

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 09
提出年月日	2023年5月11日

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

2023年5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	32
4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化	36
4.2 地震応答解析モデルの妥当性確認	38
4.2.1 妥当性の確認方針	38
4.2.2 適用性確認用解析モデル	40
4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較	41
4.2.4 妥当性確認結果	43
4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響	70
4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響	70
4.5 スロッシング荷重	73
5. 応力解析の詳細	75
5.1 応力評価フロー	75
5.2 応力評価点	76
5.3 応力解析モデル	76
5.4 応力評価	78
5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価	78
5.4.2 サプレッションチェンバサポートの応力評価	80
6. 耐震評価における不確かさの考慮及び保守性	81
7. 耐震評価結果	83

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

1. はじめに

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

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

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

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

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

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

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

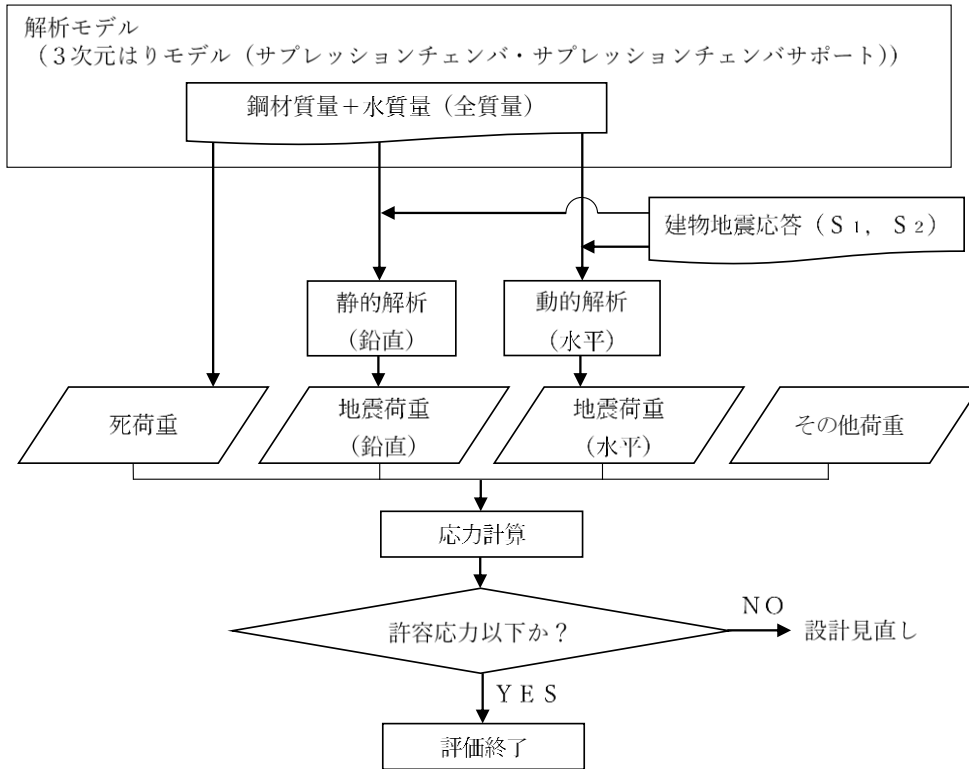


図 1-1 既工認におけるサプレッションチェーンの動的地震力による耐震評価フロー

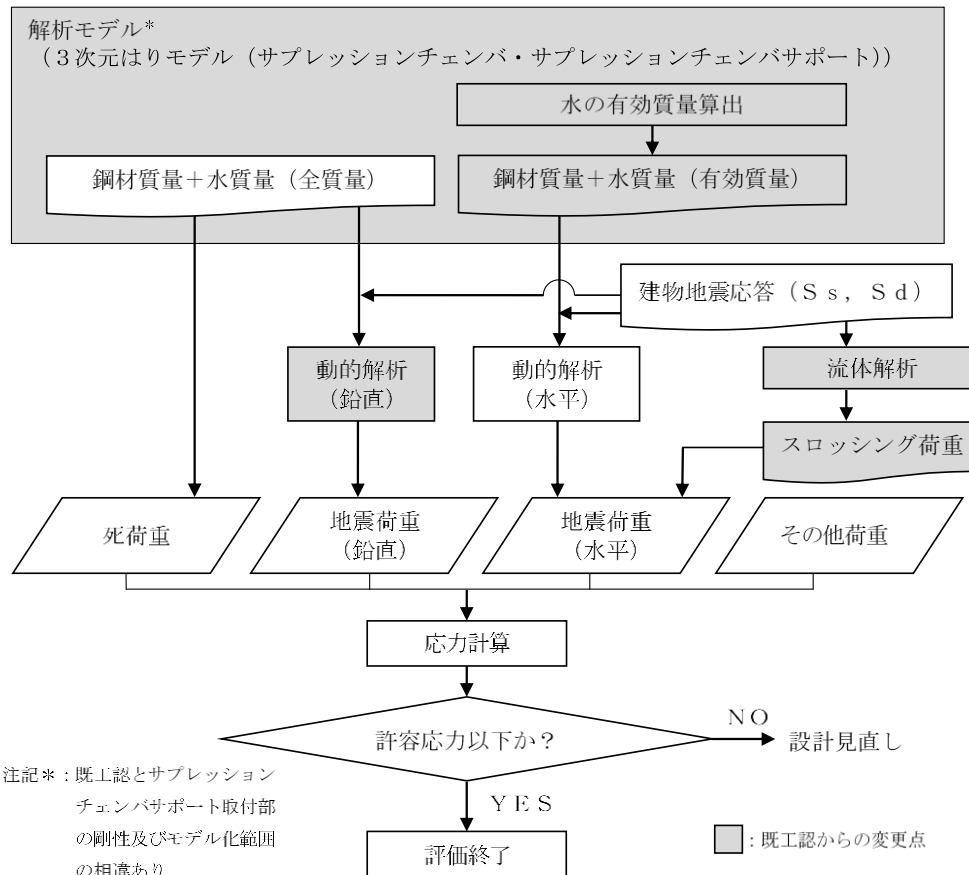


図 1-2 今回工認におけるサプレッションチェーンの動的地震力による耐震評価フロー

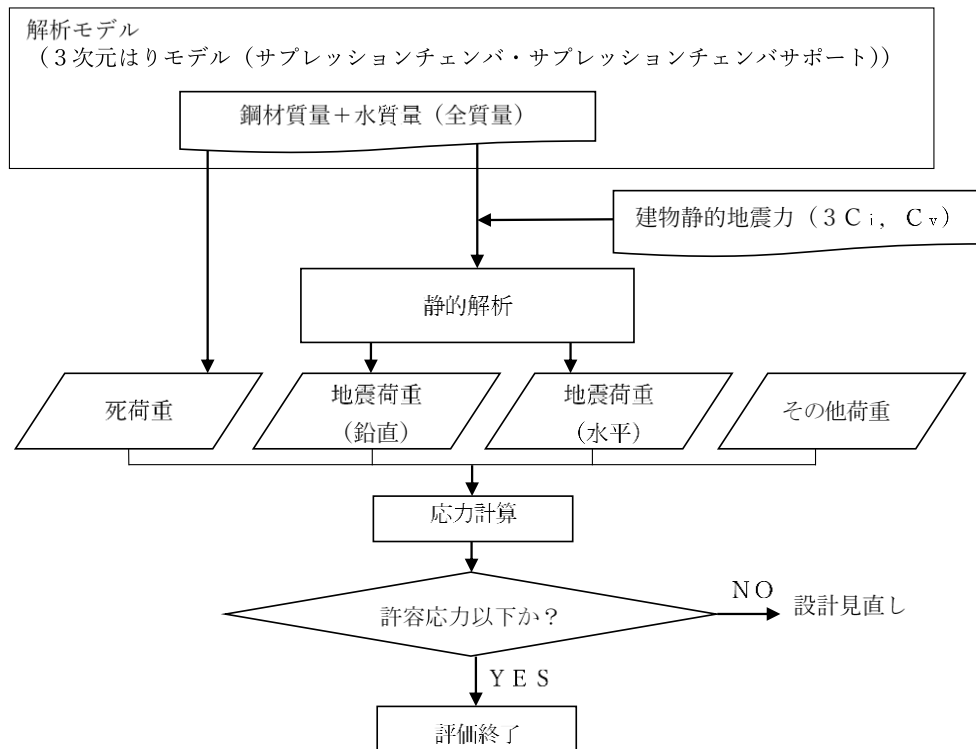


図 1-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

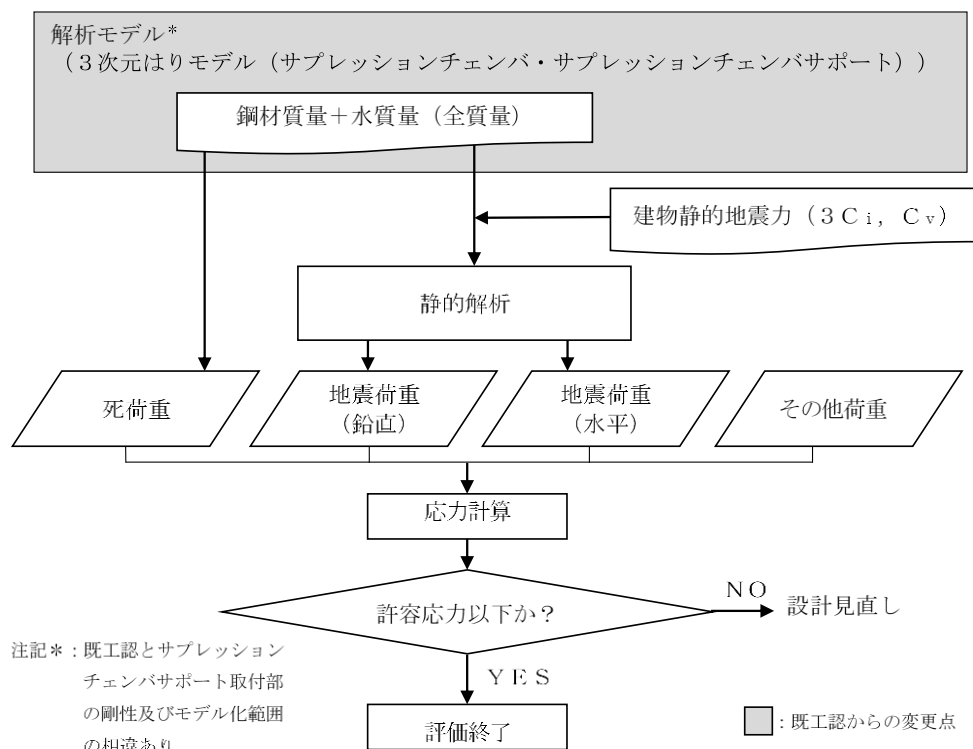


図 1-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

2. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの構造

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

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

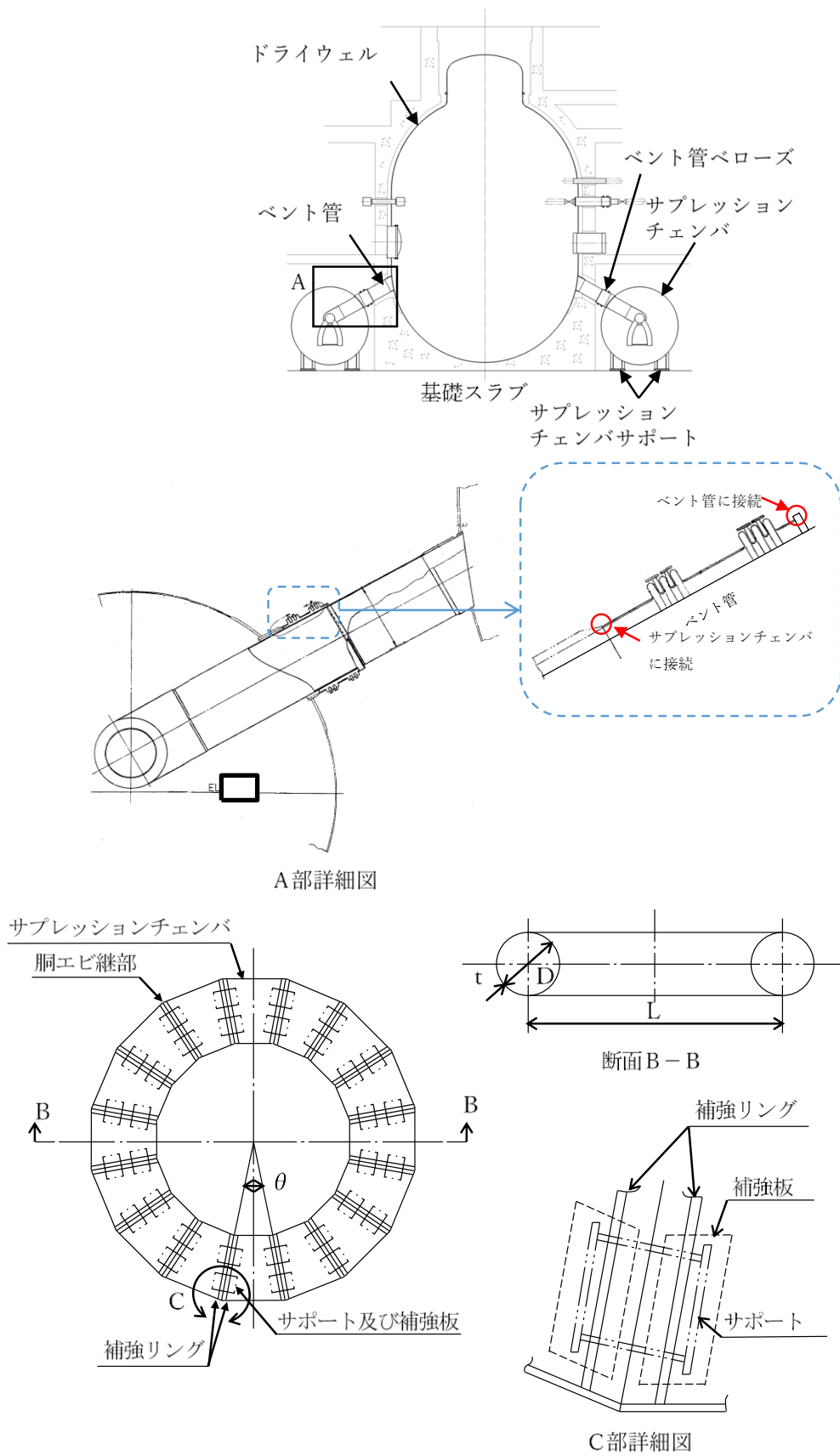


図2-1 サプレッションチェンバ構造概要図

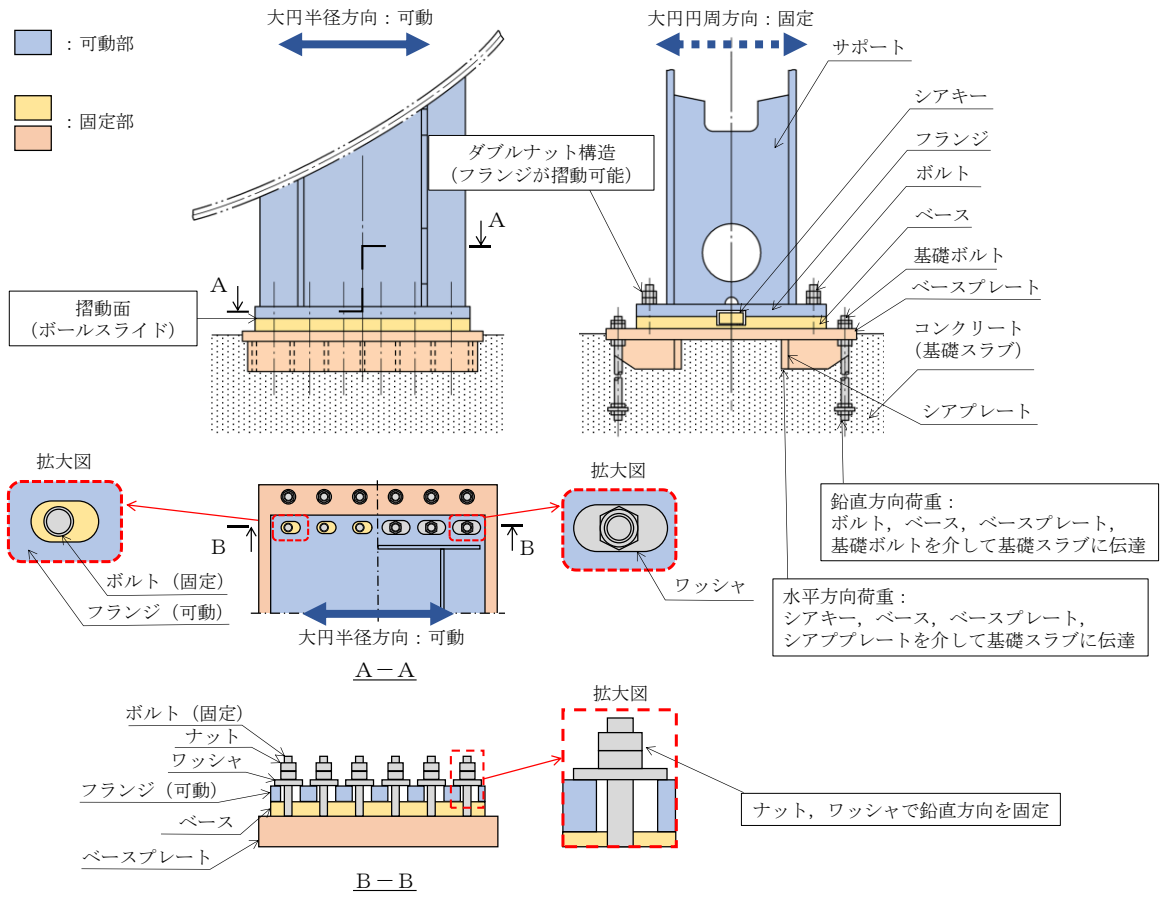


図 2-2 サプレッションチェンバサポート構造詳細図

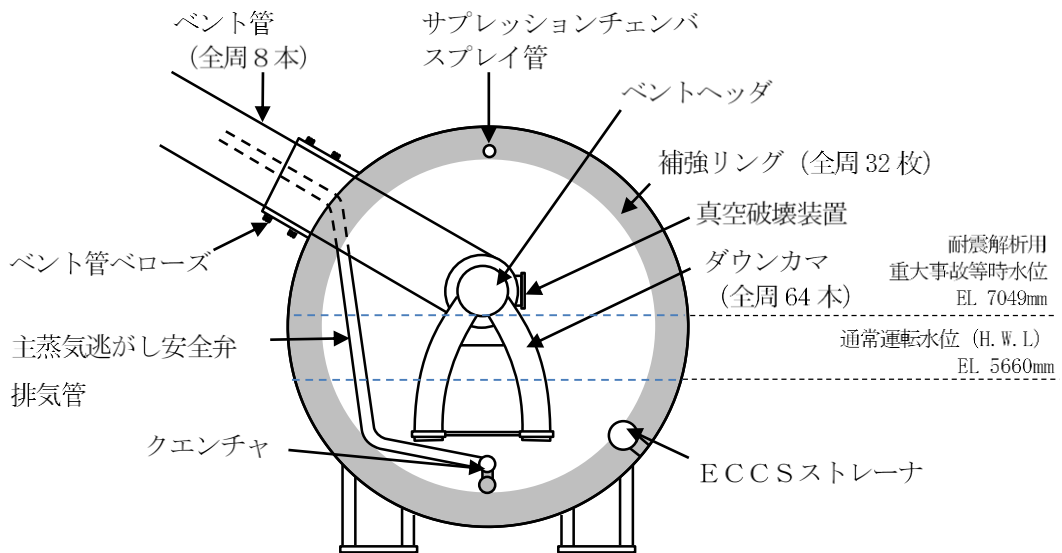


図 2-3 サプレッションチェンバ断面概要図

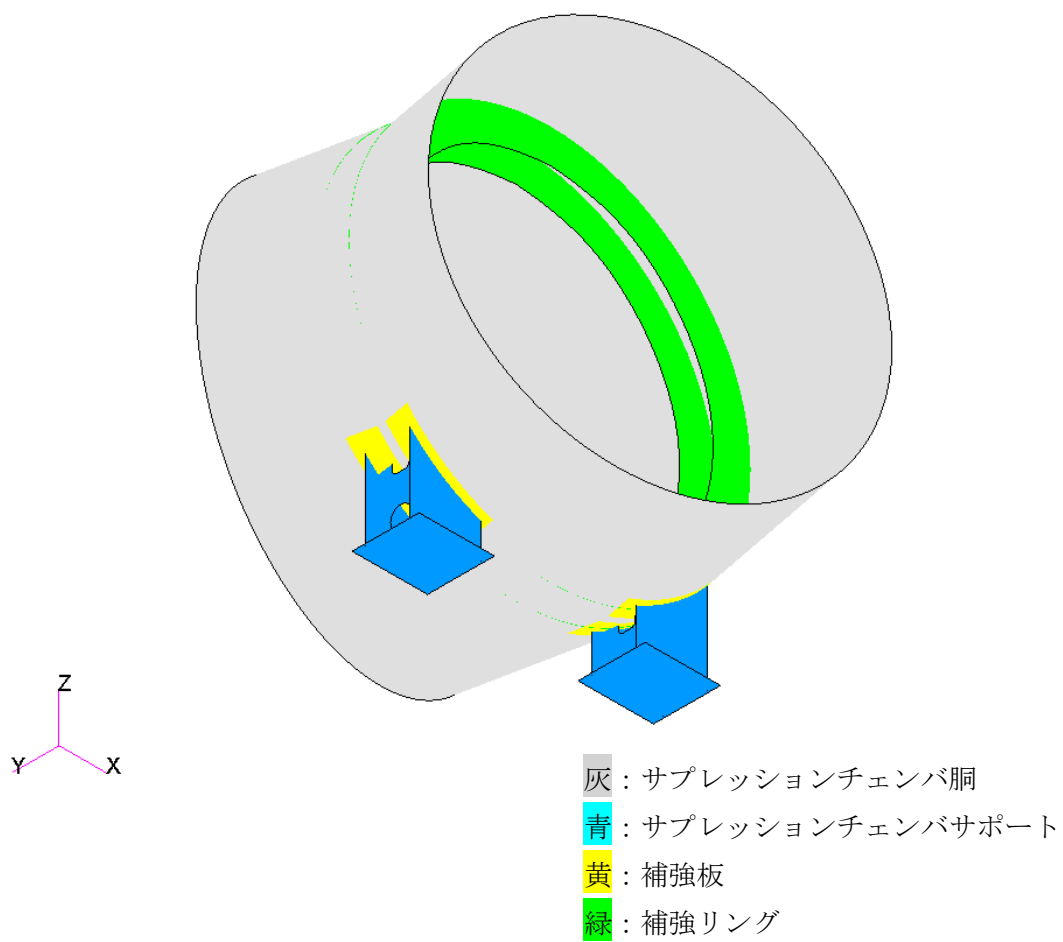


図 2-4 suppression chamber support attachment part schematic diagram

表 2-1 サプレッションチェンバ諸元

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

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

3. サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの耐震評価

3.1 評価手順

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

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

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

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

表 3.1-1 耐震評価手順 (1/2)

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
地震応答解析	<div style="text-align: center;"> </div>	<div style="text-align: center;"> </div>	<div style="text-align: center;"> </div>
	<p>耐震評価</p> <p>地震応答解析モデルの設定 (3次元はりモデル)</p>	<p>サブレーションチェーン内部水の 有効質量のモデル化</p>	<p>内部水の有効質量の算定及びモデル化</p> <p>本文：4.1.1, 4.1.2 別紙：別紙1, 2</p>
		<p>サブレーションチェーン本体の モデル化</p>	<p>オーバー振動の影響検討</p> <p>本文：4.1.3, 4.2.4</p>
		<p>サブレーションチェーンバサポート 取付部のモデル化</p>	<p>ばね剛性の設定</p> <p>本文：4.1.4 別紙：別紙4</p>
		<p>サブレーションチェーンバサポートの モデル化</p>	<p>剛性の設定及びモデル化</p> <p>本文：4.1.5</p>
	<p>固有値解析の実施</p>		<p>はりモデルの妥当性検討 (シエルモデルとの比較)</p> <p>本文：4.2</p>
	<p>地震応答解析の実施 (スペクトルモーダル解析)</p>	<p>設計用床応答スペクトル</p>	<p>内部水の有効質量算定解析コード間の 差異影響</p> <p>本文：4.3</p>
		<p>動的解析</p>	<p>スペクトルモーダル解析の適用 (高振動数の影響)</p> <p>本文：4.4</p>
	<p>地震時における荷重等の算定</p>	<p>スロッシング荷重</p>	<p>流体解析によるスロッシング荷重算定</p> <p>本文：4.5 別紙：別紙6</p>
	<p>応力解析へ</p>	<p>水力学的動荷重</p>	

表 3.1-1 耐震評価手順 (2/2)

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
応力解析	<pre> graph TD Start([地震応答解析より]) --> Step1[応力評価点の設定] Step1 --> Decision{FEM適用部位} Decision -- YES --> Step2[応力解析モデルの作成 (シエルモデル)] Step2 --> Step3[FEM解析による評価] Step3 --> Step4[公式等による評価] Decision -- NO --> Step4 </pre>	<p>応力解析モデルの作成 (シエルモデル)</p> <p>FEM解析による評価</p> <p>公式等による評価</p> <p>サブレーションチェーン及びサポートのモデル化</p> <p>FEM解析</p>	<p>今回工認における補足説明の内容</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> 応力評価点の設定 本文：5.2 </p> <p> モデル化方針 本文：5.3 </p> <p> サブレーションチェーンの応力評価 本文：5.4 </p>

3.2 地震応答解析

3.2.1 基本方針

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

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

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

3.2.2 地震応答解析モデル

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

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

(1) サプレッションチェンバ内部水に対する有効質量

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

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

(2) サプレッションチェンバ本体のオーバル振動に対する影響

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

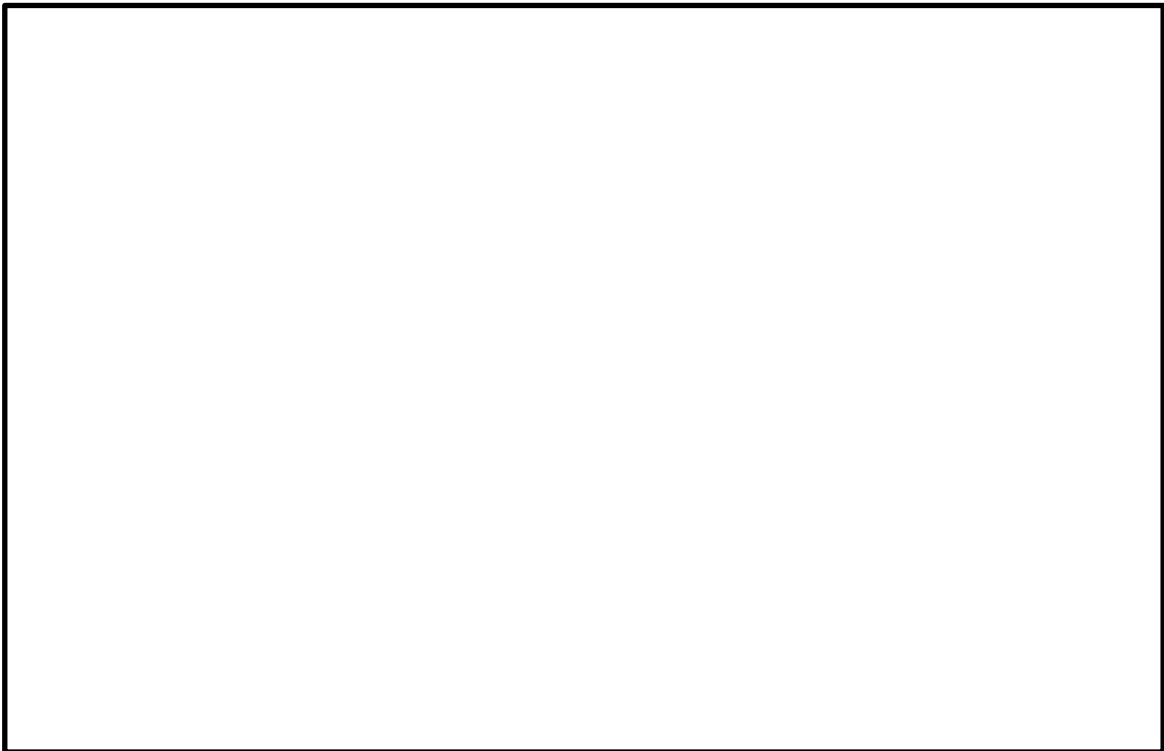
一方，内部水を有する薄肉円筒容器（たて置円筒容器）の円筒壁面が変形振動（オーバル振動）することの既往知見に対して，既工認におけるサプレッションチェンバ本体（小円）の耐震設計では，補強リングによりサプレッションチェンバ本体（小円）の断面変形を抑制する設計としている。

(3) サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形の影響

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



(1) 水平方向



(2) 鉛直方向

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

3.3 応力評価

3.3.1 応力評価方針

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

3.3.2 応力評価点

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

表 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

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

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

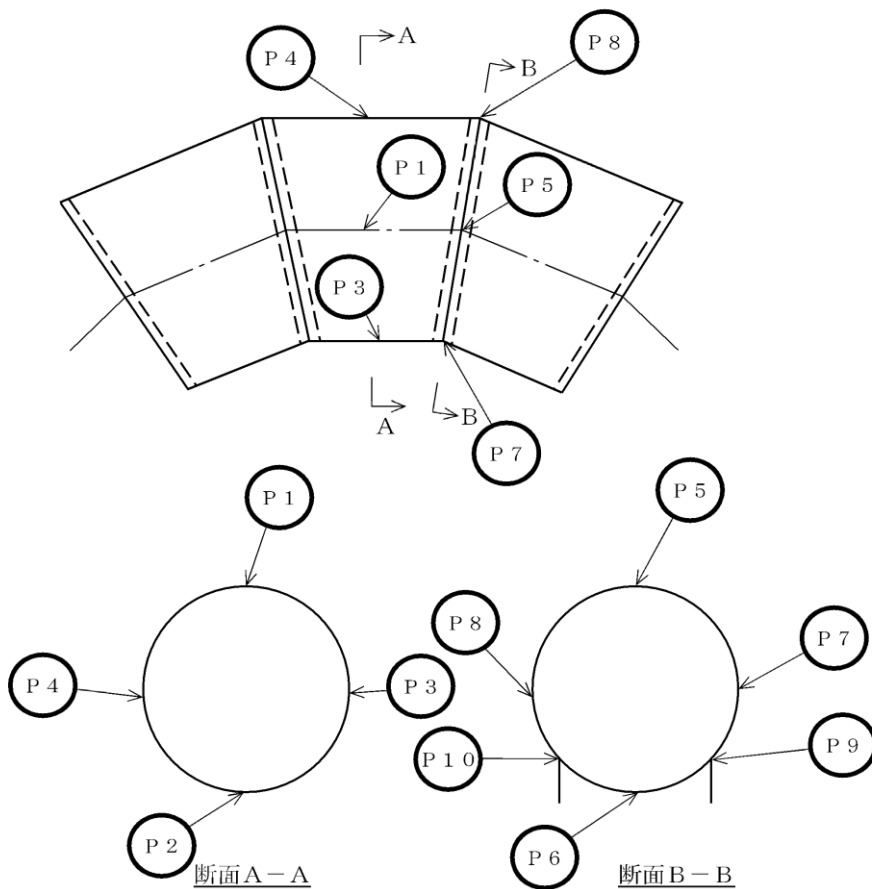


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

表 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

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

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

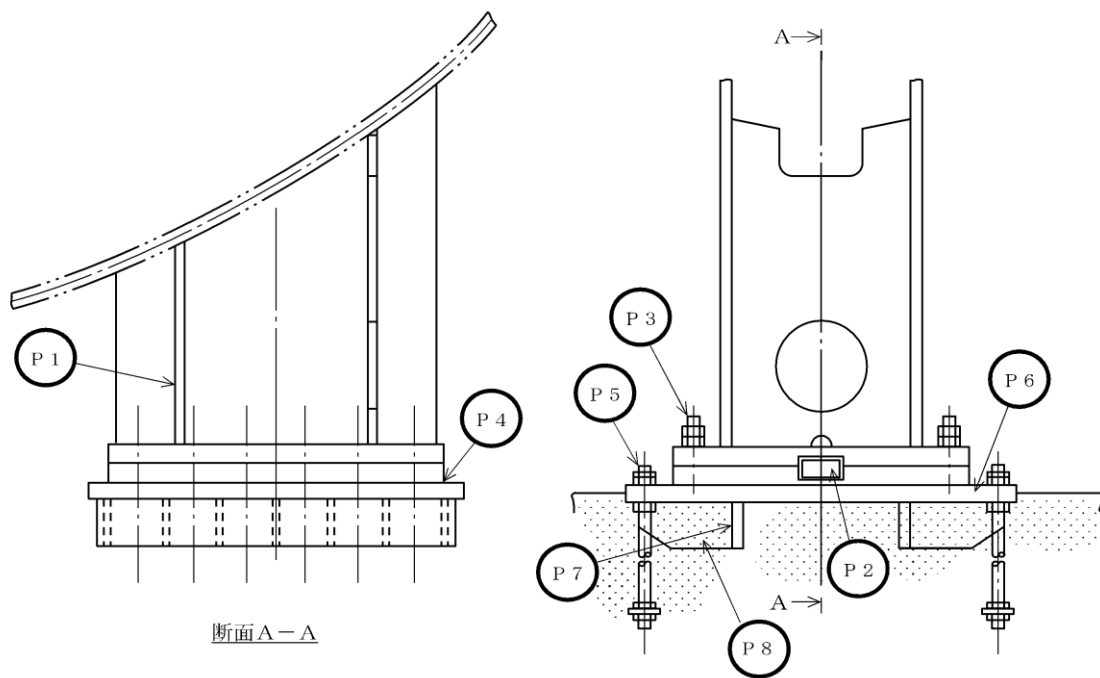


図 3.3-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価点

3.3.3 応力評価方法

(1) 公式等による応力評価

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

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

(2) 応力解析モデルを用いた F E M 解析による応力評価

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

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

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

3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

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

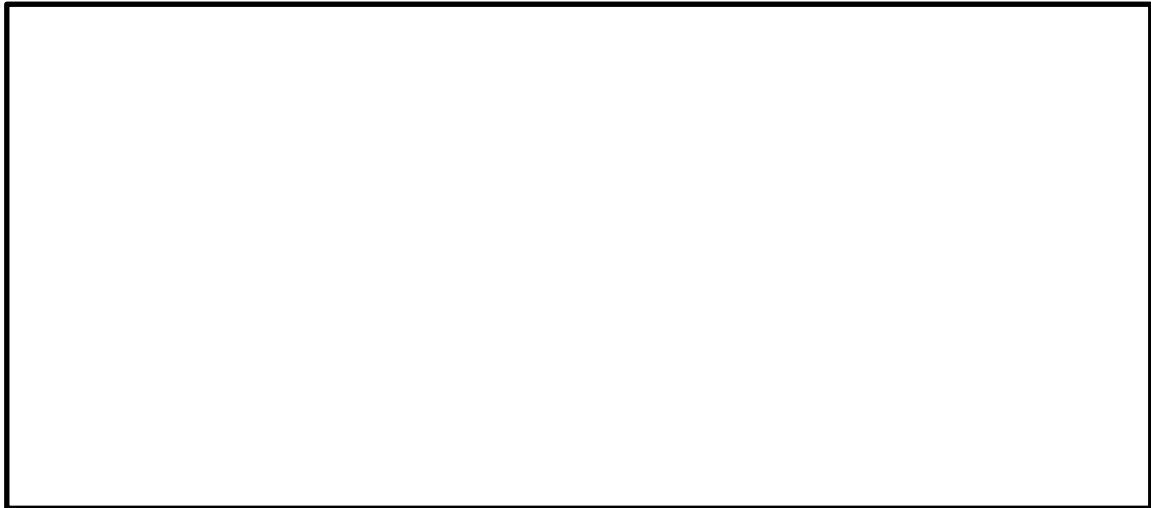


図 3.4-1 既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル

表 3.4-1 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

設備	解析種別	応力評価点	既工認		今回工認 ^{#1}		変更理由		
			解析手法	解析モデル	解析手法	解析モデル			
サブレスジョン チェンバ	地震応答 解析	全応力評価点	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル (サブレスジョンチェンバ全体を180°モデルとして考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル ^{#1} (サブレスジョンチェンバ全体を360°モデルとして考慮)	重大事故等時のサブレスジョンチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、解析モデルを詳細化した。		
			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 ^{#2} (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 ^{#3} (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	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	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル (サブレスジョンチェンバ全体を180°モデルとして考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル ^{#1} (サブレスジョンチェンバ全体を360°モデルとして考慮)	重大事故等時のサブレスジョンチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解析モデルを詳細化した。
					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)				—	公式等による評価 (評価断面の変更)	—	—	曲げ応力評価における断面係数算出時の評価断面を精緻に見直して評価した。

注記#1：①サブレスジョンチェンバ内部水に対する有効質量の適用、②サブレスジョンチェンバサポート取付部にはね剛性を考慮、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、仮想質量法（NASTRAN）による内部水の有効質量の算定手法については、サプレッションチェンバが円環形状容器であることを考慮し、試験体を用いた振動試験により算出した内部水の有効質量との比較・検証によりその妥当性を確認している。

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

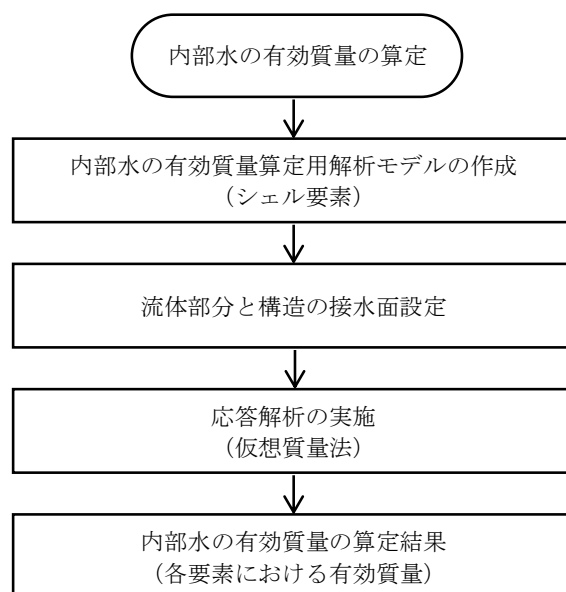


図 4.1-1 内部水の有効質量算定フロー

(2) 内部水の有効質量の解析モデル

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

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

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

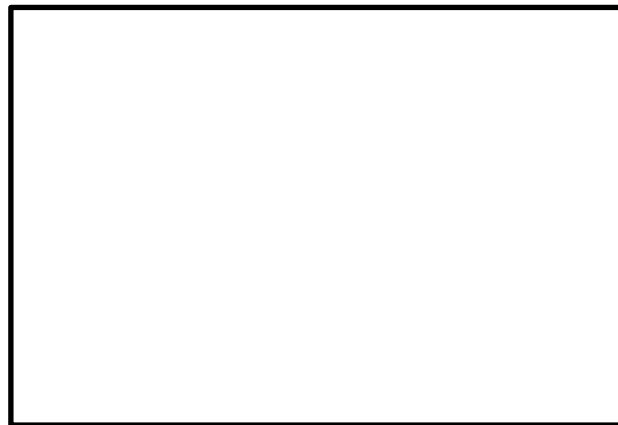


図 4.1-2 内部水の有効質量算定用解析モデル

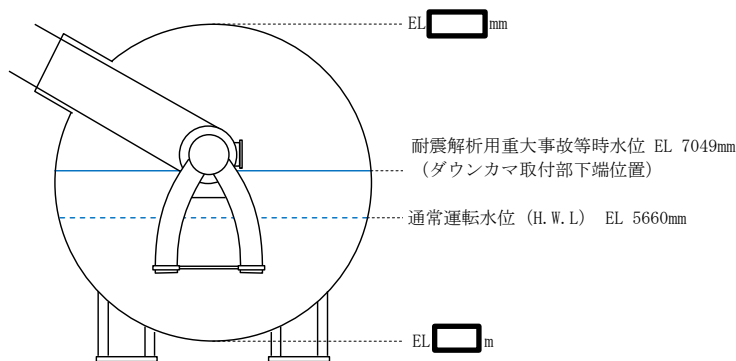


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

(3) 内部水の有効質量の解析結果

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

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

表 4.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

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

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

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

4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定

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

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

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

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

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

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

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

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

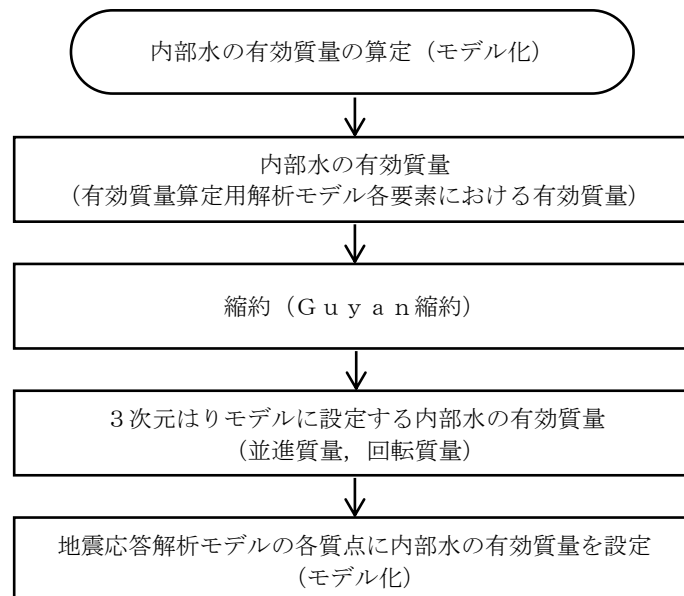


図4.1-4 内部水の有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー



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

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

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

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

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

4.1.3 サプレッションチェンバのモデル化

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

a. 構造物のモデル化

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

（補足）

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

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

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

モデル化し、その剛性は既工認と同様とする（表 4.1-5 参照）。

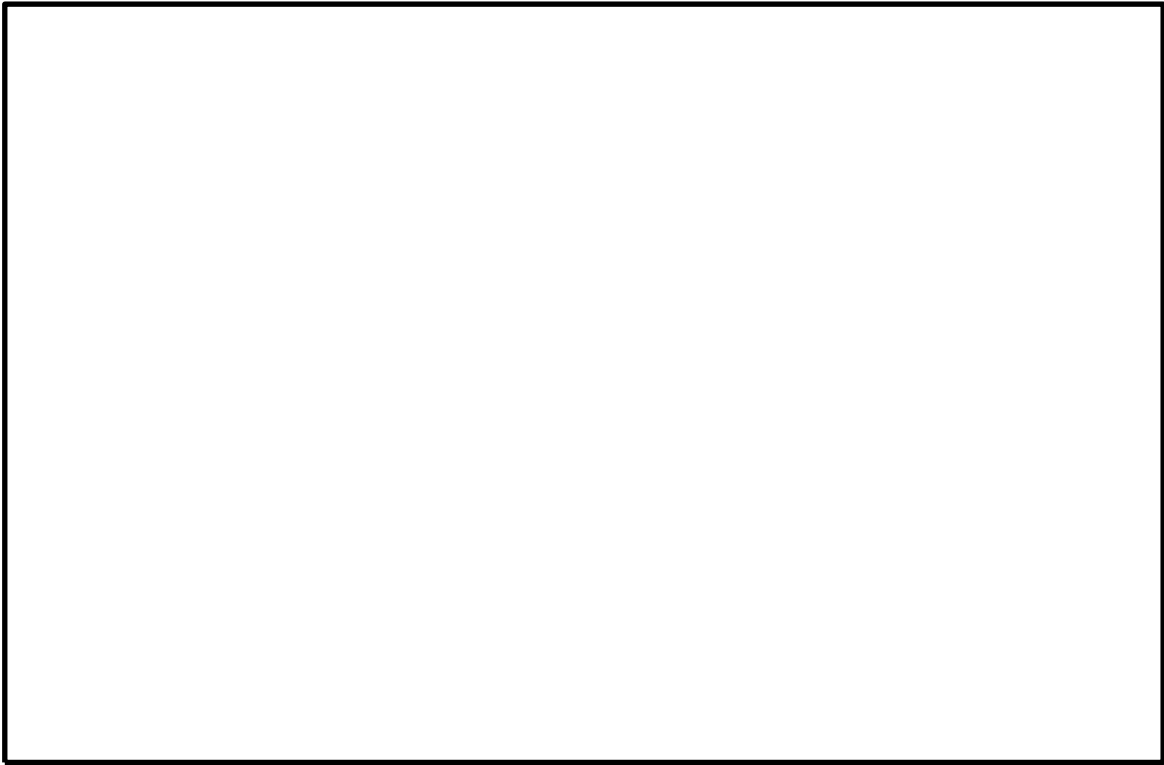
また、今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を 3 次元はりモデルに付加する。

b. 内部水のモデル化

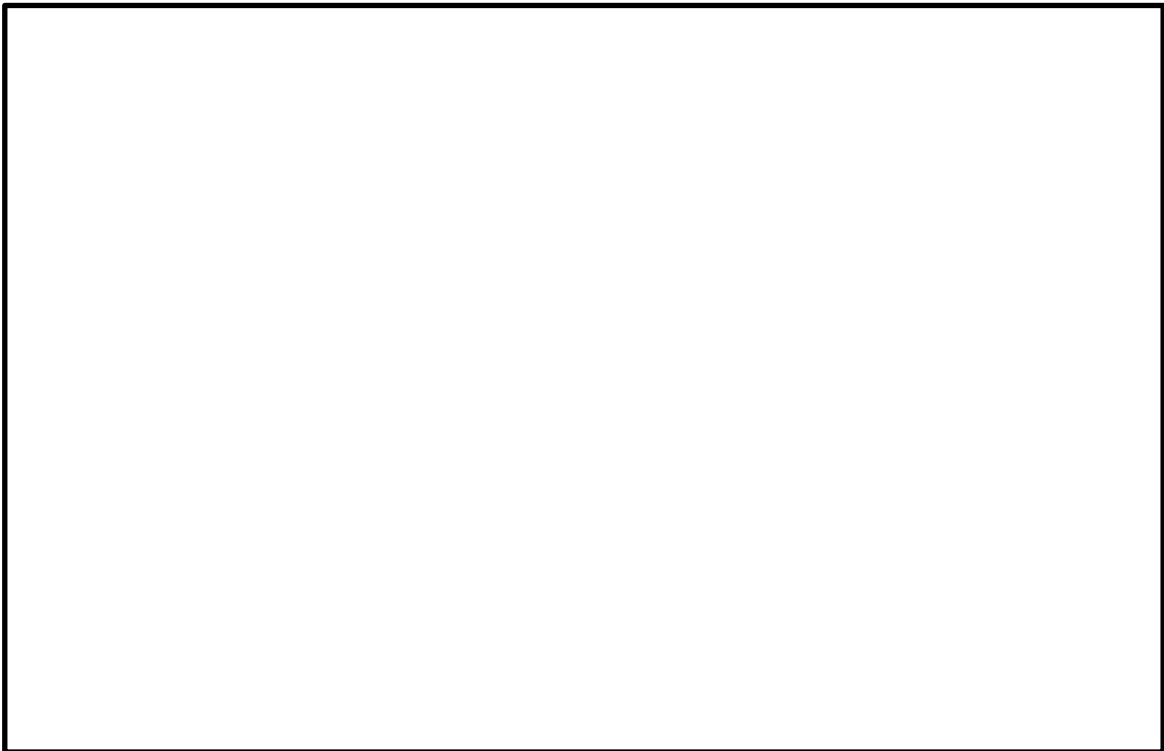
- 水平方向の地震応答解析モデルでは、内部水の有効質量を 64 箇所の質点に設定する（4.1.1 参照）。
- 鉛直方向については有効質量の考慮による荷重低減効果が小さいことから、鉛直方向の地震動等解析モデルでは、既工認と同様に内部水全体を固定質量として考慮することとし、内部水の重心位置に設定したはり要素に等分布質量で設定する。

c. その他のモデル化条件

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



(1) 水平方向



(2) 鉛直方向

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

表 4.1-4 既工認と今回工認における地震応答解析モデル

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

表 4.1-5 サプレッションチェンバ本体のモデル化諸元

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

注記*1：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバの全長を表す。

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

4.1.4 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性の算定

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

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

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

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

ばね剛性算定方法及び結果の詳細については、別紙4に示す。

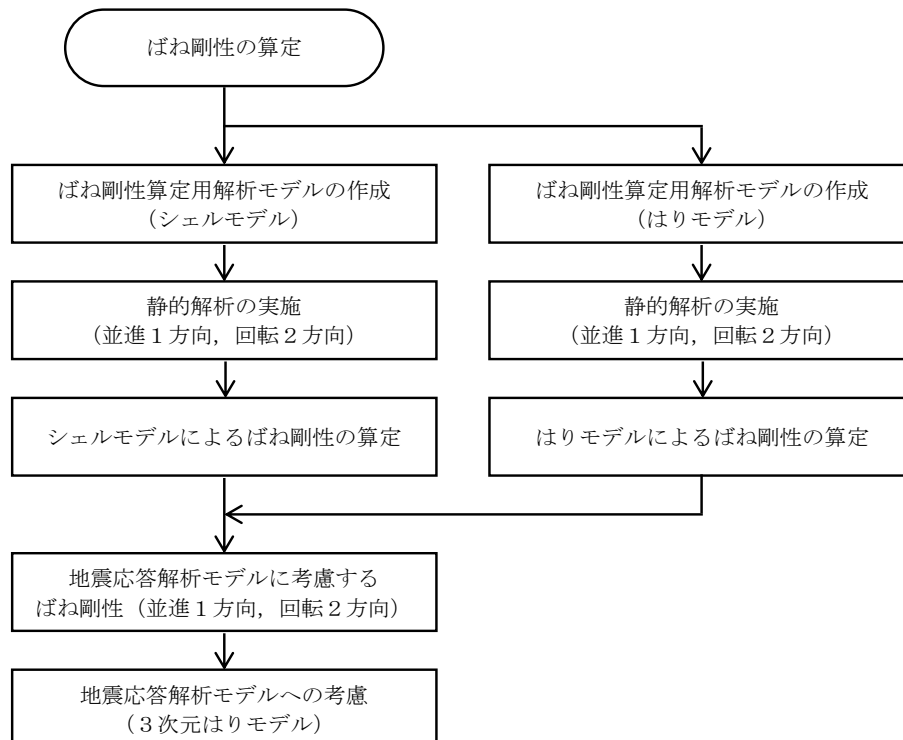


図 4.1-7 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性算定フロー

サプレッションチェンバの実機剛性

3次元はりモデルの剛性

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

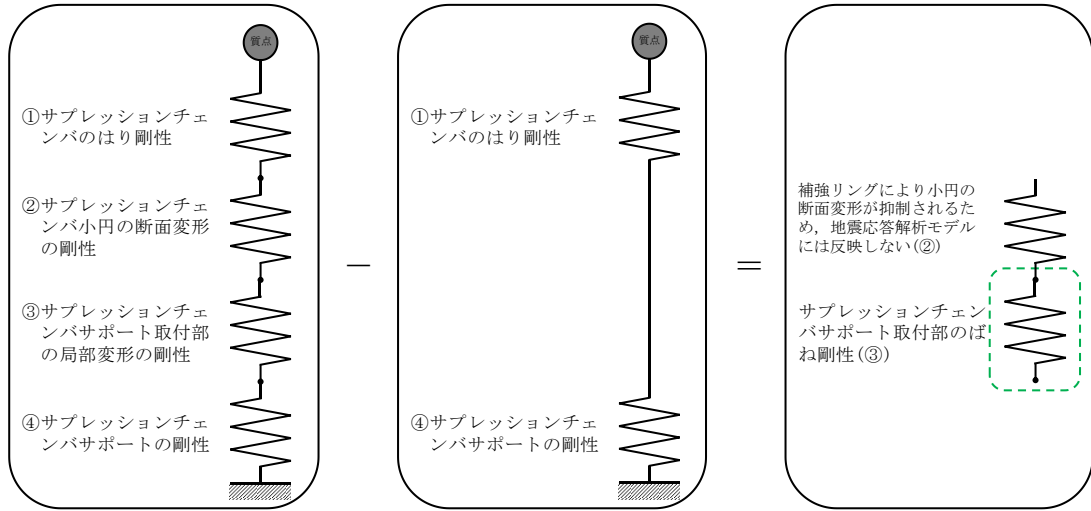


図 4.1-8 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

(1) ばね剛性算定用解析モデル

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

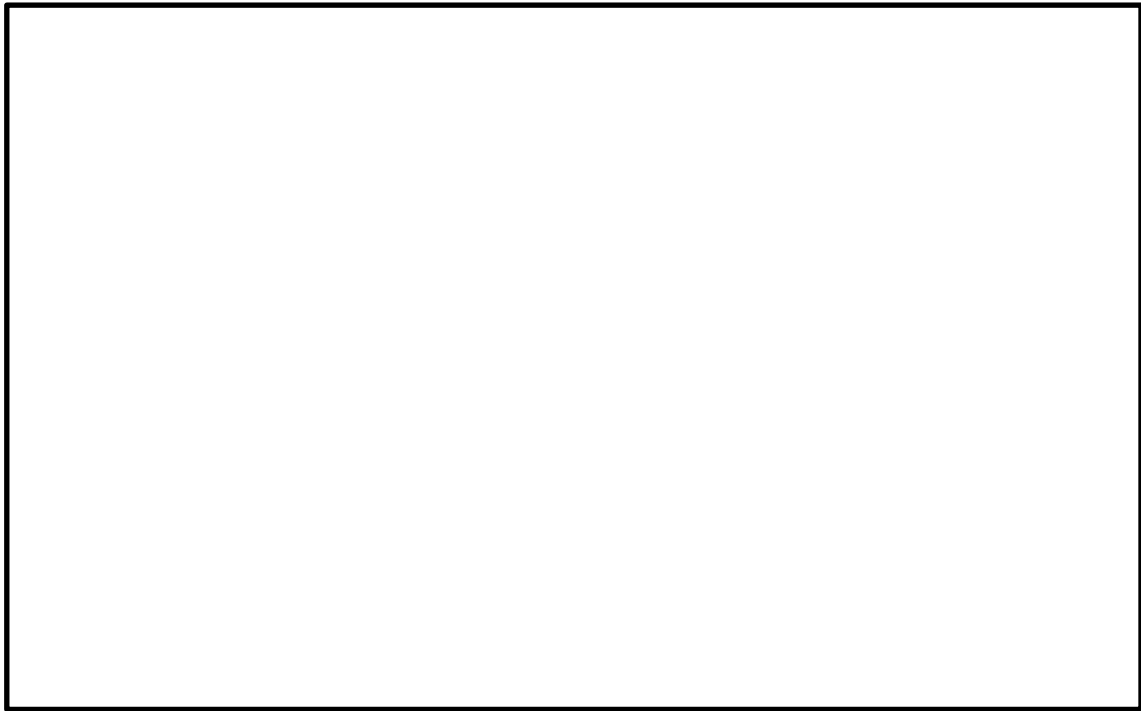


図 4.1-9 ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)



図 4.1-10 ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

(2) 地震応答解析モデルに考慮するばね剛性

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

表 4.1-6 サプレッションチェンバサポート取付部のばね剛性

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

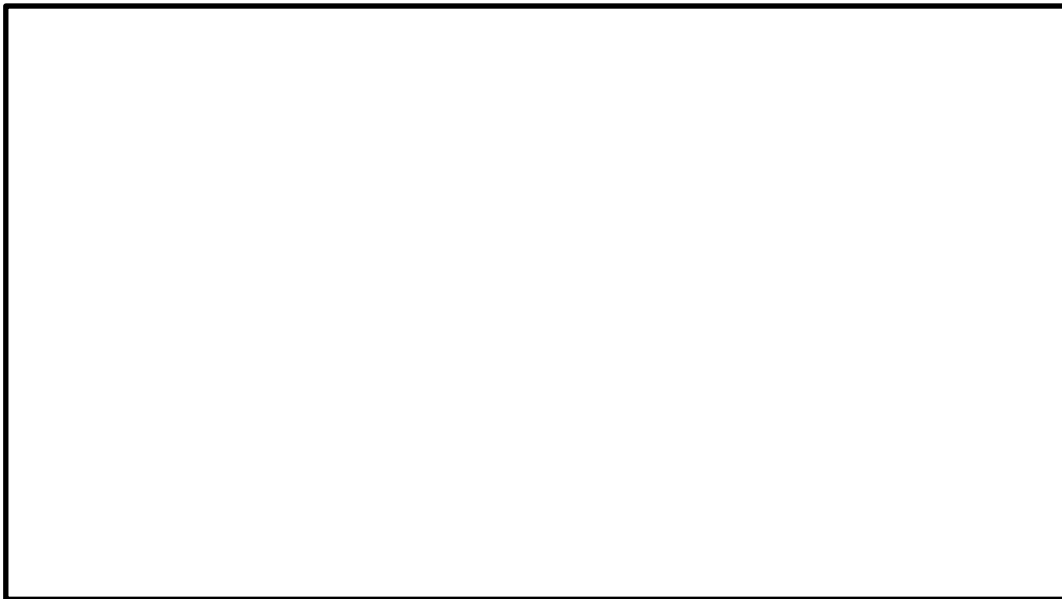


図 4.1-11 地震応答解析モデル (ばね剛性考慮)

4.1.5 サプレッションチェンバサポートのモデル化

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

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

a. 断面積

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

b. 断面二次モーメント

大円半径方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント I_X

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

大円円周方向に曲げモーメントを受ける際の断面二次モーメント I_Y

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

c. 有効せん断断面積

大円半径方向の有効せん断断面積 A_{SY}

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

大円円周方向の有効せん断断面積 A_{SX}

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

ここで、

K_1 : 大円半径方向のせん断変形に対する形状係数^[1] (=)

K_2 : 大円円周方向のせん断変形に対する形状係数^[1] (=)

サプレッションチェンバサポートのモデル化諸元を表 4.1-7 に示す。

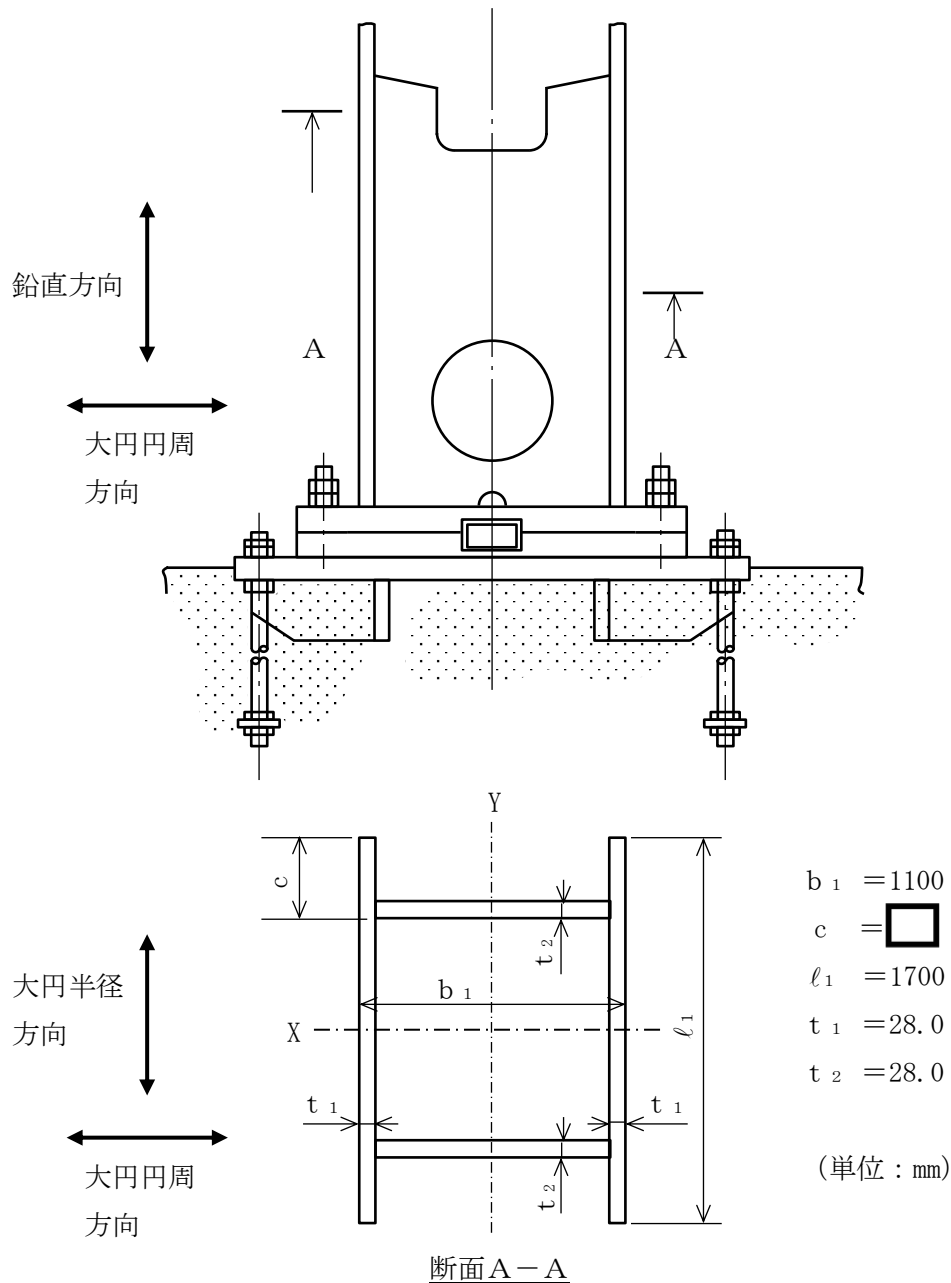


図 4.1-12 剛性計算に用いる形状及び寸法

表 4.1-7 サプレッションチェーンバサポートのモデル化諸元

部材	材質	部材長*1 (mm)	質量*2 (kg)	断面積 (mm ²)	断面二次 モーメント (mm ⁴)		有効せん断 断面積 (mm ²)		縦弾性 係数 (MPa)	ポアソン 比 (-)
					大円半径 方向	大円円周 方向	大円半径 方向	大円円周 方向		
サプレッション チェーンバサ 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ーンバサポート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ーンバサポートの総質量を表す。

参考文献[1]: 関西造船協会:「造船設計便覧 第4版」海文堂

4.2 地震応答解析モデルの妥当性確認

4.2.1 妥当性の確認方針

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

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

着眼点(1) 固有値解析による振動モードを比較し、3次元シェルモデルの解析結果から耐震評価において考慮すべきモード（変形）が3次元はりモデルにて表現できていること。ここで、耐震評価において考慮すべきモードは、サプレッションチェンバの強度に影響する刺激係数が比較的大きいモードを対象とする。

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

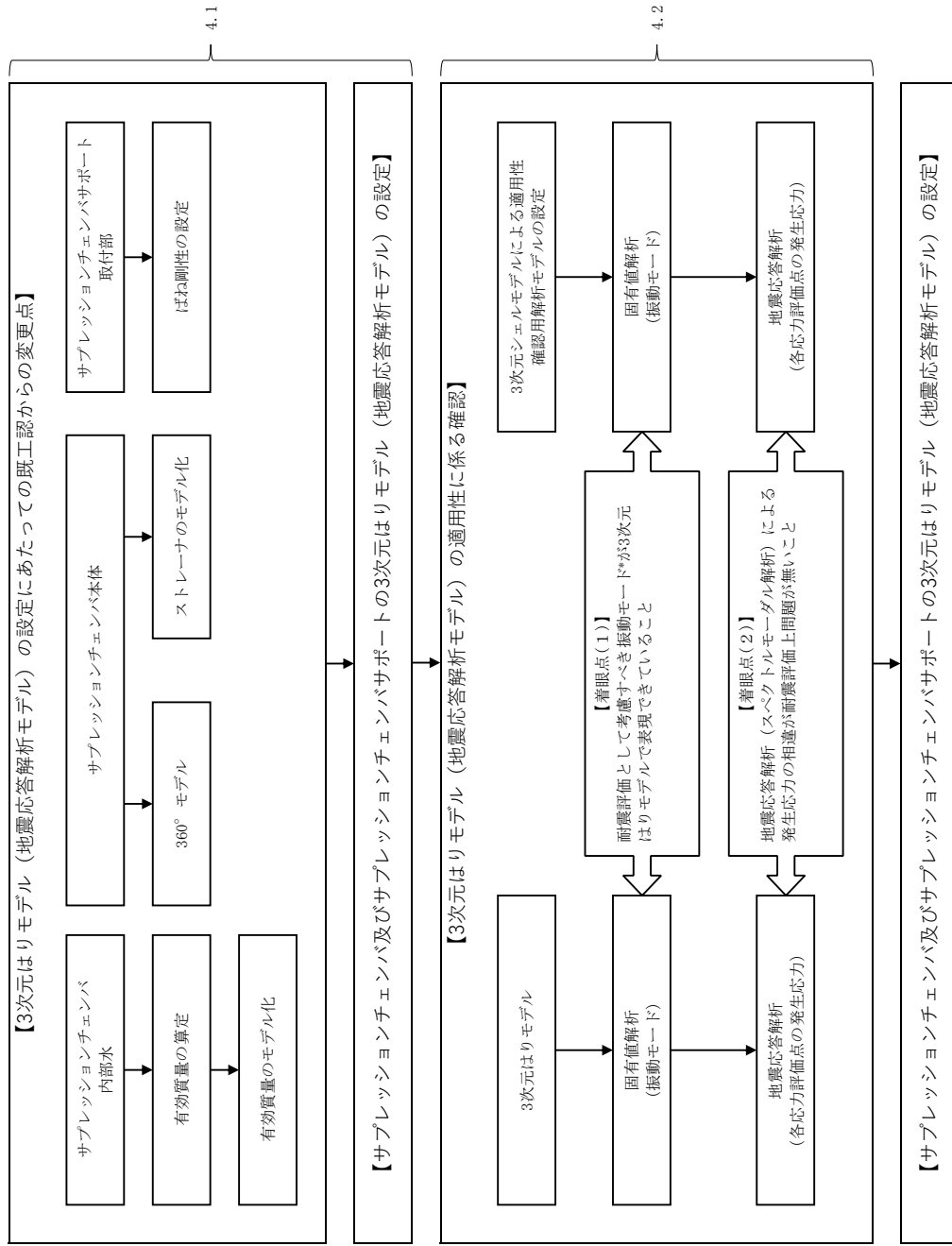


図 4.2-1 3次元はりモデル設定及び適用性検証フロー

4.2.2 適用性確認用解析モデル

3次元シェルモデルとして、サプレッションチェンバ胴、補強リング及びサプレッションチェンバサポートをシェル要素としてモデル化し、サプレッションチェンバ胴のシェル要素に、4.1.1項と同様にNASTRANの仮想質量法により算定した内部水の有効質量を各シェル要素に考慮する。内部水の有効質量算定における水位条件は、耐震解析用重大事故等時水位とする。3次元シェルモデルのモデル諸元及び解析モデル図を表4.2-1及び図4.2-2に示す。なお、サプレッションチェンバアクセスハッチ等のサプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量は、サプレッションチェンバ胴部の質量に加算し、密度としてサプレッションチェンバ胴部全体にならして付与している。

解析モデルの設定に係る詳細については、別紙5に示す。

表 4.2-1 3次元シェルモデルのモデル諸元

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

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

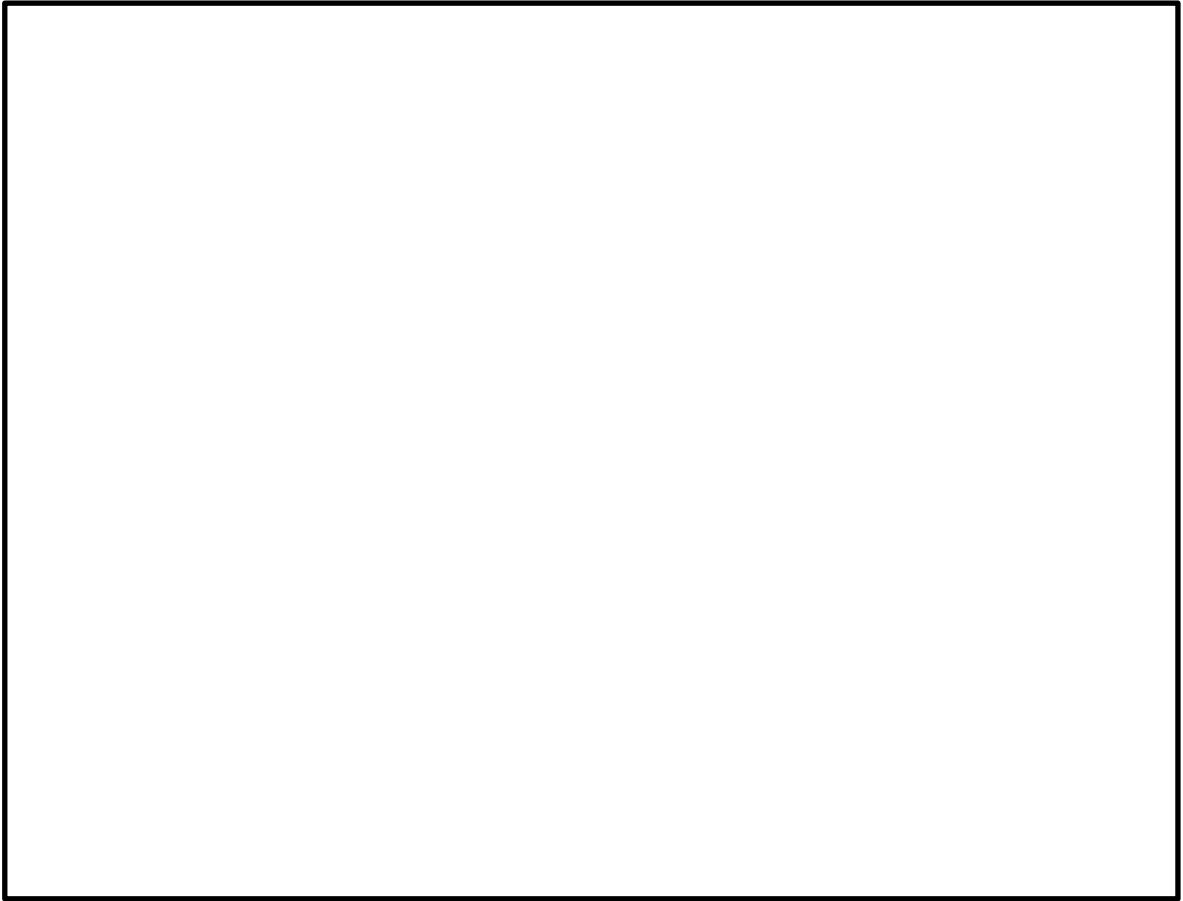


図 4.2-2 3次元シェルモデル図

4.2.3 地震応答解析モデルと適用性確認用解析モデルの比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおける主要なモデル化項目の考え方を比較した結果を表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2 3次元はりモデル及び3次元シェルモデルの比較

モデル化検討項目	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	モデル化の差異及びその特徴
モデル化範囲	サブレーションエンバ全体 (360°) をモデル化	サブレーションエンバの半分 (180°) をモデル化	3次元シェルモデルではサブレーションエンバの対称性を考慮し、180°モデルとする。ただし、境界条件として対称条件及び反対称条件を用いており、360°モデルと同等である。
ストレーナ	ストレーナの連成あり	ストレーナの連成なし	3次元シェルモデルではストレーナはモデル化していない。ただし、ストレーナはサブレーションエンバに対して質量が小さいため地震応答解析への影響は軽微である。
内部水有効質量のモデル化	NASTRANの仮想質量法により算出し、NASTRANの機能であるGuyan縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRANの仮想質量法により算出し、この値をシェル要素に付与	内部水の有効質量の算定方法は同じである。 3次元はりモデルにおける内部水の有効質量のモデル化は、Guyan縮約を用いてモデル化しており、実機相当の解析モデルによる応答解析結果の比較により妥当性を確認している。(別紙2参照)
サブレーションエンバ胴のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサブレーションエンバ大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルのサブレーションエンバ本体のモデル化は、小円の断面保持を仮定した理論式に基づく。はりモデルでは花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴うモードは表現されない。
サブレーションエンバサポート取付部のばね剛性の設定	実機構造を模擬したばね剛性算定用の3次元シェルモデル等を用いて取付部の局部変形を考慮したばね剛性を設定し、サポート取付部のばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるサブレーションエンバサポート取付部のばね剛性は並進1方向と回転2方向の剛性を模擬しているが、3次元シェルモデルでは精緻にモデル化している。
サブレーションエ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レーションエンバサポートの剛性は理論式により算出しているが、3次元シェルモデルでは精緻にモデル化している。

4.2.4 妥当性確認結果

(1) 着眼点(1)に対する確認結果

a. 3次元シェルモデルによる固有値解析結果

3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果として、各モードに対する固有振動数、固有周期及び刺激係数のうち、刺激係数が比較的大きいモードを選定して表4.2-3に示す。また、モード変形図を図4.2-3に示す。

図4.2-3に示すモードにおいて、図4.2-3(1)～(2)はサプレッションチェンバ全体が水平方向に振動するモードであり、図4.2-3(3)～(6)はサプレッションチェンバ全体が鉛直方向に振動するモードである。図4.2-3(1)～(2)又は図4.2-3(3)～(6)はいずれも同じ方向にサプレッションチェンバ全体が振動するモードであるが、サプレッションチェンバ胴一般部にオーバル振動（花びら状の変形）が現れるため、サプレッションチェンバ全体の振動にオーバル振動が重畳する。このため、オーバル振動のモードの違いによりサプレッションチェンバ全体が振動するモードが複数のモードに分散して現れる。

表4.2-3(1) 3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果
(対称条件)

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

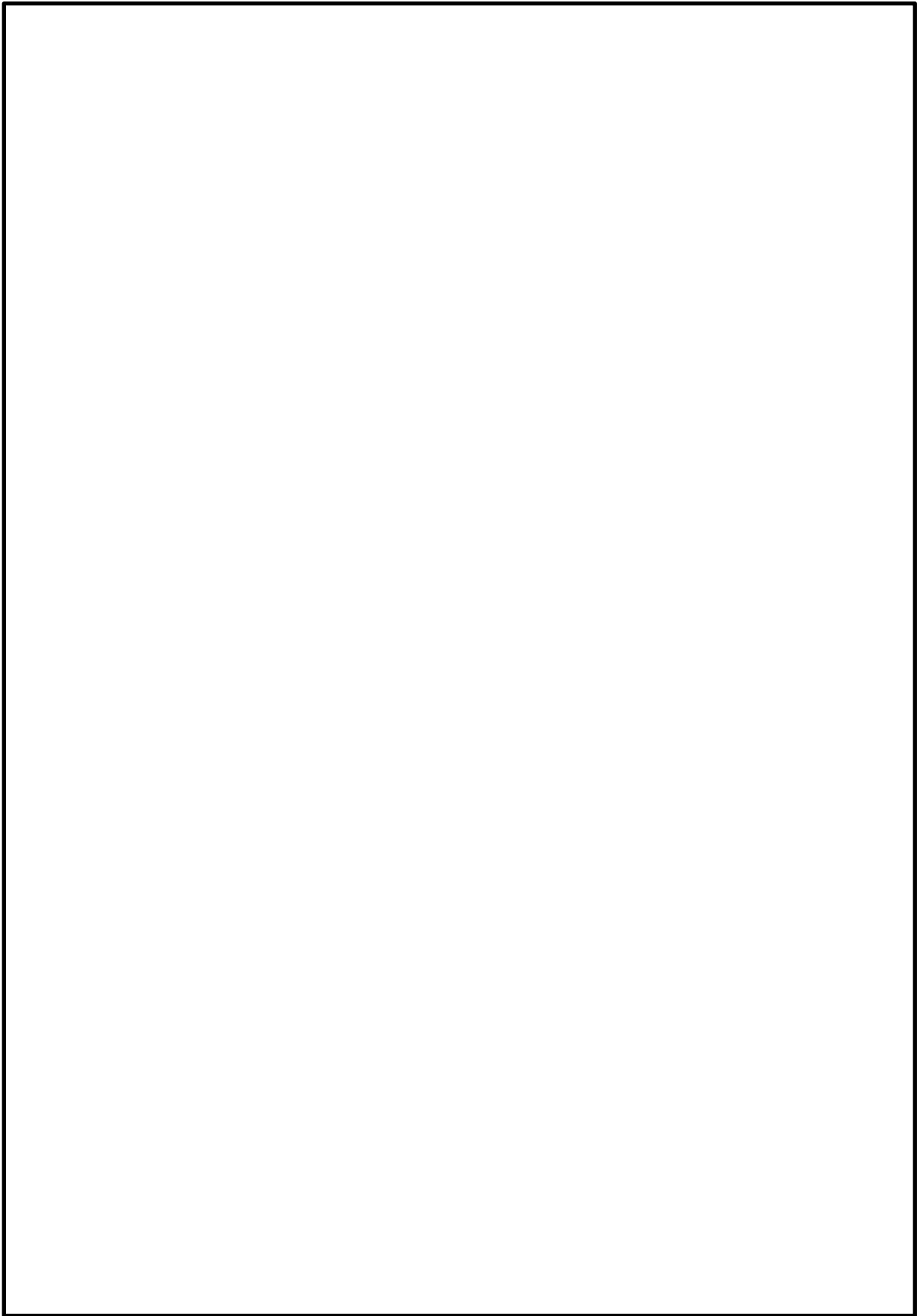
*2：Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表4.2-3(2) 3次元シェルモデルを用いた固有値解析結果
(反対称条件)

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

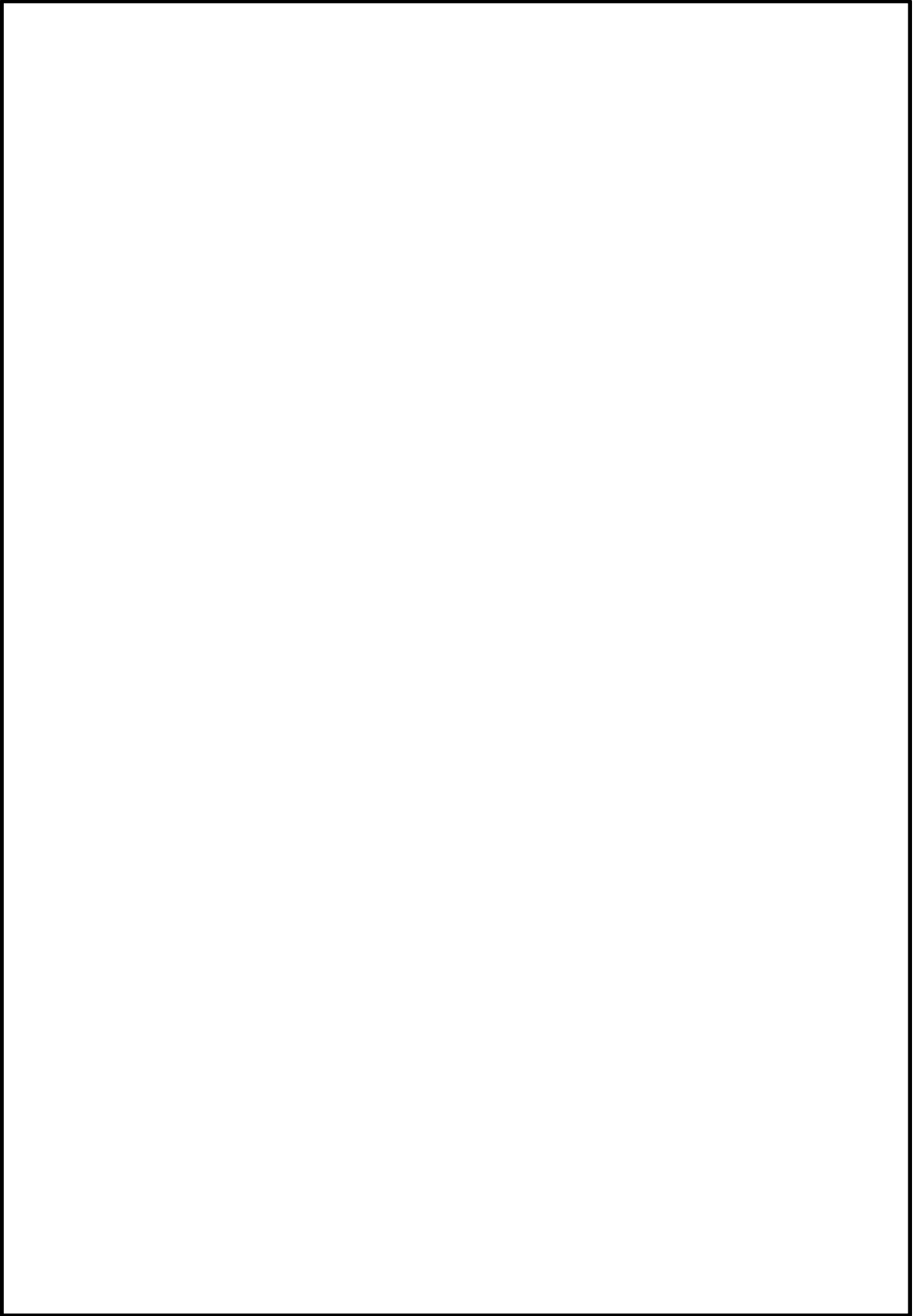
注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載



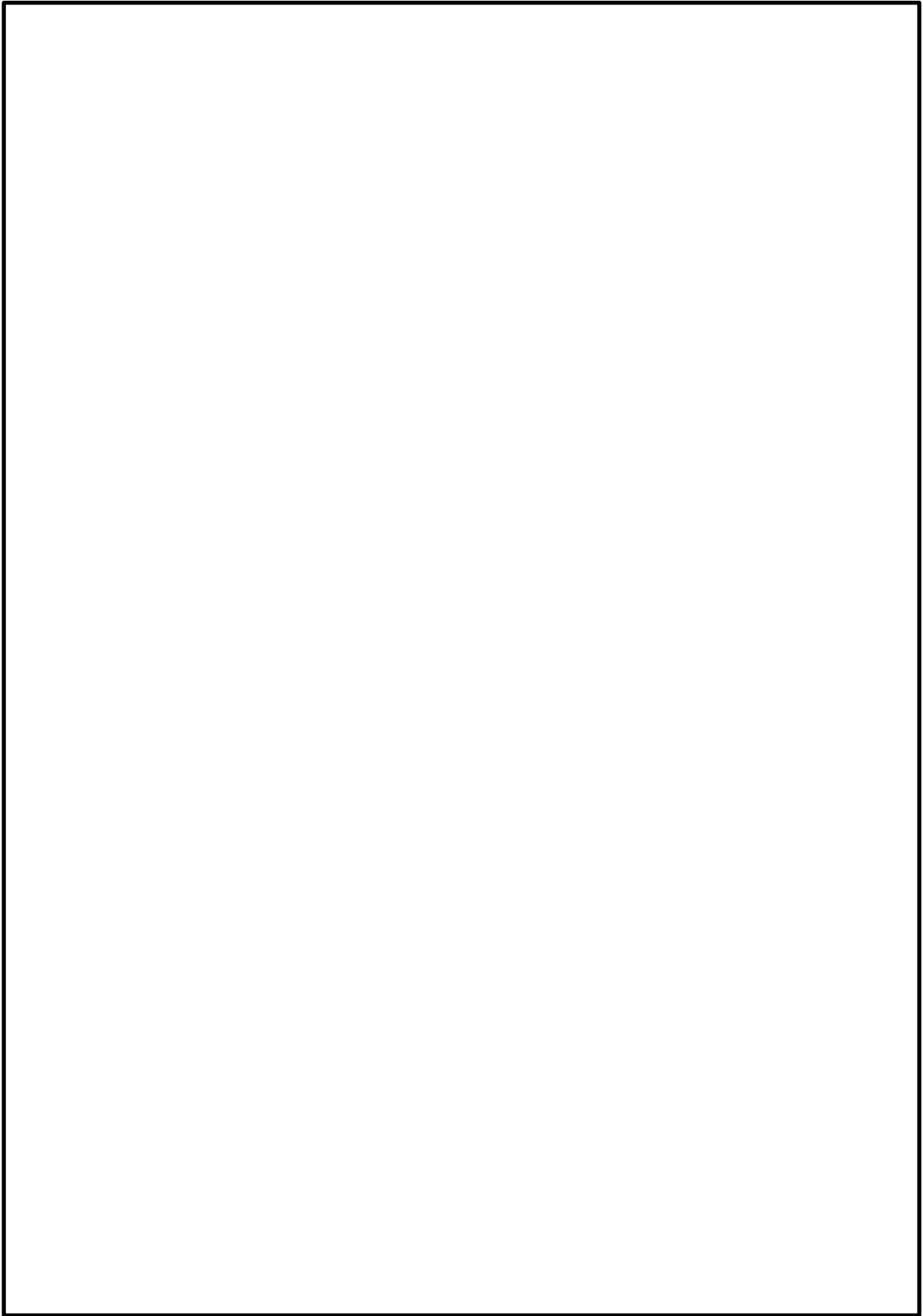
(a) 対称条件

図 4.2-3(1) モード変形図：3次元シェルモデル



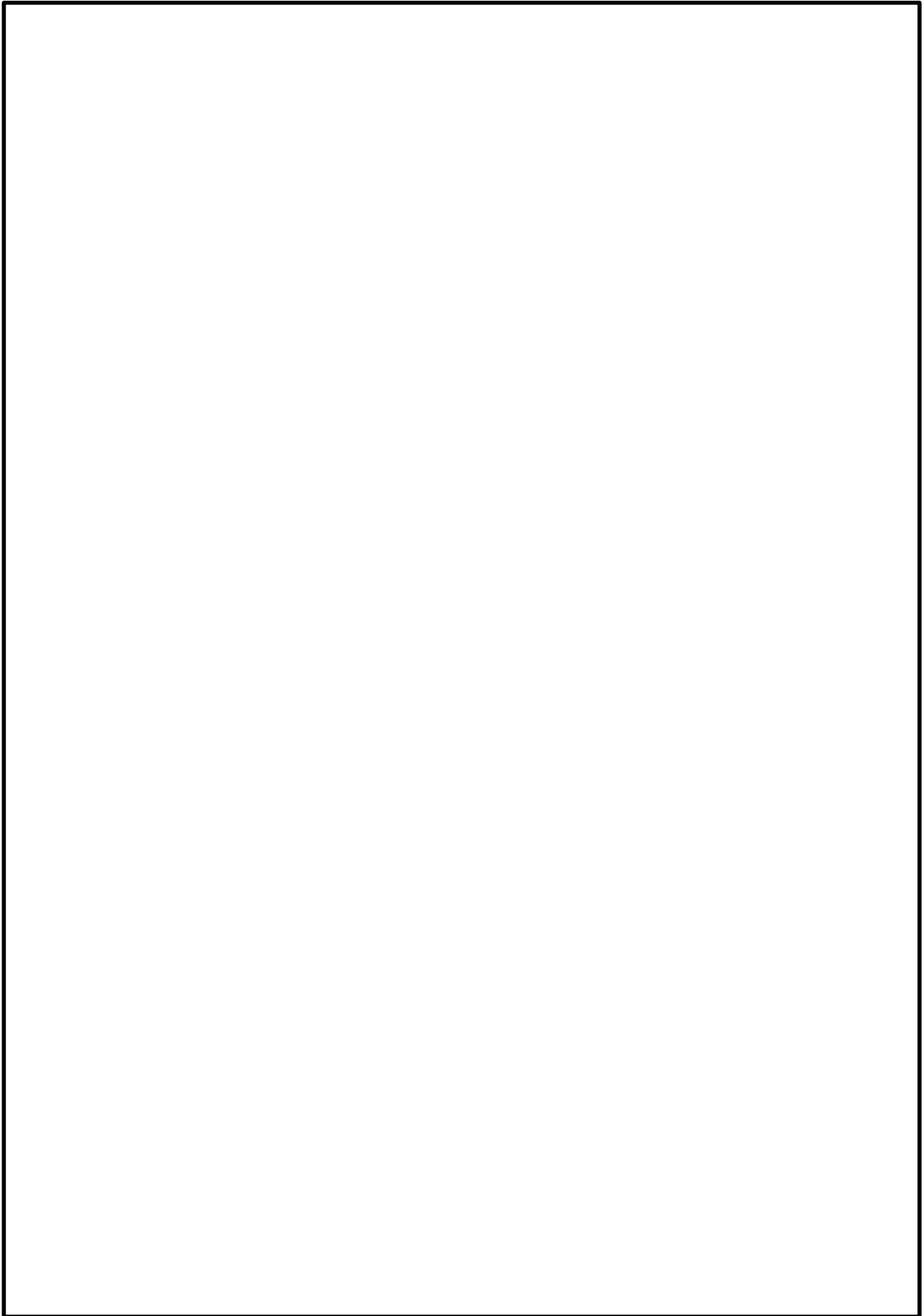
(a) 対称条件

図 4.2-3(2) モード変形図：3次元シェルモデル



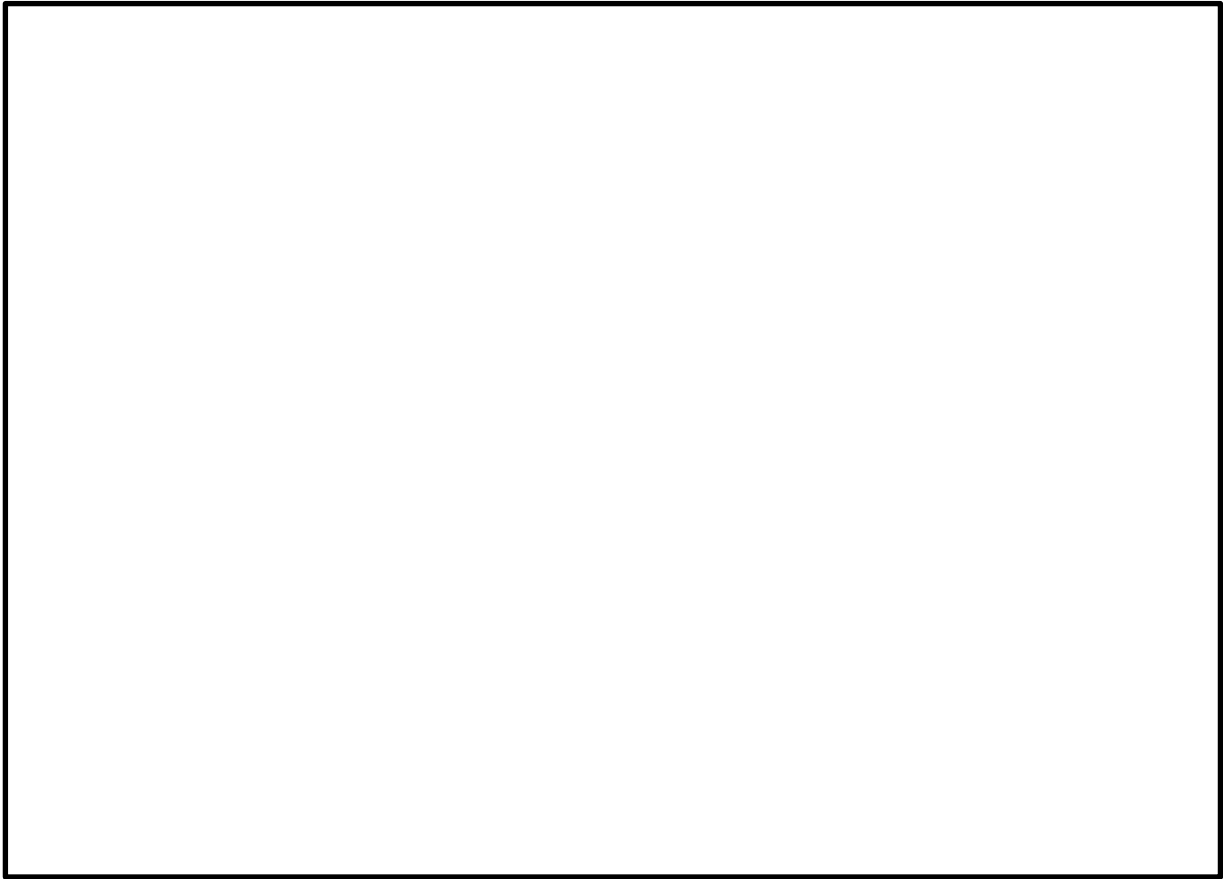
(a) 対称条件

図 4.2-3(3) モード変形図：3次元シェルモデル



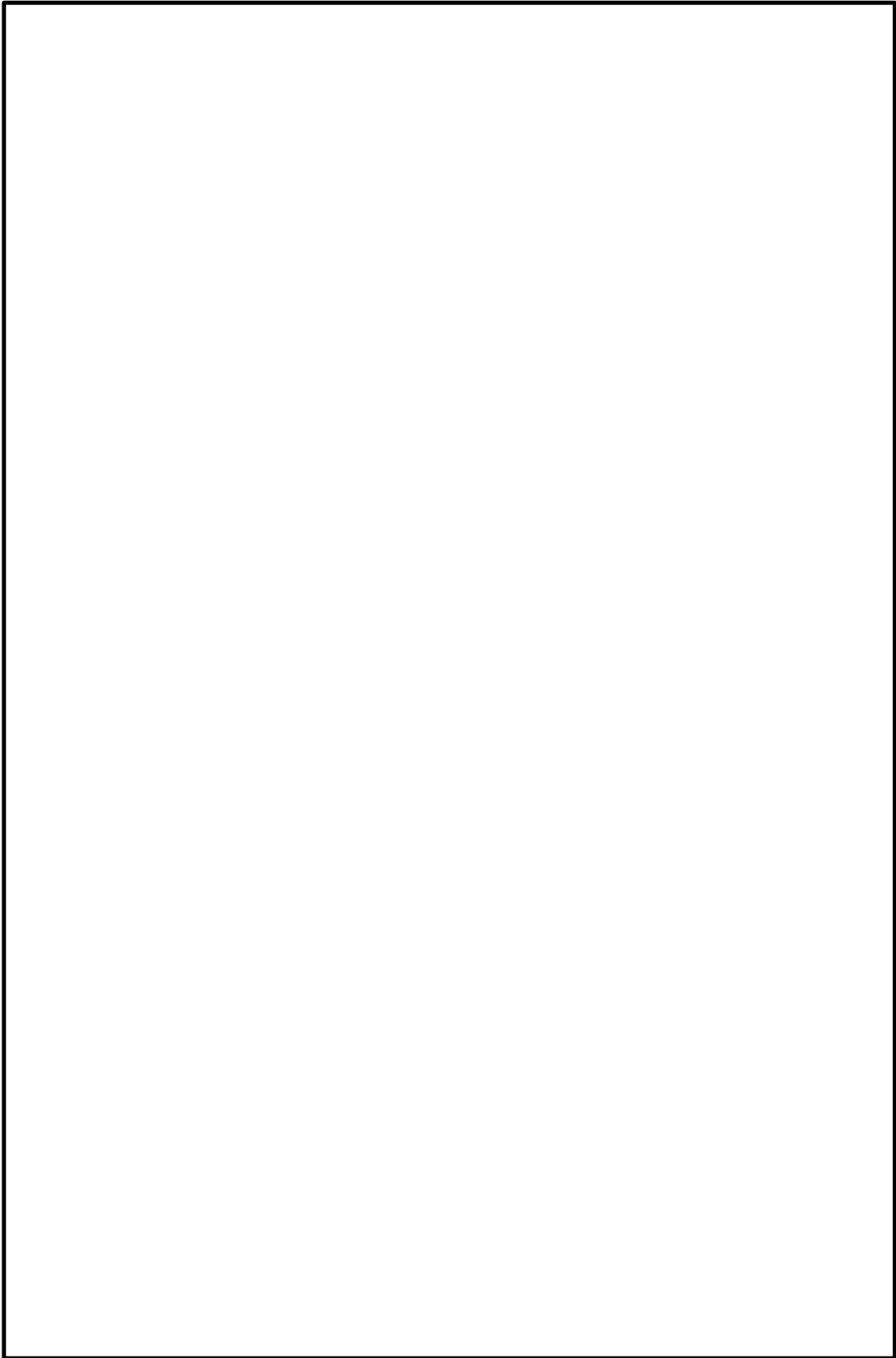
(a) 対称条件

図 4.2-3(4) モード変形図：3次元シェルモデル



(a) 対称条件

図 4.2-3(5) モード変形図：3次元シェルモデル



(b) 反対称条件

図 4.2-3(6) モード変形図：3次元シェルモデル

b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動モードの比較

3次元はりモデルを用いた固有値解析結果として、刺激係数が比較的大きいモードを選定して表4.2-4に示す。また、3次元シェルモデルと3次元はりモデルの各モードについて、モード変形図の比較結果を表4.2-5に示す。

表4.2-5より、3次元はりモデルのモードと比較し、3次元シェルモデルは胴一般部のオーバル振動が重畳するモードとなるものの、刺激係数が比較的大きいモードにおける主要なモードは3次元はりモデルと3次元シェルモデルで対応関係が確認できる。

また、固有周期の比較結果について表4.2-6に示す。

表4.2-6より、3次元はりモデルでは有効質量比が卓越するモードが数モードに集約される一方、3次元シェルモデルの場合はオーバル振動が発生するため複数のモードに分散し、3次元シェルモデルに対して3次元はりモデルの水平方向の固有周期は小さくなることを確認した。鉛直方向の固有周期は両者でおおむね一致していることを確認した。

3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差異に係る検討は別紙18にて実施する。

さらに、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの50Hzまでの全モードにおける固有振動数と振動モードの有効質量比の関係を図4.2-4に示す。50Hzまでの全モードにおける固有振動数と有効質量比の全体傾向はおおむね一致する。

なお、振動モードの有効質量は各モードで慣性力に寄与する質量の大きさを表すものであり、全モードの有効質量の合計は構造物の全質量となる。振動モードの有効質量比は、振動モードの有効質量の合計に対する各振動モードの有効質量の割合を表す。

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

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向及びY方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の3次元シェルモデルとの比較対象外とする。

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

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：Z方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレーナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモードであるため、表 4.2-5 の3次元シェルモデルとの比較対象外とする。

表 4.2-5(1) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

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

注：3次元シェルモデルでは水平の変形方向がX軸及びY軸方向と一致するのに対して，3次元はりモデルではECCストレーナを連成させていることから変形方向がX軸及びY軸方向からずれる。

表 4.2-5(2) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

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

注：3次元シェルモデルでは水平の変形方向がX軸及びY軸方向と一致するのに対して，3次元はりモデルではECCSストレーナを連成させていることから変形方向がX軸及びY軸方向からずれる。

表 4.2-5(3) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル 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：鉛直方向) 赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(4) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	3次元シェルモデル：鉛直方向)	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(5) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	3次元シェルモデル：鉛直方向)	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(6) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	3次元シェルモデル：鉛直方向)	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(7) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル 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：鉛直方向) 赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(8) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル モード次数 (固有周期)	赤線：変形前 黒線：変形後	3次元シェルモデル：鉛直方向)	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-5(9) 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのモード変形図の比較結果

3次元はりモデル 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：鉛直方向) 赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期)	3次元シェルモデル：対称条件 赤線：変形前 グレー部：変形後	振動モードの考察

表 4.2-6 固有周期の比較結果

卓越方向	固有周期 (s)		比率 (シェル/はり)	備考
	はりモデル	シェルモデル		
X方向			1.28	
			1.16	
			—	ストレーナの連成により卓越したモード
Y方向			1.28	
			1.16	
			—	ストレーナの連成により卓越したモード
Z方向			1.10	
			1.07	
			0.98	
	0.95			
	0.92			
	0.89			
	0.85			
	—	ストレーナの連成により卓越したモード		

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値



図 4.2-4(1) 固有振動数と振動モードの有効質量比の関係（水平方向）

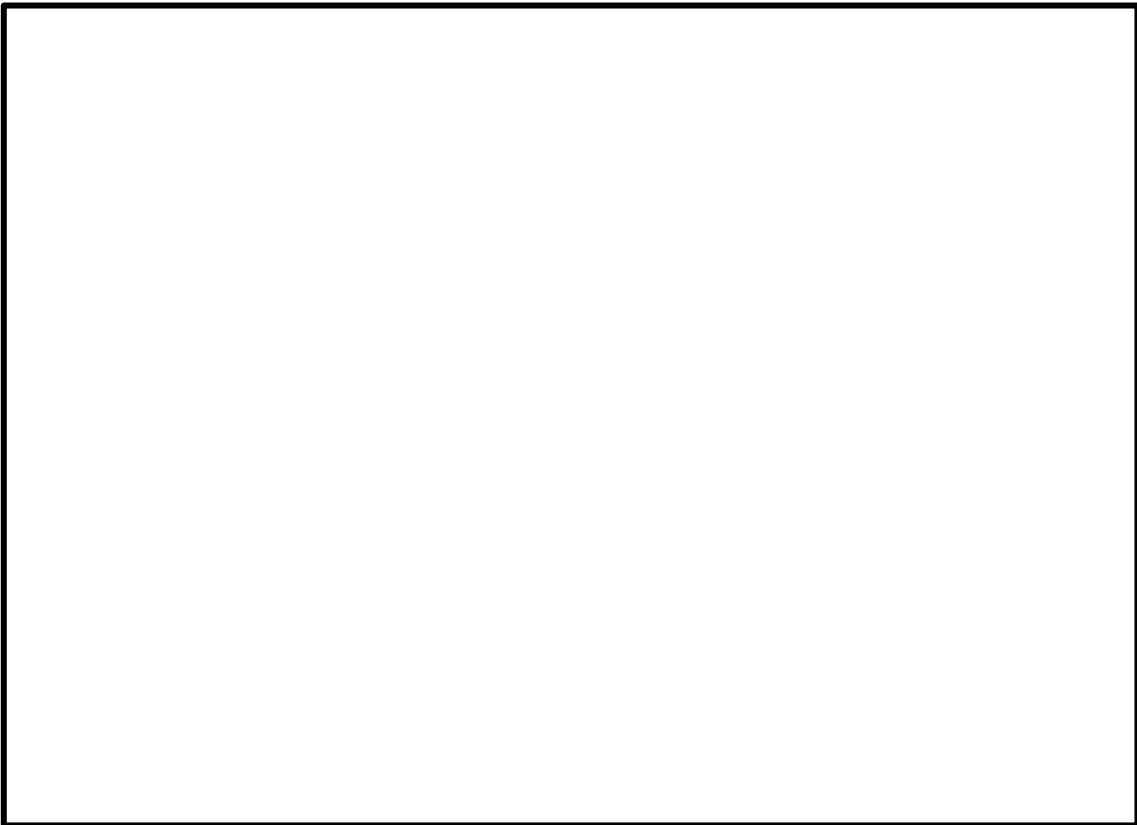


図 4.2-4(2) 固有振動数と振動モードの有効質量比の関係（鉛直方向）

(2) 着眼点(2)に対する確認結果

a. 検討内容

適用する耐震評価条件は、VI-2-9-2-2「サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-4「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。なお、応力評価点については図3.3-1及び3.3-2に示すとおりである。

b. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバサポートの一次応力の比較

サプレッションチェンバサポートにおける3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによる耐震評価結果（一次応力）を表4.2-7及び図4.2-5に示す。表4.2-7及び図4.2-5ではすべての応力評価点において、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が小さい結果となる。3次元シェルモデルでは、オーバル振動によりサプレッションチェンバ全体が振動するモードが、固有周期が近い複数のモードに分散する。各モードにより生じる荷重の総和としてはモードが分散しない場合と同程度と考えられる。分散したモードにより生じる荷重は二乗和平方根により組み合わせるため、得られる荷重が小さくなると考えられる。

c. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの一次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次応力）を表4.2-8及び図4.2-6に示す。

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

d. 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの一次+二次応力の比較

3次元はりモデル及び3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの耐震評価結果（一次+二次応力）を表4.2-9及び図4.2-7に示す。なお、3次元シェルモデルでは、シェル要素における板厚中央に発生する応力を膜応力として一次局部膜応力に、板厚方向の内面と外面に発生する応力を膜応力+曲げ応力として一次+二次応力に分類して評価する。

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

3次元シェルモデルにおける応力評価点P8及びP10の疲労評価結果を表4.2-10及び図4.2-8に示す。3次元シェルモデルの疲労評価結果における疲労累積係数はいずれも1を大きく下回っており、サプレッションチェンバの健全性に影響を与えない結果となる。

表 4.2-7 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

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

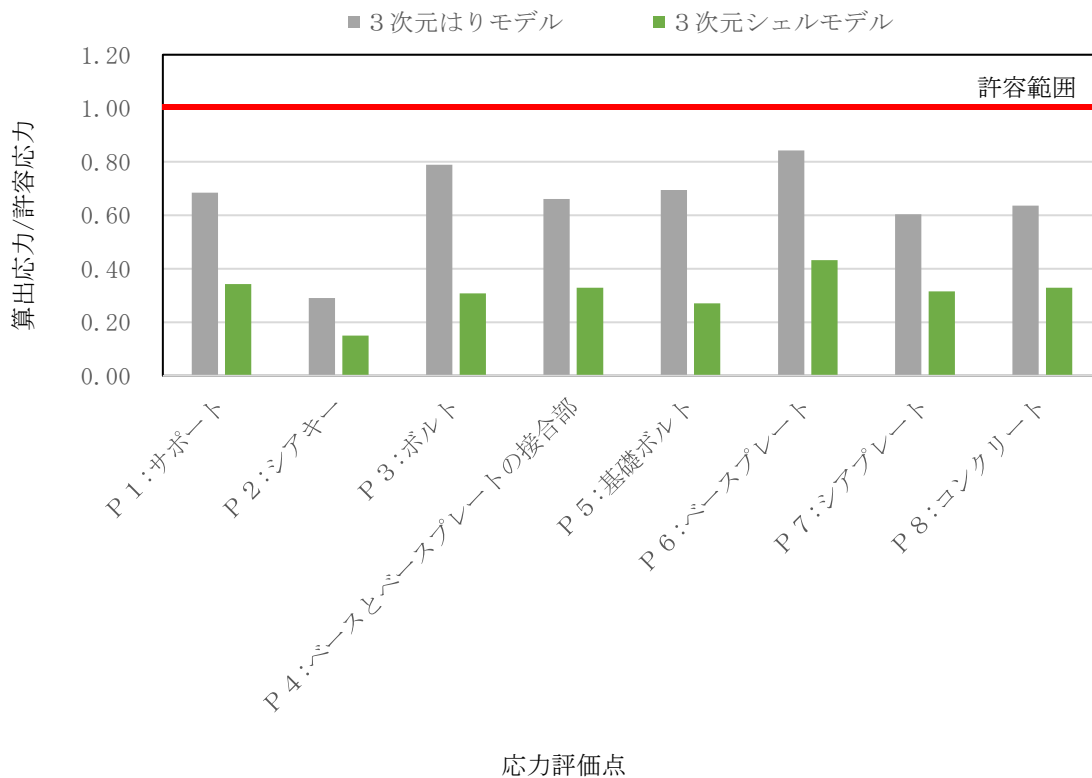


図 4.2-5 サプレッションチェンバサポートの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

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

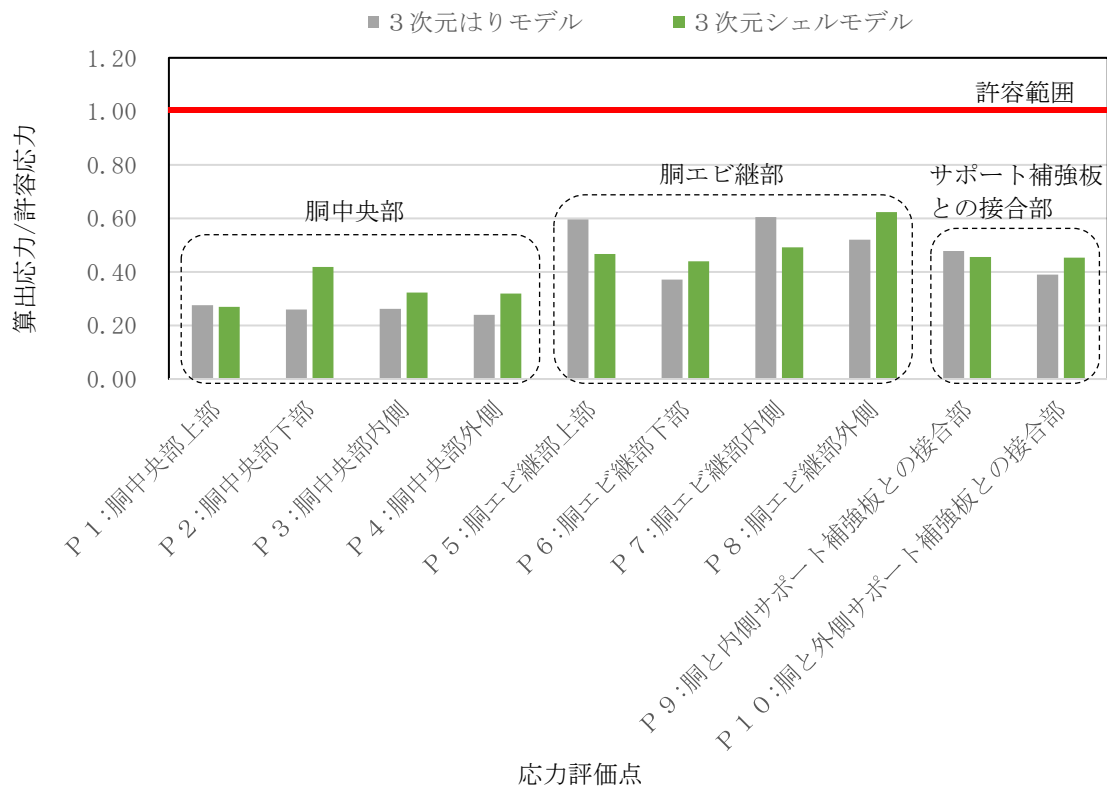


図 4.2-6 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次応力）

表 4.2-9 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次+二次応力）

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

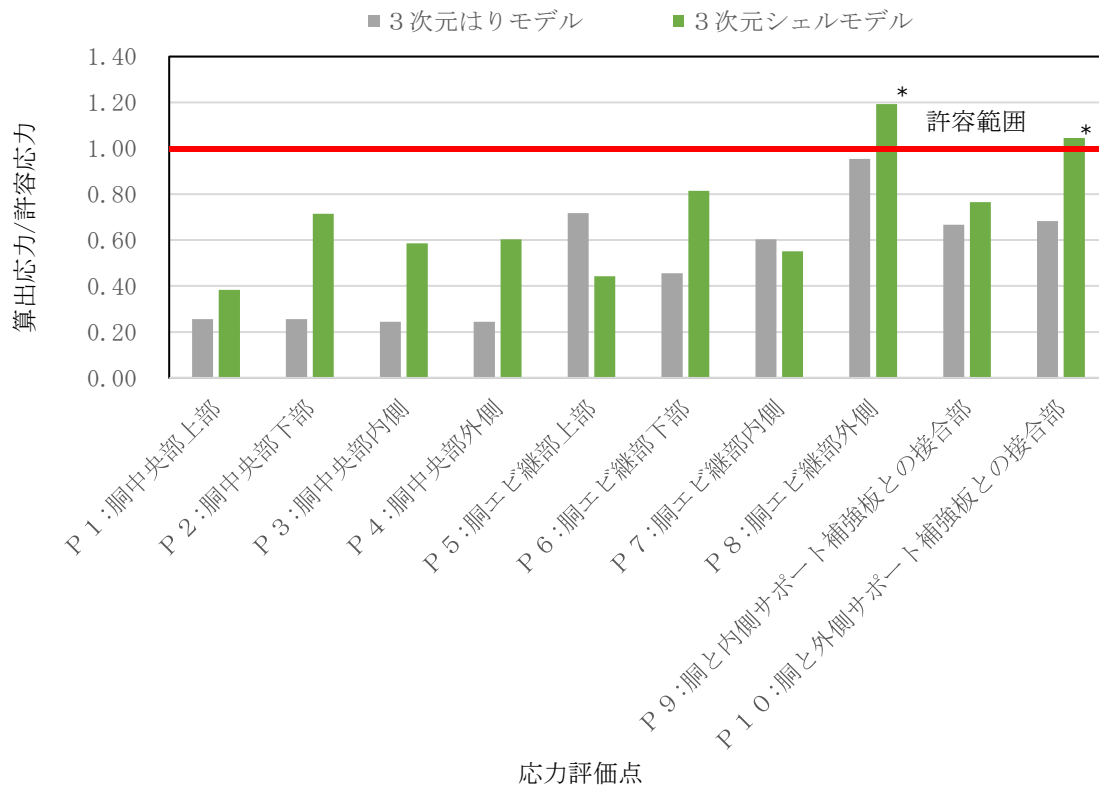


図 4.2-7 サプレッションチェンバの耐震評価結果の比較（一次+二次応力）

表 4.2-10 サプレッションチェンバの耐震評価結果（疲労評価）

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

注：ここで、

S_n ：地震動による応力振幅 (MPa)

K_e ：弾塑性解析に用いる繰返しピーク応力強さの補正係数 (—)

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

S_ℓ ：繰返しピーク応力強さ (MPa)

$S_{\ell'}$ ：補正繰返しピーク応力強さ (MPa)

N_a ：地震時の許容繰返し回数 (—)

N_c ：地震時の実際の繰返し回数 (—)

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

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

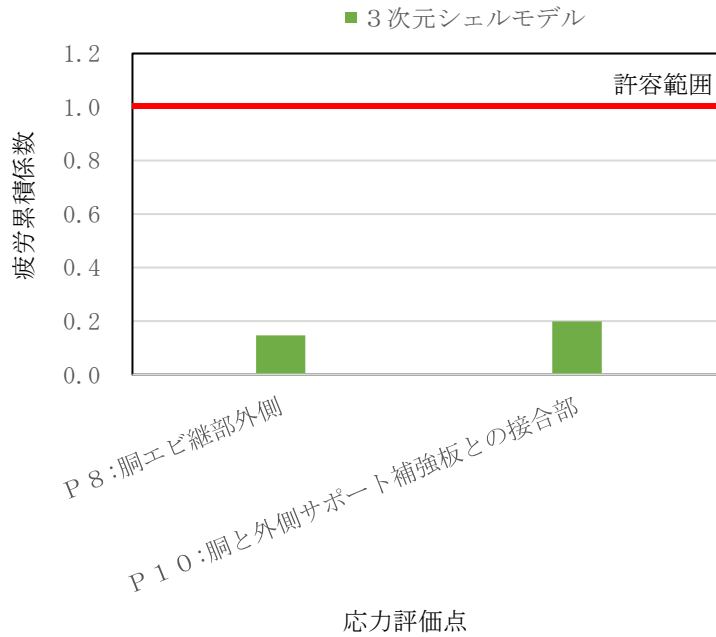


図 4.2-8 サプレッションチェンバの耐震評価結果（疲労評価）

(3) 適用性確認結果

着眼点(1) 振動モードの比較結果より、刺激係数が比較的大きく、サプレッションチェンバの強度に影響するモードは3次元はりモデルと3次元シェルモデルで対応関係が確認できることから、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動特性の傾向はおおむね一致する。

着眼点(2) 応力評価結果の比較により、サプレッションチェンバサポートについて、耐震評価上最も厳しい部位であるベースプレートを含むすべての応力評価点において、3次元はりモデルと比べて3次元シェルモデルの発生応力が小さい結果が得られた。

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

以上より、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの振動特性の傾向はおおむね一致すること、耐震評価上厳しい部位であるサプレッションチェンバサポートに対しては3次元はりモデルを用いた耐震評価は保守的な結果が得られること、3次元シェルモデルにおける耐震評価結果では、オーバル振動により一次+二次応力が大きくなるものの、疲労評価を含む評価結果は十分余裕のある結果が得られることを確認した。

このため、島根2号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおいては、3次元はりモデルを適用する。

なお、3次元シェルモデルにおいて、サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮した場合の発生応力への影響検討については、別紙 25にて実施する。

4.3 地震応答解析における内部水の有効質量算出方法の影響

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

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

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

4.4 地震応答解析における高振動数領域の影響

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルにおいて、サプレッションチェンバサポート位置の節点（16箇所）は、サプレッションチェンバサポートと剛結合されているが、サプレッションチェンバサポートのはり要素及びサプレッションチェンバサポート取付部のばね要素として剛性を設定しており、サプレッションチェンバサポート位置の節点の応答の評価が可能なモデル化としている。また、サポート位置の節点間のはり要素（以下「サポート間はり要素」という。）には3つの節点を設定している。（図4.4-1参照）

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析における動的解析では、配管等に対する地震応答解析と同様に、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、高振動数領域（20～50Hz）を含む設計用床応答スペクトルを設定しており、スペクトルモーダル解析において50Hzまでの振動モードを考慮する。

高振動数領域（0.02秒（50Hz）から0.05秒（20Hz））において、刺激係数が比較的大きい振動モードの固有振動数、固有周期及び刺激係数を表4.4-1に、モード変形図を図4.4-2に示す。図4.4-2に示すとおり、高振動数領域における主要な振動モードは水平方向の並進モードであり、サポート間はり要素の振動モードは主要な振動モードとして現れない。

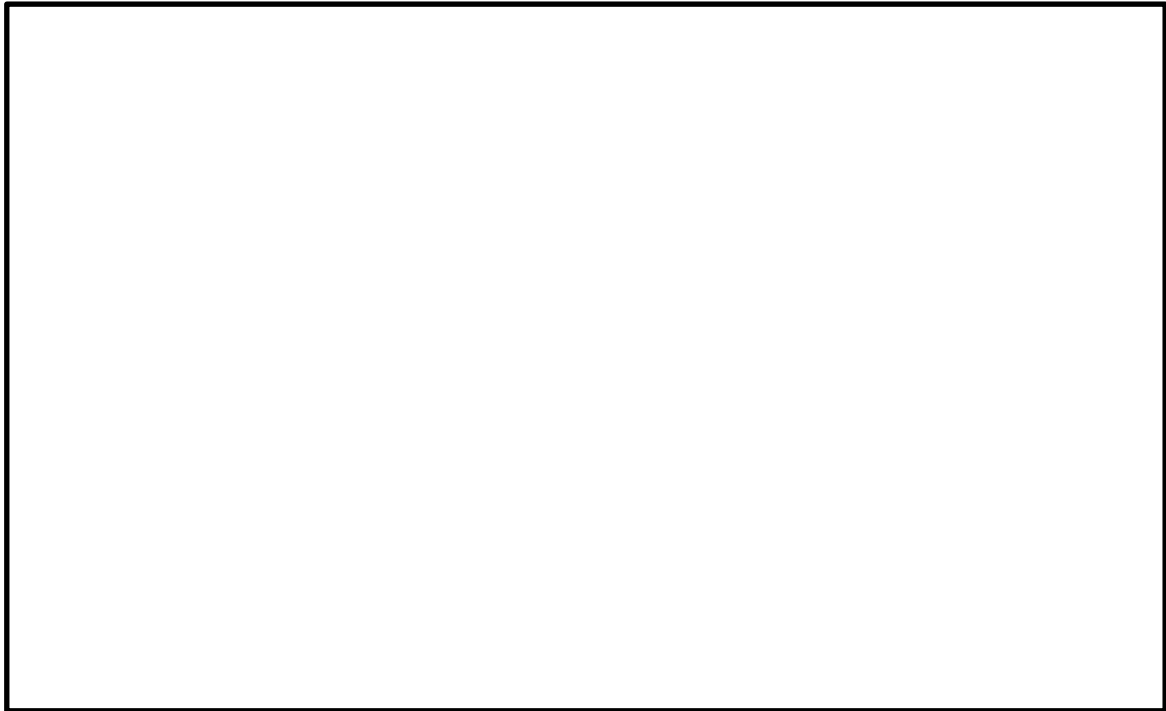


図 4.4-1 サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの
3次元はりモデル（地震応答解析モデル：水平方向）

表 4.4-1 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果
（地震応答解析モデル：水平方向）

モード	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数*1, *2		
			X方向	Y方向	Z方向
46次					
47次					

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向又はY方向の刺激係数が2桁オーダー以上のものを代表して記載

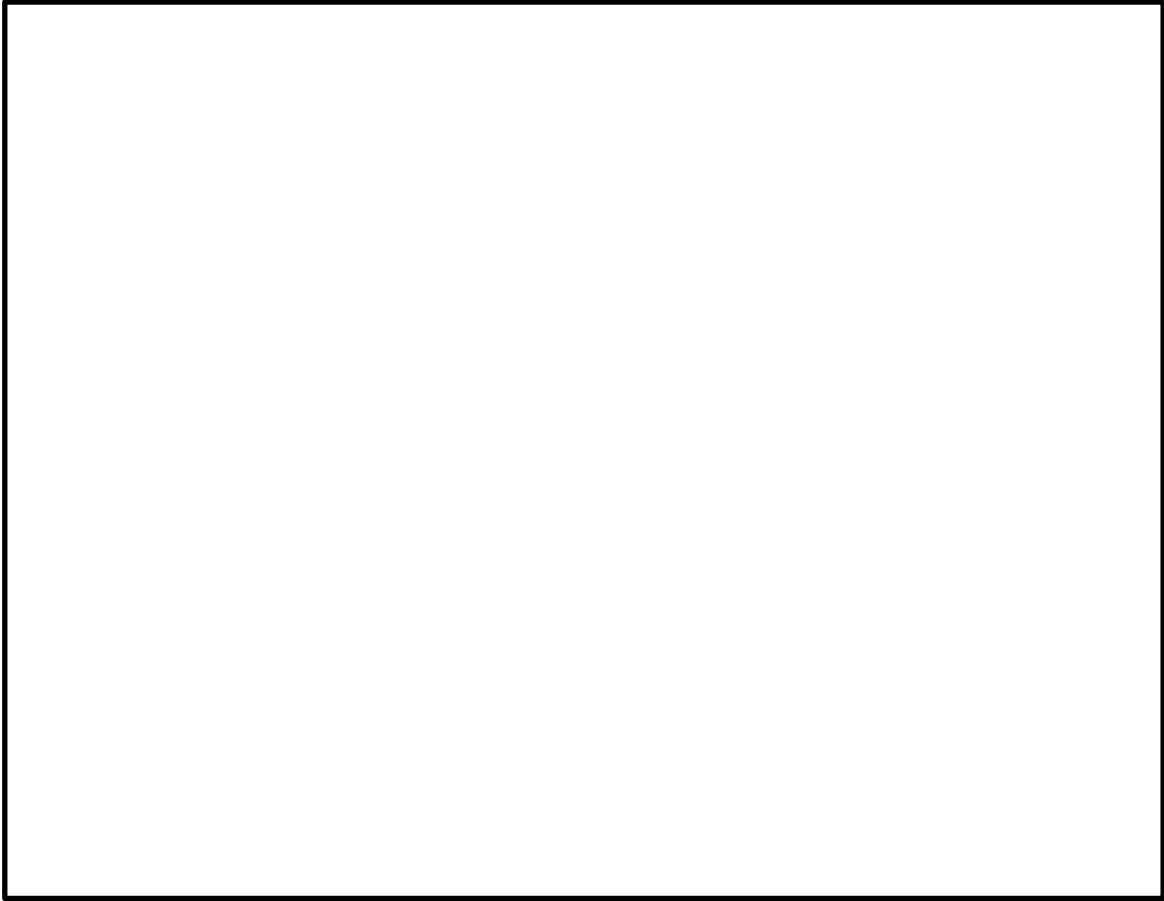


図 4.4-2 モード変形図：3次元はりモデル（地震応答解析モデル：水平方向）

4.5 スロッシング荷重

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

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.5-2 のとおり、サプレッションチェンバ（補強リングを含む）及び主要な内部構造物（ベントヘッダ、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 *Ss-D* を用いた。流体解析では、サプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サプレッションチェンバと一体となって振動することによる荷重）とスロッシング荷重の総和として荷重が算定されるため、内部水の有効質量による荷重を差し引くことによってスロッシング荷重を算定する。サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重算定の詳細については、別紙 6 に示す。

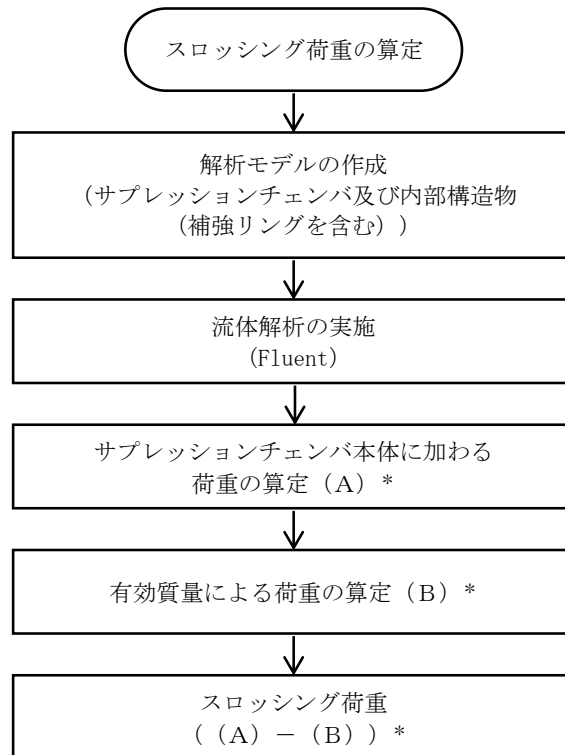
流体解析に基づき算出したスロッシング最大荷重を表 4.5-1 に示す。なお、スロッシング荷重は水平 1 方向＋鉛直方向入力による流体解析により設定する。

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

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

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

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



注記*：時刻歴荷重として算定する。

図 4.5-1 スロッシング荷重算定フロー

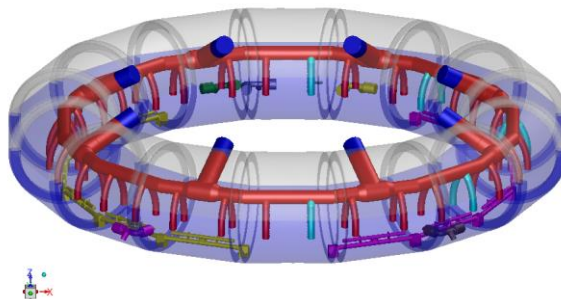


図 4.5-2 流体解析モデル

表 4.5-1 流体解析結果及び耐震評価用スロッシング荷重

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

5. 応力解析の詳細

5.1 応力評価フロー

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

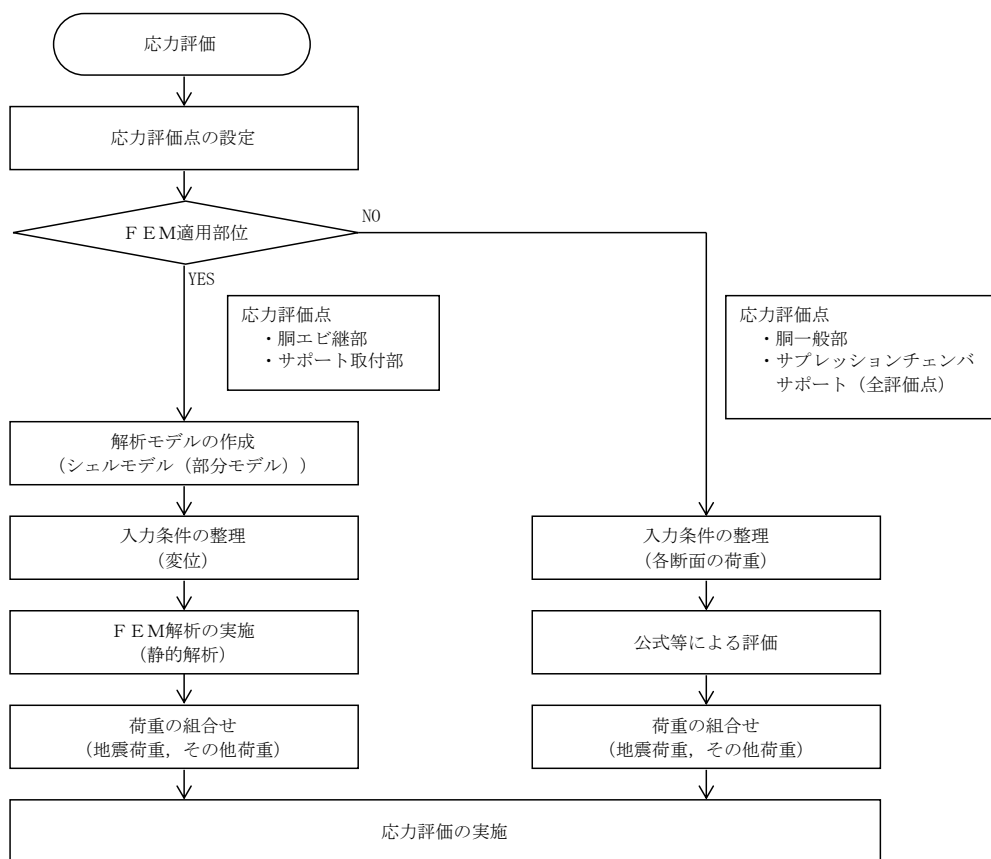


図 5.1-1 応力評価フロー

5.2 応力評価点

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

5.3 応力解析モデル

サプレッションチェンバ（胴エビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部）の応力評価に用いる応力解析モデルを、図 5.3-1 に示す。解析モデルは、構造の対称性を考慮し、サプレッションチェンバを構成する 16 セグメントの円筒胴のうち隣り合う 2 セグメントの 1/2 の範囲についてモデル化する。また、サプレッションチェンバサポートは、内側及び外側各 1 個についてサプレッションチェンバサポート下部のフランジまでをモデル化する。なお、本モデルはサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルにおけるばね剛性算定に用いた 3 次元シェルモデルと同等である。

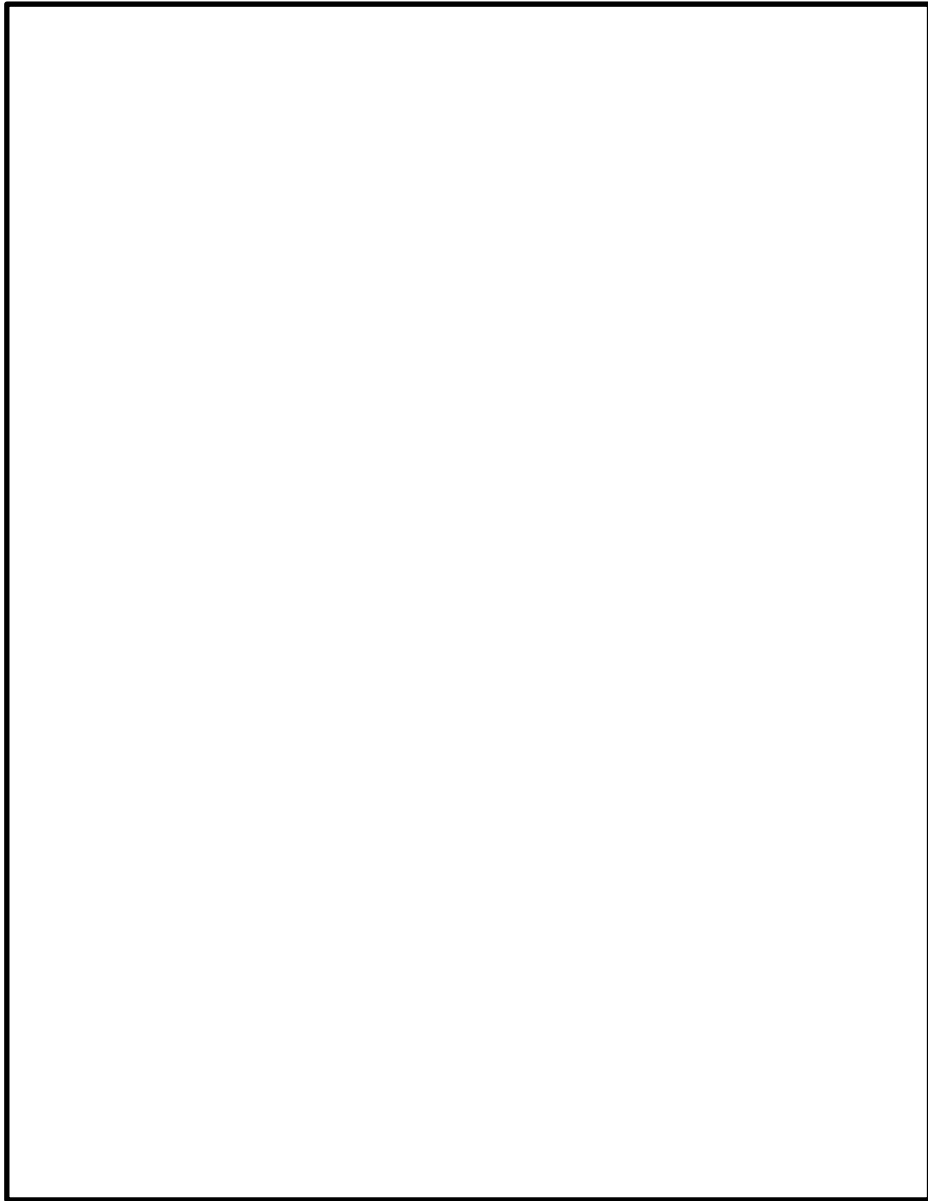


図 5.3-1 応力解析モデル

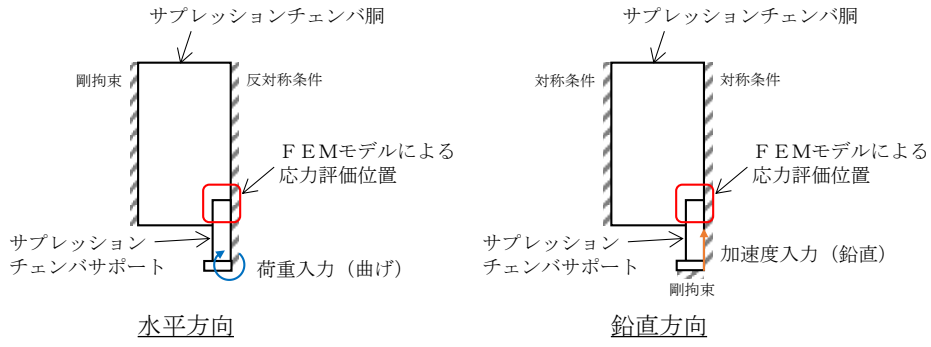
5.4 応力評価

5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価

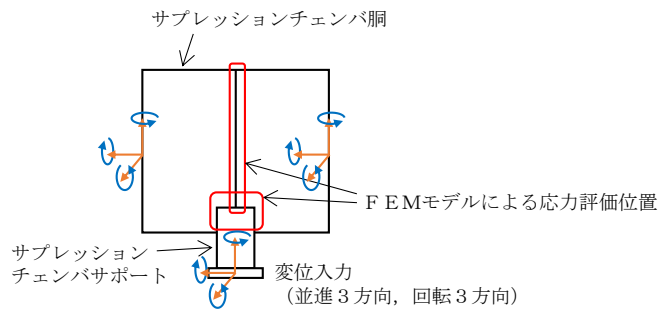
サプレッションチェンバ胴中央部については公式等による計算式を用いた評価を行う。サプレッションチェンバエビ継部及びサプレッションチェンバサポート取付部については、FEM解析による応力評価を行う。

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

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



既工認の手法 (荷重入力概念図)



今回工認の手法 (変位入力概念図)

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

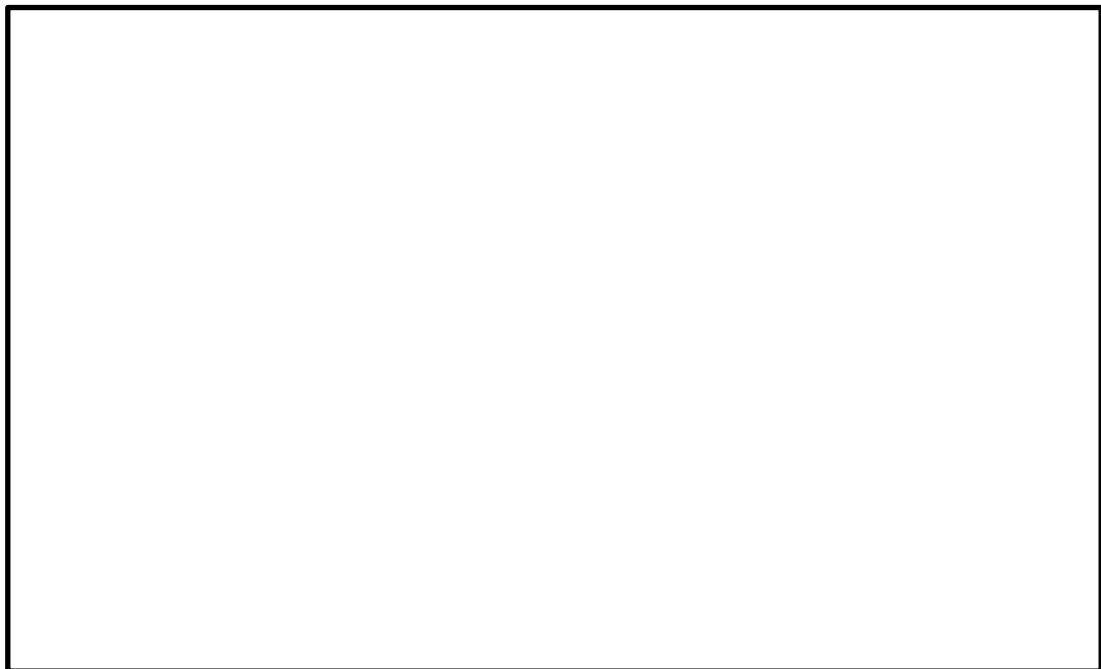


図 5.4-2 地震応答解析における変位抽出点

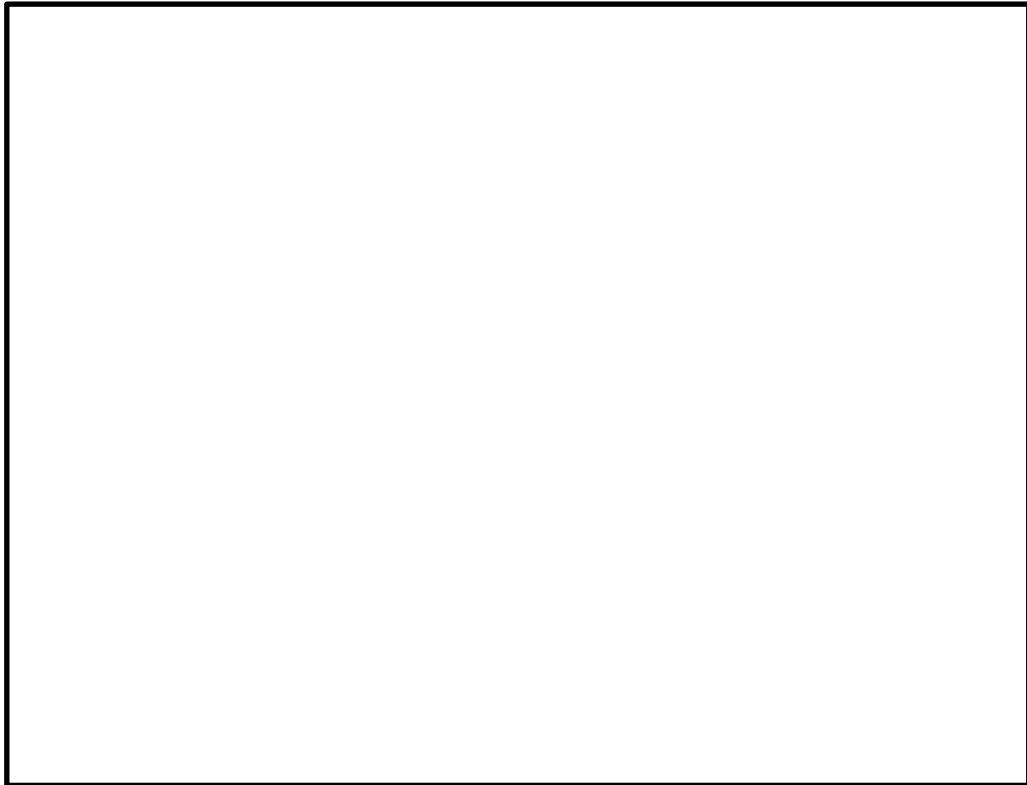


図 5.4-3 サプレッションチェンバの 3次元 FEMモデル解析条件

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はより要素によるモデル化にあたり、サブプレッショント取付部にはね剛性を考慮することで、より詳細に地震応答を把握する。 構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮無し。
	解析方法	入力地震動等の不確かさ	動解析（スペクトルモーダル解析）を用いる。	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法により組み合わせる。
			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		ベースプレー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。

7. 耐震評価結果

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

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

表 7-1 サプレッションチェンバの応力評価結果

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

表7-2 サプレッションチェンバサポートの応力評価結果

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

8. まとめ

島根2号機におけるサ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あたっては、内部水質量として内部水の有効質量を適用することとし、内部水の有効質量は、汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いた仮想質量法（以下「仮想質量法」という。）（別紙 7 参照）にて算出する。

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

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

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

（2. にて説明）

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

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

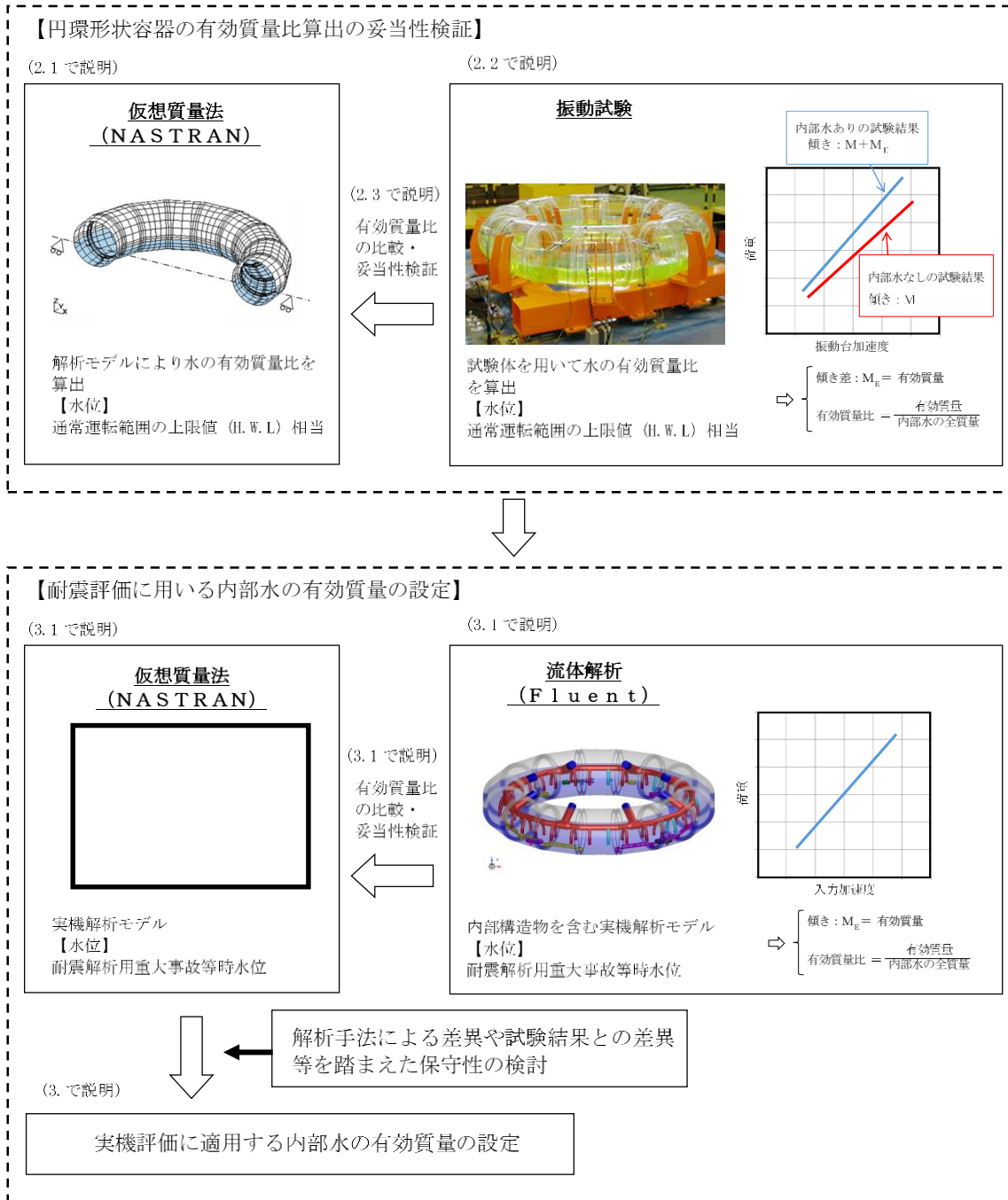


図 1-1 仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び島根 2 号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水有効質量設定の流れ

2. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

2.1 構造解析による有効質量比の算出

円環形状容器の内部水の有効質量は、仮想質量法（NASTRAN）で算出可能であり、入力波によらず、容器の構造（形状及び寸法）と内部水の水位により有効質量が定まる。

また、仮想質量法（NASTRAN）では、内部水のスロッシングを評価しないため、スロッシング荷重は考慮されない。

2.1.1 検討対象

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

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

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

注記*：（）内は内径に対する比率を表す。

2.1.2 解析モデル

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

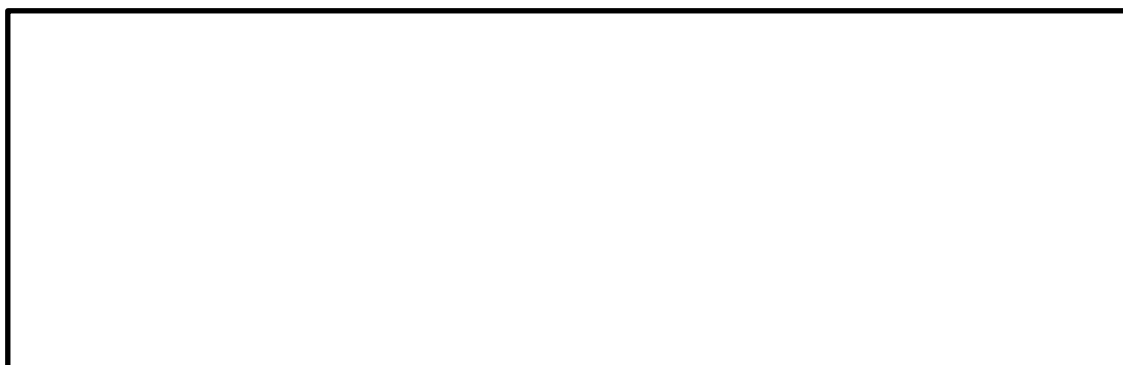


図 2.1-1 解析モデル

2.1.3 解析結果

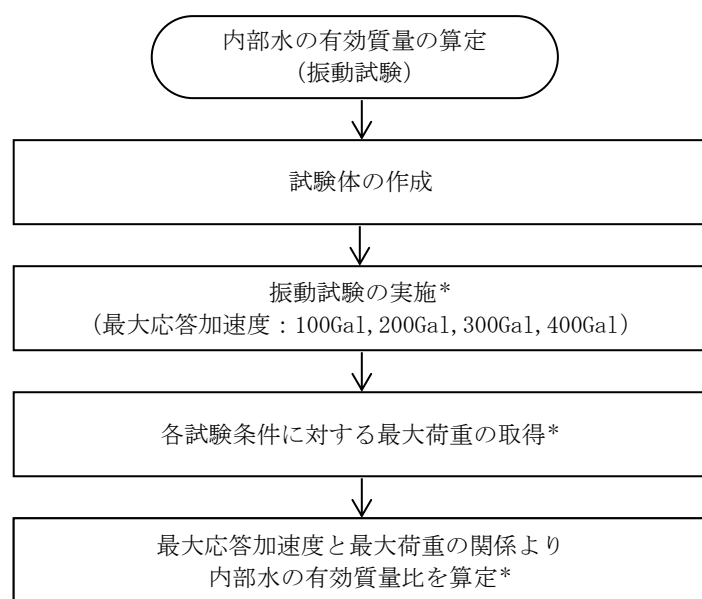
仮想質量法（NASTRAN）による有効質量及び有効質量比の算出結果を表 2.1-2 に示す。また、内部水の密度は 1000kg/m^3 として、実際の内部水温度を考慮した密度に対して大きい値を適用し、有効質量が保守的に算出される条件を適用する。

表 2.1-2 仮想質量法（NASTRAN）による有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

2.2 振動試験

円環形状容器の内部水の有効質量算出に仮想質量法（NASTRAN）を用いることの妥当性を検証するため、試験体を作成して振動試験を行い、仮想質量法（NASTRAN）による有効質量比との比較を行う（別紙 11 参照）。振動試験による内部水の有効質量算定フローを図 2.2-1 に示す。



注記*：ランダム波 A, B それぞれに対して実施

図 2.2-1 内部水の有効質量算定フロー

2.2.1 試験体

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

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

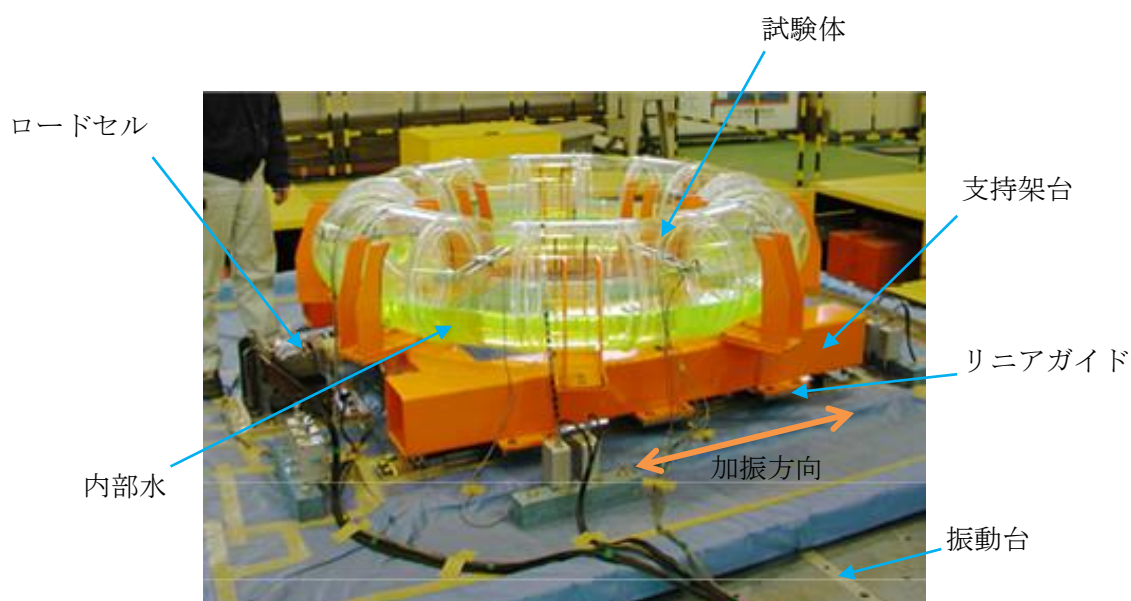


図 2.2-2 試験装置の外観

2.2.2 計測項目及び計測機器設置位置

計測項目を表 2.2-1 に示す。これらのうち内部水の有効質量を評価する上で重要な計測項目は振動台上の加速度，試験体への入力となる架台上の加速度及び反力である。計測機器設置位置を図 2.2-3 に示す。

表 2.2-1 計測項目

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

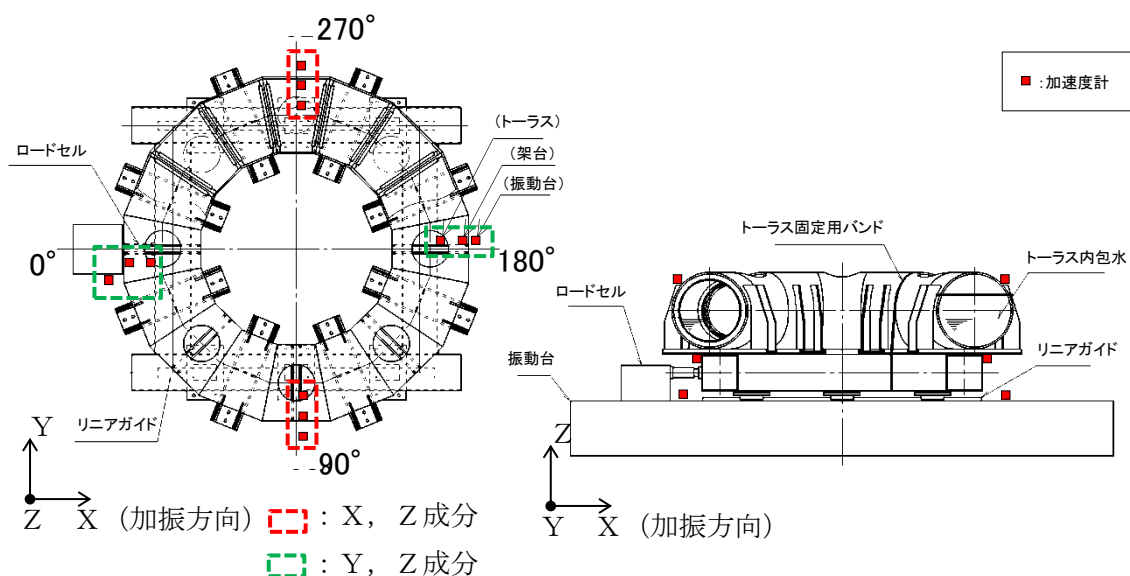
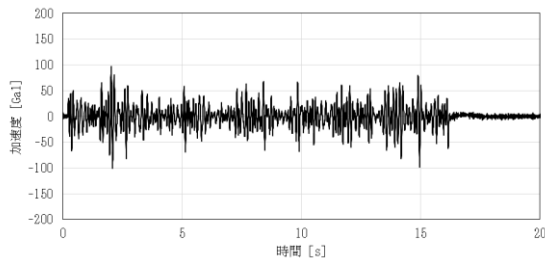


図 2.2-3 計測機器設置位置

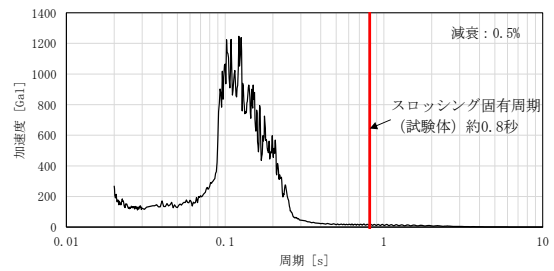
2.2.3 試験条件

振動試験では振動台への入力波として、スロッシング周期帯に加速度成分を含まないランダム波A及びスロッシング周期帯に加速度成分を含むランダム波Bの模擬地震波を用いており、それぞれのランダム波の最大応答加速度を100Gal, 200Gal, 300Gal, 400Galとする4ケースの試験を実施する。試験体への入力波の時刻歴波形及び加速度応答スペクトルの例を図2.2-4及び図2.2-5に示す。

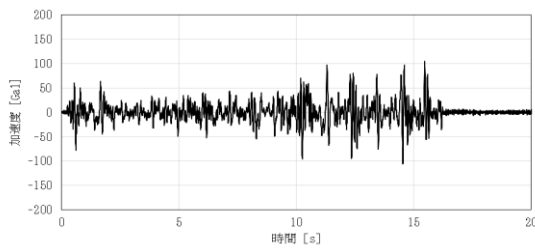
試験水位レベルは、各試験ケースに対して、内部水なし、内部水あり（H. W. L相当）の計2ケースとする（図2.2-6参照）。



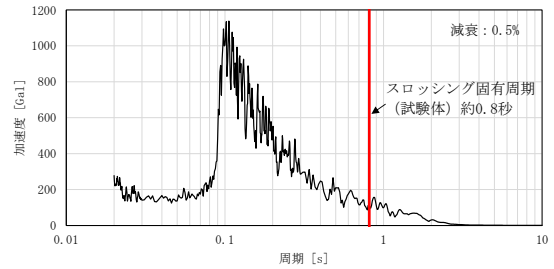
ランダム波A



ランダム波A



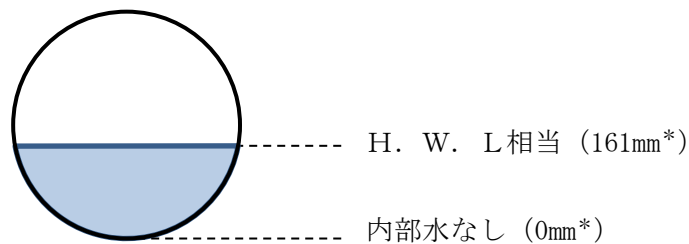
ランダム波B



ランダム波B

図 2.2-4 振動台入力加速度
時刻歴波形

図 2.2-5 振動台入力応答加速度
スペクトル



注記* : 試験体底面からの高さ

図 2.2-6 試験水位レベル

2.2.4 試験結果

計測荷重の時刻歴の例を図 2.2-7 に示す。図 2.2-7 において、計測荷重 F と架台上の計測加速度 (= 試験体への入力加速度) \ddot{x} との関係は、運動方程式から下式で表される。

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

ここで、

M : 試験体 (構造体) の質量

M_E : 内部水の有効質量

上式のとおり、試験体 (構造体) の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、内部水ありの試験結果及び内部水なしの試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される (図 2.2-8 参照)。

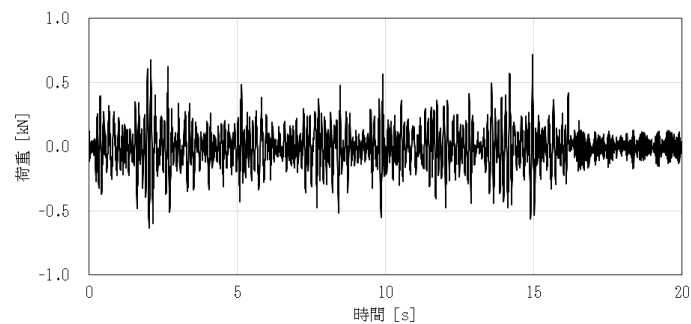


図 2.2-7 計測荷重の時刻歴

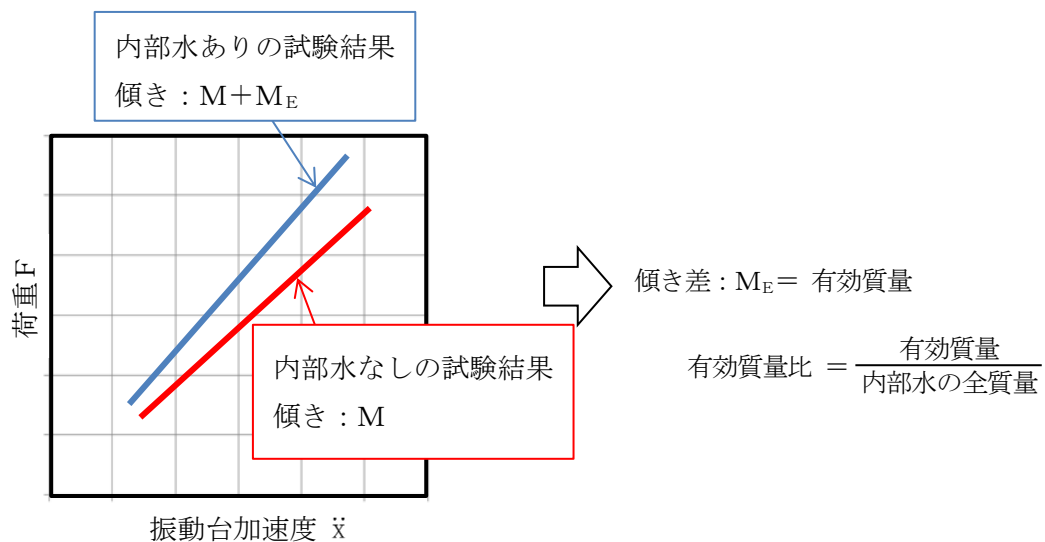


図 2.2-8 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

試験結果として得られた荷重－加速度関係の回帰直線の傾き及びこれらから算出した有効質量比を表 2.2-2 に示す。ここで、回帰直線の傾きは、内部水あり・なしの試験について、異なる加速度での試験ケースごとの最大加速度及び最大荷重を同一のグラフにプロットした結果として得られる。このときの荷重－加速度関係を図 2.2-9 に示す。なお、スロッシング荷重の影響を取り除くためのフィルター処理は実施していない。本試験では最大加速度及び最大荷重の関係から有効質量比を算出していることから、表 2.2-2 に示すとおり、ランダム波 B での有効質量比はスロッシング荷重の影響でランダム波 A よりもわずかに大きく算出されるが、内部水の全質量に対しては約 2%の相違であり、同程度の結果が得られている。

表 2.2-2 振動試験結果から算出した有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20

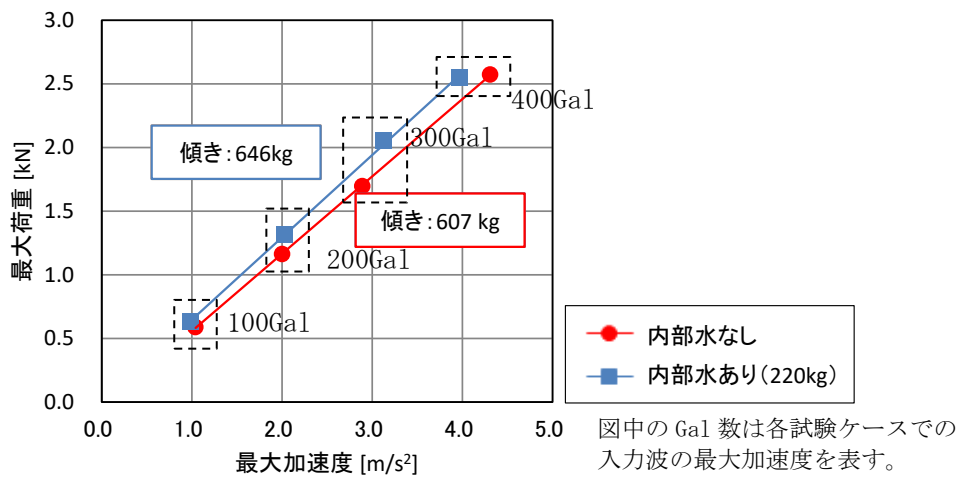


図 2.2-9 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係
(ランダム波 A)

2.3 妥当性検証

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

入力波の特性に関係なく、容器の形状及び水位により有効質量比が定まる仮想質量法 (NASTRAN) により算出した内部水の有効質量比の方が、わずかに大きい値となっている。この差異は、内部水の有効質量比の算出において、容器の形状と水位から一義的に求まる (内部水の流動を考慮しない) 仮想質量法に対し、流体解析では内部水の流動が考慮されることから、液面変動によりこのような傾向となるものと推定される。以上より、仮想質量法 (NASTRAN) により算出される有効質量比は妥当であると考えられる。

表 2.3-1 各方法による有効質量比の評価結果

項 目	仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	
		ランダム波A	ランダム波B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

3. 耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定

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

3.1 仮想質量法による実機内部水の有効質量比の算出

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

3.1.1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

仮想質量法に用いる実機解析モデルを図 3.1-1 に示す。

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

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

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



図 3.1-1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

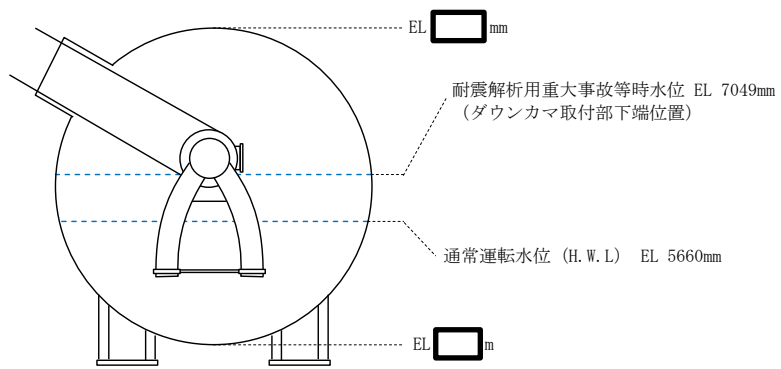


図 3.1-2 解析水位ケース

3.1.2 流体解析による実機の有効質量比の算出

仮想質量法の実機解析の妥当性を検証するため、島根2号機の主要な内部構造物（ベントヘッダ、ダウンコマ、クエンチャ、ECCSストレーナ）をモデル化した実機解析モデルを用いてFluentの流体解析により内部水の有効質量比を算出し、仮想質量法の内部水の有効質量比と比較する。流体解析による内部水の有効質量算定フローを図3.1-3に示す。

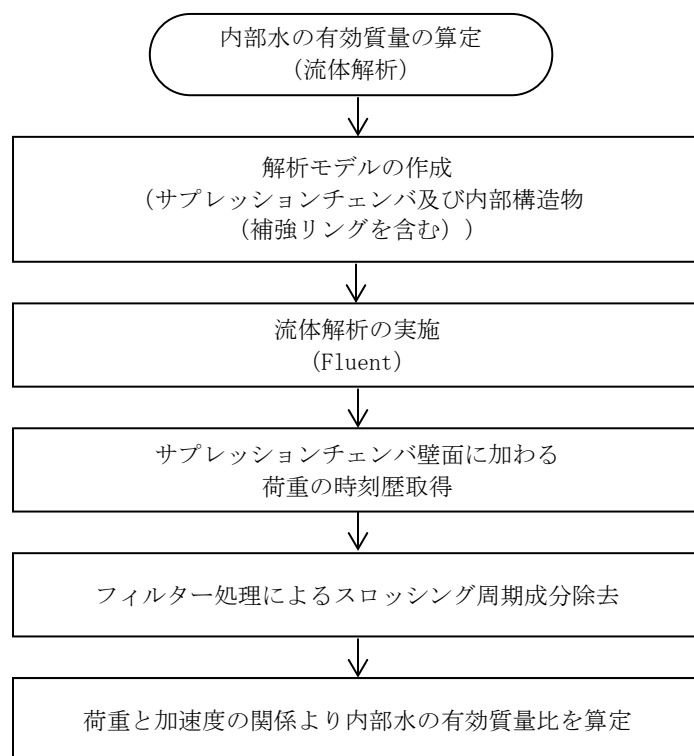


図 3.1-3 内部水の有効質量算定フロー

流体解析に用いる実機解析モデルを図3.1-4に示す。流体解析に用いる島根2号機の実機解析モデルの水位条件は、仮想質量法と同じである（図3.1-2参照）。また、入力地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、サプレッションチェンバの一次固有周期で応答加速度が大きく、耐震評価上厳しい条件である S_s-D を用いた（別紙14参照）。

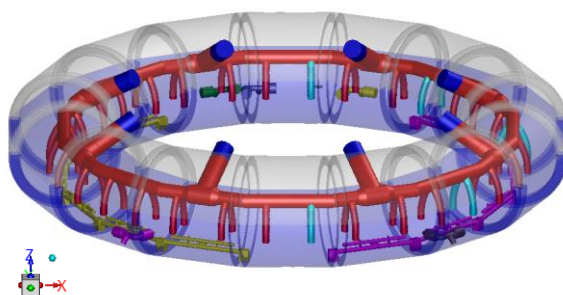


図 3.1-4 流体解析に用いる実機解析モデル

3.1.3 解析結果

仮想質量法及び流体解析による島根2号機の実機サプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算出結果を表3.1-1に示す。なお、流体解析結果を用いた有効質量比の算出では、サプレッションチェンバ壁面に加わる荷重と入力加速度の時々刻々の関係をグラフ上にプロットした結果の回帰直線の傾きとして有効質量比が得られる(図3.1-5参照)。

表 3.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

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

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

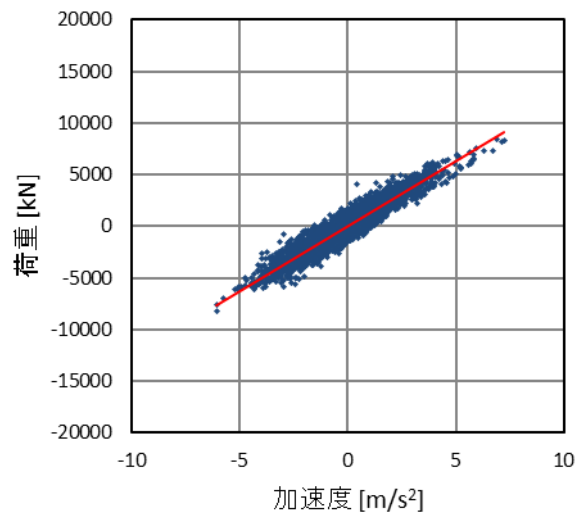


図 3.1-5 荷重と加速度の関係

3.2 不確かさを踏まえた耐震評価用の内部水の有効質量の設定

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

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

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

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの内部水の有効質量比に対して、仮想質量法を用いて内部水の有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても内部水の有効質量比がほぼ一致している、又は仮想質量法の値が保守的な傾向となっている（別紙15参照）。

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

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

サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及びその妥当性

1. 概要

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

本資料では, その縮約方法の考え方及びその妥当性について説明する。

2. 縮約

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

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

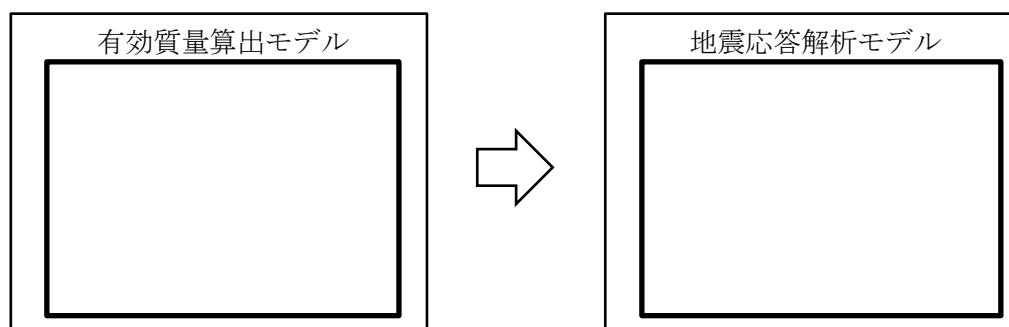


図 2-1 内部水の有効質量の縮約

3. 地震応答解析モデルへの縮約方法

3.1 地震応答解析モデルへの縮約方法の考え方

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

① 仮想質量法から算出されるサプレッションチェンバの内部水の有効質量

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

算出されており、解析モデルの一断面を考えた場合、有効質量算出モデルの1要素における内部水の有効質量 m_i は、水平方向及び鉛直方向の内部水の有効質量 (m_{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 ($R m_x$, $R m_z$) を設定する。

なお、回転質量 $R m_z$ 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 ($R m_x$, $R m_y$, $R m_z$) 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 ($R m_x$, $R m_y$, $R m_z$) が設定される。

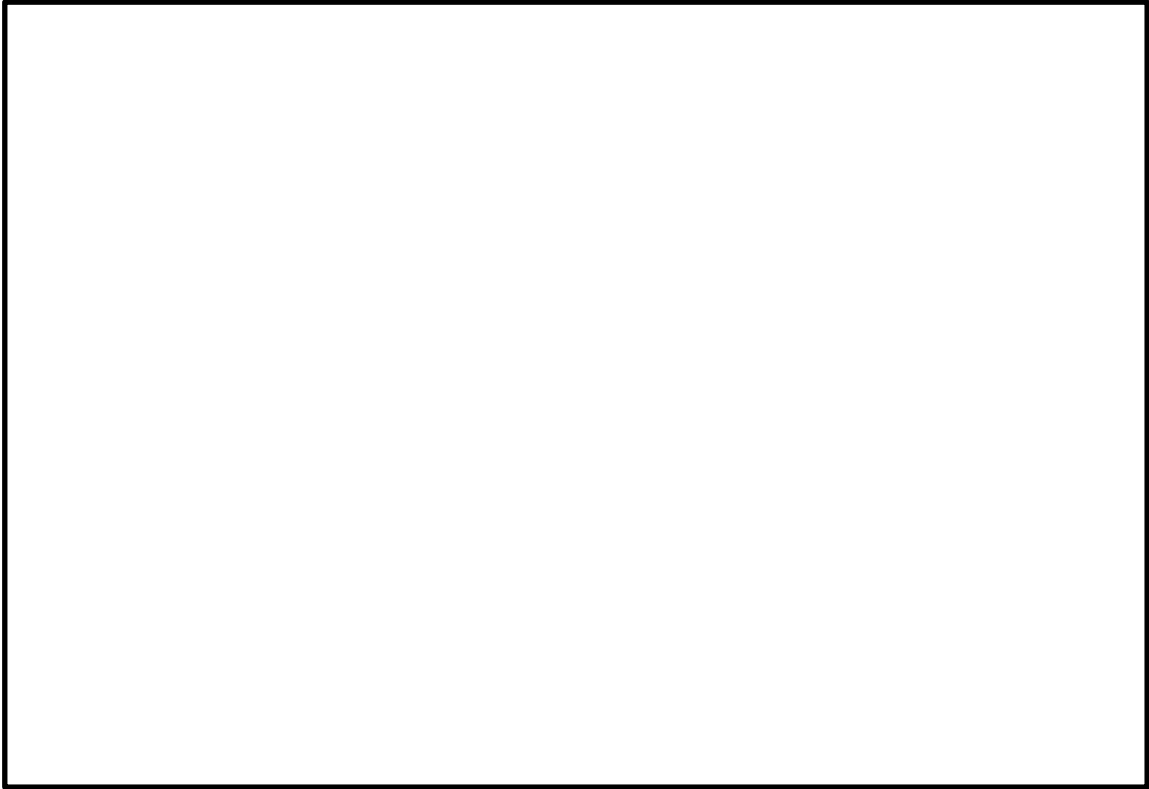


図 3.1-1 Guyan縮約のイメージ

3.2 地震応答解析モデルへ縮約される内部水の有効質量及びその妥当性

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

(1) 並進質量

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

(2) 回転質量

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

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



図 3.2-1 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

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

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

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

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

4. 応答解析モデルの妥当性確認

4.1 妥当性確認方針

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

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

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

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

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

① 鉛直方向圧力の妥当性確認

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

② G u y a n縮約の妥当性確認

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

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

表 4.1-1 検討の目的

比較対象	① 3次元シェルモデル* ¹ ／② (流体解析モデル)	③ 3次元シェル+はりモデル* ² ／④ 3次元はりモデル* ³
確認項目	鉛直方向の有効質量比	応答加速度・荷重
検討目的	鉛直方向の圧力の 妥当性確認	G u y a n 縮約の 妥当性確認

注記*1: 仮想質量法 (N A S T R A N) による有効質量算出モデル

*2: 仮想質量法 (N A S T R A N) で算定した有効質量をシェル要素とし、サプレッションチェンバの構造部分をはりモデルとした応答解析モデル

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

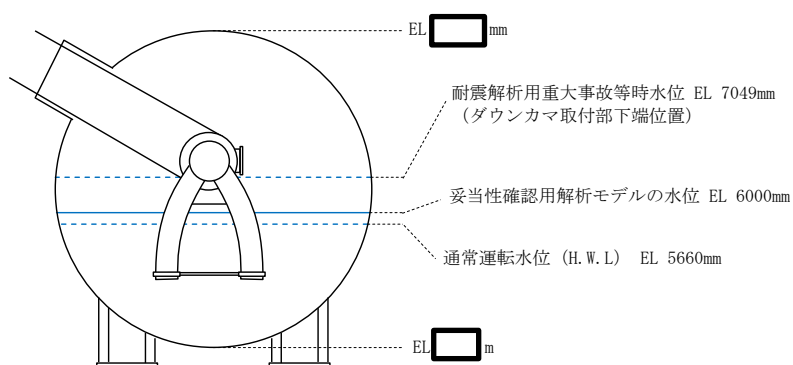


図 4.1-1 妥当性確認用解析モデルの水位

4.1.1 鉛直方向圧力の妥当性確認

(1) 解析条件

① 3次元シェルモデル及び②流体解析モデルを図 4.1-2 及び図 4.1-3 に示す。

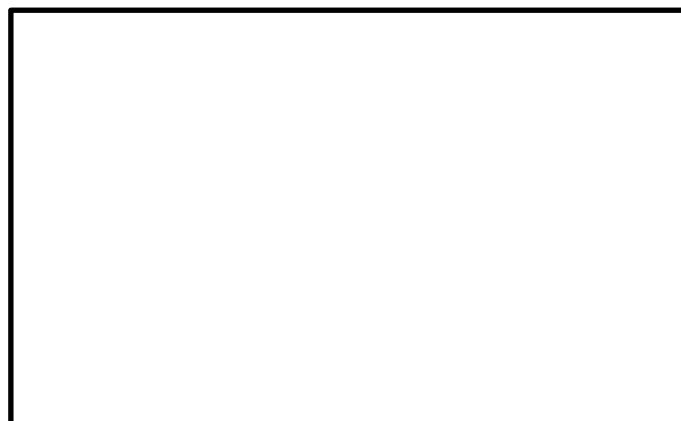


図 4.1-2 ① 3次元シェルモデル (NASTRAN)



a. 外観

b. 内部構造物

図 4.1-3 ②流体解析モデル (Fluent)

(2) 解析結果

実機サプレッションチェンバの鉛直方向の有効質量比の算出結果を表 4.1-2 に示す。

① 3次元シェルモデル及び②流体解析モデルにより算出した有効質量比はほぼ一致しており、仮想質量法 (NASTRAN) による鉛直方向圧力は適切である。

表 4.1-2 鉛直方向の有効質量比算出結果

	① 3次元シェルモデル (NASTRAN)	②流体解析モデル (Fluent)
鉛直方向の 有効質量比	0.98	0.99

4.1.2 Guyan縮約の妥当性確認

(1) 解析モデル

応答解析結果の比較を行う解析モデルを以下に示す。

a. ③3次元シェル+はりモデル

仮想質量法 (NASTRAN) で算定した有効質量をシェル要素, サプレッション
チャンバの構造部分をはり要素とし, はり要素の節点位置でシェル要素と剛結合した
3次元シェル+はりモデル (図 4.1-4 参照)

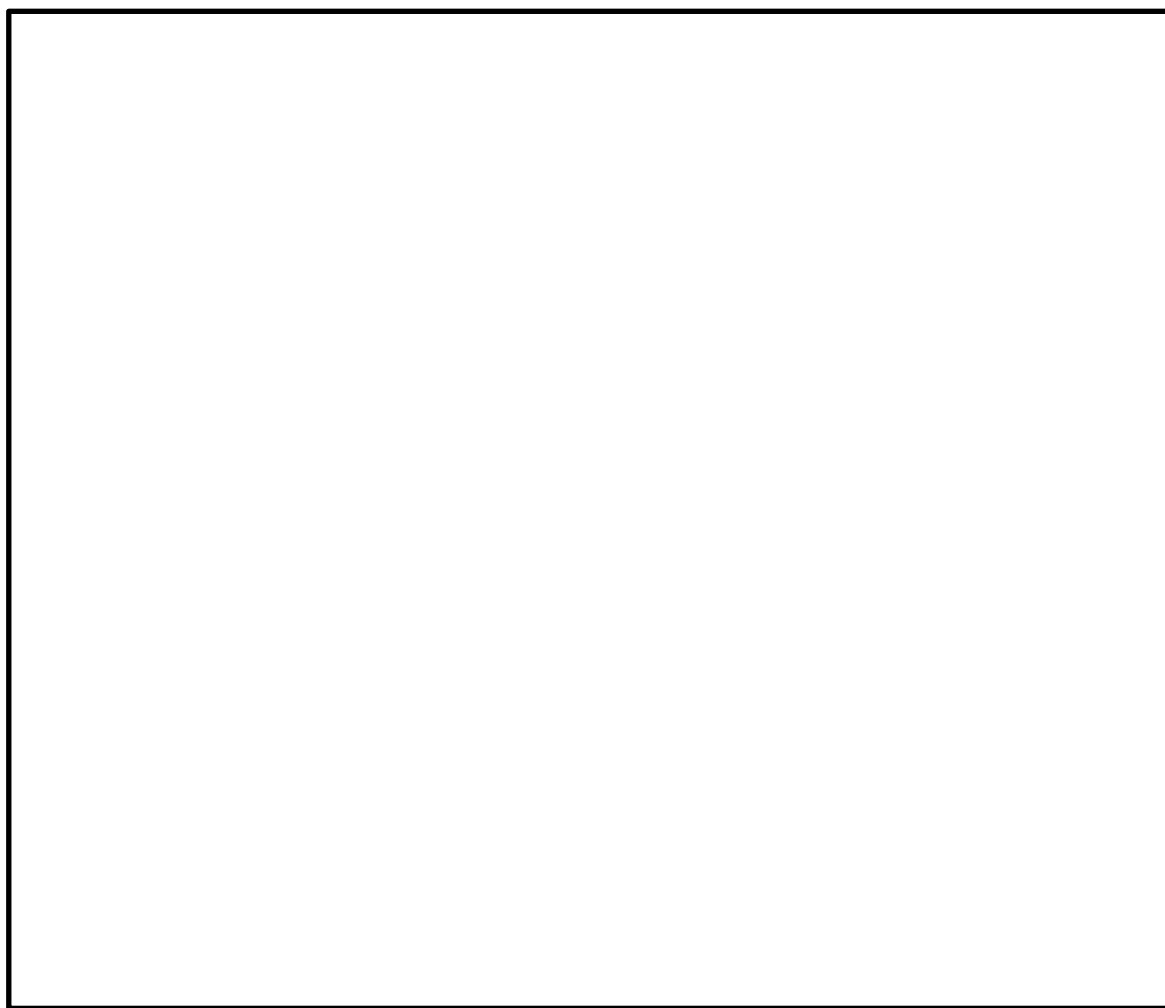


図 4.1-4 ③3次元シェル+はりモデル

b. ④ 3次元はりモデル

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

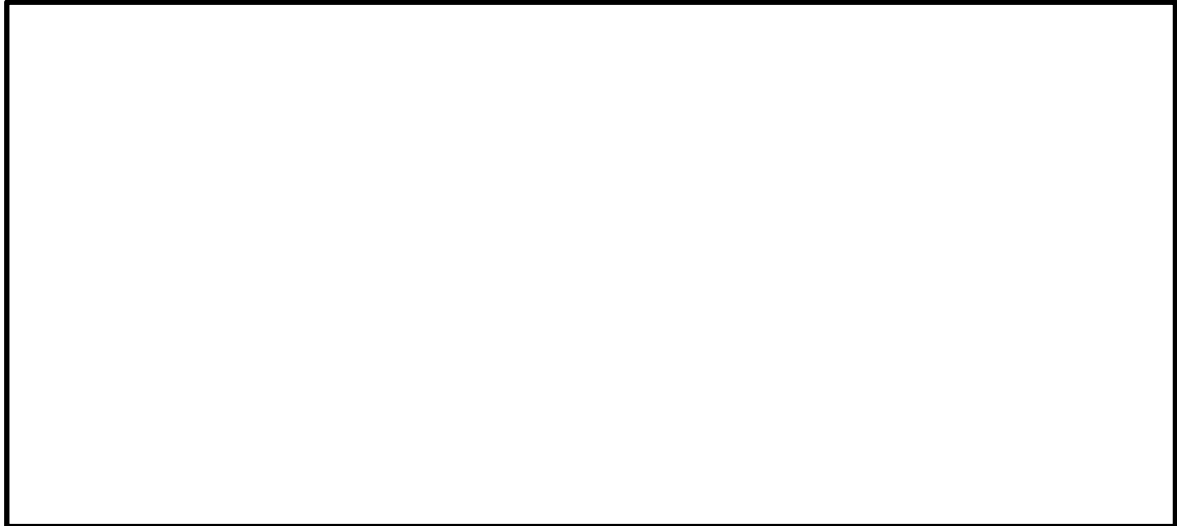


図 4.1-5 ④ 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 4.1-3 に示す。

表 4.1-3 解析条件

項目		内容*2	
解析モデル		③ 3次元シェル+はりモデル	④ 3次元はりモデル*1
モデル	内部水	シェル要素	質点に縮約
	鋼材部分	はりモデル	
内部水の有効質量の算定方法		仮想質量法 (N A S T R A N) により有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		シェル要素として付加	G u y a n 縮約を用いて試験体のはり要素に付加
水位条件		重大事故時想定水位 (S s)	
入力地震動		S s - D (N S 方向, E W 方向, 鉛直方向)	
解析コード		N A S T R A N	

注記*1: 耐震評価用の応答解析モデル

*2: 記載していない内容については耐震評価用の応答解析と同様

(3) 入力加速度及び比較項目

③ 3次元シェル+はりモデル及び④ 3次元はりモデルにおいて、NS方向、EW方向及び鉛直方向の各方向に1方向ずつ時刻歴加速度を入力した解析を実施し、得られた応答加速度及び荷重を組み合わせることにより、3方向入力を考慮した応答加速度及び荷重を算出する。加速度及び荷重の比較項目は以下のとおりとする。

a. 加速度

各方向の時刻歴応答加速度及び最大応答加速度の比較を行う。なお、1方向入力の解析で得られる各方向の応答加速度を、各時刻において代数和する。

応答加速度の比較位置を図4.1-6に示す。



図 4.1-6 応答加速度の比較位置

b. 荷重

サプレッションチェンバサポート基部に生じる最大荷重の比較を行う。なお、1方向入力の解析で得られる各方向の最大荷重をSRSS法により組み合わせる。

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



図 4.1-7 荷重の比較項目

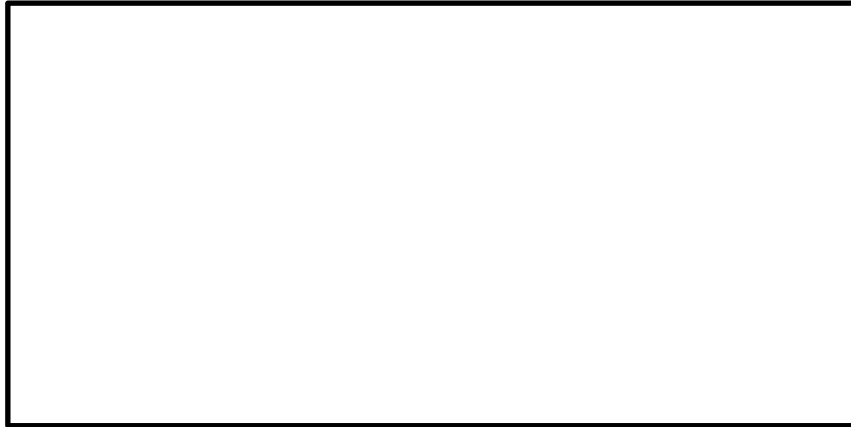


図 4.1-8 荷重の比較位置

(4) 解析結果

a. 加速度

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

表 4.1-4 最大応答加速度の比較

項目	節点	最大加速度 (m/s ²)		加速度比 (③/④)
		③ 3次元 シェル+はり モデル	④ 3次元 はりモデル	
NS方向 加速度	(A)	30.3	30.8	0.98
	(B)	14.6	14.8	0.99
EW方向 加速度	(A)	17.7	17.6	1.01
	(B)	36.4	36.5	1.00
鉛直方向 加速度	(A)	7.4	8.2	0.90
	(B)	7.4	8.4	0.88

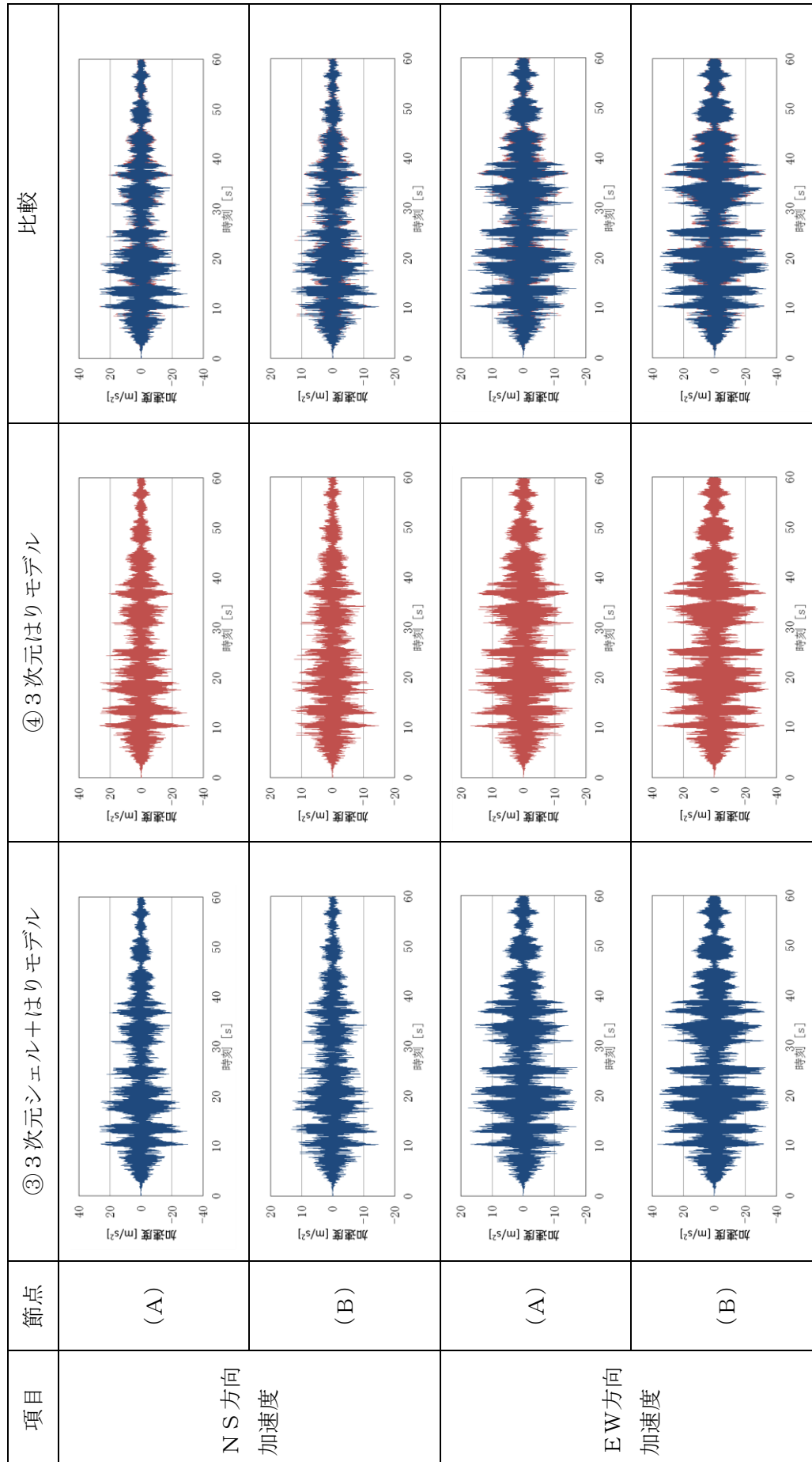


図 4.1-9 時刻歴応答加速度の比較 (水平方向)

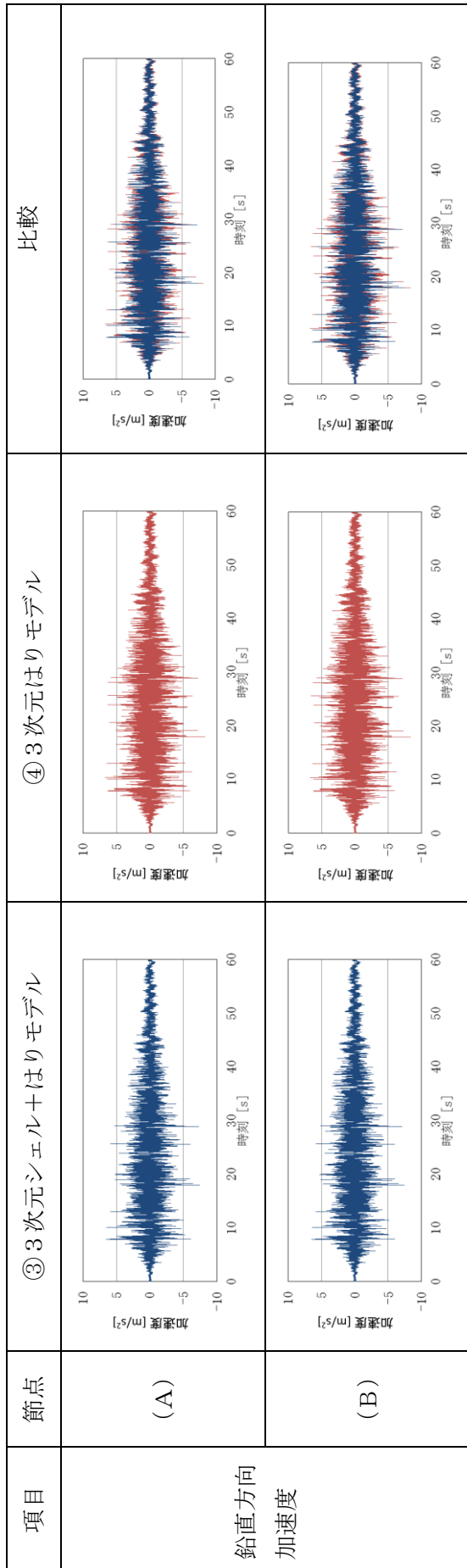


図 4.1-10 時刻歴応答加速度の比較 (鉛直方向)

b. 荷重

最大荷重の比較結果を表 4.1-5 に示す。表 4.1-5 に示すとおり、③ 3次元シェル+はりモデル及び④ 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	③ 3次元 シェル+はり モデル	④ 3次元 はりモデル	荷重比 (③/④)
周方向反力 (kN)	(a)	4.00E+03	4.06E+03	0.98
	(b)	2.58E+03	2.63E+03	0.98
	(c)	3.45E+03	3.51E+03	0.98
	(d)	2.23E+03	2.27E+03	0.98
鉛直方向反力 (kN)	(a)	1.01E+03	1.04E+03	0.98
	(b)	1.50E+03	1.58E+03	0.95
	(c)	1.06E+03	1.08E+03	0.98
	(d)	1.68E+03	1.77E+03	0.95
半径軸回り モーメント (N・m)	(a)	4.55E+06	4.62E+06	0.98
	(b)	3.21E+06	3.26E+06	0.98
	(c)	3.92E+06	3.98E+06	0.98
	(d)	2.77E+06	2.82E+06	0.98
接線軸回り モーメント (N・m)	(a)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(b)	5.76E+04	5.52E+04	1.04
	(c)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
	(d)	6.71E+04	6.42E+04	1.05
鉛直軸回り モーメント (N・m)	(a)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(b)	1.82E+05	1.85E+05	0.98
	(c)	1.57E+05	1.59E+05	0.98
	(d)	1.57E+05	1.59E+05	0.98

4.1.3 妥当性確認結果

4.1.1 より，①3次元シェルモデルによる解析結果において，内部水の流動を考慮した②流体解析モデルと同等の有効質量比が得られていることから，仮想質量法（NASTRAN）において鉛直方向における内部水のモデル化は妥当であることを確認した。

また，4.1.2 より，③3次元シェル+はりモデル及び④3次元はりモデルにおいて，最大応答加速度と最大荷重がおおむね一致しており，時刻歴応答加速度についてもよく一致した結果が得られていることから，Guyan縮約は妥当であることを確認した。

(補足)

G u y a n縮約における回転質量について

G u y a n縮約における回転質量の符号と質量の等価高さの関係を示す。

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

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

$$M = m \cdot h$$

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

$$M_G = m \cdot H$$

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

$$M = M_G + R_m$$

以上より、回転質量R_mは下式で表される。

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

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

ケース2においても同様に、回転質量R_mは下式で表される。

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

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

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

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

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

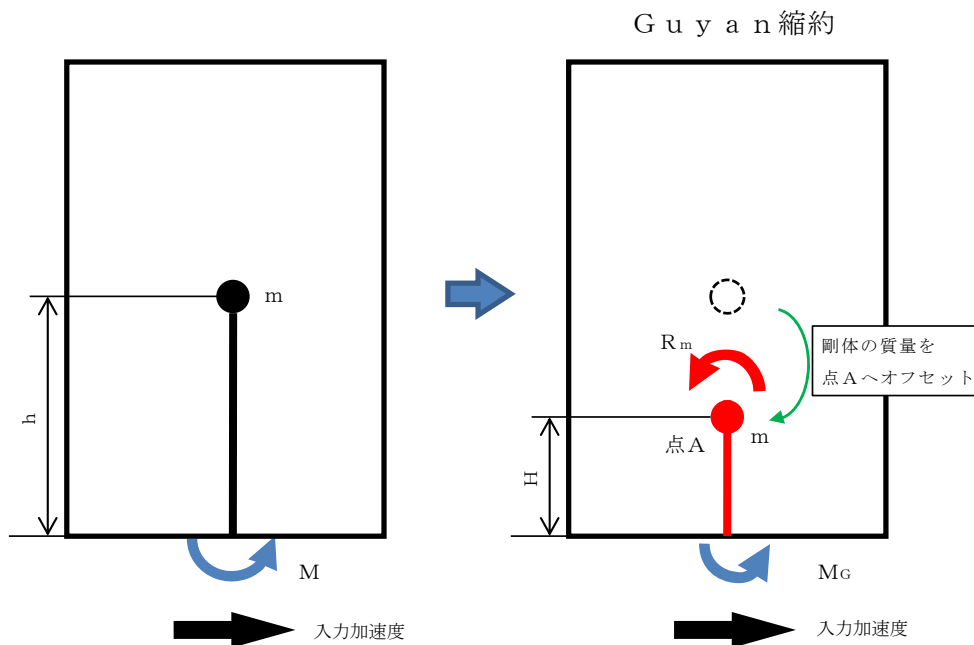
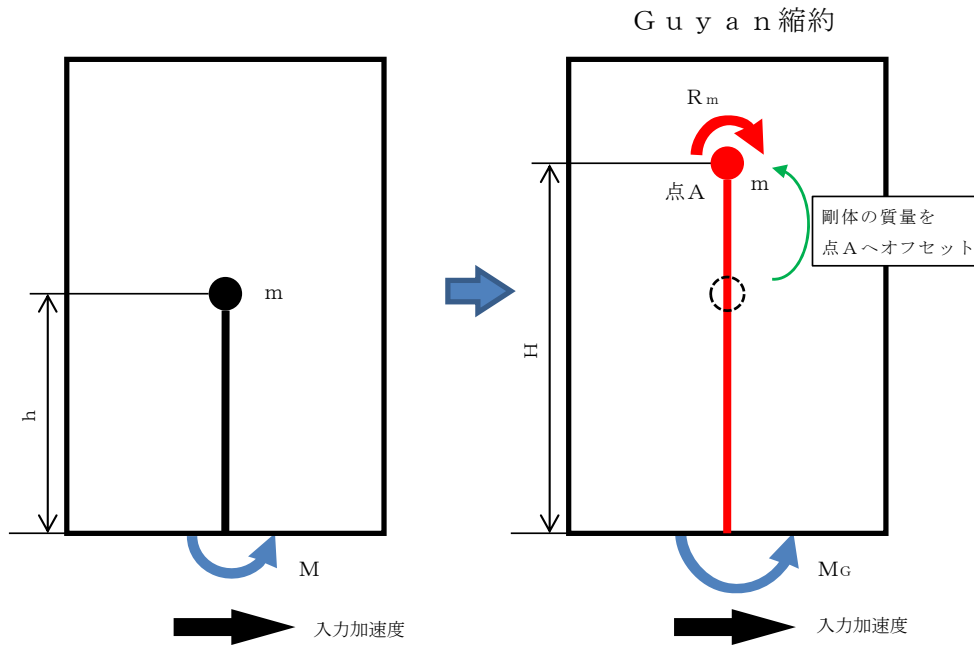


図 1 G u y a n 縮約のイメージ

50Hz の領域まで計算した床応答スペクトルによる影響検討

本資料では、スペクトルモーダル解析を適用するにあたって高振動数領域の影響を確認するため、50Hz の領域まで計算した検討用の床応答スペクトルを地震応答解析に適用し、重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの中で最も裕度が小さい部位を代表として応力評価を実施した。なお、今回工認で適用する設計用床応答スペクトルは、NS2 補足-027-1「設計用床応答スペクトルの作成方針に関する補足説明資料」に示すとおり、0.033 秒 (33Hz) 以下の領域は 1.0ZPA、0.045 秒 (22.2Hz) 以上の領域は計算した応答スペクトルとし、0.033 秒 (33Hz) と 0.045 秒 (22.2Hz) の間の領域については直線補間して作成している。

地震応答解析に用いた床応答スペクトルを図 1 に、応力評価結果を表 1 に、固有周期の一覧を表 2 に示す。本検討に用いた床応答スペクトルは、VI-2-1-7「設計用床応答スペクトルの作成方針」に基づき 0.02 秒 (50Hz) までの床応答スペクトルを作成したものである。

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

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

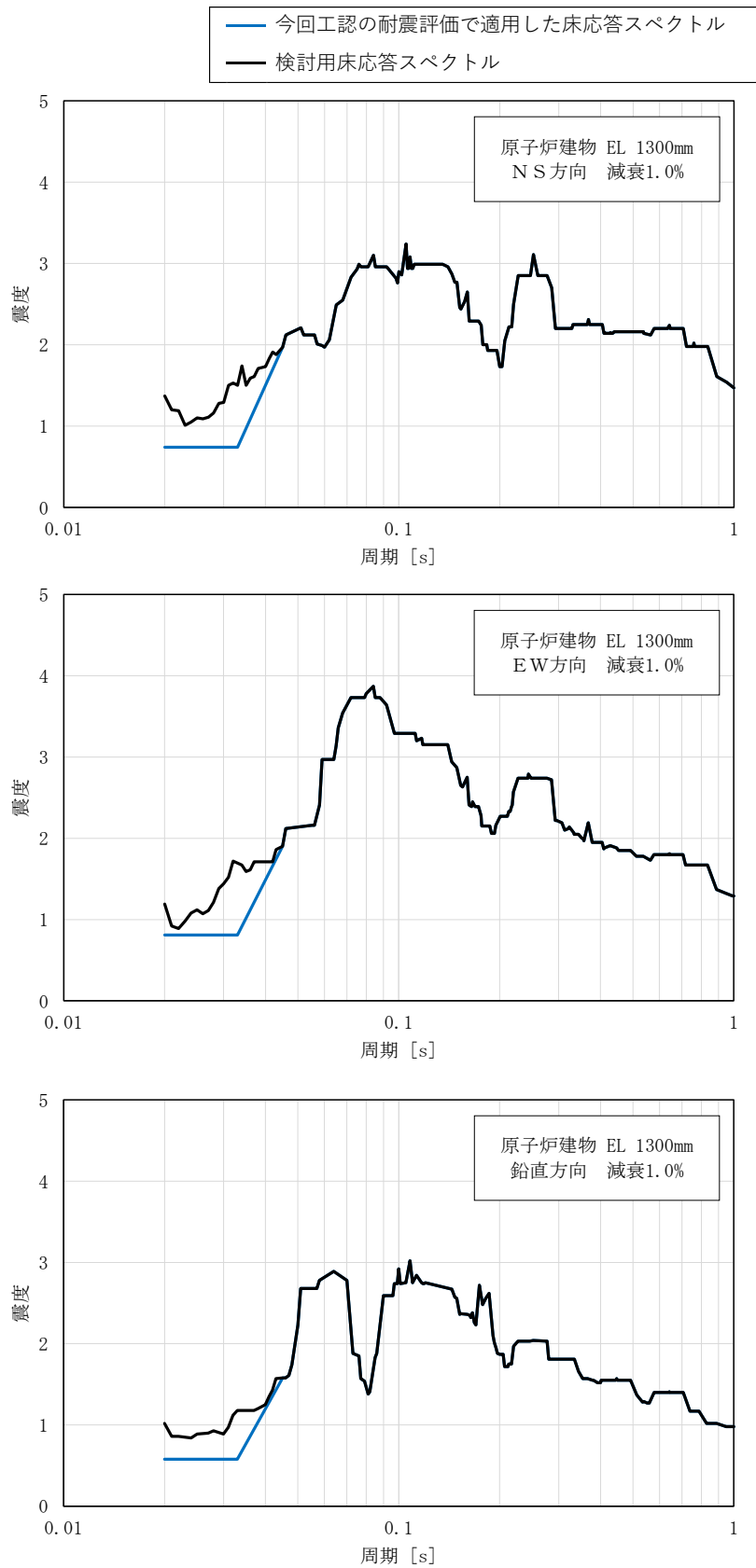


図1 検討用床応答スペクトル

表1 応力評価結果

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

注記*1：応力評価点は3.3.2に示す。

*2：VI-2-9-2-2「サブプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及びVI-2-9-2-4「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。

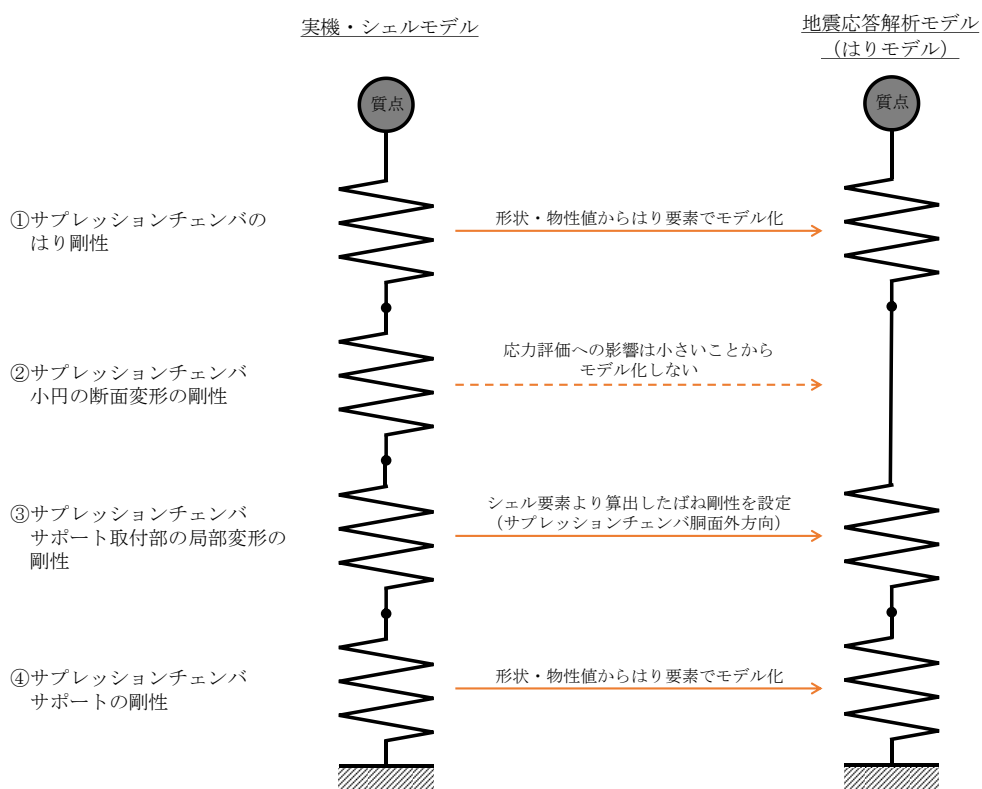


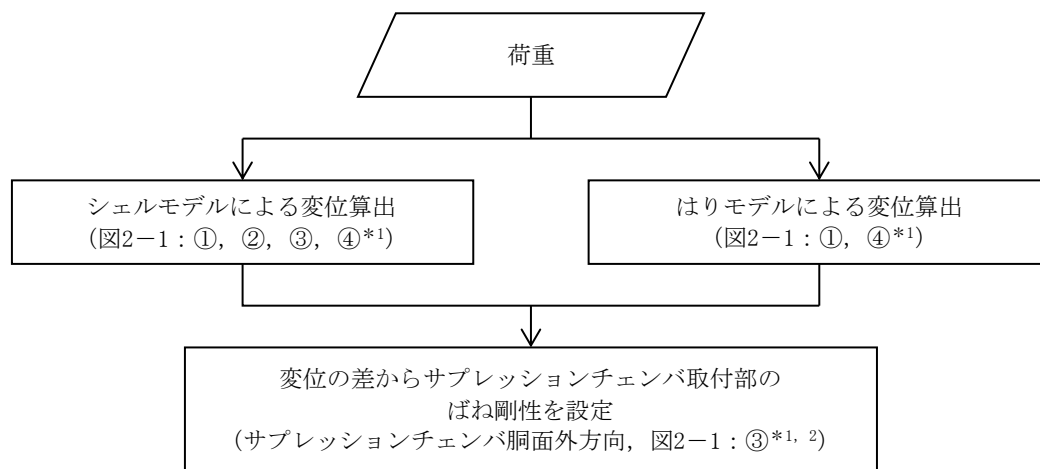
図 2-1 サプレッションチェンバとサプレッションチェンバサポートの質量・剛性模式図

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。

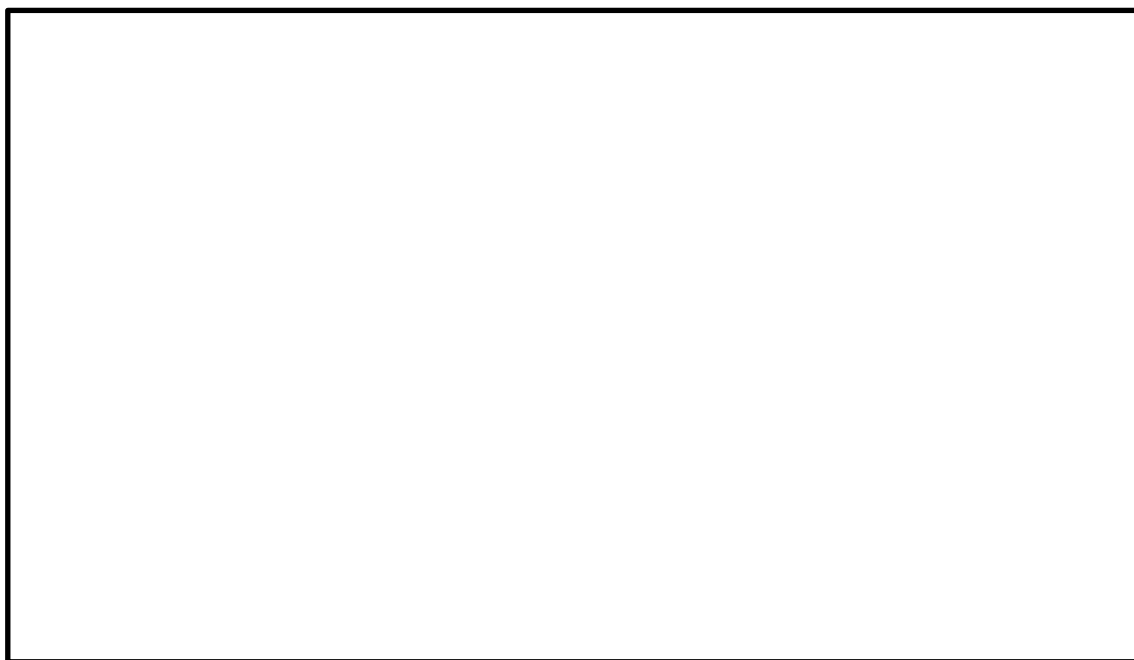


図4-1 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用シェルモデル

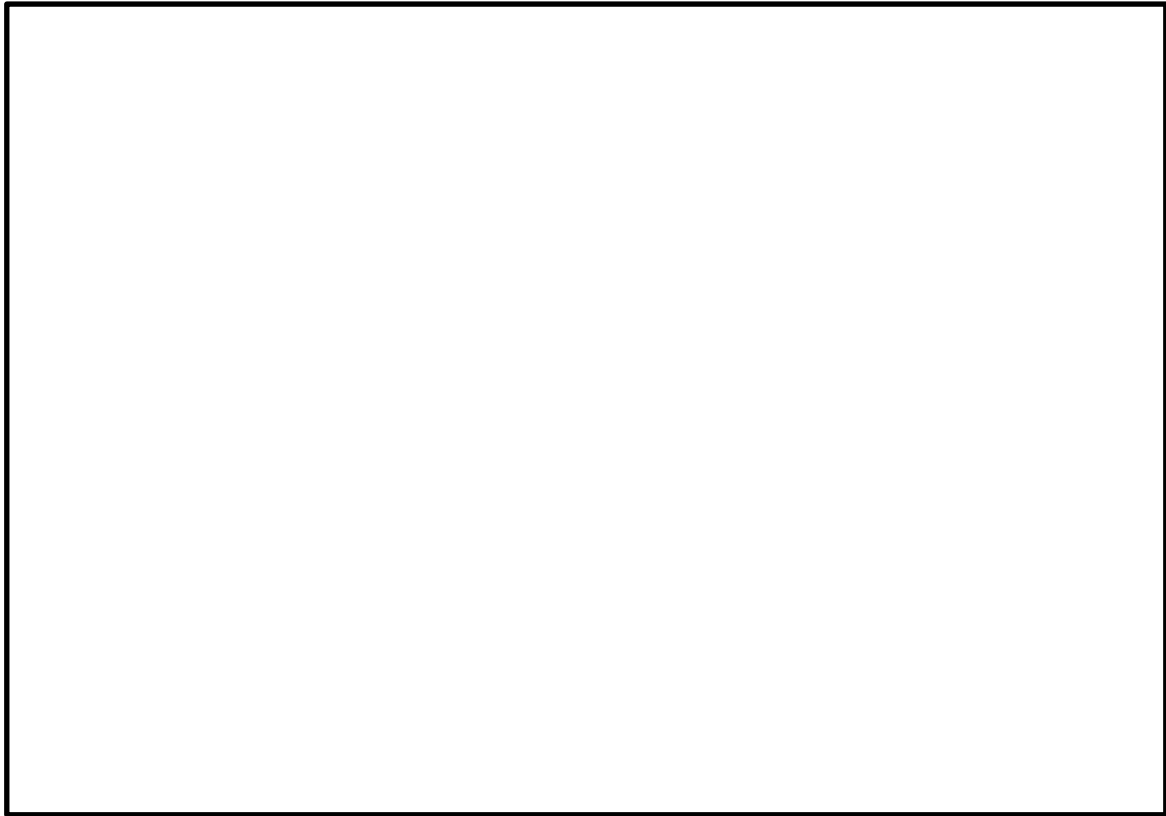


図 4-2 変位算出用モデルへの荷重作用方法

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。

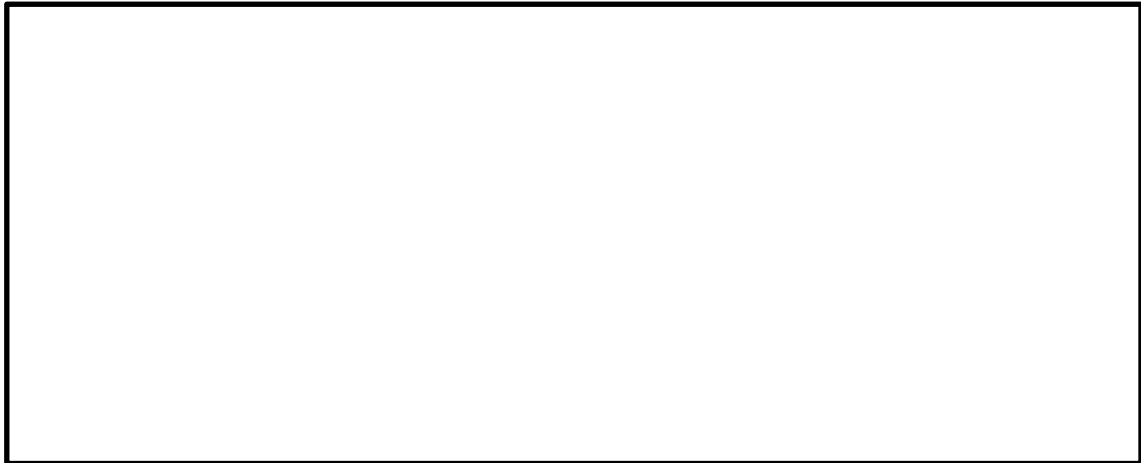


図 4-4 サプレッションチェンバサポート取付部の変位算出用はりモデル

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。

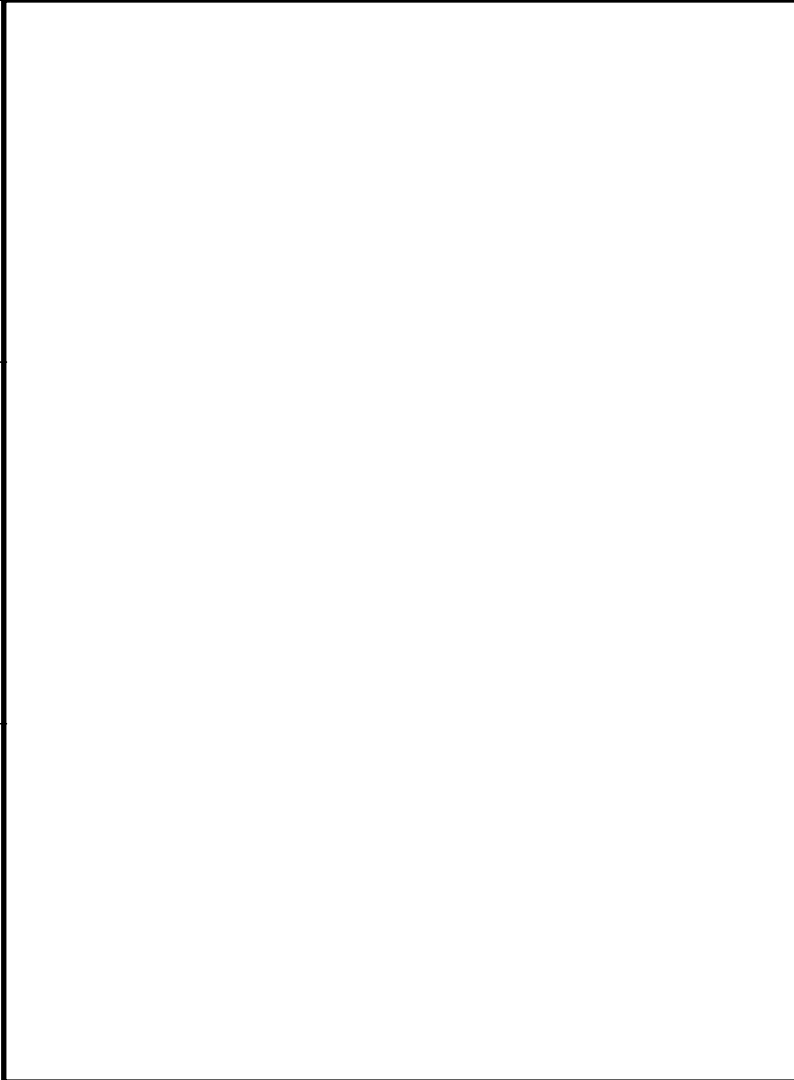
並進	上下軸 (Z)	
回転	大円半径 軸回り (X)	
	大円円周 軸回り (Y)	

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

5. 形状及び主要寸法

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

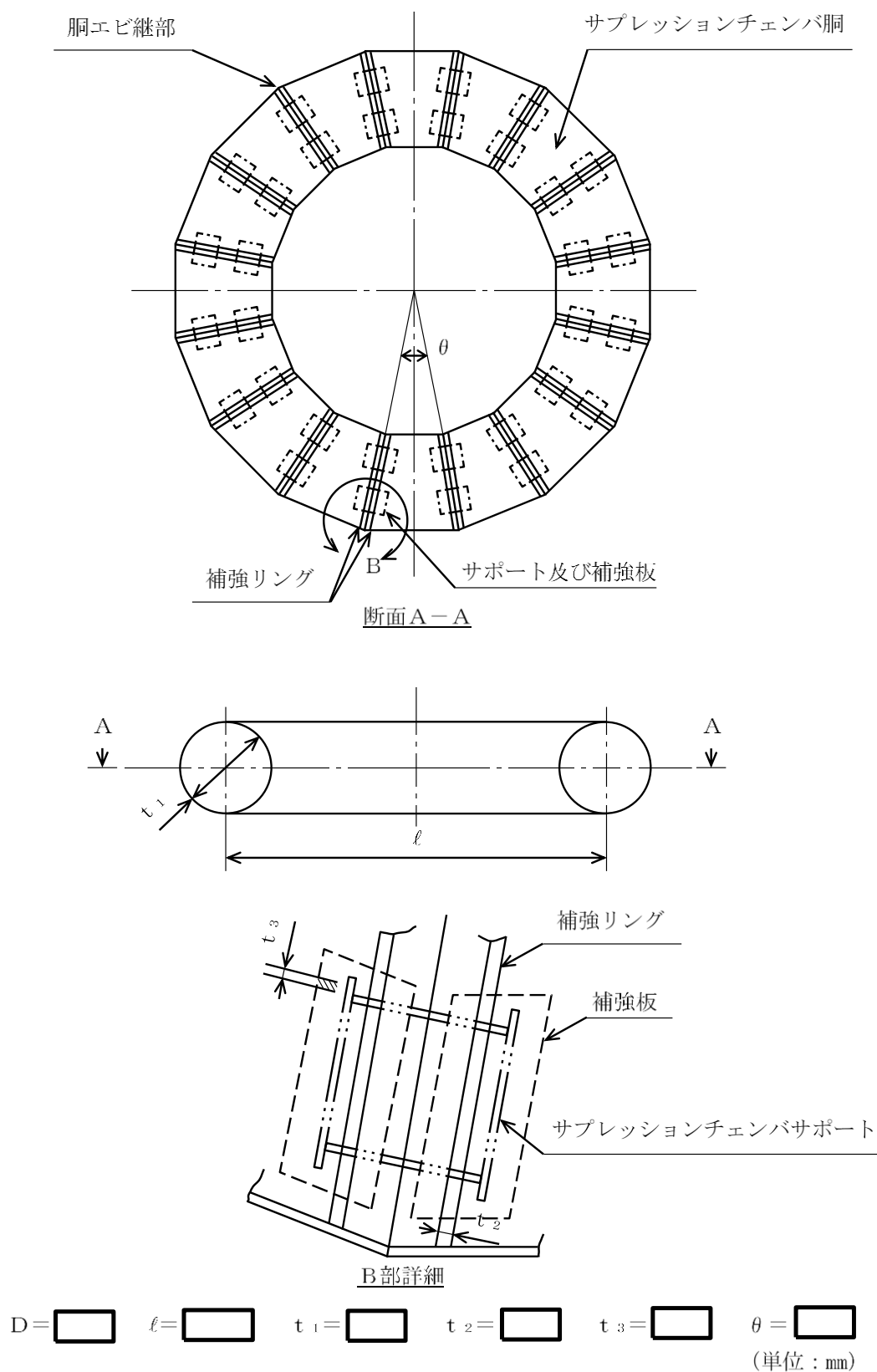
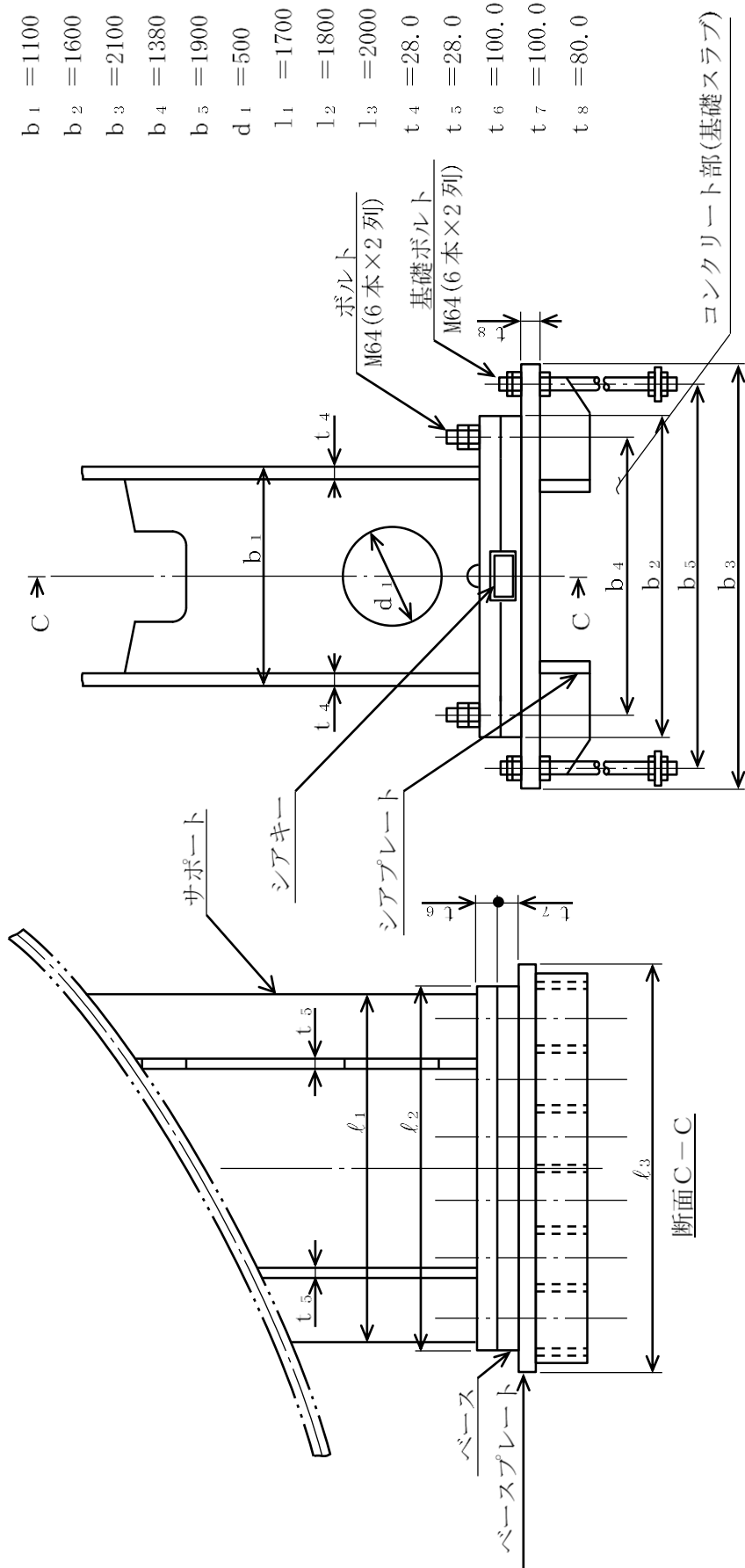


図5-1 サプレッションチェンバの形状及び主要寸法



- $b_1 = 1100$
- $b_2 = 1600$
- $b_3 = 2100$
- $b_4 = 1380$
- $b_5 = 1900$
- $d_1 = 500$
- $l_1 = 1700$
- $l_2 = 1800$
- $l_3 = 2000$
- $t_4 = 28.0$
- $t_5 = 28.0$
- $t_6 = 100.0$
- $t_7 = 100.0$
- $t_8 = 80.0$

(単位: mm)

図 5-2 サプレッションチェーンサポートの形状及び主要寸法

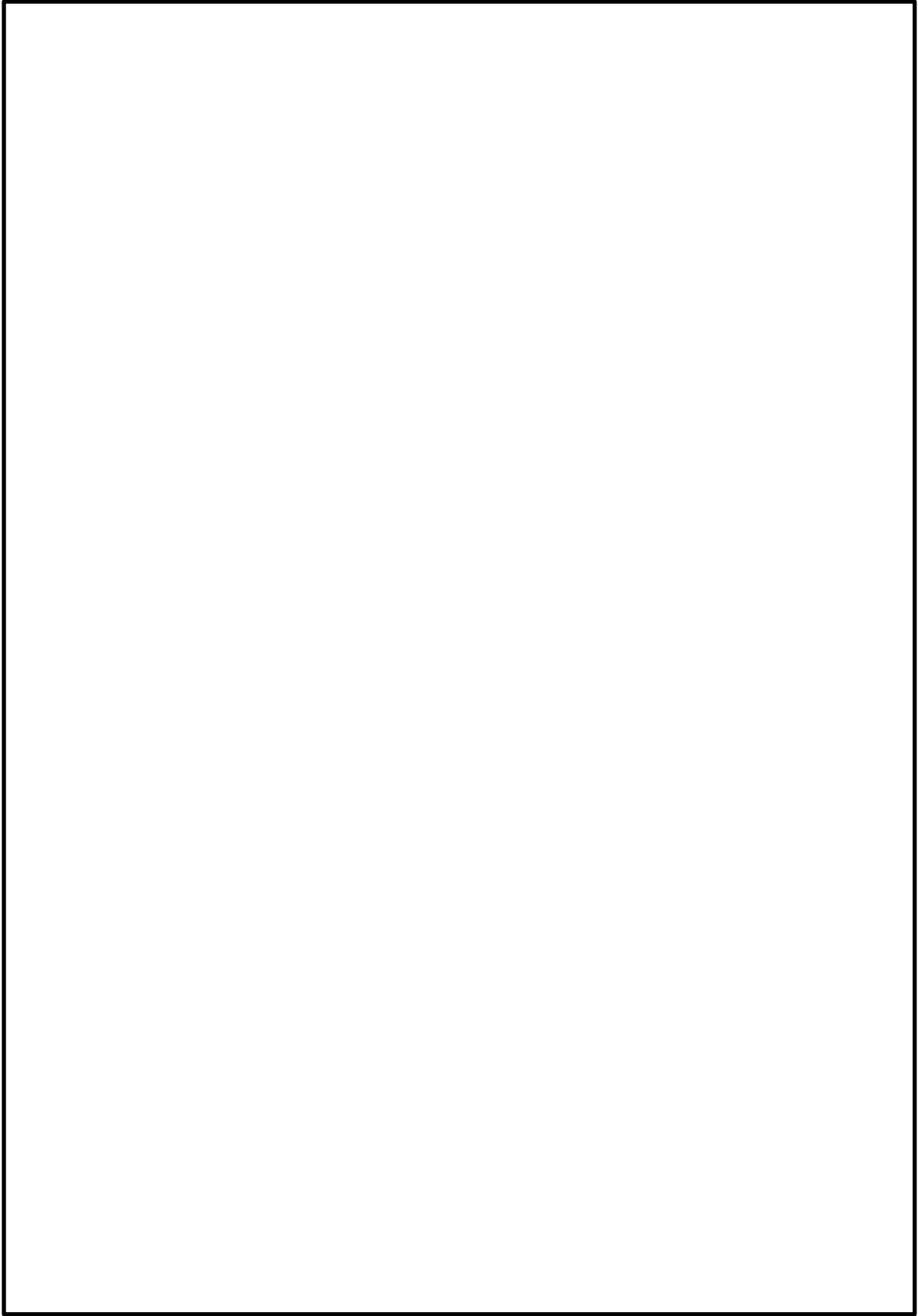


図 5-3 サプレッションチェンバの詳細モデル図

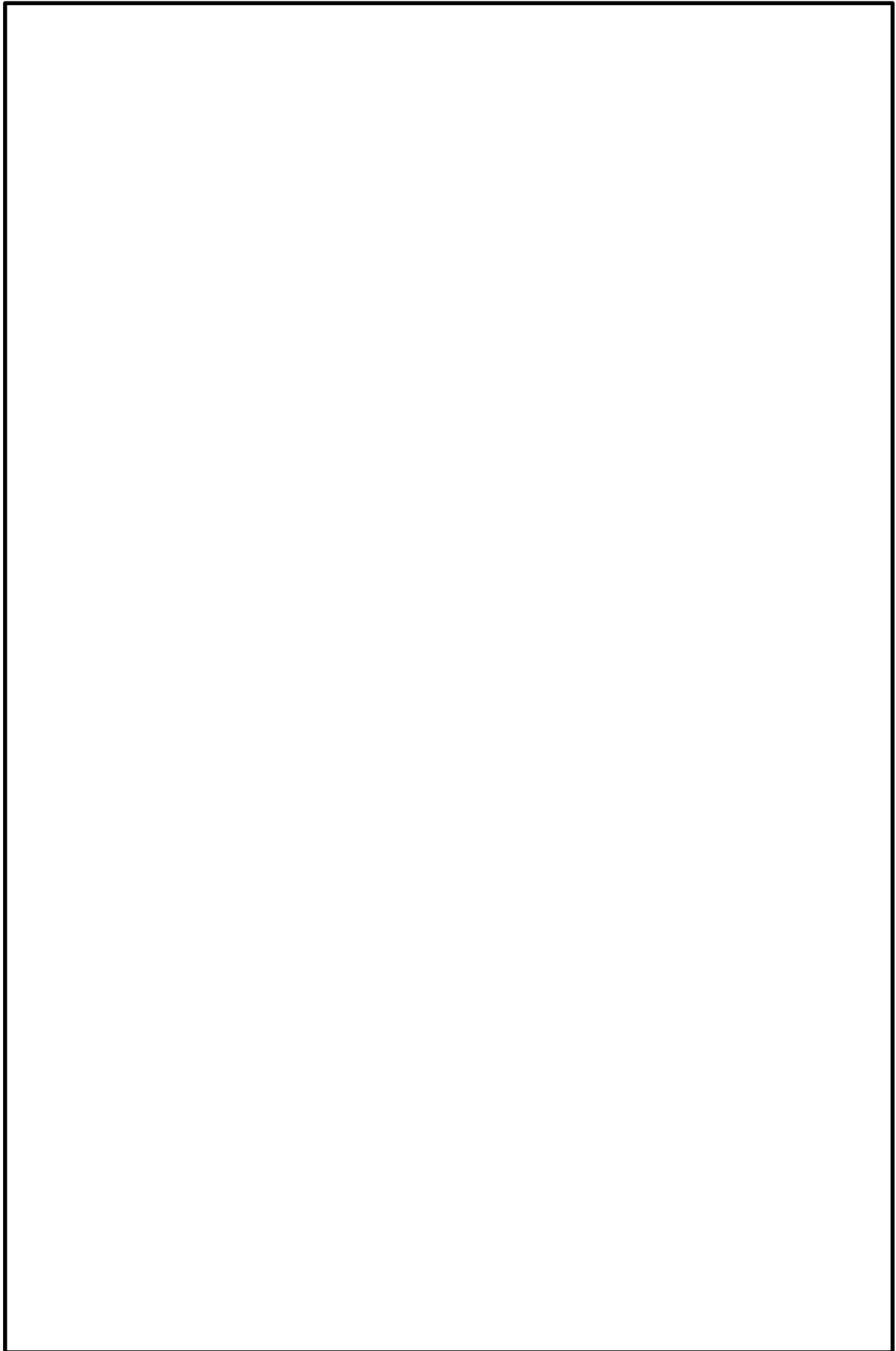


図 5-4 サプレッションチェンバサポートの詳細モデル図

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定

1. 概要

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

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

2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 2-1 に示す。

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

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

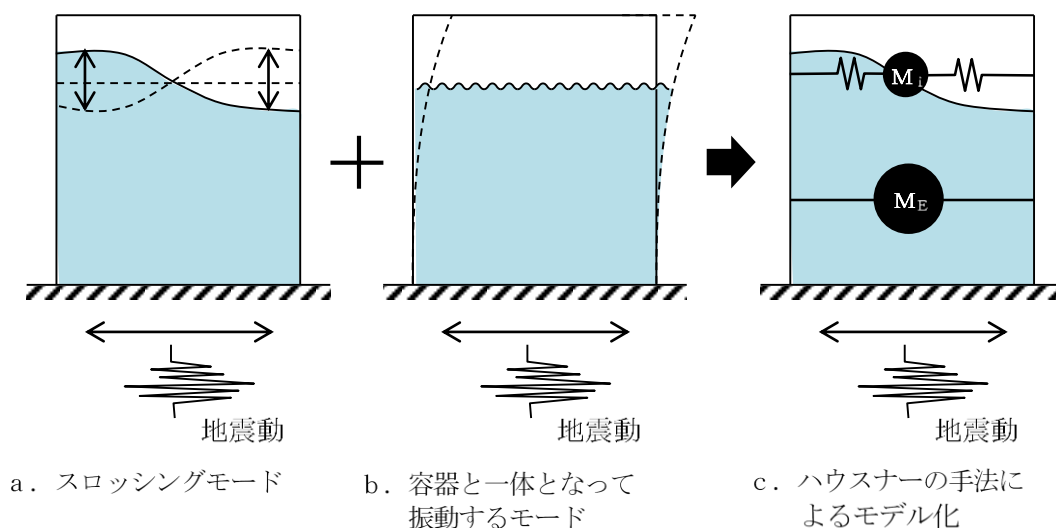


図 2-1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

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

水平方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、容器と一体となって振動する有効質量による荷重及びスロッシングによる荷重に分けて評価する。

容器と一体となって振動する有効質量による荷重は、汎用構造解析プログラムNASTRANから算出される有効質量を用いて、地震応答解析モデルに付加質量 M_E として設定し、はりモデルを用いた動的解析（スペクトルモーダル解析等）により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシングモードとして付加される質量 M_i とバネは考慮しない。

一方、スロッシングによる荷重は、前述の地震応答解析とは別に、実機サプレッションチェンバの内部構造物及び内部水の全質量（水位）を考慮し、汎用流体解析コードFluentにより算出する。ここで、Fluentを用いて地震時の内部水によるサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合、スロッシングによる荷重及び容器と一体となって振動する有効質量による荷重の総和 F として算出される。このため、荷重の総和 F から容器と一体となって振動する有効質量による荷重を差し引くことでスロッシング荷重を算出する。

鉛直方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、地震応答解析モデル上、内部水の全質量を考慮し、はりモデルを用いて算出する。

4. 実機スロッシング荷重の算定方法

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

4.1 解析モデル

解析モデルを図 4.1-1 に、解析諸元を表 4.1-1 に示す。

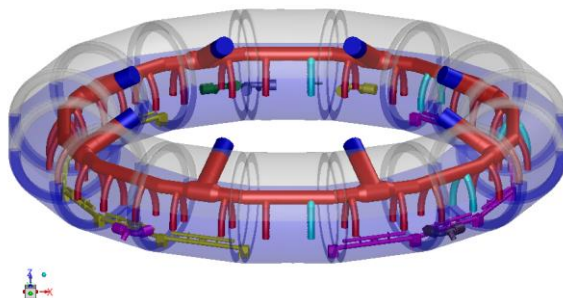


図 4.1-1 流体解析モデル

表 4.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

4.2 解析条件

スロッシング荷重は水平 1 方向 (NS 方向) + 鉛直方向入力による流体解析により設定する。なお、水平 2 方向入力による影響検討については別紙 14 に示す。

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

表 4.2-1 解析条件

モデル化範囲	サブプレッションチェンバ内
水位	耐震解析用重大事故等時水位 (ダウンカマ取付部下端位置: EL 7049mm)
評価用地震動	基準地震動 S s - D (水平方向及び鉛直方向) * に対する原子炉建物 EL 1300mm における建物床応答 (水平 1 方向 (NS) + 鉛直方向入力)
解析コード	汎用流体解析コード F l u e n t (VOF法を用いた流体解析)
その他	内部構造物のモデル化範囲: ベントヘッダ, ダウンカマ, クエンチャ, ECCS ストレーナ

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

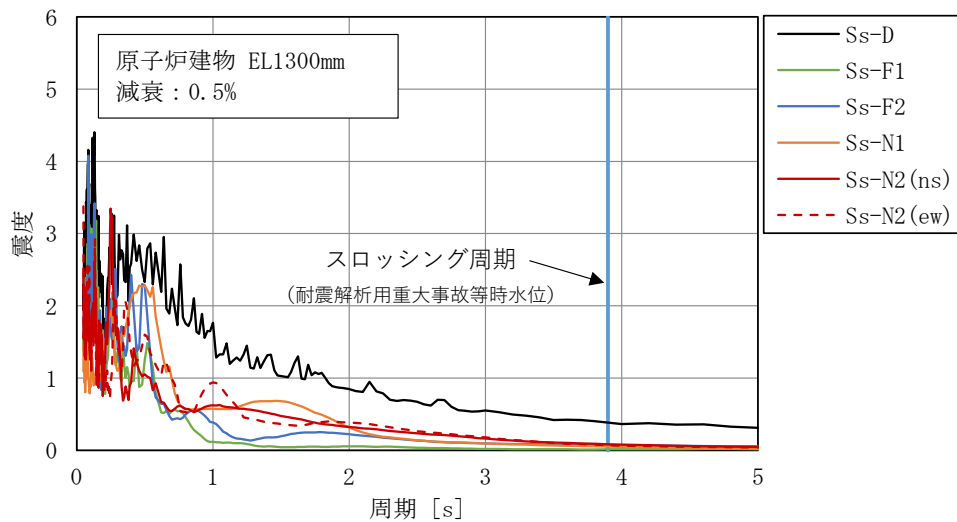
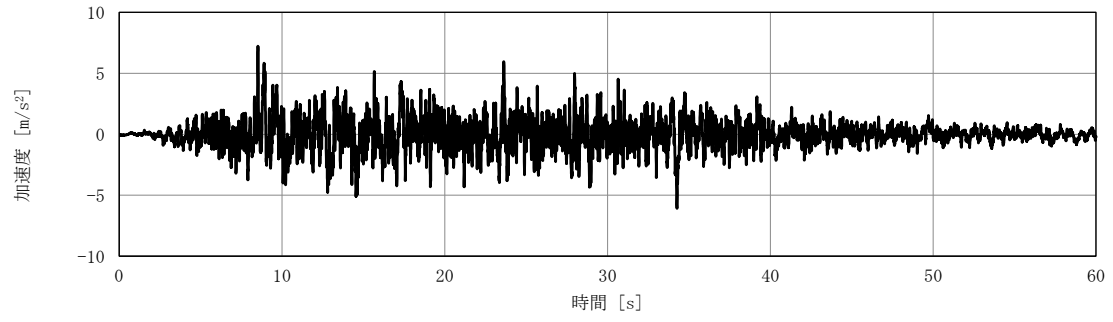
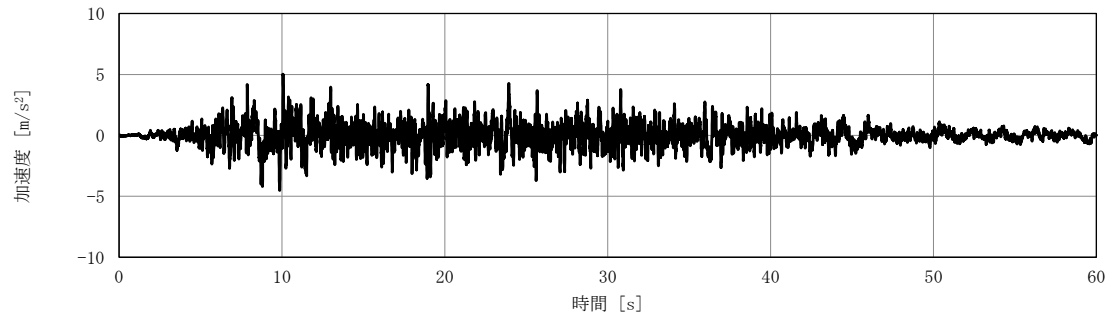


図 4.2-1 サブプレッションチェンバ設置床の床応答スペクトル (NS 方向, 拡幅無し)



(a) NS方向



(b) 鉛直方向

図 4.2-2 流体解析に適用する入力加速度

4.3 スロッシング荷重算定

4.3.1 スロッシング荷重算定方法

F l u e n t で算出される内部水全体による荷重(有効質量による荷重及びスロッシング荷重) F は、スロッシングによる荷重 F_s 及び容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ の和であることから、下式で表される。

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

よって、スロッシングによる荷重 F_s は下式で表される。

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

ここで、

F_s : スロッシングによる荷重

F : 内部水全体による荷重

M_E : 内部水の有効質量 (流体解析により得られた有効質量比から算出)

\ddot{x} : 入力加速度

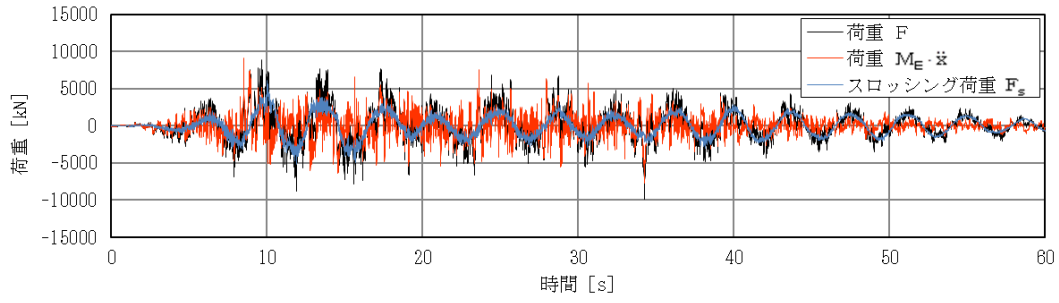
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形についてフィルター処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いている。

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

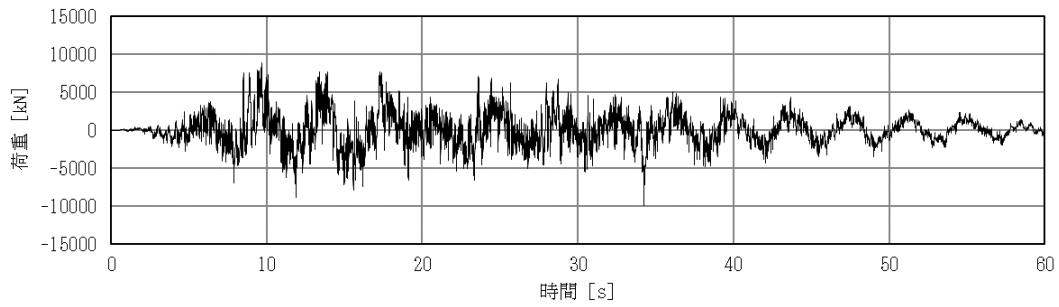
F l u e n t で算定した内部水による荷重 F 、容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図 4.3-1 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングによる荷重算定における有効質量比を表 4.3-1 に、F l u e n t で算出した内部水による荷重 F のフーリエスペクトル (S s -D, 耐震解析用重大事故等時水位) を図 4.3-2 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表 4.3-2 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s -D, 重大事故時想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

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

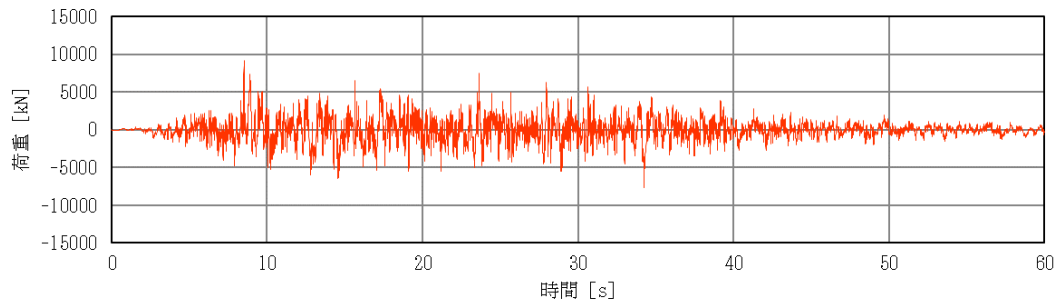
耐震解析用重大事故等時水位に対する内部水の有効質量比は仮想質量法の 0.28 に対して流体解析で 0.28 であり、仮想質量法による有効質量が適切に算定されることを確認した。



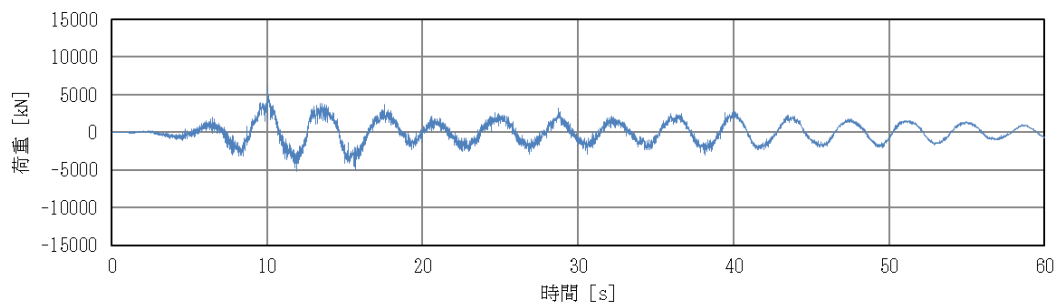
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 内部水全体による荷重F



(c) 容器と一体となって振動する有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$



(d) スロッシングによる荷重 F_s

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

表 4.3-1 スロッシング荷重及び内部水の有効質量比

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

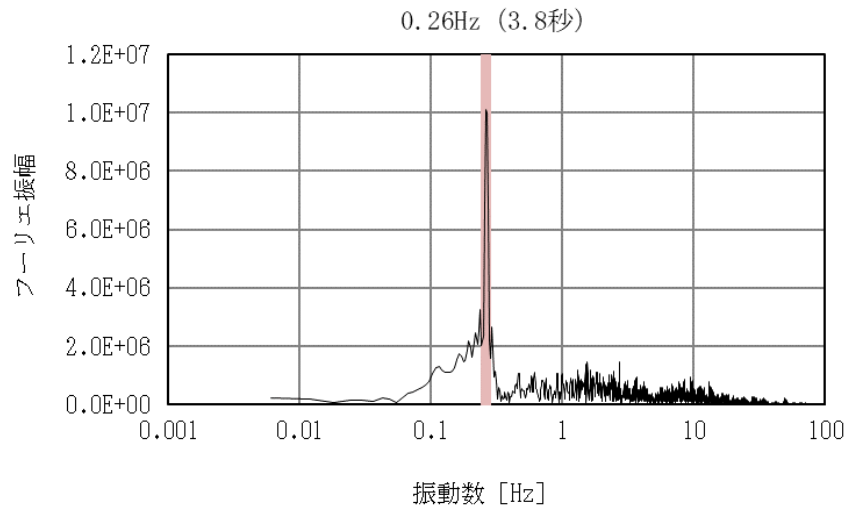
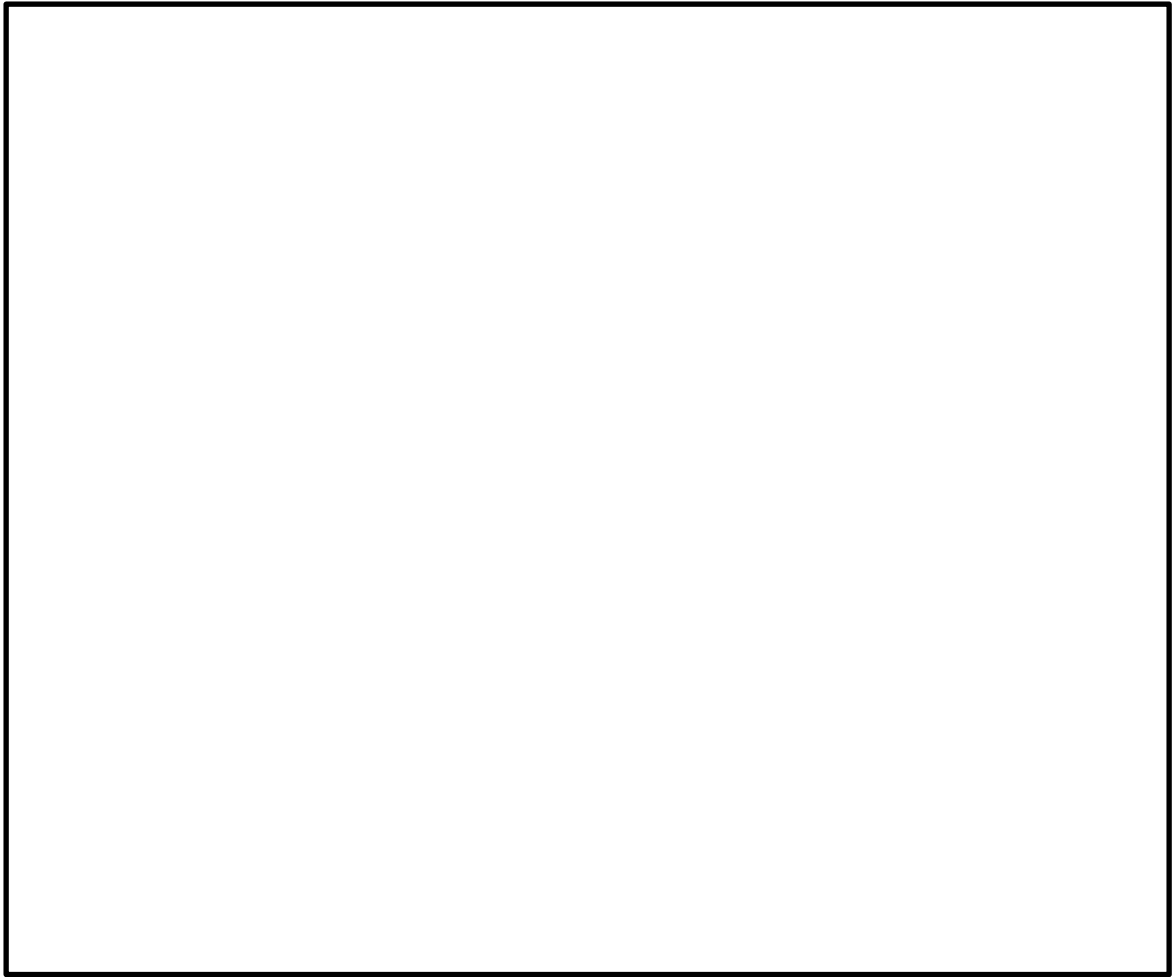


図 4.3-2 内部水全体による荷重Fのフーリエスペクトル
(S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

表 4.3-2 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期
耐震解析用 重大事故等時水位	約 3.8 秒



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

図 4.3-3 スロッシング解析結果例
(S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

計算機コード (NASTRAN, Fluent) の概要

1. はじめに

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

2. 使用した解析コードの概要

(1) NASTRAN (別紙 7-1 参照)

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

(2) F l u e n t (別紙 7-2 参照)

F l u e n t は、サプレッションチェンバ内の空間をモデル化し、流体の流れを 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"> ・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比とNASTRANによる3次元有限要素法(シェル要素)及び付加質量法(Virtual Mass Method)により算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>[妥当性確認]</p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p>

1. 概要

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

2. 本コードの特徴

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

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

3. 仮想質量法の解析理論

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

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

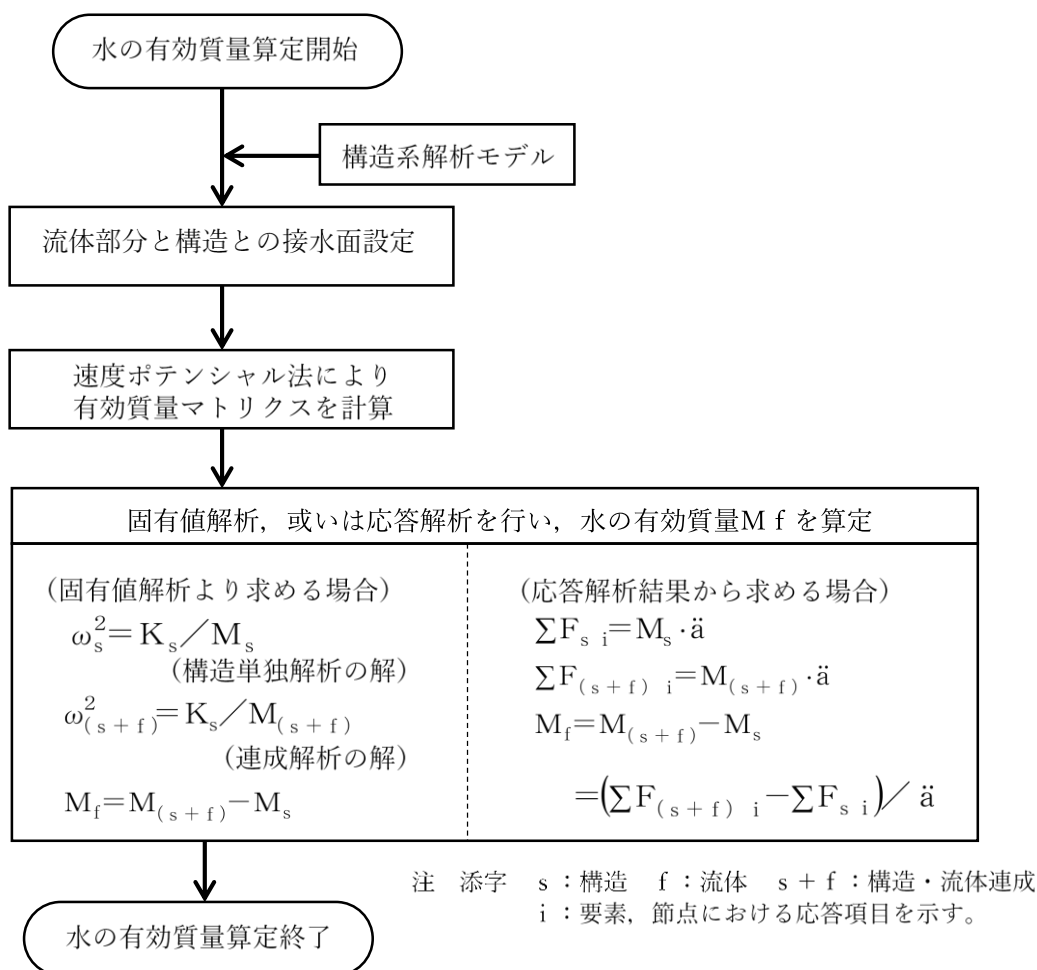


図4-1 NASTRAN仮想質量法を用いたサプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

5. Guyan縮約

本コードのうち, Guyan縮約の解析理論について述べる。

動的問題に対する基礎方程式は, 縮約を行う前に u_f セットに対して組み立てられる。縮約を行う前の標準マトリクス方程式は次式の形になる。

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

ここで

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

ここで

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

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

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

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

ここで、

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

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

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

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

マトリクスの乗算を行い、式 (3) を代入すると、次式が得られる。

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

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"> ・本解析コードは有限体積法を用いた汎用流体解析プログラムであり、数多くの研究機関や企業において、様々な分野の流体解析に広く利用されていることを確認している。 ・流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解及び実験結果と一致することを確認している。 ・本解析コードの製品開発、テスト、メンテナンス、サポートの各プロセスは、United States Nuclear Regulatory Commission（アメリカ合衆国原子力規制委員会）の品質要件を満たしている。 <p>[妥当性確認]</p> <ul style="list-style-type: none"> ・本解析コードは、航空宇宙、自動車、化学などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。 ・2次元スロッシング問題の解析結果と実験結果とを比較し、よく一致することを確認している。

1. 概要

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

2. 本コードの特徴

1) 本コードの主な解析機能をつぎに列挙する。

- ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
- ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
- ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
- ・单相流，多相流，熱物理的状態変化，自由表面流
- ・層流・乱流，音響

2) 非構造格子の採用による複雑境界の表現と格子細分化が可能である。

3) MPI (Message Passing Interface)による並列処理に対応している。

3. 解析理論

(1) VOF法について

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

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

α_1 : VOF値

V_1 : 流体体積

V : 計算セル体積

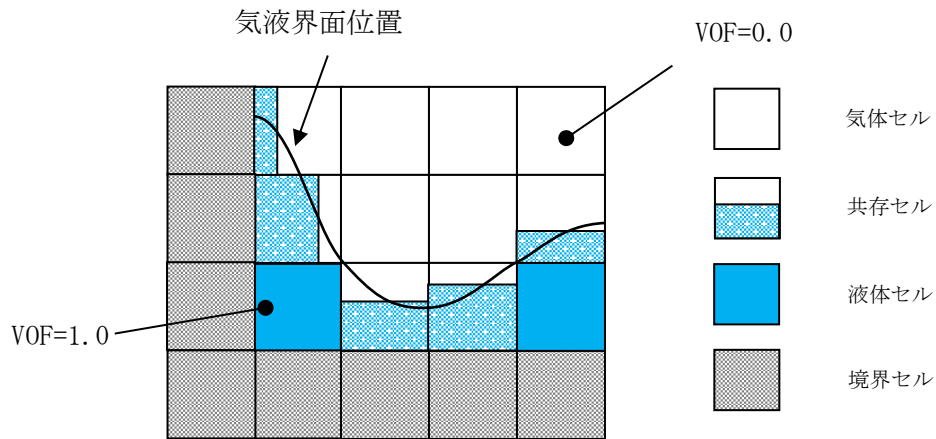


図 3-1 VOF 計算セルの例

(2) 基礎方程式

VOF に対して下記の輸送方程式を解く。

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

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

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

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

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

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

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

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

ただし、 ρ_1 、 ρ_g はそれぞれ水密度、空気密度を意味する。

4. 解析フローチャート

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

Fluent Solverの計算アルゴリズムを図4-1に示す。

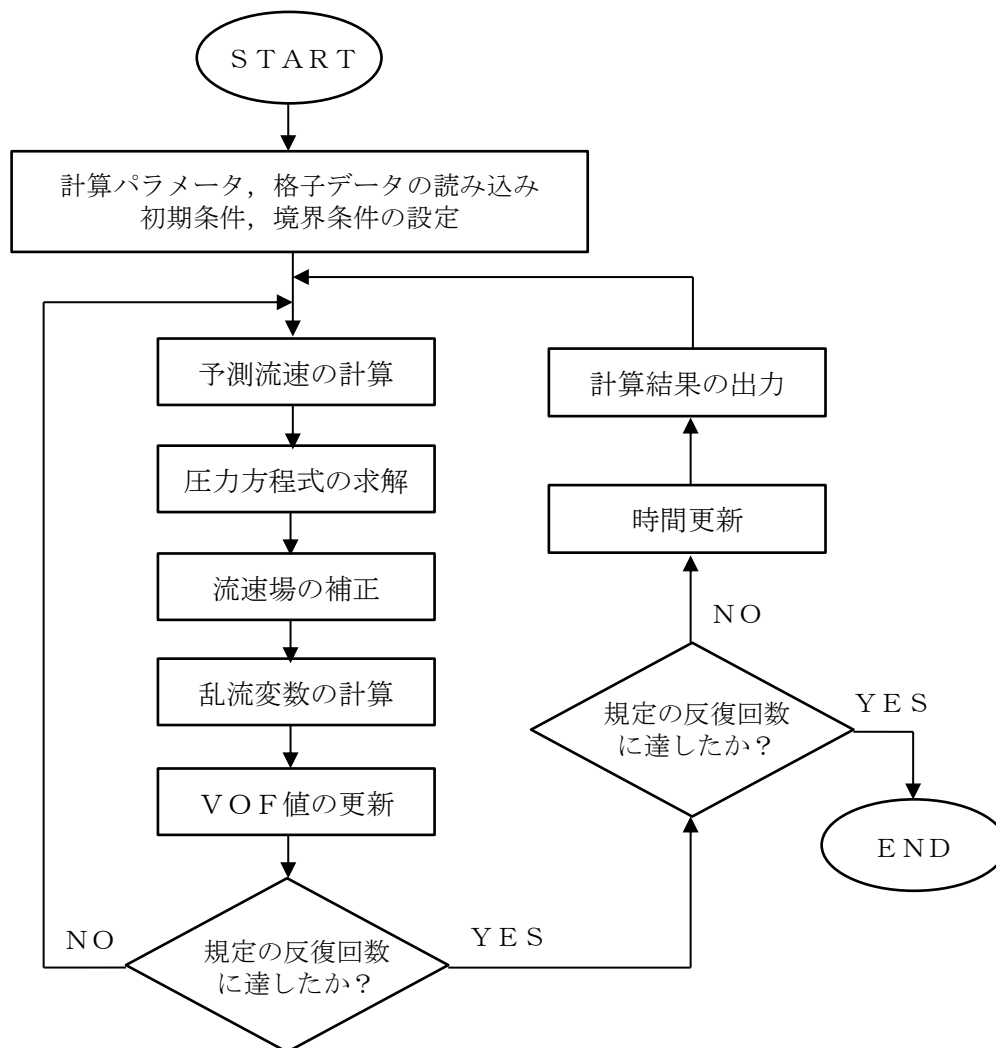


図4-1 計算アルゴリズム

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。

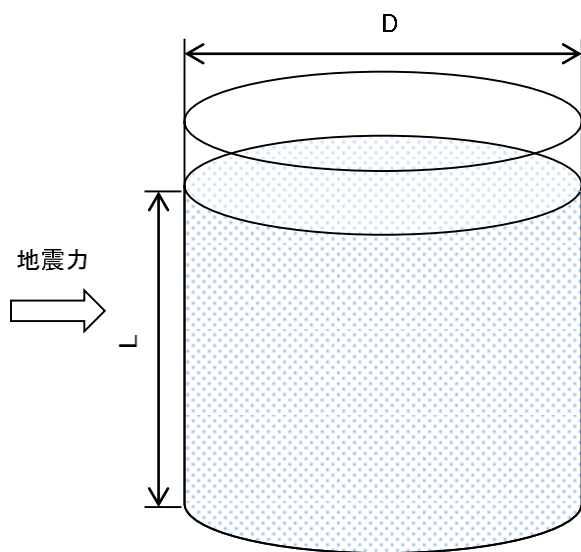


図1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

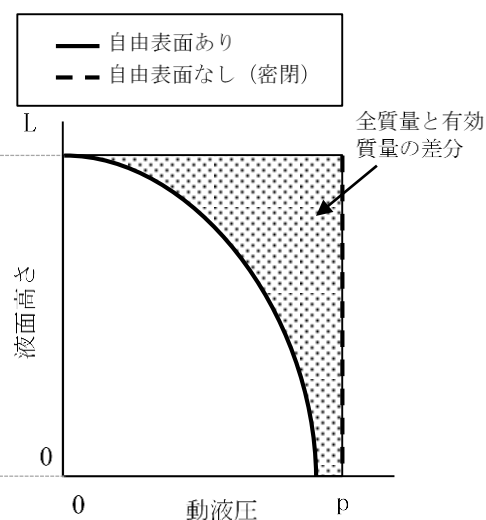
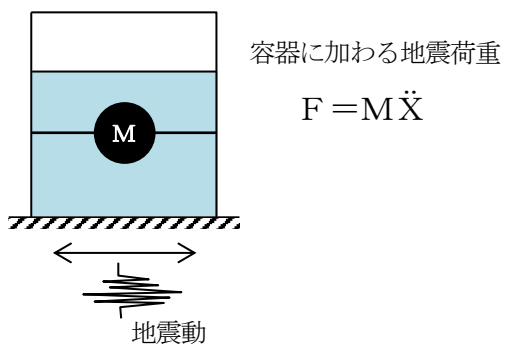


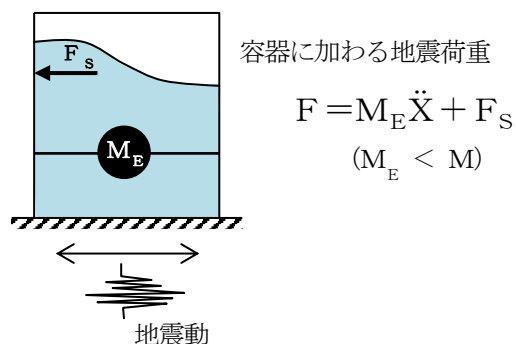
図2 加速度に対する側板の
動液圧分布

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

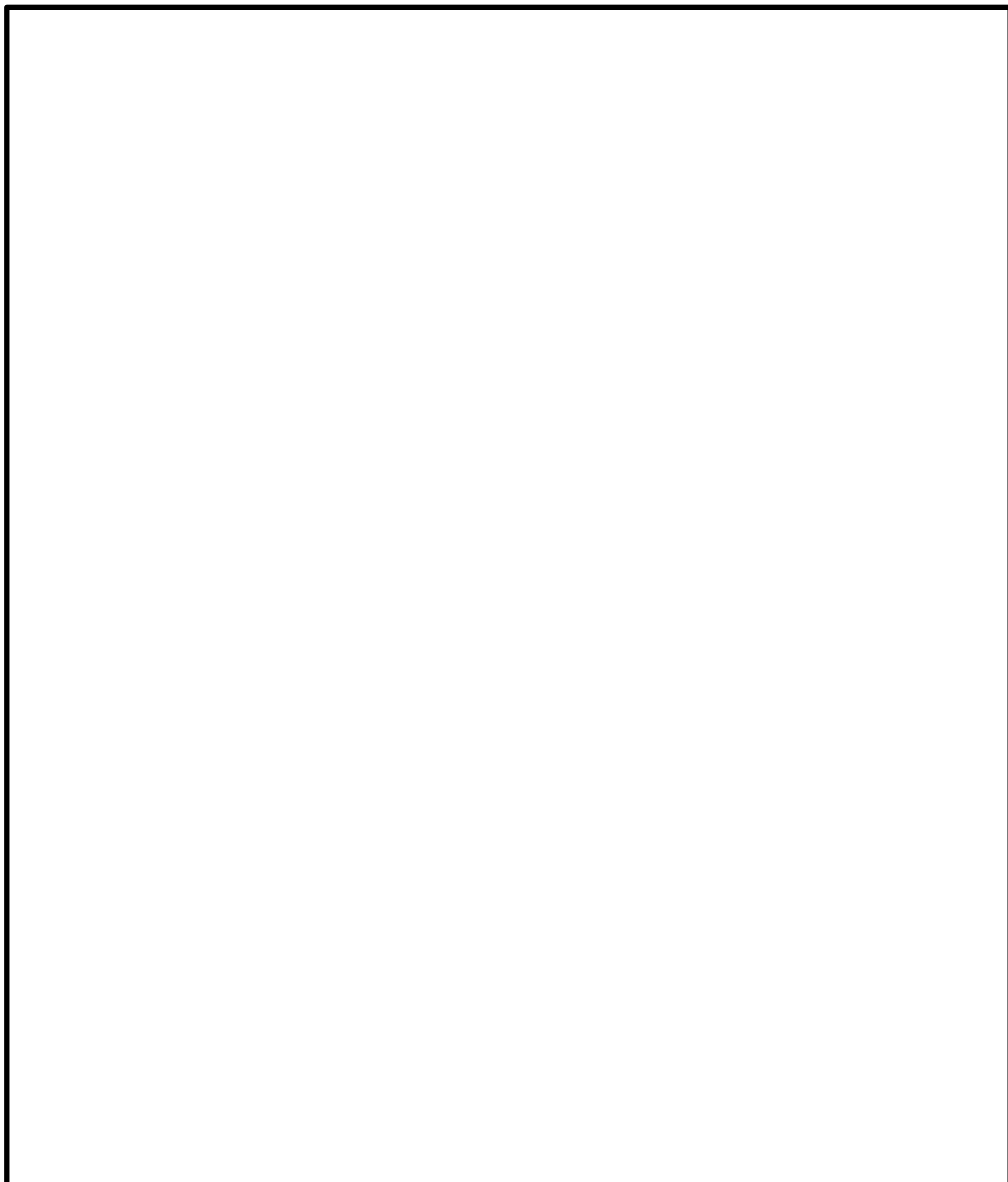
図3 円筒タンクに加わる地震荷重のイメージ

規格類における内部水の有効質量の適用例

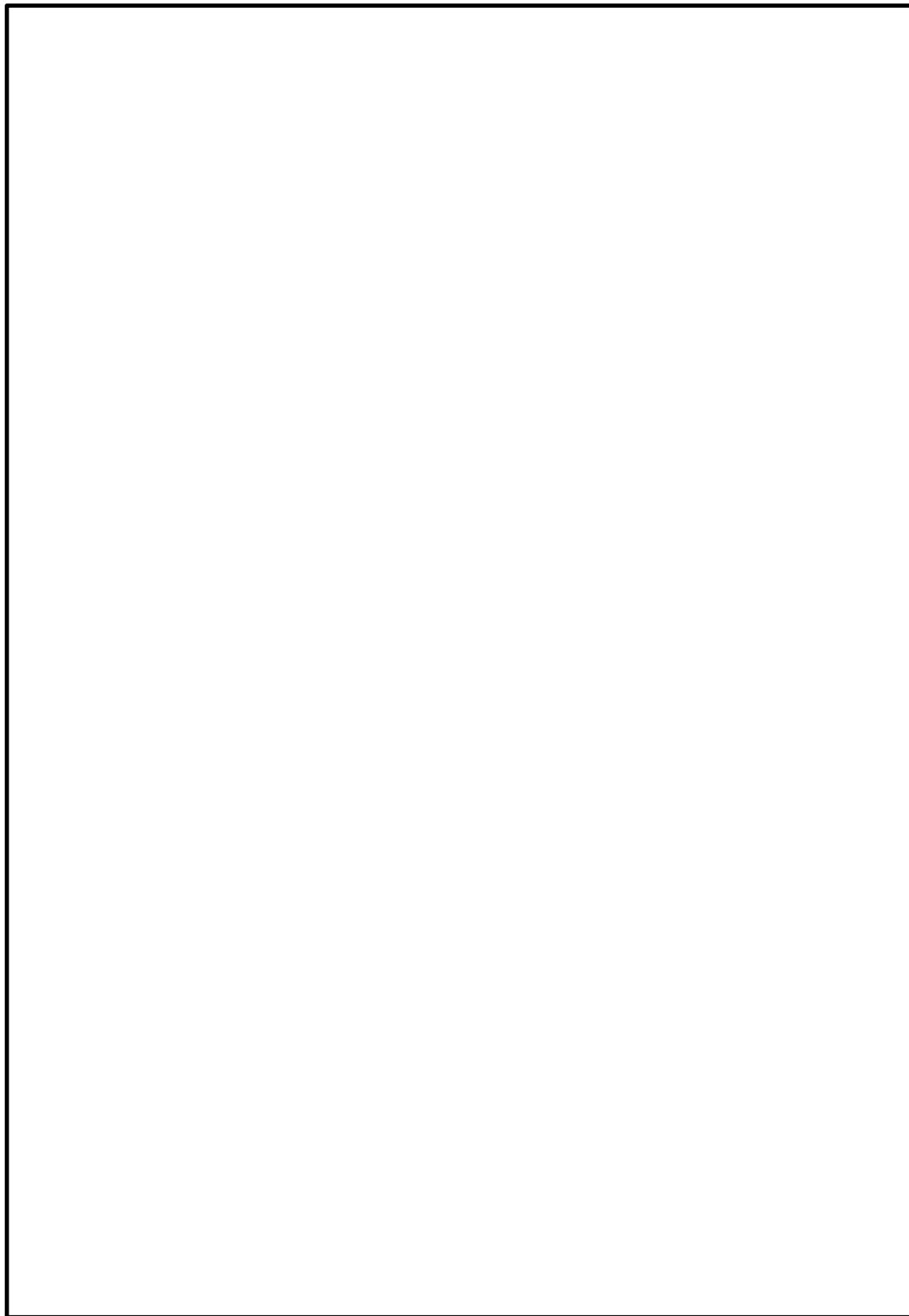
1. 概要

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*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	真空破砕弁 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 (長期 (L) 及び長期 (L L)) の荷重条件の設定で 基本とするケースでの水位
3.66m	通常運転水位 (H. W. L.)			トータル水位"高"	通常運転時	通常運転時の最大水位
3.56m	通常運転水位 (L. W. L.)			トータル水位"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。

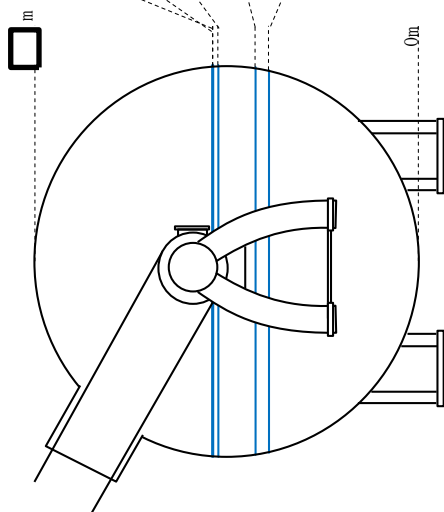


図1 事故シナリオ等におけるサブプレッションチェンジェンバの水位

表 1 サブプレッショントラッシュポン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	D + P _L + M + S _d * D + P + M + S _s	Ⅲ _A S Ⅳ _A 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シュポン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。
		Ⅲ _A S Ⅳ _A 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シュポン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。		
		Ⅲ _A S Ⅳ _A S				
	Ⅴ	D + P _{SAL} + M _{SAL} + S _d D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	Ⅴ _A S*1 Ⅴ _A S*1	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シュポン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)
SA						

注記*1: V_{AS}としてⅣ_{AS}の許容限界を用いる。

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

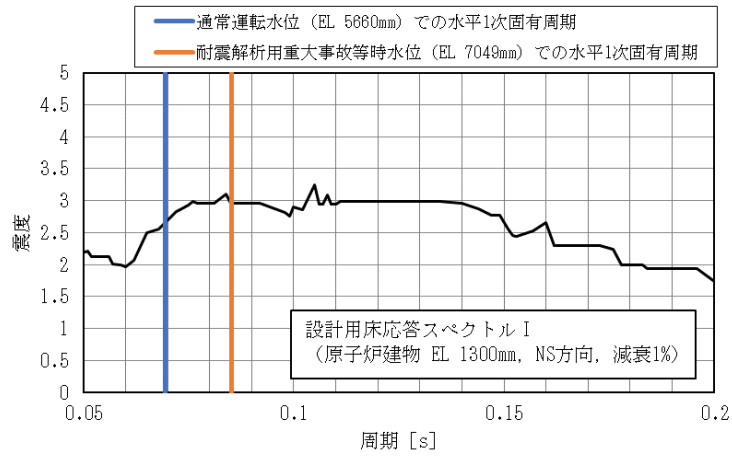
*4: 有効性評価結果を踏まえた事故時操作要領書(シビアアクシデント)「SOP」において、サブプレッショントラッシュポンプの水位が通常運転水位+1.29m(水位4.9m)到達をもって格納容器代替スプレイを停止し、PCVベントを行う手順としている。また、2Pdに達するまで操作を実施しなかった場合においても、サブプレッショントラッシュポンプの水位は約5.03mであり、耐震評価に用いる水位約5.05mを上回ることはない。

*5: ダウンカマ取付部下端位置

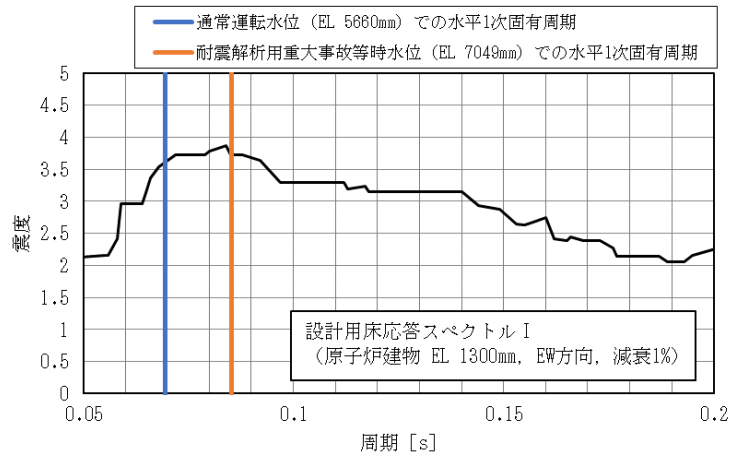
*6: 耐震評価に用いる水位については、「VI-1-8-1 原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に示す。

(記号の説明)

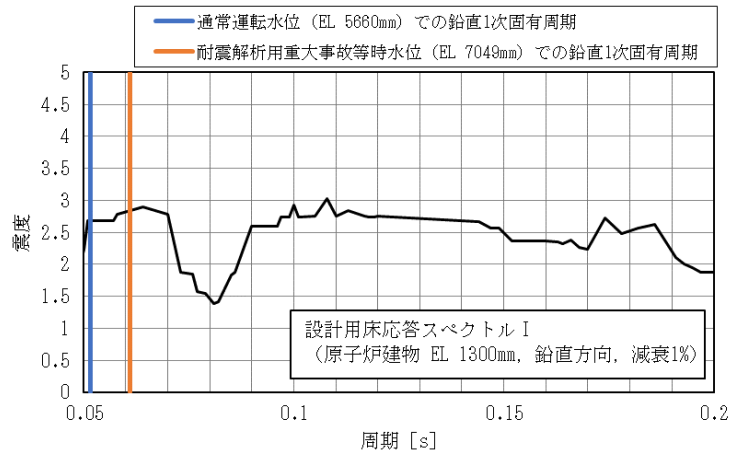
- D : 死荷重
- P : 地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）における圧力荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせべきプラントの運転状態（地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ，Ⅴは除く。）で設備に作用している機械的荷重各運転状態におけるP及びMについては，安全側に設定された値（最高使用圧力，設計機械荷重等）を用いてもよい。
- P_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，その後に生じている圧力荷重
- P_L^* : 冷却材喪失事故後最大内圧
- M_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き，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. サプレッションチェンバの水位が、前項に定める運転上の制限を満足していることを確認するため、次号を実施する。

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

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

表46-1

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

図46

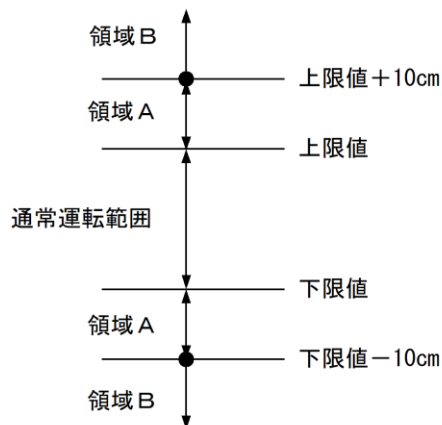


表46-2

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

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

地震時における円環形状容器内部水の有効質量に係る研究の概要

1. 概要

本研究では、円環形状容器に対し仮想質量法（N A S T R A N）による有効質量評価の妥当性を確認することを目的とする。そのため、サプレッションチェンバを縮小模擬した試験体による振動試験を実施した。

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 1 4 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

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

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、日立製作所機械研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

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

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



図 3.1-1 試験装置

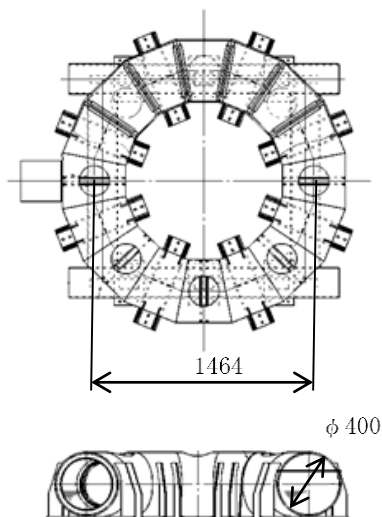


図 3.1-2 円環形状容器

表 3.1-1 計測項目

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

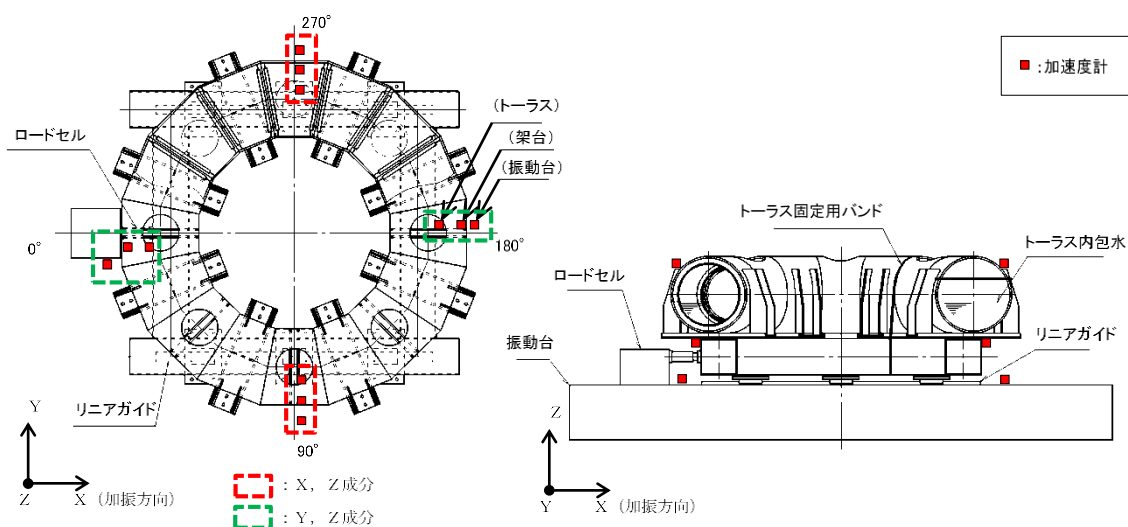


図 3.1-3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

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

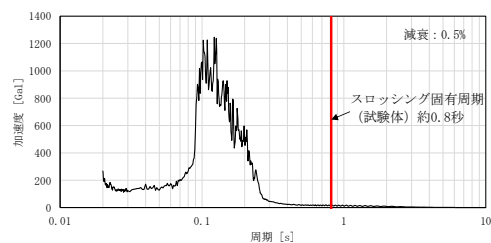
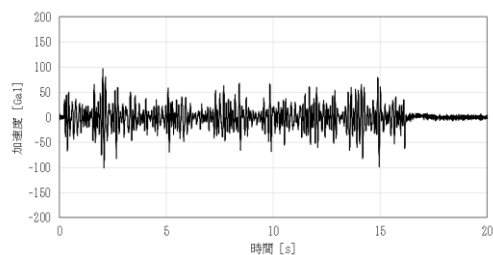


図 3.2-1 ランダム波A

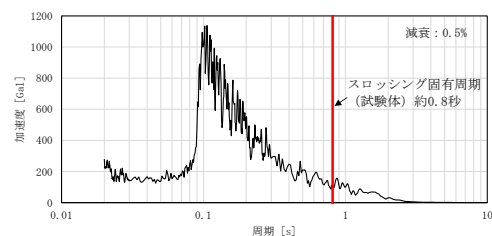
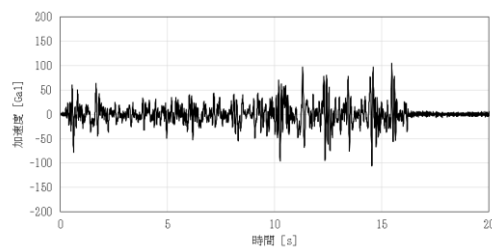


図 3.2-2 ランダム波B

表 3.2-1 試験条件

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

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

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

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

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

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

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

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

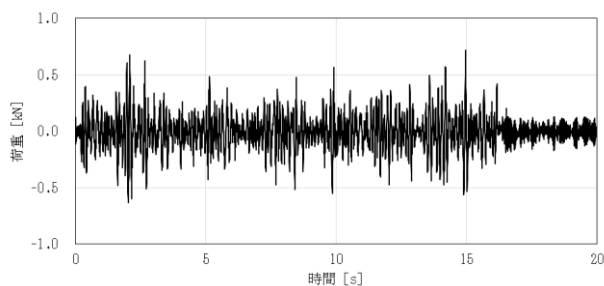


図 3.3-1 計測荷重の時刻歴波形 (ランダム波A, 100Gal, 内部水あり)

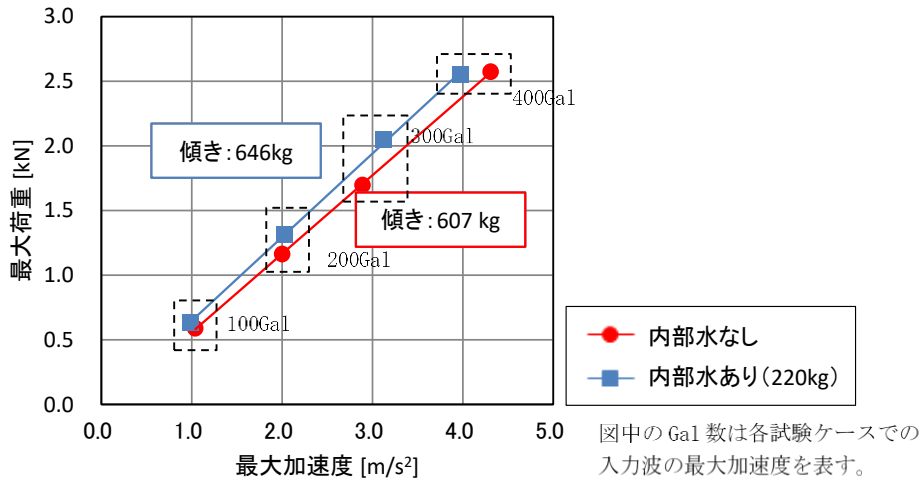


図 3.3-2 振動試験における最大加速度と最大荷重の関係
(ランダム波 A)

表 3.3-1 振動試験から得られた水の有効質量比

入力地震波	有効質量比
ランダム波 A	0.18
ランダム波 B	0.20

4. NASTRANによる有効質量評価

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

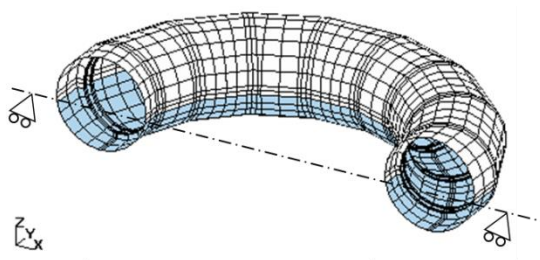


図4-1 構造解析モデル

表4-1 NASTRANによる有効質量比の算出結果

項目	算出結果
有効質量比	0.21

5. 妥当性検証

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

表5-1 各方法による有効質量比の評価結果

項目	仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	
		ランダム波A	ランダム波B
有効質量比	0.21	0.18	0.20

6. 結論

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

7. 学会発表実績

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

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

<補足1> 常温下での振動試験の妥当性について

今回実施した振動試験については、以下の検討を踏まえ、常温下で実施している。

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

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

② 水温による有効質量比への影響

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

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

<補足2> 振動試験における加振波について

振動試験において、以下の条件を考慮して加振波を設定している。

①スロッシング荷重の考慮

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

②試験体の運動の影響

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

③周波数成分の影響

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

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

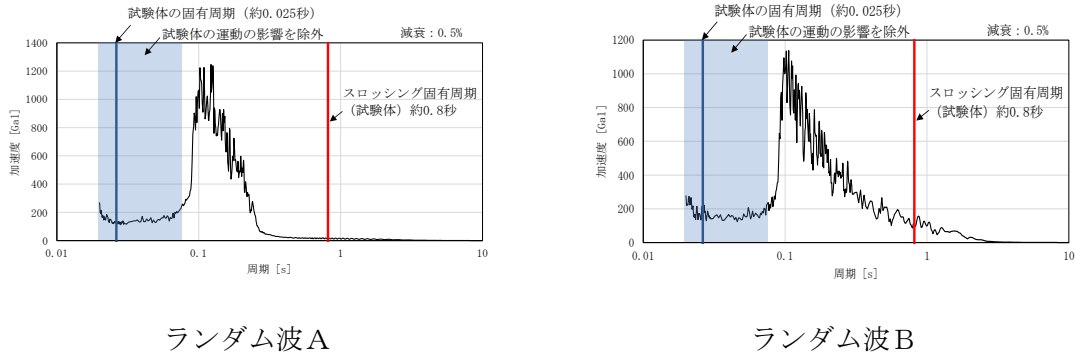


図1 入力波の応答加速度スペクトル

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

[2] 容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）

内部水の有効質量比に対するスロッシングの影響

1. 概要

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

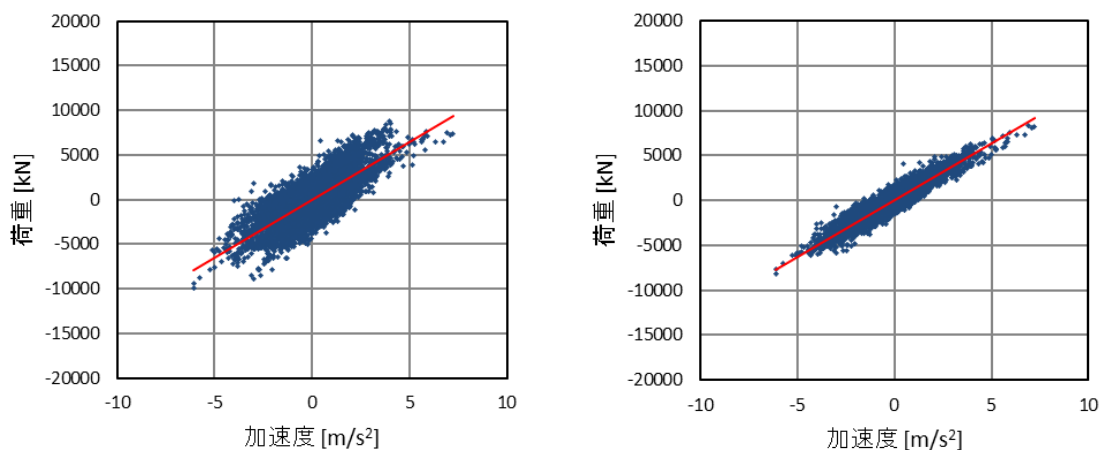
2. 検討内容

流体解析におけるスロッシング周期は入力加速度と荷重のフーリエスペクトルの関係より 0.26Hz（耐震解析用重大事故等時水位）として得られている（別紙 6 参照）。このため、流体解析で得られた荷重時刻歴に対して、フィルタ処理を行い、0.2～0.3Hz のスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、有効質量比を算定した。

3. 検討結果

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

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



(a) スロッシング周期成分あり

(b) スロッシング周期成分なし

図 3-1 荷重と加速度の関係

表 3-1 有効質量比の比較結果

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

内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響

1. 概要

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

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

2. 振動試験の入力地震動

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

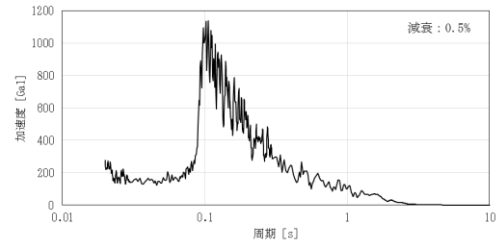
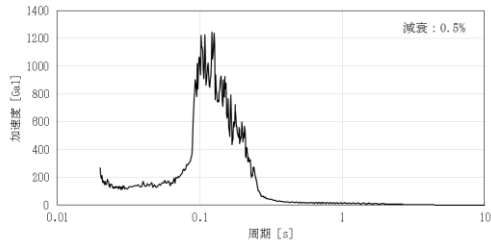
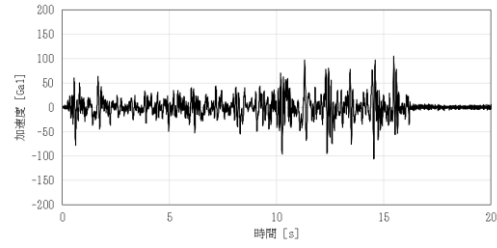
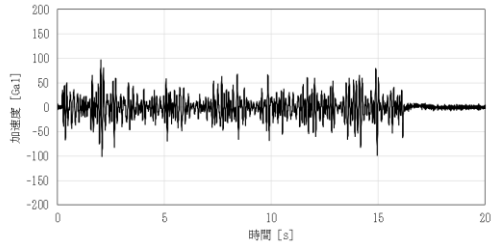
また、振動試験では、上記地震波の 1 倍、2 倍、3 倍及び 4 倍で加振を行った。

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 周期特性の違い

ランダム波 A 及びランダム波 B の入力加速度時刻歴波形及び加速度応答スペクトルを図 3.1-1 に示す。また、これらの周期特性の異なる地震波に対する振動試験から算出された有効質量比を表 3.1-1 に示す。なお、スロッシング荷重の影響を取り除くためのフィルター処理は実施していない。

本試験では最大加速度及び最大荷重の関係から有効質量比を算出していることから、表 3.1-1 に示すとおり、ランダム波 B での有効質量比はスロッシング荷重の影響でランダム波 A よりもわずかに大きく算出されるが、内部水の全質量に対しては約 2% の相違であり、同程度の結果が得られている。以上より、有効質量は入力地震動の周期特性によらず、評価対象とする容器の形状に依存していることを示すものと考えられる。



(1) ランダム波A

(2) ランダム波B

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

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

入力地震波	有効質量比
ランダム波A	0.18
ランダム波B	0.20

4. 考察

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

なお、今回の検討結果は、仮想質量法 (NASTRAN) により算出される有効質量が評価対象とする容器形状及び容器内水位を与えられれば、地震動を用いることなく、有効質量を算出できるという特徴とも整合している。

水平 2 方向入力によるサプレッションチェンバ内部水の
スロッシング荷重及び有効質量の影響

1. スロッシング荷重及び有効質量に与える影響検討

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

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

2. 水平 2 方向入力による影響

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

2.1 解析モデル

解析モデルを図 2.1-1 に、解析諸元を表 2.1-1 に示す。

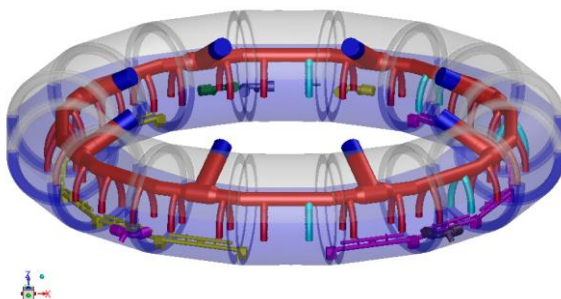


図 2.1-1 流体解析モデル

表 2.1-1 解析諸元

格子数	
格子サイズ	

2.2 解析条件

解析条件を表 2.2-1 に示す。ここで、本解析では検討用水位 (EL 4000mm) を用いるが、耐震解析用重大事故等時水位 (EL 7049mm) においても水平 2 方向入力による影響については同様の結果が得られると考えられる。

表 2.2-1 解析条件 (水平 2 方向入力)

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

注記 *1 : 位相特性の異なる S s - D の作成方針等については、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 : 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・チェンバ内部水質の考え方の変更について」(EP-050 改 69(令和 3 年 9 月 6 日))
における検討用水位

2.3 影響検討結果

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

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

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

また、サプレッションチェンバのような軸対称容器では、スロッシングの 1 次固有振動数の共振点付近の正弦波加振により、自由表面の回転運動であるスワール振動が発生する

ことがある^[1] (図 2.3-2 参照)。ただし、地震波加振はスロッシングの 1 次固有振動数以上の振動数成分が支配的であり、かつ時間軸で非定常な加振条件であるため、スワール振動は発生しづらく影響はほとんどない。

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

表 2.3-1 評価結果 (水平 2 方向入力)

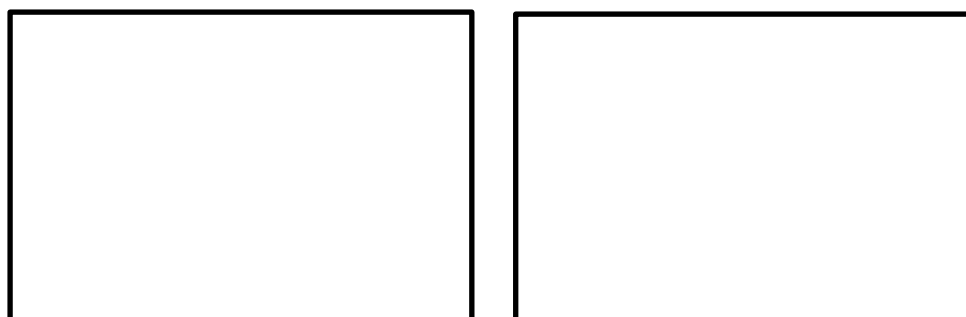
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重*1 (kN)	N S	5,363	5,364*2	1.00
	E W	—	3,699*2	1.45
	合成荷重	7,584*3	5,372*4	1.41
有効質量比	N S	0.23	0.23	1.00
	E W		0.23	1.00

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

*2：1 方向成分 (N S 又は E W) のみに着目した場合の最大荷重

*3：基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

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



①基本ケース
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻 (12 秒) 付近)

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

図 2.3-1 変位コンター図

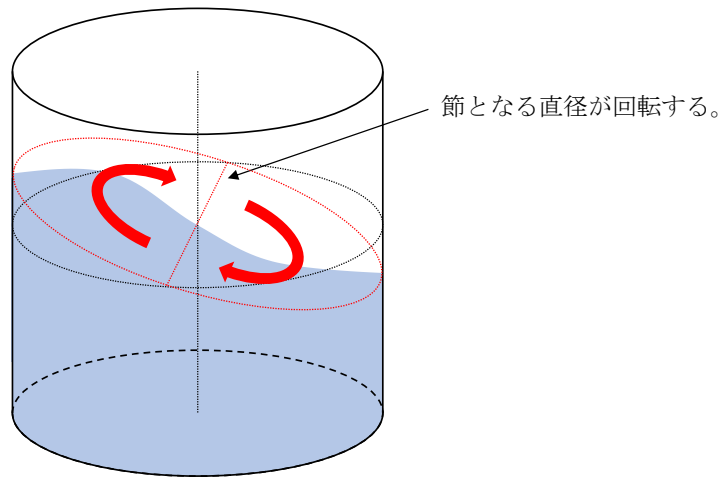


図 2.3-2 軸対称容器におけるスワール振動

参考文献[1]：小松敬治：「スロッシング 液面揺動とタンクの振動」森北出版

規格基準における内部水の有効質量比との比較

1. はじめに

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

2. 解析結果

(1) 球形タンク

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

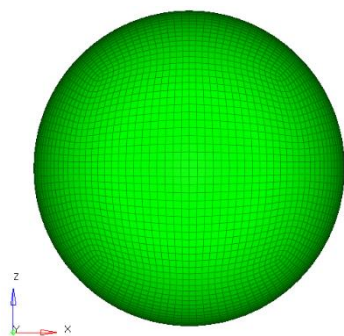


図2-1 球形タンク解析モデル

表2-1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約5400



注記*1：液量率 = 液体の体積
／球形タンクの容積

*2：容器指針の有効質量比は試験により得られている。

図2-2 球形タンクの有効質量比

(2) 円筒タンク

仮想質量法 (NASTRAN) の解析モデルを図 2-3, 解析モデル諸元を表 2-2, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算定結果及び容器指針における円筒タンクの有効質量比を図 2-4 に示す。

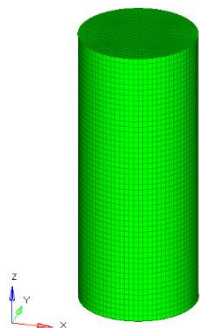


図 2-3 円筒タンク解析モデル

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

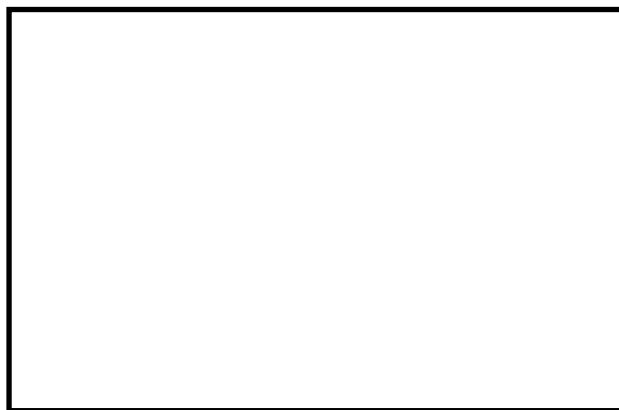


図 2-4 円筒タンクの有効質量比

3. 検討結果

図 2-2 及び図 2-4 の比較結果から, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算出結果と容器指針における有効質量比がほぼ一致しており, 仮想質量法 (NASTRAN) による有効質量比算出は妥当であることを確認した。

原子炉建物基礎スラブにおける地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

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

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

2. ベント管ベローズの構造

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

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

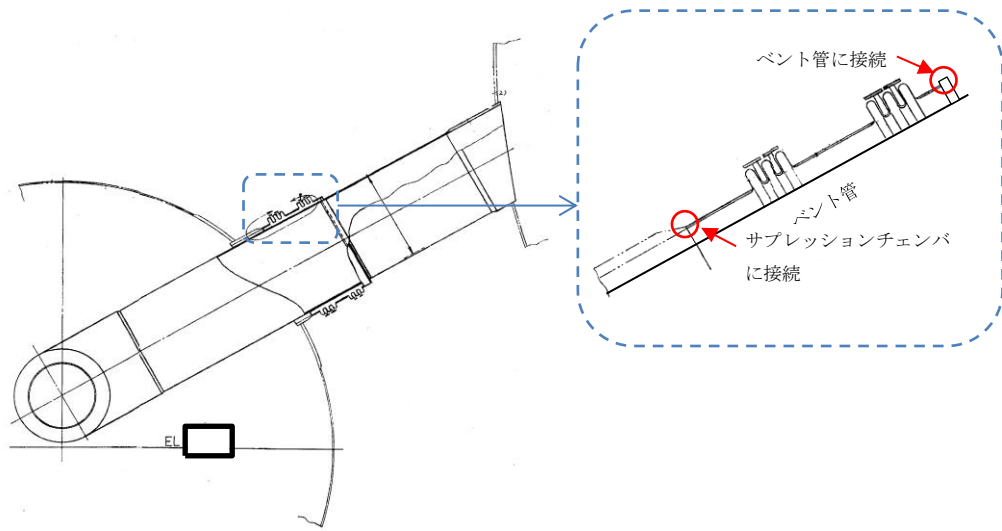
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

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

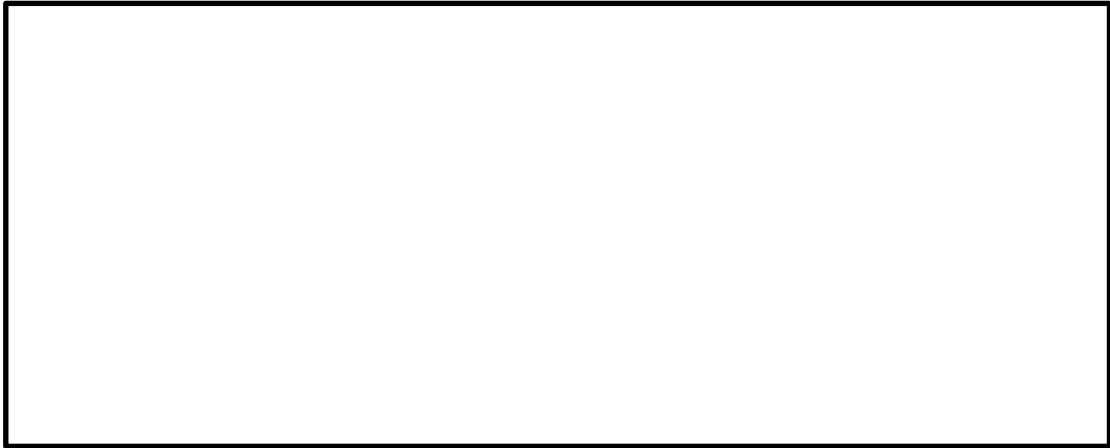
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が 1sec^{-1} 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $5.7 \times 10^{-2} \text{sec}^{-1}$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

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

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



a. ベント管ベローズの構造概要



b. ベント管ベローズの主要寸法

図 2-1 ベント管ベローズの構造

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

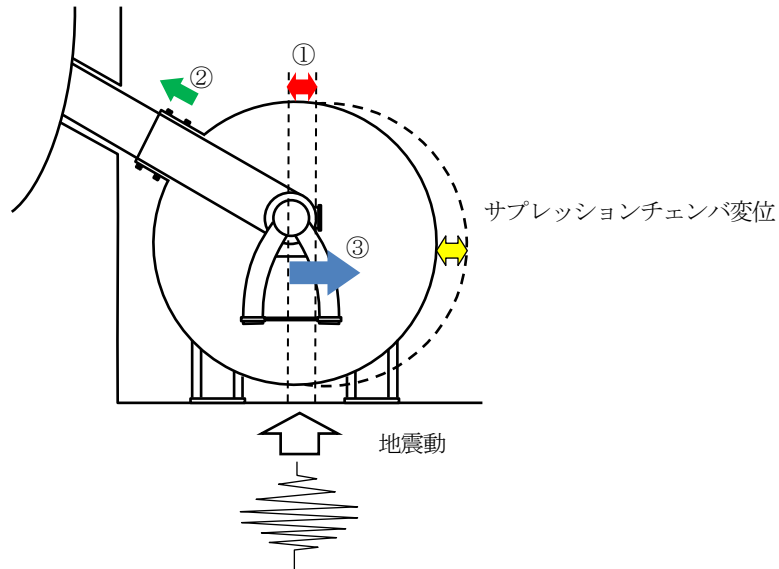


図 2-2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表 3-1 相対変位による影響評価結果

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

注記*1：項目の①～③は、図 2 の番号に対応する。

*2：設計用条件 I（基準地震動 S s）により算出

サブプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

1. 概要

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

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

2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

2.1 適用規格

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

2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

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

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

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

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

2.3 サプレッションチェンバサポートの耐震評価における応力算出方法

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

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

なお、サプレッションチェンバサポートには地震荷重による相対変位が生じないことから、サプレッションチェンバサポートの耐震評価では、建設時より一次応力評価で代表させることとしており、一次+二次応力評価については省略している。

J E A G 4 6 0 1 -1987

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

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

(1) 荷重の組合せ

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

(2) 許容限界

a. As クラス

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

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ。

c. B 及び C クラス

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

< 第 2 種 容 器 対 する 評 価 >

2.1.2 第 2 種 容 器 の 許 容 応 力

第 2 種 容 器 の 許 容 応 力 を 次 に 示 す。

応力分類 許容 応力状態	1 次 一 般 膜 応 力	1 次 膜 応 力 + 1 次 曲 げ 応 力	1 次 + 2 次 応 力	1 次 + 2 次 + ピ ー ク 応 力	特 別 な 応 力 限 界	
					純 せん断 応 力	支 圧 応 力
設 計 条 件	S	1.5 S	—	—	—	—
I _A	—	—	(1) 3 S	(2) 運 転 状 態 I 及 び II に お け る 荷 重 の 組 せ 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 _y (1.5 S _y)
II _A	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
III _A	S _y と 2/3 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S _u 、 不 連 続 な 部 分 は S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は、構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 2 S と 0.6 S _u の 小 さい 方、不 連 続 な 部 分 は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	—	—	—	—
III _{A S}	S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値	(3) 3 S 〔 S ₁ 又 は S ₂ 地 震 動 の み に よ る 応 力 振 幅 に つ い て 評 価 す る。〕	(4)(5) S ₁ 又 は S ₂ 地 震 動 の み に よ る 疲 れ 解 析 を 行 い 疲 れ 累 積 係 数 を 求 め、運 転 状 態 I、 II に お け る 疲 れ 累 積 係 数 と の 和 が 1.0 以 下 で あ る 事 件。	0.6 S	(8) S _y (1.5 S _y)
IV _{A S}	構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 0.6 S _u 、 不 連 続 な 部 分 は S _y と 0.6 S _u の 小 さい 方。た だ し オ ー ス テ ナ イ ト 系 ス テ ン レ ス 鋼 及 び 高 ニ ッ ケ ル 合 金 に つ い て は、構 造 上 の 連 続 な 部 分 は 2 S と 0.6 S _u の 小 さい 方、不 連 続 な 部 分 は 1.2 S と す る。	左 欄 の 1.5 倍 の 値			0.4 S _u	(8) S _u (1.5 S _u)

- 注：(1) $3 S_m$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
- (3) 三軸引張りの場合には、別に主応力の総和が $4.8 S_m$ を超えないことを検討する。
- (4) $3 S_m$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第3号を除く）の弾塑性解析を用いることができる。
- (5) 告示第13条第1項第三号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ S_1 又は S_2 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (6) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (7) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (8) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (9) ()内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値。
- (10) オメガシール及びキャノピシールにあつては、Ⅲ_A S、Ⅳ_A 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 _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
II _A	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
III _A	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV _A	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III _A S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b^{(2)}$	$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_b^{(2)(4)}$
IV _A S	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	$(S_1$ 又は S_2 地震動のみに よる応力振幅について評価する)			$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$

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

サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討

1. 概要

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

この3次元はりモデルは、既工認で用いたサプレッションチェンバ大円の変形及びサプレッションチェンバサポートの剛性を模擬したはりモデルに、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を模擬したばねを加えた地震応答解析モデルである。サプレッションチェンバサポート取付部の変形を地震応答解析モデルに模擬することで、今回工認の地震応答解析モデルと3次元シェルモデルの地震応答挙動が同等の解析結果を算定できるようにしている。

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

2. モデル化の差異に係る固有周期への影響検討

2.1 検討の内容と結果

サプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートのモデル化において模擬した項目に着目して、固有周期への影響を検討する。影響検討を行うモデル化項目に対する3次元はりモデル(地震応答解析モデル)及び3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)のモデル化の方法、固有周期への影響検討内容及び検討結果を表2-1に示す。

ここで、3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)において、エビ継部のモデル化の影響が無いと仮定する。このとき、モデル化の相違点のうちモデル化範囲、ストレーナのモデル化、内部水有効質量のモデル化及びサプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化による固有周期への影響はないことを確認した。また、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化の方法により3次元はりモデル(地震応答解析モデル)の水平方向の固有周期は3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)の固有周期に対して小さくなることを確認した。なお、サプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化による固有周期への影響を抑制した場合においても、固有周期の差異があることを確認した。

以上を踏まえて、影響が無いと仮定したエビ継部のモデル化を検討した結果、エビ継部のモデル化は3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元シェルモデル(適用性確認用解析モデル)の固有周期の差異の要因と考えられることを確認した。

検討内容の詳細は2.2以降に示す。また、水平方向の固有周期の差異による耐震評価への影響について3.において床応答スペクトルと固有周期の関係を整理して示す。

表 2-1 サブレスシオンチェンバ及びサブレスシオンチェンバポートのモデル化影響検討 (1/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討			影響
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項目	検討結果	
モデル化範囲	サブレスシオンチェンバ全体 (360°) をモデル化	サブレスシオンチェンバの半分 (180°) をモデル化	以下の固有値解析結果の比較により、モデル化範囲の違いによる固有周期への影響を確認する。 ①180°モデル (原子炉格納容器ベント系解析モデル) ②360°モデル (原子炉格納容器ベント系解析モデル)	2.2.1	<ul style="list-style-type: none"> ①と②で同じ固有値解析結果が得られることから、モデル化範囲の相違 (180°モデル及び360°モデルの違い) による固有周期への影響がないことを確認した。 	影響なし
ストレーナの扱い	ストレーナ連成あり	ストレーナ連成なし	以下の固有値解析結果の比較により、ストレーナの連成による固有周期への影響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (ストレーナなし)	2.2.2	<ul style="list-style-type: none"> ①と②の固有周期が一致することから、ストレーナの連成は固有周期に影響しないことを確認した。 	影響なし
内部水の有効質量	質点に縮約して設定 (NASTRANの仮想質量法により算出した有効質量をGuyan縮約によりはりモデルに設定)	シェル要素に設定 (NASTRANの仮想質量法により算出)	以下の固有値解析結果の比較により、内部水のモデル化方法の違いによる影響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (内部水なし) ③シェルモデル ④シェルモデル (内部水なし)	2.2.3	<ul style="list-style-type: none"> 内部水の有無による固有周期の比率がはりモデル(①/②=1.67)とシェルモデル(③/④=1.73)で同等であることから、はりモデルはシェルモデルと同等に内部水をモデル化できており、固有周期への影響がないことを確認した。 	影響なし

表 2-1 サブレスシジョンチェンバ及びサブプレシジョンチェンバサポートのモデル化影響検討 (2/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討		影響	
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項目		検討結果
サブレスシジョン チェンバ胴 (エビ継部のモデル化の影響を除く)	はり要素でモデル化 (材料物性、断面情報から理論式により剛性を設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有値解析結果の比較により、胴のモデル化方法の違いによる固有周期への影響を確認する。 ①はりモデル ②シェルモデル ③シェルモデル (胴一般部断面保持)	2.2.4	<ul style="list-style-type: none"> ・オーバー振動の影響で②で分散して現れていた振動モードは③では集約されることを確認した。 ・水平方向の固有周期は、③/①=最大1.14、②/①=最大1.28となり、③は②より①に近づくとことからシェルモデルに比べてはりモデルの固有周期が小さくなる要因としてオーバー振動の影響があることを確認した。ただし、①と③の固有周期に有意な差異が残ることから、サポート及び取付部のモデル化の差異について検討する。(2.2.5～6項)。 	影響あり
サブレスシジョン チェンバサポート 取付部	面外方向の剛性をばね要素でモデル化 (シェル要素を用いて局部変形を模擬したばね剛性を設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有値解析結果の比較により、取付部のばね剛性のモデル化方法の違いによる固有周期への影響を確認する。 ①はりモデル ②はりモデル (取付部ばね要素なし) ③シェルモデル	2.2.5	<ul style="list-style-type: none"> ・水平方向の固有周期は①0.085sと②0.081sで同程度であることから、取付部のモデル化方法は水平方向の固有周期に影響しないことを確認した。 	影響なし

表 2-1 サブレスシジョンチェンバ及びサブプレシジョンチェンバサポートのモデル化影響検討 (3/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討		影響	
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項目		検討結果
サブレスシジョン チェンバサポート	はり要素でモデル化 (材料物性, 断面情報 から理論式により剛性を 設定)	シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物性 及び構造を設定)	以下の解析モデルの固有 値解析結果の比較により, サポートの影響による固有 周期の違いを確認する。 ①はりモデル (サポート以 外剛体) ②シェルモデル (サポート 以外剛体)	2.2.6.1	<ul style="list-style-type: none"> • 水平方向の固有周期は, ①0.042sが②0.049s と比べて小さい (①/②=0.86) ことからサポ ートのモデル化方法は水平方向の固有周期に 影響を与えることを確認した。 • 2.2.6.2でサポートの剛性を精緻化すること で3次元はりモデルの固有周期に与える影響 について検討を行う。 	影響 あり
			以下の解析モデルの固有 値解析結果の比較により, はりモデルのサポートの剛 性を精緻化することによる 固有周期への影響を確認す る。 ①はりモデル ②はりモデル (サポート剛 性精緻化) ③シェルモデル (胴一般部 断面保持)	2.2.6.2	<ul style="list-style-type: none"> • 水平方向の固有周期は, ③/①=1.14, ③/② =1.09となり, ②は①に比べて③に近づくこ とからサポートのモデル化方法が水平方向の 固有周期に影響を与える主な要因の一つであ ることを確認した。 	影響 あり

表 2-1 サブレスシジョンエンバ及びサブプレシジョンエンバレポートのモデル化影響検討 (4/4)

モデル化検討項目	モデル化の方法		固有周期への影響検討		影響	
	3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	検討内容	検討した項目		検討結果
サブレスシジョン エンバ胴 (エビ継部のモデル化の影響)	はり要素でモデル化 (材料物性、断面情報 から理論式により剛性を 設定、仮想的に胴部 のみをモデル化)	3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル) ・シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物 性及び構造を設定、仮想 的に胴部のみをモデル 化) ・シェル要素でモデル化 (実機を模擬した材料物 性及び構造を設定、仮想 的に胴部のみをモデル 化、はりモデルを模擬)	以下の解析モデルの固有値 解析結果の比較により、エ ビ継部の断面特性による固 有周期への影響を確認す る。 ①はりモデル (胴部単体) ②シェルモデル (胴部単 体、胴断面保持) ③シェルモデル (はりモデ ル模擬、ポアソン比 0.3) ④シェルモデル (はりモデ ル模擬、ポアソン比 0)	2.2.7	<p>・水平方向の固有周期は、②/①=1.11、③/①=1.04となり、③は②に比べて①に近づくことからエビ継部の断面特性が水平方向の固有周期に影響を与えると考えられる。</p> <p>・水平方向の固有周期は、④/①=1.02となり、④は③に比べて更に①に近づくことからポアソン比を0にすることで水平方向の固有周期の差異が小さくなることを確認した。</p>	影響あり

2.2. モデル化項目ごとの検討

2.2.1 モデル化範囲による影響

(1) 検討の目的

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル化は、サプレッションチェンバが対称形状であることを利用し、180°モデルとしている。180°モデルの妥当性を確認するため、180°3次元シェルモデル及び360°3次元シェルモデルの固有周期の比較を行う。

なお、検討内容としては個別の機器形状に影響されないため、原子炉格納容器ベント系の解析モデルにて代表する。

(2) 検討方法

表 2.2.1-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.1-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要	解析モデルの説明
	モデル化範囲	
①180°モデル (原子炉格納容器ベント系 3次元解析モデル)	半周 (180°)	・VI-2-9-2-3「ベント管の耐震性 についての計算書」の地震応答 解析モデル
②360°モデル (原子炉格納容器ベント系 3次元解析モデル)	全周 (360°)	・NS2 補足-027-10-54「原子炉格 納容器ベント系設備の地震応答 解析モデルの精緻化等に関する 補足説明資料」にて示す原子炉 格納容器ベント系のモデル化範 囲に関する影響検討モデル

(3) 検討結果

固有周期及び振動モードごとの有効質量比について、 360° モデルのモードと、 180° モデルの対称モデルと反対称モデルのモードを固有周期の順に並べて比較した結果を表 2.2.1-2 に示す。ここで、表 2.2.1-2 では全ての方向で有効質量比が表示桁数の範囲で 0 のモードについては記載を省略している。

表 2.2.1-2 より、以下の結果が確認できる。

- ・ 360° モデルのモードの固有周期は、 180° モデルの対称モデル又は反対称モデルのどちらかの解析モデルのモードの固有周期と一致する。
- ・Z方向の有効質量比は 360° モデルと 180° モデルで全て一致する。
- ・ 180° モデルのモードのX方向又はY方向の有効質量比は、 360° モデルの同じ固有周期のモードの同じ方向の有効質量比の合計に一致する（表 2.2.1-2 に青字で例を示す。）。これは、 360° モデルでは同じ固有周期にX方向及びY方向に変形するモードが現れ、各方向に有効質量が分散するが、 180° モデルでは一つの固有周期に有効質量が集約されるためである。

以上の結果から、 180° モデルとして対称モデル及び反対称モデルの両方を用いた固有値解析結果は 360° モデルと同じ固有値解析結果が得られ、モデル化範囲の相違（ 180° モデル及び 360° モデルの違い）による固有周期への影響がないことを確認した。

表 2.2.1-2 固有周期の比較結果

固有周期 sのY方向有効質量比の合計: (端数処理前の合計) 固有周期 sのY方向有効質量比:

② 360° モデル				① 180° モデル						
モード	固有周期 (s)	振動モードの有効質量比			解析 モデル	モード	固有周期 (s)	振動モードの有効質量比		
		X方向	Y方向	Z方向				X方向	Y方向	Z方向
2次					反対称	2次				
3次					対称	1次				
13次					反対称	6次				
14次					対称	8次				
26次					反対称	13次				
27次					対称	14次				
40次					対称	21次				
47次					反対称	22次				
48次					対称	26次				
52次					対称	28次				
53次					反対称	25次				
54次					対称	29次				
74次					反対称	38次				
75次					対称	37次				
86次					反対称	44次				
87次					対称	43次				
102次					反対称	51次				
103次					対称	52次				
111次					反対称	56次				
112次					対称	56次				
118次					対称	60次				
119次					反対称	59次				
120次					対称	61次				
122次					対称	62次				
123次					反対称	61次				
124次					対称	63次				
125次					反対称	62次				
126次					対称	64次				
134次					対称	68次				
138次					反対称	68次				
139次					対称	71次				
169次					対称	85次				
170次					反対称	85次				
171次					対称	86次				
199次					反対称	100次				
200次					対称	100次				
226次					反対称	113次				
227次					対称	114次				
236次					対称	118次				
246次					対称	124次				
247次					反対称	123次				
248次					対称	125次				
255次					反対称	128次				
256次					対称	128次				
270次					対称	136次				
271次					反対称	135次				
272次					対称	137次				

2.2.2 ストレナーのモデル化の影響

(1) 検討の目的

3次元はりモデル（地震応答解析モデル）はサプレッションチェンバに加えてECCSストレナーを連成してモデル化している。一方、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）はサプレッションチェンバの全体的な応答を模擬するため、局所的な構造物であるストレナーはモデルに含めていない。このため、モデル化におけるECCSストレナーの影響を確認するため、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）からストレナーを削除したモデルを作成し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）との固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表 2.2.2-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.2-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要	解析モデルの説明
	ストレナー	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	有り	<ul style="list-style-type: none">・今回工認の地震応答解析モデル・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル (ストレナーなし)	無し	<ul style="list-style-type: none">・サプレッションチェンバ単体をモデル化（①の解析モデルからECCSストレナーを除外）した解析モデル・固有値解析結果は表 2.2.2-2 を参照

表 2.2.2-2(1) 3次元はりモデル (ストレーナなし) を用いた
固有値解析結果 (水平方向モデル)

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

注記*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2: Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表 2.2.2-2(2) 3次元はりモデル (ストレーナなし) を用いた
固有値解析結果 (鉛直方向モデル)

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

注記*1: モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2: X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

(3) 検討結果

固有周期の比較結果を表 2.2.2-3 に、振動モードの比較結果を表 2.2.2-4 に、モードごとの有効質量比を比較した結果を表 2.2.2-5 に示す。

表 2.2.2-3~5 より、以下の結果が確認できる。

- ・ 主要なモードの固有周期は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）で一致する。（表 2.2.2-3, 4）
- ・ 主要なモード形状は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）と同様である。（表 2.2.2-4）
- ・ 主要なモードの有効質量比は、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と② 3次元はりモデル（ストレーナなし）で同程度である（水平方向については、X方向及びY方向の有効質量比の合計が同程度）。（表 2.2.2-5）
- ・ ① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）では、ECCSストレーナをモデル化したことにより卓越したモードが存在するが、モードの有効質量比は小さく、サプレッションチェーンバ全体の応答に与える影響は小さい。（表 2.2.2-5）

以上の結果から、ECCSストレーナを3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に連成させることによる地震応答解析への影響はないことを確認した。

表 2.2.2-3 固有周期の比較結果

(単位：s)

卓越方向	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	② 3次元はりモデル (ストレーナなし)	(A) ②/①
X方向			1.00
			—
Y方向			1.00
			—
Z方向			1.00
			—

注記*：ECCSストレーナの連成により卓越したモード

表 2.2.2-4(1) 振動モードの比較結果 (3次元はりモデル (地震応答解析モデル) と 3次元はりモデル (ストレーナなし))

① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) : 水平方向		② 3次元はりモデル (ストレーナなし) : 水平方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	

注：3次元はりモデル (ストレーナなし) は周期対称形状であるため、並進モードはどの方向にも変形が生じる可能性があるモードとなる。NASTRAN のモード図の出力はユーザー側で変形方向を選択できないため、斜め方向へ変形したモード図を出力している。

表 2.2.2-4(2) 振動モードの比較結果 (3次元はりモデル (地震応答解析モデル) と 3次元はりモデル (ストレナーナなし))

① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) : 水平方向 モード次数 (固有周期(s))	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	モード次数 (固有周期(s))	② 3次元はりモデル (ストレナーナなし) : 水平方向 赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	振動モード の考察

表 2.2.2-4(3) 振動モードの比較結果 (3次元はりモデル (地震応答解析モデル) と 3次元はりモデル (ストレナーナなし))

① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) :鉛直方向		② 3次元はりモデル (ストレナーナなし) :鉛直方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期 (s))	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	モード次数 (固有周期 (s))	赤線 : 変形前 黒線 : 変形後	

表 2.2.2-4(4) 振動モードの比較結果 (3次元はりモデル (地震応答解析モデル) と 3次元はりモデル (ストレナーナなし))

① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル) :鉛直方向		② 3次元はりモデル (ストレナーナなし) :鉛直方向		振動モード の考察
モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	モード次数 (固有周期(s))	赤線：変形前 黒線：変形後	

表 2. 2. 2-5 振動モードごとの有効質量比の比較(3次元はりモデル(地震応答解析モデル)と3次元はりモデル(ストレーナなし))

方向	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)				② 3次元はりモデル (ストレーナなし)					
	モード	固有周期 (s)	有効質量比			モード	固有周期 (s)	有効質量比		
			X方向	Y方向	Z方向			X方向	Y方向	Z方向
水平										
鉛直										

注記* : 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

2.2.3 内部水有効質量のモデル化の影響

(1) 検討の目的

仮想質量法 (NASTRAN) により算出した有効質量を Guyan 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、Guyan 縮約によるモデル化は水平方向の 3 次元はりモデル (地震応答解析モデル) のみに適用するため、水平方向の固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表 2.2.3-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.3-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	内部水	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	はり 要素	有り (質点に 縮約)	・今回工認の地震応答解析 モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル (内部水なし)	はり 要素	無し	・①のモデルから内部水の 有効質量を取り除いた解 析モデル
③ 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	シェル 要素	有り (シェル 要素)	・本文 4.2.4 の適用性確認 用解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
④ 3次元シェルモデル (内部水なし)	シェル 要素	無し	・③のモデルから内部水の 有効質量を取り除いた解 析モデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.3-2 に示す。

表 2.2.3-2 の結果から、有効質量が影響する水平 1 次のモードで内部水の有無による固有周期の比率が 3 次元はりモデルと 3 次元シェルモデルで同等であることから、Guyan 縮約により 3 次元はりモデルは 3 次元シェルモデルと同等に内部水をモデル化できており、固有周期への影響がないことを確認した (表 2.2.3-2 (A), (B) 参照)。

表 2.2.3-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討ケース	①	②	③	④	(A) ①/②	(B) ③/④
解析モデル	3次元はりモデル		3次元シェルモデル			
内部水	有り	無し	有り	無し		
水平1次	0.085	0.051	0.109	0.063	1.67	1.73

2.2.4 サプレッションチェンバ胴のモデル化の影響

(1) 検討の目的

3次元はりモデル（地震応答解析モデル）のサプレッションチェンバ本体のモデル化は、胴一般部の断面保持を仮定した理論式に基づく。一方、本文4.2.4では3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）においてオーバル振動の影響が現れることを確認している。このため、断面を保持した3次元シェルモデルを作成し他のモデルとの固有周期の比較を行う。ただし、エビ継部のモデル化の影響は無いと仮定する。

(2) 検討方法

表2.2.4-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.4-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	胴の断面保持	
① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)	はり要素	—	<ul style="list-style-type: none"> ・今回工認の地震応答解析モデル ・固有値解析結果は本文4.2.4を参照
② 3次元シェルモデル (適用性確認用解析モデル)	シェル要素	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・本文4.2.4の適用性確認用解析モデル ・固有値解析結果は本文4.2.4を参照
③ 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> ・②のモデルでセグメントごとに3箇所ずつサプレッションチェンバ胴の断面を剛体要素で結合して、胴一般部の断面を保持した3次元シェルモデル（図2.2.4-1参照） ・固有値解析結果は表2.2.4-2を参照 ・モード変形図は図2.2.4-2を参照

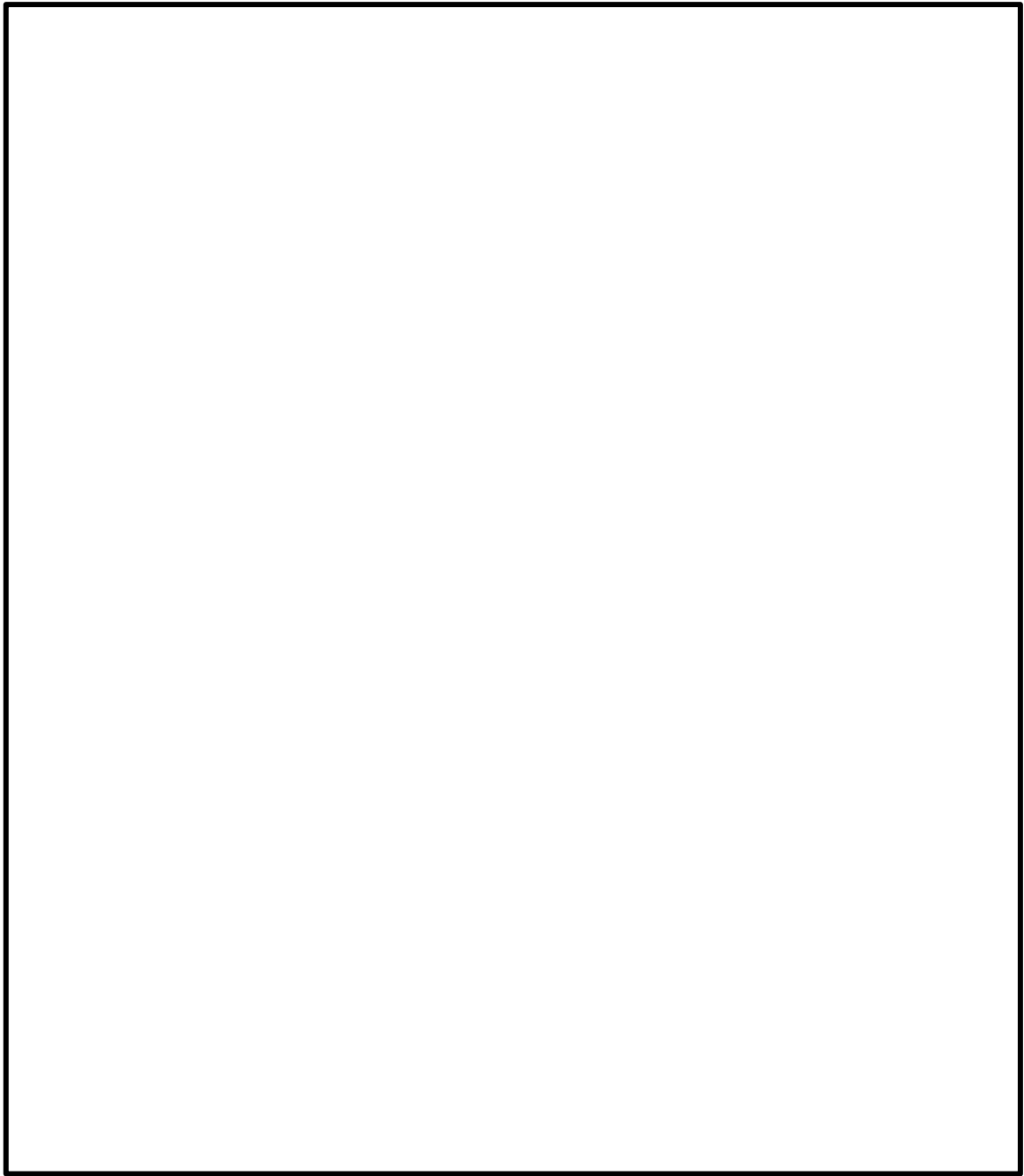


図 2.2.4-1 胴一般部の断面保持を条件とした 3 次元シェルモデル

表 2.2.4-2(1) 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）を用いた固有値解析結果
（対称条件）

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

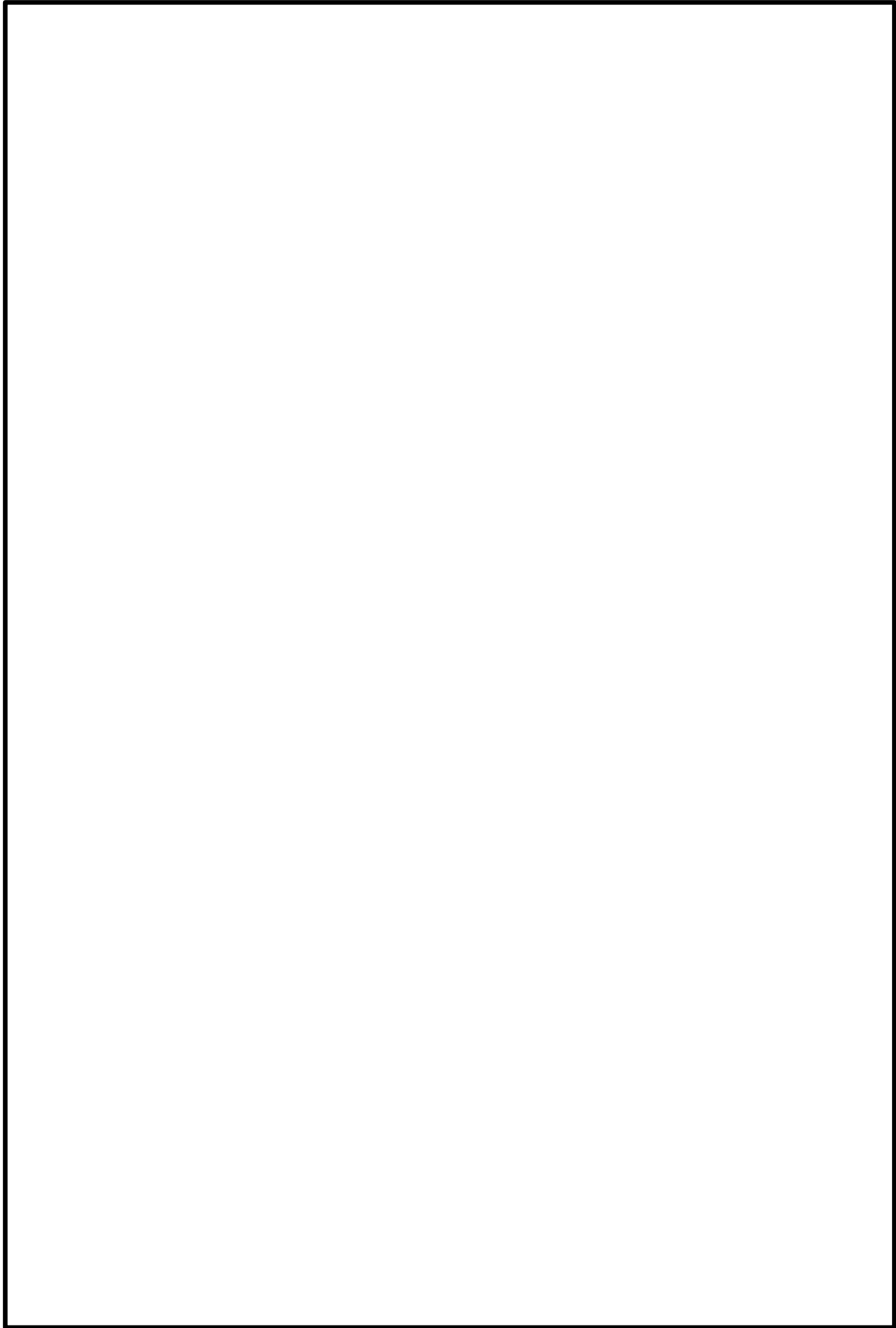
*2：Y方向及びZ方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

表 2.2.4-2(2) 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）を用いた固有値解析結果
（反対称条件）

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

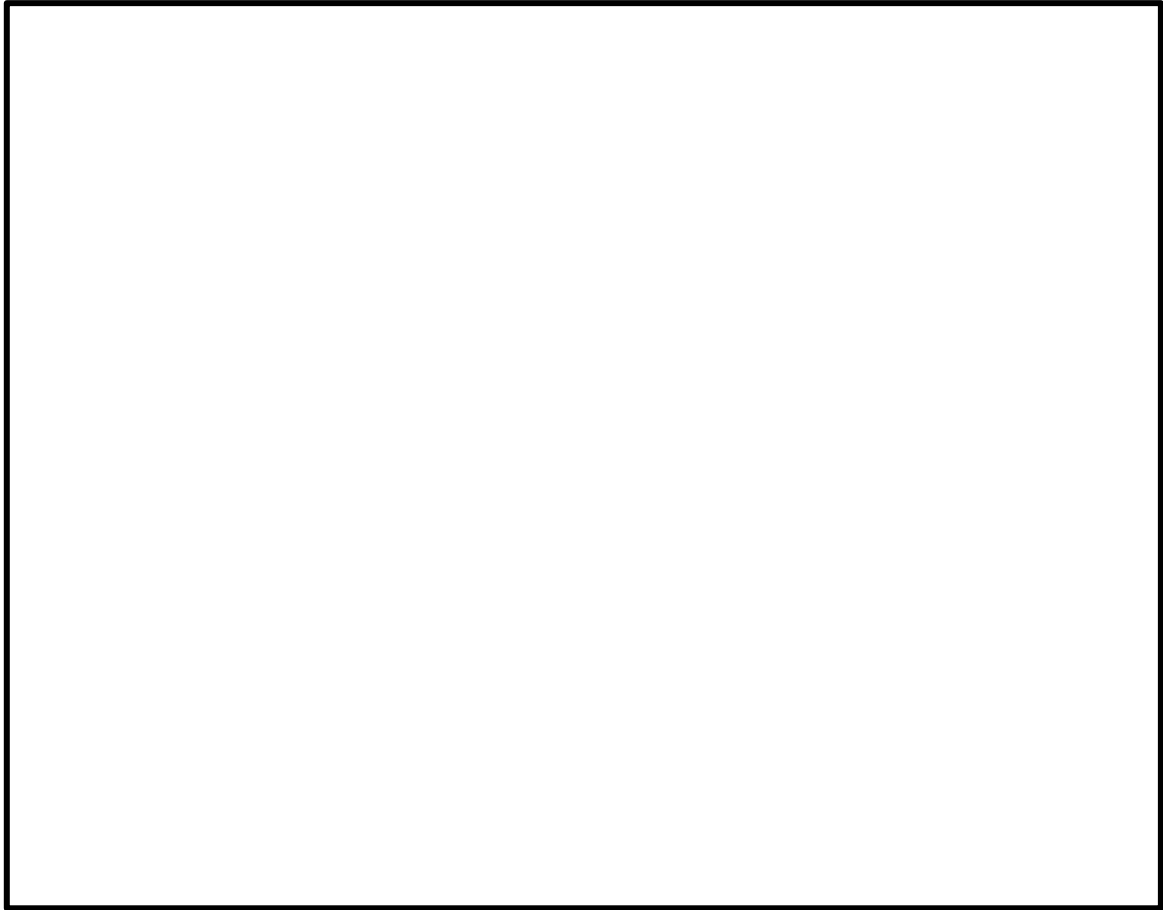
注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載



(a) 対称条件

図 2.2.4-2(1) モード変形図：3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）



(b) 反対称条件

図 2.2.4-2(2) モード変形図：3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.4-3 に示す。

表 2.2.4-3 より以下の結果が確認できる。

- ・② 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）ではサプレッションチェンバ全体が振動するモードが複数のモードに分散して現れるが、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と同様にサプレッションチェンバ全体が振動するモードが数モードに集約される（表 2.2.4-3 参照）。
- ・水平方向の固有周期については、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）は② 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べ① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に近づく。ただし、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）と① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）で差異が残る（表 2.2.4-3 参照）。表 2.2.2-4(1)の①及び図 2.2.4-2 に示すとおり、これらのモードはサプレッションチェンバ全体が水平に並進するモードであり、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポートの影響が大きいと考えられる。このため、水平方向の固有周期の差異は、サプレッションチェンバサポート取付部及びサプレッションチェンバサポートのモデル化方法の相違によるものと考えられる。
- ・鉛直方向の固有周期については、③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）が① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）よりも長周期側となっている（表 2.2.4-3 参照）。③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、図 2.2.4-1 に示すとおり、剛体要素を設定することにより、サプレッションチェンバサポート取付部付近の剛性が高くなった可能性が考えられるが、固有周期の差異は 10%未満であるためモデル化方法の妥当性について影響を及ぼすものではないと判断した。

以上の結果から、オーバル振動の影響により 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）で分散して現れていた振動モードは 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では集約されることを確認した。

水平方向の固有周期は 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）は 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べて 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）に近づくことから 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）に比べて 3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の固有周期が小さくなる要因としてオーバル振動の影響があることを確認した。

ただし、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）で水平方向の固有周期に有意な差異が残ることを確認した。

表 2.2.4-3 固有周期の比較結果

卓越 方向	固有周期 (s)			(A) ②/①	(B) ③/①
	① 3次元はりモデル (地震応答解析 モデル)	② 3次元シェルモ デル (適用性確認 用解析モデル)	③ 3次元シェルモ デル (胴一般部断 面保持)		
X方向				1.28	1.14
				1.16	
Y方向				1.28	1.14
				1.16	
Z方向				1.10	0.93
				1.07	
				0.98	
				0.95	
	0.92				
	0.89				
	0.85				

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

2.2.5 サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化の影響

(1) 検討の目的

今回工認では、サプレッションチェンバサポート取付部の局部変形を模擬したばね剛性を算定し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）（以下、2.2.5では「3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり）」という。）のサプレッションチェンバサポート取付部にばね要素としてモデル化する。一方、3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）はシェルモデルであることからサプレッションチェンバサポート取付部の剛性がそのままモデル化されている。このため、3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））から取付部のばね要素を取り除いたモデルを作成し、他のモデルと固有周期の比較を行うことで、3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））で設定しているばね要素が固有周期に与える影響を確認する。

(2) 検討方法

表 2.2.5-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.5-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	要素	サポート取付部剛性	
① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））	はり要素	ばね要素	<ul style="list-style-type: none"> ・今回工認の地震応答解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照
② 3次元はりモデル（サポート取付部ばね要素なし）	はり要素	無し	<ul style="list-style-type: none"> ・①からサポート取付部のばね要素を取り除いたモデル
③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）	シェル要素	シェル要素	<ul style="list-style-type: none"> ・本文 4.2.4 の適用性確認用解析モデル ・固有値解析結果は本文 4.2.4 を参照

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.5-2 に示す。

表 2.2.5-2 により，以下の結果が確認できる。

- ・② 3次元はりモデル（サポート取付部ばね要素なし）と③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の固有周期は，鉛直 1 次について大きく差がある（表 2.2.5-2 (B) 参照）。
- ・① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート取付部ばね要素あり））と③ 3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の鉛直 1 次の固有周期はおおむね一致した（表 2.2.5-2 (A) 参照）。
- ・水平 1 次の固有周期についてはサポート取付部のばね要素を取り除いてもほとんど影響の無い結果となった（表 2.2.5-2 (A)，(B) 参照）。

以上の結果より，鉛直方向については取付部のモデル化は適切であり，水平方向については取付部のモデル化方法が固有周期に影響がないことを確認した。

表 2.2.5-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討ケース	①	②	③		
解析モデル	3次元はりモデル (地震応答解析 モデル(サポート 取付部ばね要素あ り))	3次元はりモデル (サポート取付部 ばね要素なし)	3次元シェルモデル (適用性確認用 解析モデル)	(A) ①/③	(B) ②/③
水平 1 次	0.085	0.081	0.109	0.78	0.74
鉛直 1 次	0.061	0.026	0.067	0.91	0.39

2.2.6 サプレッションチェンバサポートのモデル化の影響

2.2.6.1 サプレッションチェンバサポートの固有周期の比較

(1) 検討の目的

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

(2) 検討方法

表 2.2.6.1-1 に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.6.1-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要		解析モデルの説明
	胴	サポート	
① 3次元はりモデル (サポート以外剛体)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	・今回工認の地震応答解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル
② 3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	シェル要素 (剛体)	シェル要素 (剛性考慮)	・本文 4.2.4 の適用性確認用解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元シェルモデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.6.1-2 に示す。

表 2.2.6.1-2 の結果より、以下の結果が確認できる。

- ・鉛直方向の固有周期は同程度であることを確認した（表 2.2.6.1-2 (A) 参照）。
- ・水平方向の固有周期は差異があることを確認した（表 2.2.6.1-2 (A) 参照）。3次元はりモデルのサプレッションチェンバサポートの剛性の設定において、穴部等の詳細な構造は模擬していないため、固有周期が小さくなったと考えられる。

以上の結果より、サプレッションチェンバサポートのモデル化方法は水平方向の固有周期に影響を与えることを確認した。サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻化することで3次元はりモデルの固有周期に与える影響について 2.2.6.2 にて検討を行う。

表 2.2.6.1-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

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

2.2.6.2 3次元シェルモデルを用いた剛性の設定による影響検討

(1) 検討の目的

2.2.6.1の結果を踏まえ、サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻化することによる固有周期への影響を検討する。サプレッションチェンバサポート単体をシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルを用いて、サプレッションチェンバサポートの剛性を精緻に算定し、はり要素としてモデル化を行う。このはり要素を用いて3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を作成し、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）（以下、2.2.6.2及び3では「3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式）」という。）及び3次元シェルモデルと固有周期を比較する。

サプレッションチェンバサポートの剛性算出に用いたサプレッションチェンバサポートの解析モデル図を図2.2.6.2-1に示す。また、サプレッションチェンバサポートの各剛性の算出方法を<補足1>に、算出した剛性の妥当性確認を<補足2>に示す。

(2) 検討方法

表2.2.6.2-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表 2.2.6.2-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	要素	サポート剛性	胴断面保持	
① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））	はり要素	理論式で設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 今回工認の地震応答解析モデル 固有値解析結果は本文4.2.4を参照
② 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）	はり要素	FEMで設定	—	<ul style="list-style-type: none"> ①からサポート剛性を局部シェルモデルの解析結果を用いて精緻化した解析モデル 固有値解析結果は表2.2.6.2-2を参照
③ 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）	シェル要素	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> 2.2.4で設定した、胴一般部の断面を保持した3次元シェルモデル 詳細は2.2.4参照

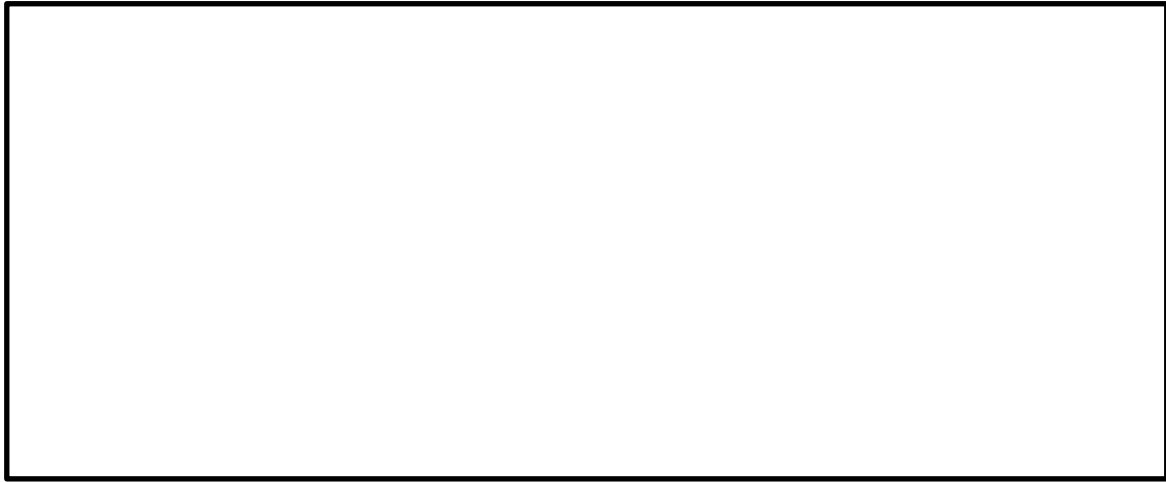


図 2.2.6.2-1 サプレッションチェンバサポータ解析モデル図

表 2.2.6.2-2 (1) 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を用いた固有値解析結果
（水平方向）

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：X方向及びY方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

表 2.2.6.2-2 (2) 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）を用いた固有値解析結果
（鉛直方向）

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

注記*1：モード質量を正規化するモードベクトルを用いる。

*2：Z方向の刺激係数が比較的大きいモードを選定して記載

*3：ECCSストレナをモデルに組み込んだことに伴い卓越したモード

(3) 検討結果

固有周期の比較結果を表 2.2.6.2-3 に示す。

表 2.2.6.2-3 より，以下の結果が確認できる。

- ・水平方向はサプレッションチェンバサポートの剛性を見直すことによって，3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差異は小さくなる。
- ・鉛直方向はサプレッションチェンバサポートの剛性を見直しによって固有周期がほぼ変わらない。

以上の結果より，サプレッションチェンバサポートのモデル化方法が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に影響を与える主な要因の一つであることを確認した。

表 2.2.6.2-3 固有周期の比較結果

卓越方向	固有周期 (s)			(A) ③/①	(B) ③/②
	① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル (サポート剛性理論式))	② 3次元はりモデル (サポート剛性精緻化)	③ 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)		
X方向				1.14	1.09
Y方向				1.14	1.09
Z方向				0.93	0.93

注記*1：対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

*2：反対称条件のモデルにより算出された固有周期の値

2.2.7 サプレッションチェンバ胴のエビ継部のモデル化の影響

(1) 検討の目的

2.2.1～6 の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の水平方向の固有周期が3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の水平方向の固有周期に対して小さくなる要因として、以下の二点を確認した。

- ・サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

しかし、以上の二つの要因を考慮した場合3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）と3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）の水平方向の固有周期には9%の差異が生じる（表2.2.6.2-3 (B) 参照）。ここで、残る差異の要因としては、2.2.4において影響が無いと仮定した、エビ継部のモデル化が考えられる。

本検討では、エビ継部のモデル化が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に与える影響を確認するため、オーバル振動を抑制したサプレッションチェンバ胴部（サプレッションチェンバ胴及び補強リング）のみを対象として水平方向の固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

3次元はりモデルではサプレッションチェンバの各セグメントがはり要素としてモデル化されており、これは胴一般部と同じ剛性の直円筒に相当する（図2.2.7-1の青点線部）。一方、3次元シェルモデルの各セグメントは、エビ継部の内側と外側で長さの異なる管となっているため、両モデルではエビ継部のモデル化について差異が存在する。

この差異の影響を確認するため、表2.2.7-1に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。①3次元はりモデル（胴部単体）及び②3次元シェルモデル（胴部単体、胴断面保持）は、それぞれ2.2.6.2の3次元はりモデル（表2.2.6.2-3の①及び②）及び3次元シェルモデル（表2.2.6.2-3の③）から作成した胴部単体モデルである。また、③3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）は3次元はりモデルを模擬するため、シェル要素で作成した直管（セグメント）をつなぎ合わせた胴部単体モデルである。なお、参考文献にて、3次元有限要素モデルにおいては、拘束点付近ではりの理論解と差異が発生すること、及びポアソン比を0にすることでその差が低減することが示されていることから、③3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）において、ポアソン比を0にした解析モデルが④3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬、ポアソン比0）である。

③3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬、ポアソン比0.3）及び④3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬、ポアソン比0）の拘束条件を以下に示す。

- ・隣接するセグメントは、各セグメント端部の断面中心を剛結合する。
- ・セグメント端部では、断面中心と同一断面上の各節点を剛なはり要素で結合し、6自由度を拘束する。

- ・セグメント端部以外では3次元はりモデルと条件を合わせるため、周方向ひずみが生じないように、断面中心と同一断面上の各節点を両端で回転が自由な剛なはり要素で結合し、周方向変位を拘束する。

なお、本検討ではサポートの剛性や固定条件の影響を無くすため、拘束条件を設定しないモデルで固有値解析を実施する。また、②3次元シェルモデル（胴部単体、胴断面保持）とその他3つの解析モデルはモデル化範囲が異なっているが、モデル化範囲の相違については固有周期への影響がないことを確認している（2.2.1参照）。

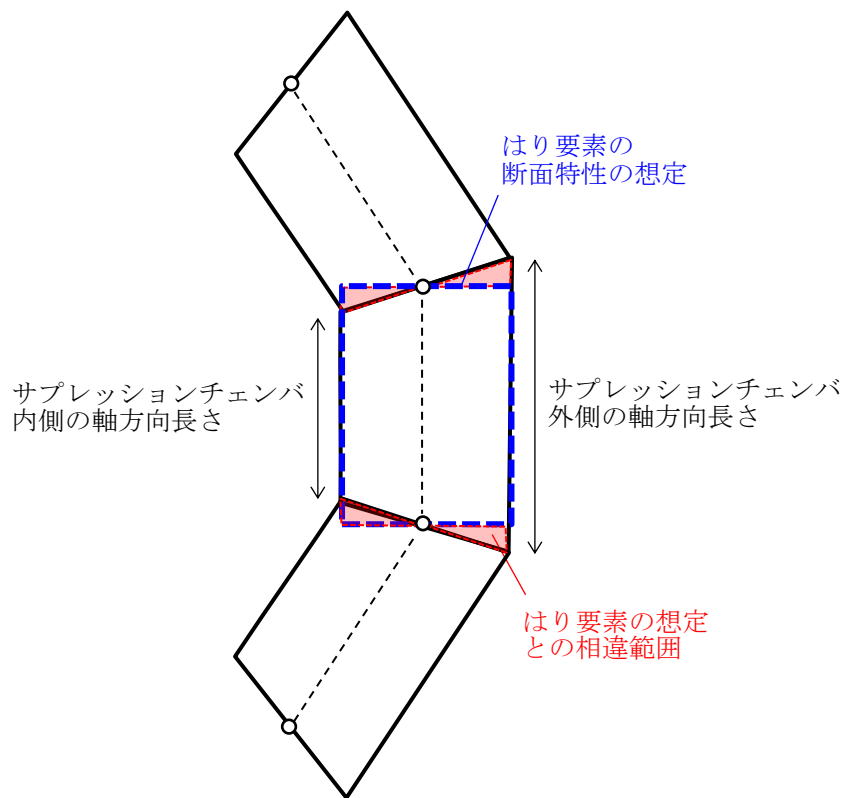


図 2.2.7-1 3次元はりモデルと3次元シェルモデルのエビ継部のモデル化の差異

表 2.2.7-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	要素	胴の断面保持	サプレッションチェンバサポート	
① 3次元はりモデル (胴部単体)	はり要素	—	無し	<ul style="list-style-type: none"> 2.2.6.2 の3次元はりモデル (表 2.2.6.2-3 の①及び②) から、サプレッションチェンバサポート及びECCSストレーナを取り除いた胴部単体モデル (図 2.2.7-2 参照) 内部水は考慮しない。 解析コードはNASTRANを使用する。
② 3次元シェルモデル (胴部単体, 胴断面保持)	シェル要素	有り (胴一般部及び補強リング)	無し	<ul style="list-style-type: none"> 2.2.6.2 の3次元シェルモデル (表 2.2.6.2-3 の③) から、サプレッションチェンバサポートを取り除き、補強リングを剛なはり要素で結合してオーバル振動を抑制した胴部単体モデル (図 2.2.7-3 参照) 内部水は考慮しない。 解析コードはNASTRANを使用する。
③ 3次元シェルモデル (3次元はりモデル模擬, ポアソン比0.3)	シェル要素	有り (胴一般部)	無し	<ul style="list-style-type: none"> シェル要素で作成した直管 (セグメント) をつなぎ合わせた胴部単体モデル (図 2.2.7.1-4 参照) ポアソン比は0.3とする。 内部水は考慮しない。 解析コードはABAQUSを使用する。
④ 3次元シェルモデル (3次元はりモデル模擬, ポアソン比0)	シェル要素	有り (胴一般部)	無し	<ul style="list-style-type: none"> シェル要素で作成した直管 (セグメント) をつなぎ合わせた胴部単体モデル (図 2.2.7.1-4 参照) ポアソン比は0とする。 内部水は考慮しない。 解析コードはABAQUSを使用する。

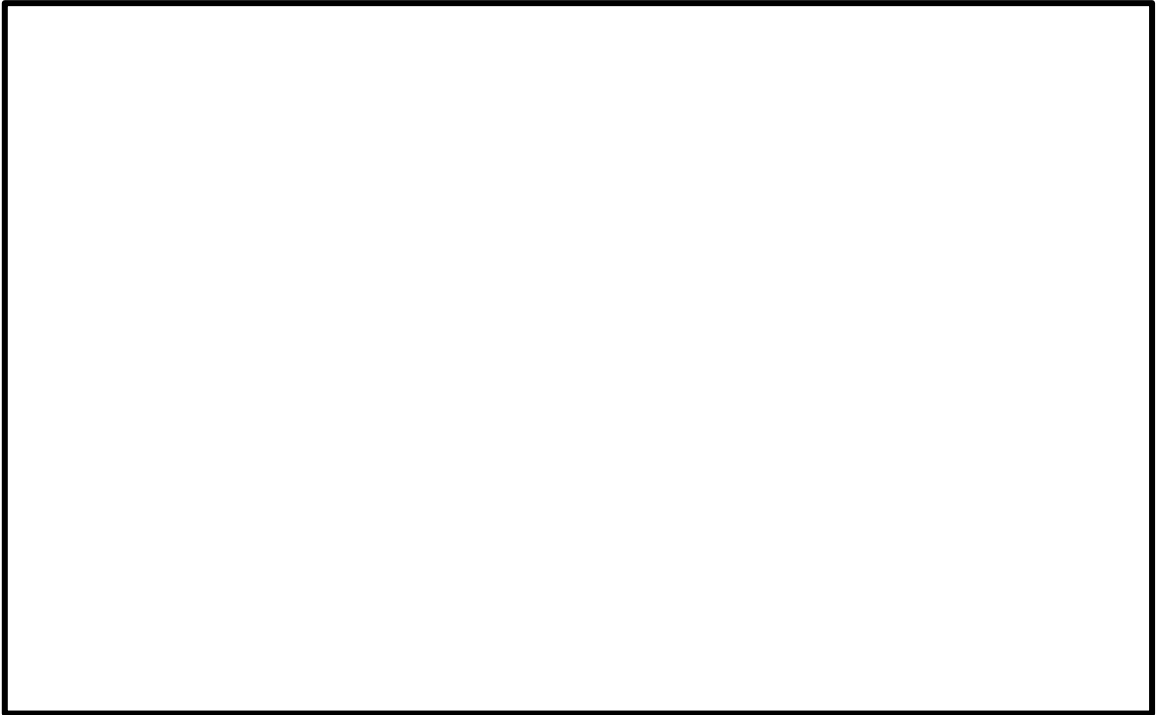


図 2.2.7.1-2 3次元はりモデル (胴部単体)

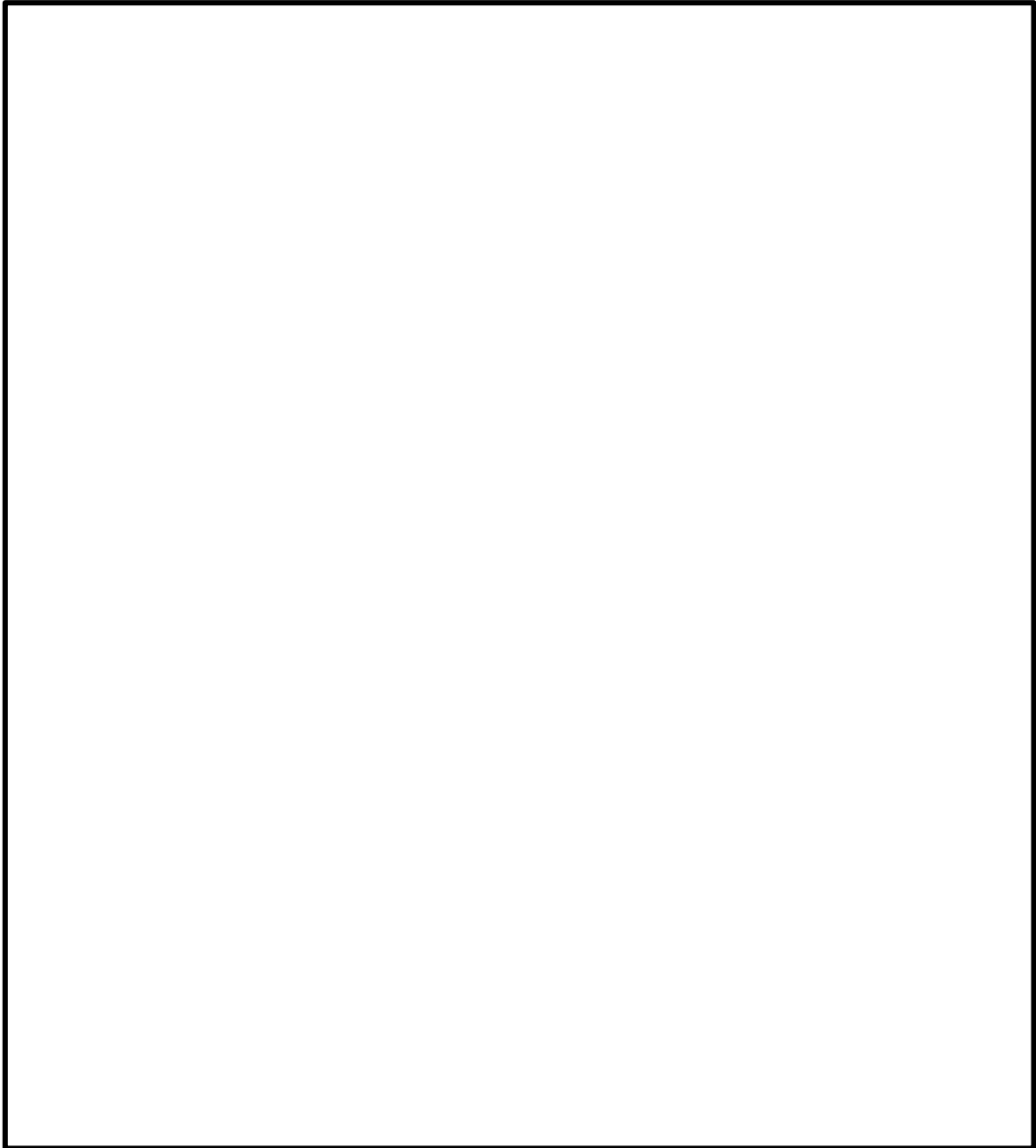


図 2.2.7.1-3 3次元シェルモデル (胴部単体, 胴断面保持)

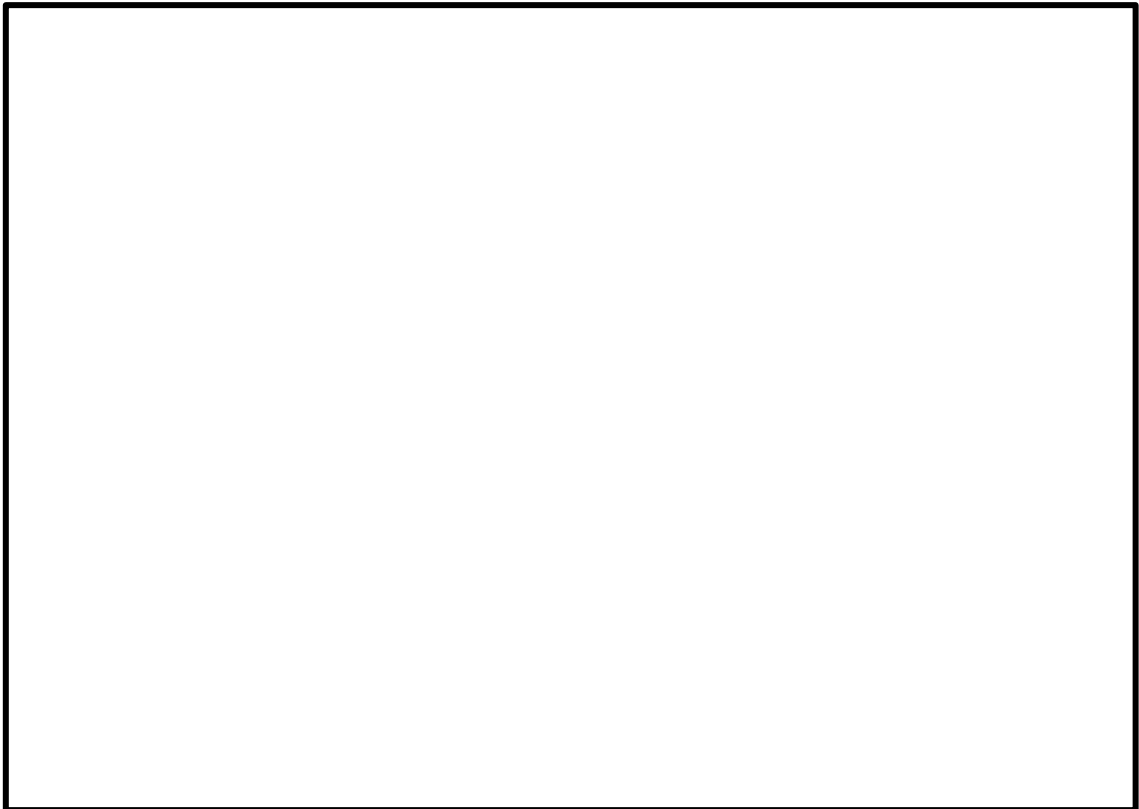


図 2.2.7-4 ③ 3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）及び
③ 3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0）

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表 2.2.7-2 に，モード変形図を図 2.2.7-5 に示す。表 2.2.7-2 より，以下の結果が確認できる。

- ・ ① 3次元はりモデル（胴部単体）と② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の水平方向の固有周期の差異は 11%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）の水平方向の固有周期が② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の水平方向の固有周期に対して小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(A)参照）。
- ・ ① 3次元はりモデル（胴部単体）と③ 3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）の水平方向の固有周期の差異は 4%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）と② 3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）の差異よりも小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(B)参照）。
- ・ ① 3次元はりモデル（胴部単体）と④ 3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0）の水平方向の固有周期の差異は 2%であり，① 3次元はりモデル（胴部単体）と③ 3次元シェルモデル（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）の差異よりも小さくなることを確認した（表 2.2.7-2(C)参照）。

以上の結果より，サブレーションチェンバ胴のエビ継部のモデル化方法が3次元はりモデルと3次元シェルモデルの水平方向の固有周期の差異に影響を与える要因であると考えられる。

(4) 参考文献

寺西孝弘，有限要素法を用いた材料力学の理解を深めるための教材，工学教育，69巻，2号，2021年

表 2.2.7-2 固有周期の比較結果

(単位：s)

検討 ケース	①	②	③	④			
解析 モデル	3次元はりモデル (胴部単体)	3次元シェルモデル (胴部単体，胴断面保持)	3次元シェルモデル (3次元はりモデル模擬，ポアソン比0.3)	3次元シェルモデル (3次元はりモデル模擬，ポアソン比0)	(A) ②/①	(B) ③/①	(C) ④/①
水平 1次	0.095	0.105	0.099	0.097	1.11	1.04	1.02

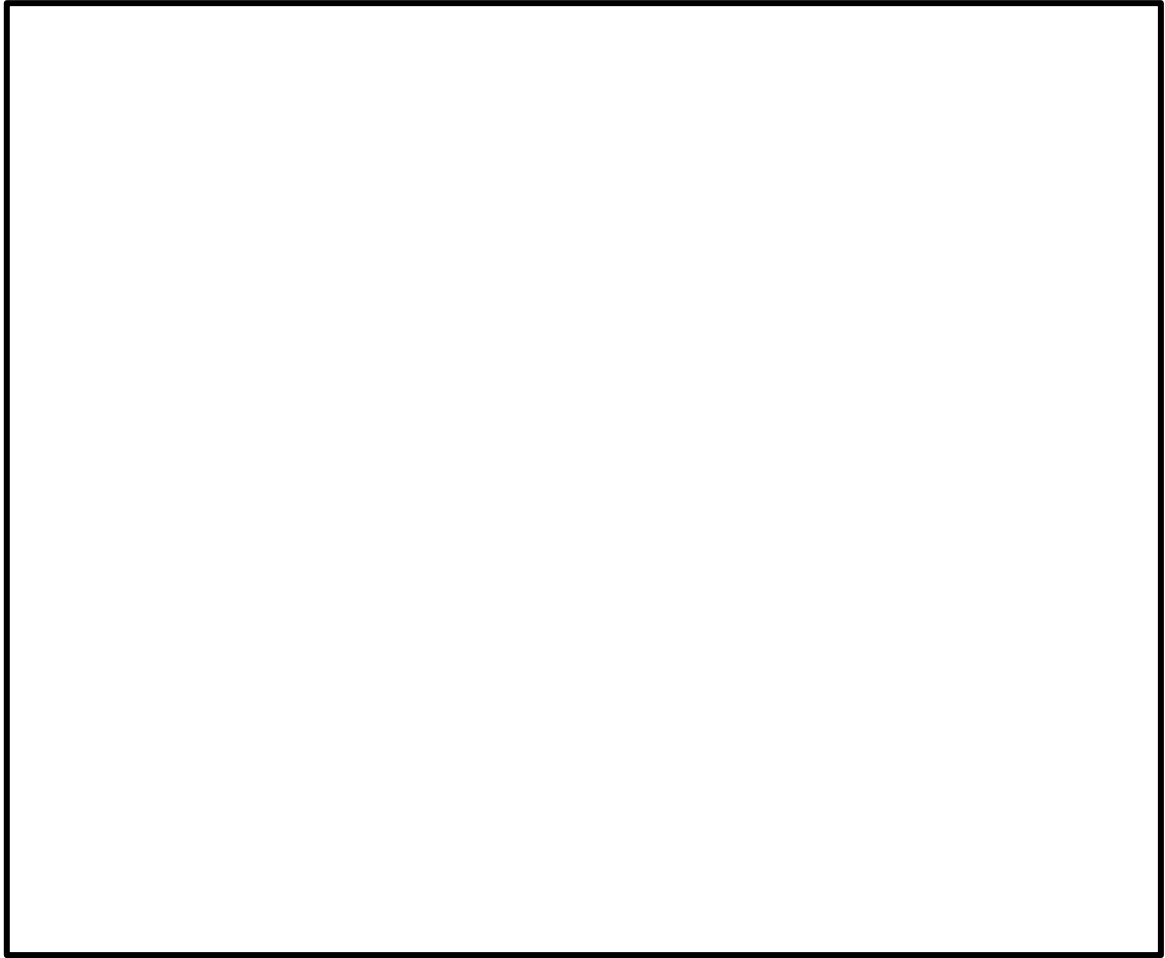


図 2.2.7-5(1) モード変形図：3次元はりモデル（胴部単体）



図 2.2.7-5(2) モード変形図：3次元シェルモデル（胴部単体，胴断面保持）



図 2.2.7-5(3) モード変形図：3次元シェルモデル
（3次元はりモデル模擬，ポアソン比 0.3）

2.2.8 モデル化の差異に係る固有周期への影響検討のまとめ

2.2.1～6の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）と3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）のモデル化の相違点による固有周期への影響について、以下のとおり確認した。

（固有周期への影響があるモデル化の相違点）

- ・ サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・ サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

（固有周期への影響がないモデル化の相違点）

- ・ 内部水有効質量のモデル化方法（G u y a n 縮約の妥当性）
- ・ サプレッションチェンバサポート取付部ばね剛性のモデル化方法
- ・ モデル化範囲（180° モデル及び360° モデルの違い）
- ・ ストレーナのモデル化

なお、固有周期への影響がある二つの相違点が無くなるように補正した3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）と3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）では、水平方向の固有周期には9%の差異が生じる（表2.2.6.2-3（B）参照）。

2.2.7の影響検討結果より、サプレッションチェンバ胴のエビ継部のモデル化が、水平方向の固有周期の9%の差異の要因であると考えられる。

3. モデルの固有周期の差異に係る耐震評価への影響検討

2. でのモデル化要素についての検討結果として3次元はりモデルはサプレッションチェンバ胴及びサプレッションチェンバサポートのモデル化方法により水平方向の固有周期が3次元シェルモデルの固有周期と比べて小さくなる。

3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との比較については本文4.2.4で応力評価の比較を行い、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）により評価を行うことの妥当性を示している。

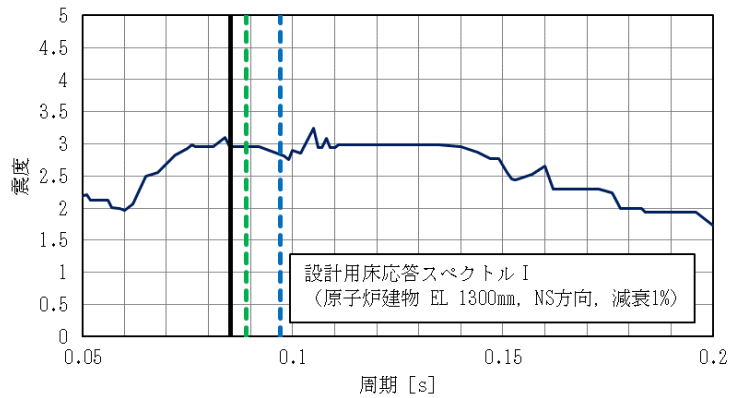
3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））と3次元シェルモデルの固有周期の差異の2つの要因に係り、表3-1に示すオーバル振動を抑制した3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）及びサポートの剛性を精緻化した3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）について、床応答スペクトルと固有周期の関係を比較し、固有周期の違いによる耐震評価への影響について検討する。

表3-1の解析モデルについて、床応答スペクトルと固有周期の関係を示した結果を図3-1-1に示す。図3-1のとおり、設計用床応答スペクトルIについて、②3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）及び③3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）の固有周期の震度は、いずれの方向についても①3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））と同じ又は①3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の固有周期の震度よりも小さい値である。このため、水平方向の固有周期の相違による耐震評価上の問題がないことを確認した。

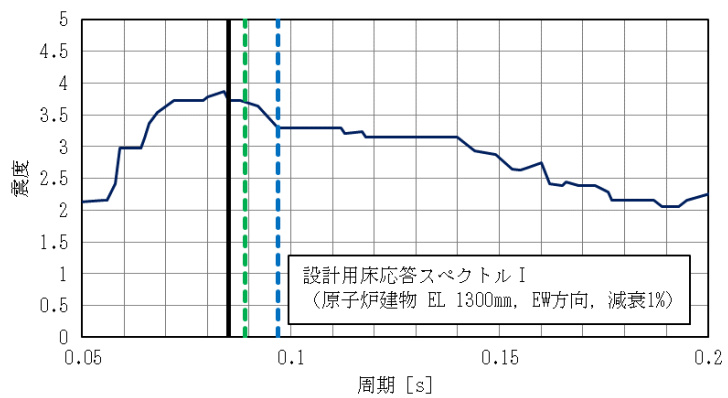
表3-1 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	要素	サポート剛性	胴断面保持	
① 3次元はりモデル（地震応答解析モデル（サポート剛性理論式））	はり要素	理論式で設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 今回工認の地震応答解析モデル 固有値解析結果は本文4.2.4を参照
② 3次元シェルモデル（胴一般部断面保持）	シェル要素	シェル要素	有り	<ul style="list-style-type: none"> はりモデルで模擬できないオーバル振動の影響を除去したモデル 詳細は2.2.4参照
③ 3次元はりモデル（サポート剛性精緻化）	はり要素	FEMで設定	—	<ul style="list-style-type: none"> 3次元シェルモデルを精度よく模擬したはりモデル 詳細は2.2.6.2参照

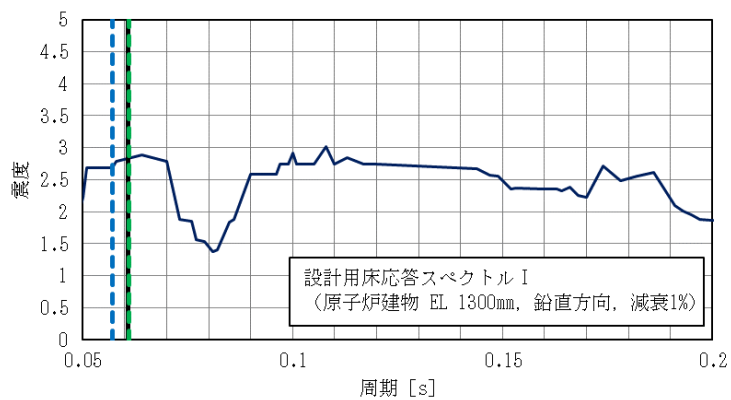
- ① 3次元はりモデル (地震応答解析モデル)
- ② 3次元シェルモデル (胴一般部断面保持)
- ③ 3次元はりモデル (サポート剛性精緻化)



(1) NS 方向



(2) EW 方向



(3) 鉛直方向

図 3-1 床応答スペクトルと固有周期の関係

4. まとめ

2. の影響検討結果から、3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の水平方向の固有周期が3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）の水平方向の固有周期に対して小さくなる要因として、以下の二点を確認した。

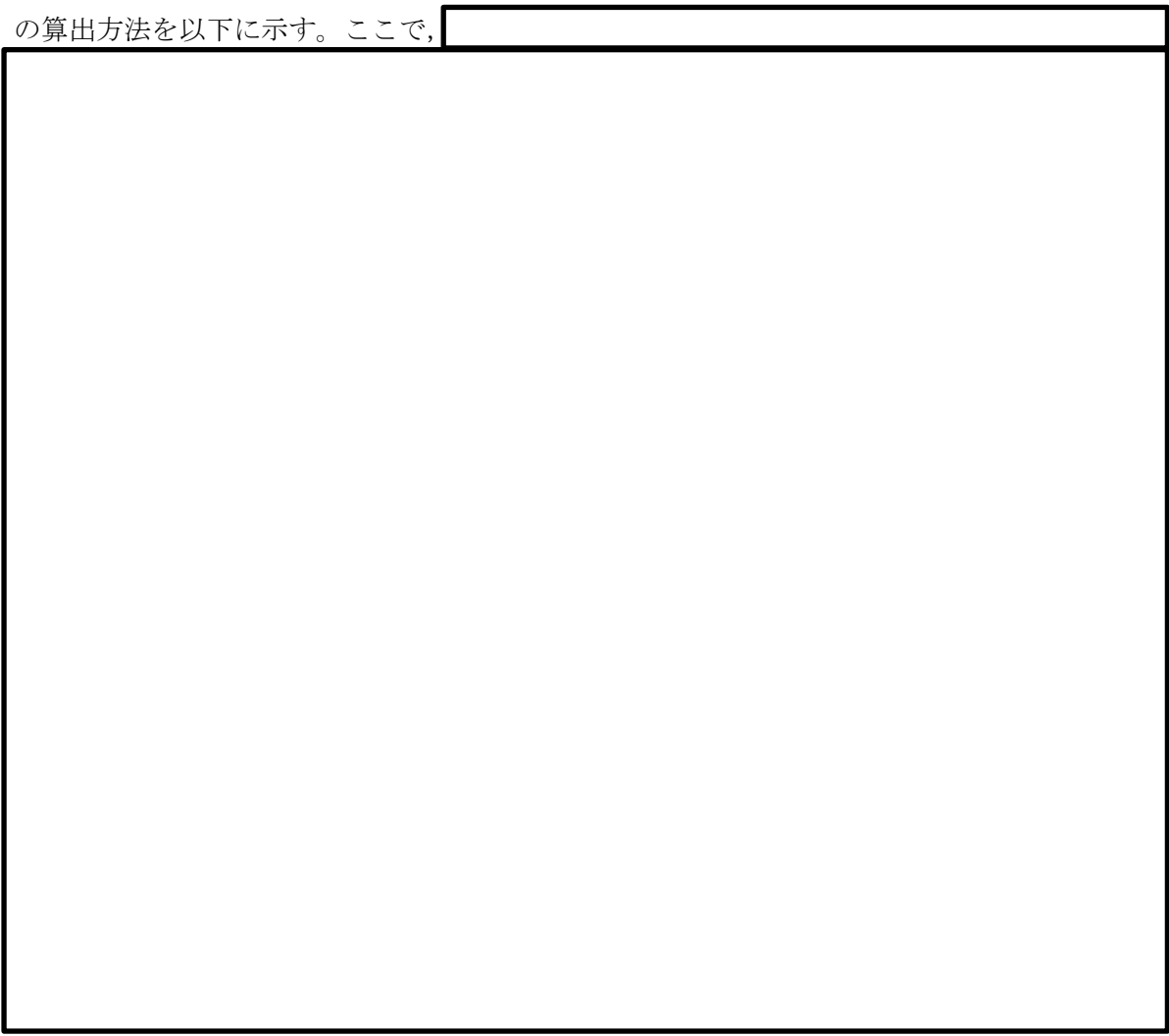
- ・サプレッションチェンバ胴のモデル化方法
- ・サプレッションチェンバサポートのモデル化方法

また、3. の耐震評価への影響検討より3次元はりモデルの水平方向の固有周期が3次元シェルモデルの固有周期と比べて小さくなることについて、床応答スペクトルと固有周期の関係の比較により耐震評価上の問題がないことを確認した。

今回工認の地震応答解析モデルは、水平方向の固有周期が小さくなるものの、本文4.2.4の3次元はりモデル（地震応答解析モデル）の適用性確認結果から、主要な振動モードにおける3次元シェルモデル（適用性確認用解析モデル）との対応関係を確認した。さらに、3. の床応答スペクトルと固有周期の関係による耐震評価への影響検討結果を踏まえ、今回設定した3次元はりモデル（地震応答解析モデル）が島根2号機の今回工認のサプレッションチェンバ及びサプレッションチェンバサポートの地震応答解析モデルとして適用性があると判断する。

<補足1> サプレッションチェンバサポートの剛性の算出方法

サプレッションチェンバサポートの各剛性（断面積，せん断断面積，断面二次モーメント）の算出方法を以下に示す。ここで，



計算式により設定した剛性及び3次元シェルモデルから設定した剛性を表-補1に示す。

表-補1 サプレッションチェンバサポートの剛性

設定方法	断面積 (mm ²)	せん断断面積 (mm ²)		断面二次モーメント (mm ⁴)	
		大円半径方向	大円円周方向	大円半径方向	大円円周方向
計算式					
3次元シェルモデル	外側サポート				
	内側サポート				

<補足2> 精緻化したサプレッションチェンバサポートの剛性の妥当性確認

(1) 検討の目的

2.2.6.2 で3次元シェルモデルを用いて算出した精緻なサプレッションチェンバサポートの剛性の値の妥当性確認として、2.2.6.1の検討を参考に、サプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデルの固有周期の比較を行う。

(2) 検討方法

表一補2に示す解析モデルの固有値解析結果を比較する。

表一補2 検討対象解析モデル

解析モデル	概要			解析モデルの説明
	胴	サポート	サポート剛性	
① 3次元はりモデル (サポート以外剛体：理論式サポート剛性)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	計算式で設定	・今回工認の地震応答解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル (2.2.6.1参照)
② 3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	シェル要素 (剛体)	シェル要素 (剛性考慮)	シェル要素	・本文4.2.4の適用性確認用解析モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元シェルモデル (2.2.6.1参照)
③ 3次元はりモデル (サポート以外剛体：サポート剛性精緻化)	はり要素 (剛体)	はり要素 (剛性考慮)	FEMで設定	・2.2.6.2のサポート剛性精緻化モデルにおいてサプレッションチェンバサポート以外を剛体とした3次元はりモデル

(3) 検討結果

固有値解析結果の比較を表一補3に示す。

表一補3の結果より、以下の結果が確認できる。

- ・鉛直方向の固有周期は①3次元はりモデル(サポート以外剛体:理論式サポート剛性)、②3次元シェルモデル(サポート以外剛体)、③3次元はりモデル(サポート以外剛体:サポート剛性精緻化)で同程度であることを確認した(表一補3(A),(B)参照)。
- ・水平方向の固有周期は③3次元はりモデル(サポート以外剛体:サポート剛性精緻化)が①3次元はりモデル(サポート以外剛体:理論式サポート剛性)に対して大きくなり、②3次元シェルモデル(サポート以外剛体)と同程度になることを確認した(表一補3(A),(B)参照)。

以上の結果より、サポートの剛性を精緻化した解析モデルの固有周期は3次元シェルモデルの固有周期と同程度になることから、シェルモデルを用いてはりモデルのサポートの剛性を設定する方法の妥当性を確認した。

表一補3 固有周期の比較結果

(単位:s)

検討ケース	①	②	③	(A)	(B)
解析モデル	3次元はりモデル (サポート以外剛体: 理論式サポート剛性)	3次元シェルモデル (サポート以外剛体)	3次元はりモデル (サポート以外剛体: サポート剛性精緻化)	①/③	②/③
水平1次	0.042	0.049	0.049	0.86	1.00
鉛直1次	0.017	0.018	0.018	0.94	1.00

ベースプレートにおける応力評価の精緻化について

1. 概要

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

2. ベースプレートの応力評価方法

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

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

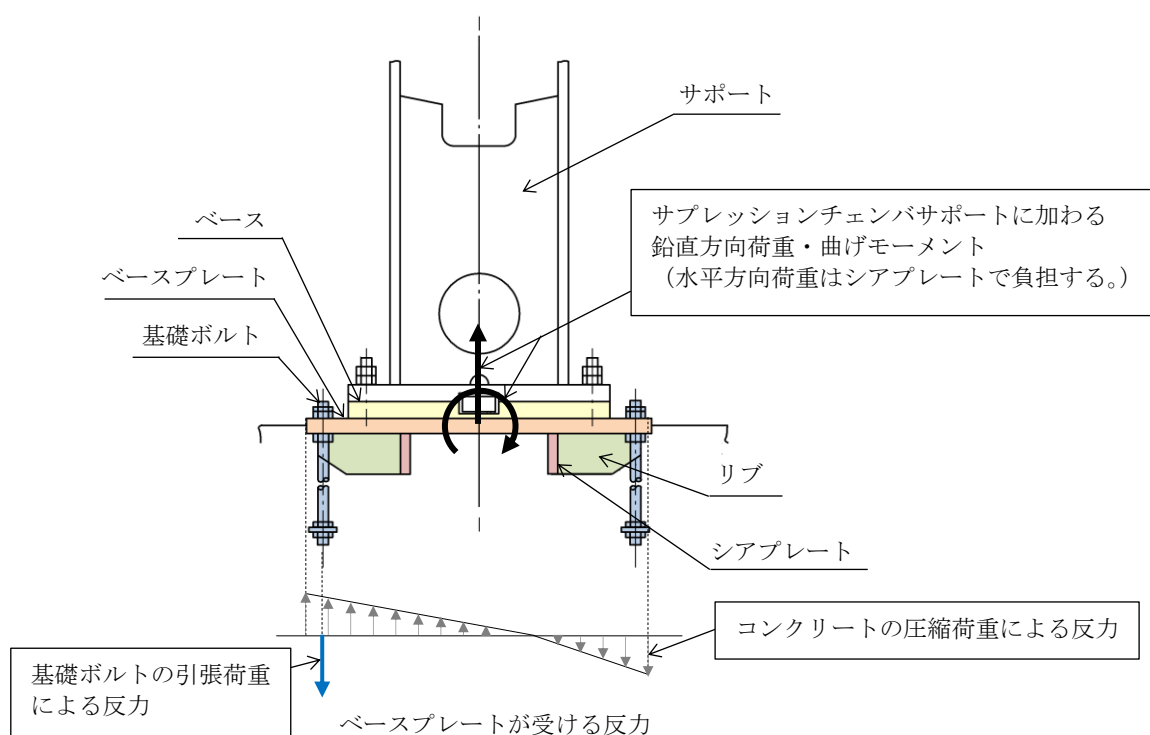


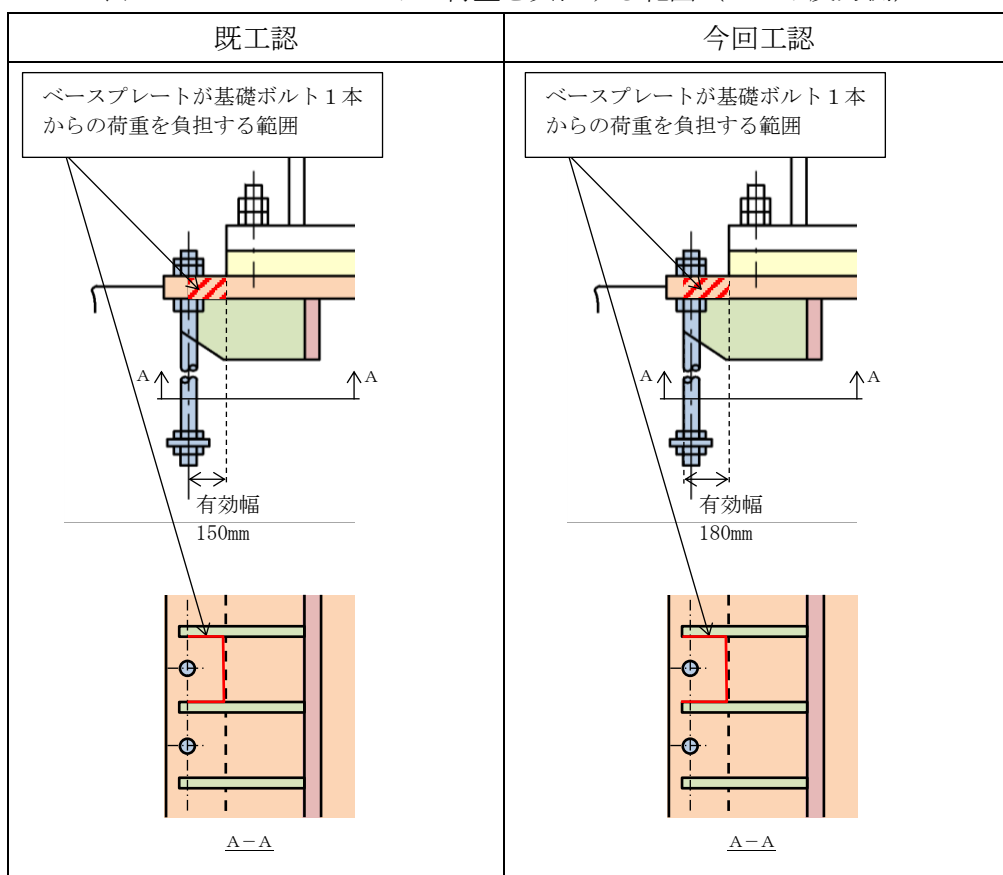
図 2-1 ベースプレートが受ける反力のイメージ

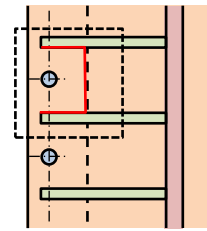
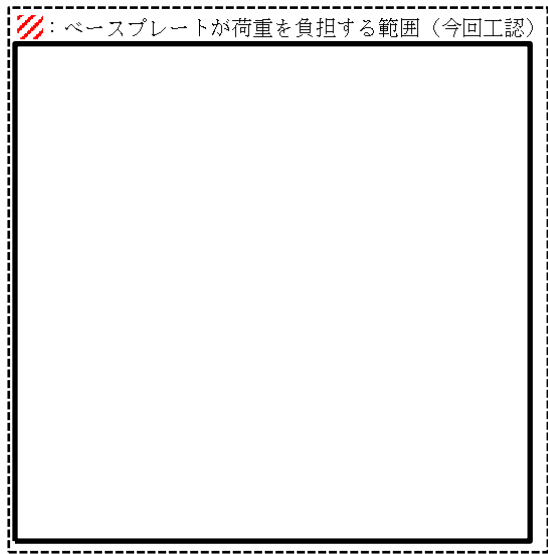
3. 応力評価の精緻化内容

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

ここで、ベースプレートが荷重を負担する範囲について、参考文献[1]と今回工認における考え方を比較した結果を図 3-1 に示す。

表 3-1 ベースプレートが荷重を負担する範囲（ボルト反力側）





A-A*

注記*: 表 3-1 の A-A 図参照

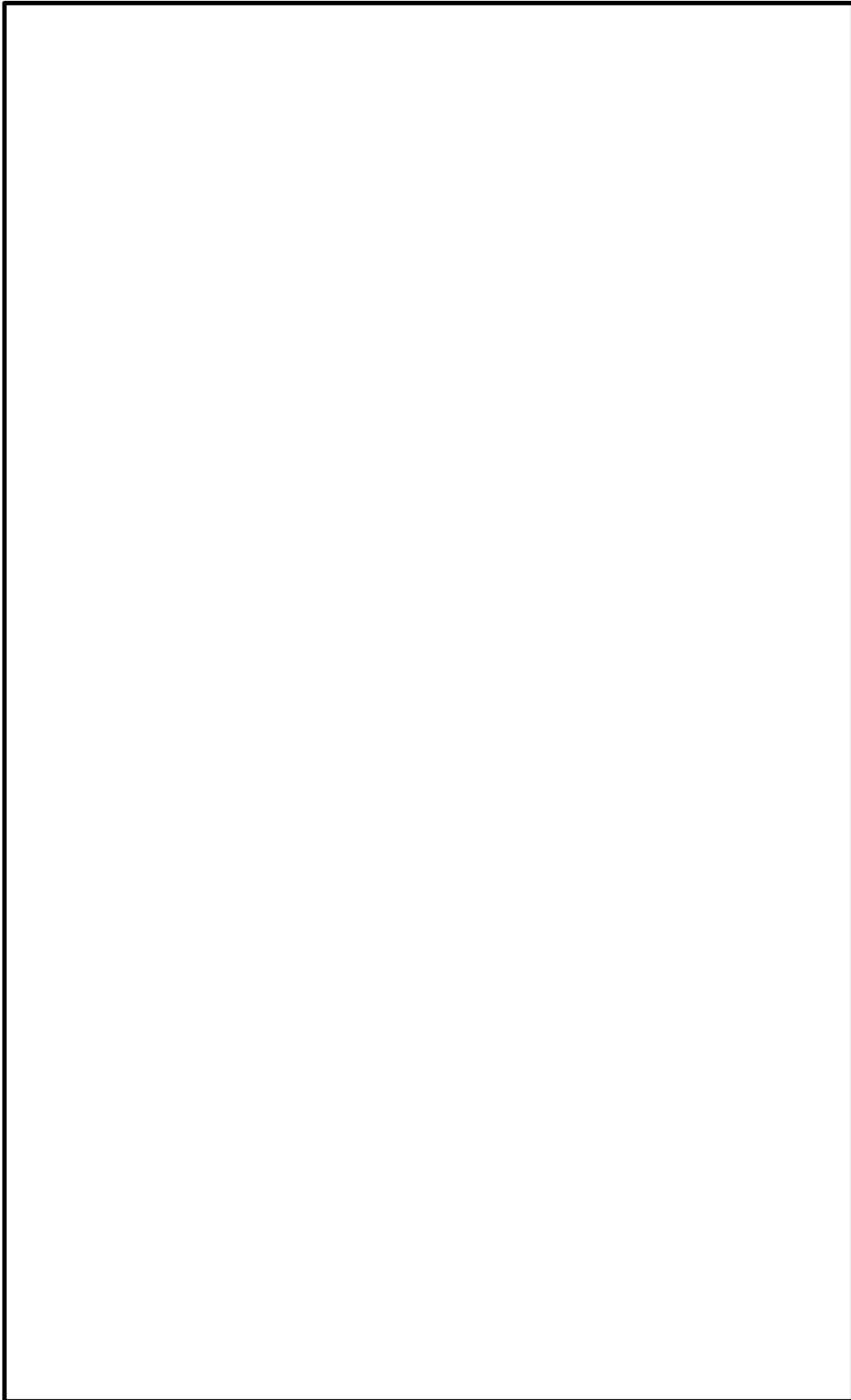
拡大図

図 3-1 ベースプレートが荷重を負担する範囲の考え方

参考文献[1]: 水原旭他: 「構造計算便覧」 産業図書

(参考)

構造計画便覧（抜粋）



サプレッションチェンバの耐震評価で考慮する水力学的動荷重について

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

なお、C0 荷重、CH 荷重及び SRV 動荷重の詳細については、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 *F l u e n t* による流動解析の結果、壁面の一部に集中して加わる局所的な圧力は 10kPa 程度であり、サプレッションチェンバの設計圧力 (427kPa) 及び S A 耐性条件 (853kPa) と比較して小さく部分的であるため、サプレッションチェンバの地震応答解析へ与える影響は十分に小さい (図 1 参照)。

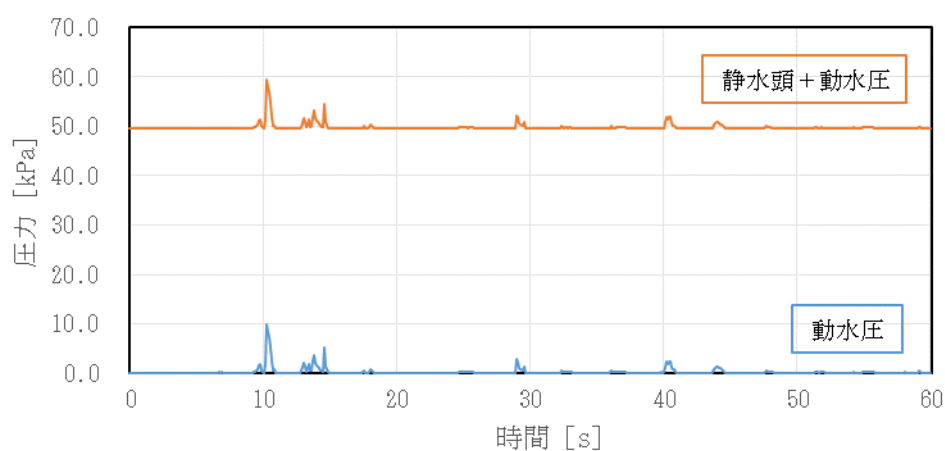


図 1 最大動圧発生位置における動圧時刻歴 (S s - D, 耐震解析用重大事故等時水位)

地震応答解析における地震動の入力方向

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

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

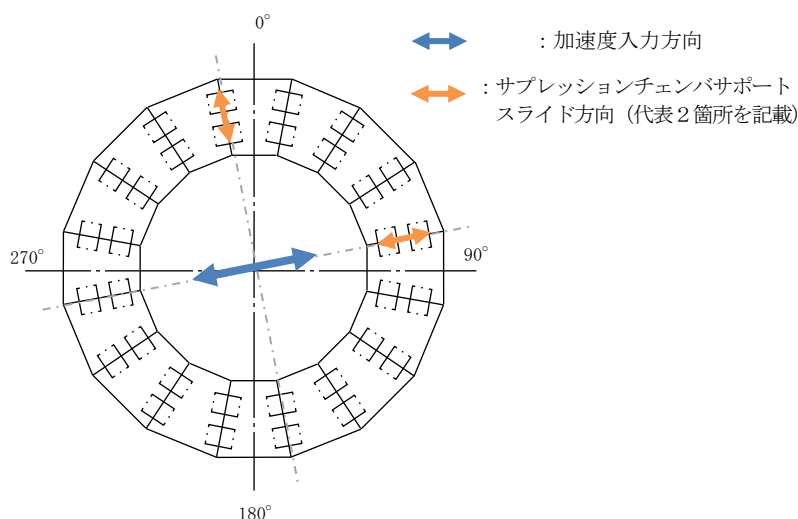


図 1 サプレッションチェンバへの地震荷重入力方向

先行プラントとの相違について

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

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

表 先行プラントとの相違 (1 / 6)

項目		内容 (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	サプレッションチャンバ胴の板厚及び補強 リングの枚数が異なるため、オーバール振動 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次元よ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。)
	モデル化 方法	構造部分	・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	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。
			・サポーター取付部の剛性を考慮した ばね要素を設定	
	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
			耐震解析用重大事故等水位を設定 (設計基準対象施設としての耐震評 価に保守的な水位を設定)	水位を高く設定することで質量が大きくな るため、耐震評価上保守的な条件である。 また、固有周期と床応答スペクトルの関係 についても保守的な条件であることを確認 している (別紙10参照)。

表 先行プラントとの相違 (2/6)

項目		内容 (上継：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	影響の大きい面外方向のばね剛性を設定する。 算定仮定が異なるが、算定方法は同等である。
		方向 算定方法		
	小円の断面変形の考慮		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	検討方法		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。
	検討結果		3次元はりモデルと3次元シミュレーションモデルについて、主要な振動モードの固有振動数を比較	オーバーバル振動(花びら状の変形)の影響が現れることから、解析モデルの適用性としては振動モードの全体傾向を確認することとして(下記「検討結果」参照)、オーバーバル振動による影響は別途整理している。
			3次元シミュレーションモデルでは、オーバーバル振動(花びら状の変形)の影響が現れるものの、3次元はりモデル及び3次元シミュレーションモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関係の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している(本文4.2.4参照)。	3次元シミュレーション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の、3次元はりモデル及び3次元シミュレーションモデルにおける各振動モードの固有振動数と有効質量比の関係の比較により、全体傾向がおおむね一致していることを確認している(本文4.2.4参照)。

応答解析

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比は、仮想質量法により算出した内部水有効質量比とおおむね一致する。	耐震評価用の内部水有効質量の算出の際には、女川 2 号機と同様に流体解析との比較を実施しており、おおむね一致することを確認している (本文 4.1 参照)。
高振動数領域の影響	検討方法	裕度の小さい部位について、耐震性についての計算書で適用した床応答スペクトルと 50Hz まで計算した床応答スペクトルを用いた場合の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"> 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。 	検討結果は同様であり、耐震評価条件は保守的な設定をしている (本文 4.4 参照)。

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)		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	
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「サブレスシミュレーション」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		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。
	検討結果	<ul style="list-style-type: none"> サブレスシミュレーションでは、一次二次応力は同程度の結果、二次三次応力ではオーバーバル振動の影響により3次元シミュレーションの発生応力が大きくなる。 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。 耐震評価上厳しい部位であるサブレスシミュレーションサポータに対しては、3次元はりモデルの方が保守的な結果が得られる。 		
モデル化要素の影響	有効質量のモデル化	内部水有・無の条件で3次元はりモデル及び3次元シミュレーションの水平方向の固有周期を比較する。		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)。 — (同様の検討結果が得られている。)
	検討方法	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で同程度である。		

応答解析

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	サブレーションンバ本体のモデル化	検討方法	サブレーションンバ本体及びサブレーションンバサポートを対象として、3次元はりモデルと小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルの固有周期を比較する。	小円の変形による影響を確認を目的としており、同等の検討を行っている。	
		検討結果	<ul style="list-style-type: none"> ・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。 ・サブレーションンバにおける3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差は小円の断面変形により生じると考えられる。 		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)。
	サブレーションンバ本体のモデル化 (要素分割数)	検討方法	なし		地震応答解析モデルにおける分割数を多く設定 (4 分割) していることから、検討対象外とする。
		検討結果			
	サポート取付部のモデル化	検討方法		サポート取付部のばね要素有・無での3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期を比較する。	- (同様の検討を行っている。)
		検討結果		サポート取付部のばね要素を考慮すること、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の差が小さくなる。	
応答解析					

表 先行プラントとの相違 (6 / 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	
応答解析	モデル化要素の影響	サポートのモデル化	サポートを剛体とした3次元はりモデルと3次元シェルモデルで固有周期を比較する。	固有周期に影響する部位はサポートのみであり、同等の検討を行っている。
	検討方法	検討結果	<ul style="list-style-type: none"> 3次元はりモデル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ことにより、3次元シェルモデルとの差異が生じている。 サポートの剛性が高いことから、サプレッションチェンバ全体の固有周期に与える影響は小さいと考えられる。 	
応力解析	評価手法		FEM解析又は公式等による評価	— (同様の解析手法を適用している。)
	評価部位	FEM解析	本体： <ul style="list-style-type: none"> ・胴エビ継部 ・サポータ取付部 	同様の部位を評価対象としており、公式等による評価を適用している部位は単純な形状の部位であり、評価手法は妥当である。
	公式等による評価		本体： <ul style="list-style-type: none"> ・胴中央部 サポータ： <ul style="list-style-type: none"> ・各部位 	
	本体のFEM解析	解析モデルのモデル化範囲	1セグメント	
	解析モデルへの入力		地震応答解析結果として得られる変位 (水平3方向、回転3方向) を、胴の端部およびサポータへ入力	— (同様の入力を行っている。)

先行プラントとのサプレッションチェンバ内部水の有効質量比の比較

1. 概要

島根 2 号機における検討で得られたサプレッションチェンバ内部水の有効質量比について、先行プラントとの比較により妥当性を確認する。

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

2. 有効質量比の比較

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

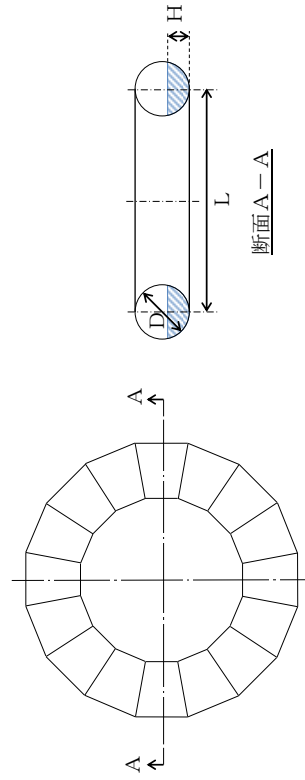
有効質量比は、強め輪がない場合と比較して、強め輪がある場合に大きい傾向がある。これは、強め輪が流体の運動を阻害するため、強め輪がある場合に容器が流体から受ける反力が大きくなるためであると考えられる。また、島根 2 号機の検討に用いた試験体は島根 1 号機の縮小試験体であることから、容器寸法の違いによる差が生じている。

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

表 1 有効質量比の比較

プラント	対象	諸元				有効質量比 [-]				
		強め輪	直径 L [mm]	内径 D [mm]	水位 H [mm]	水位比率* [-]	振動試験及び流体解析の入力波	仮想質量法 (NASTRAN)	振動試験	流体解析
女川 2号機	試験体	無	1,464	400	161	0.40	ランダム波A ランダム波B	0.21	0.18 0.20	-
		有			3,660 4,000 5,049		S s - D	0.22 0.23 0.28	- - -	0.23 0.28

注記* : (水位比率) = (水位) / (内径)



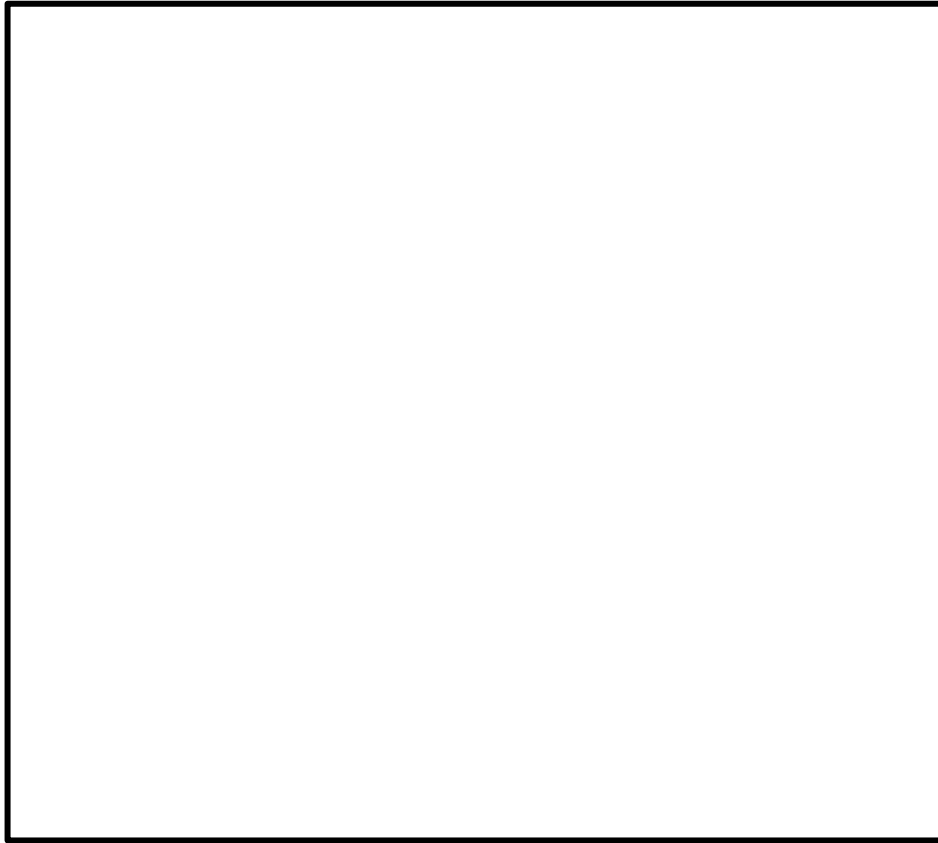


図1 水位と有効質量比の関係

3次元シェルモデルの発生応力に対する集中質量の影響について

1. 概要

3次元シェルモデルにおいてサプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量は、サプレッションチェンバ胴部の質量に加算し、密度としてサプレッションチェンバ胴部全体にならして付与している。よって、構造物の質量は解析モデルの密度として考慮しているものの、取付位置に応じた集中質量としては考慮していない。

本資料では、サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮した場合の3次元シェルモデルの発生応力への影響を検討する。

2. 検討方法

2.1 影響検討で対象とする構造物

サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物として、サプレッションチェンバアクセスハッチを影響検討の対象とする。その他の構造物については、サプレッションチェンバアクセスハッチよりも質量が小さい（電気配線貫通部等）又は補強リングにサポートを介して支持される（ECCSストレーナ等）ため、サプレッションチェンバ胴部のオーバル振動に与える影響は、サプレッションチェンバアクセスハッチと比較して小さいと考えられる。

2.2 影響検討で考慮する振動モード

3次元シェルモデルの固有値解析結果における水平方向及び鉛直方向それぞれに卓越するモード変形図を図 2.2-1 に示す。卓越モードは水平方向又は鉛直方向にサプレッションチェンバ全体が振動するモードにオーバル振動モードが重畳しているが、集中質量の影響を受けると想定される振動モードとしては、オーバル振動モードに着目して影響確認を実施する。また、サプレッションチェンバアクセスハッチはサプレッションチェンバ上部に設置されていることから、サプレッションチェンバ上部でオーバル振動モードが生じている鉛直方向の卓越モード（150次）を影響確認対象とする。

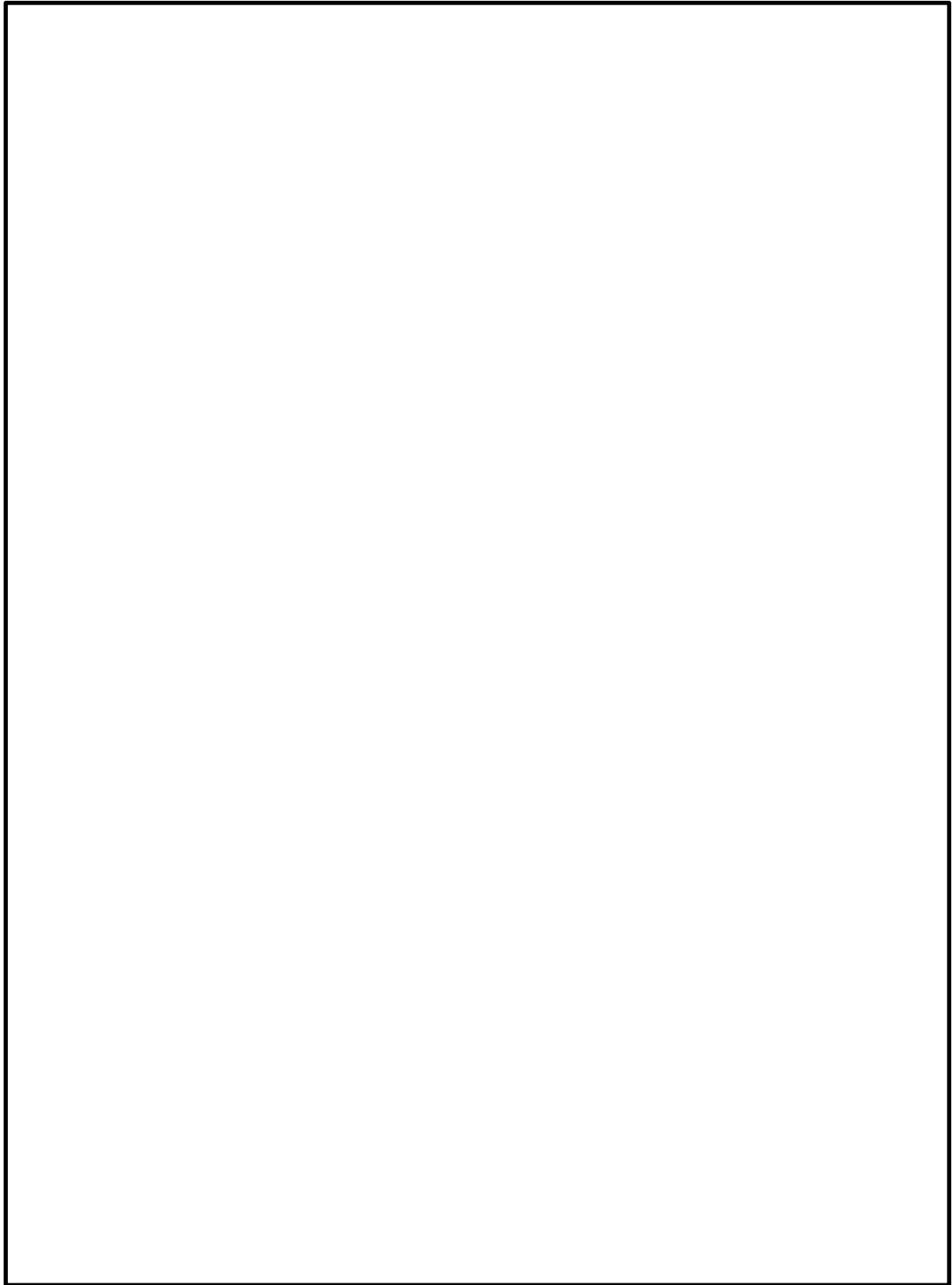


図 2.2-1 3次元シェルモデルの固有値解析結果におけるモード変形図

2.3 発生応力の算出方法

サプレッションチェンバアクセスハッチの集中質量を考慮した場合、取付位置では集中質量による質量の増加分（質量比）に応じて地震慣性力による応力が増加すると考え、集中質量を考慮しない場合の発生応力に質量比を乗じることにより、発生応力を算出する。ここで、質量比の算出の際には、オーバル振動モード1波分の範囲のサプレッションチェンバ胴部の質量を考慮する。すなわち、図2.2-1の鉛直方向卓越モード（150次）ではサプレッションチェンバ小円断面の周方向に8波のオーバル振動モードが生じていることから、サプレッションチェンバ胴部1セグメントの1/8の質量を、オーバル振動モード1波分の範囲の質量とする。

なお、質量比は鉛直方向のオーバル振動モードに着目したものであるが、保守的に鉛直方向の地震慣性力による応力以外の応力（水平方向の地震慣性力による応力等）も含まれた発生応力に対して質量比を乗じる。

3. 検討結果

質量比の算出結果を表3-1に、質量比を考慮した場合の影響確認結果を表3-2及び表3-3に示す。表3-2及び表3-3より、サプレッションチェンバアクセスハッチの集中質量を考慮する場合でも発生応力は許容応力以下となることを確認した。

表3-1 質量比の算出結果

質量 (kg)		質量比 (= (A+B)/B)
サプレッションチェンバ アクセスハッチの質量 (A)	サプレッションチェンバ胴部のうち オーバル振動モード1波分の質量 (B)	
		1.86

表3-2 質量比を考慮した場合の影響確認結果（一次応力）

応力 評価点 番号	応力 評価点	発生応力 (MPa)		③許容応力 (MPa)	裕度	
		①集中質量を考 慮しない場合	②集中質量を考 慮した場合 (①×質量比)		③/①	③/②
P 1	胴中央 部上部	141	263	523	3.70	1.98

表 3-3 質量比を考慮した場合の影響確認結果（一次+二次応力）

応力 評価点 番号	応力 評価点	発生応力 (MPa)		③許容応力 (MPa)	裕度	
		①集中質量を考 慮しない場合	②集中質量を考 慮した場合 (①×質量比)		③/①	③/②
P 1	胴中央 部上部	192	358	501	2.60	1.39

4. まとめ

以上の結果から、サプレッションチェンバ胴部に設置される構造物の質量を集中質量として考慮する場合においても、サプレッションチェンバ胴部の発生応力は許容応力以下となることを確認した。