

(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 $\leq 1.5$ ）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

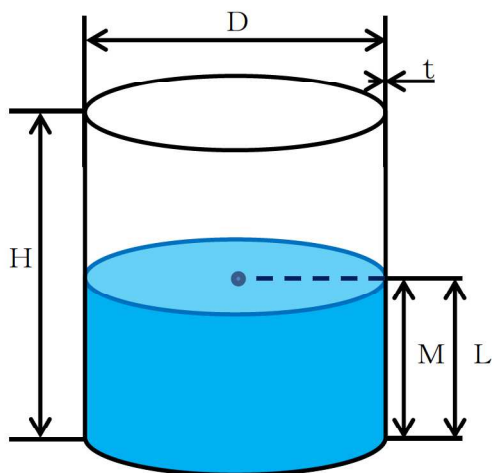


図 4 評価モデル（ケース 1）

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 $\rho$	$10^{-6}\text{kg/mm}^3$
水位/容器半径	2.0

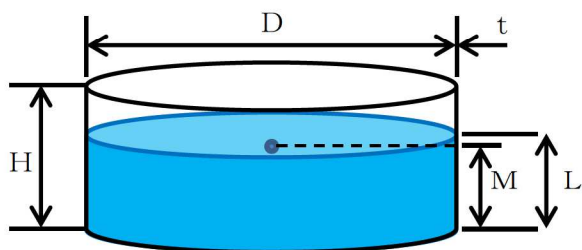


図 5 評価モデル（ケース 2）

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 $\rho$	$10^{-6}\text{kg/mm}^3$
水位/容器半径	0.3

(2) 解析モデル

NASTRAN の評価に用いる解析モデルを図 6, 7 に示す。

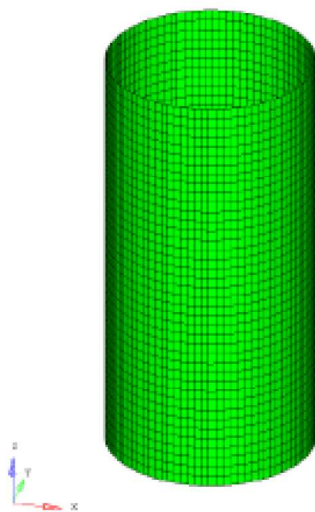


図 6 NASTRAN 解析モデル (ケース 1)

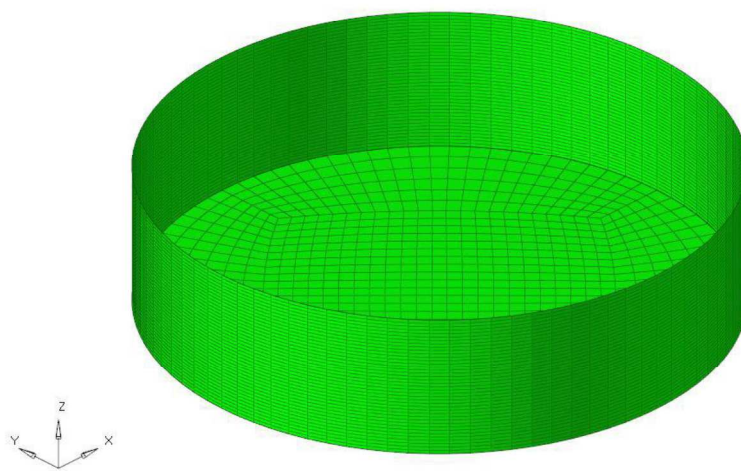


図 7 NASTRAN 解析モデル (ケース 2)



(3) 検討条件

検討条件を表 7, 検討モデルのイメージを図 8 に示す。

表 7 検討条件

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

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

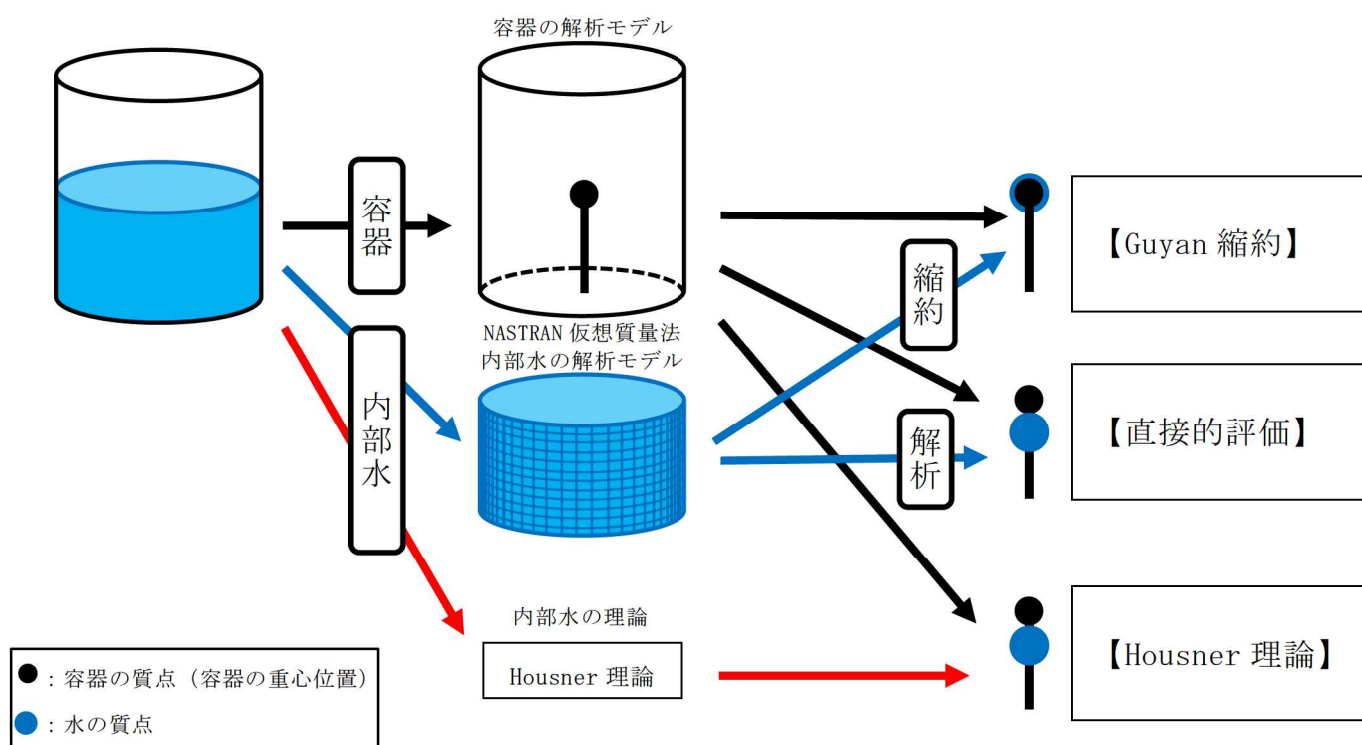


図 8 妥当性確認に用いる検討モデルのイメージ

#### 4.1.2 妥当性確認結果

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

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

表 8 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 1）

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

注記\*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

\*2：直接的評価から求めた有効質量及び等価高さにより算定（図 9 参照）

\*3：評価式については，補足 1 参照

表 9 Guyan による縮約法の妥当性確認結果（ケース 2）

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

注記\*1：Guyan の縮約法後の水の質量マトリクスにおける回転質量の値

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

\*3：評価式については，補足 2 参照

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

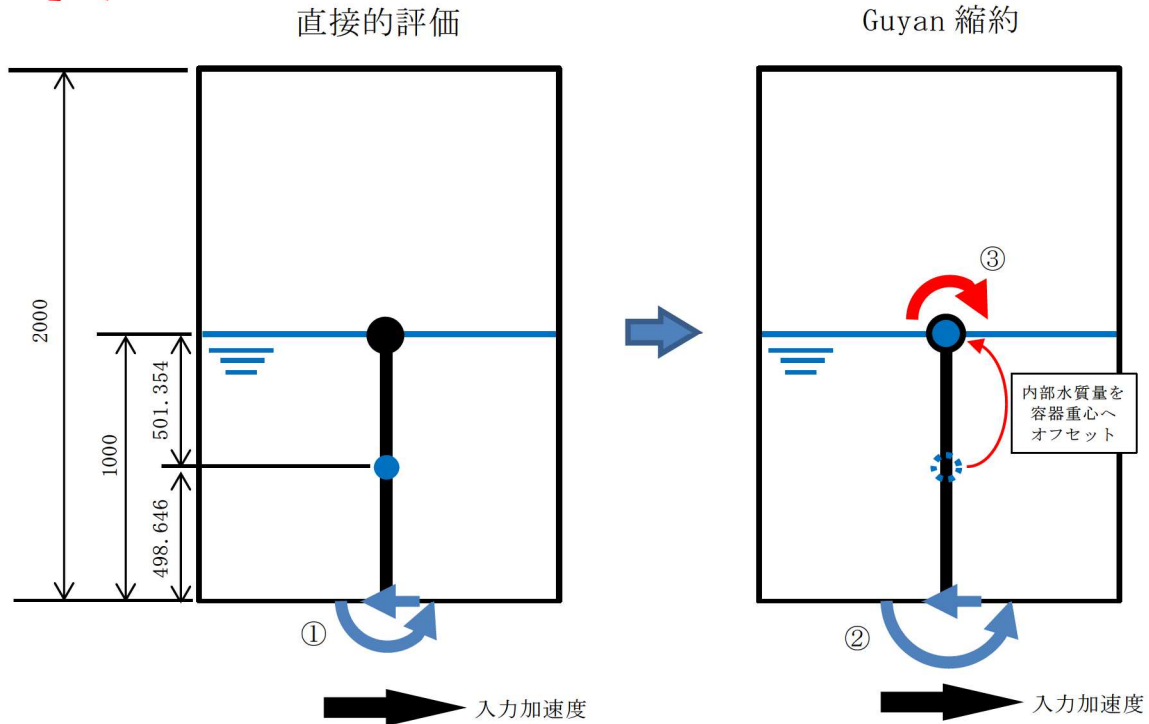


図 9 有効質量に対する水平反力等のイメージ

### 〈回転質量の算出 (ケース 1)〉

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

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

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

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

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

- ③ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

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

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

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

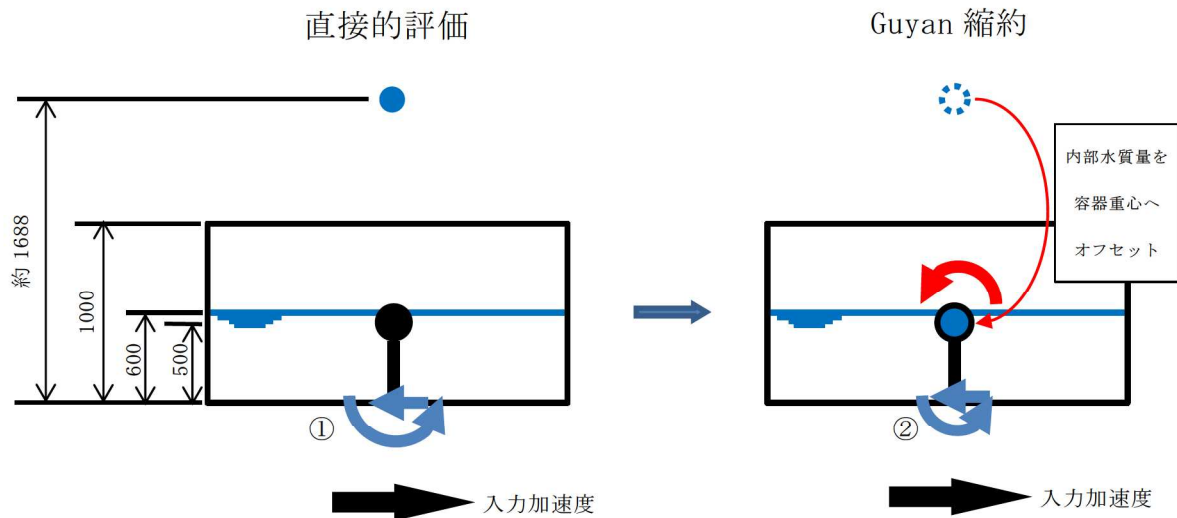


図 10 有効質量に対する水平反力等のイメージ

#### ＜回転質量の算出（ケース 2）＞

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

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

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

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

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

⑥ ①と②の回転モーメントの差を重力加速度で除した値が回転質量となる。

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

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



<補足 1>

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ (ケース 1)

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1、円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

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

表 1 評価諸元

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

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

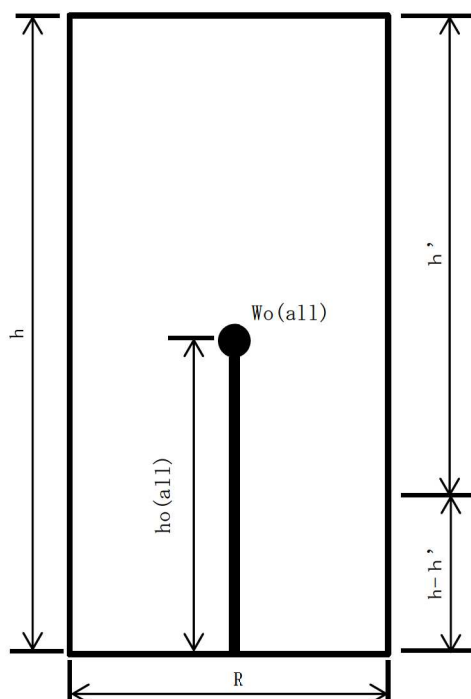


図 1 円筒タンク概要図

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



(2) 有効質量の算出

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

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

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

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

(3) 等価高さの算出

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

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

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

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

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表 2 Housner の式で算出した水の有効質量及び等価高さ

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

<補足 2 >

Housner 理論による水の有効質量及び等価高さ (ケース 2)

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

(1) 評価モデル

評価諸元を表 1, 円筒タンクの概要図を図 1 に示す。

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

表 1 評価諸元

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

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

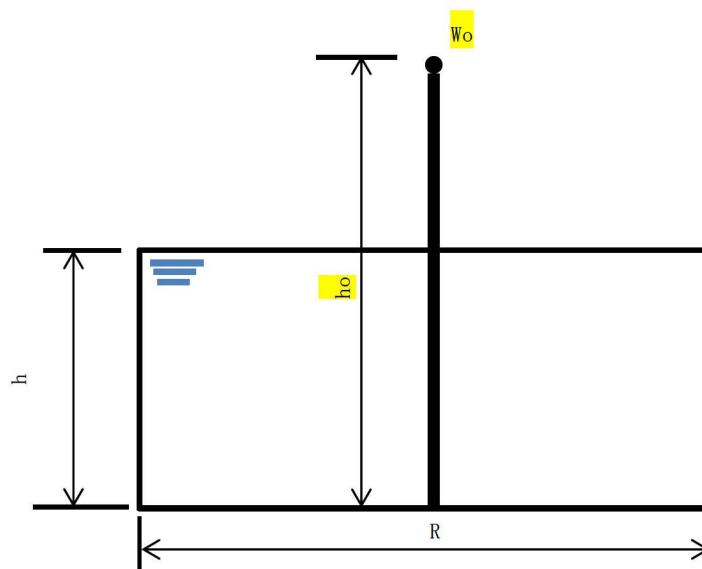


図 1 円筒タンク概要図

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

(2) 有効質量の算出

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

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

$$= 1306 \text{ kg}$$

(3) 等価高さの算出

下式により、等価高さ $h_o$ を算出する。

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

$$= 1657 \text{ mm}$$

(4) 算出結果

(2), (3)の算出結果を表2に示す。

表2 Housnerの式で算出した水の有効質量及び等価高さ

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

## 4.2 振動試験データを用いた妥当性確認

### 4.2.1 妥当性確認方針

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

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

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

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

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

今回工認に用いる地震応答解析モデルでは、NASTRANを用いて容器(各要素)の内面圧力(水平方向の圧力、鉛直方向の圧力)から各方向の有効質量を算定しており、これらはGuyan縮約法を用いてサプレッションチェンバのはりモデルの質点位置に縮約される。このため、鉛直方向の圧力に着目して、振動試験を模擬したNASTRAN(3次元シェルモデル)の鉛直荷重を確認し、振動試験の鉛直荷重との比較によりNASTRANによる鉛直方向の圧力の妥当性確認する。また、円環形状容器に対するGuyan縮約法の妥当性も確認するため、振動試験を模擬したNASTRAN(3次元はりモデル:Guyan縮約法を適用)による鉛直荷重を確認し、NASTRAN(3次元シェルモデル)及び振動試験の鉛直荷重と比較する。なお、本検討の目的について、表8のとおり整理した。



表 8 本検討の目的

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

(1) 解析モデル

振動試験データを用いた検討を行うため、解析モデルは、実機を縮小模擬した振動試験体とし（図 8）、3次元シェルおよび3次元はりにてモデル化した（図 9 及び図 10）。振動試験体のモデル化に当たっては、振動試験体及び架台は、設計図面をベースとしてモデル化を行い、減衰定数は、JEAG4601 に記載の溶接構造物に対する設計用減衰定数 1% を適用した。

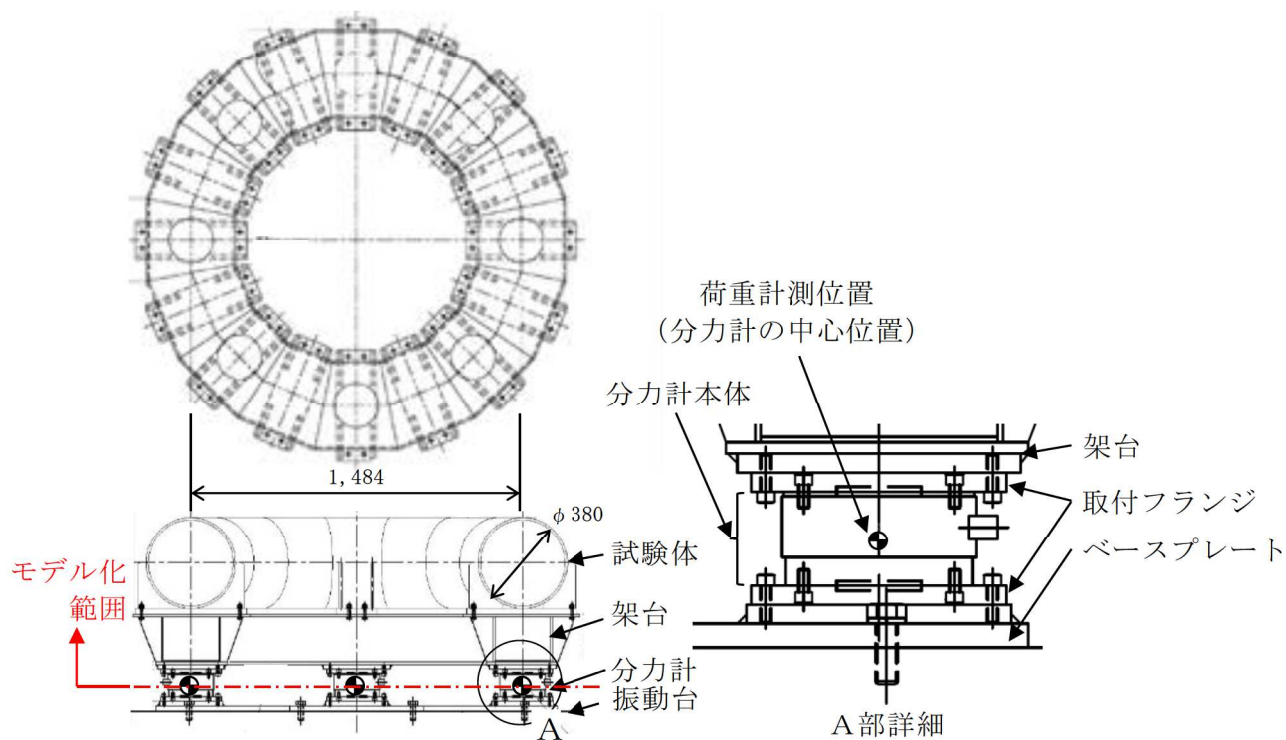


図 8 モデル化範囲

① 3次元シェルモデル

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

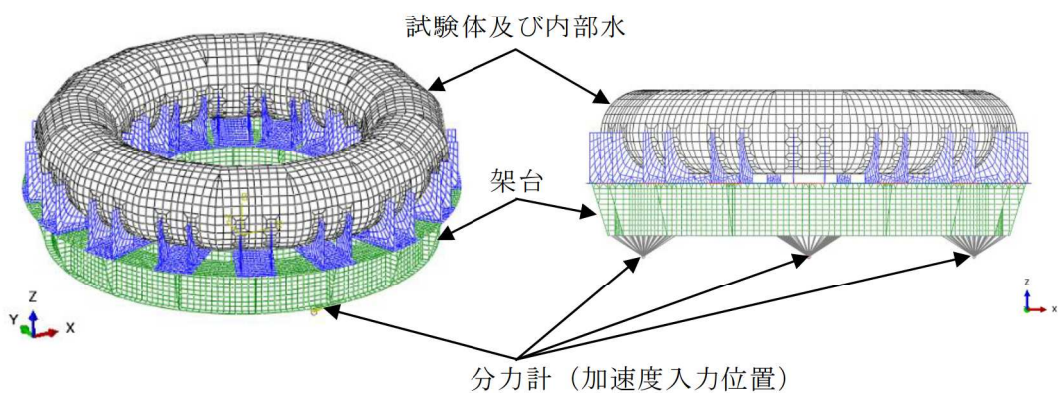


図 9 3次元シェルモデル

② 3次元はりモデル

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

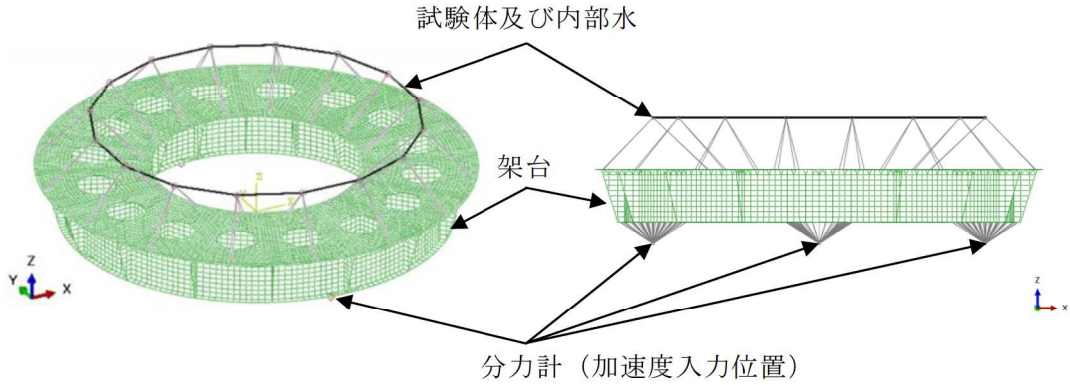


図 10 3次元はりモデル

(2) 解析条件

地震応答解析条件を表 9 に示す。

表 9 解析条件

項目		内容	
解析モデル		3次元シェルモデル	3次元はりモデル
モデル	試験体	シェル要素	はり要素
	架台	シェル要素	
	分力計	剛体要素 荷重計測位置（分力計の中心位置）～架台	
内部水の有効質量の算定方法		NASTRAN の仮想質量法により有効質量を算定	
内部水の有効質量のモデル化		試験体のシェル要素に付加	Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加
減衰定数		1%（振動試験体、架台）	
境界条件		試験体と架台、架台と分力計：剛結合	
水位		高水位	
入力加速度		架台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 10、図 11）。この要因は、分力計の剛性に起因する共振（100Hz 付近）等による影響と考えられる。

今回の検討では、容器の内部水による底面圧力（鉛直方向の圧力）の妥当性確認を目的としているため、簡便な扱いとして、分力計のモデル化は行わず、分力計による応答増幅が含まれる架台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 12）。

表 10 最大加速度の比較

最大加速度 (Gal)			最大加速度比 (-)	
振動台上	架台下端	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

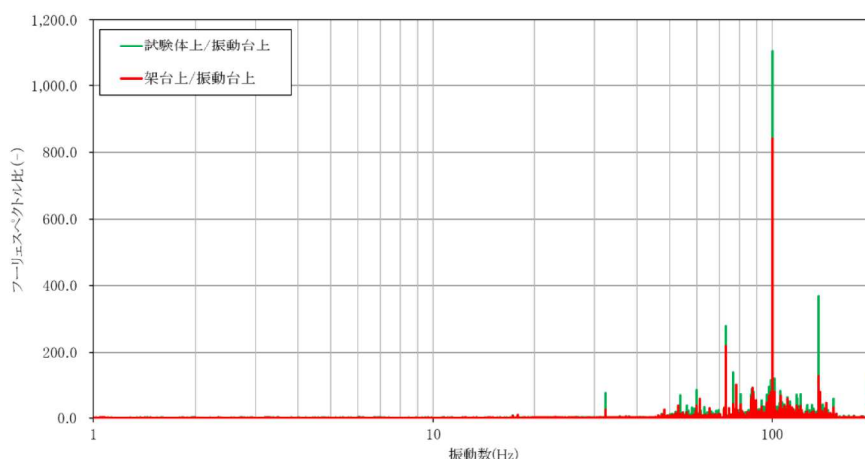


図 11 各計測位置における計測加速度のフーリエスペクトル比



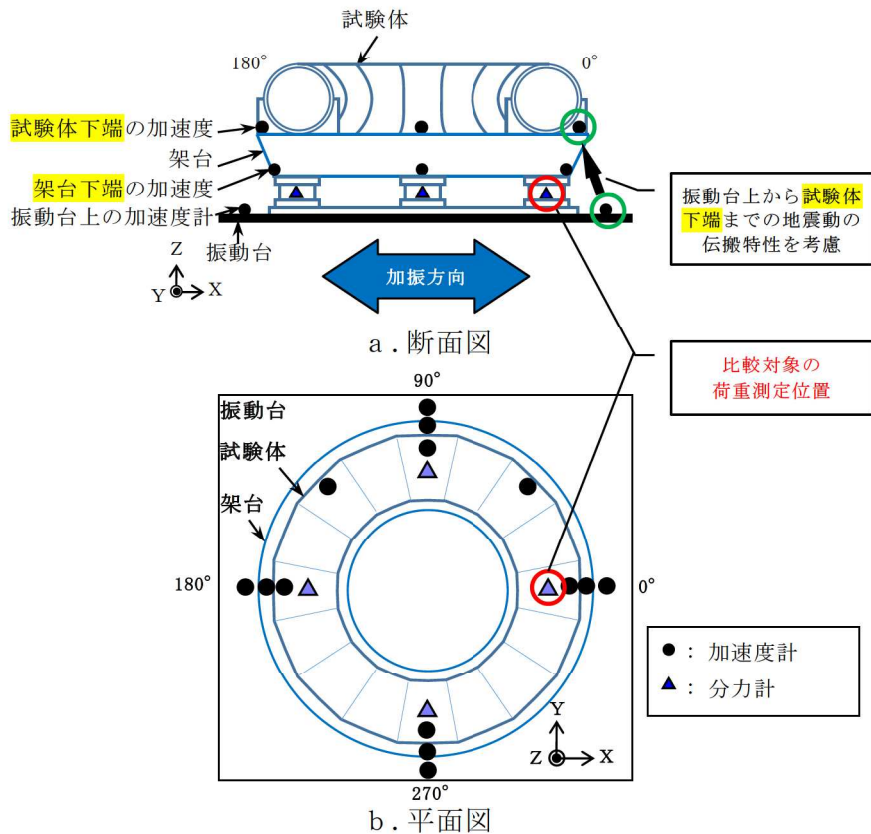


図 12 荷重の比較位置

#### 4.2.2 解析結果

##### (1) 試験体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13及び図14に示す。

比較の結果、3次元シェルモデル及び3次元はりモデルにて解析した試験体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。



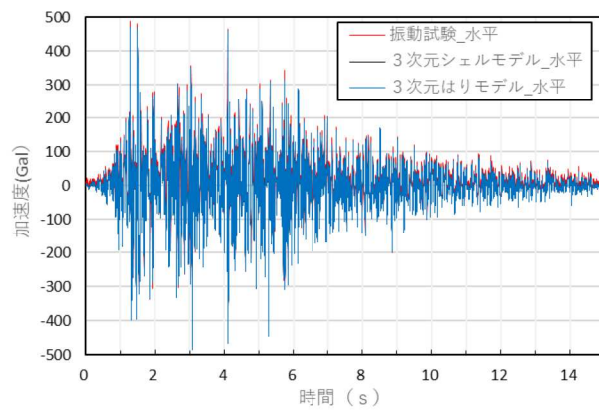
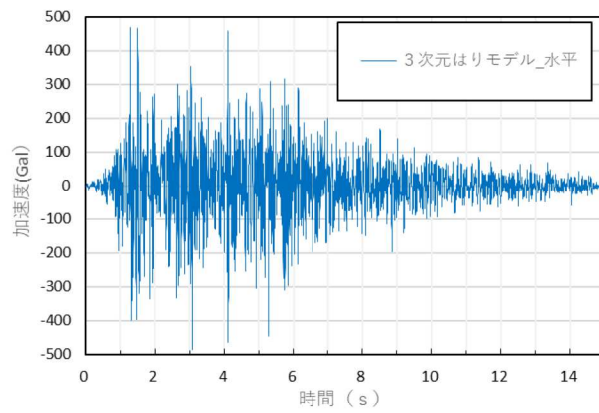
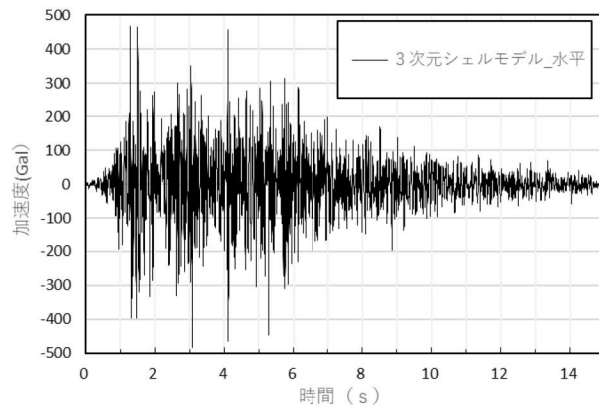
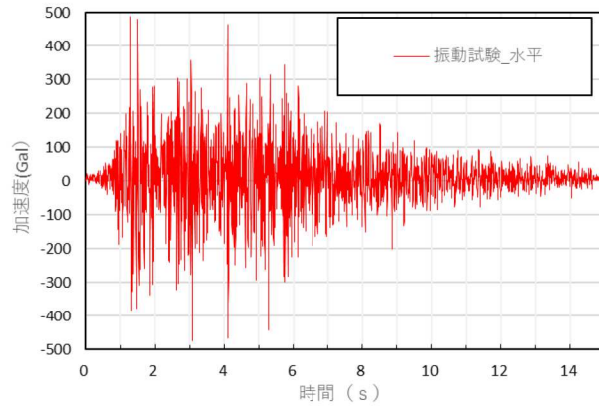


図 13 試験体下端の水平加速度時刻歴 (X 方向) の比較  
別紙 2-27

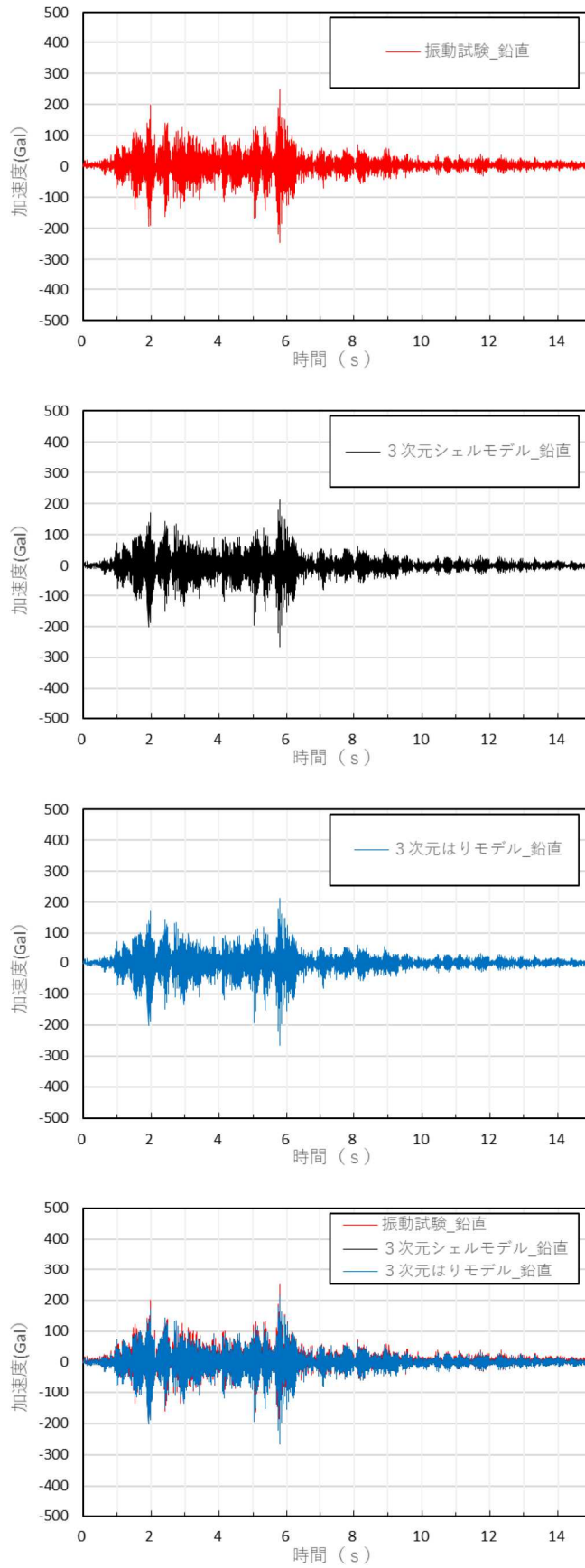


図 14 試験体下端の鉛直加速度時刻歴 (Z 方向) の比較  
別紙 2-28

## (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 15 と図 16 に示す。

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

3 次元シェルモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴，NASTRAN で算定した有効質量を Guyan 縮約法を用いて試験体のはり要素に付加した 3 次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図 17 と図 18 に示す。

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

3 次元はりモデルによる水平及び鉛直荷重時刻歴，振動試験で計測された水平及び鉛直荷重時刻歴の比較結果を図 19 と図 20 に示す。

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

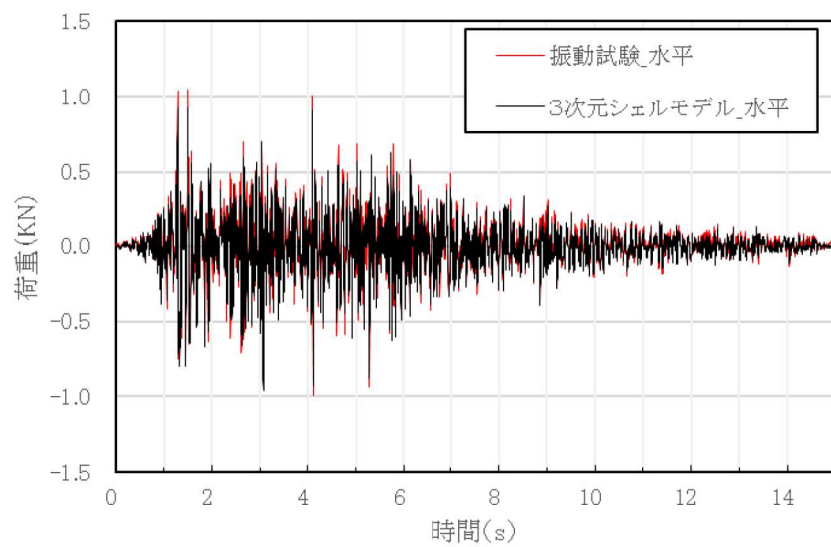
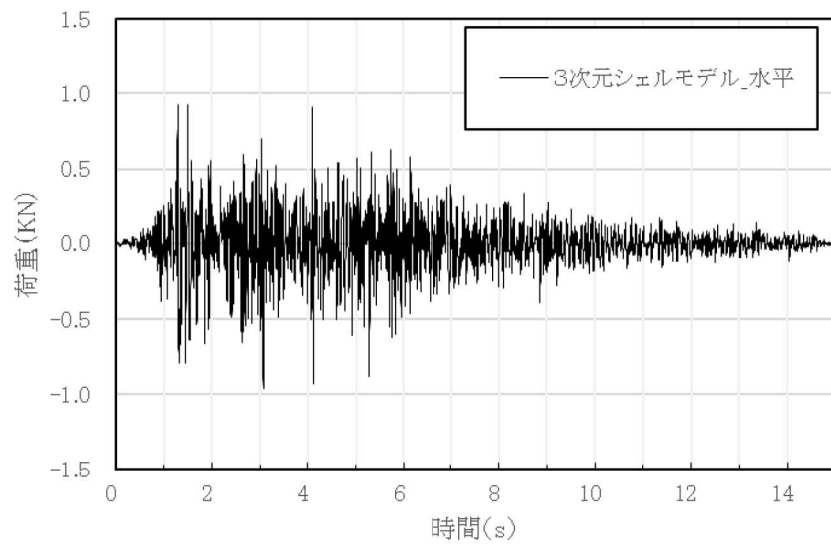
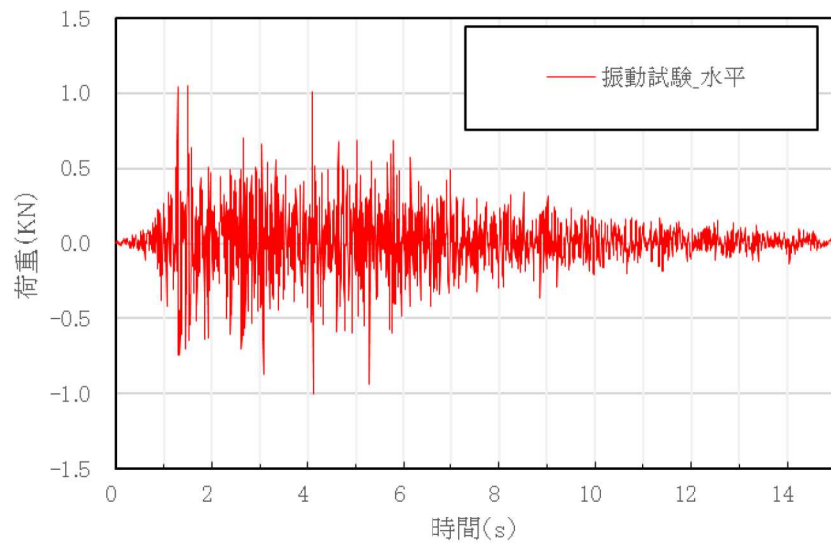


図 15 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)

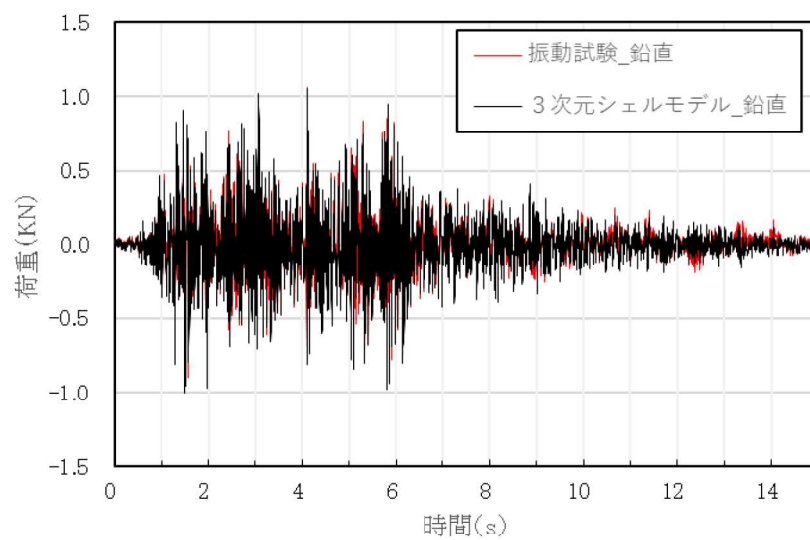
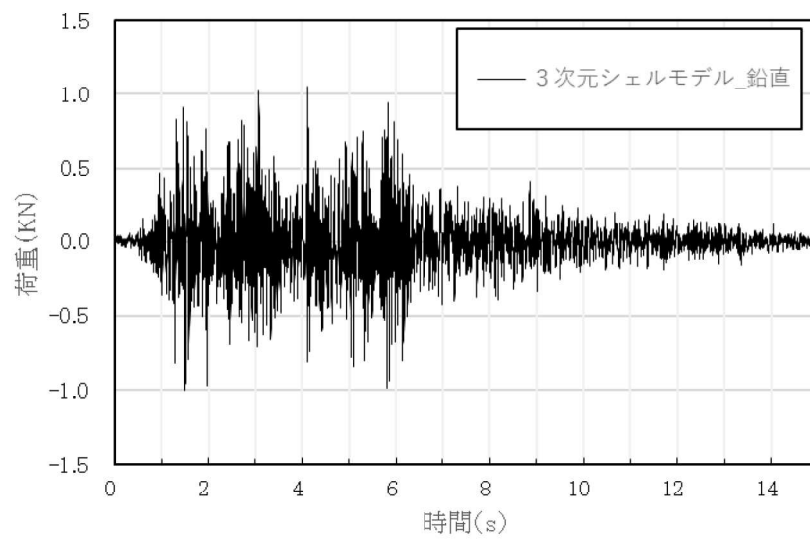
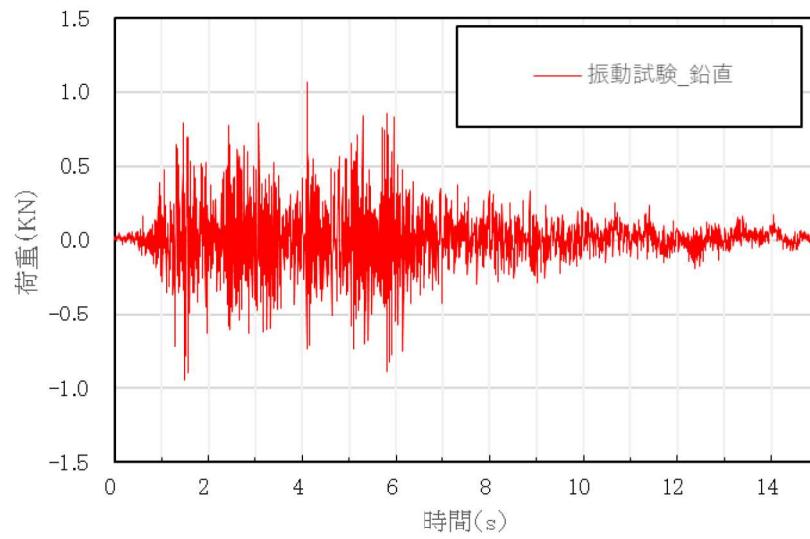


図 16 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元シェルモデル)



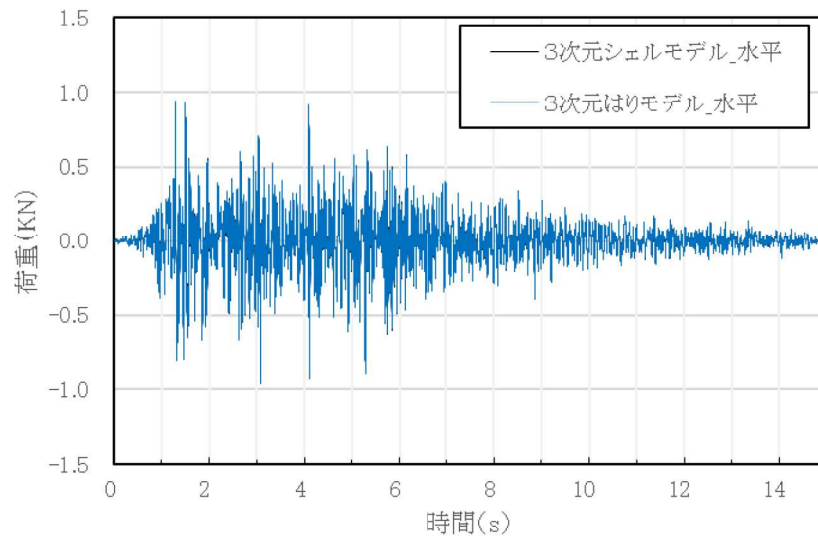
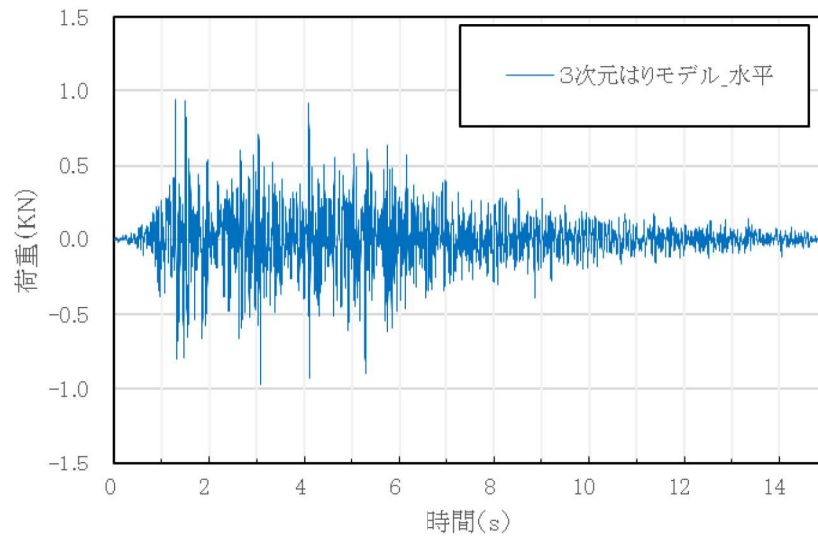
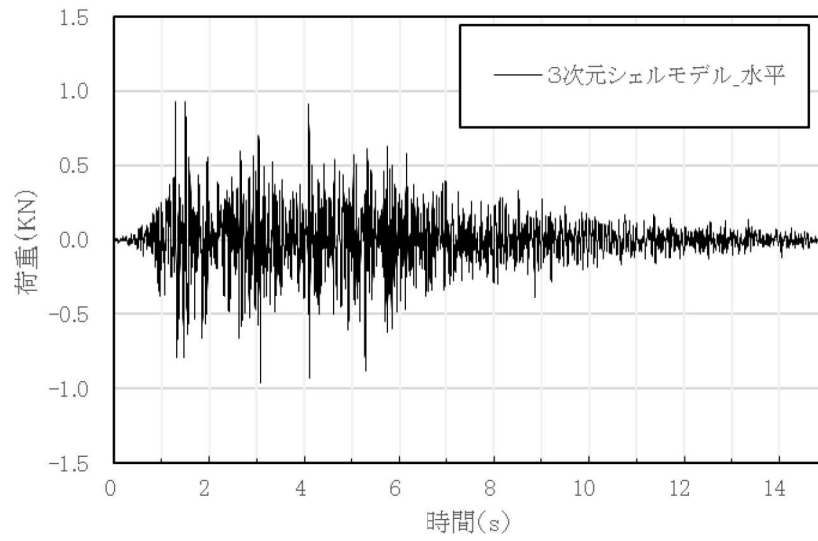


図 17 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)

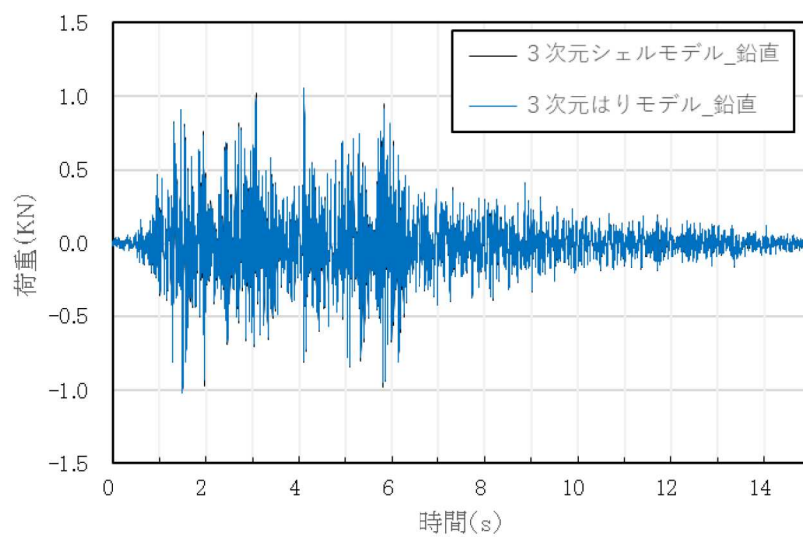
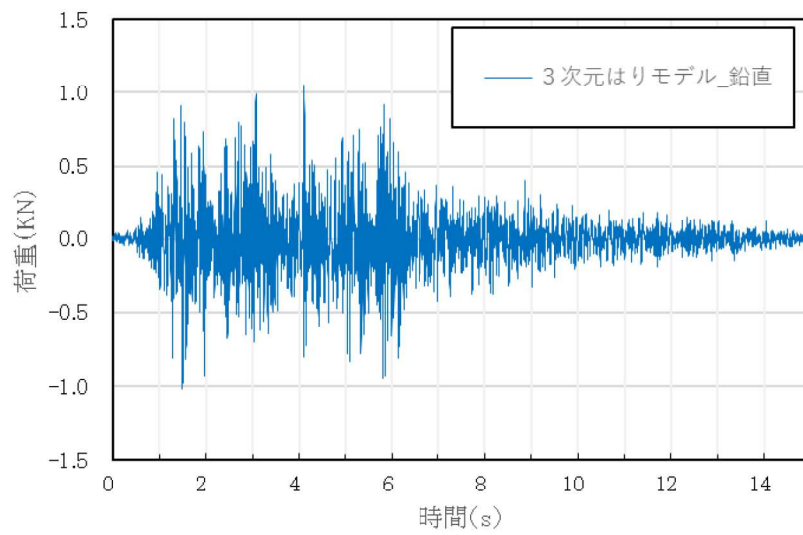
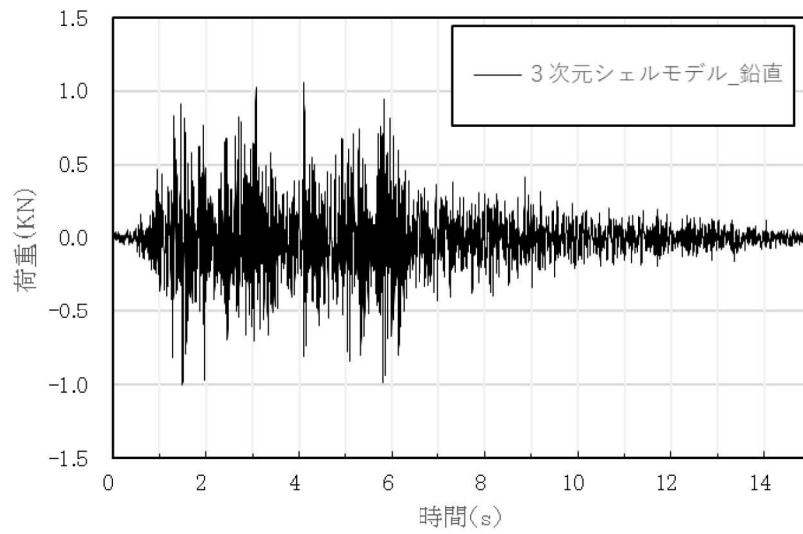


図 18 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
 (3次元シェルモデル, 3次元はりモデル)  
 別紙 2-33

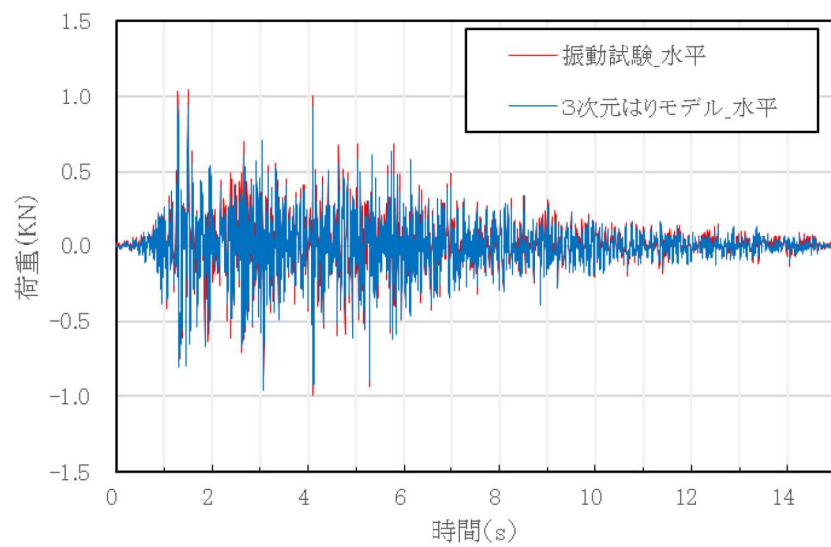
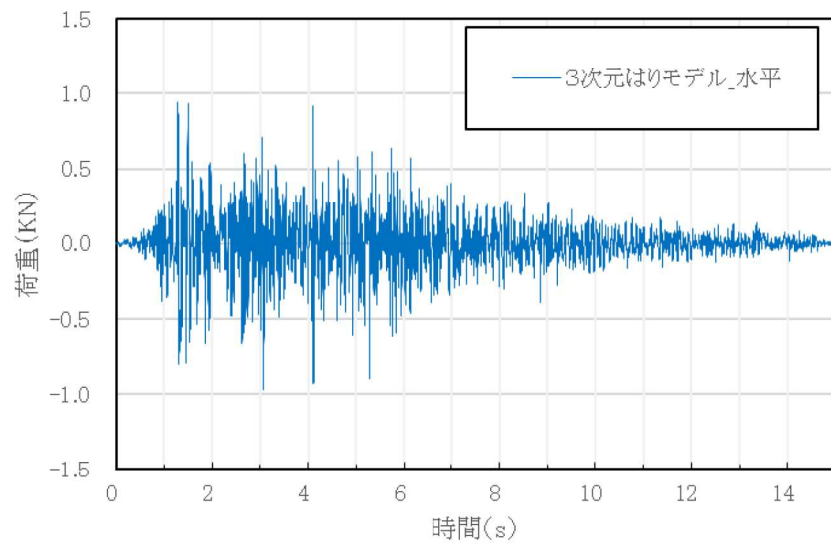
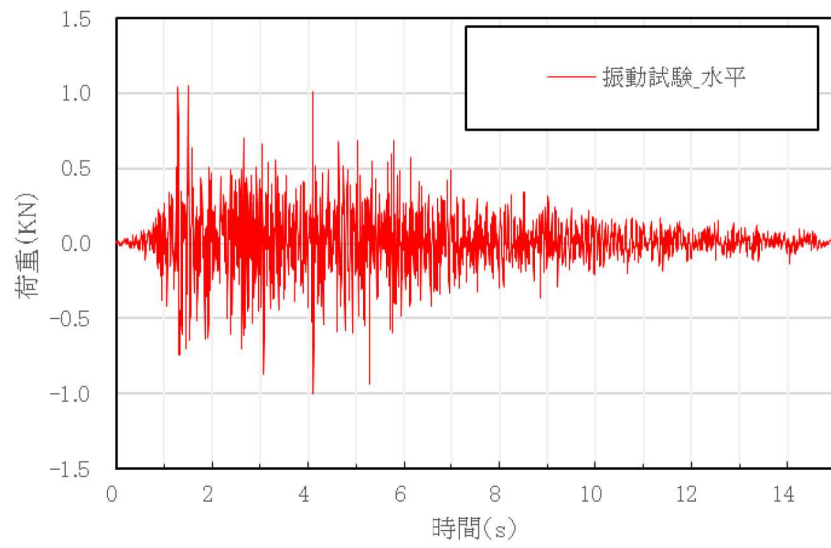


図 19 水平荷重時刻歴 (X 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

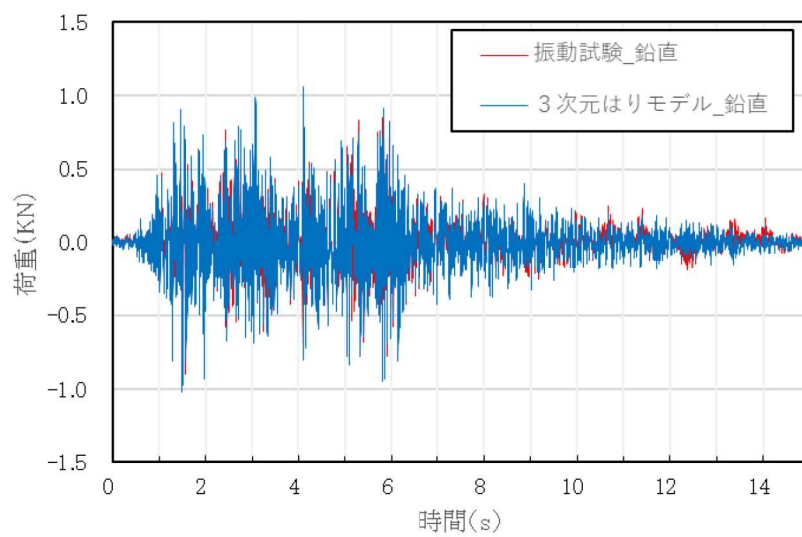
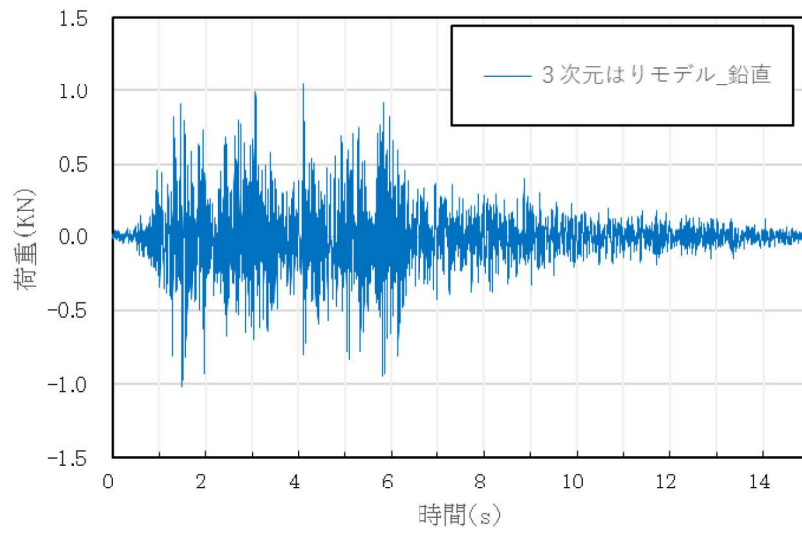
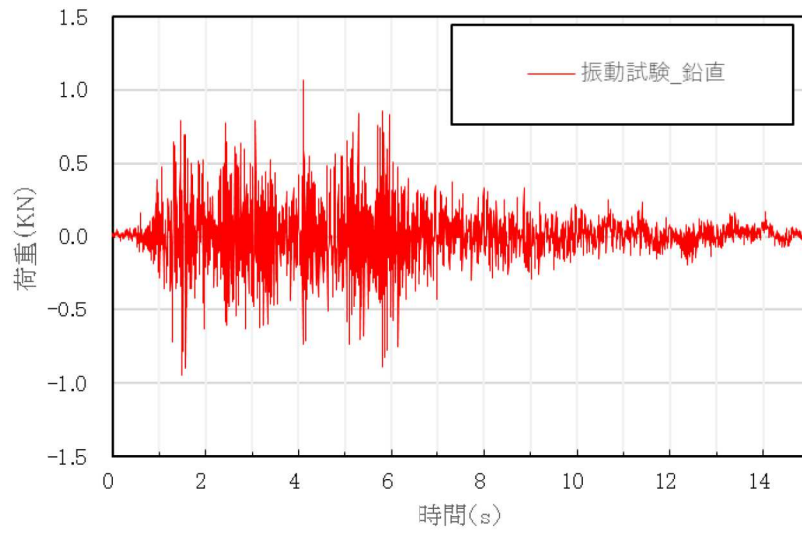


図 20 鉛直荷重時刻歴 (Z 方向) の比較  
(振動試験, 3次元はりモデル)

### (3) 最大荷重

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

振動試験で計測された荷重の最大値に対して3次元シェルモデル及び3次元はりモデルによる荷重の最大値は，水平及び鉛直方向とも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11 最大荷重の比較

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

#### 4.2.3 妥当性確認結果

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



## 地震応答解析モデルに対するバルジングの影響検討

## 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（スペクトルモード解析等）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。

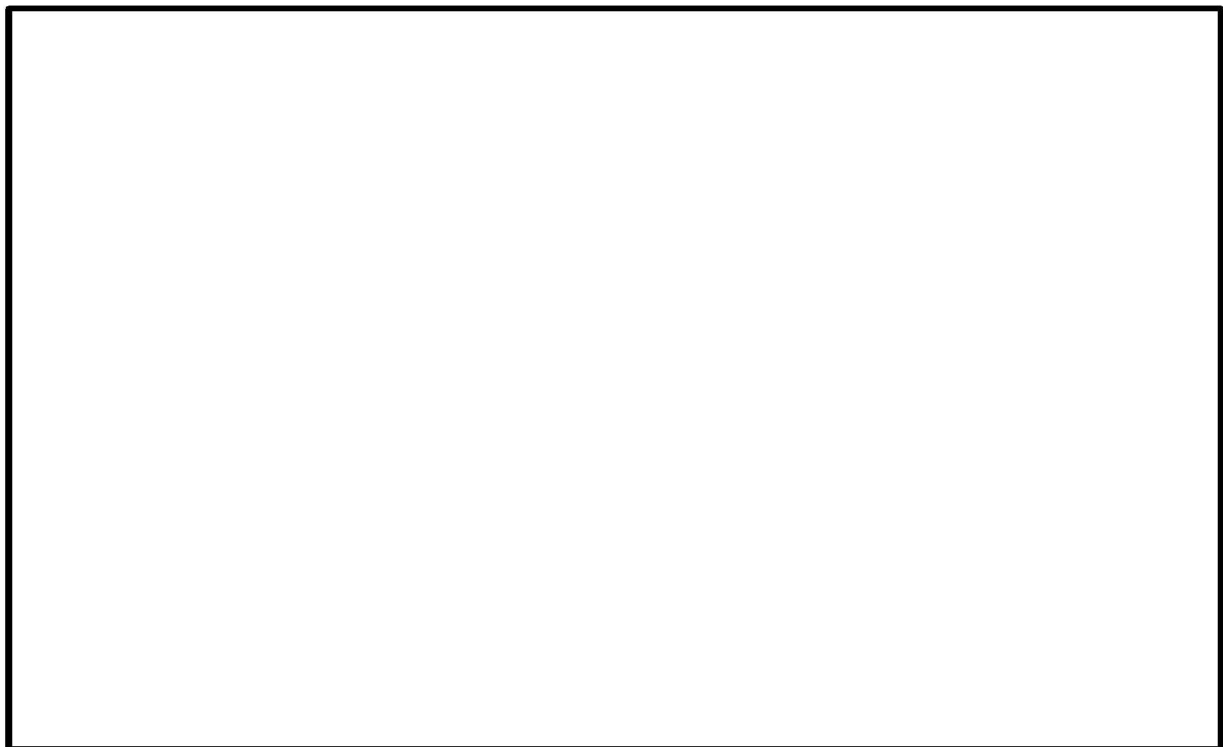


図 1 サプレッションチェンバ断面図

### 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。

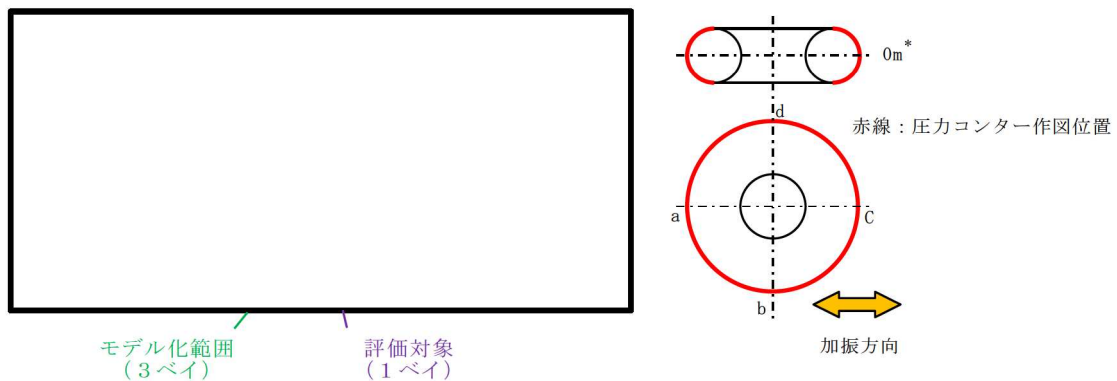


図2 サプレッションチェンバの圧力コンター図\*2  
(SA水位より高い水位, S s - D 1 (水平方向))

\*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）

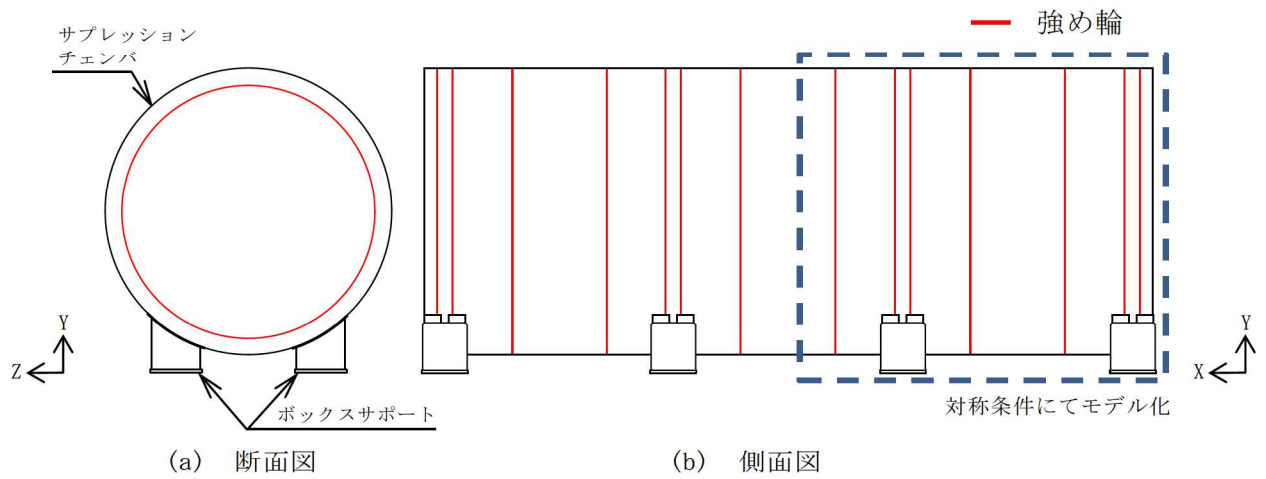
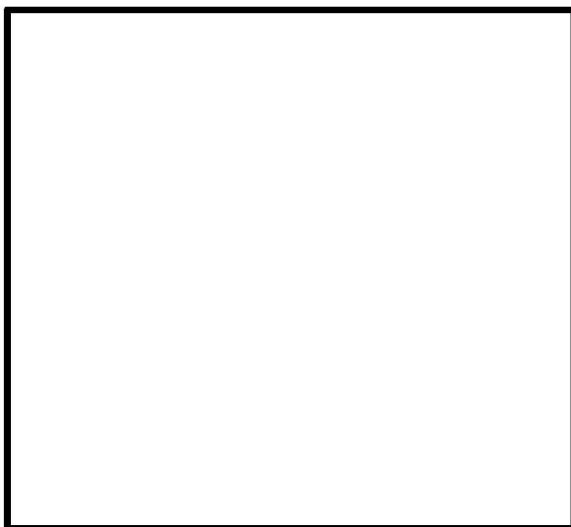
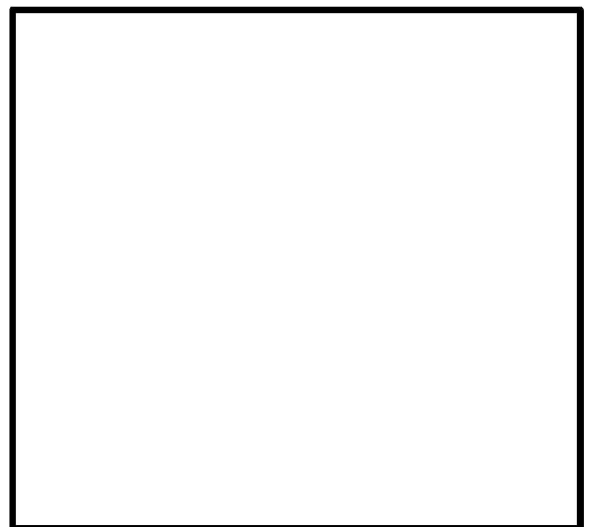


図4 解析モデル概要図



(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ール振動（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 ⇒ NASTRANNASTRAN 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

各検討ケースに対する1Gフラットスペクトルを用いたスペクトルモーダル解析による水平方向及び鉛直方向の発生応力を表4に示す。

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

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

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

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。



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				
	オーバール振動 (花びら状の変形)				

注記 \* 1 : 各モード図は、最大変位を 1m として示す。

\* 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。

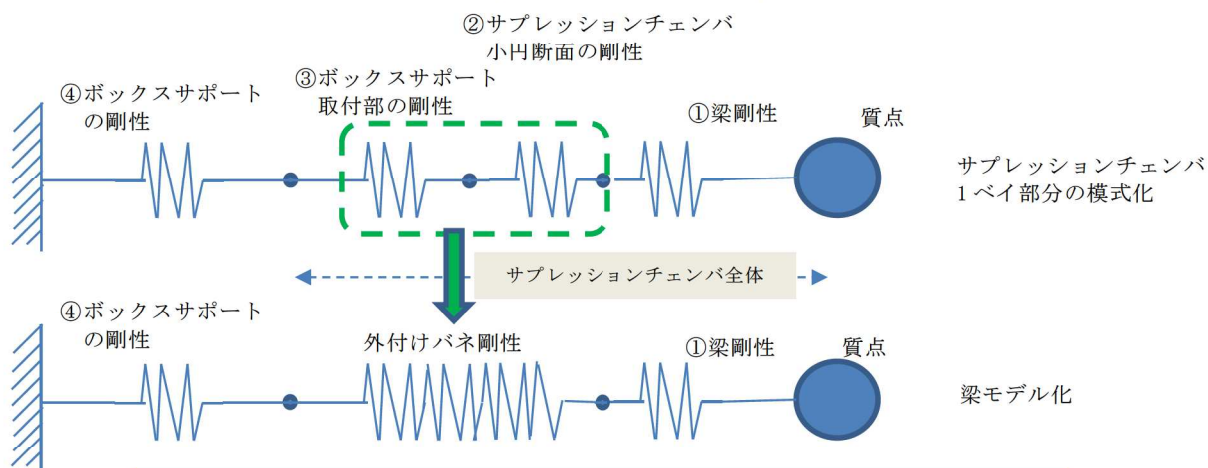


図1 サプレッションチェンバとボックスサポートの質量・剛性模式図

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。

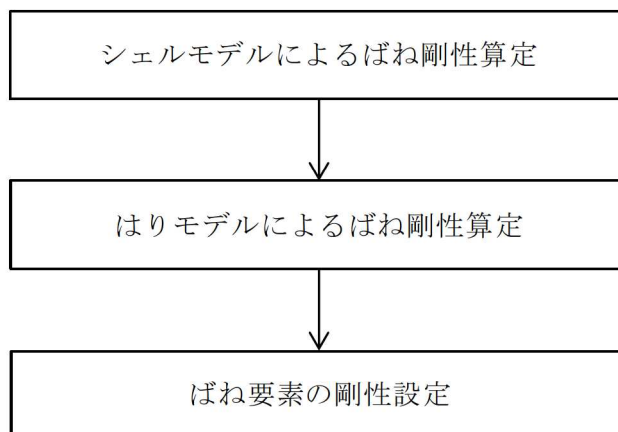


図2 ばね剛性の設定手順

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

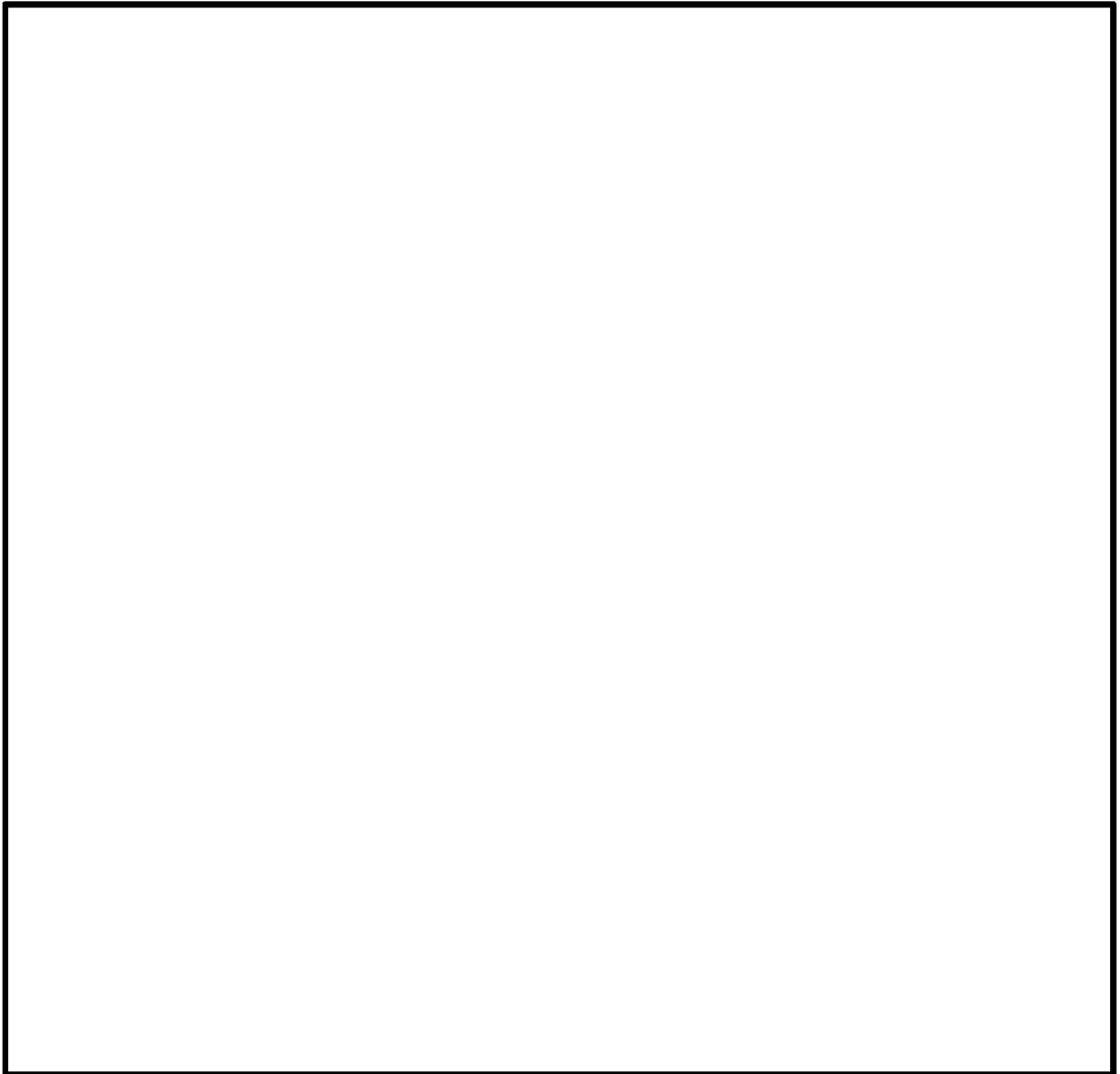


図 3 ばね剛性算定用シェルモデル

(2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

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

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



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

図 4 シェルモデルによる各軸のばね剛性算定方法

## 5. はりモデルによるばね剛性算定

### (1) はりモデルについて

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



図 5 ばね剛性算定用はりモデル

### (2) ばね剛性算定方法

ばね剛性算定のための具体的な方法を以下に説明する。

まず、並進ばね剛性のうち、サプレッションチェ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   に荷重を荷重し、変位についても荷重荷重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、荷重荷重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プレッションチェンバ地震応答解析モデルにおいては、サプレッションチェンバ本体及びボックスサポートをはり要素でモデル化しており、それらは剛結合されていた。今回工認のサプレッションチェンバ地震応答解析モデルでは、表 1 のばね剛性を設定することにより、従来モデルに比べ、振動モードが精緻化されたものとする。

表1 ばね要素の剛性設定結果

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

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

8. まとめ

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



(補足)

### ばね算定用解析モデルのモデル化範囲について

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



図1 ばね剛性算定解析 変形図

### 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）
	減衰定数	1%
応力評価		1次+2次応力

### 3. 解析モデル

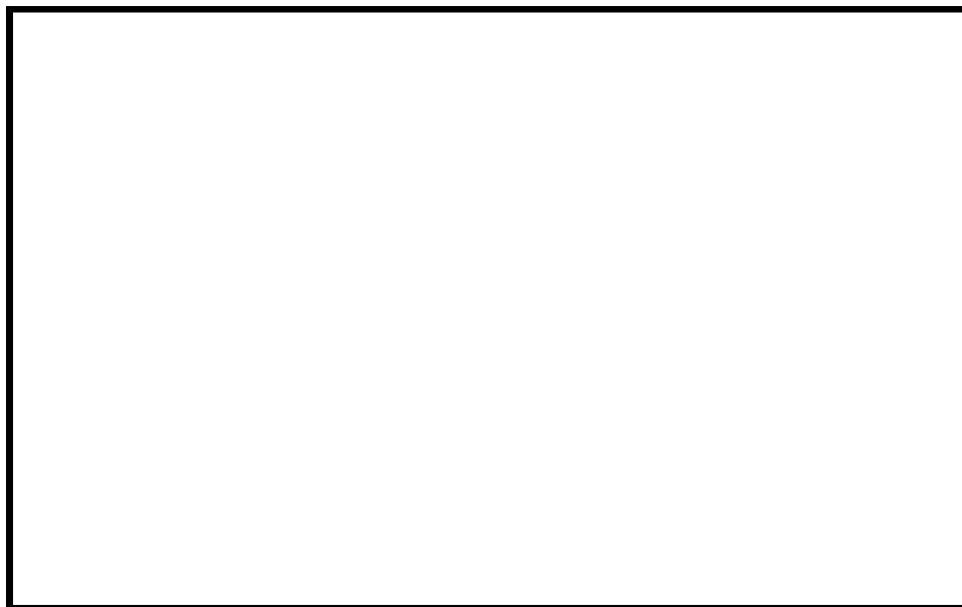


図1 解析モデル図

### 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ーンバシエル	SGV49			

5. サプレッションチェーンバの構造図及び詳細モデル図

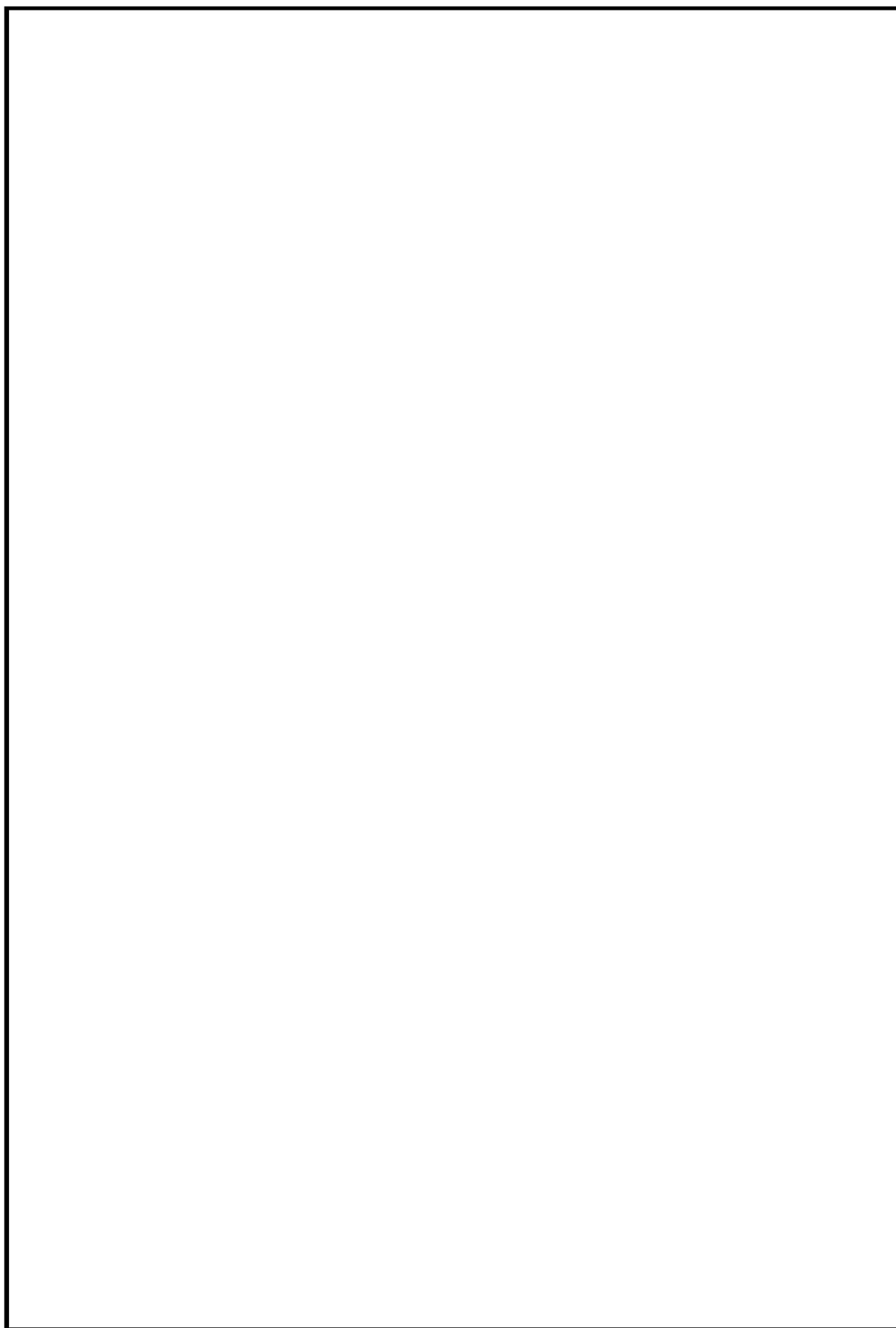


図2 サプレッションチェーンバの構造図

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。

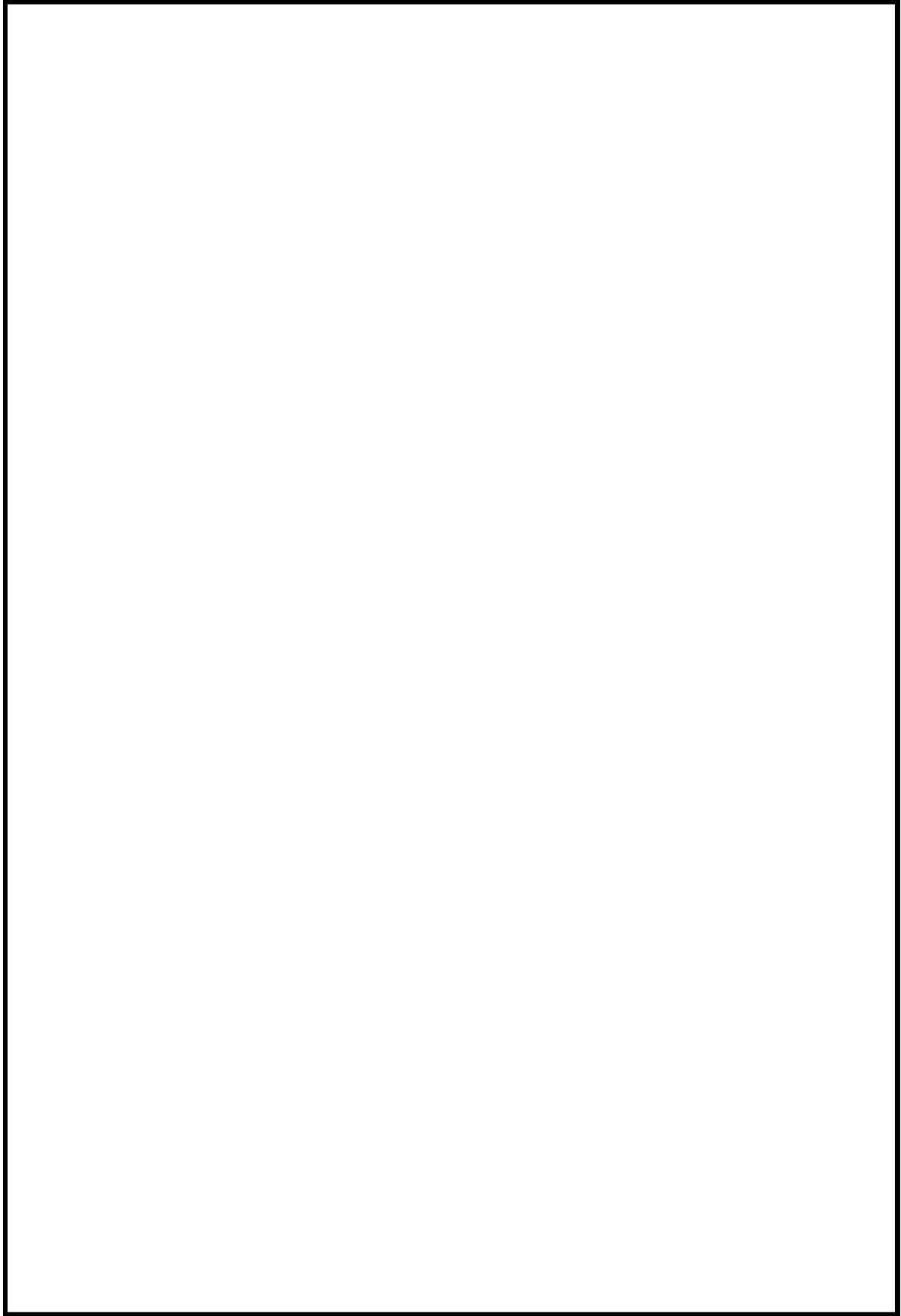


図3 サプレッションチェーンバの詳細モデル図



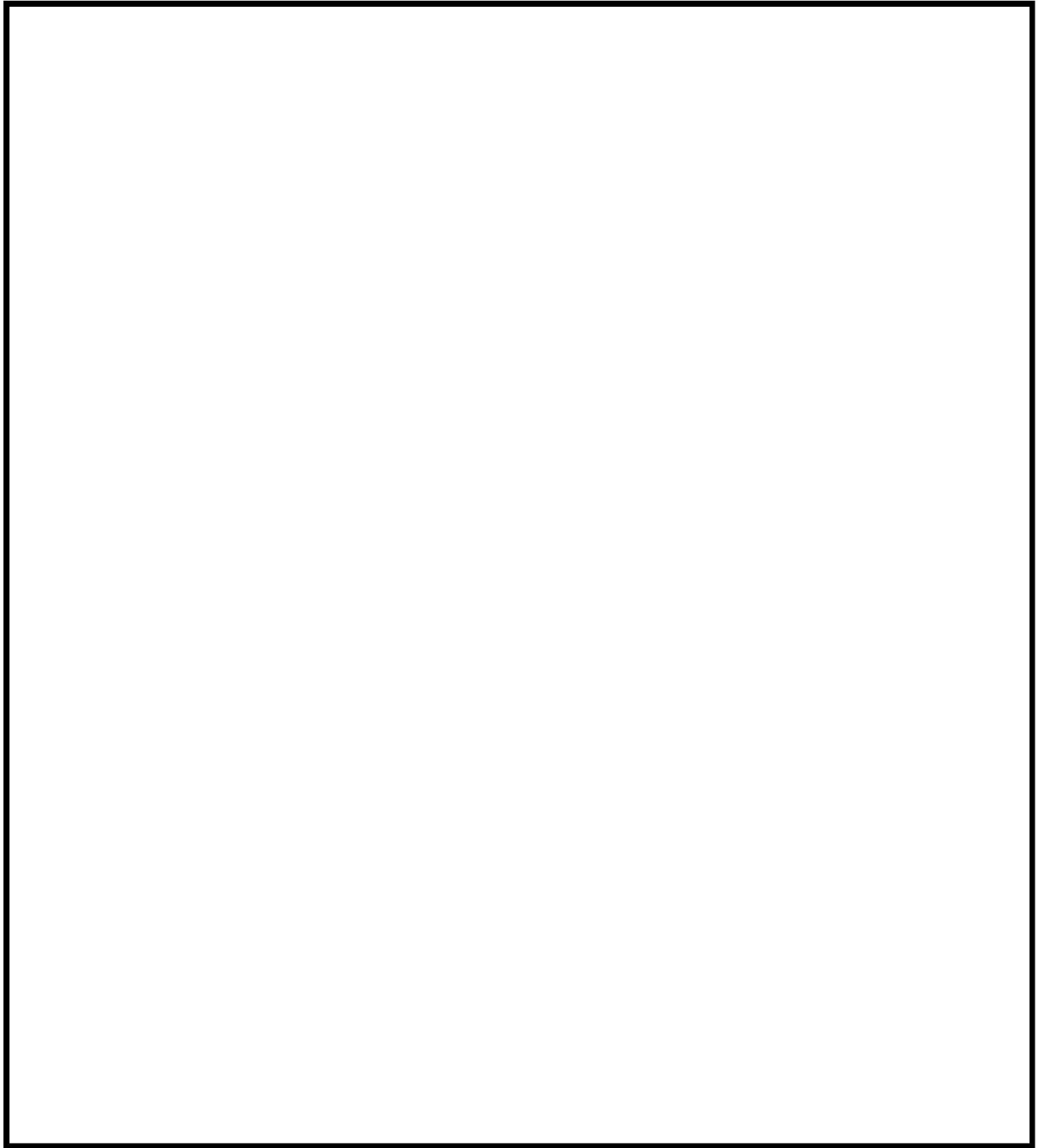


図4 ボックスサポートの詳細モデル図

## 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。

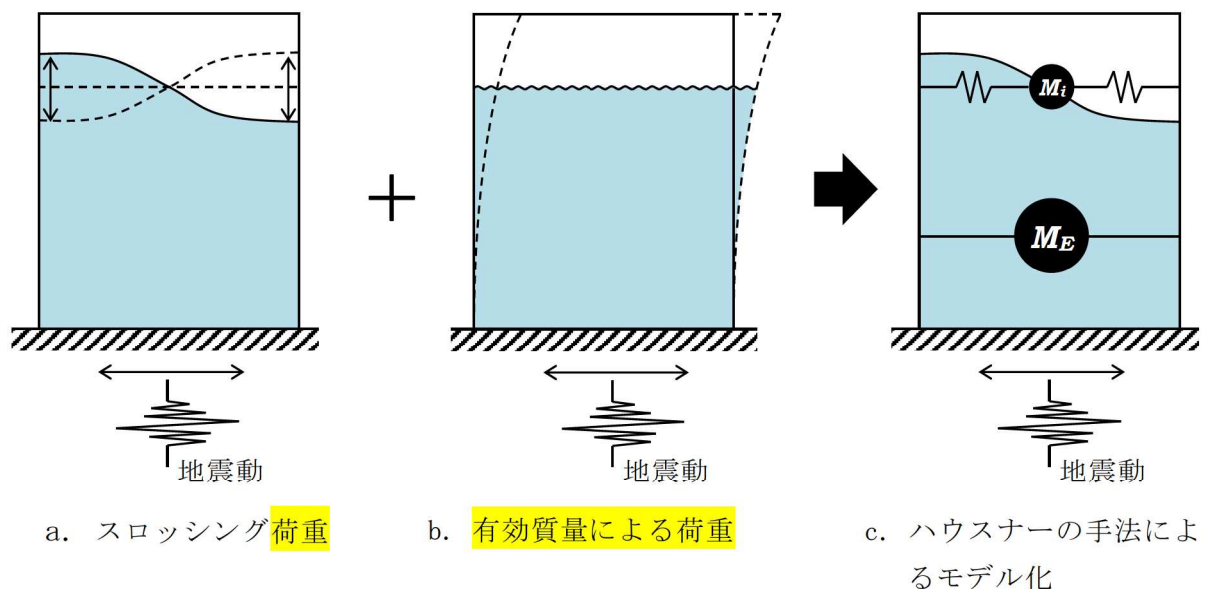


図 1 たて置円筒容器の内部水の地震時の挙動の概念

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、汎用構造解析プログラム NASTRAN から算出される有効質量を用いて、地震応答解析モデルに付加質量  $M_E$  として設定し、はりモデルを用いたスペクトルモーダル解析により算出する。ここで、この地震応答解析モデルでは、スロッシング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、汎用流体解析コード OpenFOAM により算出する。ここで、OpenFOAM を用いて地震時の内部水によるサプレッションチェンバに対する荷重を算出する場合、スロッシング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

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

##### 4.1 解析モデル

解析モデルを図 2 に、解析諸元を表 1 に示す。

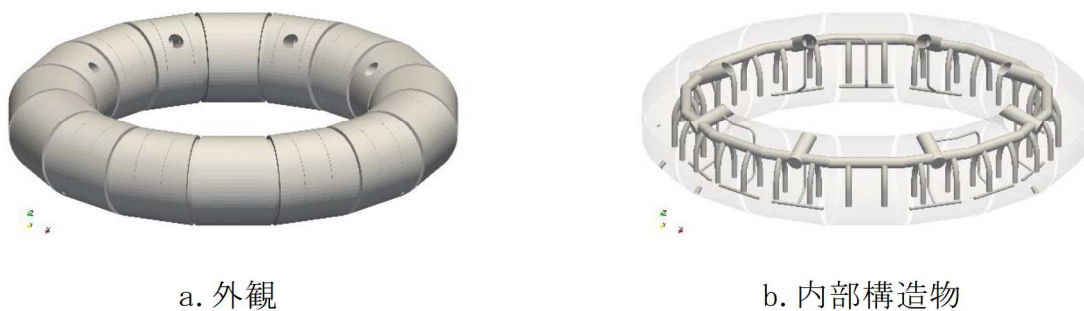


図 2 解析モデル図

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，ダウンカマ，T-クエンチャ及びその配管，ECCS ストレーナ取付配管

注記\*1 重大事故時水位よりも高い水位

注記\*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。

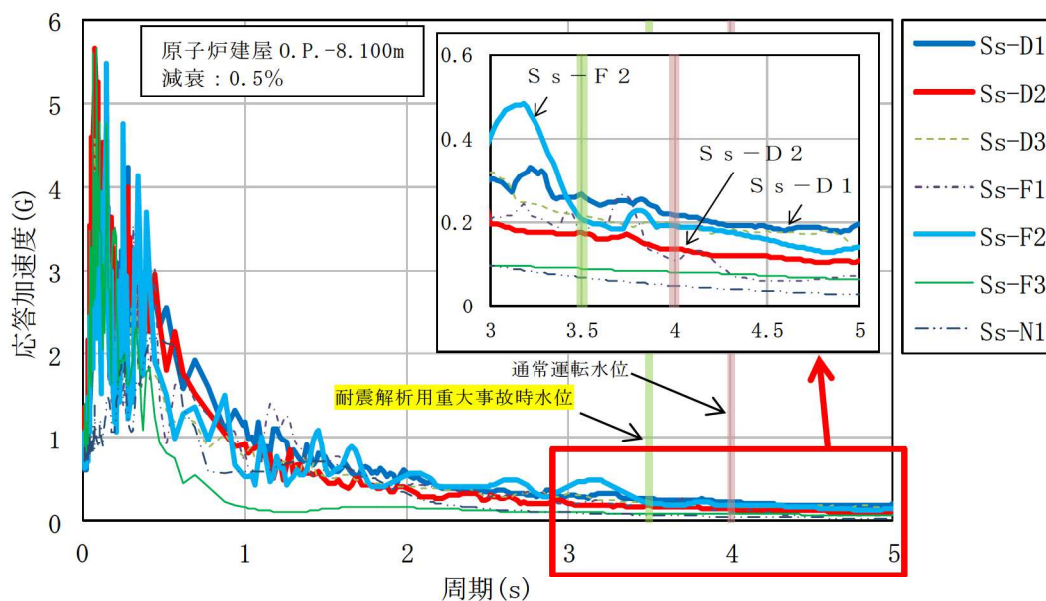


図 3 サプレッションチェンバ設置床の応答加速度スペクトル (水平方向，拡幅無し)



### 4.3 スロッシング荷重算定

#### 4.3.1 スロッシング荷重算定方法

OpenFOAM で算出される荷重  $F$  は、スロッシング荷重  $F_s$  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

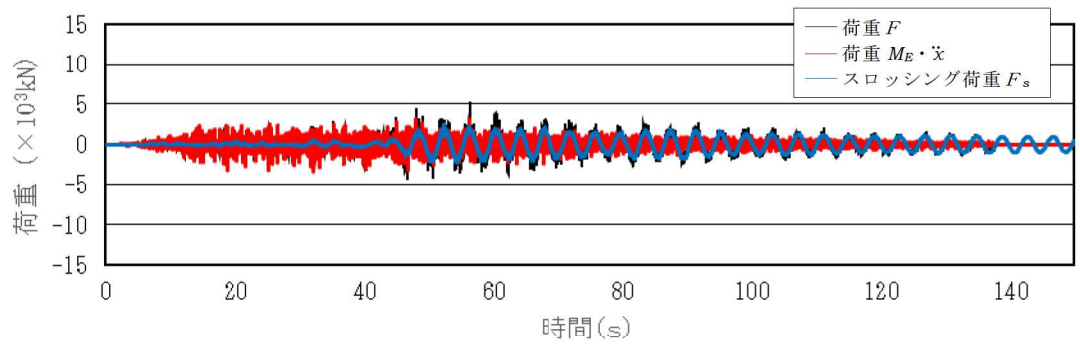
なお、有効質量の算出においては、荷重時刻歴波形について 0.4Hz のハイパスフィルター処理を行い、スロッシング荷重の卓越周期の成分を取り除いている。(OpenFOAM による有効質量の算出方法は、別紙 1 2.2.3 参照)

#### 4.3.2 スロッシング荷重算定結果

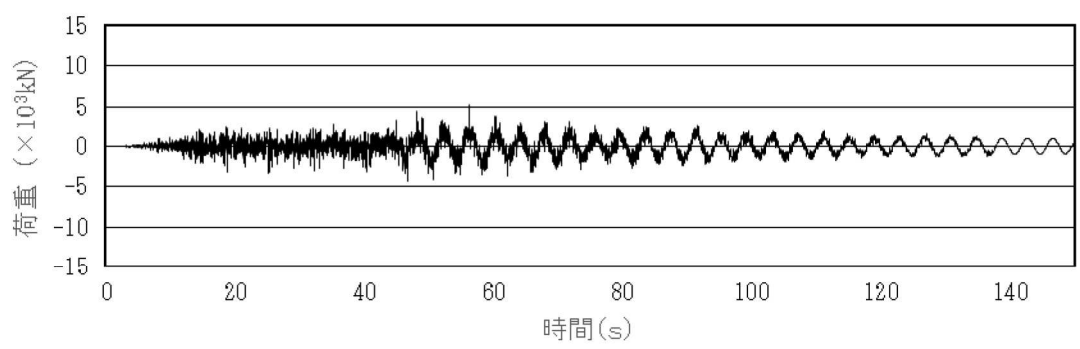
OpenFOAM で算定した荷重  $F$ 、有効質量による荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ 、スロッシング荷重  $F_s$  の各荷重の時刻歴を図 4~5 に、スロッシング荷重による最大荷重及びスロッシング荷重算定における有効質量比を表 3 に、OpenFOAM で算出した荷重  $F$  のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震解析用重大事故時水位) を図 6~7 に、フーリエスペクトルから求めたスロッシングの卓越周期を表 4 に示す。また、スロッシング解析結果例 (S s - D 1, 耐震解析用重大事故時水位, 最大荷重発生時刻付近 (52 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

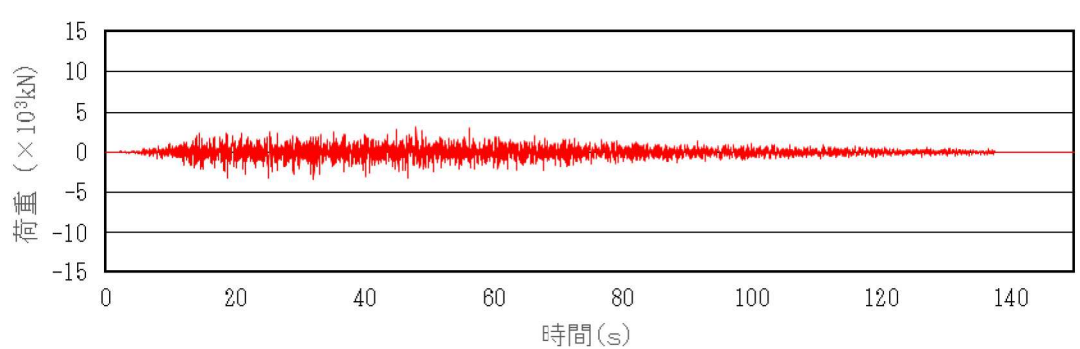
通常運転水位に対する有効質量比は NASTRAN の 0.24 に対して 0.22、耐震解析用重大事故時水位に対する有効質量比は NASTRAN の 0.33 に対して 0.32 であり、NASTRAN の方が保守的に算定されることを確認した (別紙 1 参照)。



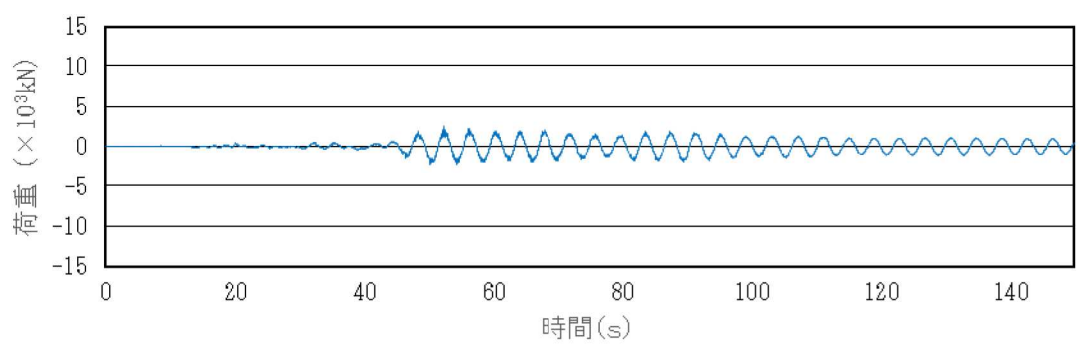
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

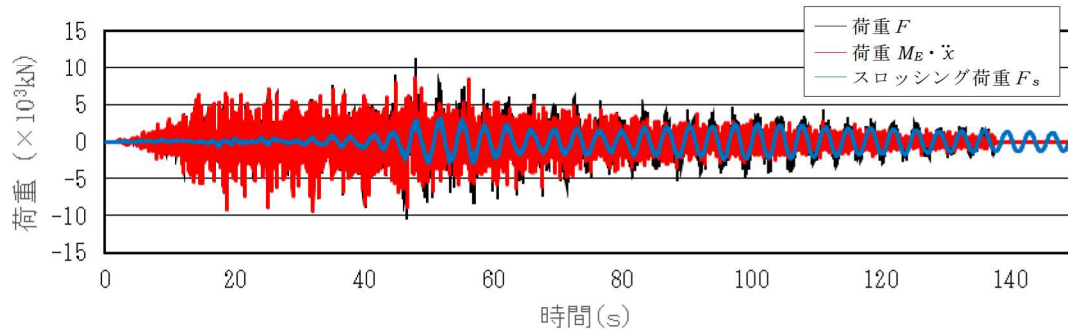


(c) 荷重  $M_E \cdot \dot{x}$

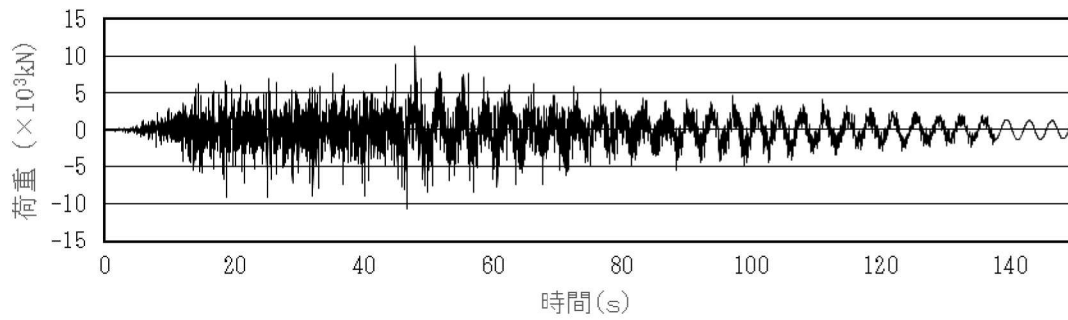


(d) スロッシング荷重  $F_s$

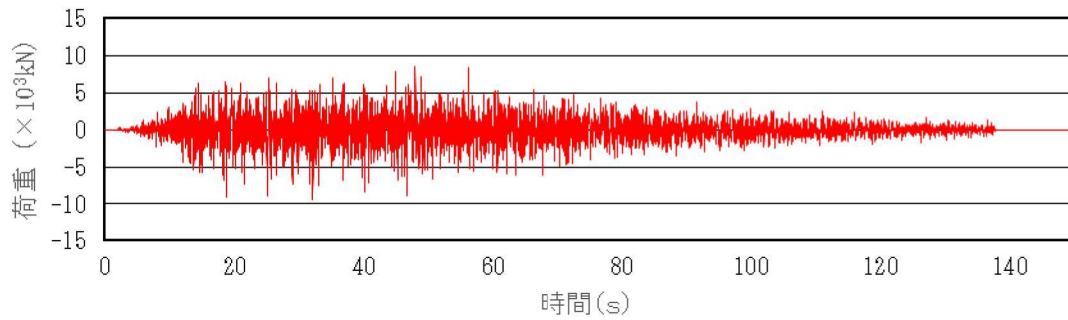
図4 各荷重の時刻歴(S s - D 1, 通常運転水位)



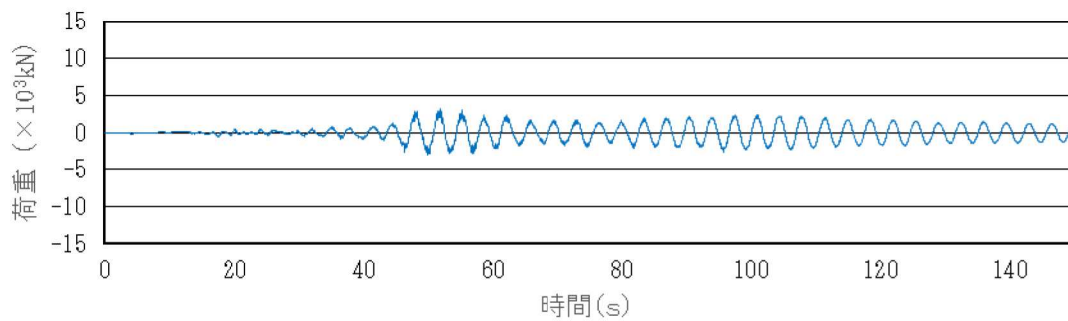
(a) 各荷重の重ねがき



(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

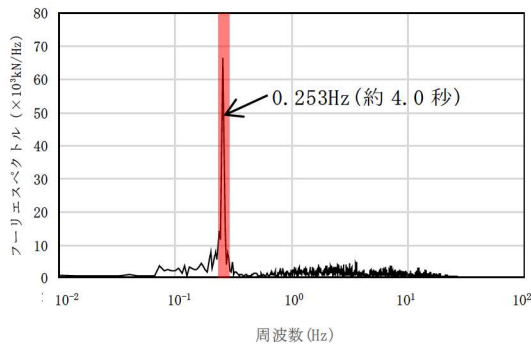


図6 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 通常運転水位)

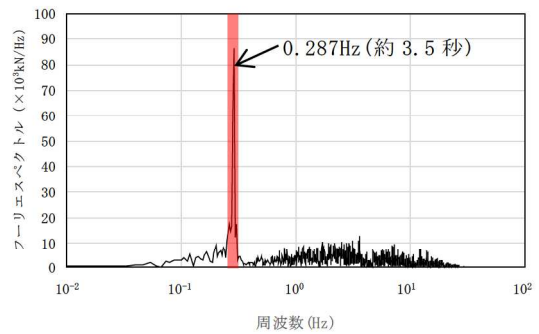
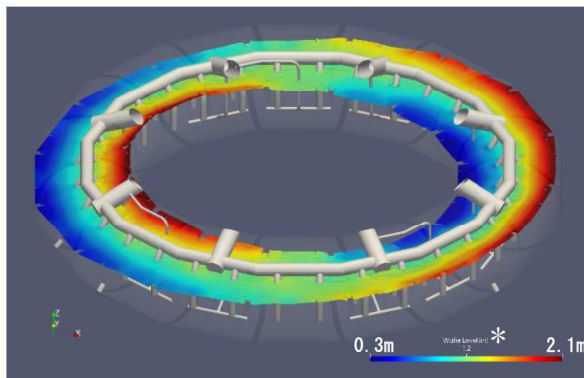


図7 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 耐震評価用重大事故時水位)

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、サプレッションチェンバ  
シエル中心位置を 0mとしたものを表し  
ており、初期水位は、約 1.2mである。

図8 スロッシング解析結果例  
(S s - D 1, 耐震解析用重大事故時水位, 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

コード名 項目	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></p> <p>本解析コードの検証は以下のとおり実施済みである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ サプレッションチェ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></p> <p>本コードの妥当性確認の内容は以下のとおりである。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 本解析コードは、航空宇宙、自動車、造船、機械、建築、土木などの様々な分野における使用実績を有しており、妥当性は十分に確認されている。</li> <li>・ 検証の体系と今回の解析体系とが同等であることから、検証の結果をもって、解析の妥当性が確認できる。</li> </ul>

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

## 1. 概要

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

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

## 2. 本コードの特徴

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

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

## 3. 解析理論

### 3.1 仮想質量法 (Virtual Mass Method)

#### 3.1.1 理論式

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

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

基礎式は、次のように連続の式及び運動方程式からなる。

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

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

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

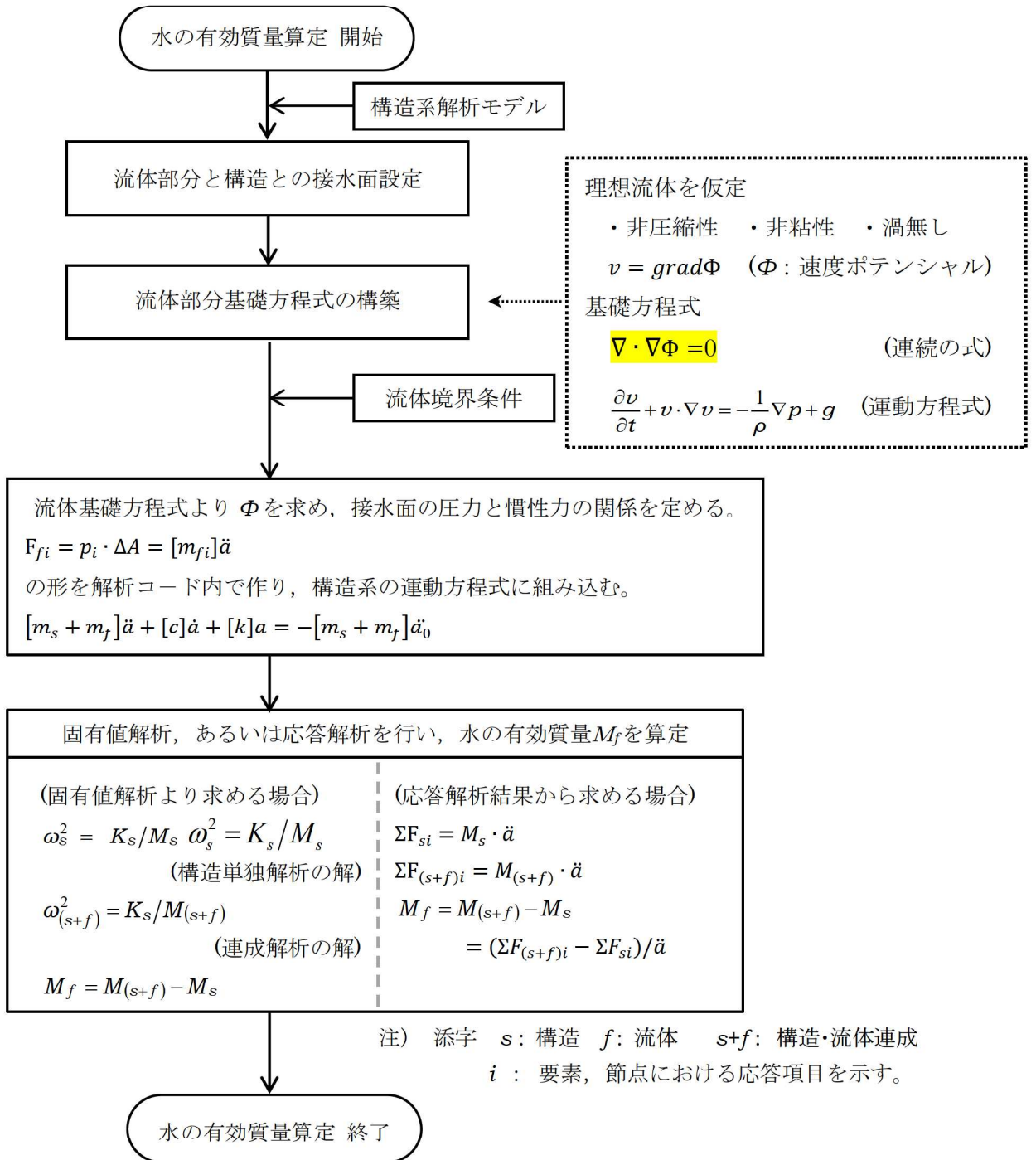


図1 NASTRAN 仮想質量法を用いたサブプレッションチェンバ内部水の有効質量算定手順

### 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 $\mathbf{u}_f$ 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。

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

ここで,

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

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

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

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

マトリクスの乗算を行い, 式(3)を代入すると, 次式が得られる。

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

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

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

ここで,

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

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

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

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

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

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

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

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

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

式(18)と式(20)を式(1)上段の分割行に代入すると、次式が得られる。

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

項を整理すると、式(14)～式(17)と同じ結果が得られる。

上記の縮約手順から、Guyan変換の特長がわかる。

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

(2) OpenFOAM

解析コード：OpenFOAM

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



## 1. 概要

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

## 2. 本コードの特徴

- (1) 本コードの主な解析機能は、以下のとおり
  - ・非圧縮性・圧縮性流れの定常・非定常解析
  - ・ニュートン・非ニュートン流体の取り扱い
  - ・熱・物質の輸送，化学反応，燃焼，粒子追跡
  - ・単相流，多相流，熱物理的状態変化，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， $U$ ， $p$ ， $\rho$ ， $\mu$ はそれぞれ流体の速度ベクトル，圧力，密度，粘性係数を意味し， $S$ と $\tau$ はそれぞれ歪み速度テンソルとレイノルズ応力を表す。 $g$ は重力加速度ベクトルであり， $f$ は体積力としての外力である。また，気液界面を追跡するために，VOF 値と呼ばれる液相の体積割合  $\alpha$  の輸送方程式を考える。

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

そして，流体の密度と粘性係数は VOF 値を用いてそれぞれ次式で与える。

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

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

ただし、下付き添え字の  $l$ ,  $g$  はそれぞれ液相, 気相を意味する。

#### 4. 解析フローチャート

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

気液二相流ソルバーinterFoam の計算アルゴリズムを図 2 に示す。

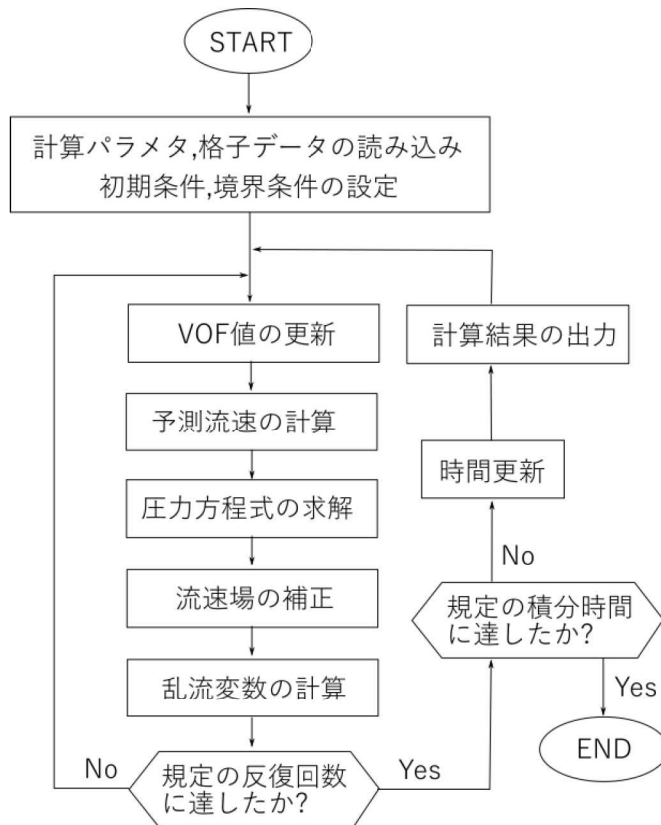


図 2 計算アルゴリズム

## 有効質量の概要

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

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

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

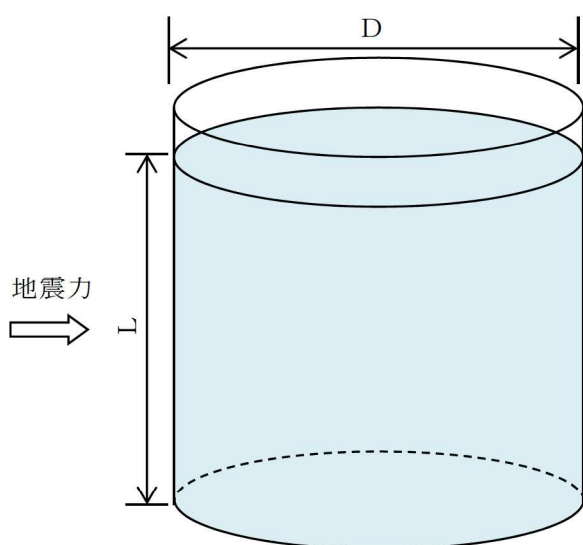


図1 円筒タンクの内容液  
(イメージ)

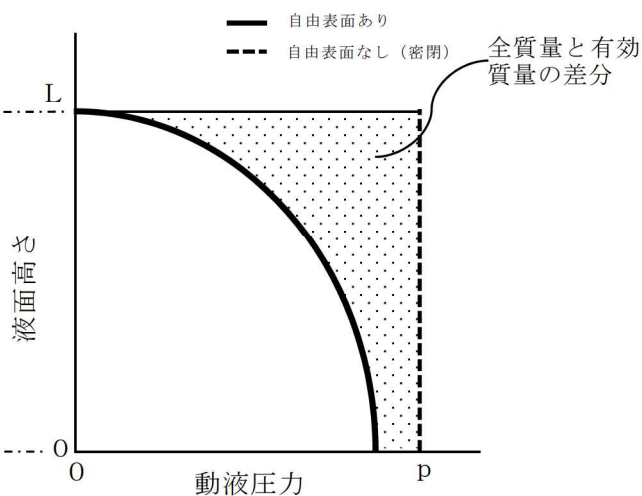


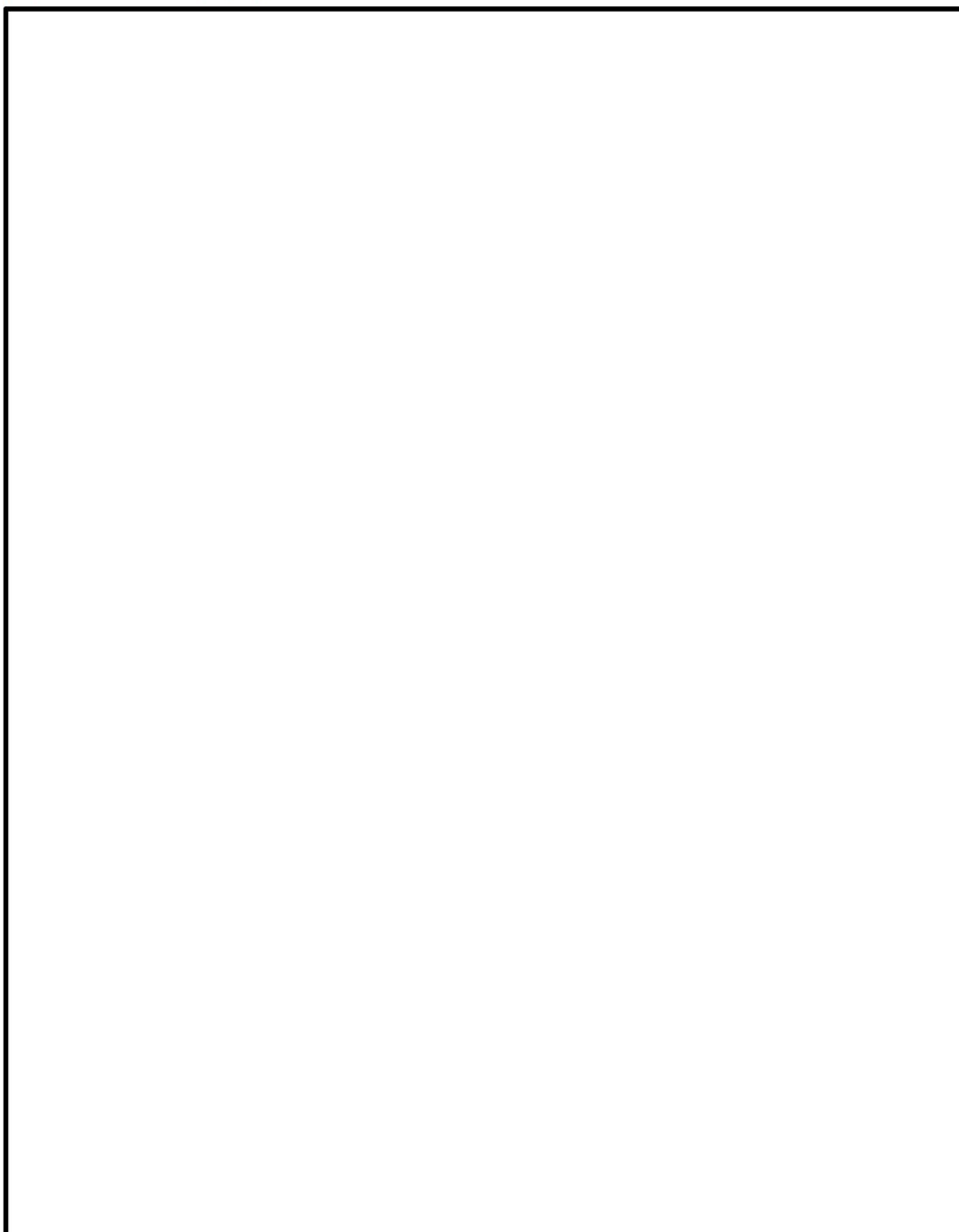
図2 加速度に対する側板の  
動液圧分布

## 規格類における有効質量の適用例

## 1. 概要

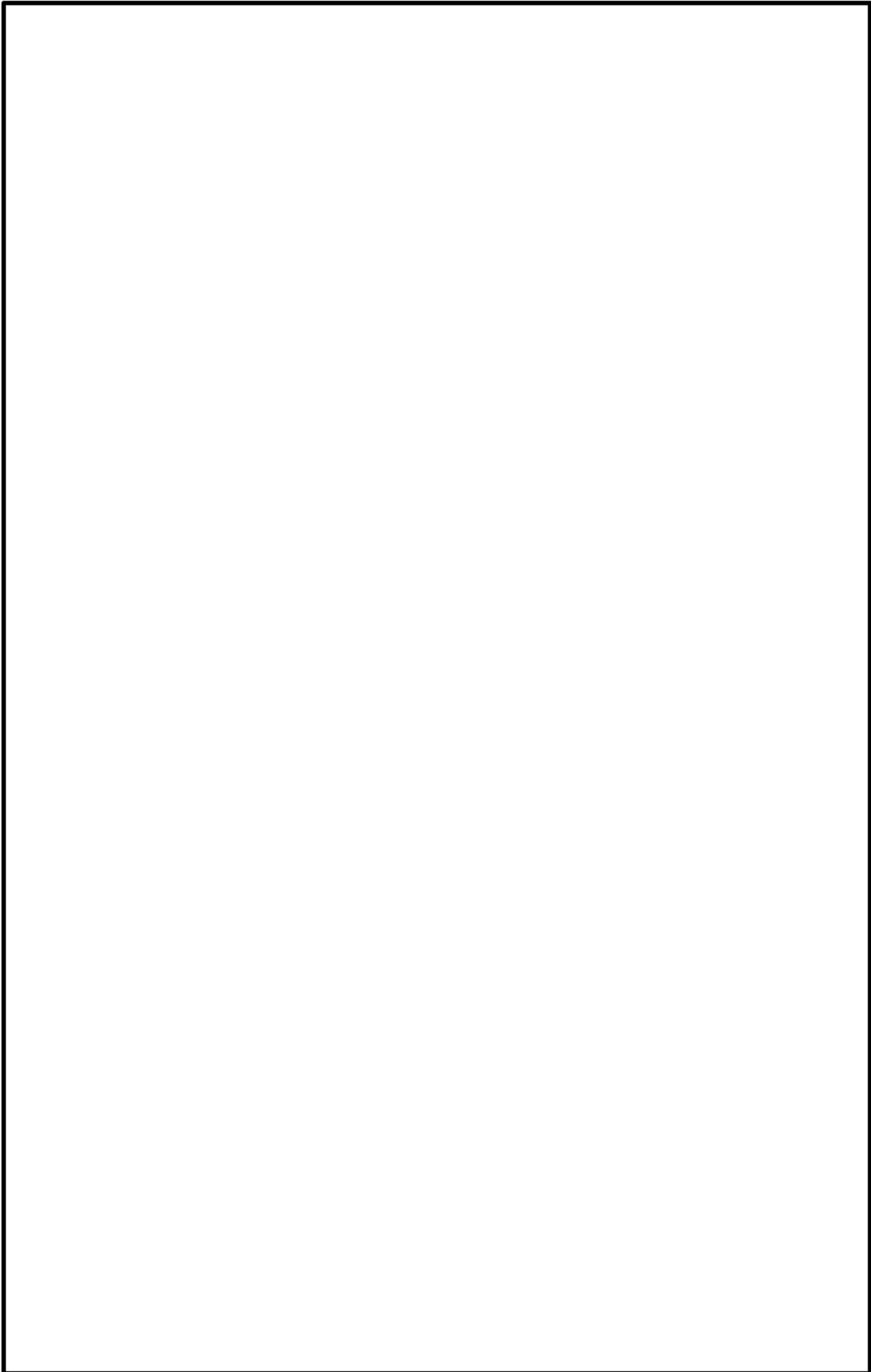
有効質量の考え方は、他産業の耐震設計において一般的に取り入れられている。その一例として「容器構造設計指針・同解説（日本建築学会）」における球形タンク及び円筒タンクの設計への適用例を示す。

(球形タンクへの適用例)



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(円筒タンクへの適用例)



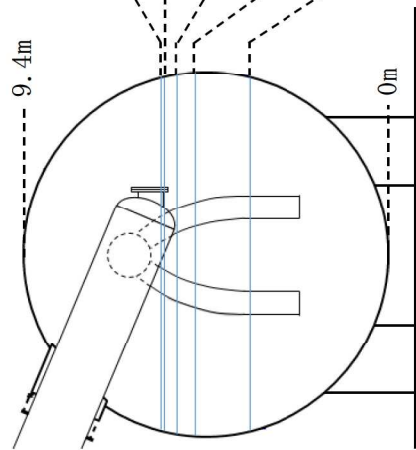
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

## サプレッションチェンバの水位条件

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

注記 \* : 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	事故シナリオ等	試験条件
約 7.8m	—	—	高高水位 (325mm)
約 6.4m	真空破壊装置上 端位置	—	高水位 (259mm*)
約 5.9m	真空破壊装置下 端位置	重大事故等時の耐震評価 (Ss, Sd) に用いる水位 (耐震解析用重大事故時水位)	—
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つた場合 (大破断 LOCA 発生時))	—
約 5.5m	真空破壊装置下 端位置-0.4m	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用できない場合)	—
約 5.0m	—	—	中水位 (203mm)
5m 以下	—	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却系を使用する場合)	—
3.6m (参考)	通常運転水位 (H. W. L)	通常運転時の耐震評価 (Ss, Sd) に用いる水位	低水位 (146mm)

注記 \* : 6.4m/9.4m×380mm(試験体直径)÷259mm

図 1 サプレッションチェンバの水位及び振動試験水位との対応関係

表 1 重大事故時におけるサプレッションチェンバの水位条件の考え方

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

## 地震時におけるトーラス型容器内部水の有効質量に係る研究の概要

## 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。

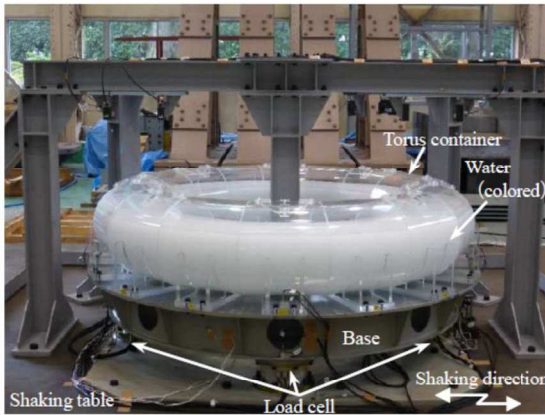


図 1 試験装置

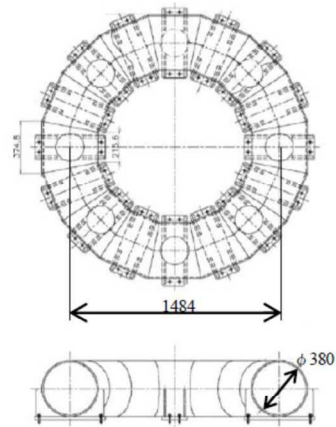


図 2 トーラス型容器

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°

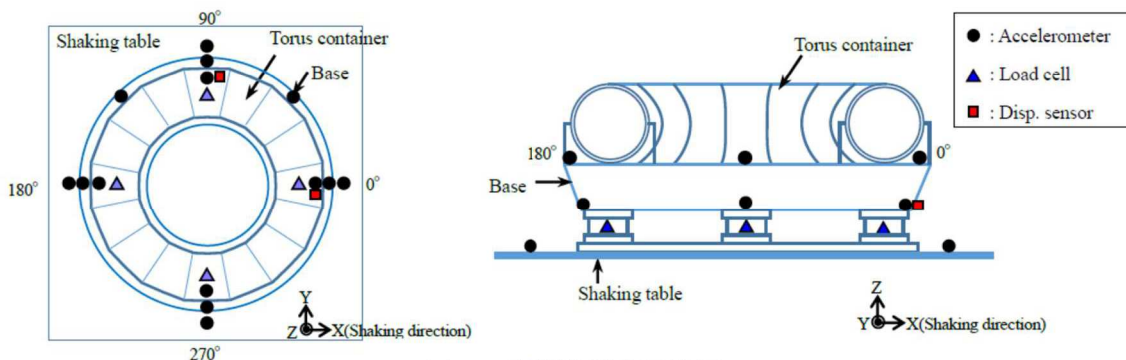


図 3 計測機器設置位置

### 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。



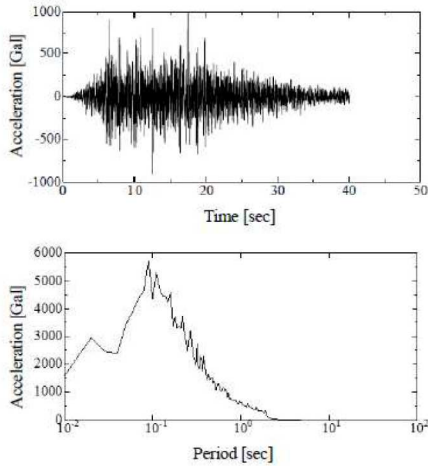


図4 入力地震波 A

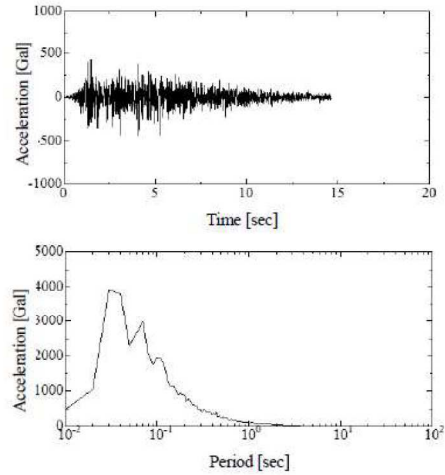


図5 入力地震波 B

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。

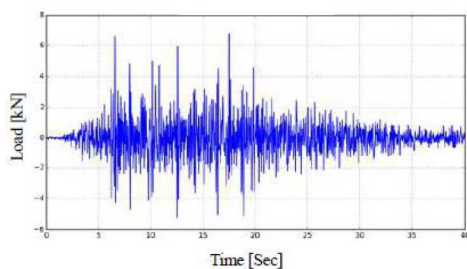


図6 計測荷重の時刻歴波形  
(地震波 A×1.0, 低水位)

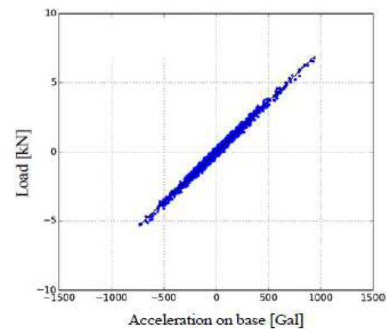


図7 計測荷重と架台上の計測加速度の関係  
(地震波 A×1.0, 低水位)

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。



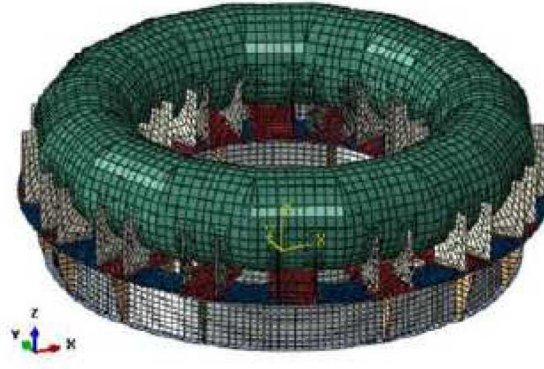


図8 構造解析モデル

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

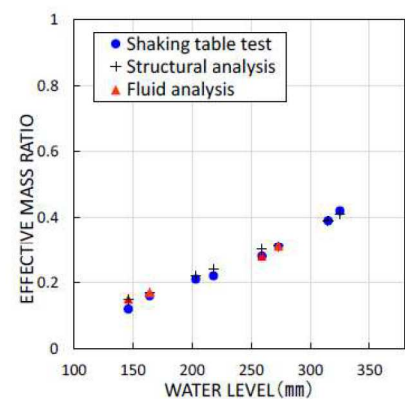


図9 各水位における有効質量比

## 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, 高島 大輔, 永坂 英明, 日本機械学会 2016 年度年次大会講演論文集, No16-1

## 有効質量比に対するスロッシング影響

## 1. 概要

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

## 2. 検討内容

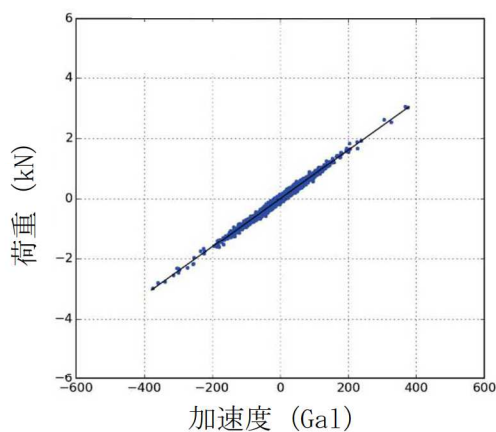
試験体のスロッシング周期は、固有値の解析結果及び正弦波掃引試験により、1.3Hz～1.8Hz（試験体内部の水位により異なる）である。このため、振動試験で得られた荷重時刻歴に対して、2Hzのハイパスフィルター処理を行い、スロッシング周期成分を取り除いた荷重時刻歴を求め、別紙1 2.2.4項の方法にて、有効質量比を算定した。

また、各水位条件についての有効質量比に対するスロッシングの影響を検討した。

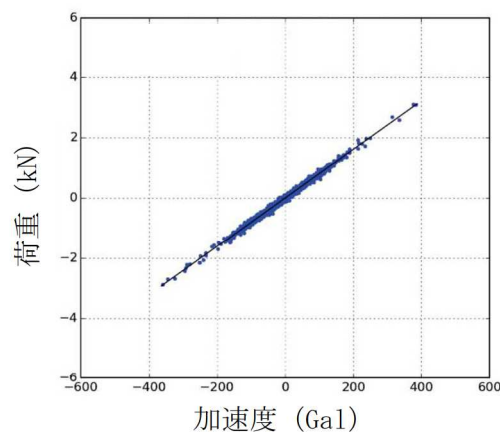
## 3. 検討結果

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

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



(a) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,  
スロッシング周期成分有り



(b) 水位高, 入力倍率 1.0 倍,  
スロッシング周期成分無し

図1 荷重と加速度の関係

表 1 有効質量比の比較結果

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

## 振動試験の有効質量比

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

表1 振動試験の全試験回における有効質量比

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



## 有効質量比に対する入力地震動の影響

## 1. 概要

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

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

## 2. 振動試験の入力地震動

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

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

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

## 3. 有効質量比に対する入力地震動の影響検討

## 3.1 加速度振幅の違い

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

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

表 1 振動試験から算出した有効質量比（別紙 1 2.2-3 表の再掲）

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



### 3.2 周期特性の違い

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

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

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

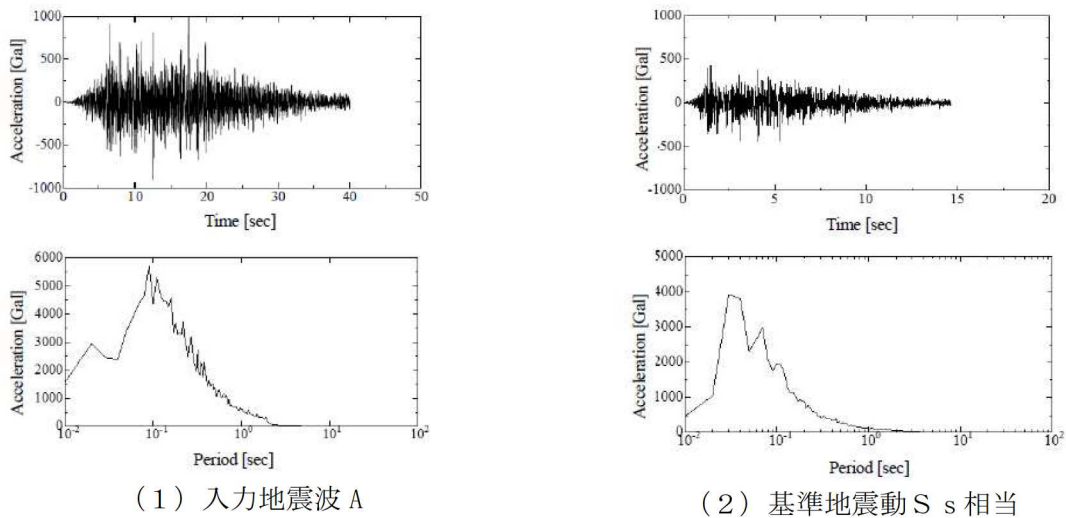


図1 振動試験に用いた地震動比較

(参考資料5 図4, 図5の再掲)

表 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

(参考資料 5 表 3 の再掲)

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

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

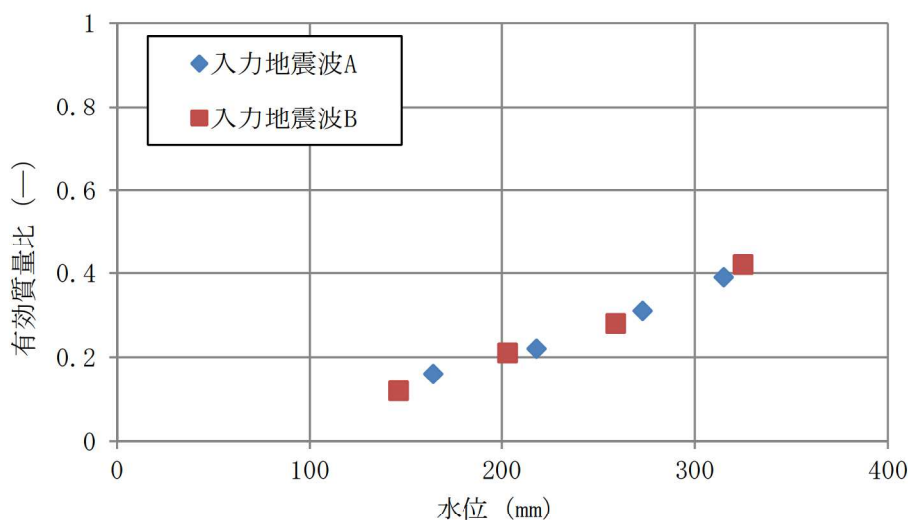


図 2 入力地震動の加速度振幅及び周期特性の違いによる有効質量への影響

#### 4. 考察

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

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

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

## 1. スロッシング荷重の影響評価

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

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

## 2. 地震動による影響

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

## 2.1 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時水位 (真空破壊装置下端水位 : O. P. -1, 514)
評価用地震動	基準地震動 $S_s$ (水平方向と鉛直方向) *に対する 原子炉建屋 O. P. -8, 100 における建屋床応答
解析コード	OpenFOAM Ver. 4.1 (汎用流体解析コード) VOF 法を用いた流体解析
その他	内部構造物のモデル化範囲 : 強め輪 (補強前), ベントヘッド, ダウンカマ, T-クエンチャ及びその配管, ECCS ストレーナ取 付配管

\* 地震動の特徴を考慮し, スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きい  $S_s - F2$ , スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく, 継続時間が長い  $S_s - D1$ , 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。



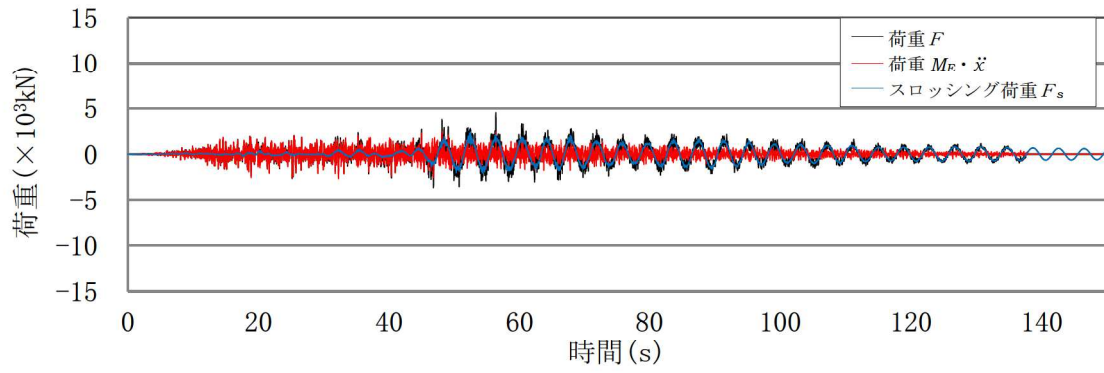
## 2.3 影響評価結果

OpenFOAM で算定した荷重  $F$ 、容器と一体となって振動することによる荷重  $M_E \cdot \ddot{x}$ 、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 OpenFOAM で算出した荷重により算定した有効質量比を表 3 に、OpenFOAM で算出した荷重  $F$  のフーリエスペクトル (S s - D 1, 通常運転水位及び耐震評価用重大事故時水位) 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。

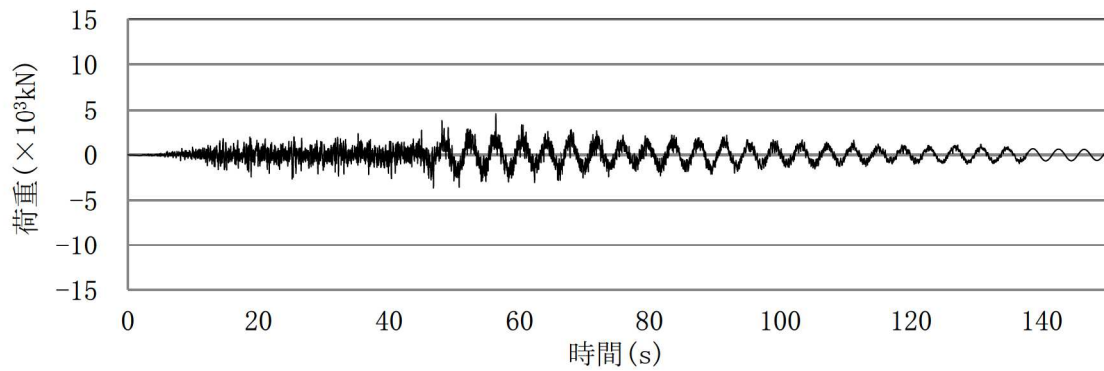
スロッシング荷重は、スロッシングの固有周期帯の応答加速度が大きく、継続時間が長い S s - D 1 の条件の場合が最大である。

有効質量比は、水位が同条件の場合には、地震動によらず一定である。

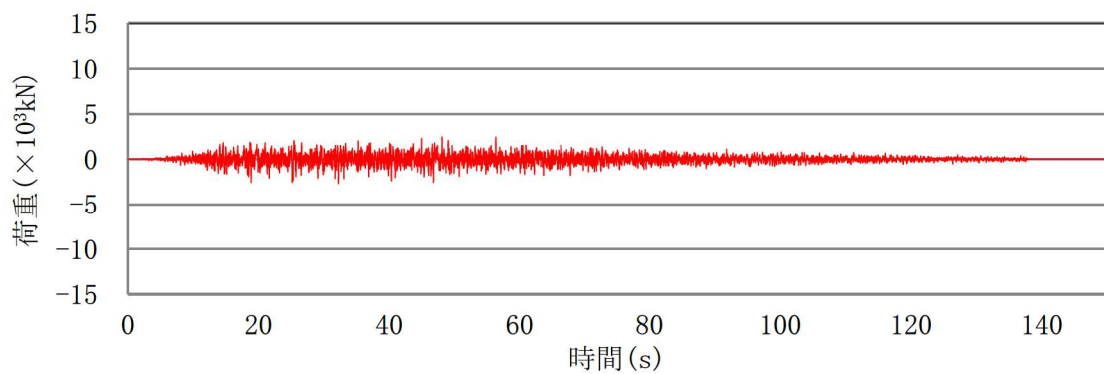
また、サブプレッションチェンバの地震荷重に対するスロッシング荷重の割合を表 5 に示す。サブプレッションチェンバの地震荷重 ( $9.163 \times 10^7$  (N) (耐震評価用重大事故時水位, S s - F 3)) に対するスロッシングモードによる荷重の最大値 ( $2.91 \times 10^6$  (N) (耐震評価用重大事故時水位, S s - D 1)) の比率は約 3% であり、スロッシングモードによる荷重は小さい。



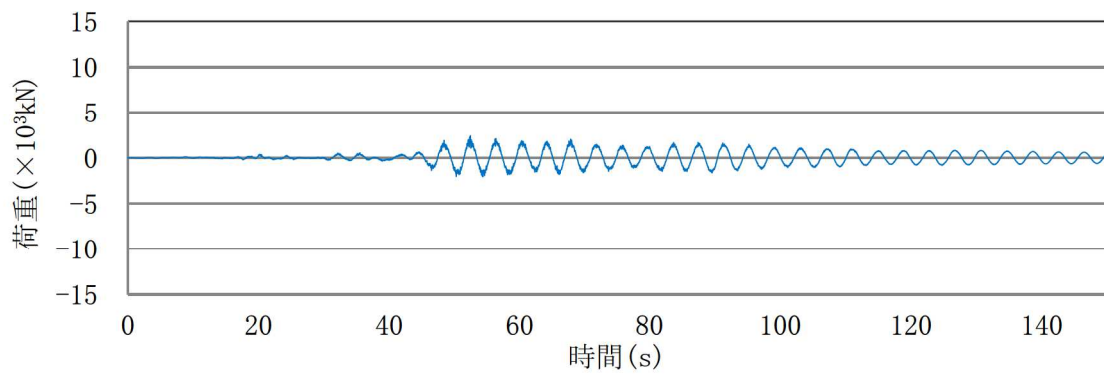
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$



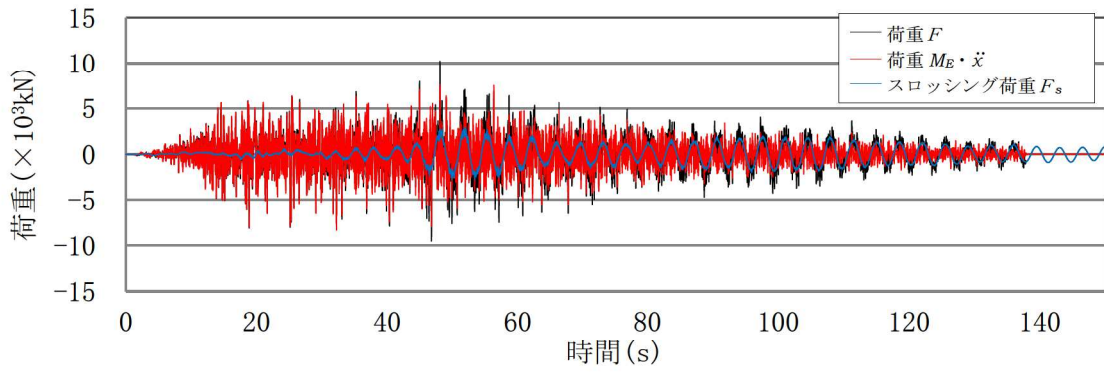
(c) 荷重  $M_E \cdot \ddot{y}$



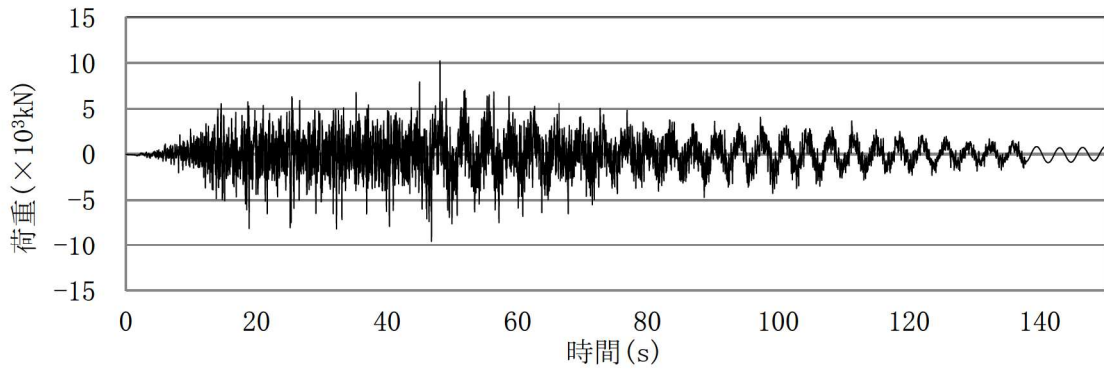
(d) スロッシング荷重  $F_s$

図2 各荷重時刻歴 (S s - D 1, 通常運転水位)

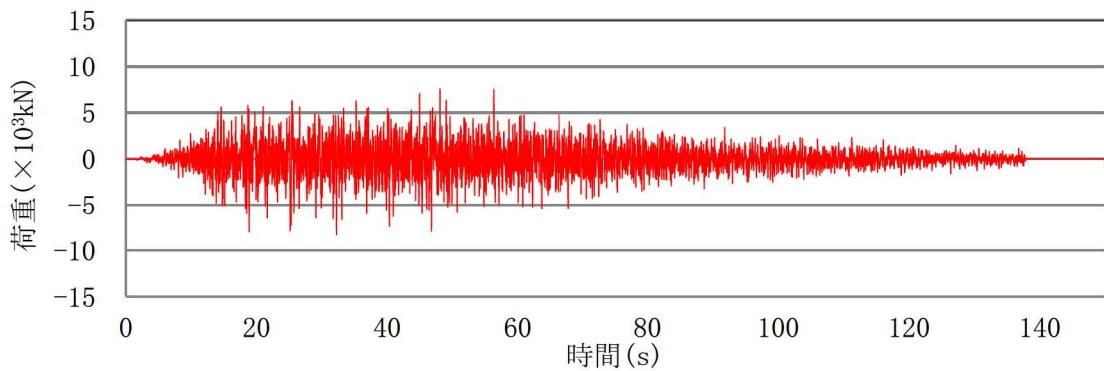




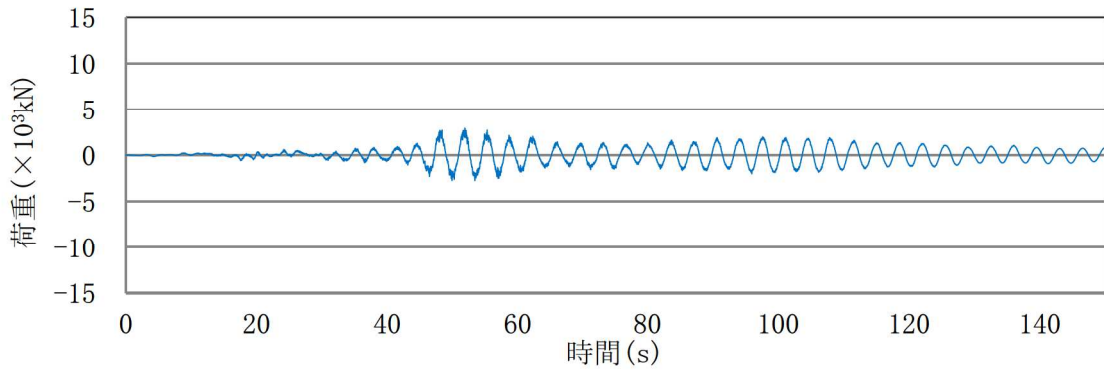
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

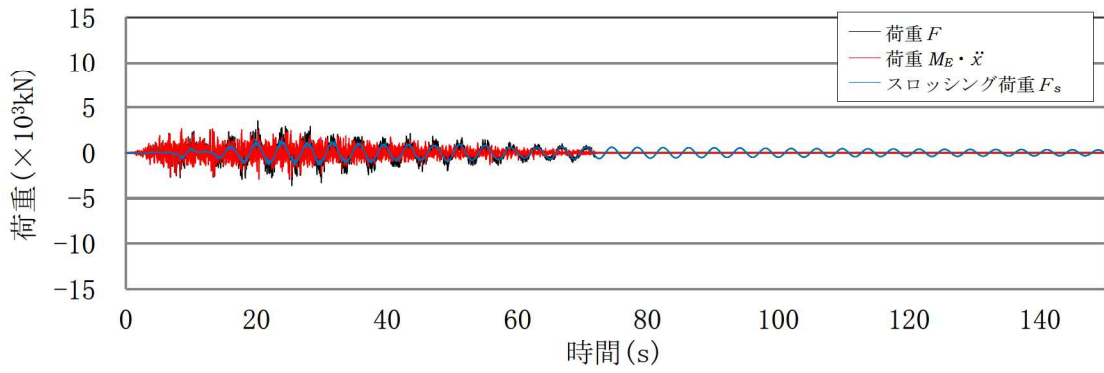


(c) 荷重  $M_E \ddot{x}$

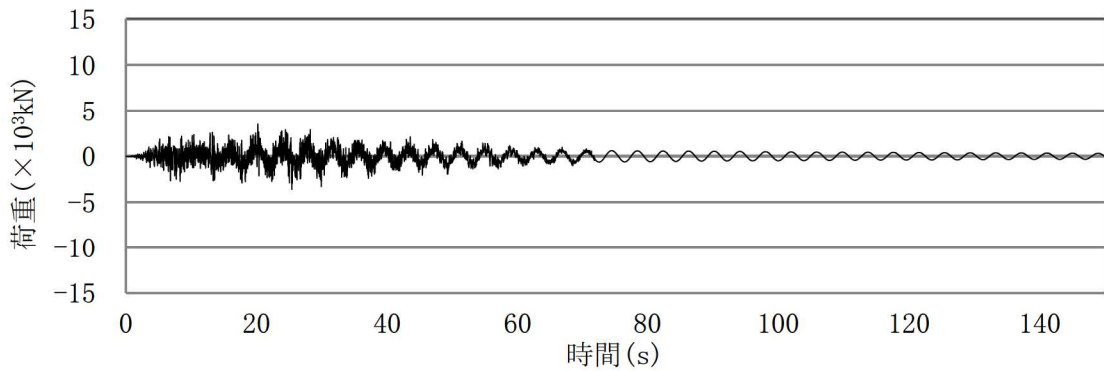


(d) スロッシング荷重  $F_s$

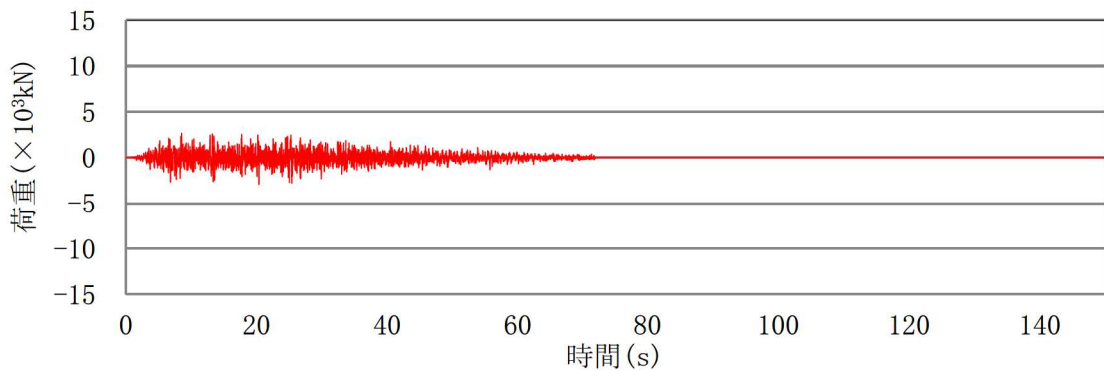
図3 各荷重時刻歴(S s - D 1, 耐震評価用重大事故時水位)



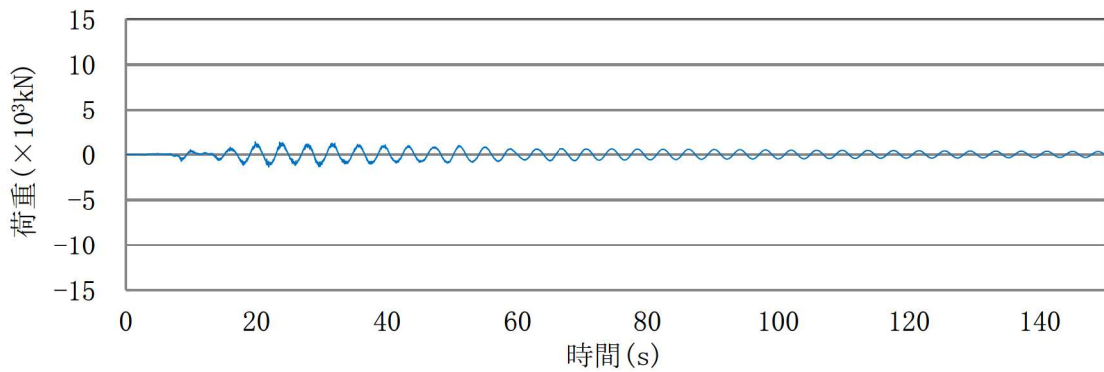
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

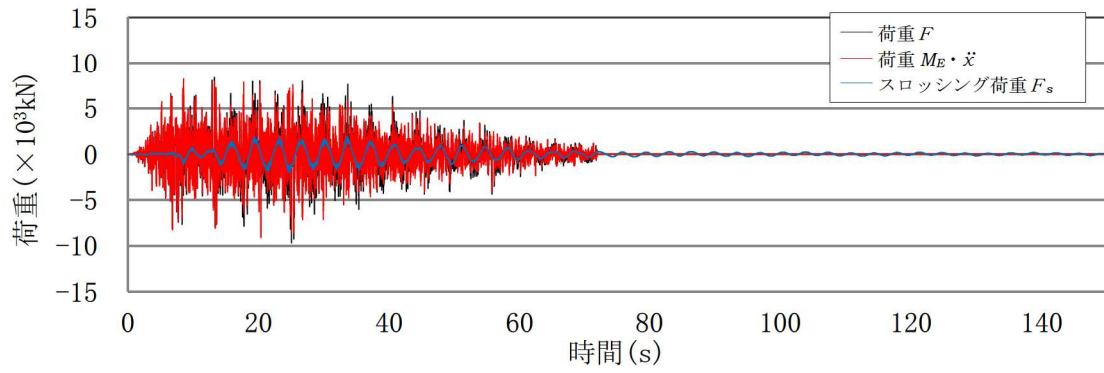


(c) 荷重  $M_E \dot{x}$

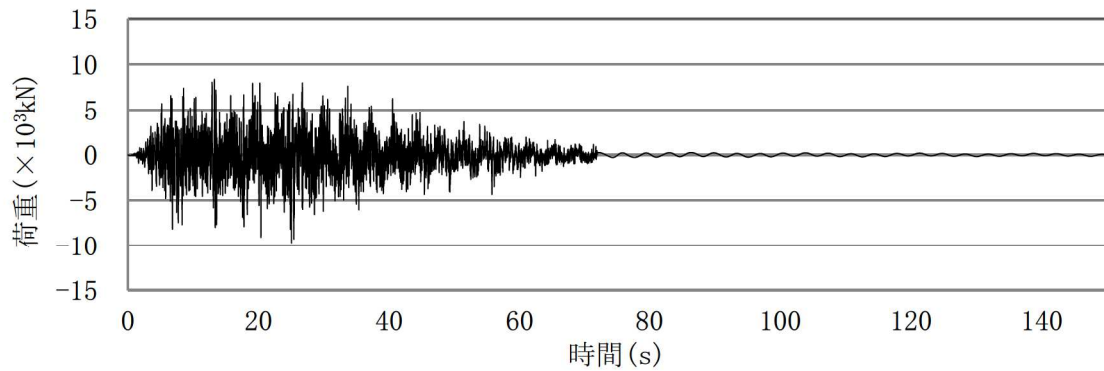


(d) スロッシング荷重  $F_s$

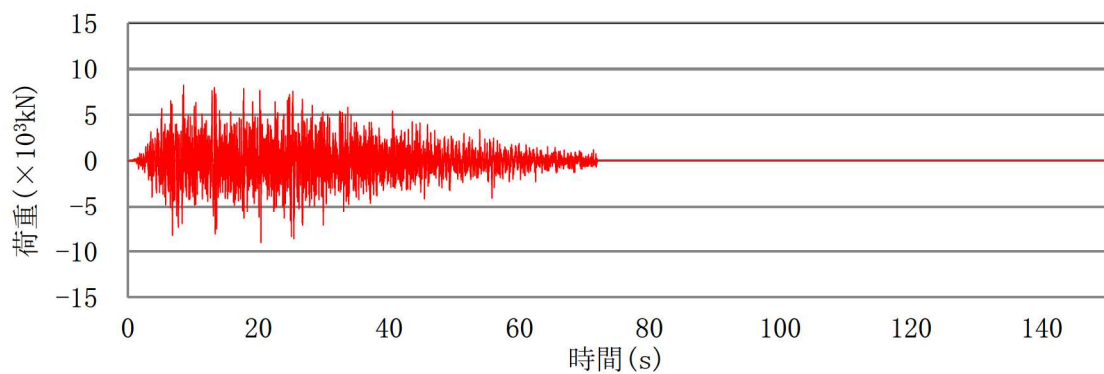
図4 各荷重時刻歴(S s - D 2, 通常運転水位)



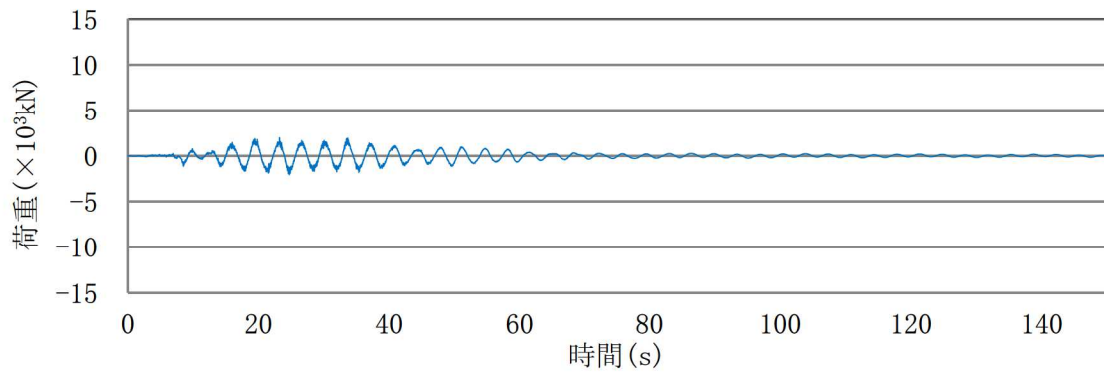
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

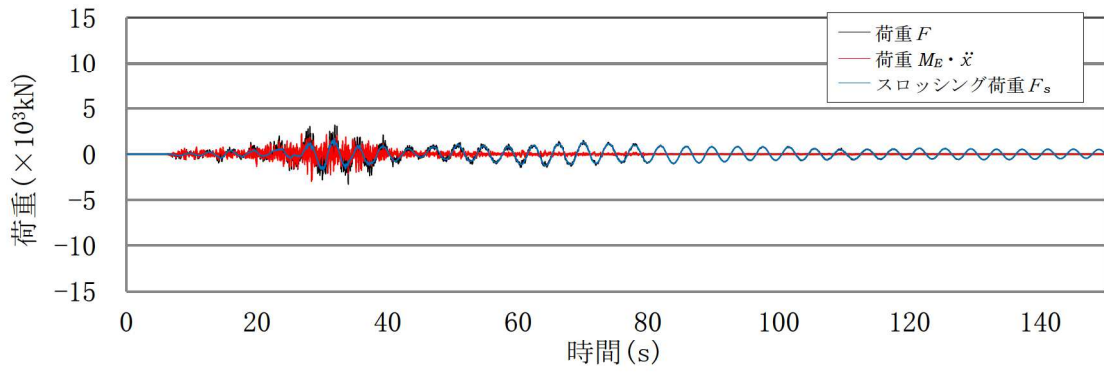


(c) 荷重  $M_E \dot{x}$

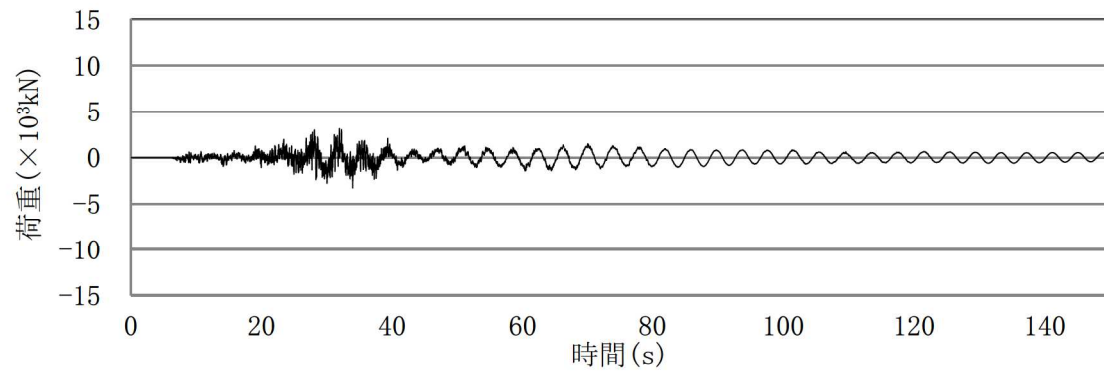


(d) スロッシング荷重  $F_s$

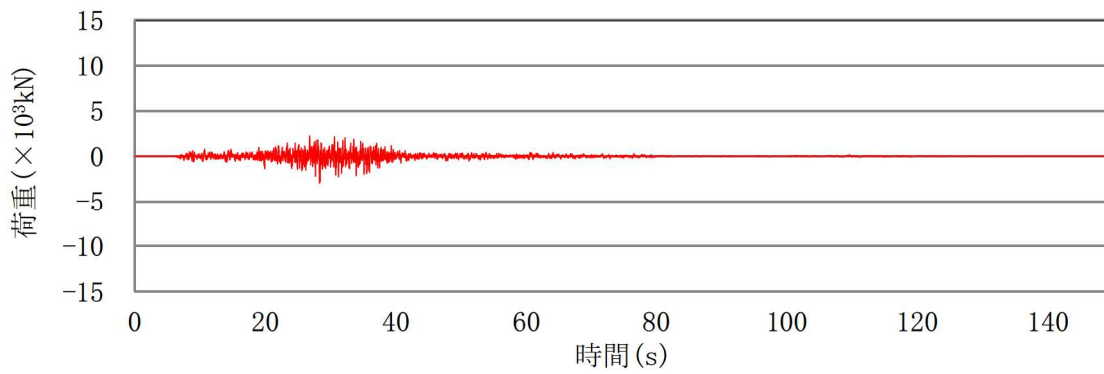
図5 各荷重時刻歴(S s - D 2, 耐震評価用重大事故時水位)



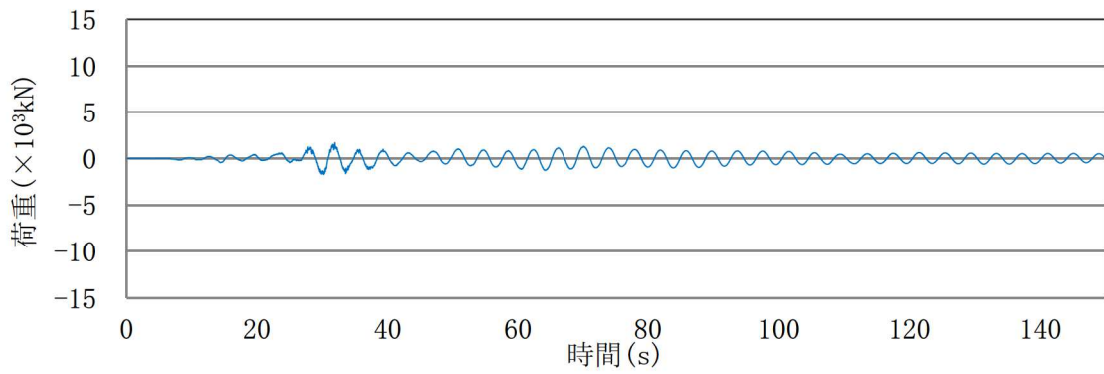
(a) 各荷重の重ねがき



(b) 荷重  $F$

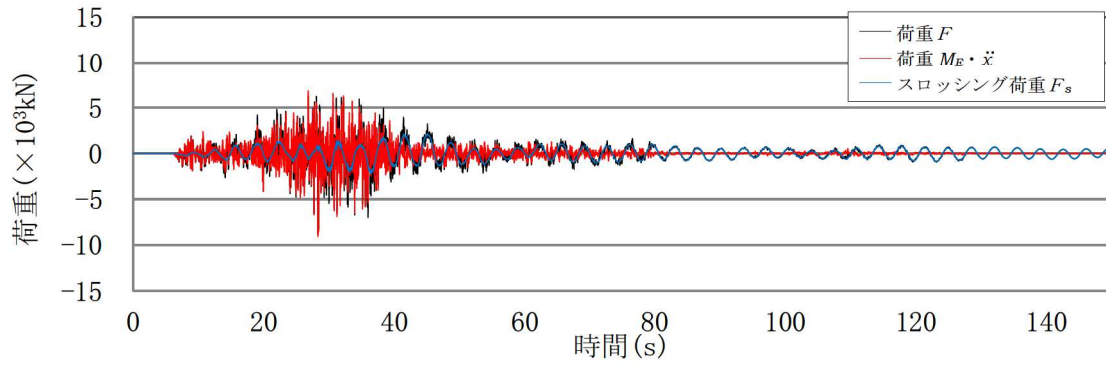


(c) 荷重  $M_E \ddot{x}$

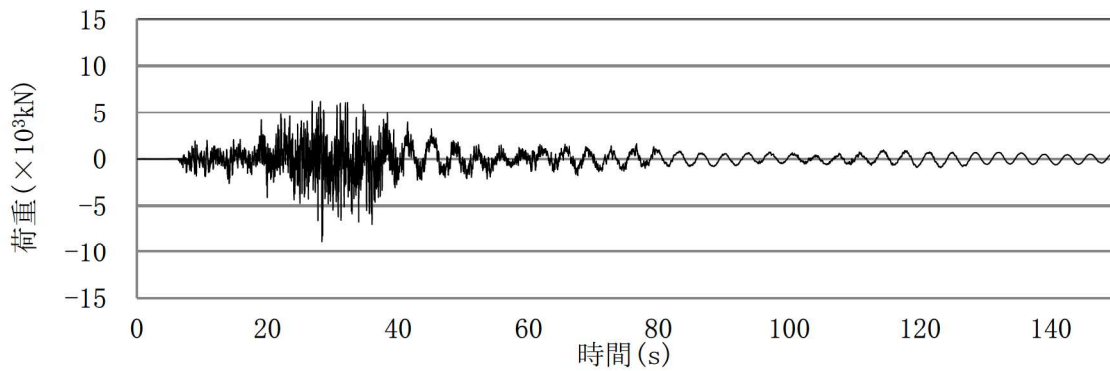


(d) スロッシング荷重  $F_s$

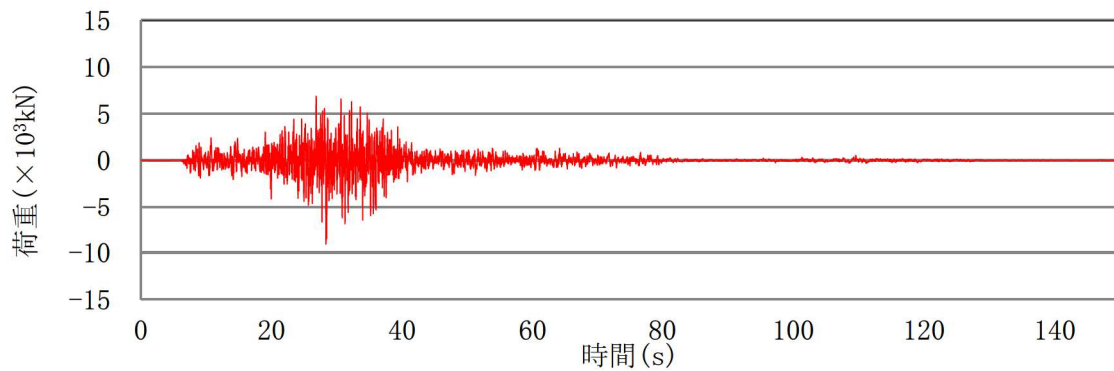
図6 各荷重時刻歴(S s - F 2, 通常運転水位)



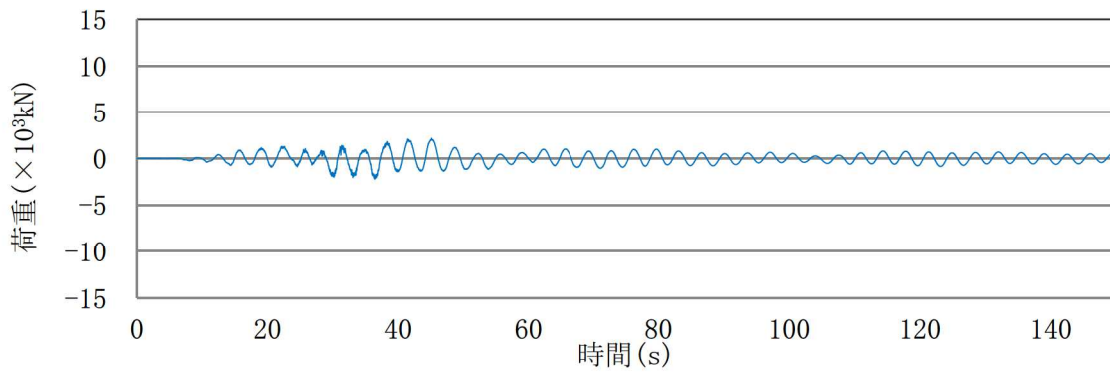
(a) 各荷重の重ねがき



(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時水位)

表3 スロッシング荷重による最大荷重及び

OpenFOAM で算出した荷重により算定した有効質量比

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

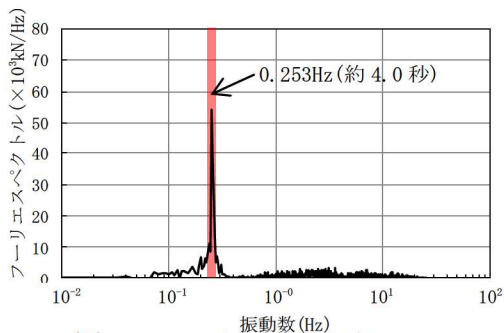


図8 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 通常運転水位)

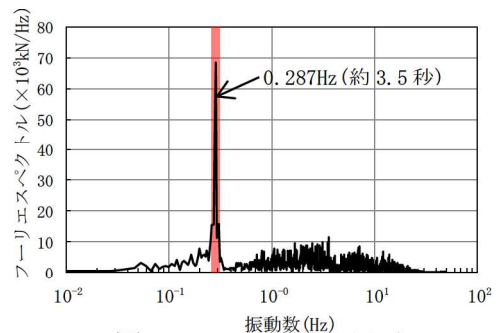


図9 フーリエスペクトル  
(S s - D 1, 耐震評価用重大事故時水位)

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

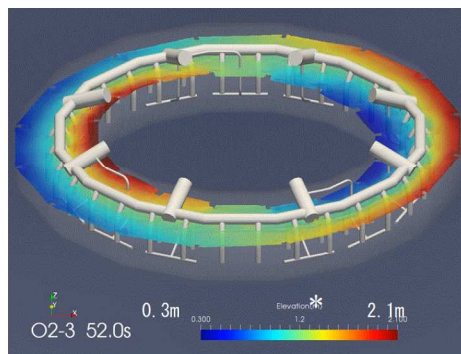


図10 スロッシング解析結果例

(S s - D 1, 耐震評価用重大事故時水位, 最大荷重発生時刻付近)

\* 色の違いは、水面高さの違いを表す。  
また、高さは、サブレスジョンチェンバセル中心位置を 0mとしたものを表しており、初期水位は、約1.2mである。

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



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時水位, S s - F 3))	$9.163 \times 10^7$
② スロッシング荷重の最大値 (耐震評価用重大事故時水位, S s - D 1)	$2.91 \times 10^6$
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 - D 1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 - D 1	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 重大事故時水位	同左

#### 3.3 影響検討結果

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

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

表 7 評価結果（鉛直方向地震動）

検討ケース	①基本ケース (水平 1 方向 +鉛直方向入力)	②影響検討ケース (水平 1 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重 (×10 <sup>3</sup> kN) *	2.91	2.70	1.08
有効質量比	0.28	0.28	1.00

#### 4. 水平2方向入力による影響

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

##### 4.1 解析モデル

解析モデルは、2.1項と同じモデルを用いる。

##### 4.2 解析条件

入力地震動は、スロッシング荷重が最大となるS<sub>s</sub>-D1を用いる。また、水位条件は、スロッシング荷重が最大となる耐震評価用重大事故時水位を用いる。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 <sub>s</sub> -D1	NS方向：S <sub>s</sub> -D1 EW方向：位相特性の異なるS <sub>s</sub> -D1*
地震動の入力方向	水平1方向 +鉛直方向	水平2方向 +鉛直方向
水位	耐震評価用 重大事故時水位	同左

\*位相特性の異なるS<sub>s</sub>-D1の作成方針等については、補足参照

##### 4.3 影響検討結果

評価結果を表9,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、サブレー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、サブレーションチェンバのスロッシング荷重評価は、基本ケースのとおり、入力地震動を水平1方向+鉛直方向とすることで保守的になることを確認した。

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

なお、基本ケース及び影響検討ケースに対するスロッシング最大荷重発生時刻付近の変位コ

ンター図は、ほぼ同様な分布、波高であり、大きな差異がないことを確認した。

表 9 評価結果 (水平 2 方向入力)

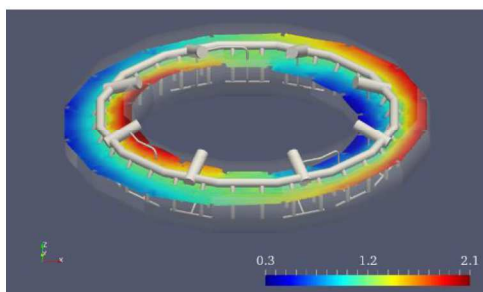
検討ケース		①基本ケース (水平 1 方向 入力)	②影響検討ケース (水平 2 方向入力)	①/②
スロッシング 最大荷重 (MN) *1	NS	2.91	2.88 *2	1.01
	EW	-	2.76 *2	1.05
	合成荷重	4.12 *3	3.23 *4	1.28
有効質量比	NS	0.28	0.28	1.00
	EW		0.28	1.00

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

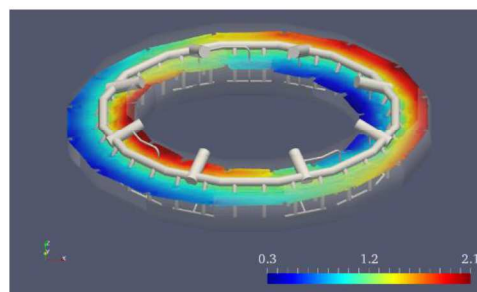
\*2 1 方向成分 (NS 若しくは EW) のみに着目した場合の最大荷重

\*3 基本ケースの最大荷重の $\sqrt{2}$ 倍の荷重

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



①基本ケース  
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))



②影響検討ケース  
(最大荷重発生時刻付近 (52 秒時点))

\* 色の違いは、水面高さの違いを表す。  
また、高さは、サブプレッションチェンバ  
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時水位	同左

### 5.3 影響検討結果

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

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

表 12 評価結果（内部構造物）

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

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

### 1. 概要

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

ここでは、 $S_s-D1$ の直交方向の模擬地震波について示す。

### 2. 基準地震動 $S_s$ の水平方向に組み合わせる地震動の作成方針

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

### 3. スロッシング解析に用いる入力波

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

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

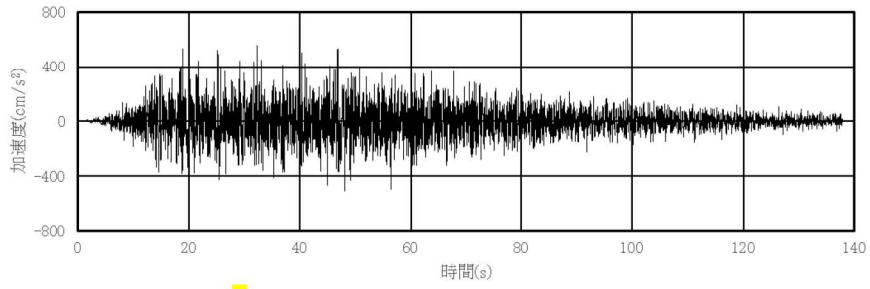


図 1 S s - D 1 の応答加速度時刻歴波形

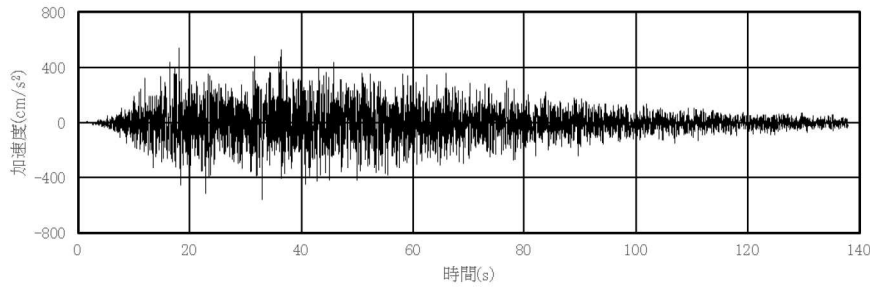


図 2 S s - D 1 と位相特性の異なる模擬地震波の応答加速度時刻歴波形

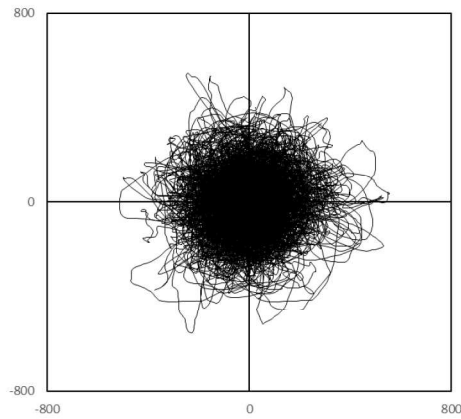


図 3 S s - D 1 による建屋応答加速度のオービット  
(位相が異なる地震波を 2 方向入力した場合)

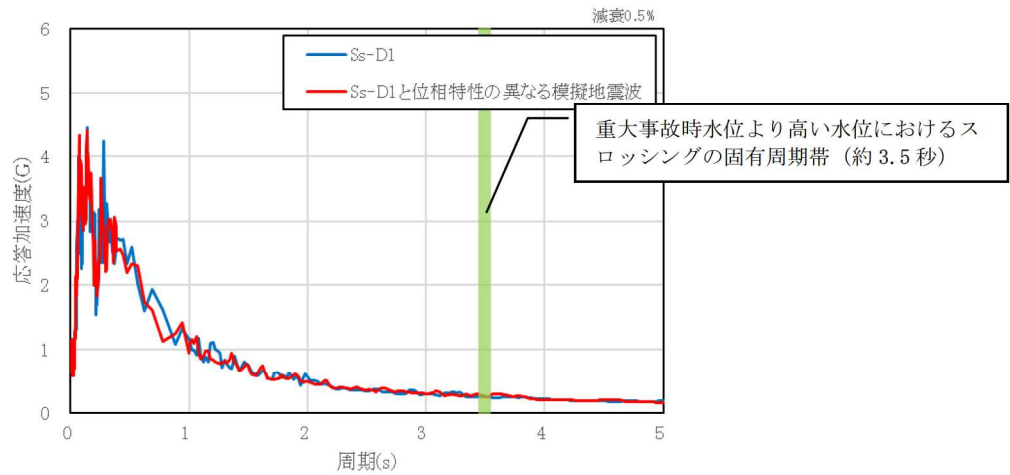


図 4 床応答加速度スペクトル

## 規格基準における有効質量比との比較

## 1. はじめに

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

## 2. 解析結果

## (1) 球形タンク

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

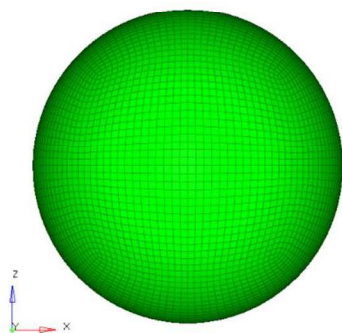
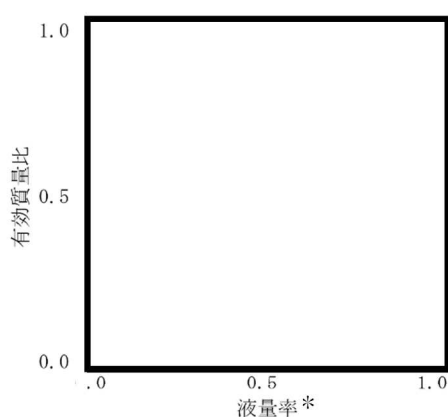


図 1 球形タンク解析モデル

表 1 球形タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
メッシュ数	約 5400



注記 \* : 液量率  
= 液体の体積 / 球形タンクの容積

図 2 球形タンクの有効質量比

## (2) 円筒タンク

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

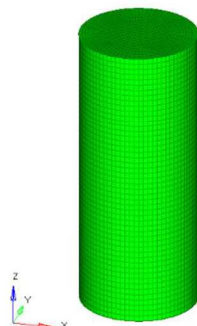


図 3 円筒タンク解析モデル

表 2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

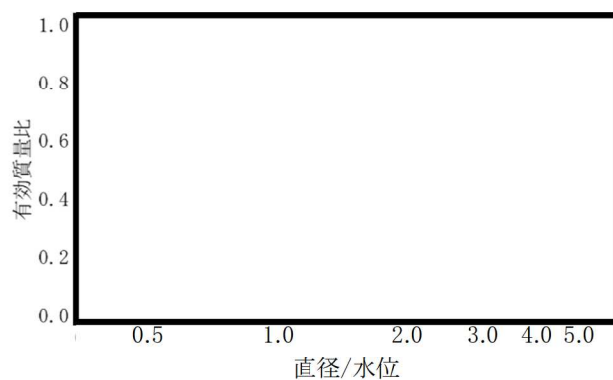


図 4 円筒タンクの有効質量比

## 4. 検討結果

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