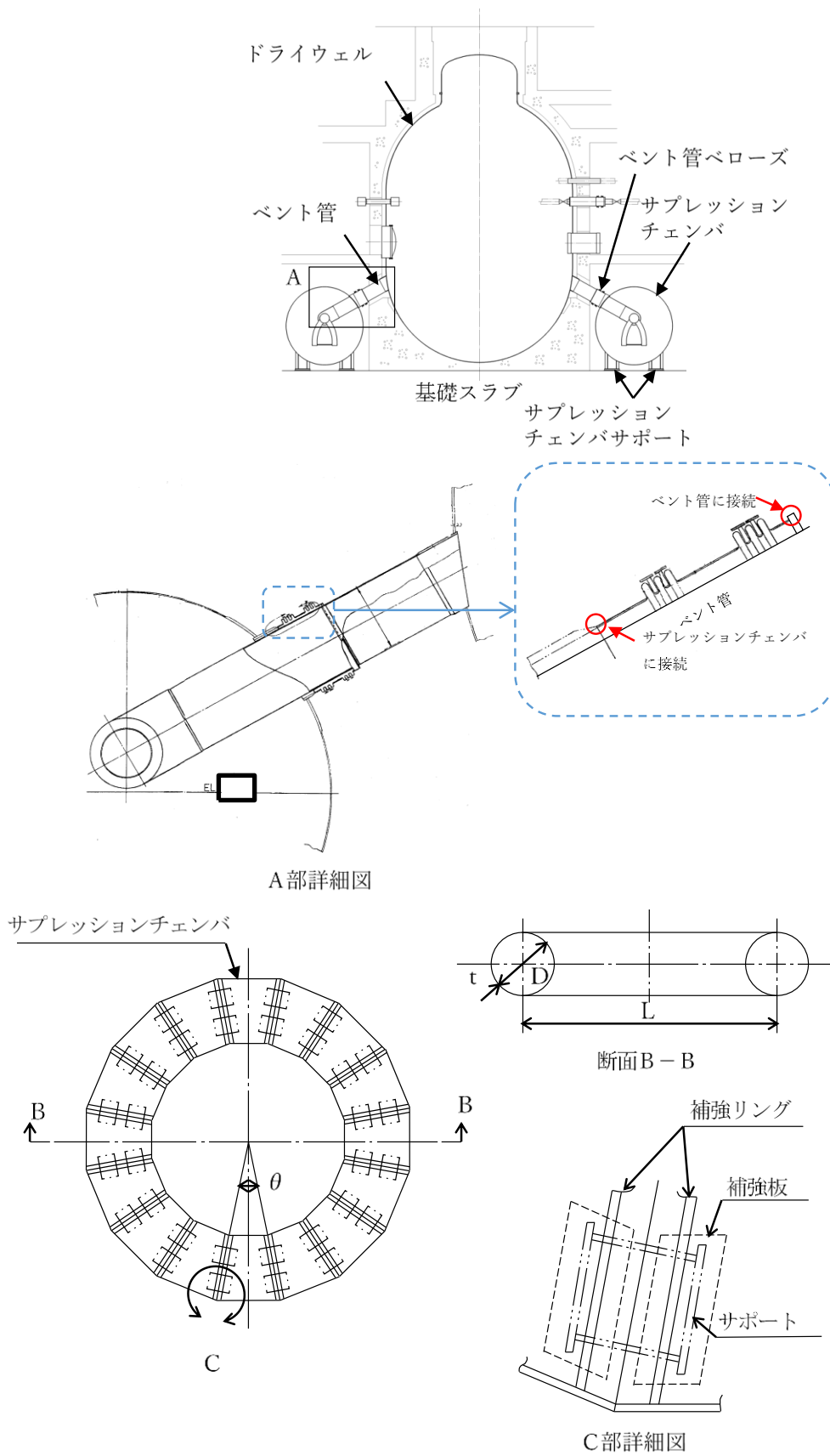


図 2.1-1 サプレッションチェンバ構造概要図



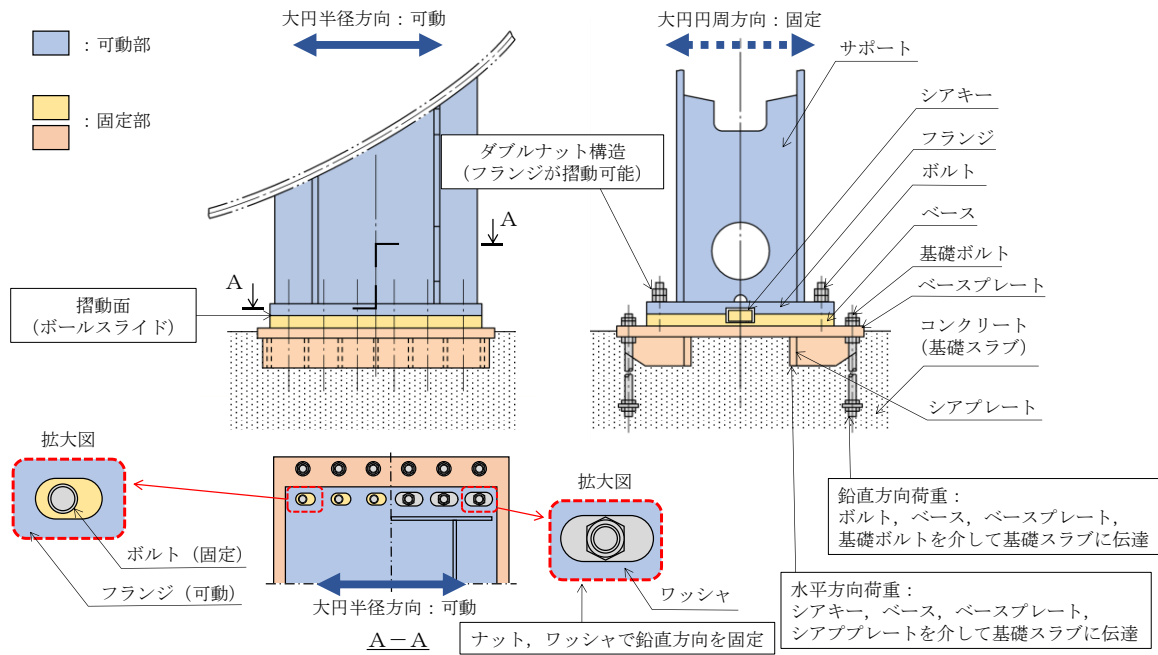


図 2.1-2 サプレッションチェンバサポート構造詳細図

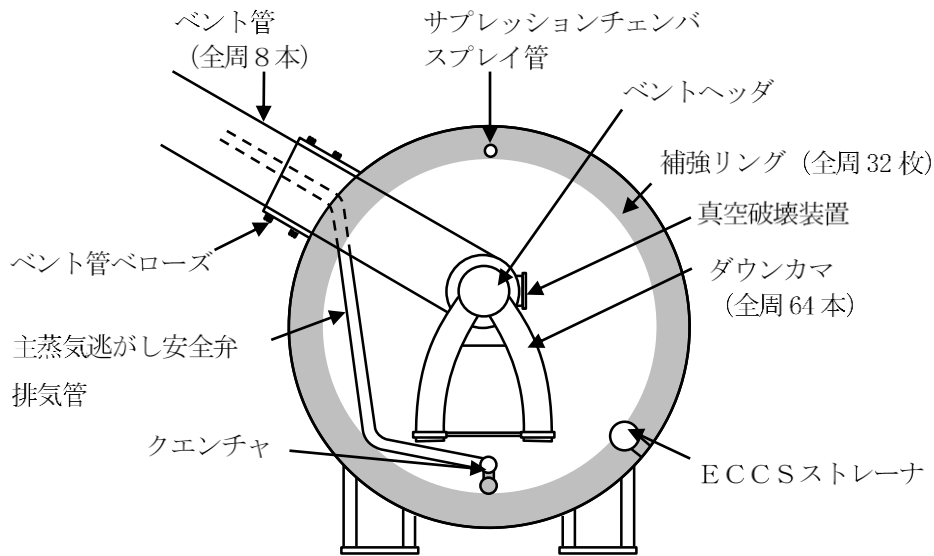


図 2.1-3 サプレッションチェンバ断面概要図

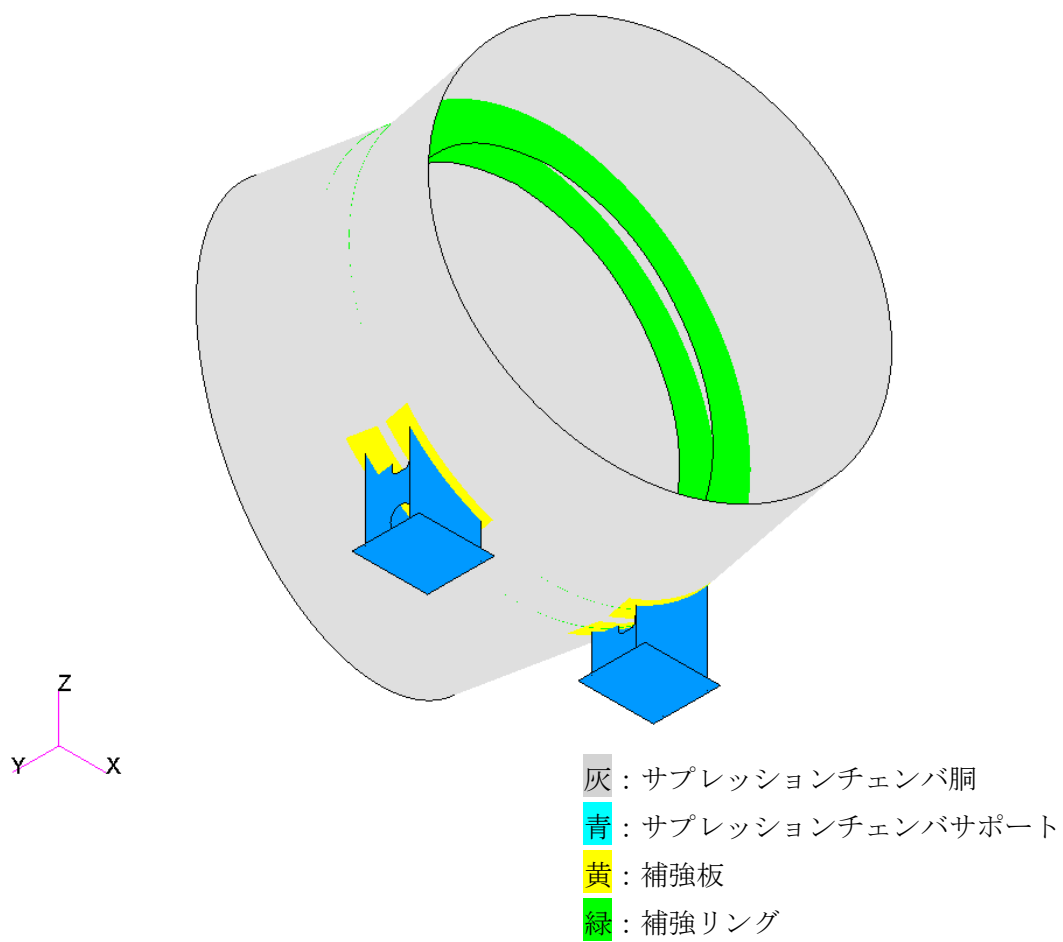


図 2.1-4 suppression chamber support 取付部概要図

表 2.1-1 サプレッションチェンバ諸元

項目	内容		備考	
耐震クラス (設計基準対象施設)	Sクラス			
設備分類 (重大事故等対処設備)	常設耐震重要重大事故防止設備 常設重大事故緩和設備 常設重大事故等防止設備 (設計基準拡張)			
設置建物	原子炉建物			
設置高さ	EL. 1300 mm		基礎スラブ上	
主要寸法	D		記号は図 2.1-1 に示す	
	L			
	t			
	$\theta$			
質量 (内部水・サポートを含む)			通常運転水位	
			耐震解析用重大事故等時水位*	
内部水質量			通常運転水位	
			耐震解析用重大事故等時水位*	

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

### 3. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価

#### 3.1 評価手順

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

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

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

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

表 3.1-1 評価手順 (1/2)

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

表 3.1-1 評価手順 (2/2)

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
応力解析	<pre> graph TD     Start([地震応答解析より]) --&gt; Step1[応力評価点の設定]     Step1 --&gt; Decision{FEM適用部位}     Decision -- NO --&gt; Step2[公式等による評価]     Decision -- YES --&gt; Step3[応力解析モデルの作成 (シェルモデル)]     Step3 --&gt; Step4[FEM解析による評価]     Step4 --&gt; Step5[サブレーションメンバ及び サポートのモデル化]     Step5 --&gt; Step6[FEM解析]             </pre>	<p> <span style="border: 1px solid red; display: inline-block; width: 10px; height: 10px; vertical-align: middle;"></span> : 詳細設計申送り事項  <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 10px; height: 10px; vertical-align: middle;"></span> : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.2                      応力評価点の設定                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.3                      モデル化方針                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.4                      サブレーションメンバの応力評価                 </p>	<p> <span style="border: 1px solid red; display: inline-block; width: 10px; height: 10px; vertical-align: middle;"></span> : 詳細設計申送り事項  <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 10px; height: 10px; vertical-align: middle;"></span> : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.2                      応力評価点の設定                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.3                      モデル化方針                 </p> <p> <span style="border: 1px solid blue; display: inline-block; width: 80px; height: 30px; vertical-align: middle;"></span> 本文：5.4                      サブレーションメンバの応力評価                 </p>

## 3.2 地震応答解析

### 3.2.1 基本方針

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

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

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

### 3.2.2 地震応答解析モデル

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

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

#### (1) サプレッションチェンバ内部水に対する有効質量

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

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

(2) サプレッションチェンバ本体のオーバル振動に対する影響

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

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

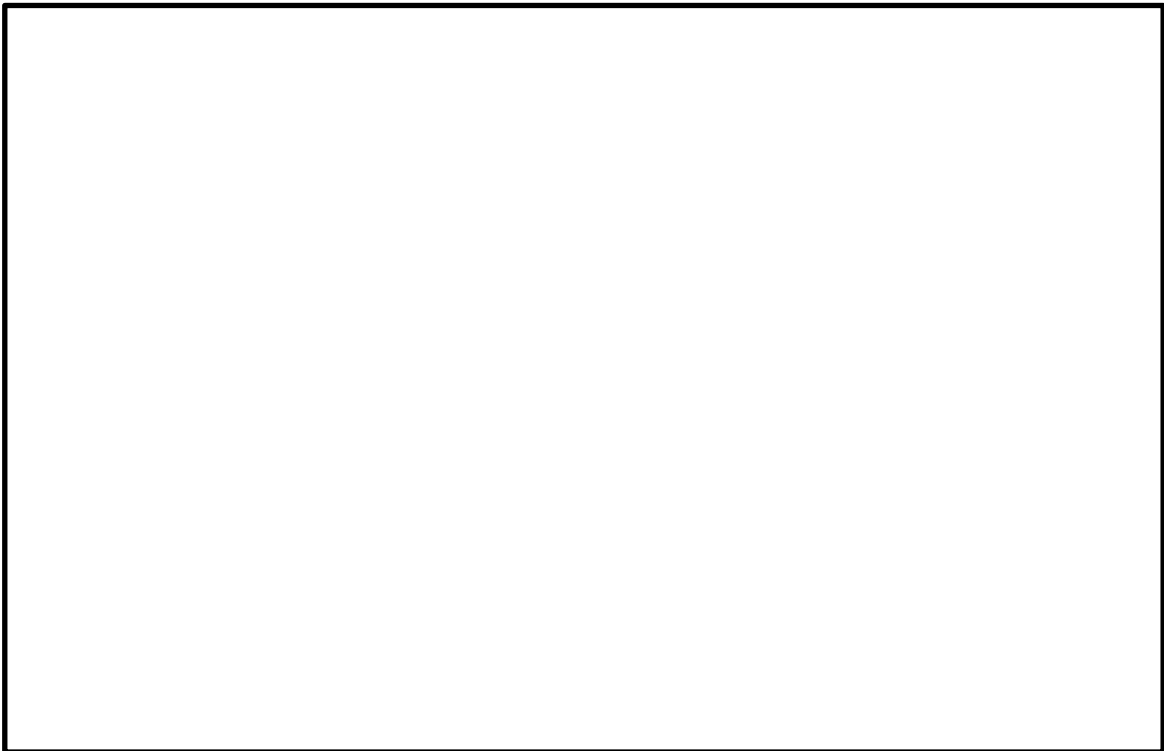
(3) サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の影響

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





(1) 水平方向



(2) 鉛直方向

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

### 3.3 応力評価

#### 3.3.1 応力評価方針

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

#### 3.3.2 応力評価点

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

表 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

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

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

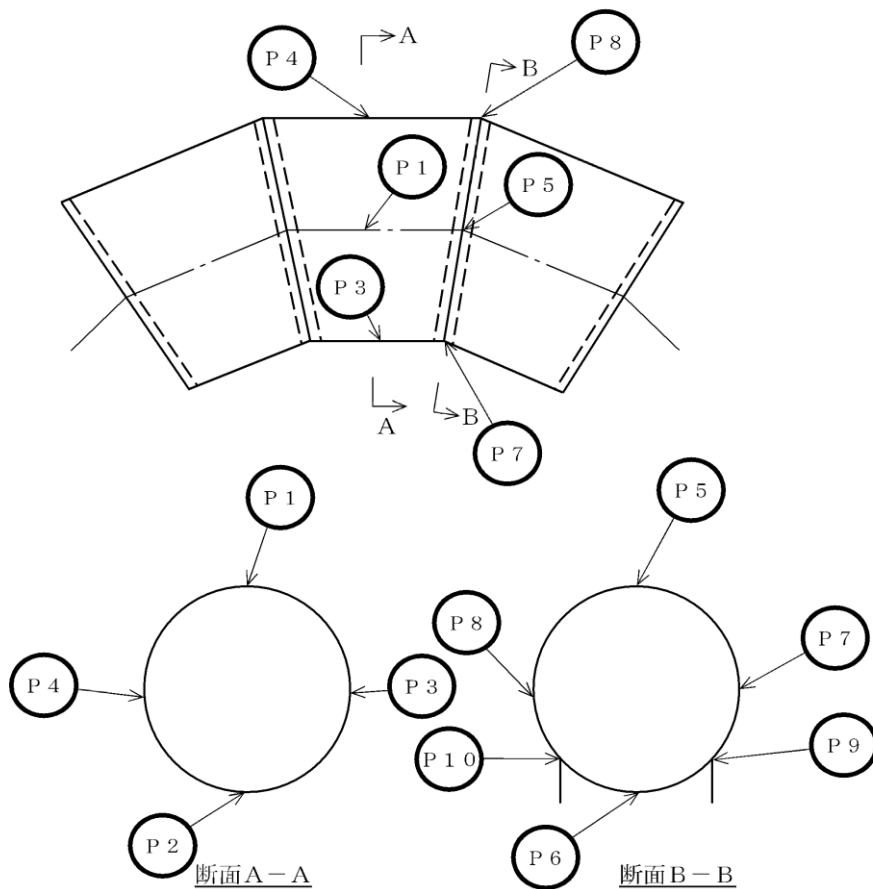


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

表 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

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

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

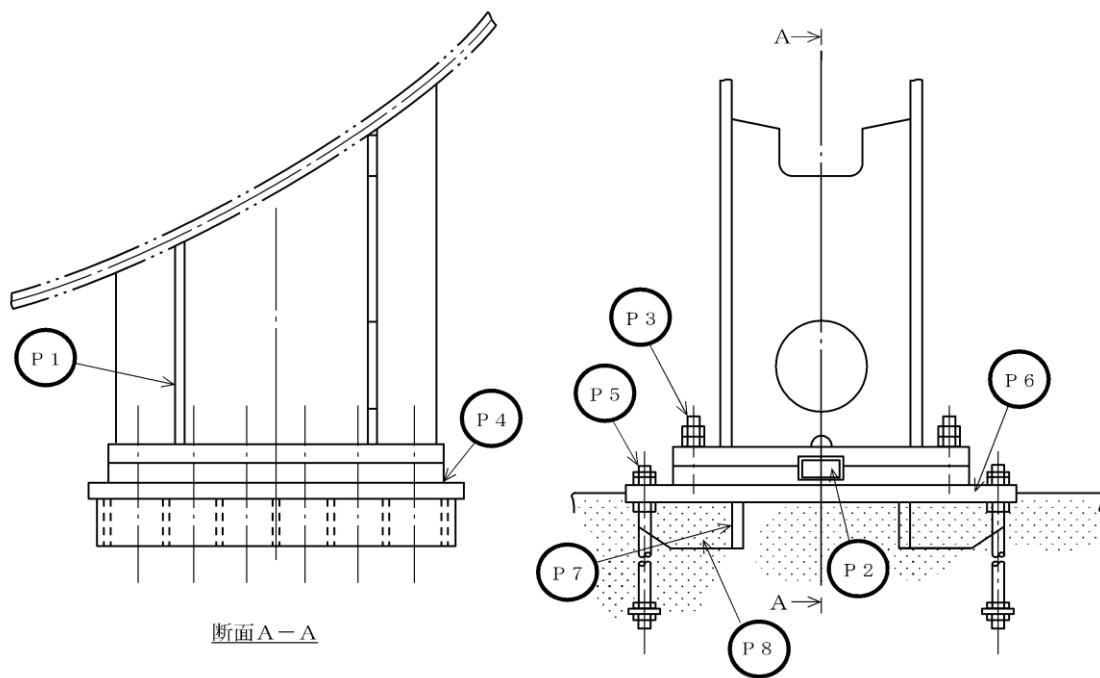


図 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

### 3.3.3 応力評価方法

#### (1) 公式等による応力評価

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

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

#### (2) 応力解析モデルを用いた F E M 解析による応力評価

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

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

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

### 3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

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

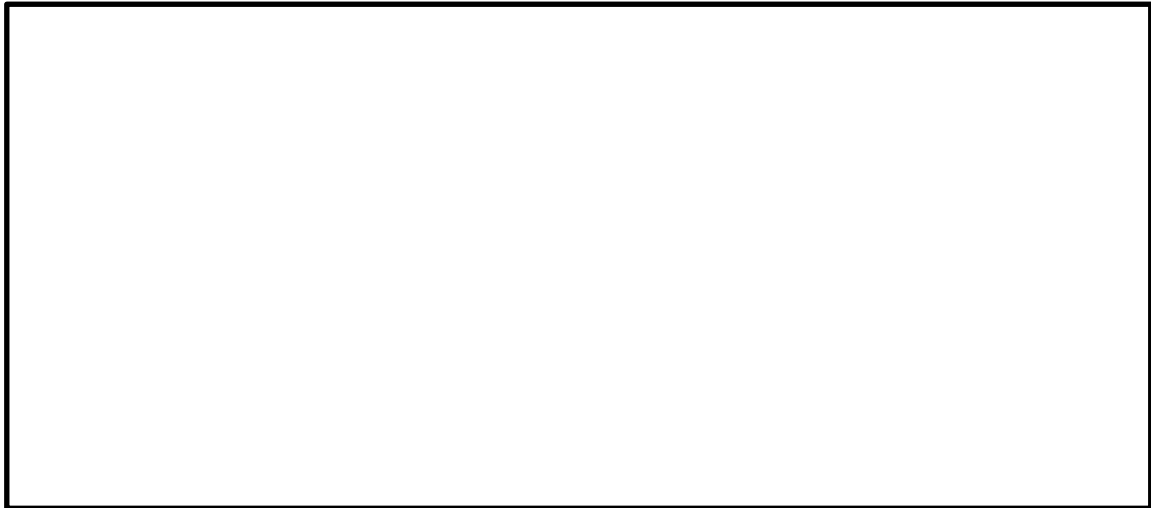


図 3.4-1 既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル

表 3.4-1 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

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

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

#### 4. 地震応答解析の詳細

##### 4.1 地震応答解析モデル

###### 4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定

###### (1) 内部水の有効質量算定の考え方

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

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

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

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

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

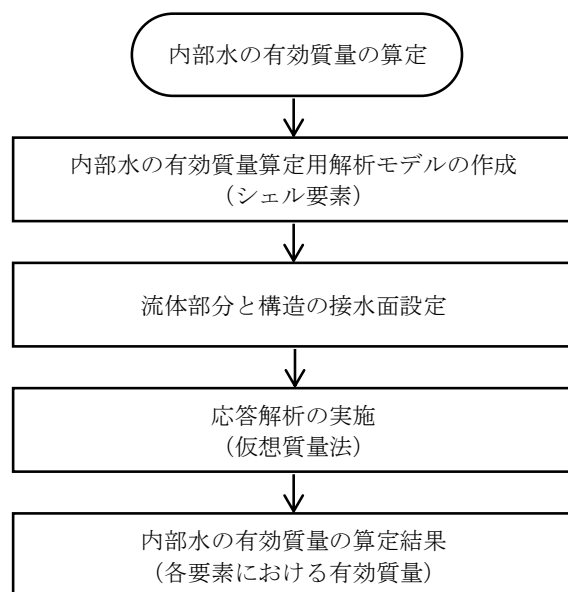


図 4.1-1 内部水の有効質量算定フロー



(2) 内部水の有効質量の解析モデル

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

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

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



図 4.1-2 内部水の有効質量算定用解析モデル

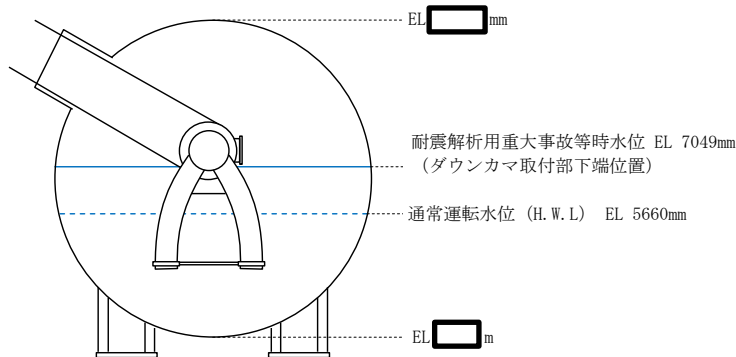


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

### (3) 内部水の有効質量の解析結果

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

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

表 4.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

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

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

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

#### 4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定

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

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

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

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

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

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

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

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

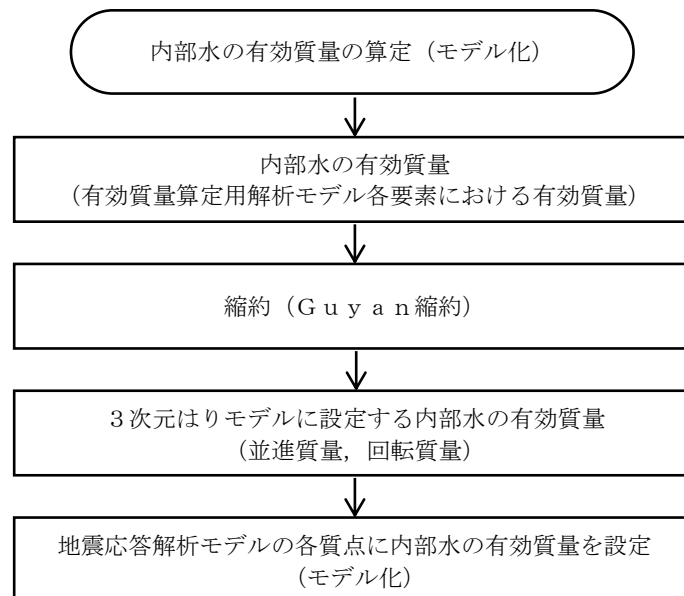


図4.1-4 内部水の有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー

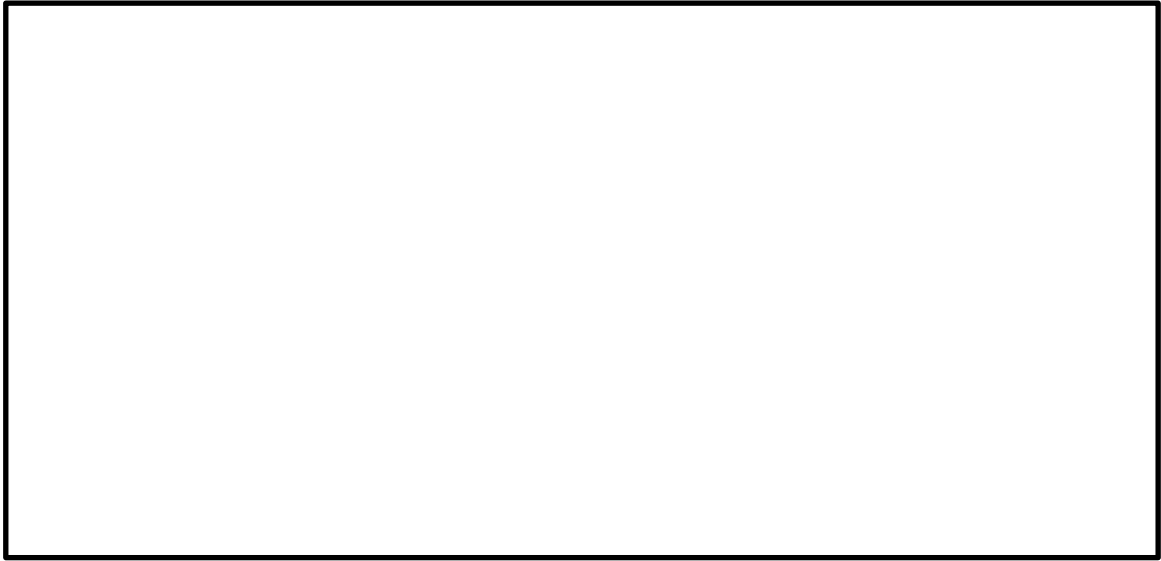


図 4.1-5 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの  
地震応答解析モデル

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

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

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

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

#### 4.1.3 サプレッションチェンバのモデル化

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルは、サプレッションチェンバ胴をサプレッションチェンバ小円断面中心位置にはり要素でモデル化する。また、補強リング及びサプレッションチェンバサポートについてもはり要素でモデル化する。サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートは、各部材の剛性を考慮し、各部材の質量を等分布質量で設定する。サプレッションチェンバ胴に設定する質量は、内部構造物の質量を含む質量とする。なお、ベント管等の原子炉格納容器ベント系については、主にドライウェルにより支持されているが、保守的にサプレッションチェンバの質量に含める。補強リングについては、質量分布を考慮するために等分布質量を設定した剛体としてモデル化し、サプレッションチェンバ胴と補強リングは溶接で接続されており一体構造のため剛結合とする。また、サプレッションチェンバサポートとサプレッションチェンバ胴は、サプレッションチェンバサポートの取付部の剛性を考慮したばねを介して接続する(4.1.4 参照)。なお、既工認ではサプレッションチェンバとECCSストレーナに個別の地震応答解析モデルを適用していたが、今回工認ではECCSストレーナ(残留熱除去系ストレーナ、高圧炉心スプレイ系ストレーナ及び低圧炉心系ストレーナ)との地震応答解析モデルの共通化を行うため、サプレッションチェンバと併せてECCSストレーナを解析モデルに含める(表4.1-4 参照)。なお、サプレッションチェンバサポートはプラント方位と一致する方向に配置されていないため、解析モデルではサプレッションチェンバサポートに最大の荷重が加わるように、水平方向の地震動の入力方向と一致する方向にサプレッションチェンバサポートを設定する(別紙22 参照)。

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

なお、各はり要素に設定した質量は、解析コードの処理として両端の節点に集中質量として分配される。

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

検討の結果、はり要素でモデル化した地震応答解析モデルにより、サプレッションチェンバの振動特性を模擬できていることを確認した。また、サプレッションチェンバ胴ではオーバル振動が現れるが、発生応力に対する影響は軽微であることを確認する。これらの結果から、サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化することの適用性を確認する。地震応答解析モデルに対するオーバル振動の影響検討結果の詳細については、別紙3に示す。

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

し、その剛性は既工認と同様とする（表 4.1-5 参照）。

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

なお、既工認ではサプレッションチェンバ単体での地震応答解析モデルを適用していたが、今回工認ではECCSストレーナ（残留熱除去系ストレーナ、高圧炉心スプレイ系ストレーナ及び低圧炉心系ストレーナ）との地震応答解析モデルの共通化を行うため、サプレッションチェンバと併せてECCSストレーナを解析モデルに含める。

表 4.1-4 既工認と今回工認における地震応答解析モデル

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

表 4.1-5 サプレッションチェンバ本体のモデル化諸元

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

注記\*1：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバの全長を表す。

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



#### 4.1.4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定

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

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定フローを図 4.1-6 に示す。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定に当たっては、その複雑な変形様態に対応するため、実機のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートを模擬した 3次元シェルモデルを用いる。サプレッションチェンバにおける剛性の設定の考え方を整理した図を図 4.1-7 に示す。3次元シェルモデルの剛性は、①サプレッションチェンバのはり剛性、②サプレッションチェンバ小円の断面変形による剛性、③サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性、④サプレッションチェンバサポートの剛性に分けて考えることができる。ここで、①及び④については3次元はりモデルで既に表現されているため、3次元シェルモデルと3次元はりモデルの剛性の差から②及び③を算定する。このうち②については応答解析に対する影響が小さいため、③をサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性として考慮する。

なお、サプレッションチェンバ胴の面内方向の変形については、面外方向の変形に対して剛性が高いと考えられることから、サプレッションチェンバ胴に対して面外方向のばね剛性（並進1方向、回転2方向）を算定し、算定されたばね剛性をサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルに考慮する。

ばね剛性算定方法及び結果の詳細については、別紙4に示す。

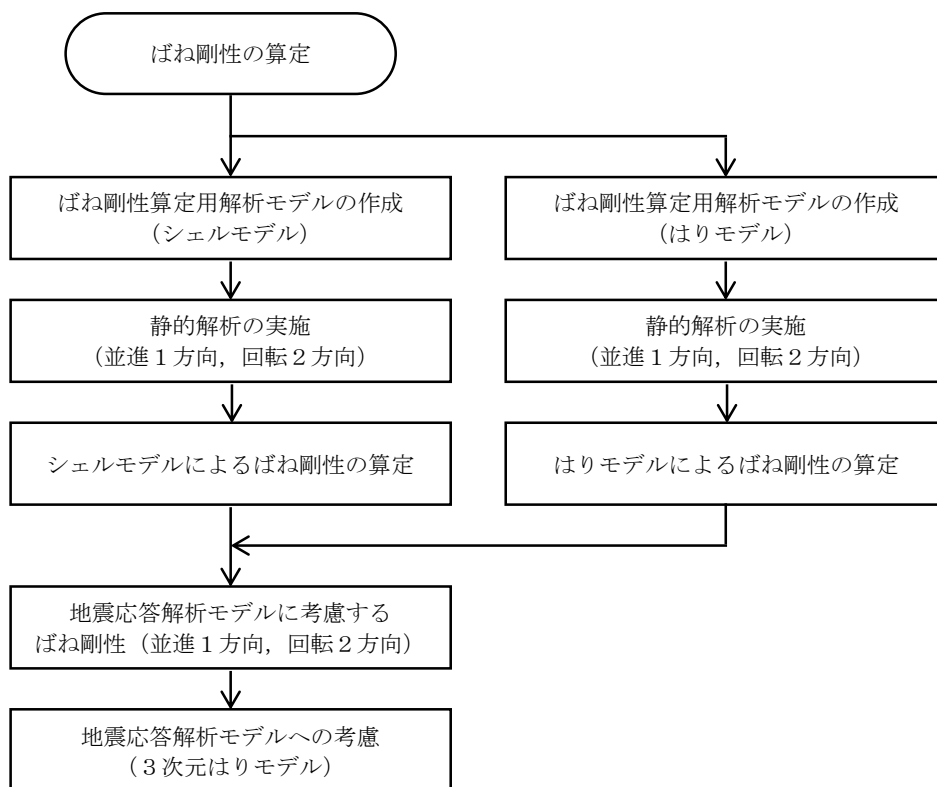


図 4.1-6 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定フロー

サプレッションチェンバの実機剛性

3次元はりモデルの剛性

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

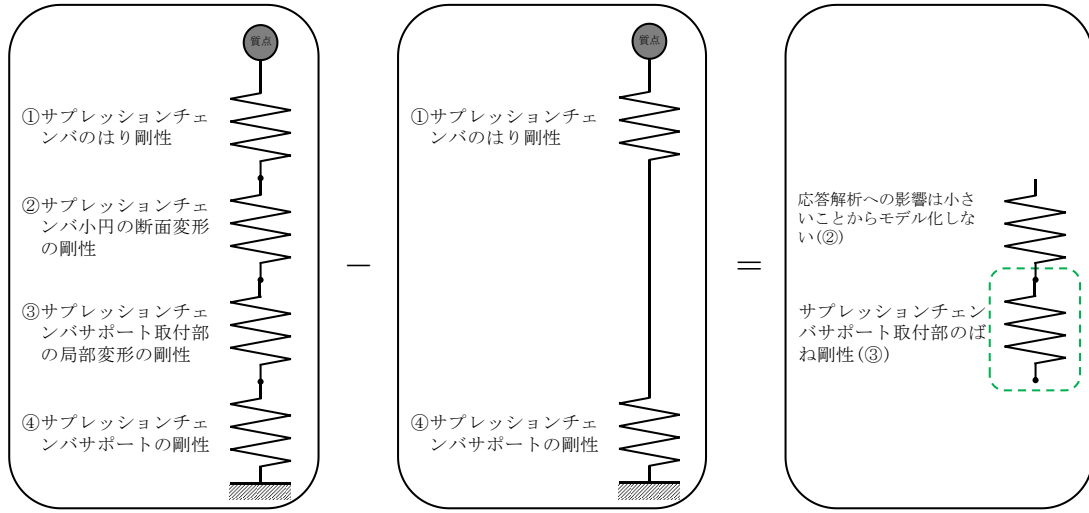


図 4.1-7 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

#### (1) ばね剛性算定用解析モデル

サプレッションチェンバには、16 セグメントの円筒の継ぎ目部（胴エビ継部）にサプレッションチェンバサポートがサプレッションチェンバ大円の内側と外側に 1 組配置されている対称構造であることから、ばね剛性算定用解析モデルのモデル化範囲は、評価対象のサプレッションチェンバサポート 1 組を中心として、その両側の胴円筒部の中心までとし、シェル要素でモデル化する。また、サプレッションチェンバの 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）で表現している剛性との重複を排除するための解析モデルとして、シェルモデルと同じ範囲をばね要素でモデル化する。ばね剛性算定用解析モデルを図 4.1-8 及び図 4.1-9 に示す。

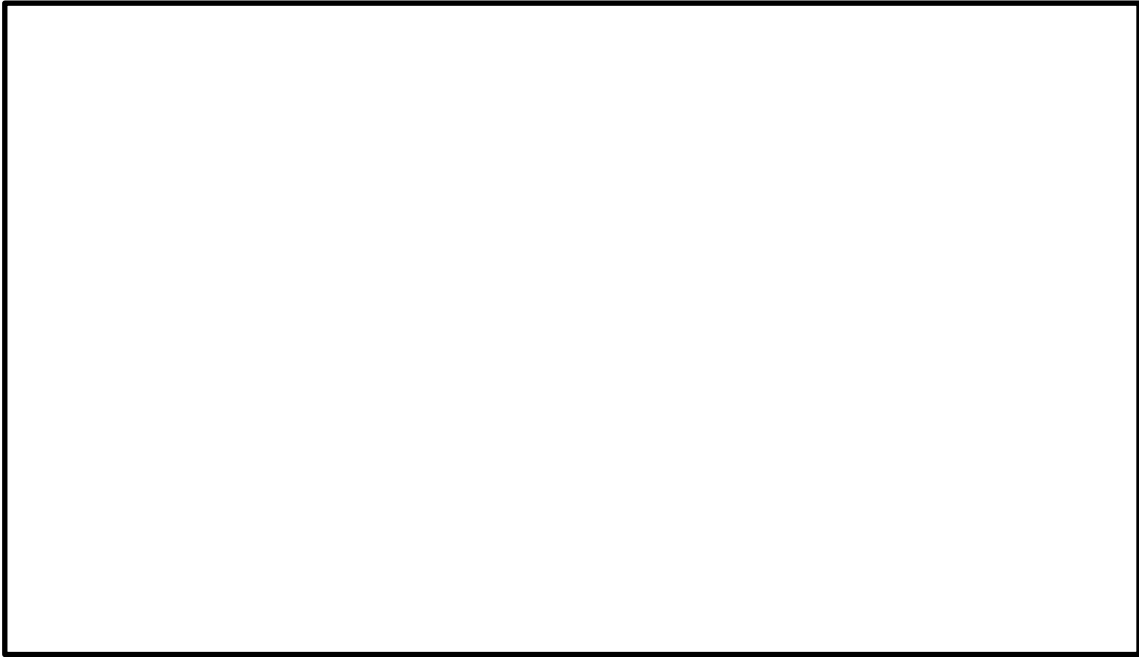


図 4.1-8 ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

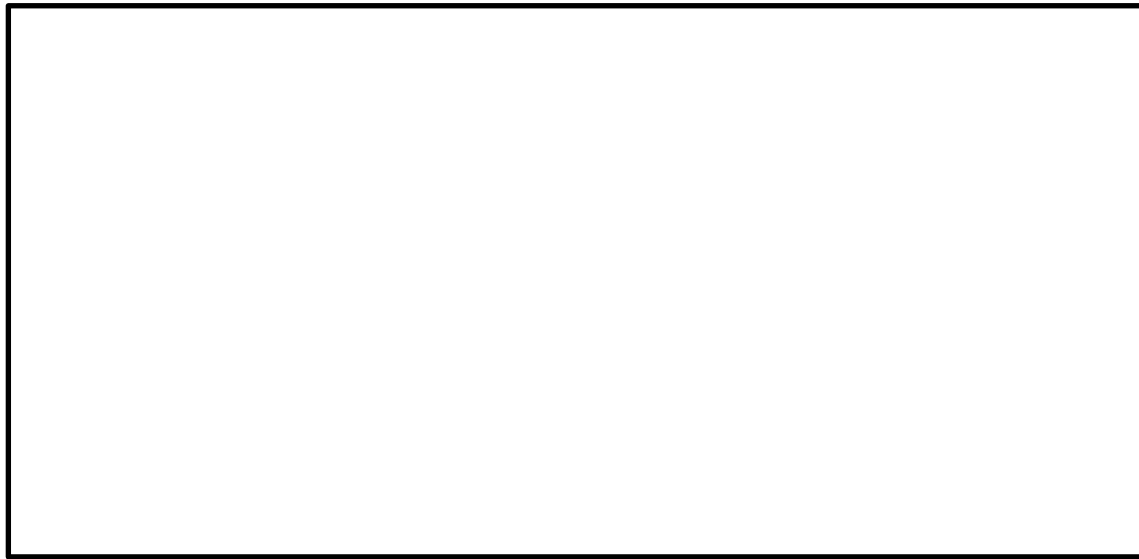


図 4.1-9 ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

(2) 地震応答解析モデルに考慮するばね剛性

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に考慮するサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を表 4.1-6, 地震応答解析モデルを図 4.1-10 に示す。サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性については, 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) のサプレッションチェンバサポート上端位置に並進1方向, 回転2方向を設定する。

表 4.1-6 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性

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



図 4.1-10 地震応答解析モデル (ばね剛性考慮)

#### 4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化

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

断面積、断面二次モーメント、有効せん断断面積については、図 4.1-11 に示す寸法を用いて以下のとおり算出する。

##### a. 断面積

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

##### b. 断面二次モーメント

大円半径方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント  $I_x$

$$I_x = \frac{2 \cdot t_1 \cdot \ell_1^3}{12} + (b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot \frac{\left\{ (\ell_1 - 2 \cdot c + 2 \cdot t_2)^3 - (\ell_1 - 2 \cdot c)^3 \right\}}{12}$$

大円円周方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント  $I_y$

$$I_y = \frac{\ell_1 \cdot \left\{ b_1^3 - (b_1 - 2 \cdot t_1)^3 \right\}}{12} + \frac{2 \cdot t_2 \cdot (b_1 - 2 \cdot t_1)^3}{12}$$

##### c. 有効せん断断面積

大円半径方向の有効せん断断面積  $A_{SY}$

$$A_{SY} = K_1 \cdot A$$

大円円周方向の有効せん断断面積  $A_{SX}$

$$A_{SX} = K_2 \cdot A$$

ここで、

$K_1$  : 大円半径方向のせん断変形に対する形状係数<sup>[1]</sup> (= )

$K_2$  : 大円円周方向のせん断変形に対する形状係数<sup>[1]</sup> (= )

サプレッションチェンバサポートのモデル化諸元を表 4.1-7 に示す。

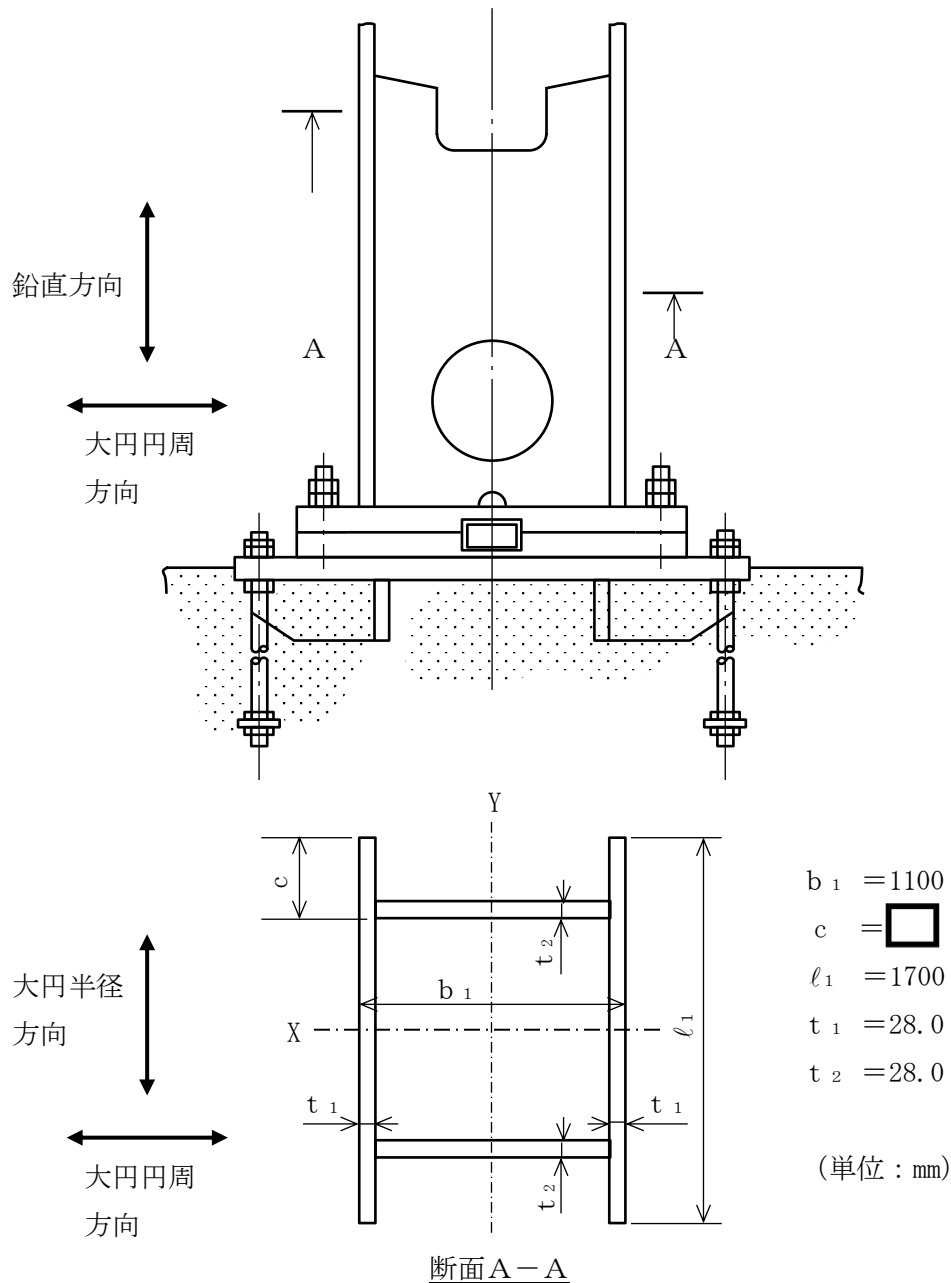


図 4.1-11 剛性計算に用いる形状及び寸法

表 4.1-7 サプレッションチェンバサポートのモデル化諸元

部材	材質	部材長*1 (mm)	質量*2 (kg)	断面積 (mm <sup>2</sup> )	断面二次 モーメント (mm <sup>4</sup> )		有効せん断 断面積 (mm <sup>2</sup> )		縦弾性 係数 (MPa)	ポアソン 比 (-)
					大円半径 方向	大円円周 方向	大円半径 方向	大円円周 方向		
サプレッション チェンバサ ポート	SGV49							1.98 $\times 10^5$	0.3	

注記\*1: 3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバサポート1部材あたりの部材長を表す。

\*2: 3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバサポートの総質量を表す。

参考文献[1]: 関西造船協会:「造船設計便覧 第4版」海文堂

## 4.2 地震応答解析モデルの適用性確認

### 4.2.1 適用性の確認方針

4.1 では、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルの設定について、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として扱うこと、サプレッションチェンバ本体のモデル化及びサプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの取付部にばね剛性を考慮すること等の考え方を示した。

本項では、上記を踏まえて設定したサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデルを地震応答解析に適用することの適用性について確認する。適用性確認にあたっては、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素でモデル化した3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による固有値解析を実施し、3次元はりモデルを用いた固有値解析結果との比較を行う。また、はりモデルにおいて振動モードとして考慮できないオーバル振動による発生応力への影響については、3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力の比較により確認する。図4.2-1にサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に対する適用性確認フローを示すとともに、適用性確認における着眼点を以下に示す。

着眼点(1) 固有値解析による振動モード、固有振動数及び刺激係数を比較し、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の解析結果から耐震評価として考慮すべきと確認された振動モード（変形方向）が3次元はりモデルにて表現できていること。ここで、耐震評価として考慮すべき振動モードとは、サプレッションチェンバの応答解析結果に影響する振動モードとし、刺激係数が2桁オーダー以上の振動モードを対象とする。

着眼点(2) 地震応答解析（スペクトルモーダル解析）による応力評価部位毎（サプレッションチェンバ胴中央部、胴エビ継部、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポート）の発生応力の相違が、耐震評価上影響の無い程度であること。

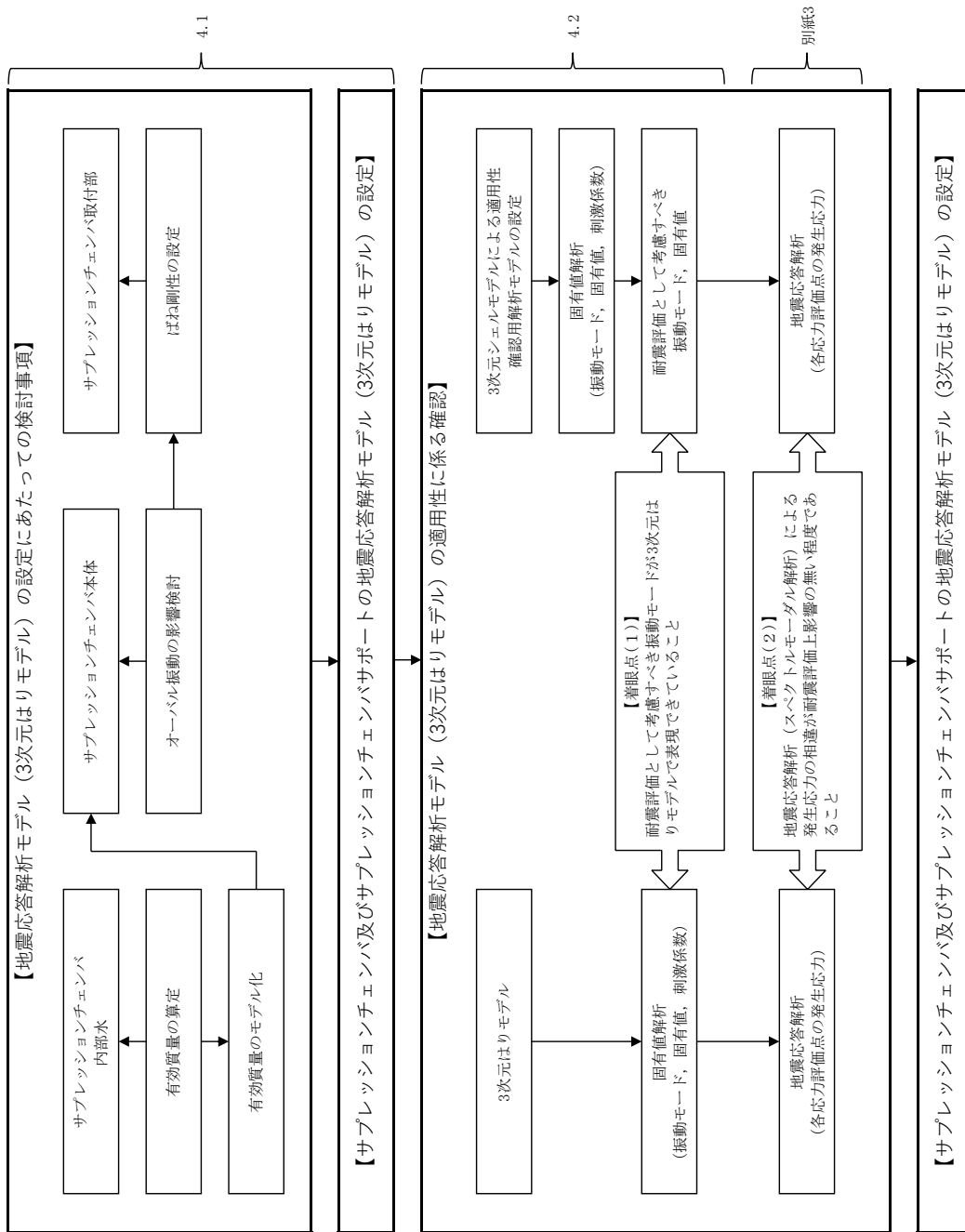


図 4.2-1 3次元はりモデル設定及び適用性検証フロー



#### 4.2.2 適用性確認用解析モデル

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）として、サプレッションチェンバ胴、補強リング及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素としてモデル化し、サプレッションチェンバ胴のシェル要素に、4.1.1項と同様にNASTRANの仮想質量法により算定した内部水の有効質量を各シェル要素に考慮する。内部水の有効質量算定における水位条件は、耐震解析用重大事故等時水位とする。3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル諸元及び解析モデル図を表4.2-1及び図4.2-2に示す。なお、解析モデルの設定に係る詳細については、別紙5に示す。

表 4.2-1 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル諸元

項目		内容
モデル化	要素数	
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ胴，補強リング，サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート以外） はり要素：サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート）*
	内部水	<ul style="list-style-type: none"> <li>・耐震解析用重大事故等時水位（EL 7049m）</li> <li>・NASTRANの仮想質量法を適用</li> </ul>

注記\*：サプレッションチェンバサポートのうち、シアキー構造より上部の部材については半径方向に可動する構造であるが、半径方向に可動しないシアキー構造より下部の部材（ベース及びベースプレート）は板厚方向の剛性をモデル化する目的ではり要素とする。

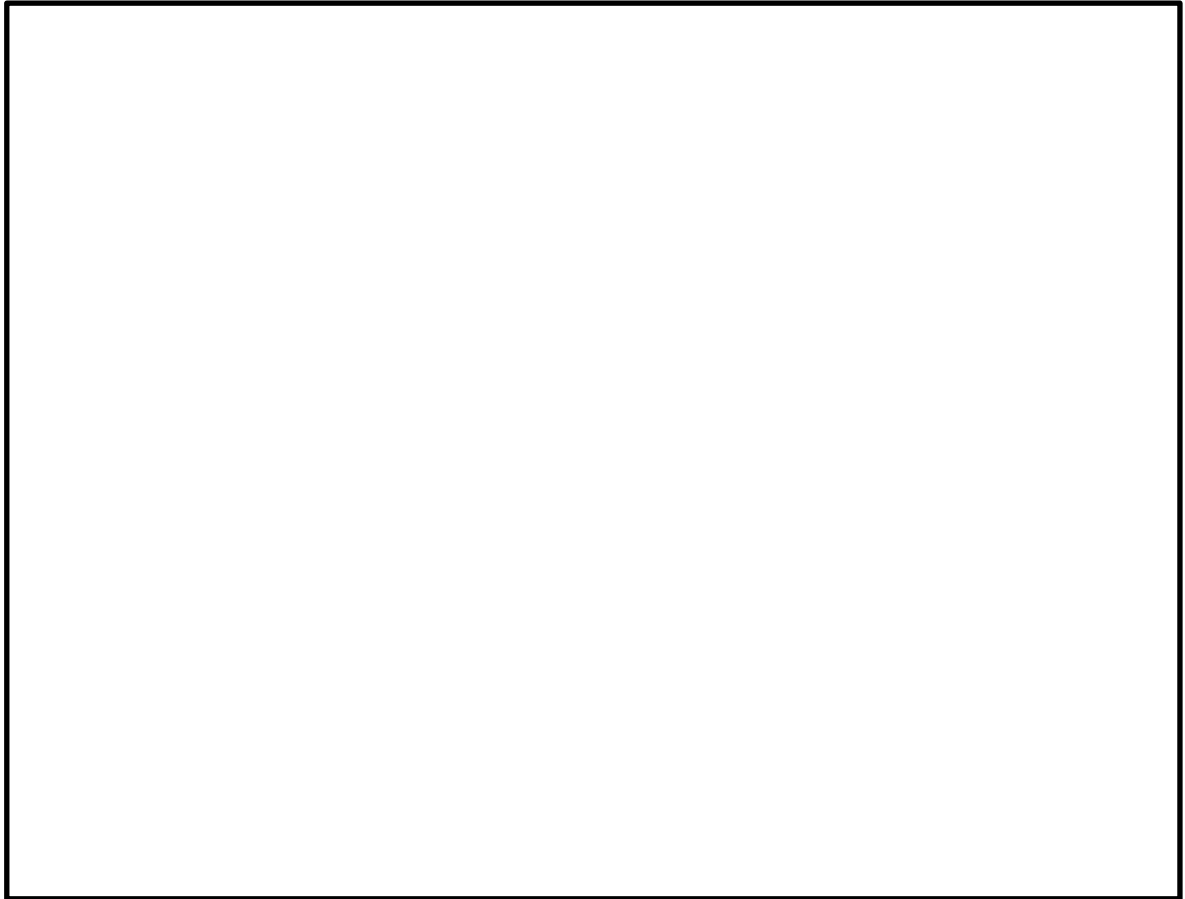


図 4.2-2 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）図

#### 4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）における主要なモデル化項目の考え方を比較するとともに、モデル化に差異がある場合には、3次元はりモデルにおけるモデル化の適用性について整理した結果を表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2 3 次元はりモデル及び適用性確認用解析モデルのモデル化比較

モデル化項目	3 次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3 次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	モデル化の差異及びその適用性
内部水有効質量のモデル化	NASTRAN の仮想質量法により算出し、NASTRAN の機能である Guyan 縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRAN の仮想質量法により算出し、この値をシェル要素に考慮	内部水の有効質量の算定方法は同じである。 3 次元はりモデルにおける内部水の有効質量のモデル化は、Guyan 縮約を用いてモデル化しており、実機相当の解析モデルによる応答解析結果の比較により妥当性を確認している。(別紙 2 参照)
サブプレッションチェーンバ胴のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサブプレッションチェーンバ大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3 次元はりモデルにおけるサブプレッションチェーンバ本体のモデル化は、小円の平面保持を仮定した理論式である。はりモデルで表現されない花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴う振動モードによる影響は、耐震評価上問題が無いことを確認する。(別紙 3 参照)
サブプレッションチェーンバサポート取付部のばね剛性の設定	実機構造を模擬したばね剛性算定用の 3 次元シェルモデル等を用いて取付部の局部変形を考慮したばね剛性を設定し、サポート取付部にはばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3 次元はりモデルにおけるサブプレッションチェーンバサポート取付部のばね剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性は適用性確認用解析モデルと同じである。(4.1.4 参照)
サブプレッションチェーンバサポートのモデル化	公式等により曲げ・せん断・伸び剛性を算定し、はり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3 次元はりモデルにおけるサブプレッションチェーンバサポート取付部のばね剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性は適用性確認用解析モデルと同じである。(4.1.5 参照)

#### 4.2.4 妥当性確認結果

##### (1) 着眼点(1)に対する確認結果

###### a. 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による固有値解析結果

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）を用いた固有値解析結果として、各振動モードに対する固有振動数、固有周期及び刺激係数のうち、刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して表4.2-3に示す。また、モード変形図を図4.2-3に示す。

図4.2-3に示す振動モードにおいて、図4.2-3(1)～(2)はサプレッションチェンバ全体が水平方向に振動する振動モードであり、図4.2-3(3)～(6)はサプレッションチェンバ全体が鉛直方向に振動する振動モードである。図4.2-3(1)～(2)又は図4.2-3(3)～(6)はいずれも同じ方向にサプレッションチェンバ全体が振動する振動モードであるが、サプレッションチェンバ胴一般部の応答としてオーバル振動（花びら状の変形）が現れることで、オーバル振動の振動モードの違いによりサプレッションチェンバ全体が振動する振動モードが複数の振動モードに分散して現れている。

###### b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の振動モードの比較

3次元はりモデルを用いた固有値解析結果として、各振動モードに対する固有振動数と固有周期、刺激係数のうち、刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して表4.2-4に示す。また、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）と3次元はりモデルの各振動モードについて、モード変形図の比較結果を表4.2-5に示す。なお、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）では水平の変形方向がX軸及びY軸方向と一致しているのに対して、3次元はりモデルではECCSストレーナを連成させていることから変形方向がX軸及びY軸方向からずれている。また、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）では、サプレッションチェンバの全周をモデル化した解析モデル（360°モデル）ではなく、半周をモデル化した解析モデル（180°モデル）を適用するが、対称条件と反対称条件の180°モデルを用いることにより、360°モデルと同様の振動特性が表現できる。

表4.2-5より、3次元はりモデルの振動モードと比較し、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）は胴一般部のオーバル振動が重畳する振動モードとなるものの、刺激係数が2桁オーダー以上のものにおける主要な振動モードは3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で対応関係が確認できる。

また、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）と3次元はりモデルの50Hzまでの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の関係を図4.2-4に示す。図4.2-4より、3次元はりモデルでは有効質量比が卓越する振動モードが数モードに集約される一方、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の場合は複数の振動モードに分散する結果となるものの、50Hzまでの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の全体傾向はおおむね一致している。

## (2) 着眼点(2)に対する確認結果

### a. 検討内容

適用する耐震評価条件は、VI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-4「サプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における、重大事故等対処設備としての基準地震動 $S_s$ に対する評価と同じ条件とする。

### b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）によるサプレッションチェンバサポートの一次応力の比較

サプレッションチェンバサポートにおける3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による耐震評価結果（一次応力）を表4.2-6及び図4.2-5に示す。表4.2-6及び図4.2-5ではすべての応力評価点において、3次元はりモデルに対して3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力が小さい結果となる。3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）では、オーバル振動によりサプレッションチェンバ全体が振動する振動モードが、固有周期が近い複数の振動モードに分散している。各振動モードにより生じる荷重の総和としては振動モードが分散しない場合と同程度と考えられる。分散した振動モードにより生じる荷重は二乗和平方根により組み合わせるため、得られる荷重が小さくなると考えられる。

### c. 3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）によるサプレッションチェンバの一次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）によるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次応力）を表4.2-7及び図4.2-6に示す。

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による発生応力は、サプレッションチェンバの構造特徴を踏まえ応力評価部位を胴中央部、胴エビ継手部及びサプレッションチェンバサポート取付部に分類して比較した場合、応力評価部位によって大小関係は異なるものの、構造的に類似する胴中央部（P1, P2, P3, P4）、胴エビ継手部（P5, P6, P7, P8）及びサポート補強板との接合部（P9, P10）の各分類において許容応力の範囲内で同程度である。

### d. 3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）によるサプレッションチェンバの一次+二次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）によるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次+二次応力）を表4.2-8及び図4.2-7に示す。なお、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）では、シェル要素における板厚中央に発生する応力を膜応力として一次局部膜応力に、板厚方向の内

面と外面に発生する応力を膜応力+曲げ応力として一次+二次応力に分類して評価している。

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による発生応力は、3次元はりモデルに対して3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力が大きい傾向となり、応力評価点P2では特に応力が大きくなる結果が得られる。このように、一次応力に比べて一次+二次応力において、3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力の差異が大きくなるのは、オーバル振動により局部的な曲げ応力（シェル要素における板厚方向の内面と外面に発生する応力）が大きくなるためである（図4.2-3(1)、(6)参照）。また、応力評価点P8及びP10では疲労評価が必要となる結果が得られる。

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）における応力評価点P8及びP10の疲労評価結果を表4.2-9及び図4.2-8に示す。3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の疲労評価結果における疲労累積係数はいずれも1を大きく下回っており、サプレッションチェンバの健全性に影響を与えない結果となる。

### (3) 適用性確認結果

振動モードの比較結果より、主要な振動モードは3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で対応関係が確認できることと、50Hzまでの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の全体傾向はおおむね一致していることから、3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の振動特性の傾向はおおむね一致している。

3次元はりモデル及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）による応力評価結果の比較により、サプレッションチェンバサポートについて、耐震評価上最も厳しい部位であるベースプレートを含むすべての応力評価点において、3次元はりモデルに対して3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力が小さい結果が得られた。

また、サプレッションチェンバについては、一次応力が許容応力の範囲内で同程度の結果が得られた。一次+二次応力は、3次元はりモデルに対して3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の発生応力が大きい傾向となるが、疲労評価を考慮すると、サプレッションチェンバの耐震評価において十分に余裕のある結果が得られた。

以上より、3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の振動特性の傾向はおおむね一致していること、耐震評価上厳しい部位であるサプレッションチェンバサポートに対しては3次元はりモデルを用いた耐震評価は保守的な結果が得られること、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）における耐震評価結果では、オーバル振動により一次+二次応力が大きくなるものの、疲労評価を含む評価結果は十分余裕のある結果が得られることを確認した。このため、島根2号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおいては、3次元はりモデルを適用する。

表 4.2-3(1) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) を用いた固有値解析結果  
(対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
22次					
34次					
150次					
154次					
177次					
185次					
209次					
216次					
242次					

注記\*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

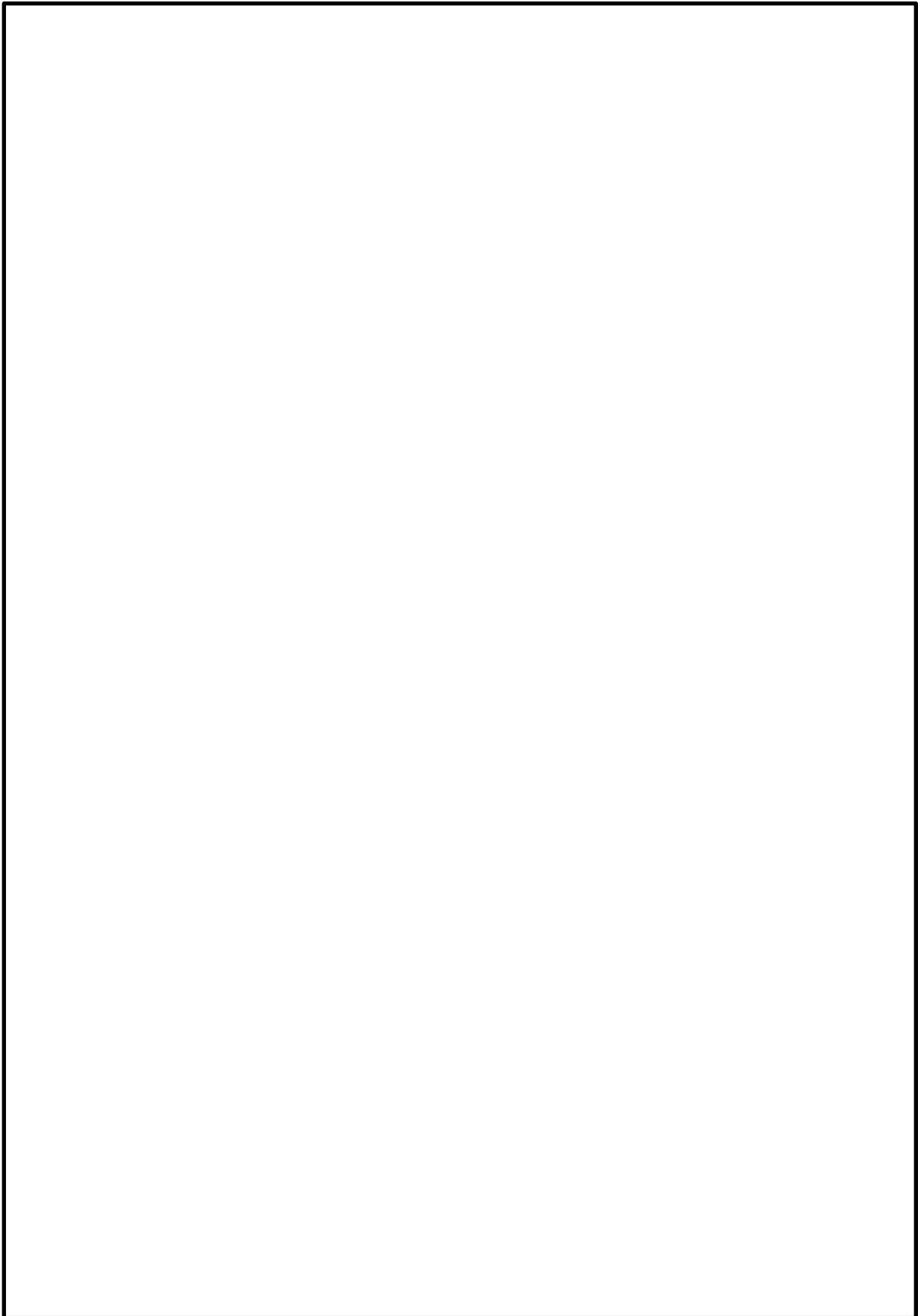
\*2: Y方向及びZ方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

表 4.2-3(2) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) を用いた固有値解析結果  
(反対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
24次					
34次					

注記\*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2: X方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載



(a) 対称条件

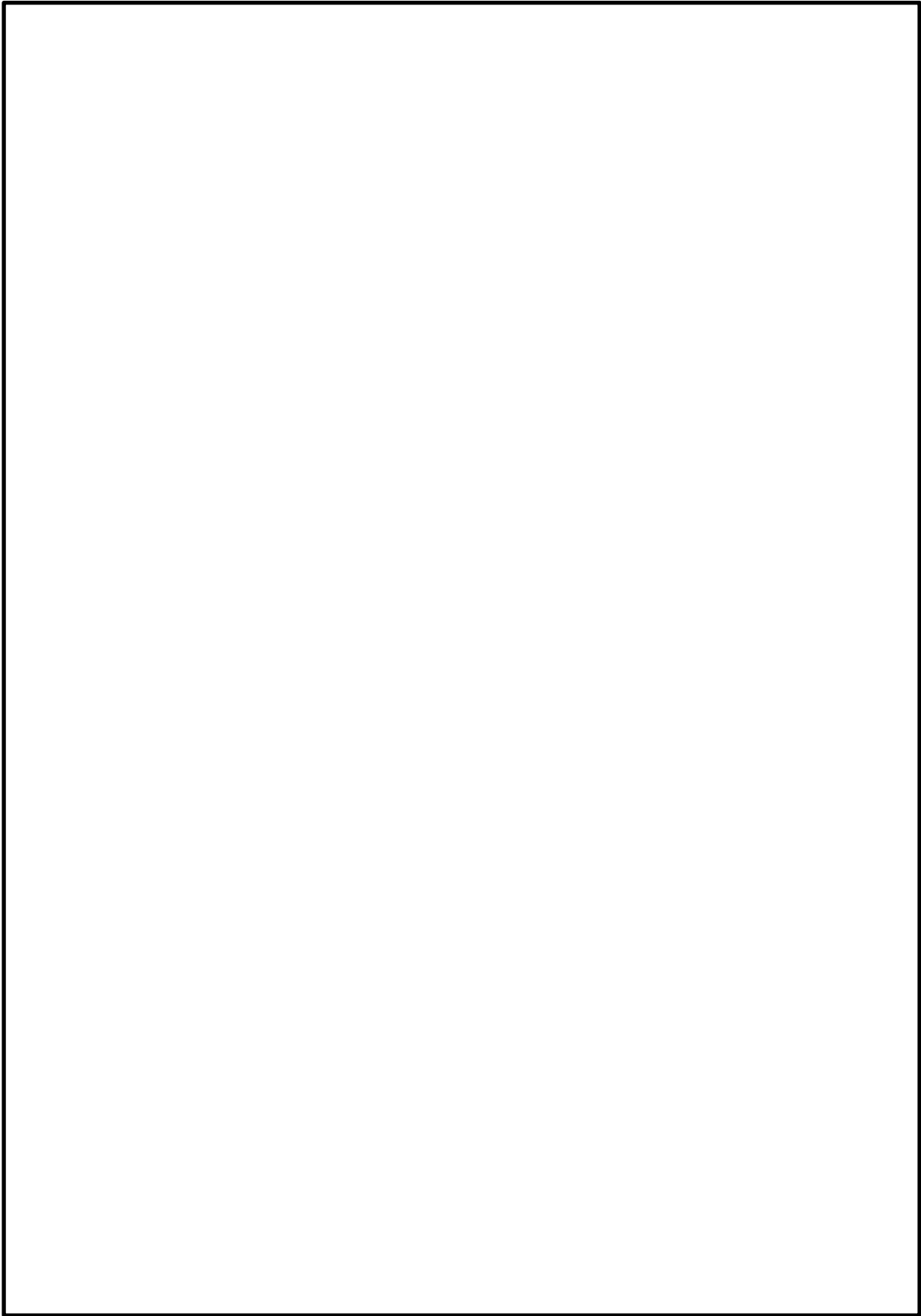
図 4.2-3(1) モード変形図：3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）





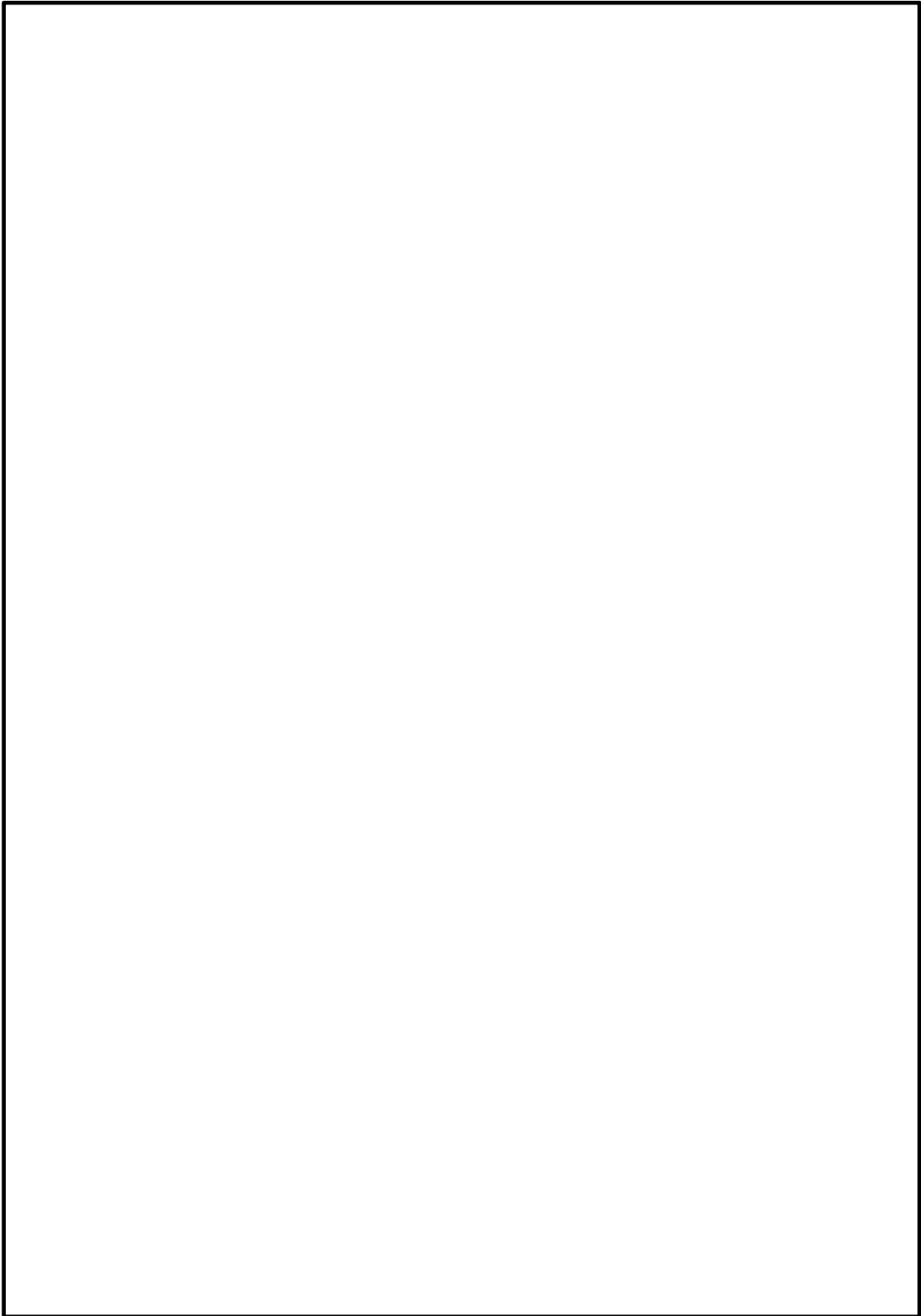
(a) 対称条件

図 4.2-3(2) モード変形図： 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)



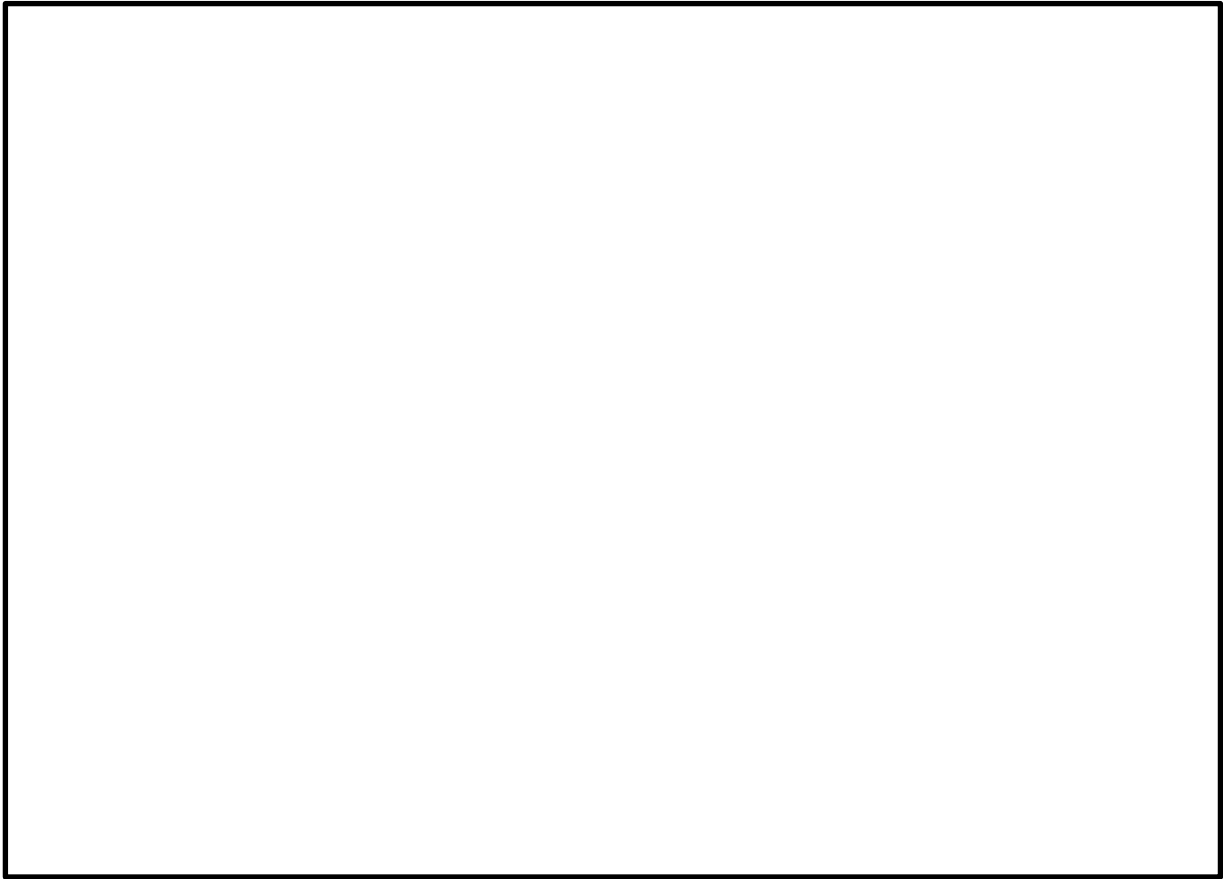
(a) 対称条件

図 4.2-3(3) モード変形図： 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)



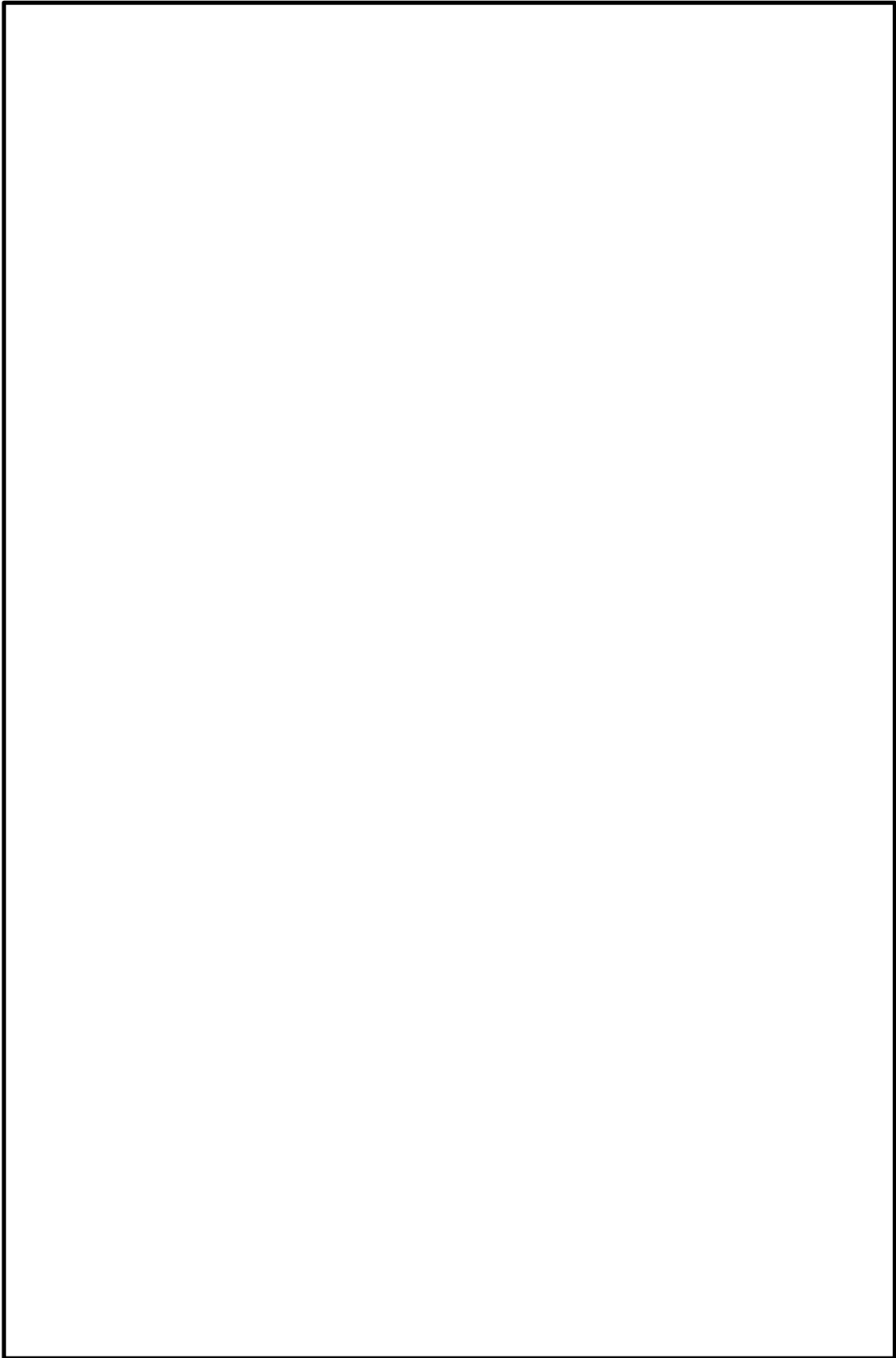
(a) 対称条件

図 4.2-3(4) モード変形図： 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)



(a) 対称条件

図 4.2-3(5) モード変形図： 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)



(b) 反対称条件

図 4.2-3(6) モード変形図： 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)

表 4.2-4(1) 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果  
(地震応答解析モデル：水平方向)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
3次					
4次					
9次*3					
10次*3					

注記\*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2：X方向及びY方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

\*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との比較対象外とする。

表 4.2-4(2) 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果  
(地震応答解析モデル：鉛直方向)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
8次					
9次*3					

注記\*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2：Z方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

\*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との比較対象外とする。

表 4.2-5(1) 3次元シェレモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェレモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元シェレモデル (適用性確認用解析モデル) : 対称条件	3次元はりモデル (地震応答解析モデル : 水平方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線 : 変形前 グレース : 変形後	モード次数 (固有周期)	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後

表 4.2-5(2) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル：水平方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)  赤線：変形前 グレ一部：変形後	モード次数 (固有周期)  赤線：変形前 黒線：変形後	



表 4.2-5(3) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 水平方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 グレー部: 変形後	モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 黒線: 変形後	

表 4.2-5(4) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル：水平方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)  赤線：変形前 グレー部：変形後	モード次数 (固有周期)  赤線：変形前 黒線：変形後	

表 4.2-5(5) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル) モード次数 (固有周期)	赤線: 変形前 黒線: 変形後
赤線: 変形前 グレー部: 変形後	対称条件	
	赤線: 変形前 黒線: 変形後	

表 4.2-5(6) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル) モード次数 (固有周期)	赤線: 変形前 黒線: 変形後
赤線: 変形前 グレー部: 変形後	対称条件	
	赤線: 変形前 黒線: 変形後	

表 4.2-5(7) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) : 対称条件	3次元はりモデル (地震応答解析モデル : 鉛直方向)		振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	赤線 : 変形前 グレー部 : 変形後	モード次数 (固有周期)	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	

表 4.2-5(8) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	モード次数 (固有周期)	赤線: 変形前 黒線: 変形後
赤線: 変形前 グレー部: 変形後	対称条件	
赤線: 変形前 グレー部: 変形後	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	赤線: 変形前 黒線: 変形後

表 4.2-5(9) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)	モード次数 (固有周期)	
赤線: 変形前 グレ一部: 変形後	赤線: 変形前 黒線: 変形後	
対称条件		

表 4.2-5(10) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と 3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 グレ一部: 変形後	モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 黒線: 変形後	



表 4.2-5(11) 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) と 3次元はりモデルのモード変形図の比較結果

3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	3次元はりモデル (地震応答解析モデル; 鉛直方向)	振動モードの考察
モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 グレ一部: 変形後	モード次数 (固有周期)  赤線: 変形前 黒線: 変形後	

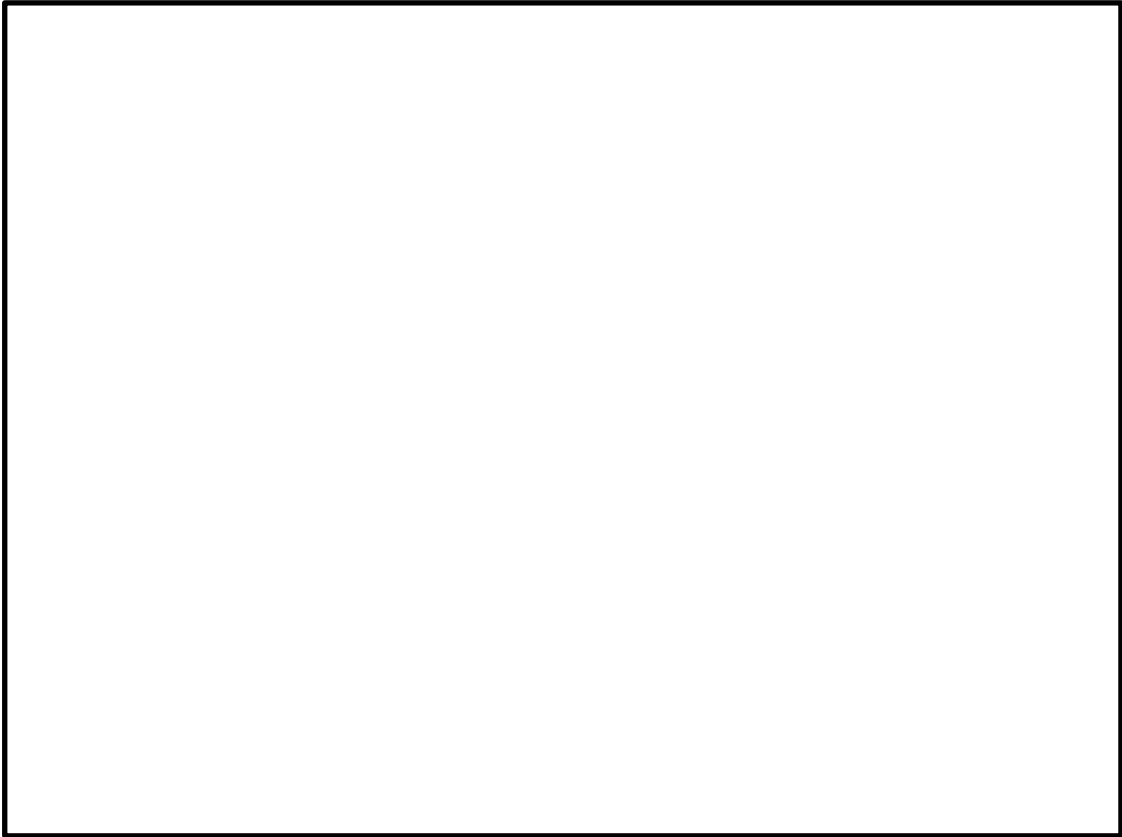


図 4.2-4(1) 固有振動数と有効質量比の関係 (水平方向)

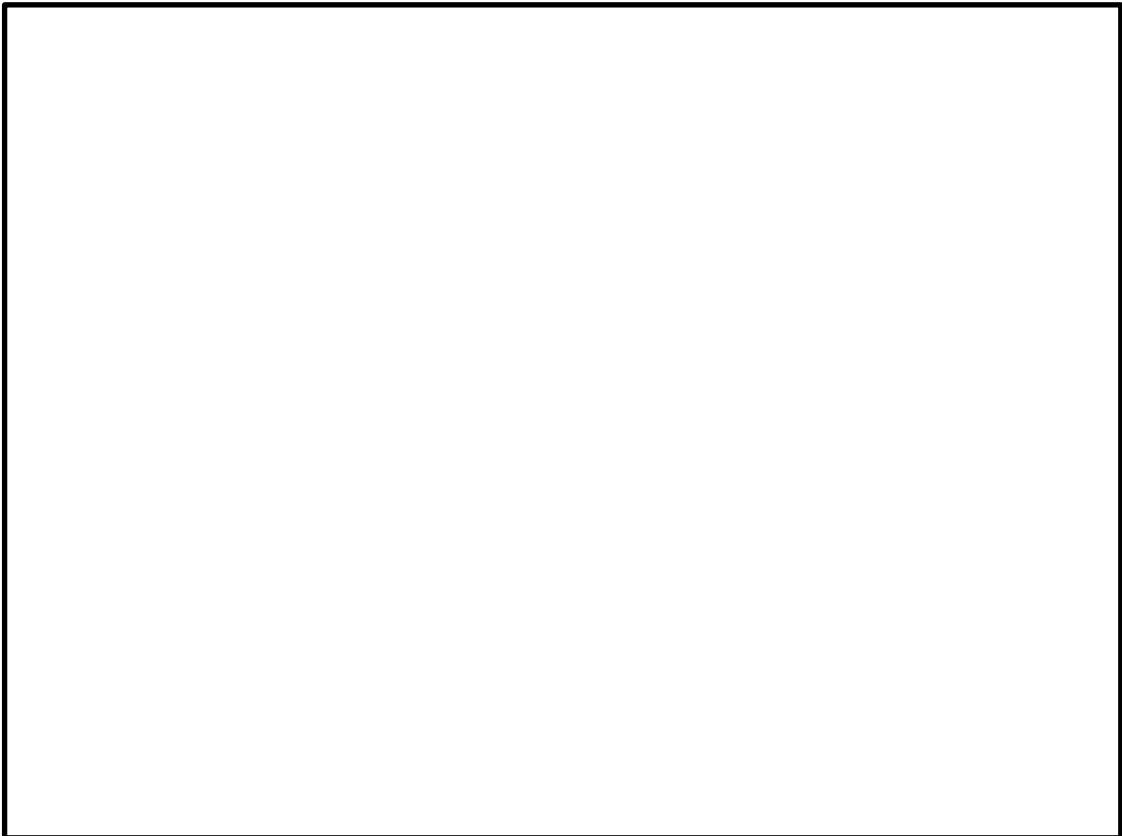


図 4.2-4(2) 固有振動数と有効質量比の関係 (鉛直方向)

表 4.2-6 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

応力 評価点 番号	応力評価点	① 3次元 はりモデルによる 算出応力 (MPa)	② 3次元 シェルモデルによる 算出応力 (MPa)	③許容 応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	サポート	204	102	298	0.68	0.34
P 2	シアキー	118	61	406	0.29	0.15
P 3	ボルト	385	150	488	0.79	0.31
P 4	ベースとベースプレートの 接合部	197	98	298	0.66	0.33
P 5	基礎ボルト	339	132	488	0.69	0.27
P 6	ベースプレート	251	129	298	0.84	0.43
P 7	シアプレート	180	94	298	0.60	0.32
P 8	コンクリート	11.2	5.8	17.6	0.64	0.33

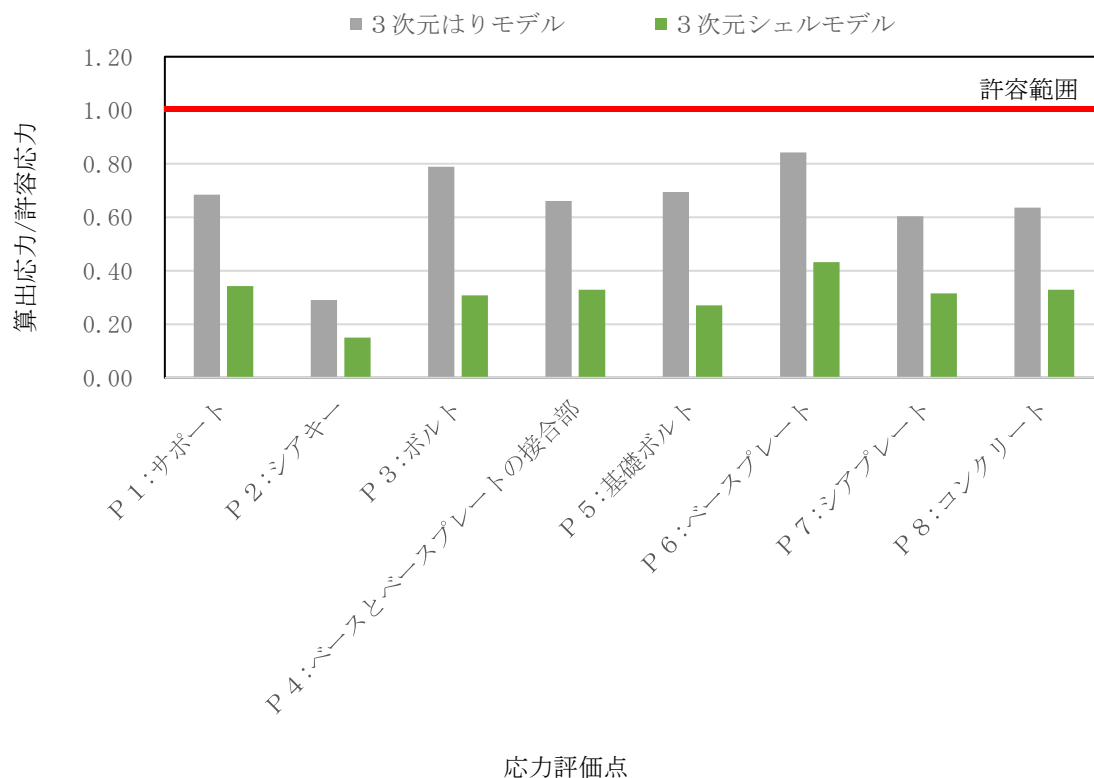


図 4.2-5 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-7 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

応力評価点番号	応力評価点	① 3次元はりモデルによる算出応力 (MPa)	② 3次元シェルモデルによる算出応力 (MPa)	③ 許容応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	胴中央部上部	144	141	523	0.28	0.27
P 2	胴中央部下部	136	219	523	0.26	0.42
P 3	胴中央部内側	137	169	523	0.26	0.32
P 4	胴中央部外側	125	167	523	0.24	0.32
P 5	胴エビ継部上部	312	244	523	0.60	0.47
P 6	胴エビ継部下部	194	230	523	0.37	0.44
P 7	胴エビ継部内側	316	257	523	0.60	0.49
P 8	胴エビ継部外側	272	326	523	0.52	0.62
P 9	胴と内側サポート補強板との接合部	250	238	523	0.48	0.46
P 10	胴と外側サポート補強板との接合部	204	237	523	0.39	0.45

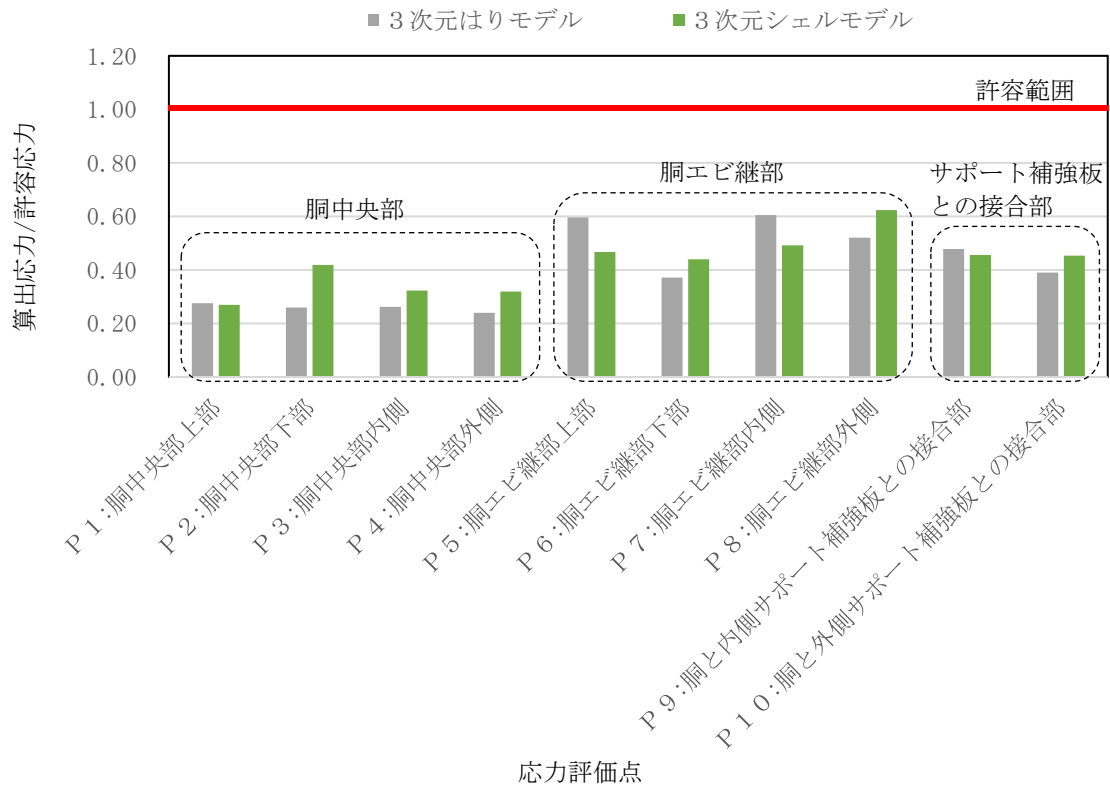
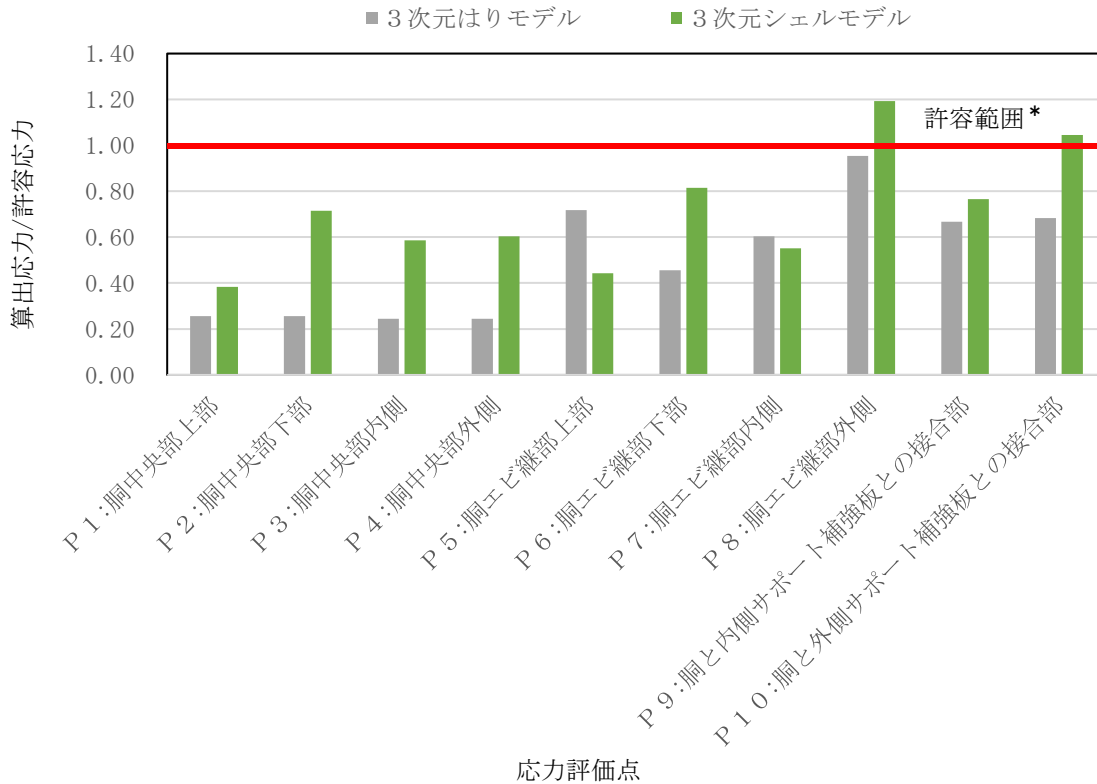


図 4.2-6 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次＋二次応力）

応力評価点番号	応力評価点	① 3次元はりモデルによる算出応力 (MPa)	② 3次元シェルモデルによる算出応力 (MPa)	③ 許容応力 (MPa)	①/③	②/③
P 1	胴中央部上部	128	192	501	0.26	0.38
P 2	胴中央部下部	128	358	501	0.26	0.71
P 3	胴中央部内側	122	294	501	0.24	0.59
P 4	胴中央部外側	122	302	501	0.24	0.60
P 5	胴エビ継部上部	360	222	501	0.72	0.44
P 6	胴エビ継部下部	228	408	501	0.46	0.81
P 7	胴エビ継部内側	302	276	501	0.60	0.55
P 8	胴エビ継部外側	478	598	501	0.95	1.19
P 9	胴と内側サポート補強板との接合部	334	384	501	0.67	0.77
P 10	胴と外側サポート補強板との接合部	342	524	501	0.68	1.05



注記\*: 許容範囲を超えた場合は疲労評価を実施

図 4.2-7 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次＋二次応力）

表 4.2-9 サプレッションチェンバの耐震評価結果 (疲労評価)

応力 評価点 番号	$S_n$ (MPa)	$K_e$	$S_p$ (MPa)	$S_\ell$ (MPa)	$S_{\ell'}^*$ (MPa)	$N_a$ (回)	$N_c$ (回)	疲労累積係数 $N_c / N_a$
P 8								0.147
P 10								0.199

注：ここで、

$S_n$  : 地震動による応力振幅 (MPa)

$K_e$  : 弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数 (—)

$S_p$  : 地震荷重のみにおける一次+二次+ピーク応力の応力差範囲 (MPa)

$S_\ell$  : 繰返しピーク応力強さ (MPa)

$S_{\ell'}$  : 補正繰返しピーク応力強さ (MPa)

$N_a$  : 地震時の許容繰返し回数 (—)

$N_c$  : 地震時の実際の繰返し回数 (—)

注記\* :  $S_\ell$  に  $(2.07 \times 10^5 / E)$  を乗じた値である。

$$E = 2.00 \times 10^5 \text{ MPa}$$

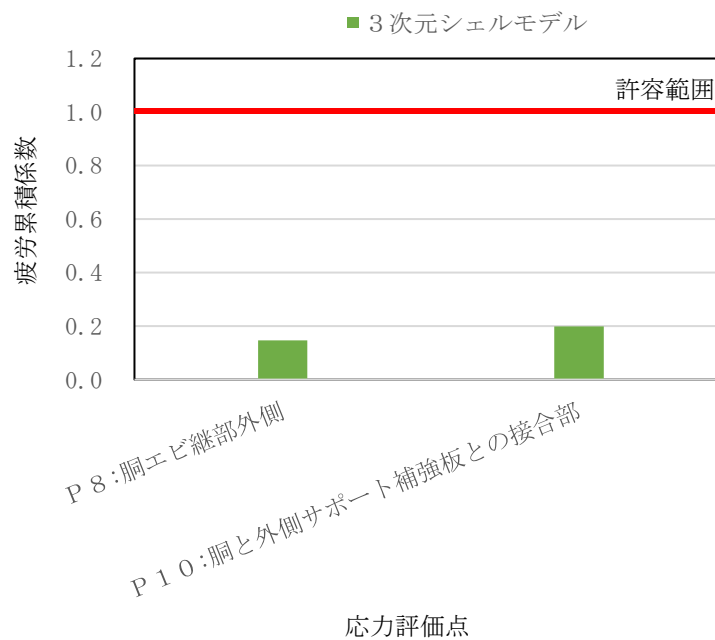


図 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果 (疲労評価)

#### 4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響

地震応答解析では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造特性、サプレッションチェンバ内部水の流体特性等を考慮し、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル（地震応答解析モデル）を設定し、既工事と同様にスペクトルモーダル解析を実施して地震時の荷重を算定する。

本項では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析（スペクトルモーダル解析）に対して、内部水の有効質量算出法として仮想質量法と流体解析による内部水の有効質量の差異及び高振動数領域の入力加速度の影響を検討する。

4.1.1におけるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算定結果では、NASTRANの仮想質量法と汎用流体解析コードFluentによる流体解析により算出した内部水の有効質量比は一致している。このため、内部水の有効質量算出法の違いによる地震応答解析への影響はほとんどない。

#### 4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析における動的解析では、配管等に対する地震応答解析と同様に、NS2-補-027-01「設計用床応答スペクトルの作成方針に関する補足説明資料」に示す設計用床応答スペクトルを用いたスペクトルモーダル解析を実施している。なお、設計用床応答スペクトルでは0.02秒（50Hz）から0.05秒（20Hz）の範囲に最大応答加速度を上回る震度を設定しており、スペクトルモーダル解析において50Hzまでの振動モードを考慮する。

島根2号機の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、サプレッションチェンバ内部水の質量を考慮した質点が計64か所ある。サプレッションチェンバサポート位置の節点は円周方向に剛に固定されているが、サプレッションチェンバサポート間において3つの節点を有していることから、高次モードの影響を十分考慮したモデル化手法となっている。なお、0.02秒（50Hz）までに現れる振動モードにおいて、サプレッションチェンバサポート間のサプレッションチェンバ胴が振動するモードは存在しないことを確認している。

#### 4.5 スロッシング荷重

既工認では、サプレッションチェンバ内部水全体を剛体としていたため、スロッシング荷重は水平方向の地震荷重に包含される扱いとしていたが、今回工認では、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として水平方向の地震荷重を算出するため、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、汎用流体解析コード F l u e n t を用いた流体解析により算定する。スロッシング荷重算定フローを図 4.5-1 に示す。

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.5-2 のとおり、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）及び主要な内部構造物（ベントヘッダ、ダウンコマ、クエンチャ、ECCS ストレーナ）をモデル化し、サプレッションチェンバ内部水の水位条件は、内部水の有効質量の算定と同様に、耐震解析用重大事故等時水位とした。また、地震動の入力条件は、スロッシングの卓越周期帯及びサプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きい  $S_s - D$  を用いた。流体解析では、サプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サプレッションチェンバと一体となって振動することによる荷重）とスロッシング荷重の総和として荷重が算定されるため、内部水の有効質量による荷重を差し引くことによってスロッシング荷重を算定する。サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重算定の詳細については、別紙 6 に示す。

流体解析に基づき算出したスロッシング最大荷重を表 4.5-1 に示す。なお、スロッシング荷重は水平 1 方向＋鉛直方向入力による流体解析により設定する。

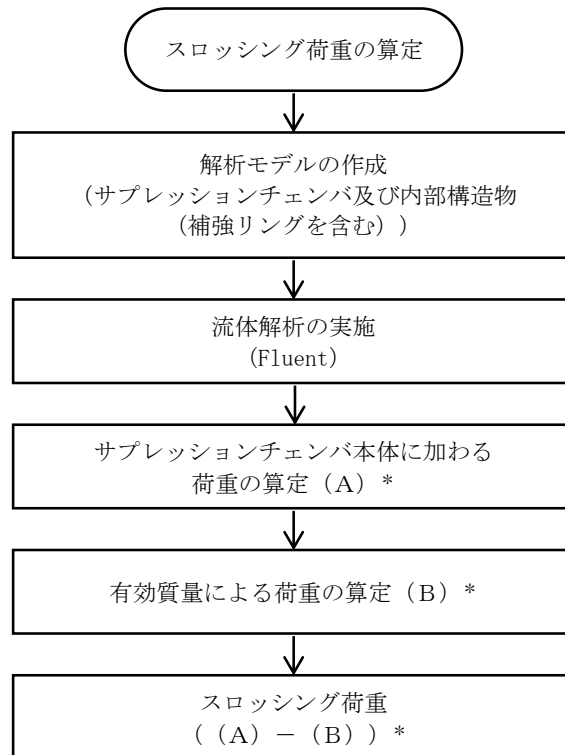
今回工認のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価において、地震時における荷重として考慮するスロッシング荷重については、設計基準対象施設としての評価及び重大事故等対処設備としての評価に関係なく、スロッシング現象の不確かさ及び水平 2 方向入力による影響等に対する保守性として  $\sqrt{2}$  倍の余裕を考慮し、耐震解析用重大事故時水位条件に対するスロッシング最大荷重に余裕を加味した耐震評価用スロッシング荷重 (8597kN) を用いることとした。なお、水平 1 方向＋鉛直方向入力と水平 2 方向＋鉛直方向入力による流体解析から得られる荷重とおおむね一致することを確認している（別紙 14 参照）。

スロッシング荷重により作用する応力は、水平方向に単位加速度を作用させた静解析により得られる発生応力について係数倍\*した結果として算出する。

なお、内部水の流動によりサプレッションチェンバ壁面の一部に集中して加わる局所的な圧力は影響が小さいため、サプレッションチェンバの耐震評価において考慮しない（別紙 21 参照）。

注記\*：係数＝スロッシング荷重／単位加速度により解析モデル基部に作用する水平方向荷重





注記\*：時刻歴荷重として算定する。

図 4.5-1 スロッシング荷重算定フロー

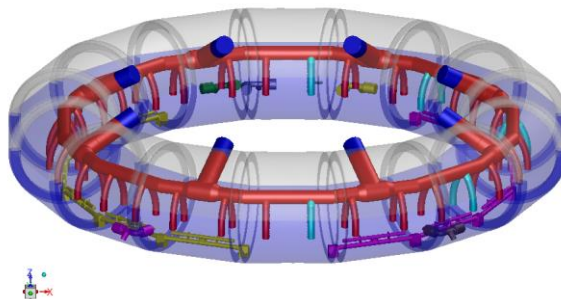


図 4.5-2 流体解析モデル

表 4.5-1 流体解析結果及び耐震評価用スロッシング荷重

水位条件	流体解析で得られる スロッシング荷重	耐震評価用 スロッシング荷重
耐震解析用重大事故等時水位 (ダウンカメラ取付部下端位置)	6060 kN	8597 kN

## 5. 応力解析の詳細

### 5.1 応力評価フロー

応力解析は、応力評価点毎にFEM解析による応力評価又は公式等による評価を実施する。  
応力評価フローを図 5.1-1 に示す。

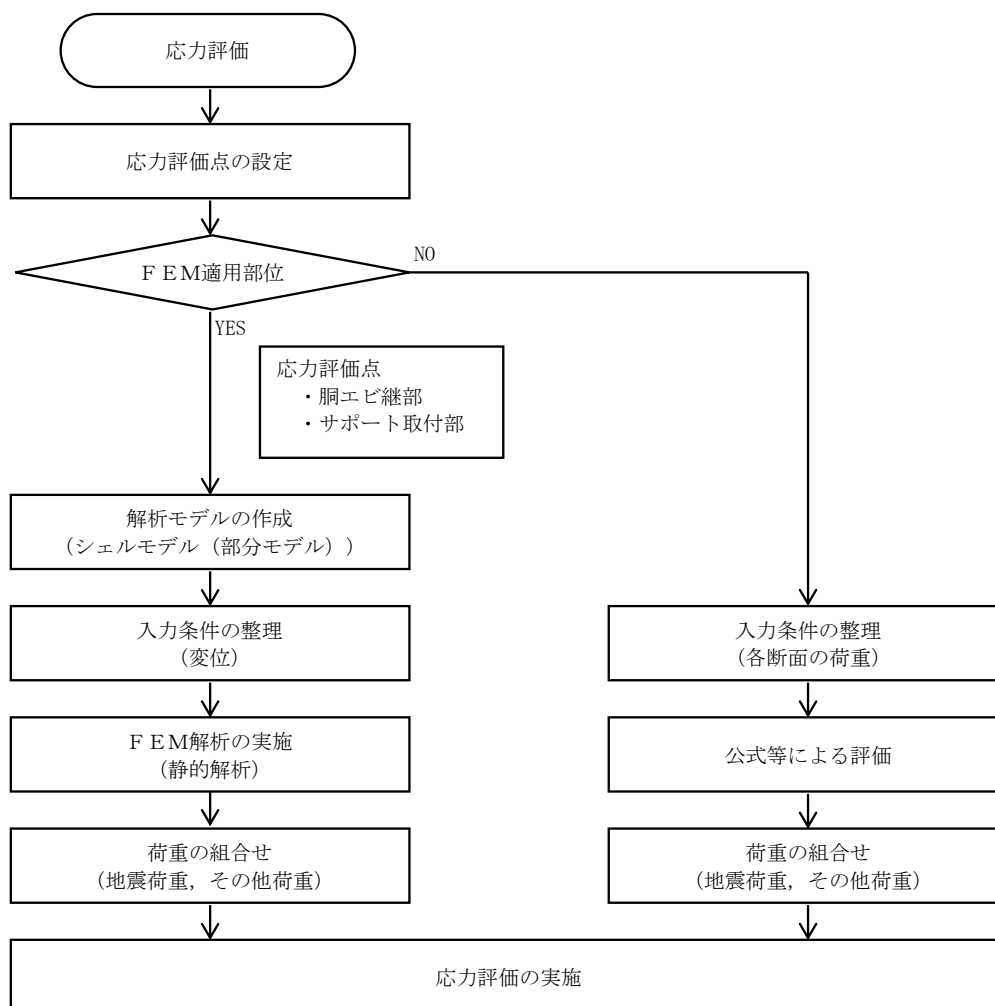


図 5.1-1 応力評価フロー

## 5.2 応力評価点

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートでは、既工認において応力評価上厳しい部位及び主要な部位を応力評価点として選定しており、今回工認において既工認から構造の変更は無いことから、今回工認における応力評価点は既工認と同じ部位として3.3.2に示す評価点とする。

## 5.3 応力解析モデル

サプレッションチェンバ（胴エビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部）の応力評価に用いる応力解析モデルは、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおけるばね剛性算定に用いた3次元シェルモデルと同等である。応力解析モデルを、図5.3-1に示す。

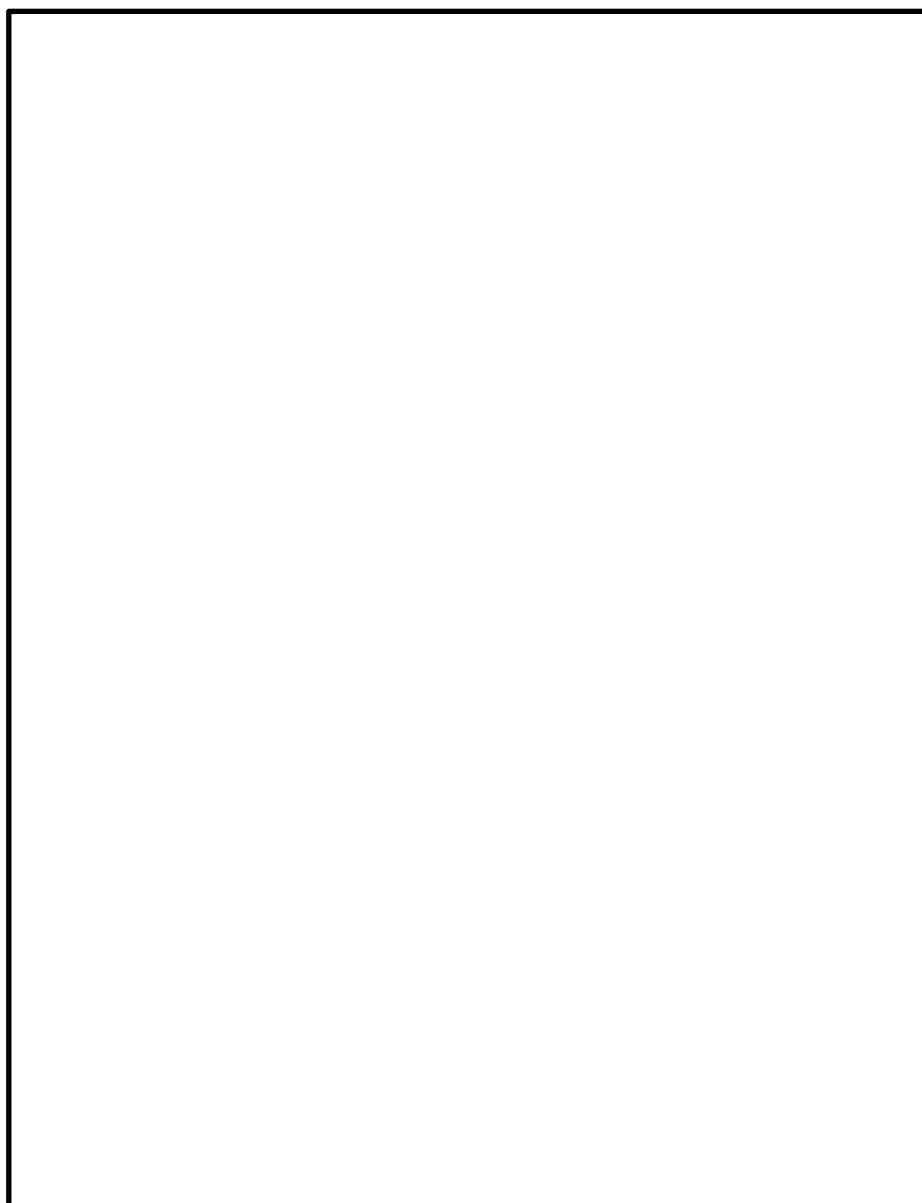


図 5.3-1 応力解析モデル

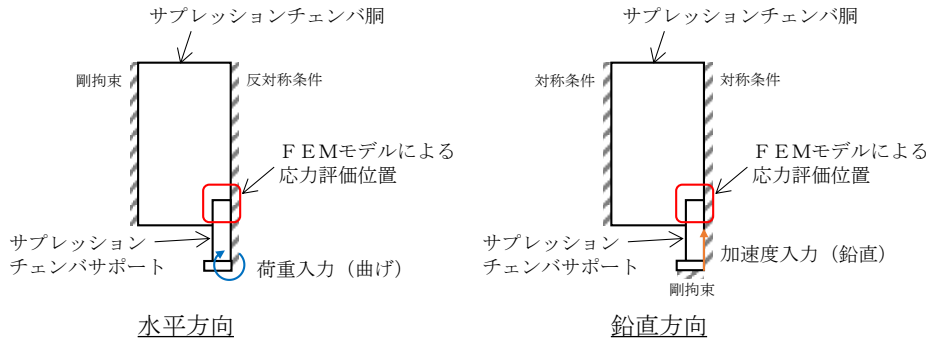
## 5.4 応力評価

### 5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価

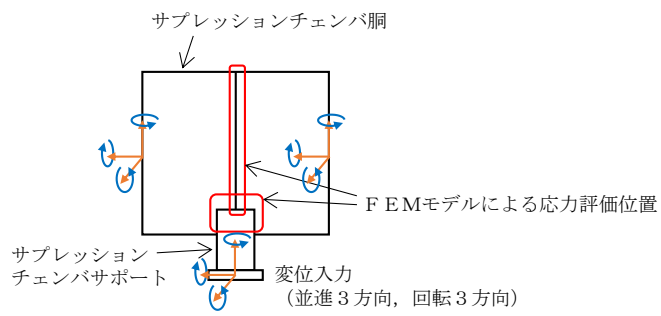
サプレッションチェンバ胴中央部については公式等による計算式を用いた評価を行う。サプレッションチェンバエビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部については、FEM解析による応力評価を行う。

FEM解析による応力評価では、地震応答解析から求められる地震荷重（変位）を応力解析モデルに入力し、FEM解析（静的解析）により各応力評価点の応力を算定する。応力評価の詳細は、VI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」に記載している。なお、既工認のサプレッションチェンバサポート取付部の応力評価では、3次元シェルモデル（部分モデル）に鉛直方向に対しては加速度を、水平方向に対してはサプレッションチェンバサポート下端に荷重を入力していたが、今回工認では、構造不連続部である胴エビ継部についても、胴エビ継部両側の胴一般部及び胴エビ継部の下端に取付くサプレッションチェンバサポートへの地震荷重の同時入力により精緻に応力評価を行う。ここで、荷重を同時入力すると解析モデルの境界条件として拘束点が存在せず解析が成立しないため、評価対象の内側と外側のサプレッションチェンバサポート（1組）とそのサプレッションチェンバ本体中心位置に対応するはりモデルの変位（並進3方向、回転3方向）を同時入力して評価する。なお、FEM解析による応力評価は、個々のサプレッションチェンバエビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付位置に対して評価を行う。

既工認と今回工認との地震荷重（変位）入力の概念図を図5.4-1に、サプレッションチェンバの地震応答解析における地震荷重（変位）の抽出点を図5.4-2に、サプレッションチェンバの3次元FEM解析モデルの解析条件を図5.4-3に示す。



既工認の手法 (荷重入力の概念図)



今回工認の手法 (変位入力の概念図)

図 5.4-1 既工認と今回工認との地震荷重 (変位) 入力の概念図

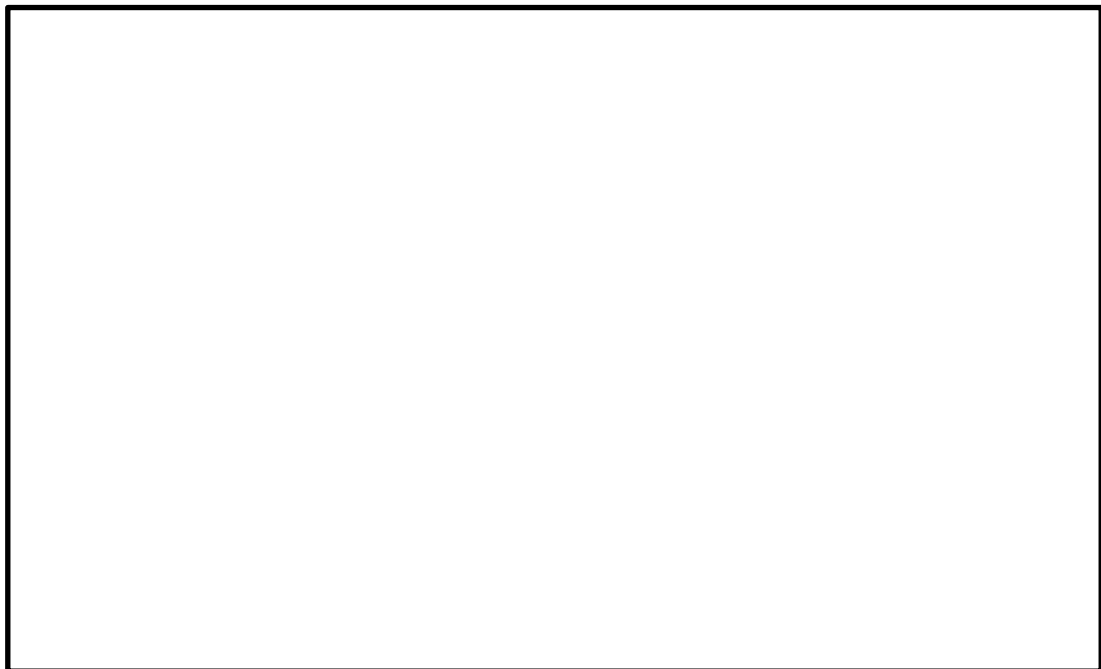


図 5.4-2 地震応答解析における変位抽出点

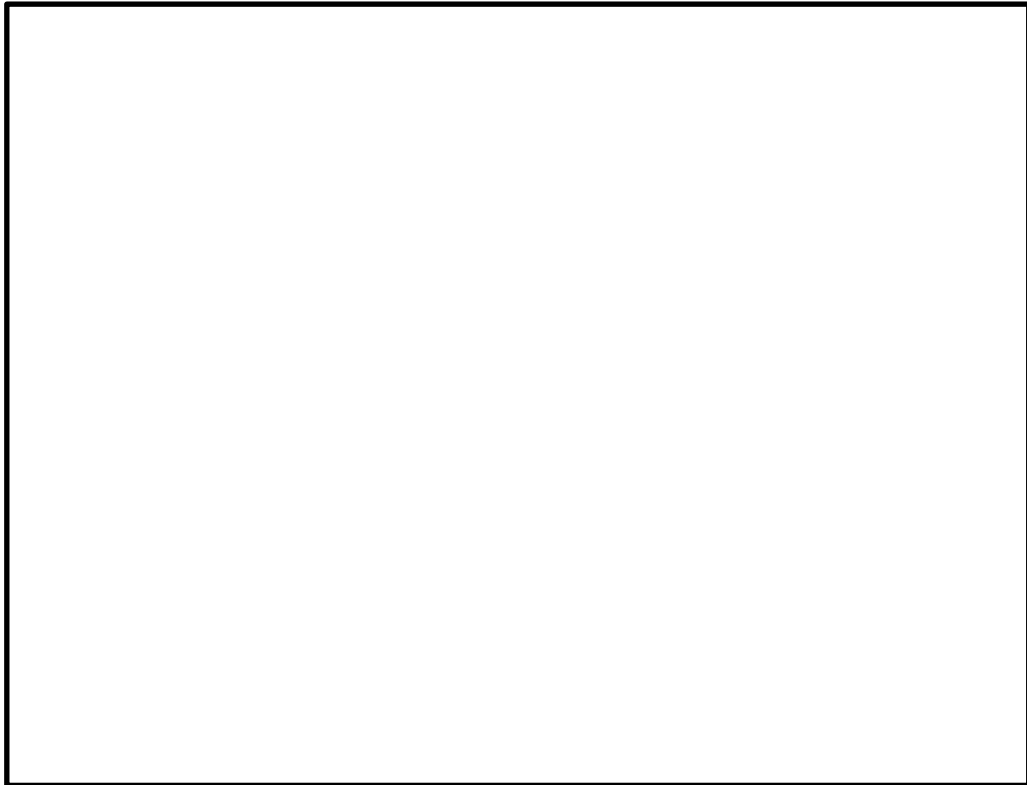


図 5.4-3 サプレッションチェンバの 3次元 FEMモデル解析条件

#### 5.4.2 サプレッションチェンバサポートの応力評価

サプレッションチェンバサポートは、公式等による応力評価を行う（別紙 17 参照）。

公式等による応力評価は、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析）から算定された地震荷重及び構造部材の形状、断面性能等を踏まえて応力を算定する。なお、サプレッションチェンバサポートのうちベースプレートについては、精緻に応力評価を行うため、曲げ応力評価における断面係数算出時の評価断面を既工認から見直す。

応力評価の詳細については、VI-2-9-2-4「サプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」に記載している。

## 6. 耐震評価における不確かさの考慮及び保守性

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価の既工認からの変更に関する不確かさ・保守性の配慮について、地震応答解析から応力解析に至る評価手順に沿って整理したものを表6-1に示す。

地震応答解析においては、サプレッションチェンバ内部水の扱いとして内部水の有効質量を適用したこと、サプレッションチェンバサポート取付部にばね剛性を考慮したこと等による解析モデルの詳細化を行った。

内部水の有効質量の適用については、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を適切に算定する解析方法を採用しており、サプレッションチェンバ内部水の挙動をより詳細に考慮している。また、解析モデルの詳細化にあたって、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造を解析モデルに変換する部分については、特段の不確かさはなく、前述までの説明のとおり、実機のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの主要な振動モードをよく再現できる解析モデルとなっている。

動的解析方法における不確かさに対しては、建物応答の不確かさも包絡した設計用床応答スペクトルを用いることによって、他機器と同様の保守性が確保される。なお、床応答スペクトルの周期方向±10%拡幅によって、内部水の有効質量の不確かさによる固有周期への影響も配慮できる。

また、サプレッションチェンバ内部水質量の扱いとして内部水の有効質量を適用したことに伴い、サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を新たに考慮することとした。スロッシング荷重については、サプレッションチェンバ内部水の条件、地震動等の他、スロッシング現象の不確かさを考慮し、耐震評価用スロッシング荷重を保守的に設定している。

応力解析については、いずれも解析の精緻化であり、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造を解析モデルに変換する部分については、特段の不確かさはなく、地震応答解析と相まって、他機器と同様の保守性が確保されるものと考えられる。

以上のことから、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価については、既工認からの地震応答解析及び応力解析に係る変更を考慮しても、保守性が確保されているものと判断できる。

表 6-1 今回工認の変更点に係る不確かさ・保守性の配慮

今回工認での変更点		不確かさの要素	既工認	保守性の考慮方法
地震応答解析	解析モデル	内部水質量 内部水の有効質量に起因する荷重、固有周期	本来は流動挙動するサブプレッションチェンバ内部水を剛体として扱うことで、内部水の有効質量による荷重及びスロッシング荷重を包絡する保守的な荷重が算出される。	サブプレッションチェンバ内部水を有効質量として考慮することで、内部水質量により荷重が詳細化される。NASTRANの仮想質量法の妥当性は振動試験等により確認している。 内部水の有効質量の算定方法に起因する固有周期の変動については、周方向±10%拡幅した床応答スペクトルを用いることで保守性を考慮できる。 なお、設計用床応答スペクトルと固有周期の関係から、内部水の有効質量算出法の違いによって応答加速度が変わらないことから、地震応答解析結果への影響はほとんど無いと考えられる。
			構造部分	サブプレッションチェンバ及びサブプレッショントをばり要素でモデル化する。構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮無し。
	解析方法	入力地震動等の不確かさ	動解析（スペクトルモーダル解析）を用いる。	動解析（スペクトルモーダル解析）を適用する。 建物応答の不確かさも包絡した設計用床応答スペクトルを用いることで保守性が担保される。
応力解析	荷重条件	スロッシング現象 スロッシングの不確かさ	本来は流動挙動するサブプレッションチェンバ内部水を剛体として扱うことで、内部水の有効質量による荷重及びスロッシング荷重を包絡する保守的な荷重が算出される。	スロッシングに対して最も厳しい基準地震動Ss-Dを用いて、重大事故等時の水位条件で流体解析により最大荷重を算出し、余裕を加味して耐震評価用スロッシング荷重を設定している。また、地震荷重の最大発生時刻とスロッシング荷重の最大発生時刻が異なるため、地震荷重とスロッシング荷重はSRSS法により組み合わされる。
			胴エビ継部	無し
	サポータ取付部	無し	胴エビ継部及びサポータ取付部をシェル要素でモデル化し、地震荷重を入力とする静解析を実施。特段の保守性の考慮無し。	
	ベースプレート	無し	ボルト中心までを有効幅として公式等による評価を実施。特段の保守性の考慮無し。	リップ長さを有効幅として公式等による評価を実施。特段の保守性の考慮無し。



## 7. 耐震評価結果

設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバの応力評価結果を表7-1、サプレッションチェンバサポートの応力評価結果を表7-2に示す。いずれの応力評価結果も算出応力が許容応力を満足することを確認した。なお、本評価は、水平2方向の地震荷重の組合せを考慮しており、サプレッションチェンバの算出応力は、原子炉格納容器に対する規格基準要求に基づき、応力強さである。また、サプレッションチェンバサポートについては地震動による二次応力が生じないことから、一次+二次応力評価を省略する。

なお、サプレッションチェンバ胴エビ継部外側（P8）の一次+二次応力評価結果は、許容応力と接近しており、余裕が小さくなっているが、原子炉格納容器に対する規格基準要求に従えば、仮に一次+二次応力が許容応力を満足しない場合であっても、疲労評価が認められていることから、更に裕度があると考えられる。

表 7-1 サプレッションチェンバの応力評価結果

応力 評価点 番号	応力評価点	応力分類	設計基準対象施設 (D+P+M+Ss)			重大事故等対処設備 (D+P <sub>ALL</sub> +M <sub>ALL</sub> +Ss)		
			① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)	① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)
P 1	サプレッションチェン バ胴中央部上部	一次一般膜応力	68	337	4.95	144	349	2.42
		一次膜+一次曲げ応力	68	505	7.42	144	523	3.63
		一次+二次応力	128	501	3.91	128	501	3.91
P 2	サプレッションチェン バ胴中央部下部	一次一般膜応力	86	337	3.91	136	349	2.56
		一次膜+一次曲げ応力	86	505	5.87	136	523	3.84
		一次+二次応力	128	501	3.91	128	501	3.91
P 3	サプレッションチェン バ胴中央部内側	一次一般膜応力	75	337	4.49	137	349	2.54
		一次膜+一次曲げ応力	75	505	6.73	137	523	3.81
		一次+二次応力	122	501	4.10	122	501	4.10
P 4	サプレッションチェン バ胴中央部外側	一次一般膜応力	73	337	4.61	125	349	2.79
		一次膜+一次曲げ応力	73	505	6.91	125	523	4.18
		一次+二次応力	122	501	4.10	122	501	4.10
P 5	サプレッションチェン バ胴エビ継部上部	一次膜+一次曲げ応力	118	505	4.27	312	523	1.67
		一次+二次応力	360	501	1.39	360	501	1.39
P 6	サプレッションチェン バ胴エビ継部下部	一次膜+一次曲げ応力	105	505	4.80	194	523	2.69
		一次+二次応力	228	501	2.19	228	501	2.19
P 7	サプレッションチェン バ胴エビ継部内側	一次膜+一次曲げ応力	122	505	4.13	316	523	1.65
		一次+二次応力	302	501	1.65	302	501	1.65
P 8	サプレッションチェン バ胴エビ継部外側	一次膜+一次曲げ応力	161	505	3.13	272	523	1.92
		一次+二次応力	478	501	1.04	478	501	1.04
P 9	サプレッションチェン バ胴と内側サポート補 強板との接合部	一次膜+一次曲げ応力	173	505	2.91	250	523	2.09
		一次+二次応力	334	501	1.50	334	501	1.50
P 10	サプレッションチェン バ胴と外側サポート補 強板との接合部	一次膜+一次曲げ応力	151	505	3.34	204	523	2.56
		一次+二次応力	342	501	1.46	342	501	1.46

表7-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価結果

応力評価点番号	応力評価点		応力分類	設計基準対象施設 (D+P+M+Ss)			重大事故等対処設備 (D+P <sub>ALL</sub> +M <sub>ALL</sub> +Ss)		
				① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)	① 算出応力 (MPa)	② 許容応力 (MPa)	裕度 (②/①)
P 1	サポート		引張応力	52	285	5.48	40	298	7.45
			圧縮応力	79	284	3.59	66	297	4.50
			せん断応力	41	164	4.00	41	172	4.19
			曲げ応力	125	285	2.28	125	298	2.38
			組合せ応力 (引張)	191	285	1.49	180	298	1.65
			組合せ応力 (圧縮)	216	285	1.31	204	298	1.46
P 2	シアキー		せん断応力	16	164	10.25	16	172	10.75
			支圧応力	118	388	3.28	118	406	3.44
P 3	ボルト		引張応力	419	473	1.12	385	488	1.26
P 4	ベースとベースプレートの接合部		引張応力	55	285	5.18	41	298	7.26
			圧縮応力	82	285	3.47	69	298	4.31
			せん断応力	43	164	3.81	43	172	4.00
			曲げ応力	113	285	2.52	113	298	2.63
			組合せ応力 (引張)	184	285	1.54	171	298	1.74
			組合せ応力 (圧縮)	209	285	1.36	197	298	1.51
P 5	基礎ボルト		引張応力	371	473	1.27	339	488	1.43
P 6	ベースプレート	ボルト 反力側	曲げ応力	265	328	1.23	242	344	1.42
			せん断応力	26	164	6.30	24	172	7.16
			組合せ応力	269	285	1.05	246	298	1.21
		コンクリート 反力側	曲げ応力	252	328	1.30	246	344	1.39
			せん断応力	27	164	6.07	27	172	6.37
			組合せ応力	257	285	1.10	251	298	1.18
P 7	シアプレート		曲げ応力	136	328	2.41	136	344	2.52
			せん断応力	68	164	2.41	68	172	2.52
			組合せ応力	180	285	1.58	180	298	1.65
P 8	コンクリート	ベースプレート部	圧縮応力度	8.6	17.6	2.04	8.4	17.6	2.09
		シアプレート部	圧縮応力度	11.2	17.6	1.57	11.2	17.6	1.57

## 8. まとめ

島根2号機におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価では、サプレッションチェンバ本体とそれを支持するサプレッションチェンバサポートを模擬した地震応答解析モデルを用いて地震荷重を算定し、これらに基づき、各部の構造強度評価を行うことで、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震性を確認する。

今回工認においては、既工認からの変更点として、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、サプレッションチェンバの内部水質量の扱いとして内部水の有効質量を適用すること、サプレッションチェンバサポートの取付部にばね剛性を考慮した3次元はりモデルを作成し、スペクトルモーダル解析を実施する。なお、内部水の有効質量を適用したことに伴い、サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を流体解析にて評価する。

また、サプレッションチェンバにおいては、より詳細な応力解析を実施するための応力解析モデルを用いた応力評価を実施する。

以上の地震応答解析及び応力解析に関連する種々の検討を実施し、内部水の有効質量のモデル化を含めた耐震評価手法の妥当性及び地震応答解析に対する3次元はりモデルの適用性を確認するとともに、その耐震評価手法を用いて島根2号機のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震性を確認した。

## 内部水の有効質量の適用及びその妥当性検証

## 1. 有効質量の適用

島根 2 号機のサプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、内部水質量として内部水の有効質量を適用することとし、内部水の有効質量は、汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いた仮想質量法（以下「仮想質量法」という。）（別紙 7 参照）にて算出する。

内部水の有効質量とは、容器内で内容液が自由表面を有する場合、容器の振動方向に対する実際に地震荷重として付加される質量のことであり、全質量とは異なった値となることが知られている（別紙 8 参照）。

内部水の有効質量は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている考え方である（別紙 9 参照）。

円環形状容器であるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算出に仮想質量法を用いるため、その妥当性検証として、サプレッションチェンバの内部構造物を除いた円環形状容器のモデルに対して仮想質量法にて内部水の有効質量を求め、試験体（前述の仮想質量法に用いる解析モデルと同様）を用いた振動試験により算出した内部水の有効質量と比較、検証を行う。

（2. にて説明）

島根 2 号機のサプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水の有効質量は、先に検証した仮想質量法により算出した値に対して、内部構造物を含む解析モデルに対する流体解析により算出した値と比較、検証した上で、解析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仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、設定する。（3. にて説明）

仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び島根 2 号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定の流れを図 1-1 に示す。なお、内部水の有効質量の評価においては、内部水的全質量に対する有効質量の割合（以下「有効質量比」という。）を用いる。

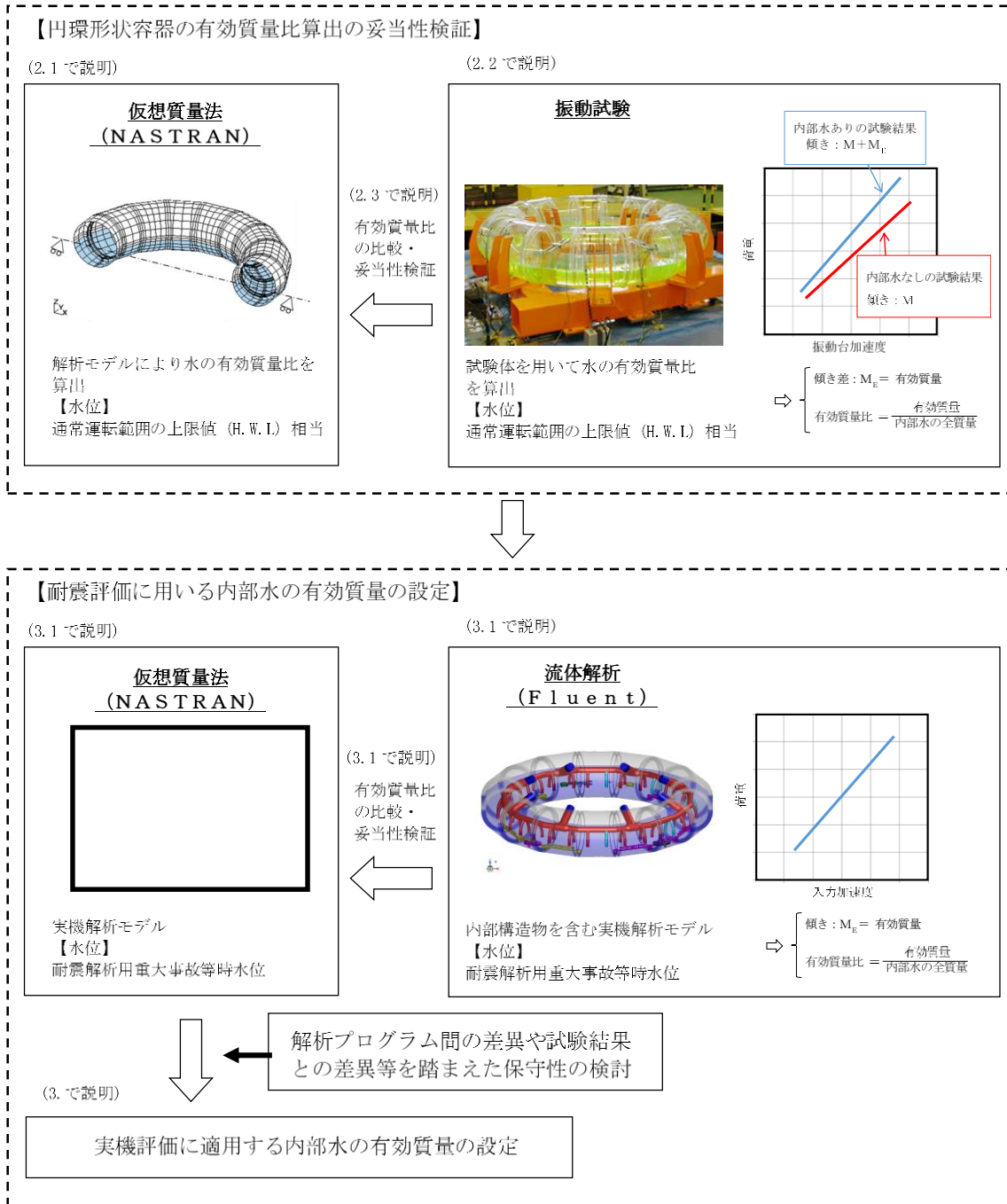


図 1-1 仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び島根 2 号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水有効質量設定の流れ

## 2. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

### 2.1 構造解析による有効質量比の算出

円環形状容器の内部水の有効質量は、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。

#### 2.1.1 検討対象

島根1号機サブプレッションチェンバの解析モデルを妥当性検証の対象とする。島根1号機及び島根2号機サブプレッションチェンバの主要寸法の比較を表2.1-1に示す。

表 2.1-1 島根1号機及び島根2号機サブプレッションチェンバの  
主要寸法の比較

	寸法* [mm]			質量 [ton]	
	内径	円環直径	水位 (H. W. L)	鋼材	内部水
島根1号機					
島根2号機					

注記\*：( ) 内は内径に対する比率を表す。

#### 2.1.2 解析モデル

NASTRANによる解析モデルを図2.1-1に示す。水位は、サブプレッションチェンバの通常運転範囲の上限値（H. W. L）相当を設定する。サブプレッションチェンバシエル及び補強リングをモデル化対象とし、内部構造物はモデル化しない。

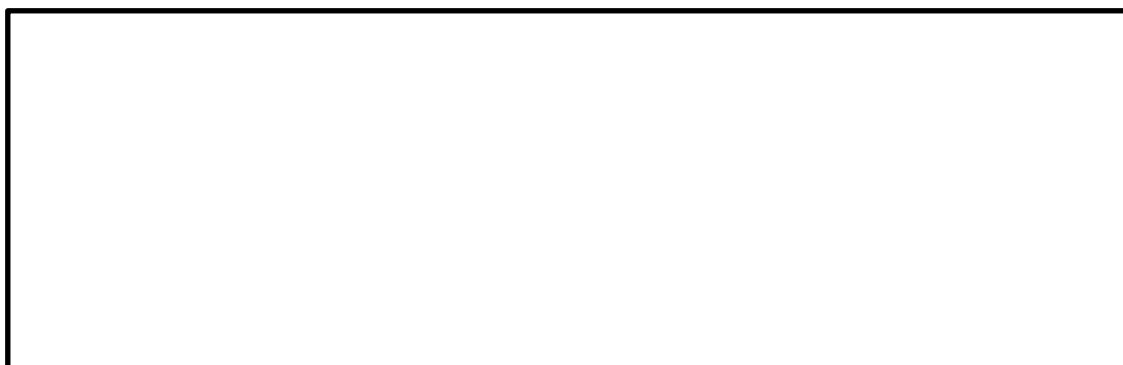


図 2.1-1 解析モデル

### 2.1.3 解析結果

NASTRANによる有効質量及び有効質量比の算出結果を表 2.1-2 に示す。また、内部水の密度は  $1000\text{kg/m}^3$  として、実際の内部水温度を考慮した密度に対して大きい値を適用し、有効質量が保守的に算出される条件を適用する。

表 2.1-2 NASTRANによる有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

## 2.2 振動試験

円環形状容器の内部水の有効質量算出に 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（別紙 11 参照）。

### 2.2.1 試験体

試験体の寸法は、島根 1 号機サプレッションチェンバの 1/20 に設定し、材質は内部水の挙動を確認するためアクリルとし、サプレッションチェンバシエル及び補強リングを試験体として模擬する。

試験装置は、振動台の上に試験体を支持する架台を設け、その上に試験体を設置した。振動台と架台の間には加振方向に 2 本のリニアガイドを並行に配置し、試験体及び架台が加振方向に移動できる構造とした。試験体及び架台はロードセルを介して振動台に固定されるため、試験体及び架台の振動応答による水平方向反力はロードセルで確認することができる。試験装置の外観を図 2.2-1 に示す。



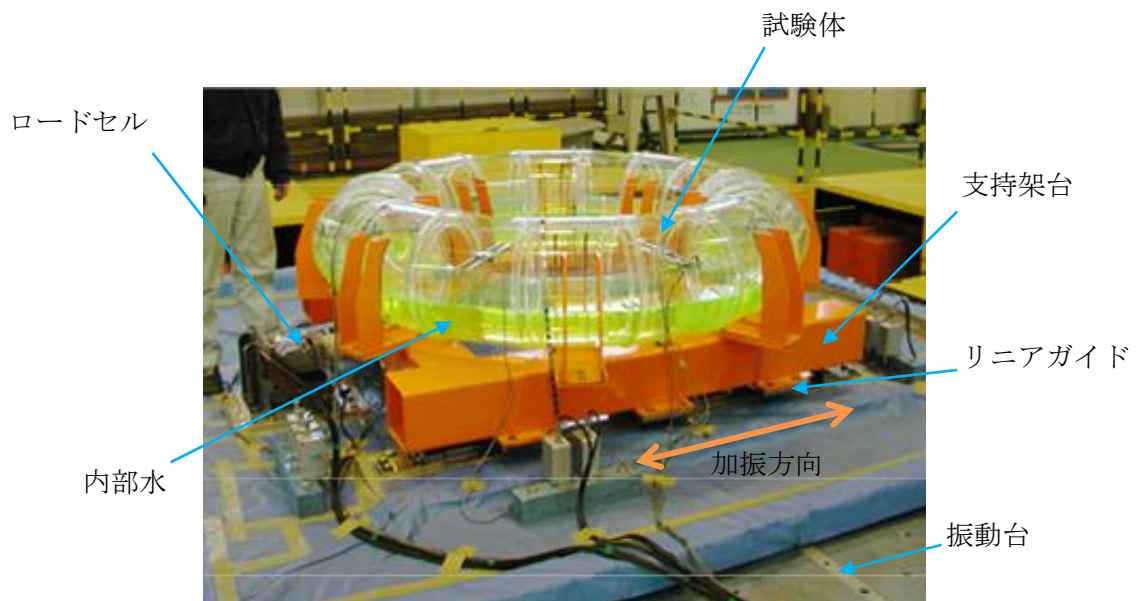


図 2.2-1 試験装置の外観

## 2.2.2 計測項目及び計測機器設置位置

計測項目を表 2.2-1 に示す。これらのうち内部水の有効質量を評価する上で重要な計測項目は振動台上の加速度，試験体への入力となる架台上的の加速度及び反力である。計測機器設置位置を図 2.2-2 に示す。

表 2.2-1 計測項目

計測項目	計測機器	位置	計測チャンネル数 (設置位置)
反力	ロードセル	振動台-架台間	X成分
加速度	加速度計	振動台上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )
		架台上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )
		試験体上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )

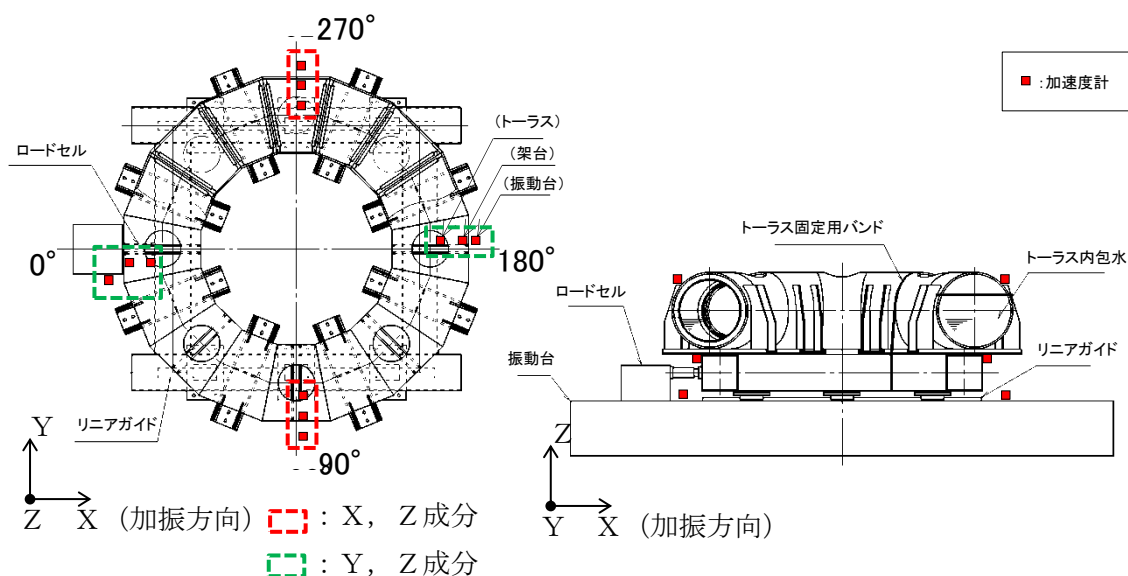
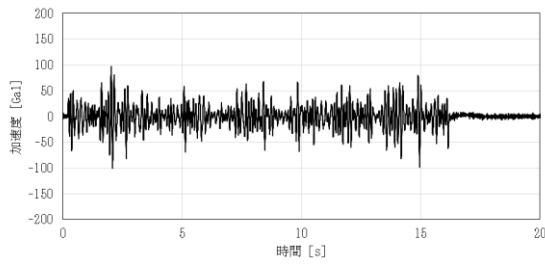


図 2.2-2 計測機器設置位置

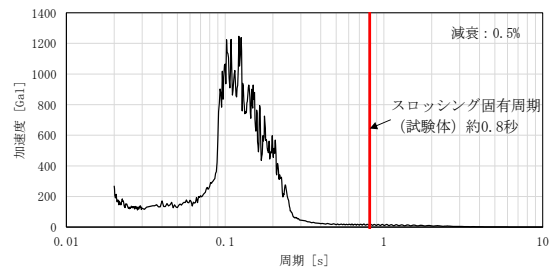
### 2.2.3 試験条件

振動試験では振動台への入力波として、スロッシング周期帯に加速度成分を含まないランダム波A及びスロッシング周期帯に加速度成分を含むランダム波Bの模擬地震波を用いており、それぞれのランダム波の最大応答加速度を100Gal, 200Gal, 300Gal, 400Galとする4ケースの試験を実施する。試験体への入力波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトルの例を図2.2-3及び図2.2-4に示す。

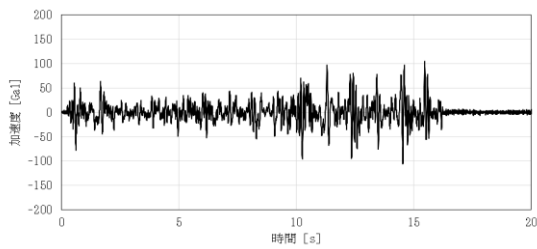
試験水位レベルは、各試験ケースに対して、内部水なし、内部水あり（H. W. L相当）の計2ケースとする（図2.2-5参照）。



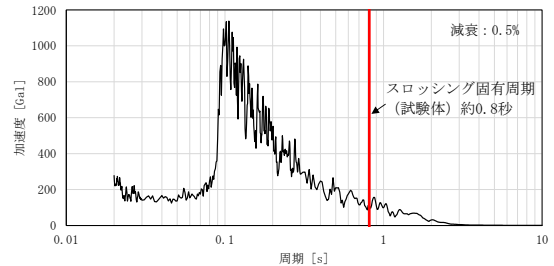
ランダム波A



ランダム波A



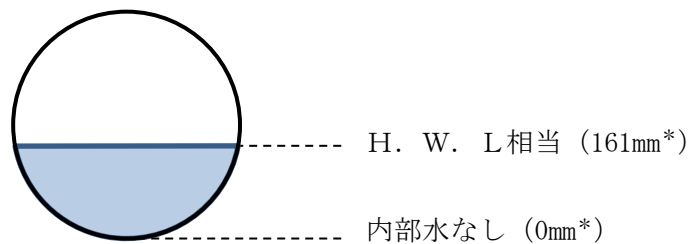
ランダム波B



ランダム波B

図 2.2-3 振動台入力加速度  
時刻歴波形

図 2.2-4 振動台入力応答加速度  
スペクトル



注記\* : 試験体底面からの高さ

図 2.2-5 試験水位レベル

## 2.2.4 試験結果

計測荷重の時刻歴の例を図 2.2-6 に示す。図 2.2-6 において、計測荷重  $F$  と架台上の計測加速度 (=試験体への入力加速度)  $\ddot{x}$  との関係は、運動方程式から下式で表される。

$$F = (M + M_E) \ddot{x}$$

ここで、

$M$  : 試験体 (構造体) の質量

$M_E$  : 内部水の有効質量

上式のとおり、試験体 (構造体) の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、内部水ありの試験結果及び内部水なしの試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される (図 2.2-7 参照)。

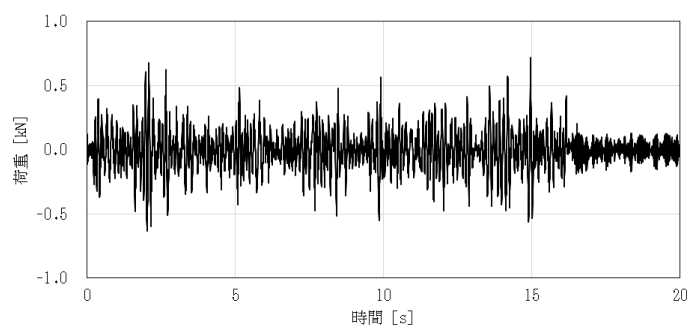


図 2.2-6 計測荷重の時刻歴

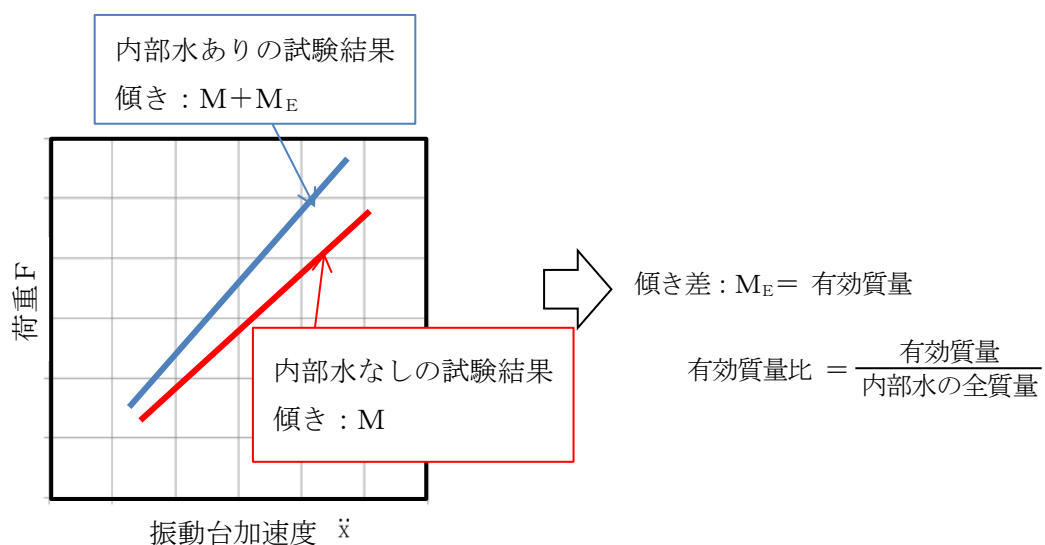


図 2.2-7 内部水の有効質量  $M_E$  及び有効質量比の算出方法

試験結果として得られた荷重－加速度関係の回帰直線の傾き及びこれらから算出した有効質量比を表 2.2-2 に示す。ここで、回帰直線の傾きは、内部水あり・なしの試験について、異なる加速度での試験ケースごとの最大加速度及び最大荷重を同一のグラフにプロットした結果として得られる。このときの荷重－加速度関係を図 2.2-8 に示す。本試験では最大加速度及び最大荷重の関係から有効質量比を算出していることから、表 2.2-2 に示すとおり、ランダム波 B での有効質量比はスロッシング荷重の影響でランダム波 A よりもわずかに大きく算出されるが、内部水の全質量に対しては約 2%の相違であり、同程度の結果が得られている。

表 2.2-2 振動試験結果から算出した有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20

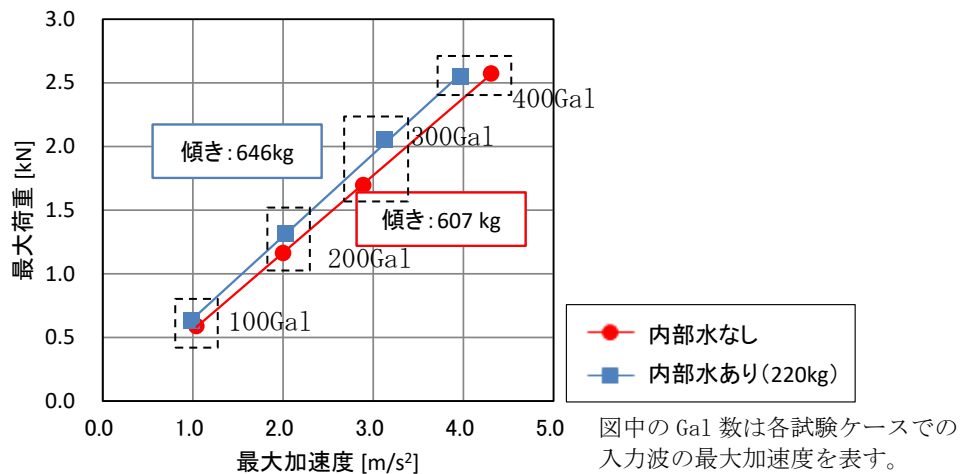


図 2.2-8 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係  
(ランダム波 A)

### 2.3 妥当性検証

2.1 及び 2.2 に示した NASTRAN、振動試験により算出した有効質量比を整理して表 2.3-1 に示す。

入力波の特性に関係なく、容器の形状及び水位により有効質量比が定まる NASTRAN により算出した有効質量比に対し（別紙 13 参照）、内部水の流動を直接考慮した振動試験から算出した有効質量比が同等であり、おおむね NASTRAN の値が保守的な傾向を示すことを確認した。NASTRAN により算出される内部水の有効質量比は、内部水の流動による内部水の有効質量比の低減が反映されないため、保守的な傾向を示すと考えられる。以上より、NASTRAN により算出される有効質量比は妥当であると考えられる。

表 2.3-1 各方法による有効質量比の評価結果

項目	NASTRAN	振動試験	
		ランダム波 A	ランダム波 B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

### 3. 耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定

島根 2 号機の実機評価に適用する内部水の有効質量は、実機解析モデルに対する仮想質量法と内部構造物を含む実機解析モデルに対する流体解析による内部水の有効質量比を比較し、その妥当性を検証した上で、解析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仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、設定する。

#### 3.1 仮想質量法による実機内部水の有効質量比の算出

2. により妥当性を確認した仮想質量法を用いて、島根 2 号機の実機解析モデルにより内部水の有効質量比を算出する。

##### 3.1.1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

仮想質量法に用いる実機解析モデルを図 3.1-1 に示す。

島根 2 号機の実機解析モデルは、サプレッションチェンバ(補強リングを含む)の寸法、剛性を模擬したシェル要素とし、内部水の水位を設定する。なお、本解析モデルは、サプレッションチェンバの内部水の有効質量の算出に用いるものであり、サプレッションチェンバサポートは模擬していない。また、主要な内部構造物をモデル化することとし、ベントヘッダ、ダウンカマ、クエンチャ、ECCS ストレーナをモデル化する。

内部水の水位は、図 3.1-2 に示すとおり、重大事故等時水位より高い水位（ダウンカマ取付部下端位置）（以下「耐震解析用重大事故等時水位」という。）とする。

なお、耐震解析用重大事故等時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動  $S_d$  及び基準地震動  $S_s$  による地震力と組み合わせる水位であるが、対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、耐震評価上保守的な水位として設計基準対象施設としての耐震評価にも適用する（別紙 10 参照）。



図 3.1-1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

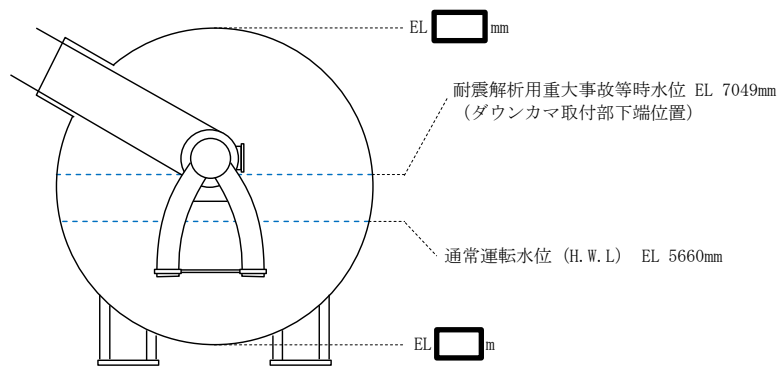


図 3.1-2 解析水位ケース

### 3.1.2 流体解析による実機の有効質量比の算出

仮想質量法の実機解析の妥当性を検証するため、島根2号機の主要な内部構造物（ベントヘッド、ダウンカマ、クエンチャ、ECCSストレーナ）をモデル化した実機解析モデルを用いて **Fluent** の流体解析により内部水の有効質量比を算出し、仮想質量法の内部水の有効質量比と比較する。

流体解析に用いる実機解析モデルを図 3.1-3 に示す。流体解析に用いる島根2号機の実機解析モデルの水位条件は、仮想質量法と同じである（図 3.1-2 参照）。また、入力地震動は、基準地震動  $S_s$  の特徴を踏まえ、**サプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きく、耐震評価上厳しい条件である**  $S_s - D$  を用いた（別紙 14 参照）。

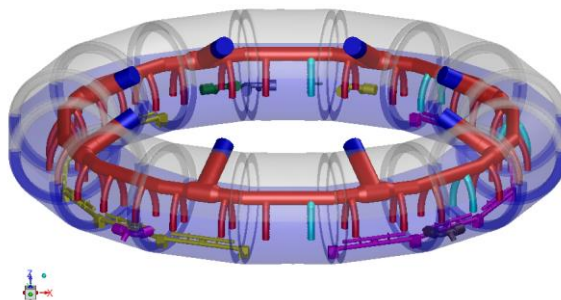


図 3.1-3 流体解析に用いる実機解析モデル

### 3.1.3 解析結果

仮想質量法及び流体解析による島根2号機の実機サプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算出結果を表3.1-1に示す。なお、流体解析結果を用いた有効質量比の算出では、サプレッションチェンバ壁面に加わる荷重と入力加速度の時々刻々の関係をグラフ上にプロットした結果の回帰直線の傾きとして有効質量比が得られる(図3.1-4参照)。

表 3.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

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

注記\*：サプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きく、耐震評価上厳しい条件である  $S_s - D$  を用いた算定結果

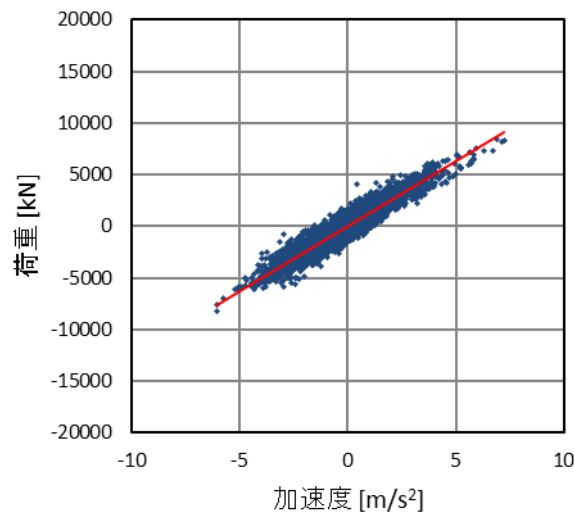


図 3.1-4 荷重と加速度の関係

### 3.2 不確かさを踏まえた耐震評価用の内部水の有効質量の設定

島根2号機の実機評価に適用する内部水の有効質量の設定に当たり、仮想質量法に対する流体解析及び振動試験の値の差異等を踏まえ、仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、島根2号機の実機評価に適用する内部水の有効質量を設定する。

試験体モデルに対しては、表2.3-1のとおり、仮想質量法、振動試験により算出した内部水の有効質量比は同等であり、おおむね仮想質量法の値が保守的な傾向を示す。

実機解析モデルに対しては、表3.1-1のとおり、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比は、流体解析により算出される内部水の有効質量比と同等である。

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの内部水の



有効質量比に対して、仮想質量法を用いて内部水の有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても内部水の有効質量比がほぼ一致している、又は仮想質量法の値が保守的な傾向となっている（別紙 15 参照）。

したがって、島根 2 号機の地震応答解析に考慮する内部水の有効質量は、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比が、他評価手法及び容器構造設計指針に対して一致もしくはおおむね保守的な傾向（内部水の有効質量比が大きくなる）を示すことから、仮想質量法により算出される内部水の有効質量を適用する。

なお、評価手法の違い（仮想質量法と流体解析）による内部水の有効質量比の差異によって、サプレッションチェンバの固有周期が変動するため、耐震評価に用いる床応答スペクトルとの関係にも配慮し、地震荷重を算出する。

## サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及びその妥当性

## 1. 概要

今回工認に用いる島根 2 号機のサプレッションチェンバ地震応答解析モデル(はり要素を用いた 3 次元多質点モデル)における内部水の有効質量は, N A S T R A N を用いた仮想質量法(以下「仮想質量法」という。)(シェル要素を用いた実機解析モデル)により算出される各要素の内部水の有効質量及びその位置(高さ)を考慮し, 地震応答解析モデルの各質点に縮約して設定する。

本資料では, その縮約方法の考え方及びその妥当性について説明する。

## 2. 縮約

縮約とは, 膨大な数のデータを扱う有限要素法などの解析において, 行列の大きさ(次元)を小さくする解析上のテクニックであり, その手法として, G u y a n の縮約法(Guyan's Reduction)が広く一般的に使われている。

サプレッションチェンバの内部水に対する有効質量を地震応答解析モデルに設定するにあたり, この手法を用いて, N A S T R A N により算出されるサプレッションチェンバシェルの各要素の有効質量及びその位置(高さ)を, 地震応答解析モデルの各質点に縮約する(図 2-1 参照)。

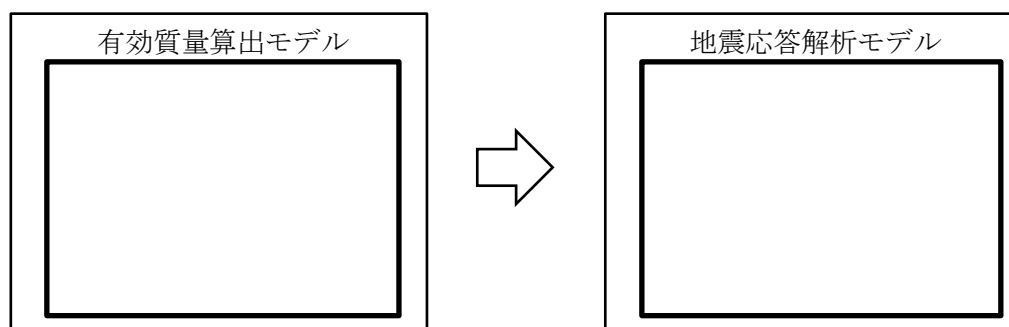


図 2-1 内部水の有効質量の縮約

## 3. 地震応答解析モデルへの縮約方法

## 3.1 地震応答解析モデルへの縮約方法の考え方

仮想質量法により算出されるサプレッションチェンバシェルの各要素の内部水の有効質量及びその位置(高さ)を, 地震応答解析モデルのサプレッションチェンバの各質点に縮約する方法(G u y a n の縮約法)のイメージを図 3.1-1 に示す。

## ① 仮想質量法から算出されるサプレッションチェンバの内部水の有効質量

仮想質量法ではサプレッションチェンバシェルの各要素に対する内部水の有効質量が

算出されており、解析モデルの一断面を考えた場合、有効質量算出モデルの1要素における内部水の有効質量 $m_i$ は、水平方向及び鉛直方向の内部水の有効質量 ( $m_{x_i}$ ,  $m_{z_i}$ ) に分解できる。

なお、水平方向の内部水の有効質量 $m_{x_i}$ をサプレッションチェンバ全体に積分するとサプレッションチェンバの内部水に対する有効質量と一致し、また、鉛直方向の内部水の有効質量 $m_{z_i}$ をサプレッションチェンバ全体に積分した場合、サプレッションチェンバシエルの底面圧力による荷重と一致する。

② 地震応答解析モデルのはり要素（1箇所）の質点）への縮約（1要素の有効質量）

上記①で示した水平方向及び鉛直方向の内部水の有効質量 ( $m_{x_i}$ ,  $m_{z_i}$ )、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箇所の質点）における慣性力及び回転慣性力が等価となるように、並進質量 ( $m_x$ ,  $m_z$ ) 及び回転質量 ( $Rm_x$ ,  $Rm_z$ ) を設定する。

なお、回転質量 $Rm_z$ は、サプレッションチェンバシエルの底面圧力によるモーメントとして考慮される。

③ 地震応答解析モデルのはり要素（1箇所の質点）への縮約（全要素の内部水の有効質量）

仮想質量法により算出されるサプレッションチェンバシエル全要素の内部水の有効質量に対して、上記②の考え方を3次元の位置関係を考慮して展開し、地震応答解析モデルのはり要素（1箇所の質点）における並進質量 ( $m_x$ ,  $m_y$ ,  $m_z$ ) 及び回転質量 ( $Rm_x$ ,  $Rm_y$ ,  $Rm_z$ ) に縮約する。

④ 地震応答解析モデル（全質点）における内部水の有効質量の設定

地震応答解析モデルにおける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 3.1-1 Guyan の縮約法のイメージ

### 3.2 地震応答解析モデルへ縮約される内部水の有効質量及びその妥当性

今回工認に用いるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図 3.2-1 に示す。また、耐震解析用重大事故等時水位による水平方向（X方向）及び鉛直方向（Z方向）の地震応答解析モデルの各質点位置に縮約される内部水の有効質量を表 3.2-1 及び表 3.2-2 に示し、今回工認に用いるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルに設定する内部水の有効質量（並進質量及び回転質量）が有する意味合いを以下に示す。

#### (1) 並進質量

- X方向の各質点の並進質量 $m_x$ の合計値  kg は、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を表し、Z方向の各質点の並進質量 $m_z$ の合計値  kg は、サプレッションチェンバ内部水の全質量を表すことから、内部水の有効質量比は、0.28 (= ) となる。
- この内部水の有効質量比は、本文表 4.1-1 における仮想質量法による実機解析モデル（耐震解析用重大事故等時水位）の内部水の有効質量比 0.28 と一致する。
- X方向の並進質量 $m_x$ は、X軸方向（質点 17, 49）がY軸方向（質点 1, 33）よりも質量が集中する傾向があり、X方向加振時に想定される圧力分布とも整合している。
- X方向の並進質量 $m_y$ 、 $m_z$ 及びZ方向の並進質量 $m_x$ 、 $m_y$ は、サプレッションチェンバの容器形状（軸対称）に応じた分布となっており、それぞれの合計値は 0 となる。

#### (2) 回転質量

- X方向の各質点の回転質量 $Rm_y$ は、サプレッションチェンバの容器内面に加わる圧力（各シェル要素のX方向成分及びZ方向成分）を各質点位置にオフセットした場合の等価な回転慣性力を表している。
- 各質点での回転質量 $Rm_y$ は、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）を基準としているため、回転質量が負の場合は容器中心位置よりも高い位置に、回転質量が正の場合は容器中心位置よりも低い位置に内部水の等価高さがあるとみなすことができる。
- 今回の地震応答解析モデルにおけるX方向の各質点位置の回転質量の合計値は負であるため、サプレッションチェンバ内部水の有効質量の等価高さは、容器中心位置よりも高い位置にあることを表している。
- X方向の有効質量（並進質量 $m_x$ ）の合計値  kg とX方向の回転質量 $Rm_y$ の合計値  kg・m から、サプレッションチェンバ内部水全体を簡便に一質点とした場合の等価高さは、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）から約  m (= ) 高い位置にあると算出される。
- これは、内部水の重心位置（容器中心位置から下方に約  m の位置）よりも高く、Housner理論による底面圧力を考慮した円筒容器の評価式における容器水位に対する容器半径が比較的大きい場合の傾向とも整合する。
- X方向の回転質量 $Rm_x$ 、 $Rm_z$ 及びZ方向の回転質量 $Rm_x$ 、 $Rm_y$ 、 $Rm_z$ は、隣り

合う質点の関係として回転質量の増減が現れるが、これは質点位置の容器形状の違い（直管部及びエビ継部）によるものであり、容器形状が軸対称であるため、それぞれの合計値は、ほぼ0となる。



図 3.2-1 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

表 3.2-1 縮約した内部水の有効質量（耐震解析用重大事故等時水位，X方向）

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

表 3.2-2 縮約した内部水の有効質量（耐震解析用重大事故等時水位，Z方向）

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



#### 4. 応答解析モデルの妥当性確認

##### 4.1 妥当性確認方針

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルにおいては、内部水の等価高さを適切に考慮するため、NASTRANの機能であるG u y a n縮約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おり、NASTRANのG u y a n縮約法を用いて縮約した水平方向の有効質量については、3.にて、G u y a n縮約法を適用していないNASTRAN（3次元シェルモデル）から算出した水平方向の有効質量と同等であることを確認している。

ここで、円筒容器等をモデル化する手法として用いられるH o u s n e r理論における円筒容器等の評価式では、有効質量及び等価高さを以下のとおり算定している。

- ① 有効質量は水平方向の加速度による内部水から受ける容器側面圧力（水平方向の圧力）から算定
- ② 内部水の等価高さは上記①の有効質量と容器側面圧力（水平方向の圧力）による回転モーメントから算定
- ③ 容器半径に対して水位が低い場合の等価高さは上記②に加えて、底面圧力（鉛直方向の圧力）による回転モーメントから算定される高さを加算

上記③における等価高さの取り扱い及び3.2における等価高さが内部水の重心位置よりも高いことを考慮すると、サプレッションチェンバ内部水から受ける容器側面圧力（水平方向の圧力）に加えて底面圧力（鉛直方向の圧力）を把握することは重要である。

今回工認に用いる地震応答解析モデルでは、NASTRANを用いて容器（各要素）の内面圧力（水平方向の圧力、鉛直方向の圧力）から各方向の有効質量を算定しており、これらはG u y a n縮約法を用いてサプレッションチェンバのはりモデルの質点位置に縮約される。このため、以下の検討によりサプレッションチェンバの応答解析モデルの妥当性の確認を行う。

##### ① 鉛直方向圧力の妥当性確認

NASTRAN（3次元シェルモデル）により算出される鉛直方向の有効質量比と、F l u e n tによる流体解析結果から得られる流体解析結果から算出される鉛直方向の有効質量比との比較により、NASTRANの有効質量算出モデルにおける鉛直方向圧力の妥当性の確認を行う。

##### ② G u y a n縮約法の妥当性確認

サプレッションチェンバ実機解析モデルにおいて、G u y a n縮約法を適用（3次元はりモデル）、非適用（3次元シェル+はりモデル）の解析モデルにより得られる応答加速度を比較し、サプレッションチェンバにおけるG u y a n縮約法の妥当性確認を行う。

本検討の目的を表4.1-1に示す。なお、本検討には妥当性確認用の解析モデルを適用し、妥当性確認用解析モデルの水位は図4.1-1に示すとおりとする。妥当性確認用解析モデルの水位は、重大事故等時の耐震評価において、基準地震動S<sub>s</sub>との組合せで基本とするケースである「格納容器過圧・過温破損（残留熱代替除去系を使用する場合）」における水位である（別紙10参照）。

表 4.1-1 検討の目的

比較対象	3次元シェルモデル* <sup>1</sup> ／流体解析モデル	3次元シェル+はりモデル* <sup>2</sup> ／3次元はりモデル* <sup>3</sup>
確認項目	鉛直方向の有効質量比	応答加速度・荷重
検討目的	鉛直方向の圧力の 妥当性確認	G u y a n縮約法の 妥当性確認

注記\*1：N A S T R A Nによる有効質量算出モデル

\*2：N A S T R A Nで算定した有効質量をシェル要素とし，サブレーションチェンバの構造部分をはりモデルとした応答解析モデル

\*3：N A S T R A Nで算定した有効質量をG u y a n縮約法により試験体のはり要素に付加した応答解析モデル（今回工認におけるサブレーションチェンバの地震応答解析モデル）

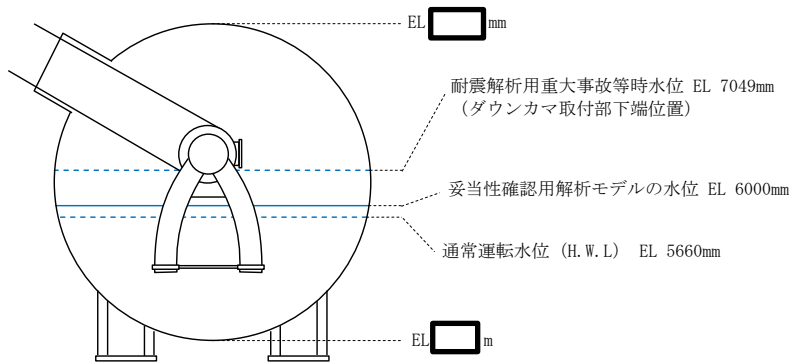


図 4.1-1 妥当性確認用解析モデルの水位

#### 4.1.1 鉛直方向圧力の妥当性確認

##### (1) 解析条件

3次元シェルモデル及び流体解析モデルを図4.1-2及び図4.1-3に示す。



図4.1-2 3次元シェルモデル (NASTRAN)



a. 外観

b. 内部構造物

図4.1-3 流体解析モデル (Fluent)

##### (2) 解析結果

実機サプレッションチェンバの鉛直方向の有効質量比の算出結果を表4.1-2に示す。3次元シェルモデル及び流体解析モデルにより算出した有効質量比はほぼ一致しており、NASTRANによる鉛直方向圧力は適切である。

表4.1-2 鉛直方向の有効質量比算出結果

	3次元シェルモデル (NASTRAN)	流体解析モデル (Fluent)
鉛直方向の 有効質量比	0.98	0.99

#### 4.1.2 G u y a n 縮約法の妥当性確認

##### (1) 解析モデル

応答解析結果の比較を行う解析モデルを以下に示す。

##### ① 3次元シェル+はりモデル

N A S T R A N で算定した有効質量をシェル要素とし、サプレッションチェンバの構造部分をはりモデルとした3次元シェル+はりモデル (図 4.1-4 参照)

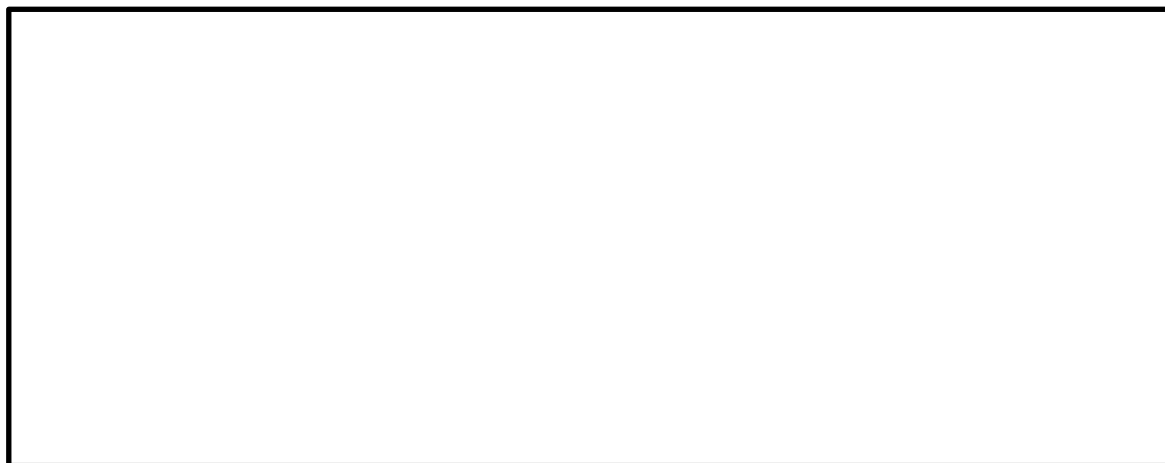


図 4.1-4 3次元シェル+はりモデル

##### ② 3次元はりモデル

N A S T R A N で算定した有効質量を G u y a n 縮約法により試験体のはり要素に付加した3次元はりモデル (図 4.1-5 参照)



図 4.1-5 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 4.1-3 に示す。

表 4.1-3 解析条件

項目		内容*2	
解析モデル		3次元シェル+はりモデル	3次元はりモデル*1
モデル	内部水	シェル要素	質点に縮約
	鋼材部分	はりモデル	
内部水の有効質量の算定方法		N A S T R A Nにより有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		シェル要素として付加	G u y a n縮約法を用いて試験体のはり要素に付加
水位条件		重大事故時想定水位 ( S s )	
入力地震動		S s - D ( N S 方向, E W 方向, 鉛直方向)	
解析コード		N A S T R A N	

注記\*1：耐震評価用の応答解析モデル

\*2：記載していない内容については耐震評価用の応答解析と同様

(3) 入力加速度及び比較項目

3次元シェル+はりモデル及び3次元はりモデルにおいて、加速度はNS方向、EW方向及び鉛直方向の各方向に入力し、3方向入力を組み合わせた応答加速度及び荷重を算出する。加速度及び荷重の比較項目は以下のとおりとする。

① 加速度

各方向の時刻歴応答加速度及び最大応答加速度の比較を行う。応答加速度の比較位置を図 4.1-6 に示す。



図 4.1-6 応答加速度の比較位置

## ② 荷重

サプレッションチェンバサポート基部に生じる最大荷重の比較を行う。比較対象とする荷重を図 4.1-7 に示す。なお、サプレッションチェンバサポートは半径方向にスライドする構造であるため、半径方向に有意な荷重は生じない。また、荷重の比較位置を図 4.1-8 に示す。

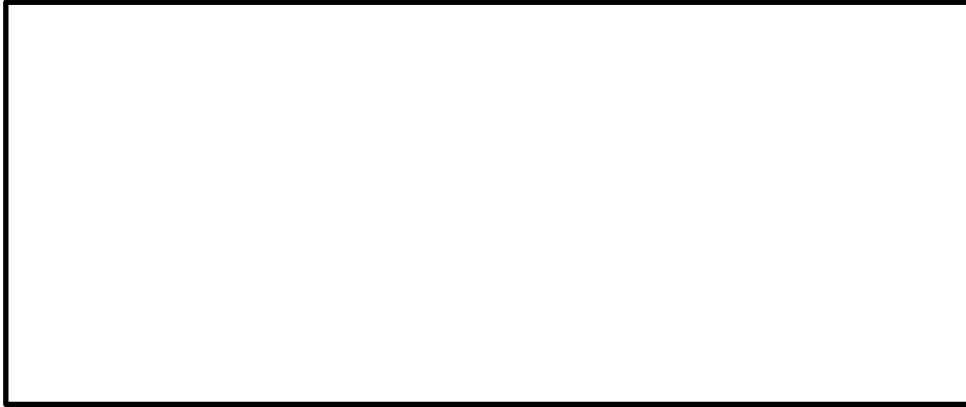


図 4.1-7 荷重の比較項目



図 4.1-8 荷重の比較位置

## (4) 解析結果

### ① 加速度

応答加速度の最大値の比較結果を表 4.1-4 に、時刻歴応答加速度の比較結果を図 4.1-9 及び図 4.1-10 に示す。表 4.1-4 において、最大加速度は 3 次元シェルモデル及び 3 次元はりモデルにおいて、おおむね一致する結果が得られている。また、図 4.1-9 及び図 4.1-10 において、3 次元シェルモデル及び 3 次元はりモデルの時刻歴応答加速度はよく一致している。

表 4.1-4 最大応答加速度の比較

項目	節点	最大加速度 (m/s <sup>2</sup> )		加速度比 (①/②)
		① 3次元 シェル+はり モデル	② 3次元 はりモデル	
NS方向 加速度	(A)	30.3	30.8	0.98
	(B)	14.6	14.8	0.99
EW方向 加速度	(A)	17.7	17.6	1.01
	(B)	36.4	36.5	1.00
鉛直方向 加速度	(A)	7.4	8.2	0.90
	(B)	7.4	8.4	0.88

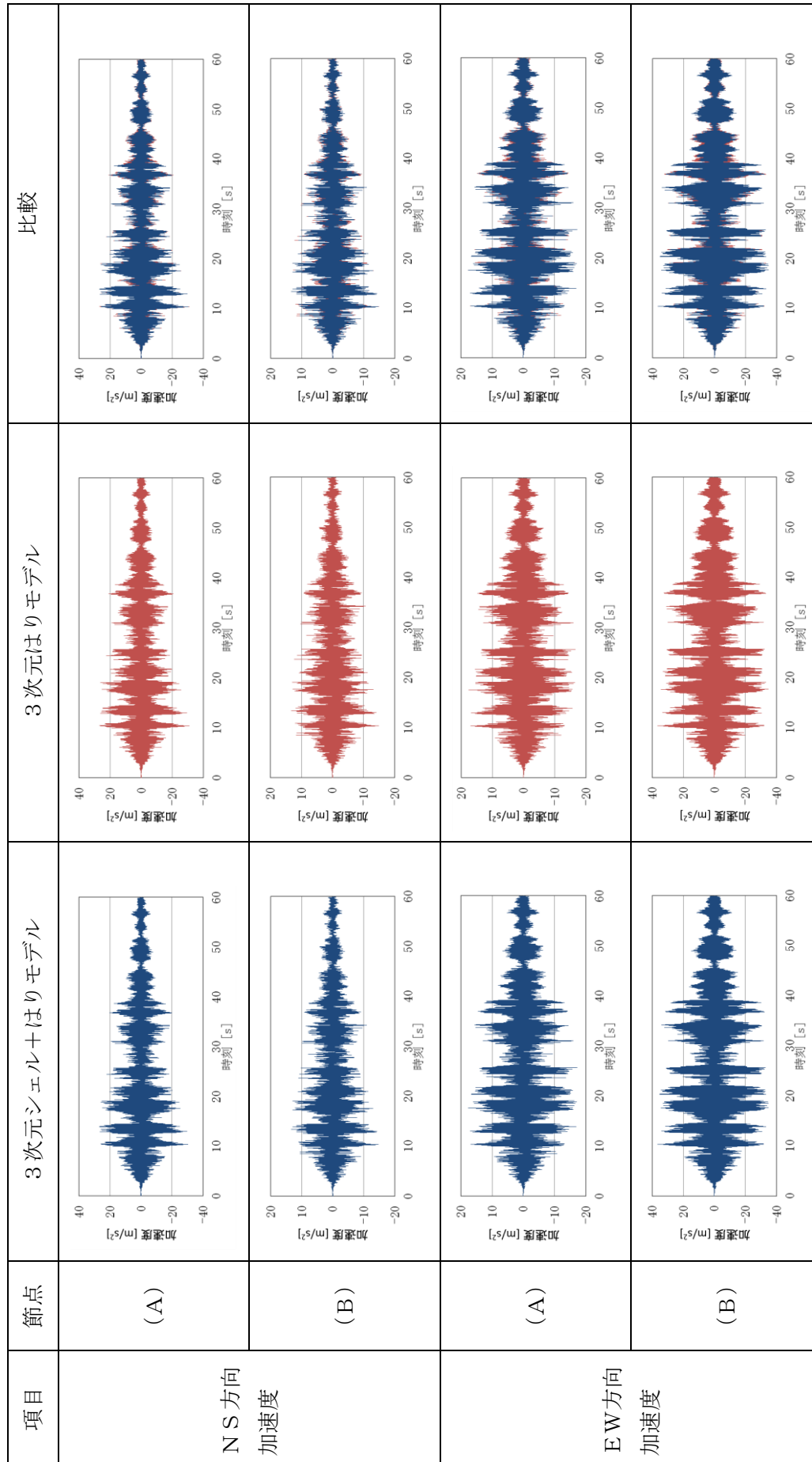


図 4.1-9 時刻歴応答加速度の比較 (水平方向)



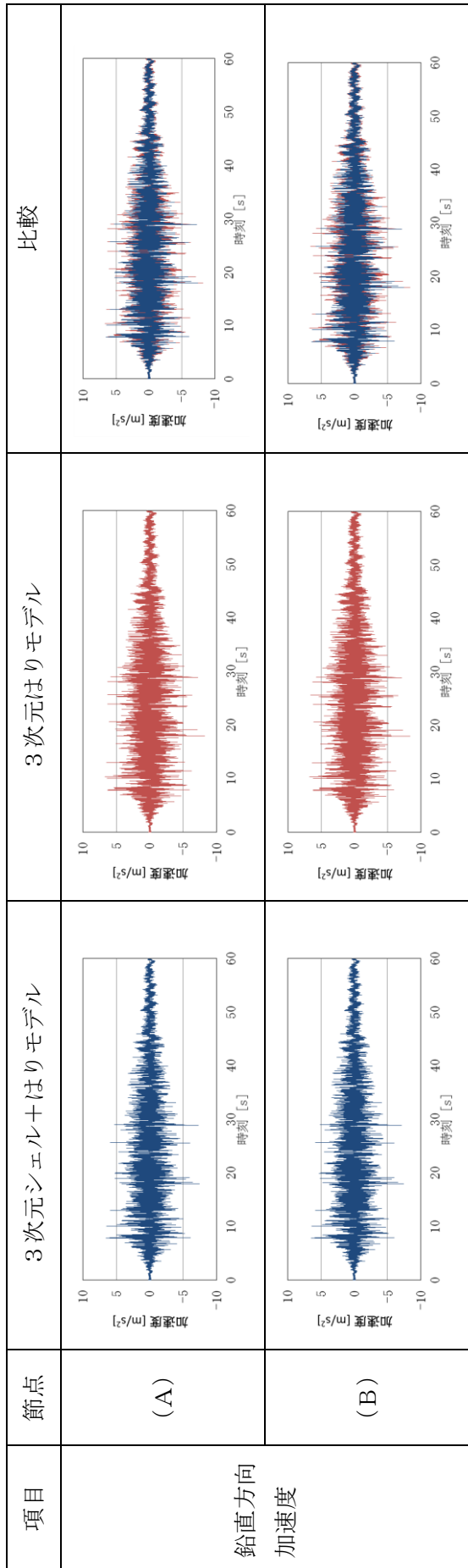


図 4.1-10 時刻歴応答加速度の比較 (鉛直方向)

② 荷重

最大荷重の比較結果を表 4.1-5 に示す。表 4.1-5 に示すとおり、3次元シェルモデル及び3次元はりモデルの最大荷重はおおむね一致している。

表 4.1-5 最大荷重の比較

項目	節点	① 3次元 シェル+はり モデル	② 3次元 はりモデル	荷重比 (①/②)
周方向反力 (kN)	(a)	4.00E+03	4.06E+03	0.98
	(b)	2.58E+03	2.63E+03	0.98
	(c)	3.45E+03	3.51E+03	0.98
	(d)	2.23E+03	2.27E+03	0.98
鉛直方向反力 (kN)	(a)	1.01E+03	1.04E+03	0.98
	(b)	1.50E+03	1.58E+03	0.95
	(c)	1.06E+03	1.08E+03	0.98
	(d)	1.68E+03	1.77E+03	0.95
半径軸回り モーメント (N・m)	(a)	4.55E+06	4.62E+06	0.98
	(b)	3.21E+06	3.26E+06	0.98
	(c)	3.92E+06	3.98E+06	0.98
	(d)	2.77E+06	2.82E+06	0.98
接線軸回り モーメント (N・m)	(a)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(b)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(c)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
	(d)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
鉛直軸回り モーメント (N・m)	(a)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(b)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(c)	1.57E+05	1.59E+05	0.98
	(d)	1.57E+05	1.59E+05	0.98

#### 4.1.3 妥当性確認結果

4.1.1 より、NASTRANの3次元シェルモデルによる解析結果において、内部水の流動を考慮した流体解析モデルと同等の有効質量比が得られていることから、NASTRANにおいて鉛直方向における内部水のモデル化は妥当であることを確認した。

また、4.1.2 より、3次元シェルモデル及び3次元はりモデルにおいて、最大応答加速度と最大荷重がおおむね一致しており、時刻歴応答加速度についてもよく一致した結果が得られていることから、Guyan縮約法は妥当であることを確認した。

(補足)

### G u y a n 縮約法における回転質量について

G u y a n 縮約法における回転質量の符号と質量の等価高さの関係を示す。

ある剛体の質量を縮約する場合において、縮約させる位置が剛体の重心高さより高いケース（ケース1）と縮約させる位置が剛体の重心高さより低いケース（ケース2）を考える。このとき、G u y a n 縮約のイメージを図1に示す。

ケース1において、反時計回りをモーメントの正方向とすると、剛体底部に加わるモーメントMは下式で表される。

$$M = m \cdot h$$

ここで、剛体質量を点Aに縮約する場合、並進質量mにより剛体底部に加わるモーメントM<sub>G</sub>は下式で表される。

$$M_G = m \cdot H$$

縮約の前後で剛体底部に加わるモーメントは変わらないため、このときの回転質量R<sub>m</sub>は以下の関係を満足する値として設定される。

$$M = M_G + R_m$$

以上より、回転質量R<sub>m</sub>は下式で表される。

$$R_m = M - M_G = m (h - H)$$

ケース1では、縮約させる位置が剛体の重心高さより高い（ $h < H$ ）ため、回転質量R<sub>m</sub>は負の値となる。

ケース2においても同様に、回転質量R<sub>m</sub>は下式で表される。

$$R_m = M - M_G = m (h - H)$$

ケース2では、縮約させる位置が剛体の重心高さより低い（ $H < h$ ）ため、回転質量R<sub>m</sub>は正の値となる。

以上より、反時計回りをモーメントの正方向とすると、G u y a n 縮約法による縮約の位置が剛体の重心高さより高い場合、回転質量は負の値となり、縮約の位置が剛体の重心高さより低い場合、回転質量は正の値となる。なお、モーメントの正方向を逆にした場合は、回転質量の正負が逆になる。

- : 剛体質量
- : 縮約させる点A
- ↻ : 底部に加わるモーメント
- ↻ : 回転質量

- $m$  : 剛体の質量
- $h$  : 剛体の重心高さ
- $H$  : 縮約させる点Aの高さ
- $M$  : 剛体底部でのモーメント
- $M_G$  : 剛体底部でのモーメント (G u y a n縮約)
- $R_m$  : 回転質量 (G u y a n縮約)

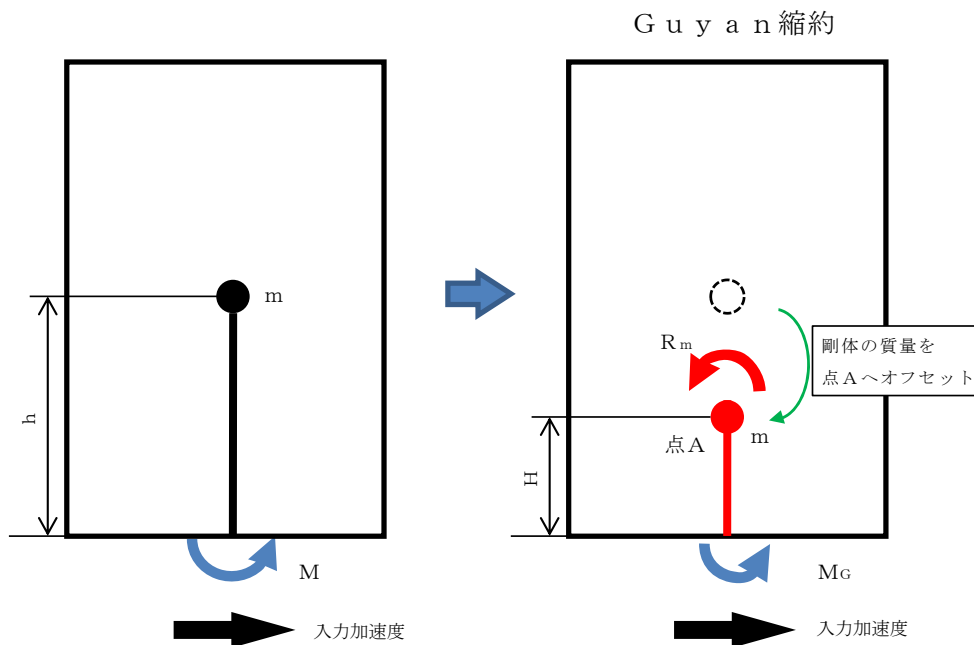
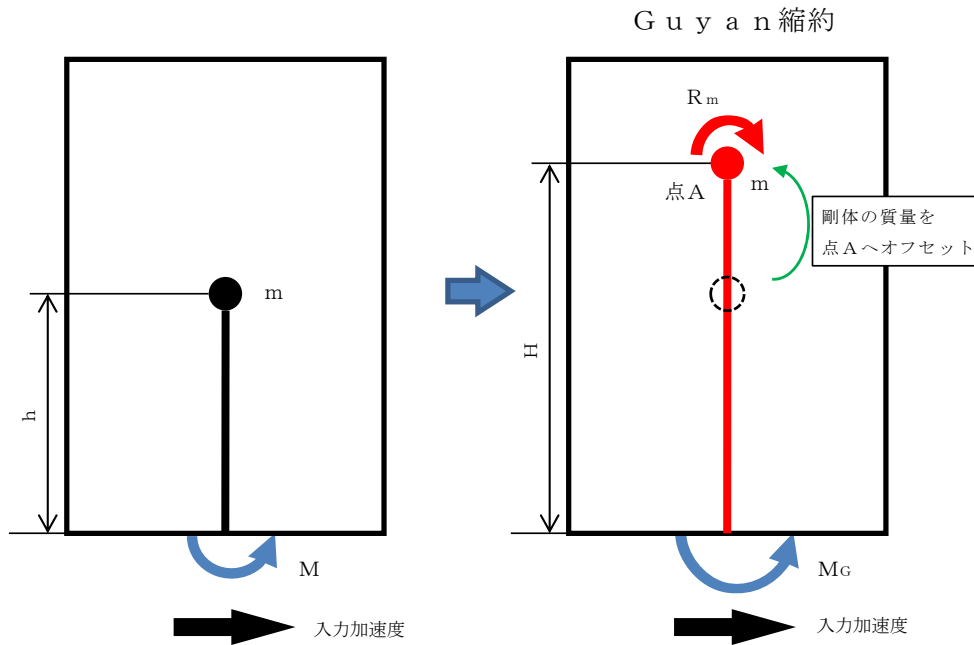


図 1 G u y a n縮約のイメージ

## 50Hz の領域まで作成した床応答スペクトルによる影響検討

スペクトルモーダル解析を適用するに当たって高振動数領域の影響を確認するため、50Hz の領域まで作成した検討用の床応答スペクトルを地震応答解析に適用し、重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの中で最も裕度が小さい部位を代表として応力評価を実施した。地震応答解析に用いた床応答スペクトルを図 1 に、応力評価結果を表 1 に、固有周期の一覧を表 2 に示す。本検討に用いた床応答スペクトルは、VI-2-1-7「設計用床応答スペクトルの作成方針」に基づき 0.02 秒（50Hz）までの床応答スペクトルを作成したものである。

地震応答解析において検討用床応答スペクトルを用いた場合、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの代表応力評価点に対する算出応力は、設計用床応答スペクトルを用いた場合と有効桁数の範囲で等しい結果となった。これは、今回工認における耐震評価において、設計上の配慮として 0.02 秒（50Hz）までの振動モードを考慮していること、高振動領域における応答加速度と刺激係数が比較的小さいことから、高振動数領域への応答影響が小さいためである。

したがって、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析における動的解析として高振動数領域の応答によるスペクトルモーダル解析への影響が十分に小さいことを確認した。

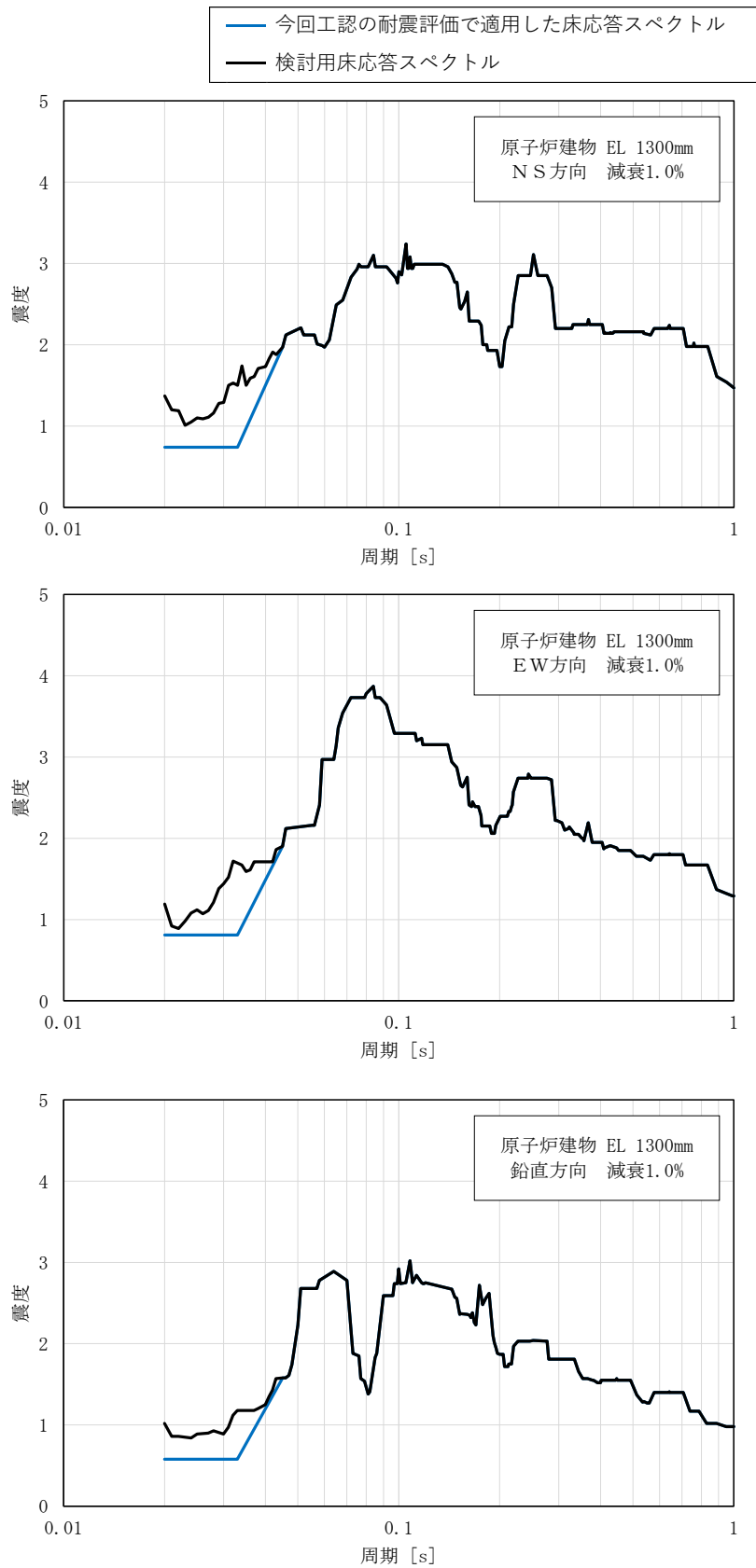


図1 検討用床応答スペクトル

表1 応力評価結果

応力評価点*1		応力分類	算出応力*2 (MPa)		許容応力*2 (MPa)
			設計用床応答スペクトル	検討用床応答スペクトル	
サブプレッションチェンバ	サブプレッションチェンバ 胴中央部上部 (P1)	一次一般膜応力	144	144	349
		一次膜+一次曲げ応力	144	144	523
		一次+二次応力	128	128	501
	サブプレッションチェンバ 胴エビ継部外側 (P8)	一次膜+一次曲げ応力	272	272	523
		一次+二次応力	478	478	501
サブプレッションチェンバ サポート	ベースプレート (P6) ボルト反力側	曲げ応力	242	242	344
		せん断応力	24	24	172
		組合せ応力	246	246	298

注記\*1：応力評価点は3.3.2に示す。

\*2：VI-2-9-2-2「サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-4「サブプレッションチェンバサポートの耐震性についての計算書」における「 $D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$ 」に対する評価結果を示す。



表 2(1) 固有周期一覧表 (地震応答解析モデル：水平方向)

モード	固有周期 (s)	刺激係数*		
		X方向	Y方向	Z方向
1次				
2次				
3次				
4次				
5次				
6次				
7次				
8次				
9次				
10次				
11次				
12次				
13次				
14次				
15次				
16次				
17次				
18次				
19次				
20次				
21次				
22次				
23次				
24次				
25次				
26次				
27次				
28次				
29次				
30次				
31次				
32次				
33次				
34次				
35次				
36次				
37次				
38次				
39次				
40次				
41次				
42次				
43次				
44次				
45次				
46次				
47次				
48次				
49次				
50次				
51次				

注記\*：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

表 2(2) 固有周期一覧表 (地震応答解析モデル：鉛直方向)

モード	固有周期 (s)	刺激係数*		
		X方向	Y方向	Z方向
1次				
2次				
3次				
4次				
5次				
6次				
7次				
8次				
9次				
10次				
11次				
12次				
13次				
14次				
15次				
16次				
17次				
18次				
19次				
20次				
21次				
22次				
23次				
24次				
25次				
26次				
27次				
28次				
29次				
30次				
31次				
32次				
33次				
34次				
35次				
36次				
37次				
38次				
39次				
40次				
41次				
42次				
43次				
44次				
45次				
46次				
47次				
48次				
49次				
50次				
51次				
52次				
53次				
54次				
55次				
56次				
57次				
58次				
59次				
60次				
61次				
62次				
63次				
64次				
65次				

注記\*：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定

1. はじめに

今回工認で採用したサプレッションチェンバの地震応答解析モデルは、サプレッションチェンバ本体とサプレッションチェンバサポートをはり要素で模擬し、サプレッションチェンバ本体とサプレッションチェンバサポート取付部の局部変形によるばね剛性については、サプレッションチェンバサポート取付部にばね要素で模擬することとしている。

なお、サプレッションチェンバ小円の断面変形及びサプレッションチェンバ胴の花びら状の変形については、応力評価に対する影響は別紙3において確認し、サプレッションチェンバの地震応答解析モデルではこれらの影響は考慮しない。

本資料は、上記を踏まえたばね要素の剛性（ばね剛性）の設定方法についてまとめたものである。

2. ばね要素について

サプレッションチェンバは、サプレッションチェンバ大円の内側と外側で1組のサプレッションチェンバサポートが16組で支持する構造となっている。このサプレッションチェンバサポート取付部の1セグメント部分を切り出して、その構造的な質量と剛性の関係を模式的に表し、サプレッションチェンバにおける剛性の設定の考え方を整理した図を図2-1に示す。

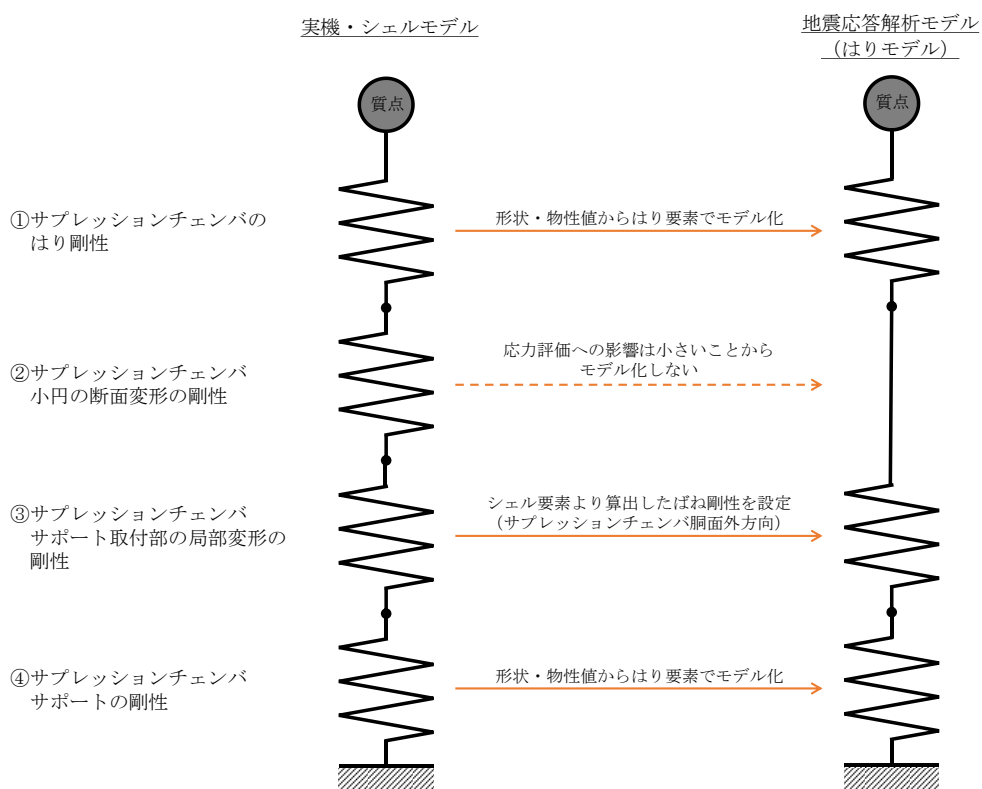


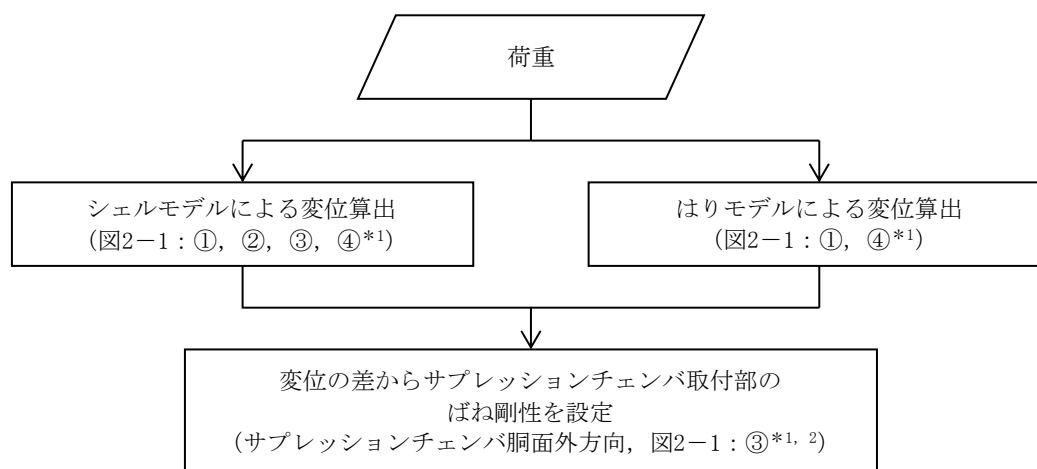
図 2-1 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

サプレッションチェンバの剛性は、断面変化なしの部分のはり剛性①とサプレッションチェンバ小円の断面変形による剛性②に分けて考えることができる。また、サプレッションチェンバサポート取付部は、はり要素のみでモデル化することが難しい複雑な構造であり局部的に変形するため、これをサプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性③とすると、サプレッションチェンバの断面変化なしの部分のはり剛性①、サプレッションチェンバサポートの剛性④をはり要素とし、これを接続する部分をばね要素としてモデル化すれば、実際の挙動に近い地震応答値を求めることができる。ここで、②については応力評価に対する影響が小さいため、①と④を接続する要素として、③をばね要素としてモデル化する。

なお、サプレッションチェンバ胴の面内方向の変形については、面外方向の変形に対して剛性が高いと考えられることから、ばね要素はサプレッションチェンバ胴の面外方向（並進1方向、回転2方向）について考慮する。

### 3. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定手順

ばね剛性の設定にあたっては、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素でモデル化した解析モデルに荷重を加え、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポート全体（図2-1の①、②、③、④）の変位を算出し、同じ範囲をはり要素でモデル化した解析モデルに同じ大きさの荷重を加え、はり要素（図2-1の①、④）の変位を差し引いた結果からばね剛性を設定する。ばね剛性の設定手順を図3-1に示す。



注記\*1: 各番号は以下の剛性を表す。

- ①サプレッションチェンバのはり剛性
- ②サプレッションチェンバ小円の断面変形の剛性
- ③サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の剛性
- ④サプレッションチェンバサポートの剛性

\*2: ②におけるサプレッションチェンバ胴面外方向の剛性を含むが、影響は小さいと考えられるため③のみの剛性として扱う。

図3-1 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の設定手順

#### 4. 解析モデルを用いた変位の算出

##### (1) シェルモデルを用いた変位の算出

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートは、16 セグメントのエビ継部にサプレッションチェンバサポートがサプレッションチェンバ大円の内側と外側に 1 組配置されている対称構造であることを踏まえ、モデル化の範囲は評価対象のサプレッションチェンバサポート 1 組を中心として、その両側のセグメントのサプレッションチェンバ胴中央部までをシェル要素でモデル化する。解析モデルを図 4-1 に示す。両端のサプレッションチェンバ胴は完全拘束条件とし、図 4-2 に示す荷重作用点と内側及び外側のサプレッションチェンバサポート下端のうち、可動する半径方向以外の方向をそれぞれ剛ばねで結合し、内側及び外側のサプレッションチェンバサポートに同時に荷重（並進荷重、モーメント）を作用させ、サプレッションチェンバサポート取付部の変位を算出する。また、変位算出のための解析条件及び変位算出方法を図 4-3 に示す。



図 4-1 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用シェルモデル

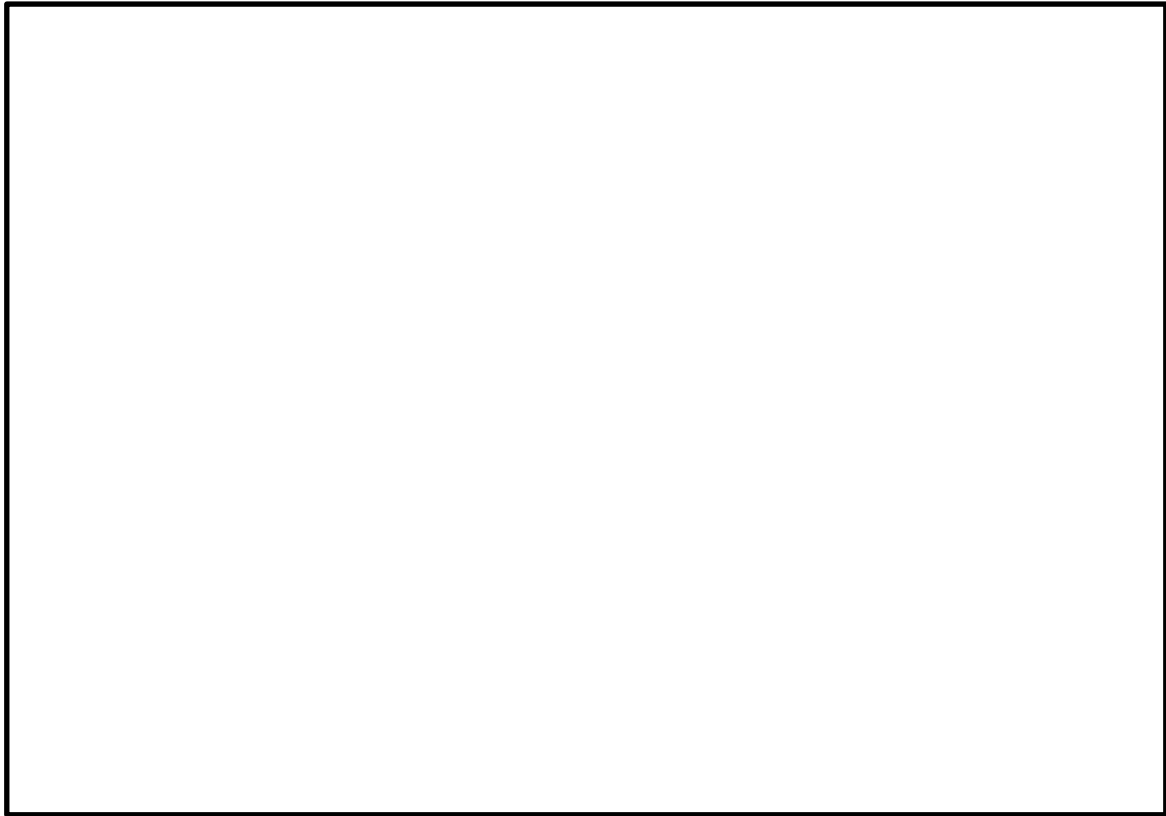


図 4-2 変位算出用モデルへの荷重作用方法

ばねの成分		解析条件	変位算出方法
並進	上下軸 (Z)		
回転	大円半径 軸回り (X)		
	大円円周 軸回り (Y)		

図 4-3 シェルモデルによる変位算出方法

(2) はりモデルを用いた変位の算出

(1)のシェルモデルと同じ範囲をはり要素でモデル化する。また、変位算出のための拘束条件及び荷重入力方法についても(1)と同様とする。解析モデルを図4-4に示す。また、変位算出のための解析条件及び変位算出方法を図4-5に示す。

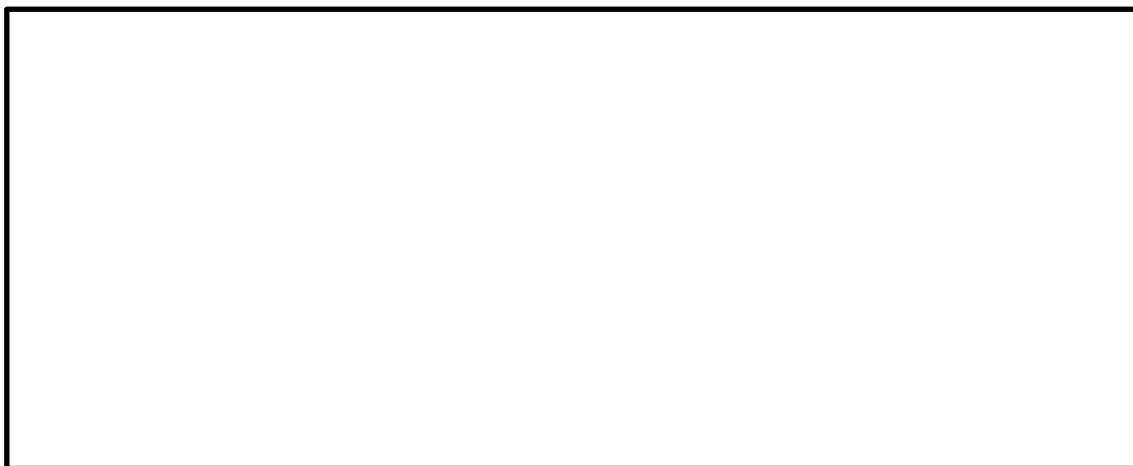


図4-4 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用はりモデル

ばねの成分		解析条件	変位算出方法
並進	上下軸 (Z)		
回転	大円半径 軸回り (X)		
	大円円周 軸回り (Y)		

図4-5 はりモデルによる変位算出方法

5. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性設定

4. で算定した変位について、シェルモデルから算出した変位からはりモデルから算出した変位を差し引いた変位を用いてばね剛性を以下のとおり設定する。

並進ばね：

$$\text{ばね定数} = \text{荷重} / \text{並進変位}$$

回転ばね：

$$\text{ばね定数} = \text{モーメント} / \text{回転変位}$$

6. サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性設定結果

4. ～5. の結果を表 6-1 に示す。既工認実績があるサプレッションチェンバ地震応答解析モデルにおいては、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバ胴とサプレッションチェンバサポート取付部は剛結合としていた。今回工認のサプレッションチェンバ地震応答解析モデルでは、表 6-1 のサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を設定することにより、従来モデルに比べ、振動モードが精緻化されたものとする。

表 6-1 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性

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



(補足)

### ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を設定するにあたり、シェルモデル及びはりモデルを用いた。評価対象のサプレッションチェンバサポートに荷重を加えて変形を起こさせることでサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性を算定するが、荷重入力位置と解析モデルの境界が近いと、算定しようとしているサプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性に対して、境界条件の影響が及ぶ懸念がある。このため、モデル化の範囲は境界条件の影響が及ばない範囲として、評価対象のサプレッションチェンバサポートと、その両側のセグメントのサプレッションチェンバ胴中央部までをモデル化することとした。ばね剛性算定解析の変形コンター図を図1に示す。図のとおり、変形範囲と境界条件が離れている、または、変形範囲が境界条件近くに及ぶ場合であっても、変形が大きく表れる範囲に対して境界条件が離れており、サポート取付部局所を対象としているばね剛性の算定において妥当であると考えられる。

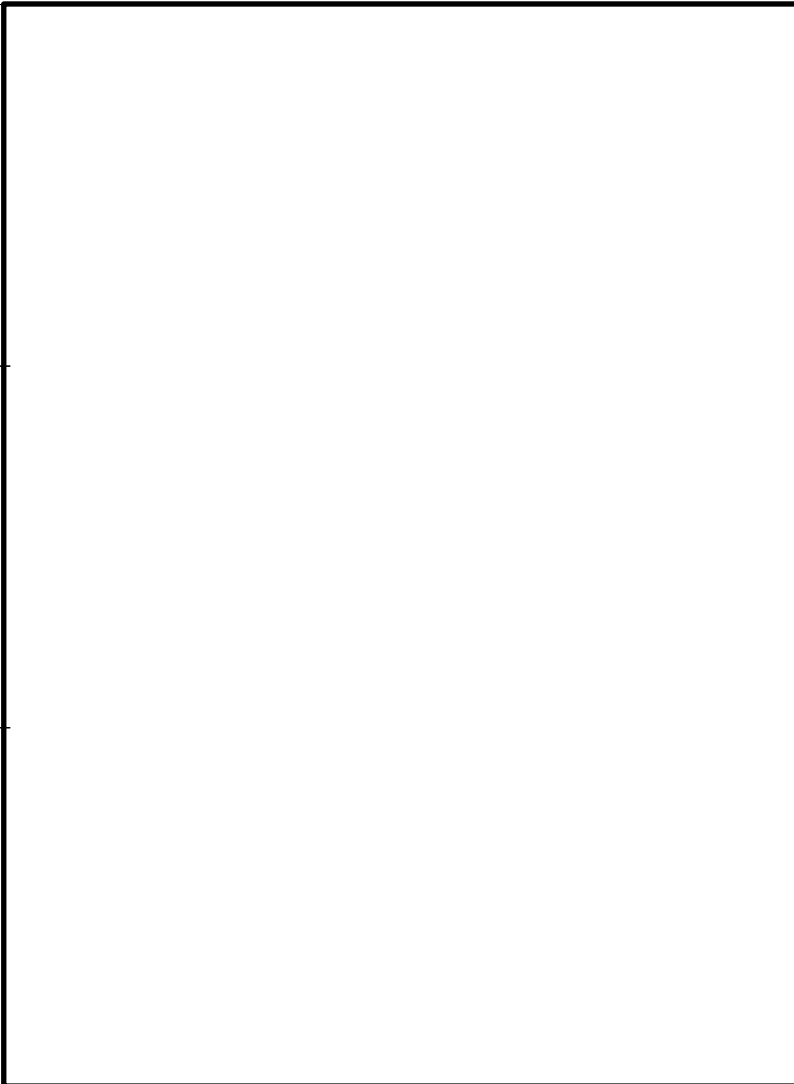
並進	上下軸 (Z)	
回転	大円半径 軸回り (X)	
	大円円周 軸回り (Y)	

図1 ばね剛性算定解析変形図

## 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の設定

## 1. 概要

本資料では、3次元はりモデルの適用性検証に用いた3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の評価条件やモデル化の詳細を示すものである。

## 2. 評価条件

評価条件について表 2-1 に示す。

表 2-1 評価条件

項目		内容
モデル化	要素数	<input type="text"/>
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ胴，補強リング，サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート以外） はり要素：サプレッションチェンバサポート（ベース及びベースプレート）*1
	内部水	・耐震解析用重大事故等時水位（EL 7049mm） ・NASTRAN の仮想質量法を適用（本文 4.1.1 項の手法と同様）
地震応答解析	解析手法	スペクトルモーダル解析
	地震力	設計用床応答スペクトル I（基準地震動 S s） （原子炉建物 EL 1300mm）*2
	減衰定数	1.0%
応力評価		一次＋二次応力

注記\*1：サプレッションチェンバサポートのうち，シアキー構造より上部の部材については半径方向に可動する構造であるが，半径方向に可動しないシアキー構造より下部の部材（ベース及びベースプレート）は板厚方向の剛性をモデル化する目的ではり要素とする。

\*2：VI-2-1-7「設計用床応答スペクトルの作成方針」の設計用床応答スペクトル（図番：NS2-RB-SsNS-RB82，NS2-RB-SsEW-RB82，NS2-RB-SsV-RB82）を適用

### 3. 解析モデル

解析モデルは、構造及び荷重の対称性を踏まえ、サプレッションチェンバ全体の1/2モデルとする。解析モデルを図3-1に示す。

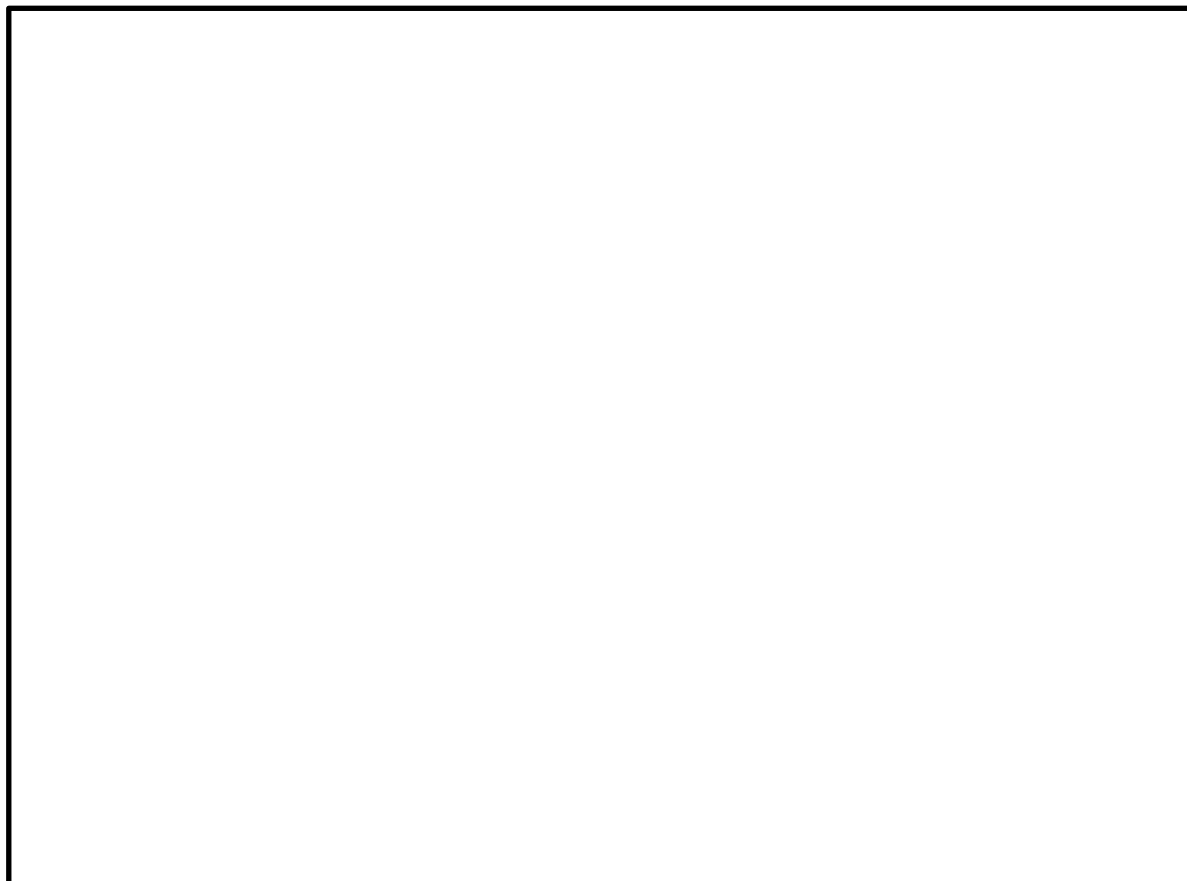


図 3-1 解析モデル

4. モデル化諸元

モデル化諸元を表 4-1 に示す。

表 4-1 モデル化諸元

部材	材料	質量 ( $10^3\text{kg}$ )	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比 (-)
サプレッションチェンバ胴	SPV50	<input type="text"/>	$1.98 \times 10^5$	0.3
補強板	SGV49	<input type="text"/>		
補強リング	SGV49	<input type="text"/>		
サプレッションチェンバ サポート	SGV49	<input type="text"/>		

5. 形状及び主要寸法

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの形状及び主要寸法並びに詳細モデル図を図5-1から図5-4に示す。

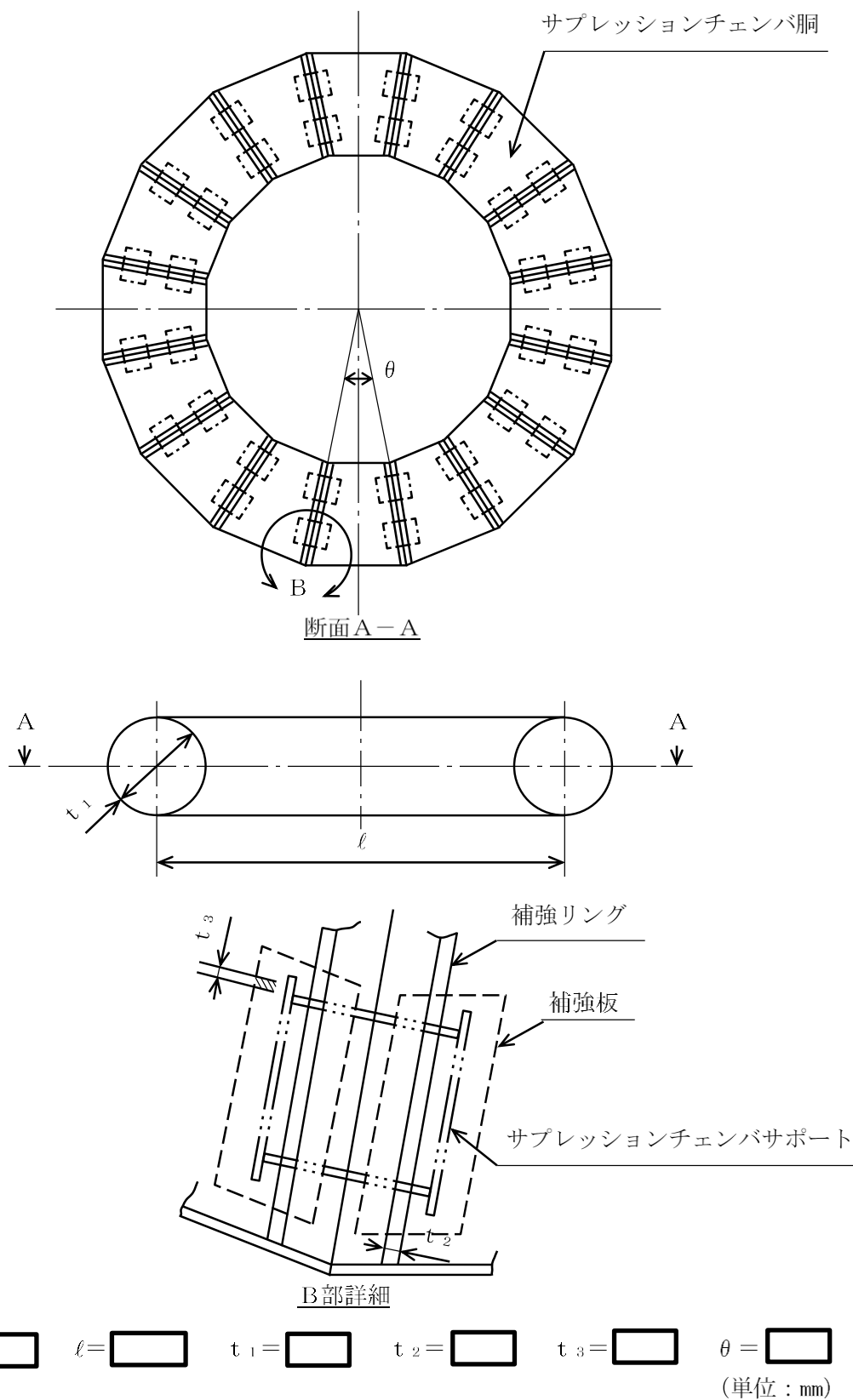
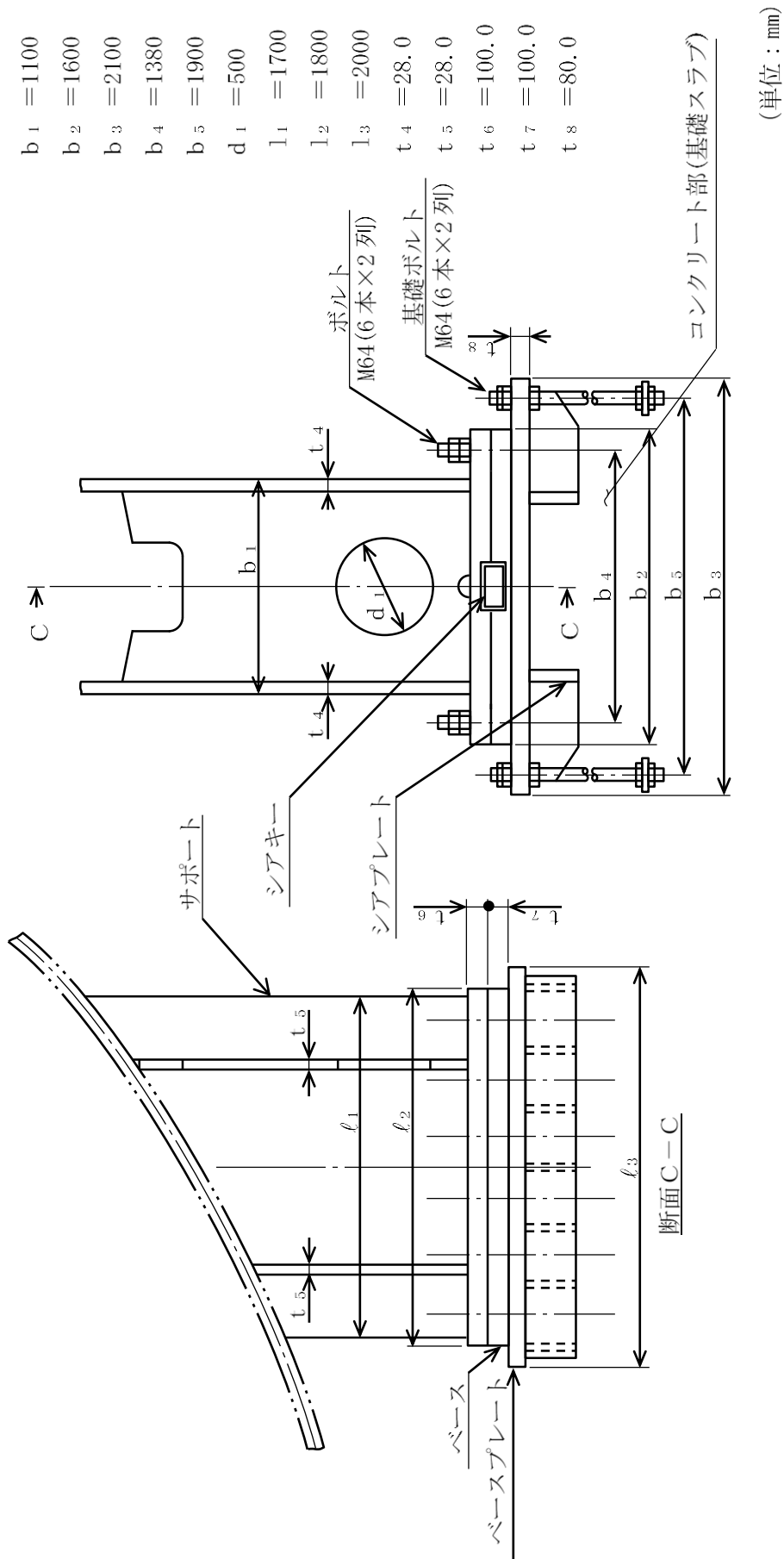


図5-1 サプレッションチェンバの形状及び主要寸法



(単位: mm)

図 5-2 サプレッションチェンバースUPPORTの形状及び主要寸法

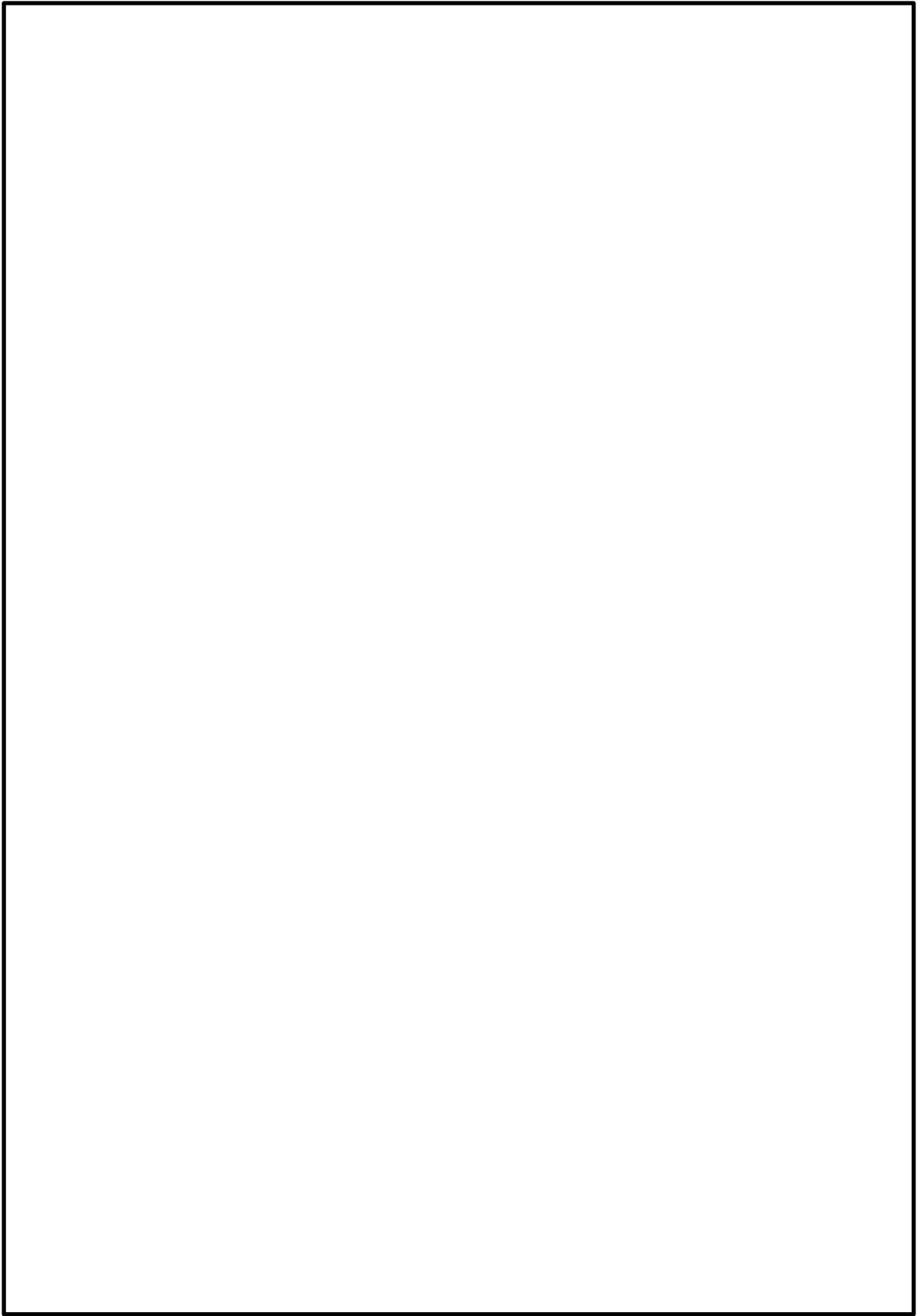


図 5-3 サプレッションチェンバの詳細モデル図

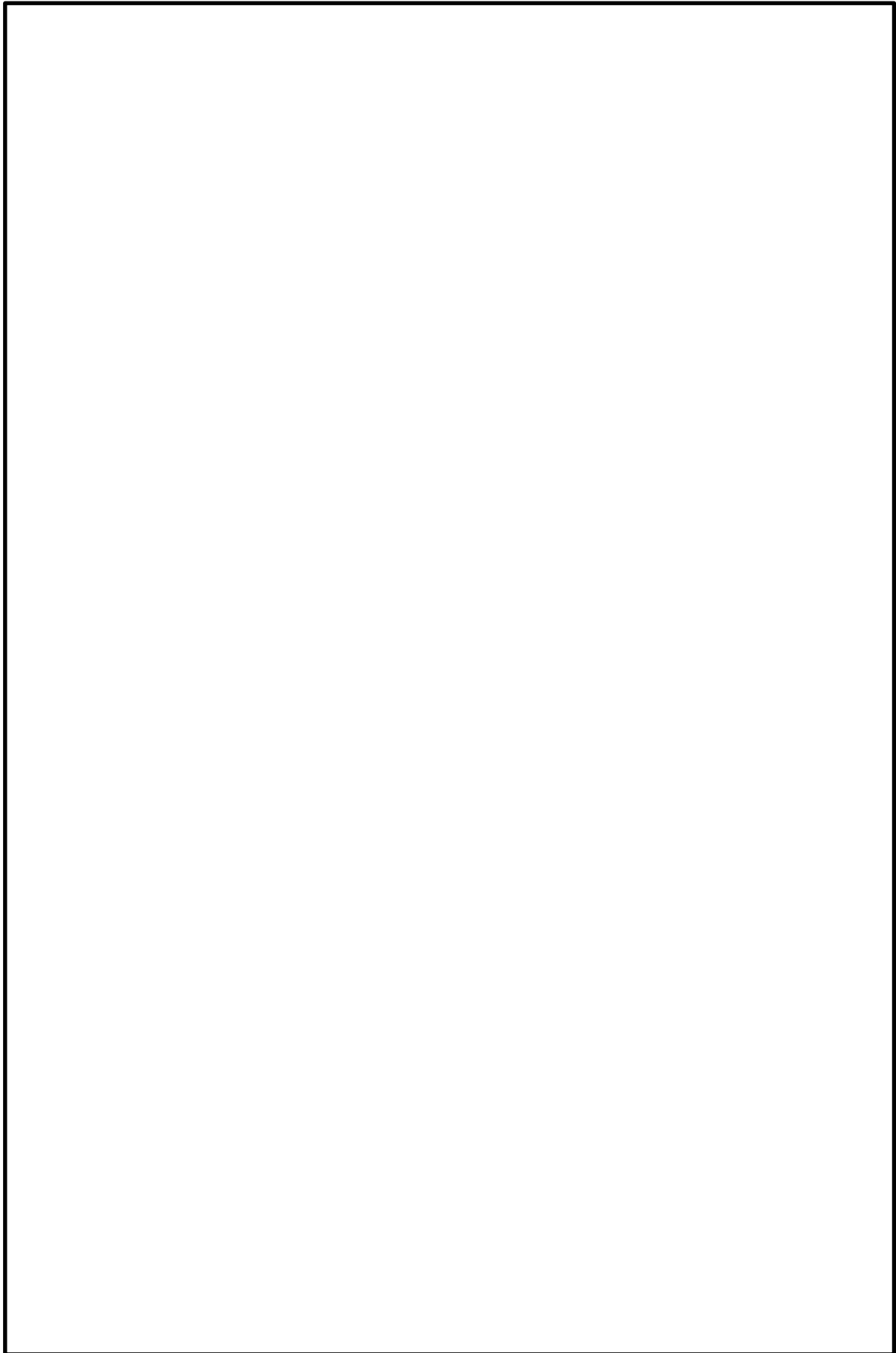


図 5-4 サプレッションチェンバサポートの詳細モデル図



## サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定

## 1. 概要

耐震評価における構造物の内部水の考え方としては、たて置円筒容器などでハウスナーの手法が一般的に採用されている。

本資料では、ハウスナーの手法の考え方を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 F l u e n t を用いたスロッシング荷重の算定方法について説明する。

## 2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 2-1 に示す。

水平方向の地震動に対する内部水の挙動としては、液面表面が揺れるスロッシングモードと内部水が容器と一体となって振動するモードの 2 つのモードが組み合わせられる。

ハウスナーの手法では、容器と一体となって振動するモードとして付加される質量  $M_E$  (有効質量) を剛体として、スロッシングモードとして付加される質量  $M_i$  とスロッシングの固有周期を考慮したバネを容器に結合した解析モデルにて、耐震評価を行い容器と一体となって振動するモード及びスロッシングモードによる荷重を計算する。

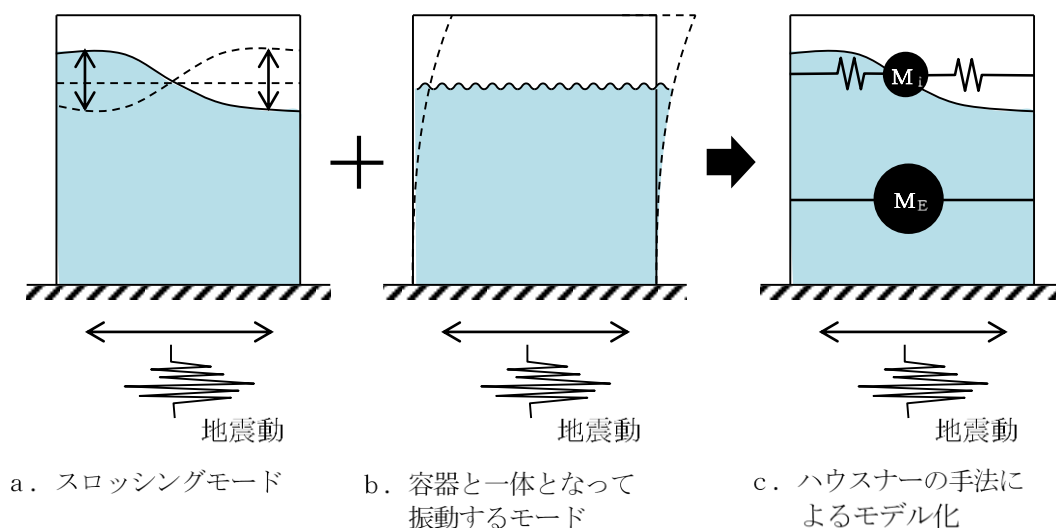


図 2-1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

### 3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

地震時のサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合のサプレッションチェンバの内部水の扱いについて、水平方向及び鉛直方向に分けて説明する。

水平方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、容器と一体となって振動する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動的解析（スペクトルモーダル解析等）により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシングモードとして付加される質量 $M_i$ とバネは考慮しない。

一方、スロッシング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Fluentにより算出する。ここで、Fluentを用いて地震時の内部水によるサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合、スロッシング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

Fluentを用いたスロッシング荷重の算出方法について、重大事故時における算出例を説明する。

##### 4.1 解析モデル

解析モデルを図 4.1-1 に、解析諸元を表 4.1-1 に示す。

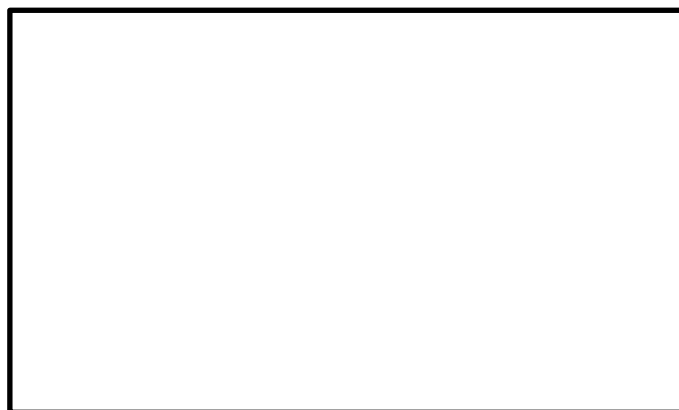


図 4.1-1 流体解析モデル

表 4.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

##### 4.2 解析条件

解析条件を表 4.2-1 に、基準地震動  $S_s$  におけるサプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトルを図 4.2-1 に、流体解析に適用する入力加速度を図 4.2-2 に示す。

表 4.2-1 解析条件

モデル化範囲	サプレッションチェンバ内
水位	耐震解析用重大事故等時水位 (ダウンカマ取付部下端位置: EL 7049mm)
評価用地震動	基準地震動 $S_s - D$ (水平方向及び鉛直方向) * に対する原子炉建物 EL1300mm における建物床応答
解析コード	Fluent ver. 18.2 (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, ダウンカマ, クエンチャ, ECCS ストレーナ

注記\*: スロッシングの卓越周期帯及びサプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きい  $S_s - D$  を用いる。

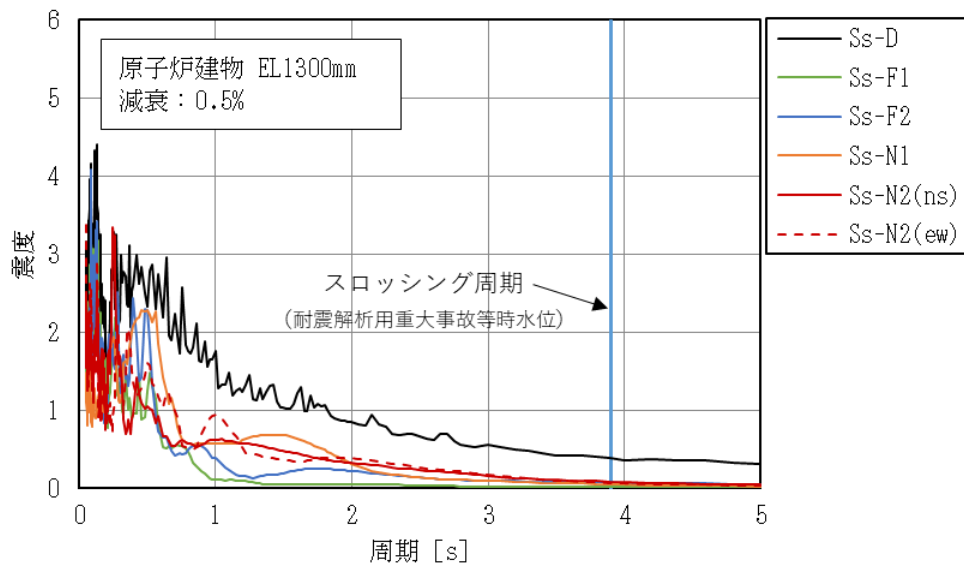
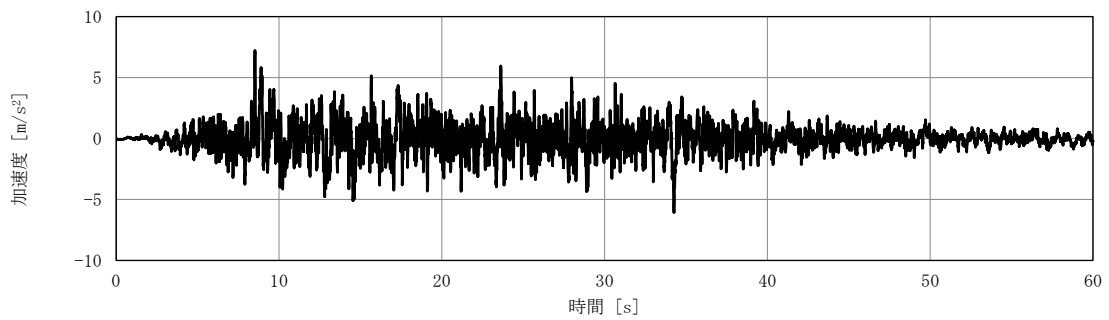
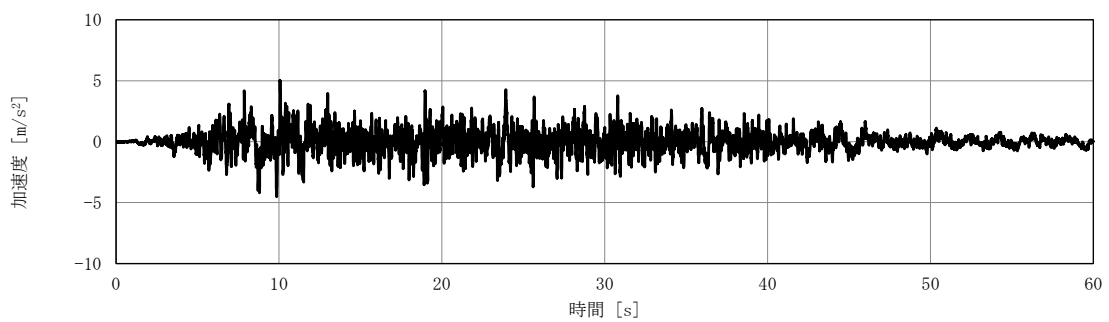


図 4.2-1 サプレッションチェンバ設置床の床応答スペクトル (NS方向, 拡幅無し)



(a) NS方向



(b) 鉛直方向

図 4.2-2 流体解析に適用する入力加速度

### 4.3 スロッシング荷重算定

#### 4.3.1 スロッシング荷重算定方法

F l u e n t で算出される内部水全体による荷重(有効質量による荷重及びスロッシング荷重)  $F$  は、スロッシングモードによる荷重  $F_s$  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、下式で表される。

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

よって、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、

$F_s$  : スロッシングモードによる荷重

$F$  : 内部水全体による荷重

$M_E$  : 内部水の有効質量 (流体解析により得られた有効質量比から算出)

$\ddot{x}$  : 入力加速度

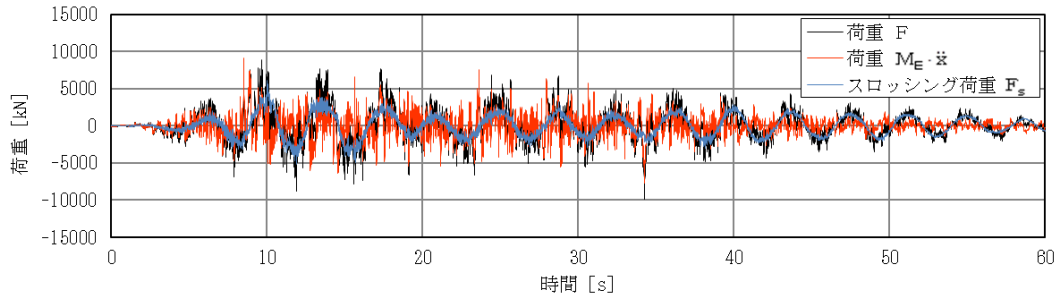
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形についてフィルター処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いている。

#### 4.3.2 スロッシング荷重算定結果

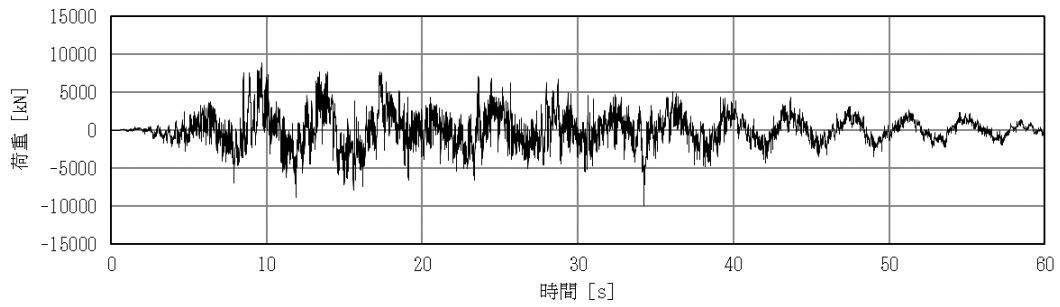
F l u e n t で算定した内部水による荷重  $F$ 、容器と一体となって振動するモードによる荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングモードによる荷重  $F_s$  の荷重時刻歴を図 4.3-1 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングモードによる荷重算定における有効質量比を表 4.3-1 に、F l u e n t で算出した内部水による荷重  $F$  のフーリエスペクトル (S s -D, 耐震解析用重大事故等時水位) を図 4.3-2 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表 4.3-2 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s -D, 重大事故時想定水位 (S s), 最大荷重発生時刻付近 (34 秒時点)) を図 4.3-3 に示す。この時刻での最大波高は、0.76m である。なお、全時刻での最大波高は 2.39m である。

スロッシング荷重は、耐震解析用重大事故等時水位で 6060kN となり、これを包絡する 8597kN を耐震評価で用いるスロッシング荷重とする。

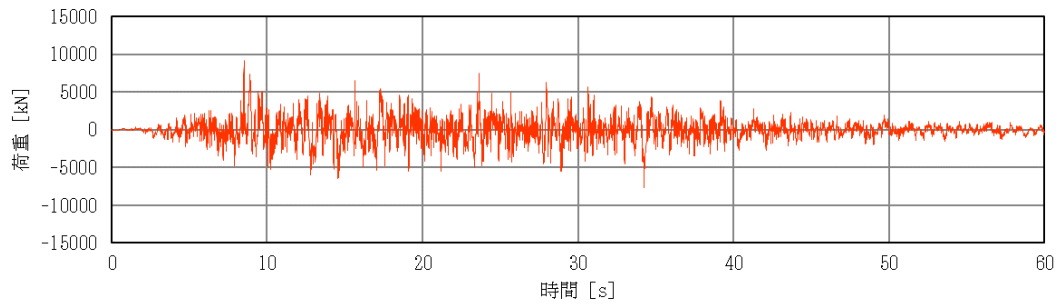
耐震解析用重大事故等時水位に対する内部水の有効質量比は仮想質量法の 0.28 に対して流体解析で 0.28 であり、仮想質量法による有効質量が適切に算定されることを確認した。



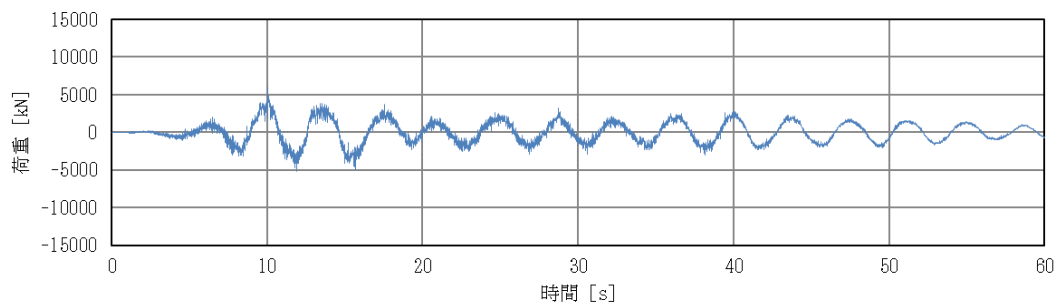
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 内部水全体による荷重F



(c) 容器と一体となって振動するモードによる荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$



(d) スロッシングモードによる荷重  $F_s$

図 4.3-1 各時刻歴荷重 (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

表 4.3-1 スロッシング荷重及び内部水の有効質量比

地震動	水位条件	スロッシング荷重 (最大)	内部水の有効質量比
S s - D	耐震解析用 重大事故等時水位	6060kN	0.28

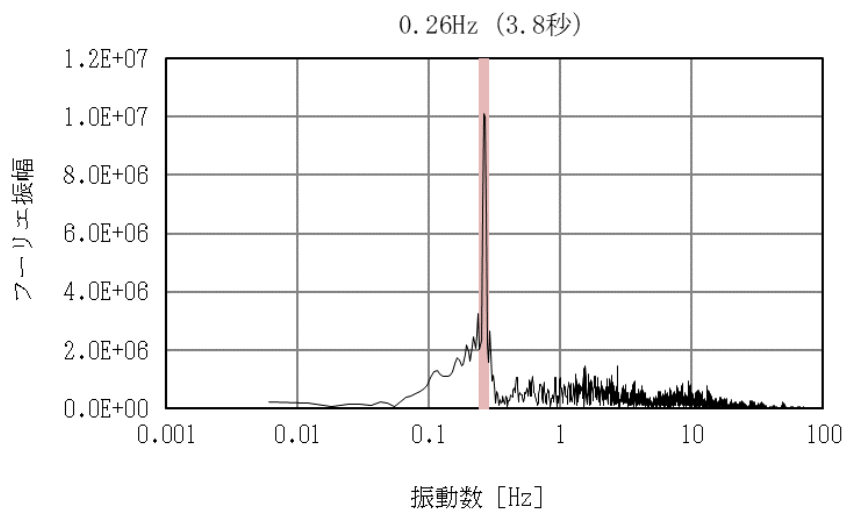


図 4.3-2 フーリエスペクトル (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

表 4.3-2 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期
耐震解析用 重大事故等時水位	約 3.8 秒



注：色の違いは、水面高さの違いを表す。また、高さは初期水位を 0m としたものを表している。

図 4.3-3 スロッシング解析結果例

(S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

## 計算機コードの概要

## 1. はじめに

本資料は、「サプレッションチェンバの耐震評価における内部水質量の考え方の変更等について」において用いた汎用解析プログラムNASTRAN及び汎用流体解析コードFluentの解析コードについて説明するものである。

## 2. 使用した解析コードの概要

## (1) NASTRAN (別紙 7-1 参照)

NASTRANはサプレッションチェンバの構造をモデル化し、構造表面（接水面）における流体-構造の運動方程式を解析する。

## (2) Fluent (別紙 7-2 参照)

Fluent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) N A S T R A N

## 解析コードの概要

コード名	MSC NASTRAN
開発機関	MSC. Software Corporation
開発時期	1971年
使用したバージョン	2005, 2013
使用目的	3次元有限要素法（シェル要素）による有効質量の算定
コードの概要	<p>有限要素法を用いたMSC NASTRANは、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は1965年、現在の米国MSC. Software Corporationの前身である米国The MacNeal-Schwendler Corporationの創設者、マクニール博士とシュウエンドラー博士が、当時NASA（The National Aeronautics and Space Administration）で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムはNASTRAN(NASA Structural Analysis Program)と命名され、1971年にThe MacNeal-Schwendler CorporationからMSC NASTRANとして一般商業用にリリースされた。</p> <p>以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。また各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。</p>
検証と妥当性の確認	<p>[検証]</p> <p>本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比とNASTRANによる3次元有限要素法（シェル要素）及び付加質量法（Virtual Mass Method）により算定された有効質量比が一致することを確認している。</li> <li>・ 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。</li> </ul> <p>[妥当性確認]</p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p>

## 1. 概要

有限要素法を用いたMSC NASTRANは、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は1965年、現在の米国MSC Software Corporationの前身である米国The MacNeal-Schwendler Corporationの創設者、マクニール博士とシュウエンドラー博士が、当時NASA (The National Aeronautics and Space Administration) で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラムはNASTRAN (NASA Structural Analysis Program) と命名され、1971年にThe MacNeal-Schwendler CorporationからMSC NASTRANとして一般商業用にリリースされた。以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。また、各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。

## 2. 本コードの特徴

NASTRANは、MSC Software Corporationにより開発保守されている汎用構造解析コードである。原子力発電所の機器の応力評価で用いられる有限要素法による応力評価に加え、流体の入ったタンク構造や没水タービン等、接流体表面を持つ構造の振動解析で一般に広く用いられている。

また、解析における縮約処理は、膨大な数のデータを扱う有限要素法などの解析において、行列の大きさ（次元）を小さくする解析上のテクニックであり、その手法として、Guyanの縮約法 (Guyan's Reduction) が広く一般的に使われており、NASTRANの機能として整備されている。

## 3. 解析理論

本コードのうち、流体の入ったタンク構造や没水タービン等、接流体表面を持つ構造の振動解析で用いる仮想質量法の解析理論について述べる。

振動時に容器壁面に作用する圧力は、流体解析によって求められる。サプレッションチェンバのような複雑な形状に対しては、数値解析に依存することとなる。NASTRAN仮想質量法では、前者の理想流体（非圧縮性、非粘性、渦無し）を仮定した速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。

同解析コードでは、構造体の接水面に設定した節点において、構造体の振動により発生する流体圧力と流速を算定し、接水面における流体圧力と加速度の関係式を構造体の運動方程式に流体項を加えることで、構造体と流体の運動方程式が構築される。固有値解析あるいは応答解析を実施して、振動質量を求め、これから構造体の振動質量を差し引くことで、流体の振動質量すなわち流体の有効質量が算定される。

#### 4. 解析フローチャート

NASTRAN 仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順を 図 4-1 に示す。

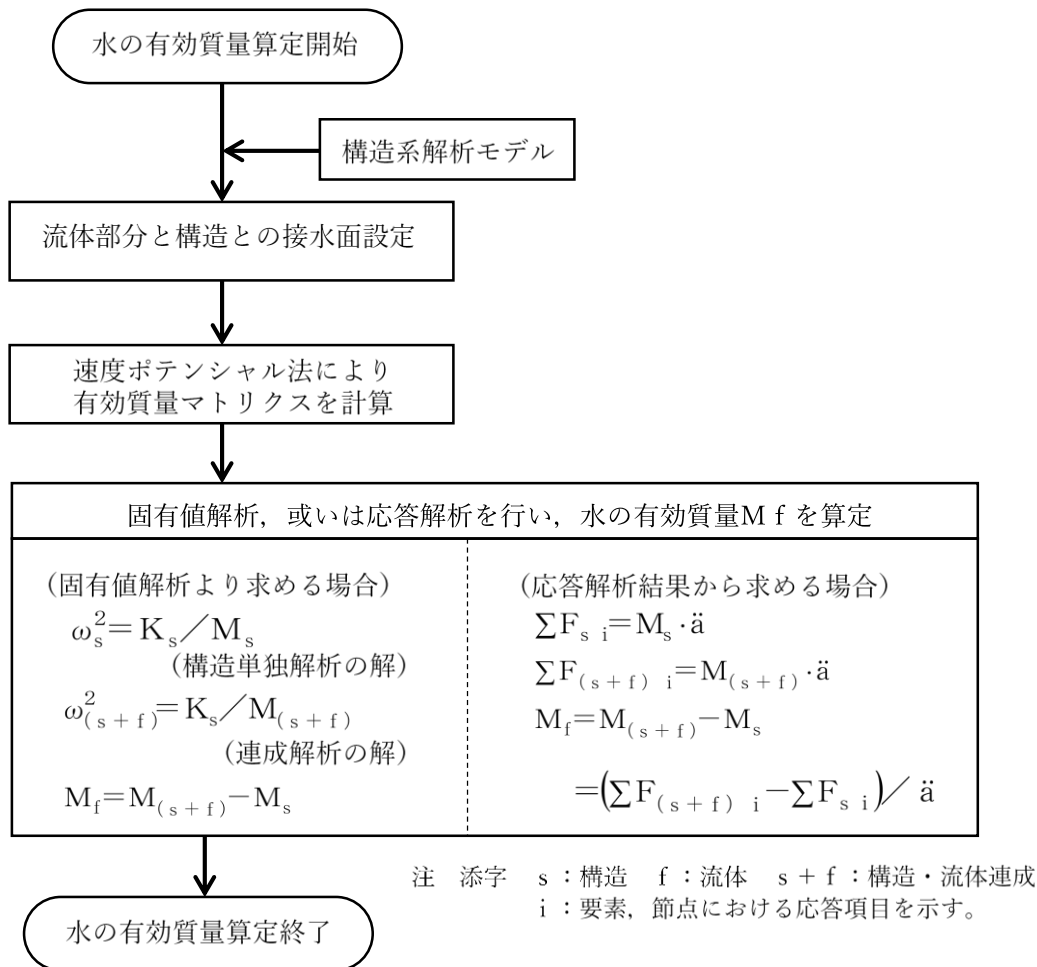


図 4-1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

#### 5. Guyan 縮約法

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  $u_f$  セットに対して組み立てられる。縮約を行う前の標準マトリクス方程式は次式の形になる。

$$\begin{bmatrix} \overline{M}_{a\ a} & M_{a\ 0} \\ M_{0\ a} & M_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_a \\ \ddot{u}_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{B}_{a\ a} & B_{a\ 0} \\ B_{0\ a} & B_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_a \\ \dot{u}_0 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{K}_{a\ a} & K_{a\ 0} \\ K_{0\ a} & K_{0\ 0} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \overline{P}_a \\ P_0 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

ここで

- $u_a, \dot{u}_a, \ddot{u}_a$  : 解析セットに残される変位, 速度, 加速度自由度
- $u_0, \dot{u}_0, \ddot{u}_0$  : 消去セットに入れて消去される変位, 速度, 加速度自由度
- $\overline{P}_a, P_0$  : 作用荷重

フリーボディ運動は解析セットに含めなければならない。そうしなければ、 $K_{00}$ が特異になってしまう。バーを付けた量 ( $\bar{P}$  など) は縮約の対象にならない量を示す。

静的問題では、質量と減衰効果を無視して、式 (1) 下段の分割行を解いて  $u_0$  を計算することができる。

$$\{u_0\} = -[K_{00}^{-1}]([K_{0a}]\{u_a\} - \{P_0\}) \quad (2)$$

式 (2) の右辺は、Guyan マトリクス  $G_0$  と静的補正変位  $u_0^0$  の 2 つの部分に分解して、次式で表すことができる。

$$[G_0] = -[K_{00}^{-1}][K_{0a}] \quad (3)$$

$$\{u_0^0\} = [K_{00}^{-1}]\{P_0\} \quad (4)$$

式 (2) から式 (4) を式 (1) 上段の分割行に代入すれば厳密な静的求解の系が得られ、次式の形に縮約された静解析方程式になる。

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

$$\{u_0\} = [G_0]\{u_a\} + \{u_0^0\} \quad (6)$$

ここで

$$[K_{aa}] = [\bar{K}_{aa}] + [K_{a0}][G_0] \quad (7)$$

$$\{P_a\} = \{\bar{P}_a\} + [G_0^T]\{P_0\} \quad (8)$$

これに対して、動解析では、ベクトル  $\ddot{u}_0$  と  $\dot{u}_0$  を近似することによって系の次数を小さくすることができる。静的マトリクス方程式から出発して縮約を行うのがよい。式 (6) から次式の変換を定義する。

$$\{u_f\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0 \end{Bmatrix} = [H_f]\{u_f'\} \quad (9)$$

ここで、

$$\{u_f'\} = \begin{Bmatrix} u_a \\ u_0^0 \end{Bmatrix} \quad (10)$$

$$[H_f] = \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_0 & I \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、 $u_0^0$  は静的変位形状に対する変位増分である。式 (1) で表される系は、精度を落とすことなく新しい座標系に変換することができる。変換された系における剛性マトリクスは次式の形になる。

$$[K_{ff}'] = \begin{bmatrix} I & G_0^T \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_{aa} & K_{a0} \\ K_{0a} & K_{00} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I & 0 \\ G_0 & I \end{bmatrix} \quad (12)$$

マトリクスの乗算を行い、式 (3) を代入すると、次式が得られる。

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

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。

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

ここで、

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

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

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

$B'_{ff}$  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。

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

項を整理すると、式(14)～式(17)と同じ結果が得られる。

上記の縮約手順から、Guyan変換の特長がわかる。

- ・近似が導入されるのは加速度成分のみである(式(18))。
- ・縮約した系の剛性成分は厳密な内容である。
- ・式(14)及び式(20)で定義される内部変位はほとんど等しい。

## (2) F l u e n t

## 解析コードの概要

コード名	Fluent
開発機関	ANSYS, Inc
開発時期	2017年（初版開発時期 1983年）
使用したバージョン	Ver. 18.2.0
コードの概要	ANSYS Fluent は汎用熱流体解析コードであり、数値流体力学解析の初心者からエキスパートまで、幅広い要求に応える使いやすさと多くの機能を備える。有限体積法をベースとした非構造格子に対応するソルバを搭載しており、VOF (Volume of Fluid)法を用いて溢水を伴う大波高現象の解析を実施することが可能である。VOF法はスロッシング解析における精度の高い手法であり、複雑な容器形状や流体の非線形現象を考慮する場合に有効である。
検証と妥当性の確認	<p>[検証]</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・本解析コードは有限体積法を用いた汎用流体解析プログラムであり、数多くの研究機関や企業において、様々な分野の流体解析に広く利用されていることを確認している。</li> <li>・流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解及び実験結果と一致することを確認している。</li> <li>・本解析コードの製品開発、テスト、メンテナンス、サポートの各プロセスは、United States Nuclear Regulatory Commission（アメリカ合衆国原子力規制委員会）の品質要件を満たしている。</li> </ul> <p>[妥当性確認]</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・本解析コードは、航空宇宙、自動車、化学などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。</li> <li>・2次元スロッシング問題の解析結果と実験結果とを比較し、よく一致することを確認している。</li> </ul>

## 1. 概要

ANSYS Fluent は汎用熱流体解析コードであり、数値流体力学解析の初心者からエキスパートまで、幅広い要求に応える使いやすさと多くの機能を備える。有限体積法をベースとした非構造格子に対応するソルバを搭載しており、VOF (Volume of Fluid)法を用いて溢水を伴う大波高現象の解析を実施することが可能である。VOF法はスロッシング解析における精度の高い手法であり、複雑な容器形状や流体の非線形現象を考慮する場合に有効である。

## 2. 本コードの特徴

- 1) 本コードの主な解析機能をつぎに列挙する。
  - ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
  - ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
  - ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
  - ・单相流，多相流，熱物理的状態変化，自由表面流
  - ・層流・乱流，音響
- 2) 非構造格子の採用による複雑境界の表現と格子細分化が可能である。
- 3) MPI (Message Passing Interface)による並列処理に対応している。

## 3. 解析理論

### (1) VOF法について

VOFは下式に示すように計算格子(セル)における流体の割合を示すスカラー量である。スロッシング解析では水を100%含む計算セルをVOF=1.0, 水が存在せず100%空気の計算セルをVOF=0.0としている。VOFの計算セルの例を図3-1に示す。

$$\alpha_1 = \frac{V_1}{V} \quad (1)$$

- $\alpha_1$  : VOF値  
 $V_1$  : 流体体積  
 $V$  : 計算セル体積

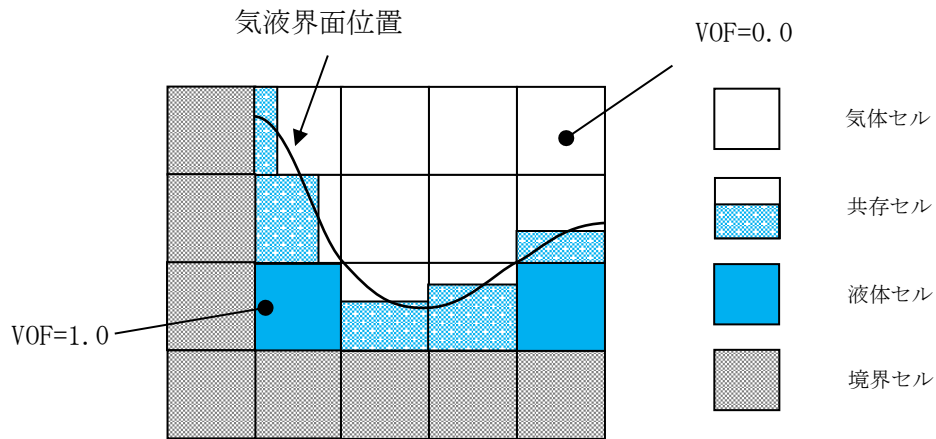


図 3-1 VOF 計算セルの例

(2) 基礎方程式

VOF に対して下記の輸送方程式を解く。

$$\frac{\partial \alpha_1}{\partial t} + \frac{\partial \alpha_1 u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2)$$

ただし、 $u_i$  は  $i$  方向 ( $i = 1, 2, 3$ ) の流速を意味する。

式 (2) の  $u_i$  は式 (3) の質量保存式、式 (4) の運動量保存式より計算する。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \tau_{ij} + \rho K_i \quad (4)$$

ただし、 $\rho$ 、 $p$ 、 $\tau_{ij}$ 、 $K_i$  はそれぞれ密度、圧力、粘性応力テンソル、外力を意味する。

式 (3) 及び式 (4) で用いる密度  $\rho$  は式 (5) により計算する。

$$\rho = \alpha_1 \rho_1 + (1 - \alpha_1) \rho_g \quad (5)$$

ただし、 $\rho_1$ 、 $\rho_g$  はそれぞれ水密度、空気密度を意味する。



#### 4. 解析フローチャート

支配方程式である式 (1) から式 (5) は、コロケート格子を用いた有限体積法で離散化され、数値的に解かれる。流速と圧力の連成手法には非定常解を得るための予測子-修正子手法の一種である P I S O 法が用いられる。

F l u e n t ソルバーの計算アルゴリズムを図 4-1 に示す。

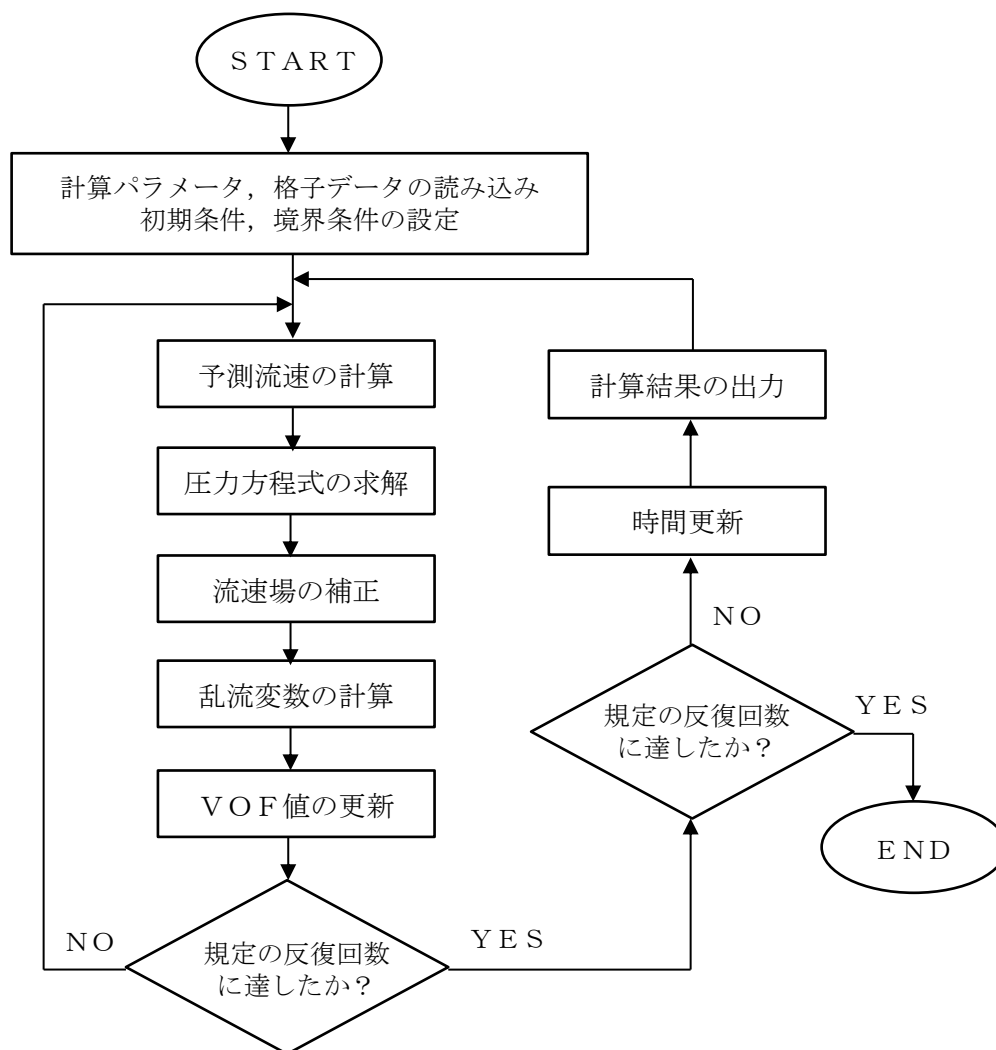


図 4-1 計算アルゴリズム

## 内部水の有効質量の概要

容器の振動方向に地震荷重として付加される荷重は、内部水を剛体として扱う場合の荷重よりも小さいことが知られており、このときのみかけの質量は有効質量（又は付加質量、仮想質量等）と呼ばれている。ここでは、円筒タンクを例に有効質量の概要を説明する。

図1のように、直径 $D$ の円筒タンクに液面高さ $L$ の水が入っているとす。通常、容器内の水は自由表面を有しており、このタンクに水平方向に単位加速度を与えた場合の側板における動液圧力は、図2に示すように自由表面において0であり、深さ方向に二次曲線的な分布を生じる。一方、容器内を満水とし自由表面を無くした場合には、水全体が一体となって動くため、側板の動液圧力は高さ方向に一定となる。このように、自由表面を有する場合に側板に作用する地震荷重は、自由表面がない場合（水全体が一体に動く場合）の地震荷重に対して小さくなる。円筒タンクに加わる地震荷重のイメージを図3に示す。

荷重評価において、自由表面を有する内容液の加速度に対する実際に地震荷重として付加される質量を有効質量という。また、水の全質量に対する有効質量の比を有効質量比という。

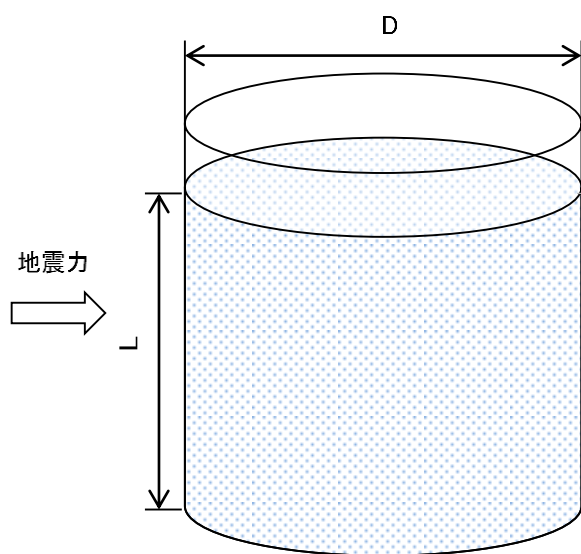


図1 円筒タンクの内容液  
(イメージ)

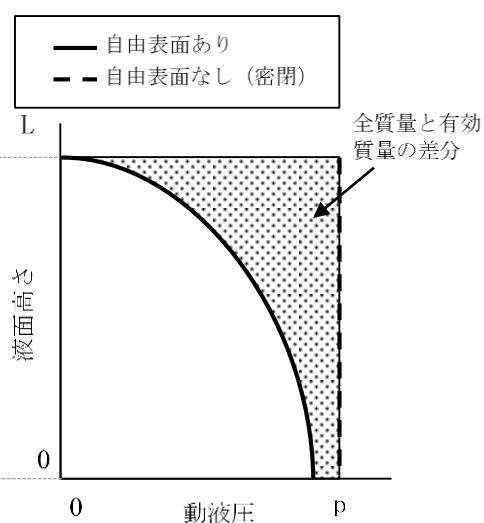
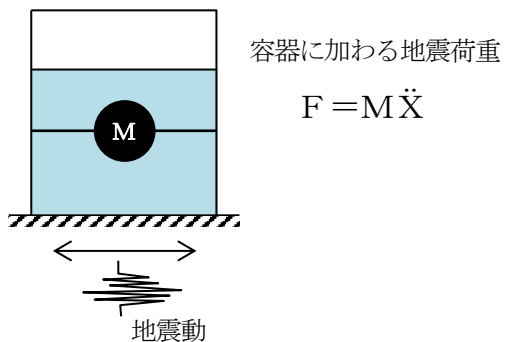


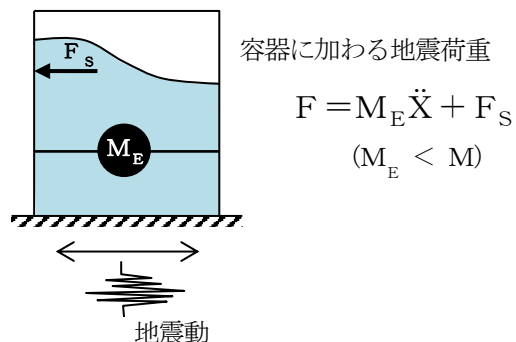
図2 加速度に対する側板の  
動液圧分布

M : 容器と一体で挙動する  
内部水質量 (=全質量)  
 $\ddot{X}$  : 容器の応答加速度



内部水を剛体として扱う場合

$F_s$  : スロッシング荷重  
 $M_E$  : 容器と一体で挙動する  
内部水質量 (=有効質量)



実際の地震荷重

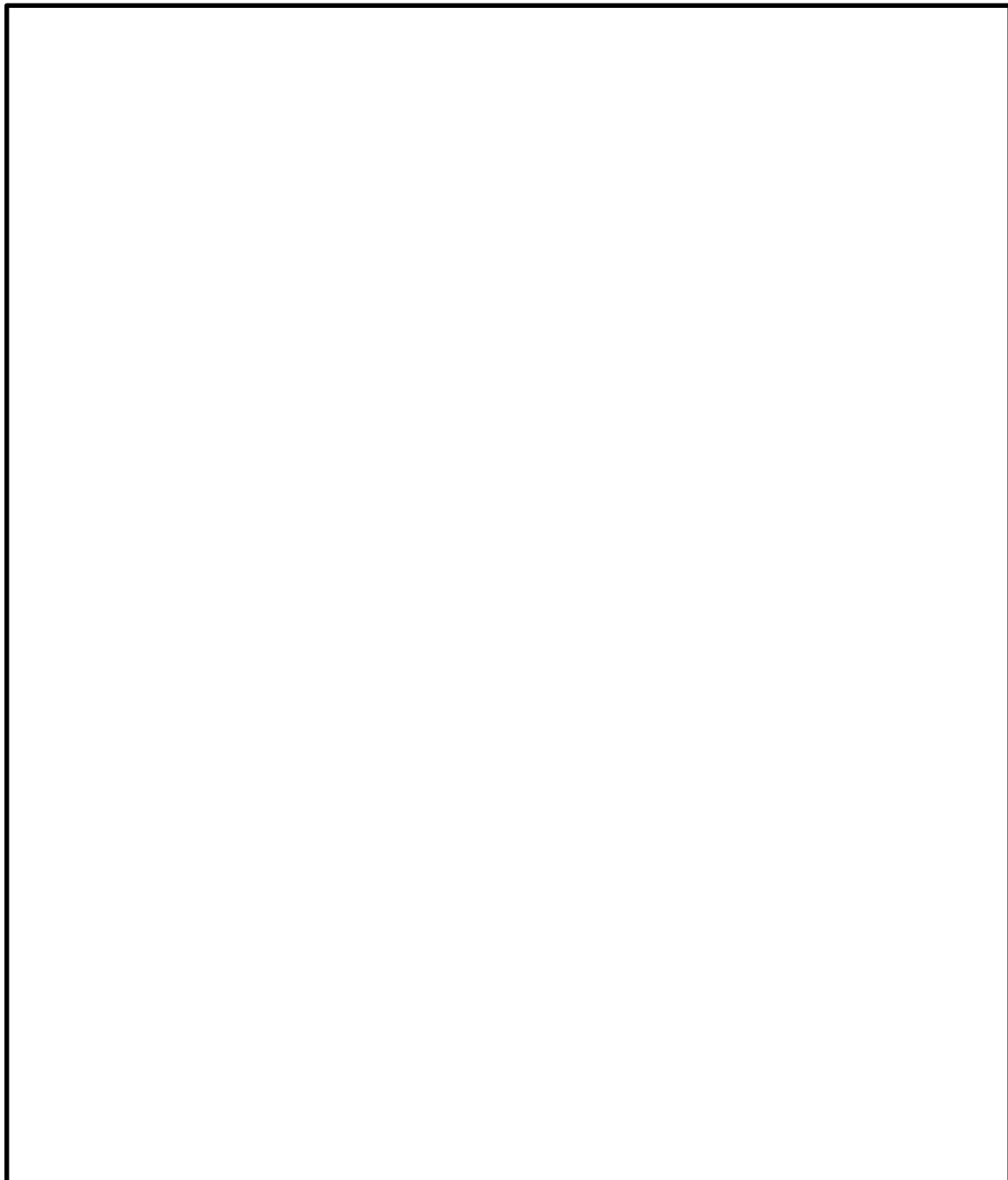
図3 円筒タンクに加わる地震荷重のイメージ

規格類における内部水の有効質量の適用例

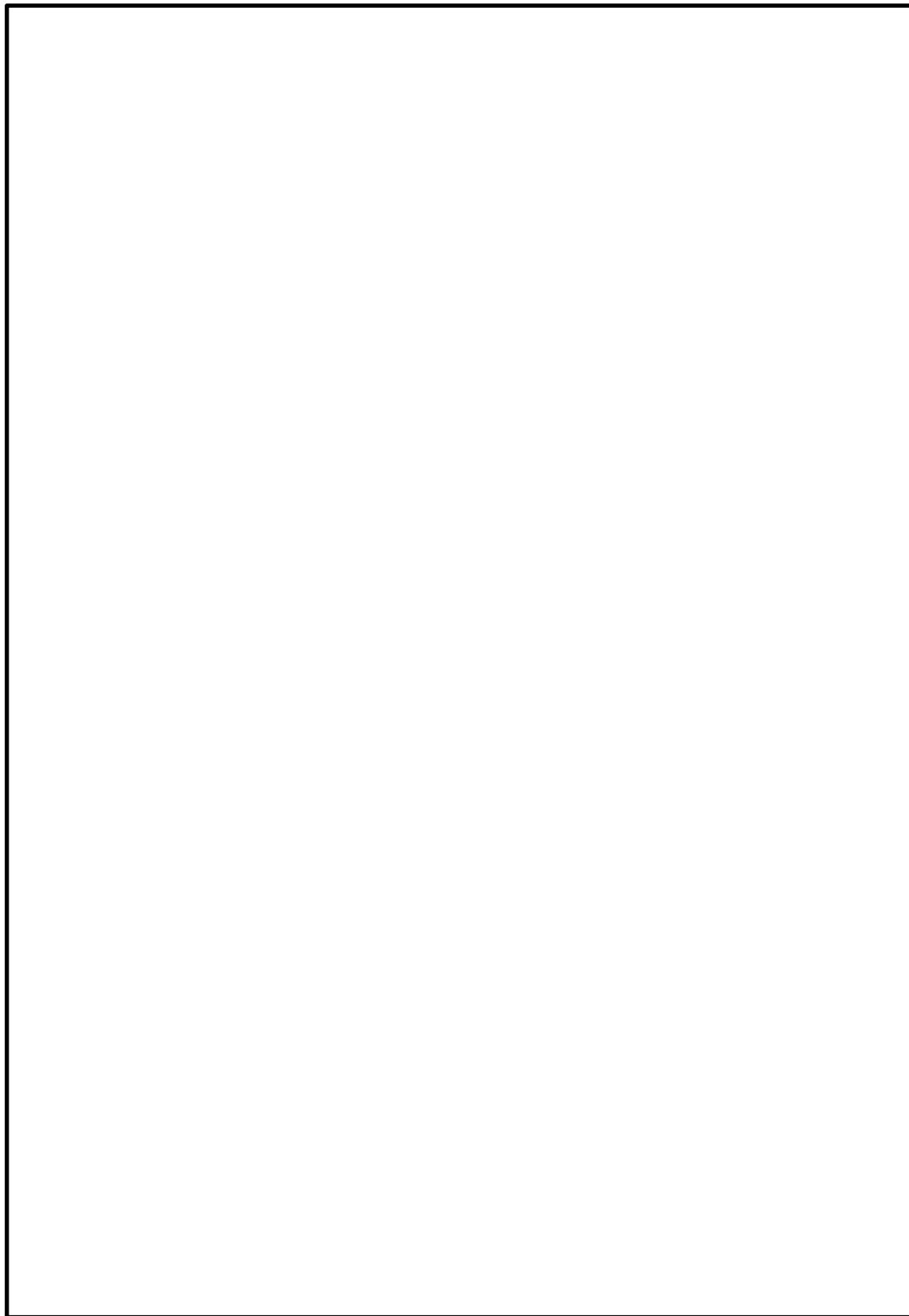
1. 概要

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

（球形タンクへの適用例）



(円筒タンクへの適用例)



## サプレッションチェンバの水位条件

事故シーケンス等におけるサプレッションチェンバの水位について図 1 に示す。また、重大事故等時におけるサプレッションチェンバの耐震評価に用いる水位条件\*の考え方を表 1 に示す。

通常運転時の耐震評価では、重大事故等時に考慮する水位（耐震解析用重大事故等時水位）を適用することにより、内部水質量が通常運転時に対して大きくなる条件を設定することで、重大事故等時と共通の地震応答解析モデルを適用している。なお、水位を高く設定することでサプレッションチェンバの固有周期が変化するが、図 2 に示すとおり、床応答スペクトルと固有周期の関係においても通常運転時の水位に対して、耐震解析用重大事故等時水位は保守的な条件となる。図 2 において、通常運転時の水位における固有周期と、耐震解析用重大事故等時水位における固有周期の間に床応答スペクトルのピークが存在するが、耐震解析用重大事故等時水位の固有周期における床応答スペクトルの値に対して 5%以内の増分であること、床応答スペクトルのピークの固有周期に対応する水位は耐震解析用重大事故等時水位よりも低い水位であり、内部水質量が少ないことから、床応答スペクトルのピークの影響は軽微である。

注記\*：VI-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」を参照

水位	位置	水位の範囲		警報等	事故シナリオ等*1	備考
		DB	SA			
約5.05m	ダウンカメラ 取付部下端位置				重大事故等時の耐震評価 (S s, S d) に 用いる水位*2 (耐震解析用重大事故等時水 位) 通常運転時の耐震評価 (S s, S d) に用 いる水位*2, *3	
約5.03m					格納容器過圧・過温破損 残留熱代替除去系を使用しない場合 (不確かさケース: 2Pdに到達)	
約4.9m	真空破壊弁 下端位置 - 0.4m			事故時操作要領書に 基づくPCVイベント実施 水位	格納容器過圧・過温破損 残留熱代替除去系を使用しない場合 (ベースケース)	
約4m					格納容器過圧・過温破損 残留熱代替除去系を使用する場合	重大事故等時の耐震評価 (S s) との組合せで基本とするケース
3.66m	通常運転水位 (H. W. L.)			トローラス水位"高"	通常運転時	
3.56m	通常運転水位 (L. W. L.)			トローラス水位"低"		

注記\*1: 島根原子力発電所第2号炉審査資料「島根原子力発電所2号炉 重大事故等対策の有効性評価」(EP-015改78  
(令和3年9月6日)) における事故シナリオ等を示す。

\*2: 耐震評価に用いる水位については、「VI-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に示す。

\*3: 対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、耐震評価上保守的な水位を考慮する。

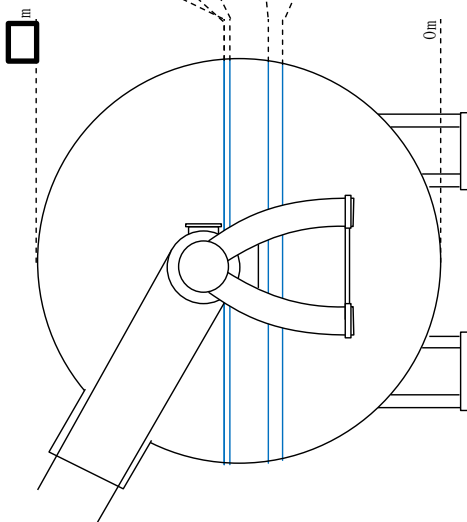


図1 事故シナリオ等におけるサブプレッションチェンバの水位

表 1 サブプレッショントラップの耐震評価に用いる水位条件の考え方

運転状態	荷重の組合せ	許容応力状態	想定する水位条件	水位条件の想定の方	耐震評価に用いる水位条件*6	耐震評価に用いる水位条件の考え方
DB	運転状態 I	Ⅲ <sub>A</sub> S Ⅳ <sub>A</sub> S	3.56m(L.W.L) ～ 3.66m(H.W.L)	保安規定*2に基づきサブプレッショントラップの水位を管理しており、運転上の制限を満足しない場合は、措置(運転上の制限内への復旧、高温・冷温停止又はスクラム)を講ずることとしている。	約5.05m (EL 7049mm)*5)	耐震評価上、水位が高い方が基本的には発生荷重が大きくなることから、通常運転範囲の上限値(3.66m(H.W.L))を用いることを基本とする*4が、評価対象条件によらず共通の解析モデルを適用するため、更に高い水位条件を用いる。
	運転状態 II					
	運転状態 III					
	運転状態 IV	$D + P_L + M_L + S_d^*$ $D + P_L^* + M_L + S_d^*$	Ⅲ <sub>A</sub> S Ⅳ <sub>A</sub> S			
SA	運転状態 V	$D + P_{SAL} + M_{SAL} + S_d$ $D + P_{SALL} + M_{SALL} + S_s$	3.56m(L.W.L) ～ 約5.05m	運転手順に基づきサブプレッショントラップの水位を管理しており、格納容器過圧・過温破損(全事故シナリオのうち、格納容器水位が最も厳しくなる事故シナリオを選定)のうち、「格納容器過圧・過温破損(残留熱代替除去系を使用しない場合) (不確かさケース: 2Pdに到達)」*3を踏まえた水位条件。	約5.05m (EL 7049mm)*5)	耐震評価上、水位が高い方が基本的には発生荷重が大きくなることから、格納容器過圧・過温破損(不確かさケース)を上回る条件を用いる。

注記\*1: V<sub>AS</sub>としてIV<sub>AS</sub>の許容限界を用いる。

\*2: 島根原子力発電所原子炉施設保安規定「第1編 運転段階の発電用原子炉施設編 (2号炉および3号炉に係る保安措置) 第46条 サブプレッショントラップの水位」(補足1参照)

\*3: 運転上の制限を満足しない場合は、保安規定に定める復旧時間等を踏まえ、耐震評価に用いる水位条件に考慮しない。

\*4: 有効性評価結果を踏まえた事故時操作要領書(シビアアクシデント)「SOP」において、サブプレッショントラップの水位が通常運転水位+1.29m(水位4.9m)到達をもって格納容器代替スプレイを停止し、PCVベントを行う手順としている。また、2Pdに達するまで操作を実施しなかった場合においても、サブプレッショントラップの水位は約5.03mであり、耐震評価に用いる水位約5.05mを上回ることはない。

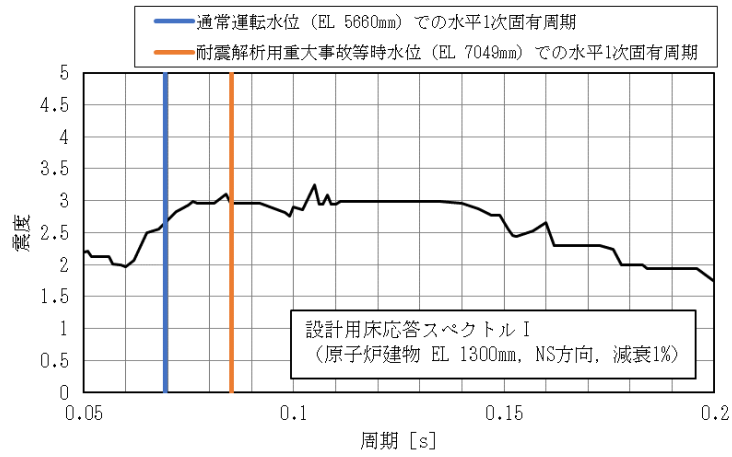
\*5: ダウンカマ取付部下端位置

\*6: 耐震評価に用いる水位については、「VI-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に示す。

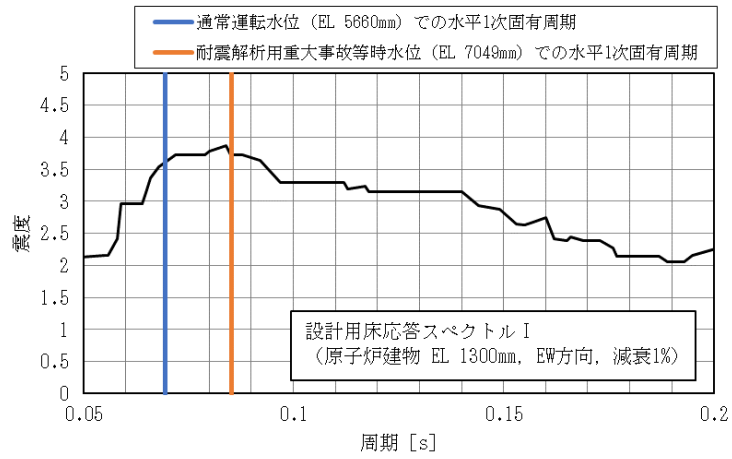


(記号の説明)

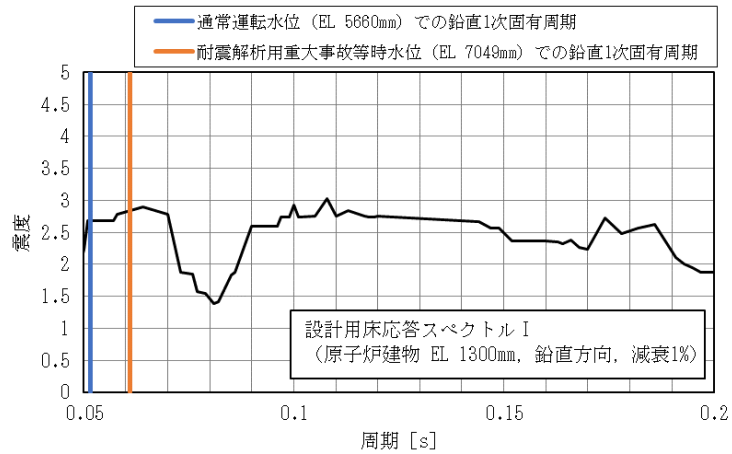
- D : 死荷重
- P : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）における圧力荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）で設備に作用している機械的荷重各運転状態におけるP及びMについては，安全側に設定された値（最高使用圧力，設計機械荷重等）を用いてもよい。
- $P_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，その後に生じている圧力荷重
- $P_L^*$  : 冷却材喪失事故後最大内圧
- $M_L$  : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，その後に生じている死荷重及び地震荷重以外の機械的荷重
- $P_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））に作用する圧力荷重
- $M_{SAL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））に作用する機械的荷重
- $P_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））より更に長期的（長期（LL））に作用する圧力荷重
- $M_{SALL}$  : 重大事故等時の状態（運転状態Ⅴ）で長期的（長期（L））より更に長期的（長期（LL））に作用する機械的荷重
- $S_d$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力
- $S_d^*$  : 弾性設計用地震動 $S_d$ により定まる地震力又は S クラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力
- $S_s$  : 基準地震動 $S_s$ により定まる地震力
- $III_{AS}$  : 発電用原子力設備規格（設計・建設規格（2005年版（2007年追補版含む。））J S M E S N C 1 - 2005/2007）（日本機械学会 2007年9月）（以下「設計・建設規格」という。）の供用状態C相当の許容応力を基準として，それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態
- $IV_{AS}$  : 設計・建設規格の供用状態D相当の許容応力を基準として，それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態



(1) NS 方向



(2) EW 方向



(3) 鉛直方向

図2 床応答スペクトルとサプレッションチェンバ固有周期の関係

補足1 島根原子力発電所原子炉施設保安規定 抜粋

(サブプレッションチェンバの水位)

第46条 原子炉の状態が運転、起動および高温停止において、サブプレッションチェンバの水位は、表46-1(図46)に定める事項を運転上の制限とする。ただし、地震時における一時的な水位変動を除く。

2. サブプレッションチェンバの水位が、前項に定める運転上の制限を満足していることを確認するため、次号を実施する。

(1) 当直長は、原子炉の状態が運転、起動および高温停止において、サブプレッションチェンバの水位を24時間に1回確認する。

3. 当直長は、サブプレッションチェンバの水位が、第1項に定める運転上の制限を満足していないと判断した場合は、表46-2の措置を講じる。

表46-1

項目	運転上の制限
サブプレッションチェンバ水位	+5 cm (上限値) 以下 -5 cm (下限値) 以上

図46

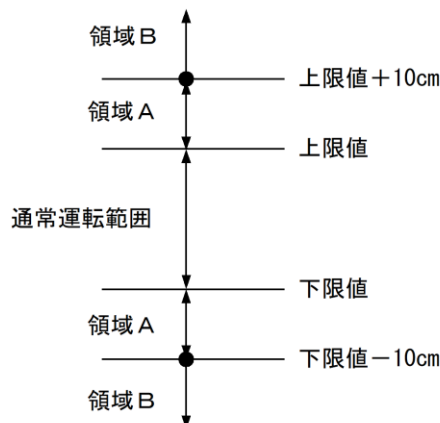


表46-2

条件	要求される措置	完了時間
A. サブプレッションチェンバの水位が図46の領域Aの場合	A1. サブプレッションチェンバの水位を制限値以内に復旧する。	24時間
B. 条件Aで要求される措置を完了時間内に達成できない場合	B1. 高温停止にする。 および B2. 冷温停止にする。	24時間 36時間
C. サブプレッションチェンバの水位が図46の領域Bの場合	C1. 原子炉をスクラムする。	速やかに

注記：図46に記載の「上限値」はH.W.L(3.66m)を表し、「下限値」はL.W.L(3.56m)を表す。

## 地震時における円筒形状容器内部水の有効質量に係る研究の概要

## 1. 概要

本研究では、円環形状容器に対し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、サプレッションチェンバを縮小模擬した試験体による振動試験を実施した。

## 2. 研究計画

## 2.1 研究時期

平成14年度

## 2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

体制	役割分担
中国電力株式会社	研究の計画策定 研究の実施 振動試験実施状況の確認 振動試験結果及び解析結果の確認
株式会社日立製作所	振動試験の実施 NASTRANによる有効質量の解析

## 2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、日立製作所機械研究所の振動台で実施した。

## 3. 振動試験による有効質量評価

## 3.1 試験体

島根1号機サプレッションチェンバを縮小模擬した試験体を製作し振動試験を実施した。試験の状況を図3.1-1に示す。試験体は実機と同様に16個の円筒を円環形に繋いだ形状とし、寸法は実機サプレッションチェンバの1/20程度である円環の直径1464mm、断面の内径400mmとした。材質は内部水の挙動を確認するため透明の亚克力製とした。試験体の形状及び寸法を図3.1-2に示す。試験装置は、振動台の上に試験体を支持する架台を設け、その上に試験体を設置した。振動台と架台の間には加振方向に2本のリニアガイドを並行に配置し、試験体及び架台が加振方向に移動できる構造とした。試験体及び架台はロードセルを介して振動台に固定されるため、試験体及び架台の振動応答による水平方向反力はロードセルで確認することができる。

主な計測項目は、振動台上、架台上及び試験体上の加速度、架台を含めた試験体の荷重である。表3.1-1に計測項目、図3.1-3に計器配置を示す。



図 3.1-1 試験装置

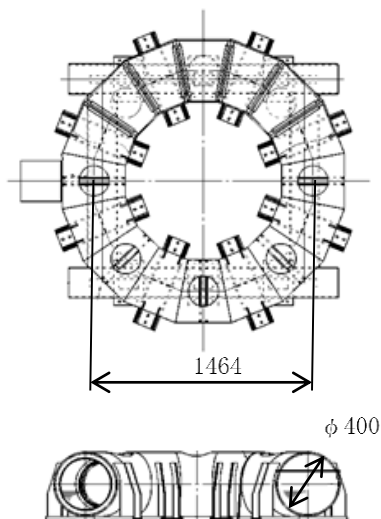


図 3.1-2 円環形状容器

表 3.1-1 計測項目

計測項目	計測機器	位置	計測チャンネル数 (設置位置)
反力	ロードセル	振動台-架台間	X成分
加速度	加速度計	振動台上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )
		架台上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )
		試験体上	X成分：2 (90° , 270° ) Y成分：2 (0° , 180° ) Z成分：4 (0° , 90° , 180° , 270° )

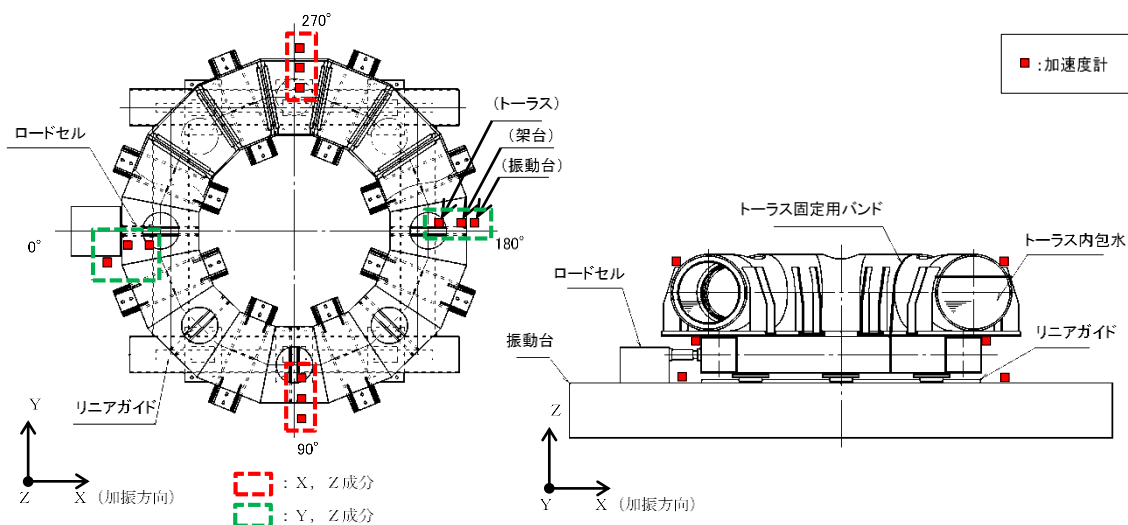


図 3.1-3 計測機器設置位置

### 3.2 試験条件

加振波は、スロッシング周期帯に加速度成分を含まないランダム波A及びスロッシング周期帯に加速度成分を含むランダム波Bの模擬地震波を用いる。図 3.2-1 及び図 3.2-2 に各地震波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトル（減衰 0.5%）を示す。試験では図 3.2-1 及び図 3.2-2 の地震波の 1 倍、2 倍、3 倍及び 4 倍で加振を行った。加振は水平 1 方向とする。水位は、内部水なし及び内部水あり（H. W. L相当）の 2 ケースとする。表 3.2-1 に試験条件を示す。

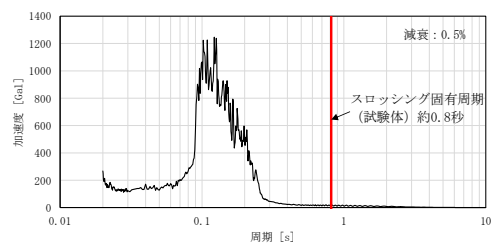
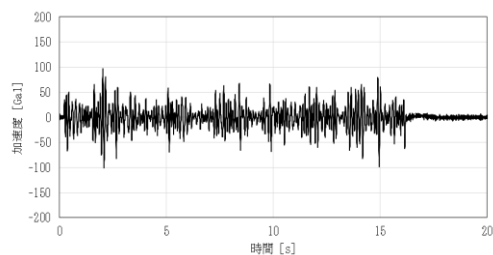


図 3.2-1 ランダム波A

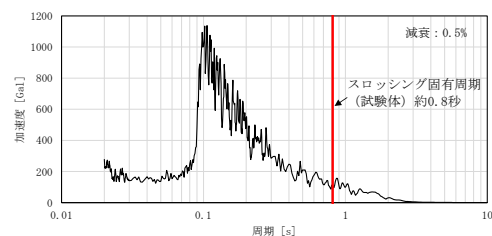
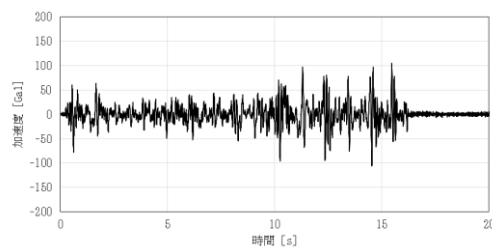


図 3.2-2 ランダム波B

表 3.2-1 試験条件

入力地震波	加速度 [Gal]	内部水
ランダム波A	100	なし
	200	
	300	あり (220kg)
	400	
ランダム波B	100	なし
	200	
	300	あり (220kg)
	400	

### 3.3 試験結果に基づく有効質量評価

ランダム波A (100Gal, 内部水あり) の試験ケースにおいて計測された荷重の時刻歴波形を図 3.3-1 に示す。

一般的にスロッシングの固有振動数は低く, 本研究で対象とするような容器支持部に作用する地震荷重への寄与は小さいと考えられるため, 内容水荷重  $F$  [N] と架台上の計測加速度  $[m/s^2]$  との関係は以下の式で表される。

$$F = (M + M_E) \ddot{x} \quad (1)$$

ここに,  $M$  [kg] は架台を含む容器の質量,  $M_E$  [kg] は水の有効質量である。式 (1) のとおり, 質量は加速度に対する荷重の比として表される。

図 3.3-2 にランダム波Aにおける試験ケースごとの最大加速度と最大荷重の関係を示す。図 3.3-2 における内部水ありのケースの回帰直線の傾きから架台及び容器の総質量を引いたものが水の有効質量となり, 水の全質量に対する比として有効質量比が算出できる。ただし, 本研究では, 内部水なしの条件における試験結果を用いて, 上記と同様の方法で式 (1) より架台及び容器の総質量を算出している。

ランダム波A及びランダム波Bによる試験結果から得られた有効質量比を表 3.3-1 に示す。加振波の違い及びスロッシング周期の加速度成分の有無による有効質量比の相違は小さいことを確認した。

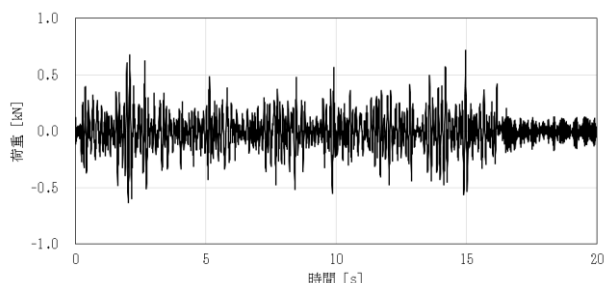


図 3.3-1 計測荷重の時刻歴波形 (ランダム波A, 100Gal, 内部水あり)

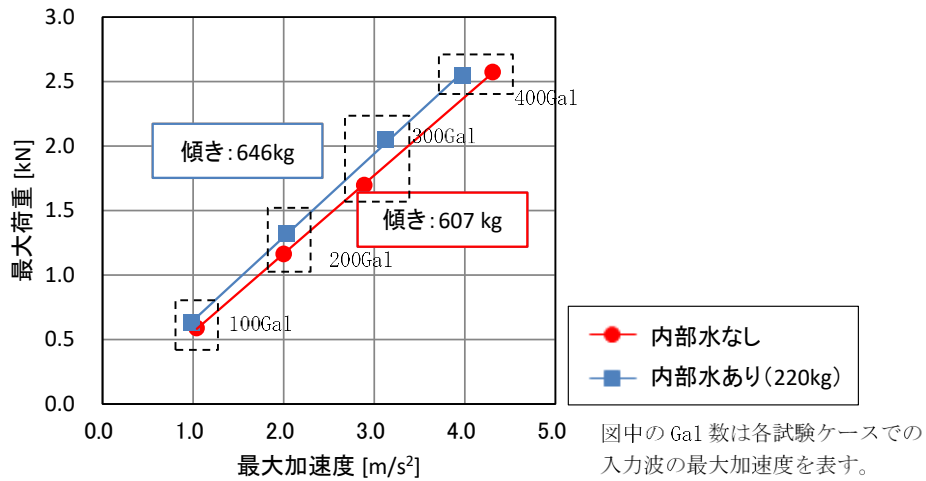


図 3.3-2 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係  
(ランダム波 A)

表 3.3-1 振動試験から得られた水の有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20



#### 4. NASTRANによる有効質量評価

汎用構造解析ソフトNASTRANでは、容器形状と水位が既知であれば、仮想質量法により有効質量が算出できる。そのため、振動試験や煩雑な数値計算を実施することなく、式(1)より効率的に容器に作用する地震荷重を推定することができる。本研究では、振動試験と同様の解析モデルに対しNASTRANの仮想質量法により有効質量比を算出した結果を実験結果と比較し、その妥当性を検証する。なお、本方法は流体を非圧縮性のポテンシャル流れと仮定することにより構造物に接する流体の振動質量を求める方法であり、自由表面の重力影響は考慮されない。解析モデルを図4-1に、解析結果を有効質量比として表4-1に整理する。

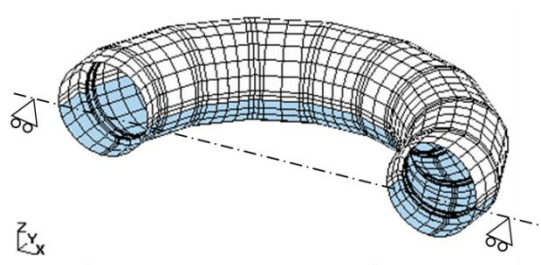


図4-1 構造解析モデル

表4-1 NASTRANによる有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

#### 5. 妥当性検証

島根1号機サプレッションチェンバに対する振動試験、NASTRANのそれぞれで得られた有効質量比を表5-1に整理する。NASTRANによる有効質量比は、振動試験の結果と同等の結果が得られており、NASTRANにより算出される有効質量は妥当であることが確認された。

表5-1 各方法による有効質量比の評価結果

項目	NASTRAN	振動試験	
		ランダム波A	ランダム波B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

#### 6. 結論

円環形状容器における有効質量の把握を目的に、振動試験及び汎用構造解析ソフトNASTRANにより有効質量を評価し比較を行った。その結果、NASTRANによる有効質量算出の妥当性が確認できた。

## 7. 学会発表実績

本研究結果については，日本機械学会 2008 年度年次大会にて学会発表している<sup>[1]</sup>。

参考文献[1]:丸山 直伴，田村 伊知郎，福士 直己，大坂 雅昭，鈴木 彩子，鈴木 学：トール  
ス形容器における内部水の地震時荷重評価，日本機械学会 2008 年度年次大会講  
演論文集，2008.7 巻

<補足1> 常温下での振動試験の妥当性について

今回実施した振動試験については、以下の検討を踏まえ、常温下で実施している。

① サプレッションチェンバの耐震評価において考慮する運転状態（重大事故時の荷重の組合せについては、「重大事故等対処設備について（補足説明資料）39条 地震による損傷の防止 39-4 重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」にて説明）

- ・ サプレッションチェンバの耐震評価は、設計基準事故時及び重大事故時ともに、事故の発生確率、継続時間及び地震の年超過確率を踏まえ、地震荷重と事故時の荷重の組合せを考慮するため、今回実施した振動試験の温度条件（水温）は、基準地震動  $S_s$  と荷重の組合せが必要となる運転状態を考慮する。
- ・ 設計基準事故時における温度条件は通常運転状態（飽和温度以下）である。
- ・ 重大事故時は、事象発生後  $2 \times 10^{-1}$  年以降の荷重と基準地震動  $S_s$  との組合せとなるため、温度条件は飽和温度以下（沸騰状態ではない）である。

② 水温による有効質量比への影響

- ・ 有効質量に関連する内部水の質量は密度の関数であり、水温が飽和温度以下では温度変化に対する影響は小さい。

なお、サプレッションチェンバの耐震評価における地震応答解析及び応力評価に用いる部材温度は、運転状態を考慮した温度条件を用いる。

## <補足2> 振動試験における加振波について

振動試験において、以下の条件を考慮して加振波を設定している。

### ①スロッシング荷重の考慮

スロッシング荷重による内部水の有効質量への影響を確認するため、スロッシング周期（約0.8秒）帯に加速度成分を含む加振波（ランダム波B）とスロッシング周期帯に加速度成分を含まない加振波（ランダム波A）を適用する。

### ②試験体の運動の影響

有効質量は内部水ありの場合と内部水なしの場合での振動試験結果から得られる荷重－加速度関係の回帰直線の傾きの差から算出する。このため、有効質量比を精度良く算出するには、試験体の運動により加わる荷重を相対的に小さくする必要があることから、試験体の固有周期（約0.025秒）及びこの周辺の短周期の加速度成分が小さい加振波を適用する。

### ③周波数成分の影響

加振波の周波数特性は内部水の有効質量に影響しない<sup>[1][2]</sup>ことから、ランダム波を適用する。

以上の条件を踏まえ、ランダム波Aでは0.1～0.2秒、ランダム波Bでは0.1～2秒の周期成分を一定としたフーリエスペクトルから模擬地震波を作成する。作成した模擬地震波の応答加速度スペクトルを図1に示す。

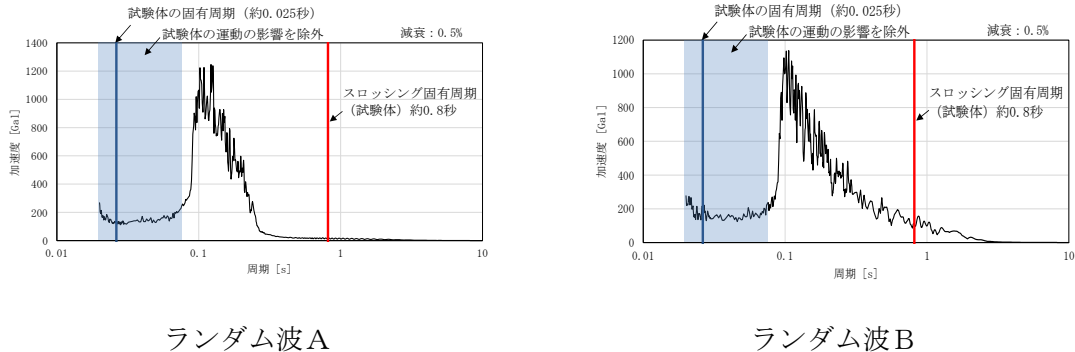


図1 入力波の応答加速度スペクトル

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

[2] 容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）

## 内部水の有効質量比に対するスロッシングの影響

## 1. 概要

有効質量比に対するスロッシング影響の有無を確認するため、流体解析で得られた荷重時刻歴（スロッシング周期成分を含む）及びスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴に対する有効質量比を算定し、比較・検討した。

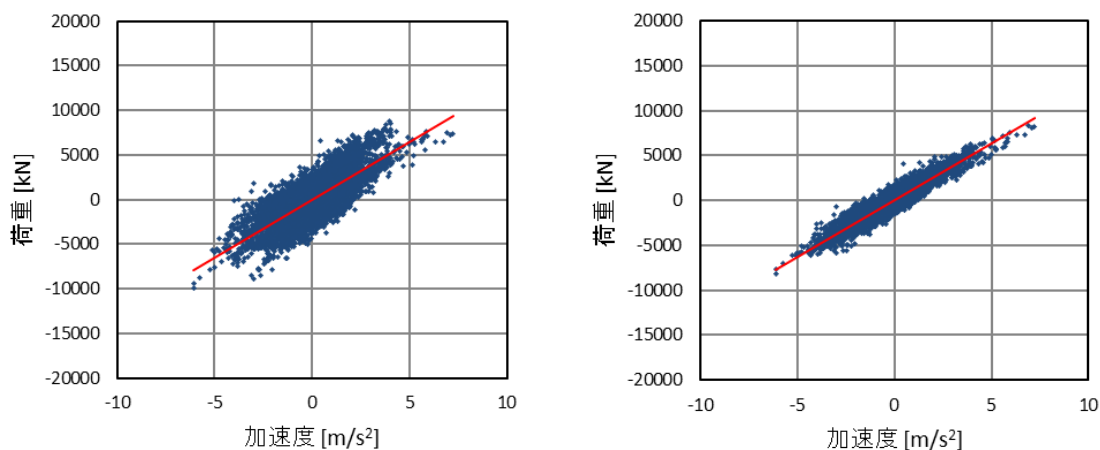
## 2. 検討内容

流体解析におけるスロッシング周期は入力加速度と荷重のフーリエスペクトルの関係より 0.26Hz（耐震解析用重大事故等時水位）として得られている。このため、流体解析で得られた荷重時刻歴に対して、フィルタ処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、有効質量比を算定した。

## 3. 検討結果

スロッシング周期成分あり及びスロッシング周期成分なしの荷重時刻歴に対する加速度と荷重の関係図を図 3-1 に、有効質量比の比較結果を表 3-1 に示す。

スロッシング周期成分あり及びスロッシング周期成分なしの有効質量比は同程度であり、有効質量比に対するスロッシングの影響はほぼない。



(a) スロッシング周期成分あり

(b) スロッシング周期成分なし

図 3-1 荷重と加速度の関係

表 3-1 有効質量比の比較結果

水位	流体解析	
	スロッシング周期成分あり	スロッシング周期成分なし
耐震解析用重大事故等時水位	0.29	0.28

## 内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響

## 1. 概要

サプレッションチェンバの地震荷重算出に当たり、サプレッションチェンバの内部水の有効質量をNASTRANにより算出することの妥当性を検証するため、島根1号機サプレッションチェンバに対して、NASTRANによる有効質量の算出及び試験体を用いた振動試験を実施しており、両者の有効質量比が同等であることを確認している。

本資料では、振動試験に用いた入力地震動に対して、周期特性の違いによる有効質量への影響を考察する。

## 2. 振動試験の入力地震動

振動台への入力波は、スロッシング成分を含まないランダム波A及びスロッシング成分を含むランダム波Bの人工地震波を用いた。

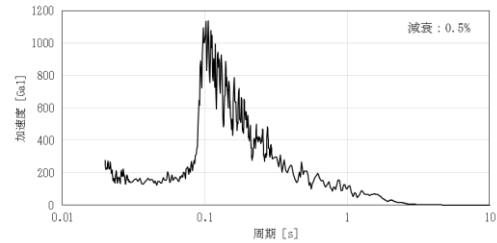
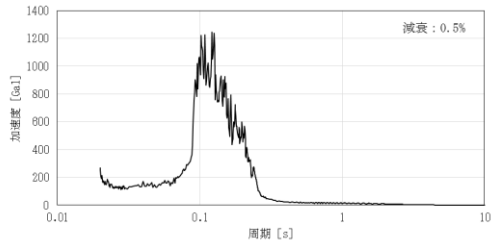
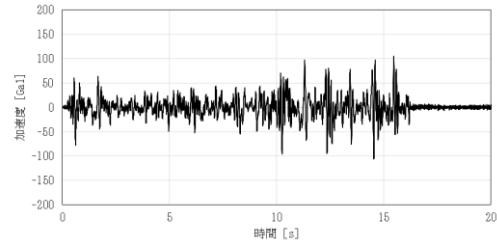
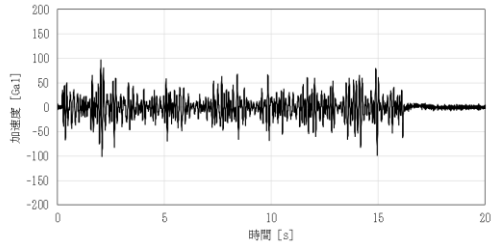
また、振動試験では、上記地震波の1倍、2倍、3倍及び4倍で加振を行った。

## 3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

## 3.1 周期特性の違い

ランダム波A及びランダム波Bの入力加速度時刻歴波形及び加速度応答スペクトルを図3.1-1に示す。また、これらの周期特性の異なる地震波に対する振動試験から算出された有効質量比を表3.1-1に示す。

ランダム波A及びランダム波Bによる振動試験結果より算出した有効質量比は同程度であり、有効質量は入力地震動の周期特性によらず、評価対象とする容器の形状に依存していることを示すものと考えられる。



(1) ランダム波A

(2) ランダム波B

図 3.1-1 振動試験に用いた地震動比較  
(別紙 11 図 3.2-1 及び図 3.2-2 の再掲)

表 3.1-1 振動試験から得られた水の有効質量比  
(別紙 11 表 3.3-1 の再掲)

入力地震波	有効質量比
ランダム波A	0.18
ランダム波B	0.20

#### 4. 考察

上記のとおり、振動試験に用いた入力地震動に対する周期特性の違いによる有効質量への影響について、今回実施した振動試験結果を用いて検討した結果、入力地震動の周期特性の違いによる影響が小さいことを確認した。

なお、今回の検討結果は、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。



## 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及び有効質量の影響

## 1. スロッシング荷重及び有効質量に与える影響検討

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重は、サプレッションチェンバの主要な内部構造物を考慮した解析モデルを用いて、水平1方向+鉛直方向の地震動を入力した解析結果から算定している。

上記解析条件に対して水平2方向入力による影響を検討し、スロッシング荷重及び有効質量に与える影響について検討を行う。

## 2. 水平2方向入力による影響

水平2方向入力によるスロッシング荷重への影響について、地震動の入力条件を水平1方向+鉛直方向及び水平2方向+鉛直方向とした場合のスロッシング荷重を比較し、確認する。

## 2.1 解析モデル

解析モデルを図 2.1-1 に、解析諸元を表 2.1-1 に示す。

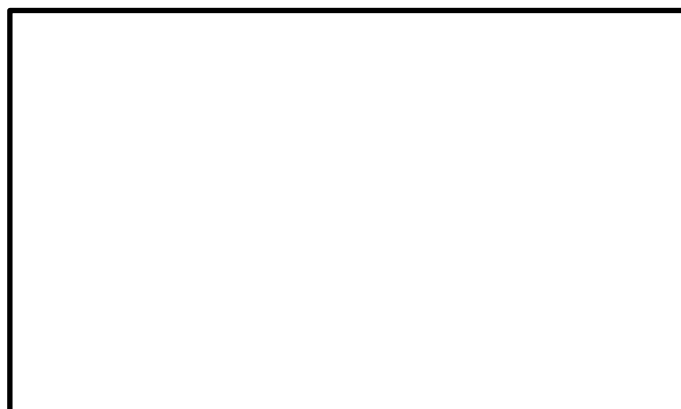


図 2.1-1 流体解析モデル

表 2.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

## 2.2 解析条件

解析条件を表 2.2-1 に示す。

表 2.2-1 解析条件 (水平 2 方向入力)

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	F l u e n t	同左
解析モデル	実機解析モデル	同左
入力波	S s - D	NS 方向 : S s - D EW 方向 : 位相特性の異なる S s - D *
地震動の 入力方向	水平 1 方向 + 鉛直方向	水平 2 方向 + 鉛直方向
水位	EL 4000mm (検討用水位)	同左

注記\* : 位相特性の異なる S s - D の作成方針等については、NS2 補足-023-4  
「水平 2 方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する検討について」参  
照

## 2.3 影響検討結果

評価結果を表 2.3-1、最大荷重発生時刻付近 (12 秒) の変位コンター図を図 2.3-1 に示す。

水平 2 方向入力によるスロッシング荷重の影響について、基本ケース (合成荷重 : 水平 1 方向入力の最大荷重値の $\sqrt{2}$ 倍) に比べ、影響検討ケース (水平 2 方向入力の時刻歴荷重の最大値) は、小さいことを確認した。これは、水平 2 方向入力の影響により、スロッシング荷重が周方向へ分散していること及び EW 方向地震動の位相特性によるものと考えられる。また、水平 2 方向の入力波を位相反転させた場合の影響は、サプレッションチェンバが円環形状 (対称形状) であることから、スロッシング荷重への影響はないと考えられる。

よって、サプレッションチェンバのスロッシング荷重評価は基本ケースのとおり、入力地震動を水平 1 方向 + 鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。また、有効質量比は基本ケースと影響検討ケースで一致しており、水平 2 方向入力による有効質量比への影響はないことを確認した。

なお、基本ケース及び影響検討ケースに対するスロッシング最大荷重発生時刻付近の変位コンター図はほぼ同様な分布、波高であり、大きな差異がないことを確認した。

表 2.3-1 評価結果 (水平 2 方向入力)

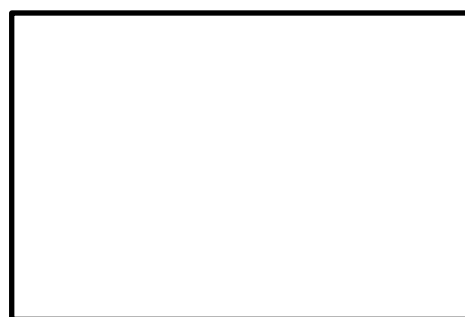
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重*1 (kN)	N S	5,363	5,364*2	1.00
	E W	—	3,699*2	1.45
	合成荷重	7,584*3	5,372*4	1.41
有効質量比	N S	0.23	0.23	1.00
	E W		0.23	1.00

注記\*1: スロッシング最大荷重は地震波に依存することから、今後作成する建物応答に対するスロッシング荷重を確認する必要があるため暫定値

\*2: 1 方向成分 (N S 又は E W) のみに着目した場合の最大荷重

\*3: 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$  倍の荷重

\*4: 各方向に加わるスロッシング荷重を時刻毎に合成 ( $\sqrt{N S^2 + E W^2}$ ) した値の最大値



①基本ケース  
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

②影響検討ケース  
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

注 色の違いは、水面高さの違いを表す。また、高さは初期水位を 0 m としたものを表している。

図 2.3-1 変位コンター図

## 規格基準における内部水の有効質量比との比較

## 1. はじめに

本資料は、N A S T R A Nによる有効質量比算定の妥当性を確認するため、容器構造設計指針・同解説（2010年3月改訂版）（以下「容器指針」という。）に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比とN A S T R A Nによる有効質量比の算定結果の比較検討を行う。

## 2. 解析結果

## (1) 球形タンク

N A S T R A Nの解析モデルを図2-1、解析モデル諸元を表2-1、N A S T R A Nによる有効質量比の算定結果及び容器指針における球形タンクの有効質量比を図2-2に示す。

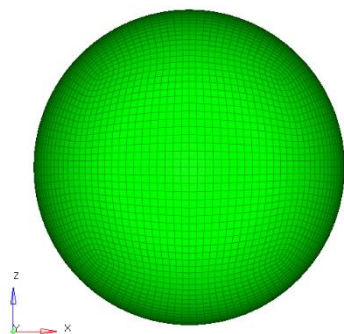
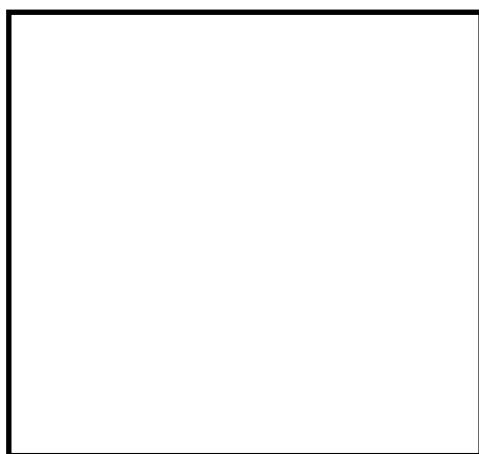


図2-1 球形タンク解析モデル

表2-1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約5400



注記\*1：液量率 = 液体の体積  
／球形タンクの容積

注記\*2：容器指針の有効質量比は試験により得られている。

図2-2 球形タンクの有効質量比

## (2) 円筒タンク

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

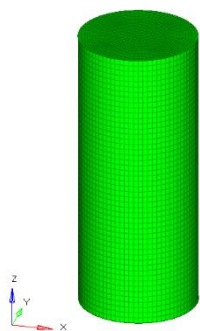


表 2-2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

図 2-3 円筒タンク解析モデル

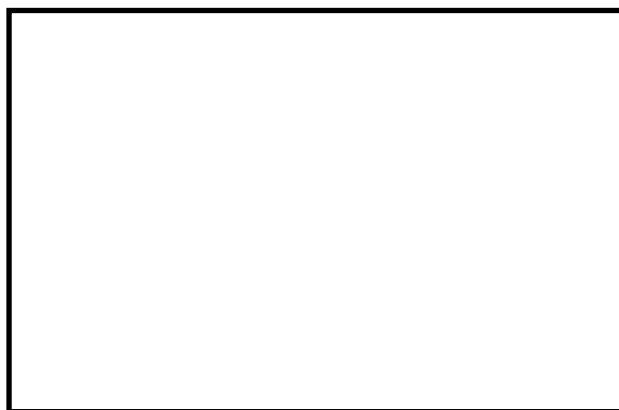


図 2-4 円筒タンクの有効質量比

### 3. 検討結果

図 2-2 及び図 2-4 の比較結果から, 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。

## 原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いる妥当性について

## 1. 概要

サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS304））により相対変位を吸収する構造となっているため、サプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いている。

本資料では、ベント管ベローズの構造及びサプレッションチェンバへの地震応答への影響を確認し、上記扱いの妥当性について確認する。

## 2. ベント管ベローズの構造

ベント管ベローズは、図 2-1 に示すとおり、サプレッションチェンバとベント管の熱膨張による相対変位や地震相対変位を吸収できる構造となっている。

また、地震相対変位によるサプレッションチェンバへの反力は、ベント管ベローズのばね定数と地震相対変位により算定することができる。サプレッションチェンバの荷重伝達イメージを図 2-2 に示す。

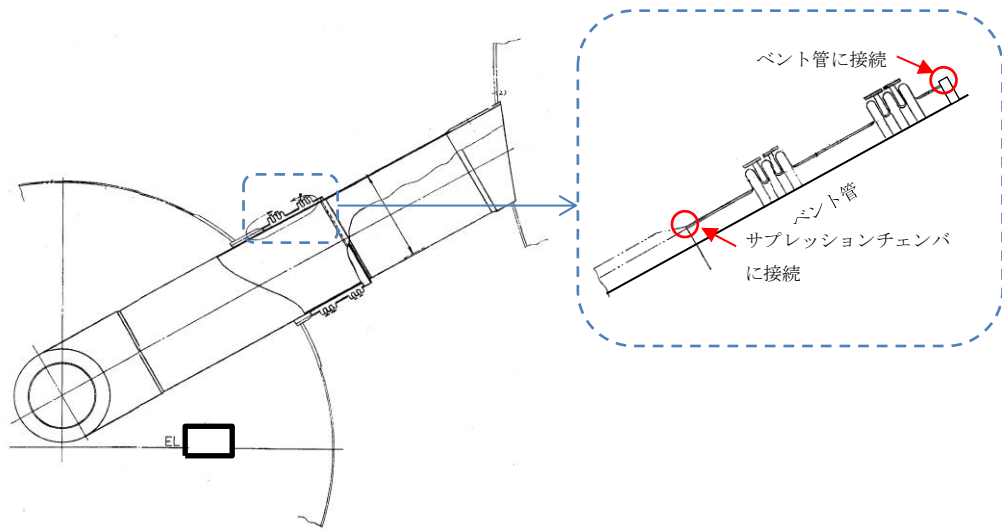
## 3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

サプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表 3-1 に示す。評価条件としては、設計用条件 I（基準地震動  $S_s$ ）を用いた。地震相対変位によるベント管ベローズの反力は、サプレッションチェンバの地震荷重に対して 0.05%程度と軽微であり、サプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

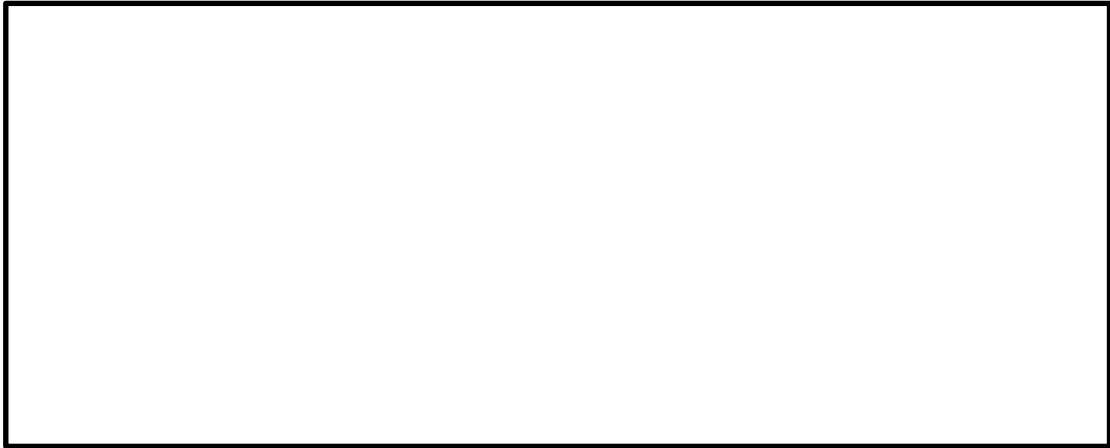
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が  $1\text{sec}^{-1}$  以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている<sup>[1]</sup>。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $5.7 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$  程度\*であり、上記知見を踏まえ、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

注記\*：地震応答解析モデルの固有周期  $T$  に対するサプレッションチェンバの最大ひずみ量  $\varepsilon$  の比（ $\varepsilon/T$ ）からひずみ速度（ $\text{sec}^{-1}$ ）を算出

参考文献[1]: Hiroe Kobayashi et al., Strain Rate of Pipe Elbow at Seismic Event and Its Effect on Dynamic Strain Aging, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, July 26-30, 2009



a. ベント管ベローズの構造概要



b. ベント管ベローズの主要寸法

図 2-1 ベント管ベローズの構造

- ← サプレッションチェンバの地震荷重
- ↔ サプレッションチェンバの変位
- ← ベント管ベローズ反力
- ↔ ベント管ベローズ及びサプレッションチェンバ間の相対変位

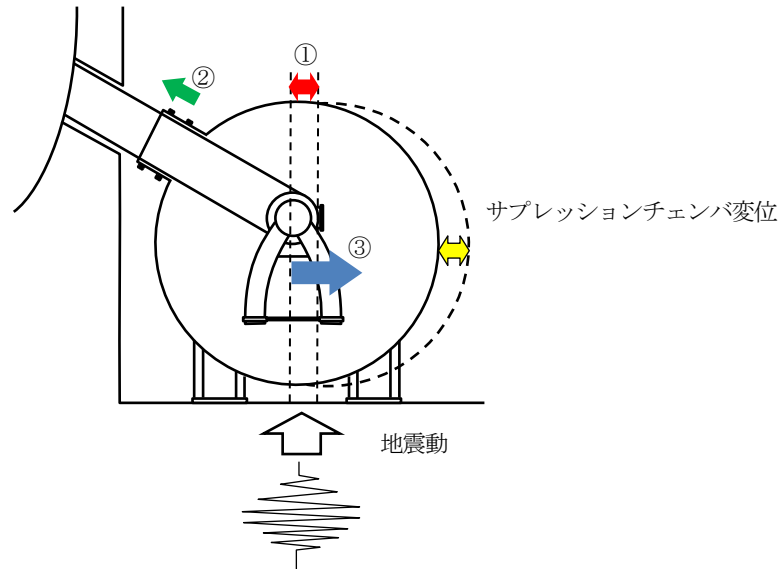


図 2-2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表 3-1 相対変位による影響評価結果

項目*1	評価値*2
①地震相対変位	□ mm
②地震相対変位による ベント管ベローズの反力	$3.561 \times 10^4$ N
③サプレッションチェンバ の地震荷重	$6.807 \times 10^7$ N
比率 (②/③)	0.05 %

注記\*1：項目の①～③は、図 2 の番号に対応する。

\*2：設計用条件 I（基準地震動 S s）により算出



## サブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

## 1. 概要

サブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出は、既工認で公式等による応力評価を行っていることを踏まえ、今回工認においても同様に公式等による応力評価を行っている。なお、サブプレッションチェンバのうち胴エビ継部及びサブプレッションチェンバサポート取付部の応力評価は、3次元FEM解析モデルによる応力評価を行っている。

本書では、今回工認におけるサブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法に対して、公式等による応力評価を行うことの方針について説明する。

## 2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

## 2.1 適用規格

サブプレッションチェンバ及びサブプレッションチェンバサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針J E A G 4 6 0 1・補-1984, J E A G 4 6 0 1-1987（以下「J E A G 4 6 0 1」という。）に基づき、サブプレッションチェンバは原子炉格納容器として、サブプレッションチェンバサポートは原子炉格納容器の支持構造物として耐震評価を行う。また、J E A G 4 6 0 1において、原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価について地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

## 2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、J E A G 4 6 0 1に従い、以下の項目に対する応力評価が要求される。

- ① 一次応力評価
- ② 一次+二次応力評価
- ③ 一次+二次+ピーク応力評価（疲れ解析）

ただし、原子炉格納容器の一次+二次+ピーク応力評価（疲れ解析）は、設計・建設規格J S M E S N C 1-2005/2007 PVB-3140(6)の要求を満足する場合、評価を省略することができる。なお、一次+二次応力評価に対する許容応力 $3 S m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は3次元FEM解析による疲れ解析を行う。

一方、原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、J E A G 4 6 0 1上、一次応力、一次+二次応力に対する応力評価が要求されており、一次+二次+ピーク応力に対する応力評価は要求されていない。

## 2.3 サプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法

上記のとおり、サブプレッションチェンバサポートは、原子炉格納容器の支持構造物に該当

する。原子炉格納容器の支持構造物に対する要求事項に基づき、サプレッションチェンバサポートの耐震評価は、一次応力に対する応力評価を行い、過大な変形がないことを確認する。また、耐震評価における応力算出については、サプレッションチェンバサポートの構造から面外変形もなく単純な曲げ・せん断変形が主であること、一次+二次+ピーク応力といった局所的な応力評価要求がないことから、既工認に用いた公式等による応力評価からの変更は不要と判断している。

なお、サプレッションチェンバサポートには二次応力として考慮すべき荷重が作用しないことから、サプレッションチェンバサポートの耐震評価では、建設時より一次応力評価で代表させることとしており、一次+二次応力評価については省略している。

## J E A G 4 6 0 1 -1987

## 6.1.3 荷重の組合せと許容限界

荷重の組合せと許容限界についての原則を以下に示すが、<sup>(6.1.1-1), (6.2.1-1)</sup>詳細は参考文献を参照のこと。

## (1) 荷重の組合せ

- a. 地震動によって引き起こされるおそれのある事象については、その荷重を組合せる。
- b. 地震動によって引き起こされるおそれのない事象については、その事象の発生確率と荷重の継続時間及び地震の発生確率を考え、同時に発生する確率が高い場合にはその組合せを考慮するものとする。

## (2) 許容限界

## a. As クラス

- (a) 基準地震動  $S_1$  又は静的震度による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。
- (b) 基準地震動  $S_2$  による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として過大な変形がないようにする。

## b. A クラス

上記 a. (a)と同じ。

## c. B 及び C クラス

静的震度による地震力と他の荷重と組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。

< 第 2 種 容 器 対 する 評 価 >

2.1.2 第 2 種 容 器 の 許 容 応 力

第 2 種 容 器 の 許 容 応 力 を 次 に 示 す。

応力分類 許容 応力状態	1 次 一 般 膜 応 力	1 次 膜 応 力 + 1 次 曲 げ 応 力	1 次 + 2 次 応 力	1 次 + 2 次 + ピ ー ク 応 力	特 別 な 応 力 限 界	
					純 せん断 応 力	支 圧 応 力
設 計 条 件	S	1.5 S	—	—	—	—
I <sub>A</sub>	—	—	(1) 3 S	(2) 運 転 状 態 I 及 び II に お け る 荷 重 の 組 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 事 件 。	(6) 0.6 S	(7)(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
II <sub>A</sub>	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
III <sub>A</sub>	S <sub>y</sub> と 2/3 S <sub>u</sub> 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 ュ ー 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 <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
IV <sub>A</sub>	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S <sub>u</sub> 、 不 連 続 な 部 分 は S <sub>y</sub> と 0.6 S <sub>u</sub> 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 ュ ー 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 <sub>u</sub> 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 <sub>A S</sub>	S <sub>y</sub> と 0.6 S <sub>u</sub> 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 ュ ー 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 <sub>1</sub> 又 は S <sub>2</sub> 地 震 動 の み に よ る 応 力 振 幅 に つ い て 評 価 す る。〕	(4)(5) S <sub>1</sub> 又 は S <sub>2</sub> 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 事 件 。	0.6 S	(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
IV <sub>A S</sub>	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S <sub>u</sub> 、 不 連 続 な 部 分 は S <sub>y</sub> と 0.6 S <sub>u</sub> 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 ュ ー 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 <sub>u</sub> 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 <sub>u</sub>	(8) S <sub>u</sub> (1.5 S <sub>u</sub> )

- 注：(1)  $3 S_m$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
- (3) 三軸引張りの場合には、別に主応力の総和が  $4.8 S_m$ を超えないことを検討する。
- (4)  $3 S_m$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第3号を除く）の弾塑性解析を用いることができる。
- (5) 告示第13条第1項第三号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。  
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ $S_1$ 又は $S_2$ 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (6) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (7) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (8) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (9) ( )内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値。
- (10) オメガシール及びキャノピシールにあつては、Ⅲ<sub>A</sub>S、Ⅳ<sub>A</sub>Sについて1次一般膜応力及び地震動のみによる1次+2次応力の評価を行う。ただし、1次一般膜応力は、告示第13条第1項第四号による。

## 2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

## 2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

応力分類 許容 応力状態	1次応力					1次+2次応力				
	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張 圧縮	せん断	曲げ	支圧	座屈
設計条件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I <sub>A</sub>	$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
II <sub>A</sub>	$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
III <sub>A</sub>	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV <sub>A</sub>	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III <sub>A</sub> 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 <sub>A</sub> S	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	$(S_1$ 又は $S_2$ 地震動の みによる応力振幅に ついて評価する)			$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$

- 注：(1) すみ肉溶接部にあつては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。  
 (2) 告示第88条第3項第一号イ(ニ)により求めた $f_b$ とすること。  
 (3) 応力の最大圧縮値について評価する。  
 (4) 自重、熱膨張等により常時作用する荷重に、地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。  
 (5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。  
 (6) 上記応力の組合せが考えられる場合には、組合せ応力に対しても評価を行うこと。  
 (7) 耐圧部に溶接等により直接取付けられる支持構造物であつて耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

## サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討

## 1. 概要

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル(地震応答解析モデル)に対する適用性確認のため、適用性確認用解析モデルとして3次元シェルモデルによる固有値解析を行い、耐震評価に考慮すべき振動モードがおおむね一致していることを確認している。

この3次元はりモデルは、既工認でサプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの強度を評価するために用いたサプレッションチェンバ大円の変形を模擬したはりモデルに、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を考慮したばねを加えた地震応答解析モデルである。これは、サプレッションチェンバサポート取付部の変形を地震応答解析モデルに考慮することで、今回工認における地震応答解析モデルが3次元シェルモデルによる地震応答挙動と同等の解析結果を算定できるようにしているものである。

本資料では、今回工認の3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)のモデル化の差異が固有周期に与える影響について、定量的に検討を行う。

## 2. モデル化の差異に係る影響検討

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの3次元はりモデル(地震応答解析モデル)で考慮したモデル化項目に着目して、その影響を検討する。影響検討を行うモデル化項目に対する3次元はりモデル(地震応答解析モデル)及び3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)のモデル化内容と影響検討内容を表2-1に示す。

表 2-1 モデル化の差異に係る影響検討

モデル化項目	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	影響検討内容
内部水有効質量のモデル化	NASTRANの仮想質量法により算出し、NASTRANの機能であるGuyan縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRANの仮想質量法により算出し、この値をシェル要素に考慮	有効質量 (Guyan縮約) に着目し、内部水質量を除外した場合 (有効質量の考慮なし) について、3次元はりモデル (地震応答解析モデル) 及び3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) の固有周期を比較する。
サブプレッショナルチェーンバ胴のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサブプレッショナルチェーンバ大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるサブプレッショナルチェーンバ本体のモデル化は、小円の平面保持を仮定した理論式である。このことを踏まえ、小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルの固有振動数と有効質量比の関係について、3次元はりモデル (地震応答解析モデル) 及び3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) の固有振動数と有効質量比の関係と比較する。
サブプレッショナルチェーンバサポート取付部のばね剛性の設定	実機構造を模擬したばね剛性算定用の3次元シェルモデル等を用いて取付部の局部変形を考慮したばね剛性を設定し、サポート取付部にばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデル (地震応答解析モデル) について、ばね要素を取り除いた場合及び3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) との固有周期を比較する。
サブプレッショナルチェーンバサポートのモデル化	公式等により曲げ・せん断・伸び剛性を算定し、はり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	サブプレッショナルチェーンバサポート以外を剛構造とした3次元はりモデルとサブプレッショナルチェーンバサポート以外を剛構造とした3次元シェルモデルの固有周期を比較する。



### 3. 影響検討結果

#### 3.1 内部水有効質量のモデル化の影響

有効質量をG u y a n縮約にてモデル化する手法の妥当性は、別紙2の4.で流体解析モデル及び3次元シェル+はりモデルを用いた妥当性確認により、既に確認しているが、有効質量のモデル化の影響について、内部水の有無による3次元はりモデル（地震応答解析モデル）及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の固有周期の比較を行う。なお、G u y a n縮約によるモデル化は水平方向の3次元はりモデル（地震応答解析モデル）のみに適用するため、水平方向の固有周期の比較を行う。比較結果を表3.1-1に示す。

固有周期の比較結果から、有効質量が影響する水平1次のモードで内部水の有無による固有周期の比率が3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で同等であり、有効質量をG u y a n縮約にてモデル化する手法は妥当と判断できる（表3.1-1（A）、（B）参照）。

表 3.1-1 固有周期の比較結果（有効質量のモデル化）

（単位：s）

検討ケース	①	②	③	④	(A) ①/②	(B) ③/④
解析モデル	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)		3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)			
内部水	有り	無し	有り	無し		
水平1次	0.085	0.051	0.109	0.063	1.67	1.73

### 3.2 サプレッションチェンバ胴のモデル化の影響

3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバ本体のモデル化は、小円の平面保持を仮定した理論式である。このことを踏まえ、小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルを用いて、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）及び3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の固有振動数と有効質量比の関係を比較する。ここで、小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルを図3.2-1に示す。セグメントごとに3箇所ずつサプレッションチェンバ胴の断面を剛体要素で結合することにより、小円の平面を保持する。

小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）を用いた固有値解析結果として、各振動モードに対する固有振動数、固有周期及び刺激係数のうち、刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して表3.2-1に示す。また、50Hzまでの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の関係を図3.2-2に示す。

図3.2-2において、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）ではサプレッションチェンバ全体が振動する振動モードが複数の振動モードに分散して現れるが、小円の平面を保持することにより、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と同様にサプレッションチェンバ全体が振動する振動モードが数モードに集約されることが確認できる。

図3.2-2(1)では、水平方向について、3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）と3次元はりモデル（地震応答解析モデル）で差異が生じている。これは、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）のサプレッションチェンバサポートの剛性は既工認と同様に、サプレッションチェンバサポートの形状等の情報から計算式により設定しており、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）よりも剛性が大きく算出されるため、差異が生じるものと考えられる（3.4参照）。

図3.2-2(2)では、鉛直方向について、3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）の主な振動モードが、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の主な振動モードよりも高振動数側となっている。これは、3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、図3.2-1に示すとおり、剛体要素を設定することにより、サプレッションチェンバサポート取付部付近の剛性が高くなることの原因と考えられる。

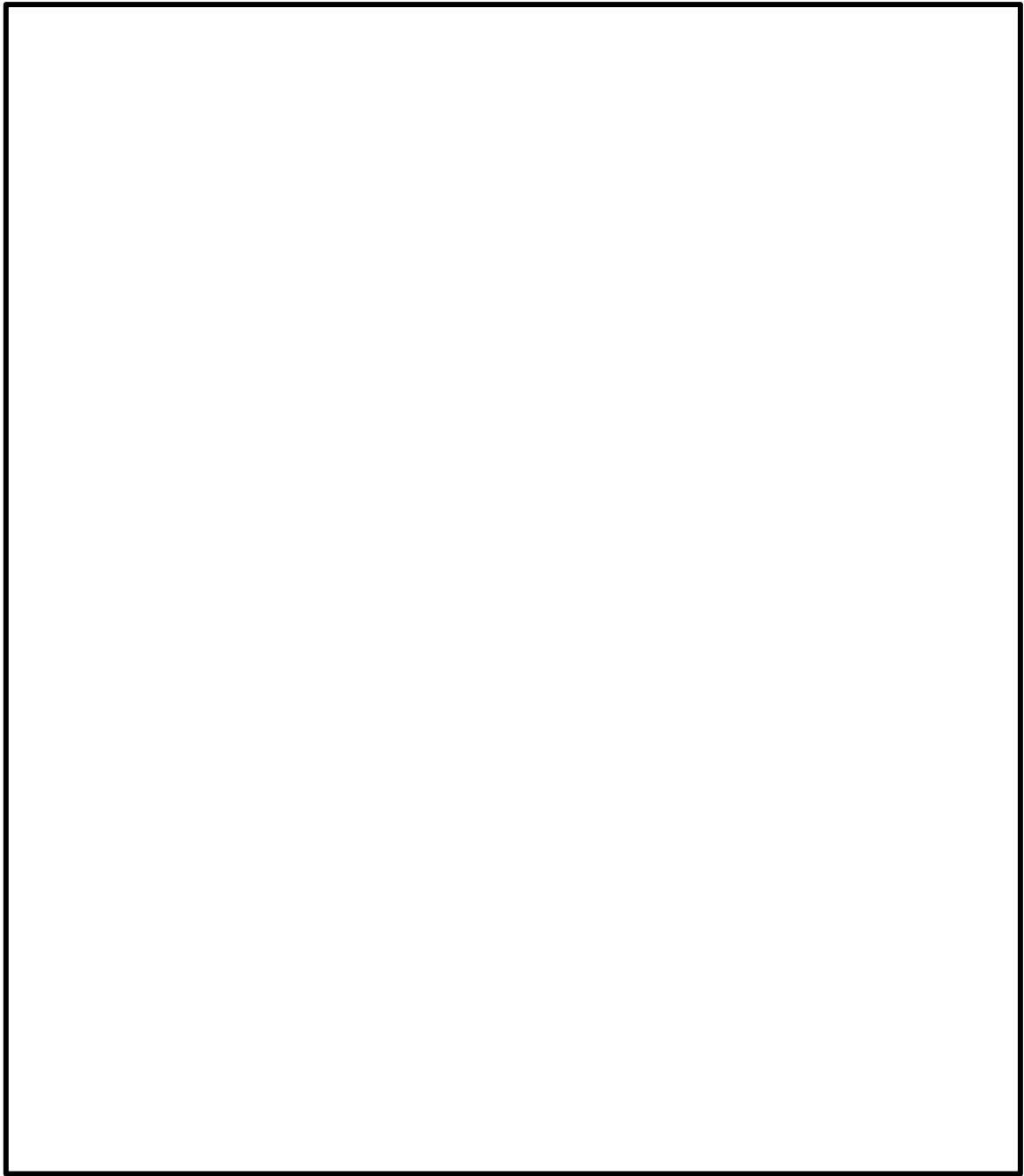


図 3.2-1 小円の平面保持を条件とした 3次元シェルモデル

表 3.2-1(1) 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持) を用いた固有値解析結果  
(対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
2次					
53次					

注記\*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2: Y方向及びZ方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

表 3.2-1(2) 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持) を用いた固有値解析結果  
(反対称条件)

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
2次					

注記\*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2: X方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

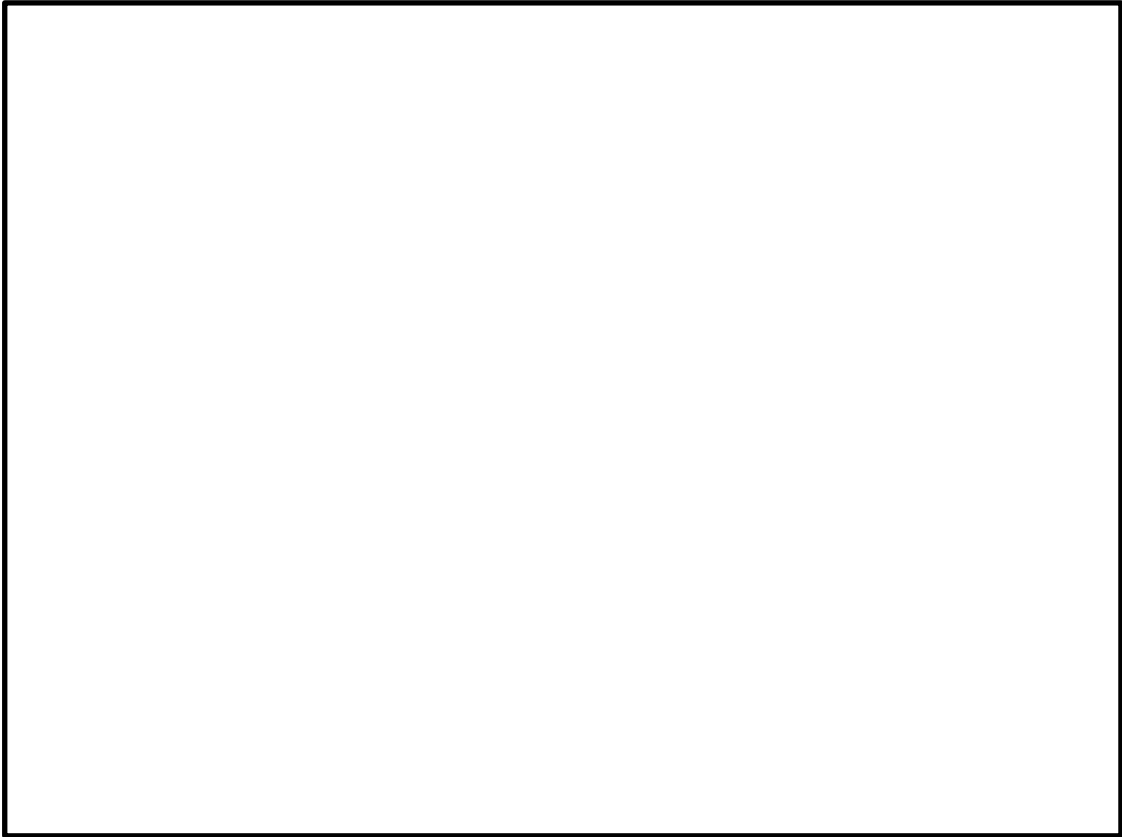


図 3.2-2(1) 固有振動数と有効質量比の関係 (水平方向)

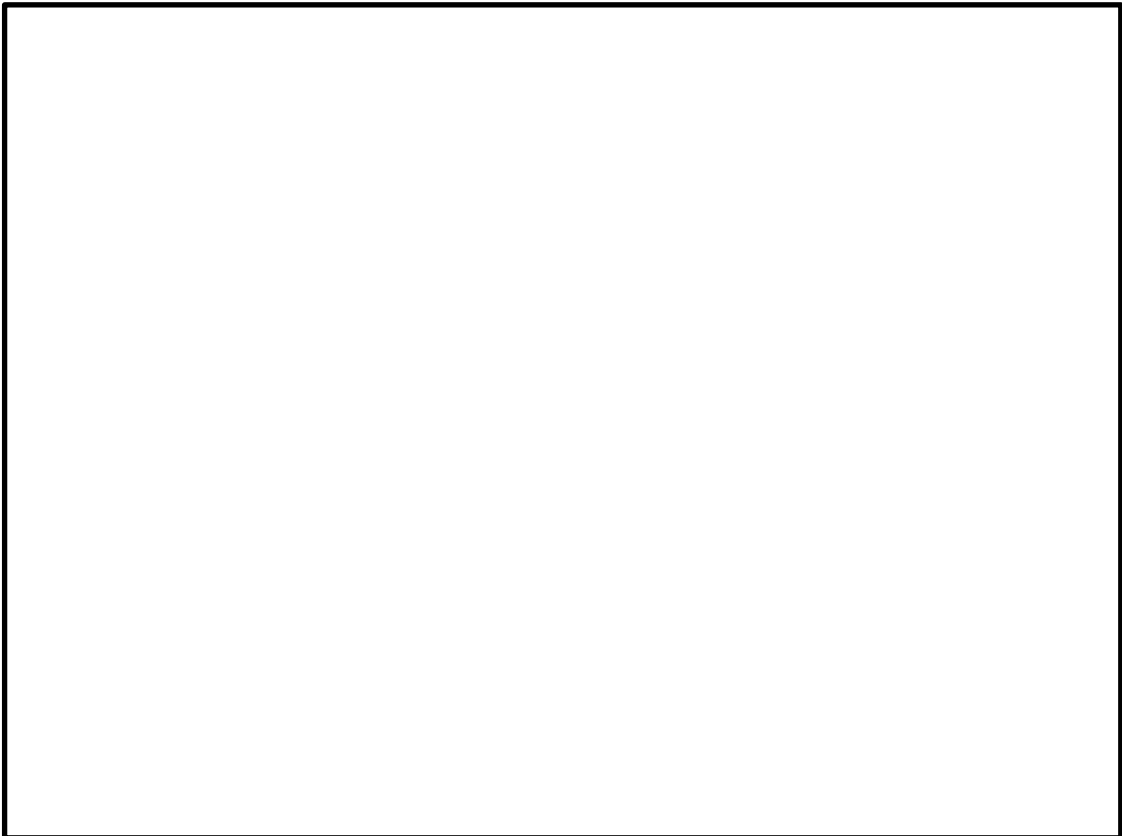


図 3.2-2(2) 固有振動数と有効質量比の関係 (鉛直方向)

### 3.3 サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化の影響

今回工認では、サプレッションチェンバ取付部の局部変形を考慮したばね剛性を算定し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）のサプレッションチェンバサポート取付部にばね要素としてモデル化しており、それが固有周期に与える影響を確認する。

サプレッションチェンバサポート取付部のばね要素を考慮した3次元はりモデル（地震応答解析モデル）及びそのモデルからサプレッションチェンバサポート取付部のばね要素を取り除いた3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との固有周期の比較結果を表3.3-1に示す。

固有周期の比較結果から、サプレッションチェンバサポート取付部のばね要素を取り除いた3次元はりモデルと3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との固有周期は、鉛直1次について大きく差がある（表3.3-1(A)参照）。

今回工認の地震応答解析モデル（サプレッションチェンバサポート取付部のばね要素を考慮）では、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との鉛直1次の固有周期はおおむね一致するが、水平1次の固有周期についてはほとんど影響の無い結果となった（表3.3-1(A), (B)参照）。このため、サプレッションチェンバ取付部のばね要素として考慮している、サプレッションチェンバ胴の面外方向（並進1方向、回転2方向）の変形が水平方向の固有周期に与える影響は小さい。

表 3.3-1 固有周期の比較結果（サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化）

(単位：s)

検討ケース	①	②	③		
解析モデル	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)		3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	(A) ①/③	(B) ②/③
	サプレッションチェンバサポート取付部のばね要素無し	サプレッションチェンバサポート取付部のばね要素を考慮			
水平1次	0.081	0.085	0.109	0.74	0.78
鉛直1次	0.026	0.061	0.067	0.39	0.91

### 3.4 サプレッションチェンバサポートのモデル化の影響

サプレッションチェンバサポートは既工認と同様に、サプレッションチェンバサポートの形状等の情報から計算式により設定した剛性をサプレッションチェンバサポートのはり要素に考慮する。このモデル化の影響を確認するため、サプレッションチェンバサポート以外を剛構造とした3次元はりモデルとサプレッションチェンバサポート以外を剛構造とした3次元シェルモデルの固有周期の比較を行う。比較結果を表3.4-1に示す。

固有周期の比較結果から、3次元はりモデルと3次元シェルモデルとの固有周期は差があり、3次元はりモデルの方が固有周期が小さい(表3.4-1(A)参照)。

サプレッションチェンバサポートの剛性の設定において、穴部等の詳細な構造は考慮していないため、3次元はりモデルの方が固有周期が小さくなったと考えられる。

表3.4-1 固有周期の比較結果 (サプレッションチェンバサポートのモデル化)

(単位：s)

検討ケース	①	②	(A)
解析モデル	3次元はりモデル (サポート以外剛構造)	3次元シェルモデル (サポート以外剛構造)	①/②
水平1次	0.042	0.049	0.86
鉛直1次	0.017	0.018	0.94

### 3.5 3次元シェルモデルを用いた剛性の設定による影響検討

3.2及び3.4の結果を踏まえ、サプレッションチェンバサポートの剛性がサプレッションチェンバ全体の固有周期に与える影響を検討する。サプレッションチェンバサポート単体をシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルを用いて、サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻に算定し、はり要素としてモデル化を行う。このはり要素を用いて3次元はりモデル（サポート剛性見直し）を作成し、3.2に示す他のモデルとの固有振動数と有効質量比の関係を比較する。影響検討に用いたサプレッションチェンバサポート単体モデル図を図3.4-1に示す。

3次元はりモデル（サポート剛性見直し）を用いた固有値解析結果として、各振動モードに対する固有振動数、固有周期及び刺激係数のうち、刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して表3.4-2に示す。また、50Hzまでの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の関係を図3.4-2に示す。

図3.4-2(1)に示すとおり、水平方向についてはサプレッションチェンバサポートの剛性を見直すことによって、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの差異は小さくなる。このことから、サプレッションチェンバサポートの剛性の設定方法が3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元シェルモデル（適用性確認用モデル）の固有周期の差異に影響を与える主な要因の一つであるといえる。図3.4-2(2)に示すとおり、鉛直方向についてはサプレッションチェンバサポートの剛性を見直しによって固有周期がほぼ変わらないことを確認した。

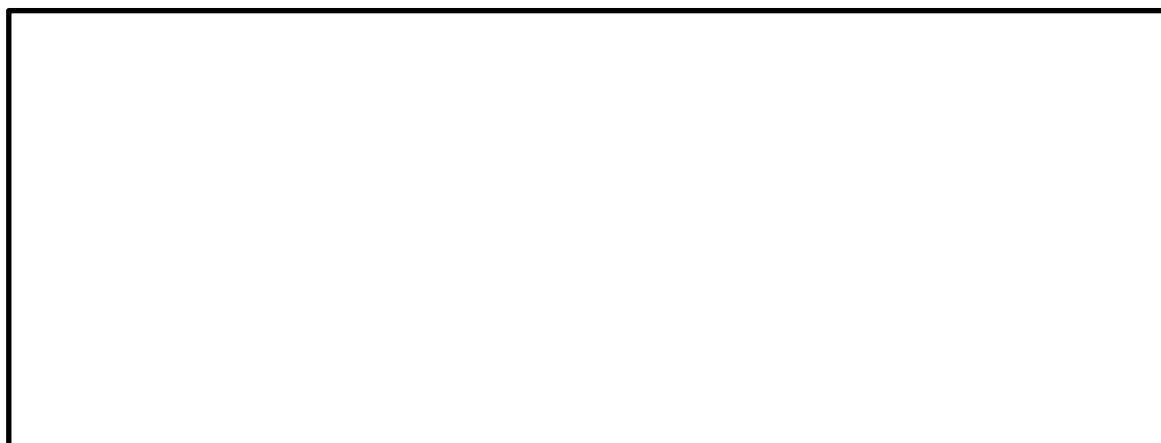


図3.4-1 影響検討に用いたサプレッションチェンバサポート単体モデル図



表 3.4-2(1) 3次元はりモデル（サポート剛性見直し）を用いた固有値解析結果

（水平方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
3次					
4次					
10次*3					

注記\*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2：X方向及びY方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

\*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

表 3.4-2(2) 3次元はりモデル（サポート剛性見直し）を用いた固有値解析結果

（鉛直方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
9次					
10次*3					

注記\*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

\*2：Z方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

\*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

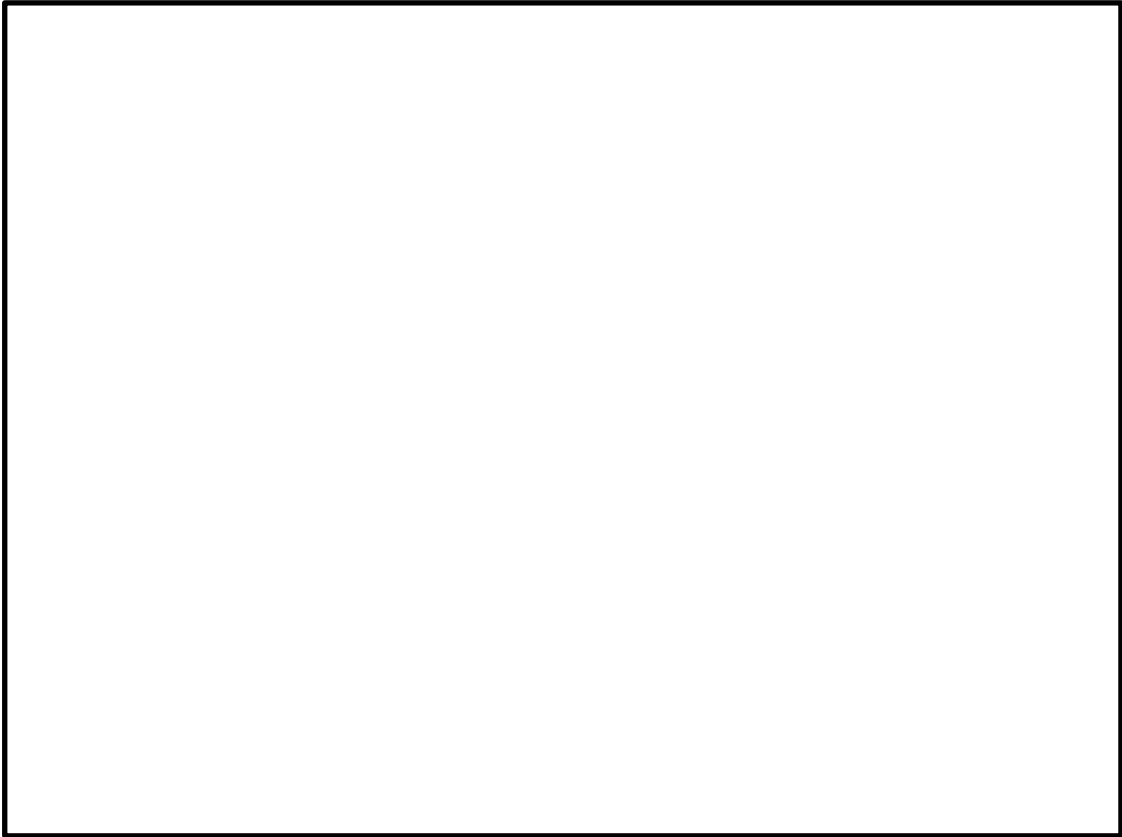


図 3.4-2(1) 固有振動数と有効質量比の関係 (水平方向)

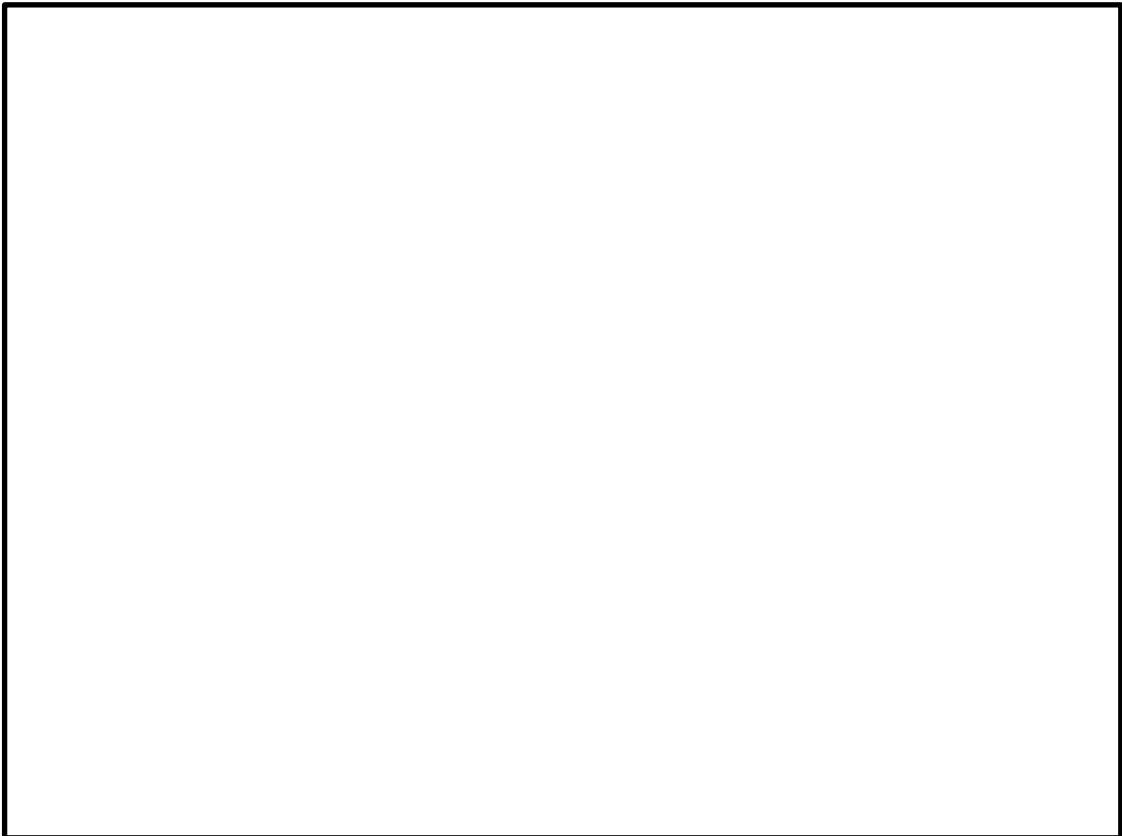


図 3.4-2(2) 固有振動数と有効質量比の関係 (鉛直方向)

#### 4. まとめ

3. の影響検討結果から、固有周期が完全に一致しない（差を生む）要因として、サプレッションチェンバサポートの剛性の設定方法の影響が主な要因の一つであることを確認した。

今回工認における地震応答解析モデルは、上記のように固有周期が完全に一致しない（差を生む）要因が考えられるものの、本文 4.2.4 におけるはりモデルの適用性確認結果（主要な振動モードは 3 次元はりモデルと 3 次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で対応関係が確認できること及び 50Hz までの全振動モードにおける固有振動数と有効質量比の全体傾向はおおむね一致していること）を踏まえ、島根 2 号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルへの今回設定した 3 次元はりモデルの適用性があると判断する。

## ベースプレートにおける応力評価の精緻化について

## 1. 概要

本書は、サプレッションチェンバサポートの耐震評価部位のうち、ベースプレート（ボルト反力側）の応力評価における精緻化について説明するものである。

## 2. ベースプレートの応力評価方法

サプレッションチェンバサポートの耐震評価では、サプレッションチェンバの地震応答解析により得られる荷重に対する応力評価を実施している。ベースプレートには、サプレッションチェンバサポートに加わる荷重に対して、基礎ボルト及びコンクリートからベースプレートが受ける反力に対する応力評価を行っている。

ベースプレートの耐震評価において考慮する反力のイメージを図 2-1 に示す。

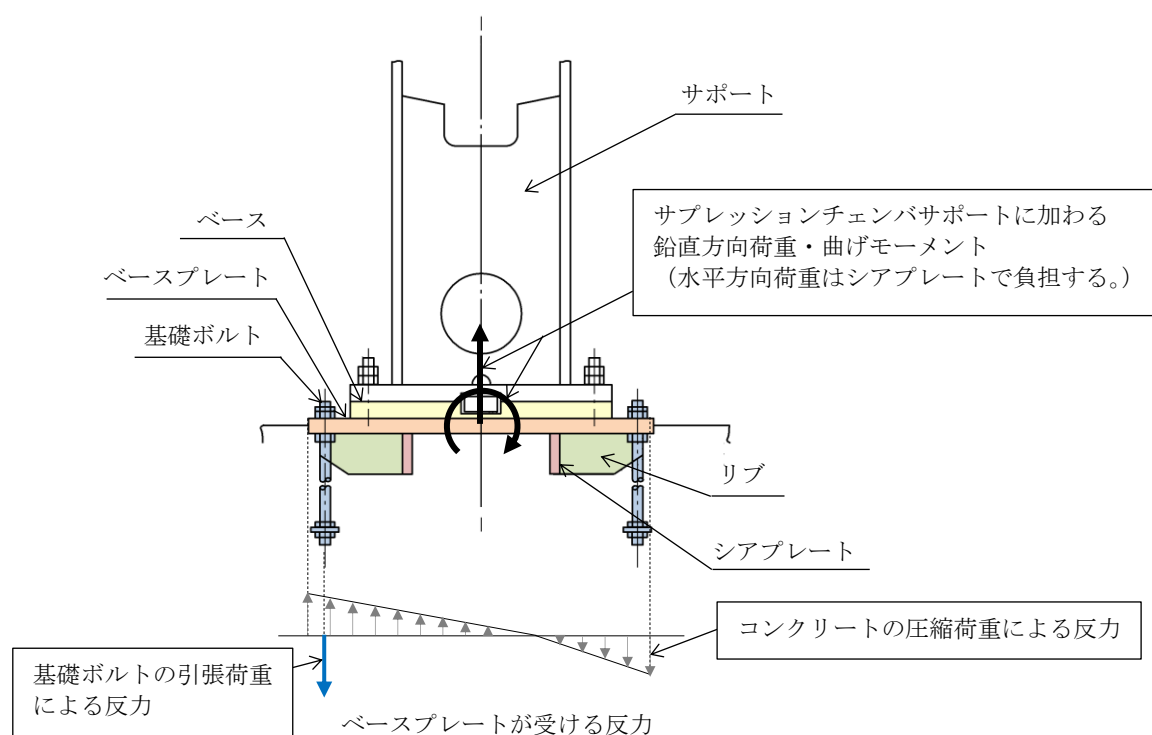
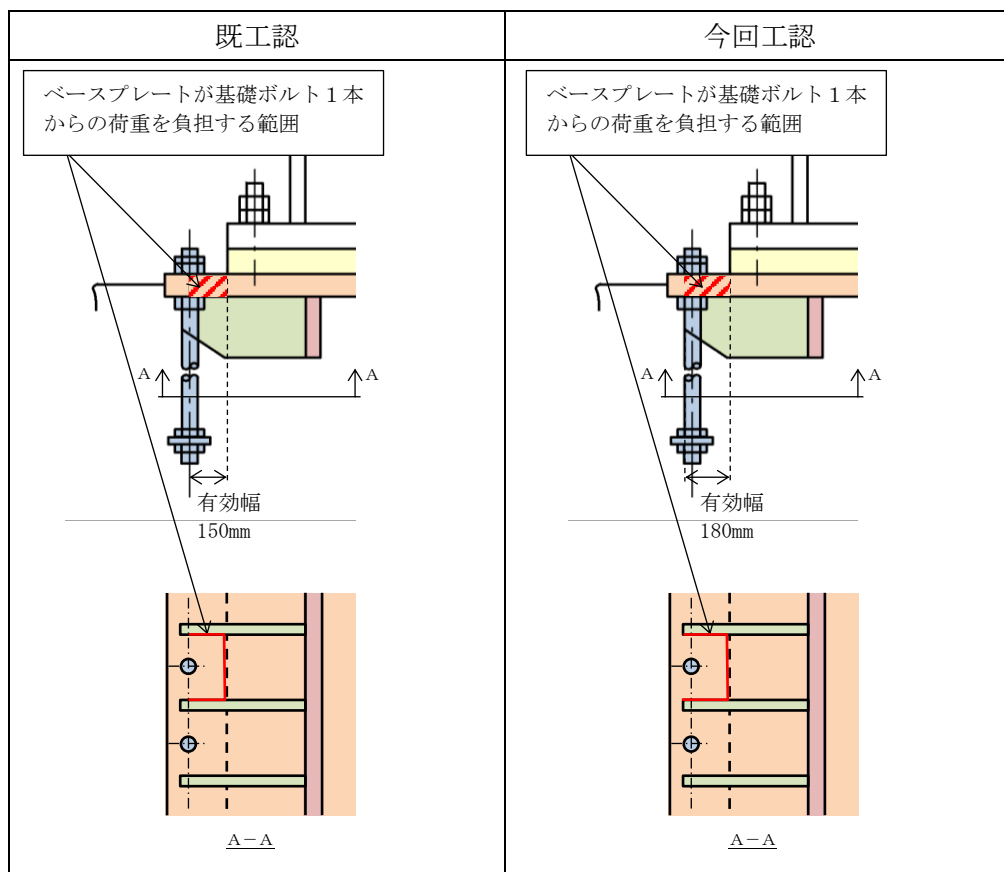


図 2-1 ベースプレートが受ける反力のイメージ

### 3. 応力評価の精緻化内容

ベースプレートが負担する反力のうち、ボルト反力側の応力評価において、既工認ではベースプレートが荷重を負担する範囲について、ベース端部からボルト中心までの 150mm を有効幅として考慮していた。しかしながら、荷重を負担する有効幅としてはリブ長さを考慮することが可能であると考えられる<sup>[1]</sup>ため、今回工認では 180mm を有効幅として考慮する。既工認及び今回工認におけるベースプレートが荷重を負担する範囲を表 3-1 に示す。

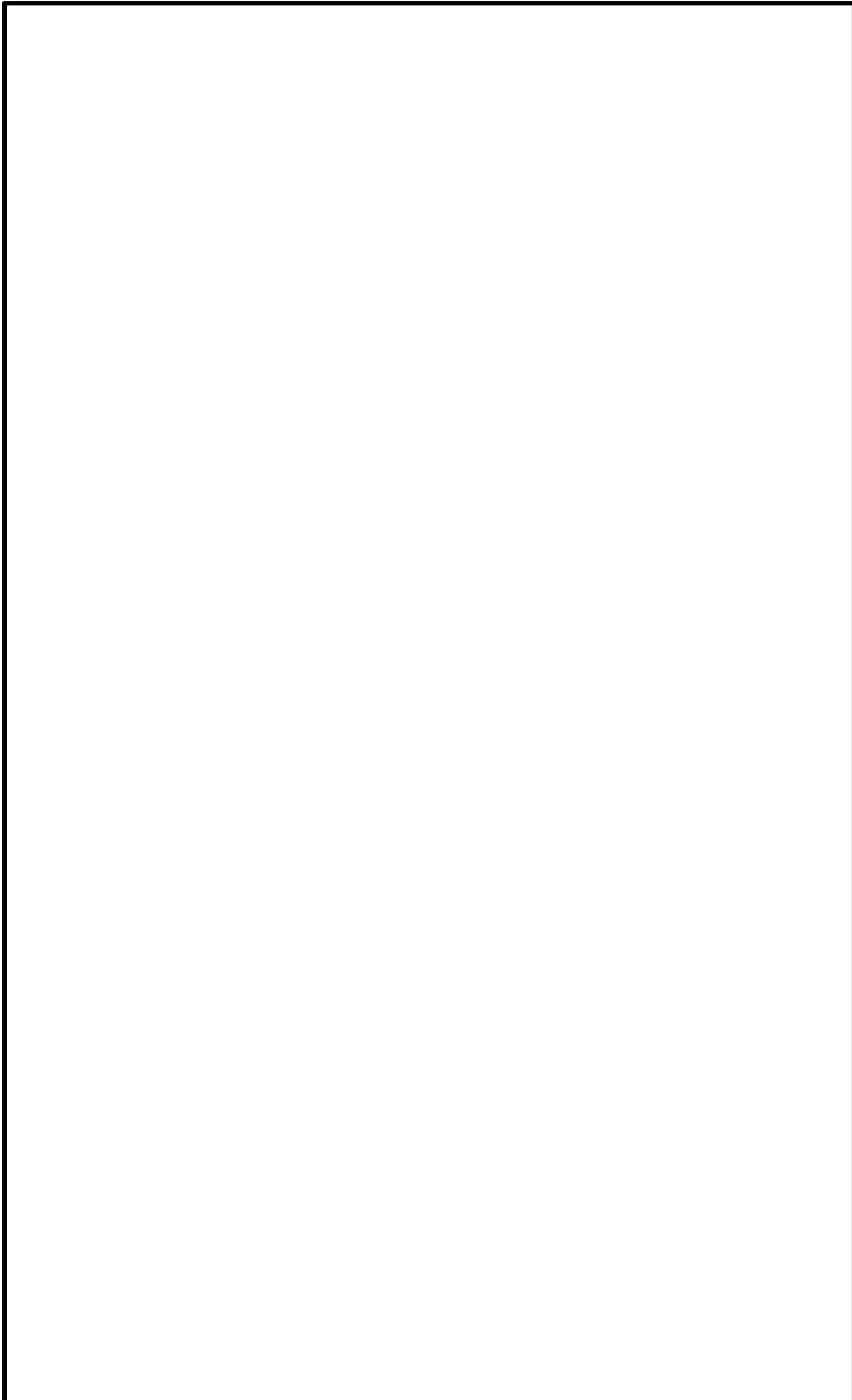
表 3-1 ベースプレートが荷重を負担する範囲 (ボルト反力側)



参考文献[1]：水原旭他：「構造計算便覧」産業図書

(参考)

構造計画便覧 (抜粋)



## サプレッションチェンバの耐震評価で考慮する水力学的動荷重について

設計基準事故時及び重大事故等時の動荷重については、蒸気凝縮振動荷重（以下「C0 荷重」という。）、チャギング荷重（以下「CH 荷重」という。）及び逃がし安全弁による気泡振動荷重（以下「SRV 動荷重」という。）それぞれについて、既工認の解析結果に基づいて算定している。C0 荷重及び CH 荷重は実機を模擬した米国実規模実験（FSTF 実験）、SRV 動荷重は米国 Monticello 発電所における実機の試験結果に基づいて擾乱（ソース）を設定し三次元モデルによる解析にて各動荷重の分布を評価している。この解析によってサプレッションチェンバ内面に作用する動荷重の分布を考慮している。

なお、C0 荷重、CH 荷重及び SRV 動荷重の詳細については、NS2-補-011「No.1 重大事故等時の動荷重について」に示す。

## 内部水の流動による局所的な圧力の影響

サプレッションチェンバ内部水の流動によりサプレッションチェンバ壁面に加わる圧力において、汎用流体解析コード *Fluent* による流動解析の結果、壁面の一部に集中して加わる局所的な圧力は 10kPa 程度であり、サプレッションチェンバの設計圧力 (427kPa) 及び S A 耐性条件 (853kPa) と比較して小さく部分的であるため、サプレッションチェンバの地震応答解析へ与える影響は十分に小さい (図 1 参照)。

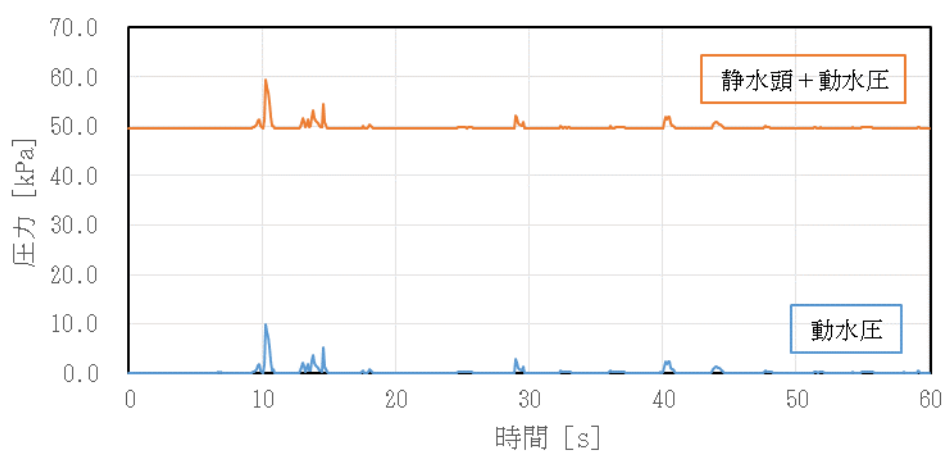


図 1 最大動圧発生位置における動圧時刻歴 (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)



## 地震応答解析における地震動の入力方向

サプレッションチェンバは 16 セグメントの円筒容器を繋ぎ合わせた円環形状容器である。各セグメントの継ぎ目に 2 箇所ずつ全 32 箇所のサポートが設けられており、プラント方位に対して、図 1 に示す配置となっている。

また、サプレッションチェンバサポートは、径方向にスライドし、周方向に固定される構造となっている。このため、サプレッションチェンバサポートに最大の荷重が加わるように、サプレッションチェンバに対する水平方向の地震応答解析における地震動の入力方向を、プラント方位から反時計周りに  $11.25^\circ$  回転した向きに設定する。なお、既工認ではプラント方位に沿った水平方向入力を行っている。

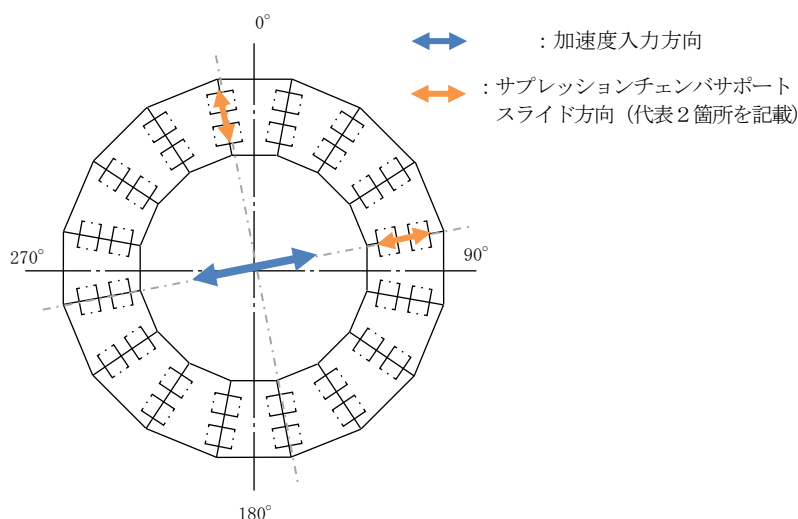


図 1 サプレッションチェンバへの地震荷重入力方向

### 先行プラントとの相違について

本資料では、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造、耐震評価手法について、先行プラント（女川2号機）との相違点を整理して示す。

なお、先行プラントの情報に係る記載内容については、公開資料を基に当社の責任において記載するものであり、記載する名称及び用語の一部は島根2号機に対応する名称及び用語に見直している。

表 先行プラントとの相違 (1 / 6)

項目		内容 (工總：相違点)		島根 2 号機における相違理由 又は相違点の影響
		女川 2 号機	島根 2 号機	
構造	構造概要		16セグメントの円筒を繋ぎあわせた 円管形状構造物 大円直径 小円直径 板厚 サポーター 16箇所 (内外計32箇所) 補強リング 32枚	サプレッションベンパ胴の板厚及び補強 リングの枚数が異なるため、オーバーバル振動 による影響が異なる。
	建設時からの構造変更		該当無し	建設時と同じ構造による耐震性を確認して おり、構造変更は不要。
応答解析	解析手法		3次元はりモデルを用いたスペクトル モーダル解析	ー (同様の解析手法を適用している。)
	解析 モデル	モデル化 方法	・ 胴及びサポーターの剛性を考慮した はり要素でモデル化 ・ サポーター取付部の剛性を考慮した ばね要素を設定	基礎ボルトを剛要素としてモデル化するこ とによる応答解析への影響はない。また、 計算式により算出した、基礎ボルトに加わ る荷重に対する健全性を確認しており、個 別の基礎ボルトに加わる荷重を精緻に確認 する必要は無い。
		構造部分		
	水位	内部水	仮想質量法により算定した内部水の 有効質量を質点 (64箇所) に縮約し て設定	水位を高く設定することで質量が大きくな るため、耐震評価上保守的な条件である。 また、固有周期と床応答スペクトルの関係 についても保守的な条件であることを確認 している (別紙10参照)。

表 先行プラントとの相違 (2/6)

項目		内容 (下継：相違点)		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響
解析モデル	サポート取付部のばね剛性の設定	女川2号機	島根2号機	
応答解析	サポート取付部のばね剛性の設定	方向	胴の面外方向(並進1方向及び回転2方向)のばね剛性を考慮	島根2号機において面外方向のばね剛性を設定する。 影響の大きい面外方向のばね剛性を設定する。
		算定方法	3次元シェルモデル(部分モデル)及び3次元はりモデル(部分モデル)に単位荷重を入力した結果として得られる、荷重とそれぞれの変位の差分の関係からばね剛性を設定	
		ばね剛性算定モデルのモデル化範囲	1セグメント	変形範囲と解析モデルの境界が離れており、モデル化範囲として適切であることを確認している(別紙4参照)。
	解析モデルの適用性の検討	胴の断面変形の考慮	面外方向についてサポート取付部のばね剛性として考慮	影響の大きい面外方向のばね剛性を設定する。
検討方法		3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有振動数を比較	3次元はりモデルでは、オーバーバル振動(花びら状の変形)の影響が現れるもの、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関系の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している(本文4.2.4参照)。	
	検討結果	3次元シェルモデルでは、オーバーバル振動(花びら状の変形)の影響が現れるもの、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関系の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している(本文4.2.4参照)。	3次元シェルモデルでは、オーバーバル振動(花びら状の変形)の影響が現れるもの、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関系の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している(本文4.2.4参照)。	

表 先行プラントとの相違 (3 / 6)

項目	内容 (工線：相違点)		島根 2 号機における相違理由 又は相違点の影響
	女川 2 号機	島根 2 号機	
内部水有効質量の設定方法 (仮想質量法) の妥当性確認	検討方法	試験体を用いた振動試験により算出した内部水有効質量比と比較	耐震評価用の内部水有効質量の算出の際には、女川 2 号機と同様に流体解析との比較を実施している (本文 4.1 参照)。
	検討結果	試験体を用いた振動試験により算出した内部水有効質量は、仮想質量法により算出した内部水有効質量比とおおむね一致する。	耐震評価用の内部水有効質量の算出の際には、女川 2 号機と同様に流体解析との比較を実施しており、おおむね一致することを確認している (本文 4.1 参照)。
高振動数領域の影響	検討方法	裕度の小さい部位について、耐震性についての計算書で適用した床応答スペクトルと 50Hz まで考慮した床応答スペクトルを用いた場合の耐震評価結果として得られる発生応力を比較	— (同様の解析手法を適用している。)
	検討結果	<ul style="list-style-type: none"> <li>高振動数領域における刺激係数が比較的小さいこと、耐震性についての計算書における評価では 50Hz までの振動モードを考慮していることから、発生応力はほとんど増加しない。</li> </ul>	検討結果は同様であり、耐震評価条件は保守的な設定をしている (本文 4.3 参照)。
応答解析			

表 先行プラントとの相違 (4 / 6)

項目		内容 (下線 : 相違点)	
		女川2号機	島根2号機
オーバーバル振動の影響	検討方法		実機を模擬した3次元シミュレーションモデルを用いて「サブレシジョンチェンバの耐震性についての計算書」と同じ条件により耐震評価を実施し、3次元はりモデルによる耐震評価結果と比較
	検討結果		<ul style="list-style-type: none"> <li>・サブレシジョンチェンバでは、二次応力は同程度の結果、一次二次応力ではオーバーバル振動の影響により3次元はりモデルの発生応力が大きくなる。</li> <li>・オーバーバル振動の影響により発生応力が大きくなる場合でも、疲労評価結果の余裕が大きく、健全性は影響を与えない。</li> <li>・耐震評価上厳しい部位であるサブレシジョンチェンバサポートに対しては、3次元はりモデルの方が保守的な結果が得られる。</li> </ul>
モデル化要素の影響	有効質量のモデル化	検討方法	鉛直方向の地震応答解析モデルでは内部水の有効質量を考慮していないため、水平方向を対象として検討している (別紙18参照)。
		検討結果	内部水有・無の固有周期の比率は、3次元はりモデル及び3次元シミュレーションモデルで同程度である。
応答解析		島根2号機における相違理由 又は相違点の影響	
		3次元はりモデルと3次元シミュレーションモデルにおける主要な振動モードの比較により、オーバーバル振動の影響が現れることを確認したため、実機の耐震評価へのオーバーバル振動の影響を確認している。	
		構造の違いによりオーバーバル振動の影響が現れるが、健全性に影響は無く、評価上厳しい部位に対しては3次元はりモデルの方が保守的な結果が得られることを確認している (別紙3参照)。	
		鉛直方向の地震応答解析モデルでは内部水の有効質量を考慮していないため、水平方向を対象として検討している (別紙18参照)。	
		内部水有・無の固有周期の比率は、3次元はりモデル及び3次元シミュレーションモデルで同程度である。	

表 先行プラントとの相違 (5 / 6)

項目		内容 (下線: 相違点)		島根 2 号機における相違理由 又は相違点の影響
		女川 2 号機	島根 2 号機	
モデル化要素の影響	サブレーションン本体のモデル化	サブレーションン本体のモデル化	サブレーションン本体及びサブレーションンサポートを対象として、3次元はりモデルと小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルの固有周期を比較する。	小円の変形による影響を確認を目的としており、同等の検討を行っている。
	サブレーションン本体のモデル化 (要素分割数)	サブレーションン本体のモデル化 (要素分割数)	<ul style="list-style-type: none"> <li>3次元はりモデルと小円の平面保持の3次元シェルモデルの固有周期に差異が生じる。</li> <li>サブレーションン本体における3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差は小円の断面変形により生じると考えられる。</li> </ul>	小円の断面変形により、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期に差が生じることが、主要な振動モードの対応関係があること及び固有振動数と有効質量比の関係がおおむね一致することを確認している (本文 4.2.4参照)。
サポーター取付部のモデル化	サポーター取付部のモデル化	なし	なし	地震応答解析モデルにおける分割数を多く設定 (4分割) していることから、検討対象外とする。
	サポーター取付部のモデル化	サポーター取付部のばね要素有・無での3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期を比較する。	サポーター取付部のばね要素有・無での3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期を比較する。	— (同様の検討を行っている。)
				— (同様の検討結果が得られている。)

応答解析





## 先行プラントとの有効質量比の比較

## 1. 概要

島根 2 号機における検討で得られた有効質量比について、先行プラントとの比較により妥当性を確認する。

なお、先行プラントの情報に係る記載内容については、公開資料を基に当社の責任において記載するものであり、記載する名称及び用語の一部は島根 2 号機に対応する名称及び用語に見直している。

## 2. 有効質量比の比較

先行プラント（女川 2 号機）及び島根 2 号機における検討で得られた水位と有効質量比の関係を表 1 及び図 1 に示す。

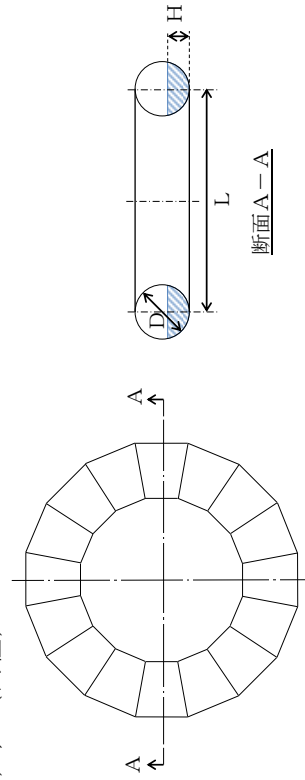
有効質量比は、強め輪がない場合と比較して、強め輪がある場合に大きい傾向がある。これは、強め輪が流体の運動を阻害するため、強め輪がある場合に容器が流体から受ける反力が大きくなるためであると考えられる。また、島根 2 号機の検討に用いた試験体は島根 1 号機の縮小試験体であることから、容器寸法の違いによる差が生じている。

強め輪の模擬や寸法の相違等により、有効質量比の算出結果にばらつきはあるが、先行プラント（女川 2 号機）及び島根 2 号機において同等の条件による検討で得られた有効質量比は同程度の結果が得られている。

表 1 有効質量比の比較

プラント	対象	諸元				振動試験及び流体解析の入力波		有効質量比 [-]	
		強め輪	直径 L [mm]	内径 D [mm]	水位 H [mm]	水位比率* [-]	NASTRAN	振動試験	流体解析
女川 2号機				400	161	0.40	ランダム波 A	0.21	0.18
								ランダム波 B	0.22
島根 2号機	試験体	無			3,660		S s - D	0.23	-
					4,000				0.28
					5,049				0.23
	実機	有							

注記\* : (水位比率) = (水位) / (内径)



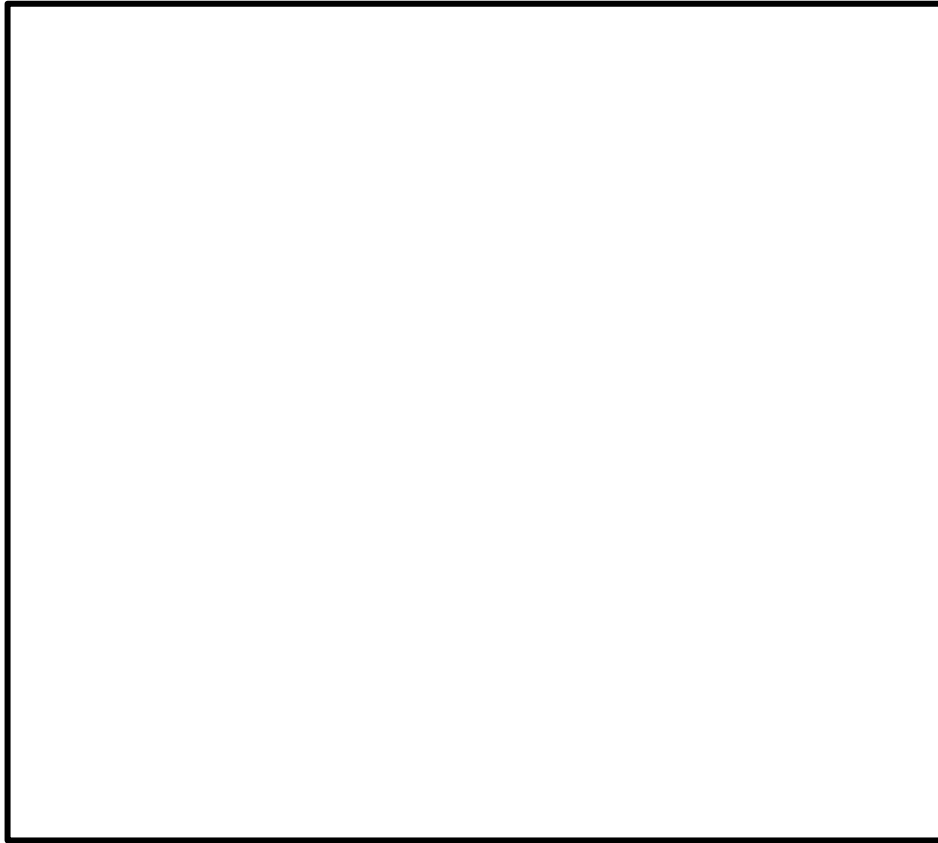


図1 水位と有効質量比の関係