

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-11_改11

補足-600-11 サプレッションチェンバの耐震評価に
おける内部水質量の考え方の変更等についての
補足説明資料

目次

1.	はじめに	1
2.	サプレッションチェンバ及びボックスサポートについて	4
2.1	サプレッションチェンバ及びボックスサポートの構造	4
2.2	サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策	8
2.2.1	耐震補強対策の目的	8
2.2.2	耐震補強対策の内容	8
3.	サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価	14
3.1	評価手順	14
3.2	地震応答解析	17
3.2.1	基本方針	17
3.2.2	地震応答解析モデル	17
3.3	応力解析	21
3.3.1	基本方針	21
3.3.2	応力評価点	21
3.3.3	応力解析方法	25
3.4	既工認と今回工認における耐震評価手法の相違	26
4.	地震応答解析の詳細	30
4.1	地震応答解析モデル（3次元はりモデル）	30
4.1.1	サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定	30
4.1.2	地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定	33
4.1.3	サプレッションチェンバ本体のモデル化	37
4.1.4	ボックスサポート取付部のばね剛性の算定	38
4.1.5	ボックスサポートのモデル化	41
4.2	地震応答解析モデル（3次元はりモデル）の適用性確認	49
4.2.1	適用性の確認方針（適用性確認の着眼点）	49
4.2.2	適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）	51
4.2.3	3次元はりモデルと適用性確認用解析モデルとのモデル化比較	52
4.3	地震応答解析に対する内部水の有効質量算出法及び高振動数領域の影響検討	72
4.4	スロッシング荷重	76
5.	応力解析の詳細	78
5.1	応力評価フロー	78
5.2	応力評価点	79
5.2.1	サプレッションチェンバの応力評価点	79
5.2.2	ボックスサポートの応力評価点	81

5.3	応力解析モデル.....	83
5.3.1	サプレッションチェンバの応力解析モデル.....	83
5.3.2	フランジプレート（外側）の応力解析モデル.....	84
5.4	応力評価.....	85
5.4.1	サプレッションチェンバの応力評価.....	85
5.4.2	ボックスサポートの応力評価.....	87
6.	サプレッションチェンバ等の耐震評価における不確かさの考慮及び保守性.....	88
7.	サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価結果.....	90
8.	まとめ.....	94

別紙 1	内部水の有効質量の適用およびその妥当性検証
別紙 2	サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及びその妥当性
別紙 3	地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討
別紙 4	サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定
別紙 5	適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の設定
別紙 6	サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定方法
別紙 7	計算機コード（NASTRAN, OpenFOAM）の概要
別紙 8	内部水の有効質量の概要
別紙 9	規格類における内部水の有効質量の適用例
別紙 10	サプレッションチェンバの水位条件
別紙 11	地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要
別紙 12	内部水の有効質量比に対するスロッシング影響
別紙 13	振動試験の内部水の有効質量比
別紙 14	内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響
別紙 15	サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重及び有効質量の影響評価
別紙 16	規格基準における内部水の有効質量比との比較
別紙 17	原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性
別紙 18	ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方
別紙 19	サプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響
別紙 20	サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討

1. はじめに

本書は、女川原子力発電所第2号機（以下、女川2号機という。）の工事計画認可申請書添付資料「VI-2-9-2-1-2 サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」及び「VI-2-9-2-1-5 ボックスサポートの耐震性についての計算書」における耐震評価手法についてまとめた資料である。

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

女川2号機の既工認及び今回工認における動的地震力及び静的地震力に対する耐震評価フローを図1-1, 1-2, 1-3, 1-4に示す。

女川2号機の既工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価は、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を含めたサプレッションチェンバ全体を剛と見做し、3次元はりモデルを用いた静的解析によりサプレッションチェンバの地震応答解析を実施していた。

今回工認においては、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細な地震応答解析を実施するため、より現実に近いサプレッションチェンバの内部水の挙動を考慮して内部水質量を従来の固定質量から有効質量へ変更する*。また、内部水の有効質量のモデル化、地震荷重の増大（内部水質量、基準地震動 S_s ）を踏まえ各部材に負荷される地震荷重を詳細に評価するため、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルを既工認から精緻化及び詳細化を図り、サプレッションチェンバ本体に加えてボックスサポート等を考慮した3次元はりモデルによる動的解析（スペクトルモーダル解析）を適用することとした。なお、サプレッションチェンバ内部水質量の扱いを有効質量としたことに伴い、サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重を流体解析にて算定することとした。

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

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

注記*：女川原子力発電所第2号炉審査資料「女川原子力発電所2号炉 設計基準対象施設について

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

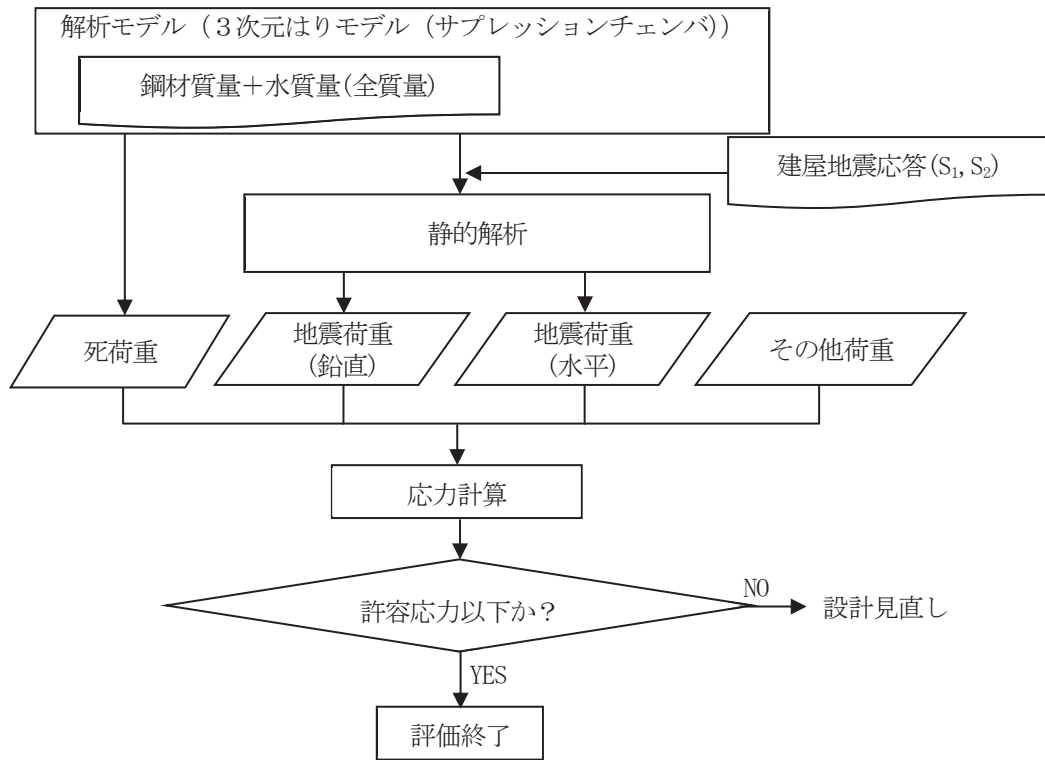


図 1-1 既工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

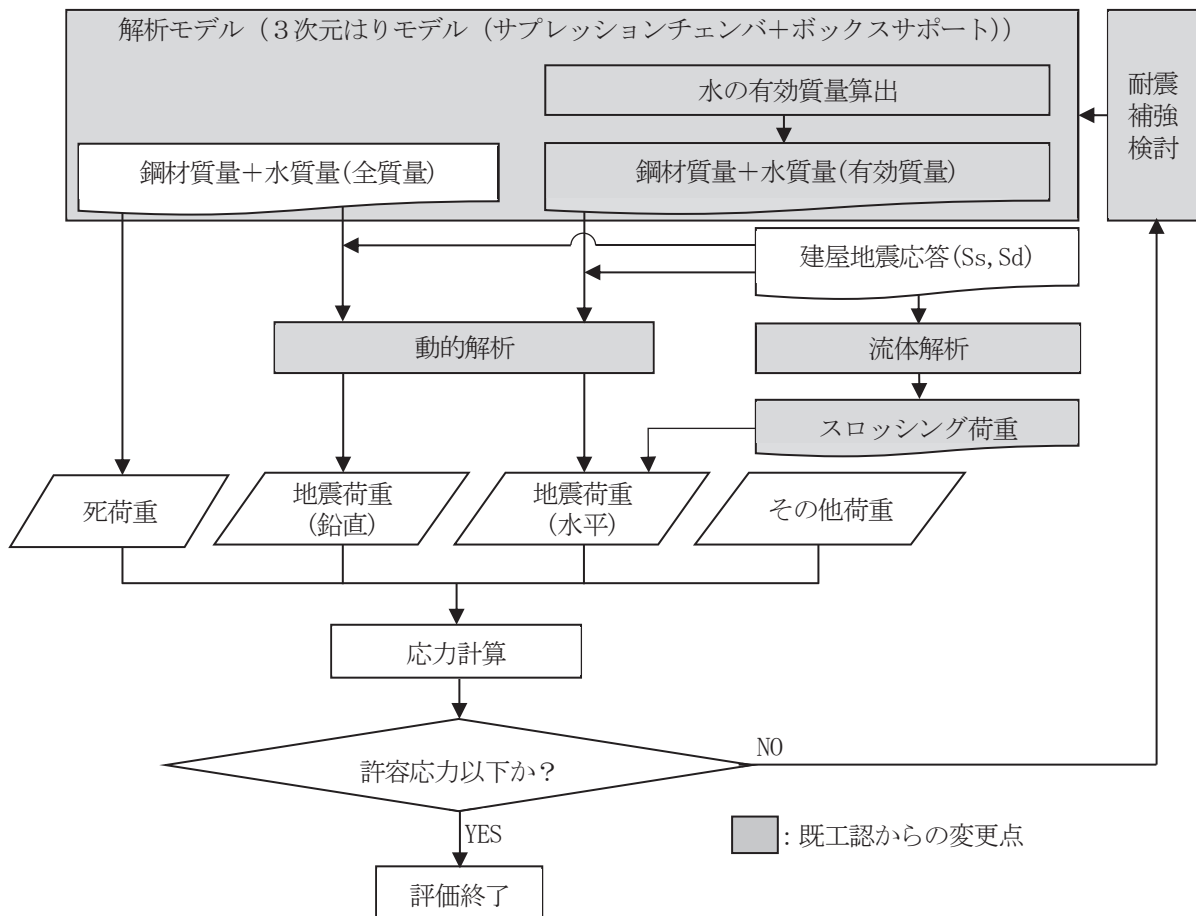


図 1-2 今回工認におけるサプレッションチェンバの動的地震力による耐震評価フロー

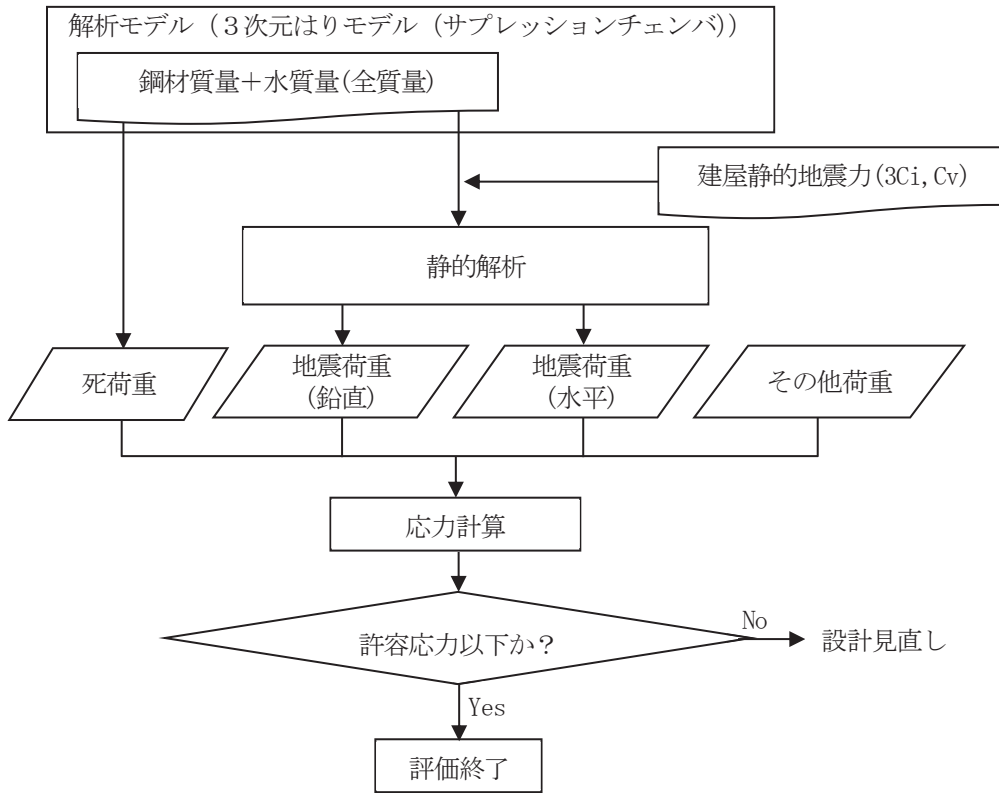


図 1-3 既工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

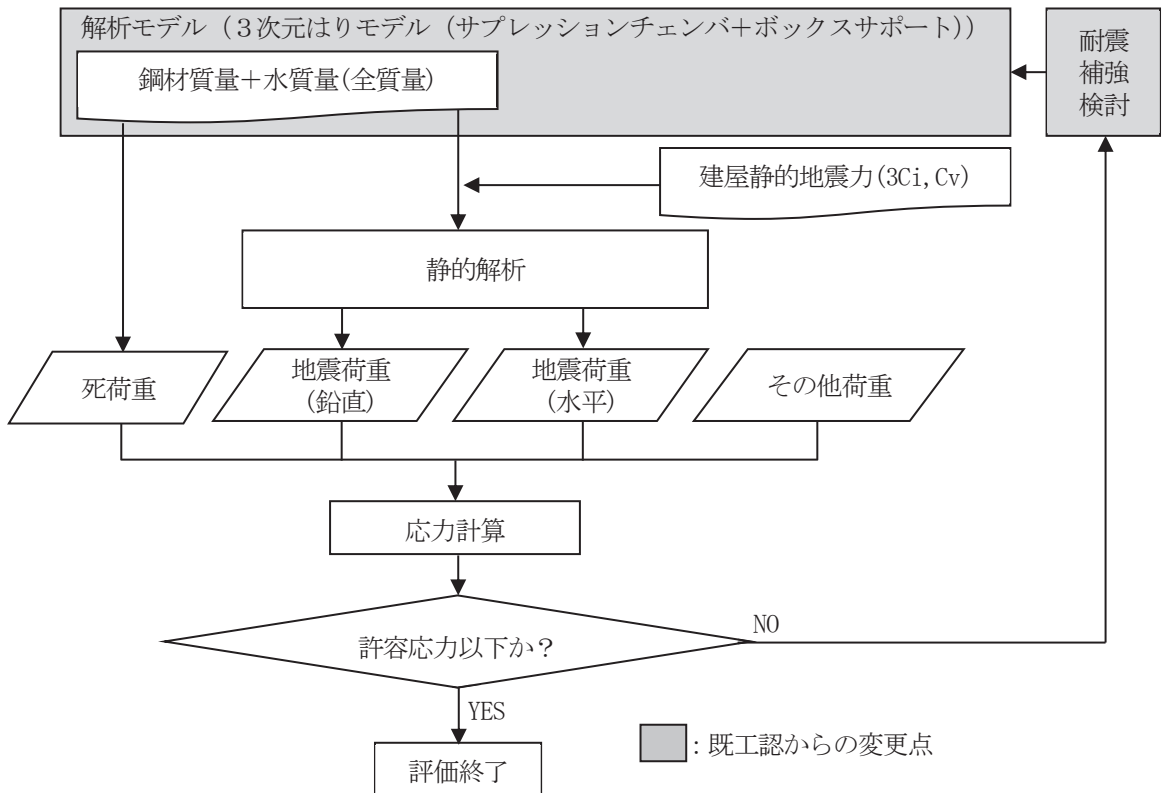


図 1-4 今回工認におけるサプレッションチェンバの静的地震力による耐震評価フロー

2. サプレッションチェンバ及びボックスサポートについて

2.1 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの構造

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

サプレッションチェンバは、大円が直径 \square mm、小円が直径 \square mm、板厚 \square mm、16セグメントの円筒を繋ぎ合わせた円環形状（トーラス状）の構造物である。また、各セグメントの継ぎ目部（以下、「胴エビ継手部」という）には箱状の支持構造物であるボックスサポートが大円の内側及び外側それぞれに16箇所計32箇所に取り付けられており、それらが基礎ボルトを介して原子炉建屋基礎版上（O.P.-8, 100mm）に自立している。ボックスサポートは、サプレッションチェンバ（大円）の半径方向の熱膨張を吸収する目的で可動し、周方向に地震荷重を原子炉建屋基礎版に伝達させる構造となっている。サプレッションチェンバは、ドライウエルとベント管を介して接続されているが、ベント管のベント管ベローズにより振動が伝達しない構造としており、地震による揺れは、原子炉建屋基礎版上からボックスサポートを介しサプレッションチェンバに入力される（別紙17）。

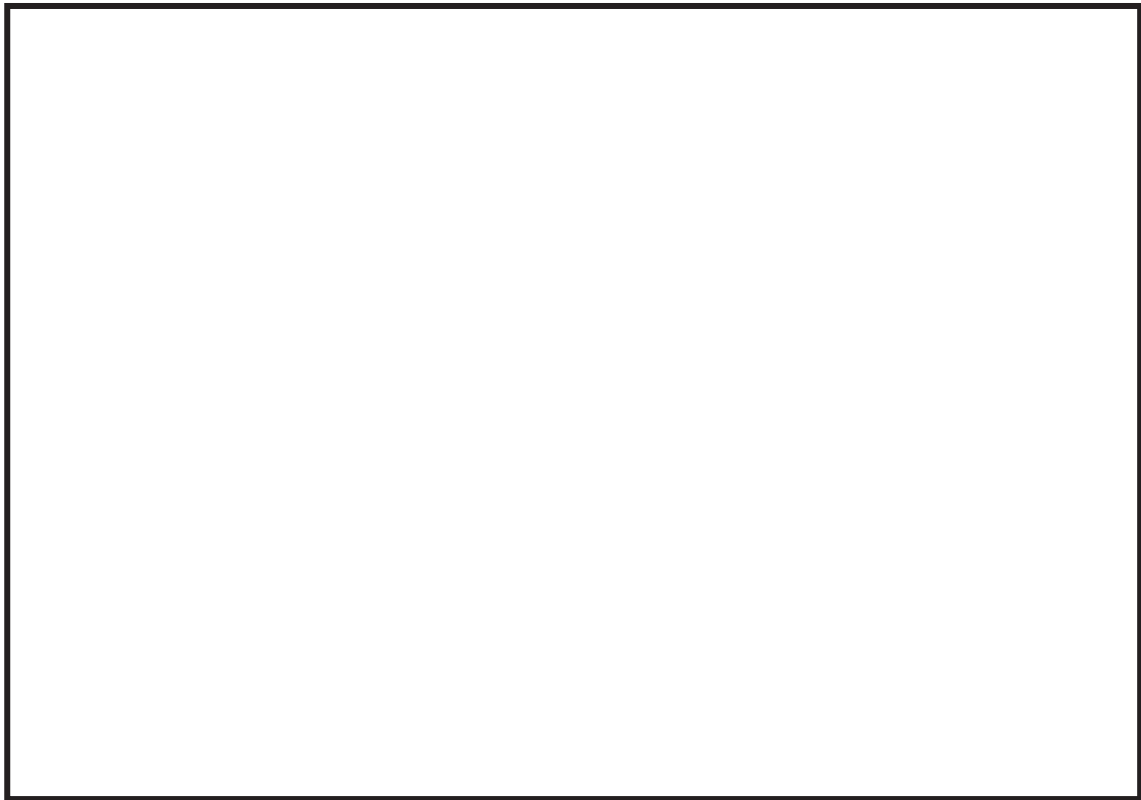
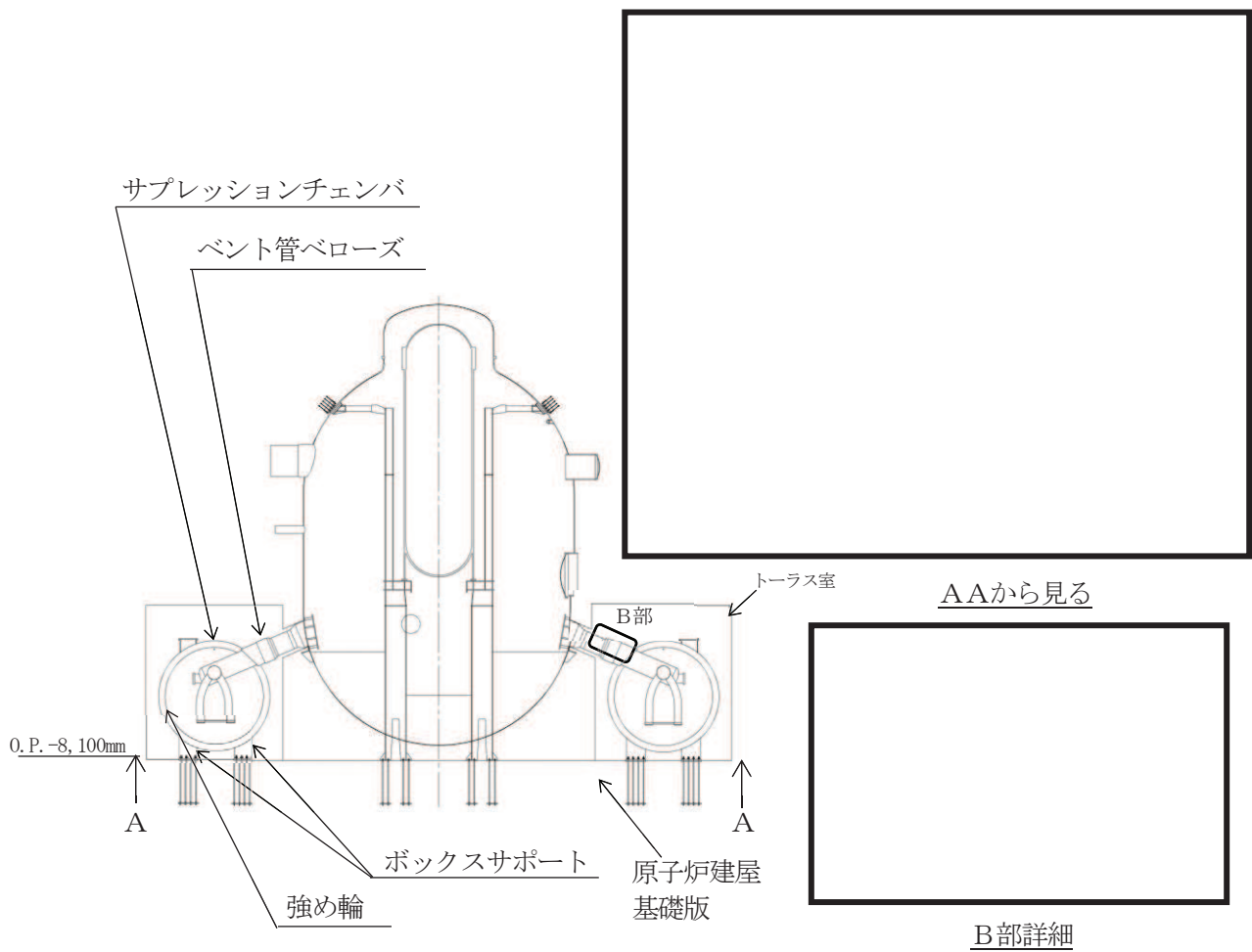


図 2. 1-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート構造概要図

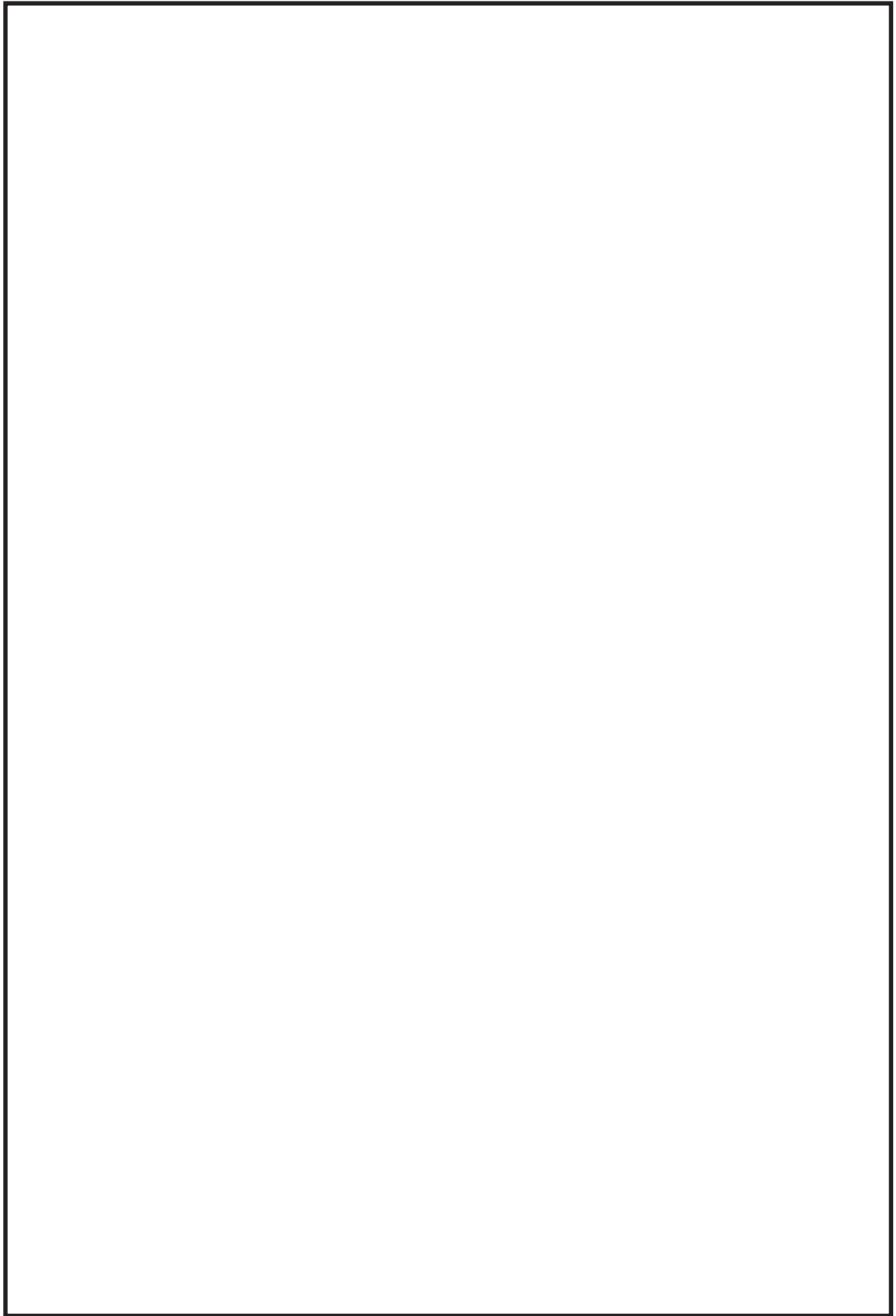


図 2.1-2 ボックスサポート構造詳細図



図 2.1-3 サプレッションチェンバ断面概要図

表 2.1-1 サプレッションチェンバ諸元

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

注記* 重大事故等時水位よりも高い水位（真空破壊装置下端位置）（別紙 10 参照）

2.2 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策

2.2.1 耐震補強対策の目的

今回工認においては、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、女川2号機のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震性を向上させるための補強対策として、サプレッションチェンバの強め輪及びボックスサポート取付部、ボックスサポートの脚部及び基礎部に補強部材を追加する。

2.2.2 耐震補強対策の内容

(1) サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部

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

サプレッションチェンバの小円については、建設時より、断面変形を抑制する設計のためサプレッションチェンバ内部に強め輪が設置されているが、強め輪を拡張する補強部材及び強め輪間の連結板を追加する耐震補強対策を実施し、強め輪の剛性を向上させることによって小円の断面変形を更に抑制する。【強め輪 64 枚中の 32 枚（胴エビ継手部）】なお、耐震補強対策の範囲は、サプレッションチェンバ内の設備（サプレッションチェンバスプレイ管、主蒸気逃がし安全弁排気配管）との干渉及びサプレッションチェンバ下部の強め輪補強が応力に与える影響が小さいことを踏まえて設定している（図 2.2-3 参照）。

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

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

(2) ボックスサポート

ボックスサポートの耐震補強対策前後の比較表を表 2.2-3、耐震補強対策後の詳細構造図を図 2.2-4 に示す。

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

表 2.2-1 サプレッションチェンバの耐震補強対策前後比較表

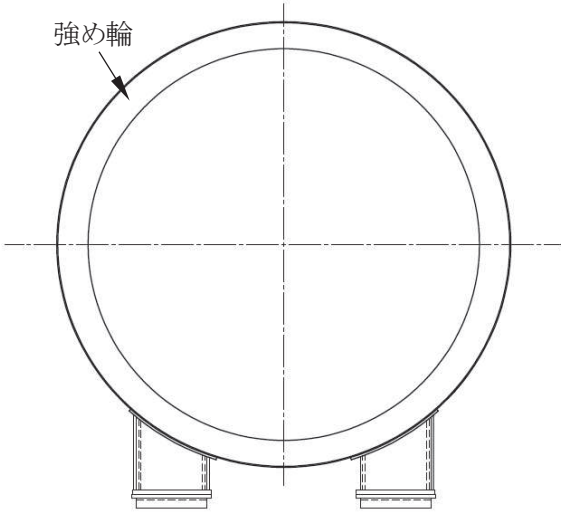
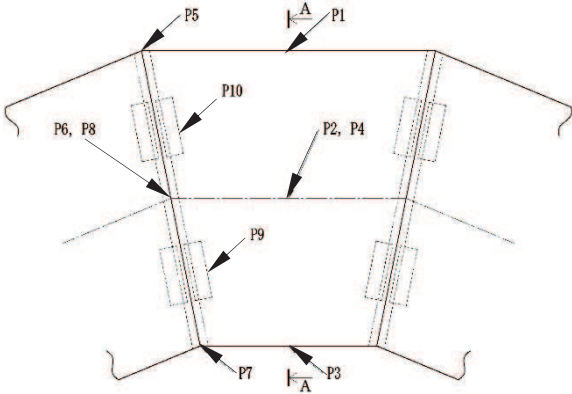
	補強前 (小円断面)	補強後 (小円断面)
概略構造		

表 2.2-2 ボックスサポート取付部の耐震補強対策前後比較表

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

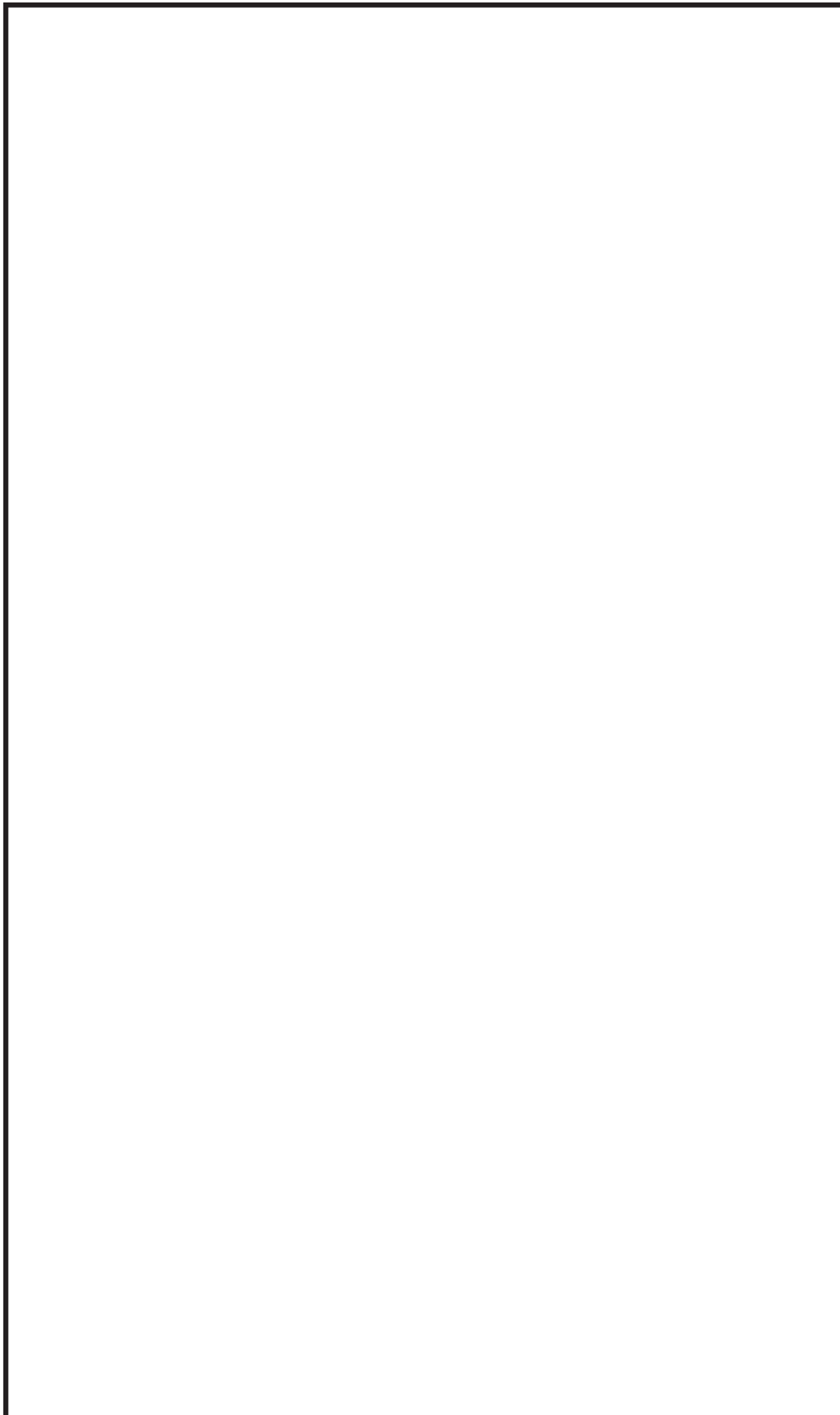


図 2. 2-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポート取付部の耐震補強対策後詳細構造図

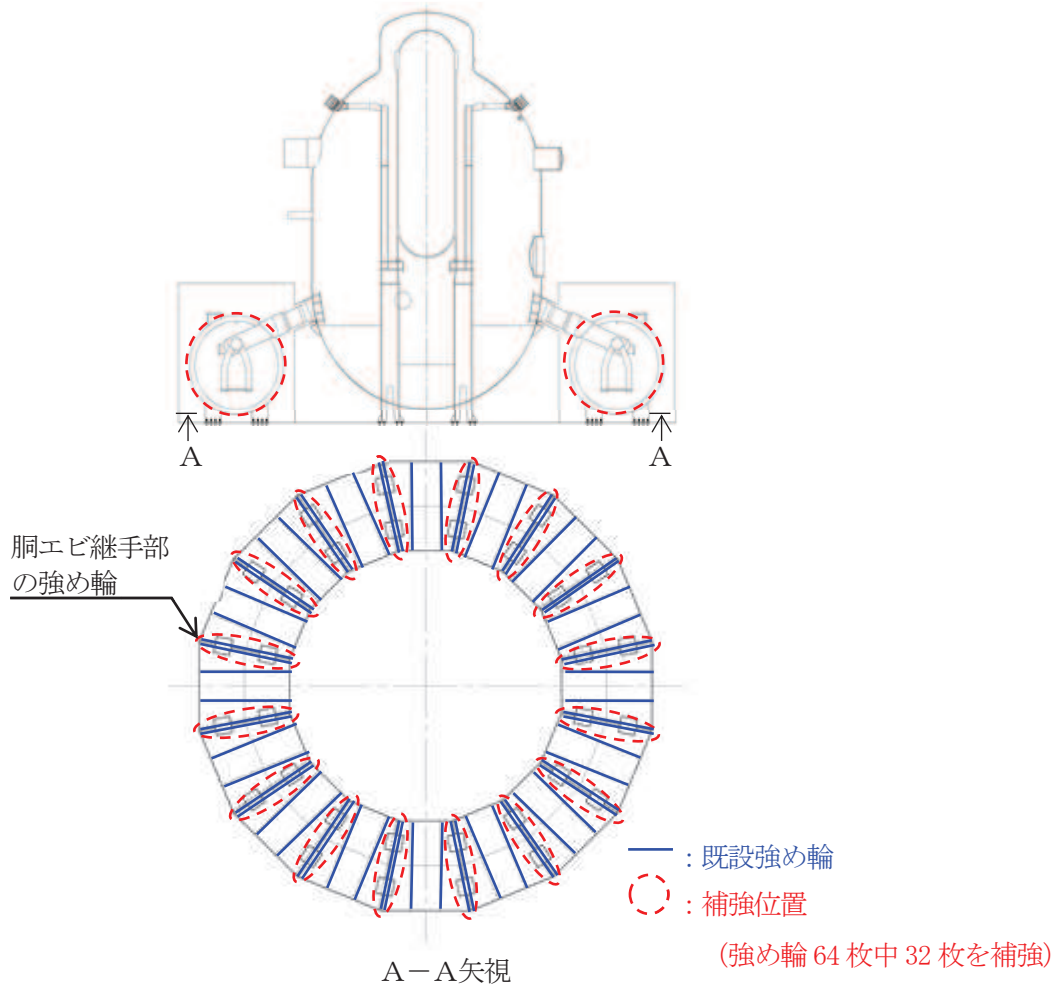


図 2.2-2 補強位置の概略図

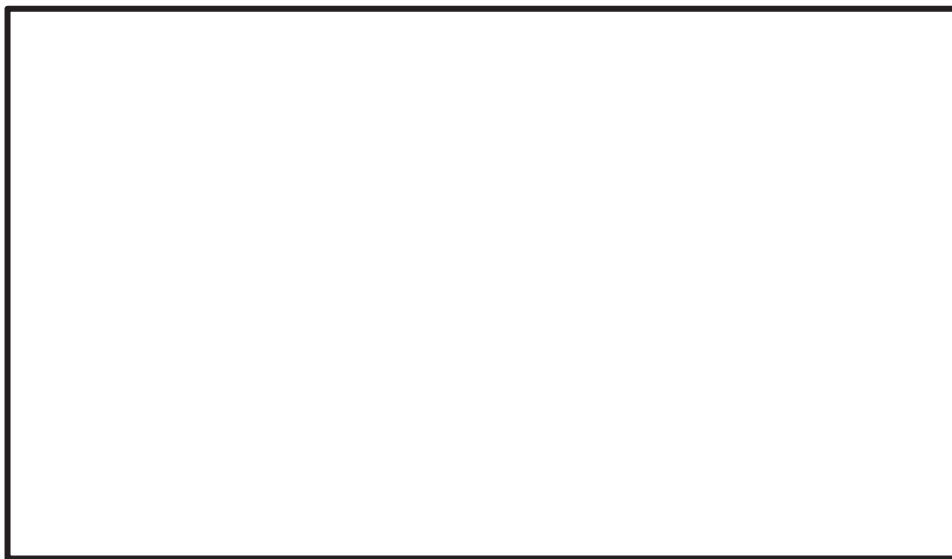
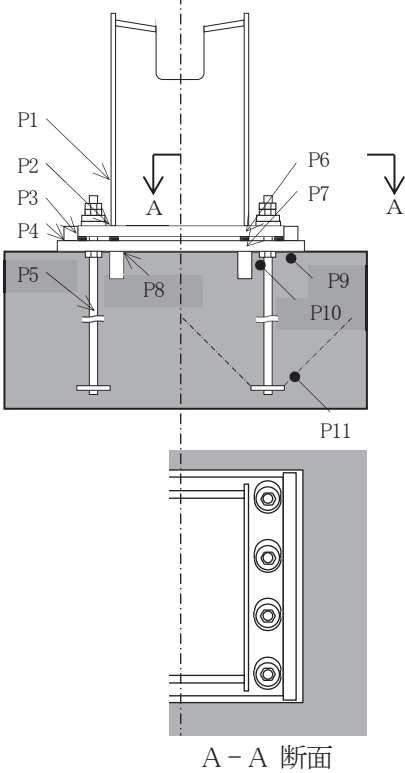


図 2.2-3 強め輪の補強範囲とサブプレッションチェンバ内の設備との関係

表 2.2-3 ボックスサポート耐震補強対策前後比較表

	補強前	補強後
概略構造	<p>*P1～P11 は既工認における応力評価点</p>  <p style="text-align: center;">A - A 断面</p>	<p>■ : 補強部材</p> <div style="border: 2px solid black; height: 350px; width: 100%;"></div>

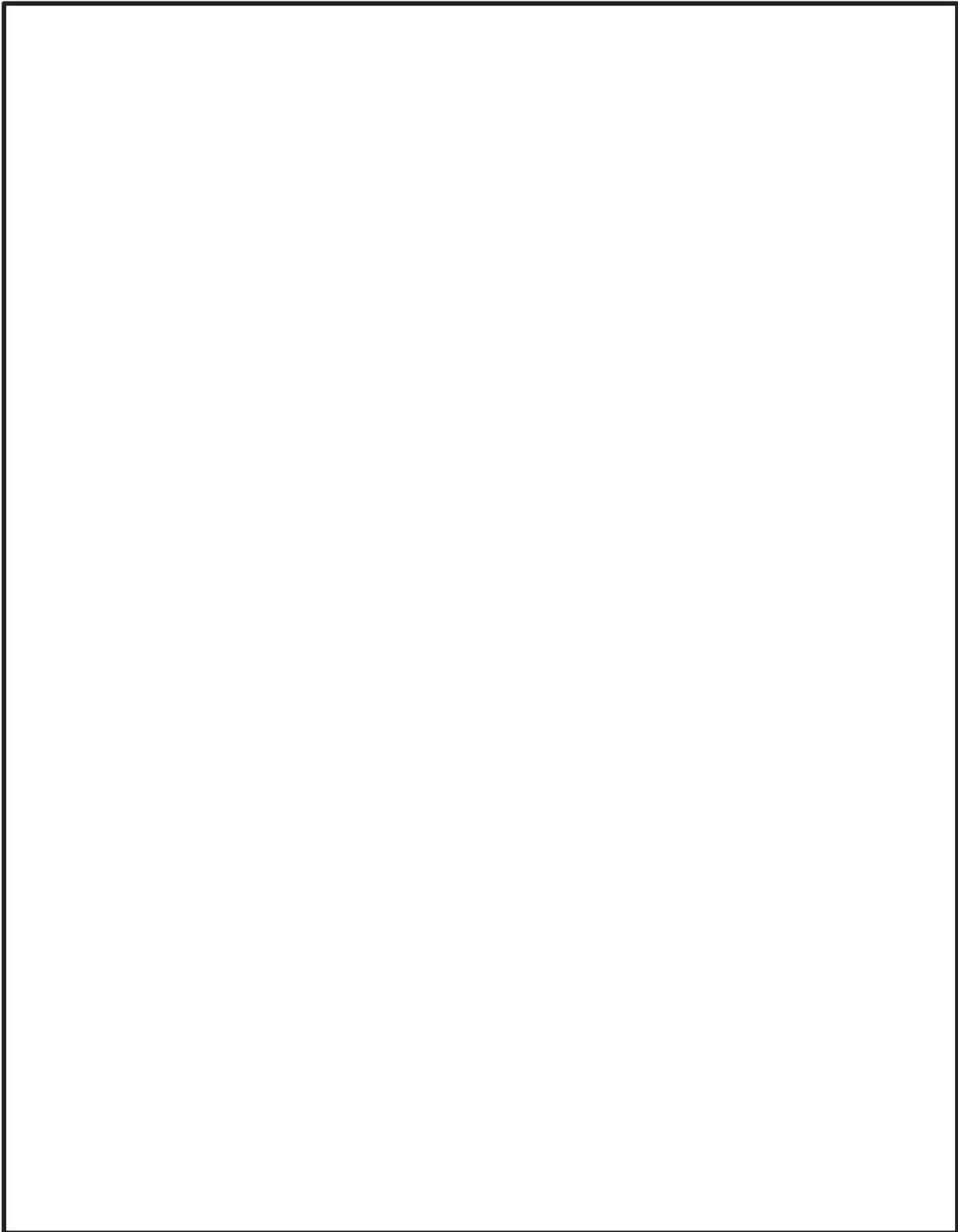


図 2.2-4 ボックスサポートの耐震補強対策後詳細構造図

3. サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価

3.1 評価手順

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

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

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

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

表 3.1-1 評価手順 (1/2)

□ : 詳細設計申送り事項

□ : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
地震応答解析			

表 3.1-1 評価手順 (2/2)

 : 詳細設計送り事項
 : 詳細設計の進捗を踏まえた説明項目

	評価手順	主な詳細設計項目	今回工認における補足説明の内容
16 応力解析		サプレッションチェンバの解析結果及びボックスサポート荷重伝達経路の考慮	<div style="border: 1px solid red; padding: 5px; display: inline-block;">応力評価点の検討</div> 本文：5.2 参照
	NO 		
	YES 	サプレッションチェンバ及びボックスサポートのモデル化	<div style="border: 1px solid blue; padding: 5px; display: inline-block;">モデル化方針</div> 本文：5.3.1 参照
		FEM解析	<div style="border: 1px solid blue; padding: 5px; display: inline-block;">サプレッションチェンバの応力評価</div> 本文：5.4.1 参照
		フランジプレート (外側) のモデル化 FEM解析	<div style="border: 1px solid blue; padding: 5px; display: inline-block;">モデル化方針</div> 本文：5.3.2 参照 <div style="border: 1px solid blue; padding: 5px; display: inline-block;">ボックスサポートの応力評価</div> 本文：5.4.2 参照

3.2 地震応答解析

3.2.1 基本方針

既工認では、簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ内部水を含めたサプレッションチェンバ全体を剛と見做し、3次元はりモデルを用いて静的に地震応答解析を実施していたが、今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、より現実に近いサプレッションチェンバの内部水の挙動を考慮して内部水質量を従来の固定質量から有効質量へ変更すること、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析として、女川2号機と同型炉で既工認実績のある動的解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析）を適用し、地震時における荷重を算出する。なお、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、流体解析にて算定する。

今回工認に用いる地震応答解析モデルについては、3次元はりモデルに加えて構造をシェル要素で模擬した3次元シェルモデルも既工認実績があるものの、設備の耐震評価で一般的であり数多く用いられている3次元はりモデルを既工認と同様に適用している。

また、地震応答解析モデルの設定にあたっては、サプレッションチェンバとボックスサポートの取付部にサプレッションチェンバ小円の断面変形及びボックスサポート取付部の局部変形の剛性を考慮したばね要素を考慮すること等に加えて、耐震性の向上を目的としたサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容を反映し、より詳細にサプレッションチェンバとボックスサポートの耐震評価を実施する。

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

3.2.2 地震応答解析モデル

サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析に適用する3次元はりモデルについて、図3.2-1に示す。サプレッションチェンバ及びボックスサポートの3次元はりモデルは、サプレッションチェンバ本体をサプレッションチェンバ小円断面中心位置にはり要素でモデル化し、ボックスサポートをボックスサポート中心位置にその中心高さを模擬したはり要素でモデル化している。サプレッションチェンバ本体、ボックスサポート等の鋼材質量は、サプレッションチェンバ本体のはり要素にモデル化し、サプレッションチェンバ内部水の有効質量（(1)参照）と合わせて32箇所の質点に考慮する。サプレッションチェンバ本体とボックスサポートは、サプレッションチェンバ小円断面中心位置とボックスサポート上端位置（取付位置）間の位置関係を考慮し剛体要素で接続する。ここで、剛体要素とボックスサポート上端位置間は、サプレッションチェンバ小円の断面変形とボックスサポート取付部の剛性を考慮したばね要素を介して接続する（(2)、(3)参照）。ボックスサポートは、ボックスサポート下端位置から基礎ボルト位置間の位置関係を考慮し剛体要素で接続する。剛体要素と基礎ボルト上端位置の間は、ボックスサポートのフランジプレートのばね剛性を考慮したばね要素を介して接続する。

基礎ボルトは、剛ばね要素としてモデル化しているが、その長さは剛ばね要素であるため、評価には影響しない。

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

(1) サプレッションチェンバ内部水に対する有効質量

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

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

(2) サプレッションチェンバ本体のバルジングに対する影響

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

一方、内部水を有する薄肉円筒容器（たて置円筒容器）の円筒壁面が変形振動（バルジング）することの既往知見に対して、既工認におけるサプレッションチェンバ本体（小円）の耐震設計では、強め輪によりサプレッションチェンバ本体（小円）の断面変形を抑制する設計としている。ただし、今回工認では、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、強め輪の剛性を更に向上させる耐震補強対策を実施することによって、サプレッションチェンバ本体（小円）の断面変形を更に抑制する設計とする。

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、サプレッションチェンバの振動挙動に対するバルジングの影響（サプレッションチェンバ小円の断面変形）を考慮したボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）をばね要素として地震応答解析モデル（3次元はりモデル）に付加する。

(3) ボックスサポート取付部の局部変形の影響

既工認におけるボックスサポート取付部の耐震設計では、当該部における局部変形を防止するため、サプレッションチェンバ内部に強め輪を設置するとともに、ボックスサポートは当て板を介してサプレッションチェンバに取り付けられていることから、ボックスサポート取付部の剛性を簡便に剛として扱っていた。今回工認では、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細な地震応答を把握するため、バルジングの影響（サプレッションチェンバ小円の断面変形）と合わせて、ボックスサポート取付部の局部変形の影響を考慮したボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）をばね要素として地震応

答解析モデル（3次元はりモデル）に付与する。サプレッションチェンバ小円の断面変形及びボックスサポート取付部の局部変形を考慮したボックスサポート取付部のばね剛性（並進，回転）は，シェルモデルとはりモデルを用いた解析からボックスサポート取付部のばね剛性を各々算定し，そのばね剛性の差から算定を行った。

(4) ボックスサポートの剛性の詳細化及び基礎ボルト等の扱い

既工認におけるサプレッションチェンバのモデル化では，十分に剛性が高いことから

に考慮していた。今回工認では，より詳細な地震応答を把握するため，シェルモデルを用いた解析からボックスサポートの剛性を算定し，地震応答解析モデルに考慮する。

また，ボックスサポートの基礎ボルトに負荷される地震荷重をより詳細に評価するため，基礎ボルトを剛ばね要素として，地震応答解析モデル（3次元はりモデル）に考慮する。

また，ボックスサポートは，サプレッションチェンバ本体（大円）の半径方向に対する熱膨張を吸収する可動構造であることから，地震応答解析モデル（3次元はりモデル）におけるボックスサポート下端の境界条件は，サプレッションチェンバ本体（大円）の周方向に固定，半径方向に自由とする。

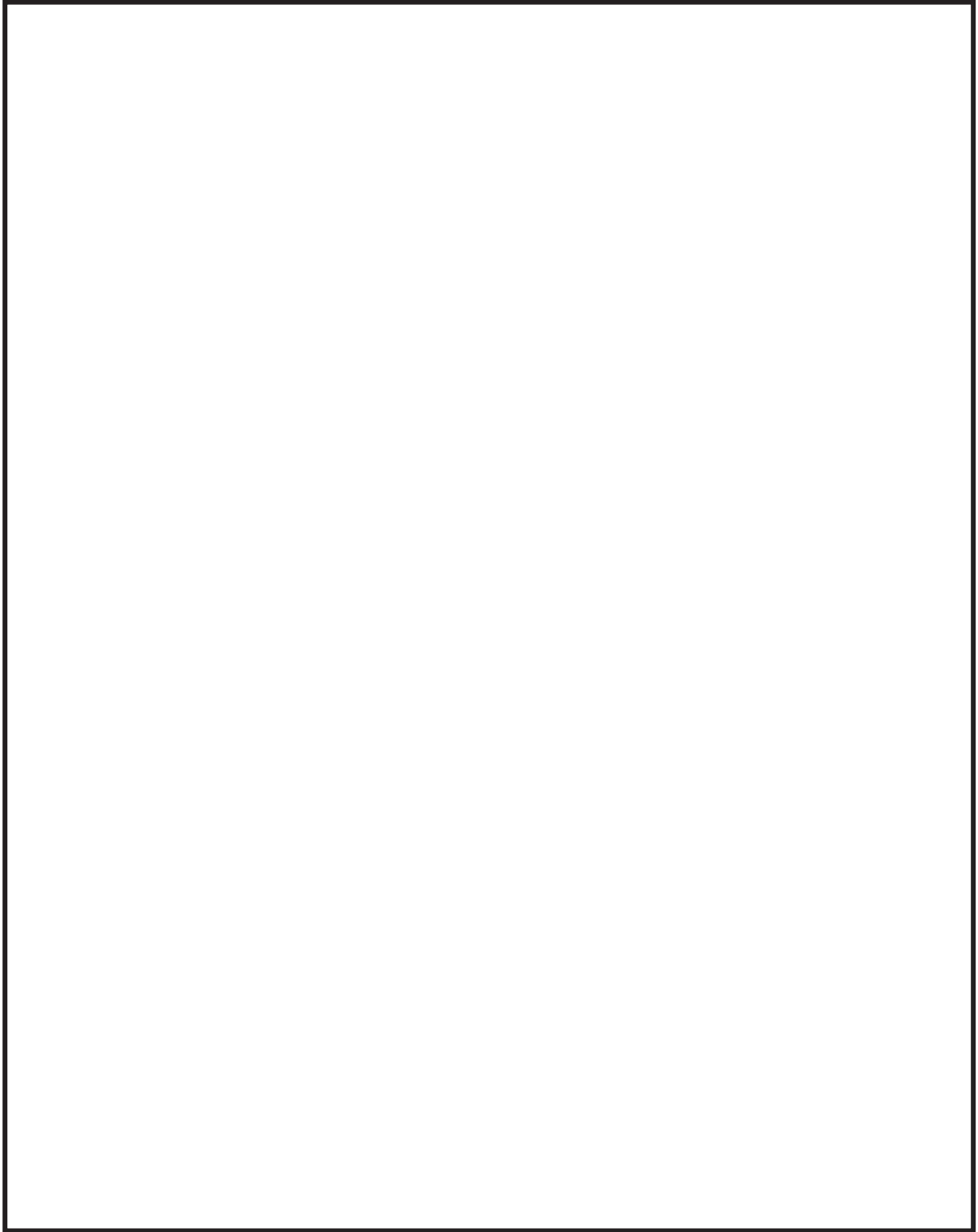


図 3.2-1 サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル（3次元はりモデル）

3.3 応力解析

3.3.1 基本方針

今回工認のサブプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価における応力評価では、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等に加えて、耐震性の向上を目的としたサブプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震補強対策の内容も踏まえ、構成部材の形状、断面性能及び荷重伝達等を考慮して応力評価点及び応力解析方法を設定し、応力評価を行う。なお、詳細検討内容については、5.項に示す。

3.3.2 応力評価点

サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの応力評価点を表 3.3-1、図 3.3-1、表 3.3-2、図 3.3-2 に示す。

表 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

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

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

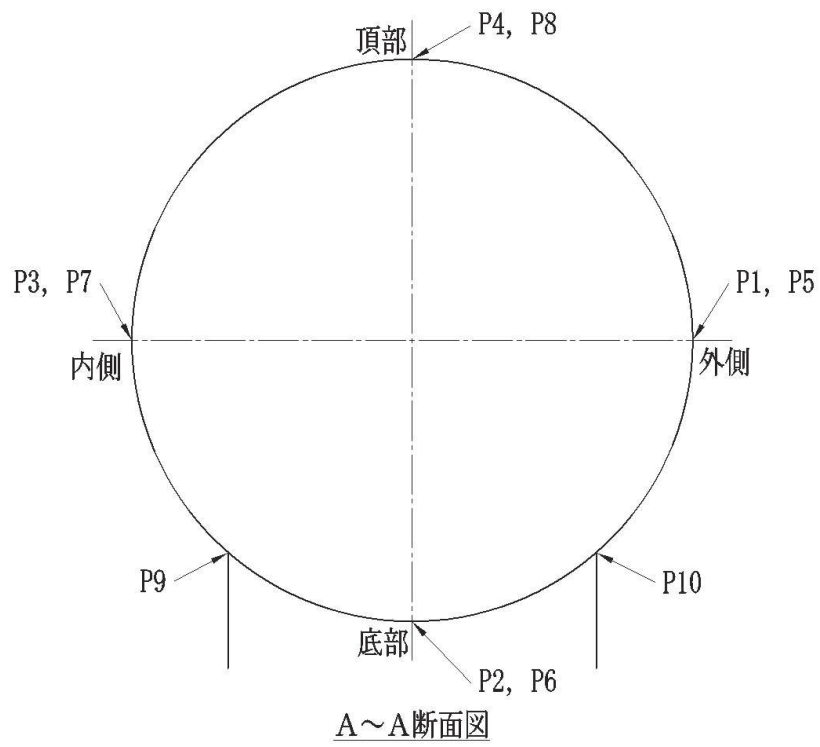
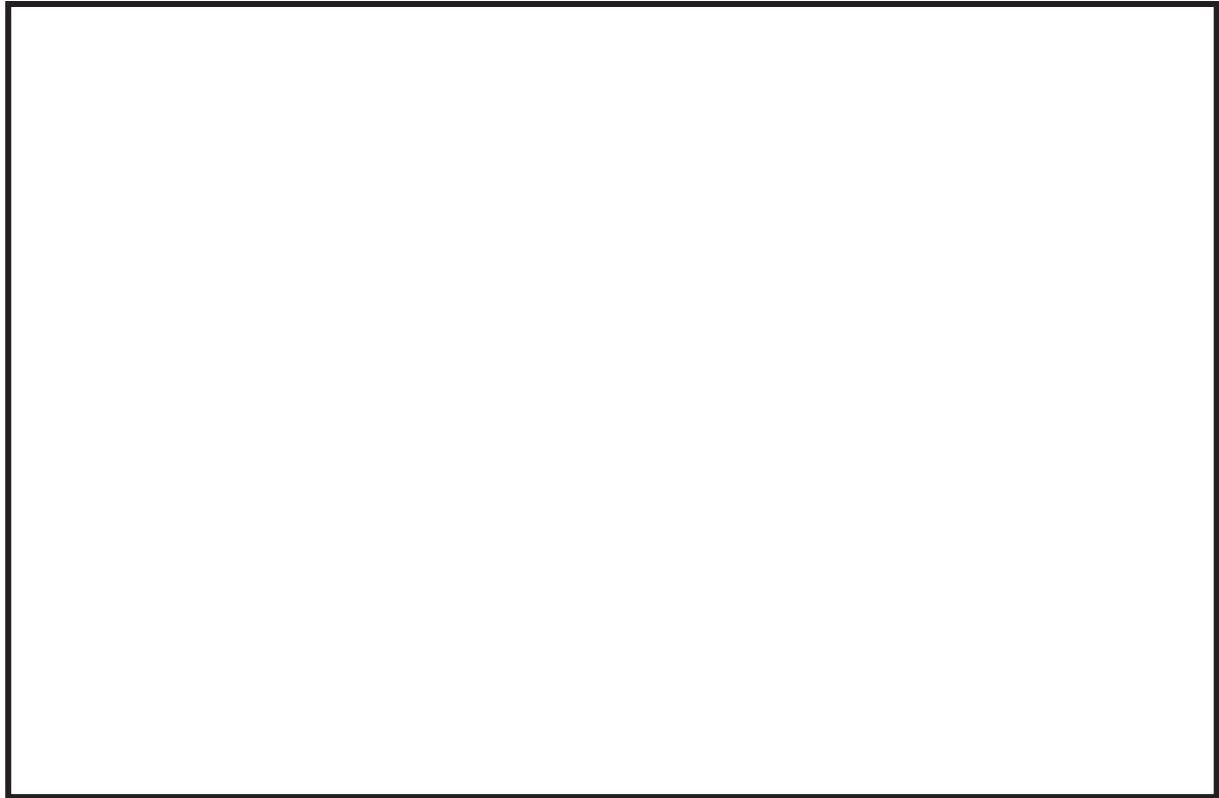


図 3.3-1 サプレッションチェンバの応力評価点

表 3.3-2 ボックスサポートの応力評価点

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

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

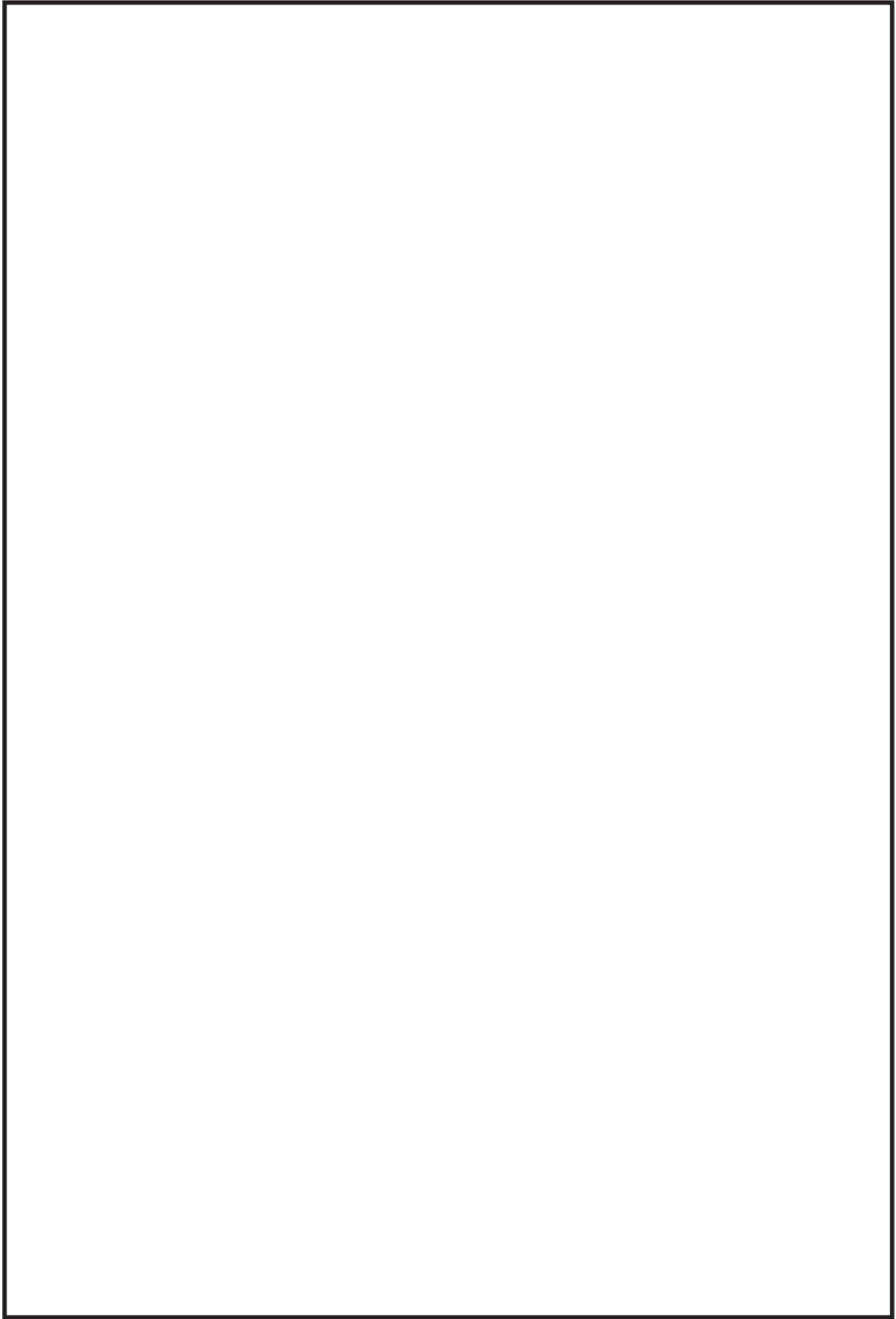


図 3.3-2 ボックスサポートの応力評価点

3.3.3 応力解析方法

(1) 公式等による手計算を用いた応力評価

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

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

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

(2) 応力解析モデルを用いたFEM解析による応力評価

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

今回工認では、重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ及びボックスサポートに負荷される局所的な応力をより詳細に評価するため、シェル要素でモデル化し、ボックスサポート取付部に加えて、サプレッションチェンバについてもFEM解析による応力解析を行う。

応力解析モデルは、ボックスサポート取付部のばね剛性の算定に用いたモデルと同等の解析モデルを適用する。また、地震応答解析で算出された地震荷重等の応力解析モデルへの入力値は、応力評価点の変形を適切に模擬するように地震応答変位を用いて設定する。

3.4 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違

既工認と今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価手法について比較・整理した結果を表3.4-1に示す。また、既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデルを図3.4-1に、ボックスサポートの荷重算定方法について図3.4-2に示す。

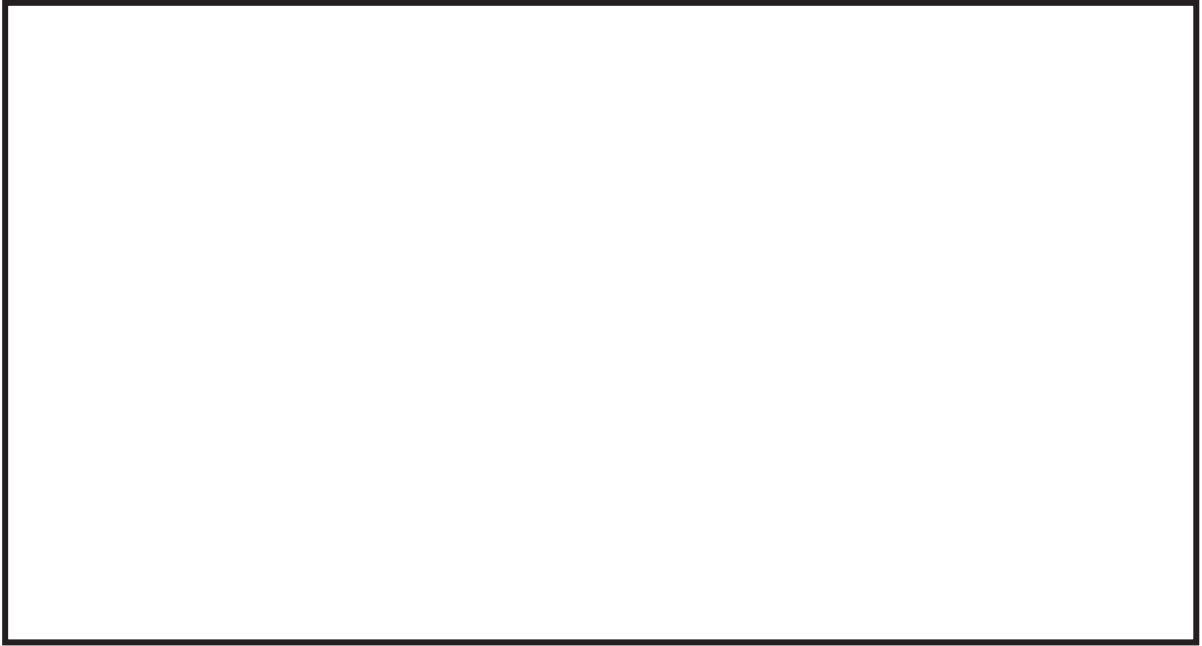


図3.4-1 既工認におけるサプレッションチェンバの地震応答解析モデル

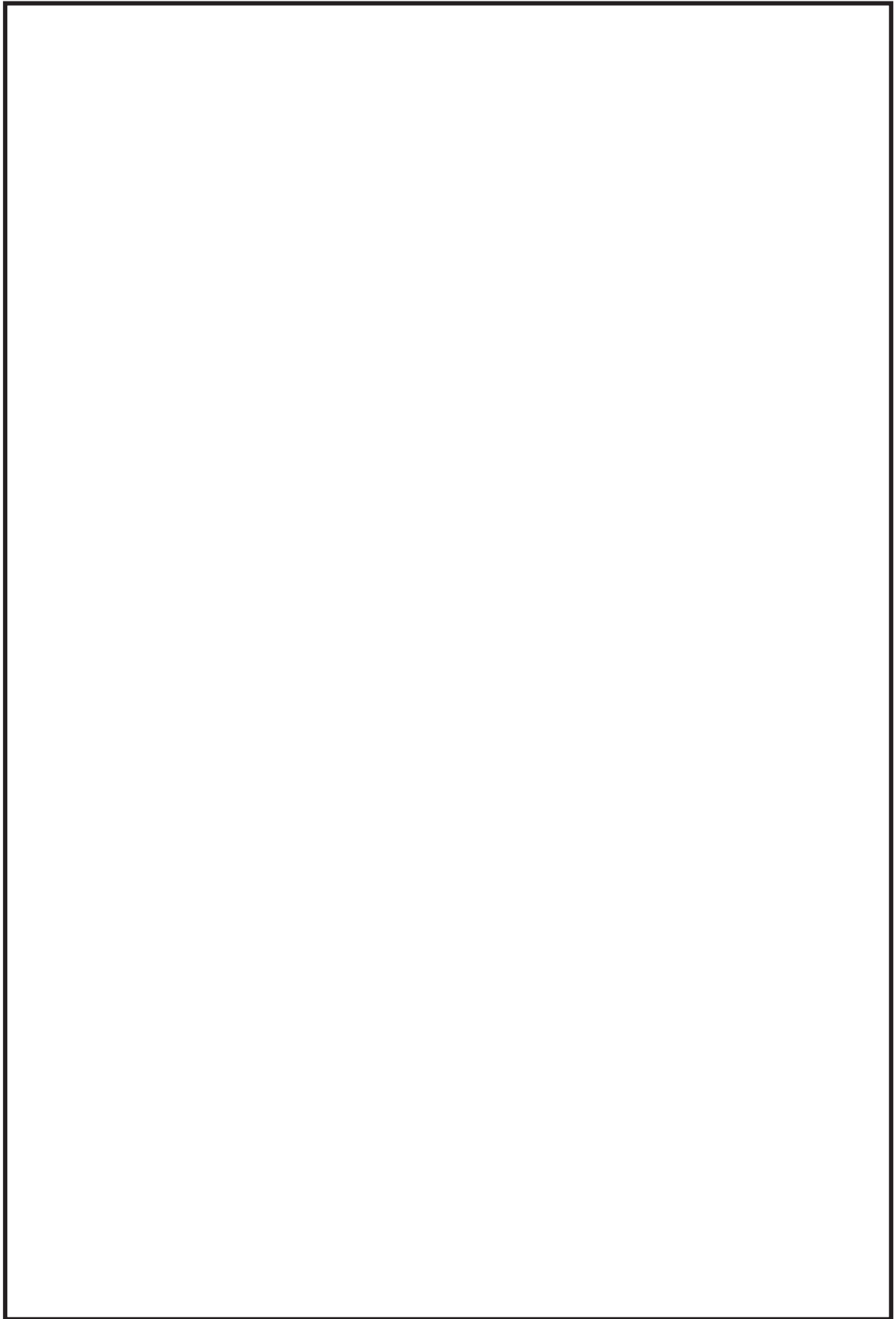


図 3.4-2 ボックスサポートの荷重算定方法

表 3.4-1 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違 (1/2)

設備	解析種別	応力評価点		既工認		今回工認		変更理由
				解析手法	解析モデル	解析手法	解析モデル	
サブプレッションチェンバ	地震応答解析	全応力評価点		設置床の最大応答加速度による静的解析	3次元はりモデル (サブプレッションチェンバ全体を考慮)	動的解析 (スペクトルモーダル解析)	3次元はりモデル*1 (サブプレッションチェンバ全体を考慮)	重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、解析手法及び解析モデルを詳細化した。
	応力解析	P1 P2 P3 P4	胴中央部外側 胴中央部底部 胴中央部内側 胴中央部頂部	公式等による評価	—	FEM解析	3次元シェルモデル (サブプレッションチェンバ本体とボックスサポート () を考慮)	胴エビ継手部と合わせて、より詳細な応力を考慮することとした。
		P5 P6 P7 P8	胴エビ継手部外側 胴エビ継手部底部 胴エビ継手部内側 胴エビ継手部頂部	公式等による評価	—	FEM解析	3次元シェルモデル (サブプレッションチェンバ本体とボックスサポート () を考慮)	胴エビ継手部近傍にはボックスサポートが取り付けられているため、より詳細に局所的な応力を考慮することとした。
P9 P10	内側ボックスサポート取付部 外側ボックスサポート取付部	FEM解析	3次元シェルモデル (サブプレッションチェンバ本体とボックスサポート () を考慮)	FEM解析	3次元シェルモデル (サブプレッションチェンバ本体とボックスサポート () を考慮)	地震応答解析モデルに考慮したボックスサポート取付部のばね剛性算定用のシェルモデルを応力解析モデルとした。() から () とした。		

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

表 3. 4-1 既工認と今回工認における耐震評価手法の相違 (2/2)

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

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

*2 : 既工認では、応力評価点としていない。

4. 地震応答解析の詳細

4.1 地震応答解析モデル（3次元はりモデル）

4.1.1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量算定

(1) 内部水の有効質量算定の考え方

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

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

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

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

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

注記*：振動試験体を模擬した試験体解析モデルを作成し、試験体への入力波を用いて流体解析を行い、得られた荷重と入力加速度との関係から内部水の有効質量を算出

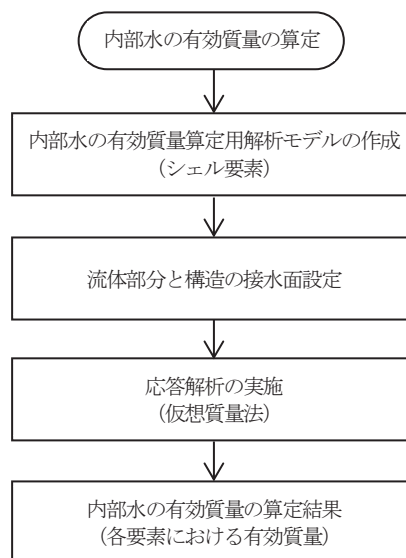


図 4.1-1 内部水の有効質量算定フロー

(2) 内部水の有効質量の解析モデル

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

解析モデルは、サプレッションチェンバ（強め輪を含む）の寸法、剛性を模擬したシェル要素とし、サプレッションチェンバ内部水の水位を設定する。なお、サプレッションチェンバ内部水の有効質量を算定するための解析モデルの作成にあたっては、内部水の有効質量が解析対象の容器形状及び水位に係る情報のみがあれば算定可能であることから、内部水の有効質量算定に関係のないボックスサポートを模擬していない。

サプレッションチェンバ内部水の水位は、図 4.1-3 に示すとおり、通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位を考慮して2 ケースを設定する。なお、耐震解析用重大事故等時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動 S_d 及び基準地震動 S_s による地震力と組み合わせる水位である（別紙 10）。

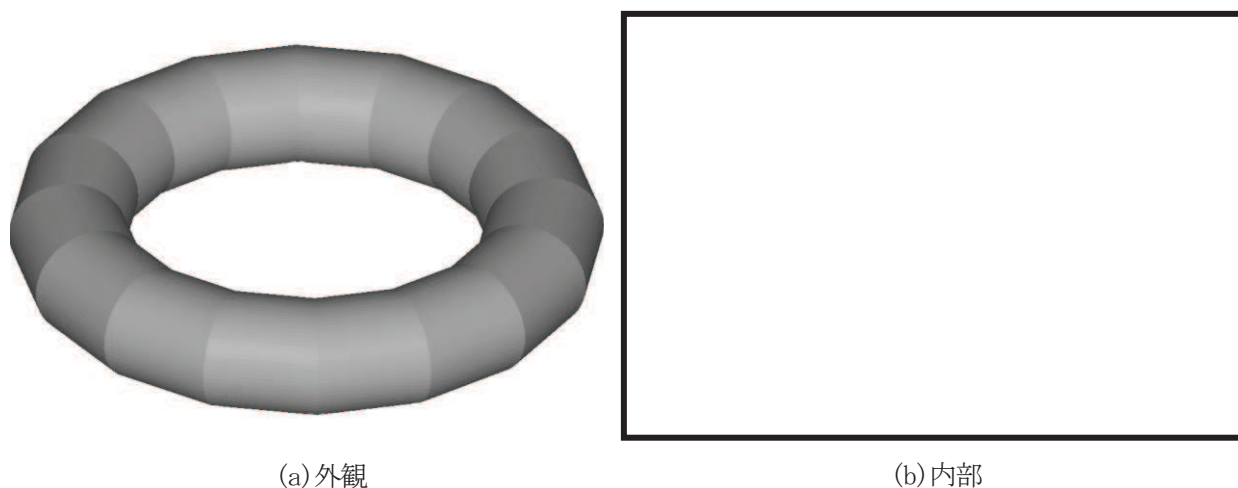


図 4.1-2 内部水の有効質量算定用解析モデル

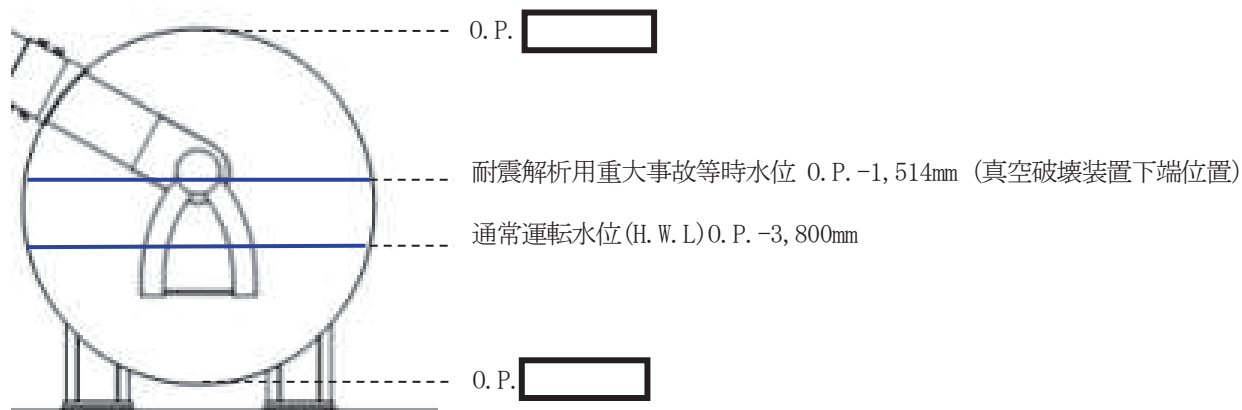


図 4.1-3 サプレッションチェンバ内部水の設定水位

(3) 内部水の有効質量の解析結果

仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算定結果を表 4.1-1 に示す。ここで、算出結果として示している内部水の有効質量比の値は、内部水全質量に対する水平方向の内部水の有効質量の割合を表す。なお、耐震設計で用いる地震応答解析モデル（3次元はりモデル）における内部水の有効質量は、仮想質量法を用いて設定する。詳細な設定方法については、4.1.2 項に示す。

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

表 4.1-1 サプレッションチェンバ内部水の有効質量比算定結果

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

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

4.1.2 地震応答解析モデルにおける内部水の有効質量の設定

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

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

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

今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルを図 4.1-5 に示す。また、地震応答解析モデルの各質点に設定される内部水の有効質量について、耐震解析用重大事故時水位を代表として、水平(X方向)方向及び鉛直(Z方向)方向の内部水の有効質量(並進質量及び回転質量)を表 4.1-2 及び表 4.1-3 に示す。

水平(X方向)のうち並進(X方向)の質量の総和が内部水の有効質量であり、鉛直(Z方向)方向の並進(Z方向)の質量の総和が全質量を表し、その内部水の有効質量比は0.33と表 4.1-1 と一致しており、適切に縮約されていることを確認した。なお、サプレッションチェンバの強め輪補強対策に係る詳細設計段階の検討結果の反映により、内部水から容器に加わる荷重が増加することで、設置許可時よりも内部水の有効質量比が増加している。

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

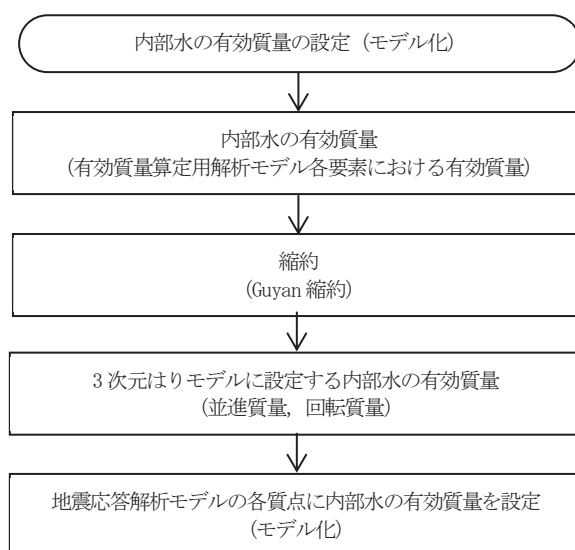


図 4.1-4 内部水の有効質量の地震応答解析モデルへの設定フロー



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

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

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg \cdot m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg \cdot m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg \cdot m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

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

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg・m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

4.1.3 サプレッションチェンバ本体のモデル化

サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析に適用する解析モデル設定にあたっては、サプレッションチェンバ及びボックスサポートを構成する各部材の剛性及び質量、サプレッションチェンバ内部水等を適切に考慮することとしている。

サプレッションチェンバ本体（小円）については、建設時にサプレッションチェンバ内部に設置した強め輪（64 枚）によって断面変形を抑制する設計としているため、はり要素でモデル化しているが、バルジングに係る既往知見を踏まえ、サプレッションチェンバに対するバルジング*の影響検討を行い、地震応答解析にあたってサプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化することの適用性を検討した。

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

よって、サプレッションチェンバ本体のモデル化は、サプレッションチェンバ本体の小円断面中心位置に円筒断面の理論式により算定した剛性を考慮したはり要素でモデル化し、その剛性は既工認と同様とする（表 4.1-4 参照）。また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの質量は、サプレッションチェンバ本体のはり要素に考慮した。

ただし、今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ本体小円の断面変形を更に抑制するため、強め輪（32 枚）の補強対策を実施する。

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、ボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を 3次元はりモデルに付加する。

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

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

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

表 4. 1-4 サプレッションチェンバ本体のモデル化諸元

部材	材質	部材長* (mm)	質量 (10 ³ kg)	断面積 (mm ²)	断面二次 モーメント (mm ⁴)	有効せん 断断面積 (mm ²)	縦弾性 係数 (MPa)	ポアソン 比 (-)
サプレ ション チェン バ	SGV49							

注記*：3次元はりモデルにおけるサプレッションチェンバの全長を表す。

4. 1. 4 ボックスサポート取付部のばね剛性の算定

サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルについては、サプレッションチェンバとボックスサポートをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部については、より詳細な地震応答を把握するため、ボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素でモデル化する。

サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性算定フローを図 4. 1-6 に示す。

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

ばね剛性算定方法の詳細については、別紙4に示す。

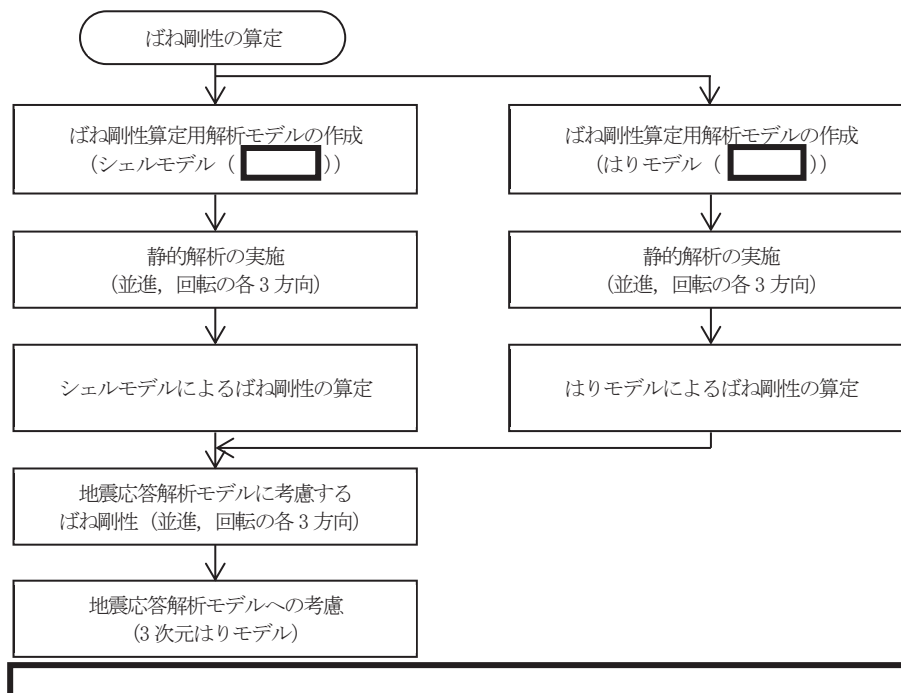




図 4. 1-6 ボックスサポート取付部のばね剛性算定フロー

(1) ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

サブプレッションチェンバには、16 セグメントの円筒の継ぎ目部 (胴エビ継手部) にボックスサポートがサブプレッションチェンバ大円の内側と外側に 1 組配置されている対称構造であることから、ばね剛性算定用解析モデルのモデル化範囲は、
, シェル要素でモデル化する。ばね剛性算定用解析モデルを図 4.1-7 に示す。

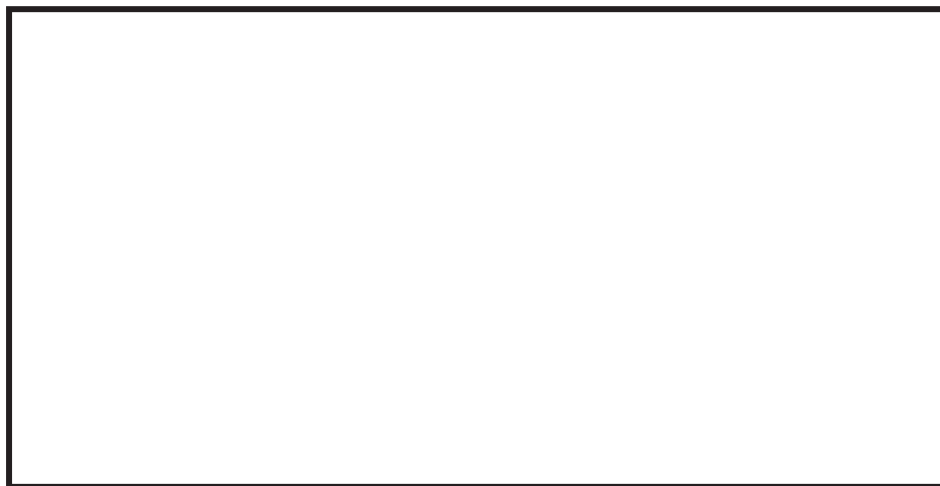


図 4.1-7 ばね剛性算定用解析モデル (シェルモデル)

(2) ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

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



図 4.1-8 ばね剛性算定用解析モデル (はりモデル)

(3) 地震応答解析モデルに考慮するばね剛性

サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析に考慮するボックスサポート取付部のばね剛性を表 4.1-5、地震応答解析モデルを図 4.1-9 に示す。ボックスサポート取付部のばね剛性については、地震応答解析モデル（3次元はりモデル）のボックスサポート上端位置に並進3方向、回転3方向を設定する。

表 4.1-5 ボックスサポート取付部のばね剛性

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

注記* :

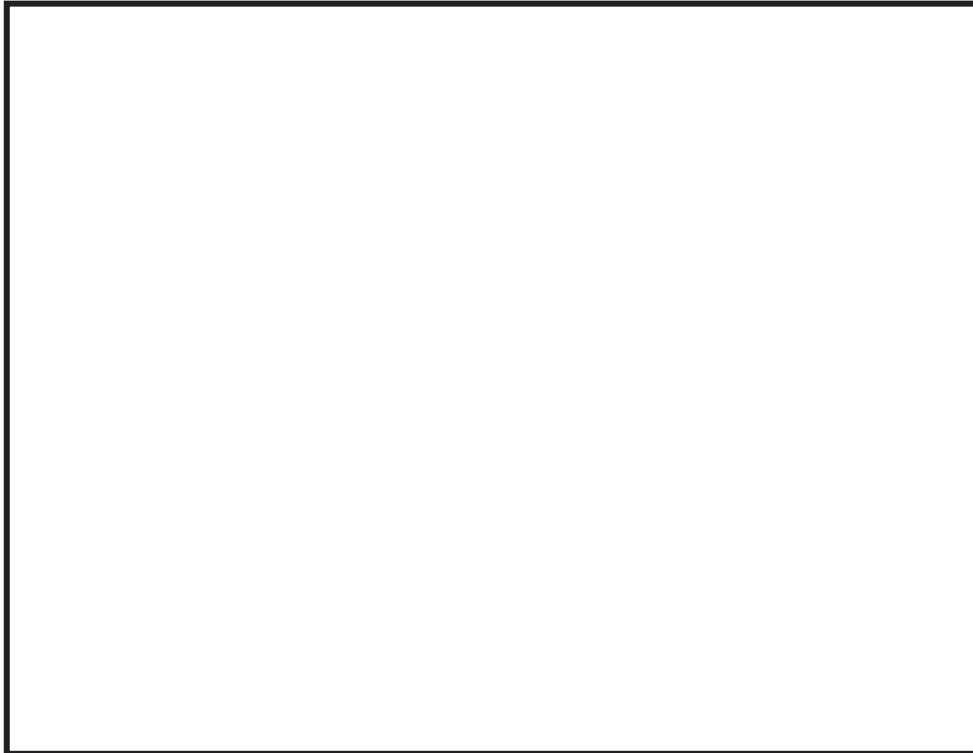


図 4.1-9 地震応答解析モデル（ばね剛性考慮）

4.1.5 ボックスサポートのモデル化

(1) ボックスサポート本体のモデル化の考え方

既工認におけるサプレッションチェンバのモデル化では、

に考慮し
ていた。

今回工認では、

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

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

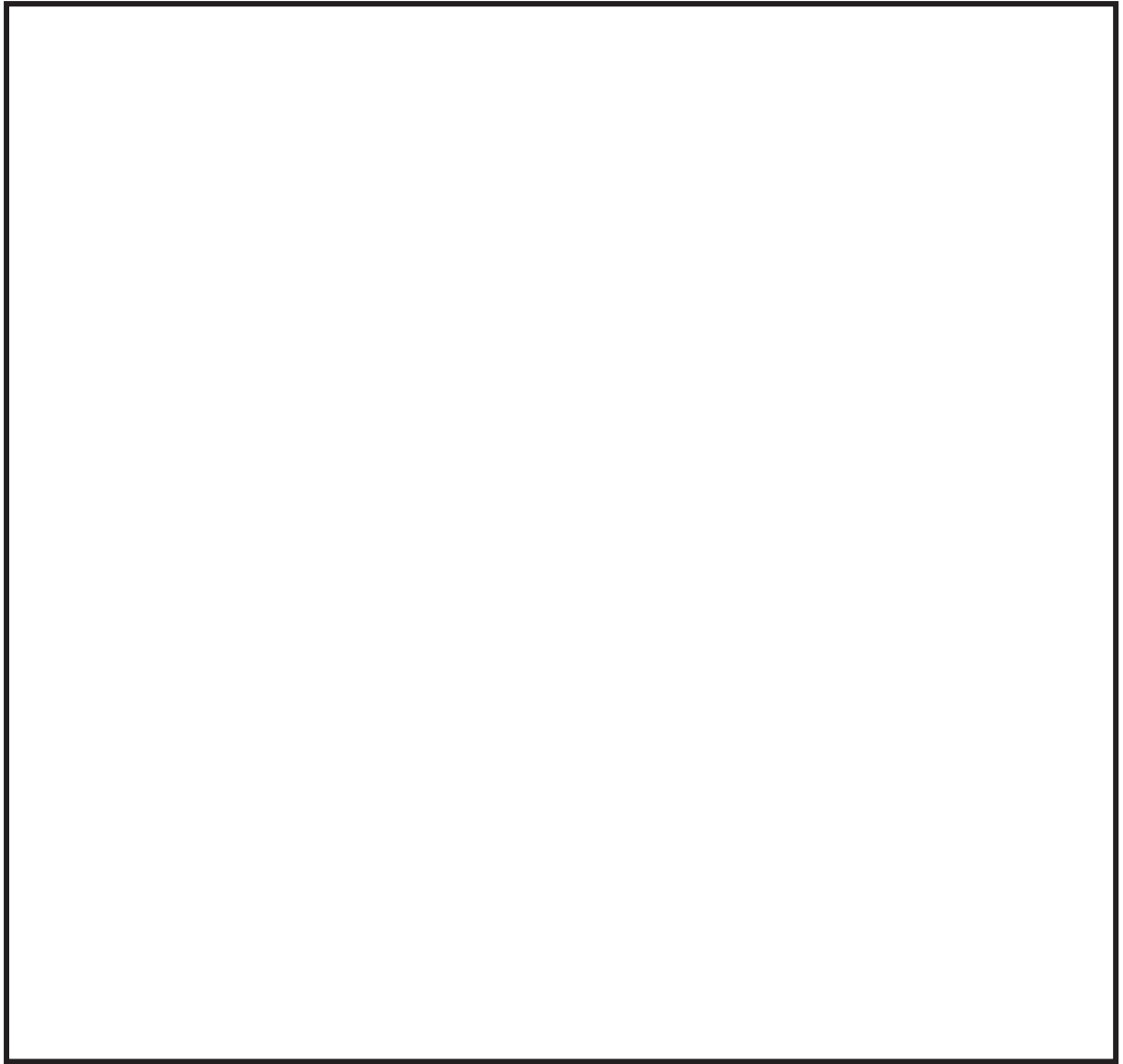


図 4.1-10  算定用の3次元シェルモデル図

表 4.1-6 ボックスサポートのモデル化諸元

部材	材質	部材長 (mm)	質量 (10 ⁻³ kg)	断面積 (mm ²)	断面二次 モーメント (mm ⁴)		有効せん断 断面積 (mm ²)		縦弾性 係数 (MPa)	ポア ソン比 (-)
					大円半 径方向	大円円 周方向	大円半 径方向	大円円 周方向		
ボックス サポート	SM41B									

注記* : サプレッションチェーンバ本体側に考慮。

表 4.1-7 フランジプレートのモデル化諸元

部材	ばね剛性 (N/mm)
フランジプレート	

(2) 基礎ボルトのモデル化の考え方

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

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

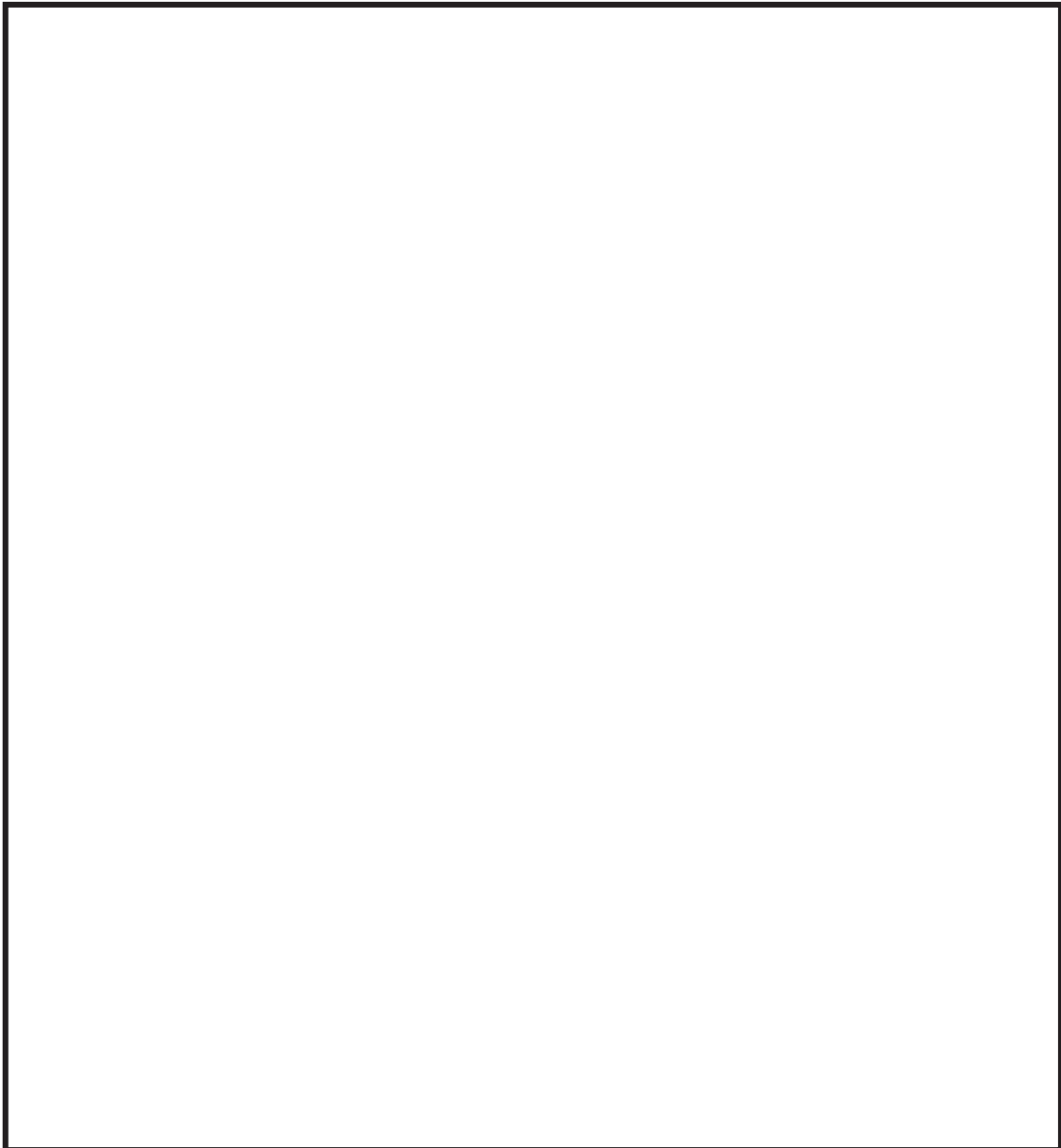


図4.1-11 荷重イメージ

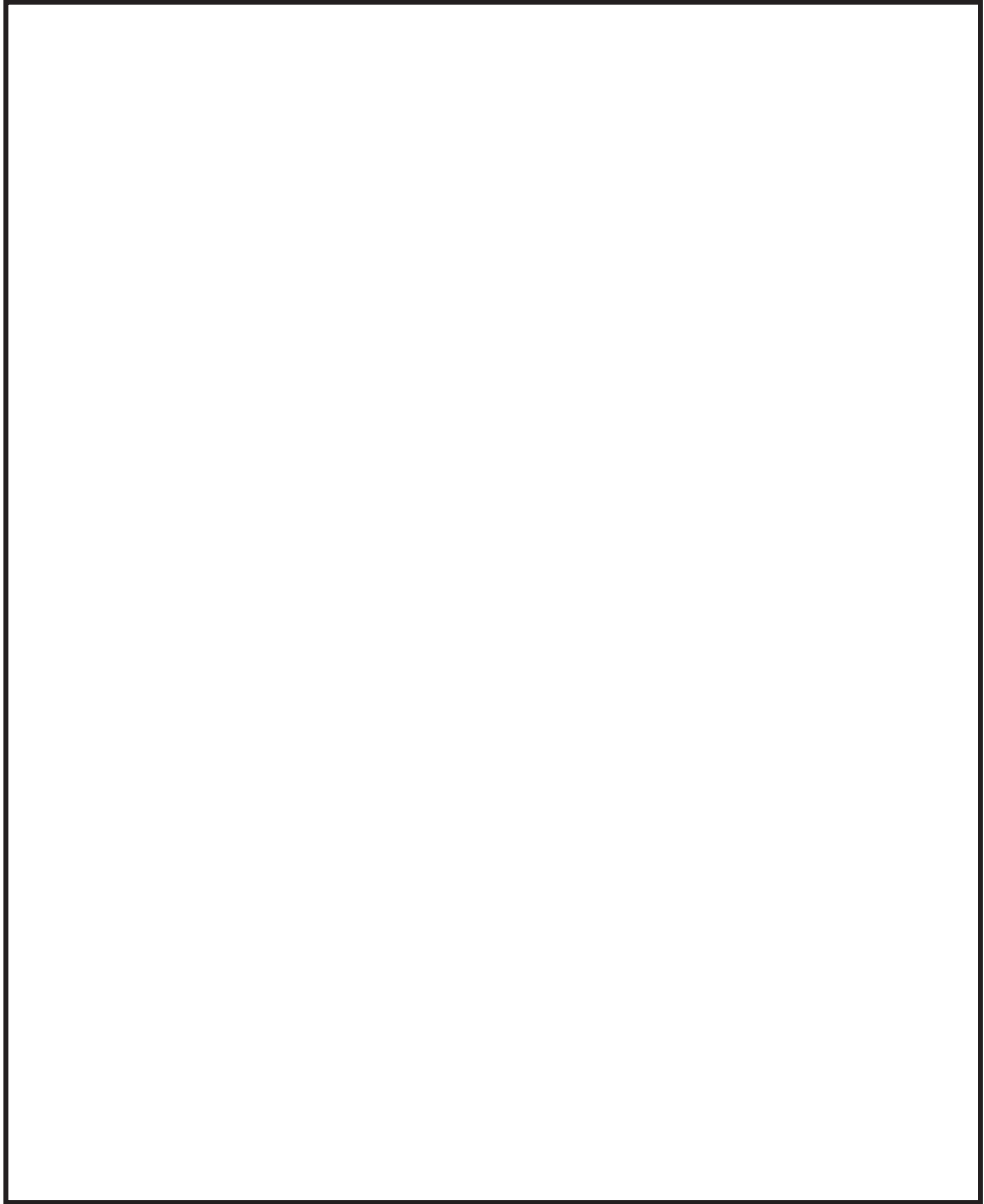


図 4.1-12 ボックスサポートの解析モデル

(3) ボックスサポート（基礎ボルト含む）モデル化

ボックスサポート周りのモデル化に当たっては、

と結合している。

また、

と結合している。

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

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

表 4.1-8 基礎ボルトのモデル化有無による固有周期比較

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

注記*： 4.2.3における「耐震評価として考慮すべき振動モード」と対応。

表 4.1-9 ボックスサポートの解析モデルの境界条件

位置	境界条件
<div data-bbox="424 322 662 369" style="border: 1px solid black; width: 149px; height: 21px; margin: 0 auto;"></div>	<div data-bbox="1010 297 1222 344" style="border: 1px solid black; width: 133px; height: 21px; margin: 0 auto;"></div> <div data-bbox="1023 349 1209 396" style="border: 1px solid black; width: 117px; height: 21px; margin: 0 auto;"></div>
<div data-bbox="413 405 673 452" style="border: 1px solid black; width: 163px; height: 21px; margin: 0 auto;"></div>	<div data-bbox="936 405 1297 452" style="border: 1px solid black; width: 226px; height: 21px; margin: 0 auto;"></div>



図 4.1-13 ボックスサポートの解析モデル

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

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

4.2 地震応答解析モデル（3次元はりモデル）の適用性確認

4.2.1 適用性の確認方針（適用性確認の着眼点）

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

本項では、上記を踏まえて設定したサプレッションチェンバ及びボックスサポートの3次元はりモデルを地震応答解析に適用することの適用性について確認する。適用性確認にあたっては、サプレッションチェンバ（強め輪を含む）及びボックスサポートをシェル要素でモデル化した適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による地震応答解析を実施し、3次元はりモデルを用いた地震応答解析結果との比較を行う。地震応答解析は、3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデルともに、今回工認で用いる設計用床応答曲線を用いたスペクトルモーダル解析を行った。応力評価は、水平2方向及び鉛直方向の荷重組合せを考慮した。図4.2-1にサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル（3次元はりモデル）に対する適用性確認フローを示すとともに、適用性確認における着眼点を以下に示す。

着眼点(1) 固有値解析による振動モード，それらの固有値，刺激係数を比較し，適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の解析結果から耐震評価として考慮すべきと確認された振動モード（変形方向）が3次元はりモデルにて表現できていること。ここで，耐震評価として考慮すべき振動モードとは，各応力評価点における発生応力に有意に影響する振動モード。また，それらの固有値の違いについては，工学的な判断目安として設計用床応答曲線として設定される10%拡幅を考慮し，10%以内であることとした。

着眼点(2) 地震応答解析（スペクトルモーダル解析）による応力評価部位毎（サプレッションチェンバ胴中央部，胴エビ継ぎ手部，ボックスサポート取付部及びボックスサポート）に許容値に対する発生応力の割合がシェルモデルと3次元はりモデルで概ね一致していること。

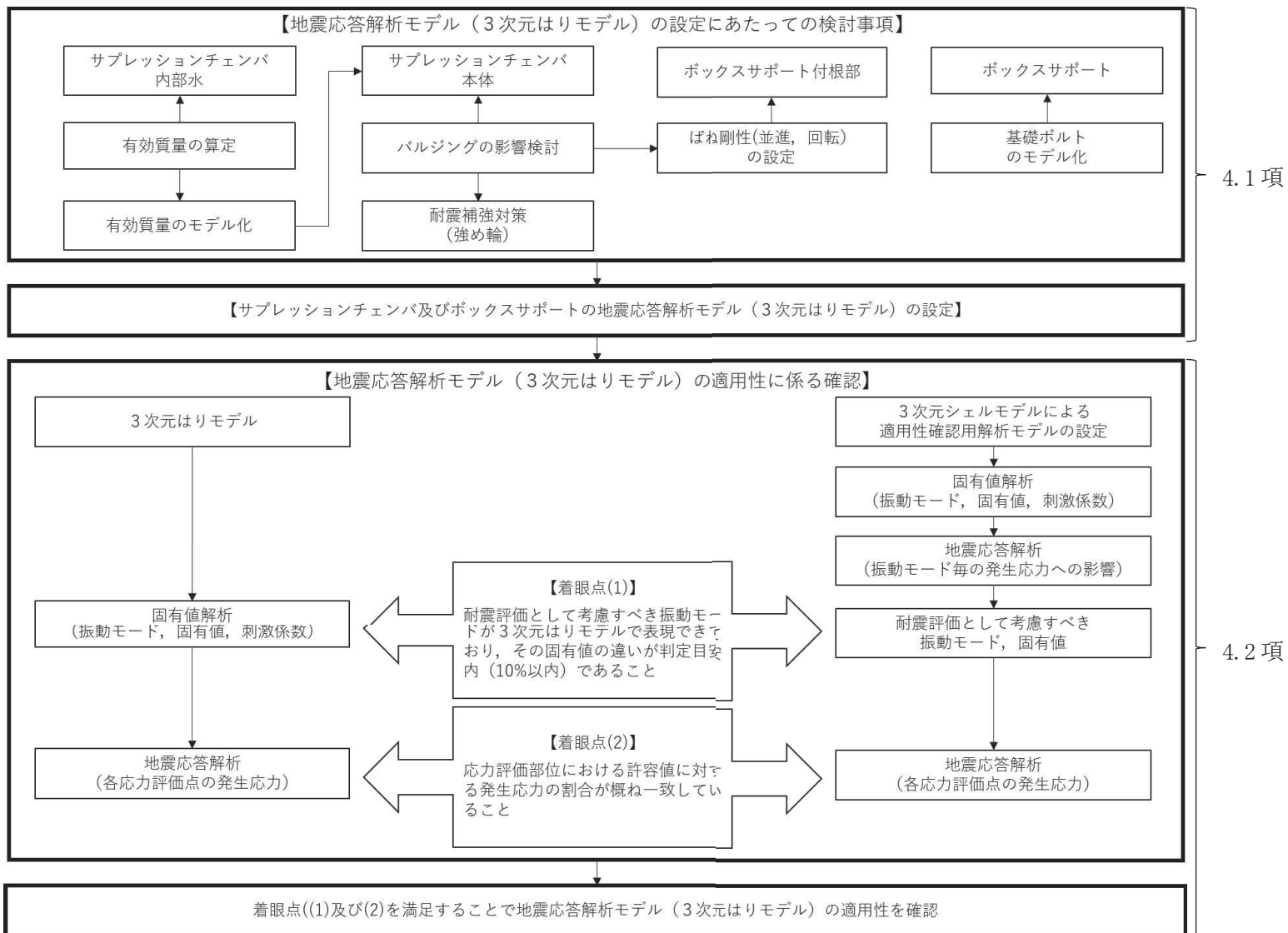


図 4.2-1 3次元はりモデル設定及び適用性検証フロー

4.2.2 適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）

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

表 4.2-1 適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）のモデル諸元

項目		内容
モデル要素数		
モデル化	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェンバ本体，強め輪 （耐震補強対策含む），ボックスサポート（耐震補強対策含む） 剛ばね要素：基礎ボルト
	内部水	<ul style="list-style-type: none"> 耐震解析用重大事故等時水位（O.P. -1, 514mm） NASTRANの仮想質量法を適用

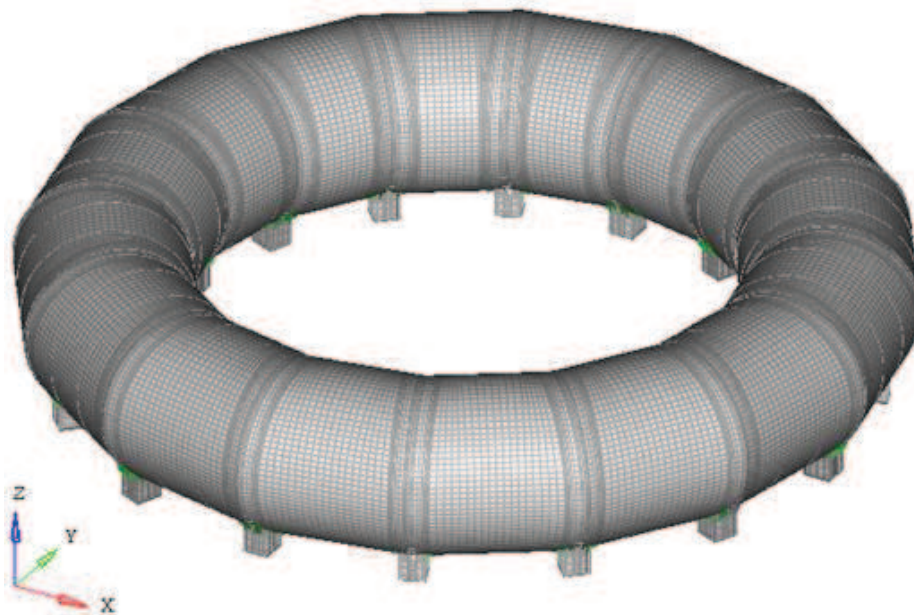


図 4.2-2 適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）図

4.2.3 3次元はりモデルと適用性確認用解析モデルとのモデル化比較

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

表 4.2-2 3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデルのモデル化比較

モデル化項目	3次元はりモデル	適用性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)	モデル化の差異及びその適用性
内部水の有効質量のモデル化	NASTRAN の仮想質量法により算出し、NASTRAN の機能である Guyan 縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRAN の仮想質量法により算出し、その値をシェル要素に考慮	内部水の有効質量の算定方法は同じである。 3次元はりモデルにおける内部水の有効質量のモデル化は、Guyan 縮約を用いてモデル化しており、別紙2において円筒容器を用いた理論式及び内部水の有効質量の妥当性検証に用いた振動試験との対比により妥当性を確認している。(4.1.2項)
サブプレッションチェンバ本体のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサブプレッションチェンバ本体大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるサブプレッションチェンバ本体のモデル化は、小円の平面保持を仮定した理論式である。平面保持の仮定については、強め輪によって断面変形を抑制する設計としており、別紙3において強め輪の効果によって花びら状の変形等の小円の複雑な断面変形を伴う振動モードによる影響を十分抑制出来ていることを確認している。
ボックスサポート取付部のばね剛性のモデル化	実機構造を模擬したばね剛性算定用の3次元シェルモデル [] 等を用いてサブプレッションチェンバ小円の断面変形を含む取付部の局部変形を考慮したばね剛性を算定し、ボックスサポート取付部にばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	3次元はりモデルにおけるボックスサポート取付部のばね剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性(ボックスサポート取付部のばね剛性及び小円の断面変形を模擬した剛性(4.1.3項))は、適用性確認用モデルと同じである。(4.1.4項)
ボックスサポートのモデル化	[] でモデル化した [] 算定用の3次元シェルモデルを用いて曲げ・せん断・伸び剛性を算定し、ボックス構造部は [] で、フランジプレートは [] でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化 基礎ボルトは、剛ばね要素としてモデル化	ボックスサポート等の剛性は、モデル化の要素が異なるものの、着目している剛性は、適用性確認用モデルと同じである。(4.1.5項)

4.2.4 適用性確認結果

(1) 適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による固有値解析結果

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

(2) 耐震評価として考慮すべき振動モードの確認結果

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

グループA：刺激係数が2桁オーダーの値である振動モード

グループB：刺激係数が1桁オーダーの値である振動モード

グループC：刺激係数が1未満の値である振動モード

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

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

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

(3) 3次元はりモデルと適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との固有周期及び発生応力の比較

a. 着眼点(1)

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

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

b. 着眼点(2)

3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）によるサプレッショ

ンチェーンバの応力評価点における応力評価の比較結果を表4.2-7及び図4.2-3に示す。ここで、3次元はりモデルによるサブプレッションチェーンバ本体の応力評価は、今回工認の応力評価法(2ベイシェルモデルを用いた変位入力)を用いて応力を算定している。また、適用性確認解析モデル(3次元シェルモデル)による応力評価は、地震応答解析(スペクトルモーダル解析)によりシェル要素に発生する応力を算定している。

3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)による発生応力は、サブプレッションチェーンバの構造特徴を踏まえ応力評価部位を胴中央部、胴エビ継手部及びボックスサポート取付部に分類して比較した場合、応力評価部位によって大小関係は異なるものの、構造的に類似する胴中央部(P1, P2, P3, P4)、胴エビ継手部(P5, P6, P7, P8)及びボックスサポート取付部(P9, P10)の各分類において許容応力の範囲内で同程度である。耐震評価で最も重要となる最大応力発生部位であるボックスサポート取付部に対しては、3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)による発生応力が概ね一致しており、3次元はりモデルによる外側ボックスサポート取付部(P10)が最大応力となっている。なお、適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)に対して3次元はりモデルの一部で発生応力が小さい要因は、応力評価モデル(部分シェルモデル)の境界条件(地震荷重入力位置に剛体要素を設定(5.4.1参照))によるものと考えられる。

3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)によるボックスサポートの応力評価点における応力評価の比較結果を表4.2-8及び図4.2-4に示す。ここで、ボックスサポートの応力評価は、いずれともボックスサポート及び基礎ボルトに加わる荷重を用いて、今回工認の応力評価法(公式等による評価)にて応力を算定している。

3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)による発生応力は、ボックスサポートの応力評価部位による大小関係は類似しており、3次元はりモデルの発生応力と適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の発生応力の差は小さく、ボックスサポートの発生応力は許容応力の範囲内で同程度である。なお、適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)に対して3次元はりモデルの一部で発生応力が小さい要因は、基礎ボルトの荷重分布の若干の差異によるものと考えられる。

ここで、サブプレッションチェーンバに対する3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の加速度及び変位の比較結果を図4.2-5に示す。3次元はりモデルの質点位置における各方向の加速度及び変位は、適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の小円断面(頂部、底部、内側、外側)における各方向の加速度及び変位の平均的な応答を表していることが分かる。なお、3次元はりモデルによるサブプレッションチェーンバ本体の応力は、この3次元はりモデルでの変位を用いて算定し、適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)により算出された応力と比較している。なお、サブプレッションチェーンバの設置位置の設計用床の応答曲線に対して、3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデ

ル)の固有周期(水平1次モード,鉛直1次モード)を図4.2-6に示す。なお,女川2号機の床応答曲線の場合,3次元はりモデルと適用性確認用解析モデルの各々の固有周期帯でフラットな形状となっていることから,応答加速度がほぼ同等となる。

(4) 適用性確認結果

上記3次元はりモデルの適用性確認結果から,3次元はりモデルを用いた地震応答解析は,耐震評価として考慮すべき振動モードを表現できていること,応力評価部位における発生応力が許容応力の範囲内で同程度(3次元シェルモデル及び3次元はりモデルのいずれも許容応力の範囲内)であることから,女川2号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルに対して今回工認で設定した3次元はりモデルの適用性を確認した。

なお,サプレッションチェンバのモデル化の差異(3次元はりモデルと適用性確認用解析モデル)が固有周期に与える影響について,別紙20にて考察した。

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

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

注記*1：刺激係数は、モード質量を正規化し、固有ベクトルと質量マトリックスの積から算出した値を示す。

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

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

表 4.2-4 各振動モードの応力への寄与率

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

表 4.2-5 3次元はりモデルを用いた固有値解析結果

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

注記*1：刺激係数は、モード質量を正規化し、固有ベクトルと質量マトリックスの積から算出した値を示す。

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

表 4.2-7 3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による
サブプレッションチェンバの応力比較結果

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

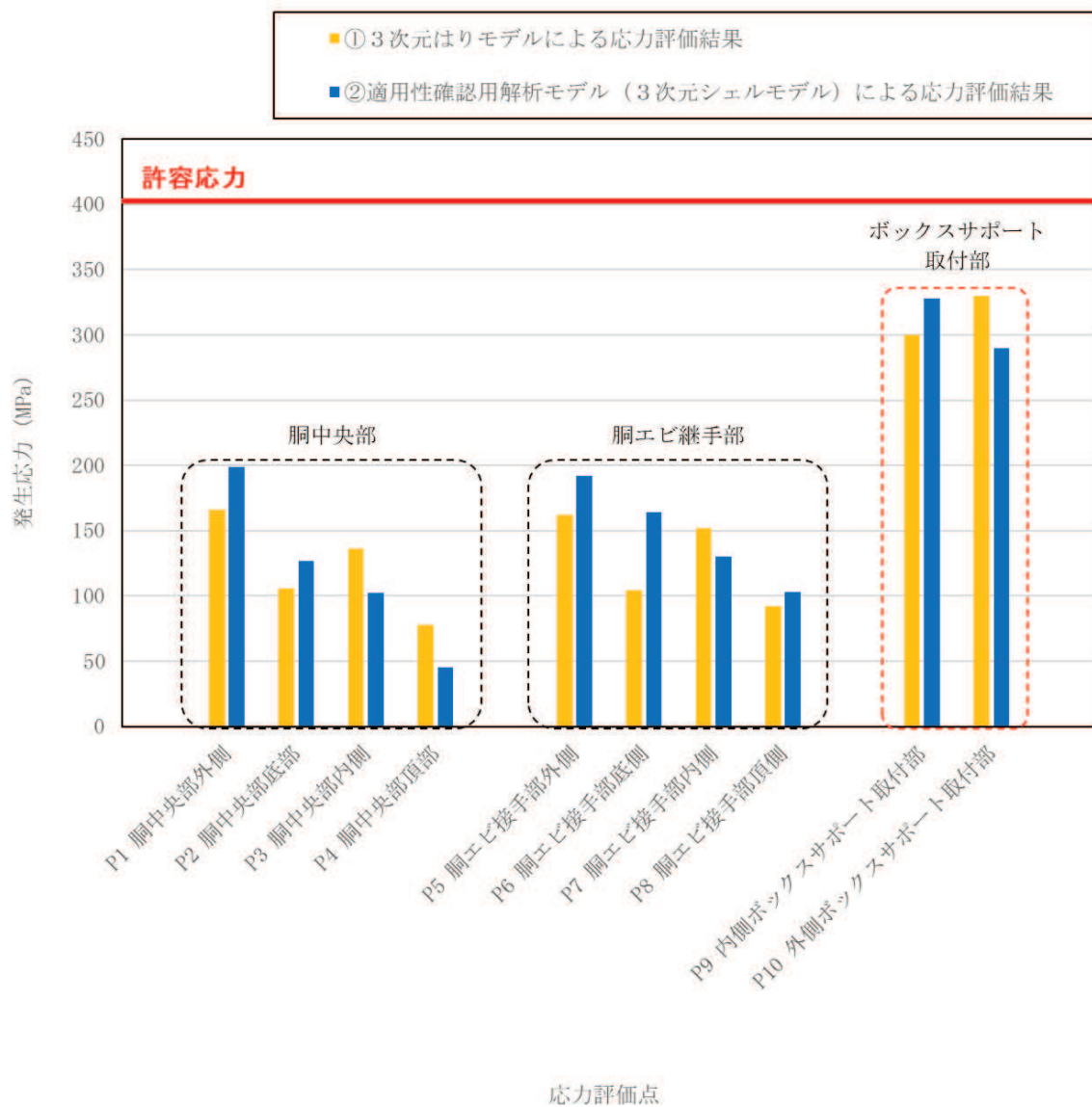


図 4.2-3 3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル (3次元シェルモデル) によるサプレッションチェンバの応力比較結果

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

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

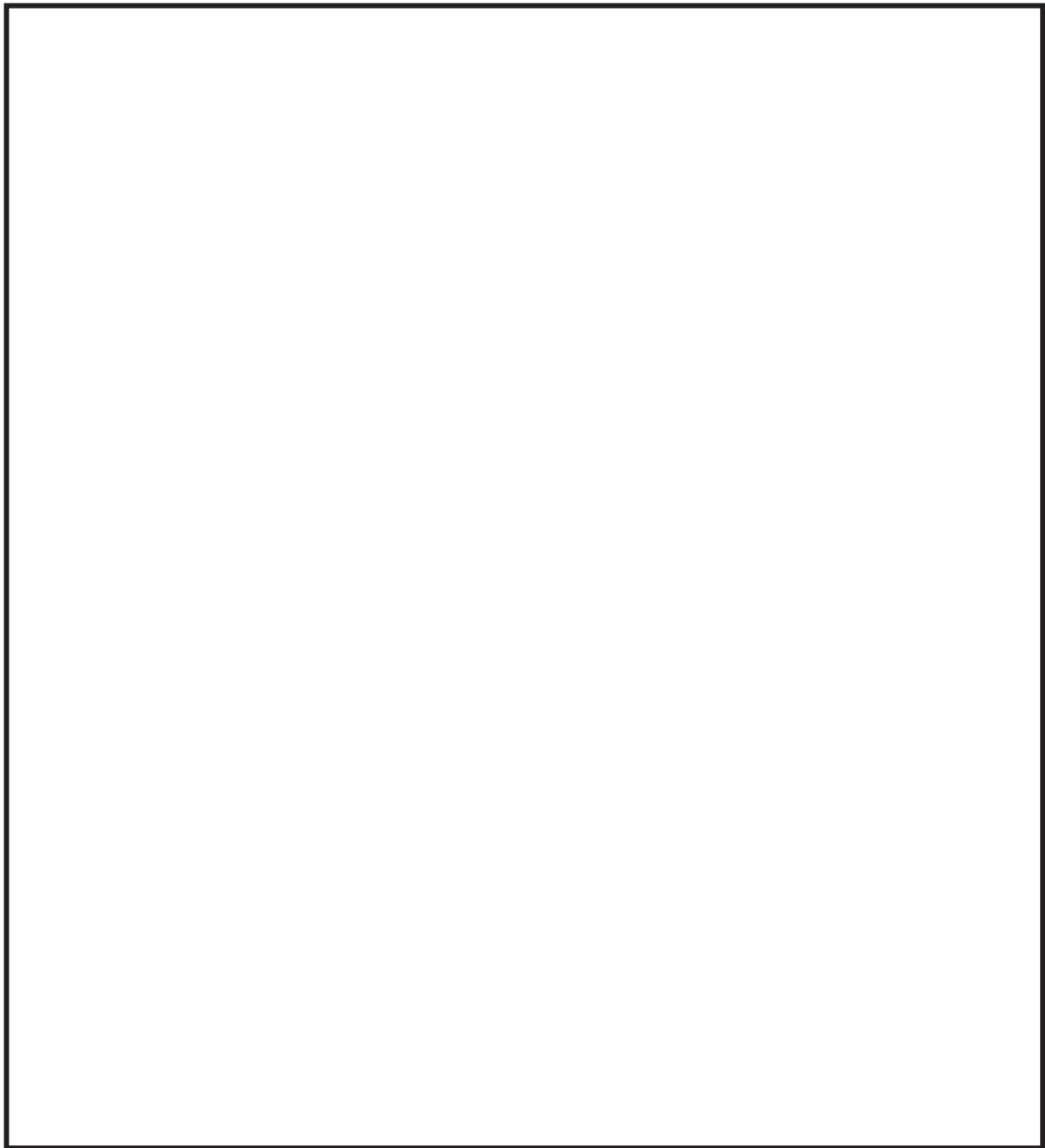


図 4.2-4 3次元はりモデル及び適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）による
ボックスサポートの応力比較結果

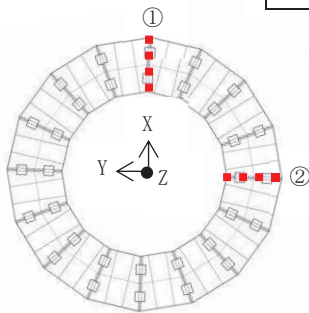
凡例

記載位置は、小円断面での位置を表す。

シェル		
	内側	外側
	頂部	底部

単位:m/s

方向	はり	シェル	
		内側	外側
X	33.51	31.41	47.39
		26.17	29.94
Y	15.79	17.45	12.57
		20.82	9.29
Z	35.04	12.77	25.02
		48.72	5.49



単位:m/s

方向	はり	シェル	
		内側	外側
X	15.79	17.44	12.57
		20.82	9.29
Y	33.51	31.46	47.40
		26.19	29.98
Z	35.04	12.77	25.02
		48.72	5.49

(a) 加速度の比較結果

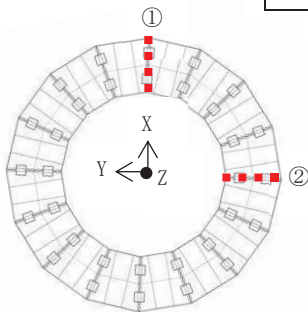
凡例

記載位置は、小円断面での位置を表す。

シェル		
	内側	外側
	頂部	底部

単位:mm

方向	はり	シェル	
		内側	外側
X	7.56	5.99	13.17
		7.51	7.67
Y	3.72	4.76	3.59
		6.03	2.57
Z	6.79	2.32	5.92
		10.16	1.18

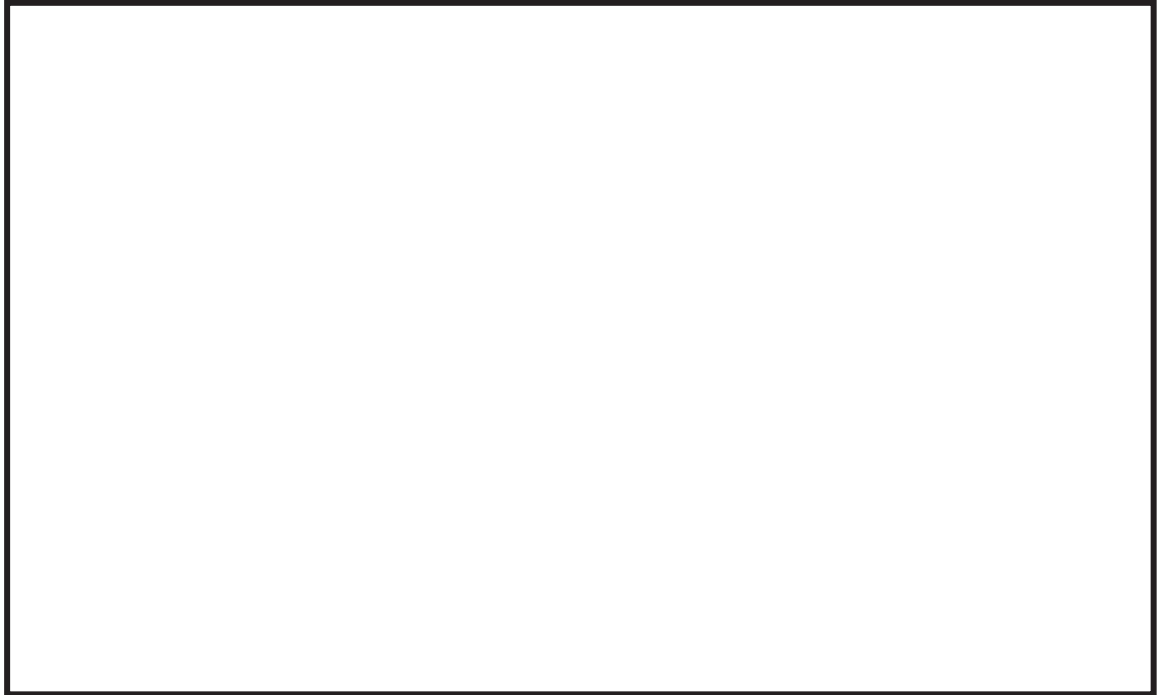


単位:mm

方向	はり	シェル	
		内側	外側
X	3.72	4.76	3.59
		6.03	2.57
Y	7.56	6.00	13.17
		7.51	7.68
Z	6.79	2.32	5.92
		10.15	1.18

(b) 変位の比較結果

図 4.2-5 3次元はりモデルと適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との加速度及び変位の比較結果



(a) 水平方向



(b) 鉛直方向

図 4.2-6 設計用床応答曲線と固有周期の比較

4.3 地震応答解析に対する内部水の有効質量算出法及び高振動数領域の影響検討

地震応答解析では、サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの構造特性、サブプレッションチェンバ内部水の流体特性等を考慮し、サブプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデル(3次元はりモデル)を設定し、スペクトルモーダル解析を実施して地震時の荷重を算定する。なお、3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析については、女川2号機と同型炉のサブプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析として、既工認実績のある手法である。

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

(1) 内部水の有効質量算出法の違いによる内部水の有効質量の差異による影響

4.1.1項におけるサブプレッションチェンバ内部水の有効質量の算定結果では、NASTRANの仮想質量法と汎用流体解析コードOpenFOAMによる流体解析により算出した内部水の有効質量比は概ね一致しているが、仮想質量法により算出した方がやや大きい傾向があり、内部水の有効質量としては保守側の値となっていることを確認している(4.1.1参照)。

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

4.1.1項で算定した仮想質量法の内部水の有効質量比(0.33)及び流体解析の内部水の有効質量比(0.32)の関係(仮想質量法>流体解析)から、流体解析の場合における主要な振動モードの固有周期を仮想質量法と比較して短周期に5%程度短いとすると*、設計用床応答曲線と固有周期との関係から、内部水の有効質量算出法の違いによって応答加速度が変わらないことから、内部水の有効質量算出法の違いによる地震応答解析への影響はほとんどないことを確認した。

* 仮想質量法に対する流体解析の固有周期の比率は、剛性を同一として、それぞれの内部水の有効質量比から算定($\sqrt{0.32/0.33}=0.985$)し、影響検討条件としては、幅広に5%程度短いものとした。

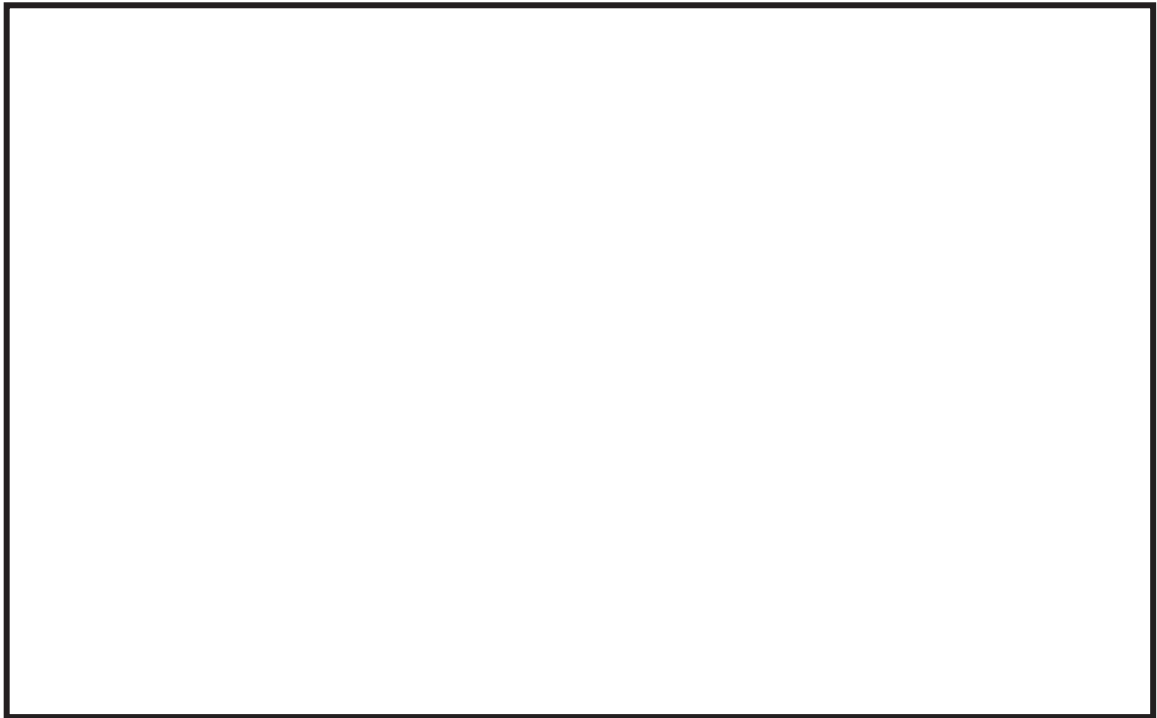


図 4.3-1 設計用床応答曲線と固有周期の比較

(2) スペクトルモーダル解析における高振動数領域の影響

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

スペクトルモーダル解析を適用するに当たって高振動数領域の影響を確認するため、地震応答解析における打ち切り振動数を 50Hz とし、重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバ及びボックスサポートの中で比較的耐震裕度が少ない部位を代表として応力評価を実施した。地震応答解析に用いた床応答スペクトルを図 4.3-2 に、応力評価結果を表 4.3-1 に、固有周期の一覧を表 4.3-2 に示す。本検討に用いた床応答スペクトルは、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」の作成方針に基づき 0.02 秒 (50Hz) までの床応答スペクトルを作成したものである。

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

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

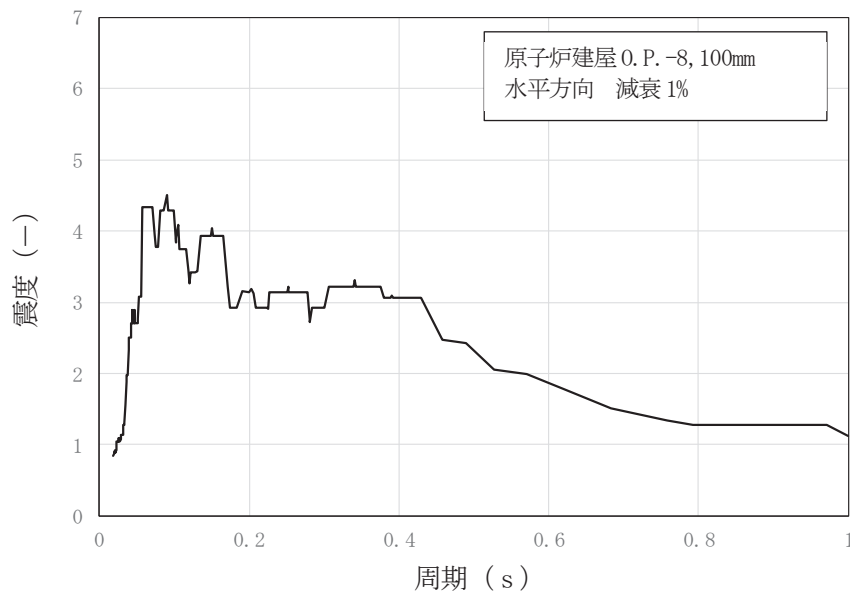


図 4.3-2 床応答スペクトル(高振動数領域を考慮 (0.02~1 秒))

表 4.3-1 応力評価結果

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

表 4.3-2 固有周期一覧表

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

注記* : 刺激係数は、モード質量を正規化し、固有ベクトルと質量マトリックスの積から算出した値を示す。

4.4 スロッシング荷重

既工認では、サプレッションチェンバ内部水全体を剛体としていたため、水平方向の地震荷重に含まれる扱いとしていたが、今回工認では、サプレッションチェンバ内部水を有効質量として水平方向の地震荷重を算出するため、スロッシング荷重については、地震時のサプレッションチェンバ内部水の挙動を考慮し、汎用流体解析コード OpenFOAM を用いた流体解析により算定する。スロッシング荷重算定フローを図 4.4-1 に示す。

流体解析に用いる解析モデルは、図 4.4-2 のとおり、サプレッションチェンバ（強め輪を含む）及び主要な内部構造物をモデル化し、サプレッションチェンバ内部水の水位条件は、内部水の有効質量の算定と同様、通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位とした。また、地震動の入力条件は、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間の長い $S_s - D1$ を用いた。流体解析では、サプレッションチェンバ内部水の有効質量による荷重（サプレッションチェンバと一体となって振動することによる荷重）とスロッシング荷重の総和として荷重が算定されるため、内部水の有効質量による荷重を差し引くことによってスロッシング荷重を算定する。サプレッションチェンバ内部水のスロッシング荷重算定の詳細については、別紙 6 に示す。

流体解析に基づき算出したスロッシング最大荷重を表 4.4-1 に示す。

今回工認のサプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価において、地震時における荷重として考慮するスロッシング荷重については、設計基準対象施設としての評価及び重大事故等対処設備としての評価に関係なく、スロッシング現象の不確かさに対する保守性等を考慮し、耐震解析用重大事故時水位条件に対するスロッシング最大荷重に余裕を加味した耐震評価用スロッシング荷重 ($4.00 \times 10^3 \text{kN}$) を用いることとした。また、水平 2 方向の検討に当たっては、それぞれの方向に耐震評価用スロッシング荷重を考慮する。

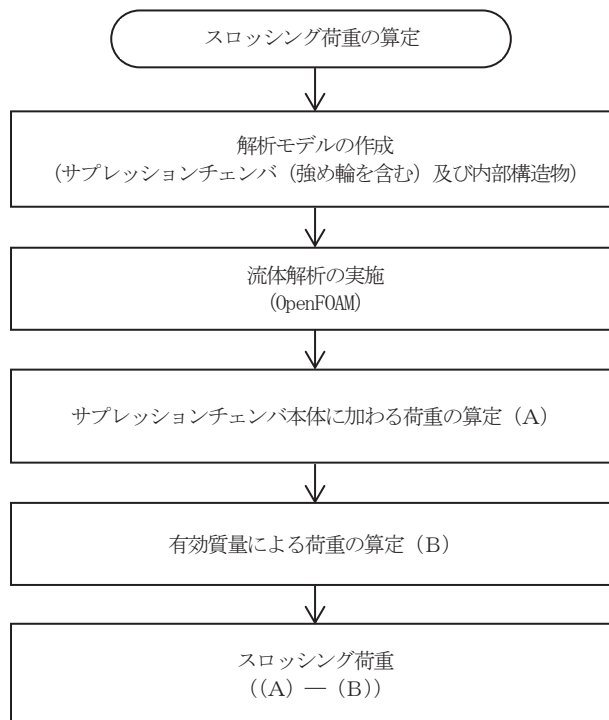


図 4. 4-1 スロッシング荷重算定フロー

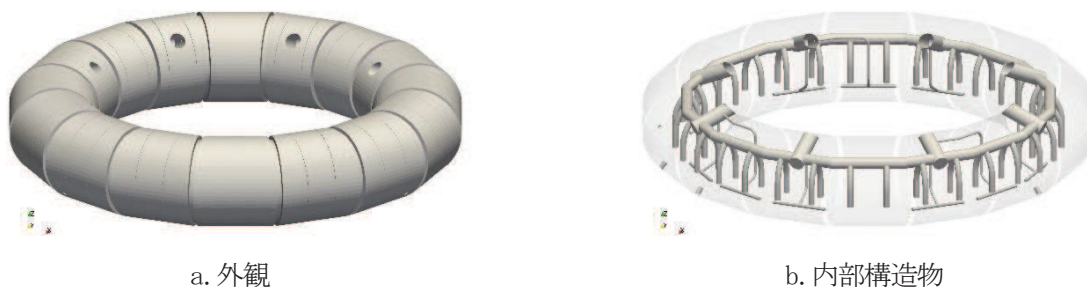


図 4. 4-2 流体解析モデル

表 4. 4-1 流体解析結果及び耐震評価用スロッシング荷重

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

5. 応力解析の詳細

5.1 応力評価フロー

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

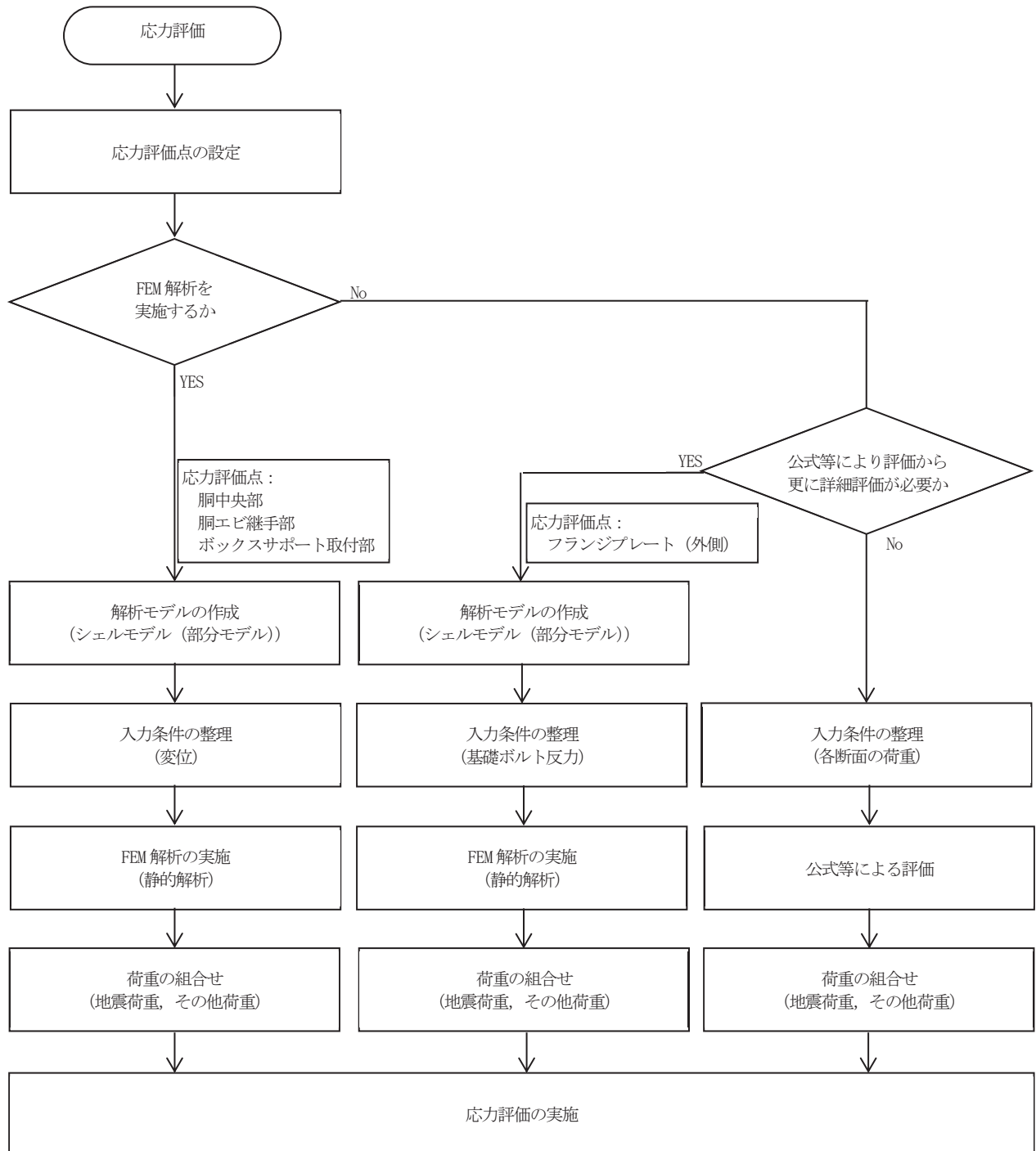


図 5.1-1 応力評価フロー

5.2 応力評価点

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

5.2.1 サブプレッションチェンバの応力評価点

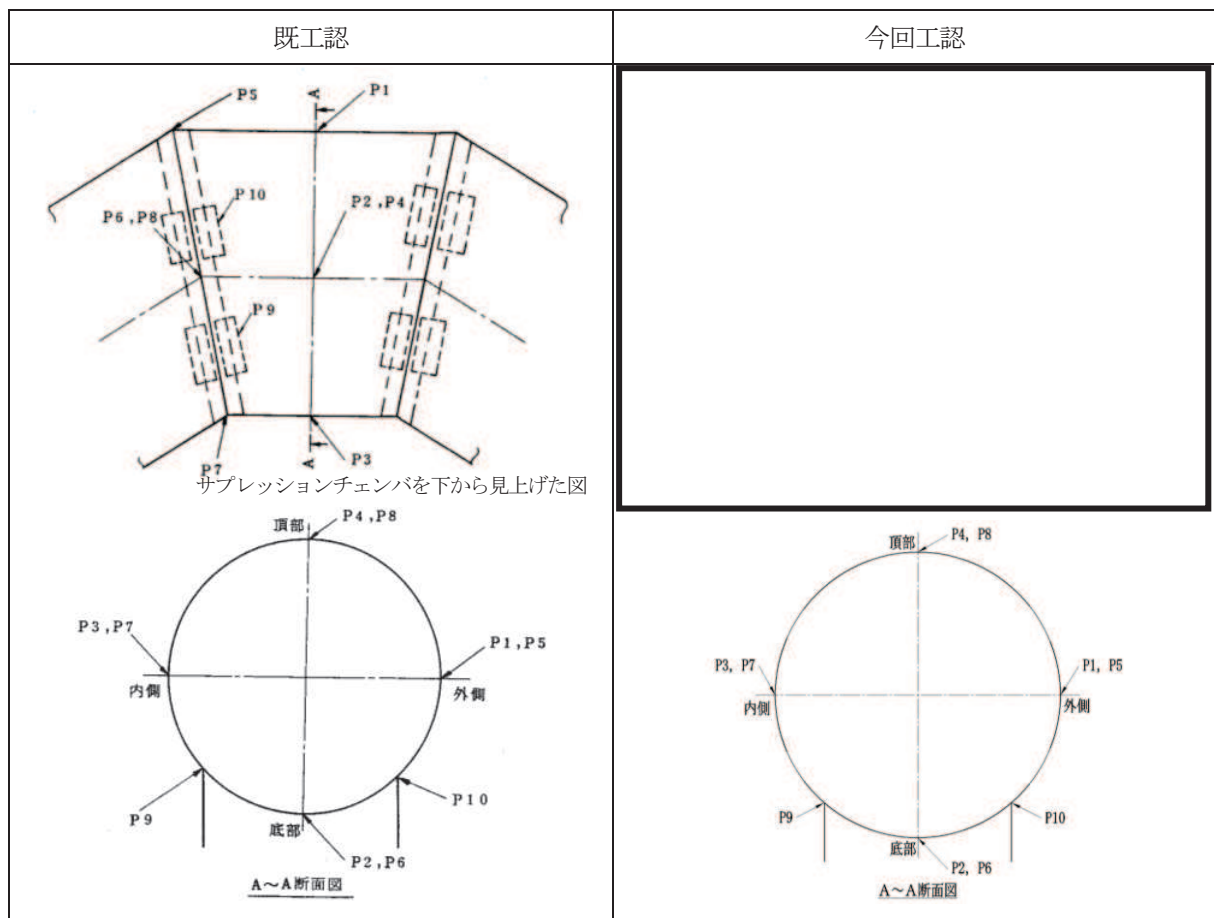
既工認及び今回工認における応力評価点を表 5.2-1 及び表 5.2-2 に示す。応力評価点 P9 及び P10(内側及び外側ボックスサポート取付部)については、今回工認における耐震補強対策による効果を踏まえ追加したパッド部の評価点を見直した。

表 5.2-1 サプレッションチェンバの応力評価点

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

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する

表 5.2-2 サプレッションチェンバの応力評価点



5.2.2 ボックスサポートの応力評価点

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

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

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

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

表 5.2-3 ボックスサポートの応力評価点

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

注記*：耐震補強対策を考慮して評価断面位置を変更する。

表 5.2-4 ボックスサポートの応力評価点

既工認	今回工認

5.3 応力解析モデル

5.3.1 サプレッションチェンバの応力解析モデル

サプレッションチェンバ（胴中央部，胴エビ継手部及びボックスサポート取付部）の応力評価に用いる応力解析モデルは，サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルにおけるばね剛性算定に用いた3次元シェルモデルと同等であり，耐震補強対策における [] 及び [] をより詳細に反映している。

応力解析モデルを，図 5.3-1 に示す。

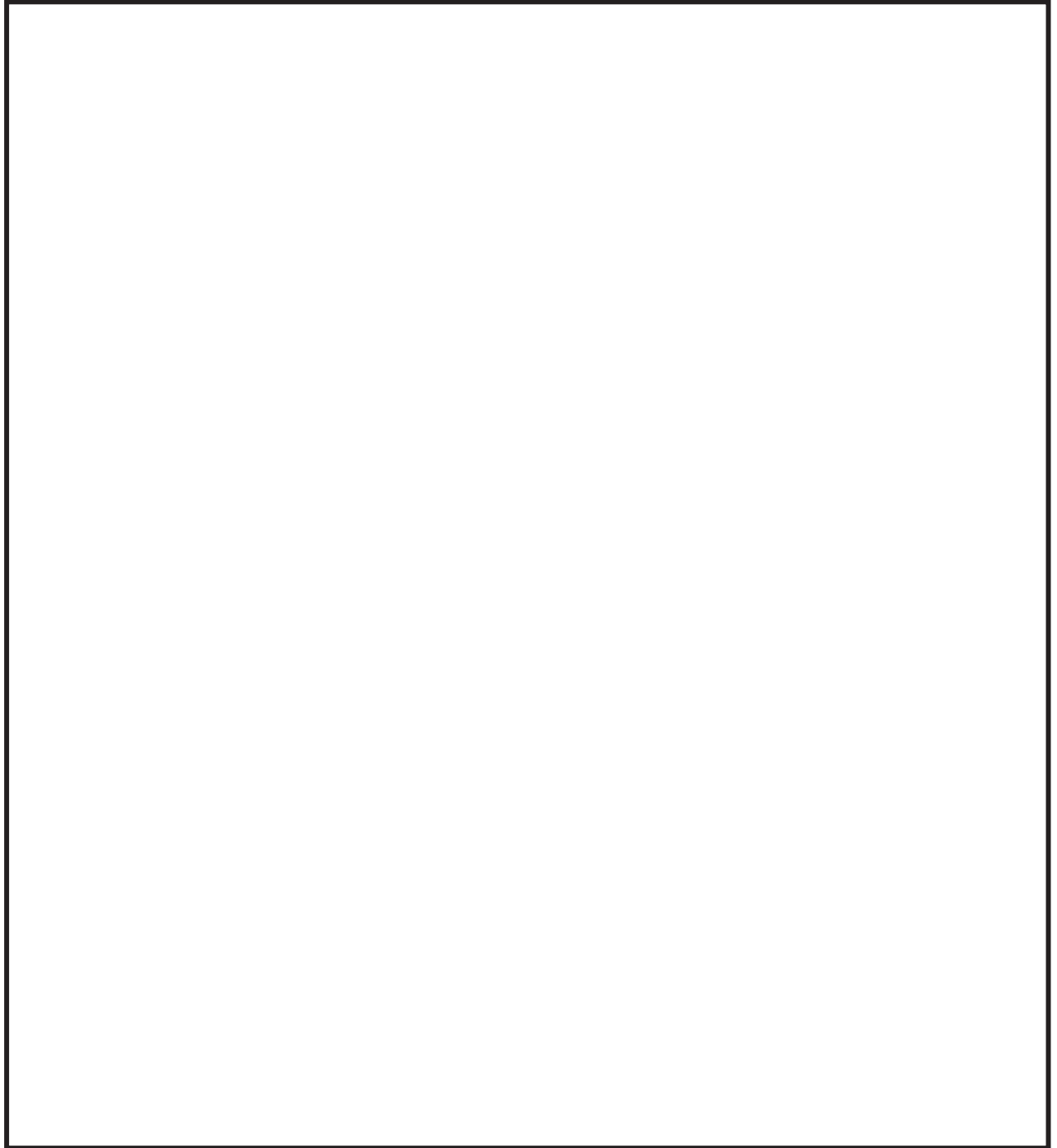


図 5.3-1 応力解析モデル

5.3.2 フランジプレート（外側）の応力解析モデル

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

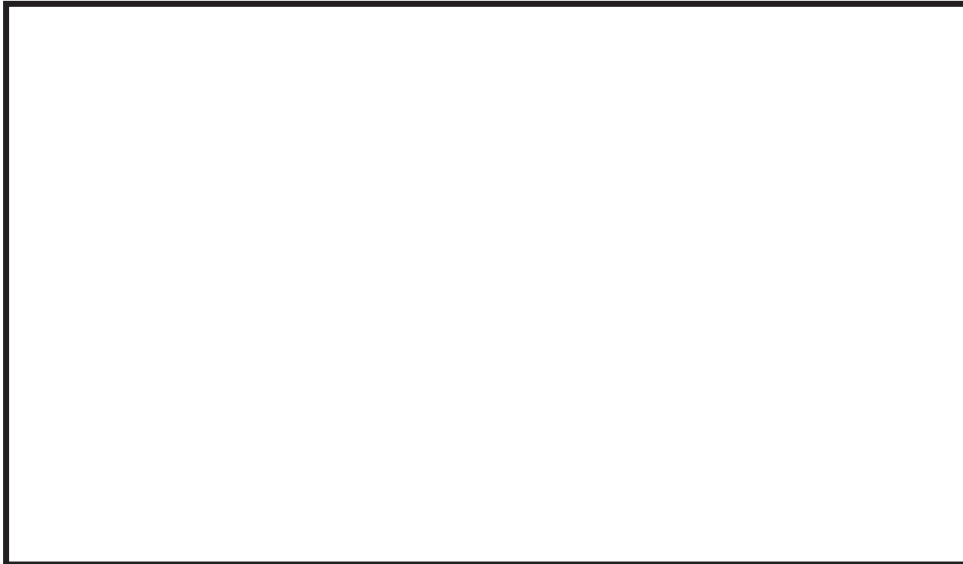


図 5.3-2 フランジプレート（外側）の構造図

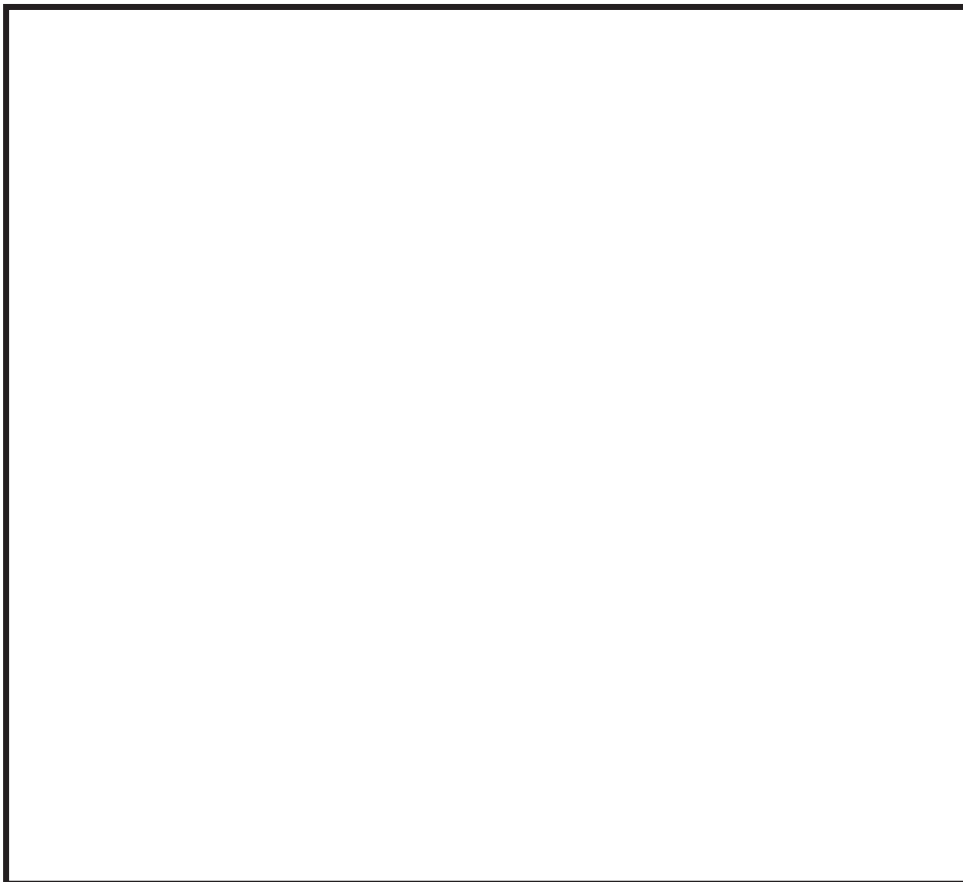


図 5.3-3 フランジプレート（外側）の応力解析モデル

5.4 応力評価

5.4.1 サプレッションチェンバの応力評価

サプレッションチェンバは、応力解析による応力評価を行う。

応力解析による応力評価は、地震応答解析から算定求められる地震荷重（変位）を応力解析モデルに入力し、FEM 解析（静的解析）により各応力評価点の応力を算定する。応力評価の詳細応力評価は、工事計画認可申請書添付資料「VI-2-9-2-1-2 サプレッションチェンバの耐震性についての計算書」に記載している。なお、既工認のボックスサポート取付部の応力評価では、

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

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

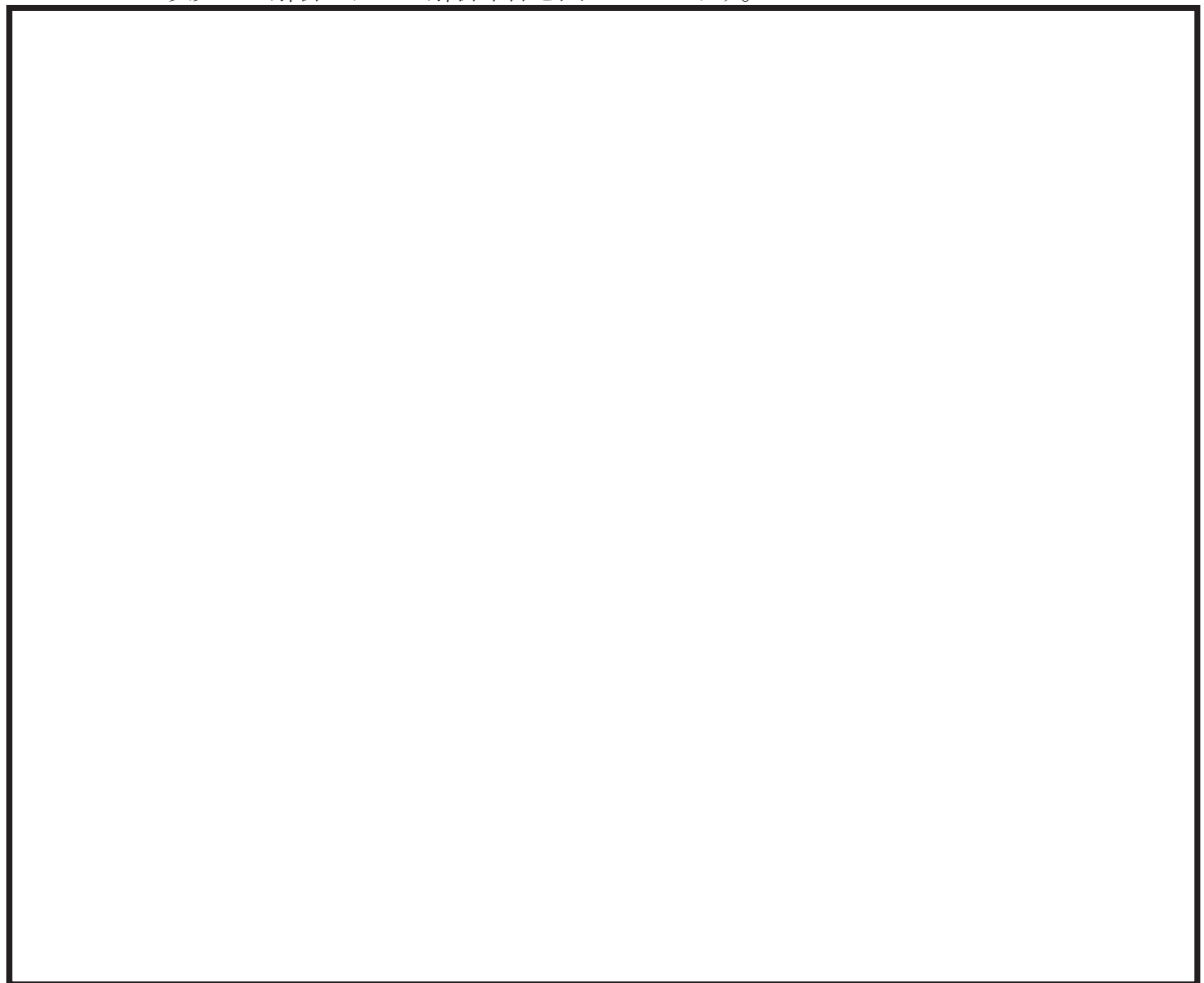


図 5.4-1 既工認と今回工認との地震荷重（変位）入力の概念図



図 5.4-2 地震応答解析における変位抽出点



図 5.4-3 サプレッションチェンバの3次元FEM解析モデル解析条件

5.4.2 ボックスサポートの応力評価

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

公式等による応力評価は、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析（3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析）から算定された地震荷重及び構造部材の形状、断面性能等を踏まえて応力を算定する。また、応力解析による応力評価は、地震応答解析から算定求められる地震荷重をフランジプレート（外側）に対する応力解析モデルを入力し、FEM解析（静的解析）により応力を算定する。

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

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



図 5.4-4 地震応答解析における荷重抽出点



図 5.4-5 フランジプレート外側の3次元FEM解析モデル解析条件

6. サプレッションチェンバ等の耐震評価における不確かさの考慮及び保守性

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

地震応答解析においては、サプレッションチェンバ内部水の扱いとして内部水の有効質量を適用したこと、ボックスサポート取付部にばね剛性を考慮したこと等による解析モデルの詳細化を行うとともに、解析モデルの詳細化に伴う動的解析として3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を採用した。

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

動的解析方法については、配管等の他機器、女川2号機と同型炉のサプレッションチェンバ及びボックスサポートにて既工認実績のあるスペクトルモーダル解析であり、建屋応答の不確かさも包絡した設計用床応答曲線を用いることによって、他機器と同様の保守性が確保される。なお、床応答スペクトルの周期方向±10%拡幅によって、内部水の有効質量の不確かさによる固有周期への影響も配慮できる。

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

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

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

表 6-1 今回工認の変更点に係る不確かさ・保守性の配慮

今回工認での変更点		不確かさの要素	保守性の考慮方法		
			既工認	今回工認	
地震応答解析	解析モデル	内部水質量	本来は流動挙動するサプレッションチェンバ内部水を剛体として扱うことで、保守的な荷重が算出される。	サプレッションチェンバ内部水を有効質量として考慮することで、内部水質量による荷重が詳細化される。振動試験等により内部水の有効質量が保守側に算出されることが確認された NASTRAN の仮想質量法を用いて内部水の有効質量を算定することで保守性が確保される。内部水の有効質量の算定方法に起因する固有周期の変動については、周期方向±10%拡幅した床応答スペクトルを用いることで配慮できる。なお、設計用床応答スペクトルと固有周期との関係から、内部水の有効質量算出法の違いによって応答加速度が変わらないことから、地震応答解析結果への影響はほとんどないと考えられる。	
		構造部分	サプレッションチェンバをはり要素にてモデル化。構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮なし。	サプレッションチェンバ及びボックスサポートをはり要素によるモデル化にあたり、ボックスサポート取付部にばね剛性を考慮し、ボックスサポートの剛性の詳細化及び基礎ボルトをモデル化することでより、詳細に地震応答を把握する。構造の解析モデルへの変換にあたり特段の保守性の考慮なし。	
	解析方法		入力地震動等の不確かさ	簡便な扱いとして、サプレッションチェンバ全体を剛と見做し、静的解析を適用。	サプレッションチェンバ内部水の増加、解析モデルの詳細化を踏まえた固有周期を考慮し、動的解析（スペクトルモーダル解析）を適用。配管等の他機器と同様、建屋応答の不確かさも包絡した設計用床応答曲線を用いることで保守性が確保される。
	荷重条件	スロッシング荷重	スロッシング現象の不確かさ	内部水質量の扱い（剛体）に含まれる。	地震荷重としては地震動 $S_s - F3$ が最も厳しい地震動であるが、スロッシングに対して最も厳しい地震動 $S_s - D1$ を用いて、設計基準及び重大事故等での水位条件で流体解析を行い、最大荷重を算出し、その包絡値に余裕を加味して耐震評価用スロッシング荷重を設定している。また、地震荷重の最大発生時刻とスロッシング荷重の最大発生時刻が異なると考えられるが、発生時刻によらず、最大地震荷重と組み合わせることで保守性が確保される。
応力解析	ボックスサポート取付部（胴中央部、胴エビ継手部含む）		なし	ボックスサポートと隣接するサプレッションチェンバ () をシェル要素でモデル化し、地震荷重等を解析モデルに入力した静的解析を実施。特段の保守性の考慮なし。	地震応答解析モデルに考慮したボックスサポート取付部のばね剛性算定用のシェルモデルを応力解析モデルとし、地震荷重等を解析モデルに入力した静的解析を行うことで、より詳細に応力解析を実施した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。
	ボックスサポートフランジプレート		なし	公式等による応力評価を実施。特段の保守性への考慮なし。	耐震補強対策 () により、フランジプレートの境界条件を見直し、FEM 解析を用いてより詳細に応力解析を実施した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。
	ボックスサポート基礎ボルト		なし	簡便に一つのボックスサポート内での力つりあい式による計算を実施。特段の保守性の配慮なし。	地震応答解析モデルに基礎ボルトを組み込むことで、サプレッションチェンバ全体の力つり合いに基づく基礎ボルトの応力を算出した。構造をより詳細にモデル化したものであり、特段の保守性の考慮なし。

7. サプレッションチェンバ及びボックスサポートの耐震評価結果

設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としてのサプレッションチェンバの応力評価結果を表 7-1、ボックスサポートの応力評価結果を表 7-2 に示す。いずれの応力評価結果も算出応力が許容応力を満足することを確認した。なお、本評価は、水平 2 方向の地震荷重の組合せを考慮としており、サプレッションチェンバの算出応力は、原子炉格納容器に対する規格基準要求に基づき応力強さである。

なお、サプレッションチェンバの外側ボックスサポート取付部(P10)の一次+二次応力評価結果は、許容応力と接近しており、余裕が小さくなっているが、原子炉格納容器に対する規格基準要求に従えば、仮に一次+二次応力が許容応力を満足しない場合であっても、疲労評価が認められていることから、更に裕度があると考えられる。

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

表 7-1 サプレッションチェンバの応力評価結果

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

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

表 7-2 ボックスサポートの応力評価結果

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

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

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

表 7-3 荷重伝達の広がり を考慮した評価

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

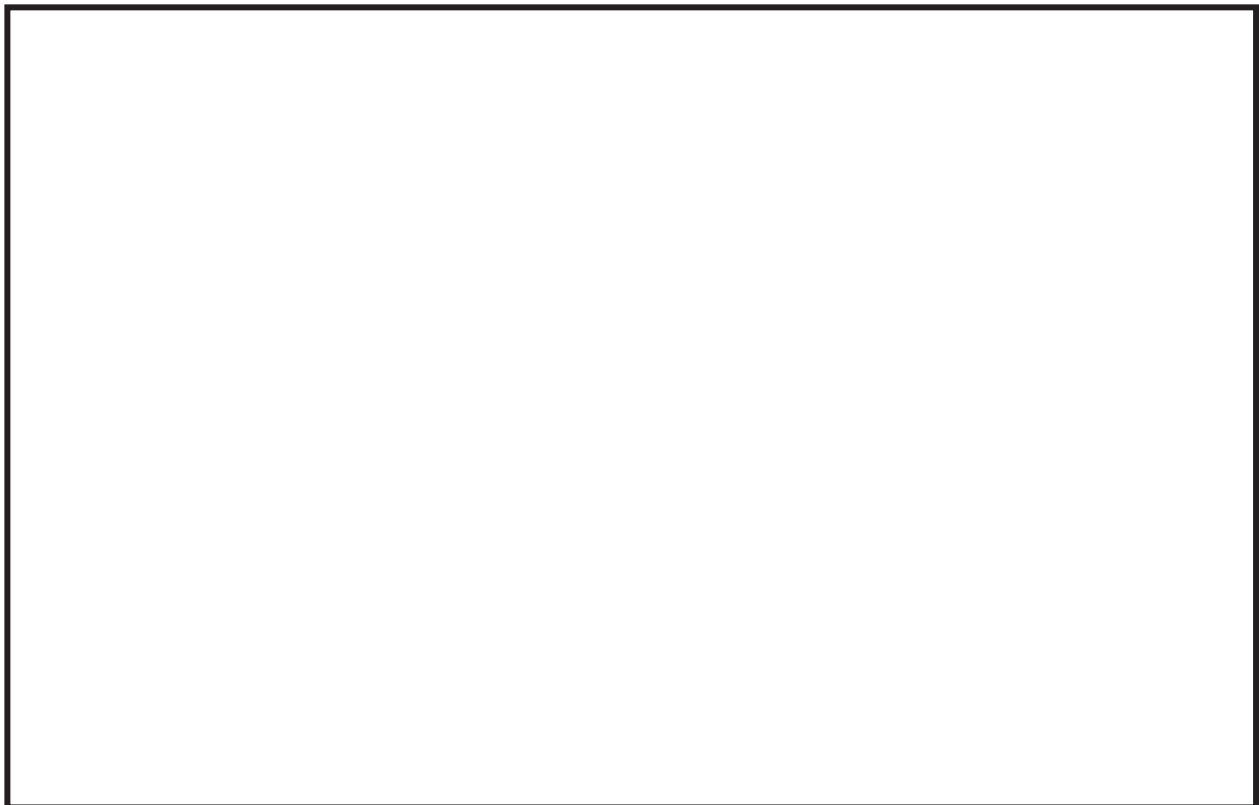


図 7-1 荷重伝達のイメージ

8. まとめ

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

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

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの評価対象部位については、耐震補強対策も踏まえ、構成部材の形状及び荷重伝達等を考慮して設定するとともに、より詳細な応力解析を実施するための応力解析モデル等を用いた応力評価を実施する。

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

内部水の有効質量の適用およびその妥当性検証

1. 有効質量の適用

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

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

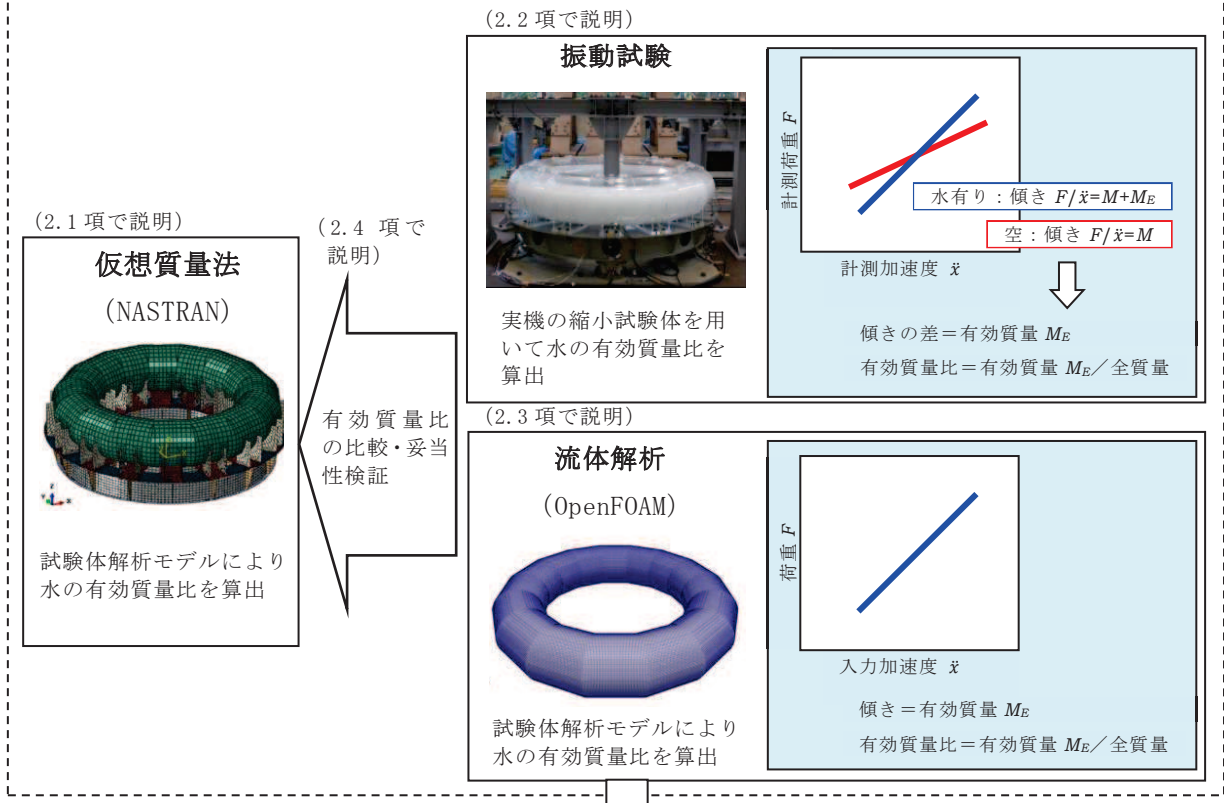
内部水の有効質量は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている考え方である（別紙9参照）。

円環形状容器であるサプレッションチェンバ内部水の有効質量の算出に仮想質量法を用いるため、その妥当性検証として、サプレッションチェンバの内部構造物を除いた円環形状容器のモデルに対して仮想質量法にて内部水の有効質量を求め、実機を縮小模擬した試験体（前述の仮想質量法に用いる解析モデルと同様）を用いた振動試験及び流体解析（汎用流体解析コードOpenFOAM（別紙7参照））により算出した内部水の有効質量と比較、検証を行う。（2項にて説明）

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

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

【円環形状容器の内部水の有効質量算出の妥当性検証】



【耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定】

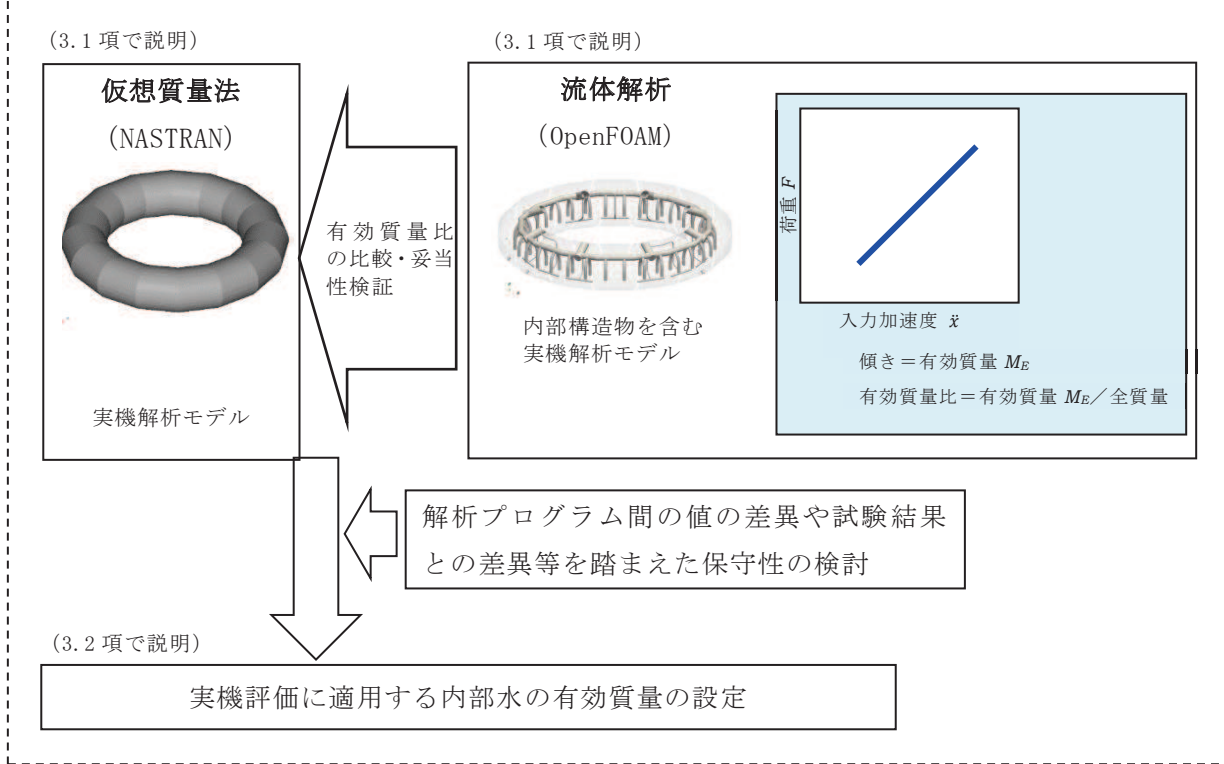


図 1 仮想質量法によるサプレッションチェンバ内部水の有効質量算出の妥当性検証及び女川 2 号機のサプレッションチェンバの耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定の流れ

2. 円環形状容器の内部水の有効質量算出の妥当性検証

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

2.1 仮想質量法による試験体解析モデルの有効質量比の算出

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

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

2.1.1 検討対象

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

2.1.2 解析モデル

振動試験に用いた試験体及び架台をもとにシェル要素で作成した構造解析モデルを図2に示す。水位は、実機サプレッションチェンバの運転状態を考慮し、4段階（低、中、高、高高）を設定する。サプレッションチェンバの水位条件及び振動試験水位との対応関係を図3に示す。

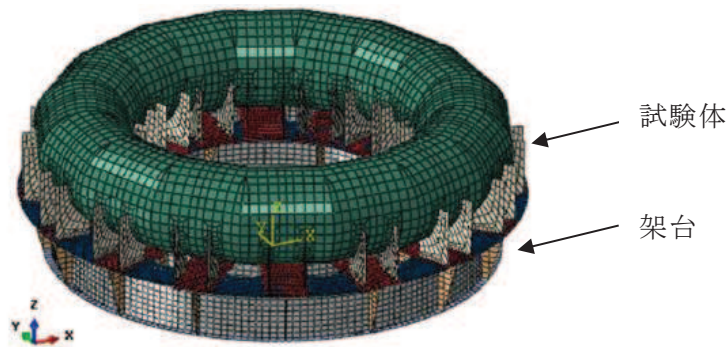
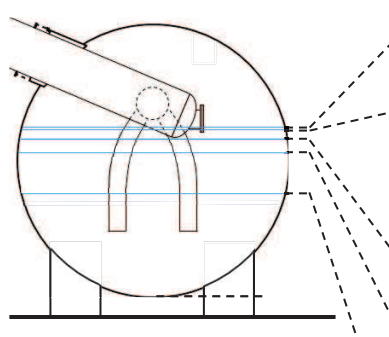


図2 構造解析モデル（試験体解析モデル）



実機条件				試験条件 *1, *2
水位	位置	水位の 範囲	事故シーケンス等	
約 7.8m	—		—	高高水位 (325mm)
約 6.4m	真空破壊装置 上端位置		—	高水位 (259mm)
約 5.9m	真空破壊装置 下端位置		重大事故等時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位 (耐震解析用重大事故等時 水位)	—
約 5.8m	—		格納容器過圧・過温破損 代替循環冷却系を使用でき ない場合 (2Pd に到達するまでに操作 を実施しなかった場合 (大破 断 LOCA 発生時))	—
約 5.5m	真空破壊装置 下端位置-0.4m		格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用で きない場合)	—
約 5.0m	—		—	中水位 (203mm)
5m 以下	—	水位範囲	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用す る場合)	—
3.6m	通常運転水位 (H. W. L)	DB 条件の 水位範囲	通常運転時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位	低水位 (146mm)
3.5m	通常運転水位 (L. W. L)	SA 条件の 水位範囲	—	—

注記*1: 水位中 (203mm) は、水位設定による内部水の有効質量への影響を確認するため、水位低 (146mm) と水位高 (259 mm) との中間水位として設定した水位

*2: 水位高高 (325 mm) は、他プラントでの重大事故等時の水位条件の検討及び水位設定による内部水の有効質量への影響を確認するため、水位高 (259mm) を上回る水位として設定した水位

図3 サプレッションチェンバの水位条件及び振動試験水位との対応関係

2.1.3 解析結果

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

表1 仮想質量法による内部水の有効質量及び有効質量比の算出結果

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

注記 *1：試験体底面からの高さ (2.2.3項参照)

*2：各シェル要素で得られた有効質量の合算値

*3：重大事故等時水位より高い水位

2.2 振動試験による内部水の有効質量比の確認

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

2.2.1 試験体

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

振動台上に試験体を支持する架台を設け、架台の脚部には水平及び鉛直方向の反力を測定可能な分力計を4台設置した。架台は、内部水からの荷重を分力計に確実に伝達させるため強固なものとし、ボックスサポートは模擬していない。試験装置の概要を図4に、写真を図5に示す。

表2 試験体と実機との相似比

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

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

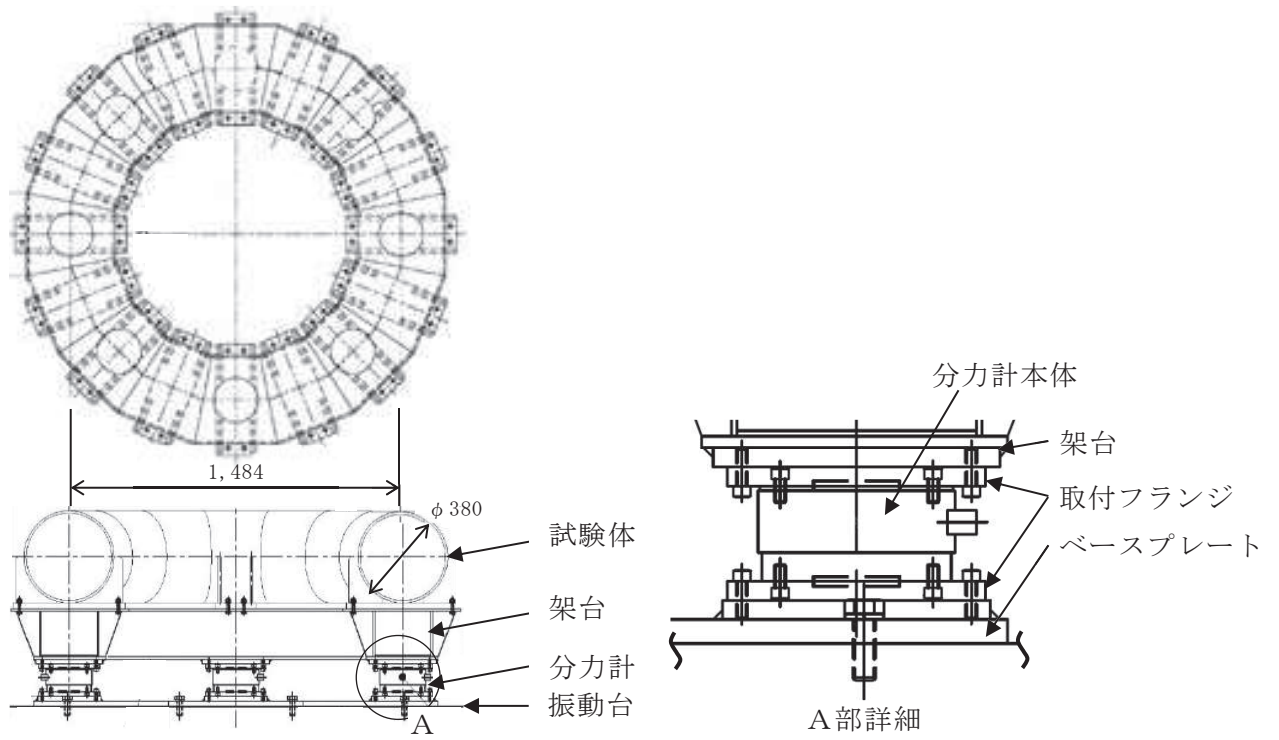


図4 試験装置の概要

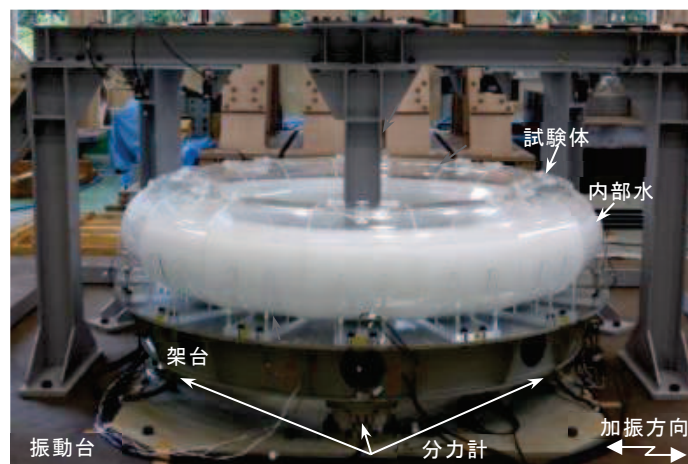


図5 試験装置の写真

2.2.2 計測項目及び計測機器設置

計測項目を表3に示す。これらのうち内部水の有効質量を評価する上で重要な計測項目は振動台上の加速度，試験体への入力となる架台上の加速度及び反力である。計測機器設置位置を図6に示す。

表3 計測項目

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

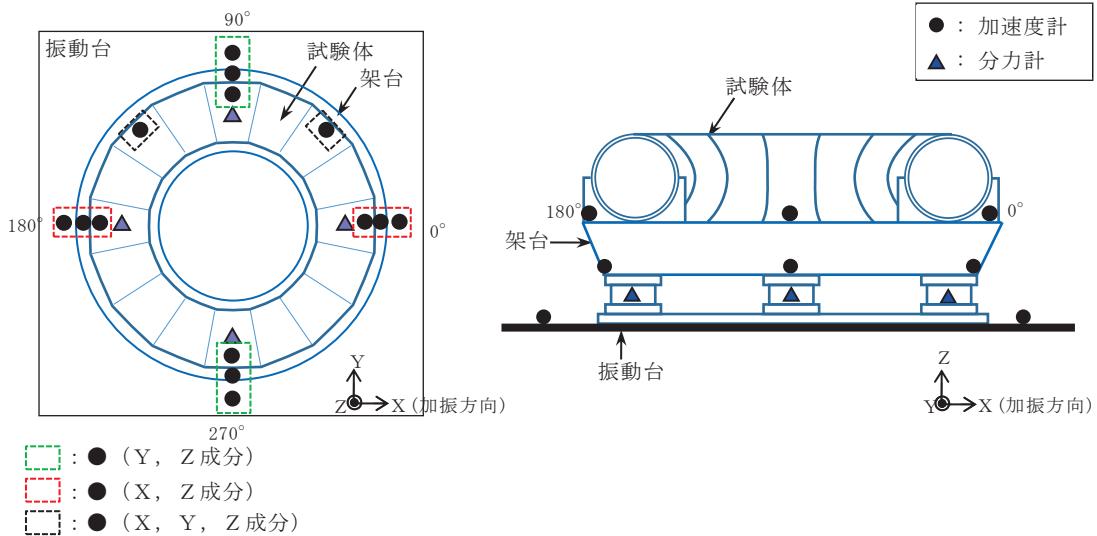


図6 計測機器設置位置

2.2.3 試験条件

(1) 入力波条件

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

加振方向は水平 1 方向とし、入力倍率は、上記の応答加速度時刻歴波の 0.5 倍、1.0 倍及び 1.5 倍の 3 ケースとする。サプレッションチェンバ設置床における基準地震動 S_s 相当の応答加速度時刻歴波形及び応答加速度スペクトルを図 7 及び図 9、振動台への入力波に対するものを図 8 及び図 10 に示す。

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

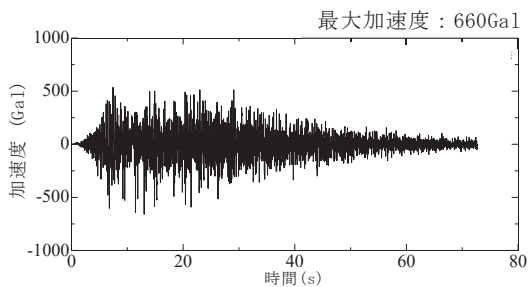


図 7 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度時刻歴波形

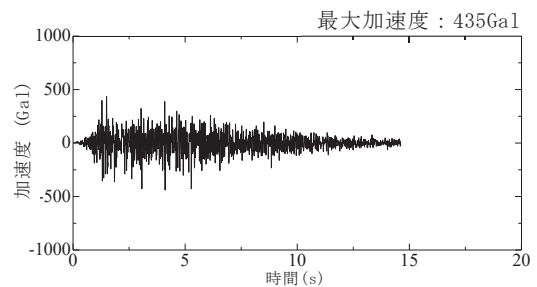


図 8 振動台入力加速度時刻歴
波形(相似則適用)

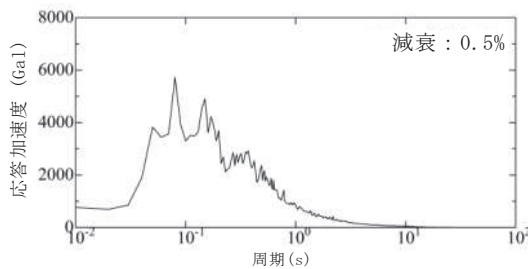


図 9 基準地震動 S_s 相当の
応答加速度スペクトル

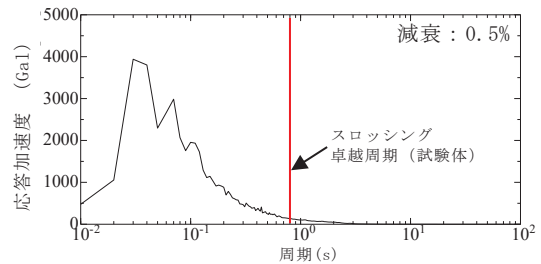
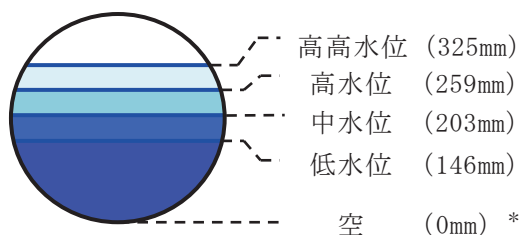


図 10 振動台入力応答加速度
スペクトル(相似則適用)

(2) 水位条件

試験水位レベルは、水を入れない空、低、中、高、高高の計 5 ケースとする（図 11）。試験回数は 1 ケースにつき 3 回以上実施する。



*：括弧内は試験体
底面からの高さ

図 11 試験水位レベル

(3) 温度条件

今回実施した振動試験については、以下の検討を踏まえ、常温下で実施している。

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

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

② 水温による内部水の有効質量比への影響

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

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

2.2.4 内部水の有効質量比の算出方法

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

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

ここで、

M ：試験体（構造体）の質量

M_E ：内部水の有効質量

上式のとおり、試験体（構造体）の質量と内部水の有効質量の合計値は、計測加速度に対する計測荷重の比として表されることから、水有りの試験結果及び空の試験結果の計測加速度と計測荷重の関係から回帰直線の傾きを求め、両者の回帰直線の傾きの差から内部水の有効質量が算出される（図 12 参照）。

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

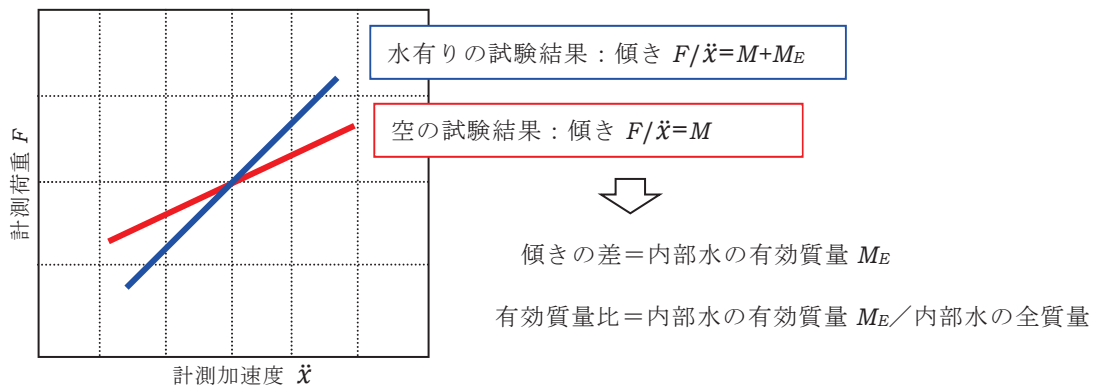


図 12 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

2.2.5 内部水の有効質量比の算出結果

1.0 倍入力、低水位の試験ケースにおける計測荷重の時刻歴を図 13 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 14 に、各ケースの試験結果から算出した内部水の有効質量比を表 4 及び図 15 に示す。なお、各ケースの試験結果は、再現性があり、ばらつきがほとんどないことを確認している（別紙 13 参照）。

また、図 16 に示す計測荷重 F のフーリエスペクトルから、約 0.8 秒（実機寸法では約 4 秒）にピークを確認したことから、振動試験においてスロッシングによる荷重が発生している。

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

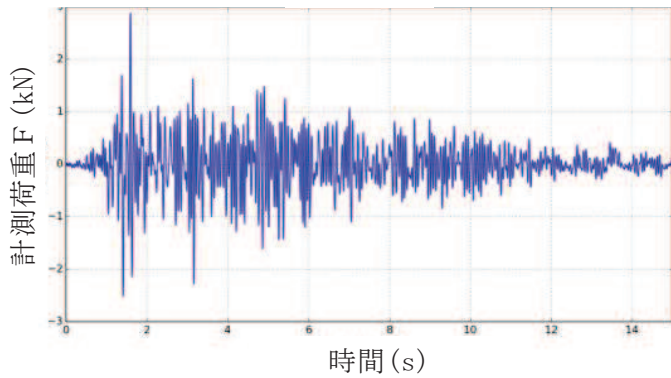


図 13 計測荷重の時刻歴

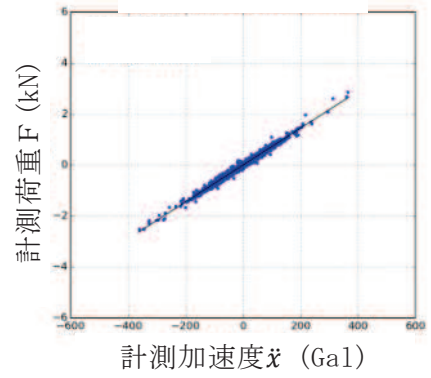


図 14 計測加速度と計測荷重の関係

表 4 試験結果から算出した有効質量比

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

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

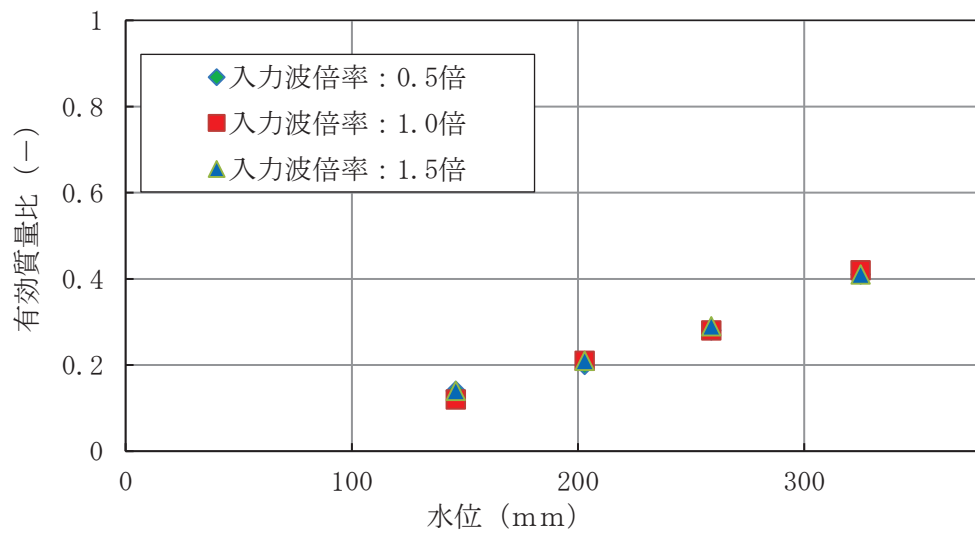


図 15 振動試験における水位と有効質量比の関係

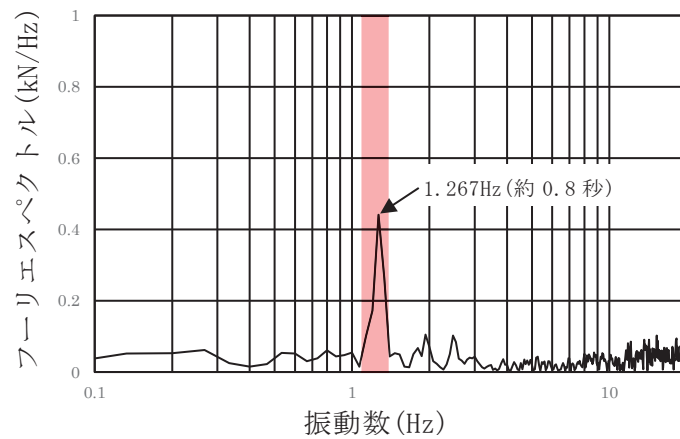


図 16 計測荷重のフーリエスペクトル (低水位, 入力倍率 1.0 倍)

2.3 流体解析による試験体解析モデルの内部水の有効質量比の算出

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

2.3.1 解析モデル

振動試験にて用いた試験体をもとに作成した流体解析モデルを図 17 に示す。



図 17 流体解析モデル（試験体解析モデル）

2.3.2 解析条件

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

2.3.3 内部水の有効質量比の算出方法

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

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

ここで、流体解析から得られる荷重 F は、構造物の表面 S について、圧力 p と表面の法線ベクトル \mathbf{n} の積を積分したもので、下式で表される。

$$F = \oint_S \mathbf{n} p dS$$

上式のとおり、内部水の有効質量 M_E は、入力加速度 \ddot{x} と流体解析から得られる荷重 F の関係から回帰直線の傾きから有効質量が算出される（図 18 参照）。

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

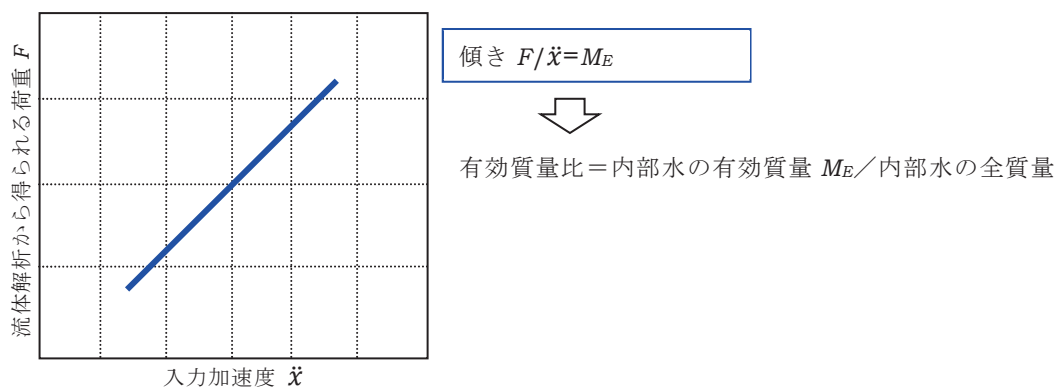


図 18 内部水の有効質量 M_E 及び有効質量比の算出方法

2.3.4 解析結果及び内部水の有効質量比の確認

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 19 に，入力加速度に対する荷重をプロットしたものを図 20 に示す。また，図 20 の入力加速度と荷重の関係から回帰直線の傾きを求め，内部水の有効質量比を算出した結果を表 5 に示す。

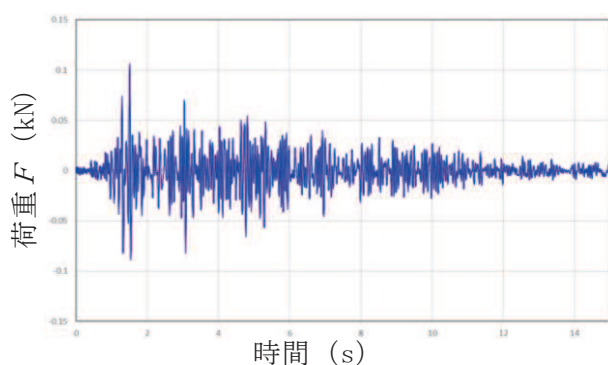


図 19 荷重時刻歴

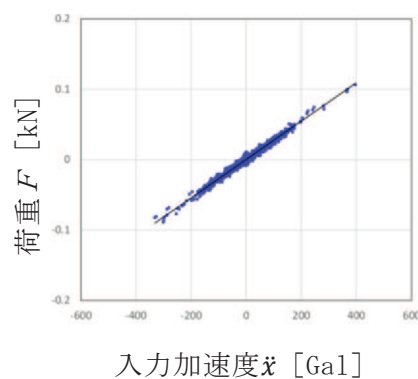


図 20 入力加速度と荷重の関係

表 5 流体解析により算出した内部水の有効質量比

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

2.4 妥当性検証

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

2.1項～2.3項に示した仮想質量法、振動試験及び流体解析により算出した内部水の有効質量比を整理して表6及び図21に示す。

入力波の特性に関係なく、容器の形状及び水位により内部水の有効質量比が定まる仮想質量法により算出した内部水の有効質量比に対し（別紙14参照）、内部水の流動を直接考慮した振動試験及び流体解析から算出した内部水の有効質量比が同等であることを確認したことから、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比は妥当であると考えられる。

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

表 6 各方法による内部水の有効質量比の評価結果

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

注記*：入力倍率 1.0 倍ケースの値

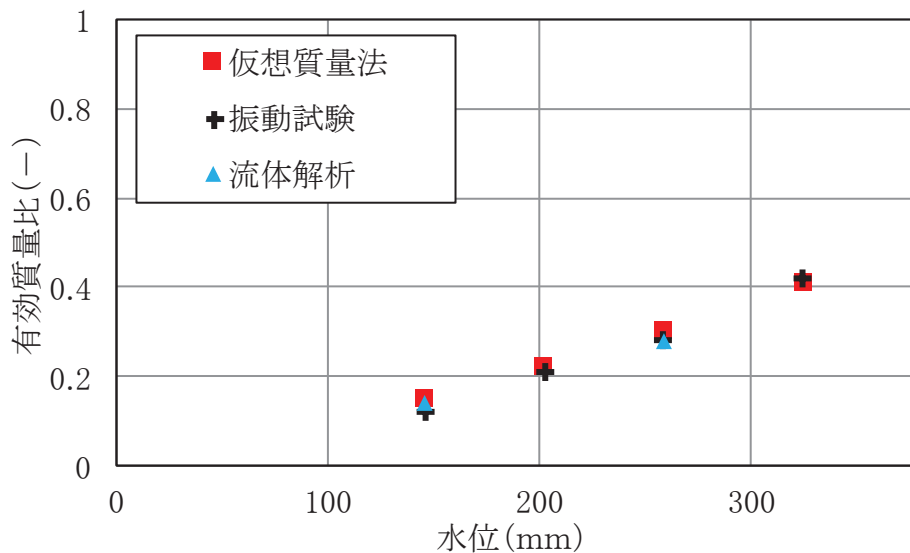


図 21 各手法の内部水の有効質量比の評価結果

3. 耐震評価に用いる内部水の有効質量の設定

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

3.1 仮想質量法による実機内部水の有効質量比の算出

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

3.1.1 仮想質量法に用いる実機解析モデル

仮想質量法に用いる実機解析モデルを図 22 に示す。

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

内部水の水位は、図 23 に示すとおり、通常運転水位及び重大事故等時水位より高い水位（真空破壊装置下端水位）（以下、「耐震解析用重大事故等時水位」という。）の 2 ケースとする。

なお、重大事故等時水位は、重大事故後の状態で弾性設計用地震動 S_d 及び基準地震動 S_s による地震力と組み合わせる水位である。

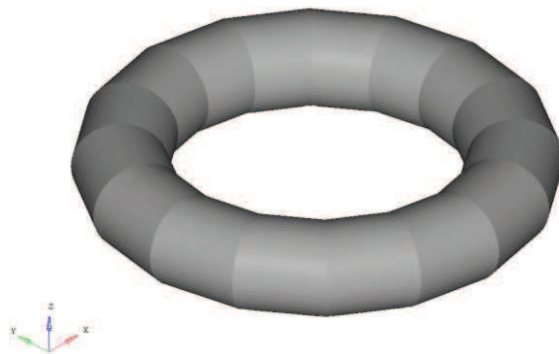


図 22 仮想質量法に用いる実機解析モデル

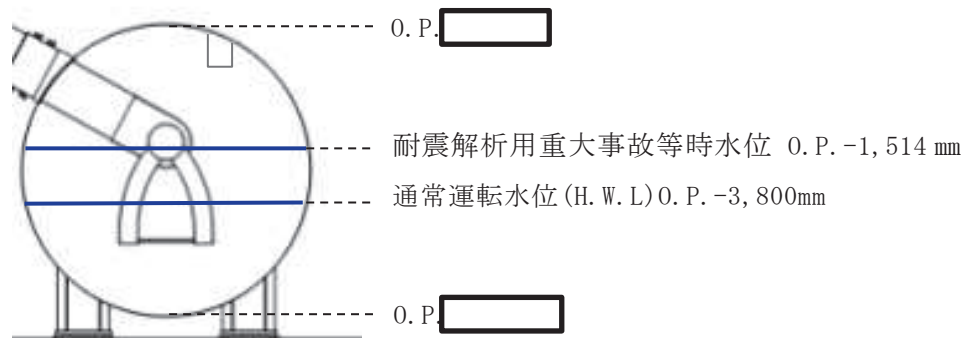


図23 解析水位ケース

3.1.2 流体解析による実機の有効質量比の算出

仮想質量法の実機解析の妥当性を検証するため、女川2号機の主要な内部構造物をモデル化した実機解析モデルを用いて流体解析により内部水の有効質量比を算出し、仮想質量法の内部水の有効質量比と比較する。

流体解析に用いる女川2号機の実機解析モデルの水位条件は、仮想質量法と同じである(図24)。また、入力地震動は、基準地震動 S_s の特徴を踏まえ、スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が比較的大きく、継続時間が長い S_s-D1 を用いた(別紙15参照)。

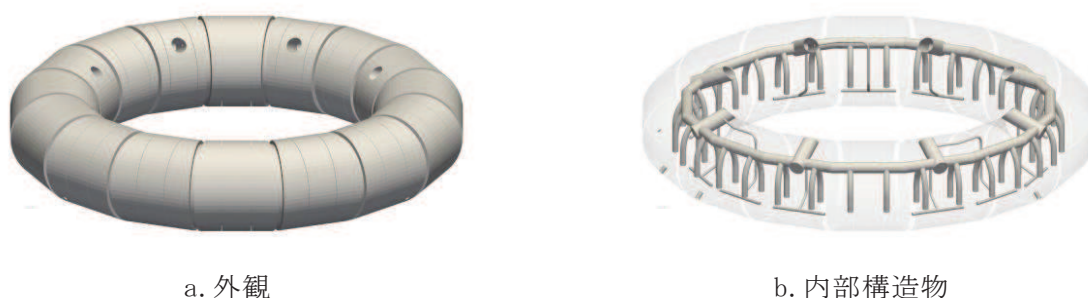


図24 流体解析に用いる実機解析モデル

3.1.3 解析結果

仮想質量法及び流体解析による女川2号機の実機サプレッションチェンバ内部水の有効質量比の算出結果を表7に示す。内部水の有効質量比は、各水位において仮想質量法により算出した内部水の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、内部水の有効質量比の算出において、容器の形状と水位から一義的に求まる(内部水の流動を考慮しない)仮想質量法に対し、流体解析では内部水の流動が考慮されることから、液面変動による効果によりこのような傾向となるものと推定される。また、本傾向は、2.4項に示す仮想質量法の妥当性検証における仮想質量法の内部水の有効質量比と振動試験及び流体解析の内部水の有効質量比の比較結果と整合している。

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

表7 女川2号機の実機内部水の有効質量比算出結果

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

3.2 不確かさを踏まえた耐震評価用の内部水の有効質量の設定

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

試験体モデルに対しては、表6のとおり、仮想質量法、振動試験及び流体解析により算出した内部水の有効質量比は同等であり、おおむね仮想質量法の値が保守的な傾向を示す。また、内部水の有効質量比は、振動試験の結果から、再現性があり、ほとんどばらつきがなく算出できることを確認した。

実機解析モデルに対しては、表7のとおり、仮想質量法により算出される内部水の有効質量比は、内部水の流動による内部水の有効質量比の低減が反映されないため、流体解析により算出される内部水の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内部水の有効質量比に対して、仮想質量法を用いて内部水の有効質量比の確認解析を実施したところ、いずれのタンクに対しても内部水の有効質量比がほぼ一致している、又は仮想質量法の値が保守的な傾向となっている（別紙16参照）。

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

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

サプレッションチェンバ内部水の地震応答解析モデルへの縮約方法及びその妥当性

1. 概要

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

本資料では、その縮約方法の考え方及びその妥当性について説明する。

2. 縮約

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

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

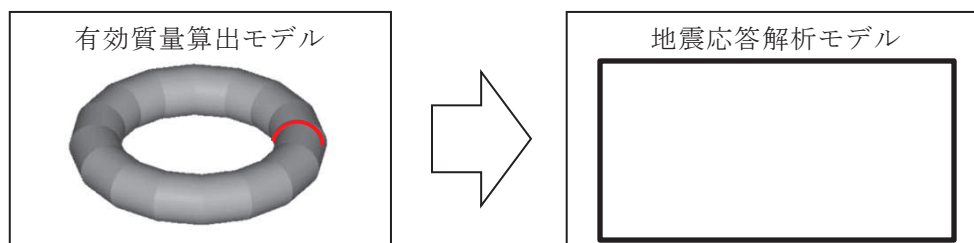


図 1 内部水の有効質量の縮約

3. 地震応答解析モデルへの縮約方法

3.1 地震応答解析モデルへの縮約方法の考え方

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

① 仮想質量法から算出されるサプレッションチェンバの内部水の有効質量

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

なお、水平方向の内部水の有効質量 m_{xi} をサプレッションチェンバ全体に積分すると

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

② 地震応答解析モデルのはり要素（1 質点）への縮約（1 要素の有効質量）

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

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

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

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

④ 地震応答解析モデル（全質点）における内部水の有効質量の設定

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

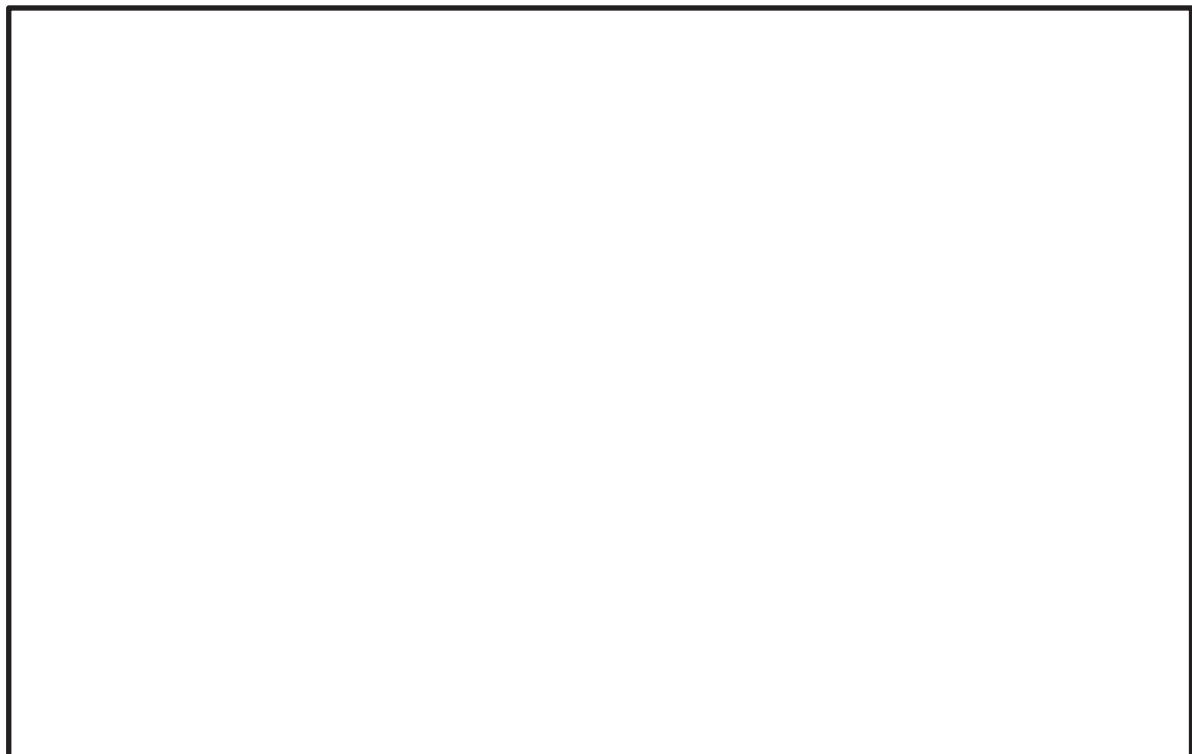


図 2 Guyan の縮約法のイメージ

3.2 地震応答解析モデルへ縮約される内部水の有効質量及びその妥当性

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

(1) 並進質量

- ・ X方向の各質点の並進質量 m_x の合計値 [] kg は、サプレッションチェンバ内部水の内部水の有効質量を表し、Z方向の各質点の並進質量 m_z の合計値 [] kg は、サプレッションチェンバ内部水の全質量を表すことから、内部水の有効質量比は、0.33 (= []) となる。
- ・ この内部水の有効質量比は、本文表4.1-1における仮想質量法による実機解析モデル（重大事故等時水位）の内部水の有効質量比0.33と一致する。
- ・ X方向の並進質量 m_x は、X軸方向（質点1,17）がY軸方向（質点9,25）よりも質量が集中する傾向があり、流体解析コードOpenFOAMによる圧力分布（別紙4 図3.2-1参照）とも整合している。
- ・ X方向の並進質量 m_y , m_z 及びZ方向の並進質量 m_x , m_y は、サプレッションチェンバの容器形状（軸対称）に応じた分布となっており、それぞれの合計値は0となる。

(2) 回転質量

- ・ X方向の各質点の回転質量 Rm_y は、サプレッションチェンバの容器内面に加わる圧力（各シェル要素のX方向成分及びZ方向成分）を各質点位置にオフセットした場合の等価な回転慣性力を表している。
- ・ 各質点での回転質量 Rm_y は、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）を基準としているため、回転質量が負の場合は容器中心位置よりも高い位置に、回転質量が正の場合は容器中心位置よりも低い位置に内部水の等価高さがあるとみなすことができる（円筒容器に対する検討結果は、「4.1.2 妥当性確認結果」参照）。
- ・ 今回の地震応答解析モデルにおけるX方向の各質点位置の回転質量の合計値は正であるため、サプレッションチェンバ内部水の有効質量の等価高さは、容器中心位置よりも高い位置にあることを表している。
- ・ X方向の有効質量（並進質量 m_x ）の合計値 [] kg とX方向の回転質量 Rm_y の合計値 [] kg・m から、サプレッションチェンバ内部水全体を簡便に一質点とした場合の等価高さは、サプレッションチェンバの容器中心位置（はりモデルの質点位置）から約 [] m 高い位置にあると算出される。
- ・ これは、内部水の重心位置（容器中心位置から下方に約 [] m の位置）よりも高く、Housner理論による底面圧力を考慮した円筒容器の評価式における容器水位に対する容器半径が比較的大きい場合の傾向とも整合する。
- ・ X方向の回転質量 Rm_x , Rm_z 及びZ方向の回転質量 Rm_x , Rm_y , Rm_z は、隣り合う質点の関係

として回転質量の増減が現れるが、これは質点位置の容器形状の違い（直管部：偶数の質点，接続部：奇数の質点）によるものであり，容器形状が軸対称であるため，それぞれの合計値は，ほぼ0となる。

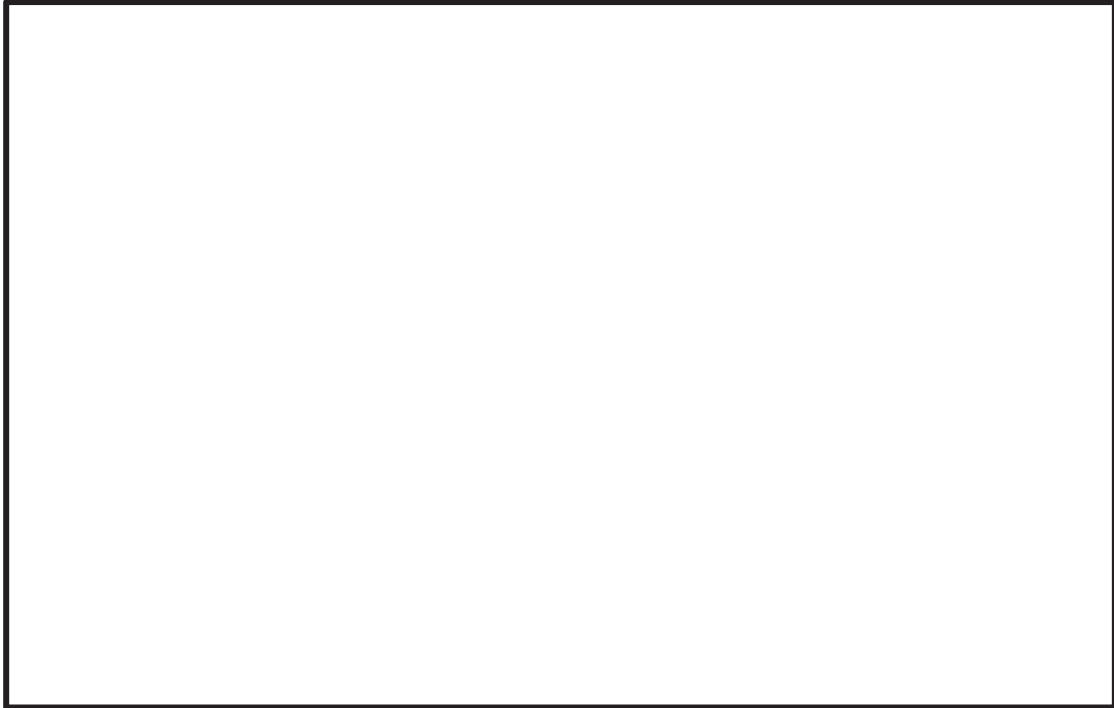


図3 サプレッションチェンバ地震応答解析モデル

表 1 縮約した内部水の有効質量（通常運転水位，X 方向）

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg · m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg · m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg · m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

表 2 縮約した内部水の有効質量（通常運転水位，Z 方向）

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg · m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg · m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg · m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

表3 縮約した内部水の有効質量（重大事故等時水位，X方向）

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg・m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

表4 縮約した内部水の有効質量（重大事故等時水位，Z方向）

質点 番号	並進質量			回転質量		
	m_x ($\times 10^3$ kg)	m_y ($\times 10^3$ kg)	m_z ($\times 10^3$ kg)	Rm_x ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_y ($\times 10^3$ kg・m)	Rm_z ($\times 10^3$ kg・m)
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						
16						
17						
18						
19						
20						
21						
22						
23						
24						
25						
26						
27						
28						
29						
30						
31						
32						
合計						

4. Guyan の縮約法の妥当性確認

4.1 自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認

4.1.1 妥当性確認方針

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

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

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

(1) 評価モデル

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

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

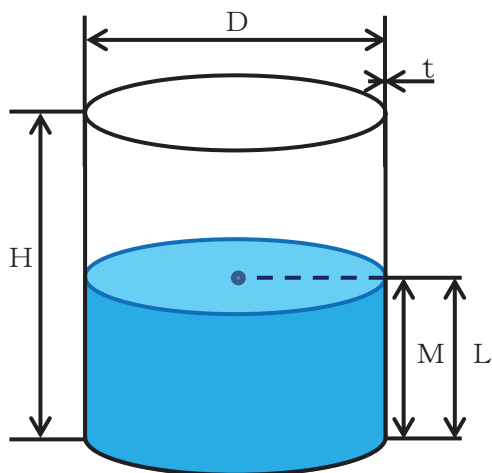


図 4 評価モデル（ケース 1）

表 5 評価モデル（ケース 1）の諸元

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

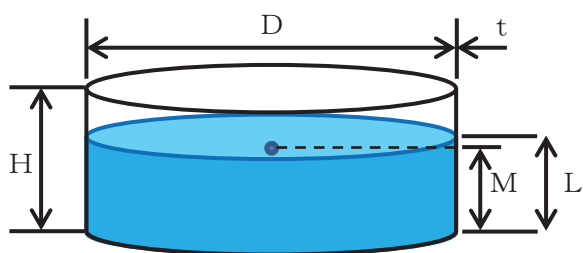


図 5 評価モデル（ケース 2）

表 6 評価モデル（ケース 2）の諸元

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

(2) 解析モデル

NASTRAN の評価に用いる解析モデルを図 6, 7 に示す。

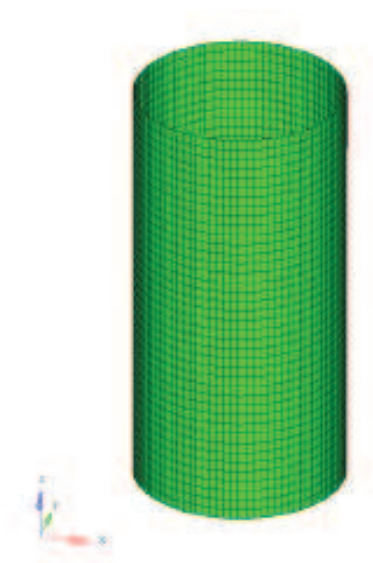


図 6 NASTRAN 解析モデル (ケース 1)

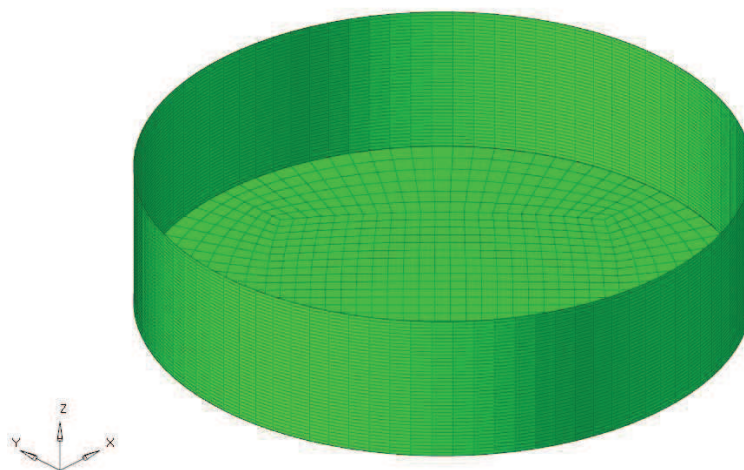


図 7 NASTRAN 解析モデル (ケース 2)

(3) 検討条件

検討条件を表 7, 検討モデルのイメージを図 8 に示す。

表 7 検討条件

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

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

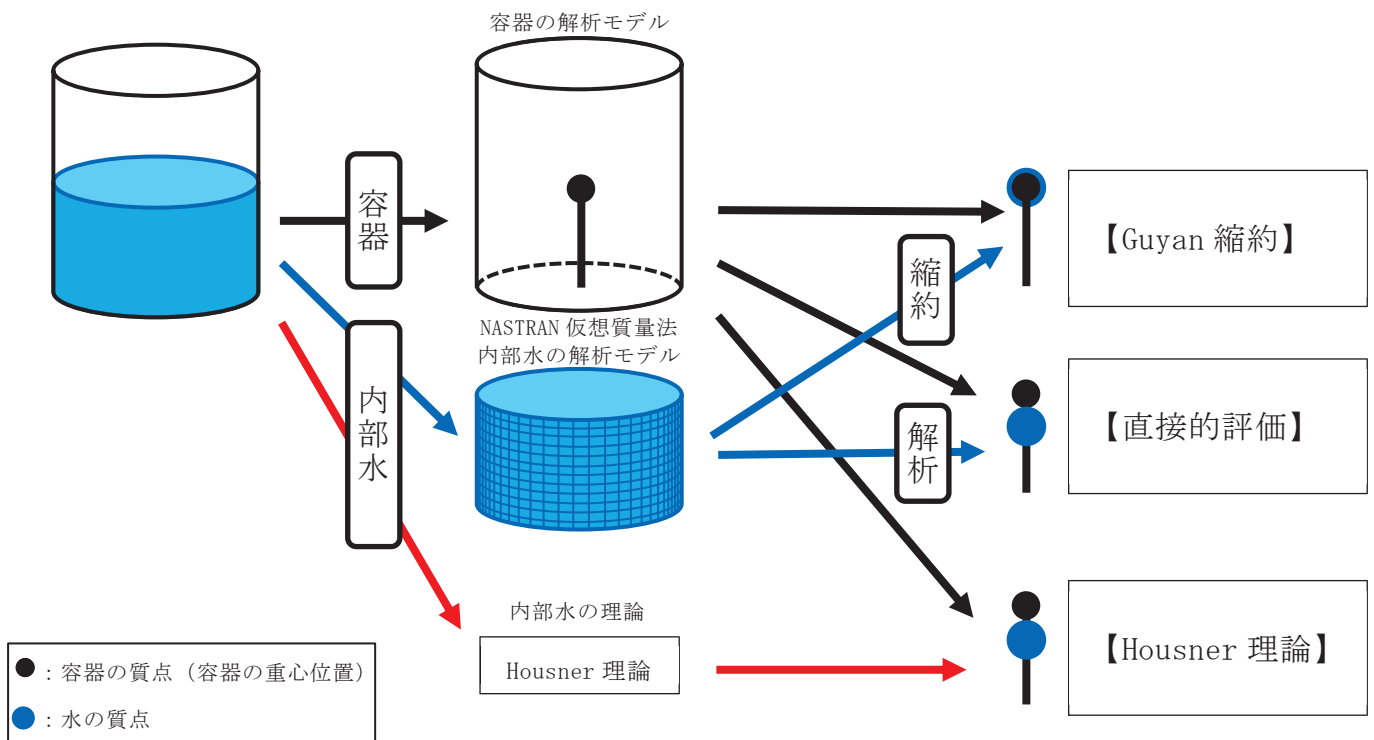


図 8 妥当性確認に用いる検討モデルのイメージ

4.1.2 妥当性確認結果

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

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

表 8 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 1）

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

注記*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

*2：直接的評価から求めた有効質量及び等価高さにより算定（図 9 参照）

*3：評価式については，補足 1 参照

表 9 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 2）

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

注記*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

*2：直接的評価から求めた内部水の有効質量及び等価高さにより算定（図 10 参照）

*3：評価式については，補足 2 参照

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

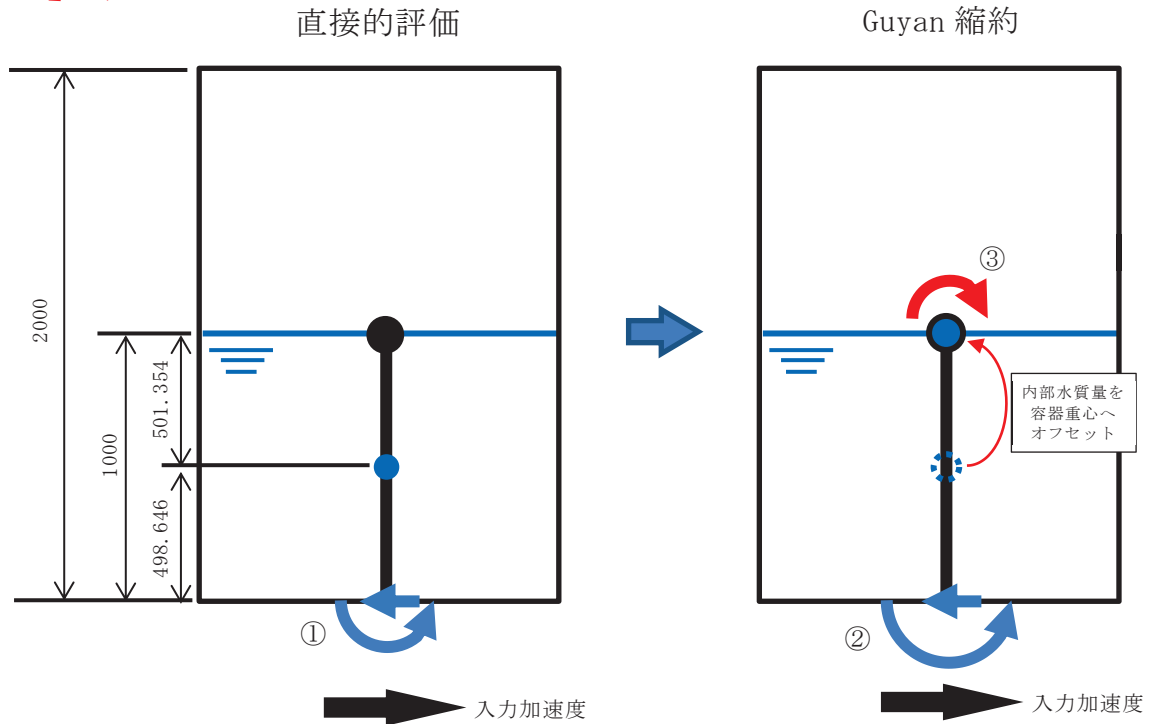


図9 有効質量に対する水平反力等のイメージ

〈回転質量の算出 (ケース1)〉

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

- ① 直接的評価による内部水の有効質量及び等価高さから容器底部での回転モーメントを算出。

$$603.591 \times 0.498646 \times 9.80665 = 2,951.588 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ② 直接的評価による内部水の有効質量を容器重心位置 (Guyan 縮約による内部水質量の縮約位置) にオフセットし、容器底部での回転モーメントを算出。

$$603.591 \times 1 \times 9.80665 = 5,919.206 (\text{N} \cdot \text{m})$$

- ③ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

$$(2,951.588 - 5,919.206) / 9.80665 = -302.613 (\text{kg} \cdot \text{m})$$

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

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

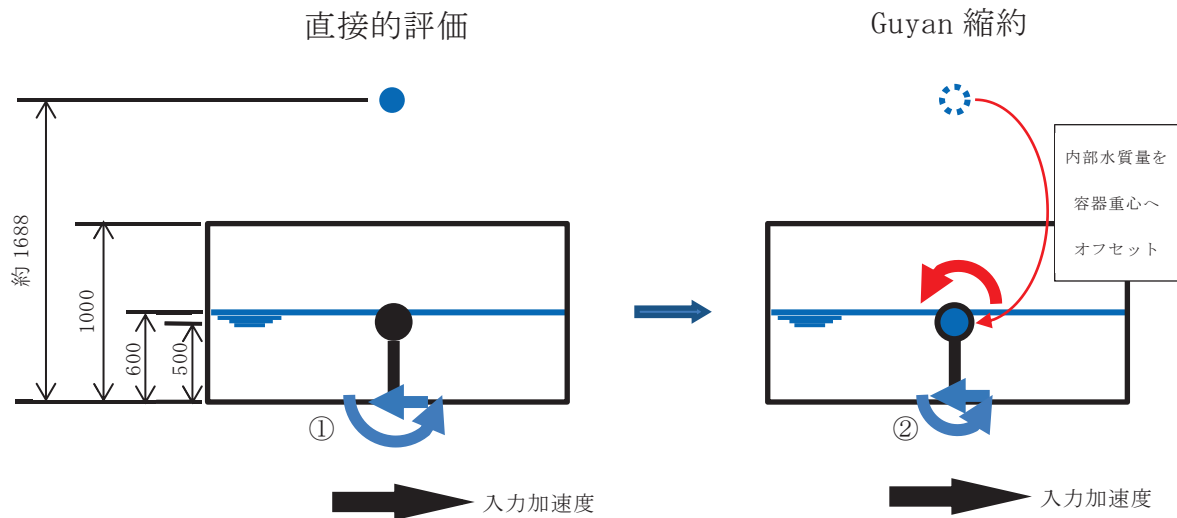


図 10 有効質量に対する水平反力等のイメージ

<回転質量の算出 (ケース 2) >

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

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

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

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

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

- ⑥ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

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

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

< 補足 1 >

Housner 理論による内部水の有効質量及び等価高さ（ケース 1）

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

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

表 1 評価諸元

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

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

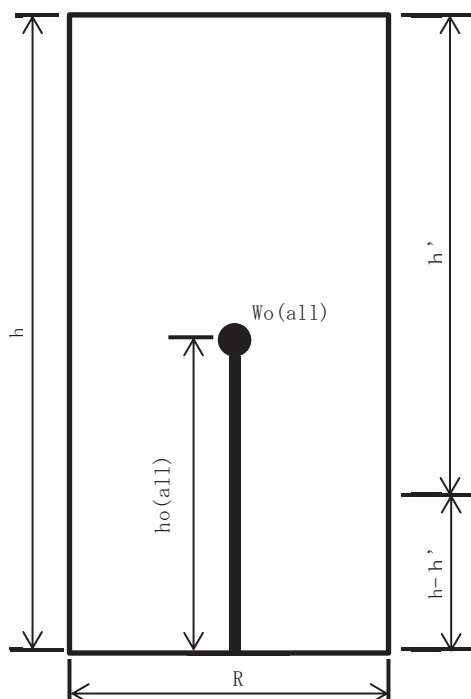


図 1 円筒タンク概要図

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

(2) 内部水の有効質量の算出

以下①～③式により、内部水の有効質量 $W_o(a11)$ を算出する。なお、タンク重量は含まないものとする。

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

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

$$W_o(a11) = W_o(h') + W_o(h-h') \quad \text{③}$$
$$= 418 + 196$$
$$= 614 \text{ kg}$$

(3) 等価高さの算出

以下④～⑥式により、等価高さ $h_o(a11)$ を算出する。

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

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

$$h_o(a11) = \frac{W_o(h') \times h_o(h') + W_o(h-h') \times h_o(h-h')}{W_o(a11)} \quad \text{⑥}$$
$$= \frac{418 \times 685 + 196 \times 125}{614}$$
$$= 506 \text{ mm}$$

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表 2 Housner の式で算出した内部水の有効質量及び等価高さ

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

<補足 2 >

Housner 理論による内部水の有効質量及び等価高さ（ケース 2）

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

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

表 1 評価諸元

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

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

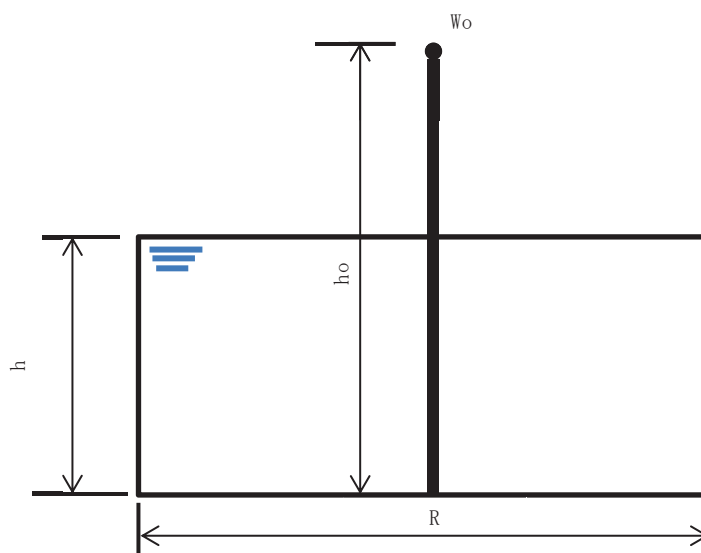


図 1 円筒タンク概要図

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

(2) 内部水の有効質量の算出

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

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

(3) 等価高さの算出

下式により, 等価高さ h_o を算出する。

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

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表2 Housner の式で算出した内部水の有効質量及び等価高さ

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

4.2 振動試験データを用いた妥当性確認

4.2.1 妥当性確認方針

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

また、「4.1 自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認」にて、円筒容器における Guyan 縮約法を用いて縮約した質量（内部水の有効質量及び回転質量）及びそれによる地震荷重について、3 次元シェルモデル及び理論的に求めた質量（内部水の有効質量及び回転質量）及び地震荷重と同等であることを確認している。

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

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

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

今回工認に用いる地震応答解析モデルでは、仮想質量法を用いて容器（各要素）の内面圧力（水平方向の圧力、鉛直方向の圧力）から各方向の内部水の有効質量を算定しており、これらは Guyan 縮約法を用いてサプレッションチェンバのはりモデルの質点位置に縮約される。このため、鉛直方向の圧力に着目して、振動試験を模擬した NASTRAN（3 次元シェルモデル）の鉛直荷重を確認し、振動試験の鉛直荷重との比較により NASTRAN による鉛直方向の圧力の妥当性を確認する。また、円環形状容器に対する Guyan 縮約法の妥当性も確認するため、振動試験を模擬した NASTRAN（3 次元はりモデル：Guyan 縮約法を適用）による鉛直荷重を確認し、NASTRAN（3 次元シェルモデル）及び振動試験の鉛直荷重と比較する。なお、本検討の目的について、表 10 のとおり整理した。

表 10 本検討の目的

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

(1) 解析モデル

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

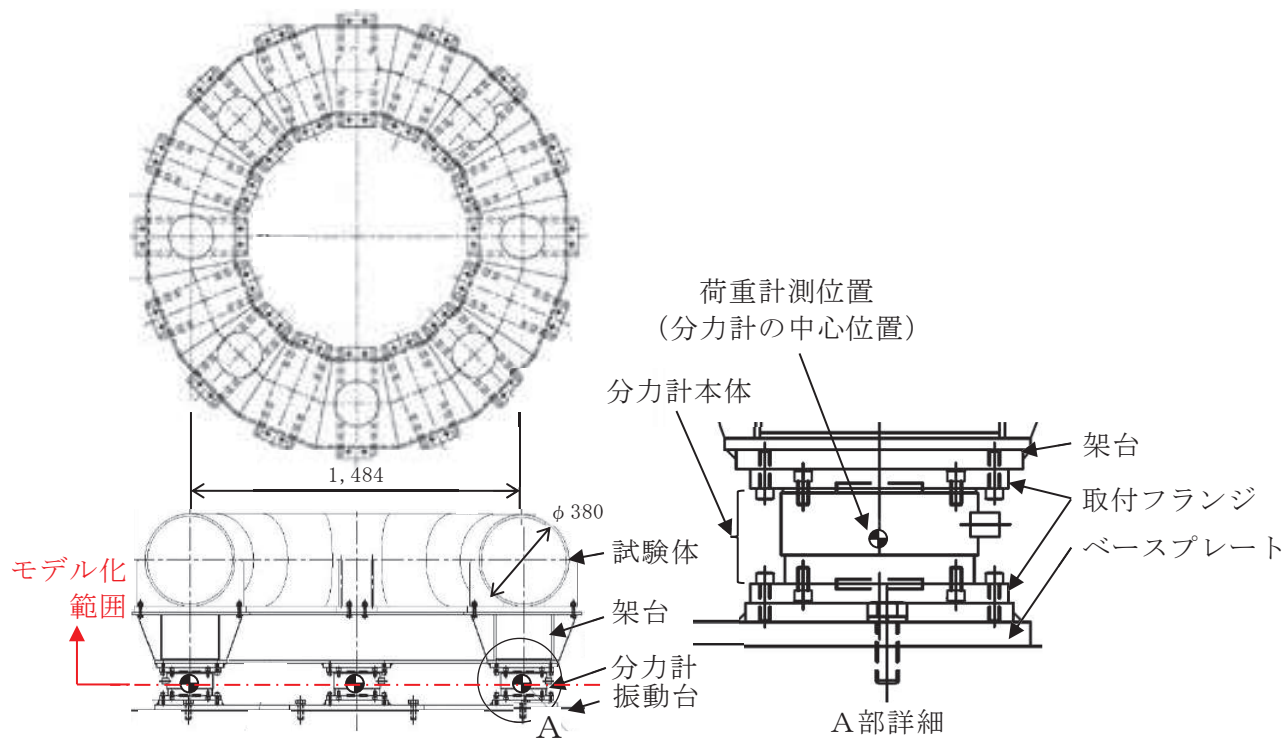


図 11 モデル化範囲

① 3次元シェルモデル

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

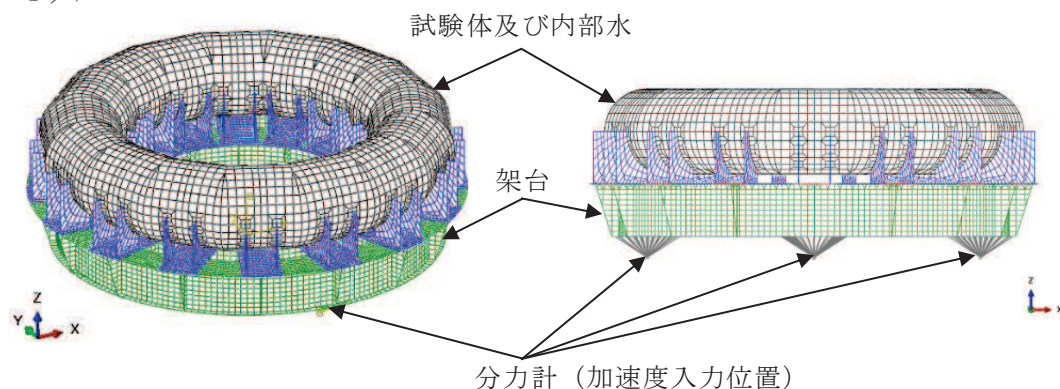


図 12 3次元シェルモデル

② 3次元はりモデル

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

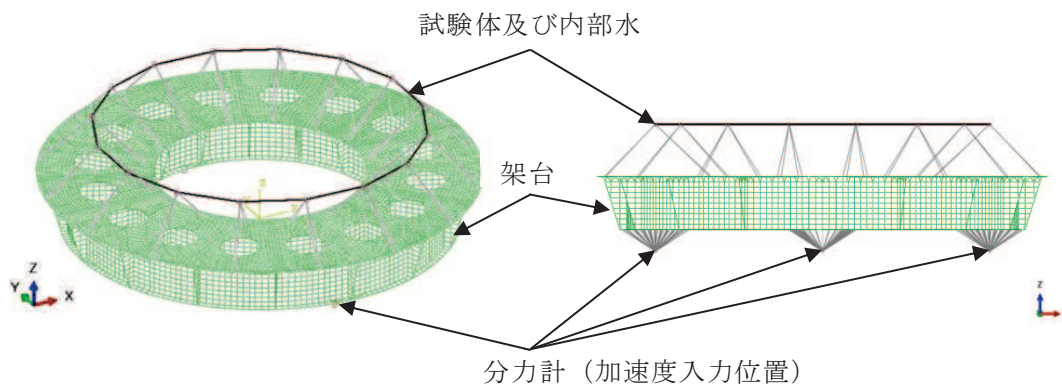


図 13 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 11 に示す。

表 11 解析条件

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

(3) 入力加速度及び荷重比較対象

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

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

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

表 12 最大加速度の比較

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

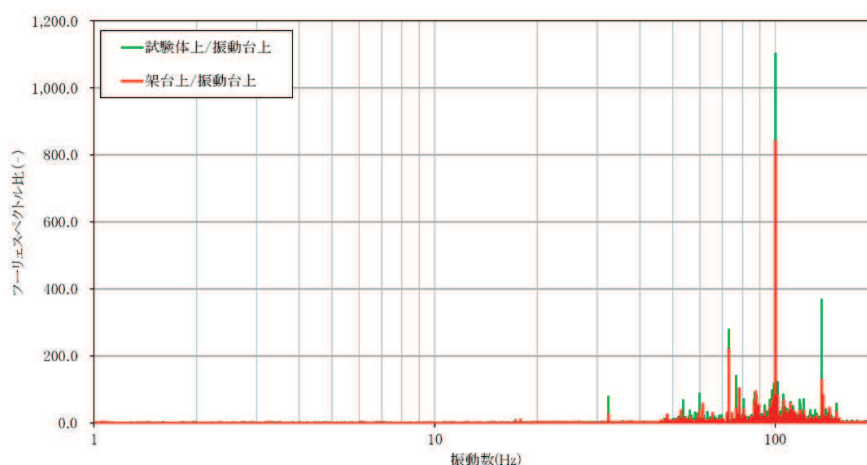


図 14 各計測位置における計測加速度のフーリエスペクトル比

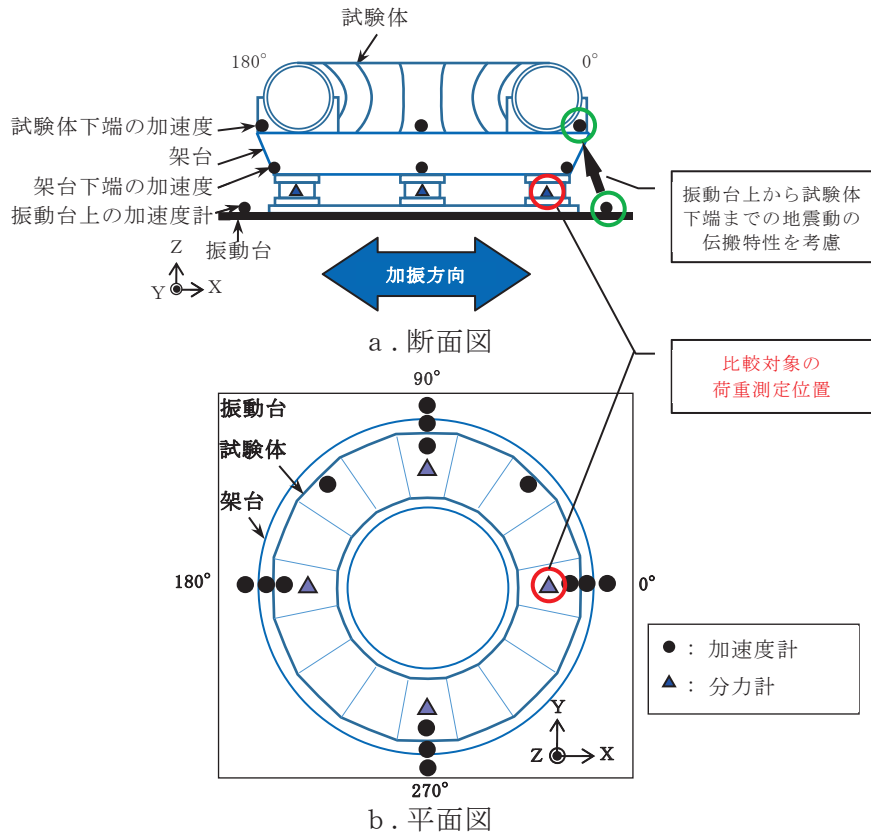


図 15 荷重の比較位置

4.2.2 解析結果

(1) 試験体下端の加速度時刻歴

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

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

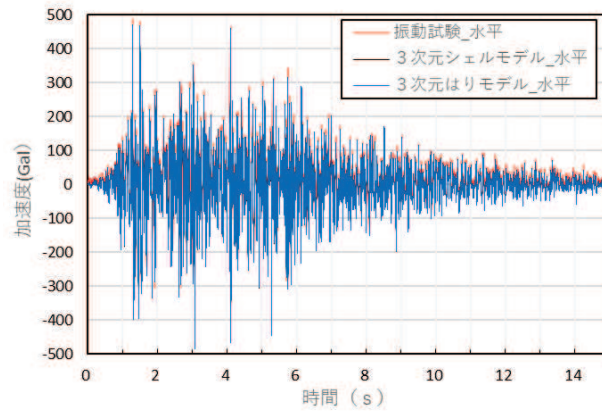
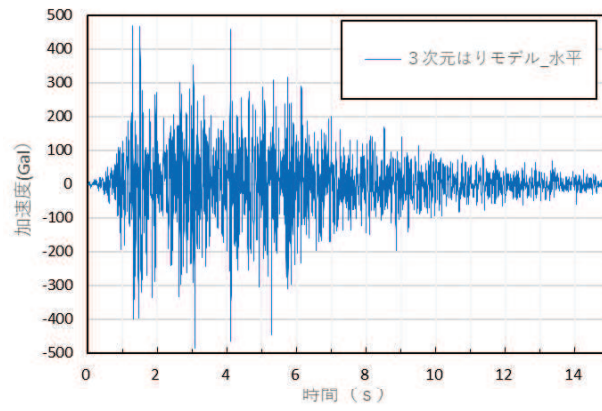
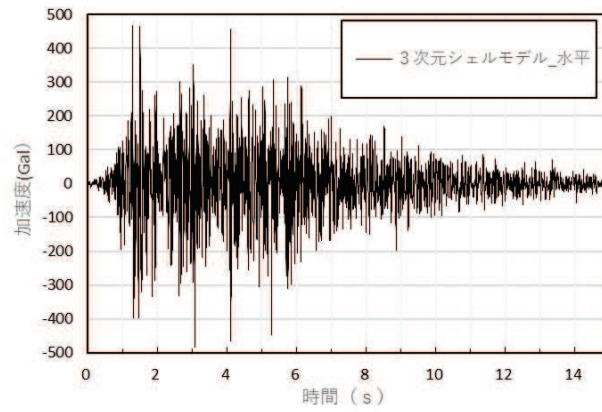
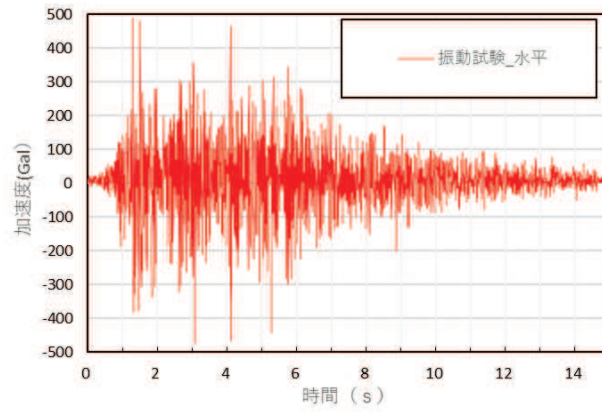


図 16 試験体下端の水平加速度時刻歴 (X 方向) の比較
別紙 2-27

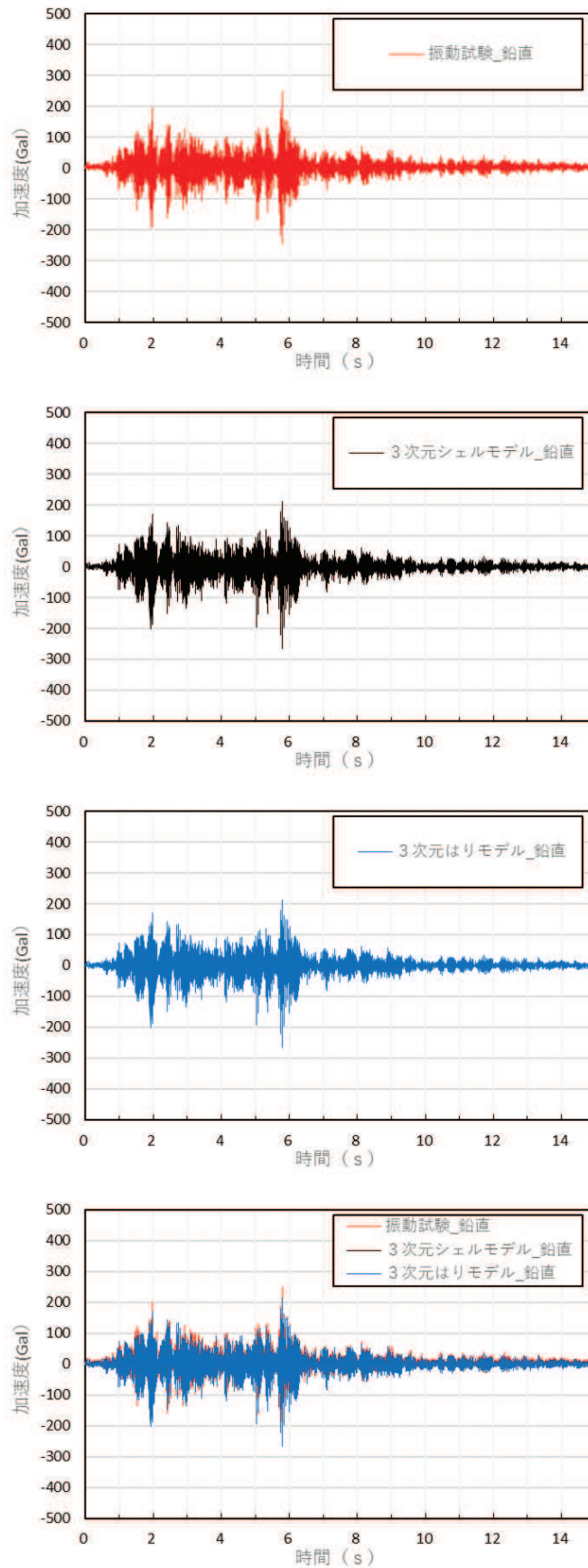


図 17 試験体下端の鉛直加速度時刻歴 (Z 方向) の比較
別紙 2-28

(2) 荷重時刻歴

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

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

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

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

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

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

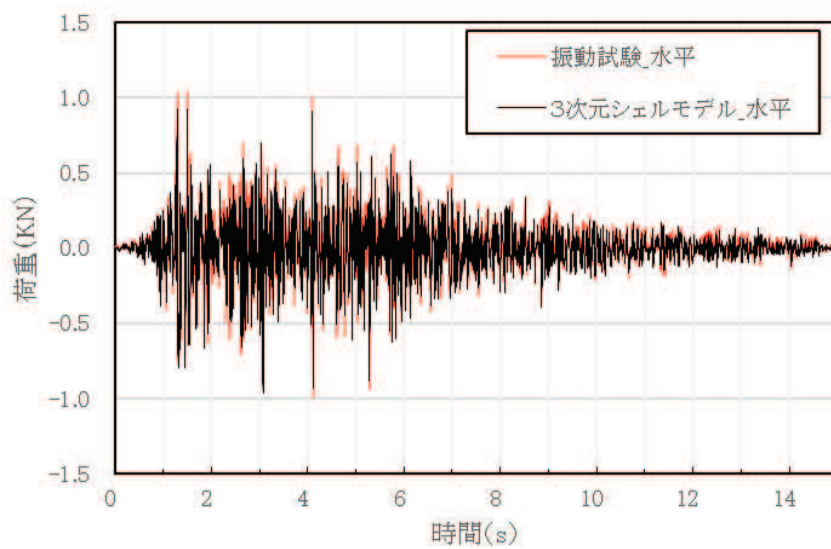
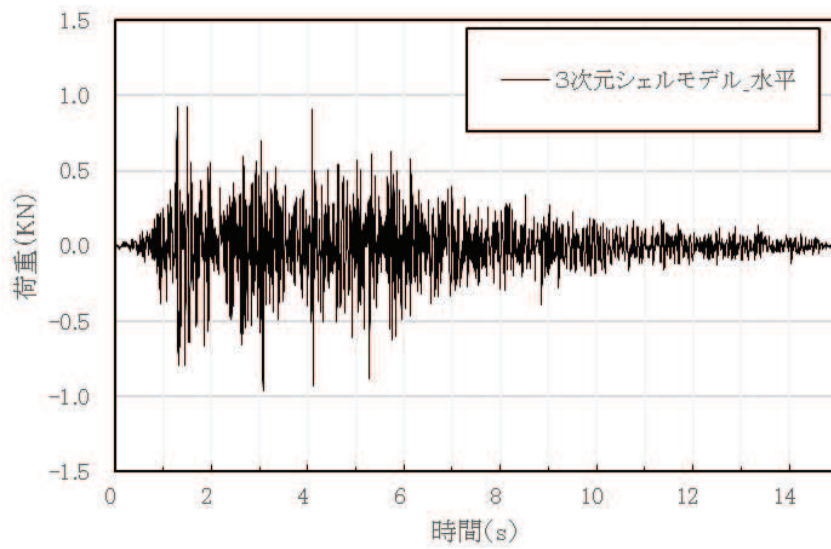
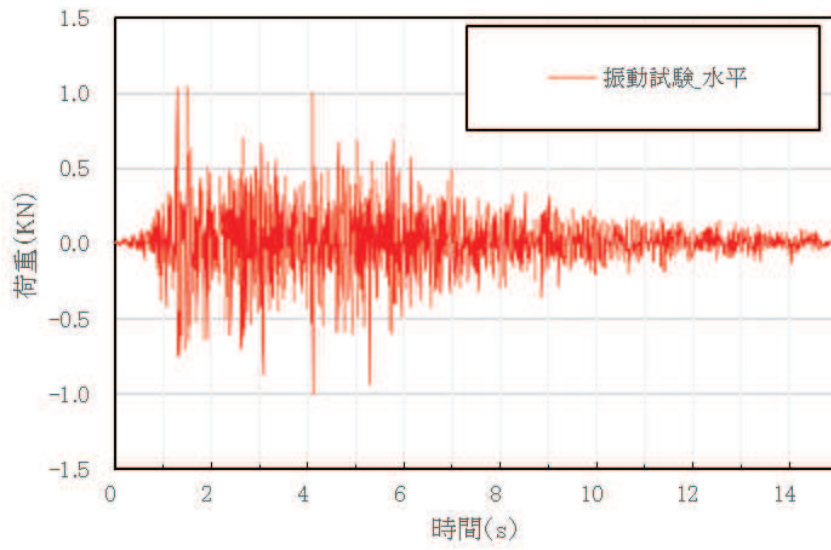


図 18 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
(振動試験, 3次元シェルモデル)

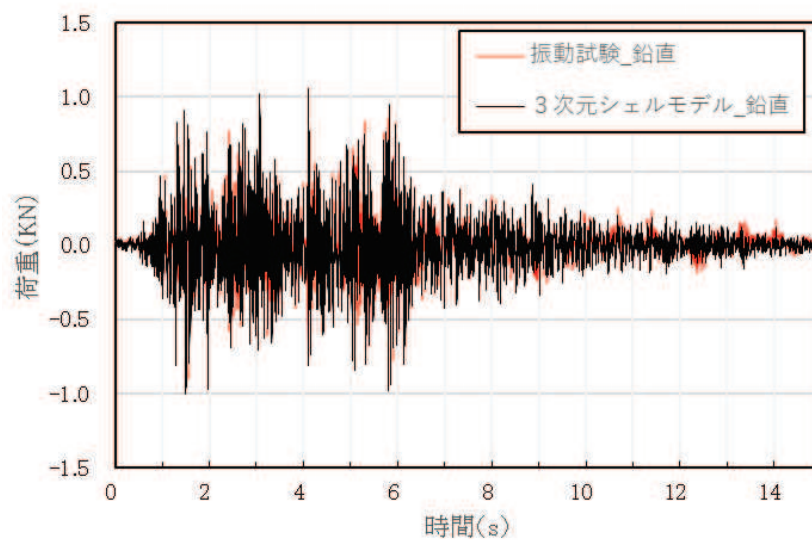
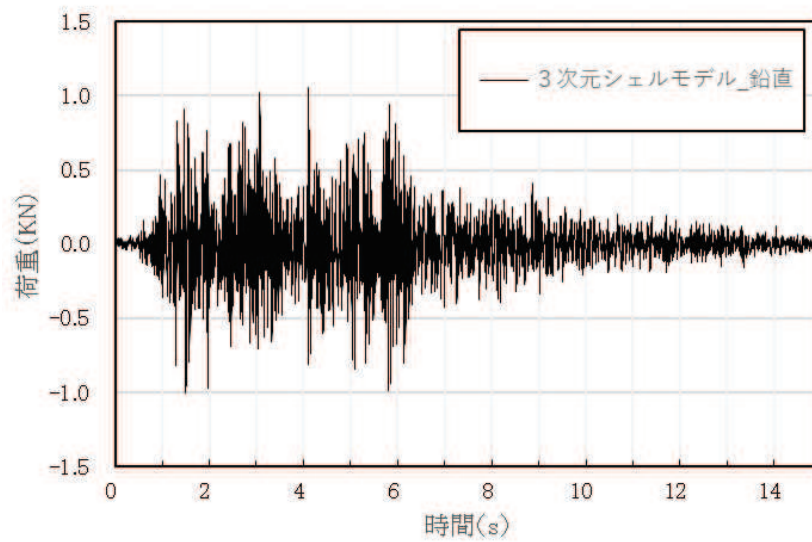
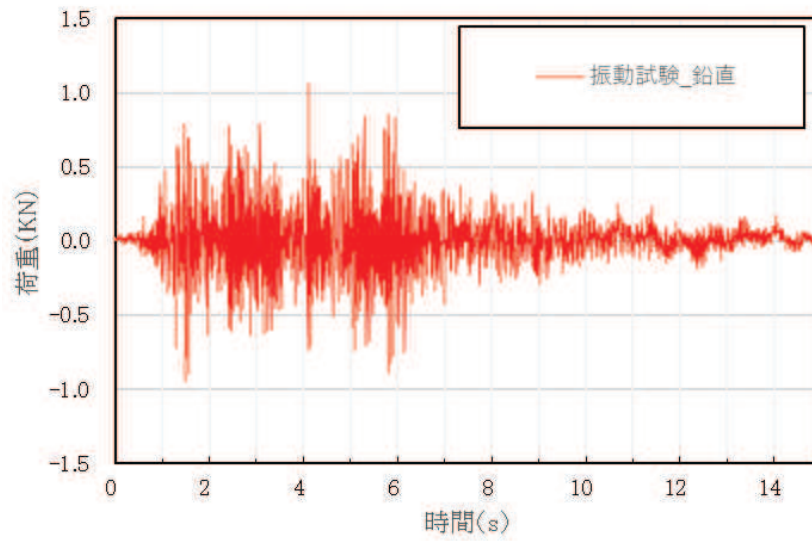


図 19 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
(振動試験, 3次元シェルモデル)

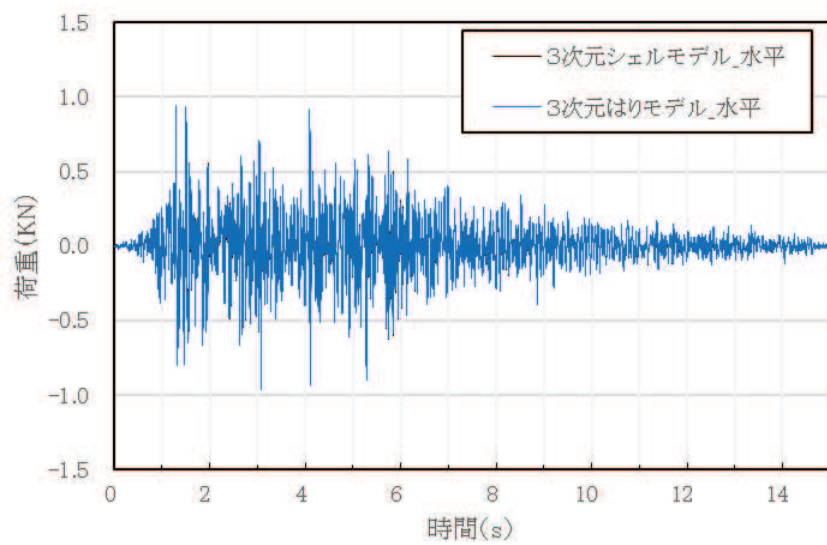
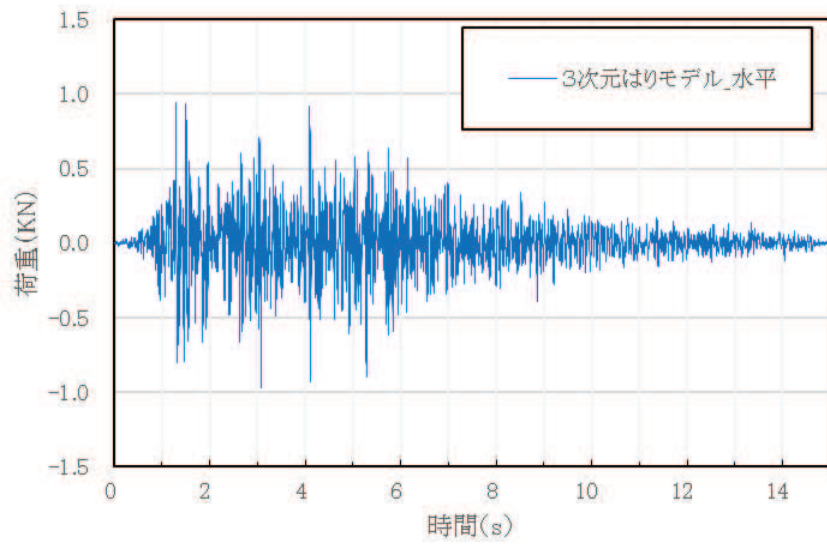
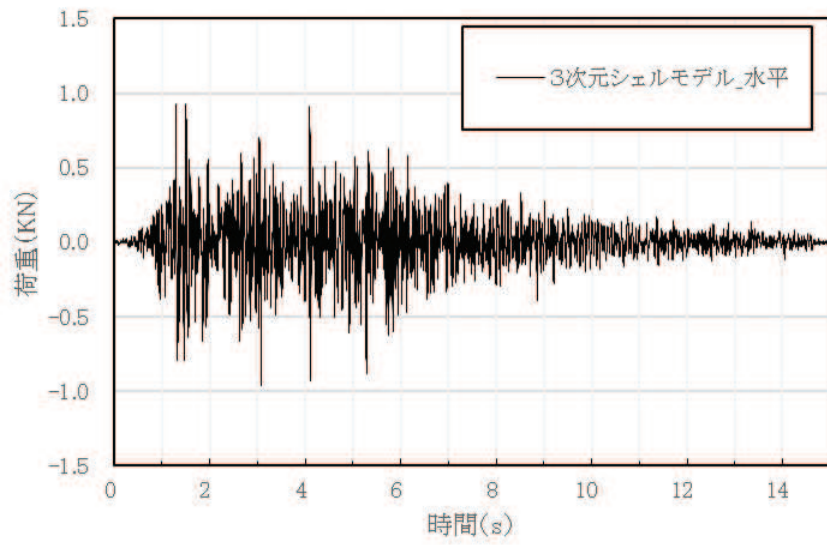


図 20 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 別紙 2-32

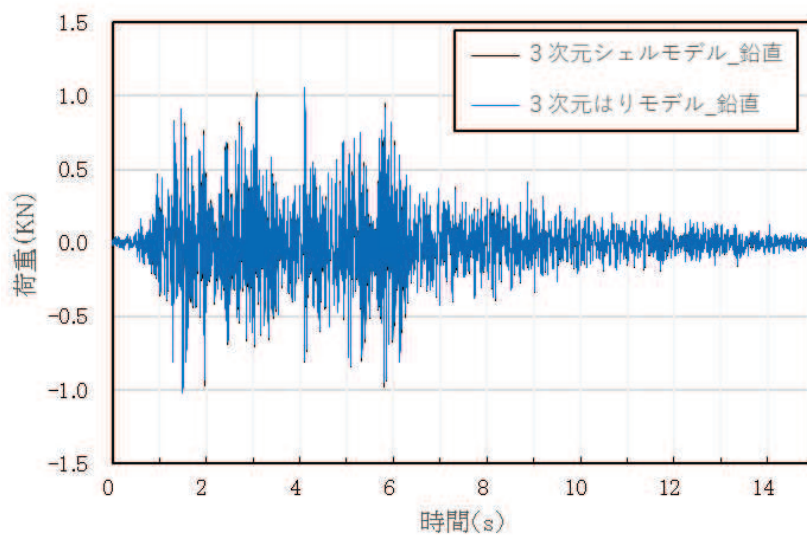
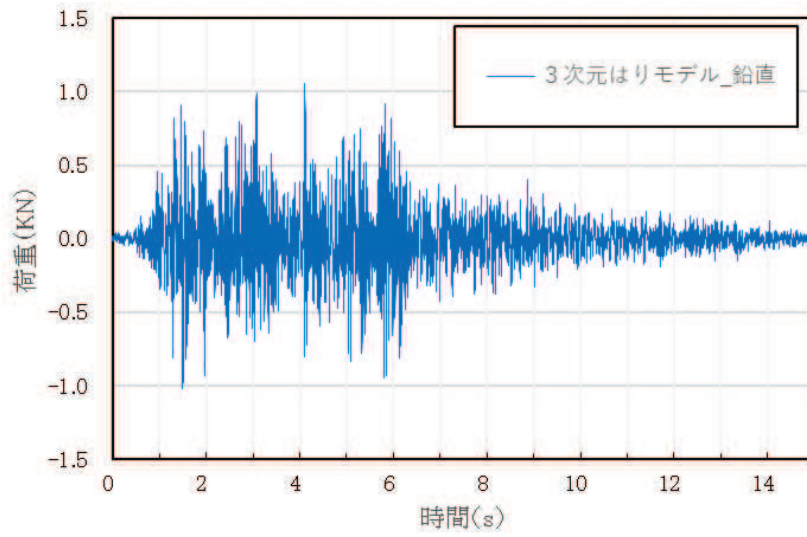
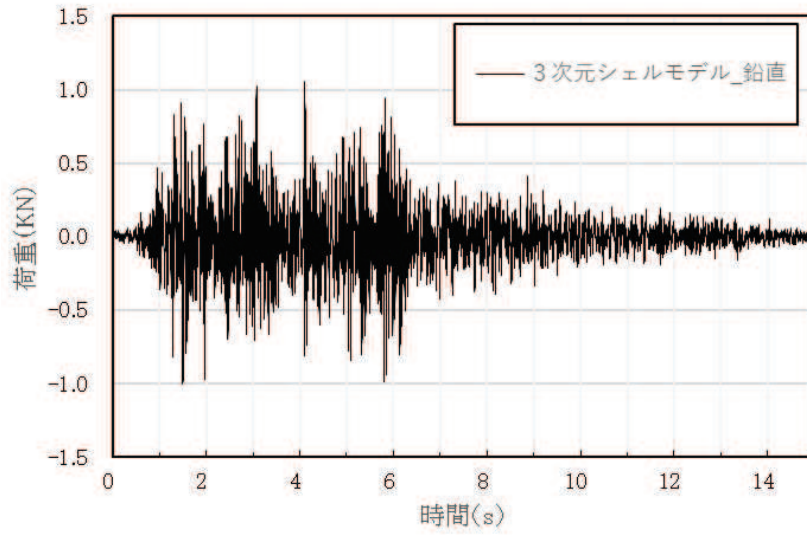


図 21 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)
 別紙 2-33

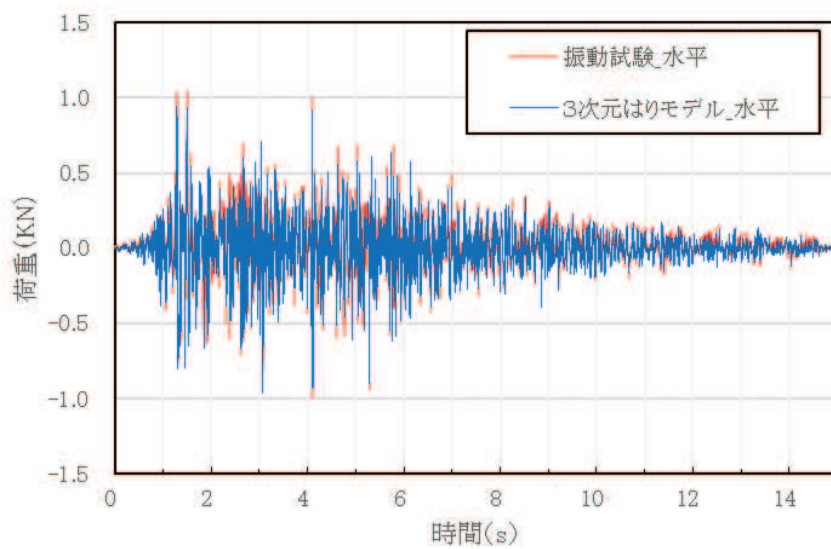
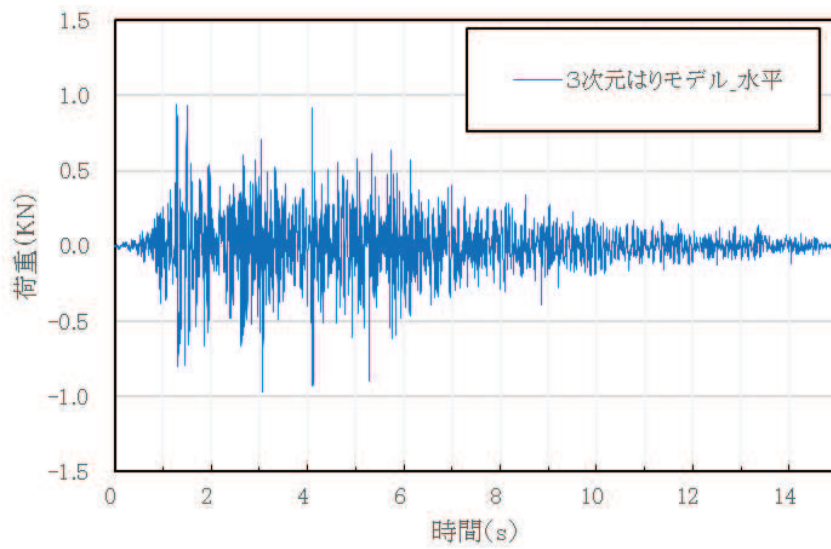
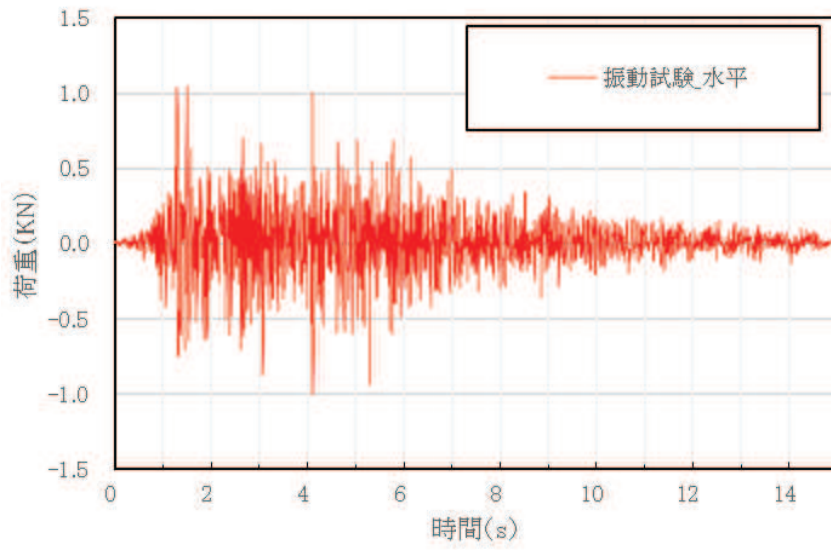


図 22 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較
(振動試験, 3次元はりモデル)

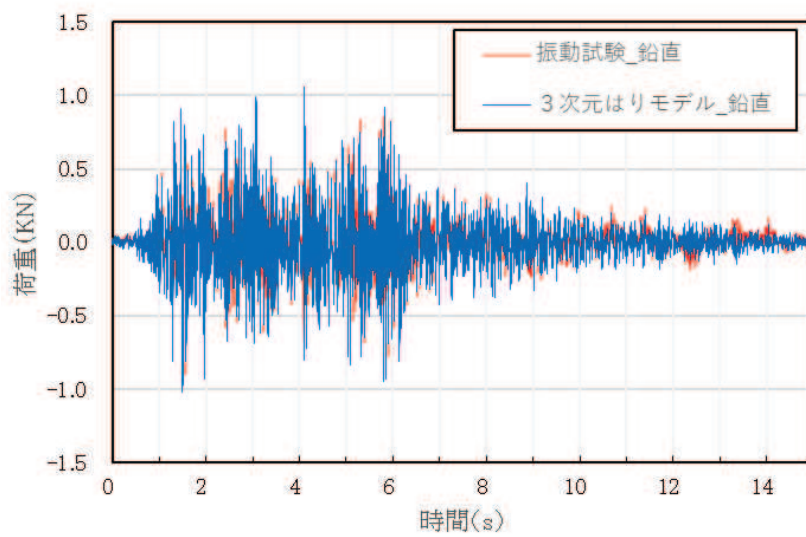
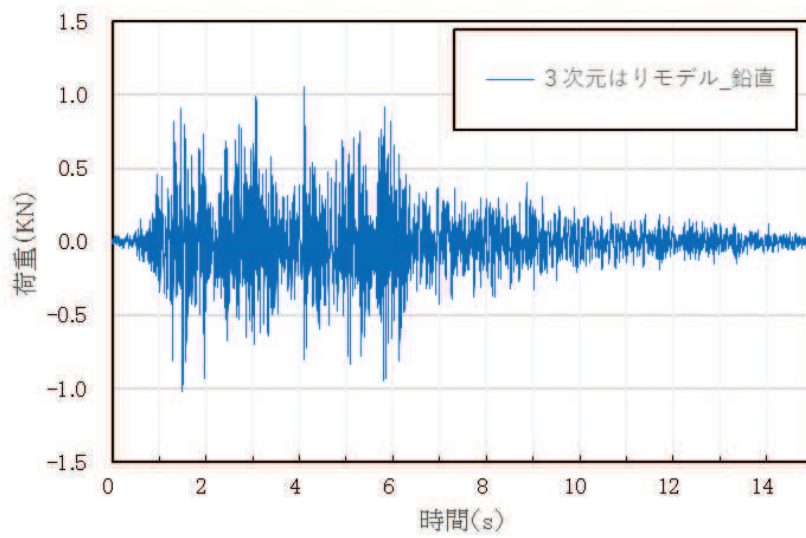
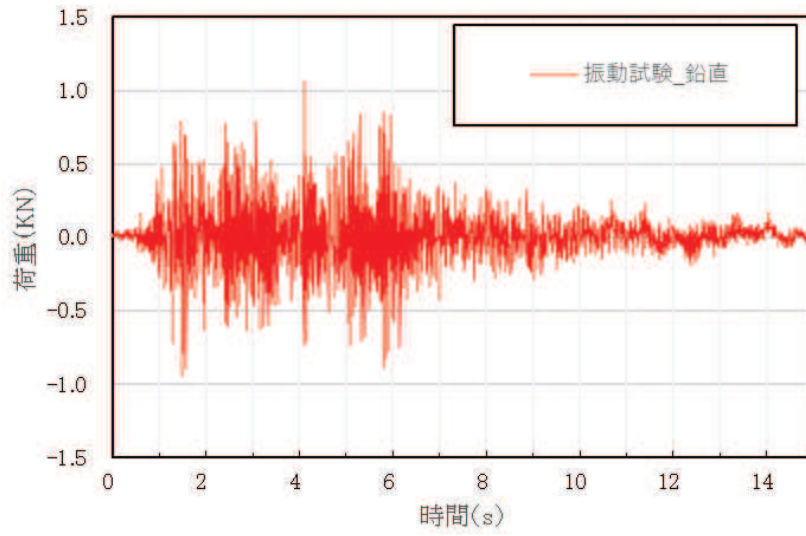


図 23 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較
(振動試験, 3次元はりモデル)

(3) 最大荷重

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

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

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

表13 最大荷重の比較

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

4.2.3 妥当性確認結果

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

地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討

1. 概要

今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、より詳細に地震応答を把握するため、他の設備を含めた豊富な適用実績があり、女川2号機と同型炉で既に認可実績のある3次元はりモデルによる動的解析（スペクトルモーダル解析等）を適用する。

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

2. 既往知見と耐震設計の考え方

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

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

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

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

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

表 1 各振動モードに対するサプレッションチェンバの耐震設計

振動モード		振動の特徴	サプレッションチェンバの耐震設計
バルジ ング	ビーム 振動 (1次モード)	タンクがあたかも梁 のように振動	サプレッションチェンバ（大円）につい て、サプレッションチェンバ内部水を有 効質量として付加し、3次元はりモデル を用いた地震応答解析にて地震荷重を評 価する。
	低次オーバル 振動	2次モード以降で花 びら状の変形を伴わ ない振動モード	サプレッションチェンバ内部に設置した 強め輪（合計64枚）にて、サプレッショ ンチェンバ（小円）の断面変形を抑制す る。
	高次オーバル 振動	2次モード以降で花 びら状に変形する振 動モード	
スロッシング		大きな液面変動を伴 い揺動	地震によるスロッシング荷重を評価す る。



図 1 サプレッションチェンバ断面図

3. バルジングに対する影響検討

3.1 検討方針

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

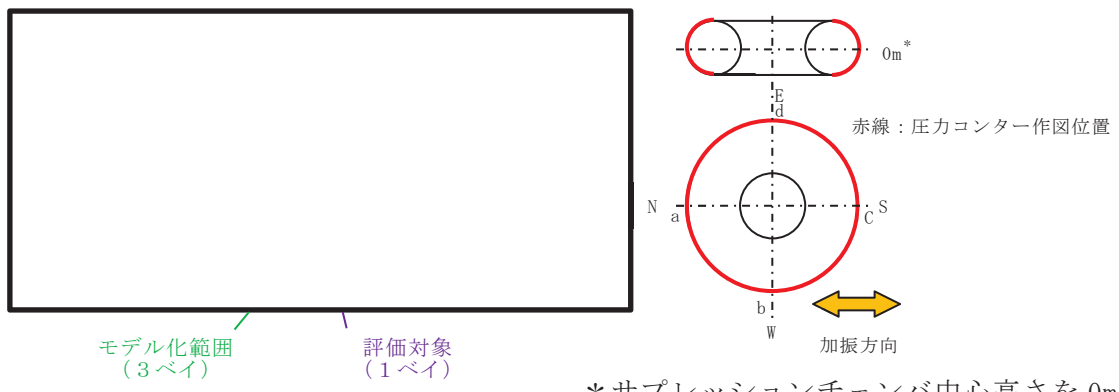
影響検討では、サプレッションチェンバの断面を簡便に横置円筒容器に模擬した3次元シェルモデルを用いて、サプレッションチェンバ内部水に対する圧力分布の特徴を考慮した上で、応答解析を行い、振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を定量的に評価する。

3.2 影響検討モデル

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

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

なお、強め輪は、建設時の設置条件にてモデル化した。



* サプレッションチェンバ中心高さを 0m

図2 サプレッションチェンバの圧力コンター図*2

(耐震解析用重大事故等水位, $S_s - D_1$ (水平方向), 最大圧力発生時点)

*2 女川原子力発電所第2号炉審査資料「女川原子力発電所2号炉 設計基準対象施設について 4条 地震による損傷の防止 別紙—4 サプレッションチェンバ内部水質量の考え方の変更について 参考7 参考7-7図」(02-NP-0272(改114)(令和2年2月7日))を引用



図3 サプレッションチェンバ断面図（平面）

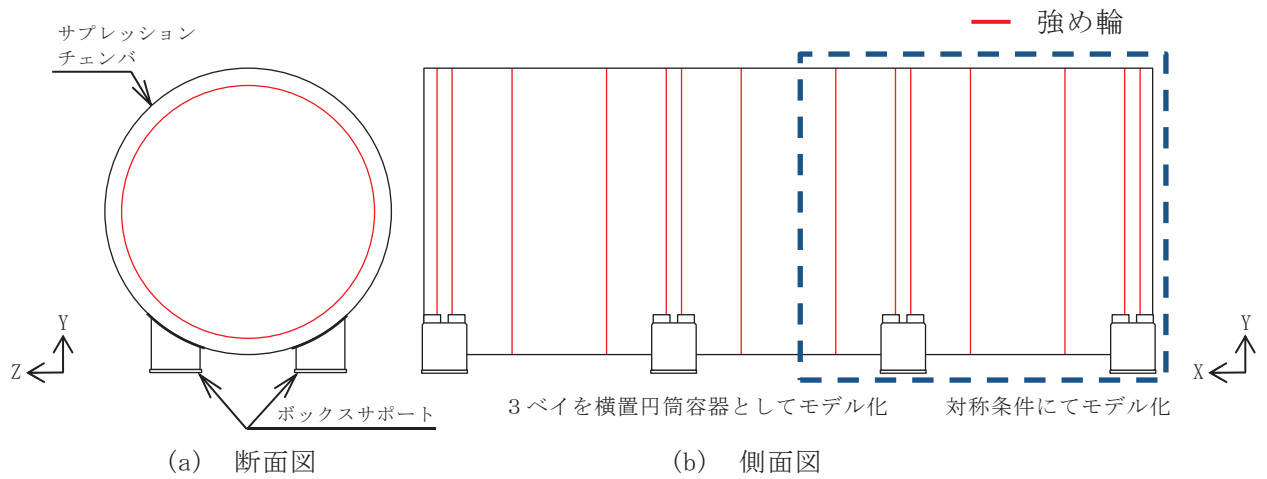


図4 解析モデル概要図

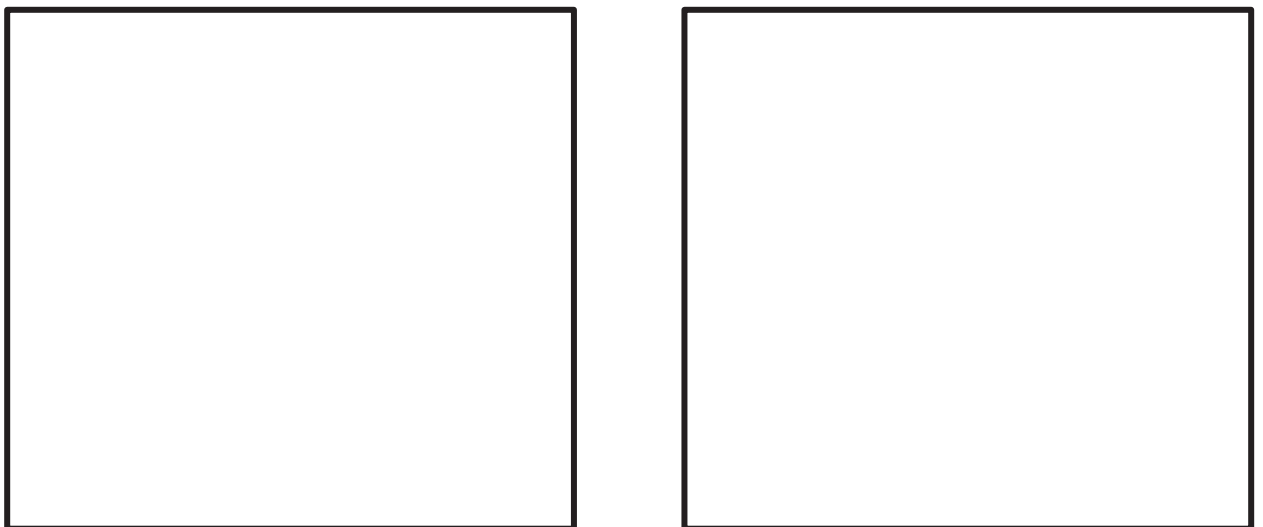


図5 解析モデル図（3ベイを横置円筒容器として対称条件にてモデル化）

3.3 影響検討

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

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

表 2 バルジングに対する影響検討

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

3.4 影響検討結果

3.4.1 振動特性

各検討ケースに対する固有値の解析結果について、1次モード(ビーム振動)、2次、3次モード(低次オーバル振動)及び高次オーバル振動(花びら状の変形)とそれに対する固有振動数を表3に示す。

各検討ケースにおけるビーム振動及び低次オーバル振動のモード変形は、強め輪及び内部水の有無によらず、各検討ケースともに同様な傾向にある。

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

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

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

3.4.2 発生応力

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

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

発生応力の評価結果、強め輪がない場合は、内部水の有無によらず、水平及び鉛直方向ともに高い応力が発生している。一方、強め輪がある場合には、内部水の有無によらず、強め輪の効果によって水平及び鉛直方向の発生応力が大きく低減されることを確認した。なお、高次オーバル振動(花びら状の変形)の有無によって、発生応力が変わらないことから、高次オーバル振動(花びら状の変形)の発生応力に与える影響は、小さい。

また、表6に示す通り、成分別応力(周方向応力、軸方向応力、せん断応力)の通り、各方向の応力割合がほとんど変わらないことから、強め輪の効果で全体的な変形が抑制されることにより発生応力が大きく低減されることとなったと考えられる。

表 7 に示す通り，最大応力発生部位は，ボックスサポート取付部であり，その最大応力を踏まえると，支配的な振動モードは，1 次モード（水平方向）及び 2 次モード（鉛直方向）であり，小円断面内における変形（3 次モード）による応力への寄与は小さい。

最大応力発生部位がボックスサポート取付部となる結果は，本文 4.2.4 に示すシェルモデルとの傾向と一致している。

バルジングの影響としては，発生応力に対する支配的な振動モードである 1 次モード（水平方向）及び 2 次モード（鉛直方向）をバルジングの影響として確認した。

表 3 振動特性の比較結果

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

別紙 3-8

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

表 4 振動モード図 (検討ケース 4)

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

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

表 5 発生応力の比較結果

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

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

*2 応力算出時に考慮する振動数の範囲

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

（内部水なし： Hz， 内部水考慮： Hz）

強め輪がない場合：内部水考慮：30Hz， 内部水なし：40Hz

表 6 最大発生応力の成分別応力

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

表7 応力コンター図（検討ケース4）

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

注記* : サプレッションチェーンバ本体の範囲

別紙 3-11

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 地震応答解析に係るはりモデルの適用性

前項のバルジングに対する影響検討の結果、サプレッションチェンバ内部に設置された強め輪の効果により、サプレッションチェンバ本体（小円）の剛性が向上して固有振動数が高くなって変形が抑制されるため、地震による発生応力が低減されること及び1次モード（水平方向）及び2次モード（鉛直方向）が支配的な振動モードとなることを確認した。また、サプレッションチェンバの高次オーバル振動（花びら状の変形）の発生応力に与える影響が小さいことを確認したことから、サプレッションチェンバ本体のモデル化としては、はり要素でモデル化することの適用性があると判断した。

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

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、バルジングの影響結果として発生応力に対して支配的な振動モードである1次モード及び2次モードを精緻に表現するため、それぞれの変形に対する剛性を考慮したばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を3次元はりモデルのボックスサポート取付部に付加する（詳細は別紙4参照）。

サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定

1. はじめに

今回工認で採用したサプレッションチェンバの地震応答解析モデルは、サプレッションチェンバ本体とボックスサポートをはり要素で模擬し、サプレッションチェンバ本体とサプレッションチェンバのボックスサポート取付部の局部変形によるばね剛性については、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部にばね要素で模擬することとしている。また、バルジング影響検討結果（別紙 3）を踏まえ、発生応力に対して支配的な振動モードである 1 次モード（水平方向）及び 2 次モード（鉛直方向）を模擬するためのサプレッションチェンバ小円の断面変形の剛性もサプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね要素に模擬する。

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

2. ばね要素について

サプレッションチェンバは、サプレッションチェンバ大円の内側と外側で 1 組のボックスサポートが 16 組で支持する構造となっている。このボックスサポート取付部の 1 ベイ部分を切り出して、その構造的な質量と剛性の関係を模式的に表した図を図 1 に示す。

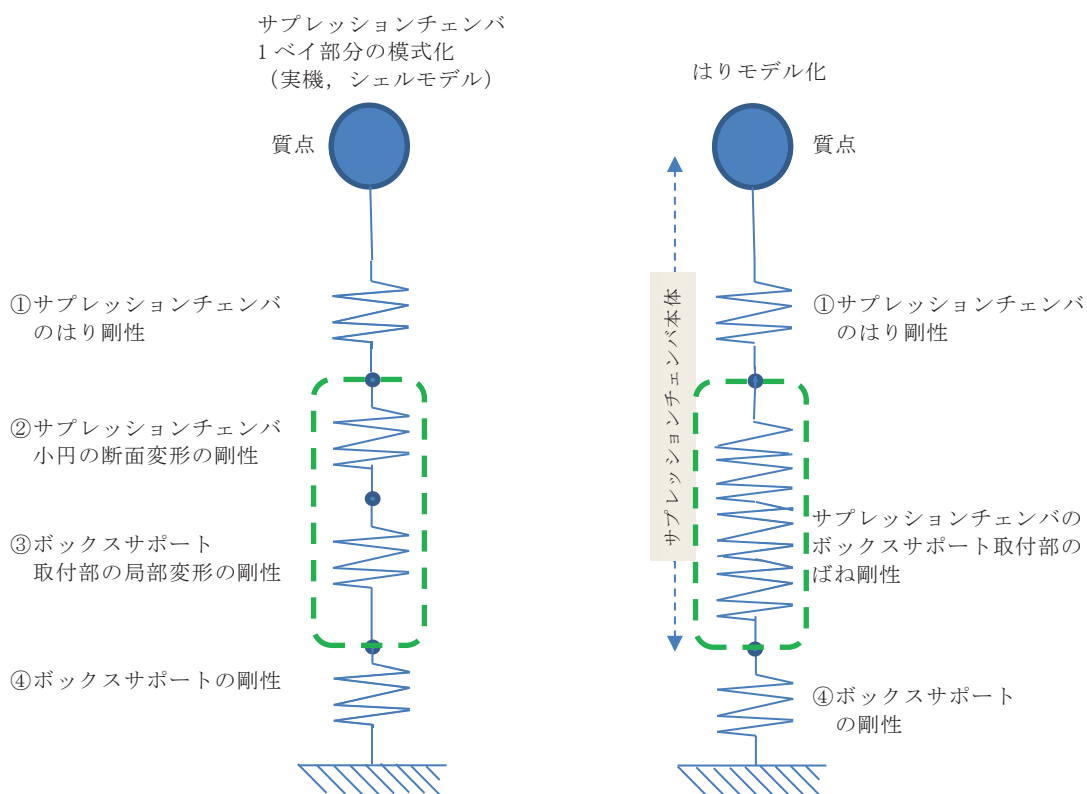


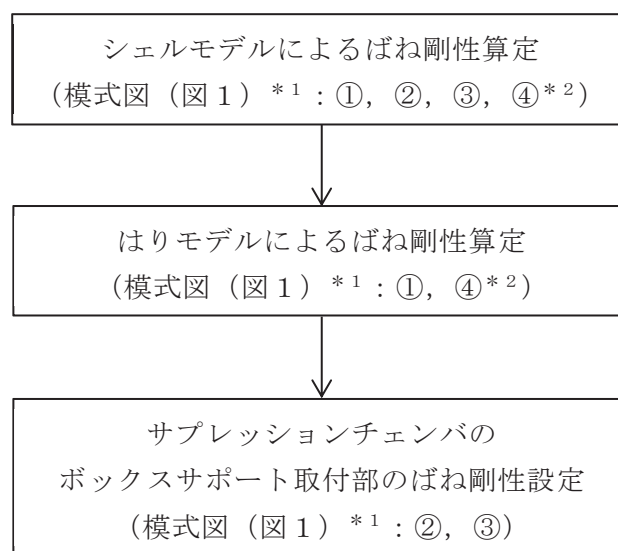
図 1 サプレッションチェンバとボックスサポートの質量・剛性模式図

サプレッションチェンバの剛性は、断面変化なしの部分のはり剛性①とサプレッションチェンバ小円の断面変形による剛性②に分けて考えることができる。また、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部は、はり要素のみでモデル化することが難しい複雑な構造であり局部的に変形するため、これをサプレッションチェンバのボックスサポート取付部の局部変形の剛性③とすると、サプレッションチェンバの断面変化なしの部分のはり剛性①、ボックスサポートの剛性④をはり要素とし、これを接続する部分（②及び③）をばね要素としてモデル化すれば、実際の挙動に近い地震応答値を求めることができる。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性は、この②及び③に相当する部分を模擬することを目的としている。

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

3. サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定手順

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



注記*1 : 各番号は、以下の剛性を表すものである。

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

*2 : 剛性算定項目に応じて④の考慮の有無が異なる

図2 サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定手順

4. シェルモデルによるばね剛性算定

(1) シェルモデルについて

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

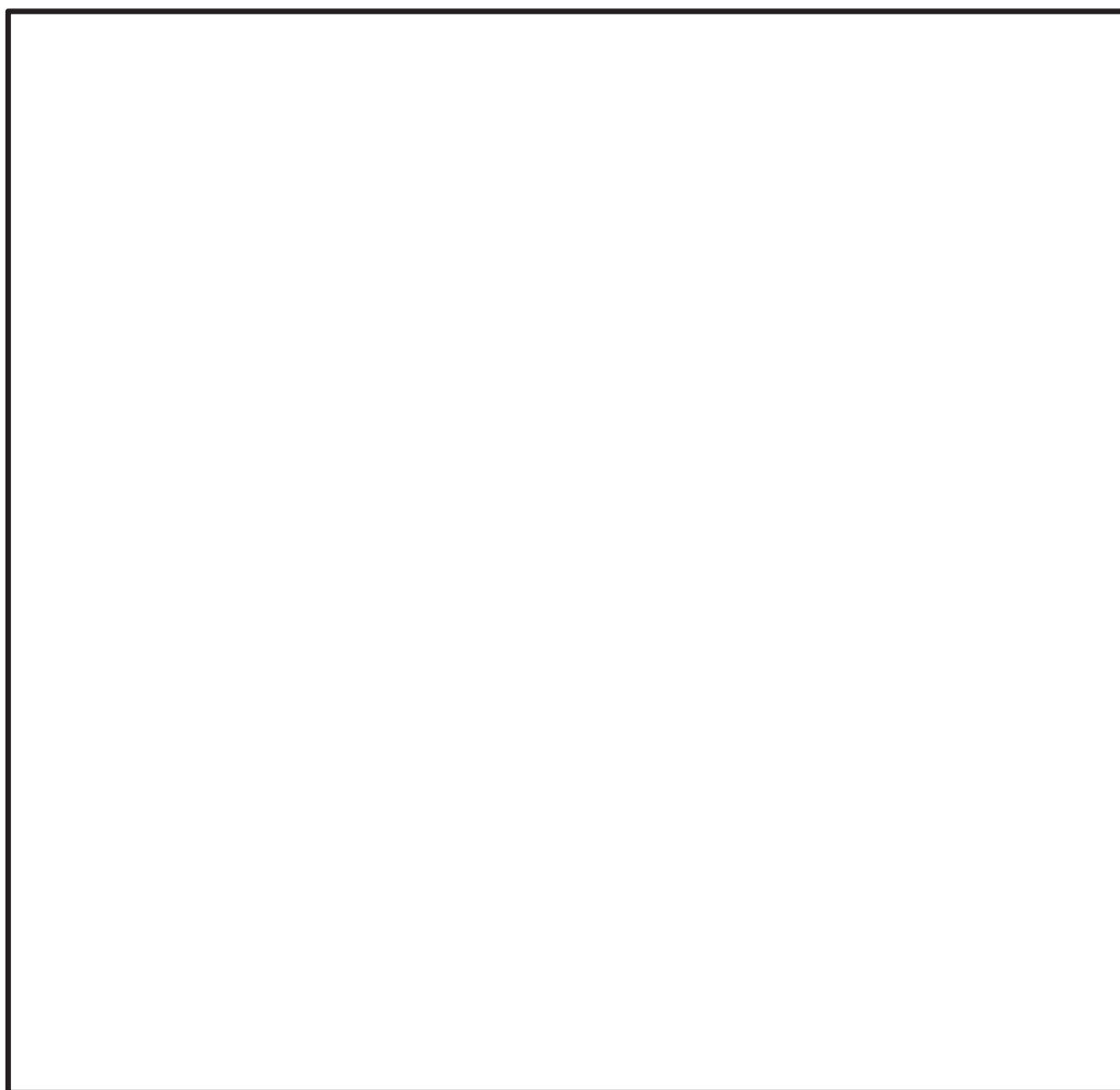


図3 サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性算定用シェルモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

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

なお、サプレッションチェンバ大円半径軸およびサプレッションチェンバ大円周軸の並進ばね剛性算定にあたってボックスサポート下端面に設定した剛体要素の中心に荷重を負荷した場合、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部の並進変形よりも局部回転による変位が大きく算定されるため、より適切に並進変形による変位を算定するようにサプレッションチェンバ本体取付部（ボックスサポート上端面）に設定した剛体要素の中心に荷重を負荷している。この場合、図1の④ボックスサポートの剛性が考慮されないこととなるものの、シェルモデル及びはりモデルの両者の荷重の負荷位置を合わせるため、④の剛性を考慮されないことによるばね剛性算定に影響はない。

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

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

注記* : 並進方向 (大円半径軸及び大円円周軸) では,

図 4 シェルモデルによる各軸のばね剛性算定方法

5. はりモデルによるばね剛性算定

(1) はりモデルについて

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



図 5 ばね剛性算定用はりモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

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

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

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

図 6 はりモデルによる各軸のばね剛性算定方法

6. サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定

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

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

この式から K を求めると以下の通りとなる。

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

7. サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定結果

4. ～6. の結果を表 1 に示す。既工認実績があるサプレッションチェンバ地震応答解析モデルにおいては、サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化し、ボックスサポート位置を大円半径方向を除き拘束していた。今回工認のサプレッションチェンバ地震応答解析モデルでは、表 1 のサプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を設定することにより、従来モデルに比べ、振動モードが精緻化されたものとする。

表1 サプレッションチェーンバのボックスサポート取付部のばね剛性設定結果

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

注記 *1：各番号は、以下の剛性を表すものである。

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

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

8. ボックスサポート取付部の局部変形の影響

本項では、図1に示すボックスサポート取付部の局部変形の影響を確認するため、ボックスサポート取付部の局部変形の剛性（図1の③の剛性）を算定し、ボックスサポート取付部の剛性をサプレッションチェンバ（図1の①の剛性）及びボックスサポート（図1の④の剛性）の剛性に考慮した地震応答解析モデルⅠ（図1の①、③、④の剛性を考慮）とサプレッションチェンバ（図1の①の剛性）及びボックスサポート（図1の④の剛性を考慮）の剛性を考慮した地震応答解析モデルⅡ（図1の①、④の剛性を考慮）の固有値解析を行い、固有周期の比較を行った。影響検討フローを図6に、地震応答解析モデルⅠ、Ⅱのモデル図を図7,8に示す。

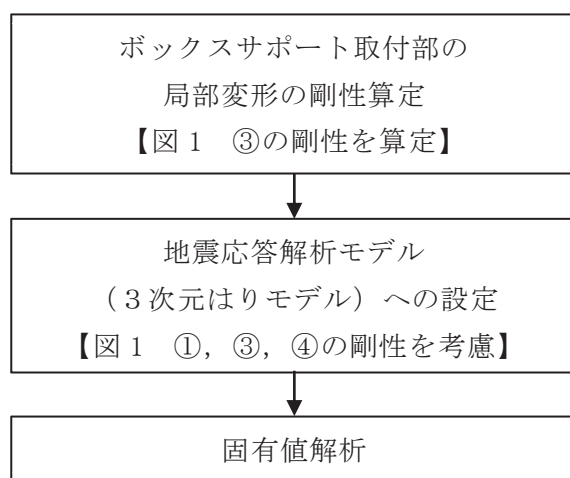


図6 ボックスサポート取付部の局部変形の剛性影響検討フロー



図 7 地震応答解析モデル I (図 1 の①, ③, ④の剛性を考慮)



図 8 地震応答解析モデル II (図 1 の①, ④の剛性を考慮)

8.1 ボックスサポート取付部の局部変形の剛性算定方法及び結果

ボックスサポート取付部の局部変形の剛性（図1の③の剛性）は、サブプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性算定用シェルモデルに境界条件を追加した解析モデルを用いて算定する。ボックスサポート取付部の局部変形の剛性算定に用いた解析モデル及び境界条件の設定を図9に示す。また、ボックスサポート取付部の局部変形の剛性算定結果を表2に示す。

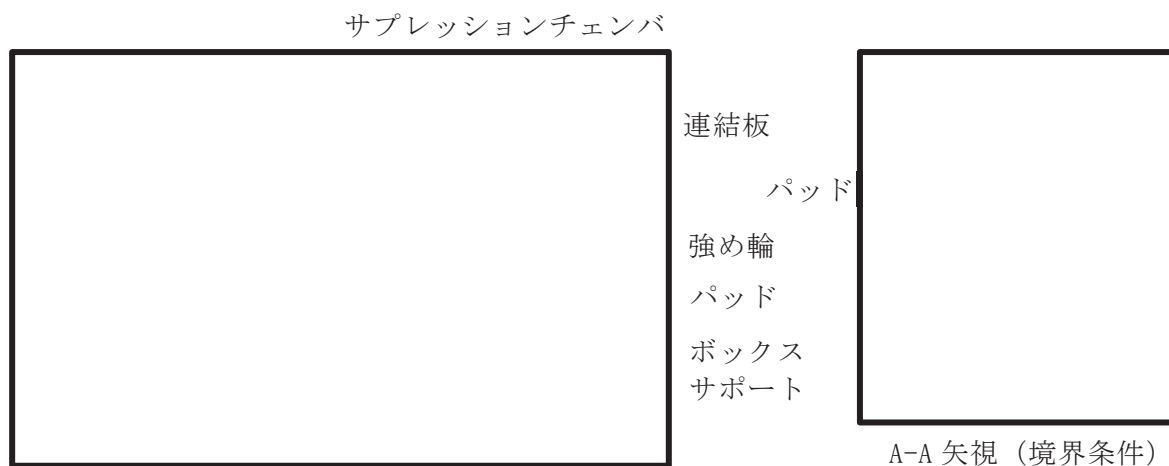


図9 ボックスサポート取付部の局部変形の剛性算定モデル

表2 ボックスサポート取付部の局部変形の剛性算定結果

ばねの方向		内側ボックスサポート 又は 外側ボックスサポート	ボックスサポート取付部の 局部変形の剛性
並進 (N/mm)	大円半径方向	内側	
		外側	
	大円周方向	内側	
		外側	
	上下方向	内側	
		外側	
回転 (N・mm/rad)	大円半径軸回り	内側	
		外側	
	大円周軸回り	内側	
		外側	
	上下軸回り	内側	
		外側	

8.2 ボックスサポート取付部の局部変形の影響評価

ボックスサポート取付部の局部変形の影響評価は、地震応答解析モデルⅠ（図1の①、③、④の剛性を考慮）と地震応答解析モデルⅡ（図1の①、④の剛性を考慮）との固有周期の比較より影響を確認する。

固有周期の比較結果を表3に示す。地震応答解析モデルⅠ（図1の①、③、④の剛性を考慮）の固有周期は、地震応答解析モデルⅡ（図1の①、④の剛性を考慮）の固有周期から水平方向、鉛直方向共に固有周期が長くなり、水平方向に着目するとおおよそ地震応答解析モデルⅡ（図1の①、④の剛性を考慮）と今回工認に適用する地震応答解析モデルの固有周期のおおよそ中間値となっている。よって、ボックスサポート取付部の局部変形は、地震応答解析モデルに影響があることを確認した。

表3 固有周期の比較結果

振動モード	地震応答解析モデルⅡ 【図1 ①、④ の剛性を考慮】	地震応答解析モデルⅠ 【図1 ①、③、④ の剛性を考慮】	今回工認に適用する地震 応答解析モデル 【図1 ①、②、③、④ の剛性を考慮】
水平1次モード	0.086 秒	0.091 秒	0.097 秒
鉛直1次モード	0.05 秒以下	0.053 秒	0.085 秒

9. まとめ

サプレッションチェンバの地震応答解析モデルについては、サプレッションチェンバ本体とボックスサポートをはり要素でモデル化し、サプレッションチェンバのボックスサポート取付部にサプレッションチェンバのボックスサポート取付部の局部変形による剛性及びサプレッションチェンバのバルジング影響検討結果を踏まえたサプレッションチェンバ小円の断面変形の剛性を考慮したサプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性をモデル化することとした。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性の設定に当たっては、その複雑な変形様態に対応するため、シェルモデルとはりモデルを活用して、ばね剛性を設定した。サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を設定することにより、サプレッションチェンバの地震応答解析モデルが、従来と比較し、より精緻に振動モードを再現できるようになった。

(補足)

ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

今回サプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を設定するにあたり、シェルモデル及びはりモデルを用いた。評価対象ボックスサポートに荷重を加えて変形を起こさせることでサプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性を算定するが、荷重負荷点と解析モデルの境界条件が近いと、算定しようとしているサプレッションチェンバのボックスサポート取付部のばね剛性に対して、境界条件の影響が及ぶ懸念がある。そのため、モデル化の範囲は、境界条件の影響が及ばない範囲として、評価対象ボックスサポートとその隣接ボックスサポートまでをモデル化することとした。ばね剛性算定解析の変形コンター図を図1に示す。図のとおり、変形範囲と境界条件が離れていることがわかる。



図1 ばね剛性算定解析 変形図

適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の設定

1. 概要

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

2. 評価条件

表 1 評価条件

項目		内容
モデル化	要素数	
	鋼製部	シェル要素：サプレッションチェーンバ本体，強め輪（耐震補強対策含む），ボックスサポート（耐震補強対策含む）* 剛ばね要素：基礎ボルト *内側のボックスサポートのパッド（追加（2））については，シェルのメッシュ形状に合わせて簡便にモデル化を行っている。
	内部水	・耐震解析用重大事故等時水位（O.P. -1, 514mm） ・NASTRANの仮想質量法を適用（本文 4.1.1 項の手法と同様）
地震応答解析	解析手法	スペクトルモーダル解析
	地震力	設計用床応答曲線 （O.P. -8, 100mm, 基準地震動 S s 7 波, 材料物性の不確かさ等を考慮）*
	減衰定数	1 %
応力評価		1 次 + 2 次応力

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

3. 解析モデル



図1 解析モデル図

4. モデル化諸元

表2 モデル化諸元

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

5. サプレッションチェンバの構造図及び詳細モデル図

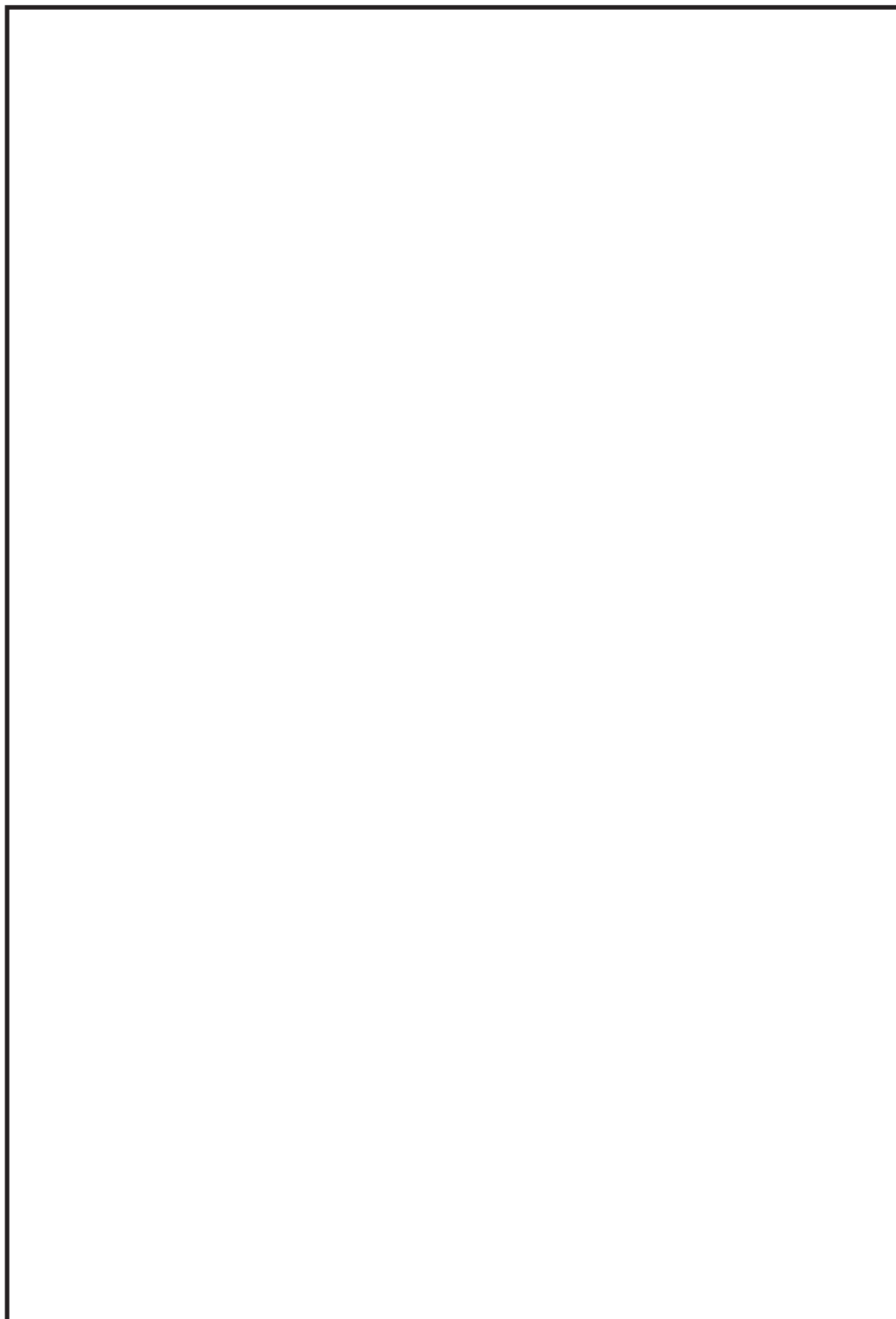


図2 サプレッションチェンバの構造図

別紙 5-3

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

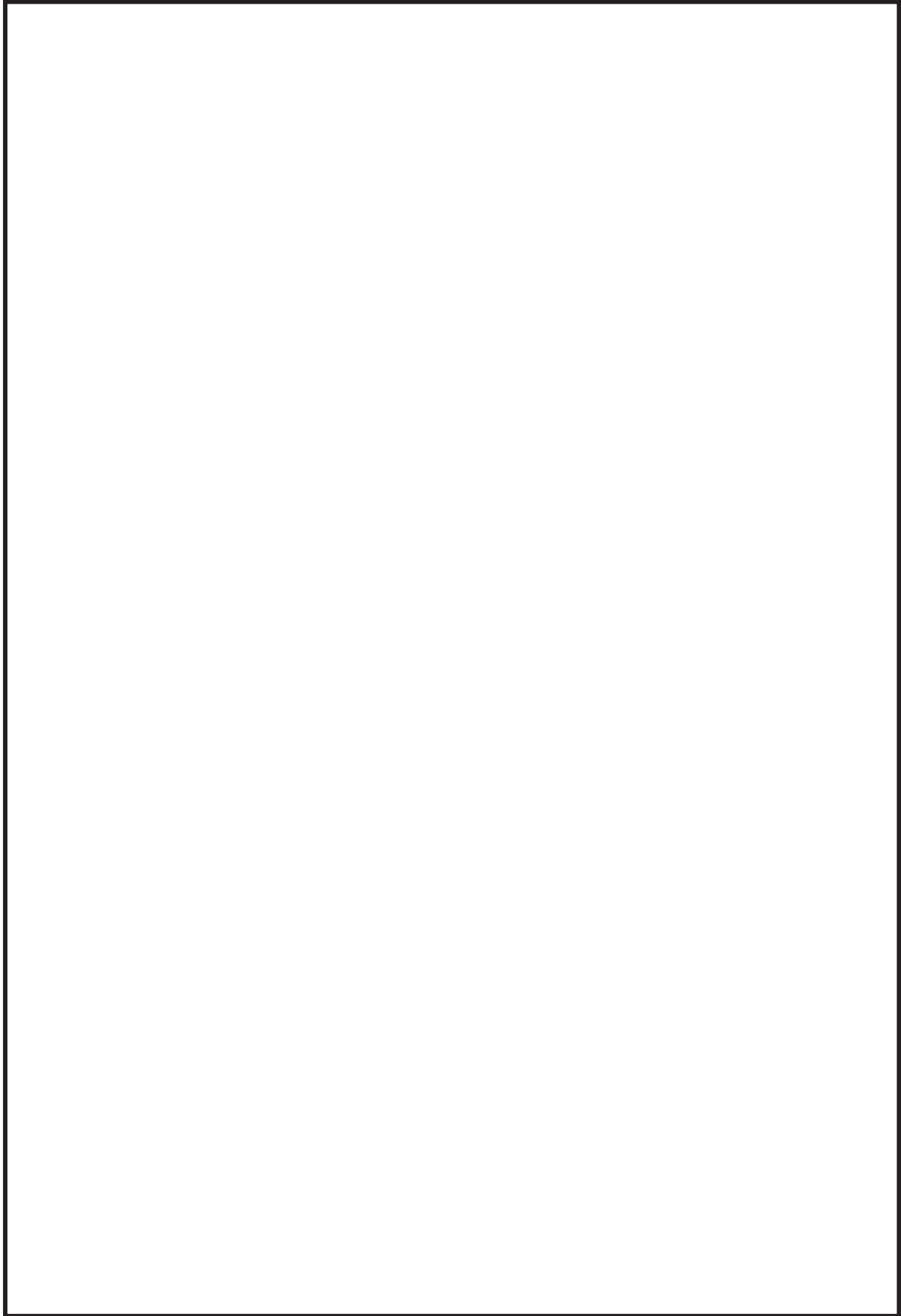


図3 サプレッションチェーンバの詳細モデル図

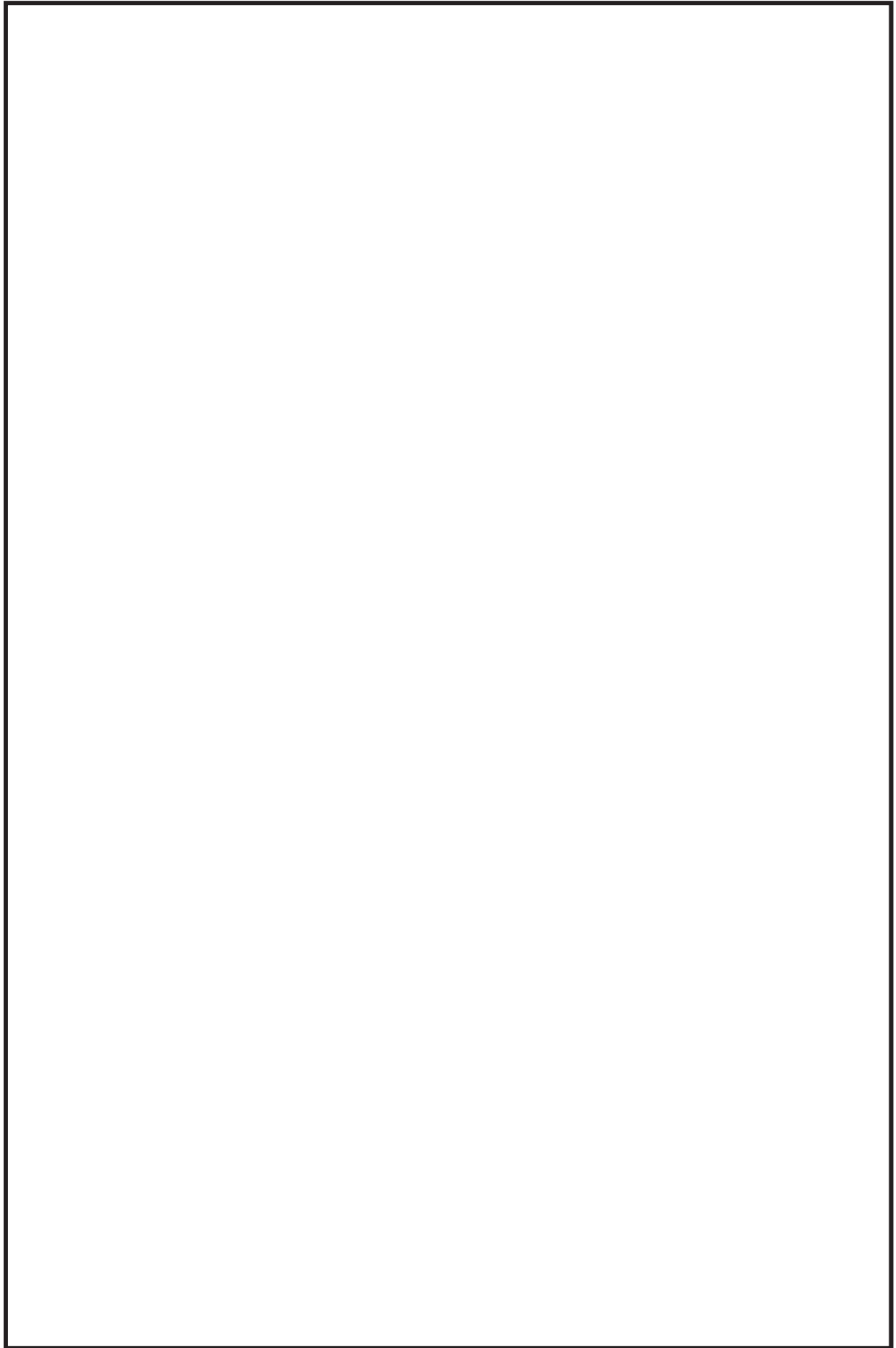


図4 ボックスサポートの詳細モデル図

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重の算定

1. 概要

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

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

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

2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念について、図 1 に示す。水平方向の地震動に対する内部水の挙動としては、液面表面が揺れることによるスロッシング荷重と内部水が容器と一体となって振動することによる荷重（以下、内部水の有効質量による荷重という。）の 2 つの荷重が組み合わされる。

ハウスナーの手法では、内部水の有効質量による荷重として付加される質量 M_E （有効質量）を剛体として、スロッシング荷重として付加される質量 M_i とスロッシングの固有周期を考慮したバネを容器に結合した解析モデルにて、耐震評価を行い容器に対する荷重を計算する。

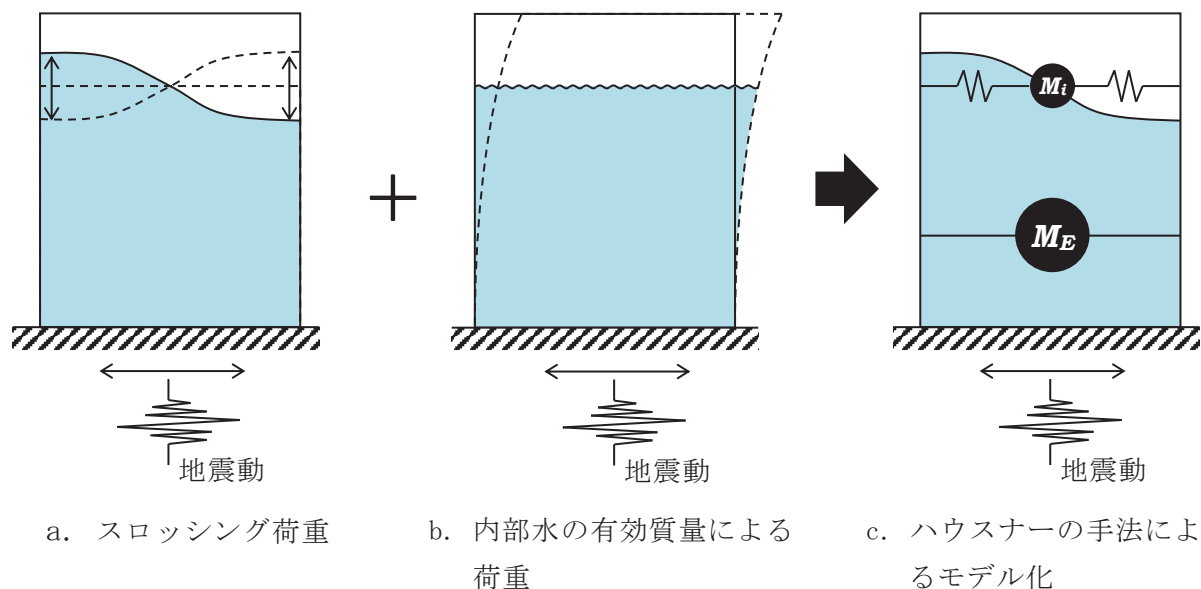


図 1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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

3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

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

水平方向の地震動によるサプレッションチェンバに対する地震荷重は、内部水の有効質量による荷重及びスロッシングによる荷重に分けて評価する。

有効質量による荷重は、NASTRANの仮想質量法から算出される内部水の有効質量を用いて、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ド解析により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシング荷重として付加される質量 M_i とバネは考慮しない。

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

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

4. 実機スロッシング荷重の算定方法

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

4.1 解析モデル

解析モデルを図2に、解析諸元を表1に示す。

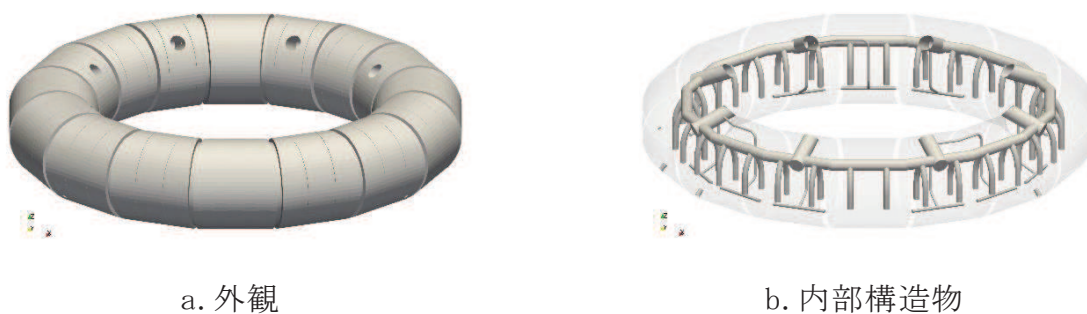


図2 解析モデル図

表1 解析諸元

項目	解析諸元
格子数	約 1200 万
格子幅	約 0.1cm～22cm

4.2 解析条件

解析条件を表 2、基準地震動 S_s におけるサブプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトルを図 3 に示す。

表 2 解析条件

項目	内容
モデル化範囲	サブプレッションチェンバ内
水位	通常運転水位 (H. W. L : O. P. -3, 800) 耐震解析用重大事故等時水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514) * ¹
評価用地震動	スロッシング荷重の卓越周期帯で応答加速度が大きい基準地震動 $S_s - D 1$ (水平方向と鉛直方向) * ² に対する原子炉建屋 O. P. -8. 100m における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4. 1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 強め輪, ベントヘッダ, ダウンカム, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取付配管
解析条件	気相物性* ³ 動粘度 : $1. 51 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $1. 205 \text{ kg}/\text{m}^3$ 液相物性* ³ 動粘度 : $1. 0038 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 密度 : $998. 2 \text{ kg}/\text{m}^3$ 境界条件 : 全境界面で不透過滑りなし条件

注記*1 : 重大事故等時水位よりも高い水位

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

*3 : 理科年表 (20°C, 1 気圧の値)

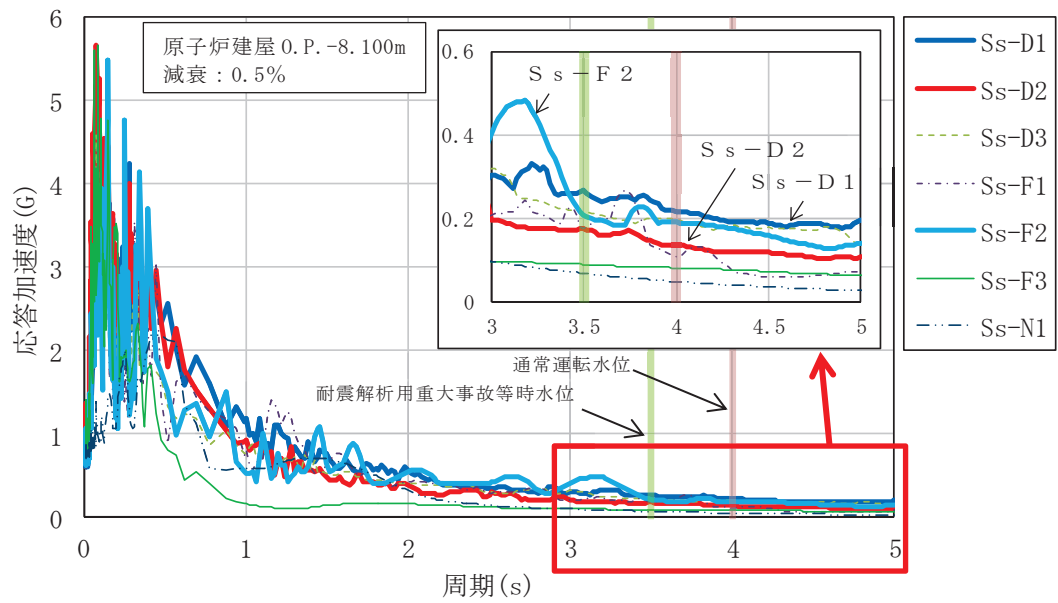


図3 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル（水平方向，振幅無し）

4.3 スロッシング荷重算定

4.3.1 スロッシング荷重算定方法

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

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

ここで、

M_E : 有効質量

\ddot{x} : 入力加速度

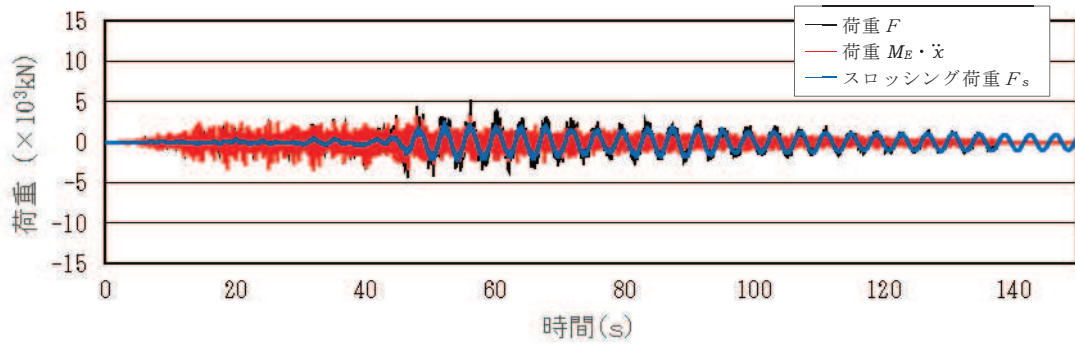
なお、内部水の有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング荷重の卓越周期の成分を取り除いている。(流体解析による内部水の有効質量の算出方法は、別紙 1 2.2.3 参照)

4.3.2 スロッシング荷重算定結果

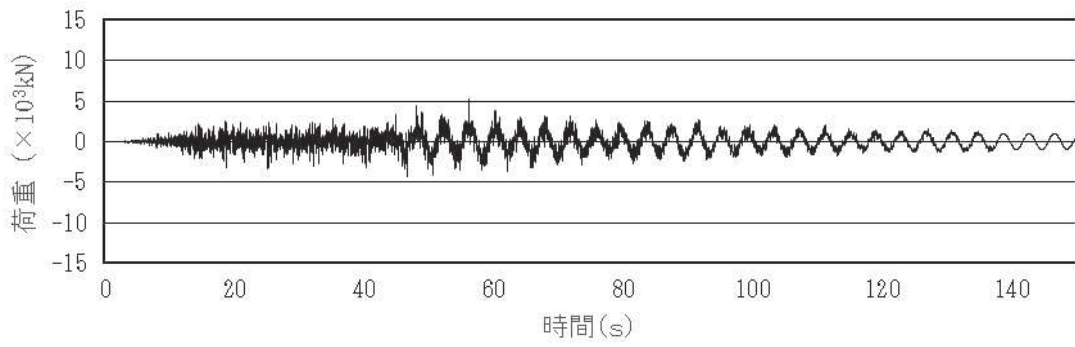
流体解析で算定した荷重 F 、内部水の有効質量による荷重 $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシング荷重 F_s の各荷重の時刻歴を図 4~5 に、スロッシング荷重による最大荷重及びスロッシング荷重算定における内部水の有効質量比を表 3 に、流体解析で算出した荷重 F のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位) を図 6~7 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図 8 に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

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

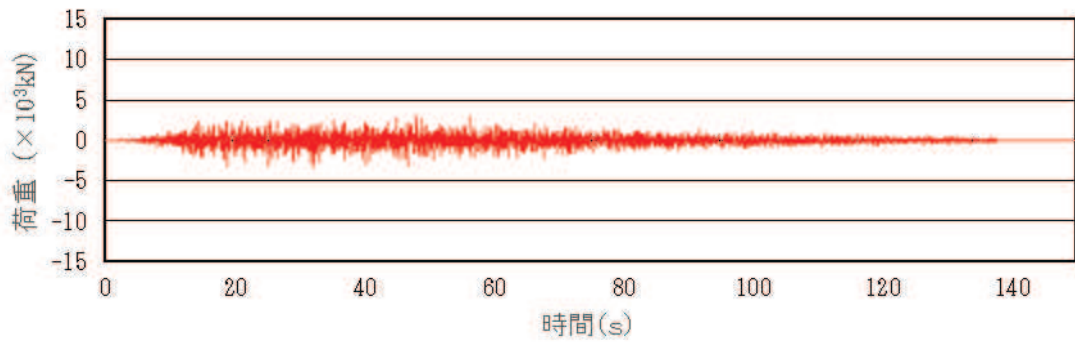
通常運転水位に対する内部水の有効質量比は仮想質量法の 0.24 に対して 0.22、耐震解析用重大事故等時水位に対する内部水の有効質量比は仮想質量法の 0.33 に対して 0.32 であり、仮想質量法の方が保守的に算定されることを確認した (別紙 1 参照)。



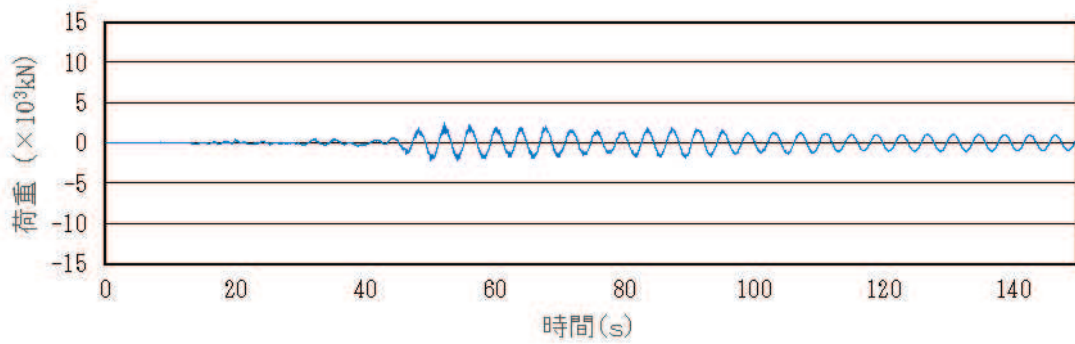
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

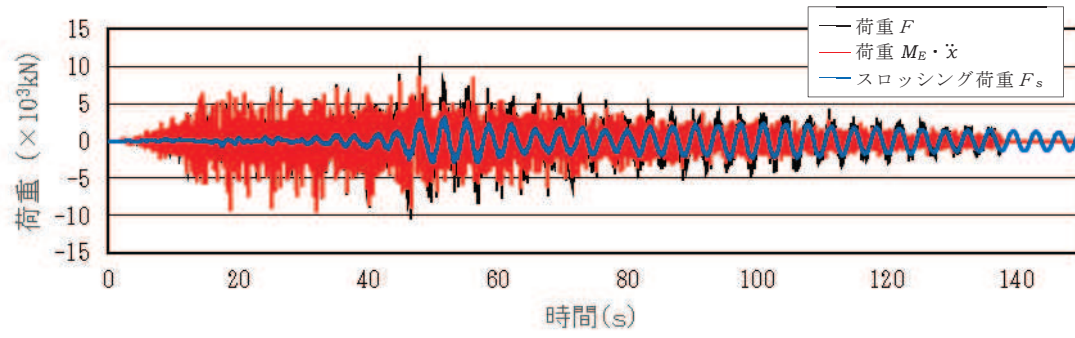


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

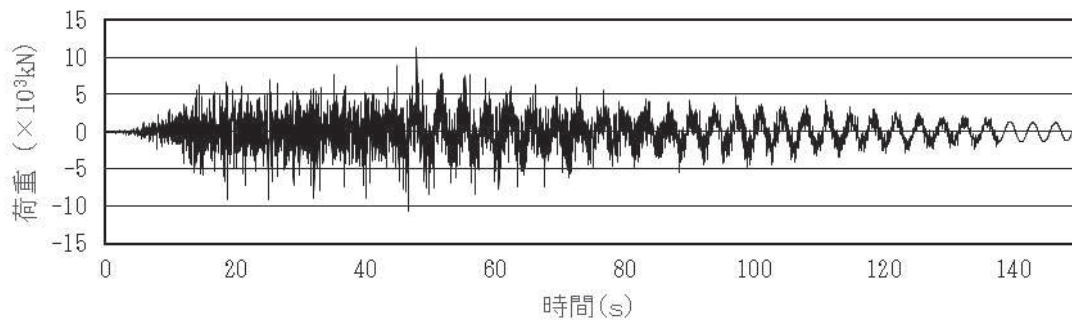


(d) スロッシング荷重 F_s

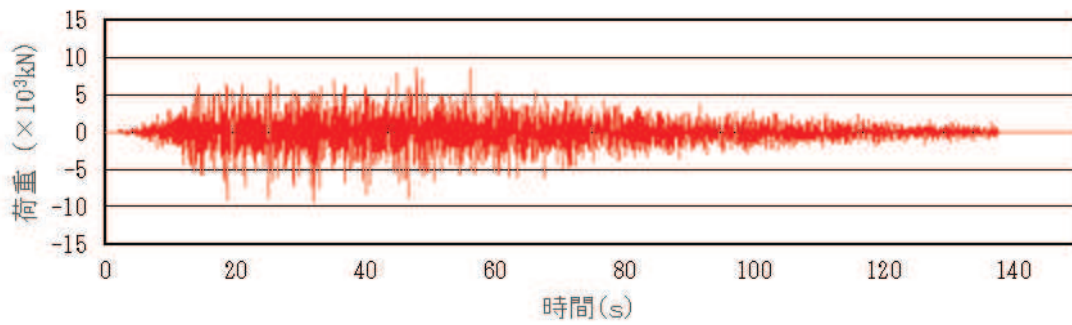
図 4 各荷重の時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



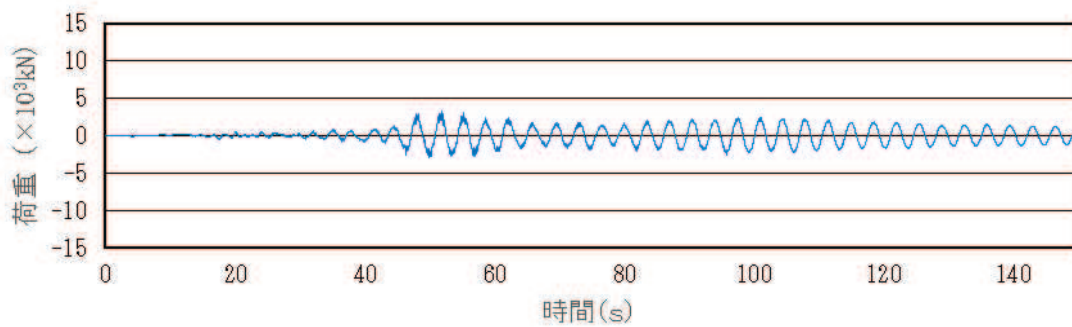
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

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

表3 スロッシング荷重及び
スロッシング荷重算定における内部水の有効質量比

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

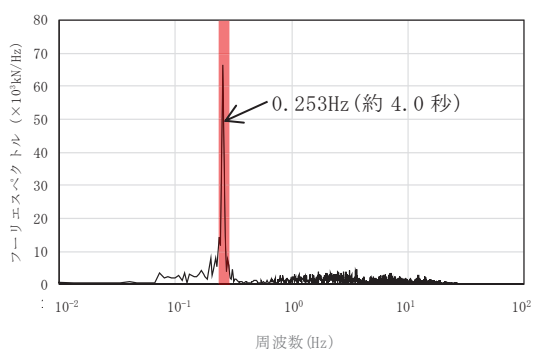


図6 フーリエスペクトル
(S s - D 1, 通常運転水位)

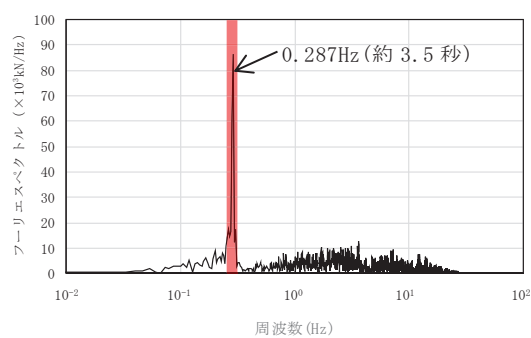
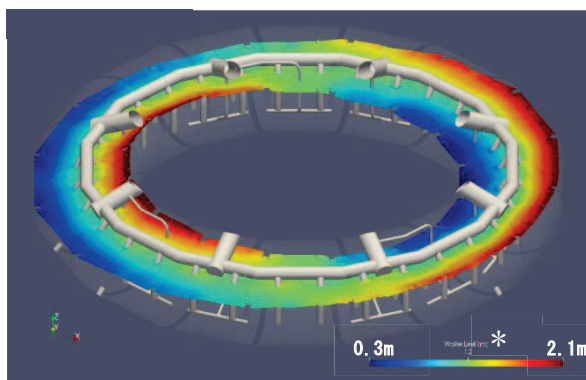


図7 フーリエスペクトル
(S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位)

表4 スロッシングの卓越周期

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



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

図8 スロッシング解析結果例
(S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

計算機コード (NASTRAN, OpenFOAM) の概要

1. はじめに

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

2. 使用した解析コードの概要

(1) NASTRAN

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

(2) OpenFOAM

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

(1) NASTRAN

解析コードの概要

項目	コード名 MSC NASTRAN
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
開発機関	MSC Software Corporation
開発時期	1971年
使用したバージョン	2012, 2016
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 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<p>【検証(Verification)】</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）及び仮想質量法（Virtual Mass Method）により算定された有効質量比が一致することを確認している。 ・ 本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】</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。

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

1. 概要

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

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

2. 本コードの特徴

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

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

3. 解析理論

3.1 仮想質量法 (Virtual Mass Method)

3.1.1 理論式

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

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

基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

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

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

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

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

3.1.2 解析フローチャート

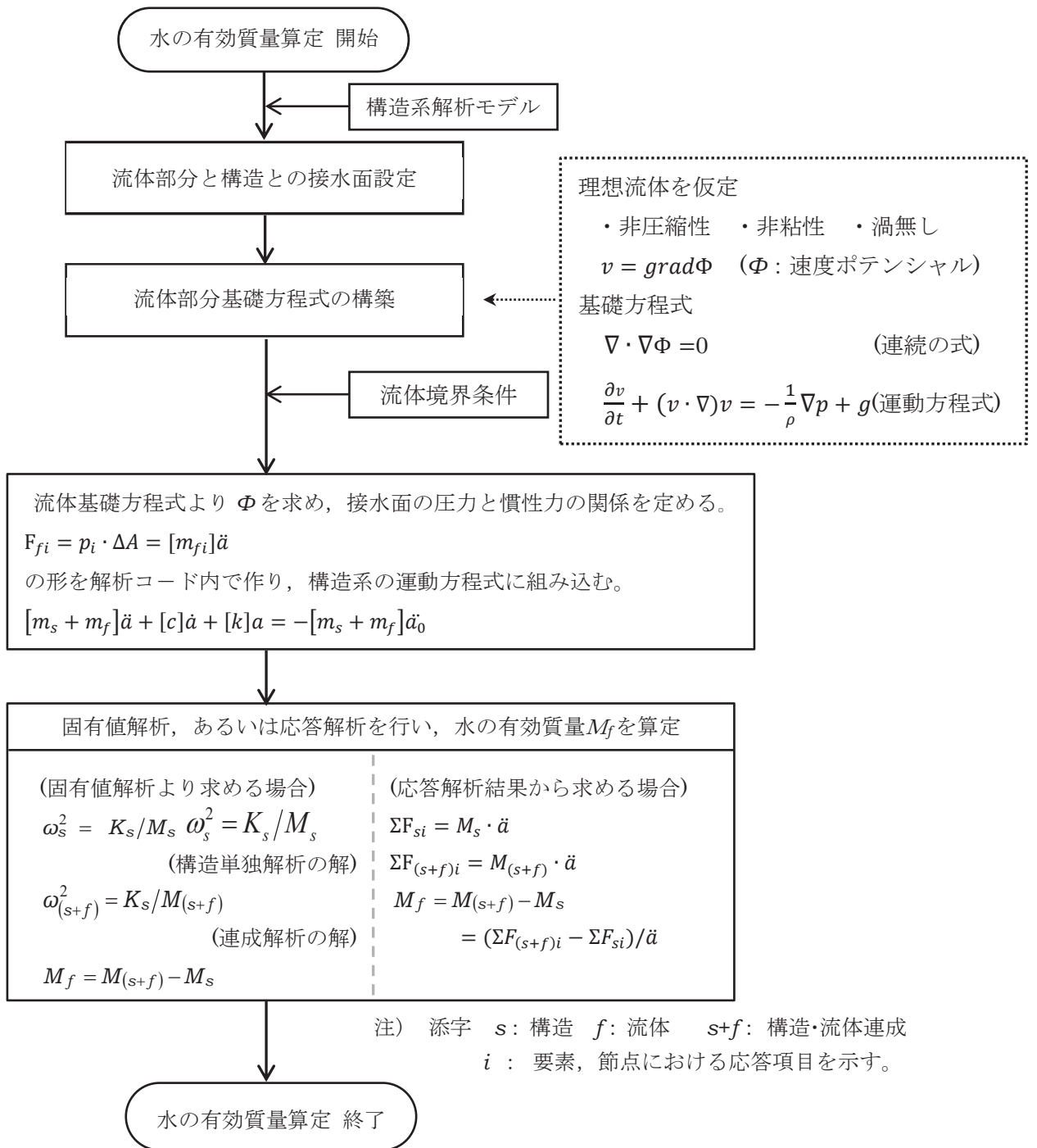


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

3.2 Guyan 縮約法

本コードのうち，Guyan 縮約法の解析理論について述べる。

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

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

ここで

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

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

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

$$\{u_o\} = -[K_{oo}^{-1}]\{K_{oa}\{u_a\} - P_o\} \quad (2)$$

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

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

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

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

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

$$\{u_o\} = [G_o]\{u_a\} + \{u_o^o\} \quad (6)$$

ここで，

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

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

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

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

ここで,

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

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

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

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

マトリクスの乗算を行い, 式(3)を代入すると, 次式が得られる。

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

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

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

ここで,

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

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

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

B'_{ff} の減衰マトリクス成分は, 質量マトリクス分割と同じ形で表すことができる。マトリクスが対称変換でなくても, 上記と同じ変換を得る方法を次に紹介する。まず, 式(1)~(8)から, 縮約される加速度の影響を以下の式で見積もる。

$$\{\ddot{u}_o\} \cong [G_o] \{\ddot{u}_a\} \quad (18)$$

式(18)を式(1)下段の分割行に代入して u_o に関して解くと, 以下の近似式が得られる。

$$\{u_o\} = [K_{oo}^{-1}] \{P_o\} - [K_{oa}] \{u_a\} - [M_{oa} + M_{oo} G_o] \{\ddot{u}_a\} \quad (19)$$

K_{oa} に関する式(3)及び質量項に関する式(16)を式(19)に代入すると, 次式が得られる。

$$\{u_o\} \cong [G_o] \{u_a\} + K_{oo}^{-1} \{P_o\} - [M'_{oa}] \{\ddot{u}_a\} \quad (20)$$

式(18)と式(20)を式(1)上段の分割行に代入すると、次式が得られる。

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

項を整理すると、式(14)～式(17)と同じ結果が得られる。

上記の縮約手順から、Guyan 変換の特長がわかる。

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

(2) OpenFOAM

解析コード：OpenFOAM

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

1. 概要

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

2. 本コードの特徴

- (1) 本コードの主な解析機能は、以下のとおり
 - ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
 - ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
 - ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
 - ・単相流，多相流，熱物理的状態変化，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 値と呼ばれる液相の体積割合 α の輸送方程式を考える。

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

そして，流体の密度と粘性係数は VOF 値を用いてそれぞれ次式で与える。

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

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

ただし、下付き添え字の l , g はそれぞれ液相, 気相を意味する。

4. 解析フローチャート

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

気液二相流ソルバー interFoam の計算アルゴリズムを図 2 に示す。

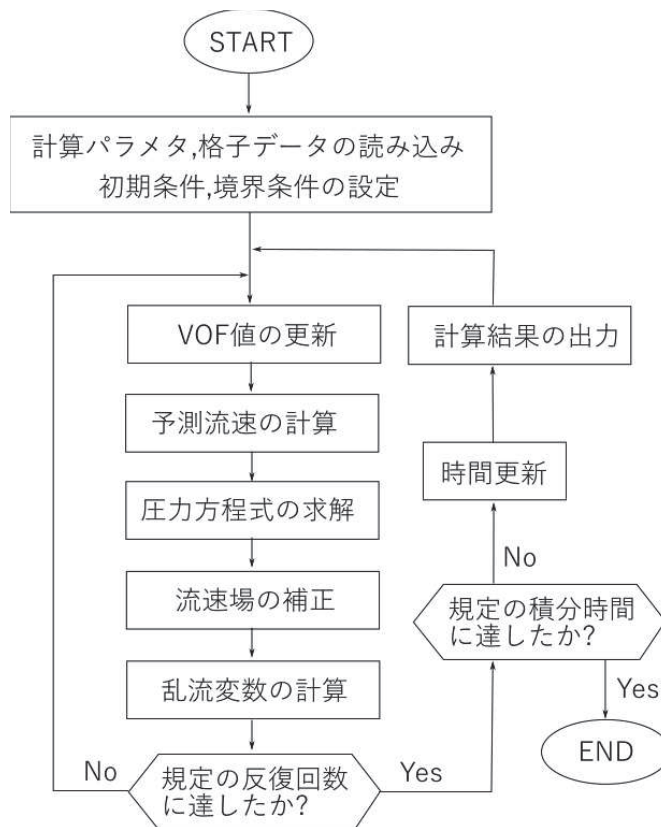


図 2 計算アルゴリズム

内部水の有効質量の概要

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

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

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

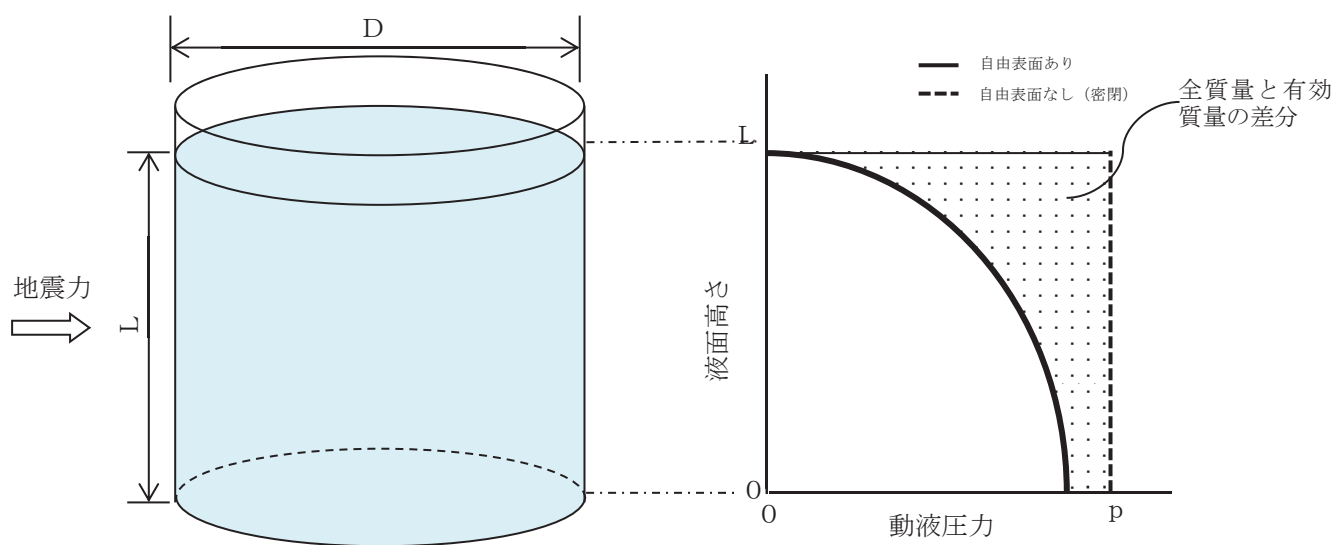


図 1 円筒タンクの内容液
(イメージ)

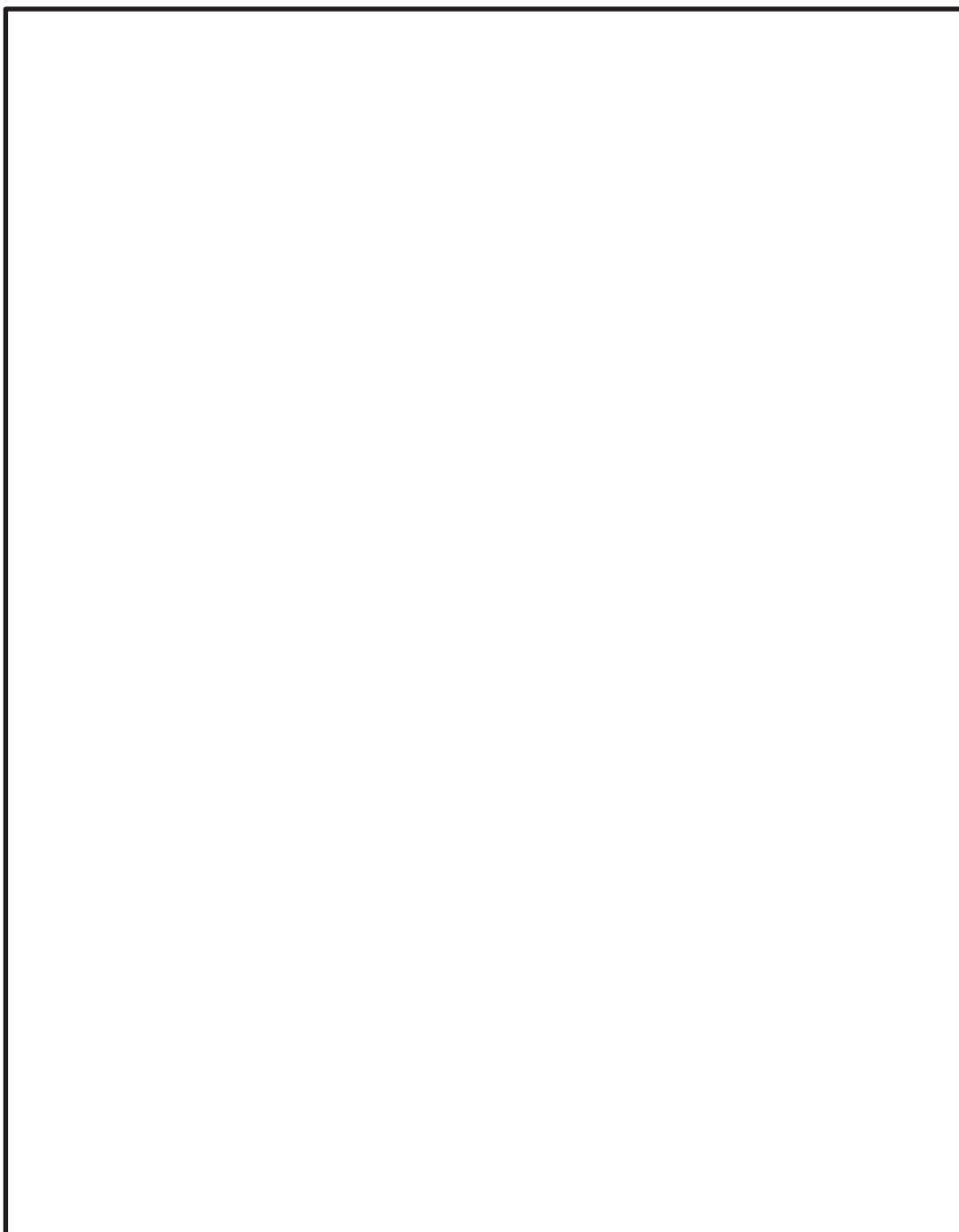
図 2 加速度に対する側板の
動液圧分布

規格類における内部水の有効質量の適用例

1. 概要

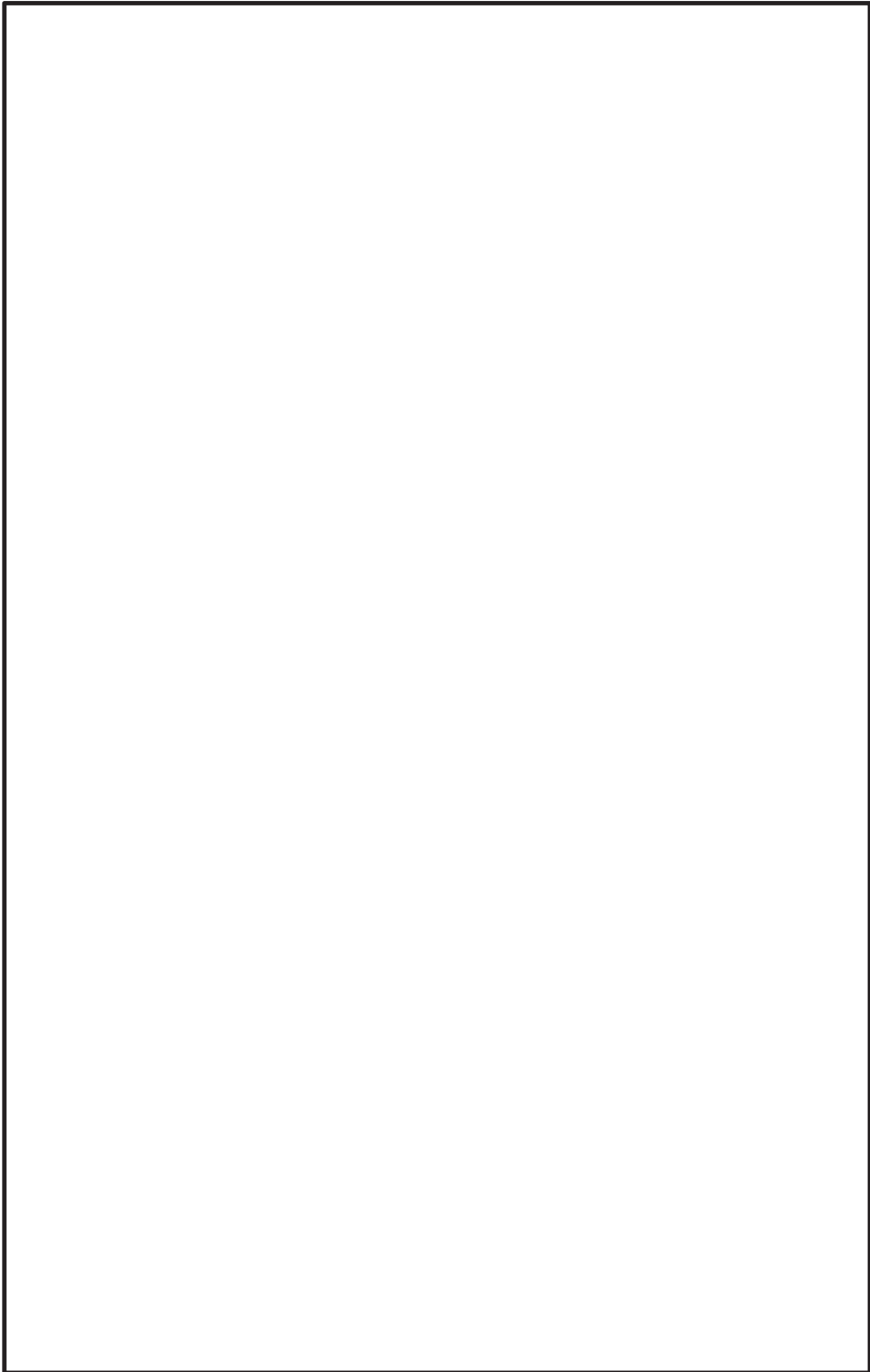
内部水の有効質量の考え方は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている。その一例として「容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）」における球形タンク及び円筒タンク的设计への適用例を示す。

(球形タンクへの適用例)



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(円筒タンクへの適用例)



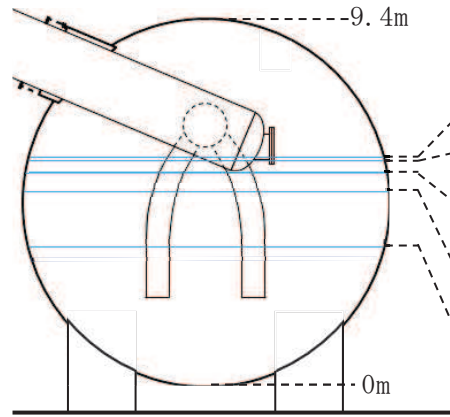
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

サプレッションチェンバの水位条件

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

また、サプレッションチェンバの機能要求に係る整理結果を別添 1 に、それを踏まえた設計基準事故発生時及び重大事故等発生時のサプレッションチェンバの水位に係る整理結果を別添 2 及び別添 3 に、それぞれ示す。

注記 * : 添付書類「VI-1-8-1 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」を参照



水位	位置	水位の範囲		警報等	事故シーケンス等
約 7.8m	—			—	—
約 6.4m	真空破壊装置上端位置			—	—
約 5.9m	真空破壊装置下端位置			—	重大事故等時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位 (耐震解析用重大事故等時水位)
約 5.8m	—		定	—	格納容器過圧・過温破損 代替循環冷却系を使用できない場合 (2Pd に到達するまでに操作を実施しなかった場合 (大破断 LOCA 発生時))
約 5.5m	真空破壊装置下端位置 -0.4m		↑	非常時操作手順書に基づく PCV ベント実施水位	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用できない場合)
約 5.0m	—		↓	—	—
5m 以下	—	水位範囲	水位範囲	—	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合)
3.6m	通常運転水位 (H. W. L)	DB 条の水位	↑	圧力抑制室水位 “高”	通常運転時の耐震評価 (S s, S d) に用いる水位
3.5m	通常運転水位 (L. W. L)	↓	SA 条の水位	圧力抑制室水位 “低”	—

図 1 事故シーケンス等におけるサプレッションチェンバの水位

表1 サプレッションチェンバの耐震評価に用いる水位条件の考え方

運転状態		荷重の組合せ	許容応力状態	想定する水位条件	水位条件の想定の方	耐震評価に用いる水位条件	耐震評価に用いる水位条件の考え方
DB	運転状態Ⅰ	D + P + M + S _d *	Ⅲ _A S	3.5m(L. W. L) ～ 3.6m(H. W. L)	保安規定* ¹ に基づきサプレッションチェンバの水位を管理しており、運転上の制限を満足しない場合は、措置（運転上の制限内への復旧、高温・低温停止又はスクラム）を講じることとしている。	3.6m (H. W. L) (O. P. -3, 800mm)	耐震評価上、水位が高い方が地震時の応答が大きくなる傾向があることから、運転上の制限も踏まえ通常運転範囲の上限値（3.6m(H. W. L)）を用いる。* ²
	運転状態Ⅱ		Ⅳ _A S				
	運転状態Ⅲ	D + P + M + S _s					
	運転状態Ⅳ	D + P _L + M _L + S _d * D + P _L * + M _L + S _d *	Ⅲ _A S Ⅳ _A S				
SA	運転状態Ⅴ	D + P _{SAL} + M _{SAL} + S _d	Ⅳ _A S	3.5m(L. W. L) ～ 約5.8m	運転手順に基づきサプレッションチェンバの水位を管理しており、格納容器過圧・過温破損(全事故シーケンスのうち、格納容器水位が最も厳しくなる事故シーケンスを選定)のうち以下を踏まえた水位条件 ・格納容器過圧・過温破損「代替循環冷却系を使用できない場合(2Pdに到達するまでに操作を実施しなかった場合(大破断LOCA発生時))」* ³	約5.9m* ⁴ (O. P. -1, 514mm)	耐震評価上、水位が高い方が地震時の応答が大きくなる傾向があることから、格納容器過圧・過温破損の水位条件を上回る条件を用いる。
		D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	Ⅳ _A S				

注記*1：女川原子力発電所原子炉施設保安規定【第1編 運転段階の発電用原子炉施設編（2号炉および3号炉に係る保安措置）】第46条 サプレッションプールの水位(補足1参照)

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

*3：有効性評価結果を踏まえた非常時操作手順書(シビアアクシデント)「SOP」において、サプレッションチェンバの水位が通常運転水位+約2m(約5.5m)到達をもってD/W代替スプレイを停止し、PCVベントを行う手順としている。また、2Pdに達するまで操作を実施しなかった場合においても、サプレッションチェンバの水位は、約5.8mであり、耐震評価に用いる水位条件約5.9mを上回ることはない。

*4：真空破壊装置下端位置(O. P. -1.514mm)の水位(5,886mm)を桁処理した値。

(記号の説明)

- D : 死荷重
- P : 地震と組み合わせすべきプラントの運転状態(地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ, Vは除く。)における圧力荷重
- M : 地震及び死荷重以外で地震と組み合わせべきプラントの運転状態(地震との組合せが独立な運転状態Ⅳ, Vは除く。)で設備に作用している機械的荷重
- [各運転状態におけるP及びMについては, 安全側に設定された値(最高使用圧力, 設計機械荷重等)を用いてもよい。]
- P_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き, その後に生じている圧力荷重
- P_L* : 冷却材喪失事故後最大内圧
- M_L : 地震との組合せが独立な運転状態Ⅳの事故の直後を除き, その後に生じている死荷重及び地震荷重以外の機械的荷重
- P_{SAL} : 重大事故等時の状態(運転状態Ⅴ)で長期的(長期(L))に作用する圧力荷重
- M_{SAL} : 重大事故等時の状態(運転状態Ⅴ)で長期的(長期(L))に作用する機械的荷重
- P_{SALL} : 重大事故等時の状態(運転状態Ⅴ)で長期的(長期(L))より更に長期的(長期(LL))に作用する圧力荷重
- M_{SALL} : 重大事故等時の状態(運転状態Ⅴ)で長期的(長期(L))より更に長期的(長期(LL))に作用する機械的荷重
- S_d : 弾性設計用地震動S_dにより定まる地震力
- S_d* : 弾性設計用地震動S_dにより定まる地震力又はSクラス設備に適用される静的地震力のいずれか大きい方の地震力
- S_s : 基準地震動S_sにより定まる地震力
- Ⅲ_{AS} : 発電用原子力設備規格(設計・建設規格(2005年版(2007年追補版含む。))JSMESNC1-2005/2007)(日本機械学会2007年9月)(以下「設計・建設規格」という。)の供用状態C相当の許容応力を基準として, それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態
- Ⅳ_{AS} : 設計・建設規格の供用状態D相当の許容応力を基準として, それに地震により生じる応力に対する特別な応力の制限を加えた許容応力状態

補足1 女川原子力発電所原子炉施設保安規定 抜粋

(サブレーションプールの水位)

第46条 原子炉の状態が運転、起動および高温停止において、サブレーションプールの水位は、表46-1(図46)で定める事項を運転上の制限とする。ただし、地震時を除く。

2. サブレーションプールの水位が前項で定める運転上の制限を満足していることを確認するため、次号を実施する。

(1) 発電課長は、原子炉の状態が運転、起動または高温停止において、サブレーションプールの水位を24時間に1回確認する。

3. 発電課長は、サブレーションプールの水位が第1項で定める運転上の制限を満足していないと判断した場合は、表46-2の措置を講じる。

表46-1

項目	運転上の制限
サブレーションプール水位	+5.0cm(上限値)以下 -5.0cm(下限値)以上

図46

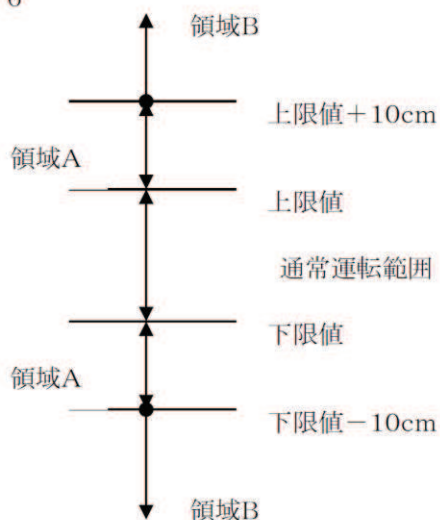


表46-2

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

注記：図46に記載の上限値は、H.W.L(3.6m)を表し、下限値は、L.W.L(3.5m)を表す。

サブプレッションチェンバの機能要求について

1. サプレッションチェンバに求められる機能及びサブプレッションチェンバの耐震性へ影響を与える機能（別添 1-補足）

サブプレッションチェンバに求められる機能を網羅的に整理するため、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」の各条文に対する女川原子力発電所 2 号炉の系統・設備のうち、サブプレッションチェンバが含まれる系統・設備を抽出し、抽出した系統・設備においてサブプレッションチェンバに求められる機能としては、「蒸気凝縮機能」、「冷却材等の貯蔵機能」、「蒸気排出機能」、「水源機能」及び「バウンダリ機能」が整理された。

上記に示す機能のうち、サブプレッションチェンバの水位に影響を与える機能としては、以下のとおり整理された。

- ・ 蒸気凝縮機能
- ・ 冷却材等の貯蔵機能^{※1}
- ・ 蒸気排出機能
- ・ 水源機能

※1 格納容器内雰囲気モニタ系からのドレン水等については、排出する水量は極少量でありサブプレッションチェンバの水位への影響はない程度（格納容器内雰囲気モニタ系：約 0.02cm/d の水位上昇）

なお、プラント停止時においては、一部の系統において実施する機能試験の冷却水等がサブプレッションチェンバに流入するものの、流入量は最大で 10m³程度^{※2}であり、その際のサブプレッションチェンバの水位上昇量は 1 cm 程度であることから、水位への影響は軽微である。また、重大事故等対策の有効性評価「原子炉冷却材の流出」において、原子炉圧力容器からサブプレッションチェンバへの冷却材の流入（約 200m³）を想定しているが、サブプレッションチェンバの水位上昇量は 20cm 程度であり、その際のサブプレッションチェンバの水位は約 3.8m であることから、真空破壊装置下端位置（約 5.9m）に到達することはない。

※2 サプレッションチェンバへ流入が発生する主な機能試験の実績

- 可燃性ガス濃度制御系機能試験 : 約 9 m³
- 原子炉隔離時冷却系機能試験 : 約 8 m³

2. サプレッションチェンバへ流入及び流出する冷却材について

1. において抽出されたサブプレッションチェンバの水位に影響を与える機能を具体化するため、サブプレッションチェンバへの流入・流出形態を踏まえサブプレッションチェンバへの接続配管ごとに、表 1 として整理した。なお、表 1 のうち過渡事象／事故において、LOCA 発生時においては LOCA ブローダウンによりサブプレッションチェンバへ蒸気が流入することから、LOCA と過渡事象（Non-LOCA）を区別して記載した。

表1 サプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出

プラント状態		流入※3		流出※3	
		蒸気	水	蒸気	水
過渡事象 ／ 事故	LOCA	①主蒸気逃がし安全弁排気管クエンチャ ②原子炉隔離時冷却系等の排気管 ③ベント管 (LOCA ブローダウン)	③ベント管 (炉心冠水後の冷却水, ドライウエルスプレイ水) ④サプレッションチェンバースプレイ配管 (サプレッションチェンバースプレイ水)	⑤格納容器ベント配管	⑥残留熱除去系ポンプ (格納容器スプレイ冷却モード) 等吸込配管
	過渡事象 (Non-LOCA)	①主蒸気逃がし安全弁排気管クエンチャ ②原子炉隔離時冷却系等の排気管	③ベント管 (ドライウエルスプレイ水) ④サプレッションチェンバースプレイ配管 (サプレッションチェンバースプレイ水)	⑤格納容器ベント配管	⑥残留熱除去系ポンプ (格納容器スプレイ冷却モード) 等吸込配管
通常運転時		—	—	—	—

※3 No. については図1 と対応

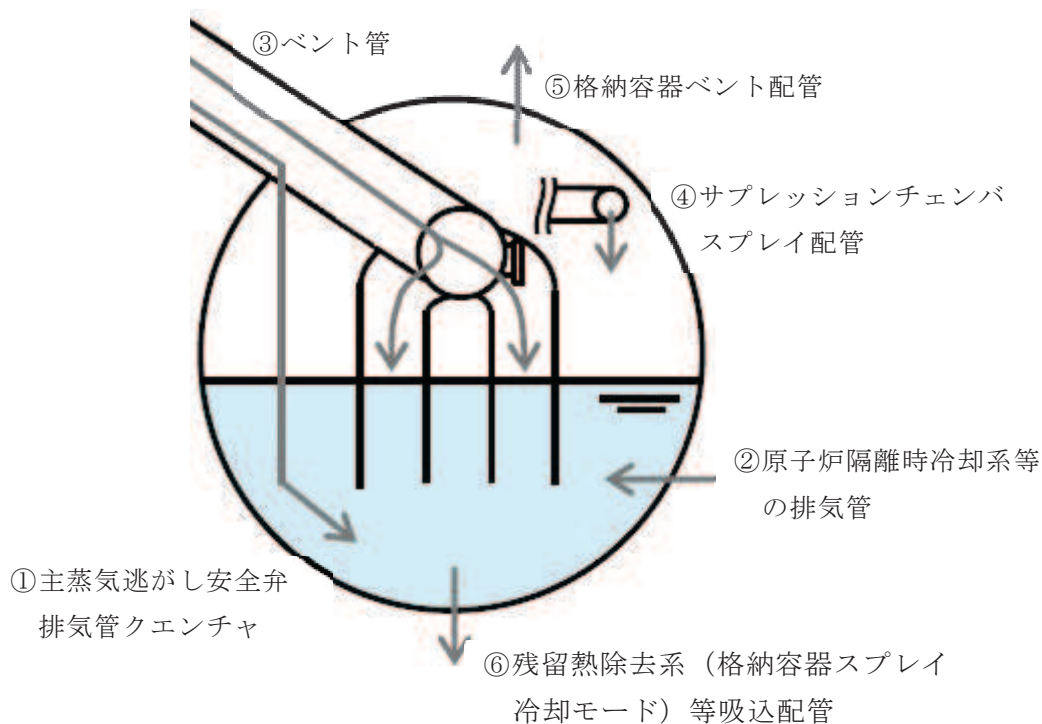


図1 サプレッションチェンバに係る冷却材の流入及び流出の概要

サブプレッションチェンバに求められる機能の抽出及び
サブプレッションチェンバの耐震性へ影響を与える機能の整理

1. サプレッションチェンバに求められる機能の抽出

(1) 検討フロー

サブプレッションチェンバに求められる機能を網羅的に抽出するため、下図に示す検討フローに基づき、検討を実施する。

STEP 1

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」の各条文に対する女川原子力発電所2号炉の系統・設備のうち、サブプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサブプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備を抽出する

STEP 2

STEP 1 において抽出した系統・設備において、サブプレッションチェンバに求められる機能を整理する

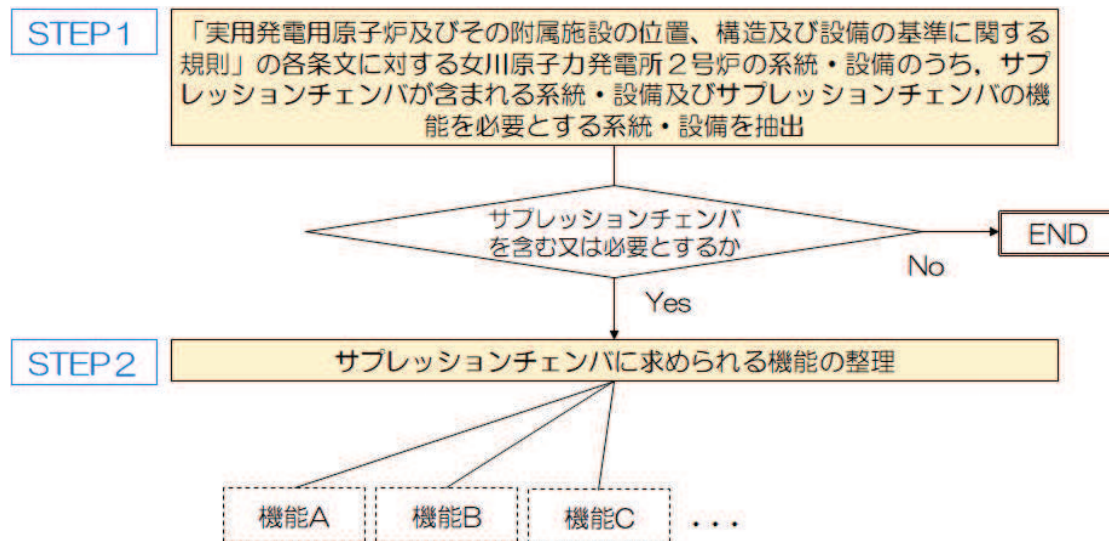


図 検討フロー

(2) 検討結果

表 1 に、検討フローに基づき検討した結果を示す。

サブプレッションチェンバに求められる機能としては、「蒸気凝縮機能」、「冷却材等の貯蔵機能」、「蒸気排出機能」、「水源機能」及び「バウンダリ機能」が抽出された。

2. サプレッションチェンバの耐震性へ影響を与える機能の整理

1. にて抽出されたサプレッションチェンバに求められる機能について、サプレッションチェンバの耐震性への影響という観点で整理を行う。

設計基準対象施設の S クラス施設、重大事故等対処設備の常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備における基準地震動 S_s 又は弾性設計用地震動を用いた耐震評価においては、「構造」に加えて「圧力」、「温度」及び「水位（＝内部水質量）」の条件が評価結果に与える影響がある。ここで、「構造」については、耐震評価も含め各条文で要求される機能を踏まえた構造であることの確認結果を今回工認で示しており、「圧力」及び「温度」については、耐震評価における荷重と地震の組合せで整理していることから、本資料では「水位」に着目する。

以上を踏まえて、サプレッションチェンバの水位に影響を与える機能を整理した結果、「蒸気凝縮機能」、「冷却材等の貯蔵機能」、「蒸気排出機能」及び「水源機能」が整理された（表 2 参照）。

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（1/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
1	適用範囲	なし	—
2	定義	なし	—
3	設計基準対象施設の地盤	なし	—
4	地震による損傷の防止	なし	—
5	津波による損傷の防止	なし	—
6	外部からの衝撃による損傷の防止	なし	—
7	発電用原子炉施設への人の不法な侵入等の防止	なし	—
8	火災による損傷の防止	なし	—
9	溢水による損傷の防止等	なし	—
10	誤操作の防止	なし	—
11	安全避難通路等	なし	—
12	安全施設	原子炉隔離時冷却系（試験又は検査実施時）	・蒸気凝縮機能
		可燃性ガス濃度制御系（試験又は検査実施時）	・冷却材等の貯蔵機能※
13	運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止	原子炉系（主蒸気逃がし安全弁）	・蒸気凝縮機能

※ ドレン排出水の水量は極少量であり，サプレッションチェンバの水位への影響はない

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（2/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
14	全交流動力電源喪失対策設備	なし	—
15	炉心等	なし	—
16	燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設	なし	—
17	原子炉冷却材圧力バウンダリ	なし	—
18	蒸気タービン	なし	—
19	非常用炉心冷却設備	高圧炉心スプレイ系	<ul style="list-style-type: none"> ・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能 ・ 水源機能
		原子炉系（自動減圧系主蒸気逃がし安全弁）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 蒸気凝縮機能
		低圧炉心スプレイ系	<ul style="list-style-type: none"> ・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能 ・ 水源機能
		残留熱除去系（低圧注水系）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能 ・ 水源機能
20	一次冷却材の減少分を補給する設備	原子炉隔離時冷却系	<ul style="list-style-type: none"> ・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（3/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
21	残留熱を除去することができる設備	原子炉系（主蒸気逃がし安全弁）	・ 蒸気凝縮機能
		原子炉隔離時冷却系	・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能
		高圧炉心スプレイ系	・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能 ・ 水源機能
22	最終ヒートシンクへ熱を輸送することができる設備	原子炉系（主蒸気逃がし安全弁）	・ 蒸気凝縮機能
		原子炉隔離時冷却系	・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能
23	計測制御系統施設	なし	—
24	安全保護回路	なし	—
25	反応度制御系統及び原子炉停止系統	ほう酸水注入系	・ 蒸気凝縮機能 ・ 冷却材等の貯蔵機能
26	原子炉制御室等	なし	—
27	放射性廃棄物の処理施設	なし	—
28	放射性廃棄物の貯蔵施設	なし	—
29	工場等周辺における直接線等からの防護	なし	—
30	放射線からの放射線業務従事者の防護	なし	—
31	監視設備	格納容器内雰囲気モニタ系	・ 冷却材等の貯蔵機能※

※ ドレン排出水の水量は極少量であり，サプレッションチェンバの水位への影響はない

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（4/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
32	原子炉格納施設	原子炉格納容器	・バウンダリ機能
		残留熱除去系	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		可燃性ガス濃度制御系	・冷却材等の貯蔵機能※
33	保安電源設備	なし	—
34	緊急時対策所	なし	—
35	通信連絡設備	なし	—
36	補助ボイラー	なし	—
37	重大事故等の拡大の防止等	(残留熱除去系)	・冷却材等の貯蔵機能 (停止時の有効性評価の起因事象として，サプレッションチェンバへの冷却材の流入を想定)
38	重大事故等対処施設の地盤	なし	—
39	地震による損傷の防止	なし	—
40	津波による損傷の防止	なし	—
41	火災による損傷の防止	なし	—
42	特定重大事故等対処施設	(対象外)	—
43	重大事故等対処設備	高圧代替注水系（試験又は検査実施時）	・蒸気凝縮機能
		原子炉隔離時冷却系（試験又は検査実施時）	・蒸気凝縮機能
44	緊急停止失敗時に発電用原子炉を未臨界にするための設備	ほう酸水注入系	・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能

※ ドレン排水の水量は極少量であり，サプレッションチェンバの水位への影響はない

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等, 求められる機能 (5/8)

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
45	原子炉冷却材圧力バウンダリ高圧時に発電用原子炉を冷却するための設備	高圧代替注水系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
		原子炉隔離時冷却系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
		高圧炉心スプレイ系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		ほう酸水注入系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
46	原子炉冷却材圧力バウンダリを減圧するための設備	主蒸気逃がし安全弁	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能
47	原子炉冷却材圧力バウンダリ低圧時に発電用原子炉を冷却するための設備	低圧代替注水系 (常設)	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
		低圧代替注水系 (可搬型)	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
		残留熱除去系 (低圧注水モード)	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		低圧炉心スプレイ系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		代替循環冷却系	<ul style="list-style-type: none"> ・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（6/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
48	最終ヒートシンクへ熱を輸送するための設備	原子炉格納容器フィルタベント系	・蒸気排出機能
		耐圧強化ベント系	・蒸気排出機能
		残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却モード）	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		残留熱除去系（サプレッションプール水冷却モード）	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
49	原子炉格納容器内の冷却等のための設備	原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）	・冷却材等の貯蔵機能
		原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）	・冷却材等の貯蔵機能
		残留熱除去系（格納容器スプレイ冷却モード）	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		残留熱除去系（サプレッションプール水冷却モード）	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
50	原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備	代替循環冷却系	・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		原子炉格納容器フィルタベント系	・蒸気排出機能

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（7/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
51	原子炉格納容器下部の溶融炉心を冷却するための設備	原子炉格納容器下部注水系（常設）	・冷却材等の貯蔵機能
		原子炉格納容器下部注水系（可搬型）	・冷却材等の貯蔵機能
		原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（常設）	・冷却材等の貯蔵機能
		原子炉格納容器代替スプレイ冷却系（可搬型）	・冷却材等の貯蔵機能
		代替循環冷却系	・冷却材等の貯蔵機能 ・水源機能
		高圧代替注水系	・蒸気凝縮機能 ・冷却材等の貯蔵機能
		ほう酸水注入系	・冷却材等の貯蔵機能
		低圧代替注水系（常設）（復水移送ポンプ）	・冷却材等の貯蔵機能
		低圧代替注水系（可搬型）	・冷却材等の貯蔵機能
52	水素爆発による原子炉格納容器の破損を防止するための設備	原子炉格納容器	・バウンダリ機能
		原子炉格納容器フィルタベント系	・蒸気排出機能
		格納容器内雰囲気水素濃度 格納容器内雰囲気酸素濃度	・冷却材等の貯蔵機能※
53	水素爆発による原子炉建屋等の損傷を防止するための設備	なし	—
54	使用済燃料貯蔵槽の冷却等のための設備	なし	—

※ ドレン排出水の水量は極少量であり，サプレッションチェンバの水位への影響はない

表1 サプレッションチェンバが含まれる系統・設備等，求められる機能（8/8）

条文		サプレッションチェンバが含まれる系統・設備及びサプレッションチェンバの機能を必要とする系統・設備	サプレッションチェンバに求められる機能
55	工場等外への放射性物質の拡散を抑制するための設備	なし	—
56	重大事故等の収束に必要なとなる水の供給設備	サプレッションチェンバ	・水源機能
57	電源設備	なし	—
58	計装設備	格納容器内雰囲気水素濃度 格納容器内雰囲気酸素濃度	・冷却材等の貯蔵機能※
59	運転員が原子炉制御室にとどまるための設備	なし	—
60	監視測定設備	なし	—
61	緊急時対策所	なし	—
62	通信連絡を行うために必要な設備	なし	—
—	その他の設備	原子炉格納容器	・バウンダリ機能

※ ドレン排水の水量は極少量であり，サプレッションチェンバの水位への影響はない

表2 サプレッションチェンバの水位に与える影響

機能	サプレッションチェンバの水位に与える影響	
蒸気凝縮機能	有	蒸気凝縮時に，水位が上昇
冷却材等の貯蔵機能	有	冷却材等の流入時に，水位が上昇
蒸気排出機能	有	蒸気排出時に，水位が低下
水源機能	有	水源として使用する際に，水位が低下
バウンダリ機能	無	放射性物質等の閉じ込め機能であり，水位の増減はない

設計基準事故発生時のサプレッションチェンバの水位について

1. 設計基準事故時のサプレッションチェンバへの冷却材の流入

運転状態IVで想定する設計基準事故「原子炉冷却材喪失」(以下「LOCA」という。)では、LOCA 発生後サプレッションチェンバ(内部水源)を水源とした非常用炉心冷却系による注水開始により、炉心は冠水され、冷却材は LOCA の破断口から格納容器下部及びドライウエル床を經由して、サプレッションチェンバへと流入する。

2. 設計基準事故時に原子炉圧力容器より流出する冷却材の保持について

LOCA 発生後に原子炉圧力容器より流出する冷却材量は約 200m^3 である。格納容器下部及びドライウエル床には、 250m^3 弱の冷却材を保有できる容量を有しており、LOCA 発生後の原子炉圧力容器より流出する冷却材量は格納容器下部及びドライウエル床に保持される。

その後、サプレッションチェンバを水源とする非常用炉心冷却系による注水が継続するため、サプレッションチェンバの水位は事象発生時の水位以下で推移することから、耐震評価においては、保安規定に基づく運転上の制限値を踏まえ、サプレッションチェンバの水位を「通常運転水位(H.W.L)(3.6m)」に設定している。

なお、非常用炉心冷却系のうち高圧炉心スプレイ系については、第一水源として復水貯蔵タンクを用いるが、サプレッションチェンバの水位が H.W.L (3.6m) に到達すると水源がサプレッションチェンバへ切り替わり、その後復水貯蔵タンク水により注水されることはない。

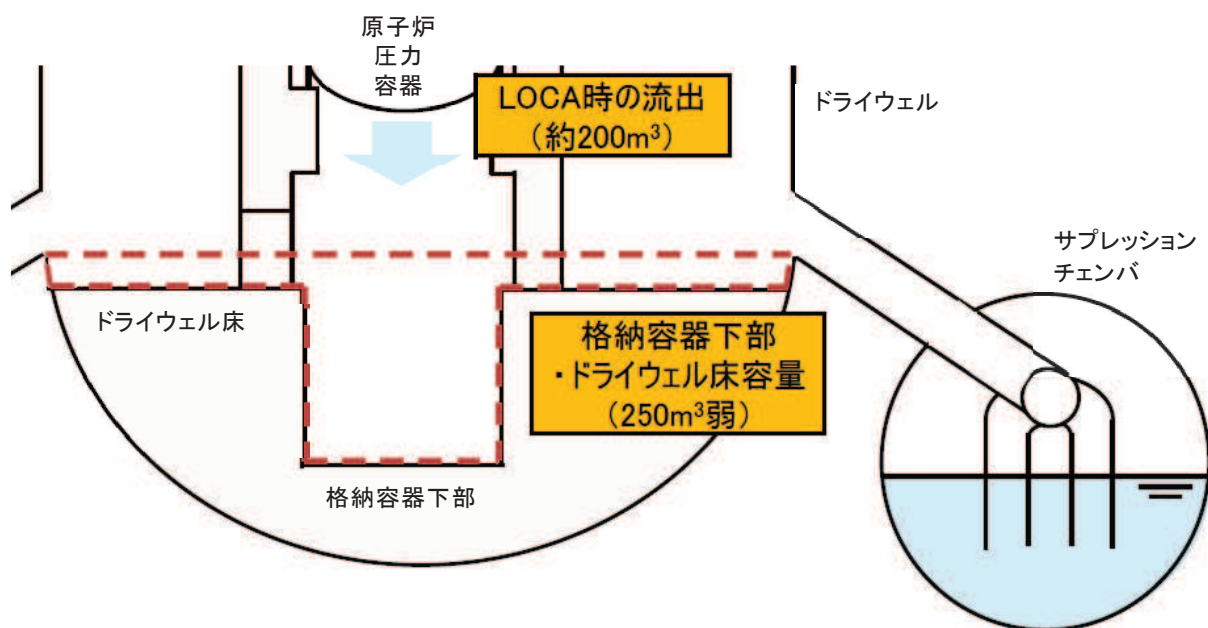


図1 LOCA 発生時の流出及び格納容器下部・ドライウエル床容量

重大事故等発生時のサブプレッションチェンバの水位について

1. 重大事故等時のサブプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出

重大事故等時のプラント状態を起因事象を基に分類すると「LOCA」と「過渡事象(Non-LOCA)」の2つに分類され、別添 1 に示すとおり、いずれの場合においても冷却材は圧力抑制機能を担うサブプレッションチェンバに蓄積される。

また、重大事故等時のサブプレッションチェンバの水位の上昇は、残留熱除去系等の機能喪失を想定し、外部水源による注水等を継続的に実施するためであり、その結果、重大事故等時のサブプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出については、表 1 のとおり整理される。

表 1 重大事故等時のサプレッションチェンバへの冷却材の流入及び流出

プラント 状態	流入※ ¹		流出※ ¹	
	蒸気	水	蒸気	水
LOCA	①主蒸気逃がし安全弁 排気管クエンチャ ③ベント管 (LOCA ブローダウン)	③ベント管 (炉心冠水後の冷却水, ドライウェルスプレイ水)	⑤格納 容器 ベント 配管	—
過渡事象 (Non- LOCA)	①主蒸気逃がし安全弁 排気管クエンチャ	③ベント管 (ドライウェルスプレイ水)	⑤格納 容器 ベント 配管	—

※1 各 No. については図 1 と対応

~~✗~~ : 重大事故等時に機能喪失を想定

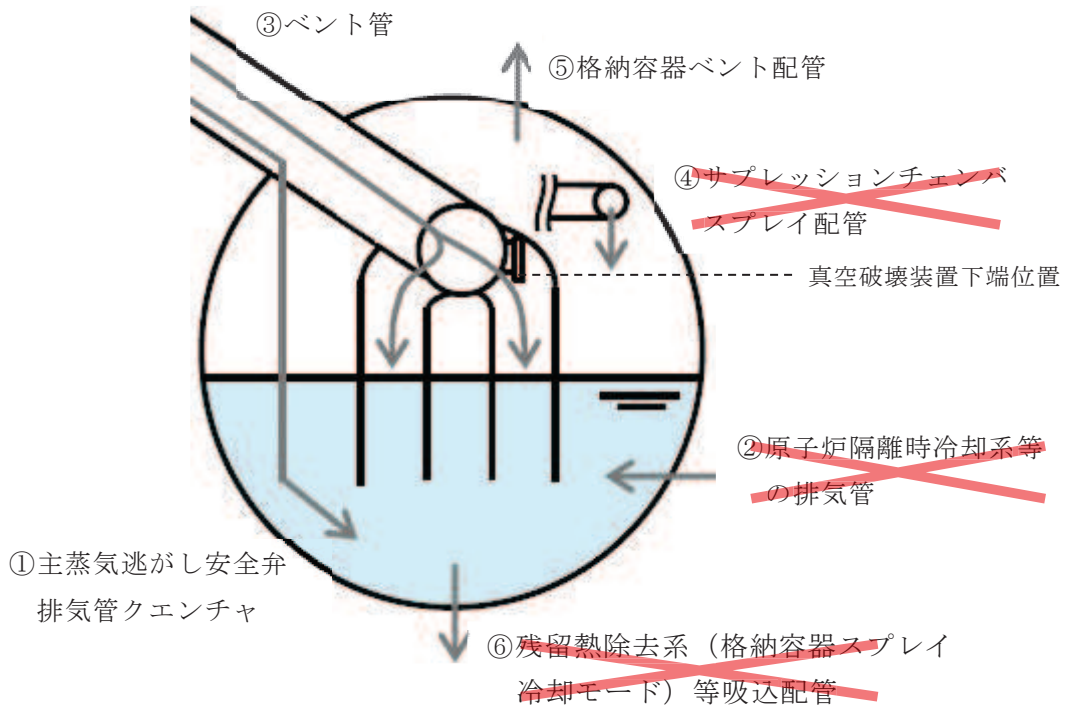


図 1 重大事故時のサプレッションチェンバに係る冷却材の流入及び流出の概要

2. 重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇への対応

重大事故等時のサプレッションチェンバの水位上昇に対しては、重大事故等対処設備を用いた複数計器による水位監視に加え、代替手段として外部水源からの注水量積算（体積）によりサプレッションチェンバの水位を推定する手段を整備している（表2）。

上記の監視手段を用いてサプレッションチェンバの水位を継続的に監視するとともに、炉心損傷判断後においては運転手順（技術的能力審査資料 1.7 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための手順等）に基づき格納容器代替スプレイを外部水源注水量限界到達（真空破壊装置下端位置-0.4m）により停止し、格納容器ベントを速やかに実施することから、サプレッションチェンバの水位が真空破壊装置下端位置に到達することはない^{※2}。

万一、外部水源注水量限界到達以降の格納容器ベント実施操作が遅れた場合においても、外部水源注水量限界（真空破壊装置下端位置-0.4m）から真空破壊装置下端位置までは、サプレッションチェンバの体積として約400m³有しており、崩壊熱除去のために必要となる注水（約20m³/h^{※3}）が継続した場合においても、真空破壊装置下端位置到達までは20時間程度を要するが、中央制御室からの遠隔操作による格納容器ベントが実施できず、現場操作により実施した場合、操作時間（移動時間を含む）は約2時間で実施可能であることから、十分な時間余裕がある。なお、外部水源注水量限界到達時に格納容器代替スプレイの停止操作に失敗し、格納容器代替スプレイが継続することを想定しても、真空破壊装置下端位置に到達するまでに4時間程度の時間余裕がある。このため、万一格納容器代替スプレイの停止遅れが発生した場合においても、運転員による格納容器スプレイの停止に期待できるものと考えられる。

その後、格納容器ベント実施に伴いサプレッションチェンバの水位は低下するため、サプレッションチェンバの水位は真空破壊装置下端位置以下で推移することから、耐震評価において、サプレッションチェンバの水位を「真空破壊装置下端位置（約5.9m）」に設定している。

なお、上記のとおり、サプレッションチェンバの水位が真空破壊装置下端位置に到達することはないと考えているものの、仮にサプレッションチェンバの水位が真空破壊装置下端位置を超過した場合においては、大規模損壊の範疇として柔軟に対応を行う。

※2 炉心損傷前においては運転手順（技術的能力審査資料 1.5 最終ヒートシンクへ熱を輸送するための手順等）に基づき外部水源注水量限界到達により格納容器へのスプレイを停止し、格納容器圧力が1Pdに到達した場合に格納容器ベントを実施する。格納容器へのスプレイを停止した以降、炉心冷却の観点から原子炉への注水は継続するため、主蒸気逃がし安全弁を介してサプレッションチェンバへ冷却材が流入し、水位は上昇することとなるが、真空破壊装置下端位置に到達することはない（参考2参照）

※3 保守的に評価するため、事象発生24時間後に必要となる注水量を使用

表2 サプレッションチェンバの水位監視に係る計器

監視計器	種別	個数	計測範囲
圧力抑制室水位	SA	2	サプレッションチェンバ底面から 3.5 (L.W.L) ~8.5m ^{※4}
外部水源からの注水量積算 (高圧代替注水系ポンプ出口流量, 高圧炉心スプレイ系ポンプ出口流量 他)	SA (代替パラメータ)	1	同上

※4 計器の計測範囲としては 0~5m

さらに、中長期的な手段として、表3に示す格納容器除熱手段を整備しており、循環冷却へ移行することができるため、循環冷却開始以降はサプレッションチェンバの水位は変化しない。

表3 中長期的な格納容器除熱手段

対策	循環冷却
可搬型原子炉格納容器除熱系	可能
原子炉冷却材浄化系	可能
ドライウェル冷却系	可能
残留熱除去系の補修による復旧	可能

【参考1】重大事故等時におけるBWRの荷重作用状態

BWRの荷重作用状態については、従来よりJEAG4601に定められている運転状態I～IVに加えて、重大事故等が発生している状態として新たに運転状態Vを定義している。

また、BWRにおいて重大事故等時に残留熱除去系の機能喪失を前提とした場合、格納容器の以下の特性により格納容器圧力、温度及びサプレッションチェンバの水位が通常運転状態まで低下しないことから、運転状態V(S)及び運転状態V(L)に加えて新たな運転状態として運転状態V(LL)を設定している。

- ・BWRでは事故後の崩壊熱に起因する熱エネルギーをサプレッションチェンバに蓄積
- ・サプレッションチェンバの最高温度の設計思想は「LOCAブローダウン時における凝縮能力」及び「主蒸気逃がし安全弁排気管クエンチャによる蒸気凝縮能力」の確保であり、これらを満足するために、残留熱除去系の除熱能力を設定

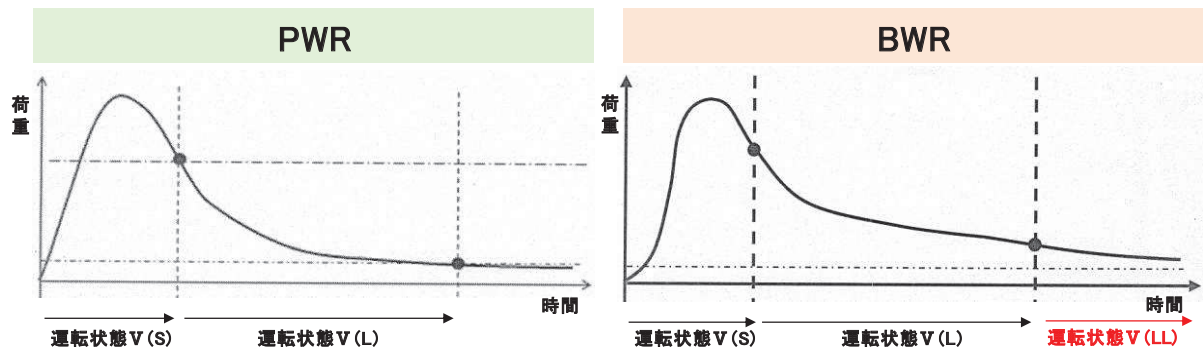
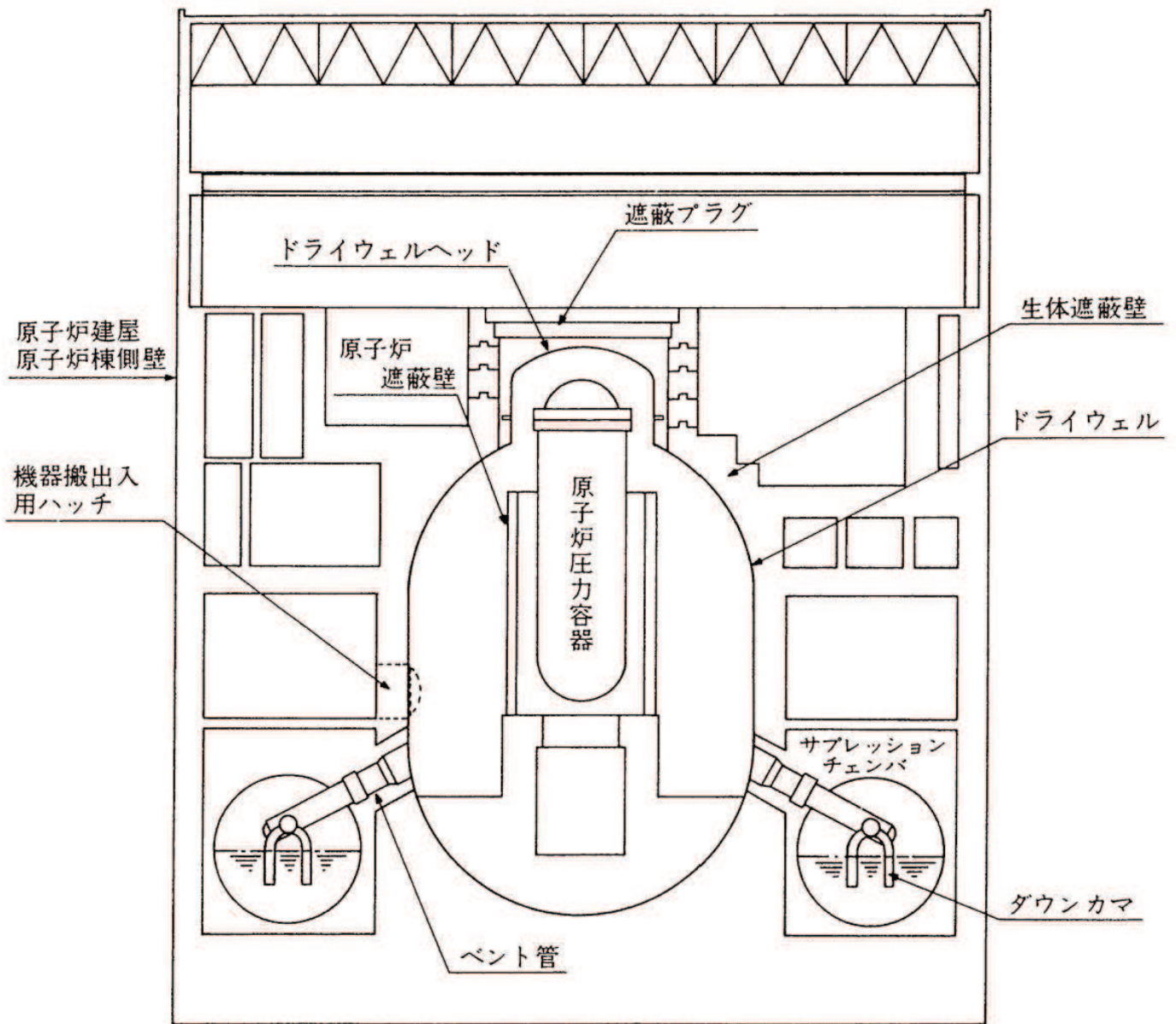


図 PWRとBWRの重大事故等時の荷重の推移（イメージ）

【参考2】炉心損傷防止対策の有効性評価における格納容器ベント実施時のサブプレッション
チェンバの水位

事故シーケンスグループ	サブプレッションチェンバの最大水位 (格納容器ベント実施時)
高圧・低圧注水機能喪失	約 5.7m
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系が故障した場合)	約 5.6m
L O C A 時注水機能喪失	約 5.7m

【参考3】原子炉格納施設の概要図（設置変更許可申請書より抜粋）



地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要

1. 概要

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

2. 研究計画

2.1 研究時期

平成 26 年度～平成 29 年度

2.2 研究体制

本研究は、下記の体制及び役割分担で実施した。

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

なお、プラントメーカーは、研究内容全体に係るレビュー協力

2.3 研究実施場所

本研究における振動試験は、電力中央研究所の振動台で実施した。

3. 振動試験による有効質量評価

3.1 試験体

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

な変形が発生しないことを確認している。

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

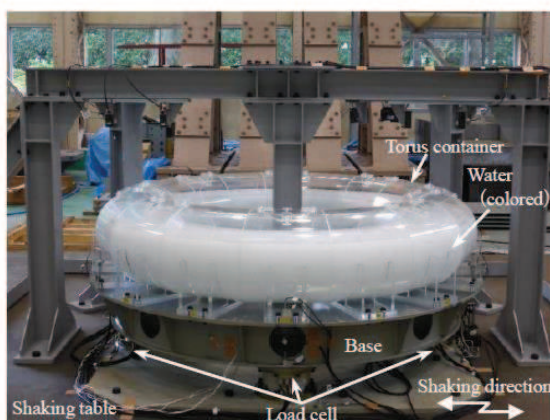


図 1 試験装置

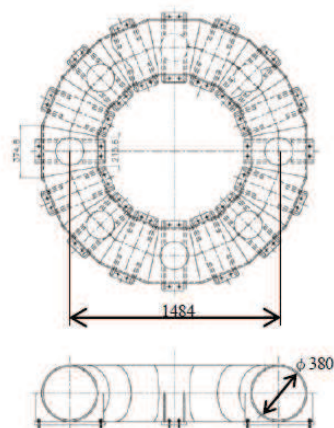


図 2 トーラス型容器

表 1 計測項目

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

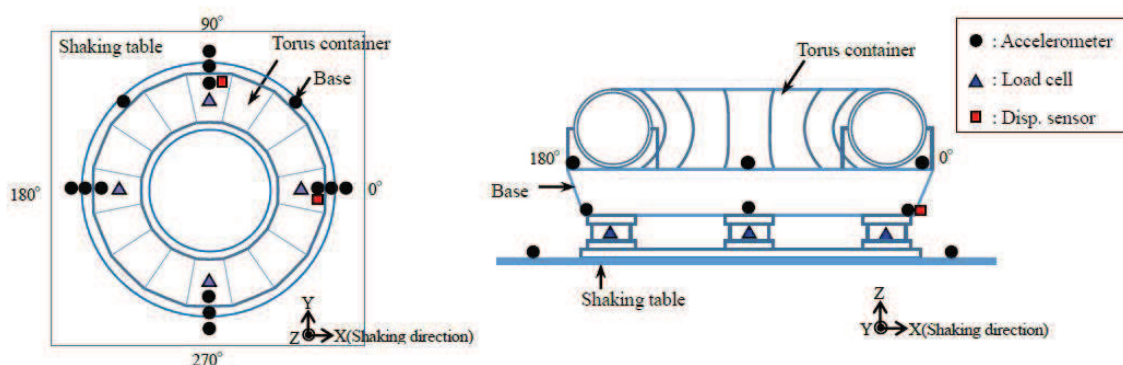


図 3 計測機器設置位置

3.2 試験条件

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

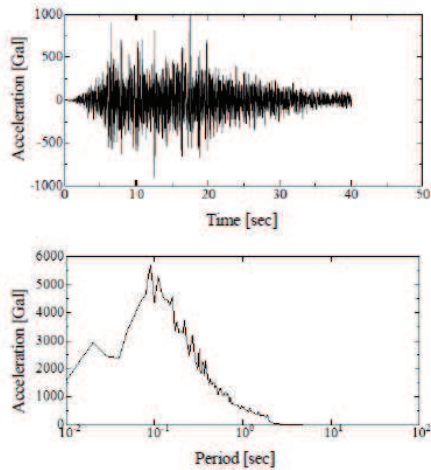


図4 入力地震波 A

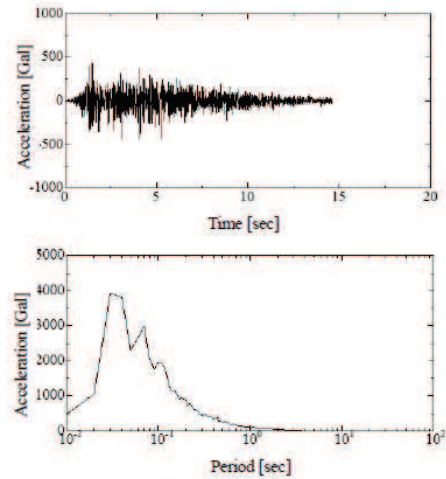


図5 入力地震波 B

表2 試験条件

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

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

3.3 試験結果に基づく有効質量評価

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

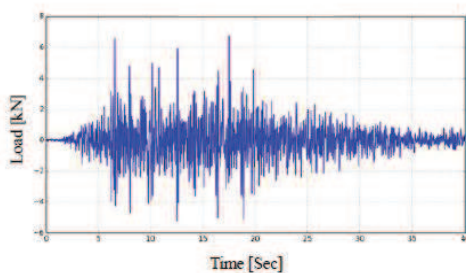


図6 計測荷重の時刻歴波形
(地震波 A×1.0, 低水位)

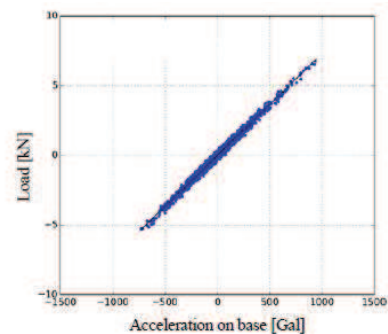


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係
(地震波 A×1.0, 低水位)

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

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

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

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

表3 振動試験から得られた水の有効質量比

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

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

4. NASTRAN による有効質量評価

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

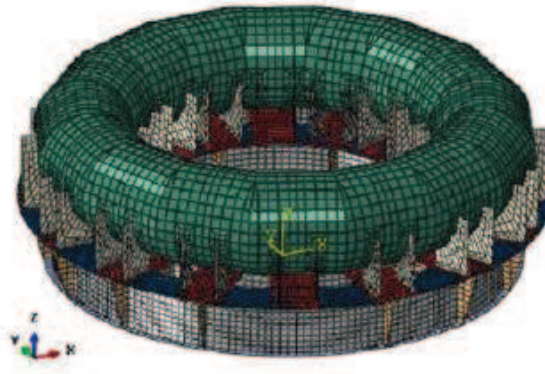


図8 構造解析モデル

5. OpenFOAMによる有効質量評価

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

6. 妥当性検証

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

表 4 トーラス型容器の水の有効質量比

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

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

*2 Input wave magnification 1.0

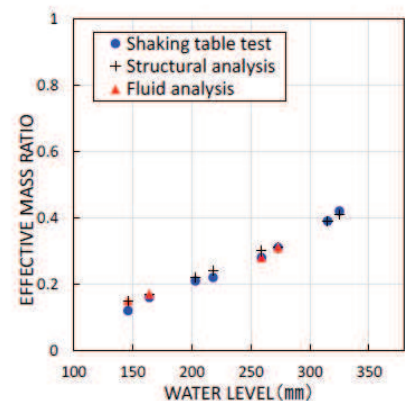


図 9 各水位における有効質量比

7. 結論

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

8. 学会発表実績

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

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

内部水の有効質量比に対するスロッシング影響

1. 概要

内部水の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内部水の有効質量比を算定し、比較・検討した。

2. 検討内容

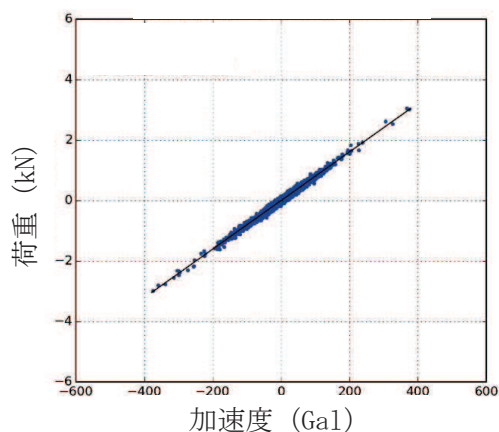
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、別紙1 2.2.4項の方法にて、内部水の有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての内部水の有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

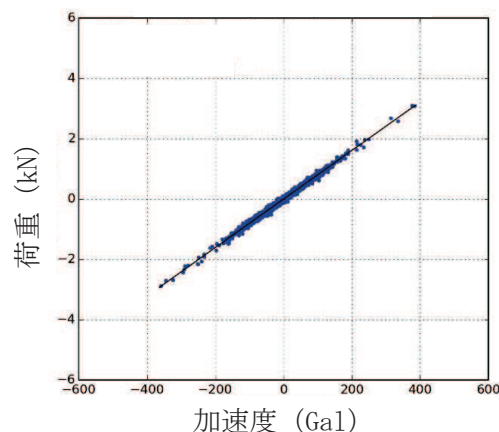
3. 検討結果

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

各水位条件について、スロッシング周期成分有り及びスロッシング周期成分無しの内部水の有効質量比に違いはなく、内部水の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 内部水の有効質量比の比較結果

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

振動試験の内部水の有効質量比

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

表1 振動試験の全試験回における内部水の有効質量比

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

内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響

1. 概要

サプレッションチェンバの地震荷重算出に当たり、サプレッションチェンバの内部水の有効質量を NASTRAN により算出することの妥当性を検証するため、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、両者の内部水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内部水の有効質量への影響を考察する。

2. 振動試験の入力地震動

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

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

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

3. 内部水の有効質量比に対する入力地震動の影響検討

3.1 加速度振幅の違い

女川 2 号機の基準地震動 S_s 相当の入力波に対して、入力倍率を変化させて振動試験を実施した結果、各水位条件での内部水の有効質量比は、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内部水の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内部水の有効質量比（別紙 1 2.2-3 表の再掲）

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

3.2 周期特性の違い

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

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

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

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

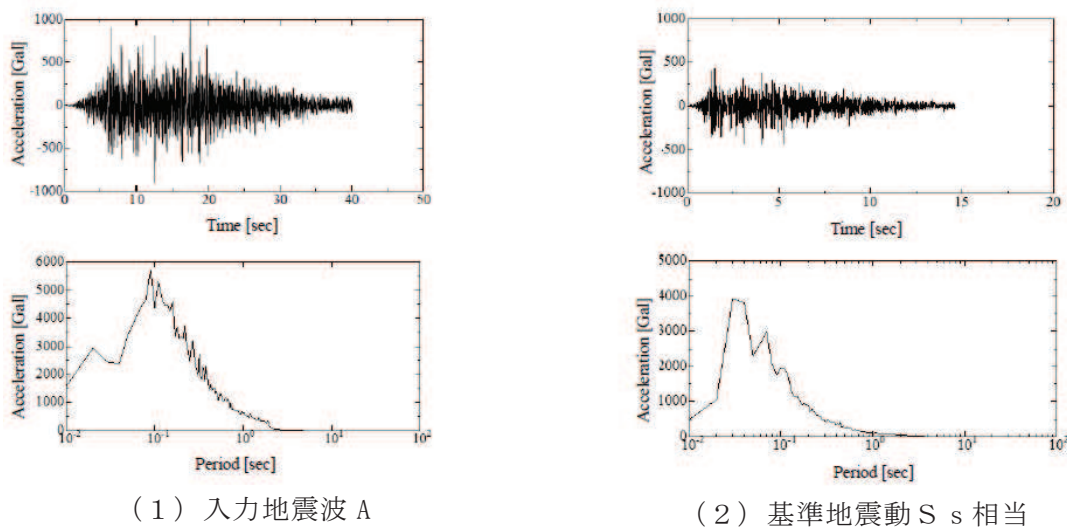


図1 振動試験に用いた地震動比較

(別紙11 図4, 図5の再掲)

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

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

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

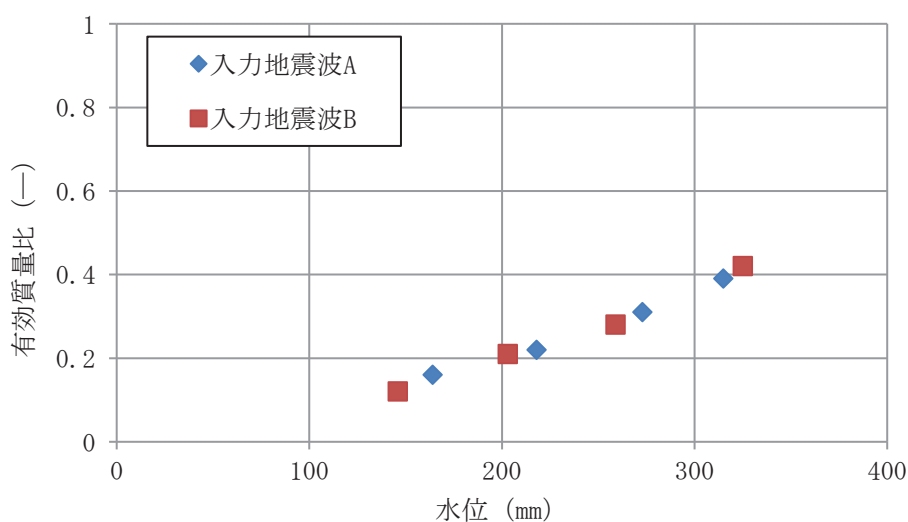


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる内部水の有効質量への影響

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内部水の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により算出される内部水の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，内部水の有効質量を算出できるという特徴とも整合しているものと考えられる。

サプレッションチェンバ内部水によるスロッシング荷重及び有効質量の影響評価

1. スロッシング荷重の影響評価

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

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

2. 地震動による影響

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

2.1 影響確認用解析モデル

影響確認用解析モデルを図1に、解析諸元を表1に示す。



図1 解析モデル図

表1 解析諸元

項目	内容
格子数	約 140 万
格子幅	約 0.5cm~45cm

2.2 解析条件

解析条件を表2に示す。

表2 解析条件

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

注記*1 : 重大事故等時水位よりも高い水位

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

*3 : 理科年表 (20°C, 1気圧の値)

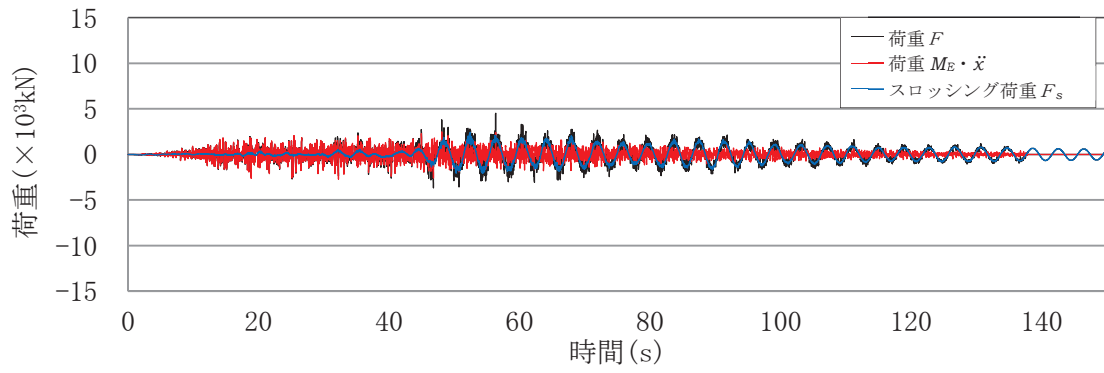
2.3 影響評価結果

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

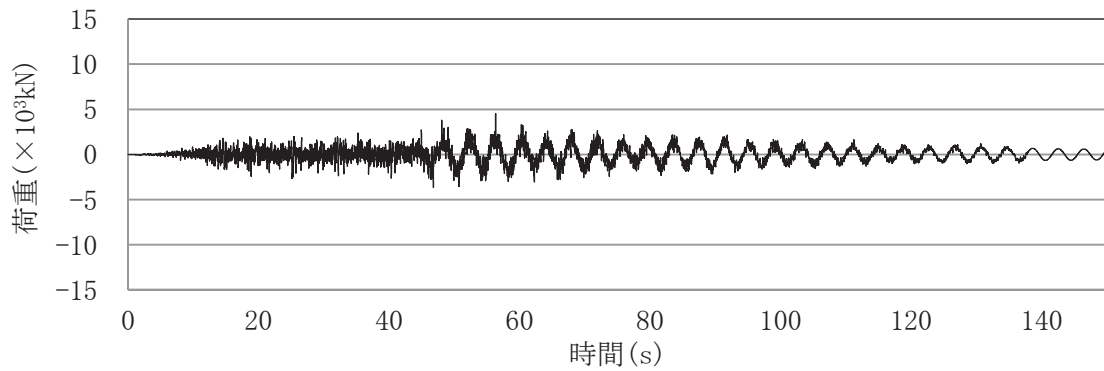
スロッシング荷重は，スロッシングの卓越周期帯の応答加速度が大きく，継続時間が長い S s - D 1 の条件の場合が最大である。

内部水の有効質量比は，水位が同条件の場合には，地震動によらず一定である。

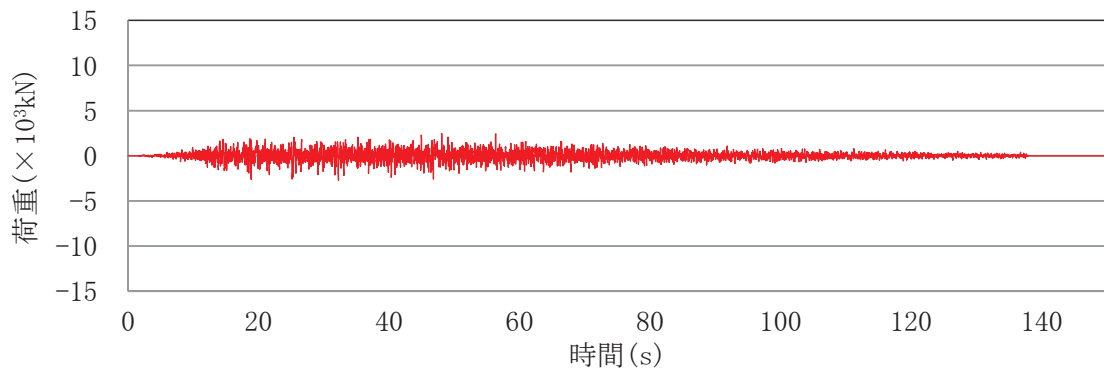
また，サプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合を表 5 に示す。サプレッションチェンバの地震荷重 (9.163×10^7 (N) (耐震評価用重大事故等時水位，S s - F 3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 (2.91×10^6 (N) (耐震評価用重大事故等時水位，S s - D 1)) の比率は約 3% であり，スロッシングモードによる荷重は小さい。



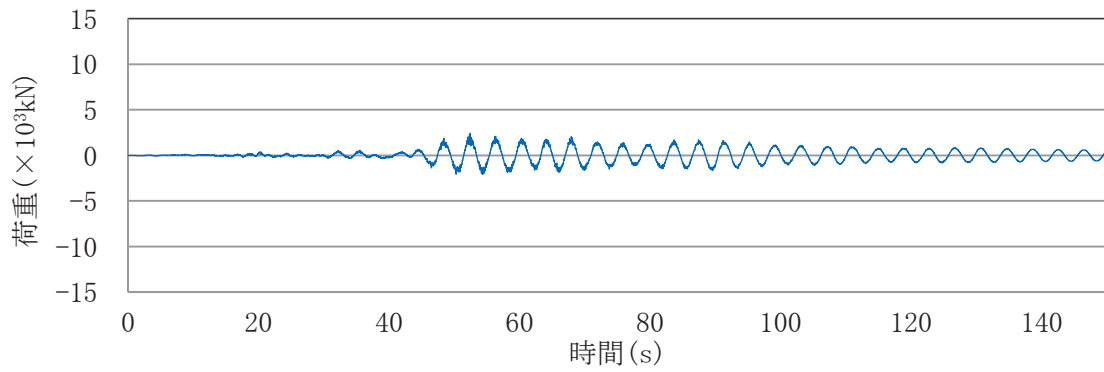
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

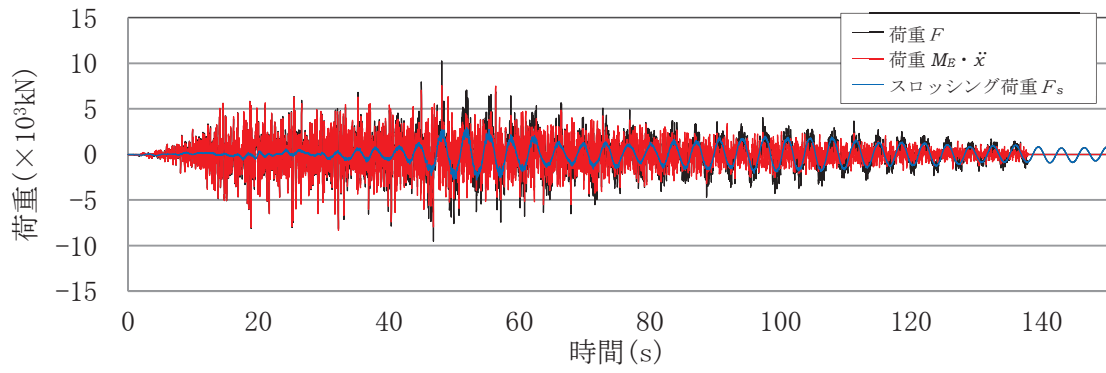


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

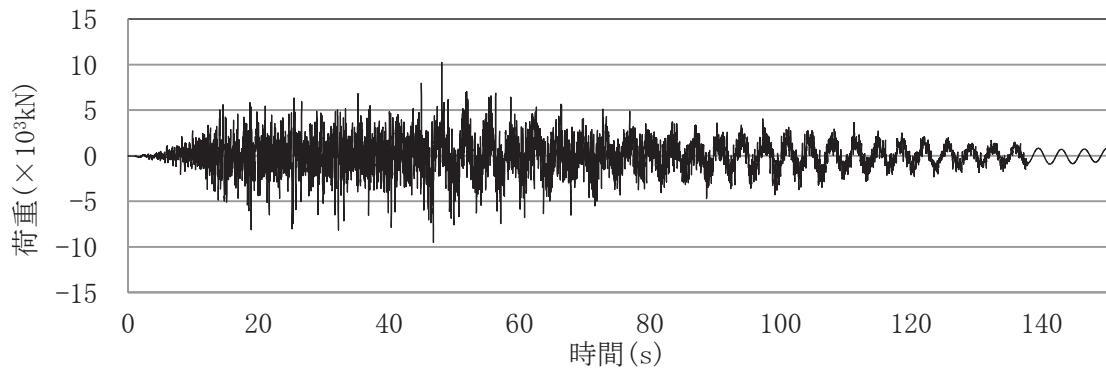


(d) スロッシング荷重 F_s

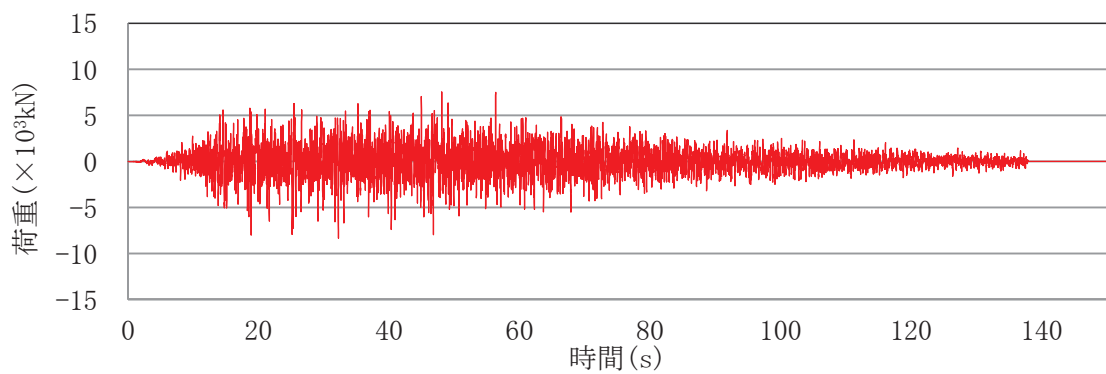
図2 各荷重時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



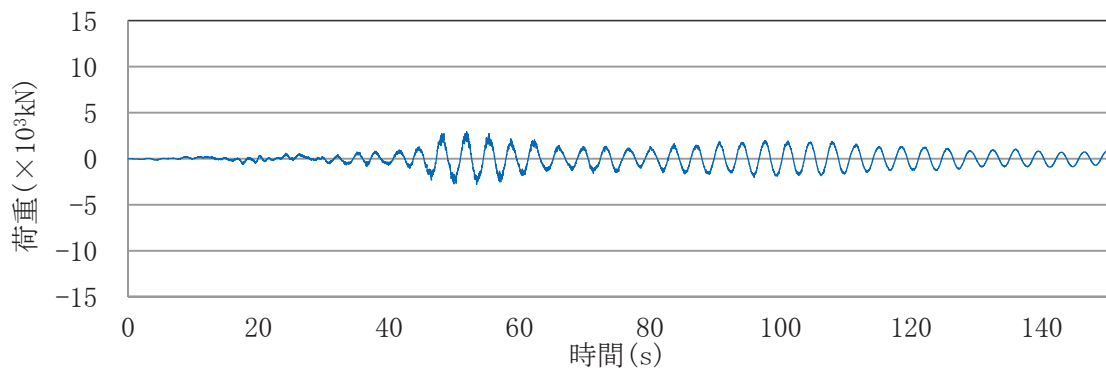
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

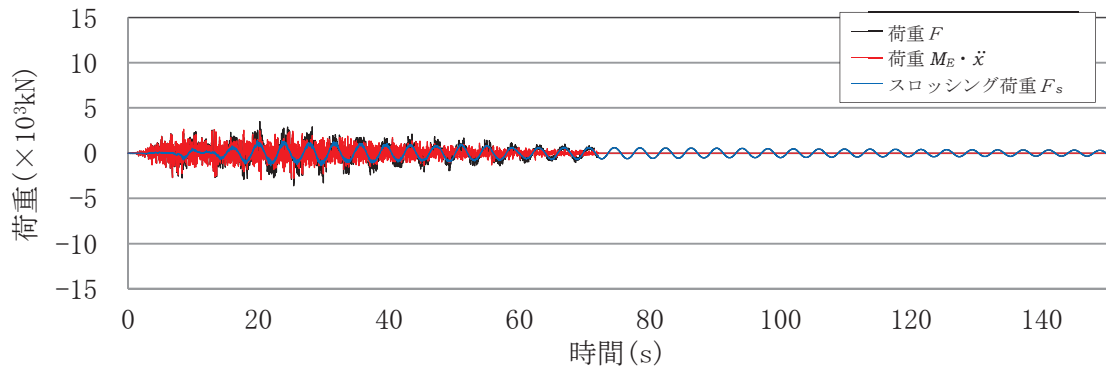


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

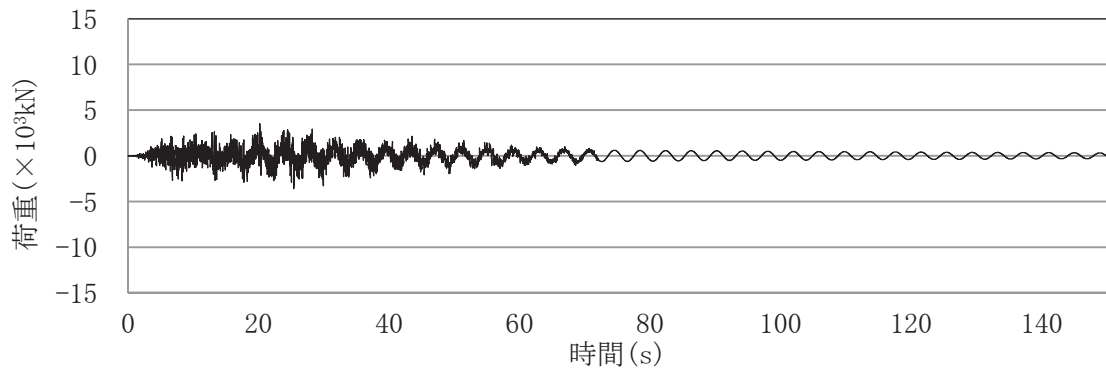


(d) スロッシング荷重 F_s

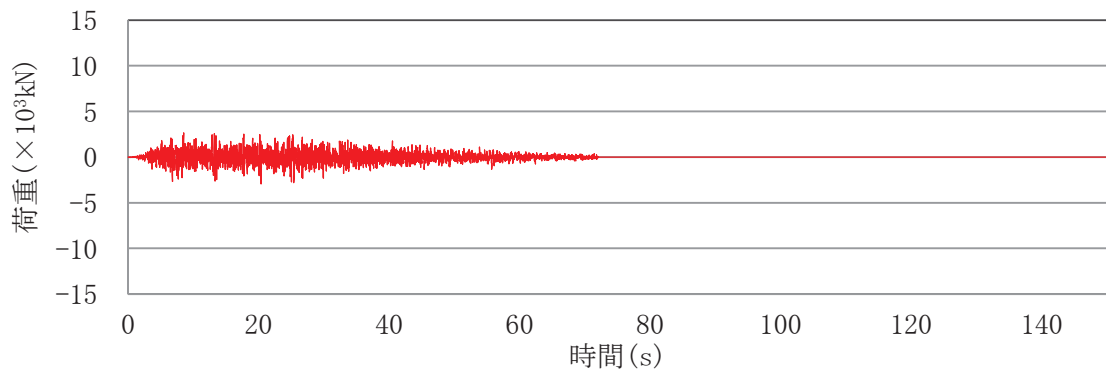
図3 各荷重時刻歴(S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)



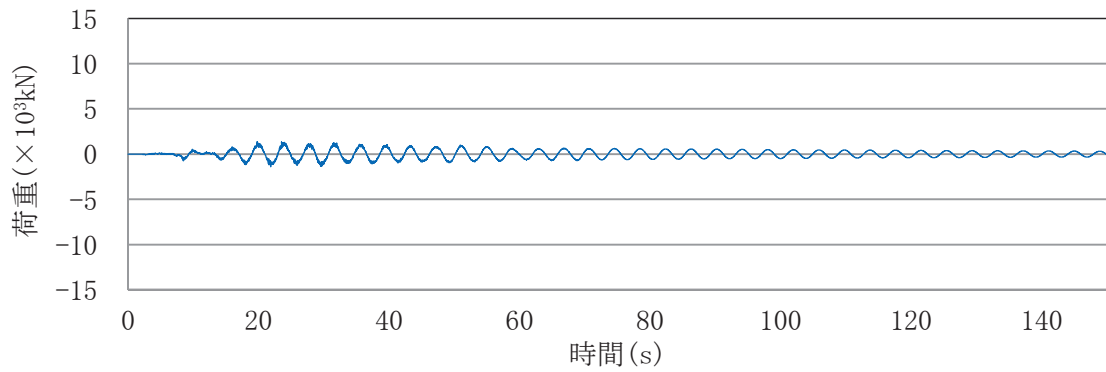
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

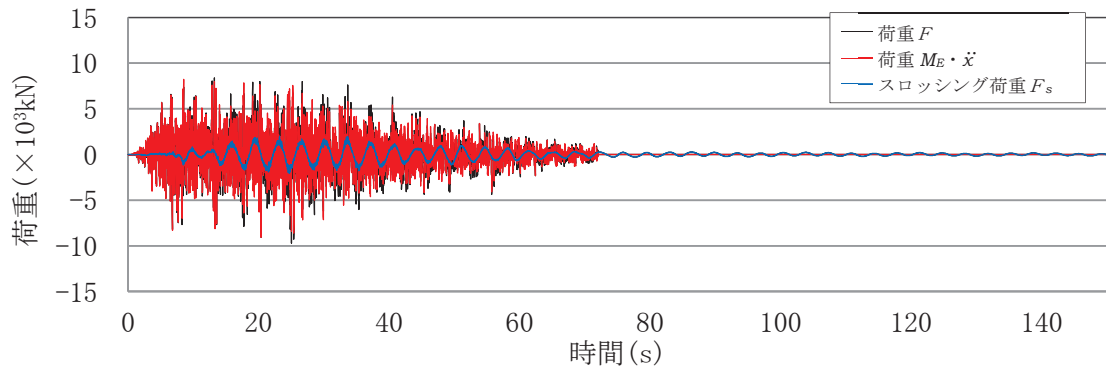


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

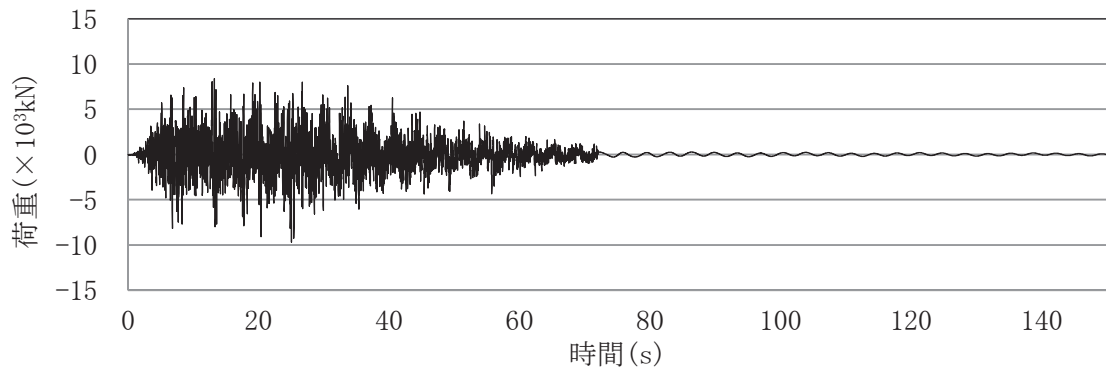


(d) スロッシング荷重 F_s

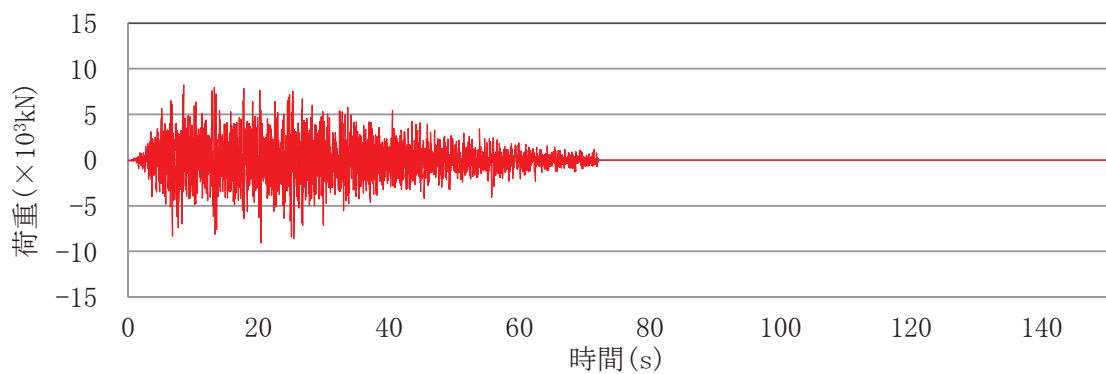
図4 各荷重時刻歴(S s - D 2, 通常運転水位)



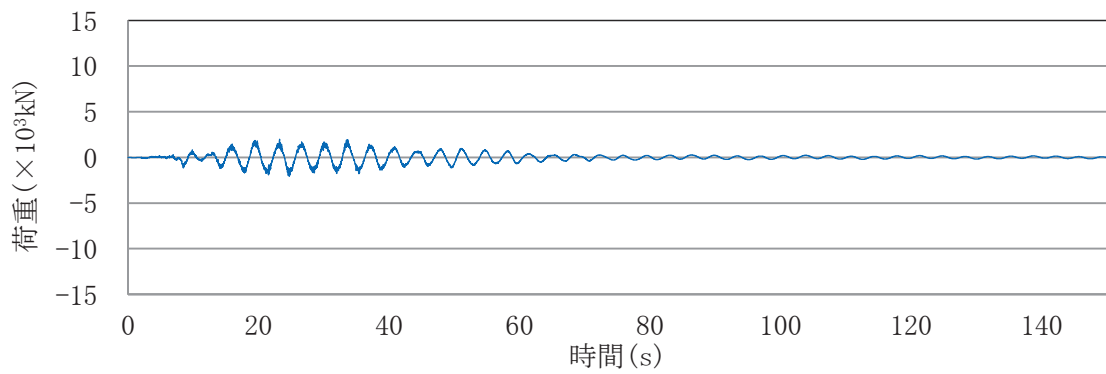
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

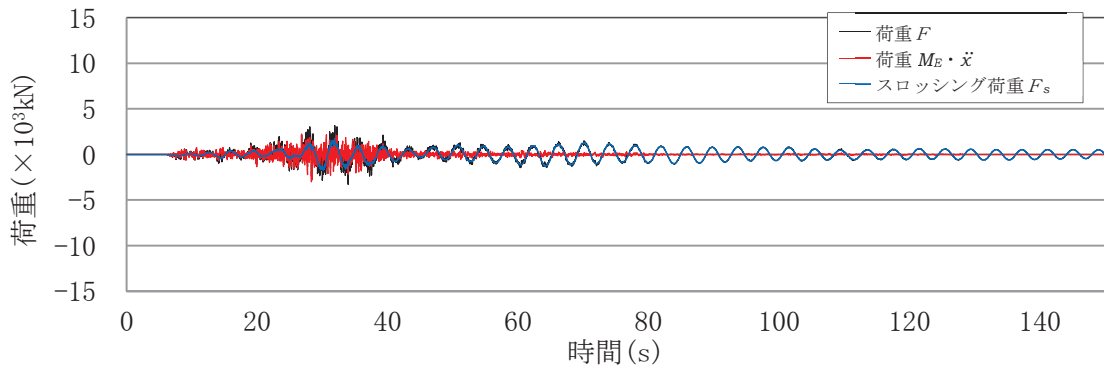


(c) 荷重 $M_E \dot{x}$

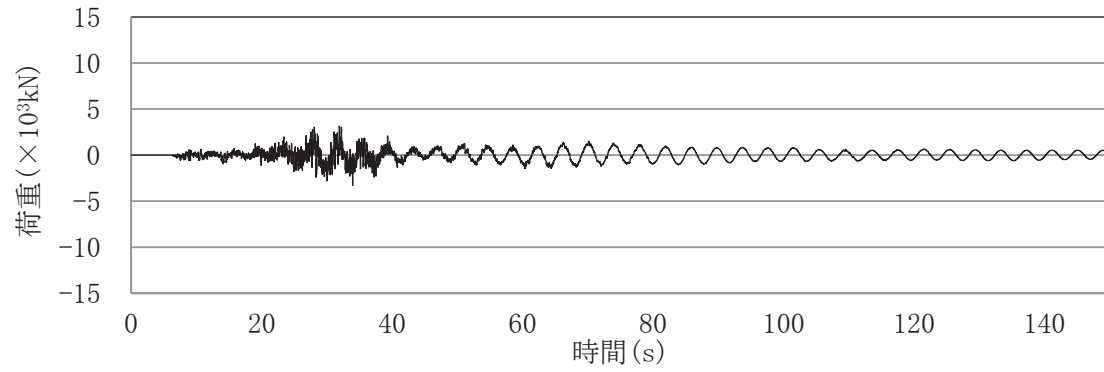


(d) スロッシング荷重 F_s

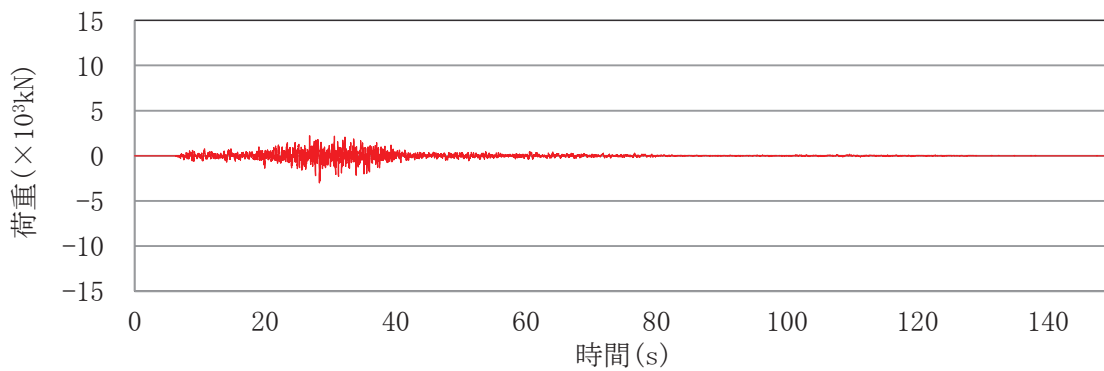
図5 各荷重時刻歴(S s - D 2, 耐震評価用重大事故等時水位)



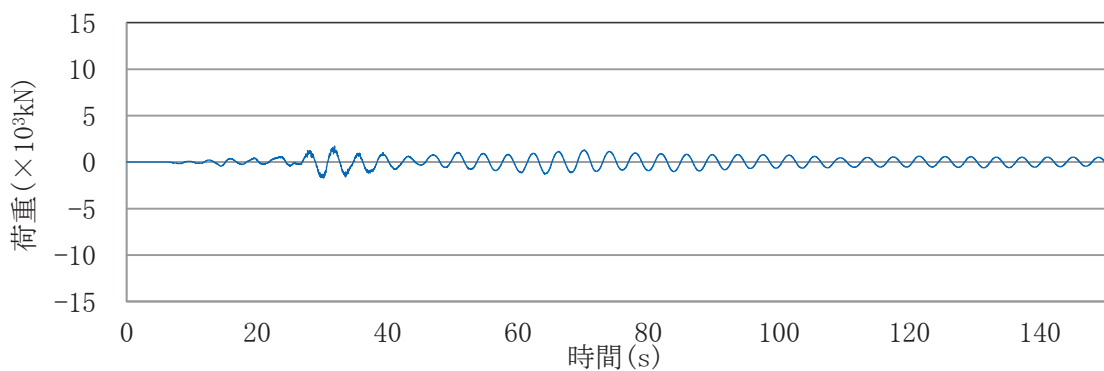
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F

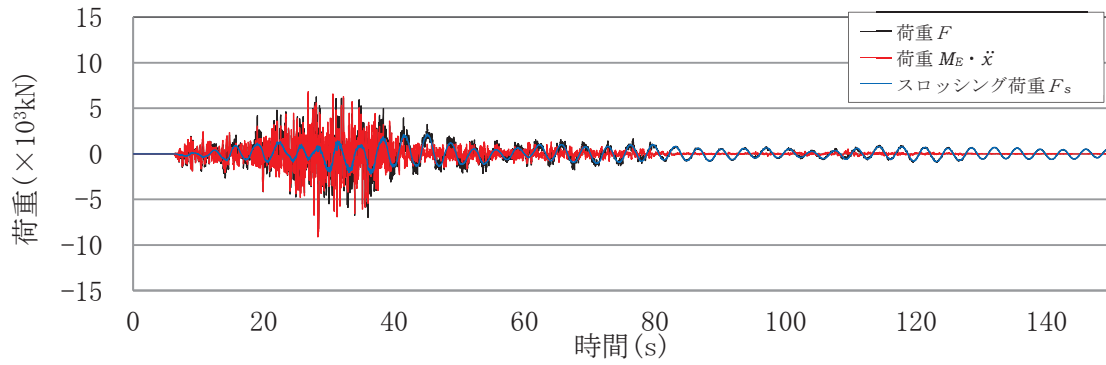


(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$

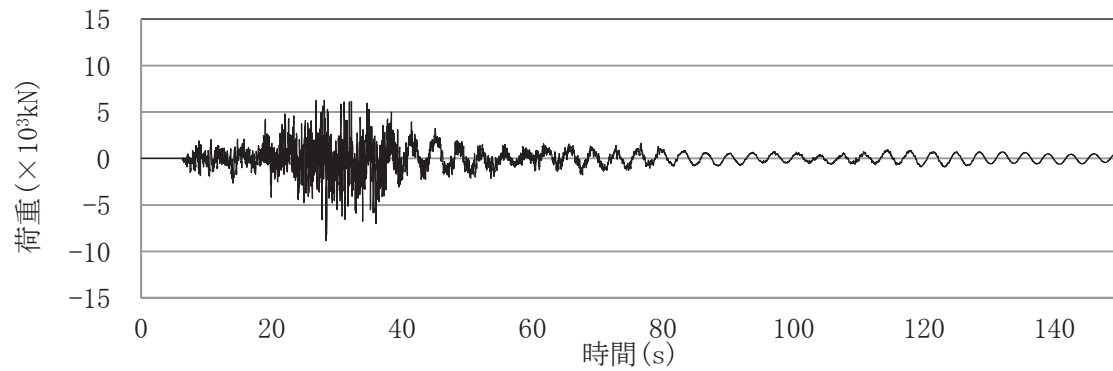


(d) スロッシング荷重 F_s

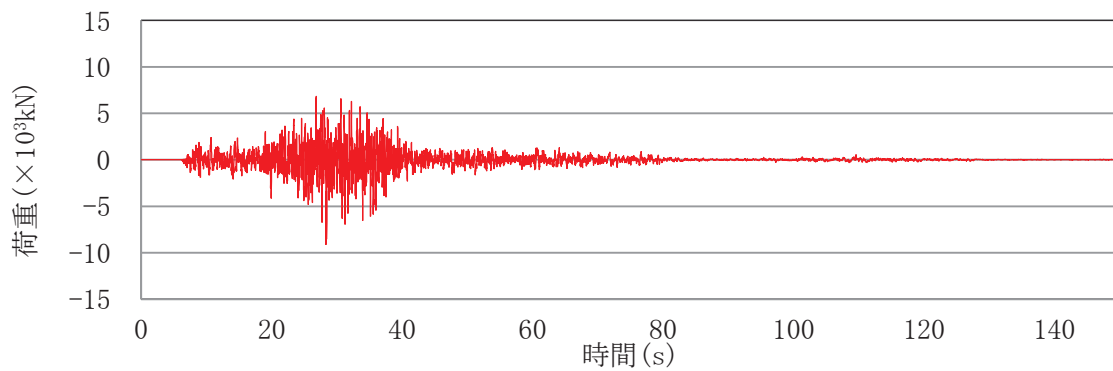
図6 各荷重時刻歴(S s - F 2, 通常運転水位)



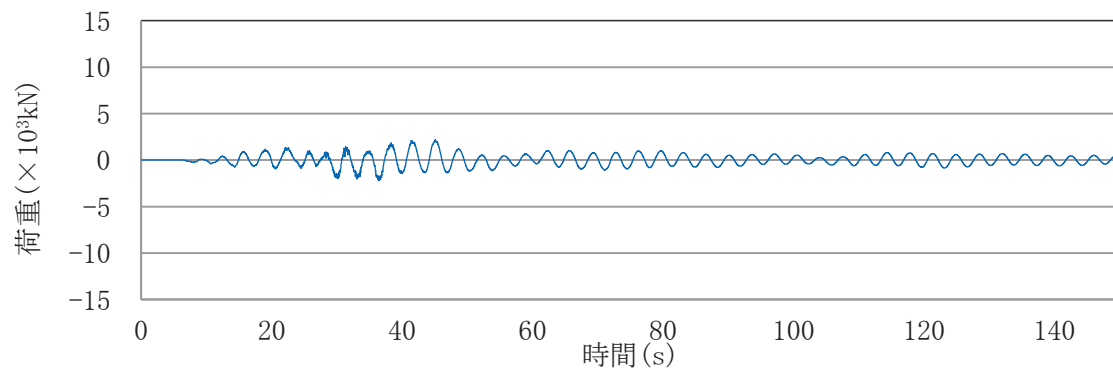
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重 F



(c) 荷重 $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重 F_s

図7 各荷重時刻歴(S s - F 2, 耐震評価用重大事故等時水位)

表 3 スロッシング荷重による最大荷重及び

流体解析で算出した荷重により算定した内部水の有効質量比

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

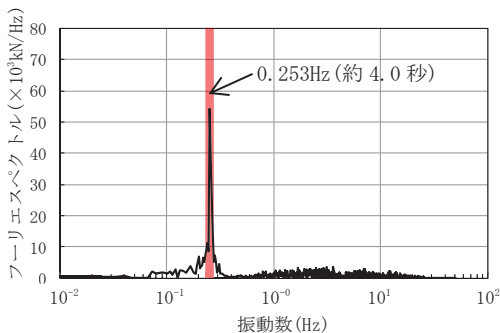


図 8 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 通常運転水位)

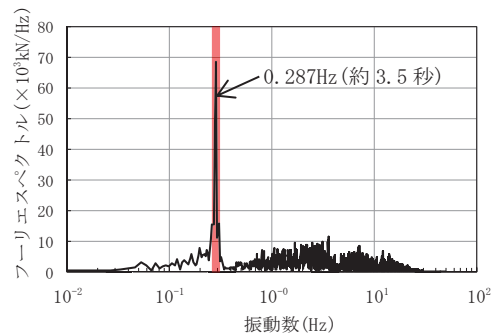


図 9 フーリエスペクトル
(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)

表 4 スロッシングの卓越周期

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

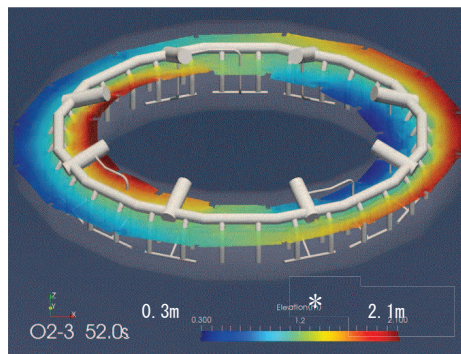


図 10 スロッシング解析結果例

(S_s-D 1, 耐震評価用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近)

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

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

表5 サプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合

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

3. 鉛直方向地震動による影響

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

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

3.2 解析条件

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

表6 解析条件（鉛直方向地震動）

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

3.3 影響検討結果

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

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

表 7 評価結果（鉛直方向地震動）

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

4. 水平2方向入力による影響

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

4.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

4.2 解析条件

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

表8 解析条件（水平2方向入力）

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

*位相特性の異なるS_s-D1の作成方針等については、補足参照

4.3 影響検討結果

評価結果を表9に、最大荷重発生時刻付近（52秒時点）の変位コンター図を図11に示す。

水平2方向入力によるスロッシング荷重の影響について、基本ケース（合成荷重：水平1方向入力の最大荷重値の $\sqrt{2}$ 倍）に比べ、影響検討ケース（水平2方向入力の荷重時刻歴の最大値）は、やや小さいことを確認した。これは、水平2方向入力の影響により、スロッシング荷重が周方向へ分散していること及びEW方向地震動の位相特性によるものと考えられる。また、水平2方向の入力方法を位相反転させた場合の影響は、サプレッションチェンバが円環形状（対称形状）であることから、スロッシング荷重への影響はないと考えられる。よって、サプレッションチェンバのスロッシング荷重評価は、基本ケースのとおり、入力地震動を水平1方向+鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。

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

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

表 9 評価結果 (水平 2 方向入力)

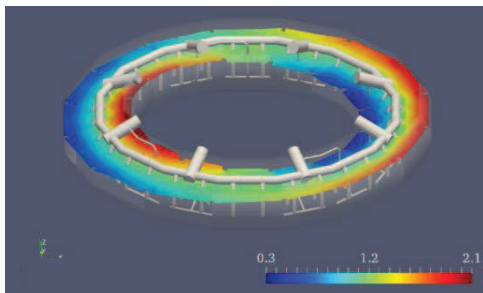
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向 入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重(MN)* ¹	NS	2.91	2.88* ²	1.01
	EW	-	2.76* ²	1.05
	合成荷重	4.12* ³	3.23* ⁴	1.28
内部水の 有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

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

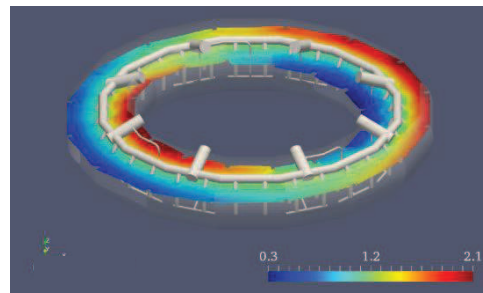
*2 1 方向成分 (NS 若しくは EW) のみに着目した場合の最大荷重

*3 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

*4 時刻歴合成 ($\sqrt{NS^2 + EW^2}$) の最大荷重



①基本ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

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

図 11 変位コンター図

5. 内部構造物による影響

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

5.1 解析モデル

解析モデルを図 12 に、解析諸元を表 10 に示す。



図 12 解析モデル図

表 10 解析諸元

項目	内容
格子数	約 67 万
格子幅	約 3.5cm～45cm

5.2 解析条件

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

表 11 解析条件（内部構造物）

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

5.3 影響検討結果

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

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

表 12 評価結果（内部構造物）

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

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

(補足)

位相特性の異なる模擬地震波

1. 概要

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

ここでは、 S_s-D1 の直交方向の模擬地震波について示す。

2. 基準地震動 S_s の水平方向に組み合わせる地震動の作成方針

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

3. スロッシング解析に用いる入力波

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

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

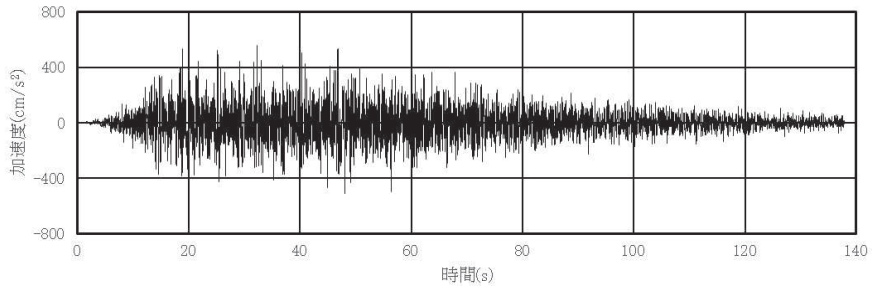


図1 S s - D 1 の応答加速度時刻歴波形

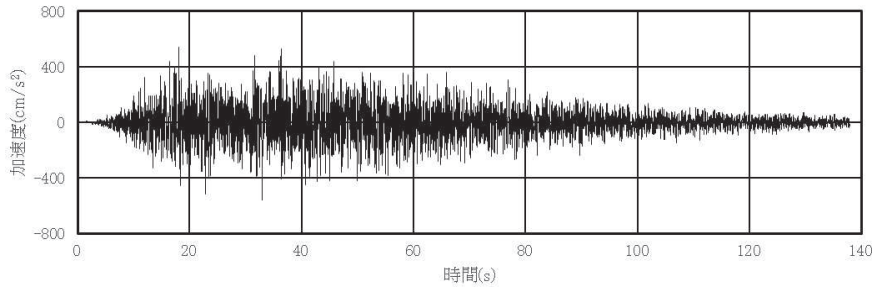


図2 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形

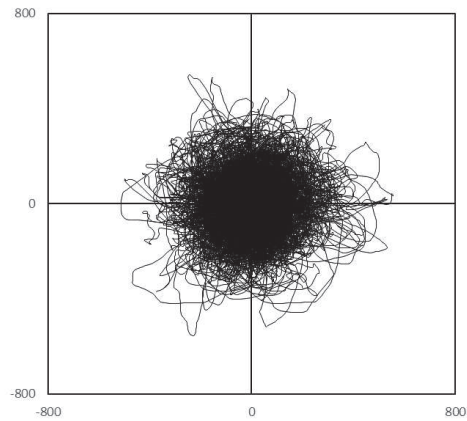


図3 S s - D 1 による建屋応答加速度のオービット
(位相が異なる地震波を2方向入力した場合)

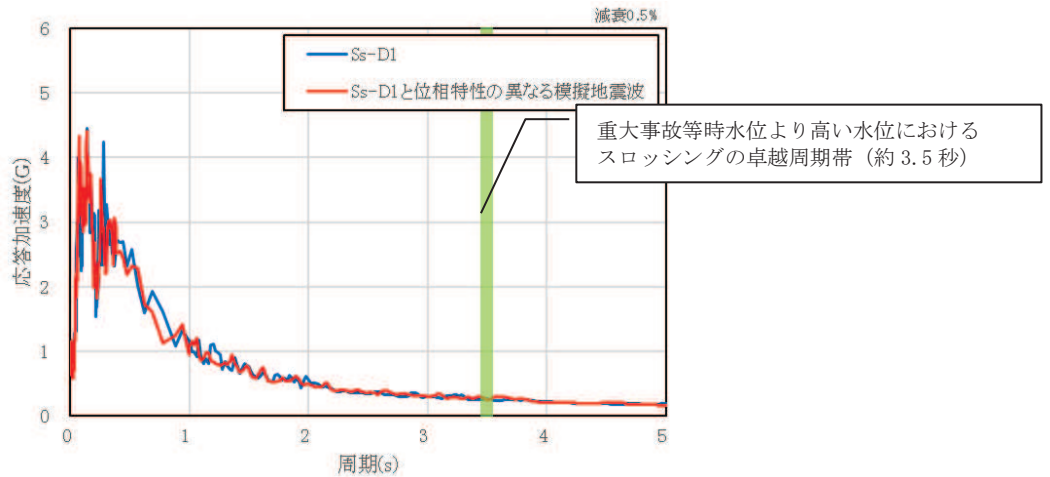


図4 床応答加速度スペクトル

規格基準における内部水の有効質量比との比較

1. はじめに

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

2. 解析結果

(1) 球形タンク

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

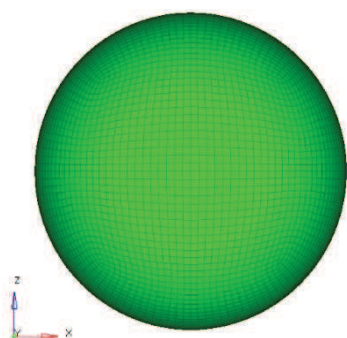


図 1 球形タンク解析モデル

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

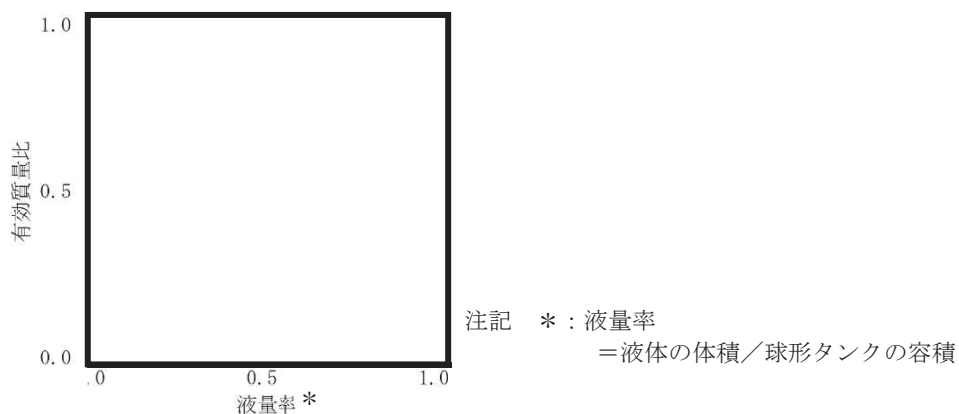


図 2 球形タンクの内部水の有効質量比

(2) 円筒タンク

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

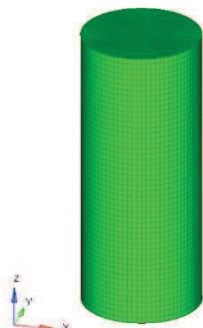


図 3 円筒タンク解析モデル

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

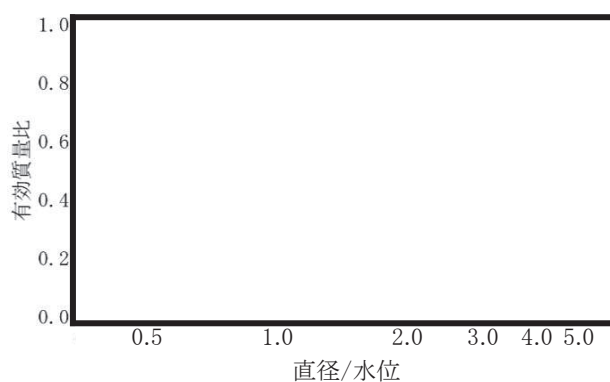


図 4 円筒タンクの内部水の有効質量比

4. 検討結果

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

原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について

1. 概要

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

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

2. ベント管ベローズの構造

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

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

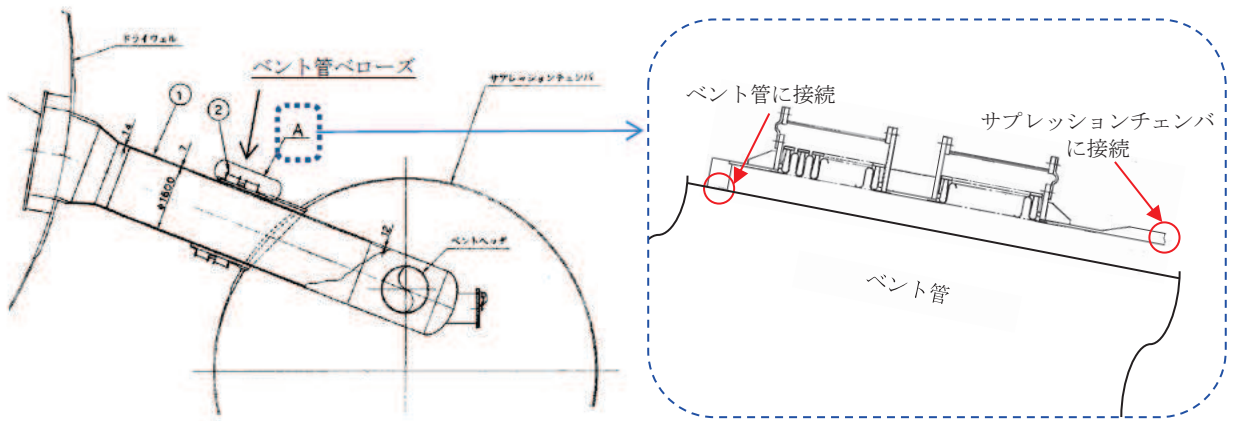
3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

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

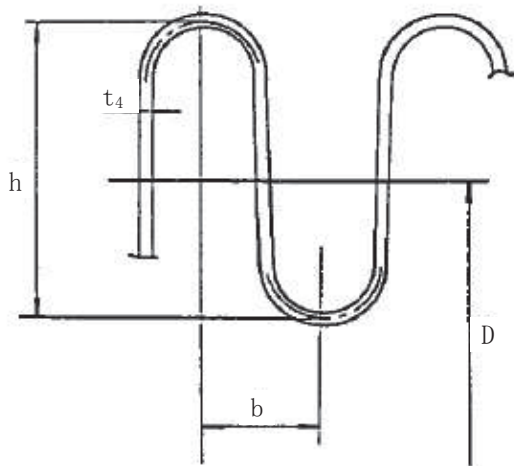
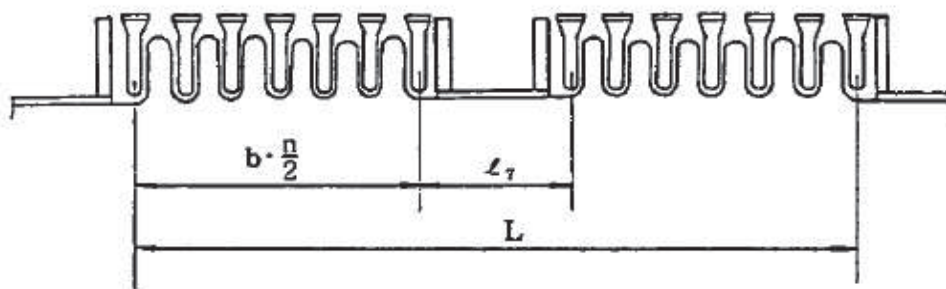
なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が 1sec^{-1} 以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている^[1]。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $7.9 \times 10^{-2}\text{sec}^{-1}$ 程度*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

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

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



a. ベント管ベローズの構造概要



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

b. ベント管ベローズの主要寸法

図1 ベント管ベローズの構造

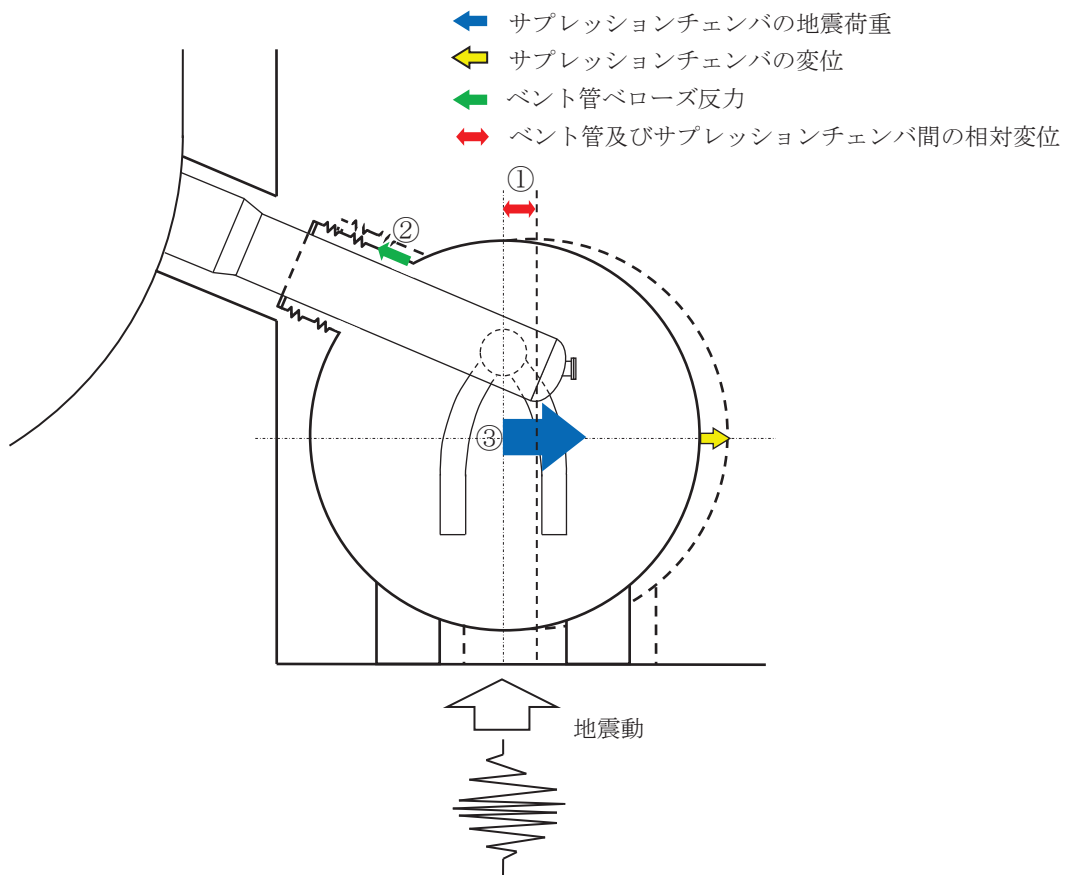


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

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

注記* : 項目の①～③は, 図2の番号に対応する

ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

1. 概要

ボックスサポートの耐震評価における応力算出は、既工認で公式等による応力評価を行っていることを踏まえ、今回工認においても同様に公式等による応力評価を行い、個別に詳細評価が必要な場合に FEM 解析による応力評価を行っている。なお、サプレッションチェンバの応力評価は、3次元 FEM 解析モデルによる応力評価を行っている。

本書では、今回工認におけるボックスサポートの耐震評価における応力算出方法に対して、公式等による応力評価を行うことの考え方について説明する。

2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

2.1 適用規格

サプレッションチェンバ及びボックスサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987 (以下「JEAG4601」という。)に基づき、サプレッションチェンバは原子炉格納容器として、ボックスサポートは原子炉格納容器の支持構造物として耐震評価を行う。また、JEAG4601において、原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価について地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601に従い、以下の項目に対する応力評価が要求される。

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

ただし、原子炉格納容器の一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析) は、設計・建設規格 JSME NC1 2005/2007 PVB-3140 (6) の要求を満足する場合、評価を省略することができる。なお、一次+二次応力評価に対する許容応力 $3S_m$ を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は3次元 FEM 解析による疲れ解析を行う。

一方、原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601上、一次応力、一次+二次応力に対する応力評価が要求されており、一次+二次+ピーク応力に対する応力評価は要求されていない。

2.3 ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法

上記のとおり、ボックスサポートは、原子炉格納容器の支持構造物に該当する。原子炉格納容器の支持構造物に対する要求事項に基づき、ボックスサポートの耐震評価は、一次応力及び一次+二次応力に対する応力評価を行い、過大な変形がないことを確認する。また、耐

震評価における応力算出については、ボックスサポートの構造から面外変形もなく単純な曲げ・せん断変形が主であること、一次+二次+ピーク応力といった局所的な応力評価要求がないことから、既工認に用いた公式等による応力評価からの変更は不要と判断している。なお、フランジプレート（外側）のように、公式等による応力評価の結果、詳細評価が必要な場合には、FEMモデルを用いた応力解析を行う。

6.1.3 荷重の組合せと許容限界

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

(1) 荷重の組合せ

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

(2) 許容限界

a. As クラス

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

b. A クラス

上記 a. (a)と同じ

c. B 及び C クラス

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

<第2種容器に対する評価>

2.1.2 第2種容器の許容応力

第2種容器の許容応力を次に示す。

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

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

2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

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

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

サブプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響

1. 概要

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

2. 耐震補強対策等の対象

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

3. 有効性評価等への影響検討方針

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

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

4. 有効性評価等への影響検討結果

① 有効性評価等の空間部体積及び水量への影響

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

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

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

注記*：工事前後の体積は10m³未満を切り捨て

② LOCA時等の水温や内部水の流動影響

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

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

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

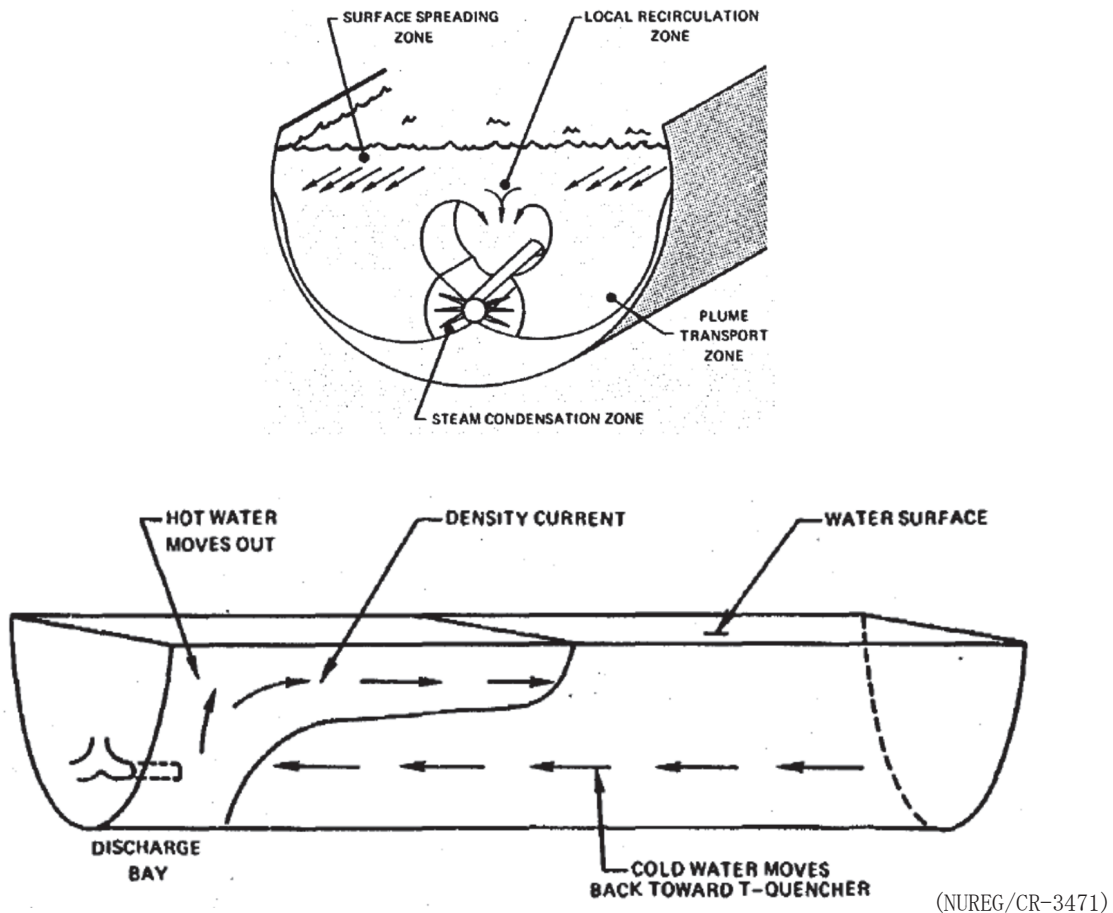


図1 内部水の流動 (概念図)

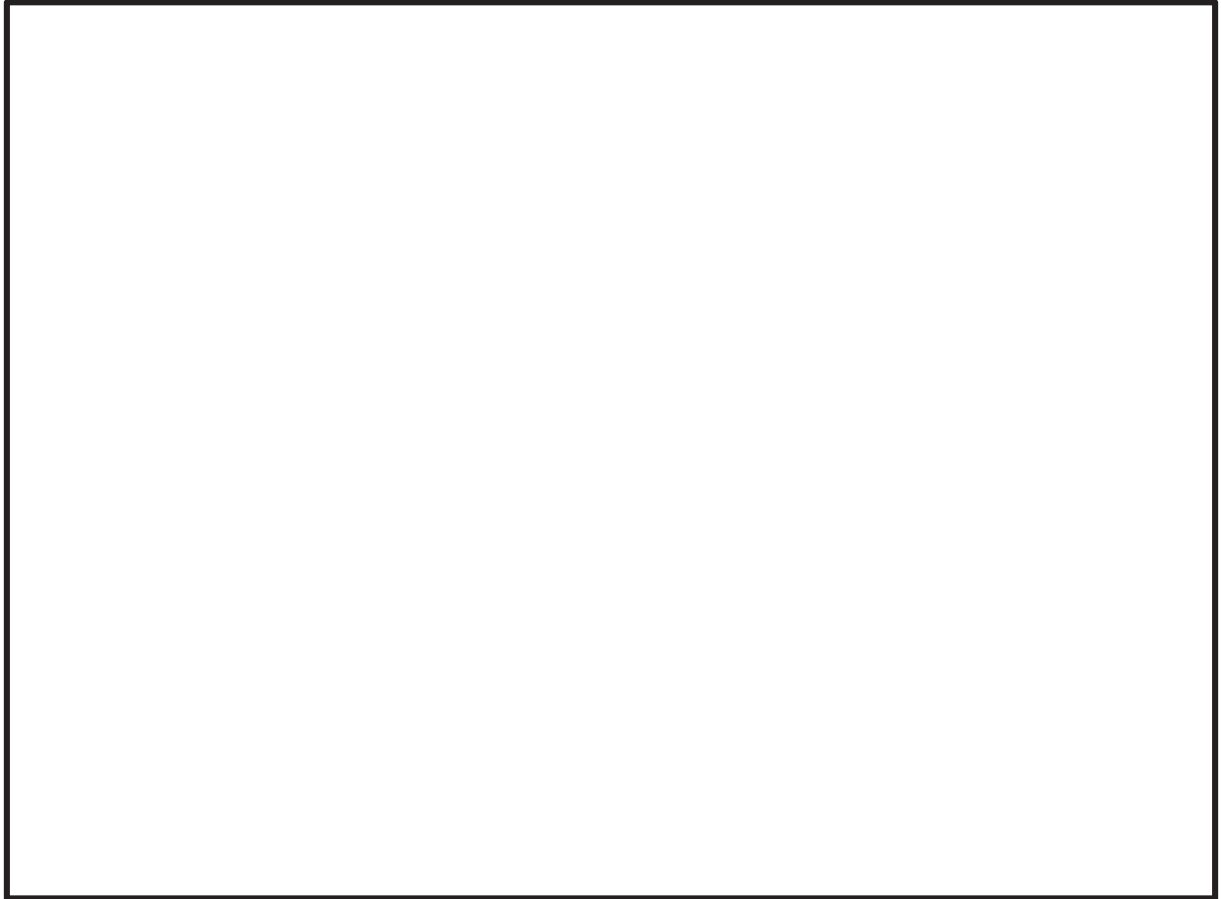


図2 サプレッションチェンバ断面図

サプレッションチェンバのモデル化に係る固有周期への影響検討

1. 概要

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

この3次元はりモデルは、既工認でサプレッションチェンバとボックスサポートの強度を評価するために用いたサプレッションチェンバ大円の変形を模擬したはりモデルに、別紙4に示すサプレッションチェンバ小円の断面変形を含むサプレシジョンチェンバ本体とボックスサポート付根部の局部変形を考慮したばね（ボックスサポート取付部ばね剛性という。）を加えた地震応答解析モデルである。それらの変形を地震応答解析モデルに考慮することで、今回工認における地震応答解析モデルが3次元シェルモデルによる地震応答挙動と同等の解析結果を算定できるようにしているものである。

本資料では、耐震評価に考慮すべき振動モードが概ね一致していることを確認しているが、今回工認の地震応答解析モデル（3次元はりモデル）と適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）のモデル化の差異が固有周期に与える影響について、定量的に検討を行ったものである。

2. モデル化の差異に係る影響検討

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

表1 モデル化の差異に係る影響検討

影響検討を行う モデル化項目	モデル化の内容		影響検討内容
	地震応答解析モデル (3次元はりモデル)	適用性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)	
有効質量の モデル化	NASTRANの仮想質量法により算出し、NASTRANの機能であるGuyan縮約を用いてはりモデルに付与	NASTRANの仮想質量法により算出し、その値をシェル要素に考慮	有効質量(Guyan縮約)に着目し、内部水質量を除外した場合(有効質量の考慮なし)について、地震応答解析モデル(3次元はりモデル)及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)の固有周期を比較する。
サプレッションチェンバ本体のモデル化	材料物性と円筒断面の理論式により算定したサプレッションチェンバ本体大円の剛性を考慮したはり要素でモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化した3次元はりモデルとシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルの固有周期を比較する。また、はり要素が小円の平面保持を仮定した理論式で算定していることも踏まえ、小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルとの固有周期の比較する。なお、サプレッションチェンバ本体のはり要素による分割数の適用性も固有周期の観点で合せて確認する。
ボックスサポート 取付部のばね剛性のモデル化	実機構造を模擬したばね剛性算定用の3次元シェルモデル [] 等を用いてサプレッションチェンバ小円の断面変形を含む取付部の局部変形を考慮したばね剛性を算定し、ボックスサポート取付部にばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化	地震応答解析モデル(3次元はりモデル)について、ばね要素を取り除いた場合及び適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)との固有周期を比較する。
ボックスサポート のモデル化	[] でモデル化した [] 算定用の3次元シェルモデルを用いて曲げ・せん断・伸び剛性を算定し、ボックス構造部は [] で、フランジプレートは [] でモデル化 基礎ボルトは、剛ばね要素としてモデル化	材料物性及び実機構造を模擬したシェル要素でモデル化 基礎ボルトは、剛ばね要素としてモデル化	ボックスサポート(フランジプレートを含む)のみを対象とし、はり要素及びシェル要素でモデル化した場合の固有周期を比較する。

3. 影響検討結果

3.1 有効質量のモデル化の影響

既に有効質量を Guyan 縮約にてモデル化する手法の妥当性は、別紙 2 の 4. 項で自由表面を有する円筒容器評価モデルを用いた妥当性確認及び振動試験データを用いた妥当性確認により、既に確認しているものであるが、有効質量のモデル化の影響について、内部水の有無による地震応答解析モデル（3次元はりモデル）及び適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の固有周期の比較を行った。その結果を表 2 に示す。

固有周期の比較結果から、有効質量が影響する水平 1 次のモードで内部水の有無による固有周期の比率が地震応答解析モデル（3次元はりモデル）と適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）で同等【表 2（A），（B）参照】であり、有効質量を Guyan 縮約にてモデル化する手法は妥当と判断できる。ここで、鉛直 1 次及び水平 2 次のモードは、内部水質量を除外した解析モデルで固有周期の差があることから、有効質量のモデル化の影響ではなく、別の要因（3.3 項のボックスサポート取付部ばね剛性のモデル化の影響）によるものと考えられる。

表 2 固有周期の比較結果（有効質量のモデル化）（単位：s）

検討ケース	①	②	③	④	(A) ①/②	(B) ③/④
解析モデル	地震応答解析モデル (3次元はりモデル)		適用性確認用解析モデル (3次元シェルモデル)			
内部水	有り	無し	有り	無し		
水平 1 次	0.097	0.054	0.107	0.059	1.8	1.8
鉛直 1 次	0.085	0.037	0.094	0.048	2.3	2.0
水平 2 次	0.076	0.036	0.076	0.047	2.1	1.6
面内変形	0.068	0.038	0.069	0.040	1.8	1.7

3.2 サプレッションチェンバ本体のモデル化の影響

(1) サプレッションチェンバ本体のモデル化の影響

サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化した3次元はりモデルとシェル要素でモデル化した3次元シェルモデルの固有周期を比較する。また、はり要素が小円の平面保持を仮定した理論式で算定していることも踏まえ、小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルとの固有周期の比較する。比較した結果を表3に、影響検討に用いた解析モデルを図1に示す。ここで、影響検討に用いた解析モデルは、いずれも内部水質量を考慮していない。

固有周期の比較結果から、3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期は、差がある【表3 (A) 参照】。一方、3次元はりモデルと小円の平面保持を条件とした3次元シェルモデルの固有周期は、固有周期がほぼ一致【表3 (B) 参照】した。この結果から、3次元はりモデルと3次元シェルモデルとの固有周期の差は、小円の平面保持の有無によって生じるものと考えられる。

上記結果を踏まえ、女川2号の今回工認の地震応答解析モデルでは、サプレッションチェンバ本体のバルジングの影響検討(別紙3参照)で支配的な振動モードが1次モード(水平並進)及び2次モード(鉛直並進)であったことも考慮し、小円断面の変形を含むボックスサポート取付部のばね剛性を算定(別紙4参照)し、それを考慮した地震応答解析モデルを設定している。

このモデル化の影響検討結果は、3.3項で示す。

表3 固有周期の比較結果 (サプレッションチェンバ本体のみモデル化) (単位: s)

検討ケース	①	②	③	(A) ①/②	(B) ①/③
解析モデル	3次元はりモデル	3次元シェルモデル	3次元シェルモデル (小円の平面保持)		
1次	0.105	0.130	0.100	0.8	1.1



図1 影響検討に用いた解析モデル図 (サプレッションチェンバ本体のモデル化)

(2) サプレッションチェンバ本体のはり要素分割数の妥当性

サプレッションチェンバ本体のはり要素による分割数に着目し、地震応答解析モデル（3次元はりモデル）について、はり要素分割数を4倍（2分割⇒8分割）にした場合の固有周期の比較結果を表4に示す。また、影響検討に用いた解析モデルを図2に示す。

固有周期の比較結果から、サプレッションチェンバ本体のはり要素分割数によらず固有周期は同等であり【表4(A)参照】、地震応答解析モデル（3次元はりモデル）におけるサプレッションチェンバ本体の要素分割は妥当である。

表4 固有周期の比較結果（サプレッションチェンバ本体のはり要素分割）（単位：s）

検討ケース	①	②	(A) ①/②
はり要素分割数	2分割	8分割	
水平1次	0.097	0.097	1.0
鉛直1次	0.085	0.085	1.0
水平2次	0.076	0.075	1.0
面内変形	0.068	0.068	1.0



図2 妥当性確認に用いた解析モデル図（サプレッションチェンバ本体のはり要素分割数）

3.3 ボックスサポート取付部ばね剛性のモデル化の影響

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

ボックスサポート取付部のばね要素を考慮した地震応答解析モデル（3次元はりモデル）及びそのモデルからボックスサポート取付部のばね要素を取り除いた3次元はりモデルと適用性確認用解析モデル（シェルモデル）との固有周期の比較結果を表5に示す。

固有周期の比較結果から、ボックスサポート取付部のばね要素を取り除いた3次元はりモデルと適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との固有周期は差があり、ボックスサポート取付部のばね要素を取り除いた3次元はりモデルではサプレッションチェンバ本体の小円断面変形が支配的となる鉛直1次モードと水平2次モードが発現しない【表5(A)参照】。それに対して、今回工認の地震応答解析モデル（ボックスサポート取付部のばね要素を考慮）では、小円断面変形が支配的となる鉛直1次モードと水平2次モードが発現し、適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との水平1次の固有周期の差が小さくなっている。（判断目安10%以内）

この結果から、3次元はりモデルに小円断面の変形及びボックスサポート取付部の局部変形を考慮したボックスサポート取付部ばね剛性を考慮することで、適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の小円断面の変形を主とした耐震評価として考慮すべき振動モードを表現し（本文4.2.4項参照）、3次元シェルモデルの小円断面の変形による1次モードの固有周期の差が縮小したと考えることが出来る。

なお、検討ケース②と③の固有周期には地震応答解析モデルの適用性確認の判断目安10%以内の差【表5(B)参照】があるが、これは局部的で細かな変形を考慮できる3次元シェルモデルに対して全体的に変形をとらえる3次元はりモデルのモデル化の違いによる影響が要因となっていると考えられる。

表5 固有周期の比較結果（ボックスサポート取付部のばね剛性のモデル化）（単位：s）

検討ケース	①	②	③		
解析モデル	地震応答解析モデル (3次元はりモデル)		適用性確認用解析モデル(3次元シェルモデル)	(A)	(B)
	ボックスサポートの取付部のばね要素無し	ボックスサポートの取付部のばね要素を考慮		①/③	②/③
水平1次	0.086	0.097	0.107	0.8	0.907
鉛直1次	—	0.085	0.094	*	0.904
水平2次	—	0.076	0.076	*	1.000
面内変形	0.069	0.068	0.069	1.0	0.986

注記*：比較対象の振動モードが発現しない。

3.4 ボックスサポートのモデル化の影響

ボックスサポート（フランジプレートを含む）をはり要素及びシェル要素でモデル化した3次元はりモデルと3次元シェルモデルの固有周期の比較結果を表6に示す。また、影響検討に用いた解析モデルを図3に示す。

固有周期の比較結果から、3次元はりモデルと3次元シェルモデルとの固有周期は、差がある【表6(A)参照】。これに対してボックスサポートのモデル化に対する追加検討として、3次元はりモデル及び3次元シェルモデルにおけるフランジプレートをモデル化範囲から除外したところ固有周期が一致した【表6(B)参照】。

この結果から、ボックスサポートのフランジプレートのモデル化が地震応答解析モデル（3次元はりモデル）と適用性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）との固有周期の差を生む1つの要因となっていると考えられるが、ボックスサポートの剛性が高いことから、サブレスションチェンバ全体の固有周期に与える影響は、小さいと考えられる。ここで、フランジプレートのモデル化による固有周期の差を生む要因としては、フランジプレートの剛性算定用の3次元シェルモデルのフランジプレートの境界条件を剛体要素とした影響が考えられる。なお、表6の③と④が一致【表6(B)参照】したことから、ボックスサポートの剛性に加えて、ボックスサポートの高さ（ボックスサポート中心高さ）も妥当であることが確認できた。

表6 固有周期の比較結果（ボックスサポートのモデル化）（単位：s）

検討ケース	①	②	③	④	(A) ①/②	(B) ③/④
解析 モデル	3次元 はりモデル	3次元 シェルモデル	3次元 はりモデル	3次元 シェルモデル		
			フランジプレート除外			
1次	0.024	0.030	0.019	0.019	0.8	1.0
2次	0.023	0.027	0.017	0.017	0.9	1.0
3次	0.010	0.012	0.006	0.006	0.8	1.0



図3 影響検討に用いた解析モデル図（ボックスサポートのモデル化）

4. まとめ

影響検討結果から、影響検討を行ったモデル化項目である有効質量のモデル化(3.1項)、サプレッションチェンバ本体のモデル化(3.2項)、ボックスサポート取付部のばね剛性のモデル化(3.3項)及びボックスサポートのモデル化(3.4項)の影響評価を行った。その結果、固有周期が完全に一致しない(差を生む)要因は、局部的で細かな変形を表現する3次元シェルモデルに対して全体的に変形をとらえる3次元はりモデルのモデル化の違いによる影響であると考えられることを確認した。

今回工認における地震応答解析モデルは、上記のように固有周期が完全に一致しない(差を生む)要因が考えられるものの、本文4.2.4におけるはりモデルの適用性確認結果(耐震評価として考慮すべき振動モードが表現できていること及び応力評価部位における発生応力が許容応力の範囲内で同等(3次元シェルモデル及び3次元はりモデルのいずれも許容応力の範囲内)であること)を踏まえ、女川2号機の今回工認におけるサプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルへの今回設定した3次元はりモデルの適用性があると判断している。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-12_改5

補足-600-12 竜巻防護ネットの耐震構造設計（支承構造）についての
補足説明資料

目 次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
2.1 要求事項	1
2.2 耐震構造の概要	1
2.3 評価方針	7
2.4 適用規格・基準等	8
3. 耐震評価方法	9
3.1 解析方針	9
3.2 減衰定数	9
3.3 設計用床応答スペクトル	9
3.4 解析モデル及び諸元	17
3.5 固有値解析結果	24
3.6 荷重の設定方法	27
3.7 評価対象部位	29
3.8 許容限界	31
3.9 各部の評価方法	33
4. 構造健全性確認結果	43
5. まとめ	45

添 付 資 料

- 添付資料 1 ゴム支承の構造検討及び採用理由
- 添付資料 2 適用規格及び設計方法の比較, 検証
- 添付資料 3 適用規格及び評価方法の妥当性検証
- 添付資料 4 基準地震動 S_s の適用性及び減衰定数の妥当性
- 添付資料 5 地震時における異常要因分析
- 添付資料 6 ゴム支承及び可動支承の耐震評価方法
- 添付資料 7 地震時の鉛直方向変位
- 添付資料 8 竜巻防護ネット構造部材の質量詳細
- 添付資料 9 竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互作用
- 添付資料 10 設置許可段階からの構造変更内容
- 添付資料 11 竜巻防護ネットの耐震設計に適用する地震荷重の算出方法の妥当性確認
- 添付資料 12 ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響
- 添付資料 13 ゴム支承の物性の不確かさに対する影響確認

1. 概要

設計基準対象施設のうち耐震重要度分類 S クラスに属する施設, その間接支持構造物及び屋外重要土木構造物 (以下「S クラス施設等」という。) が下位クラス施設の波及的影響によってその安全機能を損なわないこと, また, 重大事故等対処施設のうち常設耐震重要重大事故防止設備及び常設重大事故緩和設備並びにこれらが設置される常設重大事故等対処施設 (以下「重要 SA 施設」という。) が下位クラス施設の波及的影響によって重大事故等に対処するために必要な機能を損なわないことについては, 添付書類「VI-2-1-5 波及的影響に係る基本方針」(詳細は補足説明資料「補足-600-4 下位クラス施設の波及的影響の検討について」) に示す。) において確認している。

添付書類 VI-2-1-5 において抽出された下位クラス施設のうち, 女川 2 号機の竜巻防護ネットについては, 基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することを確認することで S クラス施設等及び重要 SA 施設 (以下「上位クラス施設」という。) へ地震時に影響を及ぼさないことを説明する。

本資料では, 竜巻防護ネットの耐震設計方針を示すとともに, 工事計画認可申請で提示する耐震評価の構造健全性について説明する。

なお, 本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・「VI-2-11-2-2 竜巻防護ネットの耐震性についての計算書」

2. 基本方針

2.1 要求事項

竜巻防護ネットは飛来物から原子炉補機冷却海水ポンプ等を防護するものであり, 地震時にその機能を求められるものではなく, 耐震 C クラスに分類されるが, 上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対し, 地震時において竜巻防護ネットの損傷等により波及的影響を及ぼさないよう, 基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することが求められる。

2.2 耐震構造の概要

竜巻防護ネットは海水ポンプ室 (補機ポンプエリア) にフレームに取り付けたネットを配置することで, 原子炉補機冷却海水ポンプ等を防護する構造である。

海水ポンプ室 (補機ポンプエリア) の南側隔壁のコーベル上に, フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と北側隔壁天面に支持部を設け, ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。

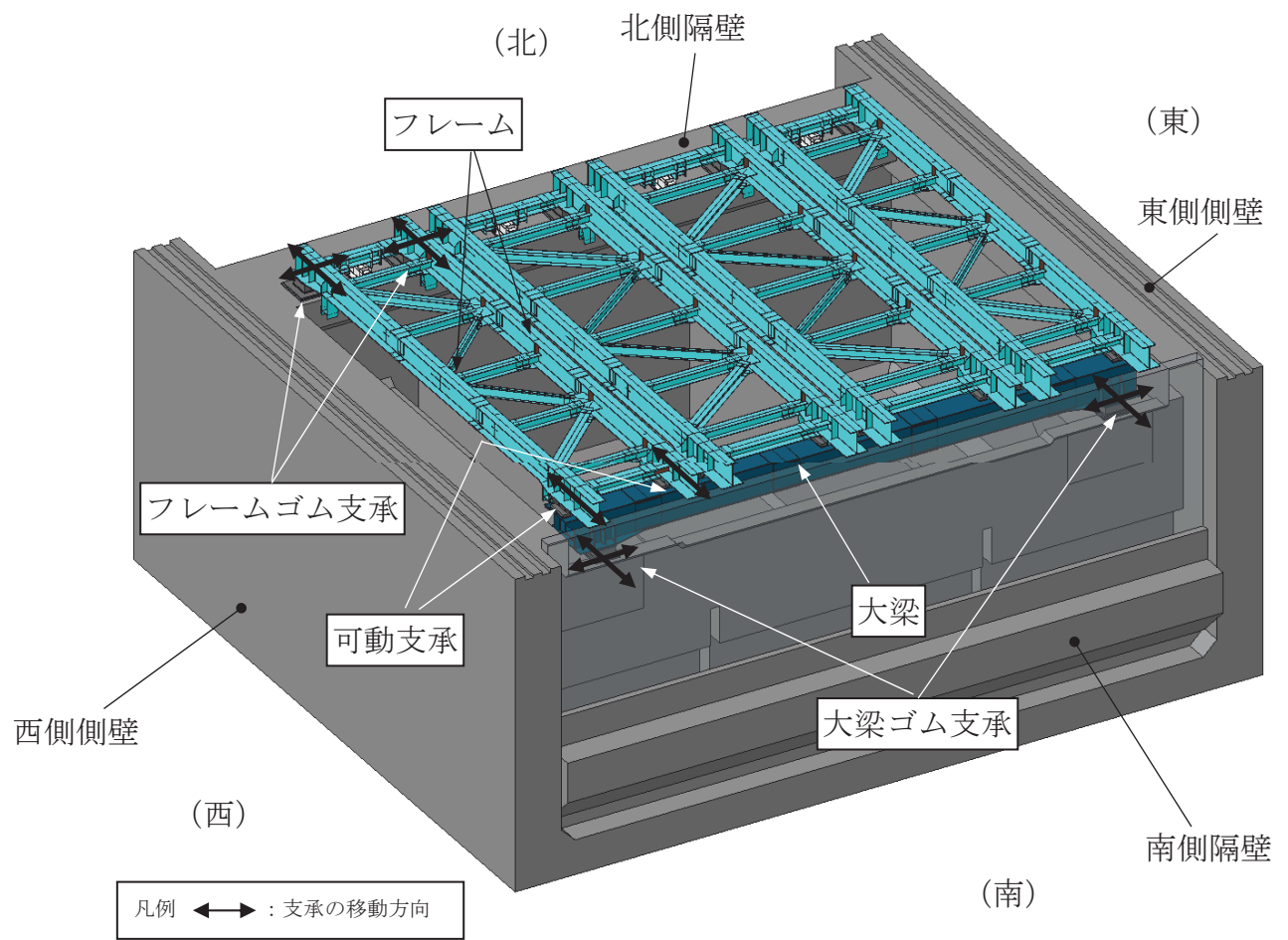
また, 大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し, 南側隔壁と大梁の接続部及び北側隔壁とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は, ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有周期をやや長周期化することで, 海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また, フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで, フレームや大梁の熱伸びによる変

位を吸収する構造とし、メンテナンス性（分解作業の作業性）を向上することを目的としている。

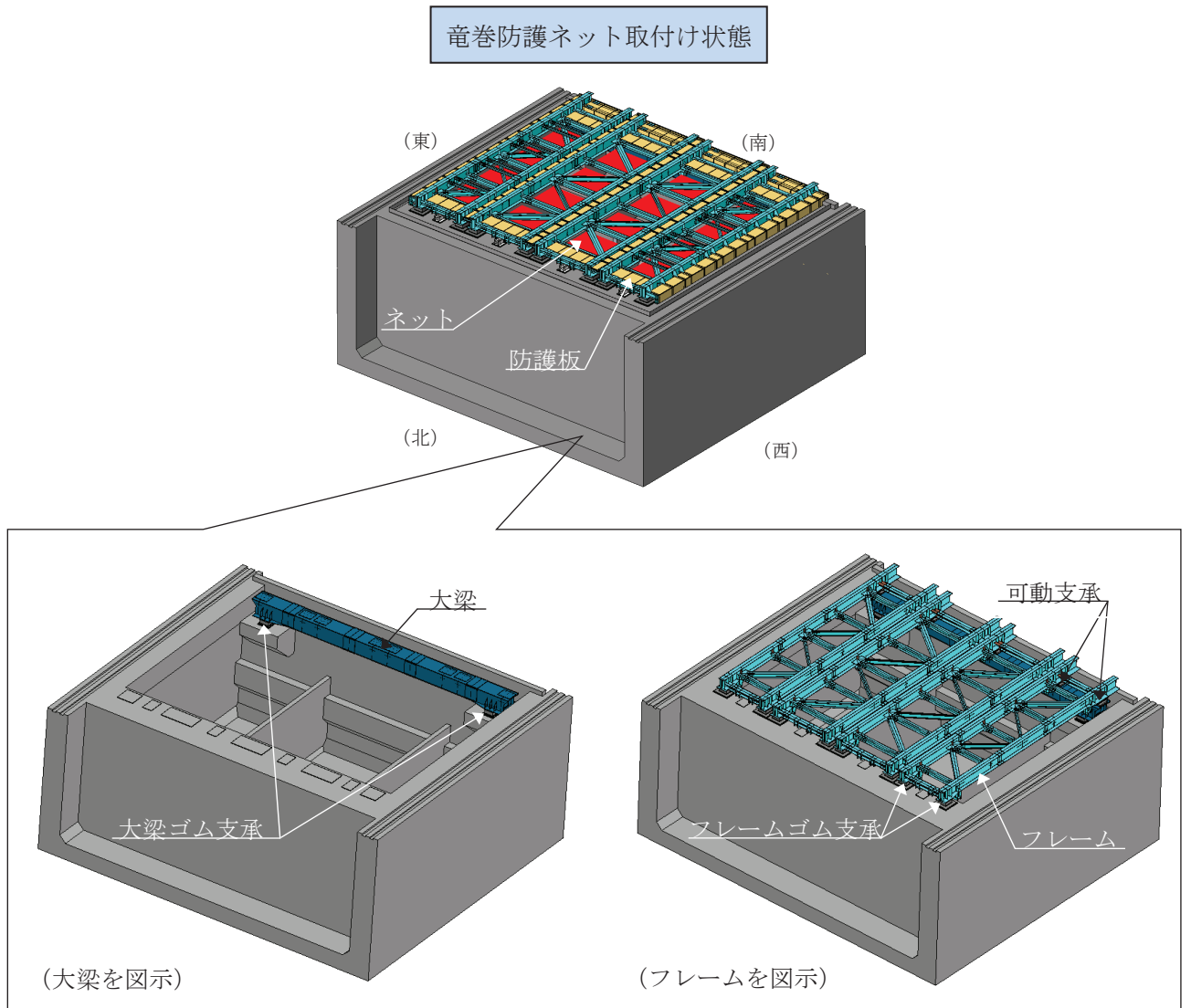
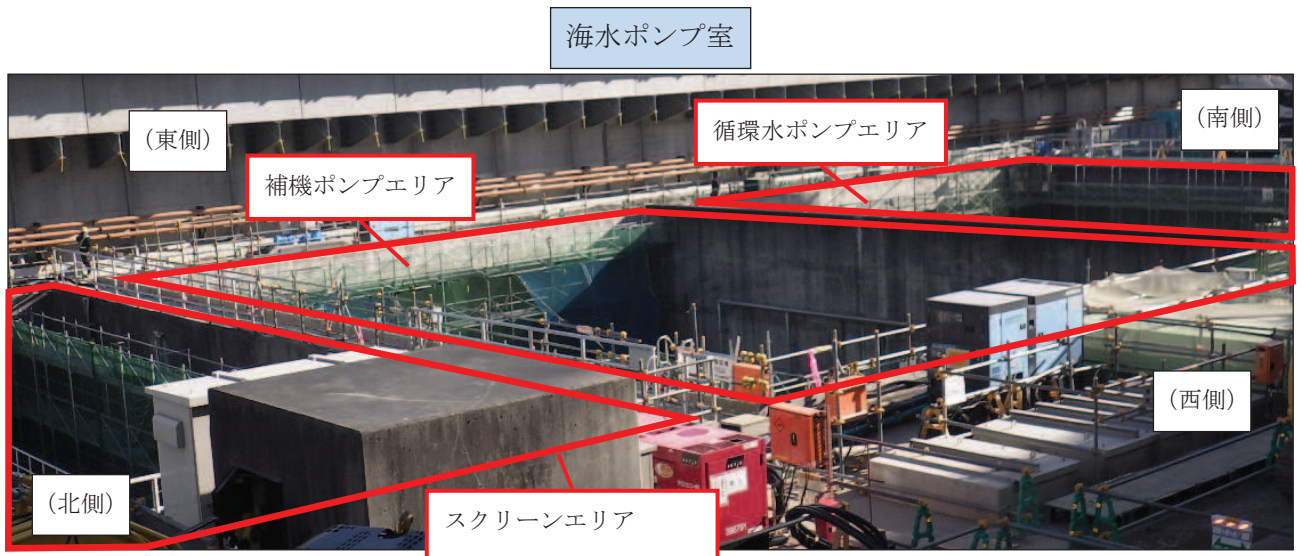
竜巻防護ネットの概要図を第2.2-1図及び第2.2-2図に示す。また、竜巻防護ネットの構成部材の仕様を第2.2-1表に、質量の内訳を第2.2-2表に示す。

竜巻防護ネットの構造検討やゴム支承の採用理由について添付資料1に詳細を示す。また、設置許可以降の設計進捗により一部構造が変更となっていることから、設置許可段階からの構造の変更点を添付資料10に示す。

なお、本項に記載の構造概要は、耐震評価の観点での強度部材について説明しているものであることから、構造全体の詳細説明については「補足-710-1 竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料」を参照のこと。



第2.2-1図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）



第 2.2-2 図 竜巻防護ネットの概要図（北西側から見た場合）

第 2.2-1 表 竜巻防護ネットの仕様

総質量		約 358ton
全体形状		約 26m (東西方向) × 約 23m (南北方向) 高さ 約 1m
ネット (金網部)	構成	主金網×2 枚+補助金網×1 枚 なお, 金網はワイヤロープにて 4 辺支持する。
	寸法	線径: $\phi 4\text{mm}$ 目合い寸法: 主ネット 50mm, 補助ネット 40mm
	主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線
フレーム	数量	4 組
	寸法	長さ×幅×高さ 主桁 : 約 23m×0.6m×1.0m 横補強材: 約 5.4m×0.4m×0.4m 約 5.4m×0.5m×0.4m 約 4.3m×0.4m×0.4m 約 4.3m×0.5m×0.4m ブレース: 約 5.9m×0.4m×0.4m 約 5.9m×0.2m×0.4m 約 6.8m×0.4m×0.4m 約 6.8m×0.2m×0.4m
	主要材料	SM490A, SM400A, SS400
大梁	寸法	長さ×幅×高さ: 約 25m×1.6m×1.3m
	主要材料	SM490A
ゴム支承	仕様	水平力分散型
	数量	大梁用: 4 個 (2 組 (2 個/組)) フレーム用: 8 個 (4 組 (2 個/組))
可動支承	数量	8 個 (4 組 (2 個/組))
防護板	材料	SM400A
耐震クラス	—	C (S s) *

注記 *: 耐震クラスは C クラスであるが, ネットの下部に S クラスの設備 (RSW ポンプ等) が設置されているため波及的影響防止の観点で基準地震動 S s に対して十分な構造強度を有することを確認する。

第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳

部材		数量	質量 (t) *
ネット		16基	12
フレーム		4基	152
大梁		1基	63
ゴム支承	フレーム	8基	13
	大梁	4基	7
可動支承		8基	21
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27
	フレーム (FR2) 付	1式	18
	フレーム (FR3) 付	1式	18
	フレーム (FR4) 付	1式	27
総質量			358

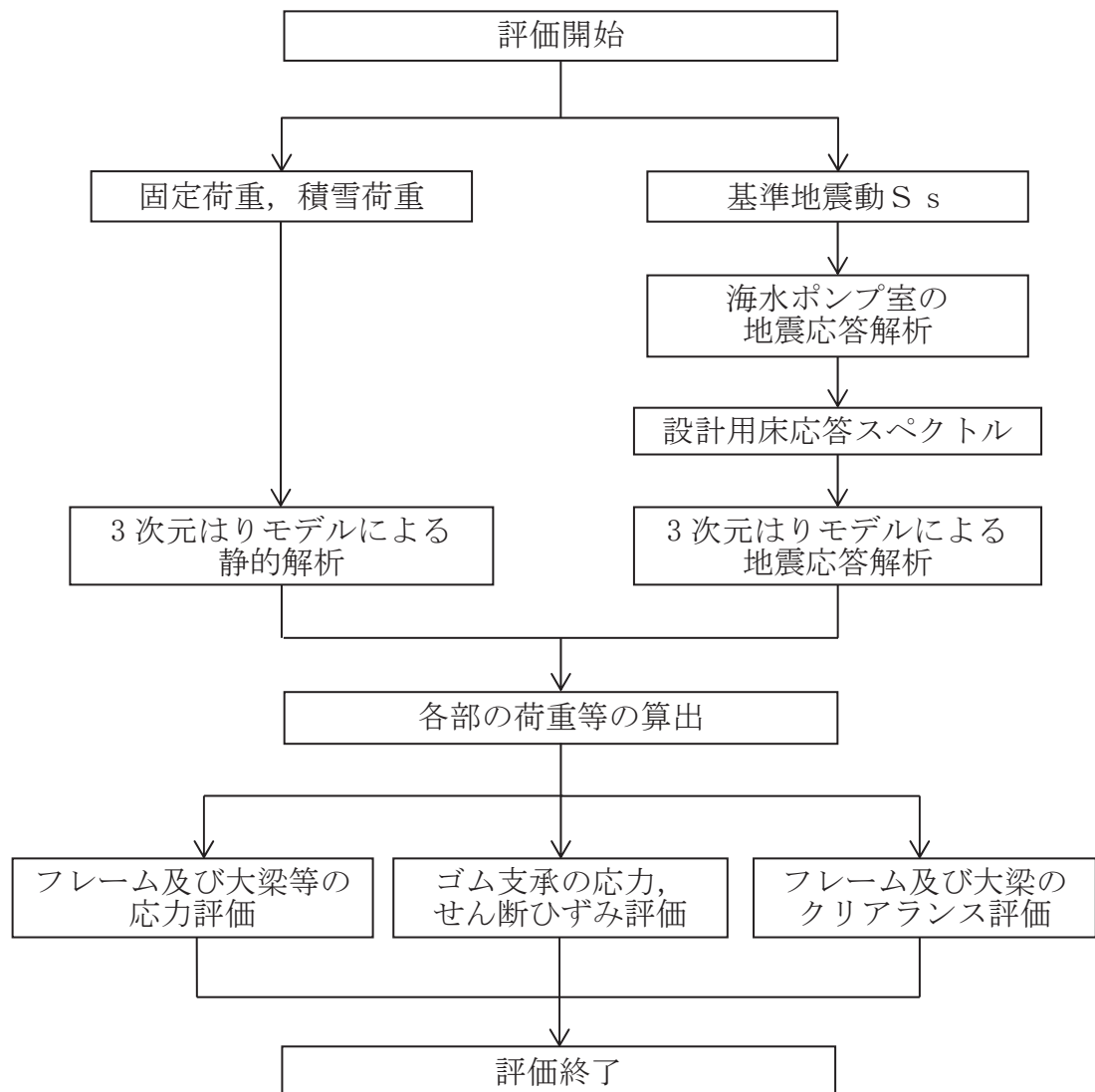
注記 * : フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料8に示す。

2.3 評価方針

竜巻防護ネットの耐震評価は、基準地震動 S_s による地震力に対して応力評価等を行い、崩壊又は落下によって海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないことを確認する。

フレーム、大梁及び支持機構（ゴム支承、可動支承）等を対象とした3次元はりモデルによる地震応答解析を実施し、基準地震動 S_s 時（以下「 S_s 地震時」という。）にフレーム及び大梁の鋼製部材に発生する応力、ゴム支承に発生する応力及びせん断ひずみ並びに可動支承に発生する荷重が許容限界に収まることを確認する。また、 S_s 地震時のフレーム及び大梁の移動量が部材間のクリアランスを超えないことにより、部材同士の接触が生じないことを確認する。なお、地震荷重の組合せとして積雪荷重を考慮する。

竜巻防護ネットの耐震評価フローを第2.3-1図に示す。



第2.3-1図 竜巻防護ネットの耐震評価フロー

2.4 適用規格・基準等

竜巻防護ネットの評価に適用する規格は、原子力発電所の施設設計に用いる、J SMEやJ E A G 4 6 0 1の適用を基本とするが、ゴム支承の評価方法はJ SME等に規定されていないことから、道路橋示方書及び道路橋支承便覧を適用する。なお、道路橋用のゴム支承を適用した理由については添付資料1に、支承部の評価に用いる道路橋示方書、道路橋支承便覧の適用性検証の詳細は添付資料2及び添付資料3に示す。

- ・ J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格 設計・建設規格
- ・ 原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 (J E A G 4 6 0 1 ・ 補 - 1984)
- ・ 原子力発電所耐震設計技術指針 (J E A G 4 6 0 1 - 1987)
- ・ 原子力発電所耐震設計技術指針 (J E A G 4 6 0 1 - 1991 追補版)
- ・ 日本建築学会 2005年 鋼構造設計規準 -許容応力度設計法-
- ・ 建築基準法 (昭和25年5月24日法律第201号)
建築基準法施行令 (昭和25年11月16日政令第338号)
- ・ 日本道路協会 平成14年3月 道路橋示方書・同解説 V耐震設計編
- ・ 日本道路協会 平成16年4月 道路橋支承便覧
- ・ J I S B 1 0 5 1 - 2014 炭素鋼及び合金鋼製締結用部品の機械的性質
-強度区分を規定したボルト、小ねじ及び植込みボルト-並目ねじ及び細目ねじ
- ・ J I S G 3 1 0 1 - 2015 一般構造用圧延鋼材
- ・ J I S G 3 1 0 6 - 2015 溶接構造用圧延鋼材
- ・ J I S G 3 1 3 8 - 2005 建築構造用圧延棒鋼
- ・ J I S G 4 3 0 4 - 2012 熱間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯
- ・ J I S G 4 3 0 5 - 2012 冷間圧延ステンレス鋼板及び鋼帯
- ・ J I S K 6 2 5 1 - 2017 加硫ゴム及び熱可塑性ゴム-引張特性の求め方
- ・ J I S K 6 3 8 3 - 2001 合成ゴム-SBR-試験方法
- ・ J I S K 6 4 1 1 - 2012 道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム
-試験方法

3. 耐震評価方法

3.1 解析方針

竜巻防護ネットの耐震評価における評価対象部位は、フレーム、大梁及びゴム支承等とし、3次元はりモデルを用いた線形解析により各部の応力、ひずみ及び変位を求める。

地震応答解析手法はスペクトルモーダル解析法とし、各振動モードの最大応答の重ね合わせにはSRSS法を用いる。また、地震荷重については水平2方向及び鉛直1方向の3方向を重ね合わせた評価を行う。

解析手法の適用性については添付資料2, 3に詳細を示す。

3.2 減衰定数

解析で用いる減衰定数については、水平方向はゴム支承の変形モードが支配的であることを踏まえて4.0%と設定している。

詳細は添付資料4, 6に示すが、各種依存性試験で確認したゴム支承単体の減衰定数はいずれの条件においても5.0%以上であった。そこで、ゴム支承単体の減衰を保守的に4.5%、その他の鋼製部材の減衰を2.0%と設定しひずみエネルギー比例型減衰法によってモード減衰を算出した結果、各モード減衰が4.3%以上であることを確認した。以上の結果を踏まえて、耐震性評価に適用する減衰定数は保守的に4.0%と一律設定してスペクトルモーダル解析を実施しているものである。

また、鉛直方向の減衰定数はゴム支承の応答影響が小さいため、ボルト構造物の減衰定数である2.0%を用いる。

3.3 設計用床応答スペクトル

竜巻防護ネットは、ゴム支承を採用しているものの、水平方向1次固有周期が1秒以下となる設計としており、免震装置を適用する一般的な構造物の固有周期2~4秒に比べて剛側の設計としていることから、J E A G 4 6 0 1に基づき基準地震動 S_s に対する耐震設計を行っている。適用する地震動について、詳細は添付資料3及び添付資料4に示す。

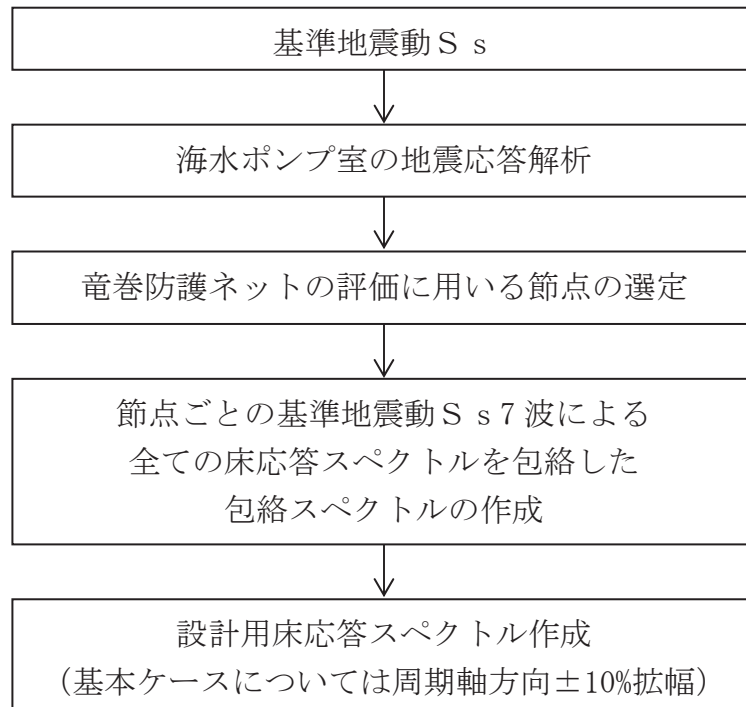
第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。

基準地震動 S_s の海水ポンプ室の床応答スペクトルのうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の基準地震動 S_s 7波による全ての床応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを作成する。その後、包絡スペクトルは地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅し、地震応答の不確かさケースに対しては拡幅せずに設計用床応答スペクトルとして作成する。設計用床応答スペクトルの作成に係る詳細は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」に示す。

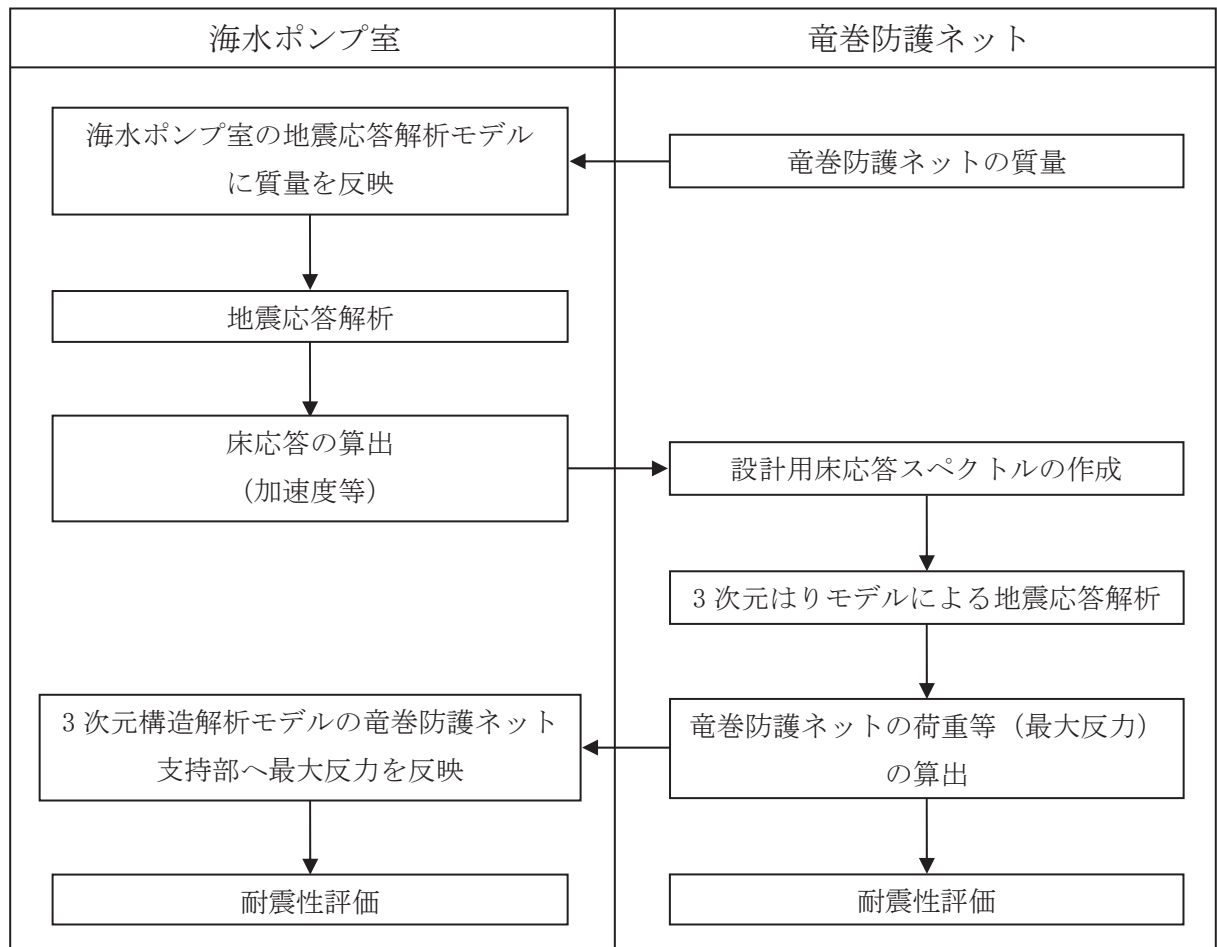
海水ポンプ室の地震応答解析には、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面（横断面）形状及び南北方向の断面（縦断面）を考慮した地盤

一構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いている。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映し、地震応答解析により、竜巻防護ネットの評価用の床応答スペクトルを算定する。竜巻防護ネットの地震応答解析により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部に反映し、間接支持機能（海水ポンプ室）を有する設計としている。海水ポンプ室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細を第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。

包絡スペクトルに適用する節点番号及び評価を実施する基準地震動 S_s 7波を第3.2-1表に、海水ポンプ室の平面図と地震応答解析モデル図を第3.2-3図及び第3.2-4図に示す。また、第3.2-5図及び第3.2-6図に設計用床応答スペクトル図を示す。



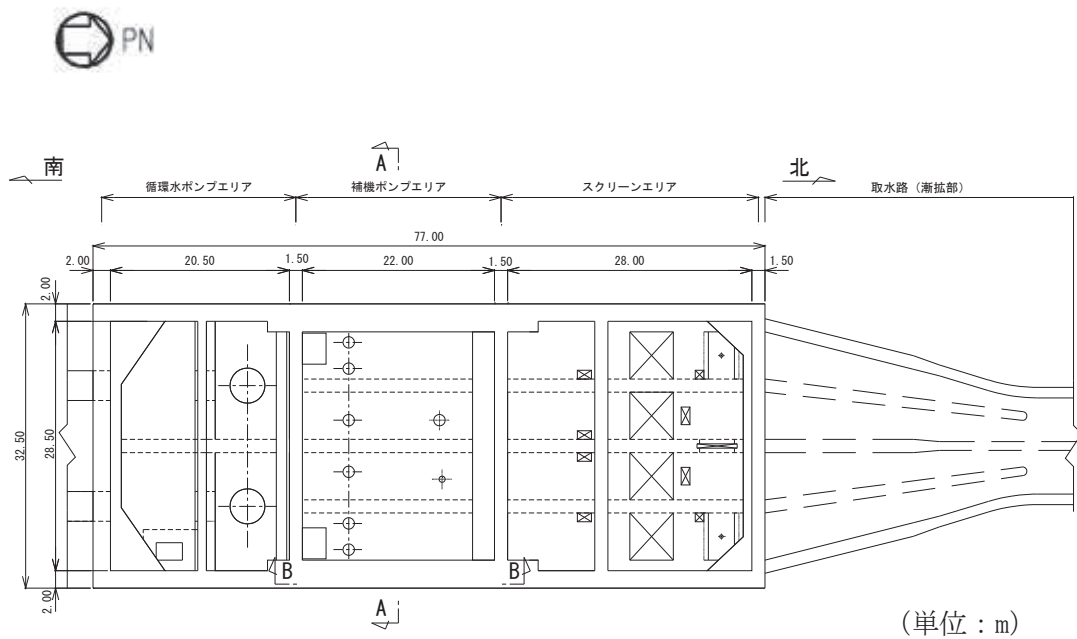
第 3. 2-1 図 設計用床応答スペクトルの作成フロー



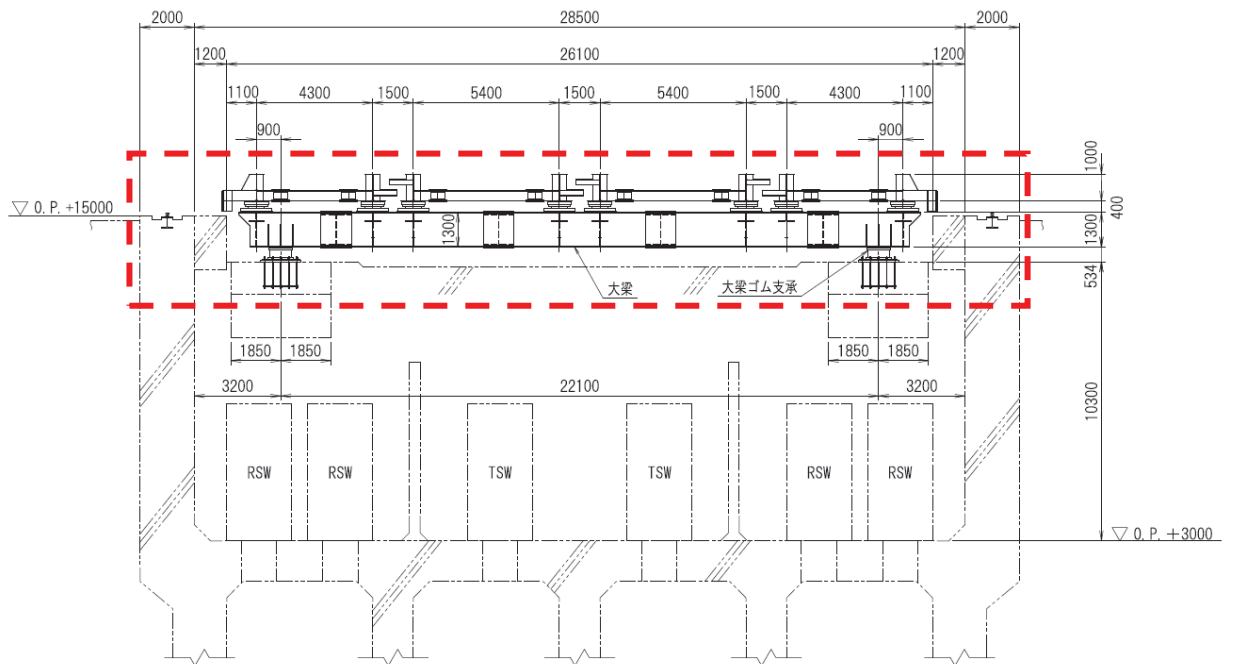
第3. 2-2図 耐震設計における竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互関係

第 3.2-1 表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧

竜巻防護ネットの 評価に用いる 海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S_s
(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	$S_s - D 1$, $S_s - D 2$, $S_s - D 3$, $S_s - F 1$,
(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679	$S_s - F 2$, $S_s - F 3$, $S_s - N 1$

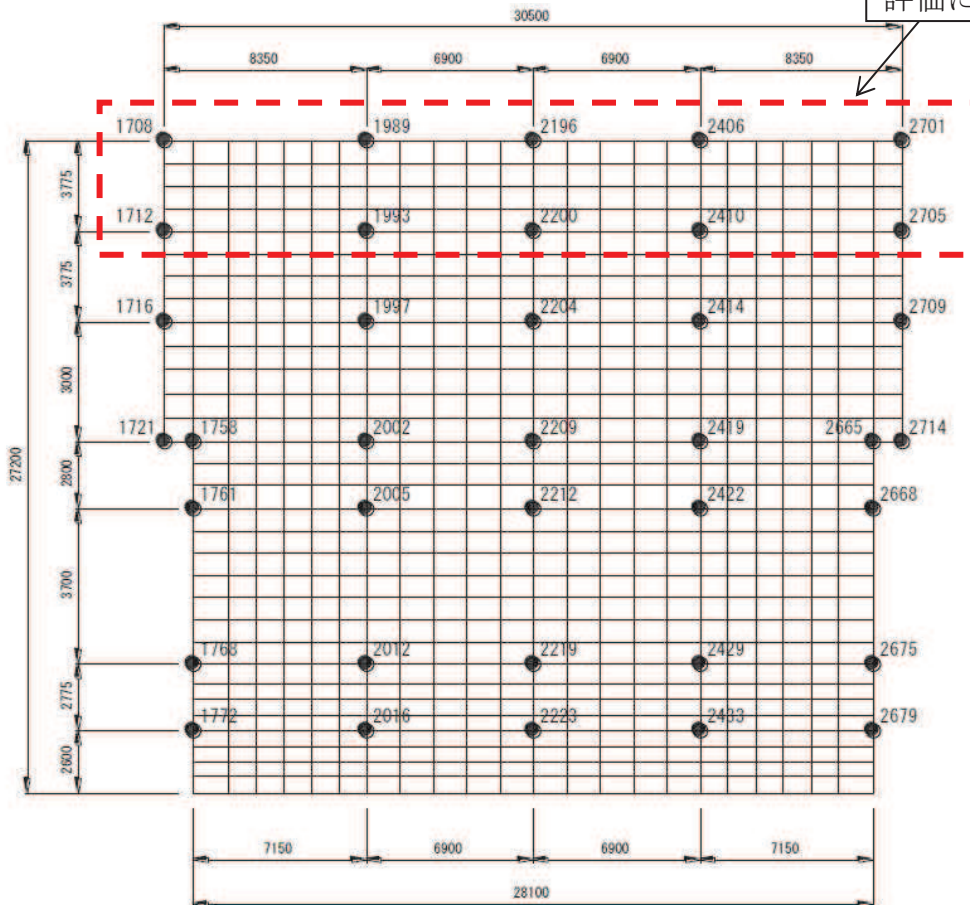


第 3.2-3 図 海水ポンプ室平面図



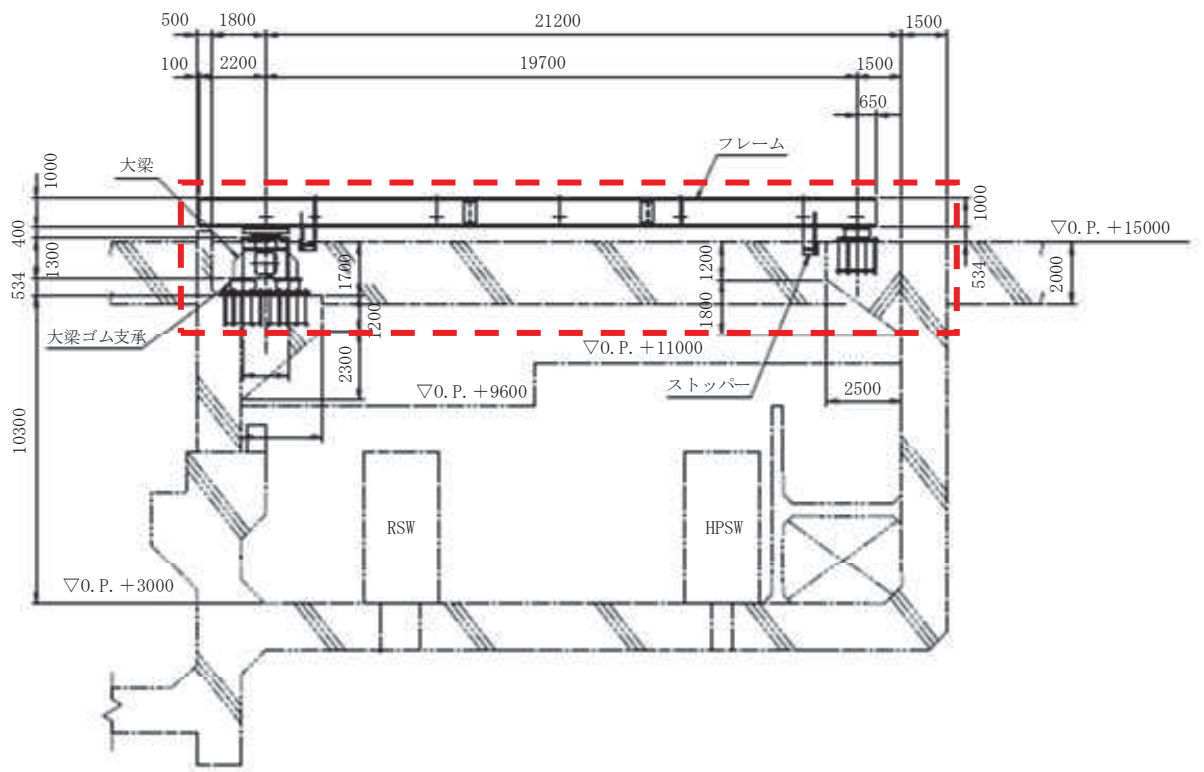
(第 3.2-3 図の A-A 断面)

竜巻防護ネットの
評価に用いる節点

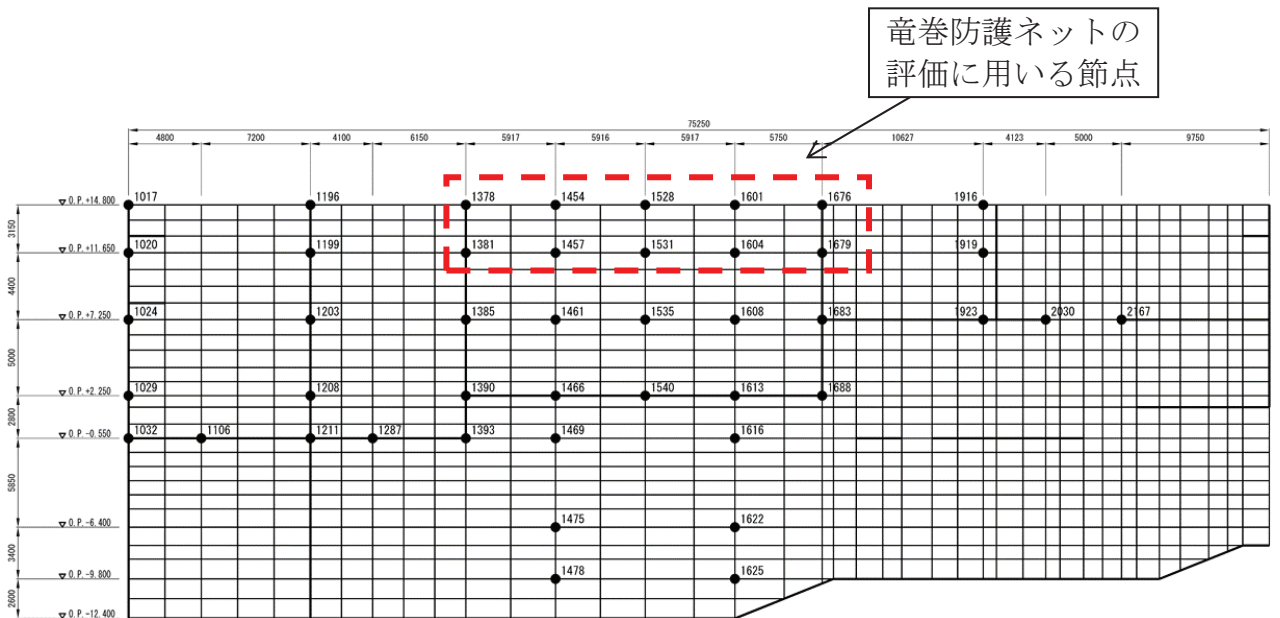


(a) 横断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (1/2)

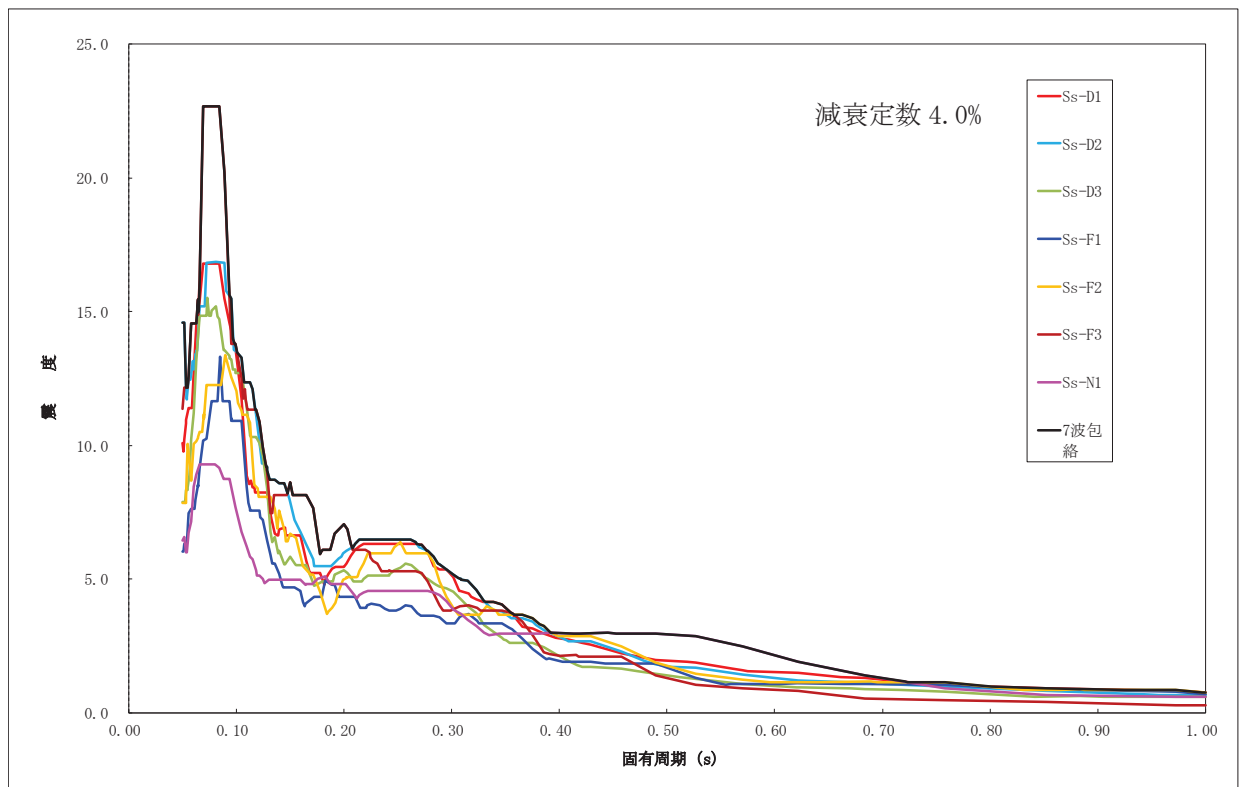


(第 3.2-3 図の B-B 断面)

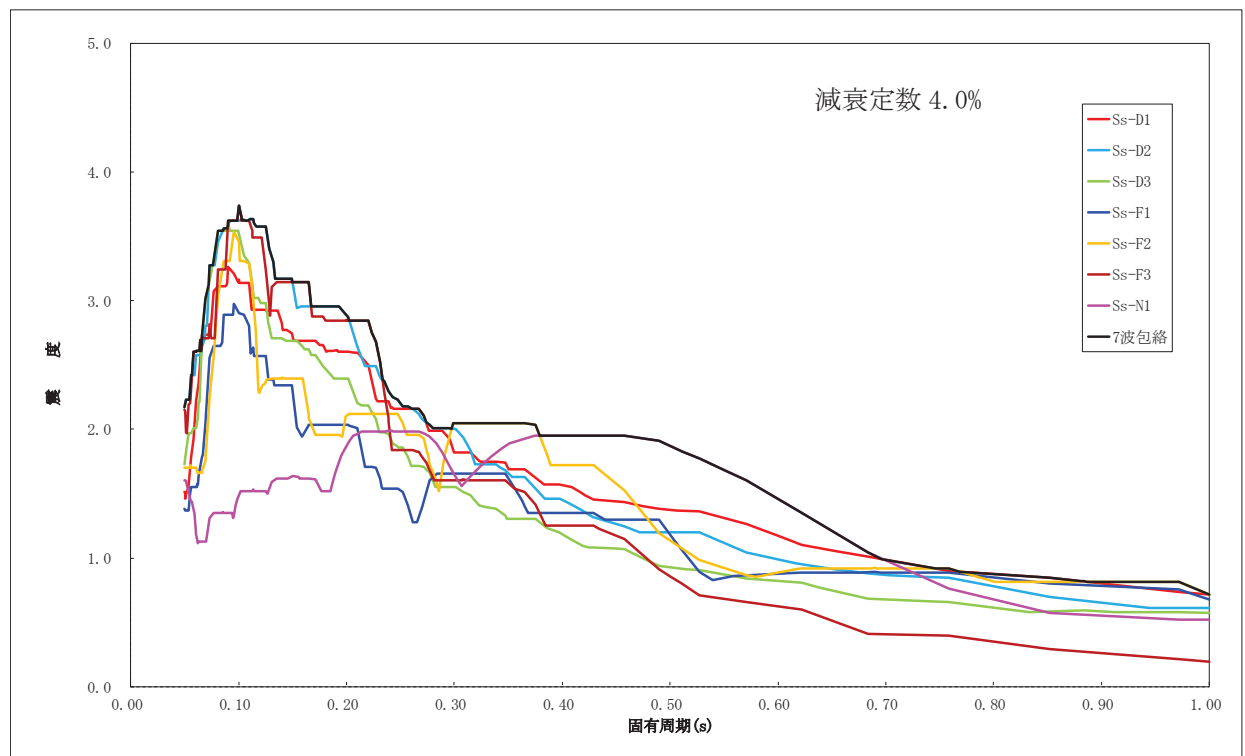


(b) 縦断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (2/2)

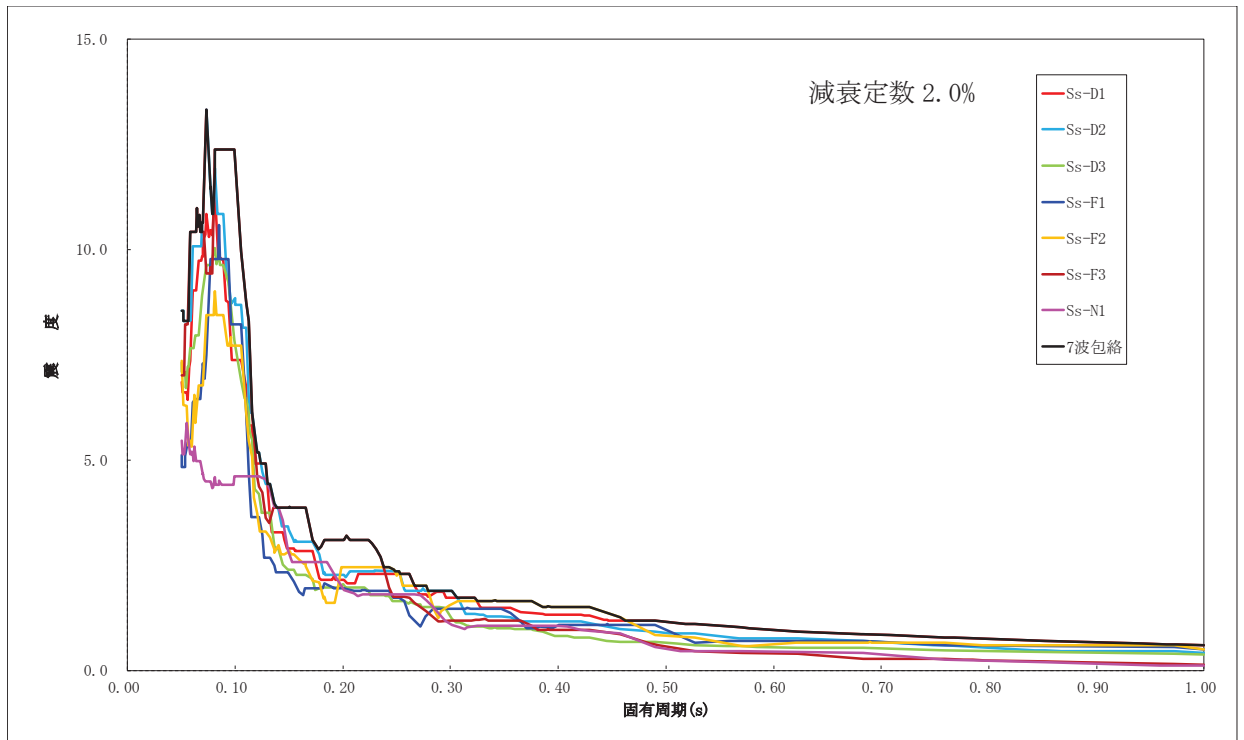


(a) 水平方向（横断面） 減衰定数4.0%



(b) 水平方向（縦断面） 減衰定数4.0%

第3.2-5図 設計用床応答スペクトル図（水平方向）



減衰定数2.0%

第3.2-6図 設計用床応答スペクトル図（鉛直方向）

3.4 解析モデル及び諸元

(1) 解析モデル

解析モデル図を第3.3-1図に示す。大梁及びフレーム(主桁、横補強材、ブレース)の各部材は、線形はり要素でモデル化する。ゴム支承は線形ばね要素でモデル化する。

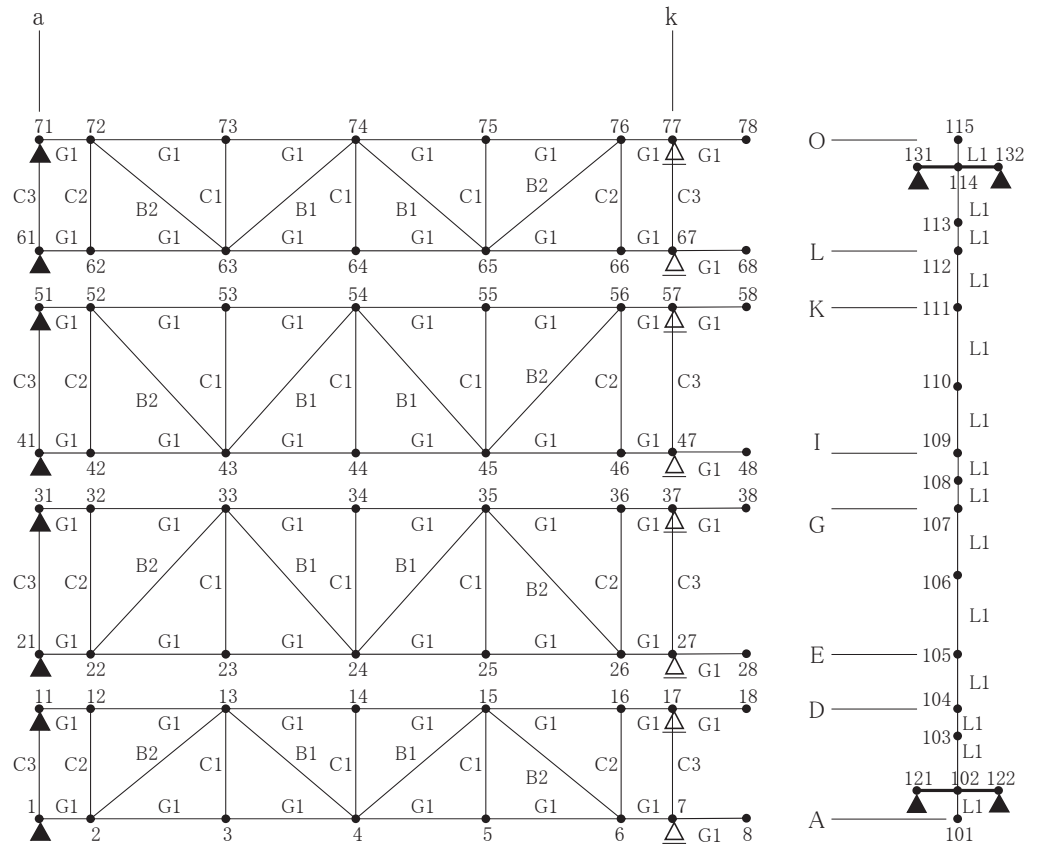
防護板は、架構全体の変形モードに対する防護板の剛性影響は小さいため、防護板はモデル化せずに防護板の質量のみを設置しているフレームに考慮する。防護板の剛性影響の詳細について以下に示す。

- 竜巻防護ネット全体の水平方向の変形モードはゴム支承の変位が主体であるため、防護板の剛性の影響はほとんどない。
- 防護板を設置しているフレームの鉛直方向の変形は主桁の曲げ変形が主体である。主桁の曲げ剛性に対する防護板の曲げ剛性の比率を確認した結果を第3.3-2図に示す。防護板の鉛直方向の曲げ剛性は、フレーム部材の主桁に比べて非常に小さく鉛直方向の変形に対しても、防護板の剛性の影響は無視できる。

以上の検討結果より、防護板のモデル化は不要と判断し、質量のみを考慮する。

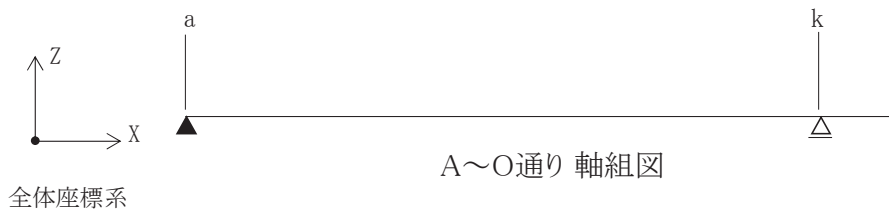
また、解析モデルの軸線の高さは、主桁及び大梁の断面中心位置に設定している。フレームと大梁の接続部にあたる可動支承部では、X, Y, Zの3方向のバネを介して荷重を伝達するモデルとする。可動支承の拘束方向であるY方向とZ方向は剛のバネ、可動方向であるX方向は拘束フリーのバネとする。

解析コードは「DYNA2E Version 8.1.0」を用いる。



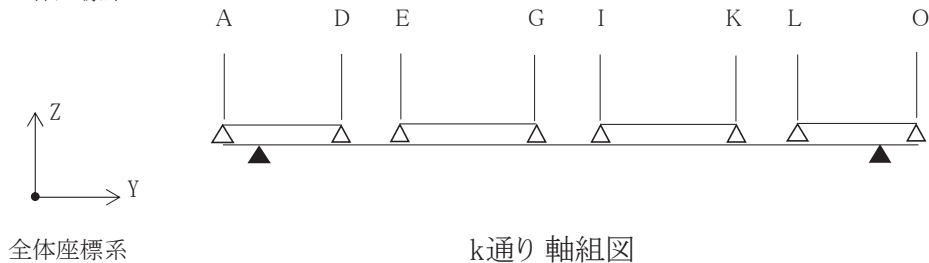
全体座標系
フレーム 伏図

大梁 伏図



全体座標系

A~O通り 軸組図



全体座標系

k通り 軸組図

注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。

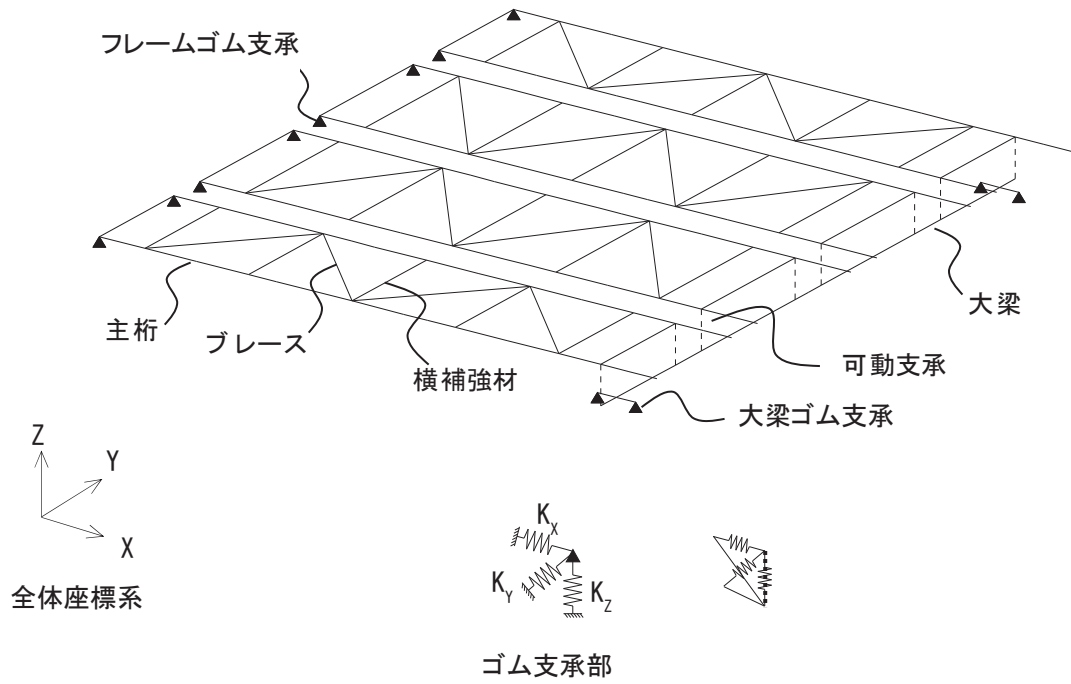
各点数字は節点番号を示す。

大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132

フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71

可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77

第 3.3-1 図 解析モデル (1/2)

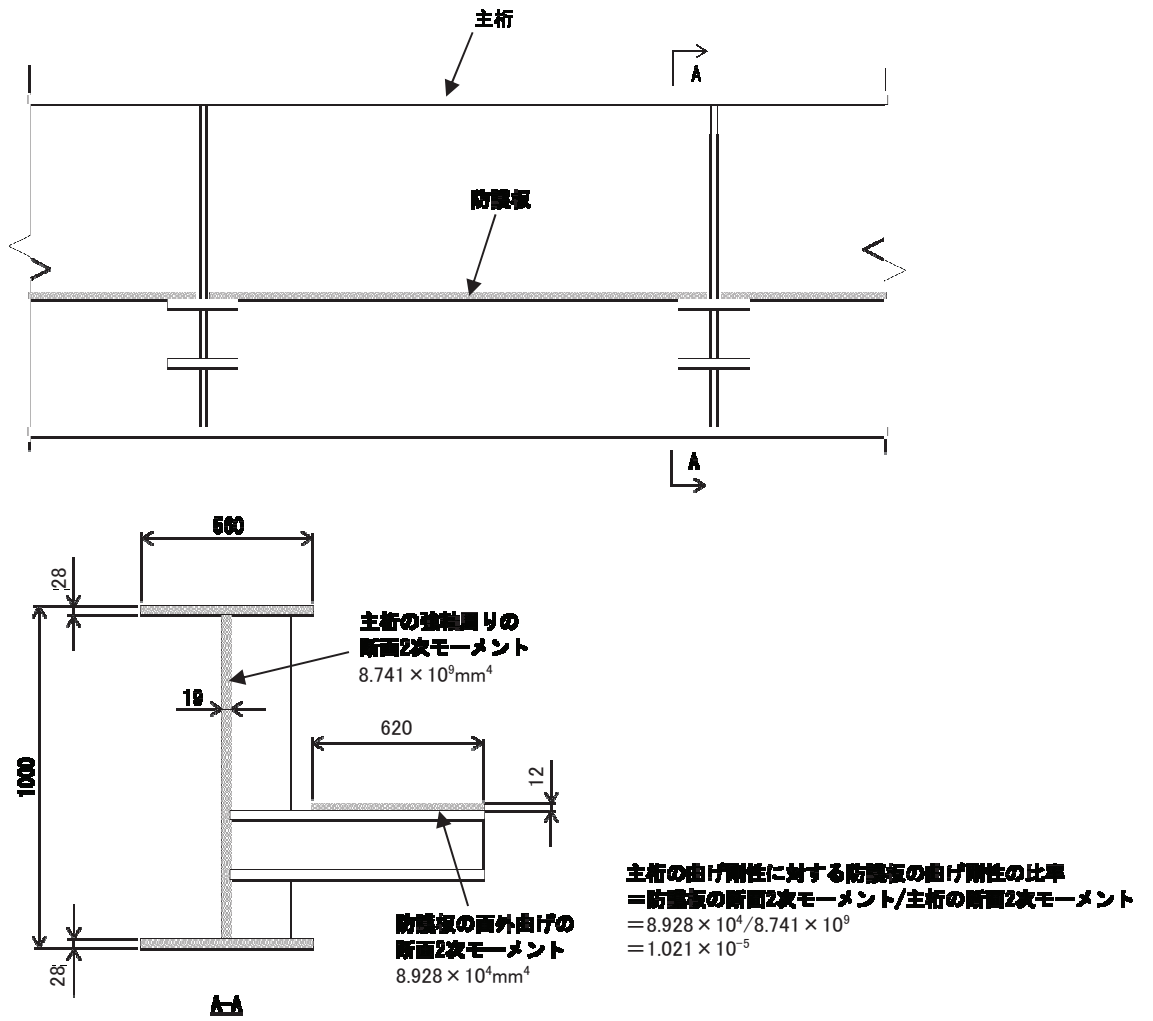


ばね支持条件

記号	ゴム支承*		可動支承*
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	弾性	弾性	剛

注記 * : ゴム支承及び可動支承の回転方向の拘束条件は3方向自由とする。
(回転支持条件の詳細は添付資料6に示す。)

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)



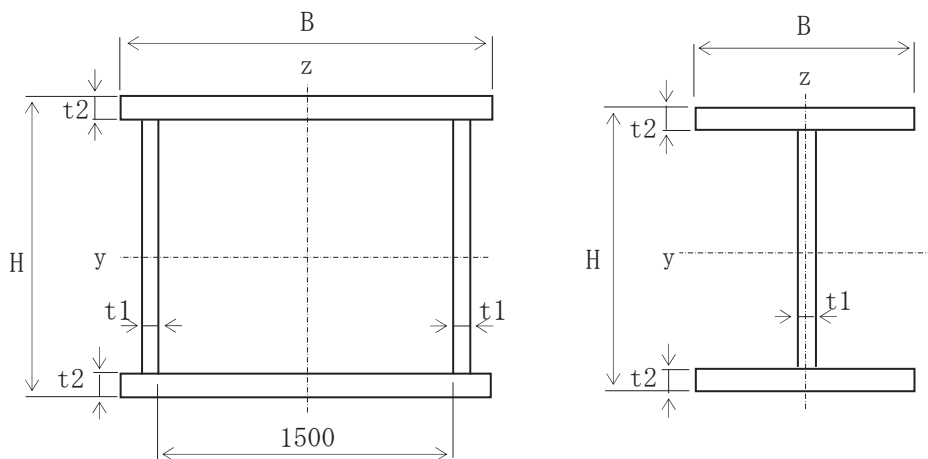
第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較

(2) 鋼製部材の断面寸法

第 3.3-1 表に部材の断面寸法の一覧を示す。また、第 3.3-3 図に断面寸法の記号説明図を示す。

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)				
			H	B	t1	t2	
大梁	L1	SM490A	1300	1580	32	36	
フレーム	主桁	G1	SM490A	1000	560	19	28
	横補強材	C1	SM490A	400	400	19	22
		C2	SM490A	400	400	19	22
		C3	SM490A	400	450	19	25
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13
B2		SM400A	400	400	9	16	



(a) 大梁

(b) 主桁, 横補強材, ブレース

第 3.3-3 図 部材断面寸法の記号説明図

(3) 鋼製部材の剛性

第 3.3-2 表に解析に用いる部材剛性の一覧を示す。

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (mm ²)	I _z (mm ⁴)	I _y (mm ⁴)	I _x (mm ⁴)	As _y (mm ²)	As _z (mm ²)	
大梁	L1	1.924×10 ⁵	6.788×10 ¹⁰	5.533×10 ¹⁰	8.866×10 ¹⁰	1.138×10 ⁵	7.859×10 ⁴	
フレーム	主桁	G1	4.930×10 ⁴	8.201×10 ⁸	8.741×10 ⁹	1.035×10 ⁷	3.136×10 ⁴	
	横補強材	C1	2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴	6.764×10 ³
		C2	2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴	6.764×10 ³
		C3	2.915×10 ⁴	3.799×10 ⁸	8.601×10 ⁸	5.488×10 ⁶	2.250×10 ⁴	6.650×10 ³
	ブレース	B1	8.337×10 ³	-	-	-	-	-
		B2	1.611×10 ⁴	-	-	-	-	-

A : 断面積

I_z : 部材 z 軸周りの断面 2 次モーメント

I_y : 部材 y 軸周りの断面 2 次モーメント

I_x : ねじり剛性

As_y : 部材 y 軸方向のせん断断面積

As_z : 部材 z 軸方向のせん断断面積

部材軸方向の定義は第 3.3-3 図に示すとおりである。

(4) 鋼製材料の材料定数

鋼材の材料定数を第 3.3-3 表に示す。

第 3.3-3 表 鋼材の材料定数

材料	縦弾性係数 (N/mm ²)	ポアソン比
鋼材	2.02×10 ⁵	0.3

(5) ゴム支承及び可動支承の諸元

ゴム支承の水平剛性及び鉛直剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の諸元を第 3.3-4 表に示す。また、試験より得られた剛性のばらつきを考慮した評価も合わせて実施する。ばらつきを考慮した不確かさケースの評価結果については、添付資料 13 に示す。

可動支承の結合条件は、フレームの軸方向を自由、軸直角方向と鉛直方向を固定とする。フレームの軸方向を自由とするのは、温度変化によるフレームの伸縮量を吸収することで、フレームの取付ボルトにせん断力が働かないようにするためである。可動支承の仕様を第 3.3-5 表に示す。

また、フレームの可動側の支承部に摩擦による水平力を分担させてフレームのゴム支承側に作用する水平力を減少させるような設計を避けるため、本来、摩擦力が移動方向と逆向きの抵抗力として作用することを利用した摩擦減衰効果があるが、摩擦減衰による地震のエネルギー吸収に期待しない保守的な設計とし、地震応答解析モデルにおける可動支承の結合条件は軸方向を自由とする。

第 3.3-4 表 ゴム支承の諸元

項目	諸元
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承
ゴム体種類	天然ゴム (NR)
ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800
総ゴム厚 (mm) (ゴム厚 (mm)×層数)	192 (24×8 層)
せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)
一次形状係数	8.33
二次形状係数	4.17
水平剛性 (kN/mm)	3.33
鉛直剛性 (kN/mm)	972

第 3.3-5 表 可動支承の仕様

項目	材質	仕様*		
すべり材	ポリアミド MC703HL	配合	ポリアミド樹脂	90%以上
			固形潤滑材	10%以下
		物性値	引張強度(N/mm ²)	60~70 ASTM D-638
			伸び(%)	15~25 ASTM D-638
			比重	1.11
	ステンレス SUS304 SUS316	材料規格	JIS G 4304 JIS G 4305	
		表面処理	JIS G 4305 No2B	
圧縮ゴム	クロロプレン 系合成ゴム C08	材料規格	JIS K 6383	
鋼材 (ピストン ベースポッド レール等)	SS400	材料規格	JIS G 3101	
	SM490		JIS G 3106	
	SM570			

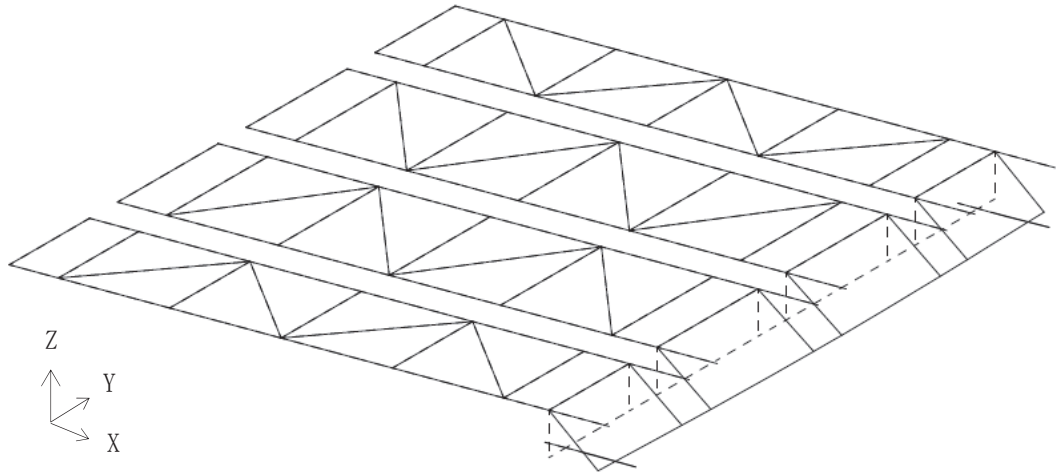
注記 *: 可動支承について、強度等の性能に影響のない範囲で一部仕様に変更となる可能性がある。

3.5 固有値解析結果

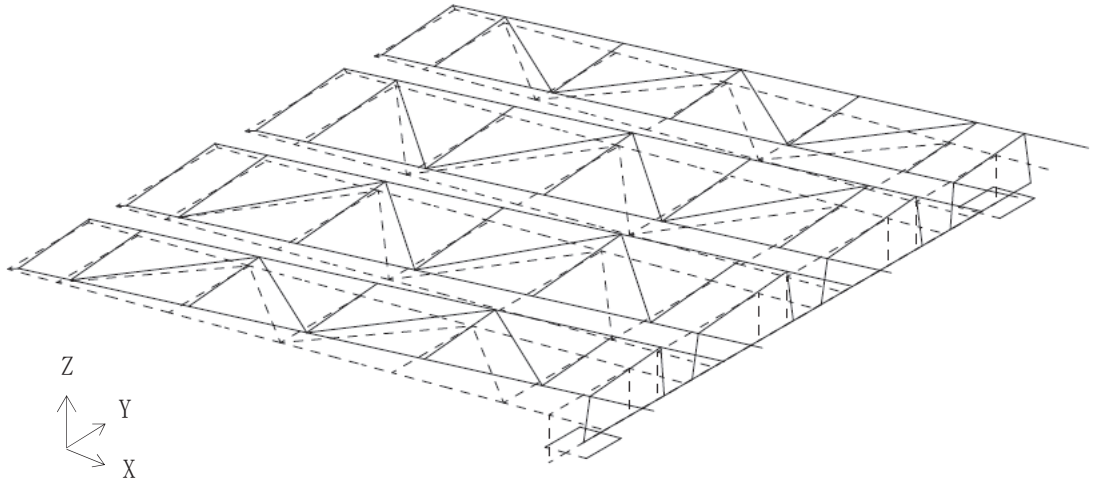
主要モードの固有周期を第3.4-1表、モード図を第3.4-1図に示す。また、設計用床応答スペクトルと固有周期の関係及びモード図の詳細については、添付資料4に示す。ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響については、添付資料12に示す。

第 3.4-1 表 固有値解析結果

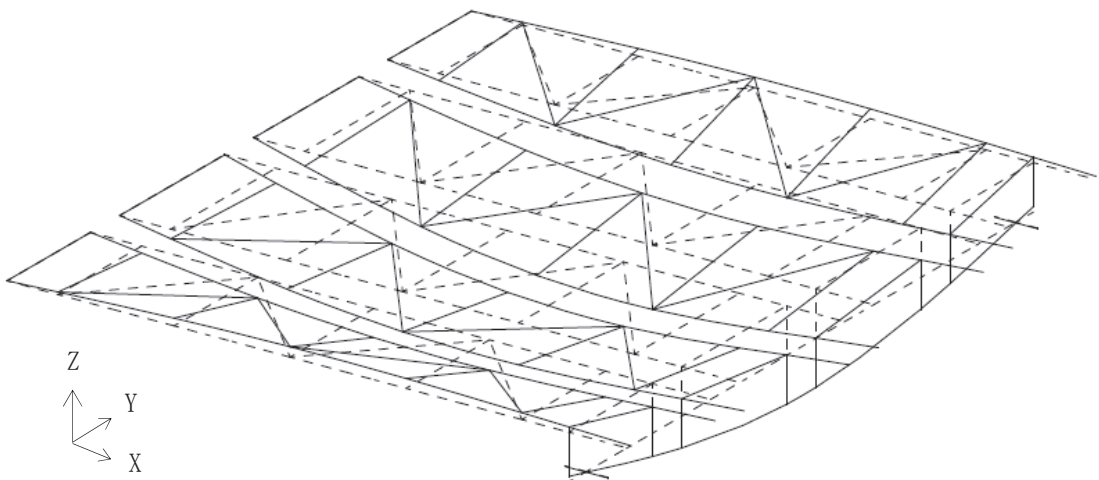
主要モード	固有周期 (秒)
大梁 水平 X 方向 1 次	0.466
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.795
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.293
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.685
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.369
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.250



(a) 大梁 水平 X 方向 1 次

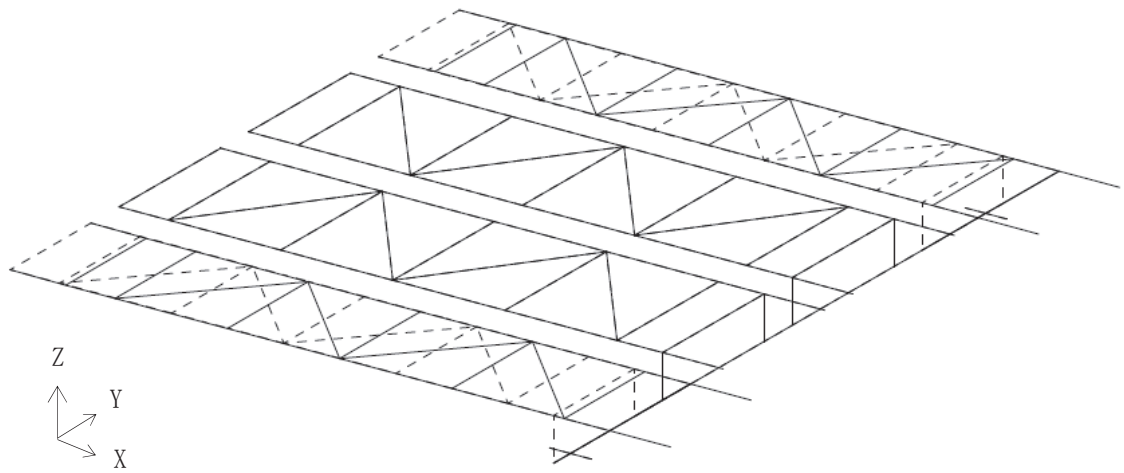


(b) 大梁 水平 Y 方向 1 次

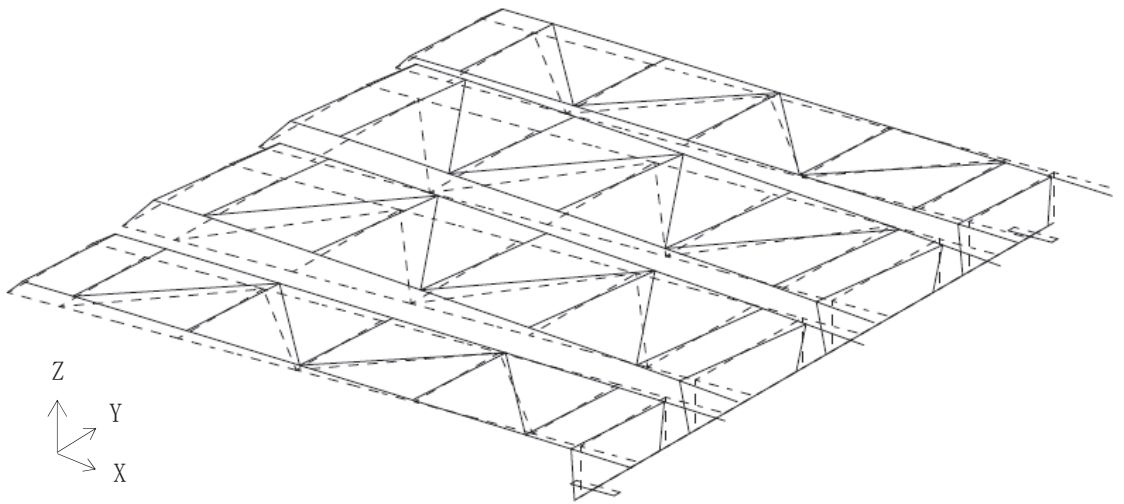


(c) 大梁 鉛直 Z 方向 1 次

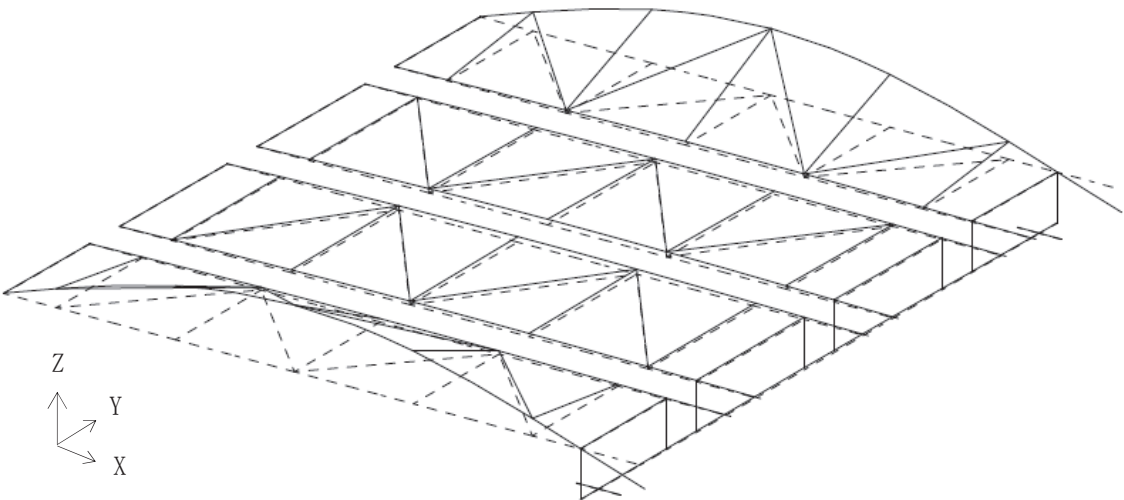
第 3.4-1 図 モード図 (1/2)



(d) フレーム 水平 X 方向 1 次



(e) フレーム 水平 Y 方向 1 次



(f) フレーム 鉛直 Z 方向 1 次

第 3.4-1 図 モード図 (2/2)

3.6 荷重の設定方法

(1) 荷重の設定

a. 固定荷重

竜巻防護ネットの各構成部品（ネット，フレーム，大梁，防護板及び支承）の自重を固定荷重として考慮する。

b. 積雪荷重

地震時に考慮する積雪荷重は以下の式より算出する。

$$S=0.35 \times \rho \times d \times A \quad (\text{N})$$

ρ : 積雪の単位重量 (N/cm/m²) ($\rho=20\text{N/cm/m}^2$)

d : 垂直積雪量 (cm) ($d=43\text{cm}$)

A : 水平投影面積 (m²)

c. 地震荷重

地震荷重は，3次元はりモデルによる地震応答解析から算出する。

(2) 荷重の組合せ

S s 地震時の評価では，竜巻防護ネットの3次元はりモデルを用いた地震応答解析に基づき，地震力及び地震力以外の荷重を組み合わせる。荷重の組合せを第3.5-1表に示す。地震荷重については，第3.5-1図に示す水平方向（X,Y方向）及び鉛直方向（Z方向）の3方向を考慮する。各方向の地震力の組合せはSRSS法による。

なお，竜巻防護ネットは構造上，風荷重によって負荷する荷重が軽微であるため，荷重の組合せとしては考慮しない。風荷重の詳細は添付資料11に示す。

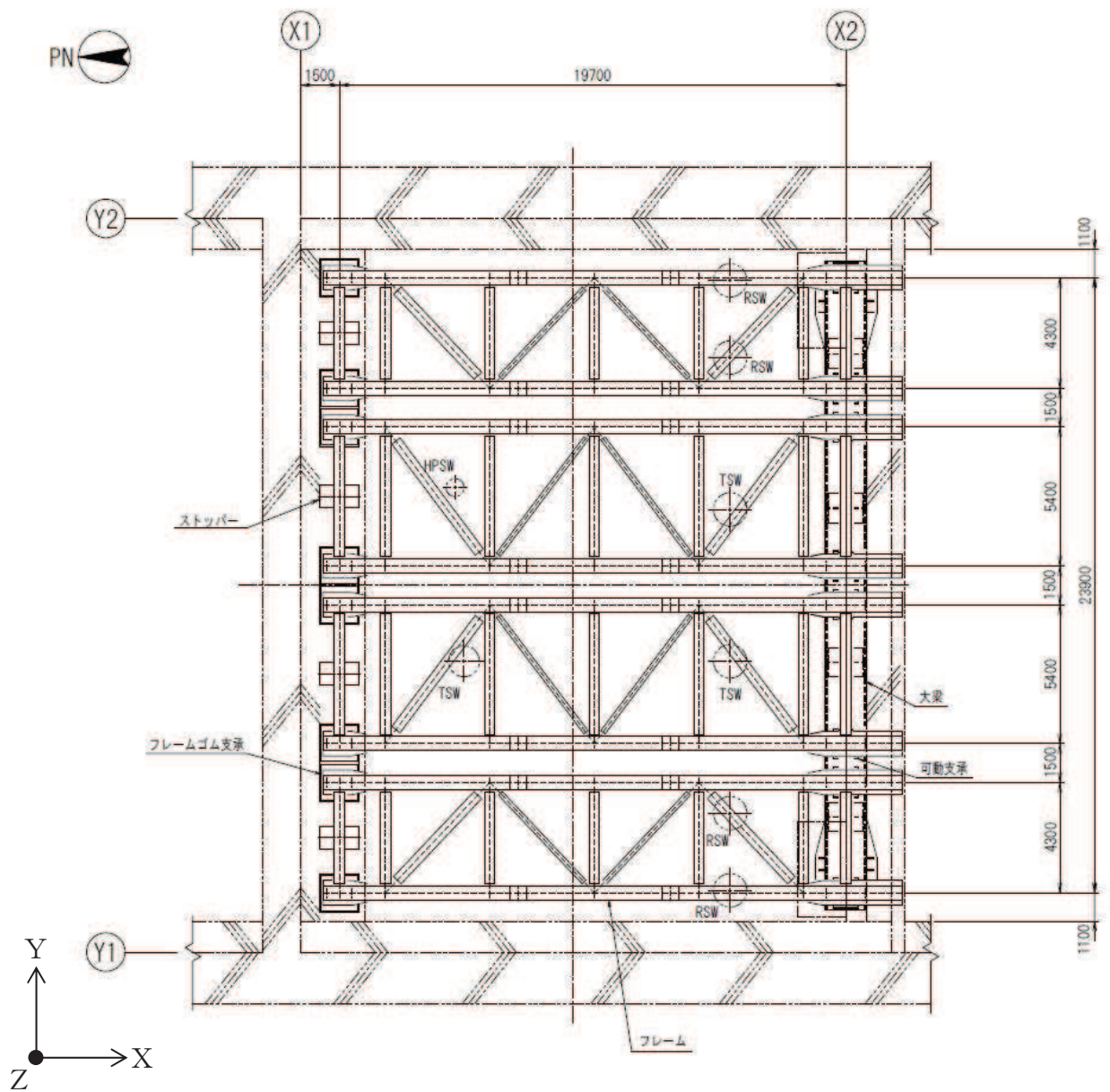
第3.5-1表 荷重の組合せ

外力の状態	荷重の組合せ
S s 地震時	G+S+Ks

G : 固定荷重

S : 積雪荷重

Ks : Ss地震荷重



架構平面図

第 3.5-1 図 地震荷重の作用方向の説明図

3.7 評価対象部位

竜巻防護ネットの耐震評価は、地震によるネット架構等の崩壊又は落下により、上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等が損傷することを防止することが目的である。そこで、地震時における異常要因分析から波及的影響に関連する項目を抽出し、評価対象部位とした。評価対象部位を以下に示し、第3.6-1図に模式図を示す。

(1) フレーム（主桁，横補強材，ブレース），大梁

フレームについては、フレームを構成する架構として、主桁，横補強材及びブレースの応力評価を実施する。また、大梁についても、応力評価を実施する。

(2) ゴム支承（ゴム支承本体，ゴム支承取付ボルト，基礎ボルト）

フレームを支持するフレームゴム支承及び大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体，ゴム支承取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価を実施する。なお、ゴム支承本体の評価方法については、添付資料6にその詳細を示す。

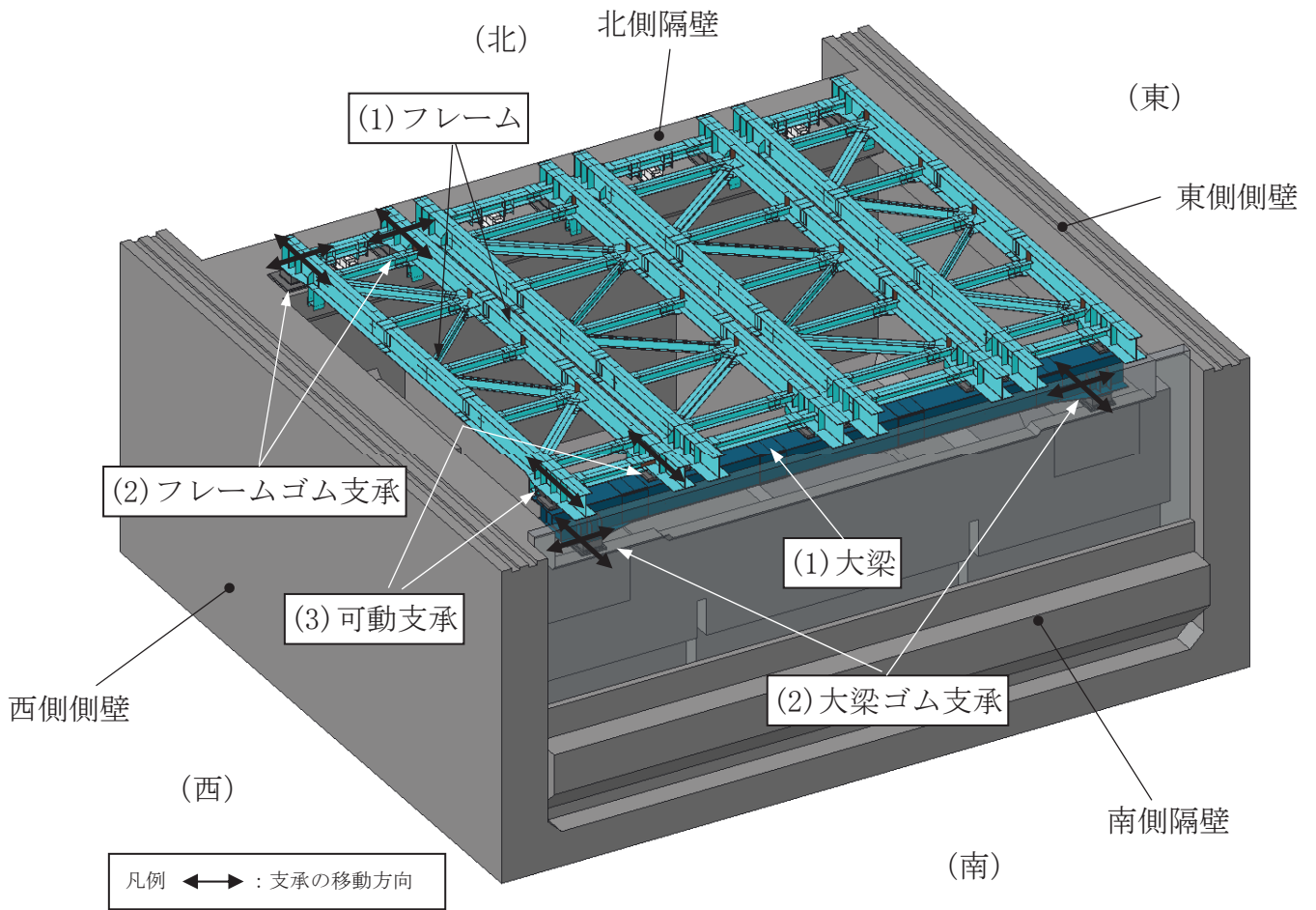
(3) 可動支承

フレームと大梁とを接続する可動支承については、可動支承本体の荷重評価を実施する。評価にあたっては各部位の許容応力より求められる支承全体の許容荷重を設定して評価を実施する。

また、本支承については可動方向に制限が設けられていることから、地震時に発生する移動量と制限値との比較を行い、ストッパーへの衝突が発生しないことを確認する。なお、可動支承の評価方法は添付資料6に詳細を示す。

(4) クリアランス評価

竜巻防護ネットはゴム支承及び可動支承を採用していることから地震時の相対変位が大きくなる傾向にある。そこで、フレームが地震時に隣接する部材や海水ポンプ室に接触しないことを確認するため、フレームの地震時の相対移動量とフレーム間のクリアランス及びフレームと側壁のクリアランスとの比較を実施する。なお、鉛直方向地震力による、ゴム支承及び鋼製部材の変位については、変位量に比べてクリアランスが大きいことから、部材同士や部材と海水ポンプ室が衝突することはない。詳細については添付資料7に示す。



第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図

3.8 許容限界

竜巻防護ネットは、 S_s 地震時において、崩壊又は落下によって海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないことが要求されるため、応力解析評価等における許容限界は以下のとおりとし、第3.7-1表にまとめる。

(1) フレーム，大梁

鋼製部材で構成されるフレーム及び大梁については、塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルにとどまって破断延性限界に十分な余裕を有し、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1・補-1984）」に基づいて、許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力を適用する。

(2) ゴム支承（フレーム，大梁）

フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、許容限界（引張応力、せん断ひずみ、座屈安定性、圧縮応力）を設定する。また、内部鋼板、取付ボルト及び基礎ボルトについてはフレーム、大梁と同様に鋼製部材であることから許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力を適用する。

(3) 可動支承

すべり機能を有する可動支承については、支承の構造健全性及び移動量を評価し波及的影響を及ぼさないことを確認する必要がある。そこで、構造健全性については、メーカーの強度試験より算出した許容応力及び「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1・補-1984）」に基づく許容応力状態 $IV_A S$ の許容応力から支承全体の許容荷重を設定する。移動量評価については、可動限界としてストッパーまでのクリアランスを許容限界とする。

(4) クリアランス評価

部材間の衝突や部材－海水ポンプ室側壁との衝突を防止し、波及的影響を及ぼさないことを確認するため、構造から求められるクリアランスを許容限界として設定する。

第3.7-1表 応力解析評価における許容限界

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 S _s	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態IV _{AS} の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説V耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界 許容応力状態IV _{AS} の許容応力(取付ボルト)
			支承に発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないこと。	「道路橋示方書・同解説V耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界
		可動支承	支承に発生する荷重が許容限界を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容限界
			支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス
		クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス

3.9 各部の評価方法

(1) フレーム及び大梁の応力評価

フレーム及び大梁の断面評価は次式によって行う。

鋼材の基準強度及び式中の各許容応力の算出方法を(a)～(e)に示す。

- ・圧縮応力と部材y, z軸（第3.3-3図参照）周りの曲げ応力の組合せ評価

$$\frac{\sigma_c}{f_c} + \frac{\sigma_{by}}{f_{by}} + \frac{\sigma_{bz}}{f_{bz}} \leq 1$$

- ・せん断応力の評価

$$\tau \leq f_s$$

- ・垂直応力とせん断応力の組合せ評価

$$\sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \leq f_t$$

σ_c : 圧縮応力 $\sigma_c = N/A$

N : 軸力

A : 断面積

σ_{by} : 部材y軸周りの曲げ応力 $\sigma_{by} = M_y/Z_y$

M_y : 部材y軸周りの曲げモーメント

Z_y : 部材y軸周りの断面係数

σ_{bz} : 部材z軸周りの曲げ応力 $\sigma_{bz} = M_z/Z_z$

M_z : 部材z軸周りの曲げモーメント

Z_z : 部材z軸周りの断面係数

τ : せん断応力 $\tau = Q/A$

Q : せん断力

A : せん断断面積

σ_x, σ_y : 互いに直交する垂直応力

τ_{xy} : σ_x, σ_y の作用する面内せん断応力

f_c : 許容圧縮応力

f_{by} : 部材y軸周りの許容曲げ応力

f_{bz} : 部材z軸周りの許容曲げ応力

f_s : 許容せん断応力

f_t : 許容引張応力

(a) 鋼材の基準強度

次の計算式により算出する。第3.8-1表に使用鋼材の設計降伏点 S_y 及び設計引張強さ S_u を示す。

$$F = \text{MIN} (1.2S_y, 0.7S_u)$$

F : 鋼材の基準強度 (MPa)

S_y : 「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格設計・建設規格」に規定される鋼材の設計降伏点 (MPa)

S_u : 「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格設計・建設規格」に規定される鋼材の設計引張強さ (MPa)

第3.8-1表 使用鋼材の設計降伏点及び設計引張強さ

鋼材の種類	評価用温度 (°C)	板厚 t (mm)	設計降伏点 S_y (MPa)	設計引張強さ S_u (MPa)
SS400	40	$t \leq 16$	245	400
SM400A	40	$t \leq 16$	245	400
SM490A	40	$16 < t \leq 40$	315	490

(b) 許容引張応力

次の計算式により算出する。

$$f_t = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5}$$

f_t : 許容引張応力 (MPa)

(c) 許容せん断応力

次の計算式により算出する。

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$$

f_s : 許容せん断応力 (MPa)

(d) 許容圧縮応力

次の計算式により算出する。

i) 圧縮材の有効細長比が限界細長比以下の場合

$$f_c = 1.5 \cdot \left\{ 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} \frac{F}{v}$$

$$\lambda = \frac{\ell_k}{i}, \quad \Lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{0.6F}}, \quad v = 1.5 + \frac{2}{3} \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2$$

f_s : 許容圧縮応力 (MPa)

λ : 有効細長比

Λ : 限界細長比

v : 安全率

ℓ_k : 座屈長さ (mm)

i : 座屈軸についての断面二次半径 (mm)

E : 縦弾性係数 (ヤング係数) (MPa)

ii) 圧縮材の有効細長比が限界細長比を超える場合

$$f_c = 1.5 \cdot 0.277F \left(\frac{\Lambda}{\lambda} \right)^2$$

(e) 許容曲げ応力

次の計算式により算出する。

- i) 荷重面内に対称軸を有する圧延形鋼及び溶接組立鋼であって強軸周りに曲げを受けるもの（箱形断面のものを除く）。

次の2つの計算式により計算した値のうちいずれか大きい方の値又は f_t のいずれか小さい方の値とする。

$$f_b = 1.5 \cdot \left\{ 1 - 0.4 \frac{\ell_b^2}{C \Lambda^2 i^2} \right\} f_t$$

$$f_b = 1.5 \cdot \frac{0.433EA_f}{\ell_b h}$$

ここに、

f_b : 許容曲げ応力 (MPa)

ℓ_b : 圧縮フランジの支点間距離 (mm)

h : はりのせい (mm)

A_f : 圧縮フランジの断面積 (mm²)

i : 圧縮フランジとはりのせいの6分の1とからなるT型断面のウェブ軸周りの断面二次半径 (mm)

C : 次の計算式により計算した値又は2.3のうちいずれか小さい値（ただし、座屈区間中間の強軸まわりの曲げモーメントが M_1 より大きい場合は、1とする）

$$c = 1.75 + 1.05 \left(\frac{M_2}{M_1} \right) + 0.3 \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^2$$

M_1, M_2 : それぞれ座屈区間端部における強軸周りの曲げモーメント。この場合において、 M_2 と M_1 との比は1より小さいものとし、単曲率の場合を正に、複曲率の場合を負とする。

- ii) 荷重面内に対称軸を有する圧延形鋼及び溶接組立鋼であって弱軸周りに曲げを受けるもの、面内に曲げを受けるガゼットプレート、曲げを受ける鋼管及び箱形断面の場合は f_t とする。

(2) ゴム支承の評価

(a) せん断ひずみ

ゴム支承のせん断ひずみは次式によって評価する。

$$\gamma_{se} = \frac{\Delta l_e}{\Sigma t_e} \leq \gamma_{ea}$$

γ_{se} : 地震時のせん断ひずみ

Δl_e : 地震時の移動量 (mm)

Σt_e : 総ゴム厚 (mm)

γ_{ea} : 地震時の許容せん断ひずみ

(b) 引張応力

ゴム支承の引張応力は次式によって評価する。

$$\sigma_{te} = \frac{R_u}{A_{te}} \leq \sigma_{ta}$$

σ_{te} : 地震時の引張応力

R_u : 上向きの反力

A_{te} : 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積

$$A_{te} = A_e - B \cdot \Delta l_e$$

(A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積, B : 有効幅)

σ_{ta} : 引張応力の許容限界

(c) 圧縮応力 (座屈安定性)

ゴム支承の圧縮応力は次式によって評価する。

$$\sigma_{ce} = \frac{R_L}{A_{ce}} \leq \sigma_{cra}$$

σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

R_L : 下向きの反力

A_{ce} : 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積

$$A_{ce} = A_e - B \cdot \Delta l_e$$

(A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積, B : 有効幅)

σ_{cra} : 圧縮応力の許容限界

(d) 引張応力（内部鋼板）

ゴム支承の内部鋼板に生じる引張応力は次式によって評価する。

$$\sigma_s = \frac{f_c \cdot \sigma_{ce} \cdot t_e}{t_s} \leq f_t$$

σ_s : 内部鋼板の引張応力

f_c : 圧縮応力の分布を考慮した引張応力の係数 (=2.0)

σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

t_e : ゴム一層の厚さ

t_s : 内部鋼板の厚さ

f_t : 鋼材の許容引張応力

(3) 可動支承の強度評価

地震時に可動支承部の可動直角方向（拘束方向）及び鉛直方向に負荷する荷重が、支承の各部位の構造強度より算出された許容荷重以下であることを確認する。詳細は添付資料6に示す。

(4) ボルト材の応力評価

ボルトの呼び径断面に生じる応力は、次の値を超えないこととする。

(a) 許容引張応力

次の計算式により算出する。

$$f_t = 1.5 \cdot \frac{F}{2}$$

f_t : 許容引張応力 (MPa)

F : 3.8(1)(a)に定めるところによる。Sy, SuはJ I S規格による降伏点, 引張強さとする。ボルトの使用材料と降伏点及び引張強さは第3.8-2表に示す。

第3.8-2表 ボルトの使用材料とJ I S規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
基礎ボルト	SNR490B	325	490
ゴム支承取付ボルト	J I S強度区分 8.8	640	800

(b) 許容せん断応力

次の計算式により算出する。

$$f_s = 1.5 \cdot \frac{F}{1.5\sqrt{3}}$$

f_s : 許容せん断応力 (MPa)

(c) 引張応力とせん断応力を同時に受けるボルトの許容引張応力

せん断応力と引張応力を同時に受けるボルトの許容引張応力 f_{ts} は、次のいずれか小さい方の値とする。

(i) $f_{ts} = 1.4f_{to} - 1.6\tau$

(ii) $f_{ts} = f_{to}$

f_{ts} : せん断力を同時に受けるボルトの許容引張応力 (MPa)

f_{to} : (a)で規定するボルトの引張応力 (MPa)

τ : ボルトに作用するせん断応力 (MPa)

(5) 各部のクリアランス評価

各部のクリアランス評価においては、フレーム及び大梁の移動量が第3.8-3表に示す許容限界以下であることを確認するため、地震応答解析により求められるフレーム及び大梁の移動量と部材間のクリアランスを比較する。また、フレーム／大梁接続部は、フレームと大梁の相対変位とフレームと大梁のクリアランスとを比較して評価する。評価箇所の模式図を第3.8-1図に示す。

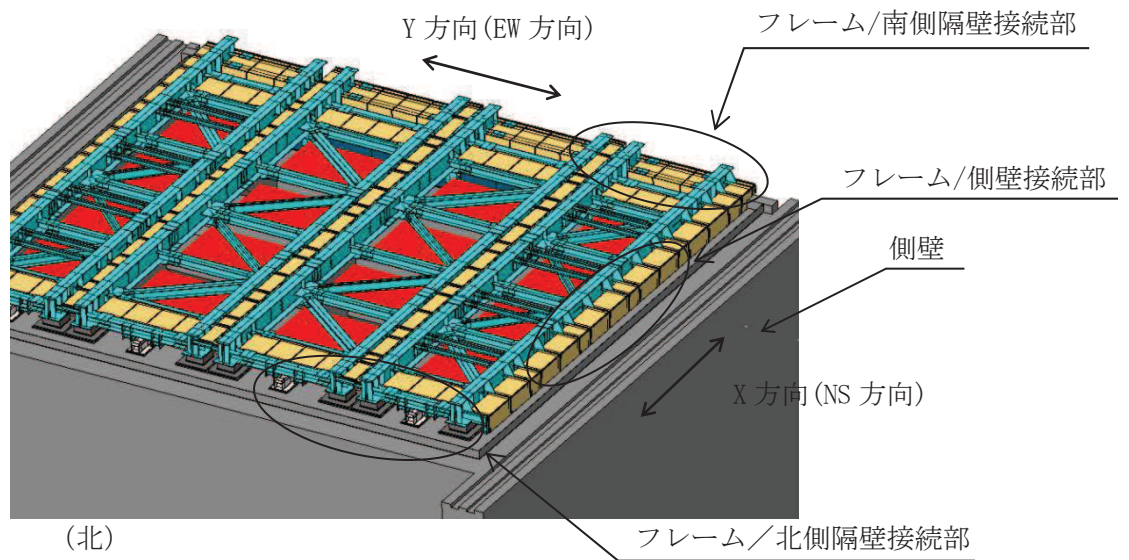
なお、許容限界は各接続部におけるクリアランスを比較して、最も狭くなっている箇所のクリアランスを代表として設定する。

第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容限界

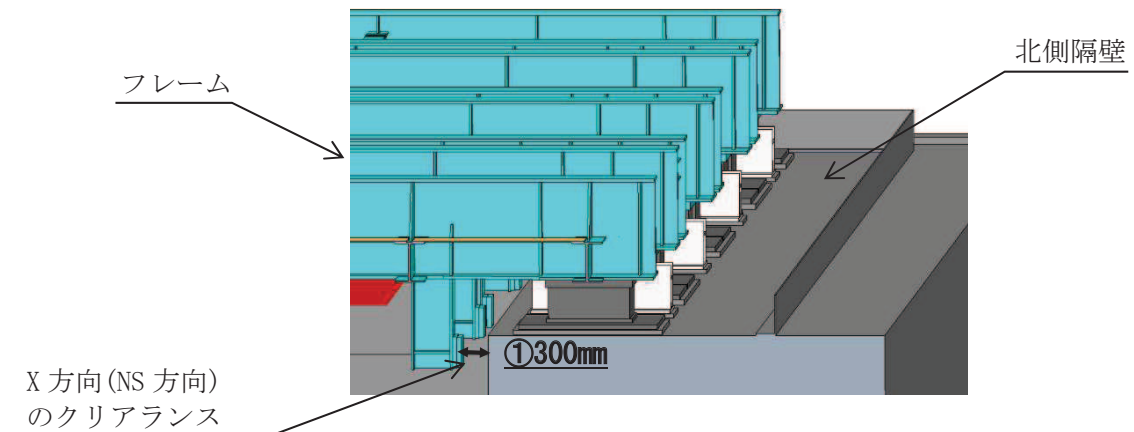
位置*1	移動量の許容限界 (mm)		許容限界の 根拠
	X方向 (NS方向)	Y方向 (EW方向)	
フレーム／北側隔壁接続部 ① フレーム－隔壁 ② フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリ アランス
フレーム／南側隔壁接続部 ③ フレーム－隔壁	300	—	
フレーム／側壁接続部 ④ フレーム－浸水防止壁	—	350	
フレーム／大梁接続部*2 ⑤ フレーム－大梁	350	—	

注記 *1：表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応

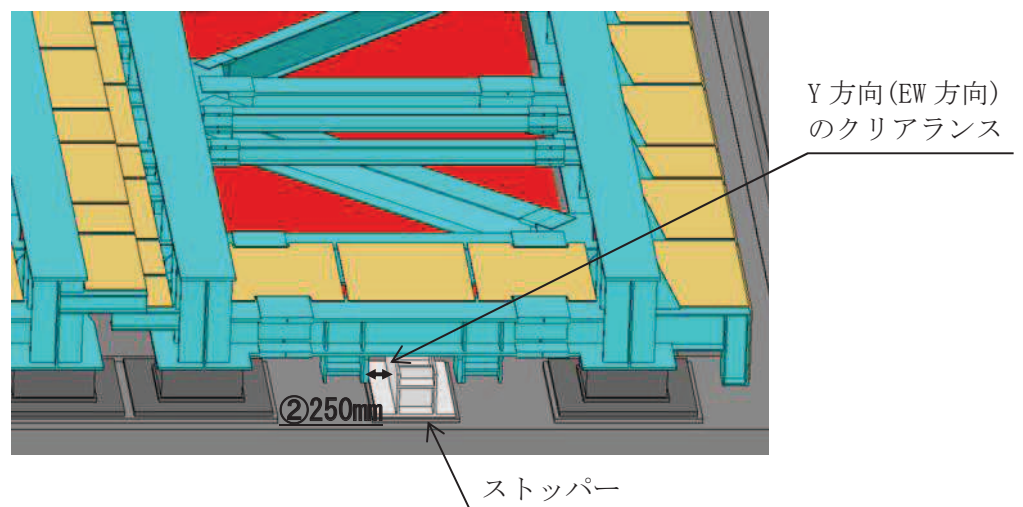
*2：可動支承の移動可能量は第 3.8-1 図に示すとおり 400mm であり，フレームと大梁のクリアランスよりも大きいため，可動支承の移動量の評価は，フレーム - 大梁接続部のクリアランス評価に包絡する。



(a) 全体図 (北西から望む)

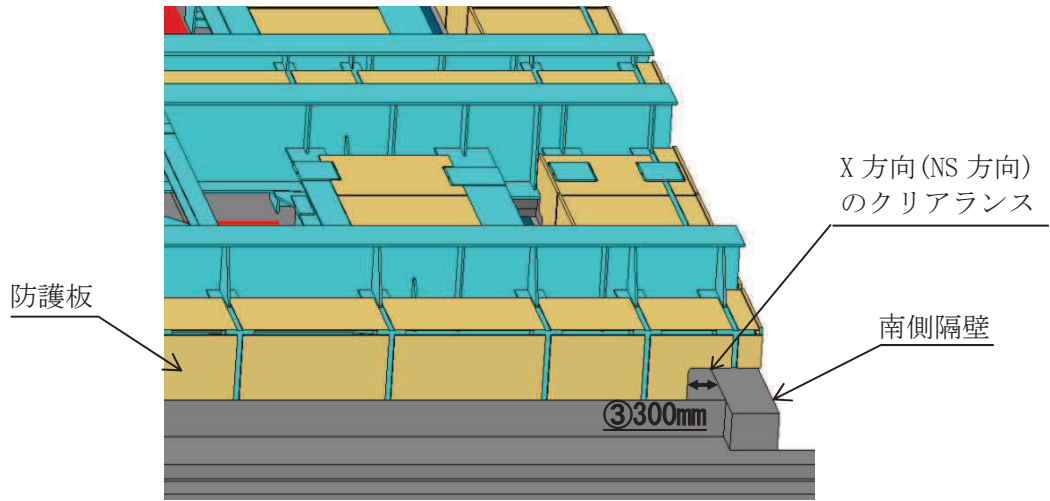


(b) フレーム/北側隔壁接続部 X方向(NS方向)

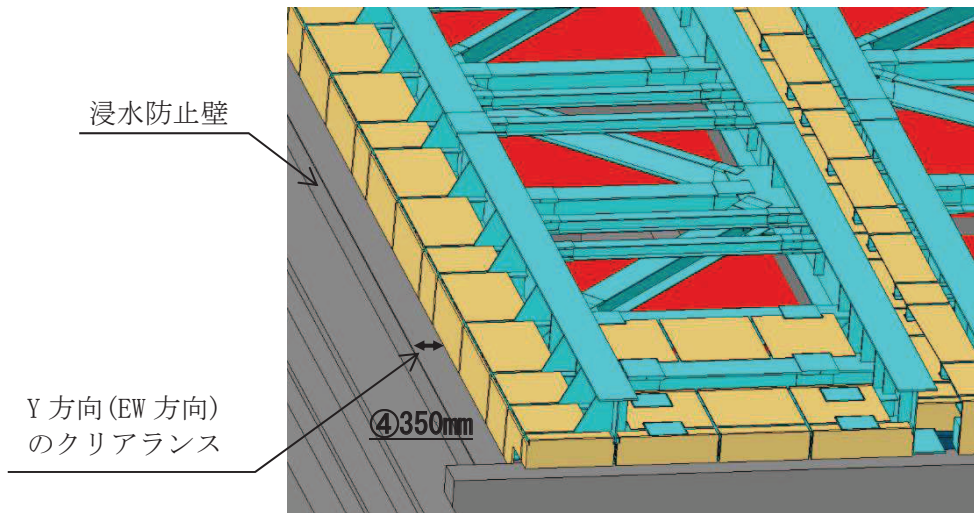


(c) フレーム/北側隔壁接続部 Y方向(EW方向)

第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)

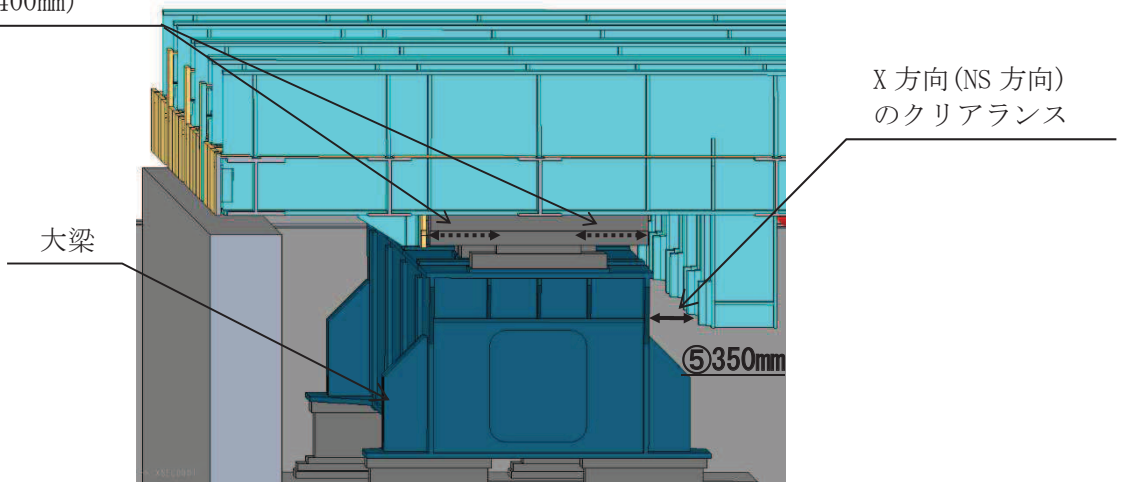


(d) フレーム／南側隔壁接続部 X方向(NS方向)



(e) フレーム／側壁接続部 Y方向(EW方向)

可動支承の移動可能量
(400mm)



(f) フレーム／大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

4. 構造健全性確認結果

3.2項で示した基準地震動S s 7波の設計用床応答スペクトルに対して構造健全性を確認した結果を第4-1表に示す。各部材の発生応力が許容限界を下回ること、ゴム支承に発生するせん断ひずみが許容限界を下回ること、フレーム及び大梁に発生する移動量がクリアランスの許容限界以下に収まることを確認した。なお、本評価結果は地震荷重について3方向を考慮した結果である。

第4-1表 構造健全性確認結果

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	
フレーム	主桁		組合せ*1	0.69	1.00	1.44
	横補強材		組合せ*1	0.56	1.00	1.78
	ブレース		圧縮応力	17	62	3.64
大梁	大梁		組合せ*1	0.71	1.00	1.40
大梁ゴム支承	ゴム支 承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	109	250	2.29
			圧縮応力	4	23	5.75
		引張応力	0.6	2.0	3.33	
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51
	ゴム支承取付ボルト		引張応力	136	420	3.08
	基礎ボルト		引張応力	82	257	3.13
フレーム ゴム支承	ゴム支 承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	94	250	2.65
			圧縮応力	2	23	11.50
		引張応力	0.5	2.0	4.00	
		内部鋼板	引張応力	22	280	12.72
	ゴム支承取付ボルト		引張応力	117	420	3.58
	基礎ボルト		引張応力	74	257	3.47
可動支承	構造部材		水平荷重*2	315	2900	9.20
			鉛直荷重（圧縮）*2	688	5600	8.13
			鉛直荷重（引張）*2	284	1800	6.33
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*3	128	300	2.34	
	Y方向	移動量*3	125	250	2.00	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	129	300	2.32	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*3	205	350	1.70	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*3	169	350	2.07	

注記 *1：発生値，許容限界は無次元

*2：発生値，許容限界の単位（kN）

*3：発生値，許容限界の単位（mm）

注） 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性が設計値の場合の値であるため，ゴム支承の剛性のばらつきを考慮した不確かさケースの結果は添付資料13に示す。

また，評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している。

5. まとめ

竜巻防護ネットの波及的影響を防止するため、基準地震動 S_s に対して損傷しない構造が要求されることから、耐震設計の方針と工事計画認可申請で提示する耐震評価の構造健全性について確認した。

- ・竜巻防護ネットの構造設計では、海水ポンプ室の特徴、設備メンテナンス性等を踏まえ、可動支承でフレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収し、ゴム支承のアイソレート機能で海水ポンプ室への反力を低減する構造として、波及的影響を防止する設計とした。
- ・耐震評価では、竜巻防護ネットの構造特徴を考慮した地震応答解析モデルを設定するとともに、異常要因分析結果に基づき評価対象部位、評価項目、許容限界を検討した。
- ・基準地震動 S_s 7波の地震応答の基本ケース及び地盤の不確かさ等を考慮した不確かさケースを包絡した設計用床応答スペクトルを用いた耐震評価を実施し、十分な構造強度を有していることを確認した。

以上の検討結果より、竜巻防護ネットは波及的影響を及ぼさないことを確認した。

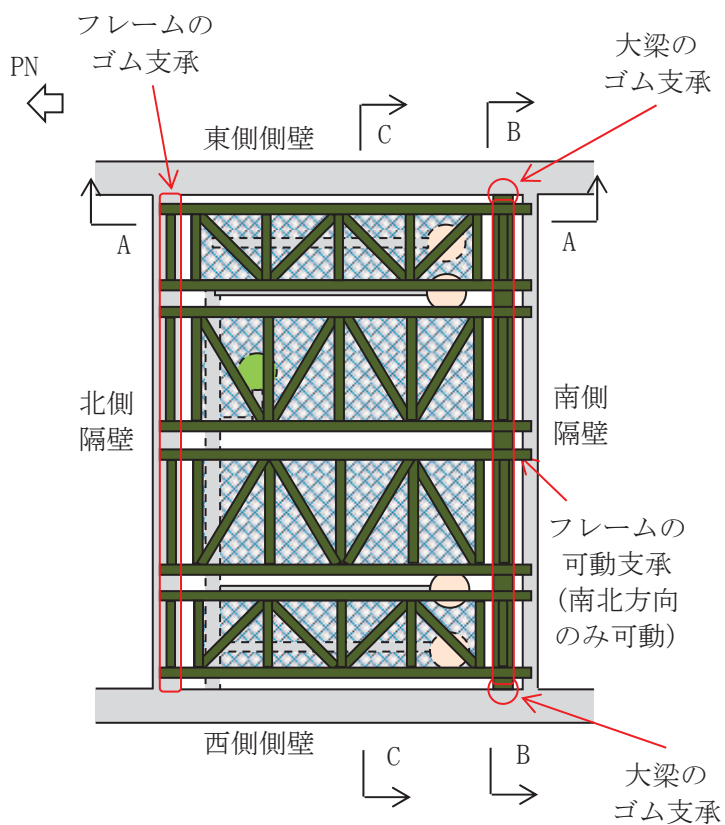
ゴム支承の構造検討及び採用理由

1. 概要

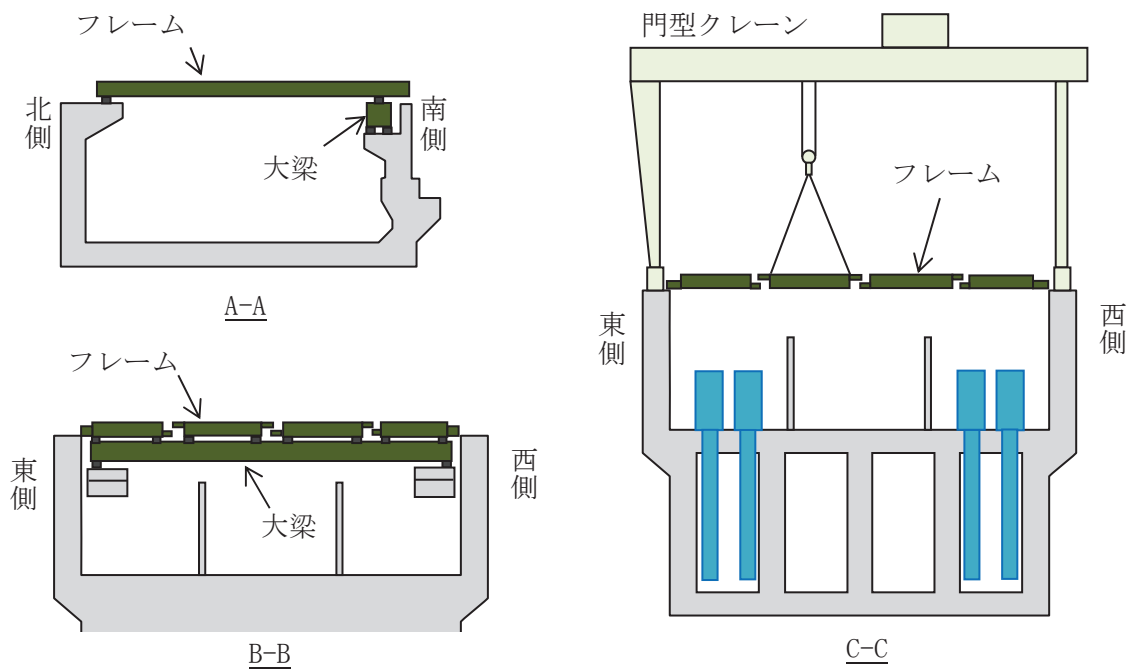
竜巻防護ネットのフレーム及び大梁の支持部に「地震時水平力分散型ゴム支承」を採用している。竜巻防護ネットの構造検討，ゴム支承の採用理由，ゴム支承の設計に係る適用規格について以下に示す。なお，構造のイメージについては第 1 図に示す。

2. 竜巻防護ネットの構造検討

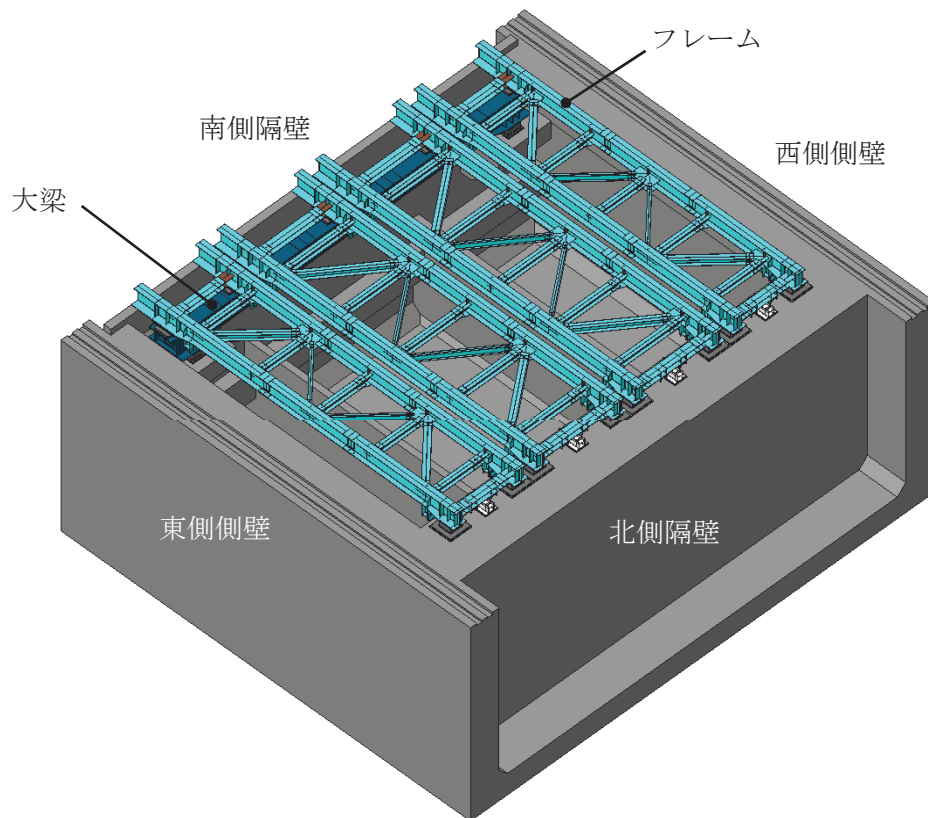
- (1) 海水ポンプ室の東側側壁と西側側壁の上面を走行する門型クレーンによってフレームの取外しができることを考慮し，南側隔壁と北側隔壁の上面で竜巻防護ネットからの荷重を受ける構造とする。
- (2) フレームは，補機ポンプエリアの設備のメンテナンス及び門型クレーンの吊上の能力を考慮して 4 分割とし，南側隔壁上に設置した大梁とその反対側に位置する北側隔壁で支持する構造とする。
- (3) 自重，温度変化による熱膨張等により，フレーム支持点に回転拘束によるモーメントや水平変位拘束による水平力が発生していると，メンテナンス時にフレーム取付ボルトが取り外せなくなるため，回転，水平変位に追従する機能を有する構造とする。
- (4) 大梁の温度伸縮に追従でき，コンクリート壁に過大な水平力を作用させないため，ゴム支承を海水ポンプ室の南側隔壁及び北側隔壁の上面に配置し，ゴム支承のせん断変形により地震時の水平力を効果的に分散させる構造とする。



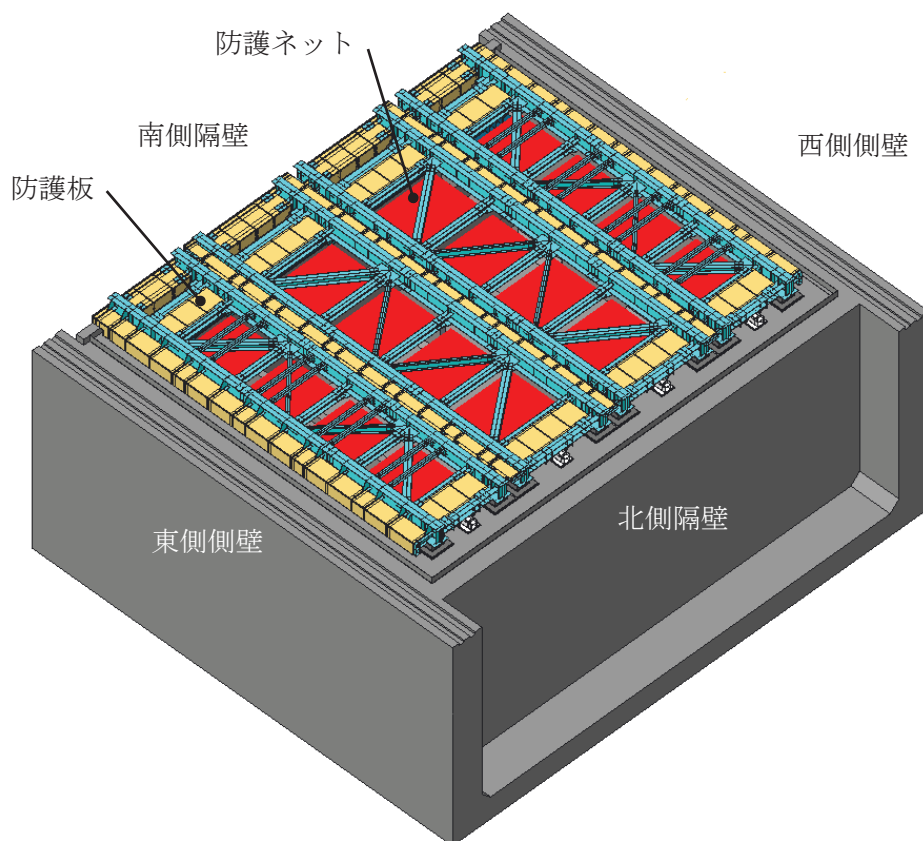
ネットイメージ図(平面図)



第1図 竜巻防護ネットのイメージ図 (1/2)



(a) 防護ネット（防護板を除く）



第1図 竜巻防護ネットのイメージ図 (2/2)

3. 道路橋用ゴム支承の採用理由

ゴム支承には道路橋用ゴム支承や建築用ゴム支承等があるが、下記の検討に基づき道路橋用ゴム支承を採用した。

(1) 移動量

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承のせん断弾性係数は $0.4\sim 0.6\text{N/mm}^2$ 程度である。本支承を竜巻防護ネットに適用した場合、地震荷重による移動量は許容限界であるクリアランスを満足できず、設計を成立させることが困難となる。

b. 道路橋用ゴム支承

道路橋用ゴム支承のせん断弾性係数は 1.0N/mm^2 程度である。本支承を竜巻防護ネットに適用した場合、地震荷重による移動量は許容限界であるクリアランスを満足する。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは既設の海水ポンプ室の上部に設置するため、設置スペースや地震時の発生変位に対して制約があることから、a, b 項の検討のとおり、地震時の移動量が許容限界であるクリアランスを満足するために、水平剛性が比較的高い道路橋用ゴム支承を採用する。

(2) 使用環境及び使用条件

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承は屋内（建物下）の比較的整備された環境内に設置されることを想定しているため、本設備とは使用環境が異なる。

b. 道路橋用ゴム支承

道路橋用ゴム支承は、屋外での使用を前提としていることから、耐久性の観点から屋外に設置される設備への使用に適している。また、温度変化による鋼桁部材の伸縮を想定した繰り返し変形を受ける疲労耐久性の検証がなされている。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは屋外での使用を前提としており、橋梁のような鋼桁形式のため、昼夜の温度変化により鋼桁部材が伸縮しそれに追従してゴム支承が繰り返しの変形を受ける。以上の環境条件を踏まえ、使用環境が類似している道路橋用ゴム支承を採用する。

(3) せん断剛性の適用性

a. 建築用ゴム支承

建築用ゴム支承は、本設備と比較すると非常に重量の大きな建築物を支持することを想定しており、一層あたりのゴム厚を薄くすることで鉛直支持力を高めている。

b. 道路橋用ゴム支承

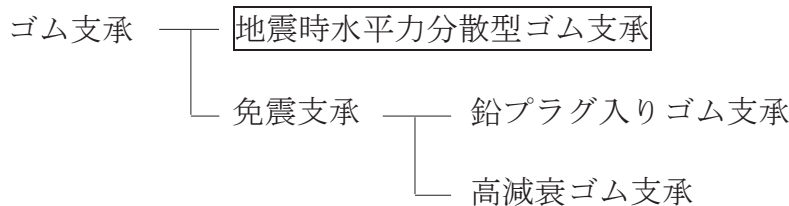
道路橋用ゴム支承は、建築用ゴム支承と比較して想定している鉛直支持力は小さく、1層あたりのゴム厚を厚くし鉛直支持力よりも回転追随性を高めていることが特徴である。また、道路橋用ゴム支承の場合には、製品検査時の性能試験において使用条件の面圧下で設計想定内の水平剛性が得られることを確認することとされており、過去の実績においても安定した水平剛性が得られている。

c. 竜巻防護ネットに採用するゴム支承

竜巻防護ネットは、一般の免震建築物と比べて大幅に重量が小さいため、建築用ゴム支承を適用した場合、支承に負荷する使用面圧が小さくなり製品推奨面圧の範囲外となる。一方、道路橋用のゴム支承については、b項のとおり、竜巻防護ネットの使用面圧下において安定した水平剛性が得られている知見を有している他、添付資料6に示すとおり各種依存性試験等から今回の使用条件において安定した水平剛性が得られることを確認している。以上の検討結果から、適正な使用面圧となる道路橋用ゴム支承を採用する。

4. ゴム支承の種類

耐震性向上を目的に設置される道路橋用ゴム支承には以下の種類がある。¹⁾



地震時水平力分散型ゴム支承はゴム支承のせん断剛性を利用したアイソレート機能を有する支承である。免震支承はゴム支承本体の水平剛性を利用したアイソレート機能とエネルギー吸収性能による減衰機能を併せ持った支承である。代表的な免震支承としては、鉛プラグ入りゴム支承と高減衰ゴム支承がある。

地震時水平力分散型ゴム支承は免震支承で期待されるようなエネルギー吸収性能による減衰機能はほとんどない。免震支承の場合には強い非線形履歴特性とひずみ依存性を有するが、地震時水平力分散型ゴム支承の場合には、設計で用いる範囲ではひずみ依存性のない線形部材としてモデル化できる。

竜巻防護ネットについては、ゴム支承による適度な長周期化（アイソレート機能）を目的としており、免震支承が有する大きい非線形履歴特性によるエネルギー吸収性能には期待していないことから地震時水平力分散型ゴム支承を採用した設計とする。

5. 適用規格

竜巻防護ネットに採用するゴム支承は、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編」及び「道路橋支承便覧」を基本とした設計とし、評価手法の考え方等は原子力発電所の

耐震設計に適用する規格として「原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1）」も適用する。

また、その他の規格・基準類として「道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム-試験方法（J I S K 6 4 1 1 -2012）」及び「原子力発電所免震構造設計技術指針（J E A G 4 6 1 4 -2013）」を参考に各種依存性試験及び性能試験を実施し、ゴム支承の特性及び許容値の妥当性を検証する。

適用する規格の詳細検討内容は添付資料 2, 3 に示す。

参考文献

- 1) 道路橋支承便覧(平成 16 年 4 月 社団法人 日本道路協会)

適用規格及び評価方法の比較, 検証 (1/2)

No.	規格 対象設備, 部位	原子力発電所耐震設計技術指針 (JEAG4601)	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	原子力発電所免震構造設計技術指針 (JEAG4614)	建築基準法	女川2号機 竜巻防護ネットの評価に適用する規格				適用規格の考え方
		竜巻防護ネット	竜巻防護ネット支承部	原子力発電所の免震構造施設 (設計方法を参照)	女川発電所の事務建屋の免震装置 (設計方法を参照)	本体 (架構)	ネット	支承 (ゴム支承, 可動支承) 鋼製部 ゴム部		
1	適用範囲	原子力施設における機器・配管系等	道路橋, 道路橋支承 (ゴム支承等)	免震型原子力施設における建屋 (免震層含む)・機器	建物	JEAG4601 を適用				<ul style="list-style-type: none"> ゴム支承を含む竜巻防護ネットの固有周期が1秒以下となるよう設計している。一方, JEAG4614などに記載の免震装置を適用する構造物の固有周期は2~4秒であることから, 機器・配管系設備に一般的に適用している JEAG4601を竜巻防護ネットの評価に適用することを基本とする。 ゴム支承については, 以下の理由から道路橋用のゴム支承を採用するため, 道路橋示方書, 道路橋支承便覧を準用する。 <ul style="list-style-type: none"> 道路橋用のゴム支承は竜巻防護ネットのゴム支承と同じく屋外使用を想定している。 竜巻防護ネットは建屋等と比較して軽量であることからゴム支承に負荷する面圧が小さくなるが, 道路橋用ゴム支承も低面圧を想定し必要な水平剛性を確保できる設計となっている。
2	設計用地震動	基準地震動 S s	レベル2地震	長周期成分を考慮した基準 *1 地震動 S s 告示波 (極稀) ×1.5 倍	レベル1, 2 *1の告示波 レベル1, 2 *1の既往観測波 サイト波*2	JEAG4601 を適用し基準地震動 S s で評価				<ul style="list-style-type: none"> 竜巻防護ネットの固有周期は1秒以下の設計であり, 長周期の影響が卓越する設備ではないことから, 原子力発電所の設計に適用している基準地震動 S sによる評価を行う。
3	荷重の組合せ	死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)	死荷重+地震荷重	死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)	固定荷重+積載荷重+地震荷重 (風, 積雪と地震荷重の重畳は考慮しない)	JEAG4601 を適用し「死荷重+地震荷重+外部荷重 (積雪)」の荷重の組合せで評価				<ul style="list-style-type: none"> JEAG4601 を適用し, 死荷重+地震荷重+積雪荷重を考慮した評価とする。 風荷重については, 竜巻防護ネットの構造を踏まえると影響の程度が小さいことを確認しており, 地震時に組合せを考慮する必要はないと判断した。風荷重による影響の確認結果は, 添付資料 11 に詳細を示す。
4	地震荷重 (水平/鉛直) の組合せ	SRSS, 組合せ係数法, 同時入力解析, 代数和法のいずれか	SRSS	[免震装置] 絶対和, 同時入力解析, SRSS, 組合せ係数法, 時刻歴和 [上部構造] 絶対和, 同時入力解析	絶対和	JEAG4601 を適用し地震荷重の組合せは SRSS 法にて評価				<ul style="list-style-type: none"> 竜巻防護ネットは固有周期が1秒以下の設計であることから, 水平及び鉛直方向の最大荷重発生タイミングが異なるため, JEAG4601 を適用し SRSS 法で評価する。 SRSS 法を適用することの妥当性確認結果は, 添付資料 11 に詳細を示す。
5	地震力の種類	動的地震力と静的地震力	動的地震力	動的地震力と静的地震力	動的地震力と静的地震力	JEAG4601 を適用し動的地震力を用いて評価				<ul style="list-style-type: none"> 波及的影響防止の観点で評価を実施する設備のため, 基準地震動 S s (動的地震力) に対して損傷しないことを確認する。 他の規格類と比較して特段不足はない。
6	地震応答解析法	時刻歴応答解析 又は スペクトルモーダル解析	時刻歴応答解析 又は スペクトルモーダル解析	時刻歴応答解析	時刻歴応答解析	JEAG4601 を適用しスペクトルモーダル解析にて評価				<ul style="list-style-type: none"> 道路橋示方書, 支承便覧においてゴム支承は十分に線形的な挙動を示すことから, 等価線形にモデル化し評価を行うことが認められている。 また, スペクトルモーダル解析であれば周期方向の拡幅により, 地震応答解析等の不確かさを設計マージンとして簡便に取り込むことが出来る。 さらに, 地震応答を複数包絡して評価を行うことができるため, 保守的かつ簡便に評価が可能。 以上の理由より, スペクトルモーダル解析を適用して評価する。 スペクトルモーダル解析を適用することの妥当性確認結果は, 添付資料 11 に詳細を示す。
7	支承の不確かさの考慮	- (記載なし)	- (記載なし)	免震装置については, 特性のばらつき, 経年劣化, 温度変化の不確かさを考慮	免震装置については, 特性のばらつき, 経年劣化, 温度変化の不確かさを考慮	-	-	-	JEAG4614 を参照	<ul style="list-style-type: none"> JEAG4601, 道路橋示方書, 支承便覧に明記されていないため, JEAG4614 の考え方を準用し, 試験で確認したゴム支承の不確かさとして製品誤差, 経年変化, 温度変化, 更には繰返し変位の影響を考慮し, 設計評価の中でパラメータスタディを実施する。 なお, 地震応答の不確かさを考慮するため, 周期方向に±10%拡幅した設計用床応答スペクトルを適用する。
8	減衰定数	機器種別毎に異なる (ボルト構造物: 2.0%)	使用するゴム支承の特性を考慮して設定*	免震装置の特性を考慮して設定するように要求	履歴減衰のみ考慮	鋼製部材については JEAG4601 を適用し評価				<ul style="list-style-type: none"> 水平方向 4.0%, 鉛直方向 2.0%と設定する。 水平方向はゴム支承の変形モードが支配的であることを踏まえ, 個別に実施した各種試験データより保守性を考慮して 4.0%と設定する。 鉛直方向はゴム支承の剛性が高く, 鋼製部材の減衰が支配的であることを踏まえ, JEAG4601 に基づき 2.0%と設定する。
9	強度評価方法	「その他支持構造物」に該当 (鋼製部材)	ゴム支承に該当 (詳細は次頁参照)	免震装置以外は JEAG4601 と同等 (免震装置の詳細は次頁参照)	建築基準法による	JEAG4601 を適用し評価				<ul style="list-style-type: none"> 鋼製部材は JEAG4601 を適用して評価する。 ゴム支承については道路橋示方書, 支承便覧を適用し評価する。また, 道路橋の設計方法については, セン断を考慮した状態での圧縮及び引張応力の評価を実施しており, JEAG4614 と考え方は同様であることを確認した。
10	許容限界				各製品の能力に応じて決定					

注記 *1: 免震装置のように固有周期が2~4秒程度の長周期となる設備を設計する場合に適用する長周期が卓越した地震動。

*2: 事務建屋建設時のサイト波として 580gal を適用。

*3: 道路橋示方書に, 「最近の実験研究成果によれば 4.0%程度以上の値が得られることが多いことから, 使用するゴム支承の減衰特性を十分に把握した上で適切な減衰定数を設定するのがよい。」と記載されている。

適用規格及び評価方法の比較, 検証 (2/2)

	道路橋示方書 道路橋支承便覧	原子力発電所免震構造 設計技術指針(JEAG4614)
圧縮応力	$\sigma_{ce} \leq \sigma_{cra}$ $\sigma_{ce} = R_U / A_{ce}$ σ_{ce} : 地震時の圧縮応力 R_U : 地震時の下向きの力 A_{ce} : 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積 σ_{cra} : 座屈を考慮した圧縮応力の許容値 $\sigma_{cra} = G_e \cdot S_1 \cdot S_2 / f_{cr}$ G_e : ゴムのせん断弾性係数 S_1 : 一次形状係数 S_2 : 二次形状係数 f_{cr} : 荷重の大きさ及び発生頻度を考慮した係数(地震時 $f_{cr}=1.5$)	(a) $\sigma \geq \sigma_{tca}$ の場合 $\frac{\sigma - \sigma_{tca}}{\sigma_{ta} - \sigma_{tca}} + \frac{\gamma}{\gamma_a} \leq 1 \quad \dots\dots\dots (7.1.3-1)$ (b) $\sigma_{tca} > \sigma \geq \sigma_{cca}$ の場合 $\gamma \leq \gamma_a \quad \dots\dots\dots (7.1.3-2)$ (c) $\sigma < \sigma_{cca}$ の場合 $\frac{\sigma_{cca} - \sigma}{\sigma_{cca} - \sigma_{ca}} + \frac{\gamma}{\gamma_a} \leq 1 \quad \dots\dots\dots (7.1.3-3)$
引張応力	$\sigma_{te} \leq \sigma_{ta}$ $\sigma_{te} = R_U / A_{te}$ σ_{te} : 地震時の引張応力 R_U : 地震時の上向きの力 A_{te} : 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積 σ_{ta} : 引張応力の許容値(G10 以上: 2.0N/mm^2)	σ_{ty} : 引張せん断線形限界応力度 σ_{tca} : 許容引張せん断応力度 (= σ_{ty} / α_3) σ_{cy} : 圧縮せん断線形限界応力度 σ_{cca} : 許容圧縮せん断応力度 (= σ_{cy} / α_4) σ_{cy} : 圧縮線形限界応力度 σ_{ca} : 許容圧縮応力度 (= σ_{cy} / α_5) $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4, \alpha_5$: 安全係数で 1.5 とする。
せん断ひずみ	$\gamma_{se} \leq \gamma_{ea}$ $\gamma_{se} = \Delta l_e / \Sigma t_e$ γ_{se} : 地震時のせん断ひずみ Δl_e : 地震時の移動量 Σt_e : 総ゴム厚 γ_{ea} : 地震時の許容せん断ひずみ(レベル 2 地震時: 250%)	γ : せん断ひずみ γ_y : 線形限界ひずみ γ_a : 許容限界ひずみ (= γ_y / α_1) σ : 鉛直応力度 σ_{ty} : 引張線形限界応力度 σ_{ta} : 許容引張応力度 (= σ_{ty} / α_2)
評価概要	各応力(圧縮, 引張, せん断)がそれぞれの許容限界を満足していることを確認する。なお, せん断変形による面積減少を考慮した圧縮, 引張応力を算出することから, せん断を組合せた評価と同等であると判断できる。	応力比の組合せ(圧縮, 引張の応力比にせん断の応力比を加算)が“1”以下であることを確認する。

適用規格及び評価方法の妥当性検証

竜巻防護ネットの耐震設計に適用する規格は、道路橋示方書及び道路橋支承便覧を基本として J E A G 4 6 0 1 の考え方も踏まえて評価方法を整理している。本資料では、添付資料 2 で整理した各要求事項に対する考え方を整理し、原子力発電所免震構造設計技術指針（以下、「J E A G 4 6 1 4」という。）との比較も行い、竜巻防護ネット支承部の評価方法の妥当性を確認する。なお、建築基準法は建物構築物全般の設計基準法令であり、要求事項は J E A G 4 6 1 4 とほぼ同様であることを踏まえ比較対象としては J E A G 4 6 1 4 を適用する。

1. 規格の比較検証

(1) 適用範囲

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
1	適用範囲	原子力施設における 機器・配管系等	<u>道路橋, 道路橋支承</u>	免震型原子力施設における 建屋・機器

竜巻防護ネットの鋼製部には J E A G 4 6 0 1 を適用し、支承部には以下の理由から、道路橋用のゴム支承を採用するため道路橋示方書、道路橋支承便覧を適用する。

- 道路橋用のゴム支承は竜巻防護ネットのゴム支承と同じく屋外使用を想定している。
- 竜巻防護ネットのゴム支承に負荷される面圧は建物用ゴム支承に比べて小さい。道路橋用のゴム支承も同様に低面圧を想定し必要な水平剛性を確保する設計となっている。

また、道路橋用のゴム支承に対する規格を適用することから、竜巻防護ネットのゴム支承が本規格の適用範囲に入っていることを確認する。

a. 構造要求

・平面形状

道路橋支承便覧にせん断変形性能試験の実績データが示されているが、このデータの範囲が支承一辺の寸法として 400mm～1100mm の範囲が示されている。竜巻防護ネットのゴム支承の平面一辺の寸法は 800mm であり、道路橋支承便覧に示される範囲内のサイズである。

・形状係数

一次形状係数については、道路橋において一般的に6程度以上を適用することが推奨されている。竜巻防護ネットのゴム支承では、8以上の形状係数にて設計しており道路橋用のゴム支承と形状は類似している。

また、二次形状係数については、道路橋示方書において地震時の安定性を考慮し4程度以上とすることが推奨されている。竜巻防護ネットのゴム支承では4以上の形状係数にて設計しており道路橋用のゴム支承と形状は類似している。

以上より、平面形状及び形状係数が道路橋用のゴム支承と同等の設計としていることから、竜巻防護ネットのゴム支承は構造が道路橋用のゴム支承と類似しているものと判断できる。したがって、構造の観点から同規格の適用性は問題ない。

b. 材料要求

同規格において、鋼製材料及びゴム材料について、JISに規定されており、かつこれまでに十分な使用実績のある材料が示されている。竜巻防護ネットのゴム支承の材料は、天然ゴムやSS400、SM490であり、いずれの材料も同規格に示された材料を使用していることから、材料の観点から同規格の適用性は問題ない。

c. 物性値要求

同規格において、ゴム材料については、適用実績の多いゴム材料と物性値(G6～G14)が示されている。本設備に適用するゴム支承は規格に示されている物性値の範囲でG10を適用するため、物性値の観点で同規格の適用性に問題はない。

以上より、竜巻防護ネットのゴム支承は道路橋示方書、道路橋支承便覧の適用範囲に含まれていることを確認した。

(2) 検討用地震動

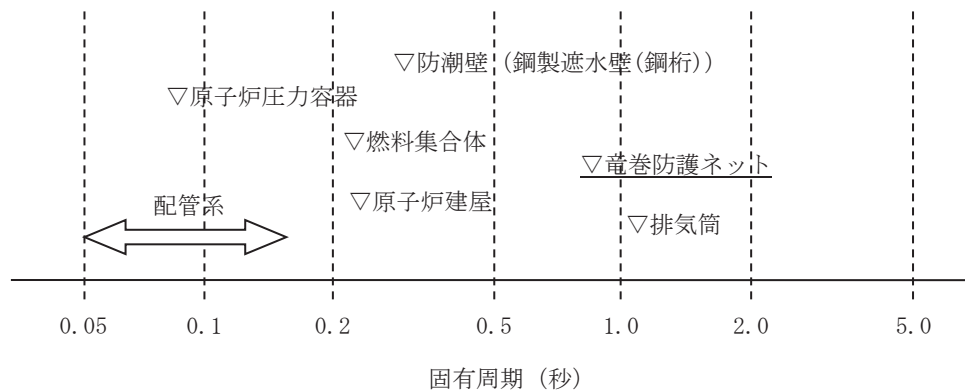
各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
2	検討用地震動	<u>基準地震動 S_s</u>	レベル2地震動	長周期成分を考慮した基準地震動 S_s 告示波（極稀）×1.5倍

竜巻防護ネットの支承部については、基準地震動 S_s による設計を行う。これは以下に示す2つの理由からである。

a. 竜巻防護ネットの固有周期

竜巻防護ネットの固有周期は1秒以下の設計としており、J E A G 4 6 1 4に記載の免震装置を適用する構造物の固有周期2~4秒に比べて剛側の設計である。なお、女川2号機の代表的な施設について固有周期を第1図に例示しているが、竜巻防護ネットも含めて概ね1秒以下の周期帯であることが分かる。



第1図 女川2号機における施設の固有周期の比較

b. 各規格の設計に適用する地震動の考え方

(a) 道路橋示方書，道路橋支承便覧

道路橋示方書，道路橋支承便覧においては、レベル2地震動での設計が規定されている一方で、「建設地点周辺における過去の地震情報，活断層情報，プレート境界で発生する地震の情報，地下構造に関する情報，建設地点の地盤条件に関する情報，既往の強震記録等を考慮して建設地点における設計地震動を適切に推定できる場合には、これに基づいて設計地震動を設定するものとする。」と規定されており、施設の設置場所を適切に考慮した設計用の地震動を設定することを認めている。

(b) J E A G 4 6 1 4

J E A G 4 6 1 4においては、免震型発電用原子炉施設では、地震応答に支配的な固有周期が2～4秒程度の範囲にあり、耐震型発電用原子炉施設（1秒以下）と比較してやや長周期帯域に存在することを踏まえて、長周期成分を考慮した基準地震動 S_s 及び必要に応じて告示波のうち極めて稀に発生する地震動の1.5倍を考慮するよう規定されている。

上記のとおり、竜巻防護ネットはJ E A G 4 6 1 4に記載の免震構造が有する固有周期2～4秒よりも短周期側で設計しており、更には道路橋示方書、道路橋支承便覧においては建設地点の情報を考慮して設計用の地震動を設定することが認められていることから、竜巻防護ネットの設計には女川の基準地震動 S_s が適用可能である。

(3) 荷重の組合せ

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備、部位	竜巻防護ネット		竜巻防護ネットの支承部
3	荷重の組合せ	<u>死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)</u>	<u>死荷重+地震荷重</u>	死荷重+地震荷重+外部荷重 (風, 積雪等)

規格の比較結果より、J E A G 4 6 0 1の荷重の組合せの考え方については、道路橋示方書、道路橋支承便覧及びJ E A G 4 6 1 4の荷重の組合せを包絡する条件となっていることを踏まえて、竜巻防護ネットにおいては、J E A G 4 6 0 1で規定されている「死荷重+地震荷重+外部荷重（風、積雪等）」を考慮した設計とする。この考え方はJ E A G 4 6 0 1、道路橋示方書、道路橋支承便覧及びJ E A G 4 6 1 4のいずれの規格においても規定されているものであり、包絡した条件となっていることから適用性について問題はない。

なお、風荷重については施設の構造を踏まえると、影響の程度が小さいことを確認しており、地震時に組合せを考慮する必要はないと判断した。風荷重による影響の確認結果は添付資料11に示す。

(4) 地震荷重（水平／鉛直）の組合せ

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

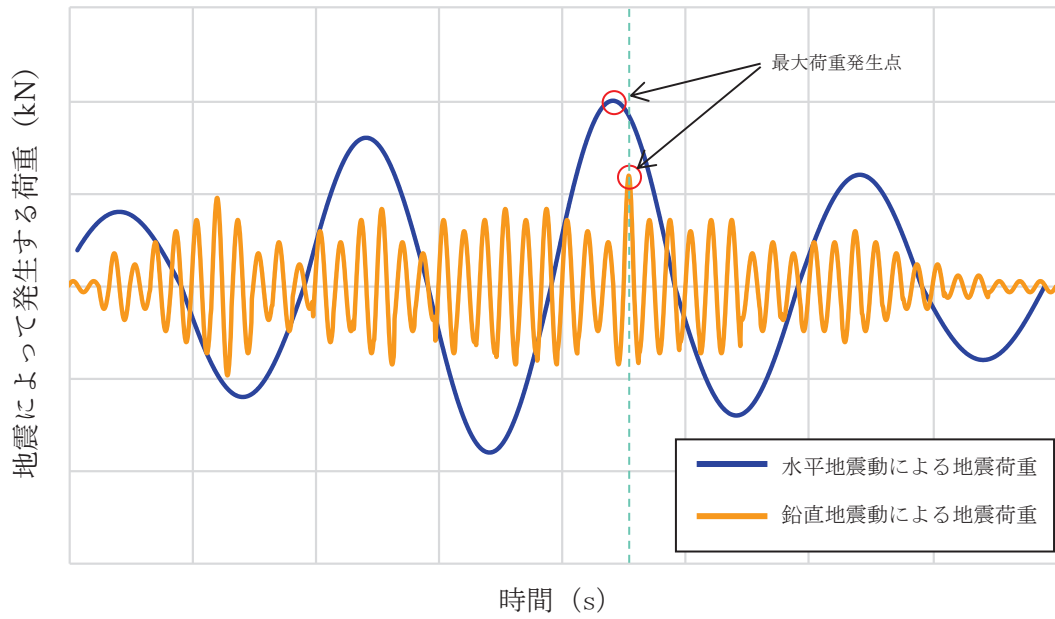
No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書， 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備，部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
4	地震荷重（水平／鉛直）の組合せ	SRSS，組合せ係数法，同時入力解析，代数和法	<u>SRSS</u>	[免震装置] 絶対和，同時入力解析，SRSS， 組合せ係数法，時刻歴和 [上部構造] 絶対和，同時入力解析

竜巻防護ネットの設計においては，地震荷重（水平／鉛直）の組合せ方法として鋼製部材，支承部ともにSRSS法を適用する。一方でJ E A G 4 6 1 4では免震型の原子炉施設に対する地震荷重の組合せ方法として，絶対和もしくは同時入力解析を適用することを基本としていることから，SRSS法の適用性について検討する。

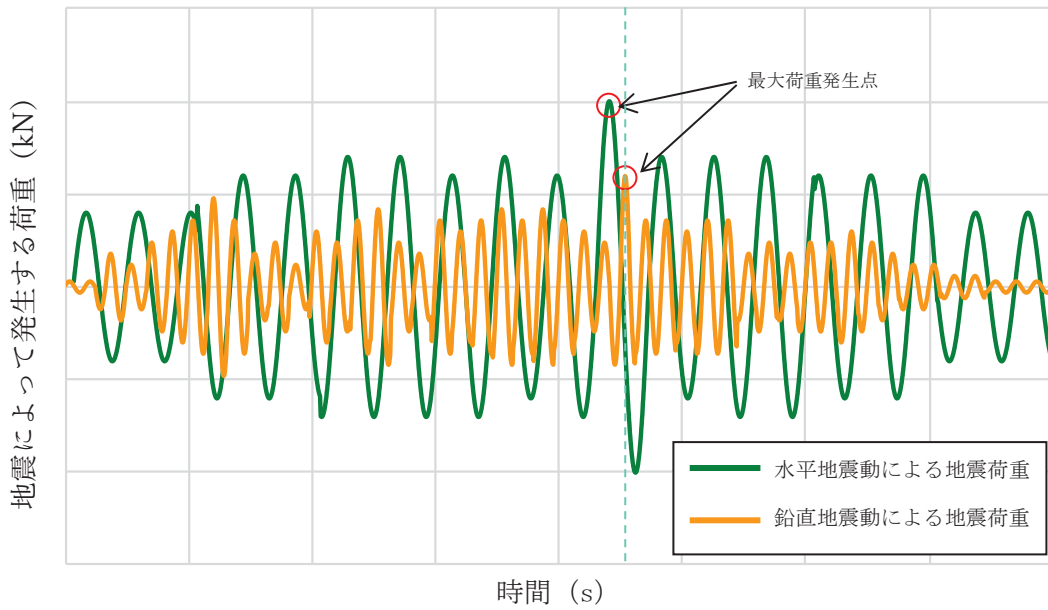
a. 水平及び鉛直方向の最大地震荷重の重畳について

J E A G 4 6 1 4で規定している免震型の原子炉施設については，水平方向の固有周期が2～4秒程度で設計され，長周期が卓越する応答を示すことから，水平の最大地震荷重と鉛直の最大地震荷重が重畳する可能性が比較的高くなることを考慮しての考え方である。地震荷重の重ね合わせの考え方のイメージを第2図に示す。水平方向が長周期であることから，地震時に水平地震動によって発生する荷重は比較的長い時間大きな荷重となっている。そのため鉛直地震動によって発生する最大荷重が水平地震動によって発生する最大荷重レベルと重畳する可能性は高くなる。

一方，竜巻防護ネットについては，道路橋用のゴム支承を適用し水平方向の固有周期を1秒以下となるように設計しており最大地震荷重が重畳する可能性は免震型の施設に比べて低くなる。同様のイメージを第3図に示す。水平地震動の周期が短くなっているため，それぞれの方向による最大地震荷重の発生時間が僅かに異なることで最大荷重の重畳は起こらないことから，最大荷重の重畳が発生する可能性は免震型の原子炉施設よりも低くなるのが分かる。



第 2 図 免震型の施設における水平地震動による地震荷重と鉛直地震動による地震荷重の重畳のイメージ (水平方向の固有周期が 4 秒の例)



第 3 図 竜巻防護ネットにおける水平地震動による地震荷重と鉛直地震動による地震荷重の重畳のイメージ (水平方向の固有周期 0.80s)

b. 各方向の地震荷重により部材に生じる応力について

方向別の地震荷重によって、竜巻防護ネットに発生する部材力及び反力の説明を第4図に示す。第4図に示す部材力及び反力は、各方向の地震荷重が作用したときにフレーム及び大梁を構成する部材に生じる主な応答成分とその発生位置を表している。

第4図(a)にはフレームに発生する応答成分を示している。フレームでは、全体X方向の地震荷重に対して、主桁に軸力 N が発生する他、ゴム支承に反力 F_x が生じる。全体Y方向の地震荷重に対しては、トラスを構成する主桁、ブレース及び横補強材には軸力 N が発生し、トラスを構成していない主桁にはZ軸周りの曲げモーメント M_z とY軸方向のせん断力 Q_y が生じる。ゴム支承及び可動支承には反力 F_y が生じる。全体Z方向の地震荷重に対して、主桁はY軸周りの曲げモーメント M_y とZ軸方向のせん断力 Q_z が発生して、ゴム支承及び可動支承には反力 F_z が生じる。

第4図(c)には大梁に発生する応答成分を示している。大梁では、全体X方向の地震荷重に対して、Z軸周りの曲げモーメント M_z とX軸方向のせん断力 Q_x が発生し、ゴム支承にはX方向の反力 F_x が生じる。全体Y方向の地震荷重に対して、大梁に軸力 N が発生してゴム支承には反力 F_y が生じる。全体Z方向の地震荷重に対して、X軸周りの曲げモーメント M_x とZ軸方向のせん断力 Q_z が発生し、ゴム支承には反力 F_z が生じる。

第4図(b)には、(a)で示した応答成分が発生するフレーム断面を図示しているが、3方向の地震荷重によって発生する応答成分はそれぞれ異なる方向に発生しており、せん断力や曲げモーメントを主に負担する強軸の部材が異なることから、3方向の地震による荷重成分が重畳していないことが分かる。

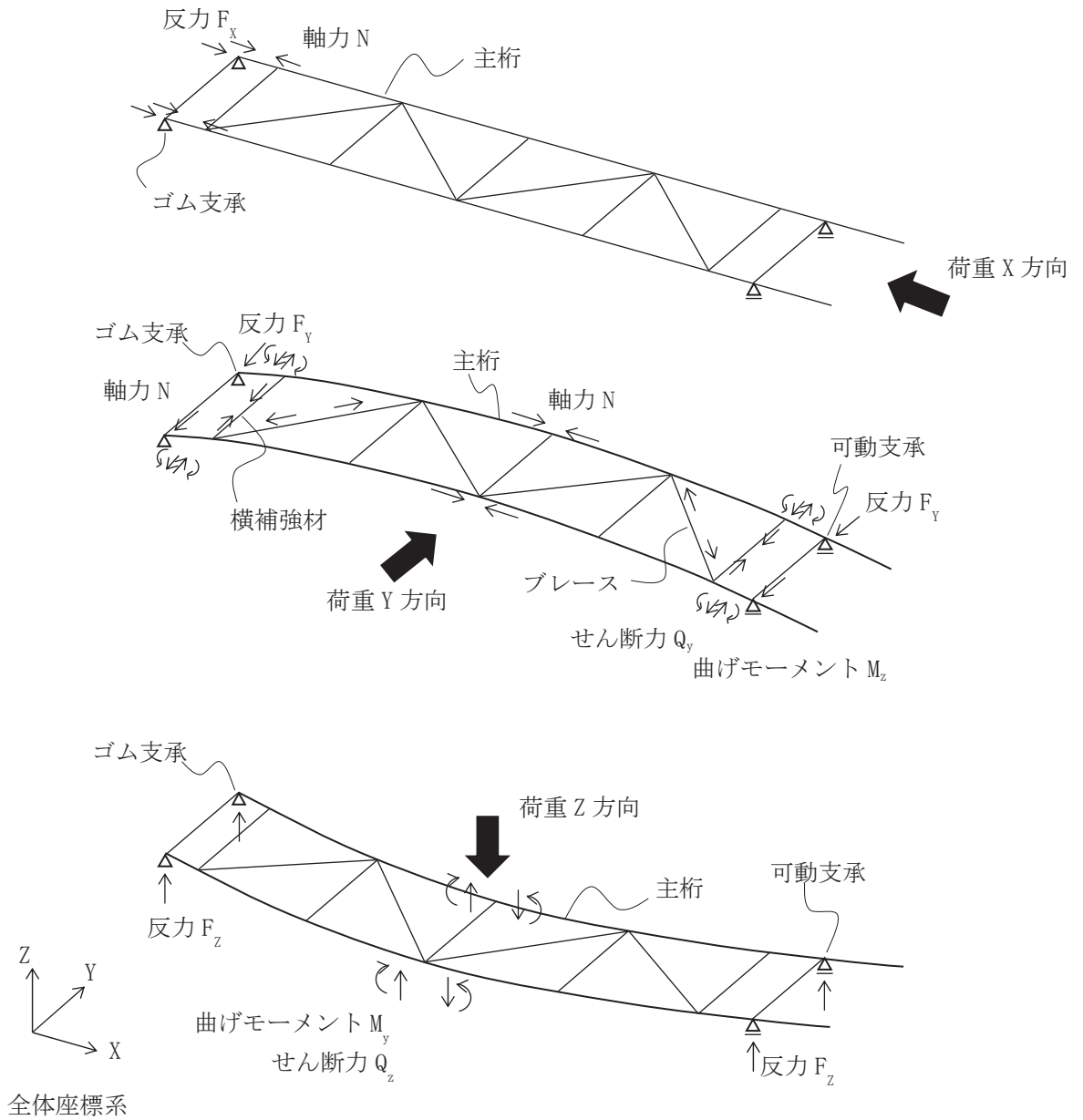
第4図(d)には、(c)で示した応答成分が発生する大梁断面を図示しているが、3方向の地震荷重によって発生する応答成分はそれぞれ異なる方向に発生しており、せん断力や曲げモーメントを主に負担する強軸の部材が異なることから、3方向の地震による荷重成分が重畳していないことが分かる。

以上より、フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっており、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組合せ方法（SRSS 又は絶対和）の違いによる影響は小さい。

a項に示すとおり、竜巻防護ネットにおいては水平方向地震と鉛直方向地震による最大荷重発生タイミングが重畳する可能性は低いことからSRSS法を適用している。また、b項において、各方向の地震によって部材に発生する応力について検討した結果から、それぞれ応答成分が負荷する断面が異なっているため最大発生荷重のタイミングが重畳した場合においても、応力評価に及ぼす影響は小さい。

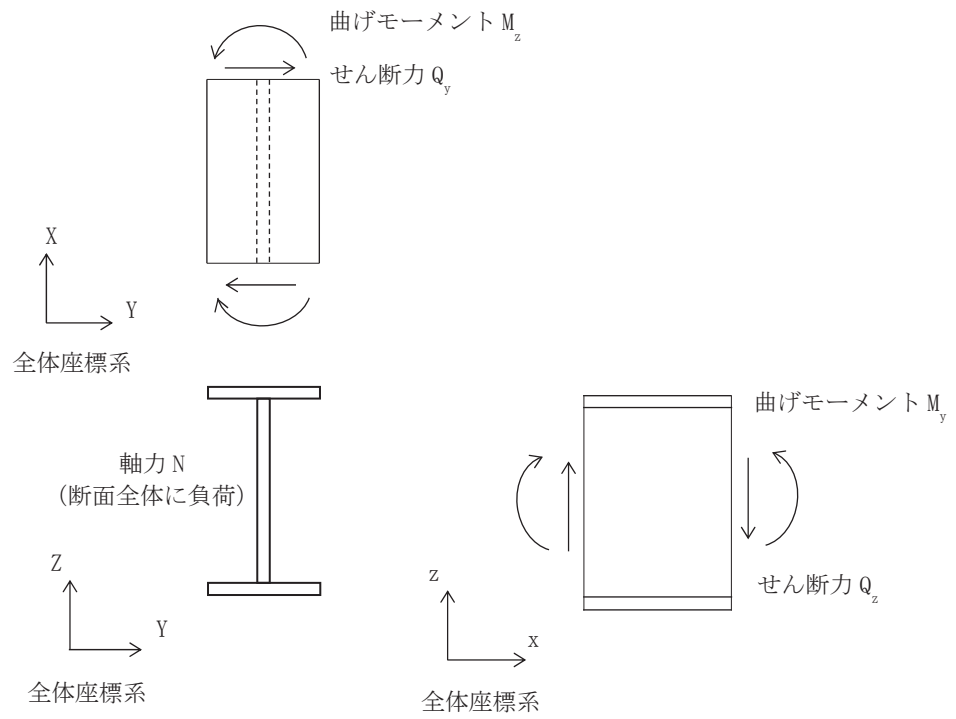
以上の検討結果より、竜巻防護ネットの耐震評価において地震荷重の評価の組合せにSRSS法を適用することは妥当である。

なお、SRSS 法を適用することの妥当性確認については、添付資料 11 に詳細を示す。



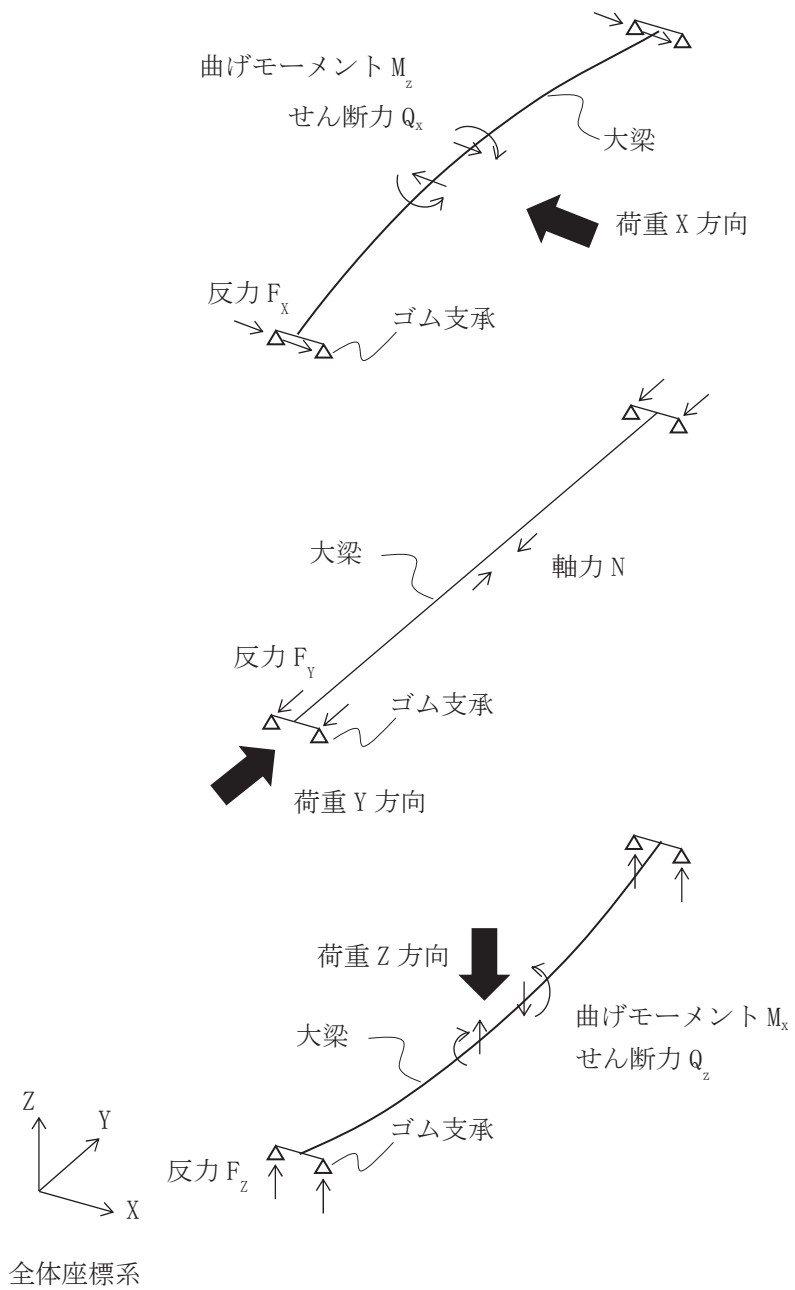
(a) フレームに発生する主な応答成分

第 4 図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (1/4)



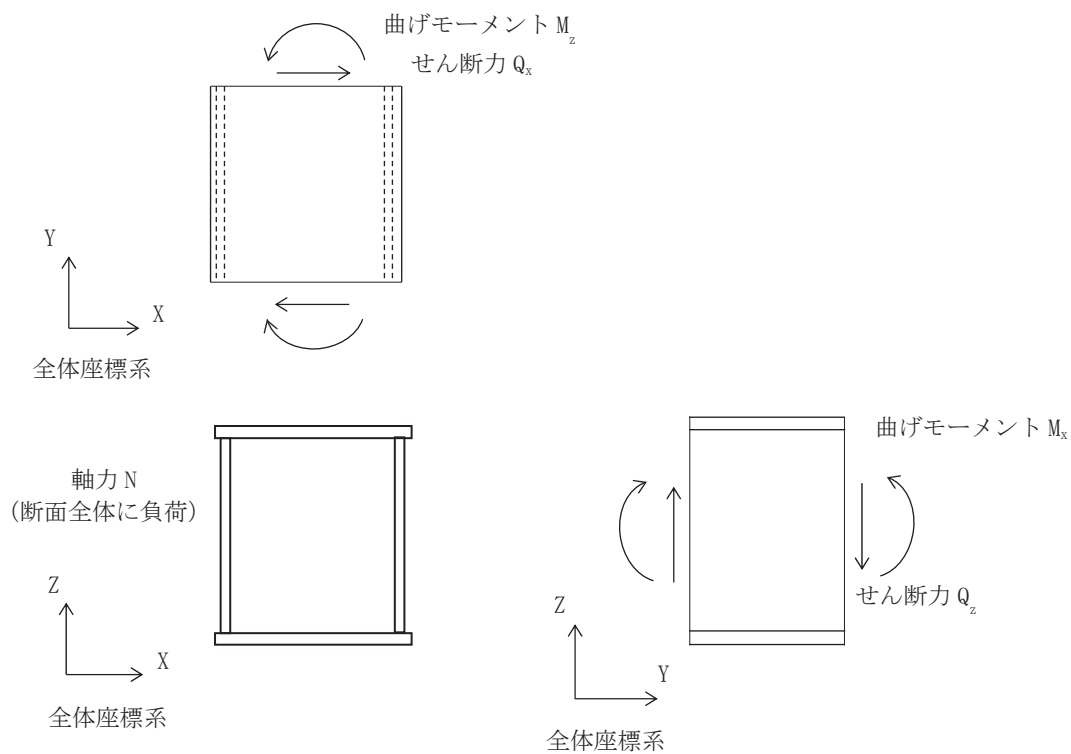
(b) フレーム（主桁）に発生する応答成分と負荷断面

第4図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (2/4)



(c) 大梁に発生する主な応答成分

第 4 図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (3/4)



(d) 大梁に発生する応答成分と負荷断面

第4図 地震方向別の応答成分及び発生位置 (4/4)

(5) 地震力の種類

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
5	地震力の種類	<u>動的地震力と静的地震力</u>	<u>動的地震力</u>	動的地震力と静的地震力

竜巻防護ネットの耐震評価では、地震力として動的地震力を適用する。これは、竜巻防護ネットに要求される機能が波及的影響防止であり、基準地震動 S_s 発生時に損傷、落下することで上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対して影響を及ぼさないことを確認することであることから基準地震動 S_s による動的地震力を適用するものである。

動的地震力の適用については J E A G 4 6 0 1、道路橋示方書、道路橋支承便覧及び J E A G 4 6 1 4 のいずれの規格においても規定されているものであり、適用性について問題はない。

(6) 地震応答解析法

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
6	地震応答解析法	時刻歴応答解析又は <u>スペクトルモーダル解析</u>	時刻歴応答解析又は <u>スペクトルモーダル解析</u>	時刻歴応答解析

竜巻防護ネットの設計においては、スペクトルモーダル解析を適用する。これは以下に示す設計上の配慮から同手法を選定しているものである。

- ▶ スペクトルモーダル解析の場合、周期方向の拡幅により、地震応答解析等の不確かさを設計の保守性として簡便に取り込むことができる。
- ▶ 地震応答を複数包絡して設計を行うことができるため、保守的かつ簡便に評価が可能。

設備評価においては入力地震動の不確かさに対する保守性の考慮や複数ある基準地震動 S_s に対する網羅的な評価が必要であることから、設計の簡便性も考慮した上で適用している。

一方、J E A G 4 6 1 4 に規定される免震型の原子炉施設については時刻歴応答解析を実施するよう規定されていることから、スペクトルモーダル解析の適用性について検討する。

(a) 規格の要求について

J E A G 4 6 0 1 については、鋼製で製作された剛性の高い設備に対して、スペクトルモーダル解析又は時刻歴応答解析を適用するよう規定しているものである。そのため、J E A G 4 6 0 1 で規定されていないゴム支承を採用している竜巻防護ネットについては、解析手法の選定において道路橋示方書、道路橋支承便覧も適用している。道路橋示方書、道路橋支承便覧においては支承の特性を考慮して等価線形でモデル化することも可能であると規定している。また、竜巻防護ネットに適用する水平力分散型ゴム支承についても、設計で用いる範囲では線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。

一方、J E A G 4 6 1 4 においては免震装置を適用した施設の設計に適用する規格であることから、鉛プラグ入り積層ゴムや高減衰積層ゴムもしくはダンパの設置などで、大きな減衰効果に期待する装置構成になっていることから、免震装置は非線形な挙動を示すこととなるため時刻歴応答解析の適用が基本となっている。J E A G 4 6 1 4 には「免震装置として、荷重－変形関係に非線形性を有するものが用いられる場合の地震応答解析には、原則として J E A G 4 6 0 1 に記載されているモーダル解析法（スペクトル、時刻歴）、周波数応答解析法等のような振動系の線形性を前提とした解析手法は適用が難しい。このため地震応答解析は、以下に示す構造物等の非線形特性を踏まえた直接積分法による時刻歴応答解析によることを原則とする」と記載されており、時刻歴応答解析の適用は免震装置が非線形性を有することから要求しているものである。

(b) 竜巻防護ネットの設計状況について

竜巻防護ネットのゴム支承は、水平分散型ゴム支承であり、ゴムの剛性が大きく、ゴム支承の荷重－変位特性については、ほぼ線形の挙動を示す設計となっている。このゴム支承の物性については、各種物性試験を実施しており添付資料 6 に示すとおり、設計に適用しているようなほぼ線形の挙動になっていることを確認している。さらには、実製品を作成した後に、物性確認試験を実施し設計で適用している物性と同様な特性であることを確認する。

また、可動支承については、1 方向に自由に可動することが可能な設計としているが、可動支承を設置するフレームについては反対側にゴム支承を配置していることから地震時の挙動はゴム支承の変形挙動が支配的になる設計となっており、非線形な挙動を示すことはない。

以上のように、規格の要求としては、非線形を有する設備の設計にあたっては時刻歴応答解析を適用することを基本としているが、設備全体として線形挙動を示すものであれば、線形の時刻歴応答解析又はスペクトルモーダル解析を適用することができるとしており、竜巻防護ネットはモデル全体で線形挙動を示すためスペクトルモーダル解析の適用は妥当である。

なお、スペクトルモーダル解析を適用することの妥当性については、添付資料 11 に詳細を示す。

(7) 支承の不確かさの考慮

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
7	支承の不確かさの考慮	—	—	<u>免震装置については、特性のばらつき、経年劣化、温度変化の不確かさを考慮</u>

ゴム材料を使用している、ゴム支承部については環境条件等による物性の変化が大きいことが一般的に知られていることから、竜巻防護ネットのゴム支承の不確かさを考慮した設計を行う。

しかし、J E A G 4 6 0 1 及び道路橋示方書、道路橋支承便覧には支承の不確かさの検討方法について特記されていないことから、J E A G 4 6 1 4 を参考に検討を実施している。J E A G 4 6 1 4 には「特性のばらつき」、「経年変化」、「温度変化」の 3 要因を考慮するよう規定されている。この情報を参考に、各種要因がゴム材料の物性に対して及ぼす影響の程度を確認するため、水平方向は添付資料 6 に示すとおり各種物性試験を実施しており、ゴム材料の不確かさの影響が大きい要因として以下の①～④の 4 つの要因を設計に反映することとした。また、鉛直方向についても添付資料 12 に示すとおり各種物性試験を実施しており、ゴム材料の不確かさの影響が大きい要因として、以下の①～⑥の 6 つの要因を設計に反映することとした。

- ①製品誤差
- ②経年変化
- ③温度変化
- ④繰返し変位の影響
- ⑤せん断ひずみの影響
- ⑥ゴムの変形速度変化

不確かさの反映方法としては、各要因の物性のばらつきをプラス側とマイナス側でそれぞれ重畳させて最大でのばらつきを想定し、物性が大きく変動している状況においても耐震性が確保されることを確認する。せん断方向の具体的な内容は添付資料 6 に、鉛直方向の具体的な内容は添付資料 12 に示している。

(8) 減衰定数

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料2の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
8	減衰定数	<u>機器種別ごとに異なる</u>	<u>使用するゴム支承の特性を考慮して設定</u>	免震装置の特性を考慮して設定するように要求

道路橋示方書、道路橋支承便覧や J E A G 4 6 1 4 においては、ゴム支承や免震装置に対して、その特性を考慮して適切に設定するよう要求されている。そこで竜巻防護ネットについては以下の考え方にに基づき、減衰定数として水平 4.0%、鉛直 2.0%を適用している。

鉛直方向については、竜巻防護ネットがボルト構造物であり、ゴム支承の剛性も高いことから、J E A G 4 6 0 1 に基づき 2.0%と設定している。一方、水平方向については、固有値解析結果より水平方向の主要モードにおいては 4.3%以上のモード減衰定数が得られることを確認していることから、保守性を考慮して 4.0%の設定としている。固有値解析では、各構造要素に減衰定数を設定（鋼製部材 2.0%、ゴム支承 4.5%*）し、振動モードごとの減衰定数をひずみエネルギー比例型減衰法により求める。なお、ひずみエネルギー比例型減衰法は、構造物を構成する各構造要素で異なる減衰定数を設定した場合に、各次の振動モードの減衰定数をひずみエネルギーを重みとしてつけた加重平均として与えるものである。つまり、ひずみエネルギー比例型減衰法を適用することで、耐震評価において考慮するすべての振動モードの減衰定数を踏まえた設定とすることができる。ひずみエネルギー比例型減衰法の減衰は以下の式により算出される。

$$h_i = \frac{\sum_{j=1}^n c_j x_i^t k_j x_i}{\sum_{j=1}^n x_i^t k_j x_i} = \frac{\sum_{j=1}^n c_j x_i^t k_j x_i}{x_i^t K x_i}$$

ここで、

k_j : 各要素の剛性マトリクス

c_j : 各要素の減衰定数

K : 構造全体の剛性マトリクス

x_i : i 次のモード

本条件で実施した固有値解析結果については第 1 表に示すとおり、水平方向の主要モードでは全て 4.3%以上のモード減衰が得られていることが分かる。この結果を踏まえて、竜巻防護ネットの耐震評価に適用する減衰定数としては保守性を踏まえて一律に水平 4.0%と設定している。

*： ゴム支承の各種依存性を考慮した試験結果において全て5.0%以上の減衰定数が得られていることから（添付資料6第9図参照）、保守的に試験結果の下限値を0.5%単位に切り下げ、4.5%の減衰定数を設定した。

なお、実機に使用するゴム支承については、製造後、物性試験を実施し水平方向の減衰効果が設計を上回っていることを確認することから減衰定数の適用性に問題はない。

第1表 固有値解析結果

次数	振動数 (Hz)	周期T (s)	刺激係数			有効質量比			減衰定数 h	備考
			β_x	β_y	β_z	X	Y	Z		
1	1.257	0.795	0.000	1.275	0.000	0.0%	81.6%	0.0%	0.0449	大梁 水平Y方向 1次
2	1.461	0.685	1.003	0.000	0.000	42.4%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
3	1.461	0.684	0.000	-0.050	0.000	0.0%	0.1%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
4	1.521	0.658	1.002	0.000	0.000	39.1%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が同位相)
5	1.521	0.658	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
6	2.146	0.466	1.051	0.000	0.000	18.5%	0.0%	0.0%	0.0435	大梁 水平X方向 1次
7	2.549	0.392	-0.017	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
8	2.582	0.387	0.000	0.532	0.000	0.0%	2.4%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
9	2.648	0.378	0.001	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0437	フレーム(FR2,FR3) 水平Y方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
10	2.712	0.369	0.000	0.991	0.000	0.0%	15.8%	0.0%	0.0438	フレーム(全体) 水平Y方向 1次
11	3.294	0.304	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	大梁 水平X方向 2次
12	3.410	0.293	0.000	0.000	1.461	0.0%	0.0%	49.2%	0.0203	大梁 鉛直Z方向 1次
13	4.004	0.250	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが逆位相)
14	4.008	0.250	0.000	0.000	1.441	0.0%	0.0%	19.4%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが同位相)
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	

※着色したモードは水平方向の変形モードを示す。

(9) 強度評価方法及び許容限界

各規格を比較した結果は以下のとおり（添付資料 2 の再掲）。竜巻防護ネットの支承部の設計には下線の設計手法を適用する。

No	規格	J E A G 4 6 0 1	道路橋示方書, 道路橋支承便覧	J E A G 4 6 1 4
	対象設備, 部位	竜巻防護ネット	竜巻防護ネットの支承部	原子力発電所の免震構造施設
9	強度評価方法	<u>「その他支持構造物」に該当 (鋼製部材)</u>	<u>ゴム支承に該当 (詳細は添付資料 2 参照)</u>	免震装置以外は JEAG4601 と同等 (免震装置の詳細は添付資料 2 参照)
10	許容限界			

竜巻防護ネットの鋼製部材については、J E A G 4 6 0 1 を適用した設計を実施していることから、強度評価及び許容限界についても J E A G 4 6 0 1 の規定に従って設計する。

ゴム支承の設計については、道路橋示方書、道路橋支承便覧に基づいて設計を実施する。道路橋示方書、道路橋支承便覧で定められている強度評価方法及び許容限界は、道路橋用のゴム支承に対する既往の試験結果に基づき安全率を考慮して設定されたものである。

引張応力は、既往の引張破断試験結果の下限値に対して 2.5 倍の安全余裕を考慮した許容限界を設定している（評価式は添付資料 2 に示す。）。

せん断ひずみは、既往のせん断変形性能試験を基に水平荷重-水平変位の関係が安定した特性を示す範囲であり、せん断破壊に対して必要な安全性が確保されるように道路橋示方書、道路橋支承便覧で設定された値 250%を使用するが、今回使用するゴム支承と同種の試験体を製作し、経年変化も考慮したせん断変形性能試験を実施して、添付資料 6 に示すとおり 350%を超える破断ひずみを確認しているため、同規格の許容限界である 250%を使用することが妥当である。

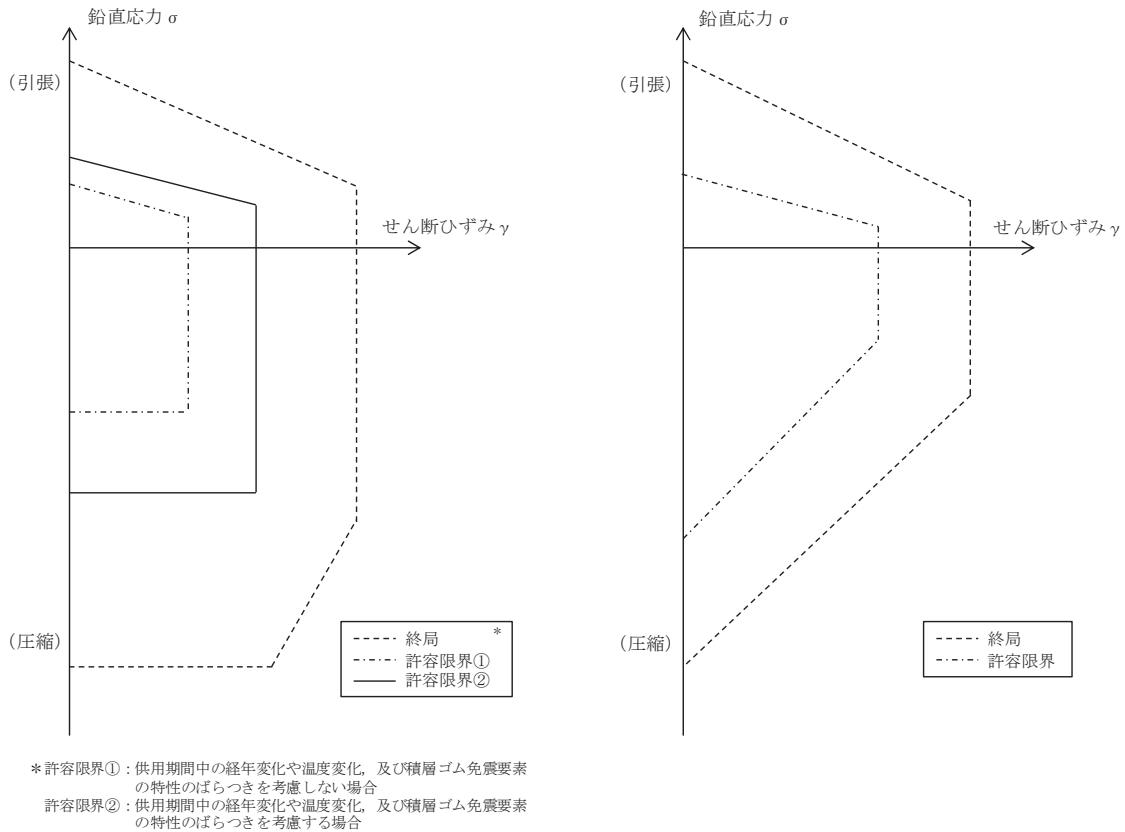
圧縮応力は、既往の検討に基づいて設定された座屈安定性の許容限界には 1.5 倍の安全率を考慮している。なお、竜巻防護ネットの設計において、圧縮応力に関しては作用する鉛直荷重が小さいことから評価結果には十分に余裕がある。

上記のとおり、道路橋示方書、道路橋支承便覧に規定されている強度評価方法及び許容限界は既往の知見に基づいて安全率を考慮した上で設定しているものであり、適用性に問題はないが、J E A G 4 6 1 4 の規定内容と比較して妥当性について検証する。

道路橋示方書、道路橋支承便覧の規定と J E A G 4 6 1 4 はそれぞれ使用目的が異なる支承に対する規定であり、安全率の設定方法も異なることから単純な比較は難しいが、その許容体系の考え方について、イメージを比較した図を第 5 図に示す。図に示すとおり、双方の規格ともにせん断ひずみと軸方向の応力が重畳して負荷した場合に許容される範囲を規定するような許容体系になっており、その考え方は類似している。さらに、どちらの規格も損傷限界まで十分な安全率を考慮した設定になっていることが分かる。

また、J E A G 4 6 1 4 については免震ゴムのばらつきを考慮する場合としな

い場合で許容限界の使い分けがなされているが、道路橋示方書、道路橋支承便覧については同様の考え方にはなっておらず終局に対して安全率を設定した許容限界となっている。そのため竜巻防護ネットの設計においては、ゴム支承のばらつきについて設計ケースとして考慮し、本許容限界内に収まることを確認する方針である（詳細は添付資料6参照）。



(a) J E A G 4 6 1 4

(b) 道路橋示方書、道路橋支承便覧

第5図 J E A G 4 6 1 4 及び道路橋示方書、道路橋支承便覧における許容体系のイメージ図

以上の検討結果より、道路橋示方書、道路橋支承便覧の強度評価方法及び許容限界については、以下の理由により適用性に問題はない。

- ・ 既往の知見に基づき安全率を考慮して設定している
- ・ 竜巻防護ネットのゴム支承と同種の試験体を使用した物性試験から、せん断ひずみについて妥当性を確認している
- ・ J E A G 4 6 1 4 と比較した結果、鉛直荷重及びせん断ひずみを同時に考慮した類似の設計体系になっている

2. 適用性の検討結果

1 章にて、竜巻防護ネットの耐震設計に適用する各項目の妥当性、適用性について検証した結果、いずれの項目についても適切な考え方に基づいて設定されていることが確認できたことから、道路橋示方書、道路橋支承便覧は竜巻防護ネットの設計に適用可能である。

なお、スペクトルモーダル解析法の適用及び地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用については、適用性の検討を補完する目的で、定量的な影響検討を実施した。検討結果については添付資料 11 に詳細を示す。

基準地震動 S_s の適用性及び減衰定数の妥当性

1. はじめに

本資料では、竜巻防護ネットに適用する設計用床応答スペクトルと固有値解析結果についてまとめる。竜巻防護ネットの設計には、原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1）に基づいて基準地震動 S_s を適用し、水平方向の地震応答解析に適用する減衰定数としてはゴム支承の減衰を考慮して 4.0% を適用している。本資料では固有値解析の結果を踏まえた、基準地震動 S_s の適用性及び水平方向の地震応答解析に適用する減衰定数 4.0% の妥当性を示すと共に、設計用床応答スペクトルと固有周期の関係や各固有周期の特徴について整理するものである。

2. 基準地震動 S_s の適用性

竜巻防護ネットの耐震設計に適用している基準地震動 S_s について、解放基盤表面で定義される基準地震動 S_s の応答スペクトル及び竜巻防護ネットの耐震設計に適用する設計用床応答スペクトル(周期軸±10%拡幅)を第1図及び第2図に示す。床応答スペクトルの図中にはフレーム及び大梁の主要な振動モードの固有周期を縦破線で示す。また、固有値解析結果を第1表に示す。

竜巻防護ネットの耐震設計に適用する地震動の考え方は、添付資料3に示すとおり、原子力発電所免震構造設計技術指針（J E A G 4 6 1 4 -2013）に記載されている免震の一般的な固有周期の範囲である2~4秒に比べ、十分に短周期側である1秒以下の固有周期となることから、原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1）に基づき、基準地震動 S_s を適用しているものである。第1表に示す固有値解析結果から竜巻防護ネットの1次モードは0.795秒（大梁、水平Y方向）であり、免震構造に比べて十分に剛側の設計となっていることが確認できている。

以上より、竜巻防護ネットの耐震設計には基準地震動 S_s が適用可能である。

3. 水平方向の地震応答解析に適用する減衰定数 4.0% の妥当性

竜巻防護ネットの耐震設計において水平方向の地震応答解析に適用する減衰定数は4.0%と設定しているが、その考え方については以下のとおりである。

竜巻防護ネットに採用するゴム支承については、各種依存性試験を実施しており、この結果からゴム支承単体での減衰定数が算出されている。添付資料6の第9図に結果を示しているが、いずれの条件においても5.0%以上の減衰定数が確認されている。そこで、ゴム支承単体の減衰を保守的に4.5%、その他の鋼製部材の減衰を2.0%と設定しひずみエネルギー比例型減衰法によってモード減衰を算出した。結果は第1表に示すとおりであり、全ての水平方向卓越モードにおいて減衰は4.3%以上であること

が確認できたため、竜巻防護ネットの耐震設計においては保守的に一律 4.0%と設定している。

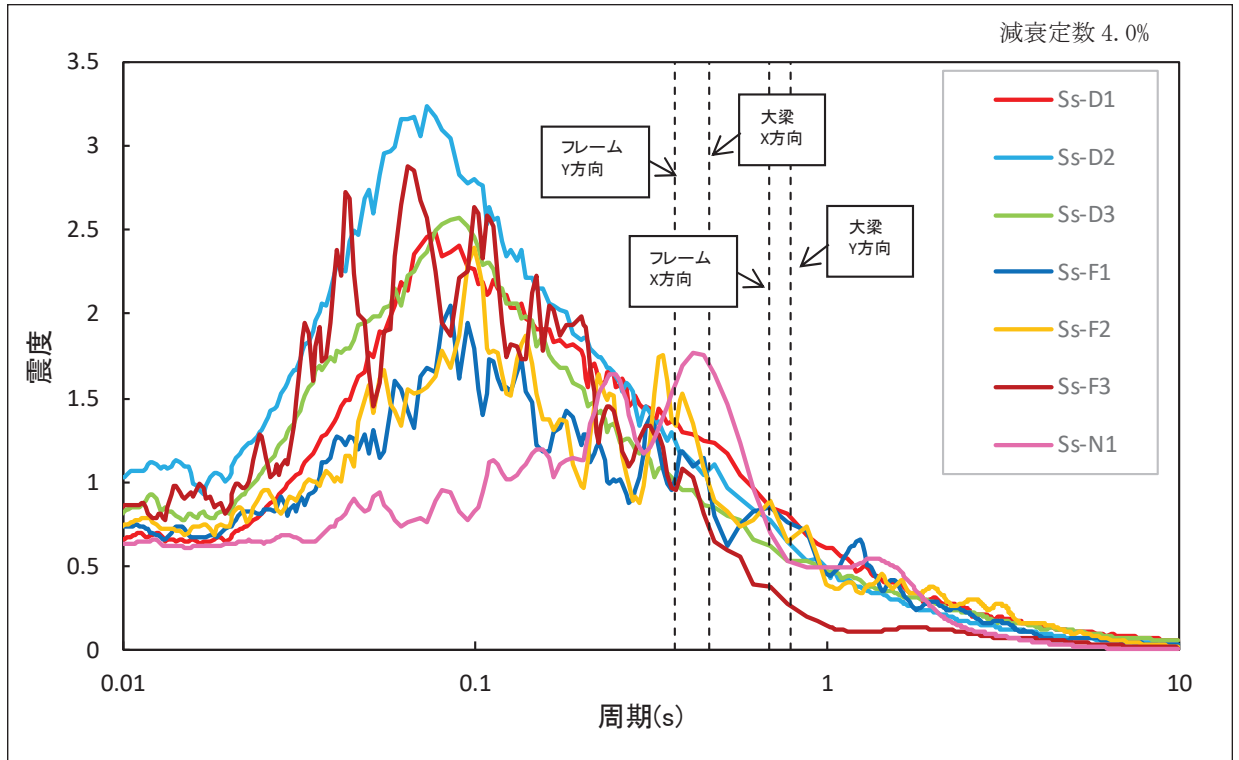
上記のとおり、減衰定数 4.0%については試験結果や解析結果を踏まえて保守性も考慮した上で設定しているものである。

4. 各固有周期の特徴

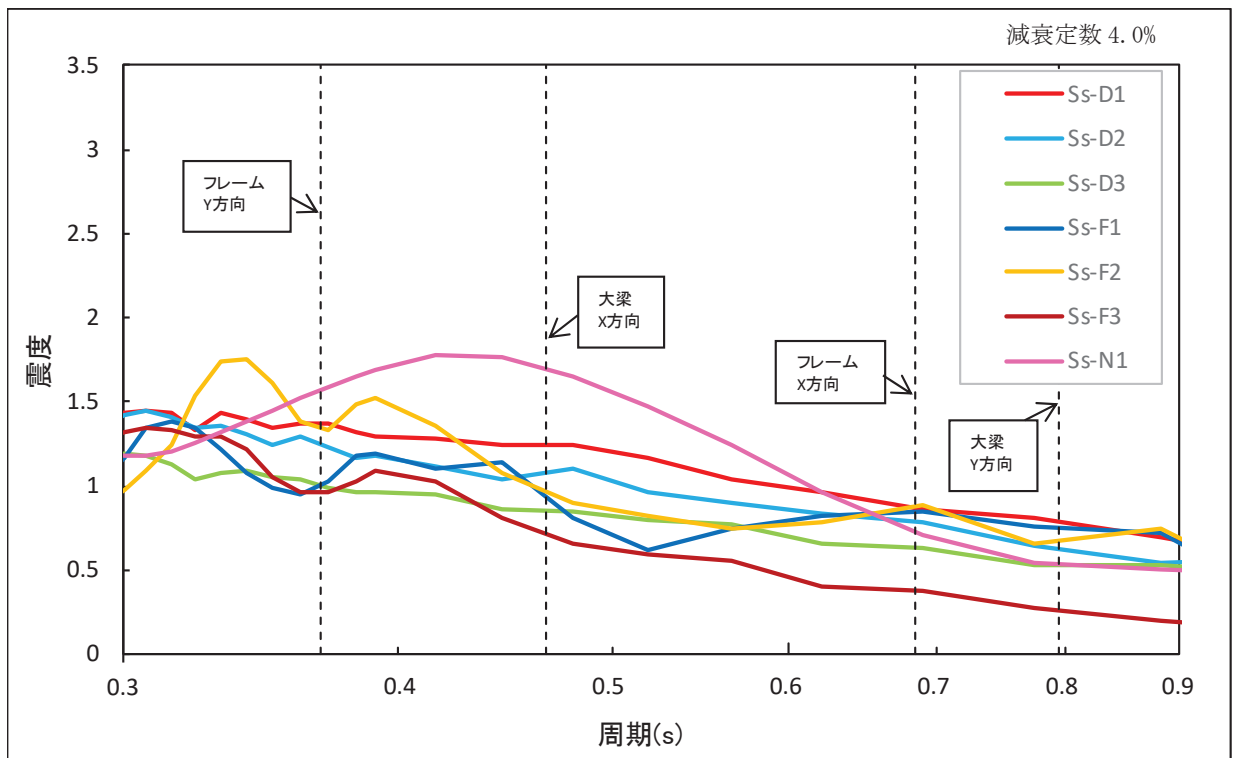
第3図に示す竜巻防護ネットの各モードの特徴について以下にまとめる。

- 1次モード：大梁がY方向に変形するモード
- 2次モード：中央のフレーム（FR2,3）と両端のフレーム（FR1,4）は防護板設置の関係上形状が異なる。両端のフレーム（FR1,4）が中央のフレーム（FR2,3）よりも質量が大きいため、FR1,4のみがX方向に変形するモード
- 3次モード：2次モードの逆位相モード
- 4次モード：FR2,3がFR1,4よりも質量が小さいため、FR2,3のみがX方向に変形するモード
- 5次モード：4次モードの逆位相モード
- 6次モード：大梁がX方向に変形するモード
- 7次モード：FR1,4が逆位相でY方向に変形するモード
- 8次モード：FR1,4がY方向に変形するモード
- 9次モード：FR2,3が逆位相でY方向に変形するモード
- 10次モード：全フレームがY方向に変形するモード
- 11次モード：大梁が逆位相でX方向に変形するモード
- 12次モード：大梁がZ方向に変形するモード
- 13次モード：主桁（G1R, G4L）が逆位相でZ方向に変形するモード
- 14次モード：13次モードの同位相モード

(1) 基準地震動 S_s の応答スペクトル

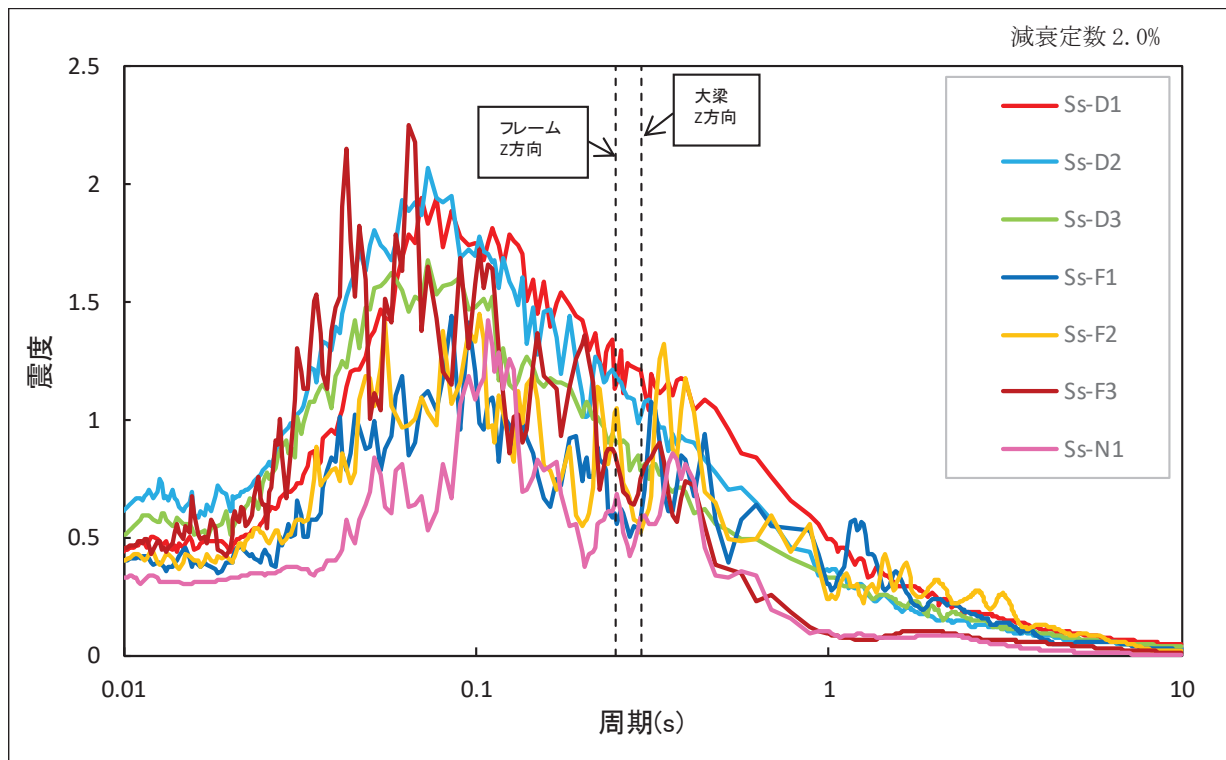


(a) 水平方向 減衰定数 4.0% 全体表示

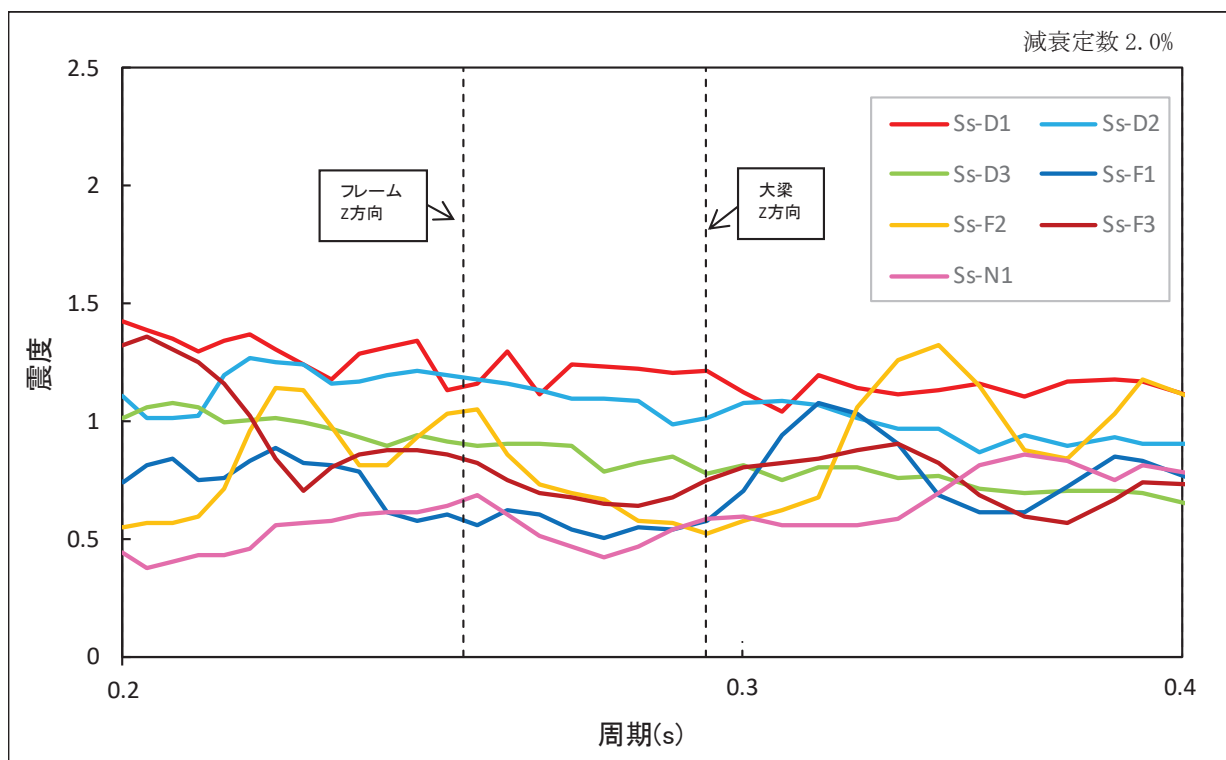


(b) 水平方向 減衰定数 4.0% 拡大表示

第 1 図 基準地震動 S_s の応答スペクトル図 (1/2)



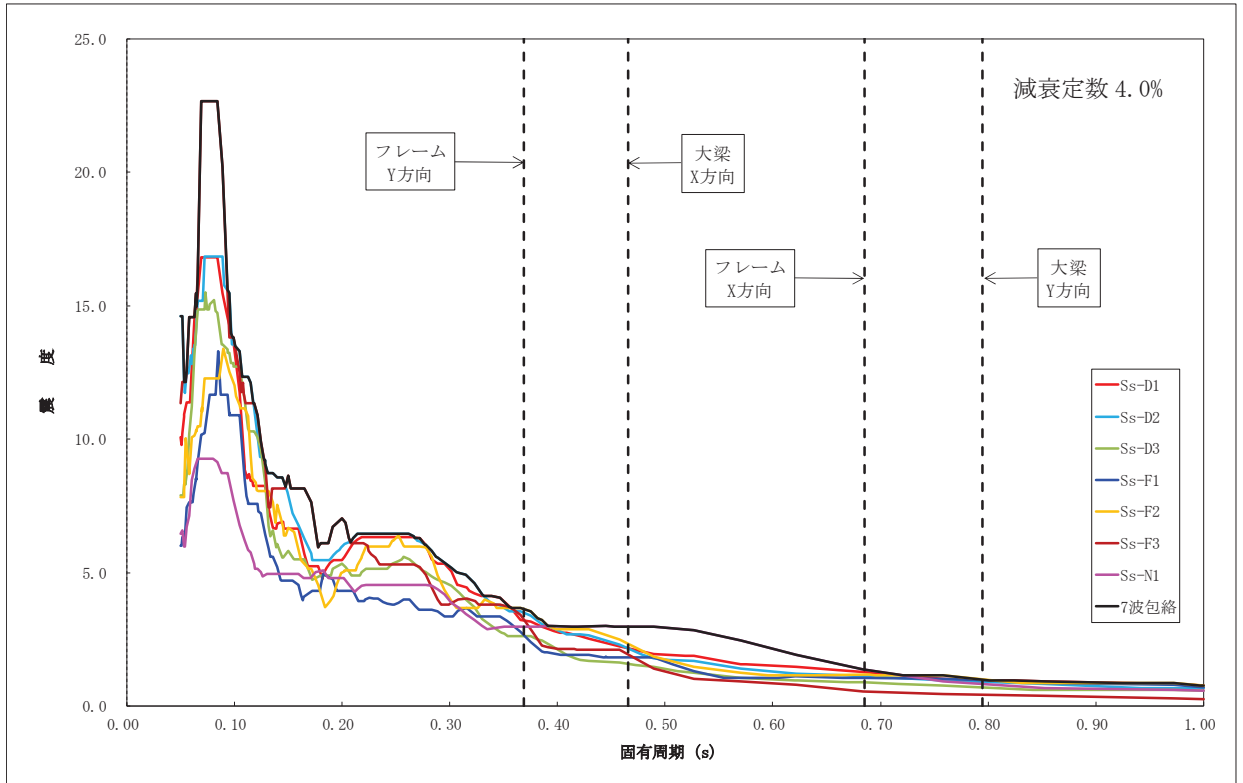
(c) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 全体表示



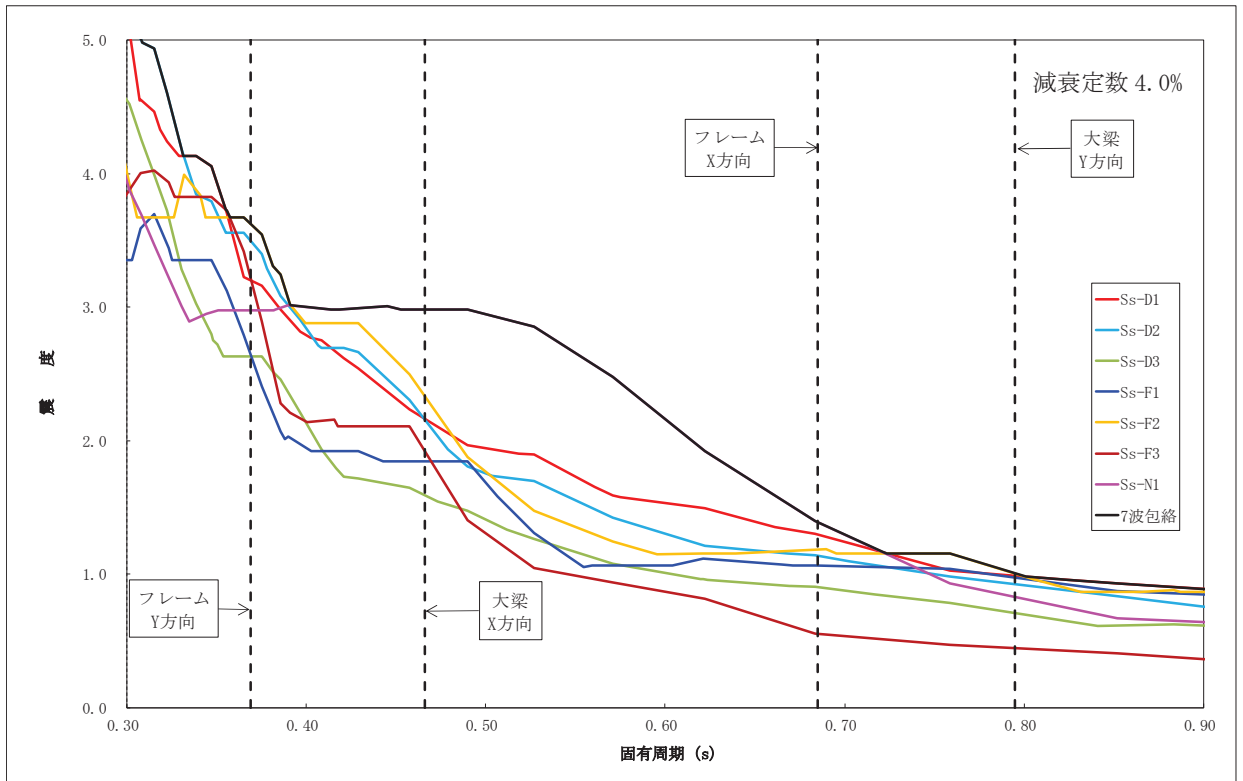
(d) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 拡大表示

第 1 図 基準地震動 S s の応答スペクトル図 (2/2)

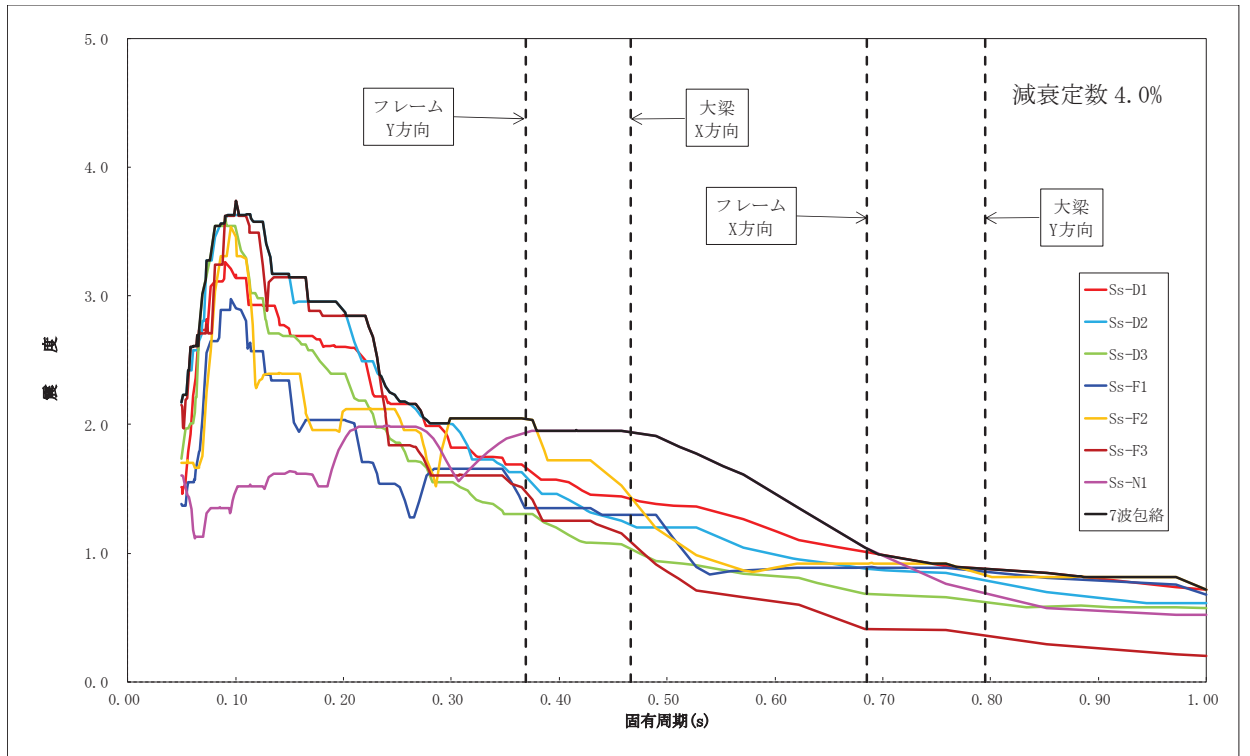
(2) 設計用床応答スペクトル



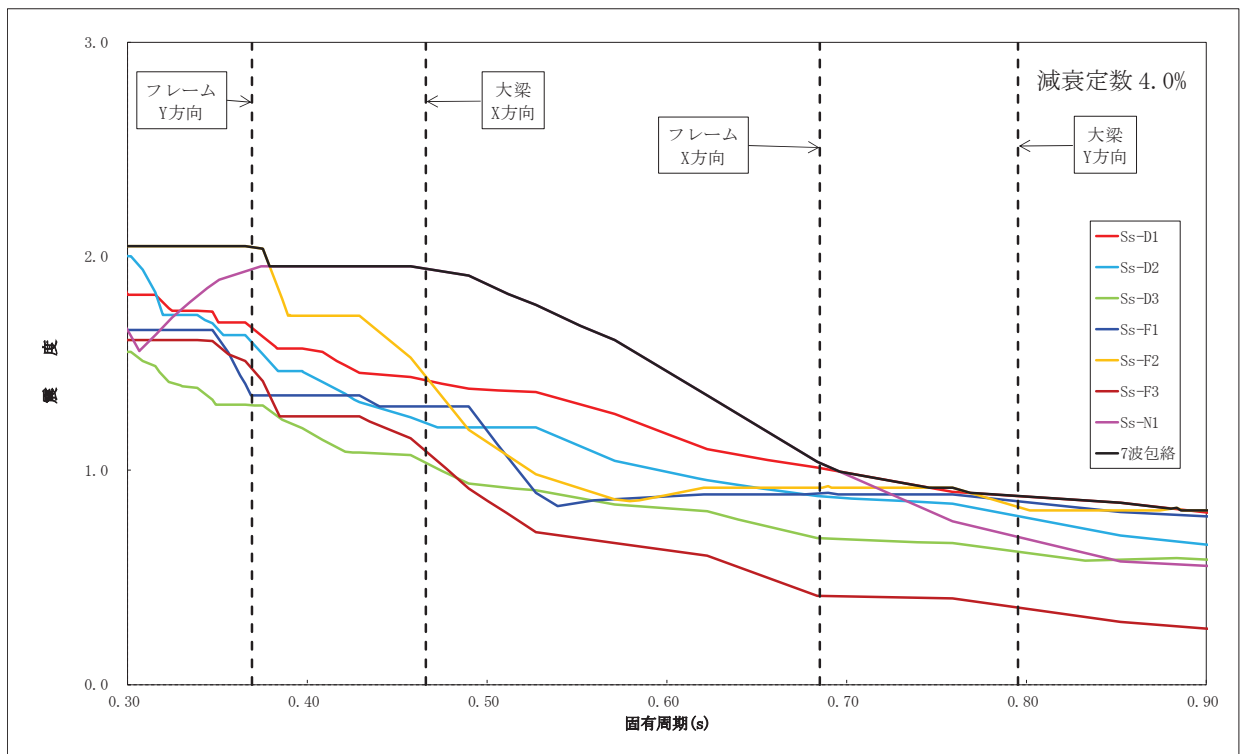
(a) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0% 全体表示



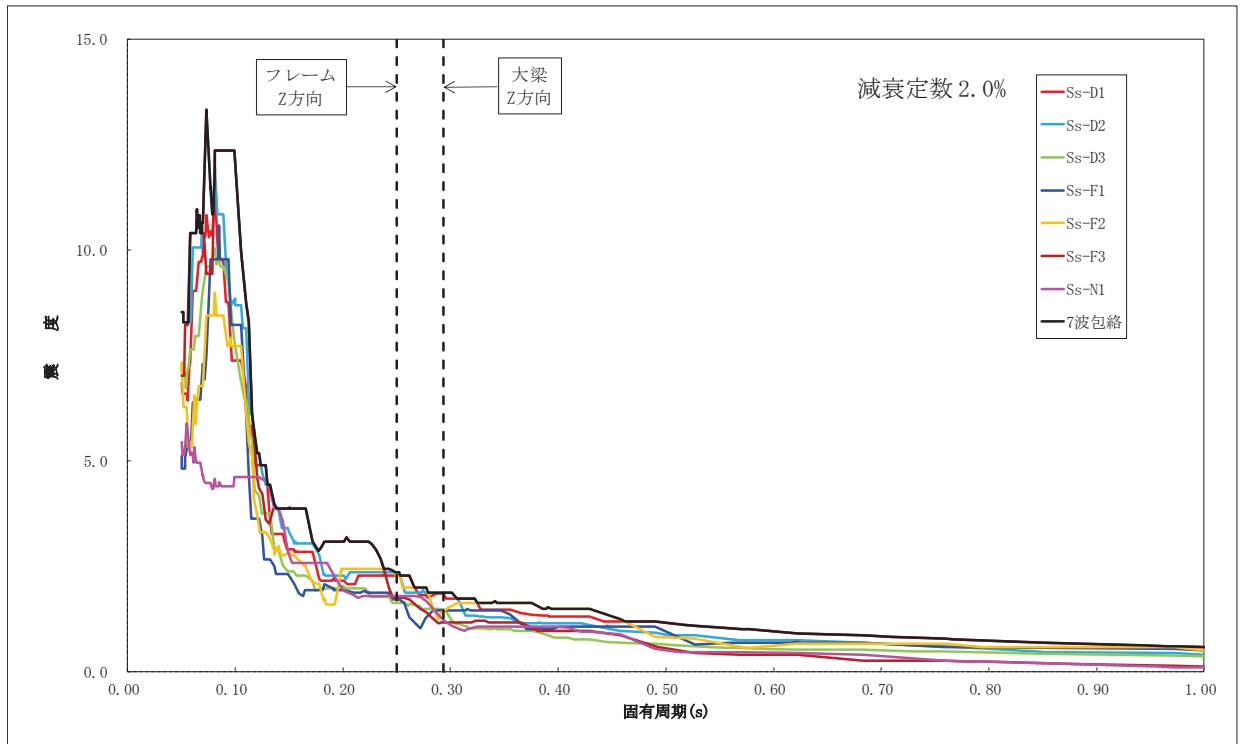
(b) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0% 拡大表示
第2図 設計用床応答スペクトル図 (1/3)



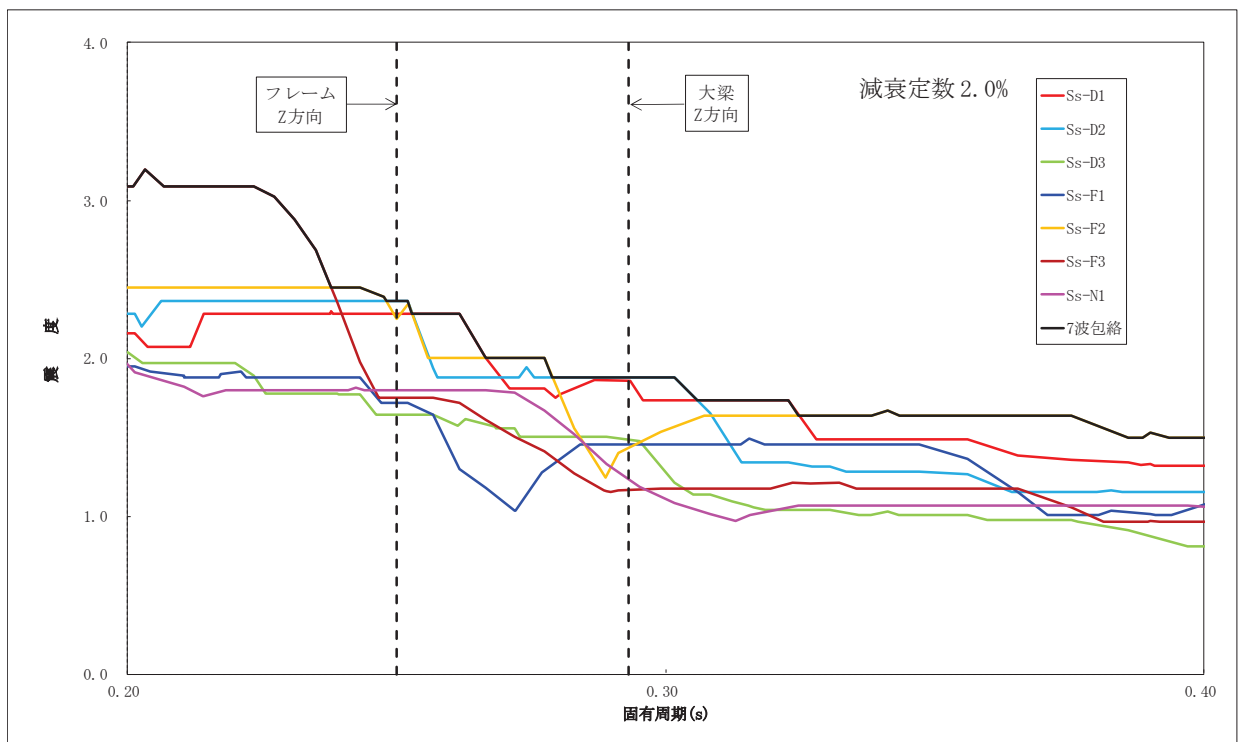
(c) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0% 全体表示



(d) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0% 拡大表示
第 2 図 設計用床応答スペクトル図(2/3)



(e) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 全体表示



(f) 鉛直方向 減衰定数 2.0% 拡大表示
第 2 図 設計用床応答スペクトル図 (3/3)

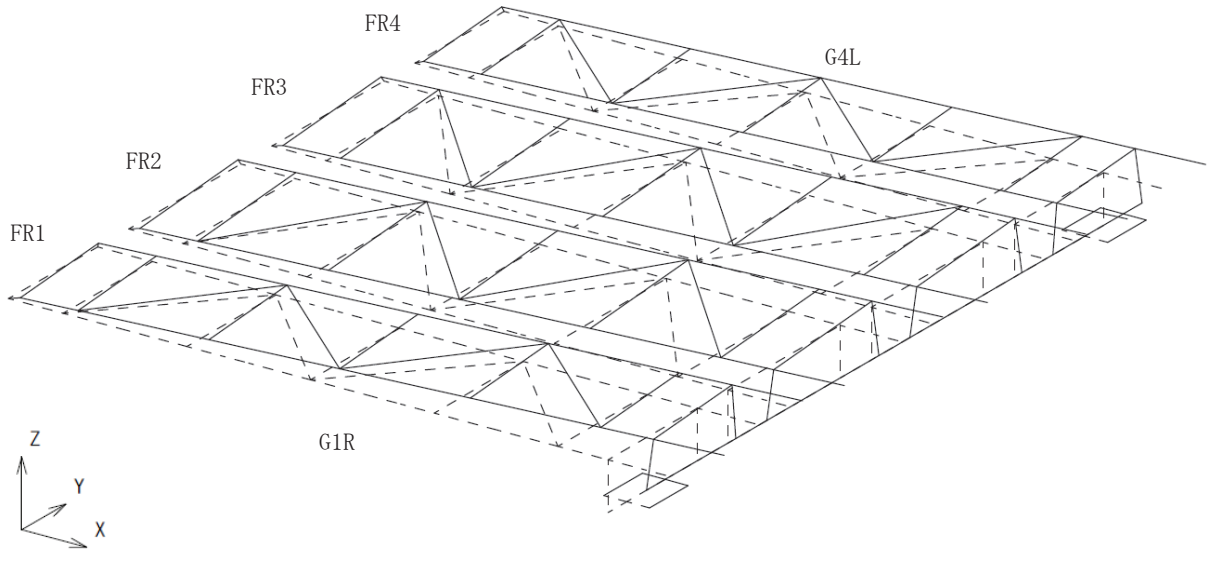
第1表 固有値解析結果

次数	振動数 (Hz)	周期T (s)	刺激係数			有効質量比			減衰定数 h	備考
			β_x	β_y	β_z	X	Y	Z		
1	1.257	0.795	0.000	1.275	0.000	0.0%	81.6%	0.0%	0.0449	大梁 水平Y方向 1次
2	1.461	0.685	1.003	0.000	0.000	42.4%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
3	1.461	0.684	0.000	-0.050	0.000	0.0%	0.1%	0.0%	0.0449	フレーム(FR1,FR4) 水平X方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
4	1.521	0.658	1.002	0.000	0.000	39.1%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が同位相)
5	1.521	0.658	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	フレーム(FR2,FR3) 水平X方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
6	2.146	0.466	1.051	0.000	0.000	18.5%	0.0%	0.0%	0.0435	大梁 水平X方向 1次
7	2.549	0.392	-0.017	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が逆位相)
8	2.582	0.387	0.000	0.532	0.000	0.0%	2.4%	0.0%	0.0436	フレーム(FR1,FR4) 水平Y方向 1次 (FR1とFR4が同位相)
9	2.648	0.378	0.001	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0437	フレーム(FR2,FR3) 水平Y方向 1次 (FR2とFR3が逆位相)
10	2.712	0.369	0.000	0.991	0.000	0.0%	15.8%	0.0%	0.0438	フレーム(全体) 水平Y方向 1次
11	3.294	0.304	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0449	大梁 水平X方向 2次
12	3.410	0.293	0.000	0.000	1.461	0.0%	0.0%	49.2%	0.0203	大梁 鉛直Z方向 1次
13	4.004	0.250	0.000	0.000	0.000	0.0%	0.0%	0.0%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが逆位相)
14	4.008	0.250	0.000	0.000	1.441	0.0%	0.0%	19.4%	0.0202	主桁(G1R,G4L) 鉛直Z方向 1次 (G1RとG4Lが同位相)
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	

※着色したモードは水平方向の変更モードを示す。

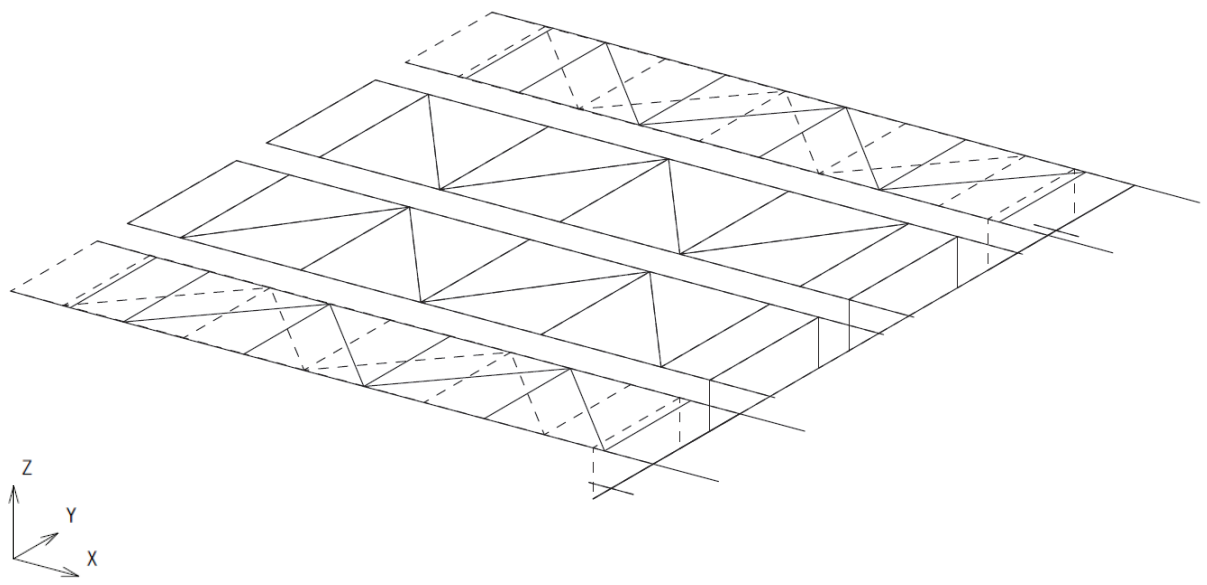
モード 1

振動数 1.257Hz



モード 2

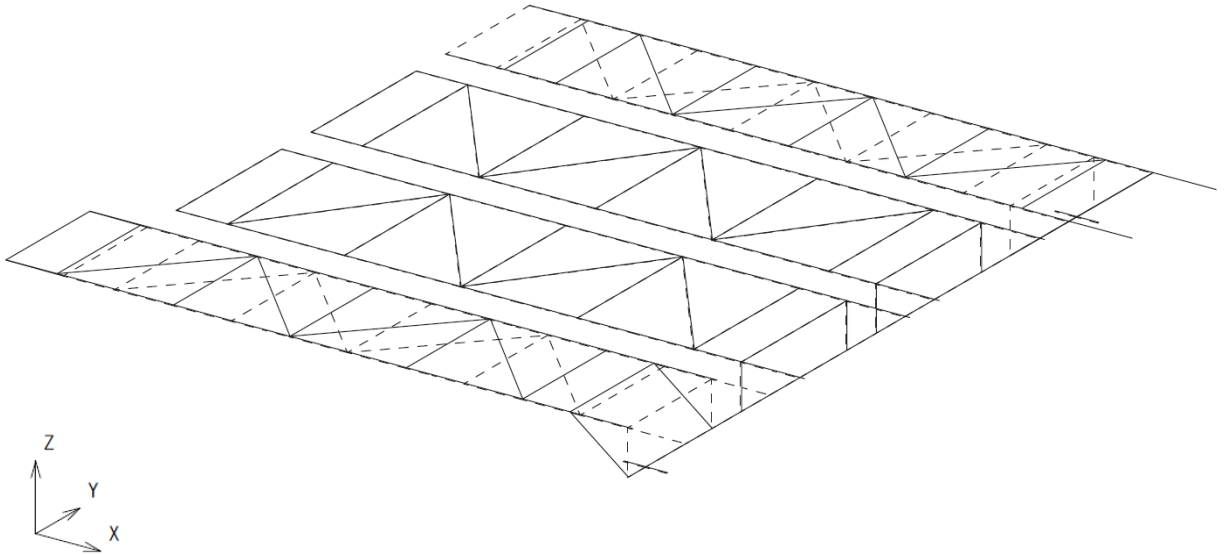
振動数 1.461Hz



第3図 モード図(1/7)

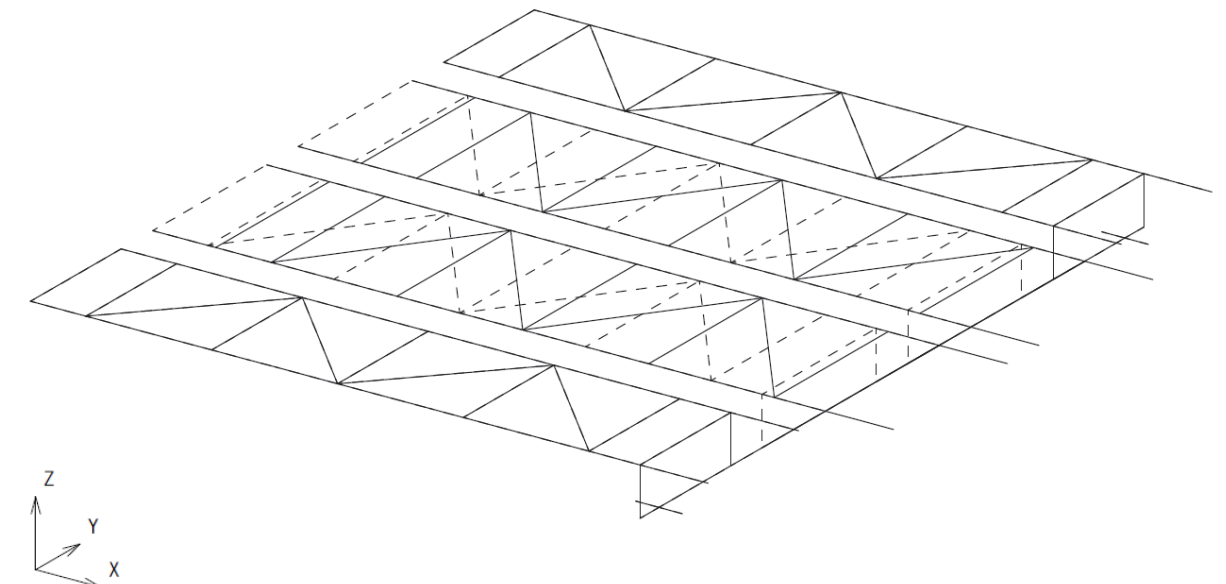
モード 3

振動数 1.461Hz



モード 4

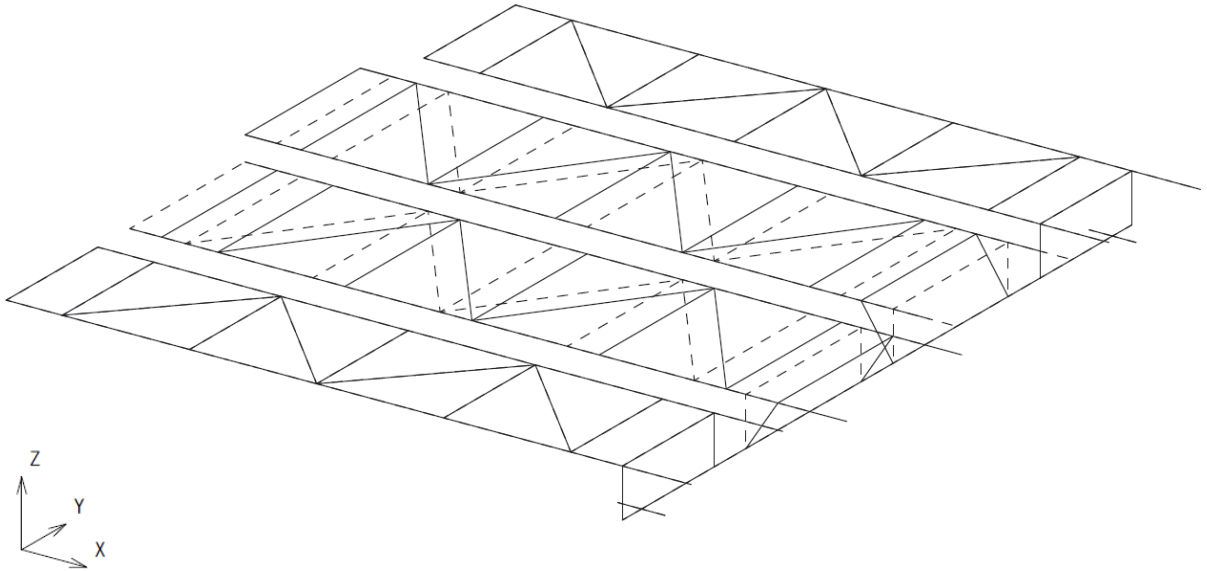
振動数 1.521Hz



第3図 モード図(2/7)

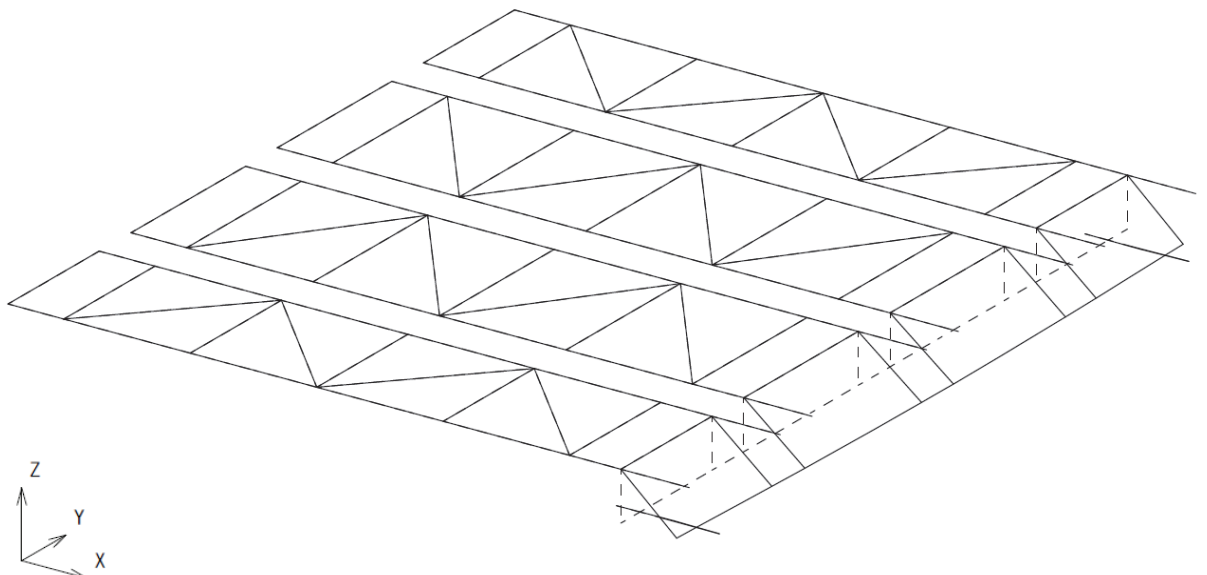
モード 5

振動数 1.521Hz



モード 6

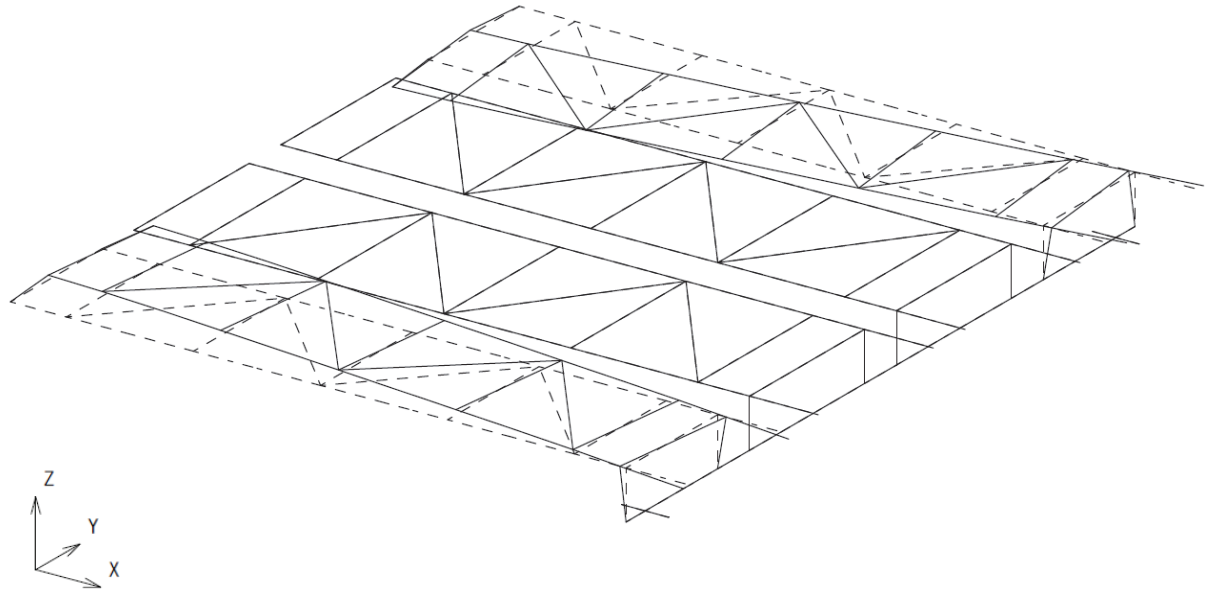
振動数 2.146Hz



第3図 モード図(3/7)

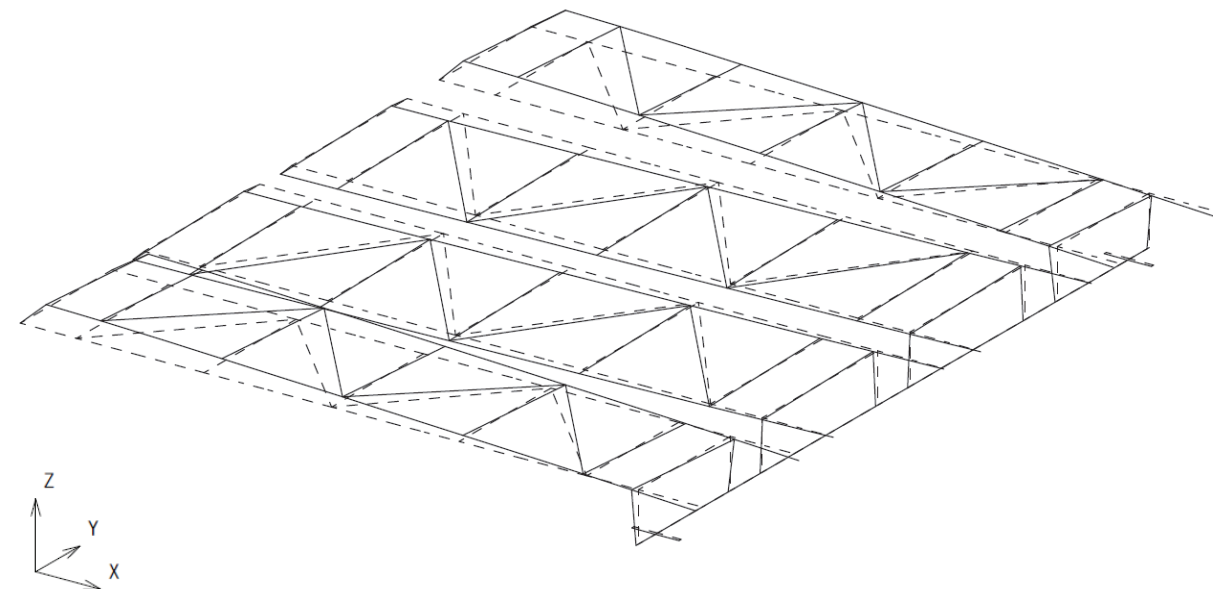
モード 7

振動数 2.549Hz



モード 8

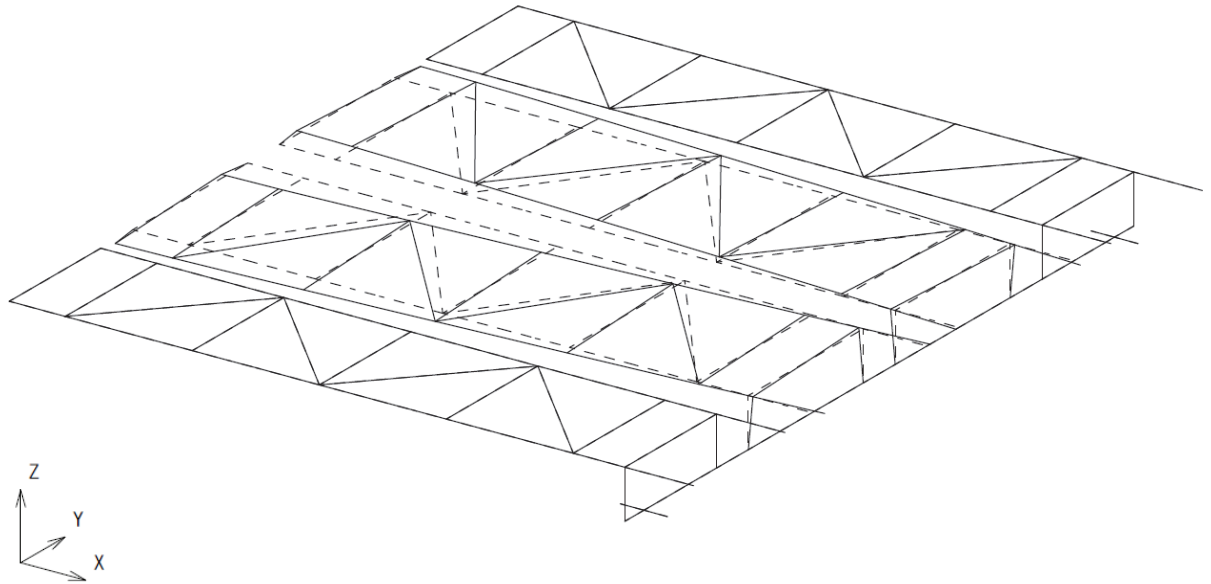
振動数 2.582Hz



第3図 モード図(4/7)

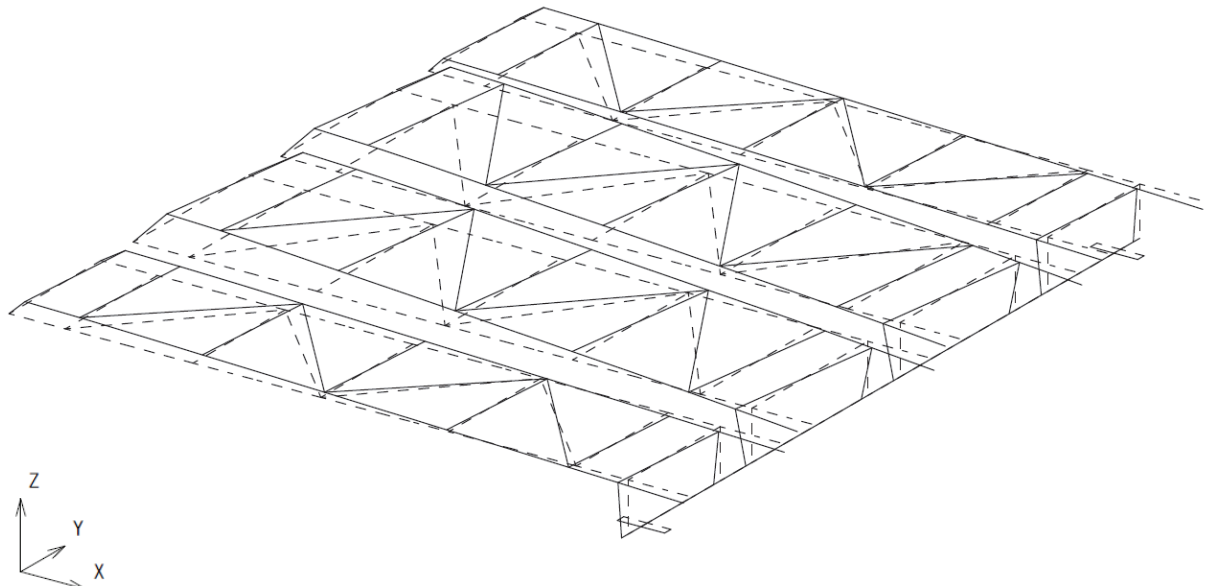
モード 9

振動数 2.648Hz



モード 10

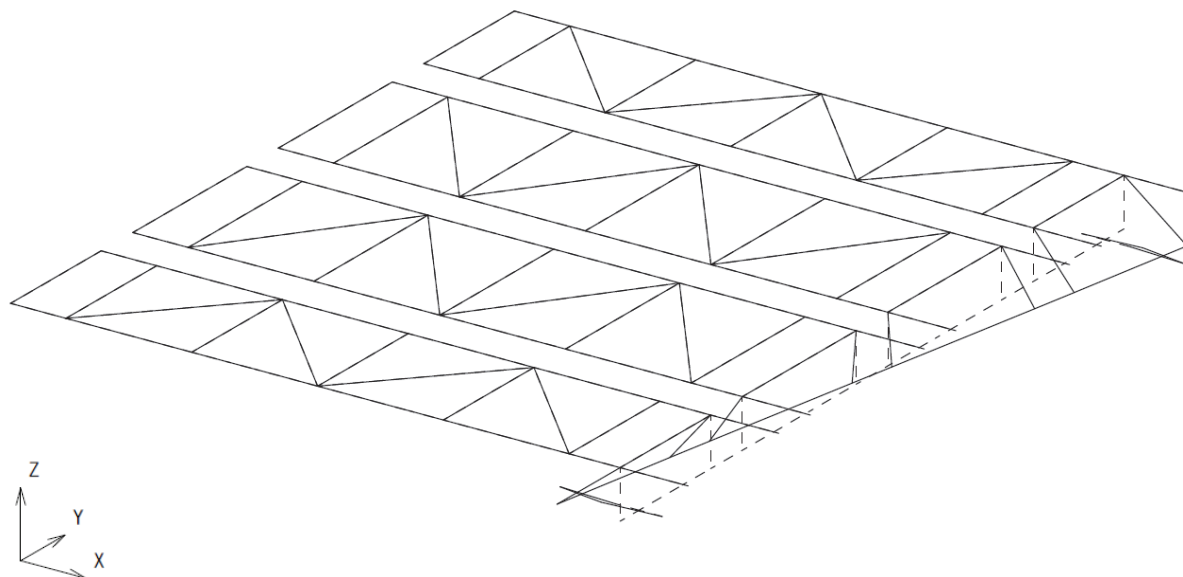
振動数 2.712Hz



第3図 モード図(5/7)

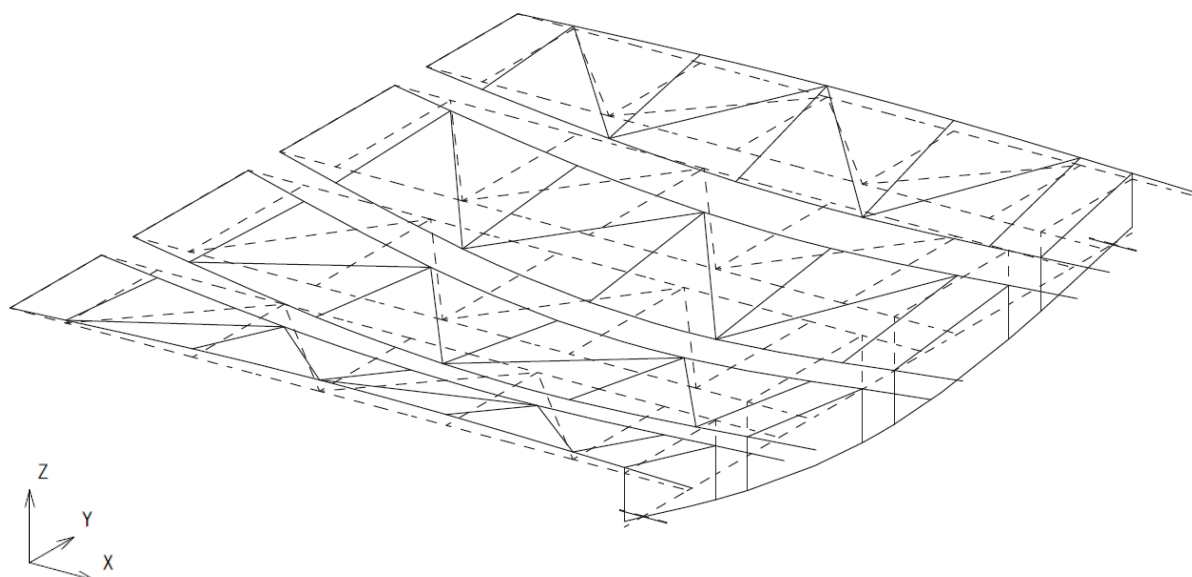
モード 11

振動数 3.294Hz



モード 12

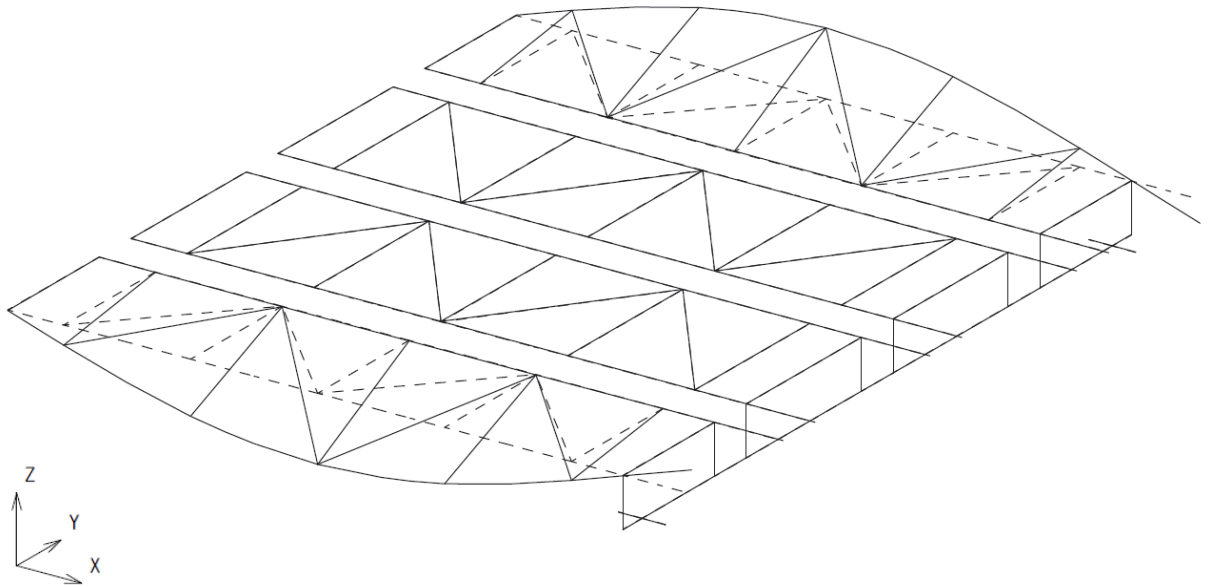
振動数 3.410Hz



第3図 モード図(6/7)

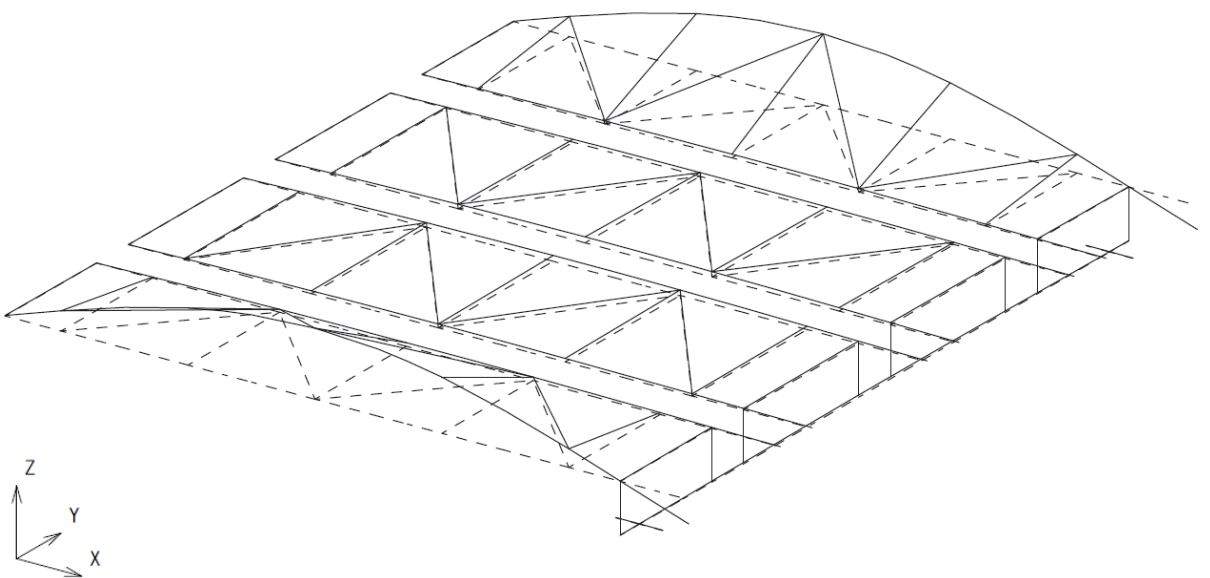
モード 13

振動数 4.004Hz



モード 14

振動数 4.008Hz



第3図 モード図(7/7)

地震時における異常要因分析 (1/5)

評価対象		作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項	
ネット	ネット (金網部)	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	破断によるネットの落下	地震時に作用する荷重は竜巻飛来物衝突時に作用する荷重よりも小さいため、耐震評価は竜巻飛来物衝突評価に包絡される			
	ネット取付部材						
	組立ボルト						
フレーム	主桁	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	破断, 座屈破壊によるフレームの落下	引張応力	JEAG4601・補-1984の許容応力	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施	
	横補強材			せん断応力			
	ブレース		破断による落下	圧縮応力	地震時に作用する荷重は竜巻飛来物衝突時に作用する荷重よりも小さいため、耐震評価は竜巻飛来物衝突評価に包絡される		
	防護板取付金具			曲げ応力			
	防護板						
	防護板取付ボルト						
大梁	大梁	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	破断, 座屈破壊による落下	引張応力	JEAG4601・補-1984の許容応力	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施	
				せん断応力			
				圧縮応力			
				曲げ応力			

地震時における異常要因分析 (2/5)

評価対象		作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
大梁ゴム支承	ゴム支承本体	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	ゴム体の破断による大梁の落下	引張応力	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）に基づき 2.0N/mm ² と設定（実験より得られた破断応力に安全率 2.5 を考慮して設定）	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した、ゴム支承の荷重とひずみに基づき応力評価及びひずみ評価を実施
				せん断ひずみ	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）及び道路橋指示書・同解説Ⅴ耐震設計編（平成 14 年 3 月）に基づき 250%と設定（試験にて適切性を確認）	
			ゴム体の座屈破壊による大梁の落下	圧縮応力 (座屈安定性)	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）に基づき設定（座屈を考慮した許容圧縮応力に対して十分な余裕を確保する）	
			内部鋼板の破壊による大梁の落下	引張応力 (内部鋼板)	JEAG4601・補-1984 の許容応力	
	ゴム支承取付ボルト		破断による支承の支持機能喪失	引張応力 せん断応力	JEAG4601・補-1984 の許容応力	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施
	基礎ボルト					

地震時における異常要因分析 (3/5)

評価対象		作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
フレームゴム 支承	ゴム支承本体	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	ゴム体の破断 によるフレーム の落下	引張応力	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）に基づき 2.0N/mm ² と設定（破断応力に安全率 2.5 を考慮して設定）	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した、ゴム支承の荷重とひずみに基づき応力評価及びひずみ評価を実施
				せん断ひずみ	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）及び道路橋指示書・同解説Ⅴ耐震設計編（平成 14 年 3 月）に基づき 250%と設定（試験にて適切性を確認）	
			ゴム体の座屈 破壊によるフレームの落下	圧縮応力 （座屈安定性）	道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月）に基づき設定（座屈を考慮した許容圧縮応力に対して十分な余裕を確保する）	
			内部鋼板の破壊によるフレームの落下	引張応力 （内部鋼板）	JEAG4601・補-1984 の許容応力	
	破断による支承の支持機能喪失		引張応力 せん断応力	JEAG4601・補-1984 の許容応力	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した荷重から、部材の応力評価を実施	
	ゴム支承取付ボルト					
	基礎ボルト					

地震時における異常要因分析 (4/5)

評価対象		作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
可動 支承	すべり材	水平方向の 地震荷重 鉛直方向の 地震荷重 自重 積雪荷重	圧縮破壊による機能喪失	支圧応力	メーカーの強度試験に基 づき算出した許容応力	各部位の許容限界より 可動支承全体の許容限 界を設定。 3次元はりモデルによ る地震応答解析によっ て算出した可動支承に 負荷する荷重と上記許 容限界を比較し評価を 実施
	圧縮ゴム		圧縮破壊による機能喪失	支圧応力		
	ピストン		破断による機能喪失	曲げ応力	JEAG4601・補-1984の 許容応力	
	座金		圧縮破壊による機能喪失	支圧応力		
	ベーススポット突出部		破断によるフレームの落下	せん断応力 曲げ応力 支圧応力		
	ベーススポット支圧部		圧縮破壊による機能喪失	支圧圧力		
	レール		破断によるフレームの落下	曲げ応力 引張応力 せん断応力 支圧応力		
	レール取付ボルト		破断によるフレームの落下	引張応力		
	エンドプレート接合ボルト		破断によるフレームの落下	引張応力		
	上部接合ボルト		破断によるフレームの落下	引張応力 せん断応力		
	下部接合ボルト		破断によるフレームの落下	引張応力 せん断応力		
	ベースプレート		破断によるフレームの落下	曲げ応力, せん断応力		
	ソールプレート		破断によるフレームの落下	せん断応力		
	エンドプレート		破断によるフレームの落下	曲げ応力, せん断応力		
摺動部		ストッパーへの衝突を起因 とした損傷によるフレーム の落下	移動量	構造設計から求められ るクリアランスから設 定する許容限界 (衝突防止)	3次元はりモデルによ る地震応答解析によっ て算出した可動支承部 の変位と許容限界との 比較評価を実施	

地震時における異常要因分析 (5/5)

評価対象	作用荷重	損傷モード	評価項目	許容限界	設計要求事項
フレーム-大梁間のクリアランス	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	部材同士の衝突を起因とした損傷によるフレームの落下	相対変位	構造設計から求められるクリアランス (衝突防止)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した各部位の相対変位を用いて、許容限界との比較評価を実施
・フレーム-隔壁 ・フレーム-側壁 ・フレーム-浸水防止壁 それぞれのクリアランス	水平方向の地震荷重 鉛直方向の地震荷重 自重 積雪荷重	隔壁等への衝突を起因とした損傷によるフレームの落下	変位	構造設計から求められるクリアランス (衝突防止)	3次元はりモデルによる地震応答解析によって算出した各部位の相対変位を用いて、許容限界との比較評価を実施

ゴム支承及び可動支承の耐震評価方法

1. ゴム支承

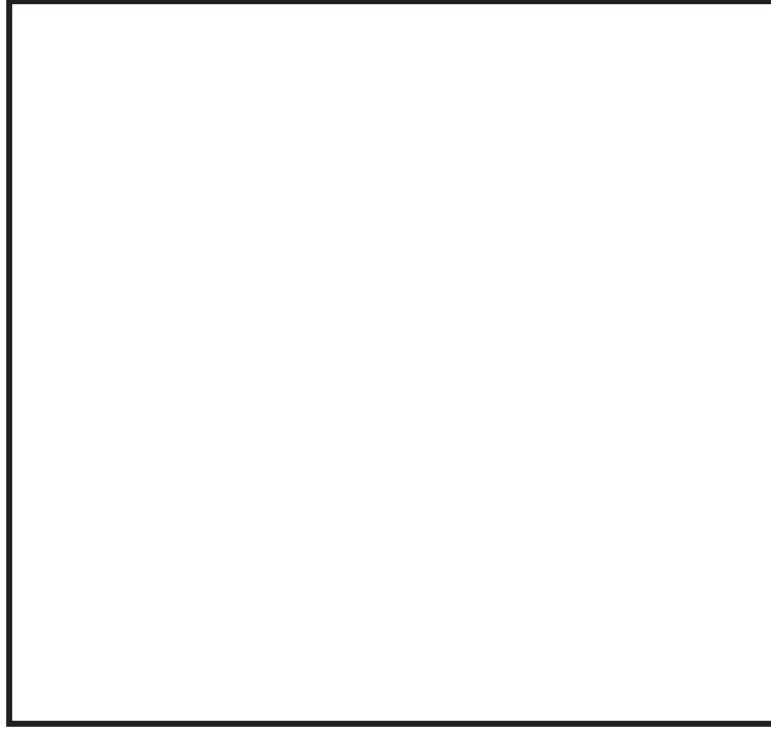
1.1 構造概要

ゴム支承はゴム体と鋼板を交互に積層した構造であり、ゴム体の水平剛性を利用したアイソレート機能を持った支承である。竜巻防護ネットではゴム支承を海水ポンプ室の南側隔壁及び北側隔壁の上面に配置し、ゴム支承のせん断剛性により、水平方向の固有周期をやや長周期化するアイソレート機能により地震時の荷重を低減することを目的としている。

竜巻防護ネットのゴム支承の諸元を第1表に、構造図を第1図に示す。また、ゴム支承に使用するゴム材料の規格は道路橋支承便覧¹⁾に定められており、シート加硫したゴム試験片を用いて第2表に示す破断伸び以上であることを検証する。

第1表 ゴム支承の諸元

項目	諸元
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承
ゴム体種類	天然ゴム(NR)
ゴム体有効平面寸法	800mm×800mm
総ゴム厚 (ゴム厚×層数)	192mm (24mm×8層)
せん断弾性係数	1.0N/mm ² (G10)
一次形状係数	8.33
二次形状係数	4.17
せん断剛性	3.33kN/mm
鉛直剛性	972kN/mm



第1図 ゴム支承の構造図

第2表 ゴム材料の基本特性の試験方法と規格値

項目	材料の種類	弾性係数の呼び	破断伸び (%)	引張強さ (N/mm ²)	試験方法
基本特性	天然ゴム (NR)	G10	550 以上	15 以上	引張試験 JIS K 6251

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

1.2 モデル化

地震時水平力分散型ゴム支承は天然ゴム系積層ゴム支承である。天然ゴム系積層ゴム支承は、地震時の水平力に対してほぼ線形的な変形特性を有する。したがって、地震応答解析において、ゴム支承を線形ばね要素でモデル化し、ゴム支承の水平荷重－水平変位の関係であるせん断剛性をばね要素のせん断ばね定数として設定する。また、ゴム支承の減衰特性は試験結果に基づき等価減衰定数とする。

なお、ゴム支承の回転方向の拘束条件については、ゴムの回転剛性は大梁やフレームの鋼製部材に比べて小さく、モデル化による解析結果への影響は軽微であることから3軸回りを自由として設定する。

1.3 せん断剛性

1.3.1 せん断剛性の設定方針

地震時水平力分散型ゴム支承は、道路橋支承便覧¹⁾に定められる算出式によりせん断剛性の設計値が求められる。道路橋支承便覧に基づき設計されたゴム支承は道路橋において数多くの納入実績を有し、納入前の製品検査においてせん断特性試験が行われ、せん断剛性の算出式の検証がなされている。本設備においても、製品検査時にせん断特性試験を実施し、せん断剛性の製品初期ばらつきが設計値の±10%以内であることを確認し設計値の妥当性を確認する。

また、ゴム支承は製品初期ばらつきとは別に、使用環境の温度変化等の諸条件によってもせん断剛性に变化が生じるため、今回、温度変化等の各種依存性試験を実施しせん断剛性の变化率を確認し、せん断剛性のばらつきに対する影響確認を実施する。

1.3.2 せん断剛性の算出式

ゴム支承のせん断剛性は次式で算出する値を設計値とする。

$$K_s = G_e \cdot A_e / \sum t_e$$

ここに

K_s : ゴム支承のせん断剛性

G_e : せん断弾性係数

A_e : ゴム支承本体の側面被覆ゴムを除く面積

$\sum t_e$: 総ゴム厚

1.3.3 せん断剛性の製品確認試験

製品検査時のせん断特性試験において、固定荷重に相当する鉛直荷重を載荷した状態で総ゴム厚の175%の水平変位を正負繰返し与え、そのときのせん断剛性が設計値に対して±10%以内であることを確認する。地震時水平力分散型ゴム支承は繰返し回数3回目の値をせん断剛性とする。せん断剛性は次式により算出する。また、せん断剛性の算出方法のイメージを第2図に示す。

$$K_{se} = (F_{max} - F_{min}) / (\delta_{max} - \delta_{min})$$

ここに

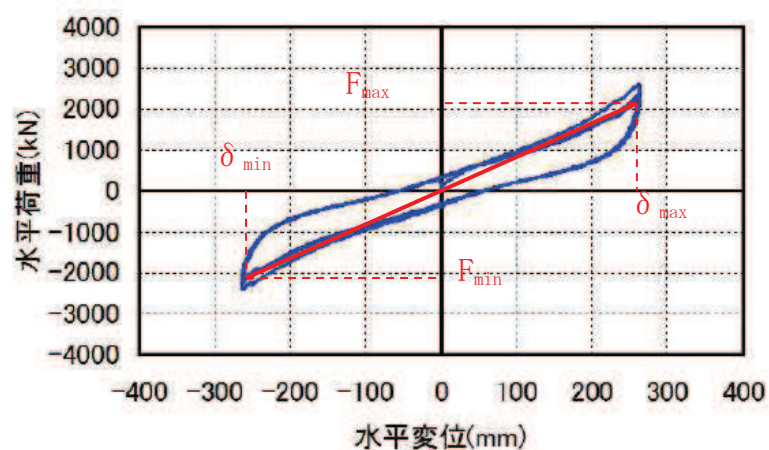
K_{se} : ゴム支承のせん断剛性(試験結果)

F_{max} : 最大荷重

δ_{max} : せん断ひずみ (+175%変位)

F_{min} : 最小荷重

δ_{min} : せん断ひずみ (-175%変位)



第2図 せん断剛性の算出方法

1.3.4 せん断剛性の各種確認試験

ゴム支承は使用温度や経年変化等の影響によりせん断剛性が変化する。これらの因子による特性変化を確認するため各種試験を実施した。試験の実施項目は J I S K 6 4 1 1²⁾ に従い、第3表のとおりとした。

1.3.4.1 試験方法

各種依存性試験及び熱老化特性試験について、試験方法を以下に示す。試験は「J I S K 6 4 1 1-2012」の試験方法を参考に設計における適用条件を踏まえ試験条件を設定した。試験体は、「J I S K 6 4 1 1-2012」に従い各試験項目に対応した標準試験体を用いた。ゴム材料の種別は、実機に適用する G10 とした。各試験における鉛直荷重は実機における固定荷重相当を基準とした。試験項目、測定項目及び試験体を第4表に示す。試験装置の外観図を第3図に示す。

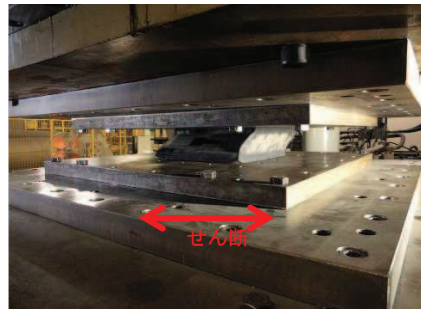
第3表 せん断特性試験項目

試験	項目	内容
各種依存性試験	せん断ひずみ依存性	複数のせん断ひずみを与えたときのせん断特性の依存性を求める。
	圧縮応力依存性	鉛直荷重の変化に対するせん断特性の依存性を求める。
	振動数依存性	水平振動数の変化に対するせん断特性の依存性を求める。
	繰返し数依存性	地震時の繰返し荷重に対するせん断特性の依存性を求める。
	温度依存性	使用環境の温度変化に対するせん断特性の依存性を求める。
熱老化特性試験	経年変化	熱老化試験により熱老化前後のせん断特性の経年変化を求める。

第4表 せん断特性試験の試験項目と試験体

試験	測定項目	試験体		
		適用規格	形状	せん断弾性係数
各種依存性試験 ・せん断ひずみ ・圧縮応力 ・振動数 ・繰返し数 ・温度	せん断特性 ・せん断剛性 ・等価減衰定数	J I S K 6 4 1 1 - 2012 標準試験体 No. 3*	有効平面寸法 400mm×400mm 総ゴム厚 54mm (9mm×6層)	1.0N/mm ²
熱老化特性試験 ・経年変化	せん断特性 ・せん断剛性 ・等価減衰定数 せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ	J I S K 6 4 1 1 - 2012 標準試験体 No. 2*	有効平面寸法 240mm×240mm 総ゴム厚 30mm (5mm×6層)	1.0N/mm ²

注記 *: J I S K 6 4 1 1 で寸法等が規定されている試験体 (試験項目毎に J I S に規定されている標準試験体寸法のうち、大きい (実機寸法に近い) 供試体を選定。)



試験時

第3図 試験装置の外観

(1) せん断ひずみ依存性試験

試験体に複数のせん断ひずみを与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重*を載荷した状態で、各せん断ひずみにおける正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(3)振動数依存性試験と(5)温度依存性試験より求めた振動数補正式と温度補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) と基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、せん断ひずみ 175%の測定値を基準として各せん断ひずみとの変化率を求めた。

(2) 圧縮応力依存性試験

試験体に複数の圧縮応力を与えたときのせん断特性の依存性を求める。複数の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(5)温度依存性試験より求めた温度補正式によって、基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、固定荷重相当の圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ 時の測定値を基準として各圧縮応力との変化率を求めた。

(3) 振動数依存性試験

試験体に複数の振動数を与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、各種振動数にてせん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験温度は基準温度 (23°C) とした。恒温槽で温度保持した試験体を取り出し試験を行った。せん断剛性は、基準振動数 (0.5Hz) 時の測定値を基準として各振動数との変化率を求めた。

(4) 繰返し数依存性試験

試験体に繰返し水平加振 50 回を与えたときのせん断特性の変化を求める。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を3回行い、3回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。その後、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を連続 50 回行い、初期の載荷前温度まで冷却し、50 回繰返し加振前と同様のせん断特性試験を行い、せん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(5)温度依存性試験より求めた温度補正式によって、基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、50 回繰返し加振前の測定値を基準として 50 回繰返し加振後との変化率を求めた。

(5) 温度依存性試験

試験体に複数の温度条件を与えたときのせん断特性の依存性を求める。固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、各種温度にてせん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、3 回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。恒温槽で各試験温度に保持した試験体を取り出し試験を行った。せん断剛性は、基準温度 (23°C) 時の測定値を基準として各温度条件との変化率を求めた。試験結果は、(3) 振動数依存性試験より求めた振動数補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) 相当に補正したものを測定値とした。

(6) 熱老化特性試験

熱老化前後におけるせん断特性（せん断剛性、等価減衰定数）の変化と、熱老化させた試験体のせん断変形性能（破断せん断ひずみ）を確認する。熱老化は基準温度 (23°C) で 60 年に相当する試験条件とした。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、3 回目の水平荷重-水平変位データよりせん断剛性と等価減衰定数を算出した。その後、恒温槽で試験条件の熱老化をさせ、熱老化前と同様のせん断特性試験を行い、せん断剛性と等価減衰定数を算出した。試験結果は、(3) 振動数依存性試験と(5) 温度依存性試験より求めた振動数補正式と温度補正式によって、基準振動数 (0.5Hz) と基準温度 (23°C) 相当に補正したものを測定値とした。せん断剛性は、熱老化前の測定値を基準として熱老化後との変化率を求めた。熱老化後の試験体で、1.4 項と同様のせん断変形性能試験を行い、せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認した。

- * 試験でゴム支承へ負荷する圧縮応力は固定荷重に相当する $1.0\text{N}/\text{mm}^2$ を適用した。この数値は以下に示す、固定荷重による圧縮応力の計算結果より検討した数値である。

固定荷重によるゴム支承の圧縮応力

	節点番号	支点反力 (kN)	有効平面寸法 (mm)	有効面積 (mm ²)	圧縮応力度 (N/mm ²)
フレームゴム支承	1	171	800x800	640000	0.3
	11	135	800x800	640000	0.3
	21	136	800x800	640000	0.3
	31	136	800x800	640000	0.3
	41	136	800x800	640000	0.3
	51	136	800x800	640000	0.3
	61	135	800x800	640000	0.3
	71	171	800x800	640000	0.3
大梁ゴム支承	121	575	800x800	640000	0.9
	122	575	800x800	640000	0.9
	131	575	800x800	640000	0.9
	132	575	800x800	640000	0.9

1.3.4.2 試験結果

各種依存性試験及び熱老化特性試験より得られたせん断特性結果を第4図に示す。以下にその結果を記載する。

(1) せん断ひずみ依存性試験

第4図の(a)に示すせん断ひずみ依存性試験の結果より、ひずみの増減によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。

(2) 圧縮応力依存性試験

第4図の(b)に示す圧縮応力依存性試験の結果より、圧縮応力の増減によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。これは、既往の研究⁴⁾における実験結果と同様の傾向を示している。

(3) 振動数依存性試験

第4図の(c)に示す振動数依存性試験の結果より、振動数の変化によらず、せん断剛性はほぼ一定の傾向を示すことが分かった。これは、既往の研究⁴⁾における実験結果と同様の傾向を示している。

(4) 繰返し数依存性試験

第4図の(d)に示す繰返し数依存性試験の結果より、せん断ひずみ175%による50回の正負繰返し加振でのせん断剛性の変化率は最大で-7%程度となることが分かった。

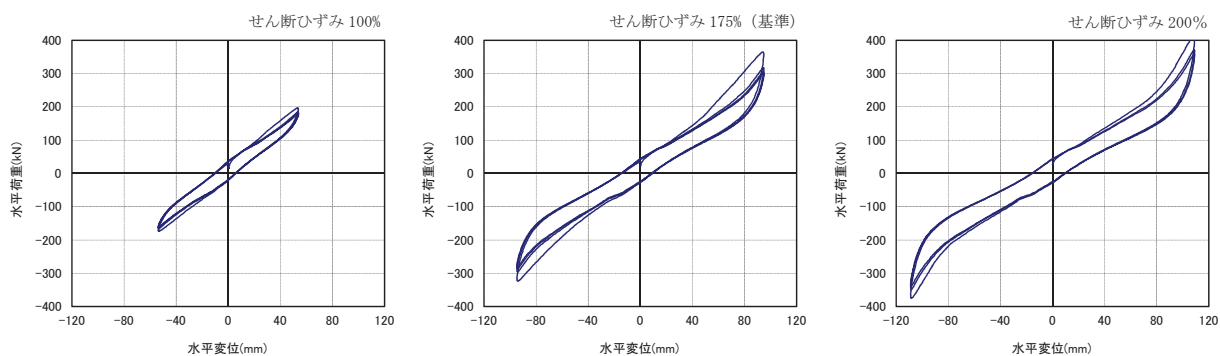
(5) 温度依存性試験

ゴム支承は低温下でのせん断剛性が大きくなり温度変化の影響を受けやすいことが一般的に知られている。第4図の(e)に示す温度依存性試験結果より、温度依存性試験では低温になるほどせん断剛性が大きくなるのが分かる。基準温度(23℃)に対するせん断剛性の変化率は、女川2号機の環境条件を踏まえ-15℃から+40℃までの範囲を確認しており、-15℃では+25%程度、+40℃では-5%程度であった。

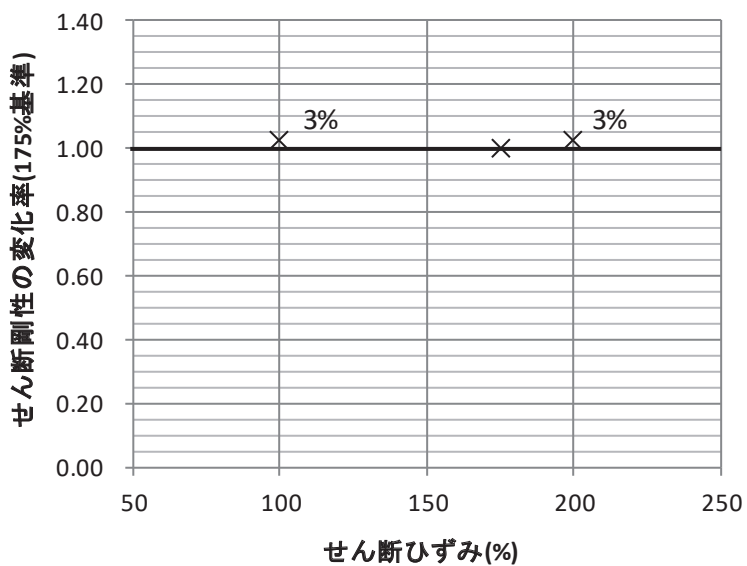
一方で、低温時には荷重-変位曲線が膨らんでいることから等価減衰定数の値が大きくなっていると推測される。等価減衰定数の分析結果については1.5項に示す。

(6) 熱老化特性試験

第4図の(f)に示す熱老化特性試験の結果より、熱老化によってせん断剛性が増加する傾向が確認できる。使用期間60年相当の熱老化に対するせん断剛性の変化率は最大+9%程度となることが分かった。

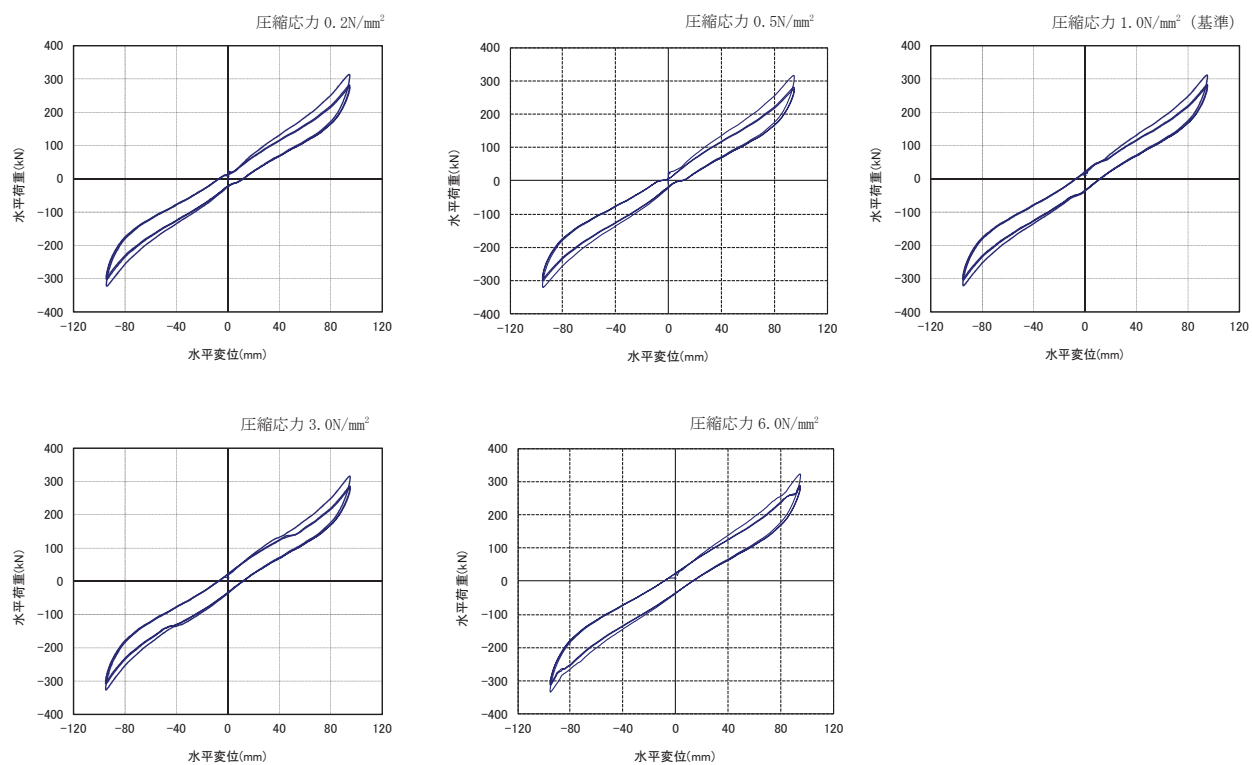


荷重-変位曲線

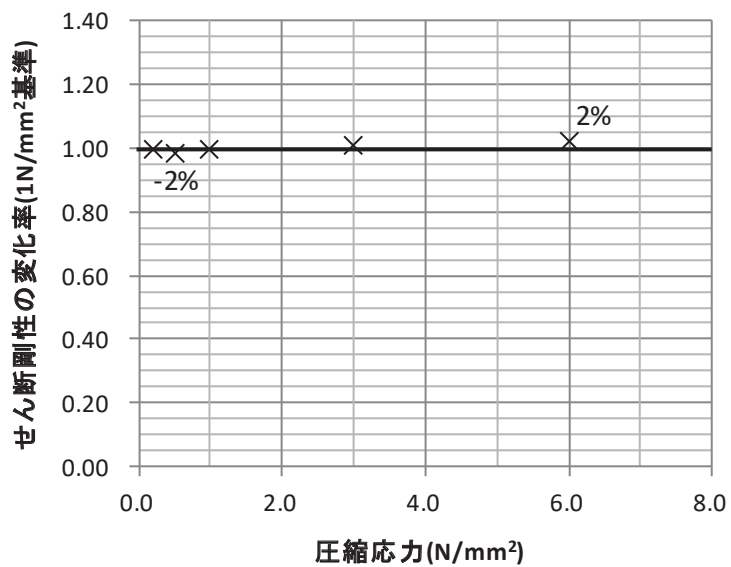


(a) せん断ひずみ依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (1/6)

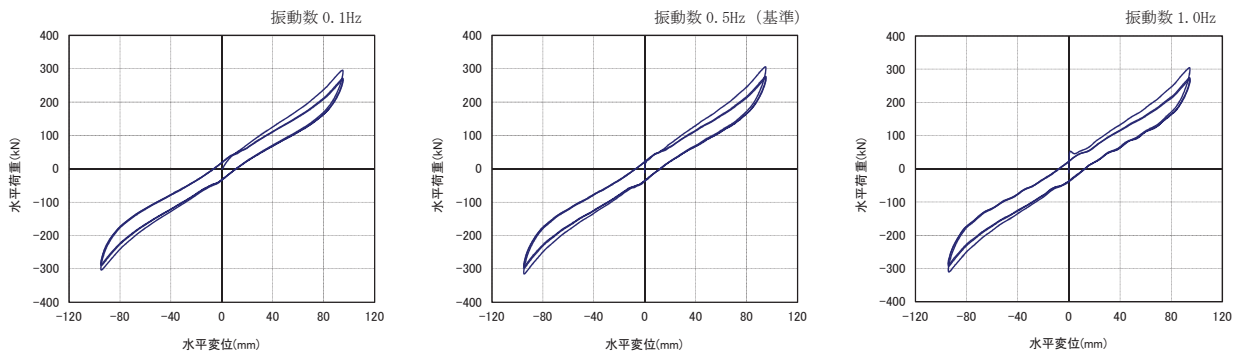


荷重－変位曲線

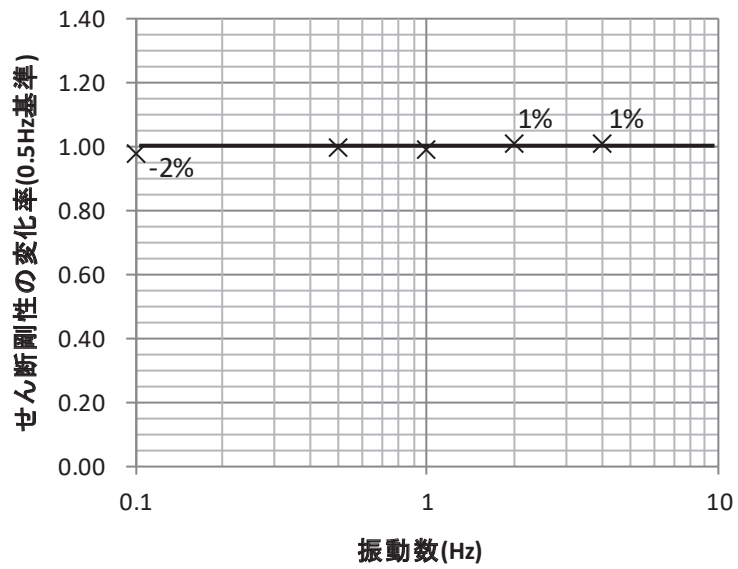


(b) 圧縮応力依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (2/6)



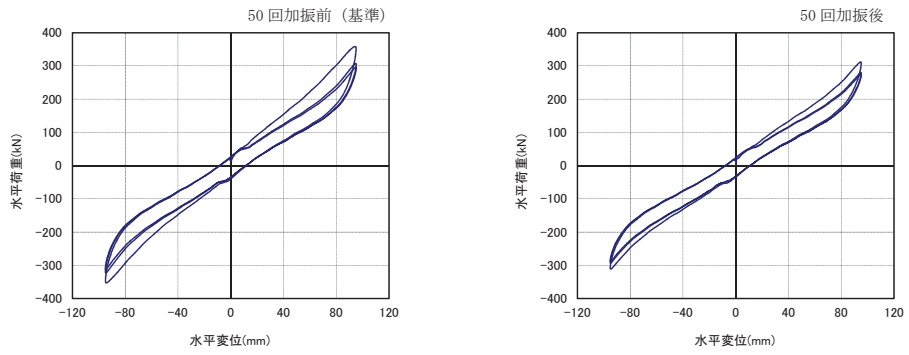
荷重-変位曲線



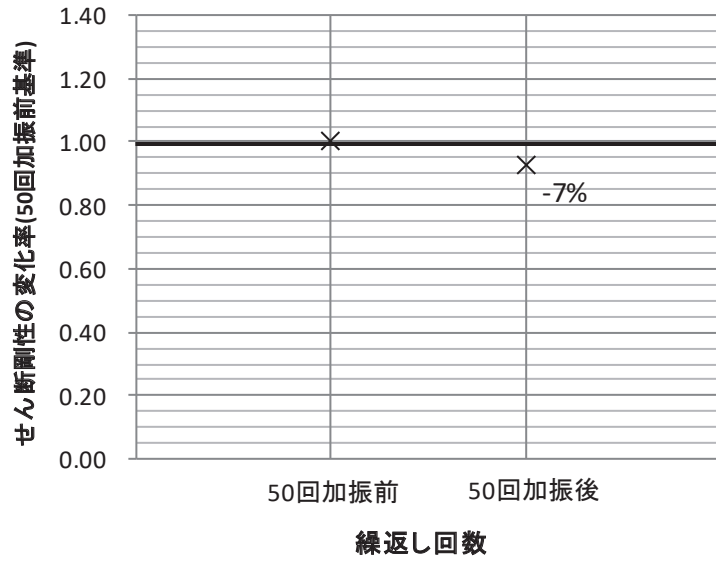
(c) 振動数依存性試験

* 2Hz, 4Hz の結果は補正式より算出

第 4 図 せん断特性試験結果 (3/6)

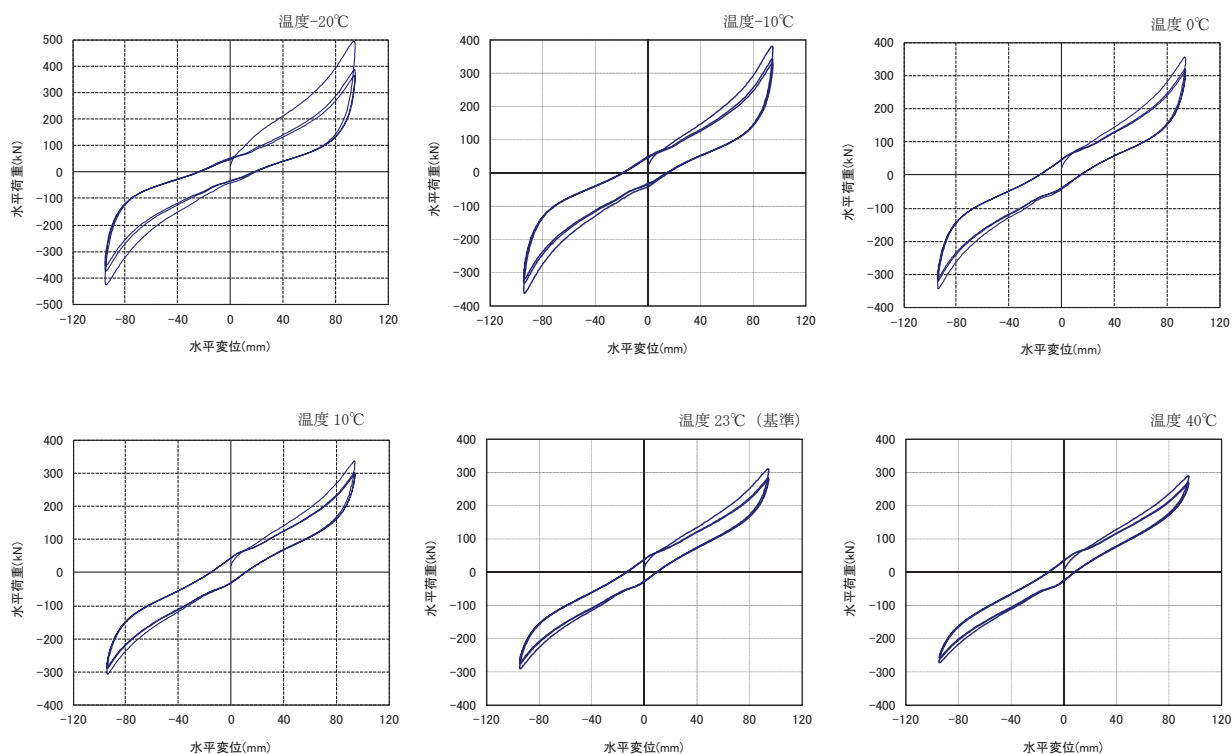


荷重-変位曲線

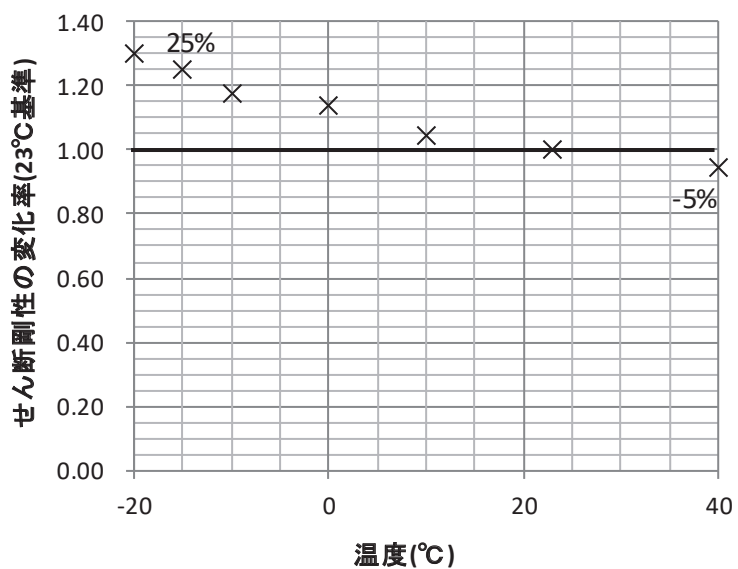


(d) 繰返し数依存性試験

第4図 せん断特性試験結果 (4/6)



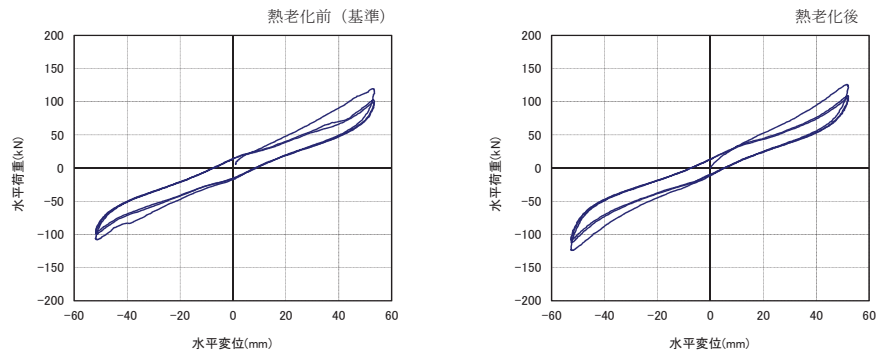
荷重－変位曲線



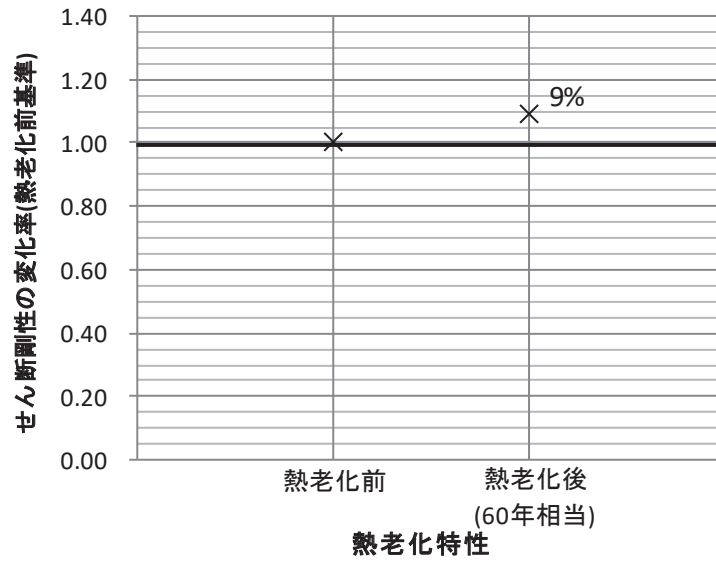
(e) 温度依存性試験

*-15°Cの結果は補正式より算出

第4図 せん断特性試験結果 (5/6)



荷重－変位曲線



(f) 熱老化特性試験

第4図 せん断特性試験結果 (6/6)

1.3.5 せん断剛性のばらつきが及ぼす耐震設計への影響確認

各種依存性試験及び熱老化特性試験より得られたせん断剛性のばらつきについて、設計時の評価ケースとして地震応答解析に反映し、せん断剛性のばらつきを考慮したケースにおいても竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認する。適用するばらつきの設定方針を以下に示す。

1.3.4 項の試験結果より、せん断剛性のばらつきに与える影響の大きい項目としては、せん断ひずみの繰返し数、温度変化及び熱老化が挙げられる。試験結果より得られたせん断剛性の変化率を考慮して、設定するばらつきの範囲を第5表に示す。

地震による繰返しせん断ひずみを受けた後のせん断剛性の変化率として、繰返し数依存性試験の結果から-10%の変化率を考慮する。

環境条件(温度)によるせん断剛性の変化率は、女川の屋外環境条件が-15℃～36℃であることを考慮し、温度依存性試験の結果から+25%及び-5%の変化率を考慮する。

経年変化によるせん断剛性の変化率として、熱老化特性試験結果から+10%の変化率を考慮する。

1.3.1 項に示すとおり、ゴム支承は製品初期ばらつきとして±10%を設計上考慮し、この範囲内であることを製品試験で確認することとしているため、ばらつきの影響確認においても±10%を考慮する。

以上の各項目のばらつき設定を積算し、保守的に繰り上げた値として+50%から-30%をばらつきの設定として考慮する。

第5表 せん断剛性のばらつき設定

項目	変化率	
	剛性変化 (+側)	剛性変化 (-側)
繰返し数	—	-10%
温度	+25%	-5%
熱老化	+10%	—
初期ばらつき	+10%	-10%
積算値	+45%	-25%
影響確認用	+50%	-30%

1.4 せん断変形性能

ゴム支承のせん断ひずみに対する許容限界として、水平荷重-水平変位の関係がほぼ安定した特性を示す範囲であり、かつ、せん断破壊に対する余裕を確保した許容せん断ひずみ 250%を設定している。本設定の妥当性を確認するため、せん断変形性能試験を実施した。

試験は、1.3.4 項の各種依存性試験と同様に、「J I S K 6 4 1 1 -2012」の試験方法を参考に設計における適用条件を踏まえ試験条件を設定した。試験体についても「J I S K 6 4 1 1 -2012」に対応した標準試験体とし、ゴム材料の種別は G10 を適用した。試験項目、測定項目及び試験体を第 6 表に示す。

第 6 表 せん断変形性能試験の試験項目と試験体

試験	測定項目	試験体		
		適用規格	形状	せん断弾性係数
せん断変形性能試験 ・限界性能	せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 3*	有効平面寸法 400mm×400mm 総ゴム厚 54mm (9mm×6 層)	1.0N/mm ²
熱老化特性試験 ・限界性能	せん断変形性能 ・破断せん断ひずみ (熱老化なし, あり)	J I S K 6 4 1 1 -2012 標準試験体 No. 2*	有効平面寸法 240mm×240mm 総ゴム厚 30mm (5mm×6 層)	1.0N/mm ²

注記 *: J I S K 6 4 1 1 で寸法等が規定されている試験体

1.4.1 試験方法

(1) せん断変形性能試験

せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認する。まず、固定荷重に相当する圧縮応力 1.0N/mm²の鉛直荷重を載荷した状態で、せん断ひずみ 175%による正負繰返し加振を 3 回行い、せん断特性を確認する。その後、許容せん断ひずみに相当する±250%の繰返しを 6 回、300%の繰返しを 3 回行った後、単調載荷を行って、破断せん断ひずみを確認する。

(2) 熱老化特性試験

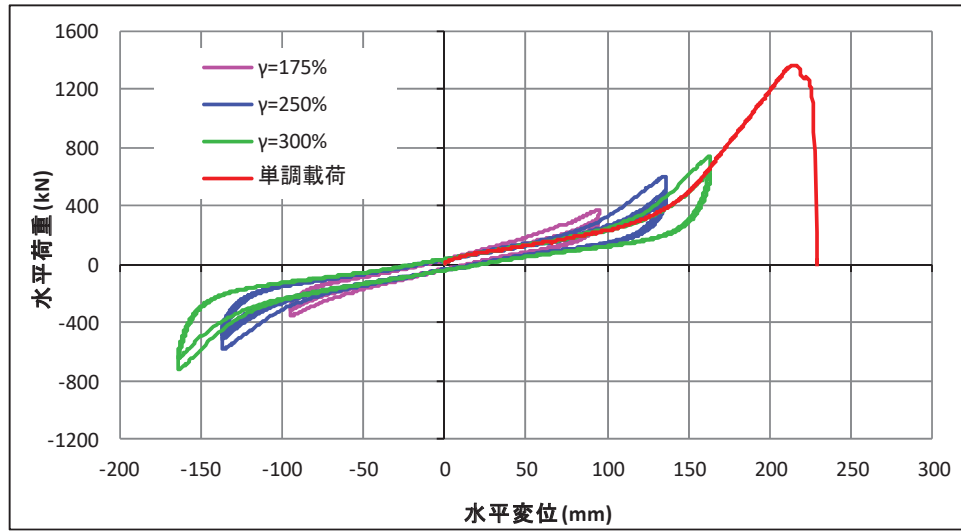
熱老化をさせていない試験体及び熱老化をさせた試験体それぞれに対して、(1)と同様のせん断変形性能試験を行い、せん断ひずみ 250%時及び 300%時の繰返し挙動の安定性並びに破断せん断ひずみを確認する。

1.4.2 試験結果

熱老化させていない試験体のせん断変形性能試験の荷重－変位曲線を第 5 図及び第 6 図に示す。使用期間 60 年相当の熱老化させた試験体のせん断変形性能試験の荷重－変位曲線を第 7 図に示す。

試験結果より、熱老化によらず破断ひずみは許容せん断ひずみ 250%に対して十分な余裕を有していることを確認した。また、熱老化の有無によって破断ひずみに大きな相違がないことも確認した。

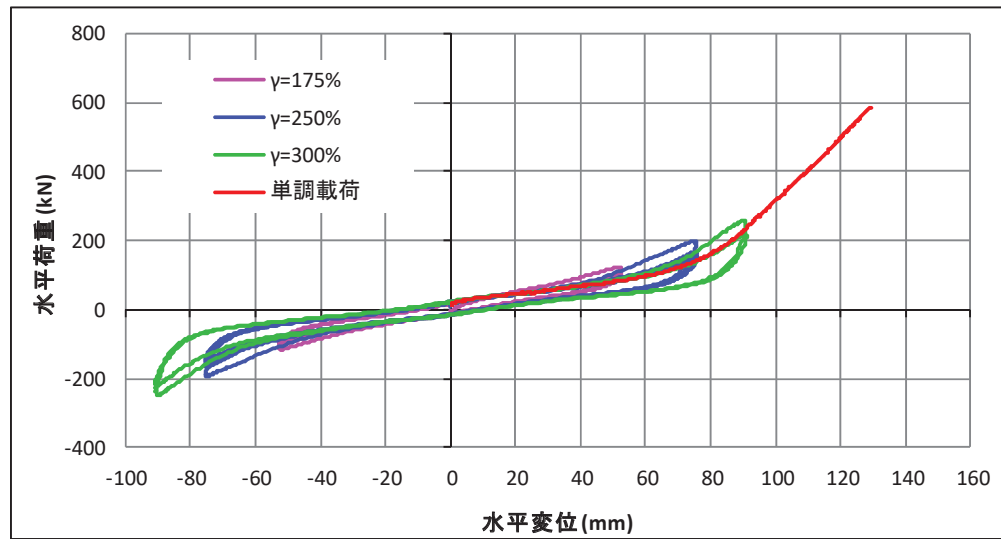
破断ひずみ: 399%



荷重-変位曲線

第5図 せん断変形性能試験結果 (標準試験体 No. 3, 熱老化無し)

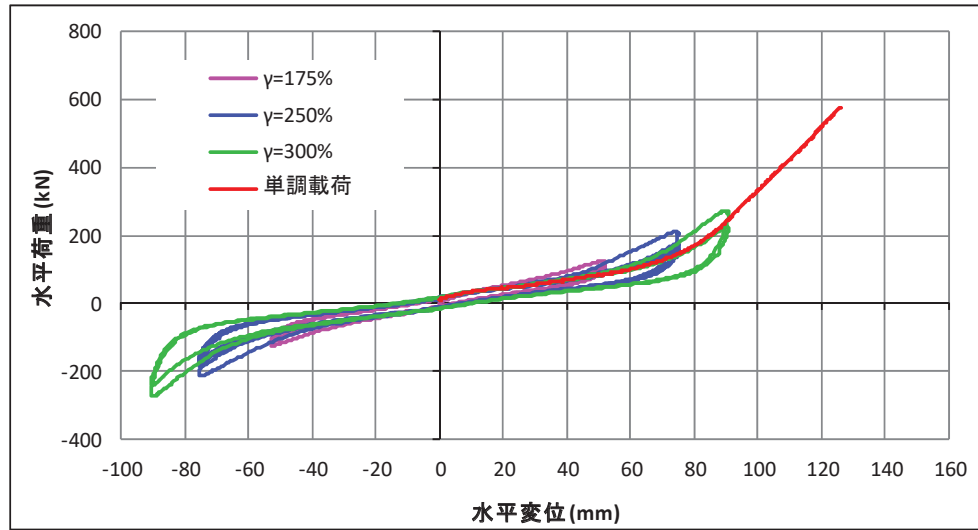
最大ひずみ(破断せず): 431%



荷重-変位曲線

第6図 せん断変形性能試験結果(標準試験体 No. 2, 熱老化無し)

最大ひずみ(破断せず): 420%



荷重-変位曲線

第7図 せん断変形性能試験結果(標準試験体 No. 2, 熱老化有り)

1.5 等価減衰定数

等価減衰定数は測定した試験結果から次式によって求める。

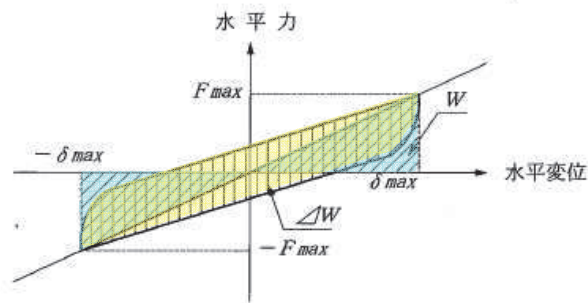
$$h_{eq} = \Delta W / 2\pi W$$

ここに

h_{eq} : 等価減衰定数

W : 弾性エネルギー (第8図に示す三角形面積)

ΔW : 吸収エネルギー (第8図に示す履歴曲線で囲まれる面積)



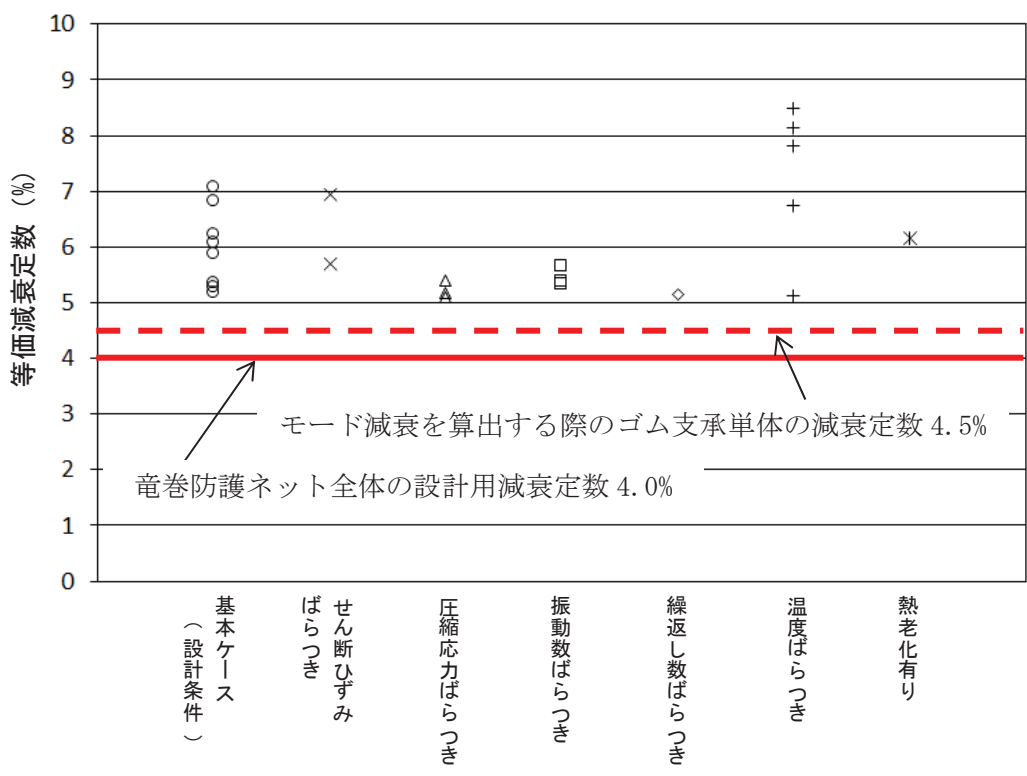
第8図 等価減衰定数の算出方法¹⁾

道路橋示方書V耐震設計編³⁾では、最近の実験研究成果によれば0.04程度以上の等価減衰定数が得られており、使用するゴム支承の減衰特性を十分に把握した上で適切な等価減衰定数を設定するのがよいとされている。今回、各種依存性試験及び熱老化特性試験において実施したせん断特性試験の結果に基づき、評価に用いる等価減衰定数を設定する。

せん断特性試験の結果を第9図に示す。今回の試験結果から、設計条件並びにばらつきを考慮した条件のいずれにおいても5.0%以上の等価減衰定数が得られていることが分かる。竜巻防護ネットの水平方向変形モードはゴム支承の変形が主体的であること及び本試験結果より安定して5.0%以上の等価減衰定数が得られていることを踏まえ、耐震設計における竜巻防護ネット全体の水平方向減衰としては4.0%を適用する。詳細は添付資料4に示しているが、ゴム支承単体の減衰を4.5%、その他の鋼製部材の減衰を2.0%と設定してモード減衰を算出した結果、4.0%より大きな減衰が得られていたことから、耐震性評価としては保守的に4.0%と一律設定した。

減衰については、実機へ使用するゴム支承の製品検査においてせん断特性試験を行うことで、その妥当性を確認する。

なお、第9図に示すとおり温度依存性試験より得られた結果の中には8~9%程度の大きな減衰が得られている結果があるが、これは0℃以下の設定時のものであることから、ゴム支承は低温環境下で高減衰の特性を示すことが分かる。



第9図 各種試験より得られた等価減衰定数の測定値

1.6 評価方法

1.6.1 評価項目

ゴム支承の評価項目は道路橋支承便覧に従い第7表に示すとおりとする。地震動のケース別に評価を実施する。

第7表 ゴム支承の評価項目

評価項目		評価方法	
地震時	荷重伝達機能	水平力支持	せん断ひずみの評価
		鉛直力支持	引張応力の評価 座屈安定性の評価 内部鋼板の引張応力の評価

1.6.2 せん断ひずみの評価

(1) せん断ひずみの評価式

水平力支持機能は、発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないことを確認する。次式によって、水平変位量を総ゴム厚で除して求めたゴムのせん断ひずみを評価する。^{1),3)}

$$\gamma_{se} = \Delta l_e / \Sigma t_e \leq \gamma_{ea}$$

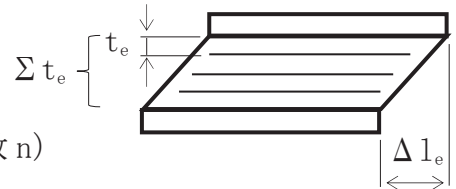
ここに、

γ_{se} : 地震時のせん断ひずみ

Δl_e : 地震時の水平変位量

Σt_e : 総ゴム厚 (=ゴム1層厚 t_e × 層数 n)

γ_{ea} : 地震時のせん断ひずみの許容値



(2) せん断ひずみの許容限界

ゴム支承のせん断破壊に対して必要な安全性が確保されるようにゴム支承の破断試験など十分な検証に基づきせん断ひずみの許容限界を設定する。今回、道路橋示方書V³⁾に基づき、水平荷重—水平変位の関係が安定した特性を示す範囲にあり、せん断破壊に対して必要な安全性が確保されるように設定されたせん断ひずみ 250%をせん断ひずみの許容限界とする。せん断ひずみの許容限界を設定するにあたって採用するゴム支承と同種の試験体を製作し、せん断変形性能試験より破断ひずみを確認した。試験結果より破断ひずみはいずれも350%を超えており許容限界とした250%は十分に余裕のある設定である。また、過去の試験結果¹⁾によって得られた破断ひずみについても300%~450%に分布しており、250%との設定は破断ひずみに対して余裕が確保されていることが分かる。

1.6.3 引張応力の評価

(1) 引張応力の評価式

地震時の上向きの力によって生じる引張応力を次式により評価する。¹⁾

$$\sigma_{te} = R_U / A_{te} \leq \sigma_{ta}$$

ここに、

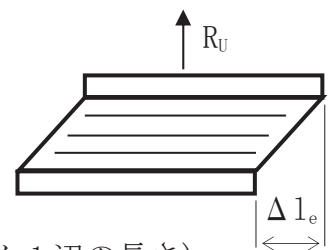
σ_{te} : 地震時の引張応力

R_U : 上向きの反力

A_{te} : 地震時の移動量を控除した引張に有効な面積

$A_{te} = A_e - B \cdot \Delta l_e$ (B :有効幅, ゴム支承の積層ゴム1辺の長さ)

σ_{ta} : 引張応力の許容値



(2) 引張応力の許容限界

引張応力の許容限界は、道路橋支承便覧に基づき、せん断弾性係数の材料物性ごとに規定されている許容値から以下のとおり設定する。

$$G10 \text{ 以上} : \sigma_{ta} = 2.0 \text{ N/mm}^2$$

引張応力の許容限界は、実験結果により求めた引張破断応力に対して余裕を確保して定められている。既往の引張破断試験結果¹⁾では、一定の水平力を与えせん断変形しているゴム支承に引張力を作用させ試験体を破断させ、破断実応力(せん断変形を控除した有効面積の応力)の下限值は 5N/mm^2 程度である。引張応力の許容限界は、破断実応力に対して2.5倍の安全余裕を考慮して設定した。その他既往の研究⁵⁾では、G8, G10, G12の天然ゴム系積層ゴム支承に対してせん断変形を与えた引張試験を実施し、引張降伏応力が道路橋支承便覧で定める許容引張応力以上であること、許容引張応力付近では安定した線形特性を示す領域にあること、引張応力の許容限界は許容引張応力に比べ十分余裕があることが確認されている。

1.6.4 座屈安定性の評価

(1) 座屈安定性の評価式

圧縮力が作用したときゴム支承本体の座屈に対して安全でなければならない。座屈安定性は地震時のせん断変形時における圧縮に有効な面積より算出した圧縮応力により評価する。座屈に対する安全性を次式により評価する。¹⁾

$$\sigma_{ce} = R_L / A_{ce} \leq \sigma_{cra}$$

ここに、

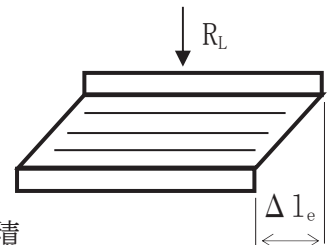
σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

R_L : 下向きの反力

A_{ce} : 地震時の移動量を控除した圧縮に有効な面積

$$A_{ce} = A_e - B \cdot \Delta l_e \quad (B: \text{有効幅, ゴム支承の積層ゴム1辺の長さ})$$

σ_{cra} : 道路橋支承便覧に定める座屈を考慮した圧縮応力の許容値



(2) 圧縮応力の許容限界

座屈を考慮した圧縮応力の許容限界は次式より求める。

$$\sigma_{cra} = G_e \cdot S_1 \cdot S_2 / f_{cr}$$

ここに、

S_1 : ゴム支承の一次形状係数

$$S_1 = A_e / (4 \cdot B \cdot t_e)$$

S_2 : ゴム支承の二次形状係数

$$S_2 = B / \sum t_e$$

f_{cr} : 荷重の大きさ及び発生頻度を考慮した係数(地震時: 1.5)

1.6.5 内部鋼板の引張応力の評価

(1) 内部鋼板の評価式

ゴム支承に補強材として使用する内部鋼板には、下図のように鉛直荷重によって水平方向への引張力 N が発生する。圧縮力が作用したときゴム支承の内部鋼板に生じる引張応力を次式により評価する。

$$\sigma_s = f_c \cdot \sigma_{ce} \cdot t_e / t_s \leq f_t$$

ここに

σ_s : 内部鋼板の引張応力

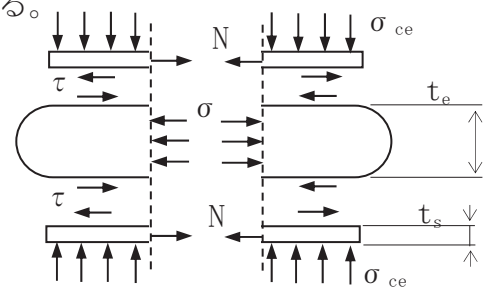
σ_{ce} : 地震時の圧縮応力

t_e : ゴム一層の厚さ

t_s : 内部鋼板の厚さ

f_c : 圧縮応力の分布を考慮した引張応力の係数(=2.0)

f_t : 鋼材の許容引張応力



内部鋼板の引張応力は、鉛直荷重による圧縮応力を静的荷重として求めている。ゴム支承平面内の圧縮応力分布を考慮して、実験より最大応力と平均応力の比を確認して係数 f_c が設定されている。¹⁾

(2) 内部鋼板の許容限界

内部鋼板の引張応力の許容限界は、「J S M E S N C 1 - 2005/2007 発電用原子力設備規格 設計・建設規格」に基づき算出する。

2. 可動支承

2.1 構造概要

可動支承は、変位を固定しない自由軸を有した支承であり、支承の上部構造に対して、特定方向の変位を許容し残りの軸は拘束する構造である。

竜巻防護ネットでは、NS 方向 (X 方向) 1 軸に対してのみの可動構造としており、残りの軸は拘束している。可動支承をフレームと大梁の接続部に設置することで、フレームの熱伸びによる変位を吸収すること及び、メンテナンス性 (分解作業の作業性) を向上することを目的としている。

竜巻防護ネットに使用する可動支承の構成部品図を第 10 図に示す。可動支承の使用材料を第 8 表に示す。可動支承は、ベースポット、レール等の鋼製部材やゴム、樹脂等の部品を組み合わせて構成される。第 10 図に示す「①すべり材」によってすべりが生じ NS 方向 (X 方向) へ変位を許容する構造であり、ポリアミドとステンレスで構成された部品である。すべり特性は、支承製造メーカーによる試験結果に基づき、竜巻防護ネットで使用するポリアミドとステンレスの組合せの場合、摩擦係数の基準値は 0.04 となる。また、EW 方向 (Y 方向) と UD 方向 (Z 方向) については、各部材によって変位を拘束する構造となっており、2.3 項に示すとおり、全ての部材が荷重を支持する機能を有していることから強度評価により構造健全性を確認する。

2.2 モデル化

可動支承のモデル化及び設計上の配慮について以下の方針とする。

地震時移動によって可動支承には摩擦力が働くが、主桁の可動側の支承部に摩擦による水平力を分担させて主桁のゴム支承側に作用する水平力を減少させる設計を避けるため、地震応答解析に用いる 3 次元はりモデルでは可動支承の軸方向の結合条件を自由とする。また、本来、摩擦力が移動方向と逆向きの抵抗力として作用することを利用した摩擦減衰効果があるが、ここでは摩擦減衰による地震のエネルギー吸収に期待しない設計としている。

摩擦係数について、温度の依存性を確認した結果を第 11 図に示す。本データは、竜巻防護ネットに設置する可動支承と同じすべり材の材質の組合せ (ポリアミドと SUS) の試験体による試験結果である。摩擦係数は温度上昇に伴い漸減する傾向となり、20℃における摩擦係数 0.04 に対して、-15℃で 0.05 程度、40℃で 0.035 程度となる。本結果より摩擦係数の温度依存性は小さく、耐震評価に影響を及ぼす程度ではないと判断した。

また、可動支承のすべり部について経年劣化や異物混入によるすべり状態の劣化が考えられるが、経年劣化に対しては、可動支承の保全方法及び保全サイクルを保全計画へ反映し点検、管理を行う。すべり部への異物混入に対しては、竜巻防護ネットの可動支承の設置状況を踏まえると、異物が支承下部から回り込んで混入することは考え難いことから、異物混入の可能性は低いと判断した。

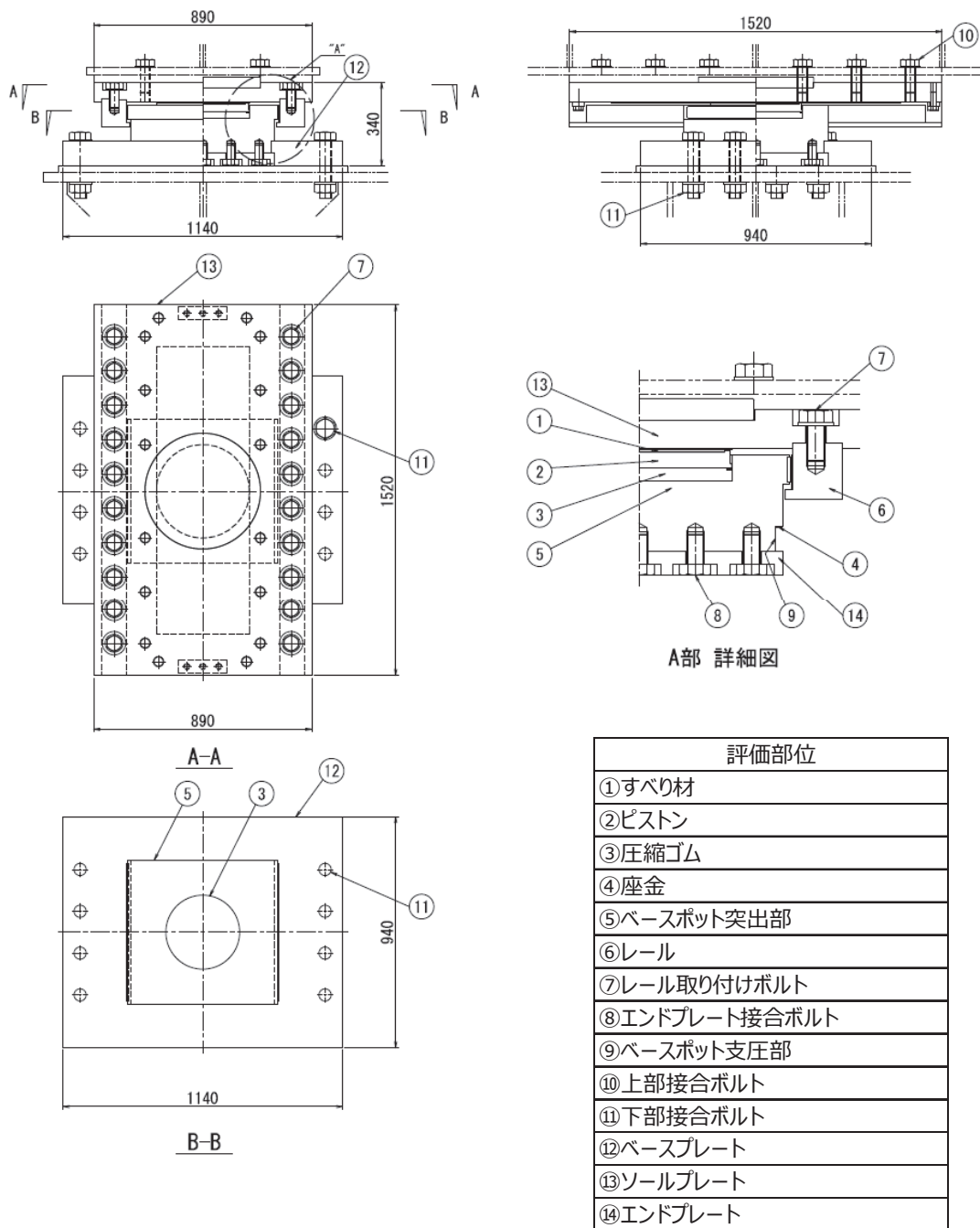
なお、可動支承の回転方向の拘束条件については 3 軸回りを自由として設定して

いる。考え方の詳細について別紙に示す。

2.3 評価方法

竜巻防護ネットの設計における可動支承の評価・検証項目を第9表及び第12図に示す。第12図に示すとおり、可動支承に作用する鉛直力（下向き）、上揚力及び水平力に対して各部位の構造強度評価を行い、構造強度評価上最も弱い部位を選定する。選定された部位が許容限界に達する応力を算出し、その応力が発生するときの負荷荷重を可動支承の許容限界として設定する。ここで、上揚力及び水平力に対する許容限界は、各部材にこれら2方向の荷重が同時に作用することを考慮し、それらの組合せに対して許容荷重を設定する。一例として、第13図に一般的な構造物に対する2方向荷重が作用した場合の評価イメージを示す。第13図に示すとおり、可動支承においても上揚力と水平力に対する許容荷重の組合せは無数に存在するが、本評価では、各部位の構造強度評価を実施した上で、それらのうち1つの組合せを許容荷重として設定している。

移動可能量の許容限界は部品寸法と組立寸法により決まるため製品の寸法検査により検証する。



第 10 図 可動支承の構成部品図

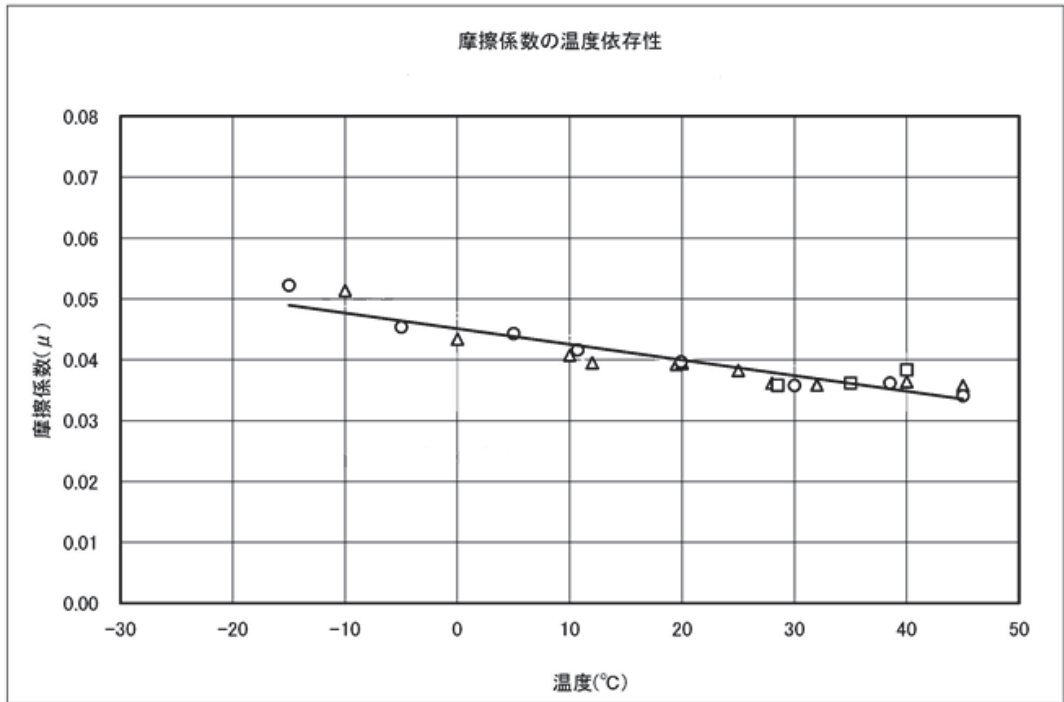
第 8 表 可動支承の設計仕様

項目	材質	仕様*		
すべり材	ポリアミド MC703HL	配合	ポリアミド樹脂	90%以上
			固形潤滑材	10%以下
		物性値	引張強度(N/mm ²)	60~70 ASTM D-638
			伸び(%)	15~25 ASTM D-638
			比重	1.11
	ステンレス SUS304 SUS316	材料規格	JIS G 4304 JIS G 4305	
		表面処理	JIS G 4305 No2B	
	圧縮ゴム	クロロプレン 系合成ゴム C08	材料規格	JIS K 6383
鋼材 (ピストン ベースポッド レール等)	SS400 SM490 SM570	材料規格	JIS G 3101 JIS G 3106	

注記 *: 可動支承について、強度等の性能に影響のない範囲で一部仕様に変更となる可能性がある。

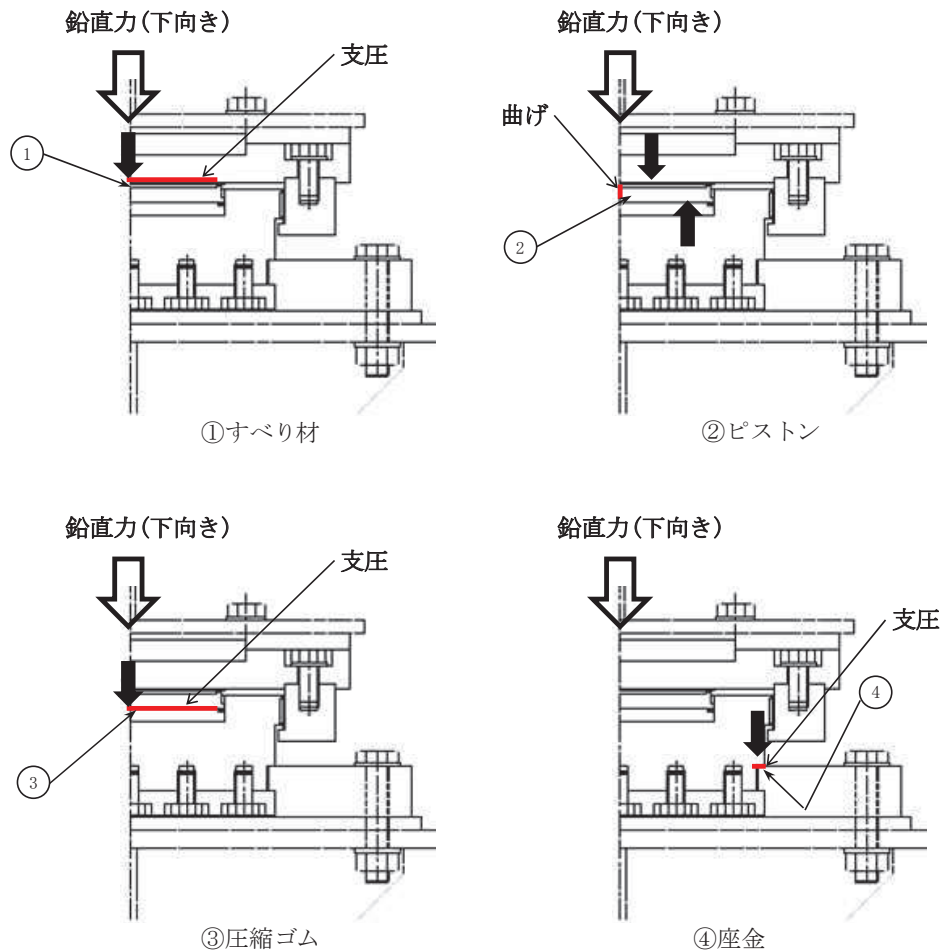
第 9 表 可動支承の評価・検証項目

評価・検証項目	評価・検証方法	
荷重伝達機能	応力評価	詳細は第 12 図参照
変位追従機能	移動量の評価	応答変位と移動可能量の比較



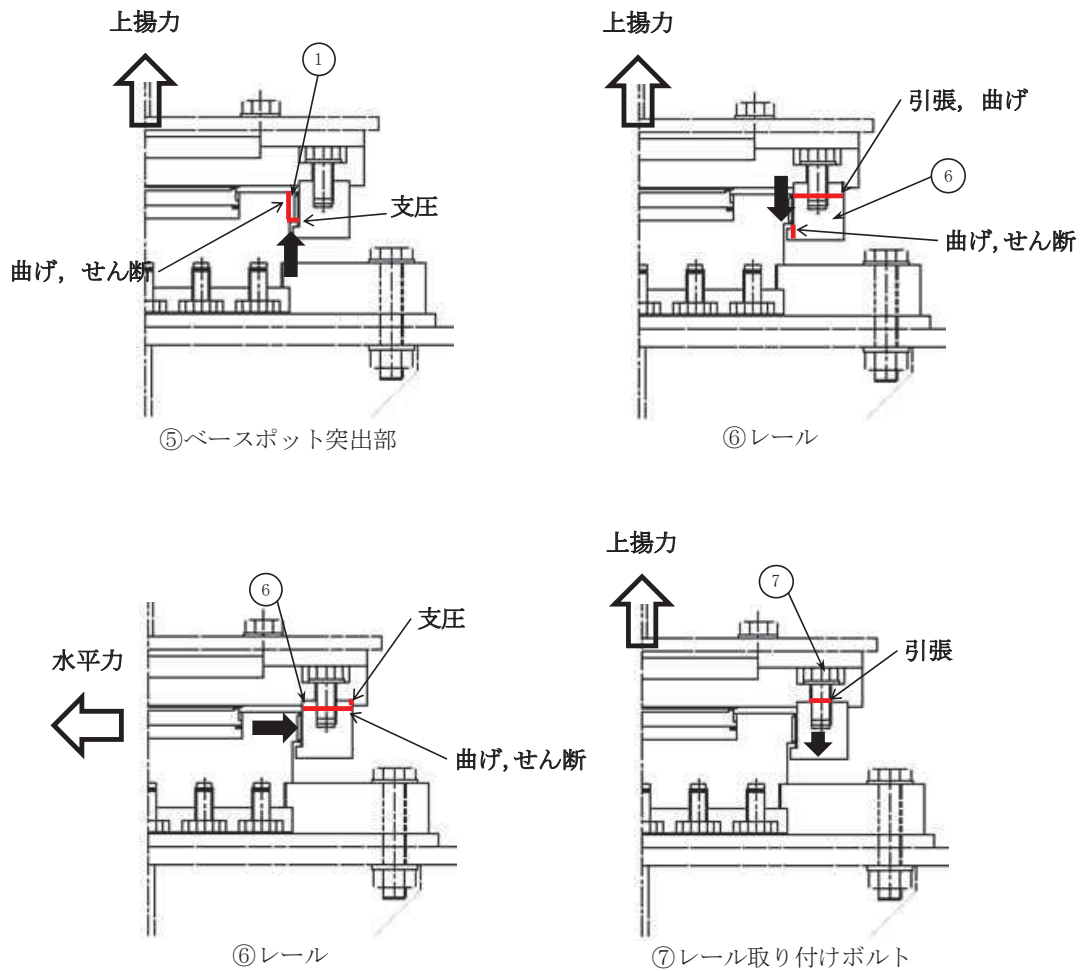
第 11 図 すべり支承の摩擦係数に係る温度依存性試験結果

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



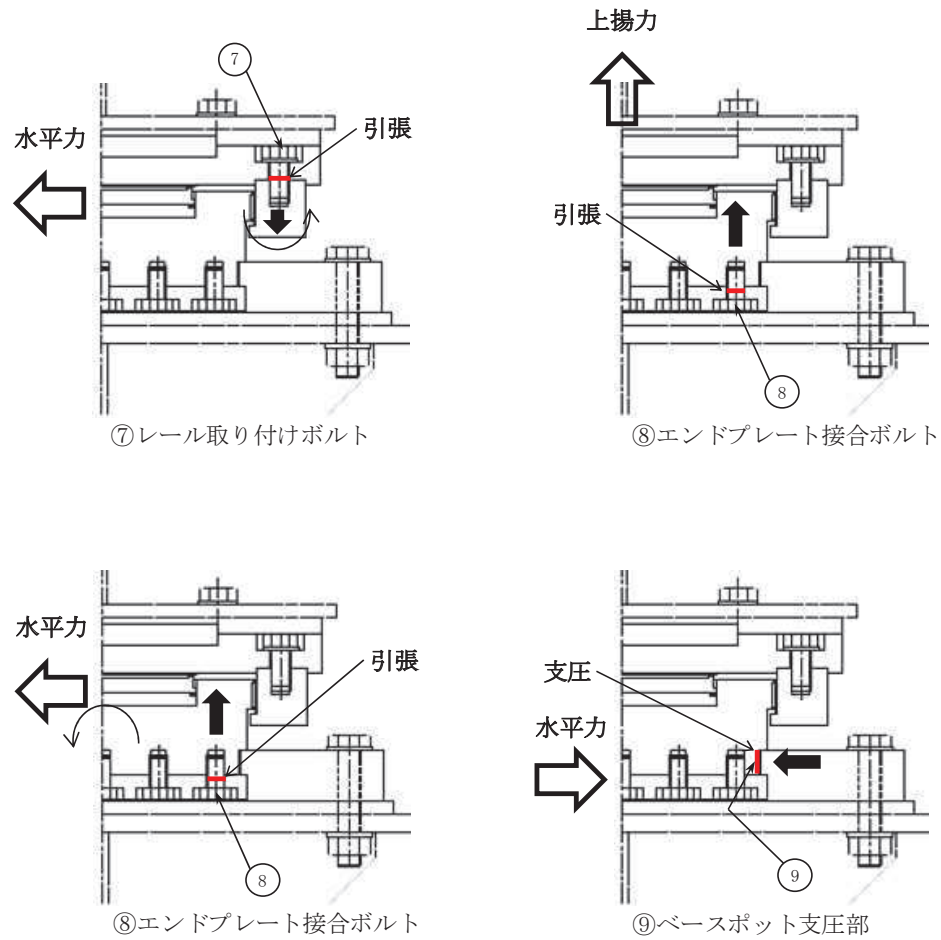
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (1/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



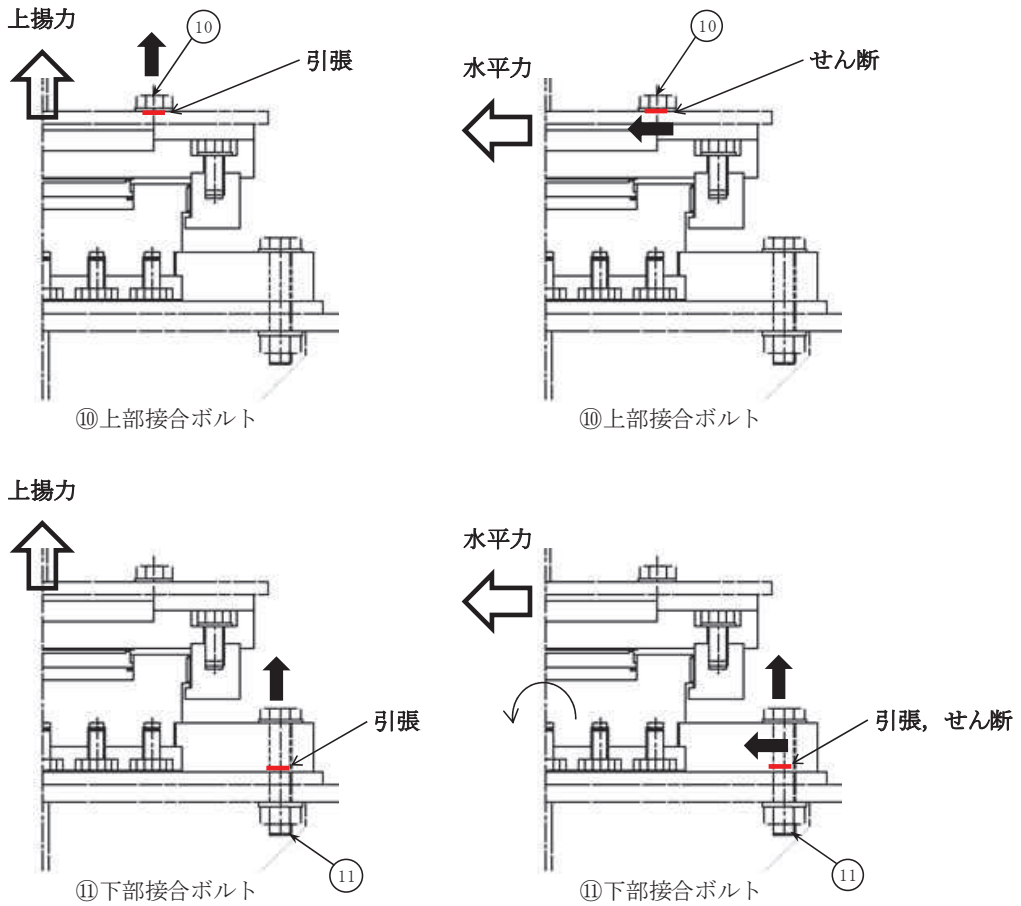
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (2/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (3/5)

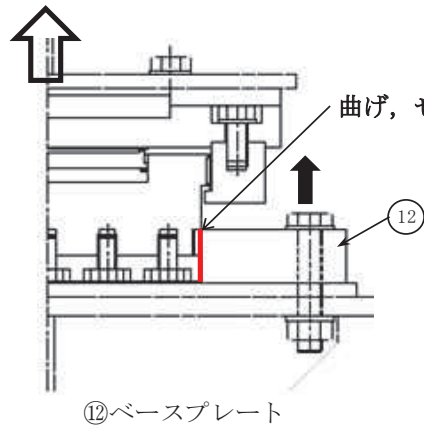
評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断



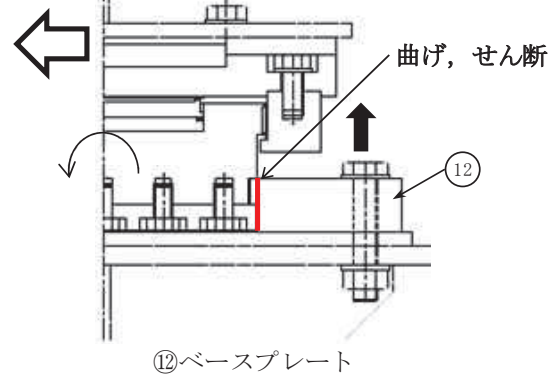
第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (4/5)

評価部位	作用力	評価項目
①すべり材	鉛直力（下向き）	支圧
②ピストン	鉛直力（下向き）	曲げ
③圧縮ゴム	鉛直力（下向き）	支圧
④座金	鉛直力（下向き）	支圧
⑤ベースポット突出部	上揚力	曲げ，せん断，支圧
⑥レール	上揚力，水平力	曲げ，引張，せん断，支圧
⑦レール取り付けボルト	上揚力，水平力	引張
⑧エンドプレート接合ボルト	上揚力，水平力	引張
⑨ベースポット支圧部	水平力	支圧
⑩上部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑪下部接合ボルト	上揚力，水平力	引張，せん断
⑫ベースプレート	上揚力，水平力	曲げ，せん断
⑬ソールプレート	水平力	せん断

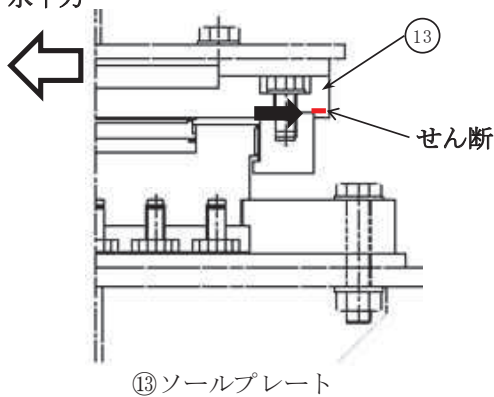
上揚力



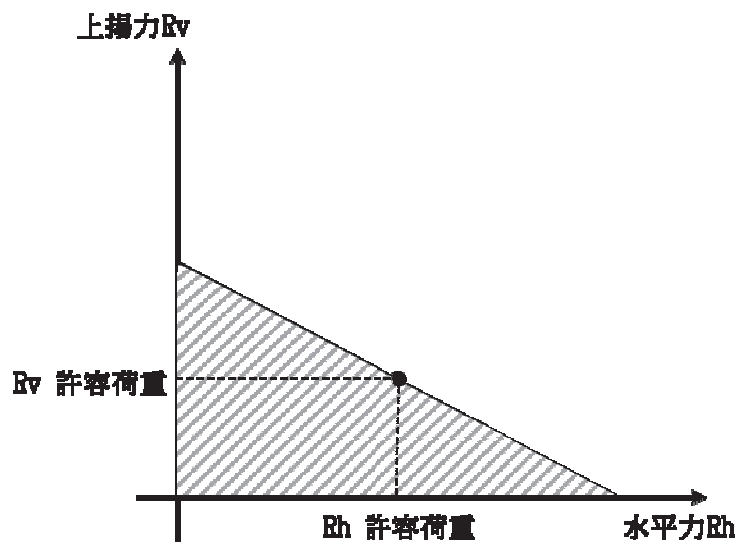
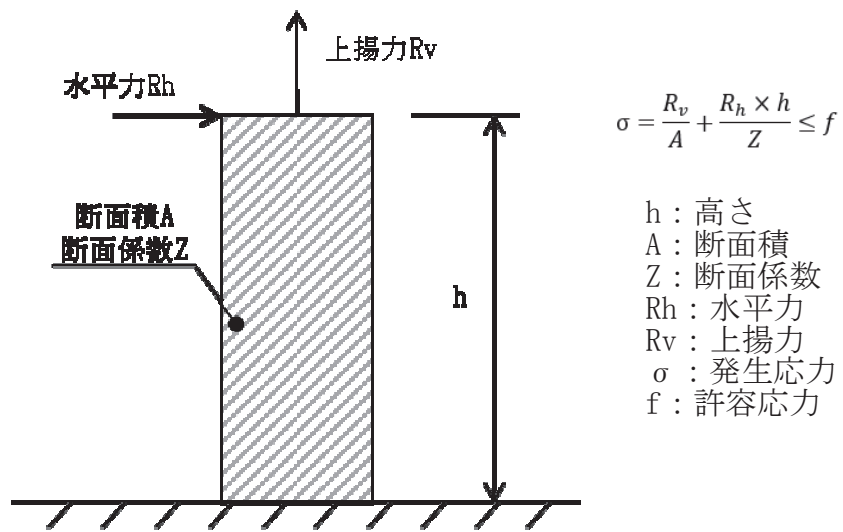
水平力



水平力



第 12 図 可動支承の評価項目模式図 (5/5)



第13図 2方向荷重に対する評価イメージ

参考文献

- 1) 道路橋支承便覧（平成 16 年 4 月 社団法人 日本道路協会）
- 2) J I S 規格 道路橋免震用ゴム支承に用いる積層ゴム-試験方法
（J I S K 6 4 1 1 -2012）
- 3) 道路橋示方書・同解説 V耐震設計編（平成 14 年 3 月 社団法人 日本道路協会）
- 4) 青山和嵩，青木徹彦，鈴木森晶：積層ゴム支承の耐震性能実験，愛知工業大学研究報告第 41 号 B 平成 18 年
- 5) 炭村透，鵜殿禎史，金井宏司：各種ゴム支承の引張限界性能に関する研究，土木学会地震工学論文集，2003. 10

可動支承の回転方向拘束条件の設定について

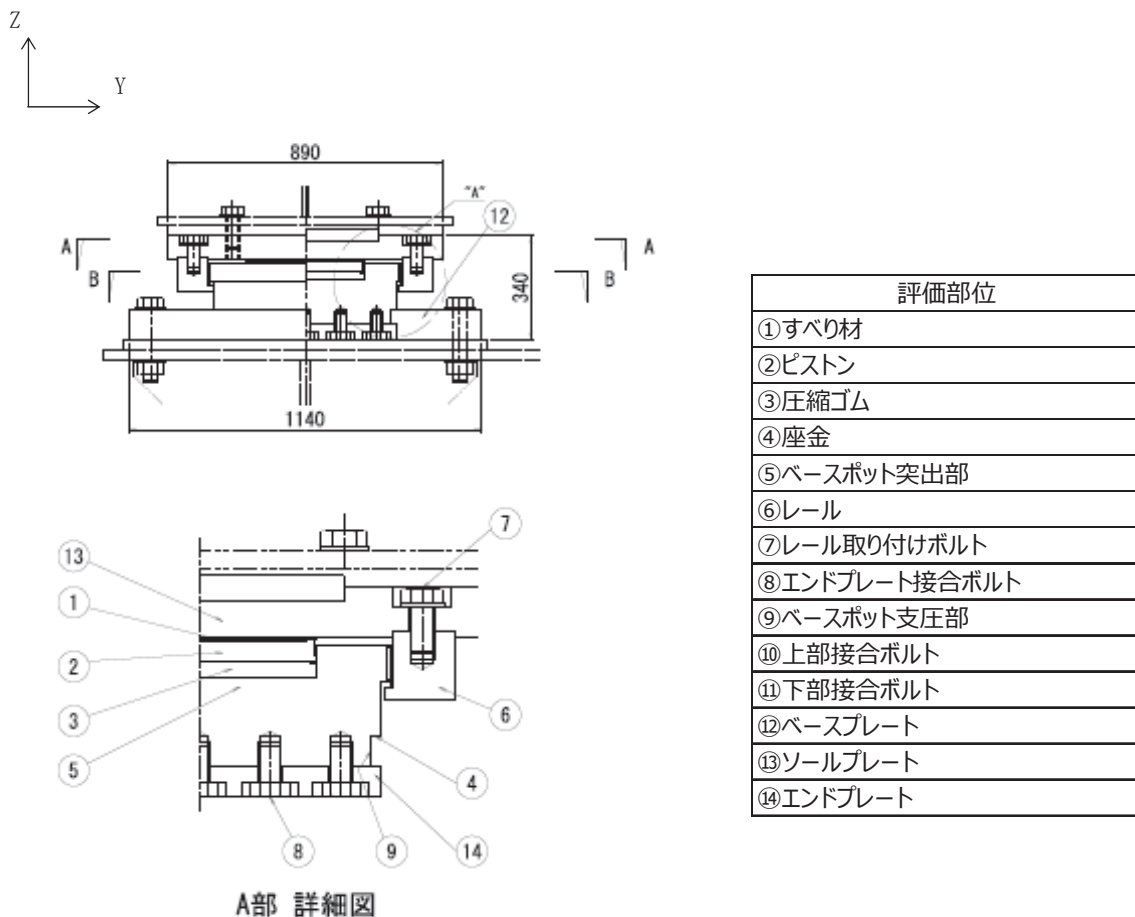
竜巻防護ネットの耐震評価に適用する解析モデルにおける、可動支承の回転方向拘束条件について設定方法詳細を以下に示す。

1. 可動支承の回転方向拘束条件の設定

可動支承における回転方向の拘束条件は3軸回りを自由としており、その理由は以下のとおり。

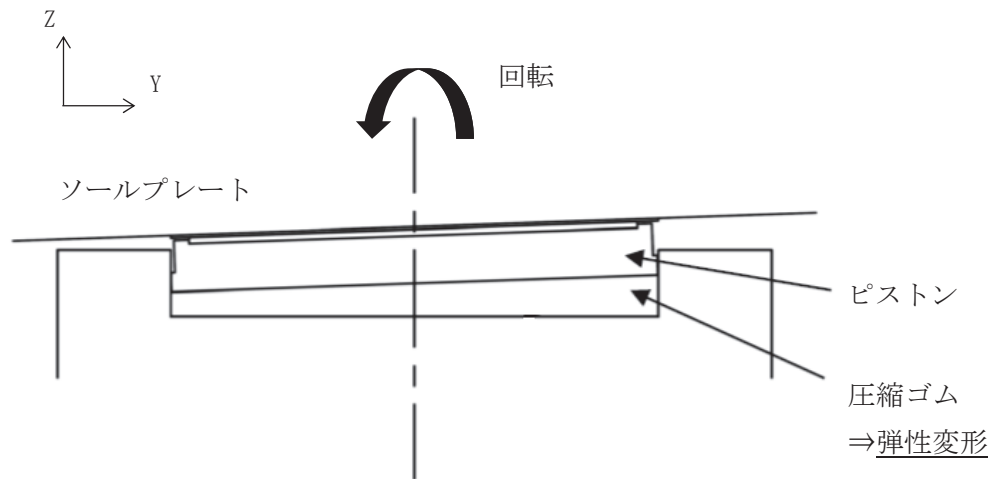
(1) X軸及びY軸廻りの回転

可動支承の構造を別紙図1に示す。可動支承は荷重を伝達する支持部材として「③圧縮ゴム」を有する構造となっている。

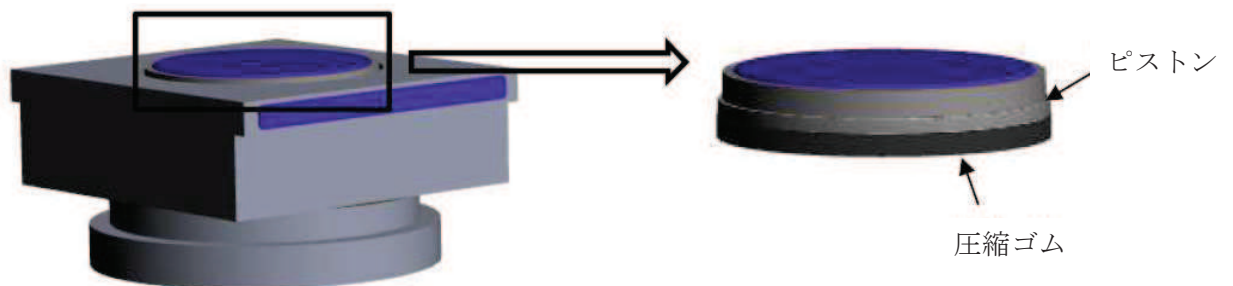


別紙図1 可動支承の構造図（添付資料6 第10図再掲）

別紙図 2, 3 に示すとおり，地震時に X 軸及び Y 軸廻りの回転方向に応答した場合，「③圧縮ゴム」が弾性変形するため回転方向は拘束されていないことから，解析モデルにおいて可動支承は回転方向を自由として設定している。なお，圧縮ゴムの回転剛性については，大梁やフレームの鋼製部材に比べて小さく，モデル化による解析結果への影響は軽微であることから 3 軸回りを自由としている。



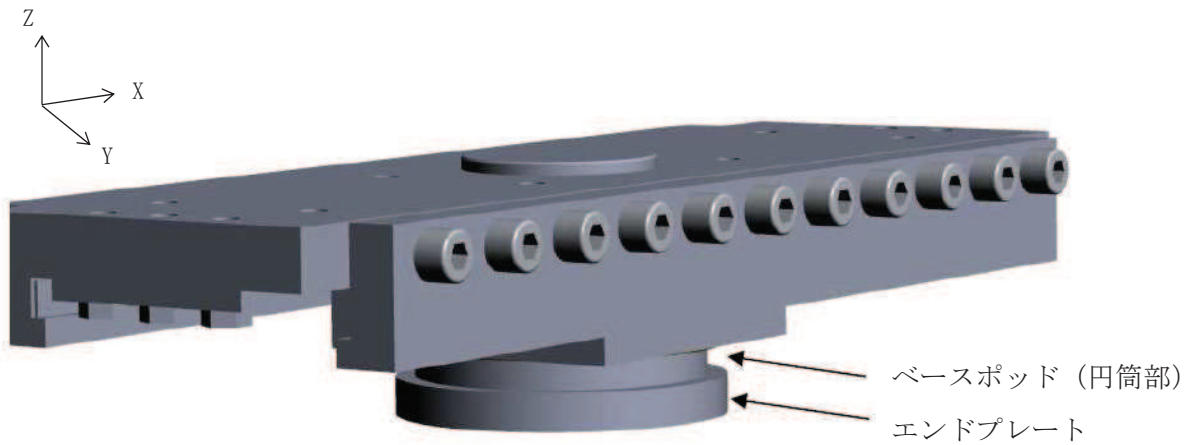
別紙図 2 X 軸及び Y 軸廻りの回転機構



別紙図 3 圧縮ゴム及びピストンの 3 次元構造図

(2) Z 軸廻りの回転

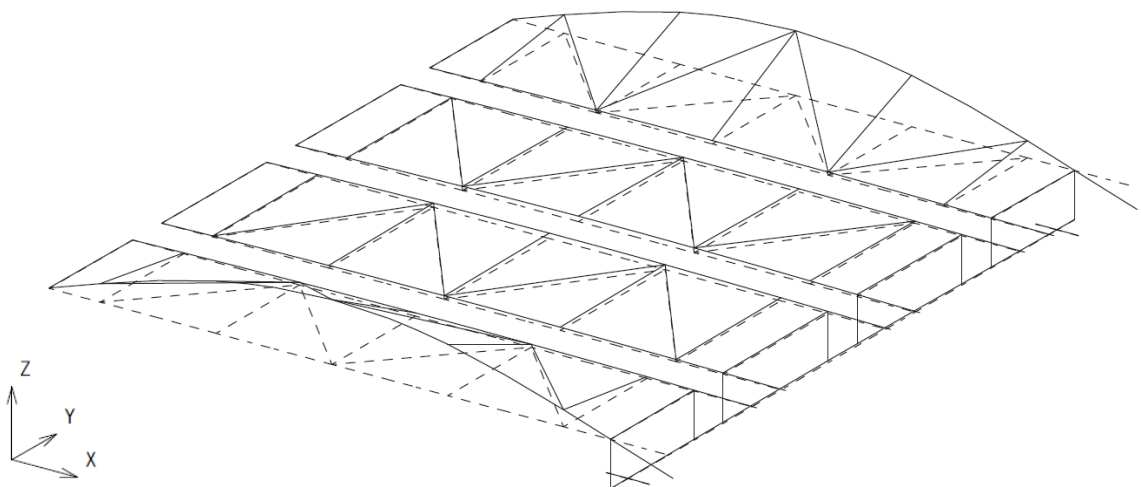
別紙図 4 に示すようにベースプレート内部のベースポッド（円筒部）が回転可能な構造であることから、Z 軸廻りの回転方向を自由と設定している。



別紙図 4 Z 軸廻りの回転機構

2. 可動支承の回転方向拘束設定に係るモードへの影響について

可動支承が回転方向に応答する代表的なモードとして、フレームの鉛直 Z 方向 1 次モード（全体の 14 次モード）を別紙図 5 に示す。Y 軸廻りの拘束が自由なため、可動支承位置で回転が生じ、フレームが鉛直 Z 方向に応答するモードとなっている。



別紙図 5 モード図（フレームの Z 方向 1 次モード）

地震時の鉛直方向変位

地震時に竜巻防護ネットを構成するゴム支承や鋼製部材に変位が生じ、部材同士の衝突や海水ポンプ室への衝突が発生する可能性について検討する。

1. ゴム支承の変位量

衝突防止の観点から、鉛直方向の地震力によって発生するゴム支承の圧縮側最大変位について確認した結果を第 1 表に示す。ゴム支承は鉛直方向の剛性が大きいことから変位量が非常に小さいことが分かる。

第 1 表 ゴム支承の鉛直方向の変位量

	大梁ゴム支承	フレームゴム支承
最大鉛直反力 (kN)*	1320	560
鉛直剛性 (kN/mm)	972	972
変位量 (mm)	1.4	0.6

注記 *：基準地震動 S s 7 波の解析結果から最大となった反力値

2. 鋼製部材の変位量

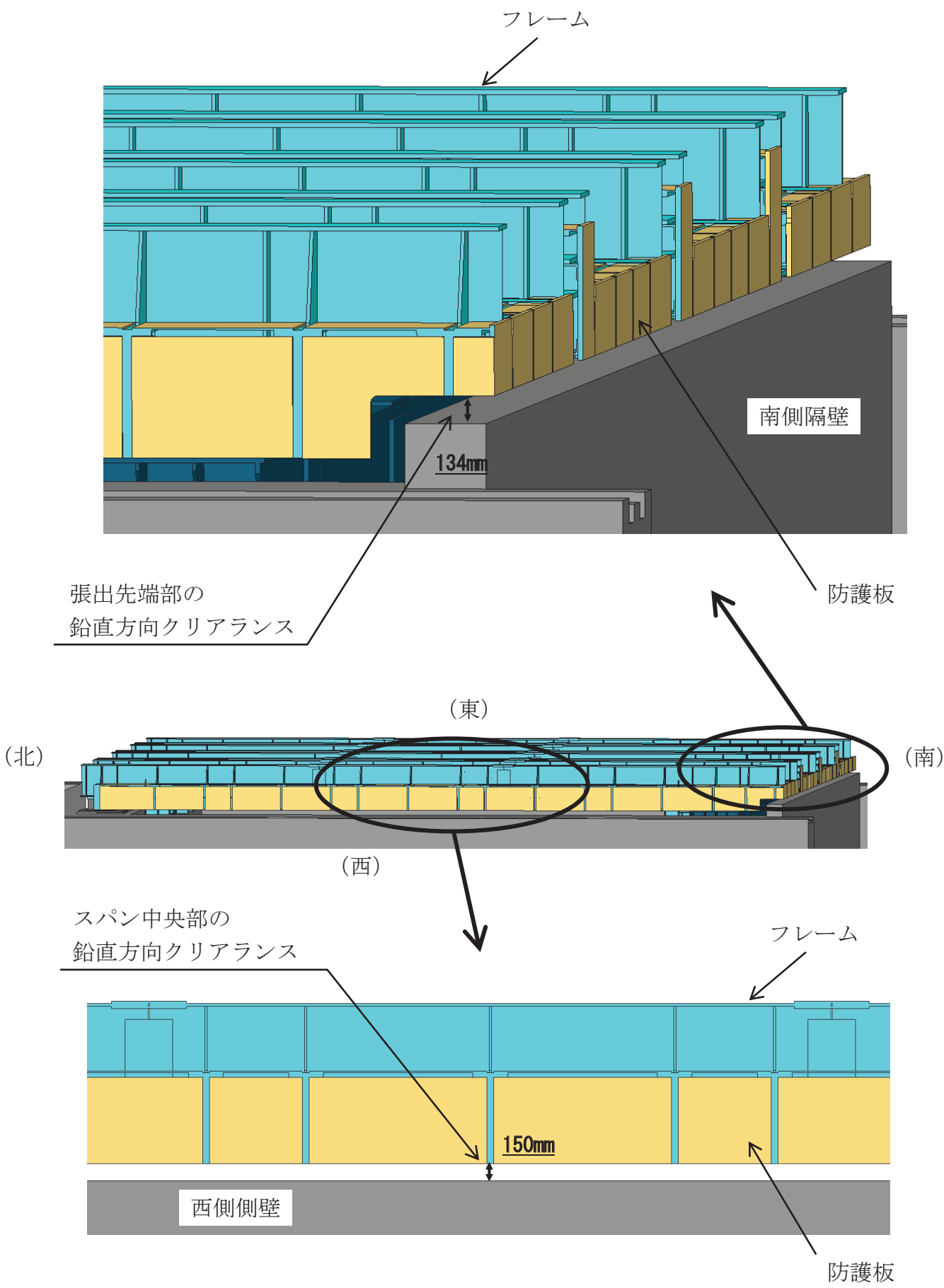
1 項と同じく、衝突防止の観点から、鉛直方向の地震力によって発生する鋼製部材の鉛直下向きの最大変位について確認した結果を第 2 表に示す。フレームの中央部におけるたわみが最大となるが、クリアランスには十分に余裕があることが分かる。評価箇所の模式図を第 1 図に示す。

第 2 表 フレームの鉛直方向の変位量

	スパン中央部	張出先端部
変位量 (mm)	55* ¹	36* ¹
クリアランス (mm)	150	134

注記 *1：上表の変位量にはフレーム支点におけるゴム支承の変位量も含む

以上の検討結果より、鉛直方向の変位については、クリアランスに十分余裕があることを確認しているため、今回の評価においては水平方向変位を代表として評価する。



第1図 変位量の評価箇所

竜巻防護ネット構造部材の質量詳細

竜巻防護ネットを構成する部材のうち、フレーム及び大梁を対象に質量算出の内訳を示す。

1. フレーム

第1表にフレームの質量の内訳を示す。フレームは主要部材である主桁、横補強材、ブレースの他に継手やストッパー等で構成されており、これらの部材も含めて合計152tとなる。内訳に記載の部材の概略構造を第1図に示す。

第1表 フレーム質量内訳

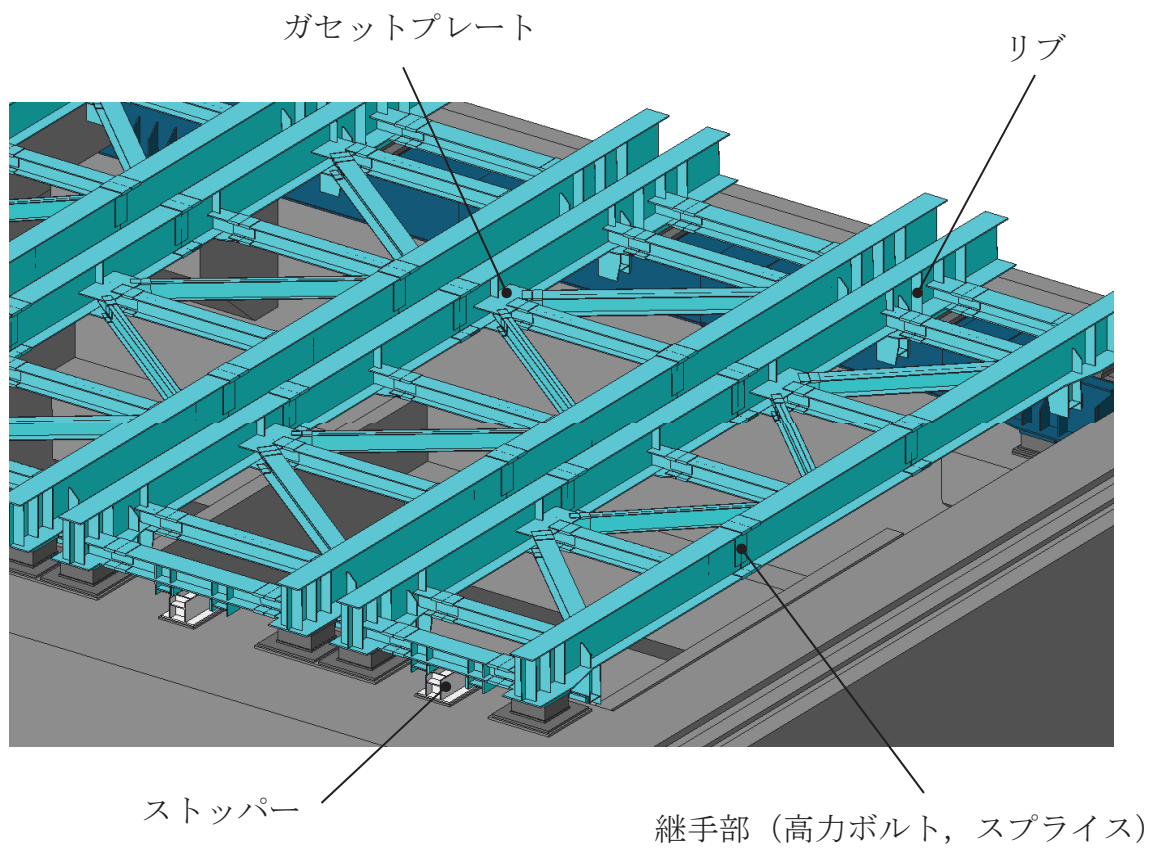
項目	質量 (t)
主桁断面 (フランジ, ウェブ)	72
横補強材断面 (フランジ, ウェブ)	29
ブレース断面 (フランジ, ウェブ)	11
継手部 (高力ボルト, スプライス)	20
ガセットプレート, リブ	12
その他 (ストッパー, 支承部高さ調整プレート, 吊金具等)	8
合計 (第2.2-2表に記載の値)	152

2. 大梁

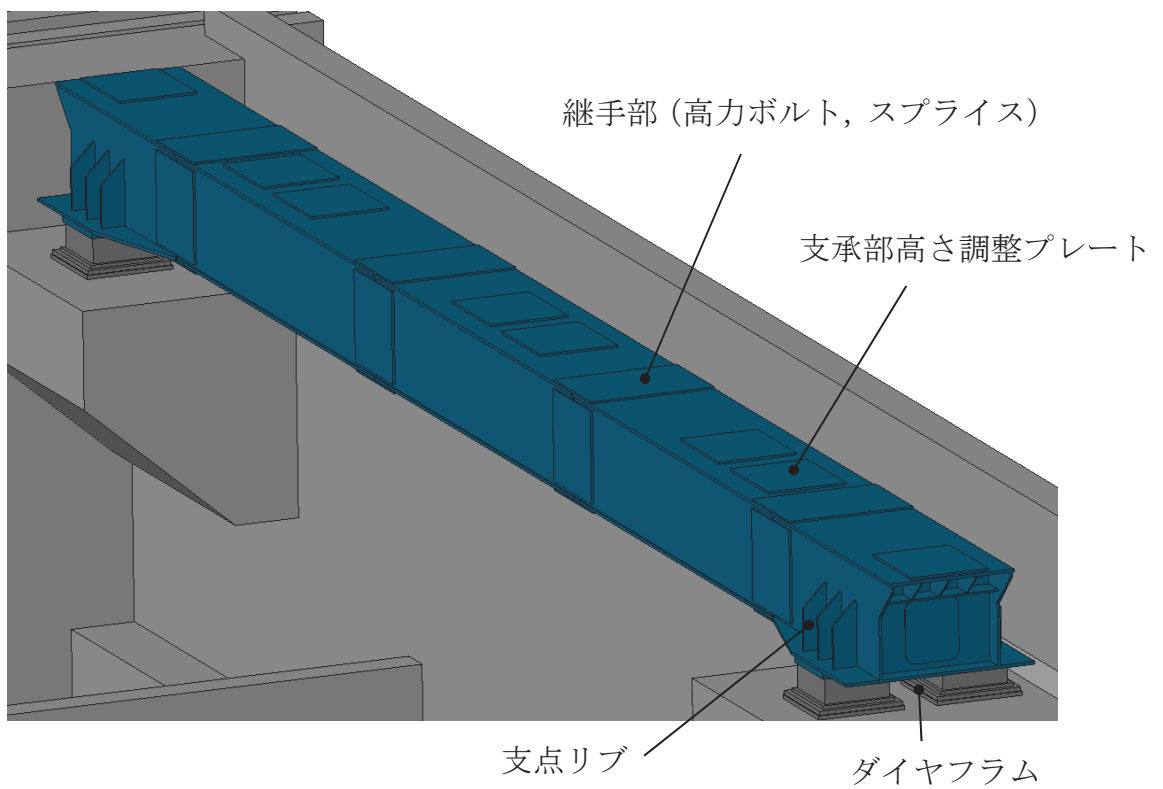
第2表に大梁の質量の内訳を示す。大梁は主要部材である大梁の他に継手や支点リブ等で構成されており、これらの部材も含めて合計63tとなる。内訳に記載の部材の概略構造を第2図に示す。

第2表 大梁質量内訳

項目	質量 (t)
大梁断面 (フランジ, ウェブ)	39
継手部 (高力ボルト, スプライス)	13
ダイヤフラム, 支点リブ	5
その他 (支承部高さ調整プレート, マンホール, 吊金具等)	6
合計 (第2.2-2表に記載の値)	63



第1図 フレームの概略図



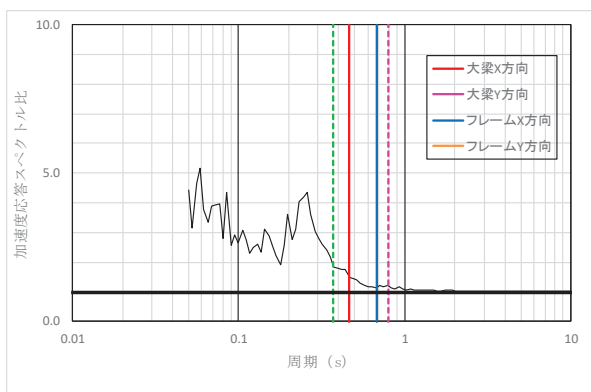
第2図 大梁の概略図

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の相互作用

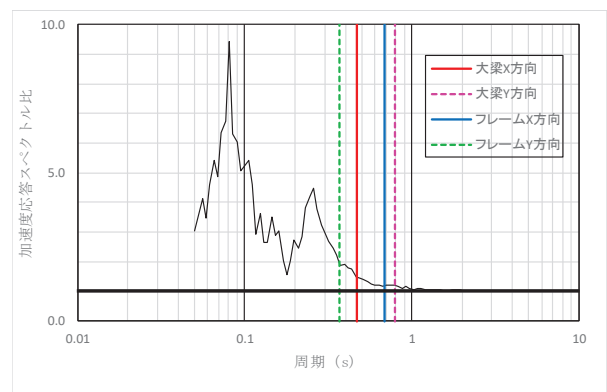
竜巻防護ネットは海水ポンプ室上端に設置される構造となることから、地震時の動的な相互作用の影響について確認する。

1. 固有周期の比較

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の固有周期について比較，確認する。大梁及びフレームの主要なモードと海水ポンプ室の入力地震動（S s - D 2 ケース 1）に対する加速度応答スペクトル比を第 1 図に示す。また，第 1 図に示す加速度応答スペクトル比を確認した位置を第 2 図に示す。なお，竜巻防護ネットの固有周期は添付資料 4 に詳細を示す。

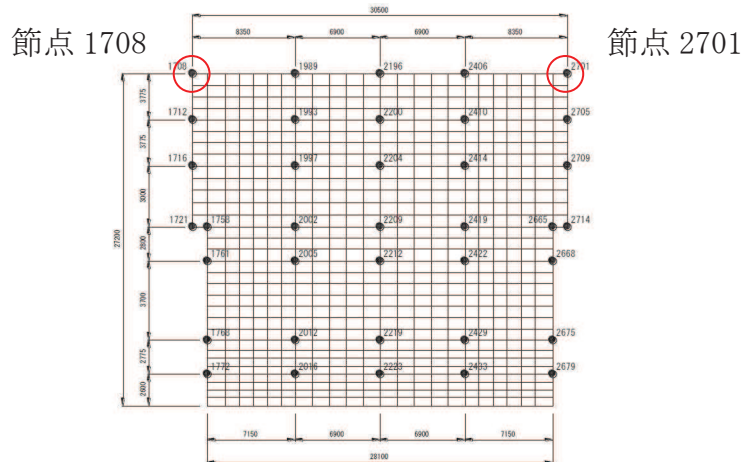


節点 1708



節点 2701

第 1 図 海水ポンプ室の加速度応答スペクトル比
(大梁及びフレームの 1 次周期との比較)



第 2 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル

竜巻防護ネットの主要モードは 0.3 秒～1.0 秒の周期帯に存在し、海水ポンプ室の増幅周期と異なっていることが分かる。このことから、双方の応答が互いに影響を与える共振の発生は考えられない。

2. 質量の比較

竜巻防護ネットと海水ポンプ室の質量を第 1 表に示す。

第 1 表 竜巻防護ネットと海水ポンプ室の質量

	質量 (t)
竜巻防護ネット	約 358
海水ポンプ室	約 91,000

表に示すとおり竜巻防護ネットの質量は海水ポンプ室の質量の 1%未満であり、竜巻防護ネットの振動が海水ポンプ室の振動へ及ぼす影響は小さいものと考えられる。

以上の検討結果より、竜巻防護ネットと海水ポンプ室とは連成モデルとはせずに、竜巻防護ネットの評価には、海水ポンプ室の地震応答解析より得られた床応答スペクトルを適用する。

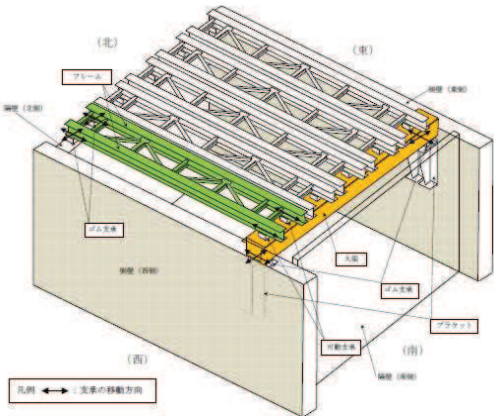
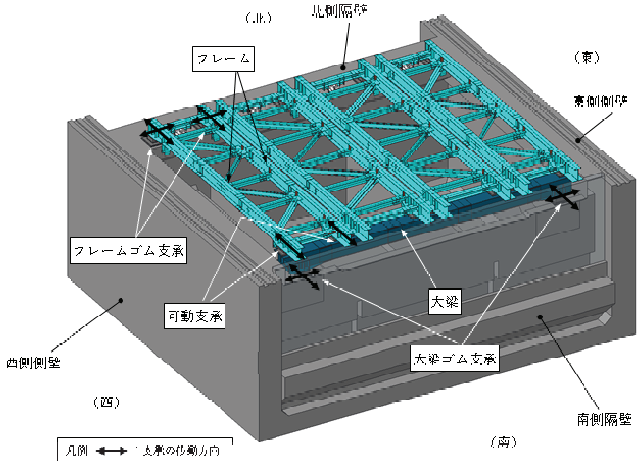
赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p data-bbox="91 209 409 233">まとめ資料からの設計進捗点の抽出</p> <p data-bbox="91 347 237 371">(記載について)</p> <ul data-bbox="114 416 958 810" style="list-style-type: none"> ・設置許可段階（まとめ資料）から設計進捗があった内容を抽出し、詳細設計段階における対応と対比した。 ・抽出結果を踏まえ、以下の3点に分類し備考欄に記載した。 <ul data-bbox="147 552 898 810" style="list-style-type: none"> ①海水ポンプ室の側壁及び隔壁の補強計画を踏まえた竜巻防護ネットの配置設計進捗 <ul data-bbox="174 584 568 643" style="list-style-type: none"> 【例】 フレーム基数の変更 (5基⇒4基) 大梁の支持位置変更 (ブラケット廃止) ②設置許可段階での説明事項を踏まえた耐震及び強度計算方針の設定並びに方針に基づく設計進捗 <ul data-bbox="174 722 640 778" style="list-style-type: none"> 【例】 構造強度評価フロー図の設定 ゴム支承に係る特性試験を踏まえた剛性の設定 ③記載適正化 (内容に変更なし) 	<p data-bbox="987 209 1229 233">詳細設計段階における対応</p>	

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-1】</p> <p>2.2 構造の概要</p> <p>竜巻防護ネットは海水ポンプ室（補機ポンプエリア）にフレームに取り付けたネットを配置することで、非常用海水ポンプ等を防護する構造である。</p> <p>海水ポンプ室（補機ポンプエリア）の側壁（東側及び西側）の南寄り位置にブラケットを設け、フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と隔壁（北側）天面に支持部を設け、ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。</p> <p>また、大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し、ブラケットと大梁の接続部及び隔壁（北側）とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は、ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有値をやや長周期化することで、海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また、フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで、フレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収する構造とし、メンテナンス性（分解作業の作業性）を向上することを目的としている。</p>	<p>2.2 構造の概要</p> <p>竜巻防護ネットは海水ポンプ室（補機ポンプエリア）にフレームに取り付けたネットを配置することで、非常用海水ポンプ等を防護する構造である。</p> <p>海水ポンプ室（補機ポンプエリア）の南側隔壁のコーベル上に、フレーム支持用の大梁を設置する。この大梁と北側隔壁天面に支持部を設け、ネット及び防護板を取り付けたフレームを支持する。</p> <p>また、大梁とフレームとの接続部には可動支承を設置し、南側隔壁と大梁の接続部及び北側隔壁とフレームとの支持部にはゴム支承を設置する。ゴム支承の採用は、ゴム支承のアイソレート機能により竜巻防護ネットの固有周期をやや長周期化することで、海水ポンプ室への反力を低減することを目的としている。また、フレームと大梁の接続部に可動支承を採用することで、フレームや大梁の熱伸びによる変位を吸収する構造とし、メンテナンス性（分解作業の作業性）を向上することを目的としている。</p>	<p>分類① （ブラケットの廃止・支持壁変更） 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持としていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>
<p>【4条-別紙 5-2】</p> <p>竜巻防護ネットの概要図を第 2.2-1 図及び第 2.2-2 図に示す。また、竜巻防護ネットの構成部材の仕様を第 2.2-1 表に、質量の内訳を第 2.2-2 表に示す。</p>  <p>第 2.2-1 図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）</p>	 <p>第 2.2-2 図 竜巻防護ネットの概要図（南西側から見た場合）</p>	<p>分類① （フレーム基数の変更） 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。</p> <p>分類① （ブラケットの廃止・支持壁変更） 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持としていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>

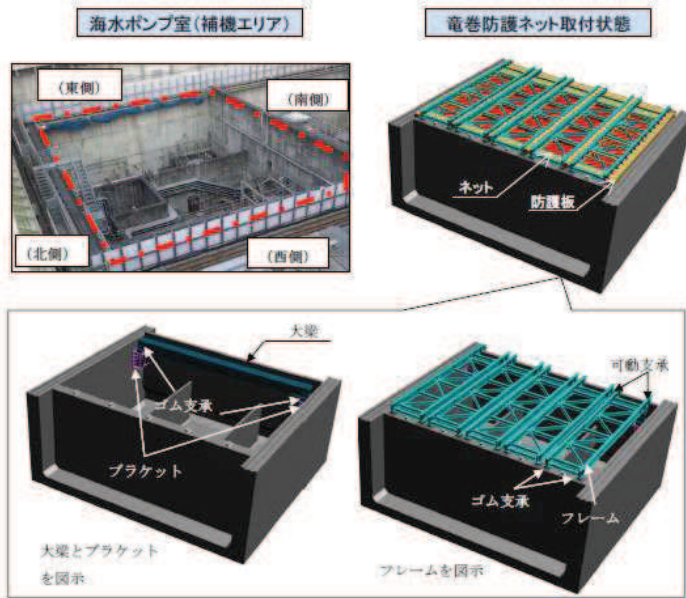
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

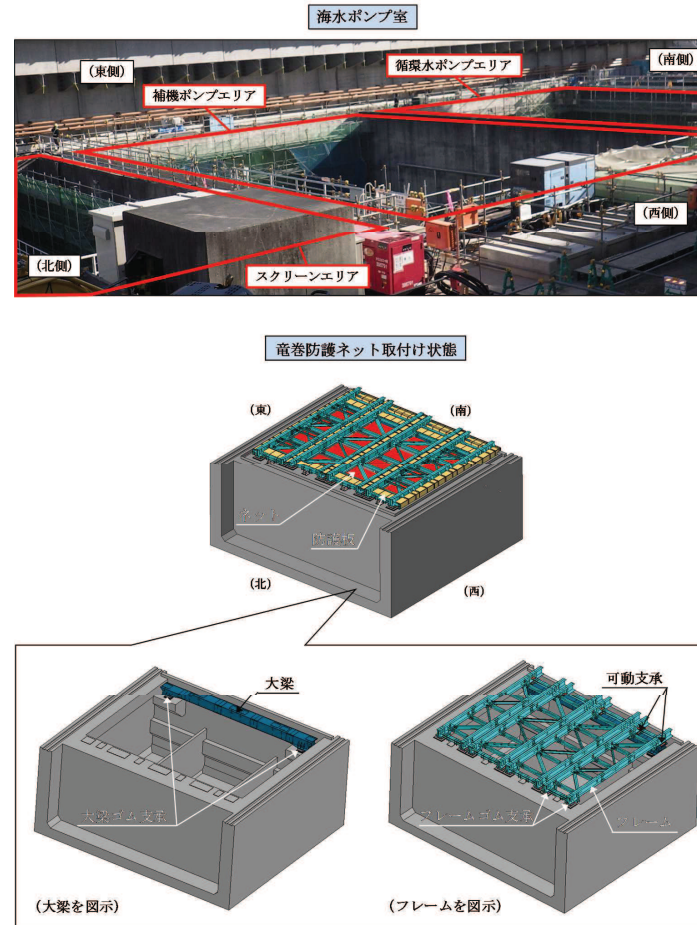
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-3】



第2.2-2図 竜巻防護ネットの概要図(北西側から見た場合)



第2.2-2図 竜巻防護ネットの概要図(北西側から見た場合)

分類①
(フレーム基数の変更)
東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。

分類①
(ブラケットの廃止・支持壁変更)
海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階			詳細設計段階			備考
【4条-別紙 5-4】			【4条-別紙 5-4】			
第 2.2-1 表 竜巻防護ネットの仕様			第 2.2-1 表 竜巻防護ネットの仕様			
総質量	約 500ton		総質量	約 358ton		分類① (フレーム基数の変更) 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。 分類② (大梁断面サイズ変更及び材料変更、防護板の材料変更) 設計進捗を踏まえ、断面サイズ及び材料を変更した。 分類③ (記載適正化)
全体形状	約 29m (東西方向) × 約 24m (南北方向) 高さ 約 1m		全体形状	約 26m (東西方向) × 約 23m (南北方向) 高さ 約 1m		
ネット (金網部)	構成	主ネット×2 枚+補助ネット×1 枚	ネット (金網部)	構成	主金網×2 枚+補助金網×1 枚 なお、金網はワイヤロープにて 4 辺支持する。	
	寸法	線径：φ4mm 目合い寸法：主ネット 50mm, 補助ネット 40mm		寸法	線径：φ4mm 目合い寸法：主ネット 50mm, 補助ネット 40mm	
	主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線		主要材料	硬鋼線材, 亜鉛めっき鋼線	
フレーム	数量	5 組	フレーム	数量	4 組	
	寸法	長さ×幅×高さ：約 23m×4.3m×1m		寸法	長さ×幅×高さ 主桁 : 約 23m×0.6m×1.0m 横補強材 : 約 5.4m×0.4m×0.4m 約 5.4m×0.5m×0.4m 約 4.3m×0.4m×0.4m 約 4.3m×0.5m×0.4m ブレース : 約 5.9m×0.4m×0.4m 約 5.9m×0.2m×0.4m 約 6.8m×0.4m×0.4m 約 6.8m×0.2m×0.4m	
大梁	主要材料	SM490A, SM400A, SS400	大梁	主要材料	SM490A, SM400A, SS400	
	寸法	長さ×幅×高さ：約 26m×1.5m×1.5m		寸法	長さ×幅×高さ：約 25m×1.6m×1.3m	
ゴム支承	仕様	水平力分散型	ゴム支承	仕様	水平力分散型	
	数量	大梁用：4 個 (2 組 (2 個/組)) 隔壁用：10 個 (5 組 (2 個/組))		数量	大梁用：4 個 (2 組 (2 個/組)) フレーム用：8 個 (4 組 (2 個/組))	
可動支承	数量	隔壁用：10 個 (5 組 (2 個/組))	可動支承	数量	8 個 (4 組 (2 個/組))	
防護板	材料	SM400A, SS400	防護板	材料	SM400A	
耐震クラス	—	C	耐震クラス	—	C (S s) *	
			注記 *：耐震クラスは C クラスであるが、ネットの下部に S クラスの設備 (RSW ポンプ等) が設置されているため波及的影響防止の観点で基準地震動 S s に対して十分な構造強度を有することを確認する。			

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考																																																																																																		
<p>【4条-別紙 5-4】</p> <p style="text-align: center;">第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳</p> <table border="1" data-bbox="116 306 913 753"> <thead> <tr> <th colspan="2">部材</th> <th>数量</th> <th>質量 (t) *</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">ネット</td> <td>20基</td> <td>20</td> </tr> <tr> <td colspan="2">フレーム</td> <td>5基</td> <td>170</td> </tr> <tr> <td colspan="2">大梁</td> <td>1基</td> <td>70</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">ゴム支承</td> <td>フレーム</td> <td>10基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td>大梁</td> <td>4基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td colspan="2">可動支承</td> <td>10基</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td rowspan="6">防護板</td> <td>フレーム (FR1) 付</td> <td>1式</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR2) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR3) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR4) 付</td> <td>1式</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR5) 付</td> <td>1式</td> <td>40</td> </tr> <tr> <td>大梁付</td> <td>1式</td> <td>10</td> </tr> <tr> <td colspan="2">ブラケット</td> <td>4基</td> <td>30</td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: right;">総質量</td> <td></td> <td>500</td> </tr> </tbody> </table> <p>* 10t単位で切上げた概略質量、フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料8に示す。</p>	部材		数量	質量 (t) *	ネット		20基	20	フレーム		5基	170	大梁		1基	70	ゴム支承	フレーム	10基	10	大梁	4基	10	可動支承		10基	10	防護板	フレーム (FR1) 付	1式	40	フレーム (FR2) 付	1式	30	フレーム (FR3) 付	1式	30	フレーム (FR4) 付	1式	30	フレーム (FR5) 付	1式	40	大梁付	1式	10	ブラケット		4基	30	総質量			500	<p style="text-align: center;">第2.2-2表 竜巻防護ネットの質量内訳</p> <table border="1" data-bbox="1016 306 1814 667"> <thead> <tr> <th colspan="2">部材</th> <th>数量</th> <th>質量 (t) *</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td colspan="2">ネット</td> <td>16基</td> <td>12</td> </tr> <tr> <td colspan="2">フレーム</td> <td>4基</td> <td>152</td> </tr> <tr> <td colspan="2">大梁</td> <td>1基</td> <td>63</td> </tr> <tr> <td rowspan="2">ゴム支承</td> <td>フレーム</td> <td>8基</td> <td>13</td> </tr> <tr> <td>大梁</td> <td>4基</td> <td>7</td> </tr> <tr> <td colspan="2">可動支承</td> <td>8基</td> <td>21</td> </tr> <tr> <td rowspan="4">防護板</td> <td>フレーム (FR1) 付</td> <td>1式</td> <td>27</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR2) 付</td> <td>1式</td> <td>18</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR3) 付</td> <td>1式</td> <td>18</td> </tr> <tr> <td>フレーム (FR4) 付</td> <td>1式</td> <td>27</td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: right;">総質量</td> <td></td> <td>358</td> </tr> </tbody> </table> <p>注記 *：フレーム及び大梁を例に質量の詳細データを添付資料 8 に示す。</p>	部材		数量	質量 (t) *	ネット		16基	12	フレーム		4基	152	大梁		1基	63	ゴム支承	フレーム	8基	13	大梁	4基	7	可動支承		8基	21	防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27	フレーム (FR2) 付	1式	18	フレーム (FR3) 付	1式	18	フレーム (FR4) 付	1式	27	総質量			358	<p>分類① （フレーム基数の変更、ブラケットの廃止・支持壁変更） 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。また、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p> <p>分類② （各部材の設計進捗） 各部材の設計進捗を反映した竜巻防護ネットの質量を算出した。</p>
部材		数量	質量 (t) *																																																																																																	
ネット		20基	20																																																																																																	
フレーム		5基	170																																																																																																	
大梁		1基	70																																																																																																	
ゴム支承	フレーム	10基	10																																																																																																	
	大梁	4基	10																																																																																																	
可動支承		10基	10																																																																																																	
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	40																																																																																																	
	フレーム (FR2) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR3) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR4) 付	1式	30																																																																																																	
	フレーム (FR5) 付	1式	40																																																																																																	
	大梁付	1式	10																																																																																																	
ブラケット		4基	30																																																																																																	
総質量			500																																																																																																	
部材		数量	質量 (t) *																																																																																																	
ネット		16基	12																																																																																																	
フレーム		4基	152																																																																																																	
大梁		1基	63																																																																																																	
ゴム支承	フレーム	8基	13																																																																																																	
	大梁	4基	7																																																																																																	
可動支承		8基	21																																																																																																	
防護板	フレーム (FR1) 付	1式	27																																																																																																	
	フレーム (FR2) 付	1式	18																																																																																																	
	フレーム (FR3) 付	1式	18																																																																																																	
	フレーム (FR4) 付	1式	27																																																																																																	
総質量			358																																																																																																	
<p>【4条-別紙 5-7】</p> <p>3.2 設計用床応答スペクトル</p> <p>第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。</p> <p>基準地震動S_sの海水ポンプ室の床応答のうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを用いる。なお、包絡スペクトルは周期軸方向に±10%拡幅して、設計用床応答スペクトルを作成している。</p> <p>海水ポンプ室の地震応答解析は、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面（弱軸断面）形状を考慮した地盤一構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いて算出している。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映して地震応答を算定し、竜巻防護ネット設計用の床応答を算定している。竜巻防護ネットの設計により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部へ作用させ、間接支持機能（海水ポンプ室）を有する設計としている。海水ポンプ室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細については第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。</p> <p>なお、海水ポンプ室の地震応答解析モデルについては現在、審査を進めているところである</p>	<p>3.2 設計用床応答スペクトル</p> <p>第3.2-1図に設計用床応答スペクトルの作成フローを示す。</p> <p>基準地震動S_sの海水ポンプ室の床応答スペクトルのうち、竜巻防護ネットの設置位置を考慮して適用する節点を選定し、その節点の基準地震動S_s7波による全ての床応答スペクトルを包絡した包絡スペクトルを作成する。その後、包絡スペクトルは地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅し、地震応答の不確かさケースに対しては拡幅せずに設計用床応答スペクトルとして作成する。設計用床応答スペクトルの作成に係る詳細は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」に示す。</p> <p>海水ポンプ室の地震応答解析には、海水ポンプ室の補機ポンプエリアを対象とした東西方向の断面（横断面）形状及び南北方向の断面（縦断面）を考慮した地盤一構造物連成の2次元時刻歴非線形解析を用いている。地震応答解析モデルには竜巻防護ネットの質量を反映し、地震応答解析により、竜巻防護ネットの評価用の床応答スペクトルを算定する。竜巻防護ネットの地震応答解析により算定される海水ポンプ室への反力を、海水ポンプ室の3次元構造解析モデルの竜巻防護ネット支持部に反映し、間接支持機能（海水ポンプ室）を有する設計としている。海水ポンプ</p>	<p>分類② （水平 2 方向地震波の使い分け） 横断面より得られる設計用床応答スペクトルと、縦断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。</p>																																																																																																		

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考										
<p>め、審査結果を踏まえて設定する海水ポンプ室モデルの地震応答については、工認段階で竜巻防護ネットの耐震設計に反映する。</p> <p>包絡スペクトルに適用する節点番号及び基準地震動S_sを第3.2-1表に、海水ポンプ室の地震応答解析モデル図を第3.2-3図に示す。また、第3.2-4図に設計用床応答スペクトル図を示す。</p>	<p>室と竜巻防護ネットの相互関係の詳細を第3.2-2図に示す。また、海水ポンプ室と竜巻防護ネットの動的な相互作用の影響について検討した結果を添付資料9に示す。</p> <p>包絡スペクトルに適用する節点番号及び評価を実施する基準地震動S_s7波を第3.2-1表に、海水ポンプ室の平面図と地震応答解析モデル図を第3.2-3図及び第3.2-4図に示す。また、第3.2-5図及び第3.2-6図に設計用床応答スペクトル図を示す。</p>											
<p>【4条-別紙5-9】</p> <p>第3.2-1表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧</p> <table border="1" data-bbox="226 715 813 847"> <thead> <tr> <th>海水ポンプ室の節点番号</th> <th>基準地震動 S_s*</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925</td> <td>S_s-D1, S_s-D2, S_s-D3, S_s-F1, S_s-F2, S_s-F3, S_s-N1</td> </tr> </tbody> </table> <p>*本資料では竜巻防護ネットへの影響が大きいと考えられる S_s-D1, D2, F1, F2, N1 の5波について耐震性を確認した結果を説明する。今後、工事計画認可申請において全ての S_s に対して評価を実施する。</p>	海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S _s *	965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925	S _s -D1, S _s -D2, S _s -D3, S _s -F1, S _s -F2, S _s -F3, S _s -N1	<p>第3.2-1表 海水ポンプ室の節点番号及び基準地震動一覧</p> <table border="1" data-bbox="1126 715 1713 951"> <thead> <tr> <th>竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号</th> <th>基準地震動 S_s</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705</td> <td>S_s-D1, S_s-D2, S_s-D3, S_s-F1, S_s-F2, S_s-F3,</td> </tr> <tr> <td>(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679</td> <td>S_s-N1</td> </tr> </tbody> </table>	竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S _s	(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	S _s -D1, S _s -D2, S _s -D3, S _s -F1, S _s -F2, S _s -F3,	(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679	S _s -N1	<p>分類② (設計進捗反映) 支持壁変更等を反映した海水ポンプ室の解析モデルの節点を反映した。</p>
海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S _s *											
965, 969, 1238, 1440, 1640, 1921, 1925	S _s -D1, S _s -D2, S _s -D3, S _s -F1, S _s -F2, S _s -F3, S _s -N1											
竜巻防護ネットの評価に用いる海水ポンプ室の節点番号	基準地震動 S _s											
(a)横断面 1708, 1712, 1989, 1993, 2196, 2200, 2406, 2410, 2701, 2705	S _s -D1, S _s -D2, S _s -D3, S _s -F1, S _s -F2, S _s -F3,											
(b)縦断面 1378, 1381, 1454, 1457, 1528, 1531, 1601, 1604, 1676, 1679	S _s -N1											

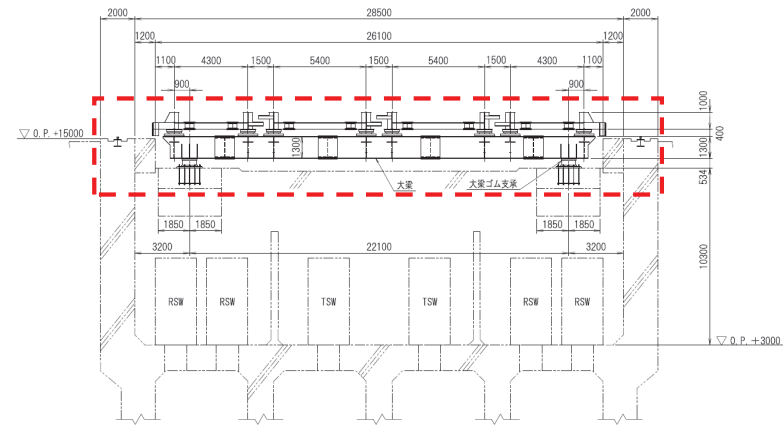
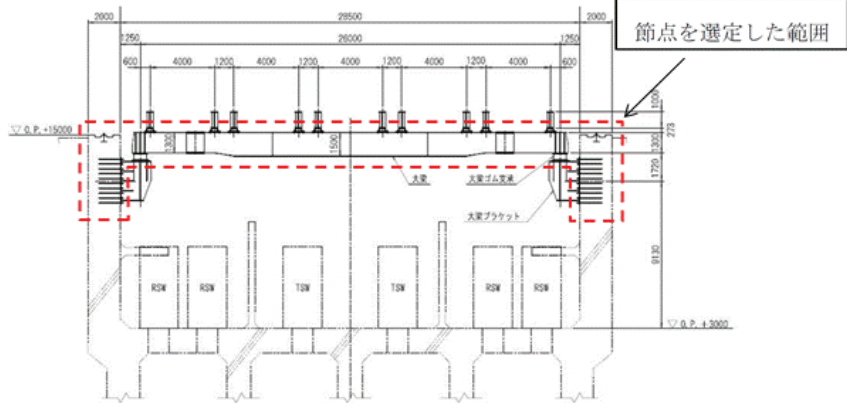
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

詳細設計段階

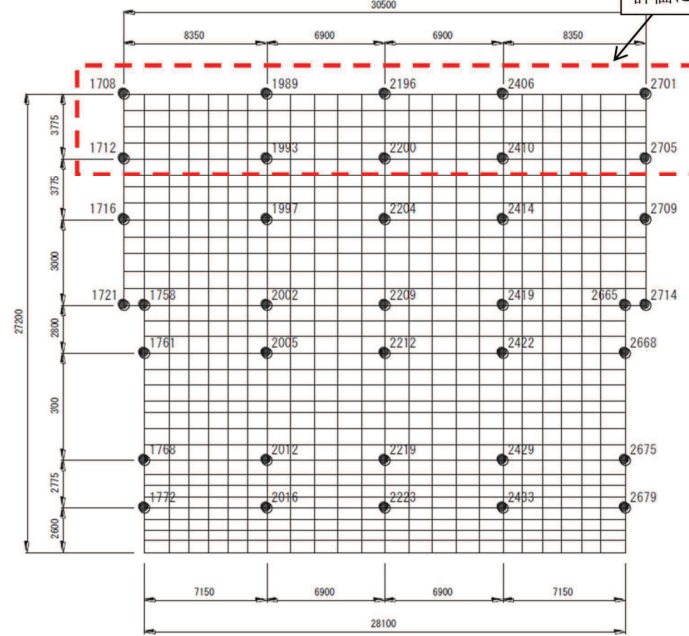
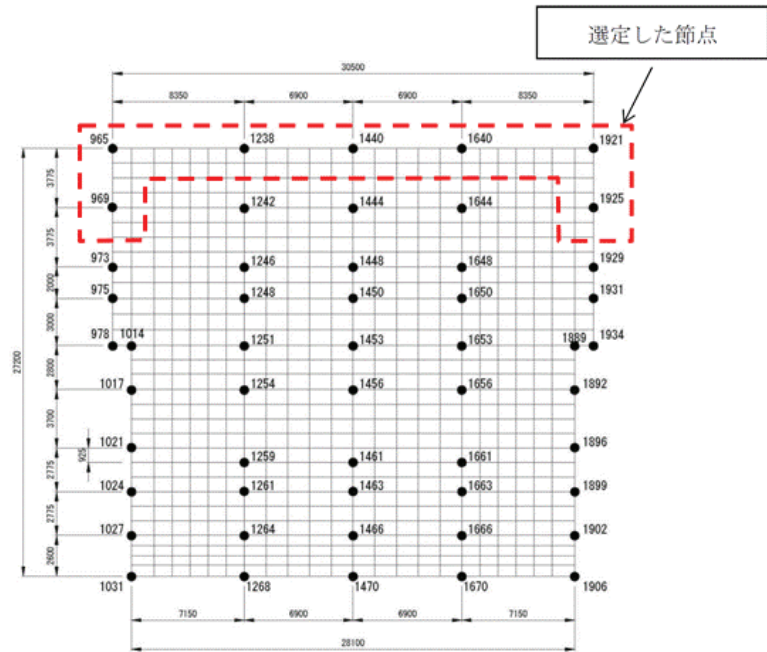
備考

【4条-別紙 5-10】



(第 3.2-3 図の A-A 断面)

竜巻防護ネットの
評価に用いる節点



分類②
(フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)
フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した海水ポンプ室の解析モデル図を反映した。

分類②
(水平 2 方向地震波の使い分け)
横断面より得られる設計用床応答スペクトルと, 縦断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。
(階層包絡した地震波を適用)
節点を階層包絡することに伴い, 竜巻防護ネットの評価に用いる節点を選定した。

第3.2-3図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図

(a) 横断面

第 3.2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (1/2)

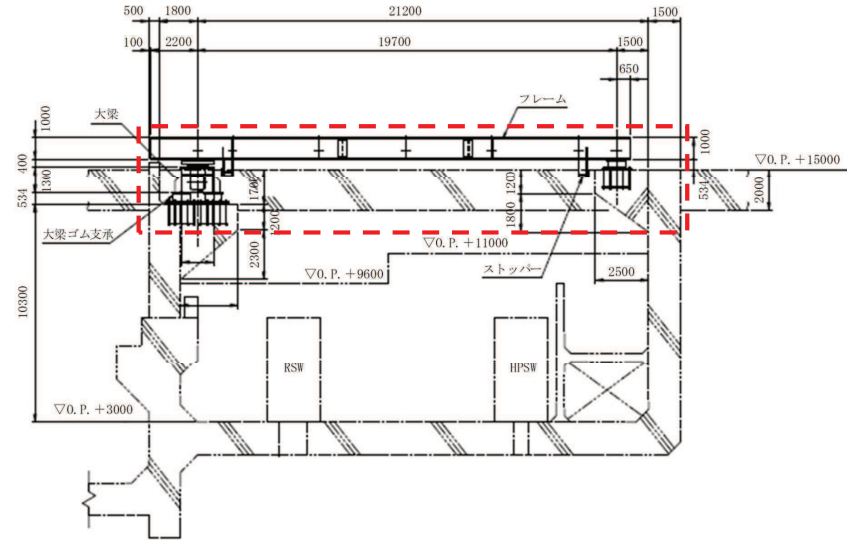
赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

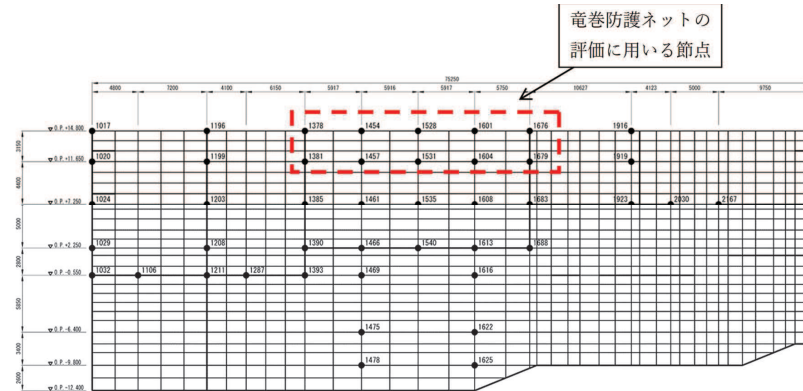
設置許可段階

詳細設計段階

備考



(第 3. 2-3 図の B-B 断面)



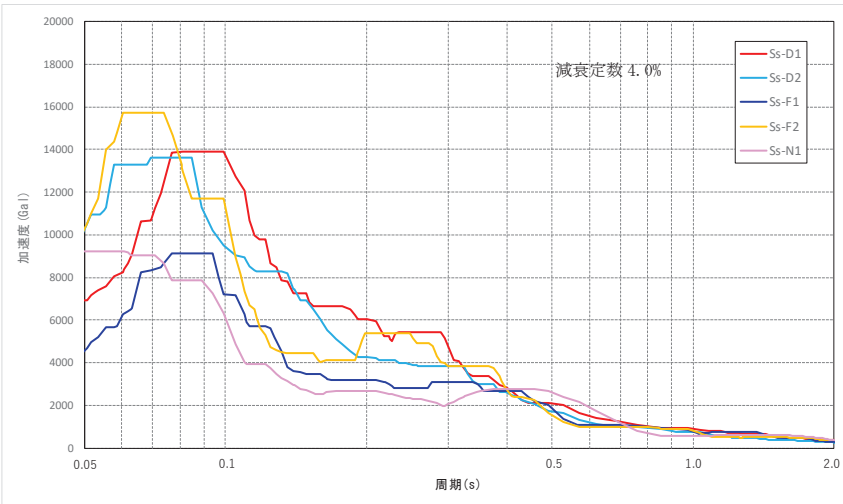
(b) 縦断面

第 3. 2-4 図 海水ポンプ室の地震応答解析モデル図 (2/2)

設置許可段階からの構造変更内容

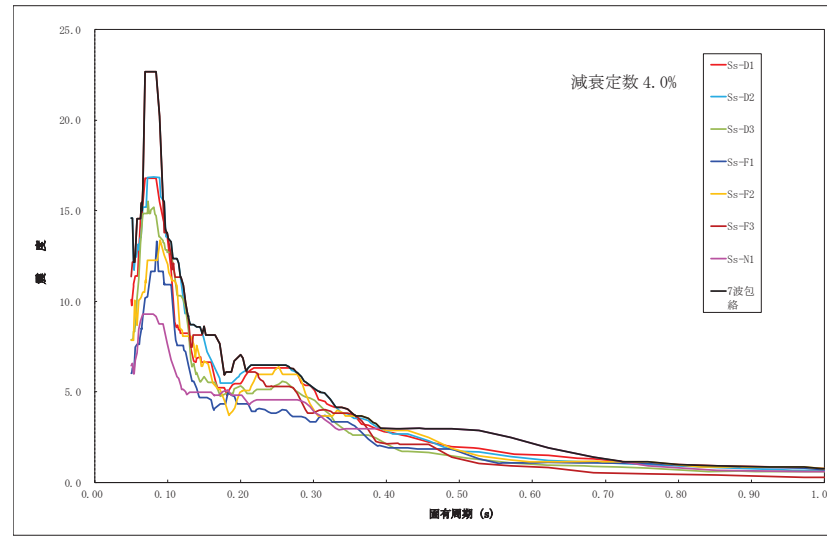
設置許可段階

【4条-別紙5-11】

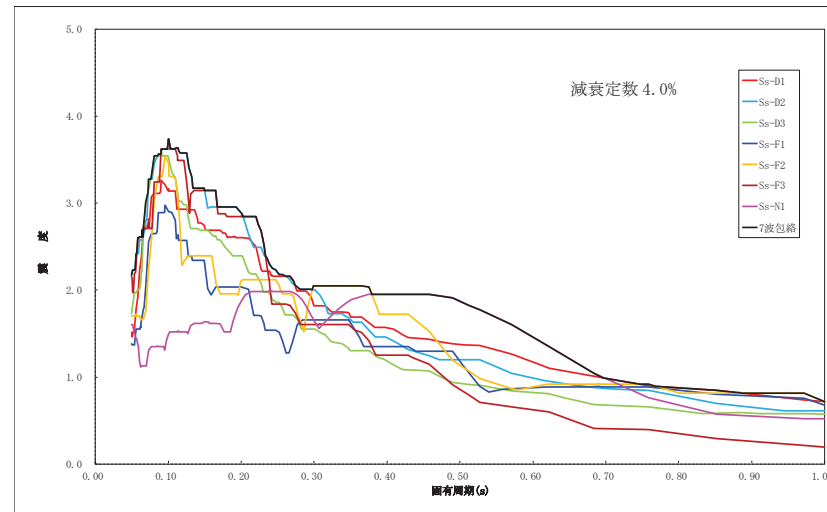


(a) 水平方向 減衰定数 4.0%

詳細設計段階



(a) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0%



(b) 水平方向（縦断面）減衰定数4.0%

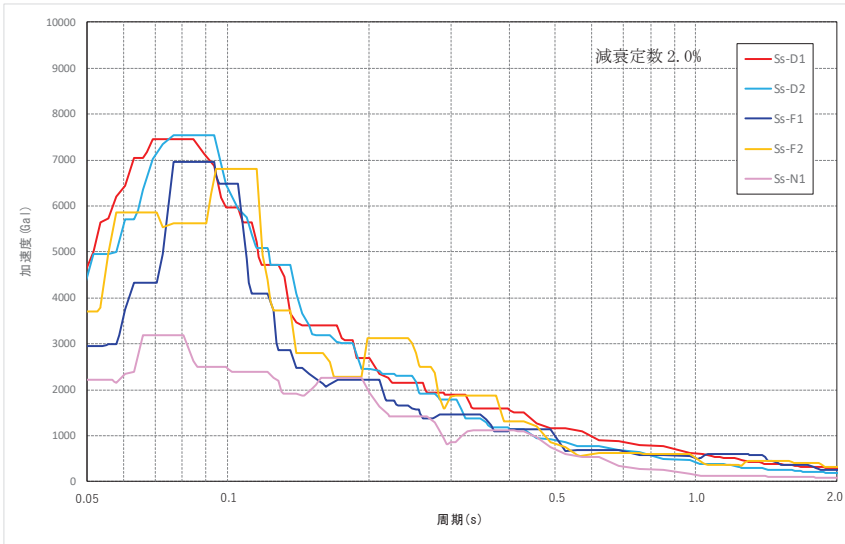
第3.2-4図 設計用床応答スペクトル図（水平方向）

備考

分類②
 (設計進捗反映)
 フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した設計用床応答スペクトル図を反映した。

設置許可段階からの構造変更内容

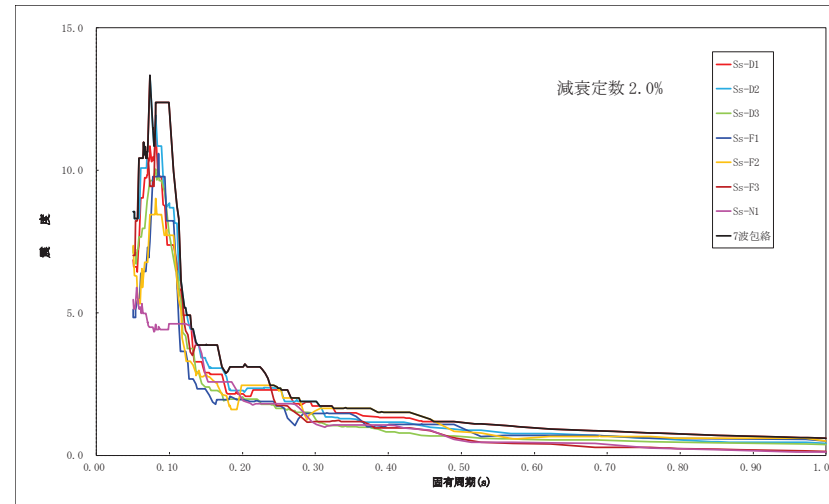
設置許可段階



(b) 鉛直方向 減衰定数 2.0%

第 3.2-4 図 設計用床応答スペクトル図

詳細設計段階



減衰定数 2.0%

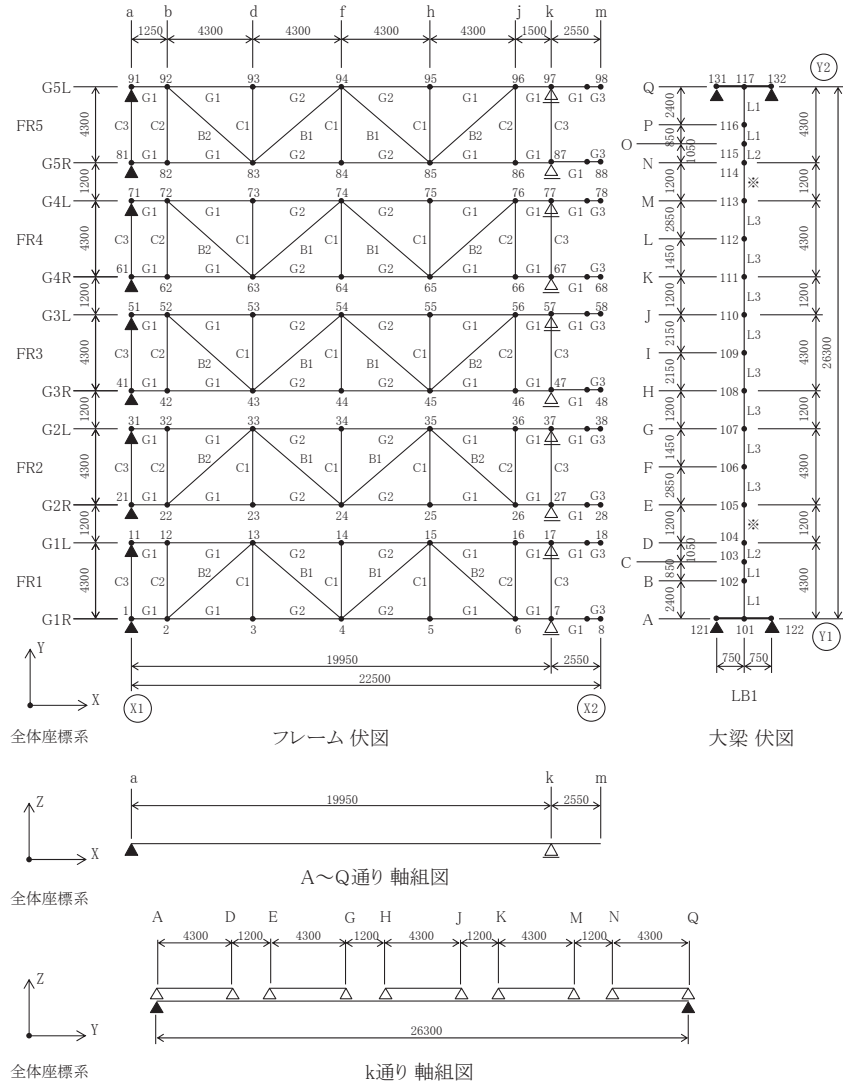
第 3.2-5 図 設計用床応答スペクトル図 (鉛直方向)

備考

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

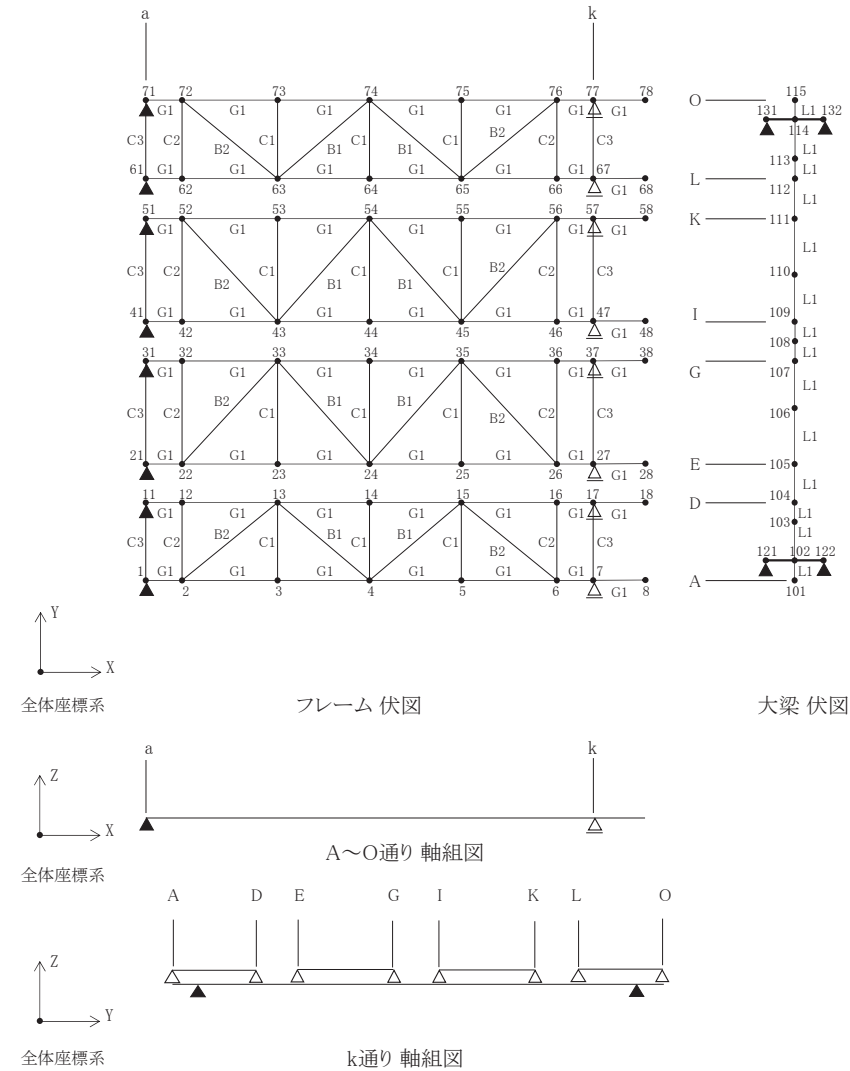
【4条-別紙5-13】



注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。
 各点数字は節点番号を示す。
 大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132
 フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71, 81, 91
 可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77, 87, 97
 *印の断面性能はL2とL3の平均値とする。

第3.3-1図 解析モデル (1/2)

詳細設計段階



注) ▲印はゴム支承を示す。△印は可動支承を示す。
 各点数字は節点番号を示す。
 大梁ゴム支承の節点番号：121, 122, 131, 132
 フレームゴム支承の節点番号：1, 11, 21, 31, 41, 51, 61, 71
 可動支承の節点番号：7, 17, 27, 37, 47, 57, 67, 77

第3.3-1図 解析モデル (1/2)

備考

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)

分類②
 (設計進捗反映)
 フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更, 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルを作成した。

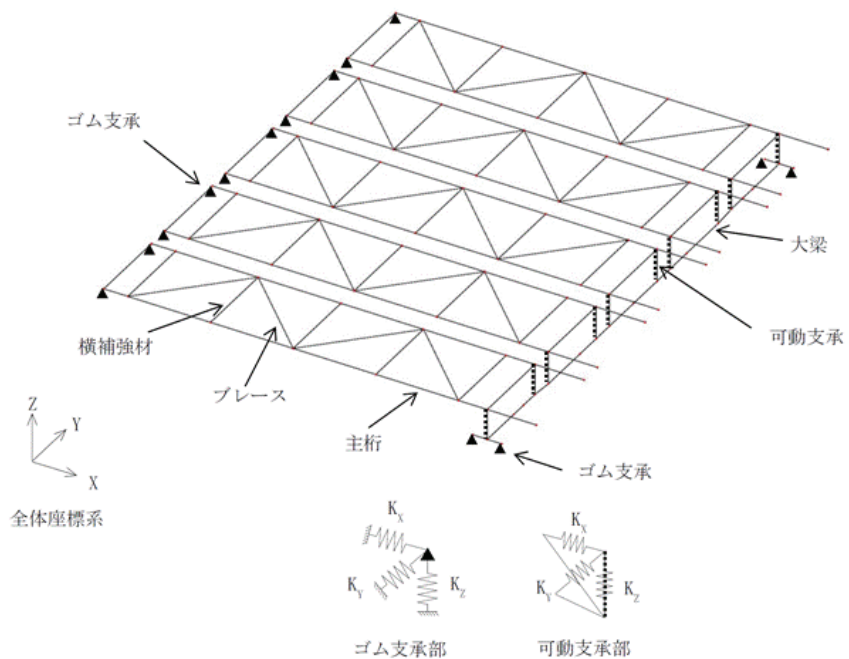
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

詳細設計段階

備考

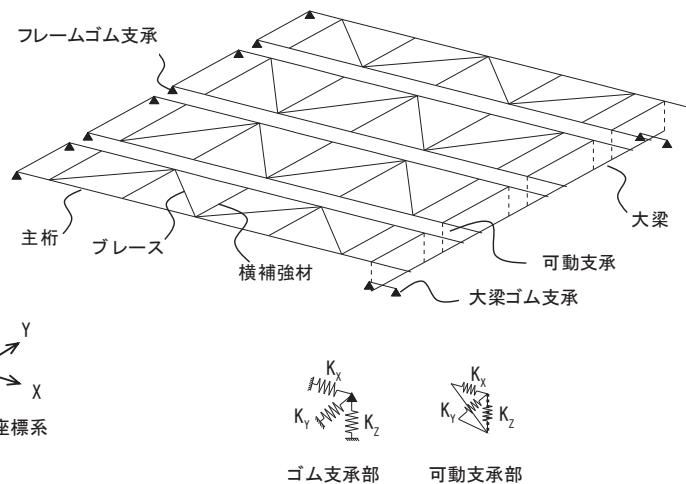
【4条-別紙 5-14】



ばね支持条件

記号	ゴム支承		可動支承
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	剛	剛	剛

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)



ばね支持条件

記号	ゴム支承*		可動支承*
	大梁	フレーム	
K_x	弾性	弾性	自由
K_y	弾性	弾性	剛
K_z	弾性	弾性	剛

注記*：ゴム支承及び可動支承の回転方向の拘束条件は3方向自由とする。
(回転支持条件の詳細は添付資料6に示す。)

第 3.3-1 図 解析モデル (2/2)

分類①

(フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更)

分類②

(ゴム支承の鉛直方向ばね剛性条件の設計進捗)

ゴム支承の鉛直剛性に係る特性試験結果を踏まえ、鉛直方向のばね支持条件を弾性に変更した。

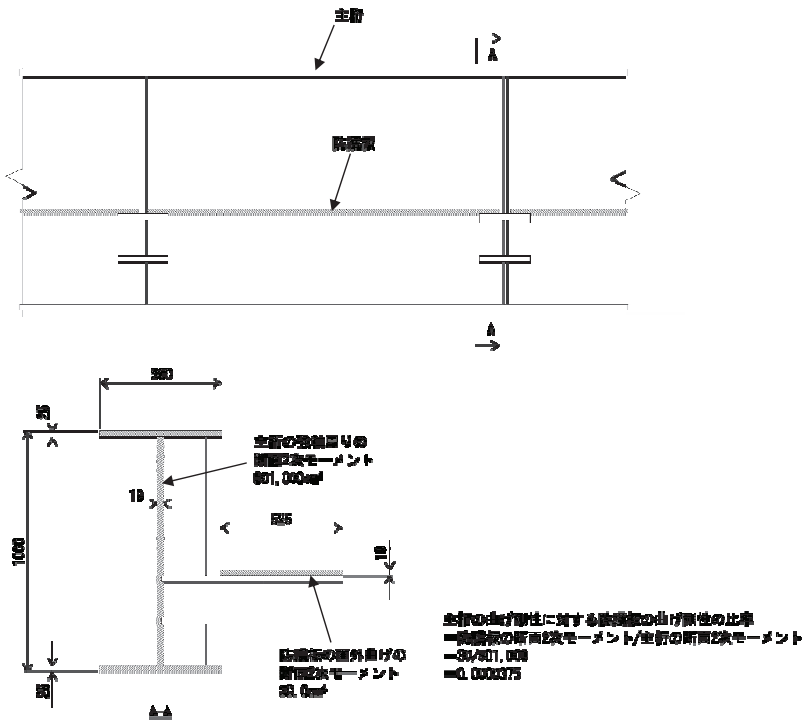
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

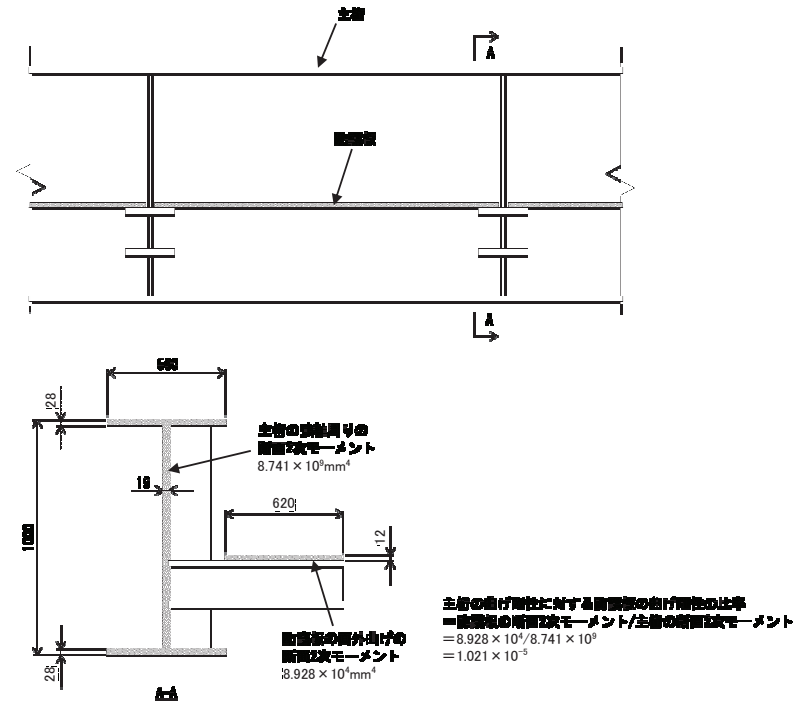
詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-15】



第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較



第 3.3-2 図 主桁と防護板の曲げ剛性の比較

分類②
 (主桁断面寸法変更)
 設計進捗を踏まえ、断面寸法を
 変更した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-16】

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)				
			H	B	t1	t2	
大梁	L1	SM490A	1300	1580	32	40	
	L2	SM520B	1300	1580	40	40	
	L3	SM520B	1500	1580	40	40	
フレーム	主桁	G1	SM490A	1000	450	19	25
		G2	SM490A	1000	560	19	25
		G3	SM490A	900	450	19	25
	横補強材	C1	SM400A	400	400	19	22
		C2	SM490A	400	400	19	22
		C3	SM490A	400	400	19	25
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13
		B2	SM400A	400	200	9	22

第 3.3-1 表 部材断面寸法

部材	記号	材質	断面寸法 (mm)					
			H	B	t1	t2		
大梁			L1	SM490A	1300	1580	32	36
フレーム	主桁		G1	SM490A	1000	560	19	28
	横補強材	C1	SM490A	400	400	19	22	
		C2	SM490A	400	400	19	22	
		C3	SM490A	400	450	19	25	
	ブレース	B1	SS400	400	200	8	13	
		B2	SM400A	400	400	9	16	

分類②
 (大梁及びフレームの断面サイズ変更並びに材料変更)
 設計進捗を踏まえ、断面サイズ及び材料を変更した。

【4条-別紙 5-17】

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (cm ²)	Iz (cm ⁴)	Iy (cm ⁴)	Ix (cm ⁴)	Asy (cm ²)	Asz (cm ²)	
大梁	L1	2,045	7,020,000	5,990,000	9,300,000	1,264	780.8	
	L2	2,240	8,120,000	6,230,000	10,400,000	1,264	976.0	
	L3	2,400	9,020,000	8,650,000	13,000,000	1,264	1,136	
フレーム	主桁	G1	405.5	38,000	671,000	686	225.0	180.5
		G2	460.5	73,200	801,000	801	280.0	180.5
		G3	386.5	38,000	528,000	663	225.0	161.5
	横補強材	C1	243.6	23,500	70,100	365	176.0	67.64
		C2	243.6	23,500	70,100	365	176.0	67.64
		C3	266.5	26,700	77,200	497	200.0	66.50
	ブレース	B1	83.37	-	-	-	-	-
		B2	120.0	-	-	-	-	-

第 3.3-2 表 部材剛性

部材	記号	A (mm ²)	Iz (mm ⁴)	Iy (mm ⁴)	Ix (mm ⁴)	Asy (mm ²)	Asz (mm ²)		
大梁		L1	1.924×10 ⁵	6.788×10 ¹⁰	5.533×10 ¹⁰	8.866×10 ¹⁰	1.138×10 ⁵	7.859×10 ⁴	
フレーム	主桁		G1	4.930×10 ⁴	8.201×10 ⁸	8.741×10 ⁹	1.035×10 ⁷	3.136×10 ⁴	1.794×10 ⁴
	横補強材	C1	2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴	6.764×10 ³	
		C2	2.436×10 ⁴	2.349×10 ⁸	7.008×10 ⁸	3.653×10 ⁶	1.760×10 ⁴	6.764×10 ³	
		C3	2.915×10 ⁴	3.799×10 ⁸	8.601×10 ⁸	5.488×10 ⁶	2.250×10 ⁴	6.650×10 ³	
	ブレース	B1	8.337×10 ³	-	-	-	-	-	
		B2	1.611×10 ⁴	-	-	-	-	-	

分類②
 (大梁及びフレームの断面サイズ変更)
 設計進捗を踏まえ、断面サイズを変更した。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考																																																							
<p>【4条-別紙 5-17】</p> <p style="text-align: center;">第 3.3-3 表 鋼材の材料定数</p> <table border="1" data-bbox="152 306 889 411"> <thead> <tr> <th>材料</th> <th>ヤング率 (N/mm²)</th> <th>ポアソン比</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>鋼材</td> <td>2.03×10⁵</td> <td>0.3</td> </tr> </tbody> </table>	材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比	鋼材	2.03×10 ⁵	0.3	<p style="text-align: center;">第 3.3-3 表 鋼材の材料定数</p> <table border="1" data-bbox="1055 306 1787 411"> <thead> <tr> <th>材料</th> <th>ヤング率 (N/mm²)</th> <th>ポアソン比</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>鋼材</td> <td>2.02×10⁵</td> <td>0.3</td> </tr> </tbody> </table>	材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比	鋼材	2.02×10 ⁵	0.3	<p>分類② (鋼材のヤング率の変更) 最高使用温度 40℃におけるヤング率を適用した。</p>																																											
材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比																																																							
鋼材	2.03×10 ⁵	0.3																																																							
材料	ヤング率 (N/mm ²)	ポアソン比																																																							
鋼材	2.02×10 ⁵	0.3																																																							
<p>【4条-別紙 5-17】</p> <p>(5) ゴム支承及び可動支承</p> <p>ゴム支承の水平剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の鉛直方向は十分に剛性が高いことから固定条件としてモデル化する。ゴム支承の設計諸元を第 3.3-4 表に示す。</p>	<p>(5) ゴム支承及び可動支承の諸元</p> <p>ゴム支承の水平剛性及び鉛直剛性は、線形ばね要素のばね定数として与える。ゴム支承の諸元を第 3.3-4 表に示す。また、試験より得られた剛性のばらつきを考慮した評価も合わせて実施する。ばらつきを考慮した不確かさケースの評価結果については、添付資料 13 に示す。</p>	<p>分類② (ゴム支承の鉛直方向ばね剛性条件の設計進捗) ゴム支承の鉛直剛性試験結果を踏まえ、鉛直方向のばね支持条件を反映した。</p>																																																							
<p>【4条-別紙 5-18】</p> <p style="text-align: center;">第 3.3-4 表 ゴム支承の設計諸元</p> <table border="1" data-bbox="129 887 904 1307"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>大梁／ブラケット 接続部</th> <th>フレーム／隔壁 接続部</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>支承種類</td> <td colspan="2">地震時水平力分散型ゴム支承</td> </tr> <tr> <td>ゴム体種類</td> <td colspan="2">天然ゴム (NR)</td> </tr> <tr> <td>ゴム体有効平面寸法 (mm)</td> <td>800×800</td> <td>550×550</td> </tr> <tr> <td>総ゴム厚 (mm)</td> <td>192</td> <td>135</td> </tr> <tr> <td>(ゴム厚 (mm) × 層数)</td> <td>(24×8 層)</td> <td>(15×9 層)</td> </tr> <tr> <td>せん断弾性係数 (N/mm²)</td> <td>1.0 (G10)</td> <td>1.2 (G12)</td> </tr> <tr> <td>一次形状係数</td> <td>8.33</td> <td>9.17</td> </tr> <tr> <td>二次形状係数</td> <td>4.17</td> <td>4.07</td> </tr> <tr> <td>水平剛性 (kN/mm)</td> <td>3.333</td> <td>2.689</td> </tr> <tr> <td>鉛直剛性 (kN/mm)</td> <td>972</td> <td>863</td> </tr> </tbody> </table>	項目	大梁／ブラケット 接続部	フレーム／隔壁 接続部	支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承		ゴム体種類	天然ゴム (NR)		ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800	550×550	総ゴム厚 (mm)	192	135	(ゴム厚 (mm) × 層数)	(24×8 層)	(15×9 層)	せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)	1.2 (G12)	一次形状係数	8.33	9.17	二次形状係数	4.17	4.07	水平剛性 (kN/mm)	3.333	2.689	鉛直剛性 (kN/mm)	972	863	<p style="text-align: center;">第 3.3-4 表 ゴム支承の設計諸元</p> <table border="1" data-bbox="1079 887 1756 1273"> <thead> <tr> <th>項目</th> <th>諸元</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>支承種類</td> <td>地震時水平力分散型ゴム支承</td> </tr> <tr> <td>ゴム体種類</td> <td>天然ゴム (NR)</td> </tr> <tr> <td>ゴム体有効平面寸法 (mm)</td> <td>800×800</td> </tr> <tr> <td>総ゴム厚 (mm)</td> <td>192</td> </tr> <tr> <td>(ゴム厚 (mm) × 層数)</td> <td>(24×8 層)</td> </tr> <tr> <td>せん断弾性係数 (N/mm²)</td> <td>1.0 (G10)</td> </tr> <tr> <td>一次形状係数</td> <td>8.33</td> </tr> <tr> <td>二次形状係数</td> <td>4.17</td> </tr> <tr> <td>水平剛性 (kN/mm)</td> <td>3.33</td> </tr> <tr> <td>鉛直剛性 (kN/mm)</td> <td>972</td> </tr> </tbody> </table>	項目	諸元	支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承	ゴム体種類	天然ゴム (NR)	ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800	総ゴム厚 (mm)	192	(ゴム厚 (mm) × 層数)	(24×8 層)	せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)	一次形状係数	8.33	二次形状係数	4.17	水平剛性 (kN/mm)	3.33	鉛直剛性 (kN/mm)	972	<p>分類② (フレームゴム支承寸法の設計進捗) 衝突解析結果よりフレームゴム支承の引張応力が厳しいため、ゴム体有効平面寸法を設計進捗した。それに伴い、水平剛性が大きくなるため、せん断弾性係数を 1.2 から 1.0 に変更した。</p> <p>分類③ (記載適正化)</p>
項目	大梁／ブラケット 接続部	フレーム／隔壁 接続部																																																							
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承																																																								
ゴム体種類	天然ゴム (NR)																																																								
ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800	550×550																																																							
総ゴム厚 (mm)	192	135																																																							
(ゴム厚 (mm) × 層数)	(24×8 層)	(15×9 層)																																																							
せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)	1.2 (G12)																																																							
一次形状係数	8.33	9.17																																																							
二次形状係数	4.17	4.07																																																							
水平剛性 (kN/mm)	3.333	2.689																																																							
鉛直剛性 (kN/mm)	972	863																																																							
項目	諸元																																																								
支承種類	地震時水平力分散型ゴム支承																																																								
ゴム体種類	天然ゴム (NR)																																																								
ゴム体有効平面寸法 (mm)	800×800																																																								
総ゴム厚 (mm)	192																																																								
(ゴム厚 (mm) × 層数)	(24×8 層)																																																								
せん断弾性係数 (N/mm ²)	1.0 (G10)																																																								
一次形状係数	8.33																																																								
二次形状係数	4.17																																																								
水平剛性 (kN/mm)	3.33																																																								
鉛直剛性 (kN/mm)	972																																																								

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考																												
<p data-bbox="91 240 248 268">【4条-別紙 5-19】</p> <p data-bbox="394 280 658 308">第 3.4-1 表 固有値解析結果</p> <table border="1" data-bbox="244 354 792 635"> <thead> <tr> <th>主要モード</th> <th>固有周期 (秒)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>大梁 水平 X 方向 1 次</td> <td>0.50</td> </tr> <tr> <td>大梁 水平 Y 方向 1 次</td> <td>0.86</td> </tr> <tr> <td>大梁 鉛直 Z 方向 1 次</td> <td>0.34</td> </tr> <tr> <td>フレーム 水平 X 方向 1 次</td> <td>0.77</td> </tr> <tr> <td>フレーム 水平 Y 方向 1 次</td> <td>0.43</td> </tr> <tr> <td>フレーム 鉛直 Z 方向 1 次</td> <td>0.29</td> </tr> </tbody> </table>	主要モード	固有周期 (秒)	大梁 水平 X 方向 1 次	0.50	大梁 水平 Y 方向 1 次	0.86	大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.34	フレーム 水平 X 方向 1 次	0.77	フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.43	フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.29	<p data-bbox="1288 316 1554 343">第 3.4-1 表 固有値解析結果</p> <table border="1" data-bbox="1144 339 1693 622"> <thead> <tr> <th>主要モード</th> <th>固有周期 (秒)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>大梁 水平 X 方向 1 次</td> <td>0.466</td> </tr> <tr> <td>大梁 水平 Y 方向 1 次</td> <td>0.795</td> </tr> <tr> <td>大梁 鉛直 Z 方向 1 次</td> <td>0.293</td> </tr> <tr> <td>フレーム 水平 X 方向 1 次</td> <td>0.685</td> </tr> <tr> <td>フレーム 水平 Y 方向 1 次</td> <td>0.369</td> </tr> <tr> <td>フレーム 鉛直 Z 方向 1 次</td> <td>0.250</td> </tr> </tbody> </table>	主要モード	固有周期 (秒)	大梁 水平 X 方向 1 次	0.466	大梁 水平 Y 方向 1 次	0.795	大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.293	フレーム 水平 X 方向 1 次	0.685	フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.369	フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.250	<p data-bbox="1877 311 2186 507">分類② (設計進捗反映) フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁変更, 設計進捗を反映した竜巻防護ネットの固有周期を算出した。</p>
主要モード	固有周期 (秒)																													
大梁 水平 X 方向 1 次	0.50																													
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.86																													
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.34																													
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.77																													
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.43																													
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.29																													
主要モード	固有周期 (秒)																													
大梁 水平 X 方向 1 次	0.466																													
大梁 水平 Y 方向 1 次	0.795																													
大梁 鉛直 Z 方向 1 次	0.293																													
フレーム 水平 X 方向 1 次	0.685																													
フレーム 水平 Y 方向 1 次	0.369																													
フレーム 鉛直 Z 方向 1 次	0.250																													

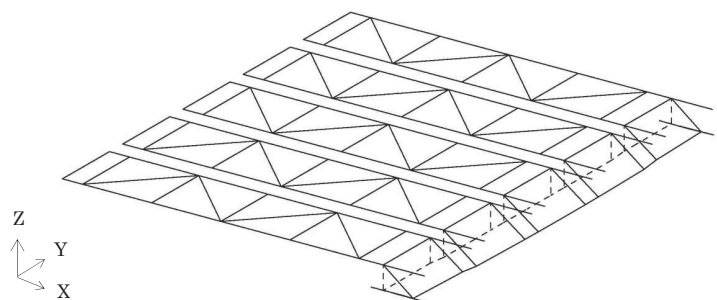
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

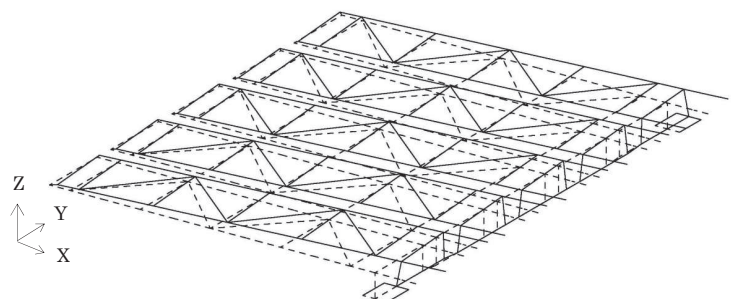
詳細設計段階

備考

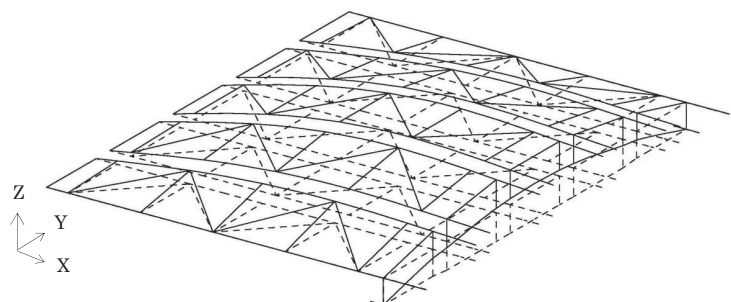
【4条-別紙 5-20】



(a) 大梁 水平X方向1次

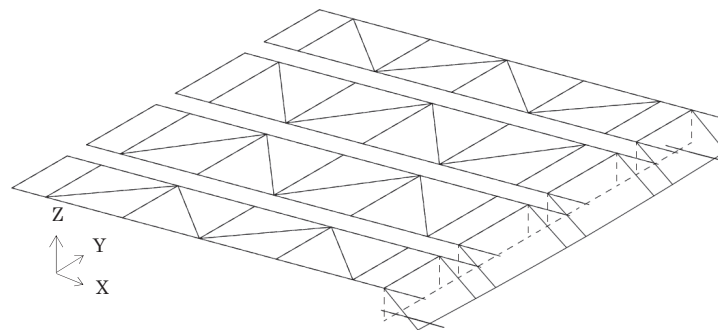


(b) 大梁 水平Y方向1次

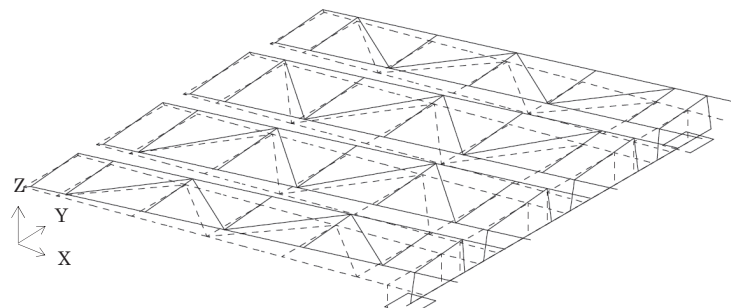


(c) 大梁 鉛直Z方向1次

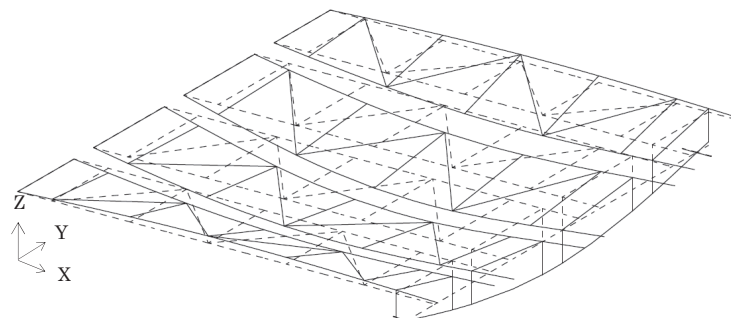
第3.4-1図 モード図 (1/2)



(a) 大梁 水平X方向1次



(b) 大梁 水平Y方向1次



(c) 大梁 鉛直Z方向1次

第3.4-1図 モード図 (1/2)

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁の設計進捗)
 分類②
 (部材断面積の設計進捗)
 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルによる固有周期への影響を反映した。

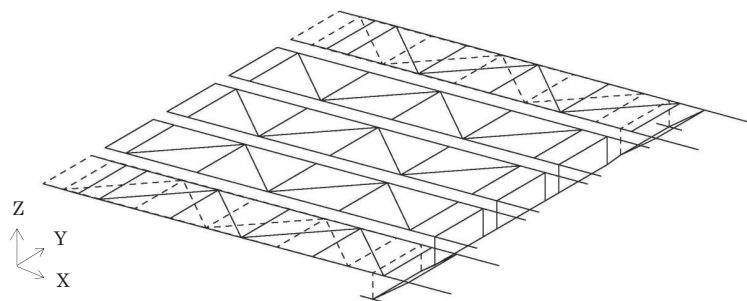
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

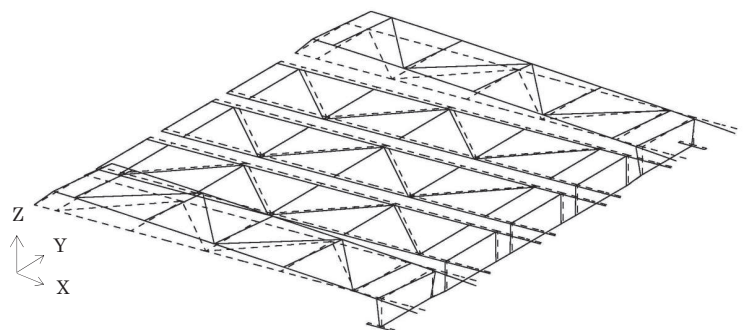
詳細設計段階

備考

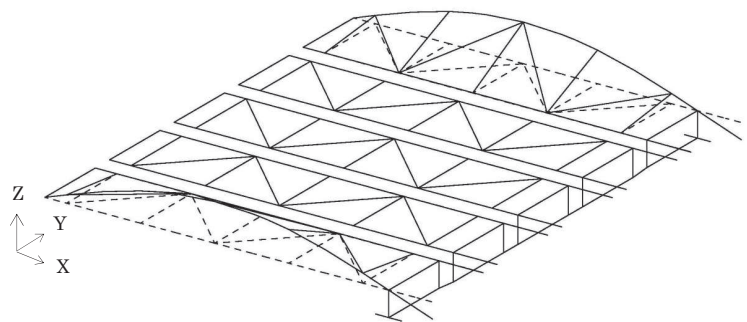
【4条-別紙 5-21】



(d) フレーム 水平X方向1次

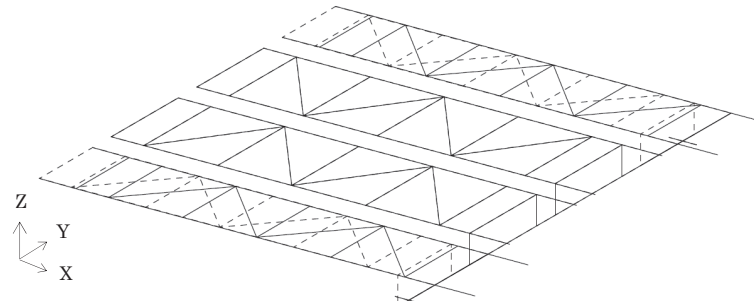


(e) フレーム 水平Y方向1次

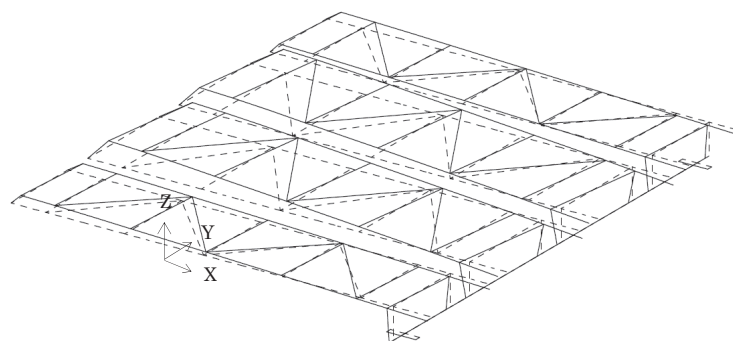


(f) フレーム 鉛直Z方向1次

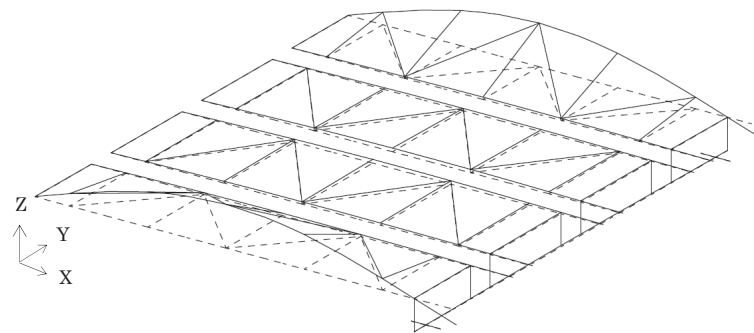
第3.4-1図 モード図 (2/2)



(d) フレーム 水平X方向1次



(e) フレーム 水平Y方向1次



(f) フレーム 鉛直Z方向1次

第3.4-1図 モード図 (2/2)

分類①
 (フレーム基数の変更, ブラケットの廃止・支持壁の設計進捗)
 分類②
 (部材断面積の設計進捗)
 竜巻防護ネットの設計進捗を反映した解析モデルによる固有周期への影響を反映した。

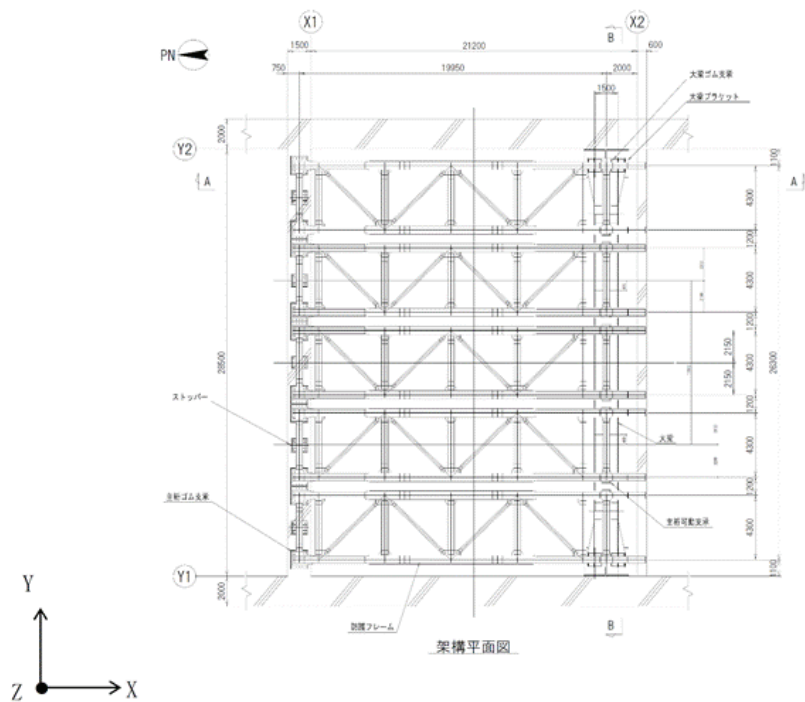
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

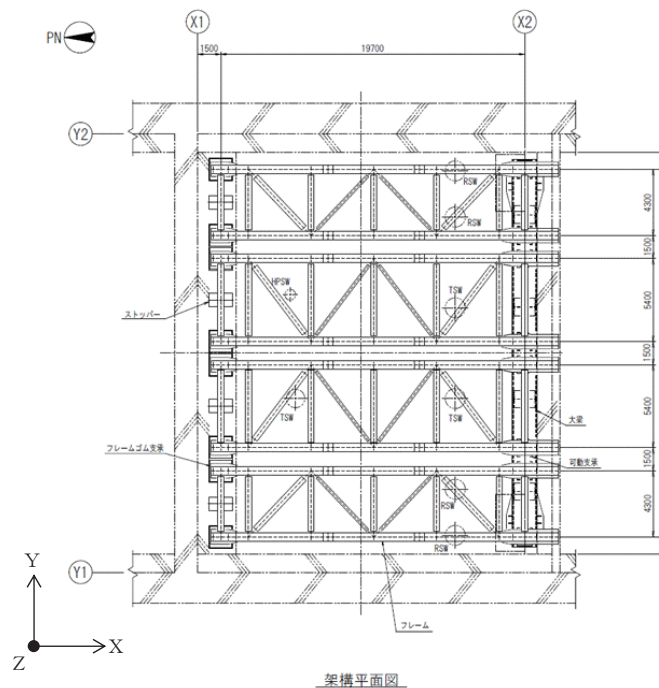
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-23】



第3.5-1図 地震荷重の作用方向の説明図



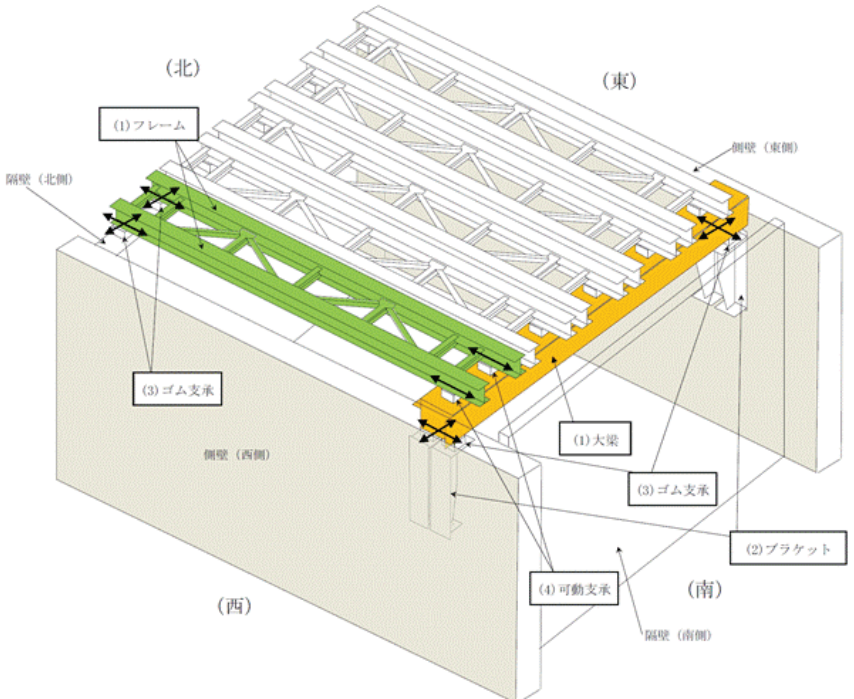
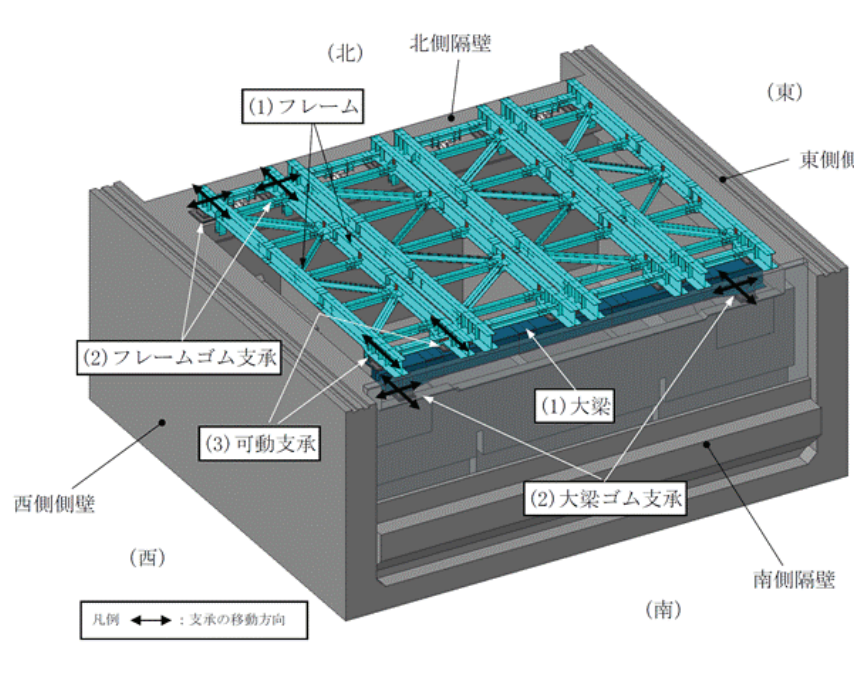
第3.5-1図 地震荷重の作用方向の説明図

分類①
(フレーム基数の変更)
東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。

分類①
(ブラケットの廃止・支持壁変更)
海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-24】</p> <p>(2) ブラケット (ブラケット本体, アンカーボルト) 大梁ゴム支承を支持するブラケットについては、ブラケット本体及びアンカーボルトの応力評価を実施する。</p> <p>(3) ゴム支承 (ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト, アンカーボルト) フレームを支持するフレームゴム支承については、ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト及びアンカーボルトの応力評価を実施する。また、大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体及びゴム支承取付ボルトの応力評価を実施する。なお、ゴム支承本体の評価方法については、添付資料6にその詳細を示す。</p>	<p>(2) ゴム支承 (ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト, 基礎ボルト) フレームを支持するフレームゴム支承及び大梁を支持する大梁ゴム支承については、ゴム支承本体, ゴム支承取付ボルト及び基礎ボルトの応力評価を実施する。なお、ゴム支承本体の評価方法については、添付資料6にその詳細を示す。</p>	<p>分類① (ブラケットの廃止) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>
<p>【4条-別紙 5-25】</p>  <p>第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図</p>	 <p>第 3.6-1 図 竜巻防護ネットの模式図</p>	<p>分類① (フレーム基数の変更) 東西側壁補強に伴い東西方向開口幅が狭くなったことを詳細設計に反映した。</p> <p>分類① (ブラケットの廃止・支持壁変更) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p>

赤字：詳細設計を踏まえた変更箇所

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考
<p>【4条-別紙 5-26】</p> <p>(2) ブラケット</p> <p>鋼製部材で構成されるブラケットについては、塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルにとどまって破断延性限界に十分な余裕を有し、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEAG4601・補-1984)」に基づいて、許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p> <p>(3) ゴム支承 (フレーム, 大梁)</p> <p>フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、評価基準値 (引張応力, せん断ひずみ, 座屈安定性, 圧縮応力) を設定する。また、取付ボルトについてはブラケットと同様に鋼製部材であることから許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p>	<p>(2) ゴム支承 (フレーム, 大梁)</p> <p>フレーム及び大梁を支持するゴム支承については、ゴム支承のアイソレート機能を維持する範囲であり、波及的な影響を及ぼさないことを確認するため、「道路橋示方書・同解説 V耐震設計編(H14.3)」に基づいて、許容限界 (引張応力, せん断ひずみ, 座屈安定性, 圧縮応力) を設定する。また、内部鋼板, 取付ボルト及び基礎ボルトについてはフレーム, 大梁と同様に鋼製部材であることから許容応力状態IV_sの許容応力を適用する。</p>	<p>分類① (ブラケットの廃止) 海水ポンプ室補強計画を踏まえ、既設東西側壁にブラケットを設置し大梁を支持するとしていた構造から、補強する南側隔壁にて大梁を支持する構造とした。</p> <p>分類③ (ブラケット廃止を反映及びアンカーボルトを追加)</p>

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

詳細設計段階

備考

【4条-別紙 5-27】

第3.7-1表 応力解析評価における評価基準値

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 Ss	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ブラケット	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく評価基準値 許容応力状態Ⅳ _S の許容応力(取付ボルト)
		可動支承	支承に発生する荷重が許容荷重を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容荷重
支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス			
クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス		

第3.7-1表 応力解析評価における許容限界

評価方針	地震動	部位	評価方法	許容限界
海水ポンプ室内の上位クラス施設に波及的影響を及ぼさないこと	基準地震動 S s	フレーム, 大梁	部材に発生する応力が許容限界を超えないこと。	許容応力状態Ⅳ _S の許容応力
		ゴム支承 (フレーム, 大梁)	支承に発生する応力が許容限界を超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界 許容応力状態Ⅳ _S の許容応力(取付ボルト)
			支承に発生するせん断ひずみが許容せん断ひずみを超えないこと。	「道路橋示方書・同解説Ⅴ耐震設計編(H14.3)」に基づく許容限界
		可動支承	支承に発生する荷重が許容限界を超えないこと。	支承を構成するそれぞれの部品の許容値より算出した許容限界
支承の移動量がストッパーまでのクリアランスを超えないこと。	ストッパーまでのクリアランス			
クリアランス評価	部材に発生する移動量が部材間のクリアランスを超えないこと。	部材間のクリアランス		

分類③
(ゴム支承のせん断ひずみ評価を追加)

【4条-別紙 5-32】

第3.8-2表 ボルトの使用材料と JIS 規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
アンカーボルト	SD390	390	560
ゴム支承取付ボルト	JIS 強度区分 8.8	640	800

第3.8-2表 ボルトの使用材料と JIS 規格による降伏点及び引張強さ

部位	材料	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)
基礎ボルト	SNR490B	325	490
ゴム支承取付ボルト	JIS 強度区分 8.8	640	800

分類②
(アンカーボルト材料変更) 設計進捗を踏まえ、アンカーボルトの材料を変更した。

設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階	詳細設計段階	備考																																				
<p>【4条-別紙 5-33】</p> <p>第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容値</p> <table border="1" data-bbox="89 306 949 686"> <thead> <tr> <th rowspan="2">位置*</th> <th colspan="2">移動量の許容値(mm)</th> <th rowspan="2">許容値の根拠</th> </tr> <tr> <th>X方向(NS方向)</th> <th>Y方向(EW方向)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td> フレーム／隔壁接続部 ① フレーム－防潮壁 ② フレーム－フレーム ③ フレーム－ストッパー </td> <td>300</td> <td>250</td> <td rowspan="2">部材間のクリアランス</td> </tr> <tr> <td> 大梁／ブラケット接続部 ④ フレーム－隔壁 ⑤ フレーム－門型クレーン </td> <td>250</td> <td>350</td> </tr> <tr> <td> フレーム／大梁接続部 ⑥ フレーム－大梁 </td> <td>400</td> <td>—</td> <td>可動支承の移動可能量</td> </tr> </tbody> </table> <p>* 表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応</p>	位置*	移動量の許容値(mm)		許容値の根拠	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)	フレーム／隔壁接続部 ① フレーム－防潮壁 ② フレーム－フレーム ③ フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリアランス	大梁／ブラケット接続部 ④ フレーム－隔壁 ⑤ フレーム－門型クレーン	250	350	フレーム／大梁接続部 ⑥ フレーム－大梁	400	—	可動支承の移動可能量	<p>第 3.8-3 表 フレーム及び大梁の移動量の許容限界</p> <table border="1" data-bbox="990 306 1850 686"> <thead> <tr> <th rowspan="2">位置*1</th> <th colspan="2">移動量の許容限界(mm)</th> <th rowspan="2">許容限界の根拠</th> </tr> <tr> <th>X方向(NS方向)</th> <th>Y方向(EW方向)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td> フレーム／北側隔壁接続部 ① フレーム－隔壁 ② フレーム－ストッパー </td> <td>300</td> <td>250</td> <td rowspan="5">部材間のクリアランス</td> </tr> <tr> <td> フレーム／南側隔壁接続部 ③ フレーム－隔壁 </td> <td>300</td> <td>—</td> </tr> <tr> <td> フレーム／浸水防止壁 ④ フレーム－浸水防止壁 </td> <td>—</td> <td>350</td> </tr> <tr> <td> フレーム／大梁接続部*2 ⑤ フレーム－大梁 </td> <td>350</td> <td>—</td> </tr> </tbody> </table> <p>注記 *1：表中の番号は第 3.8-1 図中の番号と対応</p> <p>*2：可動支承の移動可能量は第 3.8-1 図に示すとおり 400mm であり、フレームと大梁のクリアランスよりも大きいため、可動支承の移動量の評価は、フレーム - 大梁接続部のクリアランス評価に包絡する。</p>	位置*1	移動量の許容限界(mm)		許容限界の根拠	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)	フレーム／北側隔壁接続部 ① フレーム－隔壁 ② フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリアランス	フレーム／南側隔壁接続部 ③ フレーム－隔壁	300	—	フレーム／浸水防止壁 ④ フレーム－浸水防止壁	—	350	フレーム／大梁接続部*2 ⑤ フレーム－大梁	350	—	<p>分類①，② (フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更) ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。なお、フレーム－フレーム間のクリアランス(320mm)の評価については、フレーム－ストッパー間の評価に包絡されるため記載を省略した。</p>
位置*		移動量の許容値(mm)			許容値の根拠																																	
	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)																																				
フレーム／隔壁接続部 ① フレーム－防潮壁 ② フレーム－フレーム ③ フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリアランス																																			
大梁／ブラケット接続部 ④ フレーム－隔壁 ⑤ フレーム－門型クレーン	250	350																																				
フレーム／大梁接続部 ⑥ フレーム－大梁	400	—	可動支承の移動可能量																																			
位置*1	移動量の許容限界(mm)		許容限界の根拠																																			
	X方向(NS方向)	Y方向(EW方向)																																				
フレーム／北側隔壁接続部 ① フレーム－隔壁 ② フレーム－ストッパー	300	250	部材間のクリアランス																																			
フレーム／南側隔壁接続部 ③ フレーム－隔壁	300	—																																				
フレーム／浸水防止壁 ④ フレーム－浸水防止壁	—	350																																				
フレーム／大梁接続部*2 ⑤ フレーム－大梁	350	—																																				

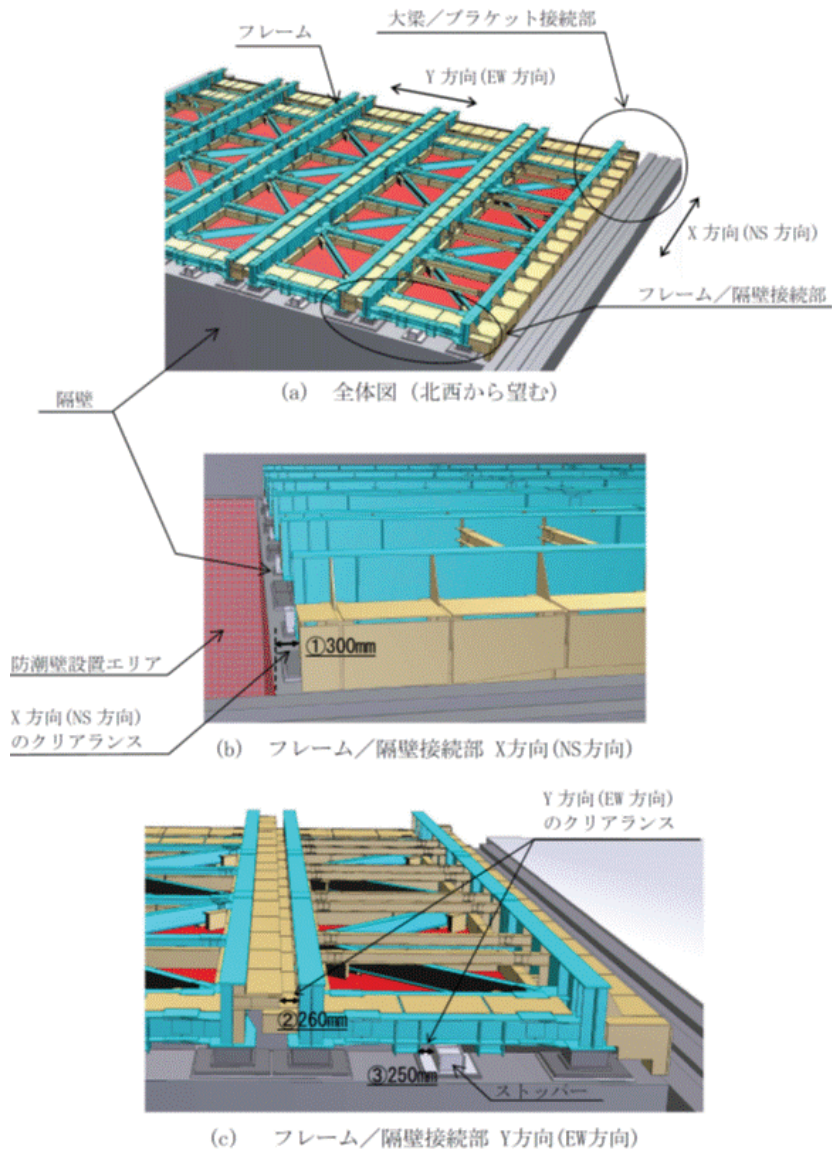
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

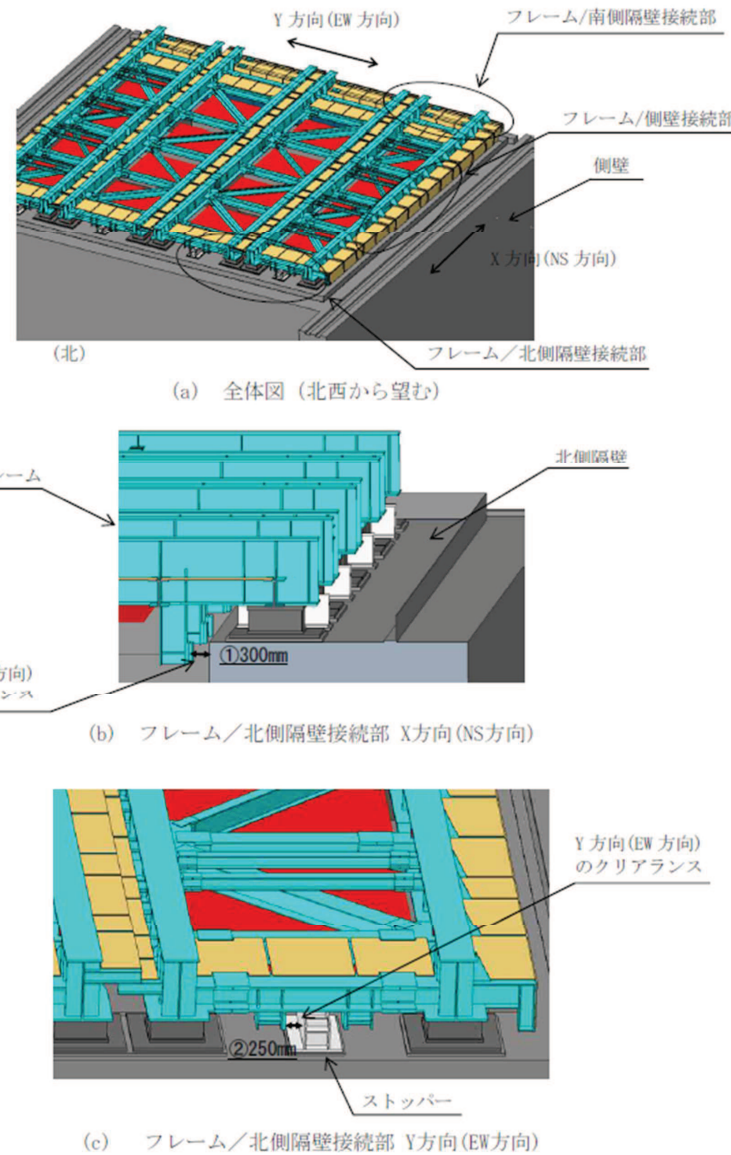
詳細設計段階

備考

【4条-別紙5-34】



第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)



第3.8-1図 移動量の評価箇所(1/2)

分類①, ②
 (フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更)
 ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。なお、フレーム-フレーム間のクリアランス(320mm)の評価については、フレーム-ストッパー間の評価に包絡されるため記載を省略した。

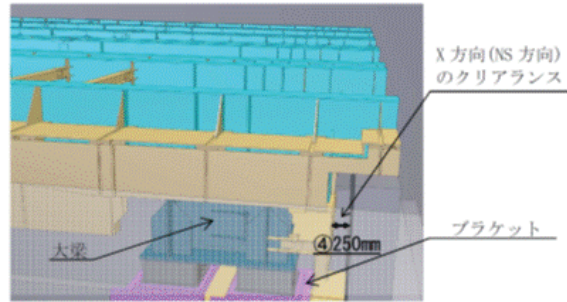
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階

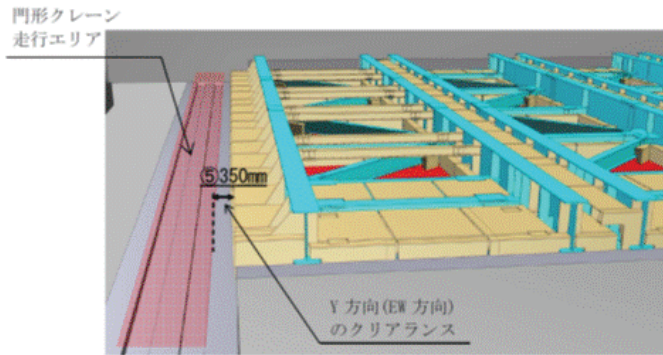
詳細設計段階

備考

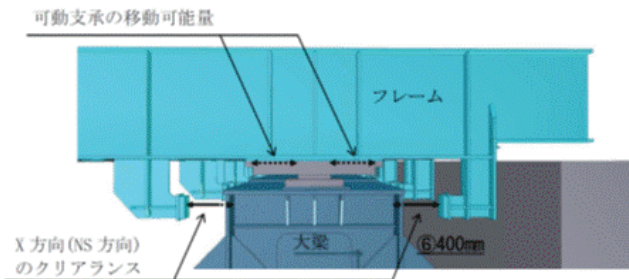
【4条-別紙 5-35】



(d) 大梁/ブラケット接続部 X方向(NS方向)

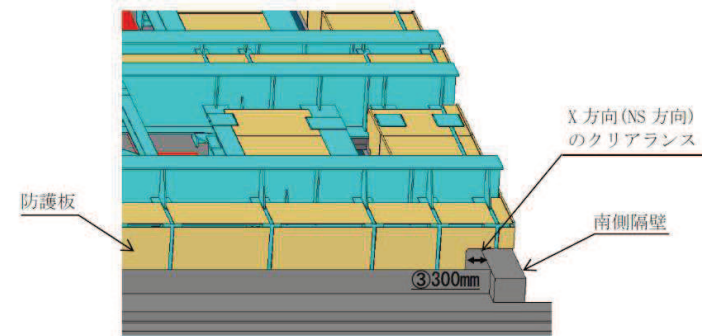


(e) 大梁/ブラケット接続部 Y方向(EW方向)

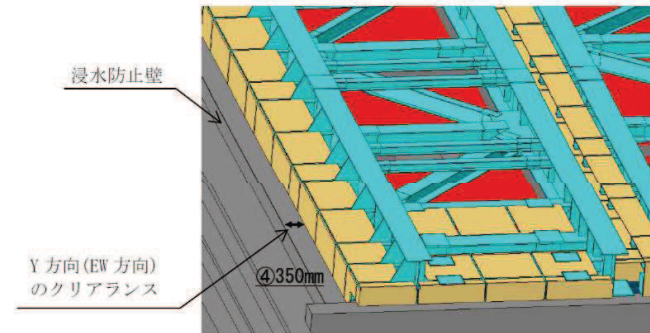


(f) フレーム/大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

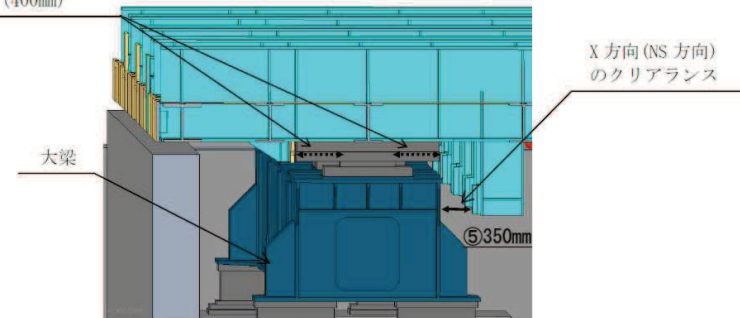


(d) フレーム/南側隔壁接続部 X方向(NS方向)



(e) フレーム/側壁接続部 Y方向(EW方向)

可動支承の移動可能量
(400mm)



(f) フレーム/大梁接続部 X方向(NS方向), 可動支承の移動可能量

第3.8-1図 移動量の評価箇所 (2/2)

分類①, ②
(フレーム及び大梁の移動量の許容限界の変更)
ブラケットの廃止・支持壁変更等を踏まえ、構造における移動量の許容限界を設定する位置を選定し、部材間のクリアランスを許容限界として反映した。

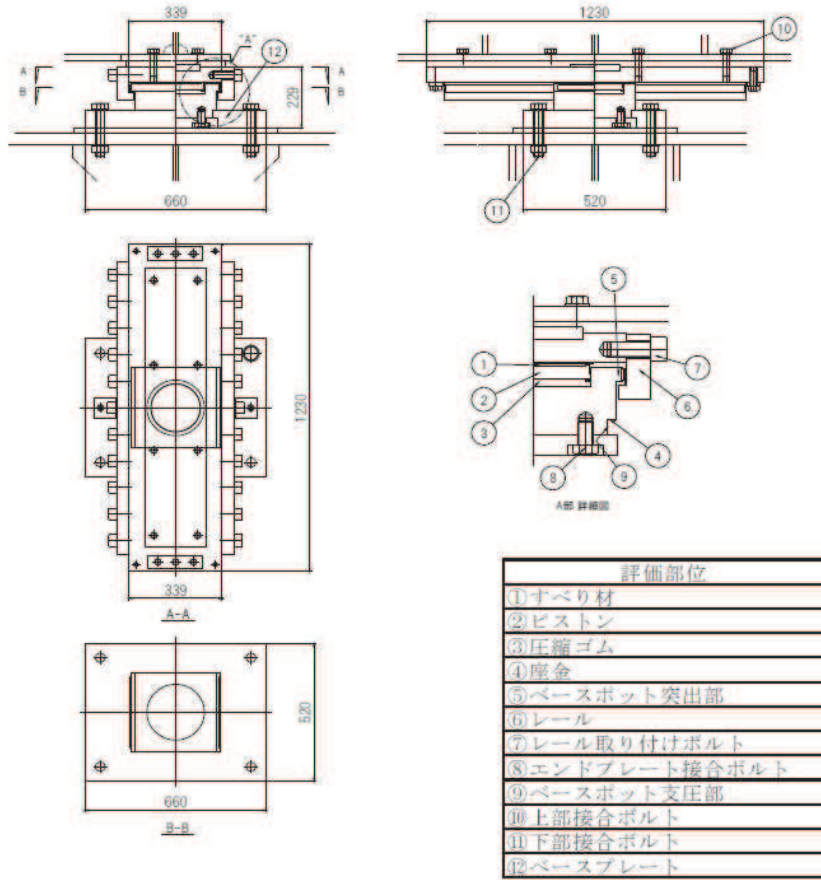
設置許可段階からの構造変更内容

設置許可段階						詳細設計段階						備考		
【4条-別紙5-36】						第4-1表 構造健全性確認結果						分類① (評価用地震波の設計進捗) ブラケットの廃止・支持壁変更を反映した地震波を適用した。 分類② (水平2方向地震波の使い分け) 東西方向の断面より得られる設計用床応答スペクトルと、南北方向の断面より得られる設計用床応答スペクトルを耐震計算に適用した。 分類② (竜巻防護ネット解析モデルの設計進捗) 部材断面寸法の設計進捗を反映した解析モデルで評価した。		
第4-1表 耐震評価結果*1						第4-1表 構造健全性確認結果								
評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度			
フレーム	主桁		組合せ	225	343	1.52	フレーム	主桁		組合せ*1	0.69		1.00	1.44
	横補強材		組合せ	167	343	2.05		横補強材		組合せ*1	0.56		1.00	1.78
	ブレース		圧縮応力	42	91	2.16		ブレース		圧縮応力	17		62	3.64
大梁	大梁フレーム		組合せ	253	364	1.43	大梁	大梁		組合せ*1	0.71		1.00	1.40
ブラケット	ブラケット本体		組合せ	153	343	2.24	大梁ゴム支承	ゴム支承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	109		250	2.29
	アンカーボルト		引張応力	146	275	1.88				圧縮応力	4		23	5.75
大梁ゴム支承	ゴム支承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*2	126	250	1.98			引張応力	0.6	2.0		3.33	
			圧縮応力	4.0	23.1	5.77		内部鋼板	引張応力	43	280		6.51	
			引張応力	0.9	2.0	2.22			ゴム支承取付ボルト	引張応力	136		420	3.08
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51		基礎ボルト	引張応力	82	257		3.13	
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	116	420	3.62	フレーム ゴム支承	ゴム支承本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	94	250		2.65	
フレームゴム支承	ゴム本体	圧縮応力	2.5	29.8	11.92				圧縮応力	2	23		11.50	
		引張応力	0.7	2.0	2.85			引張応力	0.5	2.0	4.00			
		内部鋼板	引張応力	24	280		11.66	内部鋼板	引張応力	22	280		12.72	
	ゴム支承取付ボルト	引張応力	122	420	3.44		ゴム支承取付ボルト	引張応力	117	420	3.58			
アンカーボルト	引張応力	116	291	2.50	基礎ボルト	引張応力	74	257	3.47					
可動支承	構造部材		水平荷重*3	363	600	1.65	可動支承	構造部材	水平荷重*2	315	2900		9.20	
			鉛直荷重*3	276	350	1.26			鉛直荷重(圧縮)*2	688	5600		8.13	
大梁/ブラケット接続部	X方向	移動量*4	150	250	1.66	フレーム/ 北側隔壁接続部			X方向	移動量*3	128		300	2.34
	Y方向	移動量*4	210	350	1.66		Y方向	移動量*3		125	250		2.00	
フレーム/隔壁接続部	X方向	移動量*4	169	300	1.77	フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	129	300	2.32			
	Y方向	移動量*4	119	250	2.10	フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*3	205	350	1.70			
フレーム/大梁接続部	X方向	移動量*4	225	400	1.77	フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*3	169	350	2.07			
*1 本評価結果は暫定値 (Ss-D1, D2, F1, F2, N1の結果のうち最も厳しい結果)						注記 *1: 発生値, 許容限界は無次元								
*2 発生値, 許容基準値は無次元						*2: 発生値, 許容限界の単位 (kN)								
*3 発生値, 許容基準値の単位 (kN)						*3: 発生値, 許容限界の単位 (mm)								
*4 発生値, 許容基準値の単位 (mm)						注) 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性が設計値の場合の値であるため、ゴム支承の剛性のばらつきを考慮した不確かさケースの結果は添付資料13に示す。								
注) 上表の評価結果はゴム支承のせん断剛性が設計値の場合の値である。						また、評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している。								
また、評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している						また、評価項目については裕度が小さい項目を代表して記載している。								

設置許可段階からの構造変更内容

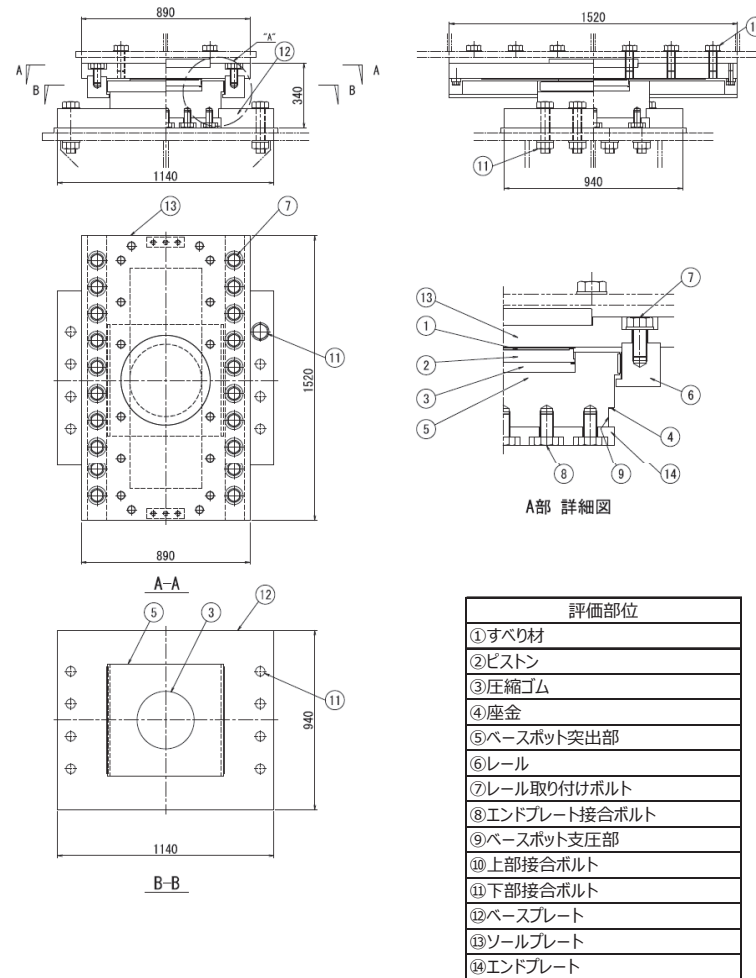
設置許可段階

【4条-別紙5-添6-30】



添付 6-9 図 可動支承の構成部品図

詳細設計段階



添付 6-9 図 可動支承の構成部品図

備考

分類②
 (可動支承の設計進捗)
 可動支承の構造について設計進捗を反映した。
 (主な変更点)
 ・可動支承の寸法を変更した
 ・レール取り付けボルトの設置方向を水平方向から鉛直方向に変更した

竜巻防護ネットの耐震設計に適用する地震荷重の算出方法の 妥当性確認

1. 概要

竜巻防護ネットは、地震時に上位クラス施設である原子炉補機冷却海水ポンプ等に対する波及的影響を及ぼさないことを確認するため、基準地震動 S_s に対して十分な構造強度を有することが要求される。

基準地震動 S_s に対する構造健全性は、以下の手法を用いて地震荷重を算出している。

○3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を適用

○地震荷重（水平／鉛直）の組合せには SRSS 法を適用

○荷重の組合せは、死荷重＋積雪荷重＋地震荷重を考慮

本資料では、上記の手法について異なる解析手法との比較を行うなどしてその妥当性を示すものである。

2. 地震荷重の算出方法の妥当性確認

2.1 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおける SRSS 法の適用性

SRSS 法の適用性については、地震動の重ね合わせの考え方や竜巻防護ネットの構造特徴を踏まえた分析を添付資料 3 に示しているが、これに加えて、現実的な地震応答との比較を実施することを目的に時刻歴応答解析より求められる地震荷重を代数和法で組み合わせた結果と、SRSS 法で組み合わせた結果とを比較することで妥当性を検討した。それぞれの検討内容について以下に示す。

(1) 水平及び鉛直方向の最大地震荷重の重畳について（添付資料 3）

JEAG4614 で規定している免震型の原子炉施設については、水平方向の固有周期が 2～4 秒程度で設計され、長周期が卓越する応答を示すことから、水平の最大地震荷重と鉛直の最大地震荷重が重畳する可能性が比較的高くなることを考慮し、地震荷重の組合せ方法として、絶対和もしくは同時入力解析を適用することを基本としている。

一方、竜巻防護ネットについては、道路橋用のゴム支承を適用し水平方向の固有周期を 1 秒以下となるように設計しており最大地震荷重が重畳する可能性は低い。

(2) 各方向の地震荷重により部材に生じる応力について（添付資料 3）

フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっており、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組

合せ方法（SRSS 又は絶対和）の違いによる影響は小さい。

(3) 解析による検証

a. 解析ケース

地震荷重（水平／鉛直）の組合せについて、SRSS 法を適用することの妥当性を説明するため、水平／鉛直方向に地震波を同時入力し時刻歴代数和を実施した場合（Ⅰ）と、水平／鉛直方向にそれぞれ直接積分による時刻歴応答解析を実施し SRSS 法を適用した場合（Ⅱ）の解析結果の比較を行う。具体的な解析ケースを第 1 表に示す。

ここで、使用する減衰モデルについては、どちらのケースもひずみエネルギー比例型減衰法（鋼製部材：2.0%，ゴム支承：4.5%）を適用する。

b. 入力地震動

第 1 図及び第 2 図に入力する時刻歴加速度を示す。本評価に用いる地震動は、竜巻防護ネットに対して厳しい評価となる基準地震動 $S_s - D_2$ を選定し、時刻歴応答についても各方向で竜巻防護ネットに厳しい評価となる応答を選定するため以下の節点応答をそれぞれ適用している。（節点の位置については本文の第 3. 2-4 図を参照。）

[水平方向]

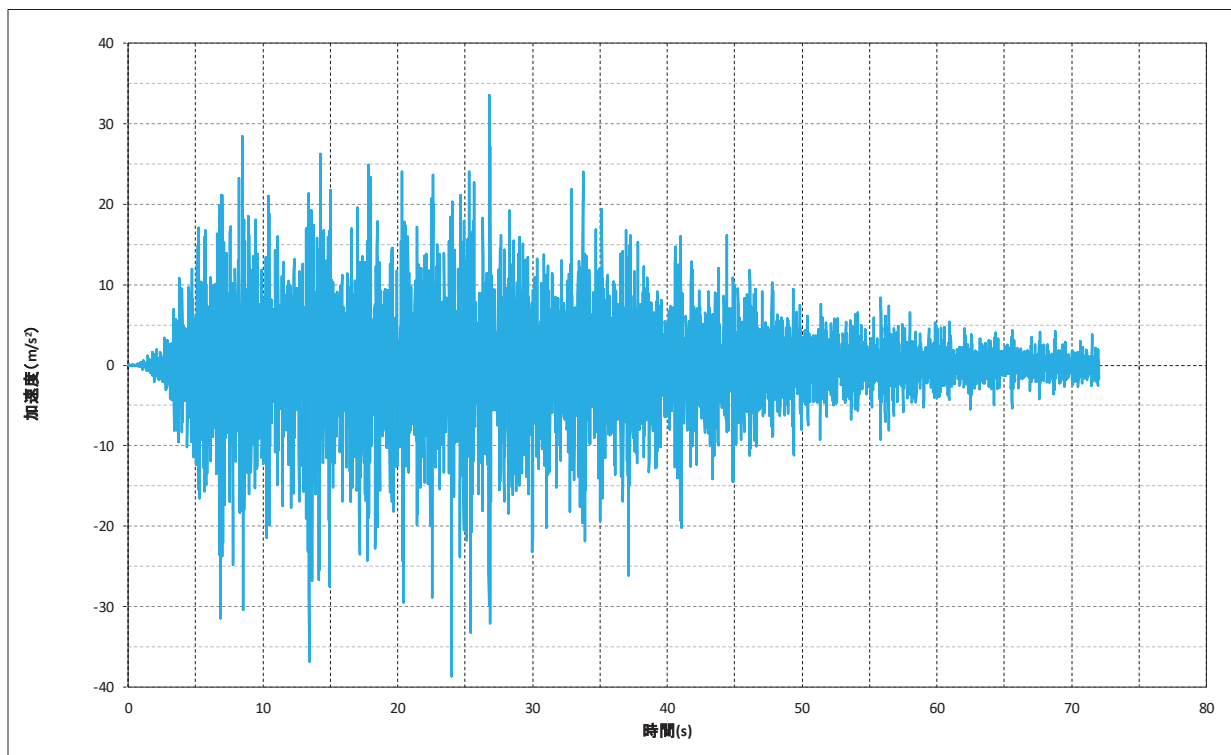
EW 方向：2701（横断面）

NS 方向：1378（縦断面）

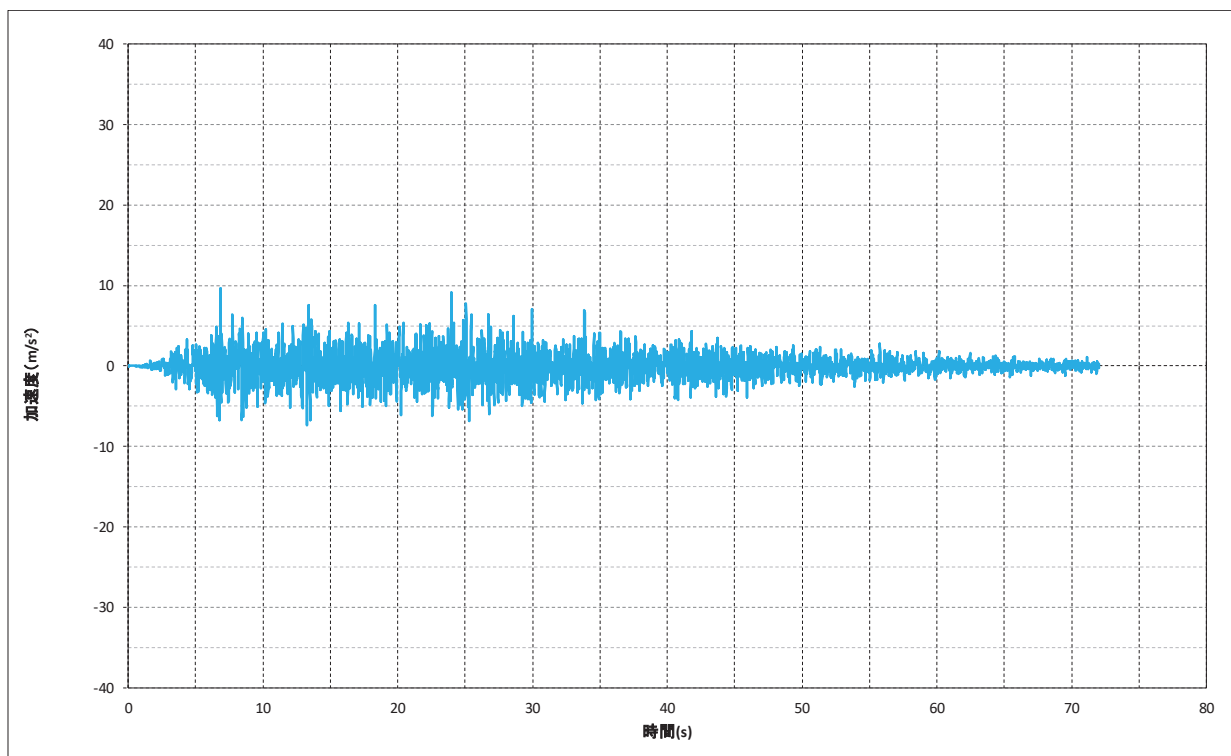
[鉛直方向]

UD 方向：2701（横断面）

なお、基準地震動 $S_s - D_2$ は、応答スペクトルに基づく手法による基準地震動であることから、水平方向について方向性を持たない地震動であるため、今回の評価についてはケース（Ⅰ）、（Ⅱ）ともに、水平 2 方向に位相特性が同一の地震動を入力した評価を実施している。具体的には、同一の入力地震動を海水ポンプ室横断面の地震応答解析モデル（第 3. 2-3 図(1/2)）及び縦断面の地震応答解析モデル（第 3. 2-3 図(2/2)）それぞれに入力した地震応答解析を実施し、その解析結果から、竜巻防護ネット設置位置の節点の時刻歴応答を抽出する（第 1 図、第 2 図）。この抽出した時刻歴応答を適用して、竜巻防護ネットの時刻歴応答解析を実施している。

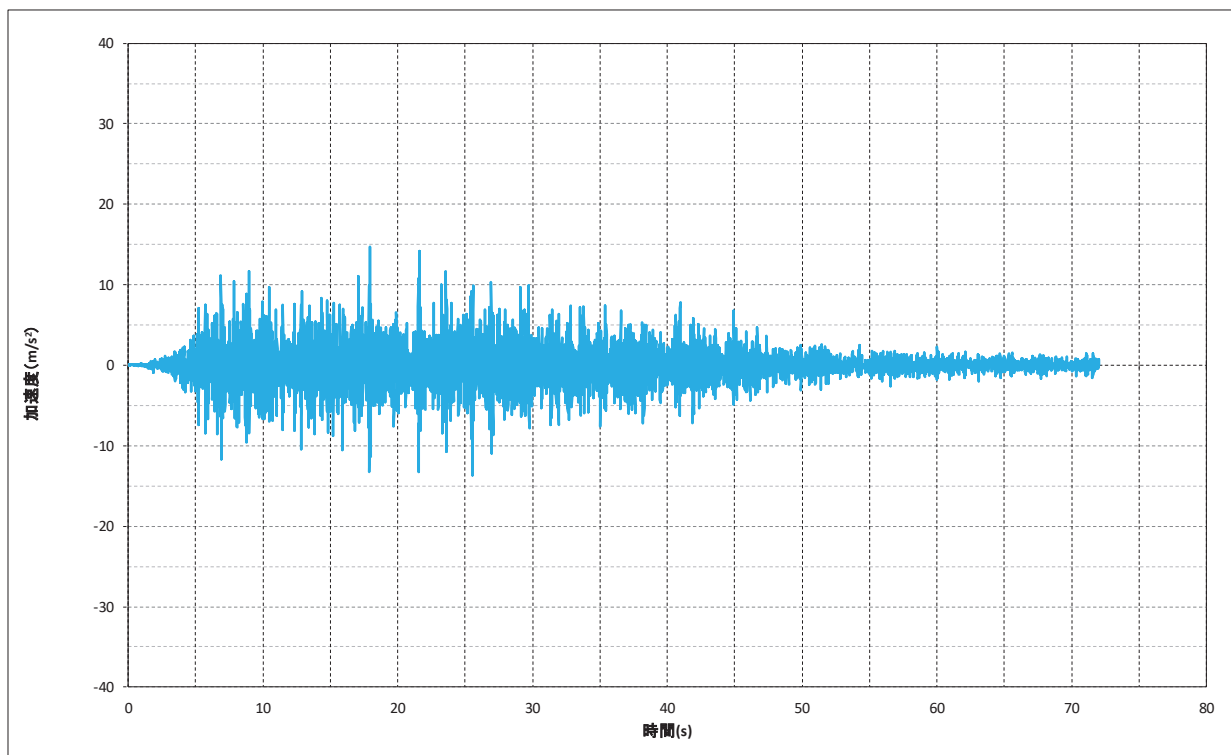


(a) 水平方向 (EW 方向 (横断面), 節点 2701)



(b) 水平方向 (NS 方向 (縦断面), 節点 1378)

第 1 図 時刻歴解析に適用する $S_s - D_2$ の時刻歴波形 (水平方向)



(UD 方向 (横断面), 節点 2701)

第 2 図 時刻歴解析に適用する $S_s - D_2$ の時刻歴波形 (鉛直方向)

第1表 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性 解析ケース

ケース No	地震応答解析法	地震動の種類	加振条件	地震荷重（水平／鉛直） の組合せ	入力する 地震動	ゴム支承の 解析モデル	減衰の設定
(Ⅰ)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平2方向・鉛直 同時入力加振	時刻歴代数和	時刻歴	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	ひずみエネルギー比 例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%
(Ⅱ)	時刻歴応答解析	S s - D 2	水平2方向・鉛直 単独加振	SRSS (水平2方向＋鉛直)	時刻歴	等価線形モデル (3.46 k N/mm)	ひずみエネルギー比 例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%

c. 解析結果

各ケースにおける解析結果を第2表に示す。SRSS法にて水平/鉛直を足し合わせた結果(Ⅱ)は、全ての部材(主桁、大梁、横補強材、ブレース)において、水平・鉛直同時入力した結果(Ⅰ)とほぼ同じ発生応力となっていることを確認した。

(4) 地震荷重(水平/鉛直)の組合せにおけるSRSS法の適用性についての検討結果

地震荷重の組合せ方法が異なる時刻歴応答解析を実施し、各部材に発生する応力がほぼ同等の結果となることを確認した。これは、添付資料3に示しているとおり竜巻防護ネットの固有周期は1秒以下となるように設計しており、水平方向地震と鉛直方向地震による最大荷重発生タイミングが重畳していないこと、さらに、フレーム及び大梁を構成する部材に生じる応力は、地震荷重の方向別に発生する主な応答成分と発生位置が異なっていることから、水平方向と鉛直方向の地震荷重の組合せ方法の違いによる影響が小さいことが要因である。

以上の検討結果から、竜巻防護ネットの耐震評価において地震荷重(水平/鉛直)の組合せにSRSS法を適用することは妥当である。

第2表 地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性 解析結果まとめ

ケース No	(I)		(II)	
地震応答解析法	時刻歴応答解析		同左	
a. 応答解析条件				
地震動の種類	S s - D 2		同左	
加振条件	水平2方向・鉛直同時入力加振		水平2方向・鉛直単独加振	
地震荷重（水平／鉛直）の組合せ	時刻歴代数和		SRSS（水平2方向＋鉛直）	
入力する地震動	時刻歴		同左	
ゴム支承の解析モデル	等価線形モデル（3.46 kN/mm）		同左	
減衰の設定	ひずみエネルギー比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：4.5%		同左	
b. 評価結果（MPa）	発生応力	許容限界（裕度）	発生応力	許容限界（裕度）
主桁	170	343 (2.01)	168	343 (2.04)
大梁	185	343 (1.85)	185	343 (1.85)
横補強材	137	343 (2.50)	137	343 (2.50)
ブレース	16	63 (3.93)	16	63 (3.93)

2.2 スペクトルモーダル解析の適用性

スペクトルモーダル解析の適用性については、規格要求の考え方や竜巻防護ネットの設計内容を踏まえた検討を添付資料3に示しているが、これに加えて非線形モデルを用いた時刻歴応答解析との比較を実施し妥当性を検討した。それぞれの検討内容について以下に示す。

(1) 規格の要求について（添付資料3）

JEAG4614 は免震装置を適用した施設の設計に適用する規格であり、鉛プラグ入り積層ゴムや高減衰積層ゴムもしくはダンパの設置などで、大きな減衰効果に期待する装置構成になっていることから、免震装置は非線形な挙動を示すこととなるため時刻歴応答解析の適用が基本となっている。

一方、道路橋示方書、道路橋支承便覧においては、支承の特性を考慮して等価線形でモデル化することも可能であると規定しており、また、竜巻防護ネットに採用する水平力分散型ゴム支承についても、設計で用いる範囲では線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。

(2) 竜巻防護ネットの設計状況について（添付資料3）

竜巻防護ネットに採用するゴム支承は、水平分散型ゴム支承であり、ゴムの剛性が大きく、ゴム支承の荷重－変位特性については、ほぼ線形の挙動を示す設計となっている。このゴム支承の物性については、各種物性試験を実施しており添付資料6に示すとおり、設計に適用しているようなほぼ線形の挙動になっていることを確認している。さらには、実製品を作成した後に、物性確認試験を実施し設計で適用している物性と同様な特性であることを確認する。

以上のように、規格の要求としては、非線形を有する設備の設計にあたっては時刻歴応答解析を適用することを基本としているが、設備全体として線形挙動を示すものであれば、線形の時刻歴応答解析又はスペクトルモーダル解析を適用することができるとしており、竜巻防護ネットはモデル全体で線形挙動を示すためスペクトルモーダル解析の適用は妥当である。

(3) 解析による検証

a. 解析ケース

ゴム支承及び可動支承を用いた構造物に対して線形解析を適用することの妥当性を説明するため、直接積分法による時刻歴応答解析手法をベースに、ゴム支承の荷重－変位特性のモデル化を非線形とした解析（Ⅲ）の評価結果と、線形とした解析（Ⅳ）の評価結果との比較を実施した。その際、道路橋支承便覧に基づき、ゴム支承のせん断剛性に関する試験結果（添付資料6）を踏まえ適用するゴム支承の非線形モデルを設定した（参考資料-1）。具体的な解析ケ

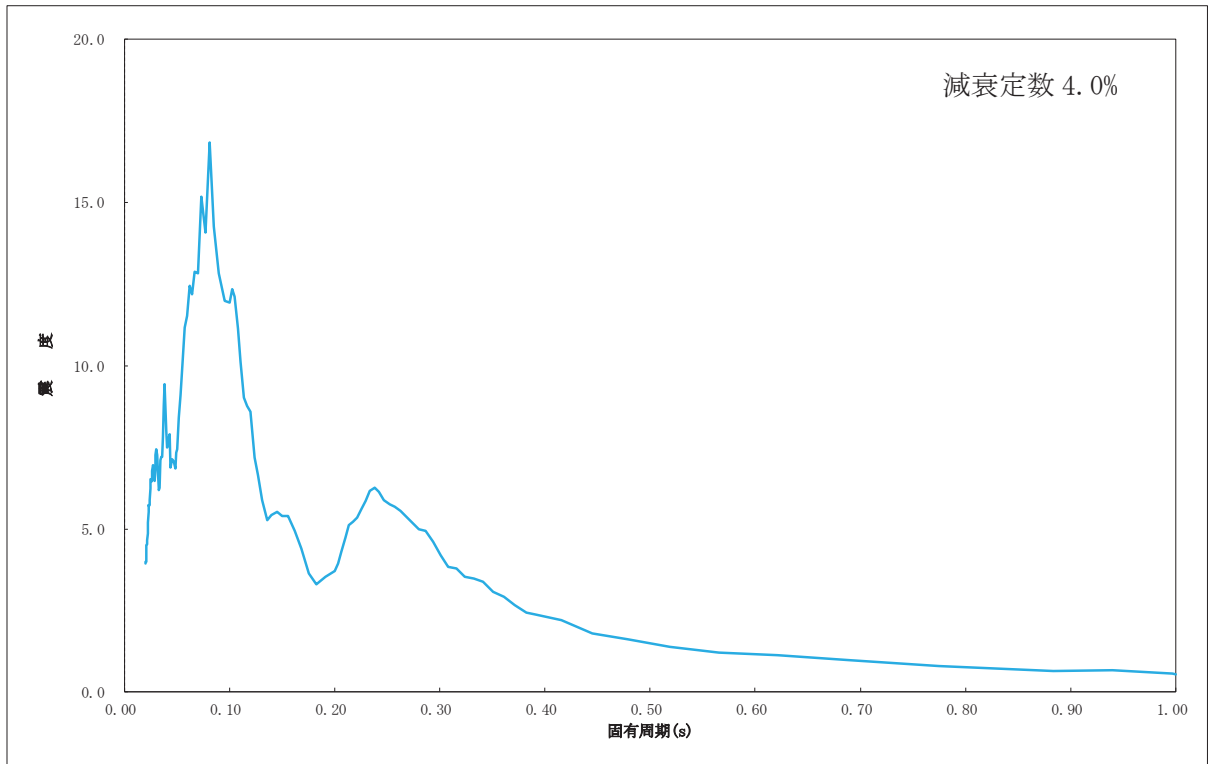
ースを第3表に示す。

ここで、使用する減衰モデルについては、線形解析では構造減衰を評価した一律の値（水平：4.0%，鉛直：2.0%）を採用し、非線形解析では、ひずみエネルギー比例型減衰法（鋼製部材：2.0%，ゴム支承：0%）を適用する。

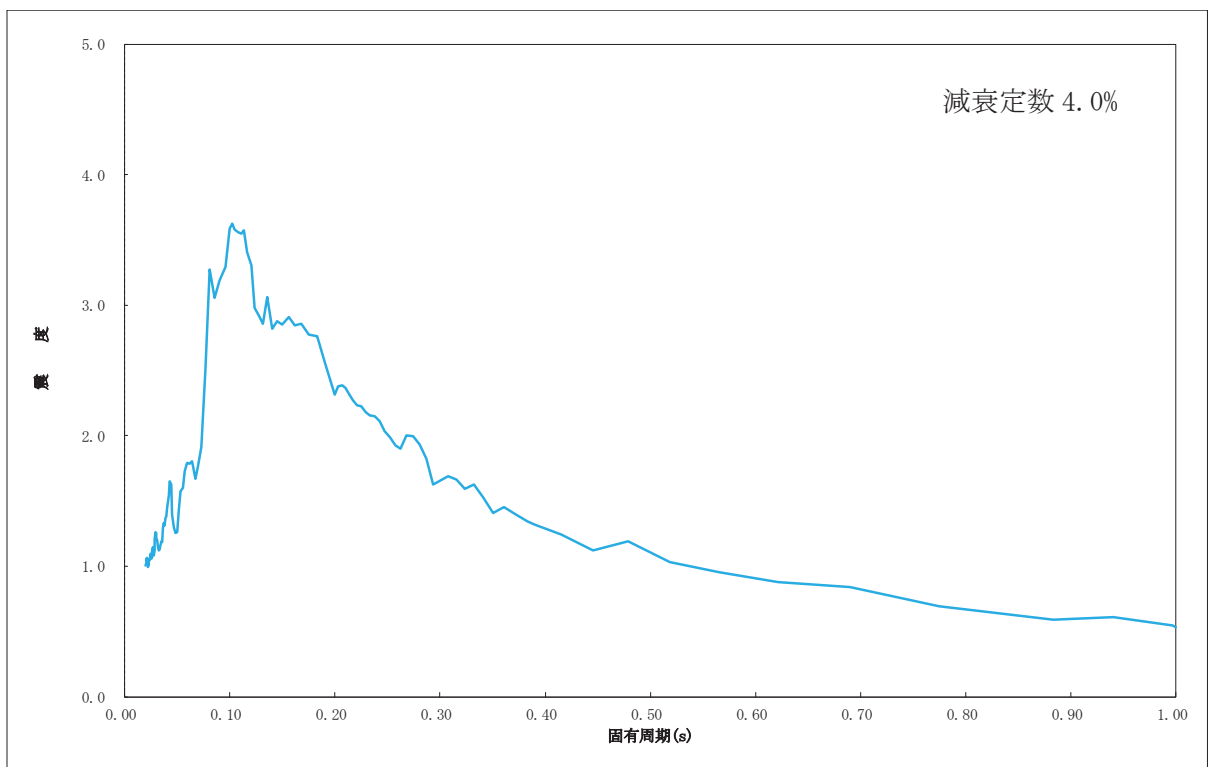
最終的にスペクトルモーダル解析を適用することの妥当性を検証することから、拡幅無しのFRSを用いたスペクトルモーダル解析（V）を実施し、上記に記載した線形時刻歴応答解析との比較を行う。

b. 入力地震動

時刻歴応答解析に入力する時刻歴加速度は、地震荷重（水平／鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性確認に用いた地震波（第1～2図）を適用する。また、スペクトルモーダル解析に用いる床応答スペクトルについては、時刻歴応答解析と同じ入力となるように、第1図及び第2図に示す時刻歴応答から作成した床応答スペクトルを適用する。作成した床応答スペクトルを第3図及び第4図に示す。

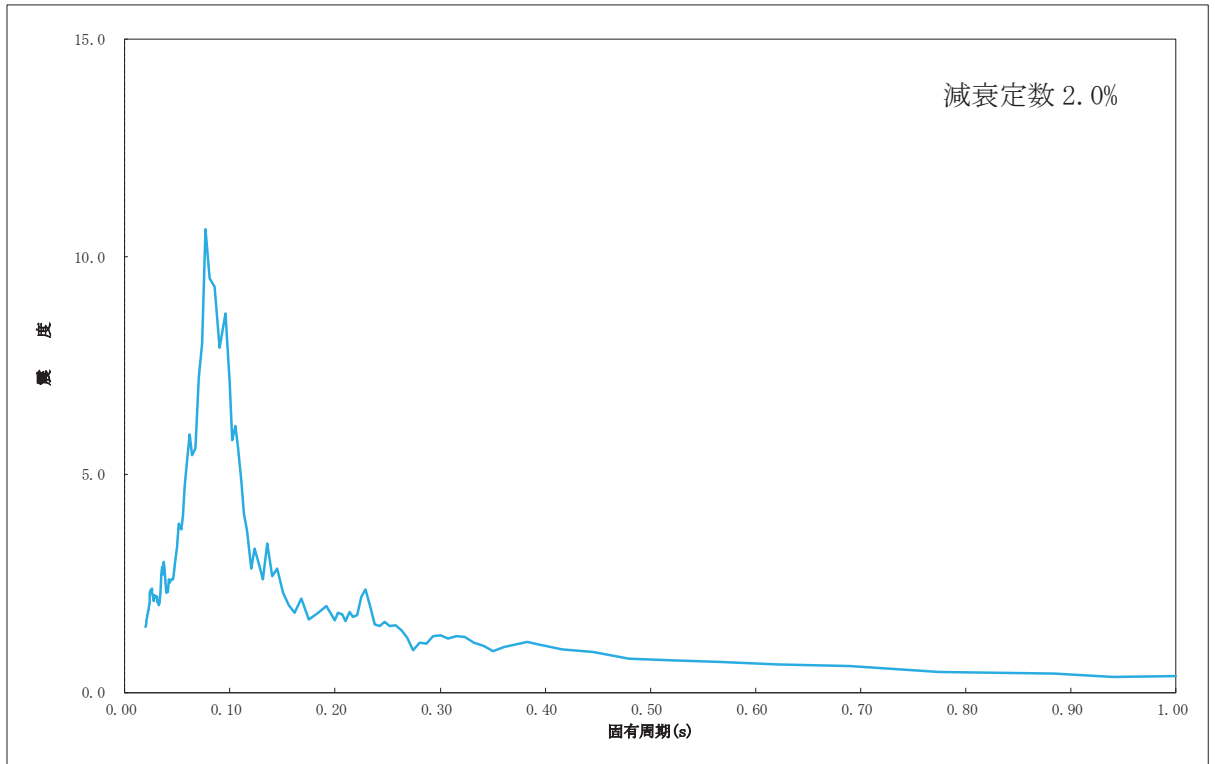


(a) 水平方向 (EW 方向 (横断面), 節点 2701) (拡幅無し) 減衰定数 4.0%



(b) 水平方向 (NS 方向 (縦断面), 節点 1378) (拡幅無し) 減衰定数 4.0%

第 3 図 スペクトルモーダル解析に適用する $S_s - D_2$ の床応答スペクトル (水平方向)



(UD 方向 (横断面), 節点 2701) (拡幅無し) 減衰定数 2.0%

第 4 図 スペクトルモーダル解析に適用する $S_s - D_2$ の床応答スペクトル (鉛直方向)

第3表 スペクトルモーダル解析の適用性 解析ケース

ケース No	地震応答解析法	地震動の種類	加振条件	地震荷重（水平／鉛直） の組合せ	入力する 地震動	ゴム支承の 解析モデル	減衰の設定
(Ⅲ)	時刻歴応答解析	S _s -D ₂	水平2方向・鉛直 単独加振	SRSS (水平2方向+鉛直)	時刻歴	非線形モデル	ひずみエネルギー 比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：0% (履歴減衰)
(Ⅳ)	時刻歴応答解析	S _s -D ₂	水平2方向・鉛直 単独加振	SRSS (水平2方向+鉛直)	時刻歴	等価線形モデル (3.46 kN/mm)	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律
(Ⅴ)	スペクトル モーダル解析	S _s -D ₂	水平2方向・鉛直 単独加振	SRSS (水平2方向+鉛直)	FRS (拡幅無)	等価線形モデル (3.46 kN/mm)	水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律

c. 解析結果

(a) ゴム支承のモデル化（線形/非線形）の影響

時刻歴応答解析結果を第4表に示す。ゴム支承の荷重－変位モデルを線形とした解析（Ⅳ）の結果を非線形とした解析（Ⅲ）の結果と比較すると、差異は軽微であり、それらの差異は許容限界に対して十分に小さくほぼ同等の結果となっている。

(b) 解析手法の影響

拡幅無し的设计床応答曲線を適用したスペクトルモーダル解析（Ⅴ）の結果を、同様に第4表に示す。ゴム支承の荷重－変位モデルを線形とした時刻歴解析（Ⅳ）の結果とスペクトルモーダル解析（Ⅴ）の結果を比較すると、差異は軽微であり、それらの差異は許容限界に対して十分に小さくほぼ同等の結果となっている。

(4) スペクトルモーダル解析の適用性の検討結果

ゴム支承を等価線形モデルとしたスペクトルモーダル解析とゴム支承を非線形モデルとした時刻歴応答解析を実施し、各部材に発生する応力がほぼ同等の結果となることを確認した。これは添付資料3に示すとおり、竜巻防護ネットに適用するゴム支承がほぼ線形の挙動を示すこと、さらに、スペクトルモーダル解析に適用する減衰定数は添付資料6に示すとおり、各種依存性試験結果及び熱老化特性試験を踏まえて設定していることから、線形モデルによるスペクトルモーダル解析の結果が非線形モデルによる時刻歴応答解析の結果と同等になったものと考えられる。

以上の検討結果から、竜巻防護ネットの耐震評価においてスペクトルモーダル解析を適用することは妥当である。

第4表 スペクトルモーダル解析の適用性 解析結果まとめ

ケース No	(Ⅲ)		(Ⅳ)		(Ⅴ)	
地震応答解析法	時刻歴応答解析		時刻歴応答解析		スペクトルモーダル解析	
a. 応答解析条件						
地震動の種類	S s - D 2		同左		同左	
加振条件	水平 2 方向・鉛直単独加振		同左		同左	
地震荷重 (水平／鉛直) の組合せ	SRSS (水平 2 方向＋鉛直)		同左		同左	
入力する地震動	時刻歴		時刻歴		FRS (拡幅無)	
ゴム支承の解析モデル	非線形モデル		等価線形モデル (3.46 kN/mm)		等価線形モデル (3.46 kN/mm)	
減衰の設定	ひずみエネルギー比例型減衰法 鉄骨：2.0% ゴム支承：0% (減衰は履歴特性で考慮されるため)		水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律		水平：4.0%一律 鉛直：2.0%一律	
b. 評価結果 (MPa)	発生応力	許容限界 (裕度)	発生応力	許容限界 (裕度)	発生応力	許容限界 (裕度)
主桁	173	343 (1.98)	171	343 (2.00)	178	343 (1.92)
大梁	188	343 (1.82)	186	343 (1.84)	184	343 (1.86)
横補強材	130	343 (2.63)	142	343 (2.41)	151	343 (2.27)
ブレース	16	63 (3.93)	16	63 (3.93)	14	63 (4.50)

2.3 地震荷重の算出方法の保守性

2.2項で検討したとおり、竜巻防護ネットの設計には線形のスペクトルモーダル解析を適用するが、設計用のスペクトルは±10%方向に拡張したものをを用いている。

そこで、拡張有りのFRSを適用したスペクトルモーダル解析結果（Ⅵ）と、前述した（Ⅲ）～（Ⅴ）の結果との比較を第5表に示す。

拡張有りのスペクトルモーダル解析結果（Ⅵ）は、（Ⅲ）～（Ⅴ）のケースにおける全ての発生応力を十分に包絡しており、設計としての保守性を考慮していることを確認した。

第5表 拡張有りのスペクトルモーダル解析との発生応力の比較 (MPa)

	(Ⅲ)非線形時刻歴 応答解析		(Ⅳ)線形時刻歴 応答解析		(Ⅴ)スペクトルモ ーダル解析 (拡張無し)		(Ⅵ)スペクトル モーダル解析 (拡張有り)	
	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)	発生 応力	許容限界 (裕度)
主桁	173	343 (1.98)	171	343 (2.00)	178	343 (1.92)	232	343 (1.47)
大梁	188	343 (1.82)	186	343 (1.84)	184	343 (1.86)	217	343 (1.58)
横補強 材	130	343 (2.63)	142	343 (2.41)	151	343 (2.27)	180	343 (1.90)
ブレース	16	63 (3.93)	16	63 (3.93)	14	63 (4.50)	17	63 (3.70)

2.4 風荷重の考慮有無

(1) 荷重の組合せ

風荷重による耐震評価結果への影響を確認するため、死荷重、積雪荷重、地震荷重に加え、風荷重を考慮した場合と、死荷重、積雪荷重、地震荷重のみ（風荷重を考慮しない）の場合の解析結果を比較する。

本影響確認において適用する風荷重については、添付書類「VI-1-1-2-1-1 発電用原子炉施設に対する自然現象等による損傷の防止に関する基本方針」に記載の、地震と組み合わせる条件である風速 30m/s と設定し下式により算出する。

$$P_k = q \cdot C_f \cdot A$$

ここで

P_k : 風荷重 (N)

q : 速度圧 (N/m²)

$$q = 0.6 \cdot E \cdot V_0^2$$

E : 国土交通大臣が定める方法により算出した数値

$$E = E_r^2 \cdot G_f$$

E_r : 平均風速の高さ方向の分布を表す係数

$$E_r = 1.7 (Z_b / Z_G)^\alpha$$

Z_b, Z_G, α : 地表面粗度区分に応じて定められる数値

(当該地の地表面粗度区分Ⅲ : $Z_b = 5\text{m}$, $Z_G = 450\text{m}$,

$$\alpha = 0.20)$$

G_f : ガスト影響係数 ($G_f = 1.0$)

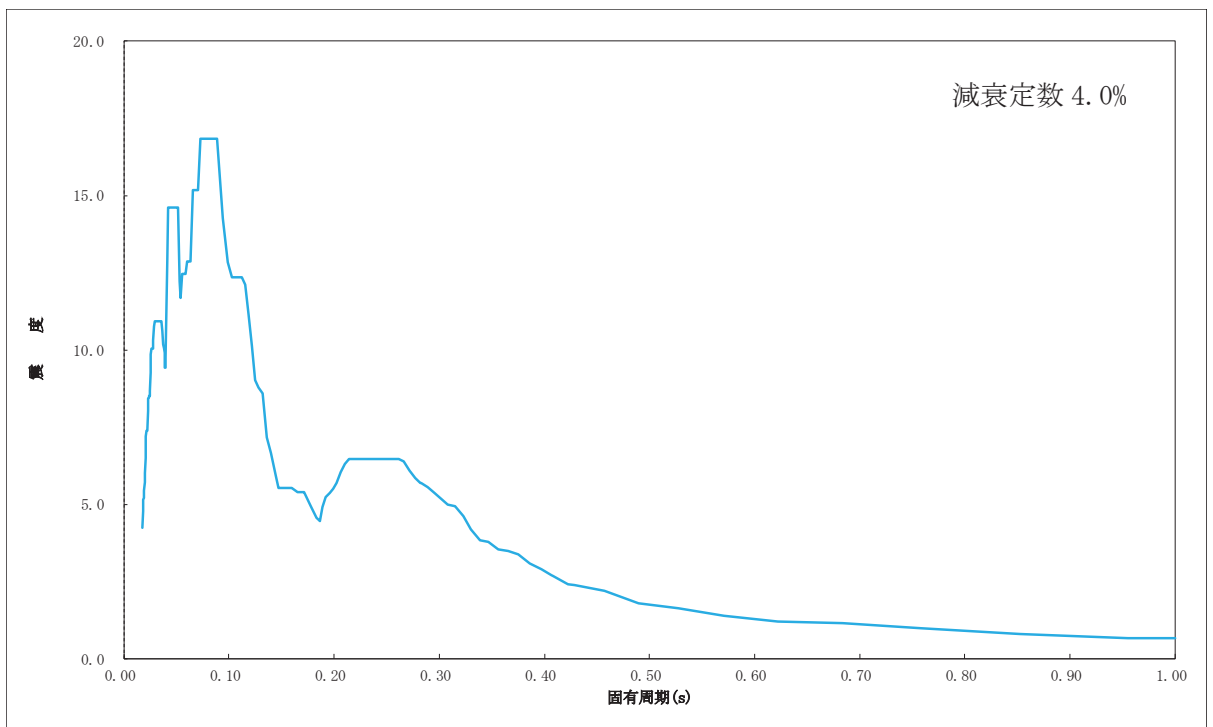
V_0 : 当該地の基準風速 ($V_0 = 30\text{m/s}$)

C_f : 風力係数 ($C_f = 2.1$)

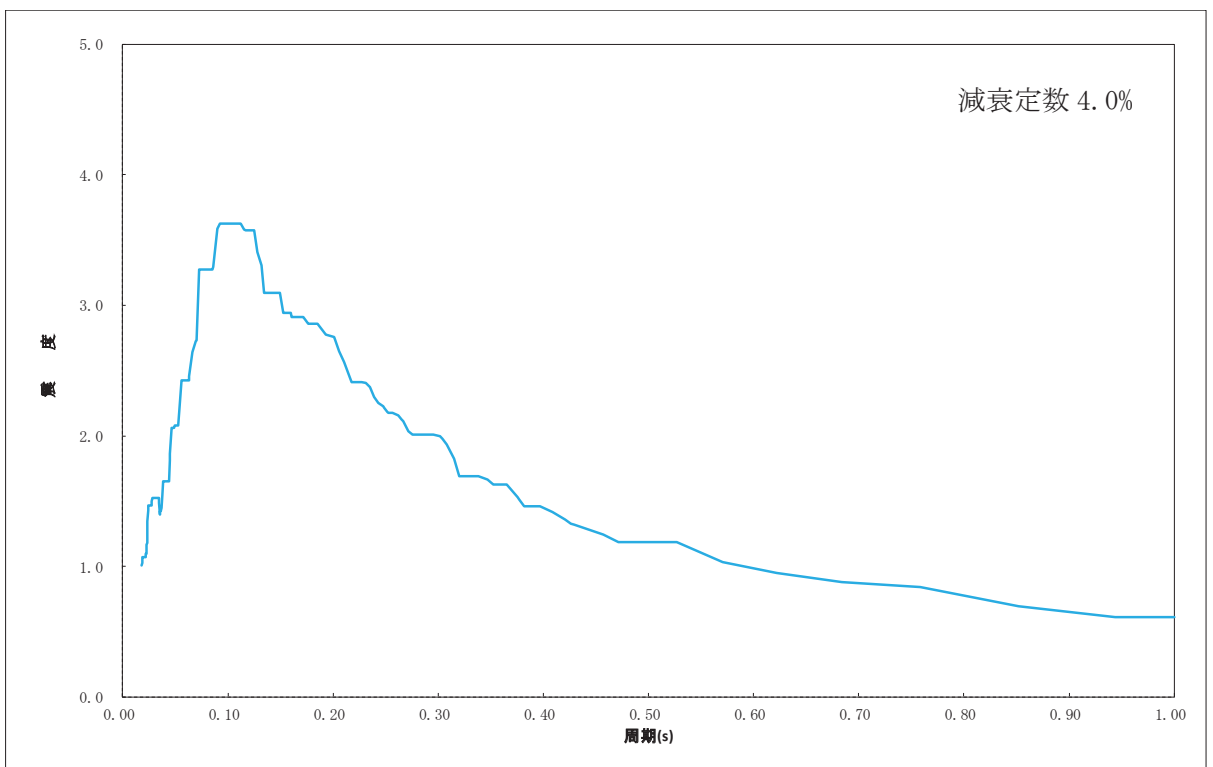
A : 部材の受圧面積 (m²)

(2) 入力地震動

入力する設計用床応答スペクトルは、地震応答の基本ケースに対して周期軸方向に±10%拡幅したスペクトルを使用し、代表地震波として、竜巻防護ネットに対して厳しい評価となる基準地震動 S s - D 2 を選定した (第 5 図, 第 6 図)。

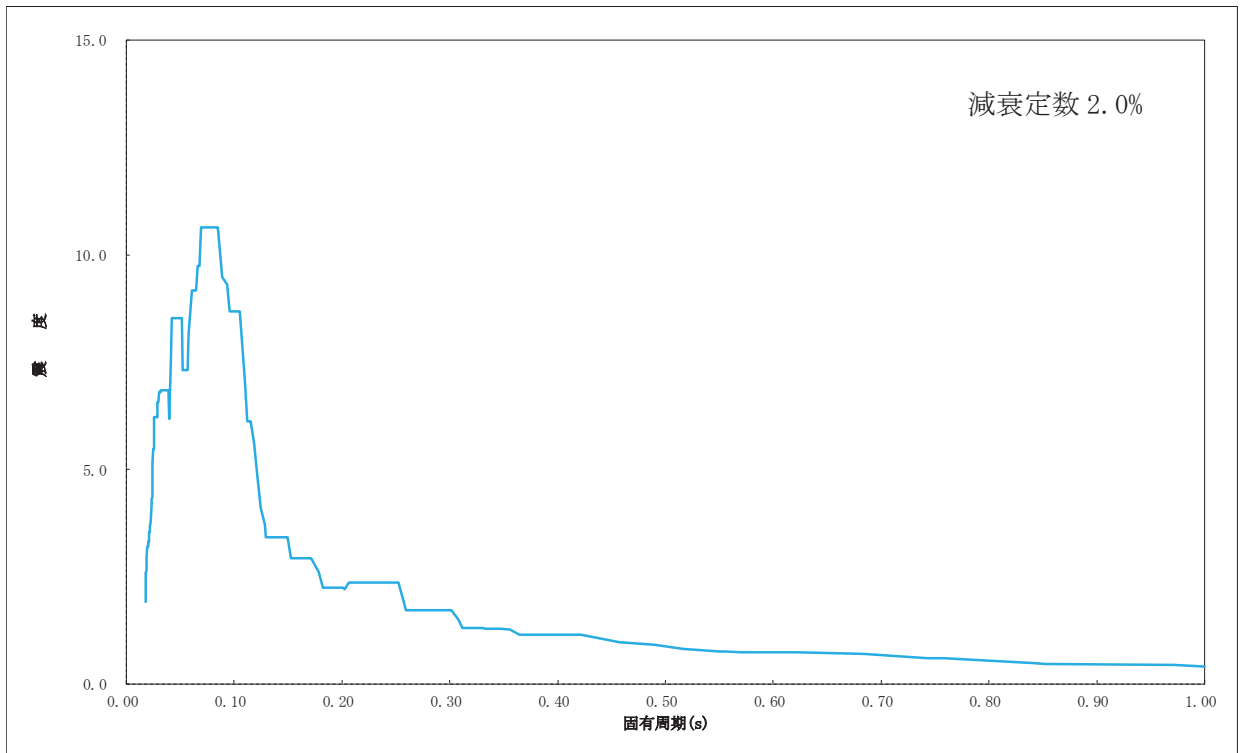


(a) 水平方向（横断面） 減衰定数 4.0%



(b) 水平方向（縦断面） 減衰定数 4.0%

第5図 風荷重の考慮有無の検討に適用する床応答スペクトル（水平方向）



減衰定数 2.0%

第 6 図 風荷重の考慮有無の検討に適用する床応答スペクトル（鉛直方向）

(3) 解析結果

解析結果を第6表に示す。全ての部材（主桁，大梁，横補強材，ブレース）において，風荷重考慮の有無によらず発生応力はほぼ同じ値となることを確認した。

以上より，耐震設計においては，荷重の組合せに風荷重を考慮しない方針とする。

第6表 風荷重有無の影響 解析結果

	風荷重考慮 (MPa)		風荷重未考慮 (MPa)	
	発生応力	許容限界 (裕度)	発生応力	許容限界 (裕度)
主桁	233	343 (1.47)	232	343 (1.47)
大梁	217	343 (1.58)	217	343 (1.58)
横補強材	184	343 (1.86)	180	343 (1.90)
ブレース	17	63 (3.70)	17	63 (3.70)

3. まとめ

竜巻防護ネットの耐震設計に適用している以下の地震荷重の算出方法について、それぞれ異なる解析手法との比較等を実施して影響を確認した。

○3次元はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析を適用

⇒非線形時刻歴解析と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

○地震荷重（水平／鉛直）の組合せにはSRSS法を適用

⇒時刻歴代数和と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

○荷重の組合せは、死荷重＋積雪荷重＋地震荷重を考慮

⇒風荷重を考慮した解析結果と比較し、結果の差異は軽微であることを確認。

以上の検討結果および拡幅有りのスペクトルを適用したスペクトルモーダル解析の保守性を確認した結果から、竜巻防護ネットの耐震設計に適用している地震荷重の算出方法が妥当であることを確認した。

ゴム支承のモデル化について

1. 基本方針

竜巻防護ネットの地震荷重の算出方法の妥当性検証において、非線形時刻歴解析を実施する際のゴム支承のモデル化の考え方について以下に示す。

○道路橋支承便覧において、竜巻防護ネットに採用する水平力分散型ゴム支承は、ゴム支承の荷重-変位特性を線形部材としてモデル化してよいとの記載がある。一方、免震支承の場合は強い非線形履歴特性を有し、その特性を非線形部材としてモデル化する場合は、一般にバイリニア型として一次剛性や二次剛性を設定することが書かれている。

○上記の道路橋支承便覧の記載を踏まえ、今回採用する水平力分散型ゴム支承の弱い非線形履歴特性をバイリニア型としてモデル化し、非線形解析を実施する。その際、バイリニア型としてモデル化するに当たり、ゴム支承のせん断剛性試験にて得られた荷重-変位特性を用いて、一次剛性や二次剛性の値を決定する。

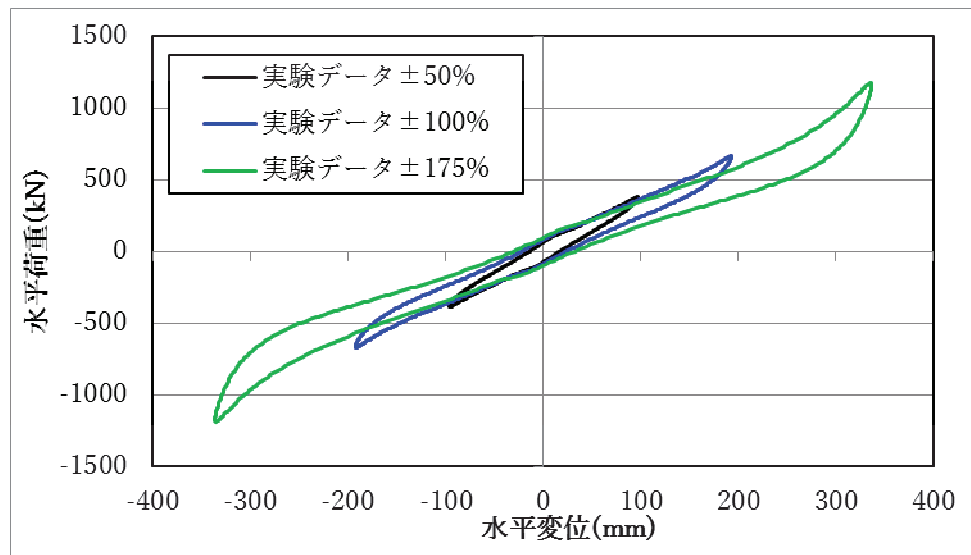
○ゴム支承の線形モデルについても、ゴム支承のせん断剛性試験より等価剛性を設定することとし、その方法については道路橋支承便覧によるものとする。

2. ゴム支承のせん断剛性試験結果

せん断ひずみ依存性試験結果を第7図に示す。付与するせん断ひずみの大きさ（±50%、100%、175%）により、水平荷重-水平変位特性が異なることから、ゴム支承の線形モデル及び非線形モデルを決定するにあたり、どのせん断ひずみ条件における試験結果を適用するかを決定する必要がある。そのため、 $S_s - D_2$ の地震波を用いた時刻歴応答解析を実施し、地震時に生じるゴム支承のせん断ひずみを確認した。時刻歴応答解析に入力する時刻歴加速度は地震荷重（水平/鉛直）の組合せにおけるSRSS法の適用性確認に用いた地震波（第1~2図）を適用する。解析条件とその結果を第7表と第8図に示す。

第8図に示すとおり、当該設備として考慮すべき応答はせん断ひずみ±50%~100%に相当する。ここで、第7図の各せん断ひずみにおける試験結果によると、せん断ひずみが大きい方が、試験より得られる水平荷重-水平変位の非線形性が大きいことから、今回の評価では非線形性の影響がより顕著に発生するよう、せん断ひずみ±100%の試験結果に基づきゴム支承の非線形履歴特性を設定する。

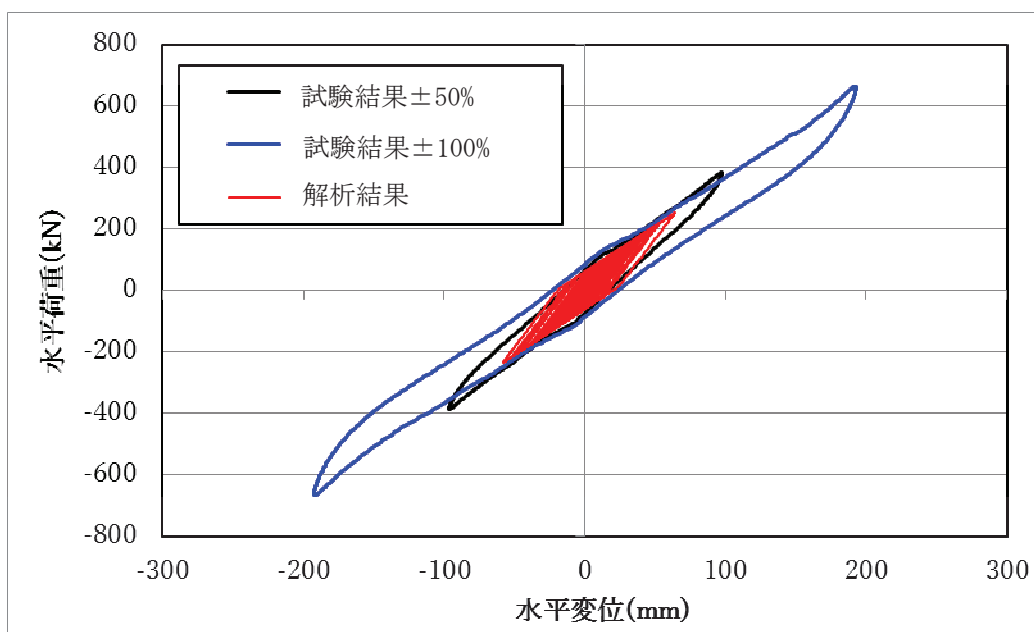
なお、線形解析に用いる等価剛性についても、上記と同様にせん断ひずみ±100%の試験結果に基づき設定する。



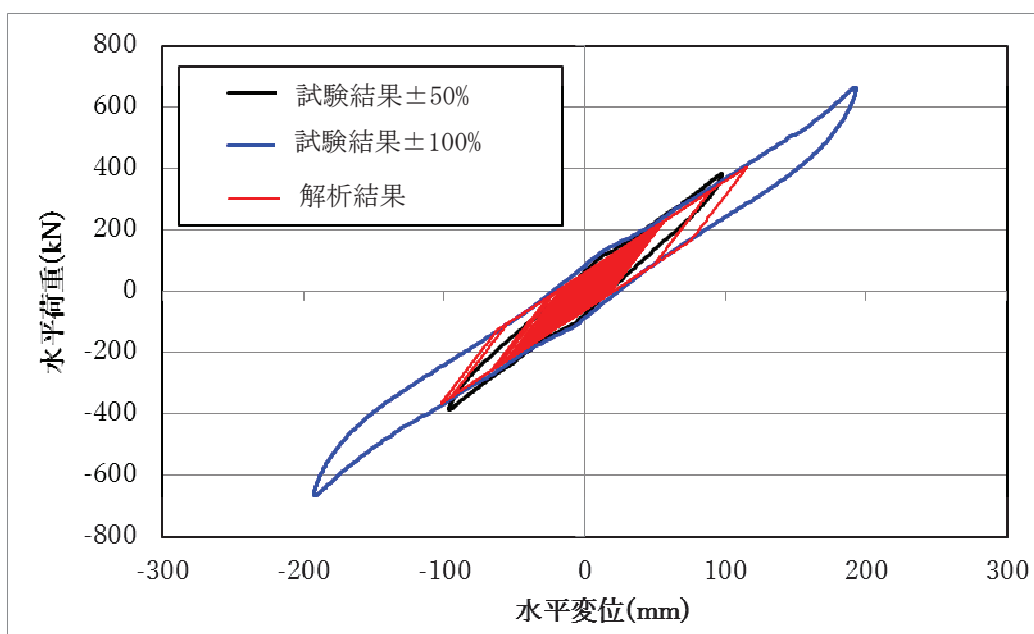
第7図 せん断ひずみ依存性試験 荷重-変位曲線

第7表 時刻歴応答解析条件（ゴム支承のせん断ひずみ範囲の確認）

地震応答解析法	入力する地震動	地震動種類	ゴム支承の 解析モデル	減衰評価
時刻歴応答解析	時刻歴	S s - D2	非線形	ひずみエネルギー比例型減衰法 鋼製部材：2.0% ゴム支承：0%（履歴減衰）



フレームゴム支承



大梁ゴム支承

試験結果±50%：総ゴム厚の±50%に相当する水平変位を与えた場合のせん断剛性
 試験結果±100%：総ゴム厚の±100%に相当する水平変位を与えた場合のせん断剛性

第 8 図 時刻歴応答解析結果と試験結果の比較

3. ゴム支承の線形モデル

今回の検証解析に用いるゴム支承の線形モデルにおいて、せん断剛性試験より算出する等価剛性は、道路橋支承便覧に基づき以下の式にて算出する。せん断剛性の算出方法のイメージを第9図に示す。

$$K_{se} = (F_{max} - F_{min}) / (\delta_{max} - \delta_{min})$$

ここに

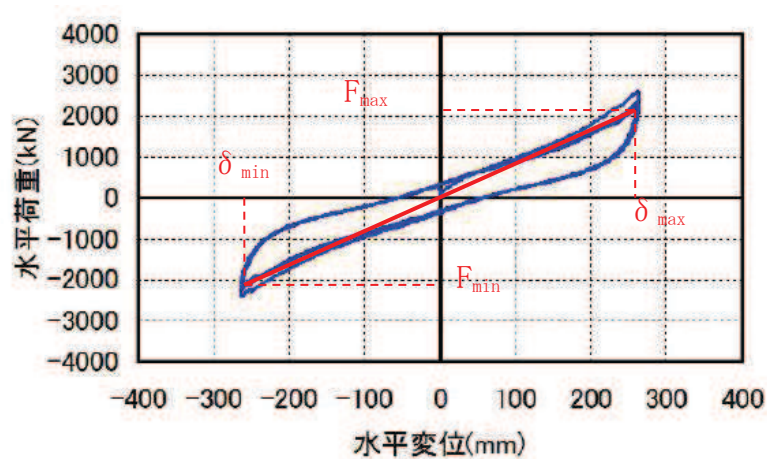
K_{se} : ゴム支承のせん断剛性(等価剛性)

F_{max} : 最大荷重

δ_{max} : せん断ひずみ (+100%変位)

F_{min} : 最小荷重

δ_{min} : せん断ひずみ (-100%変位)



第9図 せん断剛性における等価剛性の算出方法

4. ゴム支承 非線形モデル

本評価に用いる水平力分散型ゴム支承の非線形モデルは、前述したとおり、道路橋支承便覧を参考にバイリニア型でモデル化を行う。その際、せん断剛性試験にて取得した荷重-変位曲線に基づきモデル化を実施しており、モデル化方法の詳細を以下に示す。

非線形モデルの設定方法

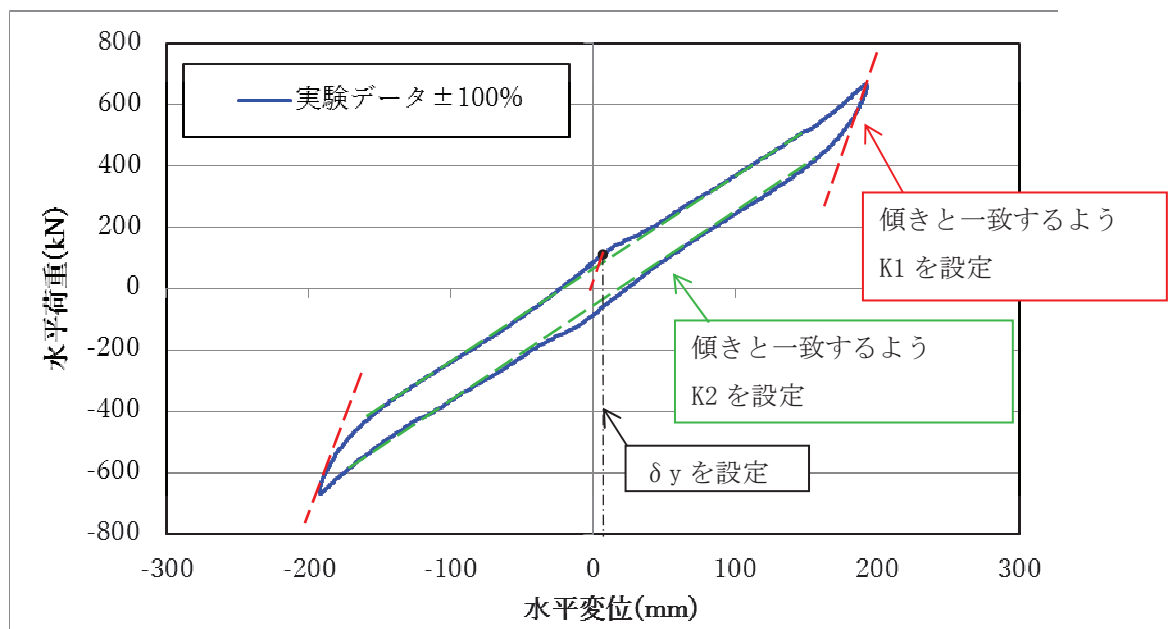
せん断ひずみ試験果（±100%）により得られた荷重-変位特性に基づき，以下に示す3つのパラメータを設定する（第10図参照）。

K1 : 一次剛性

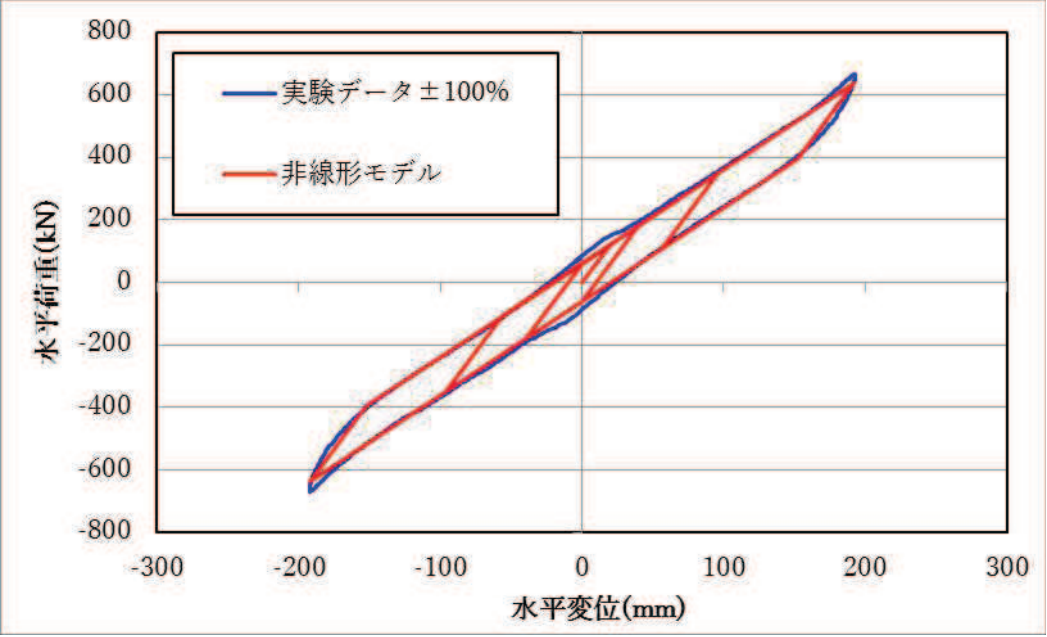
K2 : 二次剛性

δy : 一次剛性から二次剛性へ変わる変位点

設定したパラメータを適用した非線形モデルの荷重-変位特性と試験結果との比較を第11図に示す。設定した非線形モデルが試験データの荷重-変位特性を再現していることが分かる。



第10図 ゴム支承の非線形モデル パラメータ設定の考え方



第 11 図 ゴム支承の非線形モデルと試験結果との比較

ゴム支承の鉛直剛性による固有周期への影響

1. ゴム支承の鉛直剛性の設定

衝突解析に用いるゴム支承の鉛直剛性は、「補足 710-1 竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料 (5.6 項)」に記載のとおり、道路橋支承便覧から求まる設計値 (972kN/mm) を適用する方針である。

上記の考え方を踏襲し、工事計画認可申請における耐震設計に用いる鉛直剛性についても、道路橋支承便覧の設計値 (972kN/mm) を適用する方針である。

2. 設置変更許可審査での鉛直剛性の設定について

道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編では、一般的な橋の動的解析におけるゴム支承の鉛直方向の支持条件は、厳密にはばね支持となるが、解析結果への影響は一般に小さいため、拘束としてよいとの記載がある。上記の道路橋示方書の記載を踏まえ、設置変更許可審査においては竜巻防護ネットの耐震設計では、ゴム支承の鉛直剛性に十分剛な値を設定する方針としていた。

そこで、設置変更許可申請時と工事計画認可申請時におけるゴム支承の鉛直剛性の比較を第 1 表に示す。

第 1 表 耐震解析におけるゴム支承の鉛直剛性

設置許可段階	工事計画認可申請段階
剛 (道路橋示方書では拘束としてよいと記載されている)	972kN/mm (道路橋支承便覧から求まる設計値)

3. 鉛直剛性による固有周期への影響

ゴム支承の鉛直剛性による耐震設計への影響を確認するため、鉛直剛性を剛とした場合と、道路橋支承便覧の設計値 (972kN/mm) とした場合のフレーム及び大梁の主要な振動モードの固有周期を第 2 表に示す。

鉛直剛性を剛から道路橋支承便覧の設計値に変更した場合の、固有周期への影響は 0.002 秒以下であり、鉛直剛性の設定の違いが耐震解析結果へ与える影響は非常に軽微であることを確認した。

第2表 鉛直剛性による振動モードの固有周期への影響

鉛直剛性	剛	972kN/mm
主桁鉛直方向 固有周期	0.249 秒	0.250 秒
大梁鉛直方向 固有周期	0.291 秒	0.293 秒

4. まとめ

工事計画認可申請における耐震設計に用いる鉛直剛性は、衝突解析の考え方を踏襲し、道路橋支承便覧の設計値（972kN/mm）を適用する。

また、ゴム支承の鉛直剛性による耐震解析への影響を確認するため、鉛直剛性を剛とした場合と、道路橋支承便覧の設計値(972kN/mm)とした場合の固有周期を比較し、鉛直剛性が耐震解析結果へ与える影響は非常に軽微であることを確認した。

ゴム支承の物性の不確かさに対する影響確認

1. 概要

ゴム材料を使用しているゴム支承部は、環境条件等による物性の変化が大きいことが一般的に知られていることから、竜巻防護ネットのゴム支承の不確かさを考慮した設計を行う方針としている。

これらゴム支承の使用環境の影響による特性変化を確認するため、各種依存性試験を実施し（添付資料 6，補足 710-1 参照），その結果，得られたせん断剛性及び鉛直剛性のばらつきを地震応答解析に反映することで，剛性のばらつきを考慮した場合でも竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認する。

2. ゴム支承の物性の不確かさ

2.1 ゴム支承の剛性の設定方針

環境条件等によるゴム支承の不確かさを考慮するため，経年変化や使用温度等の各種要因がゴム支承の剛性に対して及ぼす影響の程度を各種試験にて確認し，解析モデルに反映する。具体的には，試験で得られたゴム支承の剛性のばらつきをプラス側とマイナス側でそれぞれ重畳させ，最大のばらつき範囲を想定した剛性を用いて地震応答解析を実施する。これにより，物性が大きく変動している状況においても耐震性が確保されることを確認する。

2.2 試験結果

水平方向は添付資料 6，鉛直方向は「補足 710-1 竜巻への配慮が必要な施設の強度に関する説明書の補足説明資料」に示すとおり，経年変化や使用温度等によるゴム支承のせん断剛性及び鉛直剛性へ影響程度を確認するために各種特性試験を実施した。

これらの試験結果を踏まえ，ゴム支承の不確かさの影響を評価するために設定するばらつきの範囲を第 2-1 表（せん断剛性），第 2-2 表（鉛直剛性）に示す。

第 2-1 表 セン断剛性のばらつき設定

項目	変化率	
	剛性変化 (+側)	剛性変化 (-側)
繰返し数	—	-10%
温度	+25%	-5%
熱老化	+10%	—
初期ばらつき	+10%	-10%
積算値	+45%	-25%
影響確認用	+50%	-30%

第 2-2 表 鉛直剛性のばらつき設定

項目	変化率			
	剛性変化 (+側)		剛性変化 (-側)	
	圧縮剛性	引張剛性	圧縮剛性	引張剛性
せん断ひずみ	—	—	-15%	—
繰返し数	—	—	-10%	-15%
温度	+30%	+15%	-10%	-5%
熱老化	+5%	—	—	-20%
初期ばらつき	+30%	+30%	-30%	-30%
積算値	+65%	+45%	-65%	-70%
影響確認用	+70%	+50%	-70%	-75%

2.3 試験結果を踏まえた剛性の設定

せん断剛性及び鉛直剛性の基準値に対し、前項に述べた各種依存性試験より得られたばらつき範囲を考慮し、解析に用いる剛性値を決定する。具体的な剛性値を第2-3表、第2-4表に示す。

第2-3表 ばらつきを考慮したせん断剛性

項目	変化率	
	剛性変化(+側)	剛性変化(-側)
基準値 (kN/mm)	3.33	
影響確認用	+50%	-30%
ばらつきとして考慮する剛性値 (kN/mm)	5.00	2.33

第2-4表 ばらつきを考慮した鉛直剛性

項目	変化率			
	剛性変化(+側)		剛性変化(-側)	
	圧縮剛性	引張剛性	圧縮剛性	引張剛性
基準値 (kN/mm)	972 ^{*1}	1130 ^{*2}	972 ^{*1}	171
影響確認用 (剛性値 kN/mm)	+70% (1660)	+50% (1700)	-70% (291)	-75% (42.7)
ばらつきとして考慮する剛性値 (kN/mm)	1700 ^{*3}		42.7 ^{*4}	

注記 *1：設計条件における基本ケースの剛性値。

*2：速度依存性試験結果を基準値として考慮する。

*3：圧縮剛性及び引張剛性について、それぞれの基準値にばらつきを考慮した場合の剛性が大きい方を考慮する。

*4：圧縮剛性及び引張剛性について、それぞれの基準値にばらつきを考慮した場合の剛性が小さい方を考慮する。

第2-3表、第2-4表のうち、せん断/鉛直剛性の組合せとしては、両ケースともにプラス側を採用した場合、マイナス側を採用した場合の2ケースを実施する。

第2-5表 せん断/鉛直剛性の組合せ

	せん断剛性 (kN/mm)	鉛直剛性 (kN/mm)	備考
ケース 1	5.00	1700	+側
ケース 2	2.33	42.7	-側

3. ゴム支承の不確かさケースの固有値解析結果

ゴム支承の不確かさを考慮した場合の固有値解析結果を第 3-1 表に示す。

水平方向 (X 方向及び Y 方向) の固有周期は、第 2-3 表に示すせん断剛性の 1/2 乗にほぼ反比例し、ばね要素における固有周期と剛性の一般式に基づく関係にあることが確認できる。

鉛直方向 (Z 方向) の固有周期は、ゴム支承の不確かさケース (+側) と基本ケースでほぼ同値となり、ゴム支承の不確かさケース (-側) は基本ケースよりも大きくなることが確認できる。不確かさケース (+側) の固有周期については、基本ケースの鉛直剛性はほぼ剛であり、不確かさケース (+側) としてさらに剛性が大きくなっても固有周期には影響が生じなかったものと考えられる。一方、不確かさケース (-側) の固有周期については、基本ケースの鉛直剛性の約 1/20 倍と非常に保守的な値を設定したため、ゴム支承部が剛結合からばね結合の挙動に変化し、固有周期が増加したものと考えられる。

なお、両端がゴム支承の上に固定されている大梁は、一端がゴム支承で固定されているフレームよりも不確かさケース (-側) の固有周期への影響が大きく、基本ケースからの変動幅が大きくなっている。

第3-1表 固有周期

[単位 : s]

		不確かさケース (+側)	不確かさケース (-側)	基本ケース
フレーム	X 方向	0.559	0.818	0.685
	Y 方向	0.305	0.438	0.369
	Z 方向	0.249	0.266	0.250
大梁	X 方向	0.386	0.552	0.466
	Y 方向	0.650	0.950	0.795
	Z 方向	0.292	0.345	0.293

4. ゴム支承の不確かさケースの解析結果

基準地震動 S s 7 波の設計用床応答スペクトルに対して、ゴム支承の不確かさを考慮した条件での地震応答解析結果を第 4-1 表、第 4-2 表に示す。

不確かさケース（+側）の各部の評価結果は以下のとおり。

○各部の発生応力や発生荷重

基本ケースに比べてゴム支承の剛性が高くなった影響により固有周期が全体に短周期側に遷移したため、入力震度（設計用床応答スペクトルの読み取り値）が大きくなり、全体的に発生応力や発生荷重が増加する傾向になっている。

○各部の移動量

ゴム支承の剛性が大きくなったためゴム支承の変形が生じ難くなっているため減少する傾向だが、発生応力や発生荷重と同様に固有周期の遷移による入力震度の増加が影響し大きくなっている場合もある。

不確かさケース（-側）の各部の評価結果は以下のとおり。

○各部の発生応力や発生荷重

基本ケースに比べてゴム支承の剛性が低下した影響により固有周期が全体に長周期側に遷移したため、入力震度（設計用床応答スペクトルの読み取り値）が小さくなり、全体的に発生応力や発生荷重が低下する傾向になっている。しかし、大梁、ゴム支承等の一部部材では基本ケースに比べて応力が大きくなる傾向になっているが、これは前述のとおりゴム支承部が剛結合からばね結合の挙動となり、基本ケースでははりの振動モードによる応答のみが生じていたが、ゴム支承の不確かさケース（-側）でははりの振動モードによる応答に加え、ばね要素の振動モードにより生じる応答も作用したためと考えられる。

○各部の移動量

ゴム支承の剛性が低下したため、ゴム支承の変形が生じやすくなっている影響で基本ケースよりも結果が大きくなっている。

上記のように固有周期の変動等によって、不確かさケースは基本ケースとは異なる結果になっているものの、いずれの不確かさケースについても各部材の発生応力が許容限界を下回ること、ゴム支承に発生するせん断ひずみが許容限界を下回ること、フレーム及び大梁に発生する移動量がクリアランスの許容限界以下に収まることを確認した。

以上より、ゴム支承の物性の不確かさを考慮したケースにおいても竜巻防護ネットの耐震性が損なわれないことを確認した。

第4-1表 解析結果一覧（ケース1：+側）

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	基本ケース での発生値 (MPa)	
フレーム	主桁	組合せ*1	0.74	1.00	1.35	0.69	
	横補強材	組合せ*1	0.79	1.00	1.26	0.56	
	ブレース	圧縮応力	24	62	2.58	17	
大梁	大梁	組合せ*1	0.71	1.00	1.40	0.71	
大梁ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	111	250	2.25	109
			圧縮応力	4	23	5.75	4
		引張応力	0.6	2.0	3.33	0.6	
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51	43
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	193	420	2.17	136
		基礎ボルト	引張応力	115	257	2.23	82
フレーム ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	91	250	2.74	94
			圧縮応力	2	23	11.50	2
		引張応力	0.5	2.0	4.00	0.5	
		内部鋼板	引張応力	22	280	12.72	22
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	163	420	2.57	117
		基礎ボルト	引張応力	107	257	2.40	74
可動支承	構造部材	水平荷重*2	520	2900	5.57	315	
		鉛直荷重（圧縮）*2	693	5600	8.08	688	
		鉛直荷重（引張）*2	289	1800	6.22	284	
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*3	131	300	2.29	128	
	Y方向	移動量*3	116	250	2.15	125	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	132	300	2.27	129	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*3	225	350	1.55	205	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*3	150	350	2.33	169	

注記 *1：発生値，許容限界は無次元

*2：発生値，許容限界の単位（kN）

*3：発生値，許容限界の単位（mm）

第4-2表 解析結果一覧（ケース2：一側）

評価対象		評価項目	発生値 (MPa)	許容限界 (MPa)	裕度	基本ケース での発生値 (MPa)	
フレーム	主桁	組合せ*1	0.60	1.00	1.66	0.69	
	横補強材	組合せ*1	0.47	1.00	2.12	0.56	
	ブレース	圧縮応力	15	62	4.13	17	
大梁	大梁	組合せ*1	0.74	1.00	1.35	0.71	
大梁ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	135	250	1.85	109
			圧縮応力	4	23	5.75	4
		引張応力	1.2	2.0	1.66	0.6	
		内部鋼板	引張応力	43	280	6.51	43
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	80	420	5.25	136
		基礎ボルト	引張応力	71	257	3.61	82
フレーム ゴム支承	ゴム支承 本体	ゴム本体	せん断ひずみ*1	107	250	2.33	94
			圧縮応力	2	23	11.50	2
		引張応力	1.2	2.0	1.66	0.5	
		内部鋼板	引張応力	22	280	12.72	22
		ゴム支承取付ボルト	引張応力	73	420	5.75	117
		基礎ボルト	引張応力	68	257	3.77	74
可動支承	構造部材	水平荷重*2	273	2900	10.62	315	
		鉛直荷重（圧縮）*2	953	5600	5.87	688	
		鉛直荷重（引張）*2	473	1800	3.80	284	
フレーム/ 北側隔壁接続部	X方向	移動量*3	148	300	2.02	128	
	Y方向	移動量*3	149	250	1.67	125	
フレーム/ 南側隔壁接続部	X方向	移動量*3	148	300	2.02	129	
フレーム/ 側壁接続部	Y方向	移動量*3	253	350	1.38	205	
フレーム/ 大梁接続部	X方向	移動量*3	193	350	1.81	169	

注記 *1：発生値，許容限界は無次元

*2：発生値，許容限界の単位（kN）

*3：発生値，許容限界の単位（mm）

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-19-0600-13_改14

補足-600-13 使用済燃料貯蔵ラックの設計用減衰定数について

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	4
2.3	既工認と今回工認の耐震設計手法の比較	6
2.4	燃料ラックの設計用減衰定数の考え方	7
3.	加振試験に基づく減衰定数設定の全体概要	9
4.	減衰特性の確認試験	11
4.1	実物大加振試験の概要	11
4.2	供試体ラックの水中加振試験装置及び試験手法	13
4.3	試験結果	23
4.4	加振試験における試験条件の妥当性	28
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	29
5.1	実機応答と供試体応答の比較	29
5.2	設計用減衰定数の設定	31
5.3	設計用減衰定数の設定方法の妥当性確認	32
6.	結論	34
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	
別紙-2	試験水槽の形状決定方法	
別紙-3	試験における水深の影響	
別紙-4	応答倍率による減衰比の算出方法	
別紙-5	スロッシングによる減衰への影響	
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	
別紙-7	燃料ラックと供試体ラックの振動モード	
別紙-8	加振試験範囲を超える応答加速度での減衰定数	
別紙-9	NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順	
別紙-10	固有振動数による減衰定数への影響	
別紙-11	燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細	
別紙-12	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	
別紙-13	先行プラントの類似知見に基づく減衰定数設定の妥当性に関する考察	
別紙-14	計算機プログラム（解析コード）の概要・ISOL	

1. はじめに

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、既工認では「原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版」（以下「J E A G 4 6 0 1」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、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、実物大加振試験結果に解析の検討を交えて設定している。

本資料は、加振試験結果に解析の検討を交えて設定した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。

なお、本資料が関連する工認図書は以下のとおり。

- ・「VI-2-4-2-2 使用済燃料貯蔵ラック（第 1,2 号機共用）の耐震性についての計算書」

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

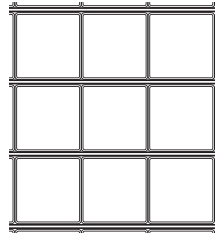
燃料プールには、角管型の燃料ラックを設置している。

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 2-1 に示す。

燃料ラックには、表 2-1 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 2-2 に示すとおり、燃料プール内に配置している。

表 2-1 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 号機 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

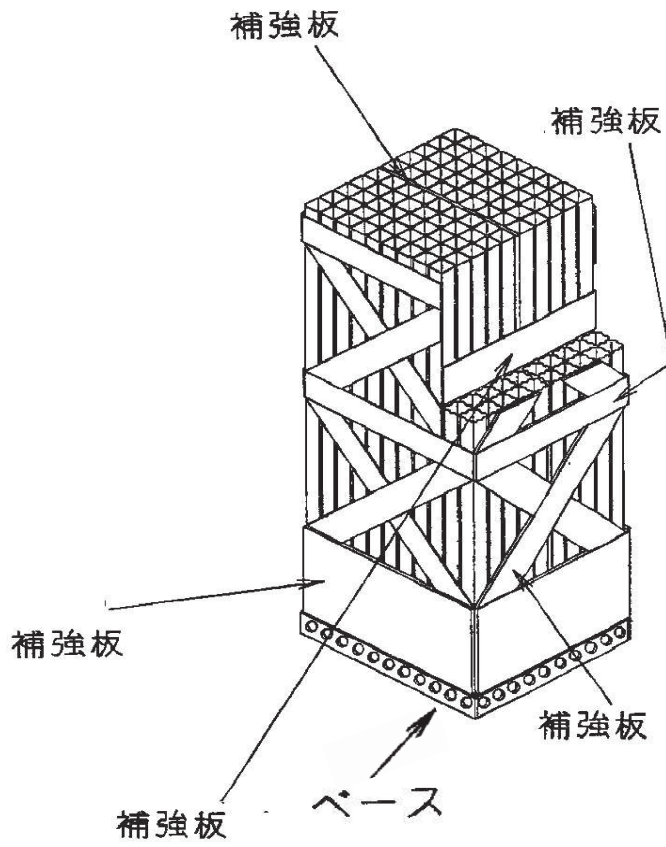


図 2-1 角管型の燃料ラック構造概要図（貯蔵体数 110 体の例）

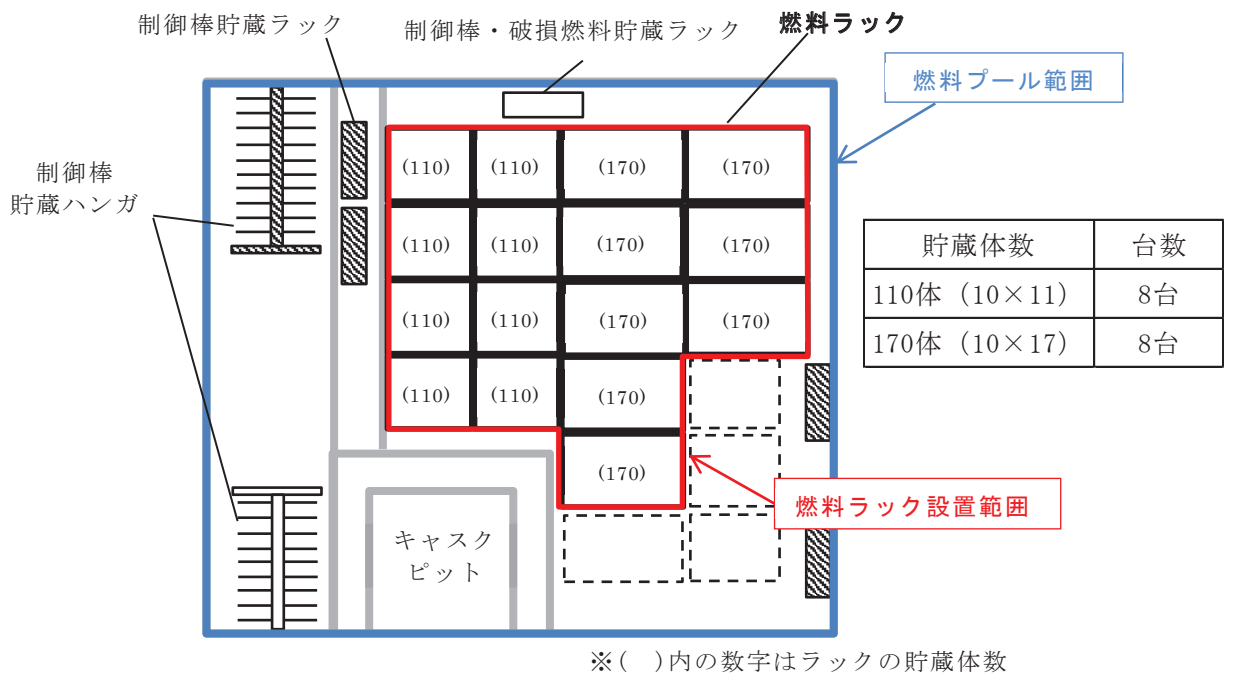


図 2-2 燃料ラック配置図

2.2 燃料ラックの耐震設計手法

燃料ラックの構造及び解析モデルの概要を図 2-3 及び図 2-4 に示す。

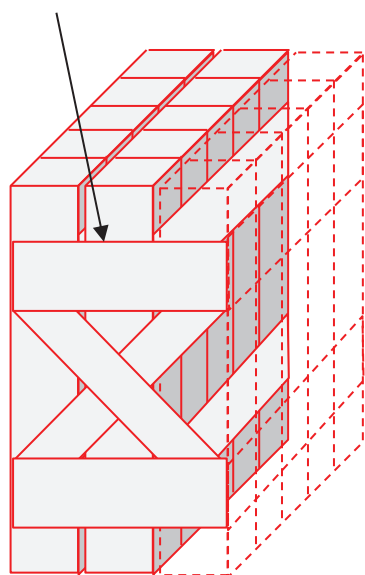
角管型の燃料ラックは、角管と補強板の接触面全面を溶接しているため、はり要素でモデル化し、一部の補強板は断続溶接となっている面を有するため、シェル要素にてモデル化した 3 次元有限要素モデル (FEM モデル) としている。

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 2-4 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 JEAG 4601・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。

補強板 (ブレース) と
角管を溶接



補強板と角管を溶接

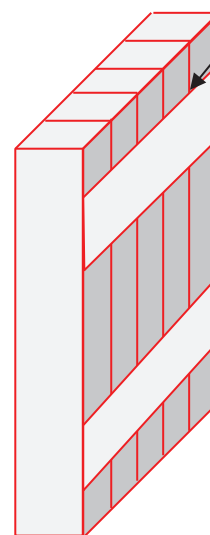


図 2-3 角管型の燃料ラックの溶接部概要図

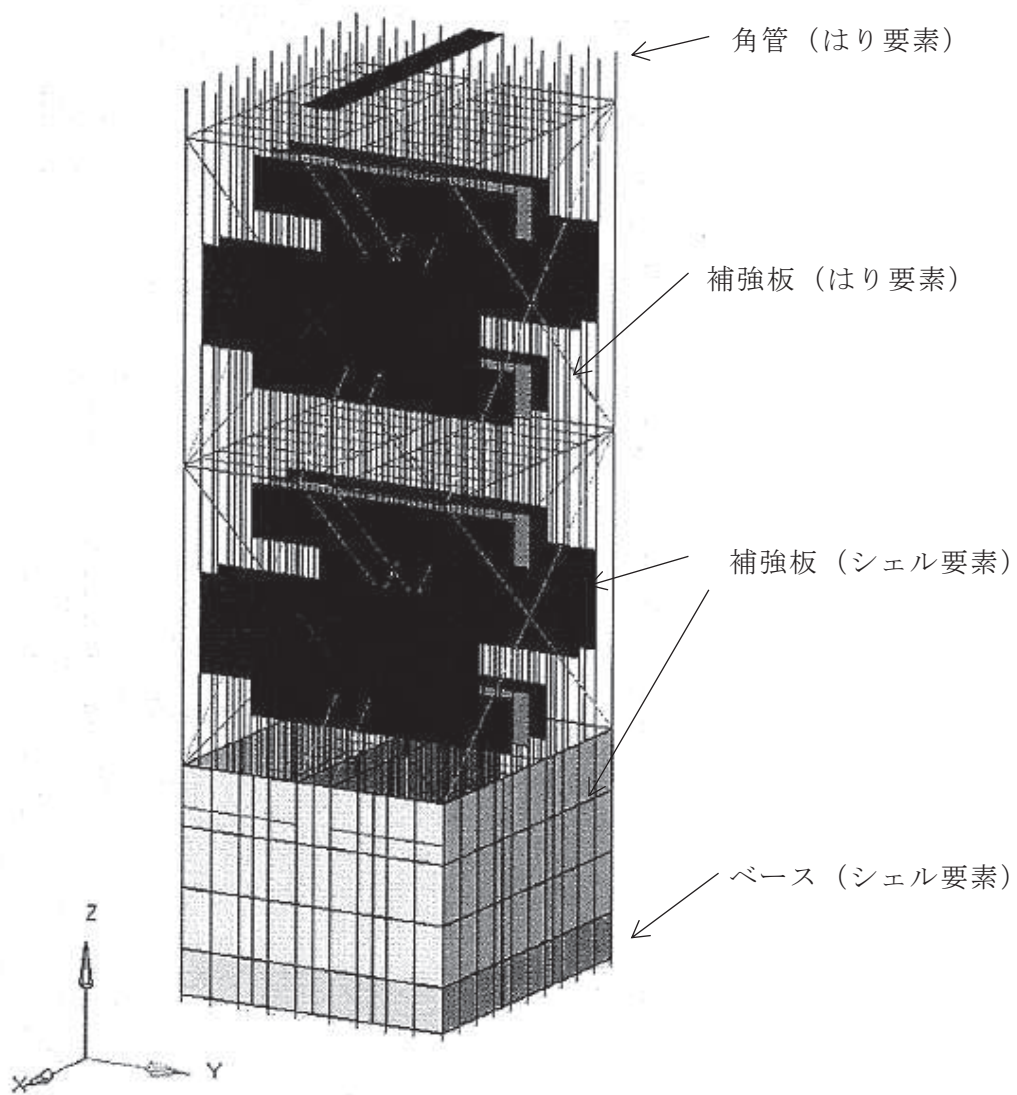


図 2-4 角管型の燃料ラックの解析モデル概要図 (110 体の例)

2.3 既工認と今回工認の耐震設計手法の比較

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 2-2 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 2-2 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%	7.0%
	鉛直方向	—	—
許容応力		J E A G 4 6 0 1	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 燃料ラックの設計用減衰定数の考え方

設置変更許可段階では、平成 25 年 12 月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_s - 1, 2$ (以下「 $S_s - 1, 2$ 」という。)に対する地震応答及び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基づき、十分に余裕を考慮した燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として 7.0%と設定することが可能であることを確認した。

工認段階では、 $S_s - 1, 2$ からの地震動の追加及び地盤物性の不確かさ等を追加した基準地震動 S_s に対する燃料ラックの耐震評価の結果、応答加速度の一部が加振試験範囲を超えているため、加振試験の外挿領域における設計用減衰定数を設定する。

図 2-5 に燃料ラックの設置位置近傍の O.P. 22.500m における $S_s - 1, 2$ 及び基準地震動 S_s の床応答曲線の比較を示す。燃料ラックの固有周期における応答加速度は増大しており、燃料ラックの地震荷重も増加することになるため、設計用減衰定数が同じ条件であれば、相対的に耐震余裕が小さくなる。

一方、加振試験で得られた燃料ラックの減衰定数(図 4-14)は、燃料ラックの応答加速度が比較的大きい場合には 14%程度の大きな減衰定数が確認されている。

以上のことを踏まえ、設置変更許可段階では $S_s - 1, 2$ に対する水平方向の設計用減衰定数として 7.0%と設定することが可能であることを確認していたが、今回工認においても、燃料ラックの基準地震動 S_s に対する燃料ラックの応答加速度、加振試験で得られた減衰定数及び加振試験の外挿領域に対する解析的な検討結果を踏まえ、水平方向の設計用減衰定数を一律 7%とする。なお、図 2-6 に基準地震動 S_s の減衰定数 7%、14%の床応答曲線の比較を示す。

次項以降、加振試験の外挿領域における設計用減衰定数の設定及び設計用減衰定数を一律 7%とすることの適用性を説明する。

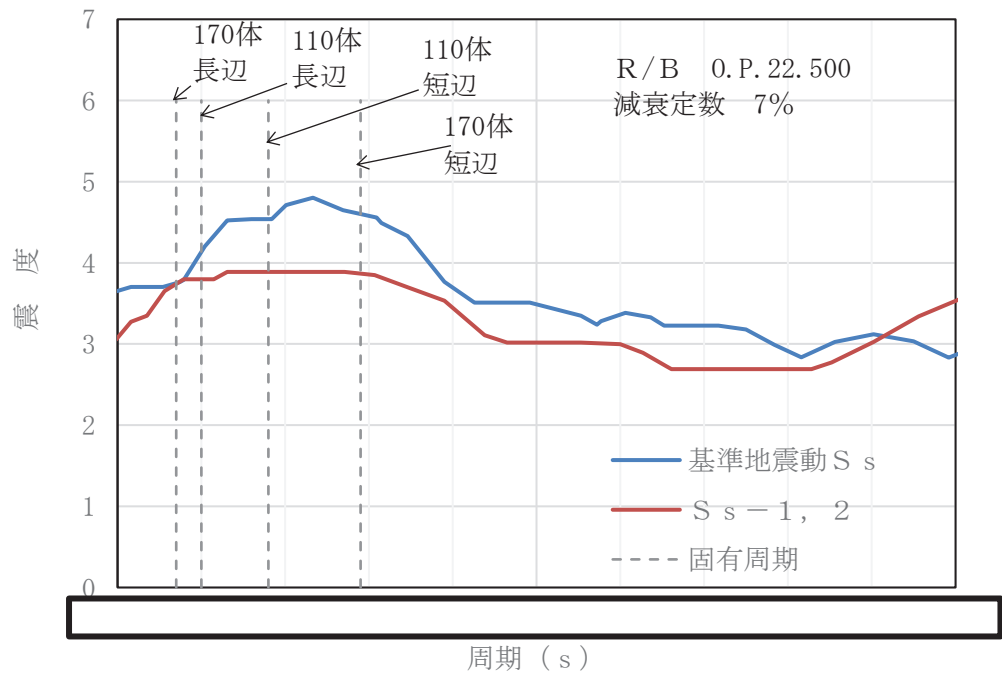


図 2-5 S_s - 1, 2 及び基準地震動 S_s に対する床応答曲線

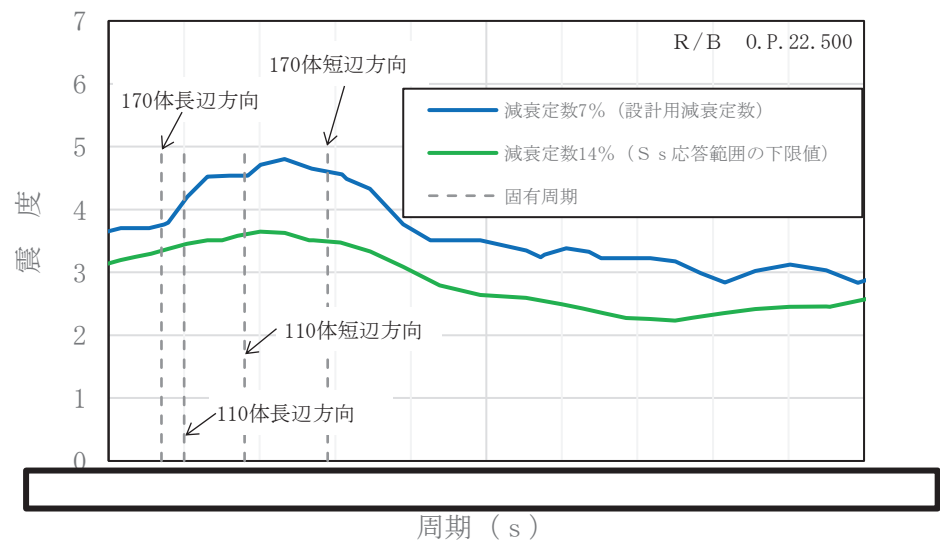


図 2-6 基準地震動 S_s の減衰定数 7%, 14% の床応答曲線

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 加振試験に基づく減衰定数設定の全体概要

加振試験に基づく燃料ラックの減衰定数設定の検討フローを図 3-1 に示す。

(1) 実機の燃料ラックの耐震性評価（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（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に、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又は実機よりも小さくなるよう燃料集合体の貯蔵体数にて考慮している。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 参照）。

(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。本試験結果では、固有ベクトル $\{\phi_s\}$ と刺激係数 β_s は、別紙-4 1.6 項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（ $\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$ より $\beta \phi = 1.004$ ）を減衰評価に用いる。

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 参照）。

(4) 加振試験から求まる供試体ラックの減衰定数（4 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で整理する。

(5) 設計用減衰定数の設定（5 項にて説明）

次に、評価用地震動（基準地震動 S_s / 弾性設計用地震動 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、減衰定数と加速度の関係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（170 体、110 体及び短辺、長辺に応じたそれぞれの減衰定数が得られているが、それらすべてのケースを上回らない減衰定数を一律で設定）して、一律 7% を適用する。

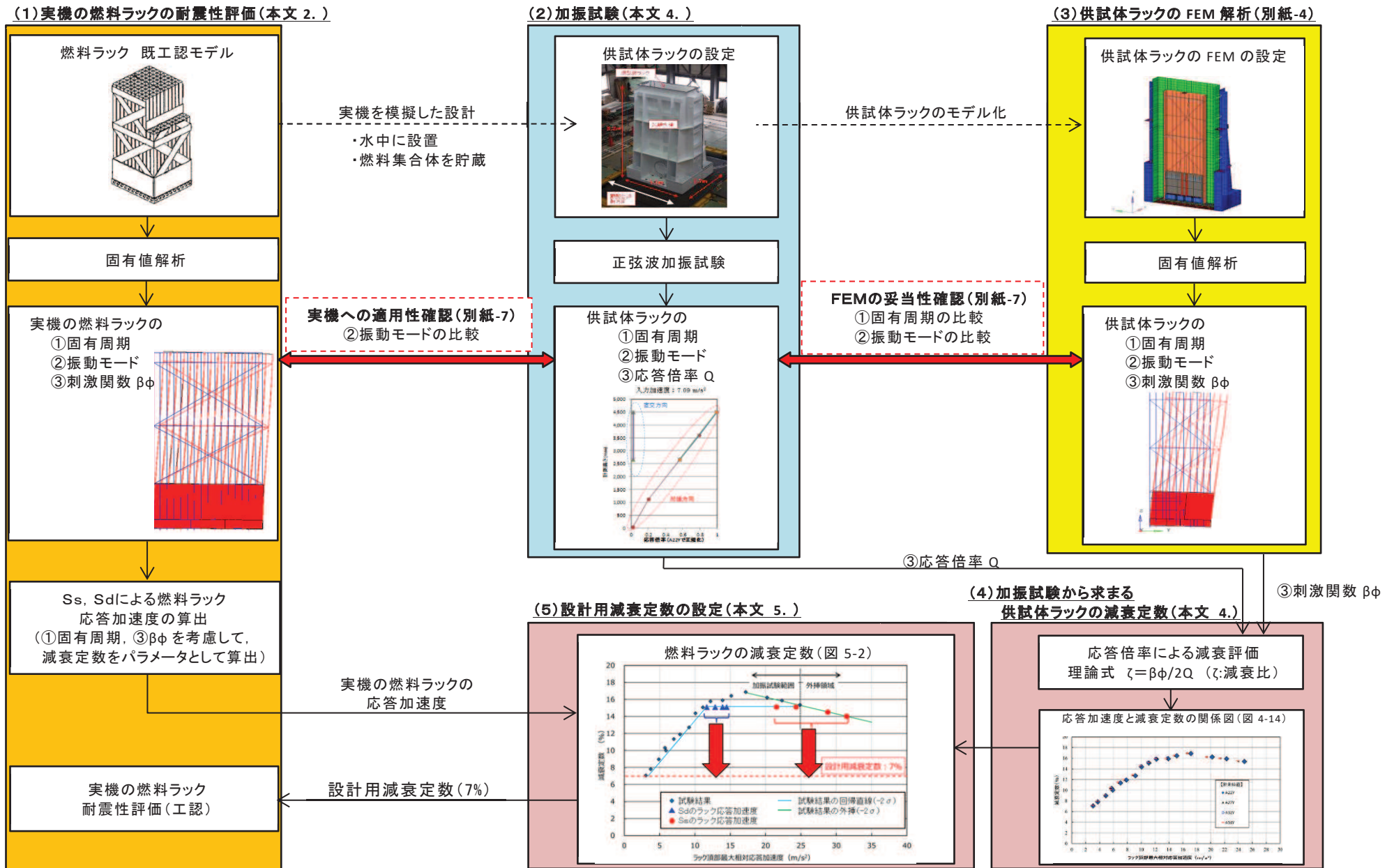


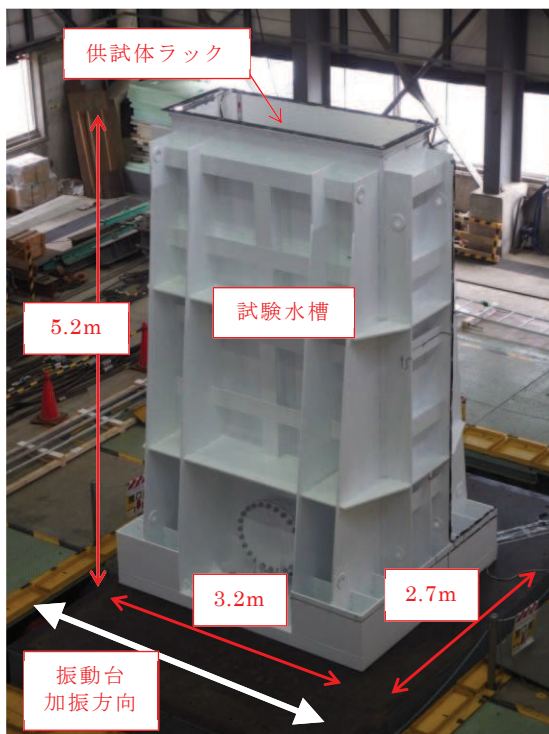
図 3-1 加振試験に基づく減衰定数設定の検討フロー

4. 減衰特性の確認試験

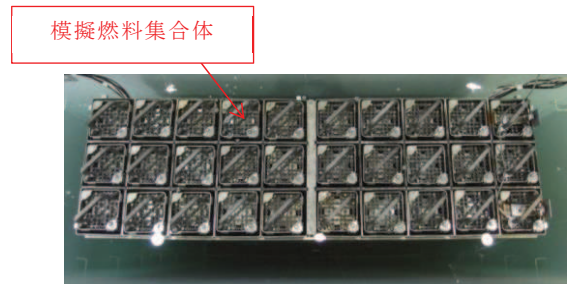
4.1 実物大加振試験の概要

今回工認の耐震設計において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、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。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 4-1 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 4-2）。供試体ラックは、実機の固定状態と同様とするために、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（茨城県つくば市苅間 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 4-1 加振試験の実施状況

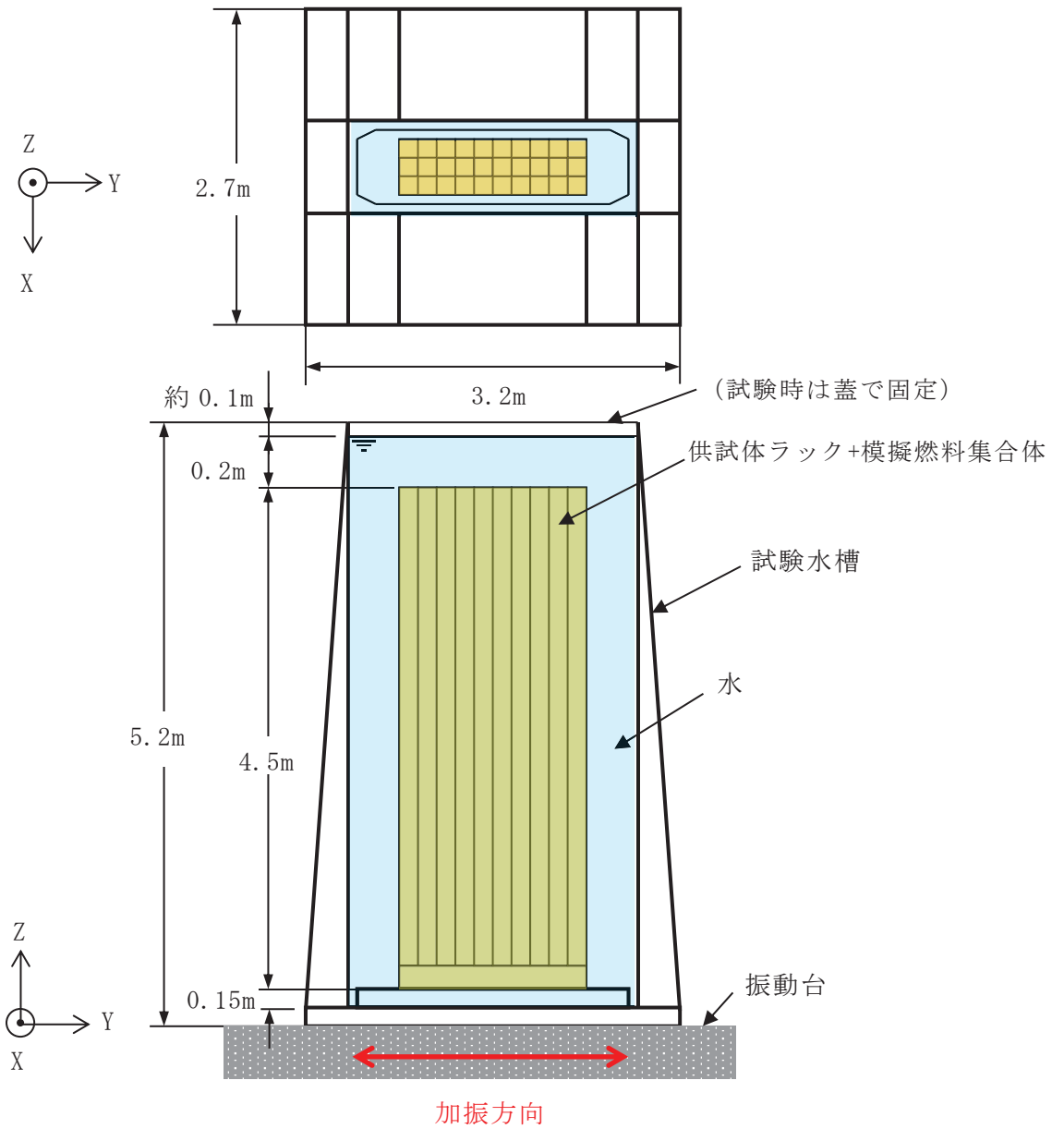


図 4-2 供試体ラックの設置概要

4.2 供試体ラックの水中加振試験装置及び試験手法

(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4-3）。

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-7参照）。

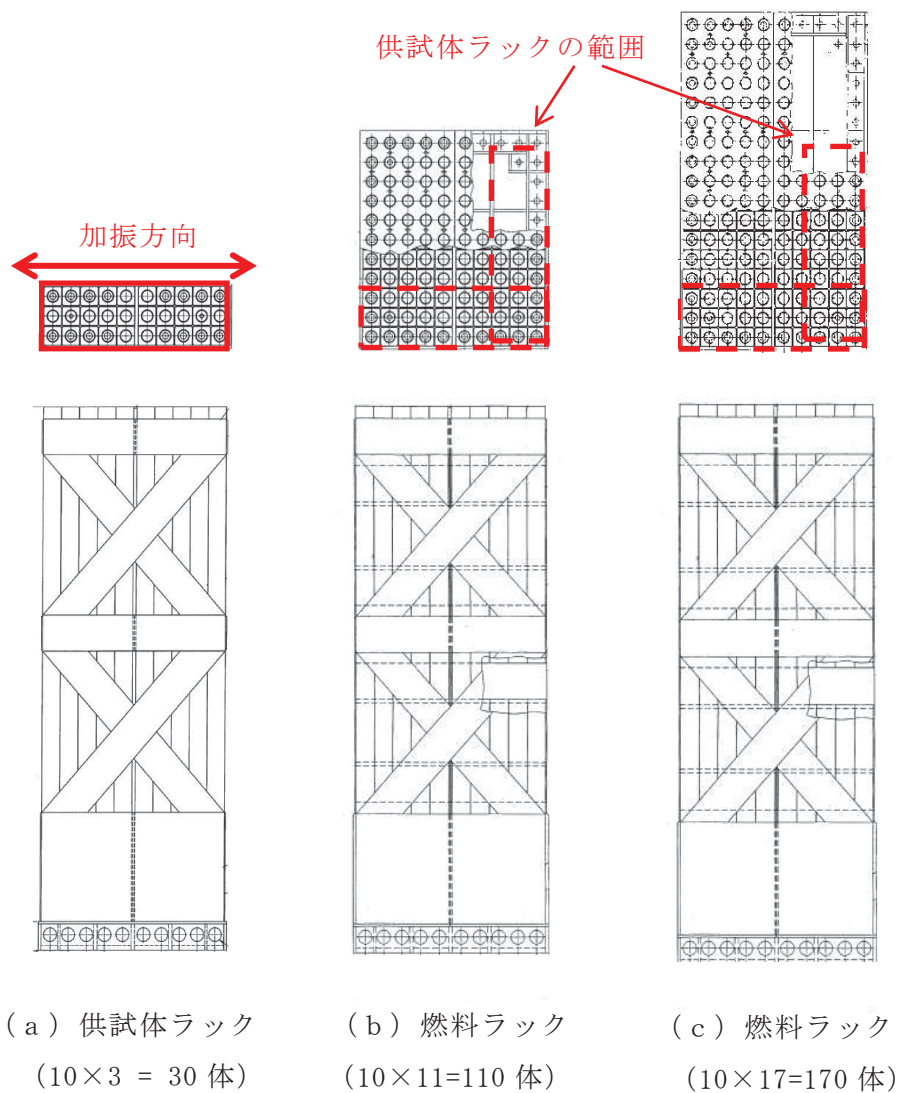


図 4-3 燃料ラックと供試体ラック構造

(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（9×9燃料を代表して模擬）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4-1、図4-4及び図4-5）。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4-1 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)	4470	4470	4468
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

注記*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

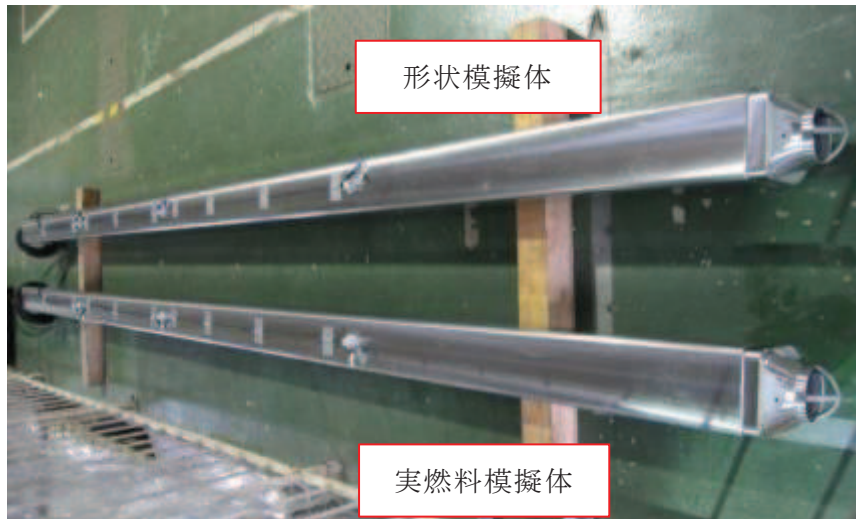
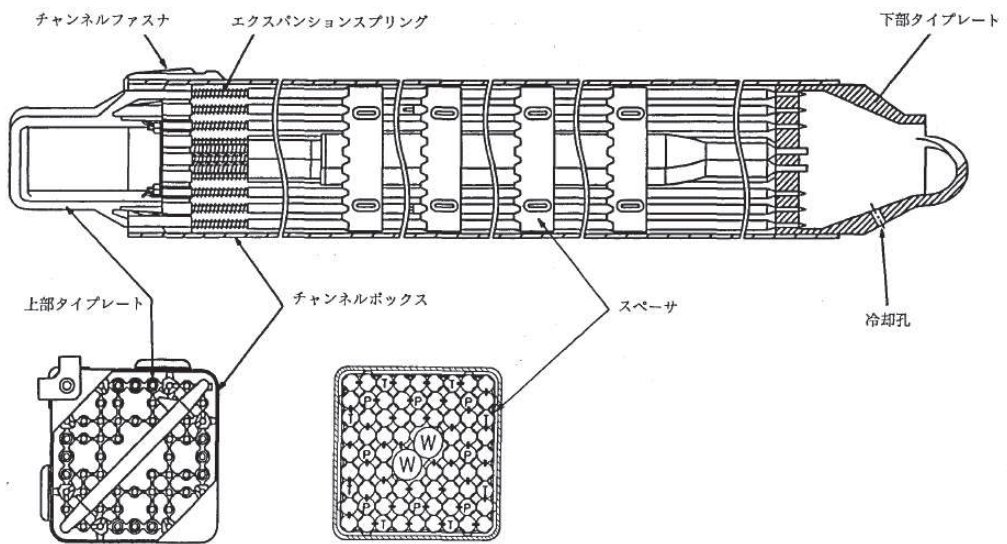


図 4-4 模擬燃料集合体の外観



(a) 実燃料模擬体



(b) 形状模擬体

図 4-5 模擬燃料集合体の概要図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) 模擬燃料集合体の配置方法

本試験は図 4-6 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 参照）。

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 4-7）。

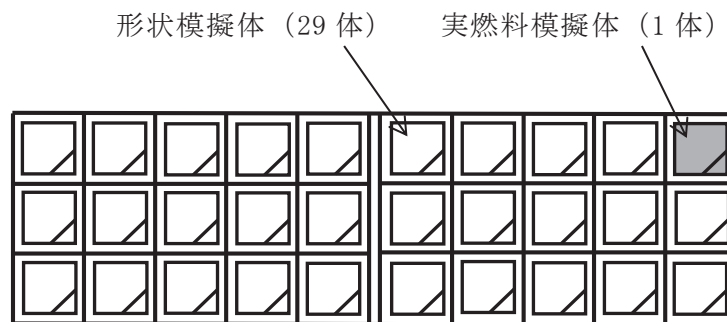


図 4-6 模擬燃料集合体の配置

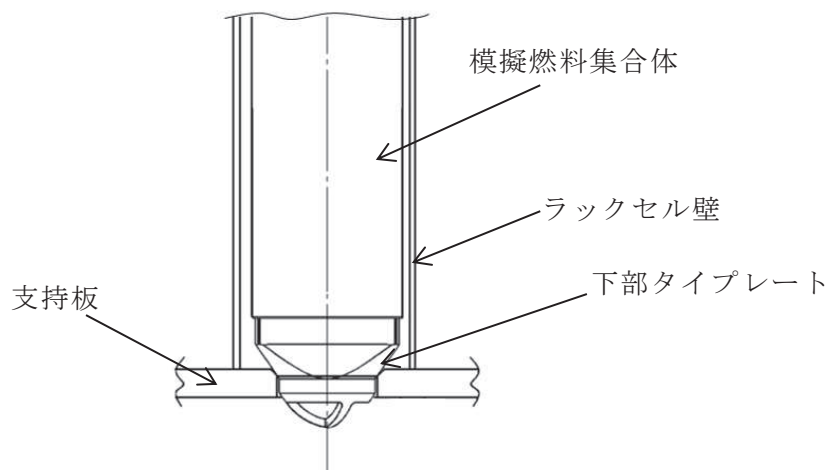


図 4-7 模擬燃料集合体の設置状況

(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-2参照）。

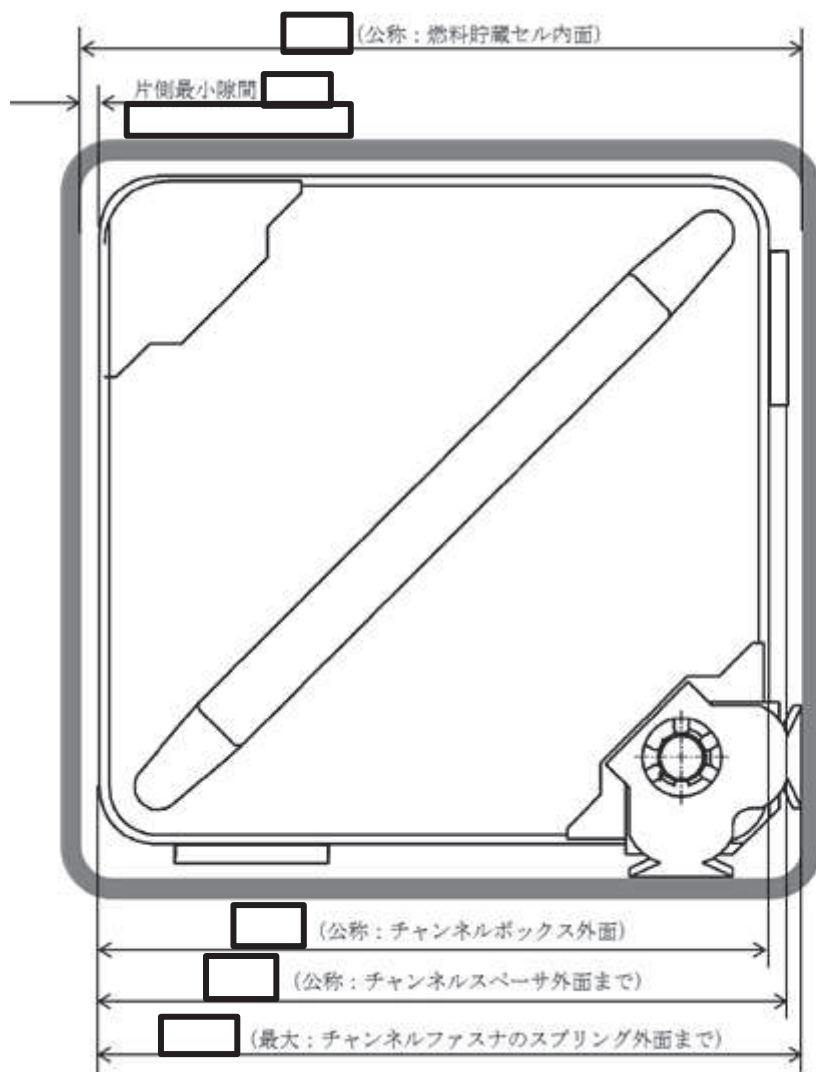
(5) 実機と供試体等の主要諸元比較

供試体ラック及び試験水槽等（以下「供試体等」という。）と実機の主要諸元の比較を表 4-2 に示す。

表 4-2 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 4-8)
	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 参照)。
	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 参照)。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



単位：mm

図 4-8 ラックセルと燃料集合体の隙間（概念図）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(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相対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 4-9）。

なお、供試体ラックの相対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 4-3）。

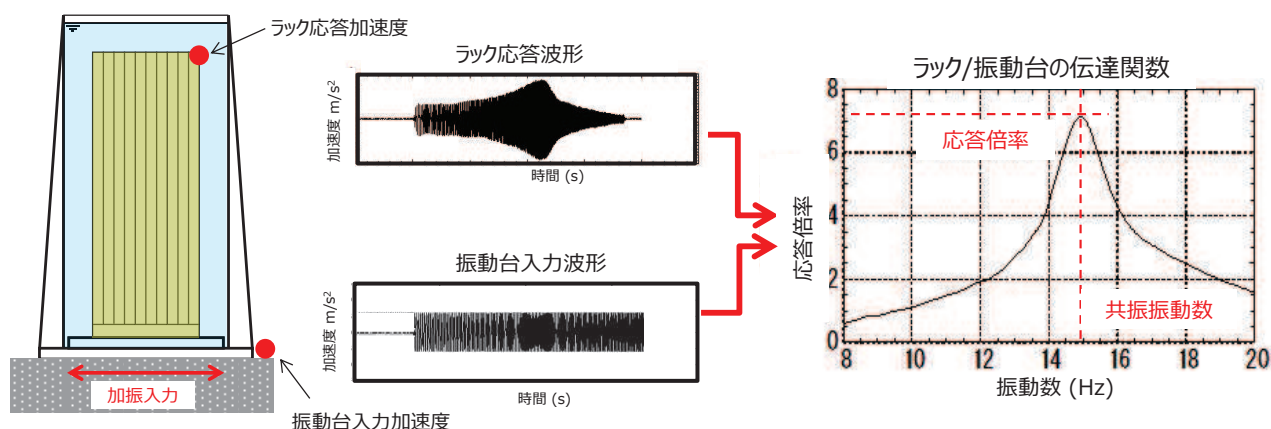


図 4-9 加振試験方法概要

表 4-3 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

注記*：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 4-10～図 4-12）。

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 4-11）。

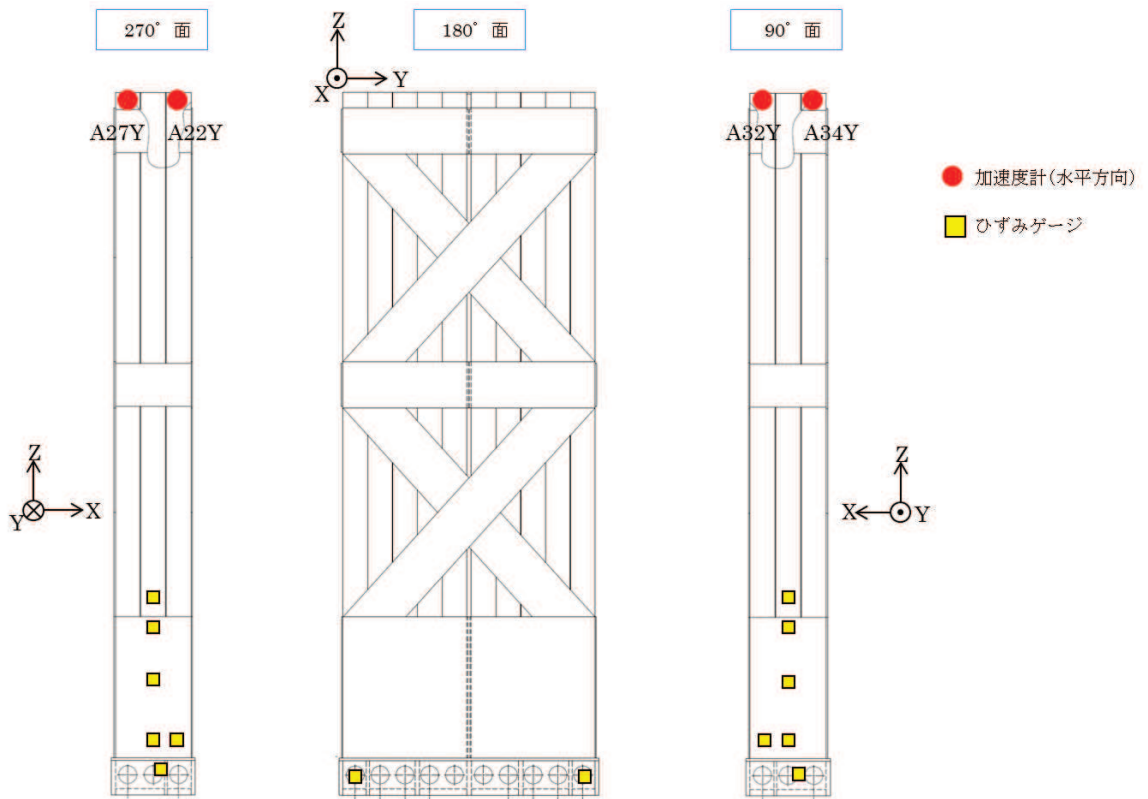


図 4-10 供試体ラックの加速度及びひずみ計測位置

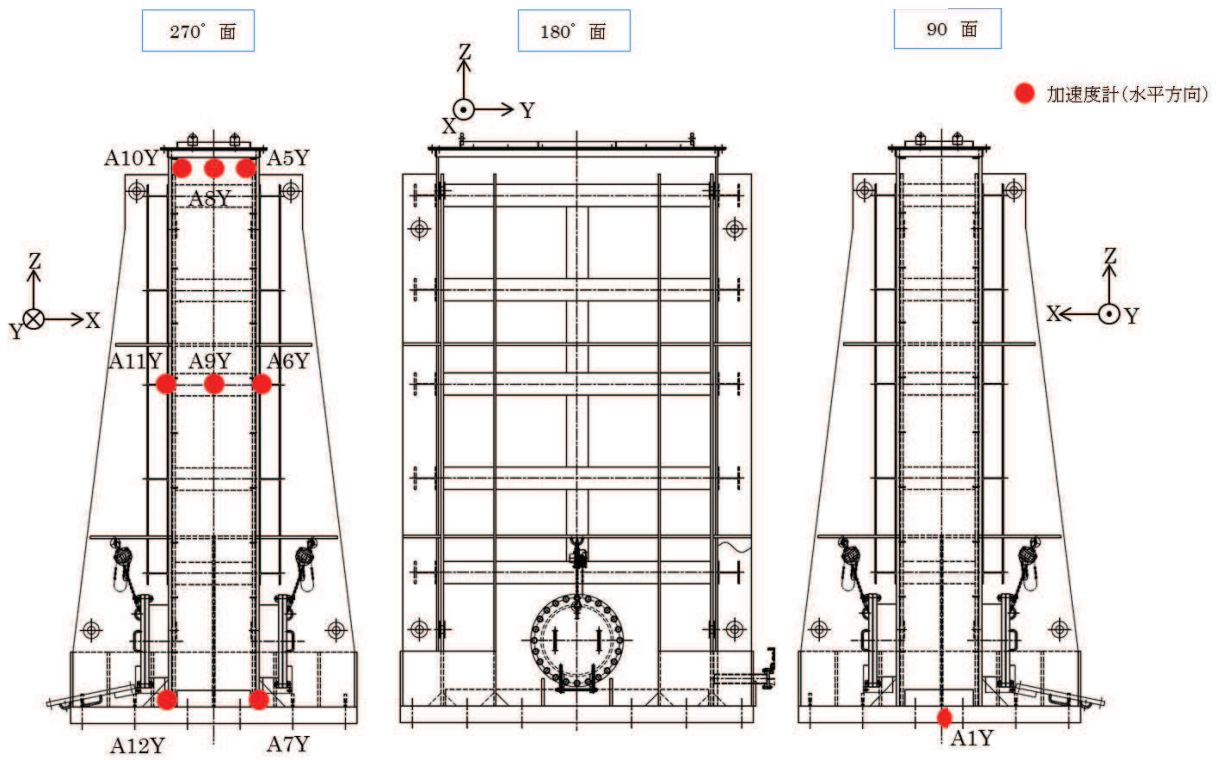


図 4-11 試験水槽の加速度計測位置

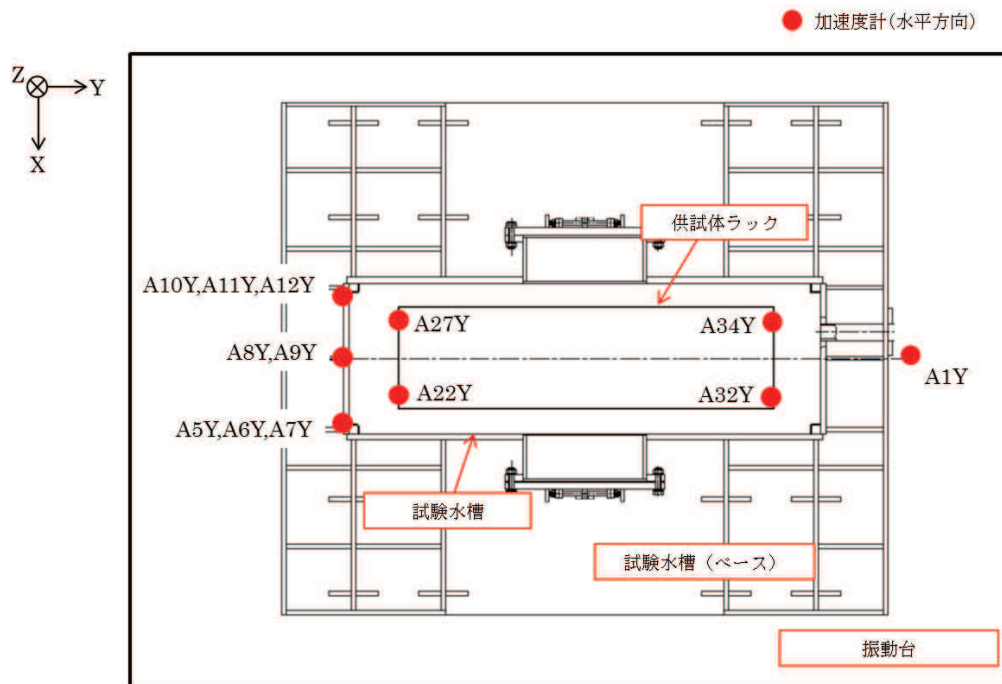


図 4-12 供試体ラック等の加速度計測位置 (平面)

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 4-13）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。

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

〔 β ：刺激係数， ϕ ：固有ベクトル， Q ：応答倍率〕

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、ラックベースと床面の摩擦や燃料集合体のガタつき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。これにより図 4-13 のように伝達関数で振動数の幅（共振応答倍率の $1/\sqrt{2}$ の位置における共振曲線の振動数幅）が幅広となった場合は、ハーフパワー法を適用すると減衰比を大きめに算出されることから（別紙-4 表 4 注記 1 参照）、今回工認では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応答倍率法を採用した（別紙-4 参照）。

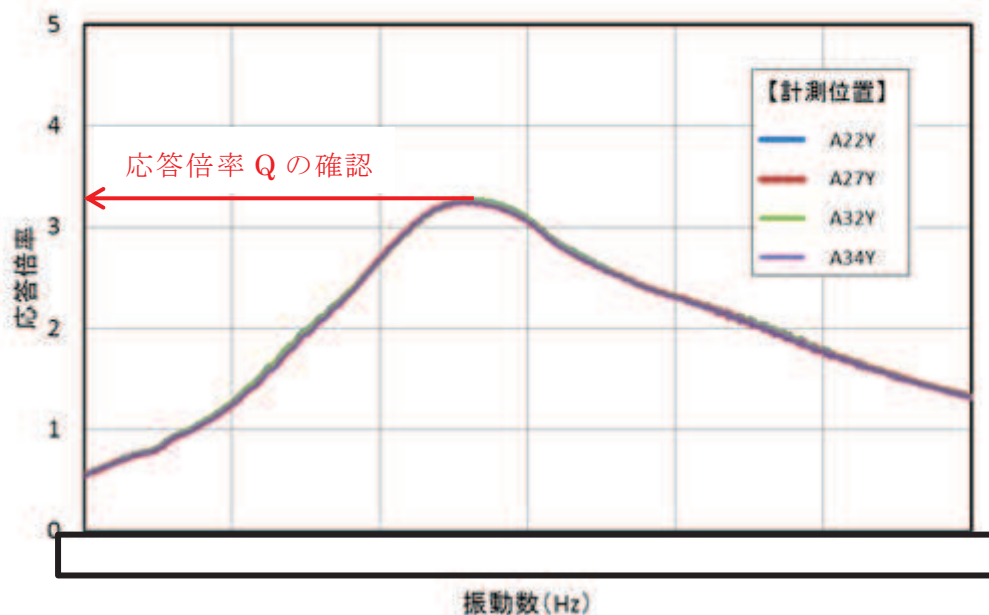


図 4-13 伝達関数（入力加速度最大ケース 7.09m/s^2 ）

(2) 減衰特性の評価結果

供試体ラック頂部の相対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相対応答加速度で整理した結果を図 4-14 及び表 4-4 に示す。

この結果、減衰定数は、供試体ラック頂部の相対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（絶対加速度）は、振動台自身の加速度を含んだものであるが、供試体ラック自身の減衰特性を詳細に評価するため、相対加速度を用いることとする。供試体ラック頂部の相対加速度は、各時間ステップにおいてラック頂部で計測される加速度から、振動台で計測される加速度を差し引くことで算出する。燃料ラックの振動モードは別紙7に示すとおり1次モードのせん断が支配的であるため、加速度、速度及び変位は正の相関関係にあることを前提に、加振試験で計測したラック頂部の最大相対応答加速度を用いる。

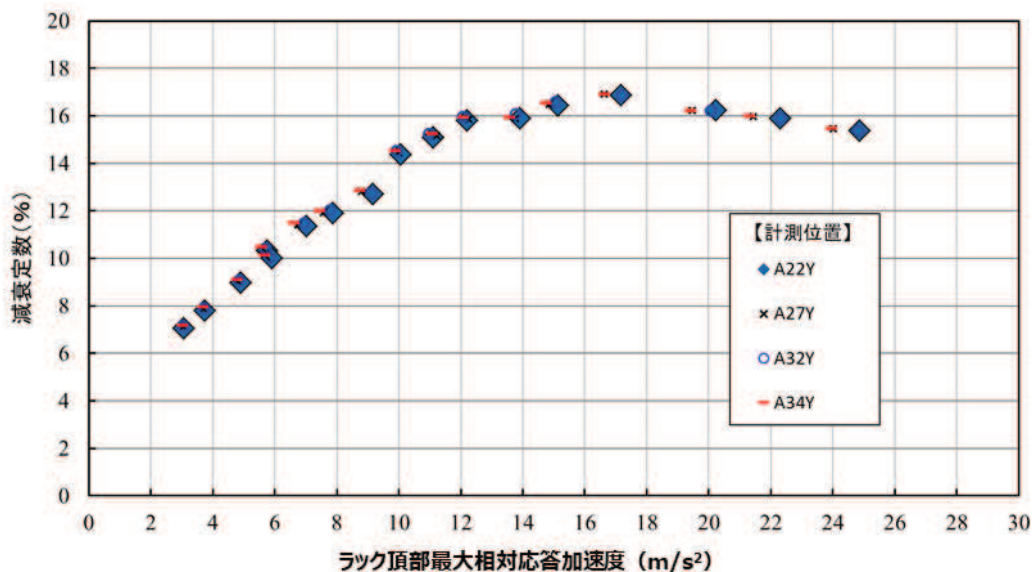


図 4-14 供試体のラック頂部最大相対応答加速度と減衰定数の関係

表 4-4 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	

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

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

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T([M]-[M_D])\{1\}}{\{\phi\}^T([M]+[M_d])\{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリックスで正規化

固有ベクトルの一般的な正規化方法は別紙-9 2項に記載

(応答倍率による減衰定数算定の詳細は別紙-4 参照)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 4-4 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 (%)
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
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	

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

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

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T([M]-[M_D])\{1\}}{\{\phi\}^T([M]+[M_d])\{\phi\}}$, 固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリックスで正規化

固有ベクトルの一般的な正規化方法は別紙-9 2 項に記載

(応答倍率による減衰定数算定の詳細は別紙-4 参照)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 4-4 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 (%)
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
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	

注記*1：振動台上の実測加速度（最大値）

*2：計測位置は図 4-10～図 4-12 参照

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

刺激係数 $\beta = \frac{\{\phi\}^T([M]-[M_D])\{1\}}{\{\phi\}^T([M]+[M_d])\{\phi\}}$ 、固有ベクトル $\{\phi\}$ は質量マトリックスで正規化

固有ベクトルの一般的な正規化方法は別紙-9 2項に記載

(応答倍率による減衰定数算定の詳細は別紙-4 参照)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4.4 加振試験における試験条件の妥当性

(1) 供試体ラックの主要諸元及び試験水槽の大きさ

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項で述べたように、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（別紙-2 参照）。

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 参照）。

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 参照）。

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 参照）。

(2) 流体－構造連成の効果

流体－構造連成としては、流体の付加質量効果による固有振動数の低下を考慮すると、水の付加質量による影響がある。また、試験水槽－供試体ラック間の流体－構造連成により、供試体ラックの応答（伝達関数及び刺激関数）に影響すること、減衰定数に与える影響はないことを確認した（別紙-8 参照）。

流体－構造連成による効果（応答低減）が減衰定数に影響しないことは、上記の減衰定数算出方法が応答倍率法の場合だけでなく、ハーフパワー法による場合においても同様であり、減衰の算出に加振試験結果と解析結果のいずれを用いる場合に対しても言えることである。これらは、減衰定数の算出過程において、連成質量（非対角質量）が算出式に寄与しない点から、減衰定数には影響しないことが確認できる（別紙-4 参照）。

(3) スロッシングの影響

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 参照）。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。

(4) 基礎ボルトの締結状態による影響

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試験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付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 号機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 項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、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相対応答加速度を確認した。

前述の「図 4-14 供試体ラック頂部最大相対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 及び弾性設計用地震動 S_d に対する相対応答加速度を追記した結果を、図 5-1 及び表 5-1 に示す。なお、供試体ラックと燃料ラックの相対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、試験データの近似直線に対して試験のばらつきを考慮して $\pm 2\sigma$ （試験データの分布に対して約 95% 範囲）の区間を設定した上で、保守的に -2σ （減衰が小さくなる側）をカバーするように近似直線を設定の上、燃料ラックの相対応答加速度と比較した（別紙-6 参照）。また、工認段階の基準地震動 S_s の確定条件に対して燃料ラックの最大相対応答加速度が設置許可段階よりも大きくなり、一部の燃料ラックの最大相対応答加速度が加振試験範囲を超える範囲となったため、相対応答加速度の増加に伴って増加した後、低下する傾向となるため、加振試験結果を用いて減衰を低下させる近似直線（試験のばらつきとして -2σ を考慮）を用いて加振試験範囲を超える外挿領域の減衰及び相対応答加速度を図 5-1 及び表 5-1 に示す。

この結果から、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d に対する燃料ラックの相対応答加速度レベルにおける減衰定数はいずれも約 14~15%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、燃料ラックの相対応答加速度との関係を踏まえて、設計用減衰定数を設定することが可能と考えられる。

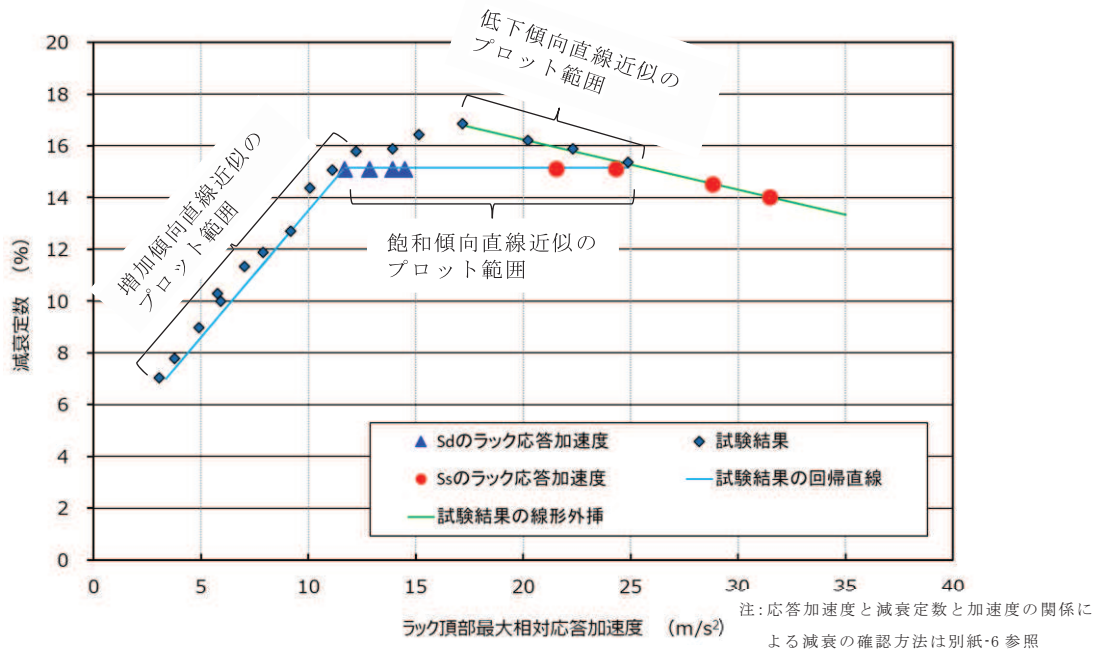


図 5-1 燃料ラック頂部の最大相対応答加速度と減衰定数の関係

表 5-1 燃料ラック頂部の最大相対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)	最大相対応答加速度 (m/s^2)	減衰定数 (%)
基準地震動 S_s	110 体	短辺	[]	28.8*	14.5
		長辺		24.3*	15.1
	170 体	短辺		31.5*	14.0
		長辺		21.6*	15.1
弾性設計用地震動 S_d	110 体	短辺		13.9*	15.1
		長辺		12.8*	15.1
	170 体	短辺		14.5*	15.1
		長辺		11.7*	15.1

注記*: 燃料ラック設置位置の震度による最大相対応答加速度を示す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

5.2 設計用減衰定数の設定

5.2.1 女川2号機における設計用減衰定数の設定

5.1項より、燃料ラックの減衰定数として、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d で14~15%程度であることを確認した。

また、今回工認における基準地震動 S_s に対する燃料ラックの最大相対応答加速度が一部で加振試験範囲を超える外挿領域については、別紙-8のとおり、燃料ラックの減衰要因を整理した上で、減衰要因を考慮した多自由度系解析モデルによる燃料ラックの減衰挙動を解析した。その結果、加振試験結果で得られた特徴のように、燃料ラックの相対応答加速度が増加するに伴って減衰が増加した後、相対応答加速度に反比例し一定値へ漸近するような低下傾向となり、加振試験範囲を超える外挿領域を含め、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの減衰定数は、概ね14~15%程度になることを確認した。女川2号機の使用済燃料ラックでは、加振試験の回帰直線に余裕を考慮した(統計的に -2σ)近似直線に対し、試験結果のばらつきや外挿領域における緩やかな低下傾向等に対する設計余裕の確保の観点から踏まえて設計用減衰定数を設定することとした。

また、耐震設計の簡便さの観点から、 S_s と S_d のそれぞれの地震動に対して一定の設計用減衰定数を、燃料ラックの種類(角管110/170体)、燃料貯蔵率によらず、一律7%を採用することとした(図5-2)。

参考として、加振試験等による設計用減衰定数の設定及び地震動の強さに応じた設計用減衰定数の設定に関する具体例を別紙-8 補足-3に示す。

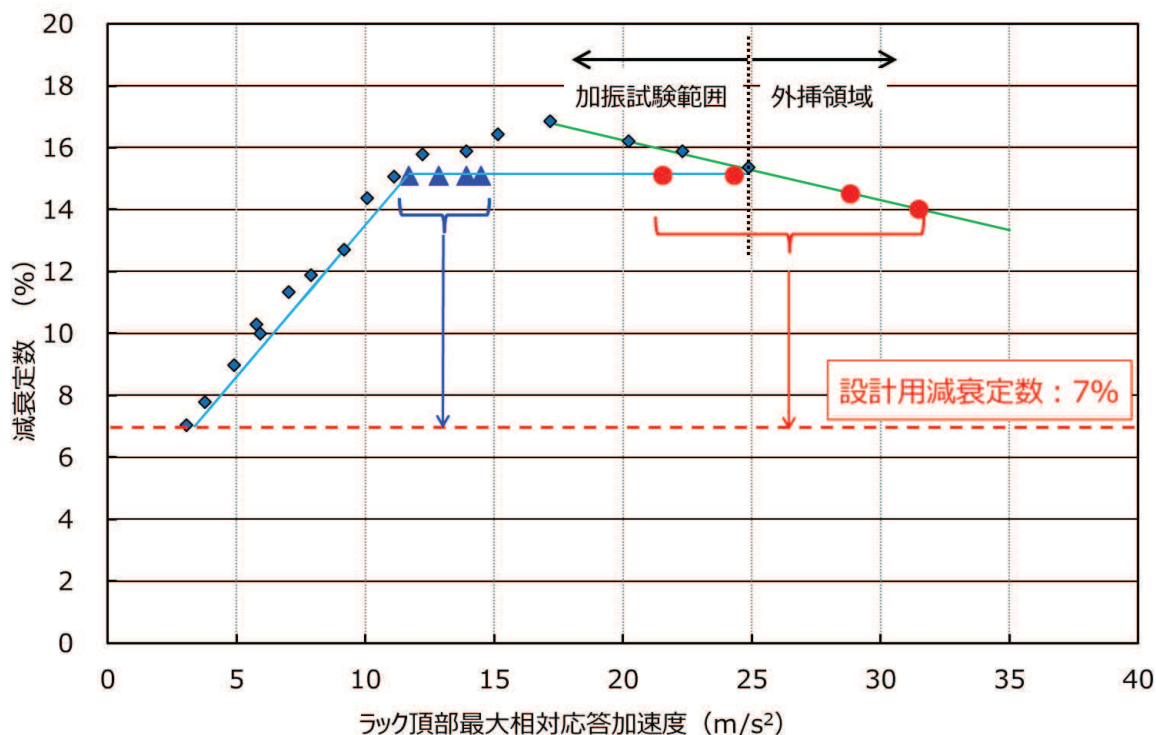


図 5-2 燃料ラックの設計用減衰定数の設定

5.2.2 先行プラントにおける設計用減衰定数の設定例

先行プラントでは、燃料ラックの加振試験結果から、基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 S_d の応答加速度に応じてそれぞれに $S_s : 7\%$ 、 $S_d : 5\%$ を設計用減衰定数として設定している（詳細は別紙-13 参照）。女川 2 号機ではより応答加速度の大きい条件の加振試験まで実施し、その結果等から一律の設計用減衰定数を設定している。

なお、先行プラントの燃料ラックは、女川 2 号機と型式が異なることによる構造差異があるものの、燃料集合体やその収納形態及び燃料ラックの構成材料、寸法等はほぼ同等で明確な差異は無く、燃料ラックの型式の違いに起因する減衰への影響はほとんどないものと考えられる。

5.3 今回工認の設計用減衰定数の設定の妥当性確認

今回工認で女川 2 号機の使用済燃料ラックに個別の設計用減衰定数を設定することについて、下記 10 項目がそれぞれ妥当であることの確認結果を踏まえて総合的な妥当性を確認した。10 項目の妥当性を設計用減衰定数設定プロセスごとに再整理した結果を表 5-2 に示す。

- ① 個別の設計用減衰定数
- ② 試験条件の設定
- ③ 試験及び解析結果から減衰定数を算出する方法
- ④ 試験の不足を外挿，外挿は解析
- ⑤ 減衰要因の分析とモデル化
- ⑥ 試験のモデル化
- ⑦ 解析入力値の設定
- ⑧ 試験結果等から設計用減衰定数を設定する方法
- ⑨ 地震動の強さに応じた設計用減衰定数
- ⑩ 先行プラントにおけるラック設計用減衰定数の設定例

表 5-2 女川 2 号機の今回工認における燃料ラック設計用減衰定数の設定の妥当性確認

確認項目		内容	妥当性の確認方法	記載箇所
設計用減衰定数設定		①燃料ラックの設計用減衰定数には、試験結果等に基づいた個別の合理的な値を適用	・規格（J E A G ・ J E A C）に従った考え方であることを確認	別紙-8 補足-3
		④基準地震動の不確かさ等を考慮するため、加振試験実施範囲を超える外挿領域を、加振試験結果の傾向分析及解析的検討を組み合わせる補間	・規格（J E A G ・ J E A C）の個別の設計用減衰定数設定例と同様の方法であることを確認	別紙-8 補足-3
		⑧加振試験結果と保守性を考慮した近似直線及び解析結果に対し、さらに保守性を考慮した設計用減衰定数を設定	・規格（J E A G ・ J E A C）の個別の設計用減衰定数設定例と同様の方法であることを確認	別紙-8 補足-3
		⑨設計用減衰定数の決定手順を簡易にするため、一律の設計用減衰定数を設定	・規格（J E A G ・ J E A C）の個別の設計用減衰定数設定例と同様の方法であることを確認	別紙-8 補足-3
		⑩先行プラントにおけるラック設計用減衰定数の設定例を分析	・加振試験の減衰傾向及びその値は同様であること、設計用減衰定数設定の考え方は同様であることを確認	5. 2. 2 別紙-13
試験	条件設定	②加振試験は、実機燃料ラックの実機大供試体で実施	・加振試験で実機の振動特性を模擬できること、減衰が実機より過剰にならないことを確認	4. 別紙-1～3 別紙-5 別紙-7 別紙-12
	結果処理	③減衰定数は、加振試験結果の応答依存性を考慮して、応答倍率法により算出	・代表的な減衰算出方法の特徴を比較した結果から選定	4. 3 別紙-4
		⑧加振試験結果と保守性を考慮した近似直線及び解析結果に対し、さらに保守性を考慮した設計用減衰定数を設定	・規格（J E A G ・ J E A C）の個別の設計用減衰定数設定例と同様の方法であることを確認	別紙-6 別紙-8 補足-3
結果分析	⑤加振試験結果から、減衰の要因は構造減衰、流体減衰、摩擦減衰が応答に応じて複合したものと分析	・減衰要因を簡略的にモデル化した 1 質点解析で加振試験の減衰挙動が加振試験結果と概ね整合することを確認	別紙-8	
解析	解析のモデル化	⑤加振試験結果から、減衰の要因は構造減衰、流体減衰、摩擦減衰が応答に応じて複合したものと分析	・減衰要因を簡略的にモデル化した 1 質点解析で加振試験の減衰挙動が加振試験結果と概ね整合することを確認	別紙-8
		⑥加振試験の外挿領域の傾向を把握するため、解析はより精緻な多自由度系解析モデルとし、燃料ラックの水中挙動を忠実に模擬するため、構造減衰、流体減衰及び摩擦減衰の各減衰要因に加え、水中付加質量（対角質量）及び流体－構造連成質量（非対角質量）による応答影響をモデル化	・より精緻にモデル化した多自由度系解析モデルで加振試験の減衰挙動が概ね一致することを確認	別紙-8 別紙-11
	条件設定	⑦解析の各諸元は、供試体の諸元及び試験結果等に基づいた入力値を設定	・減衰傾向を試験結果に合うよう調整する諸元は、入力値として変動し得る範囲を定め、その範囲内であることを確認	別紙-8 補足-2 別紙-9
	結果処理	③減衰定数は、加振試験結果の応答依存性を考慮して、応答倍率法により算出	・代表的な減衰算出方法の特徴を比較した結果から選定	4. 3 別紙-4

6. 結論

今回工認で燃料ラックに用いる水平方向の設計用減衰定数は、一律 7.0%を適用することとした。これは、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及び加振試験範囲を超える外挿領域に対する燃料ラックの減衰要因を考慮した減衰挙動の解析結果に対して、余裕を考慮して設定した値であり、その方法は 5.3 で整理したように妥当性を確認していることから、設計用減衰定数として適用することが可能であると判断した。

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

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（燃料集合体の配置については別紙-12 参照）。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 1 に示す。

表 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* (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	

注記*：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相対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 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。

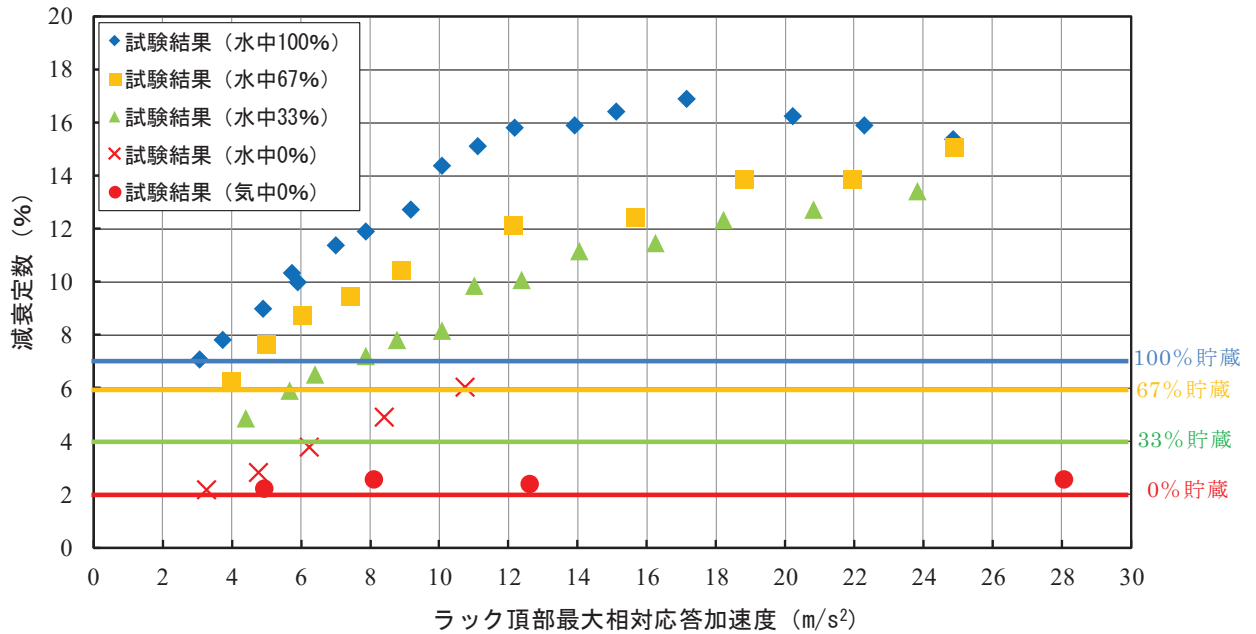


図1 燃料貯蔵率と減衰定数の関係

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 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, *3	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

注記*1: 試験結果からの仮定

*2: ラック補強板の組合せ応力

*3: 平成 25 年 12 月設置変更許可申請時基準地震動 S_s による発生応力

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。なお、試験水槽の形状決定にあたっては、文献[1]を参考とした。

図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。

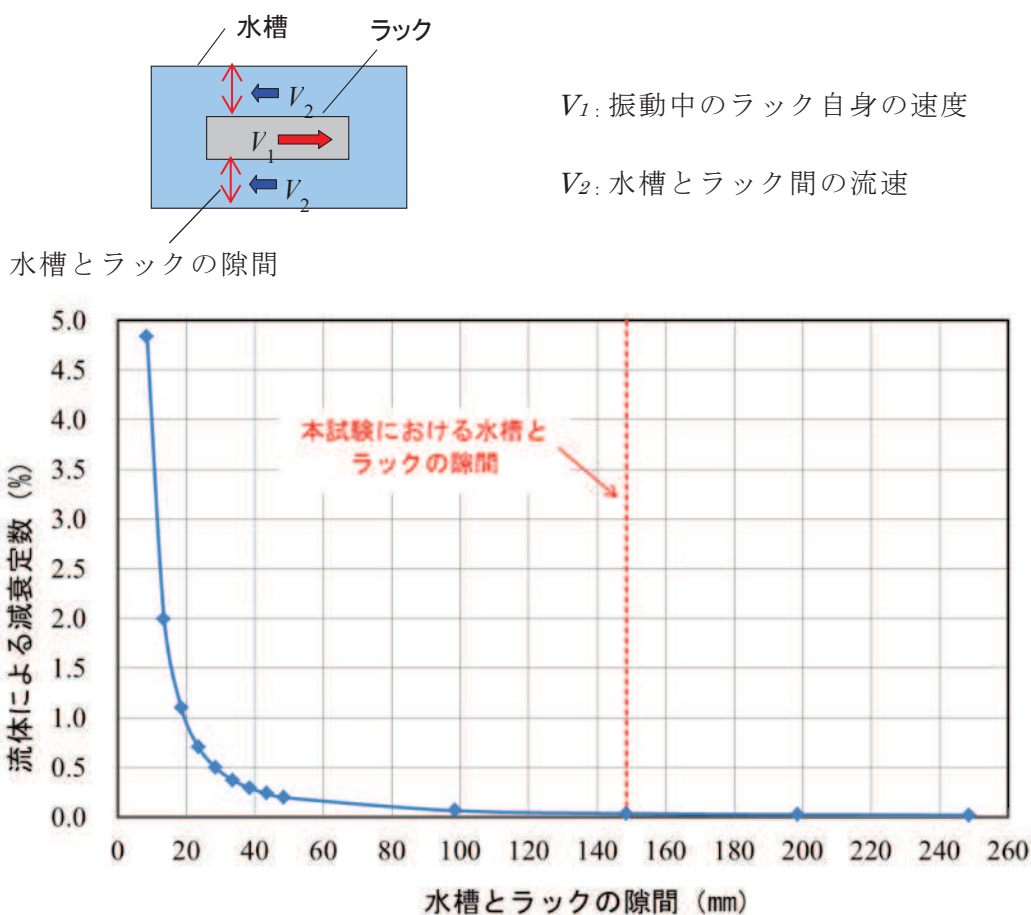


図1 水槽とラックの隙間による流体減衰の影響

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。

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

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、

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

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

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。

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

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 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。

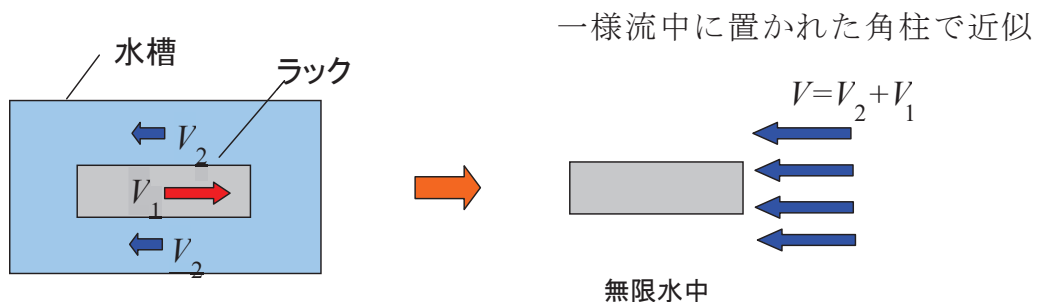


図 2 一様流の流速の考え方

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

試験における水深の影響

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 1676mm、奥行き 537mm、高さ 4540mm 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 1 及び図 1 に、燃料ラックの高さと水深を示す概要図とあわせて示す。

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 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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

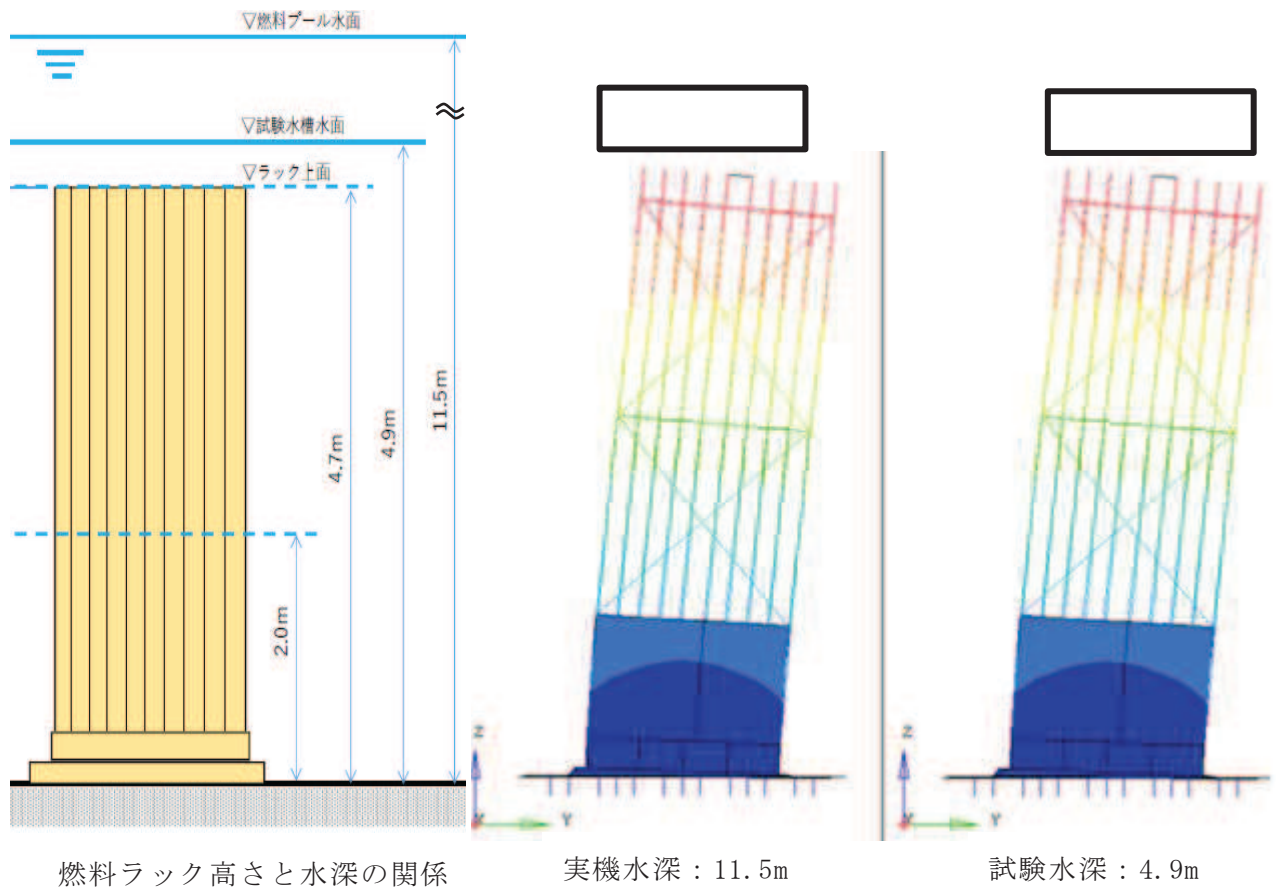


図1 水深11.5mと4.9mのラック振動モード

(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。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

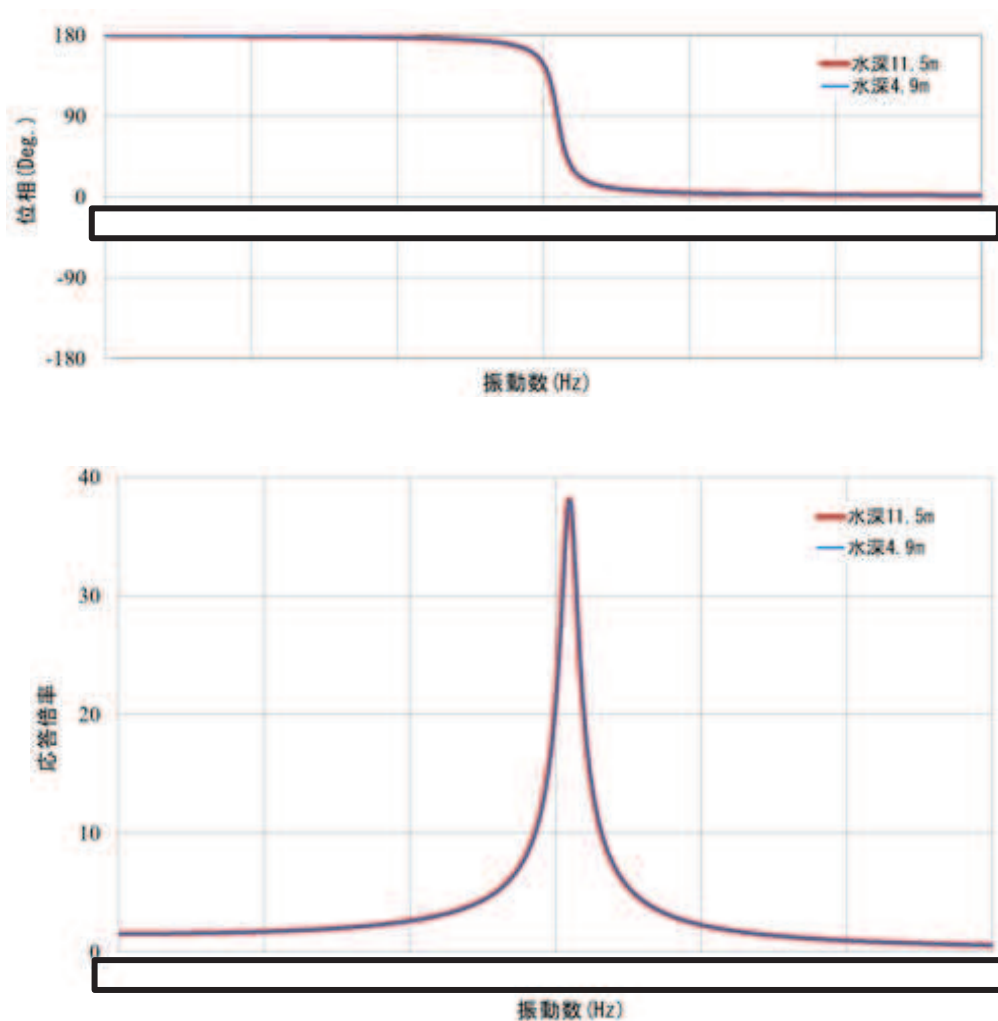


図2 周波数応答解析結果（減衰定数2%）

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。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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 1 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 2.0m 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 1 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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

応答倍率による減衰定数の算出方法

1. 伝達関数及びそれに基づく減衰定数の算出方法

1.1 気中における地動に対する1自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

図1に示す気中の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。

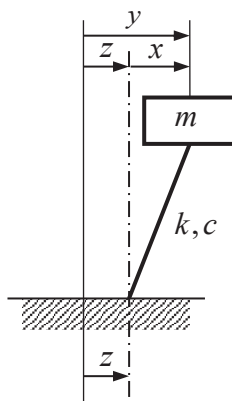


図1 1自由度振動系

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

ここで,

x, \dot{x}, \ddot{x} : 質点の相対変位, 相対速度, 相対加速度

y : 質点の地動を含めた変位

z, \ddot{z} : 地動変位, 加速度

m : 質量

c : 減衰係数

k : ばね定数

また,

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad : \text{角固有振動数}$$

$$\zeta = \frac{c}{2m\omega_0} \quad : \text{減衰定数}$$

$$\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} \quad : \text{振動数比 (調和外力の振動数と固有振動数の比)}$$

とおくと,

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

調和入力 (正弦入力) として,

$$z = \frac{I}{\omega^2} e^{j\omega t} \quad (\ddot{z} = -Ie^{j\omega t} : \text{加速度一定}) \quad (3)$$

とすれば、 x も調和振動（正弦振動，単振動）となり，

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

とすると，式(2)は，

$$Ae^{j\omega t}(-\omega^2 + 2\zeta\omega\omega_0j + \omega_0^2) = Ie^{j\omega t} \quad (5)$$

したがって，相対応答加速度の周波数応答関数は，

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

この振動系の伝達関数（応答倍率）は以下の式で表される。

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

1.2 水中における地動に対する 1 自由度系の運動方程式と伝達関数

水で満たされた剛な容器中にある 1 自由度系の運動方程式は、流体力 f_{fluid} が作用するので次式で表される。

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{z} + f_{\text{fluid}} \quad (8)$$

流体力を、地動加速度 (= 容器の加速度) に比例する成分 $m_D\ddot{z}$ と、1 自由度振動系の相対応答加速度に比例する成分 $m_a\ddot{x}$ に分けて次式で表す。

$$f_{\text{fluid}} = -m_a\ddot{x} + m_D\ddot{z} \quad (9)$$

式(9)の右辺第 1 項は流体を介した連成効果による力 (m_a は流体の付加質量)、右辺第 2 項は排除水効果による力 (m_D は排除水質量) である。(9)式を用いて(8)式の運動方程式を変形すると次式となる。

$$(m + m_a)\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -(m - m_D)\ddot{z} \quad (10)$$

気中の場合と同様に整理するため、

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m + m_a}} \quad : \text{角固有振動数}$$

$$\zeta = \frac{c}{2(m + m_a)\omega_0} \quad : \text{減衰定数}$$

$$\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} \quad : \text{振動数比}$$

$$\beta = \frac{m - m_D}{m + m_a} \quad : \text{低減係数}$$

とおくと、

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega_0\dot{x} + \omega_0^2x = -\beta\ddot{z} \quad (11)$$

気中の運動方程式(2)と比較すると、式(11)は 1 自由度系の右辺の係数倍となる。したがって相対応答加速度の周波数応答関数は、

$$|H(\omega)| = \frac{\beta\lambda^2}{\sqrt{(1 - \lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}} \quad (12)$$

1.3 気中における地動に対する多自由度系の運動方程式と伝達関数^[1]

図 2 に示す気中の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。

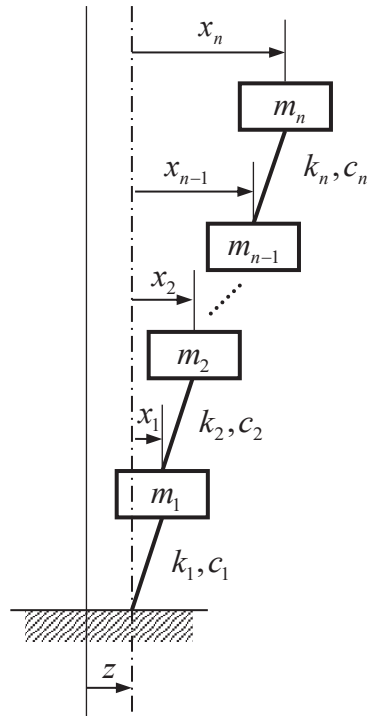


図 2 多自由度振動系

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = -[M]\{1\}\ddot{z} \quad (13)$$

ここで、

$[M]$: 質量マトリックス (構造質量)

$[C]$: 減衰マトリックス

$[K]$: 剛性マトリックス

$\{x\}$: 相対変位ベクトル

$\{1\} = \{1 \ \dots \ 1\}^T$: 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。

$$\begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{Bmatrix} = q_1 \begin{Bmatrix} \phi_{11} \\ \phi_{21} \\ \vdots \\ \phi_{n1} \end{Bmatrix} + q_2 \begin{Bmatrix} \phi_{12} \\ \phi_{22} \\ \vdots \\ \phi_{n2} \end{Bmatrix} + \dots + q_n \begin{Bmatrix} \phi_{1n} \\ \phi_{2n} \\ \vdots \\ \phi_{nn} \end{Bmatrix} = \sum_{s=1}^n q_s \{\phi_s\} \quad (14)$$

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)

なお, $\{\phi_s\}$ は次式から求まる固有ベクトルである。

$$[M]\{\ddot{x}\} + [K]\{x\} = \{0\} \quad (15)$$

式(14)を式(13)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ようになる。

$$\{\phi_s\}^T[M]\{\phi_s\}\ddot{q}_s + \{\phi_s\}^T[C]\{\phi_s\}\dot{q}_s + \{\phi_s\}^T[K]\{\phi_s\}q_s = -\{\phi_s\}^T[M]\{1\}\ddot{z} \quad (16)$$

式(16)を整理すると,

$$\ddot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T[C]\{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T[M]\{\phi_s\}}\dot{q}_s + \frac{\{\phi_s\}^T[K]\{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T[M]\{\phi_s\}}q_s = -\frac{\{\phi_s\}^T[M]\{1\}}{\{\phi_s\}^T[M]\{\phi_s\}}\ddot{z} \quad (17)$$

ここで,

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

$$C_s = \{\phi_s\}^T[C]\{\phi_s\} \quad : \text{減衰係数}$$

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

$$\omega_s = \sqrt{\frac{K_s}{M_s}} \quad : s\text{次固有振動モードの角固有振動数}$$

$$\zeta_s = \frac{C_s}{2M_s\omega_s} \quad : s\text{次固有振動モードの減衰定数}$$

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

とおき, 式(17)を変形すると,

$$\ddot{q}_s + \frac{C_s}{M_s}\dot{q}_s + \frac{K_s}{M_s}q_s = -\beta_s\ddot{z} \quad (18)$$

角固有振動数 ω_s , モーダル減衰比 ζ_s を用いて式(18)を変形すると,

$$\ddot{q}_s + 2\zeta_s\omega_s\dot{q}_s + \omega_s^2q_s = -\beta_s\ddot{z} \quad (19)$$

1自由度系の運動方程式(2)と比較すると, 式(19)は1自由度系の右辺が係数倍されていることが分かる。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。

$$x_i = q_s\phi_{is} \quad (20)$$

よって, s 次モードの質点 i の伝達関数 (応答倍率=質点 i の相対応答加速度/地動加速度) は, 振動数比 $\lambda_s = \omega_s/\omega$ を用いて, 以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\ddot{x}_i}{\ddot{z}} \right| = \frac{\beta_s\phi_{is}\lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s\lambda_s)^2}} \quad (21)$$

1.4 水中における地動に対する多自由度系の運動方程式と伝達関数

同様にして、水中における多自由度系の運動方程式は流体力が作用するので次式で表される。

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} = -[M]\{1\}\ddot{z} + \{f_{\text{fluid}}\} \quad (22)$$

流体力は次式で表される。

$$\{f_{\text{fluid}}\} = -[M_a]\{\ddot{x}\} + [M_D]\{1\}\ddot{z} \quad (23)$$

式(22)の右辺第1項は流体を介した連成効果による力、右辺第2項は排除水効果による力である。ここで、

$[M_a]$ の*i*行*j*列の成分（非対角成分）：質点*i*と質点*j*の連成効果を表す質量

$[M_a]$ の*i*行*i*列の成分（対角成分）：質点*i*に作用する付加質量

$[M_D]$ の*i*行*i*列の成分（対角成分）：質点*i*の排除水質量

(23)式を用いて(22)の運動方程式を変形すると次式となる。

$$\begin{aligned} [M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} &= -[M]\{1\}\ddot{z} - [M_a]\{\ddot{x}\} + [M_D]\{1\}\ddot{z} \\ ([M] + [M_a])\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + [K]\{x\} &= -([M] - [M_D])\{1\}\ddot{z} \end{aligned} \quad (24)$$

モーダル解析の手法により、モード分離を行う。水中の場合、 $\{\phi_s\}$ は次式から求まる固有ベクトルである。

$$([M] + [M_a])\{\ddot{x}\} + [K]\{x\} = \{0\} \quad (25)$$

気中の場合と同様にモード分離して整理する。ここで、

$$M_s = \{\phi_s\}^T ([M] + [M_a]) \{\phi_s\} \quad : \text{質量}$$

$$C_s = \{\phi_s\}^T [C] \{\phi_s\} \quad : \text{減衰係数}$$

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

$$\omega_s = \sqrt{\frac{K_s}{M_s}} \quad : s\text{次固有振動モードの角固有振動数}$$

$$\zeta_s = \frac{C_s}{2M_s\omega_s} \quad : s\text{次固有振動モードの減衰定数}$$

$$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T ([M] - [M_D]) \{1\}}{\{\phi_s\}^T ([M] + [M_a]) \{\phi_s\}} \quad : s\text{次固有振動モードの刺激係数}$$

とおき、角固有振動数 ω_s 、モーダル減衰比 ζ_s を用いて式(24)を変形すると、

$$\ddot{q}_s + 2\zeta_s\omega_s\dot{q}_s + \omega_s^2q_s = -\beta_s\ddot{z} \quad (26)$$

式(26)から明らかのように、気中の場合と同様にして、*s*次モードの質点*i*の伝達関数（応答倍率＝質点*i*の相対応答加速度／地動加速度）は、振動数比 $\lambda_s = \omega_s/\omega$ を用いて、以下の式で表される。

$$|H(\omega)| = \left| \frac{\ddot{x}_i}{\ddot{z}} \right| = \frac{\beta_s\phi_{is}\lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s\lambda_s)^2}} \quad (27)$$

1.5 応答倍率による減衰定数の算出方法

図3に示す相対加速度共振曲線から、応答倍率の最大値 $|H(\omega)|_{max}$ は、振動数比 $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} = 1.0$ の近傍で生じる(図3)。相対加速度の共振曲線は、固有振動数より高振動数側では1に漸近し、低振動数側で0に近づき、振動数比=0で0となる。絶対加速度の場合には、逆に固有振動数より高振動数側で0に近づき、低振動数側で1に漸近し、振動数比=0で1となる。応答倍率の最大値を $Q = |H(\omega)|_{max}$ とすると、1自由度系の場合、応答倍率の最大値は、気中では式(7)より、

$$Q \approx \frac{1}{2\zeta} \quad (28)$$

である。水中では式(12)より

$$Q \approx \frac{\beta}{2\zeta} \quad (29)$$

一方、多自由度系の場合、応答倍率の最大値は、気中・水中ともに式(21)及び式(27)のように同じ形で表されるので、

$$Q_{is} \approx \frac{\beta_s \phi_{is}}{2\zeta_s} \quad (30)$$

である。ただし、前述のとおり、気中と水中で刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ を導出する際の質量マトリックスが異なる。以上より、正弦波掃引試験で得られる相対加速度の伝達関数にて、応答倍率が最大となる角振動数 ω_p を ω_0 とみなすと、応答倍率の最大値 Q と刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ から減衰比 ζ_s を算出できる。これらのまとめを表1及び表2に示す。

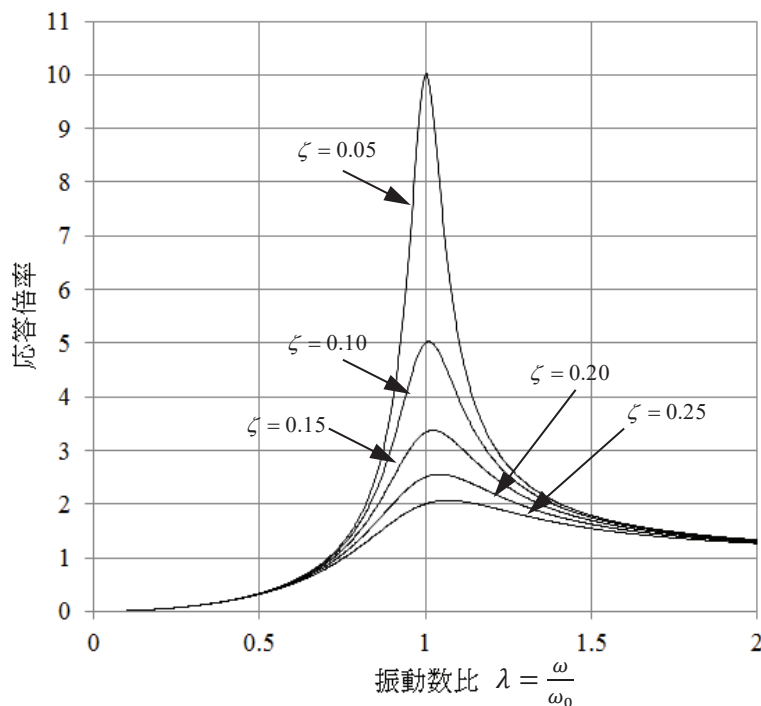


図3 加速度共振曲線

表 1 1 自由度系の応答倍率と減衰定数のまとめ

項目	気中	水中
伝達関数	$ H(\omega) = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}}$	$ H(\omega) = \frac{\beta\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}}$
角固有振動数	$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$	$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m+m_a}}$
最大応答倍率	$Q \approx \frac{1}{2\zeta}$	$Q \approx \frac{\beta}{2\zeta}$
減衰定数	$\zeta \approx \frac{1}{2Q}$	$\zeta \approx \frac{\beta}{2Q}$
刺激係数	—	$\beta = \frac{m-m_D}{m+m_a}$

表 2 多自由度系の応答倍率と減衰定数のまとめ

項目	気中	水中
質点 i の伝達関数	$ H(\omega) = \frac{\beta_s \phi_{is} \lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s \lambda_s)^2}}$	$ H(\omega) = \frac{\beta_s \phi_{is} \lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s \lambda_s)^2}}$
固有モードベクトル	$[M]\{\ddot{x}\} + [K]\{x\} = \{0\}$ から求める	$([M] + [M_a])\{\ddot{x}\} + [K]\{x\} = \{0\}$ から求める
s 次モードの角固有振動数	$\omega_s = \sqrt{\frac{\{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}}}$	$\omega_s = \sqrt{\frac{\{\phi_s\}^T [K] \{\phi_s\}}{\{\phi_s\}^T ([M] + [M_a]) \{\phi_s\}}}$
s 次モードの刺激係数	$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T [M] \{1\}}{\{\phi_s\}^T [M] \{\phi_s\}}$	$\beta_s = \frac{\{\phi_s\}^T ([M] - [M_D]) \{1\}}{\{\phi_s\}^T ([M] + [M_a]) \{\phi_s\}}$
最大応答倍率	$Q_{is} \approx \frac{\beta_s \phi_{is}}{2\zeta_s}$	$Q_{is} \approx \frac{\beta_s \phi_{is}}{2\zeta_s}$
s 次モードの減衰定数	$\zeta_s \approx \frac{\beta_s \phi_{is}}{2Q_{is}}$	$\zeta_s \approx \frac{\beta_s \phi_{is}}{2Q_{is}}$

本試験では、固有ベクトル $\{\phi_s\}$ と刺激係数 β_s は、1.6 項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 ($\beta \doteq 2.43$, $\phi \doteq 0.413$ より $\beta \phi = 1.004$) を用いる。

1.6 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 4）。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ベクトルと刺激係数を算出している（算出手順は別紙-9 参照）。



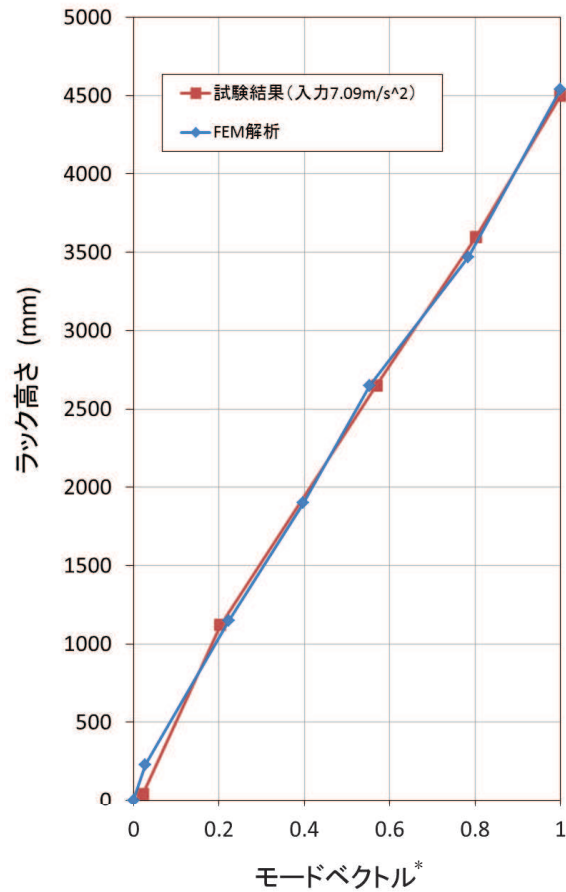
図 4 供試体ラックと試験水槽の FEM モデル

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3及び図5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 3 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
固有振動数 (Hz)		

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



*: 解析は、値が最大となるラック頂部加速度で、固有ベクトルを正規化したもの
 試験結果は、ラック頂部加速度で、各計測点加速度を正規化したもの

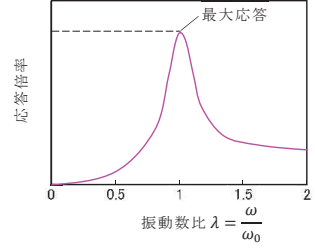
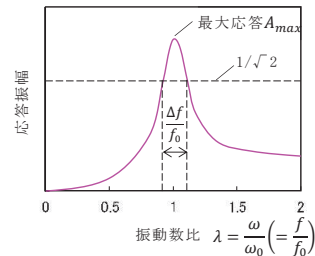
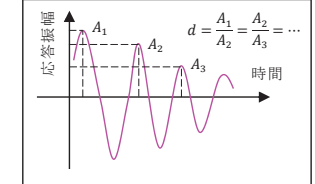
図5 FEMモデルと加振試験の振動モードの比較

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

参考 応答倍率法とその他の減衰定数算出方法の比較

使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数算出では、応答倍率法を適用し、減衰定数を算出している。応答倍率法を適用した理由及びその他の減衰定数算出方法と共いの整理結果を表4に示す。

表4 応答倍率法とその他の減衰定数算出方法の比較

手法の名称	手法の概要	減衰定数の算出式（水中）	手法の特徴	女川2号機の燃料ラックへの適用性
応答倍率法	<p>掃引正弦波加振試験から得られる共振曲線から共振状態の応答倍率を求め、応答倍率から減衰を求める。</p> 	<p>1自由度系の場合の応答関数は、</p> $ H(\omega) = \frac{ \ddot{x} }{ \ddot{z} } = \frac{\lambda^2}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}}$ <p>振動数比 $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0}$ で、最大応答倍率 $Q = H(\omega) _{\max} = \beta/2\zeta$ であるため、</p> <p>減衰定数は、$\zeta = \beta/2Q$</p> <p>多自由度系の場合の質点<i>i</i>の応答関数は、</p> $ H(\omega) = \frac{ \ddot{x}_i }{ \ddot{z} } = \frac{\beta_s \phi_{is} \lambda_s^2}{\sqrt{(1-\lambda_s^2)^2 + (2\zeta_s \lambda_s)^2}}$ <p>振動数比 $\lambda_s = \frac{\omega}{\omega_s}$ で、最大応答倍率 $Q_{is} = H(\omega) _{\max} = \beta_s \phi_{is} / 2\zeta_{is}$ であるため、</p> <p>減衰定数は、$\zeta_{is} = \beta_s \phi_{is} / 2Q_{is}$</p>	<ul style="list-style-type: none"> 共振曲線のピーク位置を対象とするモードにおける線形状態（定常状態）とし、その応答倍率から等価線形な減衰を求める手法であり、非線形性のある振動系の減衰推定に適用可能である。 	<ul style="list-style-type: none"> 燃料ラックは脚部摩擦や燃料挙動等による非線形性のある振動系である。 燃料ラックの耐震評価手法は、線形解析モデルによるスペクトルモード法であり、各モードの最大相対応答加速度から荷重を算出するため、各モード（共振状態）の最大相対応答加速度を適切に再現できる必要がある。 <p>以上より、応答倍率から直接減衰定数を評価する応答倍率法を採用した。</p>
ハーフパワー法	<p>掃引正弦波加振試験から得られる共振曲線の共振振動数と共振曲線の幅の比から減衰を求める。</p> 	<p>加振入力 $z = \frac{I}{\omega^2} e^{j\omega t}$ ($\ddot{z} = -I e^{j\omega t}$: 加速度一定) とすると、</p> <p>応答関数は、</p> $ H(\omega) = \frac{ \ddot{x} }{ \ddot{z} } = \frac{I}{k\{(1-\lambda^2) + i2\zeta\lambda\}} = \frac{I}{k\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\zeta\lambda)^2}}$ <p>振動数比 $\lambda = \frac{\omega}{\omega_0} = \frac{f}{f_0}$ で、最大応答 $A_{\max} = H(\omega) _{\max} = 1/2\zeta k$ であるため、</p> <p>減衰定数は、$\zeta = \frac{\Delta f}{2f_0}$</p>	<ul style="list-style-type: none"> 共振時の応答倍率の $1/\sqrt{2}$ の応答を示す振動数の幅（共振応答倍率の $1/\sqrt{2}$ の位置における共振曲線の振動数幅）から減衰を求めるため、非線形性のある振動系のように共振曲線の形状が理論的な1質点系の形状と相違した場合には、減衰の推定誤差が大きくなる^{*1}。 減衰が小さい場合の近似式から求める手法であるため、減衰が大きい場合には推定誤差が大きくなる^{*2}。 	<p>燃料ラックは脚部摩擦などの非線形性を持つ振動特性であり、減衰定数も10%以上と大きな減衰となることから、本手法は適用しないこととした。</p>
自由減衰法	<p>供試体の対象とするモードの共振振動数付近の正弦波加振で供試体を共振応答させ、振動台を急停止し供試体を自由振動させる。自由振動波形（減衰波形）から減衰を求める。</p> 	<p>自由振動波形の隣り合う振幅の比 $d = \frac{A_1}{A_2} = \frac{A_2}{A_3} = \dots$ を用いて、</p> <p>減衰定数は、$\zeta = \left(\frac{\ln d}{2\pi}\right) / \sqrt{1 + \left(\frac{\ln d}{2\pi}\right)^2}$</p>	<ul style="list-style-type: none"> 振動台性能の影響を受ける場合がある（停止後のわずかな振動台の振動、振動台の制御性、振動台アクチュエータ部の減衰等。適切な加振設備の採用で影響は小さくできる）。 減衰が大きな場合には、振動台停止とほぼ同時に供試体の応答振幅が低下してしまうため、安定した自由振動波形が得られず誤差が大きくなる。 自由振動波形における振幅の変化率から減衰を求める手法であるため、振幅に応じて減衰が変化するような非線形な減衰の場合は誤差が大きくなる。 	<p>燃料ラックの減衰は応答振幅の依存性があり、減衰定数も10%以上と大きな減衰となることから、本手法は適用しないこととした。</p>

注記*1：非線形性がある場合、その寄与度合いにより共振振動数は変化（シフト）する（例、塑性、すべりによる剛性変化）。その結果、非線形性がある場合の共振曲線は、1質点系で線形を仮定した理論的な場合に比べ、幅広な曲線形状となる。このため、最大応答の $1/\sqrt{2}$ の応答位置振動数比が大きくなり、算出される減衰比も大きな値となる。

*2：「構造物の減衰」 日本建築学会

スロッシングによる減衰への影響

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。スロッシングの影響を確認するため、矩形タンクのスロッシング固有周期 T [秒] を以下のハウスマー法の式^[1]で求めた。

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{1.58g}{L} \tanh\left(1.58\frac{h}{L}\right)}$$

ここで、

g : 重力加速度 [m/s²]

h : タンク底面から液面までの高さ [m]

L : 矩形タンクの変動方向長さの 1/2 [m]

表 1 矩形タンクの諸元

記号	内容	単位	試験水槽	実機プール (EW 方向)	実機プール (NS 方向)
L	変動方向長さの 1/2	m	1.25	7.0175	6.1
H	タンク底面から液面までの高さ	m	4.9	11.515	11.515
T	固有周期	sec	1.785	4.252	3.953

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 2)。

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 3) 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、燃料ラックの変動速度に対して、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^[2]、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 2 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 3 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] : TID Report-7024 USAEC

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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

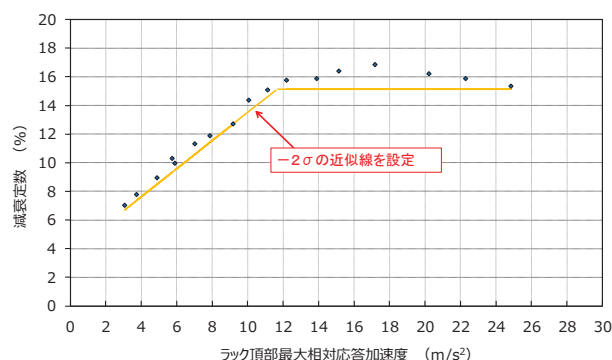
減衰の応答依存性を考慮した燃料ラックの減衰定数の確認方法

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、燃料ラック頂部の相対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。

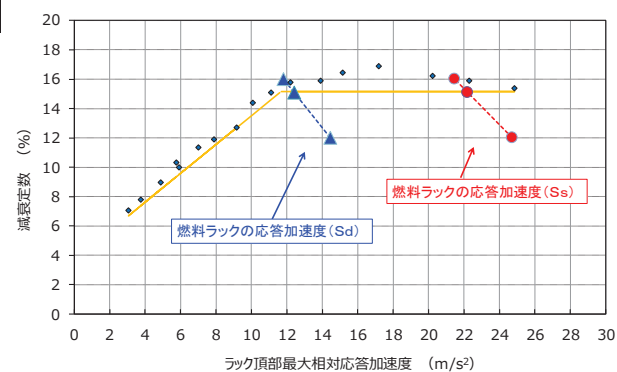
STEP1：試験結果の整理

各試験ケースで得られた4点の頂部相対加速度（表4-4参照）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。



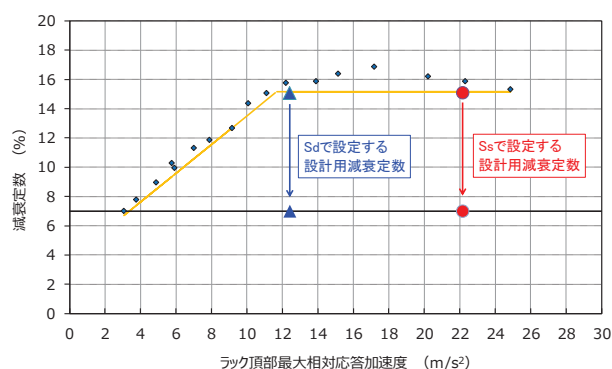
STEP2：評価用地震動に対する減衰定数の確認

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相対応答加速度を、床応答スペクトルと燃料ラックの固有周期、刺激係数 β 及び固有ベクトル ϕ （別紙-11参照）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。



燃料ラックと供試体ラックの振動モード

供試体ラックによる加振試験結果を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 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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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。

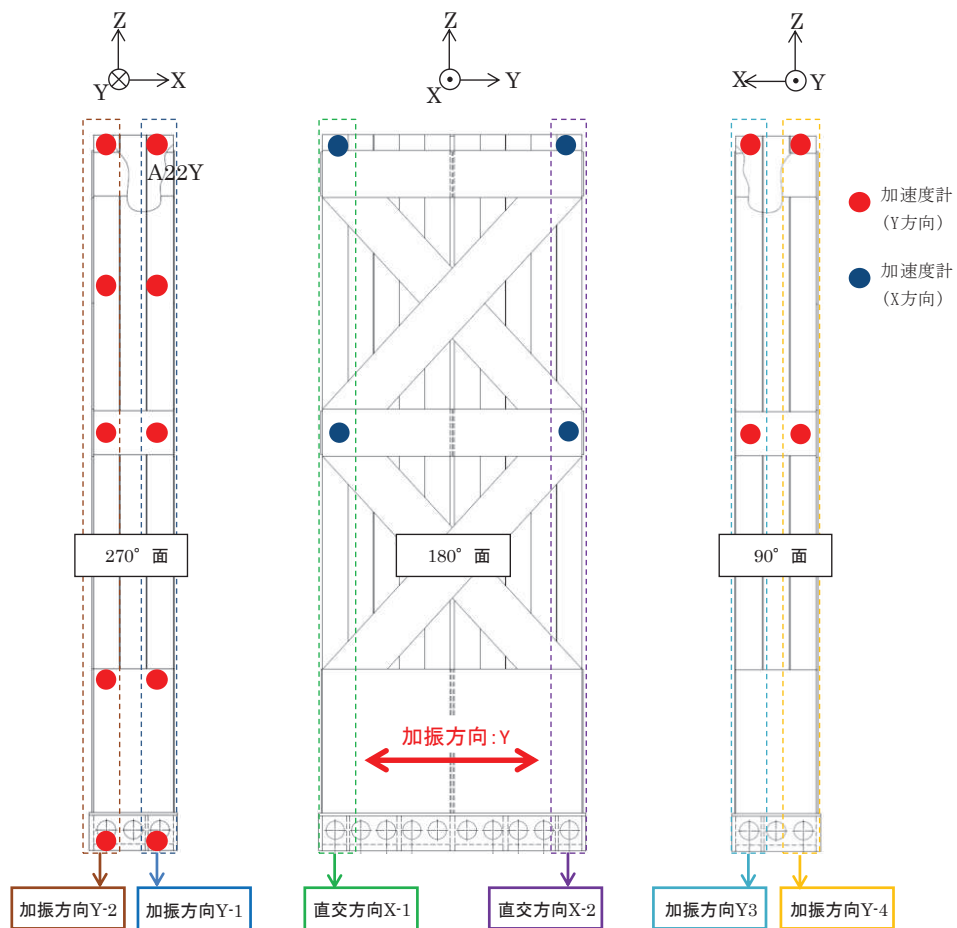


図2 供試体ラックの加速度計設置位置

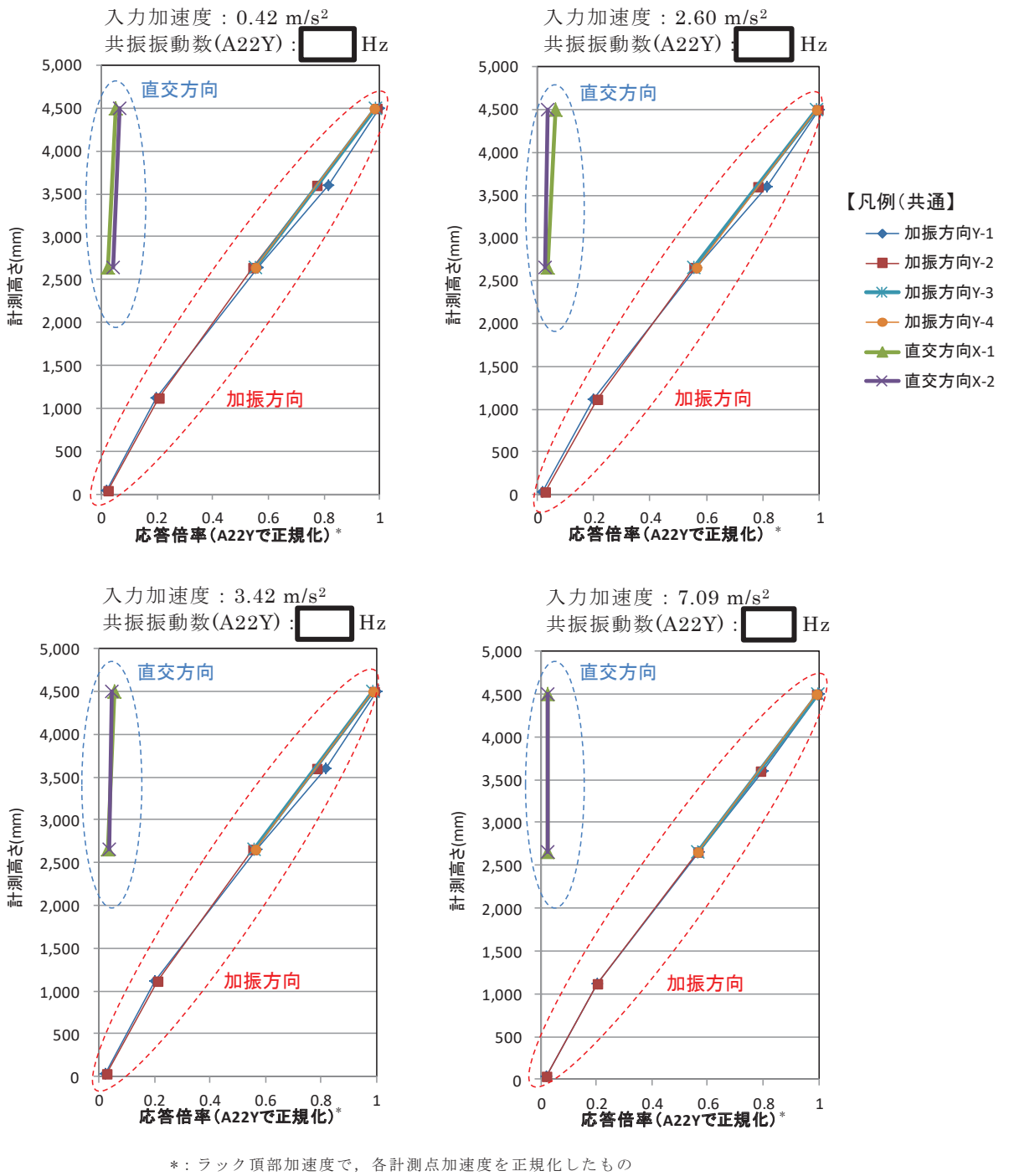
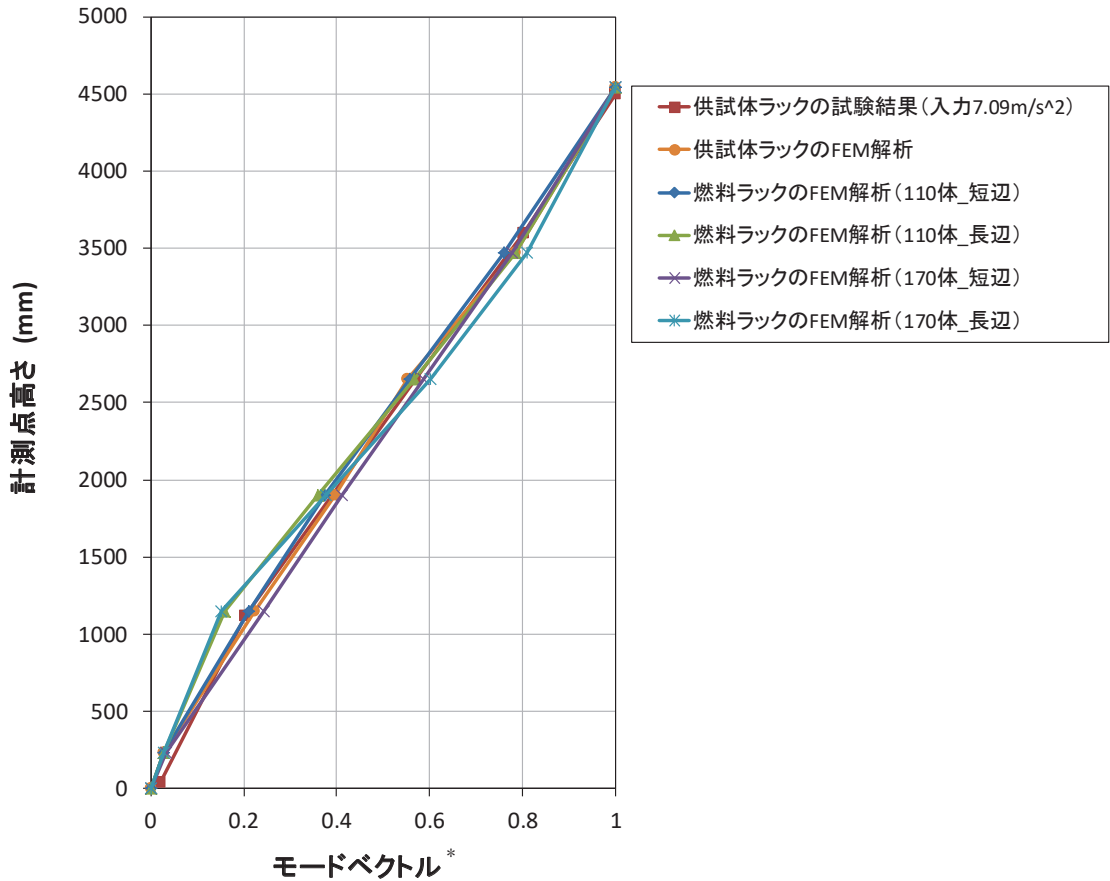


図 3 加振試験における供試体ラックの振動モード

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. FEM と加振試験における振動モード比較

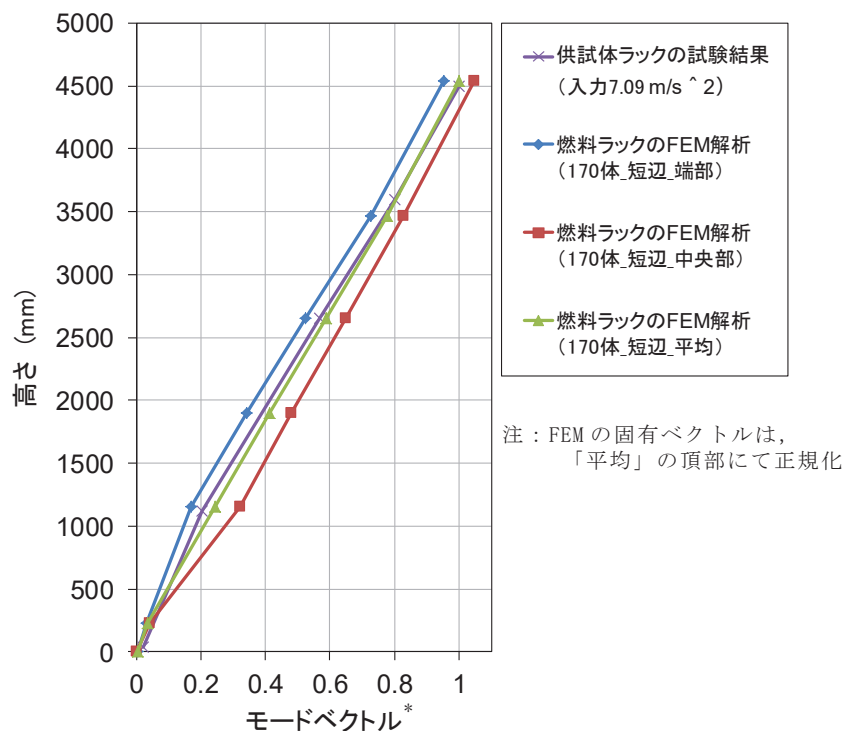
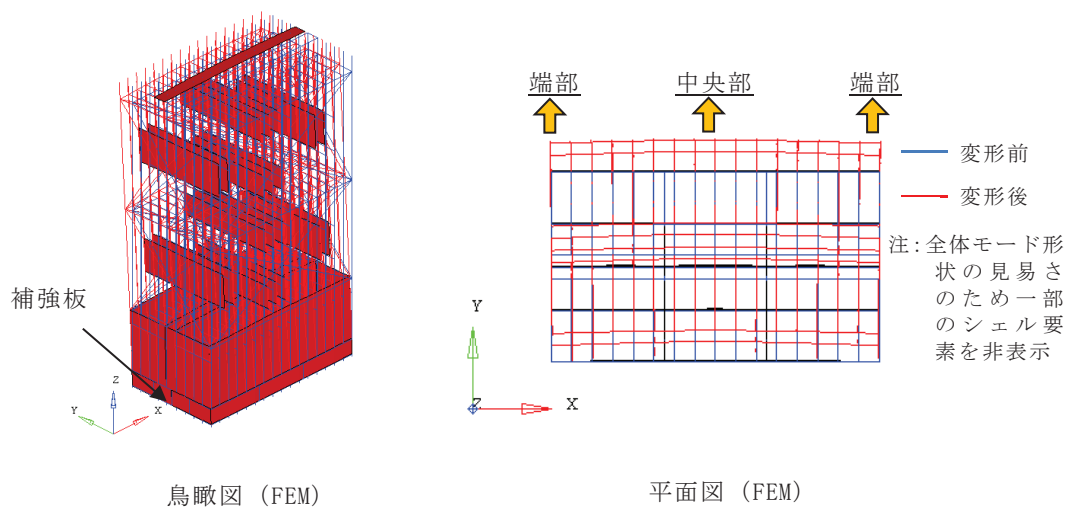
FEM（燃料ラック及び供試体ラック）と加振試験（供試体ラック）から得られた振動モードを図4に示す。この結果、燃料ラックと供試体ラックの振動モードはよく一致しており、供試体ラックの加振試験結果は実機の燃料ラックの振動状態をよく模擬していると考えられる。



*: 解析は、値が最大となるラック頂部加速度で、固有ベクトルを正規化したもの
 試験結果は、ラック頂部加速度で、各計測点加速度を正規化したもの

図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 5）。



*: 解析は、値が最大となるラック頂部加速度で、固有ベクトルを正規化したもの
試験結果は、ラック頂部加速度で、各計測点加速度を正規化したもの

図 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。

3 項より、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 第 1.2 項に示した以下の式により定義され、固有ベクトル 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。

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

$[M]$: 質量マトリックス

$[M_a]$: 付加質量

$[M_D]$: 排除水質量

$\{\phi_s\}$: 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 項で確認したとおり、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、共振振動数のばらつきを踏まえて、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 (固有振動数の減衰定数への影響は別紙-10 参照)。

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 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 1 に示すとおり、評価用地震動 (基準地震動 S_s 及び弾性設計用地震動 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、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 (実機の燃料ラックで想定される減衰定数 S_s 及び S_d : 15% 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。

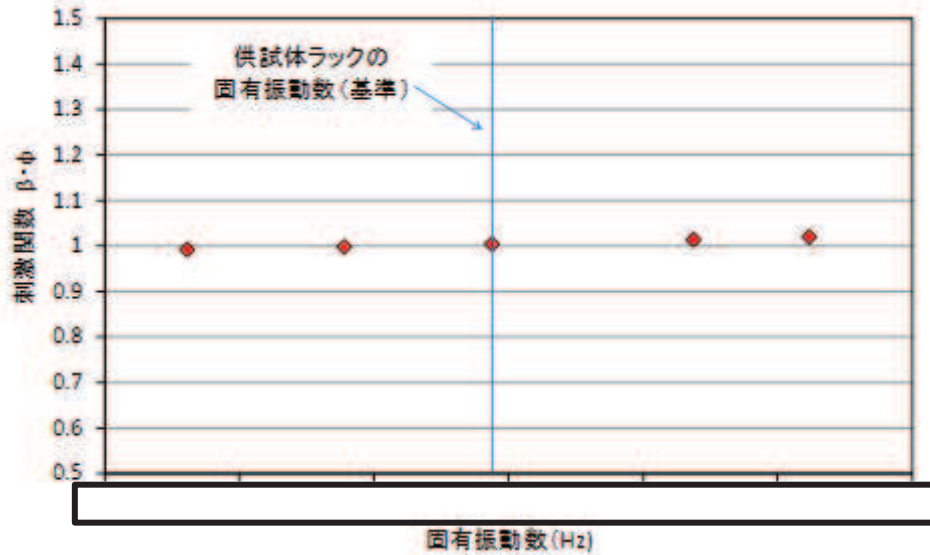


図 6 固有振動数による刺激関数 $\beta \phi$ への影響

表 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 (%)	
		S s	S d
女川 2 号機への 減衰定数適用検討	1.004	15.4~16.2*	15.8~16.6*
刺激関数 $\beta \phi$ に よる影響検討	0.992~1.021	15.2~16.5	15.6~16.9

注記* : 表 4-4 (加振試験結果データ一覧) における S s (No. 15~17) 及び S d (No. 11~13) の応答範囲での減衰定数

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

加振試験範囲を超える相対応答加速度における設計用減衰定数

1. 加振試験範囲を超える相対応答加速度における設計用減衰定数の設定

工認段階の基準地震動 S_s に対する耐震設計条件は、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの最大相対応答加速度が設置許可段階よりも大きくなり、一部の燃料ラックの最大相対応答加速度が加振試験範囲を上回ることになった。

燃料ラックの減衰定数は、相対応答加速度の増加に伴って増加した後、低下する傾向となることが想定されるため、加振試験結果を用いて減衰を低下させる近似直線（試験のばらつきとして -2σ を考慮）を用いて加振試験範囲を超える外挿領域の減衰を図1に示す。

燃料ラックの減衰定数は、14%程度と想定されることから、燃料ラックの耐震評価に用いる水平方向の設計用減衰定数として、燃料ラックの地震荷重をより実態に応じて評価するため、7%と設定した。

本資料では、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として燃料ラックの最大相対応答加速度の一部が加振試験範囲の外挿領域において、7%を採用することの適用性について纏める。女川2号機使用済燃料貯蔵ラックの加振試験外挿領域における減衰定数を含めた設計用減衰定数設定の全体概要を次頁に示す。

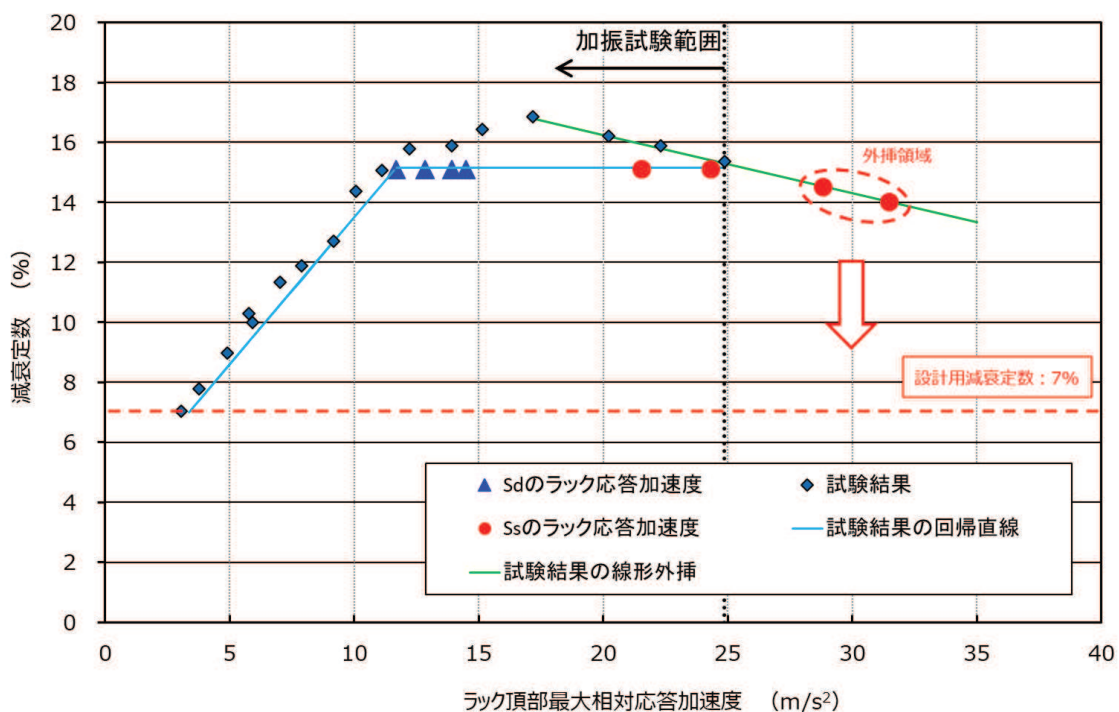
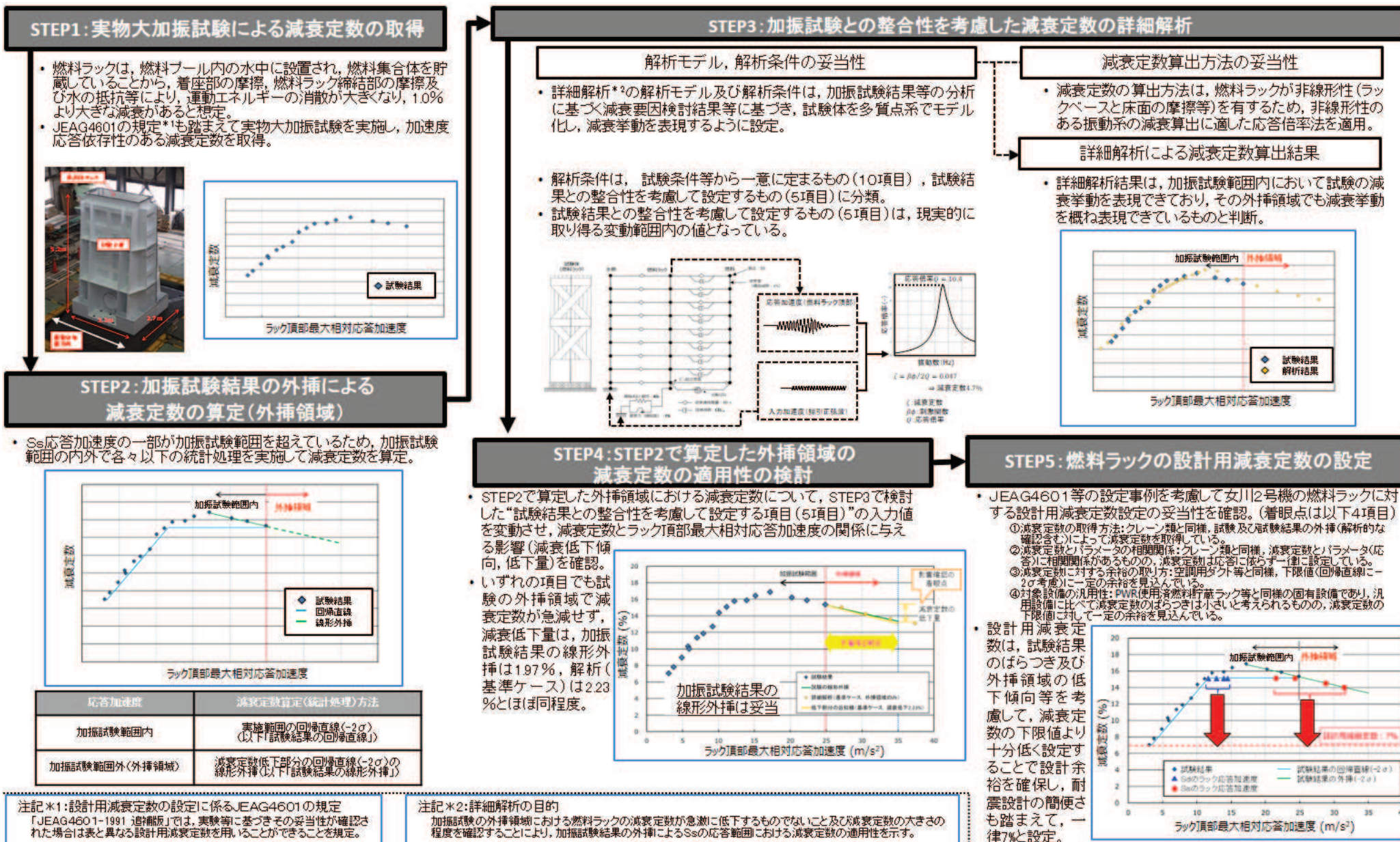


図1 加振試験範囲を超える相対応答加速度の設計用減衰定数の設定

■ 女川2号機使用済燃料貯蔵ラックの今回工認の加振試験外挿領域における減衰定数を含めた設計用減衰定数は、STEP1~5の検討に基づき設定している。



2. 加振試験範囲を超える外挿領域に対する適用性検討

燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数 7%の適用性について、燃料ラックの加振試験に対する考察、燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係、これらを踏まえた燃料ラックの減衰を、解析を交えて検討した。

検討にあたり、燃料ラック以外の設備を含めた個別の設計用減衰定数設定の具体例を確認した結果、以下に概要を示した配管のように、試験に解析等の他の方法を組み合わせ、個別の設計用減衰定数を設定している例があることを確認している。

2.1 個別の設計用減衰定数の設定方法

個別の設計用減衰定数の設定方法については、下記に示す J E A G 4 6 0 1 (「原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版」第 6 章 1. 機器・配管系の設計用減衰定数より抜粋。赤下線部を参照)に記載され、その経緯及び内容の詳細は、「J E A C 4 6 0 1 -2008 参考資料 4.10 水平方向及び鉛直方向の設計用減衰定数」により詳述されている。

1.2 設計用減衰定数

機器・配管系の地震応答解析に使用される設計用減衰定数を表1.2-1に示す。

なお、表1.2-1に示す設計用減衰定数は現行の機器・配管系の設計に基づくものであり、制振要素を用いる等特別な設計を行った場合、あるいは、実験等に基づきその妥当性が確認された場合は表1.2-1と異なる設計用減衰定数を用いることができる。

また、建屋・機器連成モデルによる地震応答解析に用いる建物・構築物の設計用減衰定数については、「本指針1987年版」の第5章「5.2.2 (2)C. 減衰定数」を参照のこと。

表1.2-1には S₁地震応答解析に用いる設計用減衰定数を示したが、S₂地震応答解析にもこの値を準用することができる。

表1.2-1で、⑧1次冷却設備 (PWR)、⑨配管、⑩空調用ダクト、⑪ケーブルトレイ、及び⑫電気盤については、その適用条件、解説に関して以降に記載する。

表1.2-1 設計用減衰定数

設 備	減衰定数 (%) (1)
① 溶接構造物 (2)	1.0
② ボルト及びリベット構造物 (3)	2.0
③ ポンプ・ファン等の機械装置	1.0
④ 燃料集合体 (PWR)	- (4)
⑤ 燃料集合体 (BWR)	7.0
⑥ 制御棒駆動装置 (PWR)	5.0
⑦ 制御棒駆動機構 (BWR)	3.5
⑧ 1次冷却設備 (PWR)	3.0 (5)
⑨ 配管	0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 (6)
⑩ 空調用ダクト	2.5
⑪ ケーブルトレイ	5.0
⑫ 電気盤	4.0
⑬ 液体の揺動	0.5

1.2.1 配管及び1次冷却設備（PWR）の設計用減衰定数

(3) 解 説

配管の設計用減衰定数は以下の技術的検討により振動試験データの下限值に更に余裕を考慮して設定した。

- ① 配管減衰特性試験及び配管モデル振動試験による配管減衰特性試験のデータとその解析評価手法の整理
- ② 上記①により得られた減衰推算法について、振動試験データの比較によるその妥当性と保守性の検討
- ③ 支持条件、保温材付加効果に基づいた設計用減衰定数の設定

以上の設計用減衰定数の評価フローを図1.2-5に示す。

また、PWR 1次冷却設備の設計用減衰定数は下記検討結果により安全側の値として3%を設定した。

- ① 実機振動試験データによる減衰特性の検討
- ② 減衰機構を明らかにすることにより設計変位レベルでの減衰定数の推定
- ③ 工学的判断に基づく設計用減衰定数の設定

以上の評価フローを図1.2-6に示す。

なお、前述の減衰定数に至った試験評価データの例として支持具数と減衰定数の関係を図1.2-7及び図1.2-8に示す。

この中で、配管系の設計用減衰定数は、『学識経験者、電気事業者、プラントメーカーで構成される「原子力発電所ダンピング問題研究会」（昭和52年発足）において試験研究結果に基づき策定された減衰推算法をもとに、実機配管系の解析及び検討を行い、設計用減衰定数が定められた』とあり、試験結果に解析の検討を交えて設計用減衰定数を設定した実例が示されている。

減衰推算法は、試験をもとに、現行のJ E A G 4 6 0 1-1991 追補版に示す配管系設計用減衰定数を設定した際に用いた配管系の減衰定数を推算する方法であり、実規模配管系試験で得られた減衰定数と減衰推算法で求められた減衰定数の比較を行い減衰推算法が安全側の設定であることを確認している。減衰推算法は地震時における配管本体と配管支持具の相互作用により減衰を期待できる因子ごとに要素試験に基づき消散エネルギー(*1)評価式を配管応答変位または発生荷重(反力)による相関式として設定し、これらの式を用いて配管系の地震応答時の減衰定数を推算するものである。

減衰定数の推算に際しては、まず、配管支持具の種類に応じた支持部における摩擦／衝突等による消散エネルギー ΔE を求める式(消散エネルギー評価式)を要素試験に基づき設定し、対象となる配管系の地震時の応答変位や発生荷重(反力)から、配管系全体のひずみエネルギー E 及び配管系の各支持部 j における消散エネルギー ΔE_j を求め、以下

の式により減衰定数 h を求める。

$$h = \frac{1}{4\pi E} \sum_j \Delta E_j$$

本手法は、配管系の多岐にわたる減衰要因のうち、評価対象とする因子のみを抽出して評価するものであるため、実機配管系の減衰定数のシミュレーションを目的としたものではなく、当該配管系に期待できる減衰定数を安全側に推定する手法である。

注記*1：配管本体の持つ減衰メカニズム（材料減衰等），配管支持具の持つ減衰メカニズム（摩擦，ガタ等），及び配管本体と配管支持具との相互作用（摩擦，衝突等）により，消散されるエネルギー。

2.2 燃料ラックの加振試験に対する考察

加振試験で確認された燃料ラックの減衰は、燃料ラック自体の構造減衰、水中で燃料ラックが振動する際の水の抵抗による流体減衰、燃料ラック中の様々な接触面が摺動することによる摩擦減衰、燃料集合体と燃料ラックとの衝突による減衰などによって、相対応答加速度の増加に伴い水の抵抗が増加し、また摺動する範囲（摩擦力が作用する範囲）や摩擦面のすべり量が増加することなどで減衰が大きくなり、相対応答加速度がある大きさまで達すると、減衰定数は飽和傾向又は低下する傾向を示している。

これらは、燃料ラックの減衰効果が複雑な挙動に基づく複合的な要因によるものであり、流体減衰、摩擦減衰等は相対応答加速度の増加に伴って減衰は大きくなり、その後相対応答加速度がある大きさになると、減衰に寄与する摺動が頭打ち（全ての接触部位で摺動が発生している状態）となることや燃料集合体と燃料ラックの隙間の範囲内のガタつき／衝突が制限されることなどによって、燃料ラック全体としての減衰は飽和又は低下するものと推察される。

2.3 燃料ラックの減衰要因と応答依存性に係る整理

加振試験範囲を超える領域における燃料ラックの減衰の挙動を把握するため、図2に示す減衰要因と応答依存性の検討フローに基づき、燃料ラックの減衰要因を網羅的に抽出し、抽出した減衰要因と応答依存性の関係を整理する。

燃料ラックの減衰要因の抽出結果を図3に示す。

また、加振試験結果から得られた減衰特性、減衰要因に係る一般的特性及び知見を踏まえ、燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係に対する検討結果を表1に示す。

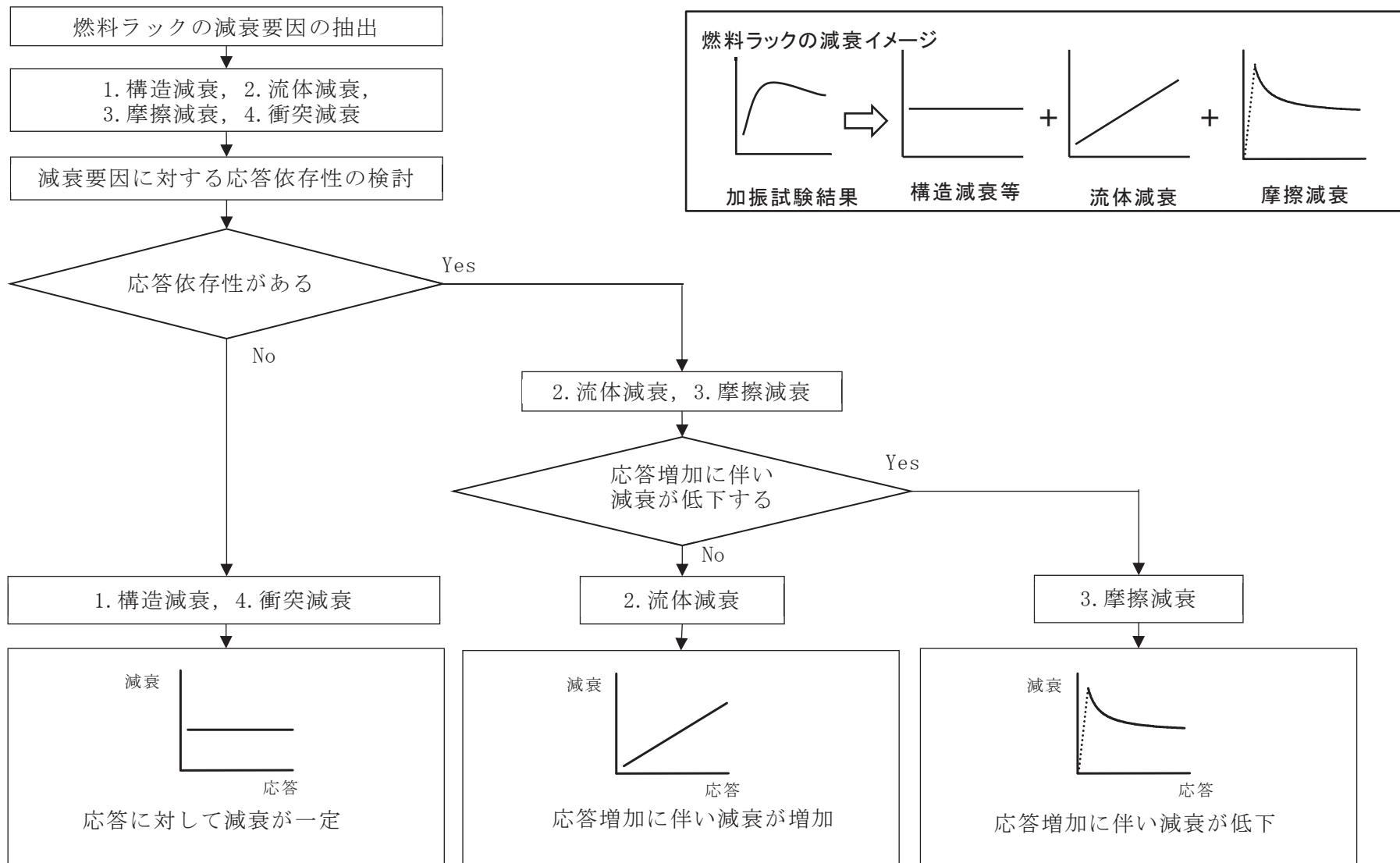


図 2 減衰要因と応答依存性の検討フロー

表 1 燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係に対する検討結果 (1/3)

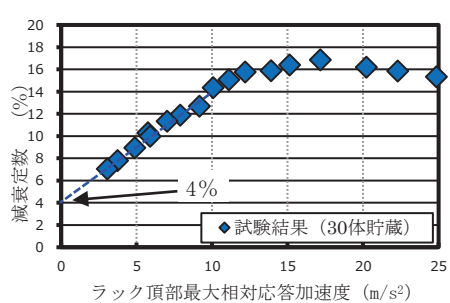
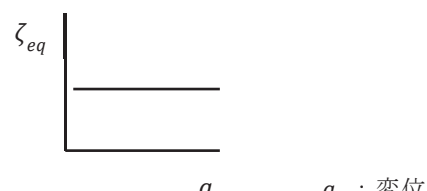
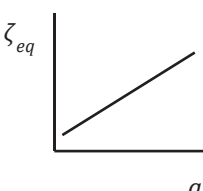
要因	内容		応答依存性	減衰の程度
構造減衰	1-①	材料自体の減衰 (内部減衰)	材料に起因するため応答依存性なし	<p>加振試験結果から燃料ラック応答が振幅ゼロの場合の減衰は約 4%と想定される。</p> 
	1-②	部材間 (角管, 補強板) の摺動などによる減衰	<p>構造体の振動エネルギー (変位の 2 乗に比例) と構造に起因する減衰力による消費エネルギー (変位の 2 乗に比例) はともに応答に応じて大きくなるため, 等価減衰定数 ζ_{eq} は変位によらず一定となり応答依存性はない。*1</p>  <p style="text-align: center;">a a : 変位</p>	
流体減衰	2-①	燃料ラック内に貯蔵された燃料 (セル内流動) の流体抵抗力による減衰	<p>構造体の振動エネルギー (変位の 2 乗に比例) に対する流体減衰に起因する減衰力による消費エネルギー (変位の 3 乗に比例) の関係から, 等価減衰定数 ζ_{eq} は変位に比例して増加する。*1</p>	<p>燃料ラック内の狭い空間 (セル内) における相対運動による流体減衰のため, 応答が大きくなるに伴い, 減衰が増加すると考えられる。</p>
	2-②	燃料ラック外周部の流体抵抗力による減衰	$\zeta_{eq} = \frac{4C}{3\pi M} a$ <p>C : 流体減衰の減衰係数 M : 質量 a : 変位</p>  <p style="text-align: center;">a</p>	

表 1 燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係に対する検討結果 (2/3)

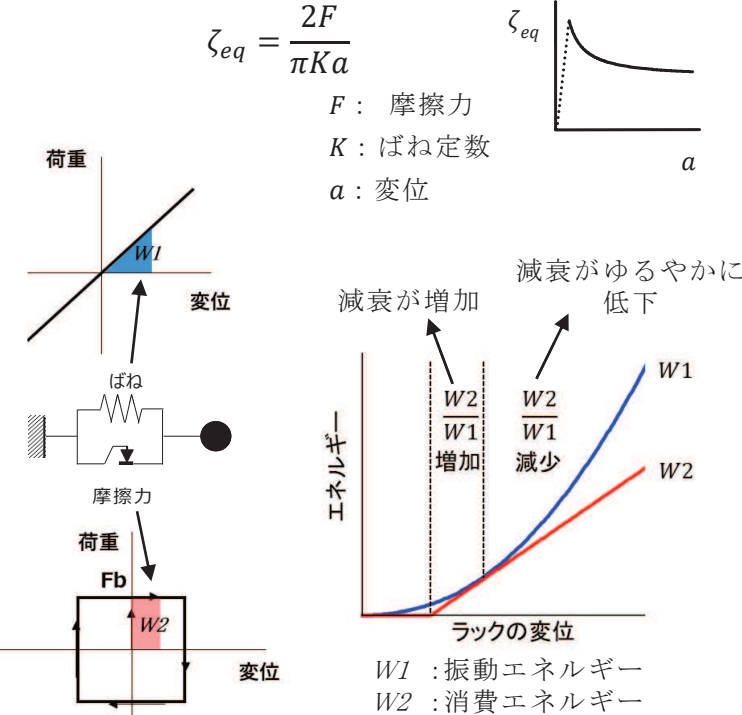
要因	内容	応答依存性	減衰の程度
摩擦減衰	3-① 燃料下部と燃料支持板の摩擦	<p>構造体の振動エネルギー（変位の 2 乗に比例）に対する摩擦減衰に起因する減衰力による消費エネルギー（変位の 1 乗に比例）の関係から、等価減衰定数ζ_{eq}は変位に反比例して低下する。</p> <p>ただし、摩擦力 F に対して、静止状態からすべり始めるときの減衰は大きく、すべり発生後は応答に反比例の傾向でゆるやかに低下する。^{*2}</p> <p>（すべり発生後の等価減衰定数ζ_{eq}は変位 a に反比例で減少）</p>	<p>3-②（ラックベースと床面の摩擦）の締結ボルト締付並びに燃料ラック及び燃料の自重による押付け力（$9.6 \times 10^5 [N]$^{*4}）に対して、試験燃料（30 体）の自重（$7.6 \times 10^4 [N]$^{*5}）による押付け力は 1/10 以下であることから、燃料下部と燃料支持板の摩擦による減衰は小さいと考えられる。</p>
	3-② ラックベースと床面の摩擦	$\zeta_{eq} = \frac{2F}{\pi K a}$ <p>F : 摩擦力 K : ばね定数 a : 変位</p>  <p>W1 : 振動エネルギー W2 : 消費エネルギー</p>	<p>ラックベースと床面の締結ボルト締付及び燃料ラック／燃料の自重による押付け力（摩擦力）は、$9.6 \times 10^5 [N]$^{*4}と大きいいため、すべり始めるときの減衰は大きく、すべり発生後は応答に反比例して低下すると考えられる。</p>

表 1 燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係に対する検討結果 (3/3)

要因	内容		応答依存性	減衰の程度
衝突減衰	4-①	燃料とラックセルとの衝突	<p>衝突による減衰比 h は，反発係数 e との関係として下式で表せる。反発係数 e は，一般的に衝突部の形状や材質で決まるため，衝突減衰に応答依存性はない。^{*3}</p> $h = \frac{\{\ln(1/e)\}^2}{\pi^2 + \{\ln(1/e)\}^2}$	<p>加振試験では，試験体燃料とラックセルに接触痕は確認されず，試験状況映像でも衝突が確認されなかったことから，今回の試験範囲では燃料とラックセルの衝突による減衰はなかったと考えられる^{*6}。</p>

注記*1：参考文献「振動工学 解析から設計まで」森北出版

*2：参考文献「ダイナミクスハンドブック（普及版）—運動・振動・制御—」朝倉書店

*3：参考文献「平成 19 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に関わる報告書（08 耐部報-0021，（独）原子力安全基盤機構）」

*4：（試験燃料ラック質量＋模擬燃料質量×30 体）×浮力（水と鉄の密度差分を考慮）×重力加速度＋（締結ボルト締付トルク÷呼び径÷トルク係数）×ボルト 12 本 = 9.6×10⁵ [N]

*5：（燃料質量×30 体）×浮力（水と鉄の密度差分を考慮）×重力加速度= 7.6×10⁴ [N]

*6：加振試験では接触痕が確認されず，今回の詳細解析で衝突減衰はモデル化していないが，加振試験の外挿領域において，応答変位（応答加速度）が更に大きくなると，衝突減衰によって大きな減衰効果を生じる。

- 2-① : 燃料ラックセル内流動による流体減衰
- 4-① : 燃料とラックセルとの衝突

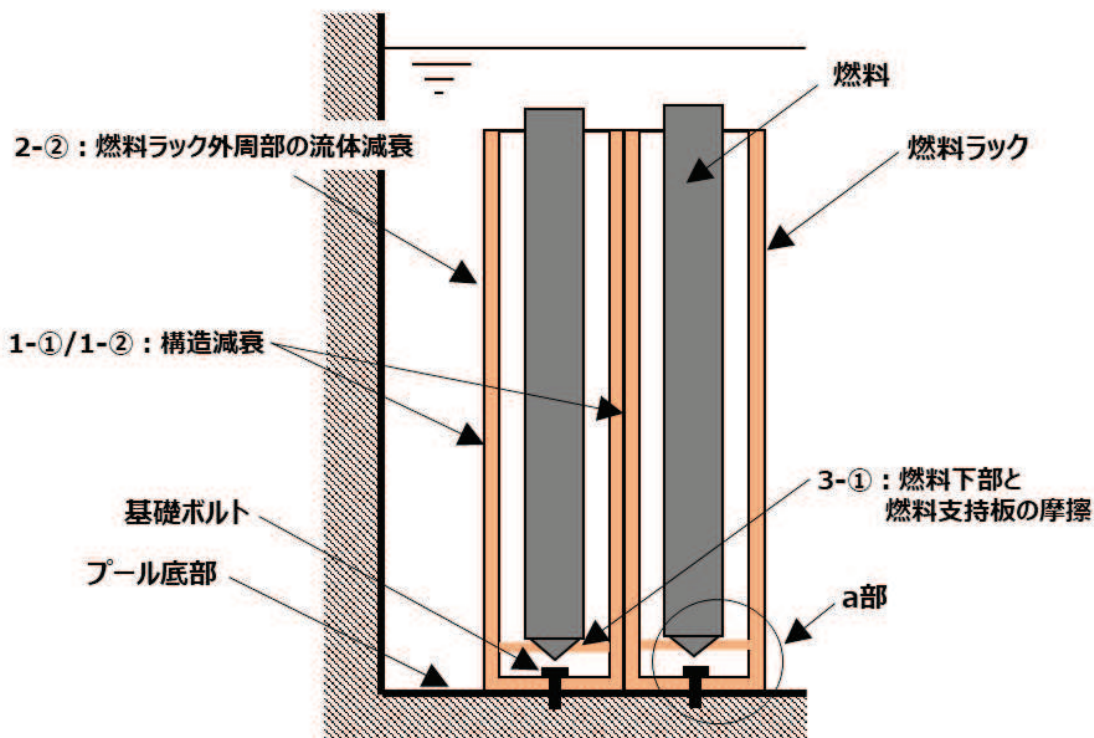
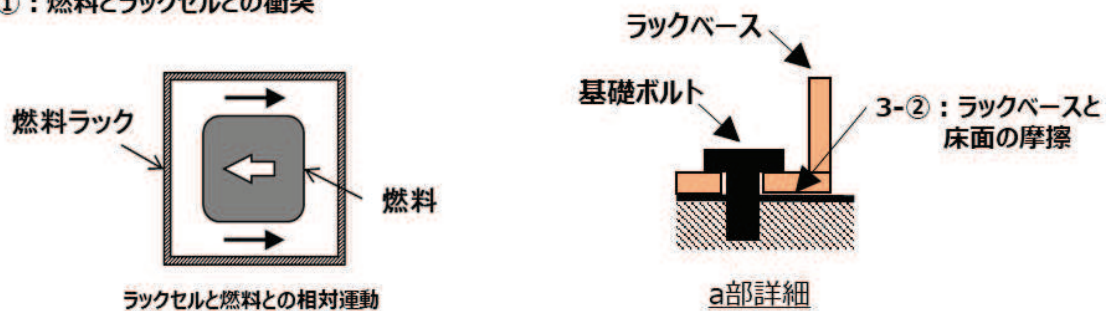


図3 燃料ラックの減衰要因

表 1 で整理した燃料ラックの減衰要因と応答依存性の関係に対する検討結果を踏まえると、相対応答加速度の増加に伴って減衰が大きくなることに寄与するのは、流体減衰及び摩擦減衰であり、加振試験状況等を考慮すると、燃料ラックの減衰挙動は、流体減衰 2-①（燃料ラック内に貯蔵された燃料（セル内流動）の流体抵抗による減衰）、摩擦減衰 3-②（ラックベースと床面の摩擦）が主要因であるものと考えられる。

また、相対応答加速度が増加した領域で減衰が低下することに寄与するのは、摩擦減衰であり、加振試験状況等を考慮すると、3-②（ラックベースと床面の摩擦）が主要因であると考えられる。

上記の減衰の特徴を踏まえて、2.4 項では減衰の低下する傾向の程度を把握するため、摩擦減衰 3-②（ラックベースと床面の摩擦）に着目した 1 質点系モデルによる減衰の解析を実施した。また、2.4 項では加振試験範囲を超える領域での減衰の挙動を把握するため、燃料ラック全体を考慮した多自由度系解析モデルによる解析を実施した。解析コードは「ISOL」を使用し、解析コードの検証及び妥当性確認等の概要は別紙-14 に示す。

なお、ラックベースと床面の摩擦力に対する鉛直地震動の影響は、地震により燃料ラックの押付け力が増減することになるが、地震は交番荷重であり、ごく短時間で繰り返されるため、燃料ラックの減衰は一定とみなせる。

2.4 燃料ラックの1質点系解析モデルによる減衰の解析検討

加振試験範囲を超える領域における燃料ラックの減衰挙動について、燃料ラックの相対応答加速度の増加に伴って低下する傾向の程度（急激でないこと）を把握することを目的として、摩擦減衰に着目した解析検討を実施した。

解析検討においては、表1で示した減衰要因のうち、燃料ラックの減衰挙動の主要因である摩擦減衰3-②（ラックベースの床面の摩擦）を対象とし、減衰の低下傾向の定量化を試みた。

なお、本検討は、減衰の低下傾向の定量化を目的としていることから、応答増加に伴って増加傾向を示す流体減衰、応答には依存しないものの減衰要因となり得るその他の減衰（燃料ラックと燃料の連成による応答低減）についてはモデル化をせず、摩擦減衰の低下傾向を感度よく捉えることとした。また、検討のポイントとしては、図1に示した減衰を低下させる近似直線（試験のばらつきとして -2σ を考慮）に対して、摩擦減衰による低下傾向が急激でないことを確認することである。

2.4.1 解析モデルの設定の考え方

燃料ラックの減衰挙動の解析は、燃料ラックの減衰挙動が水中にある燃料集合体、燃料ラック等の複雑な挙動に基づく複合的な減衰要因によるものであるため、本項では、表2に示す簡略的な1質点系解析モデルとした。

ここで、解析モデル及び解析モデル諸元については、図4及び表3に示す。なお、解析モデルに考慮する各減衰要素の特徴を補足-1に示す。

表 2 1 質点系解析モデルの考え方

項目		内容
解析モデル		1 質点系ばね-マスモデル
質量のモデル化		水槽を除く燃料ラック及び燃料の構造質量，流体付加質量を 1 自由度系の質量としてモデル化した。 燃料ラックの主要な振動モードである 1 次モード形状を考慮し，1 質点系モデルとして等価な質量とする。
ばね要素のモデル化		燃料ラック本体及び締結ボルトの剛性は，剛性一定のばね要素でモデル化した。 ラック剛性： K_r 及び締結ボルト剛性： K_b を設定し，直列に配置した。
減衰	構造減衰	燃料ラックの構造減衰： C_{r1} は，気中/燃料 0 体貯蔵の加振試験で得られた減衰定数 2% を設定した。
	摩擦減衰	ボルト締結面の摩擦減衰は，簡素化してモデル下端のラックベースと床面位置でモデル化し，締結ボルトのばね要素における変位に対して一定の摩擦力： F_b で定義された摩擦履歴特性としてモデル化した。
	流体減衰	モデルに含まない。
考慮する水中の応答低減効果 (流体-構造連成)		水槽-燃料ラック間に関しては，流体の質量効果によって固有振動数が低下することを考慮し，水の付加質量（対角質量）を燃料ラックの構造質量に加えた。 水槽をモデル化していないため，連成質量（非対角質量）はモデル化に含めていない。 燃料ラック-燃料間に関しては，構造が一体で振動することとしているため流体-構造連成はモデル化していない。 以上から流体-構造連成による応答低減効果は 1 質点系解析モデルでは考慮していない。
減衰定数算定方法		加振試験と同様の条件として加速度一定の掃引正弦波（8→20Hz）を解析モデルに入力し，ルンゲ・クッタ法による時刻歴応答解析により，燃料ラックの相対応答加速度を算定した。 加振試験と同様に入力加速度と相対応答加速度との伝達関数から燃料ラックの応答倍率（減衰定数）を算定した。

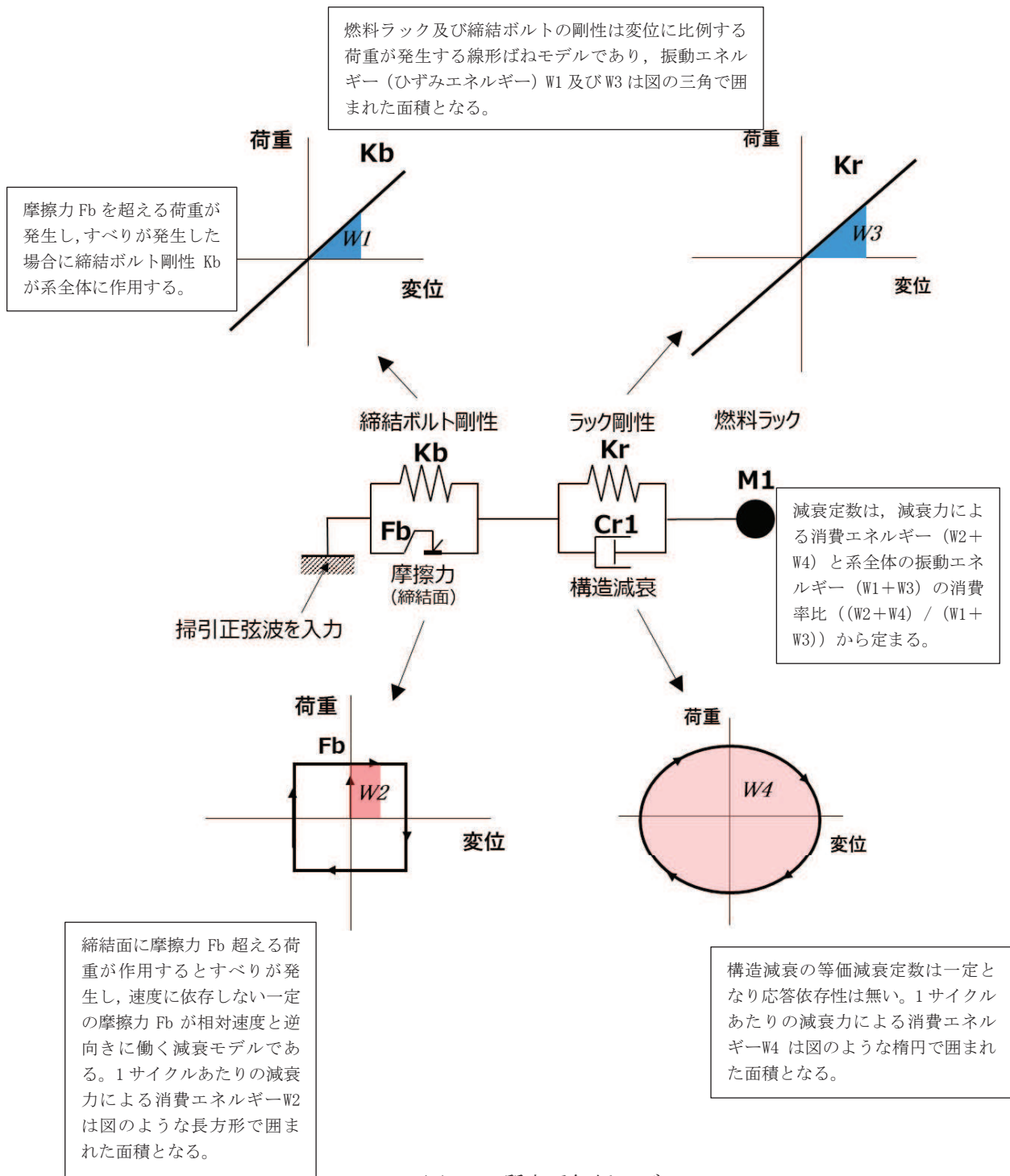


図4 1 質点系解析モデル

表 3 1 質点系解析モデル諸元

記号	解析条件	モデル入力値	根拠
M1	燃料ラック質量 (燃料等を含む)		構造質量と理論式に基づく流体付加質量を供試体ラックの1次モード形状を考慮した1質点系の等価質量に変換した。
Kb	締結ボルト剛性		試験結果（供試体ラック1次共振振動数）に基づき設定
Kr	燃料ラックの剛性		試験結果（供試体ラック1次共振振動数）に基づき設定
Cr1	燃料ラックの構造減衰		低振幅の試験結果から減衰2%と想定して設定
Fb	ボルト締結面摩擦力		供試体ラックのボルト締付力と試験結果から設定

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.4.2 1 質点系解析モデルの解析結果

燃料ラックの減衰要因として構造減衰及び摩擦減衰を簡略的に考慮した 1 質点系解析モデルによる燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果を図 5 に示す。

燃料ラックの減衰挙動は、加振試験結果で得られた特徴のように、燃料ラックの相対応答加速度が増加するに伴って減衰が増加した後、ゆるやかに低下する傾向となることを確認したが、加振試験結果と比べると減衰が増加し始める応相対答加速度や、減衰定数の大きさは一致しない結果となっている。これは本解析モデルでは流体減衰や燃料と燃料ラックの連成挙動を模擬していないことや、摩擦減衰効果に係るボルト剛性 K_b や摩擦力 F_b を簡易な設定としているため、試験結果と解析結果で差異が生じているものと考えられる。

なお、本解析は、加振試験を超える範囲における燃料ラックの減衰挙動を把握するため、簡略的に構造減衰及び摩擦減衰のみに着目し、燃料ラックの相対応答加速度が増加した場合にも急激に減衰が低下するものでないことの特徴を確認したものである。

上記を踏まえて 2.5 項では、加振試験結果に対する解析検討として、燃料ラックの多自由度系解析モデルを用いて減衰挙動を解析する。

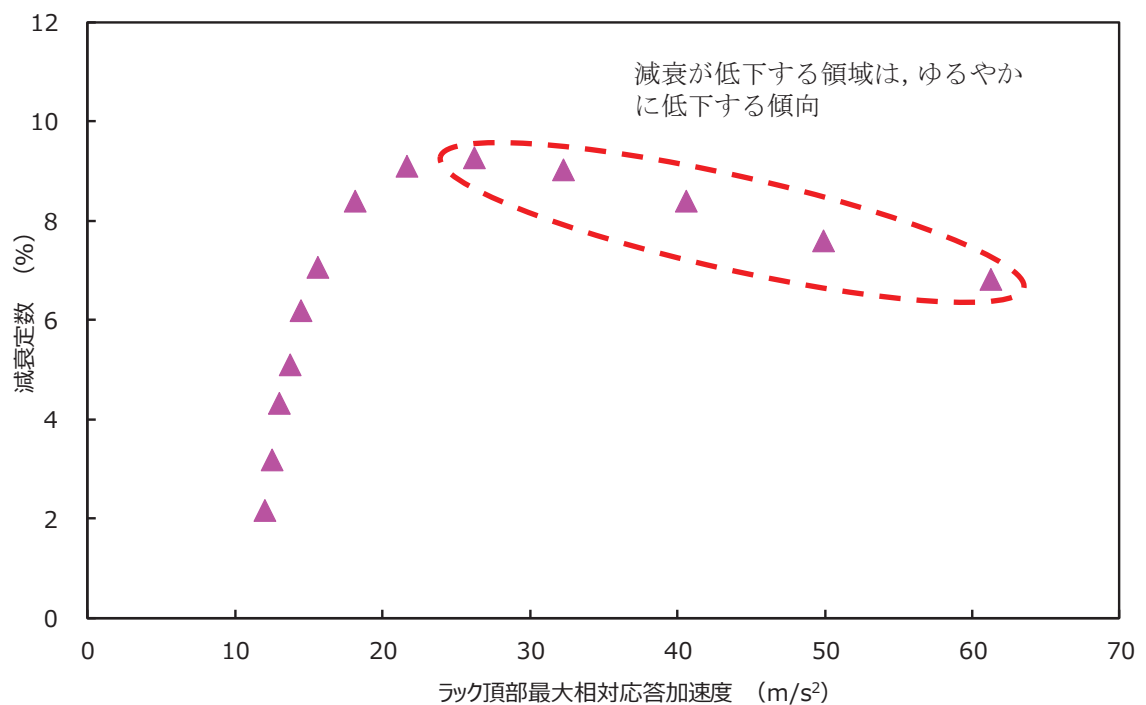


図 5 燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果
(構造減衰及び摩擦減衰のみに着目した 1 質点系解析モデル)

2.5 燃料ラックの多自由度系解析モデルを用いた減衰の解析検討

2.4項で検討した1質点系モデルでは、試験範囲を超える相対応答加速度レベルにおける減衰の低下する傾向の程度（急激でないこと）を把握することを目的とした解析であり、減衰の大きさ等は試験結果と一致しない結果となった。

本項では、燃料ラックの減衰挙動は水中にある燃料集合体、燃料ラック等の複雑な振動挙動に基づく複合的な減衰要因によるものであるため、燃料ラックの減衰要因と考えられる各種の減衰メカニズムを組込んだ総合的な減衰挙動の解析検討として多自由度系解析モデルを用いた解析を実施した。

解析検討では、表1で示した摩擦減衰のうち、燃料ラックの減衰挙動の主要因である摩擦減衰3-②（ラックベースの床面の摩擦）に加えて、応答増加に伴って増加傾向を示す流体減衰2-①（燃料ラック内に貯蔵された燃料（セル内流動）の流体抵抗力による減衰）、応答には依存しないものの減衰要因となり得るその他の減衰5-①（燃料ラックと燃料の連成による応答低減）についても考慮し、摩擦減衰以外の減衰要素を含めた総合的な減衰モデルを設定した。また、燃料ラックの加振試験結果における減衰挙動を踏まえ、締結部摩擦特性及び締結部ボルト剛性は、応答特性に合わせるように詳細にモデル化した。

2.5.1 解析モデルの設定の考え方及び減衰定数算出フロー

解析で減衰定数を求める方法は、加振試験と同様に、入力加速度と燃料ラックの相対応答加速度の応答倍率から減衰定数を求める手法（別紙-4で詳述）とする。供試体燃料ラックの応答特性をモデル化するため、供試体構造の連成挙動を多自由度系の解析モデルで模擬し、想定される減衰メカニズム（減衰要素）の減衰効果を表4に示す考え方にて多自由度系解析モデルを設定した。解析モデルの作成から減衰定数を求めるためのフローを図6、解析モデルを図7及び解析モデル諸元を表5に示す。また、多自由度系解析モデル諸元の設定方法及び根拠については補足2に整理する。

解析で考慮している流体-構造連成による応答低減の効果は、刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ （刺激係数 $\beta_s = \{\phi_s\}^T ([M] - [M_D]) \{1\} / \{\phi_s\}^T ([M] + [M_a]) \{\phi_s\}$ と固有ベクトル ϕ_{is} の関係）で表される。流体連成質量が刺激係数 β_s に考慮されることで、入力加速度に対する燃料ラック頂部の相対応答加速度の比率である応答倍率 Q_{is} が、1自由度系の場合の応答倍率 Q に対し、 $\beta_s \phi_{is}$ 倍となる。ここで、単純な1自由度系における応答倍率 Q と減衰定数 ζ の関係 $Q = 1/2\zeta$ を代入することで、減衰定数 $\zeta = \beta_s \phi_{is} / 2Q_{is}$ となる（各式の詳細は別紙-4で詳述）。したがって、流体-構造連成による応答低減効果は刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ で考慮されていること、応答倍率 Q と減衰定数 ζ の関係 $Q = 1/2\zeta$ と刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ がそれぞれ独立した変数であることから、流体-構造連成による応答低減効果は減衰として扱うものではない。

水槽-燃料ラック間の流体-構造連成による応答低減効果が、減衰定数の算出に寄与しないことを確認するため、多自由度系解析モデルを用いて、水槽-燃料ラック間の流体-構造連成効果を無効とした（水槽-燃料ラック間の非対角質量のみ削除）場合と有効とした場合について、減衰定数と応答加速度との関係及び燃料ラック頂部の応答倍率を比較した結果を図8に示す。

図8の減衰定数と応答加速度との関係の比較から、水槽-燃料ラック間の流体-構造連成効果の有無に対して、減衰定数と応答加速度の関係に大きな差異はないことがわかる。このように

減衰定数の算出において、刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ を考慮することで、水槽－燃料ラック間の流体－構造連成による応答低減効果を減衰定数の算出評価から分離できることがわかる。

流体－構造連成効果の有無による燃料ラック頂部の応答倍率を比較すると、流体－構造連成ありの場合の応答倍率 Q_{is} は10.4であるが、流体－構造連成（非対角質量）なしの場合は流体－構造連成による応答抑制効果がないため応答倍率 Q_{is} が14.5まで大きくなっている。このとき刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ の大小関係は応答倍率の関係と同様となり、流体－構造連成ありの場合0.97、流体－構造連成なしの場合1.55と大きくなる。このため、流体－構造連成の有無で応答倍率が異なっても刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ を考慮することで、減衰定数の算定結果はほぼ一致することがわかる。

また、燃料ラックの1次モードのモード形状は燃料ラック下端を支持点として片側に傾く単純な振動モードとなり、上端に向かって応答振幅が大きくなる分布となるため、1自由度系の応答に比べて、燃料ラック上端部の応答がより大きくなる。このため、流体－構造連成による応答抑制効果がない流体－構造連成なしの場合では、1自由度系の刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ は1.0となるが、本解析のような多自由度系では燃料ラック上端の刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ は1.55となって1自由度系より大きくなる。このように刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ はモード形状や流体－構造連成による応答抑制効果により変化する。よって減衰定数の算出においては刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ を解析により求め、前述したように、1自由度系の場合の応答倍率 Q に対し、燃料ラック上端の応答倍率 Q_{is} が $\beta_s \phi_{is}$ 倍となることを考慮し、減衰定数を $\zeta = \beta_s \phi_{is} / 2Q_{is}$ より求めている。

なお、本解析では、固有ベクトル ϕ_{is} は各モードの固有ベクトルの最大値が1となるよう正規化しているため、本解析で着目している燃料ラックの1次モードで最も応答が大きい燃料ラック頂部の固有ベクトルは常に1となる。このため本解析の正規化の方法では燃料ラック頂部の刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ は刺激係数 β_s と同じ数値となる。また、別紙9-4に示すように正規化の方法が異なっても刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ は等しくなる。

各モードの刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ の総和は1であるため、流体－構造連成を考慮した多自由度系解析で1次モードである燃料ラック頂部の刺激関数 $\beta_s \phi_{is}$ が0.97であることは、振動系に加えられた外力と燃料ラック1次モードが受ける度合いとがほぼ同じであることを示すものである。

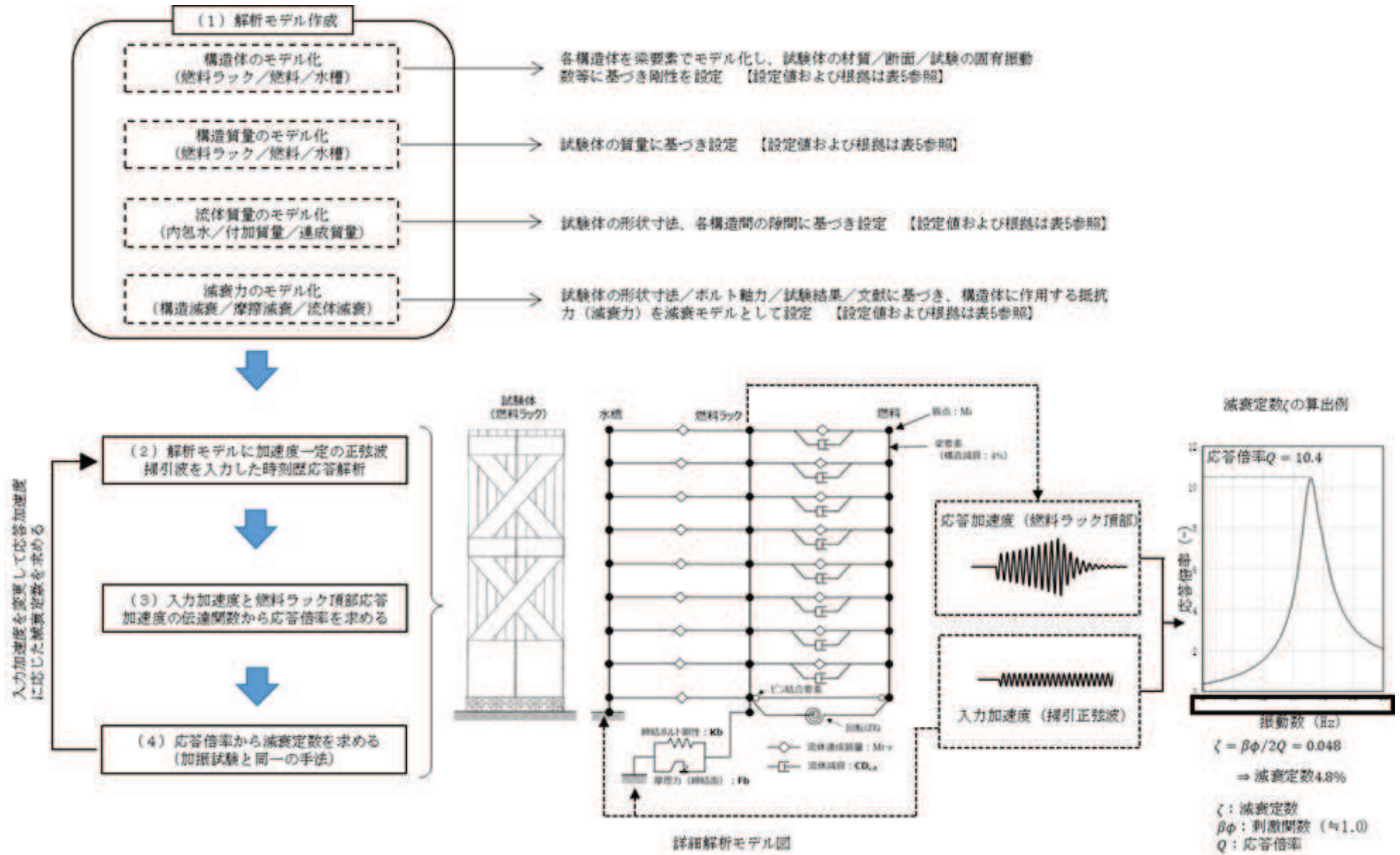


図6 多自由度系解析モデルの解析フロー

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表4 多自由度系解析モデルの考え方(1/2)

項目	多自由度系解析モデル	(参考) 1 質点系解析モデル	
解析モデル	流体-構造連成多質点系ばね-マスモデル	1 質点系ばね-マスモデル	
質量のモデル化	水槽, 燃料ラック及び燃料の構造質量, 流体付加質量を多質点系の質量としてモデル化した。 各質点への質量の配分は各構造で高さ方向の単位長さ当りの質量として各質点に均等に配分した。	水槽を除く燃料ラック及び燃料の構造質量, 流体付加質量を1 質点系の質量としてモデル化した。 燃料ラックの主要な振動モードである1次モード形状を考慮し, 1 質点系モデルとして等価な質量とした。	
はり要素のモデル化	水槽, 燃料ラック及び燃料の各構造の剛性をはり要素によりモデル化した。 燃料ラックの締結ボルトの剛性は, めねじとおねじとの隙間による柔軟性を考慮し, 低振幅領域の初期剛性を低くなるよう非線形ばね要素によりモデル化した。	燃料ラック本体及び締結ボルトの剛性は, 剛性一定のばね要素でモデル化した。 ラック剛性: K_r 及び締結ボルト剛性: K_b を設定し, 直列に配置した。	
減衰	構造減衰 (線形減衰)	応答依存性が無い構造減衰は, 摩擦減衰, 流体減衰の影響がない水中/燃料 30 体 (100%) 貯蔵の加振試験結果を外挿して得られた, 相対応答加速度 $0m/s^2$ 時の減衰定数 4% を水槽, 燃料ラック及び燃料の構造減衰: C_r として設定した。	燃料ラックの構造減衰: C_{r1} は, 気中/燃料 0 体貯蔵の加振試験で得られた減衰定数 2% ^{*2} を設定した。
	摩擦減衰	ボルト締結面の摩擦減衰は, ラックベースと床面位置でモデル化し, 締結ボルトのばね要素における変位に対して摩擦力: F_b で定義された摩擦履歴特性としてモデル化した。 低振幅領域で摩擦力以下の外力で微小すべりが発生する, 予すべりの考え方 ^{*1} を導入し, 摩擦力 F_b が低振幅領域で小さくなる摩擦モデルを設定した。	ボルト締結面の摩擦減衰は, 簡素化してモデル下端のラックベースと床面位置でモデル化し, 締結ボルトのばね要素における変位に対して一定の摩擦力: F_b で定義された摩擦履歴特性としてモデル化した。
	流体減衰	燃料ラックセル内で燃料が燃料ラックと相対運動する際の流動抵抗を, 燃料ラックと燃料の対向する質点間の減衰としてモデル化した。 燃料ラックセル内の燃料断面形状寸法から角柱の抗力係数: $C_d=2$ として速度二乗比例の流体抗力 (減衰力) を設定した。	モデル化に含まない。
	考慮する減衰	<ul style="list-style-type: none"> 構造減衰 (水槽, 燃料ラック, 燃料) 摩擦減衰 (燃料ラック締結面) 流体減衰 (燃料ラック-燃料間) 	<ul style="list-style-type: none"> 構造減衰 (燃料ラック) 摩擦減衰 (燃料ラック締結面)

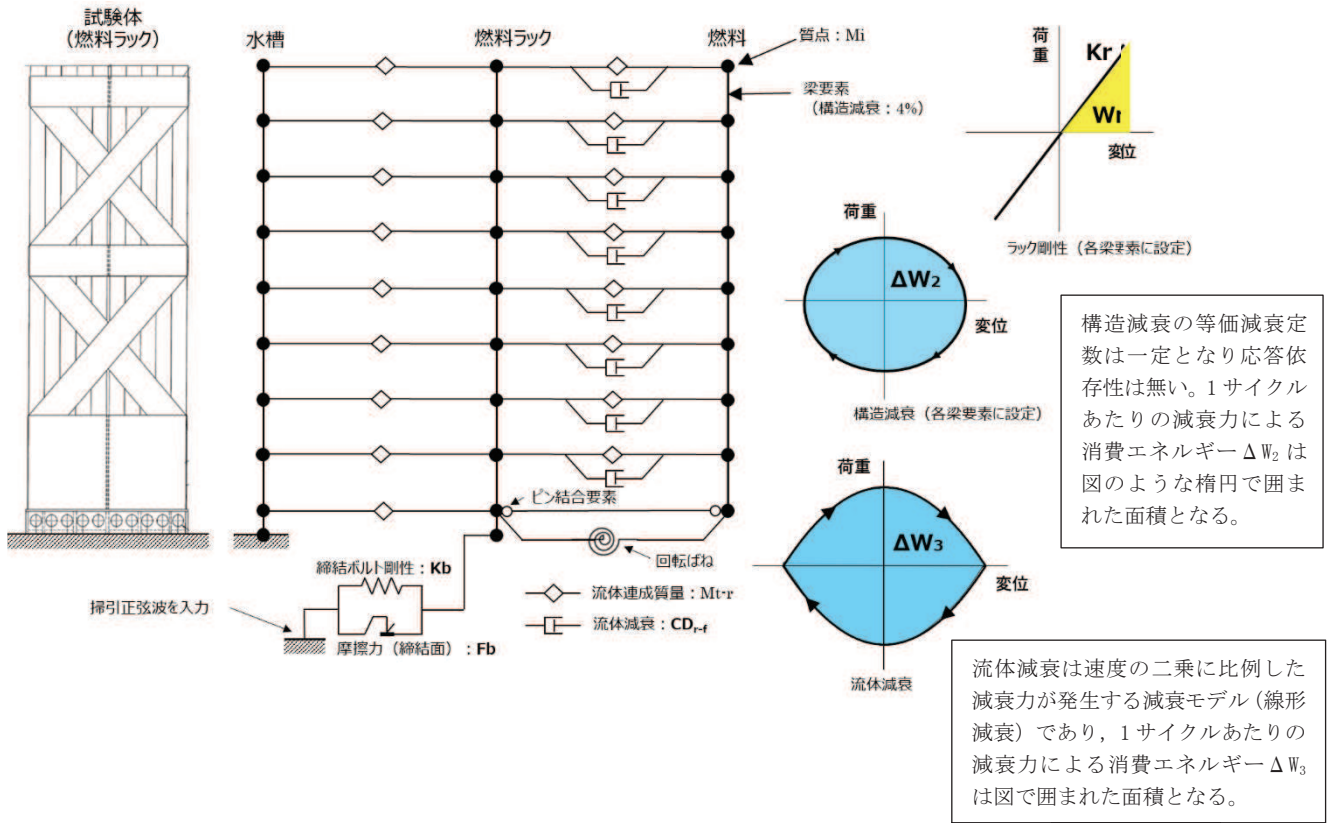
表 4 多自由度系解析モデルの考え方(2/2)

項目	多自由度系解析モデル	(参考) 1 質点系解析モデル
<p>考慮する水中の応答影響 (流体-構造連成)</p>	<p>(水槽-燃料ラック間) 流体の質量効果による固有振動数の低下を考慮し、水の付加質量(対角質量)による影響を燃料ラックの構造質量に加え、モデル化している。 水槽と燃料ラック間の流体-構造連成のモデル化(非対角質量)により、燃料ラックの刺激係数の低下に伴う応答低減効果を考慮する。応答低減効果は、減衰定数の算出にはほとんど影響しないため(図 8 参照)、減衰定数の算出においては、流体-構造連成による応答低減効果は減衰として扱わない。</p> <p>(燃料ラック-燃料間) 流体の質量効果による固有振動数の低下を考慮し、水の付加質量(対角質量)による影響を燃料ラックの構造質量に加え、モデル化している。 燃料と燃料ラック間の流体-構造連成のモデル化(非対角質量)により、燃料との連成振動による刺激係数の低下に伴う応答低減効果を考慮する。本モデル化は、ラックと燃料間の相対運動から流体減衰を適切に算出するために流体-構造連成を考慮したものである。なお、ラックと燃料間の流体-構造連成によるラックの応答低減効果は比較的小さく、減衰定数の算出への影響も小さいと考えられる。</p>	<p>水槽-燃料ラック間に関しては、流体の質量効果によって固有振動数が低下することを考慮し、水の付加質量(対角質量)を燃料ラックの構造質量に加えた。 水槽をモデル化していないため、連成質量(非対角質量)はモデル化に含めていない。 燃料ラック-燃料間に関しては、構造が一体で振動することとしているため流体-構造連成はモデル化していない。 以上から流体-構造連成による応答低減効果は 1 質点系解析モデルでは考慮していない。</p>
<p>減衰定数算定方法</p>	<p>加振試験と同様の条件として加速度一定の掃引正弦波(8→20Hz)を解析モデルに入力し、ルンゲ・クッタ法による時刻歴応答解析により、燃料ラックの相対応答加速度を算定した。 加振試験と同様に入力加速度と相対応答加速度との伝達関数から燃料ラックの応答倍率及び減衰定数を算定した。</p>	<p>同左</p>

注記*1: 参考文献「接合面を有する系の減衰振動の解析」, 新野ら, 日本機械学会論文集(C編) 49 巻 448 号 (1983)

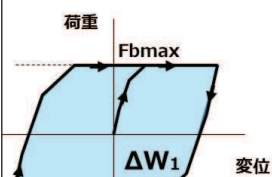
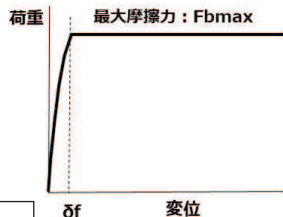
*2: 構造減衰は、構造体の構造/質量/系の構成等で変動するため、1 質点系解析モデルの予備的検討では、減衰 2%で代表させた。

振動エネルギー（ひずみエネルギー）は燃料ラック剛性に伴う W_b 及び締結ボルト剛性に伴う W_r は図の三角で囲まれた面積となり、減衰定数は、減衰力による消費エネルギー（ $\Delta W_1 + \Delta W_2 + \Delta W_3$ ）と系全体の振動エネルギー（ $W_b + W_r$ ）の消費率比（ $\Delta W_1 + \Delta W_2 + \Delta W_3$ ） / （ $W_b + W_r$ ）から定まる。

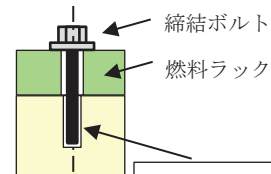
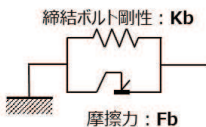


摩擦係数以下でも微小すべりが発生するとする考え方を適用し、摩擦力はすべり変位が δf までの低振幅領域では最初は急激に最大摩擦力 F_{bmax} に近づき、 δf に近づくにつれ、変化が遅くなるように設定した。

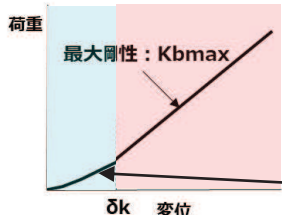
燃料ラック締結面摩擦特性のモデル化



締結面に荷重が作用するとすべりが発生し、速度に依存しない一定の摩擦力 F_b が相対速度と逆向きに働く減衰モデルである。1サイクルあたりの減衰力による消費エネルギー ΔW_1 は図のような長方形で囲まれた面積となる。



締結部ボルト剛性のモデル化



締結ボルト剛性 K_b は、水平方向剛性として、めねじとおねじとの隙間による柔軟性を考慮し、 δk までの低振幅領域では変位に比例して剛性が徐々に増加するよう非線形ばね特性を設定した。

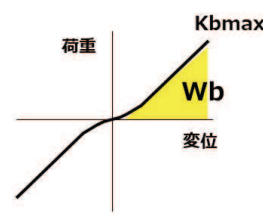


図7 多自由度系解析モデル

表 5 多自由度系解析モデル諸元 (1/2)

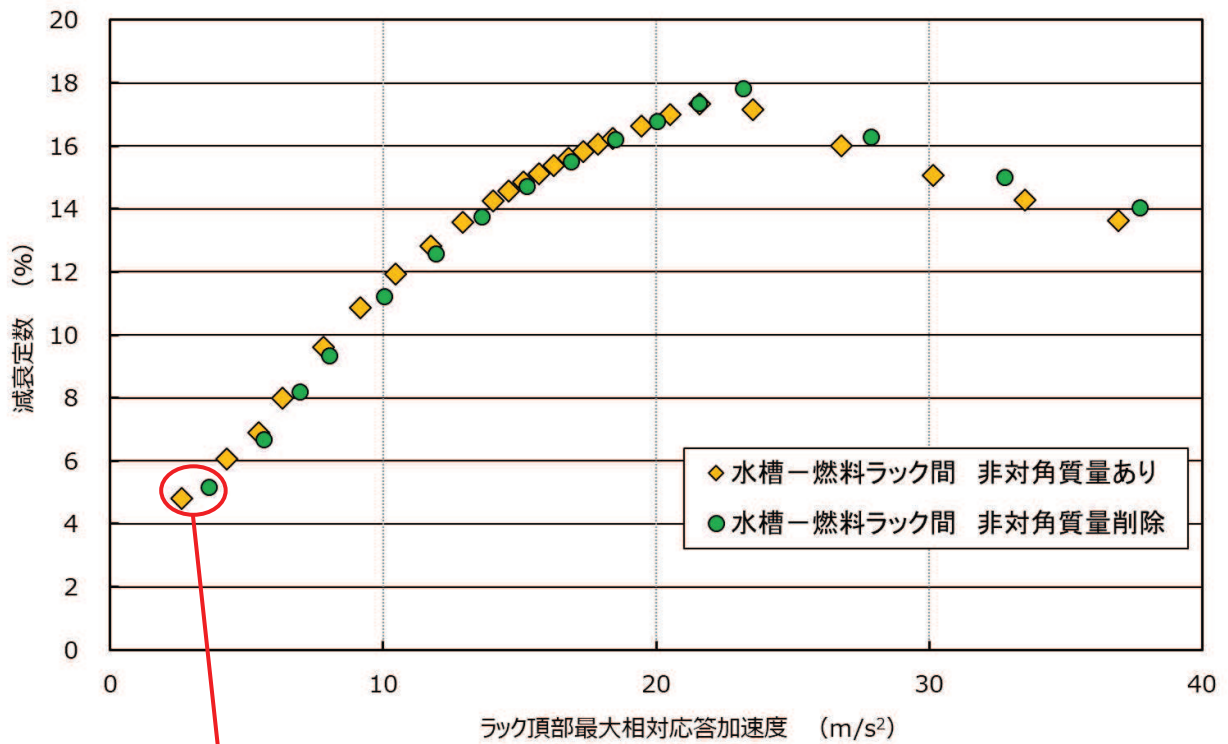
No.	記号	解析条件	モデル入力値	根拠
1	M_r	燃料ラック質量		構造質量と理論式に基づく流体付加質量を燃料ラックの各質点に均等に設定。一意に定まる。
2	M_f	燃料質量		構造質量と理論式に基づく流体付加質量を燃料の各質点に均等に設定。一意に定まる。
3	M_t	水槽質量		構造質量と理論式に基づく流体付加質量を水槽の各質点に均等に設定。一意に定まる。
4	M_{r-f}	燃料ラック-燃料間連成質量		理論式に基づく流体付加質量を各質点に均等に設定。一意に定まる。
5	M_{t-r}	水槽-燃料ラック間連成質量		理論式に基づく流体付加質量を各質点に均等に設定。一意に定まる。
6	$K_{b_{max}}$	締結ボルト剛性		試験結果を考慮して設定。ボルト締結面で微小すべりが発生し、応答が大きい領域における共振振動数を踏まえ、調整する。
7	EI_r	燃料ラックの剛性 (胴部中央曲げ剛性)		試験結果を考慮して設定。ボルト締結面で微小すべりの未発生時の燃料ラック固有振動数を踏まえ、調整する。
8	EI_f	燃料の剛性 (曲げ剛性)		燃料チャンネルボックスの断面形状寸法より設定。一意に定まる。
9	EI_t	水槽の剛性 (曲げ剛性)		試験結果(水槽固有振動数)から設定。一意に定まる。
10	K_θ	燃料ラック-燃料間の回転ばね		燃料の転倒方向の剛体モードに対し、下端回転剛性を燃料の高次モードに影響のない範囲で設定。一意に定まる。
11	C_r	燃料ラックの構造減衰 (1次モード減衰定数)		試験結果(30体貯蔵)から減衰4%と設定。一意に定まる。
12	$F_{b_{max}}$	ボルト締結面摩擦力		試験結果を考慮して設定。ボルト締結面のボルト締付力、燃料ラック及び燃料の水中質量、摩擦係数等から設定し、試験結果と合うように調整する。
13	CD_{r-f}	燃料ラック-燃料間流体減衰 (二乗比例減衰係数)		燃料ラックセル内の流動抵抗を抗力係数: $Cd=2$ として設定。一意に定まる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

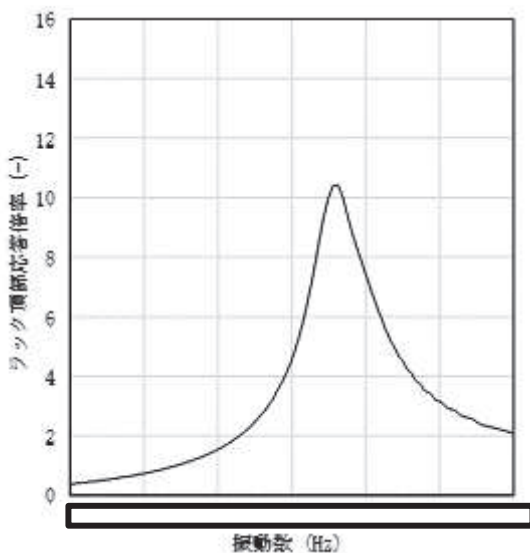
表 5 多自由度系解析モデル諸元 (2/2)

No.	記号	解析条件	モデル入力値	根拠
14	δf	摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位		試験結果を考慮して設定。 低振幅領域で摩擦力以下の外力で微小すべりが発生するとの考え方を導入し、最大摩擦力 Fb_{max} に到達する変位を最大変位 δf とし、試験結果から得られた減衰特性を再現するように調整する。
15	δk	締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位		試験結果を考慮して設定。 締結ボルトのおねじとめねじの隙間により剛性が低下すると仮定し、締結ボルト剛性 Kb_{max} に到達する変位を最大変位 δk とし、試験結果から得られた減衰特性を再現するように調整する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

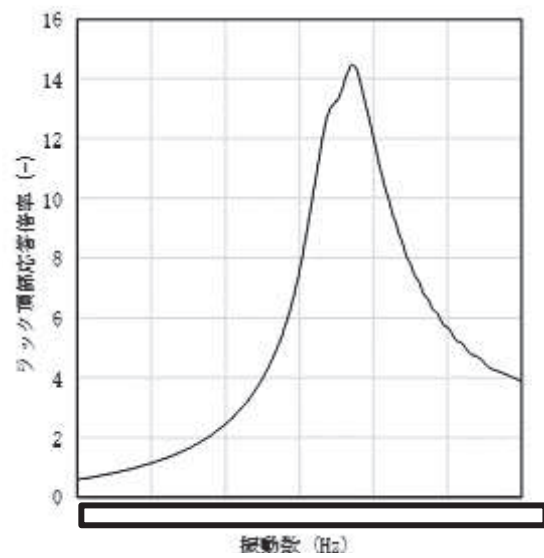


(a) 減衰定数と応答加速度との関係比較



流体構造連成（非対角質量）あり

応答倍率 $Q=10.4$
 刺激係数 $\beta=0.97$
 固有ベクトル $\phi=1.0$
 減衰定数=4.7%
 最大相対応答加速度=2.6m/s²



流体構造連成（非対角質量）なし

応答倍率 $Q=14.5$
 刺激係数 $\beta=1.55$
 固有ベクトル $\phi=1.0$
 減衰定数=5.3%
 最大相対応答加速度=3.6m/s²

(b) 水槽－燃料ラック間の流体構造連成効果によるラック頂部応答倍率比較

図 8 水槽－燃料ラック間の流体構造連成効果の減衰定数への影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.5.2 多自由度系解析モデルの解析結果

多自由度系解析モデルによる固有値解析結果の燃料ラックの振動モード及び固有振動数と加振試験結果との比較を図 9 に示す。多自由度系の解析では、締結面のすべりによる非線形性の寄与が小さい低加速度入力の供試体固有振動数を比較対象とする。固有値解析結果における燃料ラックの振動モード及び固有振動数は、加振試験結果と概ね一致している。

多自由度系解析モデルによる燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果を図 10 に示す。多自由度系解析モデルによる解析結果から得られた燃料ラックの減衰挙動は、加振試験結果で得られた特徴のように、燃料ラックの相対応答加速度が増加するに伴って減衰が増加した後、相対応答加速度に反比例し一定値へ漸近するような低下傾向となることを確認した。また、すべての相対応答加速度の範囲において、減衰定数の絶対値は試験結果と同等の結果となり、最大で約 17%の減衰となっていることを確認した。

この解析結果は、燃料ラックの減衰要因として抽出・分類した構造減衰、流体減衰及び摩擦減衰を考慮したものであり、各減衰要因の寄与程度について、表 6 のとおり確認した。また、基準地震動 S_s による燃料ラックの相対応答加速度である 30m/s^2 付近におけるボルト締結面のすべり量は 2mm 程度であり、実機及び供試体のラックベースと締結ボルト間のクリアランスの範囲内 (5mm 程度) である。

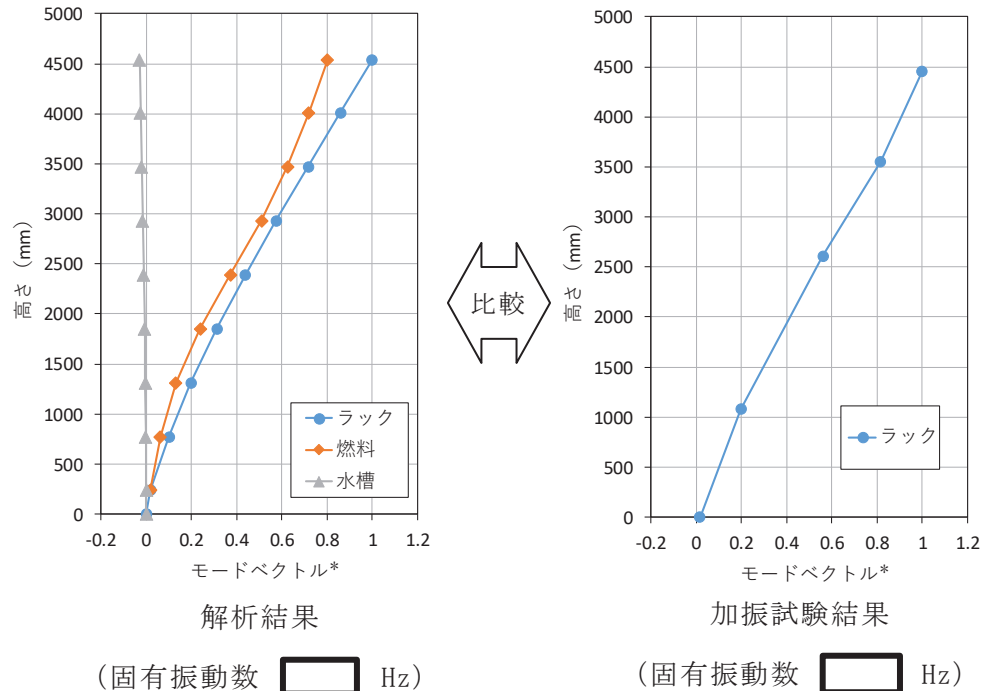


図 9 解析結果から得られた燃料ラックの振動モード及び固有振動数と加振試験結果との比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

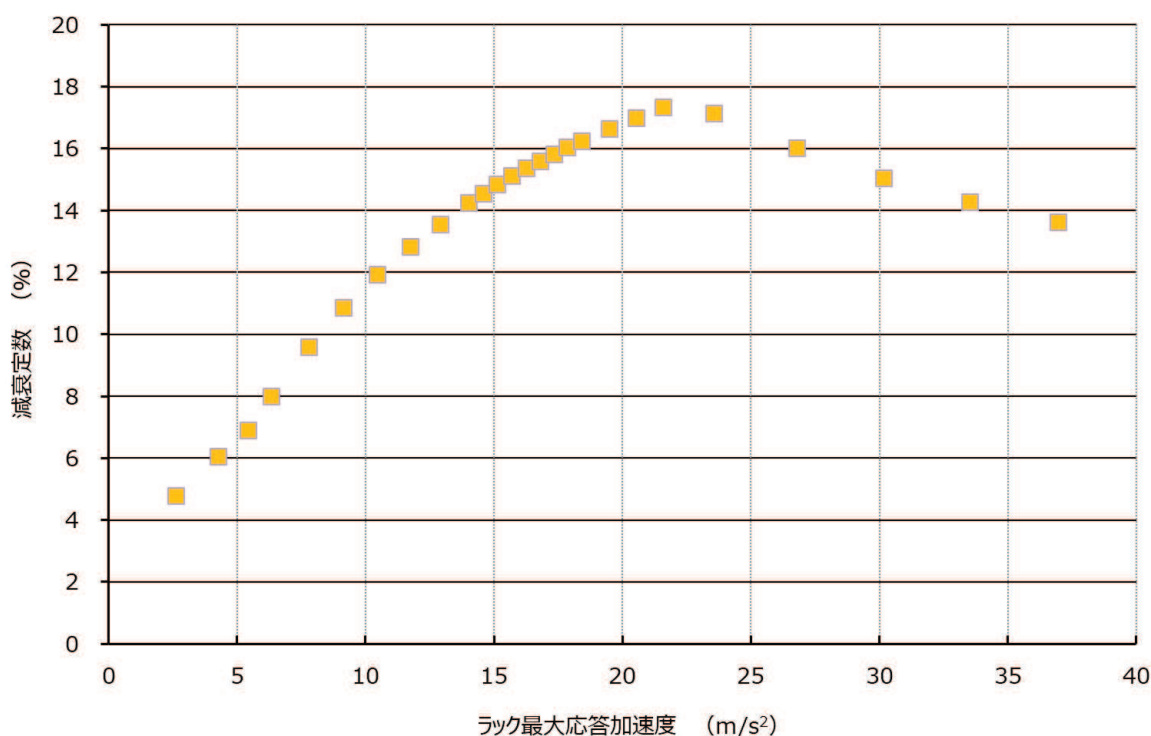


図 10 燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果
(多自由度系解析モデル)

表 6 各減衰要因の減衰定数への寄与程度

減衰要因	減衰の寄与程度	減衰の寄与程度の確認方法	備考
1. 構造減衰	4%	応答によらず一律の設定	—
2. 流体減衰	0~0.2%程度	解析モデルにおいて、流体減衰を無効にした解析結果との差異	燃料ラックの振動エネルギーに対して、流体密度とラックセル内でのラックと燃料の相対挙動による流速で定まる流体減衰力は小さいため、減衰効果が小さいものと考えられる
3. 摩擦減衰	0~12%程度	解析結果から減衰要因の構造減衰及び流体減衰を除いたもの	—

2.5.3 多自由度系解析モデルの解析結果と1質点系解析モデルの解析結果の比較

多自由度系解析モデルは、加振試験の外挿領域における減衰傾向を把握することを目的とした1質点系解析モデルに対して、以下のとおり、燃料ラックの減衰挙動をより加振試験結果に合わせることができている。図11に多自由度系解析モデルの解析結果と1質点系解析モデルの解析結果の比較を示す。

- ①燃料ラック締結面の摩擦特性として低振幅領域における微小すべり*を考慮することで摩擦減衰の立上りを改善した。
- ②燃料ラックの締結ボルトの水平方向剛性として締結ボルトの隙間（おねじとめねじの関係）による柔性を考慮し、低振幅領域に非線形ばね特性を考慮することで摩擦減衰を全体的に改善した。
- ③構造減衰の設定は、加振試験結果を踏まえて4%とした。

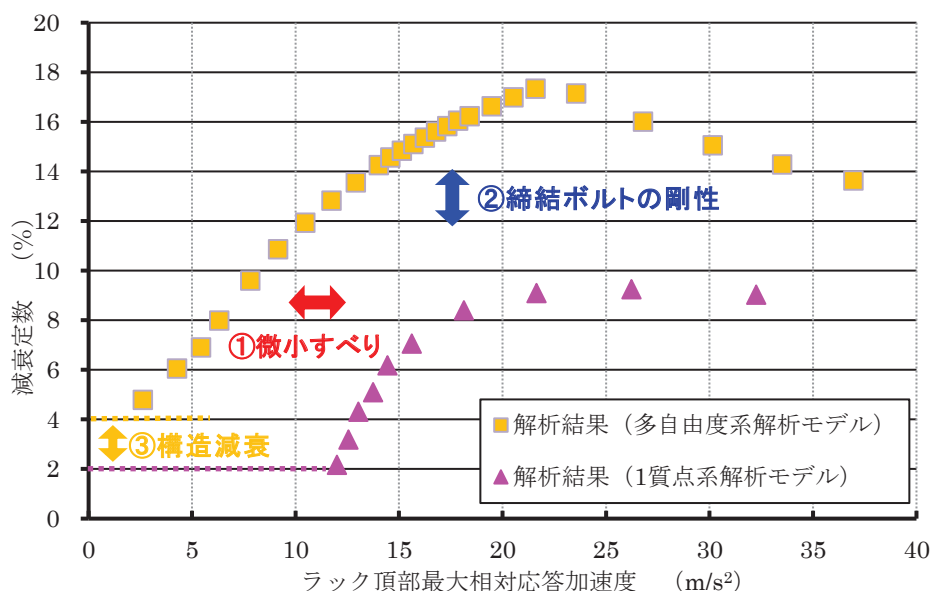


図11 多自由度系解析モデルの解析結果と1質点系解析モデルの解析結果の比較

注記*：参考文献「接合面を有する系の減衰振動の解析」，新野ら，
日本機械学会論文集（C編）49巻448号（1983）

2.5.4 多自由度系解析モデルの解析結果と試験結果の比較

多自由度系解析モデルによる解析結果は、減衰定数とラック頂部相対応答加速度の関係について加振試験結果と比較して、燃料ラックの相対応答加速度（横軸）がわずかに相違しており、これは接触状態などが均一で理想的な状態の解析と、試験条件とで相違するためと考えられる。そのため、解析結果を加振試験結果と合わせるように横軸方向の小さい側にシフト（ 3m/s^2 ）させた。シフトさせた解析結果及び加振試験結果における減衰の全体傾向比較を図12に示す。

比較の結果、全体的な傾向は概ね一致しており、加振試験範囲を超える外挿領域における減衰の低下傾向を解析結果が捉えられているものと考えられる。そのため、加振試験範囲を超える相対応答加速度を含め、基準地震動 S_s に対する燃料ラックの減衰は、加振試験結果を用いて減衰を低下させる近似直線によれば、約14~15%の範囲になる。

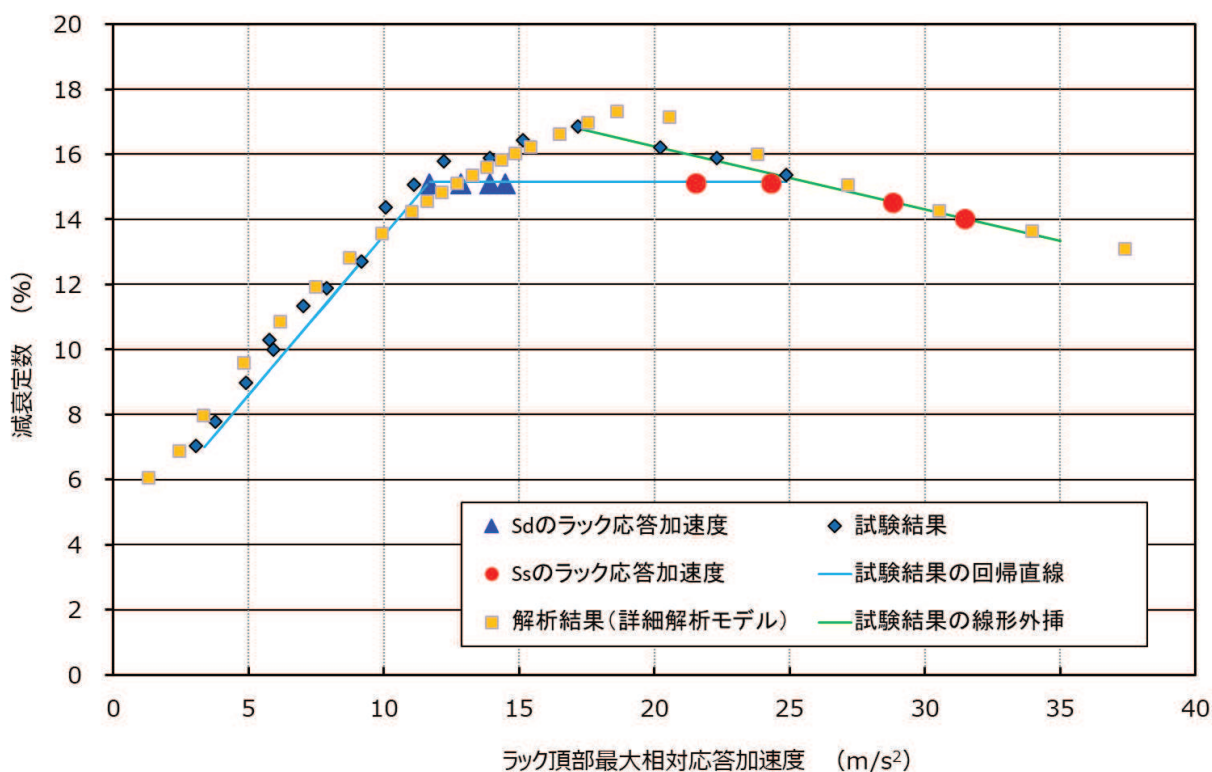


図12 燃料ラックの減衰挙動に係る解析結果と試験結果
(解析結果の横軸を -3m/s^2 シフト)

3. まとめ

加振試験結果により、燃料ラックの相対応答加速度を増加させていくと減衰定数が次第に増加した後、燃料ラックの相対応答加速度の増加に伴って低下する傾向となることも踏まえ、燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数を設定について検討した。

今回工認の基準地震動 S_s に対する燃料ラックの相対応答加速度が加振試験範囲を超える相対応答加速度範囲の減衰を確認するため、燃料ラックの減衰要因を整理した上で、減衰要因を考慮した多自由度系解析モデルによる燃料ラックの減衰挙動を解析した結果、加振試験結果で得られた特徴のように、燃料ラックの相対応答加速度が増加するに伴って減衰が増加した後、相対応答加速度に反比例し一定値へ漸近するような低下傾向となることを確認した。

また、加振試験範囲を超える外挿領域を含め、基準地震動 S_s に対する燃料の減衰は、概ね 14～15%程度であり、燃料ラックの地震荷重をより実態に応じて評価するため、設計用減衰定数を 7%と設定した。

したがって、燃料ラックの水平方向の設計用減衰定数として一律 7%を適用することは可能であると判断した。

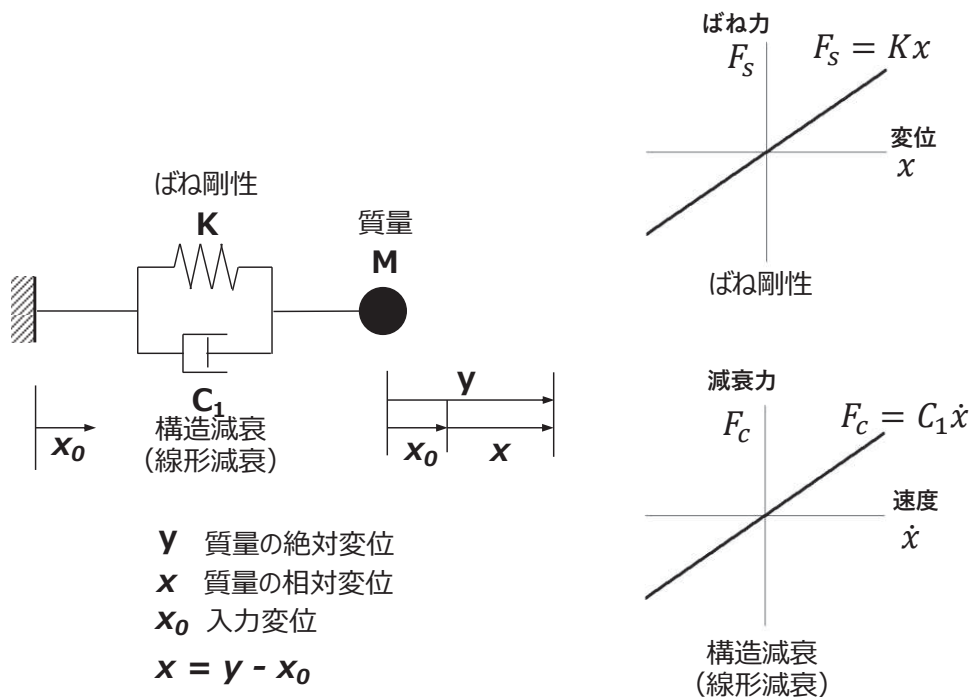
(参考検討)

試験範囲外における減衰定数の低下傾向に対する参考検討として、別紙-13にて、類似の試験を行った他プラントにおける燃料ラックの減衰定数の試験データとの比較考察を実施した。

解析モデルに考慮する各減衰要素

1. 構造減衰（線形減衰）

構造減衰は、速度の一乗に比例した減衰力が発生するモデルである。



補足図 1-1 構造減衰モデル

補足図 1-1 の 1 自由度系の運動方程式は(1)式のように得られる。

$$M\ddot{x} + C_1\dot{x} + Kx = -M\ddot{x}_0 \quad (1)$$

ここで、

$$\omega^2 = K/M \quad (2)$$

$$2\zeta\omega = C_1/M \quad (3)$$

とおけば、

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega\dot{x} + \omega^2x = -\ddot{x}_0 \quad (4)$$

とも書ける。

質点の変位が $x = a \sin \omega t$ のような単振動とすると、速度は $\dot{x} = \omega a \cdot \cos \omega t$ と表される。変位と減衰力の関係は補足図 1-1 に示され、振動エネルギー（最大ポテンシャルエネルギー）は、補足図 1-2 に示す三角形の面積となる。一方、変位と減衰力の関係は、変位と速度が $\pi/2$ ずれることから、補足図 1-3 に示す楕円形となり、減衰要素がなす仕事（消費エネルギー）は楕円の面積となる。

エネルギー消費率 ($\Delta W/W$) に、(2)、(3)式の関係を用いれば、(5)式の関係が成立する。

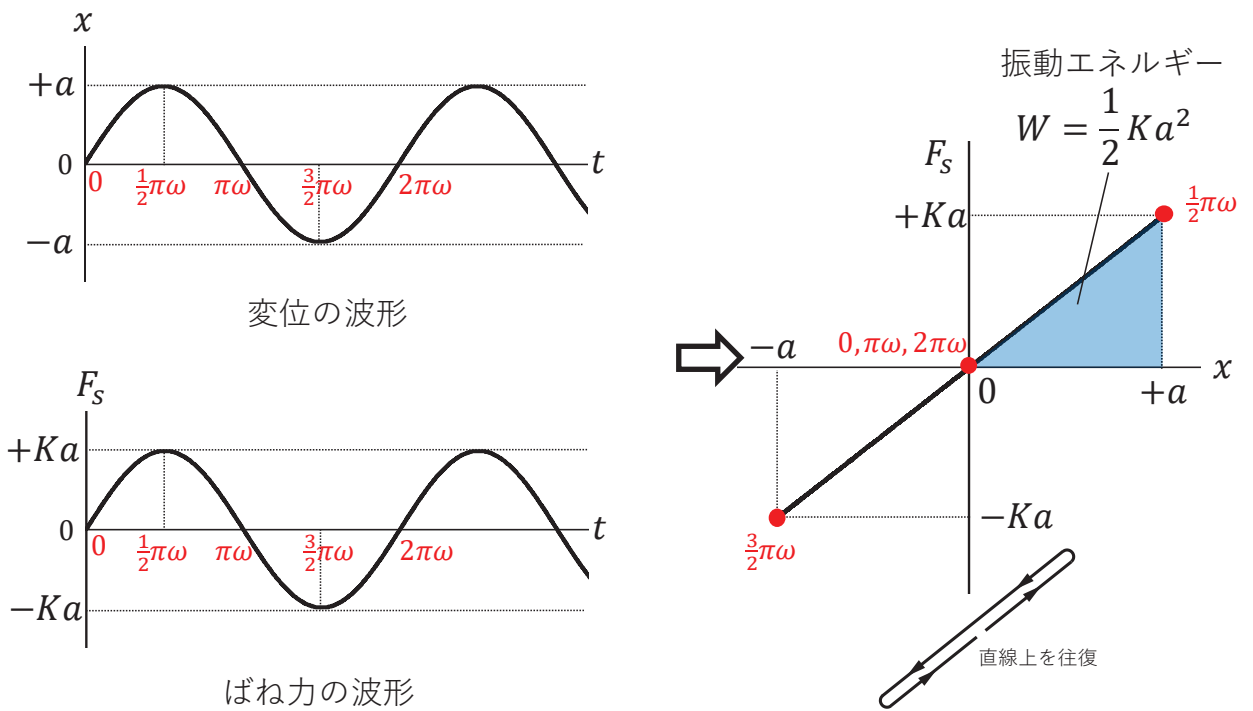
$$\frac{\Delta W}{W} = \frac{\pi C_1 \omega a^2}{1/2 K a^2} = 4\pi\zeta \quad (5)$$

すなわち、減衰定数は、

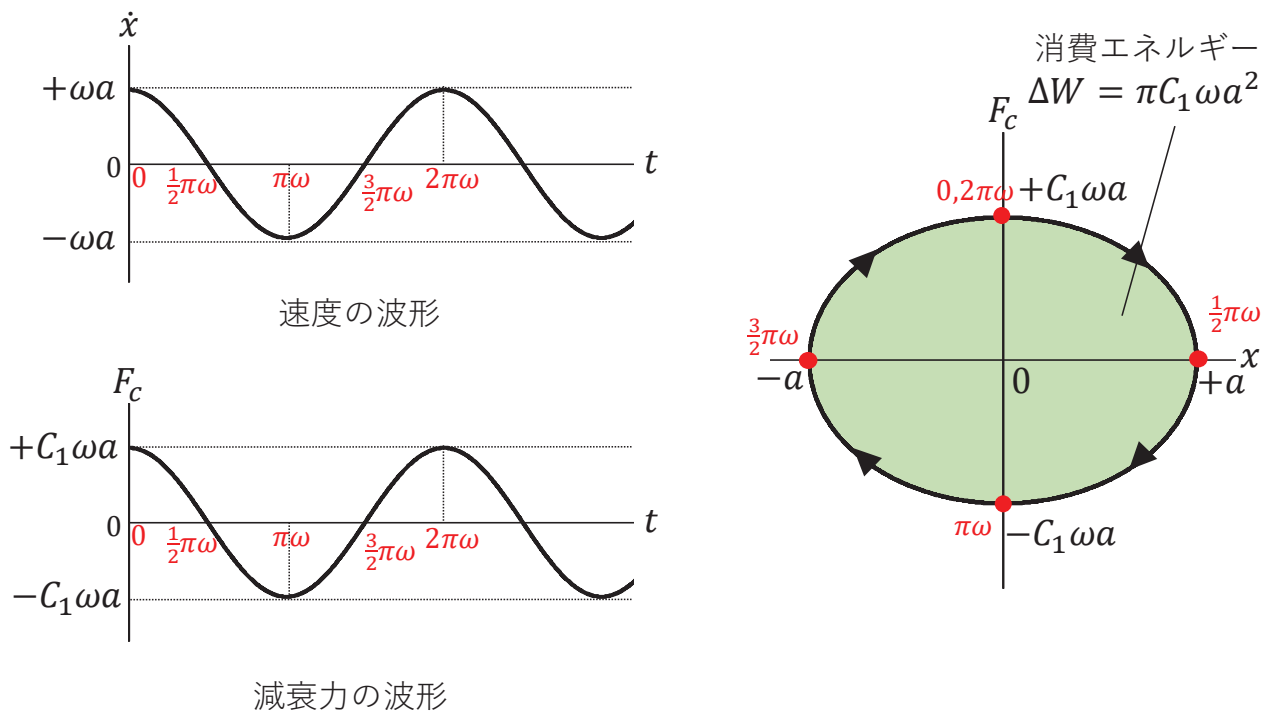
$$\zeta = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} \quad (6)$$

とも書ける。

ひずみエネルギーは変位振幅の二乗に比例するのに対し、構造減衰では、消費エネルギーも変位振幅の二乗に比例するため、減衰定数は質点の加速度・速度・変位に依存せず一定値となる。



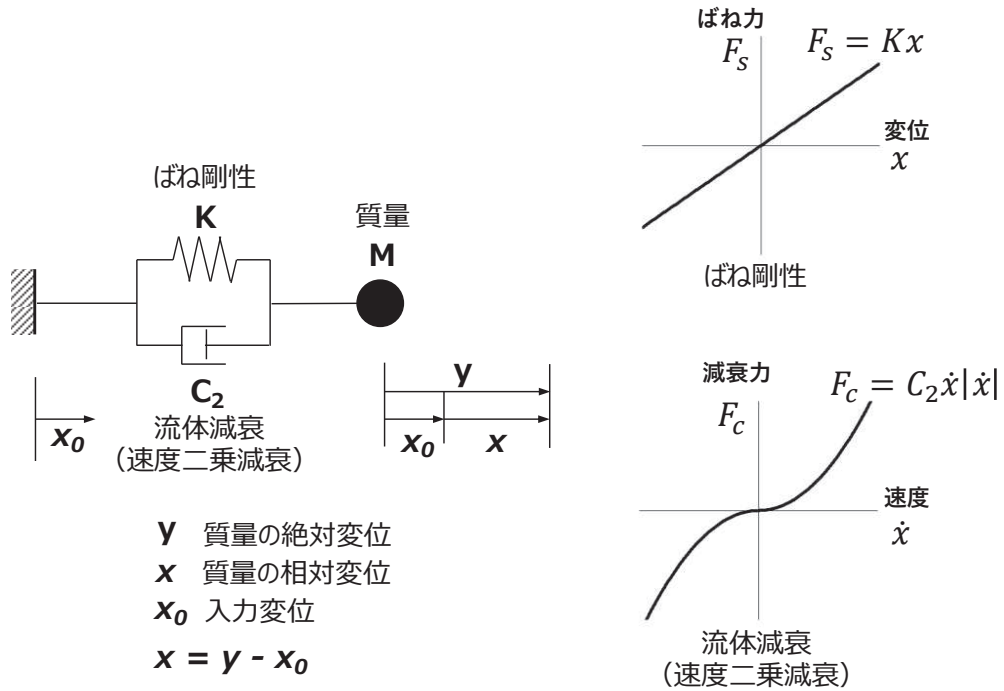
補足図 1-2 変位とばね力の関係



補足図 1-3 変位と減衰力の関係（構造減衰）

2. 流体減衰（速度二乗比例減衰）

流体減衰は、速度の二乗に比例した減衰力が発生するモデルである。



補足図 1-4 流体減衰モデル

変位と減衰力の関係は補足図 1-4 に示す形状となり、減衰要素がなす仕事（消費エネルギー）はこれに囲まれた面積となる。

前述の線形減衰では、速度の一乗に比例した減衰力が働き、運動方程式は線形常微分方程式となるので、取扱いが容易である。線形減衰以外の非線形な減衰機構の場合にも、速度の一乗に比例した減衰係数で近似できれば便利である。そこで、1 サイクルあたりの消費エネルギーが、線形減衰振動をしている振動系の消費エネルギーと等価になるような線形減衰係数を、等価減衰係数 C_{eq} とする。共振時（定常）の消費エネルギーを等しいと置けば、共振時の振動系の最大応答振幅は一致する。

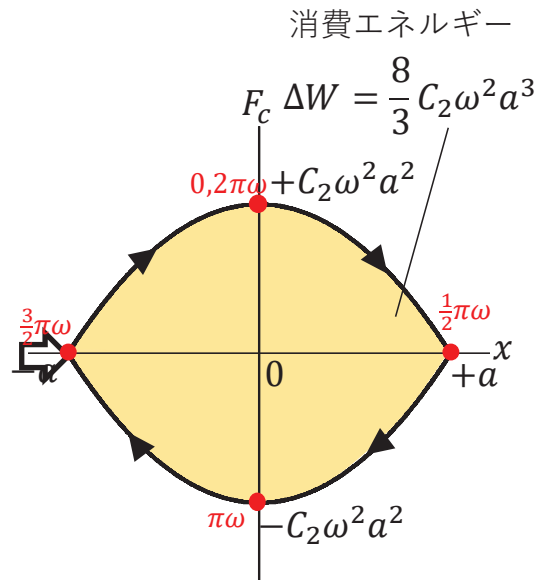
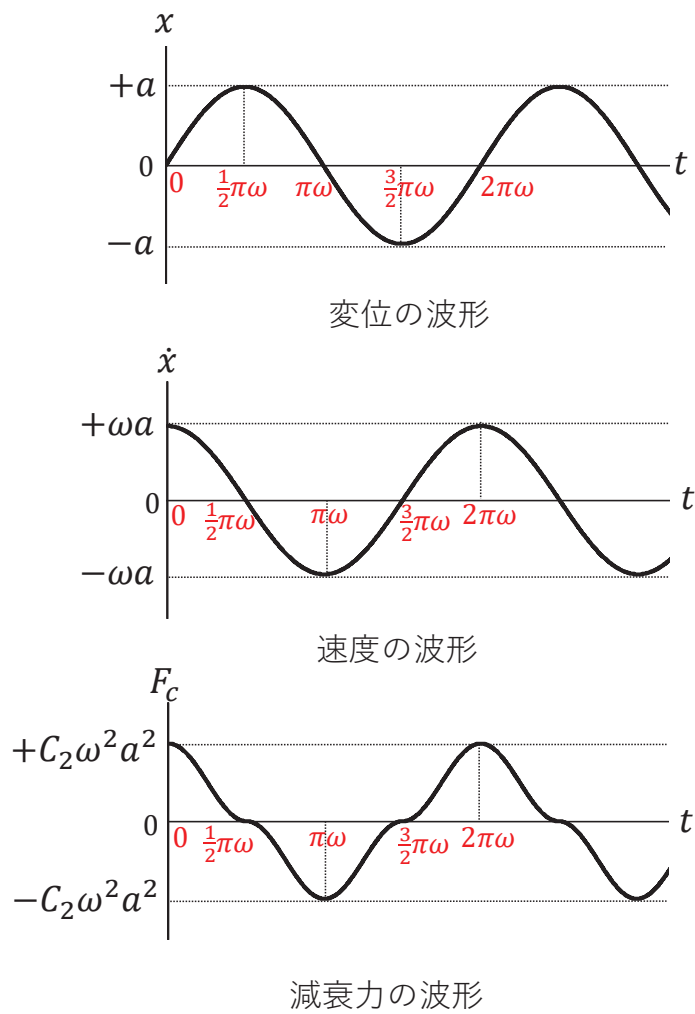
等価減衰係数 C_{eq} は、補足図 1-3 の面積と補足図 1-5 の面積が等しいとして、(7) 式で得られる。

$$C_{eq} = \frac{8C_2 a \omega}{3\pi} \quad (7)$$

また、(6) 式の消費エネルギーに、補足図 1-4 に示す消費エネルギーを当てはめると、等価減衰定数 ζ_{eq} として、(8) 式が得られる。

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\frac{8}{3} C_2 \omega^2 a^3}{\frac{1}{2} K a^2} = \frac{4C_2}{3\pi M} \cdot a \quad (8)$$

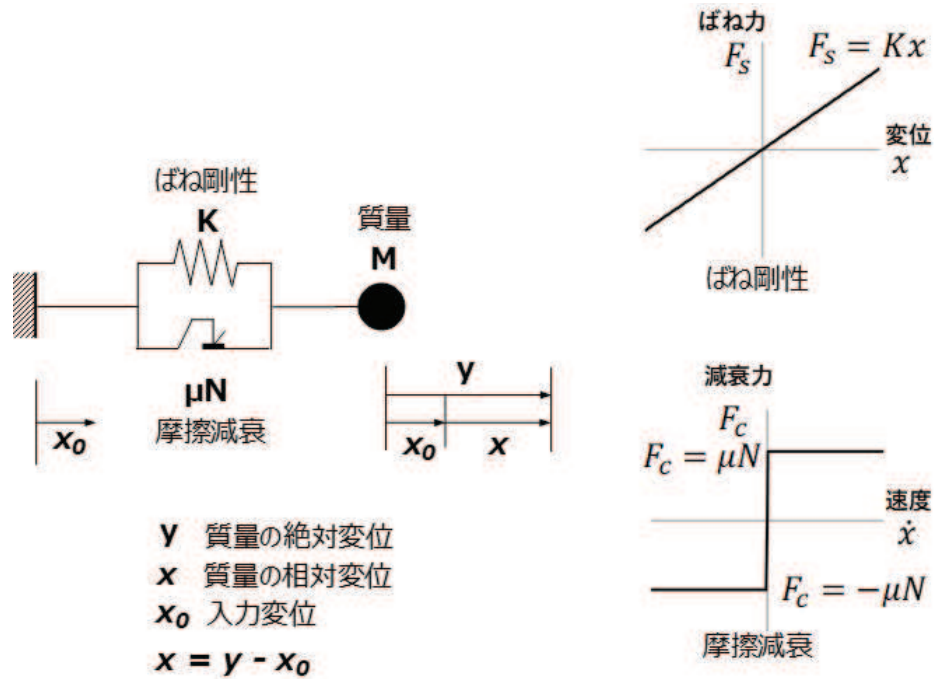
ひずみエネルギーは変位振幅の二乗に比例するのに対し、流体減衰では消費エネルギーは変位振幅の三乗に比例するため、等価減衰定数は振幅に比例する。



補足図 1-5 変位と減衰力の関係 (流体減衰)

3. 摩擦減衰

摩擦減衰は、速度に依存しない一定の摩擦力が、相対速度方向と逆に働くモデルである。



補足図 1-6 摩擦減衰モデル

変位と減衰力の関係は図 16 に示す長方形となり、減衰要素がなす仕事（消費エネルギー）は長方形に囲まれた面積となる。

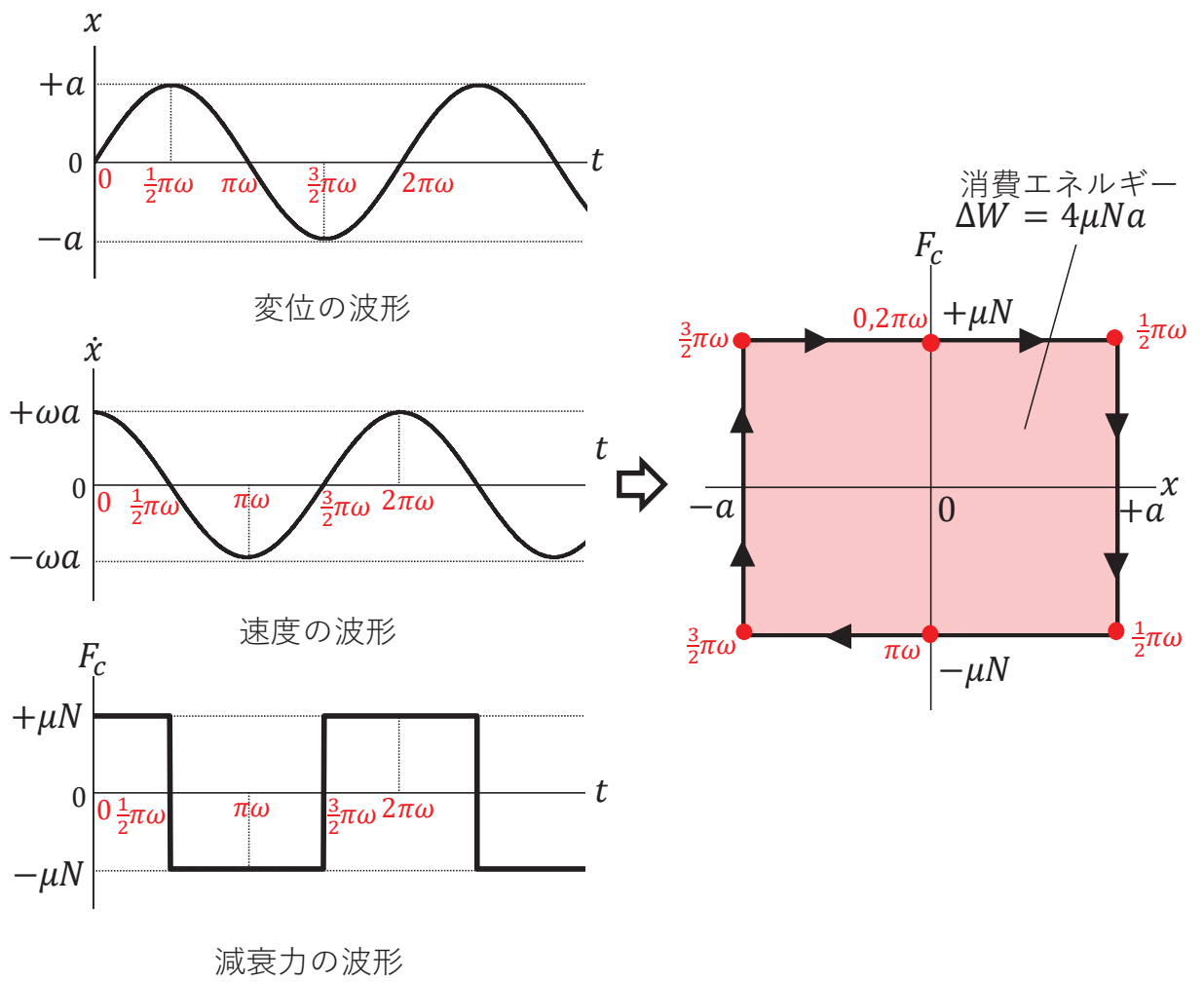
1 サイクルあたりの消費エネルギーが等価となるような線形減衰係数を等価減衰係数 C_{eq} とすれば、補足図 1-3 の面積と補足図 1-7 の面積が等しいとして、(9)式が得られる。

$$C_{eq} = \frac{4\mu N}{\pi a \omega} \quad (9)$$

また、(6)式の消費エネルギーに、補足図 1-7 に示す消費エネルギーを当てはめると、等価減衰定数 ζ_{eq} として、(10)式が得られる。

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{4\mu N a}{\frac{1}{2} K a^2} = \frac{2\mu N}{\pi K} \cdot \frac{1}{a} \quad (10)$$

ひずみエネルギーは変位振幅の二乗に比例するのに対し、摩擦減衰では消費エネルギーは変位振幅の一乗に比例するため、等価減衰定数は振幅に反比例する。

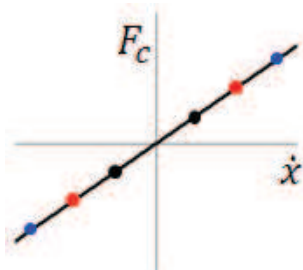
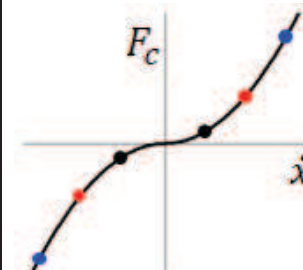
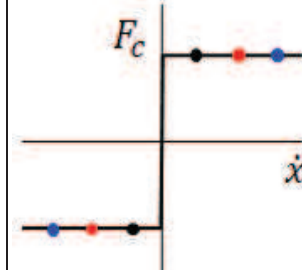
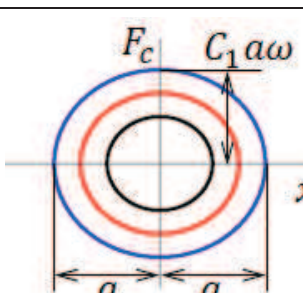
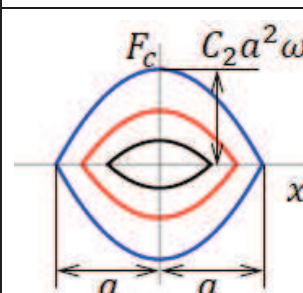
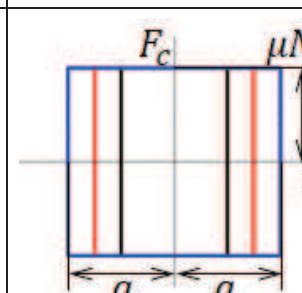
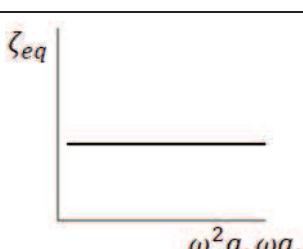
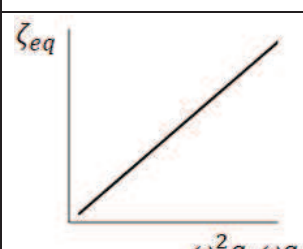
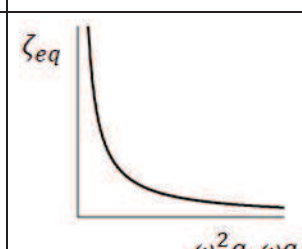


補足図 1-7 変位と減衰力の関係（摩擦減衰）

4. 各減衰要素の特徴のまとめ

各減衰要素の特徴をまとめて補足表 1-1 に示す。

補足表 1-1 各減衰要素の説明

減衰の形式	構造減衰 (線形減衰)	流体減衰 (速度二乗比例減衰)	摩擦減衰
説明	相対速度に比例した減衰力が発生するモデル	相対速度の二乗に比例した減衰力が発生するモデル	速度に依存しない一定の摩擦力が，相対速度方向と逆に働くモデル
減衰項	$F_c = C_1 \dot{x}$	$F_c = C_2 \dot{x} \dot{x} $	$F_c = \text{sgn}(\dot{x}) \cdot \mu N$ $\text{sgn}(\dot{x}) = \begin{cases} 1(\dot{x} > 0) \\ -1(\dot{x} < 0) \end{cases}$
減衰力と速度の関係			
減衰力と変位の関係			
等価減衰係数 [1]	$C_{eq} = C_1$	$C_{eq} = \frac{8C_2 a \omega}{3\pi}$	$C_{eq} = \frac{4\mu N}{\pi a \omega}$
等価減衰定数	$\zeta_{eq} = \frac{C_1}{2\sqrt{MK}}$	$\zeta_{eq} = \frac{4C_2}{3\pi M} a$	$\zeta_{eq} = \frac{2\mu N}{\pi K a}$
加速度，速度，変位と減衰定数の関係 (※)			

(※)横軸は，加速度，速度，変位のいずれでも減衰定数との関係は変わらず，構造減衰は振幅に依存せず一定，流体減衰は振幅に比例，摩擦減衰は振幅に反比例となる。

変位： $x = a \sin \omega t$ ，速度： $\dot{x} = \omega a \cdot \cos \omega t$ ，加速度： $\ddot{x} = -\omega^2 a \cdot \sin \omega t$

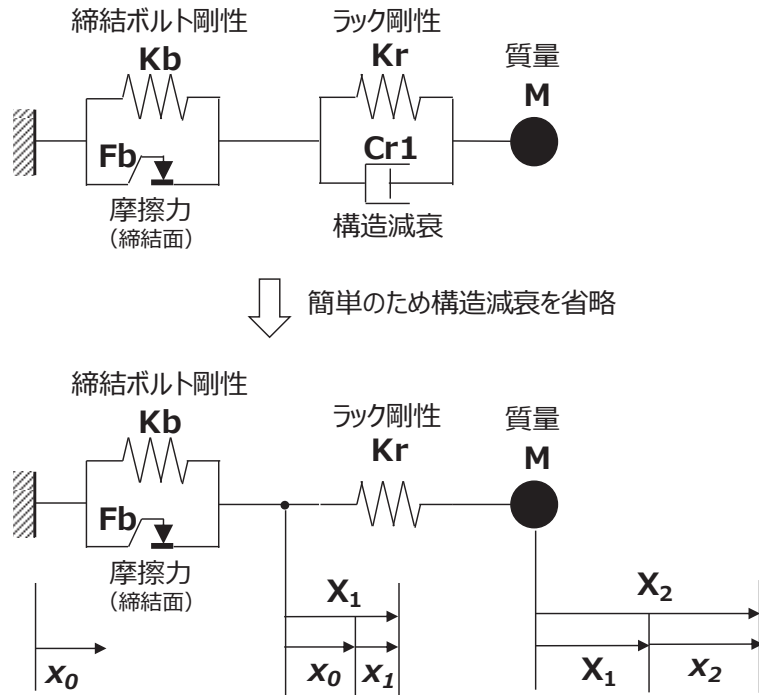
参考文献[1]：背戸一登・丸山晃市，「振動工学 解析から設計まで」pp. 68～69，森北出版，
2002

補足表 1-1 に使用した記号は下記のとおりである。

M	：質量
K	：ばね定数
C_1, C_2	：減衰係数
a	：変位振幅
$\omega = \sqrt{K/M}$	：角固有振動数
μ	：摩擦係数
N	：垂直抗力
F_c	：減衰力
\ddot{x}	：加速度
\dot{x}	：速度
x	：変位
C_{eq}	：等価減衰係数
ζ_{eq}	：等価減衰定数

5. 燃料ラックの摩擦減衰に着目した振幅依存性に関する定性的説明

ここでは、別紙 8 図 4 の 1 自由度系モデルから簡単のため構造減衰を省略し、補足図 1-8 に示すモデルを使って、振動エネルギーと消費エネルギーの比に着目し、減衰定数の振幅依存性について説明する。



補足図 1-8 1 自由度系モデル（構造減衰を省略）

振動エネルギーは、締結ボルト剛性のばねによるエネルギーと、ラック剛性のばねによるエネルギーの合算となる。締結ボルトのばね K_b は、摩擦力を越えると働くので、振動エネルギーは補足図 1-9(a) のようにラック応答変位が 0 の近傍ではエネルギーは 0 であり、振動し始めた後より振幅の大きい領域の振動エネルギーは、 $W_b = 1/2 \cdot K_b x_1^2$ で表される。一方、ラック剛性のばね K_r はラック応答変位が 0 を超えると働くので補足図 1-9(b) となり、振動エネルギーは $W_r = 1/2 \cdot K_r x_2^2$ で表される。この系全体の振動エネルギーは、 $W = W_b + W_r$ となり、補足図 1-9(c) となる。

消費エネルギーは、摩擦力を越えると働くので、補足図 1-9(d) のようにラック応答変位が 0 の近傍ではエネルギーは 0 であり、振動し始めた後より振幅の大きい領域の消費エネルギーは、 $\Delta W_b = 4F_b x_1$ で表される。

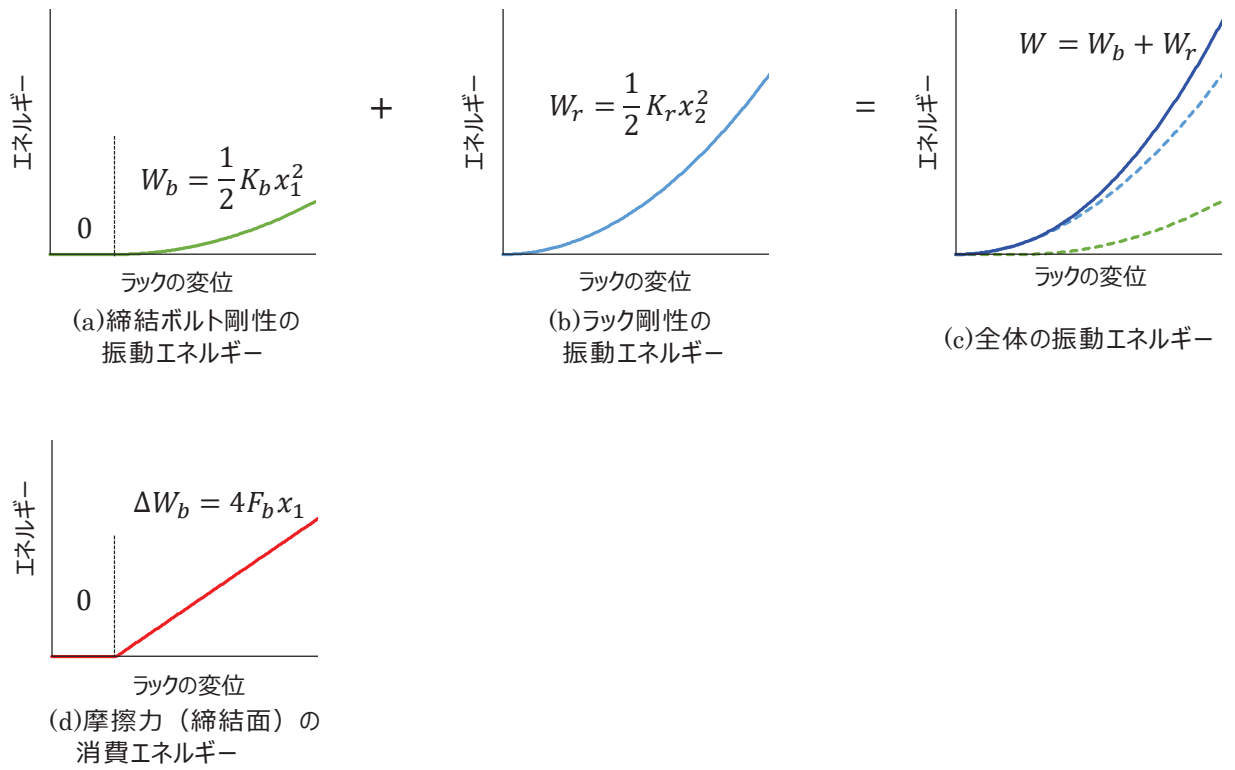
等価減衰定数は、(11) 式で表される。

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta W}{W_b + W_r} \quad (11)$$

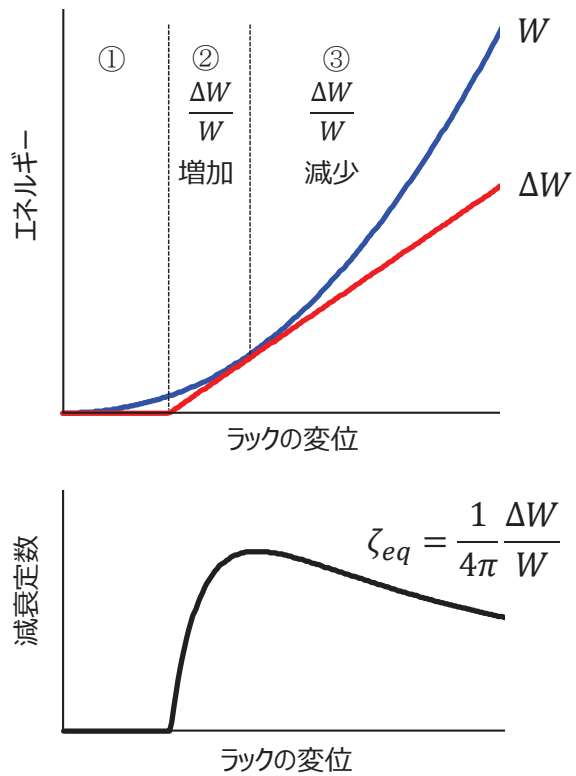
補足図 1-10 に変位と振動エネルギーと消費エネルギーの比率の関係及び (11) 式で簡易に求めた等価減衰定数を示す。

- ① 摩擦力を超えず滑らない低振幅域では、締結ボルト剛性の振動エネルギーは 0 であり、ラック剛性の振動エネルギーのみが発生する。一方、滑らない範囲では、摩擦減衰による消費エネルギーは 0 であるため、減衰定数は 0 である。
- ② 摩擦力を超えて滑りはじめると、系全体の振動エネルギーは、締結ボルト剛性の振動エネルギーとラック剛性の振動エネルギーの和となる。一方、滑りはじめると、摩擦減衰による消費エネルギーが発生し、減衰定数は 0 から増加する。
- ③ ラックの応答振幅がさらに大きくなると、振動エネルギーは変位振幅の二乗に比例して大きくなるのに対し、摩擦減衰による消費エネルギーは変位振幅の一乗に比例して大きくなるため、振動エネルギーと消費エネルギーが等しくなった後は、減衰定数は低下する。

以上から、減衰定数の最大値とその時の振幅は、締結ボルト剛性 K_b 、ラック剛性 K_r 、摩擦力 F_b によって変化することがわかる。



補足図 1-9 振動エネルギーと消費エネルギー



補足図 1-10 エネルギー消費率と等価減衰定数

多自由度系解析モデル諸元の設定根拠と減衰特性への影響

1. 多自由度系解析モデル諸元

別紙 8 表 5 に示した多自由度系解析モデル諸元の設定根拠を次項に示す。なお、試験結果から得られた減衰特性を再現するように調整する入力値は、以下の 5 つである。

- ・ ボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$ 【12】
- ・ 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 δf 【14】
- ・ 締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$ 【6】
- ・ 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 δk 【15】
- ・ 燃料ラックの剛性（胴部中央の曲げ剛性） EI_r 【7】

2. 多自由度系解析モデル諸元の設定根拠

【1】燃料ラック質量 M_r

燃料ラック質量 M_r は、供試体燃料ラックの構造体質量 M_{r1} 、水槽-燃料ラック間の流体付加質量 M_{r2} 、燃料ラック-燃料間の流体付加質量 M_{r3} を合計した質量で、燃料ラックの高さ方向に 9 点設けた各質点に均等に分割した。

$$M_r = M_{r1} + M_{r2} + M_{r3} \quad (1)$$

水槽-燃料ラック間の流体付加質量 M_{r2} については、補足図 2-1 に示す試験用水槽と供試体燃料ラックの断面形状を用いて、二重円筒*1 と、二重角筒*2 の連成質量の理論式(2)から算出し、さらに、水槽上方は流路が広がっているため、(3)式で表される漏れ補正係数 α を考慮した*3。 ρ は水の密度、 L は燃料ラックの高さ、 a_1 は燃料ラックの短辺の幅、 a_2 は燃料ラックの長辺の幅、 b_1 は水槽と燃料ラックの長辺方向の隙間、 b_2 は水槽と燃料ラックの短辺方向の隙間である。

$$M_{r2} = \alpha M_{h1} \quad (2)$$

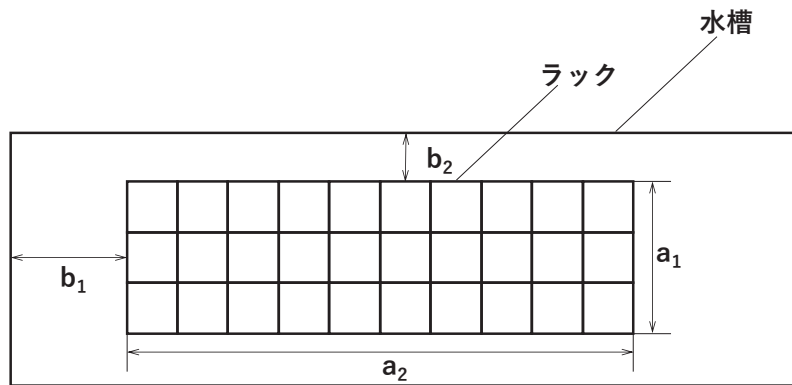
ここで、無限長の二重角筒の流体付加質量 M_{h1} を(3)式に示す

$$M_{h1} = \rho L a_1^2 \left(\frac{a_1}{6b_1} + \frac{a_2}{2b_2} \right) \quad (3)$$

$$\alpha = 1 - \left(\frac{d_{eq}}{L} \right) \tanh \left(\frac{L}{d_{eq}} \right) \quad (4)$$

ここで、 d_{eq} は、燃料ラックと水槽の断面積の平均に等価な円の直径であり、

$$d_{eq} = \sqrt{\frac{2(a_1 a_2 + (a_1 + 2b_2)(a_2 + 2b_1))}{\pi}} \quad (5)$$



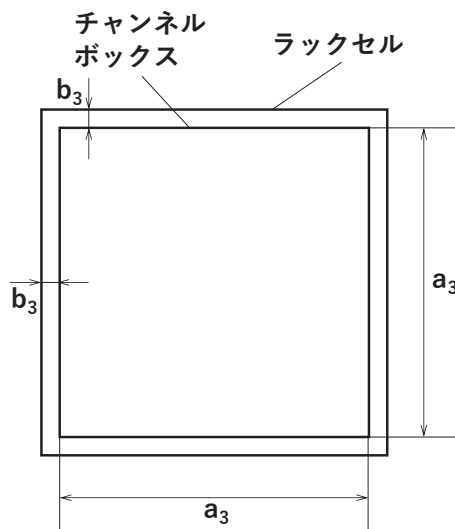
補足図 2-1 水槽と燃料ラックの断面形状

燃料ラック-燃料間の流体付加質量 M_{r3} については、補足図 2-2 に示す試験用水槽と供試体燃料ラックの断面形状を用いて、二重円筒*1 と、二重角筒*2 の連成質量の理論式(6)から算出した。ここで、 N は模擬燃料数 (30 体) であり、 M_{h2} は、燃料 1 体あたりの燃料ラック-燃料間の流体付加質量である。なお、燃料ラックと燃料の隙間は狭いため、上端部の漏れ補正係数は無しとした。

$$M_{r3} = N \cdot M_{h2} \quad (6)$$

ここで、

$$M_{h2} = \rho L \cdot \frac{2a_3^3}{3b_3} \quad (7)$$



補足図 2-2 燃料ラックセルとチャンネルボックスの断面形状

【2】燃料質量 M_f

燃料質量 M_f は、模擬燃料の構造質量 M_{f1} と、燃料ラック-燃料間の流体付加質量 M_{f2} を N 体 (30 体) 分合計した質量で、燃料の高さ方向に 9 点設けた各質点に均等に分割した。

$$M_f = N(M_{f1} + M_{f2}) \quad (8)$$

燃料ラック-燃料間の流体付加質量 M_{f2} は (6) 式と同じである。

$$M_{f2} = M_{h2} \quad (9)$$

【3】水槽質量 M_t

水槽質量 M_t は、水槽の構造質量 M_{t1} と、水槽-燃料ラック間の流体付加質量 M_{t2} を合計した質量で、水槽の高さ方向に 9 点設けた各質点に均等に分割した。

$$M_t = M_{t1} + M_{t2} \quad (10)$$

水槽-燃料ラック間の流体付加質量 M_{t2} は (2) 式と同じである。

$$M_{t2} = \alpha M_{h1} \quad (11)$$

【4】燃料ラック-燃料間連成質量 M_{r-f}

燃料ラック-燃料間連成質量は、燃料ラック-燃料間の流体付加質量 M_{h2} と燃料の外形形状が排除する質量 M_{fd} を N 体分合計した質量にマイナスを乗じた値で、質量マトリックスのうち燃料ラック-燃料間の非対角項に均等に分割した。

$$M_{r-f} = -N(M_{h2} + M_{fd}) \quad (12)$$

【5】水槽-燃料ラック間連成質量 M_{t-r}

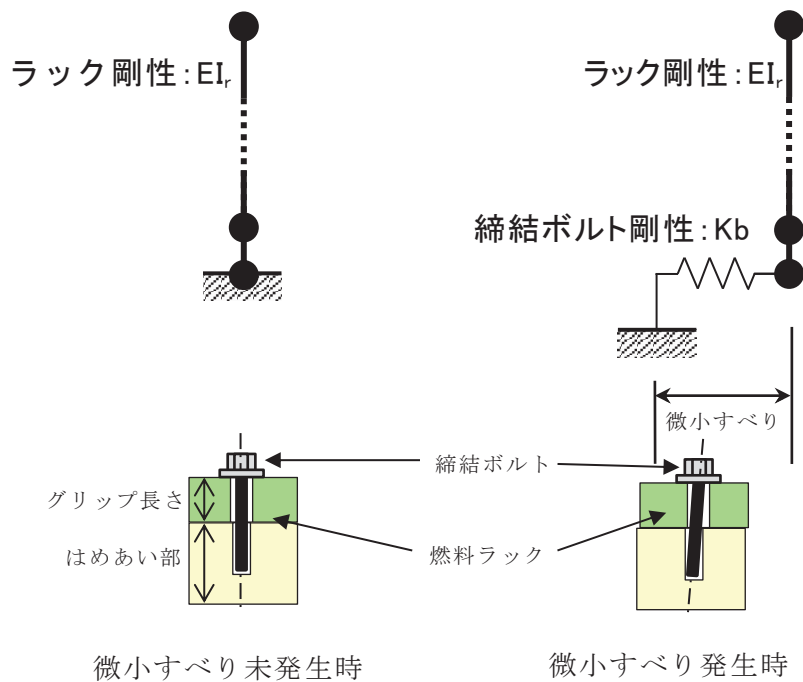
水槽-燃料ラック間連成質量は、水槽-燃料ラック間の流体付加質量 αM_{h1} と燃料ラックの外形形状が排除する質量 M_{rd} を合計した質量にマイナスを乗じた値で、質量マトリックスのうち、水槽-燃料ラック間の非対角項に均等に分割した。

$$M_{t-r} = -(\alpha M_{h1} + M_{rd}) \quad (13)$$

【6】締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$

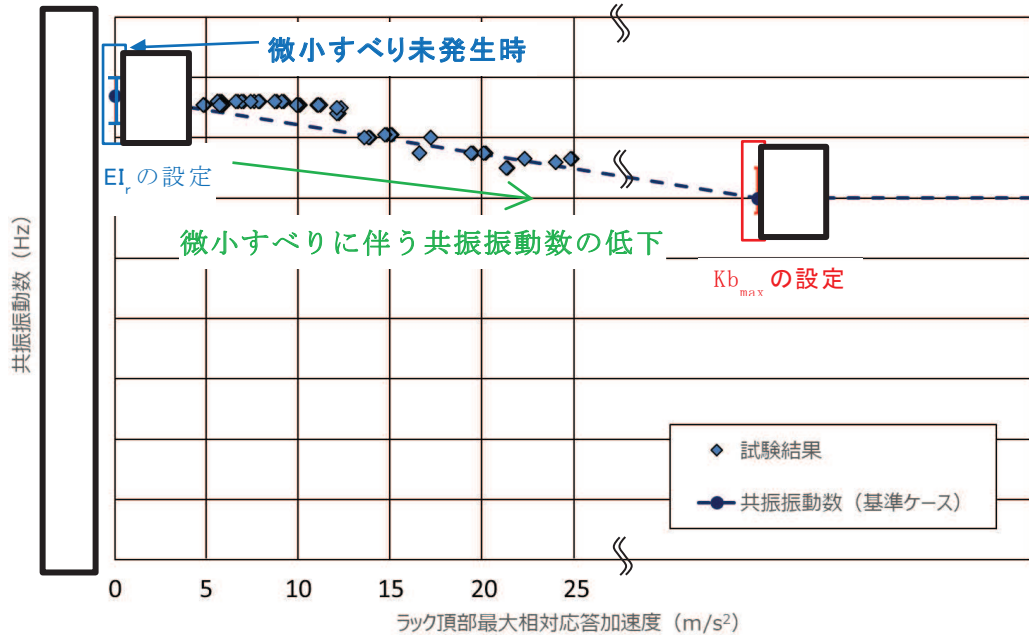
締結ボルトの剛性は、微小すべり未発生時は剛体として扱い、燃料ラック下端の締結面に微小すべりが生じた際は、水平方向の締結ボルトの剛性と燃料ラックの剛性を合計した剛性（直列ばね）が作用するようにモデル化している（補足図 2-3）。これは、微小すべりが生じた際には締結ボルト剛性が低下するため、質量と剛性の関係で求まる固有振動数も同様に低下することになる。この関係から、微小すべりが発生し、締結ボルトの剛性と燃料ラックの剛性が直列ばねとして働いている際の共振振動数を、応答が大きい領域の試験結果を考慮して設定した。ここで、4.3 項の加振試験結果一覧（表 4-4）で示している試験の共振振動数は、実際に応答加速度が大きくなるにつれて低下傾向を示している（補足表 2-1 及び補足図 2-3(b)，試験の最小共振振動数 Hz 程度）。その傾向分析から、共振振動数は試験の応答加速度の範囲では下限値に至っておらず、試験の外挿領域において共振振動数が Hz になるものとして、締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$ を設定した。

諸元の変動範囲は、補足図 2-3(b)に示す共振振動数の低下傾向から、上限値 (Hz) と下限値 (Hz) を設定した。



補足図 2-3(a) 締結ボルト及び燃料ラック剛性のモデル化
(微小すべり発生前後のボルト部挙動)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



補足図 2-3(b) 締結ボルト及び燃料ラック剛性のモデル化
(共振振動数と燃料ラック頂部最大応答加速度の関係)

補足表 2-1 加振試験結果データ (表 4-4 抜粋)

No.	入力 加速度 (m/s^2)	計測 位置	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 (%)
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
...
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	

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

【7】燃料ラックの剛性（胴部中央の曲げ剛性） EI_r

角管型燃料ラックは複数の角管を異なる位置で溶接，一体化した複雑な構造であるため，幾何学的な形状から単純に本解析のような 1 本のはりモデルにモデル化することは難しい。ここでは，燃料ラック胴部の断面形状から求めた断面二次モーメント I_r に，燃料ラックの構成材料の縦弾性係数 E_r に修正係数 K_{er} を掛けることで等価剛性を算出することとし，試験結果から得られた燃料ラック 1 次モードの共振振動数を考慮して修正係数 K_{er} を調整し，燃料ラックの曲げ剛性 EI_r を設定した。ここで，試験の共振振動数は，補足表 2-1 及び補足図 2-3 (b) に示すように，応答加速度が大きくなるにつれて低下傾向を示している。その傾向分析を踏まえ，燃料ラックの固有振動数は微小すべり未発生時（補足図 2-3，入力加速度がゼロ）における振動数として，試験結果の全体傾向から Hz に設定した。

諸元の変動範囲は，微小すべり未発生時すなわち応答加速度がゼロ時点の共振振動数であるため，補足図 2-3 (b) に示すように上限値（ Hz）と下限値 Hz）を設定した。

【8】燃料の剛性（曲げ剛性） EI_f

燃料の剛性は，チャンネルボックスの断面形状より設定した。

【9】水槽の剛性（曲げ剛性） EI_t

水槽は多数多形状の補強材を複雑に配置した溶接構造であるため，幾何学的な形状から単純に本解析のような 1 本のはりモデルにモデル化することは難しい。ここでは，水槽の基本的な断面形状から求めた断面二次モーメント I_t に，水槽の構成材料の縦弾性係数 E_t に修正係数 K_{et} を掛けることで等価剛性を算出し，試験結果から得られた水槽 1 次モードの共振振動数を考慮して修正係数 K_{et} を調整し，水槽の曲げ剛性 EI_t を設定した。（水槽の固有振動数： Hz）

【10】燃料ラック-燃料間の回転ばね K_θ

燃料下端は回転方向に固定されておらず，下部タイプレートが燃料ラック燃料支持板に差し込まれているため，燃料下端と燃料ラック結合部はピン結合として回転自由の境界条件としている。この条件では燃料は下端を支点として回転（転倒）する剛体モードを有することとなり固有値を持たなくなってしまうため，燃料の高次モードに影響のない範囲で，燃料の転倒方向の剛体モードに対し十分柔な下端回転剛性（回転ばね）を設定した。

燃料集合体の 2 次，3 次モード及び燃料ラックの 1 次モードについて，燃料ラック-燃料間の回転ばね K_θ の値を に変化させた場合においても固有振動数に影響がないことを確認している。

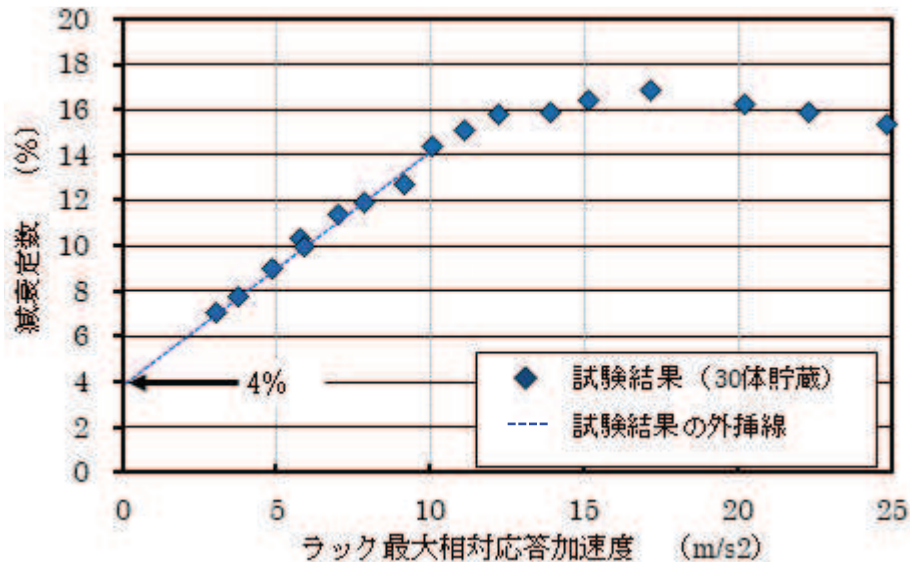
【11】燃料ラックの構造減衰（1 次モード減衰定数） C_r

構造減衰は表 1 の整理のとおり，応答依存性が無い減衰のため，補足図 2-4 に示す加振

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

試験で摩擦減衰，流体減衰が発生していない状態である燃料 30 体貯蔵の相対応答加速度 0m/s^2 時の減衰定数を外挿して得られる 4%として設定した。

解析では，燃料ラックの 1 次固有振動モードの減衰定数が 4%となるよう，はりモデルの質点間に働く線形減衰として，速度比例型の減衰係数を設定した。



補足図 2-4 加振試験結果から推測する 30 体貯蔵の構造減衰

【12】 ボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$

燃料ラック下面のボルト締結面に，燃料ラック及び燃料の水中質量 W とボルト締付力 P_b が押付力 P として加わることにより，ボルト締結面の摩擦力 $F_{b_{max}}$ は摩擦係数 μ から以下より求まる。

$$F_{b_{max}} = \mu P = \mu (W + P_b)$$

ボルト締付力 P_b は，締付トルク T ，トルク係数 K ，ねじの呼び径 D ，ボルト本数 N_b から以下より求まる。

$$P_b = N_b T / K D$$

解析では，締付トルク T は供試体のトルク管理値 ，トルク係数 K は供試体据付時の条件（潤滑なし）を考慮した値 ^{*3}，摩擦係数 μ は燃料ラックが水中に設置されることによる水膜の潤滑効果を考慮^{*3, 4, 5}して設定し，上記の摩擦係数 μ 及び押付け力 P に対して，試験結果から得られた減衰特性を再現するように修正係数 K_c を調整し，以下の式でボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$ を設定した。

$$F_{b_{max}} = K_c \mu P$$

諸元の変動範囲は，締結ボルトの締付トルク T の管理値が幅を持つ ため，これによる上限値及び下限値を変動範囲として設定した。

【13】 燃料ラックー燃料間流体減衰（二乗比例減衰係数） CD_{r-f}

補足図 1 に示す燃料ラックセルとチャンネルボックスに働く流体減衰として，模擬燃料

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

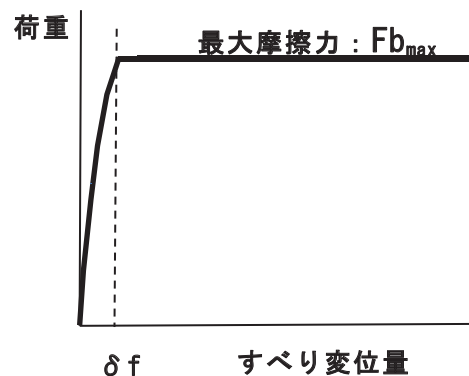
N 本分の減衰係数を(14)^{*6,7}式で求め、燃料ラックー燃料間の質点間に速度二乗比例型の減衰係数として設定した。抗力係数 C_D は正方形断面柱^{*8}から□を適用した。

$$F_c = \frac{1}{2} \rho C_D a_3 L N \alpha^2 \dot{x} |\dot{x}| = C D_{r-f} \cdot \dot{x} |\dot{x}| \quad (14)$$

【14】 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 δf

燃料ラック下端のボルト締結面に発生する摩擦力は、 δf を境に高振幅側では最大摩擦力 $F_{b_{max}}$ で一定となり、低振幅側では変位に従って最大減衰力に向かい増加する設定とした。これはボルト締結面に作用する力が最大摩擦力 $F_{b_{max}}$ に到達してすべり始める（主すべり）以前から先行的に微小すべり（予すべり）が発生すること^{*9~11}をモデル化したものである。最大摩擦力 $F_{b_{max}}$ に到達する変位を最大変位 δf とし、試験結果から得られた減衰特性を再現するように設定した。

諸元の変動範囲は、ボルト接合面の微小すべりが、既往の事例^{*10,11}のとおり、1mmに満たないマイクロな事象を取り扱うものであるため、最大変位 δf は構造の相違等で多少前後するものとして、これら事例^{*10,11}を参考に□に設定した。



補足図 2-5 すべり変位と摩擦力の関係

【15】 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 δk

JIS B 0209-2 から締結ボルト (M45) のおねじとめねじの外径公差に従い、両隙間は平均 $0.338\text{mm} = (42.392 + 42.077) / 2 - (42.014 + 41.778) / 2$ ^{*12} となることから、ねじはめあい部 (55mm) の下端とはめあい部上端部 (締結面) でボルトが上記隙間によって傾き、さらにねじ締結部のグリップ長さ (61.5mm) からこの傾きによるボルト下面の変位量を求め、これを締結ボルトばねの最大変位 δk として□と設定した。

諸元の変動範囲は、締結ボルトが、はめあい部の外径公差 (両側隙間の平均 (0.338mm)) による隙間で傾き、締結部のグリップ長さ (61.5mm) から、この傾きによるボルト下面の水平方向変位量を求めた値□を上限值に設定した。また、はめあい部には必ず隙間が存在するが、極端なケースとして下限値には□を設定した。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

- 注記*1：佐々木ら，原子炉炉心の耐震解析，東芝レビュー（36巻7号），1981
- *2：Yu Liu ら，The Sliding and Overturning Analysis of Spent Fuel Storage Rack Based on Dynamic Analysis Model, Hindawi Publishing Corporation Science and Technology of Nuclear Installations Volume 2016, Article ID 8368504, <http://dx.doi.org/10.1155/2016/8368504>, (PWR(AP1000)燃料ラック関連)
- *3：機械工学便覧 A3 編 力学・機械力学，日本機械学会編，日本機械学会，丸善
- *4：金属便覧，日本金属学会編，日本金属学会，丸善
- *5：機械工学便覧 B1 編 機械要素設計・トライボロジ，日本機械学会編，日本機械学会，丸善
- *6：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
- *7：T.M.Mulcaphy, Fluid Forces on Rods Vibrating in Finite Length Annular Regions, ASME Journal of Applied Mechanics Volume 47 ,Issue 2,1980
- *8：機械工学便覧 基礎編α4 流体工学 p.82 図8・49，日本機械学会，丸善
- *9：「接合面を有する系の減衰振動の解析」，新野ら，日本機械学会論文集（C編）49巻448号（1983）
- *10：「任意方向の微小すべりを考慮した摩擦継手のすべり強度解析」，長嶋ら，土木学会第44回年次学術講演会，平成元年10月
- *11：「東神戸大橋の主構トラス格点部の設計」，北沢ら，阪神高速道路株式会社 技術報告（技報）第9号，論文13，平成2年4月
- *12：一般用メートルネジ -公差- 第2部：一般用おねじ及びめねじの許容限界寸法-中（はめあい区分），JIS B 0209-2:2001，日本産業規格

3. 多自由度系解析モデル諸元の減衰特性への影響

3.1. 目的

多自由度系解析モデルの諸元は、前項で示したように、解析条件等から一意に定まるものと、試験結果と合うよう調整する入力諸元とに分けられる。試験結果と合うよう調整する入力諸元については、試験条件及び試験結果から推察されるある一定の範囲内で変動し得る。本項では、これら変動範囲をもつ各入力諸元について、その変動範囲で変化させることで、試験の外挿領域における減衰定数とラック頂部相対応答加速度の関係が、大きく変化した挙動とならないことを確認し、多自由度系解析が妥当であることを補足することを目的とする。

3.2. 各入力諸元の影響確認方針

別紙 8 表 5 に示す多自由度系解析モデルの入力諸元のうち、以下の 5 つの値を調整することで試験結果を再現している。これに対し、各入力諸元の変動による減衰定数とラック頂部の相対応答加速度の関係に与える影響を確認する。多自由度系の解析は試験の外挿領域の挙動確認が目的であるが、これは、試験結果の減衰定数とラック頂部相対応答加速度の関係を概ね表現できていることが大前提である。そこで、「試験の外挿領域におけるデータの右肩下がりの傾向」だけでなく、「ラックの応答が小さい領域におけるデータの右肩上がりの傾向」、「減衰定数の最大値」、「すべてのデータプロットから成るグラフの概形」を影響確認の観点に加えた 4 点を確認することとした。

- (1) $F_{b_{max}}$: ボルト締結面摩擦力 【12】
- (2) δf : 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 【14】
- (3) $K_{b_{max}}$: 締結ボルト剛性 【6】
- (4) δk : 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 【15】
- (5) EI_r : 燃料ラックの剛性 (胴部中央の曲げ剛性) 【7】

3.3. 各入力諸元の影響検討条件及び影響検討結果

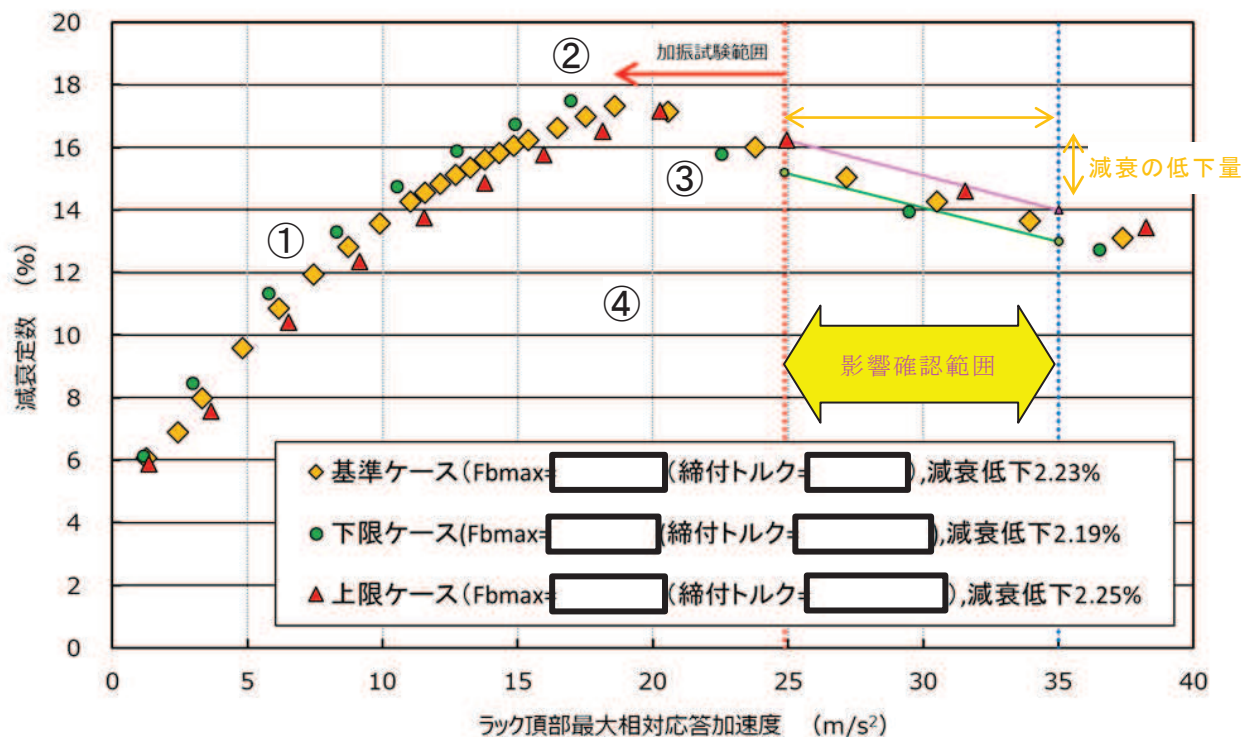
(1) ボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$ 【12】 の影響

$F_{b_{max}}$ は、供試体の締結ボルトの締付トルク管理値 [] に基づき、規定の上限/下限 [] がパラメータとして変動し得る範囲と考えられることから、上限及び下限を設定したケースについて、解析を実施した。

解析結果を補足図 2-6 に示す。

解析の結果は、 $F_{b_{max}}$ が大きくなるにつれて、以下となることを確認した。

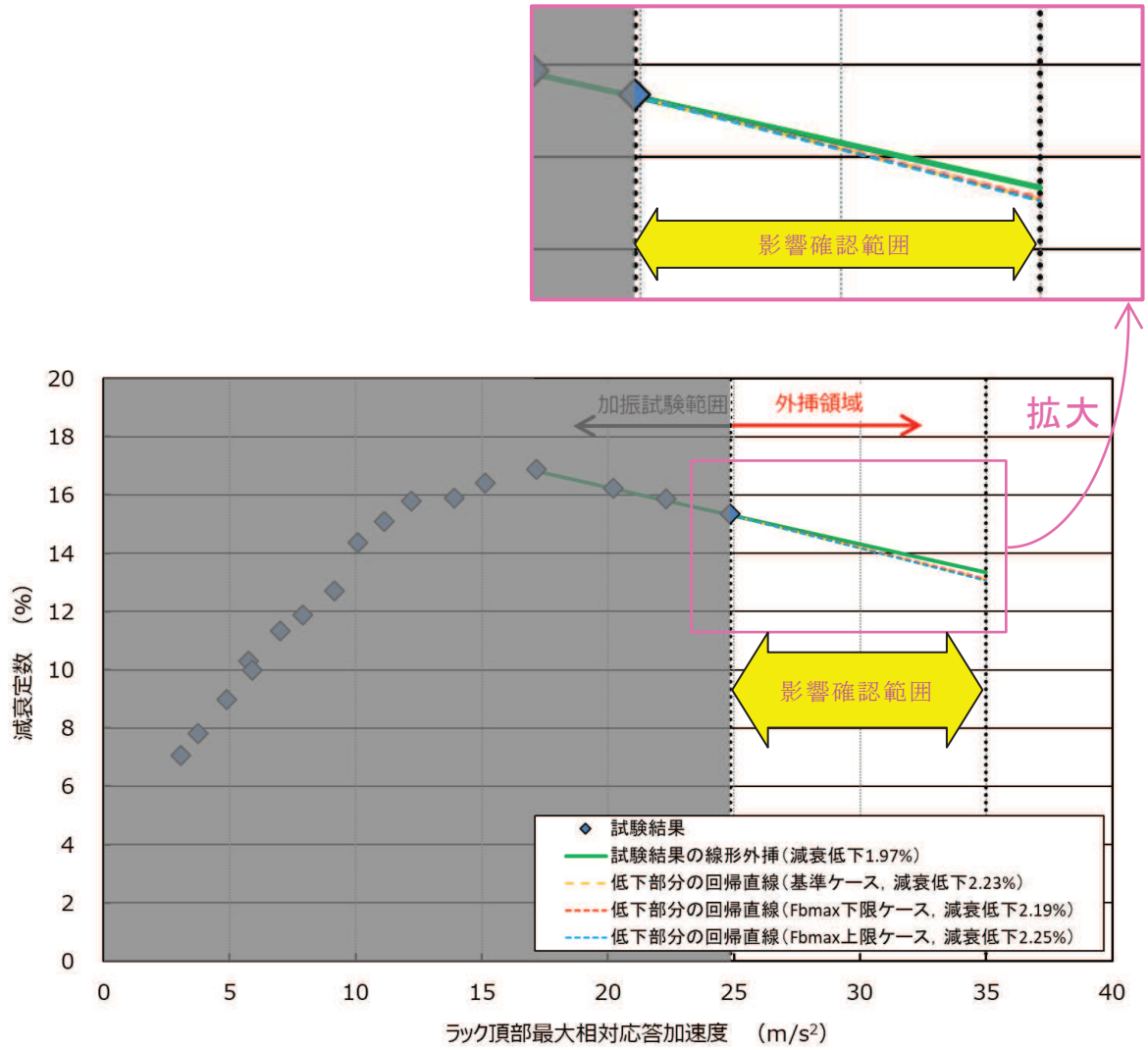
- ① 漸増傾向（右肩上がり）の勾配が低下すること
(減衰定数とラック頂部最大相対応答加速度との関係は高加速度方向にシフトする)
- ② 減衰定数の最大値に与える影響はほとんどないこと
- ③ 漸減傾向（右肩下がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと
- ④ グラフの概形は同様であること



(a) 加振試験範囲の挙動比較

補足図 2-6 ボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$ の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(b) 外挿領域における減衰低下量の比較
 補足図 2-6 ボルト締結面摩擦力 $F_{b_{max}}$ の影響

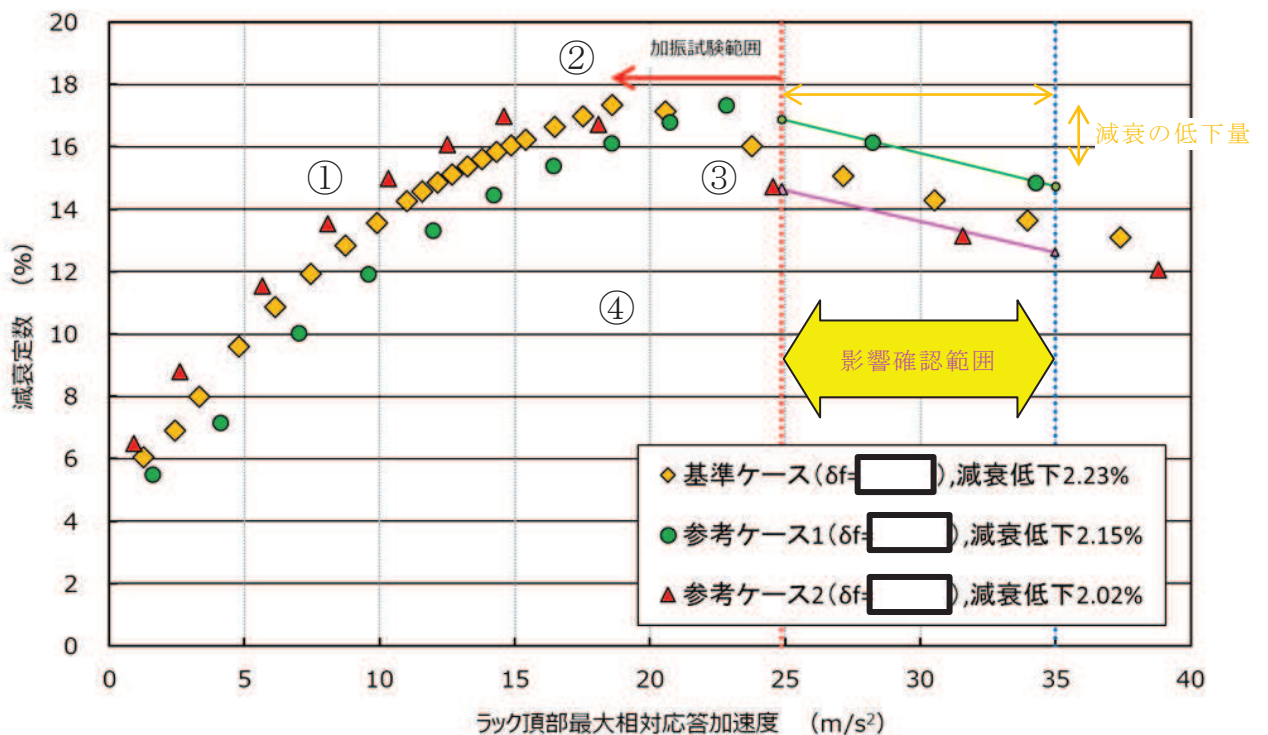
(2) 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 δf 【14】の影響

δf は、最大摩擦力に到達する燃料ラックの微小すべり変位量（1mm 以下が目安）であるが、試験結果から直接確認すること及び既往の知見から設定することは困難であることから、この微小すべり変位量を試験結果に合う を基準に、その前後 に設定したケースについて、解析を実施した。

解析結果を補足図 2-7 に示す。

解析の結果は、 δf が大きくなるにつれて、以下となることを確認した。

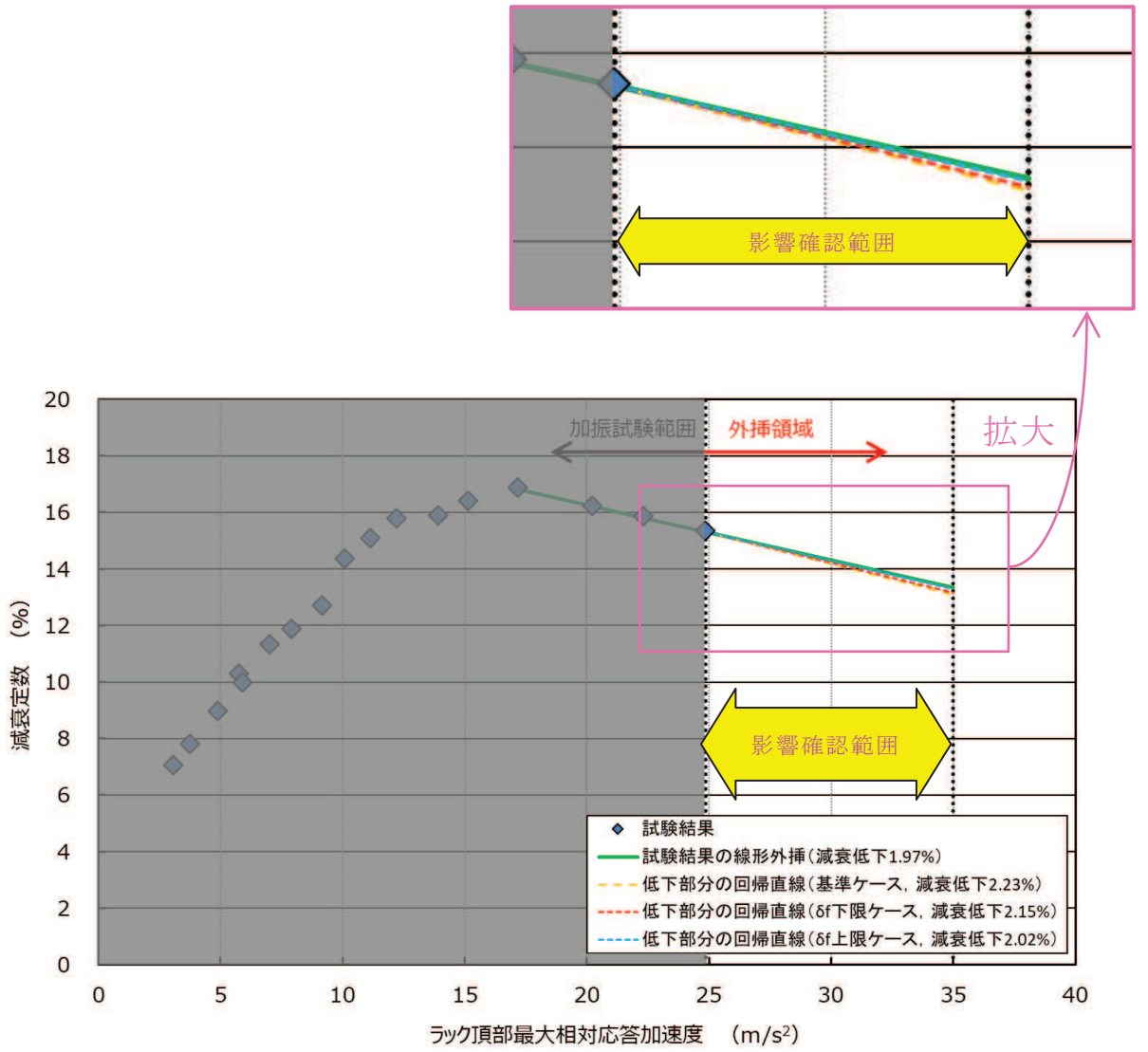
- ① 漸増傾向（右肩上がり）の勾配が増加すること
（減衰定数とラック頂部最大相対応答加速度との関係は低加速度方向にシフトする）
- ② 減衰定数の最大値に与える影響はほとんどないこと
- ③ 漸減傾向（右肩下がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと
- ④ グラフの概形は同様であること



(a) 加振試験範囲の挙動比較

補足図 2-7 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 δf の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(b) 外挿領域における減衰低下量の比較

補足図 2-7 摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位 δf の影響

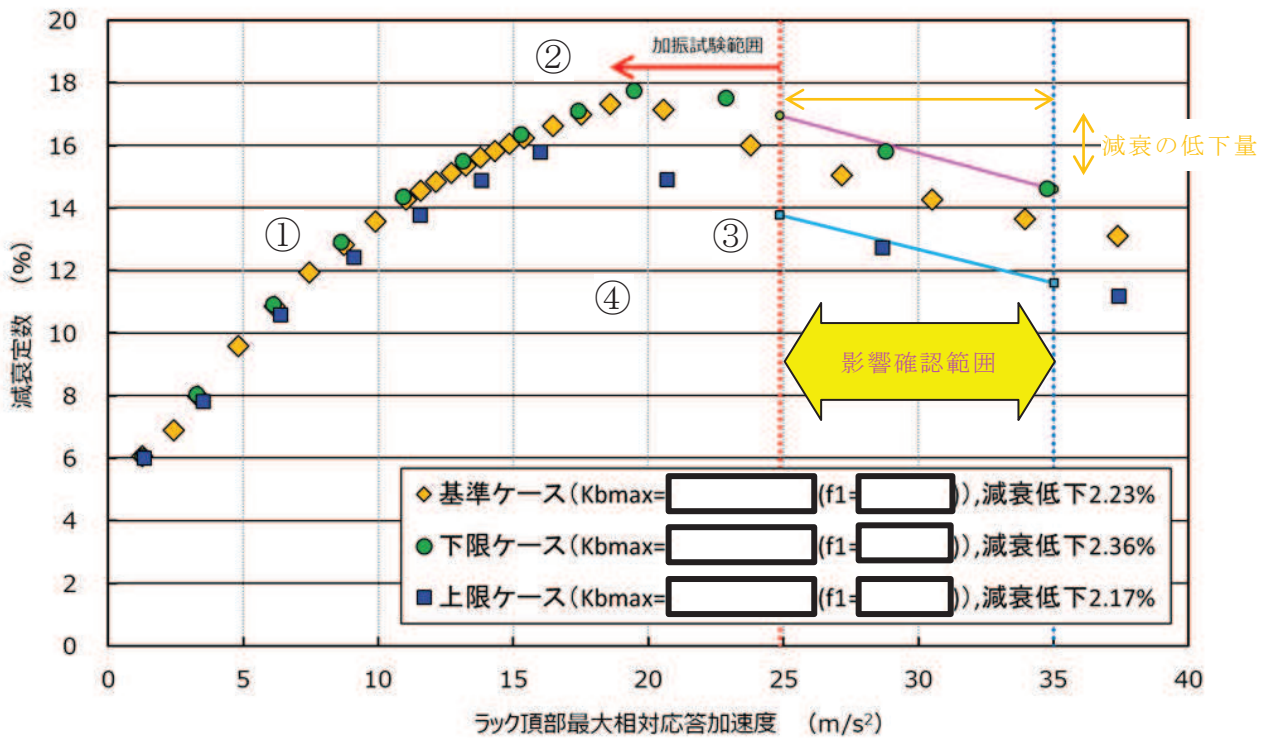
(3) 締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$ 【6】 の影響

$K_{b_{max}}$ は、加振試験の実施範囲内で最小の共振振動数が であること及び共振振動数の傾向を踏まえ、加振試験の外挿領域における共振振動数がさらに低下していくものとして に設定している。これは、締結ボルト剛性と燃料ラック剛性が直列にモデル化された振動系の共振振動数として、燃料ラックの固有振動数が表されるためであり、締結ボルト剛性の非線形性によって、その寄与度合いで共振振動数が低下することを表している。影響検討では、共振振動数が試験結果よりも低下しない場合の 及び共振振動数がさらに低下していく場合として を設定した。

解析結果を補足図 2-8 に示す。

解析の結果は、 $K_{b_{max}}$ が大きくなるにつれて、以下となることを確認した。

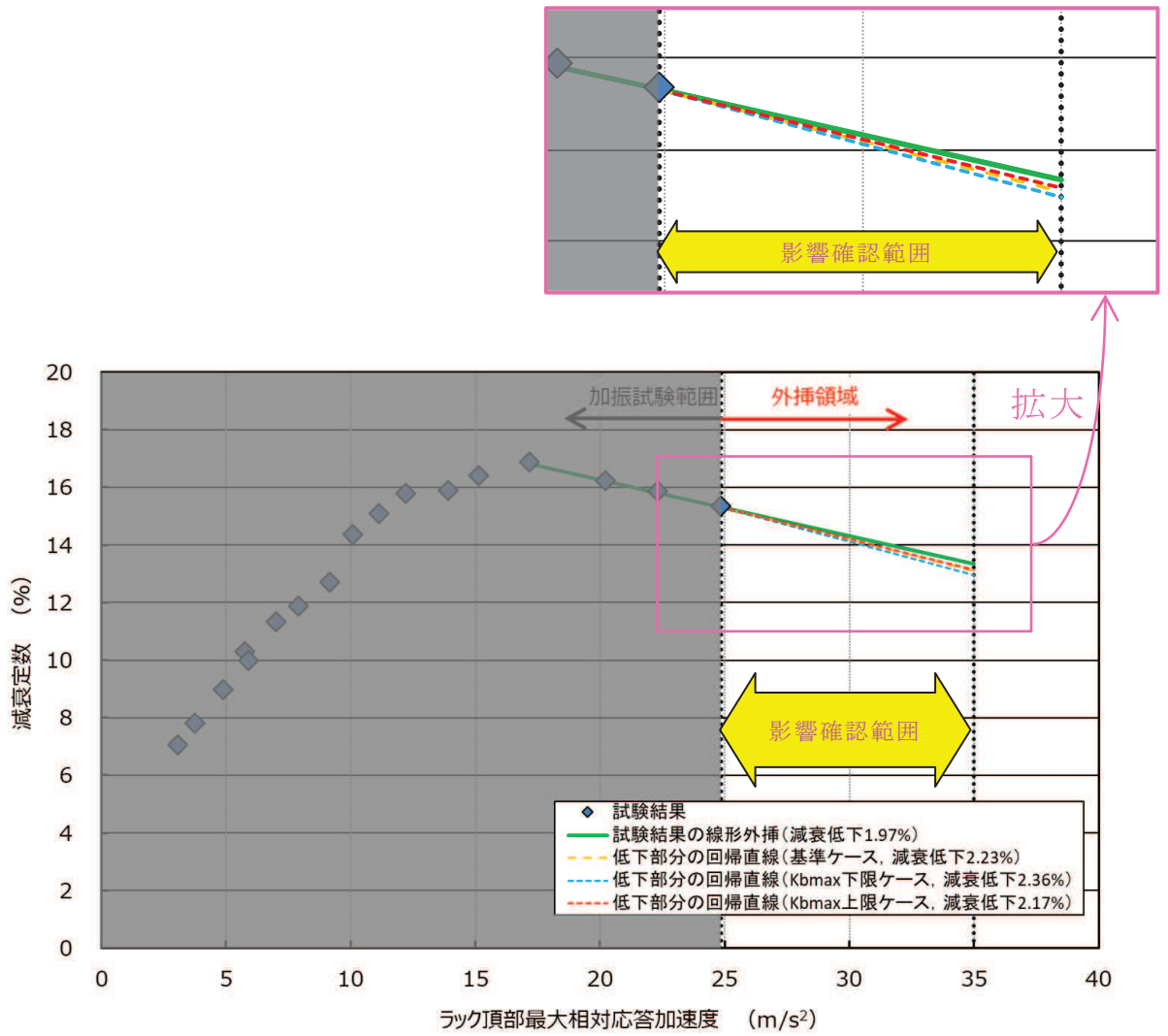
- ① 漸増傾向（右肩上がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと
- ② 減衰定数の最大値が低下すること
(減衰定数が最大となるラック頂部最大相対応答加速度の発生位置は低加速度方向にシフトする)
- ③ 漸減傾向（右肩下がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと
- ④ グラフの概形は同様であること



(a) 加振試験範囲の挙動比較

補足図 2-8 締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$ の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(b) 外挿領域における減衰低下量の比較
 補足図 2-8 締結ボルト剛性 $K_{b_{max}}$ の影響

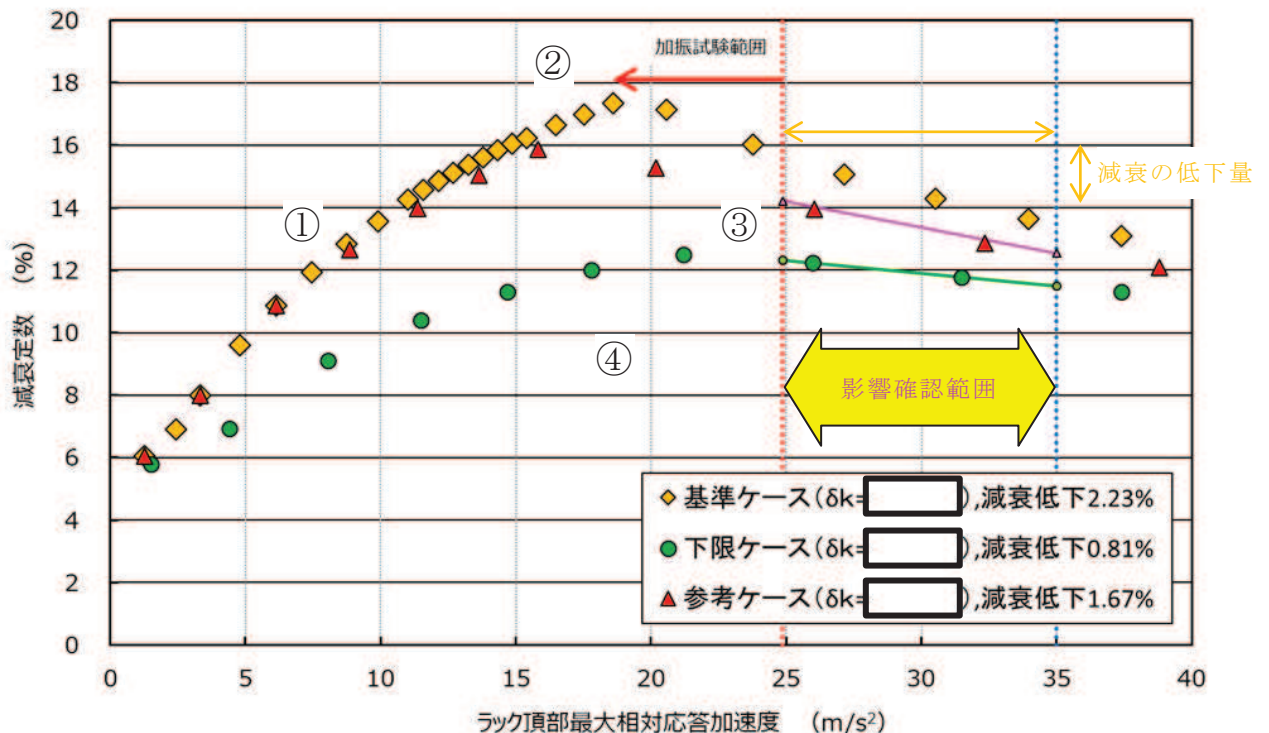
(4) 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 δk 【15】の影響

δk は、供試体の締結ボルトはめ合い部の外径公差から、ボルトの傾きで発生し得る最大変位量 を基準としている。影響検討では、これを上限に、その片側分の に、変位量 を加えたケースについて、解析を実施した。なお、下限ケースの条件は、はめ合い部に隙間が全くないことを意味し、現実的には想定されないが、変動幅が小さいため極端なケースとして設定した。

解析結果を補足図 2-9 に示す。

解析の結果は、 δk が大きくなるにつれて、以下となることを確認した。

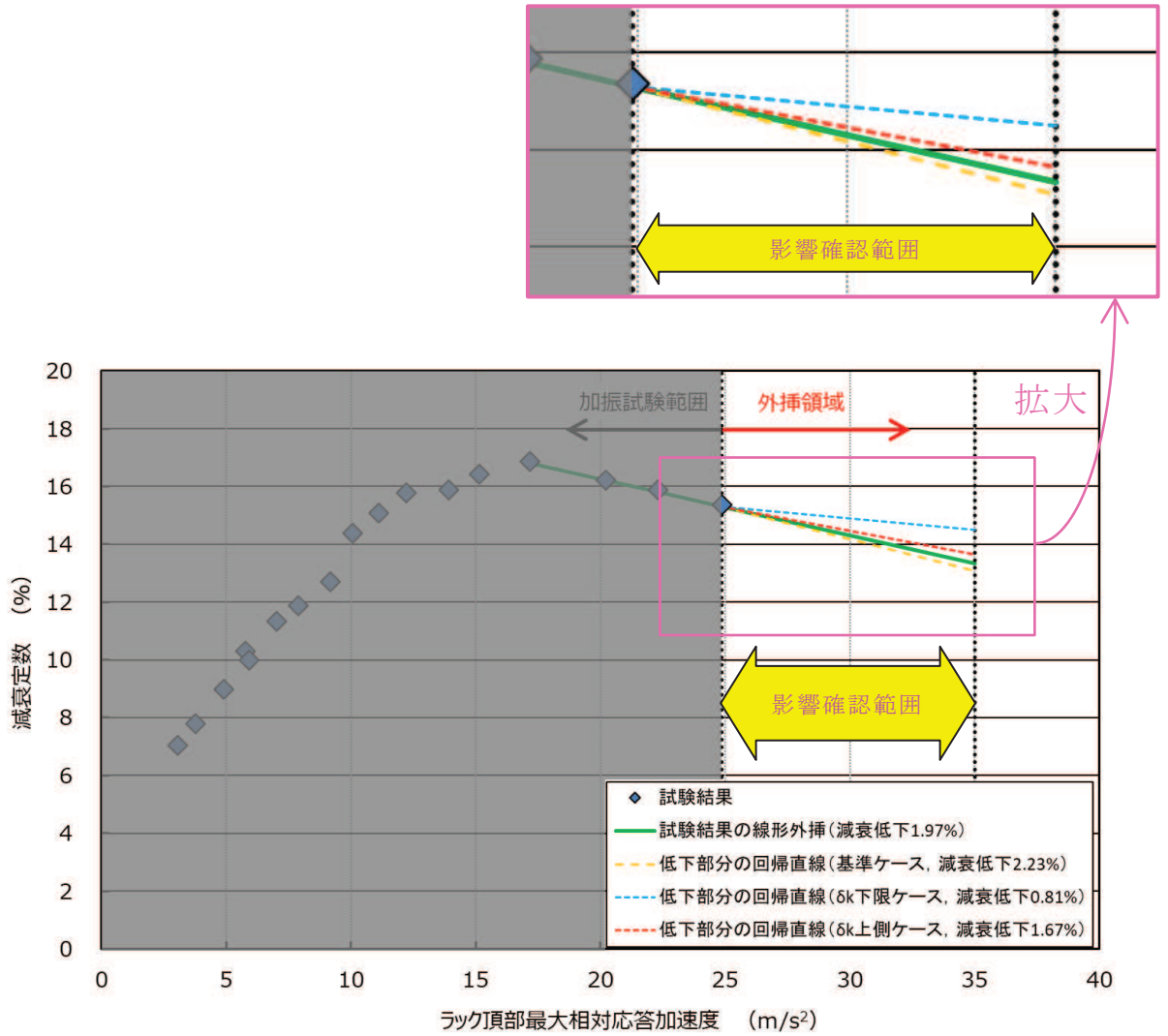
- ① 漸増傾向（右肩上がり）の勾配が増加すること
- ② 減衰定数の最大値が増加すること
- ③ 減衰定数の最大値が増加することで漸減傾向（右肩下がり）の勾配が大きくなること
- ④ グラフの概形が大きく変化すること



(a) 加振試験範囲の挙動比較

補足図 2-9 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 δk の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(b) 外挿領域における減衰低下量の比較

補足図 2-9 締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位 δk の影響

(5) 燃料ラックの剛性（胴部中央の曲げ剛性） EI_r 【7】の影響

EI_r は、加振試験の実施範囲内で最大の共振振動数が [] 程度であることを踏まえ、試験結果と合うように [] に設定している。これは、締結ボルト剛性と同様の考え方で、振動系に含まれる非線形性によって、その寄与度合いで共振振動数が低下することを考慮したものである。加速度入力が微小でも、非線形性は完全には排除できないとして設定した。影響検討では、共振振動数が高い場合の [] 及び共振振動数が低い場合として [] を設定した。なお、下限ケースの条件は、実際の試験結果よりも低い振動数であり、現実的には想定されないが、変動幅が小さいため想定を超えた範囲を極端なケースとして設定した。

解析結果を補足図 2-10 に示す。

解析の結果は、 EI_r が大きくなるにつれて、以下となることを確認した。

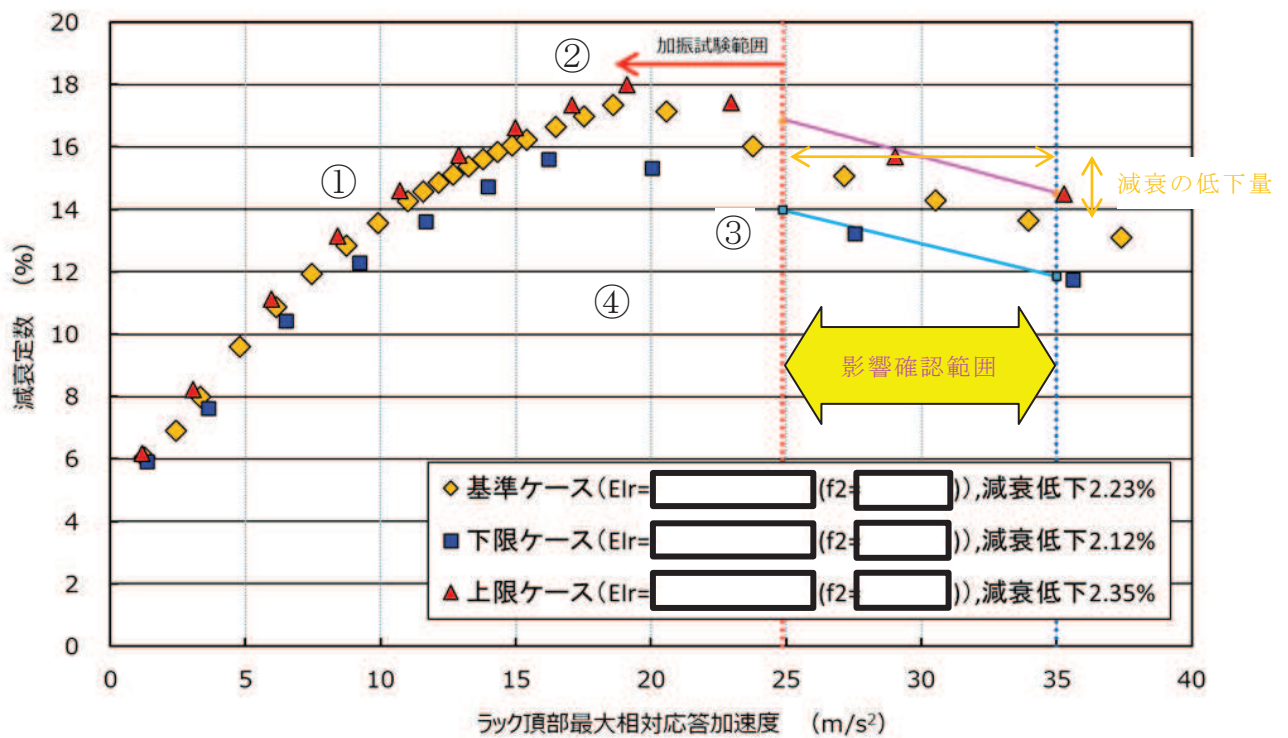
① 漸増傾向（右肩上がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと

② 減衰定数の最大値が増加すること

（減衰定数が最大となるラック頂部最大相対応答加速度の発生位置は高加速度方向にシフトする）

③ 漸減傾向（右肩下がり）の勾配に与える影響はほとんどないこと

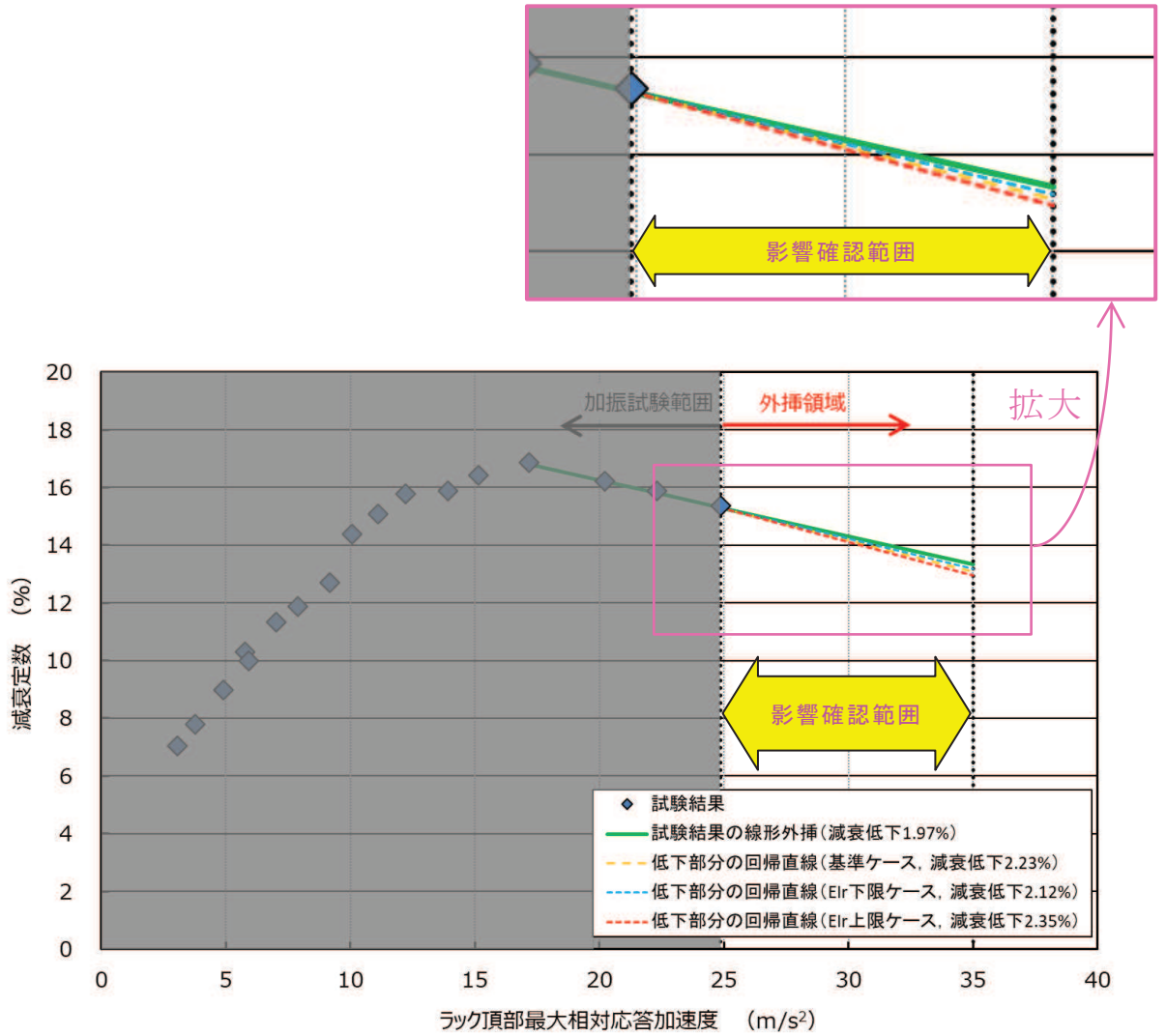
④ パラメータ変動範囲内でグラフの概形は大きく変動しないこと



(a) 加振試験範囲の挙動比較

補足図 2-10 燃料ラックの剛性（胴部中央の曲げ剛性） EI_r の影響

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



(b) 外挿領域における減衰低下量の比較

補足図 2-10 燃料ラックの剛性（胴部中央の曲げ剛性）EI_rの影響

3.4. まとめ

多自由度系解析が試験結果と合うよう調整する 5 つの入力諸元について、試験条件や試験結果から推察される変動範囲を設定し、各諸元の変動による試験の外挿領域における減衰と応答加速度との関係への影響を確認した。影響検討結果のまとめを補足表 2-2 に示す。

確認結果を総合すると、以下のとおり。

- ・減衰定数とラック頂部最大相対加速度の関係は、加速度が大きくなるにつれて減衰定数は漸増（右肩上がり）し、最大となったのち、漸減（右肩下がり）しながらある一定値に漸近していく全体傾向は共通である。
- ・試験の外挿領域において、減衰定数とラック頂部最大相対加速度の関係を示す勾配は、女川 2 号機の S_s と同程度の加速度領域（約 $25\sim 35\text{m/s}^2$ ）で急減することはない。
- ・試験の外挿領域で、女川 2 号機の S_s の応答加速度範囲における減衰定数の低下量は、諸元の値をそれぞれ変化させても、最大 2.5%未満であり、入力値の変動による影響も小さい。

補足表 2-2 各入力諸元の影響検討条件及び影響検討結果のまとめ

入力諸元		入力値 (基準ケース)	入力値 (影響検討ケース)		減衰定数への影響 (入力諸元の値を大きくした場合として記載)				減衰低下量
			下限	上限 (上側)	①漸増傾向の勾配 (減衰の立上り領域)	②減衰定数の 最大値	③漸減傾向の 勾配 (減衰の 低下領域)	④減衰-加速 度の曲線形状 (グラフの概 形)	
Fbmax 【12】	ボルト締結面摩擦力				漸増傾向 (右肩上がり) の勾配が若干低下する	減衰定数の最大値はほとんど変わらない	漸減傾向 (右肩下がり) の勾配はほとんど変わらない	グラフの概形は同様である	2.19% ～ 2.25%
δf 【14】	摩擦力の振幅依存性を定義する最大変位				漸増傾向 (右肩上がり) の勾配が増加する	減衰定数の最大値はほとんど変わらない	漸減傾向 (右肩下がり) の勾配はほとんど変わらない	グラフの概形はほぼ同様である	2.02% ～ 2.15%
Kbmax 【6】	締結ボルト剛性				漸増傾向 (右肩上がり) の勾配はほとんど変わらない	減衰定数の最大値が低下する	漸減傾向 (右肩下がり) の勾配はほとんど変わらない	グラフの概形は同様である	2.17% ～ 2.36%
δk 【15】	締結ボルトばね剛性の振幅依存性を定義する最大変位				漸増傾向 (右肩上がり) の勾配が増加する	減衰定数の最大値が増加する	減衰定数の最大値が増加することで漸減傾向 (右肩下がり) の勾配が増加する	グラフの概形が大きく変化する	0.81% ～ 1.67%
EIr 【7】	燃料ラックの剛性				漸増傾向 (右肩上がり) の勾配はほとんど変わらない	減衰定数の最大値が増加する	漸減傾向 (右肩下がり) の勾配はほとんど変わらない	グラフの概形はほぼ同様である	2.12% ～ 2.35%

注記※：変動幅が小さいため、想定を超えた範囲を極端なケースとして設定している。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

加振試験による減衰取得及び設計用減衰定数設定に関する既往知見

1. 既往の設備における地震応答と減衰の関係

既往の発電用原子炉施設の設備に対する地震応答と減衰の関係としては、プレート式熱交換器，BWR 原子炉圧力容器，クレーン類等に関する知見（[1]～[3]）が挙げられる。

これら知見によると，加振試験結果による減衰定数（減衰比）は，各設備の応答が大きくなっても，減衰定数が急激に低下するような傾向はみられず，概ね減衰定数が漸増する傾向を示している。



参考文献[1]：BWR プラントへのプレート式熱交換器適用化に関する研究，火力原子力発電
2004 年 9 月

[2]：原子力発電施設耐震信頼性実証試験の概要，JNES-SS-0617，原子力安全基盤
機構

[3]：原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4 6 0 1 -2015，日本電気協会

設備	減衰要因	減衰と応答の関係
プレート式熱交換機 [1]	微小すべりによる摩擦減衰	<p data-bbox="531 293 1468 479">下図のように応答の増加に伴い減衰は増加傾向を示している。これは応答が大きくなることで積層プレート部や締付ボルトとのフレーム間の摺動する範囲（摩擦力が作用する範囲）拡大）や摩擦面のすべり量が増加することなどで減衰が大きくなると考えられる。</p> <div data-bbox="592 512 1417 1025" style="border: 1px solid black; height: 229px; width: 517px; margin: 10px auto;"></div>
BWR 原子炉圧力容器 [2]	微小すべりによる摩擦減衰	<p data-bbox="531 1064 1468 1249">下図のように応答の増加に伴い減衰は増加傾向を示している。これは応答が大きくなることでスタビライザー部の摺動する範囲（摩擦力が作用する範囲）拡大）や摩擦面のすべり量が増加することなどで減衰が大きくなると考えられる。</p> <div data-bbox="539 1283 1469 1796" style="border: 1px solid black; height: 229px; width: 583px; margin: 10px auto;"></div>

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

設備	減衰要因	減衰と応答の関係
クレーン類[3]	構造体の構造減衰，車輪／レール部の摩擦，ガタ等	<p data-bbox="531 293 1477 479">下図のように応答の増加に伴い減衰は増加傾向を示している。これは応答が大きくなることで構造体や車輪／レール部等の摺動する範囲（摩擦力が作用する範囲）拡大）や摩擦面のすべり量が増加することなどで減衰が大きくなると考えられる。</p> 
Uボルト支持配管系[3]	配管支持部における摩擦及び衝突による減衰等	<p data-bbox="531 1032 1477 1323">下図のように応答変位の増加に伴い減衰は低下及び一定値に漸近するような傾向を示している。これはUボルト支持配管の減衰要因は，摩擦及び衝突が主体であると考えられており，配管変位は3mm以上と大きな変位となっていることから，配管と支持部ですべりが発生し，摩擦減衰の特徴である変位に反比例で減衰低下して一定値に漸近するような傾向が表れていると考えられる。</p> 

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2. 試験結果等から設計用減衰定数を設定した適用例について

本項では、個別の設計用減衰定数の設定にあたり、指針・規格策定時における他の機器・配管系の設計用減衰定数設定事例を参照した。J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版及び J E A C 4 6 0 1 -2008 に記載のある試験結果等に基づく設計用減衰定数の設定例について、設計用減衰定数の設定における、減衰データの取得方法、減衰データに対する設計余裕の取り方、減衰定数がパラメータに相関関係（依存性）がある場合の取扱い、の観点で、事例を調査・分析した結果のまとめ補足表 3-1 に、各設備の記載箇所抜粋をそれ以降に示す。

補足表 3-1 J E A G ・ J E A C に記載のある設計用減衰定数の設定例

: 女川2号機と同等の設定事例

対象設備	設計用減衰定数設定にあたっての着眼点(4項目)				設計用減衰定数の設定結果	
	①減衰定数の取得方法	②減衰定数とパラメータの相関関係	③減衰定数に対する余裕の取り方	④対象設備の汎用性*1	減衰定数(下限値)	設計用減衰定数の設定値
空調用ダクト, ケーブルトレイ, 電気盤	加振試験	明確な相関関係なし	下限値に一定の余裕を見込む	汎用設備	2.8% 8% 4.3%	2.5% 5% 4%
PWR蒸気発生器伝熱管	加振試験	明確な相関関係なし	下限値	固有設備	8.0%(面外方向) 15.0%(面内方向)	8.0%(面外方向) 15.0%(面内方向)
PWR燃料集合体	加振試験	相関関係あり(応答振幅依存)	記載なし	固有設備	・応答振幅依存 記載なし	・応答振幅依存 10~15%
PWR使用済燃料貯蔵ラック (キャン型の例)	加振試験	相関関係あり(振動数依存)	下限値 及び 下限値に一定の余裕を見込む	固有設備	・振動数依存 8%(<20Hz) 5%(20Hz~30Hz)	・振動数依存 7%(<20Hz) 5%(20Hz~30Hz)
クレーン類 (BWR燃料取替機の例)	加振試験及び 試験結果の外挿	相関関係あり(応答振幅依存)	統計処理	固有設備*2	・応答振幅依存 3.1%	・一律 2.0%
配管系 (Uボルト支持の例)	加振試験及び 減衰推算法 (他手法の組合せ)	相関関係あり(応答振幅依存)	下限値に一定の余裕を見込む	汎用設備	・応答振幅依存 2.0%	・一律 2.0%
女川2号機 使用済燃料貯蔵ラック	加振試験及び 試験結果の外挿 (解析的な確認)	相関関係あり(応答加速度依存)	下限値(回帰直線に -2σ考慮)に一定の余裕を見込む	固有設備	・応答加速度依存 14%(Sd,Ss)	・一律 7%

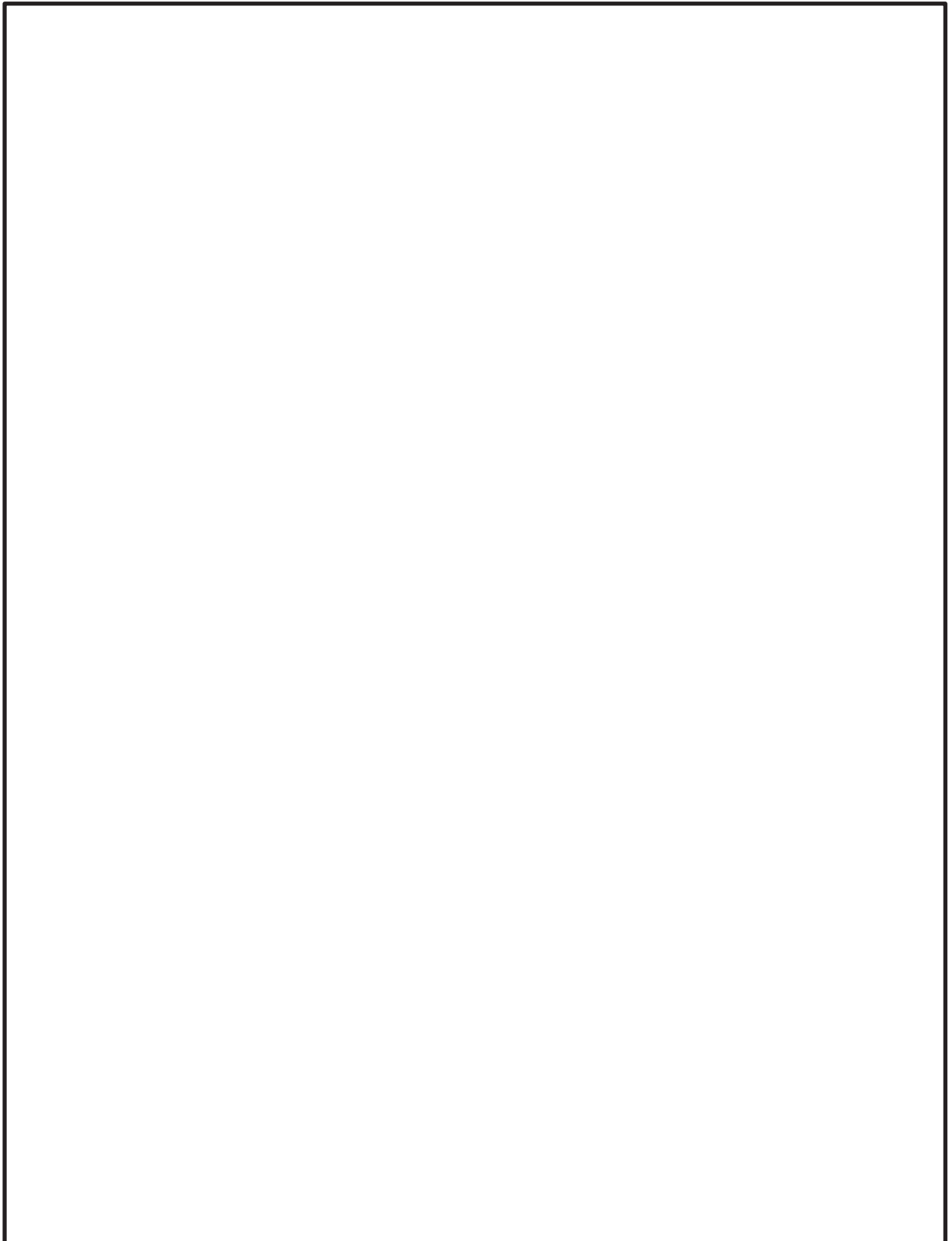
注記*1:構造・形状等に幅がある設備を汎用設備(例:空調用ダクト)、構造・形状等が限定された設備を固有設備(例:PWR蒸気発生器伝熱管)と定義する。

*2:本設定事例は固有設備であるBWR燃料取替機を対象としている。

2.1. 減衰とパラメータに明確な相関関係が無い場合

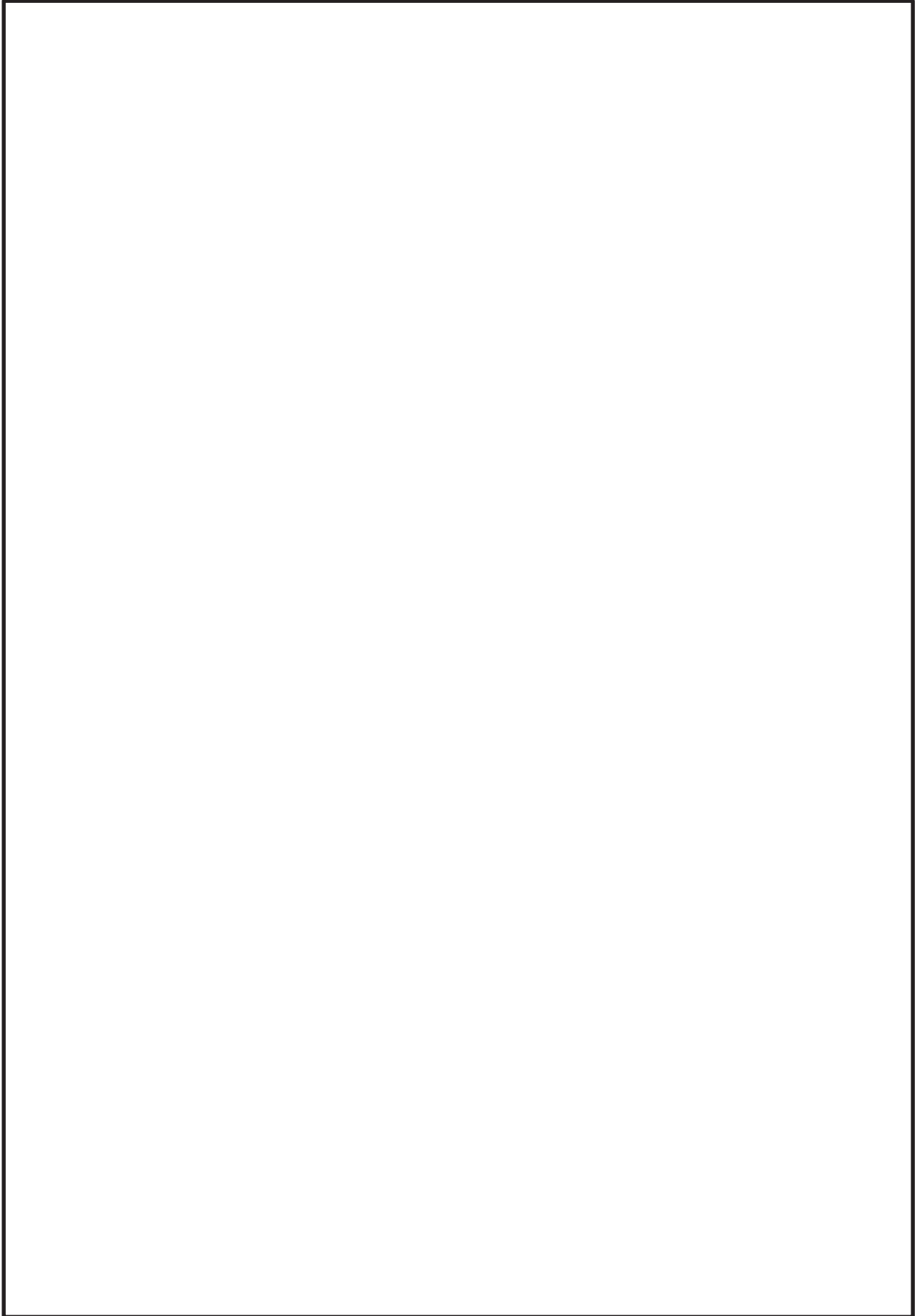
減衰とパラメータに明確な相関関係が無い場合はデータの平均値や下限値などから設定した下記の適用例がある。

適用例 1-1： 空調用ダクト^[1]



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

適用例 1-2 : PWR 蒸気発生器伝熱管 [2]



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.2. 減衰とパラメータに相関関係があると考えられる場合

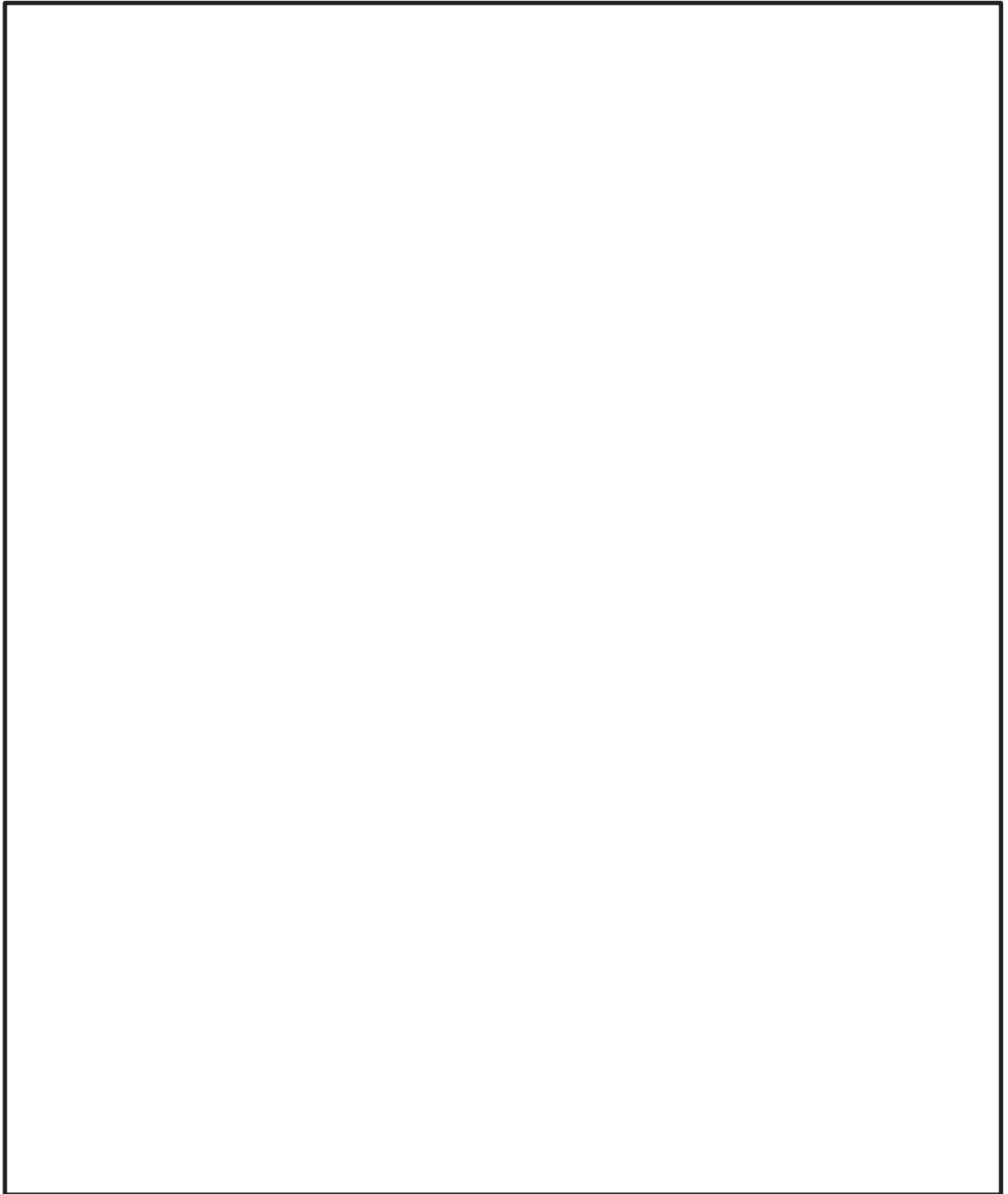
減衰とパラメータに相関関係があると考えられる場合は回帰分析を行い、近似直線（回帰直線）を設定し、回帰直線から設計用減衰定数を設定した下記の適用例がある。

適用例 2-1： PWR 燃料集合体^[1]



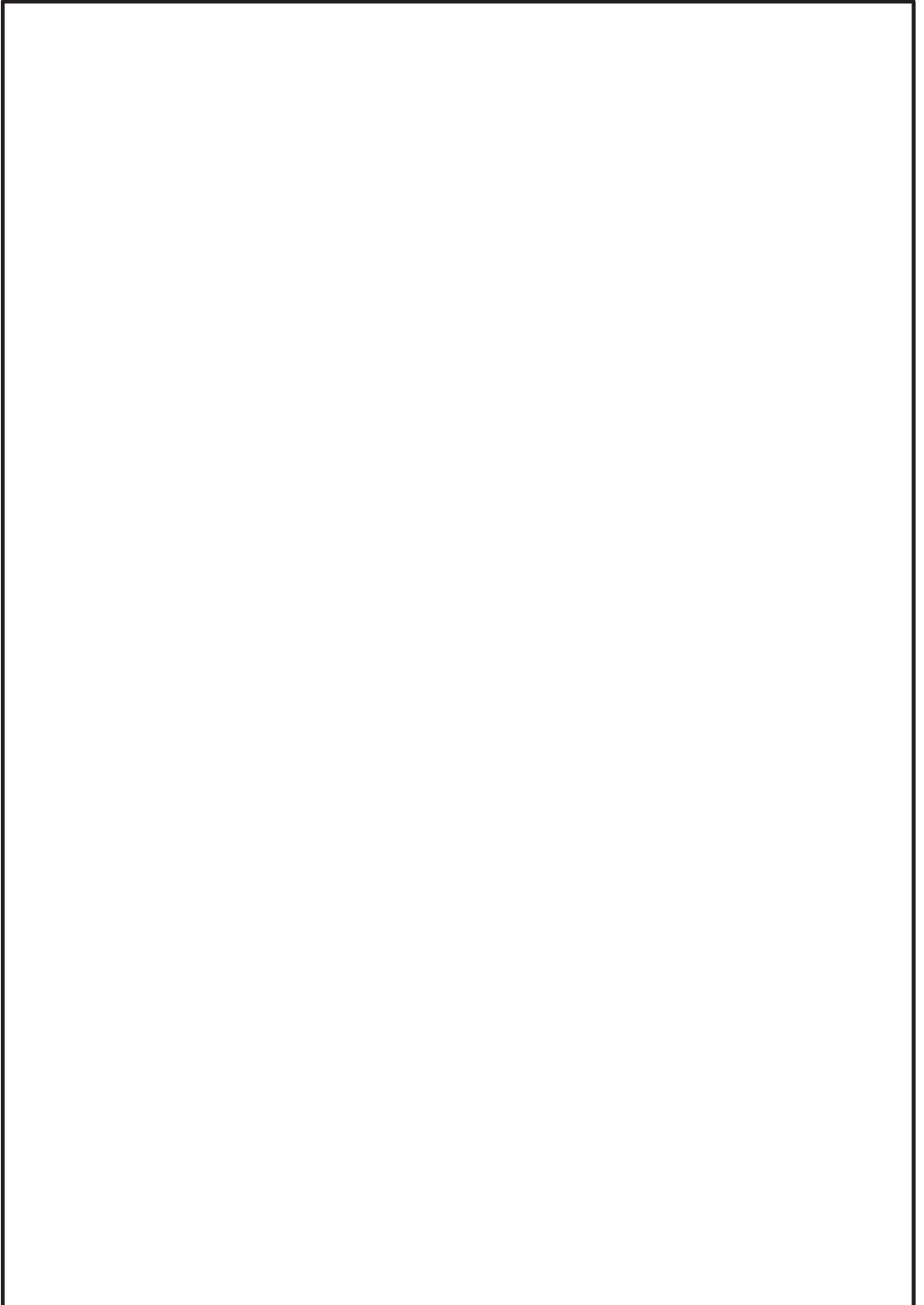
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

適用例 2-2 : PWR 使用済燃料貯蔵ラック [2]



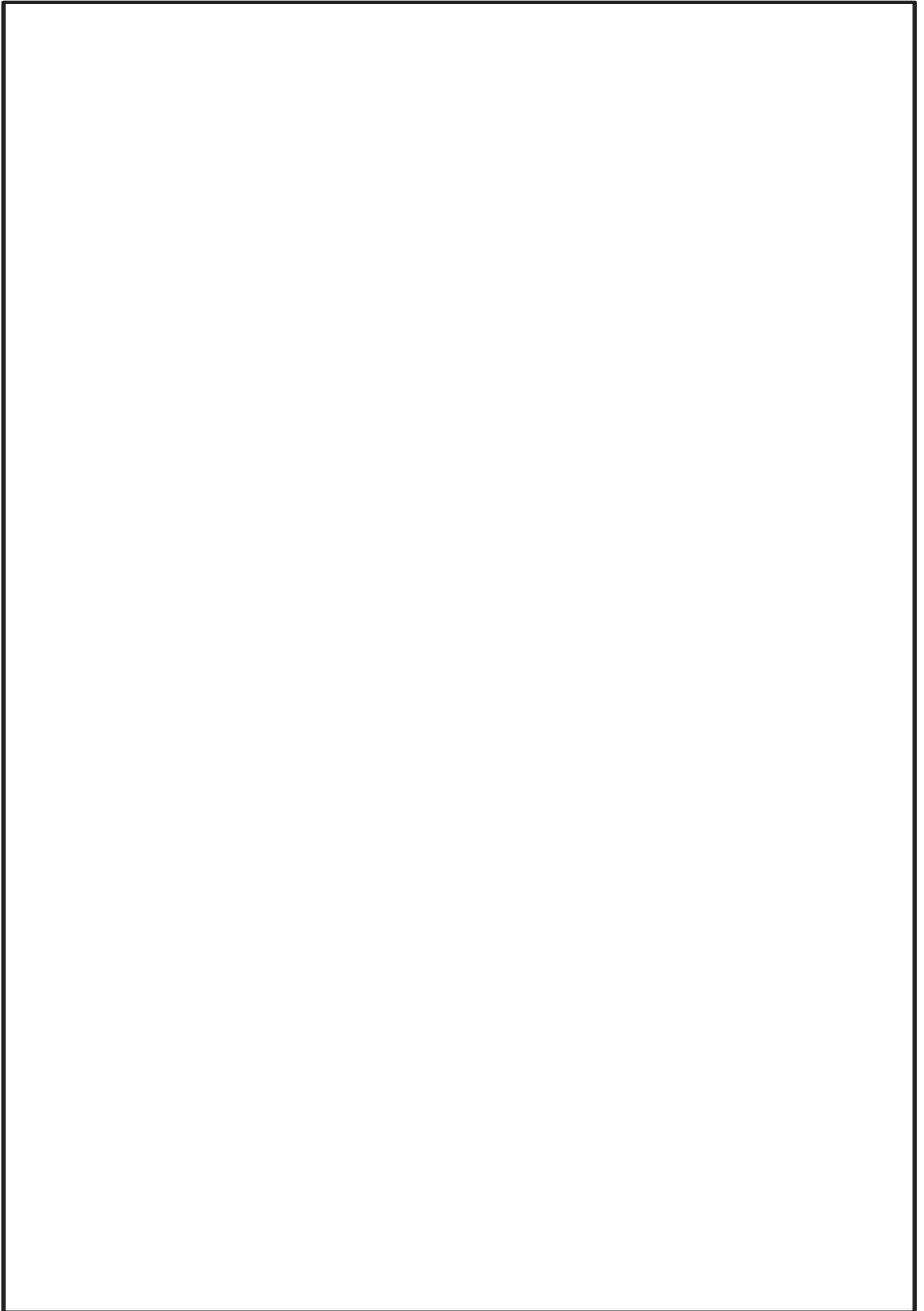
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

適用例 2-2 : クレーン類^[2]



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

適用例 2-3 : 配管系 ^{[1],[2]}



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

参考文献[1]：原子力発電所耐震設計技術指針 追補版 J E A G 4 6 0 1 -1991, 日本電気協会

[2]：原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4 6 0 1 -2008, 日本電気協会

2.3. まとめ

試験結果等から設計用減衰定数を設定した事例として、J E A G 4 6 0 1 -1991 及び J E A C 4 6 0 1 -2008 に記載があるものを抽出し、設定方法の詳細を確認した。その結果、設定方法は設備により異なるが、試験結果の下限值を設定している事例、試験結果に一定の余裕を見込んでいる事例、減衰と相関のあるパラメータに応じた値を設定している事例、試験データを外挿している事例、試験結果と他の手法を組み合わせている事例があることが確認できた。

以上の結果は、女川 2 号機の使用済燃料ラックの設計用減衰定数の設定において、試験結果等に一定の余裕を見込んだ値を設定している方法の妥当性を補足するものである。

3. 地震動の強さに応じた設計用減衰定数の適用

女川 2 号機の使用済燃料ラックでは、減衰決定手順を簡易にするため、一律の設計用減衰定数を設定した。一方で、本項では地震動の強さに応じた設計用減衰定数を適用している例を以下に示す。

米国 Regulatory Guide 1.61*では、米国の発電用原子炉施設の耐震設計に適用する設計用減衰定数を定義している。

その中では、2つの異なる地震、Safe-Shutdown Earthquake (SSE, 安全停止地震) 及び Operating-Basis Earthquake (OBE, 運転基準地震) に対して、それぞれに適用可能な設計用減衰定数が示されており、地震入力の大きい SSE には、OBE より大きい減衰定数を適用するものと定めている。

Table 1. SSE Damping Values

Structural Material	Damping (% of Critical Damping)
Reinforced Concrete	7%
Reinforced Masonry	7%
Prestressed Concrete	5%
Welded Steel or Bolted Steel with Friction Connections	4%
Bolted Steel with Bearing Connections	7%
Note: For steel structures with a combination of different connection types, use the lowest specified damping value, or as an alternative, use a “weighted average” damping value based on the number of each type present in the structure.	

Table 2. OBE Damping Values

Structural Material	Damping (% of Critical Damping)
Reinforced Concrete	4%
Reinforced Masonry	4%
Prestressed Concrete	3%
Welded Steel or Bolted Steel with Friction Connections	3%
Bolted Steel with Bearing Connections	5%

注記*：“DAMPING VALUES FOR SEISMIC DESIGN OF NUCLEAR POWER PLANTS”，U. S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, REGULATORY GUIDE 1.61, Revision 1, March 2007.

NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順

1. NASTRAN 仮想質量法を用いた刺激関数の算出手順

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」及び「非圧縮性粘性流体解析 (Navier-Stokes 方程式と連続式)」等による流体解析法がある。NASTRAN 仮想質量法では、前者の速度ポテンシャル法に沿う考え方が採用されている。基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

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

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

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

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 1 に示す。

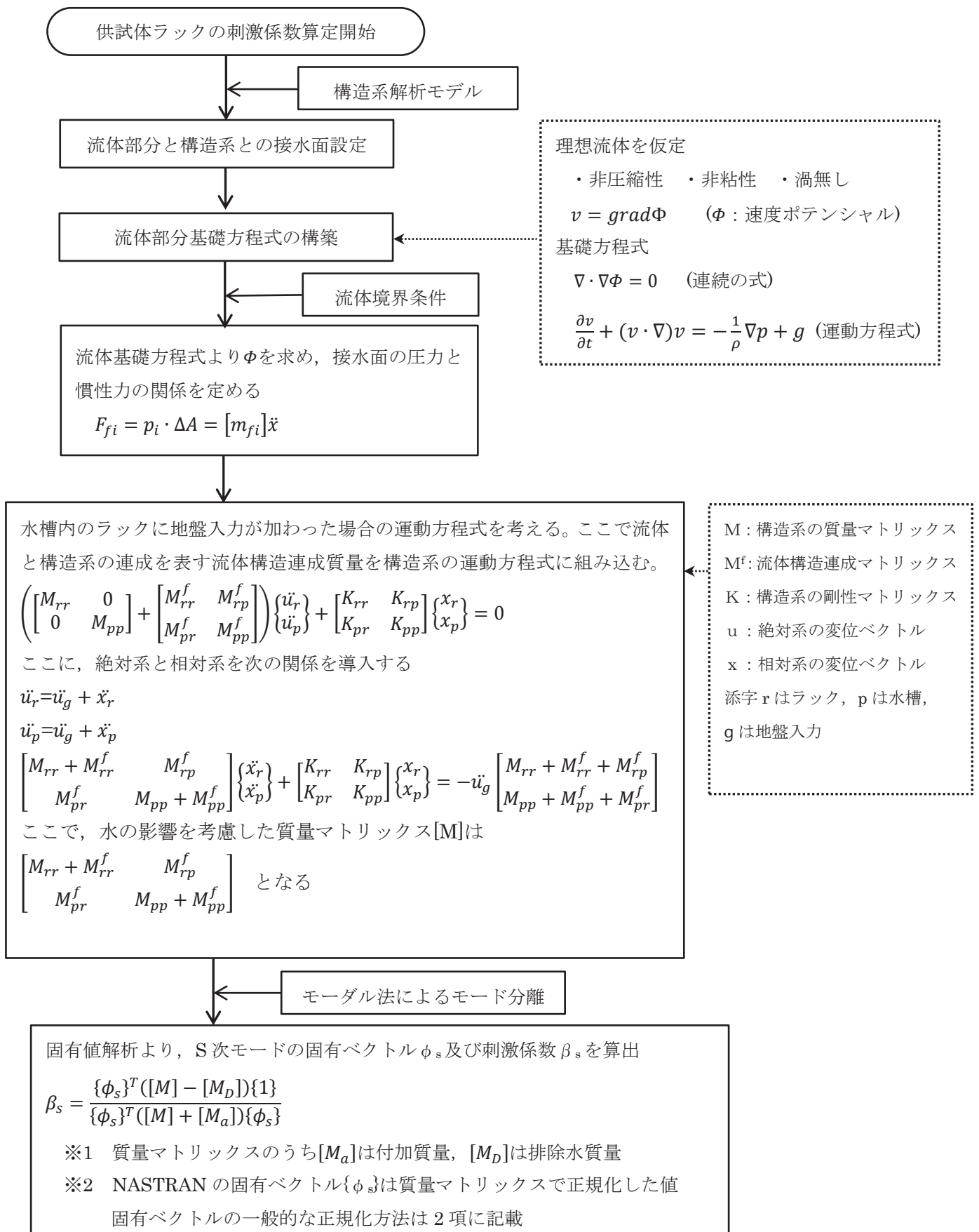


図1 NASTRAN 仮想質量法による刺激関数の算定フロー

2. 固有ベクトルの正規化方法

2.1. 概要

多自由度系の応答解析において、固有ベクトルの正規化について異なる方法が取られる場合があるが、最終的な応答評価結果は同じになる。本資料では2つの正規化の方法を例に、このことを示す。

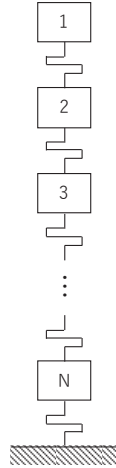


図2 多自由度ばね-質点系

2.2. 正規化の方法

ここでは多自由度系の例として、図1に示す一般的なばね-質点系を用いて説明する。正規化の方法として、下記の(a)(b)2つを比較する。

(a) 固有ベクトルの1つの要素を1として正規化

対象とする固有ベクトルの成分のうち、1つの質点変位が1になるように正規化する。次式の例では、質点1に対応する成分 φ_{s1} が1になるように正規化している。一般的には、最大変位の質点変位で正規化することが多い。

$$\{\varphi_{sa}\} = \begin{Bmatrix} 1 \\ \varphi_{s2}/\varphi_{s1} \\ \varphi_{s3}/\varphi_{s1} \\ \vdots \\ \varphi_{sN}/\varphi_{s1} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

(1)式において、添え字の s はモード次数、 $1\sim N$ は質点番号、 a は正規化の方法を示している。

(b) モード質量を1とする正規化

次式のように対象とするモードのモード質量が1になるように正規化する。商用のFEM解析コード等ではこの正規化が一般的である。

$$\{\varphi_{sb}\}^T [M] \{\varphi_{sb}\} = 1 \quad (2)$$

(2)式において、 $[M]$ は質量マトリックス、添字の b は正規化の方法を示している。

2.3. 応答評価結果

(a), (b)の正規化により得られた固有ベクトル $\{\varphi_{sa}\}$, $\{\varphi_{sb}\}$ は, 値は異なるが比は同じであるため, 係数 α を用いて次式のように表すことができる。

$$\{\varphi_{sb}\} = \alpha \{\varphi_{sa}\} \quad (3)$$

また, 評価に用いられる刺激係数は $\{\varphi_{sa}\}$, $\{\varphi_{sb}\}$ に対してそれぞれ次式となる。

$$\beta_{sa} = \frac{\{\varphi_{sa}\}^T [M] \{1\}}{\{\varphi_{sa}\}^T [M] \{\varphi_{sa}\}}, \quad \beta_{sb} = \frac{\{\varphi_{sb}\}^T [M] \{1\}}{\{\varphi_{sb}\}^T [M] \{\varphi_{sb}\}} \quad (4)$$

(4)式と(3)式の関係より, β_{sa} と β_{sb} に関する次式の関係が得られる。

$$\beta_{sb} = \frac{\{\varphi_{sa}\}^T [M] \{1\}}{\alpha \{\varphi_{sa}\}^T [M] \{\varphi_{sa}\}} = \frac{\beta_{sa}}{\alpha} \quad (5)$$

次に, s 次モードの各質点の応答変位 $\{X_{sb}\}$ は, 次式のように1質点系の応答変位 $\phi_s(t)$ (s 次の固有振動数, 減衰比を有する1質点系の応答変位), 刺激係数 β_{sb} , $\{\varphi_{sb}\}$ の積で得られる。

$$\{X_{sb}\} = \phi_s(t) \beta_{sb} \{\varphi_{sb}\} \quad (6)$$

(6)式と(3)式および(5)式の間を考慮すると, 次式のように固有ベクトルの比 α と刺激係数の比 $1/\alpha$ が打ち消し合い, (a), (b)それぞれの正規化を用いた応答評価結果は同じになる。

$$\{X_{sb}\} = \phi_s(t) \frac{\beta_{sa}}{\alpha} \alpha \{\varphi_{sa}\} = \phi_s(t) \beta_{sa} \{\varphi_{sa}\} = \{X_{sa}\} \quad (7)$$

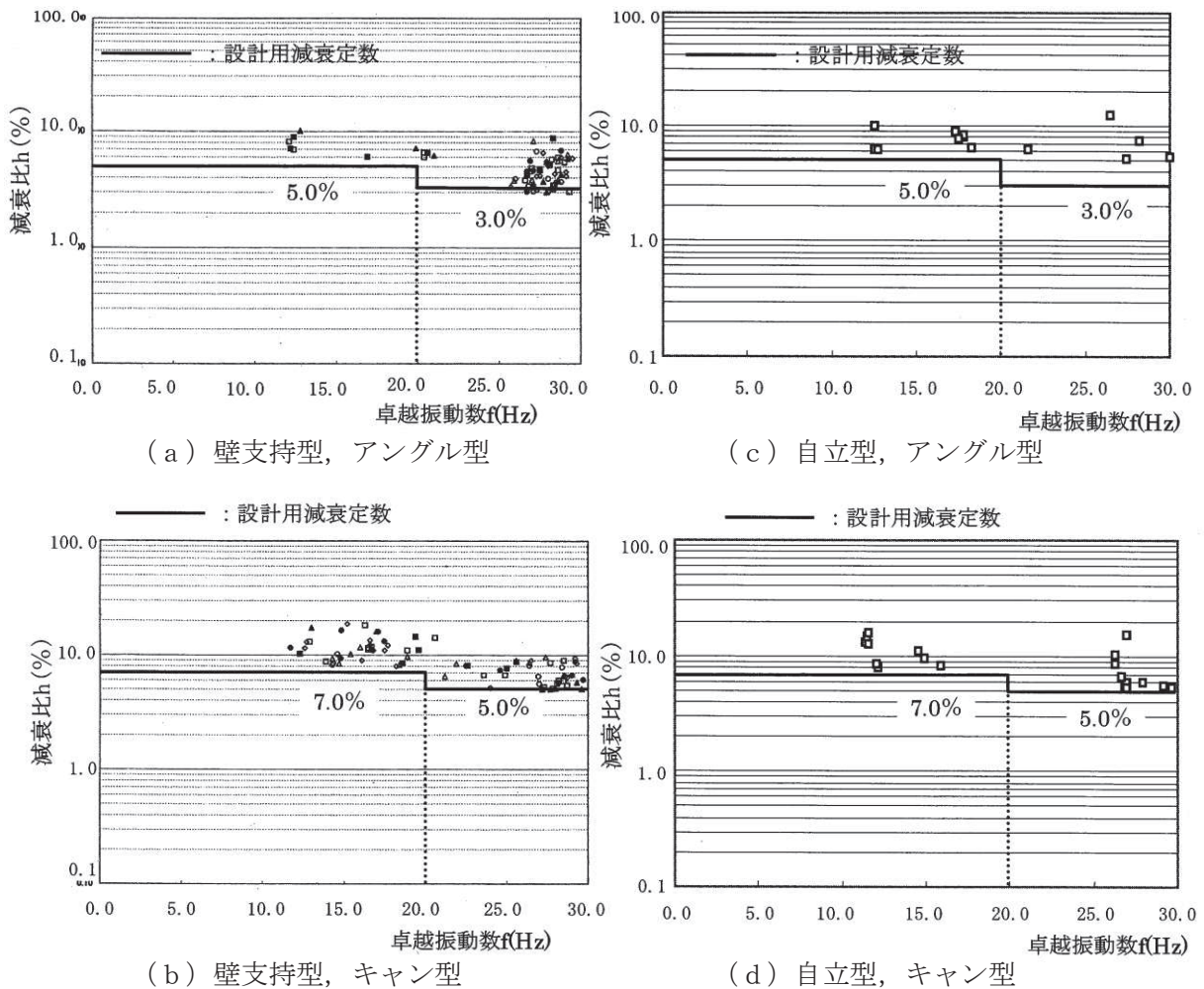
ここでは, 一般的なばね-質点系を例に示したが, 複雑な体系でも同様であり, また, 流体中の構造物を対象とした場合には, 流体構造連成の効果により質量行列の形が気中とは異なるものの, ここでの説明と同様の展開で同様の結果が得られる。

固有振動数による減衰定数への影響

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号機での加振試験と同様に、建設時の設計用減衰定数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号機の燃料ラックは、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2、図3、表1）。



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1 類似構造物における固有振動数と減衰定数の関係^[1]

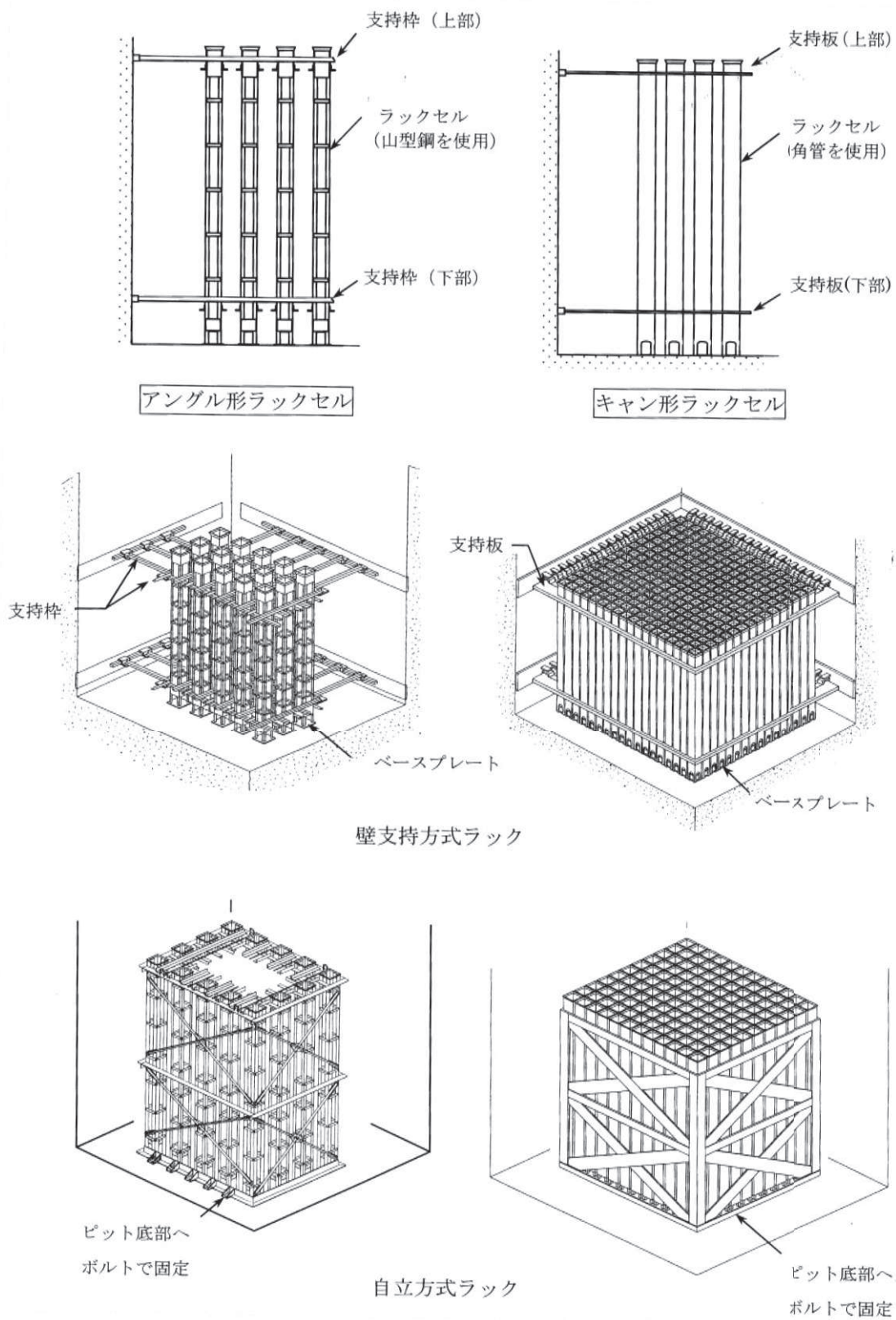


図2 PWR燃料ラックの構造概要 [1]

表1 PWRと女川2号機燃料ラックの主な相違点

項目	PWR	女川2号機
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	

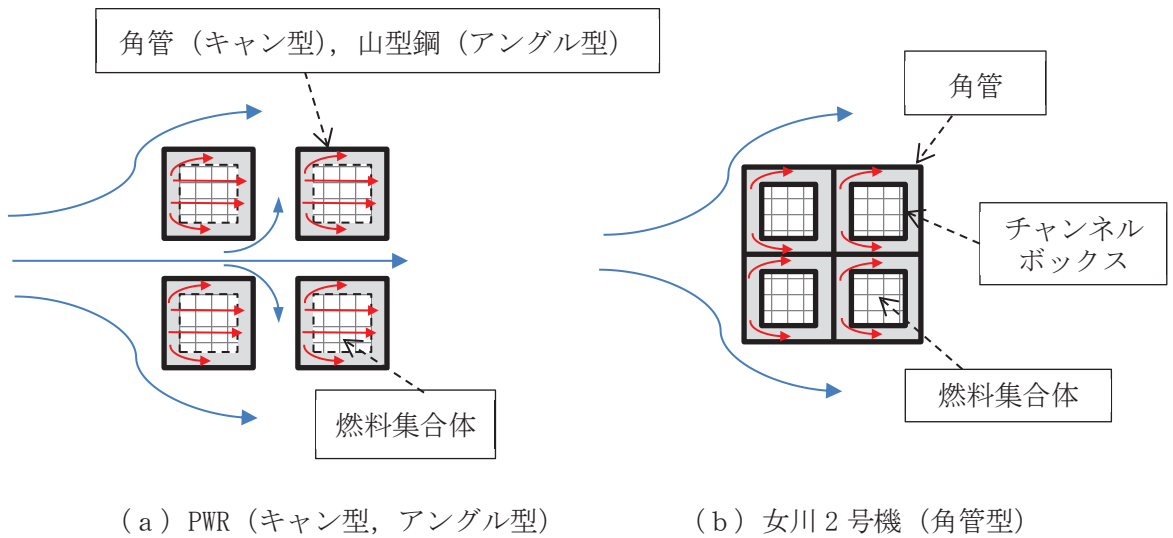


図3 燃料ラック断面の流体挙動イメージ

参考文献 [1] 原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4601-2008 日本電気協会

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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一律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 第1～3項参照）。
- ・実機の燃料ラックそれぞれの固有振動数及び刺激関数 $\beta\phi$ を考慮して実機の相対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（本文第5.1項参照）。
- ・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であること（別紙-7 第5項参照）。
- ・ S_s 、 S_d の相対応答加速度に対する減衰定数は15%程度と評価されるが、余裕などを考慮して安全側に一律7%を採用していること（本文第5.2項参照）。
- ・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（別紙-10 第1項参照）。

表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)		

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

燃料ラックの刺激関数 $\beta \phi$ 及び振動モードの詳細

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 1 及び図 1 に示す。

表 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				

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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)						
	z					
平面図						
側面図						
鳥瞰図						

図1 燃料ラックの振動モード図及び刺激係数の詳細

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

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

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 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 号機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 2）の固有値解析を実施した（図 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 1）
- ・燃料ラック全体の重心位置の変化が少ないこと（図 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

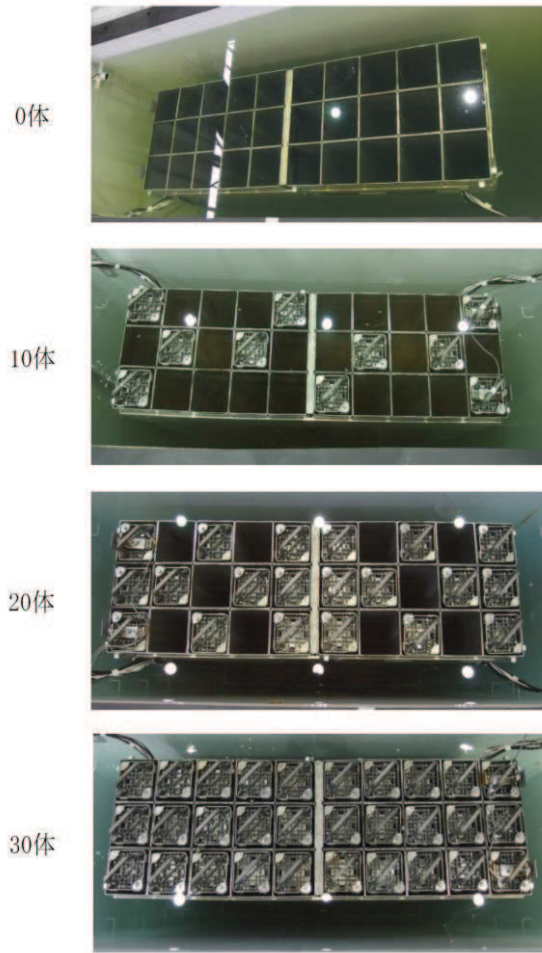


図1 加振試験における模擬燃料集合体の配置状況

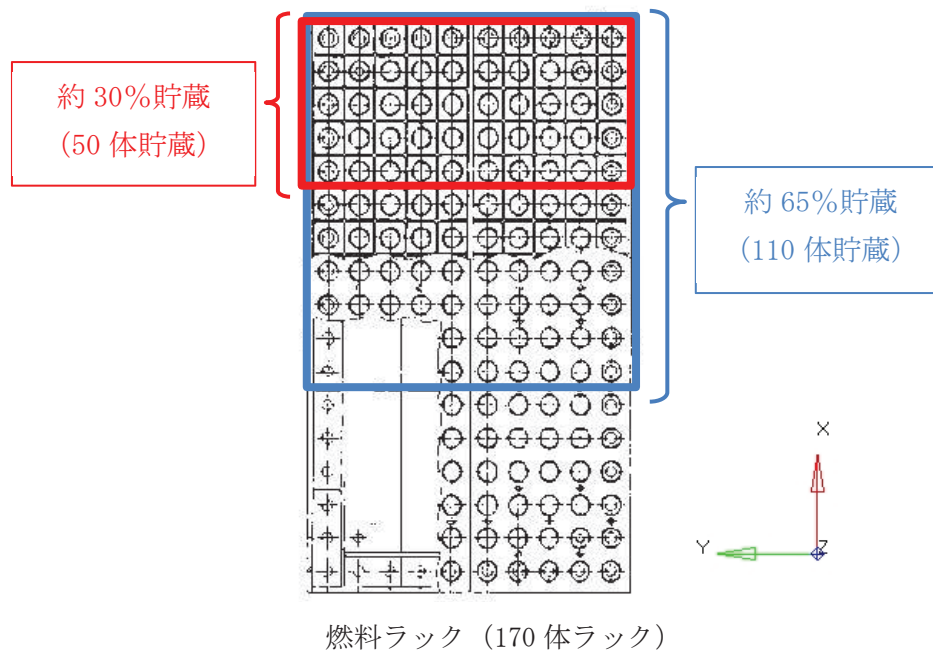


図2 燃料集合体の配置条件 (固有値解析による影響検討)

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)						
平面図						
側面図						
鳥瞰図						

図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

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 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%

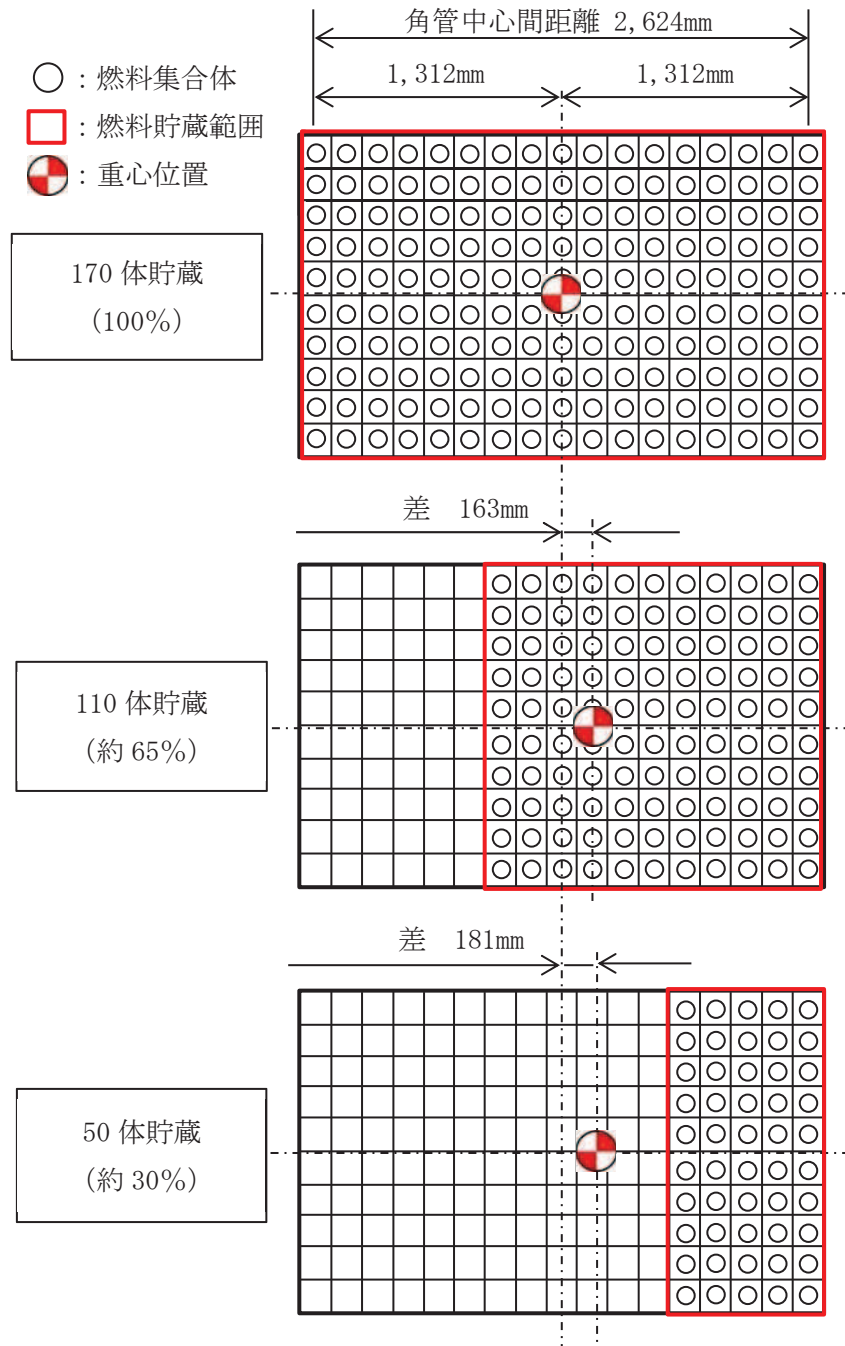


図 4 燃料集合体の配置条件による重心位置の変化概要図

先行プラントの類似知見に基づく減衰定数設定の妥当性に関する考察

1. はじめに

今回工認で採用する使用済燃料貯蔵ラックの減衰定数の根拠となった加振試験データと類似する知見として、先行プラントの使用済燃料貯蔵ラックの加振試験データが存在する。ここでは、先行プラントの類似知見を対象とした考察を加えることで、今回工認の減衰定数の妥当性を補足する。

この図書における先行プラントの加振試験データは、公開されている文書「工事計画に係る説明資料（機器・配管系の耐震性についての計算書等）；KK7 補足-028 改1 2020年10月 東京電力ホールディングス株式会社」（以下、「先行補足説明資料」という）から読み取れる範囲で参照している。

2. 燃料ラック構造の先行プラントとの比較

燃料ラックの型式は、女川2号機が角管並列型（以下、角管型という）であるのに対し、先行プラントの燃料ラックは [] である。角管型は角管と補強板を溶接することで、 [] 燃料集合体を貯蔵する格子状のセルを構成している。図1に燃料ラックの構造概要を、表1に燃料ラックの主要諸元を比較して示す。

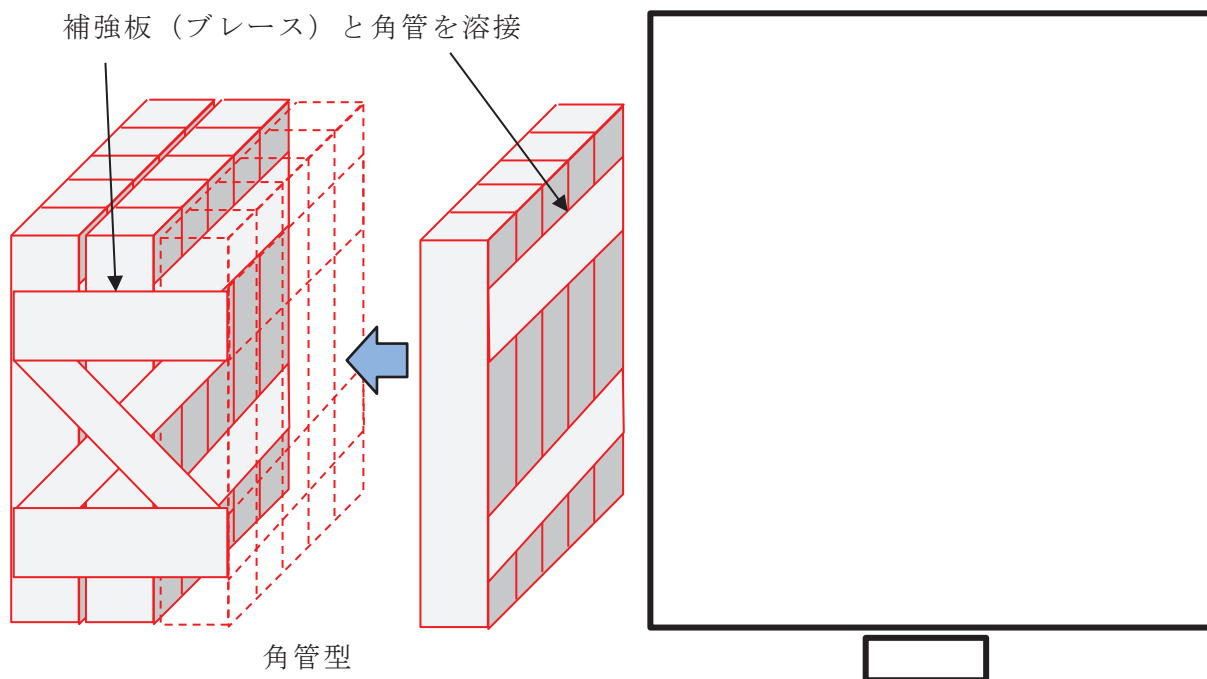


図1 燃料ラックの構造概要比較（先行補足説明資料より抜粋）

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

表1 燃料ラックの主要諸元比較（先行補足説明資料より抜粋）

項目		女川2号機	先行プラント	諸元の比較
燃料ラック	ラックセルの型式	角管型		—
	ラックの支持形式	ボルトによる床固定式		同等
		自立型		同等
	貯蔵体数	110体（10×11） 170体（10×17）		—
	ラックセル頂部と燃料集合体の最小隙間			ほぼ同等
	ラックから壁までの距離	約300～2,700mm		ほぼ同等
	ラックセル高さ			同等
	ラックセルのピッチ			同等
	ラックセルの厚さ			同等
	ラックセルの材質	B-SUS		同等
燃料プール	水深	約12m		同等

燃料ラックの型式の違いにより、構造は若干異なるが、収納物やその収納形態及び燃料ラックの構成材料、寸法等はほぼ同等で明確な差異は無い。本資料の別紙-8で整理している燃料ラックの減衰要因の整理と考察を踏まえると、燃料ラックの型式の違いに起因する減衰への影響はほとんどないものと考えられる。

燃料ラック基部の比較では、女川2号機は先行プラントよりもラックベースと燃料プール底部との接触面積が大きいですが、摩擦の法則（クーロンの法則）から、摩擦力は接触面に作用する垂直荷重に比例し、見かけの接触面積には無関係である*ため、摩擦減衰への影響も小さいと考えられる。

注記*：機械工学便覧 B1 編 機械要素設計・トライボロジ，日本機械学会編，日本機械学会，丸善

枠囲みの内容は、当社の商業機密を含むため、又は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

3. 加振試験内容の比較

加振試験内容の概略を比較した表を表 2 に、加振試験データと設計用減衰定数の関係を先行プラントについて図 2 に、女川 2 号機の今回工認について図 3 に示す。

表 2 加振試験概略比較

	今回工認	先行プラント
供試体	角管型 3 列×10 列 供試体	
加振方法と減衰定数評価手法	正弦波掃引加振に基づく応答倍率法	
加振方向	長辺方向 ^{*3}	

注記*1

*2

*3: 女川 2 号機 実機燃料ラックの貯蔵列数は最小 10 列であり (表 1 参照), 供試体ラックはこれを模擬したものであるため, 加振方向は長辺方向のみ

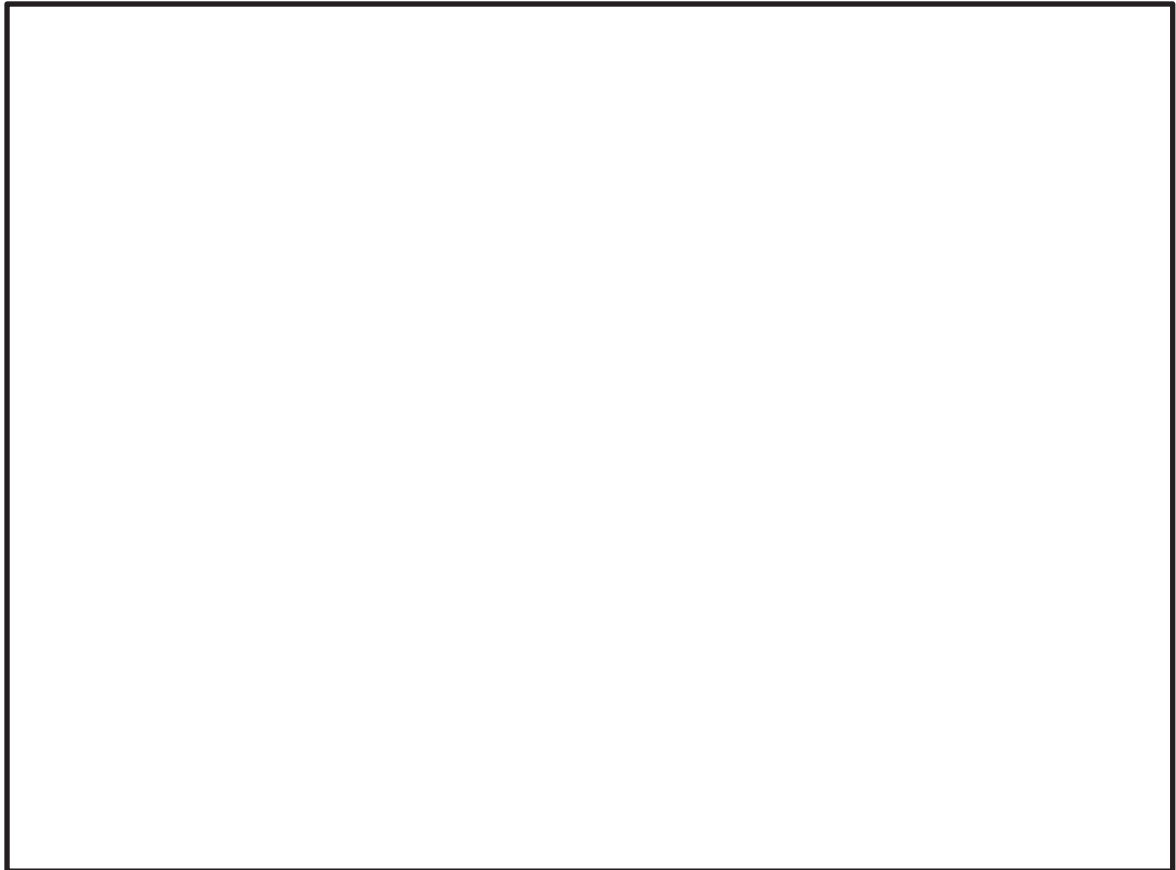


図2 先行プラントにおける加振試験データと設計用減衰定数の関係
(先行補足説明資料より抜粋し加筆)

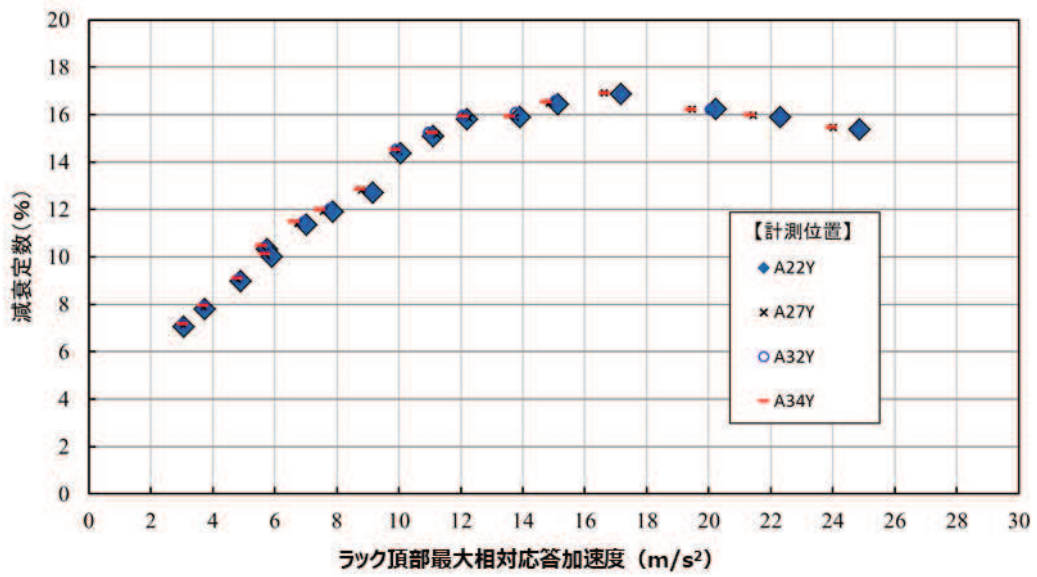


図3 女川2号機の今回工認における加振試験データ (本文より抜粋)

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

4. 減衰定数の絶対値に関する先行プラント試験結果の考察

先行プラントでは、 5×10 体の試験体の長辺方向及び短辺方向それぞれの試験を実施しているが、女川 2 号機の実機燃料ラックの構造は表 1 に示すとおり、 10×11 体及び 10×17 体であり、 5×10 体の試験体の短辺方向は実機の振動モードを表現しないため、ここでは長辺方向についてのみ着目する。

試験結果について、先行プラント（図 2）と女川 2 号機（図 3）の試験結果を比較すると、試験で得られた減衰定数は女川 2 号機が 6～17% 程度であるのに対し、先行プラントでは 6～12% 程度であり、先行プラントと比較して女川 2 号機の減衰定数は大きい結果である。燃料ラック頂部の応答加速度については、女川 2 号機が $2 \sim 25 \text{m/s}^2$ 程度であるのに対し、先行プラントでは $2 \sim 10 \text{m/s}^2$ 程度であり、燃料ラック頂部の応答加速度も同様に、女川 2 号機の方が大きい結果となっている。なお、試験の入力加速度は、軟質岩盤に設置されている先行プラントが最大 4.5m/s^2 程度に対し、短周期の応答が卓越する傾向がある硬質岩盤に設置されている女川 2 号機は 7m/s^2 程度である。このため、女川 2 号機では燃料ラックに対する入力加速度及び応答加速度が大きい条件の試験まで実施していることがわかる。

また、女川 2 号機の試験結果の傾向として、燃料ラック頂部応答加速度と減衰定数の関係は、燃料ラック頂部応答加速度が大きくなるにつれて、減衰定数は漸増していき、燃料ラック頂部最大応答加速度が 17m/s^2 程度で減衰定数がピークを迎えた後に、低下の傾向が見られる。一方、先行プラントの燃料ラック頂部最大応答加速度と減衰定数の関係については、燃料ラック頂部応答加速度が大きくなるにつれて、減衰定数が漸増する傾向のみとなっている。したがって、女川 2 号機と同様に大きい加速度の条件で試験を実施した場合には、先行プラントにおいてもより大きい減衰が取得できるものと推察する。

5. 減衰定数の応答依存性に関する先行プラント試験結果の考察

(1) 考察の方向性

今回工認においては、加振試験範囲を超える領域の応答に対して、試験結果で得られた減衰定数を外挿して適用することとしており、その外挿の妥当性を補足する必要がある。今回工認の加振試験データの応答領域について、次のとおり分類し、以降、その視点に基づき、先行プラントデータの考察を行って、今回工認の減衰定数適用の妥当性を補足することとする。

今回工認の加振試験で得られたデータを応答領域で分類し、次の 3 領域とする。

(図 4 参照)

- ・ 概ね応答増幅とともに減衰が比例して増加する領域（領域 1）
- ・ 減衰が飽和し、摩擦減衰の特徴が表れて減衰が緩やかに低下する領域（領域 2）
- ・ 領域 2 を超える加振試験データがない外挿領域（領域 3）

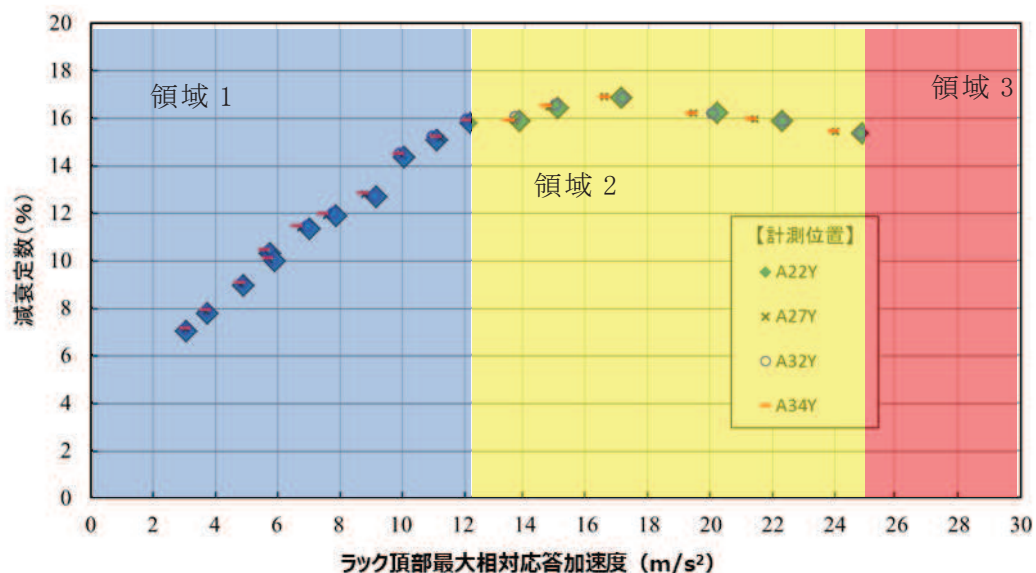


図 4 加振試験データ領域の分類

ここで、別紙-8 で考察している減衰の要因について再掲しておく。

表3 燃料ラックの減衰要因と応答依存性 (1/3) (別紙-8からの再掲)

要因	内容		応答依存性	減衰の程度
構造減衰	1-①	材料自体の減衰 (内部減衰)	材料に起因するため応答依存性なし	<p>加振試験結果から燃料ラック応答が振幅ゼロの場合の減衰は約4%と想定される。</p> <p>ラック頂部最大相対応答加速度 (m/s²)</p>
	1-②	部材間 (角管, 補強板) の摺動などによる減衰	<p>構造体の振動エネルギー (変位の2乗に比例) と構造に起因する減衰力による消費エネルギー (変位の2乗に比例) はともに応答に応じて大きくなるため, 等価減衰定数ζ_{eq}は変位によらず一定となり応答依存性はない。*1</p> <p>ζ_{eq}</p> <p>a : 変位</p>	
流体減衰	2-①	燃料ラック内に貯蔵された燃料 (セル内流動) の流体抵抗力による減衰	<p>構造体の振動エネルギー (変位の2乗に比例) に対する流体減衰に起因する減衰力による消費エネルギー (変位の3乗に比例) の関係から, 等価減衰定数ζ_{eq}は変位に比例して増加する。*1</p>	<p>燃料ラック内の狭い空間 (セル内) における相対運動による流体減衰のため, 応答が大きくなるに伴い, 減衰が増加すると考えられる。</p> <p>燃料ラック外周と壁との間隔が広い場合, 流体減衰は小さいと考えられる。(別紙-2参照)</p>
	2-②	燃料ラック外周部の流体抵抗力による減衰	$\zeta_{eq} = \frac{4C}{3\pi M} a$ <p>C : 流体減衰の減衰係数 M : 質量 a : 変位</p> <p>ζ_{eq}</p> <p>a</p>	

表3 燃料ラックの減衰要因と応答依存性 (2/3) (別紙-8からの再掲)

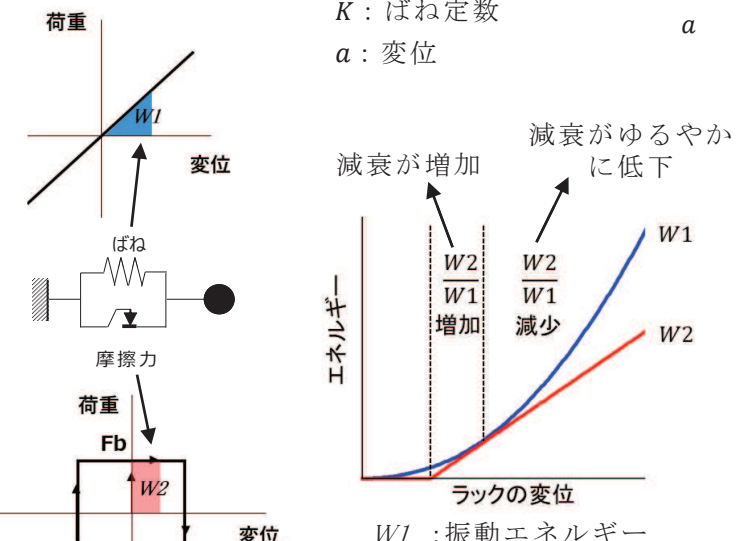
要因	内容	応答依存性	減衰の程度
摩擦減衰	3-① 燃料下部と燃料支持板の摩擦	<p>構造体の振動エネルギー（変位の2乗に比例）に対する摩擦減衰に起因する消費エネルギー（変位の1乗に比例）の関係から、等価減衰定数ζ_{eq}は変位に反比例して低下する。</p> <p>ただし、摩擦力Fに対して、静止状態からすべり始めるときの減衰は大きく、すべり発生後は応答に反比例の傾向でゆるやかに低下する。^{*2}</p> <p>(すべり発生後の等価減衰定数ζ_{eq}は変位aに反比例で減少)</p>	<p>3-② (ラックベースと床面の摩擦)の締結ボルト締付並びに燃料ラック及び燃料の自重による押付け力($9.6 \times 10^5 [N]$^{*4})に対して、試験燃料(30体)の自重($7.6 \times 10^4 [N]$^{*5})による押付け力は1/10以下であることから、燃料下部と燃料支持板の摩擦による減衰は小さいと考えられる。</p>
	3-② ラックベースと床面の摩擦	$\zeta_{eq} = \frac{2F}{\pi K a}$ <p>F: 摩擦力 K: ばね定数 a: 変位</p>  <p>W1: 振動エネルギー W2: 消費エネルギー</p>	<p>ラックベースと床面の締結ボルト締付及び燃料ラック/燃料の自重による押付け力(摩擦力)は、$9.6 \times 10^5 [N]$^{*4}と大きいため、すべり始めるときの減衰は大きく、すべり発生後は応答に反比例して低下すると考えられる。</p>

表3 燃料ラックの減衰要因と応答依存性 (3/3) (別紙-8からの再掲)

要因	内容		応答依存性	減衰の程度
衝突減衰	4-①	燃料とラックセルとの衝突	<p>衝突による減衰比 h は、反発係数 e との関係として下式で表せる。反発係数 e は、一般的に衝突部の形状や材質で決まるため、衝突減衰に応答依存性はない。^{*3}</p> $h = \sqrt{\frac{\{\ln(1/e)\}^2}{\pi^2 + \{\ln(1/e)\}^2}}$	<p>加振試験では、供試体燃料とラックセルに接触痕は確認されず、試験状況映像でも衝突が確認されなかったことから、今回の試験範囲では燃料とラックセルの衝突による減衰はなかったと考えられる^{*6}。</p>

注記*1：参考文献「振動工学 解析から設計まで」森北出版

*2：参考文献「ダイナミクスハンドブック（普及版）—運動・振動・制御—」朝倉書店

*3：参考文献「平成 19 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 動的上下動耐震試験（クレーン類）に関わる報告書（08 耐部報-0021,（独）原子力安全基盤機構）」

*4：(試験燃料ラック質量+模擬燃料質量×30体)×浮力(水と鉄の密度差分を考慮)×重力加速度+(締結ボルト締付トルク÷呼び径÷トルク係数)×ボルト12本 = 9.6×10⁵ [N]

*5：(燃料質量×30体)×浮力(水と鉄の密度差分を考慮)×重力加速度= 7.6×10⁴ [N]

*6：加振試験では接触痕が確認されず、今回の詳細解析で衝突減衰はモデル化していないが、加振試験の外挿領域において、応答変位(応答加速度)が更に大きくなると、衝突減衰によって大きな減衰効果を生じる。

(2) 先行プラントの加振試験データ



図 5 先行プラントデータの傾向（先行補足説明資料より抜粋し加筆）

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

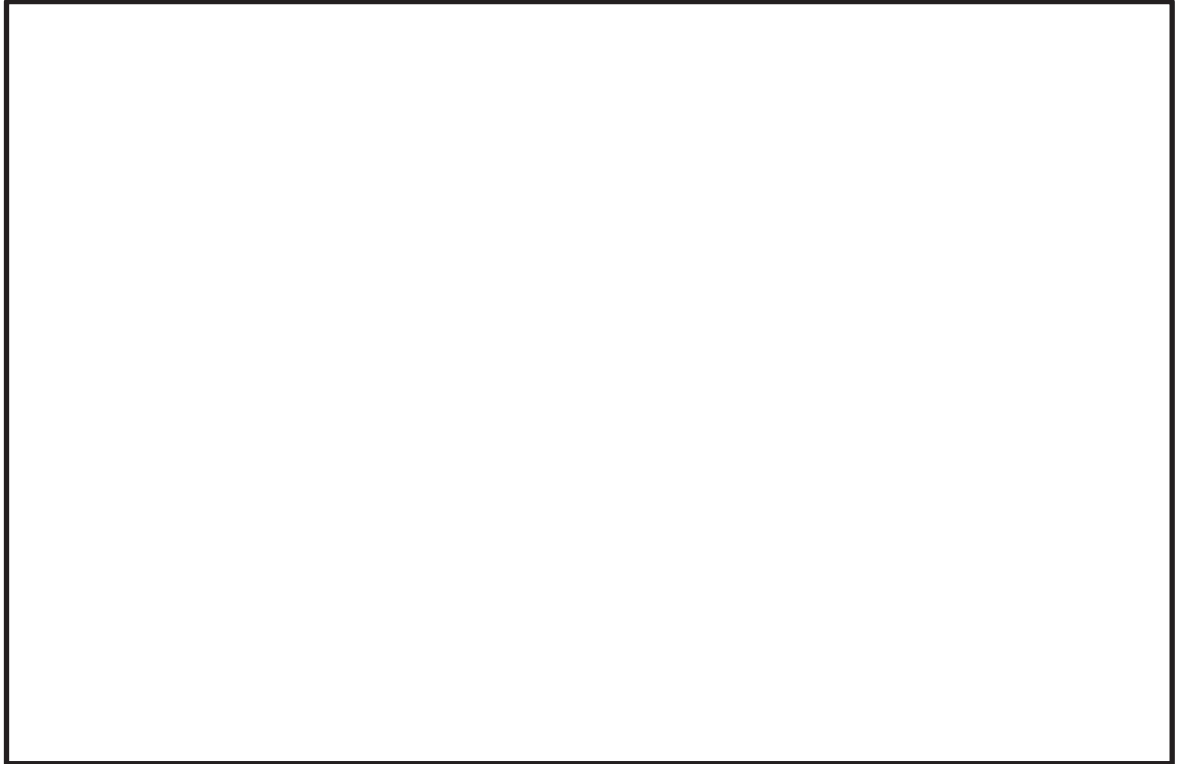


図 6 先行プラントデータ（長辺方向加振データのみ抽出）



図 7 先行プラントデータ（短辺方向加振データのみ抽出）

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

(3) 先行プラントの加振試験データの考察

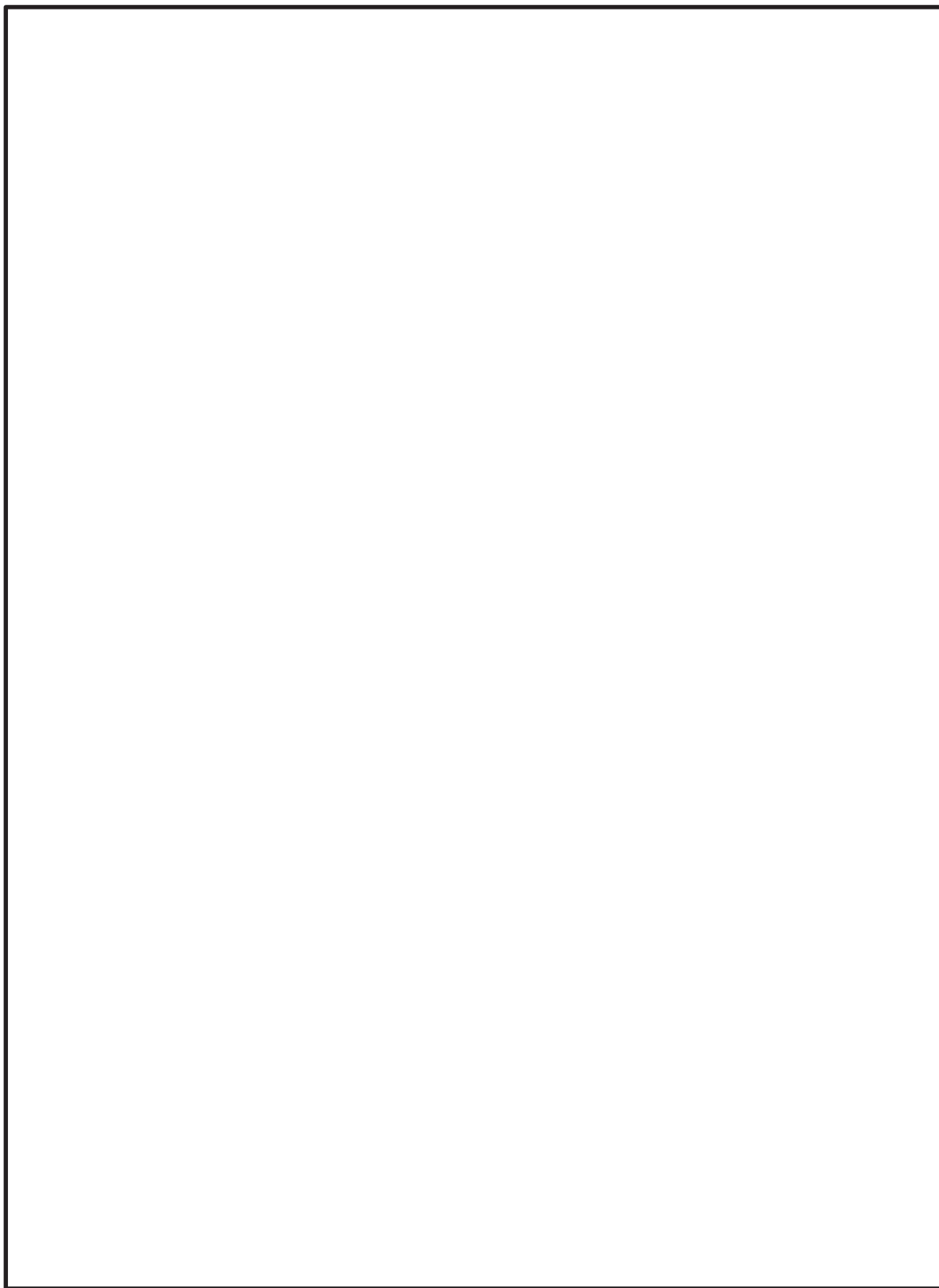
a. 長辺方向加振データ



図 8 先行プラントデータ（長辺方向）の考察（図 6 の再掲，加筆）

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

b. 短辺方向加振データ



よって、先行プラントの短辺方向加振データは、今回工認における試験データの
外挿による減衰定数設定の妥当性を補足するものとする。

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

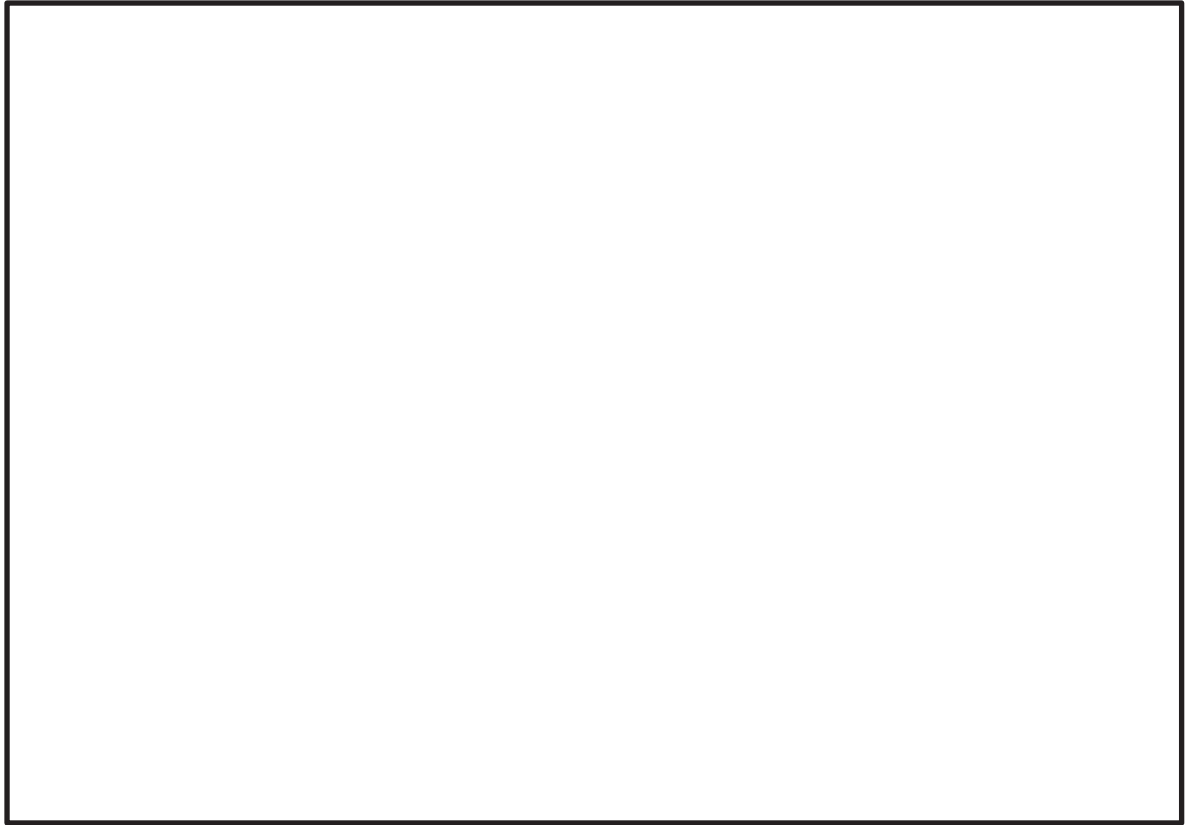


図 9 先行プラントデータ（短辺方向）の考察（図 7 の再掲，加筆）

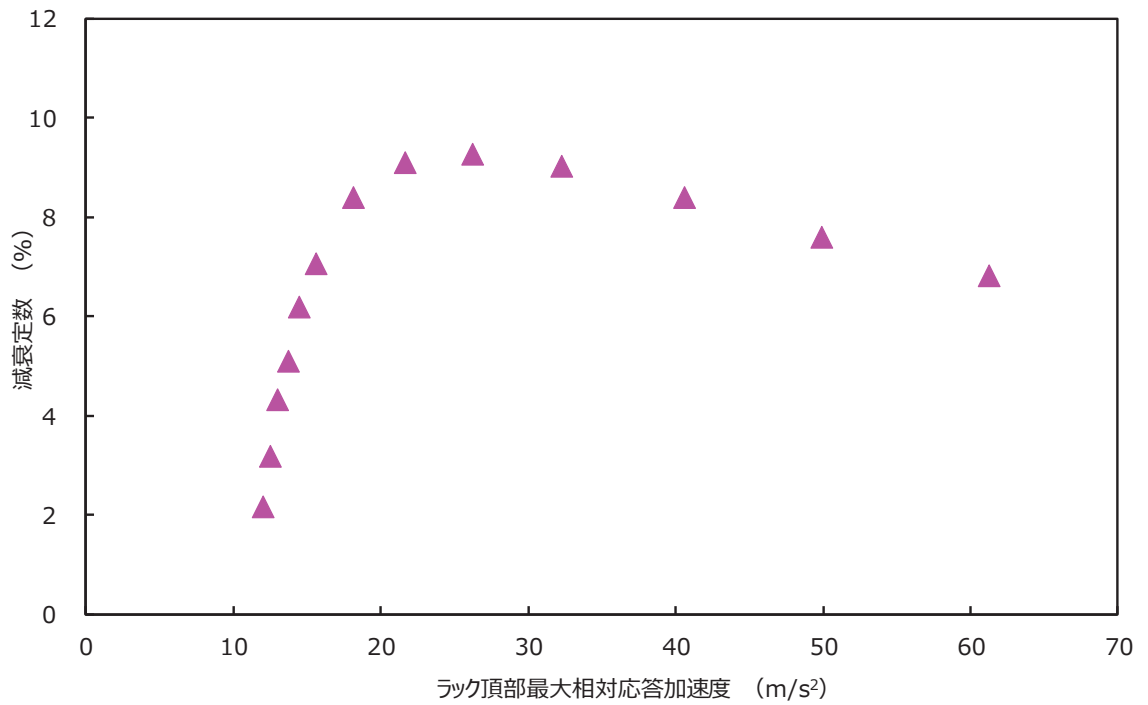


図 10 別紙-8 で示したラック定着部の摩擦を模擬したモデルによる解析結果

枠囲みの内容は他社の機密事項を含む可能性があるため公開できません。

6. まとめ

先行プラントの類似知見を参照した結果，今回工認の加振試験データの傾向と一致する摩擦減衰の特徴が確認された。また，その摩擦減衰の特徴が強いデータの外挿領域において，外挿レベルより大きい減衰定数が得られていることが確認された。

今回工認では，加振試験データの応答レベルを超える範囲へ外挿して減衰定数を設定しているが，先行プラントの類似知見を考察することにより，外挿による減衰定数の設定の妥当性が補足された。

計算機プログラム（解析コード）の概要

- ISOL

目 次

1. はじめに	別紙 14-1
2. 解析コードの概要	別紙 14-2
3. 解析手法	別紙 14-3
3.1 基本式	別紙 14-3
3.2 数値計算手法	別紙 14-3
4. 検証(Verification)	別紙 14-4
4.1 1自由度系のばね-質点系線形解析モデルによる固有値解析.....	別紙 14-4
4.2 1自由度系のばね-質点系線形解析モデルによる時刻歴応答解析...	別紙 14-6
4.3 1自由度系のばね-質点系非線形解析モデルによる時刻歴応答解析 (摩擦減衰)	別紙 14-9
4.4 検証結果	別紙 14-11
5. 妥当性確認(Validation)	別紙 14-12
6. 引用文献	別紙 14-12

1. はじめに

本資料は、別紙-8の使用済燃料貯蔵ラックの減衰評価用の時刻歴応答解析に使用した計算機プログラム(解析コード)ISOLについて説明するものである。

2. 解析コードの概要

項目	コード名 ISOL
使用目的	使用済燃料貯蔵ラックの減衰評価用の時刻歴応答解析
開発機関	株式会社東芝
開発時期	1985 年
使用したバージョン	Ver. 2009
コードの概要	<p>ISOL (以下「本解析コード」という。) は、質点系モデルに対する汎用 3 次元動的解析プログラムであり、3 次元多質点系モデルの固有値解析や地震波などに対する動的応答解析に適用できる。</p> <p>本解析コードは主に免振構造の地震応答解析用として株式会社東芝にて開発したハウスコードである。</p>
検証 (Verification) 及び 妥当性確認 (Validation)	<p>【検証(Verification)】</p> <p>本解析コードの検証の内容は、以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ 1 自由度系のばね-質点系の線形モデルの固有振動数及び時刻歴応答が理論解と良く一致することを確認している。 ・ 1 自由度系のばね-質点系に摩擦力を付加した非線形モデルの時刻歴応答から求めた減衰定数と摩擦減衰の等価減衰定数の理論値が良く一致することを確認している。 <p>【妥当性確認(Validation)】</p> <p>本解析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"> ・ 本工事計画における使用目的が上述の検証範囲内であることを確認している。

3. 解析手法

3.1 基本式

基本方程式は以下の形であらわされる。

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = f(t) \quad (3-1)$$

ここで M 、 C 、 K はそれぞれ質量、減衰、剛性マトリックスである。 u は各質点の変位を表す変位ベクトルであり、その成分として各方向の変位及び回転の自由度を含む。 $f(t)$ は系に対する外力を表すベクトルであり、一般に動的解析において時間変動する。

質量マトリックス M は各質点の並進及び回転自由度に対して集中分布質量系で取り扱う。また付加質量（流体－構造連成質量）のように非対角成分を持つ場合も取り扱うことができる。剛性マトリックス K は各部材（ばね、梁）の剛性マトリックスの和として表す。減衰マトリックス C は剛性部材に定義される減衰定数や質点間に定義される減衰係数など各種減衰系で定義することで取り込むことができる。また質点間の相対速度や相対変位に依存して減衰係数や剛性を変化させる非線形要素が組み込まれており、線形減衰（構造減衰）以外にも速度二乗比例減衰（流体減衰）や摩擦減衰、履歴減衰、すべり、衝突などの非線形挙動のシミュレーション解析を取り扱うことができる。

3.2 数値計算手法

固有値解析においては、固有値、固有モードを全次数にわたって精度よく求めるためにヤコビ法を用いている。また時刻歴応答解析においては、実空間における運動方程式を時間積分する直接積分法としてルンゲ・クッタ法を用いている。

4. 検証(Verification)

本解析コードを用いて、1自由度系のばね-質点系モデルによる検証解析を行った。

線形解析の検証問題として、固有値解析及び時刻歴応答解析を行い、また非線形解析の検証問題として摩擦要素を用いた非線形時刻歴応答解析を行い解析結果と理論解で比較を行った。

4.1 1自由度系のばね-質点系線形解析モデルによる固有値解析

図4-1に検証モデルを示す。モデルは1次元で1質点からなる。このモデルの固有値解析を実施し、理論解と比較した。ばね剛性は固有振動数が約15.0Hzとなるように設定した。線形減衰は相対速度に比例した減衰力が働く減衰モデルであり、ここでは減衰定数が0.04となるように減衰係数を設定した。

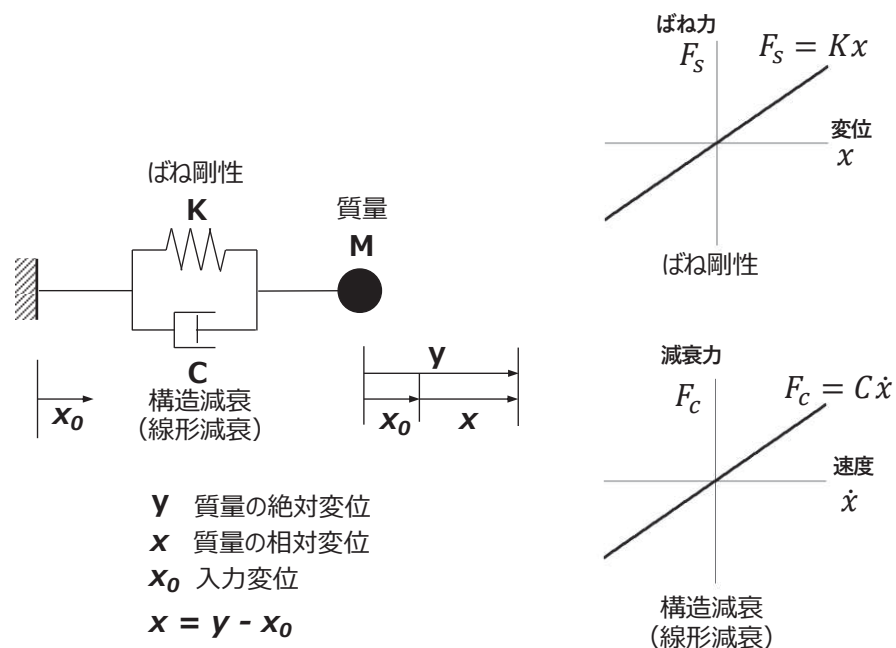


図 4-1 1自由度系のばね-質点系モデル (線形減衰)

表 4-1 解析モデル入力値 (線形減衰)

項目	記号	入力値	単位
重量	W	1.00E+04	kgf
重力加速度	g	9806.65	mm/s ²
質量	M	1.02	kgf・s ² /mm
ばね剛性	K	9.07E+03	kgf/mm
減衰定数	ζ	0.04	—
減衰係数	C	7.69	kgf・s/mm

固有振動数の理論解^[1]は(4-1)式で表される。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{M}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{9.07 \times 10^3}{1.02}} = 15.008(\text{Hz}) \quad (4-1)$$

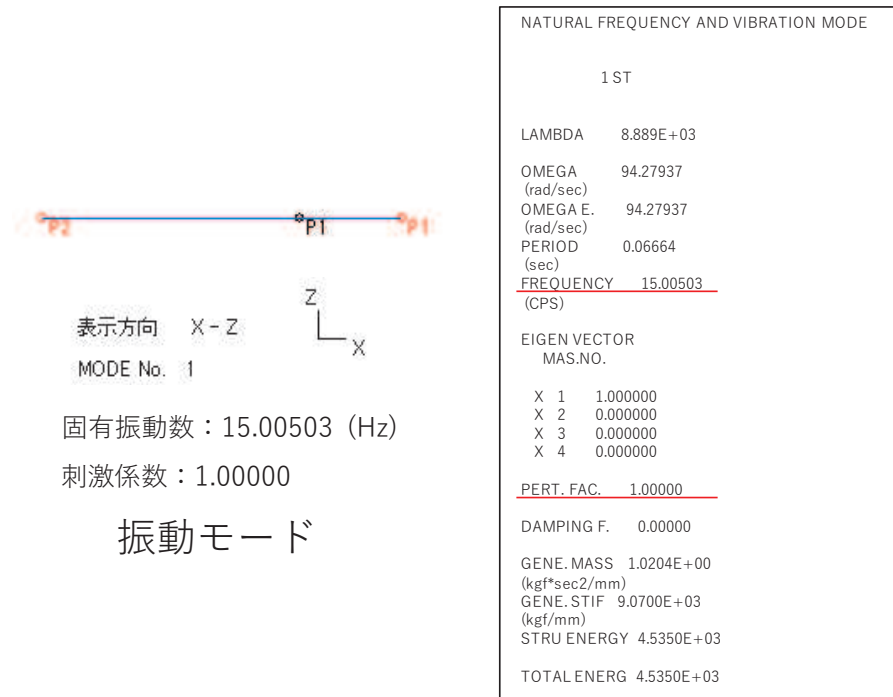


図 4-2 固有値解析結果

ISOL による固有値解析結果と理論解との誤差は-0.02%となり、両者は良く一致している。

4.2 1 自由度系のばね-質点系線形解析モデルによる時刻歴応答解析

図 4-1 に示す解析モデルに正弦波を入力し、定常応答を理論解^[1]と比較した。図 4-1 に示すモデルの運動方程式は(4-3)式で表される。

$$M\ddot{x} + C_1\dot{x} + Kx = -M\ddot{x}_0 \quad (4-3)$$

ここで、

$$\omega^2 = K/M \quad (4-4)$$

$$2\zeta\omega = C/M \quad (4-5)$$

とおけば、

$$\ddot{x} + 2\zeta\omega\dot{x} + \omega^2x = -\ddot{x}_0 \quad (4-6)$$

入力加速度を(4-7)に示す複素形の調和地動とすると、

$$x_0 = Ie^{jpt} \quad (4-7)$$

質点の定常応答も調和振動となり、特解を

$$x = Ae^{jpt} \quad (4-8)$$

とおいて、(4-6)式に代入すると、

$$Ae^{jpt}(-p^2 + 2\zeta p\omega j + \omega^2) = Ip^2e^{jpt} \quad (4-9)$$

したがって、相対応答変位は、

$$x = \frac{(p/\omega)^2}{(1 - (p/\omega)^2) + 2\zeta(p/\omega)j} Ie^{jpt} \quad (4-10)$$

相対応答速度は、

$$\dot{x} = \frac{jp(p/\omega)^2}{(1 - (p/\omega)^2) + 2\zeta(p/\omega)j} Ie^{jpt} \quad (4-11)$$

絶対応答加速度は、

$$\ddot{y} = \ddot{x} + \ddot{x}_0 = -2\zeta\omega\dot{x} - \omega^2x = -(2\zeta\omega pj + \omega^2)x = \frac{1 + 2\zeta(p/\omega)j}{1 - (p/\omega)^2 + 2\zeta(p/\omega)j} (-Ip^2e^{jpt}) \quad (4-12)$$

となる。

図 4-1 の解析モデルに振幅±1.0E+03mm/s²、振動数 15.0Hz の sin 波を 50 サイクル入力して時刻歴応答解析を実施した。過渡応答と定常応答を含む解析結果を図 4-3 に示す。そのうち、定常応答となる部分を拡大して解析値と理論解とを比較した結果を図 4-4 に示す。解析値と理論解の誤差は、相対応答変位で 2.01%、相対応答速度で 2.52%、絶対応答加速度で-1.99%となり、両者はよく一致している。

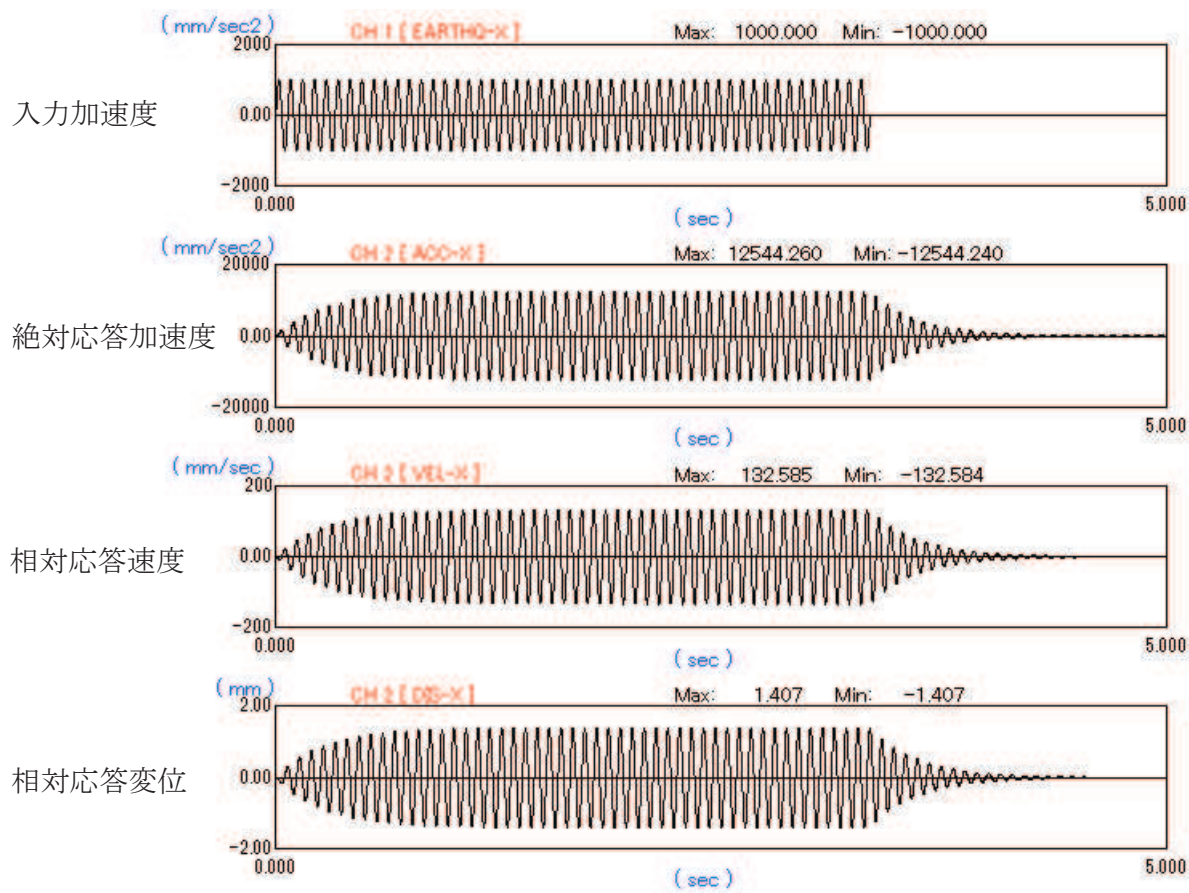
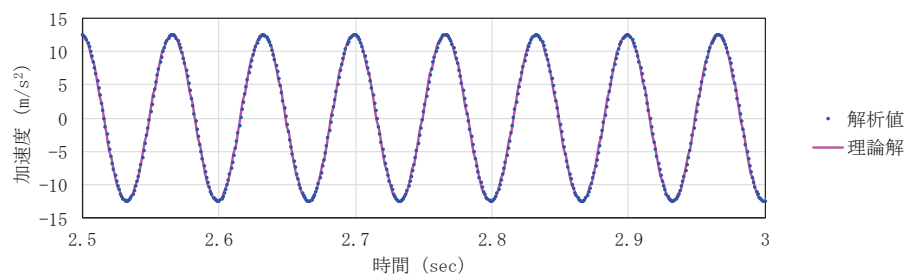
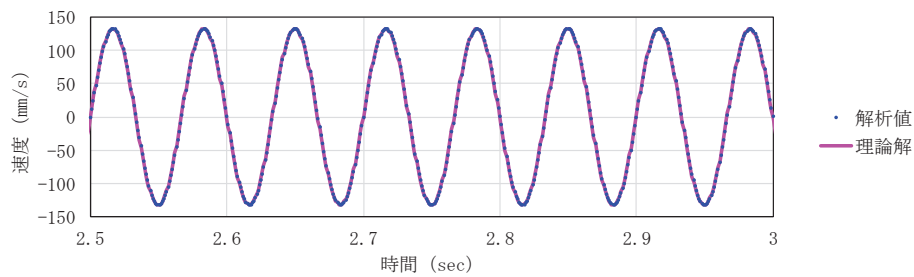


図 4-3 解析結果 (時刻歴波形)

絶対応答加速度



相対応答速度



相対応答変位

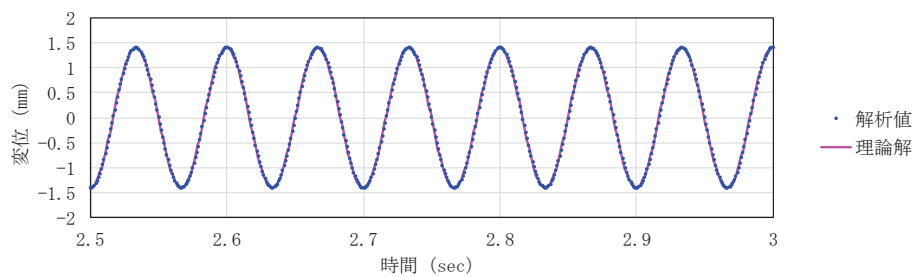


図 4-4 解析値と理論解の比較 (定常応答 2.5~3 秒拡大)

4.3 1自由度系のばね-質点系非線形解析モデルによる時刻歴応答解析（摩擦減衰）

摩擦減衰は、非線形減衰要素の一種で、一定の摩擦力が相対速度と逆方向に働く減衰モデルである。図4-5に示す検証モデルを用いて、摩擦減衰を取り入れた解析モデルによる減衰定数評価と、等価減衰定数の理論値とを比較した。ばね剛性は4.1項の解析モデルと同じく固有振動数が約15.0Hzとなるように設定した。

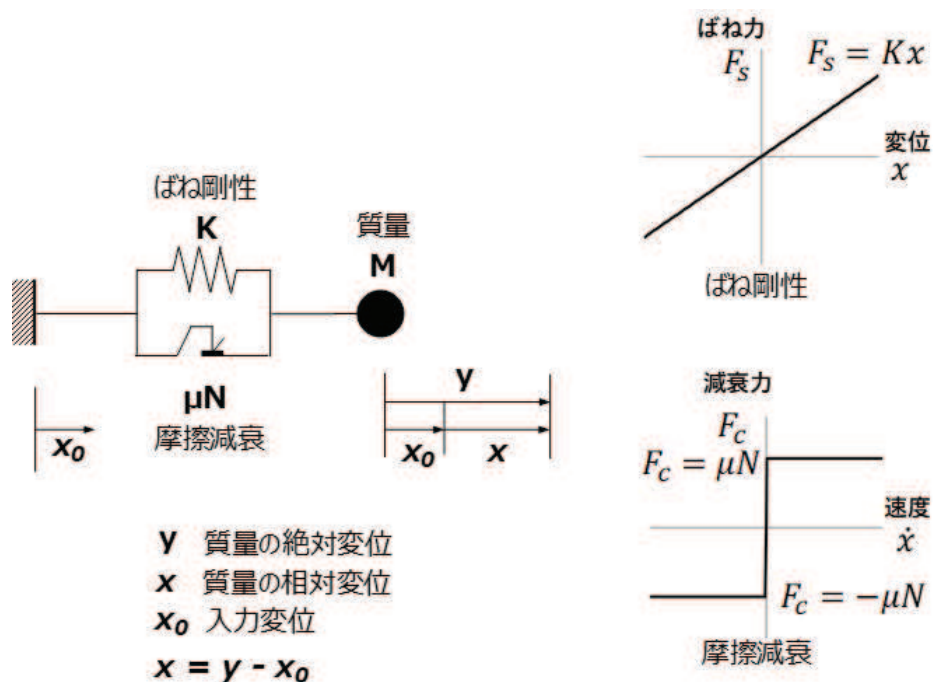


図4-5 1自由度系のばね-質点系モデル（摩擦減衰）

表4-2 解析モデル入力値（摩擦減衰）

項目	記号	入力値	単位
重量	W	1.00E+04	kgf
重力加速度	g	9806.65	mm/s ²
質量	M	1.02	kgf・s ² /mm
ばね剛性	K	9.07E+03	kgf/mm
摩擦力	F	1000	kgf

摩擦減衰の等価減衰定数は、図4-6 ひずみエネルギー（運動エネルギー） E と減衰により1サイクルで消費されるエネルギー ΔE の比を用いて（4-13）式で表される。

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta E}{E} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{4AF}{1/2 KA^2} = \frac{2F}{\pi K} \cdot \frac{1}{A} \quad (4-13)$$

（4-13）式から明らかなように、等価減衰定数は応答変位振幅 A に反比例となる。

図4-5の解析モデルに、振動数を13.5Hzから16.5Hzに上昇させる正弦掃引波形を用いて、加速度レベルを変化させて入力した時刻歴応答解析を実施し、入力加速度と相対応答加速度の伝達関数の応答倍率 Q から $\zeta = 1/2Q$ で減衰定数を算出した結果と、（4-13）式の理論値^[2]とを

比較した。時刻歴応答解析結果の一例を図 4-7 に、解析結果より求めた応答変位と減衰定数の関係と、(4-13)式との比較を図 4-8 に示す。本工事計画において着目した減衰定数 3~20%の範囲における解析結果と理論解の誤差は 1.85%となり、両者はよく一致している。

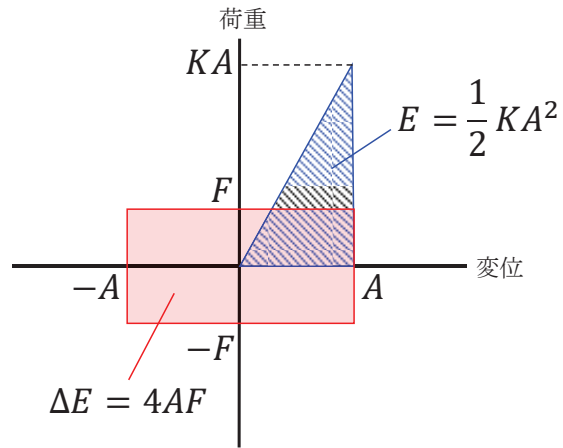


図 4-6 ひずみエネルギーと消費エネルギー（摩擦減衰）

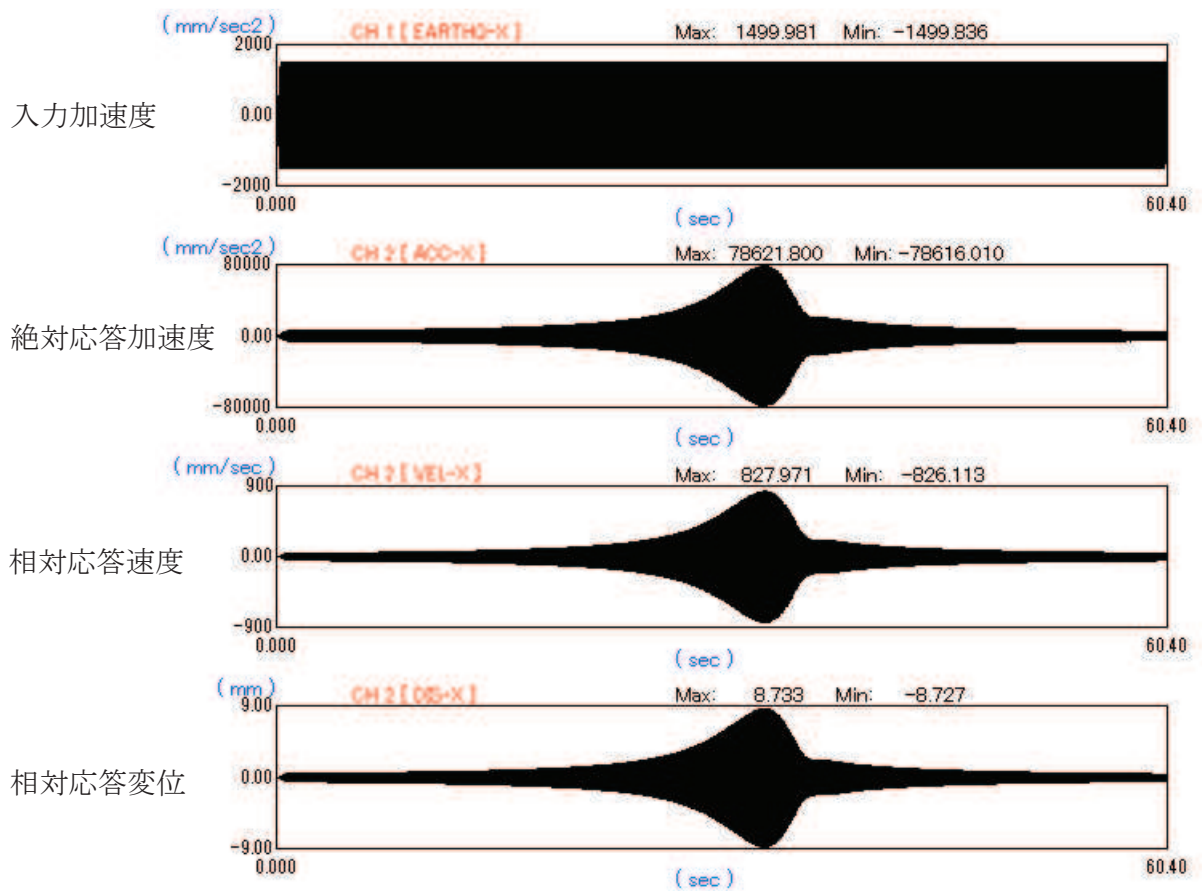


図 4-7 解析結果（時刻歴波形）

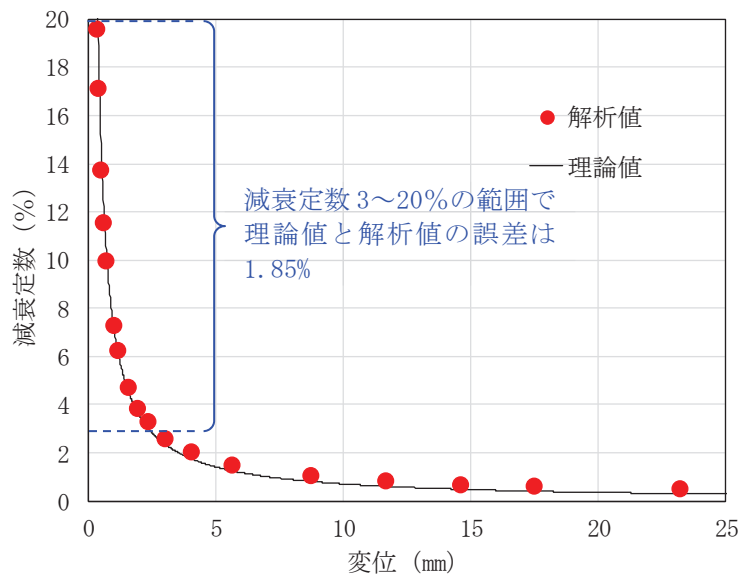


図 4-8 変位と減衰定数の関係（解析値と理論値の比較）

4.4 検証結果

本解析コードを用いて、1 自由度系のばね-質点系モデルにより線形解析及び非線形解析の検証解析を行い、解析結果と理論解と比較し、解析解が理論解と一致することを確認した。

5. 妥当性確認(Validation)

本工事計画における使用済燃料貯蔵ラックの減衰評価用の時刻歴応答解析の使用範囲が上述の検証範囲内であることから、本解析コードの使用は妥当である。

6. 引用文献

[1]：柴田明德著，「最新耐震構造解析 第3版」，森北出版株式会社

[2]：背戸一登・丸山晃市，「振動工学 解析から設計まで 第1版」，森北出版株式会社