

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

## (2) 荷重時刻歴

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

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

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

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

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

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

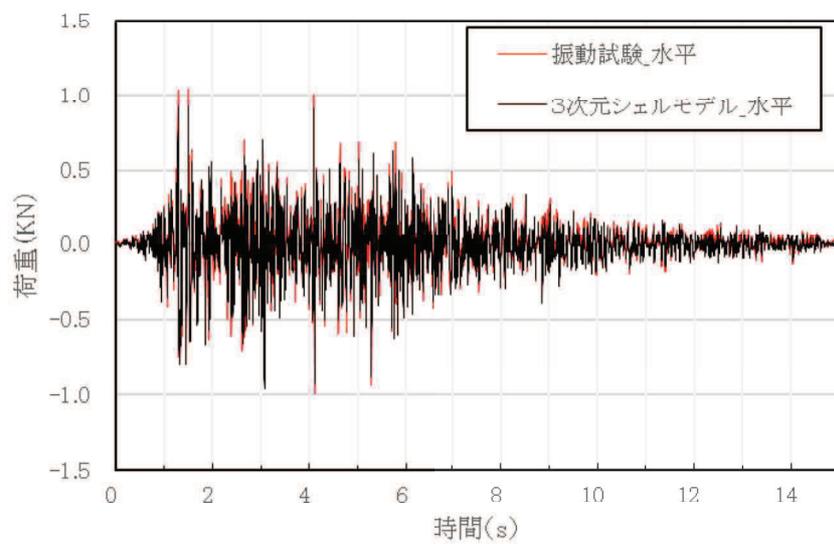
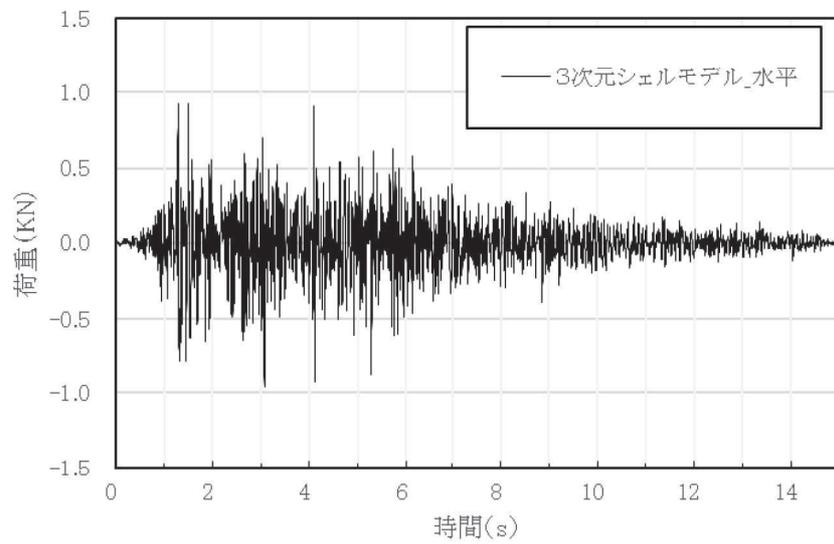
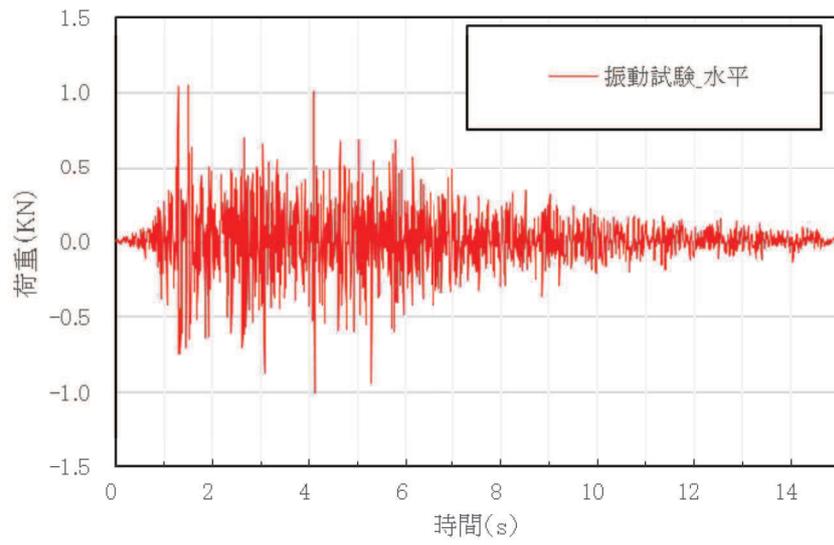


図 18 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)

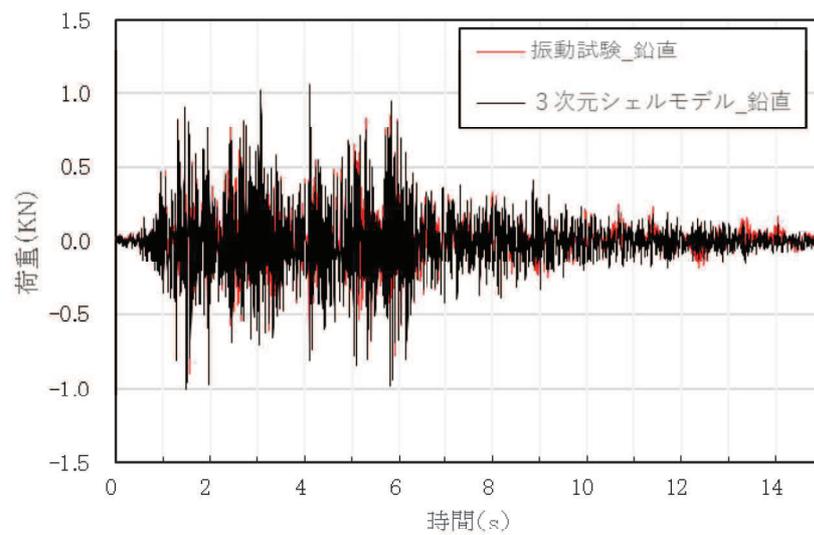
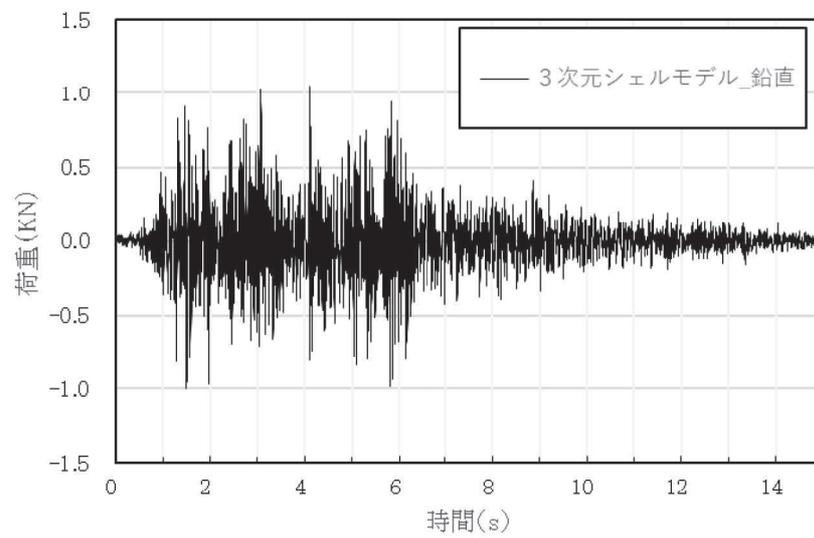
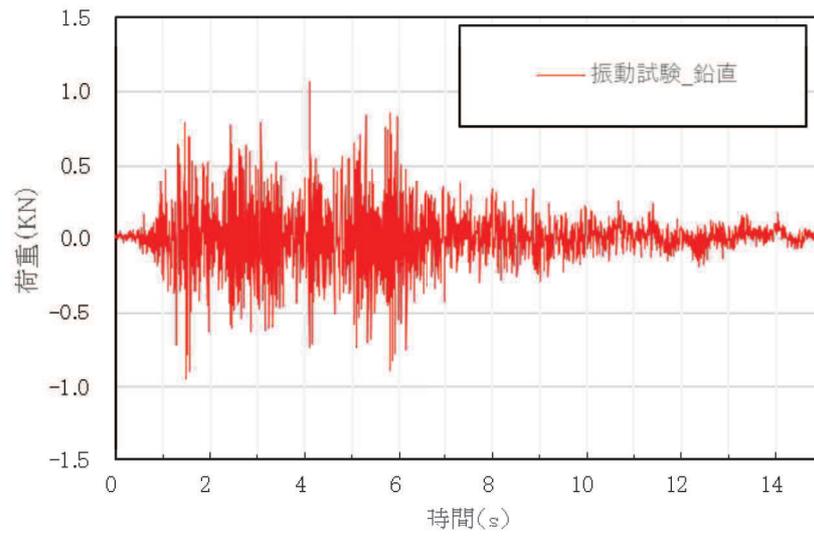


図 19 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)

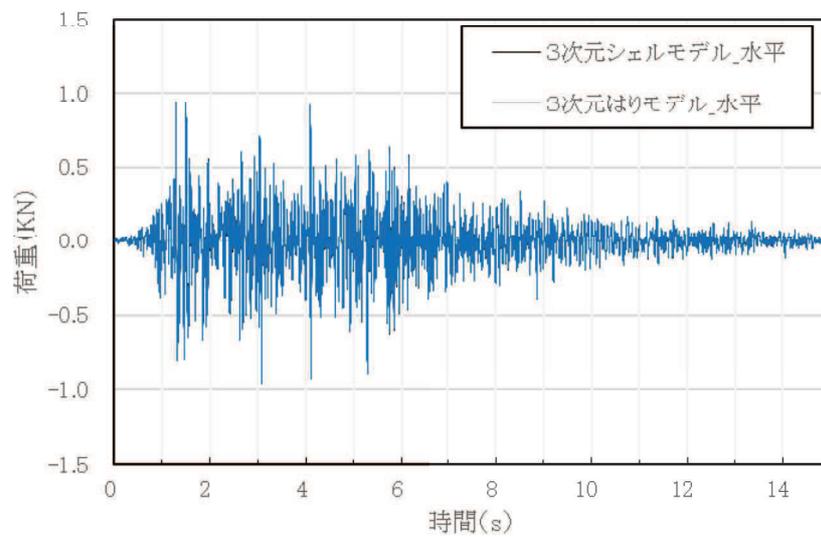
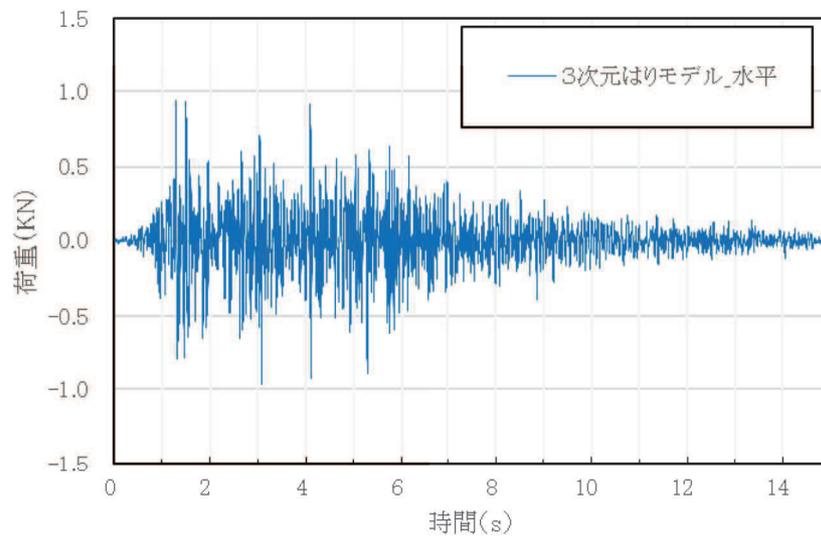
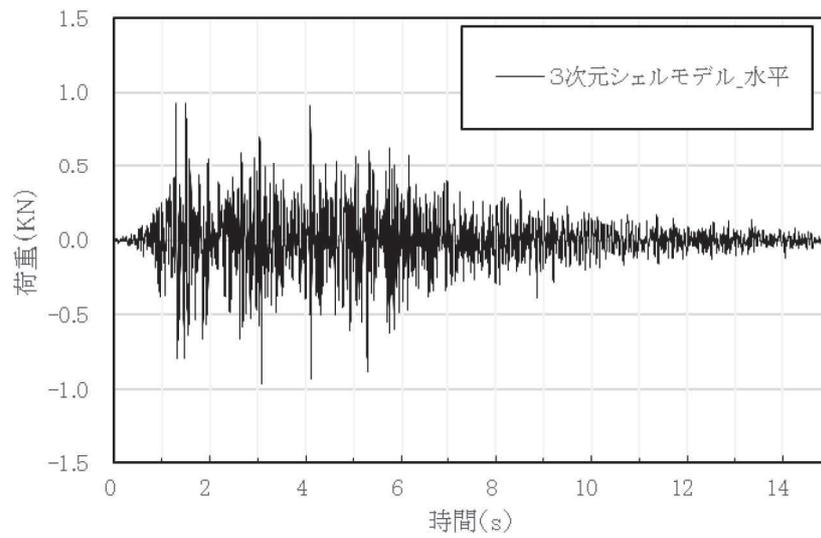


図 20 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)  
 別紙2-32

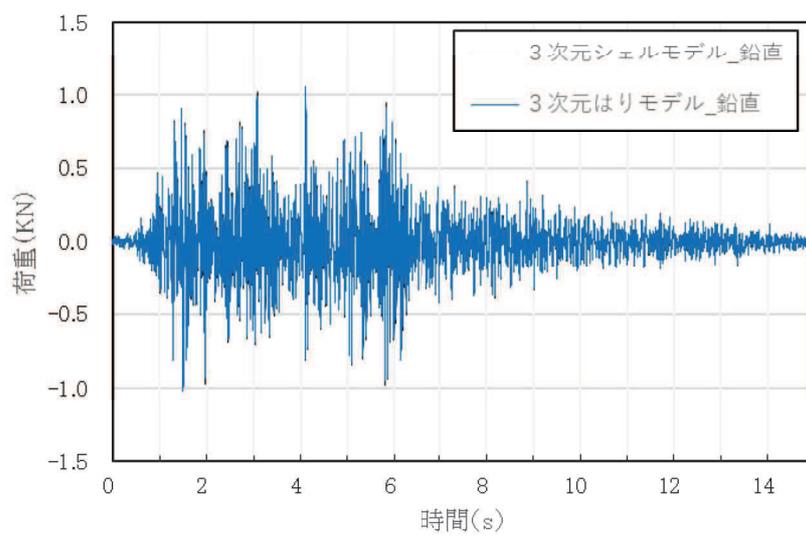
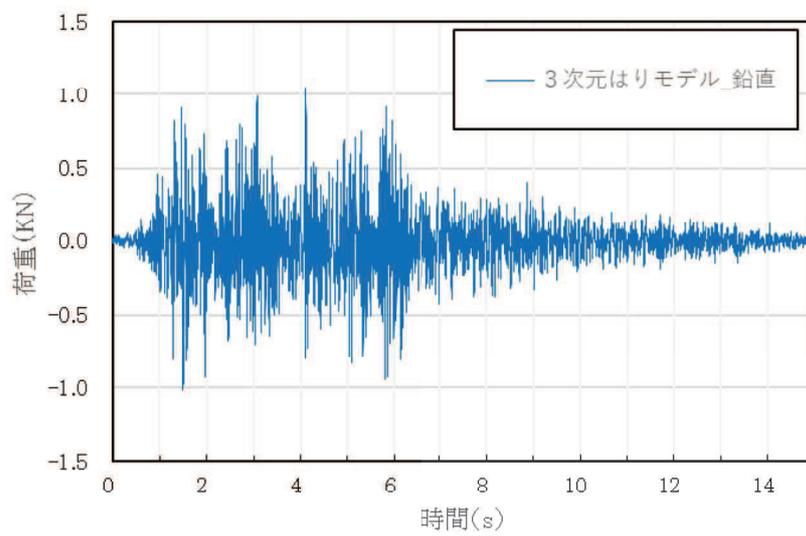
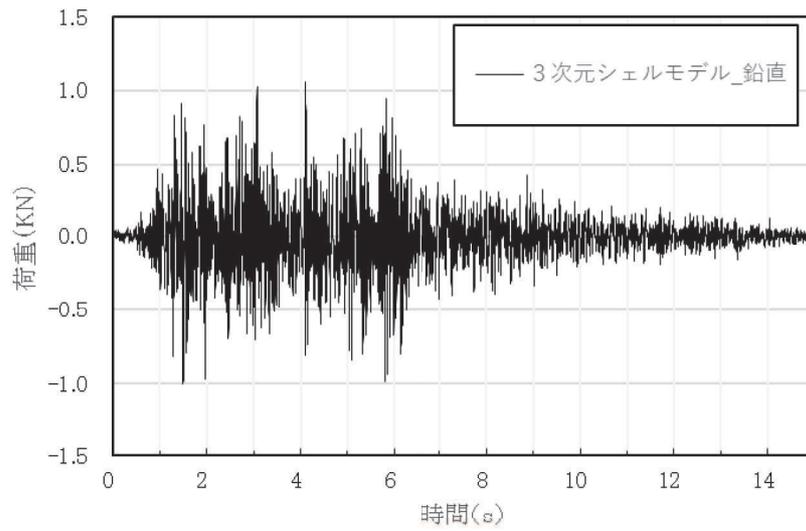


図 21 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較

(3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)

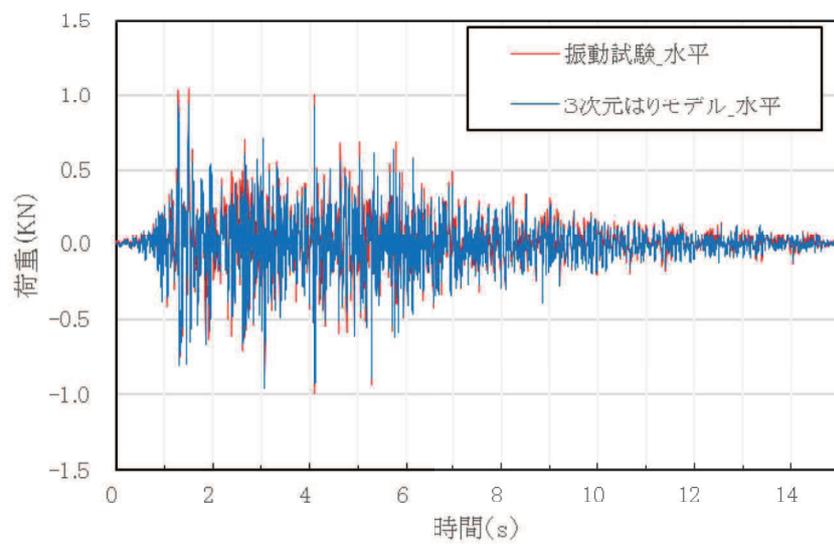
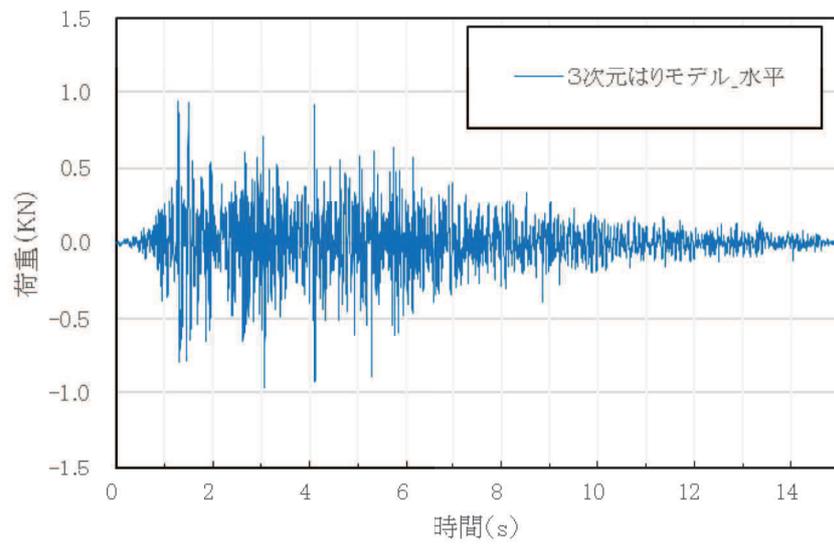
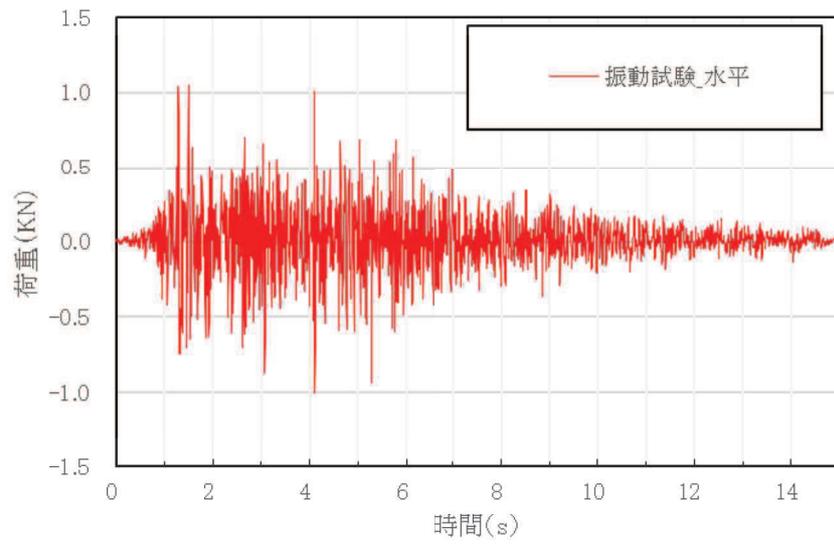


図 22 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

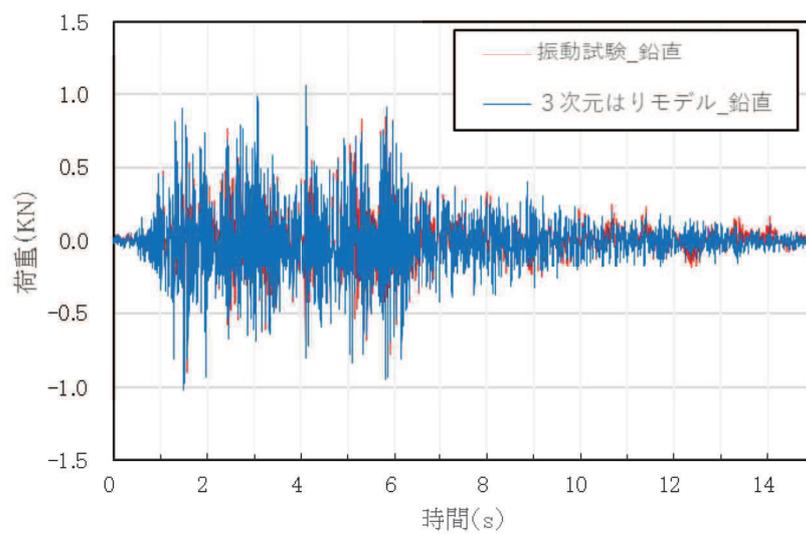
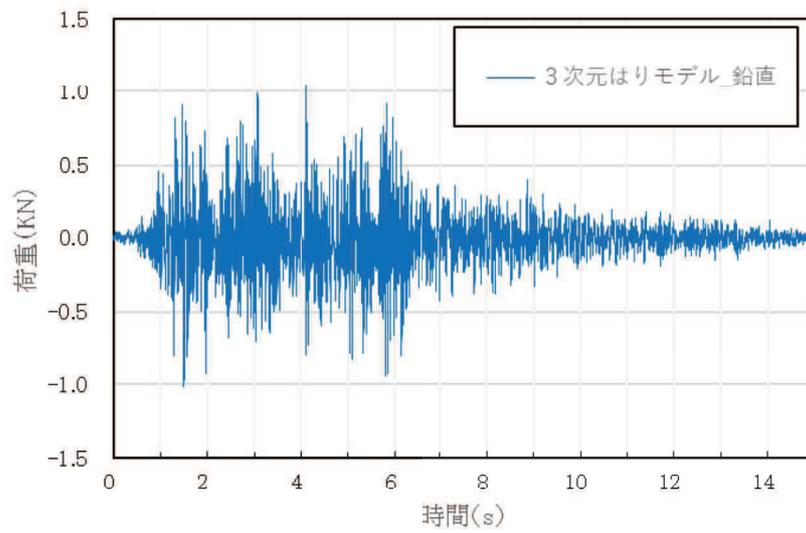
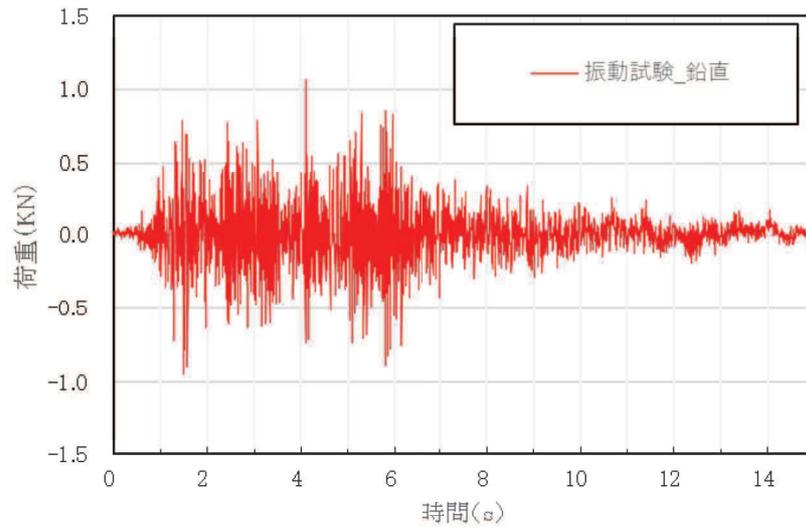


図 23 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

### (3) 最大荷重

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

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

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

表13 最大荷重の比較

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

#### 4.2.3 妥当性確認結果

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

## 地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討

## 1. 概要

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

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

## 2. 既往知見と耐震設計の考え方

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

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

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

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

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

表 1 各振動モードに対するサプレッションチェンバの耐震設計

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

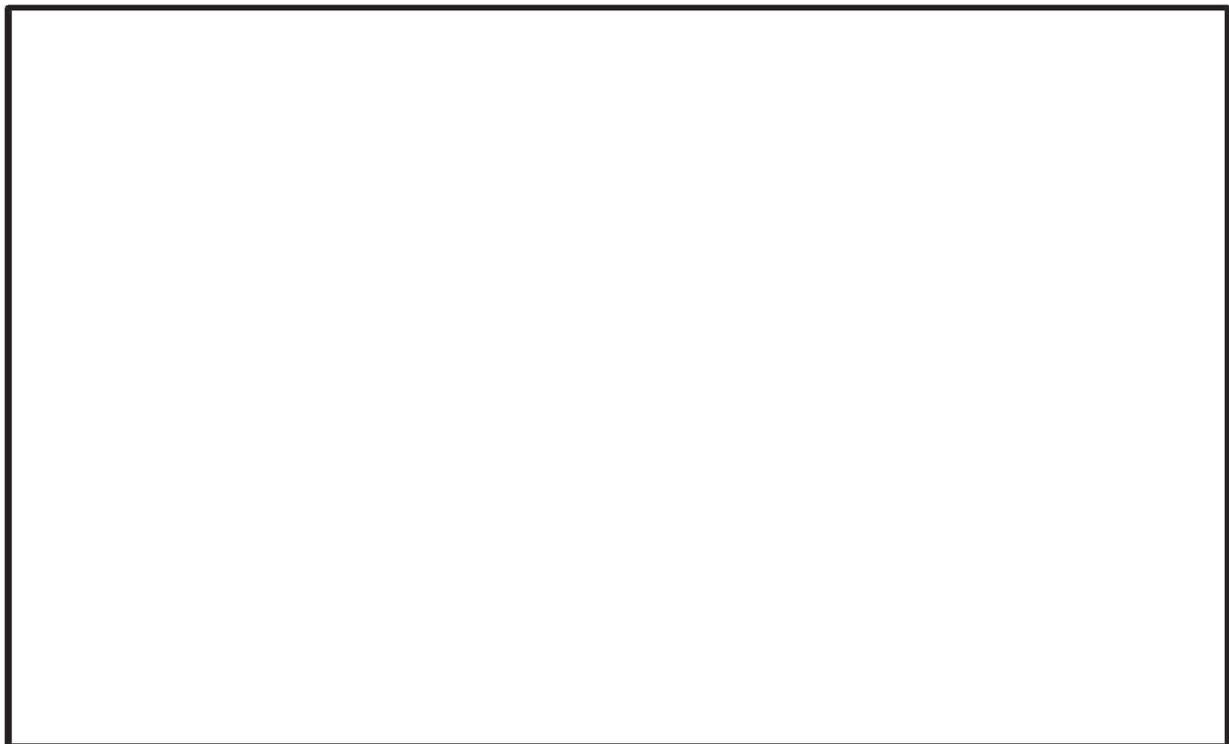


図 1 サプレッションチェンバ断面図

### 3. バルジングに対する影響検討

#### 3.1 検討方針

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

影響検討では、サプレッションチェンバ内部水に対する圧力分布の特徴を考慮した上で、3次元シェルモデルを用いた応答解析を行い、振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を定量的に評価する。

#### 3.2 影響検討モデル

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

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

なお、強め輪は、建設時の条件にてモデル化した。

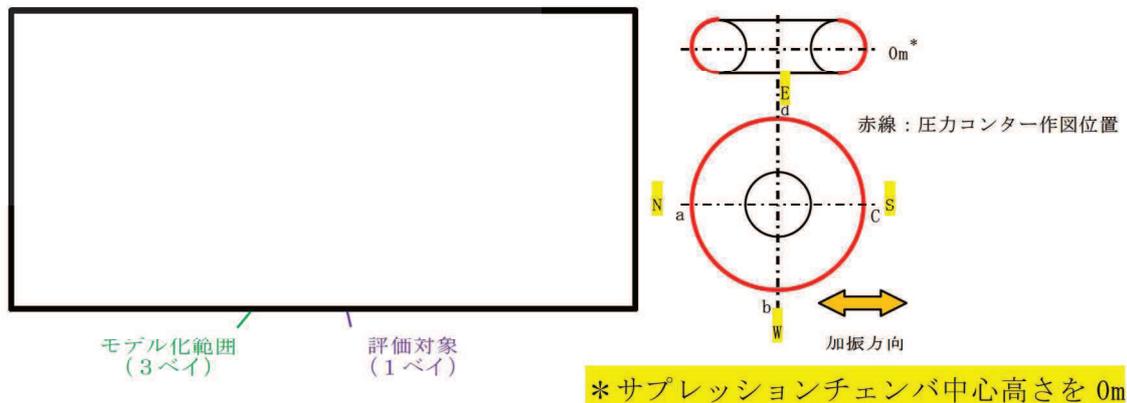


図2 サプレッションチェンバの圧力コンター図\*2  
(SA 水位より高い水位, S s - D 1 (水平方向), 最大圧力発生時点)

\*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）

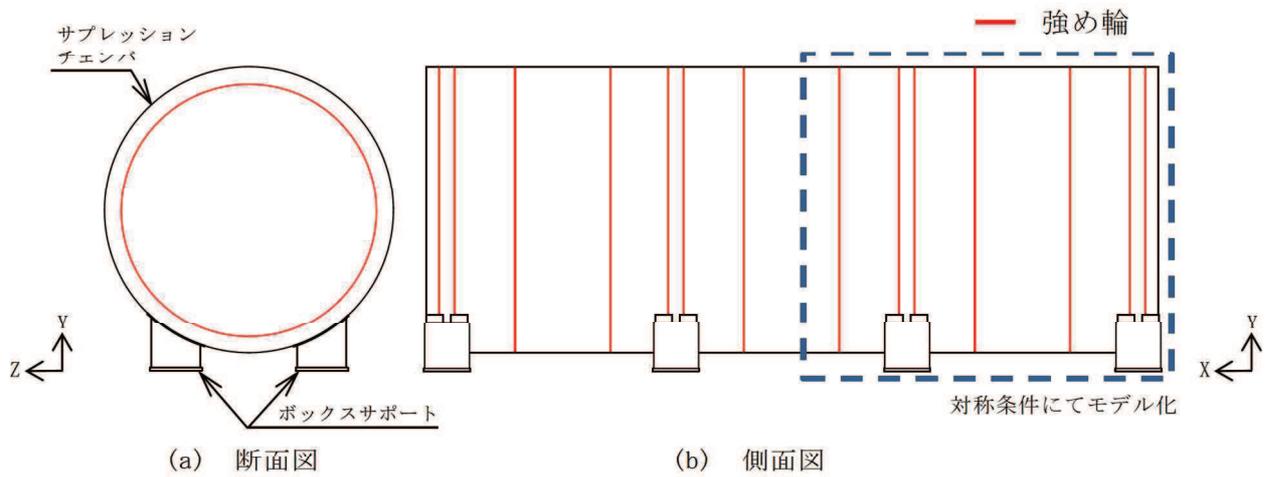
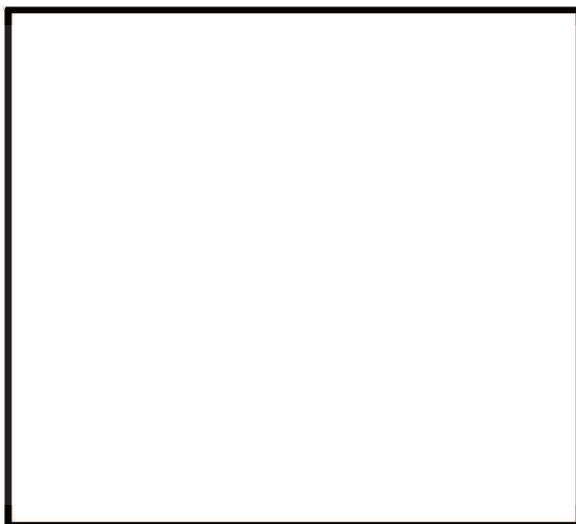
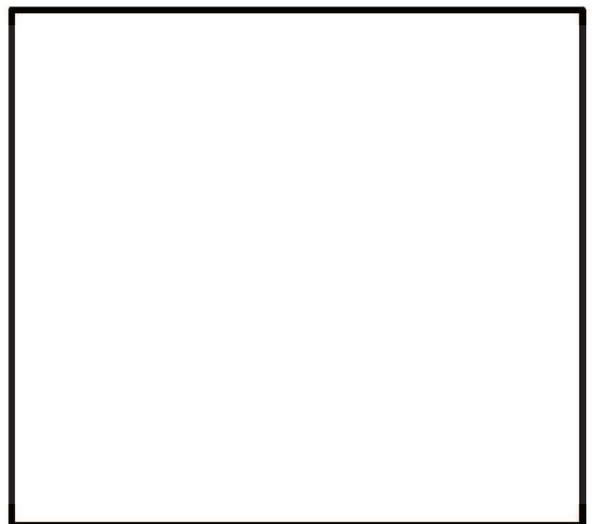


図4 解析モデル概要図



(a) 強め輪無しモデル



(b) 強め輪考慮モデル

図5 解析モデル図（対称条件にてモデル化）

### 3.3 影響検討

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

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

表2 バルジングに対する影響検討

検討 ケース	モデル化条件				解析方法	検討内容
	サプレッション チェンバ	ボックス サポート	強め輪	内部水 (有効質量)		
1	3セグメントを 横置円筒形容器 として3次元シ ェル要素でモデ ル化	実機 模擬	なし	なし	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 応答解析 ⇒NASTRAN</li> <li>・ 内部水 ⇒NASTRANの 仮想質量法</li> </ul>	横置円筒容器の振動モードを確認する
2			あり模 擬	なし		ケース1との比較により、強め輪の効果を確認する
3			なし	考慮		ケース1との比較により、内部水の影響を確認する
4			あり模 擬	考慮		振動モード、強め輪の効果及び内部水の影響を確認する

### 3.4 影響検討結果

#### 3.4.1 振動特性

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

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

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

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

#### 3.4.2 発生応力

各検討ケースに対して水平方向に1Gフラットスペクトルを入力したスペクトルモデル解析による発生応力と鉛直方向に1Gフラットスペクトルを入力したスペクトルモデル解析による発生応力を表4に示す。

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

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

一方、強め輪がある場合には、内部水の有無によらず、強め輪の効果によって水平及び鉛直方向の発生応力が大幅に低減する傾向が確認される。また、オーバル振動（花びら状の変形）を含む振動数までのモードを組み合わせた場合にも、強め輪の効果によって、水平及び鉛直方向の発生応力が増加しないことが確認された。

なお、表3に示す通り、最大応力を踏まえると、支配的な振動モードは、1次モード（水平）及び2次モード（鉛直）であり、小円断面内における変形（3次モード）による応力への寄与は小さい。また、表4のモデル化条件で強め輪がある評価結果に着目した場合オーバル振動を含まない場合（0～20Hz）とオーバル振動を含む場合（0～30 or 40Hz（100次モード程度まで考慮））の発生応力が同等であることから、オーバル振動が発生応力に与える影響が小さいことを確認した。

表 3 振動特性の比較結果\*1

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

注記\*1：各モード図は、最大変位を 1m として示す。

\*2：表中の水平及び鉛直の数値は、各モードにおける最大発生応力を示す。

表 4 発生応力の比較結果

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

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

\*2 強め輪がある場合：オーバル振動（花びら状の変形）を含む振動数（40Hz）

（内部水なし： 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

#### 4. 地震応答解析に係るはりモデルの適用性

前項のバルジングに対する影響検討の結果、サプレッションチェンバ内部に設置された強め輪の効果によって、サプレッションチェンバ本体（小円）の剛性が向上し、振動特性が改善されるため、地震による発生応力が低減されることを確認し、概ね1次モード（水平方向）及び2次モード（鉛直方向）が支配的な振動モードとなることを確認した。また、強め輪の効果によって、サプレッションチェンバのオーバル振動（花びら状の変形）の影響を十分に抑制できることを確認したことから、サプレッションチェンバ本体をはり要素でモデル化することの適用性があると判断した。

ただし、今回工認では、重大事故時のサプレッションチェンバの水位上昇に伴う内部水質量の増加、基準地震動の増大等を踏まえ、サプレッションチェンバ本体（小円）の更なる剛性向上を図ることによって断面変形を抑制するため、強め輪の補強対策を実施する。

また、サプレッションチェンバ及びボックスサポートの地震応答解析モデルの設定にあたっては、より詳細に地震応答を把握するため、ボックスサポート取付部のばね剛性（並進、回転）を考慮したばね要素を3次元はりモデルに付加する（詳細は別紙4参照）。

## ばね剛性の設定

## 1. はじめに

今回工認で採用したサプレッションチェンバの地震応答解析モデルは、サプレッションチェンバ本体とボックスサポートをはり要素で模擬し、サプレッションチェンバ本体とボックスサポートの接合部のばね剛性については、ばね要素で模擬することとしている。本資料は、ばね要素の剛性（ばね剛性）の設定方法についてまとめたものである。

## 2. ばね要素について

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

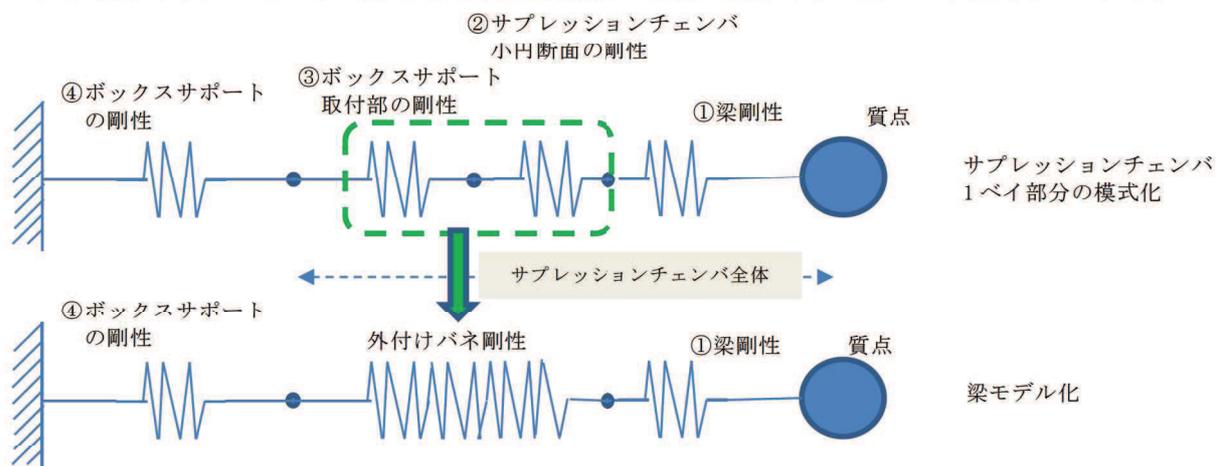


図1 サプレッションチェンバとボックスサポートの質量・剛性模式図

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

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

### 3. ばね剛性の設定手順

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

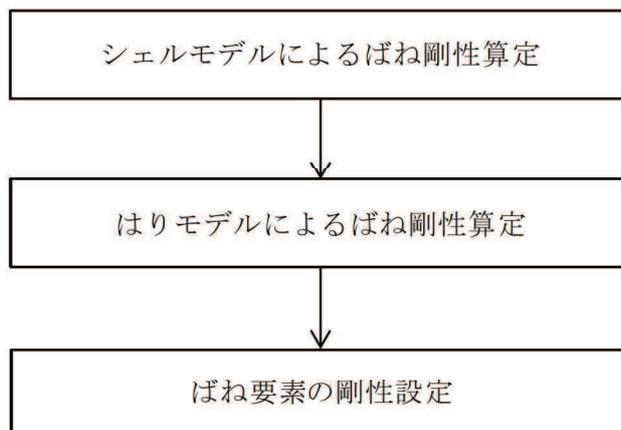


図2 ばね剛性の設定手順

### 4. シェルモデルによるばね剛性算定

#### (1) シェルモデルについて

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

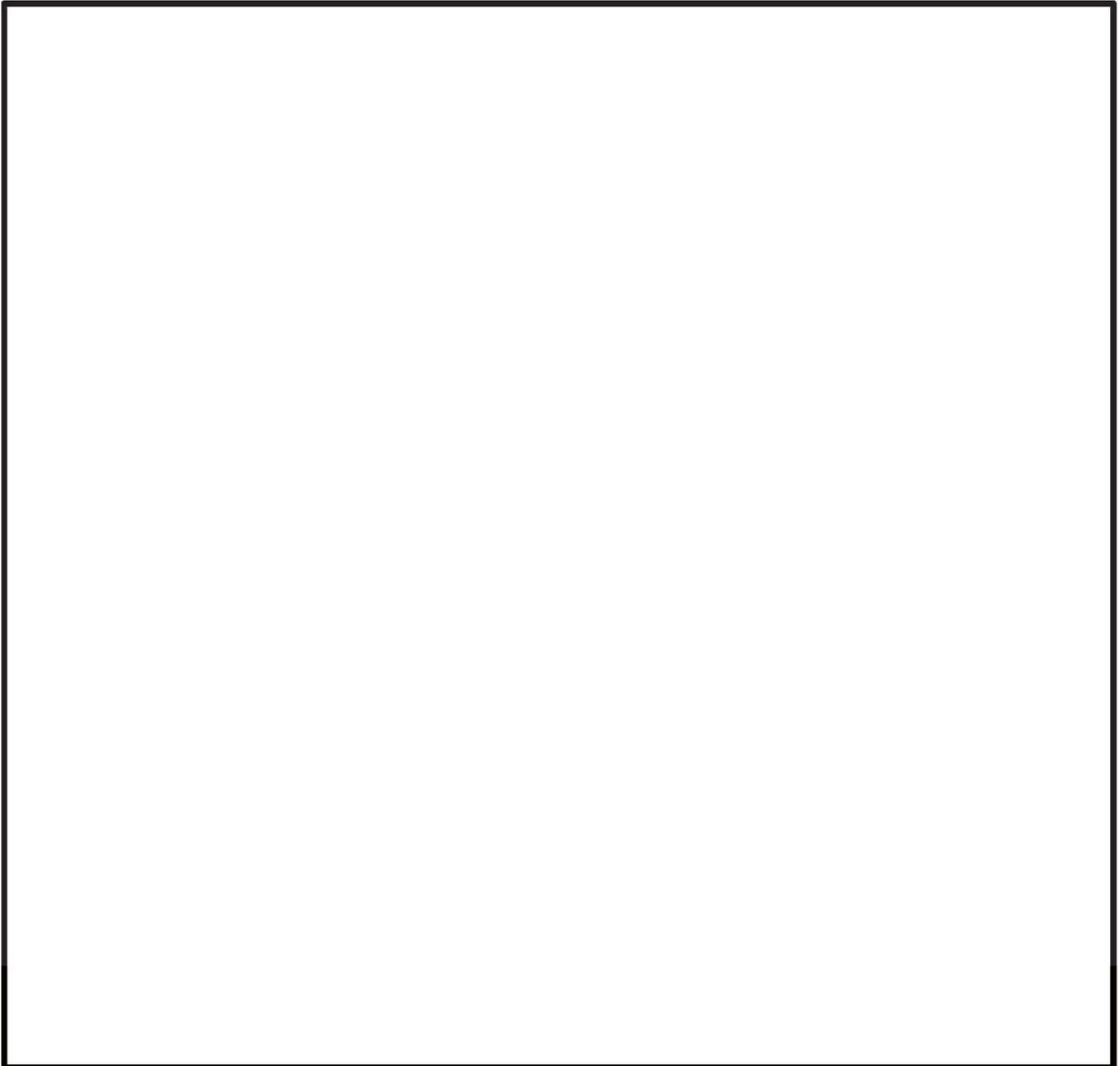


図 3 ばね剛性算定用シェルモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

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

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

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

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

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

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

図 6 はりモデルによる各軸のばね剛性算定方法

## 6. ばね要素の剛性設定

4. 及び 5. の方法で算定したばね剛性から、ばね要素の剛性（以下、 $K$  とする）を設定した。  
3. で述べたとおり、シェルモデルにより算定したばね剛性（以下、 $KS$  とする）は、 $K$  とはりモデルにより算定したばね剛性（以下、 $KB$  とする）を組み合わせた剛性と解釈できる。それを式で表すと以下の通りとなる。

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

この式から  $K$  を求めると以下の通りとなる。

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

## 7. ばね要素の剛性設定結果

4. ～6. の結果を表 1 に示す。既工認実績があるサブプレッションチェンバ地震応答解析モデルにおいては、サブ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。今回工認のサブプレッションチェンバ地震応答解析モデルでは、表 1 のばね剛性を設定することにより、従来モデルに比べ、振動モードが精緻化されたものとする。

表1 ばね要素の剛性設定結果

ばねの方向		内側ボックスサポート 又は 外側ボックスサポート	ばね定数（並進：N/mm, 回転：N・mm/rad）			
			はりモデル KB	シェルモデル KS	比率 KB/KS	局部ばね K
並進	大円半径方向	内側				
		外側				
	大円円周方向	内側				
		外側				
	上下方向	内側				
		外側				
回転	大円半径軸回り	内側				
		外側				
	大円円周軸回り	内側				
		外側				
	上下軸回り	内側				
		外側				

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

8. まとめ

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

(補足)

### ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

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

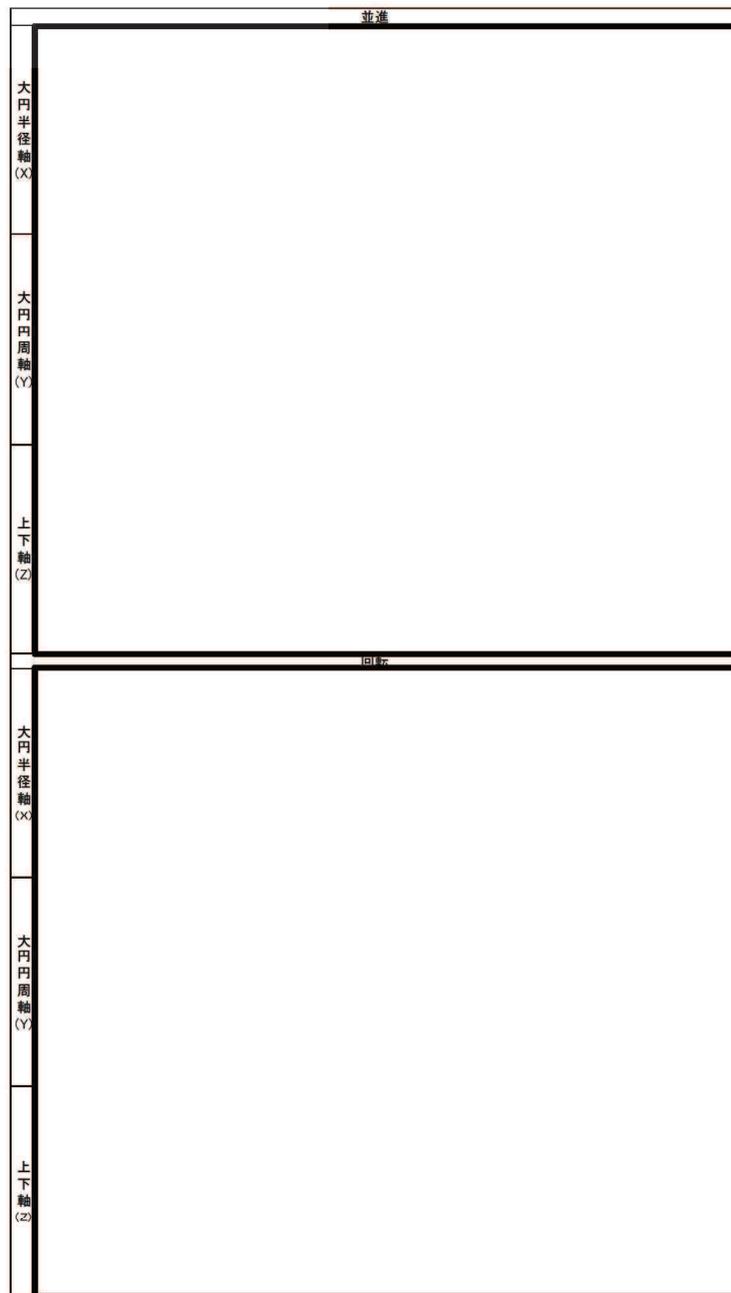


図1 ばね剛性算定解析 変形図

## 妥当性確認用解析モデル（3次元シェルモデル）の設定

## 1. 概要

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

## 2. 評価条件

表1 評価条件

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

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

### 3. 解析モデル



図1 解析モデル図

### 4. モデル化諸元

表2 モデル化諸元

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

5. サプレッションチェンバの構造図及び詳細モデル図

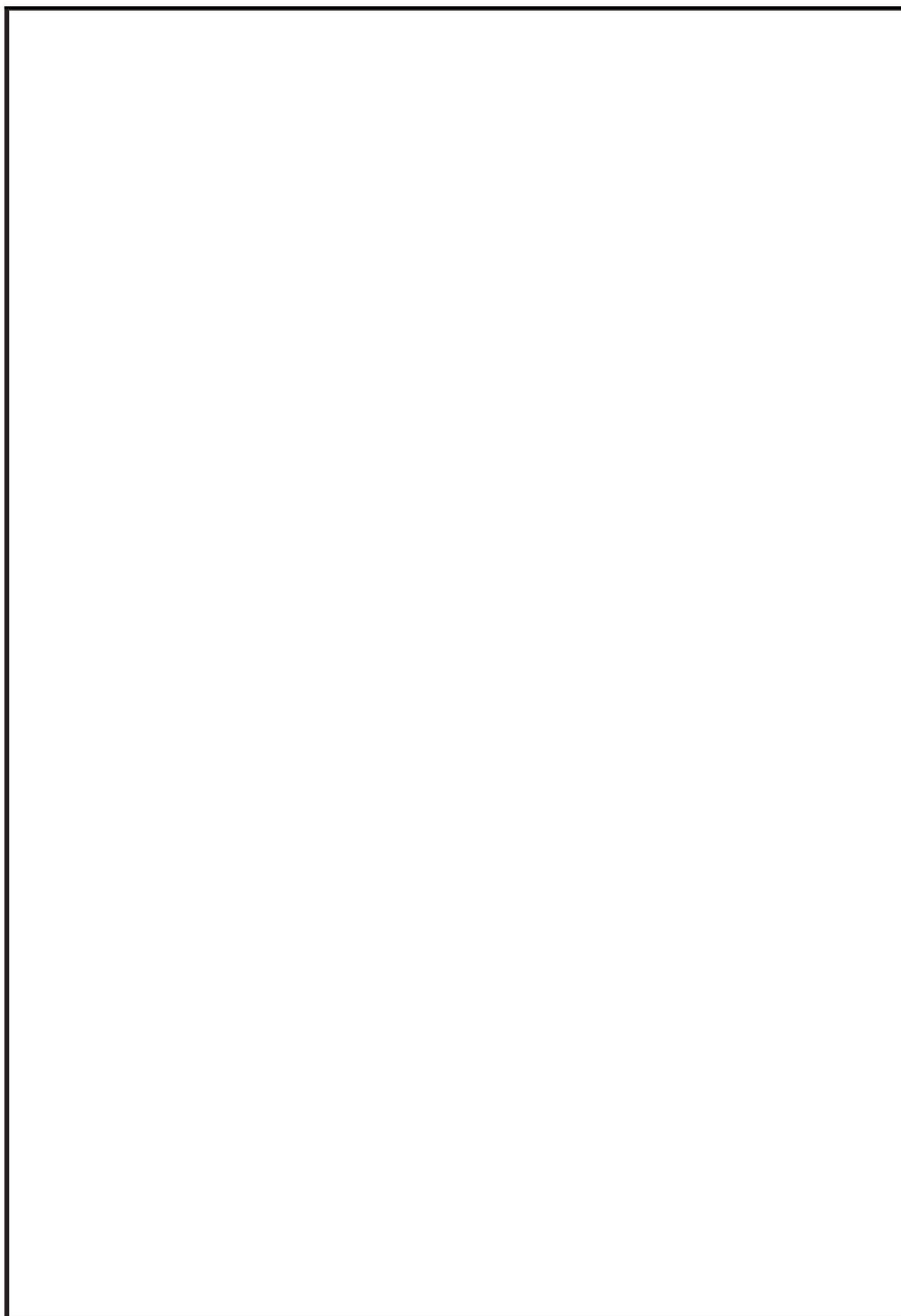


図2 サプレッションチェンバの構造図

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。

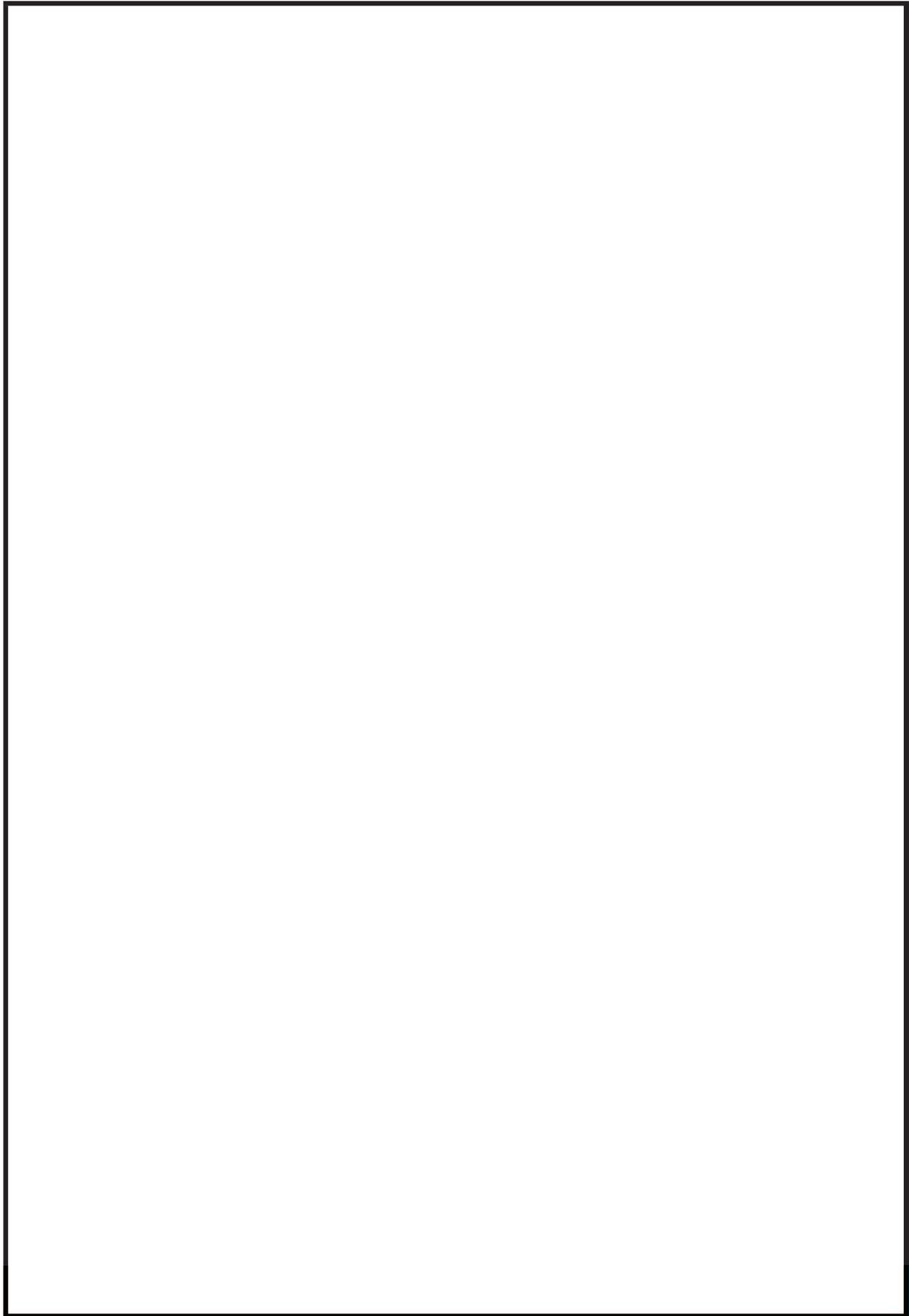


図3 サプレッションチェーンバの詳細モデル図

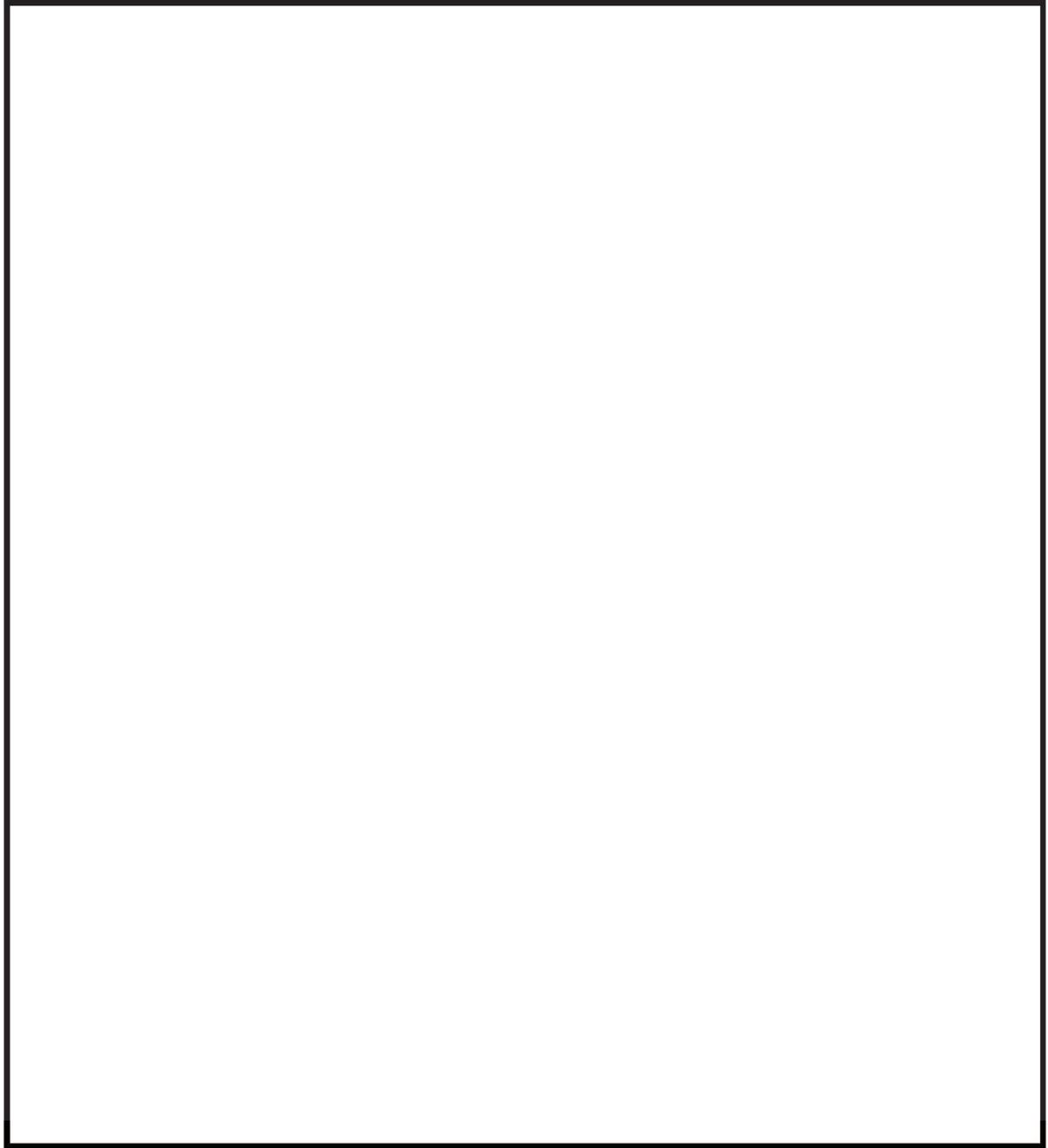


図4 ボックスサポートの詳細モデル図

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

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

## 2. ハウスナーの手法による内部水の考え方

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

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

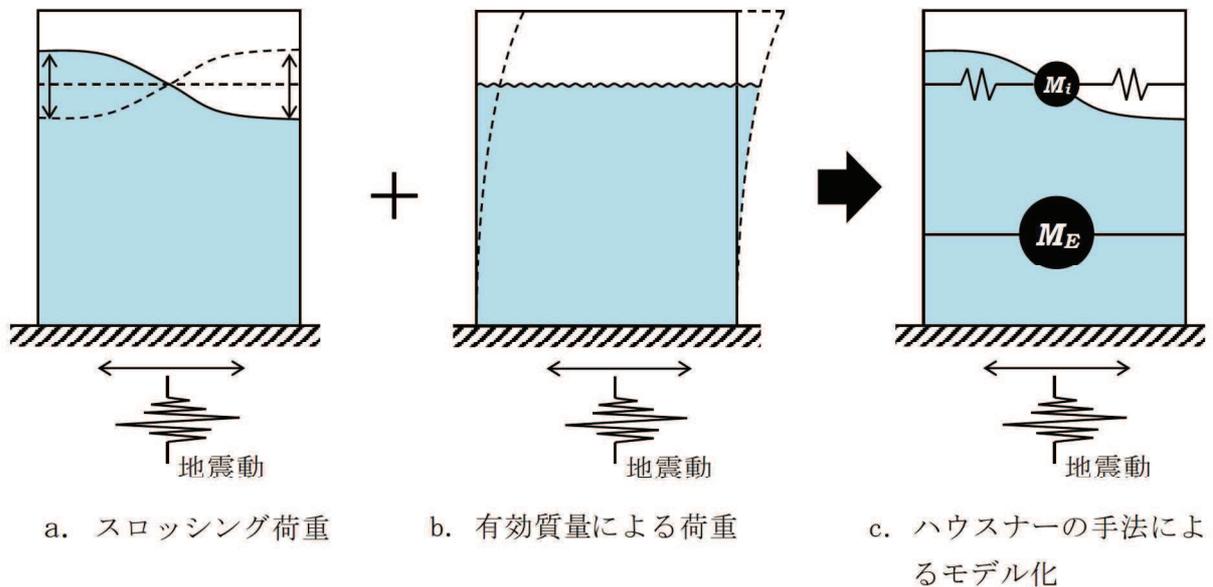


図1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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

### 3. サプレッションチェンバの内部水の扱い

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

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

有効質量による荷重は、**NASTRAN**の**仮想質量法**から算出される有効質量を用いて、地震応答解析モデルに付加質量  $M_E$  として設定し、はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシング荷重として付加される質量  $M_i$  とバネは考慮しない。

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

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

#### 4. 実機スロッシング荷重の算定方法

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

##### 4.1 解析モデル

解析モデルを図2に、解析諸元を表1に示す。



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) * <sup>1</sup>
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) * <sup>2</sup> 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* <sup>3</sup> 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* <sup>3</sup> 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)

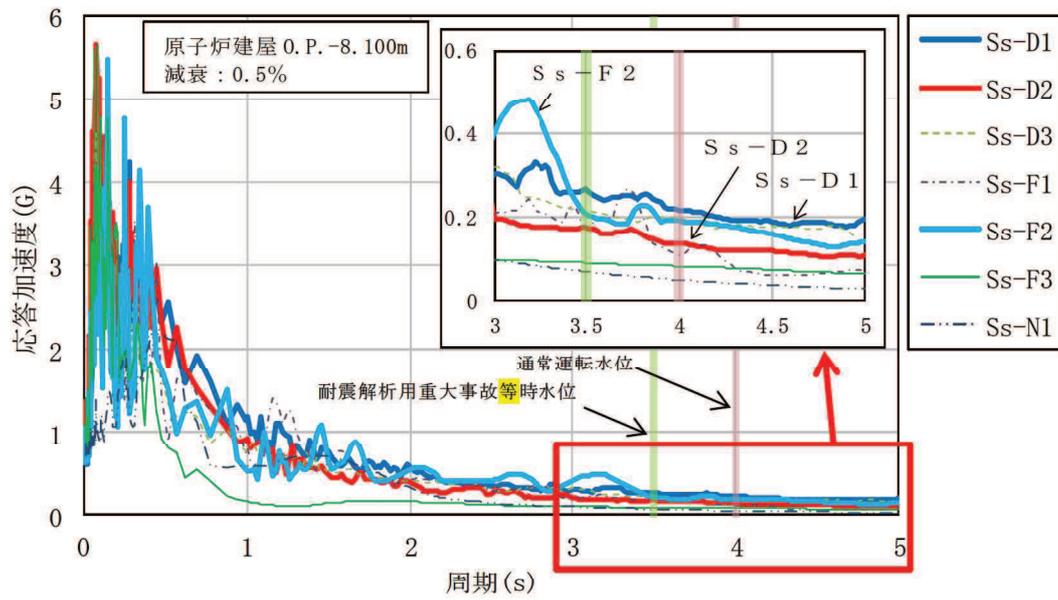


図3 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル（水平方向，振幅無し）

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

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

ここで、

$M_E$  : 有効質量

$\ddot{x}$  : 入力加速度

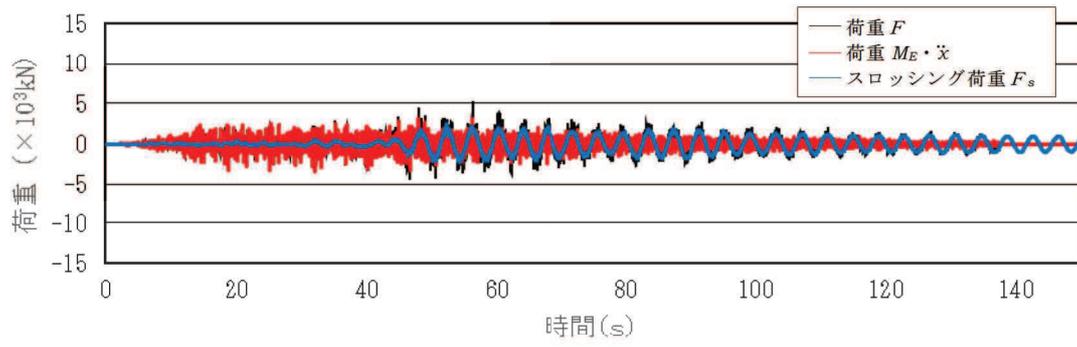
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング荷重の卓越周期の成分を取り除いている。(流体解析による有効質量の算出方法は、別紙 1 2.2.3 参照)

#### 4.3.2 スロッシング荷重算定結果

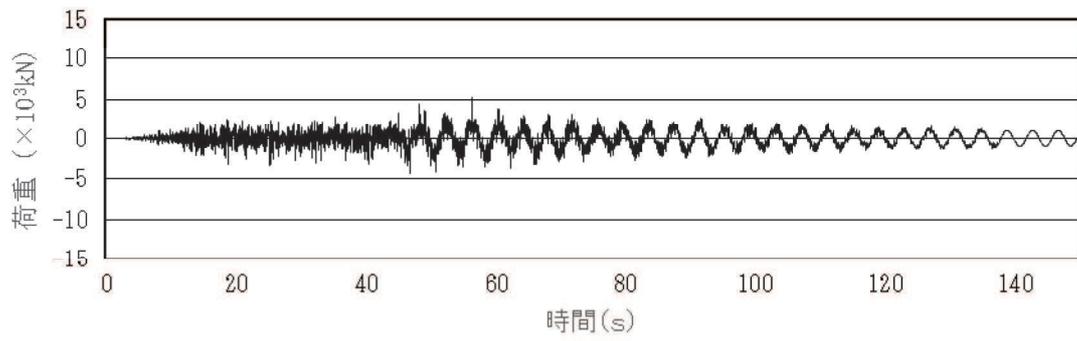
流体解析で算定した荷重  $F$ 、有効質量による荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシング荷重  $F_s$  の各荷重の時刻歴を図 4~5 に、スロッシング荷重による最大荷重及びスロッシング荷重算定における有効質量比を表 3 に、流体解析で算出した荷重  $F$  のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震解析用重大事故等時水位) を図 6~7 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震解析用重大事故等時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点)) を図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

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

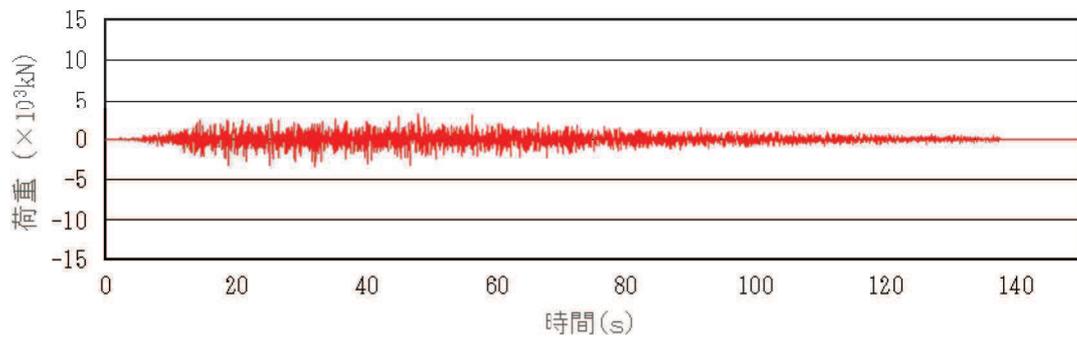
通常運転水位に対する有効質量比は仮想質量法の 0.24 に対して 0.22、耐震解析用重大事故等時水位に対する有効質量比は仮想質量法の 0.33 に対して 0.32 であり、仮想質量法の方が保守的に算定されることを確認した (別紙 1 参照)。



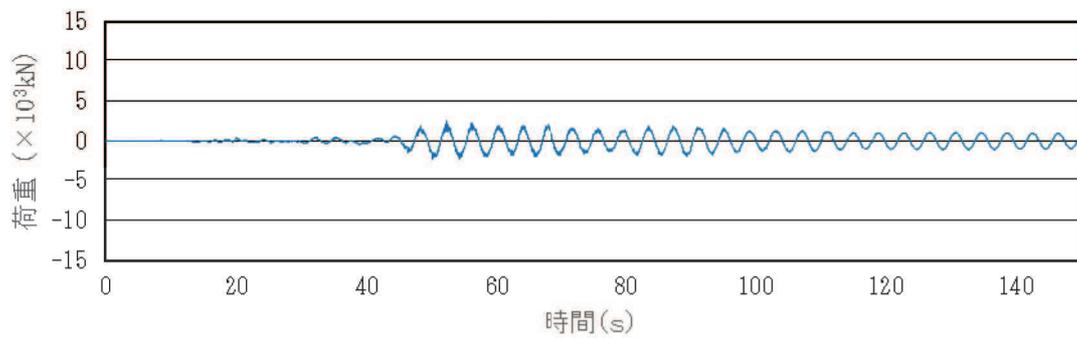
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

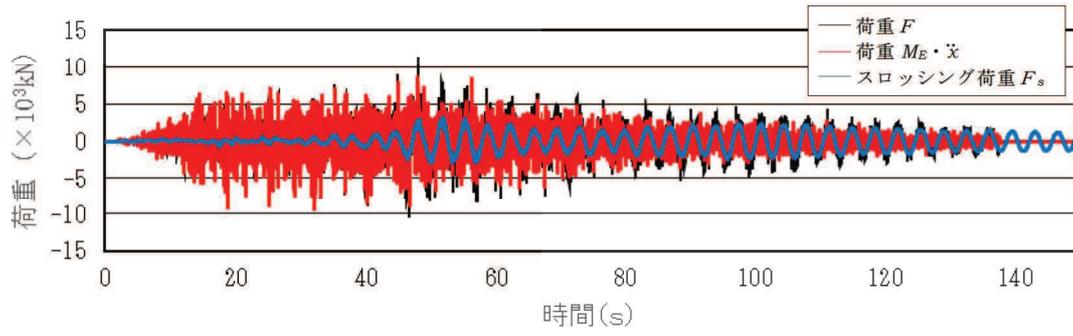


(c) 荷重  $M_E \ddot{x}$

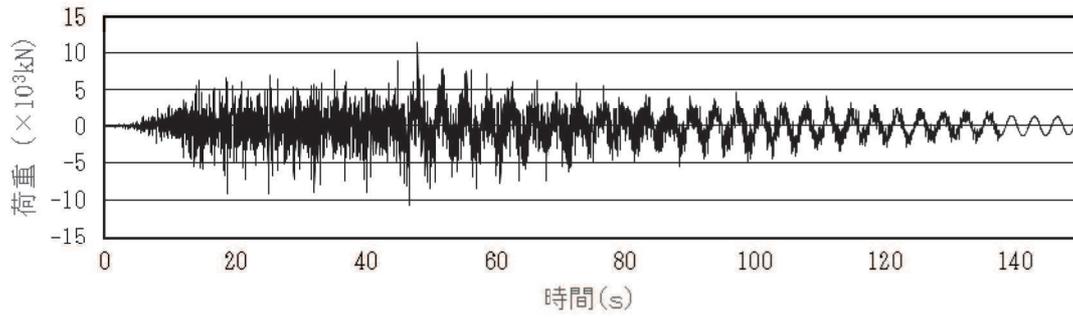


(d) スロッシング荷重  $F_s$

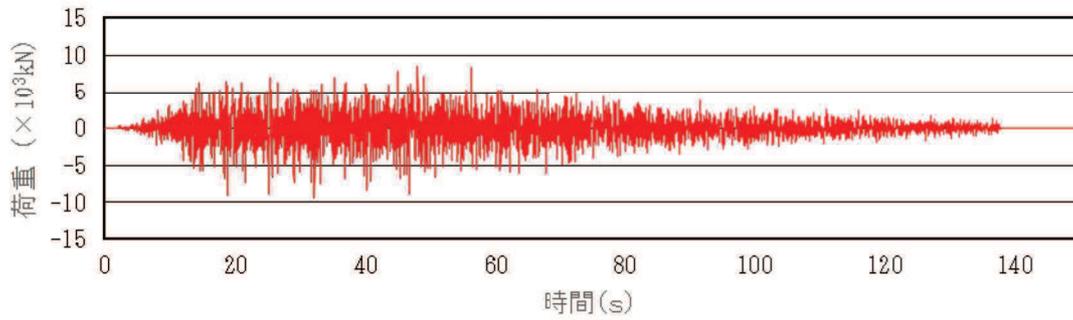
図4 各荷重の時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



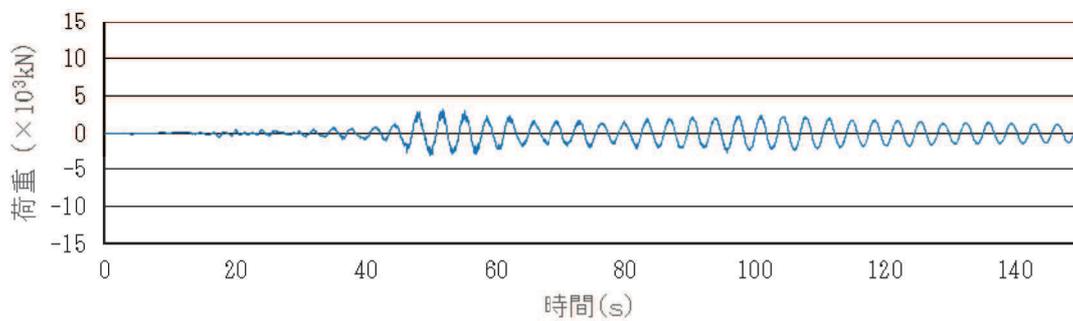
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$



(c) 荷重  $M_E \ddot{x}$



(d) スロッシング荷重  $F_s$

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

表3 スロッシング荷重及び  
スロッシング荷重算定における有効質量比

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

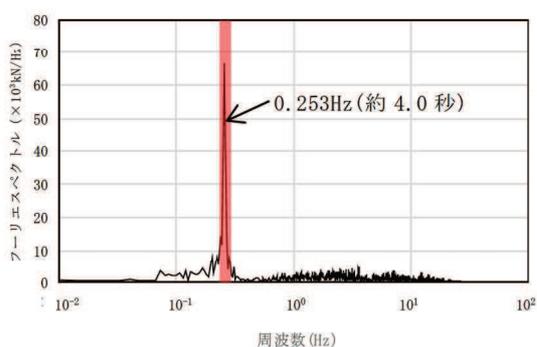


図6 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 通常運転水位)

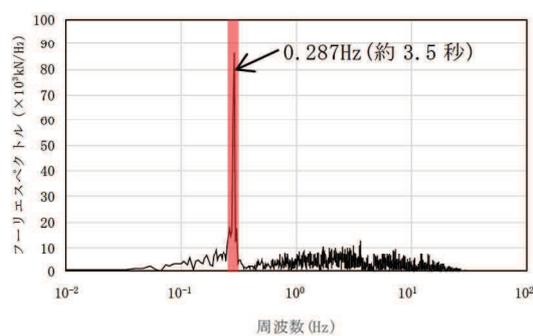
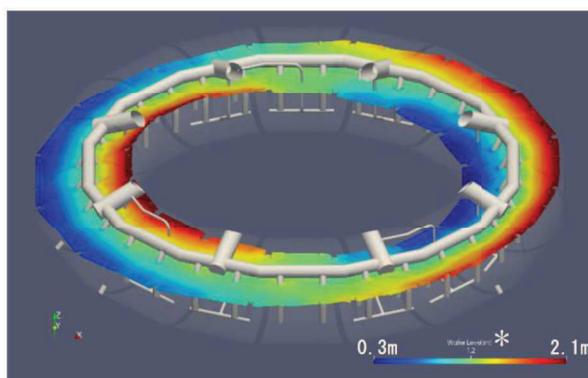


図7 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 耐震評価用重大事故等時水位)

表4 スロッシングの卓越周期

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



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

図8 スロッシング解析結果例  
(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><b>【検証(Verification)】</b> 本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>サブ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。</li> <li>本コードの適用条件について、開発機関から提示された要件を満足していることを確認している。</li> </ul> <p><b>【妥当性確認(Validation)】</b> 本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>本解析コードは、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。</li> <li>検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。</li> </ul>

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

## 1. 概要

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

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

## 2. 本コードの特徴

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

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

## 3. 解析理論

### 3.1 仮想質量法 (Virtual Mass Method)

#### 3.1.1 理論式

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

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

基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

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

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

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

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

### 3.1.2 解析フローチャート

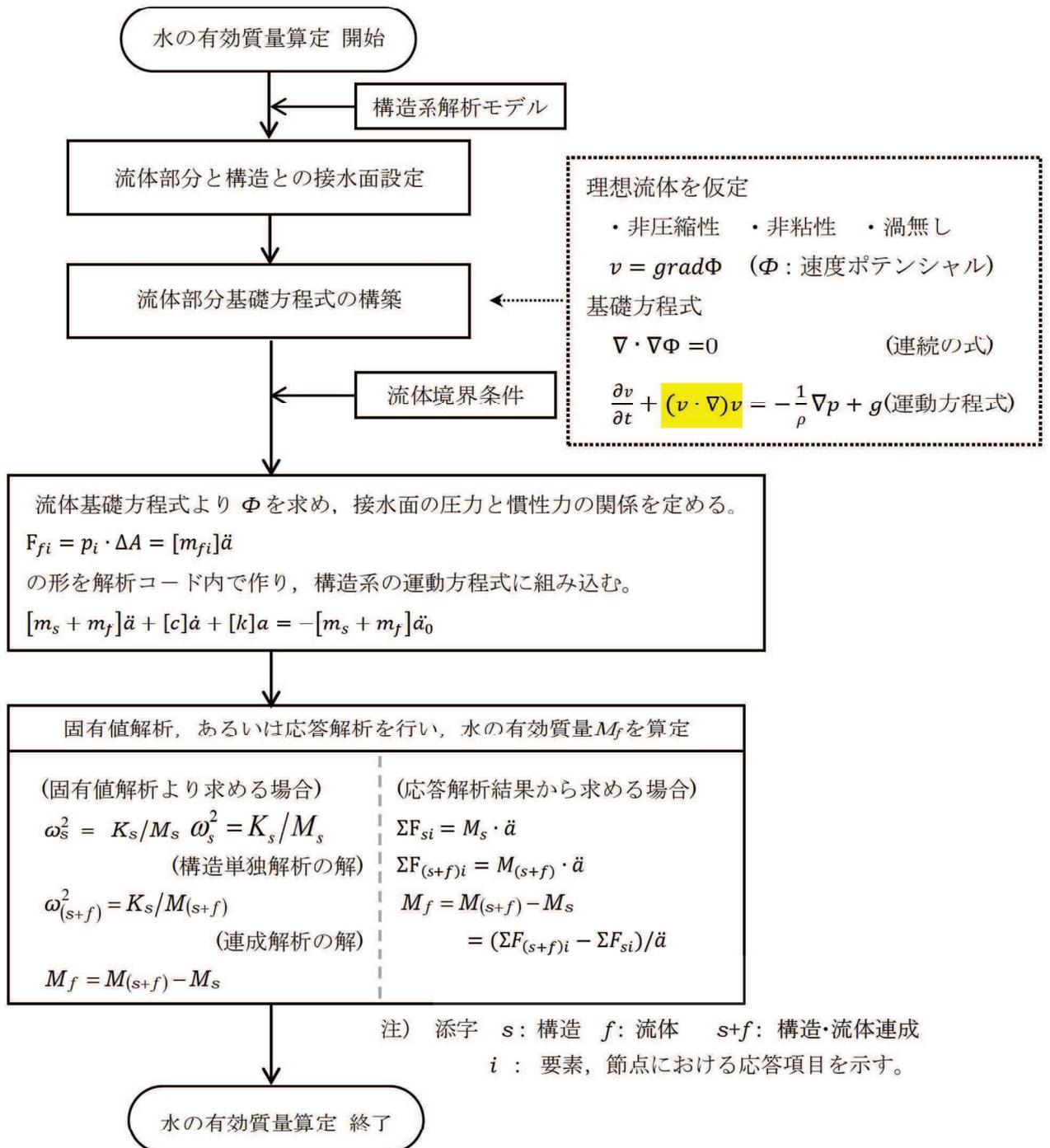


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

### 3.2 Guyan 縮約法

本コードのうち，Guyan 縮約法の解析理論について述べる。

動的問題に対する基礎方程式は，縮約を行う前に $u_f$ 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。

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

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 $u_o$ 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。

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

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

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。

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

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,

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

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

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

$B'_{ff}$  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。

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