

女川原子力発電所 2 号炉

設計基準対象施設について

(第 4 条 地震による損傷の防止)

平成 3 0 年 6 月
東北電力株式会社

第4条：地震による損傷の防止

<目次>

第1部

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

第2部

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

(別 添)

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

(別 紙)

- 別紙－ 1 東北地方太平洋沖地震等による影響を踏まえた建屋耐震設計方法への反映について
- 別紙－ 2 応力解析モデルへの弾塑性解析の適用
- 別紙－ 3 土木構造物の解析手法及び解析モデルの精緻化について
- 別紙－ 4 使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数について
- 別紙－ 5 原子炉建屋屋根トラスの解析モデルへの弾塑性解析の適用
- 別紙－ 6 機器・配管系設備に関するその他手法の相違点について
- 別紙－ 7 機器・配管系設備の既工認からの構造変更について
- 別紙－ 8 下位クラス施設の波及的影響の検討について
- 別紙－ 9 水平 2 方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について
- 別紙－ 1 0 後施工せん断補強筋による耐震補強について
- 別紙－ 1 1 地盤の液状化
- 別紙－ 1 2 屋外重要土木構造物の耐震評価における断面選定について
- 別紙－ 1 3 埋め込まれた建屋の周辺地盤による影響について
- 別紙－ 1 4 原子炉本体の基礎の復元力特性について

下線部：今回提出資料

女川原子力発電所 2号炉

使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数について
(耐震)

平成30年6月
東北電力株式会社

目次

1.	はじめに.....	1
2.	燃料ラックの概要及び既工認と今回工認の耐震設計手法の比較.....	1
2.1	燃料ラックの構造と燃料プール内の配置.....	1
2.2	燃料ラックの耐震設計手法について.....	4
2.3	既工認と今回工認の耐震設計手法の比較.....	6
2.4	減衰定数を変更する目的と効果.....	6
3.	加振試験に基づく減衰定数設定の確認方針及び全体概要.....	8
4.	減衰特性の確認試験.....	10
4.1	実物大加振試験の概要.....	10
4.2	供試体ラックの水中加振試験装置及び試験手法について.....	12
4.3	試験結果.....	21
4.4	加振試験における試験条件の妥当性.....	27
5.	試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定.....	28
5.1	実機応答と供試体応答の比較.....	28
5.2	設計用減衰定数の設定.....	29
6.	結論.....	30
別紙-1	プール水及び燃料集合体の体数が減衰定数に与える影響.....	31
別紙-2	試験水槽の形状決定方法.....	33
別紙-3	試験における水深の影響について.....	36
別紙-4	応答倍率による減衰比の算出方法.....	40
別紙-5	スロッシングによる減衰への影響について.....	46
別紙-6	減衰の応答依存性を考慮した燃料ラックの減衰定数の確認方法.....	47
別紙-7	燃料ラックと供試体ラックの振動モードについて.....	48
参考資料-1	NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順について.....	56
参考資料-2	固有振動数による減衰定数への影響について.....	58
参考資料-3	燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について.....	62
参考資料-4	貯蔵率を変化させた加振試験における燃料集合体の配置条件について.....	64

1. はじめに

女川原子力発電所2号炉（以下「女川2号炉」という。）の既工認では、使用済燃料貯蔵ラック（以下「燃料ラック」という。）の水平方向の設計用減衰定数は、「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1991 追補版」（以下「JEAG4601」という。）に規定される溶接構造物の設計用減衰定数 1.0%を用いている。

しかし、実際の燃料ラックは、使用済燃料プール（以下「燃料プール」という。）内に設置され、また、燃料集合体を貯蔵していることから、燃料集合体のガタつき、燃料集合体の着座部の摩擦、ラック内壁と燃料集合体の衝突及び水の抵抗により、運動エネルギーの消散が大きくなり、減衰定数 1.0%より大きな減衰があると考えられる。

そのため、女川2号炉における今回工認の耐震設計において、燃料ラックの設計用減衰定数は、実物大加振試験の結果に基づき設定している。

本資料は、加振試験結果に基づき設定した女川2号炉の今回工認の耐震設計に適用する設計用減衰定数についてまとめたものである。

2. 燃料ラックの概要及び既工認と今回工認の耐震設計手法の比較

2.1 燃料ラックの構造と燃料プール内の配置

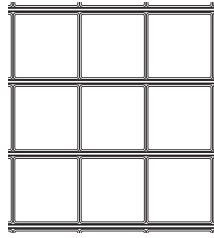
女川2号炉の燃料プールには、角管型の燃料ラックを設置している。

角管型の燃料ラックは角管と補強板を溶接することで、格子状のセルを構成している。角管型の燃料ラックの構造概要図を図1に示す。

女川2号炉の燃料ラックには、表1に示すとおり、角管を10列×11列に配列した貯蔵体数110体のラックと、同じく10列×17列に配列した貯蔵体数170体のラックの2種類があり、図2に示すとおり、燃料プール内に配置している。

表1 女川2号炉 燃料ラック型式と貯蔵体数

設置場所	ラック型式	貯蔵体数	貯蔵列数
女川2号炉 燃料プール	角管型	110体	10列×11列
		170体	10列×17列



角管型の燃料ラック断面図

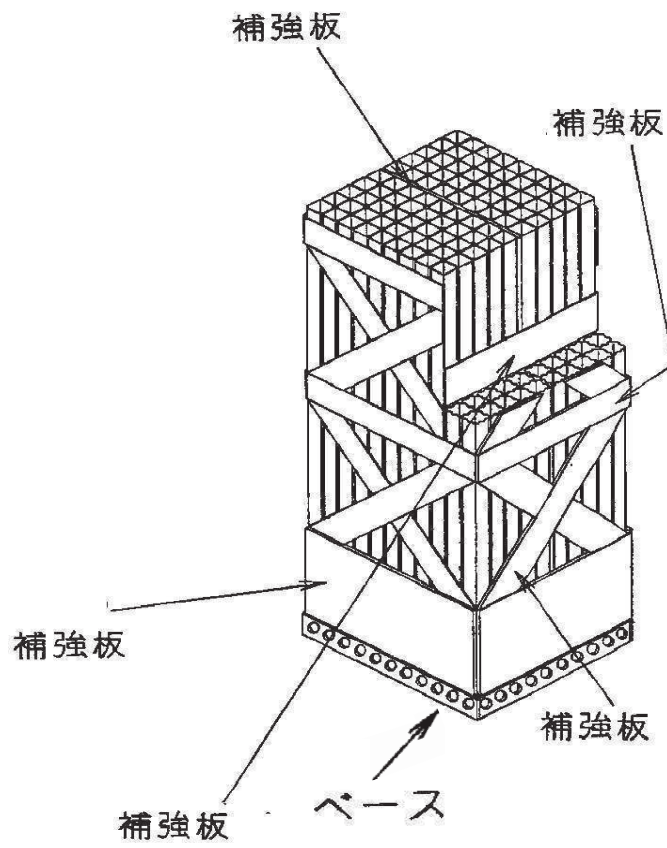


図1 角管型の燃料ラック構造概要図（貯蔵体数 110 体の例）

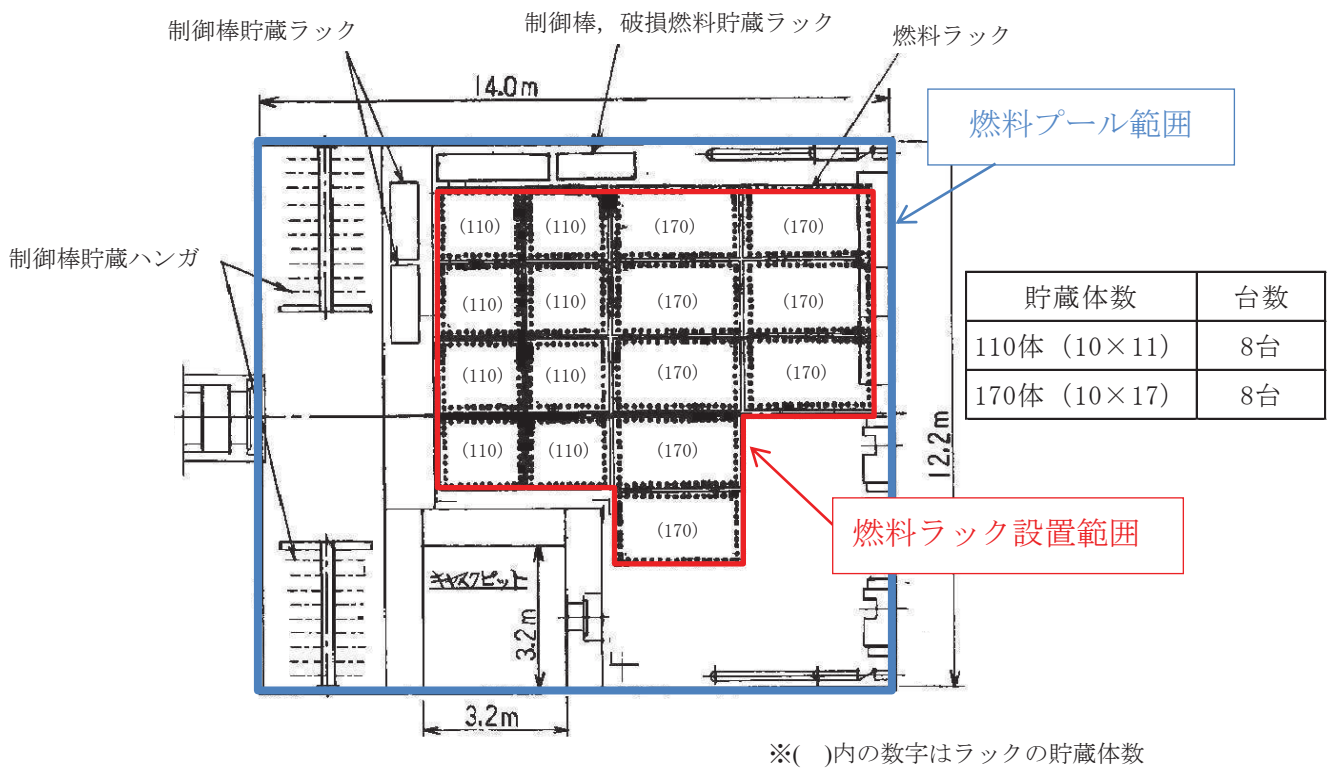


図2 燃料ラック配置図

2.2 燃料ラックの耐震設計手法について

女川2号炉に設置されている燃料ラックの構造及び解析モデルの概要を図3及び図4に示す。

角管型の燃料ラックは、角管と補強板の接触面全面を溶接しているため、はり要素でモデル化し、一部の補強板は断続溶接となっている面を有するため、シェル要素にてモデル化した3次元有限要素モデル（FEMモデル）としている。

燃料ラックの質量には、燃料ラック自身の質量、燃料集合体の質量、燃料ラックに含まれる水の質量及び水中の機器の形状により排除される機器周囲の流体の質量である付加質量を考慮している。これらの燃料集合体及び燃料ラックに含まれる水の質量並びに付加質量は、角管及び板の全長にわたって等分布に与えている。

既工認の応力評価は、部材（角管、補強板）及び基礎ボルトに対して実施しており、部材の応力は図4の解析モデルを用いて、スペクトルモーダル解析による最大応答加速度から、部材に作用する最大荷重を算出して応力を評価している。基礎ボルトの応力は、燃料ラック設置位置における水平・鉛直震度を用いて、ラック基礎に生じるモーメントとせん断力から基礎ボルトに作用する最大荷重を算出して評価している。

なお、各部の許容応力は「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984」に規定されている「その他の支持構造物」の許容応力を用いている。

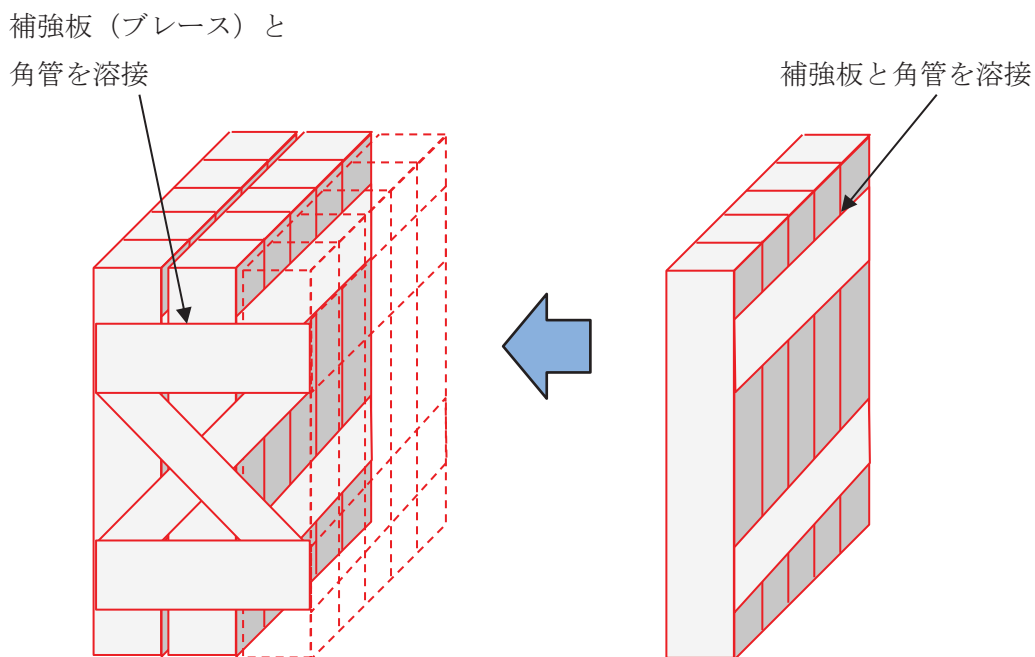


図3 角管型の燃料ラックの溶接部概要図

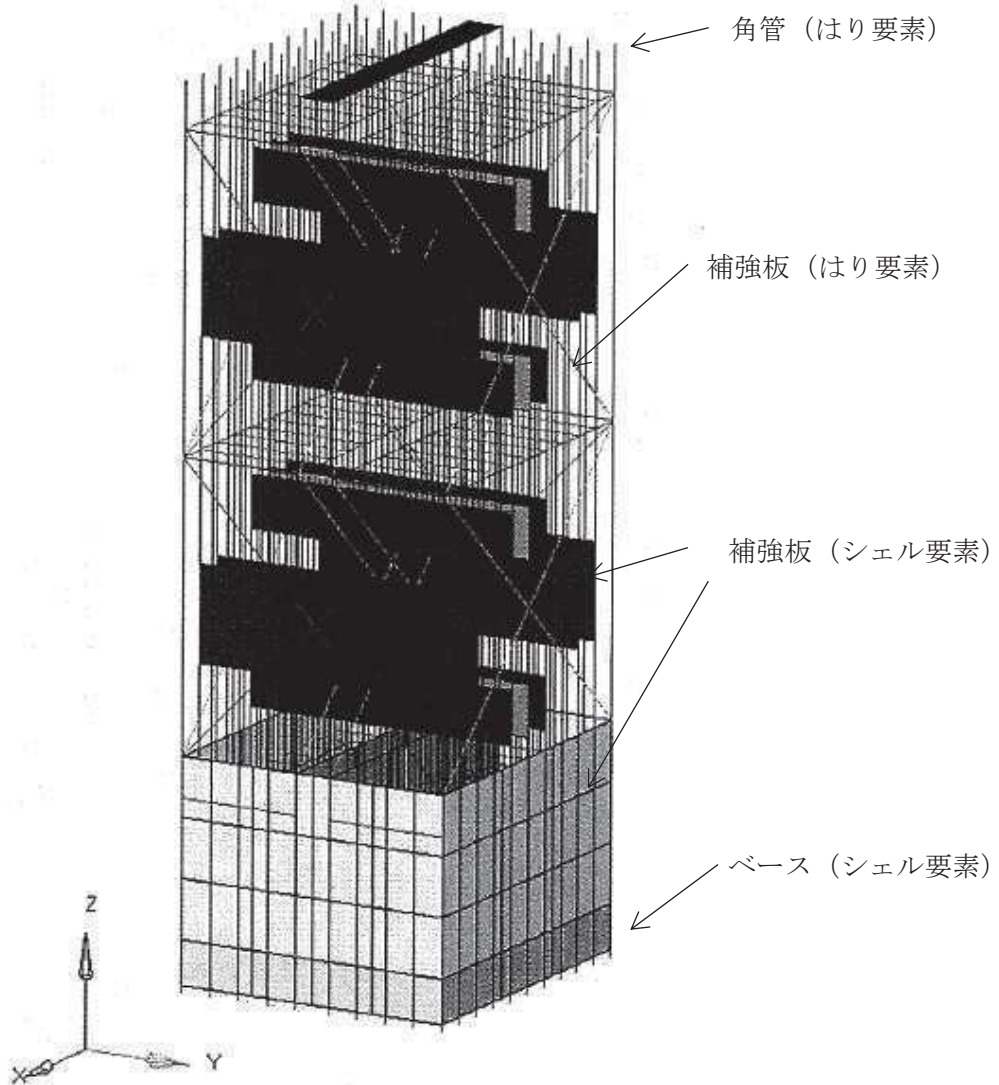


図4 角管型の燃料ラックの解析モデル概要図 (110体の例)

2.3 既工認と今回工認の耐震設計手法の比較

女川2号炉の燃料ラックの耐震設計における既工認と今回手法の比較を表2に示す。既工認からの変更は設計用減衰定数のみである。

表2 女川2号炉 燃料ラックの耐震設計における既工認と今回手法の比較

		既工認手法	今回工認手法
解析モデル		3次元有限要素モデル	同左
耐震解析手法	水平方向	スペクトルモーダル解析	同左
	鉛直方向	静的解析	同左（剛構造のため）
設計用減衰定数	水平方向	1.0%	Ss : 7.0% Sd : 7.0%
	鉛直方向	—	—
許容応力		JEAG4601	同左
地盤・建屋等の不確実さの考慮		床応答スペクトルの周期方向への±10%拡幅	同左
モデルの考え方		剛性は燃料ラック本体の寸法及びヤング率より設定。 質量は燃料ラック本体、燃料ラック内の燃料集合体、水及び付加質量を考慮。	同左

2.4 減衰定数を変更する目的と効果

既工認における設計用減衰定数は、JEAG4601に規定される溶接構造物の設計用減衰定数1.0%を採用していた。しかし、実際の燃料ラックは、燃料プール内に設置されることや燃料集合体を貯蔵していることから、地震時には燃料ラックと燃料集合体の摩擦や、燃料ラック及び燃料集合体が流体中を振動することにより、運動エネルギーの消散が大きくなり、1.0%より大きな減衰があると考えられる。

したがって、地震時の燃料ラックの挙動を把握するため、模擬燃料ラック（以下「供試体ラック」という。）を用いた実物大加振試験（以下「加振試験」という。）を実施した結果、既工認では考慮されていなかった、より大きな減衰効果が見込まれることを確認した。

これらの知見に基づいて、より現実に近い燃料ラックの挙動を模擬した評価を実施することを目的に、今回工認の耐震設計では、基準地震動 Ss 及び弾性設計用地震動 Sd に対する燃料ラックの設計用減衰定数として7.0%を採用する。

なお、本設計用減衰定数を用いて、既工認で許容値に対する発生応力の割合が最も大きい燃料ラックの構造強度評価を実施する場合、応力の発生値が低減すると見込まれる（表3及び図5, 6）。

表3 基準地震動 Ss 相当*1における女川2号炉燃料ラック (170体) の評価結果

評価部位	応力分類	計算値 (MPa)		評価基準値 (MPa)
		減衰定数 1.0% (既工認)	減衰定数 7.0% (今回工認)	
ラック補強板 (長辺方向)	組合せ応力	385*2	160*2	205

*1: 平成25年12月設置変更許可申請時基準地震動 Ss

*2: 暫定条件による概算値 (解析値)

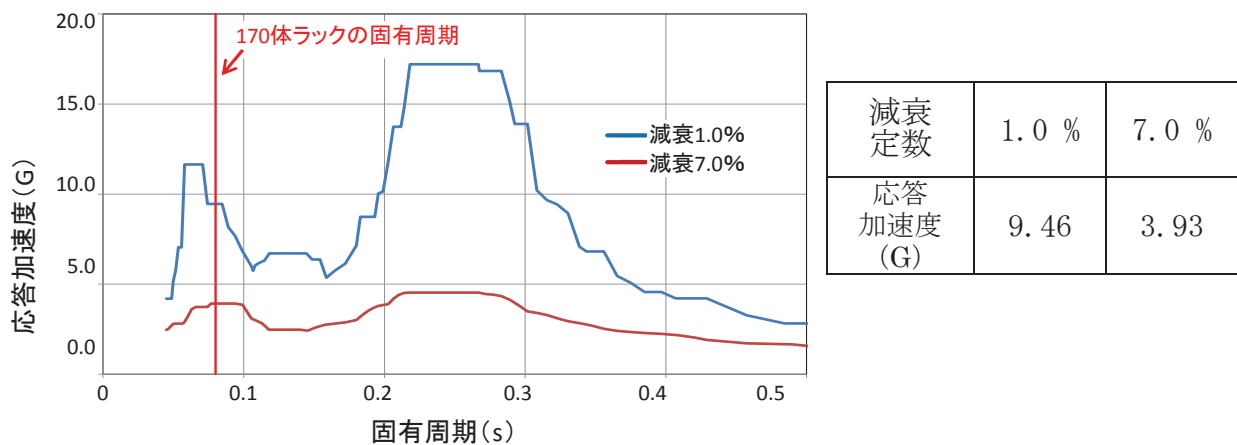


図5 燃料ラック設置位置における基準地震動 Ss 相当の水平床応答スペクトル比較 (原子炉建屋 O.P. 15.0m)

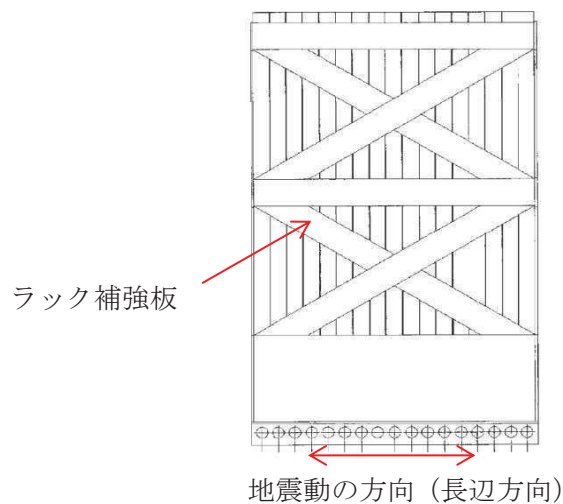


図6 燃料ラック (170体) の最小裕度部位

3. 加振試験に基づく減衰定数設定の確認方針及び全体概要

3.1 確認方針

今回工認の耐震設計において女川2号炉の燃料ラックに適用する設計用減衰定数は、より現実に即した減衰定数を設定することを目的として、供試体ラックを用いた加振試験の結果から、女川2号炉の地震動条件及び燃料ラックの設計条件を踏まえ実機への適用性を確認の上、保守性を持たせて設定する。

3.2 全体概要

加振試験に基づく燃料ラックの減衰定数設定の全体概要を図7に示す。

(1) 実機の燃料ラックの耐震性評価（第2項にて説明）

既工認手法に基づいて、耐震性評価を実施する。今回工認での変更点は、設計用減衰定数の変更のみである。

(2) 加振試験（第4項にて説明）

燃料ラックの振動特性を適切に模擬できるよう、実物大の供試体ラックを設定の上、正弦波による加振試験を実施して応答倍率 Q を取得する。

なお、供試体ラックの設計にあたっては、減衰定数が実機と同等または実機よりも小さくなるよう考慮し、また、実機への適用性の確認として、加振試験における供試体ラックの振動モードが実機の燃料ラックの振動モードと同等であることを確認する（別紙-7）。

(3) 供試体ラックのFEM解析（別紙-4にて説明）

供試体ラックをFEMによりモデル化して固有値解析を実施し、供試体ラックの刺激関数 $\beta\phi$ を取得する。

なお、妥当性検証として、FEM解析における供試体ラックの固有周期及び振動モードが加振試験の結果と同等であることを確認する（別紙-7）。

(4) 設計用減衰定数の設定（第4, 5項にて説明）

上記(2)の加振試験より得られた応答倍率 Q 、及び上記(3)のFEM解析より得られた刺激関数 $\beta\phi$ を元に、応答倍率による手法（理論式 $\zeta = \beta\phi / Q$ ）から供試体ラックにおける減衰定数を評価し、減衰定数と加速度の関係を減衰線図として整理する。

次に、評価用地震動（ S_s / S_d ）に対する実機の燃料ラックの応答加速度を、燃料ラックの固有周期及び刺激関数 $\beta\phi$ を考慮して算出し、減衰線図から実機の燃料ラックの減衰定数を確認する。

上記の結果から得られた実機の燃料ラックの減衰定数に対して、試験結果のばらつき、耐震設計の簡便さと余裕を考慮して、 S_s / S_d に対して一律7%を適用する。

(1) 実機の燃料ラックの耐震性評価(本文2.)

(2) 加振試験(本文4.)

(3) 供試体ラックのFEM解析(別紙4)

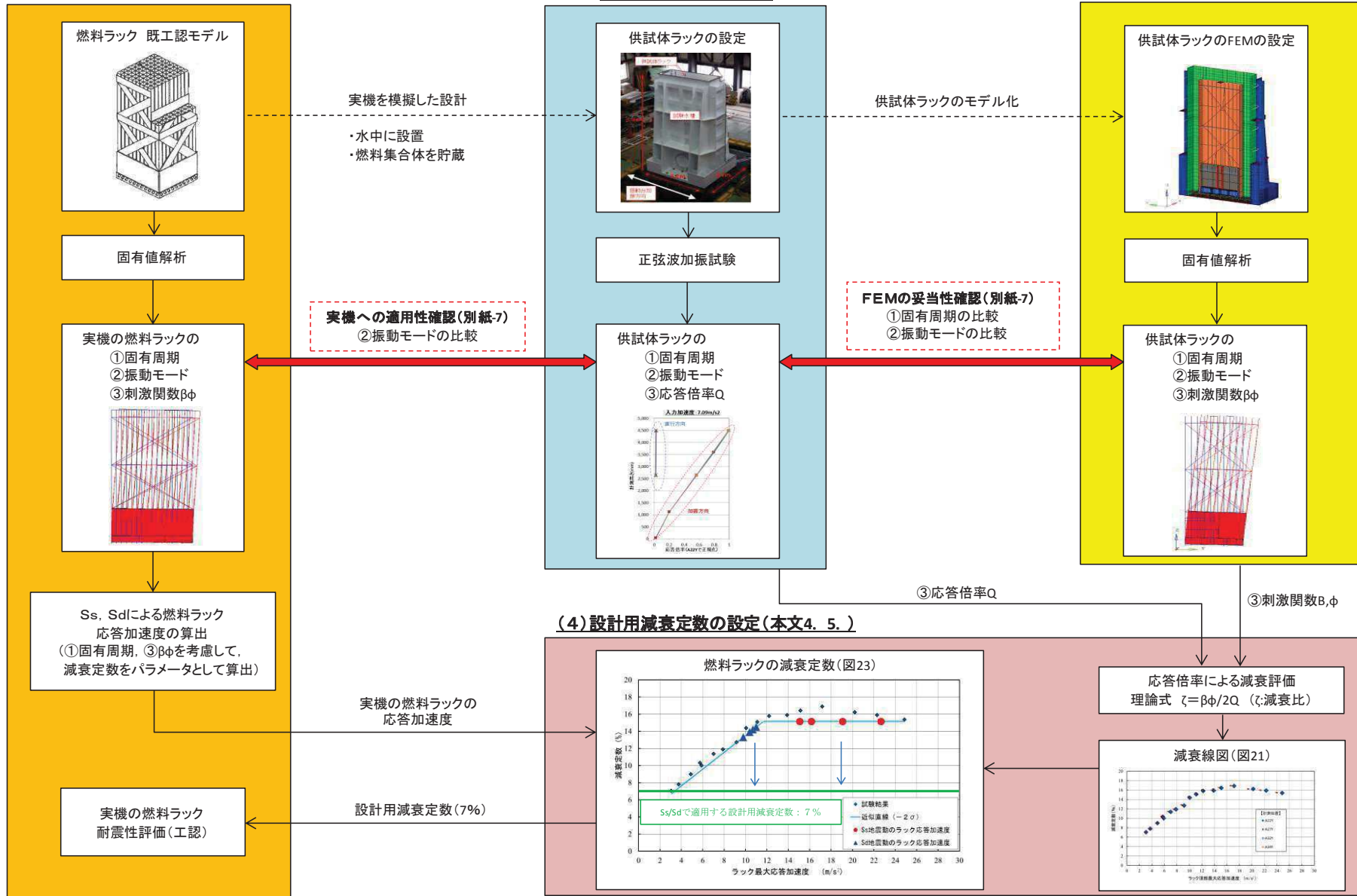


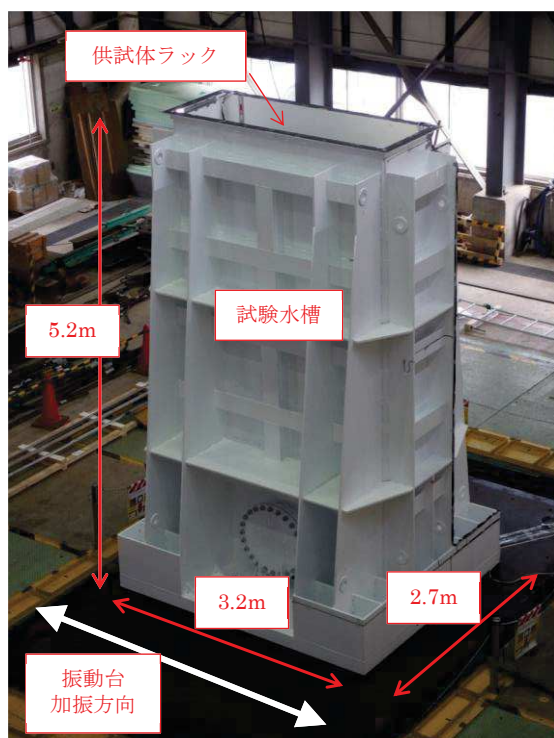
図7 加振試験に基づく減衰定数設定の検討フロー

4. 減衰特性の確認試験

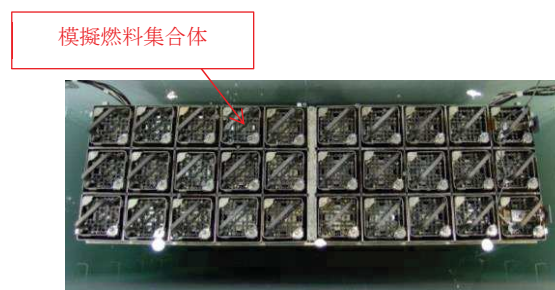
4.1 実物大加振試験の概要

燃料プール内の環境（水中）及び使用状態（燃料集合体貯蔵）において、燃料ラックが加振された際の減衰特性を確認することを目的に、模擬燃料集合体を貯蔵した供試体ラックの水槽内での加振試験を実施した^[1]。試験装置の概観図を図8に示す。試験では、振動台上に供試体ラックを設置した試験水槽を据え付け、長辺方向に加振した（図9）。供試体ラックは、実機の固定状態と同一とするために、水槽床に基礎ボルトで固定した自立式とした。

【試験体制】	東北電力㈱-㈱東芝（現 東芝エネルギーシステムズ㈱）
【試験時期】	2014年4～5月
【試験場所】	㈱安藤・間 技術研究所（茨城県つくば市荻間 515-1）



(1) 試験装置概観



(2) 供試体ラックの水槽内設置状況

図8 加振試験の実施状況

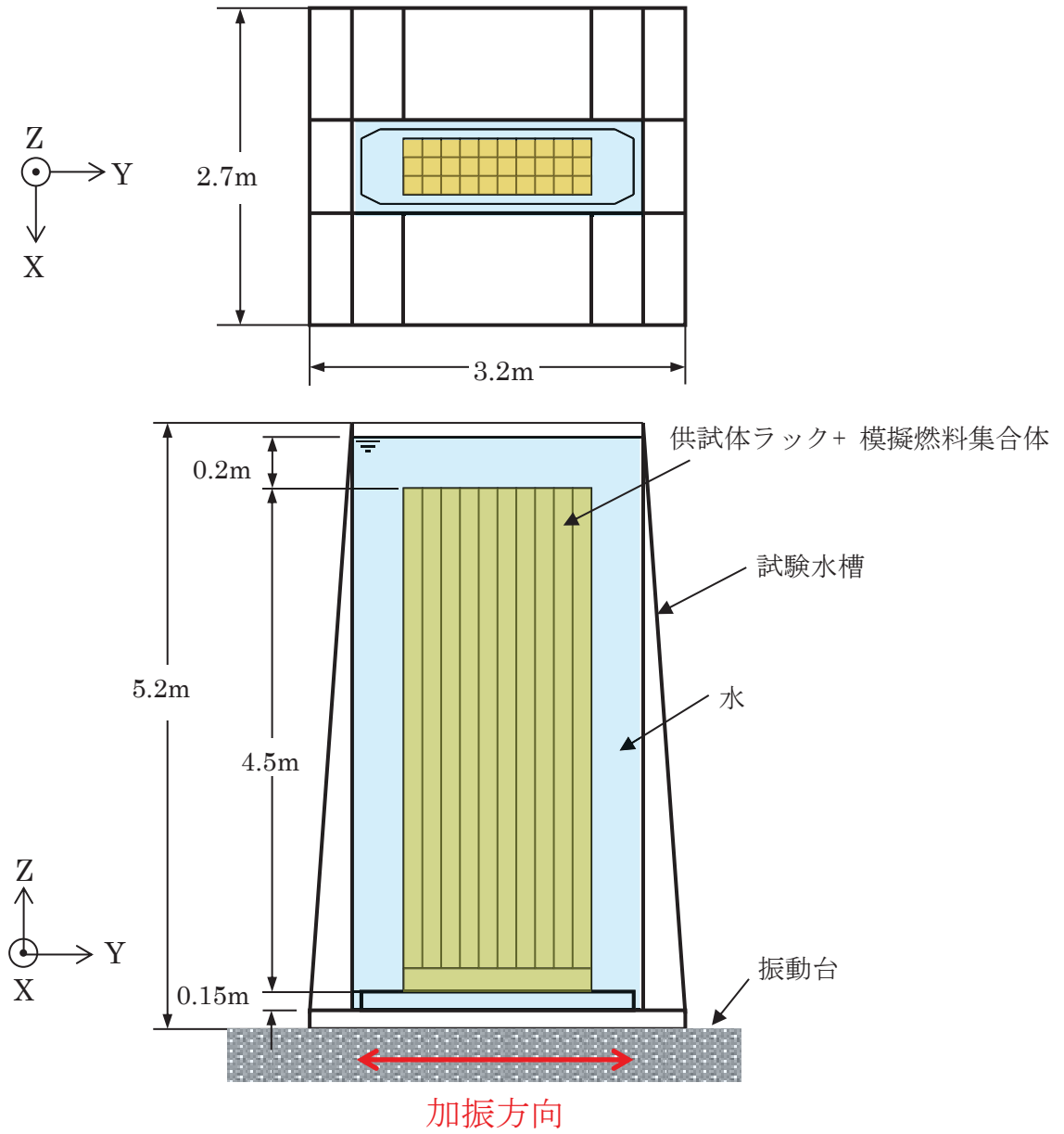


図9 供試体ラックの設置概要

4.2 供試体ラックの水中加振試験装置及び試験手法について

(1) 供試体ラック

供試体ラックの寸法等は、実機の燃料ラックと同等となるよう設定した。

また、燃料ラックの減衰効果は、別紙1に示すとおり、燃料集合体の増加に伴い大きくなると考えられることから、燃料ラックに対して供試体ラックの貯蔵体数が少なくなるよう設定した。また、加振方向の列数を燃料ラックの最小貯蔵列数である10列、その直交方向を加振装置の制約を考慮し3列として、30体貯蔵(10×3列)の供試体ラックを設定した(図10)。

なお、供試体ラックは、実機の燃料ラックと振動モードが同等となるよう設計した(別紙-7)。

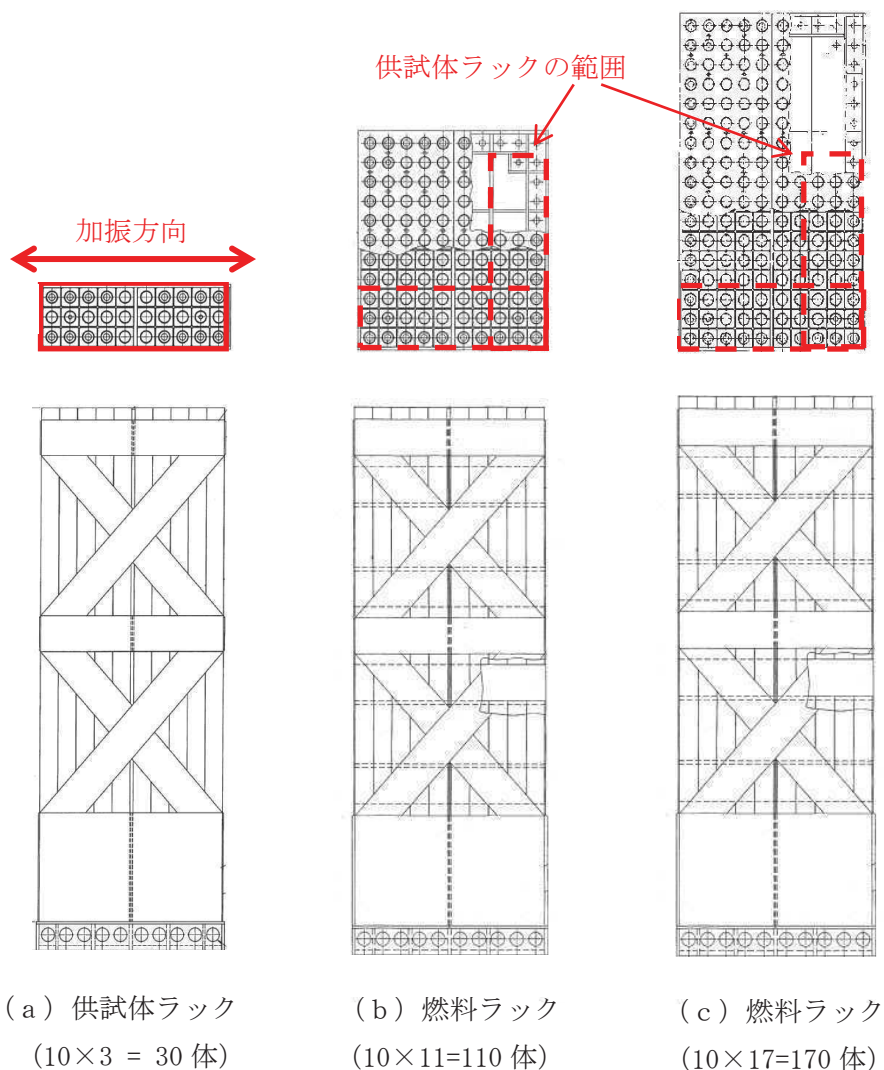


図10 燃料ラックと供試体ラック構造

(2) 模擬燃料集合体

供試体ラックに貯蔵する模擬燃料集合体には、実燃料模擬体と形状模擬体の2種類を用いた。実燃料模擬体は、鉛で質量を一致させた燃料ペレット以外は、実機の燃料集合体と同一の構成部品を使用したものである。形状模擬体は、外形を構成する部品（上下部タイプレート、チャンネルボックス及びチャンネルファスナ）を実機と同一とし、全体質量をウェイトで模擬したものである（表4及び図11, 12）。いずれの模擬燃料集合体も、実機の燃料集合体と形状、質量及び振動特性が同様になるように製作しており、また、水中での振動試験により両者の振動特性が同等であることを確認の上、試験に供している。なお、供試体ラックの加振試験後の外観点検において、いずれの模擬燃料集合体も異常がないことを確認している。

燃料ラックに貯蔵されている燃料集合体の一部については、チャンネルファスナが取り外されているが、チャンネルファスナを取り付けた状態の方が、ガタつきが少なくなることで減衰が小さくなると考えられることから、試験はチャンネルファスナを全数取り付けて実施した。チャンネルボックスについては、照射成長による有意な曲げの影響がないよう、炉心内の燃料配置を管理している。ウォータ・ロッドについては、他プラントにて曲がり確認されたため、平成25年にウォータ・ロッドに曲がりがないことを確認し、併せて曲がりの原因となったチャンネルボックスの装着作業の手順を見直している^[2]ため、実機のウォータ・ロッドに曲がりがあるとは考えにくい。以上より、模擬燃料集合体のチャンネルボックス及びウォータ・ロッドには、実機と同様に曲がりの無いものを使用した。

表4 模擬燃料集合体と実機燃料集合体の仕様比較

	試験（模擬燃料集合体）		実機（燃料集合体）
	実燃料模擬体	形状模擬体	8×8 燃料 ^{*2}
長さ (mm)	4,470	4,470	4,468
断面寸法 ^{*1} (mm)	□137.54	□137.54	□137.54
質量 (kg)	約 300	約 300	約 300
材質	SUS 及び Zr 材	SUS 及び Zr 材	SUS 及び Zr 材

*1 チャンネルボックス外形寸法

*2 燃料ラックに貯蔵されている燃料集合体のうち、最も質量が大きいもの

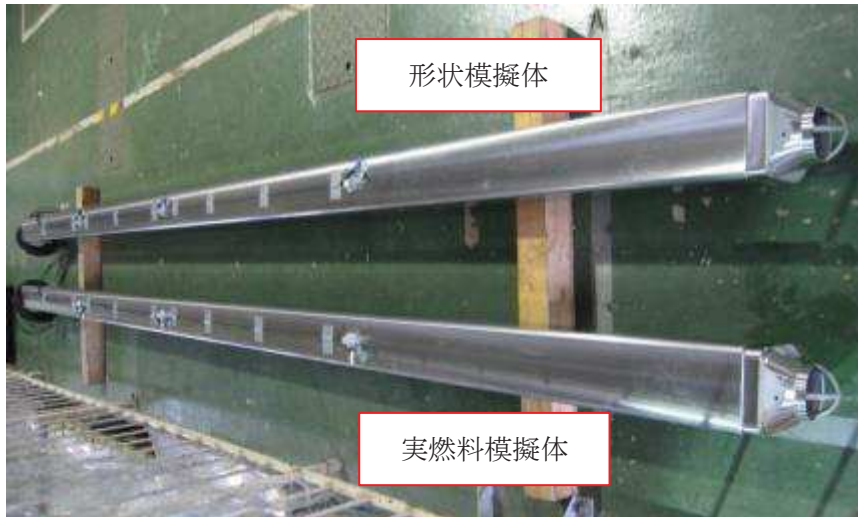
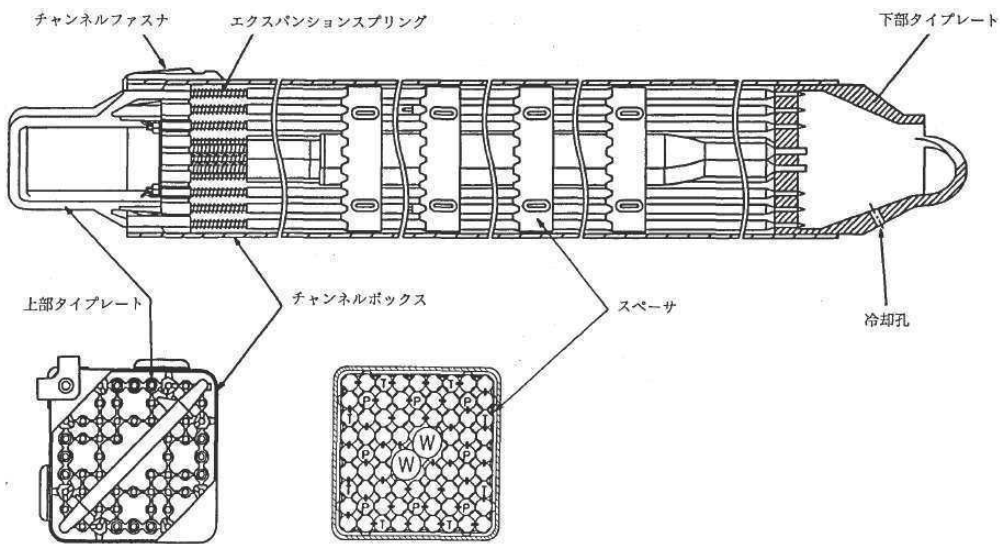
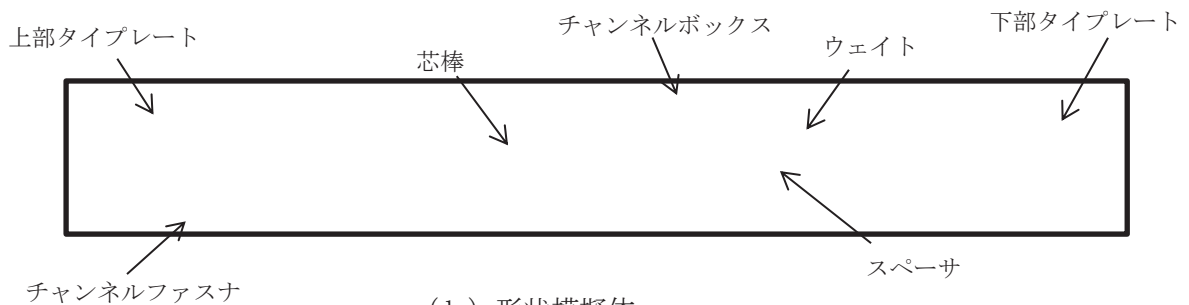


図 11 模擬燃料集合体の外観



(a) 実燃料模擬体



(b) 形状模擬体

図 12 模擬燃料集合体

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

(3) 模擬燃料集合体の配置方法

本試験は図 13 に示すとおり、実燃料模擬体と形状模擬体を貯蔵して実施しているが、形状模擬体はウェイトにて実燃料集合体の荷重分布を模擬し、質量及び外形もほぼ同様になるように設定しているため、実燃料模擬体と形状模擬体の配置による減衰への影響はほとんどないと考えられる。

また、燃料集合体の貯蔵体数の増加に伴い減衰定数が増加する傾向となるが、構造強度評価上の発生応力は、全数貯蔵状態が最も厳しい設計条件となることから、燃料集合体全数設置 (100%貯蔵条件) にて加振試験を実施した (別紙-1)。

なお、模擬燃料集合体と供試体ラック底部の取り合い部は、供試体ラック底部の支持板に開けられた孔の面取り部と下部タイプレートであり、これらの寸法及び形状は実機と同様に設定しているため、実機の燃料ラックと供試体ラックで減衰効果に相違はないと考えられる (図 14)。

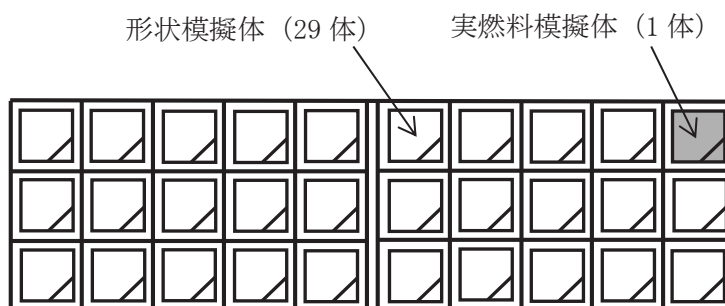


図 13 模擬燃料集合体の配置

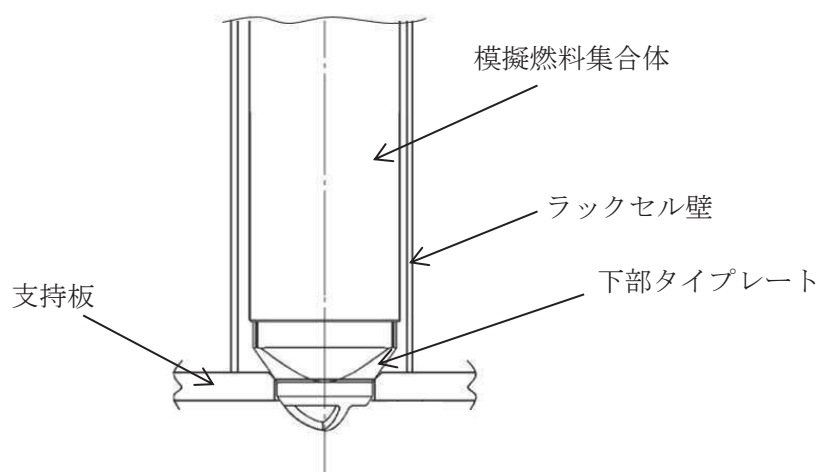


図 14 模擬燃料集合体の設置状況

(4) 試験水槽

燃料プール内に設置されている状態を模擬するために試験水槽を製作した。試験水槽の製作に当たっては、供試体ラックに対して振動影響を与えないよう剛構造とし、また、供試体ラックの流体減衰に大きな影響を与えない大きさにて設計した（別紙-2）。

(5) 実機と供試体等の主要諸元比較

供試体ラック，試験水槽等（以下「供試体等」という。）と実機の主要諸元の比較を表 5 に示す。

表5 女川2号炉 実機と供試体等の主要諸元比較

項目		実機	供試体等	実機への適用性
ラック	ラックセルの型式	角管型	同左	実機と同一
	ラックの支持形式	ボルトによる床固定式	同左	
		自立型	同左	
	貯蔵体数	110体 (10×11) 170体 (10×17)	30体 (10×3)	供試体ラックは、流体及び燃料集合体による減衰効果が実機よりも小さいと考えられるラックを選定したことから、本試験結果に基づく減衰定数は実機の全ての燃料ラックに適用可能と考えられる。
	ラックセル頂部と燃料集合体の最小隙間			実機と同一 (図15)
	ラックから壁までの距離	約300～2,700mm	約150～430mm	流体による減衰効果が十分に小さくなるよう設定した (別紙-2)。
	ラックセル高さ			実機と同一
	ラックセルのピッチ			
	ラックセルの厚さ			
ラックセルの材質	B-SUS	SUS304	材料特性はほぼ同等であるためラック全体の減衰効果へ与える影響は十分に小さいと考えられる。	
燃料集合体	燃料タイプ	8×8燃料	模擬燃料集合体	工認では評価結果の厳しくなる質量が大きい燃料条件により評価している。
	質量	約300kg	約300kg	実機と同一
	外形寸法	147.3mm	同左	
	チャンネルボックス材質	ジルカロイ-4	同左	
	チャンネルボックス厚さ			
燃料プール	水深	約12m	約5m	高さ(水深)は実機と異なるが、供試体ラックの振動特性に与える影響が十分に小さいことを確認した (別紙-3)。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

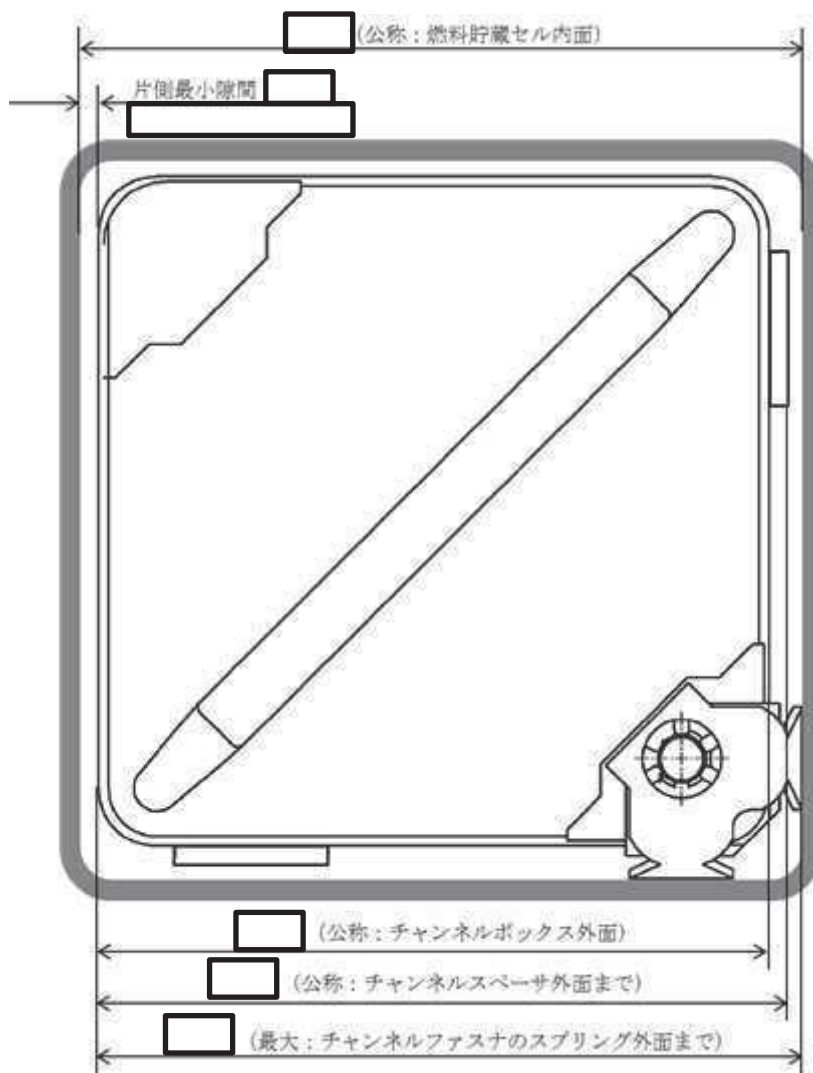


図 15 ラックセルと燃料集合体の隙間（概念図）

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

(6) 試験方法

供試体ラックに模擬燃料集合体を設置し、試験水槽に注水した状態において加振試験を実施した。正弦波による掃引試験を実施し、得られた振動台上の加速度及び供試体ラック頂部の応答加速度から求めた伝達関数から、応答倍率を求めて振動特性を評価した（図 16）。

なお、供試体ラックの応答加速度に対する減衰定数の変化を確認するため、振動台からの入力加速度をパラメータとして計 17 ケースの試験を実施した（表 6）。

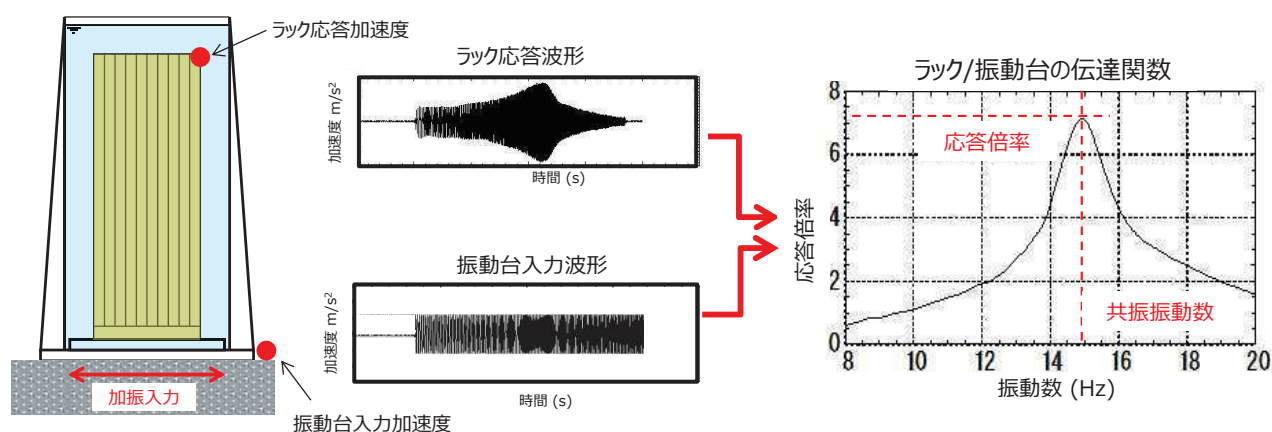


図 16 加振試験方法概要

表 6 加振試験条件

試験方法	加振方向	振動数範囲 (Hz)	入力加速度* (m/s ²)	入力加速度 ケース数
正弦波 掃引試験	長辺	8~20	0.42~7.09	17

*振動台上の実測加速度（最大値）

(7) 加速度の計測方法

供試体ラックの伝達関数を求めるため、供試体ラック頂部に 4 台、振動台上に 1 台の加速度計を設置し、加速度を計測した（図 17, 18, 19）。

また、供試体ラック中間部及び基部にひずみゲージを設置し、供試体ラックが弾性範囲内で加振されていることを確認した。

なお、試験水槽は剛構造で設計しており、試験水槽が剛体として挙動し、供試体ラックへ影響を与えないことを確認するため、水槽周囲の加速度を計測した（図 18）。

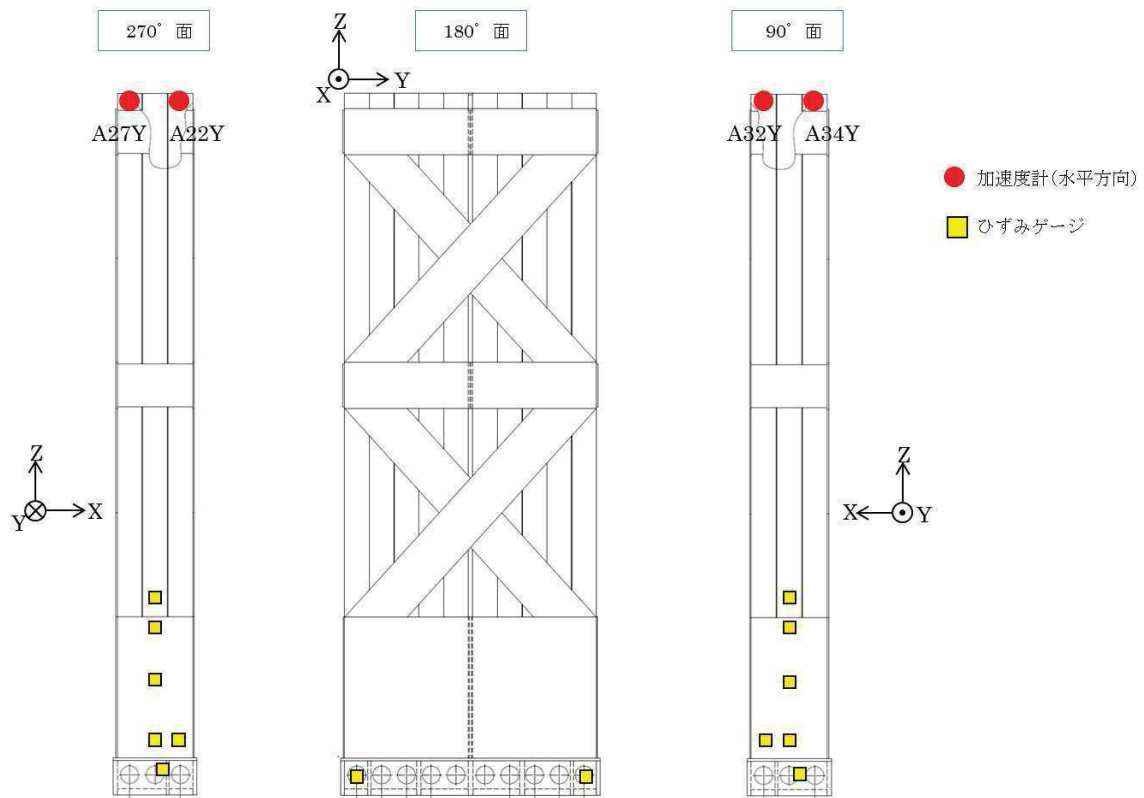


図 17 供試体ラックの加速度及びひずみ計測位置

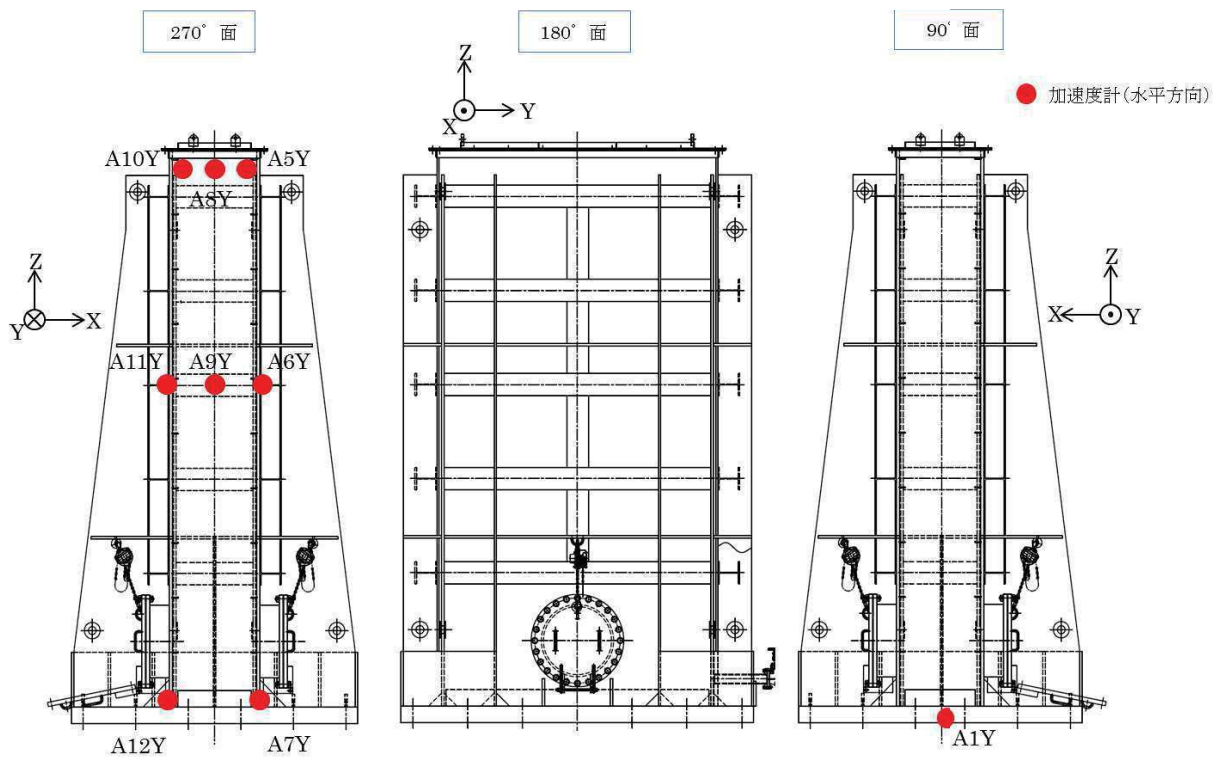


図 18 水槽の加速度計測位置

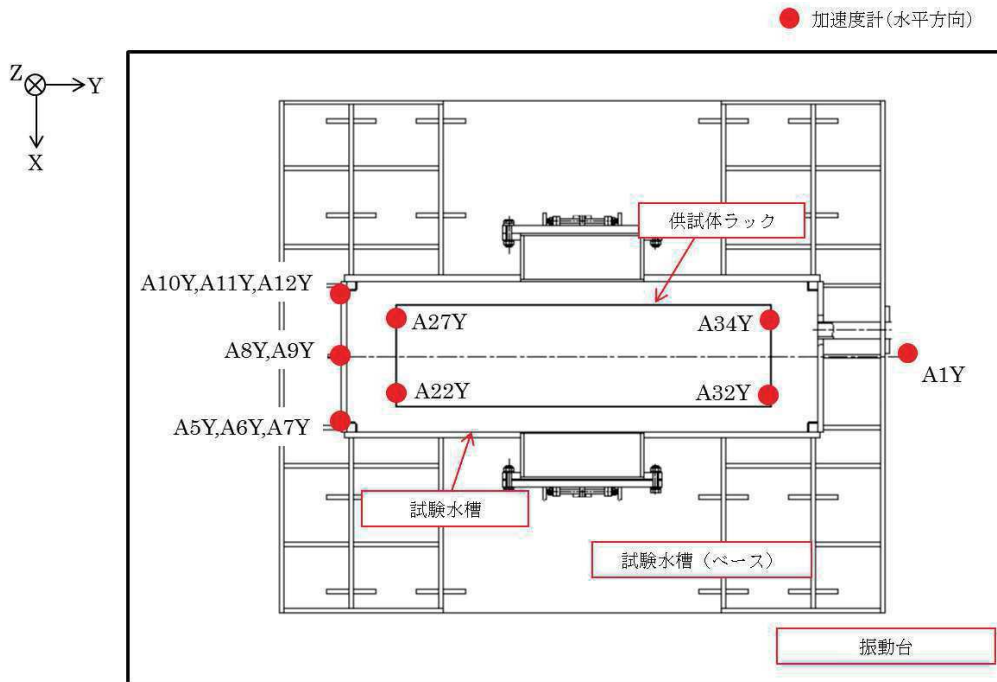


図 19 供試体等の加速度計測位置 (平面)

4.3 試験結果

(1) 試験結果に基づく減衰の算出方法

各入力加速度ケースにおける供試体ラック頂部の加速度 (計測点: A22Y, A27Y, A32Y, A34Y) と振動台上の加速度 (計測点: A1Y) の伝達関数 (図 20) に基づき、供試体ラックの共振振動数における応答倍率から減衰定数を評価した。応答倍率から減衰を求める方法は、理論式より 1 質点系の応答倍率が $1/2\zeta$ (ζ : 減衰比) となることから、刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ により供試体ラックの振動モード及び流体質量を考慮して、以下の式から減衰比を求めている (別紙-4)。

なお、今回の加振試験のように入力加速度が比較的大きな場合、燃料集合体のガタつき、燃料集合体の着座部 (下部タイププレートとラック支持板) の摩擦、ラック内壁とチャンネルボックスの衝突・摩擦などによる燃料ラックの非線形挙動が強くなると考えられることから、応答倍率から精緻に減衰定数を算出できると考えられる本手法を採用した。

$$\zeta = \frac{\beta\phi}{2Q}$$

[β : 刺激係数, ϕ : 固有モードベクトル, Q : 応答倍率]

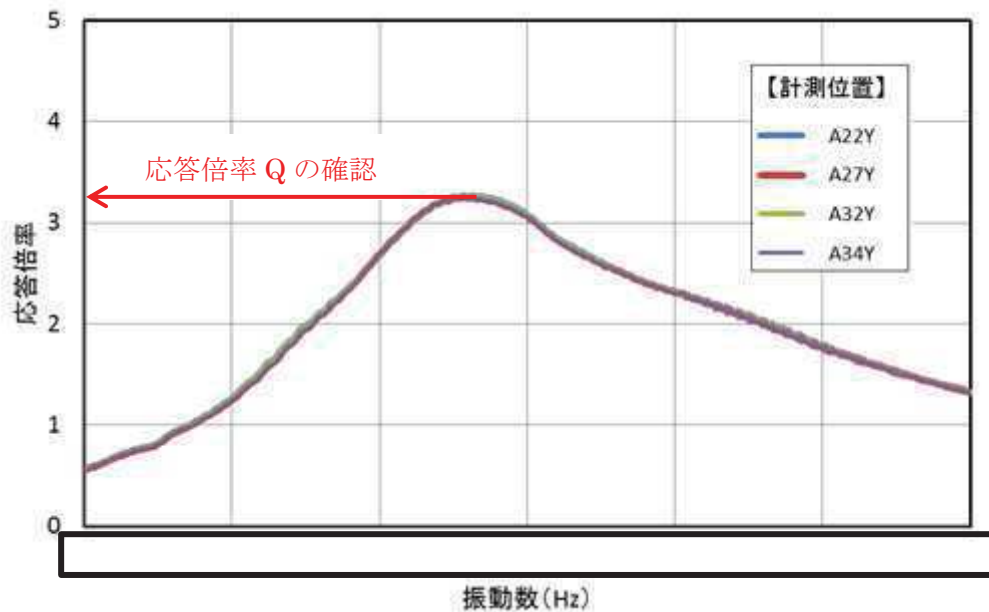


図 20 伝達関数 (入力加速度最大ケース 7.09m/s²)

(2) 減衰特性の評価結果

供試体ラック頂部の応答加速度から得られた減衰定数について、横軸をラック頂部の最大応答加速度(相対加速度)で整理した結果を図21及び表7に示す。

この結果、減衰定数は、供試体ラック頂部の応答加速度の増加に伴い増加する傾向があり、また、最大で約 17%と、既工認で適用している設計用減衰定数の 1%よりも大きな減衰効果を示すことを確認した。

なお、供試体ラック頂部で計測される最大応答加速度は、振動台自身の加速度を含んだものであり、供試体ラック自身の減衰特性を詳細に評価するため、振動台で計測される加速度を差し引いた相対加速度を用いている。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

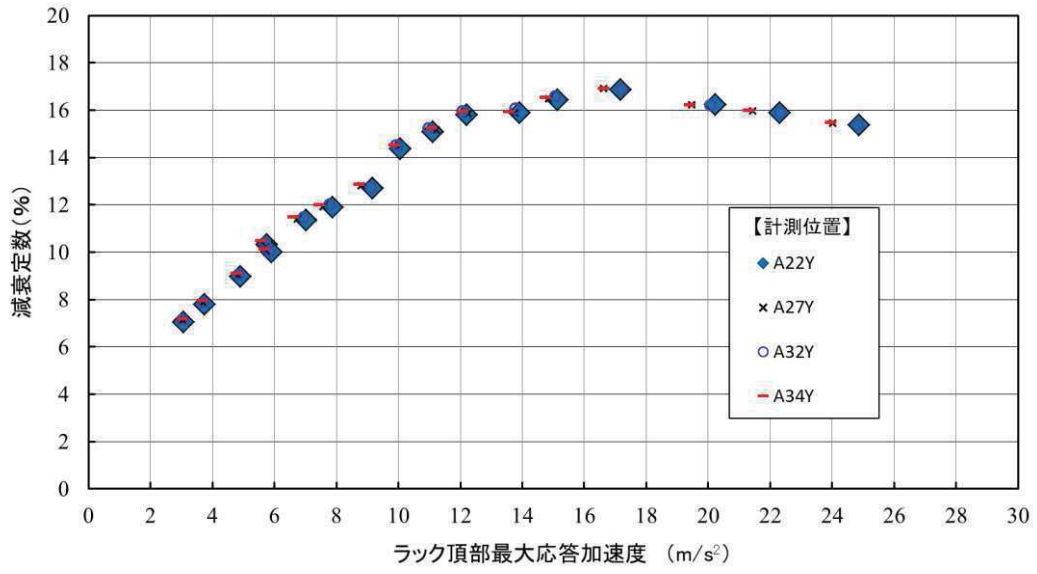


図 21 供試体ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係

表 7 加振試験結果データ一覧 (1 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
1	0.42	A22Y	3.1		7.1	7.0
		A27Y	3.0		7.1	7.1
		A32Y	3.0		7.0	7.1
		A34Y	3.0		7.0	7.2
2	0.56	A22Y	3.8		6.4	7.8
		A27Y	3.7		6.4	7.9
		A32Y	3.7		6.4	7.9
		A34Y	3.7		6.3	7.9
3	0.80	A22Y	4.9		5.6	9.0
		A27Y	4.8		5.6	9.0
		A32Y	4.8		5.5	9.1
		A34Y	4.8		5.5	9.1
4	1.08	A22Y	5.8		4.9	10.3
		A27Y	5.6		4.8	10.4
		A32Y	5.7		4.8	10.4
		A34Y	5.6		4.8	10.5
5	1.08	A22Y	5.9		5.0	10.0
		A27Y	5.7		5.0	10.1
		A32Y	5.8		5.0	10.1
		A34Y	5.7		5.0	10.1
6	1.43	A22Y	7.0		4.4	11.3
		A27Y	6.7		4.4	11.4
		A32Y	6.9		4.4	11.5
		A34Y	6.6		4.4	11.5
7	1.69	A22Y	7.9		4.2	11.9
		A27Y	7.6		4.2	11.9
		A32Y	7.8		4.2	12.0
		A34Y	7.4		4.2	12.0

*1: 振動台上の実測加速度 (最大値)

*2: 計測位置は図 17~19 参照

*3: 減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス $[M]$ で正規化

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

表 7 加振試験結果データ一覧 (2 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
8	2.06	A22Y	9.2		4.0	12.7
		A27Y	8.8		3.9	12.8
		A32Y	9.1		3.9	12.7
		A34Y	8.7		3.9	12.9
9	2.60	A22Y	10.1		3.5	14.4
		A27Y	10.0		3.5	14.4
		A32Y	9.9		3.5	14.5
		A34Y	9.9		3.5	14.5
10	3.01	A22Y	11.1		3.3	15.1
		A27Y	11.2		3.3	15.2
		A32Y	11.0		3.3	15.2
		A34Y	11.1		3.3	15.3
11	3.42	A22Y	12.2		3.2	15.8
		A27Y	12.3		3.2	15.9
		A32Y	12.1		3.1	16.0
		A34Y	12.1		3.2	15.9
12	3.80	A22Y	13.9		3.2	15.9
		A27Y	13.8		3.2	15.9
		A32Y	13.8		3.1	16.1
		A34Y	13.6		3.2	16.0
13	4.37	A22Y	15.1		3.1	16.4
		A27Y	14.8		3.1	16.5
		A32Y	15.0		3.0	16.6
		A34Y	14.7		3.0	16.5
14	5.02	A22Y	17.2		3.0	16.9
		A27Y	16.6		3.0	16.9
		A32Y	17.2		3.0	16.9
		A34Y	16.6		3.0	16.9

*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 17～19 参照

*3：減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス $[M]$ で正規化

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

表 7 加振試験結果データ一覧 (3 / 3)

No.	入力 加速度*1 (m/s ²)	計測 位置*2	頂部応答 加速度 (m/s ²)	共振 振動数 (Hz)	応答倍率 (Q)	減衰定数*3 (%)
15	5.60	A22Y	20.2		3.1	16.2
		A27Y	19.5		3.1	16.2
		A32Y	20.1		3.1	16.2
		A34Y	19.4		3.1	16.2
16	6.24	A22Y	22.3		3.2	15.9
		A27Y	21.4		3.1	16.0
		A32Y	22.3		3.2	15.9
		A34Y	21.3		3.1	16.0
17	7.09	A22Y	24.9		3.3	15.4
		A27Y	24.0		3.3	15.5
		A32Y	24.8		3.3	15.4
		A34Y	24.0		3.2	15.5

*1 : 振動台上の実測加速度 (最大値)

*2 : 計測位置は図 17~19 参照

*3 : 減衰定数 = $\beta \cdot \phi / (2 \cdot Q)$ ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$)

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T [M] \{1\}}{\{\phi\}^T [M] \{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリクス $[M]$ で正規化

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

4.4 加振試験における試験条件の妥当性

本加振試験は、実機の燃料ラックの減衰傾向を把握することを目的とした実物大の供試体等による試験であり、4.2で述べたように、供試体ラックの主要諸元及び試験水槽の大きさは、実機及び実機環境と同等、又は実機と比較して減衰定数が小さくなるように設定した。

試験水槽は剛構造とし、その寸法が供試体ラックの減衰定数に影響を与えないことを確認した（別紙-2）。

試験水槽の水深は実機とは異なるが、供試体ラックの振動特性に与える影響が小さいことを確認した（別紙-3）。

供試体ラックと実機の燃料ラックの振動モードが同等であるため、供試体ラックは実機の燃料ラックの振動挙動を適切に模擬できることを確認した（別紙-7）。

試験は水槽内でスロッシングが励起されない条件で実施しており、スロッシングが供試体ラックの減衰定数に影響を与えないようにしている。一方、実機では地震動の長周期成分によって、燃料プールでのスロッシングが励起されるが、減衰定数はスロッシングにより大きくなることから、スロッシングの影響を考慮していない本試験で得られた減衰定数は実機に適用できると考える（別紙-5）。なお、実機の燃料ラック（高さ約4.5m）は、燃料プール（水深約11.5m）の底部に設置されていることから、スロッシングによる影響はほとんど受けないと考えられる。

燃料ラック及び供試体ラックは、いずれも基礎ボルトにて燃料プール又は水槽底部と固定されており、底部と燃料ラックに隙間ができるほど基礎ボルトが緩んだ場合には振動特性が変化し、減衰定数への影響があると考えられるが、燃料ラック設置時に基礎ボルトについて規程トルク値による締め付け確認を実施していること、また、燃料ラックは建屋内の燃料プール内にあり、環境が一定に管理されている静的機器であることから、減衰定数に影響を与えるほどボルトが緩む可能性は低いと考えられる。仮に基礎ボルトに緩みが生じた場合でも、基礎ボルトと部材のガタつき等によるエネルギー消散が増加し、減衰定数がより大きくなると考えられることから、基礎ボルトに緩みが無い状態で実施した本試験により取得した減衰定数は、安全側の設定となると考えられる。なお、東北地方太平洋沖地震後の点検において、女川2号炉の燃料ラックの基礎ボルトに極僅かな緩みが確認されたことから、締め付けを実施するとともに、地震発生後の点検においては、基礎ボルトの締め付け確認を実施するよう点検要領に定めている。

以上より、本試験で得られた減衰定数を燃料ラックの耐震設計へ適用することは妥当と考えられる。

5. 試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定

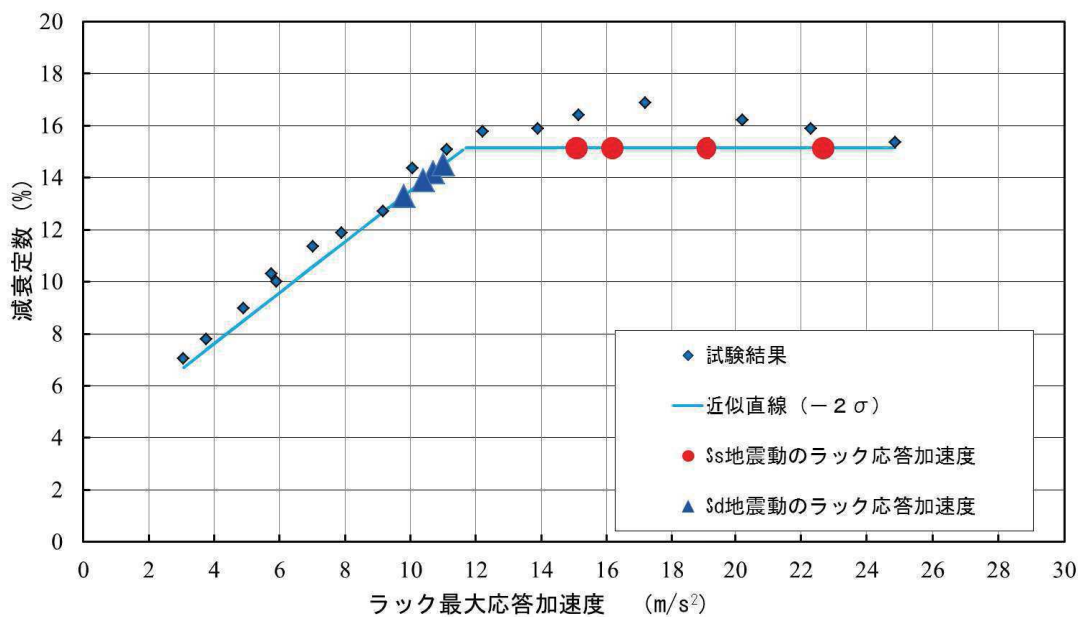
5.1 実機応答と供試体応答の比較

4.3 に示した試験結果から、供試体ラックの減衰定数には応答依存性があることを確認したことから、女川2号炉の燃料ラックの耐震設計に適用する設計用減衰定数を設定するため、評価用地震動に対する燃料ラックの応答加速度を確認した。

前述の「図21 供試体ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係」に、燃料ラックの基準地震動 S_s 相当及び弾性設計用地震動 S_d 相当に対する応答加速度を追記した結果を、図22及び表8に示す。なお、供試体ラックと燃料ラックの応答加速度の比較に当たっては、各試験ケースで得られた4点の加速度計による減衰のうち、下限値を代表とし、さらに -2σ (95%)の信頼性区間の直線近似を設定の上、燃料ラックの応答加速度と比較した(別紙-6)。

この結果から、基準地震動 S_s 相当に対する燃料ラックの応答加速度レベルにおける減衰定数は約15%、弾性設計用地震動 S_d 相当に対する減衰定数は約13~14%であることを確認した。

以上のことから、燃料ラックの減衰定数は応答依存性があるため、燃料ラックの応答との対応を評価することにより、設計用減衰定数を設定することは妥当であると考えられる。



* 応答加速度と減衰線図による減衰の確認方法は別紙-6 参照

図22 燃料ラック頂部の最大応答加速度と減衰定数の関係

表 8 燃料ラック頂部の最大応答加速度と減衰定数の関係

地震動	ラック種類	方向	固有周期 (s)	最大応答加速度 (m/s ²)	減衰定数 (%)
基準地震動 S _s 相当	110 体	短辺		19.1	15.1
		長辺		16.2	15.1
	170 体	短辺		22.7	15.1
		長辺		15.1	15.1
弾性設計用 地震動 S _d 相当	110 体	短辺		11.0	14.5
		長辺		10.4	13.9
	170 体	短辺		10.7	14.2
		長辺		9.8	13.3

5.2 設計用減衰定数の設定

5.1 より、燃料ラックの減衰定数として、基準地震動 S_s 相当で 15%、弾性設計用地震動 S_d 相当で 13%を採用することは妥当であると考えられる。ただし、女川 2 号炉の今回の耐震設計に適用する設計用減衰定数は、試験結果のばらつき、耐震設計の簡便さと余裕を考慮して、燃料ラックの種類（角管 110/170 体）、燃料貯蔵率及び評価用地震動（S_s, S_d）によらず、一律 7%を採用する（図 23）。

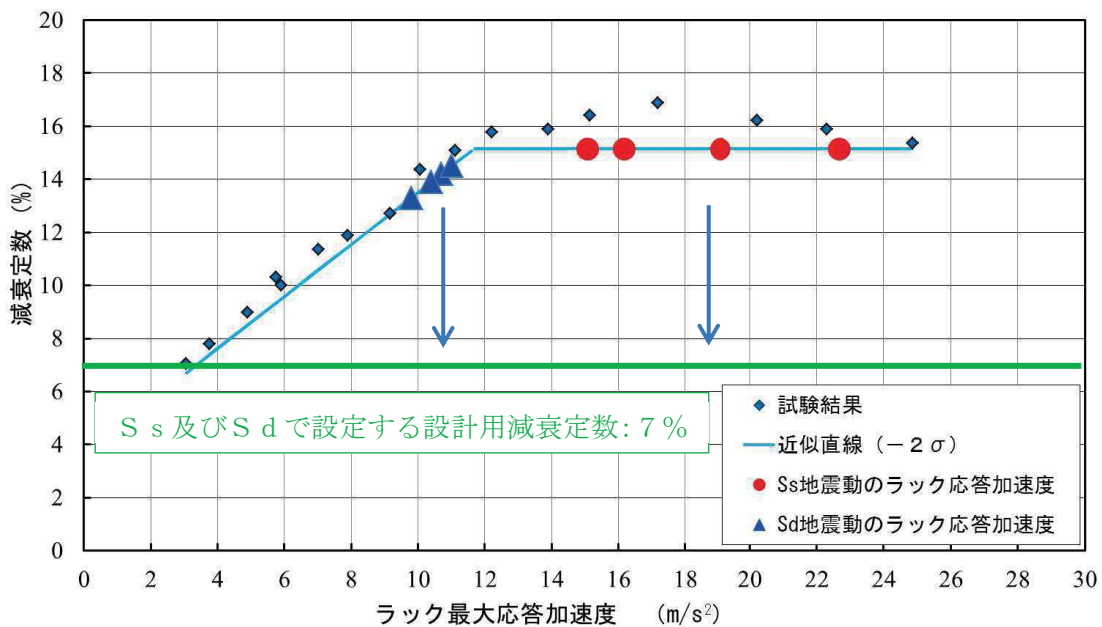


図 23 燃料ラックの設計用減衰定数の設定

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

6. 結論

女川2号炉の今回工認で燃料ラックに採用予定の水平方向の設計用減衰定数（基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d : 7.0%）は、燃料ラックと同等な供試体を用いて、実機と同等な試験条件により実施した加振試験で得られた結果に対して、余裕を考慮して設定した値であることから、設計用減衰定数として妥当であることを確認した。

本検討結果を踏まえ、女川2号炉における今回工認の耐震設計では、燃料ラックの水平方向に対する設計用減衰定数（基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d ）として、7.0%を適用することとする。

なお、本検討は、暫定条件（平成25年12月設置変更許可申請時基準地震動、建屋地震応答解析モデル等）による検討結果であることから、今後、工認段階において、確定条件に基づき適用性の確認を行う。

引用文献

- [1] 長坂他、「BWR使用済燃料貯蔵ラックの減衰特性評価」、日本原子力学会「2015年秋の大会」No. B36
- [2] 東北電力株式会社 当社原子力発電所における燃料集合体ウォータ・ロッドの曲がりに係る点検結果について（最終報告）平成29年12月15日

別紙-1 プール水及び燃料集合体の体数が減衰定数に与える影響

1. 燃料集合体の体数と減衰定数の関係

燃料集合体の体数による減衰定数への影響を確認するため、模擬燃料集合体の貯蔵率を変化させて加振試験を実施した。また、プール水による減衰定数への影響を確認するため、供試体ラック単体（燃料集合体 0%）で気中と水中それぞれで加振試験を実施した。

試験条件を表-別紙 1-1 に示す。

表-別紙 1-1 プール水及び燃料集合体数の影響評価に用いた試験条件

加振方法	燃料貯蔵率 (貯蔵体数)	気中/ 水中	入力 加速度*1 (m/s ²)	入力 加速度 ケース数	入力 振動数 範囲 (Hz)	備考
正弦波 掃引試験	100% (30 体)	水中	0.42～ 7.09	17	8～20	応答倍率から 減衰を算出 (別紙 - 4)
	67% (20 体)	水中	0.54～ 7.39	10	8～20	
	33% (10 体)	水中	0.56～ 7.33	13	10～22	
	0% (0 体)	水中	0.30～ 2.17	5	15～19	
ランダム波 加振試験	0% (0 体)	気中	0.51～ 3.88	4	1～50	

*1：振動台上の実測加速度（最大値）

試験結果から、試験を実施したいずれの燃料ラック頂部応答加速度の範囲においても、燃料集合体の貯蔵率の増加に伴い、減衰定数が増加する傾向があることがわかる（図-別紙 1-1）。これは、燃料集合体の貯蔵体数の増加により、ラックセル内部での各燃料集合体とラック間の摩擦、衝突、流体減衰等による振動エネルギーの消散が大きくなることで、減衰が大きくなったためと考えられる。

また、燃料貯蔵率 0%における気中及び水中の試験結果を比較すると、流体付加減衰効果により、減衰定数が大きくなっていることがわかる。

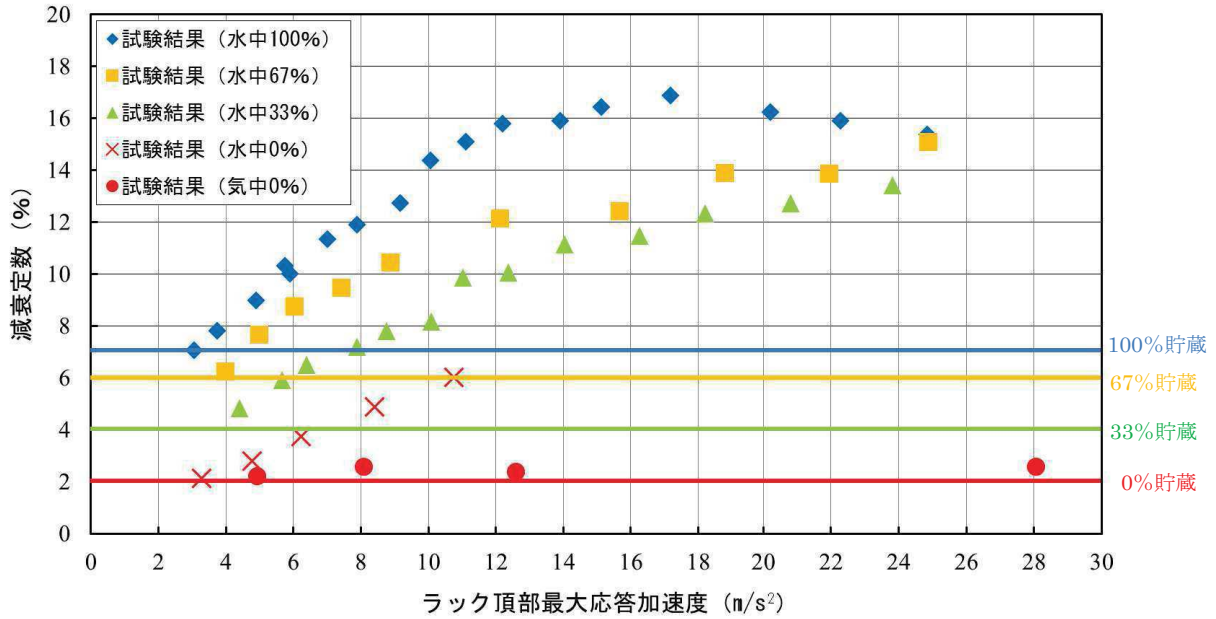


図-別紙 1-1 燃料貯蔵率と減衰定数の関係

2. 燃料集合体の体数と減衰定数及び発生応力の関係

燃料ラックの減衰定数は、燃料集合体の貯蔵率の増加に伴い変化することから、燃料ラックの耐震評価で考慮すべき貯蔵率と減衰定数及び発生応力について、既工認で許容応力に対する発生応力の割合が最も大きい170体ラックを対象に、全数貯蔵の発生応力を基準として、震度比及び総重量比を乗じた簡易評価により評価した（表-別紙 1-2）。

評価の結果、発生応力は、燃料ラック重量による依存性が高く、全数貯蔵の状態が最も厳しい設計条件となることから、設計上は燃料集合体全数設置を仮定して評価すればよいと考えられる。

表-別紙 1-2 燃料ラック（170体ラック）における燃料貯蔵率と発生応力の関係

燃料貯蔵率 (貯蔵体数)	減衰定数 (%) *1	総重量 (ton)	発生応力 (MPa) *2	許容応力 (MPa)
100% (170体)	7.0	82.8	160	205
67% (113体)	6.0	67.9	146	205
33% (57体)	4.0	53.1	142	205
0% (0体)	2.0	38.5	124	205

*1：試験結果からの仮定

*2：ラック補強板の組合せ応力

別紙-2 試験水槽の形状決定方法

燃料ラックの減衰効果として、燃料ラックが流体中を振動することによる流体減衰効果が考えられるが、この効果は、燃料ラックと水槽間の隙間が小さいほど流速が速くなり、より大きな減衰が生じるため、試験水槽の大きさは、流体減衰の効果が十分に小さくなるよう設計した。

図-別紙 2-1 に水槽とラックの隙間を変化させた場合の、ラックが流体から受ける減衰効果の関係を示す。この結果から、水槽と供試体ラックの隙間における流体の減衰効果は、試験で得られた供試体ラックの減衰定数に影響を与えるものではないことを確認した。

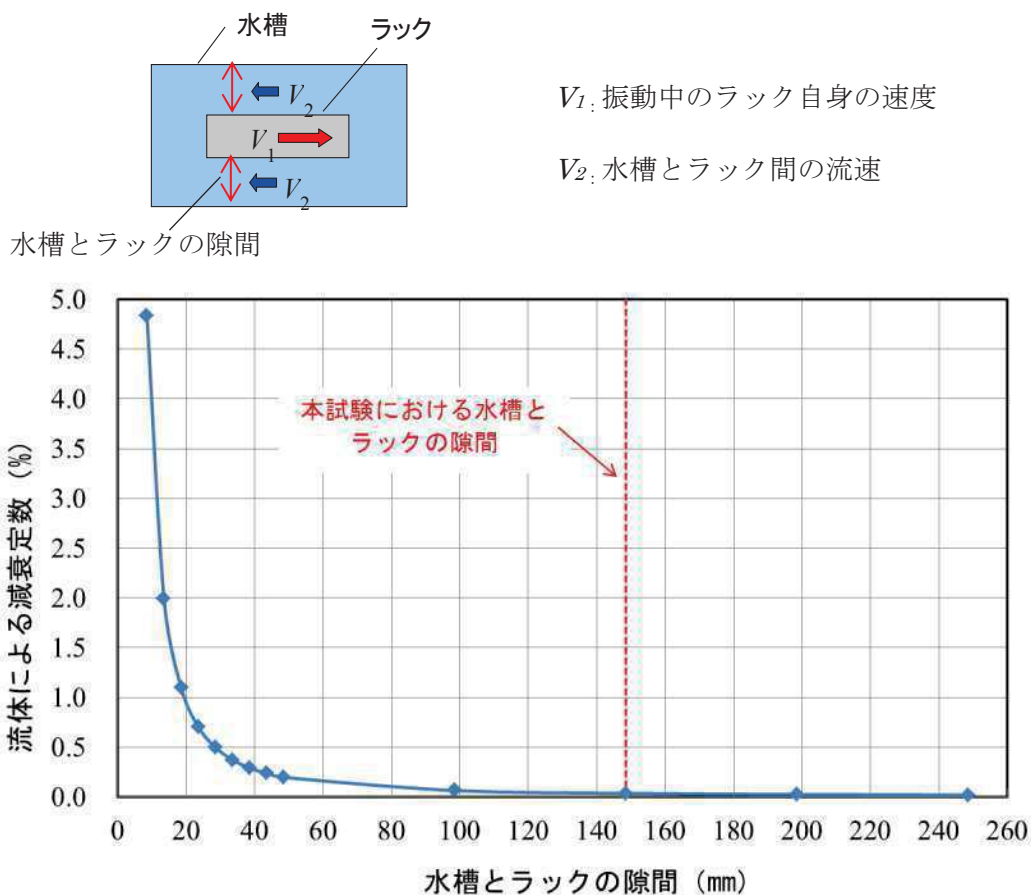


図-別紙 2-1 水槽とラックの隙間による流体減衰の影響

なお、試験水槽内で振動する供試体ラックに与える流体減衰は、以下の式(1)に従い算出した。

燃料ラックが水中を振動することによって生じる流体抵抗力によるエネルギー消費は、ラックの単位高さあたりの流体抵抗力が速度の二乗に比例し、次のように表される。

$$F = \frac{1}{2} C_D \rho d \int_0^L |V| V dz \quad \cdots (1)$$

ここで、

$$V = \alpha_m \dot{X}$$

$$X = ag(z) \sin(\omega t)$$

$$\alpha_m = \frac{d}{D-d} + 1 = \frac{D}{D-d}$$

$g(z)$: ラックの高さ方向振動モードベクトル

流体力が一周期あたりに消費されるエネルギーは式(1)を用いると、

$$E = \int_0^T F \dot{X} dt \quad \cdots (2)$$

$$E = \frac{4}{3} C_D \rho d \alpha_m^2 a^3 \omega^2 \beta L \quad \cdots (3)$$

ここで、

C_D : 角柱の流体抗力係数

ρ : 流体密度

d : ラックの振動方向の幅

L : ラックの高さ

a : ラックの変位振幅

ω : ラックの固有円振動数

α_m : ラック自身の速度とラックから見た流体の相対速度の比

D : 水槽の振動方向の幅

β : 高さ方向の流速分布に関する係数

等価減衰として速度比例型減衰力を考えれば、減衰力によって一周期あたりに消費されるエネルギーは次のように表される。

$$E_0 = C_{eq} a^2 \pi \omega \quad \cdots (4)$$

ここで、流体減衰と等価な減衰として、式 (3) と (4) が等しいとして等価減衰比を求めると、

$$\zeta_{eq} = \frac{C_{eq}}{2(m+m_v)\omega} = \frac{2\beta}{3\pi} \frac{1}{(m+m_v)} C_D \rho d L \alpha_m^2 a \quad \dots (5)$$

ここで、

m : ラックの質量

m_v : 水中におけるラックの付加質量

以上の計算式から、水槽内で振動するラックの流体減衰と等価な減衰は以下となり、燃料ラックの減衰に対し、ラックと水槽の隙間による流体減衰の影響は十分に小さい。

角管ラックの等価減衰比 : $\zeta_{eq} = 0.038 \%$

ここで、流体抵抗力の計算における一様流の流速 V はラックから見た流体の相対速度 $V=V_2+V_1$ を用いた (図-別紙 2-2)。ここで、 V_1 はラック自身の速度、 V_2 は流路内の流速である。

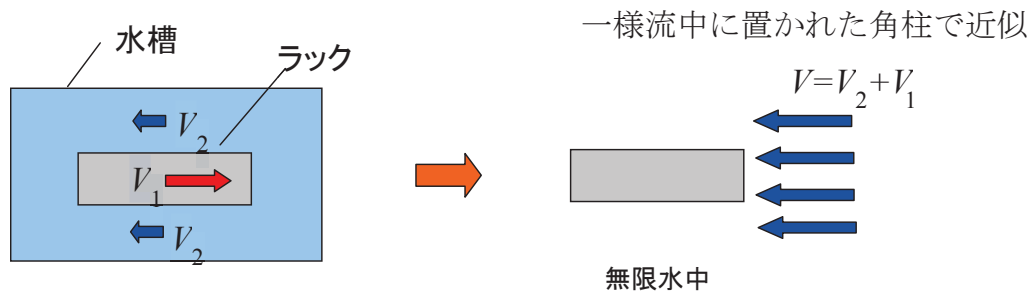


図-別紙 2-2 一様流の流速の考え方

参考文献[1] : 藤本他, 「流体中で振動する角柱群の減衰特性」, 日本機械学会論文集 (C編) 51 巻 471 号

別紙-3 試験における水深の影響について

燃料ラックは燃料プール内の水深約 11.5m に設置されているが、試験では加振設備の制約から試験水槽の水深を約 4.9m としている。この水深の相違が供試体ラックの振動特性に影響を与えないことを確認するため、解析モデルを作成し NASTRAN の仮想流体質量法 (Virtual Fluid Mass Method : 解析モデル上考慮している流体の付加質量を計算する機能) を用いて水深が異なる場合の振動特性を検討した。

1. 検討方法

供試体ラックの解析モデルを作成し、水深による振動特性への影響を評価した。

供試体ラックの代表寸法は、幅 1,676mm, 奥行き 537mm, 高さ 4,540mm である。NASTRAN の仮想流体質量法を用いて試験水深 4.9m の場合と実機水深 11.5m の場合の固有振動数と周波数応答を算出した。なお、水深による影響の確認であることから、ここではラック外側の水平方向は無限水中とし、また、スロッシング効果も考慮していない。

2. 検討結果

(a) 固有振動数

水深 4.9m と水深 11.5m の場合の長辺方向の固有振動数及び固有振動モードを表-別紙-3-1 及び図-別紙 3-1 に示す。

この結果から、試験水深 4.9m の場合と実機水深 11.5m の場合の固有振動数及びモード形状の差異がほとんどないことを確認した。

表-別紙 3-1 固有振動数の比較

水深 (m)	固有振動数 (Hz)	備考
11.5		実機水深
4.9		試験水深

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

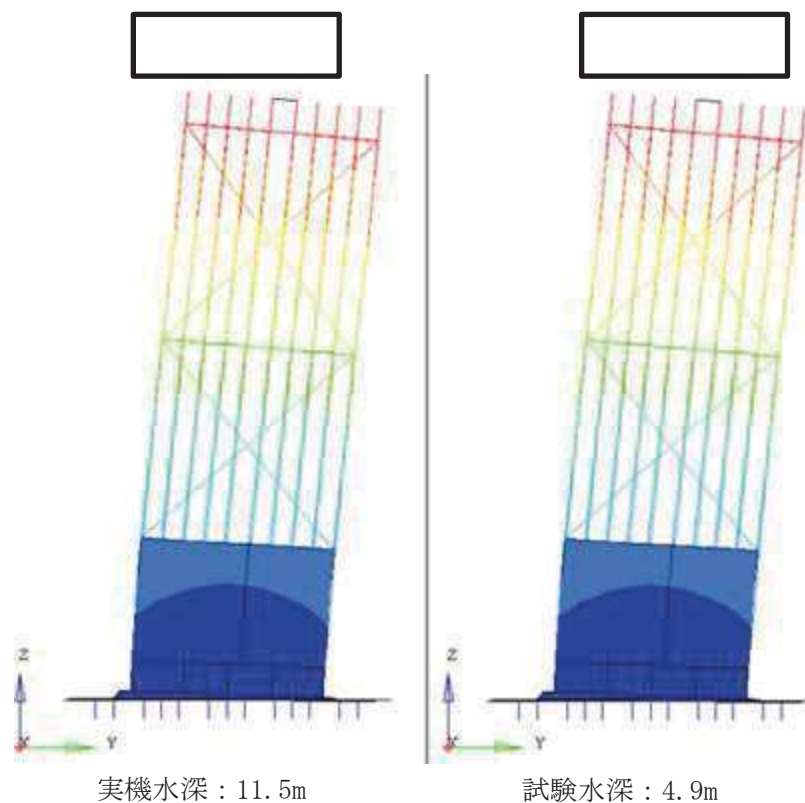


図-別紙 3-1 水深 11.5m と 4.9m のラック振動モード

(b) 周波数応答

応答特性の差異を確認するため、上記の解析モデルを用いて周波数応答計算を実施した。図-別紙 3-2 に長辺方向加振時の周波数応答（減衰定数は 2% と仮定）を示す。この結果から、試験水槽の水深 4.9m と実機水深 11.5m の場合の周波数応答の差異がほとんどないことを確認した。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

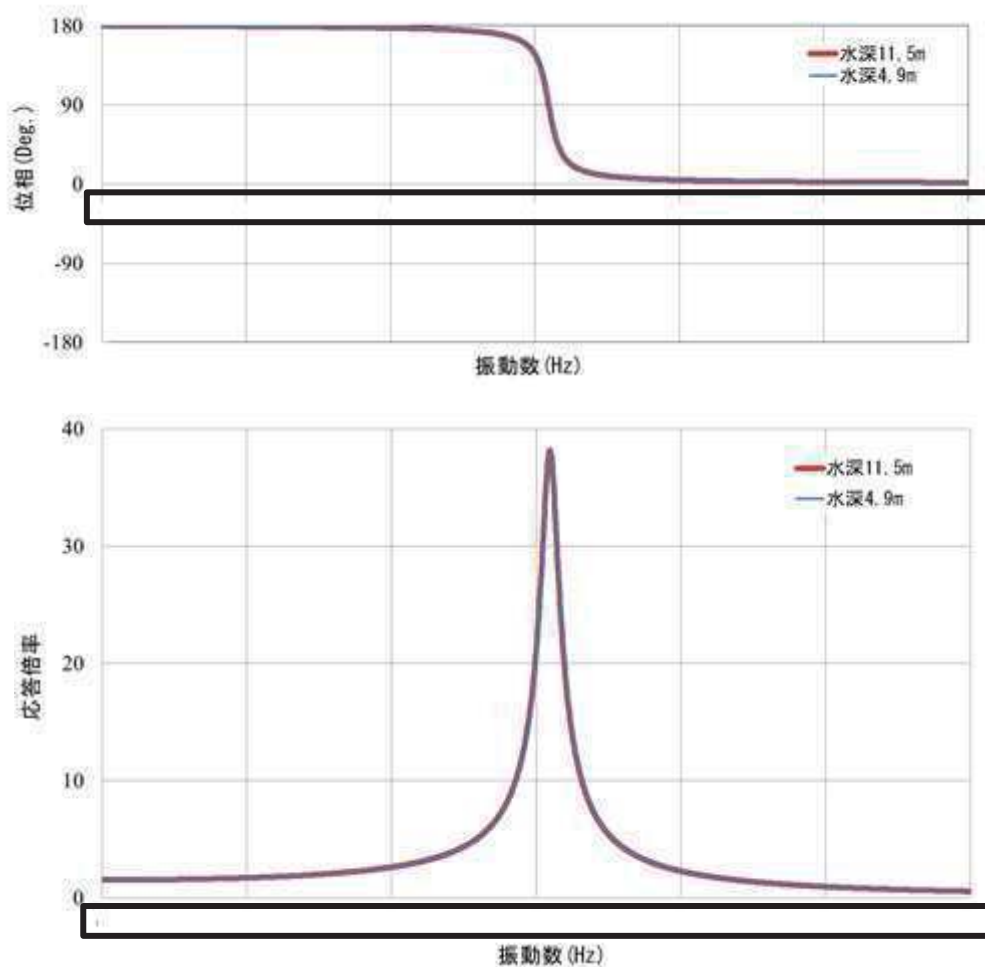


図-別紙 3-2 周波数応答解析結果（減衰定数 2%）

3. 検討結果のまとめ

実機と試験の水深の相違が供試体ラックの振動特性に影響を与えないことを確認するため、解析モデルを作成して水深が異なる場合の振動特性を検討した。その結果、ラックが水没している場合の水位は付加質量に対してほとんど影響を与えないため、固有振動数及び周波数応答にほとんど差異がなく、水深 4.9m の試験水槽を用いた試験で実機の振動特性を模擬できることを確認した。

なお、参考として、水位をラック高さ以下に変化させることでラックに作用する付加質量を変化させて、本解析モデルで指定した水深が付加質量に影響していることを確認した結果を次項に示す。

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

4. 水深がラック固有値に影響を与えることの確認について

前述の水深 11.5m と水深 4.9m の固有値解析結果に対して、水深 4.7m (ラック上面高さ) と 2m(ラック高さ以下の水位) の 2 ケースの固有値解析を参考として実施した。

表-別紙 3-2 に供試体ラックの長辺方向の水深と固有振動数の関係を示す。この結果より、水深 11.5m の固有振動数に対して、ラック高さと同等の水深 4.7m の固有振動数はほとんど変化しないが、ラック高さ以下の水深 2m の固有振動数は変化が大きいことがわかる。これは、水深 2m の固有値解析ではラック高さの半分程度が気中にあり付加質量の影響を受けない部分があるため、固有振動数が高くなったものと考えられる。したがって、本解析にて水深による付加質量の影響が適切に評価されていることを確認した。

表-別紙 3-2 水深と固有振動数の関係

水深(m)	固有振動数 (Hz)	備考
11.5		—
4.9		—
4.7		ラック上面高さの水位
2.0		ラック高さ以下の水位

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

別紙-4 応答倍率による減衰比の算出方法

1. 応答倍率による減衰比の算出方法

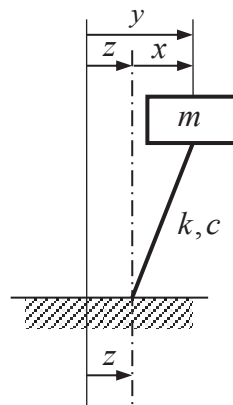
1.1 地動に対する1自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

1自由度系に地動変位が入力されるときの運動方程式を相対座標系で記述すると下記の式で表される。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{z} \quad \dots (1)$$

ここで、

- x : 質点の変位
- y : 質点の地動を含めた変位 ($x+z$)
- z : 地動変位
- m : 質量
- c : 減衰定数
- k : ばね定数



ここで、固有振動数 $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$ ，減衰比 $\zeta = \frac{c}{2m\omega_0}$ ，振動数比 $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0}$ とおくと、

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega_0\dot{x} + \omega_0^2 x = -\ddot{z} \quad \dots (2)$$

調和入力（正弦入力）として、

$$z = \frac{I}{\omega^2} e^{j\omega t} \quad (\ddot{z} = -Ie^{j\omega t} : \text{加速度振幅一定}) \quad \dots (3)$$

とすれば、 x も調和振動（正弦振動，単振動）となり、

$$x = Ae^{j\omega t}, \quad \ddot{x} = -A\omega^2 e^{j\omega t} \quad \dots (4)$$

とすると、式(2)は、

$$Ae^{j\omega t}(-\omega^2 + 2\zeta\omega\omega_0 j + \omega_0^2) = Ie^{j\omega t} \quad \dots (5)$$

したがって、応答加速度の周波数応答関数は、

$$\frac{\ddot{x}}{\ddot{z}} = \frac{A\omega^2}{I} = \frac{1}{\omega_0^2 \{(1-\lambda^2) + 2\zeta\lambda j\}} \omega^2 = \frac{\lambda^2}{(1-\lambda^2) + 2\zeta\lambda j} \quad \dots (6)$$

この振動系の伝達関数（応答倍率）は以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\ddot{x}}{\ddot{z}} \right| = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}} \quad \dots (7)$$

1.2 地動に対する多自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

地動に対する多自由度系の運動方程式は次式で表される。

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = -[M]\{1\}\ddot{z} \quad \cdots (8)$$

ここで、

$[M]$: 質量マトリックス

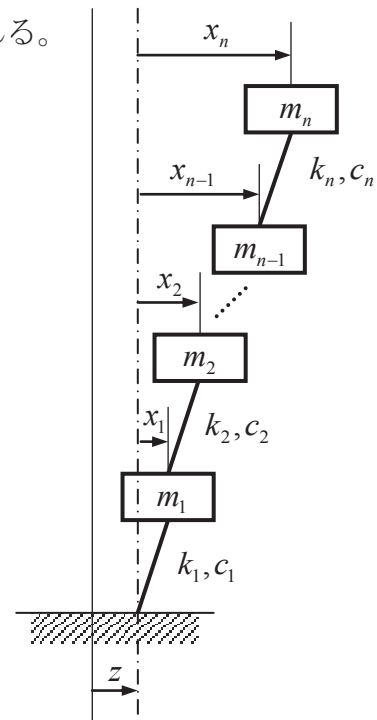
$[C]$: 減衰マトリックス

$[K]$: 剛性マトリックス

$\{x\}$: 変位ベクトル

$\{1\} = \{1 \ \cdots \ 1\}^T$: 単位ベクトル

z : 地動変位



モーダル解析の手法により、モード分離を行う。変位ベクトルを空間と時間の関数に変数分離する。

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{Bmatrix} = q_1 \begin{Bmatrix} \phi_{11} \\ \phi_{21} \\ \vdots \\ \phi_{n1} \end{Bmatrix} + q_2 \begin{Bmatrix} \phi_{12} \\ \phi_{22} \\ \vdots \\ \phi_{n2} \end{Bmatrix} + \cdots + q_n \begin{Bmatrix} \phi_{1n} \\ \phi_{2n} \\ \vdots \\ \phi_{nn} \end{Bmatrix} = \sum_{s=1}^n q_s \{\phi_s\} \quad \cdots (9)$$

ここで、

q_s : s 次のモード座標における変位 (時間の関数)

$\{\phi_s\}$: s 次の固有ベクトル (空間の関数)

式(8)を式(9)に代入し、さらに左側より基準関数の転置行列 $\{\phi_s\}^T$ を乗じて整理する

と、 s 次モードにおける q_s の運動方程式は以下のようなになる。

$$\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\} \ddot{q}_s + \{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\} \dot{q}_s + \{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\} q_s = -\{\phi_s\}^T [M] \{1\} \ddot{z} \quad \cdots (10)$$

式(10)を整理すると、

$$\ddot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} \dot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} q_s = -\frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} \ddot{z} \quad \dots (11)$$

ここで、

$$M_s = \{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\} : \text{質量}$$

$$C_s = \{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\} : \text{減衰定数}$$

$$K_s = \{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\} : \text{ばね定数}$$

$$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} : s \text{ 次の振動モードの刺激係数}$$

とおき、式(11)を変形すると、

$$\ddot{q}_s + \frac{C_s}{M_s} \dot{q}_s + \frac{K_s}{M_s} q_s = -\beta_s \ddot{z} \quad \dots (12)$$

固有円振動数 ω_s 、モーダル減衰比 ζ_s を用いて式(12)を変形すると

$$\omega_s^2 = \frac{K_s}{M_s} : s \text{ 次の固有円振動数}$$

$$\zeta_s = \frac{C_s}{2M_s\omega_s} : s \text{ 次のモーダル減衰比}$$

$$\ddot{q}_s + 2\zeta_s\omega_s\dot{q}_s + \omega_s^2 q_s = -\beta_s \ddot{z} \quad \dots (13)$$

1自由度系の運動方程式(2)と比較すると、式(13)は1自由度系の右辺が係数倍されていることがわかる。

1つの固有振動モードだけが励振される場合、 s 次モードの質点 i の変位は次式で与えられる。

$$x_i = q_s \phi_{is} \quad \dots (14)$$

よって、 s 次モードの質点 i の伝達関数(応答倍率=質点 i の応答加速度/地動加速度)は以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\ddot{x}_i}{\ddot{z}} \right| = \frac{\beta_s \phi_{is} \lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s \lambda_s)^2}} \quad \dots (15)$$

なお、水中構造物については、質量マトリックス $[M]$ に流体付加質量の効果が考慮されるため、応答倍率の式(15)では、流体付加質量の効果は $\beta_s \phi_{is}$ に表れる。

1.3 応答倍率による減衰比の算出方法

加速度共振曲線から、応答倍率の最大値 $|H(\omega)|_{\max}$ は $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} = 1$ 近傍で生じる (図-別紙 4-1)。 $Q = |H(\omega)|_{\max}$ とすると、1 自由度系の場合、応答倍率の最大値は、式(7)より、

$$Q \cong \frac{1}{2\zeta} \quad \dots (16)$$

一方、多自由度系の場合、応答倍率の最大値は、式(15)より、

$$Q \cong \frac{\beta_s \phi_{i_s}}{2\zeta_s} \quad \dots (17)$$

である。

よって、正弦波掃引試験で得られる加速度の伝達関数にて、応答倍率が最大となる振動数 ω_p を ω_0 とみなすと、応答倍率の最大値 Q と刺激関数 $\beta_s \phi_{i_s}$ から減衰比 ζ_s を算出できる。

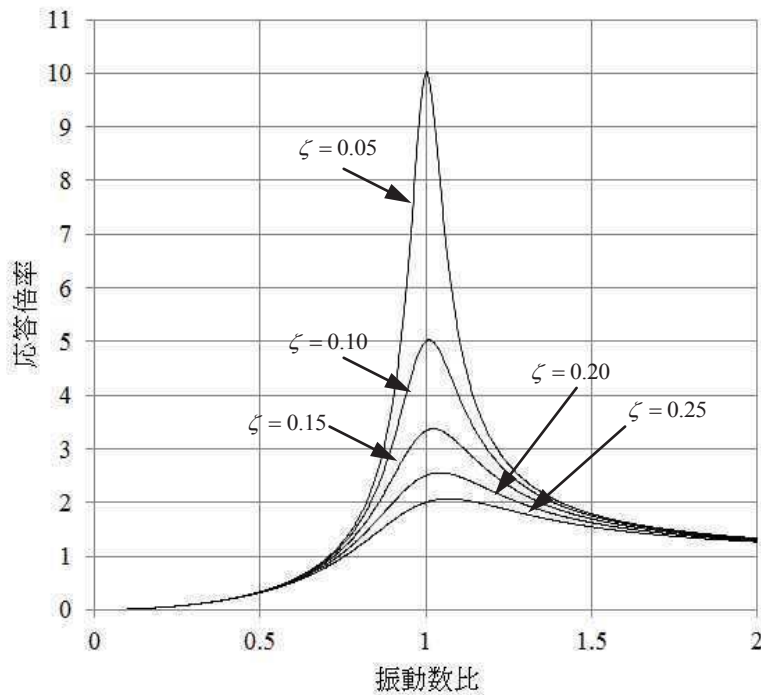


図-別紙 4-1 加速度共振曲線

ここで、固有モードベクトル ϕ_{i_s} と刺激係数 β_s は、図-別紙 4-2 に示す供試体ラックと試験水槽の FEM モデルによる固有値解析より算出した値を用いる。

1.4 供試体ラックと水槽の FEM モデル

供試体ラックは、燃料ラックの耐震計算モデルと同様に、はり要素及びシェル要素でモデル化した 3 次元有限要素モデル (FEM モデル) とし、試験水槽は、各部の構造、形状及び寸法に基づき、水槽底板、外面枠板、補強リブ等をはり要素及びシェル要素でモデル化している (図-別紙 4-2)。この試験水槽と供試体ラックを組み合わせた連成モデルにより、水槽内の水の影響を NASTRAN を用いた固有値解析で固有モードベクトルと刺激係数を算出している。

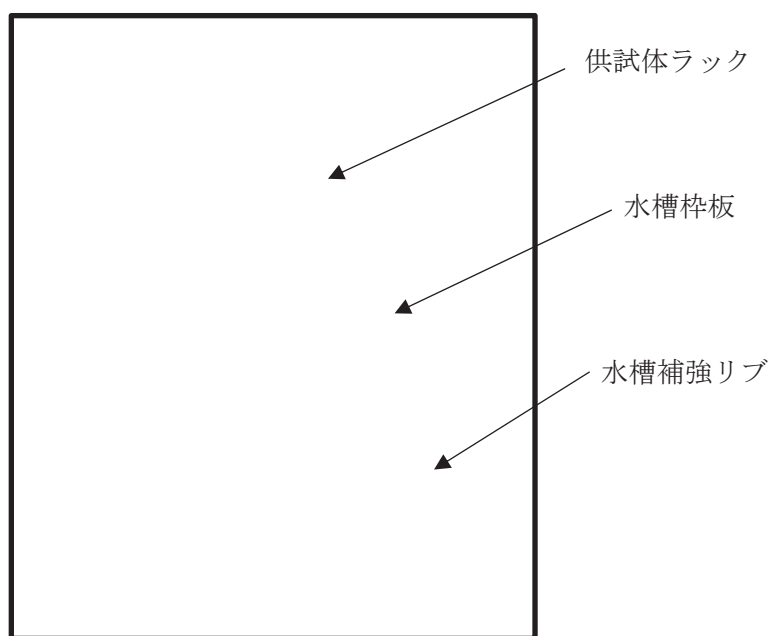


図-別紙 4-2 供試体ラックと試験水槽の FEM モデル

なお、本 FEM モデルの固有振動数及び振動モードについて、加振試験と比較した結果を表-別紙 4-1 及び図-別紙 4-3 に示す。この結果から、それぞれの固有振動数及び振動モードには大きな相違はなく、作成した FEM モデルが妥当であることを確認した。

表-別紙 4-1 FEM モデルと加振試験の固有振動数の比較

	FEM モデル	加振試験 (正弦波, 入力 7.09m/s^2)
固有振動数 (Hz)		

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

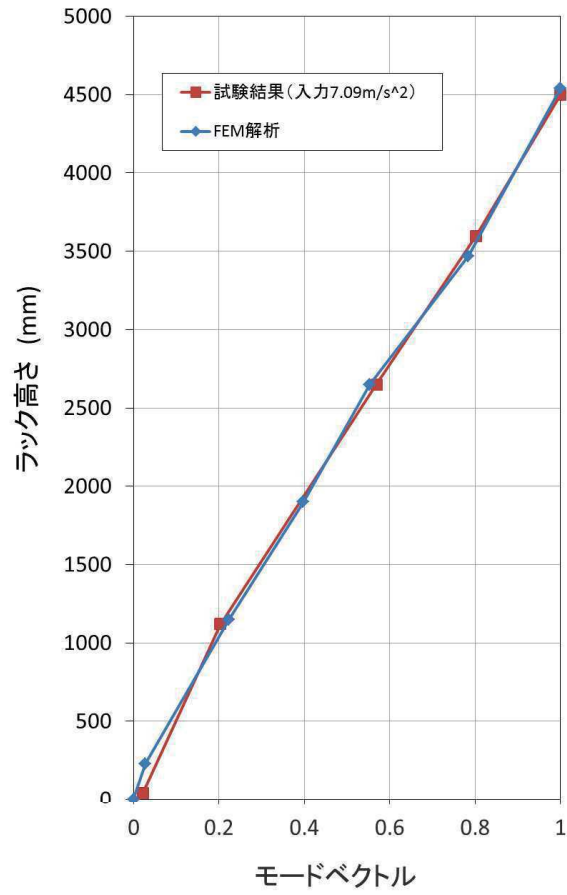


図-別紙 4-3 FEM モデルと加振試験の振動モードの比較

参考文献[1] : 柴田明徳著, 「最新耐震構造解析 第3版」森北出版株式会社 (P20-21, 73-74)

別紙-5 スロッシングによる減衰への影響について

本試験は、供試体ラックの固有周期を含む周期範囲で加振試験を実施している。試験の入力周期範囲と試験水槽のスロッシング固有周期は十分に離れているため、本試験ではスロッシングが励起されない（表-別紙 5-1）。

一方、実機では、地震動の長周期成分によって燃料プールのスロッシングが励起されるため、その影響を検討する。

燃料プールのスロッシングの固有周期は、燃料ラックの固有周期に対して十分に長い（表-別紙 5-2）ため、地震によって燃料プールにスロッシングが励起された場合、燃料ラックの振動速度に対して、スロッシングによるプール水の流速はほぼ一定とみなせる状態であると考えられる。流速一定の流れの中で物体が振動する場合、流速に依存して減衰定数が大きくなることがあるが^[1]、今回設定する設計用減衰定数は、この影響を考慮せず設定した減衰定数であるため、スロッシングの影響が無い試験条件で取得した減衰定数を実機の燃料ラックの耐震設計に適用できると考える。

表-別紙 5-1 試験における水槽のスロッシング固有周期及び加振周期

試験	
試験水槽のスロッシング固有周期	加振周期
1.8 秒	0.050～0.125 秒

表-別紙 5-2 実機における燃料プールのスロッシング及び燃料ラックの固有周期

実機	
燃料プールのスロッシング固有周期	燃料ラックの固有周期
3.9～4.2 秒	

参考文献 [1] : Robert D. Blevins, "Flow-Induced Vibration Second Edition", (1990), Van Nostrand Reinhold.

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

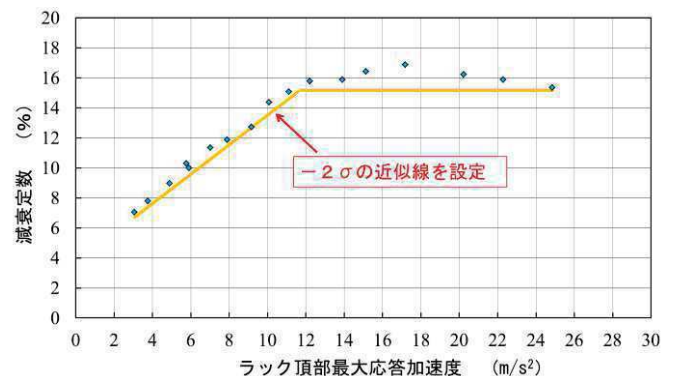
別紙-6 減衰の応答依存性を考慮した燃料ラックの減衰定数の確認方法

1. 試験結果に基づく燃料ラックの設計用減衰定数の設定手順

本試験の結果から、燃料ラックの減衰定数は、燃料ラック頂部の応答加速度の増加に伴い増加し、その後ほぼ一定となる減衰特性が確認されたため、以下の手順により評価用地震動に対する設計用減衰定数を確認している。

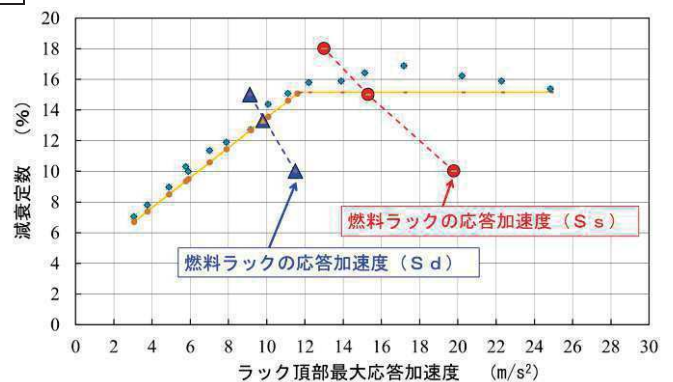
STEP1：試験結果の整理

各試験ケースで得られた4点の頂部加速度（本文表7参照）のうち、最も減衰が小さい結果を採用する。さらに、燃料ラックの減衰は、減衰定数が増加する領域と、減衰定数が一定の領域に分けられると考えられるため、それぞれの領域に対し、試験結果のばらつき（測定器や試験条件による誤差）を考慮し、試験データに対して余裕（95%信頼区間： -2σ ）を持たせた近似線を設定する。



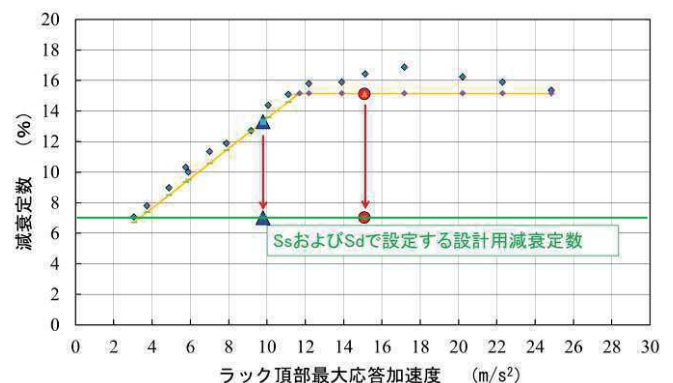
STEP2：評価用地震動に対する減衰定数の確認

減衰定数を変数にとり、評価用地震動に対する燃料ラックの最大応答加速度（相対加速度）を、床応答スペクトル（相対加速度）と燃料ラックの固有周期、刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ から算定し図示する。これらの点を結んだ直線と、STEP1で設定した近似線との交点における減衰定数が評価用地震動に対する燃料ラックの減衰定数である。



STEP3：燃料ラックの設計用減衰定数の設定

STEP2で確認した減衰定数に対し、耐震評価での簡便性と余裕を考慮して設計用減衰定数を設定する。



別紙-7 燃料ラックと供試体ラックの振動モードについて

供試体ラックによる加振試験結果を女川2号炉の実機の燃料ラックに適用することの妥当性を確認するため、燃料ラックと供試体ラックの振動モードを確認した。

(1) FEM による燃料ラック及び供試体ラックの振動モード

FEM により算出した燃料ラック(110体 長辺/短辺, 170体 長辺/短辺)及び供試体ラックの振動モードを図-別紙7-1に示す。

燃料ラック及び供試体ラックの振動モードは、いずれも同様にせん断モードが支配的であり、その直交方向の振動はほとんど励起されていないことを確認した。

ラック種類	燃料ラック(工認モデル)				供試体ラック
	110体ラック(10列×11列)		170体ラック(10列×17列)		30体ラック(10列×3列)
モード形状	せん断モード	せん断モード	せん断モード	せん断モード	せん断モード
固有振動数					
平面図					
側面図					

図-別紙 7-1 FEMによる燃料ラック及び供試体ラックの振動モード一覧

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

(2)加振試験における供試体ラックの振動モード

加振試験で得られた各測定位置の応答倍率より、供試体ラックの振動モードを確認した。

加速度計の設置位置は図-別紙 7-2 に示すとおりであり、加振方向（Y方向）に加えて、加振直交方向（X方向）の振動モードも確認することにより、3次元的に応答を確認した。また、入力加速度による影響を確認するため、4ケースの入力加速度に対する振動モードを確認した。

確認結果を図-別紙 7-3 に示す。この結果、供試体の振動モードは、加振方向に対するせん断モードが支配的であり、その直交方向の振動はほとんど励起されていないことを確認した。また、いずれの入力加速度ケースにおいても振動モードはよく一致していることを確認した。

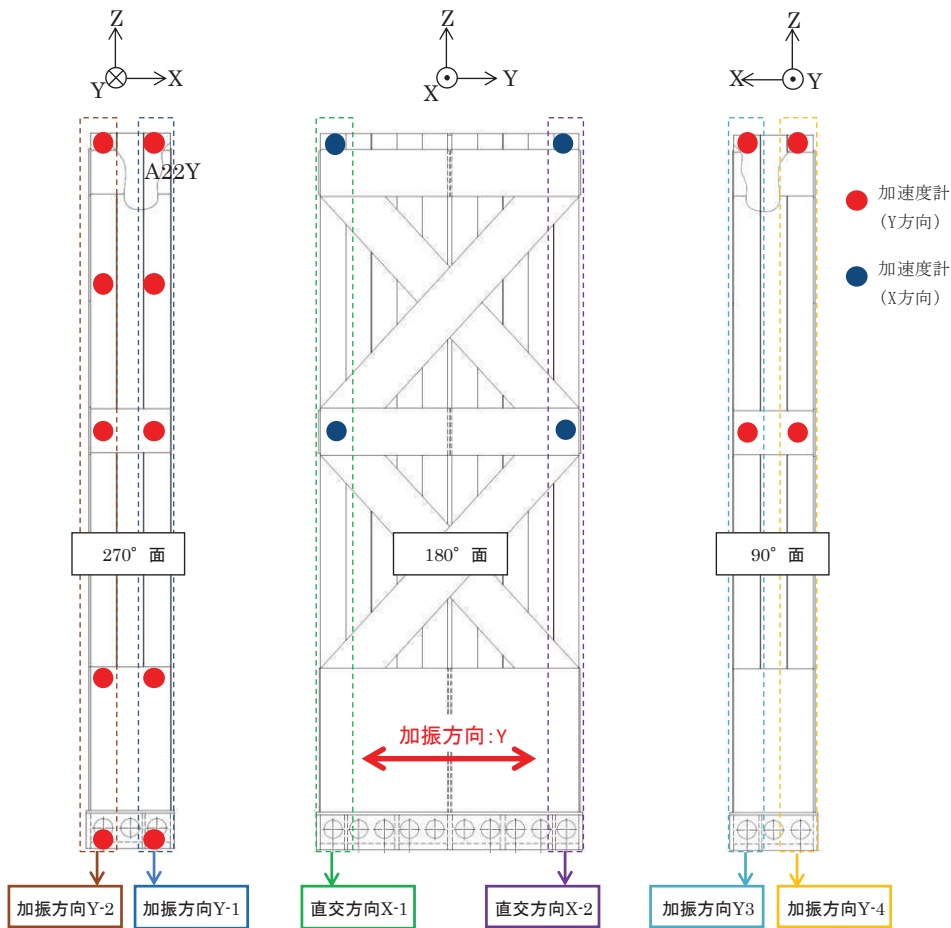


図-別紙 7-2 供試体ラックの加速度計設置位置

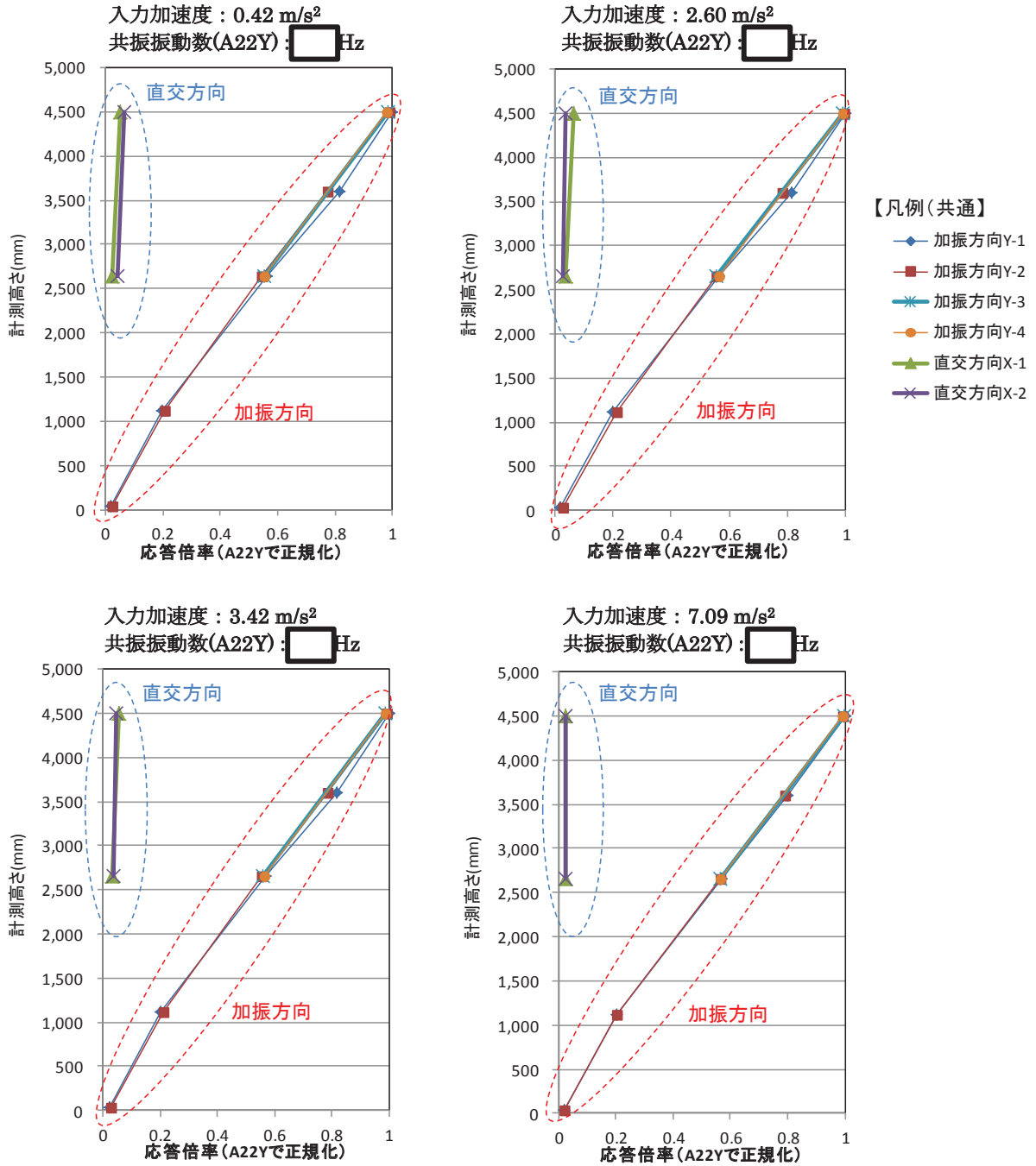


図-別紙 7-3 加振試験における供試体ラックの振動モード

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

(3) FEM と加振試験における振動モード比較

FEM（燃料ラック及び供試体ラック）と加振試験（供試体ラック）から得られた振動モードを図-別紙 7-4 に示す。この結果、燃料ラックと供試体ラックの振動モードはよく一致しており、供試体ラックの加振試験結果は実機の燃料ラックの振動状態をよく模擬していると考えられる。

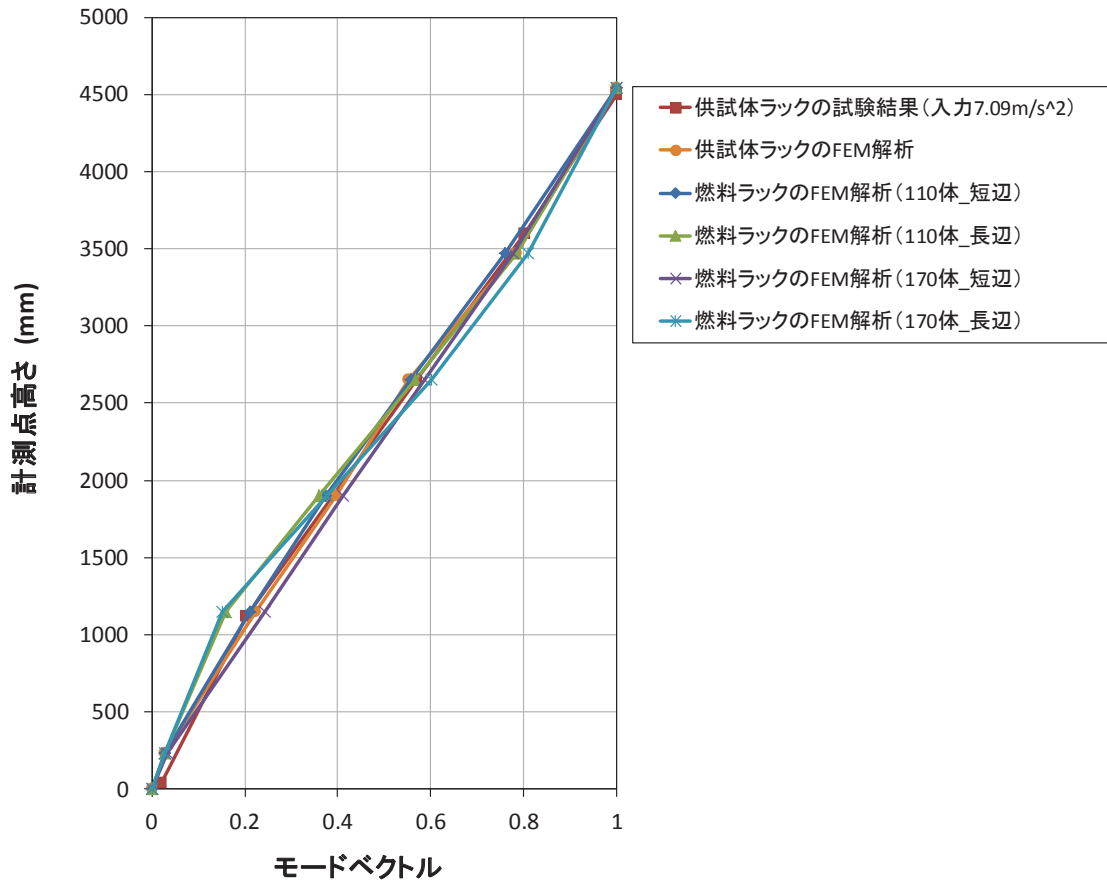


図-別紙 7-4 燃料ラックと供試体ラックの振動モード比較

なお、短辺長辺比の最も大きい 170 体の燃料ラックにおいては、ラック下部の補強板により両端部の変形が中央部よりも拘束されるため、短辺方向 (Y 方向) の変形量が端部と中央部でやや異なっている。ここで、供試体ラックによる試験は、燃料ラック全体の振動特性を把握し試験結果を実機へ適用するため、局所的な応答ではなく燃料ラック全体としての振動特性の平均像を確認することを目的としたものである。したがって、170 体の燃料ラックの端部と中央部の変形量の差はわずかであること、端部と中央部の振動モードは共にせん断型であり供試体ラックの振動モードと同等であることから、試験で得られた減衰定数を実機の燃料ラックへ適用することは妥当である (図-別紙 7-5)。

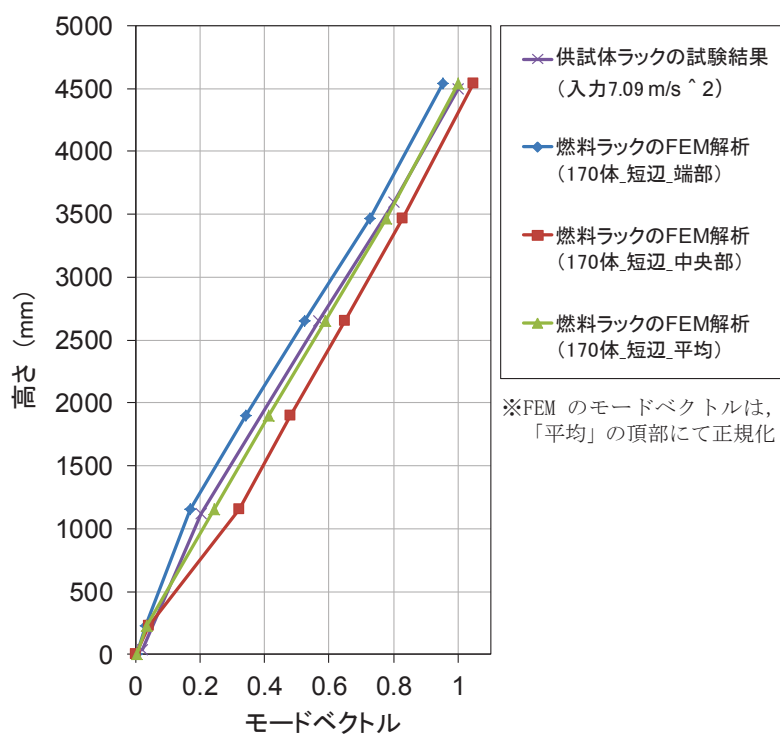
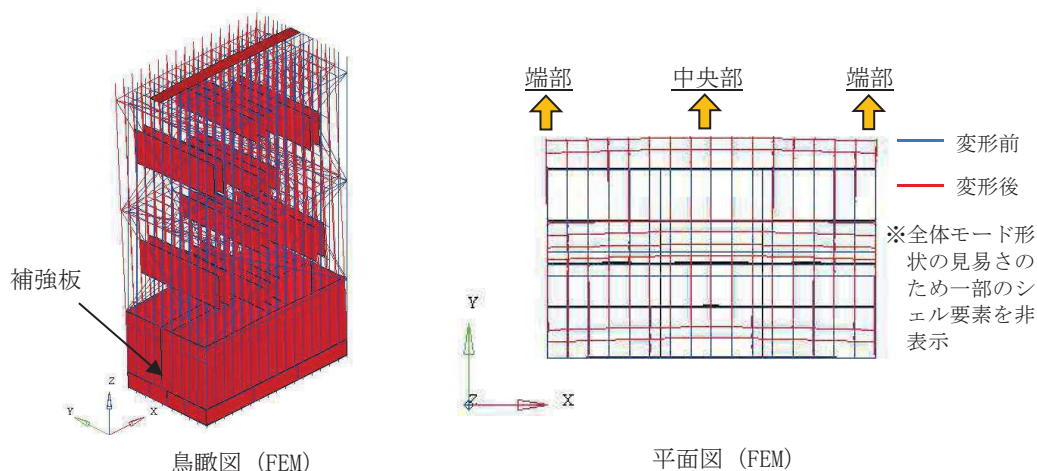


図-別紙 7-5 170 体燃料ラックにおける短辺方向の振動モード図

(4) 刺激関数 $\beta \phi$ の妥当性について

応答倍率による減衰定数の算出は、供試体ラックの FEM による刺激係数 β 及び固有モードベクトル ϕ を用いているため、刺激関数 $\beta \phi$ の妥当性を確認する。

前述(3)より、供試体ラックの FEM と加振試験から得られた振動モードがよく一致していることから、FEM から求めた固有モードベクトル ϕ は供試体ラックの振動挙動を適切に示している。

また、刺激係数 β は別紙-4 1.2 に示した以下の式により定義され、固有モードベクトル ϕ と質量マトリックスに依存する。ここで、質量マトリックスは、供試体ラックの質量等に基づき設定することから、固有モードベクトル ϕ が同等であることをもって、刺激係数 β を適切に算出している。

したがって、FEM モデルにより求めた刺激関数 $\beta \phi$ は、供試体を適切に再現しており、妥当であると考えられる。

$$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}} : s \text{ 次の振動モードの刺激係数}$$

$[M]$: 質量マトリックス

$\{\phi_s\}$: s 次の固有ベクトル (空間の関数)

(5) 固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響

(2)で確認したとおり、各試験条件における振動モードはよく一致しているものの、共振振動数のバラつきを踏まえて、供試体ラック FEM の固有振動数を変化させた場合の刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響を確認した。

供試体ラックの固有振動数を変化させるため、FEM の構成要素 (角管、補強板、ベース) の剛性を増減させて固有値解析を実施し、刺激関数 $\beta \phi$ への影響を確認した結果を図-別紙 7-6 に示す。この結果から、供試体ラックの固有振動数を変化させた場合でも、刺激関数 $\beta \phi$ はほとんど変化しないことを確認した。

また、本検討の刺激関数 $\beta \phi$ を用いた減衰定数への影響は、表-別紙 7-1 に示すとおり、評価用地震動 (S_s 及び S_d) の応答範囲における減衰定数に対して 0.3%程度であることを確認した。

これらの固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ 及び減衰定数への影響は、女川 2 号炉の燃料ラックの耐震評価に用いる設計用減衰定数の設定の保守性 (女川 2 号炉の実機の燃料ラックで想定される減衰定数 S_s :15%程度, S_d :13%程度に対し、設計用減衰定数を一律 7%と設定する) に包絡され、無視し得るものと考えられる。

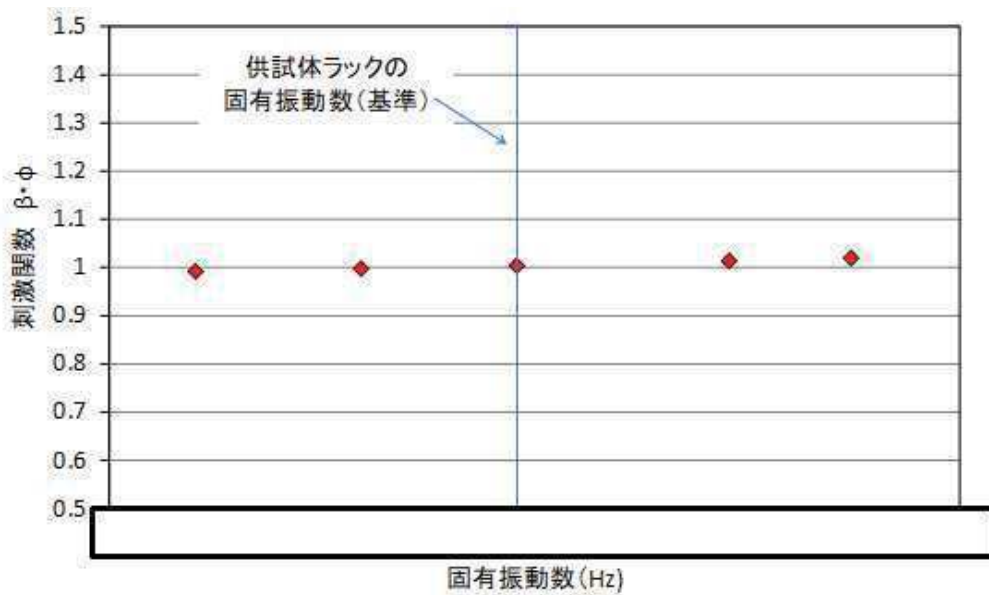


図-別紙 7-6 固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ への影響

表-別紙 7-1 刺激関数 $\beta \phi$ による減衰定数への影響

	刺激関数 $\beta \phi$	減衰定数 (%)	
		Ss	Sd
女川 2 号炉への 減衰定数適用検討	1.004	15.4~16.9*	12.7~15.3*
刺激関数 $\beta \phi$ に よる影響検討	0.992~1.021	15.2~17.2	12.5~15.6

* 表 7 (加振試験結果データ一覧) における Ss (No. 12~17) 及び Sd (No. 8~10) の応答範囲での減衰定数

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順について

供試体ラックの減衰定数を評価するに当たっては、NASTRAN の仮想質量法により算出した供試体ラックの刺激関数 $\beta \phi$ を使用している。

NASTRAN は、原子力発電所の機器の応力評価に対す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汎用構造解析コードである。

本解析コードのうち、仮想質量法の解析理論について述べる。振動時にラック表面に作用する圧力は、流体解析によって求められる。ここで使用される代表的な方法は、「速度ポテンシャル法」および「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。NASTRAN 仮想質量法では、前者の速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。基礎式は、次のように連続の式および運動方程式からなる。

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

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

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

本解析コードでは、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。これを固有値解析することにより、刺激係数 β 及び固有ベクトル ϕ が算定される。

なお、NASTRAN 仮想質量法による刺激関数の算定フローを、図-参考 1-1 に示す。

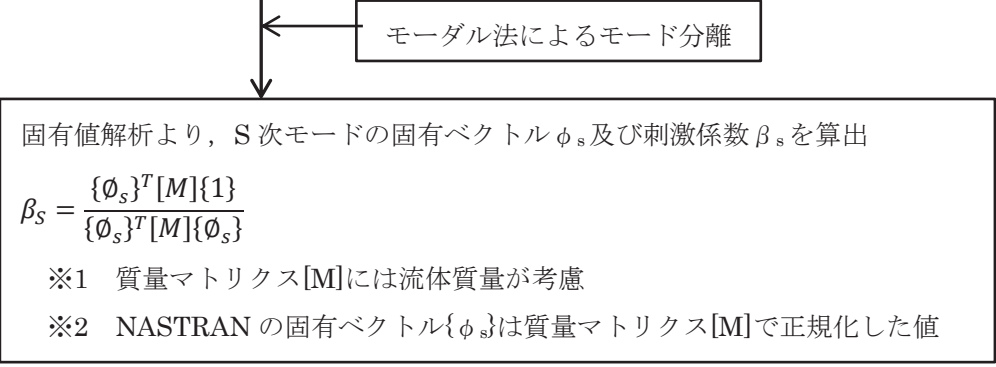
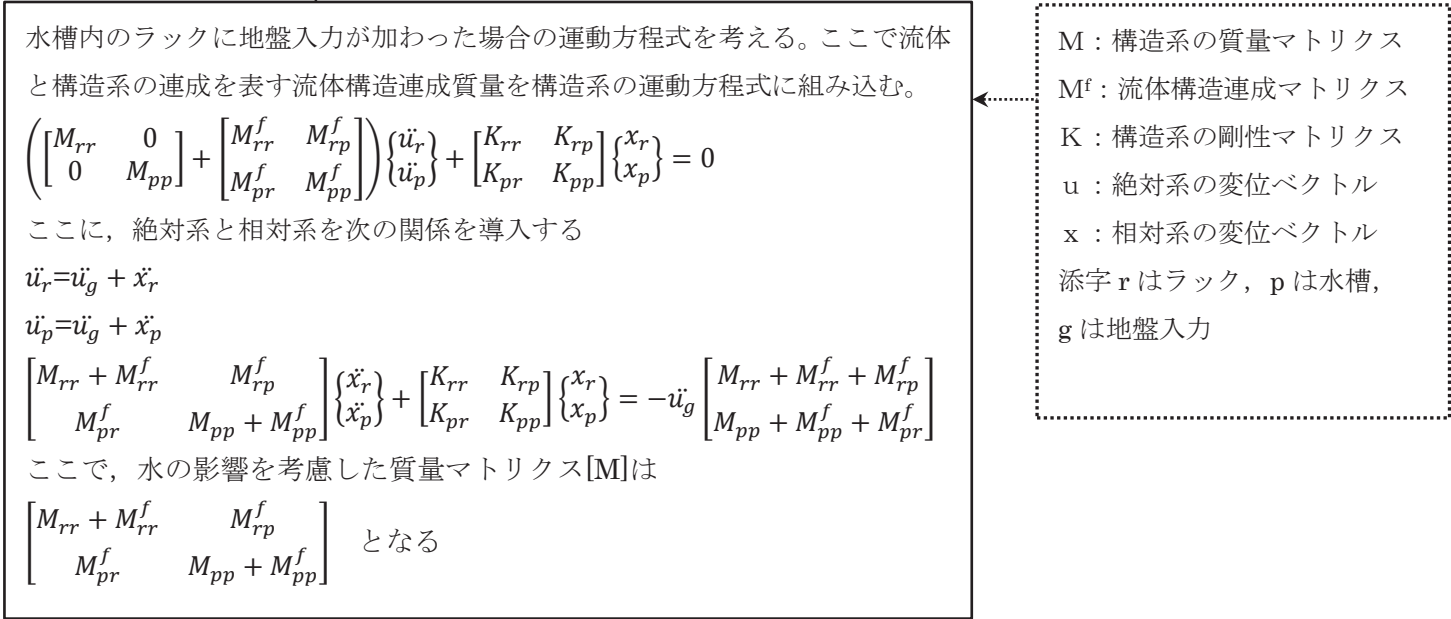
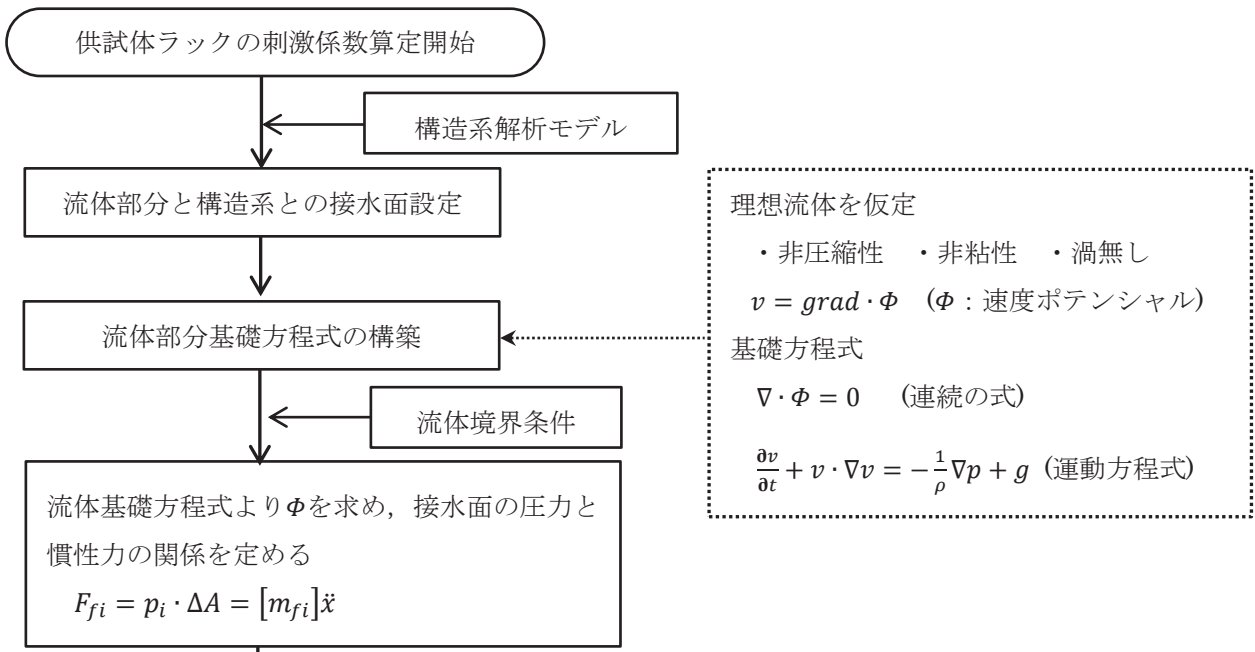


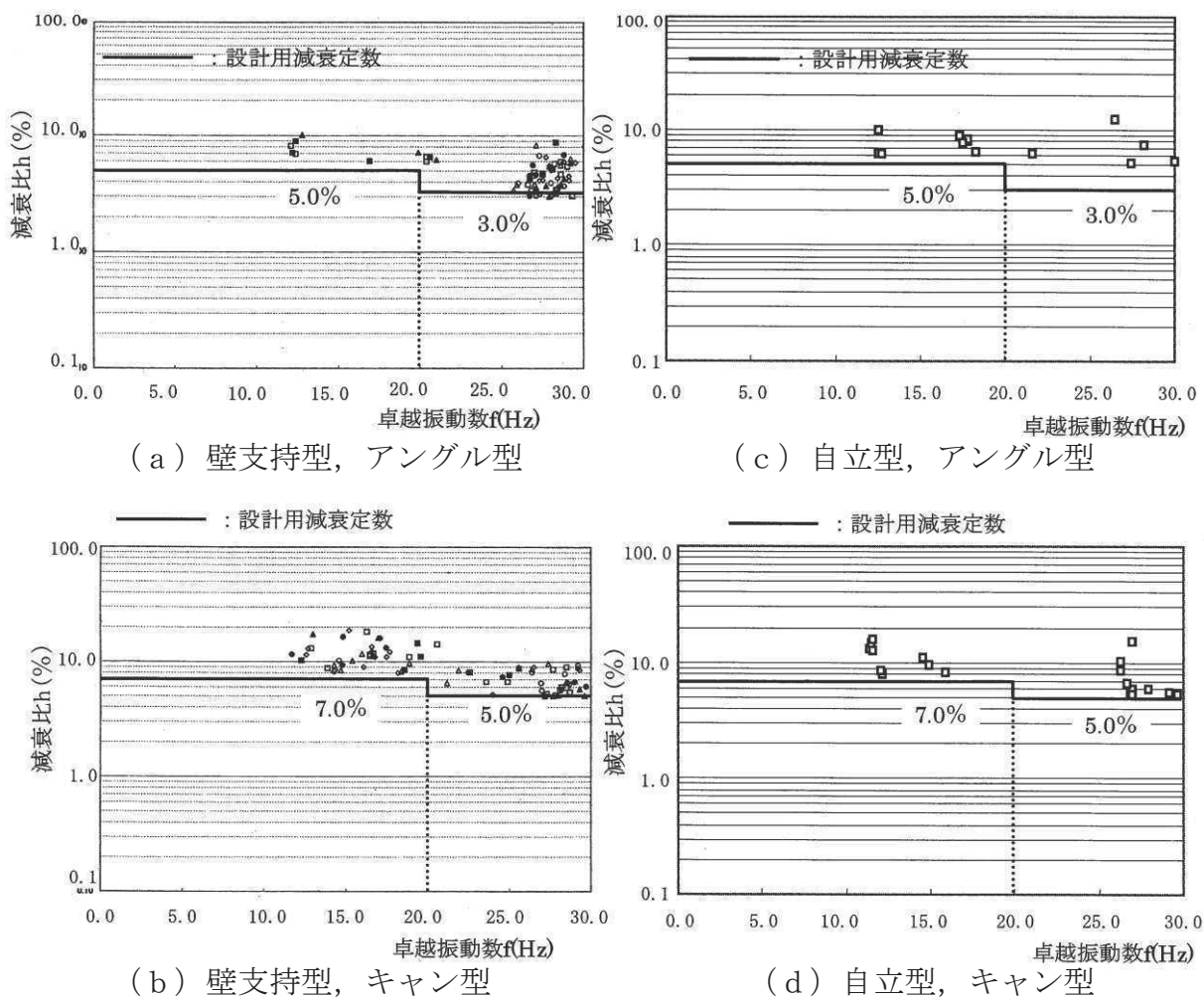
図-参考 1-1 NASTRAN 仮想質量法による刺激関数の算定フロー

固有振動数による減衰定数への影響について

1. 類似構造物の既往知見について

類似構造物(水中に設置された溶接構造物)である加圧水型軽水炉(以下、「PWR」という。)の燃料ラックの既往知見^[1]によると、女川2号炉での加振試験と同様に、設計用減衰定数1.0%より大きな減衰定数が確認されている(図-参考2-1)。

ただし、応答卓越振動数が高くなるにしたがって、減衰比が低下する傾向が見られているが、PWRと女川2号炉の燃料ラックは、ラック構造等の相違によって、流体挙動及び燃料集合体とラックの衝突挙動等に差異があるため、単純に比較することはできないと考えられる(図-参考2-2, 2-3, 表-参考2-1)。



(a) 壁支持型, アングル型

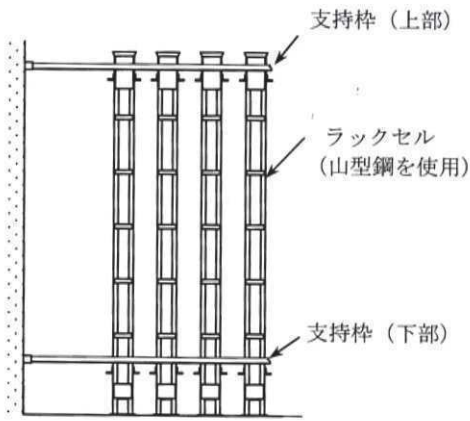
(c) 自立型, アングル型

(b) 壁支持型, キャン型

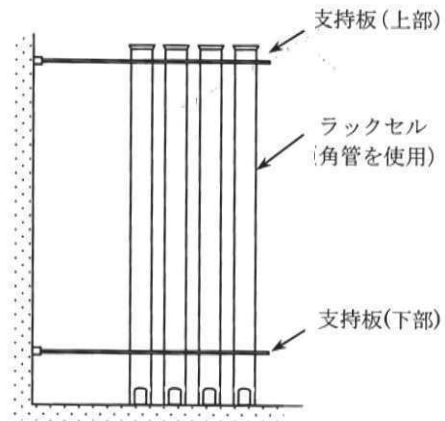
(d) 自立型, キャン型

記号	燃料集合体挿入体数	加振レベル	加振方向	記号	燃料集合体挿入体数	加振レベル	加振方向
○	4	1/3S ₂ 相当	水平	●	4	3/3S ₂ 相当	水平+鉛直
△	4	2/3S ₂ 相当	水平	▲	1	3/3S ₂ 相当	水平
□	4	3/3S ₂ 相当	水平	■	2	3/3S ₂ 相当	水平
◇	4	1.1S ₂ 相当	水平				

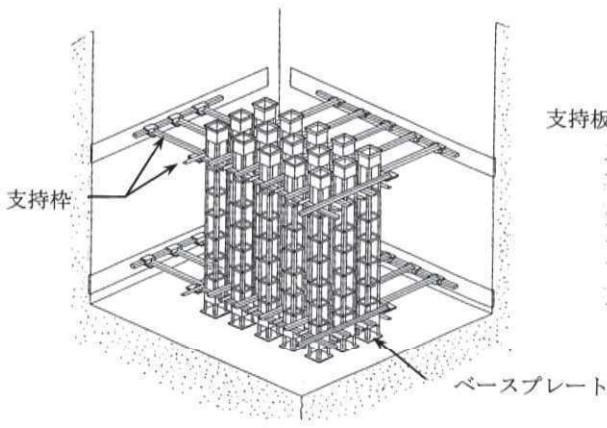
図-参考2-1 類似構造物における固有振動数と減衰定数の関係^[1]



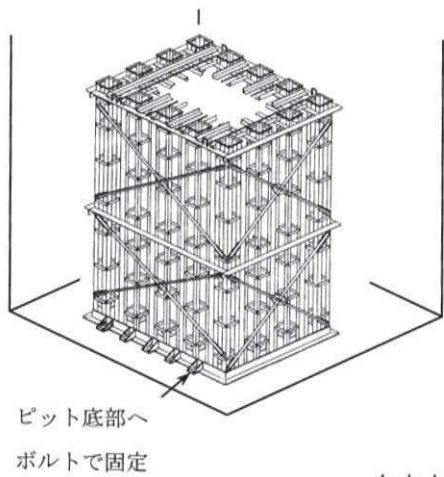
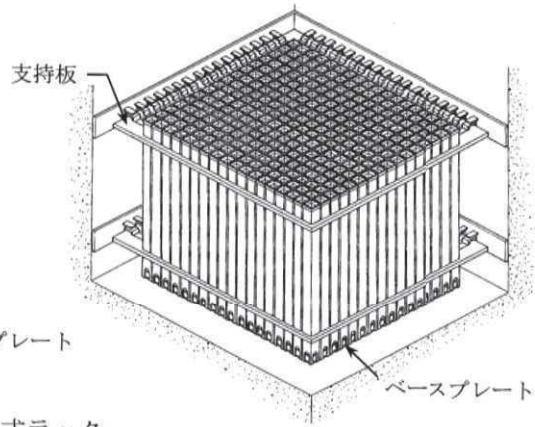
アングル形ラックセル



キャン形ラックセル



壁支持方式ラック



自立方式ラック

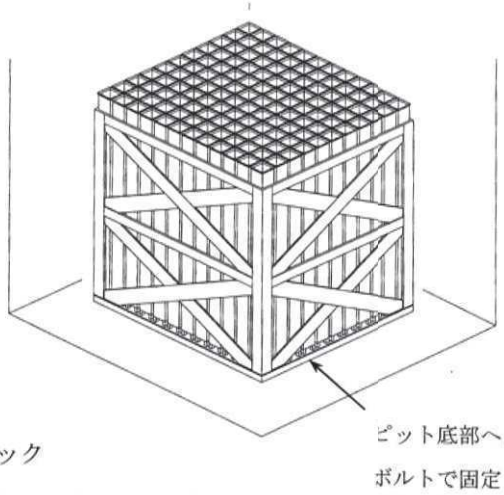


図-参考 2-2 PWR 燃料ラックの構造概要^[1]

表-参考 2-1 PWR と女川 2 号炉燃料ラックの主な相違点

項目	PWR	女川 2 号炉
ラックセル 型式	キャン型／アングル型	角管型
支持方式	自立型／壁支持型	自立型
燃料質量	約 700kg	約 300kg
チャンネル ボックス	無	有
燃料集合体と ラックセルの隙間 (片側)	約 7.0mm	

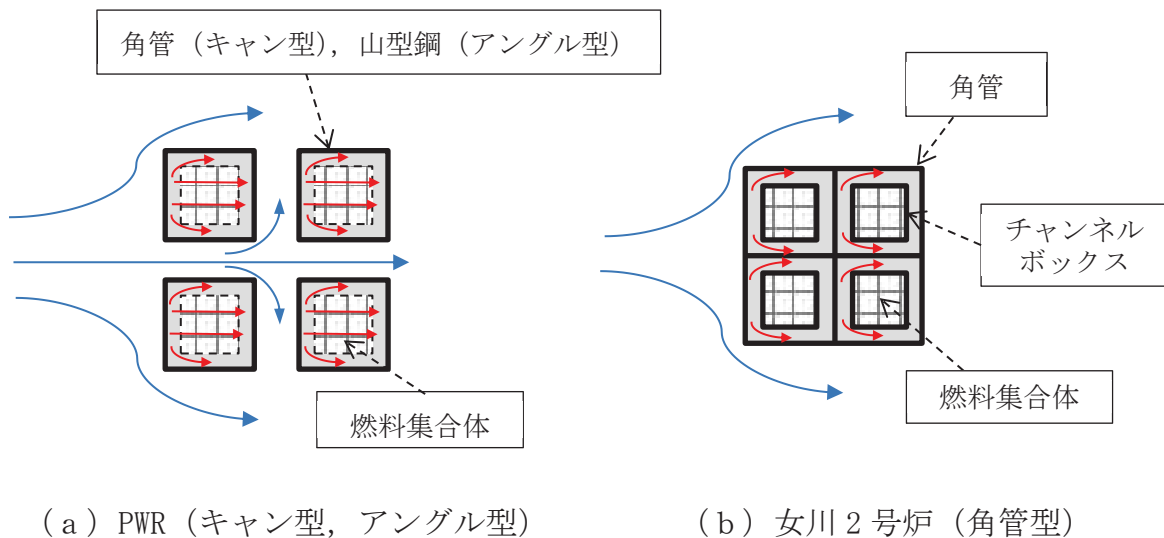


図-参考 2-3 燃料ラック断面の流体挙動イメージ

[1] 原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008 日本電気協会

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

2. 固有振動数による減衰定数への影響

表-参考 2-2 に示すとおり，実機の燃料ラックと供試体ラックの固有振動数には相違がある。しかし，以下に示す理由から，減衰定数への影響はほとんどないと考えられ，また，十分な余裕を考慮して減衰定数を設定していることから，実機の燃料ラックに対して設計用減衰定数 7% を採用することは妥当であると考えられる。

- ・実機の燃料ラックと供試体ラックの振動モードが同等であることを確認しており，減衰のメカニズムも同等と考えられること（別紙-7 (1)～(3)）。
- ・実機の燃料ラックそれぞれの固有振動数及び刺激関数 $\beta \phi$ を考慮して実機の応答加速度を算定した上で，減衰定数を設定していること（本文 5.1）。
- ・供試体ラックの固有振動数を変化させた場合でも，刺激関数 $\beta \phi$ はほとんど変化せず，減衰定数に与える影響も僅かあること（別紙-7 (5)）。
- ・S s の応答加速度に対する減衰定数は 15～17% と評価されるが，余裕などを考慮して安全側に 7% を採用していること（本文 5.2）。
- ・固有振動数による影響があると報告されている PWR の既往知見とは，構造及び減衰のメカニズムが異なると考えられること（参考資料-2 1.）。

表-参考 2-2 燃料ラックと供試体ラックの固有振動数

	燃料ラック	供試体ラック
固有振動数 (Hz)		

本資料のうち，枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について

燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細について、参考として表-参考 3-1 及び図-参考 3-1 に示す。

表-参考 3-1 燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$

ラック種類		方向	固有振動数 (Hz)	ラック頂部固有モードベクトル ϕ	刺激係数 β	刺激関数 $\beta \phi$
実機の燃料ラック	110 体ラック	短辺				
		長辺				
	170 体ラック	短辺				
		長辺				
供試体ラック (参考)		長辺				

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

項目	110体ラック			170体ラック		
次数	1	2	3	1	2	3
モード形状	短辺1次	長辺1次	ねじり	短辺1次	長辺1次	ねじり
固有振動数 (Hz)						
刺激 係数	X					
	Y					
	Z					
平面図						
側面図						
鳥瞰図						

図-参考 3-1 燃料ラックの振動モード図及び刺激係数の詳細

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

貯蔵率を変化させた加振試験における燃料集合体の配置条件について

燃料ラックの構造強度評価において、発生応力は燃料ラック質量による依存性が高く、燃料集合体全数貯蔵が最も厳しい設計条件となることから、既工認の耐震性評価及び今回の加振試験においては、燃料集合体を全数貯蔵条件としている。

一方、燃料集合体の貯蔵体数による燃料ラックの減衰定数への影響を確認するため、燃料集合体の貯蔵率を変化させた条件（0%、33%、67%）での加振試験も実施しており（別紙-1 参照）、このときの燃料集合体の配置条件は、減衰定数の基本特性を把握することを目的としているため、ラック収納箇所に対して均等な配置としている（図-参考 4-1）。

ここで、燃料集合体の配置に係る影響検討として、女川 2 号炉の燃料ラックのうち短辺長辺比が最も大きな 170 体ラックを代表として、燃料集合体をラックの端から詰めて偏らせて配置した場合（図-参考 4-2）の固有値解析を実施した（図-参考 4-3）。

固有値解析の結果、振動モードは短辺方向及び長辺方向のせん断モードが支配的であり、加振試験で得られた振動モードと同等であることを確認した。

したがって、燃料集合体の配置条件によらず、燃料ラックの振動モードは同様であり、減衰メカニズムに違いはないと考えられることから、燃料集合体を端から詰めて配置するような場合に対しても、今回の加振試験結果に基づき減衰定数を設定することは妥当であると考えられる。

なお、燃料集合体の配置を偏らせた場合でも加振試験で得られた振動モードと同様に、せん断型のモードが支配的となる要因として以下が考えられる。

- ・燃料ラックの合計質量の変化が少ないこと（表-参考 4-1）
- ・燃料ラック全体の重心位置の変化が少ないこと（図-参考 4-4）
- ・燃料ラックは、角管を束ねて補強板と溶接された構造であり、剛性が高いと考えられること

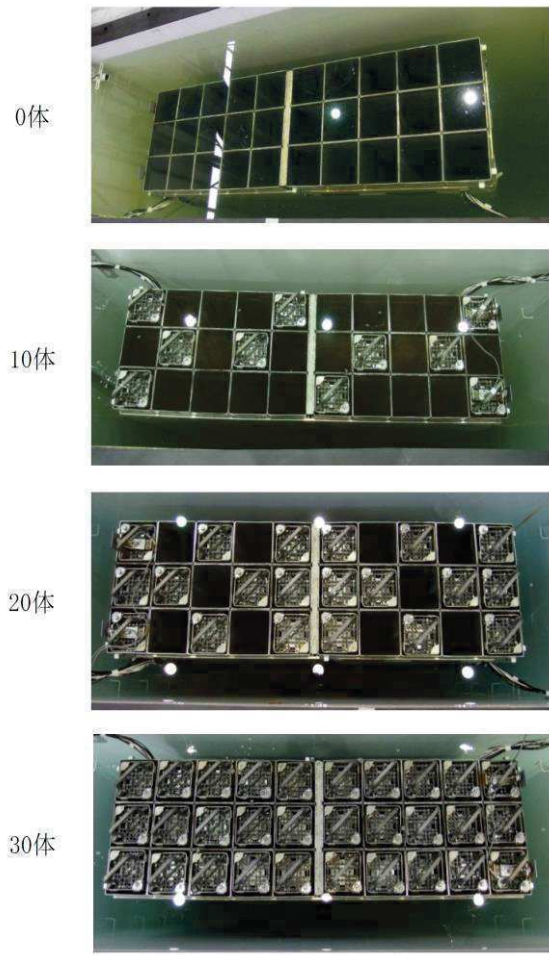
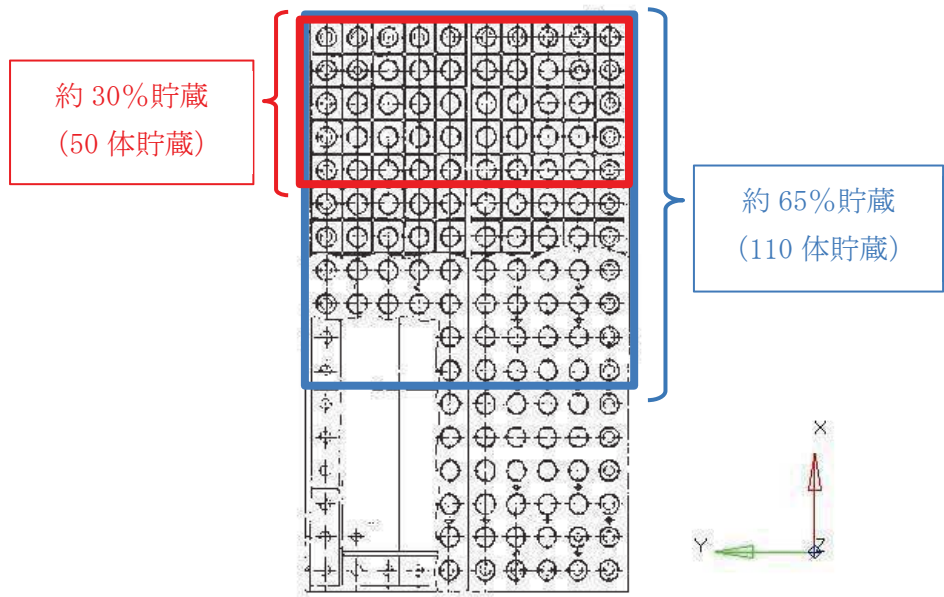


図-参考 4-1 加振試験における模擬燃料集合体の配置状況



女川 2 号炉燃料ラック (170 体ラック)

図-参考 4-2 燃料集合体の配置条件 (固有値解析による影響検討)

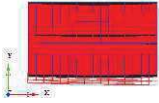

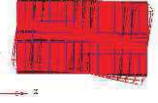


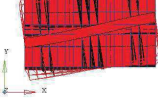

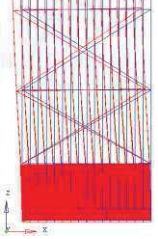

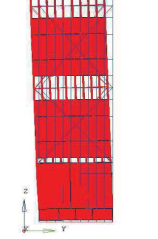
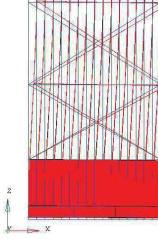
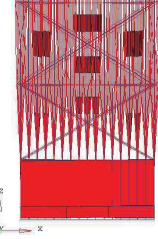
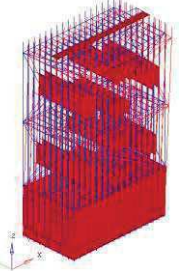
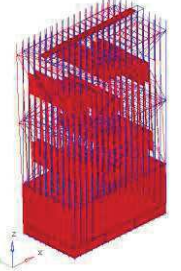
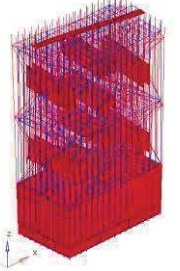
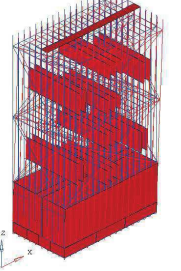
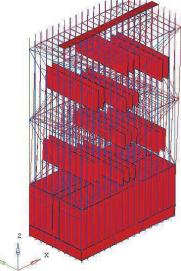
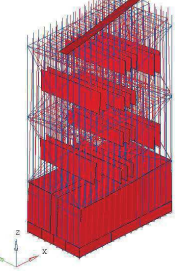
対象ラック	燃料ラック(170体ラック)					
燃料貯蔵率	約30%(50体貯蔵)			約65%(110体貯蔵)		
次数	1	2	3	1	2	3
モード形状	短辺1次	長辺1次	ねじり	短辺1次	長辺1次	ねじり
固有振動数 (Hz)						
刺激 係数	X					
	Y					
	Z					
平面図						
側面図						
鳥瞰図						

図-参考 4-3 燃料集合体の配置が偏った場合の実機の燃料ラック振動モード

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

表-参考 4-1 燃料集合体の貯蔵体数と燃料ラック等の合計質量の関係
(単位：t)

燃料集合体の貯蔵体数 (貯蔵率)	燃料 集合体	燃料以外 (ラック及び 流体質量)	合計 質量	100%貯蔵に対 する質量比
170 体 (100%)	50.8	51.6	102.4	100%
110 体 (約 65%)	32.9	53.8	86.7	85%
50 体 (約 30%)	15.0	56.1	71.1	69%

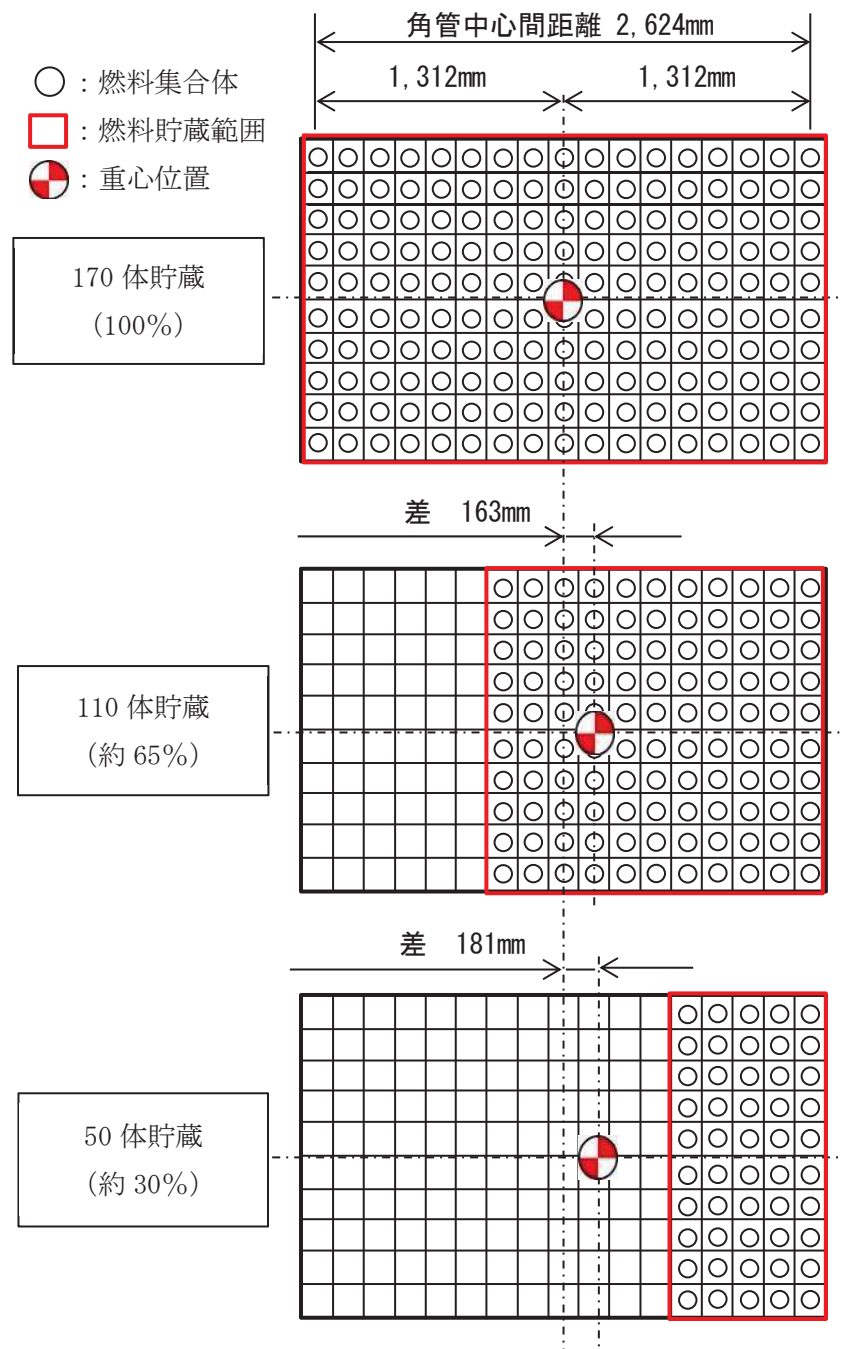


図-参考 4-4 燃料集合体の配置条件による重心位置の変化概要図

女川原子力発電所 2 号炉

機器・配管系設備に関するその他手法の相違点 について (耐震)

平成 3 0 年 6 月
東北電力株式会社

女川原子力発電所 2 号炉

サプレッションチェンバ内部水質量の 考え方の変更について

本資料のうち、枠囲みの内容は機密事項又は商業機密に属しますので公開できません。

目 次

1. 概要	1
2. 既工認と今回工認の耐震評価手法	1
2.1 サプレッションチェンバの構造	1
2.2 有効質量の概要	4
2.3 既工認と今回工認の耐震評価手法の比較	4
2.3.1 水の有効質量の適用及びスロッシング荷重の考慮	7
2.3.2 地震応答解析手法の変更	7
2.4 有効質量を適用する目的と効果	8
3. 有効質量の適用方針	9
3.1 概要	9
3.2 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証	9
3.3 耐震評価に用いる有効質量の設定	10
4. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証	12
4.1 構造解析による有効質量比の算出	12
4.1.1 検討対象	12
4.1.2 解析モデル	12
4.1.3 解析結果	12
4.2 振動試験	13
4.2.1 試験体	13
4.2.2 計測項目及び計測機器設置位置	14
4.2.3 試験条件	15
4.2.4 試験結果	16
4.3 流体解析による有効質量比の算出	18
4.3.1 解析モデル	18
4.3.2 解析条件	18
4.3.3 解析結果及び有効質量比の確認	18
4.4 妥当性検証	20
5. 耐震評価に用いる有効質量の設定	21
5.1 実機の有効質量比の算出	21
5.1.1 NASTRANの実機解析モデル	21
5.1.2 OpenFOAMの実機解析モデル	22
5.1.3 解析結果	22
5.2 実機評価に適用する有効質量	23
6. 今回工認の地震応答解析	24
7. まとめ	27

- 別紙 1 規格類における有効質量の適用例
 - 別紙 2 有効質量の概要
 - 別紙 3 サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重について
 - 別紙 4 振動試験の全データ
 - 別紙 5 サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの設定方法について
-
- 参考資料 1 地震時におけるトラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について
 - 参考資料 2 有効質量比に対するスロッシング影響について
 - 参考資料 3 有効質量比に対する入力地震動の影響について
 - 参考資料 4 規格基準における有効質量比との比較について
 - 参考資料 5 計算機コードの概要について
 - 参考資料 6 有効質量を適用する設備について
 - 参考資料 7 サプレッションチェンバ・ボックスサポートの耐震評価について
 - 参考資料 8 原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について
 - 参考資料 9 機器・配管系設備の既工認からの構造変更について(ボックスサポート)
 - 参考資料 10 評価に用いた地震動の応答加速度スペクトルについて

1. 概要

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

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

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

2. 既工認と今回工認の耐震評価手法

2.1 サプレッションチェンバの構造

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

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

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

また、サブプレッションチェンバは、ドライウエルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズにより相対変位を吸収する構造となっている。

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

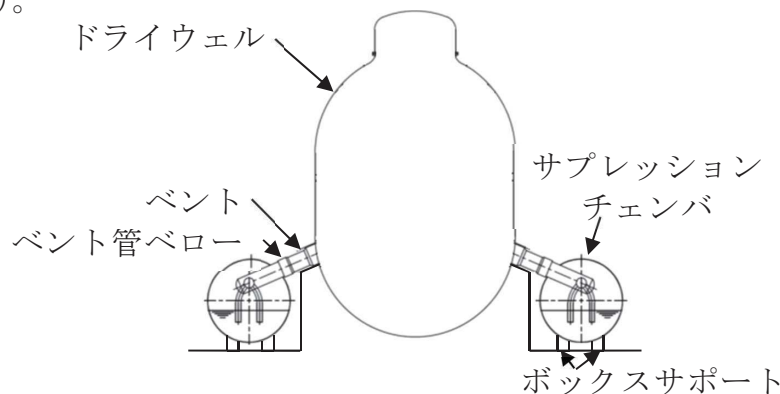


図 2.1-1 原子炉格納容器全体概要図

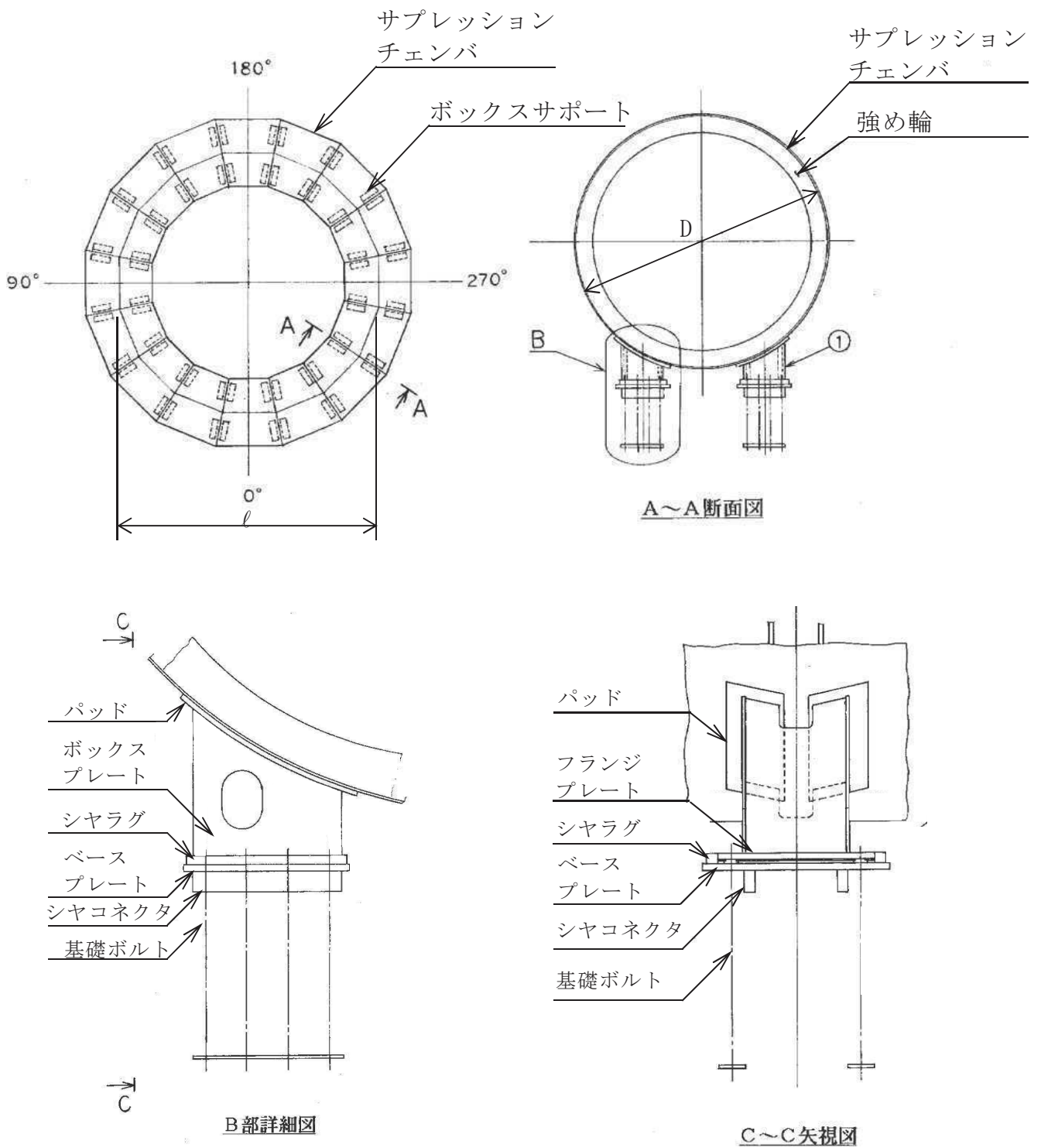


図 2.1-2 サプレッションチェンバ・ボックスサポート概要図

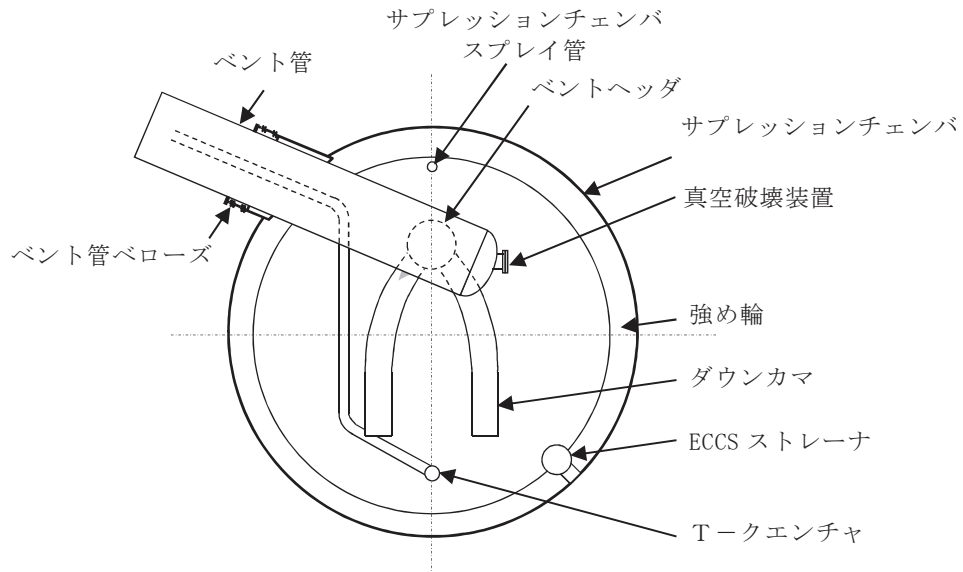


図 2.1-3 サプレッションチェンバ断面概要図

表 2.1-1 女川 2 号炉サプレッションチェンバ諸元

項目		内容	備考
耐震クラス		Sクラス	
設置建屋		原子炉建屋	
設置高さ		O.P. -8, 100	基礎版上
主要寸法	D	9,400 mm	記号は図 2.1-2 に示す
	l	37,860 mm	
	t	19 mm	
	θ	22.5°	
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 5,470 ton	重大事故時水位における質量
内部水質量		約 2,900 ton	通常運転水位における質量
		約 4,170 ton	重大事故時水位における質量

2.2 有効質量の概要

有効質量については、他産業の球形タンクや円筒タンク等の容器の耐震設計に一般的に用いられている考え方である（別紙1参照）。

また、有効質量は、容器の内部水が自由表面を有する場合、水平方向の揺れによる動液圧分布を考慮して、地震荷重として付加される容器の内部水の質量として設定される（別紙2参照）。

なお、有効質量は容器の形状と水位が既知であれば、汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いて算出することが可能である。

2.3 既工認と今回工認の耐震評価手法の比較

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

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

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

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

注) 下線部は既工認からの変更点を示す

*1 静的地震力による評価は、水質量（全質量）を用いて既工認と同様に評価

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

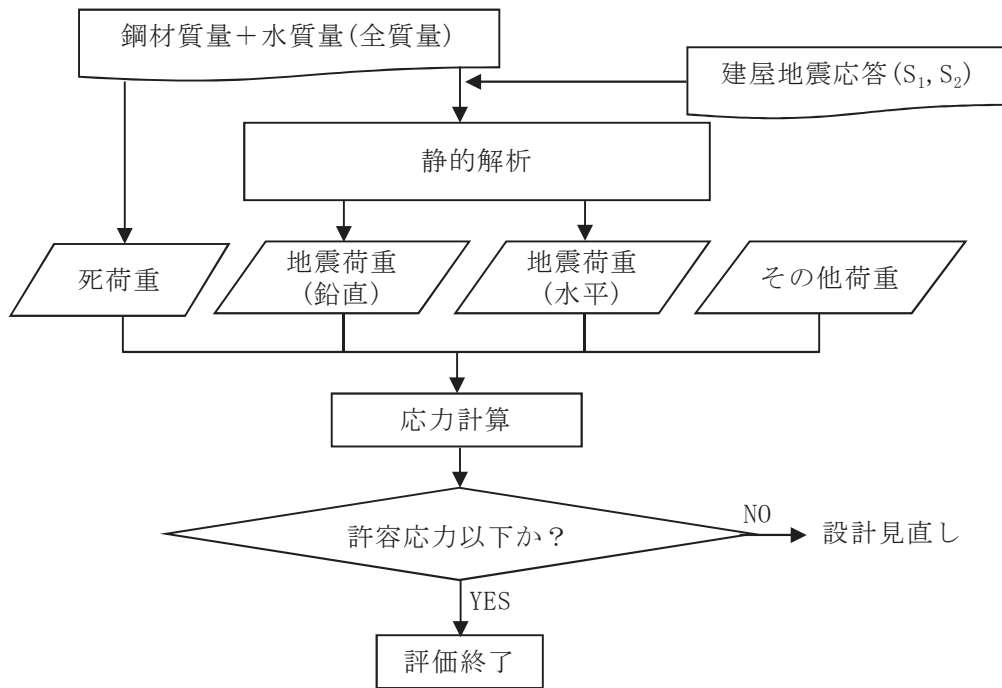


図 2.3-1 既工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

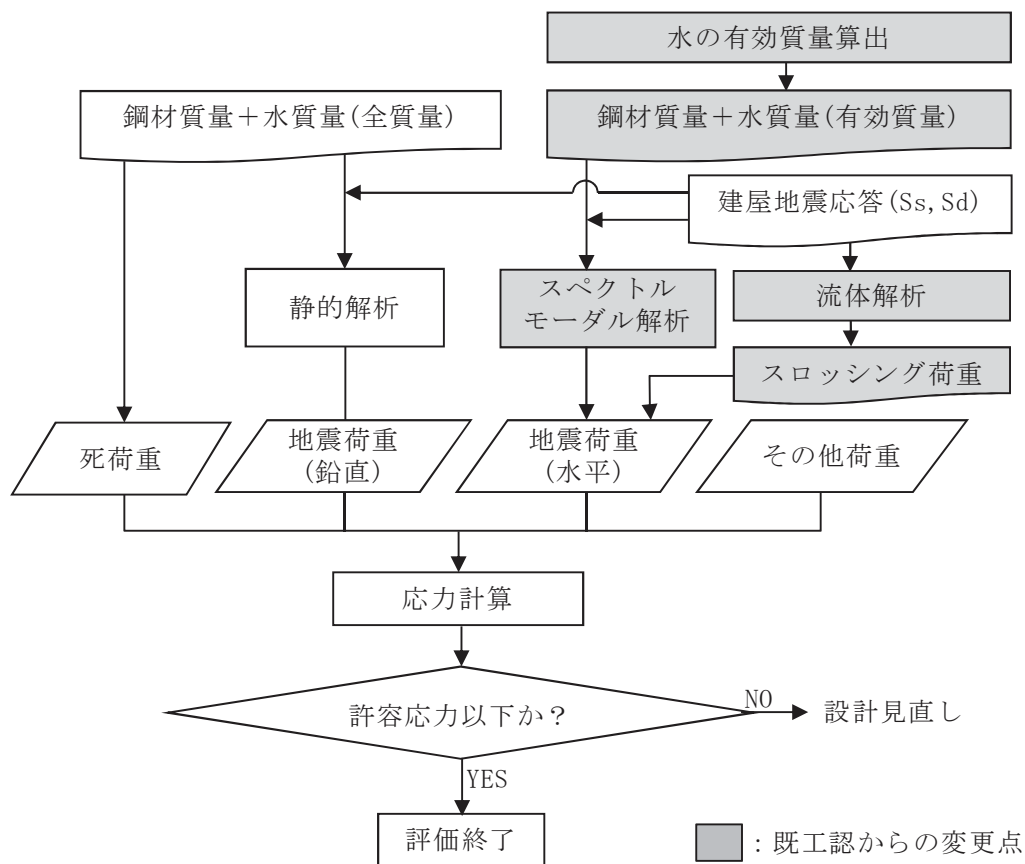


図 2.3-2 今回工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

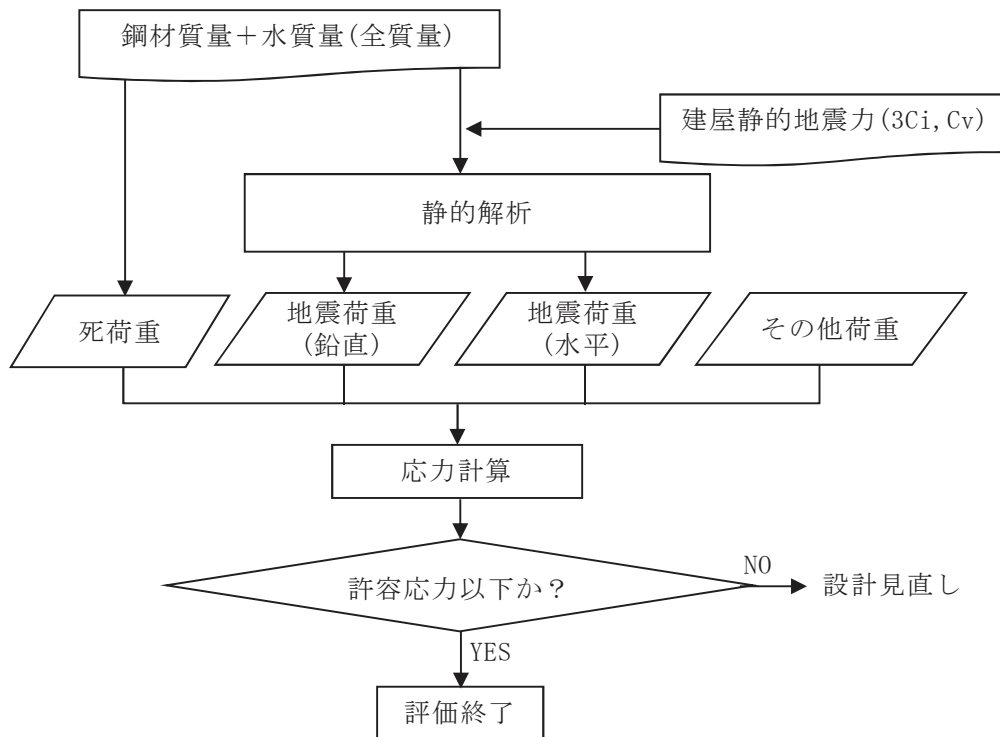


図 2.3-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

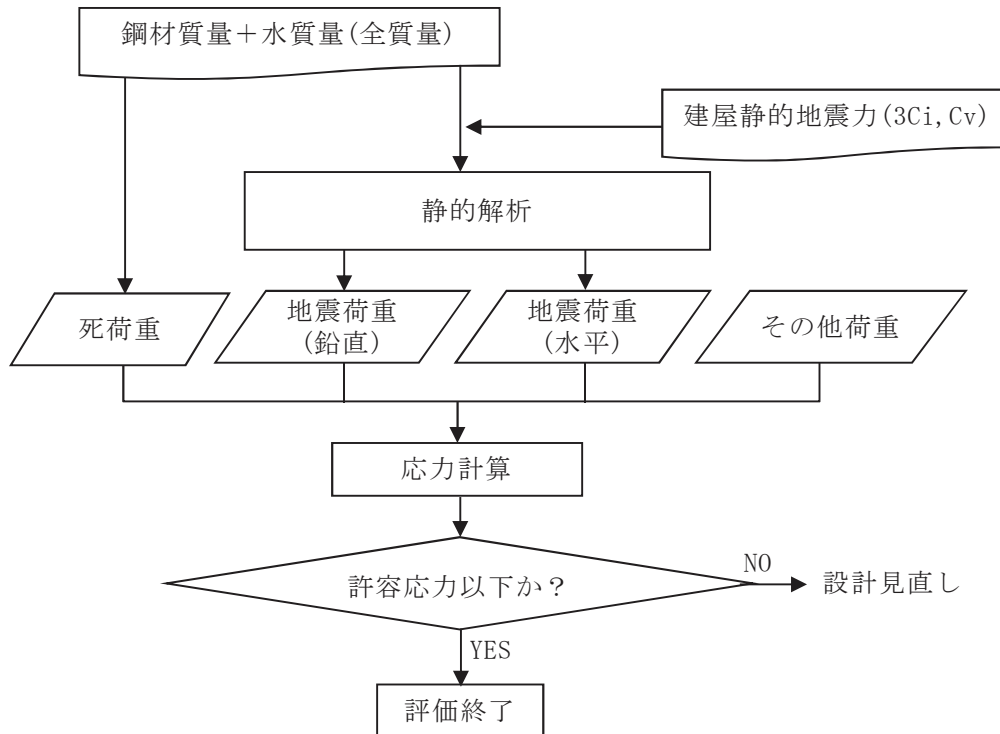


図 2.3-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー(既工認と変更なし)

2.3.1 水の有効質量の適用及びスロッシング荷重の考慮

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

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

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

2.3.2 地震応答解析手法の変更

既工認では、地震応答解析手法として水を含めたサプレッションチェンバ全体を剛とみなして静解析を実施していたが、今回工認では重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水の質量増加を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析に変更する。

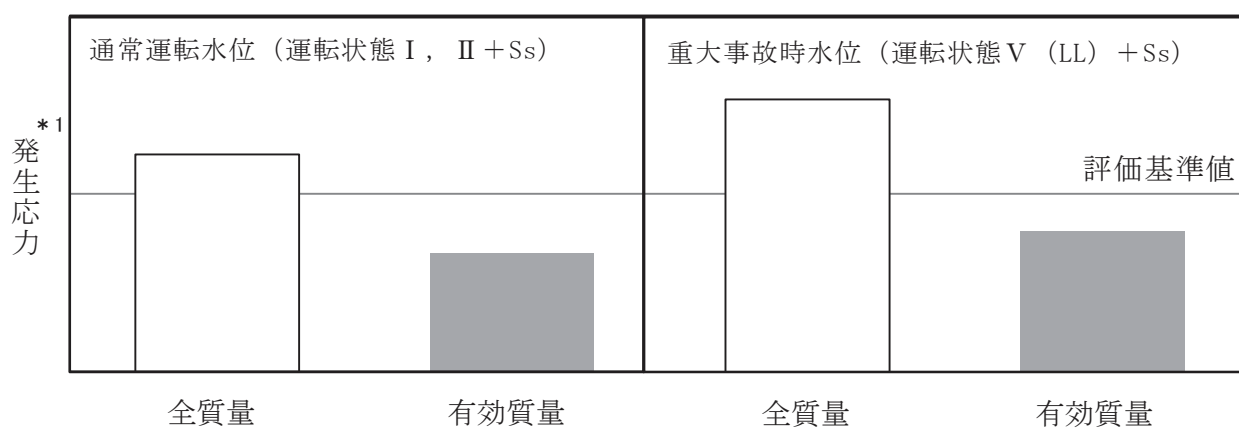
なお、3次元はりモデルによるスペクトルモーダル解析は、配管等の地震応答解析で用いられている一般的な手法である。

2.4 有効質量を適用する目的と効果

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

これらの知見に基づいて、女川2号炉の今回工認では、より現実に近いサブプレッションチェンバの内部水の挙動を考慮した評価を行うことを目的に、耐震計算における内部水の扱いとして、振動試験や流体解析によりその妥当性を検証した汎用構造解析プログラム NASTRAN を用いて算出した有効質量を適用する。

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



*1 いずれの条件に対しても補強工事を考慮（参考資料9参照）

図 2.4-1 通常運転状態及び重大事故時のボックスサポートの評価の見通し

3. 有効質量の適用方針

3.1 概要

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

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

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

NASTRAN によるサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れを図 3.1-1 に示す。なお、有効質量の評価においては、内部水の全質量に対する有効質量の割合（以下「有効質量比」という。）を用いる。

3.2 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

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

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

④ 妥当性検証（第 4.4 項にて説明）

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

3.3 耐震評価に用いる有効質量の設定

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

① NASTRAN による実機の有効質量比の算出（第 5.1 項にて説明）

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

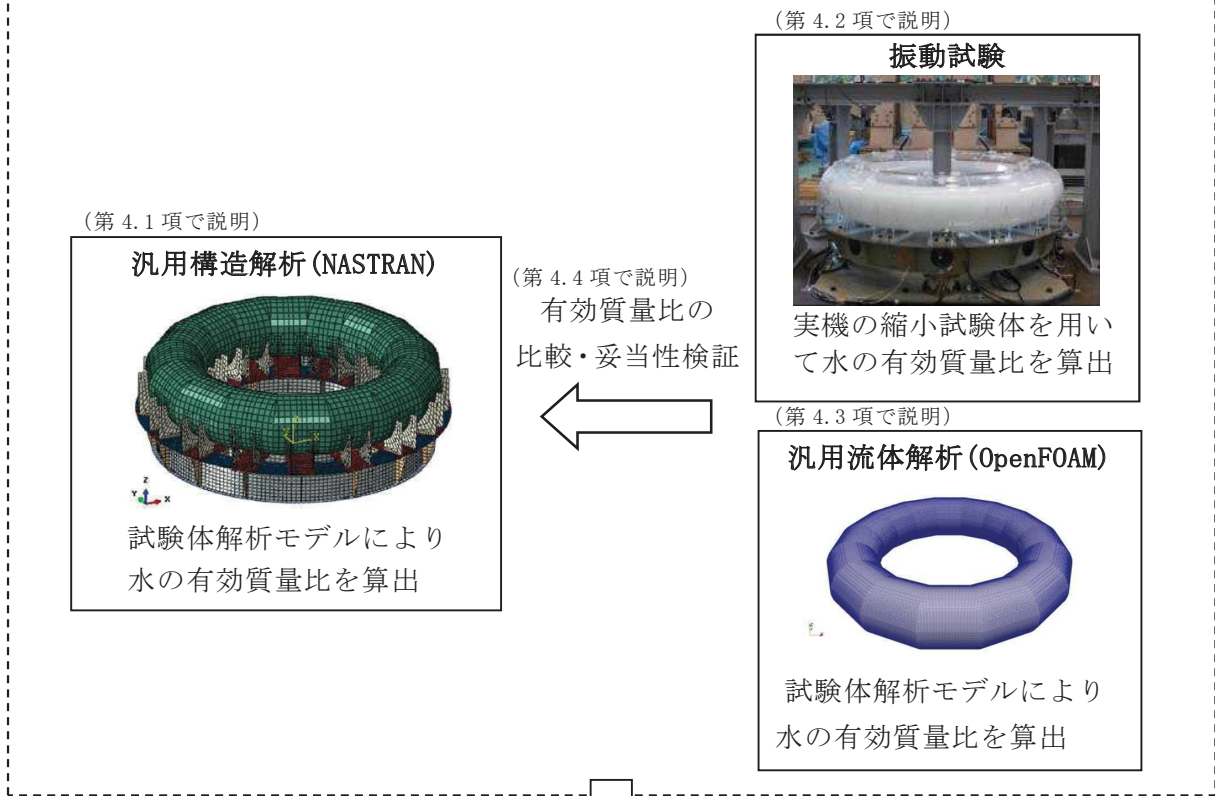
② 流体解析による実機の有効質量比の算出（第 5.1 項にて説明）

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

③ 不確かさを踏まえた耐震評価用の有効質量の設定（第 5.2 項にて説明）

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

【円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証】



【耐震評価で用いる有効質量の設定】

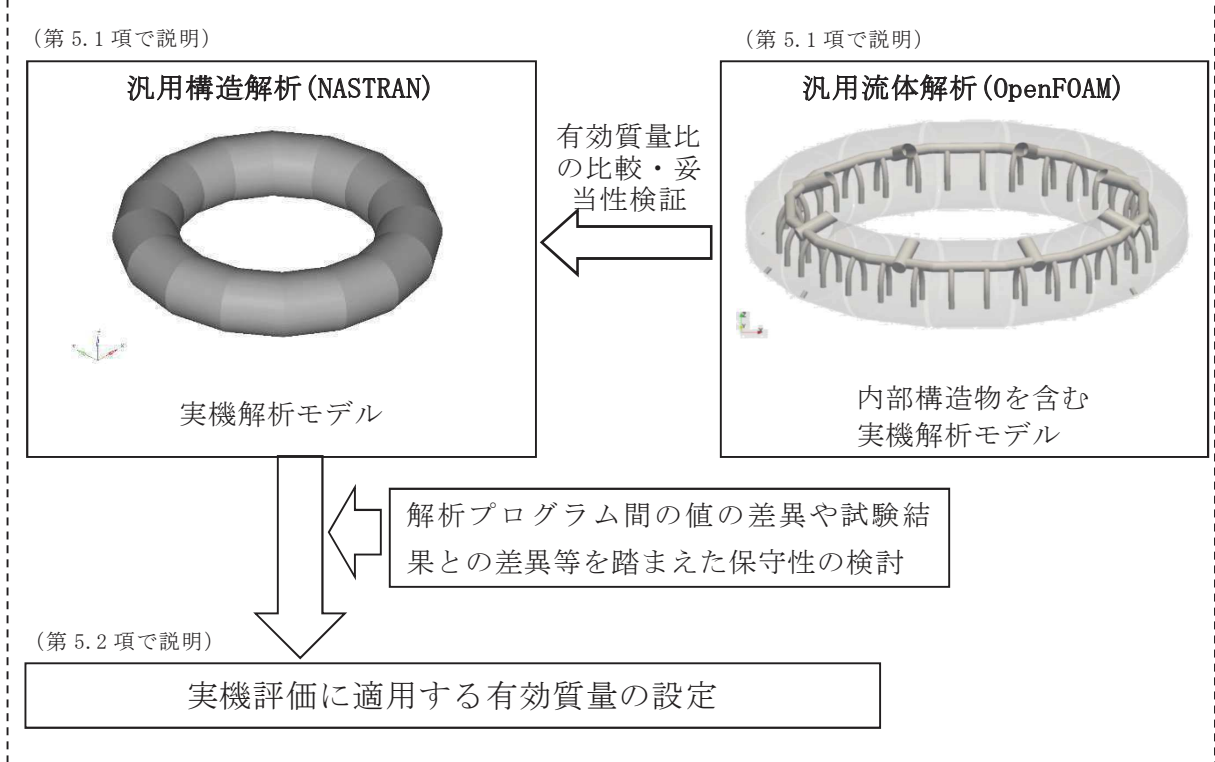


図 3.1-1 NASTRAN によるサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの耐震評価に用いる有効質量の設定の流れ

4. 円環形状容器の有効質量算出の妥当性検証

4.1 構造解析による有効質量比の算出

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

4.1.1 検討対象

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

4.1.2 解析モデル

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

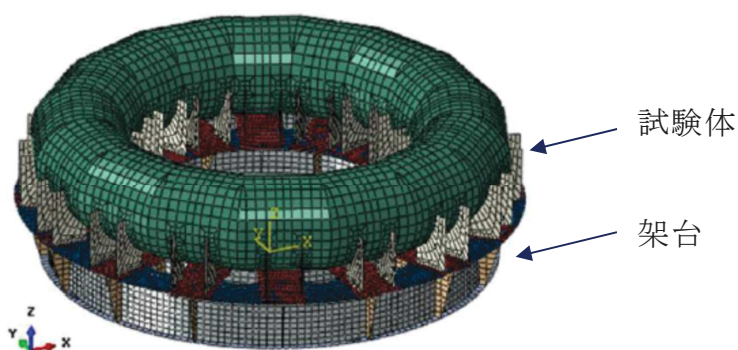


図 4.1-1 構造解析モデル（試験体解析モデル）

4.1.3 解析結果

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

表 4.1-1 NASTRAN による有効質量及び有効質量比の算出結果

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

*1 試験体底面からの高さ（第 4.2 項参照）

*2 重大事故時水位（真空破壊装置下端水位）より高い水位

4.2 振動試験

円環形状容器の内部水の有効質量算出に NASTRAN を用いることの妥当性を検証するため、試験体を作成して振動試験を行い、NASTRAN による有効質量比との比較を行う（参考資料 1 参照）。

4.2.1 試験体

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

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

表 4.2-1 試験体と実機との相似比

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

*1 L：実機と試験体の縮尺比（ $L=9,400/380=24.7$ ）

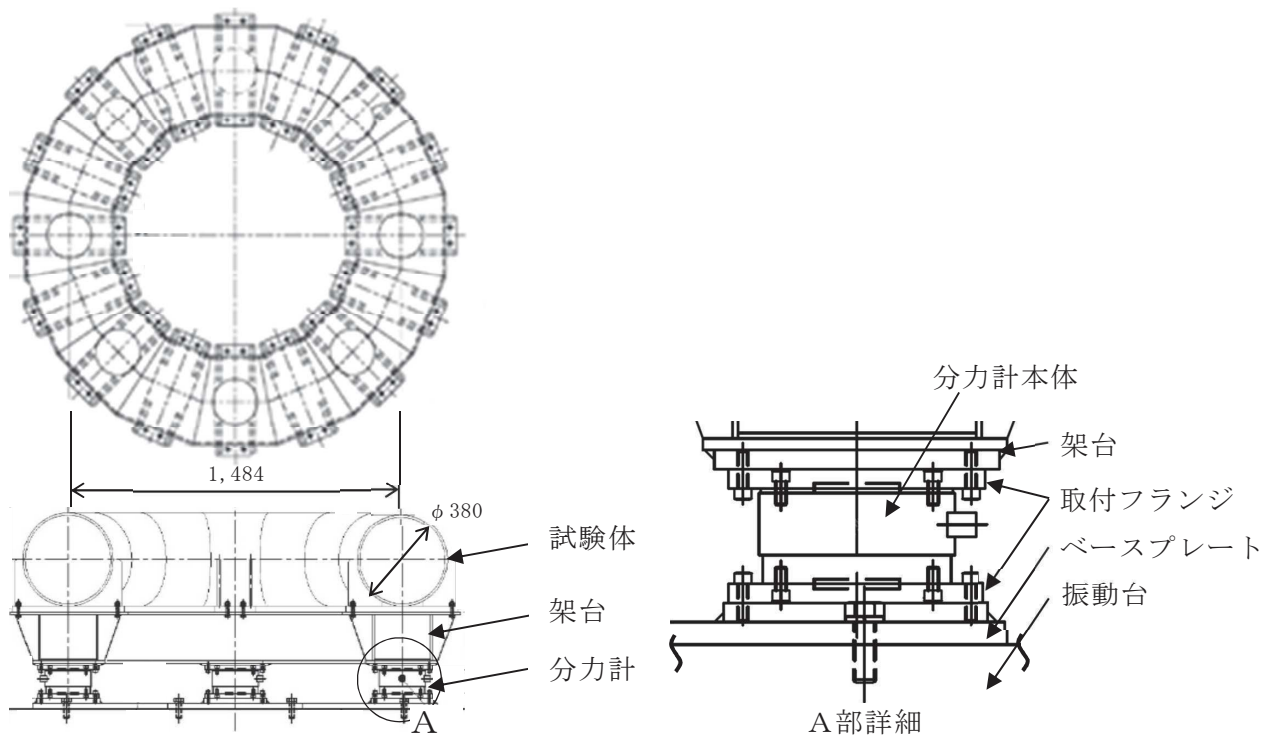


図 4.2-1 試験装置概要

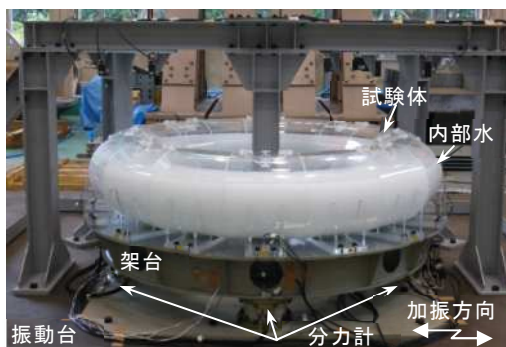


図 4.2-2 試験装置写真

4.2.2 計測項目及び計測機器設置位置

表 4.2-2 に計測項目を示す。これらのうち内部水の有効質量を評価する上で重要な計測項目は振動台上の加速度，試験体への入力となる架台上の加速度及び反力である。図 4.2-3 に計測機器設置位置を示す。

表 4.2-2 計測項目

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

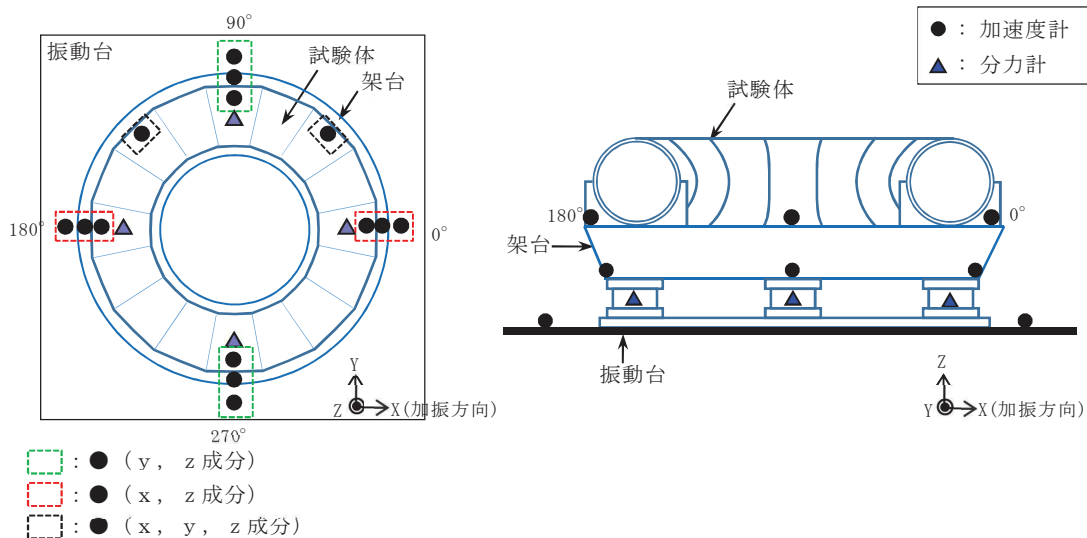


図 4.2-3 計測機器設置位置

4.2.3 試験条件

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

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

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

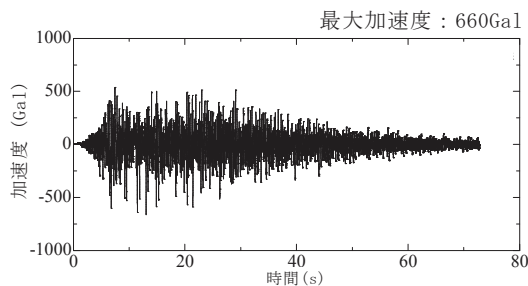


図 4.2-4 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度時刻歴波形

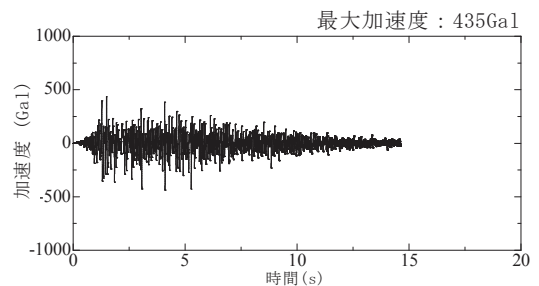


図 4.2-5 振動台入力加速度時刻歴波形
(相似則適用)

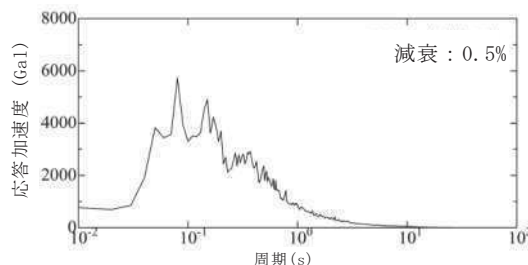


図 4.2-6 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度スペクトル

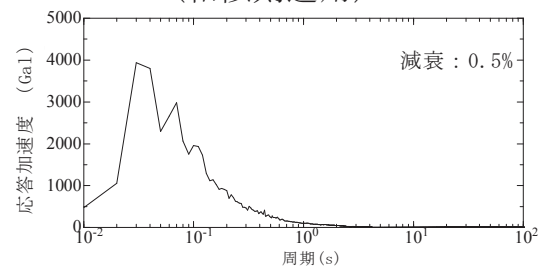


図 4.2-7 振動台入力応答加速度
スペクトル(相似則適用)

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

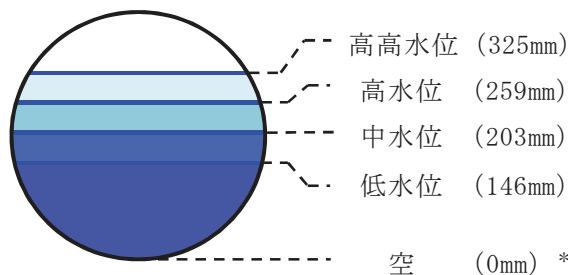


図 4.2-8 試験水位レベル

* 試験体底面からの高さ

4.2.4 試験結果

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

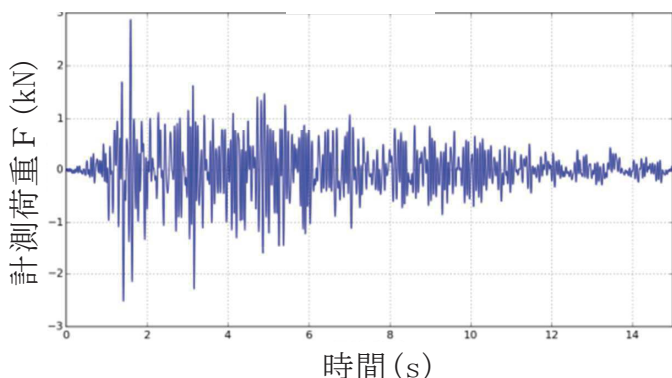


図 4.2-9 計測荷重の時刻歴

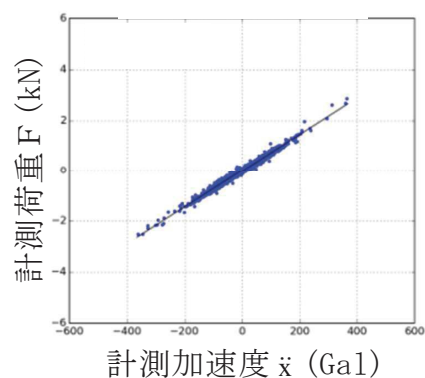


図 4.2-10 計測加速度と計測荷重の関係

図4.2-10において, 計測荷重 F と架台上の計測加速度 (=試験体への入力加速度) \ddot{x} との関係は, 運動方程式から下式で表される。

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

ここで,

M : 試験体 (構造体) の質量

M_E : 内部水の有効質量

上式のとおり, 試験体 (構造体) の質量と内部水の有効質量の合計値は, 計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから, 水有りの試験結果及び空の試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め, 両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される (図4.2-11 参照)。

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

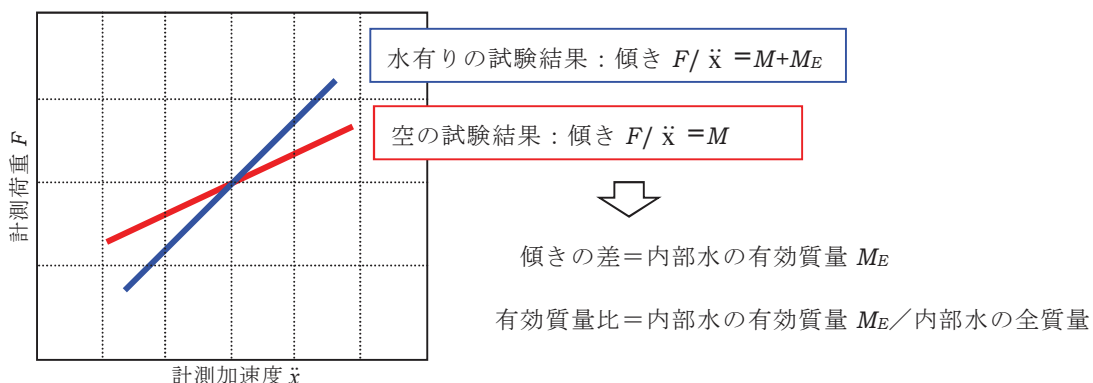


図 4.2-11 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

各ケースの試験結果から算出した有効質量比を表4.2-3及び図4.2-12に示す。なお、各ケースの試験結果は、再現性があり、ばらつきがほとんどないことを確認している。各ケースの試験結果の全データを別紙4に示す。

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

表 4.2-3 振動試験結果から算出した有効質量比

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

* 括弧内は、複数回実施した試験結果から得られた有効質量比の標準偏差

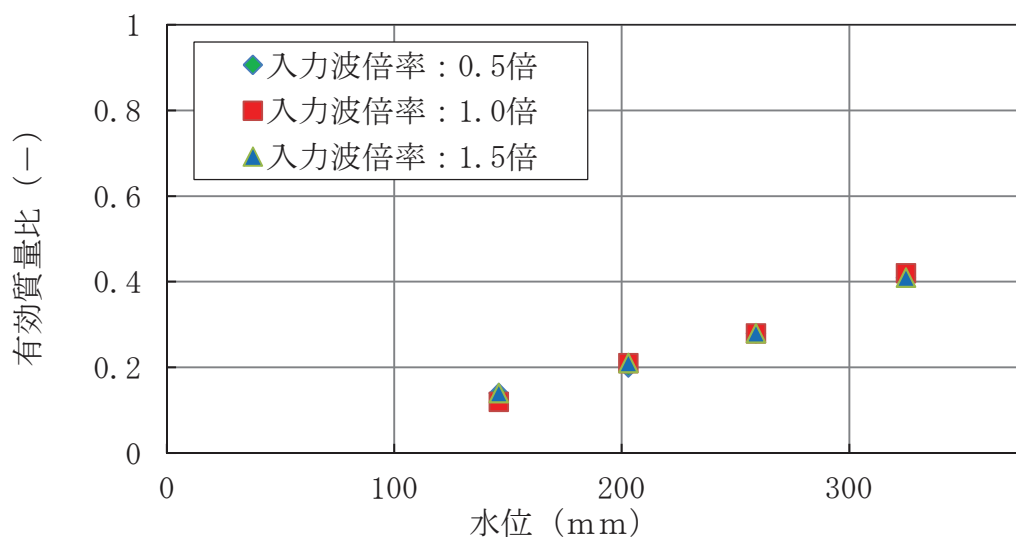


図 4.2-12 振動試験における水位と有効質量比の関係

4.3 流体解析による有効質量比の算出

円環形状容器の内部水の有効質量算出に NASTRAN を用いることの妥当性を検証するため、第 4.2 項の振動試験に加えて、汎用流体解析コード OpenFOAM により有効質量比を算出する。

4.3.1 解析モデル

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

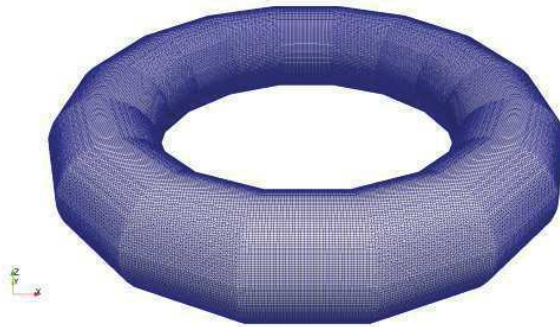


図 4.3-1 流体解析モデル（試験体解析モデル）

4.3.2 解析条件

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

4.3.3 解析結果及び有効質量比の確認

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

なお，有効質量比の算出においては，荷重時刻歴波形について 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。

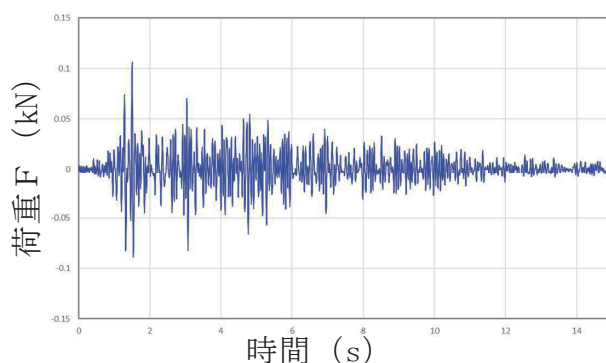


図 4.3-2 荷重時刻歴

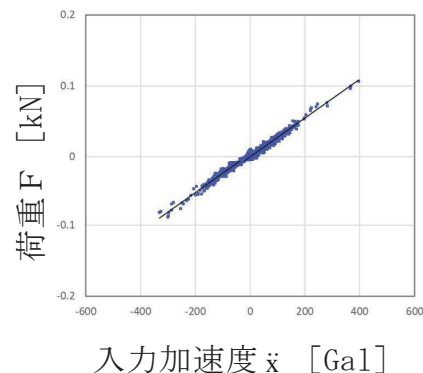


図 4.3-3 入力加速度と荷重の関係

表 4.3-1 OpenFOAM により算出した有効質量比

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

4.4 妥当性検証

第 4.1 項～第 4.3 項に示した NASTRAN, 振動試験及び OpenFOAM により算出した有効質量比を整理して表 4.4-1 及び図 4.4-1 に示す。

入力波の特性に関係なく, 容器の寸法, 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, スロッシング等の流体の挙動が直接考慮される振動試験及び 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 (参考資料 3 参照)。

表 4.4-1 各方法による有効質量比の評価結果

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

* 入力波倍率 1.0 倍ケースの値

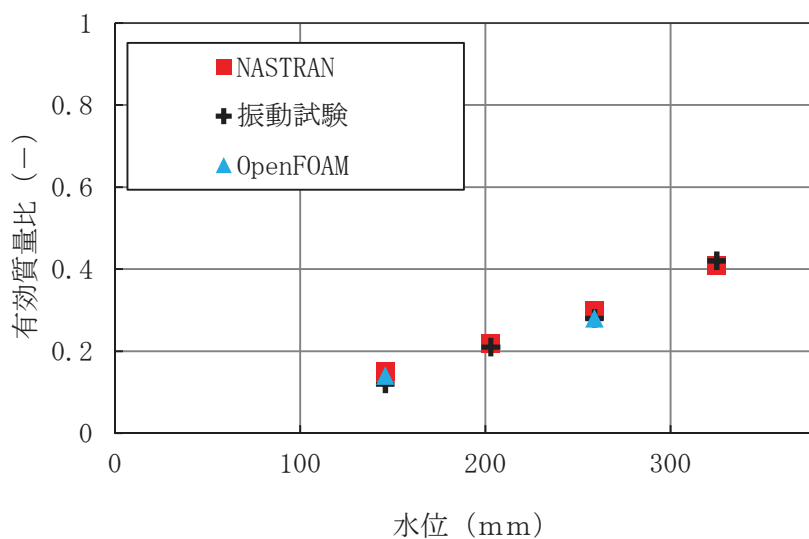


図 4.4-1 各手法の有効質量比の評価結果

5. 耐震評価に用いる有効質量の設定

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

5.1 実機の有効質量比の算出

5.1.1 NASTRAN の実機解析モデル

NASTRAN の実機解析モデルを図 5.1-1 に示す。

女川2号炉の実機解析モデルは、サプレッションチェンバの寸法、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 5.1-2 に示すとおり、通常運転水位及び重大事故時水位（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。

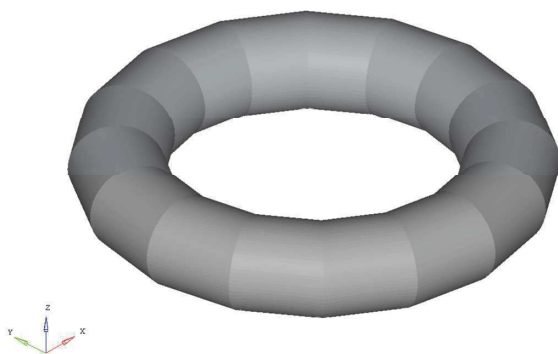


図 5.1-1 NASTRAN の実機解析モデル

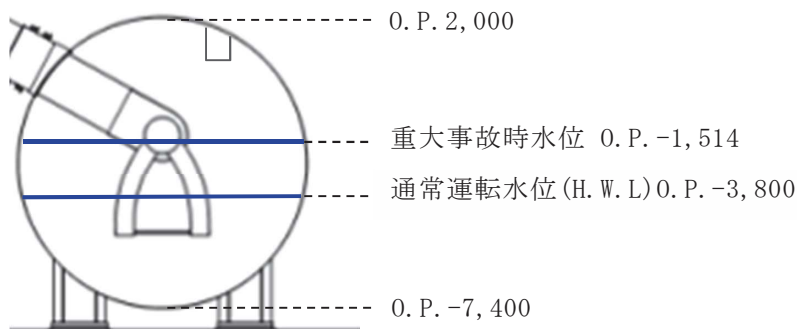


図 5.1-2 解析水位ケース

5.1.2 OpenFOAM の実機解析モデル

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

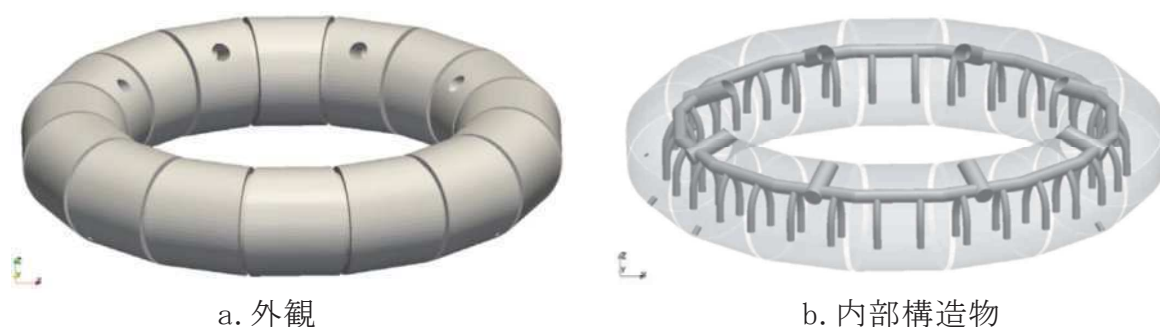


図 5.1-3 OpenFOAM の実機解析モデル

5.1.3 解析結果

NASTRAN 及び OpenFOAM による女川 2 号炉の実機サブプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算出結果を表 5.1-1 に示す。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、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様な傾向となるものと推定される。なお、本傾向は、第 4.4 項に示す NASTRAN の妥当性検証における NASTRAN の有効質量比と振動試験及び OpenFOAM の有効質量比の比較結果と整合している。

また、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。

表 5.1-1 女川 2 号炉の実機有効質量比算出結果

水位	NASTRAN	OpenFOAM		
		S_s -D1	S_s -D2	S_s -F2
通常運転水位 (H. W. L)	0.22	0.17	0.17	0.17
重大事故時水位	0.32	0.28	0.28	0.28

5.2 実機評価に適用する有効質量

女川 2 号炉の実機評価に適用する有効質量の設定にあたり、NASTRAN により算出される有効質量比に対する解析プログラム間の値の差異や試験結果との差異等を踏まえ、NASTRAN により算出される有効質量に係る保守性を検討する(表 5.2-1)。

試験体モデルに対する有効質量比は、表 4.4-1 のとおり、NASTRAN、振動試験及び OpenFOAM により算出した有効質量比はほぼ一致している、又は NASTRAN の値が保守的な傾向となっている。なお、振動試験における有効質量比のばらつきは、ほとんどないことを確認している(別紙 4 参照)。

実機解析モデルに対する有効質量比は、表 5.1-1 のとおり、NASTRAN により算出される有効質量比が OpenFOAM により算出される有効質量比よりも保守的な値となっている。

また、容器構造設計指針・同解説に記載されている球形タンク及び円筒タンクの有効質量比に対して、NASTRAN を用いて有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても有効質量比がほぼ一致している、又は NASTRAN の値が保守的な傾向となっている(参考資料 4 参照)。

したがって、女川 2 号炉の地震応答解析に考慮する有効質量は、NASTRAN により算出される有効質量比が、他評価手法及び容器構造設計指針に対して概ね一致もしくは保守的な傾向を示すことから、NASTRAN により算出される有効質量を適用する。

6. 今回工認の地震応答解析

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

今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水の質量増加を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、他の設備を含め適用実績が豊富なはり要素による3次元解析モデルを構築し、スペクトルモーダル解析により地震荷重を算出する（参考資料7参照）。

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

水平方向の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について第5.1.1項に示したNASTRAN（実機解析モデル）により算出される各要素の有効質量及び位置（高さ）を考慮し、サプレッションチェンバシェル（はり要素による3次元解析モデル）の各質点に付加する（別紙5参照）。

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

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

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



図 6-1 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル全体図
(動的地震力)



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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



図 6-3 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル全体図
(静的地震力)



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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

7. まとめ

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

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

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

サブプレッションチェンバの内部水に対して有効質量を適用するに伴い、より詳細な地震応答解析を実施するため、水平方向の地震応答解析は、3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を実施する。

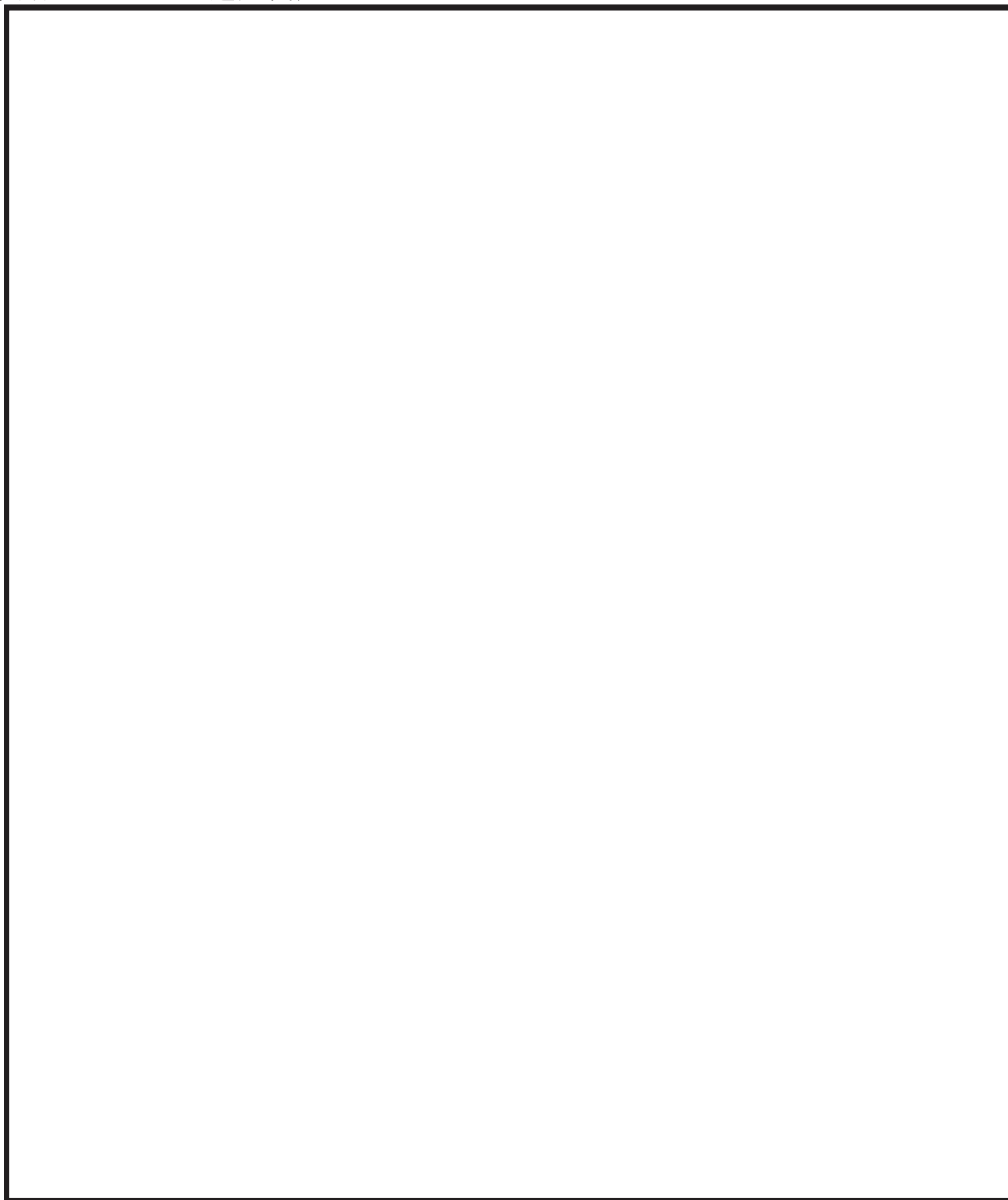
また、サブプレッションチェンバの評価に用いるスロッシング荷重は、流体解析により個別評価する。

規格類における有効質量の適用例

1. 概要

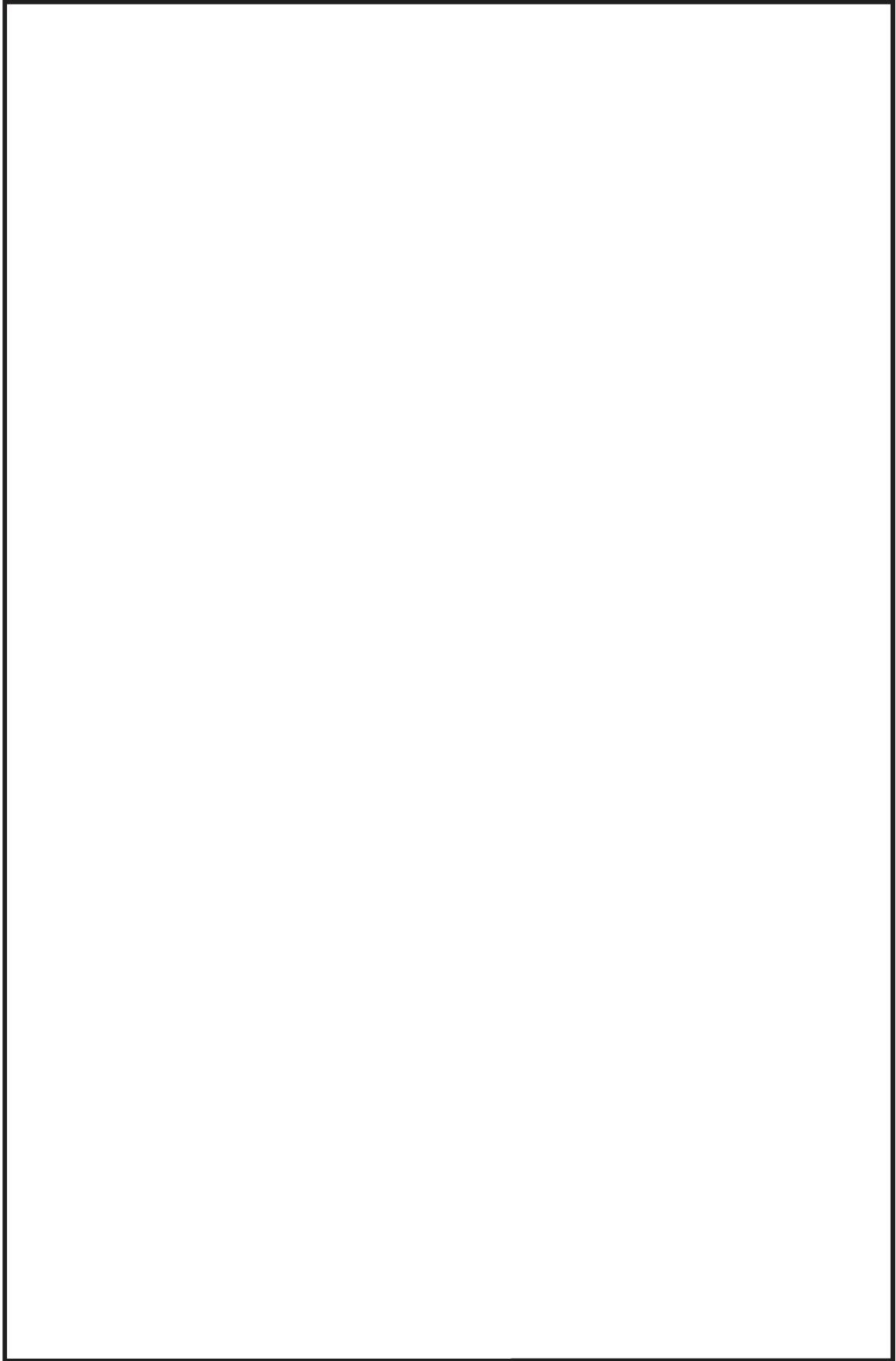
有効質量の考え方は,他産業の耐震設計において一般的に取り入れられており,その一例として「容器構造設計指針・同解説(日本建築学会)」における球形タンク及び円筒タンクの設計への適用例を示す。

(球形タンクへの適用例)



枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(円筒タンクへの適用例)



枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

有効質量の概要

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

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

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

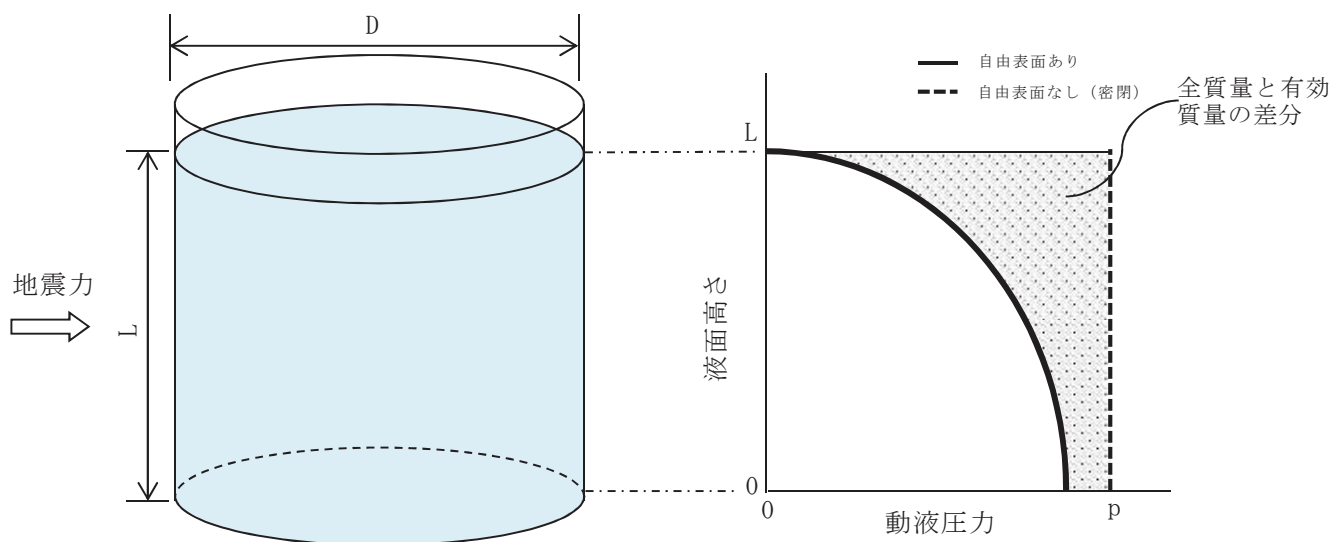


図-別紙-2-1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

図-別紙-2-2 加速度に対する側板の
動液圧分布

サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重について

1. 概要

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

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

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

2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図-別紙-3-1 に示す。水平方向の地震動に対する内部水の挙動としては、液面表面が揺れるスロッシングモードと内部水が容器と一体となって振動するモードの2つのモードが組み合わされる。

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

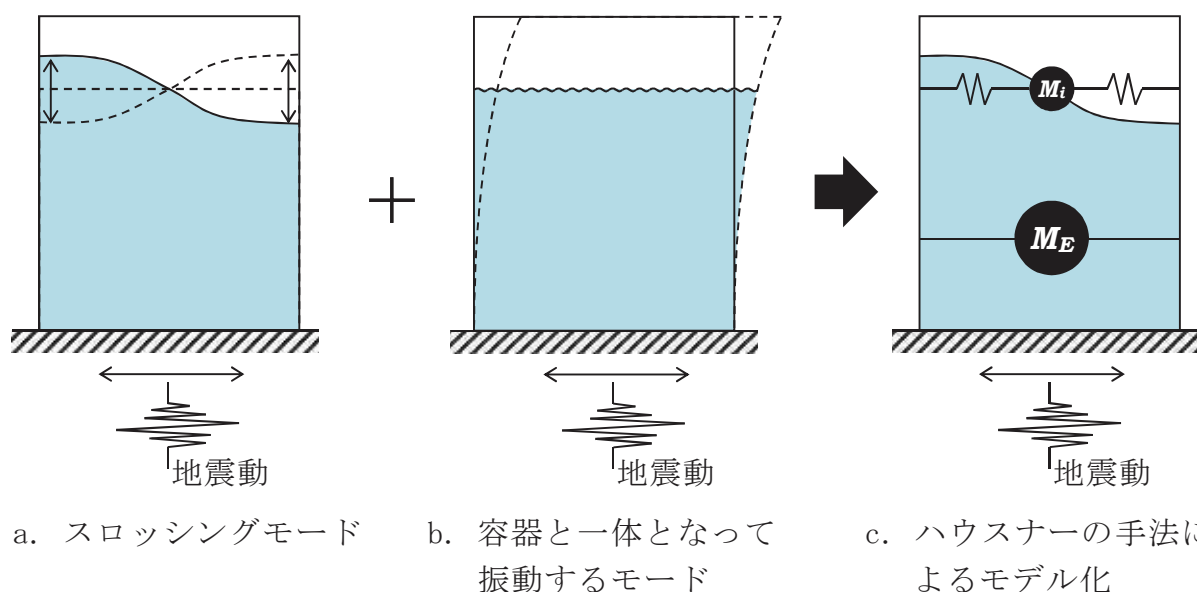


図-別紙-3-1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

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

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

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

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

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

4. 実機スロッシング荷重の算定方法

OpenFOAM を用いたスロッシング荷重の算出方法について，設計基準事故及び重大事故時における算出例を説明する。

4.1 解析モデル

解析モデルを図-別紙-3-2 に，解析諸元を表-別紙-3-1 示す。



図-別紙-3-2 解析モデル図

表-別紙-3-1 解析諸元

格子数	約 140 万
格子幅	約 0.5cm～45cm

4.2 解析条件

解析条件を表-別紙-3-2 に示す。

表-別紙-3-2 解析条件

モデル化範囲	サプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 重大事故時水位 (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 Ss (水平方向と鉛直方向) * に対する 原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : ベントヘッダ, ダウンカメラ, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取付配管

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

4.3 スロッシング荷重算定

4.3.1 スロッシング荷重算定方法

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

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

ここで、

M_E : 有効質量

\ddot{x} : 入力加速度

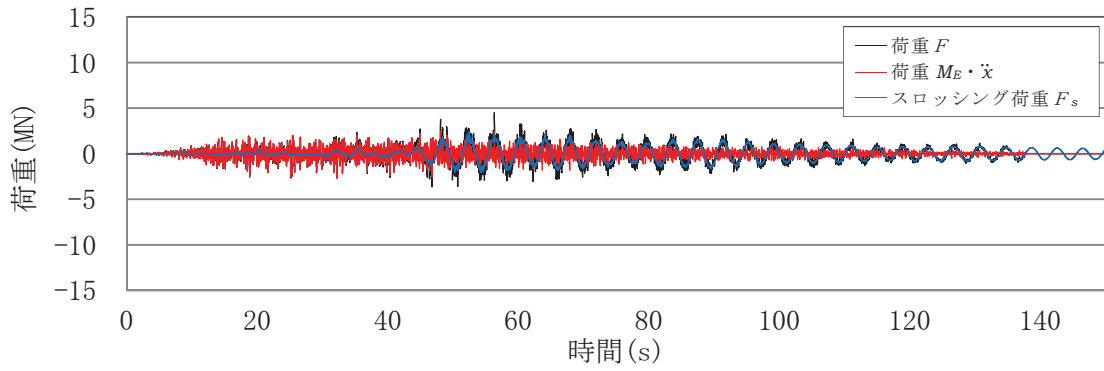
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いている。

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

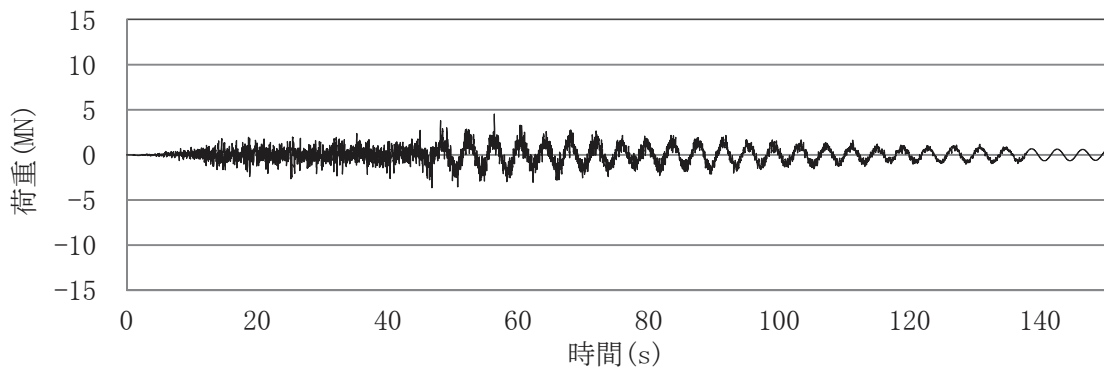
OpenFOAM で算定した荷重 F 、容器と一体となって振動するモードによる荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシングモードによる荷重 F_s の荷重時刻歴を図-別紙-3-3~8 に、スロッシングモードによる最大荷重及びスロッシングモードによる荷重算定における有効質量比を表-別紙-3-3 に、OpenFOAM で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (Ss-D1, 通常運転水位及び重大事故時水位) を図-別紙 3-9~10 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの固有周期を表-別紙 3-4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (Ss-D1, 重大事故時水位, 最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

有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定である。

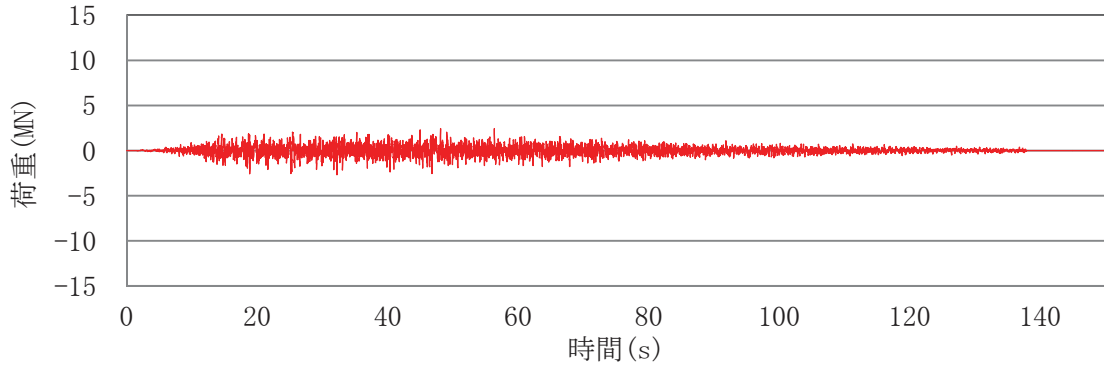
また、サプレッションチェンバの地震荷重 (9.163×10^7 (N) (暫定値, 重大事故時水, Ss-F3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 (2.91×10^6 (N) (暫定値, 重大事故時水位, Ss-D1)) の比率は約 3% であり、スロッシングモードによる荷重は小さい。



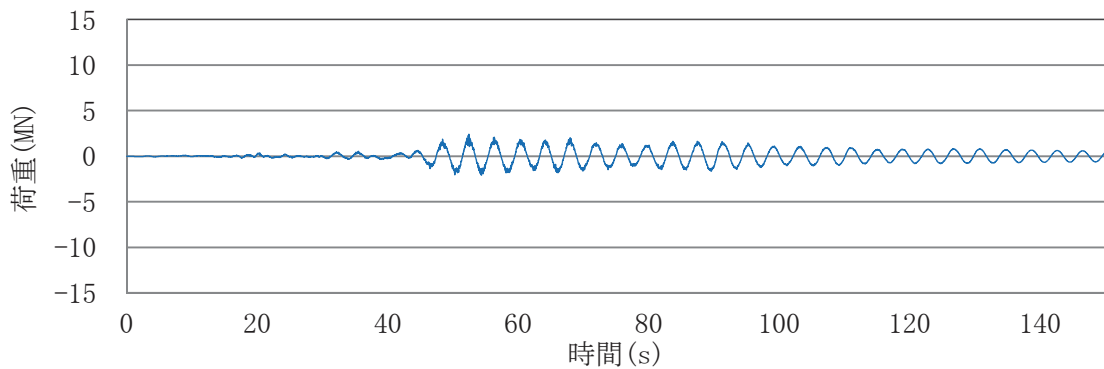
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

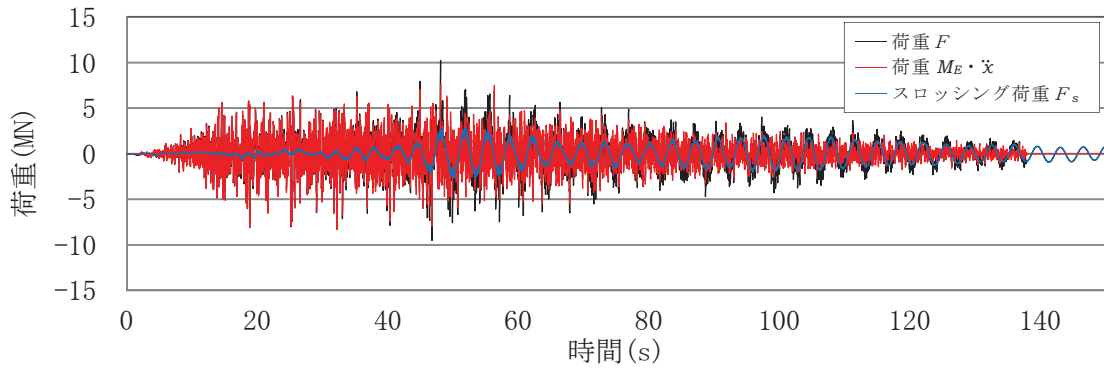


(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$

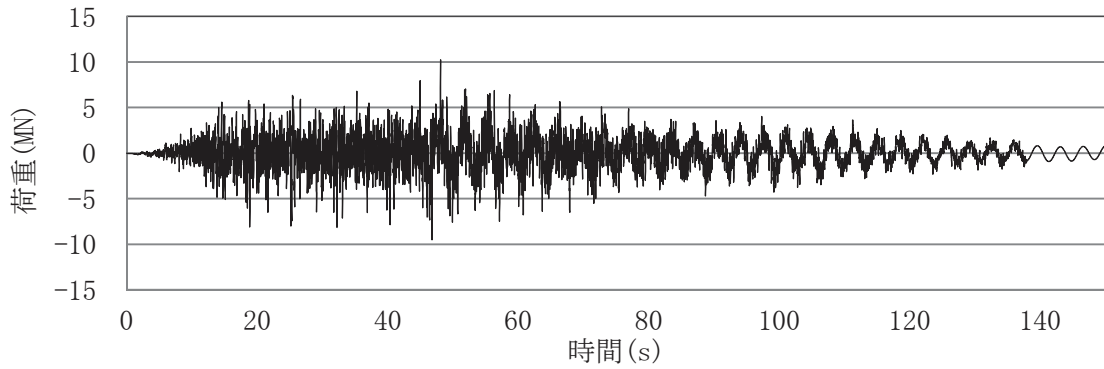


(d) スロッシング荷重 F_s

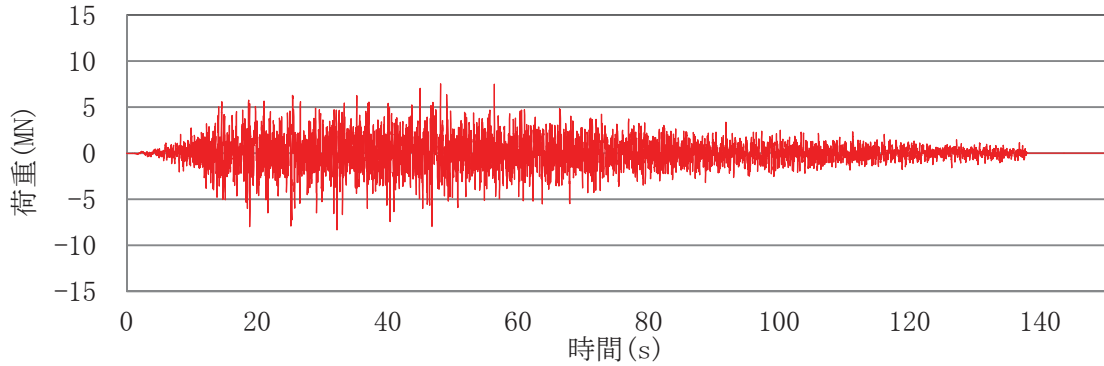
図-別紙-3-3 各モードの荷重時刻歴(Ss-D1, 通常運転水位)



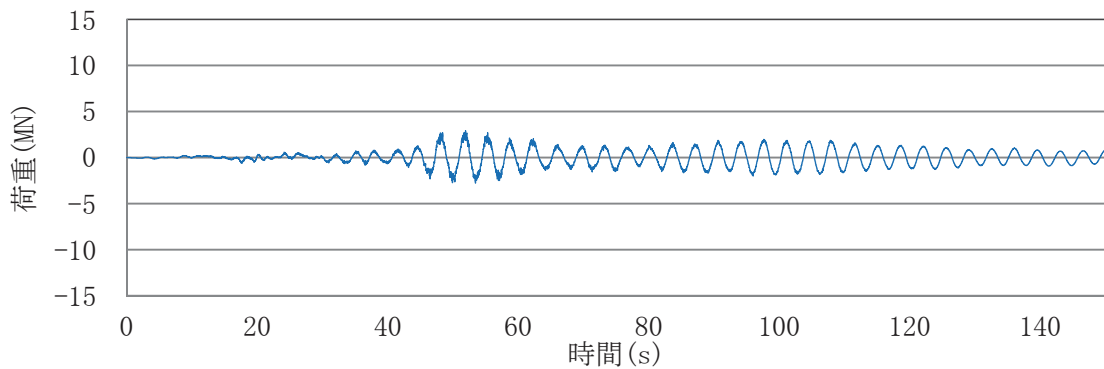
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

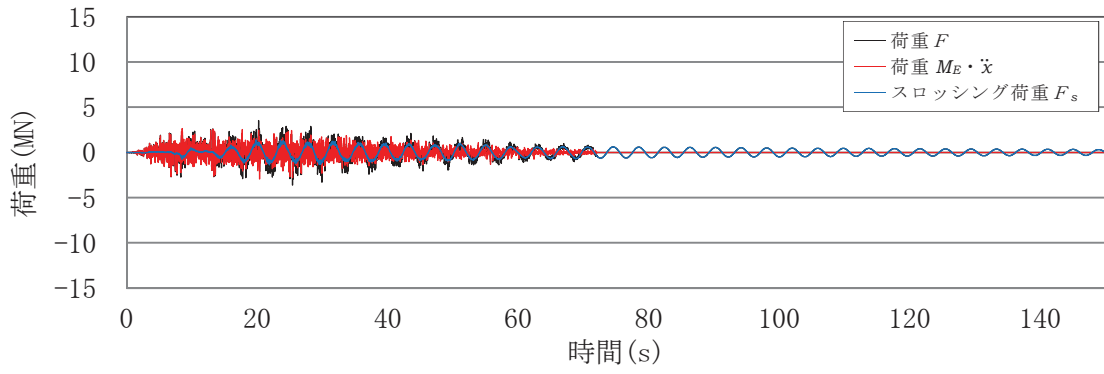


(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$

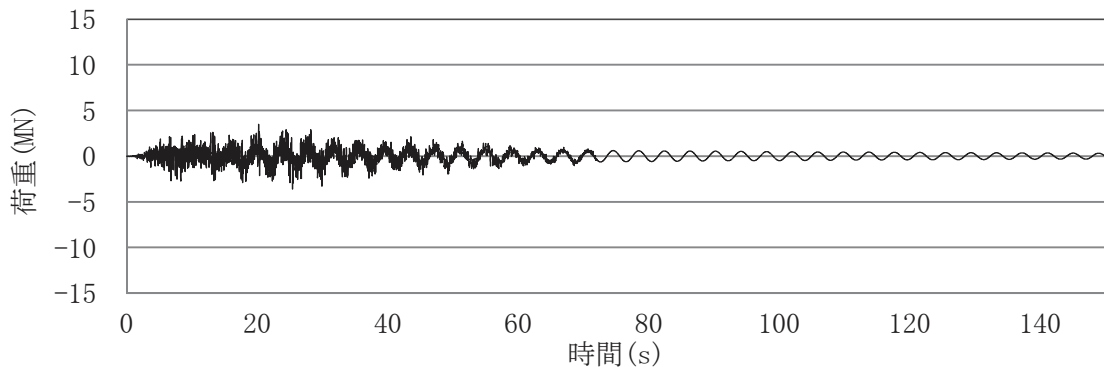


(d) スロッシング荷重 F_s

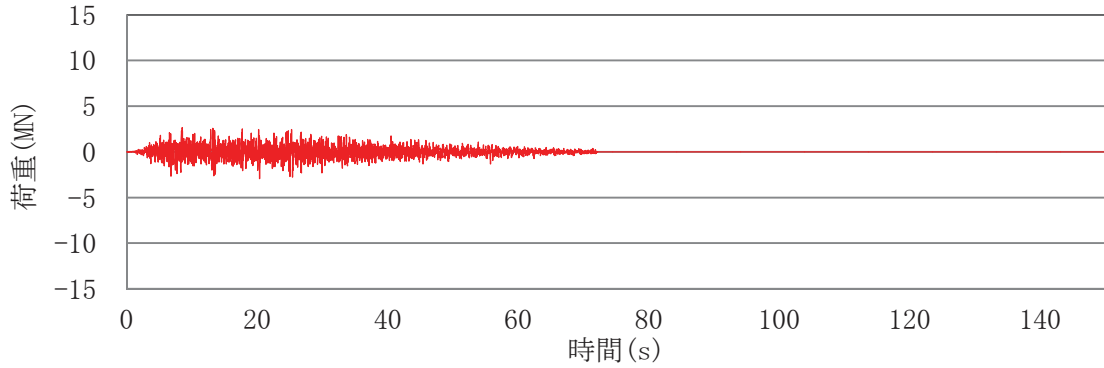
図-別紙-3-4 各モードの荷重時刻歴(Ss-D1, 重大事故時水位)



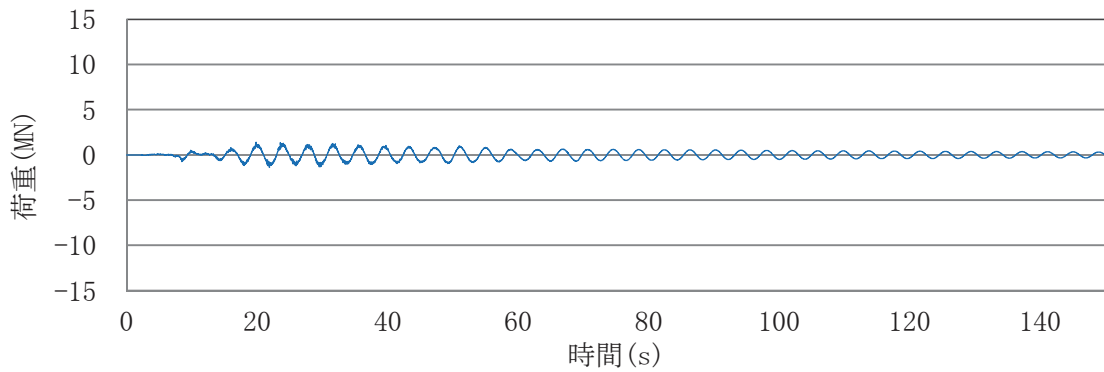
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

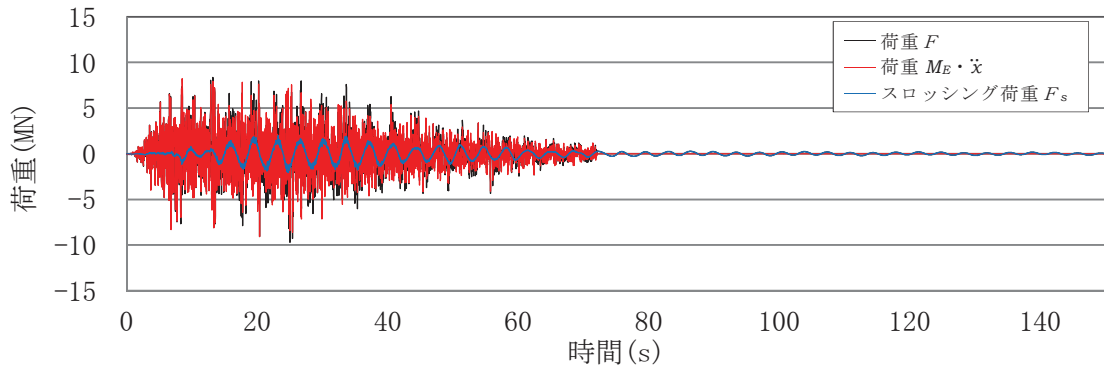


(c) 荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$

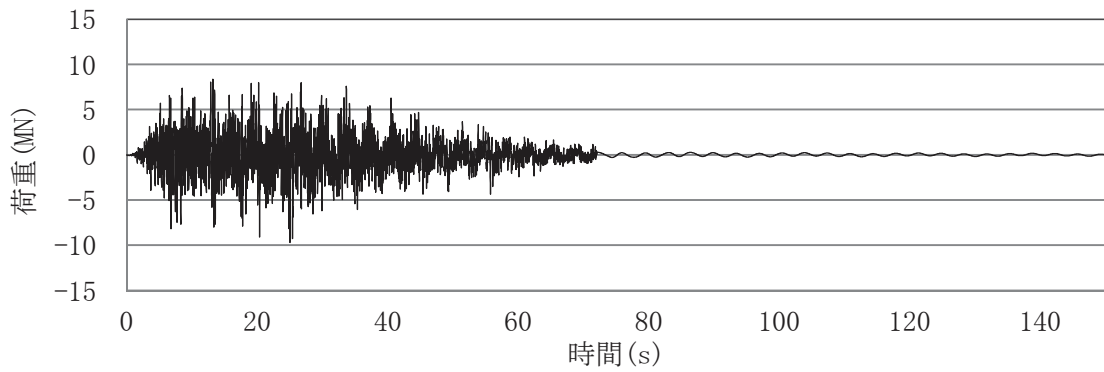


(d) スロッシング荷重 F_s

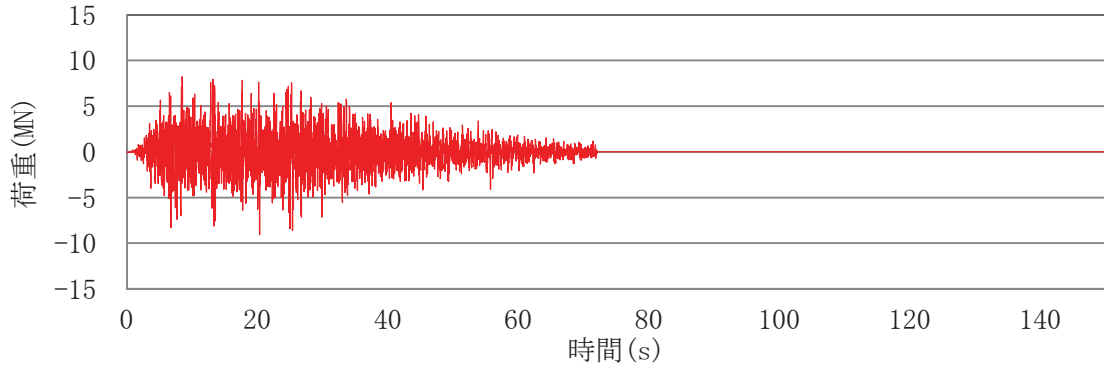
図-別紙-3-5 各モードの荷重時刻歴(Ss-D2, 通常運転水位)



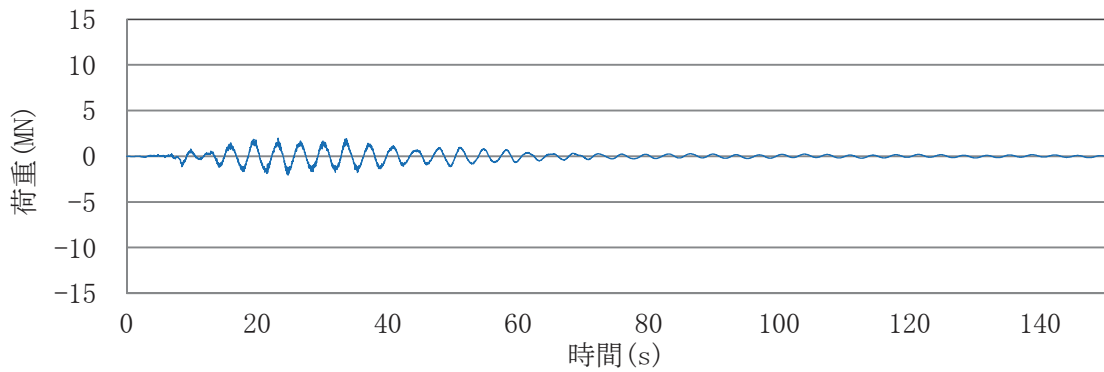
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

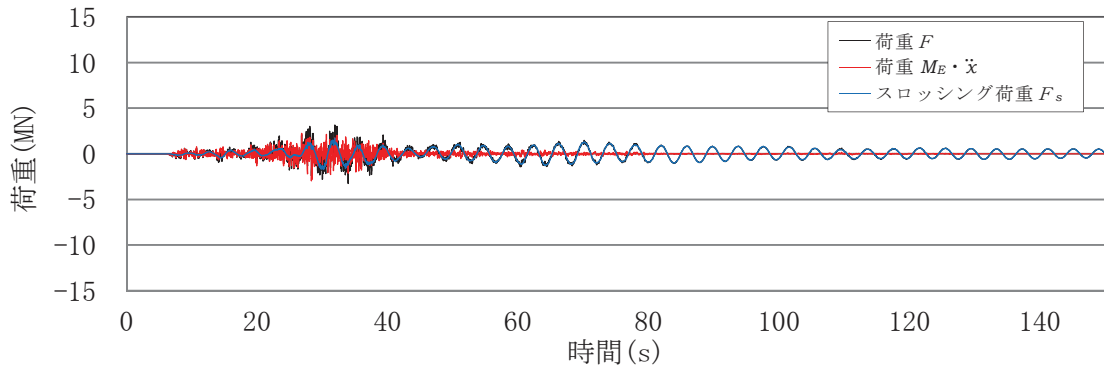


(c) 荷重 $M_E \cdot \dot{x}$

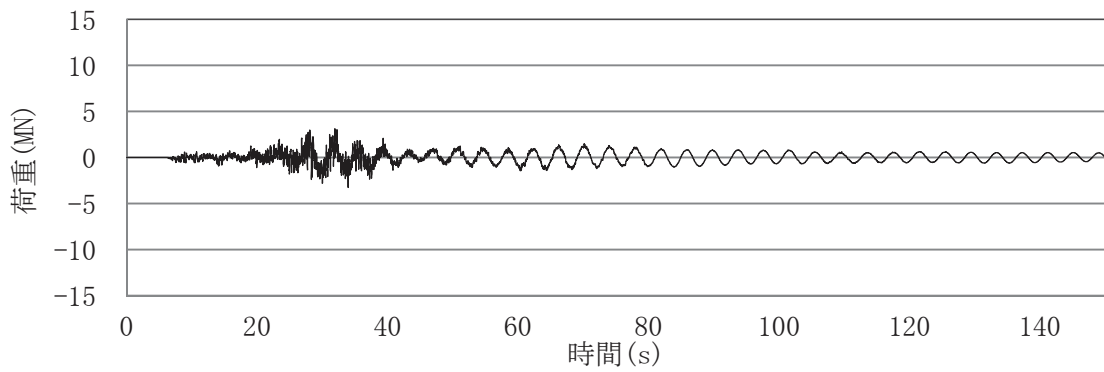


(d) スロッシング荷重 F_s

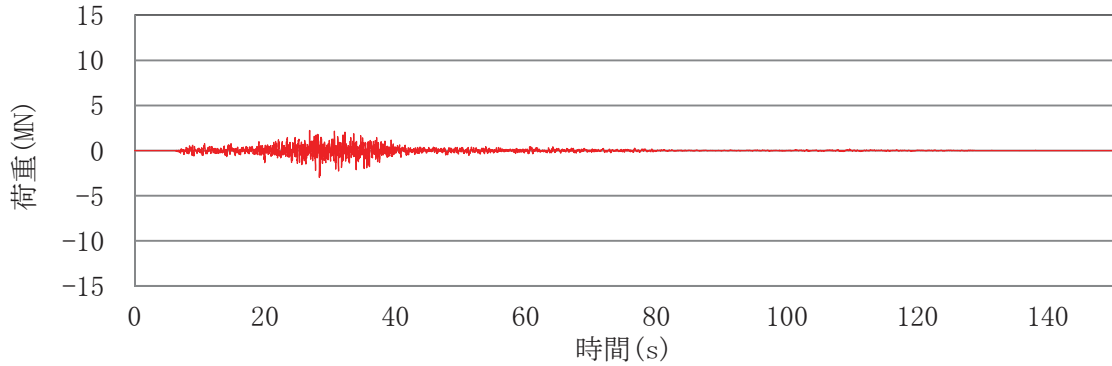
図-別紙-3-6 各モードの荷重時刻歴(Ss-D2, 重大事故時水位)



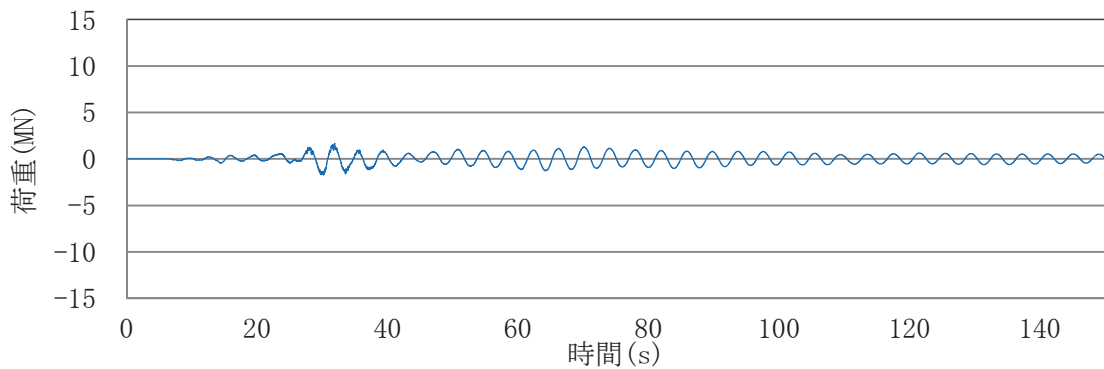
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

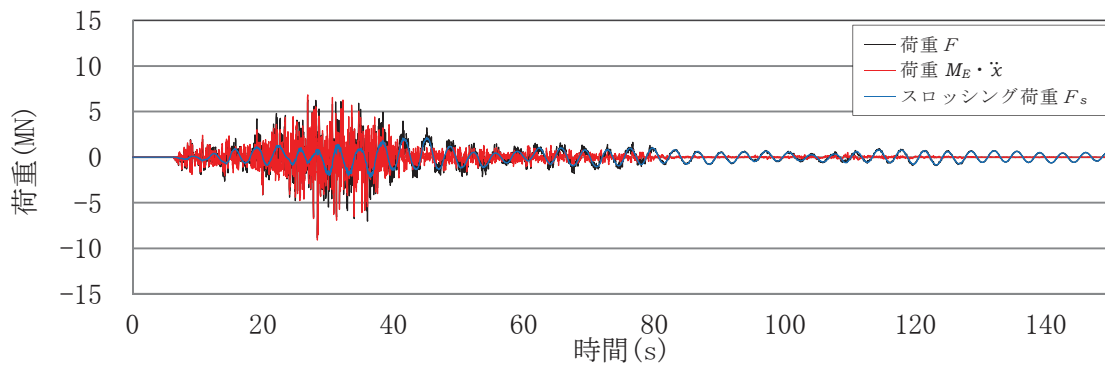


(c) 荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$

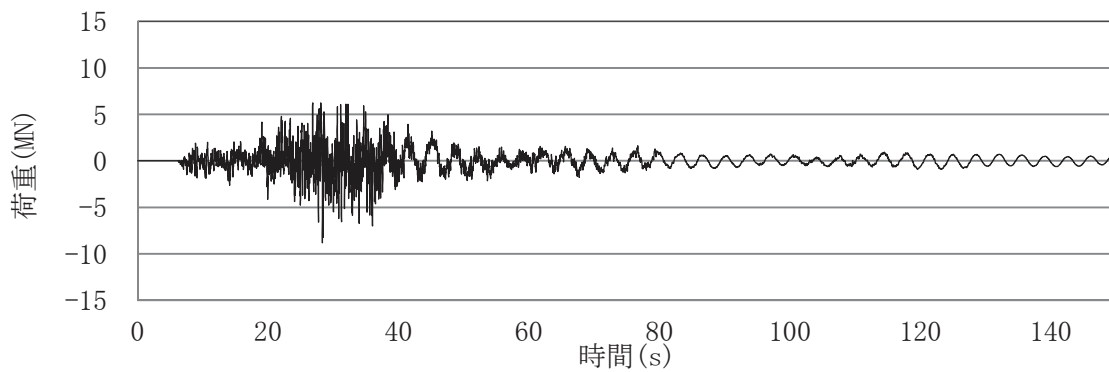


(d) スロッシング荷重 F_s

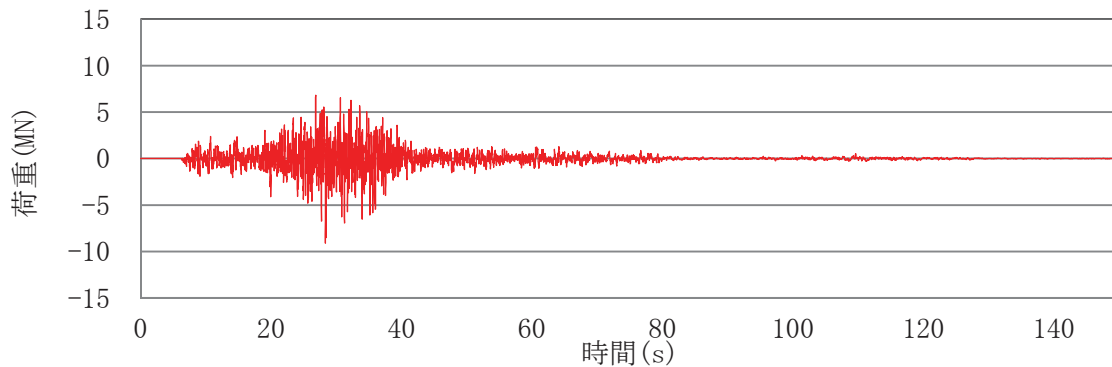
図-別紙-3-7 各モードの荷重時刻歴(Ss-F2, 通常運転水位)



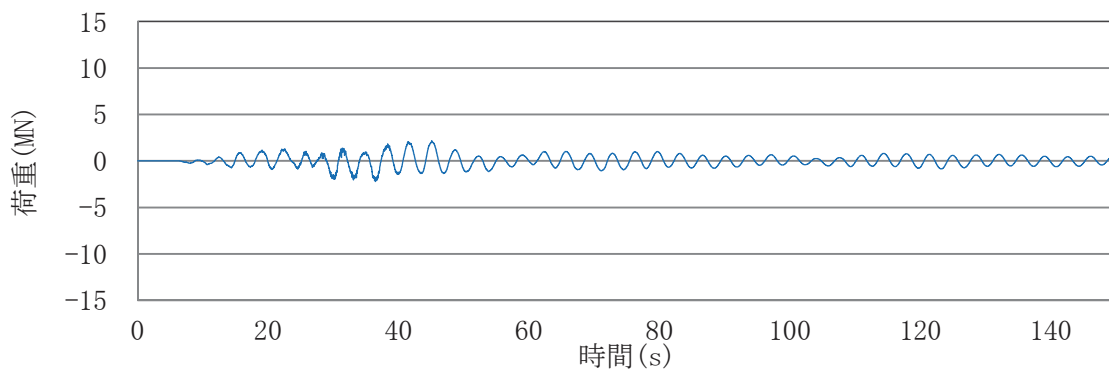
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図-別紙-3-8 各モードの荷重時刻歴(Ss-F2, 重大事故時水位)

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

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

* 暫定値

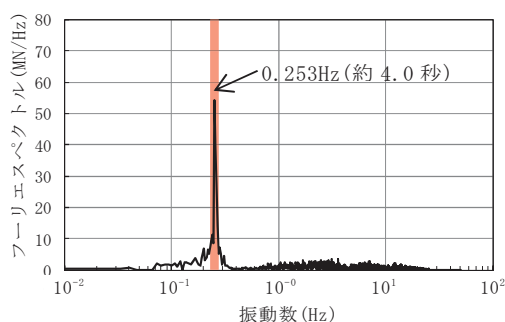


図-別紙-3-9 フーリエスペクトル
(Ss-D1, 通常運転水位)

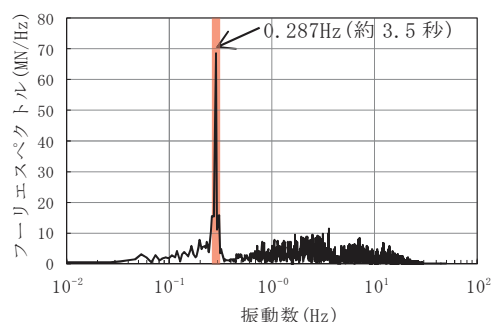


図-別紙-3-10 フーリエスペクトル
(Ss-D1, 重大事故時水位)

表-別紙-3-4 スロッシングの固有周期

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

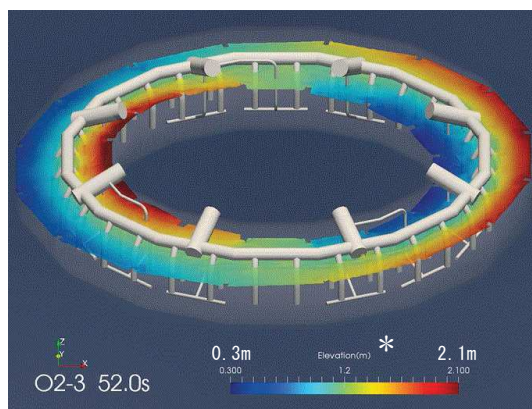


図-別紙-3-11 スロッシング解析結果例
(Ss-D1, 重大事故時水位, 最大荷重発生時刻付近)

* 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セル中心位置を 0m としたものを表しており、初期水位は、約 1.2m である。

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

振動試験の全データ

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

表-別紙-4-1 振動試験の全試験回における有効質量比

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

サブプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの設定方法について

1. 概要

女川 2 号炉のサブプレッションチェンバの地震応答解析モデル(はり要素を用いた 3 次元多質点モデル)における内部水の有効質量は, 第 5.1.1 項に示した NASTRAN (シェル要素を用いた実機解析モデル) により算出される各要素の有効質量及びその位置 (高さ) を考慮し, サプレッションチェンバシェルの各質点に縮約して設定する。

本資料では, その設定方法の考え方について説明する。

2. 縮約

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

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

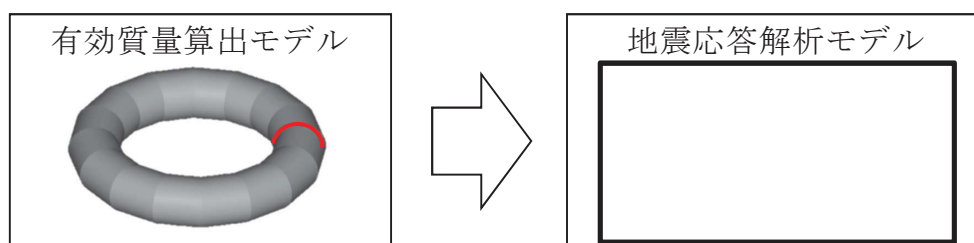


図-別紙-5-1 有効質量の縮約

3. 地震応答解析モデルへの設定方法

NASTRAN により算出されるサブプレッションチェンバシェルの各要素の有効質量及びその位置 (高さ) を, 地震応答解析モデルのサブプレッションチェンバシェル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上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} をサプレッションチェンバ全体に積分した場合、サプレッションチェンバの底面圧力による荷重と一致する。

- ② 地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）への縮約（1 要素の有効質量）
上記①で示した水平方向及び鉛直方向の有効質量 (m_{xi} , m_{zi})，その位置（高さ）を考慮し，それらが地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）における質量及びモーメントが等価となるように，並進質量 (m_x , m_z) 及び回転質量 (Rm_x , Rm_z) を設定する。

なお，回転質量 Rm_z は，サプレッションチェンバ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全要素の有効質量に対して，上記②の考え方を展開し，地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）における並進質量 (m_x , m_y , m_z) 及び回転質量 (Rm_x , Rm_y , Rm_z) に縮約する。

- ④ 地震応答解析モデル（全質点）における有効質量の設定

地震応答解析モデルのに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。

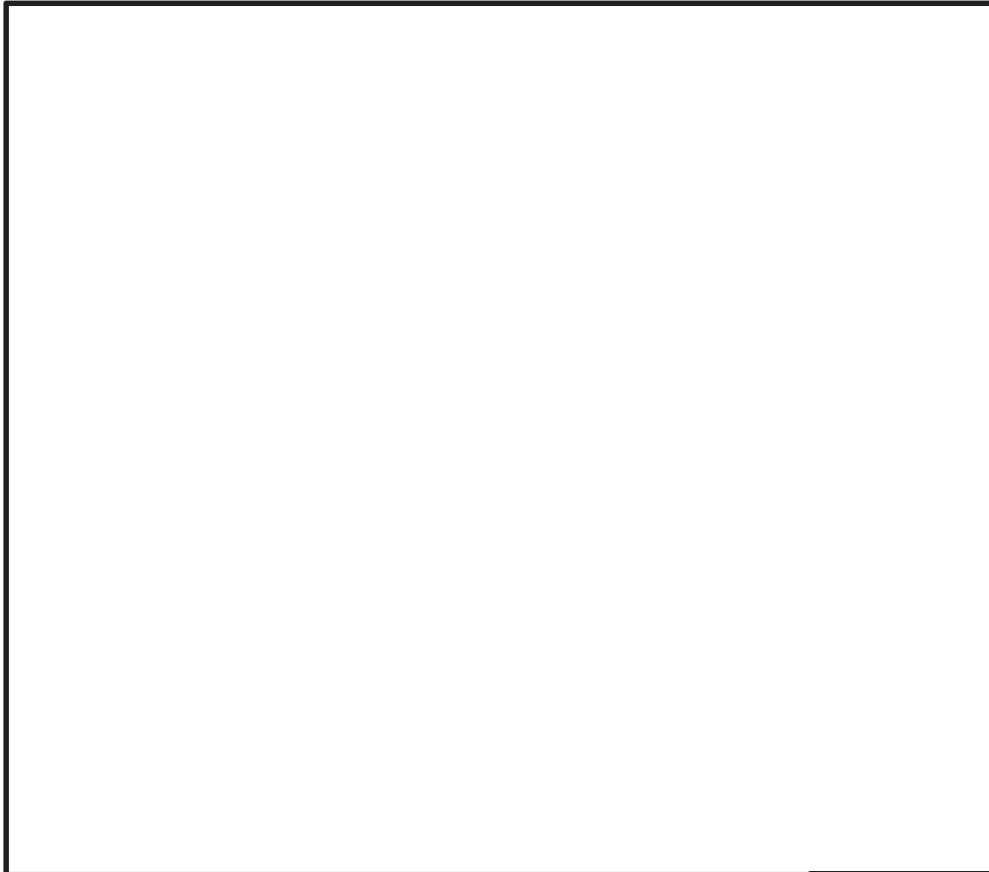


図-別紙-5-2 Guyan の縮約法のイメージ

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要について

1. 概要

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

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 26 年度～平成 29 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

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

なお、プラントメーカーは、研究内容全体に係るレビュー協力

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、電力中央研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

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

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

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

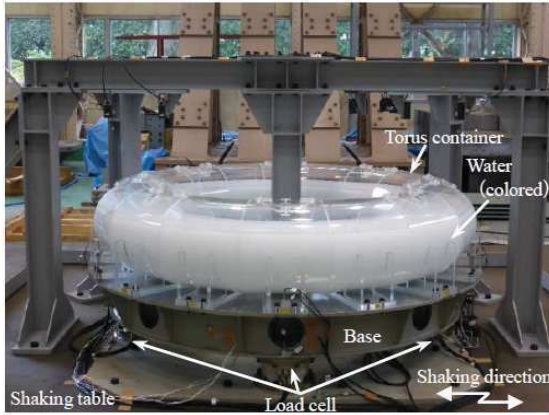


図 1 試験装置

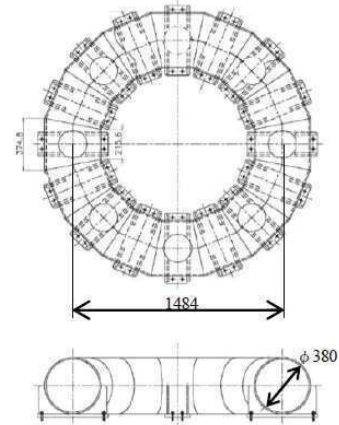


図 2 トーラス型容器

表 1 計測項目

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

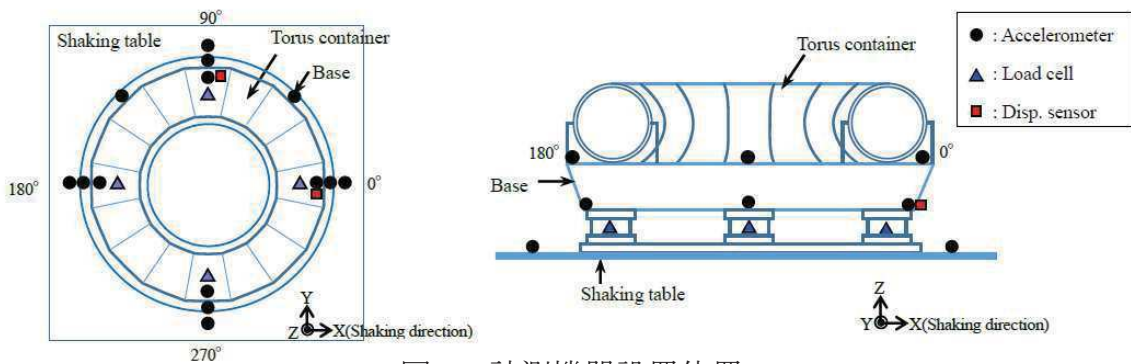


図 3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

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

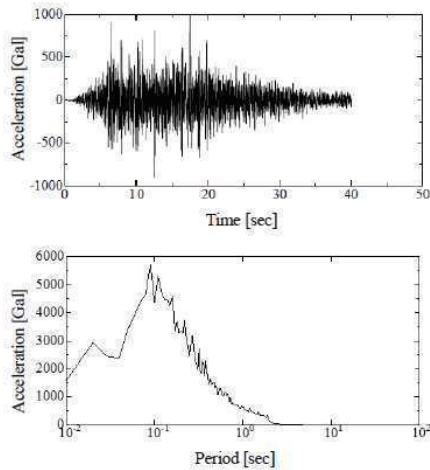


図4 入力地震波 A

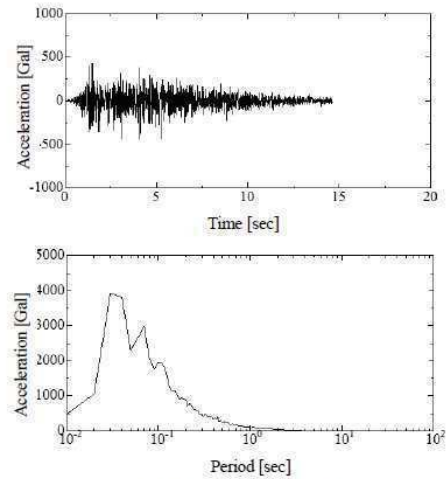


図5 入力地震波 B

表2 試験条件

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

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

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

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

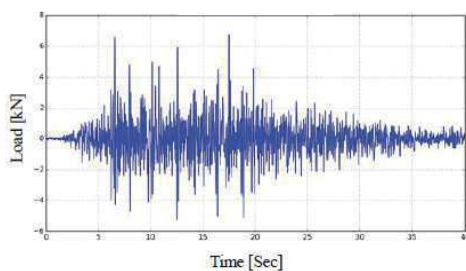


図6 計測荷重の時刻歴波形
(地震波 A×1.0, 低水位)

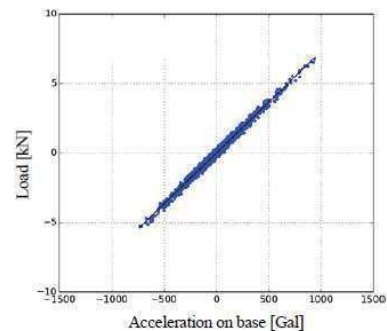


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係
(地震波 A×1.0, 低水位)

一般的にスロッシングの固有振動数 (0.24~0.39Hz) は低く, 本研究で対象とするような容器支持部に作用する地震荷重への寄与は小さいと考えられるため, 内容

水荷重 F [N]と架台上の計測加速度 \ddot{x} [m/s²]との関係は式(1)で表される。

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

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

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

表3 振動試験から得られた水の有効質量比

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

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

4. NASTRAN による有効質量評価

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

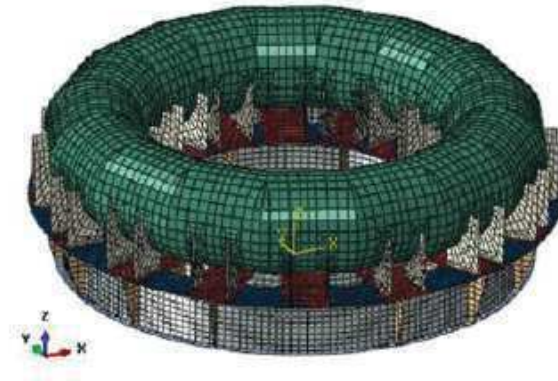


図8 構造解析モデル

5. OpenFOAMによる有効質量評価

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

6. 妥当性検証

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

表 4 トーラス型容器の水の有効質量比

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

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

*2 Input wave magnification 1.0

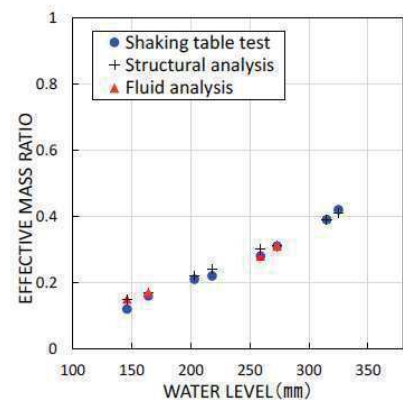


図9 各水位における有効質量比

7. 結論

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

8. 学会発表実績

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

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

有効質量比に対するスロッシング影響について

1. 概要

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

2. 検討内容

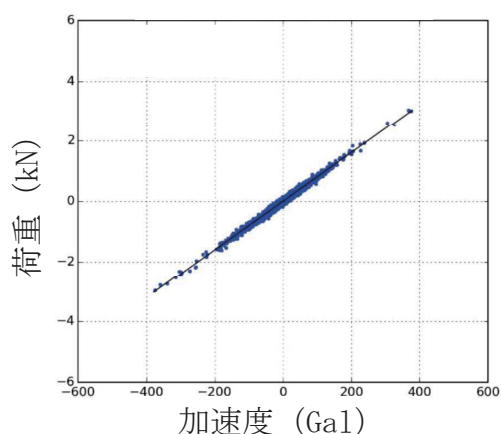
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、本文第4.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

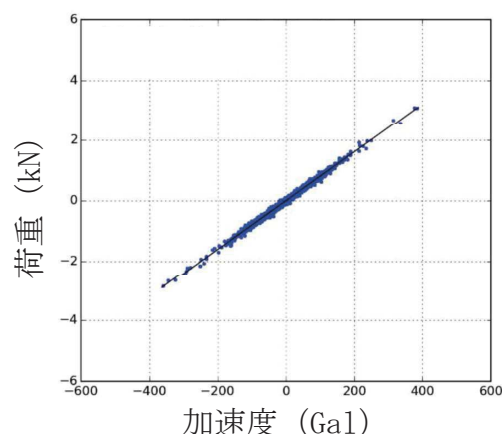
3. 検討結果

スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無しの場合の荷重時刻歴に対する加速度と荷重の関係図を図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場合の有効質量比に違いはなく、有効質量比に対するスロッシングの影響はほぼない。



(a) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分有り



(b) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,
スロッシング周期成分無し

図1 荷重と加速度の関係

表1 有効質量比の比較結果

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

有効質量比に対する入力地震動の影響について

1. 概要

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

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

2. 振動試験の入力地震動

振動台への入力波は、本文第 4.2.3 項のとおり、女川 2 号炉のサプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当*の応答加速度時刻歴波を用いて、試験体と実機の相似則で時間軸を圧縮したものであり、振動台の加振限界振動数以上の成分をフィルタ処理したものである。

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

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

3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 加速度振幅の違い

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

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

表 1 振動試験から算出した有効質量比（本文表 4.2-3 の再掲）

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

3.2 周期特性の違い

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

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

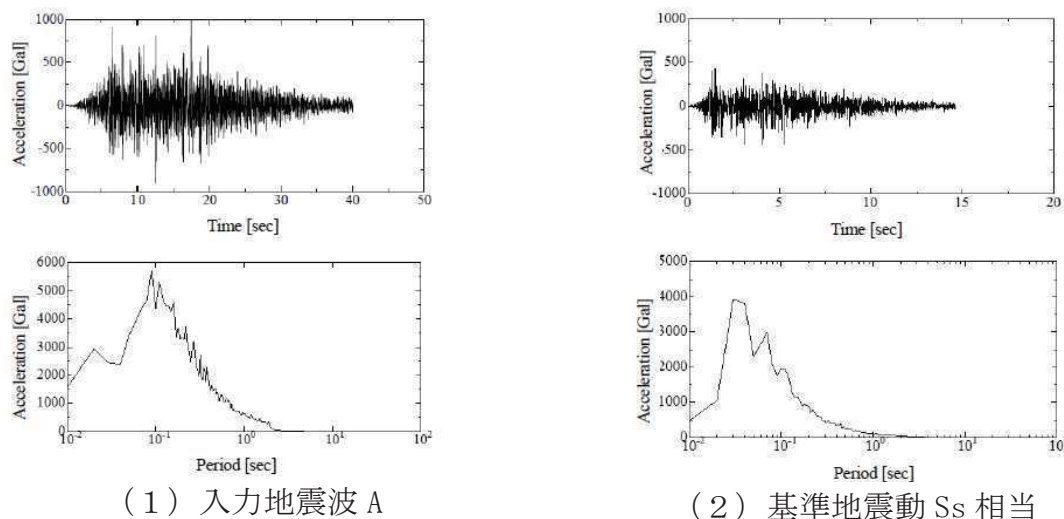


図1 振動試験に用いた地震動比較
(参考資料1 図4, 図5の再掲)

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

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

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

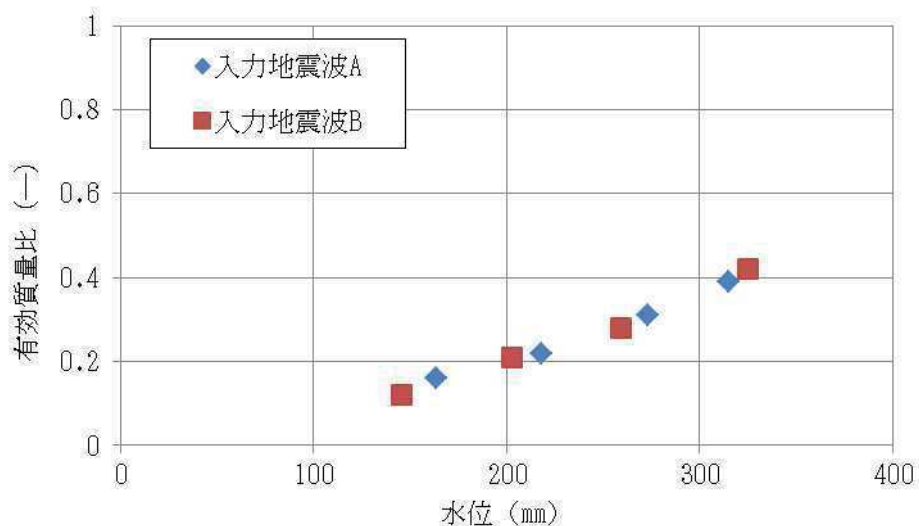


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

4. 考察

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

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

規格基準における有効質量比との比較について

1. はじめに

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

2. 解析結果

(1) 球形タンク

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

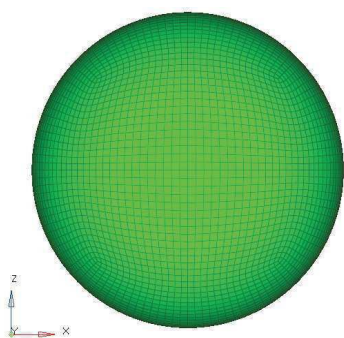


図 1 球形タンク解析モデル

表 1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約 5400

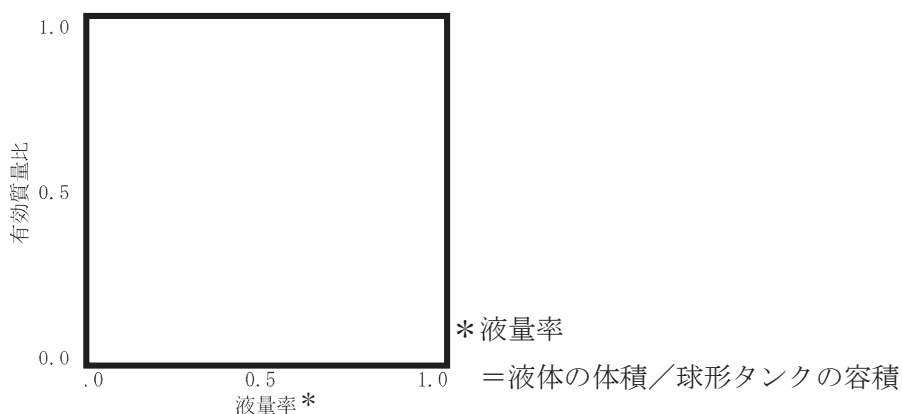


図 2 球形タンクの有効質量比

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

(2) 円筒タンク

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

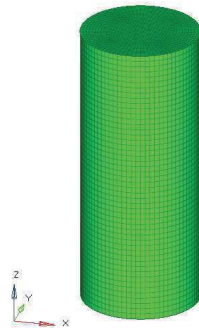


図 3 円筒タンク解析モデル

表 2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

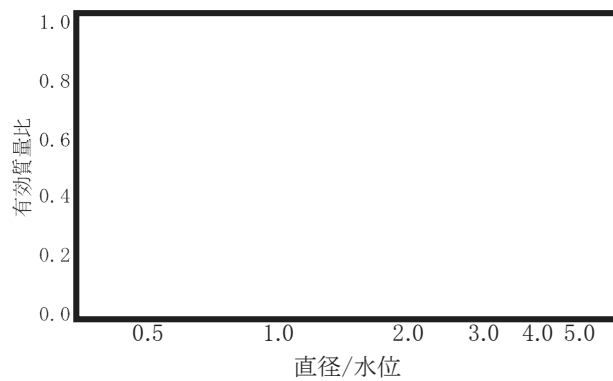


図 4 円筒タンクの有効質量比

4. 検討結果

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

枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

計算機コードの概要について

1. はじめに

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

2. 使用した解析コードの概要

(1) NASTRAN

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

(2) OpenFOAM

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

(1) NASTRAN

解析コードの概要

コード名	MSC NASTRAN
開発機関	MSC Software Corporation
開発時期	1971年
使用したバージョン	2012, 2016
使用目的	3次元有限要素法（シェル要素）による有効質量の算定
コードの概要	<p>有限要素法を用いた MSC NASTRAN は、世界で圧倒的シェアを持つ汎用構造解析プログラムのスタンダードである。その誕生は 1965 年、現在の米国 MSC Software Corporation の前身である米国 The MacNeal-Schwendler Corporation の創設者、マクニール博士とシュウェンドラー博士が、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>
検証と妥当性の確認	<p>[検証]</p> <p>本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ サプレッションチェンバの模擬試験体による振動試験により算定された有効質量比と NASTRAN による 3次元有限要素法（シェル要素）及び付加質量法（Virtual Mass Method）により算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>[妥当性確認]</p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p>

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

1. 概要

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

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

2. 本コードの特徴

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

3. 解析理論

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

振動時に容器壁面に作用する圧力は、流体解析によって求められる。サブプレッションチェンバのような複雑な形状に対しては、数値解析に依存することとなる。ここで使用される代表的な方法は、「速度ポテンシャル法」および「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。NASTRAN 仮想質量法では、前者の理想流体 (非圧縮性、非粘性、渦無し) を仮定した速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。

基礎式は、次のように連続の式および運動方程式からなる。

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

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

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

同解析コードでは、構造体の接水面に設定した節点において、構造体の振動により発生する流体圧力と流速を算定し、接水面における流体圧力と加速度の関係式を

構造体の運動方程式に流体項を加えることで、構造体と流体の運動方程式が構築される。固有値解析あるいは応答解析を実施して、振動質量を求め、これから構造体の振動質量を差し引くことで、流体の振動質量すなわち流体の有効質量が算定される。

4. 解析フローチャート

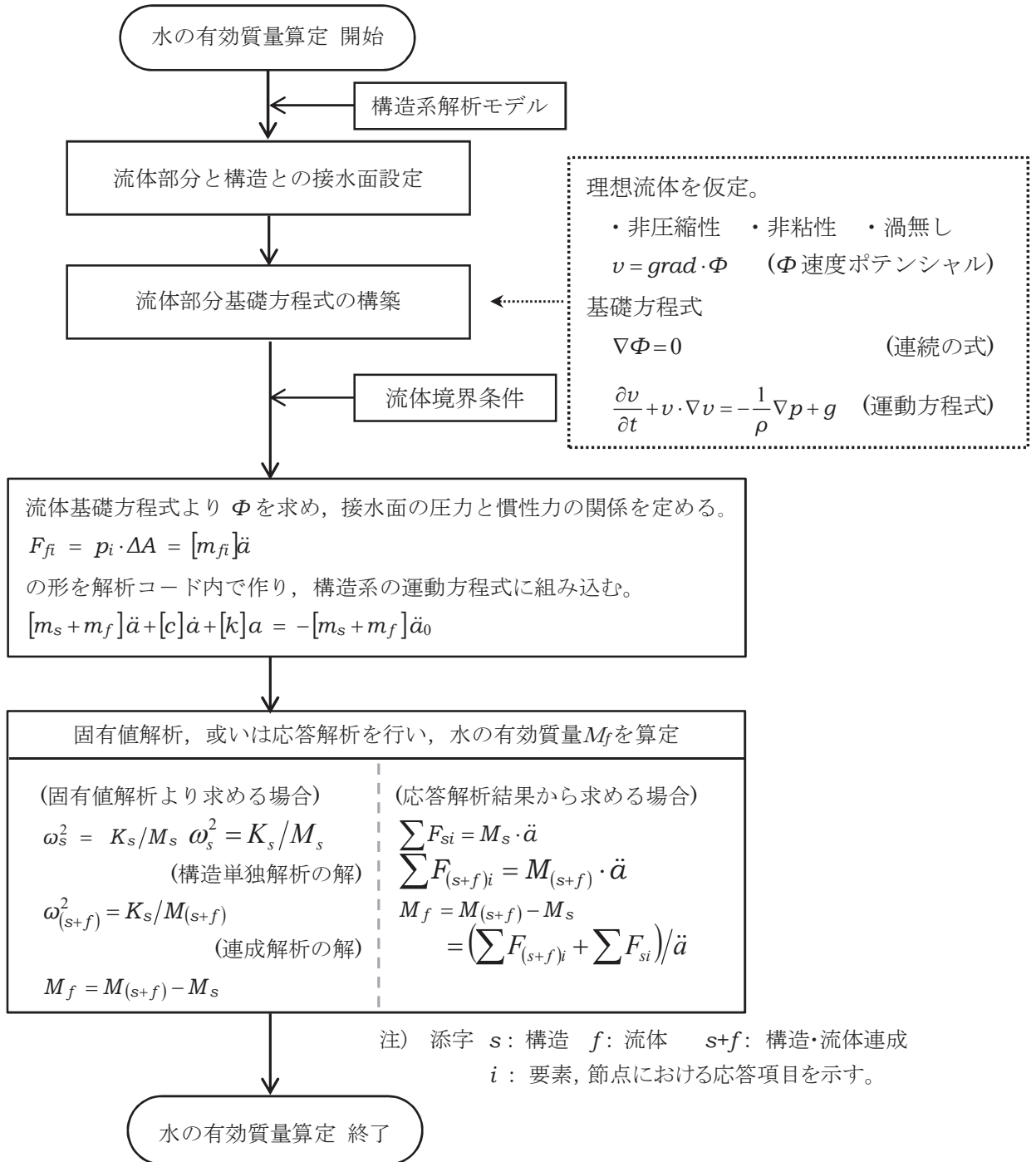


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

(2) O p e n F O A M

解析コード：OpenFOAM

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

1. 概要

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

2. 本コードの特徴

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

3. 解析理論

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

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

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

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

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

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

そして、流体の密度と粘性係数はVOF値を用いてそれぞれ次式で与える。

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

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

ただし、下付き添え字の l , g はそれぞれ液相, 気相を意味する。

4. 解析フローチャート

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

気液二相流ソルバーinterFoamの計算アルゴリズムを図2に示す。

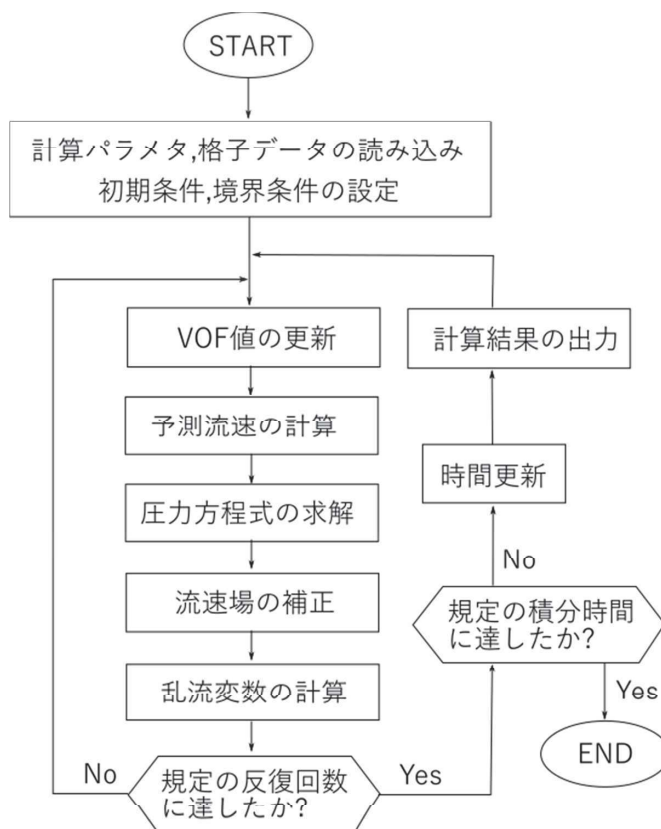


図2 計算アルゴリズム

有効質量を適用する設備について

1. 概要

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

2. 対象設備の整理

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

3. 有効質量適用の有無

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

4. スロッシング影響検討の要否

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

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

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

5. 整理結果

整理結果を表 1 に示す。

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

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

なお、ベント管ベローズは、今回工認で適用するサプレッションチェンバの地震

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

6. その他

既工認における主なタンクへの有効質量等の適用実績を表2に示す。

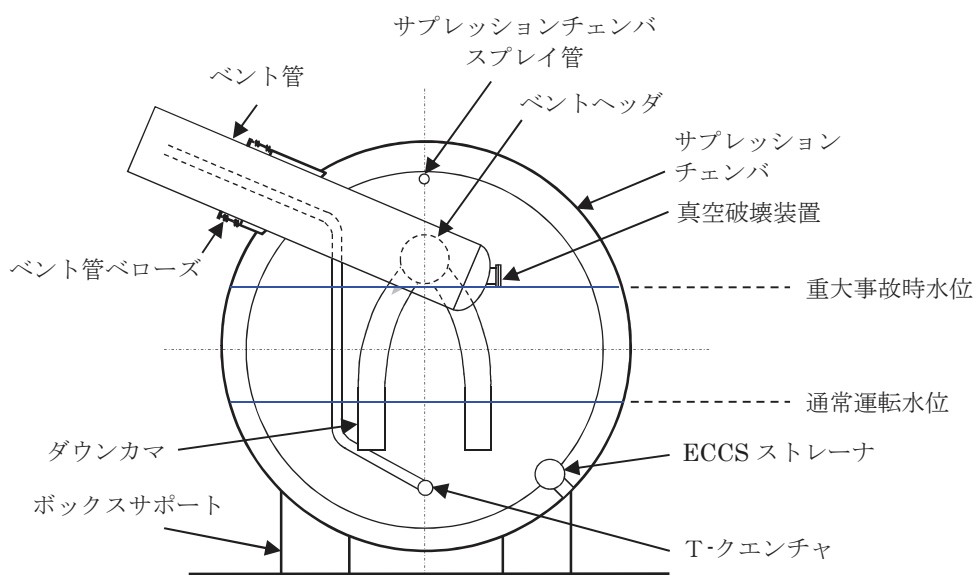


図1 サプレッションチェンバ断面概要図

表1 有効質量を適用する設備及びスロッシングの影響範囲を検討する設備

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

*1 当該設備が受けるスロッシング荷重は、流体解析から算出

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

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

表2 既工認における主なタンクへの有効質量等の適用実績

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

* スロッシングによる波高が屋根に影響を与えないことを検討している。

サプレッションチェンバ・ボックスサポートの耐震評価について

1. 概要

女川 2 号炉の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価について、サプレッションチェンバに対する水平方向の地震応答解析における地震動の入力方向及びサプレッションチェンバの応力評価に用いる解析モデル及び応力評価の考え方を説明する。

2. 地震応答解析における地震動の入力方向

サプレッションチェンバは、16 セグメントの円筒容器を繋ぎ合わせた円環形状であり、各セグメントの継ぎ目に 2 箇所ずつ全 32 箇所のボックスサポートが設けられており、図 1 のとおり、プラント方位に対してオフセットした配列となっている。

また、ボックスサポートは、径方向にスライドし、周方向に固定される構造となっているため、サプレッションチェンバに対する水平方向の地震応答解析における地震動の入力方向の配慮として、ボックスサポートに最大の荷重が加わるようにオフセットする。なお、この地震動の入力方向は、既工認と同様である。

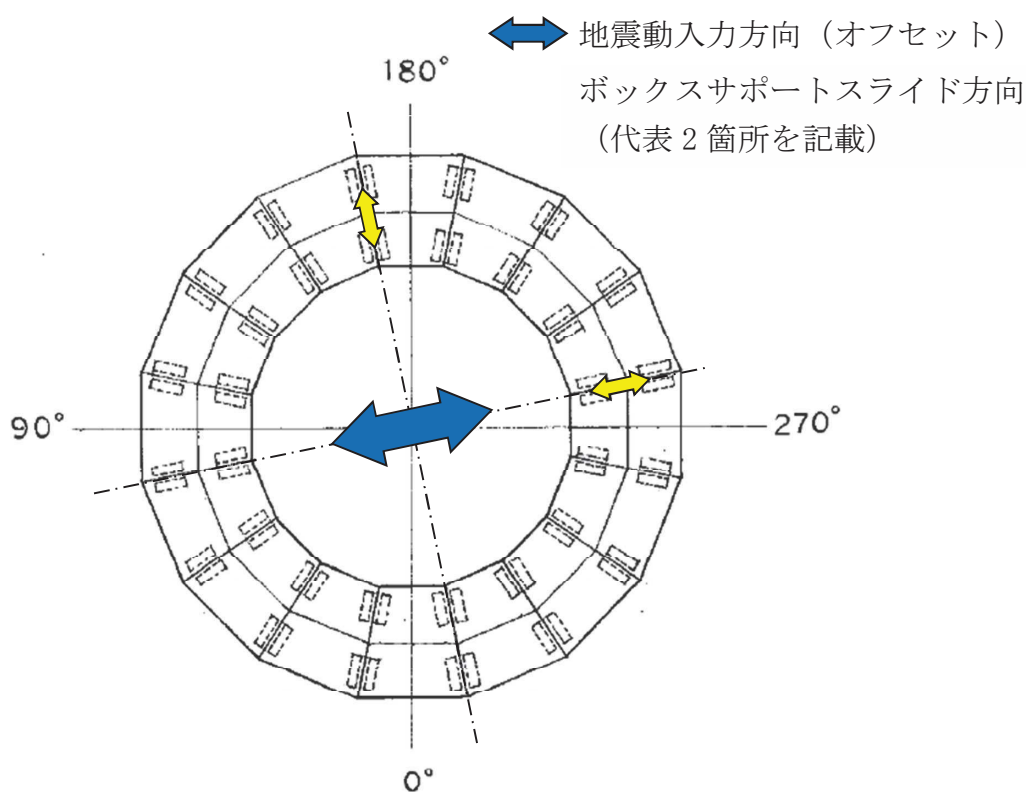


図 1 サプレッションチェンバへの地震荷重入力方向

3. 応力評価に用いる解析モデル

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

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

なお、各荷重の入力条件及び境界条件を以下に示す。

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

ここで、サプレッションチェンバの地震応答解析における荷重の抽出位置を図 2 に、3 次元 FEM 解析モデルの解析条件を図 3 に、サプレッションチェンバの振動モード図の代表例を図 4 に示す。



図 2 地震応答解析における荷重抽出位置

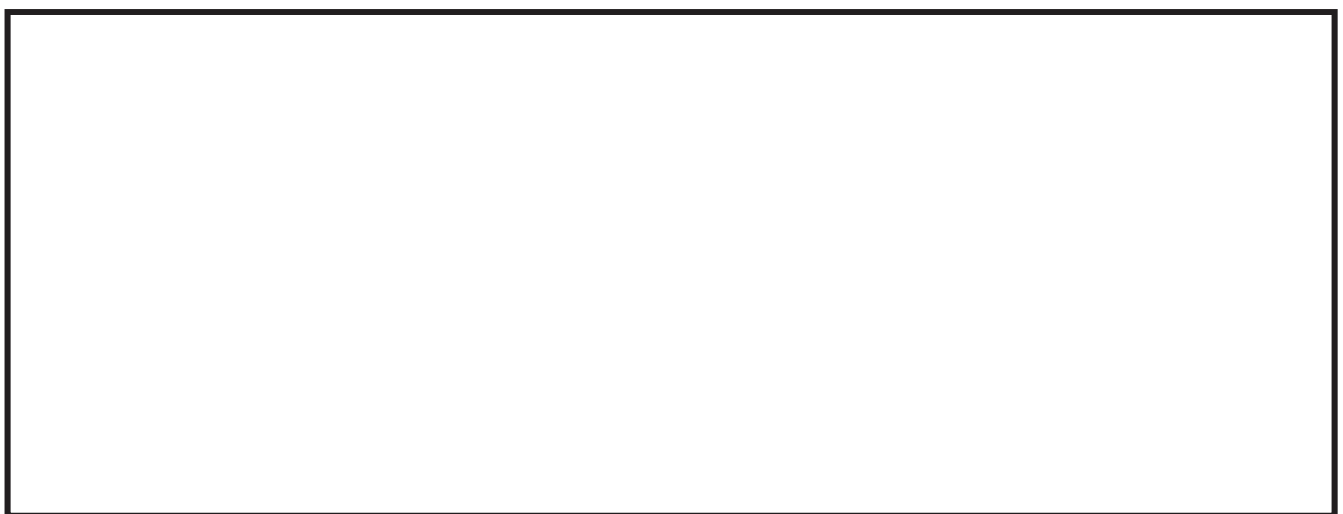
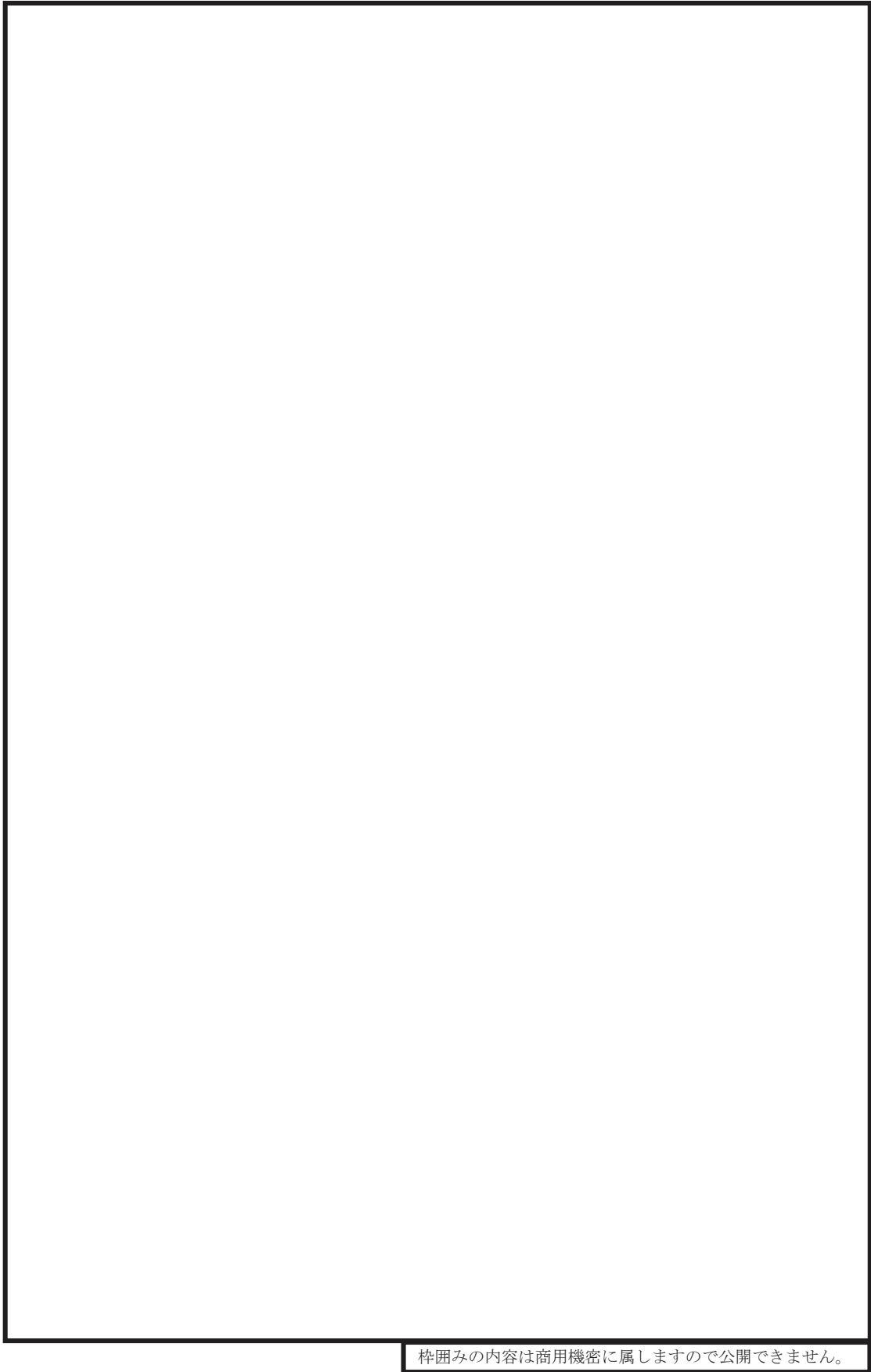


図 3 3次元 FEM 解析モデル解析条件

枠囲みの内容は商用機密に属しますので公開できません。



枠囲みの内容は商用機密に属しますので公開できません。

図 4 振動モード図の代表例（重大事故時水位）

4. 応力評価の考え方

4.1 応力評価における要求事項

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

4.2 原子炉格納容器及びその支持構造物の要求事項

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

また、原子炉格納容器及びその支持構造物の耐震性については、JEAG4601において、地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

4.3 原子炉格納容器及びその支持構造物の評価方針

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

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

ただし、一次＋二次＋ピーク応力評価（疲れ解析）は、JSME PVB-3140(6)の要求を満足する場合、評価を省略することができる。

なお、一次＋二次応力評価が $3S_m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次＋二次＋ピーク応力評価又はソリッド要素を用いた3次元FEM解析による疲れ解析を行う。

原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601上、一次応力、一次＋二次応力に対する要求であり、一次＋二次応力＋ピーク応力との組合せは要求されていない。

実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則（抜粋）

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

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

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

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

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

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

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

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

(1) 荷重の組合せ

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

(2) 許容限界

a. As クラス

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

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ

c. B 及び C クラス

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

<第2種容器に対する評価>

2.1.2 第2種容器の許容応力

第2種容器の許容応力を次に示す。

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

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

2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

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

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

PVB-3140 疲労解析不要の条件

PVB-3114 および PVB-3122 の場合において、繰返し荷重が次の(1)から(6)に適合する場合は、疲労解析を行うことを要しない。

(6) 機械的荷重により生じる応力の全振幅： $\Delta\sigma$

$$\Delta\sigma \leq S$$

(PVB-59)

S: 添付 4-2 3.1 または 3.2 において、荷重変動回数を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値 (MPa)。この場合において、荷重変動回数は、添付 4-2 3.1 においては 10^6 、添付 4-2 3.2 においては 10^{11} を許容繰返し回数とした場合に、これに対応する繰返しピーク応力強さの値を超える応力を生じる荷重変動回数をとるものとし、その値が添付 4-2 3.1 において 10^6 を超える場合は、 10^6 とし、添付 4-2 3.2 において 10^{11} を超える場合は、 10^{11} とすることができる。

(解説 PVB-3140) 疲労解析不要の条件

PVB-3140 は、疲労解析を要しない条件について定めたものである。

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

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

PVB-3140 の規定の考え方を具体的に解説すると、次のとおりである。

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

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

K: 応力集中係数=2.0

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

PVB-3130 疲労強度減少係数の規定

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

表 PVB-3130-1 疲労強度減少係数

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

原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

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

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

2. ベント管ベローズの構造

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

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

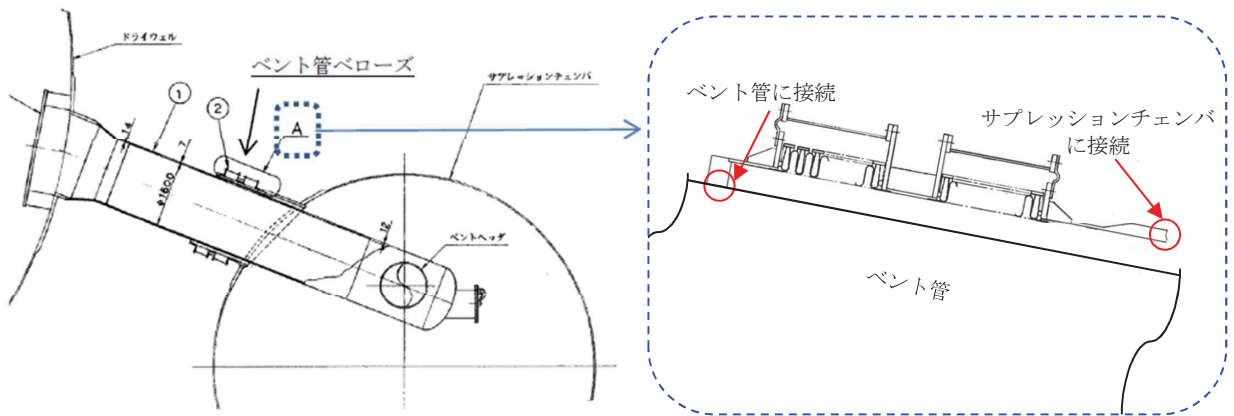
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

サブプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サブプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表 1 に示す。評価用地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、設備の固有周期帯の応答加速度が大きい S_s -F3 を用いた（参考資料 10 参照）。地震相対変位によるベント管ベローズの反力は、サブプレッションチェンバの地震荷重に対して 1%程度と軽微であり、サブプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

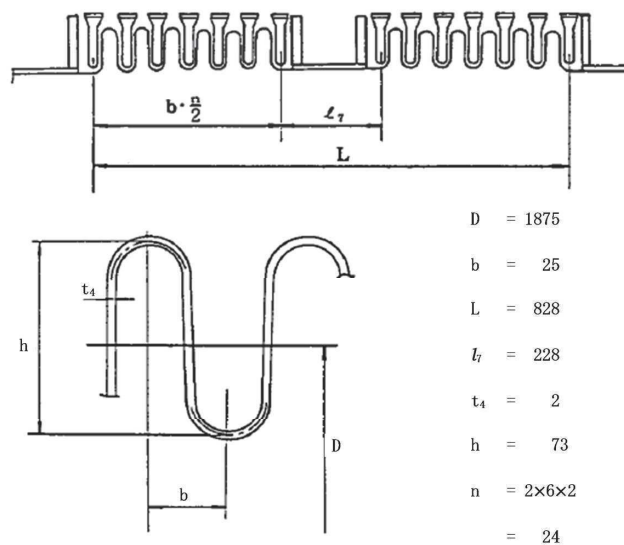
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が $1/s$ 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $1.2 \times 10^{-2}/s$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

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

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



a. ベント管ベローズの構造概要



b. ベント管ベローズの主要寸法

図1 ベント管ベローズの構造

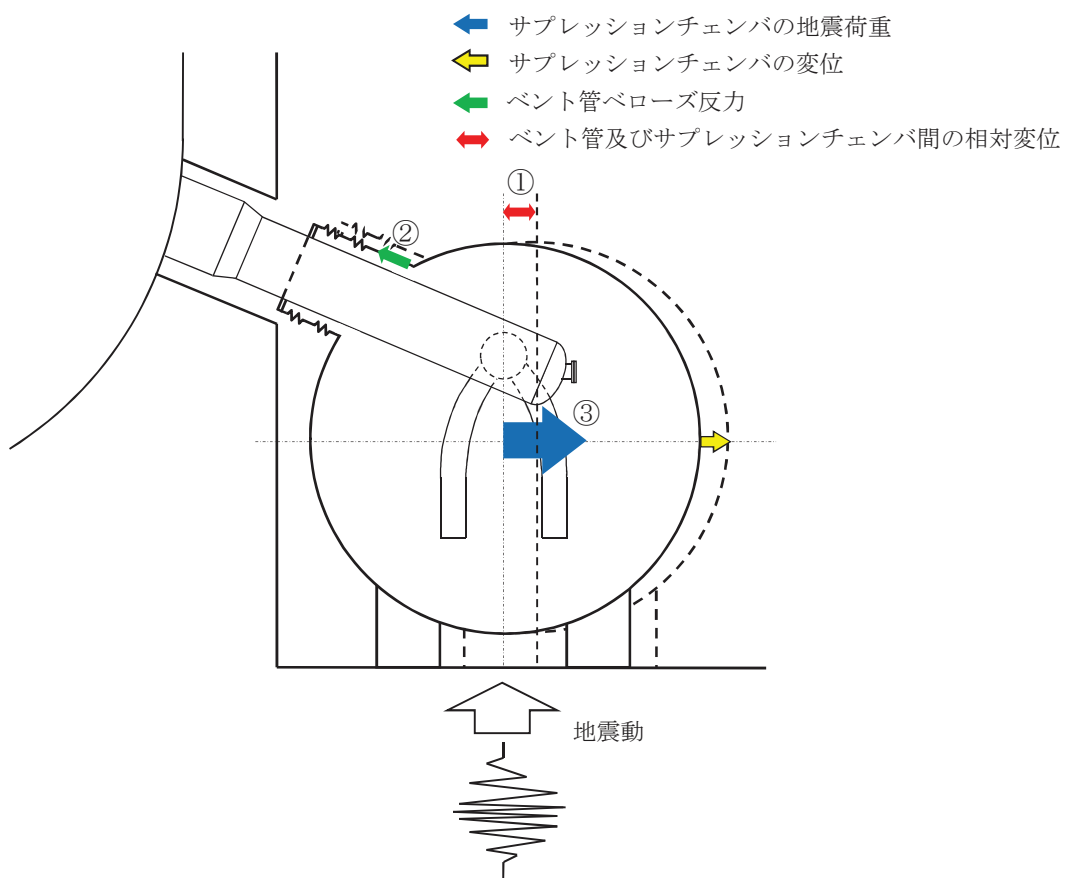


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

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

* 項目の①～③は、図2の番号に対応する (暫定値)

機器・配管系設備の既工認からの構造変更について
(ボックスサポート)

1. 耐震補強工事の概要

1.1 工事の目的

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

1.2 既設構造

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

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

また、サブプレッションチェンバとドライウエルは、ベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズにより相対変位を吸収する構造となっている。

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

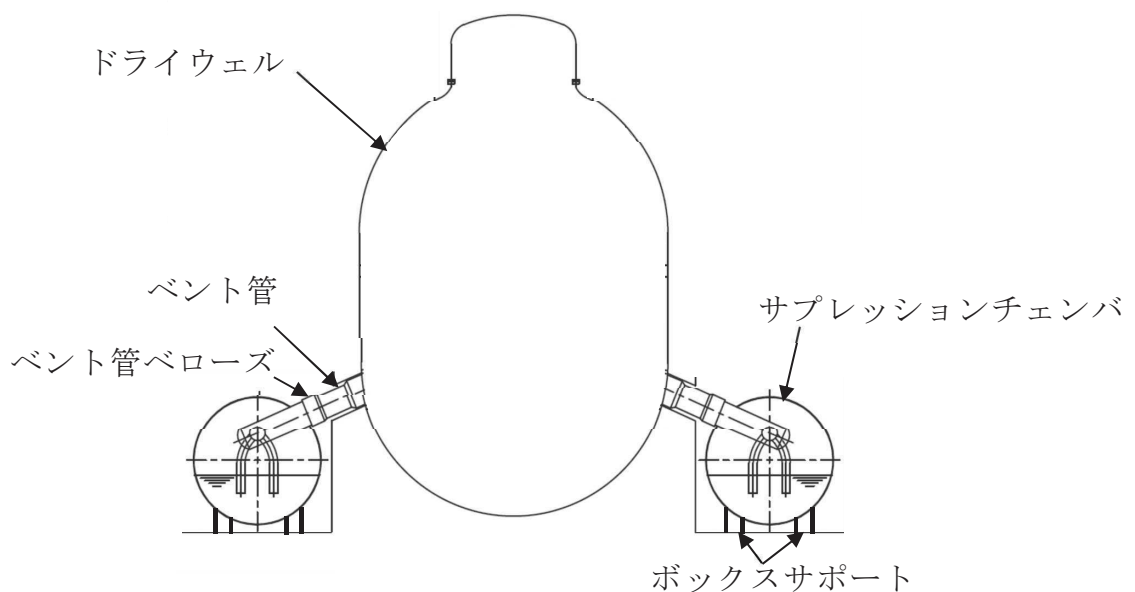


図 1 原子炉格納容器全体概要図

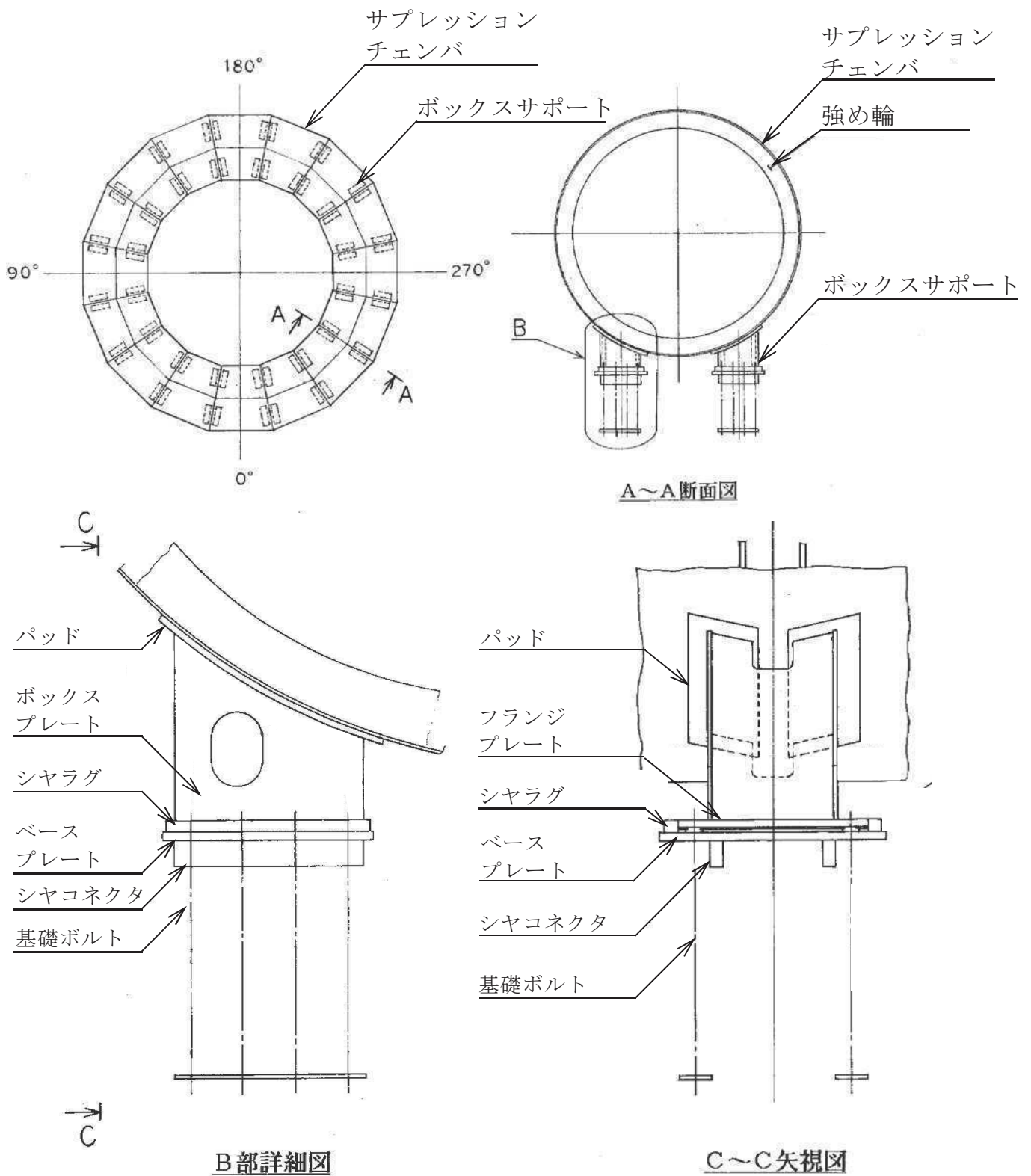


図2 ボックスサポート構造図 (補強前)

1.3 耐震補強構造

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

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

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

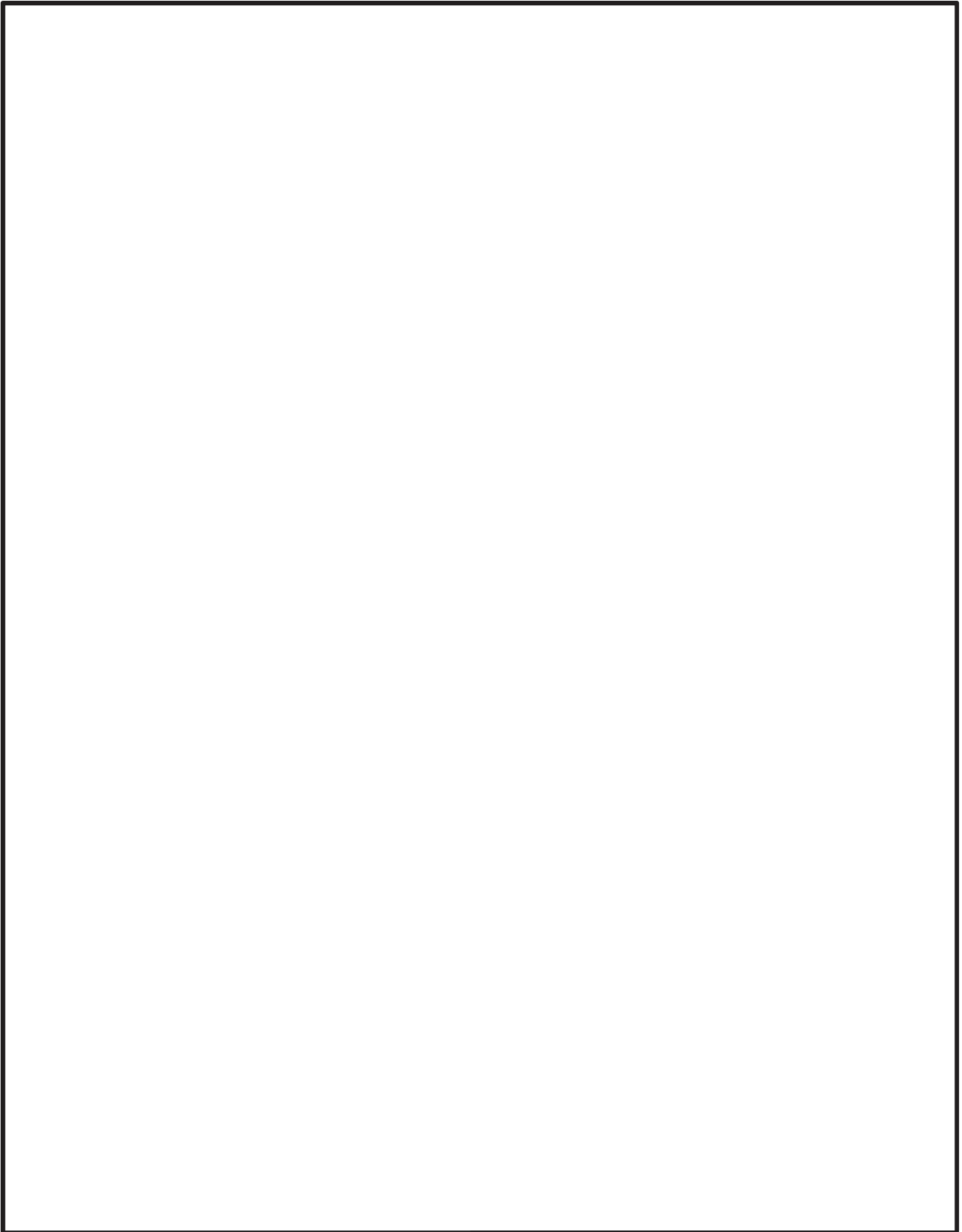
これらの対策を実施することによりボックスサポートの耐震性を向上させる。

表 1 補強前後比較表

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

詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図3 ボックスサポート詳細構造図（補強後）

2. 構造変更を踏まえた応力評価点の検討

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

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

2.1 今回工認における応力評価点

2.1.1 ボックスサポートの応力評価点

既工認及び今回工認における応力評価点を表2に、応力評価点位置を表3に示す。

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

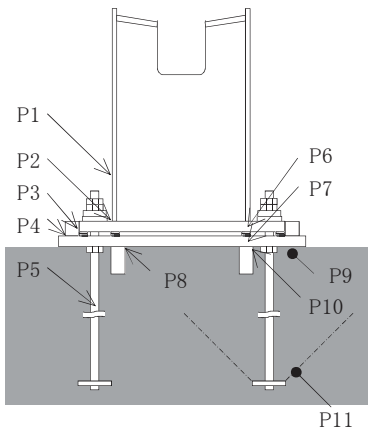
応力評価点P8及びP10については、保守的な扱いとして、既設シヤコネクタによる荷重分担は期待せず、新設シヤコネクタのみで荷重を受けるものとして、応力評価を実施する。

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

表 2 応力評価点

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

表 3 応力評価点位置

既工認	今回工認
	<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-bottom: 10px;"> : 補強部材 </div> <div style="border: 2px solid black; width: 100%; height: 150px; margin-top: 10px;"></div>

詳細設計により形状変更があり得る。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

2.1.2 サプレッションチェンバの応力評価点

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

表 4 応力評価点

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

表 5 応力評価点位置

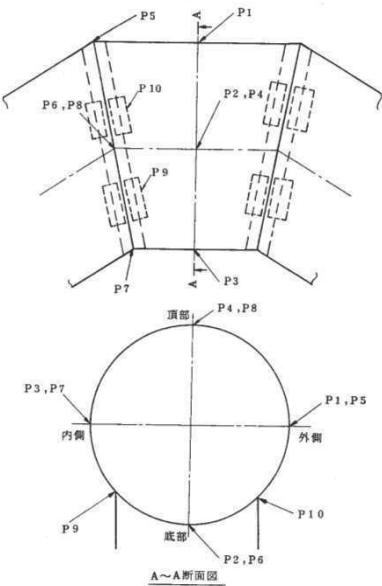
既工認	今回工認
	<p>同左</p>



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

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
 公開できません。

2.2 各応力評価点の応力比

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

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

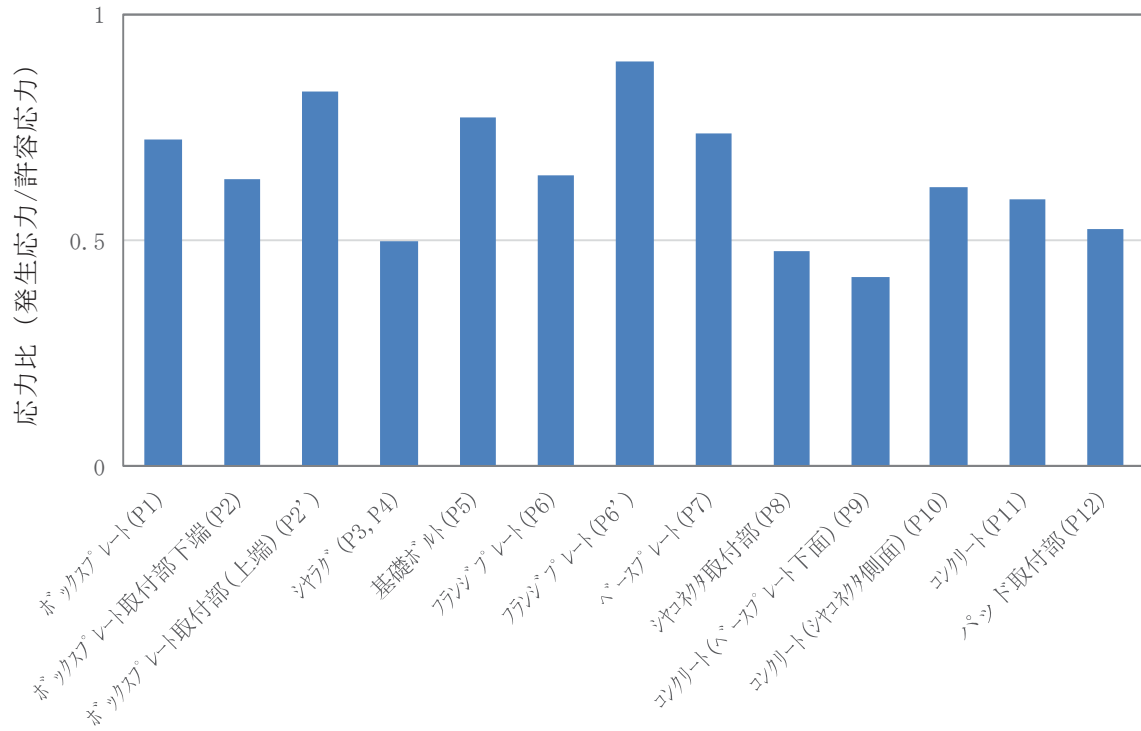


図5 ボックスサポートの各応力評価点における応力比の評価結果（暫定値）
（重大事故時水位，基準地震動 Ss-F3 による評価結果）

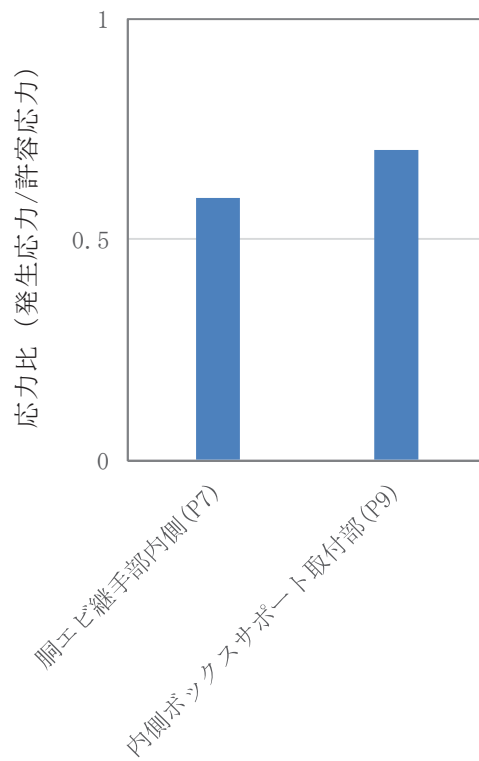


図6 サプレッションチェンバの代表点における応力比の評価結果（暫定値）
（重大事故時水位，基準地震動 Ss-F3 による評価結果）

評価に用いた地震動の応答加速度スペクトルについて

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

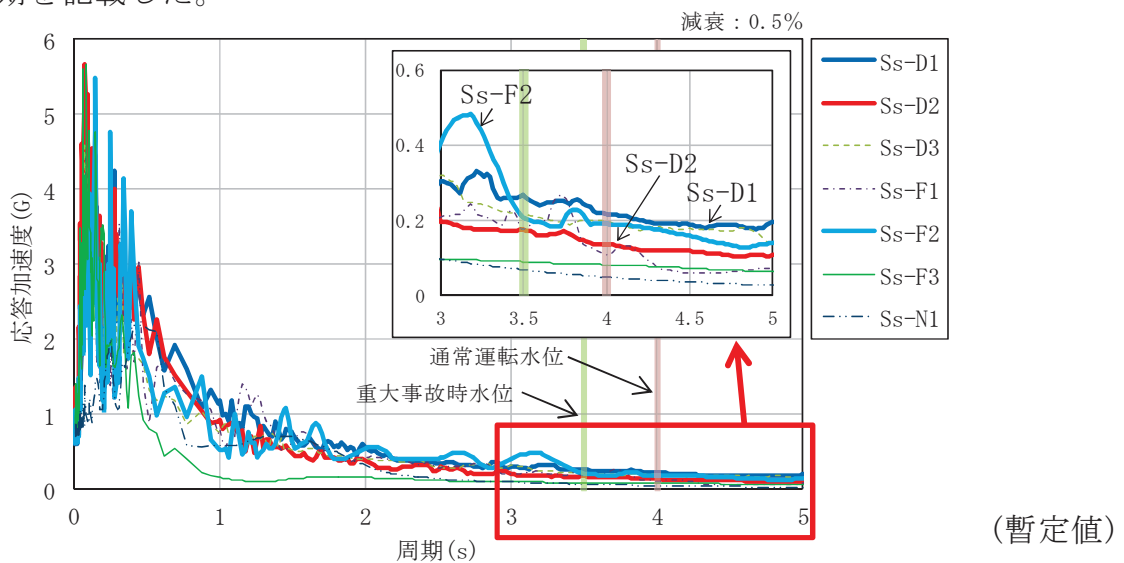


図1 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル(拡幅無し)



図2 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル(拡幅有り)