

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-11_改5
提出年月日	2021年4月9日

補足-600-11 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の
補足説明資料

目次

1. はじめに.....	1
2. サプレッションチェンバ及びボックスサポートについて.....	4
2.1 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの構造.....	4
2.2 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策.....	8
2.2.1 耐震補強対策の目的.....	8
2.2.2 耐震補強対策の内容.....	8
3. サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価.....	13
3.1 評価手順.....	13
3.2 地震応答解析.....	16
3.2.1 基本方針.....	16
3.2.2 地震応答解析モデル.....	16
3.3 応力解析.....	19
3.3.1 基本方針.....	19
3.3.2 応力評価点.....	19
3.3.3 応力解析方法.....	23
3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違.....	24
4. 地震応答解析の詳細.....	28
4.1 地震応答解析モデル.....	28
4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定.....	28
4.1.2 地震応答解析モデルにおける有効質量の設定.....	31
4.1.3 サプレッションチェンバ本体のモデル化.....	35
4.1.4 ボックスサポート取付部のばね剛性の算定.....	36
4.1.5 ボックスサポートのモデル化.....	39
4.2 地震応答解析モデル（3次元はりモデル）の妥当性確認.....	47
4.2.1 妥当性の確認方針（妥当性確認の着眼点）.....	47
4.2.2 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）.....	49
4.2.3 3次元シェルモデルと3次元はりモデルのモデル化の比較.....	50
4.2.4 妥当性確認結果.....	52
4.3 地震応答解析に係る検討.....	66
4.4 スロッシング荷重.....	70
5. 応力解析の詳細.....	72
5.1 応力評価フロー.....	72
5.2 応力評価点.....	73
5.2.1 サプレッションチェンバの応力評価点.....	73

5.2.2	ボックスサポートの応力評価点	75
5.3	応力解析モデル	77
5.3.1	サプレッションチェンバの応力解析モデル	77
5.3.2	フランジプレート（外側）の応力解析モデル	78
5.4	応力評価	79
5.4.1	サプレッションチェンバの応力評価	79
5.4.2	ボックスサポートの応力評価	81
6.	サプレッションチェンバ等の耐震評価における不確かさの考慮及び保守性	82
7.	サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価結果	84
8.	まとめ	88

別紙1 有効質量の適用およびその妥当性検証

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確認結果

別紙3 地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討

別紙4 サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定

別紙5 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の設定

別紙6 スロッシング荷重の算定方法

別紙7 計算機コード（NASTRAN, OpenFOAM）の概要

別紙8 有効質量の概要

別紙9 規格類における有効質量の適用例

別紙10 サプレッションチェンバの水位条件

別紙11 地震時におけるトラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要

別紙12 有効質量比に対するスロッシング影響

別紙13 振動試験の振動試験の有効質量比

別紙14 有効質量比に対する入力地震動の影響

別紙15 サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重及び有効質量の影響評価

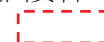
別紙16 規格基準における有効質量比との比較

別紙17 原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性

別紙18 ボックス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19 サプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響

: 今回提出資料



1. はじめに

本書は、女川原子力発電所第2号機（以下、女川2号機という。）の工事計画認可申請書添付資料「VI-2-9-2-1-2 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-2-9-2-1-5 ボックス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ボックス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ボックス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、それらに基づき、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ボックスサポートの耐震性を評価するものである。

女川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, 1-2, 1-3, 1-4に示す。

女川2号機の既工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価は、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を含めたサプレッションチェンバ全体を剛と見做し、3次元はりモデルを用いた静的解析によりサプレッションチェンバの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、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こと*、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析については、既工認における解析モデルの精緻化及び詳細化を図り、サプレッションチェンバ本体に加えてボックスサポート等を考慮した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。

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価にあたっては、サプレッションチェンバとボックスサポートの取付部にばね剛性を模擬し考慮すること等に加えて、耐震性の向上を目的としたサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容を反映し、より詳細に評価を実施する。

なお、サプレッションチェンバ及びボックス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、妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）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*：女川原子力発電所第2号炉審査資料「女川原子力発電所2号炉 設計基準対象施設について

4条 地震による損傷の防止 別紙—4 サプレッションチェンバ内部水質量の考え方の変更について」（02-NP-0272(改114)（令和2年2月7日））参照

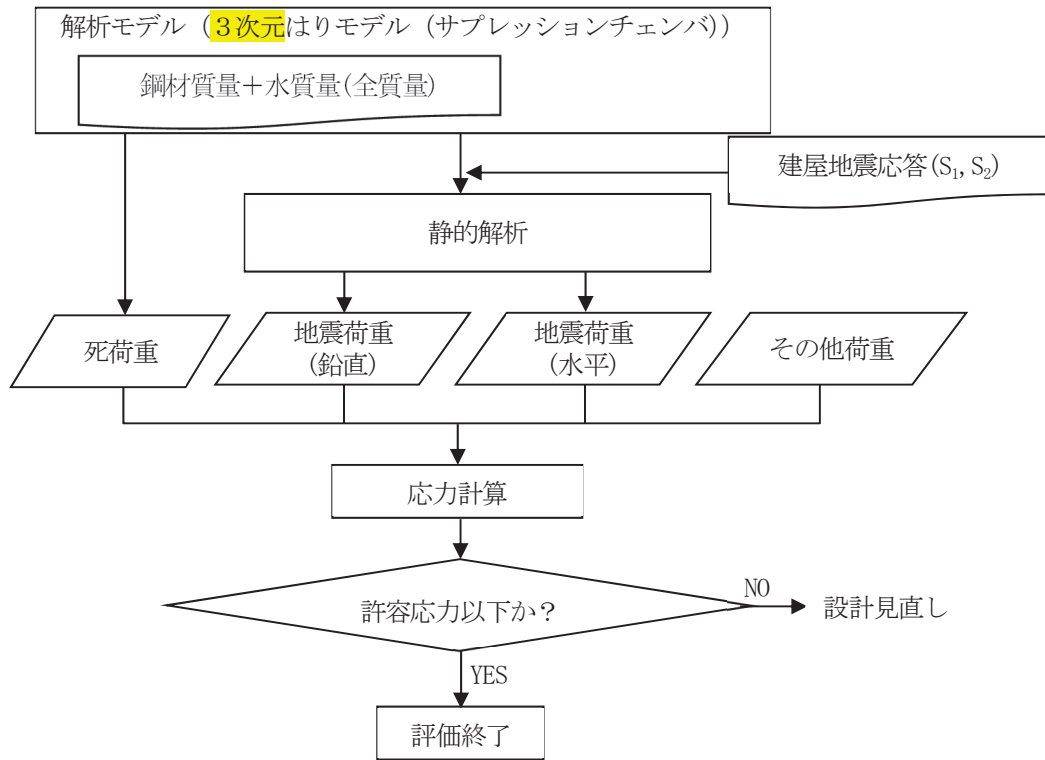


図 1-1 既工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

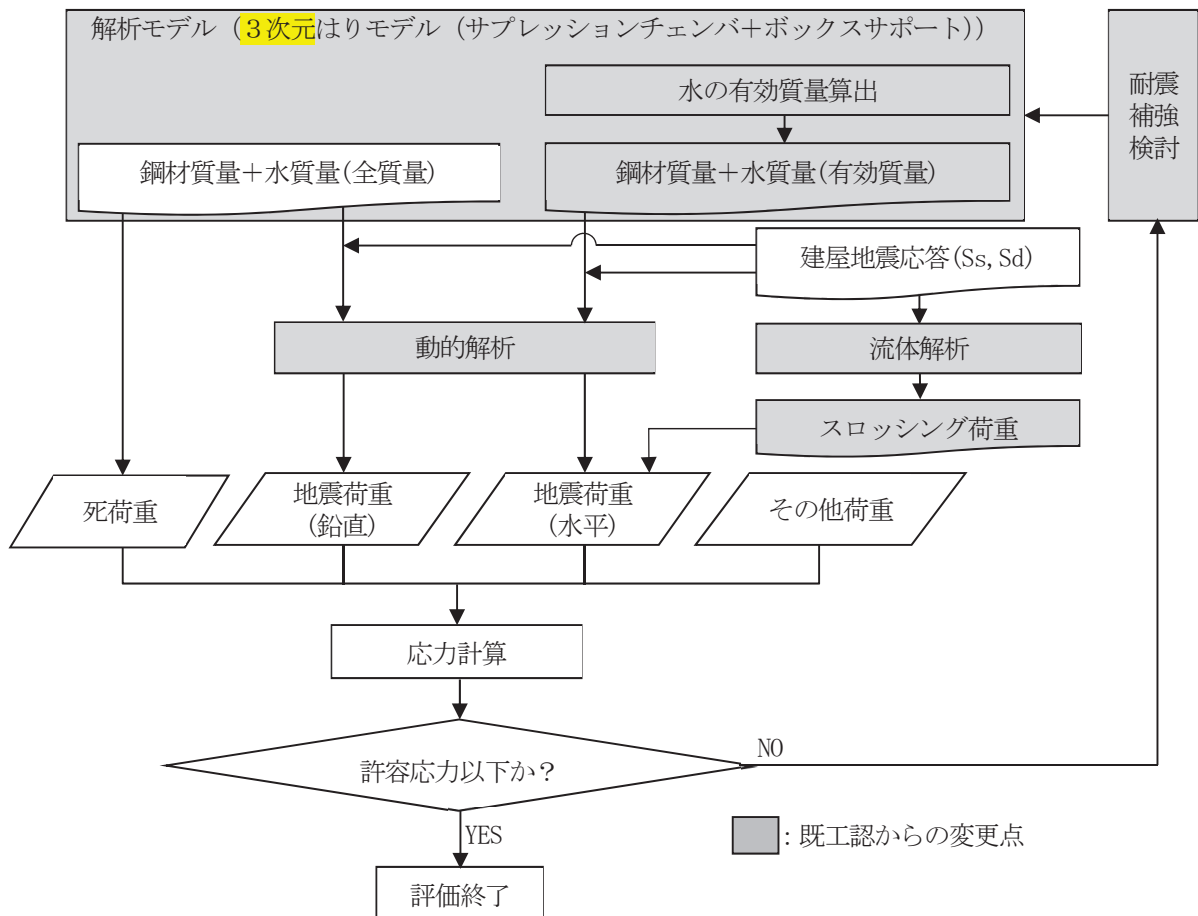


図 1-2 今回工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

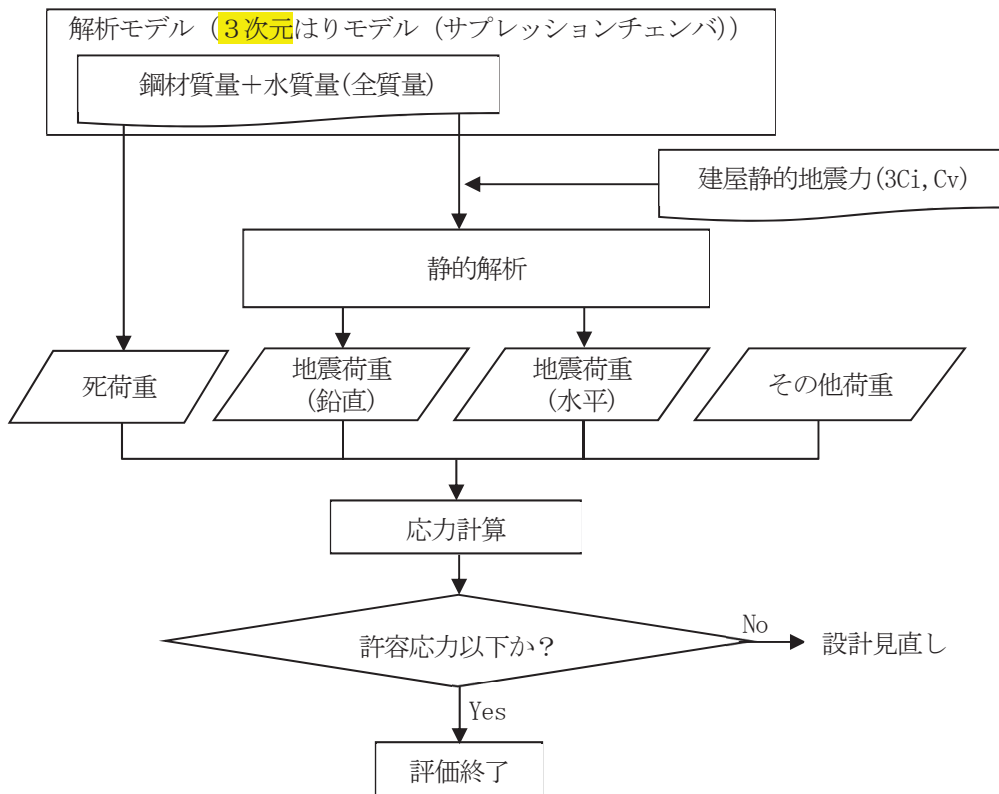


図 1-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

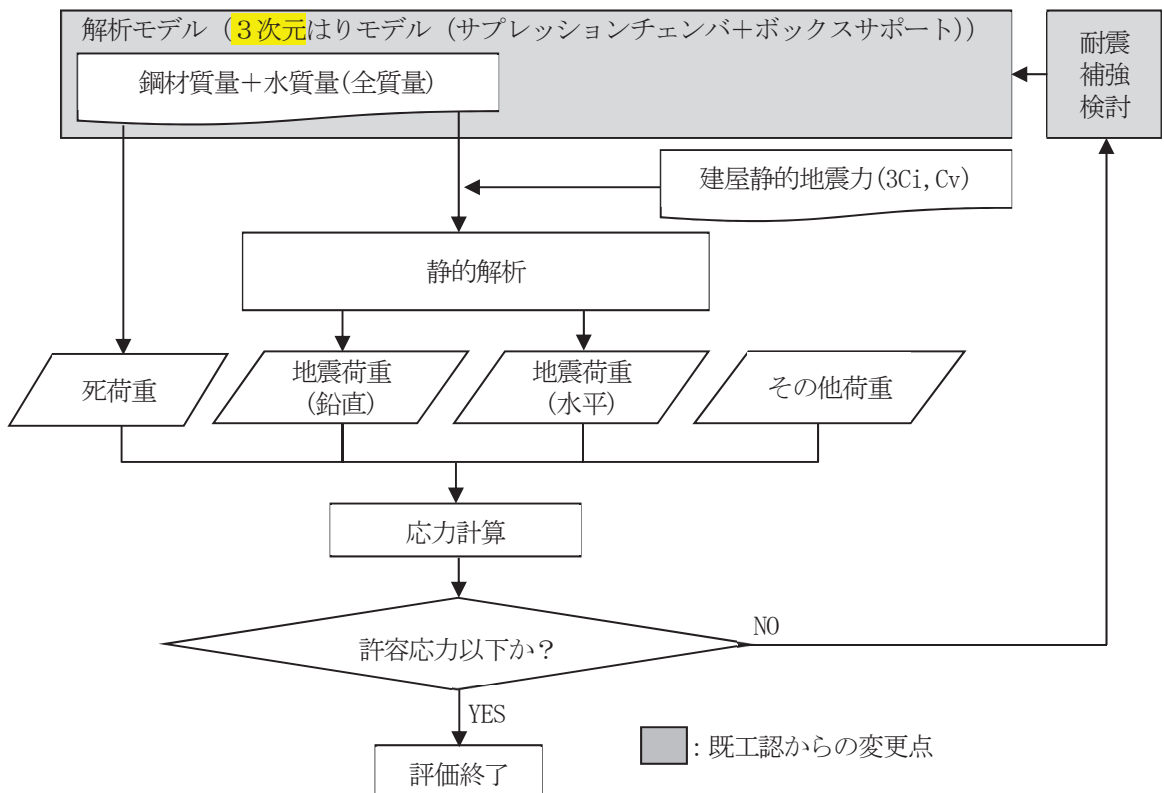


図 1-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

2. サプレッションチェンバ及びボックスサポートについて

2.1 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの構造

女川2号機のサプレッションチェンバ及びボックスサポート構造概要図を図2.1-1に、ボックスサポート構造詳細図を図2.1-2に、サプレッションチェンバ断面概要図を図2.1-3に、サプレッションチェンバ諸元を表2.1-1に示す。

サプレッションチェンバは、大円が直径 \square mm、小円が直径 \square mm、板厚 \square 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）の構造物である。また、各セグメントの継ぎ目部（以下、「胴エビ継手部」という）には箱状の支持構造物であるボックス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、それらが基礎ボルトを介して原子炉建屋基礎版上（O.P. -8, 100mm）に自立している。ボックスサポートは、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屋基礎版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、ベント管の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、原子建屋基礎版上からボックスサポートを介しサプレッションチェンバに入力される（別紙17）。

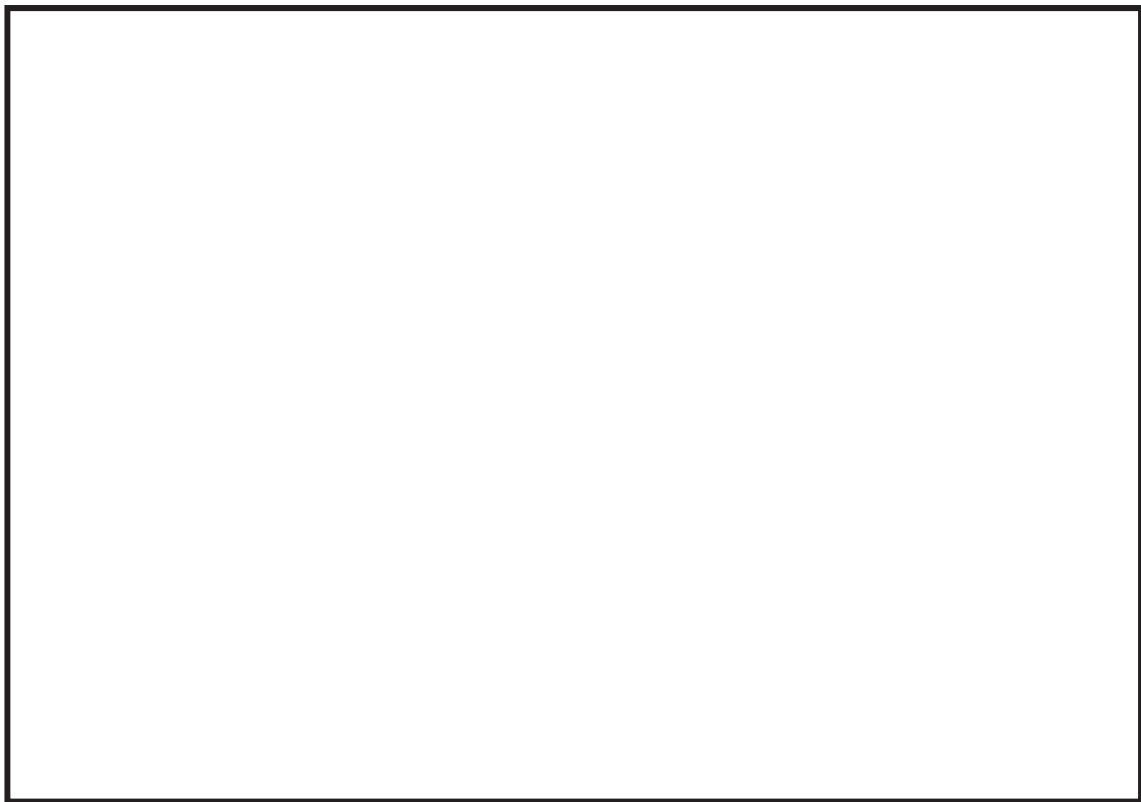
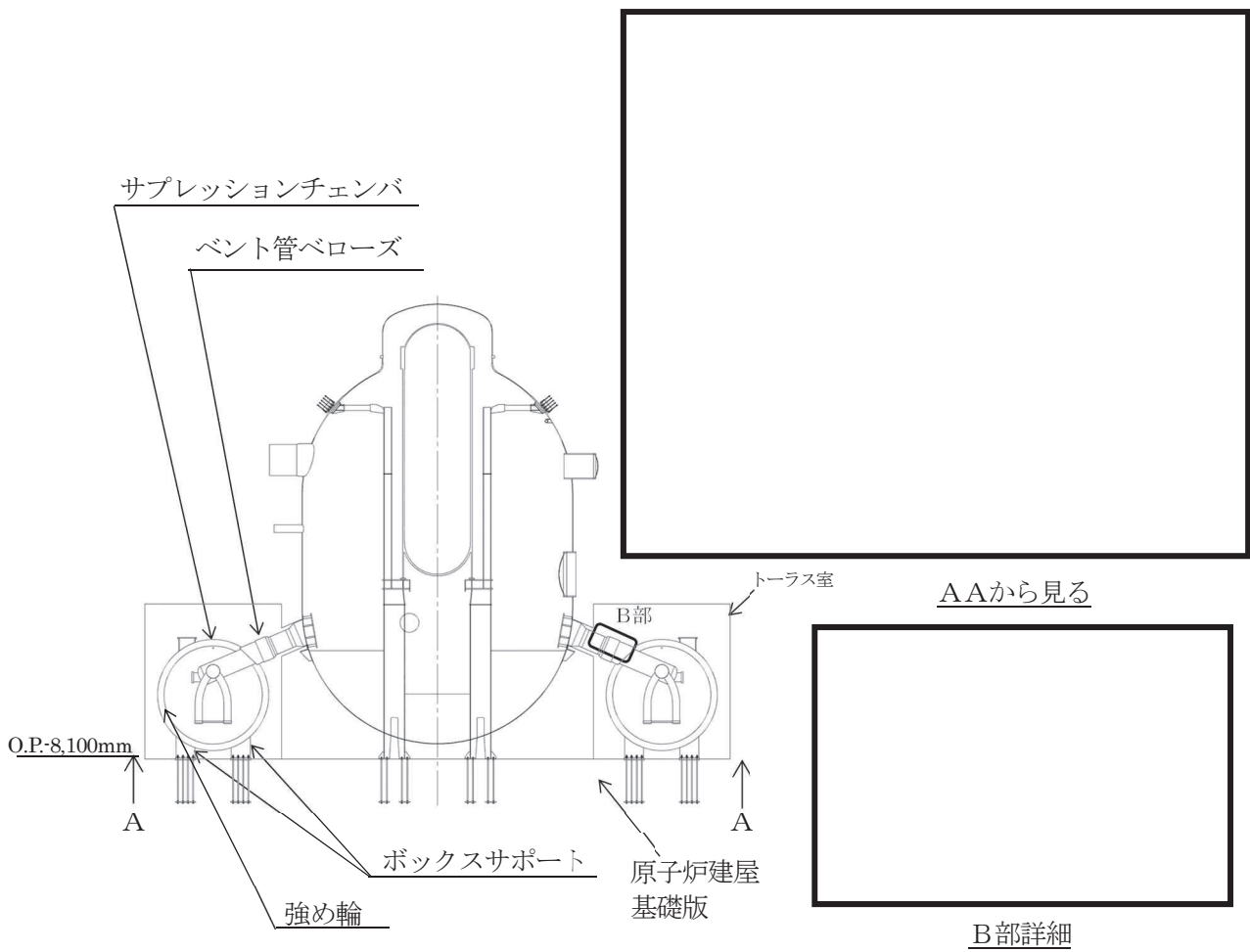


図 2. 1-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート構造概要図

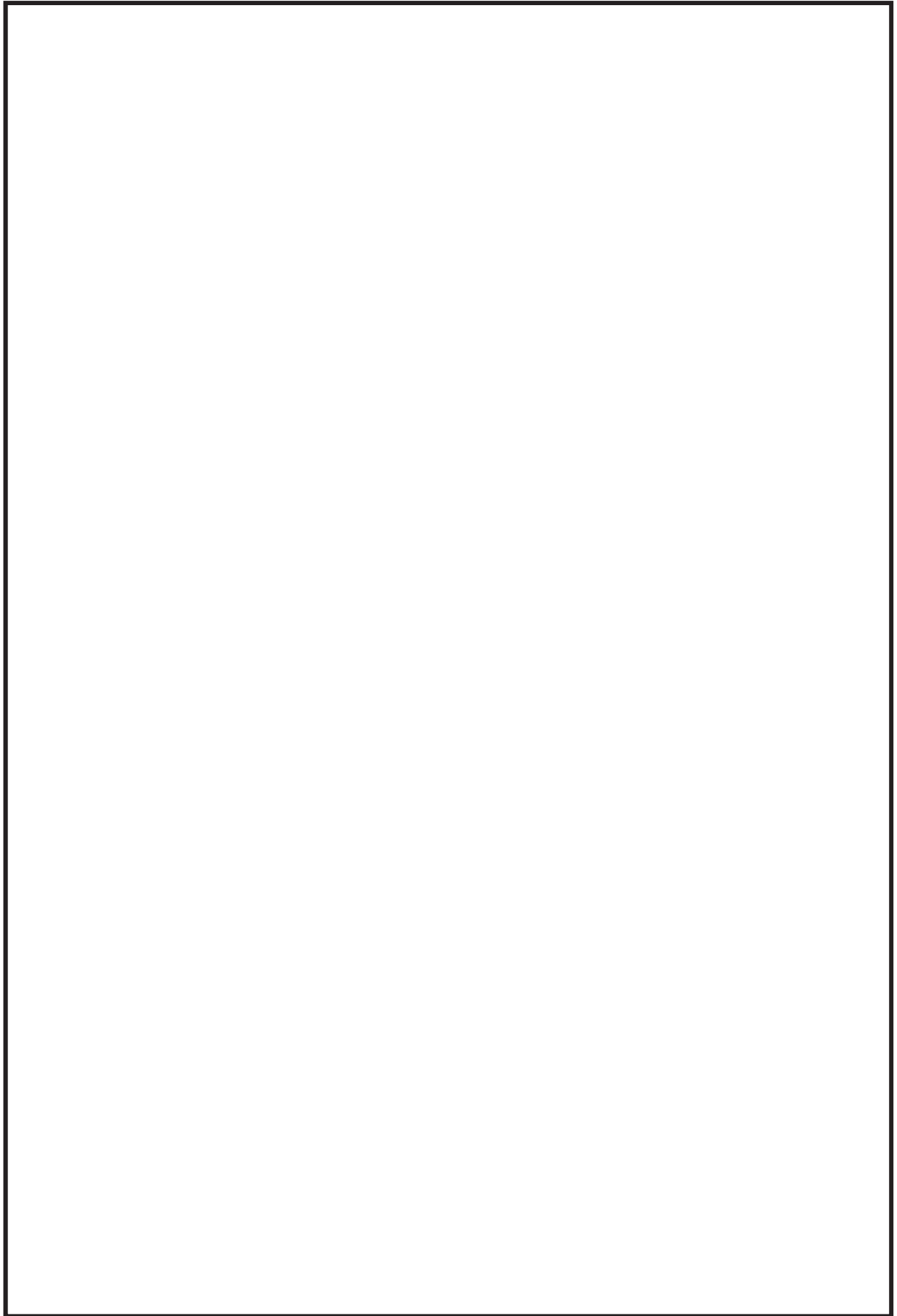


図 2.1-2 ボックスサポート構造詳細図



図 2.1-3 サプレッションチェンバ断面概要図

表 2.1-1 サプレッションチェンバ諸元

項目		内容	備考
耐震クラス		Sクラス	設計基準対象施設
設備分類		常設耐震重要重大事故防止設備 常設重要重大事故緩和設備	重大事故等対処設備
設置建屋		原子炉建屋	
設置高さ		O.P. -8, 100	原子炉建屋基礎版上
主要寸法	D		記号は図 2.1-1 に示す
	λ		
	t		
	θ		
サプレッション チェンバ質量 (内部水及びボックス サポート含む)		約 4,200 ton	通常運転水位における質量
		約 6,770 ton	耐震解析用重大事故等時水位* における質量
内部水質量		約 2,900 ton	通常運転水位における質量
		約 5,470 ton	耐震解析用重大事故等時水位* における質量

注記* 重大事故等時水位よりも高い水位（真空破壊装置下端位置）

2.2 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策

2.2.1 耐震補強対策の目的

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、女川2号機のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震性を向上させるための補強対策として、サプレッションチェンバの強め輪及びボックスサポート取付部、ボックスサポートの脚部及び基礎部に補強部材を追加する。

2.2.2 耐震補強対策の内容

(1) サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部

サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部の耐震補強対策前後の比較表を表 2.2-1 及び表 2.2-2、耐震補強対策後の詳細構造図を図 2.2-1 に示す。

サプレッションチェンバの小円については、建設時より、断面変形を抑制する設計のためサプレッションチェンバ内部に強め輪が設置されているが、強め輪を拡張する補強部材及び強め輪間の連結板を追加する耐震補強対策を実施し、強め輪の剛性を向上させることによって小円の断面変形を更に抑制する。【強め輪 64 枚中の 32 枚（胴エビ継手部）】なお、耐震補強対策の範囲は、サプレッションチェンバ内の設備（サプレッションチェンバスプレイ管、主蒸気逃がし安全弁排気配管）との干渉及びサプレッションチェンバ下部の強め輪補強が応力に与える影響が小さいことを踏まえて設定している（図 2.2-2 参照）。

サプレッションチェンバの内側及び外側ボックスサポート取付部（P9、P10）に対する応力低減を目的として、ボックスサポート取付部周辺にパッド及び補強リブを追加する。【ボックスサポート取付部：32ヶ所】なお、外側ボックスサポート取付部よりも内側ボックスサポート取付部の地震荷重が大きいため、内側ボックスサポート取付部のパッドの幅を大きく設計している。

サプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による部材の追加によってサプレッションチェンバ空間部体積及び水量が変化するため、有効性評価等に与える影響について確認し、有効性評価等で用いられている評価条件が確保されることを確認した。併せて、耐震補強対策等による部材の追加によってLOCA時等の水温や内部水の流動に与える影響について考察し、影響がほとんどないことを確認した。（別紙19）。

(2) ボックスサポート

ボックスサポートの耐震補強対策前後の比較表を表 2.2-3、耐震補強対策後の詳細構造図を図 2.2-3 に示す。

ボックスサポートのシヤラグ取付部（P4）及びシヤコネクタ取付部（P8）に対する応力低減を目的として、ベースプレート外側（周方向）に新設ベースプレート、新設シヤコネクタ及び新設シヤラグを追加する。また、ボックスサポートのフランジプレート（P6）及びベースプレート（P7）に対する応力低減を目的として、ボックスサポートのボックスプレートに追加リブを追加する。【ボックスサポート：32ヶ所】

表 2.2-1 サプレッションチェンバの耐震補強対策前後比較表

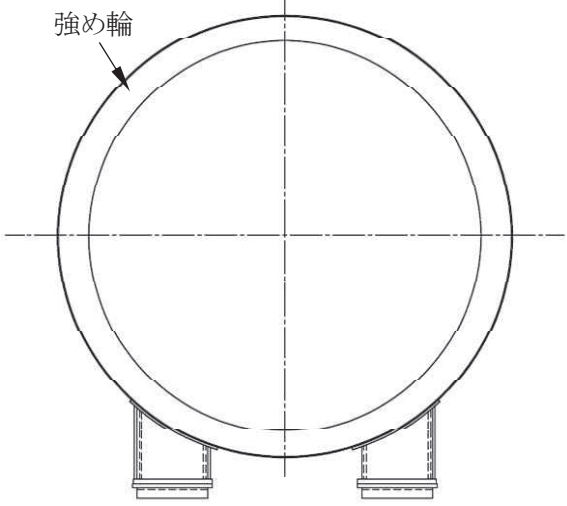
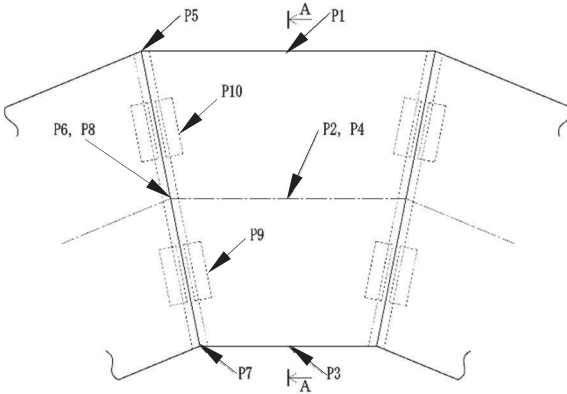
	補強前（小円断面）	補強後（小円断面）
概略構造		

表 2.2-2 ボックスサポート取付部の耐震補強対策前後比較表

	補強前（ボックスサポート取付部）	補強後（ボックスサポート取付部）
概略構造	<p>*P1～P10 は既工認における応力評価点</p> 	

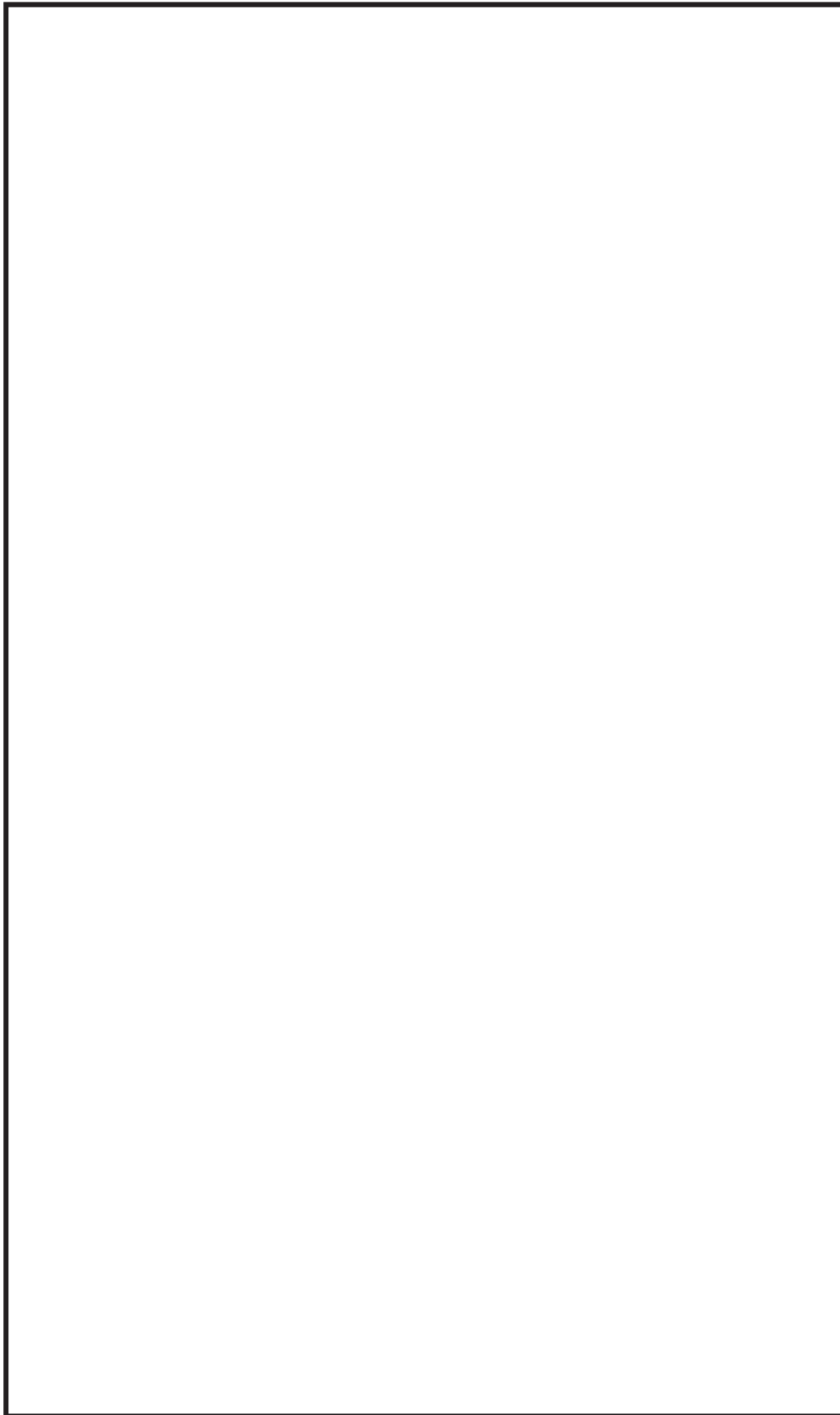


図 2. 2-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部の耐震補強対策後詳細構造図

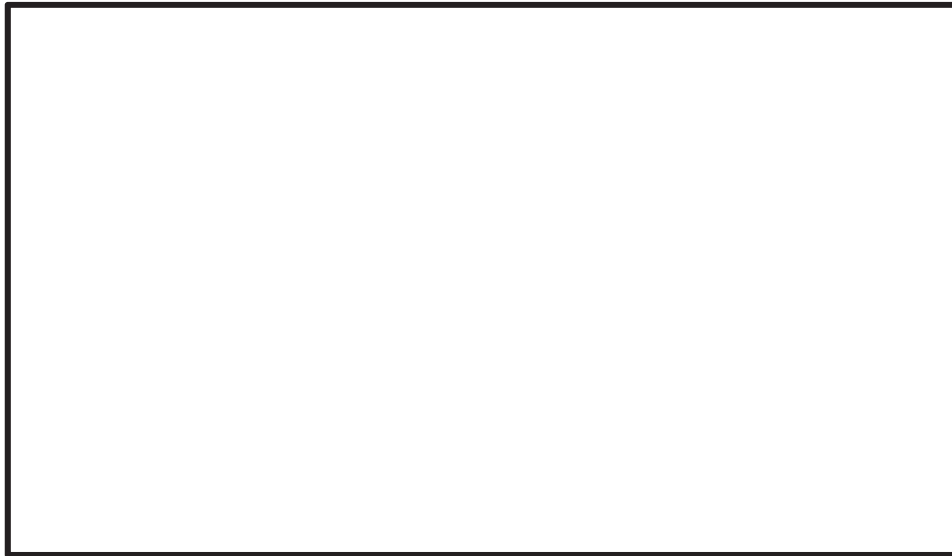


図 2.2-2 強め輪の補強範囲とサブプレッションチェンバ内の設備との関係

表 2.2-3 ボックスサポート耐震補強対策前後比較表

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

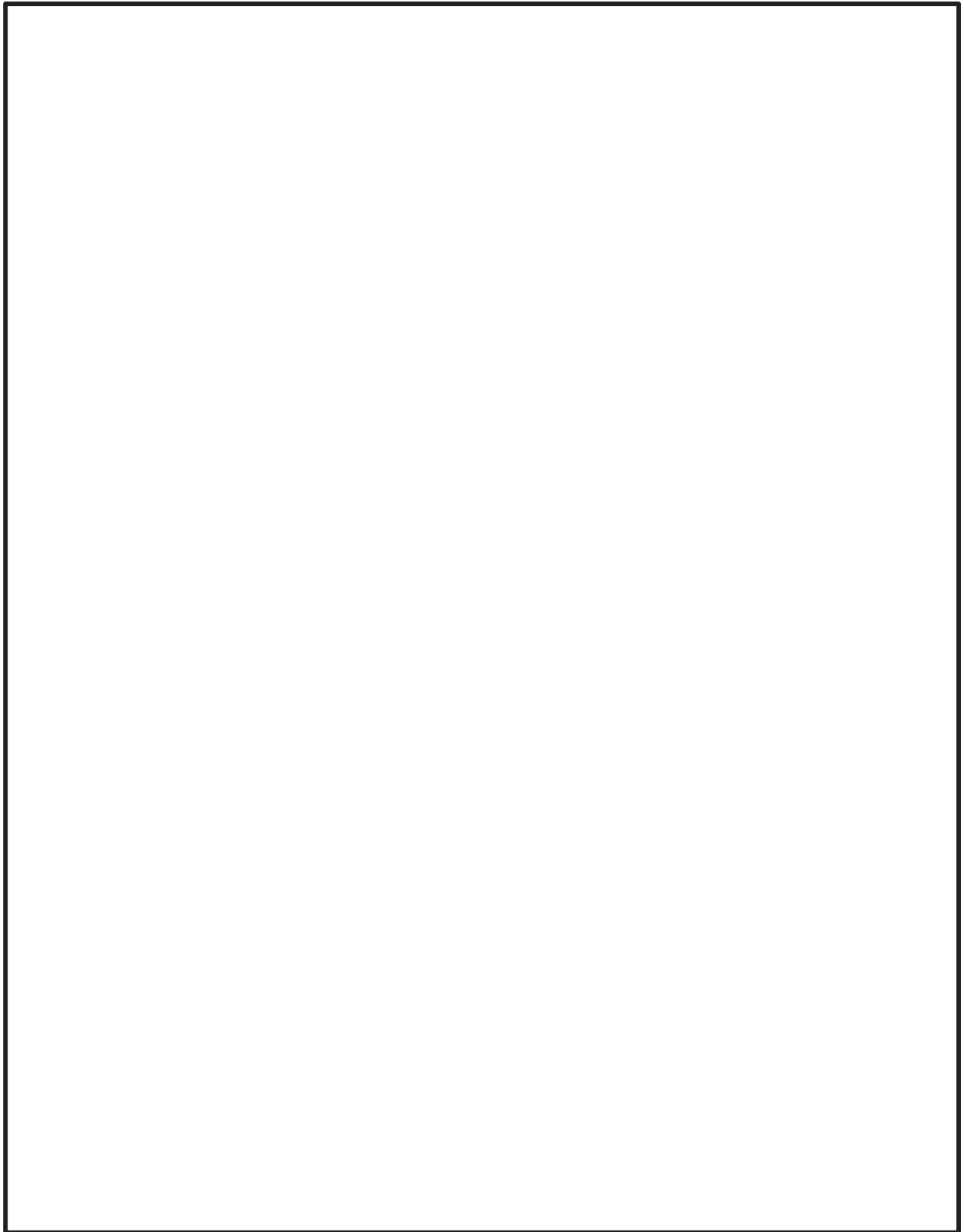


図 2.2-3 ボックスサポートの耐震補強対策後詳細構造図

3. サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価

3.1 評価手順

サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価に係る評価手順は、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ボックス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ボックスサポートの地震応答解析モデル（3次元はりモデル）を設定し、固有値解析及び地震応答解析（スペクトルモーダル解析）を実施し、地震時における荷重等を算定する。なお、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、流体解析にて算定する。

応力解析では、地震応答解析にて算定した地震時における荷重等を用いて、サプレッションチェンバ及びボックス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る手計算等によって各応力評価点の応力を算定する。

なお、表 3.1-1 には、設置許可審査にて詳細設計段階で説明することとした項目（設置許可からの申送り事項）及び詳細設計の進捗を踏まえた説明する項目を示す。

: 詳細設計段階で説明することとした項目 (設置許可からの申送り事項)
 : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目

表 3.1-1 評価手順 (1/2)

評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
耐震評価	耐震補強対策	本文：2.2.2 参照
地震応答解析モデルの設定 (3次元はりモデル)	サブレーションチェンバ内部部の有効質量のモデル化	本文：4.1.1, 4.1.2 参照 別紙：別紙1,2 参照
	サブレーションチェンバ本体のモデル化	本文：4.1.3 参照 別紙：別紙3 参照
	ボックスサポート取付部のモデル化	本文：4.1.4 参照 別紙：別紙4 参照
	ボックスサポートのモデル化	本文：4.1.5 参照
固有値解析の実施	設計用床応答曲線	本文：4.2 参照
地震応答解析の実施 (スペクトルモデル解析)	動的解析	本文：4.3 参照
地震時における荷重等の算定	スロッシング荷重	本文：4.4 参照 別紙：別紙6 参照
応力解析へ		

地震応答解析

表 3.1-1 評価手順 (2/2)

: 詳細設計段階で説明することとした項目 (設置許可からの申送り事項)
 : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
応力解析		<p>サブレスジョンメンバの解析結果及びボックスサポート荷重伝達経路の考慮</p> <p>サブレスジョンメンバ及びボックスサポートのモデル化</p> <p>FEM解析</p> <p>フランジプレート (外側) のモデル化</p> <p>FEM解析</p>	<p>応力評価点の検討 本文：5.2 参照</p> <p>モデル化方針 本文：5.3.1 参照</p> <p>サブレスジョンメンバの応力評価 本文：5.4.1 参照</p> <p>モデル化方針 本文：5.3.2 参照</p> <p>ボックスサポートの応力評価 本文：5.4.2 参照</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含めたサプレッションチェンバ全体を剛と見做し、静的に地震応答解析を実施していたが、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析では、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こと、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析として、女川2号機と同型炉で既工認実績のある動的解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析）を適用し、地震時における荷重を算出する。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。

また、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とボックスサポートの取付部に剛性を模擬したばね要素を考慮すること等に加えて、耐震性の向上を目的としたサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容を反映し、より詳細にサプレッションチェンバとボックスサポートの耐震評価を実施する。

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地震応答解析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ボックスサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルについて、図3.2-1に示す。

設置許可からの申送り事項、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ボックスサポートの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項に示す。

(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）から各方向の有効質量を算出する。また、算出された有効質量の3次元はりモデルへの設定は、NASTRANの機能（Guyan縮約法）を用いて、サプレッションチェンバの各質点に縮約し、付加する。

なお、サプレッションチェンバ内部水の有効質量の妥当性検証として、実機を縮小した試験体を用いた振動試験及び流体解析により算出した有効質量と比較・検証を行う。

(2) サプレッションチェンバ本体のバルジングに対する影響

サプレッションチェンバ及びボックス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（バルジング）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、強め輪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。ただし、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、強め輪の剛性を更に向上させる耐震補強対策を実施することによって、サプレッションチェンバ本体（小円）の断面変形を更に抑制する設計とする。

また、サプレッションチェンバ及びボックス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、ボックス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。

(3) ボックスサポート取付部の影響

既工認におけるボックス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強め輪を設置するとともに、ボックスサポートは当て板を介してサプレッションチェンバに取り付けられていることから、ボックス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、ボックスサポート取付部の影響を含め、より詳細な地震応答を把握するため、シェルモデルとはりモデルを用いた解析からボックスサポート取付部のばね剛性を各々算定し、そのばね剛性の差をばね要素として地震応答解析モデル（3次元はりモデル）に設定することで、はりモデルで考慮されないボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮する。

(4) ボックスサポートの剛性の詳細化及び基礎ボルト等の扱い

既工認におけるサプレッションチェンバのモデル化では、十分に剛性が高いことから []
[]
[] に考慮して
いた。今回工認では、より詳細な地震応答を把握するため、シェルモデルを用いた解析からボックスサポートの剛性を算定し、地震応答解析モデルに考慮する。

また、ボックスサポートの基礎ボルトに負荷される地震荷重をより詳細に評価するため、基礎ボルトを剛ばね要素として、地震応答解析モデルに考慮する。

また、ボックスサポートは、サプレッションチェンバ本体（大円）の半径方向に対する熱膨張を吸収する可動構造であることから、地震応答解析モデルにおけるボックスサポート下端の境界条件は、サプレッションチェンバ本体（大円）の周方向に固定、半径方向に自由とする。

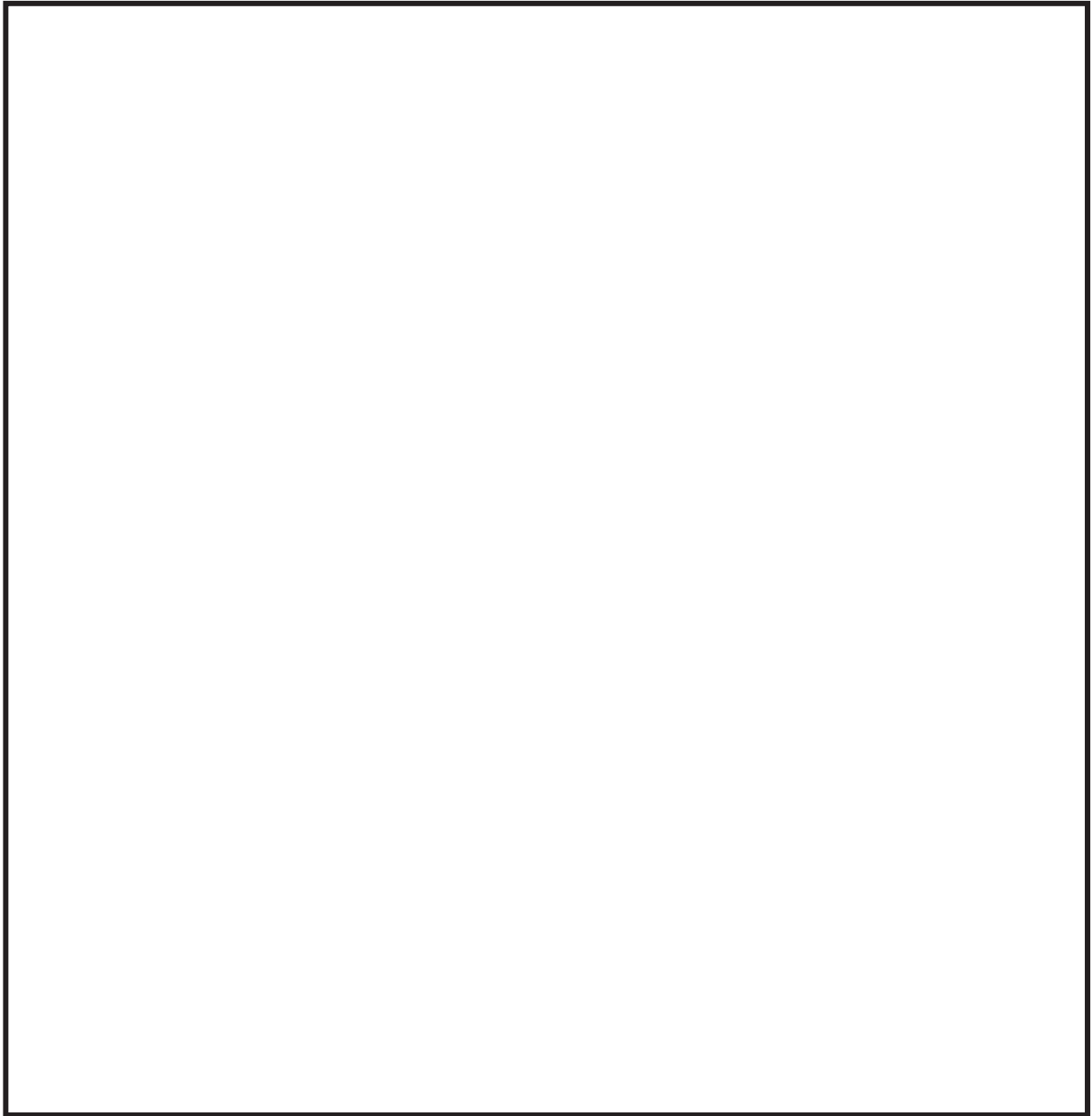


図 3.2-1 サプレッションチェーン及びボックスサポートの地震応答解析モデル (3次元はりモデル)

3.3 応力解析

3.3.1 基本方針

今回工認のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価に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に加えて、耐震性の向上を目的としたサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容も踏まえ、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ボックスサポートの応力評価点を表 3.3-1、図 3.3-1、表 3.3-2、図 3.3-2 に示す。

表 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

評価設備	応力評価点番号	応力評価点	既工認	今回工認
サプレッション チェンバ	P1	胴中央部外側	○	○
	P2	胴中央部底部	○	○
	P3	胴中央部内側	○	○
	P4	胴中央部頂部	○	○
	P5	胴エビ継手部外側	○	○
	P6	胴エビ継手部底部	○	○
	P7	胴エビ継手部内側	○	○
	P8	胴エビ継手部頂部	○	○
	P9	内側ボックスサポート取付部	○	○*
	P10	外側ボックスサポート取付部	○	○*

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

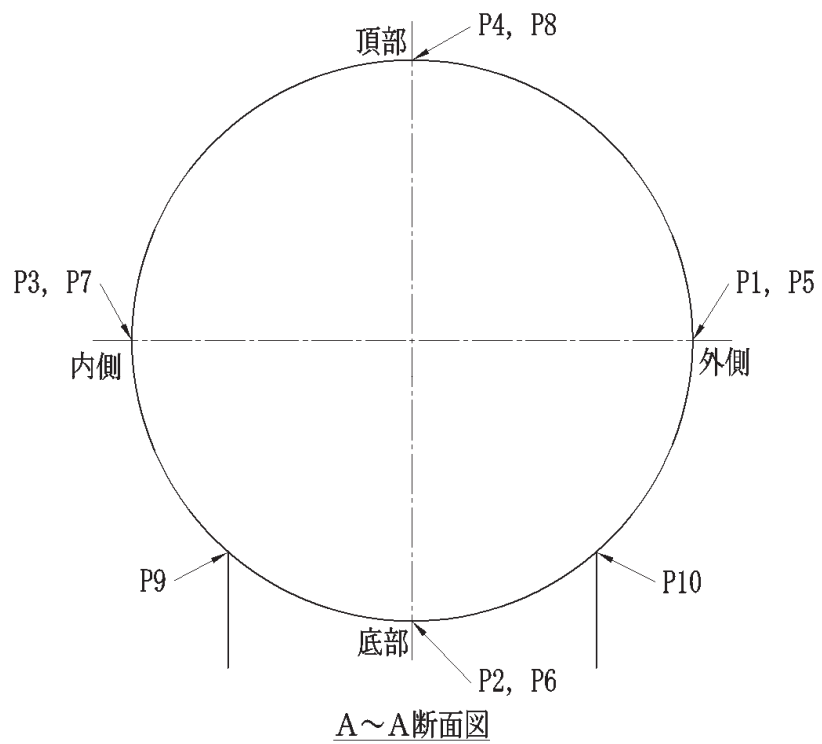
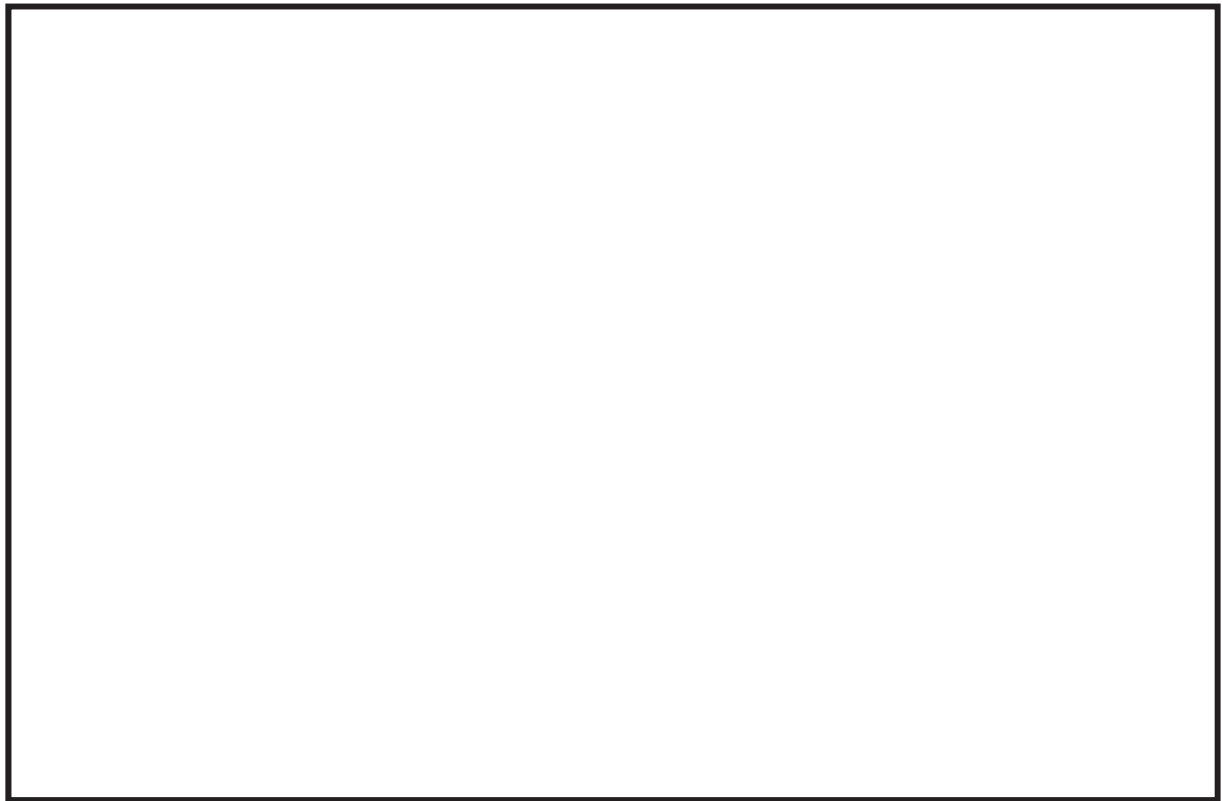


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

表 3.3-2 ボックスサポートの応力評価点

評価設備	応力評価 点番号	応力評価点	既工認	今回工認
ボックス サポート	P1	ボックスプレート	○	○
	P2	ボックスプレート取付部	○	○
	P2'	ボックスプレート（上側）取付部	—	○
	P3	フランジプレートとシヤラグ接触部	○	○
	P4	シヤラグ取付部	○	○
	P5	基礎ボルト	○	○
	P6	フランジプレート	○	○
	P6'	フランジプレート（外側）	—	○
	P7	ベースプレート	○	○*
	P8	シヤコネクタ（外側）取付部	○	○*
	P9	コンクリート（ベースプレート下面）	○	○
	P10	コンクリート（シヤコネクタ（外側）側面）	○	○*
P11	コンクリート（シヤプレート上面）	○	○	
P12	パッド取付部	—	○	

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

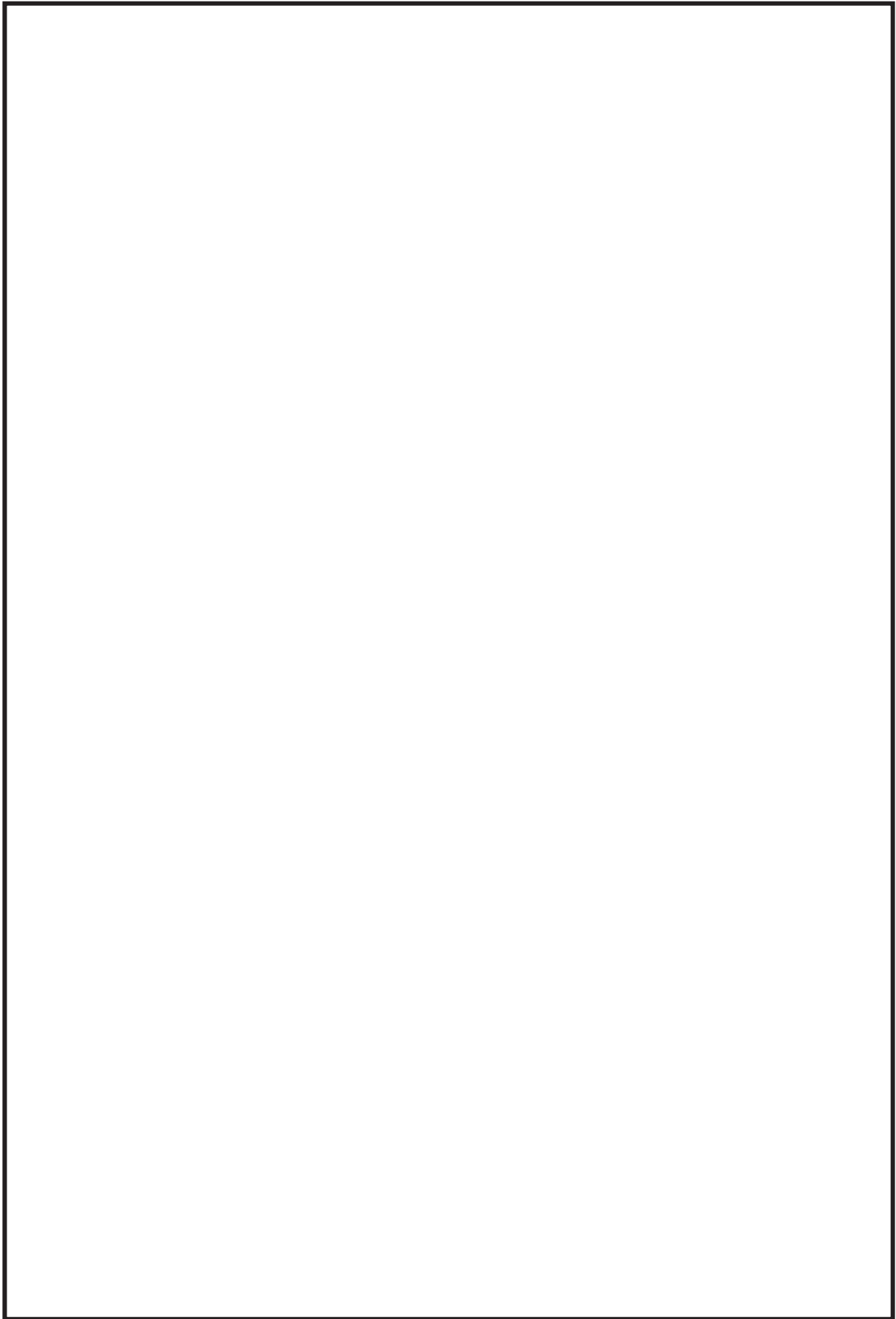


図 3.3-2 ボックスサポートの応力評価点

3.3.3 応力解析方法

(1) 公式等による手計算を用いた応力評価

既工認におけるサプレッションチェンバ（ボックスサポート取付部除く）の応力評価は、サプレッションチェンバをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバ設置床の最大応答加速度に対する静的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、公式等による手計算によって応力を算出していた。また、ボックスサポートは、手計算により算出したボックスサポート1個当たりの地震荷重及び評価断面等の形状から公式等による手計算によって応力を算出していた。

今回工認におけるサプレッションチェンバの応力評価は、動的解析(3次元はりモデルによるスペクトルモーダル解析)から算出された地震荷重等を用いて、応力解析モデルを用いた応力評価を行い、ボックスサポートの応力評価は、動的解析(3次元はりモデルによるスペクトルモーダル解析)から算出された地震荷重等を用いて、既工認同様、公式等による手計算によって応力を算出する。

なお、ボックスサポートのうち、公式等による評価が許容応力を満足せず、個別に詳細評価が必要となったフランジプレート（外側）の応力評価については、ボックスサポートの耐震補強対策として設置した追加リブによる拘束効果を考慮し、より詳細に応力を評価するため、フランジプレート周りをシェル要素でモデル化し、FEM解析による応力解析を行う。

(2) 応力解析モデルを用いたFEM解析による応力評価

既工認におけるボックスサポート取付部の応力評価は、内側と外側のボックスサポート(1組)とその両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、ボックスサポート下端位置等に静的解析で算出された地震荷重等を入力し、FEM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ボックス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、シェル要素でモデル化し、ボックスサポート取付部に加えて、サプレッションチェンバについてもFEM解析による応力解析を行う。

応力解析モデルは、ボックス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、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値は、応力評価点の変形を適切に模擬するように地震応答変位を用いて設定する。

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ボックス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、ボックスサポートの荷重算定方法について図 3.4-2 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

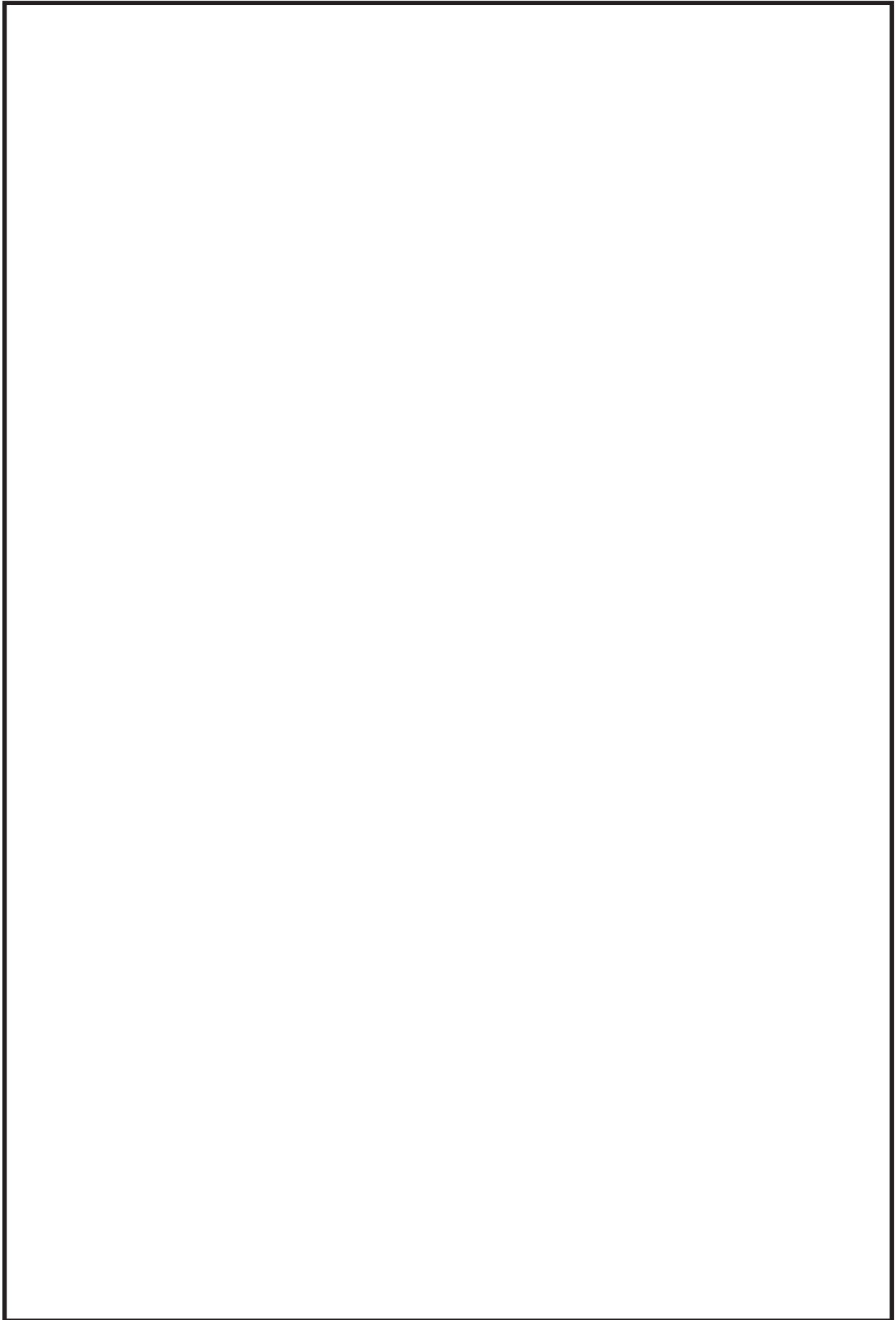


図 3.4-2 ボックスサポートの荷重算定方法

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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 (1/2)

設備	解析種別	応力評価点	既工認		今回工認		変更理由
			解析手法	解析モデル	解析手法	解析モデル	
サブレスシオンチェンバ	地震 応答 解析	全応力評価点	設置床の最大応答加速度 による静的解析	3次元はりモデル (サブレスシオンチェンバ全体 を考慮)	動的解析 (スペクトルモード解析)	3次元はりモデル*1 (サブレスシオンチェンバ全体 を考慮)	重大事故等時のサブレスシオ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	-	FEM 解析	3次元シェルモデル (サブレスシオンチェンバ本体 とボックスサポート (<input type="checkbox"/>) を考慮)	胴エビ継手部と合わせて、より詳細な応力を考慮することとした。
	応力 解析	胴エビ継手部外側 胴エビ継手部底面 胴エビ継手部内側 胴エビ継手部頂部	公式等による評価	-	FEM 解析	3次元シェルモデル (サブレスシオンチェンバ本体 とボックスサポート (<input type="checkbox"/>) を考慮)	胴エビ継手部近傍にはボックス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。
			FEM 解析	3次元シェルモデル (サブレスシオンチェンバ本体 とボックスサポート (<input type="checkbox"/>) を考慮)	地震応答解析モデルに考慮したボックスサポート取付部の非剛性算定用のシェルモデルを応力解析モデルとした。(<input type="checkbox"/> から <input type="checkbox"/> とした。)		

注記*：①サブレスシオンチェンバ内部水に対する有効質量の適用、②ボックスサポート取付部には非剛性を考慮、③ボックスサポートの剛性の詳細化及び基礎ボルトのモデル化

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 (2/2)

設備	解析種別	応力評価点	既工認		今回工認		変更理由
			解析手法	解析モデル	解析手法	解析モデル	
ボックスサポート	地震応答解析	全応力評価点	設置床の最大応答加速度による静的解析	—	動的解析 (スベクトルモデル解析)	3 次元よりモデル*1 (サブプレッショナルチェーンバ全体を考慮)	重大事故等時のサブプレッショナルチェーンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基礎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。
		P1 P2 P4 P6	ボックスプレート ボックスプレート 取付部 シヤラグ取付部 フランジプレート	公式等による評価	—	—	評価断面として補強対策で設置した [] を考慮した。
	P2'	ボックスプレート (上側) 取付部	—*2	—*2	公式等による評価	—	応力評価点として、P2 (ボックスプレート取付部；下側) に加えて、P2' (上側) を新たに設定した。
	P3 P9	フランジプレートとシヤラグ接触部 コンクリート (ベースプレート下面)	公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
	P5	基礎ボルト	公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
	P6'	フランジプレート (外側)	—*2	—*2	公式等による評価又は FEM 解析	3 次元モデル (3 辺拘束範囲をモデル化)	応力評価点として、補強対策で設置した [] の拘束効果を考慮し、新たに P6' (外側) を設定した。
	P7	ベースプレート (外側)	公式等による評価	—	公式等による評価	—	補強対策として追設した追加リブを考慮し、フランジプレート端部位置のベースプレートを応力評価点とした。
	P8 P10	シヤコネクタ (外側) 取付部 コンクリート (シヤコネクタ (外側) 側面)	公式等による評価	—	公式等による評価 (評価断面の変更)	—	補強対策として追設した [] を応力評価点とした。
	P11	コンクリート (シヤプレート上面)	公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
	P12	パッド取付部	—*2	—*2	公式等による評価	—	P2 (ボックスプレート取付部) を代表応力評価点としていたが、新たに P12 を応力評価点に設定した。

注記*1：①サブプレッショナルチェーンバ内部水に対する有効質量の適用、②ボックスサポート取付部にばね剛性を考慮、③ボックスサポートの剛性の詳細化及び基礎ボルトのモデル化

*2：既工認では、応力評価点としていない。

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) 有効質量算定の考え方

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、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。

女川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ボックス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）から各方向の有効質量を算定する。

また、NASTRANによる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、実機を縮小した試験体を用いた振動試験及び流体解析により算出した有効質量と比較・検証によりその妥当性を確認している。

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。

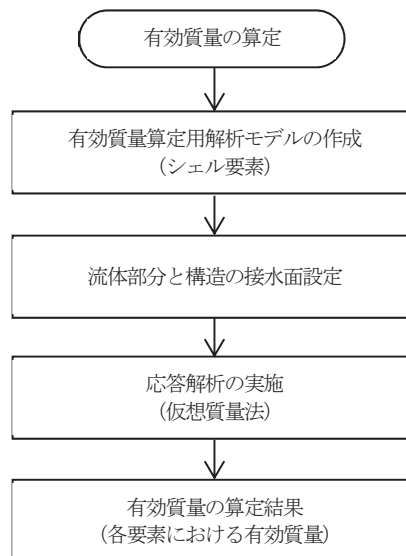


図4.1-1 有効質量算定フロー

(2) 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（強め輪を含む）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、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、有効質量算定に関係のないボックスサポートを模擬していない。

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、通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位を考慮して 2 ケースを設定する。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（別紙 10）。

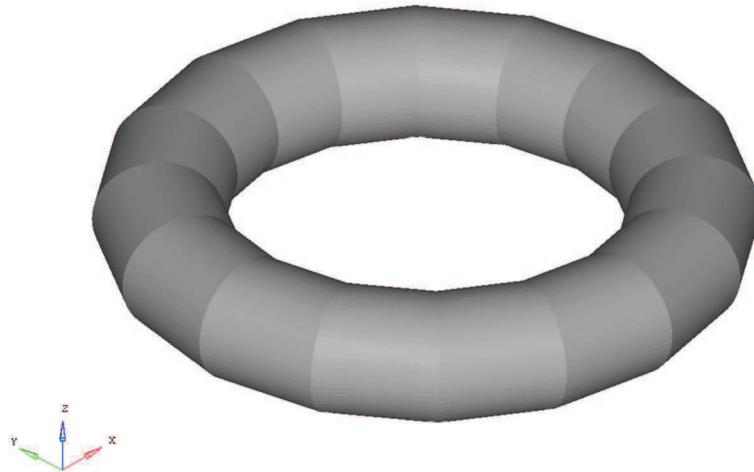


図 4.1-2 有効質量算定用解析モデル

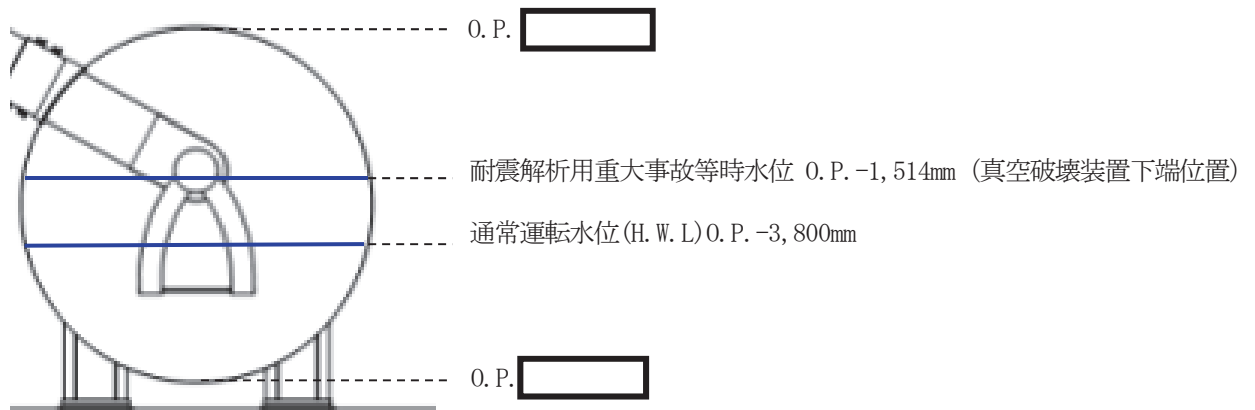


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

(3) 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有効質量比の値は、内部水全質量に対する水平方向の有効質量の割合を表す。なお、実際の地震応答解析モデルにおける有効質量は、仮想質量法を用いて設定する。詳細な設定方法については、4.1.2 項に示す。

また、有効質量を算定する解析プログラムによる比較として、汎用流体解析コード OpenFOAM（流体解析）による算定結果も示す。各水位において仮想質量法と流体解析により算出した有効質量比は概ね一致しているが、仮想質量法により算出した方がやや大きい傾向があり、有効質量としては保守側の値となっている。

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	解析手法	
	仮想質量法	流体解析*
通常運転水位(H. W. L)	0.24	0.22
耐震解析用重大事故等時水位	0.33	0.32

注記*：スロッシングの卓越周期帯で応答加速度が大きいS s-D 1を用いた算定結果

4.1.2 地震応答解析モデルにおける有効質量の設定

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ボックス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、NASTRAN の機能である Guyan 縮約法を用いてサプレッションチェンバ (3 次元はりモデル) の各質点に縮約し、付加する。なお、NASTRAN 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。

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ボックスサポートの地震応答解析モデルを図 4.1-5 に示す。また、地震応答解析モデルの各質点に設定される有効質量について、耐震解析用重大事故時水位を代表として、水平 (X 方向) 方向及び鉛直 (Z 方向) 方向の有効質量 (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 (X 方向) のうち並進 (X 方向) の質量の総和が有効質量であり、鉛直 (Z 方向) 方向の並進 (Z 方向) の質量の総和が全質量を表し、その有効質量比は 0.33 と表 4.1-1 と一致しており、適切に縮約されていることを確認した。なお、サプレッションチェンバの強め輪補強対策に係る詳細設計段階の検討結果の反映により、内部水から容器に加わる荷重が増加することで、設置許可時よりも有効質量比が増加している。

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設定方法に係る詳細及び NASTRAN の機能である Guyan 縮約法の妥当性については、別紙 2 に示す。

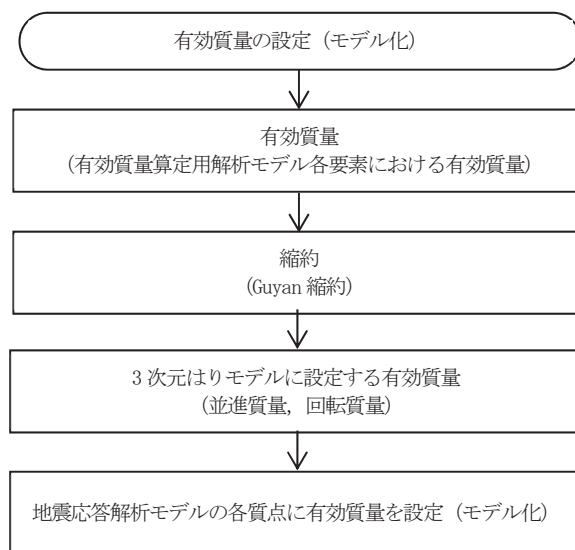


図 4.1-4 有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー

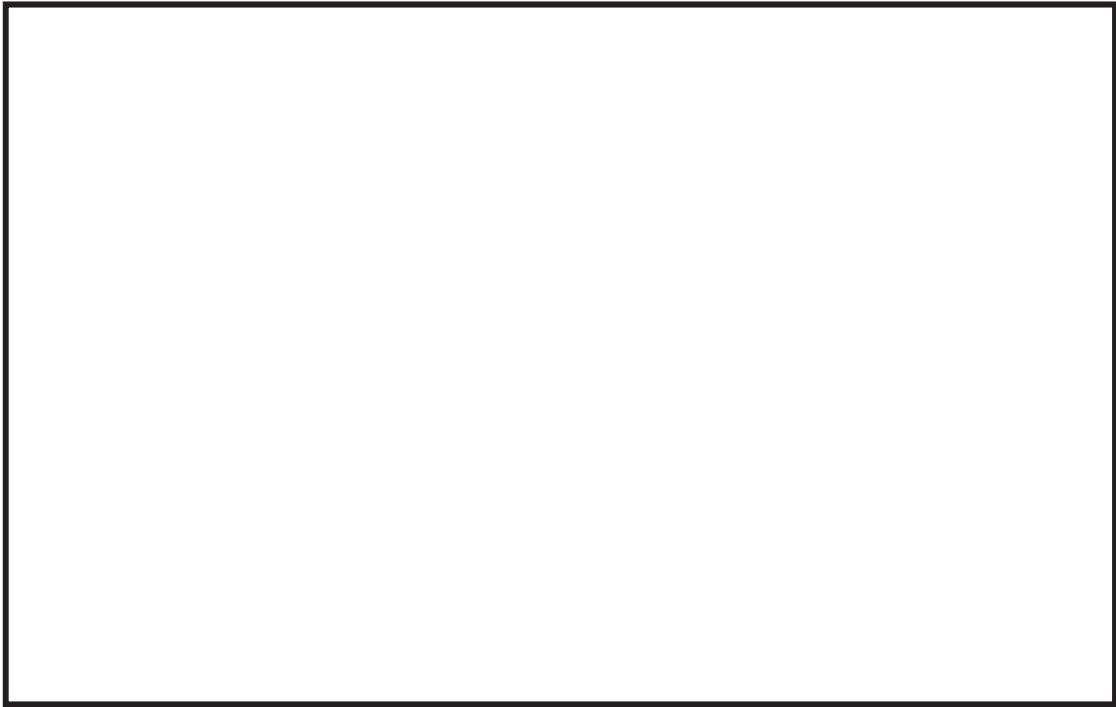


図 4.1-5 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル

表 4. 1-2 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 \cdot m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg \cdot m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg \cdot 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						
合計						

表 4.1-3 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						
合計						

4.1.3 サプレッションチェンバ本体のモデル化

サプレッションチェンバ及びボックス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ボックス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。

サプレッションチェンバ本体（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強め輪（64 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、バルジング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バルジング*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。

影響検討の結果、サプレッションチェンバ内部に設置された強め輪の効果によって、サプレッションチェンバ本体（小円）の剛性が向上し、変形が抑制されるため、地震による発生応力が低減されることを確認した。また、強め輪の効果によって、サプレッションチェンバのオーバル振動（花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴う振動モード）の影響を十分に抑制できることを確認したことから、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があると判断した。

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 4.1-4 参照）。

ただし、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本体小円の断面変形を更に抑制するため、強め輪（32 枚）の補強対策を実施する。

また、サプレッションチェンバ及びボックス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、ボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を 3 次元はりモデルに付加する。

なお、強め輪の補強対策については、サプレッションチェンバ本体のはり要素（曲げせん断はり要素）ではなく、ボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）算定に用いる 3 次元シェルモデルに考慮しているため、そのばね要素に補強の効果が考慮される。

地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討結果の詳細については、別紙 3 に示す。

注記*：内部水を有する容器の振動特性に係る既往知見として、地震の揺れに伴うスロッシングの他、特に薄肉円筒容器であるたて置円筒容器の振動モードについては、バルジング（ビーム振動及びオーバル振動に分類される）が生じることが知られている。

表 4.1-4 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 (mm)	質量 (10 ³ 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 ション チェン バ	SGV49							

注記*：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。

4.1.4 ボックス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ボックス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ボックス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のボックスサポート取付部については、より詳細な地震応答を把握するため、ボックス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でモデル化する。

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

サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性算定に当たっては、その複雑な変形様態に対応するため、実機のサプレッションチェンバ及びボックスサポートを模擬したシェルモデルを用いるとともに、はりモデルで表現している剛性との重複を排除するため、はりモデルを用いてばね剛性（並進、回転の各3方向）を算定し、算定されたばね剛性（並進、回転の各3方向）をサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルに考慮する。

ばね剛性算定方法の詳細については、別紙4に示す。

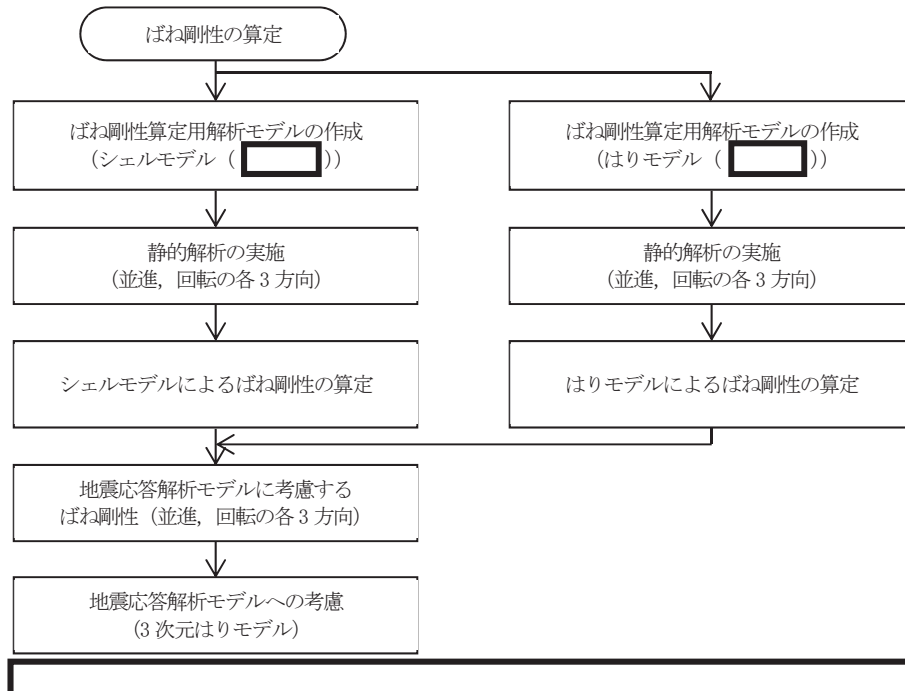


図 4.1-6 ボックスサポート取付部のばね剛性算定フロー

(1) ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

サブ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 (胴エビ継手部) にボックスサポートがサブ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, , , シェル要素でモデル化する。ばね剛性算定用解析モデルを図 4.1-7 に示す。



図 4.1-7 ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

(2) ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

シェルモデルと同様の範囲について, はり要素によるばね剛性算定用解析モデルを図 4.1-8 に示す。



図 4.1-8 ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

(3) 地震応答解析モデルに考慮するばね剛性

サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析に考慮するボックスサポート取付部のばね剛性を表 4. 1-5, 地震応答解析モデルを図 4. 1-9 に示す。ボックスサポート取付部のばね剛性については, 地震応答解析モデル (3 次元はりモデル) のボックスサポート上端位置に並進 3 方向, 回転 3 方向を設定する。

表 4. 1-5 ボックス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	大円半径方向 (N/mm)		
	大円周方向 (N/mm)		
	上下方向 (N/mm)		
回転	大円半径軸回り (N・mm/rad)		
	大円円周軸回り (N・mm/rad)		
	上下軸回り (N・mm/rad)		

注記* :

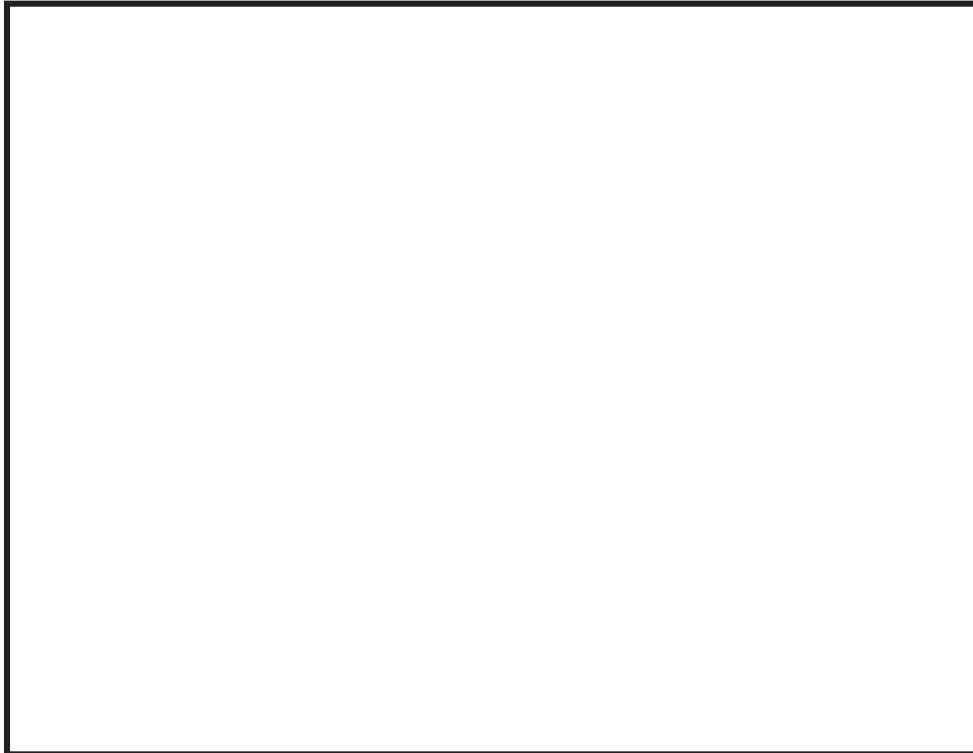


図 4. 1-9 地震応答解析モデル (ばね剛性考慮)

4.1.5 ボックスサポートのモデル化

(1) ボックスサポート本体のモデル化の考え方

既工認におけるサプレッションチェンバのモデル化では、
に考慮していた。

今回工認では、
としてモデル化を行った。
算定用の3次元シェルモデル図を図4.1-10及びボックスサポートのモデル化諸元を表4.1-6に、フランジプレートのばね剛性を表4.1-7に示す。

ボックスサポートの剛性は、断面積、せん断断面積及び断面二次モーメントについて、それぞれ以下のように算出した。

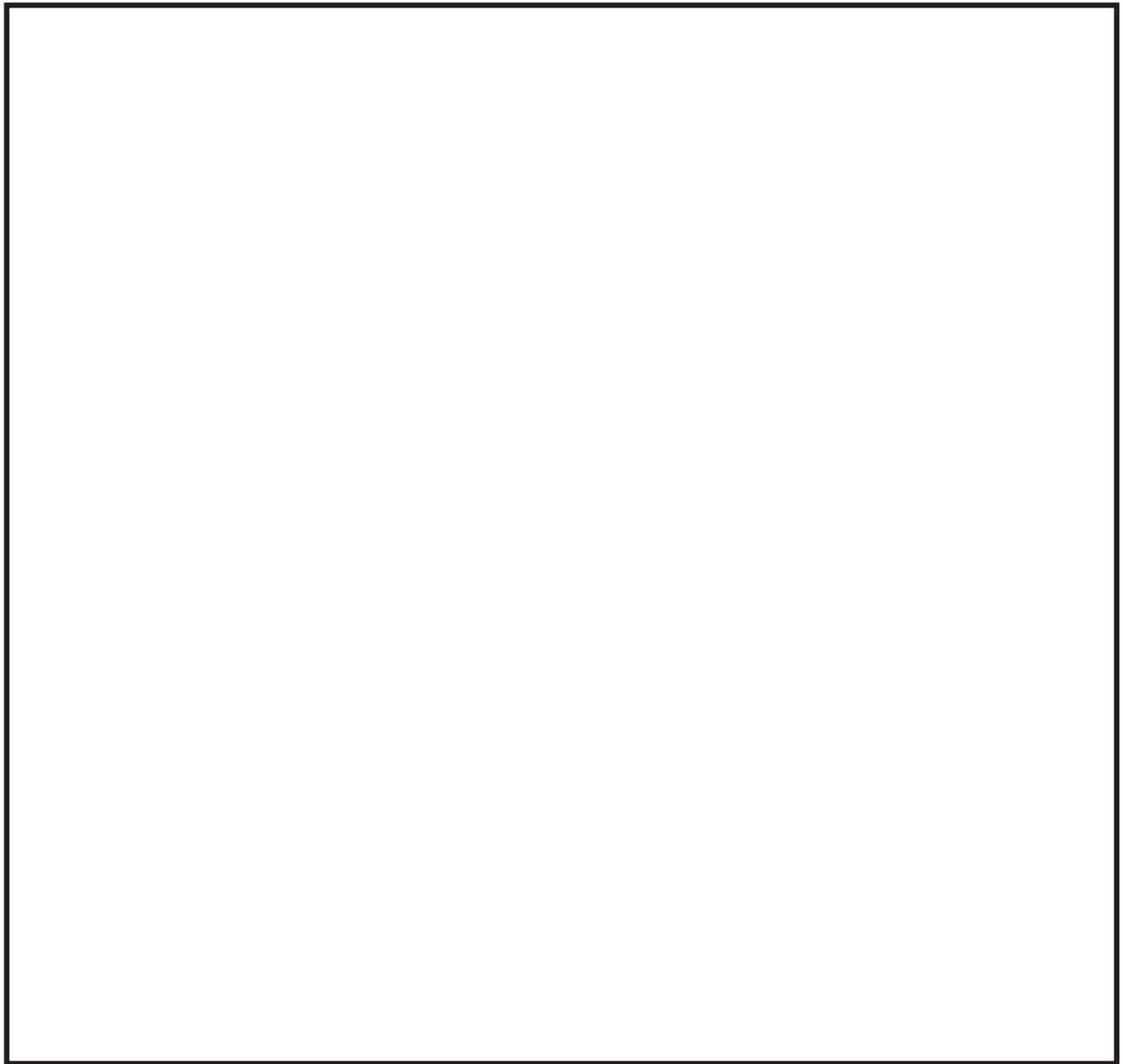


図 4.1-10 算定用の3次元シェルモデル図

表 4.1-6 ボックスサポートのモデル化諸元

部材	材質	部材長 (mm)	質量 (10 ⁻³ 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		
ボックス サポート	SM41B									

注記* : サプレッションチェーンバ本体側に考慮。

表 4.1-7 フランジプレートのモデル化諸元

部材	ばね剛性 (N/mm)
フランジプレート	

(2) 基礎ボルトのモデル化の考え方

既工認におけるボックスサポートの基礎ボルトの地震荷重は、サプレッションチェンバの静的評価により求めたボックスサポートの反力を用いて、公式等による簡便な評価としてボックスサポート1か所あたりの力のつり合い（圧縮及び引張）から算出している。

一方、より現実に近いボックスサポートの基礎ボルトの荷重状態としては、サプレッションチェンバに取り付けられるボックスサポートの全ての基礎ボルトがつり合っているものと考えられる。ここで、図4.1-11に示す振動モードを想定した場合、ボックスサポートの位置（図中の①及び②）によって、各ボックスサポートの荷重状態が異なるため、各ボックスサポートにおける各基礎ボルトの荷重分配割合も異なると考えられることから、今回工認においては、より現実に近い挙動を詳細に考慮するため、図4.1-12のとおりボックスサポート1か所につき8本の基礎ボルトを剛ばね要素としてモデル化する。

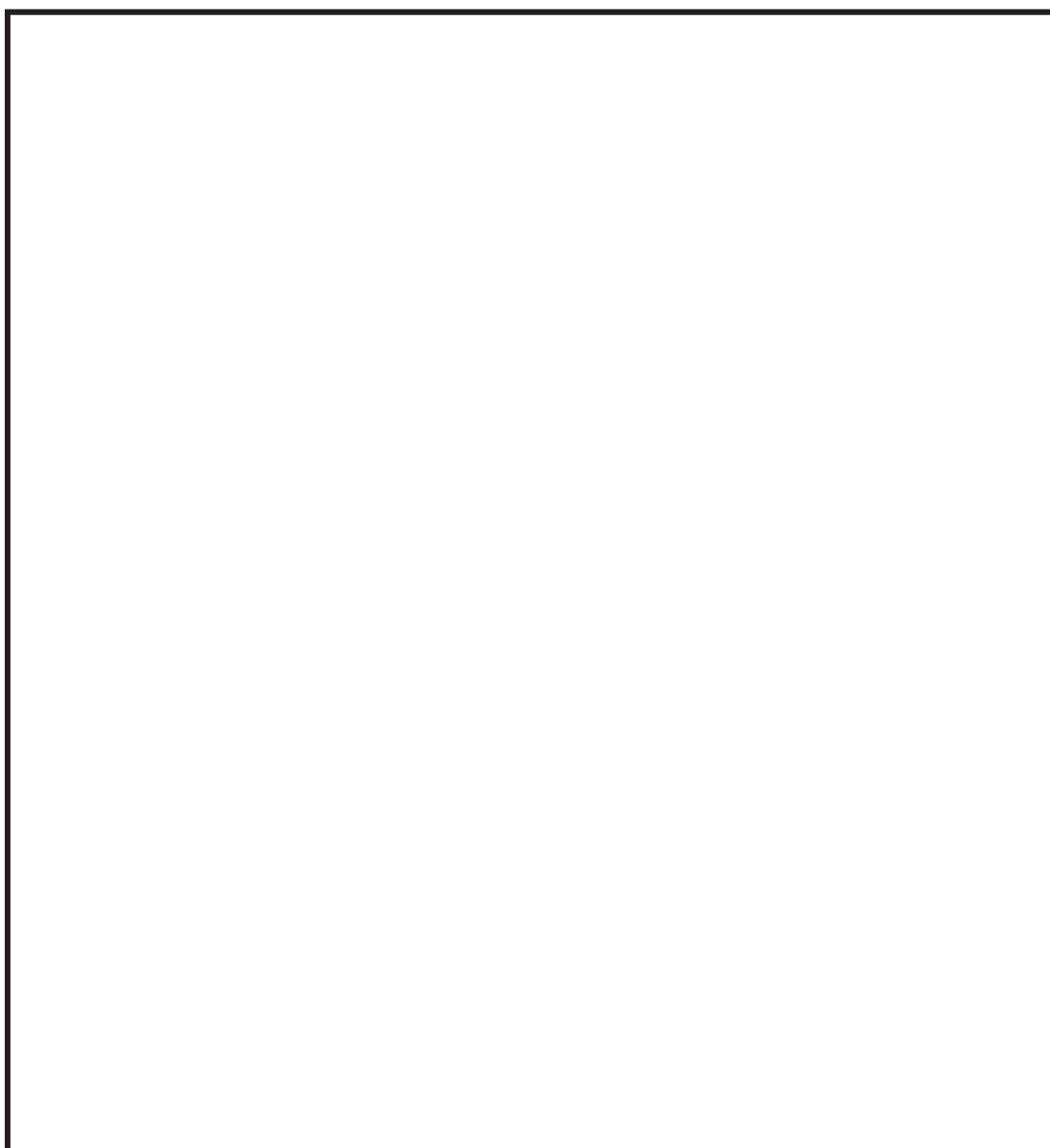


図4.1-11 荷重イメージ

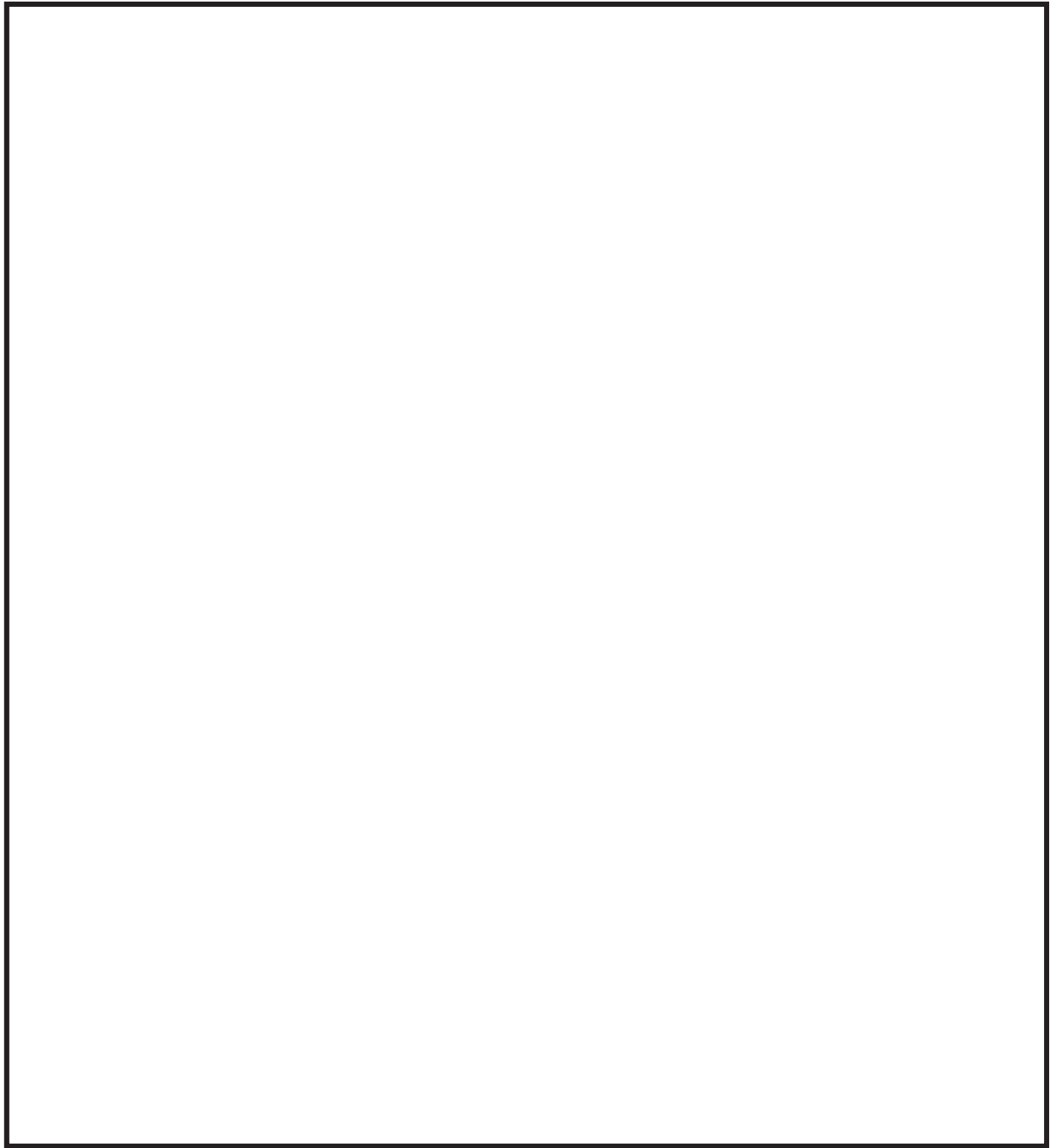


図 4. 1-12 ボックスサポートの解析モデル

(3) ボックスサポート（基礎ボルト含む）モデル化

ボックスサポート周りのモデル化に当たっては、

[redacted]

[redacted]と結合している。

また、

[redacted]

と結合している。

なお、ボックスサポートの基礎ボルトをモデル化したことによる地震応答解析モデルへの影響については、基礎ボルトのモデル化の有無による固有周期を確認した結果、表 4.1-8 のとおり振動性状に与える影響がないことを確認している。





ボックスサポートの解析モデルの境界条件及び解析モデル図を表 4.1-9 及び図 4.1-13 に、今回工認の地震応答解析モデルと影響確認に用いた地震応答解析モデルとの比較を表 4.1-10 に示す。解析モデルの違いは、今回工認の地震応答解析モデルでは基礎ボルト下端位置の境界条件を固定、影響確認に用いた解析モデルでは基礎ボルト上端位置（フランジプレートの剛性を考慮）の境界条件を固定していることである。

表 4.1-8 基礎ボルトのモデル化有無による固有周期比較

耐震評価として 考慮すべき振動モード*	固有周期（s）	
	基礎ボルトモデル有り	基礎ボルトモデル無し
3次		
4次		
5次		
6次		
7次		
10次		

注記*： 4.2.3における「耐震評価として考慮すべき振動モード」と対応。

表 4.1-9 ボックスサポートの解析モデルの境界条件

位置	境界条件
	
	

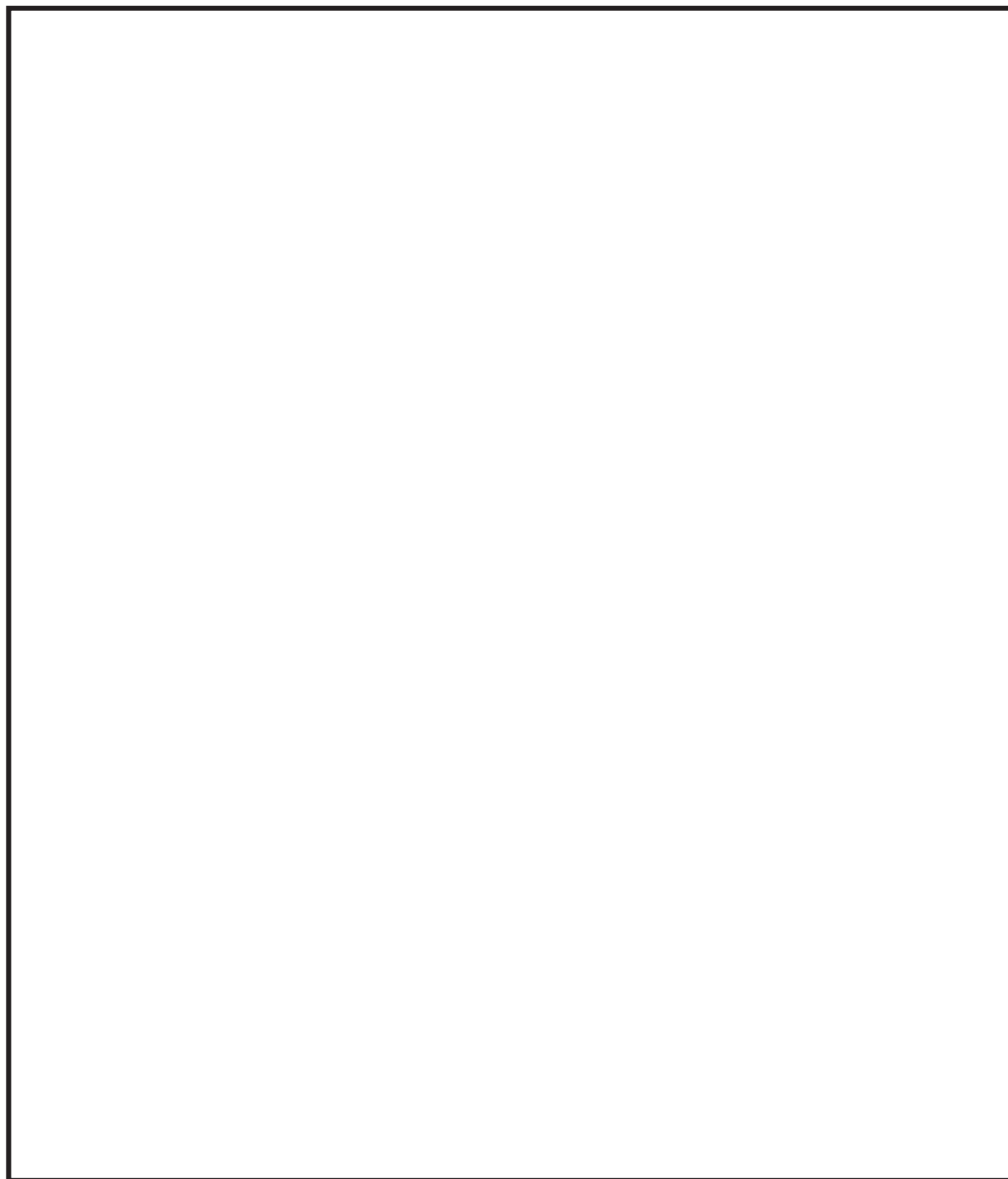


図 4.1-13 ボックスサポートの解析モデル

表 4. 1-10 今回工認の地震応答解析モデルと影響確認に用いた地震応答解析モデルとの比較

	実機地震応答解析モデル	影響確認に用いた地震応答解析モデル
境界条件		
モデル図 ボックス サポート 部詳細		

4.2 地震応答解析モデル（3次元はりモデル）の妥当性確認

4.2.1 妥当性の確認方針（妥当性確認の着眼点）

4.1項では、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの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ボックス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ボックスサポートの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（強め輪を含む）及びボックスサポートをシェル要素でモデル化した妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による地震応答解析を実施し、3次元はりモデルを用いた地震応答解析結果との比較を行う。図4.2-1にサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル（3次元はりモデル）に対する妥当性確認フローを示すとともに、妥当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、それらの固有値、刺激係数を比較し、妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の解析結果から耐震評価として考慮すべきと確認された振動モード（変形方向）が3次元はりモデルにて表現できていること。ここで、耐震評価として考慮すべき振動モードとは、各応力評価点における発生応力に有意に影響する振動モード。また、それらの固有値の違いについては、工学的な判断目安として設計用床応答曲線として設定される10%振幅を考慮し、10%以内であることとした。

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、胴エビ継ぎ手部、ボックスサポート取付部及びボックスサポート）に許容値に対する発生応力の割合がシェルモデルと3次元はりモデルで概ね一致していること。

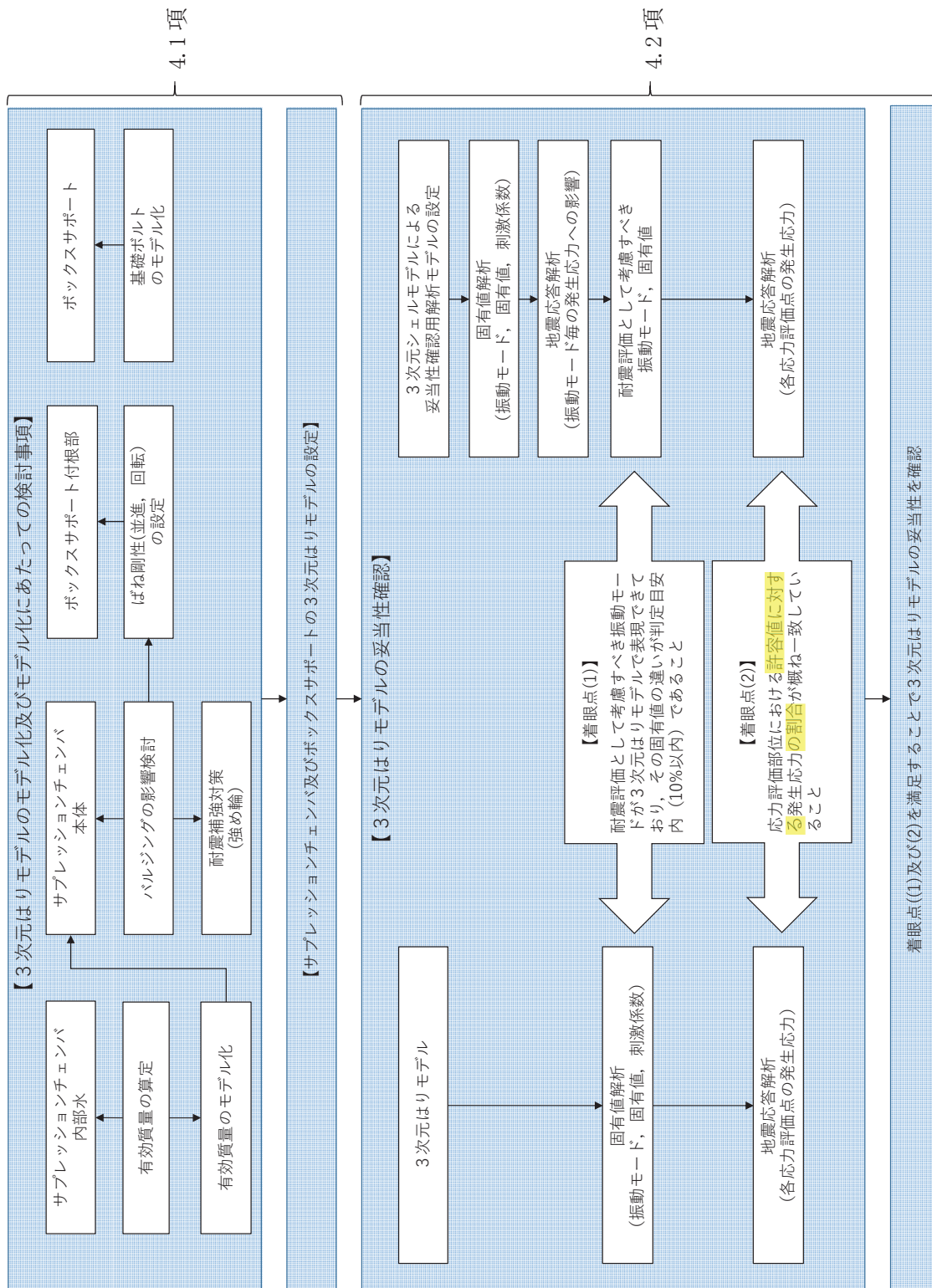


図 4.2-1 3次元はりモデル設定及び妥当性検証フロー

4.2.2 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）

妥当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本体（強め輪を含む）及びボックス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本体のシェル要素に、4.1.1項と同様にNASTRANの仮想質量法により算定した有効質量を各シェル要素に考慮する。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を代表とした。妥当性確認用解析モデル（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、解析モデルの設定に係るの詳細については、別紙5に示す。

表 4.2-1 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）のモデル諸元

項目		内容
モデル要素数		
モデル化	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ本体，強め輪（耐震補強対策含む），ボックスサポート（耐震補強対策含む） 剛ばね要素：基礎ボルト
	内部水	<ul style="list-style-type: none"> 耐震解析用重大事故等時水位（O. P. -1514mm） NASTRANの仮想質量法を適用

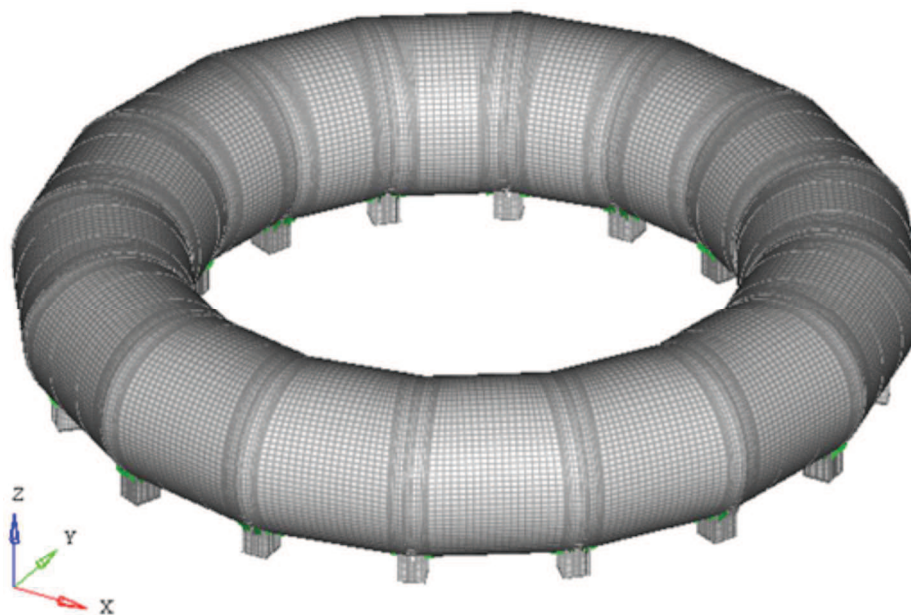


図 4.2-2 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）図

4.2.3 3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデルとのモデル化の差異

3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の差異及びその妥当性について整理した結果を表4.2-2に示す。

表 4. 2-2 3 次元はりモデルと妥当性確認用モデルのモデル化の差異及びその妥当性

項目	3 次元はりモデル	妥当性確認用モデル (3次元シェルモデル)	モデル化の差異及びその妥当性
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、その値をシェル要素に考慮。	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、Guyan 縮約を用いたモデル化については、別紙2において円筒容器を用いた理論式及び有効質量の妥当性検証に用いた振動試験との対比により妥当性を確認している。
サブレーションベンチンバ本体のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定した剛性を考慮したはり要素でモデル化。	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化。	3次元はりモデルにおけるサブレーションベンチンバ本体のモデル化は、平面保持を仮定した理論式によるものである。平面保持の仮定については、強め輪によって断面変形を抑制する設計としており、別紙3において強め輪の効果によって花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴う振動モードの影響を十分抑制出来ていることを確認している。なお、ボックスサポータ取付部のばね剛性にその並進変形に対する剛性も含めて考慮することで適切にモデル化している。
ボックスサポータ取付部のばね剛性	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サブレーションベンチンバのボックスサポータ取付部のばね剛性を算定し、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ボックスサポータ取付部のばね剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性は、妥当性確認用モデルと同じである。
ボックスサポータのモデル化	[] でモデル化した [] 算定用の3次元シェルモデルを用いて算定し、[] でモデル化。また、基礎ボルトは、剛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。また、基礎ボルトは、剛ばね要素としてモデル化。	ボックスサポータ等の剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性は、妥当性確認用モデルと同じである。

4.2.4 妥当性確認結果

(1) 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による解析結果

妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）を用いた固有値解析結果として、各振動モードに対する固有周期、刺激係数を表 4.2-3 に示す。

(2) 耐震評価として考慮すべき振動モードの確認結果

表 4.2-3 に示す振動モード毎の発生応力への影響を検討するため、各振動モードの刺激係数の値に着目して、各振動モードを3グループに分類した。

グループA：刺激係数が2桁オーダーの値である振動モード

グループB：刺激係数が1桁オーダーの値である振動モード

グループC：刺激係数が1未満の値である振動モード

次に、妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）を用いたサプレッションチェンバの地震応答解析結果として、グループAの振動モード（3次、4次、5次、10次、11次、12次）による発生応力、グループAに対してグループBの振動モード（22次、23次、24次、25次、38次、39次）を加えた振動モードによる発生応力を表 4.2-4 に示す。

グループAの振動モードによる発生応力に対するグループA及びBの振動モードによる発生応力の比率は、最大でも1.001（0.1%）であり、グループBの振動モードによる発生応力への影響はないことを確認した。また、グループCの振動モードについても発生応力への影響もないと判断できる。

したがって、耐震評価として考慮すべき振動モードは、グループAに分類された振動モード（3次、4次、5次、10次、11次、12次）である。

(3) 3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との比較

a. 着眼点(1)

3次元はりモデルを用いた固有値解析結果として、振動モード、固有周期及び刺激係数を表 4.2-5 に示す。また、3次元はりモデルの振動モードについて、妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）で確認された耐震評価として考慮すべき振動モードと比較結果を表 4.2-6 に示す。

3次元はりモデルによる振動モードと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の振動モードは、概ね同様な変形傾向を示しており、また、それら振動モードの固有周期の違いは、全て判定目安（10%以内）にあり、主要な振動モードである水平方向（3次）で9.3%、鉛直方向（5次）で9.6%となることを確認した。

b. 着眼点(2)

3次元はりモデル及び妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）を用いたサプレッションチェンバの応力評価点における応力評価結果を表 4.2-7 及び図 4.2-3 に示す。

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

ボックスサポート取付部の分類で確認した場合、3次元はりモデル及び妥当性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)による発生応力は、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)及びボックスサポート取付部(P9, P10)の各分類において許容応力に対する発生応力の割合は同程度である。さらに、耐震評価で最も重要となる最大応力発生部位であるボックスサポート取付部に対して、3次元はりモデルが妥当性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)を用いた応力評価の発生応力が概ね一致しており、その最大応力は、3次元はりモデルによる外側ボックスサポート取付部(P10)であることを確認した。

また、3次元はりモデル及び妥当性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の荷重を用いたボックスサポート応力評価結果を表4.2-8及び図4.2-4に示す。3次元はりモデル及び妥当性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)による発生応力は、応力評価部位によって大小関係は異なるものの、3次元はりモデルの発生応力と妥当性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の発生応力の差は小さく、ボックスサポートの発生応力は概ね一致している。

(4) 3次元はりモデルの妥当性確認結果

上記確認により、3次元はりモデルを用いた地震応答解析は、耐震評価として考慮すべき振動モードを表現できていること、応力評価部位における発生応力の傾向が概ね一致していることから、サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析として、3次元はりモデルを用いることは妥当であると判断した。

表 4.2-3 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）を用いた固有値解析結果

振動モード	固有周期 (s)	刺激係数* ¹ (-)			刺激係数の値に着目したグループ* ²
		X	Y	Z	
1* ³	0.110	0.03	0.03	0.00	C
2* ³	0.110	0.01	0.00	0.00	C
3	0.107	43.21	19.85	0.01	A
4	0.107	19.85	43.21	0.00	A
5	0.094	0.02	0.01	36.58	A
6	0.082	0.00	0.00	0.00	C
7	0.082	0.01	0.00	0.00	C
8	0.080	0.04	0.01	0.00	C
9	0.080	0.01	0.00	0.00	C
10	0.076	20.27	3.92	0.02	A
11	0.076	3.91	20.27	0.00	A
12	0.069	0.01	0.00	34.92	A
13	0.066	0.00	0.00	0.02	C
14	0.066	0.00	0.00	0.01	C
15	0.058	0.00	0.00	0.00	C
16	0.058	0.00	0.00	0.00	C
17	0.056	0.00	0.01	0.00	C
18	0.056	0.00	0.00	0.00	C
19	0.056	0.00	0.00	0.00	C
20	0.051	0.01	0.00	0.00	C
21	0.051	0.02	0.03	0.00	C
22	0.051	0.53	1.42	0.00	B
23	0.051	1.35	0.53	0.00	B
24	0.051	6.30	4.49	0.00	B
25	0.051	4.49	6.29	0.00	B
26	0.050	0.20	0.02	0.00	C
27	0.050	0.08	0.14	0.00	C
28	0.050	0.01	0.06	0.39	C
29	0.050	0.10	0.20	0.00	C
30	0.050	0.18	0.07	0.01	C
31	0.050	0.13	0.08	0.00	C
32	0.050	0.11	0.04	0.00	C
33	0.050	0.04	0.18	0.01	C
34	0.050	0.14	0.07	0.00	C
35	0.050	0.08	0.15	0.00	C
36	0.050	0.47	0.08	0.00	C
37	0.050	0.09	0.45	0.00	C
38	0.050	4.01	7.86	0.00	B
39	0.050	7.86	4.00	0.00	B

注記*1：質量による正規化

*2：刺激係数が2桁オーダーの振動モード（グループA）、1桁オーダーの振動モード（グループB）、それ以外の振動モード（グループC）と整理

*3：解析対象物が対称な構造物の場合に、解析上現れるモードであって地震時（方向性（水平、鉛直）のある加速度）には励起されないモードである。

表 4.2-4 各振動モードの応力への寄与率

応力	箇所	方位	①グループAの振動モードによる発生応力 (MPa)	②グループA, Bの振動モードによる発生応力 (MPa)	発生応力の割合 ②/①	
サブプレッジョンチエンバ	P1	胴中央部	外側	198.9	198.9	1.0000
	P2		底部	127.1	127.2	1.0008
	P3		内側	101.9	102.0	1.0010
	P4		頂部	44.2	44.2	1.0000
	P5	胴エビ継部	外側	192.0	192.0	1.0000
	P6		底部	163.6	163.6	1.0000
	P7		内側	130.0	130.1	1.0008
	P8		頂部	102.8	102.9	1.0010
	P9	内側ボックス サポート取付部		328.1	328.2	1.0003
	P10	外側ボックス サポート取付部		289.9	290.1	1.0007

表 4.2-5 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果

振動 モード	固有周期 (s)	刺激係数*1 (-)		
		X	Y	Z
1*2	0.104	0.00	0.00	0.00
2*2	0.104	0.00	0.00	0.00
3	0.097	0.14	44.74	0.00
4	0.097	-44.74	0.14	0.00
5	0.085	0.00	0.00	82.02
6	0.076	-27.56	2.52	0.00
7	0.076	2.52	27.56	0.00
8	0.069	0.00	0.00	0.00
9	0.069	0.00	0.00	0.00
10	0.068	0.00	0.00	8.25
11	0.066	0.00	0.00	0.00
12	0.066	0.00	0.00	0.00
13	0.051	0.00	0.00	0.00
14	0.051	0.00	0.00	0.00
15	0.047	0.00	0.00	0.00
16	0.047	0.00	0.00	0.00

注記*1：質量による正規化

*2：解析対象物が対称な構造物の場合に、解析上現れるモードであって地震時（方向性（水平、鉛直）のある加速度）には励起されないモードである。

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (1/6)

① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)		② 3次元はりモデル		固有値 の比較 (②/①)
振動モード (固有周期)	黒線：変形前	振動モード (固有周期)	青線：変形前	

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (2/6)

振動モード (固有周期)	① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル) 黒線：変形前	振動モード (固有周期)	② 3次元はりモデル 青線：変形前	固有値 の比較 (②/①)

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (3/6)

① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)		② 3次元はりモデル		固有値 の比較 (②/①)
振動モード (固有周期)	黒線：変形前	振動モード (固有周期)	青線：変形前	

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (4/6)

① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)	② 3次元はりモデル		固有値の比較 (②/①)
振動モード (固有周期)	黒線：変形前	振動モード (固有周期) 青線：変形前	

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (5/6)

振動モード (固有周期)	① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル) 黒線：変形前	振動モード (固有周期)	② 3次元はりモデル 青線：変形前	固有値 の比較 (②/①)

表 4.2-6 「耐震評価として考慮すべき振動モード」による固有値解析結果 (6/6)

① 妥当性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)		② 3次元はりモデル		固有値 の比較 (②/①)
振動モード (固有周期)	黒線：変形前	振動モード (固有周 期)	青線：変形前	

表 4.2-7 3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による
サプレッションチェンバの応力比較結果

応力評価点	箇所	方位	①3次元はりモデルによる応力評価結果 (MPa)	②3次元シェルモデルによる応力評価結果 (MPa)	③許容応力 (MPa)	①/②	③/①
P1	胴中央部	外側	166	199	393	0.83	2.36
P2		底部	106	127	393	0.83	3.70
P3		内側	136	102	393	1.33	2.88
P4		頂部	78	45	393	1.73	5.03
P5	胴エビ継手部	外側	162	192	393	0.84	2.42
P6		底部	104	164	393	0.63	3.77
P7		内側	152	130	393	1.17	2.58
P8		頂部	92	103	393	0.89	4.27
P9	内側ボックスサポート取付部		300	328	393	0.91	1.31
P10	外側ボックスサポート取付部		330	290	393	1.14	1.19

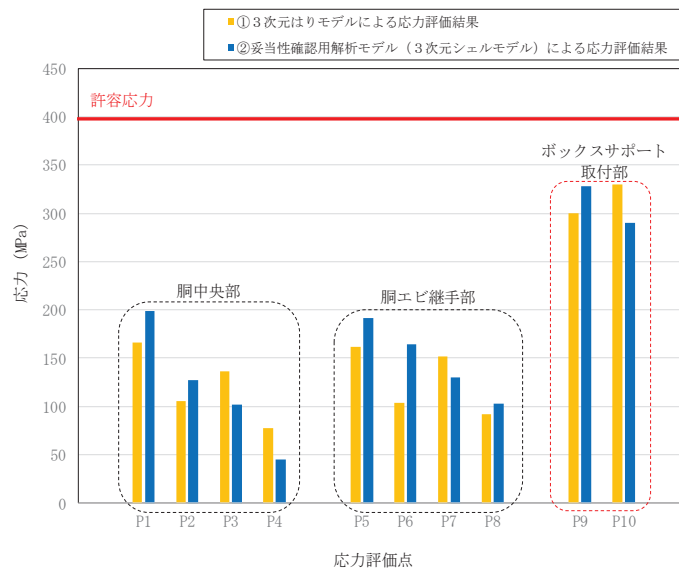


図 4.2-3 3次元はりモデルと3次元シェルモデルによるサプレッションチェンバの応力比較結果

表 4.2-8 3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による
ボックスサポートの応力比較結果

応力 評価 点	箇所	①3次元 はりモデル による応力 評価結果 (MPa)	②3次元 シェルモデ ルによる応 力評価結果 (MPa)	③許容応力 (MPa)	①/②	③/①
P1	ボックスプレート (一次+二次応力)	314	244		1.29	
P2	ボックスプレート 取付部 (一次+二次応力)	284	242		1.17	
P2'	ボックスプレート (上側) 取付部 (一次+二次応力)	88	80		1.10	
P3	フランジプレートとシ ヤラグ接触部 (一次+二次応力)	63	58		1.09	
P4	シヤラグ取付部 (一次+二次応力)	94	86		1.09	
P5	基礎ボルト (引張応力)	404	446		0.91	
P6	フランジプレート (一次+二次応力)	267	253		1.06	
P6'	フランジプレート (外側) (一次+二次応力)	168	185		0.91	
P7	ベースプレート (一次+二次応力)	148	137		1.08	
P8	シヤコネクタ (外側) 取付部 (一次+二次応力)	46	42		1.10	
P9	コンクリート (ベース プレート下面) (圧縮応力)	10.65	10.17		1.05	
P10	コンクリート (シヤコ ネクタ (外側) 側面) (圧縮応力)	21.10	19.28		1.09	
P11	コンクリート (シヤプレート上面) せん断応力	0.80	0.88	0.91		
P12	パッド取付部 (一次+二次応力)	72	66	1.09		

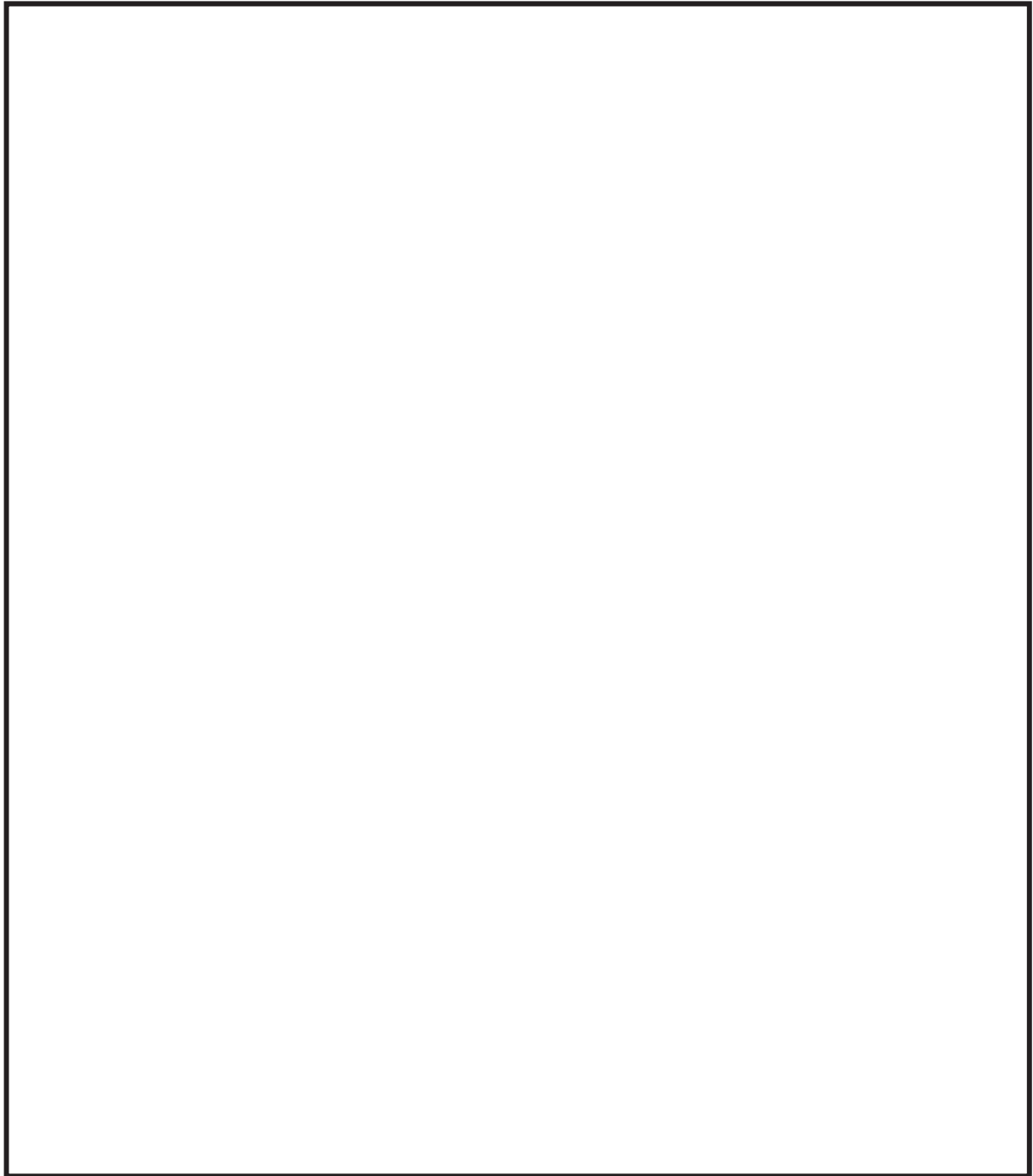


図 4.2-4 3次元はりモデルと妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による
ボックスサポートの応力比較結果

4.3 地震応答解析に係る検討

地震応答解析では、サプレッションチェンバ及びボックス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ボックスサポートの地震応答解析モデル(3次元はりモデル)を設定し、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。なお、3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析については、女川2号機と同型炉のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析として、既工認実績のある手法である。

本項では、地震応答解析に関連して、以下の影響検討を実施した。

(1) 有効質量算出法の違いによる有効質量の差異による影響

4.1.1 項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OpenFOAMによる流体解析により算出した有効質量比は概ね一致しているが、仮想質量法により算出した方がやや大きい傾向があり、有効質量としては保守側の値となっていることを確認している。

サプレッションチェンバ内部水の有効質量は、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの固有値に関連することから、耐震評価に用いる地震荷重としての保守性の観点から、解析手法間(仮想質量法と流体解析)の差異による固有値と設計用床応答スペクトルの関係を図4.3-1に示す。設計用床応答スペクトルは、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」によるものである。

4.4.1 項で算定した仮想質量法の有効質量比(0.33)及び流体解析の有効質量比(0.32)の関係(仮想質量法>流体解析)から、流体解析の場合における主要な振動モードの固有周期は、仮想質量法と比較して短周期に5%程度短くなるものの、設計用床応答スペクトルと固有周期との関係から、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、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ことを確認した。

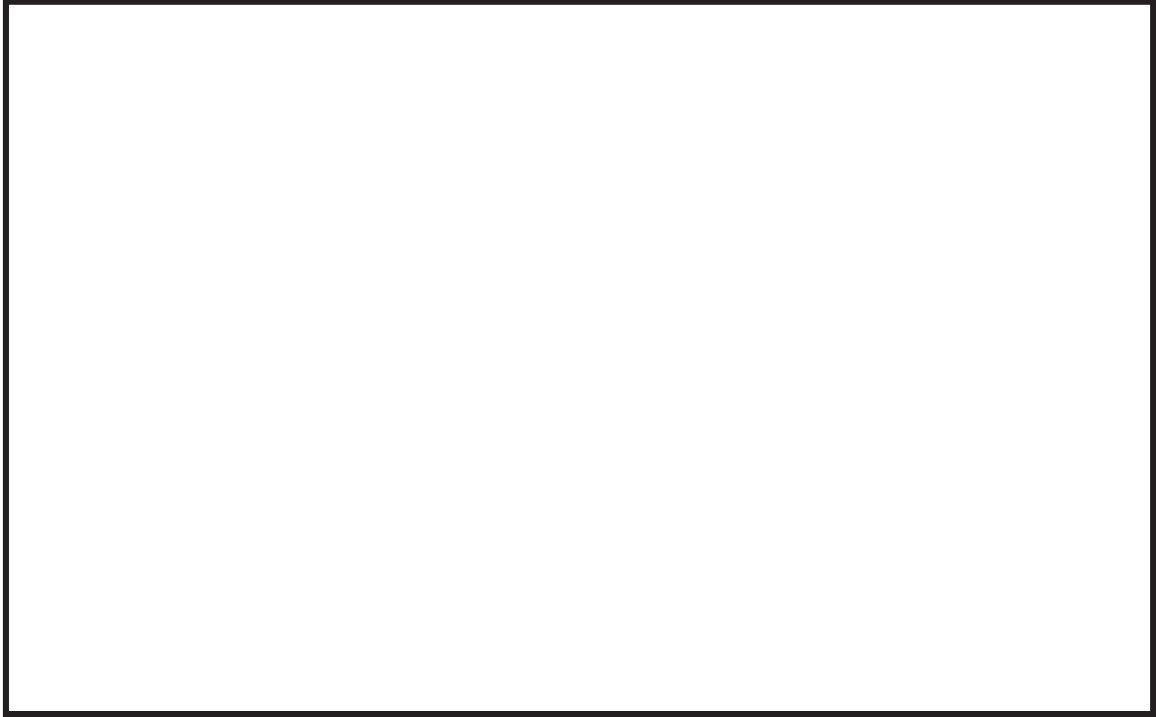


図 4.3-1 設計用床応答スペクトルと固有周期の比較

(2) スペクトルモーダル解析における高振動数領域の影響

サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析における動的解析では、スペクトルモーダル解析を適用し、配管等に対する地震応答解析同様、打ち切り振動数を20Hzとしている。

スペクトルモーダル解析を適用するに当たって高振動数領域の影響を確認するため、地震応答解析における打ち切り振動数を50Hzとし、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ボックスサポートの中で比較的耐震裕度が少ない部位を代表として応力評価を実施した。地震応答解析に用いた床応答スペクトルを図4.3-2に、応力評価結果を表4.3-1に、固有周期の一覧を表4.3-2に示す。本検討に用いた床応答スペクトルは、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」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。

地震応答解析における打ち切り振動数を50Hzとした場合、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの代表応力評価点に対する算出応力は、打ち切り振動数を20Hzとしている場合に対してほとんど増加しない結果となった。これは、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、高振動数領域の応答影響がなかったものである。

したがって、サプレッションチェンバ及びボックス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ないことを確認した。

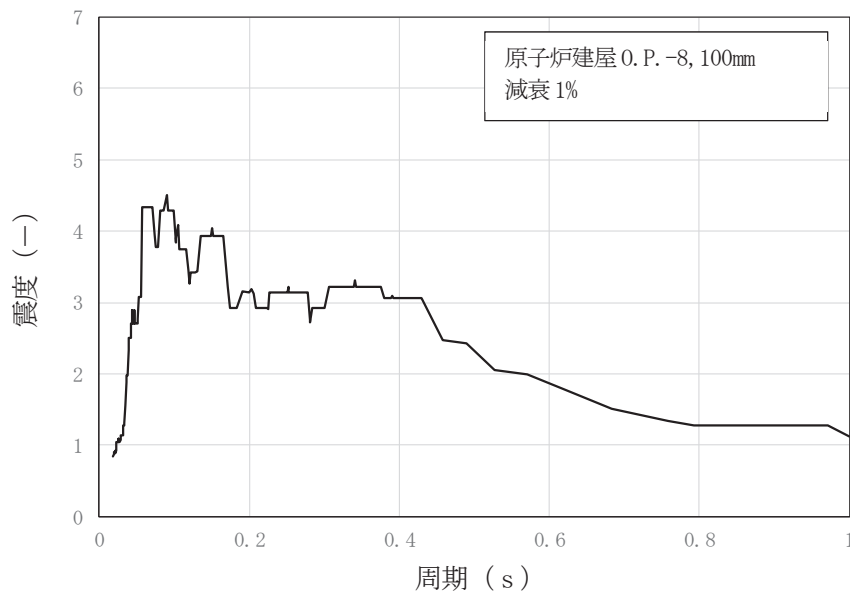


図4.3-2 床応答スペクトル(高振動数領域を考慮(0.02~1秒))

表 4. 3-1 応力評価結果

応力評価点	応力分類	算出応力 (MPa)		許容応力 (MPa)
		~20Hz	~50Hz	
胴中央部外側 (P1)	一次一般膜応力	204	204	257
胴エビ継手部外側 (P5)	一次+二次応力	162	162	393
外側ボックスサポート取付部 (P10)	一次+二次応力	330	330	393
ボックスプレート (上側) 取付部 (P2')	一次+二次応力 (せん断)	88	88	

表 4. 3-2 固有周期一覧表

振動モード	固有周期 (s)	刺激係数* (-)		
		X	Y	Z
1	0.104	0.00	0.00	0.00
2	0.104	0.00	0.00	0.00
3	0.097	0.14	44.74	0.00
4	0.097	-44.74	0.14	0.00
5	0.085	0.00	0.00	82.02
6	0.076	-27.56	2.52	0.00
7	0.076	2.52	27.56	0.00
8	0.069	0.00	0.00	0.00
9	0.069	0.00	0.00	0.00
10	0.068	0.00	0.00	8.25
11	0.066	0.00	0.00	0.00
12	0.066	0.00	0.00	0.00
13	0.051	0.00	0.00	0.00
14	0.051	0.00	0.00	0.00
15	0.047	0.00	0.00	0.00
16	0.047	0.00	0.00	0.00
17	0.039	0.00	0.00	0.00
18	0.039	0.00	0.00	0.00
19	0.035	0.00	0.00	0.00
20	0.035	0.00	0.00	0.00
21	0.034	0.00	0.00	0.00
22	0.030	0.00	0.00	0.00
23	0.030	0.00	0.00	0.00
24	0.028	0.00	0.00	0.00
25	0.028	0.00	0.00	0.00
26	0.026	-18.12	1.26	0.00
27	0.026	1.26	18.12	0.00
28	0.024	0.00	0.00	0.00
29	0.024	0.00	0.00	0.00
30	0.023	0.00	0.00	0.00
31	0.023	0.00	0.00	0.00
32	0.020	0.00	0.00	0.00
33	0.020	0.00	0.00	0.00

注記* : 質量による正規化

4.4 スロッシング荷重

既工認では、サブプレッションチェンバ内部水全体を剛体としていたため、水平方向の地震荷重に含まれる扱いとしていたが、今回工認では、サブ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、地震時のサブ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 OpenFOAM 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 4.4-1 に示す。

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.4-2 のとおり、サブプレッションチェンバ（強め輪を含む）及び主要な内部構造物をモデル化し、サブプレッションチェンバ内部水の水位条件は、有効質量の算定と同様、通常運転水位及び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、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間の長い $S_s - D1$ を用いた。流体解析では、サブプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サブ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、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。サブ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 4.4-1 に示す。

今回工認のサブプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価において、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に対する保守性等を考慮し、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 ($4.00 \times 10^3 \text{kN}$) を用いることとした。また、水平 2 方向の検討に当たっては、それぞれの方向に耐震評価用スロッシング荷重を考慮する。

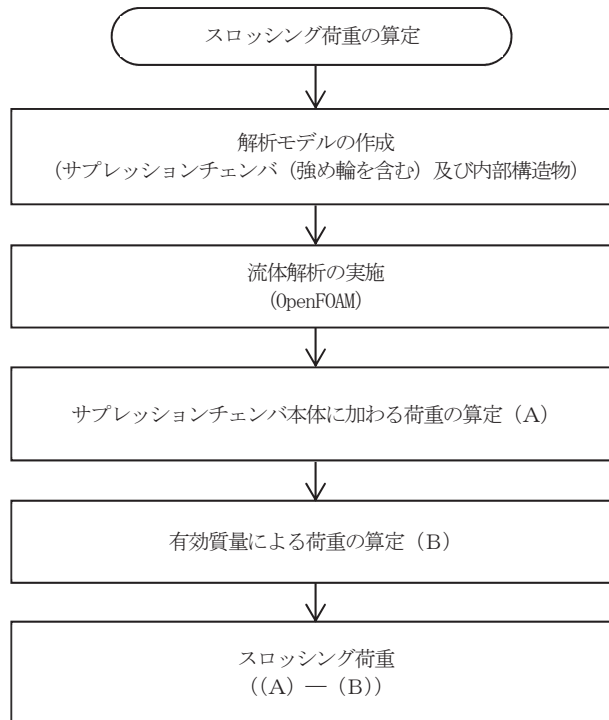


図 4. 4-1 スロッシング荷重算定フロー

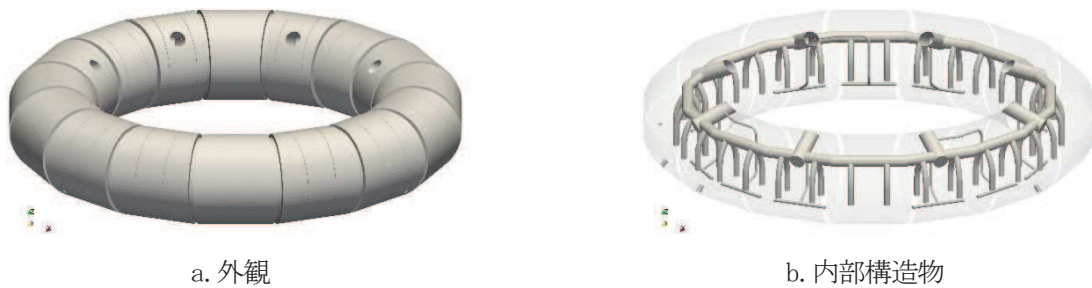


図 4. 4-2 流体解析モデル

表 4. 4-1 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	流体解析結果	耐震評価用 スロッシング荷重	備考
通常運転水位	$2.50 \times 10^3 \text{kN}$	$4.00 \times 10^3 \text{kN}$	設計基準対象施設 としての評価
耐震解析用重大事故等時水位 (真空破壊装置下端水位)	$3.21 \times 10^3 \text{kN}$		重大事故等対処設備 としての評価

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。

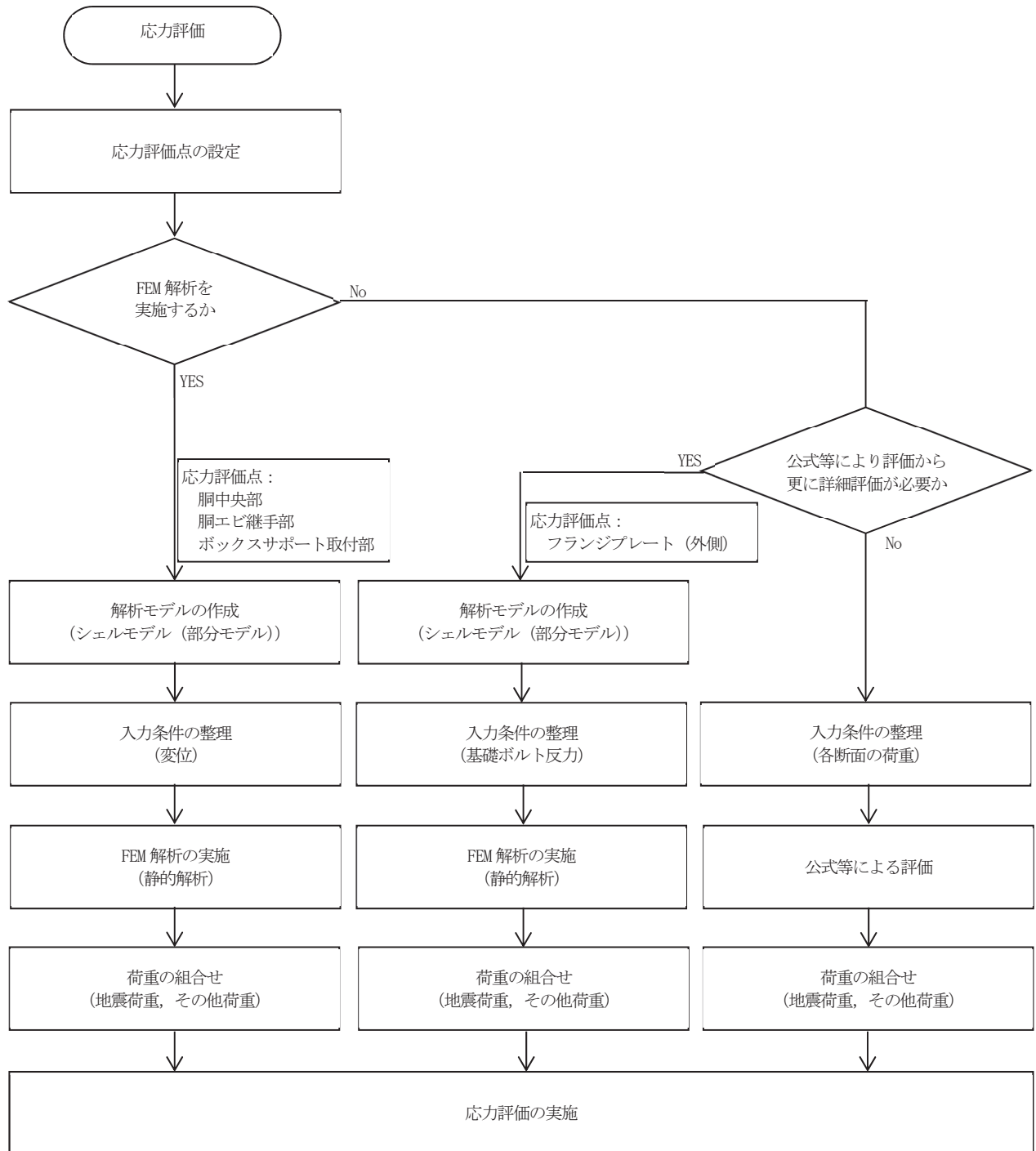


図 5.1-1 応力評価フロー

5.2 応力評価点

サプレッションチェンバ及びボックスサポートについては、耐震性の向上を目的としたサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容を踏まえ、構成部材の形状、断面性能及び地震荷重の伝達経路等を加味し、今回工認におけるボックスサポートの応力評価点について検討した。

5.2.1 サプレッションチェンバの応力評価点

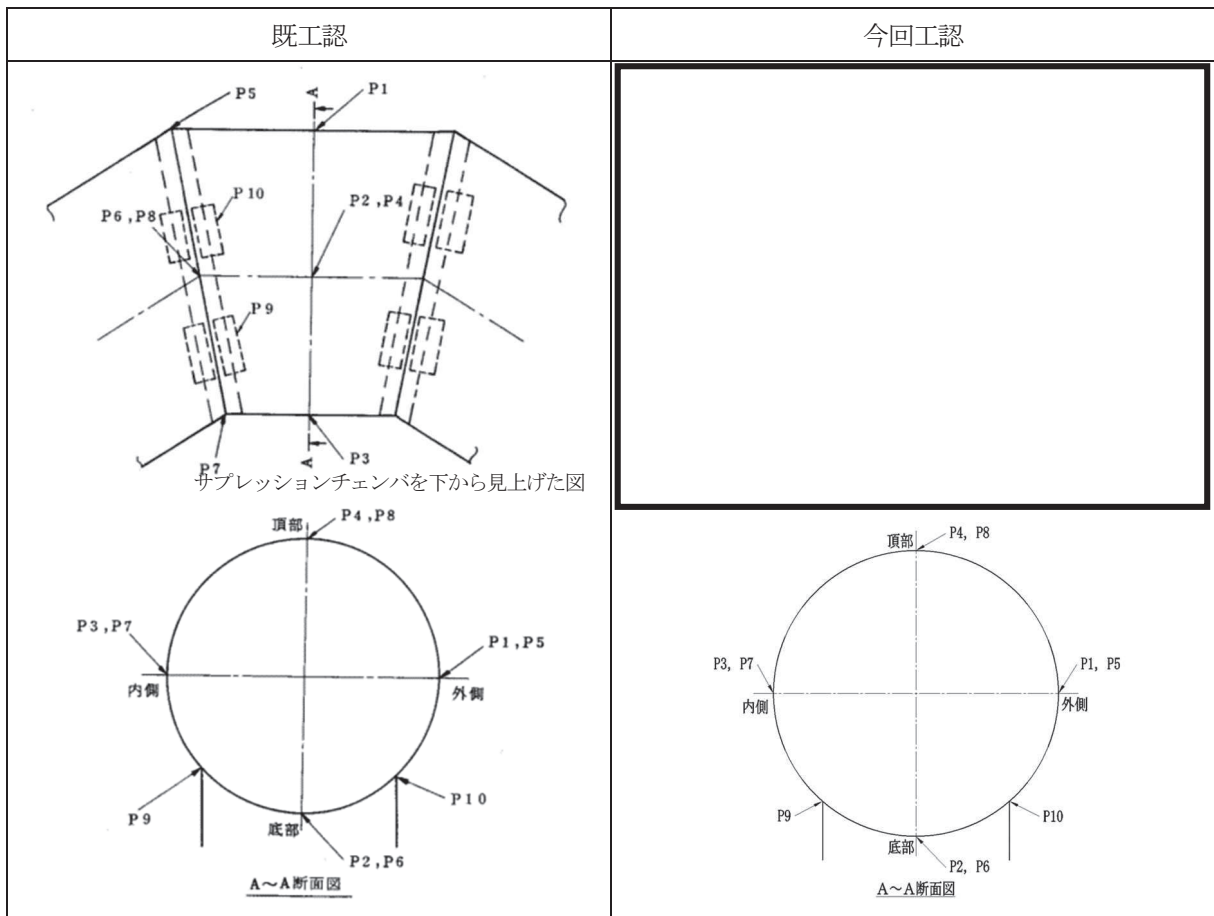
既工認及び今回工認における応力評価点を表 5.2-1 及び表 5.2-2 に示す。応力評価点 P9 及び P10(内側及び外側ボックスサポート取付部)については、今回工認における耐震補強対策による効果を踏まえ追加したパッド部の評価点を見直した。

表 5.2-1 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	評価対象		応力評価方法	発生応力の低減に寄与する補強部材
		既工認	今回工認		
P1	胴中央部外側	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P2	胴中央部底部	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P3	胴中央部内側	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P4	胴中央部頂部	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P5	胴エビ継手部外側	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P6	胴エビ継手部底部	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P7	胴エビ継手部内側	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P8	胴エビ継手部頂部	○	○	FEM モデルを用いた静的解析	
P9	内側ボックスサポート取付部	○	○*	FEM モデルを用いた静的解析	
P10	外側ボックスサポート取付部	○	○*	FEM モデルを用いた静的解析	

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

表 5.2-2 サプレッションチェンバの応力評価点



5.2.2 ボックスサポートの応力評価点

既工認及び今回工認における応力評価部位を表 5.2-3, 応力評価点を表 5.2-4 に示す。

応力評価点 P6 (フランジプレート ; ボックスプレート取付部) については, 耐震補強対策として取り付ける [] による拘束効果を考慮し, 新たに応力評価点 P6' (フランジプレート (外側) : []) を設定するとともに, 当該部位の応力状態をより詳細に把握するため, 個別の詳細評価としてフランジプレートをシェル要素でモデル化し, 追加リブによる拘束効果を反映した FEM 解析による応力評価についても実施する。

応力評価点 P8 (シヤコネクタ (外側) 取付部) 及び P10 (コンクリート (シヤコネクタ (外側) 側面) については, 保守的な扱いとして, 既設シヤコネクタによる荷重分担は期待せずに [] のみで荷重を受けるものとして応力評価を実施する。

応力評価点 P2' (ボックスプレート (上側) 取付部) 及び P12 (パッド取付部) については, サプレッションチェンバとボックスサポートの取付部の応力状態を確認するため, 新たに応力評価点として設定し, 応力評価を実施する。なお, 既工認におけるこれらの応力評価点は, 応力評価点 P2 (ボックスプレート取付部) で代表させていたものである。

表 5.2-3 ボックスサポートの応力評価点

応力評価点番号	応力評価点	評価対象		応力評価方法	発生応力の低減に寄与する補強部材
		既工認	今回工認		
P1	ボックスプレート	○	○	公式等による評価	
P2	ボックスプレート取付部	○	○	公式等による評価	
P2'	ボックスプレート (上側) 取付部	—	○	公式等による評価	
P3	フランジプレートとシヤラグ接触部	○	○	公式等による評価	
P4	シヤラグ取付部	○	○	公式等による評価	
P5	基礎ボルト	○	○	公式等による評価	
P6	フランジプレート	○	○	公式等による評価	
P6'	フランジプレート (外側)	—	○	公式等による評価 又はFEMモデルを用いた静的解析	
P7	ベースプレート (外側)	○	○*	公式等による評価	
P8	シヤコネクタ (外側) 取付部	○	○*	公式等による評価	
P9	コンクリート (ベースプレート下面)	○	○	公式等による評価	
P10	コンクリート (シヤコネクタ (外側) 側面)	○	○*	公式等による評価	
P11	コンクリート (シヤプレート上面)	○	○	公式等による評価	
P12	パッド取付部	—	○	公式等による評価	

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する。

表 5.2-4 ボックスサポートの応力評価点

既工認	今回工認

5.3 応力解析モデル

5.3.1 サプレッションチェンバの応力解析モデル

サプレッションチェンバ（胴中央部，胴エビ継手部及びボックスサポート取付部）の応力評価に用いる応力解析モデルは，サプレッションチェンバ及びボックス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り，耐震補強対策における追加パッド及び追加リブをより詳細に反映している。

応力解析モデルを，図 5.3-1 に示す。

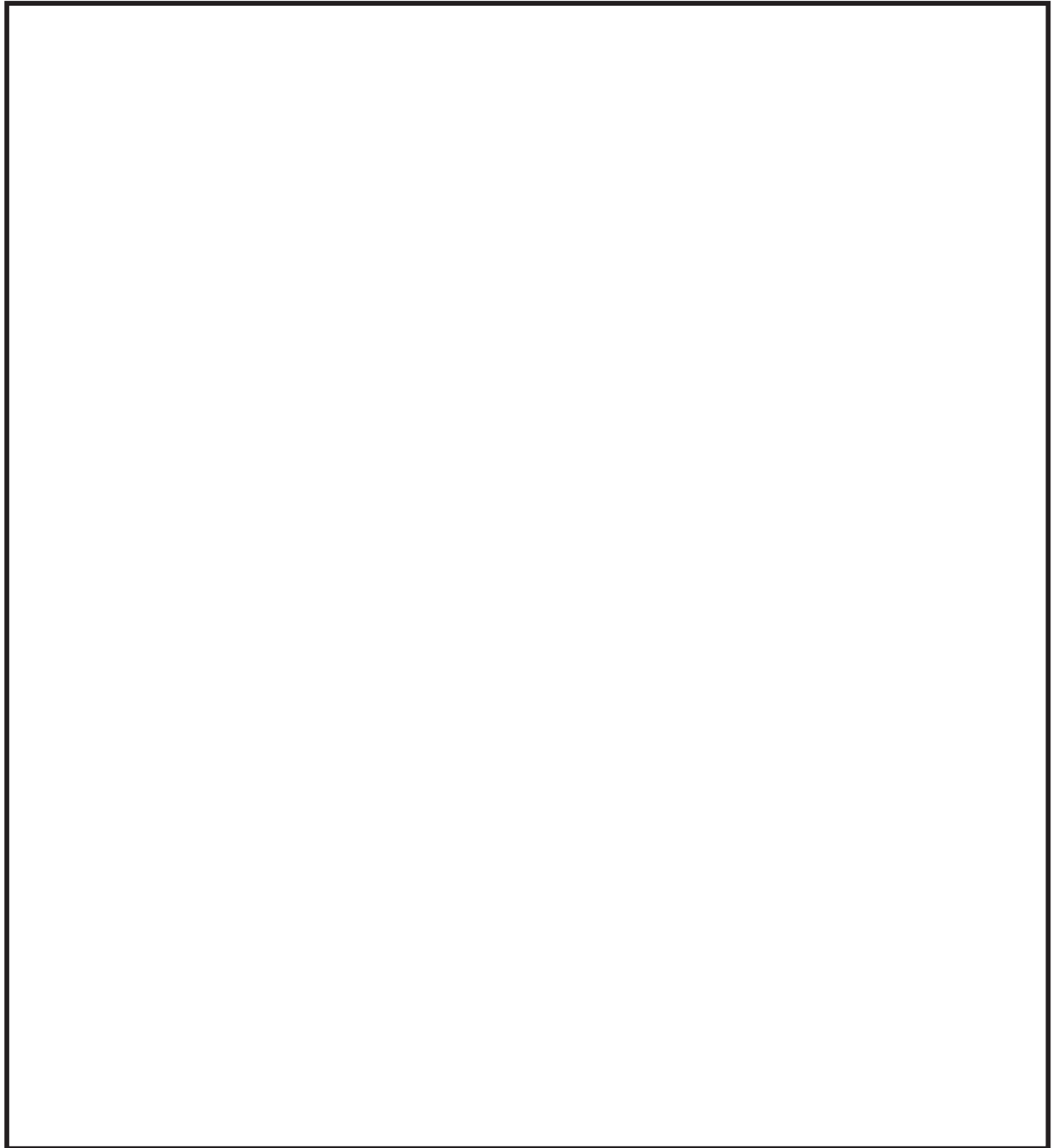


図 5.3-1 応力解析モデル

5.3.2 フランジプレート（外側）の応力解析モデル

フランジプレート（外側）の応力評価に用いる応力解析モデルは、ボックスプレート、フランジプレート及び追加リブの接続部における拘束条件等を考慮し、シェル要素でモデル化する。フランジプレート（外側）の構造図及び応力解析モデル（モデルイメージ含む）を図 5.3-2 及び図 5.3-3 に示す。



図 5.3-2 フランジプレート（外側）の構造図



図 5.3-3 フランジプレート（外側）の応力解析モデル

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は、応力解析による応力評価を行う。

応力解析による応力評価は、地震応答解析から算定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。応力評価の詳細応力評価は、工事計画認可申請書添付資料「VI-2-9-2-1-2 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、既工認のボックスサポート取付部の応力評価では

は、基礎ボルトによる拘束効果が適切に考慮できないことが分かった（ボックスサポートが実態とは異なる極端な変形となる）。今回工認では、

ここで、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。

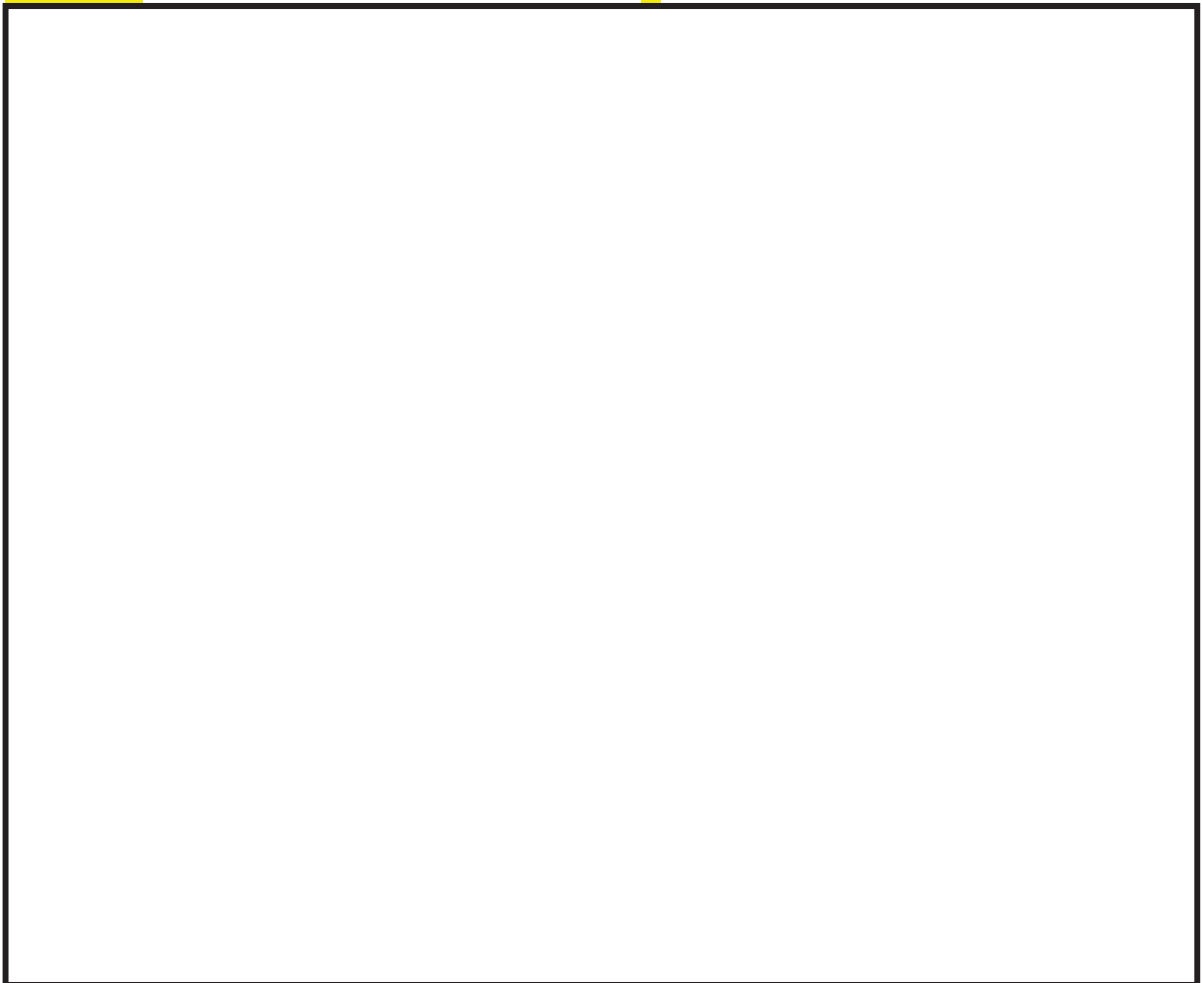


図 5.4-1 既工認と今回工認との地震荷重（変位）入力の概念図



図 5.4-2 地震応答解析における変位抽出点



図 5.4-3 サプレッションチェンバの 3次元 FEM 解析モデル解析条件

5.4.2 ボックスサポートの応力評価

ボックスサポートは、公式等による応力評価又は応力解析（フランジプレート（外側））による応力評価を行う（別紙18）。

公式等による応力評価は、サプレッションチェンバ及びボックス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。また、応力解析による応力評価は、地震応答解析から算定求められる地震荷重をフランジプレート（外側）に対する応力解析モデルを入力し、FEM解析（静的解析）により応力を算定する。

応力評価の詳細については、工事計画認可申請書添付資料「VI-2-9-2-1-5 ボックスサポートの耐震性についての計算書」に記載している。

ボックスサポートの地震応答解析における荷重抽出点を図 5.4-4 に、フランジプレート（外側）の3次元FEM解析モデル解析条件を図 5.4-5 に示す。

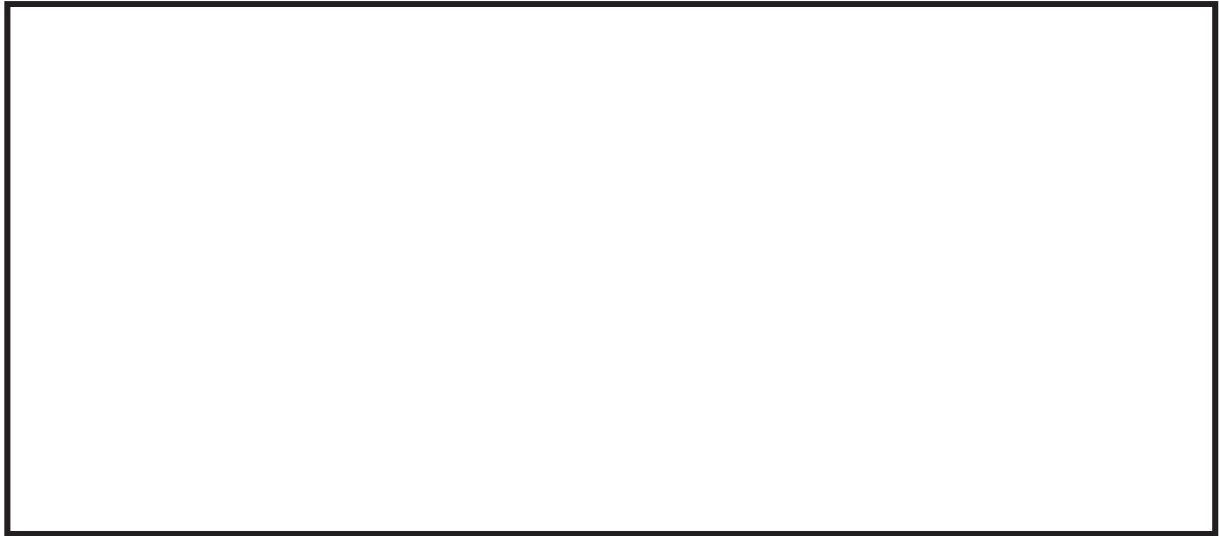


図 5.4-4 地震応答解析における荷重抽出点



図 5.4-5 フランジプレート外側の3次元FEM解析モデル解析条件

6. サプレッションチェンバ等の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ボックス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有効質量を適用したこと、ボックス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うとともに、解析モデルの詳細化に伴う動的解析として 3 次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を採用した。

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保守側に算定する解析方法を採用しており、保守性を含めて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ボックス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ボックス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。

動的解析方法については、配管等の他機器、女川 2 号機と同型炉のサプレッションチェンバ及びボックスサポートにて既工認実績のあるスペクトルモーダル解析であり、建屋応答の不確かさも包絡した設計用床応答曲線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、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ボックス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ボックス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
解析モデル	内部水質量	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トラクション内部水を剛体として扱うことで、保守的な荷重が算出される。	サブプレッショントラクション内部水を有効質量として考慮することで、内部水質量による荷重が詳細化される。振動試験等により有効質量が保守側に算出されることが確認されたNASTRANの仮想質量法を用いて有効質量を算定することで保守性が確保される。有効質量の算定方法に起因する固有周期の変動については、周期方向±10%拡幅した床応答スペクトルを用いることで配慮できる。なお、設計用床応答スペクトルと固有周期との関係から、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ないと考えらえる。
	構造部分	なし	サブプレッショントラクション要素にてモデル化。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なし。	サブプレッショントラクション要素及びボックスササポートをばり要素によるモデル化にあたり、ボックスササポート取付部にばね剛性を考慮し、ボックスササポートの剛性の詳細化及び基礎ボルトをモデル化することにより、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なし。
解析方法	入力地震動等の不確かさ	なし	簡便な扱いとして、サブプレッショントラクション全体を剛と見做し、静的解析を適用。	サブプレッショントラクション内部水の増加、解析モデルの詳細化を踏まえた固有周期を考慮し、動的解析（スペクトルモーダル解析）を適用。配管等の他機器と同様、建屋応答の不確かさも包絡した設計用床応答曲線を用いることで保守性が確保される。
	スロッシング荷重	スロッシング現象の不確かさ	内部水質量の扱い(剛体)に含まれる。	地震荷重としては地震動 $S_s - F - 3$ が最も厳しい地震動であるが、スロッシングに対して最も厳しい地震動 $S_s - DI$ を用いて、設計基準及び重大事故等での水位条件で流体解析を行っている。最大荷重を算出し、その包絡値に余裕を加味して耐震評価用スロッシング荷重を設定している。また、地震荷重の最大発生時刻とスロッシング荷重の最大発生時刻が異なると考えられるが、発生時刻によらず、最大地震荷重と組み合わせることで保守性が確保される。
応力解析	ボックスササポート取付部(胴中央部、胴エビ継手部含む)	なし	ボックスササポートと隣接するサブプレッショントラクション()をシェル要素でモデル化し、地震荷重等を解析モデルに入力した静的解析を実施。特段の保守性の考慮なし。	地震応答解析モデルに考慮したボックスササポート取付部のばね剛性算定用のシェルモデルを応力解析モデルとし、地震荷重等を解析モデルに入力した静的解析を行うことで、より詳細に応力解析を実施した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。
	ボックスササポートフランジプレート	なし	公式等による応力評価を実施。特段の保守性への考慮なし。	耐震補強対策()により、フランジプレート境界条件を見直し、FEM解析を用いてより詳細に応力解析を実施した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。
	ボックスササポート基礎ボルト	なし	簡便に一つのボックスササポート内の力つりあい式による計算を実施。特段の保守性の考慮なし。	地震応答解析モデルに基礎ボルトを組み込むことで、サブプレッショントラクション全体の力のつり合いに基づき基礎ボルトの応力を算出した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。

7. サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価結果

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、ボックス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としており、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。

なお、サプレッションチェンバの外側ボックスサポート取付部 (P10) 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。

また、ボックスサポートのコンクリート (シヤコネクタ (外側) 側面) (P10) の応力評価結果は、許容応力と接近しており、余裕が小さくなっているが、実際のシヤコネクタ (外側) 側面のコンクリートにおける荷重伝達としては、図 7-1 のとおり、圧縮 (既設工認と同様な扱い) ではなく、支圧のような広がりを持った荷重伝達であることから、これを考慮した評価結果 (表 7-3) は、十分裕度があることを確認した。

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			重大事故等対処設備		
			算出応力	許容応力	裕度 (許容応力/算出応力)	算出応力	許容応力*	裕度 (許容応力/算出応力)
			MPa	MPa		MPa	MPa	
P1	胴中央部外側	一次一般膜応力	56	258	4.60	204	257	1.25
		一次膜応力+一次曲げ応力	56	387	6.91	204	386	1.89
		一次+二次応力	88	393	4.46	166	393	2.36
P2	胴中央部底部	一次一般膜応力	51	258	5.05	172	257	1.49
		一次膜応力+一次曲げ応力	51	387	7.58	172	386	2.24
		一次+二次応力	54	393	7.27	106	393	3.70
P3	胴中央部内側	一次一般膜応力	48	258	5.37	189	257	1.35
		一次膜応力+一次曲げ応力	48	387	8.06	189	386	2.04
		一次+二次応力	70	393	5.61	136	393	2.88
P4	胴中央部頂部	一次一般膜応力	25	258	10.32	160	257	1.60
		一次膜応力+一次曲げ応力	25	387	15.48	160	386	2.41
		一次+二次応力	40	393	9.82	78	393	5.03
P5	胴エビ継手部外側	一次膜応力+一次曲げ応力	39	387	9.92	116	386	3.32
		一次+二次応力	86	393	4.56	162	393	2.42
P6	胴エビ継手部底部	一次膜応力+一次曲げ応力	85	387	4.55	106	386	3.64
		一次+二次応力	56	393	7.01	104	393	3.77
P7	胴エビ継手部内側	一次膜応力+一次曲げ応力	46	387	8.41	157	386	2.45
		一次+二次応力	78	393	5.03	152	393	2.58
P8	胴エビ継手部頂部	一次膜応力+一次曲げ応力	28	387	13.82	112	386	3.44
		一次+二次応力	48	393	8.18	92	393	4.27
P9	内側ボックスサポート取付部	一次膜応力+一次曲げ応力	116	387	3.33	204	386	1.89
		一次+二次応力	158	393	2.48	300	393	1.31
P10	外側ボックスサポート取付部	一次膜応力+一次曲げ応力	126	387	3.07	262	386	1.47
		一次+二次応力	180	393	2.18	330	393	1.19

注記*：添付書類は、保守的に 200℃で実施しているが、本資料では、機能維持の基本方針に従った許容応力としている。

表 7-2 ボックス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			重大事故等対処設備		
			算出応力	許容応力	裕度	算出応力	許容応力*1	裕度
			MPa	MPa	(許容応力/ 算出応力)	MPa	MPa	(許容応力/ 算出応力)
P1	ボックスプレート	一次応力 (組合せ)	104			167		
		一次応力+二次応力 (組合せ)	181			314		
P2	ボックスプレート 取付部	一次応力 (組合せ)	95			155		
		一次応力+二次応力 (組合せ)	169			284		
P2'	ボックスプレート (上側) 取付部	一次応力 (組合せ)	55			87		
		一次応力+二次応力 (せん断)	51			88		
P3	フランジプレートと シヤラグ接触部	一次応力 (支圧)	37			63		
		一次応力+二次応力 (支圧)	37			63		
P4	シヤラグ取付部	一次応力 (組合せ)	71			123		
		一次応力+二次応力 (座屈)	55			94		
P5	基礎ボルト	引張応力	267			404		
P6	フランジプレート	一次応力 (組合せ) (ボルト反力側)	74			112		
		一次応力 (組合せ) (コンクリート反力側)	95			158		
		一次応力+二次応力 (組合せ)	160			267		
P6' *2	フランジプレート (外側)	一次応力 (組合せ)	152			174		
		一次応力+二次応力 (座屈)	149			168		
P7	ベースプレート	一次応力 (組合せ)	89			154		
		一次応力+二次応力 (座屈)	86			148		
P8	シヤコネクタ (外側) 取付部	一次応力 (組合せ)	63			108		
		一次応力+二次応力 (せん断)	27			46		
P9	コンクリート (ベー スプレート下面)	圧縮応力	6.17			10.65		
P10	コンクリート (シヤ コネクタ (外側) 側 面)	圧縮応力	12.21			21.10		
P11	コンクリート (シヤ プレート上面)	せん断応力	0.53			0.80		
P12	パッド取付部	一次応力 (組合せ)	45			71		
		一次応力+二次応力 (せん断)	42			72		

注記*1：添付書類は、保守的に 200℃で実施しているが、本資料では、機能維持の基本方針に従った許容応力としている。

*2：設計基準対象施設の評価は公式による手計算、重大事故等対処設備の評価は FEM より応力を算出している。

表 7-3 荷重伝達の広がり を考慮した評価

応力評価点		運転状態	算出応力 (MPa)	工認計算書記載値		追加検討結果	
				応力分類	許容応力 (MPa)	応力分類	許容応力 (MPa)
P10	コンクリート (シヤコネクタ (外側) 側面)	V _A S	21.10	圧縮		支圧	

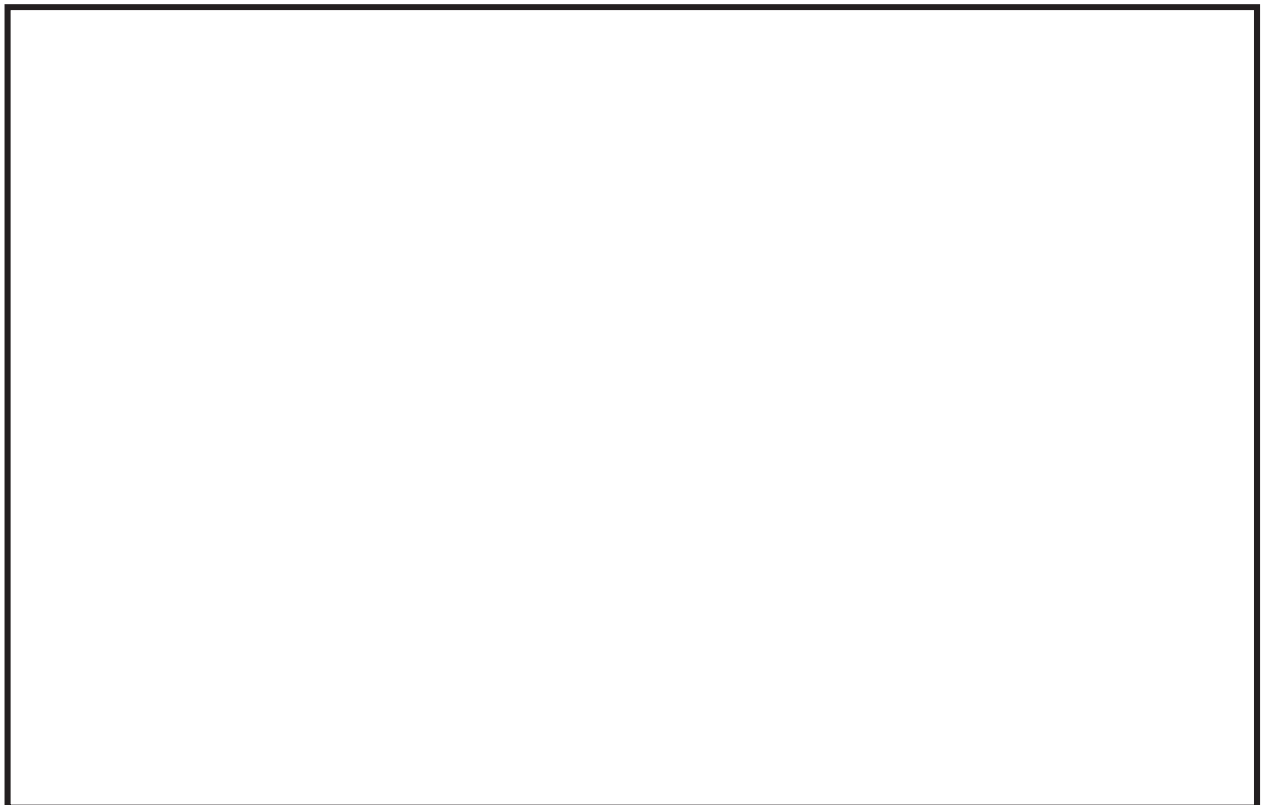


図 7-1 荷重伝達のイメージ

8. まとめ

女川2号機におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価では、サプレッションチェンバ本体とそれを支持するボックス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、それらに基づき、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ボックス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有効質量を適用すること、サプレッションチェンバとボックスサポートの取付部にばね剛性を考慮すること等に加えて、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策を考慮した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、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及びボックスサポートの評価対象部位については、耐震補強対策も踏まえ、構成部材の形状及び荷重伝達等を考慮して設定するとともに、より詳細な応力解析を実施するための応力解析モデル等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て適用性、妥当性を確認するとともに、女川2号機のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震性を確認した。

有効質量の適用およびその妥当性検証

1. 有効質量の適用

女川2号機のサプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、内部水質量として有効質量を適用することとし、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。

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）。

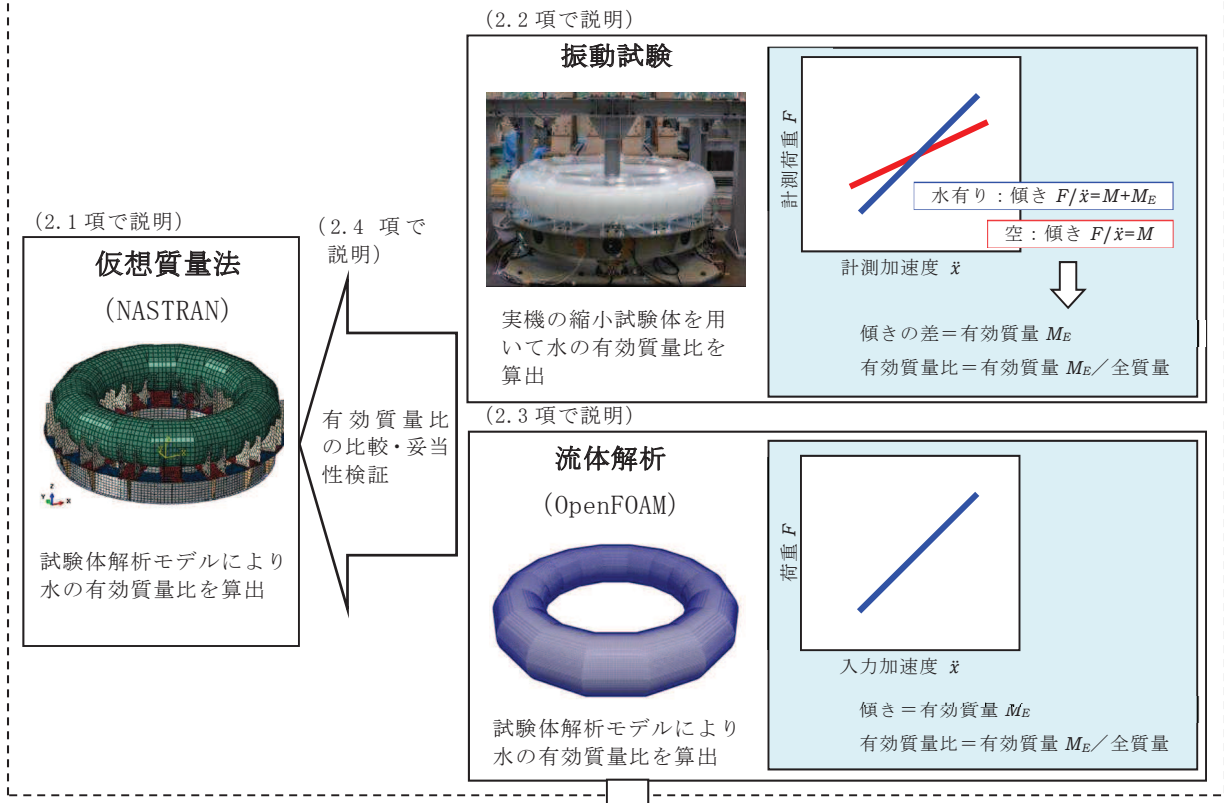
有効質量は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている考え方である（別紙9参照）。

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有効質量を求め、実機を縮小模擬した試験体（前述の仮想質量法に用いる解析モデルと同様）を用いた振動試験及び流体解析（汎用流体解析コードOpenFOAM（別紙7参照））により算出した有効質量と比較、検証を行う。（2項にて説明）

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

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女川2号機サプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れを図1に示す。なお、有効質量の評価においては、内部水の全質量に対する有効質量の割合（以下「有効質量比」という。）を用いる。

【円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証】



【耐震評価に用いる有効質量の設定】

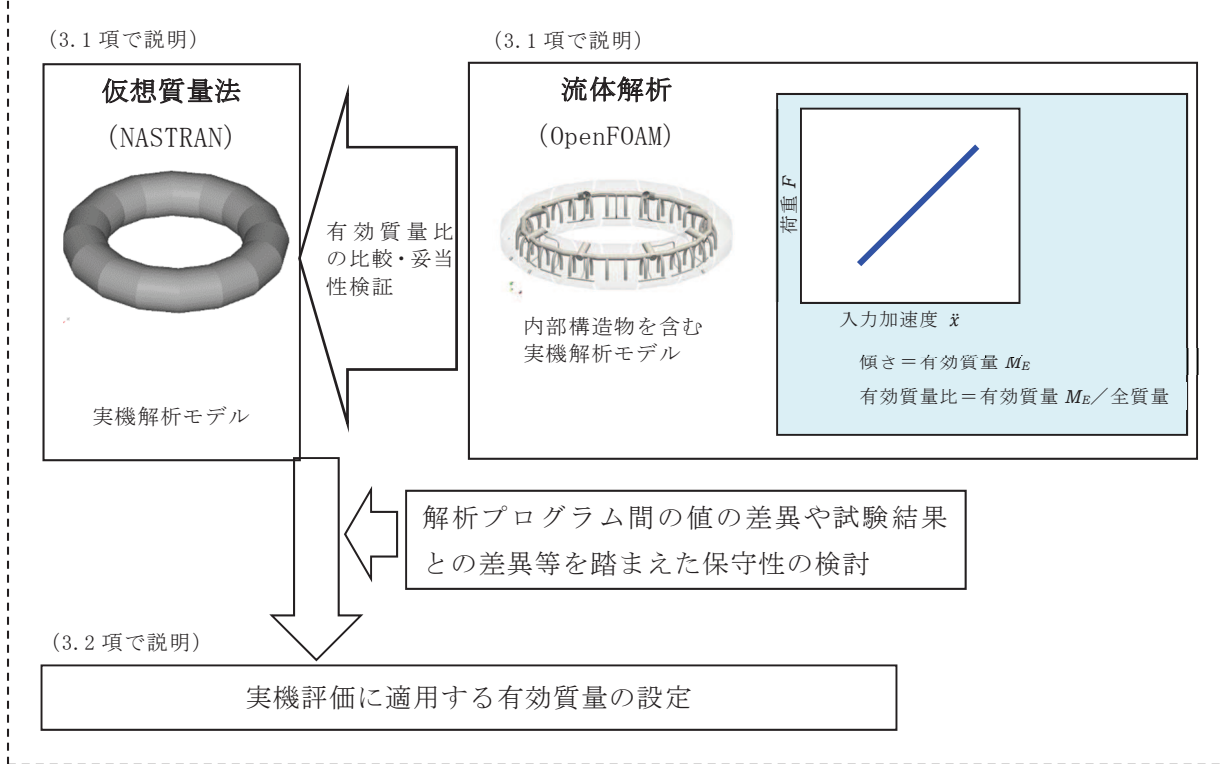


図1 仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川2号機のサプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れ

2. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

円環形状容器の有効質量算出に仮想質量法を用いることの妥当性検証として、振動試験及び流体解析により算出した有効質量比と比較する。

2.1 仮想質量法による試験体解析モデルの有効質量比の算出

振動試験に用いた試験体の構造解析モデルを作成し、仮想質量法により有効質量比を算出する。

円環形状容器の内部水の有効質量は、仮想質量法で算出可能であり、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

女川2号機のサブプレッションチェンバを対象とし、仮想質量法による有効質量算出の妥当性検証のために実施する振動試験と同様(2.2.1項参照)に実機サブプレッションチェンバを縮小模擬した円環形状とする（実機寸法の約1/25）。

2.1.2 解析モデル

振動試験に用いた試験体及び架台をもとにシェル要素で作成した構造解析モデルを図2に示す。水位は、実機サブプレッションチェンバの運転状態を考慮し、4段階（低、中、高、高高）（別紙10参照）を設定する。

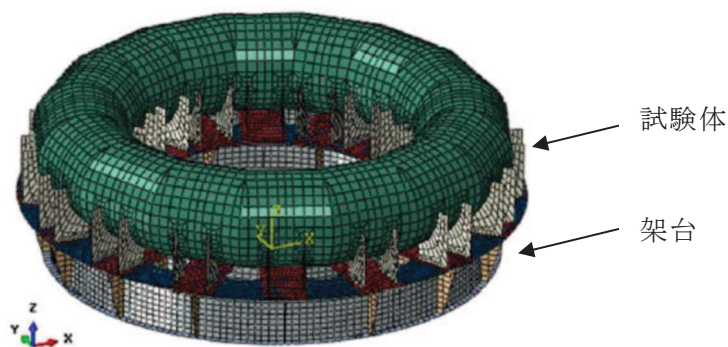


図2 構造解析モデル（試験体解析モデル）

2.1.3 解析結果

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

表1 仮想質量法による有効質量及び有効質量比の算出結果

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

注記 *1：試験体底面からの高さ (2.2.3 項参照)

*2：各シェル要素で得られた有効質量の合算値

*3：重大事故等時水位より高い水位

2.2 振動試験による有効質量比の確認

円環形状容器の内部水の有効質量算出に仮想質量法を用いることの妥当性を検証するため、実機を縮小模擬した円環形状容器の試験体を用いて振動試験を行い、試験データから有効質量比を算出したうえで、仮想質量法による有効質量比との比較を行う (別紙11参照)。

2.2.1 試験体

試験体の寸法は、女川2号機のサプレッションチェンバの実機寸法の約1/25に設定し、材質は内部水の挙動を確認するためアクリルとした。試験体と実機との相似比を表2に示す。なお、解析手法の検証という目的を踏まえ、内部水の流動現象を単純化させるため、強め輪やダウンコマ等の内部構造物は、試験体に模擬していない。

振動台上に試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平及び鉛直方向の反力を測定可能な分力計を4台設置した。架台は、内部水からの荷重を分力計に確実に伝達させるため強固なものとし、ボックスサポートは模擬していない。試験装置の概要を図3に、写真を図4に示す。

表2 試験体と実機との相似比

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

注記 *1：Lは実機と試験体の縮尺比 (L = 9,400/380 = 24.7)

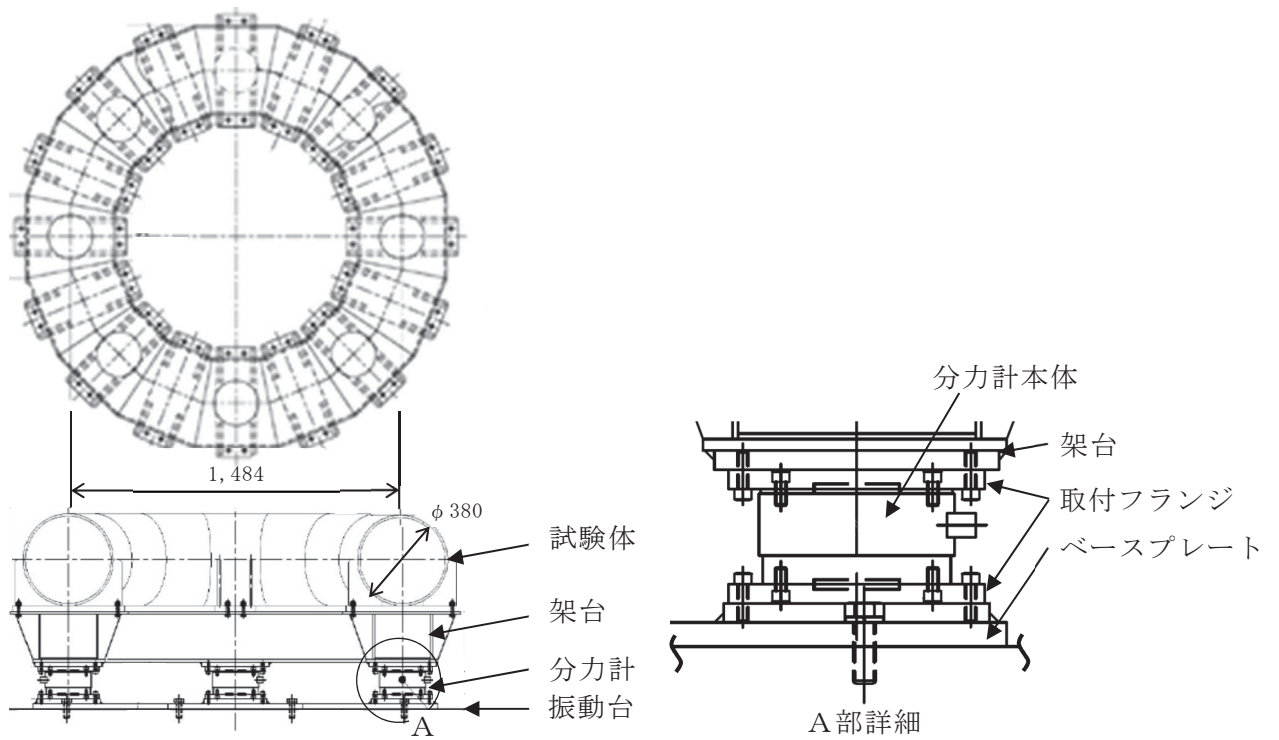


図3 試験装置の概要

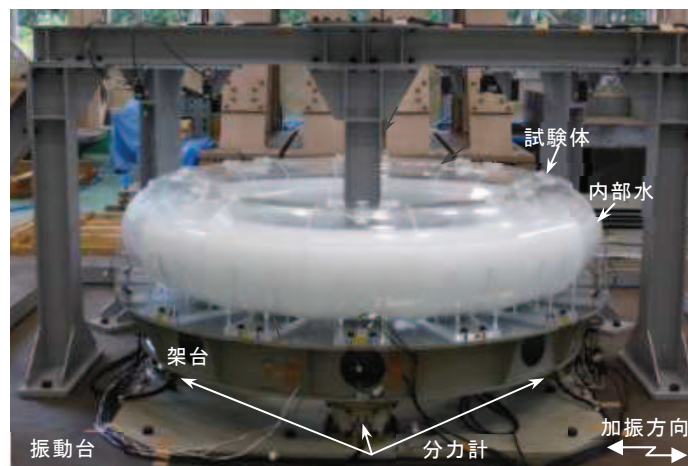


図4 試験装置の写真

2.2.2 計測項目及び計測機器設置

計測項目を表3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5に示す。

表3 計測項目

計測項目	計測機器	位置	計測チャンネル数 (設置位置)
反力	分力計	架台下方	3成分(X, Y, Z) : 4 (0°, 90°, 180°, 270°)
加速度	加速度計	振動台上	X成分 : 2 (0°, 180°) Y成分 : 2 (90°, 270°) Z成分 : 4 (0°, 90°, 180°, 270°)
		架台下端	X成分 : 2 (0°, 180°) Y成分 : 2 (90°, 270°) Z成分 : 4 (0°, 90°, 180°, 270°)
		試験体下端	X成分 : 4 (0°, 45°, 135°, 180°) Y成分 : 4 (45°, 90°, 135°, 270°) Z成分 : 6 (0°, 45°, 90°, 135°, 180°, 270°)

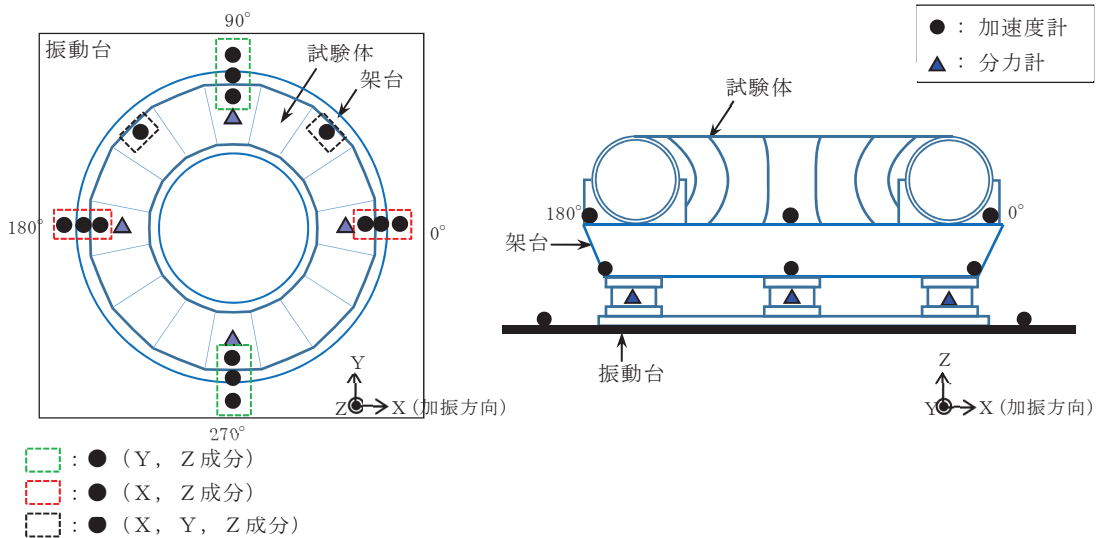


図5 計測機器設置位置

2.2.3 試験条件

(1) 入力波条件

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

加振方向は水平 1 方向とし、入力倍率は、上記の応答加速度時刻歴波の 0.5 倍、1.0 倍及び 1.5 倍の 3 ケースとする。サプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当の応答加速度時刻歴波形及び応答加速度スペクトルを図 6 及び図 8、振動台への入力波に対するものを図 7 及び図 9 に示す。

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

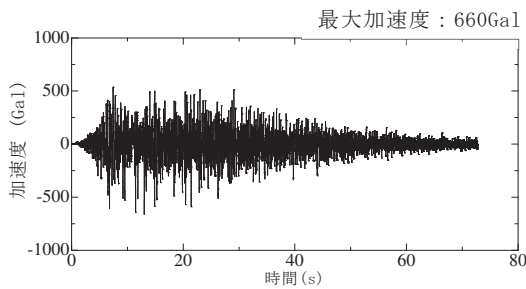


図 6 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度時刻歴波形

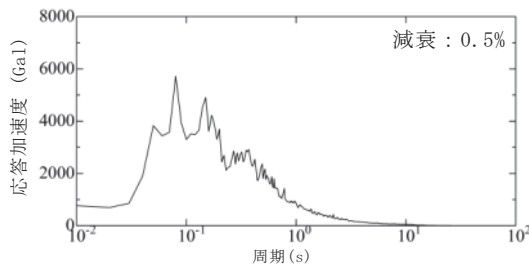


図 8 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度スペクトル

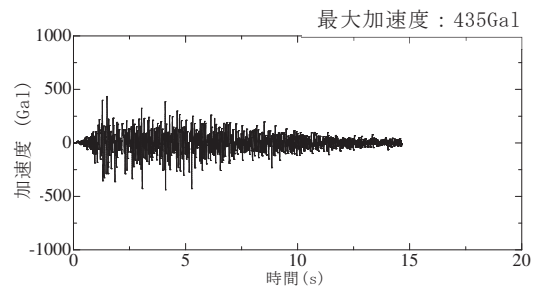


図 7 振動台入力加速度時刻歴
波形(相似則適用)

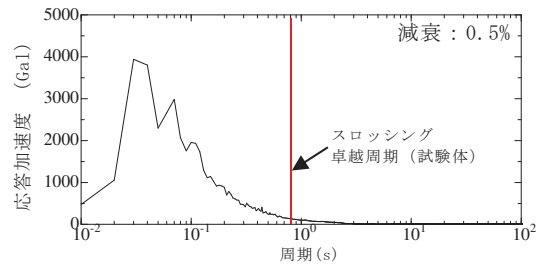
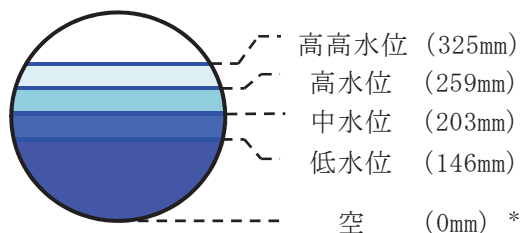


図 9 振動台入力応答加速度
スペクトル(相似則適用)

(2) 水位条件

試験水位レベルは、水を入れない空、低、中、高、高高の計 5 ケースとする（図 10）。試験回数は 1 ケースにつき 3 回以上実施する。



*：括弧内は試験体
底面からの高さ

図10 試験水位レベル

(3) 温度条件

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（重大事故等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等時ともに、事故の発生確率、継続時間及び地震の年超過確率を踏まえ、地震荷重と事故時の荷重の組合せを考慮するため、今回実施した振動試験の温度条件（水温）は、基準地震動 S_s と荷重の組合せが必要となる運転状態を考慮
- ・ 設計基準事故時は、基準地震動 S_s との組合せは不要であるため、温度条件は通常運転状態（飽和温度以下）
- ・ 重大事故等時は、事象発生後 2×10^{-1} 年以降の荷重と基準地震動 S_s との組合せとなるため、温度条件は飽和温度以下（沸騰状態ではない）

② 水温による有効質量比への影響

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

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

2.2.4 有効質量比の算出方法

本試験から得られる計測荷重 F と架台上の計測加速度（＝試験体への入力加速度） \ddot{x} との関係は、運動方程式から下式で表される。

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

ここで、

M ：試験体（構造体）の質量

M_E ：内部水の有効質量

上式のとおり、試験体（構造体）の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、水有りの試験結果及び空の試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される（図 11 参照）。

なお、有効質量の算出においては、計測荷重 F について 2Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている（別紙 12 参照）。

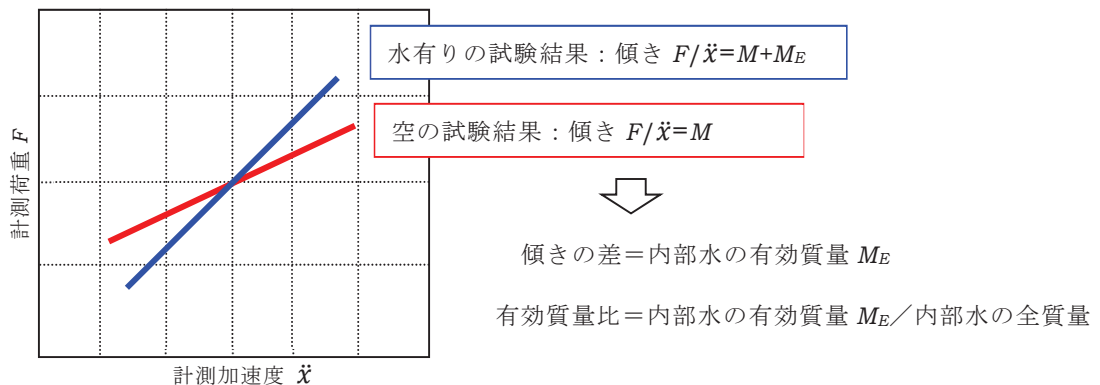


図 11 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

2.2.5 有効質量比の算出結果

1.0 倍入力、低水位の試験ケースにおける計測荷重の時刻歴を図 12 に、架台上の計測加速度に対する荷重をプロットしたものを図 13 に、各ケースの試験結果から算出した有効質量比を表 4 及び図 14 に示す。なお、各ケースの試験結果は、再現性があり、ばらつきがほとんどないことを確認している（別紙 13 参照）。

また、図 15 に示す計測荷重 F のフーリエスペクトルから、約 0.8 秒（実機寸法では約 4 秒）にピークを確認したことから、振動試験においてスロッシングによる荷重が発生している。

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

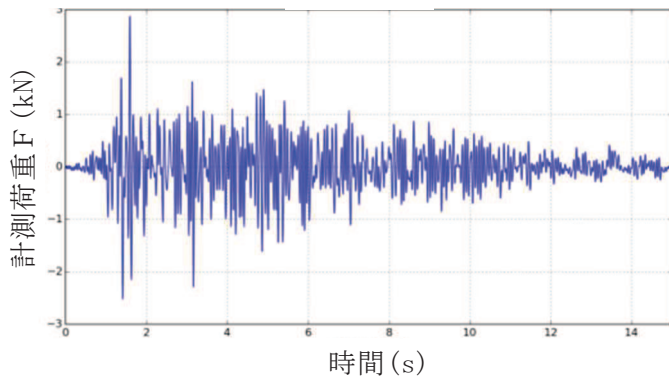


図 12 計測荷重の時刻歴

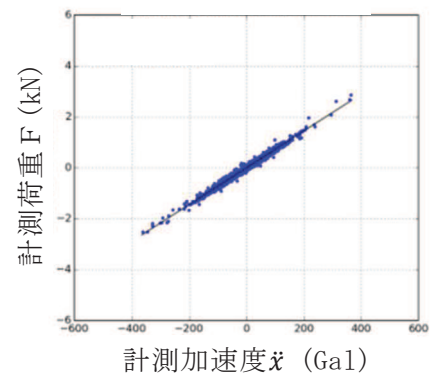


図 13 計測加速度と計測荷重の関係

表 4 試験結果から算出した有効質量比

水位	入力倍率*		
	0.5 倍	1.0 倍	1.5 倍
低 (146mm)	0.14 (0.0061)	0.12 (0.0237)	0.14 (0.0138)
中 (203mm)	0.20 (0.0050)	0.21 (0.0077)	0.21 (0.0066)
高 (259mm)	0.28 (0.0027)	0.28 (0.0015)	0.29 (0.0035)
高高 (325mm)	0.41 (0.0025)	0.42 (0.0032)	0.41 (0.0041)

注記 * : 括弧内は, 複数回実施した試験結果から得られた有効質量比の標準偏差

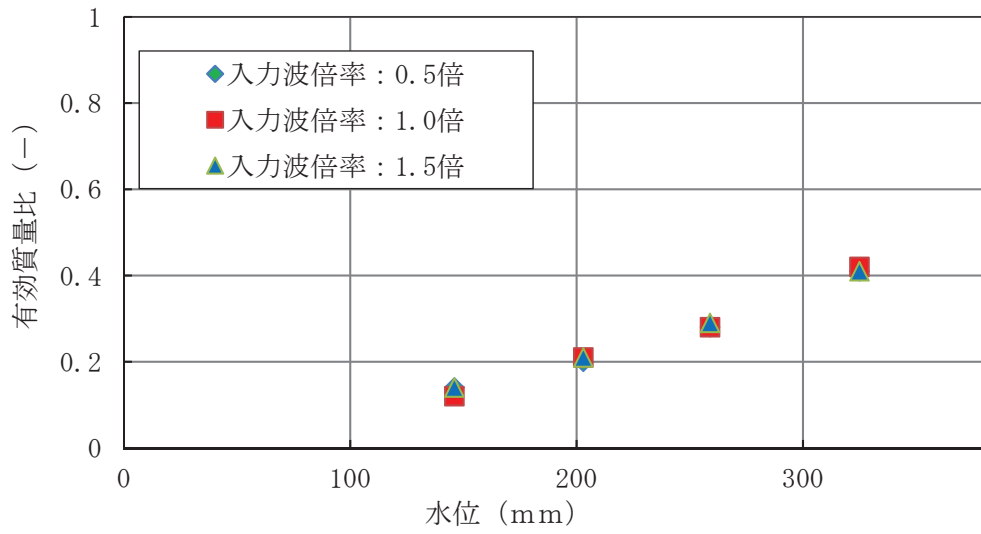


図 14 振動試験における水位と有効質量比の関係

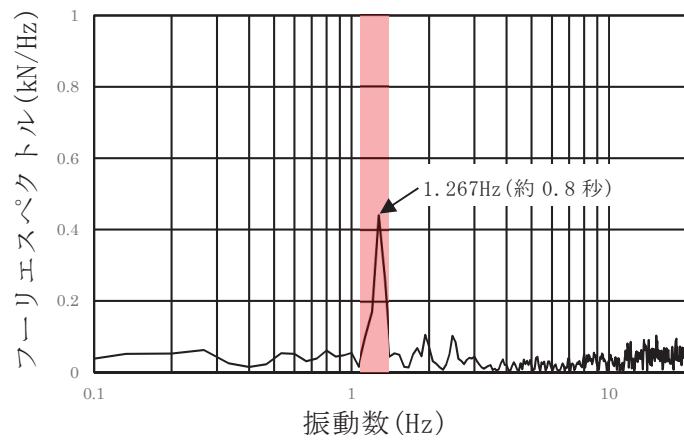


図 15 計測荷重のフーリエスペクトル（低水位，入力倍率 1.0 倍）

2.3 流体解析による試験体解析モデルの有効質量比の算出

円環形状容器の内部水の有効質量算出に仮想質量法を用いることの妥当性を検証するため、振動試験に加えて、振動試験に用いた試験体の流体解析モデルを作成し、流体解析により有効質量比を算出する。

2.3.1 解析モデル

振動試験にて用いた試験体をもとに作成した流体解析モデルを図 16 に示す。



図 16 流体解析モデル（試験体解析モデル）

2.3.2 解析条件

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

2.3.3 有効質量比の算出方法

流体解析から得られる荷重 F 、入力加速度 \ddot{x} 及び内部水の有効質量 M_E との関係は、運動方程式から下式で表される。

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

上式のとおり、内部水の有効質量 M_E は、入力加速度 \ddot{x} と流体解析から得られる荷重 F の関係から回帰直線の傾きから有効質量が算出される（図 17 参照）。

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

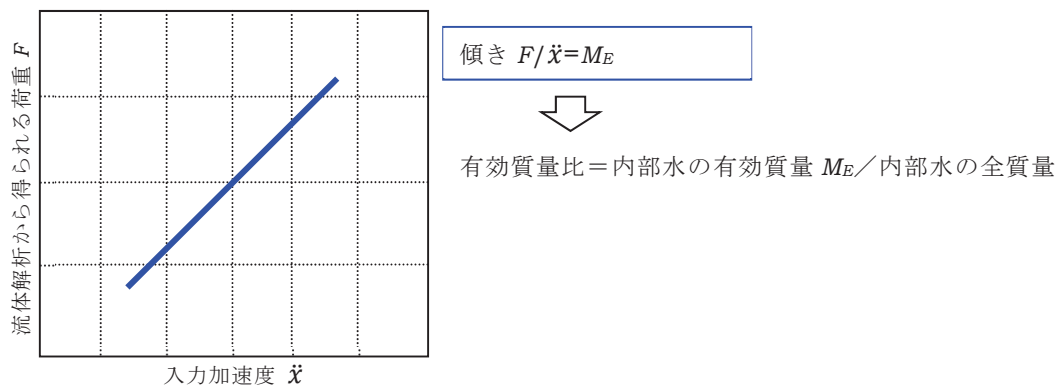


図 17 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

2.3.4 解析結果及び有効質量比の確認

1.0 倍入力，低水位の解析条件に対して流体解析により算出した荷重時刻歴を図 18 に，入力加速度に対する荷重をプロットしたものを図 19 に示す。また，図 19 の入力加速度と荷重の関係から回帰直線の傾きを求め，内部水の有効質量比を算出した結果を表 5 に示す。

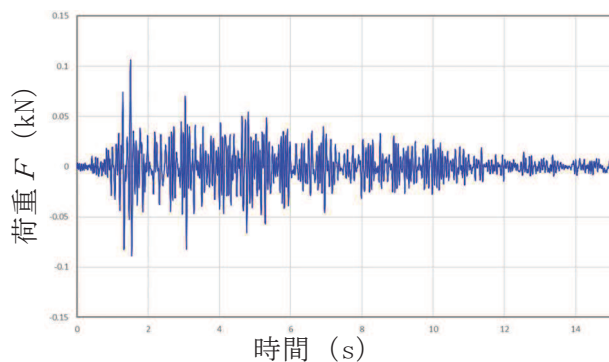


図 18 荷重時刻歴

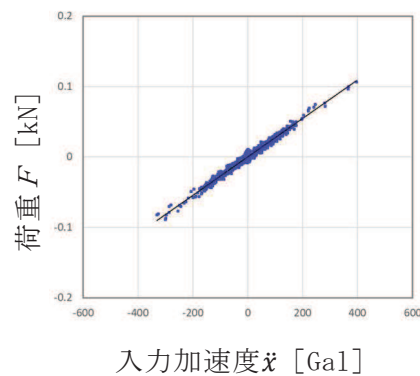


図 19 入力加速度と荷重の関係

表 5 流体解析により算出した有効質量比

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

2.4 妥当性検証

上記2.1項～2.3項で得られた有効質量比を比較し、仮想質量法で算出した円環形状容器の内部水の有効質量比の妥当性を検証する。

2.1項～2.3項に示した仮想質量法、振動試験及び流体解析により算出した有効質量比を整理して表6及び図20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により算出した有効質量比に対し（別紙14参照）、内部水の流動を直接考慮した振動試験及び流体解析から算出した有効質量比が同等であることを確認したことから、仮想質量法により算出される有効質量比は妥当であると考えられる。

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

表6 各方法による有効質量比の評価結果

水位	仮想質量法	振動試験*	流体解析
低 (146mm)	0.15	0.12	0.14
中 (203mm)	0.22	0.21	
高 (259mm)	0.30	0.28	0.28
高高 (325mm)	0.41	0.42	

注記*：入力倍率 1.0 倍ケースの値

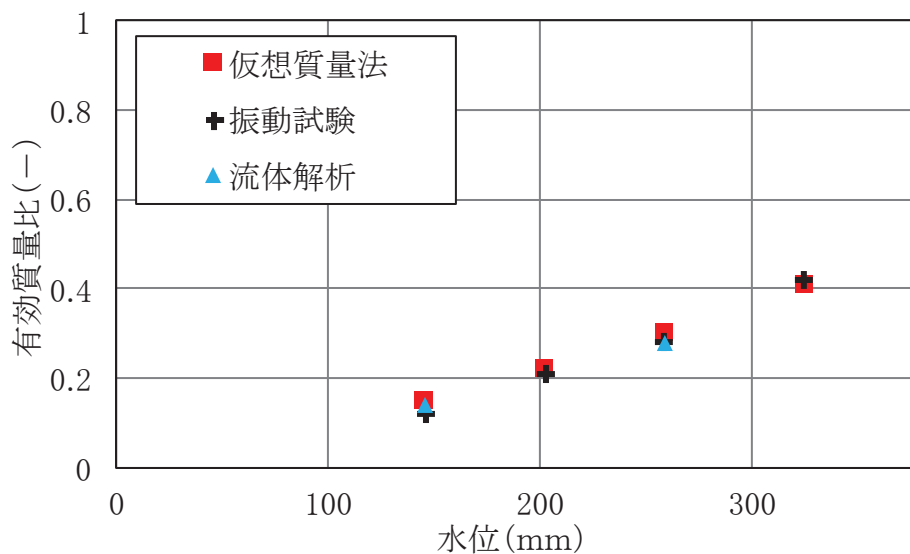


図20 各手法の有効質量比の評価結果

3. 耐震評価に用いる有効質量の設定

女川2号機の実機評価に適用する有効質量は、実機解析モデルに対する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有効質量比を比較し、その妥当性を検証した上で、解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえて仮想質量法で算出された値の保守性を検討し、設定する。

3.1 仮想質量法による実機の有効質量比の算出

2項により妥当性を確認した仮想質量法を用いて、女川2号機の実機解析モデルにより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 21 に示す。

女川 2 号機の実機解析モデルは、サプレッションチェンバ（強め輪を含む）の寸法、剛性を模擬したシェル要素とし、内部水の水位を設定する。なお、本解析モデルは、サプレッションチェンバの内部水の有効質量の算出に用いるものであり、ボックスサポートは模擬していない。

内部水の水位は、図 22 に示すとおり、通常運転水位及び重大事故等時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）（以下、「耐震解析用重大事故等時水位」という。）の 2 ケースとする。

なお、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。

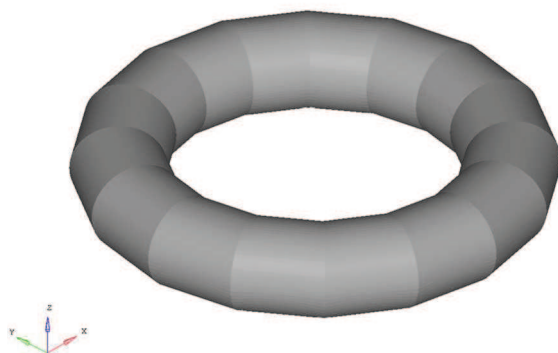


図 21 仮想質量法に用いる実機解析モデル

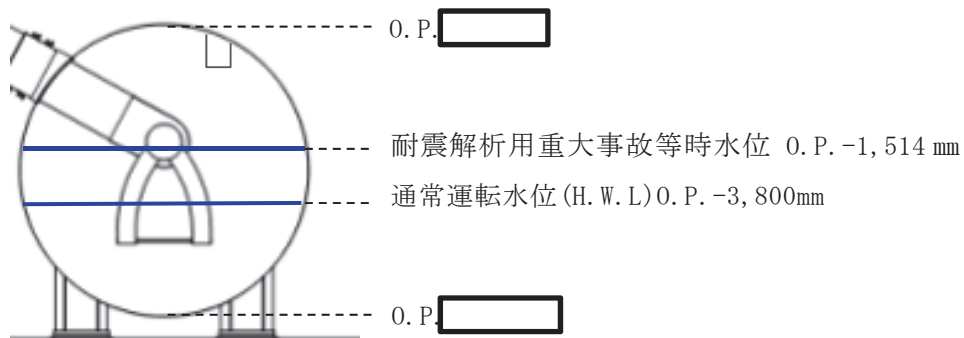


図22 解析水位ケース

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、女川2号機の主要な内部構造物をモデル化した実機解析モデルを用いて流体解析により有効質量比を算出し、仮想質量法の有効質量比と比較する。

流体解析に用いる女川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23)。また、入力地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間が長い S_s-D1 を用いた(別紙15参照)。

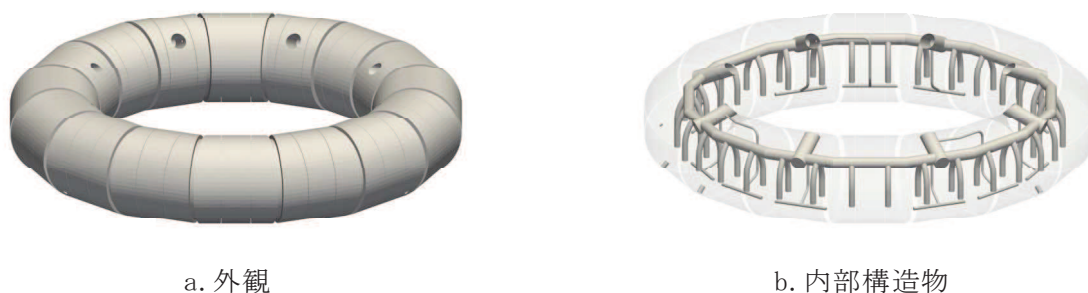


図23 流体解析に用いる実機解析モデル

3.1.3 解析結果

仮想質量法及び流体解析による女川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7に示す。有効質量比は、各水位において仮想質量法により算出した有効質量比の方がやや大きい値となっている。この差異は、有効質量比の算出において、容器の形状と水位から一義的に求まる(内部水の流動を考慮しない)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、液面変動による効果によりこの様な傾向となるものと推定される。また、本傾向は、2.4項に示す仮想質量法の妥当性検証における仮想質量法の有効質量比と振動試験及び流体解析の有効質量比の比較結果と整合している。

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

表 7 女川 2 号機の実機有効質量比算出結果

水位	実機解析モデル		試験体解析モデル
	仮想質量法	流体解析	仮想質量法
		S s - D 1	
通常運転水位 (H. W. L)	0.24	0.22	0.15
耐震解析用重大事故等時水位	0.33	0.32	0.30

3.2 不確かさを踏まえた耐震評価用の有効質量の設定

女川2号機の実機評価に適用する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、女川2号機の実機評価に適用する有効質量を設定する。

試験体モデルに対しては、表 6 のとおり、仮想質量法、振動試験及び流体解析により算出した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。また、有効質量比は、振動試験の結果から、再現性があり、ほとんどばらつきがなく算出できることを確認した。

実機解析モデルに対しては、表 7 のとおり、仮想質量法により算出される有効質量比は、内部水の流動による有効質量比の低減が反映されないため、流体解析により算出される有効質量比よりも保守的な値となっている。

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比に対して、仮想質量法を用いて有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても有効質量比がほぼ一致している、又は仮想質量法の値が保守的な傾向となっている（別紙 16 参照）。

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

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

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

今回工認に用いる女川 2 号炉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、NASTRAN 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、Guyan の縮約法（Guyan's Reduction）が広く一般的に使われている。

サプレッションチェンバの内部水に対する有効質量を地震応答解析モデルに設定するに当たり、この手法を用いて、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 1 参照）。

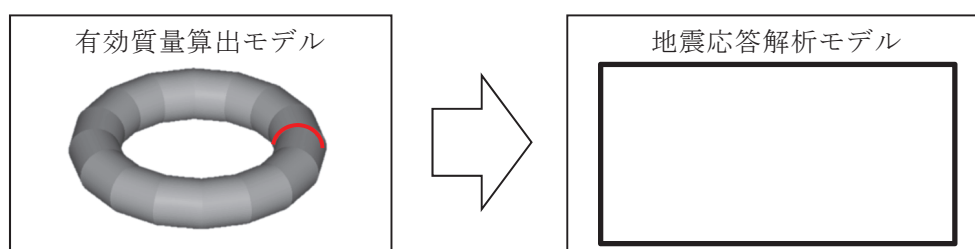


図 1 有効質量の縮約

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（Guyan の縮約法）のイメージを図 2 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 要素における有効質量 m_i は、水平方向及び鉛直方向の有効質量（ m_{xi} , m_{zi} ）に分解できる。

なお、水平方向の有効質量 m_{xi} をサ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、鉛直方向の有効質量 m_{zi} をサプレッションチェンバ全体に積分した場合、サプレッションチェンバシェルの底面圧

力による荷重と一致する。

② 地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）への縮約（1 要素の有効質量）

上記①で示した水平方向及び鉛直方向の有効質量（ m_{xi} , m_{zi} ），その位置（高さ）を考慮し，それらが地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）における慣性力及び回転慣性力が等価となるように，並進質量（ m_x , m_z ）及び回転質量（ Rm_x , Rm_z ）を設定する。

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

③ 地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）への縮約（全要素の有効質量）

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 質点）における並進質量（ m_x , m_y , m_z ）及び回転質量（ Rm_x , Rm_y , Rm_z ）に縮約する。

④ 地震応答解析モデル（全質点）における有効質量の設定

地震応答解析モデルにおけるはり要素の全質点に対して，上記③の考え方を展開し，並進質量（ m_x , m_y , m_z ）及び回転質量（ Rm_x , Rm_y , Rm_z ）が設定される。



図 2 Guyan の縮約法のイメージ

3.2 地震応答解析モデルへ縮約される有効質量及びその妥当性

今回工認に用いるサブプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図3に示す。また、通常運転水位条件による水平（X方向）及び鉛直（Z方向）方向の地震応答解析モデルの各質点位置に縮約される有効質量を表1及び表2、重大事故等時水位条件によるものを表3及び表4に示し、今回工認に用いるサブ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有効質量（並進質量及び回転質量）が有する意味合いを重大事故等時水位条件のものを用いて以下に示す。

(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、サブ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、サブプレッションチェンバ内部水の全質量を表すことから、有効質量比は、0.33（=) となる。
- ・ この有効質量比は、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（重大事故等時水位）の有効質量比 0.33 と一致する。
- ・ X方向の並進質量 m_x は、X軸方向（質点 1, 17）がY軸方向（質点 9, 25）よりも質量が集中する傾向があり、流体解析コード OpenFOAM による圧力分布（別紙 4 図 3.2-1 参照）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、サブ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、サブ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、サブ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（円筒容器に対する検討結果は、「4.1.2 妥当性確認結果」参照）。
- ・ 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正であるため、サブ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、サブ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、サブ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：偶数の質点，接続部：奇数の質点）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 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

表 1 縮約した有効質量（通常運転水位，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						
合計						

表 2 縮約した有効質量（通常運転水位，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						
合計						

表 3 縮約した有効質量（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						
合計						

表 4 縮約した有効質量（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						
合計						

4. Guyan の縮約法の妥当性確認

4.1 自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認

4.1.1 妥当性確認方針

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

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

Housner 理論による方法では、容器半径に対する水位によって評価式が異なることから、容器半径と水位の関係を考慮した 2 つの評価モデルに対して妥当性検討を実施する。

(1) 評価モデル

評価は、ケース 1 として容器半径に対して水位が高いケース（水位/容器半径 >1.5 ）、ケース 2 として容器半径に対して水位が低いケース（水位/容器半径 ≤ 1.5 ）と容器半径に対して水位が低いケース（ケース 2）の 2 ケース実施する。

それぞれの評価モデルを図 4, 5, 評価モデルの諸元を表 5, 6 に示す

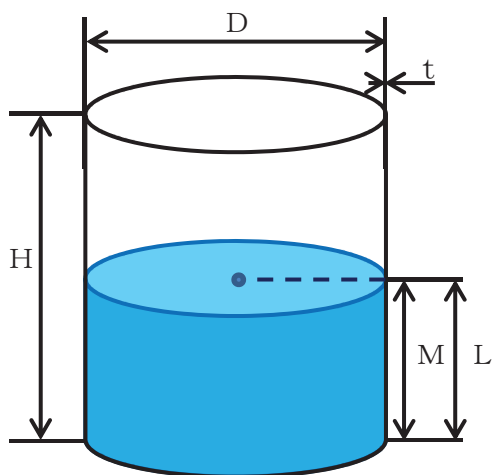


図 4 評価モデル（ケース 1）

表 5 評価モデル（ケース 1）の諸元

部位	寸法
容器直径 D	1000mm
容器板厚 t	50mm
容器高さ H	2000mm
容器重心高さ M	1000mm
水位 L	1000mm
水の密度 ρ	10^{-6}kg/mm^3
水位/容器半径	2.0

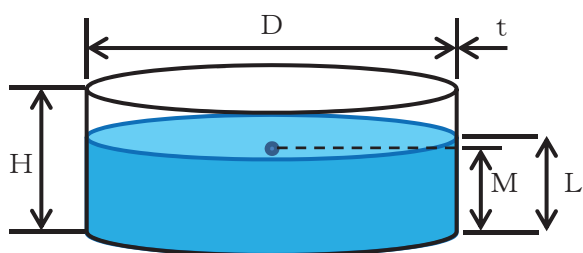


図 5 評価モデル（ケース 2）

表 6 評価モデル（ケース 2）の諸元

部位	寸法
容器直径 D	4000mm
容器板厚 t	50mm
容器高さ H	1000mm
容器重心高さ M	500mm
水位 L	600mm
水の密度 ρ	10^{-6}kg/mm^3
水位/容器半径	0.3

(2) 解析モデル

NASTRAN の評価に用いる解析モデルを図 6, 7 に示す。

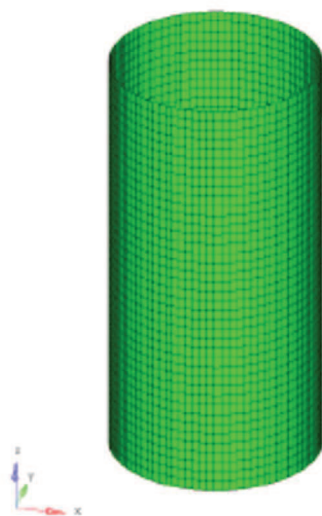


図 6 NASTRAN 解析モデル (ケース 1)

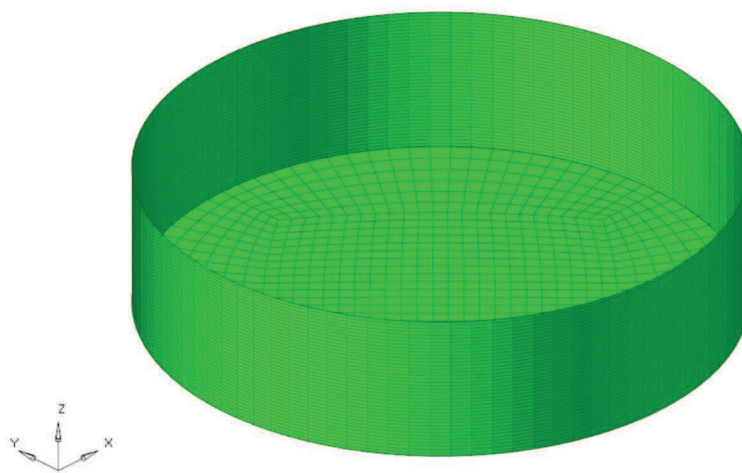


図 7 NASTRAN 解析モデル (ケース 2)

(3) 検討条件

検討条件を表 7, 検討モデルのイメージを図 8 に示す。

表 7 検討条件

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

注記* : Housner 理論による底面圧力を考慮した評価式を用いて等価高さを算出

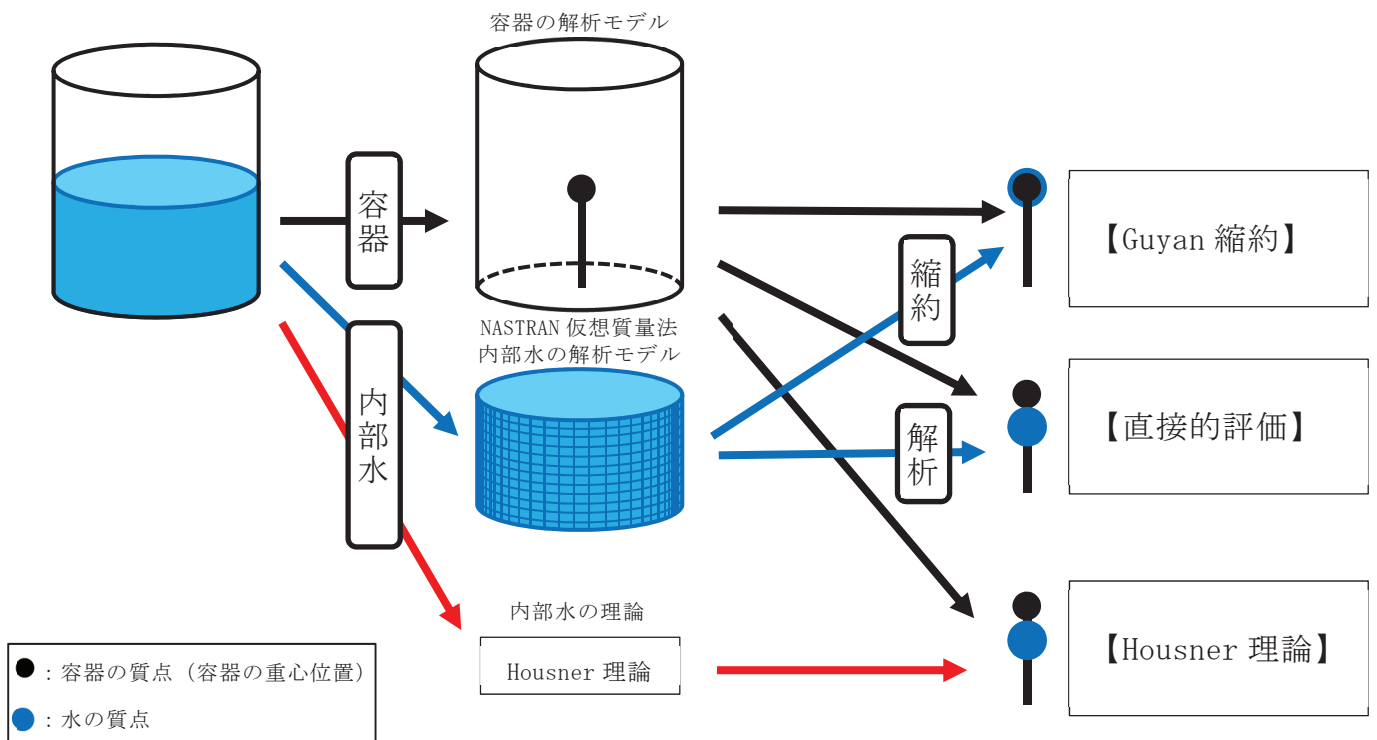


図 8 妥当性確認に用いる検討モデルのイメージ

4.1.2 妥当性確認結果

NASTRAN の Guyan の縮約法と直接的評価による単位加速度 1G に対する有効質量，地震荷重及び回転質量を表 8，9，有効質量に対する水平反力等のイメージを図 9，10 に示す。比較結果から NASTRAN の Guyan の縮約法と直接的評価の有効質量，地震荷重及び回転質量は一致しており，NASTRAN の Guyan の縮約法が妥当であることを確認した。なお，容器重心位置と内部水の有効質量の等価高さの関係（オフセット方向）が回転質量の符号に考慮され，容器重心位置よりも内部水の有効質量の等価高さが低い場合（ケース 1）は負の回転質量となるが，容器重心位置よりも内部水の有効質量の等価高さが高い場合（ケース 2）は正の回転質量となる。

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

表 8 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 1）

	有効質量 (kg)	等価高さ (mm)	地震荷重 (1G)		回転質量 (kg・m)
			水平反力 (N)	回転モーメント (N・mm)	
Guyan 縮約	603.591	—	3.010×10^4	2.714×10^7	-302.613 ^{*1}
直接的評価	603.591	498.646	3.010×10^4	2.714×10^7	-302.613 ^{*2}
Housner 理論	614 ^{*3}	506 ^{*3}	3.021×10^4	2.723×10^7	—

注記*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

*2：直接的評価から求めた有効質量及び等価高さにより算定（図 9 参照）

*3：評価式については，補足 1 参照

表 9 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 2）

	有効質量 (kg)	等価高さ (mm)	地震荷重 (1G)		回転質量 (kg・m)
			水平反力 (N)	回転モーメント (N・mm)	
Guyan 縮約	1236.927	—	6.050×10^4	4.467×10^7	1469.936 ^{*1}
直接的評価	1236.926	1688.378	6.050×10^4	4.467×10^7	1469.936 ^{*2}
Housner 理論	1306 ^{*3}	1657 ^{*3}	6.118×10^4	4.541×10^7	—

注記*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

*2：直接的評価から求めた有効質量及び等価高さにより算定（図 10 参照）

*3：評価式については，補足 2 参照

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

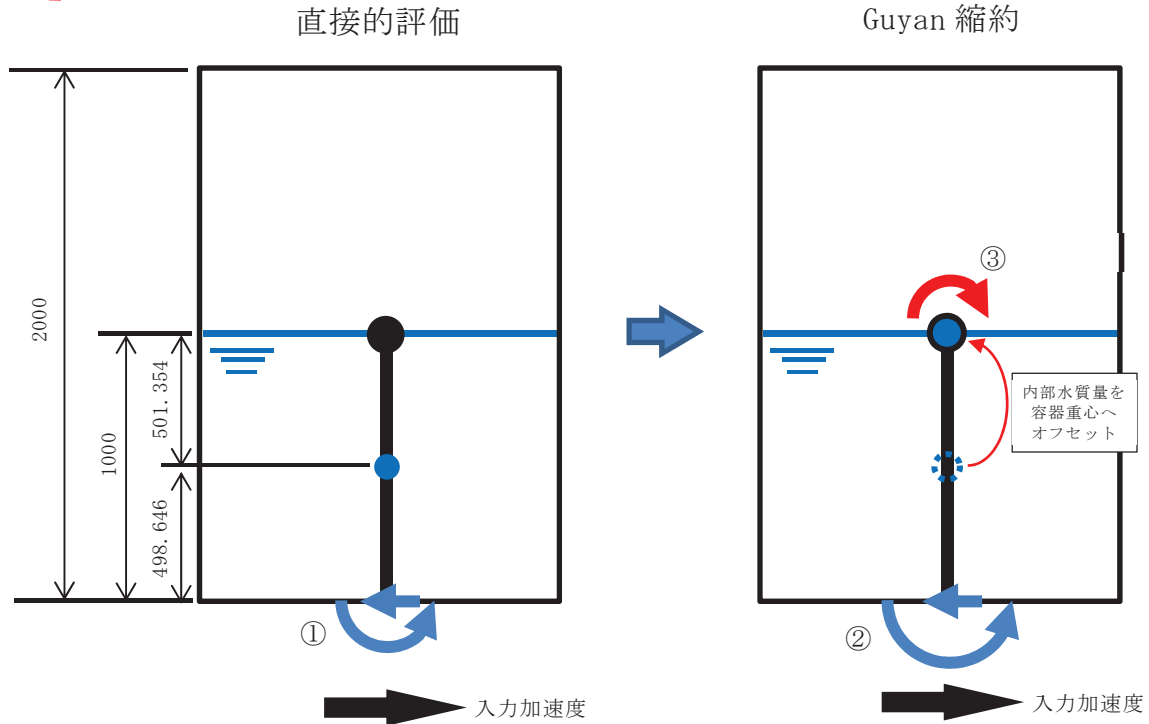


図9 有効質量に対する水平反力等のイメージ

<回転質量の算出 (ケース1)>

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

① 直接的評価による有効質量及び等価高さから容器底部での回転モーメントを算出。
 $603.591 \times 0.498646 \times 9.80665 = 2,951.588 (\text{N} \cdot \text{m})$

② 直接的評価による有効質量を容器重心位置 (Guyan 縮約による内部水質量の縮約位置) にオフセットし、容器底部での回転モーメントを算出。
 $603.591 \times 1 \times 9.80665 = 5,919.206 (\text{N} \cdot \text{m})$

③ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。
 $(2,951.588 - 5,919.206) / 9.80665 = -302.613 (\text{kg} \cdot \text{m})$

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

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

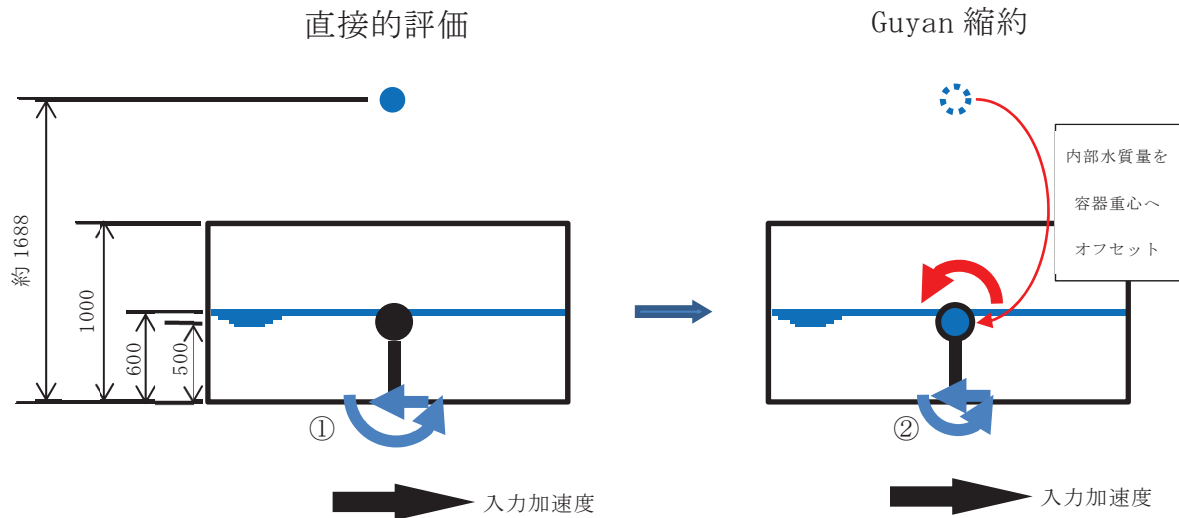


図 10 有効質量に対する水平反力等のイメージ

＜回転質量の算出（ケース 2）＞

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

- ④ 直接的评价による有効質量及び等価高さから容器底部での回転モーメントを算出。

$$1236.926 \times 1.688378 \times 9.80665 = 20,480.195 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ⑤ 直接的评价による有効質量を容器重心位置（Guyan 縮約による内部水質量の縮約位置）にオフセットし、容器底部での回転モーメントを算出。

$$1236.926 \times 0.5 \times 9.80665 = 6,065.050 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ⑥ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

$$(20,480.195 - 6,065.050) / 9.80665 = 1469.936 (\text{kg} \cdot \text{m})$$

上記回転質量 1469.936 (kg・m) は、Guyan 縮約から求めた回転質量 1469.936 (kg・m) と一致するため、内部水を Guyan の縮約によりはりモデルへ縮約する手法は、妥当である。

< 補足 1 >

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ (ケース 1)

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

水位と容器半径の比が $h/R=1000/500=2>1.5$ であるため、Housner^[1]の論文 (6.5) の評価式から、 $h' = 1.5R$ とおき、 h' より浅い部分と深い部分に分けて計算を行う。

表 1 評価諸元

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

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

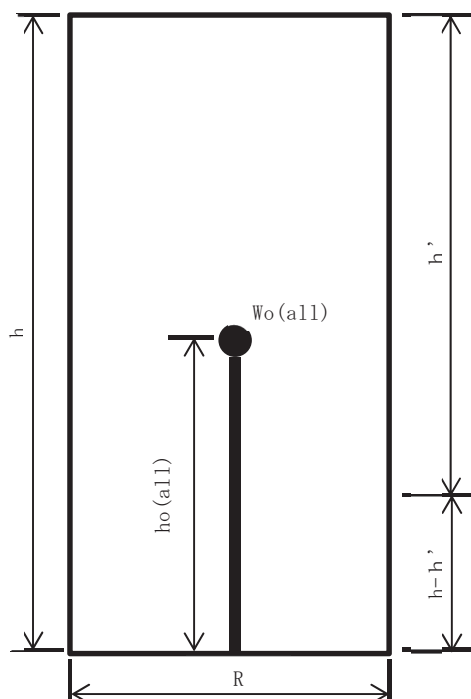


図 1 円筒タンク概要図

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

(2) 有効質量の算出

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

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

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

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

(3) 等価高さの算出

以下④～⑥式により、等価高さ $h_o(\text{all})$ を算出する。

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

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

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

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表 2 Housner の式で算出した水の有効質量及び等価高さ

	記号	値	単位
水の有効質量	Wo(all)	614	kg
水の等価高さ	ho(all)	506	mm

< 補足 2 >

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ (ケース 2)

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

水位と容器半径の比が $h/R=600/2000=0.3 < 1.5$ であるため、Housner^[1]の論文 (6.4) の評価式を用いて計算を行う。

表 1 評価諸元

	記号	値	単位
タンク半径	R	2000	mm
タンク底面から液面までの高さ	h	600	mm
高さ h_0 の流体質量	W_0	7540 $(\pi \times R^2 \times h') \times \text{水密度}^*$	kg

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

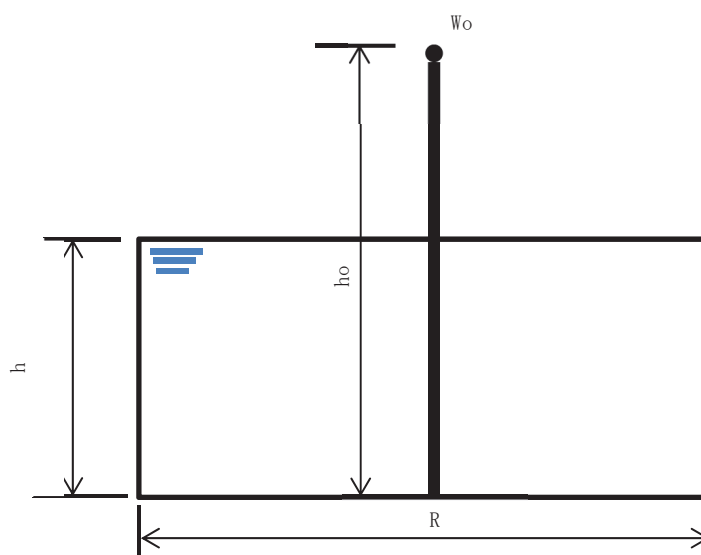


図 1 円筒タンク概要図

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

(2) 有効質量の算出

下式により、有効質量 W_o を算出する。なお、タンク重量は含まないものとする。

$$W_o = \frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)}{\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)} W$$
$$= 1306 \text{ kg}$$

(3) 等価高さの算出

下式により、等価高さ h_o を算出する。

$$h_o = \frac{h}{8} \left\{ \frac{4}{\frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)}{\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)} - 1} \right\}$$
$$= 1657 \text{ mm}$$

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表2 Housnerの式で算出した水の有効質量及び等価高さ

	記号	値	単位
水の有効質量	W_o	1306	kg
水の等価高さ	h_o	1657	mm

4.2 振動試験データを用いた妥当性確認

4.2.1 妥当性確認方針

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルにおいては、内部水の等価高さを適切に考慮するため、NASTRANの機能であるGuyan縮約法により縮約した有効質量を3次元はりモデルの質点位置に設定しており、NASTRANのGuyan縮約法を用いて縮約した水平方向の有効質量については、「3. 地震応答解析モデルへの設定方法」にて、Guyan縮約法を適用していない仮想質量法（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。

また、「4.1 自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認」にて、円筒容器におけるGuyan縮約法を用いて縮約した質量（有効質量及び回転質量）及びそれによる地震荷重について、3次元シェルモデル及び理論的に求めた質量（有効質量及び回転質量）及び地震荷重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Housner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 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 地震応答解析モデルへ設定する有効質量」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Guyan縮約法を用いてサプレッションチェンバのはりモデルの質点位置に縮約される。このため、鉛直方向の圧力に着目して、振動試験を模擬したNASTRAN（3次元シェルモデル）の鉛直荷重を確認し、振動試験の鉛直荷重との比較によりNASTRANによる鉛直方向の圧力の妥当性確認する。また、円環形状容器に対するGuyan縮約法の妥当性も確認するため、振動試験を模擬したNASTRAN（3次元はりモデル：Guyan縮約法を適用）による鉛直荷重を確認し、NASTRAN（3次元シェルモデル）及び振動試験の鉛直荷重と比較する。なお、本検討の目的について、表10のとおり整理した。

表 10 本検討の目的

比較対象	3次元シェルモデル /振動試験	3次元シェルモデル /3次元はりモデル	3次元はりモデル /振動試験
検討目的	鉛直方向の圧力 の妥当性確認	Guyan 縮約法 の妥当性確認	鉛直方向の圧力 及び Guyan 縮約法 の妥当性確認

(1) 解析モデル

振動試験データを用いた検討を行うため、解析モデルは、実機を縮小模擬した振動試験体とし（図 11）、3次元シェルおよび3次元はりにてモデル化した（図 12 及び図 13）。振動試験体のモデル化に当たっては、振動試験体及び架台は、設計図面をベースとしてモデル化を行い、減衰定数は、JEAG4601 に記載の溶接構造物に対する設計用減衰定数 1% を適用した。

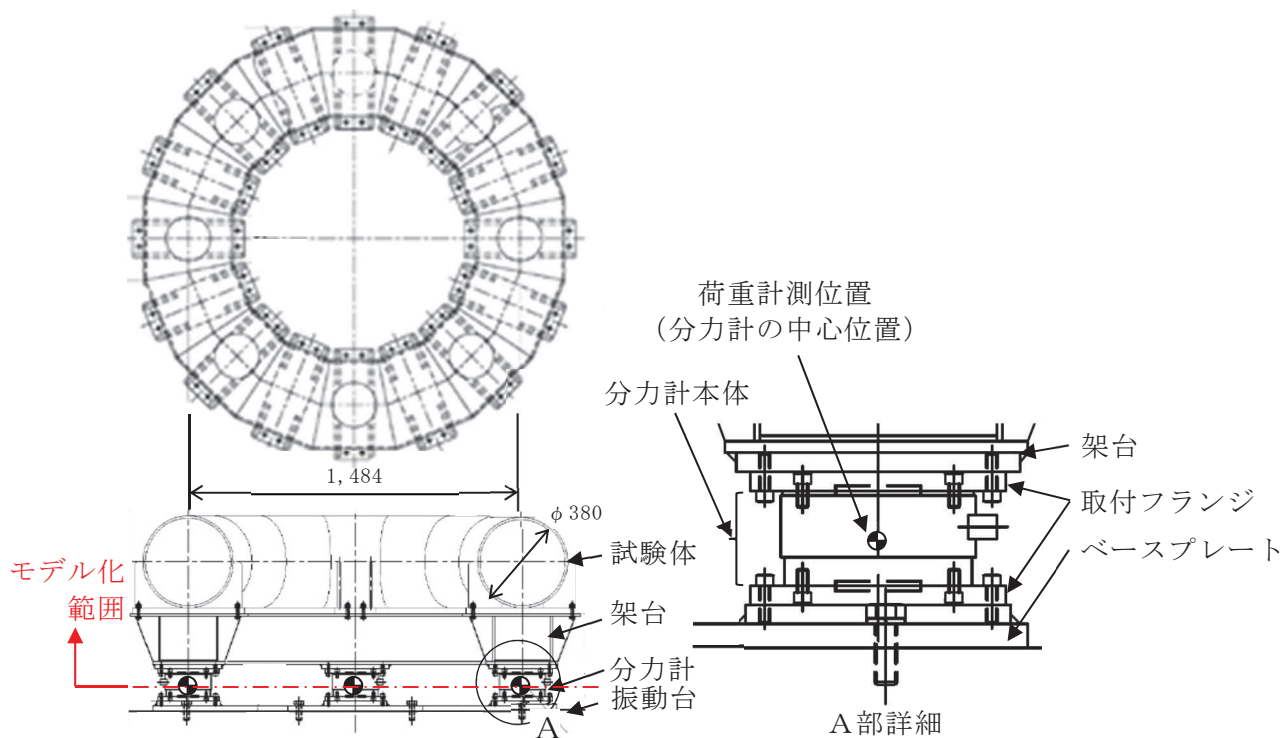


図 11 モデル化範囲

① 3次元シェルモデル

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

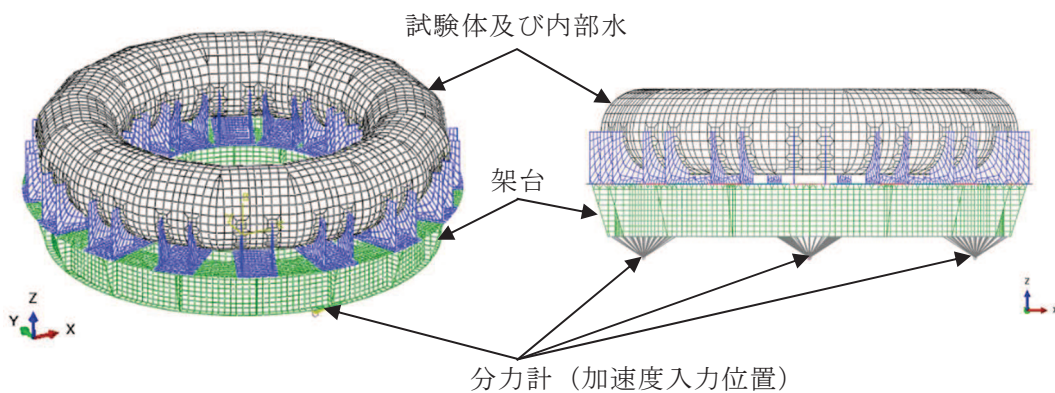


図 12 3次元シェルモデル

② 3次元はりモデル

仮想質量法で算定した有効質量を Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加した 3次元はりモデル（今回工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル設定と同様）

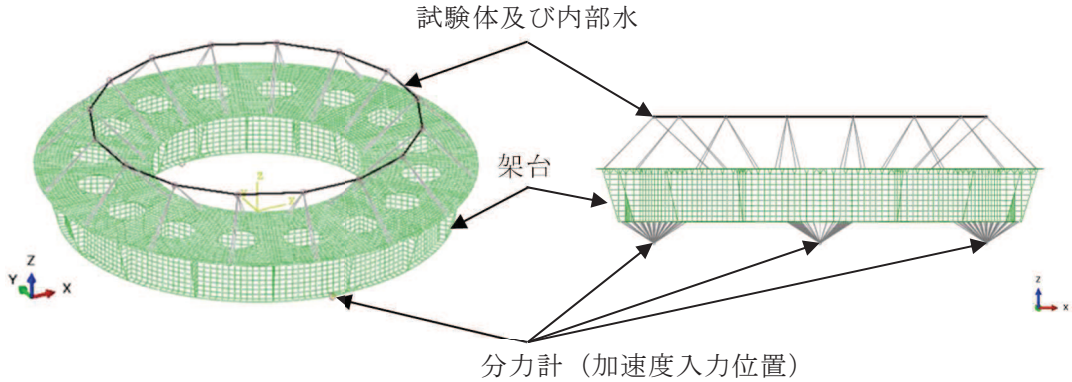


図 13 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 11 に示す。

表 11 解析条件

項目		内容	
解析モデル		3次元シェルモデル	3次元はりモデル
モデル	試験体	シェル要素	はり要素
	架台	シェル要素	
	分力計	剛体要素 荷重計測位置（分力計の中心位置）～架台	
内部水の有効質量の算定方法		NASTRAN の仮想質量法により有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		試験体のシェル要素に付加	Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加
減衰定数		1%（振動試験体，架台）	
境界条件		試験体と架台，架台と分力計：剛結合	
水位		高水位	
入力加速度		架台下端の加速度時刻歴 水平方向：0°，180° 鉛直方向：0°，90°，180°，270°	
加速度入力位置		分力計の荷重計測位置（4箇所）	
解析コード		NASTRAN	

(3) 入力加速度及び荷重比較対象

荷重計測位置よりも低い位置である振動台上で計測された加速度を用いて地震応答解析を行った結果、振動試験における試験体下端で計測された加速度よりも地震応答解析での試験体下端の加速度が小さいことを確認した。また、振動試験で計測した最大加速度及び加速度フーリエスペクトル比は、振動台上から架台下端、試験台上へ地震動が伝達するに従い増加しており、振動台上から架台下端までの増加が大きい（表 12、図 14）。この要因は、分力計の剛性に起因する共振（100Hz 付近）等による影響と考えられる。

今回の検討では、容器の内部水による底面圧力（鉛直方向の圧力）の妥当性確認を目的としているため、簡便な扱いとして、分力計のモデル化は行わず、分力計による応答増幅が含まれる架台下端で計測された水平及び鉛直方向の加速度を用いて多入力時刻歴応答解析を行う。なお、多入力時刻歴応答解析とすることで、鉛直方向のロッキング成分が模擬される。

地震応答解析における荷重の比較対象は、水平方向（X 方向）の加振に伴う内部水の有効質量による鉛直荷重は、加振直交方向（Y 方向）を軸として、加振方向（X 方向）に設置された分力計に作用するため、加振方向の分力計の荷重とした（図 15）。

表 12 最大加速度の比較

最大加速度 (Gal)			最大加速度比 (-)	
振動台上	架台下端	試験体下端	架台下端 / 振動台上	試験体下端 / 振動台上
433	469	483	1.08	1.12

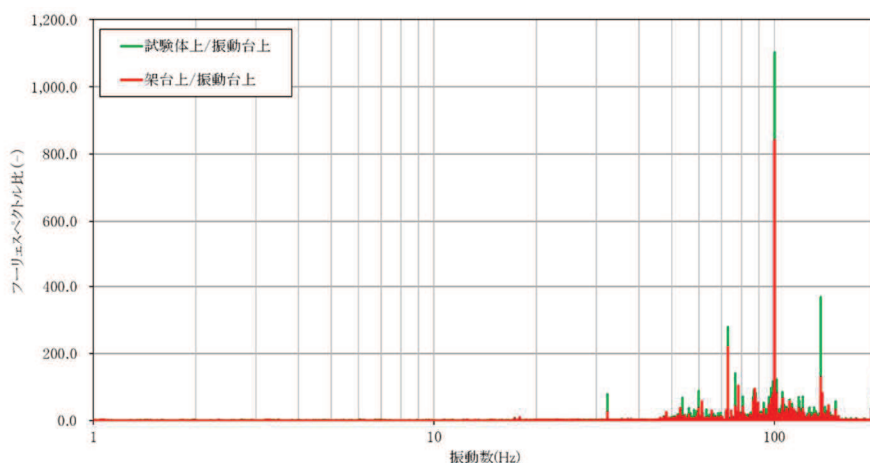


図 14 各計測位置における計測加速度のフーリエスペクトル比

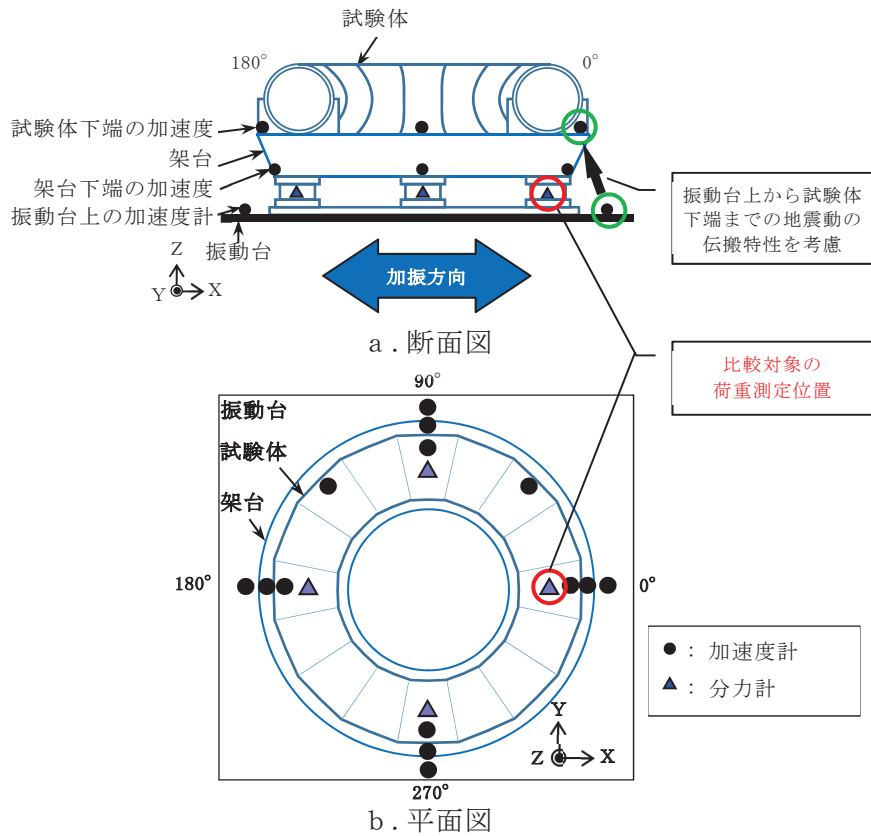


図 15 荷重の比較位置

4.2.2 解析結果

(1) 試験体下端の加速度時刻歴

振動試験で計測された試験体下端の加速度時刻歴, 3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる試験体下端の水平加速度時刻歴及び鉛直加速度時刻歴の比較を図16及び図17に示す。

比較の結果, 3次元シェルモデル及び3次元はりモデルにて解析した試験体下端の加速度時刻歴は, 振動試験で計測された試験体下端の加速度時刻歴とおおむね一致していることを確認した。

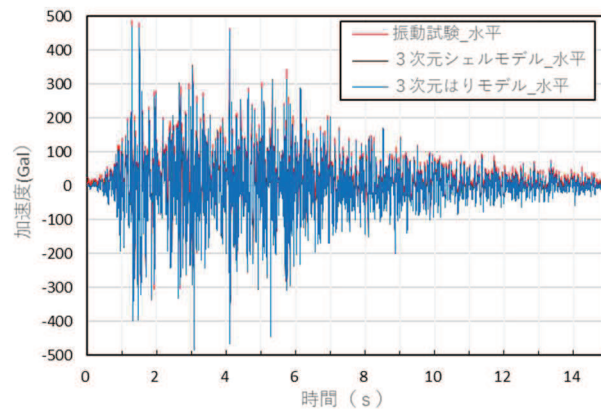
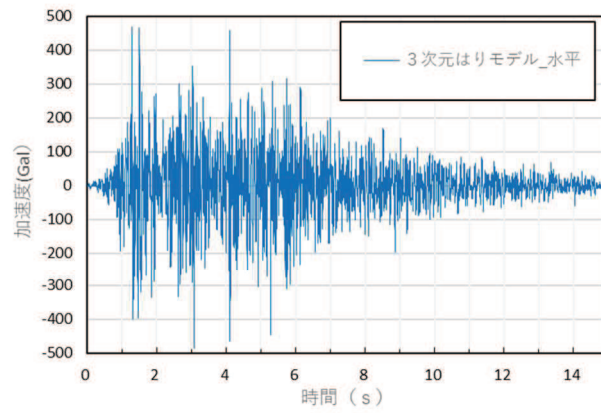
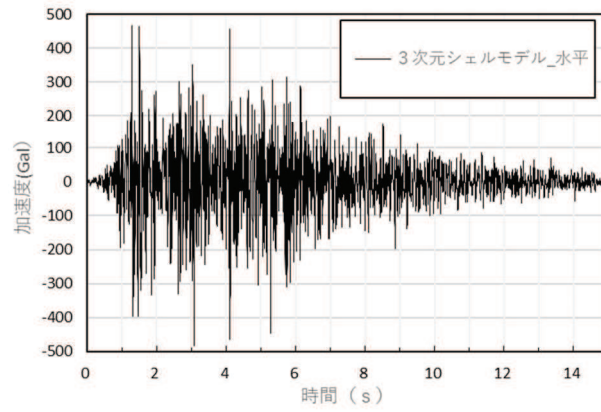
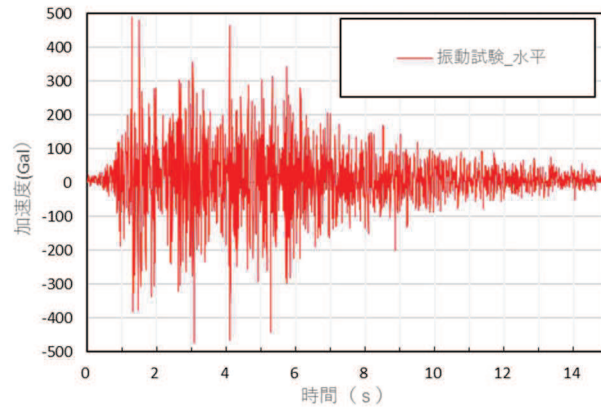


図 16 試験体下端の水平加速度時刻歴 (X 方向) の比較
別紙 2-27



図 17 試験体下端の鉛直加速度時刻歴 (Z 方向) の比較
別紙 2-28

(2) 荷重時刻歴

NASTRAN で算定した有効質量を試験体のシェル要素に付加した 3 次元シェルモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴，振動試験で計測された水平及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図 18 と図 19 に示す。

3 次元シェルモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴は，振動試験で計測された水平及び鉛直荷重時刻歴とおおむね一致している。

3 次元シェルモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴，NASTRAN で算定した有効質量を Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加した 3 次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図 19 と図 20 に示す。

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

3 次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴，振動試験で計測された水平及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図 21 と図 22 に示す。

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

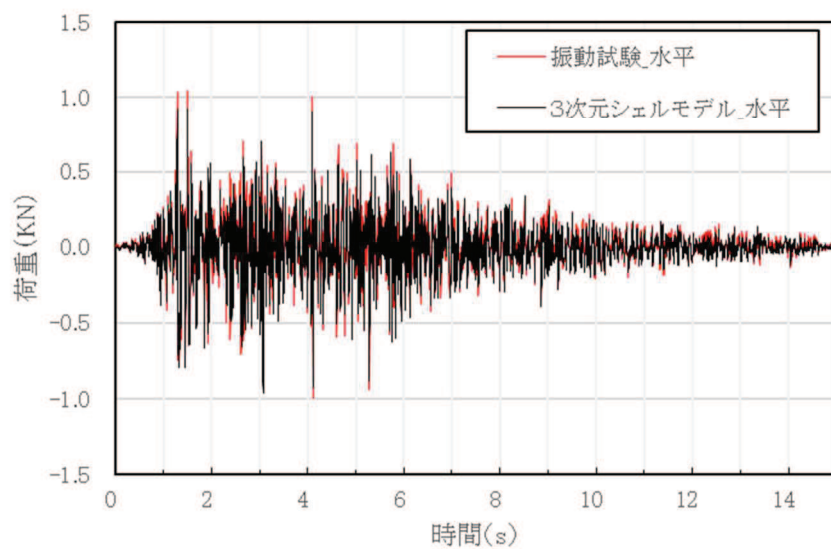
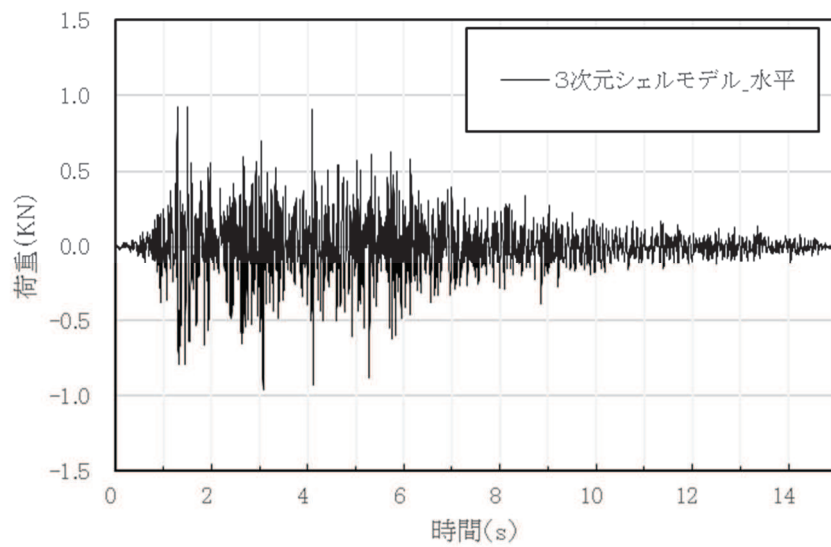
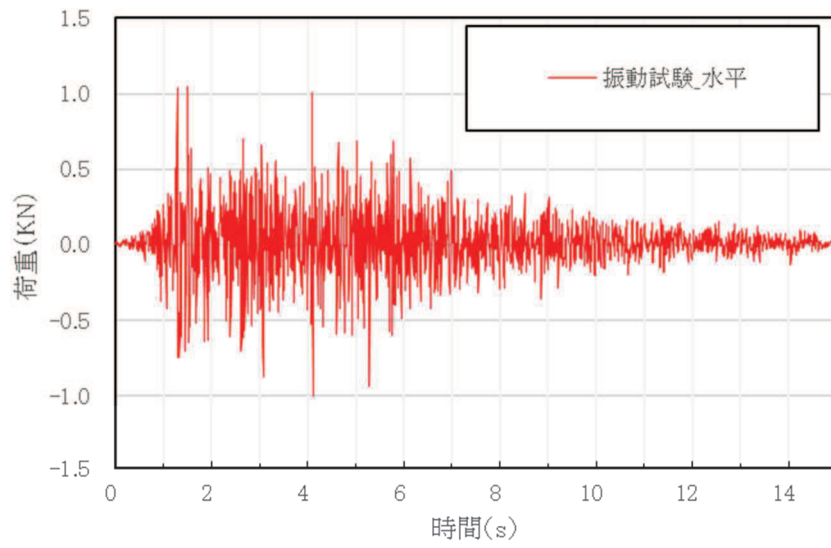


図 18 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
(振動試験, 3次元シェルモデル)

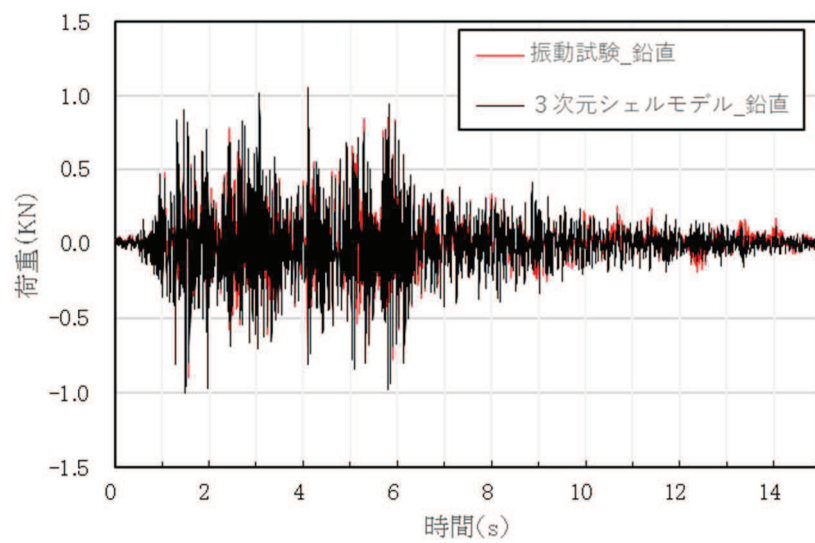
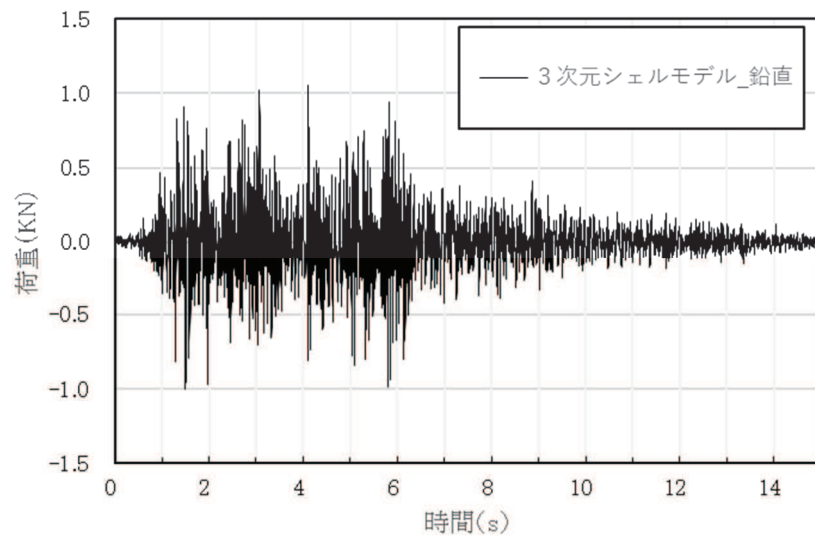
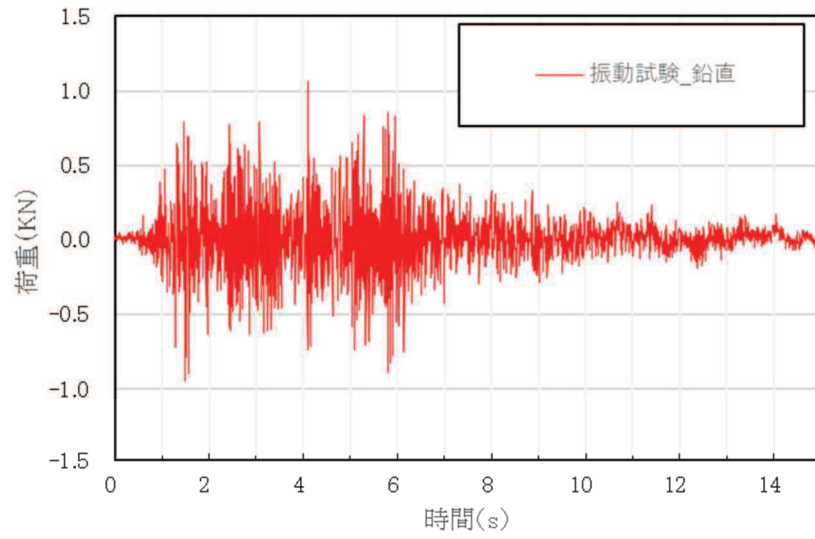


図 19 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
(振動試験, 3次元シェルモデル)

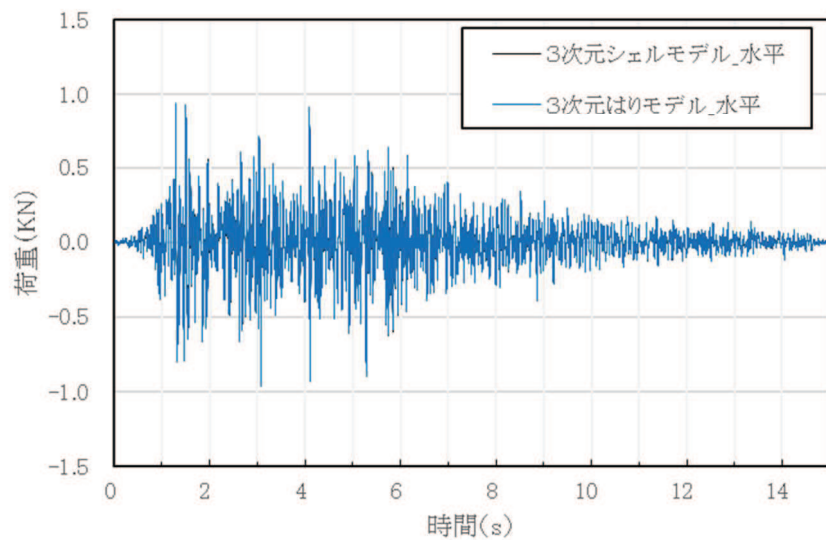
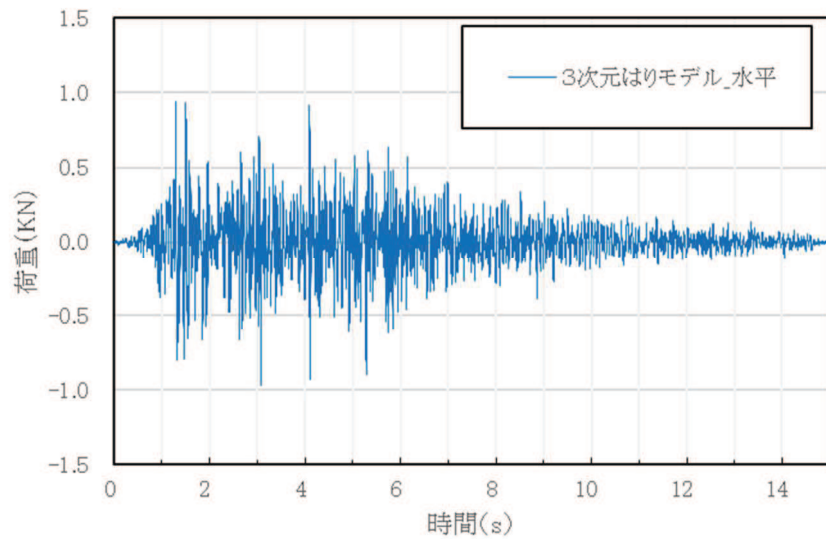
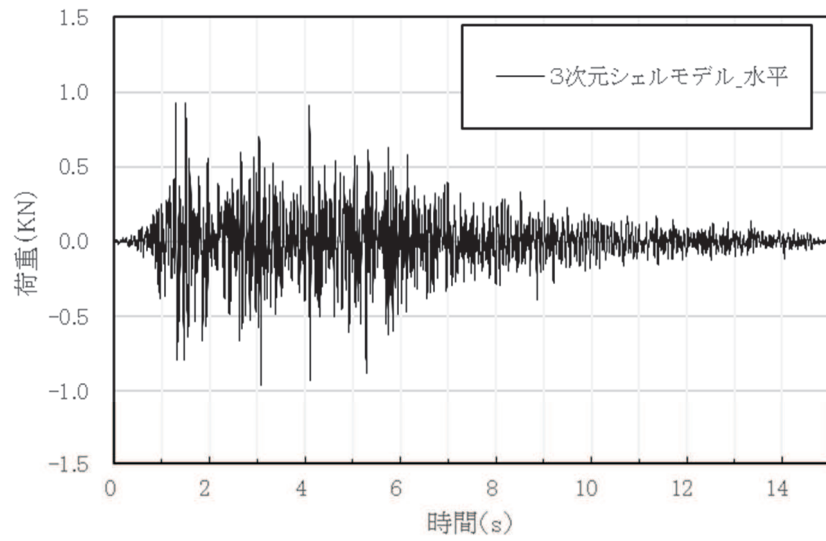


図 20 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 別紙 2-32

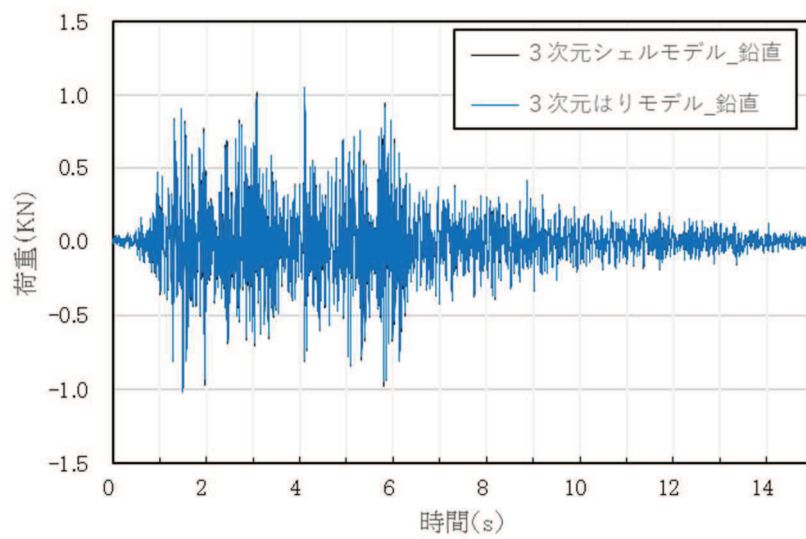
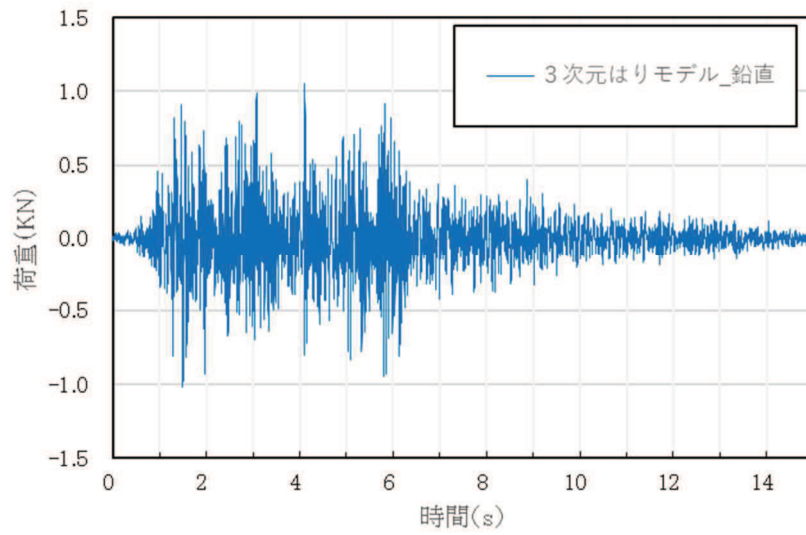
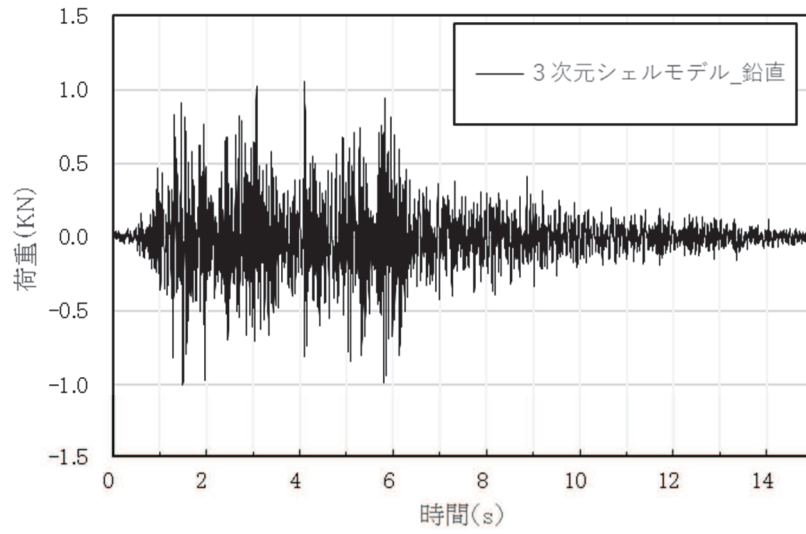


図 21 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 別紙 2-33

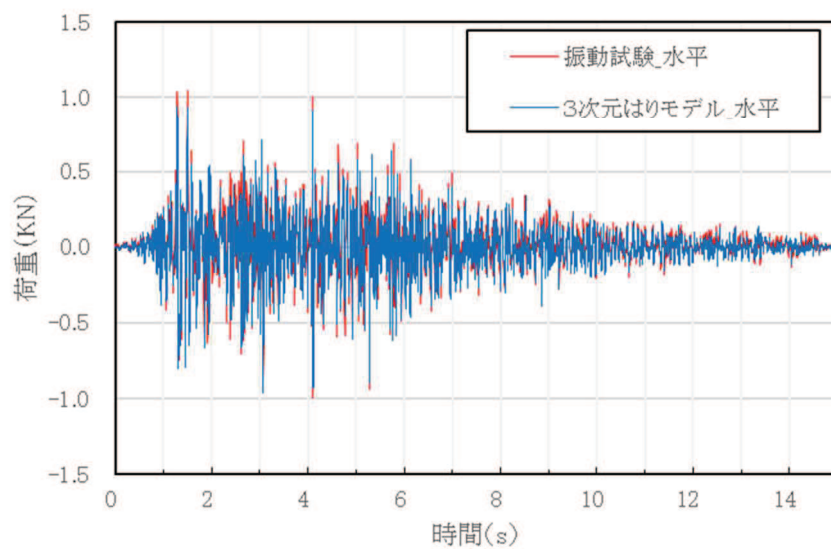
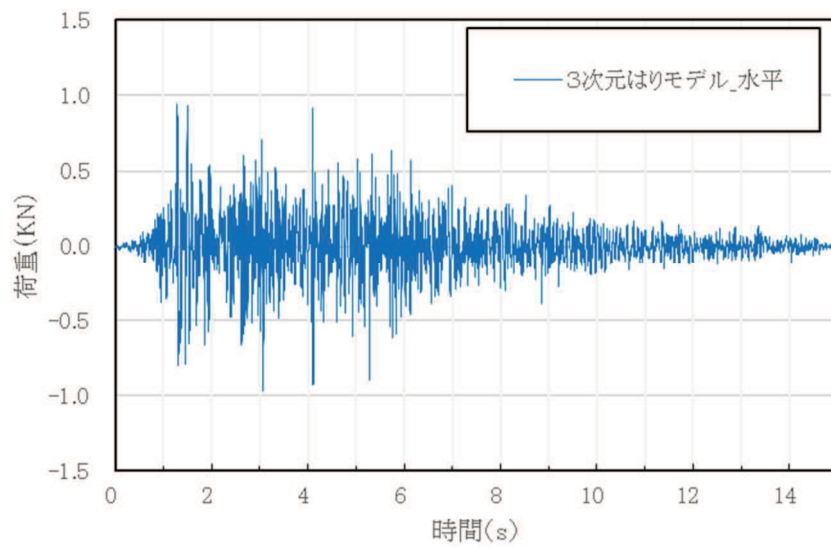
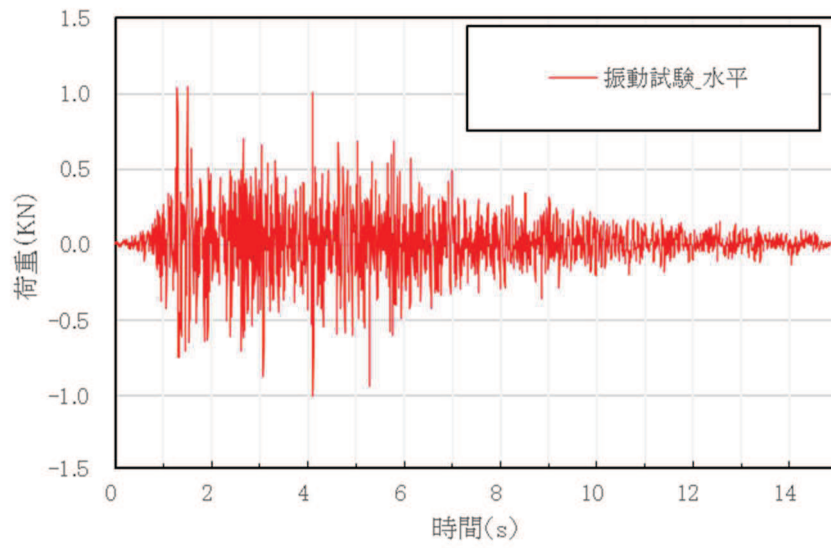


図 22 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
(振動試験, 3次元はりモデル)

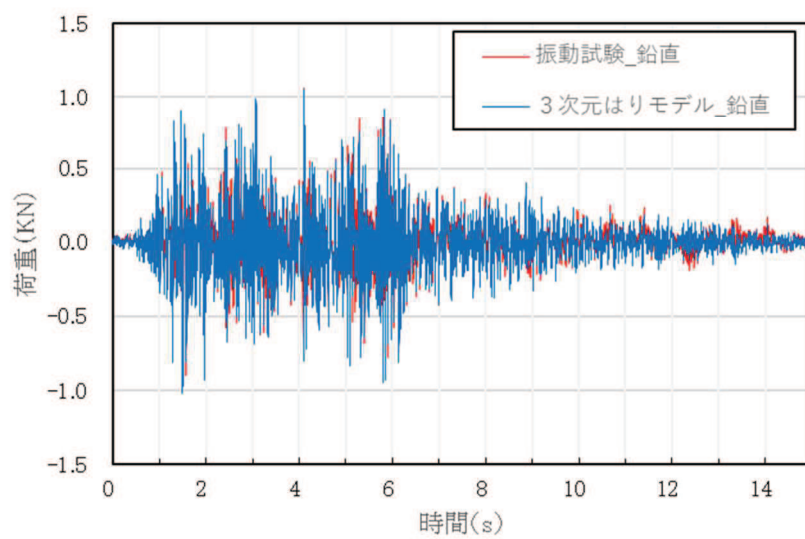
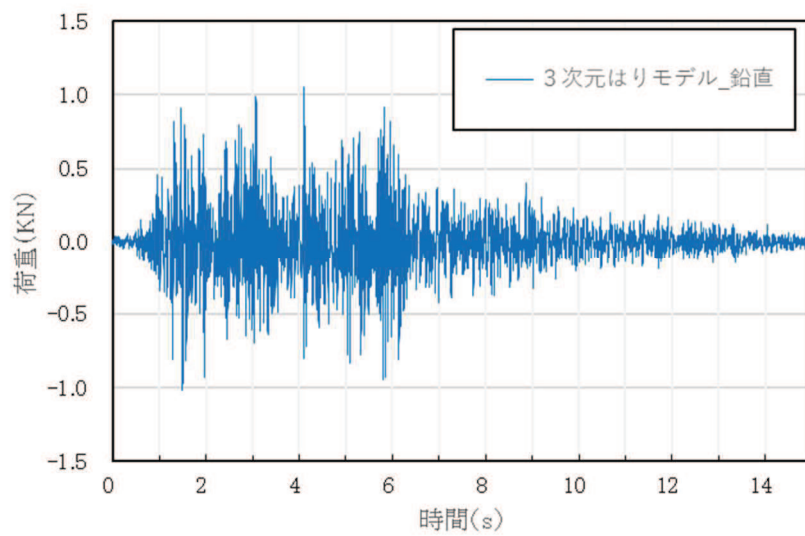
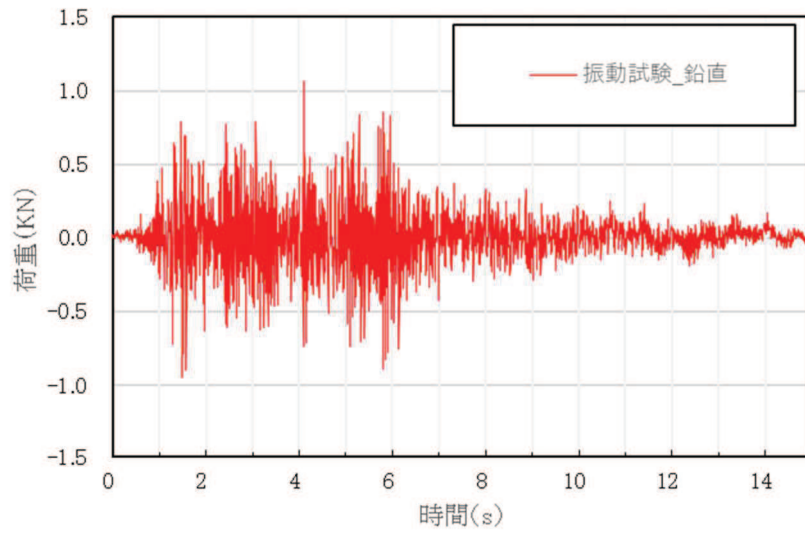


図 23 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
(振動試験, 3次元はりモデル)

(3) 最大荷重

振動試験で計測された水平荷重及び鉛直荷重の最大値、3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる水平荷重及び鉛直荷重の最大値の比較結果を表11に示す。

振動試験で計測された荷重の最大値に対して3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる荷重の最大値は、水平及び鉛直方向ともにおおむね一致している。また、3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる荷重の最大値は、水平及び鉛直方向ともによく一致している。

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

表13 最大荷重の比較

		①振動試験	②3次元 シェルモデル	③3次元 はりモデル	荷重比		
					②/①	③/①	③/②
最大 荷重 (kN)	水平方向 (X方向)	1.05	0.97	0.97	0.92	0.92	1.00
	鉛直方向 (Z方向)	1.07	1.06	1.06	0.99	0.99	1.00

4.2.3 妥当性確認結果

4.2.2の解析結果から、振動試験と3次元シェルモデルの荷重時刻歴がよく一致しており、最大荷重もおおむね一致していることから、NASTRANによる鉛直方向の圧力は、妥当であることを確認した。また、3次元シェルモデルと3次元はりモデルの荷重時刻歴及び最大荷重がよく一致していることから、サプレッションチェンバに対する耐震評価におけるNASTRANのGuyan縮約法は、妥当であることを確認した。さらに、振動試験と3次元はりモデルの荷重時刻歴がよく一致しており、最大荷重もおおむね一致していることから、NASTRANによる鉛直方向の圧力及びGuyan縮約法は、妥当であることを確認した。

地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討

1. 概要

今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析では、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、他の設備を含めた豊富な適用実績があり、女川2号機と同型炉で既に認可実績のある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等）を適用する。

本資料では、内部水を有する容器の振動特性に係る既往知見を踏まえ、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析において、サプレッションチェンバ本体をはり要素にてモデル化することの適用性を説明する。

2. 既往知見と耐震設計の考え方

内部水を有する容器の振動特性に係る既往知見として、地震の揺れに伴うスロッシングの他、特に薄肉円筒容器であるたて置円筒容器の振動モードについては、バルジング（ビーム振動及びオーバル振動に分類される）が生じることが知られている。^{*1}

一方、サプレッションチェンバは、トーラス形状容器であり、明確な変形モードの分類・定義を確認できなかったことから、本資料では、表1のとおりたて置円筒容器の振動モードで定義されているバルジングのうちビーム振動及びオーバル振動の分類を参照した。

サプレッションチェンバの耐震設計では、このバルジングに対して、サプレッションチェンバ本体（大円）のビーム振動については、3次元はりモデルを用いた地震応答解析により地震荷重を考慮し、サプレッションチェンバ本体（小円）のオーバル振動については、サプレッションチェンバ内部に設置した64枚の強め輪により断面変形を抑制する設計としている。

また、サプレッションチェンバ内部水のスロッシングについては、地震によるスロッシング荷重を流体解析にて考慮する設計である。（表1、図1参照）

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

表 1 各振動モードに対するサプレッションチェンバの耐震設計

振動モード		振動の特徴	サプレッションチェンバの耐震設計
バルジ ング	ビーム 振動	タンクがあたかも梁 のように振動	サプレッションチェンバ（大円）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 て付加し、3次元はりモデルを用いた地震応答 解析にて地震荷重を評価する。
	オーバル 振動	タンク壁面が花びら 状に変形する振動	サプレッションチェンバ内部に設置した強め 輪（合計 64 枚）にて、サプレッションチェンバ （小円）の断面変形を抑制する。
スロッシング		大きな液面変動を伴 い揺動	地震によるスロッシング荷重を評価する。

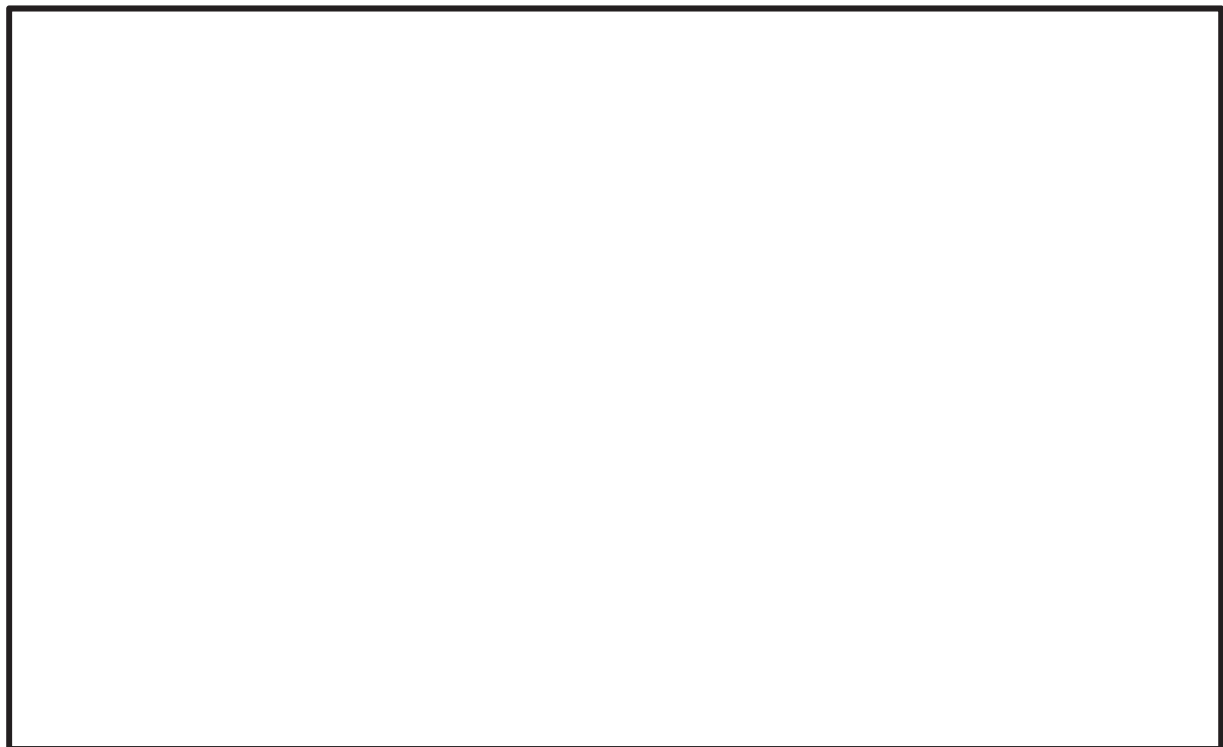


図 1 サプレッションチェンバ断面図

3. バルジングに対する影響検討

3.1 検討方針

前項で既往知見を踏まえた振動モードの分類の整理結果を参考に、サブプレッションチェンバの容器構造、強め輪及び内部水がビーム振動及びオーバル振動に与える影響を検討する。

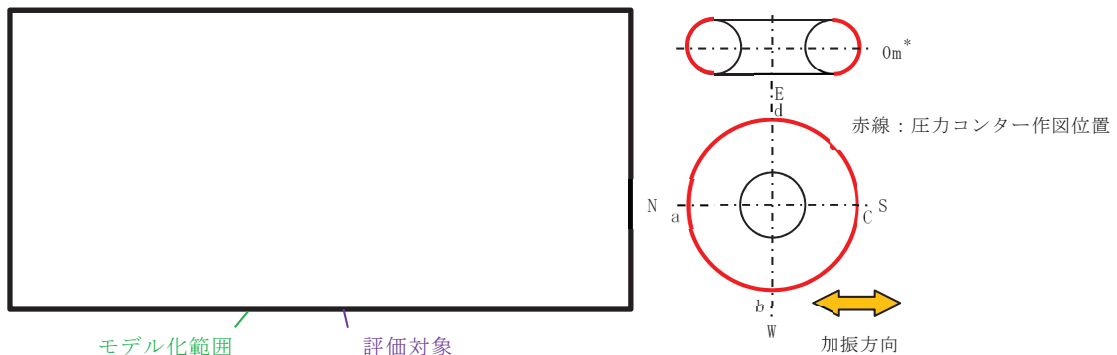
影響検討では、サブプレッションチェンバの断面を簡便に横置円筒容器に模擬した3次元シェルモデルを用いて、サブプレッションチェンバ内部水に対する圧力分布の特徴を考慮した上で、応答解析を行い、振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を定量的に評価する。

3.2 影響検討モデル

地震時のサブプレッションチェンバ内部水の圧力分布は、汎用流体解析コード OpenFOAM で算出した圧力コンター図によれば、各セグメントの範囲で極端な圧力変動が認められないことから、1ベイにおける内部水の圧力による振動影響を考慮することで、サブプレッションチェンバ全体のオーバル振動の傾向を把握できると考えられる。(図2参照)

このため、影響検討に用いるサブプレッションチェンバのモデル化範囲は、評価対象(1ベイ)に両側の1ベイを加えた3ベイの横置円筒容器として、モデル境界部の影響を除外し、シェル要素でモデル化する。(図3、図4、図5参照)

なお、強め輪は、建設時の設置条件にてモデル化した。



* サブプレッションチェンバ中心高さを 0m

図2 サブプレッションチェンバの圧力コンター図*2

(耐震解析用重大事故等水位, $S_s - D1$ (水平方向), 最大圧力発生時点)

*2 女川原子力発電所第2号炉審査資料「女川原子力発電所2号炉 設計基準対象施設について 4条 地震による損傷の防止 別紙—4 サブ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 参考7 参考7-7図」(02-NP-0272(改114)(令和2年2月7日))を引用



図3 サプレッションチェンバ断面図（平面）

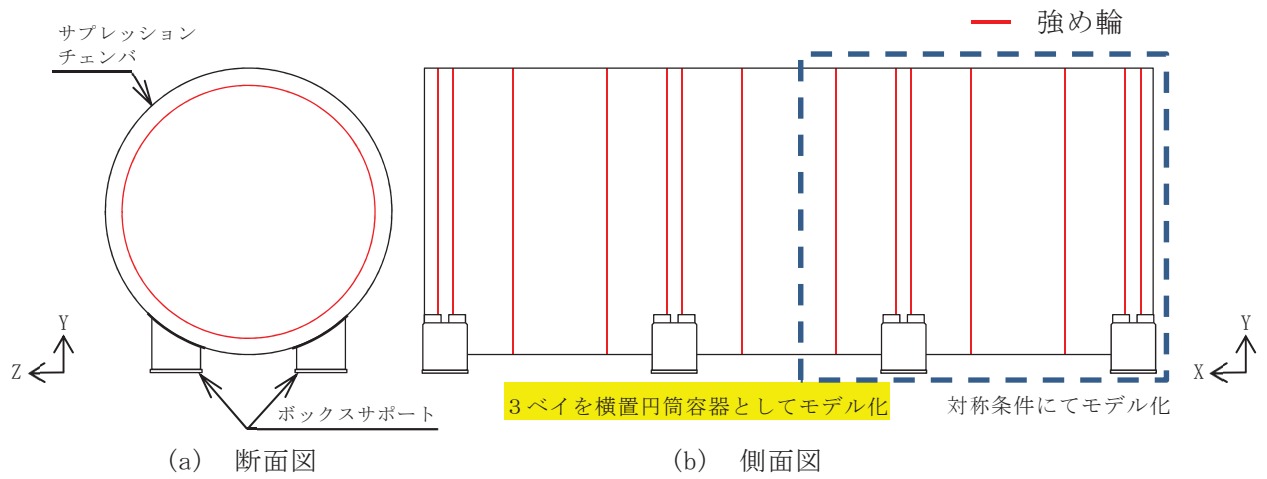


図4 解析モデル概要図

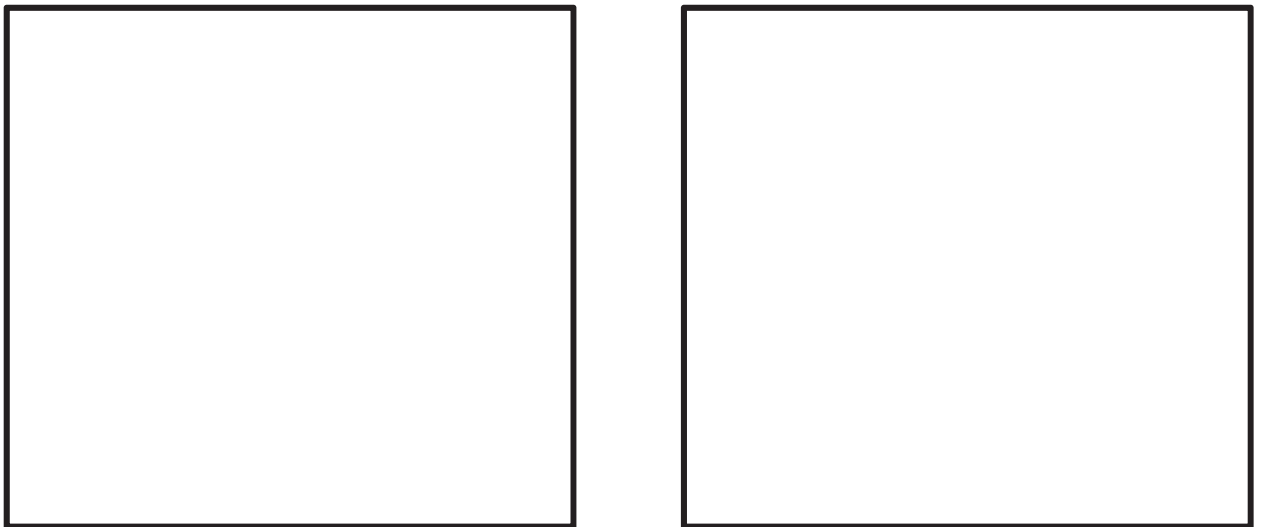


図5 解析モデル図（3ベイを横置円筒容器として対称条件にてモデル化）

3.3 影響検討

影響検討は、強め輪及び内部水の有無をパラメータとして、表2に示す4つの検討ケースとする。なお、内部水の扱いは、サプレッションチェンバの地震応答解析と同様、NASTRANにより有効質量を算出し、NASTRANの機能を用いてシェル要素に付加する。なお、強め輪は建設時の設置条件にてモデル化した。

各検討ケースに対する固有値解析により振動特性を確認するとともに、入力特性による影響を除外するため全周期帯で1Gの応答加速度(1Gフラットスペクトル)を用いたスペクトルモーダル解析によりオーバル振動(花びら状の変形)が応力に与える影響を確認する。

表2 バルジングに対する影響検討

検討 ケース	モデル化条件				解析方法	検討内容
	サプレッション チェンバ	ボックス サポート	強め輪	内部水 (有効質量)		
1	3ベイを横置円筒形容器として3次元シェル要素でモデル化	実機模擬	なし	なし	<ul style="list-style-type: none"> ・応答解析は、NASTRANを用いたスペクトルモーダル解析を実施 ・内部水の有効質量はNASTRANの仮想質量法により算出 	横置円筒容器の振動モードを確認する
2			あり模擬	なし		ケース1との比較により、強め輪の効果を確認する
3			なし	考慮		ケース1との比較により、内部水の影響を確認する
4			あり模擬	考慮		振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を確認する

3.4 影響検討結果

3.4.1 振動特性

各検討ケースに対する固有値の解析結果について、低次の振動モード（1次～3次）、オーバル振動（花びら状の変形）及びその固有振動数を表3に示す。

各検討ケースにおける低次の振動モードは、強め輪及び内部水の有無によらず、各検討ケースともに同様な傾向にある。

強め輪の効果については、検討ケース1と検討ケース2、検討ケース3と検討ケース4の比較において、強め輪がある場合の低次モードの固有振動数は、内部水の有無によらず、強め輪がない場合に比べて20倍程度高い傾向となっている。また、強め輪がある場合は、その効果によってオーバル振動（花びら状の変形）が高次モード（20Hz以上）まで発生していない。一方、強め輪がない場合は、花びら状の変形モードは認められなかったが、大きな応力を発生させる振動モードが数多く発生している。

内部水の影響については、検討ケース1と検討ケース3、検討ケース2と検討ケース4の比較において、内部水の影響によって低次モードの固有振動数は、強め輪の有無によらず、内部水がない場合よりも低くなり、花びら状に変形する振動モードでは、容器下部に変形が集中する傾向にある。

なお、表3の振動モード図は振動特性を把握するため大きな倍率表示としているが、最大変位を100mmとした検討ケース4の振動モード図を表4に示す。強め輪の効果によって、円筒部の変形が抑制されていることが分かる。

3.4.2 発生応力

各検討ケースに対して水平方向に1Gフラットスペクトルを入力したスペクトルモデル解析による発生応力と鉛直方向に1Gフラットスペクトルを入力したスペクトルモデル解析による発生応力を表5に示す。

強め輪がない場合（検討ケース1及び3）の応力評価については、オーバル振動（花びら状の変形）が30Hz～40Hz（おおむね100次のモードまで確認）までに確認されなかったため、モードの組合せを30Hz～40Hzまでを考慮した。また、強め輪がある場合（検討ケース2及び4）の応力評価では、モードの組合せを20Hzまでとする場合及びオーバル振動（花びら状の変形）を含む振動数までとする場合を考慮した。

発生応力の評価結果、強め輪がない場合は、内部水の有無によらず、水平及び鉛直方向ともに高い応力が発生している。

一方、強め輪がある場合には、内部水の有無によらず、強め輪の効果によって水平及び鉛直方向の発生応力が大幅に低減する傾向が確認される。また、オーバル振動（花びら状の変形）を含む振動数までのモードを組み合わせた場合にも、強め輪の効果によって、水平及び鉛直方向の発生応力が増加しないことが確認された。更に、表6に示す通り、成分別応力（周方向応力、軸方向応力、せん断応力）の通り、各方向の応力割合がほとんど変わらないことから、強め輪の効果で全体的な変形が抑制されることにより発生応力が大幅に低減する傾向となったと考えられる。

表7に示す通り、最大応力発生部位は、ボックスサポート取付部であり、その最大応力を踏まえると、支配的な振動モードは、1次モード（水平）及び2次モード（鉛直）であ

り、小円断面内における変形（3次モード）による応力への寄与は小さい。最大応力発生部位がボックスサポート取付部となる結果は、本文 4.2.4 に示すシェルモデルとの傾向と一致している。また、表 5 のモデル化条件で強め輪がある評価結果に着目した場合オーバル振動を含まない場合（0～20Hz）とオーバル振動を含む場合（0～30 or 40Hz（100次モード程度まで考慮））の発生応力が同等であることから、オーバル振動が発生応力に与える影響が小さいことを確認した。

表 3 振動特性の比較結果

検討ケース		1*1	2*1	3*1	4*2
モデル化条件	強め輪	なし	あり	なし	あり
	内部水	なし	なし	考慮	考慮
振動モード 固有振動数	1次モード				
	2次モード				
	3次モード				
	オーバール振動 (花びら状の変形)				

注記*1：各モード図は、最大変位を 1m として示し、着色は変位コンターを表す。

表 4 振動モード図（検討ケース 4）

加振方向	振動モード図（最大変位 100mm*）		
	鳥瞰図		断面図
	着色：変位コンター	青色：変形前 赤色：変形後	青色：変形前 赤色：変形後
1次			
2次			
3次			

注記*：水平方向の1Gフラットスペクトルを用いた応答変位が40mm程度であることを踏まえ、最大変位を100mmとして表記した。

表 5 発生応力の比較結果

検討ケース		1	2	3	4	
モデル化 条件	強め輪	なし	あり	なし	あり	
	内部水	なし	なし	考慮	考慮	
発生応力*1 【MPa】	水平方向	0~20Hz*2	1767	36	5104	105
		0~*2,3	1767	36	5104	105
	鉛直方向	0~20Hz*2	445	10	2129	46
		0~*2,3	445	10	2129	46

*1 1Gフラットスペクトルを用いたスペクトルモーダル解析によるミーゼス応力

*2 応力算出時に考慮する振動数の範囲

*3 強め輪がある場合：オーバル振動（花びら状の変形）を含む振動数（40Hz）

（内部水なし： Hz， 内部水考慮： Hz）

強め輪がない場合：内部水考慮：30Hz，内部水なし：40Hz

表 6 最大発生応力の成分別応力

検討 ケース	3				4			
加振 方向	強め輪モデル化無し				強め輪モデル化有り			
	ミーゼ ス応力 (MPa)	成分別応力 (S/C 外面)			ミーゼ ス応力 (MPa)	成分別応力 (S/C 外面)		
		周方向 σ_t (MPa)	軸方向 σ_l (MPa)	せん断 応力 τ (MPa)		周方向 σ_t (MPa)	軸方向 σ_l (MPa)	せん断 応力 τ (MPa)
水平 方向	5104	5844	2297	127	105	111	40	18
鉛直 方向	2129	2440	982	60	46	42	20	10

表7 応力コンター図（検討ケース4）

		応力コンター図	
加振方向		水平方向の応答解析結果 (1Gフラットスペクトルを入力)	鉛直方向の応答解析結果 (1Gフラットスペクトルを入力)
1次			
2次			
3次			

注記*：サプレッションチェンバ本体の範囲

4. 地震応答解析に係るはりモデルの適用性

前項のバルジングに対する影響検討の結果、サプレッションチェンバ内部に設置された強め輪の効果により、サプレッションチェンバ本体（小円）の剛性が向上して固有振動数が高くなって変形が抑制されるため、地震による発生応力が低減されること及び1次モード（水平方向）及び2次モード（鉛直方向）が支配的な振動モードとなることを確認した。また、強め輪の効果によって、サプレッションチェンバのオーバル振動（花びら状の変形）の影響を十分に抑制できることを確認したことから、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があると判断した。

上記検討は、建設時の設置条件で強め輪の効果を確認したものであるが、今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ本体（小円）の更なる剛性向上を目的とした強め輪の補強対策を実施する。

また、サプレッションチェンバ及びボックス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、ボックス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（詳細は別紙4参照）。

サプレッションチェンバのボックス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ボックス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のボックスサポート取付部のばね剛性については、ばね要素で模擬することとしている。本資料は、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組のボックスサポートが16組で支持する構造となっている。このボックスサポート取付部の1ベイ部分を切り出して、その構造的な質量と剛性の関係を模式的に表した図を図1に示す。

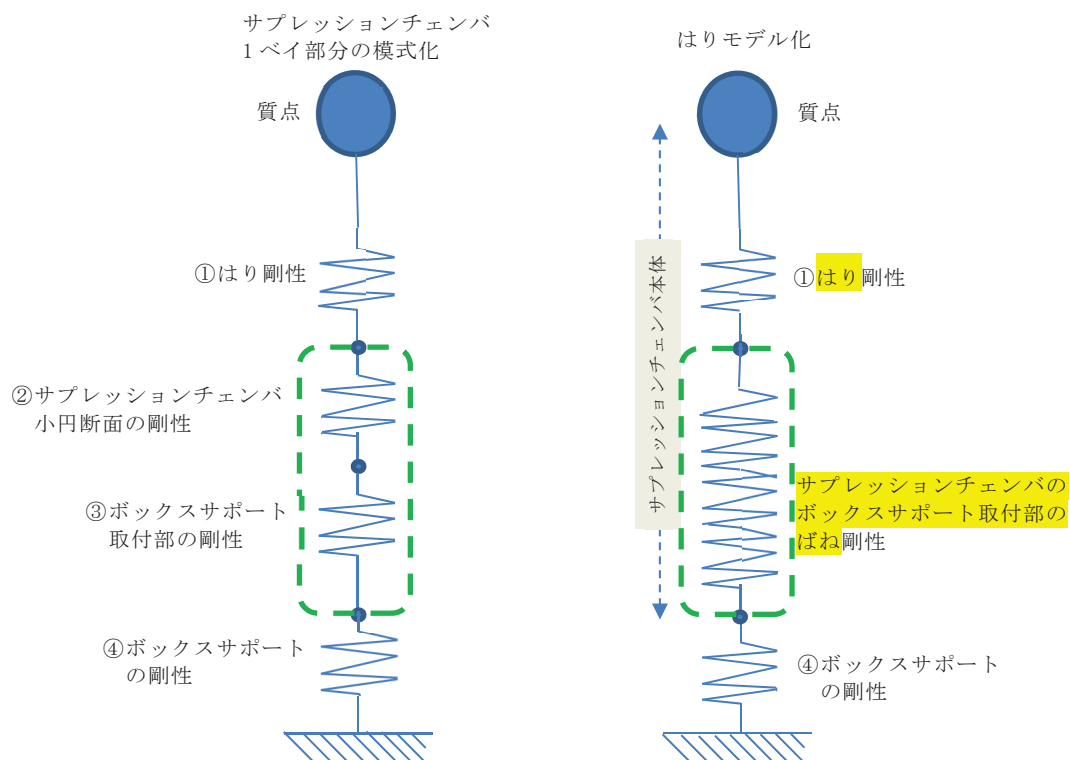


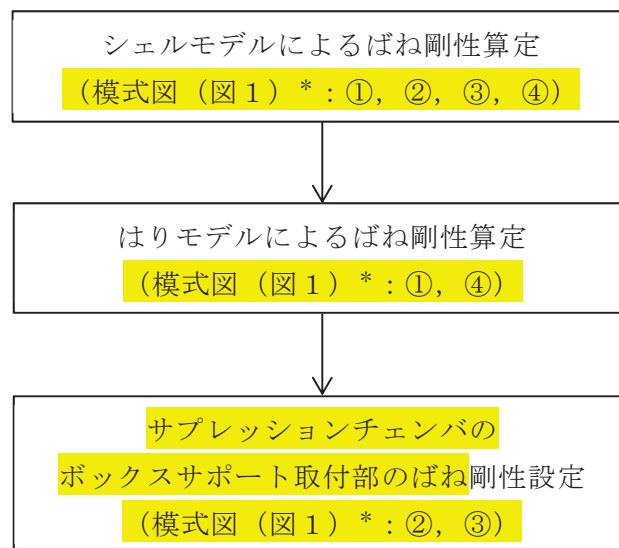
図1 サプレッションチェンバとボックスサポートの質量・剛性模式図

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のボックスサポート取付部は、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のボックスサポート取付部の剛性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、ボックスサポートの剛性④をはり要素とし、これを接続する部分（②及び③）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。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性は、この②及び③に相当する部分を模擬することを目的としている。

なお、ボックスサポートはサプレッションチェンバの胴エビ継手部に配置されており、胴エビ継手部両側のトラス部の中心軸が交わっているため、ボックスサポート取付部のサプレッションチェンバの断面変形の態様は複雑である。このことから、ばね要素は、並進3方向及び回転3方向の合計6成分すべてについて考慮することとした。

3. サプレッションチェンバのボックス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およびボックスサポートをシェル要素でモデル化してサプレッションチェンバ及びボックスサポート全体の剛性（前述の模式図でいえば①，②，③，④）を評価し、おなじ範囲をはり要素でモデル化して評価した剛性（前述の模式図でいえば①，④）を差し引くことによって行うこととした。設定手順を図2に示す。



注記*：各番号は、以下の剛性を表すものである。

- ①はり剛性
- ②サプレッションチェンバ小円断面の剛性
- ③サプレッションチェンバのボックスサポート取付部の剛性
- ④ボックスサポートの剛性

図2 サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定手順

4. シェルモデルによるばね剛性算定

(1) シェルモデルについて

評価対象となるボックスサポート1組とボックスサポートが取り付くサプレッションチェンバをモデル化するにあたり、サプレッションチェンバ円筒部16セグメントのエビ継手部にボックス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、評価対象のボックスサポート1組を中心として、その両側ボックスサポートまでとし、シェル要素でモデル化する。両端のエビ継手部の拘束条件は対称条件とし、評価対象ボックスサポートの両隣接ボックスサポート定着部は完全拘束条件として、評価対象のボックスサポートに与える荷重とそこから得られる変位から、ばね剛性を算定することとした。モデル図を図3に示す。



図3 サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性算定用シェルモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

まず、並進ばね剛性のうち、サプレッションチェンバ大円半径軸およびサプレッションチェンバ大円周軸の並進ばね剛性については、サプレッションチェンバ本体取付部（ボックスサポート上端面）に設定した剛体要素の中心に荷重を負荷し、得られた剛体要素四隅の変位の平均値と荷重の関係から、ばね剛性を算定した。

上下軸の並進ばね剛性及び回転ばね剛性については、ボックスサポート下端面に設定した剛体要素の中心に荷重を負荷し、上下軸の並進ばね剛性については、得られた剛体要素四隅の変位の平均値と荷重の関係から、ばね剛性を算出した。回転ばね剛性については、荷重負荷前後での荷重負荷に用いた剛体要素四隅の回転角の平均値と荷重の関係から、ばね剛性を算出した。各軸のばね剛性算出方法を図4に示す。

ばねの成分		部分シェルモデルの荷重, モーメント作用点	ばね定数の算出方法
並進	大円半径軸 (X)		
	大円円周軸 (Y)		
	上下軸 (Z)		
回転	大円半径軸回り (X)		
	大円円周軸回り (Y)		
	上下軸回り (Z)		

注記* : 並進方向 (大円半径軸及び大円円周軸) では,

図 4 シェルモデルによる各軸のばね剛性算定方法

5. はりモデルによるばね剛性算定

(1) はりモデルについて

4. で説明したシェルモデルと同じ範囲でモデル化を行った。境界条件もシェルモデルと同様とした。モデル図を図 5 に示す。

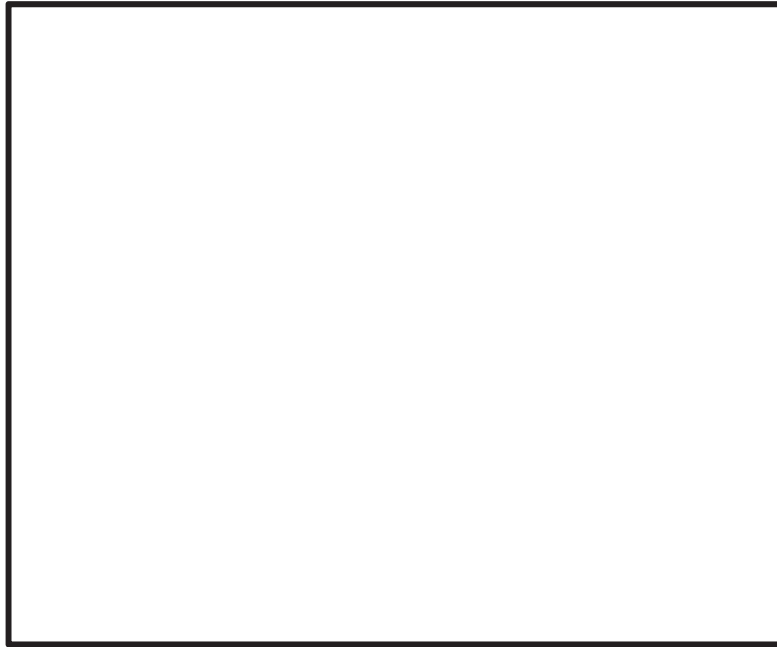


図 5 ばね剛性算定用はりモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

まず、並進ばね剛性のうち、サプレッションチェンバ大円半径軸およびサプレッションチェンバ大円周軸の並進ばね剛性については、ボックスサポート上端面（節点 ）に荷重を負荷し、変位についても荷重負荷点と同じボックスサポート上端面を用いるものとし、それら荷重と変位の関係から、ばね剛性を算定した。

上下軸の並進ばね剛性及び回転ばね剛性については、ボックスサポート下端面（節点 ）に荷重を負荷した。上下軸並進ばね剛性を算出するには、荷重負荷に用いたボックスサポート下端面の変位を用いてばね剛性を算出した。回転ばね剛性については、ボックスサポートの上端面（サプレッションチェンバ取付面）の変位を用いてばね剛性を算出した。各軸のばね剛性算出方法を図 6 に示す。

ばねの成分		部分はりモデルの荷重, モーメント作用点	ばね定数の算出方法
並進	大円半径軸 (X)		
	大円円周軸 (Y)		
	上下軸 (Z)		
回転	大円半径軸回り (X)		
	大円円周軸回り (Y)		
	上下軸回り (Z)		

図 6 はりモデルによる各軸のばね剛性算定方法

6. サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定

4. 及び 5. の方法で算定したばね剛性から、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性（以下、 K とする）を設定した。3. で述べたとおり、シェルモデルにより算定したばね剛性（以下、 KS とする）は、 K とはりモデルにより算定したばね剛性（以下、 KB とする）を組み合わせた剛性と解釈できる。それを式で表すと以下の通りとなる。

$$\frac{1}{KS} = \frac{1}{K} + \frac{1}{KB}$$

この式から K を求めると以下の通りとなる。

$$K = \frac{KS \times KB}{KB - KS}$$

7. サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定結果

4. ～6. の結果を表 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本体をはり要素でモデル化し、ボックスサポート位置を大円半径方向を除き拘束していた。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 1 のサプレッションチェンバのボックス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1 サプレッションチェーンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定結果

ばねの方向		内側ボックスサポート 又は 外側ボックスサポート	ばね定数（並進：N/mm，回転：N・mm/rad）			
			はりモデル KB (図1 ①, ④) *1	シェルモデル KS (図1 ①, ②, ③, ④) *1	比率 KB/KS	ボックスサポート 取付部のばね剛性 K (図1 ②, ③) *1
並進	大円半径方向	内側				
		外側				
	大円円周方向	内側				
		外側				
	上下方向	内側				
		外側				
回転	大円半径軸回り	内側				
		外側				
	大円円周軸回り	内側				
		外側				
	上下軸回り	内側				
		外側				

注記 *1：各番号は、以下の剛性を表すものである。

①はり剛性

②サプレッションチェーンバ小円断面の剛性

③サプレッションチェーンバのボックスサポート取付部の剛性

④ボックスサポートの剛性

*2：式に則り K を算出すると、 という値となるが、これは、当該ばねについては、KB と KS との比率が約 であり、両者が同等の値となっているため、誤差によって生じているものである。当該ばねについては、はりモデルでもばね剛性が表現できているものと判断し、解析の設定としては とした。

8. まとめ

サプレッションチェンバ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本体とボックス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のボックスサポート取付部にばね剛性をモデル化することとした。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定に当たっては、その複雑な変形様態に対応するため、シェルモデルとはりモデルを活用して、ばね剛性を設定した。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を設定することにより、サプレッションチェンバの地震応答解析モデルが、従来と比較し、より精緻に振動モードを再現できるようになった。

(補足)

ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

今回サブプレッションチェンバのボックス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。評価対象ボックスサポートに荷重を加えて変形を起こさせることでサブプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を算定するが、荷重負荷点と解析モデルの境界条件が近いと、算定しようとしているサブプレッションチェンバのボックス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。そのため、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、評価対象ボックスサポートとその隣接ボックスサポート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ことがわかる。

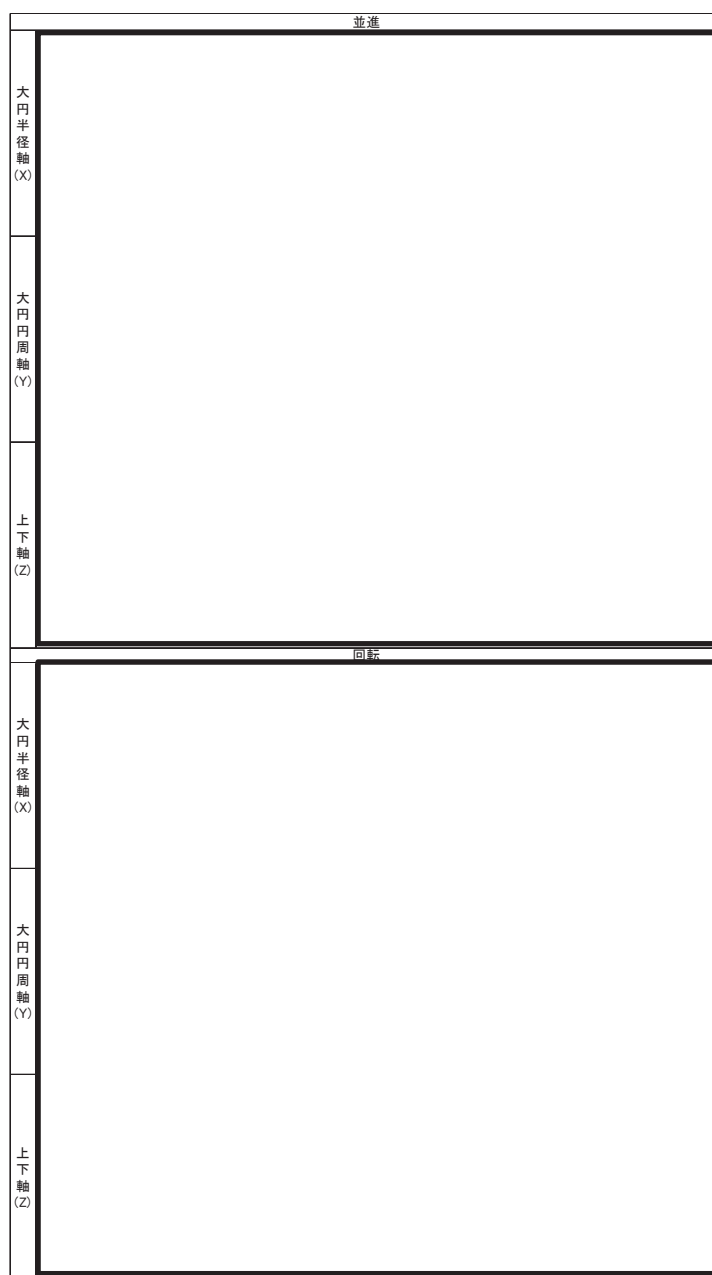


図1 ばね剛性算定解析 変形図

妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の設定

1. 概要

本資料では、3次元はりモデルの妥当性検証に用いた妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）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

表 1 評価条件

項目		内容
モデル化	要素数	
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェーンバ本体，強め輪（耐震補強対策含む），ボックスサポート（耐震補強対策含む）* 剛ばね要素：基礎ボルト *内側のボックスサポートのパッド（追加（2））については，シェルのメッシュ形状に合わせて簡便にモデル化を行っている。
	内部水	・耐震解析用重大事故時水位（O.P. -1, 514mm） ・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	設計用床応答曲線 （O.P. -8, 100mm，基準地震動 S s 7 波，材料物性の不確かさ等を考慮）*
	減衰定数	1 %
応力評価		1 次 + 2 次応力

注記*：VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針の設計用床応答曲線（図番：RB-SsH-RBB3-010）を適用

3. 解析モデル



図1 解析モデル図

4. モデル化諸元

表2 モデル化諸元

部材番号	部材	材料	質量 ($\times 10^3$ kg)	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比 (-)
1	強め輪	SGV49	1300		
2	強め輪	SGV49			
3	ボックスサポート	SM41B			
4	強め輪補強	SGV480			
5	連結板	SGV480			
6	パッド	SGV49			
7	パッド(追加(1))	SGV480			
8	パッド(追加(2))	SGV480			
9	補強リブ(1)	SGV480			
10	補強リブ(2)	SGV480			
11	補強リブ(3)	SGV480			
12	サブプレッションチェンバシエル	SGV49			
13	フランジプレート	SM41B			

5. サプレッションチェンバの構造図及び詳細モデル図

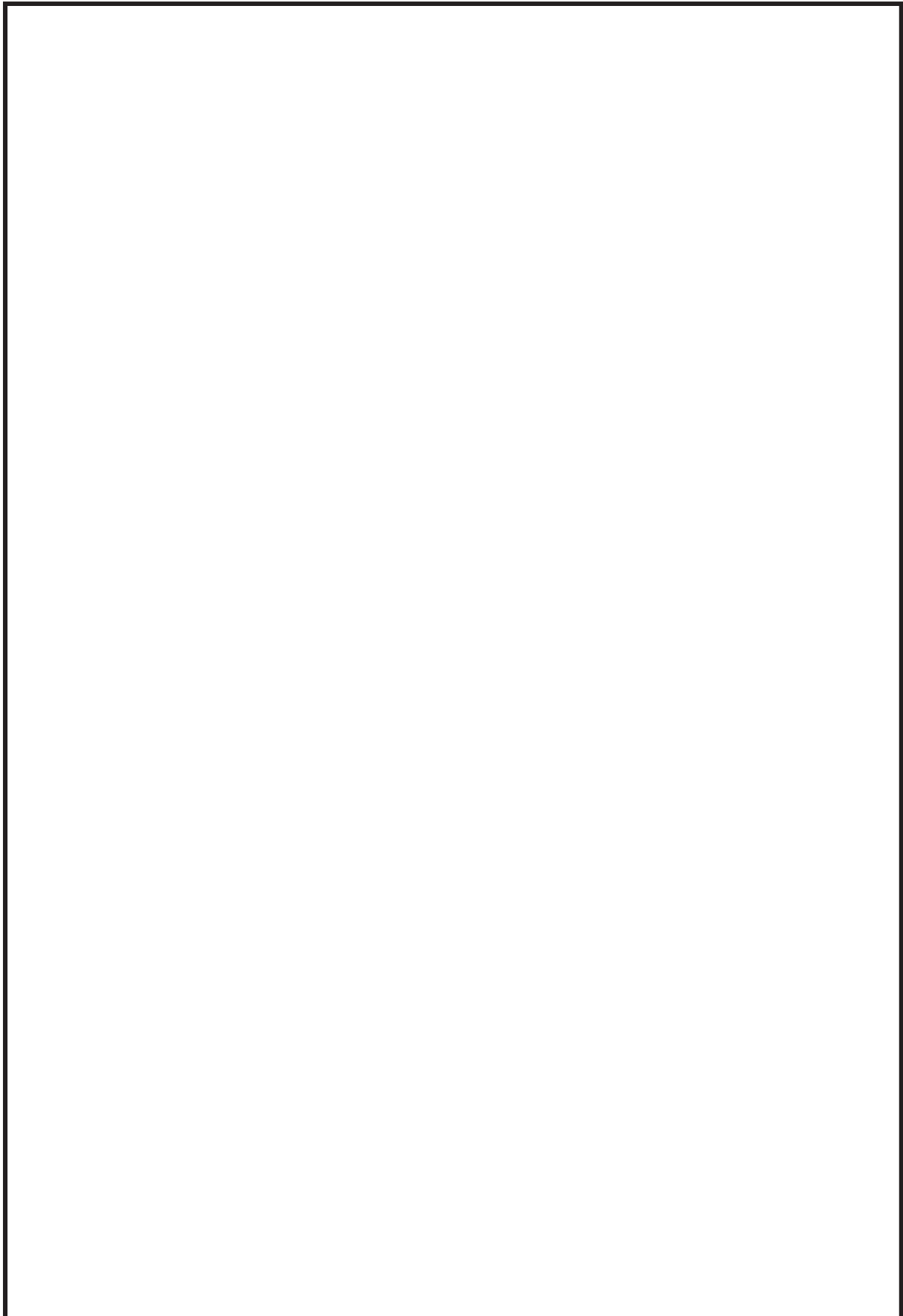


図2 サプレッションチェンバの構造図

別紙 5-3

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

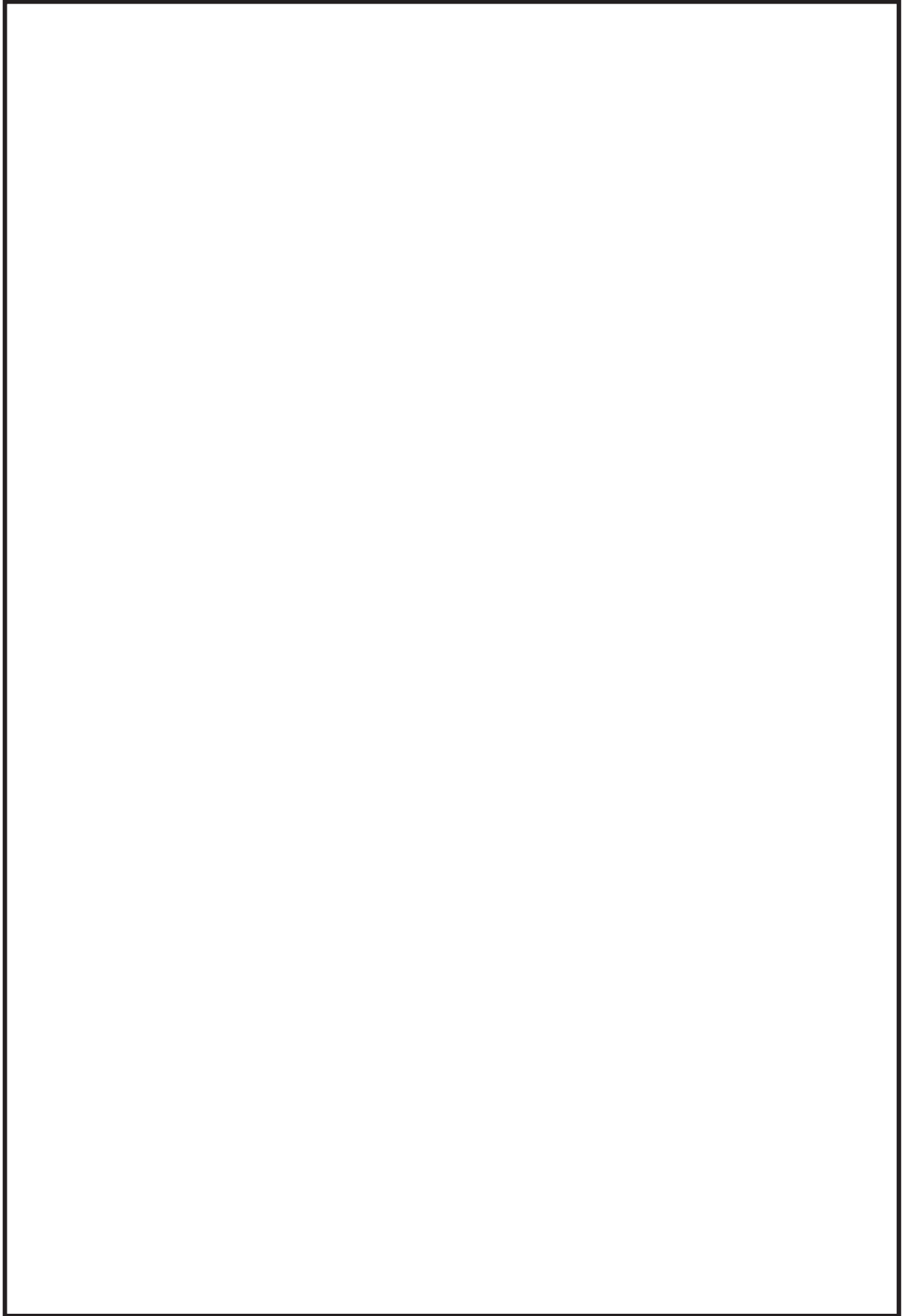


図3 サプレッションチェーンバの詳細モデル図

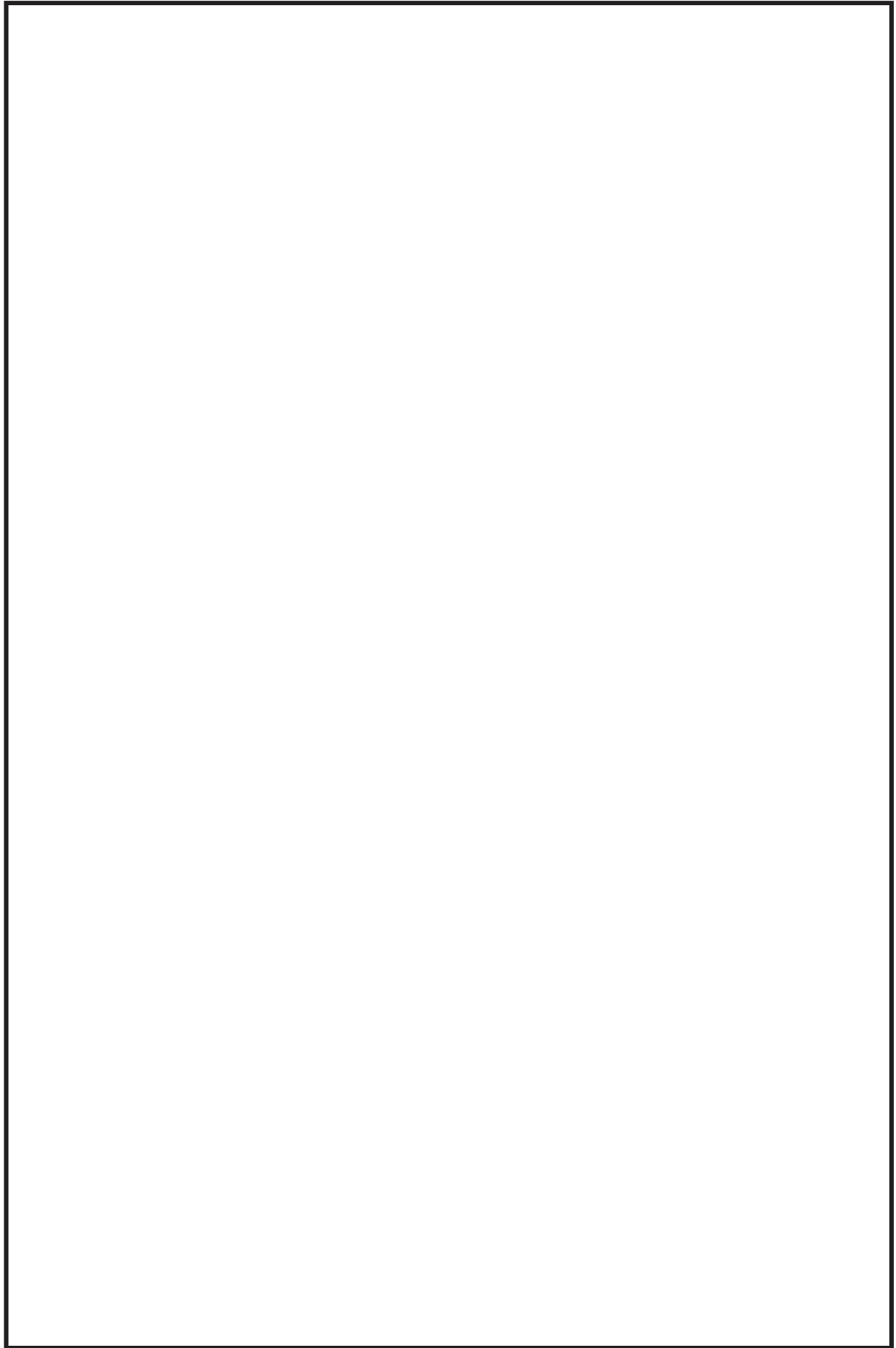


図4 ボックスサポートの詳細モデル図

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^[1]の考え方をういてサプレッションチェンバの内部水の扱いについて説明する。

また、汎用流体解析コード OpenFOAM を用いたスロッシング荷重の算定方法について説明する。

2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 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、液面表面が揺れることによるスロッシング荷重と内部水が容器と一体となって振動することによる荷重（以下、有効質量による荷重という。）の 2 つの荷重が組み合わされる。

ハウスナーの手法では、有効質量による荷重として付加される質量 M_E （有効質量）を剛体として、スロッシング荷重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に対する荷重を計算する。

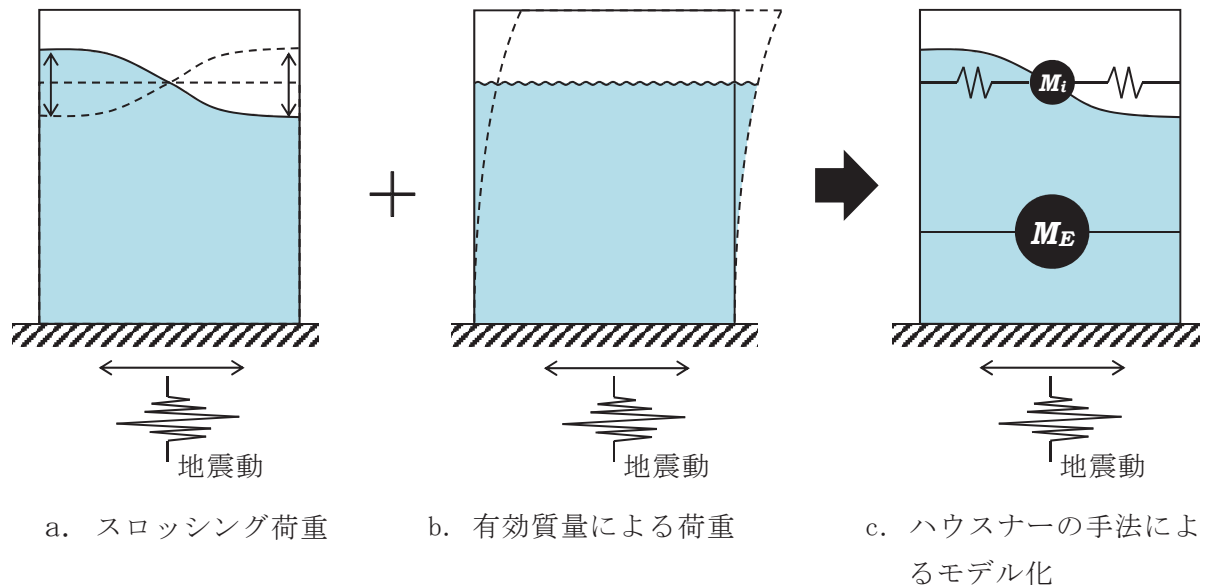


図 1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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

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、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。

有効質量による荷重は、NASTRANの仮想質量法から算出される有効質量を用いて、地震応答解析モデルに付加質量 M_E として設定し、はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシング荷重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、流体解析（汎用流体解析コード OpenFOAM）により算出する。ここで、流体解析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、スロッシング荷重及び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

流体解析を用いたスロッシング荷重の算出方法について、通常運転時及び重大事故等時における算定方法を説明する。

4.1 解析モデル

解析モデルを図2に、解析諸元を表1に示す。



a. 外観



b. 内部構造物

図2 解析モデル図

表1 解析諸元

項目	解析諸元
格子数	約 1200 万
格子幅	約 0.1cm～22cm

4.2 解析条件

解析条件を表 2、基準地震動 S_s におけるサブ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 3 に示す。

表 2 解析条件

項目	内容
モデル化範囲	サブプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 耐震解析用重大事故等時水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514) * ¹
評価用地震動	スロッシング荷重の卓越周期帯で応答加速度が大きい基準地震動 $S_s - D 1$ (水平方向と鉛直方向) * ² に対する原子炉建屋 O. P. -8. 100m における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 強め輪, ベントヘッダ, ダウンカム, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取付配管
解析条件	気相物性* ³ 動粘度 : $1.51 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $1.205 \text{ kg}/\text{m}^3$ 液相物性* ³ 動粘度 : $1.0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $998.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ 境界条件 : 全境界面で不透過滑りなし条件

注記*1 : 重大事故等時水位よりも高い水位

*2 : 別紙 15 における地震動による影響検討結果においても $S_s - D 1$ の条件でスロッシング荷重が最大となることを確認している。

*3 : 理科年表 (20°C, 1 気圧の値)

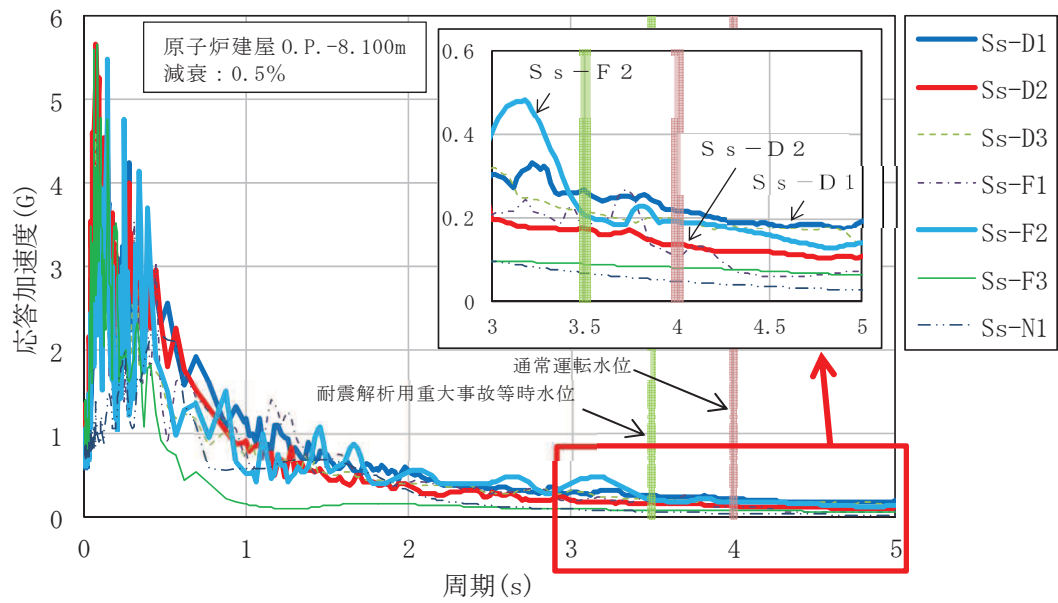


図 3 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル (水平方向, 拡幅無し)

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

流体解析で算出される荷重 F は、スロッシング荷重 F_s 及び有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ の和であることから、スロッシング荷重 F_s は、下式で表される。

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

ここで、

M_E : 有効質量

\ddot{x} : 入力加速度

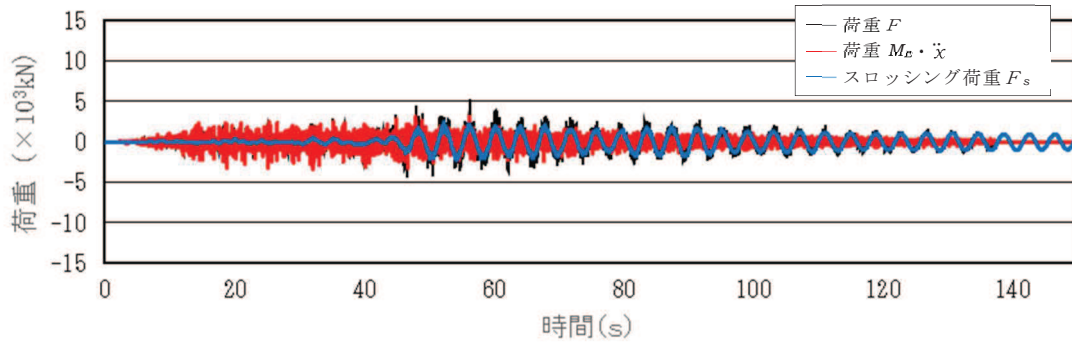
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング荷重の卓越周期の成分を取り除いている。(流体解析による有効質量の算出方法は、別紙 1 2.2.3 参照)

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

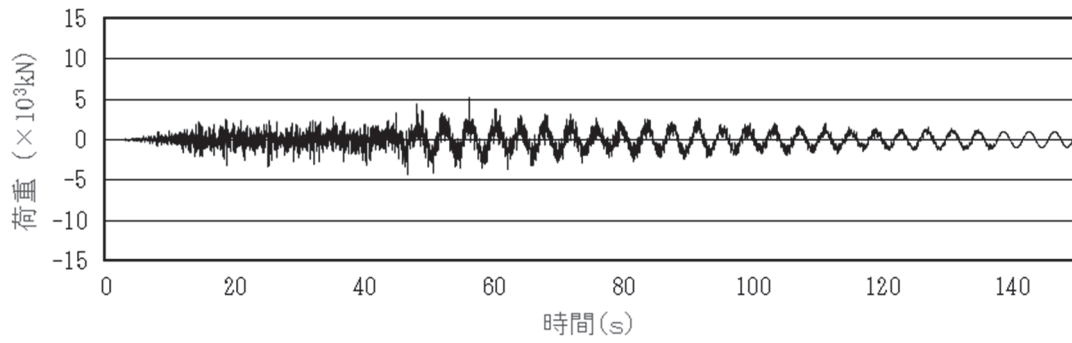
流体解析で算定した荷重 F 、有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシング荷重 F_s の各荷重の時刻歴を図 4~5 に、スロッシング荷重による最大荷重及びスロッシング荷重算定における有効質量比を表 3 に、流体解析で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位) を図 6~7 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 8 に示す。

スロッシング荷重は、耐震解析用重大事故等時水位で $3.21 \times 10^3 \text{kN}$ 、通常運転水位で $2.50 \times 10^3 \text{kN}$ となり、それらを包絡する $4.00 \times 10^3 \text{kN}$ を耐震評価で用いるスロッシング荷重とする。

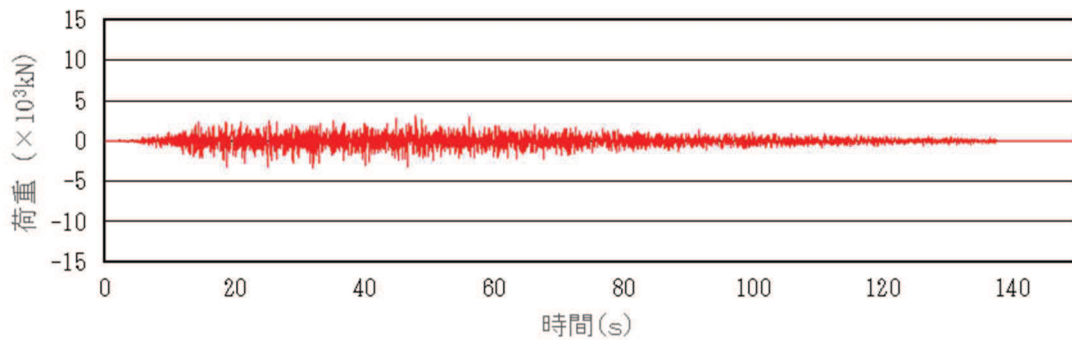
通常運転水位に対する有効質量比は仮想質量法の 0.24 に対して 0.22、耐震解析用重大事故等時水位に対する有効質量比は仮想質量法の 0.33 に対して 0.32 であり、仮想質量法の方が保守的に算定されることを確認した (別紙 1 参照)。



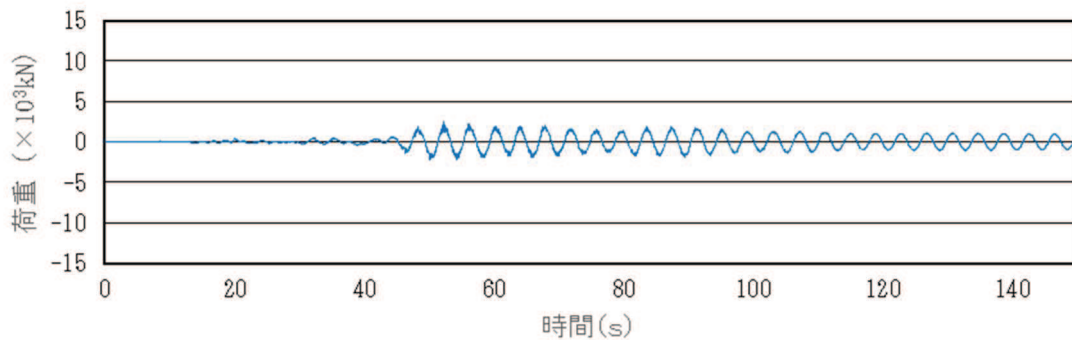
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

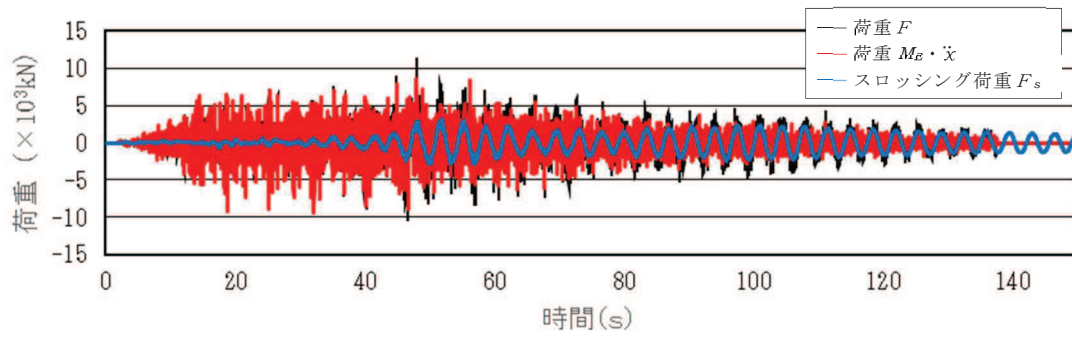


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

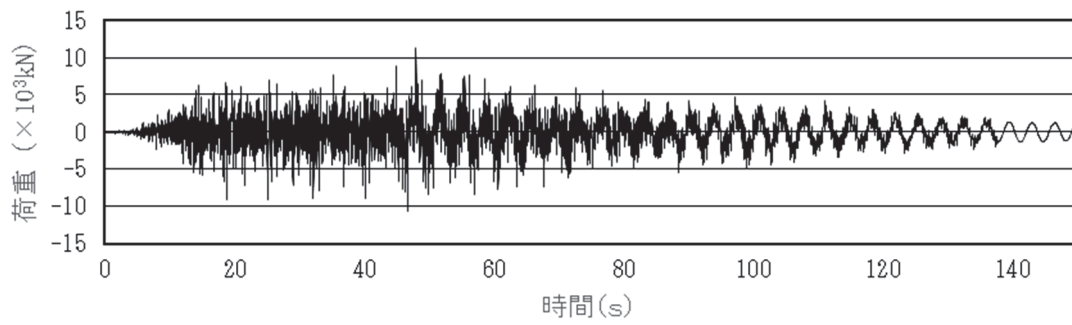


(d) スロッシング荷重 F_s

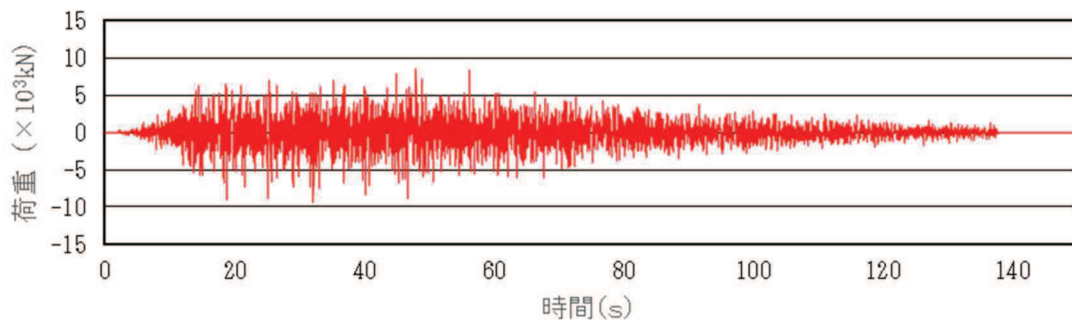
図 4 各荷重の時刻歴 (S s - D 1, 通常運転水位)



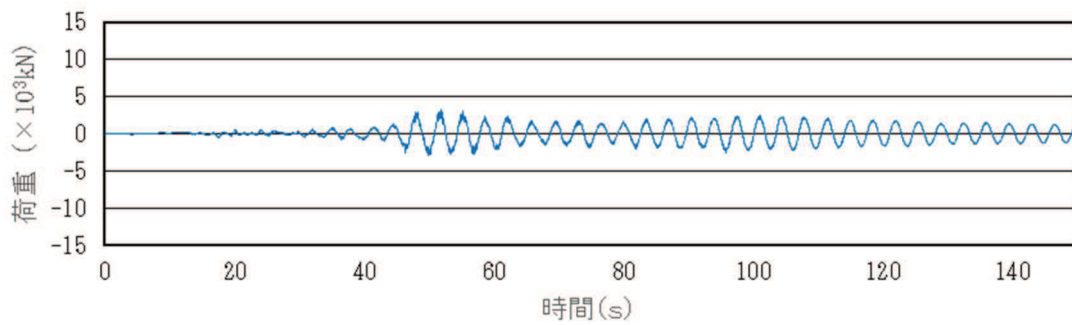
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図 5 各荷重の時刻歴 (S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位)

表3 スロッシング荷重及び
スロッシング荷重算定における有効質量比

地震動	水位条件	最大荷重 (× 10 ³ kN)	有効質量比
S s - D 1	通常運転水位	2.50	0.22
S s - D 1	耐震解析用 重大事故等時水位	3.21	0.32

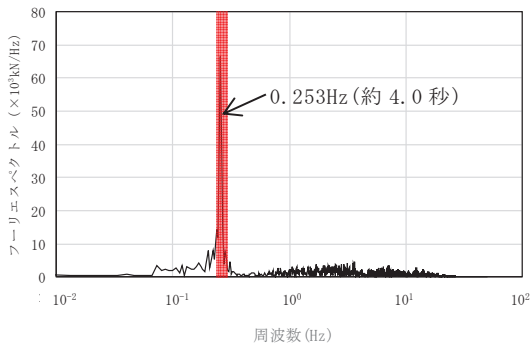


図6 フーリエスペクトル
(S s - D 1, 通常運転水位)

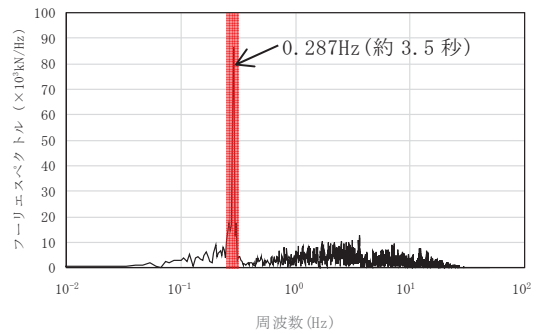
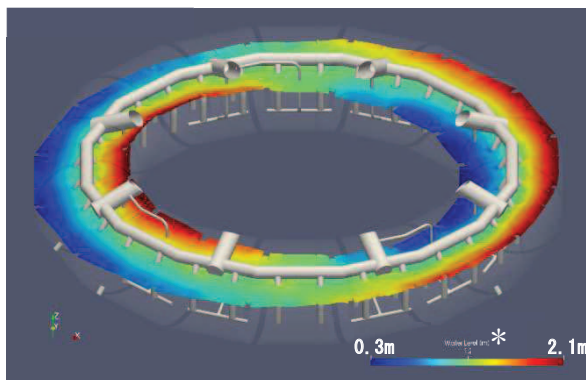


図7 フーリエスペクトル
(S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)

表4 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期 (s)
通常運転水位	約 4.0 秒
耐震解析用重大事故等時水位	約 3.5 秒



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

図8 スロッシング解析結果例
(S s - D 1, 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, OpenFOAM) の概要

1. はじめに

本資料は、汎用解析プログラム NASTRAN 及び汎用流体解析コード OpenFOAM の解析コードについて説明するものである。

2. 使用した解析コードの概要

(1) NASTRAN

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

(2) OpenFOAM

OpenFOAM は、サプレッションチェンバ内の空間をモデル化し、流体の流れを VOF (Volume Of Fluid) 法により解析する。

(1) NASTRAN

解析コードの概要

<p>コード名 項目</p>	<p>MSC NASTRAN</p>
<p>使用目的</p>	<p>3次元有限要素法（シェル要素）による有効質量の算定</p>
<p>開発機関</p>	<p>MSC Software Corporation</p>
<p>開発時期</p>	<p>1971年</p>
<p>使用したバージョン</p>	<p>2012, 2016</p>
<p>コードの概要</p>	<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ェンドラー博士が、当時 NASA (The National Aeronautics and Space Administration) で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラム Nastran (NASA Structural Analysis Program) と命名され、1971 年に The MacNeal-Schwendler Corporation から MSC NASTRAN として一般商業用にリリースされた。</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>
<p>検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)</p>	<p>【検証(Verification)】 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ーンパの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比と NASTRAN による 3次元有限要素法（シェル要素）及び仮想質量法（Virtual Mass Method）により算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】 本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 本解析コードは、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。 ・ 検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。

検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<ul style="list-style-type: none">開発機関が提示するマニュアルにより、3次元有限要素法（シェル要素）及び仮想質量法（Virtual Mass Method）による有効質量算定に本解析コードが適用できることを確認している。
---	---

1. 概要

有限要素法を用いた MSC NASTRAN は、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は 1965 年、現在の米国 MSC Software Corporation の前身である米国 The MacNeal-Schwendler Corporation の創設者、マクニール博士とシュウェンドラー博士が、当時 NASA (The National Aeronautics and Space Administration) で行われていた、航空機の機体強度をコンピュータ上で解析することをテーマとした「有限要素法プログラム作成プロジェクト」に参画したことに始まる。そこで作成されたプログラム Nastran (NASA Structural Analysis Program) と命名され、1971 年に The MacNeal-Schwendler Corporation から MSC NASTRAN として一般商業用にリリースされた。

以来、数多くの研究機関や企業において、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野の構造解析に広く利用されている。また、各分野からの高度な技術的要求とコンピュータの発展に対応するために、常にプログラムの改善と機能拡張を続けている。

2. 本コードの特徴

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

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

3. 解析理論

3.1 仮想質量法 (Virtual Mass Method)

3.1.1 理論式

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

振動時の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。ここで使用される代表的な方法は、「速度ポテンシャル法」及び「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。NASTRAN 仮想質量法では、前者の理想流体 (非圧縮性、非粘性、渦無し) を仮定した速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。

基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

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

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

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

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

3.1.2 解析フローチャート

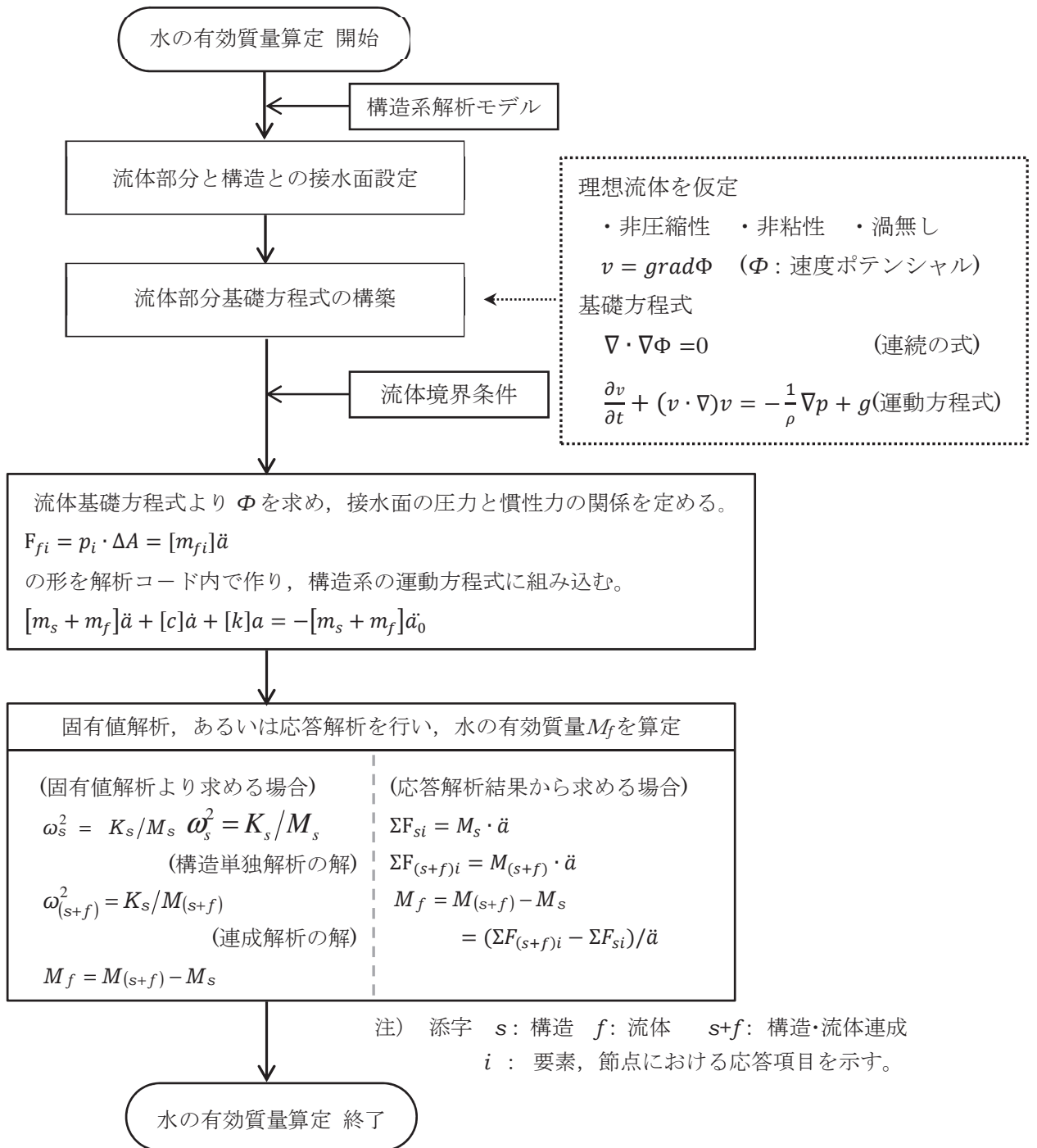


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

3.2 Guyan 縮約法

本コードのうち，Guyan 縮約法の解析理論について述べる。

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

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

ここで

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

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

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

$$\{\mathbf{u}_o\} = -[K_{oo}^{-1}]\{[K_{oa}]\{\mathbf{u}_a\} - \{P_o\}\} \quad (2)$$

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

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

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

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

$$[K_{aa}]\{\mathbf{u}_a\} = \{P_a\} \quad (5)$$

$$\{\mathbf{u}_o\} = [G_o]\{\mathbf{u}_a\} + \{\mathbf{u}_o^o\} \quad (6)$$

ここで，

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

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

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

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

ここで,

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

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

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

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

マトリクスの乗算を行い, 式(3)を代入すると, 次式が得られる。

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

剛性マトリクス内の連成は解除されたが, 質量と減衰マトリクスは最初の系より連成が増える結果になる。減衰マトリクスは質量マトリクスと同じ形であるから, ここでは減衰マトリクスを省略して考える。厳密な変換系は次式の形になる。

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

ここで,

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

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

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

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) OpenFOAM

解析コード：OpenFOAM

項目	コード名 OpenFOAM
使用目的	流体解析によるスロッシング荷重算定
開発機関	OpenCFD Ltd
開発時期	2004年
使用したバージョン	2.3, 4.1
コードの概要	<p>OpenFOAMは、偏微分方程式を数値的に解くためのライブラリとソルバ一群からなるオープンソースコードである。特に流体計算のためのソルバが充実しており、汎用流体解析コードとして使用されることが多い。基礎式は有限体積法で離散化されており各種物理量の保存特性が良く、数値安定性に優れている。加えて、非構造格子の採用による複雑境界の取り扱いが可能であることから、実用解析に向いている。世界規模のユーザーコミュニティがあり、多様な科学的・工学的分野での使用実績がある。</p>
検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<p>本コードは機械、土木、建築及び気象を含めたさまざまな分野・業界で使用されている。</p> <p>【検証(Verification)】</p> <p>本コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比とOpenFOAMにより算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解及び実験結果と一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】</p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 本コードは機械、土木、建築及び気象を含めたさまざまな分野で使用された実績があり、妥当性は十分に確認されている。 ・ 開発機関が提示するマニュアルにより、今回のスロッシング解析に、本コードが適用できることを確認している。 ・ 検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。

1. 概要

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

2. 本コードの特徴

- (1) 本コードの主な解析機能は、以下のとおり
 - ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
 - ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
 - ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
 - ・単相流，多相流，熱物理的状态変化，自由表面流
 - ・層流・乱流，音響，固体力学，電磁気学
- (2) ソースコードが公開されており，世界規模のユーザー・開発者のコミュニティがある
- (3) ソースコードは，オブジェクト指向で設計されており可読性・保守性に優れている
- (4) 非構造格子の採用による複雑境界の表現と格子細分化が可能である
- (5) MPI(Message Passing Interface)による並列処理に対応している

3. 解析理論

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

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

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

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

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

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

そして，流体の密度と粘性係数は VOF 値を用いてそれぞれ次式で与える。

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

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

ただし、下付き添え字の l , g はそれぞれ液相, 気相を意味する。

4. 解析フローチャート

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

気液二相流ソルバーinterFoam の計算アルゴリズムを図 2 に示す。

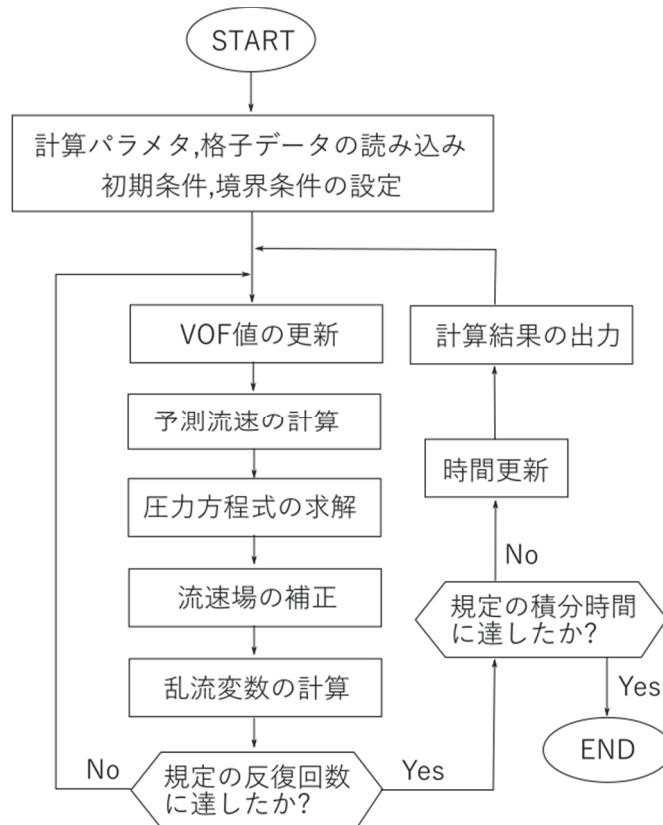


図 2 計算アルゴリズム

有効質量の概要

容器内で内容液が自由表面を有する場合、容器の振動方向に対する実際に地震荷重として付加される質量は、全質量とは異なった値となることが知られている。円筒タンクを例に有効質量の概要を説明する。

図 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。

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

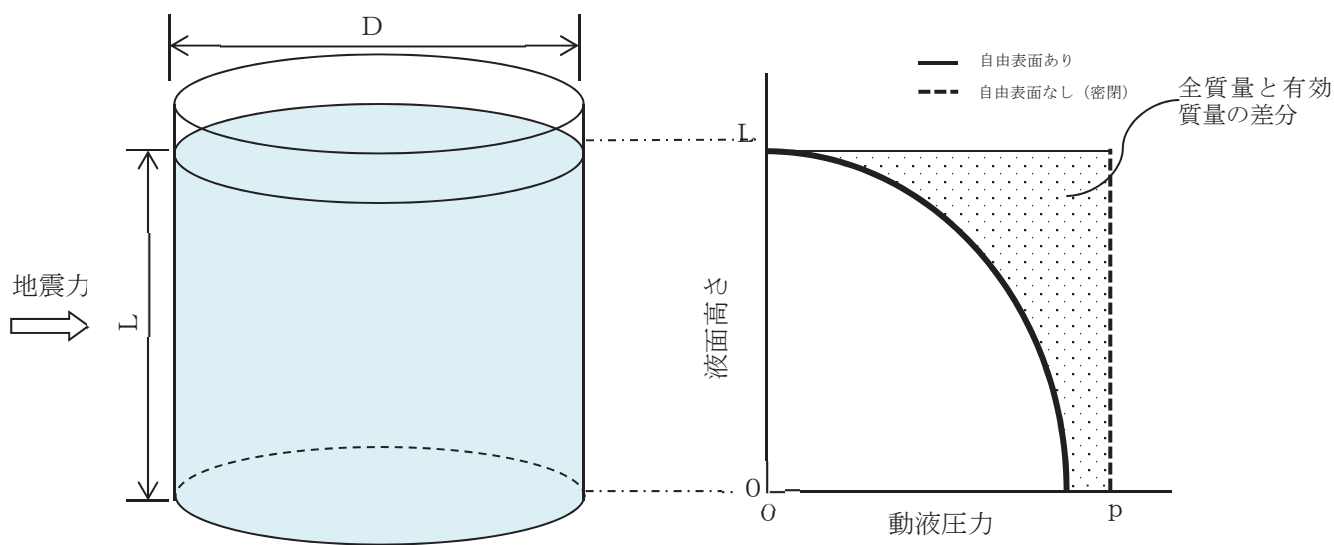


図 1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

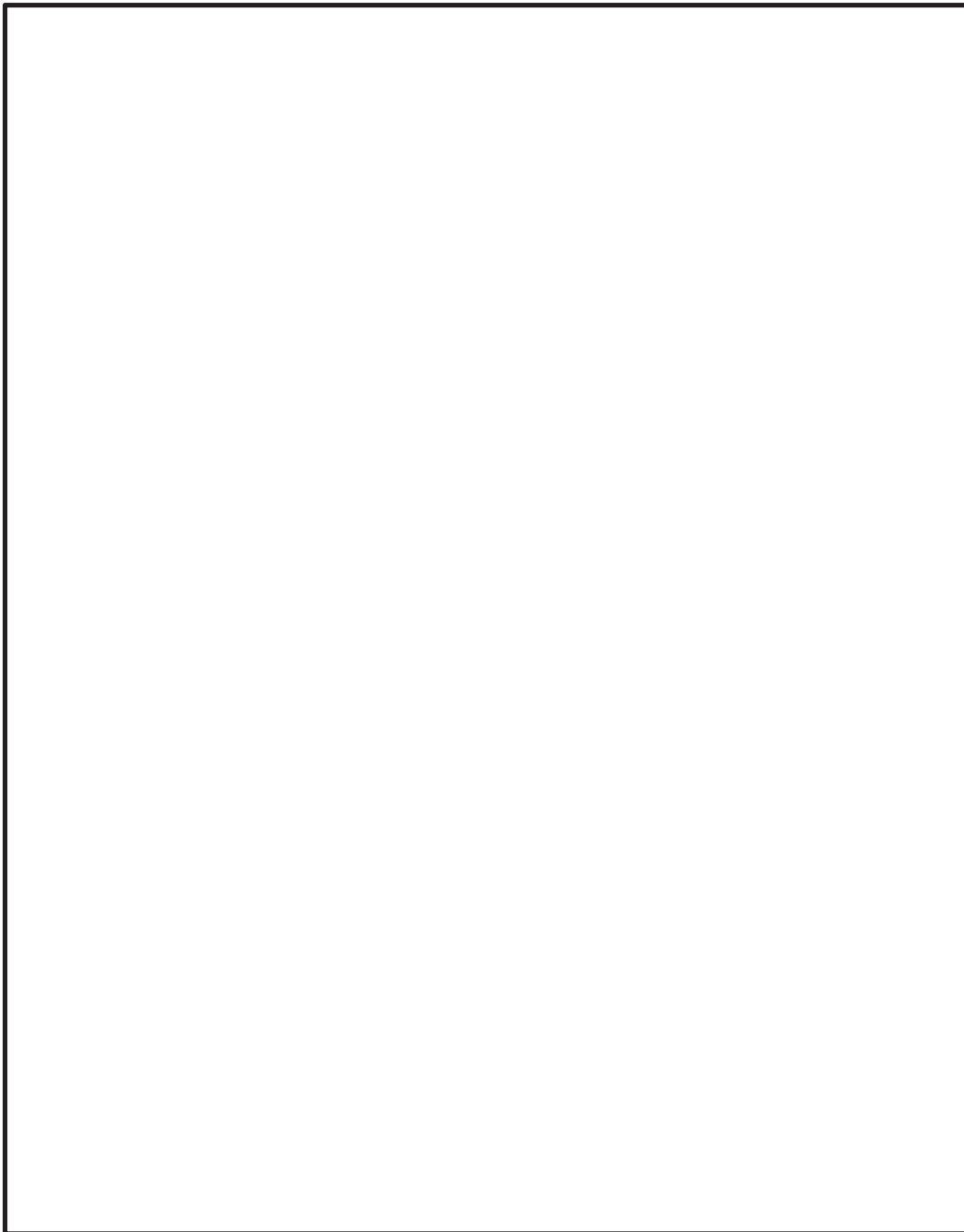
図 2 加速度に対する側板の
動液圧分布

規格類における有効質量の適用例

1. 概要

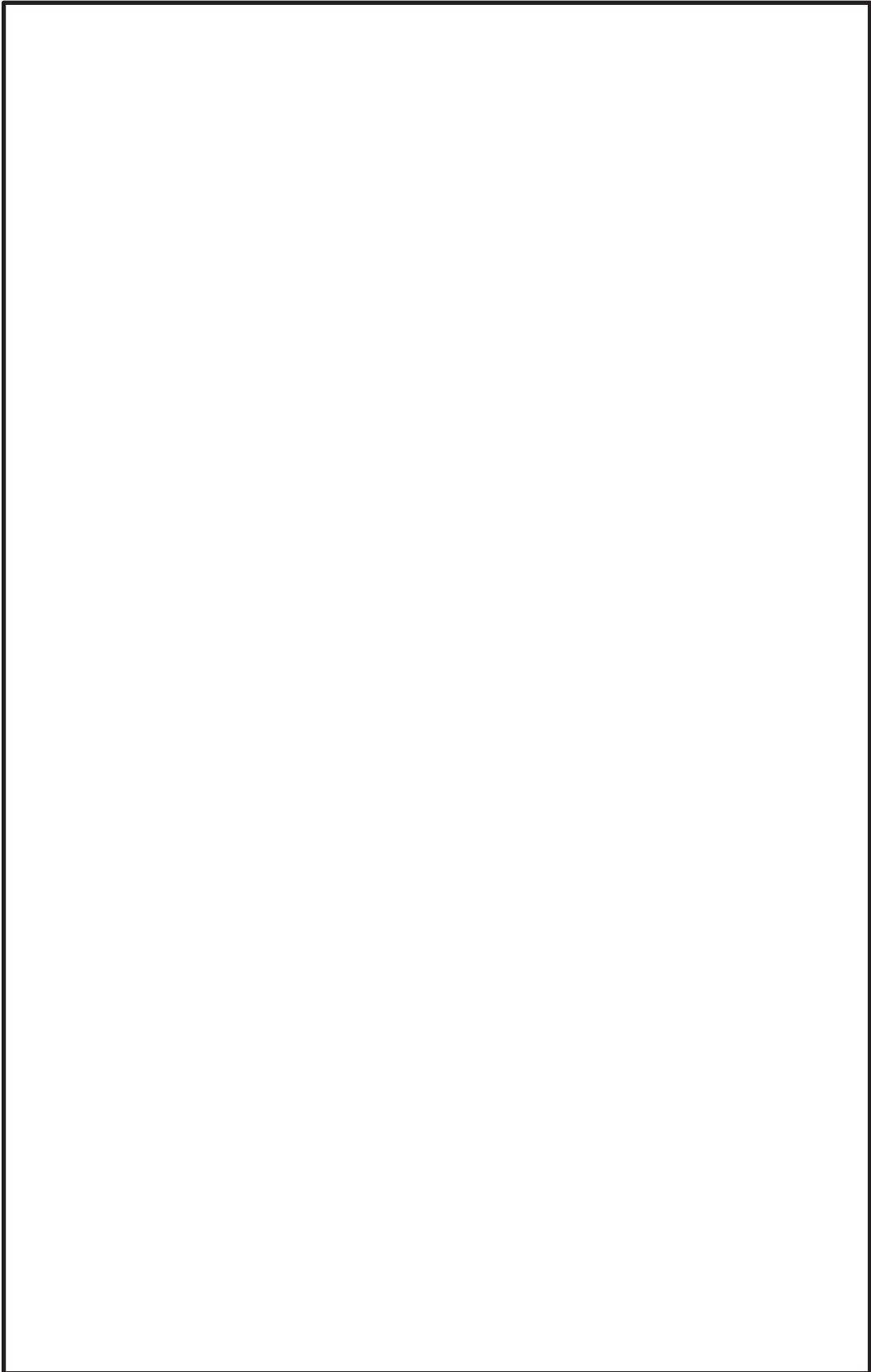
有効質量の考え方は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている。その一例として「容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）」における球形タンク及び円筒タンクの設計への適用例を示す。

(球形タンクへの適用例)



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(円筒タンクへの適用例)



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要

1. 概要

本研究では、トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力における有効質量を把握するとともに NASTRAN による有効質量評価の妥当性を確認することを目的としている。そのため、実機の縮小モデルによる振動試験、汎用流体解析コード OpenFOAM による数値流体計算を実施した。

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 26 年度～平成 29 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

体制	役割分担
東北電力株式会社 中部電力株式会社	研究の計画策定 研究の実施 振動試験実施状況の確認 試験結果及び解析結果の確認
一般財団法人 電力中央研究所	振動試験の実施 OpenFOAM による有効質量の解析
解析会社	NASTRAN による有効質量の解析

なお、プラントメーカーは、研究内容全体に係るレビュー協力

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、電力中央研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

実機の縮小試験体を製作し振動試験を実施した。試験の状況を図 1 に示す。試験体は実機と同様に 16 個の円筒を円環形に繋いだ形状とし、寸法は実機の約 1/25 となるように、円環の直径 1,484mm、断面の内径 380mm とした。材質は内部水の挙動を確認するため透明の亚克力製とした。試験体の形状及び寸法を図 2 に示す。振動台上には試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平・鉛直方向の荷重を測定するため、分力計を 90° 間隔で 4 体設置した。なお、別途実施した事前の数値計算により容器や架台には、内容水の挙動や荷重に影響を及ぼすよう

な変形が発生しないことを確認している。

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

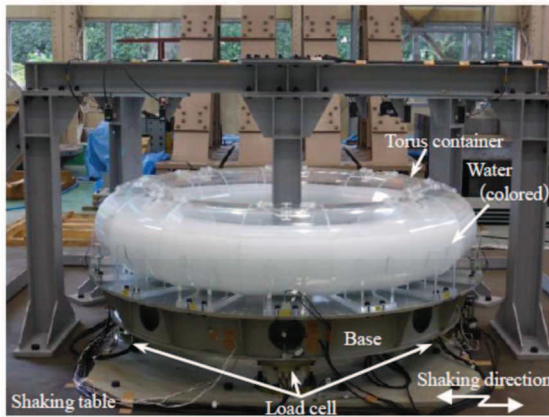


図 1 試験装置

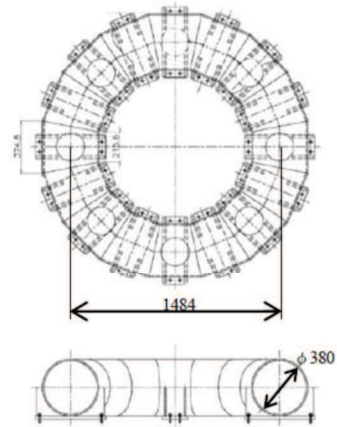


図 2 トーラス型容器

表 1 計測項目

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

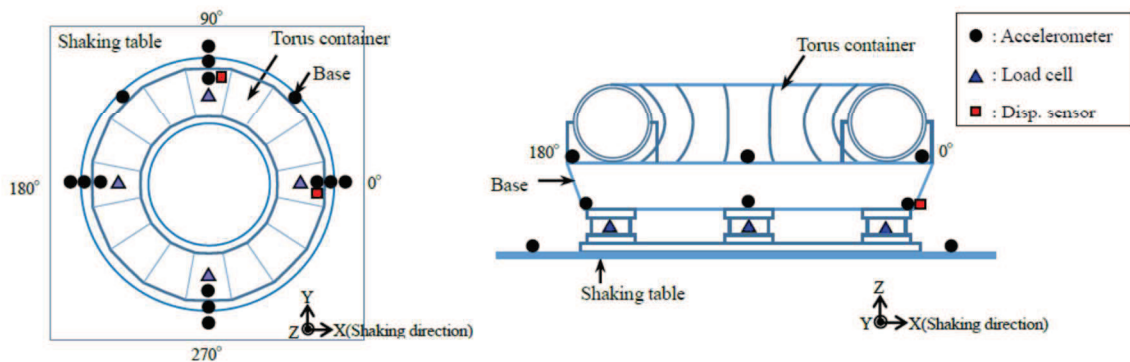


図 3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

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

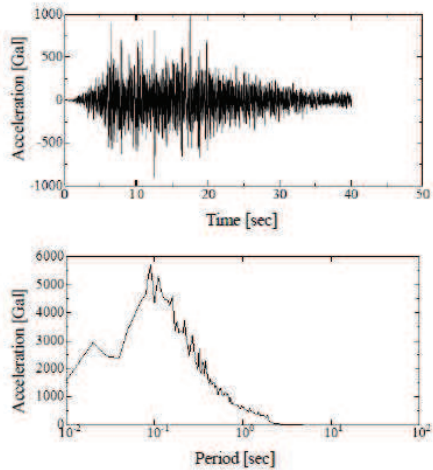


図4 入力地震波 A

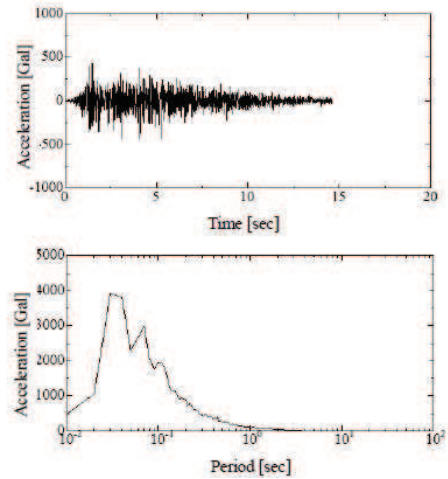


図5 入力地震波 B

表2 試験条件

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

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

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

地震波 A, 入力倍率 1.0 倍, 低水位の試験ケースにおいて計測された荷重の時刻歴波形を図 6 に, 時々刻々の荷重を架台上の計測加速度, すなわち試験体への入力加速度との関係でプロットしたものを図 7 に示す。

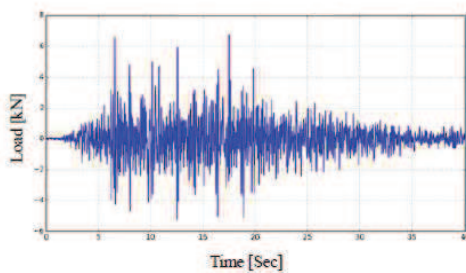


図6 計測荷重の時刻歴波形
(地震波 A×1.0, 低水位)

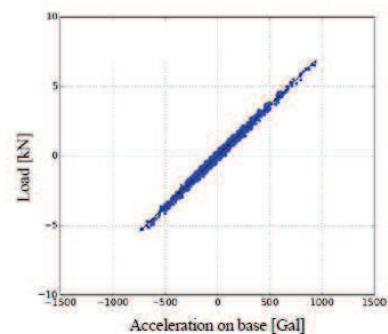


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係
(地震波 A×1.0, 低水位)

一般的にスロッシングの固有振動数 (0.24~0.39Hz) は低く, 本研究で対象とするような容器支持部に作用する地震荷重への寄与は小さいと考えられるため, 内容水荷重 F [N] と架台上の計測加速度 \ddot{x} [m/s^2] との関係は式(1)で表される。

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

ここに、 M [kg]は架台を含む容器の質量 M_E [kg]は水の有効質量である。式(1)のとおり、質量は加速度に対する荷重の比として表されることから、図7に示す回帰直線の傾きが架台、容器及び有効質量の総和となる。従って、回帰曲線の傾きから架台及び容器の総質量を引いたものが水の有効質量となり、水の全質量に対する比として有効質量比が算出できる。ただし、本研究では、内部水無しの条件における試験結果を用いて、上記と同様の方法で式(1)より架台及び容器の総質量を算出している。

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

表3 振動試験から得られた水の有効質量比

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

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

4. NASTRAN による有効質量評価

汎用構造解析ソフト NASTRAN では、容器形状と水位が既知であれば、仮想質量法により有効質量が算出できる。そのため、振動試験や煩雑な数値計算を実施することなく、式(1)より効率的に容器に作用する地震荷重を推定することができる。本研究では、振動試験の各条件に対し、NASTRAN の仮想質量法により有効質量比を算出し、実験結果と比較し、その妥当性を検証する。なお、本方法は流体を非圧縮性のポテンシャル流れと仮定することにより構造物に接する流体の振動質量を求める方法であり、自由表面の重力影響は考慮されない。解析モデルを図8に、解析結果を有効質量比として表4に整理する。

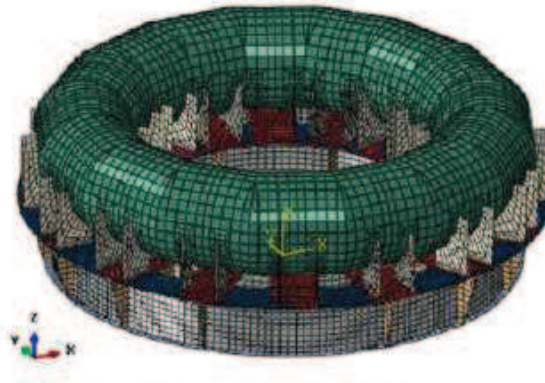


図8 構造解析モデル

5. OpenFOAMによる有効質量評価

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

6. 妥当性検証

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

表4 トーラス型容器の水の有効質量比

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

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

*2 Input wave magnification 1.0

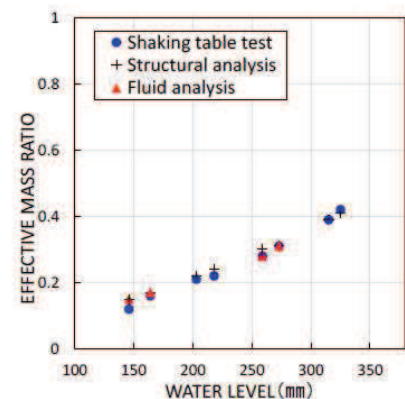


図9 各水位における有効質量比

7. 結論

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

8. 学会発表実績

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

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

有効質量比に対するスロッシング影響

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、振動試験で得られた荷重時刻歴（スロッシング周期成分を含む）及びスロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴に対する有効質量比を算定し、比較・検討した。

2. 検討内容

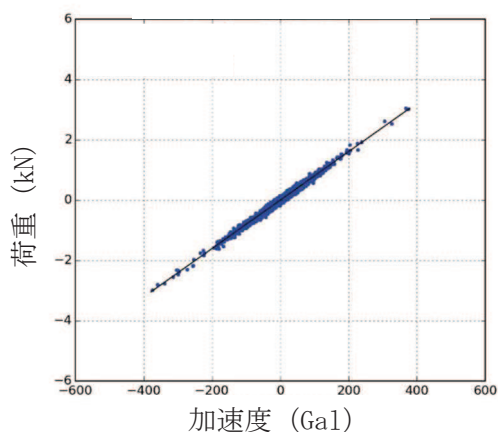
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、別紙1 2.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

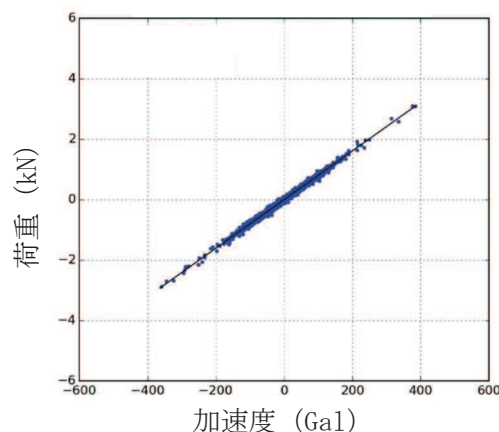
3. 検討結果

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

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



(a) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分有り



(b) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分無し

図1 荷重と加速度の関係

表 1 有効質量比の比較結果

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

振動試験の有効質量比

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

表1 振動試験の全試験回における有効質量比

水位	入力倍率	試験回				平均	標準偏差
		1回目	2回目	3回目	4回目		
低	0.5倍	0.1367	0.1494	0.1469	0.1353	0.1421	0.0061
	1.0倍	0.1554	0.1014	0.1187	0.0940	0.1174	0.0237
	1.5倍	0.1447	0.1431	0.1118	0.1429	0.1356	0.0138
中	0.5倍	0.2018	0.1902	0.1947	0.2021	0.1972	0.0050
	1.0倍	0.2103	0.2155	0.1973	-	0.2077	0.0077
	1.5倍	0.2124	0.2179	0.2045	0.2010	0.2090	0.0066
高	0.5倍	0.2877	0.2852	0.2812	-	0.2847	0.0027
	1.0倍	0.2815	0.2823	0.2852	0.2845	0.2834	0.0015
	1.5倍	0.2859	0.2865	0.2818	0.2918	0.2865	0.0035
高高	0.5倍	0.4030	0.4075	0.4098	0.4070	0.4068	0.0025
	1.0倍	0.4165	0.4171	0.4236	-	0.4191	0.0032
	1.5倍	0.4113	0.4125	0.4201	0.4093	0.4133	0.0041

有効質量比に対する入力地震動の影響

1. 概要

サプレッションチェンバの地震荷重算出に当たり、サプレッションチェンバの内部水の有効質量を NASTRAN により算出することの妥当性を検証するため、実機を縮小模擬した試験体を用いた振動試験を実施しており、両者の有効質量比が同等であることを確認している。

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

2. 振動試験の入力地震動

振動台への入力波は、別紙 1 2.2.3 項のとおり、女川 2 号機のサプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当*の応答加速度時刻歴波を用いて、試験体と実機の相似則で時間軸を圧縮したものであり、振動台の加振限界振動数以上の成分をフィルタ処理したものである。

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

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

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 加速度振幅の違い

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

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

表 1 振動試験から算出した有効質量比（別紙 1 2.2-3 表の再掲）

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

3.2 周期特性の違い

振動試験においては、女川2号機の基準地震動S_s相当（入力地震波B）を入力地震動とした試験に加えて、図1に示す周期特性の異なる地震動（入力地震波A）を用いた試験を実施している（参考資料5参照）。

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

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

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

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

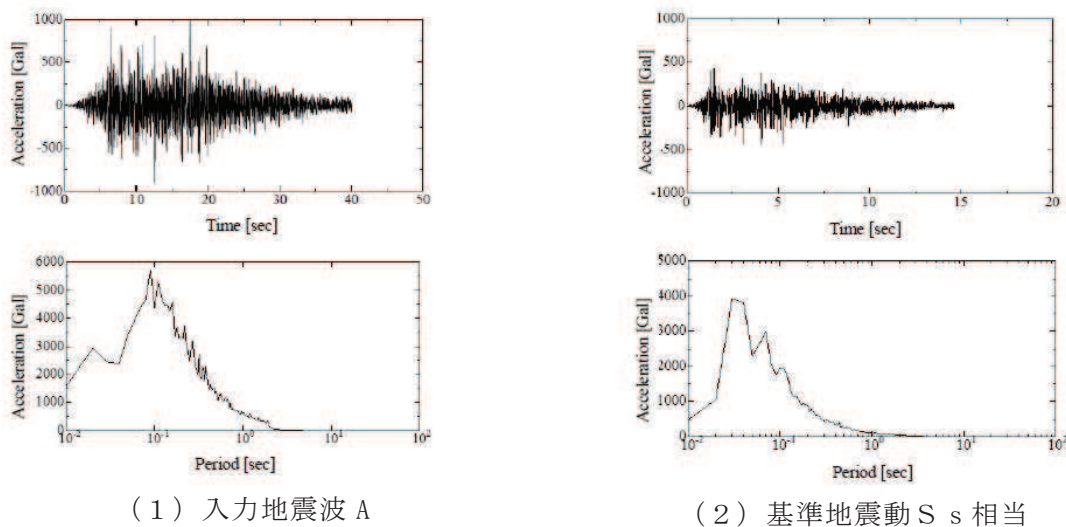


図1 振動試験に用いた地震動比較

(別紙11 図4、図5の再掲)

表 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響
(別紙 11 表 3 の再掲)

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

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

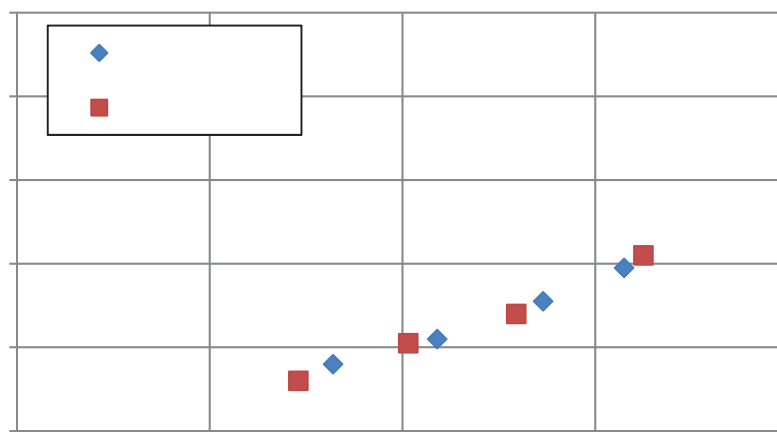


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

4. 考察

上記のとおり，振動試験に用いた入力地震動に対する加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響について，今回実施した振動試験結果を用いて検討した結果，入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる影響がないことを確認した。

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

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重及び有効質量の影響評価

1. スロッシング荷重の影響評価

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影響確認用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、地震動による影響、鉛直方向地震動による影響、水平2方向入力による影響及び内部構造物による影響を検討し、スロッシング荷重及び有効質量に与える影響について検討を行う。検討にあたって、有効質量の算定方法、スロッシング荷重の算定方法は、別紙1及び別紙6に記載した方法を用いている。

2. 地震動による影響

地震動による影響検討は、地震動の特徴を考慮し、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きいS_s-F2、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長いS_s-D1、及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きいS_s-D2を用い、水位条件は、通常運転時及び重大事故等時の水位条件とする。

2.1 影響確認用解析モデル

影響確認用解析モデルを図1に、解析諸元を表1に示す。



図1 解析モデル図

表1 解析諸元

項目	内容
格子数	約 140 万
格子幅	約 0.5cm～45cm

2.2 解析条件

解析条件を表2に示す。

表2 解析条件

項目	内容
モデル化範囲	サプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 耐震評価用重大事故等時水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514) *1
評価用地震動	基準地震動 S_s (水平方向と鉛直方向) *2 に対する 原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 強め輪 (補強前), ベントヘッド, ダウンカマ, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取 付配管
解析条件	気相物性*3 動粘度 : $1.51 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $1.205 \text{ kg}/\text{m}^3$ 液相物性*3 動粘度 : $1.0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $998.2 \text{ kg}/\text{m}^3$ 境界条件 : 全境界面で不透過滑りなし条件

注記*1 : 重大事故等時水位よりも高い水位

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

*3 : 理科年表 (20°C, 1気圧の値)

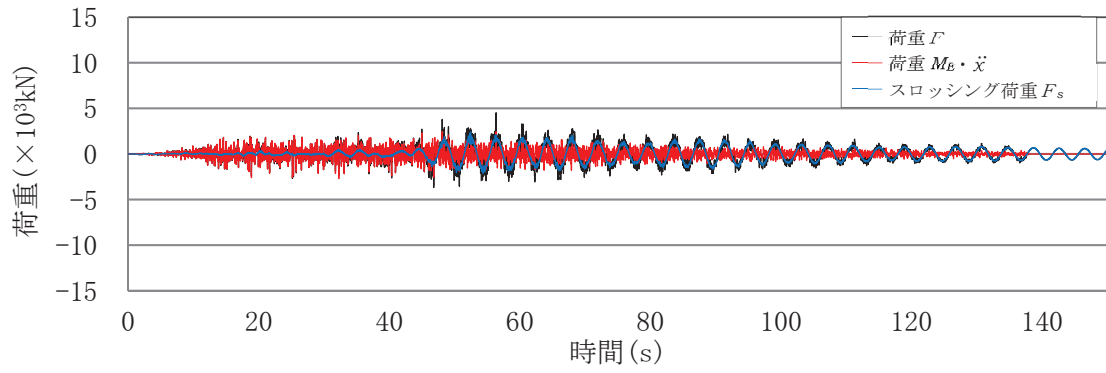
2.3 影響評価結果

流体解析で算定した荷重 F 、容器と一体となって振動することによる荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図 2~7 に、スロッシング荷重による最大荷重及び流体解析で算出した荷重により算定した有効質量比を表 3 に、流体解析で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震評価用重大事故等時水位) を図 8~9 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 10 に示す。

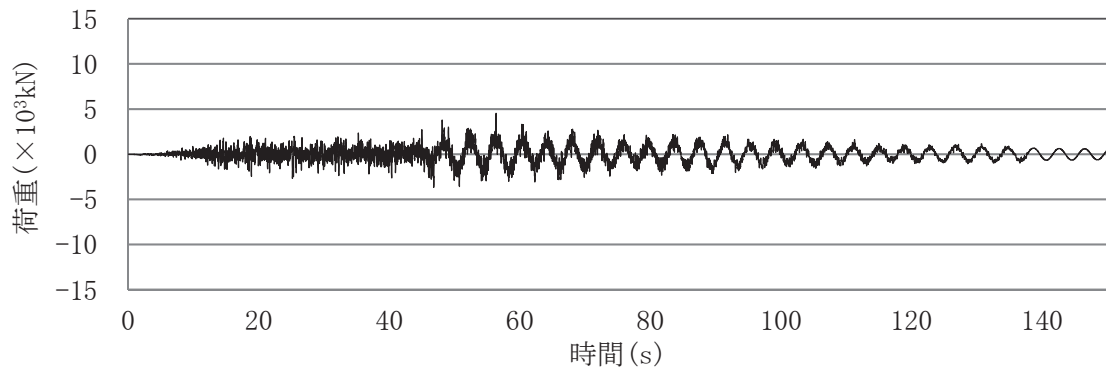
スロッシング荷重は、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長い S s - D 1 の条件の場合が最大である。

有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定である。

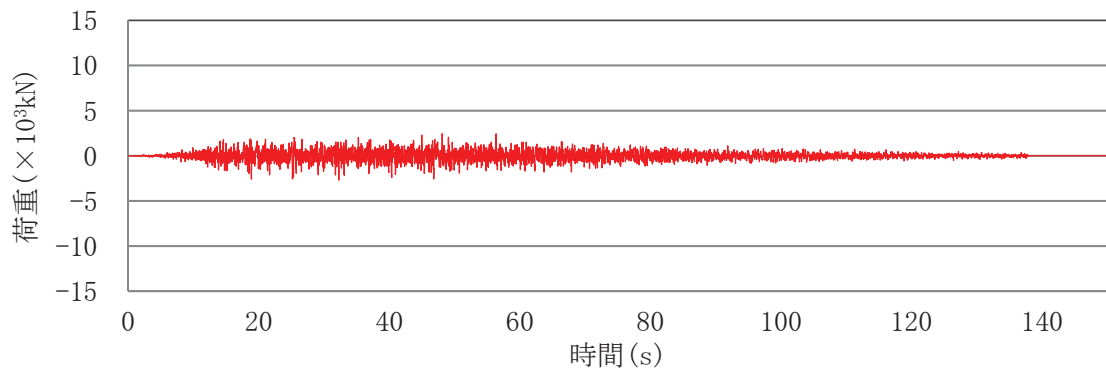
また、サブプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合を表 5 に示す。サブプレッションチェンバの地震荷重 (9.163×10^7 (N) (耐震評価用重大事故等時水位, S s - F 3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 (2.91×10^6 (N) (耐震評価用重大事故等時水位, S s - D 1)) の比率は約 3% であり、スロッシングモードによる荷重は小さい。



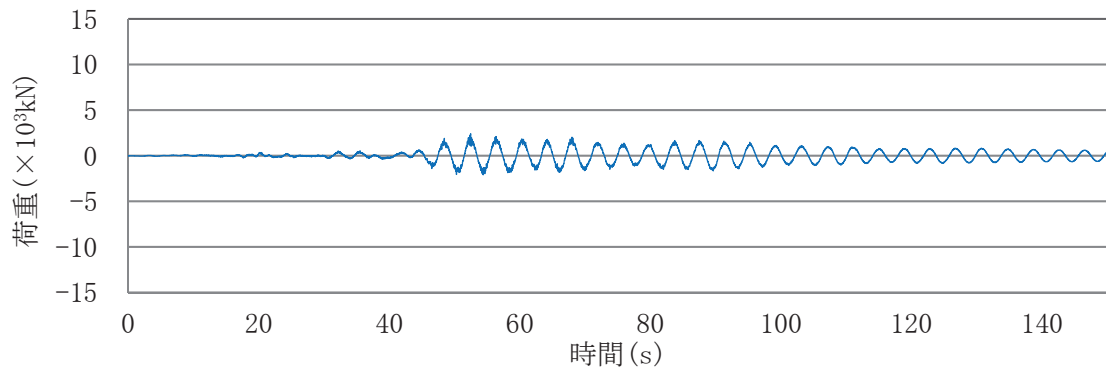
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

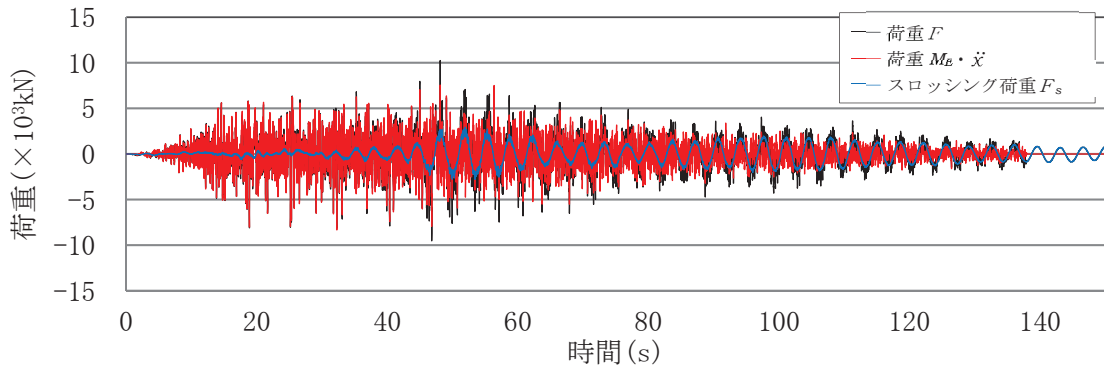


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

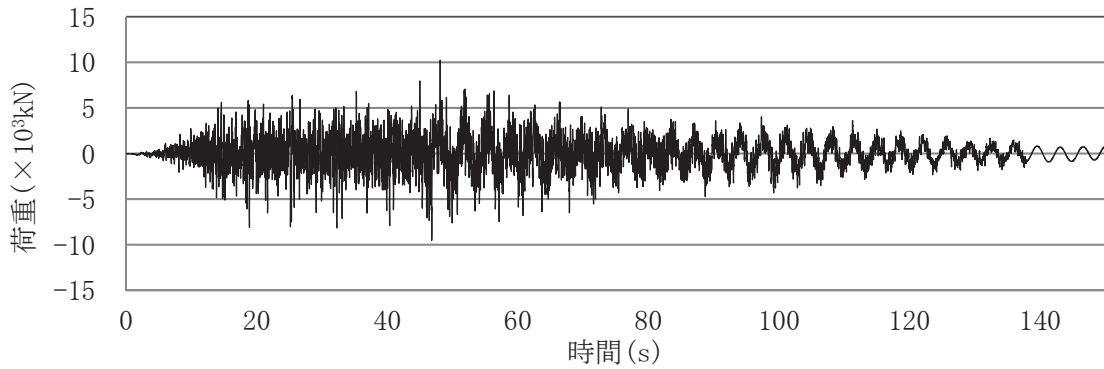


(d) スロッシング荷重 F_s

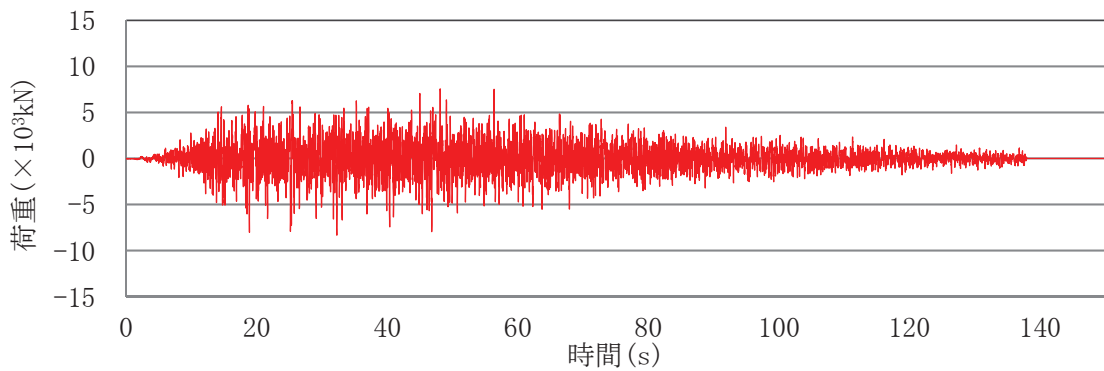
図2 各荷重時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



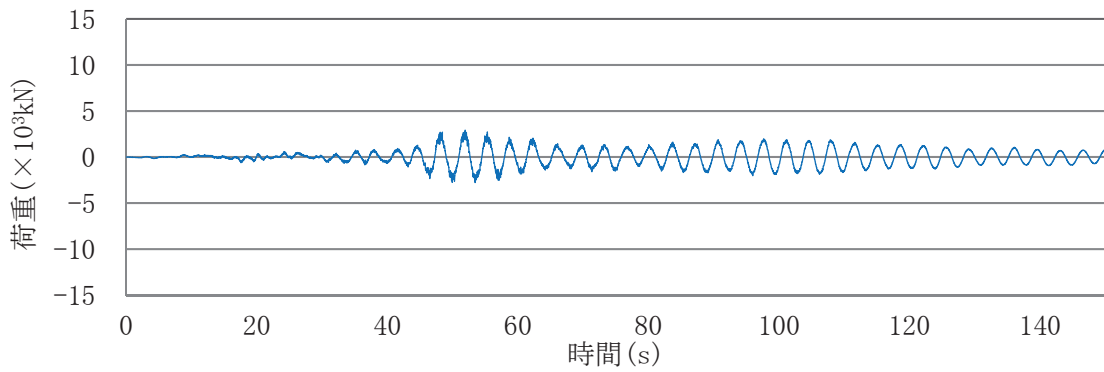
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

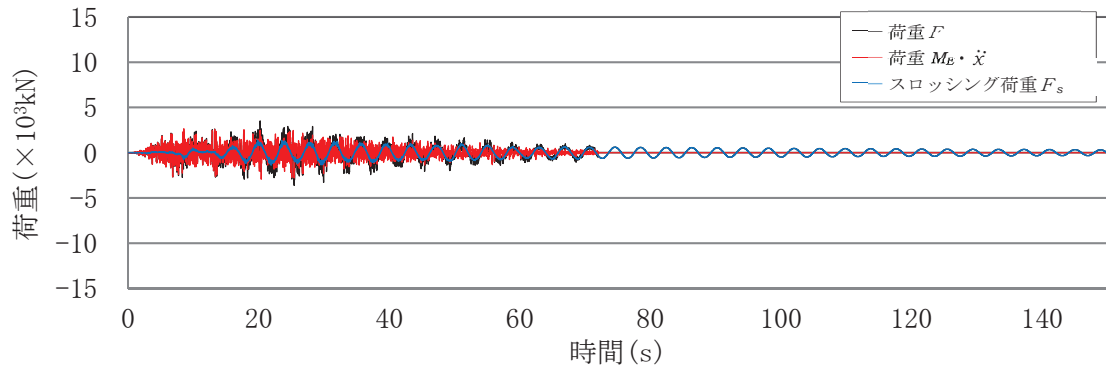


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

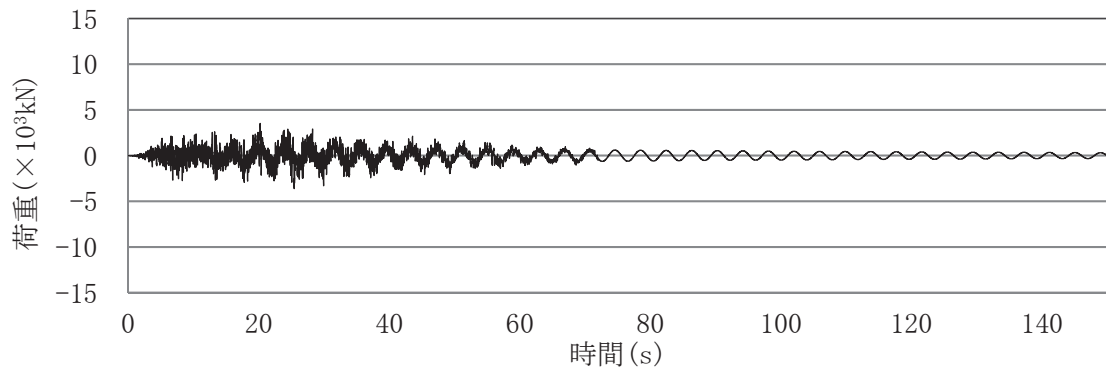


(d) スロッシング荷重 F_s

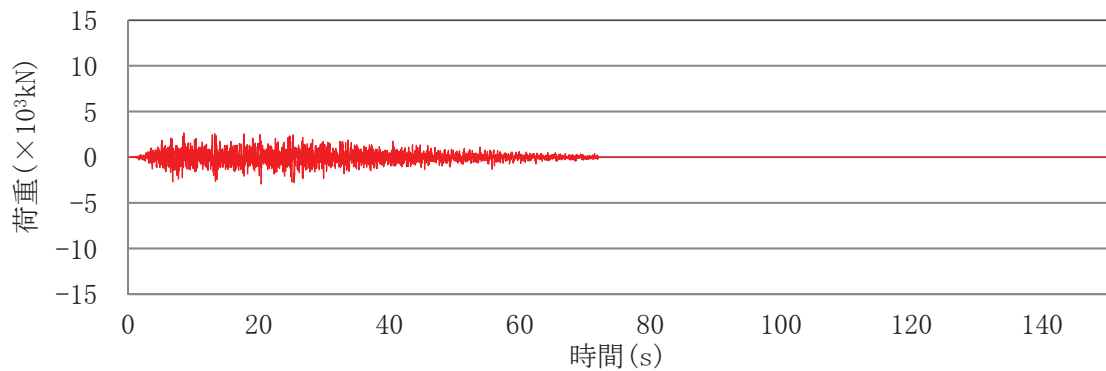
図3 各荷重時刻歴(S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)



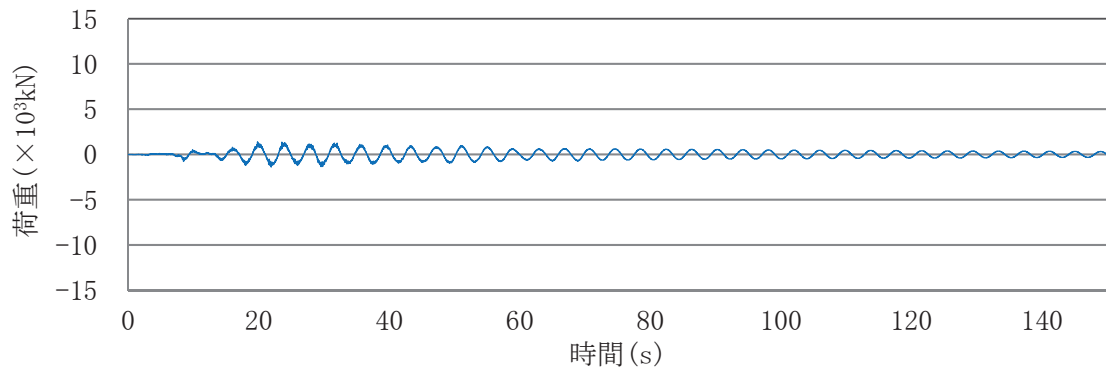
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

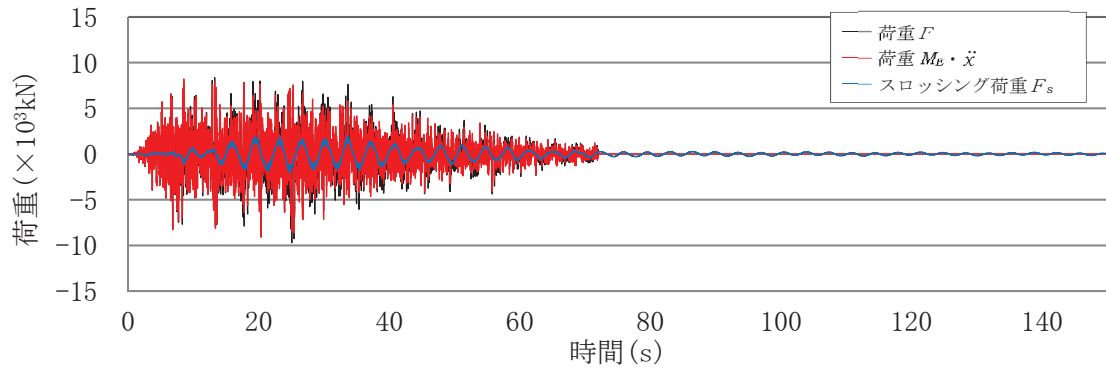


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

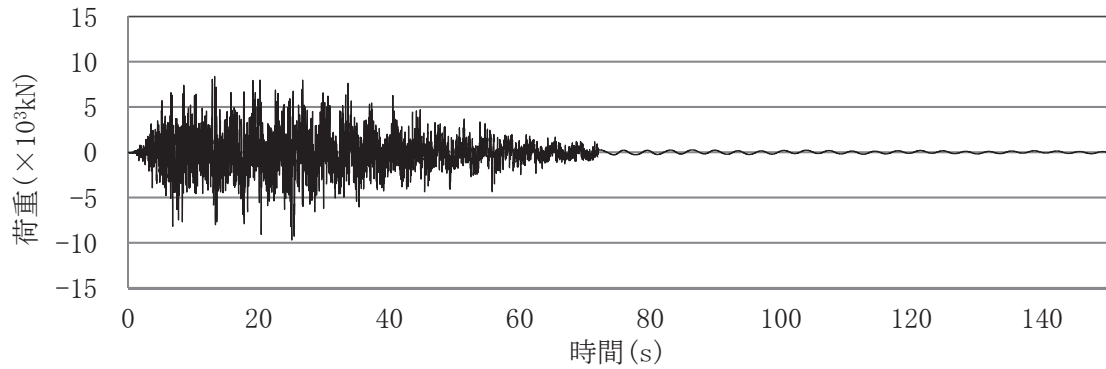


(d) スロッシング荷重 F_s

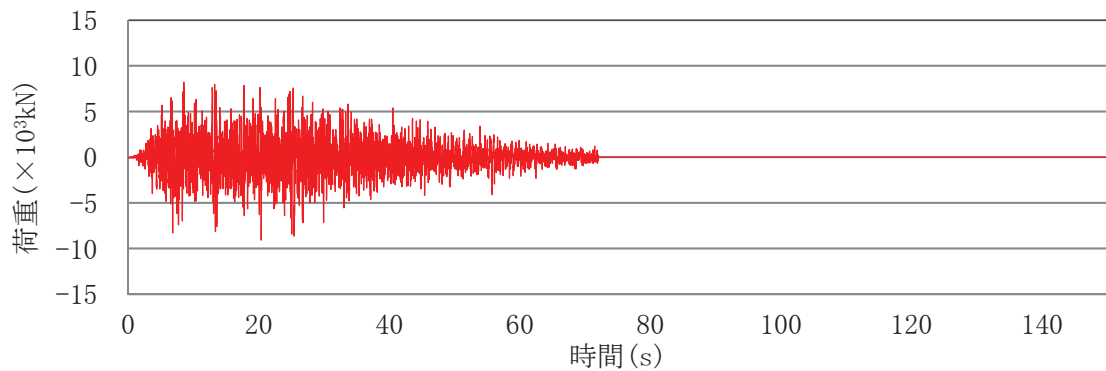
図4 各荷重時刻歴(S s - D 2, 通常運転水位)



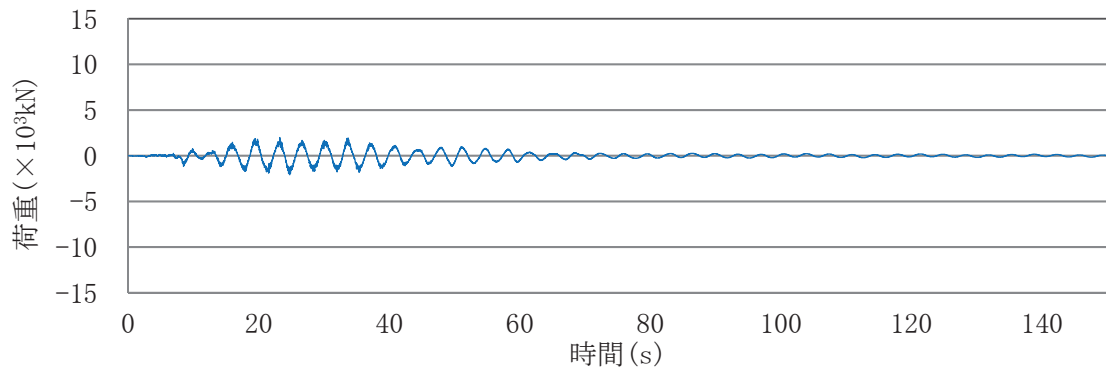
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

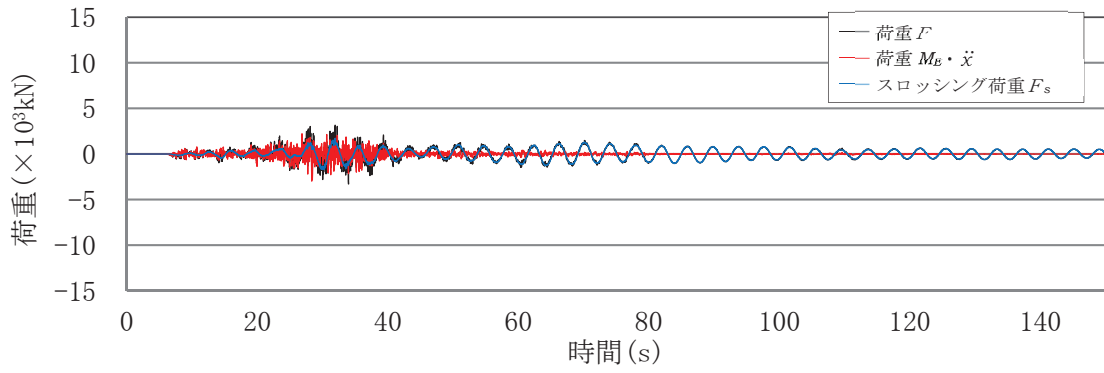


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

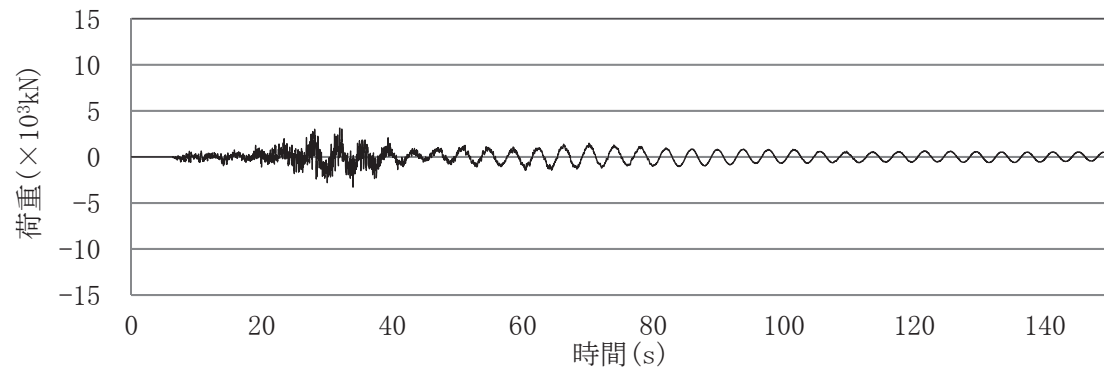


(d) スロッシング荷重 F_s

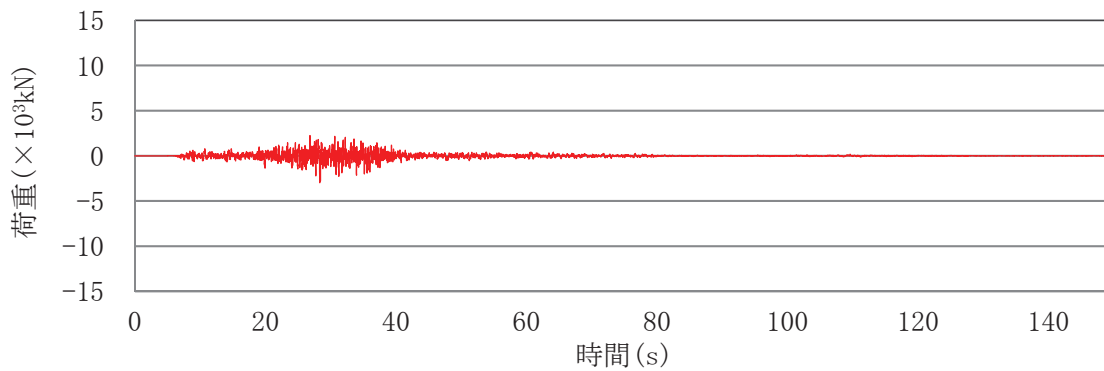
図5 各荷重時刻歴(S s - D 2, 耐震評価用重大事故等時水位)



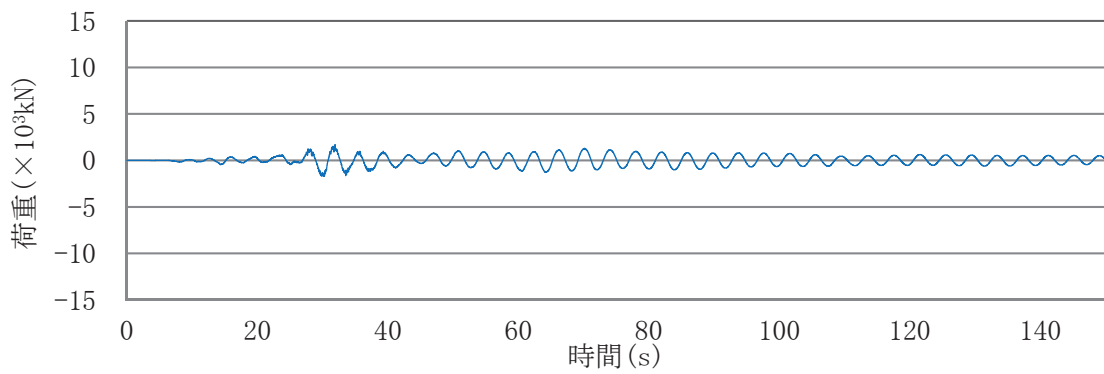
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

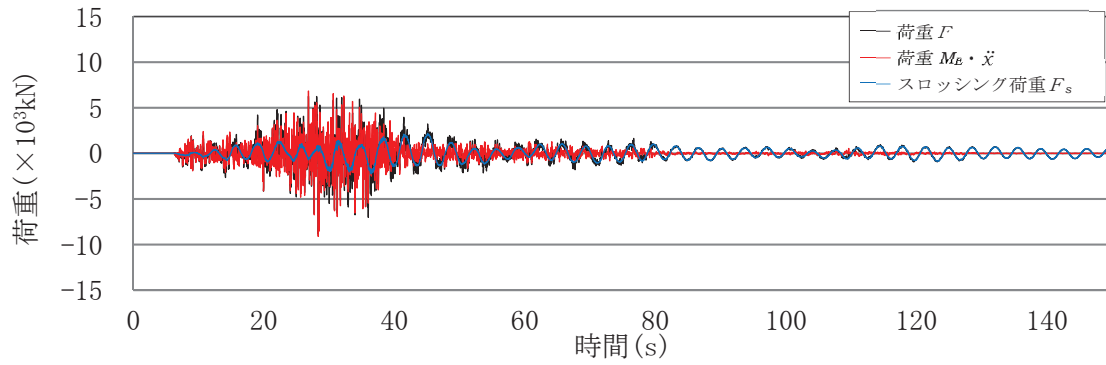


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

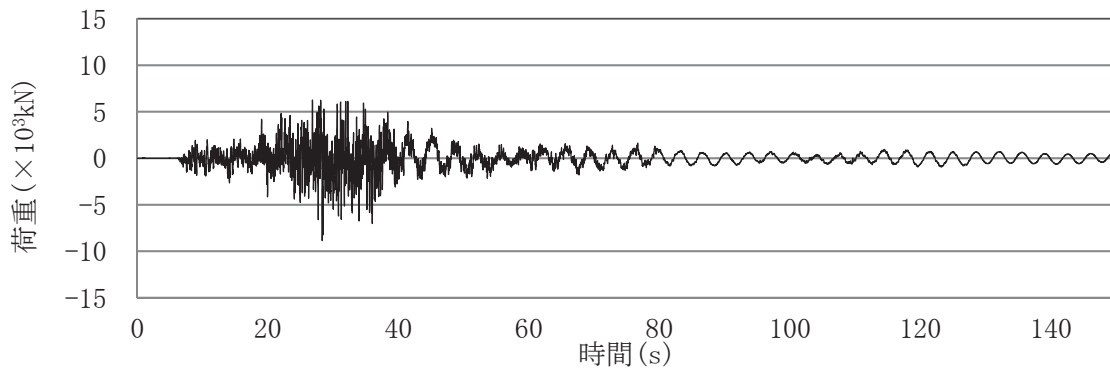


(d) スロッシング荷重 F_s

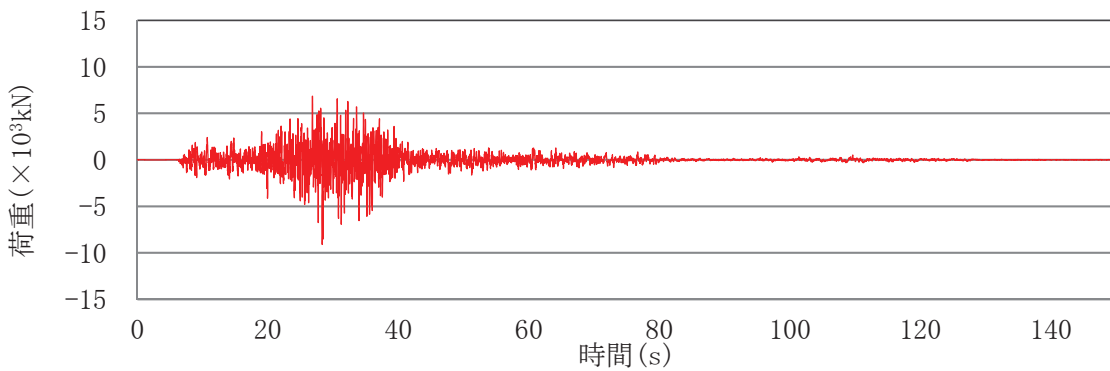
図6 各荷重時刻歴(S s - F 2, 通常運転水位)



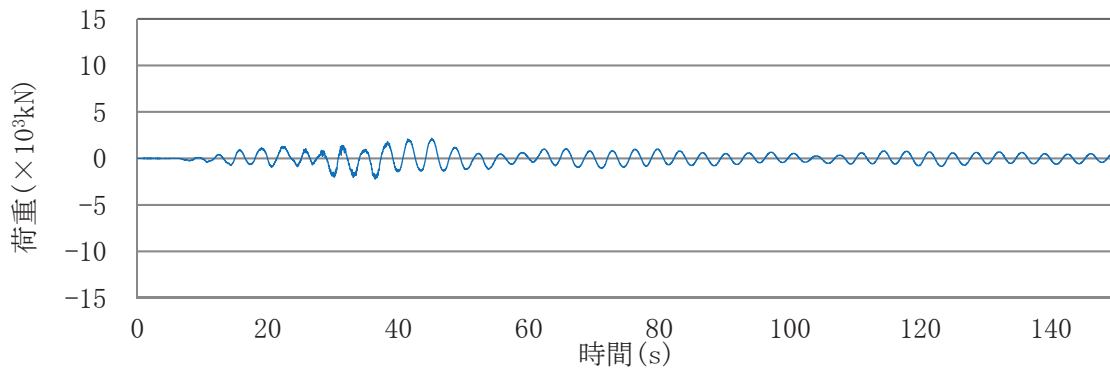
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図7 各荷重時刻歴(S s - F 2, 耐震評価用重大事故等時水位)

表3 スロッシング荷重による最大荷重及び
流体解析で算出した荷重により算定した有効質量比

地震動	水位条件	最大荷重 (×10 ³ kN)	有効質量比
S _s -D 1	通常運転水位	2.42	0.17
S _s -D 2		1.39	0.17
S _s -F 2		1.71	0.17
S _s -D 1	耐震評価用 重大事故等時水位	2.91	0.28
S _s -D 2		2.06	0.28
S _s -F 2		2.24	0.28

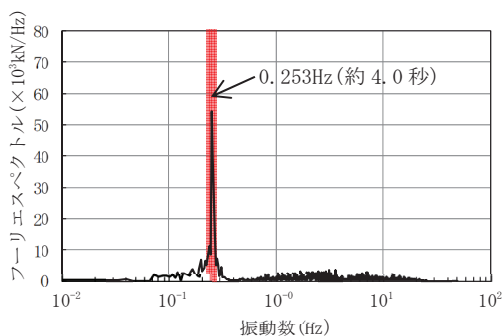


図8 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 通常運転水位)

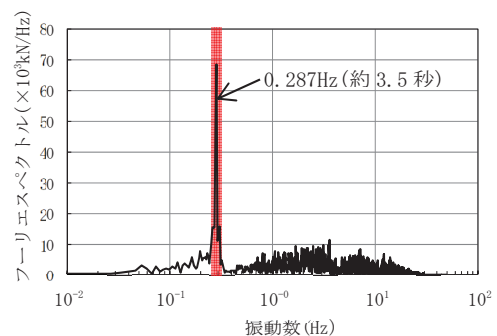


図9 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)

表4 スロッシングの卓越周期

水位条件	卓越周期(s)
通常運転水位	約 4.0 秒
耐震評価用重大事故等時水位	約 3.5 秒

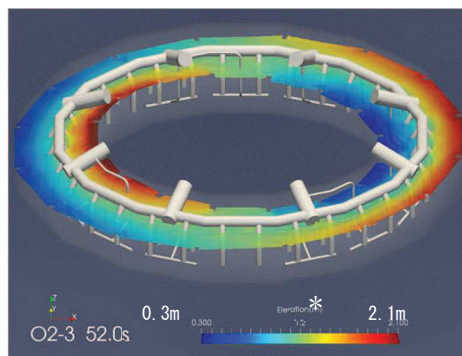


図10 スロッシング解析結果例
(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

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

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

表5 サプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合

項目	荷重 (N)
① サプレッションチェンバの地震荷重 (耐震評価用重大事故等時水位, S _s -F3)	9.163×10 ⁷
② スロッシング荷重の最大値 (耐震評価用重大事故等時水位, S _s -D1)	2.91×10 ⁶
②/①	約3 (%)

3. 鉛直方向地震動による影響

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

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となるS_s-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表6に示す。

表6 解析条件（鉛直方向地震動）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル	同左
入力波	S _s -D1	同左
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平1方向
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

3.3 影響検討結果

評価結果を表7に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースの方が1割程度大きく算出されているが、鉛直方向地震動の影響は小さいことを確認した。

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

表 7 評価結果（鉛直方向地震動）

検討ケース	①基本ケース （水平 1 方向 +鉛直方向入力）	②影響検討ケース （水平 1 方向入力）	①/②
スロッシング 最大荷重（ $\times 10^3 \text{kN}$ ）*	2.91	2.70	1.08
有効質量比	0.28	0.28	1.00

4. 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。

4.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

4.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となるS_s-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表8に示す。

表8 解析条件（水平2方向入力）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル	同左
入力波	S _s -D1	NS方向：S _s -D1 EW方向：位相特性の異なる S _s -D1*
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平2方向 +鉛直方向
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

*位相特性の異なるS_s-D1の作成方針等については、補足参照

4.3 影響検討結果

評価結果を表9に、最大荷重発生時刻付近（52秒時点）の変位コンター図を図11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方向入力の荷重時刻歴の最大値）は、やや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方向の入力方法を位相反転させた場合の影響は、サプレッションチェンバが円環形状（対称形状）であることから、スロッシング荷重への影響はないと考えられる。よって、サプレッションチェンバのスロッシング荷重評価は、基本ケースのとおり、入力地震動を水平1方向+鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。

有効質量比は、基本ケースと影響検討ケースで一致しており、水平2方向入力による有効質量比への影響はないことを確認した。

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

表 9 評価結果（水平 2 方向入力）

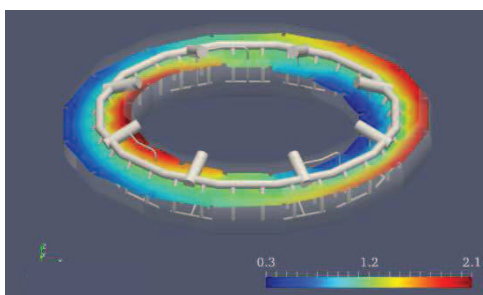
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向 入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重(MN)* ¹	NS	2.91	2.88* ²	1.01
	EW	-	2.76* ²	1.05
	合成荷重	4.12* ³	3.23* ⁴	1.28
有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

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

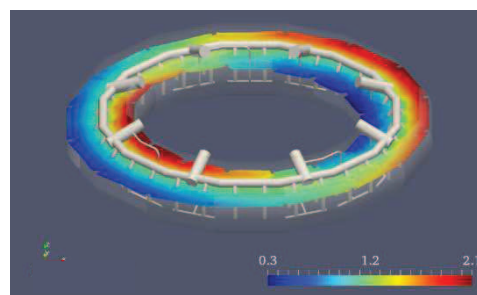
*2 1 方向成分（NS若しくはEW）のみに着目した場合の最大荷重

*3 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

*4 時刻歴合成（ $\sqrt{NS^2 + EW^2}$ ）の最大荷重



①基本ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

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

図 11 変位コンター図

5. 内部構造物による影響

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

5.1 解析モデル

解析モデルを図 12 に、解析諸元を表 10 に示す。



図 12 解析モデル図

表 10 解析諸元

項目	内容
格子数	約 67 万
格子幅	約 3.5cm～45cm

5.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となる $S_s - D1$ とし、水平 1 方向 + 鉛直方向に入力する。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故等時水位を用いる。解析条件を表 11 に示す。

表 11 解析条件（内部構造物）

項目	基本ケース	影響確認ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	影響確認用解析モデル (内部構造物も含めてモデル化)	容器（強め輪を含む）のみモデル化
入力波	$S_s - D1$	同左
地震動の入力方向	水平 1 方向 + 鉛直方向	同左
水位	耐震評価用 重大事故等時水位	同左

5.3 影響検討結果

評価結果を表 12 に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースが影響確認ケースよりもやや小さく算出されることを確認した。これは、内部構造物によりスロッシングが抑制されることによるものと考えられる。

また、基本ケースと影響検討ケースの有効質量比は同等であり、内部構造物による有効質量比への影響がないことを確認した。

表 12 評価結果（内部構造物）

検討ケース	①基本ケース (内部構造物も含めて モデル化)	②影響検討ケース (容器（強め輪を含 む）のみモデル化)	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *	2.91	3.06	0.95
有効質量比	0.28	0.28	1.00

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

(補足)

位相特性の異なる模擬地震波

1. 概要

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

ここでは、 S_s-D1 の直交方向の模擬地震波について示す。

2. 基準地震動 S_s の水平方向に組み合わせる地震動の作成方針

S_s-D1 とは位相特性の異なる模擬地震波は、「補足-600-5 水平2方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について」における水平2方向及び鉛直方向地震力の組合せの影響評価に用いる模擬地震波等の作成方針に基づき作成されたものである。

3. スロッシング解析に用いる入力波

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

応答加速度時刻歴波形を図1及び図2に、それぞれの地震波を2方向入力した場合の建屋応答加速度のオービットを図3に、床応答加速度スペクトルを図4に示す。

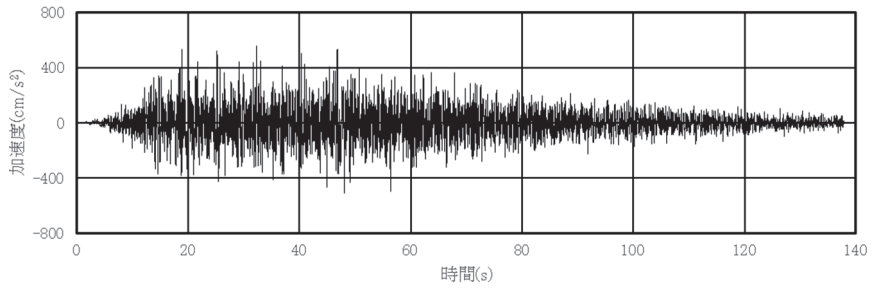


図1 S s - D 1 の応答加速度時刻歴波形

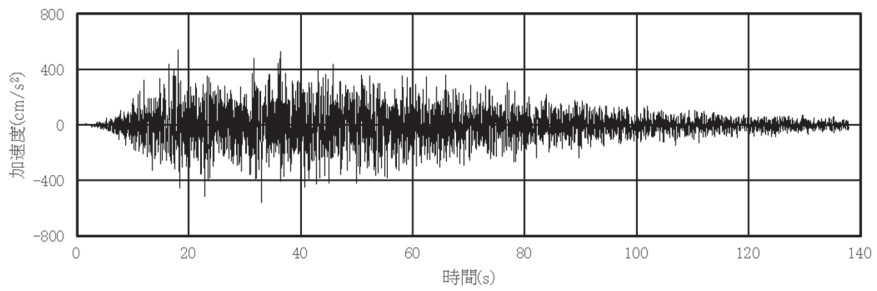


図2 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形

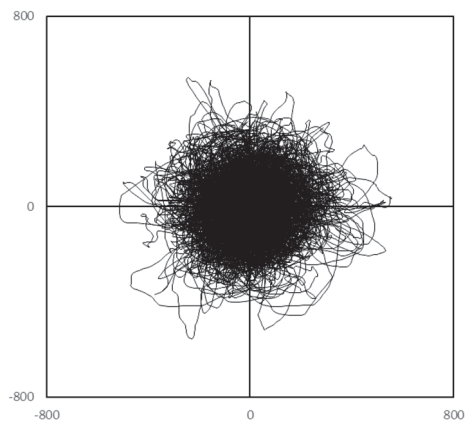


図3 S s - D 1 による建屋応答加速度のオービット
(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

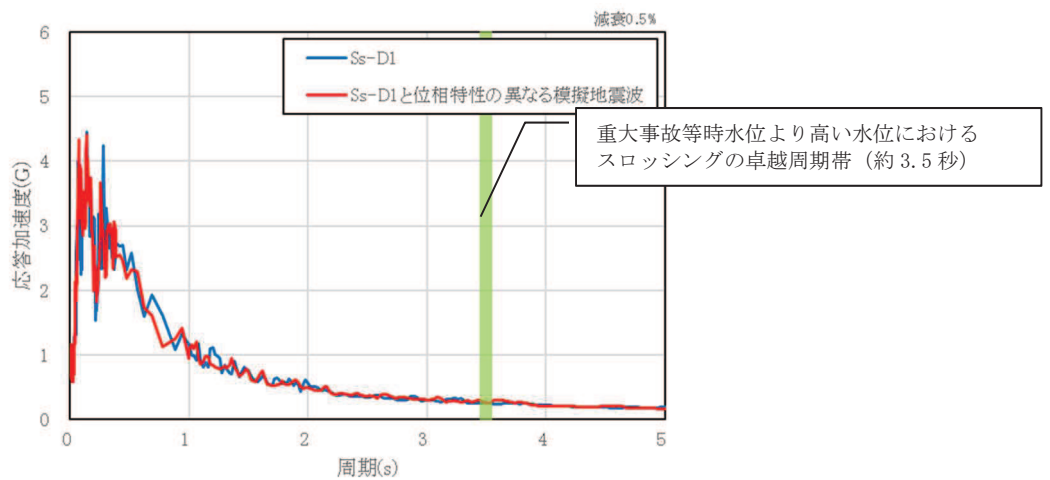


図4 床応答加速度スペクトル

規格基準における有効質量比との比較

1. はじめに

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

2. 解析結果

(1) 球形タンク

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

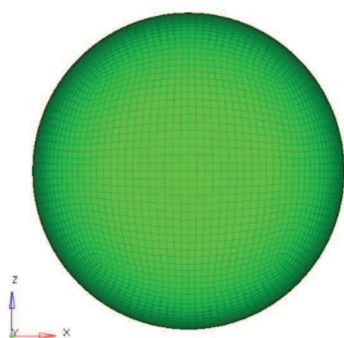
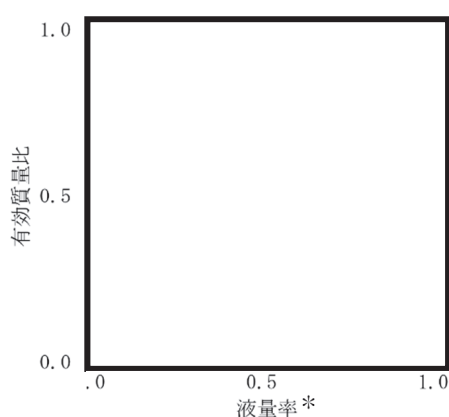


図 1 球形タンク解析モデル

表 1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約 5400



注記 * : 液量率
= 液体の体積 / 球形タンクの容積

図 2 球形タンクの有効質量比

(2) 円筒タンク

NASTRAN の解析モデルを図 3、解析モデル諸元を表 2、NASTRAN による有効質量比算出結果及び容器指針における円筒タンクの有効質量比を図 4 に示す。

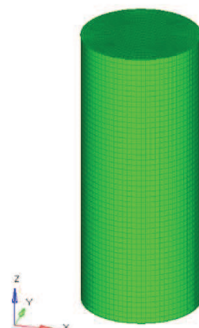


図 3 円筒タンク解析モデル

表 2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

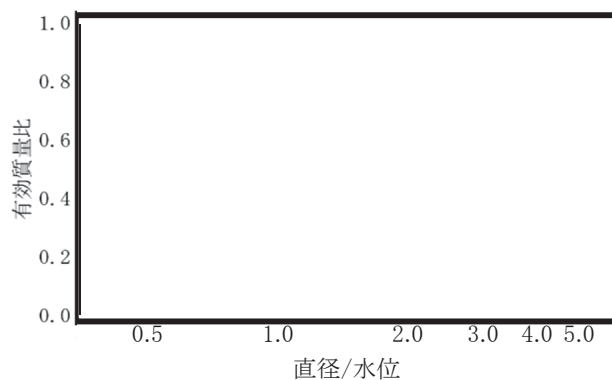


図 4 円筒タンクの有効質量比

4. 検討結果

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

原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS316L））により相対変位を吸収する構造となっているため、サプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いている。

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

2. ベント管ベローズの構造

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

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

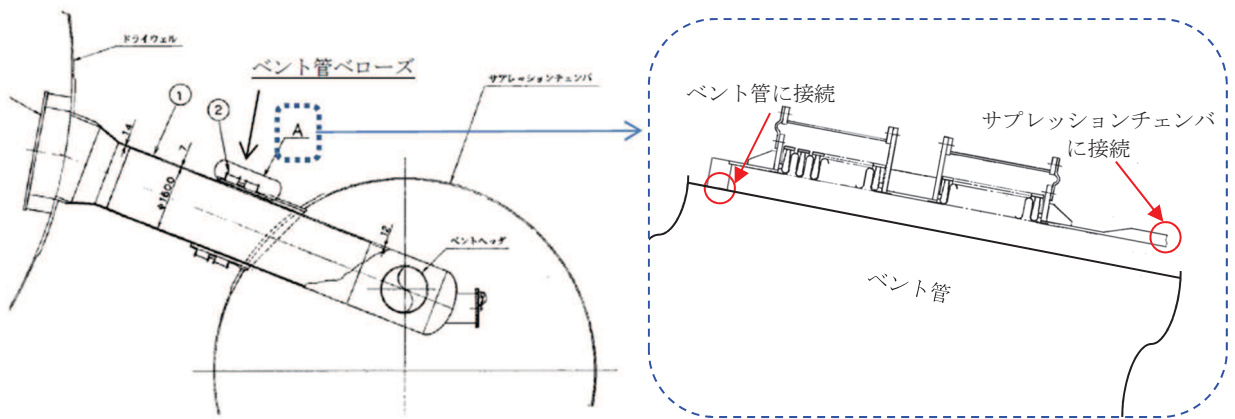
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

サプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表1に示す。評価用地震動は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」（原子炉建屋 0.P.-8, 100mm, 減衰 1% (RB-SsH-RBB3-010)）に記載のものを用いた。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1%程度と軽微であり、サプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

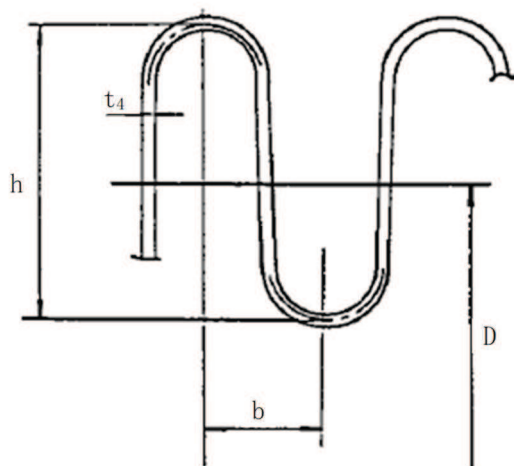
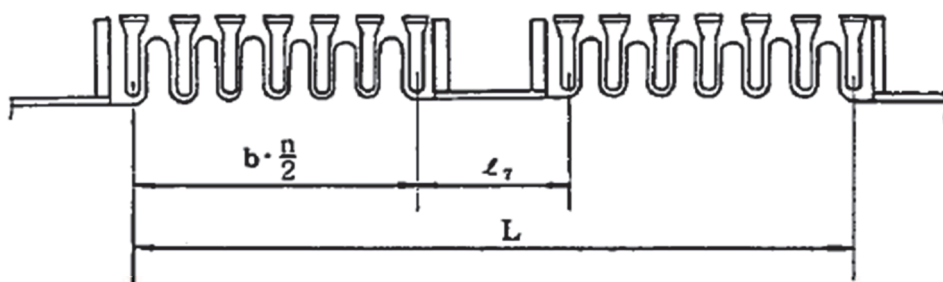
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が 1sec^{-1} 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $7.9 \times 10^{-2}\text{sec}^{-1}$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

* サプレッションチェンバの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



- D = 1875
- b = 25
- L = 828
- $l_1 = 228$
- $t_4 = 2$
- h = 73
- n = 2×6×2
- = 24

b. ベント管ベローズの主要寸法

図1 ベント管ベローズの構造

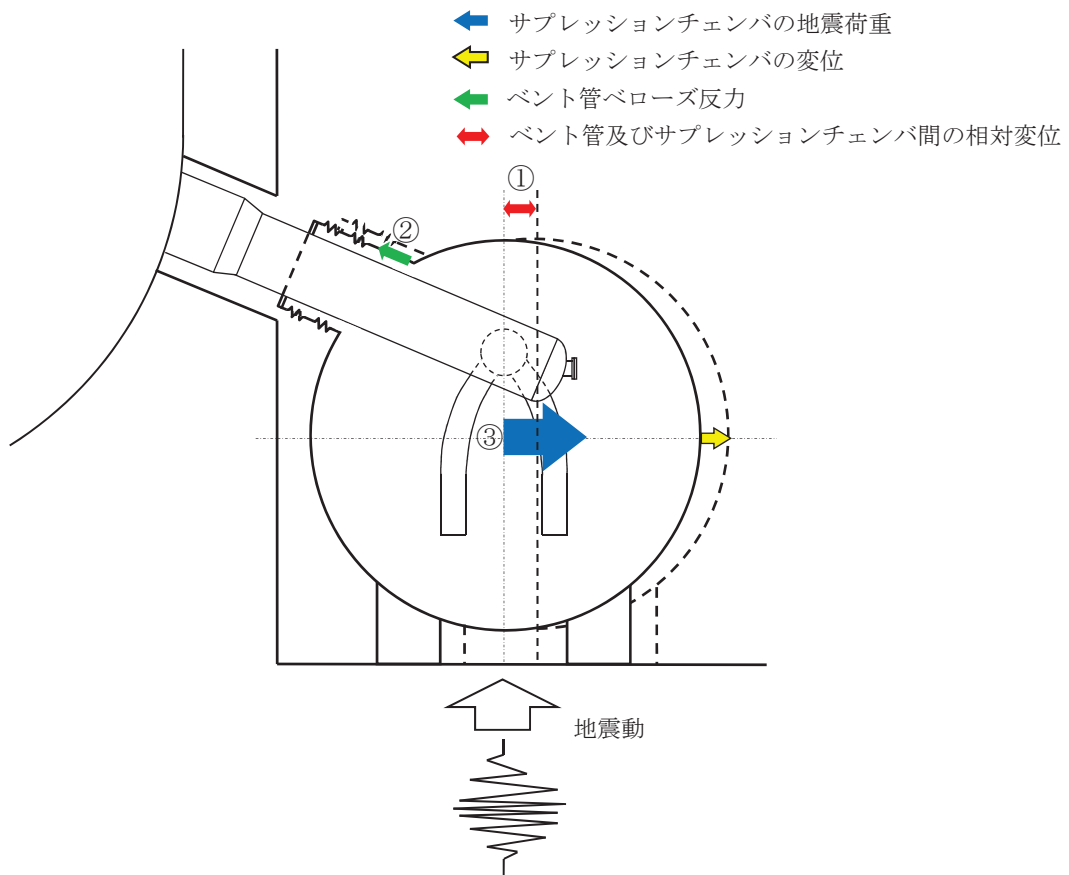


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

項目*	評価値
① 地震相対変位	211.4 mm
② 地震相対変位による ベント管ベローズの反力	1.029×10^5 (N)
③ サプレッションチェンバ の地震荷重	9.281×10^7 (N)
比率 (②/③)	1%

注記

ボックス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

ボックス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い、個別に詳細評価が必要な場合に FEM 解析による応力評価を行っている。なお、サプレッションチェンバの応力評価は、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、今回工認におけるボックス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

サプレッションチェンバ及びボックスサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987 (以下「JEAG4601」という。)に基づき、サプレッションチェンバは原子炉格納容器として、ボックス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、JEAG4601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、JEAG4601 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 JSME NC1 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 $3S_m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は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、JEAG4601 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 ボックス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、ボックスサポートは、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、ボックスサポートの耐震評価は、一次応力及び一次+二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、ボックス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、フランジプレート（外側）のように、公式等による応力評価の結果、詳細評価が必要な場合には、FEMモデルを用いた応力解析を行う。

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

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

(1) 荷重の組合せ

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

(2) 許容限界

a. As クラス

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

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ

c. B 及び C クラス

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

<第2種容器に対する評価>

2.1.2 第2種容器の許容応力

第2種容器の許容応力を次に示す。

応力分類 許容 応力状態	1次一般膜応力	1次膜応力+ 1次曲げ応力	1次+2次応力	1次+2次+ ピーク応力	特別な応力限界	
					純せん断 応力	支圧応力
設計条件	S	1.5 S	—	—	—	—
I _A	—	—	(1) 3 S	(2) 運転状態 I 及び II における荷重 の組合せについ て疲れ解析を行 い疲れ累積係数 が1.0 以下であ ること。	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
II _A	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
III _A	S _y と2/3 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A	構造上の連続な 部分は0.6 S _u 、 不連続な部分は S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 、構造上の連続 な部分は2 S と0.6 S _u の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	—	—
III _A S	S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	(3) 3 S 〔S ₁ 又はS ₂ 地震動のみ による応力 振幅につい て評価する。〕	(4)(5) S ₁ 又はS ₂ 地震 動のみによる疲 れ解析を行い疲 れ累積係数を求 め、運転状態 I、 II における疲れ 累積係数との和 が1.0 以下であ ること。	0.6 S	(8) S _y (1.5 S _y)
IV _A S	構造上の連続な 部分は0.6 S _u 、 不連続な部分は S _y と0.6 S _u の 小さい方。ただ しオーステナイ ト系ステンレス 鋼及び高ニッケ ル合金については 、構造上の連続 な部分は2 S と0.6 S _u の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値			0.4 S _u	(8) S _u (1.5 S _u)

- 注：(1) $3S$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。 (S_m) を S と読替える。
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは疲れ解析を行うことを要しない。 (S_m) を S と読替える。
- (3) $3S$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第三号を除く。また、 S_m は S に読替える。）の弾塑性解析を用いることができる。
- (4) 告示第13条第1項第3号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ S_1 又は S_2 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (5) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて、疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (6) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (7) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (8) ()内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値

2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

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

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

サブプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響

1. 概要

本資料は、サブプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による設備の構造変更によって設計基準事故及び重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価等」という。）へ与える影響について検討したものである。

2. 耐震補強対策等の対象

サブプレッションチェンバ本体の耐震補強対策（強め輪）が有効性評価等へ与える影響について検討した。なお、本検討では、新規制基準後工事に加えて、新規制基準前に実施したECCS系ストレーナの取替工事等も考慮した。

3. 有効性評価等への影響検討方針

耐震補強対策等による補強部材の追加や構造変更によってサブプレッションチェンバ空間部体積及び水量が変化するため、有効性評価等に与える影響について確認する。

併せて、耐震補強対策による補強部材の追加によって、LOCA時等の水温や内部水の流動に与える影響についても確認する。

4. 有効性評価等への影響検討結果

① 有効性評価等の空間部体積及び水量への影響

有効性評価等における空間部体積及び水量の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の算定結果の比較結果を表1に示す。比較の結果から、耐震補強対策等による空間部体積及び水量の減少はわずかであり、有効性評価等で用いている評価条件以上の体積が確保されることを確認した。

表1 有効性評価等の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の比較結果

事象	パラメータ	評価条件 (m ³)	工事前の 体積 (m ³) *	工事後の 体積 (m ³) *
設計基準事故	空間部体積	4700		
	水量	2800		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC除く) - 格納容器破損防止	空間部体積	5100		
	水量	2850		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC)	空間部体積	5150		
	水量	2800		

注記*：工事前後の体積は10m³未満を切り捨て

② LOCA時等の水温や内部水の流動影響

耐震補強対策等の補強部材追加による水温や内部水の流動への影響は、LOCA時及び主蒸気逃がし安全弁作動時に着目して考察を行った。

LOCA時の水温や内部水の流動影響については、耐震補強対策等によってベント管、ダウンカム内部の構造変更がなく、ベント管からの蒸気及び高温水がダウンカムから各ベイに放出されることになるため、耐震補強前の状態と変わらず補強による影響はない。また、ダウンカムから蒸気流出後においては、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積がごくわずかであること、単一ベイ中でも複数のダウンカムが分散していることなどから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えられる。

主蒸気逃がし安全弁作動時に係る試験時の知見(NUREG/CR-3471)によれば、隣接ベイへの流動による熱移動は、高温水が主にプール上部の水面に近い領域を拡散することで行われる(図1)。そのため、主蒸気逃がし安全弁作動時の水温や内部水の流動影響は、阻害要因となる強め輪がトラス壁面近傍にあるものの、実機サプレッションチェンバの水面に近い領域においてベイ間の流路が十分に広いため(図2)、隣接ベイへの流動による熱移動が阻害されることはないと考えられる。なお、クエンチャ近傍のトラス断面内では、図1の上図に示すような断面に沿った流れも生じるが、この領域に強め輪はなく、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積ごくわずかであることから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えられる。

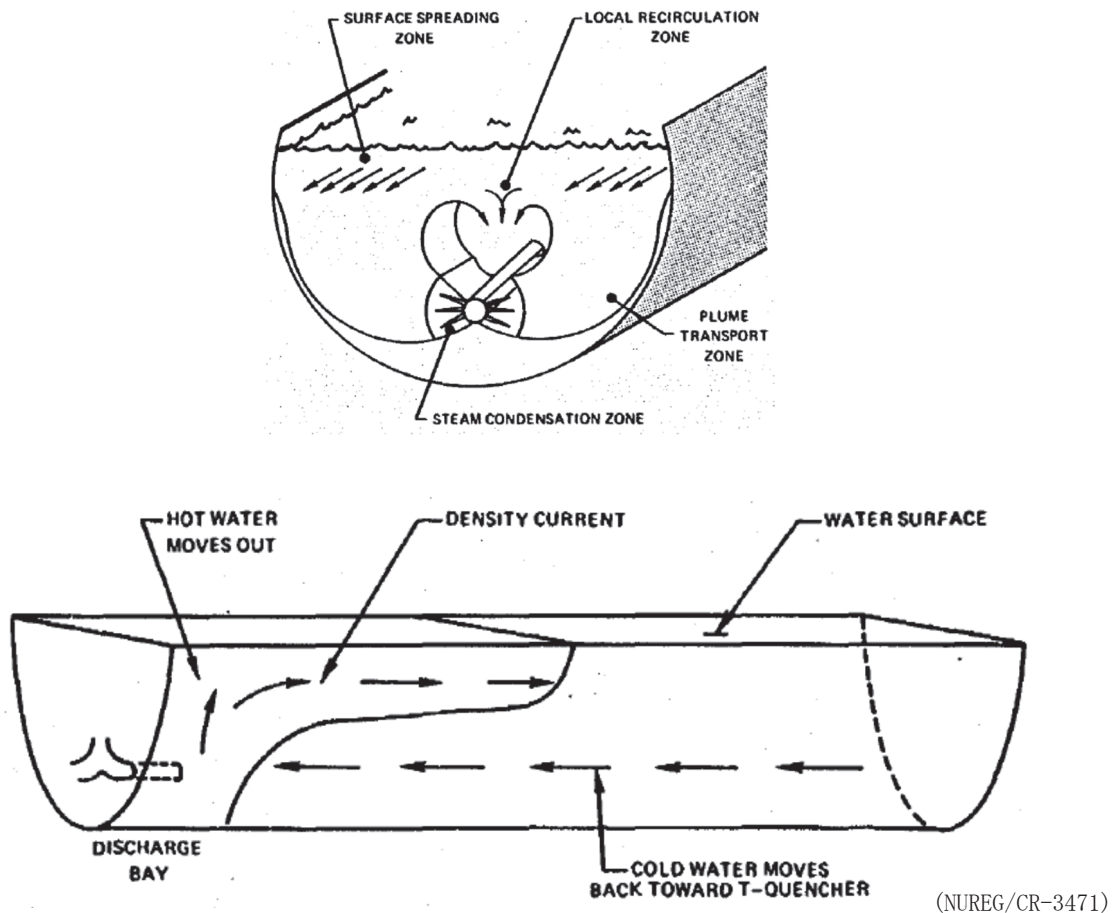


図1 内部水の流動(概念図)



図2 サプレッションチェンバ断面図