

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0
提出年月日	2020年12月11日

補足-600-11 サプレッションチェンバの耐震計算書  
に係る補足説明資料

2020年12月  
東北電力株式会社

## 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.....	1
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.....	1
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.....	5
2.2.1 耐震補強対策の目的.....	5
2.2.2 耐震補強対策の内容.....	5
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について.....	10
3.1 評価手順.....	10
3.2 地震応答解析.....	13
3.2.1 基本方針.....	13
3.2.2 地震応答解析モデル.....	13
3.3 応力解析.....	16
3.3.1 基本方針.....	16
3.3.2 応力評価点.....	16
3.3.3 応力解析方法.....	20
3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違.....	21
4. 地震応答解析の詳細について.....	25
4.1 地震応答解析モデル.....	25
4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定について.....	25
4.1.2 地震応答解析モデルにおける有効質量の設定について.....	28
4.1.3 サプレッションチェンバ本体のモデル化について.....	32
4.1.4 ボックスサポート取付部のばね剛性の算定について.....	33
4.1.5 ボックスサポートのモデル化について.....	36
4.1.6 地震応答解析モデルの妥当性確認について.....	37
4.2 地震応答解析に係る検討.....	39
4.3 スロッシング荷重.....	41
5. 応力解析の詳細について.....	43
5.1 応力評価フロー.....	43
5.2 応力評価点.....	44
5.2.1 サプレッションチェンバの応力評価点.....	44
5.2.2 ボックスサポートの応力評価点.....	46
5.3 応力解析モデル.....	48
5.3.1 ボックスサポート取付部及び胴エビ継手部.....	48
5.3.2 フランジプレート（外側）の応力評価モデル.....	49

5.4 応力評価.....	50
5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価 .....	50
5.4.2 ボックスサポートの応力評価 .....	51
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について..	52
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.....	54
8. まとめ.....	57

別紙1 有効質量の適用およびその妥当性検証について

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設定方法について

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について

別紙4 ばね要素の設定について

別紙5 スロッシング荷重の算定方法について

参考資料1 計算機コードの概要について

参考資料2 有効質量の概要について

参考資料3 規格類における有効質量の適用例について

参考資料4 サプレッションチェンバの水位条件について

参考資料5 地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について

参考資料6 有効質量比に対するスロッシング影響について

参考資料7 振動試験の振動試験の有効質量比について

参考資料8 有効質量比に対する入力地震動の影響について

参考資料9 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影響評価について

参考資料10 規格基準における有効質量比との比較について

## 1. はじめに

本書は、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、静的に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。

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

## 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、サプレッションチェンバ断面概要図を図2.1-2に、サプレッションチェンバ諸元を表2.1-1に示す。

サプレッションチェンバは、大円が直径□mm、小円が直径□mm、板厚□mm、16セグメントの円筒を繋ぎ合わせた円環形状（トラス状）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.-8.100m）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、ドライウエ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。

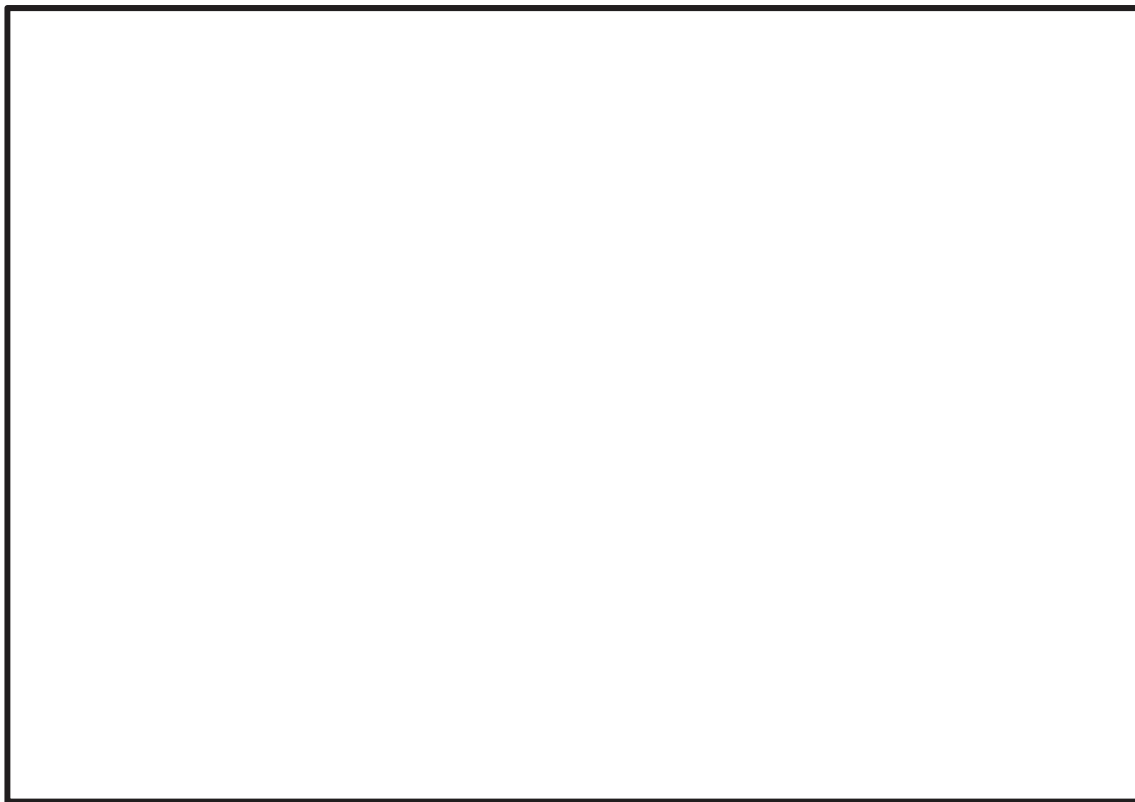
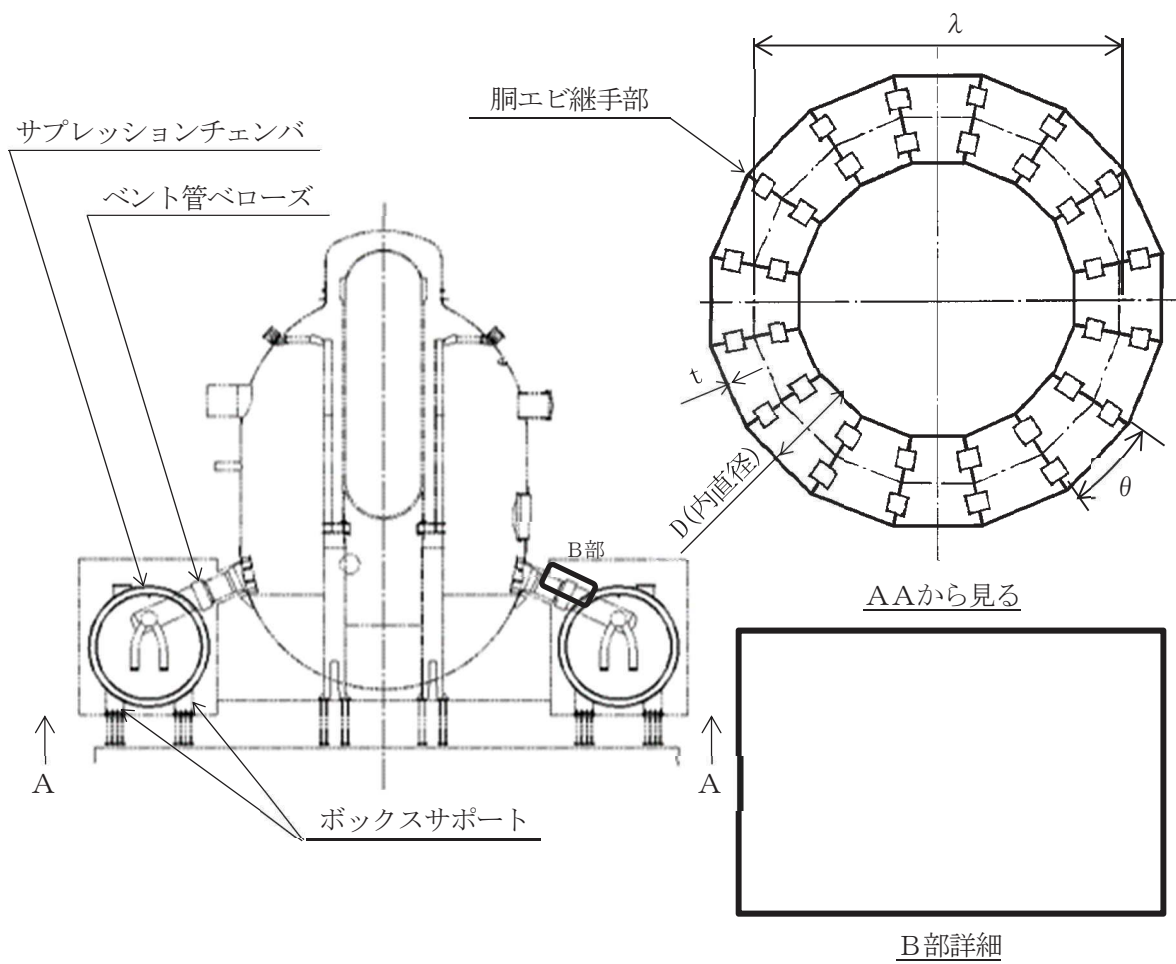


図 2.1-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート構造概要図

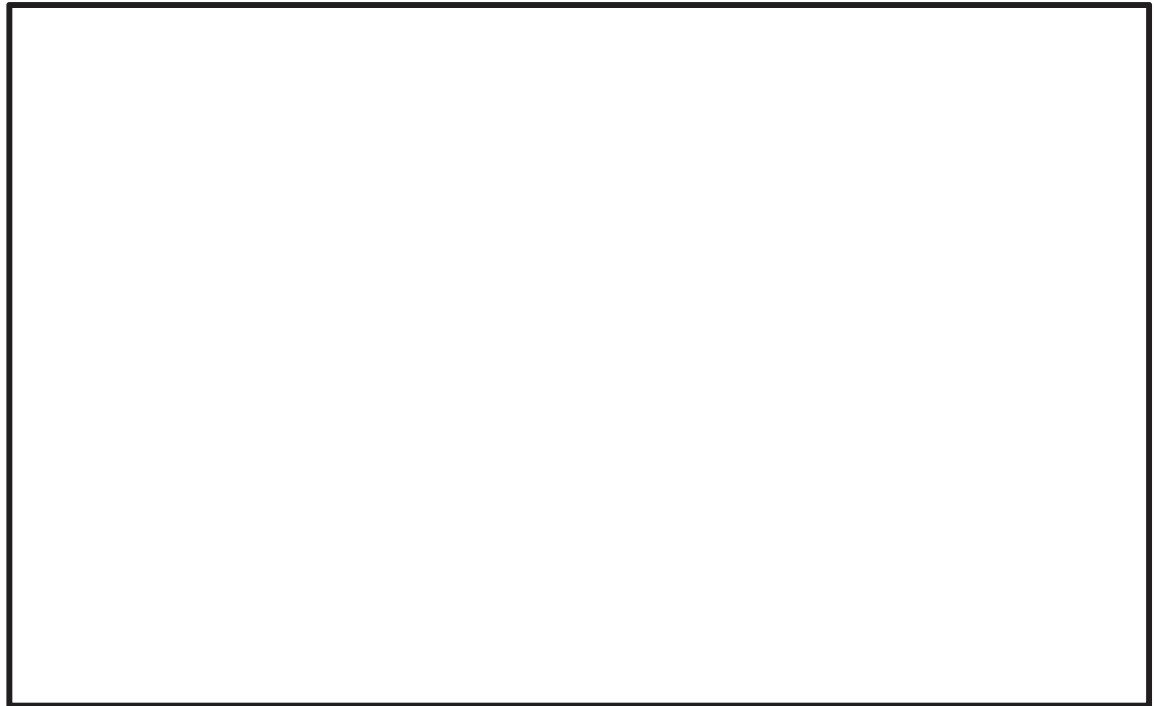


図 2.1-2 サプレッションチェンバ断面概要図

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
	$\lambda$		
	t		
	$\theta$		
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	重大事故時水位における質量
内部水質量		約 2,900 ton	通常運転水位における質量
		約 5,470 ton	重大事故時水位における質量

## 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）】

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】

#### (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 2.2-2 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

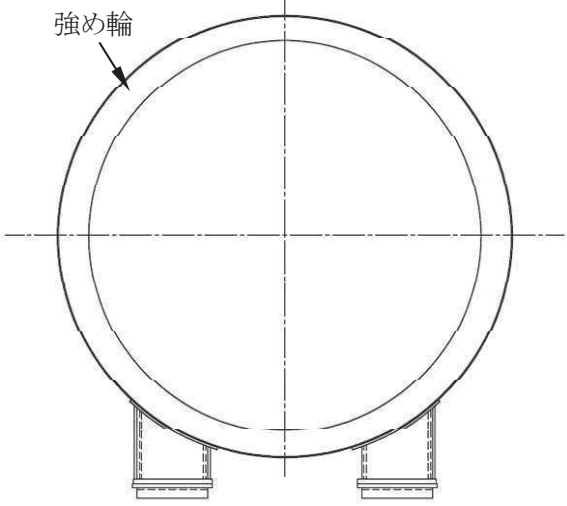
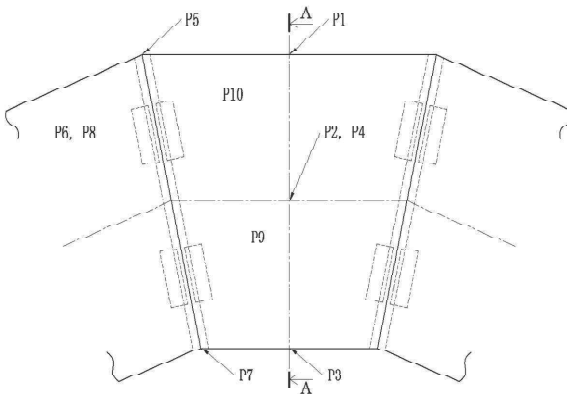
	補強前（小円断面）	補強後（小円断面）
概略構造		

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>○：補強対策部位</p> <p>*P1～P10 は既工認における応力評価点</p> 	

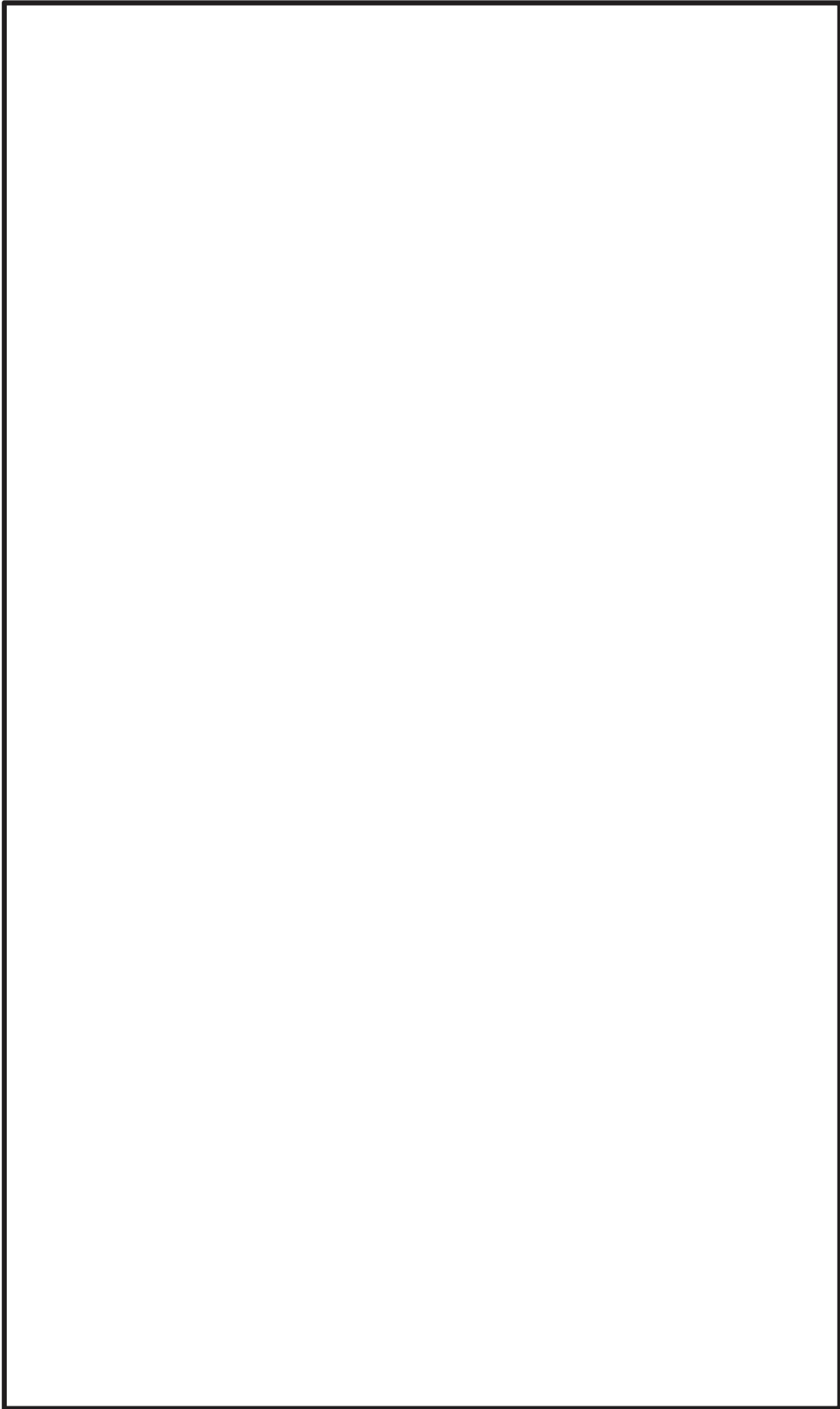
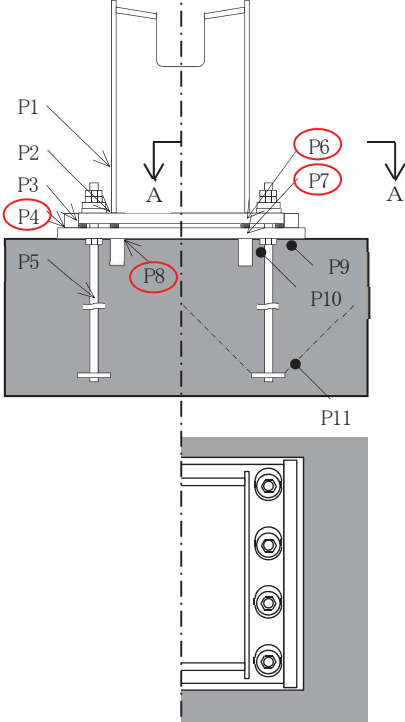


図 2. 2-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部の耐震補強対策後詳細構造図

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>○：補強対策部位</p> <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> <div style="border: 2px solid black; height: 350px; width: 100%;"></div>

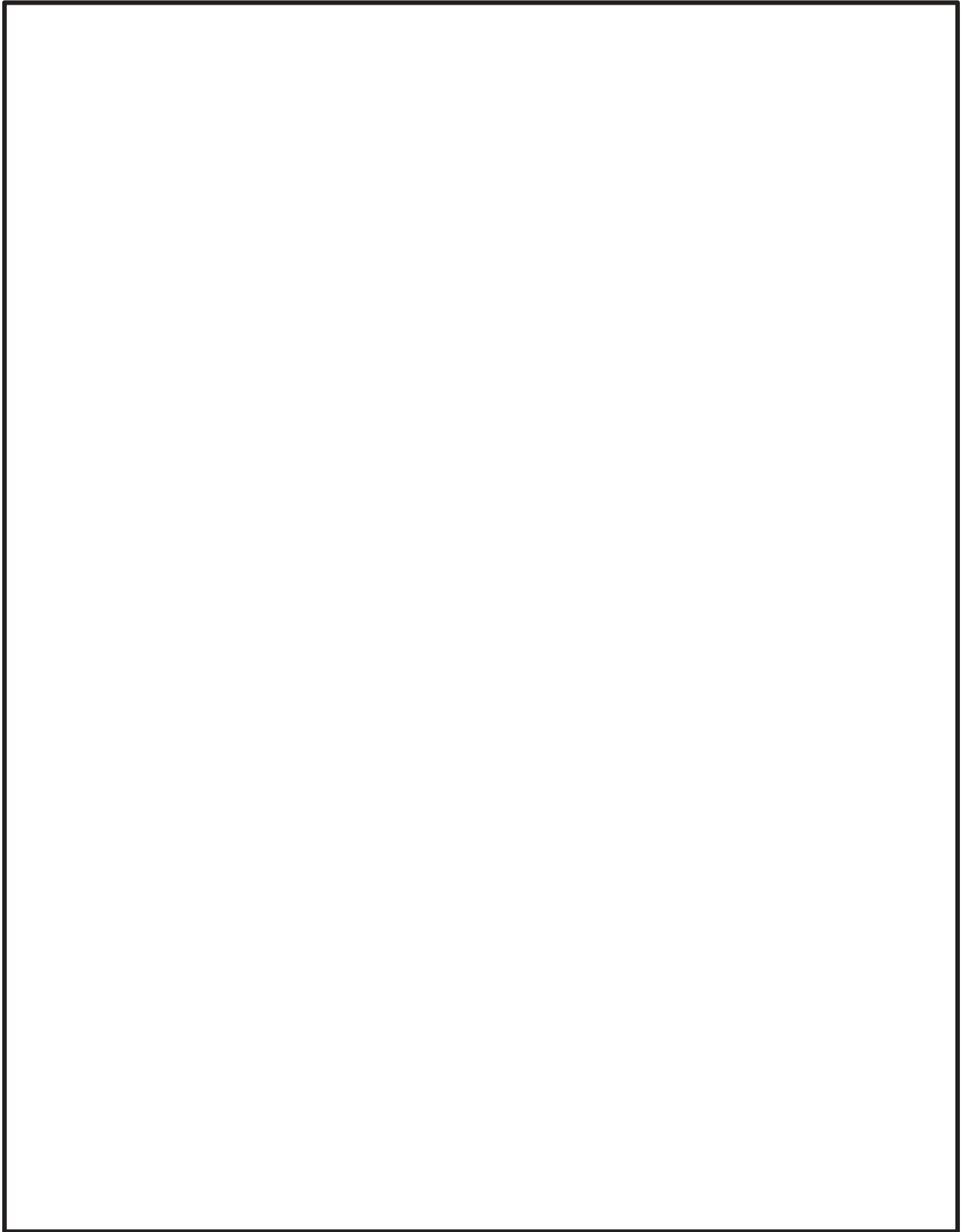


図 2.2-2 ボックスサポートの耐震補強対策後詳細構造図



### 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について

#### 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 ↓ 地震応答解析モデルの設定 (3次元はりモデル) ↓ 固有値解析の実施 ↓ 地震応答解析の実施 (スペクトルモーダル解析) ↓ 地震時における荷重等の算定 ↓ 応力解析へ	耐震補強対策 ↓ サプレションチェンバ内部部の有効質量のモデル化 ↓ サプレションチェンバ本体のモデル化 ↓ ボックスサポート取付部のモデル化 ↓ ボックスサポートのモデル化 ↓ 設計用床応答曲線 ↓ 動的解析 ↓ スロッシング荷重	耐震補強対策の内容 本文：2.2.2 参照 有効質量の算定及びモデル化 本文：4.1.1, 4.1.2 参照 別紙：別紙1,2 参照 バルジングの影響検討 本文：4.1.3 参照 別紙：別紙3 参照 ばね剛性の設定 本文：4.1.4 参照 別紙：別紙4 参照 基礎ボルトのモデル化 本文：4.1.5 参照 はりモデルの妥当性検討 (シェルモデルとの固有値比較) 本文：4.1.6 参照 有効質量算定解析コート間の差異影響 本文：4.2 参照 スペクトルモーダル解析の適用 (高振動数の考慮確認) 本文：4.2 参照 流体解析によるスロッシング荷重算定 本文：4.3 参照 別紙：別紙5 参照

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 (設置許可からの送付事項)  
 : 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	<pre>             graph TD                 Start([地震応答解析より]) --&gt; Step1[応力評価点の設定]                 Step1 --&gt; Decision{応力解析を実施するか?}                 Decision -- YES --&gt; Step2[応力解析モデルの作成&lt;br/&gt;(シエルモデル)]                 Step2 --&gt; Step3[応力解析による評価]                 Step3 --&gt; Step4[手計算による評価]                 Step4 --&gt; Step5[個別詳細評価]                 Decision -- NO --&gt; Step6[個別詳細評価が必要な場合]                 Step6 --&gt; Step5                 Step5 --&gt; End([ ])             </pre>	<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>公式等による評価</p> <p>フランジプレート (外側) のモデル化</p> <p>FEM解析</p>	<p style="text-align: center; border: 1px solid red; padding: 5px;">応力評価点の検討</p> <p style="text-align: center;">モデル化方針</p> <p style="text-align: center;">サブレスジョンメンバの応力評価</p> <p style="text-align: center;">モデル化方針</p> <p style="text-align: center;">ボックスサポートの応力評価</p>

## 3.2 地震応答解析

### 3.2.1 基本方針

既工認では、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を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固有値解析を実施し、振動モード等の固有値を比較する。

### 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、汎用構造解析プログラム（NASTRAN）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（Gujan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、既工認（残留熱除去系熱交換器（女川1号機））でも採用されている考え方にに基づき、ばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を算定し、地震応答解析モデルに設定する。

### (4) ボックスサポートの基礎ボルト等の扱い

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)

### 3.3 応力解析

#### 3.3.1 基本方針

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ける応力評価では、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等に加えて、耐震性の向上を目的とした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。

#### 3.3.2 応力評価点

サブ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
サブプレッション 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

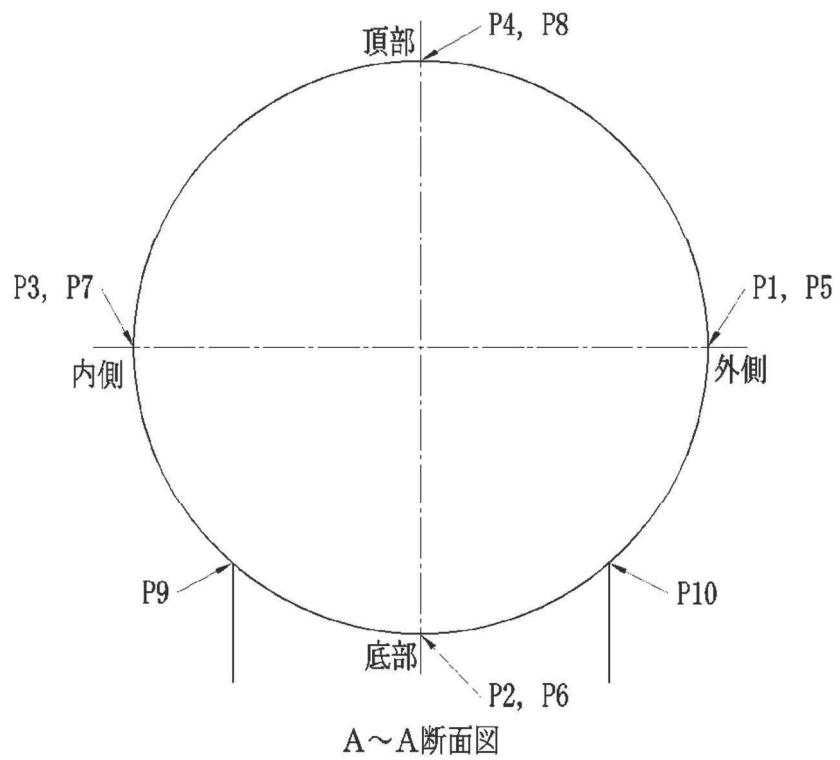
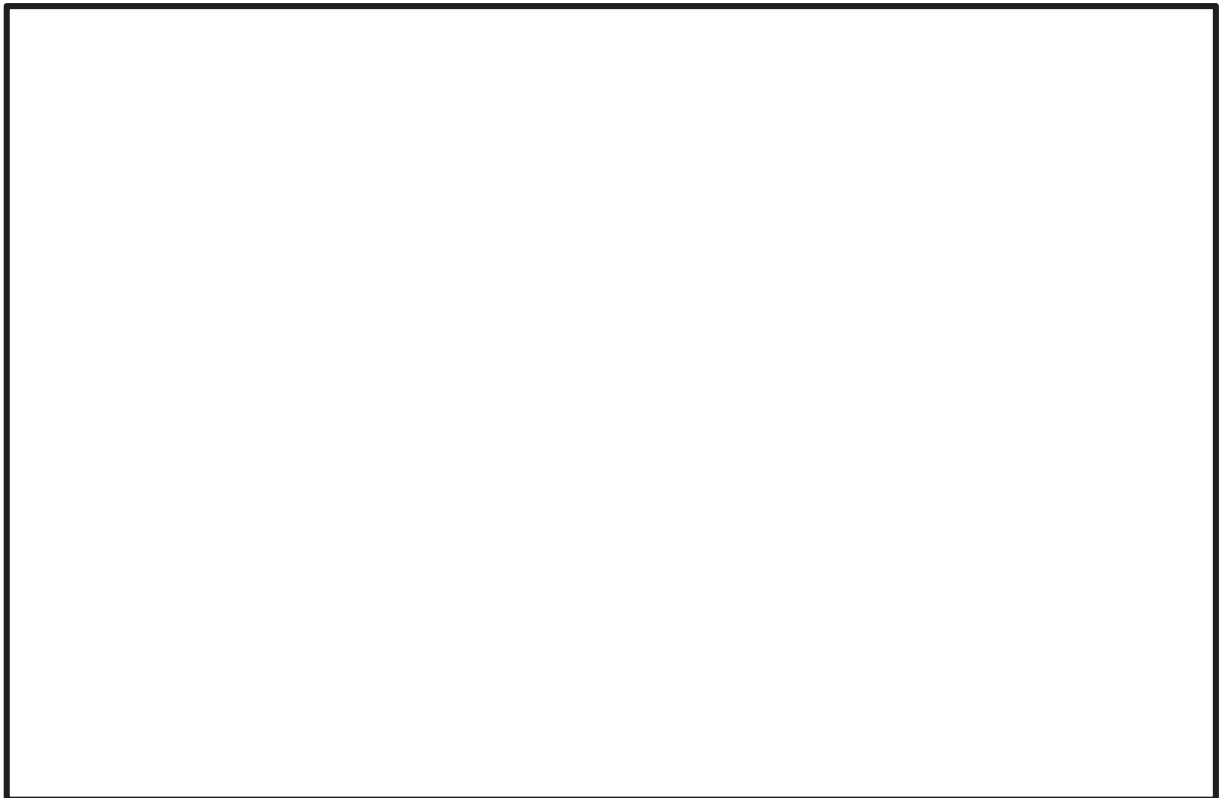


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点



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

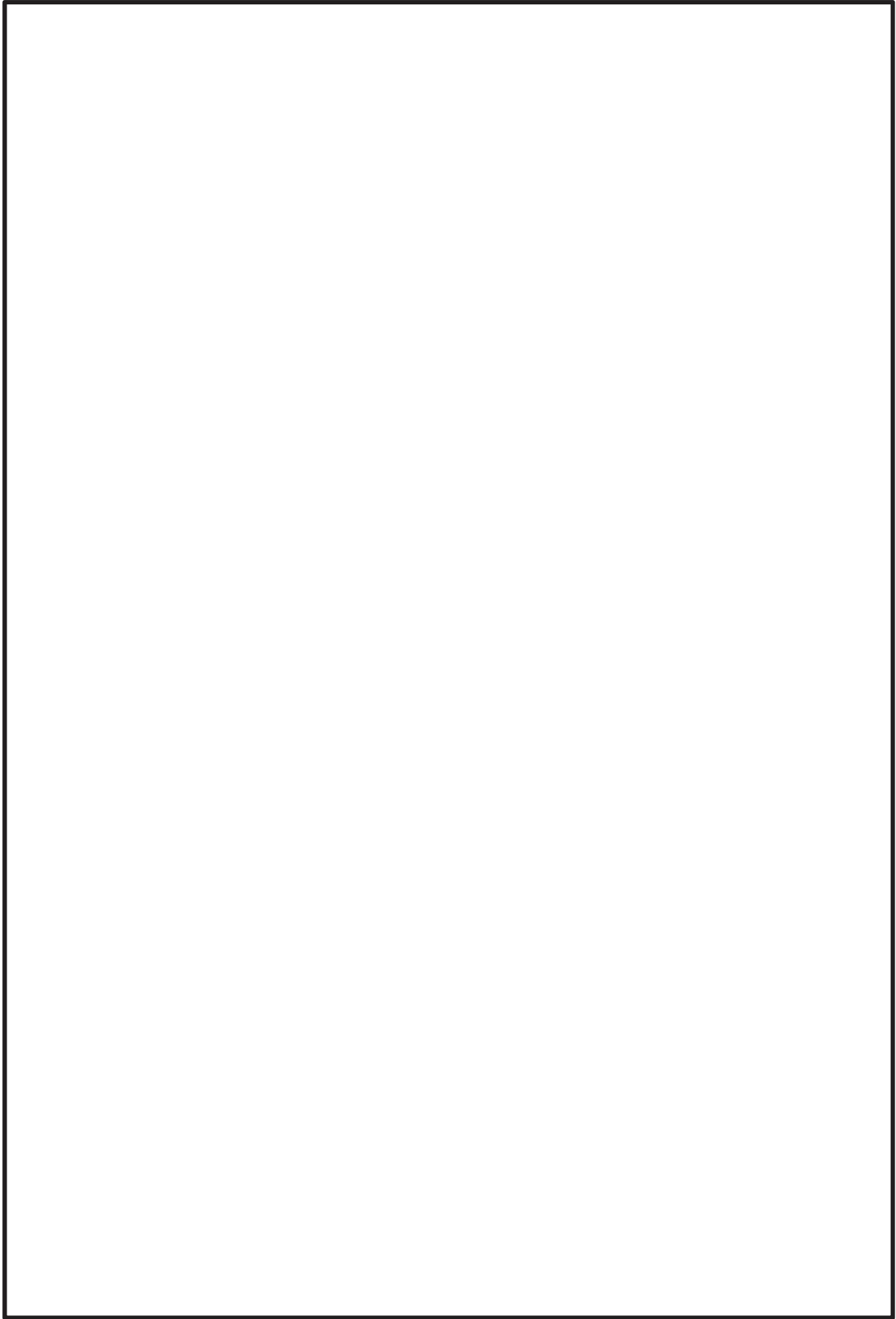


図 3.3-2 ボックスサポートの応力評価点

### 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

既工認におけるサブ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、サブプレッションチェンバをはり要素でモデル化し、サブ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ブ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。ただし、サブプレッションチェンバ（胴エビ継手部）、ボックスサポート取付部及びフランジプレートについては、応力解析モデルを用いた応力評価を行う。

#### (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ブ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、重大事故時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サブ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、サブプレッションチェンバ（胴エビ継手部）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、地震応答解析と同様、ボックスサポート取付部のばね剛性の算定に用いた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。

また、ボックスサポートのうち、フランジプレート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。

### 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。

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 (1/3)

設備	応力評価点	解析種別	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	
サブプレシ ョンチ ェン バ	P1 P2 P3 P4 胸中央部外側 胸中央部底部 胸中央部内側 胸中央部頂部	地震 応答 解析	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 (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル* (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブプレシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			公式等による評価	-	公式等による評価	-	-
	P5 P6 P7 P8 胸エヒ継手部外側 胸エヒ継手部内側 胸エヒ継手部底部 胸エヒ継手部頂部	地震 応答 解析	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 (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル* (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブプレシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			公式等による評価	-	FEM 解析	3次元シェルモデル (サブプレシジョンチェンバ全体 とボックスサポータ ( <input type="checkbox"/> ) を考慮)	胸エヒ継手部近傍にはボックスサポータが取り付けら 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。
P9 P10 内側ボックス サポータ取付部 外側ボックス サポータ取付部	地震 応答 解析	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 (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル* (サブプレシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブプレシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。	
		FEM 解析	3次元シェルモデル (サブプレシジョンチェンバ全体 とボックスサポータ ( <input type="checkbox"/> ) を考慮)	FEM 解析	3次元シェルモデル (サブプレシジョンチェンバ全体 とボックスサポータ ( <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タ取付 部には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サブプレシジョンチェンバ内部水に対する有効質量の適用, ②ボックスサポータ取付部にはね剛性を考慮, ③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 (2/3)

設備	応力評価点	解析種別	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	P1 P2 P4 P6	地震 応答 解析	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* (サブレスシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブレスシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			公式等による評価	—	公式等による評価	—	評価断面として補強対策で設置した [ ] を考慮 した。
	P2'	地震 応答 解析	—	—	動的解析 (スベクトルモデル解析)	3次元よりモデル* (サブレスシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブレスシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			—	—	公式等による評価	—	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	地震 応答 解析	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* (サブレスシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブレスシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
P5	基礎ボルト	地震 応答 解析	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* (サブレスシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブレスシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			公式等による評価	—	公式等による評価	—	—
P6'	フランジプレート (外側)	地震 応答 解析	—	—	動的解析 (スベクトルモデル解析)	3次元よりモデル* (サブレスシジョンチェンバ全体 を考慮)	重大事故時のサブレスシジョンチェンバの水位上昇に伴 う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、 より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解 析モデルを詳細化した。
			—	—	公式等による評価又は 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。

注記\*：①サブレスシジョ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ね剛性を考慮、③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 (3/3)

設備	応力評価点	解析種別	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	P7 ベースプレート (外側)	地震 応答 解析	設置時の最大応答加速度によ る静的解析	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	3次元はりモデル* (サブプレッショントラクション 考慮)	重大事故時のサブプレッショントラクションの水位上昇に 伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏ま え、より詳細に地盤応答を把握するため、解析手法 及び解析モデルを詳細化した。
		応力 解析	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。
		地震 応答 解析	設置時の最大応答加速度によ る静的解析	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	3次元はりモデル* (サブプレッショントラクション 考慮)	重大事故時のサブプレッショントラクションの水位上昇に 伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏ま え、より詳細に地盤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。
	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)	地震 応答 解析	設置時の最大応答加速度によ る静的解析	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	—	補強対策として追設した [ ] を応力評 価点とした。 【応力評価点における評価断面の変更】
		応力 解析	公式等による評価	—	公式等による評価	—	
		地震 応答 解析	設置時の最大応答加速度によ る静的解析	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	3次元はりモデル* (サブプレッショントラクション 考慮)	重大事故時のサブプレッショントラクションの水位上昇に 伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏ま え、より詳細に地盤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。
	P11 コンクリート (シ ヤプレート上面)	地震 応答 解析	設置時の最大応答加速度によ る静的解析	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	—	
		応力 解析	公式等による評価	—	公式等による評価	—	
		地震 応答 解析	—	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	3次元はりモデル* (サブプレッショントラクション 考慮)	重大事故時のサブプレッショントラクションの水位上昇に 伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏ま え、より詳細に地盤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。
P12 パッド取付部	地震 応答 解析	—	—	動的解析 (スペクトルモデル解析)	—		
	応力 解析	—	—	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サブプレッショントラクション内部水に対する有効質量の適用, ②ボックスサポータ取付部にはね剛性を考慮, ③基礎ボルトのモデル化

#### 4. 地震応答解析の詳細について

##### 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について

###### (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 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、NASTRANによる応答解析にて、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。

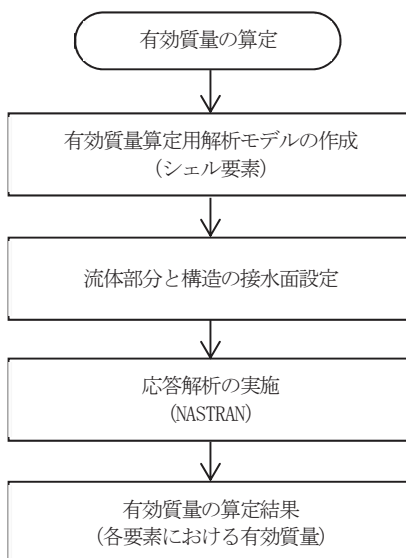


図4.1-1 有効質量算定フロー



(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、通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）を考慮して2 ケースを設定する。なお、重大事故時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）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。

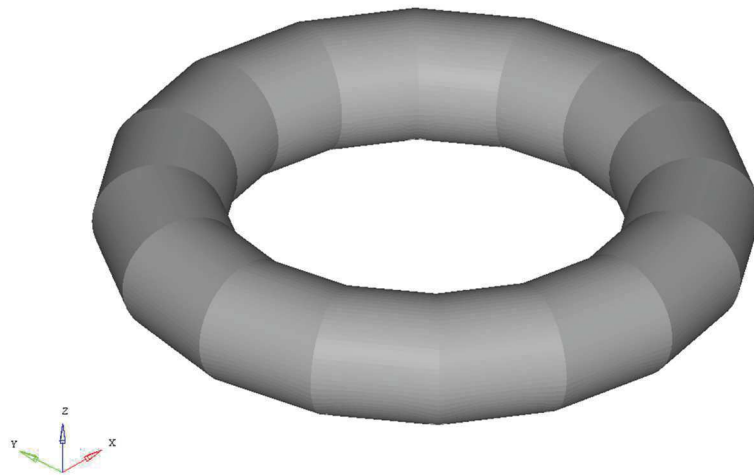


図 4.1-2 有効質量算定用解析モデル

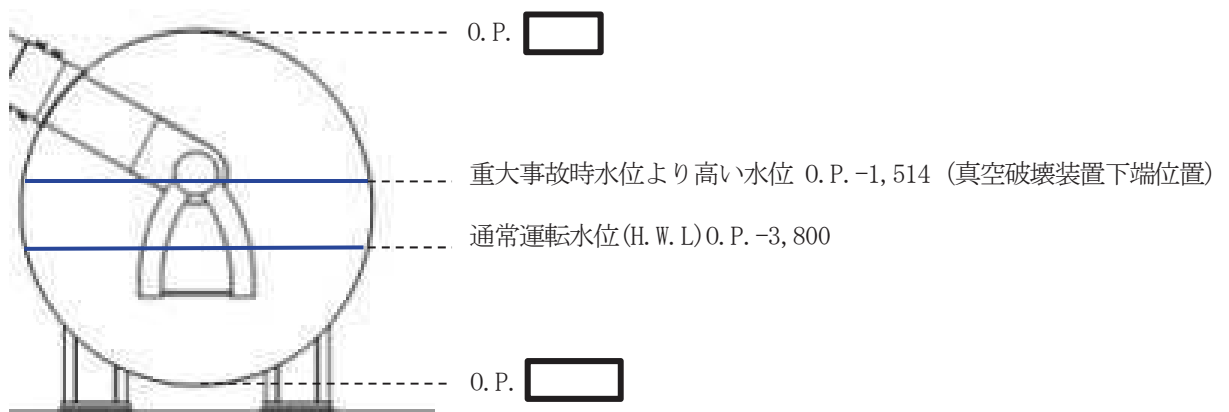


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

### (3) 有効質量の解析結果

NASTRAN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、NASTRANの機能を用いて設定する。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による算定結果も示す。各水位においてNASTRANと汎用流体解析コードOpenFOAMにより算出した有効質量比は概ね一致しているが、NASTRAN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	
	NASTRAN	OpenFOAM*
通常運転水位(H. W. L)	0.24	0.22
重大事故時水位より高い水位	0.33	0.32

注記\*：スロッシングの固有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について

NASTRAN 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 4.1-5 に示す。

NASTRAN 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 4.1-6 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、重大事故時水位条件より高い水位を代表として、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 4.1-1 及び表 4.1-2 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。

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。

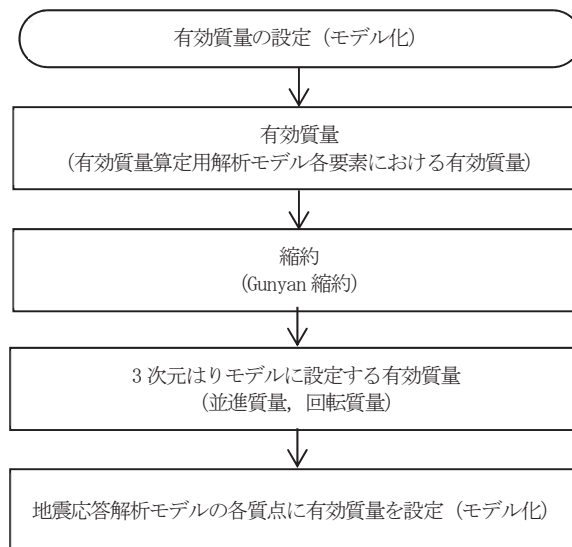


図 4.1-5 有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー

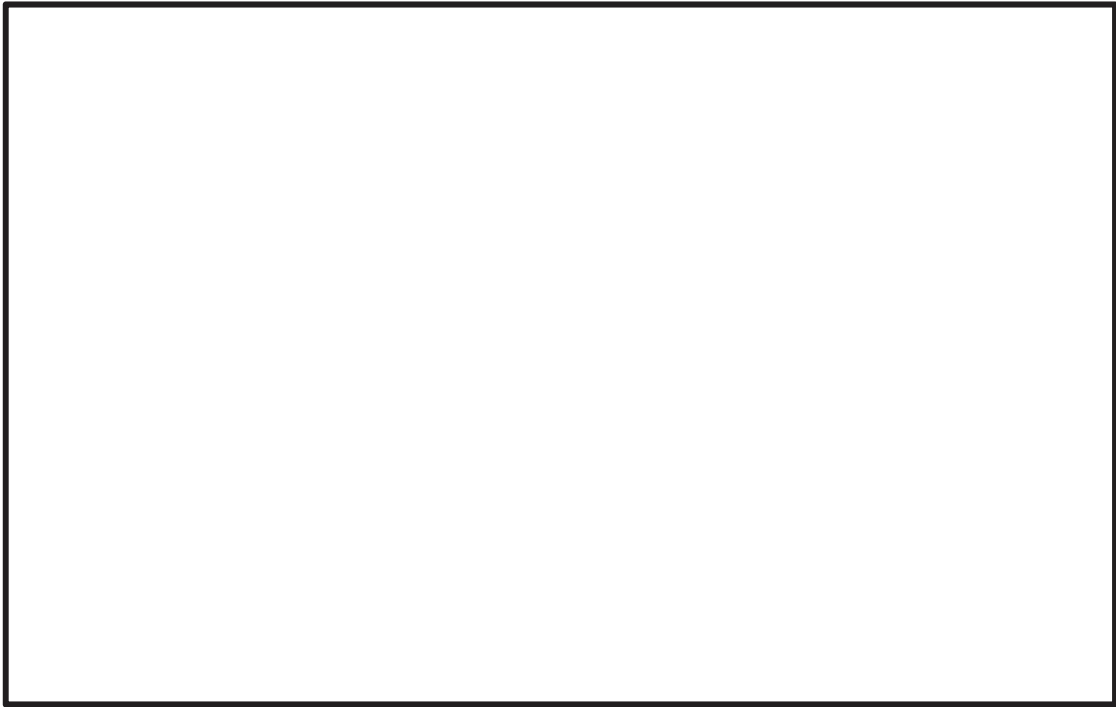


図 4.1-6 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル

表 4. 1-1 有効質量の設定（重大事故時水位よりも高い水位，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. 1-2 有効質量の設定（重大事故時水位よりも高い水位，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、振動特性が改善されるため、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）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。

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）の剛性向上を図ることによって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。

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。

#### 4.1.4 ボックスサポート取付部のばね剛性の算定について

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 4.1-7 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、はりモデルも用いてばね剛性（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。

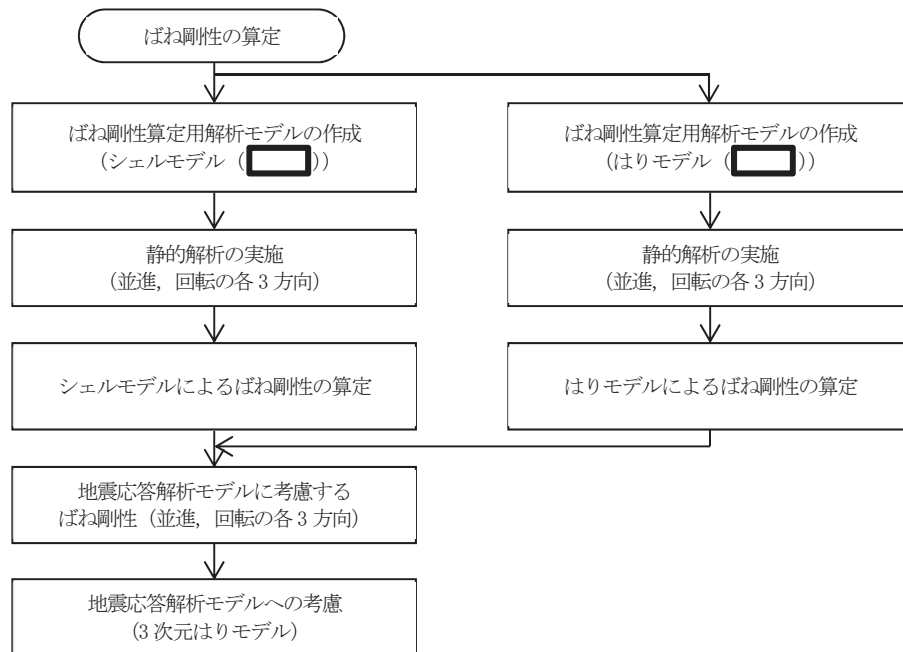


図 4.1-7 ばね剛性算定フロー



(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 4.1-8 に示す。



図 4.1-8 ばね剛性算定用解析モデル（シェルモデル）

(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 4.1-9 に示す。

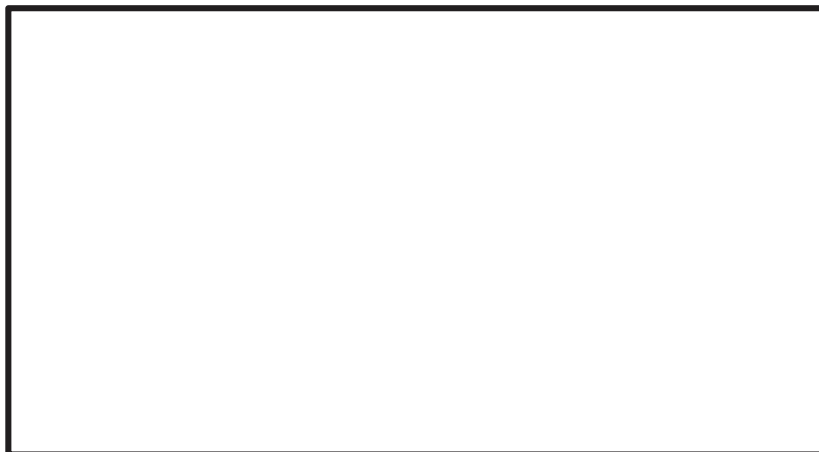


図 4.1-9 ばね剛性算定用解析モデル（はりモデル）

(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 4.1-3, 地震応答解析モデルを図 4.1-10 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 4.1-3 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)		
	大円周軸回り (N・mm/rad)		
	上下軸回り (N・mm/rad)		

注記\*

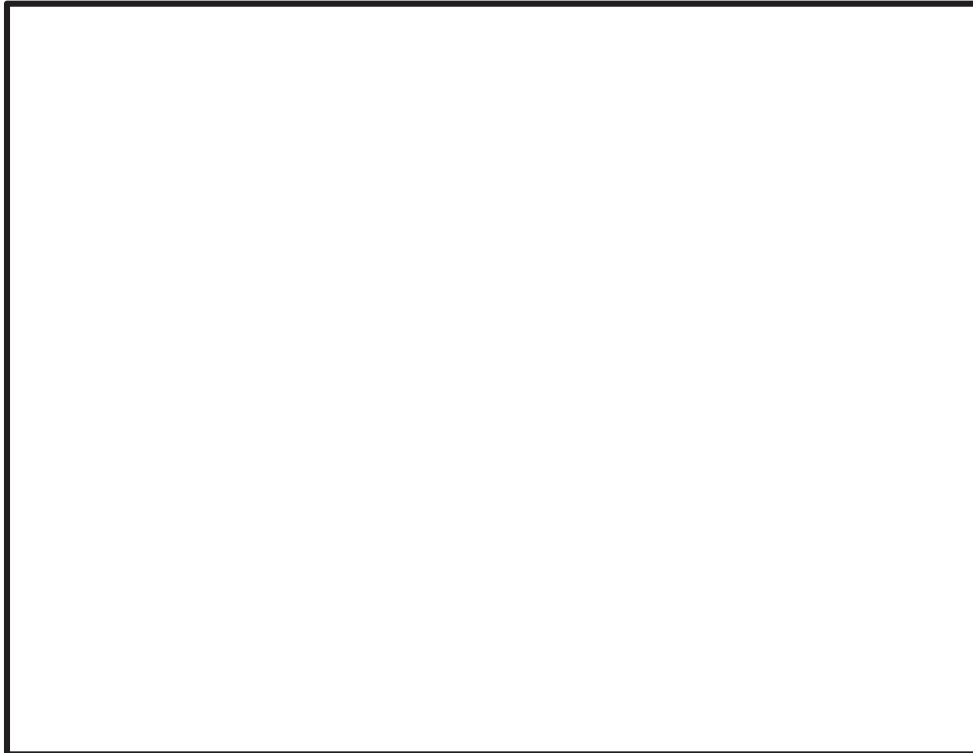


図 4.1-10 地震応答解析モデル (ばね剛性考慮)

#### 4.1.5 ボックスサポートのモデル化について

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、静的解析により求めたボックスサポートの反力を用いて、簡便にボックスサポート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とから、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地震応答解析モデルにおけるボックスサポートについては、ボックスサポート本体の断面剛性を考慮したはり要素及びボックスサポート1か所につき8本の基礎ボルトを剛ばねとしてモデル化する。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値を確認した結果、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を図4.1-11に示す。



図4.1-11 ボックスサポートの解析モデル

#### 4.1.6 地震応答解析モデルの妥当性確認について

前述のとおり、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については、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、より詳細に地震応答を把握するため、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等を考慮した3次元はりモデルを適用することとした。

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を確認するため、重大事故時水位よりも高い水位を代表として、3次元はりモデルと同様、サプレッションチェンバ及びボックスサポートをシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルを用いて固有値解析を実施し、両解析モデルによる振動モード等を確認した。

主要な振動モード等の比較結果を表4.1-4に示す。

3次元はりモデルによる主要な振動モードは、3次元シェルモデルで確認される主要な振動モードをよく再現していることを確認したことから、今回工認で適用するサプレッションチェンバ及びボックスサポートの3次元はりモデルは、地震応答解析モデルとして妥当であると判断する。

表 4.1-6 主要な振動モード等の比較結果

3次元はりモデル		3次元シェルモデル	
振動モード (固有周期)	モード図	振動モード* (固有周期)	モード図
3 (0.091)		3 (0.108)	
4 (0.091)		4 (0.108)	
5 (0.083)		5 (0.094)	
6 (0.072)		10 (0.076)	
7 (0.072)		11 (0.076)	
8 (0.068)		12 (0.069)	

注記\* : 6~9 次の振動モードは, 刺激係数が小さく応力への影響がないものである。

## 4.2 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) 有効質量算定解析コード間の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と汎用流体解析コードOpenFOAMにより算出した有効質量比は概ね一致しているが、NASTRAN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、解析コード間(NASTRANとOpenFOAM)の差異による固有値と設計用応答スペクトルの関係について考察した。

4.1.1で算定したNASTRAN及びOpenFOAMの有効質量比の関係から、OpenFOAMの場合における主要な振動モードの固有周期は、NASTRANと比較して短周期側に5%程度スライドするが、設計用応答スペクトルとの関係を考慮すると同程度の応答加速度(NASTRAN $\geq$ OpenFOAM)であるため、OpenFOAMによる有効質量の場合でもNASTRANの場合と同等の地震荷重が負荷されることになると考えられる。

したがって、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を算定する解析コード間(NASTRANとOpenFOAM)の差異による地震応答解析への影響はないことを確認した。

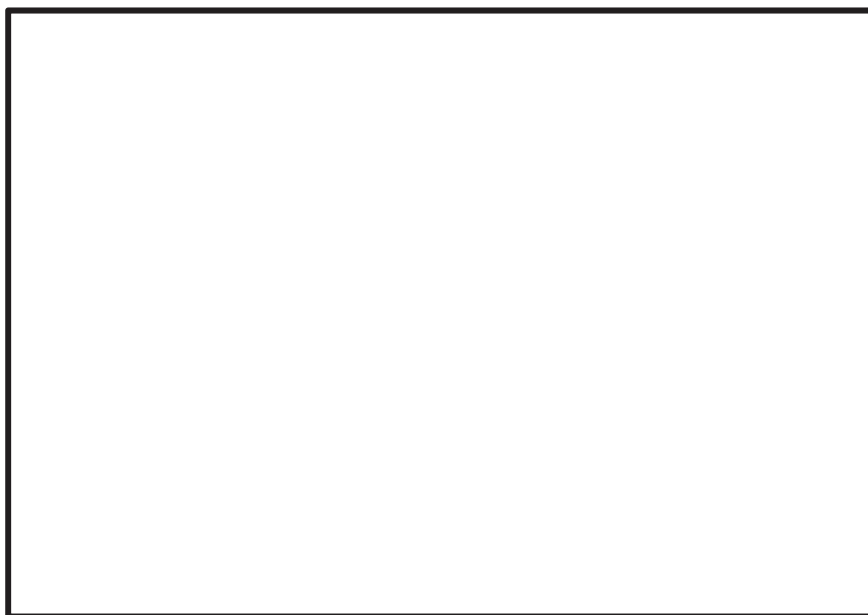


図 4.2-1 設計用床応答スペクトルと固有周期の比較

(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応答スペクトルを図 4.2-2 に、応力評価結果を表 4.2-1 に示す。

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。

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。

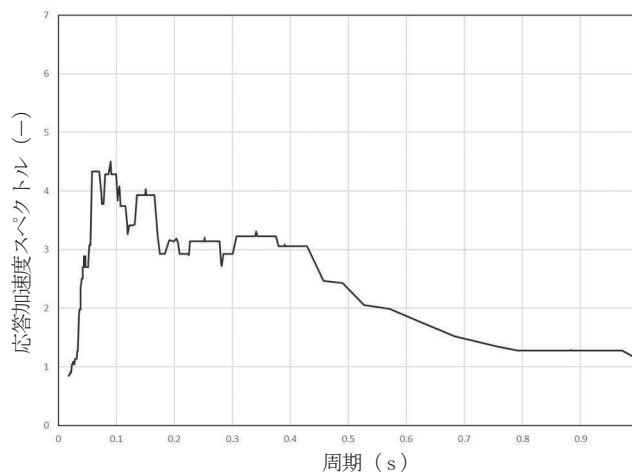


図 4.2-2 床応答スペクトル

表 4.2-1 応力評価結果

応力評価点	応力分類	算出応力		許容応力
		～20Hz	～50Hz	
胴中央部底部 (P2)	一次一般膜応力	171	171	257
胴エビ継手部内側 (P7)	一次膜応力 +一次曲げ応力	152	152	386
外側ボックスサポート取付部 (P10)	一次+二次応力	310	310	393
基礎ボルト (P5)	引張	438	438	

### 4.3 スロッシング荷重

既工認では、サプレッションチェンバ内部水全体を剛体としていたため、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、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として水平方向の地震荷重を算出するため、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、汎用流体解析コード 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 4.3-1 に示す。

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.3-2 のとおり、サ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、通常運転水位及び重大事故時水位よりも高い水位（真空破壊装置下端水位）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、サプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サプレッションチェンバと一体となって振動するモード）とスロッシング荷重（スロッシングモード）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 5 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 4.3-1 に示す。

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、重大事故時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）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。



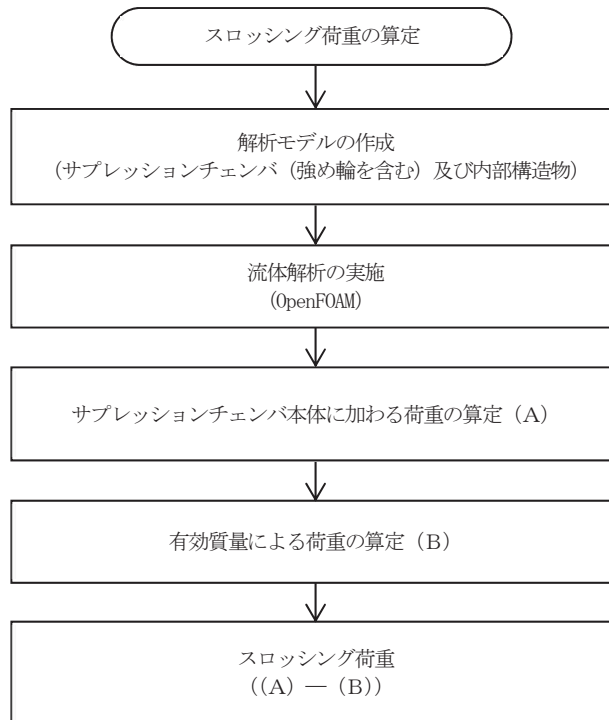


図 4. 3-1 スロッシング荷重算定フロー

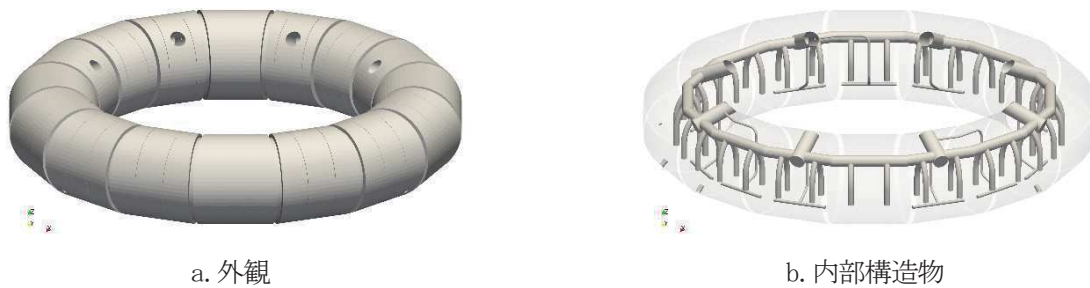


図 4. 3-2 流体解析モデル

表 4. 3-1 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
重大事故時水位より高い水位 (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. 応力解析の詳細について

### 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。

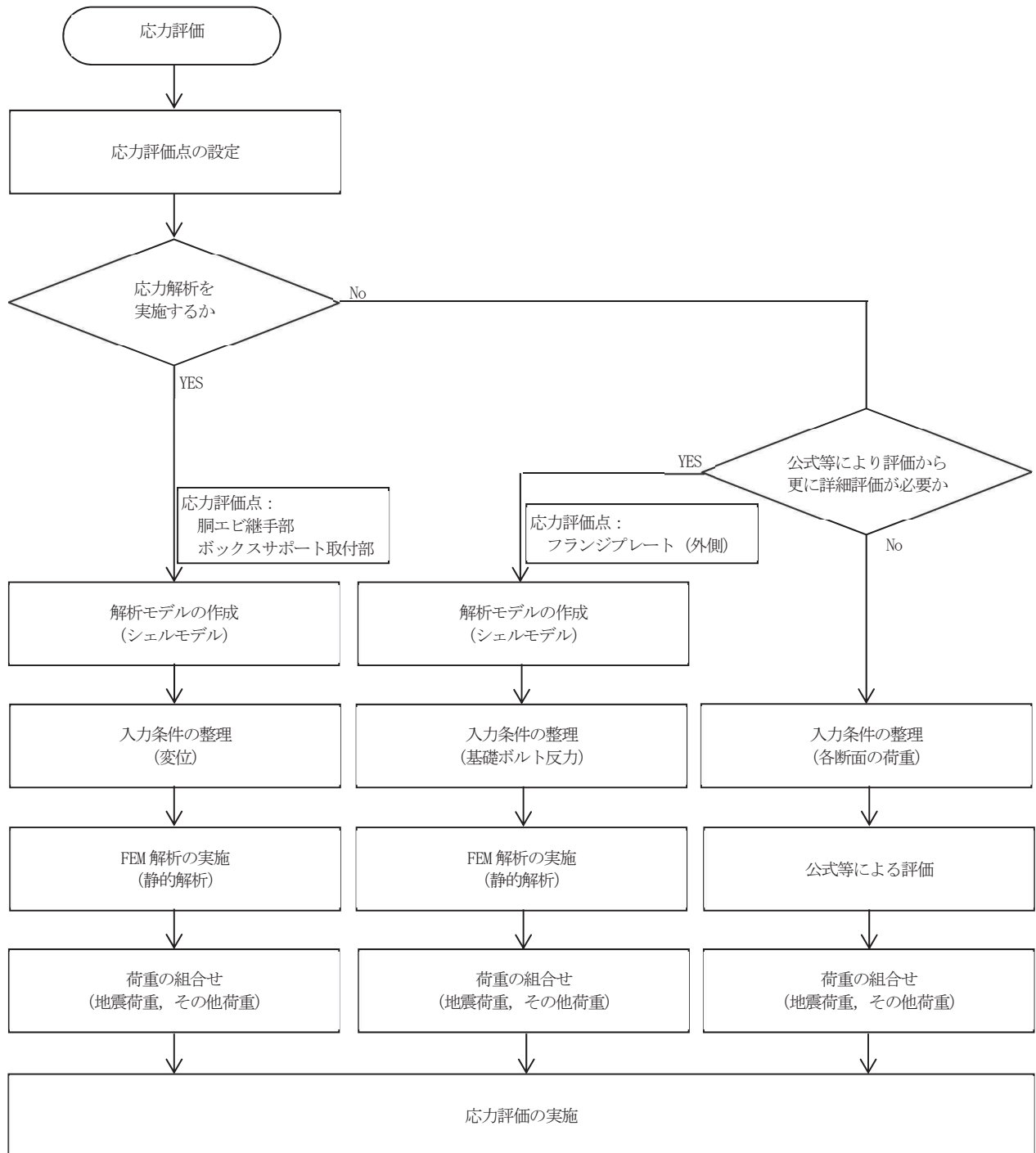


図 5.1-1 応力評価フロー

## 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

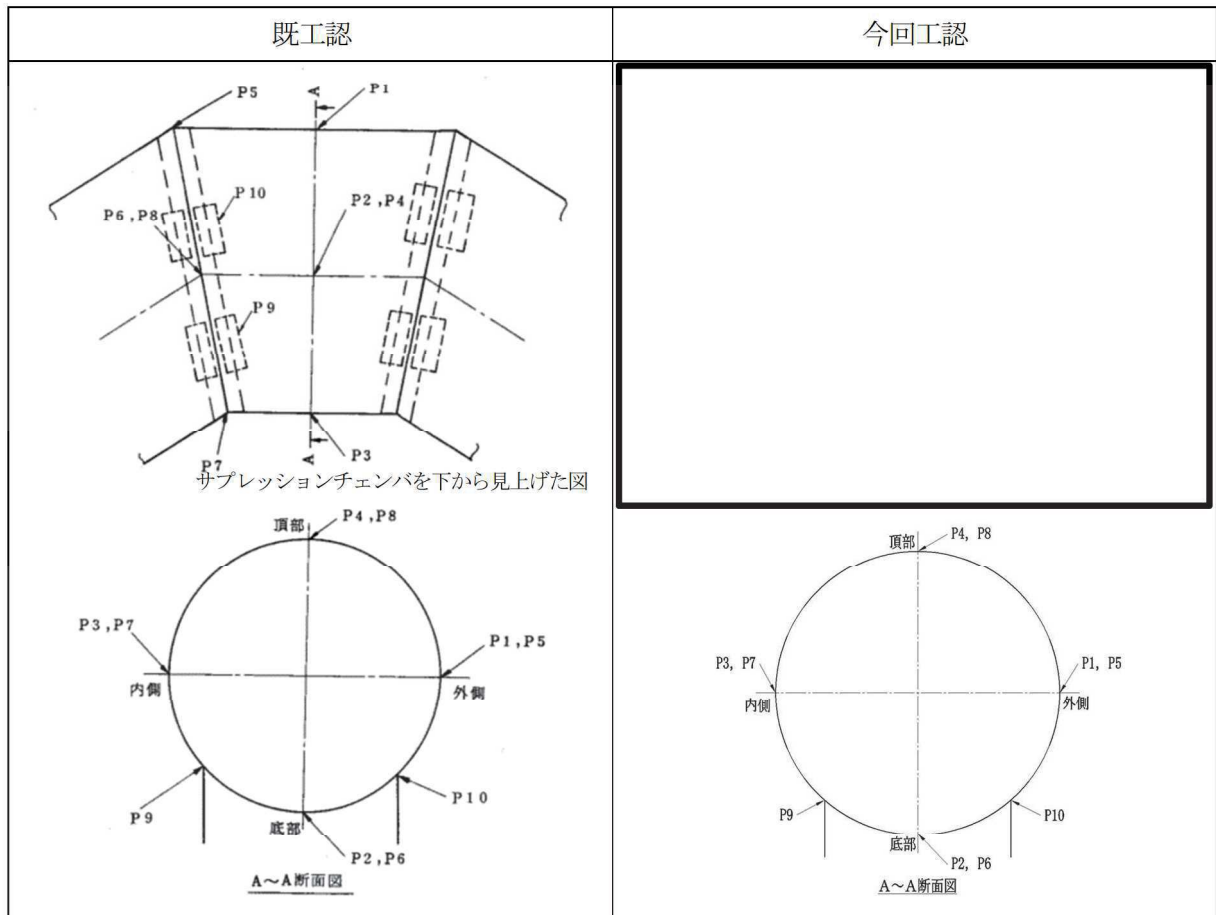
既工認及び今回工認における応力評価点を表 5.2-1 及び表 5.2-2 に示す。応力評価点 P9 及び P10(内側及び外側ボックスサポート取付部)については、今回工認における耐震補強対策による効果を踏まえ追加したパッド部の評価点を見直した。

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	○	○	公式等による評価	
P2	胴中央部底部	○	○	公式等による評価	
P3	胴中央部内側	○	○	公式等による評価	
P4	胴中央部頂部	○	○	公式等による評価	
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\*：応力評価点を追加したパッド周りに見直し。

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回りの構造及び拘束条件等をシェル要素でモデル化し, 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 ボックスサポート取付部及び胴エビ継手部

ボックスサポート取付部及び胴エビ継手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ーン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する。

応力解析モデルを、図 5.3-1 に示す。

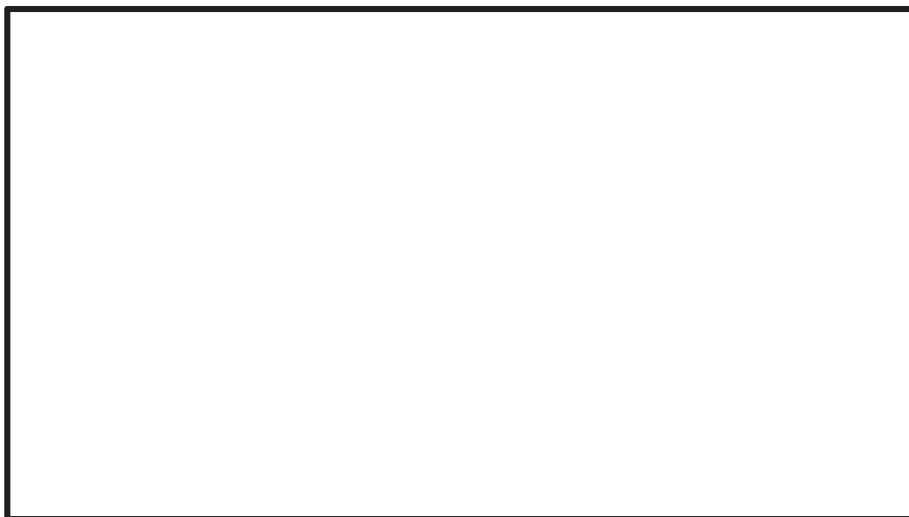


図 5.3-1 応力解析モデル

### 5.3.2 フランジプレート（外側）の応力評価モデル

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

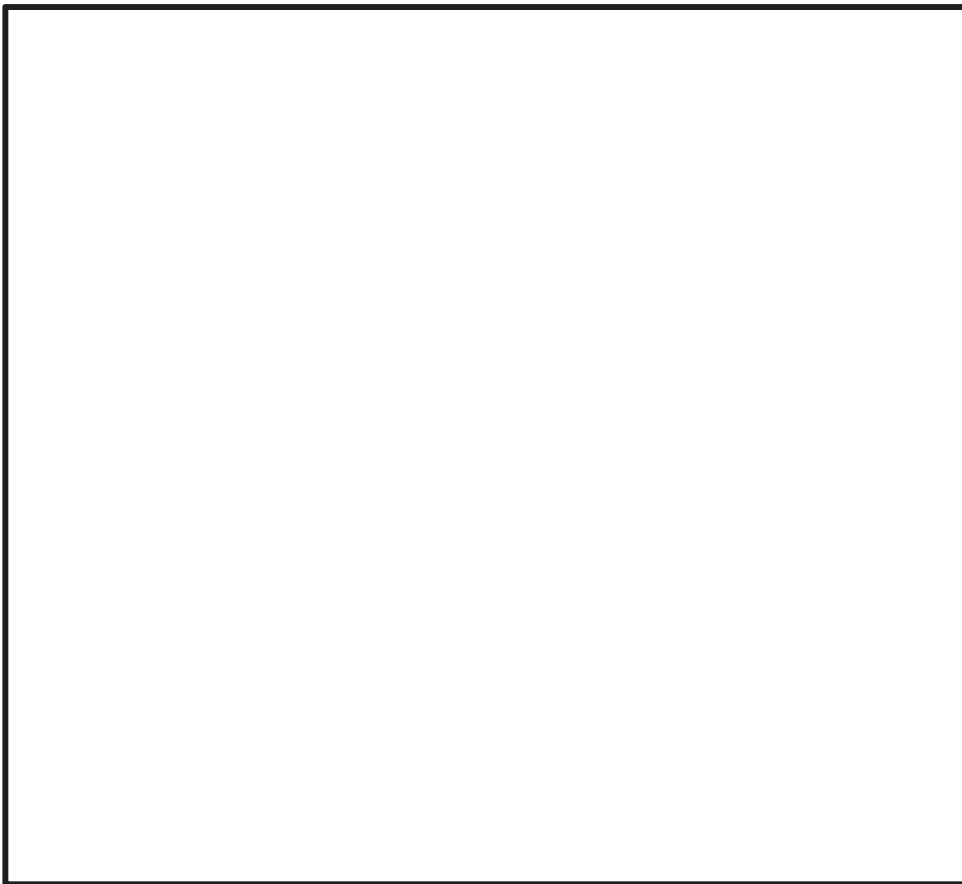


図 5.3-4 フランジプレート（外側）の応力評価モデル



## 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、公式等による応力評価又は応力解析（胴エビ継手部、ボックスサポート取付部）による応力評価を行う。

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応力解析モデルを入力し、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。

ここで、サプレッションチェンバの地震応答解析における地震荷重（変位）の抽出点を図5.4-1に、3次元FEM解析モデルの解析条件を図5.4-2に示す。



図 5.4-1 地震応答解析における変位抽出点



図 5.4-2 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。

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5.4-3に、応力解析モデルの解析条件を図5.4-4に示す。



図 5.4-3 地震応答解析における荷重抽出点

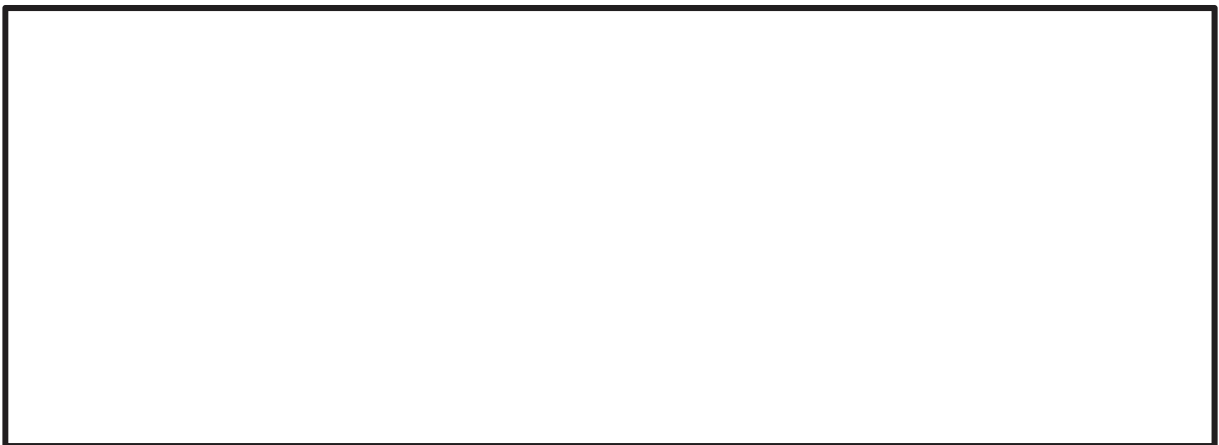


図 5.4-4 3次元FEM解析モデル解析条件

## 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水位条件、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・保守性の配慮について

今回工認での変更点		不確かさの要素	既工認	保守性の考慮方法
地震応答解析	解析モデル	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レシジョンチエンバ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。	サブレシジョンチエンバ内部水を有効質量として考慮することで、内部水質量による荷重が詳細化される。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 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。
	構造部分	なし	より要素にてモデル化。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。	よ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、基礎ボルトを剛ばねとして考慮し、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	簡便な扱いとして、サブレシジョンチエンバ全体を見做し、静的解析を適用。	サブレシジョンチエンバ内部水の増加、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。
応力解析	荷重条件	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。	スロッシングに対して最も厳しい地震動 $S_{ss-DI}$ 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い、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、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。
	ボックスササポート取付部(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レシジョンチエンバ( )をシエルの要素でモデル化し、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のシエルの要素で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	簡便に規格式による手計算を実施。特段の保守性への考慮なし。	耐震補強対策( )により、フランジプレートとの境界条件を見直し、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での力つりあい式による計算を実施。特段の保守性の配慮なし。	地震応答解析モデルに基礎ボルトを組み込むことで、サブレシジョンチエンバ全体の力のつり合いに基づく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。

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	算出応力	許容応力*
			MPa	MPa	MPa	MPa
P1	胴中央部外側	一次一般膜応力	34	258	168	257
		一次膜応力+一次曲げ応力	34	387	168	386
		一次+二次応力	44	393	92	393
P2	胴中央部底部	一次一般膜応力	48	258	171	257
		一次膜応力+一次曲げ応力	48	387	171	386
		一次+二次応力	48	393	102	393
P3	胴中央部内側	一次一般膜応力	35	258	168	257
		一次膜応力+一次曲げ応力	35	387	168	386
		一次+二次応力	44	393	92	393
P4	胴中央部頂部	一次一般膜応力	29	258	172	257
		一次膜応力+一次曲げ応力	29	387	172	386
		一次+二次応力	48	393	102	393
P5	胴エビ継手部 外側	一次膜応力+一次曲げ応力	41	387	111	386
		一次+二次応力	72	393	154	393
P6	胴エビ継手部 底部	一次膜応力+一次曲げ応力	92	387	105	386
		一次+二次応力	82	393	98	393
P7	胴エビ継手部 内側	一次膜応力+一次曲げ応力	69	387	152	386
		一次+二次応力	130	393	140	393
P8	胴エビ継手部 頂部	一次膜応力+一次曲げ応力	25	387	110	386
		一次+二次応力	46	393	90	393
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	131	387	196	386
		一次+二次応力	232	393	264	393
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	111	387	233	386
		一次+二次応力	160	393	310	393

注記\* : 添付書類は、保守的に 200°C 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	算出応力	許容応力*
			MPa	MPa	MPa	MPa
P1	ボックスプレート	一次応力（組合せ）	100		179	
		一次応力+二次応力（組合せ）	171		337	
P2	ボックスプレート 取付部	一次応力（組合せ）	90		168	
		一次応力+二次応力（組合せ）	160		308	
P2'	ボックスプレート （上側）取付部	一次応力（組合せ）	49		90	
		一次応力+二次応力（せん断）	47		93	
P3	フランジプレート とシヤラグ接触部	一次応力（支圧）	34		67	
		一次応力+二次応力（支圧）	34		67	
P4	シヤラグ取付部	一次応力（組合せ）	65		129	
		一次応力+二次応力（座屈）	50		99	
P5	基礎ボルト	引張応力	255		438	
P6	フランジプレート	一次応力（組合せ） （ボルト反力側）	71		120	
		一次応力（組合せ） （コンクリート反力側）	92	173		
		一次応力+二次応力（組合せ）	154	290		
P6'	フランジプレート （外側）	一次応力（組合せ）	146	187		
		一次応力+二次応力（座屈）	143	182		
P7	ベースプレート	一次応力（組合せ）	86	169		
		一次応力+二次応力（座屈）	83	163		
P8	シヤコネクタ （外側）取付部	一次応力（組合せ）	59	114		
		一次応力+二次応力（せん断）	25	49		
P9	コンクリート（ベ ースプレート下 面）	圧縮応力	5.99	11.76		
P10	コンクリート（シ ヤコネクタ（外側） 側面）	圧縮応力	11.25	22.21		
P11	コンクリート（シ ヤプレート上面）	せん断応力	0.5	0.86		
P12	パッド取付部	一次応力（組合せ）	41	73		
		一次応力+二次応力（せん断）	39	76		

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。

## 8. まとめ

女川2号機における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では、サブ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、サブ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、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、サブプレッションチェンバの内部水質量の扱いとして有効質量を適用すること、サブ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、サブ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、サブプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を流体解析にて評価する。

また、サブプレッションチェンバ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号機のサブ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について

## 1. 有効質量の適用について

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、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（参考資料1参照）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（参考資料2参照）。

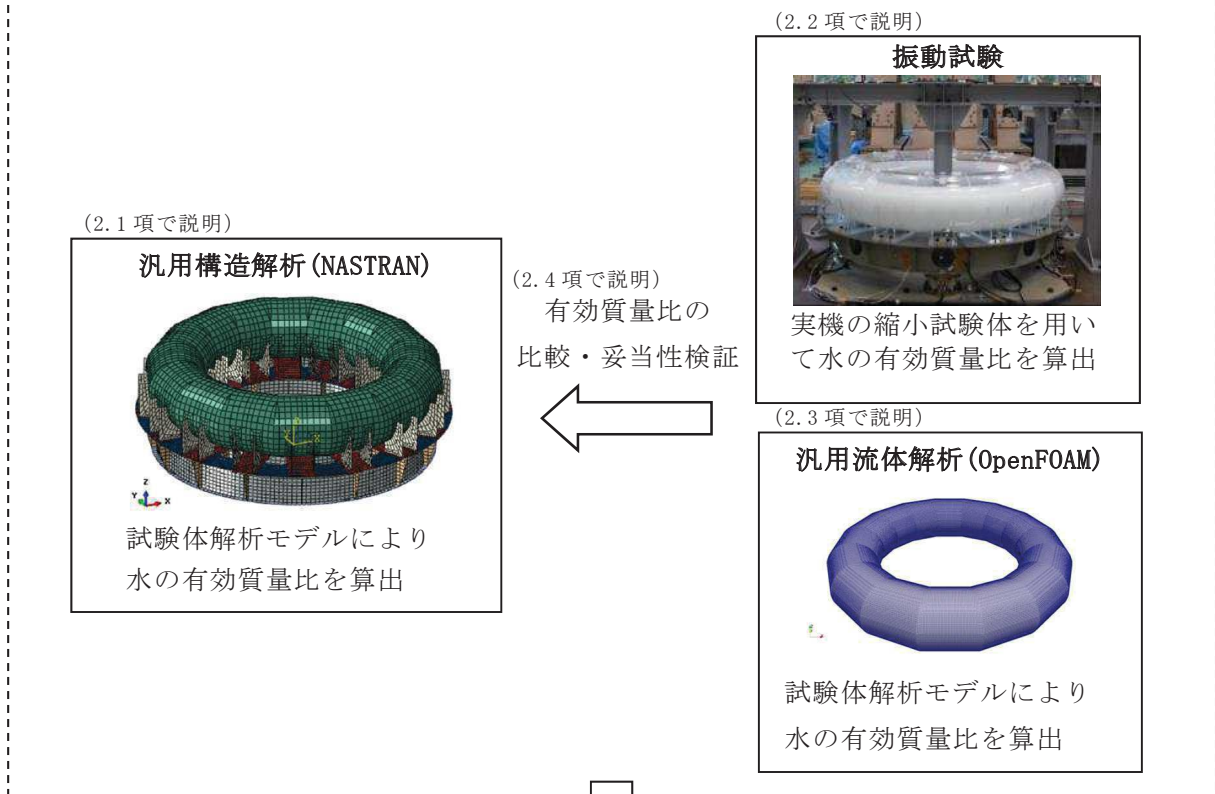
有効質量は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている考え方である（参考資料3参照）。

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NASTRAN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NASTRANにて有効質量を求め、実機を縮小模擬した試験体（前述のNASTRANの解析モデルと同様）を用いた振動試験及び流体解析（汎用流体解析コードOpenFOAM（参考資料1参照））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NASTRANにより算出した値に対して、内部構造物を含む解析モデルに対する流体解析（汎用流体解析コードOpenFOAM）により算出した値と比較、検証した上で、解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえてNASTRANで算出された値の保守性を検討し、設定する。（3項にて説明）

NASTRAN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】

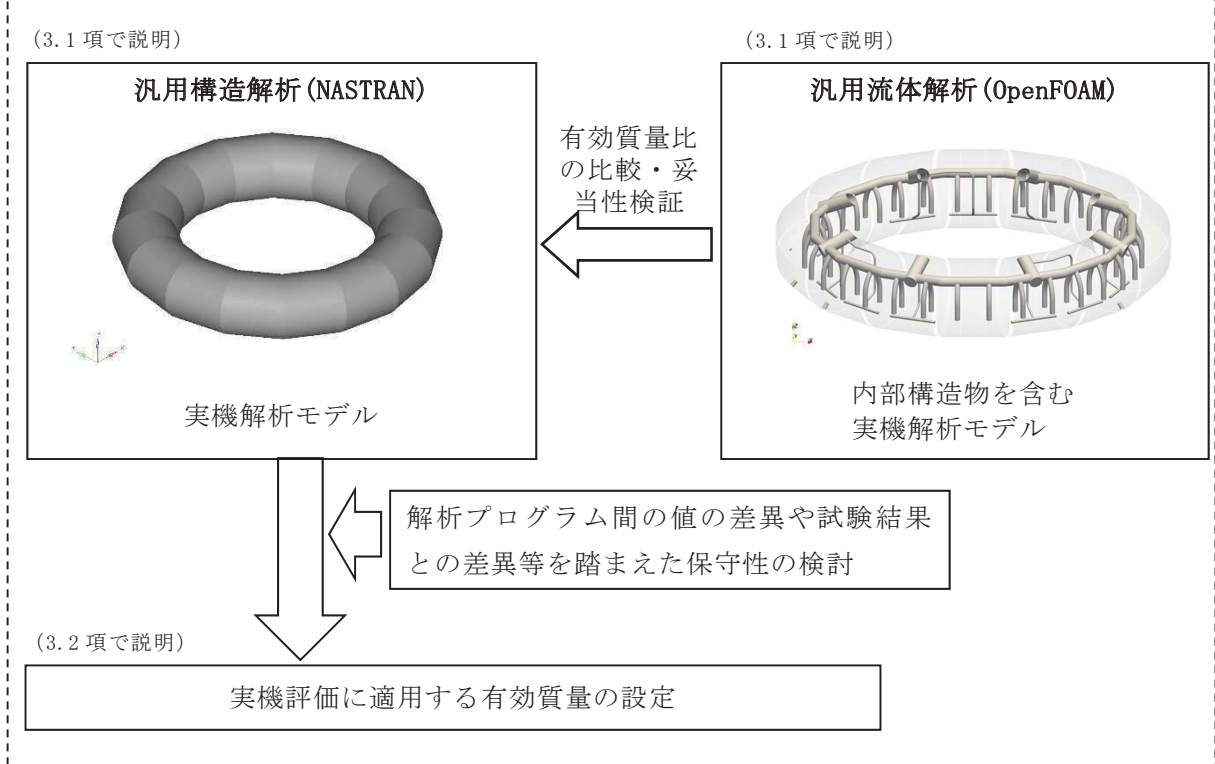


図 1 NASTRAN によるサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川 2 号機のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れ

## 2. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

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

### 2.1 NASTRAN 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、NASTRAN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、NASTRAN で算出可能であり、入力波によらず、容器の構造（形状及び寸法）と内部水の水位により有効質量が定まる。また、NASTRAN では、内部水のスロッシングを評価しないため、スロッシング荷重は考慮されない。

#### 2.1.1 検討対象

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

#### 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、実機サプレッションチェンバの運転状態を考慮し、4 段階（低、中、高、高高）（参考資料 4 参照）を設定する。

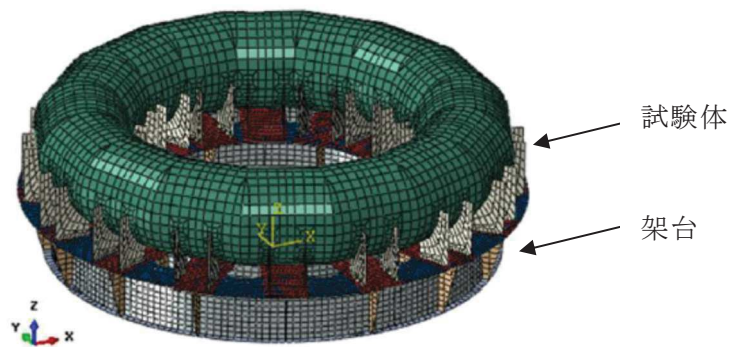


図 2 構造解析モデル（試験体解析モデル）

### 2.1.3 解析結果

NASTRAN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 NASTRANによる有効質量及び有効質量比の算出結果

水位*1	水の全質量 M <sub>W</sub> [kg]	水の有効質量*2 M <sub>E</sub> [kg]	有効質量比 M <sub>E</sub> /M <sub>W</sub> [-]	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NASTRAN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、NASTRANによる有効質量比との比較を行う (参考資料5参照)。

#### 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、強め輪やダウンカム等の内部構造物は、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)

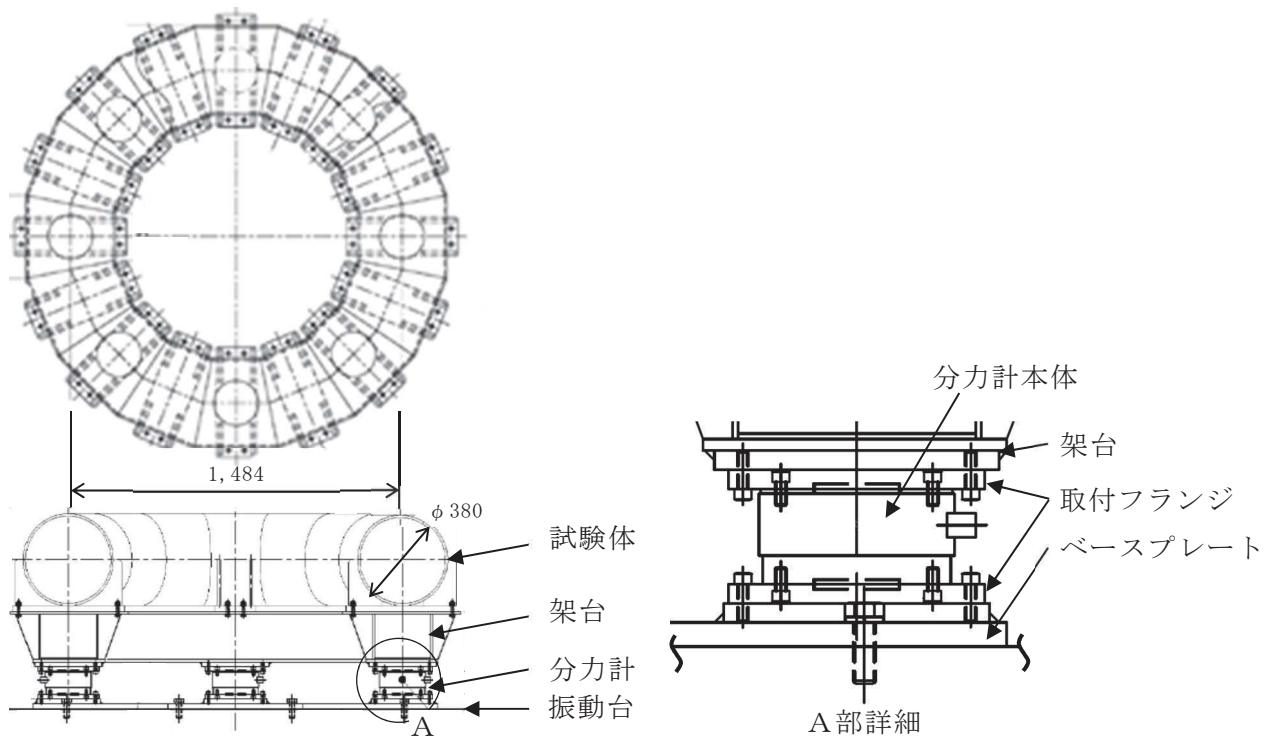


図3 試験装置の概要

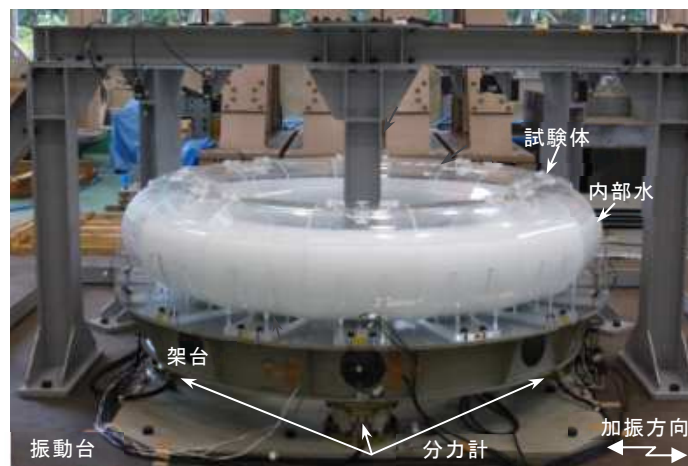


図4 試験装置の写真

### 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°)
		架台上	X成分 : 2 (0°, 180°) Y成分 : 2 (90°, 270°) Z成分 : 4 (0°, 90°, 180°, 270°)
		試験体上	X成分 : 4 (0°, 45°, 135°, 180°) Y成分 : 4 (45°, 90°, 135°, 270°) Z成分 : 6 (0°, 45°, 90°, 135°, 180°, 270°)

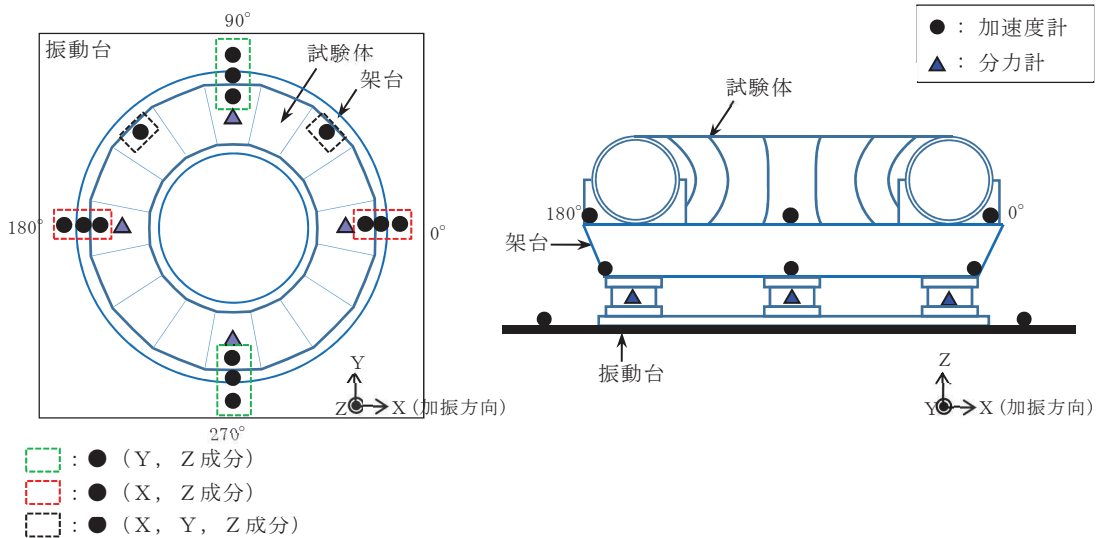


図5 計測機器設置位置



### 2.2.3 試験条件

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固有周期帯で応答加速度が大きい S s -2 を採用

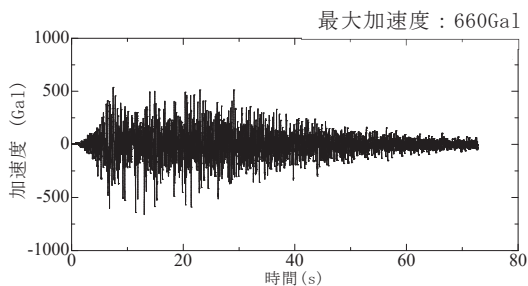


図 6 基準地震動 S s 相当の  
応答加速度時刻歴波形

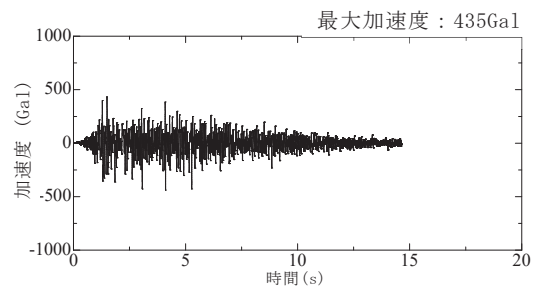


図 7 振動台入力加速度時刻歴  
波形(相似則適用)

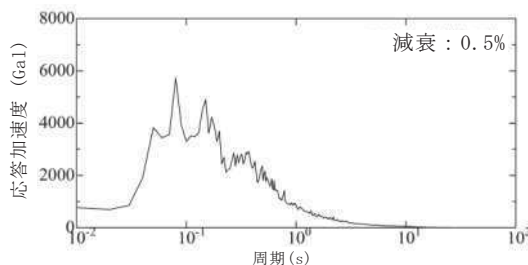


図 8 基準地震動 S s 相当の  
応答加速度スペクトル

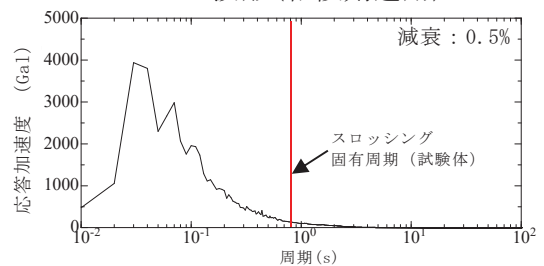
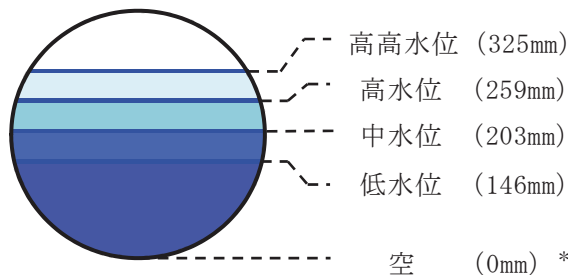


図 9 振動台入力応答加速度  
スペクトル(相似則適用)

試験水位レベルは、水を入れない空、低、中、高、高高の計 5 ケースとする（図 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  
別紙 1-7

## 2.2.4 試験結果

1.0 倍入力、低水位の試験ケースにおける計測荷重の時刻歴を図 11 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 12 に示す。

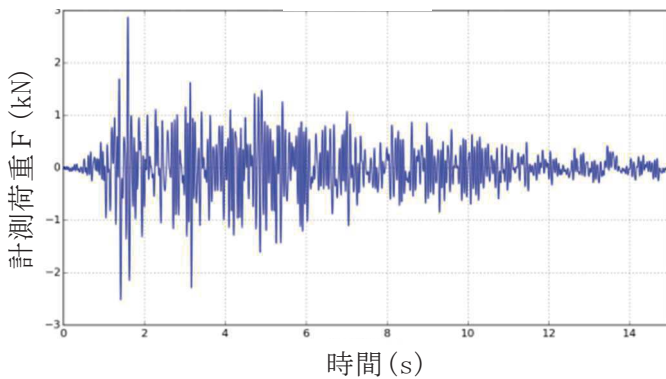


図 11 計測荷重の時刻歴

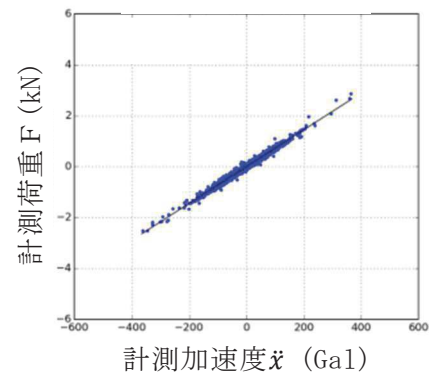


図 12 計測加速度と計測荷重の関係

図 12 において、計測荷重  $F$  と架台上の計測加速度 (= 試験体への入力加速度)  $\ddot{x}$  との関係は、運動方程式から下式で表される。

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

ここで、

$M$ : 試験体 (構造体) の質量

$M_E$ : 内部水の有効質量

上式のとおり、試験体 (構造体) の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、水有りの試験結果及び空の試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される (図 13 参照)。

なお、有効質量の算出においては、計測荷重  $F$  について 2Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている (参考資料 6 参照)。

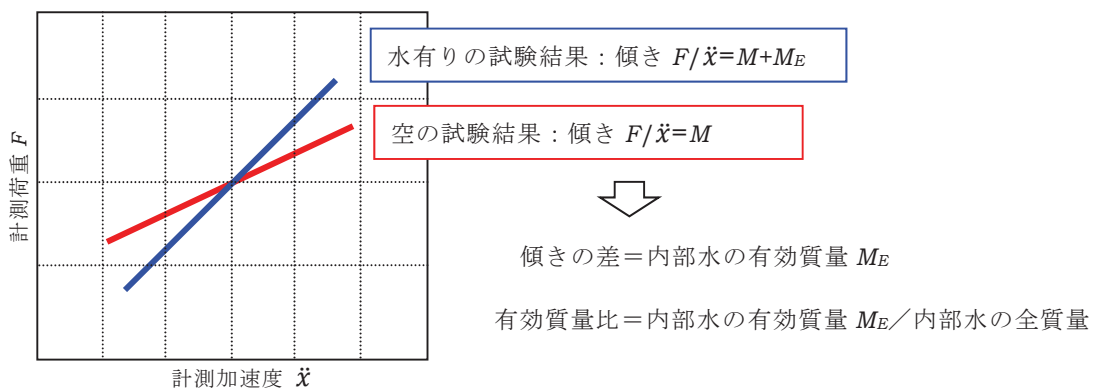


図 13 内部水の有効質量  $M_E$  及び有効質量比の算出方法



各ケースの試験結果から算出した有効質量比を表 4 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（参考資料 7 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。

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

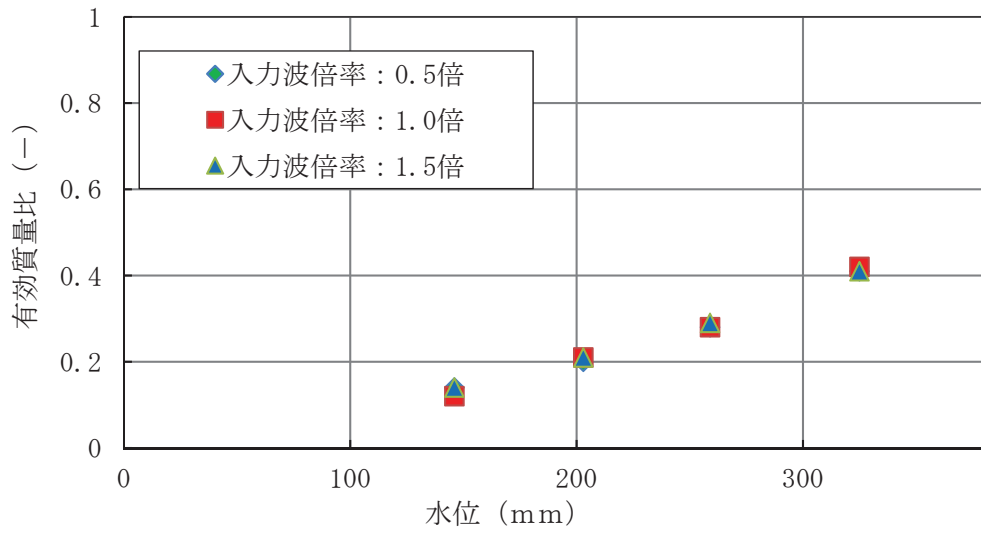


図 14 振動試験における水位と有効質量比の関係

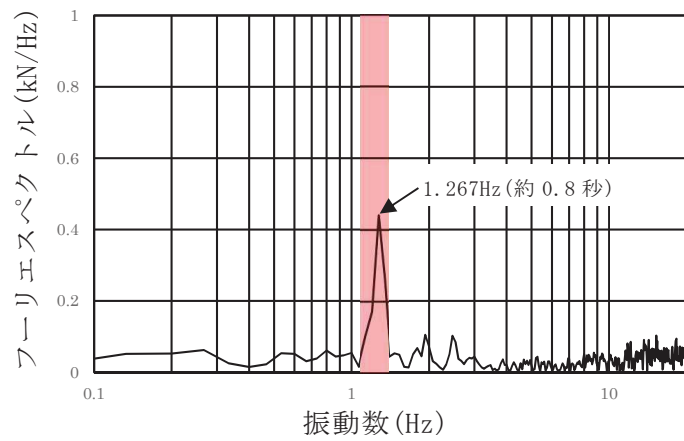


図 15 計測荷重のフーリエスペクトル (低水位, 入力倍率 1.0 倍)

### 2.3 OpenFOAM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 NASTRAN 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、OpenFOAM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。

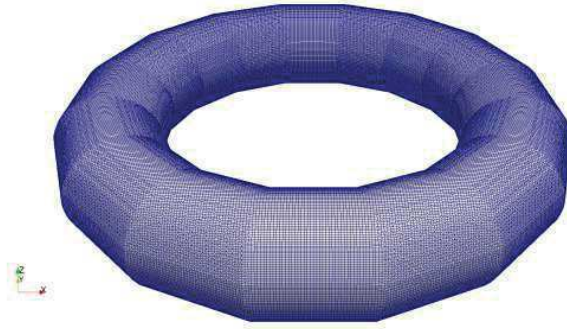


図 16 流体解析モデル（試験体解析モデル）

#### 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 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 17 に、入力加速度に対する荷重をプロットしたものを図 18 に示す。また、図 18 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。

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。

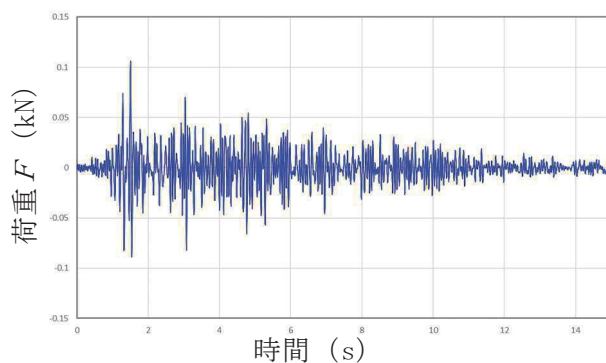


図 17 荷重時刻歴

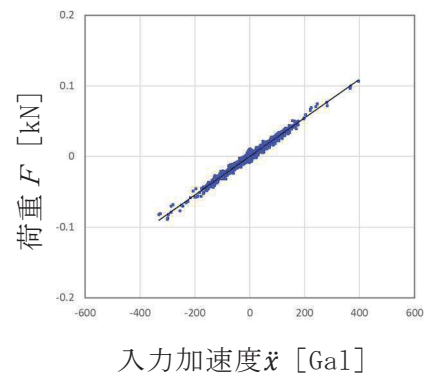


図 18 入力加速度と荷重の関係

表 5 OpenFOAM により算出した有効質量比

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

## 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、NASTRANで算出した円環形状容器の内部水の有効質量比の妥当性を検証する。

2.1項～2.3項に示したNASTRAN、振動試験及びOpenFOAMにより算出した有効質量比を整理して表6及び図19に示す。

入力波の特性に関係なく、容器の形状及び水位により有効質量比が定まるNASTRANにより算出した有効質量比に対し（参考資料8参照）、内部水の流動を直接考慮した振動試験及びOpenFOAMから算出した有効質量比が同等であることを確認したことから、NASTRANにより算出される有効質量比は妥当であると考えられる。

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

表 6 各方法による有効質量比の評価結果

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

注記\*：入力倍率 1.0 倍ケースの値

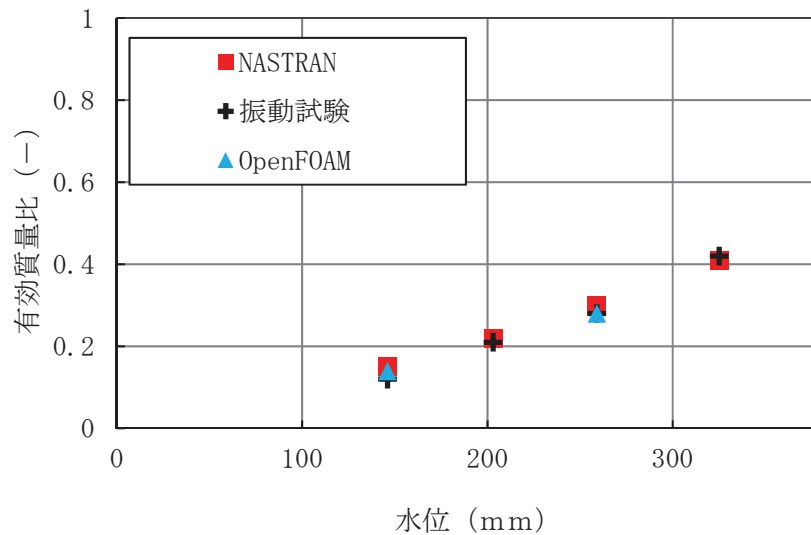


図 19 各手法の有効質量比の評価結果

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

#### 3.1 NASTRAN 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NASTRAN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 NASTRAN の実機解析モデル

NASTRAN の実機解析モデルを図 20 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 21 に示すとおり、通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）の 2 ケースとする。

なお、重大事故時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動  $S_d$  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。

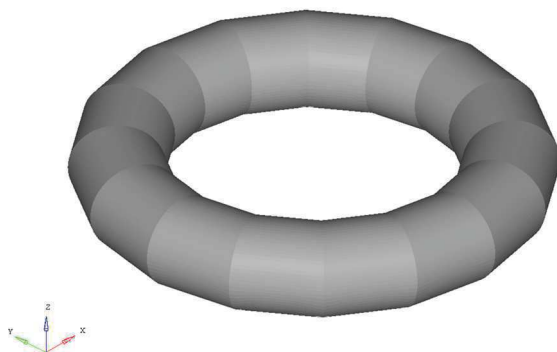


図 20 NASTRAN の実機解析モデル

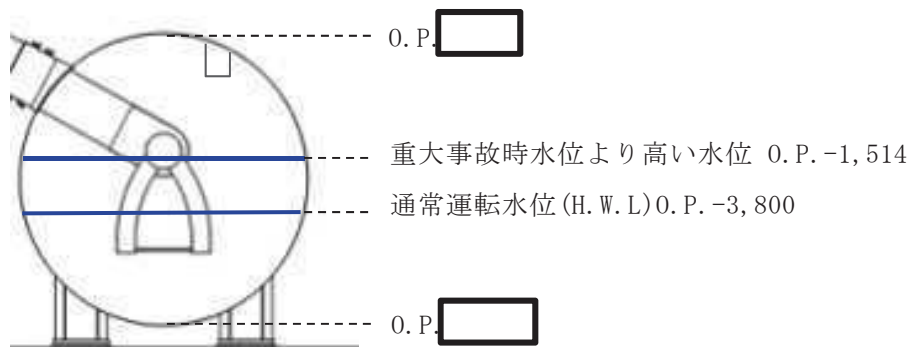


図21 解析水位ケース

### 3.1.2 流体解析による実機の有効質量比の算出

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

OpenFOAM における女川 2 号機の実機解析モデルは、水位条件は NASTRAN と同じである (図 22)。また、入力地震動は、基準地震動  $S_s$  の特徴を踏まえ、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間が長い  $S_s-D1$  を用いた (参考資料 9 参照)。

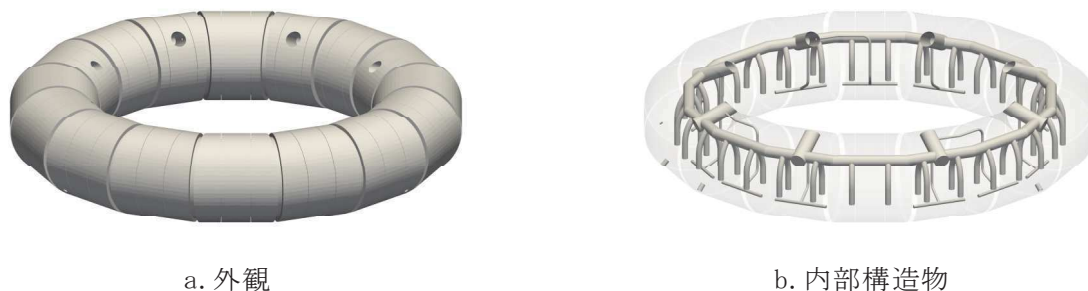


図 22 OpenFOAM の実機解析モデル

### 3.1.3 解析結果

NASTRAN 及び OpenFOAM 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 NASTRAN により算出した有効質量比の方がやや大きい値となっている。この差異は、有効質量比の算出において、容器の形状と水位から一義的に求まる (内部水の流動を考慮しない) NASTRAN に対し、OpenFOAM では内部水の流動が考慮されることから、液面変動による効果によりこのような傾向となるものと推定される。また、本傾向は、2.4 項に示す NASTRAN の妥当性検証における NASTRAN の有効質量比と振動試験及び OpenFOAM の有効質量比の比較結果と整合している。

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

表 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
	NASTRAN	OpenFOAM	NASTRAN
		S s - D 1	
通常運転水位 (H. W. L)	0.24	0.22	0.15
重大事故時水位*	0.33	0.32	0.30

注記\*：重大事故時水位より高い水位

### 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、NASTRANに対する流体解析及び振動試験の値の差異等を踏まえ、NASTRANで算出された値の保守性を検討し、女川2号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、NASTRAN、振動試験及び OpenFOAM により算出した有効質量比は同等であり、おおむね NASTRAN の値が保守的な傾向を示す。また、有効質量比は、振動試験の結果から、再現性があり、ほとんどばらつきがなく算出できることを確認した。

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

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比に対して、NASTRAN を用いて有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても有効質量比がほぼ一致している、又は NASTRAN の値が保守的な傾向となっている（参考資料 10 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、NASTRAN により算出される有効質量比が、他評価手法及び容器構造設計指針に対して一致もしくはおおむね保守的な傾向（有効質量比が大きくなる）を示すことから、NASTRAN により算出される有効質量を適用する。

なお、評価手法の違い（NASTRAN と OpenFOAM）による有効質量比の差異によって、サブレー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。



## サブプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの設定方法について

## 1. 概要

今回工認に用いる女川 2 号炉のサブプレッションチェンバ地震応答解析モデル（はり要素を用いた 3 次元多質点モデル）における内部水の有効質量は、NASTRAN（シェル要素を用いた実機解析モデル）により算出される各要素の有効質量及びその位置（高さ）を考慮し、地震応答解析モデルの各質点に縮約して設定する。

本資料では、その設定方法の考え方について説明する。

## 2. 縮約

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

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

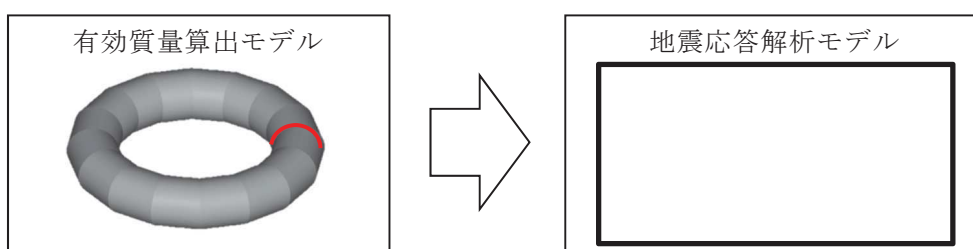


図 1 有効質量の縮約

## 3. 地震応答解析モデルへの設定方法

## 3.1 地震応答解析モデルへの設定方法の考え方

NASTRAN により算出されるサブプレッションチェンバシェルの各要素の有効質量及びその位置（高さ）を、地震応答解析モデルのサブプレッションチェンバの各質点に設定する方法（Guyan の縮約法）のイメージを図 2 に示す。

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

NASTRAN ではサブプレッションチェンバシェルの各要素に対する内部水の有効質量が算出されており、解析モデルの一断面を考えた場合、有効質量算出モデルの 1 要素における有効質量  $m_i$  は、水平方向及び鉛直方向の有効質量（ $m_{xi}$ ,  $m_{zi}$ ）に分解できる。

なお、水平方向の有効質量  $m_{xi}$  をサブプレッションチェンバ全体に積分するとサブプレッションチェンバの内部水に対する有効質量と一致し、また、鉛直方向の有効質量  $m_{zi}$  をサブプレッションチェンバ全体に積分した場合、サブプレッションチェンバシェルの底面圧

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）

NASTRAN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。

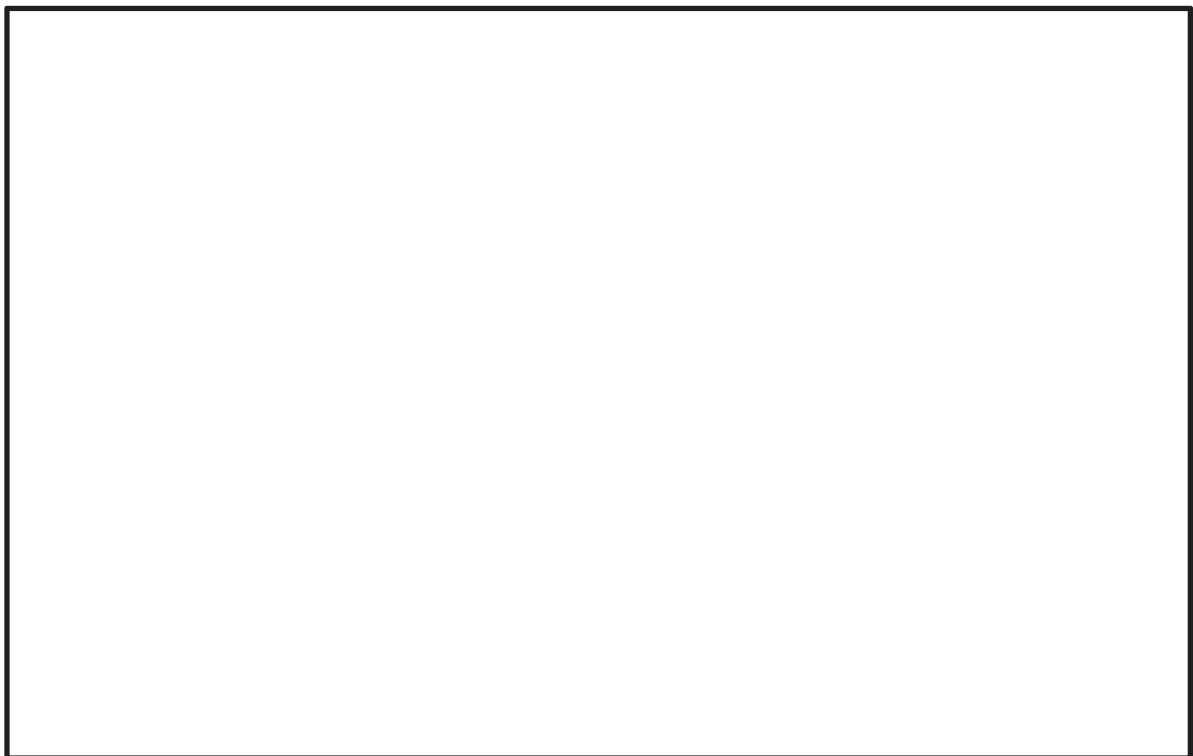


図 2 Guyan の縮約法のイメージ

### 3.2 地震応答解析モデルへ設定する有効質量

今回工認に用いるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図3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、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を表し、Z方向の各質点の並進質量  $m_z$  の合計値  kg は、サプレッションチェンバ内部水の全質量を表すことから、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NASTRANによる実機解析モデル（重大事故時水位）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、サプレッションチェンバの容器形状（軸対称）に応じた分布となっており、それぞれの合計値は0となる。

#### (2) 回転質量

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

として回転質量の増減が現れるが、これは質点位置の容器形状の違い（直管部：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。

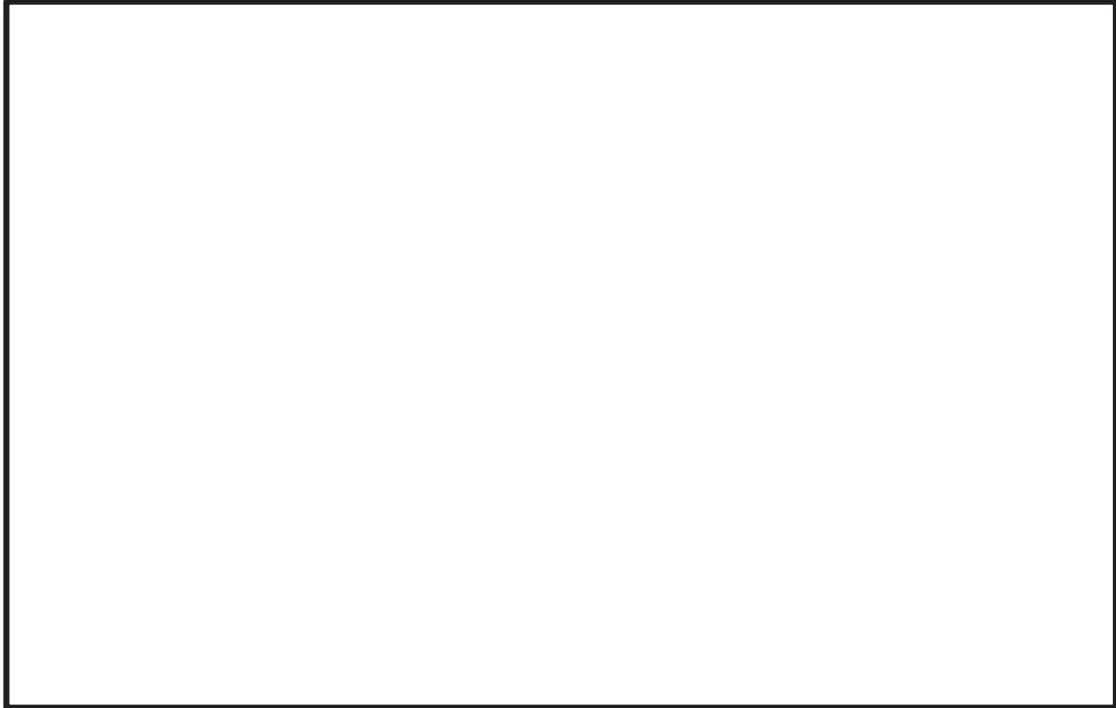


図3 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

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 FEM から直接的に求めた質点位置（有効質量に対する等価高さ）における有効質量、地震荷重及び回転質量を比較する。

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

###### (1) 評価モデル

評価モデルを図 4、評価モデルの諸元を表 5 に示す

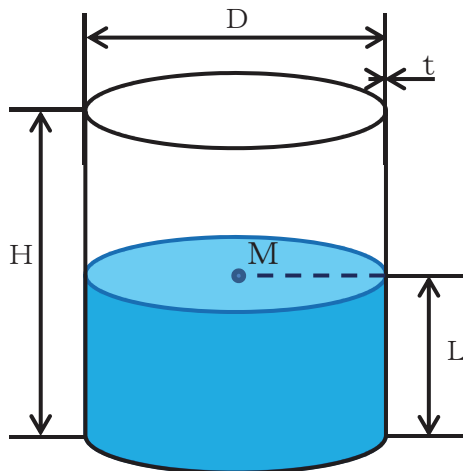


図 4 評価モデル

表 5 評価モデルの諸元

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

###### (2) 解析モデル

NASTRAN の評価に用いる解析モデルを図 5 に示す。

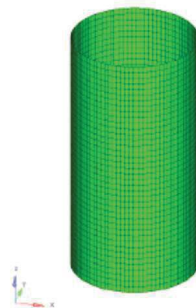


図 5 NASTRAN 解析モデル

(3) 検討条件

検討条件を表 6, 検討モデルのイメージを図 6 に示す。

表 6 検討条件

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

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

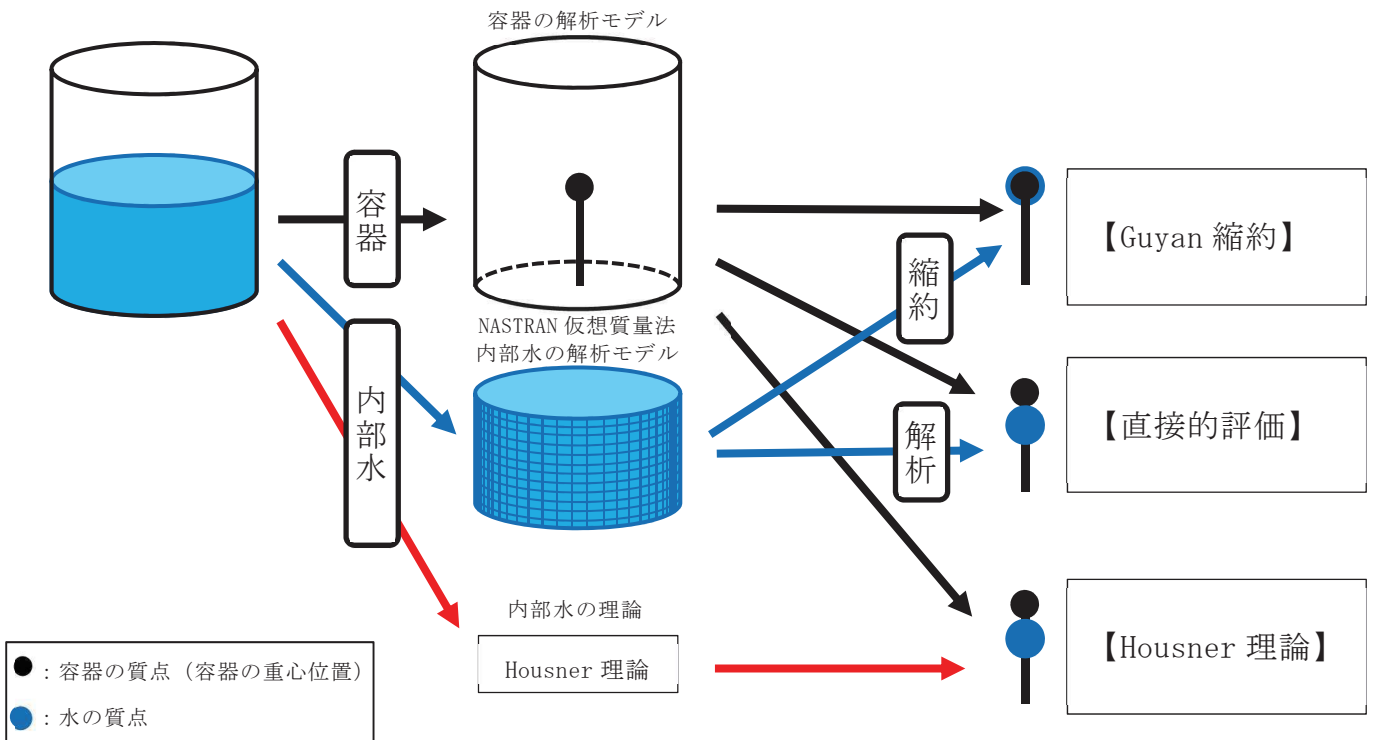


図 6 妥当性確認に用いる検討モデルのイメージ

#### 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 7，有効質量に対する水平反力等のイメージを図 7 に示す。比較結果から NASTRAN の Guyan の縮約法と直接的評価の有効質量，地震荷重及び回転質量は一致しており，NASTRAN の Guyan の縮約法が妥当であることを確認した。なお，本評価モデルでの回転質量は，内部水の有効質量を等価高さから容器重心高さにオフセットしたため，負の回転質量となるが，容器重心位置よりも内部水の有効質量の等価高さが高い場合は，正の回転質量となる。

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

表 7 Guyan による縮約法の妥当性確認結果

	有効質量 (kg)	等価高さ (mm)	地震荷重 (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	—	$3.010 \times 10^4$	$2.714 \times 10^7$	$-302.613^{*1}$
直接的評価	603.591	498.646	$3.010 \times 10^4$	$2.714 \times 10^7$	$-302.613^{*2}$
Housner 理論	614.000	506.000	$3.021 \times 10^4$	$2.723 \times 10^7$	—

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 7 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

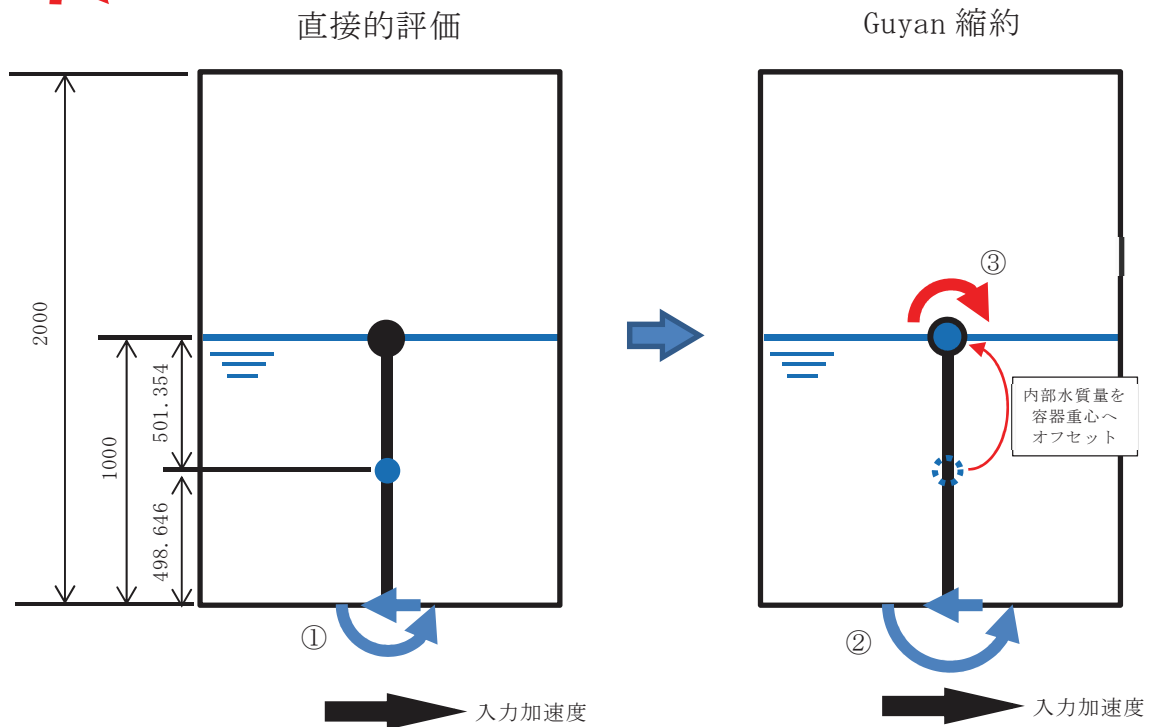


図7 有効質量に対する水平反力等のイメージ

#### 〈回転質量の算出〉

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

- ① 直接的評価による有効質量及び等価高さから容器底部での回転モーメントを算出。  
 $603.591 \times 0.498646 \times 9.80665 = 2,951.588 \text{ (N} \cdot \text{m)}$
- ② 直接的評価による有効質量を容器重心位置 (Guyan 縮約による内部水質量の縮約位置) にオフセットし、容器底部での回転モーメントを算出。  
 $603.591 \times 1 \times 9.80665 = 5,919.206 \text{ (N} \cdot \text{m)}$
- ③ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。  
 $(2,951.588 - 5,919.206) / 9.80665 = -302.613 \text{ (kg} \cdot \text{m)}$

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

<補足>

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ

Housner の論文<sup>[1]</sup>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。

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

表 1 評価諸元

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

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

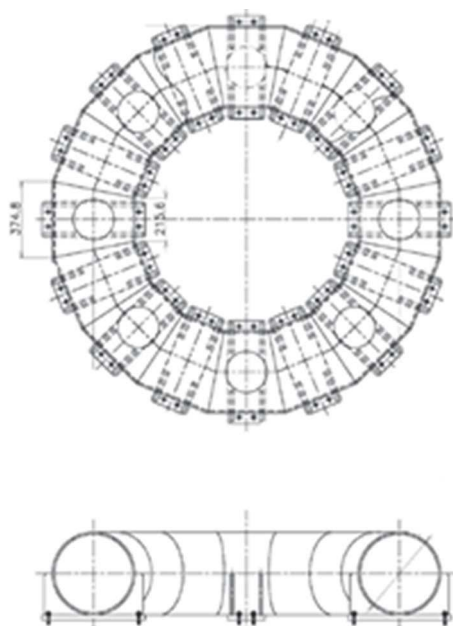


図 1 円筒タンク概要図

(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。

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

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

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

(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。

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

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

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

(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

## 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縮約法により算出される有効質量を3次元はりモデルの質点位置に設定しており、NASTRANの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NASTRAN(3次元シェルモデル)から算出した水平方向の有効質量と同等であることを確認している。

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、NASTRANを用いて容器(各要素)の内面圧力(水平方向の圧力、鉛直方向の圧力)から各方向の有効質量を算定しており、これらは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8のとおり整理した。



表 8 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 8）、3次元シェルおよび3次元はりにてモデル化した（図 9 及び図 10）。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。

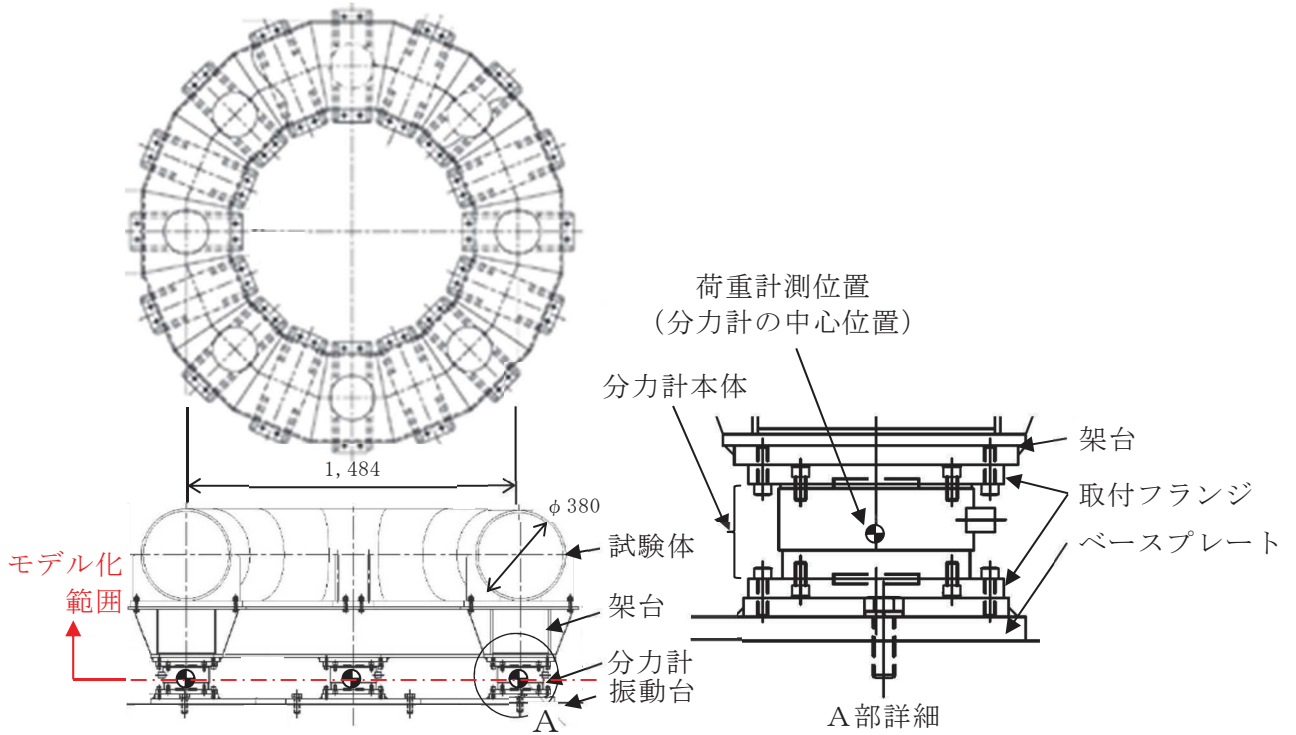


図 8 モデル化範囲

① 3次元シェルモデル

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

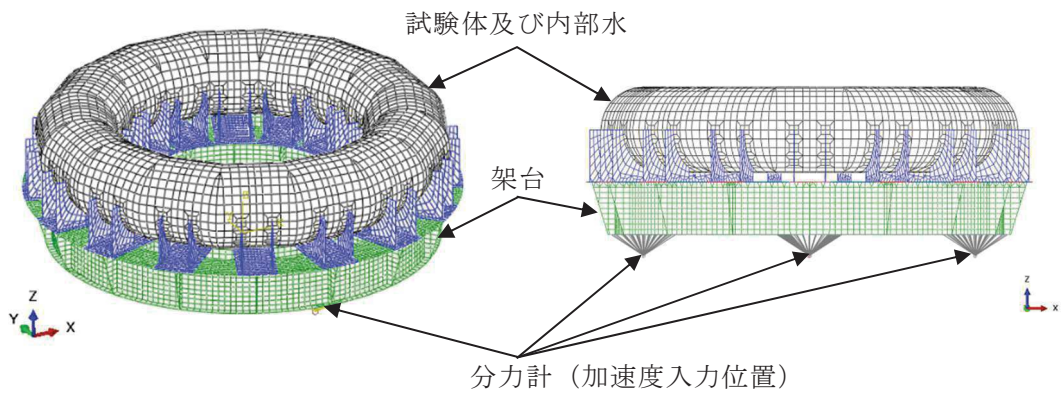


図 9 3次元シェルモデル

② 3次元はりモデル

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

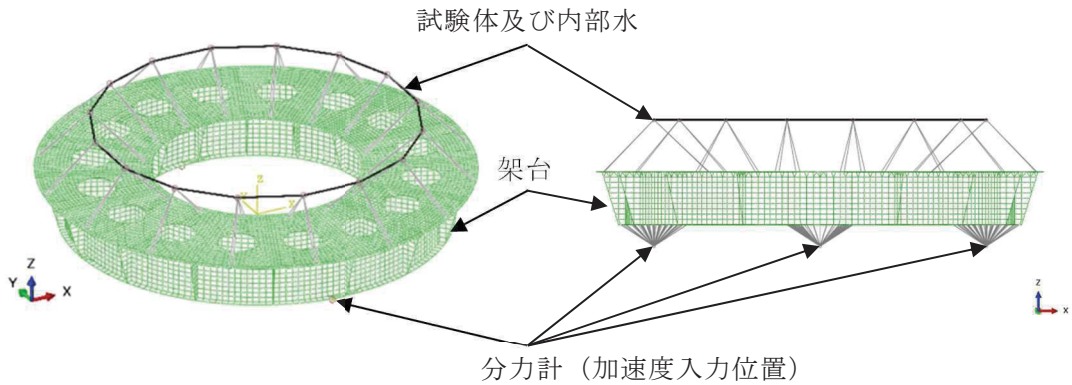


図 10 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 9 に示す。

表 9 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		架台上の加速度時刻歴 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上で計測された加速度よりも地震応答解析での試験体上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、振動台上から架台上、試験台上へ地震動が伝達するに従い増加しており、振動台上から架台上までの増加が大きい（表 10、図 11）。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上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 12）。

表 10 最大加速度の比較

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

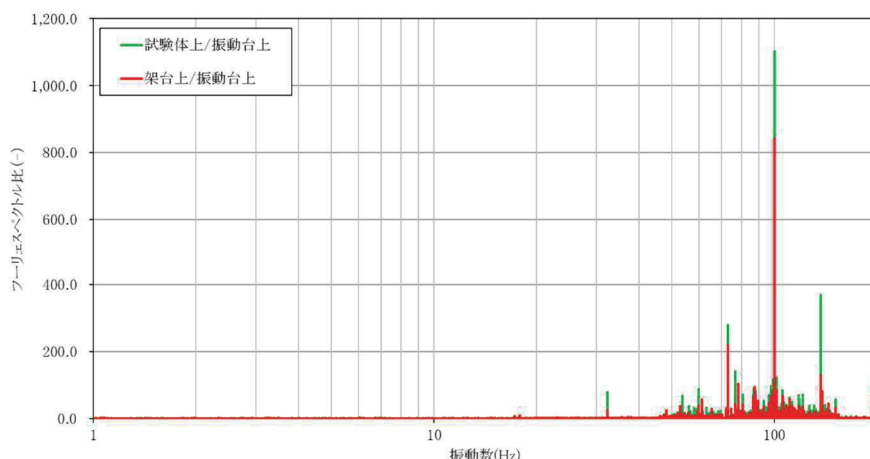


図 11 各計測位置における計測加速度のフーリエスペクトル比

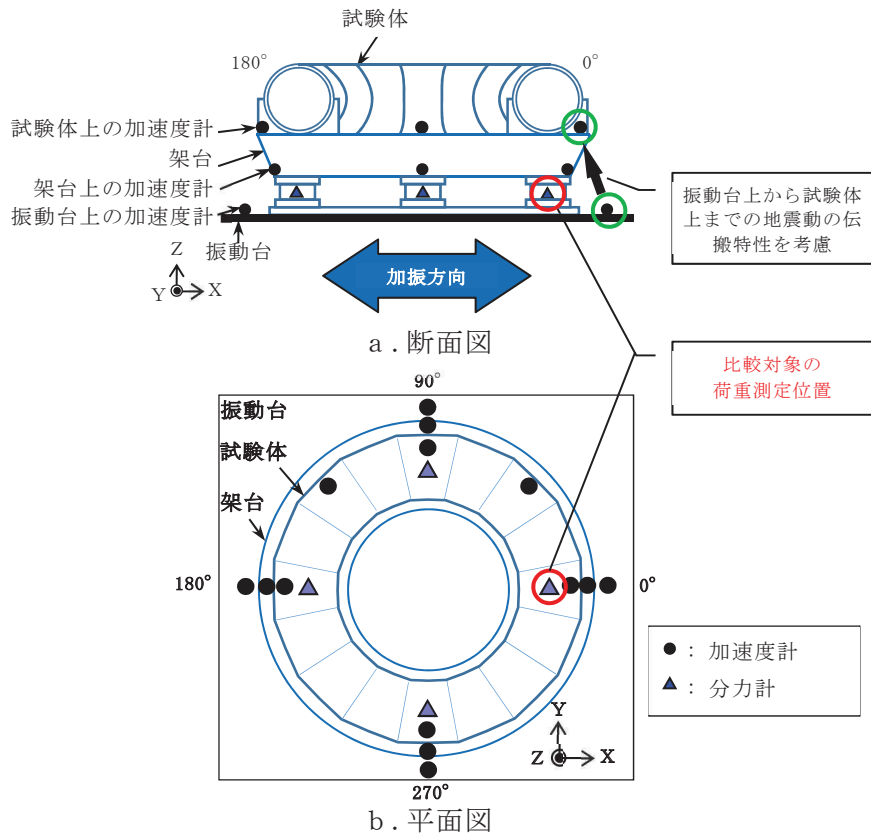


図 12 荷重の比較位置

#### 4.2.2 解析結果

##### (1) 試験体上の加速度時刻歴

振動試験で計測された試験体上の加速度時刻歴，3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる試験体上の水平加速度時刻歴及び鉛直加速度時刻歴の比較を図13及び図14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上の加速度時刻歴は，振動試験で計測された試験体上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。

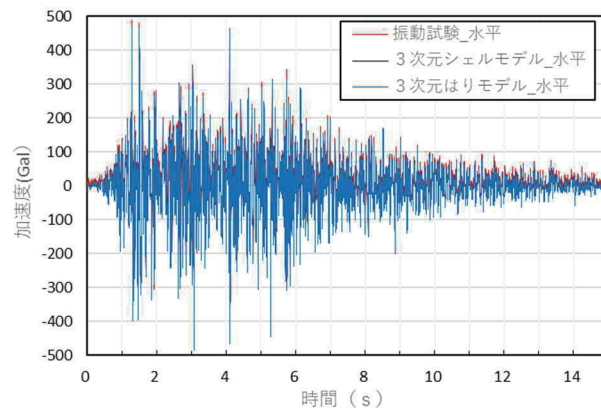
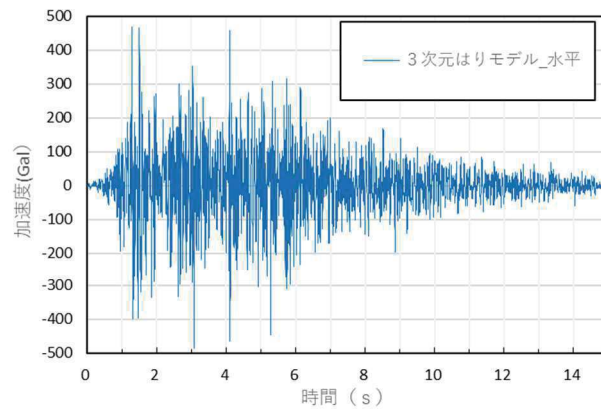
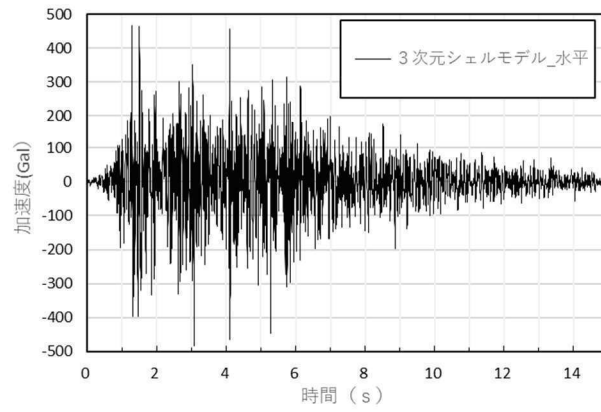
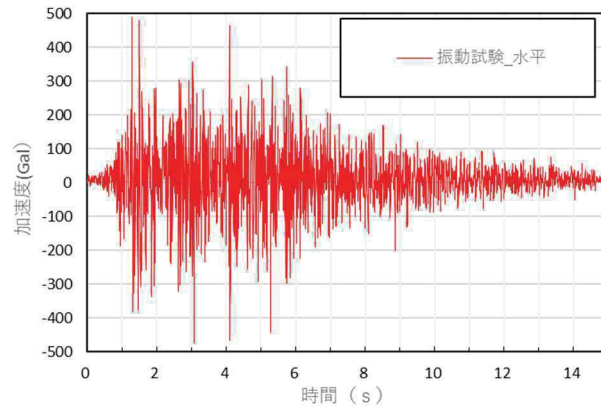


図 13 試験体上の水平加速度時刻歴 (X 方向) の比較  
別紙 2-22

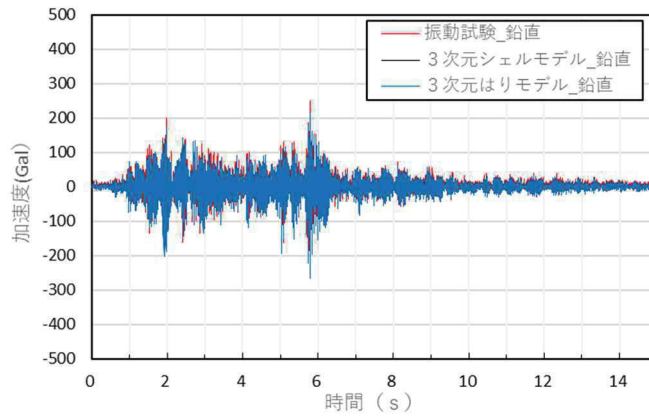
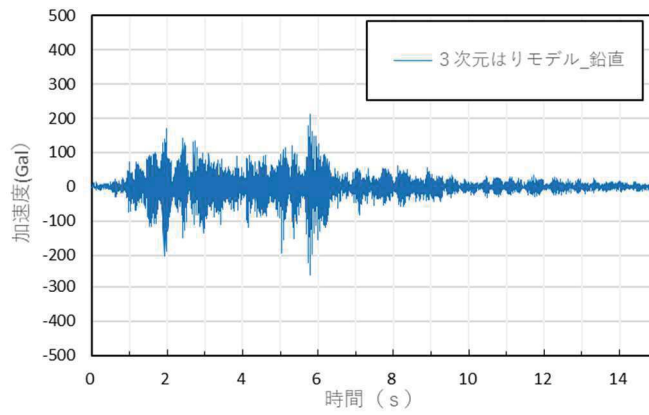
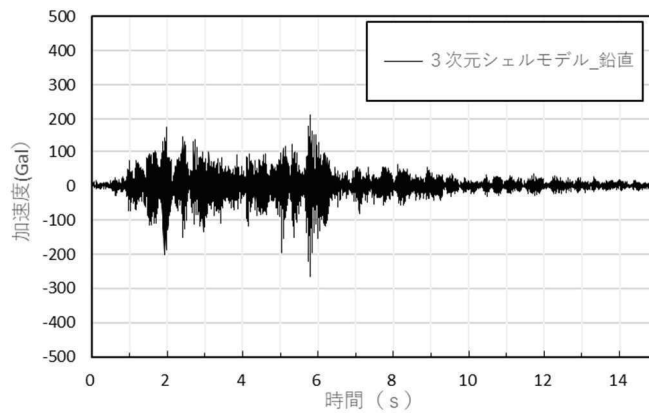
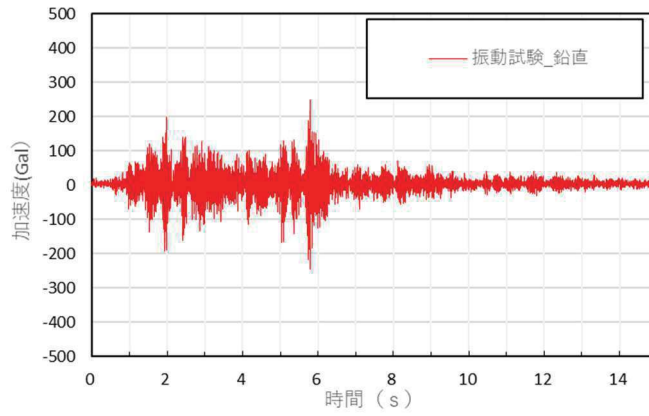


図 14 試験体上の鉛直加速度時刻歴 (Z 方向) の比較  
別紙 2-23

## (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 15 と図 16 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 17 と図 18 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 19 と図 20 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。



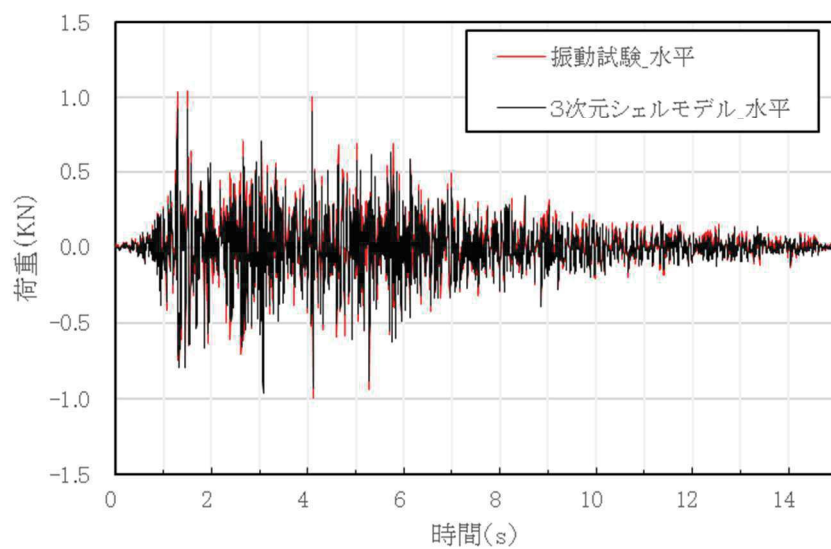
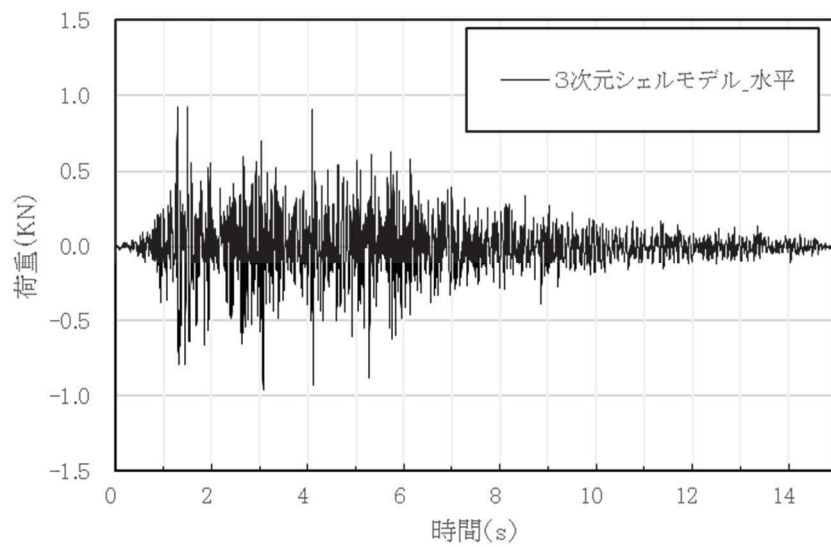
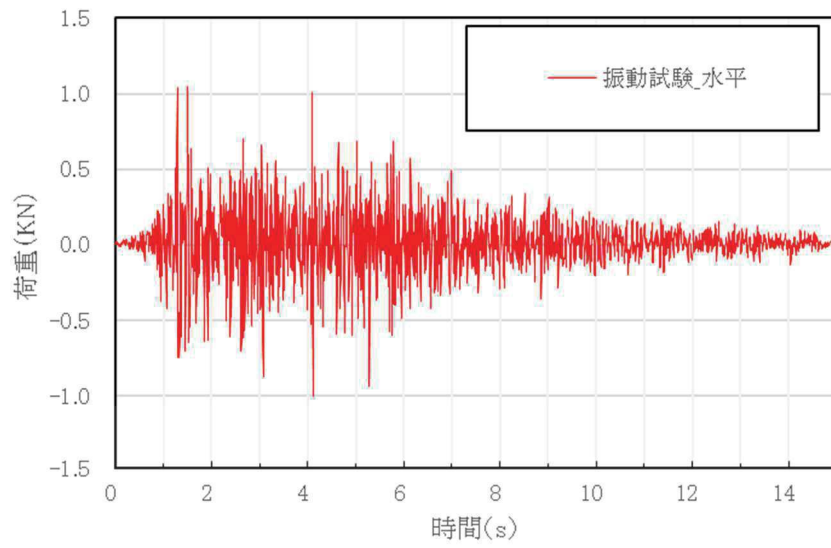


図 15 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)

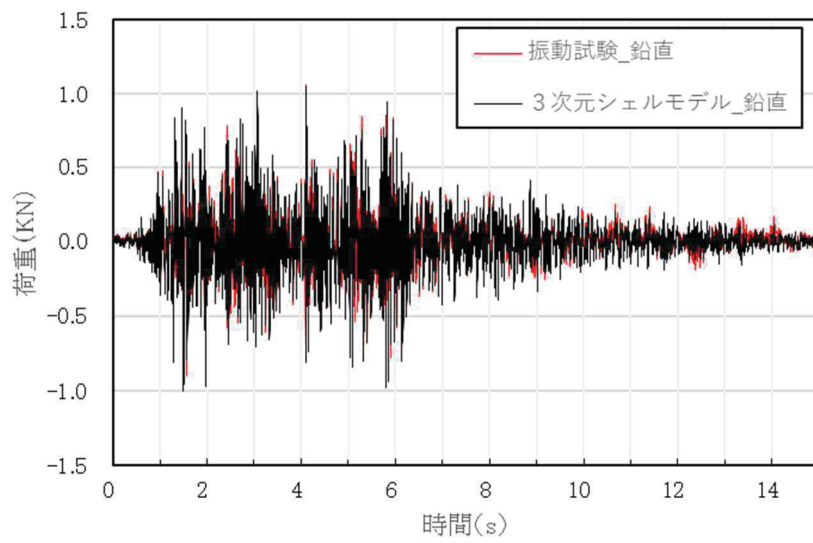
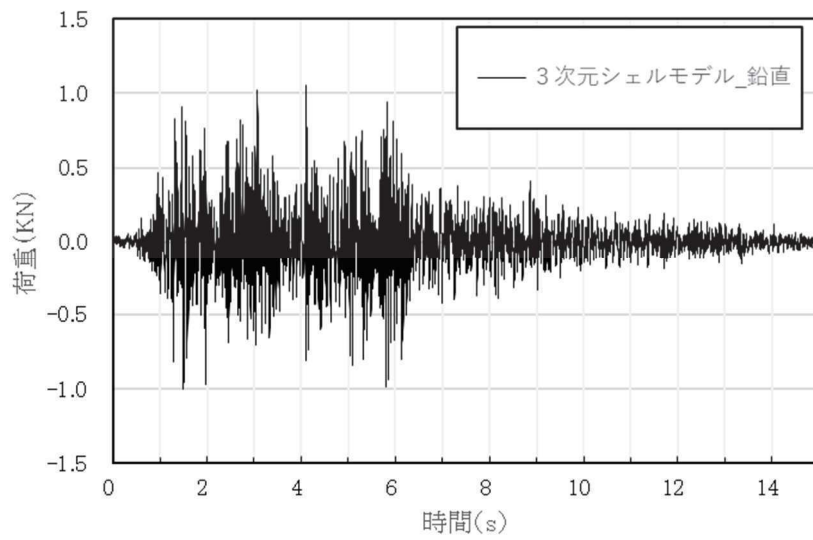
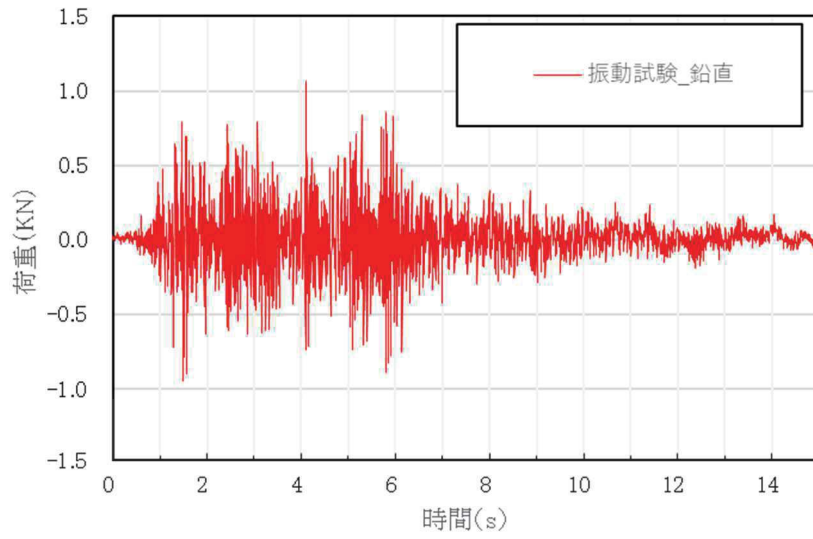


図 16 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)

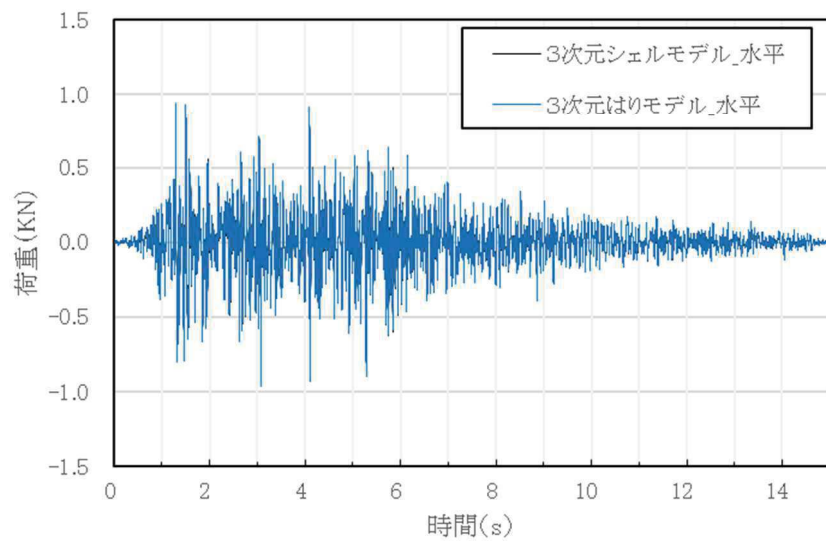
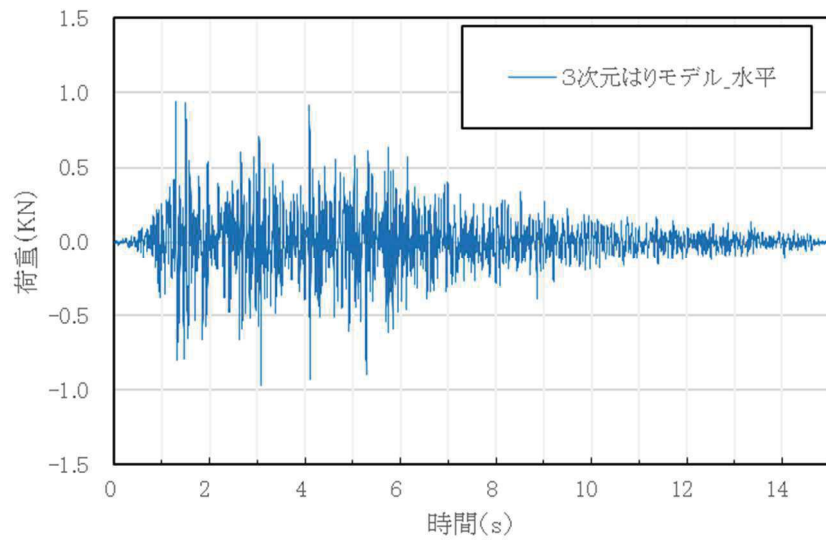
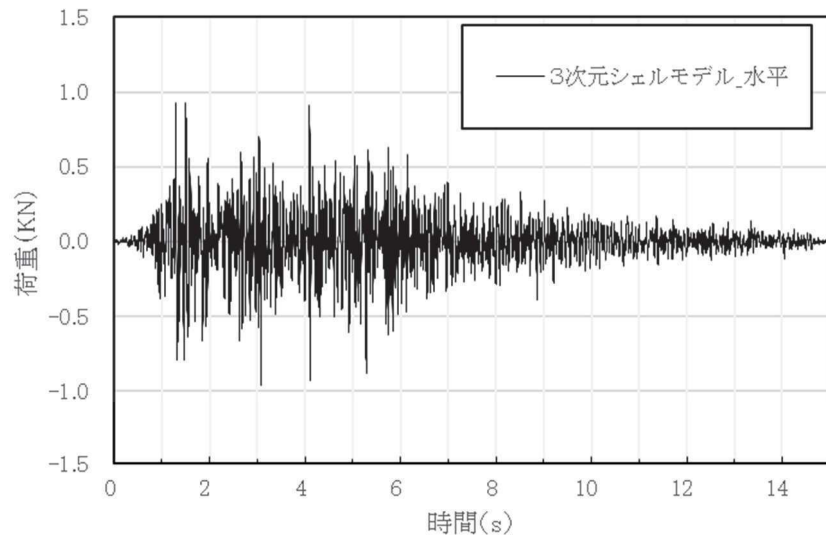


図 17 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)  
 別紙 2-27

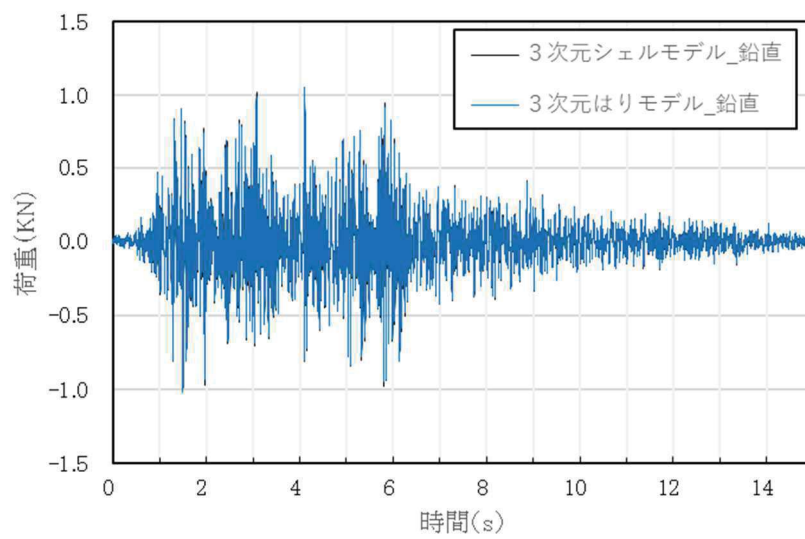
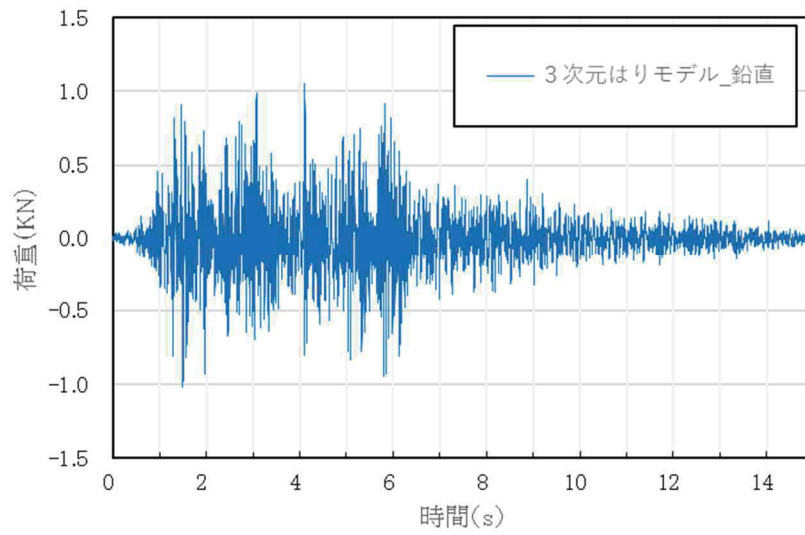
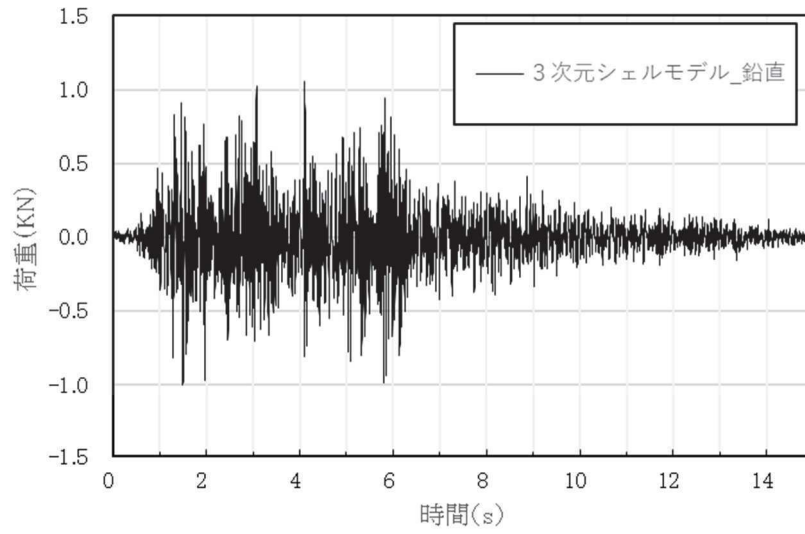


図 18 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)  
 別紙 2-28

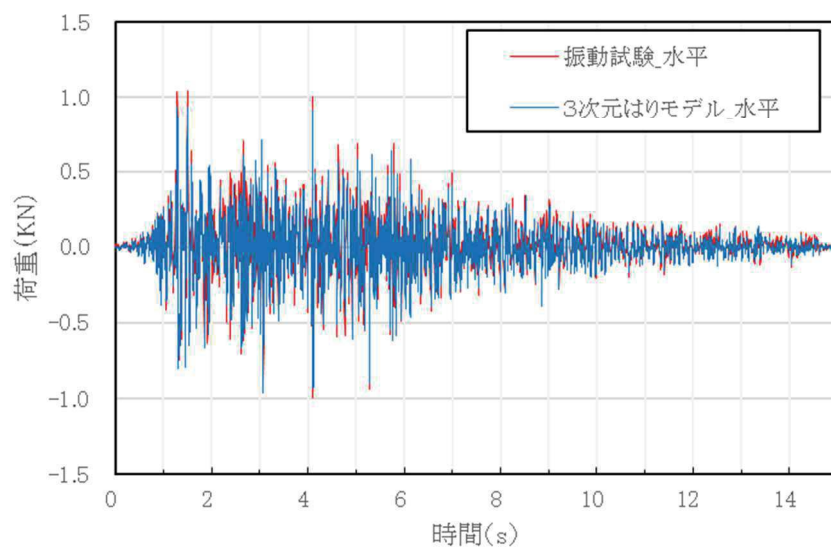
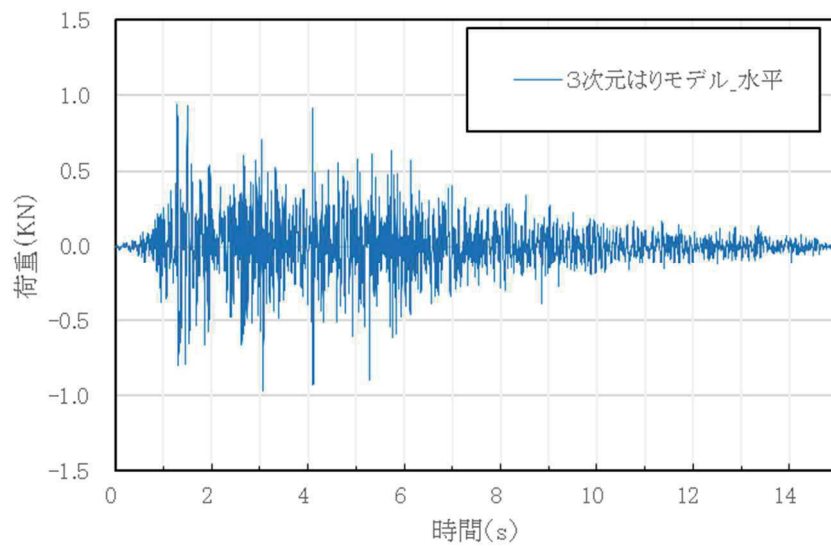
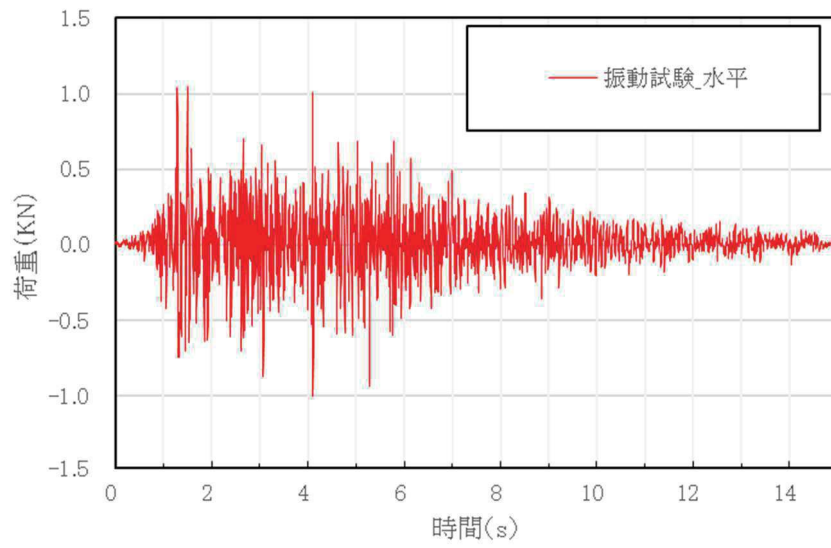


図 19 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

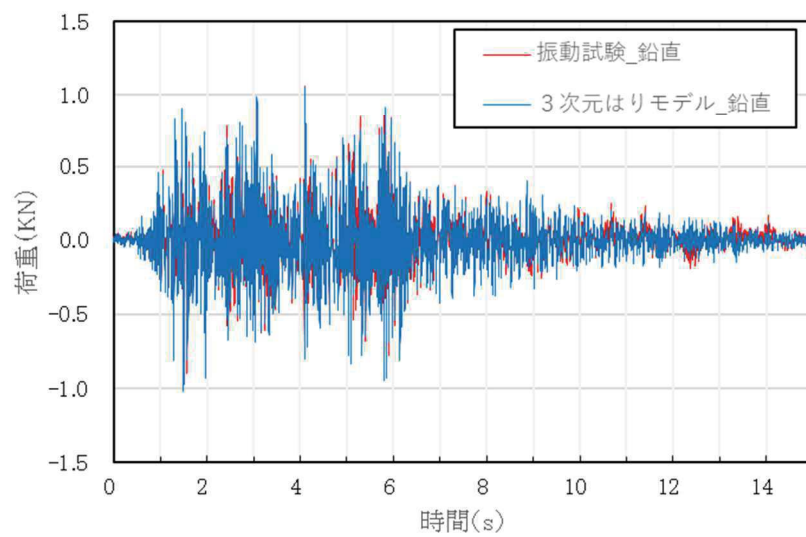
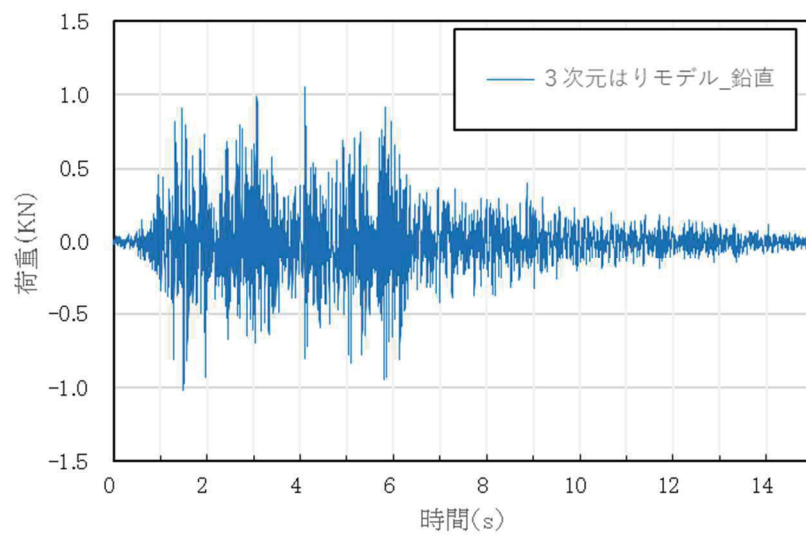
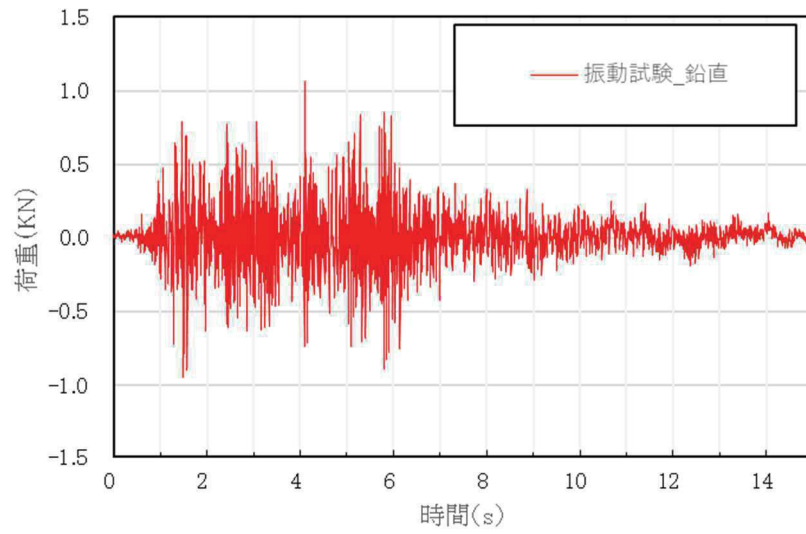


図 20 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

### (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 11 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について

## 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。<sup>\*1</sup>

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。

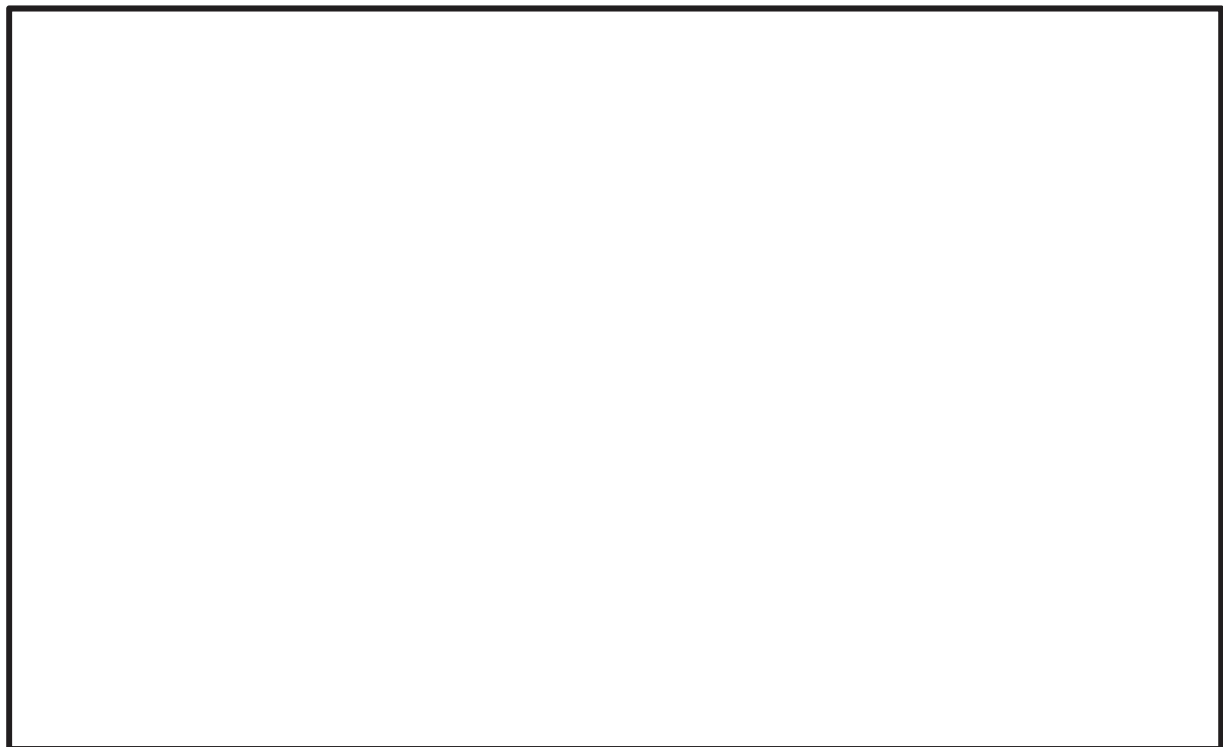


図 1 サプレッションチェンバ断面図

### 3. バルジングに対する影響検討

#### 3.1 検討方針

バルジングの既往知見は、強め輪が設置されていないたて置き円筒容器に対する振動モードであるが、容器構造（トーラス形状）、強め輪及び内部水を考慮して、サプレッションチェンバに対するバルジングの影響を検討する。

影響検討では、サ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、3次元シェルモデルを用いた応答解析を行い、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、建設時の条件にてモデル化した。

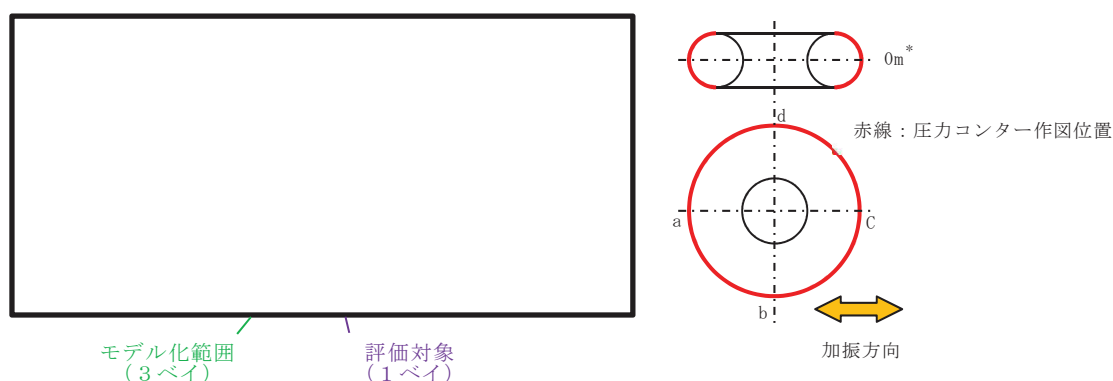


図2 サプレッションチェンバの圧力コンター図\*2  
(SA水位より高い水位,  $S_s - D_1$  (水平方向))

\*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

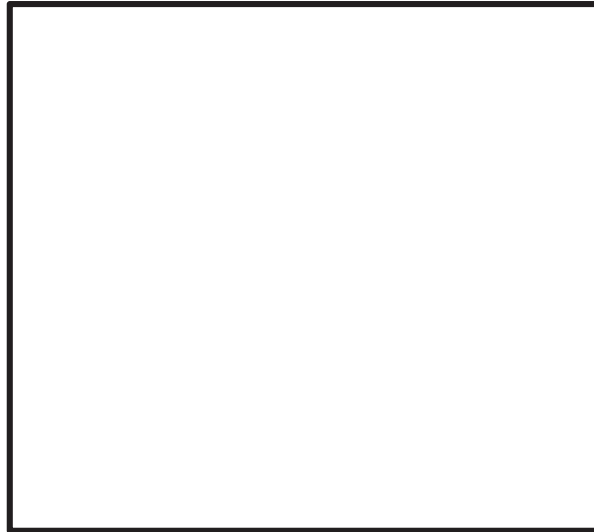


図3 サプレッションチェンバ断面図（平面）

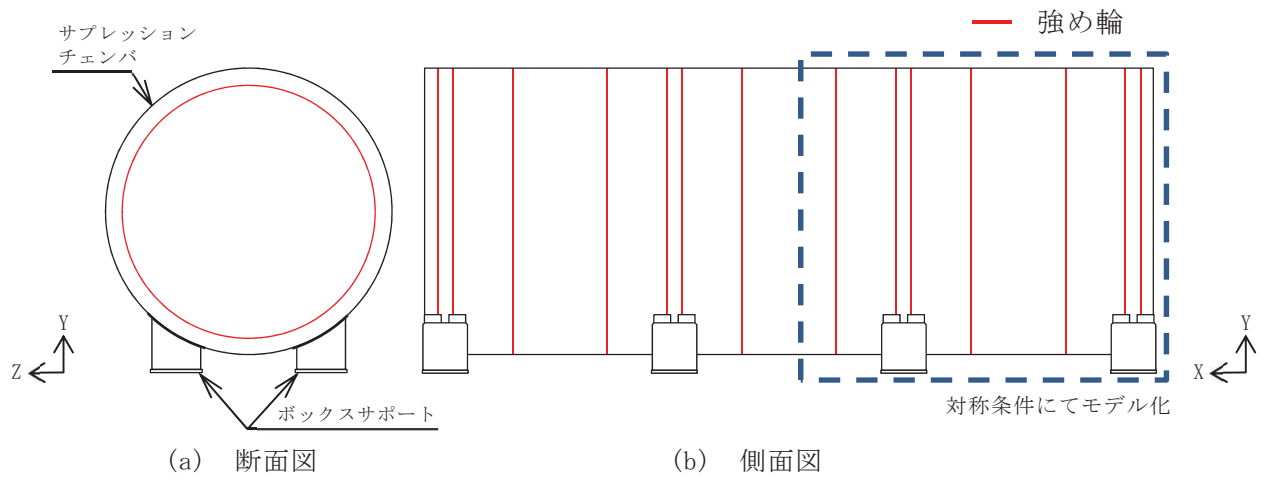


図4 解析モデル概要図



(a) 強め輪無しモデル



(b) 強め輪考慮モデル

図5 解析モデル図（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、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 セグメントを 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"> <li>・ 応答解析 ⇒NASTRAN</li> <li>・ 内部水 ⇒NASTRAN</li> </ul>	横置円筒容器の振動モードを確認する
2			あり	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	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、容器下部に変形が集中する傾向にある。

#### 3.4.2 発生応力

各検討ケースに対する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水平方向及び鉛直方向の発生応力を表4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。

表 3 振動特性の比較結果

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
振動モード 固有振動数	1次モード	<div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 100%;"></div>			
	2次モード				
	3次モード				
	オーバール振動 (花びら状の変形)				

表 4 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	1767	36	5104	105
		0～*2	1767	36	5104	105
	鉛直方向	0～20Hz	445	10	2129	46
		0～*2	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 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）

（内部水考慮：  Hz， 内部水なし：  Hz）

強め輪がない場合：内部水考慮：30Hz，内部水なし：40Hz

#### 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って、サプレッションチェンバ本体（小円）の剛性が向上し、振動特性が改善されるため、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）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。

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）の更なる剛性向上を図ることによって断面変形を抑制するため、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）。

## ばね剛性の設定について

## 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ボックスサポートの接合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ユニットを切り出して、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。

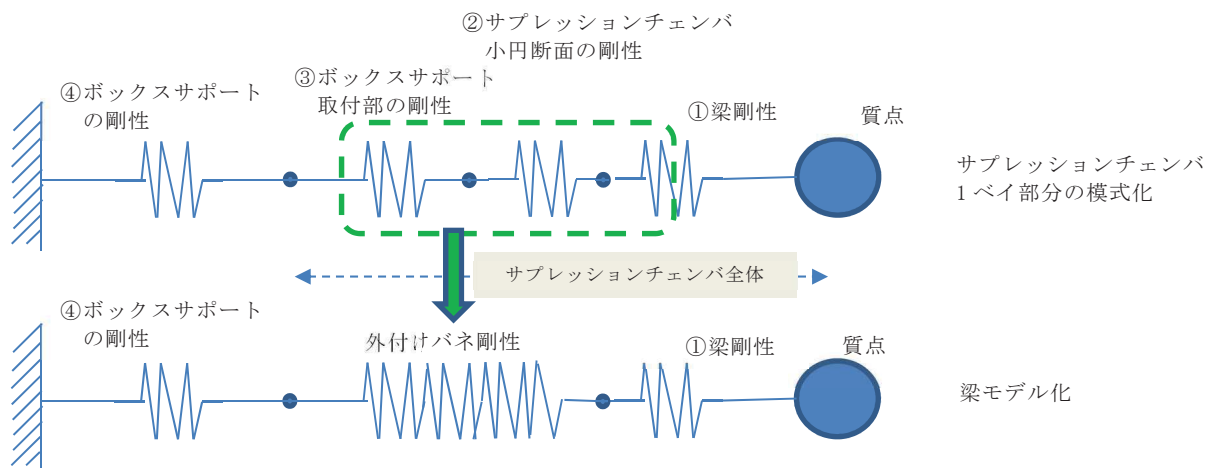


図1 サプレッションチェンバとボックスサポートの質量・剛性模式図

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梁剛性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、ボックスサポートの取付部は、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梁剛性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。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. 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。

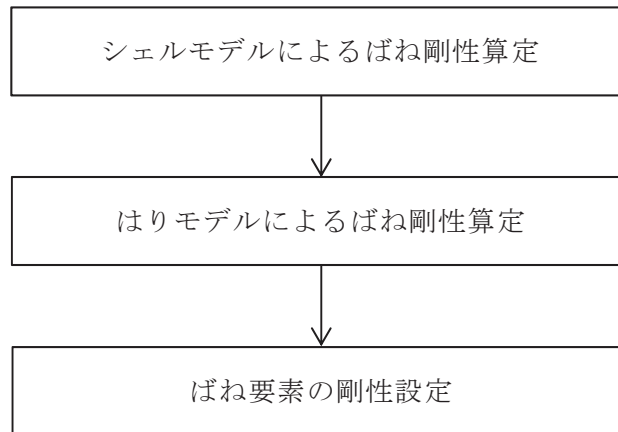


図2 ばね剛性の設定手順

### 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 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)		

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変位については、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. ばね要素の剛性設定

4. 及び 5. の方法で算定したばね剛性から、ばね要素の剛性（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. ばね要素の剛性設定結果

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及びボックスサポートをはり要素でモデル化しており、それらは剛結合されていた。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 ばね要素の剛性設定結果

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	シェルモデル KS	比率 KB/KS	局部ばね K
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 \*：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、ボックスサポートのサプレッションチェンバ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。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。

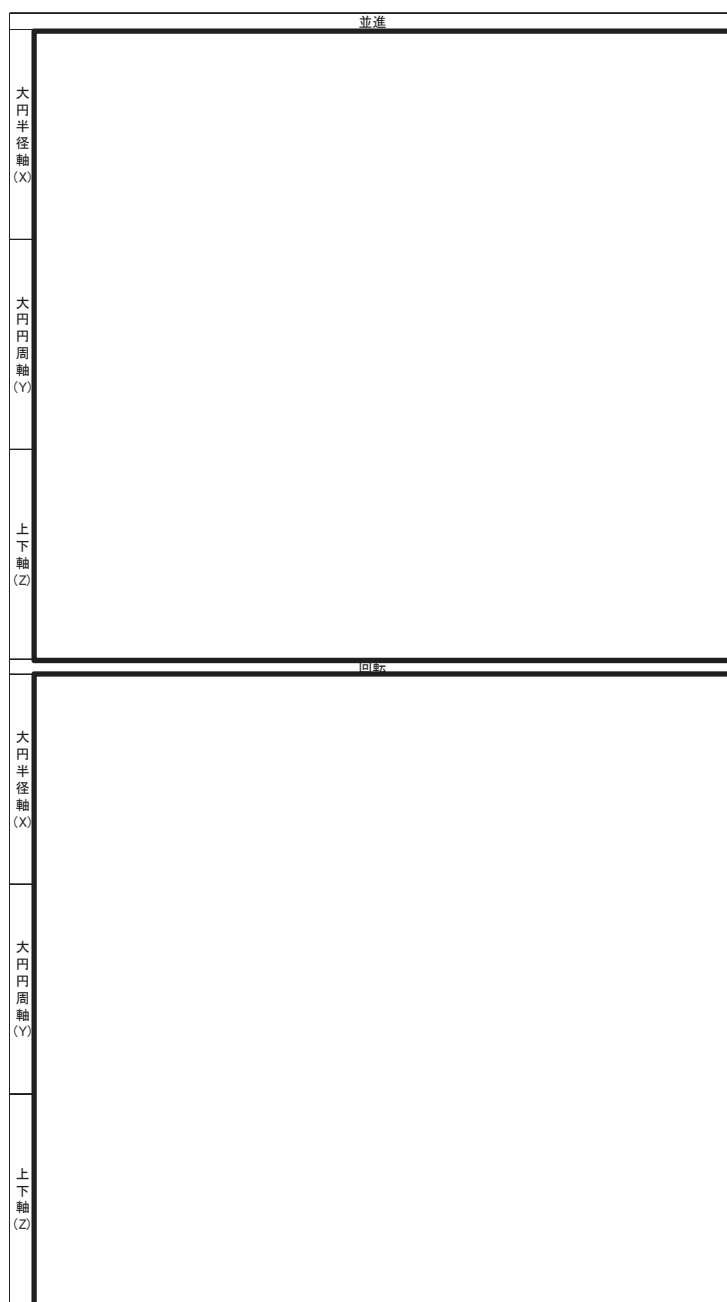


図1 ばね剛性算定解析 変形図



## サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重について

## 1. 概要

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

本資料では、ハウスナーの手法<sup>[1]</sup>の考え方をを用いてサプレッションチェンバの内部水の扱いについて説明する。

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

## 2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 1 に示す。水平方向の地震動に対する内部水の挙動としては、液面表面が揺れるスロッシングモードと内部水が容器と一体となって振動するモードの 2 つのモードが組み合わせられる。

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

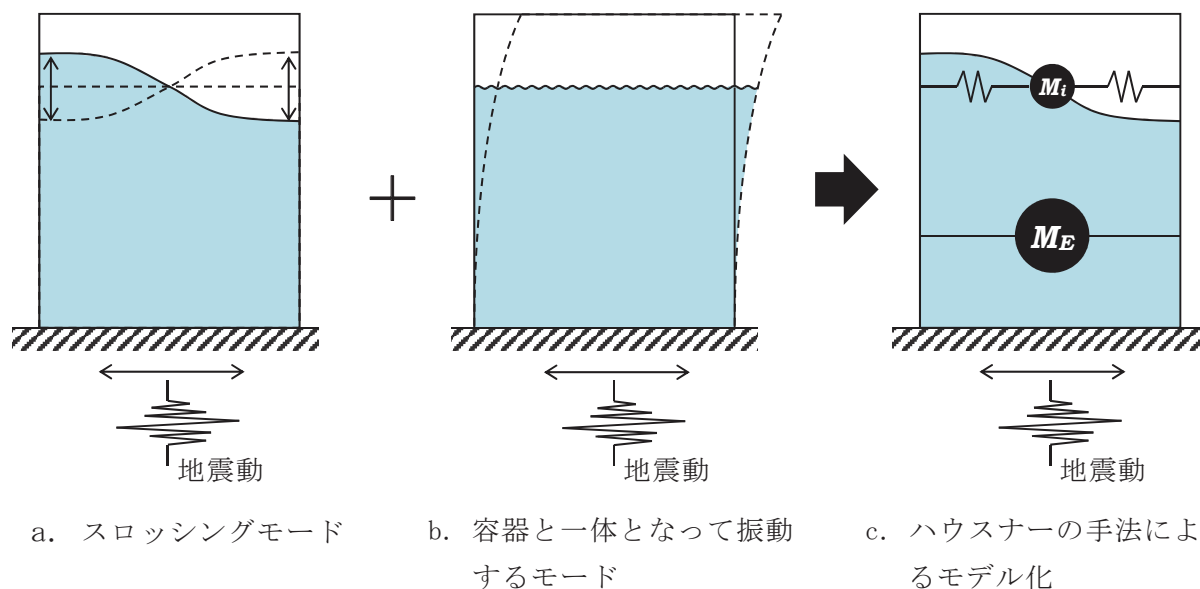


図 1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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、容器と一体となって振動するモードによる荷重及びスロッシングモードによる荷重に分けて評価する。

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

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

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

#### 4. 実機スロッシング荷重の算定方法

OpenFOAM を用いたスロッシング荷重の算出方法について、通常運転時及び重大事故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 Ss におけるサプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトルを図 3 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) 重大事故時水位より高い水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514)
評価用地震動	スロッシングの固有周期帯で応答加速度が大きい基準地震動 Ss-D1 (水平方向と鉛直方向) *
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

\*参考資料 9 における地震動による影響検討結果においても Ss-D1 の条件でスロッシングモードによる荷重が最大となることを確認している。

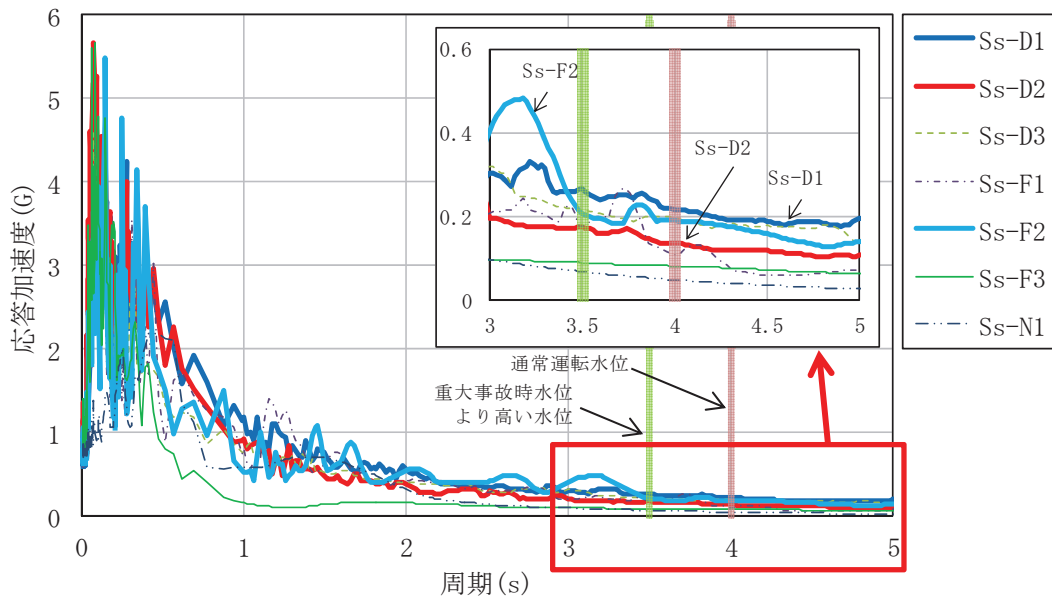


図 3 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル (水平方向, 拡幅無し)

### 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

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

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

ここで、

$M_E$  : 有効質量

$\ddot{x}$  : 入力加速度

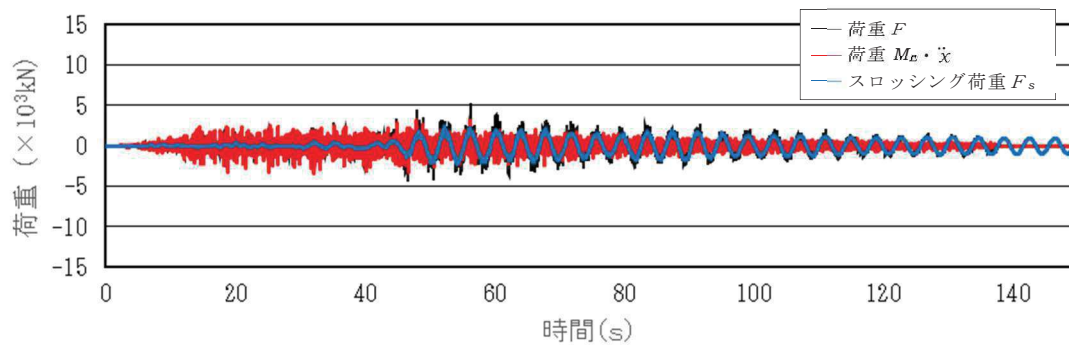
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている。(OpenFOAM による有効質量の算出方法は、別紙 1 2.2.3 参照)

#### 4.3.2 スロッシング荷重算定結果

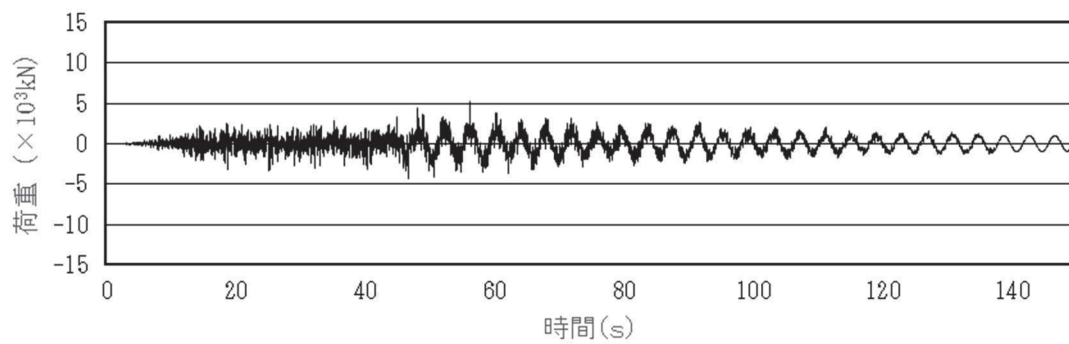
OpenFOAM で算定した荷重  $F$ 、容器と一体となって振動するモードによる荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングモードによる荷重  $F_s$  の荷重時刻歴を図 4~5 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングモードによる荷重算定における有効質量比を表 3 に、OpenFOAM で算出した荷重  $F$  のフーリエスペクトル (Ss-D1, 通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位) を図 6~7 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 8 に示す。

スロッシングモードによる最大荷重は、重大事故時水位より高い水位で  $3.21 \times 10^3 \text{kN}$ 、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。

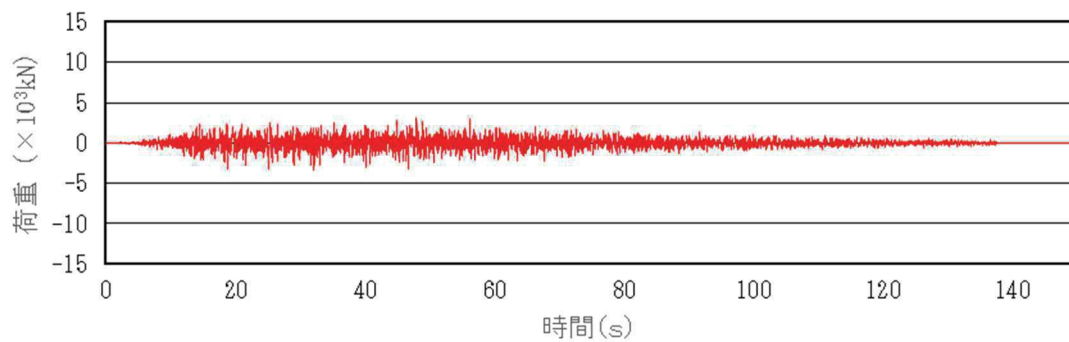
通常運転水位に対する有効質量比は NASTRAN の 0.24 に対して 0.22、重大事故時水位より高い水位に対する有効質量比は NASTRAN の 0.33 に対して 0.32 であり、NASTRAN の方が保守的に算定されることを確認した (別紙 1 参照)。



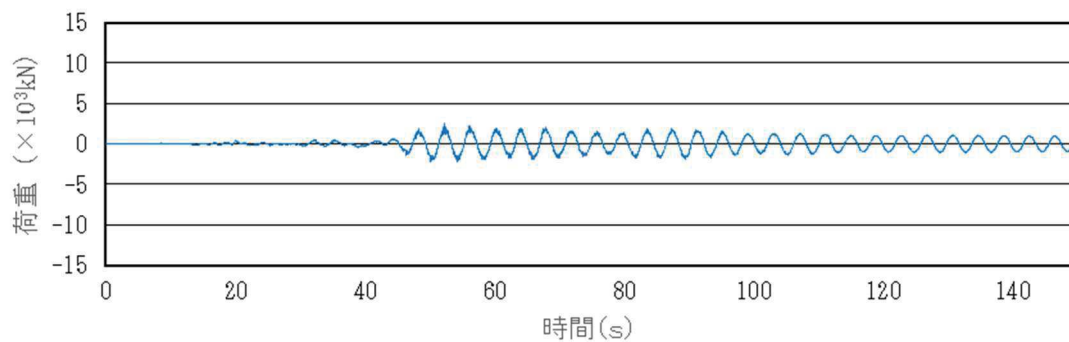
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

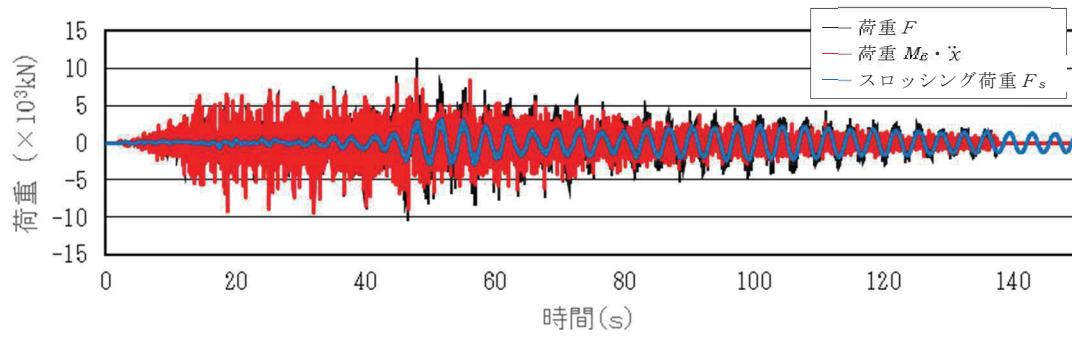


(c) 荷重  $M_E \cdot \dot{x}$

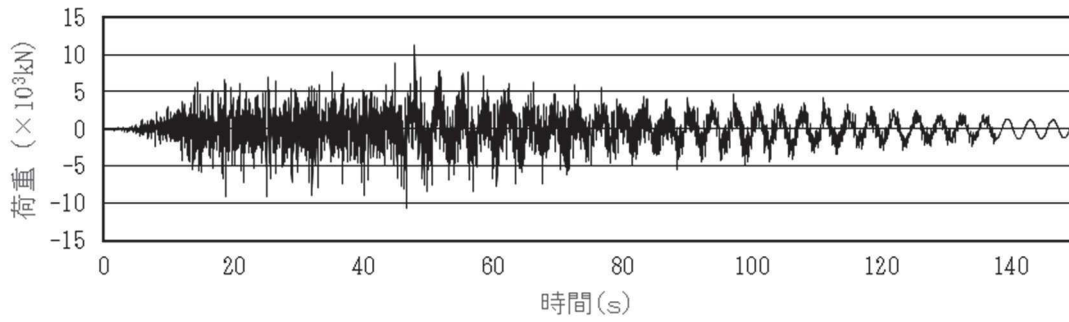


(d) スロッシング荷重  $F_s$

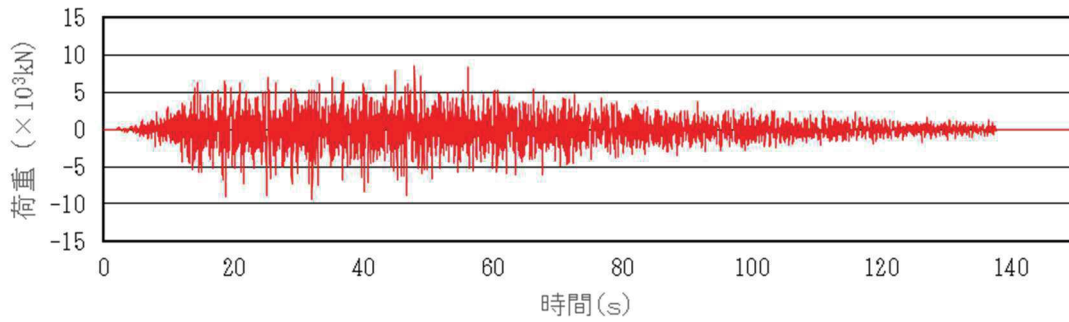
図4 各モードの荷重時刻歴 (Ss-D1, 通常運転水位)



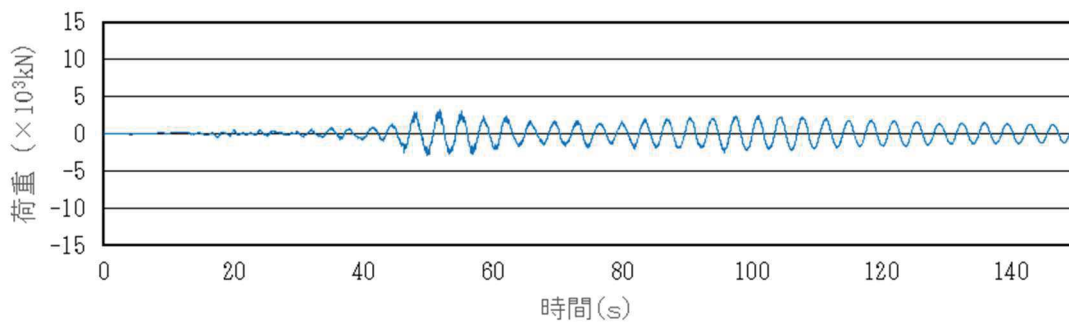
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$



(c) 荷重  $M_E \cdot \xi$



(d) スロッシング荷重  $F_s$

図5 各モードの荷重時刻歴(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位)

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

地震動	水位条件	最大荷重 ( $\times 10^3 \text{kN}$ )	有効質量比
Ss-D1	通常運転水位	2.50	0.22
Ss-D1	重大事故時水位より高い水位	3.21	0.32

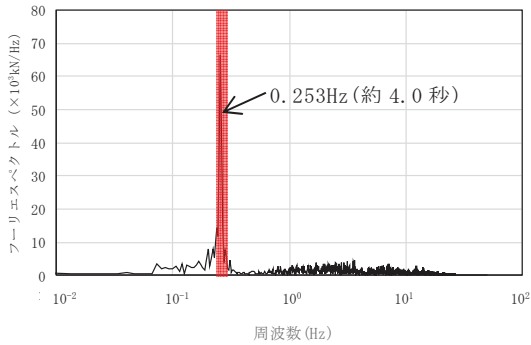


図6 フーリエスペクトル  
(Ss-D1, 通常運転水位)

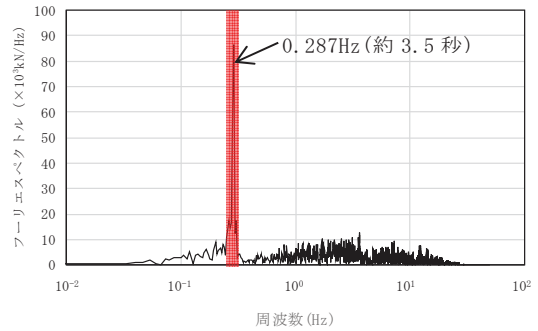
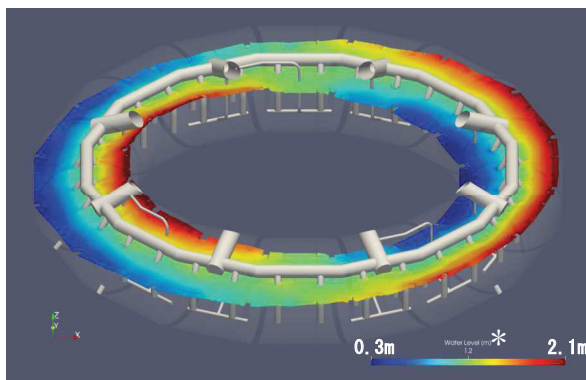


図7 フーリエスペクトル  
(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位)

表4 スロッシングの固有周期

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



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

図8 スロッシング解析結果例  
(Ss-D1, 重大事故時水位より高い水位, 最大荷重発生時刻付近)



## 計算機コードの概要について

### 1. はじめに

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

### 2. 使用した解析コードの概要

#### (1) NASTRAN

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

#### (2) OpenFOAM

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

(1) NASTRAN

解析コードの概要

<p>項目 \ コード名</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><b>【検証(Verification)】</b></p> <p>本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ サプレッションチェ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。</li> <li>・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。</li> </ul> <p><b>【妥当性確認(Validation)】</b></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"> <li>・ 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。</li> <li>・ 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。</li> </ul>

検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<ul style="list-style-type: none"><li>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。</li></ul>
---	---

## 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」に参加したことに始まる。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。

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

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

ここで、 $t$ は時間、 $\Phi$ 、 $v$ 、 $p$ 、 $g$ 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

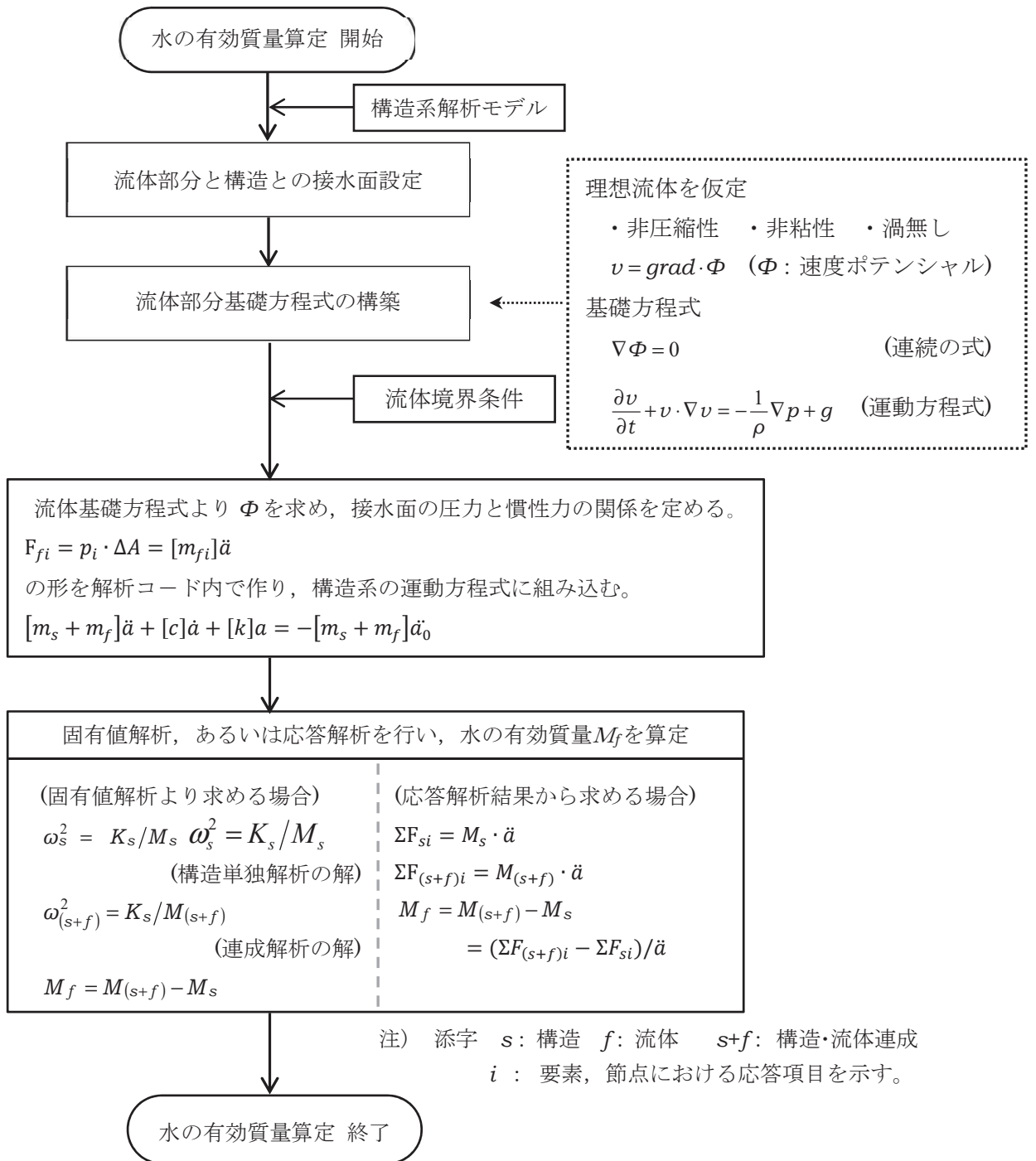


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

### 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><b>【検証(Verification)】</b></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"> <li>・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比と 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。</li> <li>・ 流体力学分野における典型的な事象について、解析結果が理論解及び実験結果と一致することを確認している。</li> <li>・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。</li> </ul> <p><b>【妥当性確認(Validation)】</b></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"> <li>・ 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。</li> <li>・ 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。</li> <li>・ 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。</li> </ul>

## 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， $U$ ， $p$ ， $\rho$ ， $\mu$ 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 $\tau$ 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  $\alpha$  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。

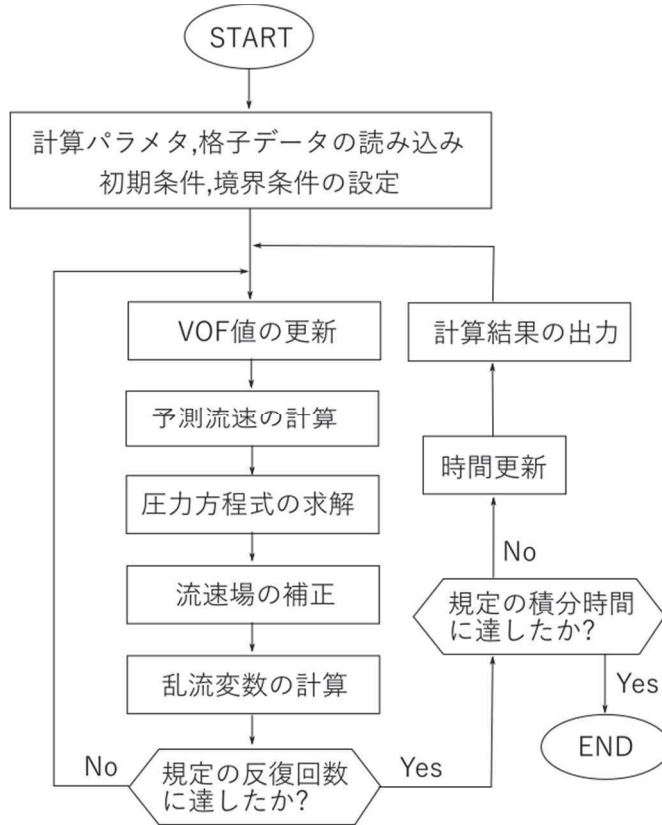


図 2 計算アルゴリズム

有効質量の概要について

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、水の全質量に対する有効質量の比を有効質量比という。

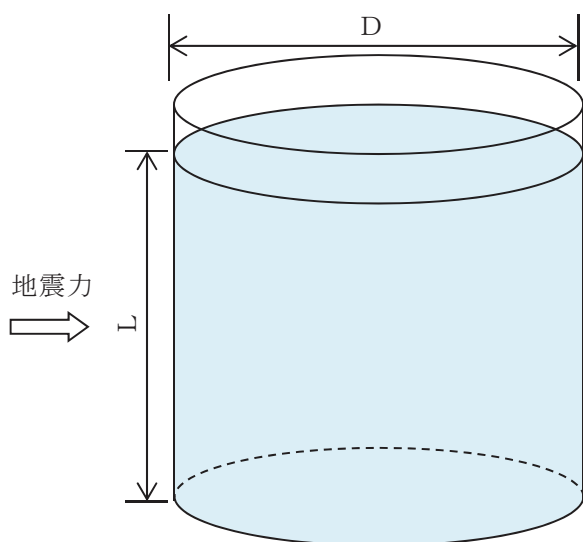


図1 円筒タンクの内容液  
(イメージ)

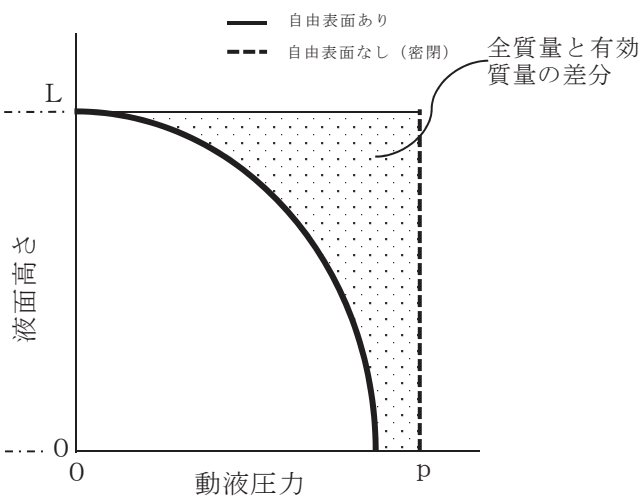


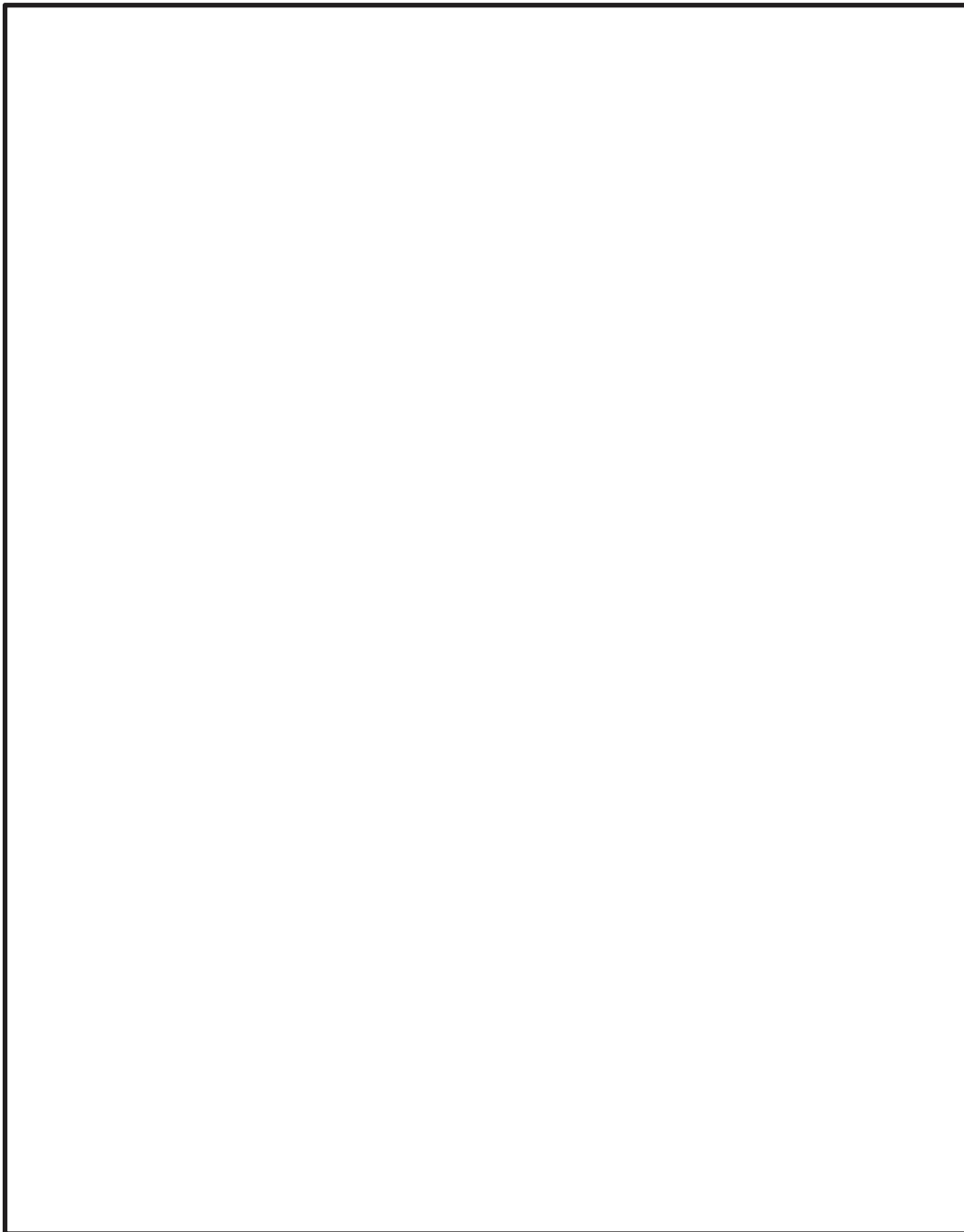
図2 加速度に対する側板の  
動液圧分布

規格類における有効質量の適用例について

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。

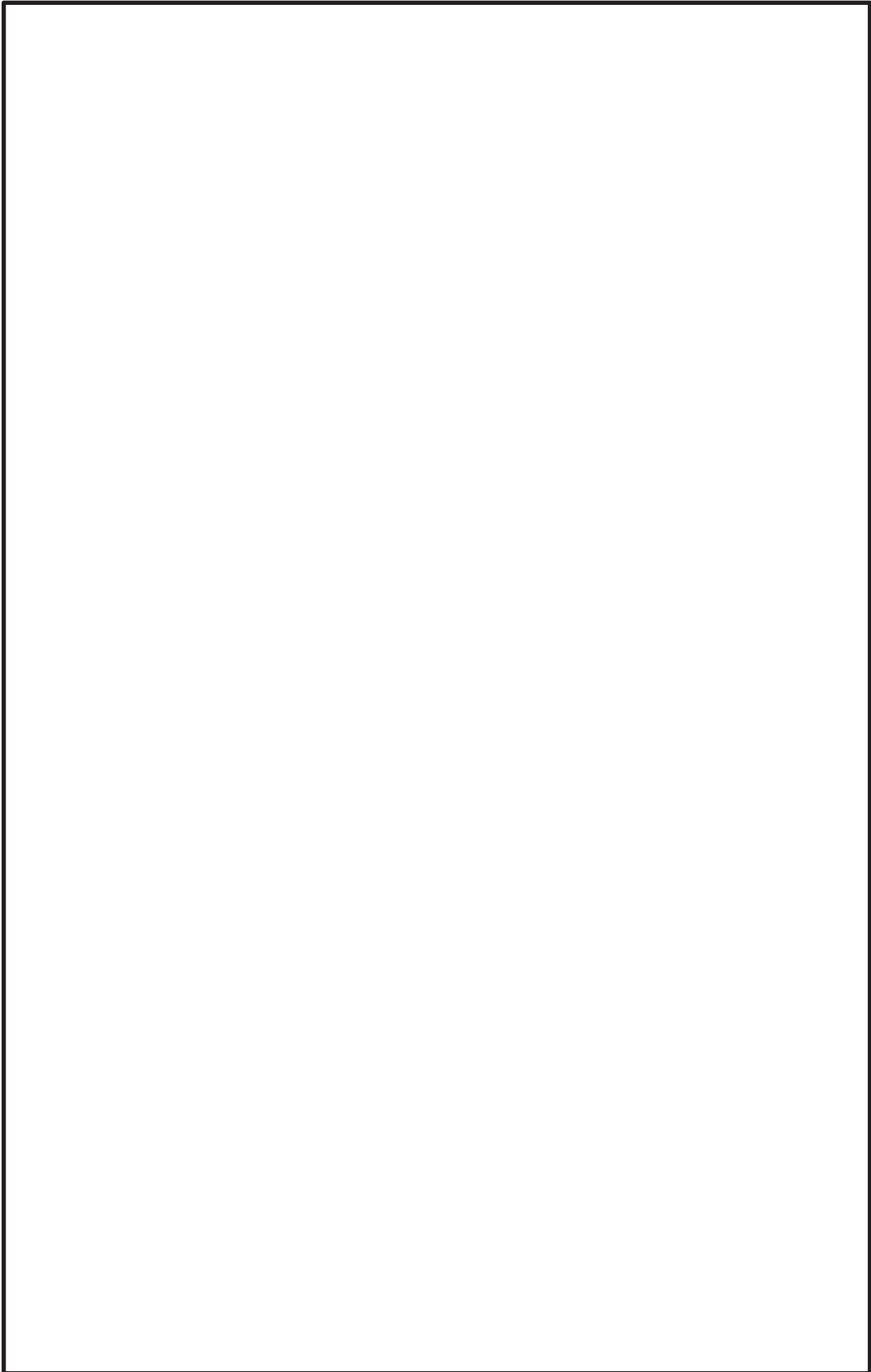
(球形タンクへの適用例)



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)

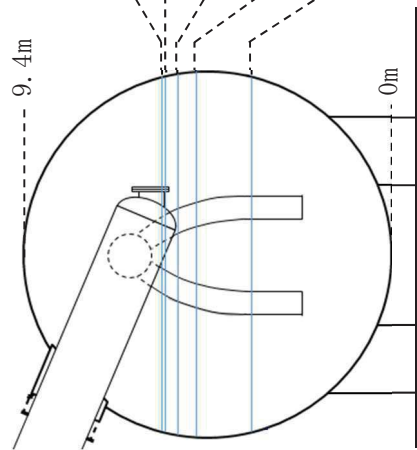


枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

### サプレッションチェンバの水位条件について

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

注記 \* : 「女川原子力発電所 2 号炉審査資料 02-NP-0272(改 114)令和 2 年 2 月 7 日女川原子力発電所 2 号炉重大事故対処設備について 39 条 地震による損傷の防止 39-4 重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて添付資料 9」



水位	位置	事故シナリオ等	試験条件
約 7.8m	—	—	高高水位 (325mm)
約 6.4m	真空破壊装置上 端位置	—	高水位 (259mm*)
約 5.9m	真空破壊装置下 端位置	重大事故等時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位	—
約 5.8m	—	格納容器過圧・過温破損 代替循環冷却系を使用できない場合 (2Pd に到達するまでに操作を実施しなかつた場合 (大破断 LOCA 発生時))	—
約 5.5m	真空破壊装置下 端位置-0.4m	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用できない場合)	—
約 5.0m	—	—	中水位 (203mm)
5m 以下	—	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合)	—
3.6m (参考)	通常運転水位 (H. W. L)	通常運転時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位	低水位 (146mm)

注記 \* : 6.4m/9.4m × 380mm (試験体直径) ≒ 259mm

図 1 サプレッションチェンバの水位及び振動試験水位との対応関係

表 1 重大事故時におけるサプレッションチェンバの水位条件の考え方

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

## 地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について

## 1. 概要

本研究では、トーラス型容器に対し、内部水の水位が有効質量に及ぼす影響や高加速度入力における有効質量を把握するとともに NASTRAN による有効質量評価の妥当性を確認することを目的としている。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。

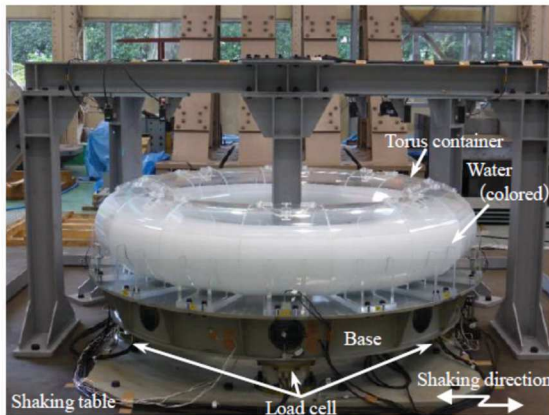


図 1 試験装置

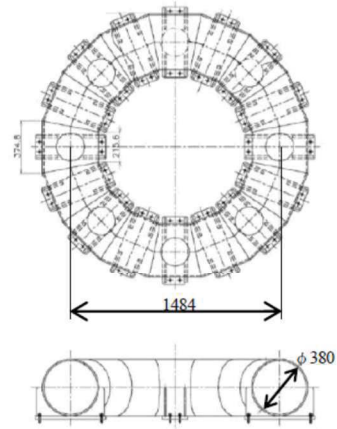


図 2 トーラス型容器

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°

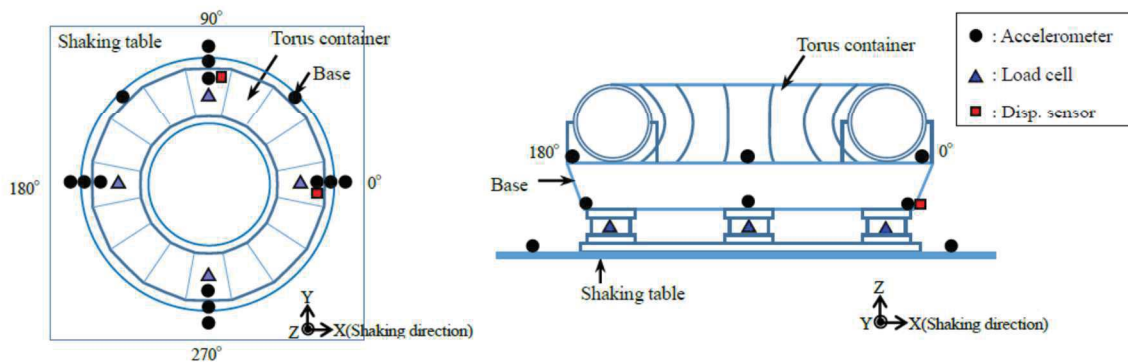


図 3 計測機器設置位置

### 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。

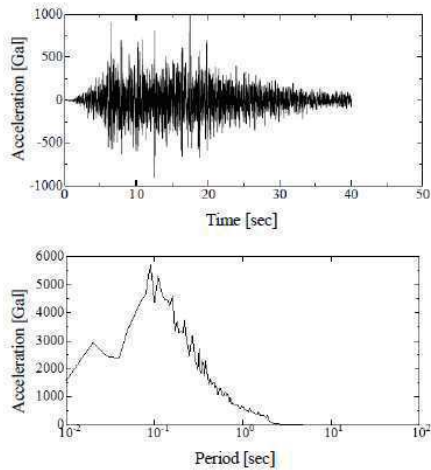


図4 入力地震波 A

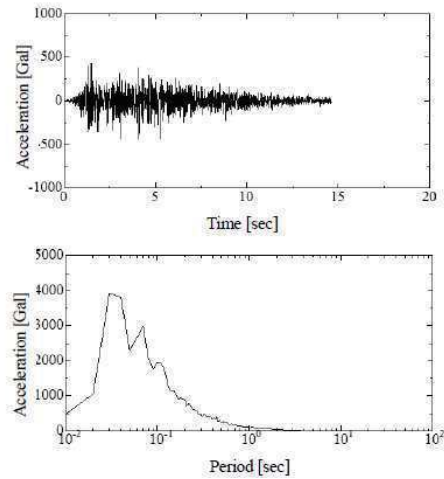


図5 入力地震波 B

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。

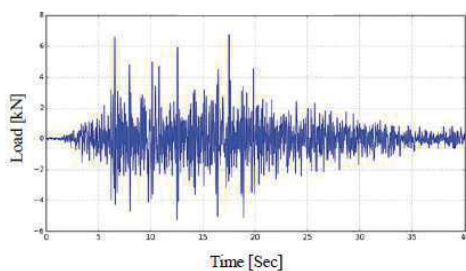


図6 計測荷重の時刻歴波形  
(地震波 A×1.0, 低水位)

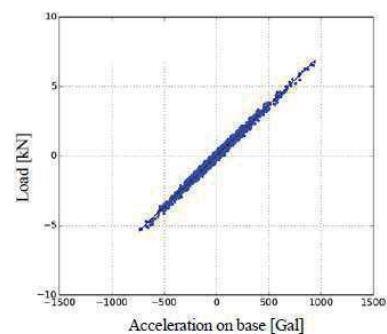


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係  
(地震波 A×1.0, 低水位)

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。



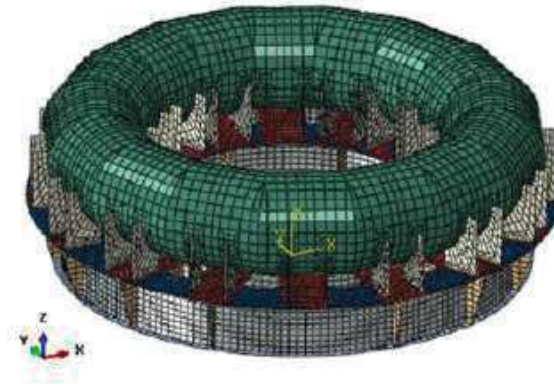


図8 構造解析モデル

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

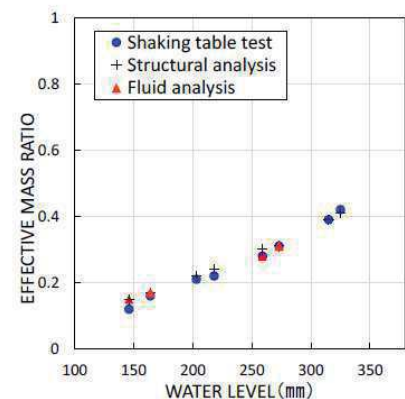


図9 各水位における有効質量比

## 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

<補足> 常温下での振動試験の妥当性について

今回実施した振動試験については、以下の検討を踏まえ、常温下で実施している。

① サプレッションチェンバの耐震評価において考慮する運転状態（重大事故時の荷重の組合せについては、「女川原子力発電所2号炉審査資料 02-NP-0272(改114)令和2年2月7日女川原子力発電所2号炉重大事故対処設備について 39条 地震による損傷の防止 39-4 重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」にて説明)

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

② 水温による有効質量比への影響

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

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

## 有効質量比に対するスロッシング影響について

## 1. 概要

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

## 2. 検討内容

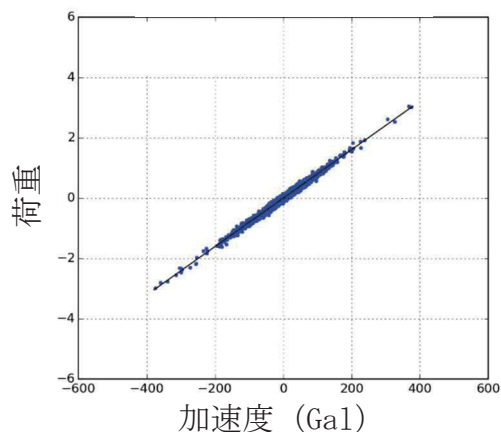
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、別紙1 2.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

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。

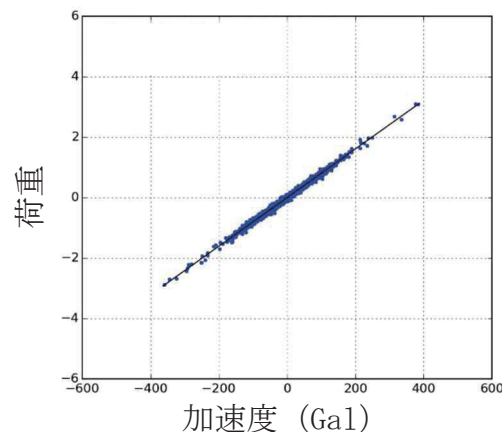
## 3. 検討結果

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の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について

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について

## 1. 概要

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

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

## 2. 振動試験の入力地震動

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

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

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

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

表 1 振動試験から算出した有効質量比（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号炉の基準地震動S s相当（入力地震波B）を入力地震動とした試験に加えて、図1に示す周期特性の異なる地震動（入力地震波A）を用いた試験を実施している（参考資料5参照）。

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

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

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

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

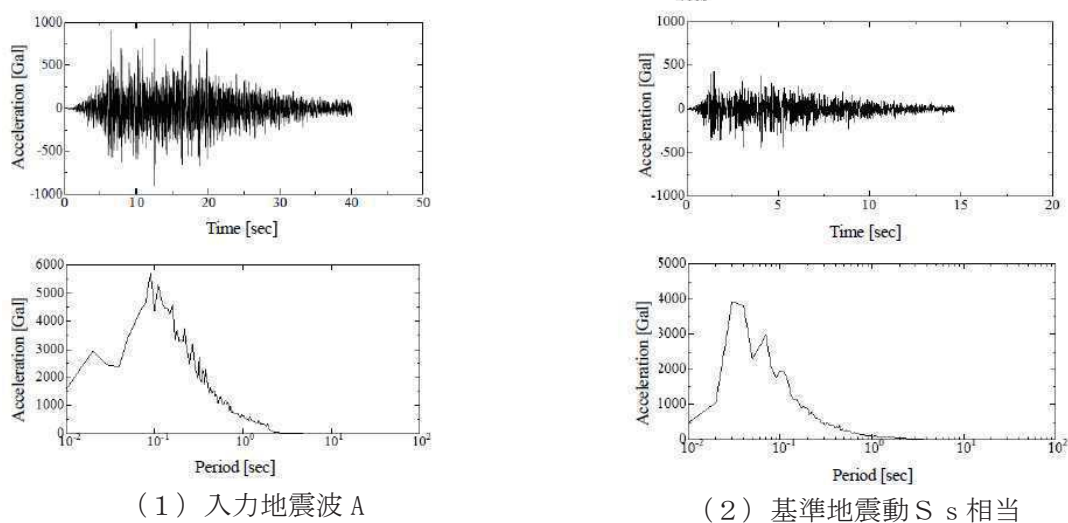


図1 振動試験に用いた地震動比較

(参考資料5 図4, 図5の再掲)



表 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

(参考資料 5 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

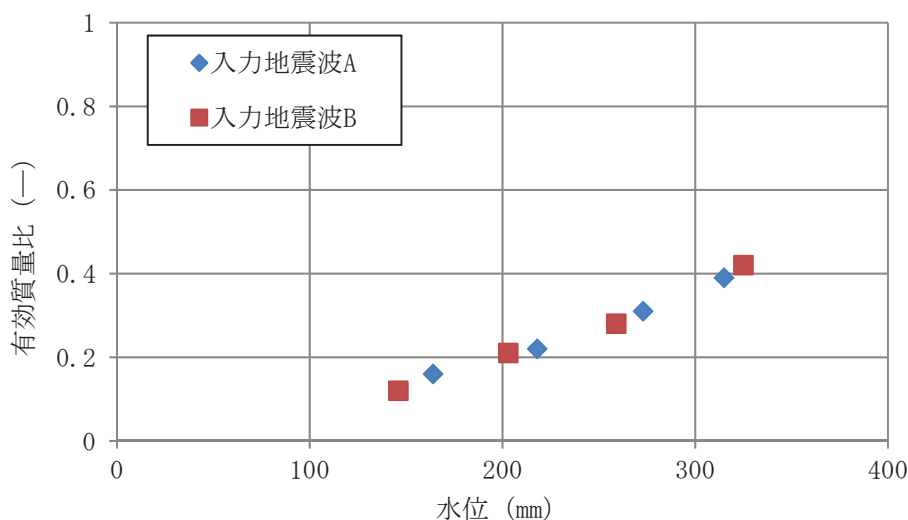


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

#### 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の影響評価について

## 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実機解析モデルを用いて、水平1方向+鉛直方向の地震動を入力した解析結果から算定している。

上記解析条件に対して、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5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、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きいS<sub>s</sub>-F2、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長いS<sub>s</sub>-D1、及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きいS<sub>s</sub>-D2を用い、水位条件は、通常運転時及び重大事故時の水位条件とする。

## 2.1 解析モデル

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) 重大事故時水位より高い水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514)
評価用地震動	基準地震動 $S_s$ (水平方向と鉛直方向) *に対する 原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 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

\* 地震動の特徴を考慮し, スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きい  $S_s - F 2$ , スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく, 継続時間が長い  $S_s - D 1$ , 及び設備の固有周期帯の応答加速度が大きい  $S_s - D 2$  を用いて検討する。

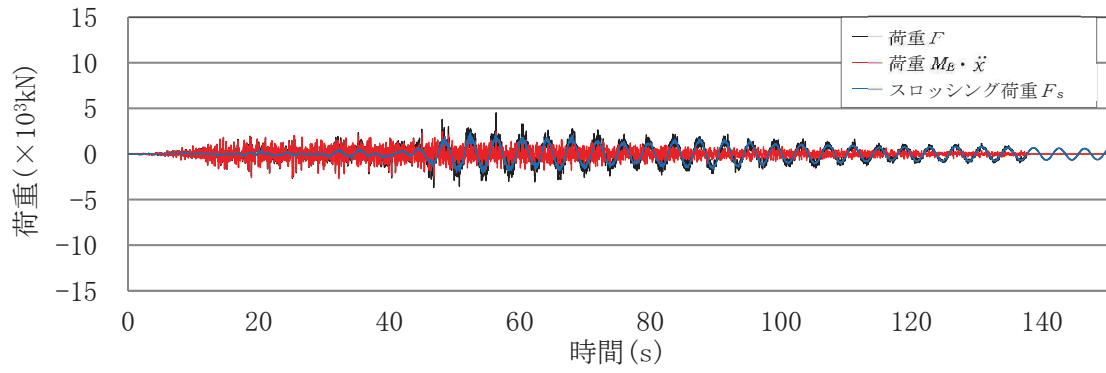
## 2.3 影響評価結果

OpenFOAM で算定した荷重  $F$ ，容器と一体となって振動するモードによる荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ ，スロッシングモードによる荷重  $F_s$  の荷重時刻歴を図 2～7 に，スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングモードによる荷重算定における有効質量比を表 3 に，OpenFOAM で算出した荷重  $F$  のフーリエスペクトル (S s - D 1，通常運転水位及び重大事故時水位より高い水位) 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固有周期を表 4 に示す。また，スロッシング解析結果例 (S s - D 1，重大事故時水位より高い水位，最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 10 に示す。

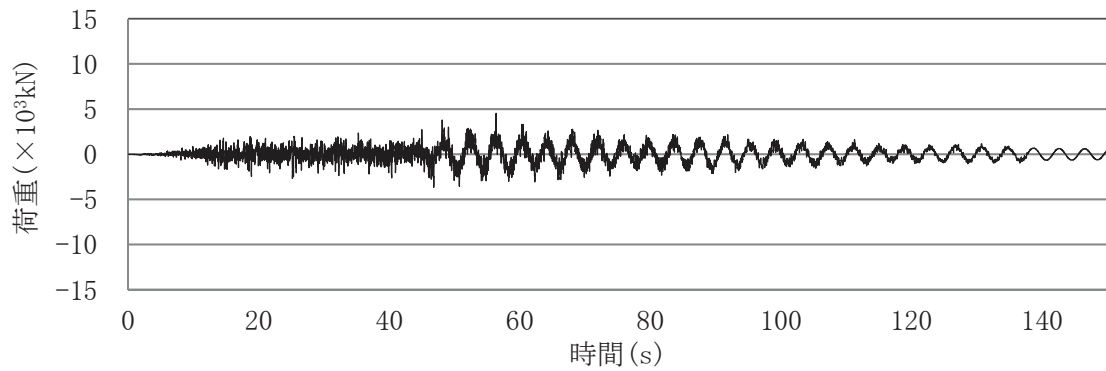
スロッシング荷重は，スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく，継続時間が長い S s - D 1 の条件の場合が最大である。

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。

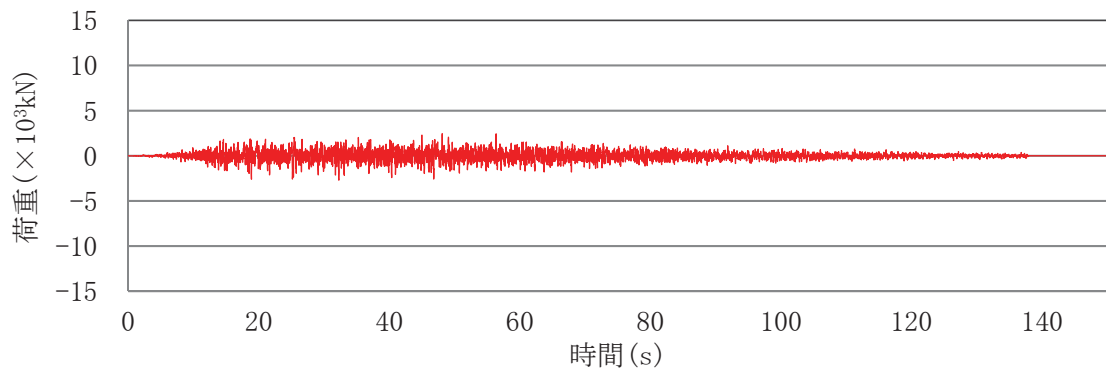
また，サプレッションチェンバの地震荷重 ( $9.163 \times 10^7$  (N) (重大事故時水位より高い水位，S s - F 3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 ( $2.91 \times 10^6$  (N) (重大事故時水位より高い水位，S s - D 1)) の比率は約 3% であり，スロッシングモードによる荷重は小さい。



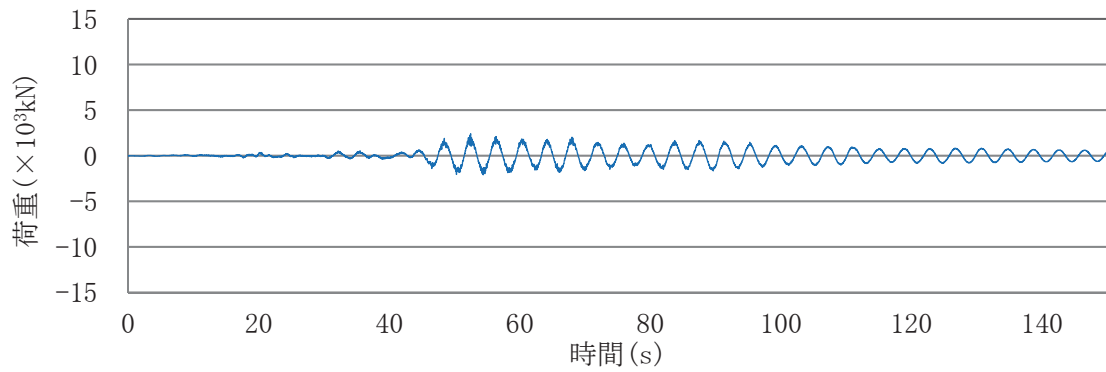
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

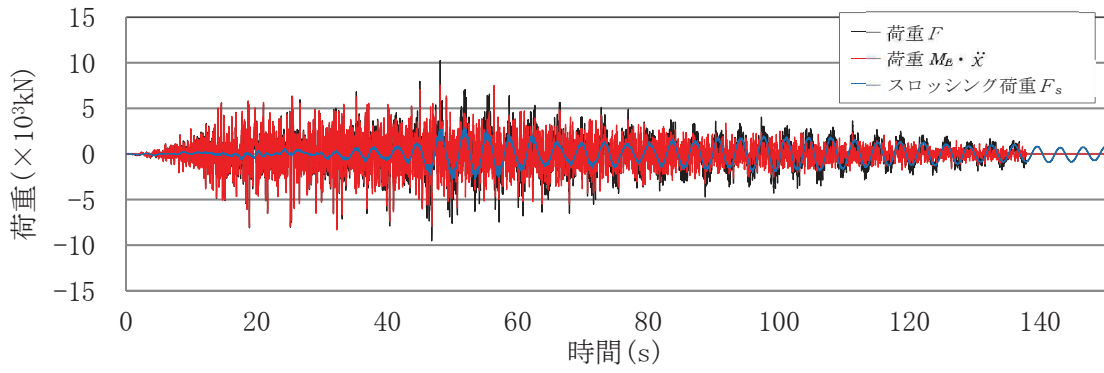


(c) 荷重  $M_E \ddot{x}$

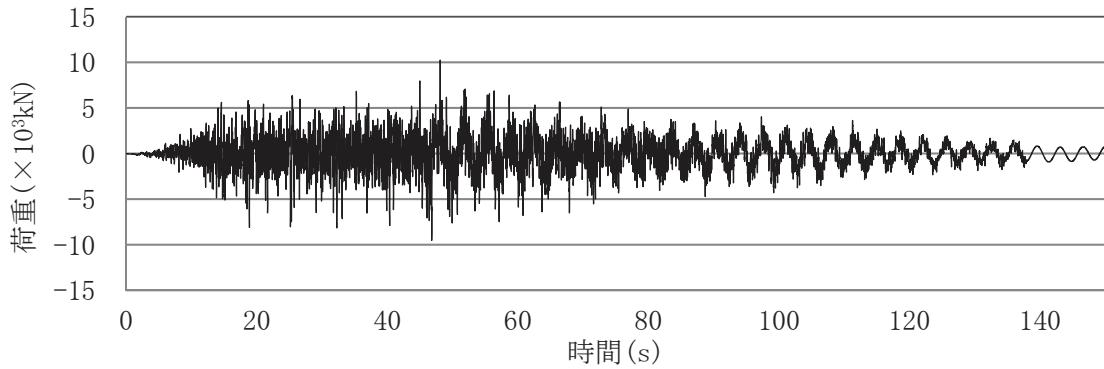


(d) スロッシング荷重  $F_s$

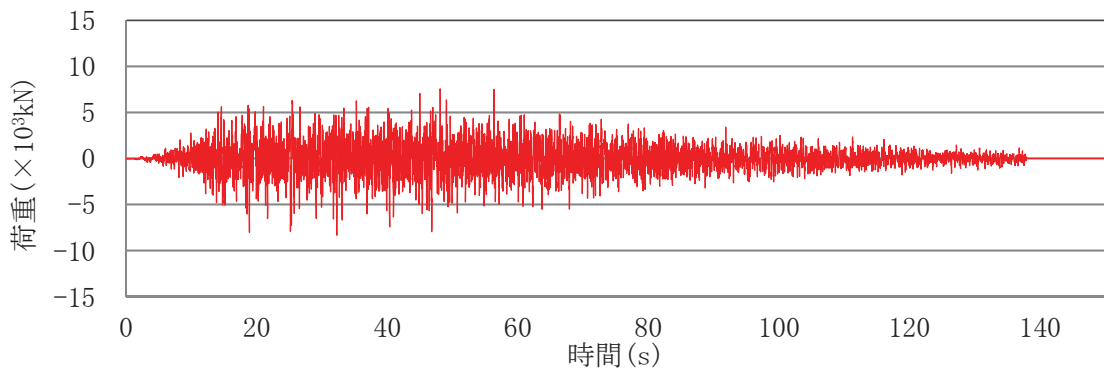
図2 各モードの荷重時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



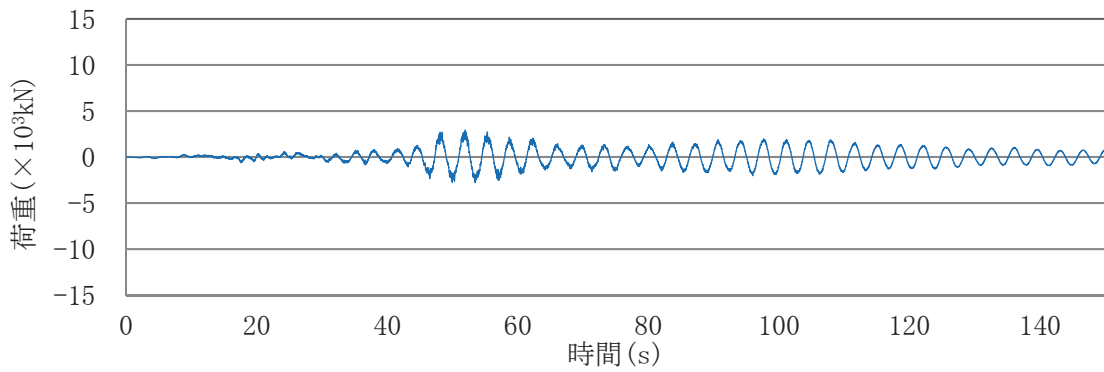
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

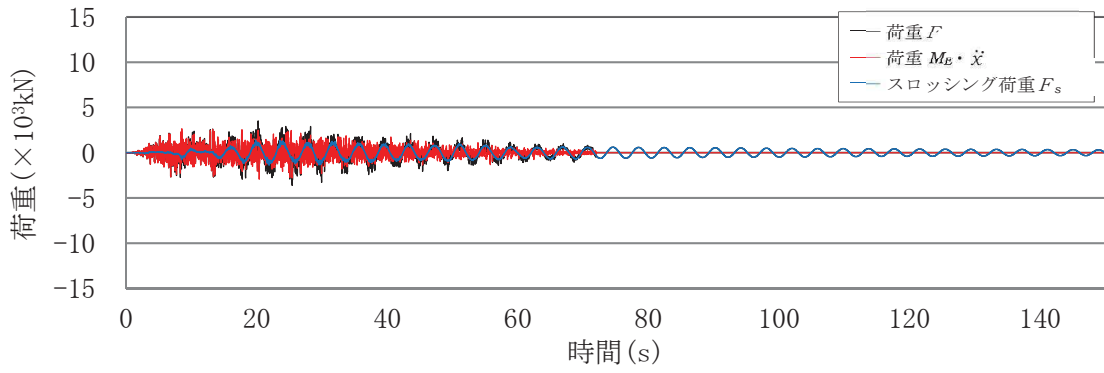


(c) 荷重  $M_E \dot{x}$

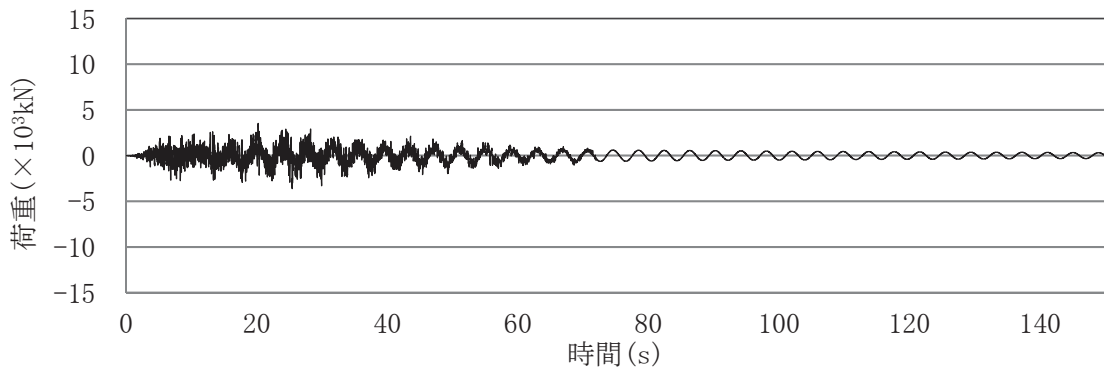


(d) スロッシング荷重  $F_s$

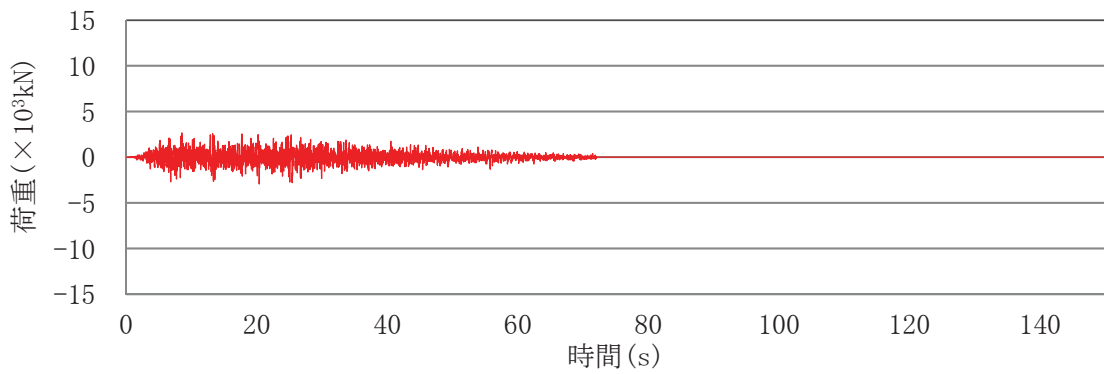
図3 各モードの荷重時刻歴(S s - D 1, 重大事故時水位より高い水位)



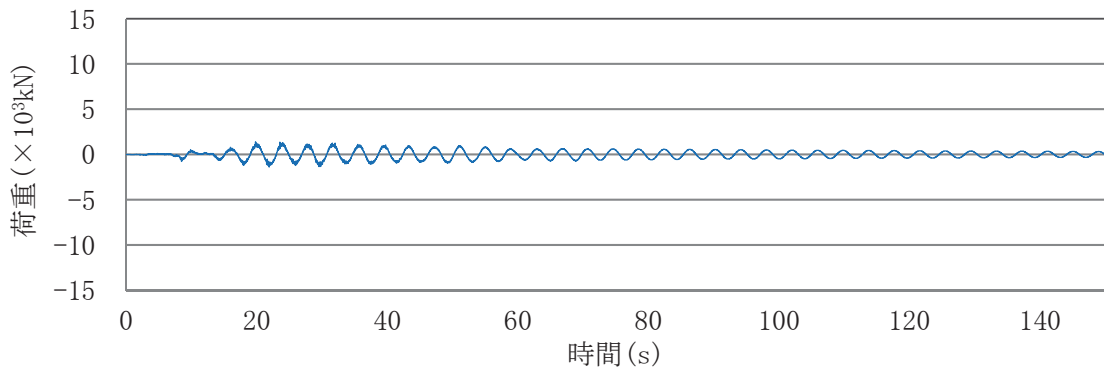
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

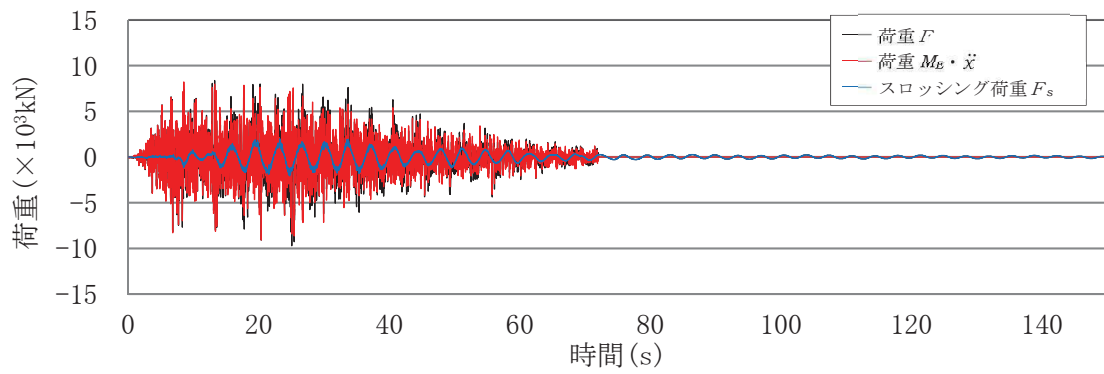


(c) 荷重  $M_E x$

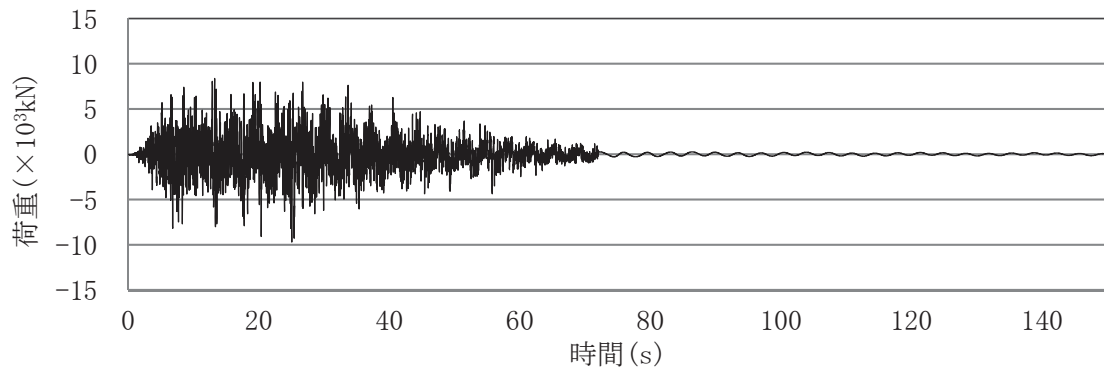


(d) スロッシング荷重  $F_s$

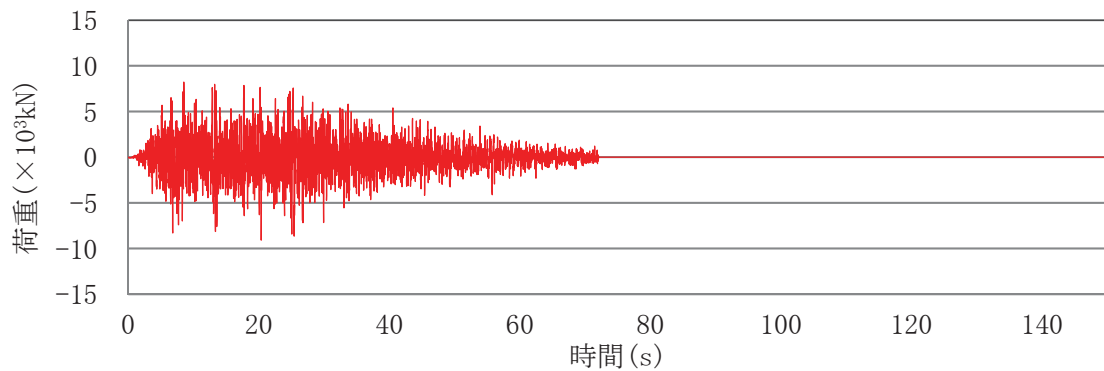
図4 各モードの荷重時刻歴(S s - D 2, 通常運転水位)



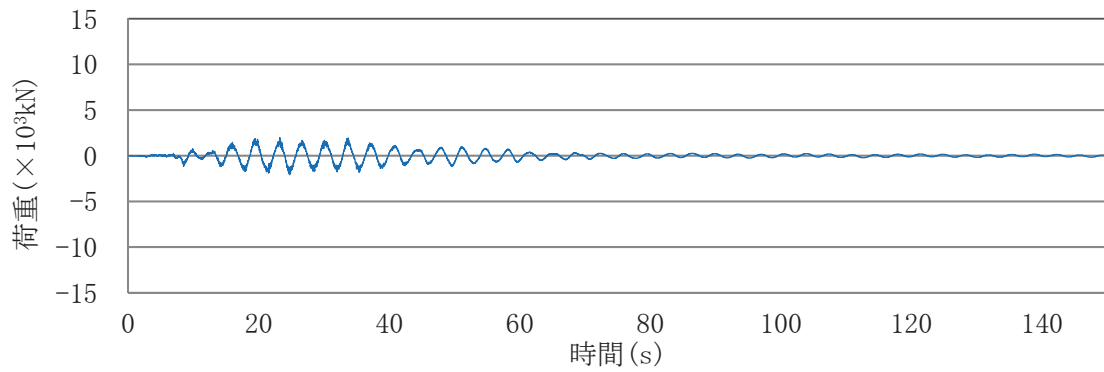
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$



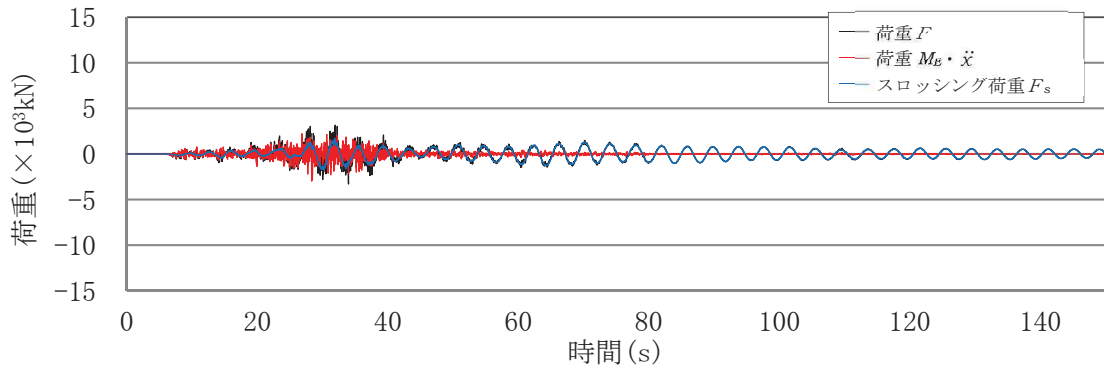
(c) 荷重  $M_E \dot{x}$



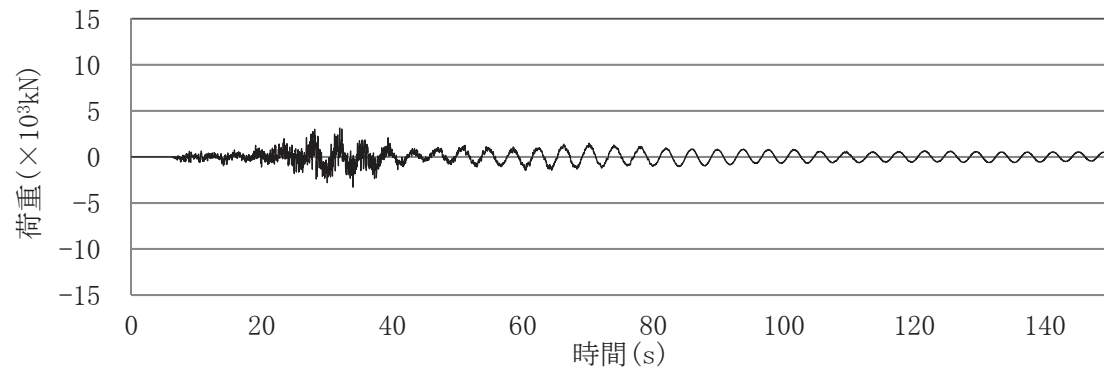
(d) スロッシング荷重  $F_s$

図5 各モードの荷重時刻歴(S s - D 2, 重大事故時水位より高い水位)

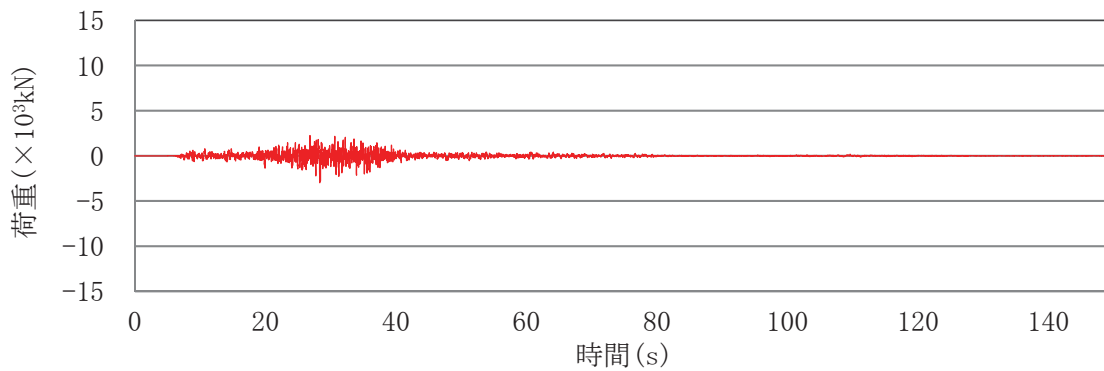




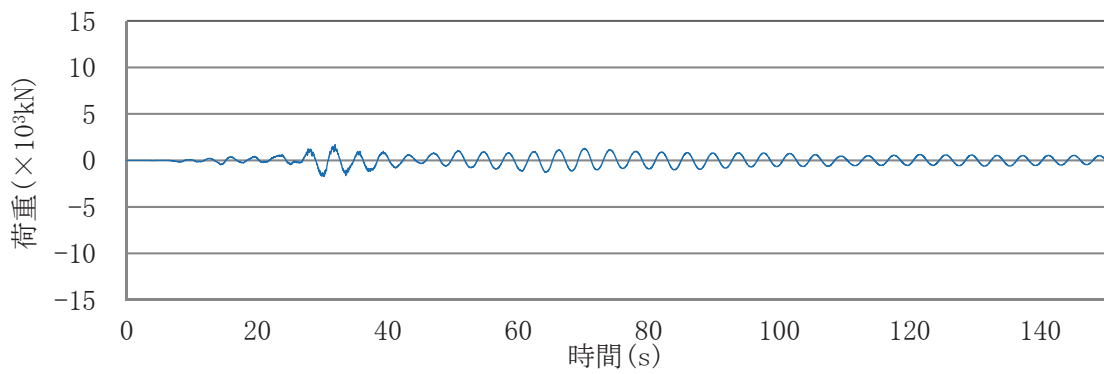
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

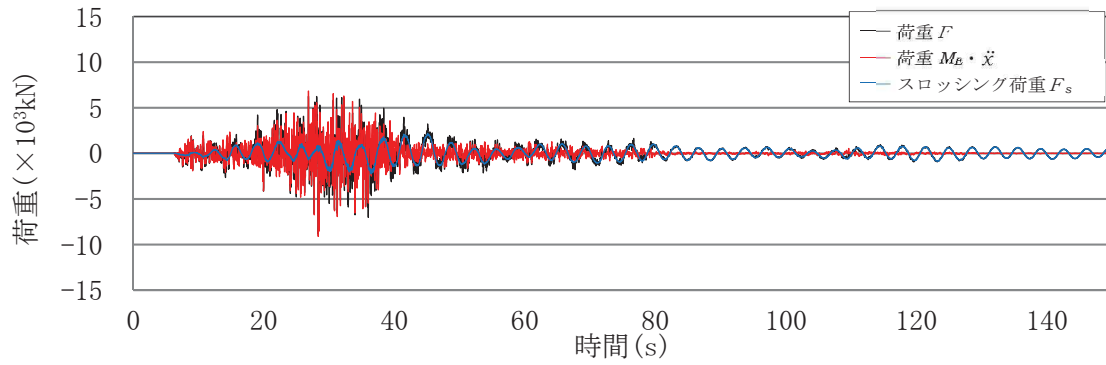


(c) 荷重  $M_E \dot{y}$

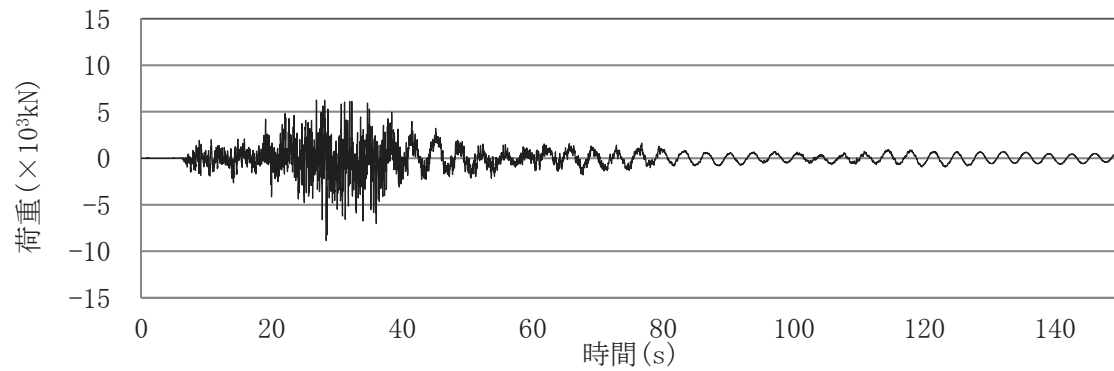


(d) スロッシング荷重  $F_s$

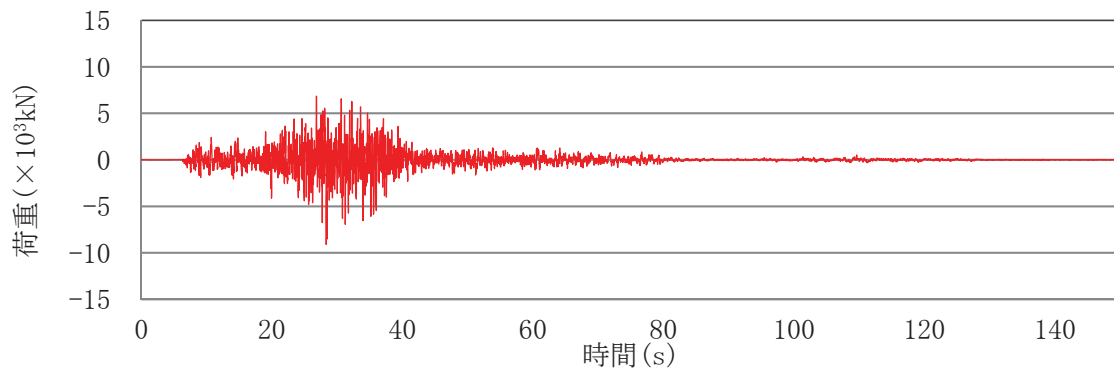
図6 各モードの荷重時刻歴(S s - F 2, 通常運転水位)



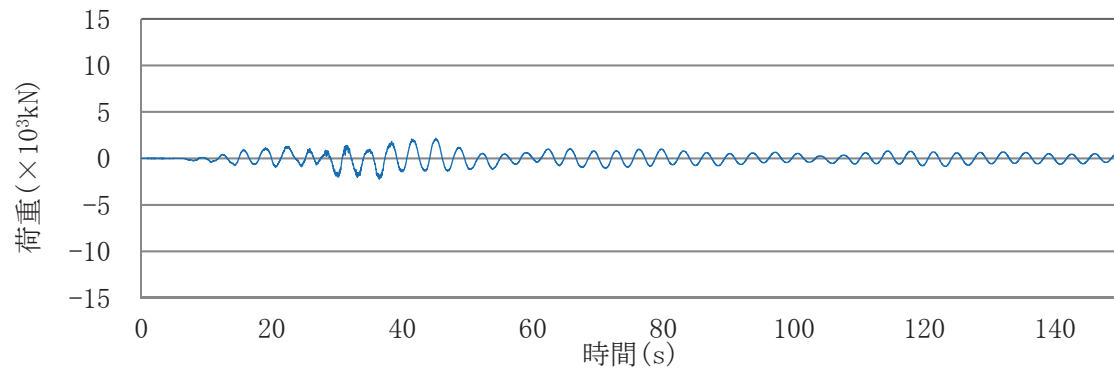
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$



(c) 荷重  $M_E \dot{x}$



(d) スロッシング荷重  $F_s$

図7 各モードの荷重時刻歴(S s - F 2, 重大事故時水位より高い水位)

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

地震動	水位条件	最大荷重 (×10 <sup>3</sup> kN)	有効質量比
S <sub>s</sub> -D 1	通常運転水位	2.42	0.17
S <sub>s</sub> -D 2		1.39	0.17
S <sub>s</sub> -F 2		1.71	0.17
S <sub>s</sub> -D 1	重大事故時水位より高い水位	2.91	0.28
S <sub>s</sub> -D 2		2.06	0.28
S <sub>s</sub> -F 2		2.24	0.28

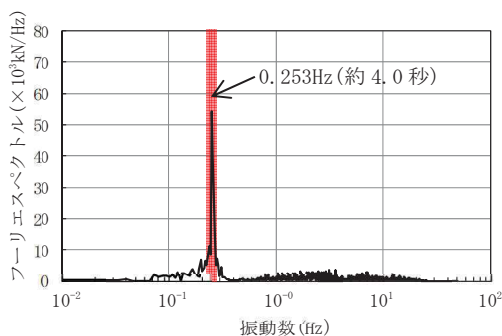


図8 フーリエスペクトル  
(S<sub>s</sub>-D 1, 通常運転水位)

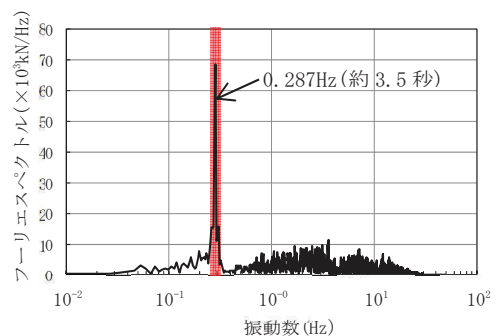


図9 フーリエスペクトル  
(S<sub>s</sub>-D 1, 重大事故時水位より高い水位)

表4 スロッシングの固有周期

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

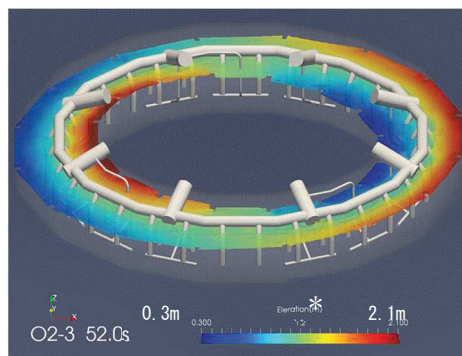


図10 スロッシング解析結果例

(S<sub>s</sub>-D 1, 重大事故時水位より高い水位, 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.

### 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<sub>s</sub>-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表5に示す。

表5 解析条件（鉛直方向地震動）

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

#### 3.3 影響検討結果

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

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

表 6 評価結果（鉛直方向地震動）

検討ケース	①基本ケース	②影響検討ケース	①/②
スロッシング 最大荷重（ $\times 10^3 \text{kN}$ ）*	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<sub>s</sub>-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表7に示す。

表7 解析条件（水平2方向入力）

項目	基本ケース	影響検討ケース
解析コード	OpenFOAM	同左
解析モデル	実機解析モデル	同左
入力波	S <sub>s</sub> -D1	NS方向：S <sub>s</sub> -D1 EW方向：位相特性の異なるS <sub>s</sub> -D1*
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平2方向 +鉛直方向
水位	重大事故時水位より 高い水位	同左

\*位相特性の異なるS<sub>s</sub>-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8, 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 8 評価結果 (水平 2 方向入力)

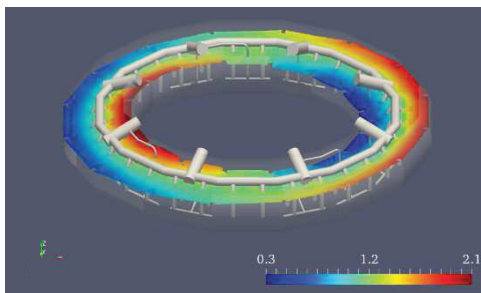
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向 入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *1	NS	2.91	2.88*2	1.01
	EW	-	2.76*2	1.05
	合成荷重	4.12*3	3.23*4	1.28
有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

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

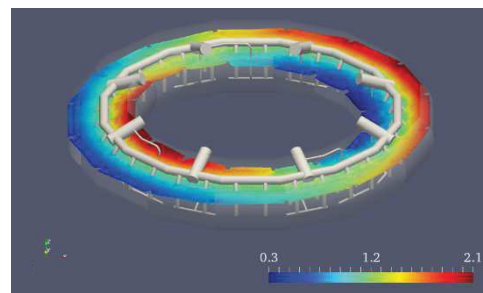
\*2 1 方向成分 (NS 若しくは EW) のみに着目した場合の最大荷重

\*3 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

\*4 時刻歴合成 ( $\sqrt{NS^2 + EW^2}$ ) の最大荷重



①基本ケース  
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース  
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

\* 色の違いは、水面高さの違いを表す。  
また、高さは、サブプレッションチャンベ  
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 9 に示す。



図 12 解析モデル図

表 9 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 - D 1 とし、水平 1 方向+鉛直方向に入力する。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる重大事故時水位より高い水位を用いる。解析条件を表 10 に示す。

表 10 解析条件（内部構造物）

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



### 5.3 影響検討結果

評価結果を表 11 に示す。評価結果から、スロッシング最大荷重は、基本ケースが影響確認ケースよりもやや小さく算出されることを確認した。これは、内部構造物によりスロッシングが抑制されることによるものと考えられる。

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

表 11 評価結果（内部構造物）

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

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

(補足)

## 方向性を考慮していない水平方向地震動における模擬地震波の作成方針

### 1. 概要

水平2方向及び鉛直方向地震力の同時入力による影響検討を行う際にサプレッションチェンバのスロッシング解析にはスロッシング荷重が大きく算定される $S_s-D1$ 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. 位相特性の異なる模擬地震波の作成方法

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

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

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

### 3. スロッシング解析に用いる入力波

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

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

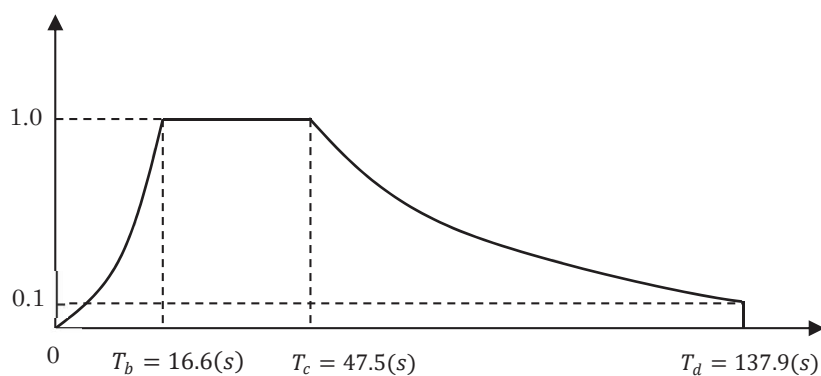
表1 応答スペクトルのコントロールポイント

応答スペクトル		コントロールポイント			
		T <sub>A</sub>	T <sub>B</sub>	T <sub>C</sub>	T <sub>D</sub>
S s - D 1	周期 (s)	0.02	0.072	0.51	5
	速度 (cm/s)	2.0372	26.5	88.4	88.4

注：T<sub>A</sub>～T<sub>D</sub>周期 (s)

表2 振幅包絡線の経時的変化

種別	継続時間 (s)	振幅包絡線の経時的変化 (s)		
		T <sub>b</sub>	T <sub>c</sub>	T <sub>d</sub>
S s - D 1	137.9	16.6	47.5	137.9



M=8.3, X<sub>eq</sub>=132km として評価

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

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

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

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

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

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

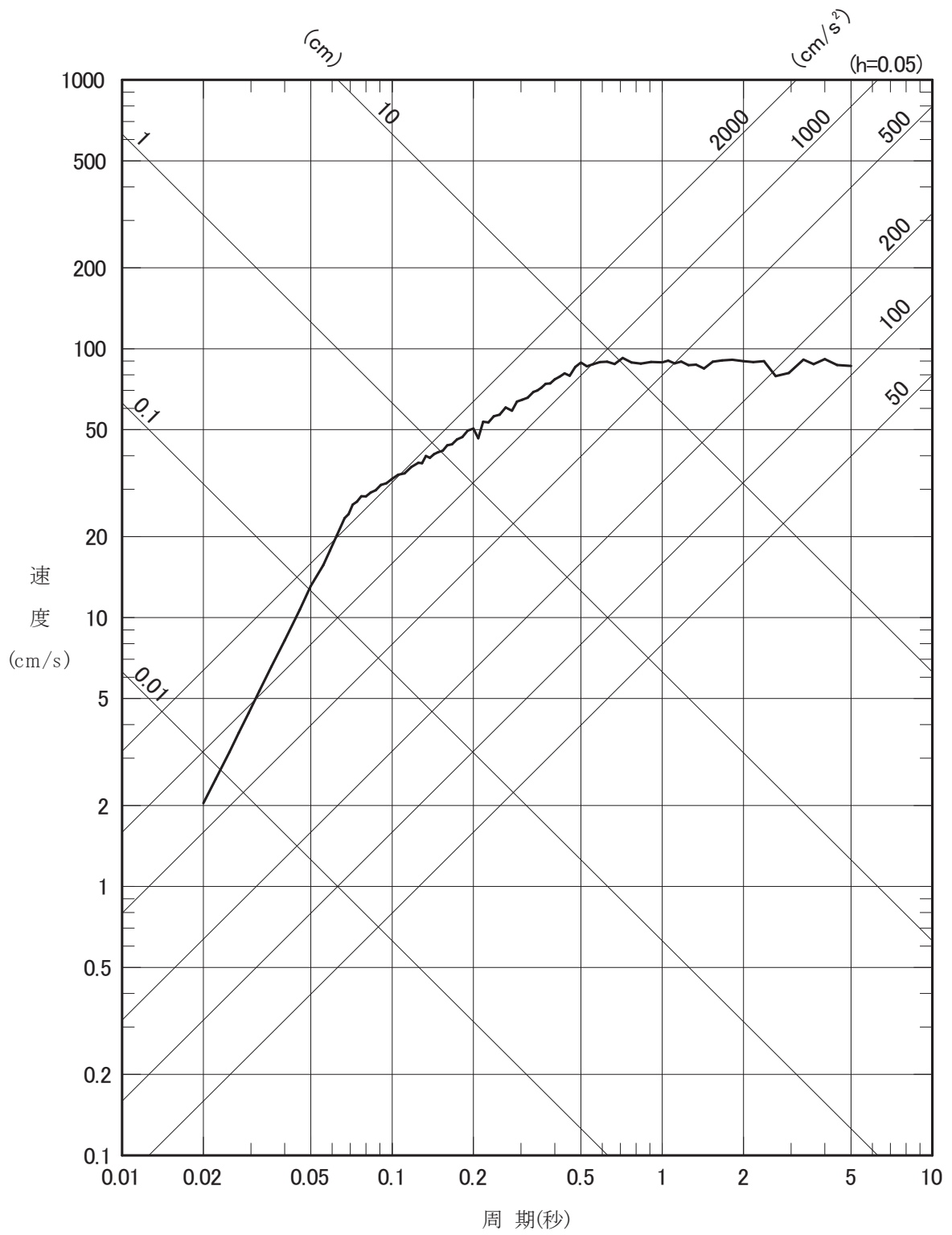


図1 S s - D 1 の応答スペクトル

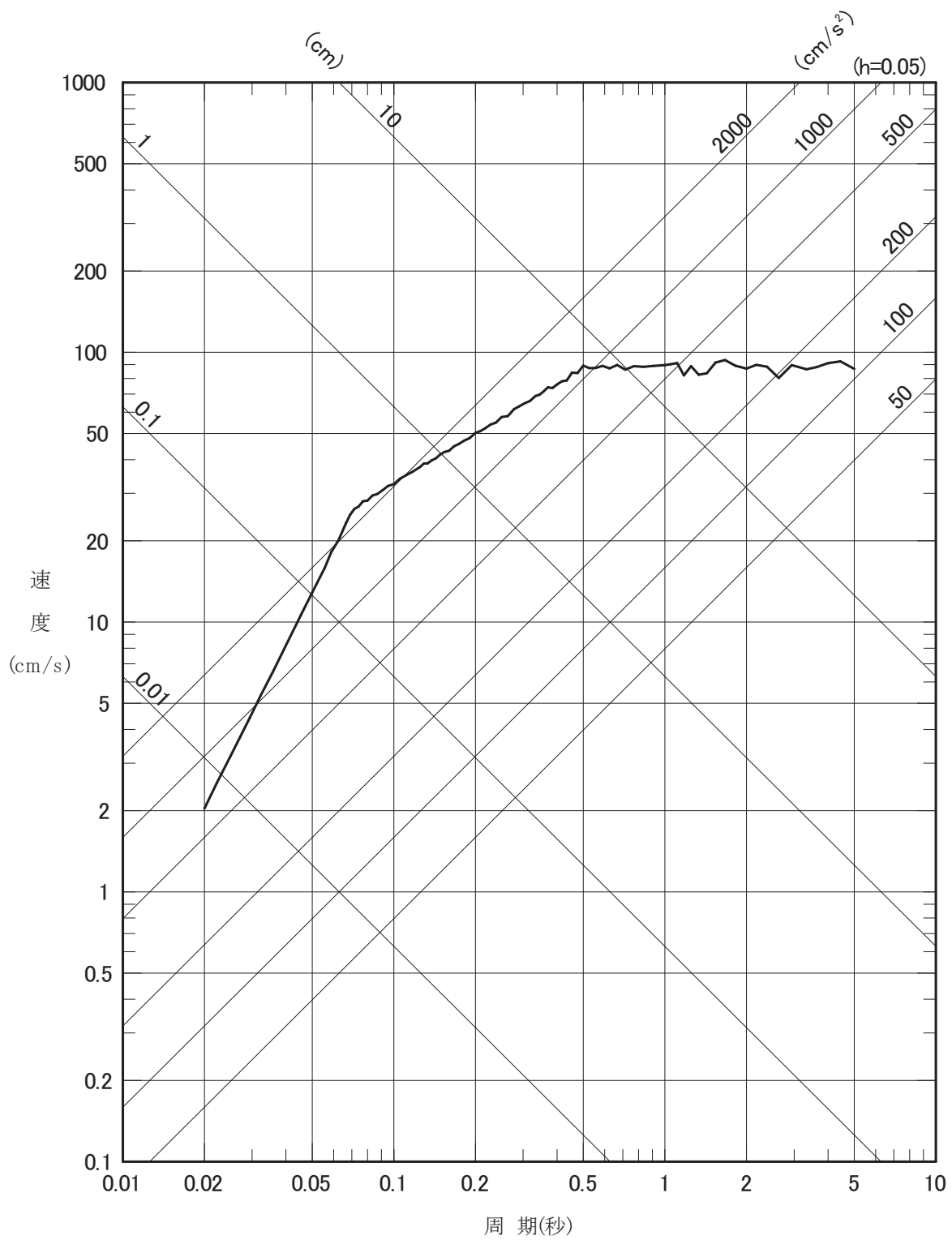


図2 S s -D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答スペクトル

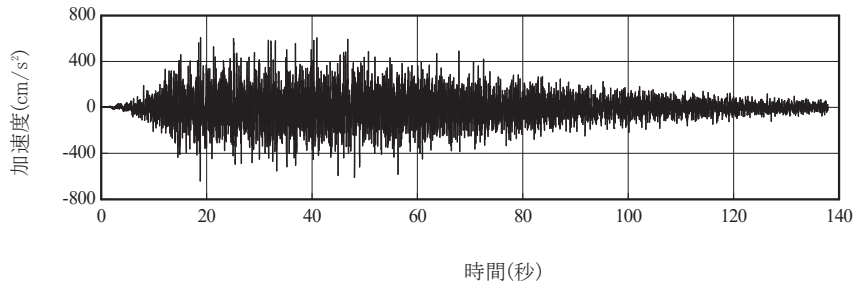


図3 S s - D 1 の加速度時刻歴波形

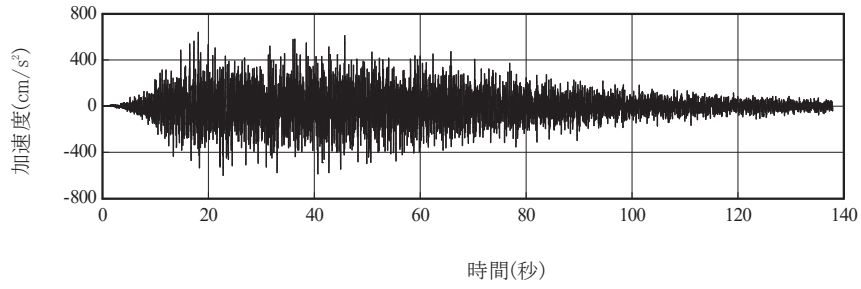


図4 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の加速度時刻歴波形

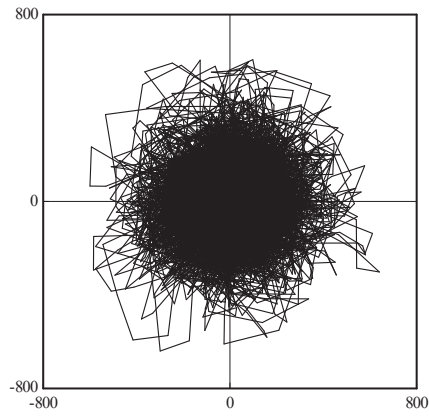


図5 S s - D 1 のオービット

(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

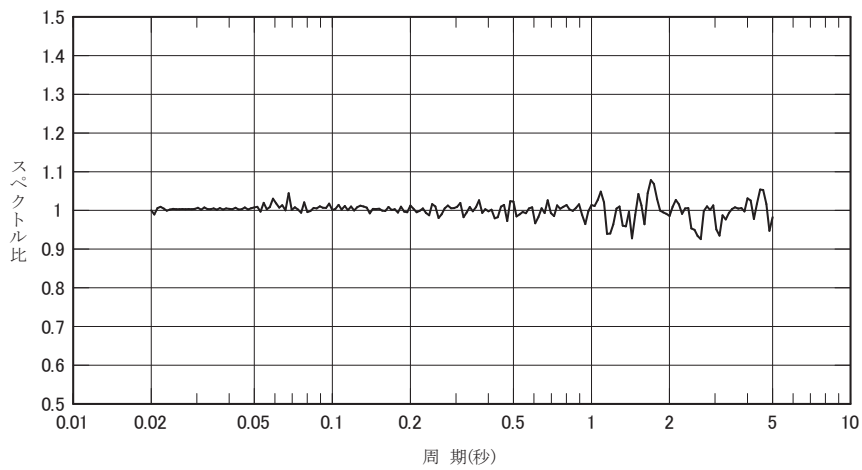


図6 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答スペクトル比

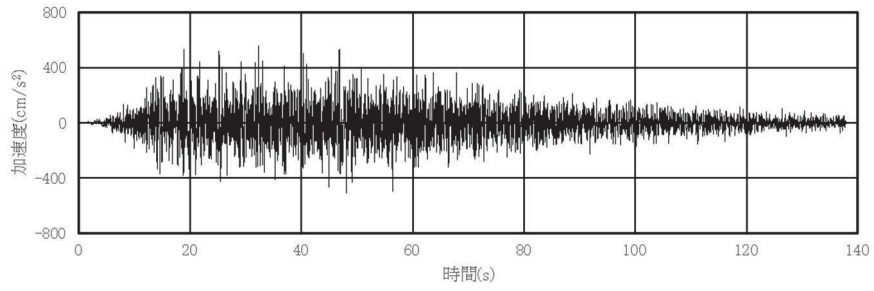


図7 S s - D 1 の応答加速度時刻歴波形

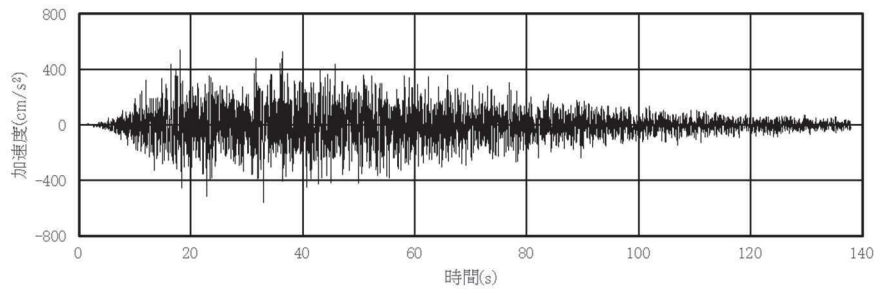


図8 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形

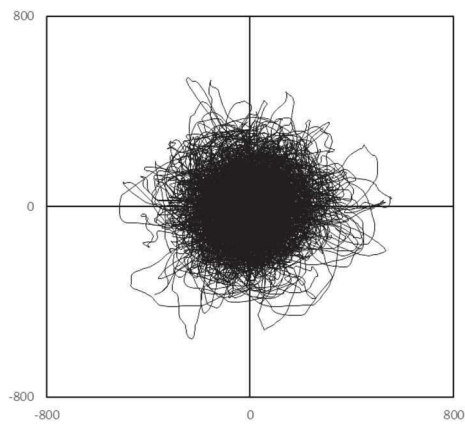


図9 S s - D 1 による建屋応答加速度のオービット  
(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

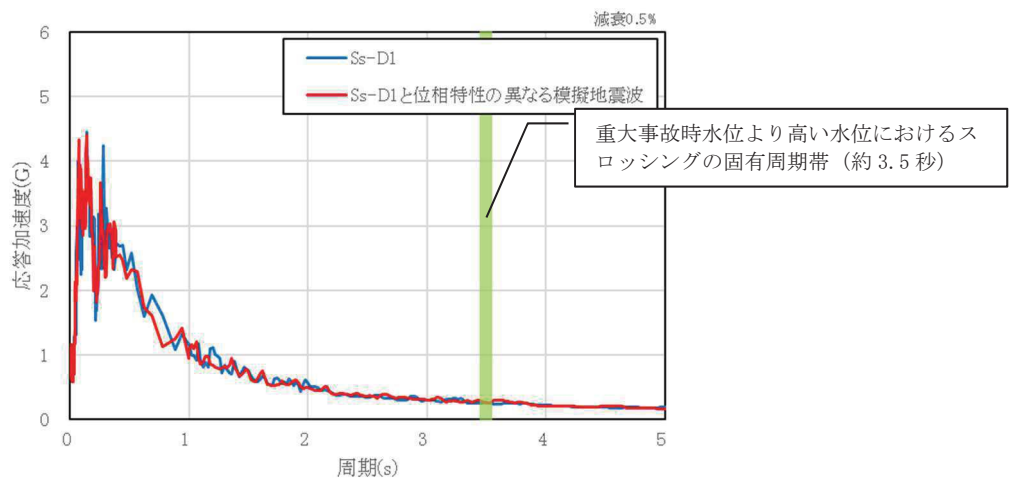


図10 床応答加速度スペクトル

規格基準における有効質量比との比較について

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。

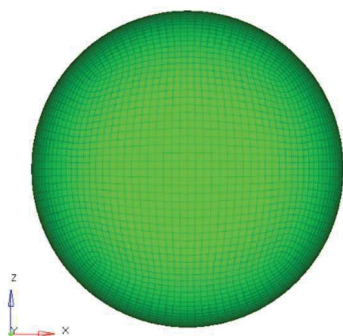
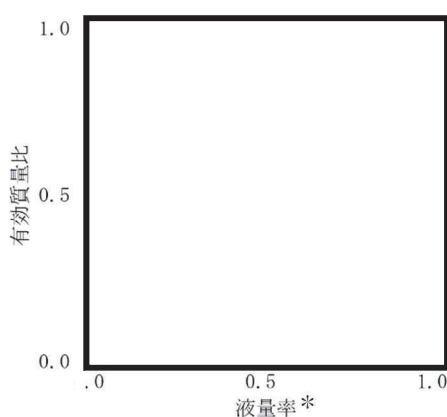


図 1 球形タンク解析モデル

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。

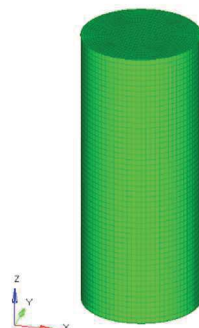


図 3 円筒タンク解析モデル

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

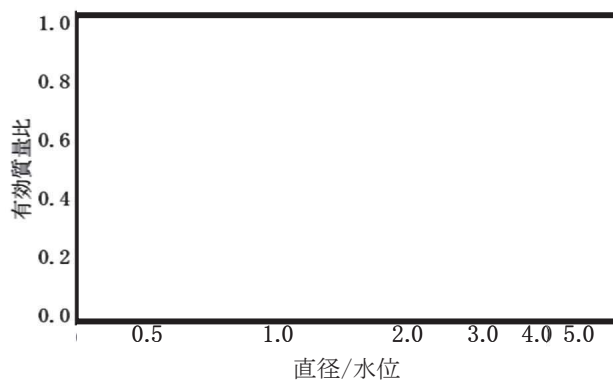


図 4 円筒タンクの有効質量比

## 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。