

# 矩形水槽におけるバルジング 地震応答挙動の解析

井上 涼介<sup>1</sup>・坂井 藤一<sup>2</sup>・大峯 秀一<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 茨城大学特命准教授 理工学研究科工学野 (〒181-0002 東京都三鷹市牟礼6-14-4-208)  
E-mail: ryosukeinoue6341@gmail.com

<sup>2</sup>フェロー会員 (有)FS技術事務所 (〒168-0072 東京都杉並区高井戸東3-29-20-113)  
E-mail: fuji-sakai2008@jcom.home.ne.jp

<sup>3</sup>正会員 (株)日水コン事業統括本部 構造設計部 (〒163-1122 東京都新宿区西新宿6-22-1)  
E-mail: oomine\_s@nissuicon.co.jp

給水タンク・配水タンクに用いられる矩形タンクについては、2011年東日本大震災や2016年熊本地震などの被害調査によって、バルジング被害がスロッシング被害よりも顕著に多いことが分っている。しかし、この矩形タンクのバルジング振動特性はほとんど解明されておらず、各種タンクの現行耐震指針でも明確な記述がない状況である。著者らは、代表的な4種類の給水タンク・配水タンクを取り上げて、詳細なFEM解析を通じて、そのバルジング固有振動性状を明らかにし、かつ1995年阪神淡路大震災や東日本大震災などの強震記録を用いた地震応答解析から、地震波の特性によっては指針レベルを大きく上回る動液圧(バルジングによる変形圧)が励起される可能性があり、現行耐震指針においてバルジング挙動を反映した地震力算定条項を明確化する必要性を示した。

**Key Words:** *rectangular water tank; FEM analysis; dynamic pressures induced by bulging; short-period strong ground motion; seismic design guidelines;*

## 1. はじめに

著者らは、2013年6月-2015年3月の間、土木学会地震工学委員会の活動の一環として、「給水タンク減災タスクフォース」(主査:坂井藤一, 幹事:大峯秀一・井上涼介)において、2011年東日本大震災において多数の被害が出た東日本5県の学校・病院など重要施設の給水タンクについて、アンケート調査からタンク被害の特徴を抽出すると共に、広範に得られている地震動記録からの地震動特性との関係を分析した<sup>1,2)</sup>。

その後2015年4月-2018年9月の間、継続検討するために設置された、「給水タンク・配水タンクの地震被害軽減対策研究ワーキンググループ」において、上水道施設である配水タンクも含め、1995年阪神淡路大震災などのタンク被害を広く調査し、さらに2016年4月に発生した熊本地震においては、給水・配水タンク被害の実地調査を含めて、タンク被害の特徴と地震動特性との関係を分析した<sup>3,4)</sup>。

そのような調査や分析を通じて判明したのは、ここで

検討対象としている給水タンク・配水タンクに多用される矩形タンクについては、①地震被害の2大要因として、「短周期地震動による側板等のバルジング被害」と「やや長周期地震動による天板等のスロッシング被害」が考えられること、②バルジングとスロッシングそれぞれの周期帯域における応答スペクトルコンター図にタンク被害地点をプロットすると、被害地点とコンター図中の地震応答値がきわめて高い地域(各種タンクの現行耐震指針を超えるレベル)と良く対応すること、③バルジングとスロッシングの被害については、上述した大地震において相当数の被害が出ているが、両者の件数比率は東日本大震災で約4:1、阪神淡路大震災と熊本地震では約2:1であり、バルジング被害がより多いこと、などであった。

しかしながら、このような矩形タンクのバルジング挙動については、従来その研究事例が少なく、その挙動は未だほとんど解明されておらず、基準・指針などでも明確に記述されていないのが現状である。

以上を受けて、著者らは矩形タンクのバルジング挙動を解明する研究に取り組んで来ている。その過程におい

ては、箕輪<sup>56)</sup>によって扱われたように、側板が小型の補剛材で補強され、側板を一樣な板厚を有する平板で置換できるようなタンクの場合には、簡便な解析の近似解法を誘導し、バルジング挙動（固有周期や動圧力分布）を簡単に求めることが可能であるとの結果を得ているが<sup>7)</sup>、これについては別途報告する。

本論文では、上記のような一樣平板置換ができない、側板が大型の補剛材で補強された最近の代表的な給水・配水タンクの実機モデル（実機または実機に近いモデル）を取り上げる。この場合、その構造を忠実にモデル化する必要性から、FEMによる詳細解析を実施した。この結果、固有振動解析を通じて、従来不明であった各種タンクの固有振動性状（固有周期や圧力モード）をかなり明らかにすると共に、「極短周期成分」が卓越する東日本大震災や現行指針のベースとなっている阪神淡路大震災における強震記録に対する時刻歴応答解析を通じて、地震動の特性によっては、バルジング応答による地震動圧力が現行指針のレベルを大きく上回ることもあることを指摘し、現行指針におけるバルジング地震力算定の明確化について考察した。

## 2. 対象とするタンクの種類と設計指針

### (1) 給水タンク

給水タンクは、規模としては小型のタンクが多く（最大容量が数百 m<sup>3</sup> 程度）、平地に設置される地上水槽と高所に設置される高置水槽に分けられる。円筒形や球形、その他の特殊形状のタンクも見られるが、矩形タンクが圧倒的に多い現状である。材質的に分類するならば、FRP 製タンク（一体型・パネル型）、ステンレス鋼板製パネルタンクおよび鋼板製一体形タンクなどがある。コンクリート製タンクもあるが、事例が多くないので、ここでは検討の対象から除いた。

給水タンクは、建築設備に属することから、耐震基準として基本的に建築基準法の適用を受けるが、個々のタンク種別に応じ、それぞれ FRP 水槽構造計算法<sup>8)</sup>、ステンレス鋼板製パネルタンク設計指針<sup>9)</sup>、鋼板製一体形タンク設計指針<sup>10)</sup>などの耐震設計指針がある。

各指針においては、地震波の短周期成分に対するタンク本体の加速度応答と長周期成分に対する水面の波動応答（スロッシング応答）を耐震計算で考慮するように規定している。また、これらによる地震力を計算するために、それぞれ最大の地震応答値（絶対加速度応答スペクトル SA を重力加速度で除した水平震度や疑似速度応答スペクトル PSV）が与えられているが、本論文で問題にする短周期地震応答に関しては、表-1 のようになる。

表-1 給水タンク設計用の最大水平震度

項目		水平震度 $K_H$	
重要度係数		1.0	1.5
用途	高置水槽	1.5	2.0
	受水槽	1.0	1.5

短周期的な応答による側板動圧は、この設計震度  $K_H$  に対して、容器を剛体と仮定した Housner<sup>11)</sup> の式（第3章に詳述）を用いて計算する。

### (2) 配水タンク

配水タンク（配水池）には、容量が数万 m<sup>3</sup> にもなる鋼製・コンクリート製の大型円筒形のタンクもあるが、これらは石油タンクなどと同様の形状であり、耐震研究の事例も多く、その振動挙動はすでにより解明されている。ここでの検討対象は耐震研究の事例が少ない矩形タンクである。矩形配水タンクは、給水タンクに比べると規模が比較的大きく（最大容量数千 m<sup>3</sup> 程度）、材質的に分類するならば、給水タンクと同じ FRP 製パネルタンク、ステンレス鋼板製パネルタンク、鋼板製一体形タンクに加えて、ステンレス鋼板製一体形タンクもある。

これらの配水タンクは、上水道施設として、水道施設耐震工法指針<sup>12)</sup>の適用を受ける。さらに、FRP 製パネルタンク、ステンレス鋼板製パネルタンク、鋼板製一体形タンクそれぞれについては、給水タンクと同じ耐震設計指針が準用されている。また、ステンレス鋼板製一体形タンクについては、独自にステンレス鋼製角形配水池設計指針<sup>13)</sup>がある。

現行指針は、1995 年の阪神淡路大震災を受けて大幅に改定され（水道施設耐震工法指針・解説 1997 年版）、その後何回かの見直しはあるが、基本的にその内容は現在でも維持されている。

すなわち、1997 年以降では、耐震設計をレベル 1 地震動とレベル 2 地震動の 2 段階で実施するという考え方が適用されており、本論文で問題にする短周期的地震応答（特にレベル 2 地震動）に関しては、具体的に次のように規定されている。

設計水平震度  $K_{h2}$  を次式により求める。

$$K_{h2} = C_s \cdot K_{h02} \quad (1)$$

ここで、 $C_s$  は構造物特性係数であり、 $K_{h02}$  は基準水平震度である。後者は、I 種、II 種および III 種の地盤種別に対して、それぞれ 0.7~0.6、0.8~0.7、0.6~0.4 とする。これは、兵庫県南部地震を想定して、そこから求められる絶対応答加速度スペクトルを重力加速度で除した形で与えられている。この場合、タンクの固有周期に応じて基準設計震度が変化する形を取っており、バルジング応

答が表面的には考慮できる形になっているが、ここで検討対象にしている矩形タンクに対しては固有周期や地震による動圧力の分布などに関し、明確な記述は何も与えられていない状況である。

### 3. FEMによる矩形水槽のバルジング挙動の解析

#### (1) 容器と貯液から成る系

本論文では、図-1のような矩形タンクを扱うが、容器構造は地震入力方向の中央面に対して左右対称とする。タンク本体のバルジング挙動把握が目的であり、容器材料は線形弾性体、地盤は剛体、貯液は渦無し・非圧縮の完全流体と仮定する。なお、以下の FEM 解析には、Nastran<sup>14)</sup> (仮想質量法) を用いている。

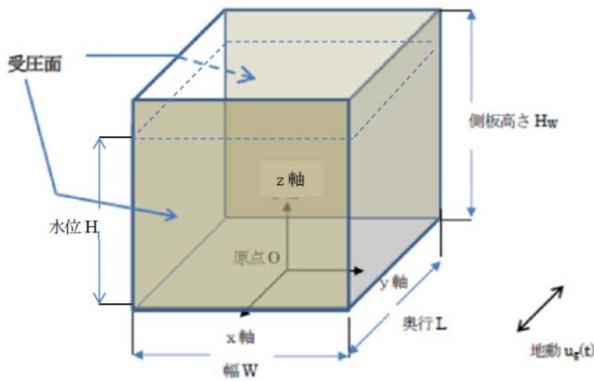


図-1 解析対象タンク

#### (2) 仮想質量法

上述のように、流体は完全流体と仮定しているので、流体粒子の速度ベクトルは

$$\mathbf{v} = \text{grad } \Phi \quad (2)$$

で表わされ、速度ポテンシャル  $\Phi$  は次のラプラス方程式を満足する。

$$\Delta \Phi = 0 \quad (3)$$

したがって、流体運動はこの速度ポテンシャル  $\Phi$  の解により決定され、動圧力  $p$  は線形化された「圧力方程式」

$$p = -\rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} \quad (4)$$

から求められる<sup>15)</sup>。

図-1のように  $x$  軸方向に地動変位  $u_g(t)$  を受けるタンクを考え、たとえば正面受圧面の相対変位を  $\mathbf{u}(t)$  とする。その時受圧面の任意の位置  $\mathbf{r}_j$  で面積  $dA_j$  に作用する流体の「わき出し」の強さを  $\sigma_j$  とすれば、それによる任意の位置  $\mathbf{r}_i$  における流体の粒子速度ベクトル  $\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}_i$  は次式のように表せる。

$$\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}_i = \sum_j \int_{A_j} \frac{\sigma_j \mathbf{e}_{ij}}{|\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_j|^2} dA_j \quad (5)$$

ここで、 $\mathbf{e}_{ij}$  は位置  $j$  から  $i$  に向かう方向の単位ベクトルであり、(5)式を要素上で積分して集約すると、

$$\{\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}_i\} = [\chi]\{\sigma\} \quad (6)$$

のように表される。(5)式の  $\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}_i$  は、このわき出し  $\sigma_j$  による任意の位置  $\mathbf{r}_i$  における「速度ポテンシャル (ニュートン・ポテンシャル)」の和  $\Phi_i$

$$\Phi_i = \sum_j \int_{A_j} \frac{\sigma_j}{|\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_j|} dA_j \quad (7)$$

の(2)式による勾配である。この  $\Phi_i$  を(4)式に代入して任意の位置  $\mathbf{r}_i$  における動的流体圧 (以下、動液圧)  $p_i$  を求めると

$$p_i = -\sum_j \int_{A_j} \frac{\rho \sigma_j}{|\mathbf{r}_i - \mathbf{r}_j|} dA_j \quad (8)$$

と表される。この式を要素面上で積分し集約すると、次式のように表される。

$$\{F\} = -[A]\{\sigma\} \quad (9)$$

ここで、 $\{F\}$  は動液圧による「等価節点力ベクトル」である。(6),(9)式より

$$\{F\} = -[A][\chi]^{-1}\{\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}\} \quad (10)$$

ここで、

$$[M_f] = [A][\chi]^{-1} \quad (11)$$

と置くと、(10),(12)式より、次式が導かれる。

$$\{F\} = -[M_f]\{\dot{\mathbf{u}}_g + \dot{\mathbf{u}}\} \quad (12)$$

(11)式の  $[M_f]$  は「仮想質量マトリクス」と呼ばれているものであり、この式は流体の運動による正面受圧面への慣性力を表わす。これを以下のように分けて表現すれば、

$$\{F\} = -[M_f]\{\dot{\mathbf{u}}_g\} - [M_f]\{\dot{\mathbf{u}}\} \quad (13)$$

となり、それぞれ第1項から剛体圧 (剛体運動に伴って生じる動圧力)、第2項から変形圧 (バルジング変形に伴って生じる動圧力) が求まる<sup>16),17),18)</sup>。

#### (3) モード解析法を利用した時刻歴応答解析の簡易化

この仮想質量法を用いれば、良く知られているように、容器上の任意点の変位についての運動方程式は、次式で表現される。

$$[M]\{\ddot{\mathbf{u}}\} + [C]\{\dot{\mathbf{u}}\} + [K]\{\mathbf{u}\} = -[M]\{\ddot{\mathbf{u}}_g\} \quad (14)$$

ここで、 $[M] = [M_c] + [M_f]$  は系の質量マトリクス

$[M_c]$ : 容器の質量マトリクス

$[M_f]$ : 貯液の質量マトリクス

$[C]$  は減衰マトリクス

$[K]$  は剛性マトリクス

$\{l\}$ は単位ベクトル

$\{u\}$ は「相対変位」ベクトル

をそれぞれ表す。

FEM 解析において地震応答解析を実施する場合、式(14)の高次元方程式を直接解く解法を用いるのが一般的な方法ではあるが、節点数や時刻歴のステップ数が多くなると、解析に多大の時間と労力が必要である。ここでは、矩形タンクの地震応答を求める際に、固有振動解析の結果だけを用いて、タンクに作用する外力（動圧力）を簡易的に求める方法を提案する。

#### a) 剛体圧について

たとえば正面受圧面上の動圧力が、式(13)に示したように、容器の剛体移動に伴って生じる動圧力「剛体圧」と容器のバルジング地震応答によって生じる動圧力「変形圧」の和として表わされることは、坂井らにより初めて円筒タンクの場合に示されたものである<sup>16)~18)</sup>。

ここで、剛体圧については、FEM 解析を行うまでもなく、すでに解析的に解が得られている (Werner ら<sup>19)</sup>)。すなわち、次の速度ポテンシャル解

$$\phi^r(x, z; t) =$$

$$2\dot{u}_g(t)H \left[ \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{\mu_n^2} \cos\left(\mu_n \frac{z}{H}\right) \left\{ \frac{\cosh\left(\mu_n \frac{x+\frac{L}{2}}{H}\right) - \cosh\left(\mu_n \frac{\frac{L}{2}-x}{H}\right)}{\sinh\left(\mu_n \frac{L}{H}\right)} \right\} \right] \quad (15)$$

$$\text{ただし, } \mu_n = \frac{(2n-1)\pi}{2} \quad (n=1, 2, 3 \dots)$$

を用いて、正面受圧面の剛体圧は次式で求められる。

$$p(z; t) \Big|_{x=\frac{L}{2}} =$$

$$2\rho_w H \left[ \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{\mu_n^2} \cdot \cos\left(\mu_n \frac{z}{H}\right) \left\{ \frac{1 - \cosh\left(\mu_n \frac{L}{H}\right)}{\sinh\left(\mu_n \frac{L}{H}\right)} \right\} \right] \ddot{u}_g(t) \quad (16)$$

また、よく用いられている次の Housner の式<sup>11)</sup>は、上の Werner 式の近似式である (記号を図-1 を参照)。

$H \leq 0.75L$  の場合

$$p_w = \sqrt{3}\rho gh \left\{ \frac{H-z}{H} - \frac{1}{2} \left( \frac{H-z}{H} \right)^2 \right\} \tanh\left(\frac{\sqrt{3}L}{2H}\right) K_H \quad (17)$$

$H > 0.75L$  の場合

$$0 \leq H - z \leq 0.75L \text{ では, 上式で } H=0.75L \text{ とする} \quad (18)$$

$0.75L \leq H - z \leq H$  の部分は,

$$p_w = 0.5\rho g L K_H$$

#### b) 変形圧について

まず、式(14)から系の固有振動を考え、固有振動解析を実施する。次の振動数方程式

$$\det\left([K] - \omega^2([M_s] + [M_f])\right) = 0 \quad (19)$$

の固有値解から求まる第  $i$  次モード ( $i=1, 2, 3 \dots$ ) の

固有円振動数 $\omega_i$ を求め、モード解析法を実施して、一般化変位 $q_{i0}(t)$ に関する次の運動方程式、

$$\ddot{q}_{i0}(t) + 2h_i \cdot \omega_i \cdot \dot{q}_{i0}(t) + \omega_i^2 \cdot q_{i0}(t) = -\ddot{u}_g(t) \quad (20)$$

の解 $\dot{q}_{i0}(t)$ を求める (ここでの解析では、モード次数  $i$  によらずモード減衰定数は $h_i = 5\%$ としている)。

流体の仮想質量効果により相対応答加速度により受圧面に加わる等価節点力ベクトル $\{f\}^{VM}$ は、上記(13)式より、次のように表わされる。

$$\{f\}^{VM} = -[M_f]\{\ddot{u}\} \quad (21)$$

と表される。

全質量マトリックス  $[M]$  で正規化した  $i$  次の固有ベクトルを  $\{\varphi\}_i$  と表すと、動圧 (変形圧) の等価節点力ベクトルを  $\{f\}_i^{free}$  とし、(21)式より

$$\begin{aligned} \{f\}_i^{free} &= -[M_f]\{\ddot{u}\}_i^{free} = \\ [M_f]\omega_i^2\{\ddot{u}\}_i^{free} &= [M_f]\omega_i^2\{\varphi\}_i \end{aligned} \quad (22)$$

次に水槽底部が $\ddot{u}_g(t)$ の地動加速度で強制加振されるときの、系の「第  $i$  次有効質量 $M_i$ 」による側板に加わる等価節点力ベクトル $\{f\}_i$ は、第  $i$  次の刺激係数 $\beta_i$  (ここに、 $M_i = \beta_i^2$ なる関係がある)、第  $i$  次一般化加速度 $\ddot{q}_{i0}(t)$ を用いて

$$\begin{aligned} \{f\}_i &= -[M_f]\{\ddot{u}\}_i = -[M_f](\beta_i \cdot \{\varphi\}_i \cdot \ddot{q}_{i0}(t)) \\ &= -([M_f]\{\varphi\}_i) \cdot \beta_i \cdot \ddot{q}_{i0}(t) \\ &= -\frac{\{f\}_i^{free}}{\omega_i^2} \cdot \beta_i \cdot \ddot{q}_{i0}(t) \end{aligned} \quad (23)$$

と表される。

こうして、(23)式から等価節点力ベクトル $\{f\}_i$ の時刻歴応答を求めることができ、最終的に換算して受圧面に作用する動圧力の時刻歴応答を求めることができる。

このようにモード解析法を利用して、主要ないくつかのモードに対する (以下の計算例では高々2つ位) 結果の和、

$$\{f\} \cong \sum_i \{f\}_i \quad (24)$$

を取るだけで、バルジング応答による変形圧を簡単に算定することができる。

#### c) 全動液圧

本論文における以下の諸解析例で、剛体圧の時刻歴は(16)式から、変形圧の時刻歴は(24)式から、それぞれ算定している。(14)式を直接解いて求めた「全動液圧」の時刻歴算定結果と剛体圧+変形圧 (高々2つの固有モードを考慮)の時刻歴結果の“和”が数値的にほぼ等しいことは、確認済みである。

## 4. FEM 時刻歴応答解析に使用する強震記録

本研究では、水槽モデルのFEM 応答解析に複数の地震記録を用いたが、本論文ではその内、以下の2記録を用

いて応答解析を行った結果を報告する。すなわち、①現行の各種水槽耐震指針のベースとなっている1995年兵庫県南部地震( $M_j=7.4$ )のJMA神戸記録(NS成分)、②「極短周期帯域」で大きいSA( $h=5\%$ )を記録した例として2011年東北地方太平洋沖地震本震( $M_w=9.0$ )の東北工大Small Titan七北田中記録(EW成分)、の2波形である(図-2(a)~(d)を参照)。後述のFEM解析を行ったタンクモデルの直近の記録として、ここでは取り上げないが②の七北田波同様、極短周期帯域の卓越した4月7日同余震( $M_j=7.2$ )のK-net 築館記録(NS成分;ここから数十mの地点で後述する第5章(5)の配水池モデルの元実機にバルジングによる被害が出た)があるが、これらの2観測点を本震におけるSAコンター図上に重ね書きしたものを同図(e)に示す。築館は極短周期帯域で本震のSAも大きい、同余震の同SAも本震の七北田のSA(同図(d))と同等のレベルを有しており、計算動液圧もこの余震記録に対して本震七北田波と同程度(本震築館波より僅かに大)で、この実機の被害と対応している。

## 5. 各種実機タンクのバルジング特性の解明

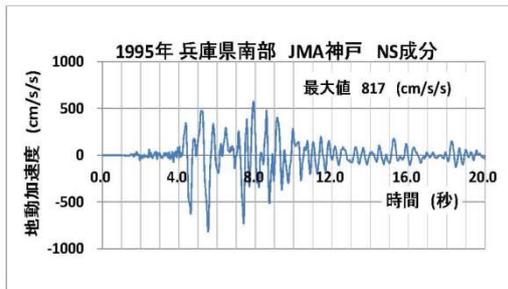
### (1) 鋼板製一体形タンクのバルジング特性の解析(1)

#### a) 解析対象モデル

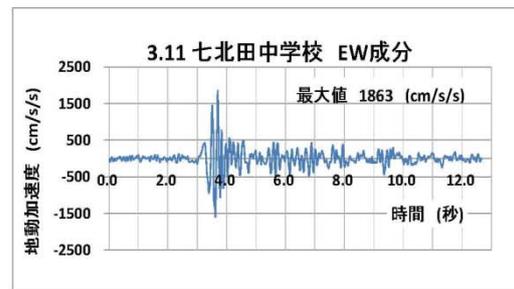
平野ら(参考文献1) §6.5.1(1)はいくつかのタンクについて加振台による振動実験を行って、矩形タンクのバルジング特性を調べているが、ここでは解析対象モデルとして、その実験に使用された鋼板製一体形の給水タンク(図-3(a))を取り上げる。タンクの外形寸法は $3\text{m} \times 3\text{m} \times 3\text{m}(H_w)$ 、呼称容量 $27\text{m}^3$ (標準的規模)、設計震度 $K_H=1.5$ 、板厚は $4.5\text{mm}$ 、水深は $2.7\text{m}$ である(製品版と異なり、底板を実験用に平板としている)。平野らは、加振実験の結果として、受圧面中央部の加速度パワースペクトルの卓越振動数が $9.7\text{Hz}$ であり(同図(b))、これがバルジング応答によるものという結果を得ている。

#### b) バルジング固有振動特性の把握

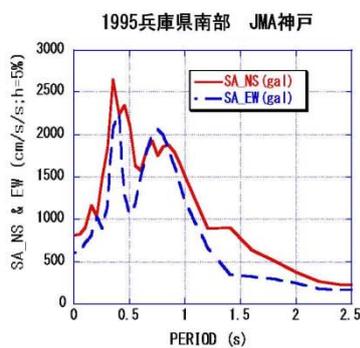
FEMによって得られた固有振動解析の結果を図-4(a)、(b)に示す。同図(a)は、側板部を溝部も含めてすべてFEMメッシュ分割し(図-3(c)を参照)、天板の溝は曲げ剛性が等価な梁を同じ位置に配置し、底板のリブは図面通りに、振動台への支持条件もほぼ図面通り(底面四周の2列の節点群を完全拘束とした)に、それぞれ忠実にモデル化したモデルのバルジング1次固有モードであ



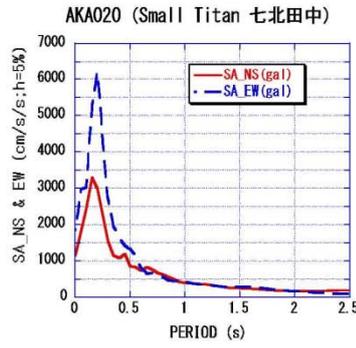
(a) 1995年JMA神戸波形



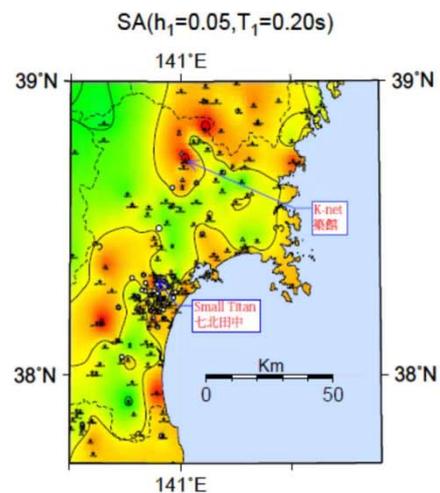
(b) 2011年七北田波形



(c) JMA神戸波のSA



(d) 七北田波のSA

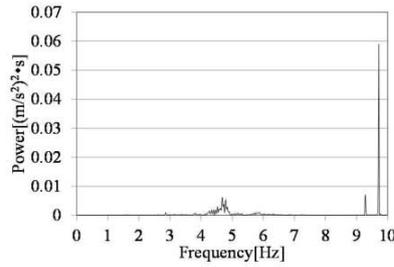


(e) 七北田観測点位置と築館観測点位置  
 $\log_{10}(\text{SA}(\text{cm/s/s}))$

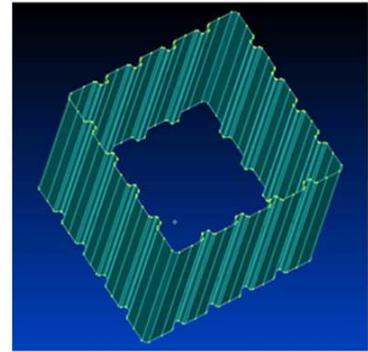
図-2 本震の宮城県におけるSAコンター図と給水タンク被害地点(○, △)に七北田観測点、築館観測点を加えたもの



(a) 平野らの実験供試体



(b) 実験からの加速度スペクトル



(c) 側板部のFEMモデル

図-3 鋼板製一体形タンクの解析対象モデル1

るが、9.7Hzという固有振動数が得られ、これは実験での9.7Hzに良く一致している。同図(b)は、側板の溝形成した補剛部のFEMモデル化を簡単にするため、その部分を等価な曲げ剛性を有する梁に置換してモデル化(他の部分は図(a)と同じ)し、FEM固有振動解析を行った結果である。溝部をFEMモデル化した図(a)の場合と比べて、ほぼ同じ結果となっているので、このような換算梁に置換する方法も適用可能であることが分かった。

## (2) 鋼板製一体形タンクのバルジング特性の解析(2)

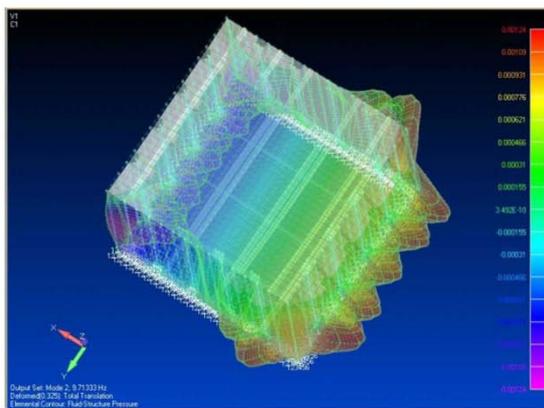
### a) 解析対象モデル

大型の鋼板製一体形タンクの解析例として、図-5に示すような給水タンクの実機を取り上げる。このタンクの寸法は3.0m x 5.5m x 3.43m(H<sub>w</sub>)、水位は3.1m、有効容量44 m<sup>3</sup>、設計水平震度がK<sub>H</sub>=1.5で、板厚は長辺方向側板

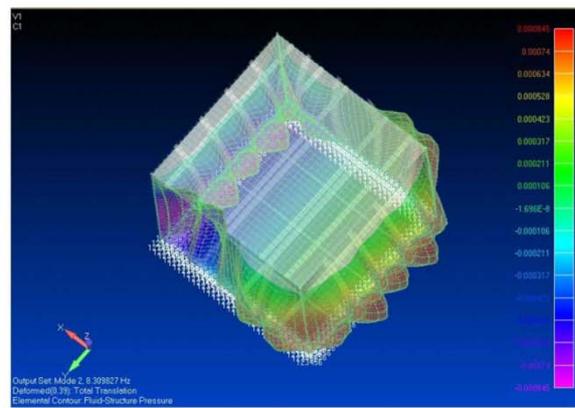
には6.0mm、短辺方向側板には9.0mmと厚くなっている(第3章の「Housnerの剛体圧(17),(18)式」で設計しているため、奥行きが長い短辺側の圧力が大きく、短辺側が厚くなっている)。底板は円筒面状であるが、本解析は側板バルジング特性を掴むのが主目的のため、簡単のため平面に置き換え、他の部分は第(1)節の図-3(a)の場合と同様、図面に忠実にモデル化した。

### b) バルジング固有振動特性の把握

図-6(a), (b), (d)は、同図(c)の「水平2方向刺激係数」より、バルジング応答がより大きい長辺側板(x方向)のバルジング固有モードを示している。固有振動数で見れば、図(b)に示すMode4において5.0Hz、図(a)に示すMode8では7.3Hzであるが、(b)のモードでは底板部が大きく振動し、側板部はそれほど振動していないのと、図(d)の側板における鉛直方向圧力分布モードからもバ



(a) 側板部をすべてFEMメッシュ分割した場合  
f = 9.7Hz (実験9.7Hz)



(b) 側板の溝形補強部を梁に置換した場合  
f = 8.3Hz (実験9.7Hz)

図-4 鋼板製一体形タンクモデル1のバルジング1次モード (変形図に動液圧コンターを重ねた図)

ルジングの主要モードは図(a)のモードと言えるため、以下、(a)をバルジング 1次モード、(b)を同 2次モードと呼ぶ。

c) 地震記録によるバルジング時刻歴応答の解析

図-7に七北田記録を用いた時刻歴応答解析の結果の一例を示す。図は、変形圧が最大になる時刻 ( $t=4.07s$ )での受圧面中心線上における鉛直方向圧力分布を示して

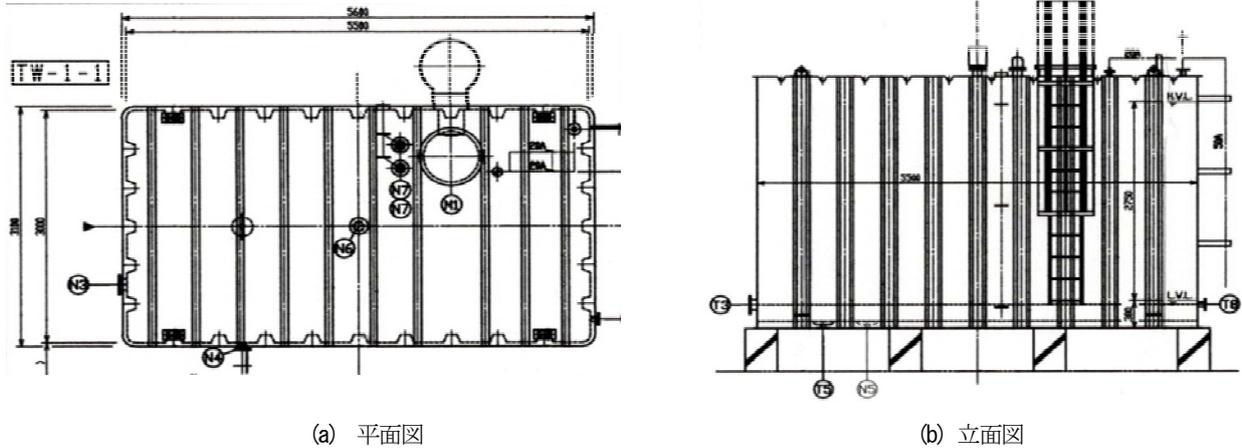
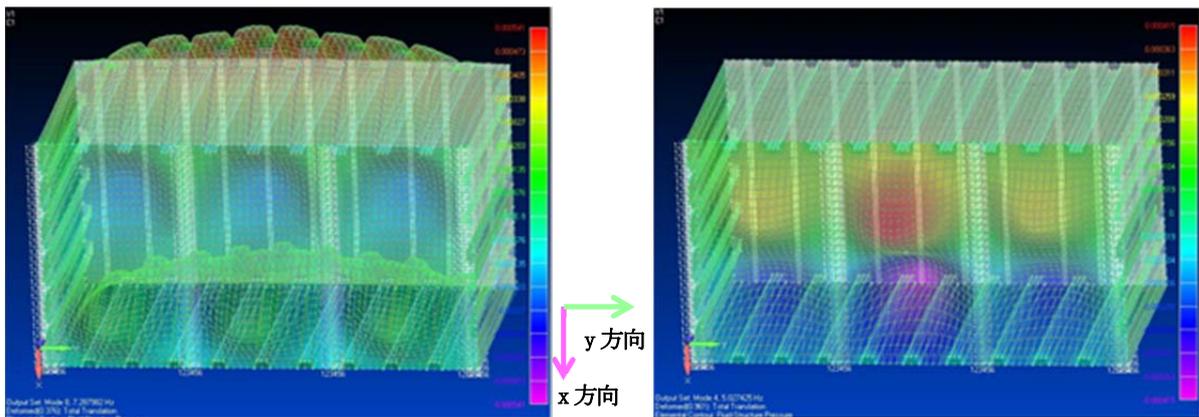


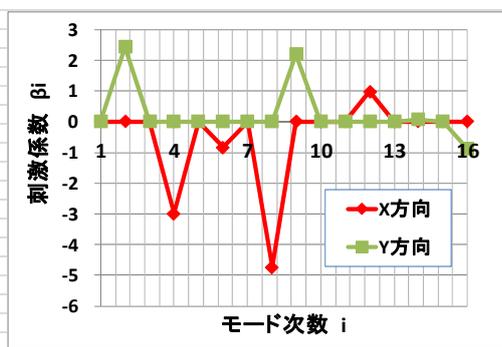
図-5 鋼板製一体形タンクの解析対象モデル 2



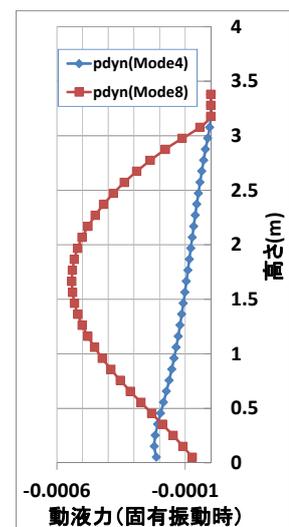
(a) 1次モード (Mode 8, 7.3Hz, 0.14秒)

(b) 2次モード (Mode 4, 5.0Hz, 0.2秒)

モード次数 <i>i</i>	振動数(Hz)	刺激係数 $\beta_i$	
		X方向	Y方向
1	2.1	-1.36E-07	-2.37E-05
2	2.9	5.76E-07	2.44E+00
3	3.3	-1.25E-07	1.27E-06
4	5.0	-2.99E+00	-4.27E-07
5	5.4	-8.12E-06	-4.60E-07
6	5.7	-8.32E-01	-3.78E-07
7	6.4	3.20E-06	7.50E-04
8	7.3	-4.74E+00	-5.50E-05
9	7.3	-1.18E-04	2.20E+00
10	8.1	4.65E-03	4.76E-06
11	8.9	-2.88E-06	-1.66E-03
12	9.4	9.79E-01	-2.66E-07
13	9.7	3.97E-08	8.21E-04
14	10.0	1.06E-06	7.59E-02
15	10.1	-2.20E-06	-5.59E-04
16	10.3	1.56E-06	-8.81E-01



(c) 約10Hz以下の各モード固有値と水平2方向刺激係数



(d) 受圧面中心線上における圧力分布

図-6 鋼板製一体形タンクモデル 2における固有モード

いる。この図は、第3章(3a) - c)の項目に対応して、剛体圧+変形圧=全動圧という形で描かれている。FEM解というのはFEM時刻歴解析で全自由度を考慮して求めた全動圧の解であり、剛体圧は前述のWernerら<sup>19)</sup>の式から求めた解である。変形圧は、FEM解の全動圧から剛体圧を引いたものとして求めている（一方、FEM固有振動解析の結果から、1次固有モードと2次固有モードの応答としての変形圧も求めることができるので、比較のために、①1次・2次両モードを考慮した場合の変形圧、②1

次モードのみを考慮した場合の変形圧も上げている）。図から分ることは、全動圧は最大60,000Pa程度ときわめて大きな値になることであり、剛体圧はこの場合それほど大きな値ではなく、変形圧と逆符号で発生している。バルジングによる変形圧のオーダーが大きく、全動圧はほとんど変形圧によって支配されていることが分る。また、変形圧について、1次・2次の固有モードのみを用いて求めた結果は、FEM時刻歴解析の結果とよく合っていることが分る。この場合1次モードだけの場合でも、若

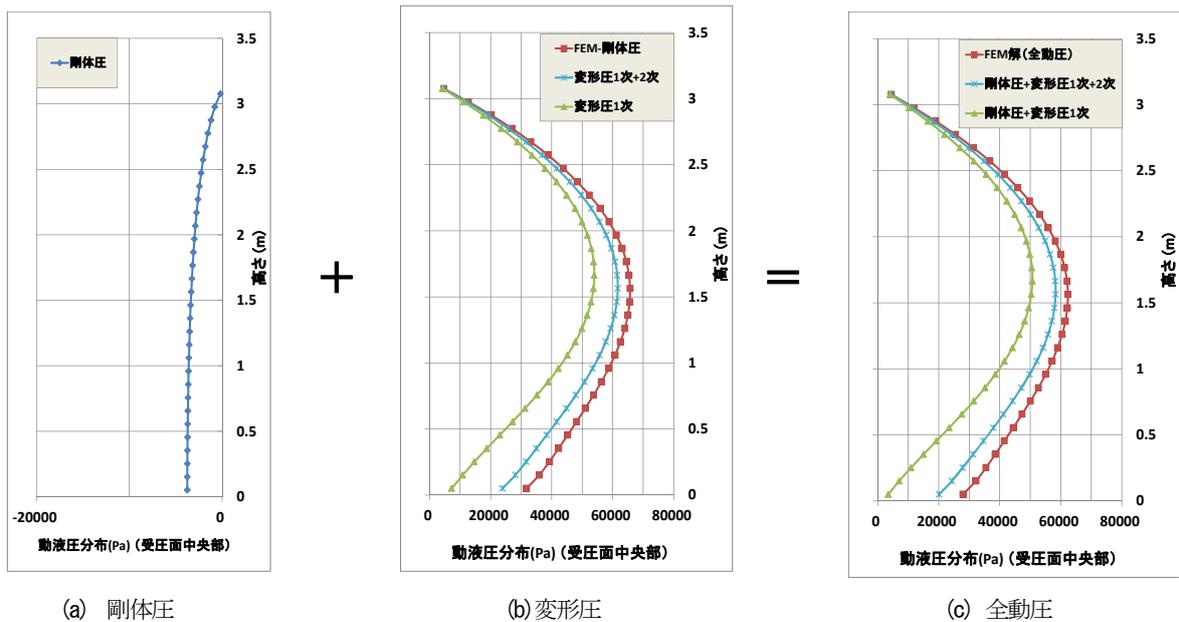


図-7 七北田記録に対する時刻歴応答解析結果 (変形圧最大時 t=4.07s)

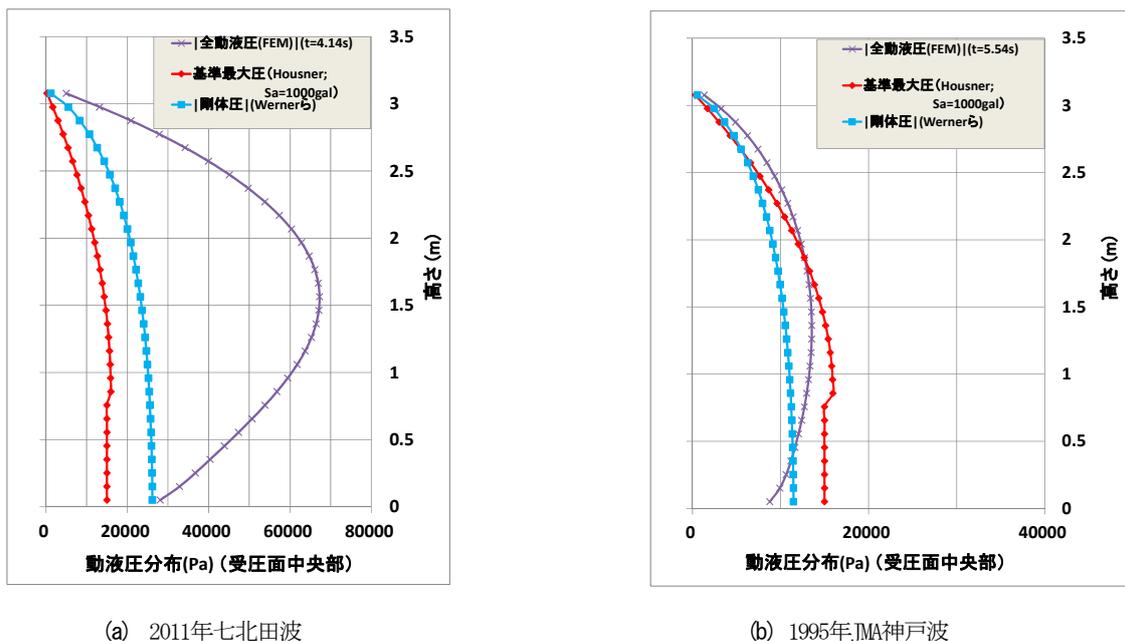


図-8 代表的強震記録に対する最大圧力分布の比較

干の誤差はあるものの、FEM解析の結果をほとんど表わしていることが注目すべきである。固有モードの中でバルジング現象に寄与するモードがどのモードなのかを見極めることは、このような点から大変重要である。

以下の各図において、「基準最大圧」として、比較的便宜上、給水・配水タンクとも「SA=1000galに対するHousnerの剛体圧（(17), (18)式）」を取るものとする。

図-8(a)は、七北田地震記録に対する時刻歴解析の結果として得られた、全動圧の最大圧力分布を示したものであるが、比較のために、1995年JMA神戸地震波に対する時刻歴応答解析から得られた結果も同図(b)に示している。七北田波の場合には、剛体圧も基準レベルの2倍程度発生し、周期0.14秒という極短周期領域にあるバルジング1次モードの応答が大きく、変形圧が全動圧のオーダーを剛体圧の3倍程度にまで増幅させているのに対して、JMA神戸波の場合には、このような短周期領域の卓越がなく、変形圧の発生が大変低く、タンクの振動は剛体的な運動が主で、剛体圧のオーダーも基準レベルに止まっている。

### (3) FRP製パネルタンクのバルジング特性の解析

#### a) 解析対象モデル

阪神淡路大震災以降指針の改定が行われ、設計震度が従来よりもかなり大きくなったことから、最近のFRP製パネルタンクでは、側板外部鉛直方向に大きな補剛材を取り付けるのが通常になっている。ここでは、解析対象としてこのような外部補剛材付きの実機FRPタンクを取り上げ、そのバルジング特性を解析することにした。

図-9に解析対象とした給水タンクを示す。このタンクの寸法は、3m x 4m x 2m(H<sub>0</sub>)（長辺中央に中仕切あり）、水深は1.8m、呼称容量24m<sup>3</sup>（通常サイズ）である。側板

外側および中仕切板（1m×2m角のパネルで構成されている）の片側には、1mピッチで強固な鋼製補剛材が配置されている。図-10(a)にそのFEMモデルを示す。

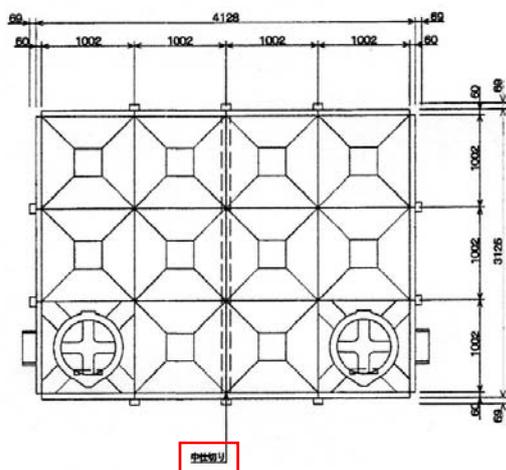
FRP製パネルタンクは、1m角のFRPパネルをボルト結合して作られているものが多い。このFRPパネルはもともとパネルに「型出し（突起）」が付けられており、これらの周辺部にはボルト結合のためのリブが付いて、外部補剛材と複合構造を形成している。したがって、FEM解析のためにタンク全体をモデル化するにあたっては、鋼製補剛材は梁としてモデル化し、パネル部は型出しやリブも含めて一様な曲げ剛性を有する平板に置換する方法を採用している。一様平板としての曲げ剛性をどのように求めたらよいかについてはいろいろな方法が考えられるが、ここでは「水張り試験」中の鋼製補剛材と側板（図-10(a)における矢印を法線とする受圧面の中央パネルとその両側の鉛直鋼製補剛材）のたわみの計測結果から、鋼製補剛材とそれに支持されたパネル部のたわみの計算値が水圧試験の結果と等しくなるように、一様な平板としてのパネル部の換算曲げ剛性を求め、パネルは全面一様とし、補剛材は図面等に応じて断面を変えている。

#### b) バルジング固有振動特性の把握

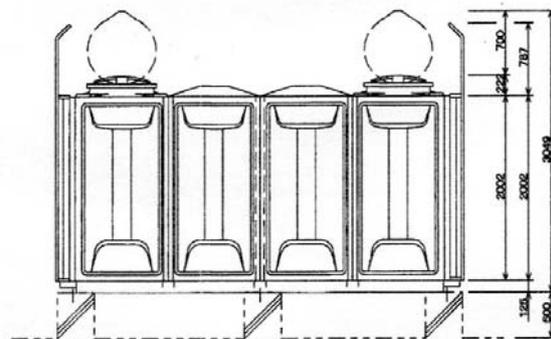
FEM固有振動解析から得られた長辺方向のバルジングに関する主要モードは、図-10(b)に示すようなモードである。側板外部や中仕切板上に配置された補剛材の位置で、バルジング変形が抑えられていることが見て取れる。

#### c) 地震記録による時刻歴応答解析

図-11(a)は、七北田地震記録に対する時刻歴解析の結果として得られた、受圧面の動圧の最大圧力分布を示したものであるが、比較のために、1995年兵庫県南部地震のJMA神戸地震波に対する時刻歴応答解析から得られた結果も同図(b)に示している。この場合にも、七北田波



(a) 平面図



(b) 立面図

図-9 FRP製パネルタンクの解析対象モデル

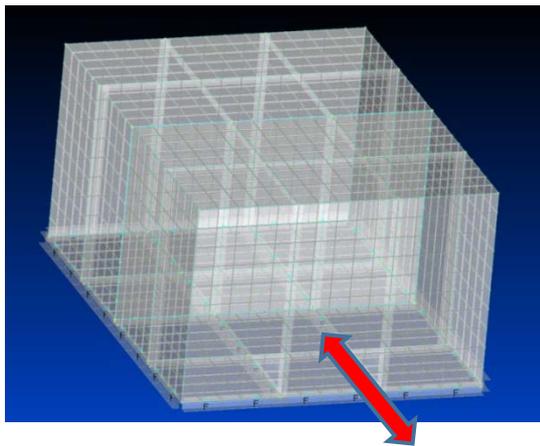
の場合には、周期0.15秒というごく短周期領域にある全動圧のオーダーを剛体圧の3倍程度にまで増幅させたのに対して、JMA神戸波の場合には、このような短周期領域の卓越がなく、変形圧の発生が大変低いと言ってよい。剛体圧のオーダーも、七北田の場合は基準レベルの2倍程度発生し、JMA神戸波の場合には基準レベルのオーダーに止まっている。

図-12は、前記の地震記録に対して計算された、中仕切板の動圧最大圧力分布を示したものであるが、各地震波に対するその発生傾向は受圧面の場合と同じと言って

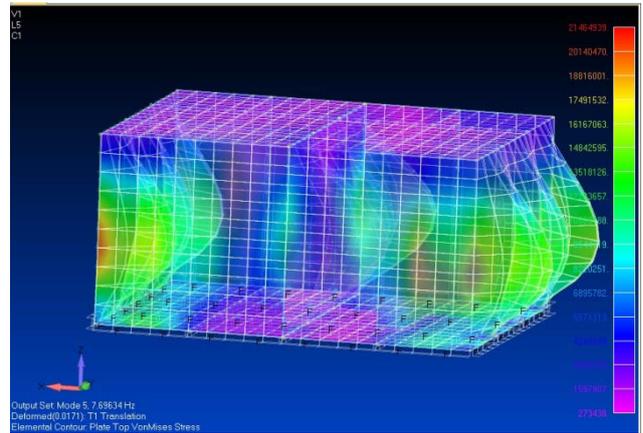
よい。受圧面と同じ構造を有する中仕切板両面の合算圧力は、受圧板の圧力の約1.6倍以上になっている（指針<sup>8)</sup>では、中仕切板の構造特性係数を0.5ととることで、受圧板と同じ構造で良いとしている）。

(4) ステンレス鋼板製パネルタンクのバルジング特性  
a) 解析対象モデル

図-13は、解析対象とした配水タンクである。このタンクは呼称容量1,200m<sup>3</sup>の大型タンクであり、寸法は10m x 20m x 6m(H<sub>水</sub>)、水深は5.38m、長手方向の中央に仕切板

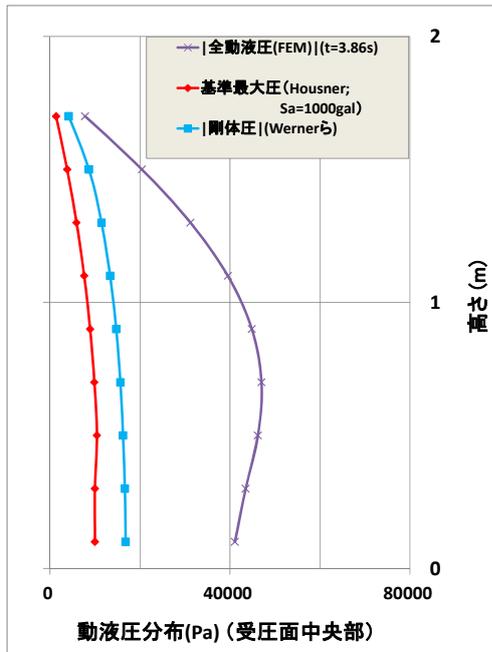


(a) FEMモデル化

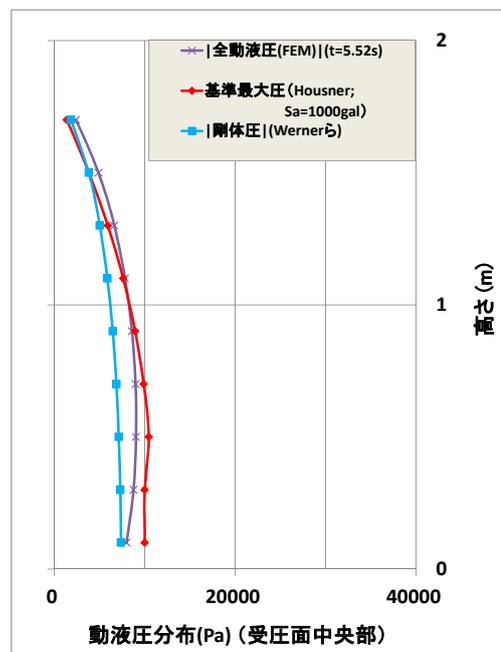


(b) 長手方向バルジング1次の固有モード (7.7Hz, 0.14s)

図-10 FRP製パネルタンクのFEMモデルと固有モード

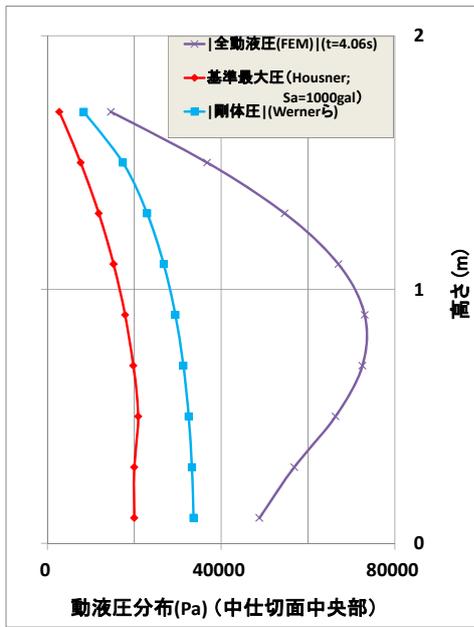


(a) 2011年七北田波

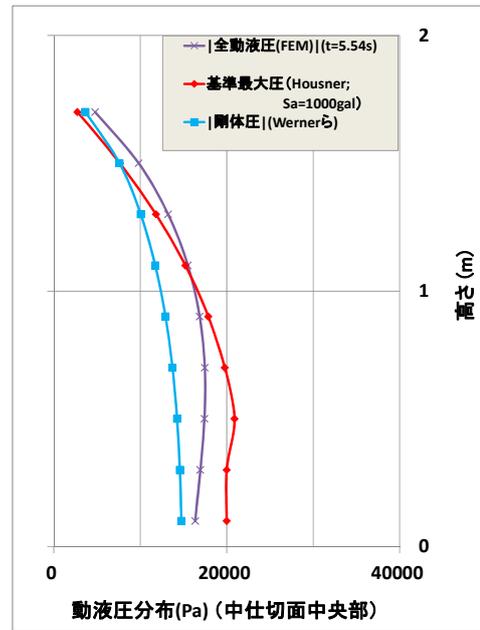


(b) 1995年JMA神戸波

図-11 代表的強震記録に対する受圧面最大圧力分布の比較

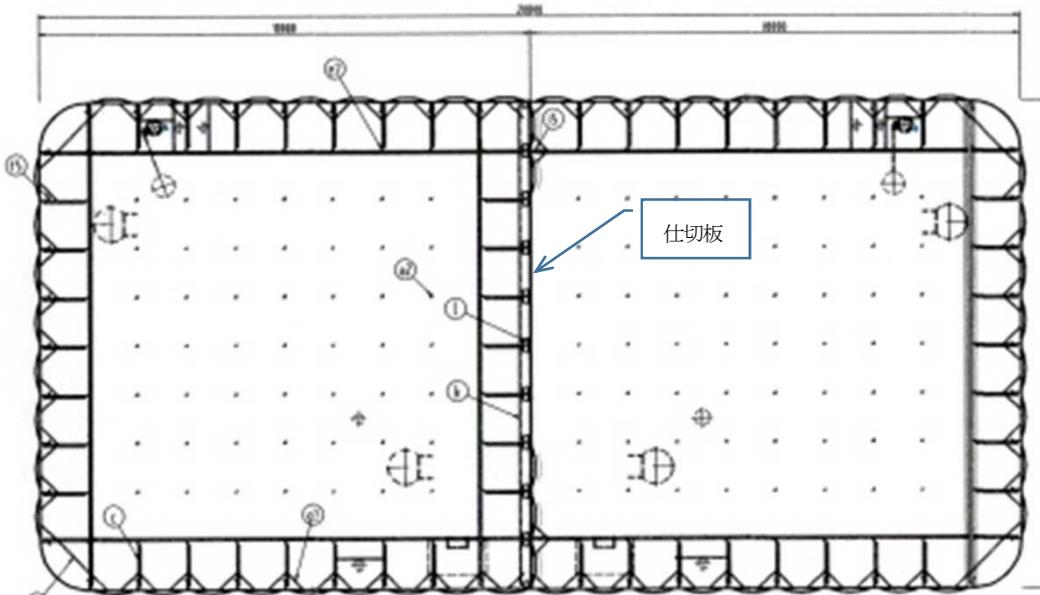


(a) 2011年七北田波

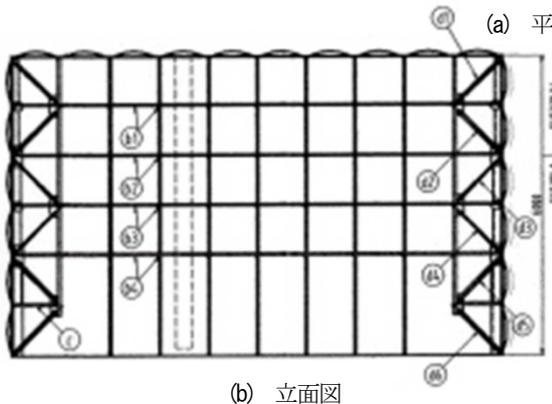


(b) 1995年JMA神戸波

図-12 代表的強震記録に対する中仕切板の最大圧力分布（両面の合算圧力）比較



(a) 平面図



(b) 立面図

図-13 ステンレス鋼板製パネルタンクの解析対象モデル  
（実機の長手方向半分をモデル化）

が設置されている。解析はこのタンクの半分を切り出した形で、そのバルジング性状を解析で調べることにした。

タンク端部は直角に接合されておらず、パネルは曲率を持っているので、その影響も考慮することにした。ステンレス製パネルタンクにおいても、最近ではステンレスパネルで構成される側板に鉛直方向の大きなトラス補剛材が付く構造になっている。

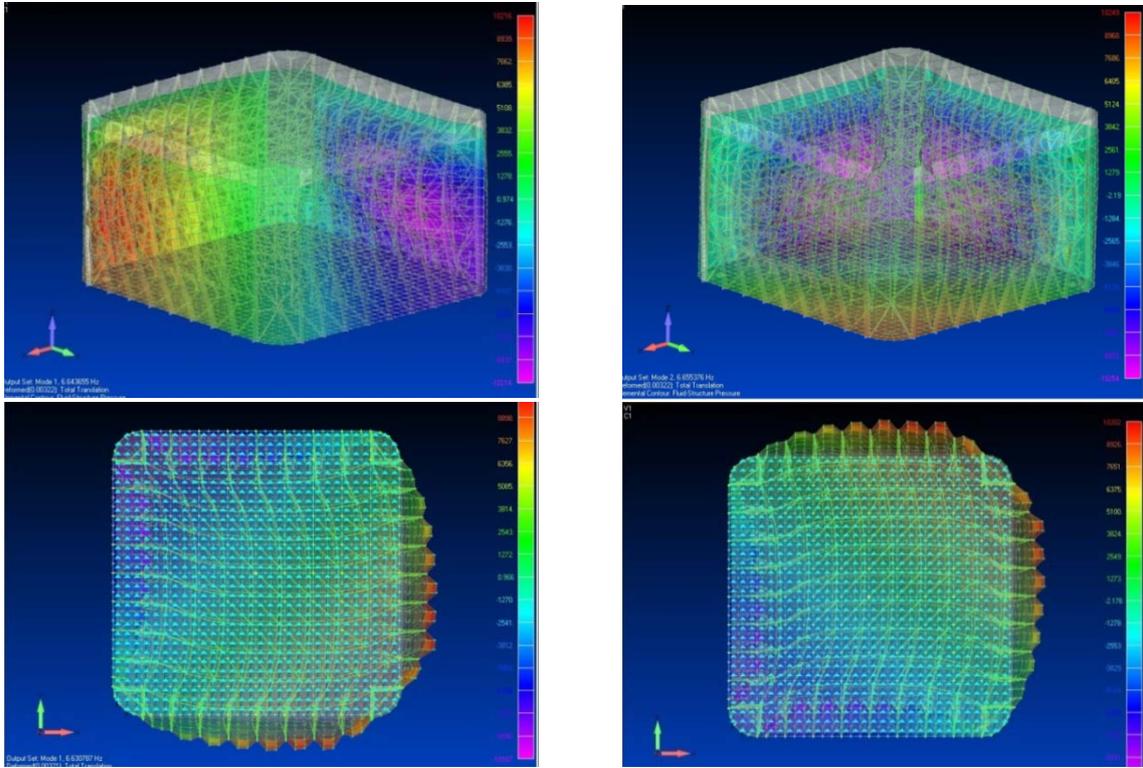
ステンレスパネルは、もともと平板ではなく、その面外剛性を上げるために、円弧や楕円の形状をした突起が付いている。またパネル同士を溶接接合するために、パネル周辺にはリブが付いている。FEM解析においては、これらの突起やリブの補剛効果を考慮した側板の換算剛性を考えるのが、解析を容易にかつ効率的にする上で便

利である。ここでは、2種類の方法でこの換算剛性を求めることにした。一つはパネル単体の水圧試験から一様な平板としての曲げ剛性を求める方法であり、他の一つは、同じ形状の型だしパネルと縦トラス補強を有する、呼称容量27m<sup>3</sup>の給水タンクの水張り試験から側板のたわ

みを計測し、一様な平板とした時に鉛直トラスで支持される側板のたわみ計算値から換算曲げ剛性を算定する方法である。

b) バルジング固有振動特性の把握

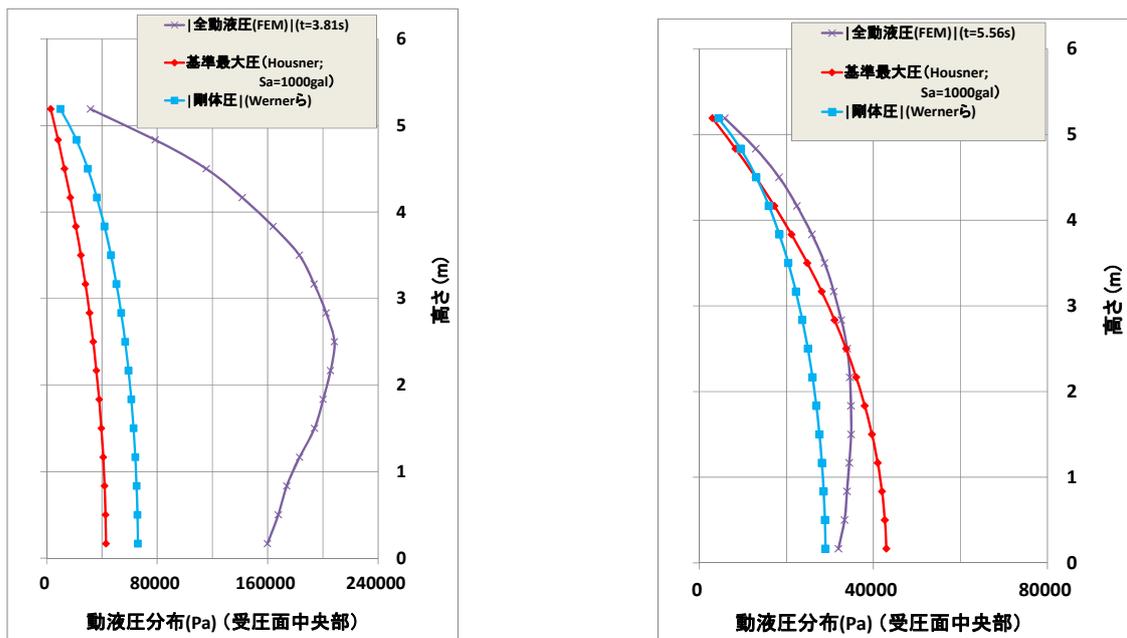
実機の長手方向を半分にした (図-13(a)の左半分) 2



(a) 1次モード (f=6.6Hz, T=0.15秒)

(b) 2次モード (f=6.7Hz, T=0.15秒)

図-14 ステンレス鋼板製パネルタンクのパルジング1次固有振動モード (縮退現象)



(a) 2011年七北田波

(b) 1995年JMA神戸波

図-15 代表的強震記録に対する最大圧力分布の比較

軸対称構造を有するモデルに対し、固有振動解析を実施した。結果として、**図-14**に示されるように、この場合バルジングの1次モードとして、縮退した直交2方向の対その一つを1次モード、他を2次モードとする。この場合、角線を主軸とする二つの固有モードが得られているので、この両者において、理論上は固有周期が同じになる筈であるが、数値誤差のためか微少な差が生じている。しかし、モード自体はまったく相似であり、地震入力方向（x軸方向）に同じ刺激係数を有するので、x軸方向の地震応答を考える時には、最低限この二つのモードを考慮する必要がある。

### c) 地震記録によるバルジング時刻歴応答の解析

七北田波に対する時刻歴応答解析の結果得られた最大動圧分布を**図-15(a)**に示す。比較のために、**図中**には1995年兵庫県南部地震のJMA神戸地震波に対する時刻歴応答解析から得られた結果も同**図(b)**に示している。七北田波の場合には、周期0.2秒というごく短周期領域にあるバルジング1次モードにより側板上部に大きい変形と動液圧が発生し、全動圧のオーダーを剛体圧の3倍程度にまで増幅させているのに対して、JMA神戸波の場合にはこのような短周期領域におけるバルジング応答の卓越がなく、変形圧の発生が大変低い。剛体圧のオーダーは、七北田波の場合基準レベルの1.5倍程度、JMA神戸波の場合には基準レベルに止まっている。

なお、ここではスペースの関係上詳しくは述べないが、2016年熊本地震本震において、本モデルの元の実機から十数mの位置にある緊急遮断弁に取り付けられていた加速度計が貴重なデジタル記録を残したが、それによるSA( $h_1=5\%$ ,  $T_1=0.15s$ ) $\approx 740cm/s/s$ 、計算FEM動液圧の最大値は約2.7万Paで基準最大圧のレベルであり、同貯槽に殆んど被害がなかったこととも対応している。

## (5) ステンレス鋼板製一体形タンクのバルジング特性

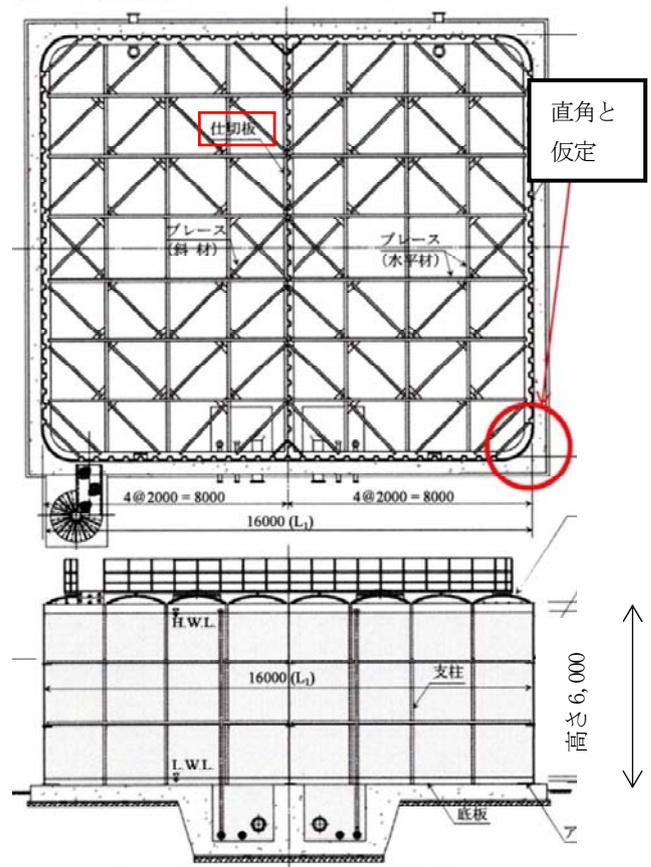
### a) 解析対象モデル

ステンレス鋼板製一体形タンクは、水平方向に大きなトラス補剛構造を持つことに特徴がある。**図-16**は、そのような水平トラスを2段配備した、中央に仕切板のある呼称容量1344 $m^3$ の大型の配水タンクの例である。FEM解析のためのモデルとしては、この仕切板を含む半分のタンク部分を取り出し、8m x 14m x 6m( $H_w$ )のタンクを想定した（水位は5.7m）。

モデルを簡単にするため、角部は直角として仮定した。なお、側板および仕切板に用いられているステンレス鋼板の溝形成形部は、水槽が大きいので、簡単化のため**第(1)節b)**の結果を用いて、同じ補剛効果を有する梁に置換したモデルを考えている。

### b) バルジング固有振動特性の把握

固有振動解析の結果を**図-17**に示す。x方向（短辺方



**図-16** ステンレス鋼板製一体形配水タンクのモデル

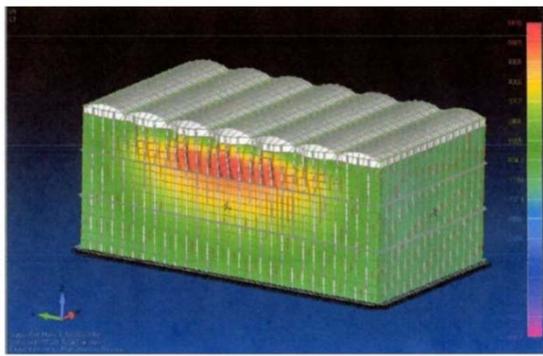
向) には、側板上段部の曲げ剛性を低くした構造を反映して、上段部において大きな変形・圧力の存在を示す、1次モードとしてはきわめて特徴的なバルジングモードが出ており（同**図(a)**）、2次モードとしては中央部から下段にかけて変形・圧力が大きい、通常的なバルジングモードが出ている（同**図(b)**）。また、y方向にも特徴的な1次モードが見られる（同**図(c)**）。

### c) 地震記録によるバルジング時刻歴応答の解析

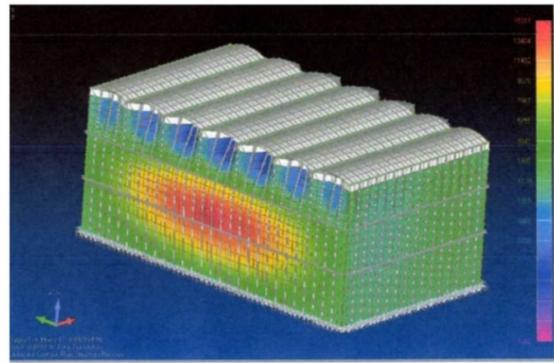
**図-18(a)**は、七北田地震記録に対する時刻歴解析の結果として得られた、動圧の最大圧力分布を示したものであり、比較のために1995年兵庫県南部地震のJMA神戸地震波に対する時刻歴応答解析から得られた結果も同**図(b)**に示している。この場合にも、七北田波の場合には、周期0.15秒というごく短周期領域にあるバルジング1次モードの応答が大きく発生し、全動圧のオーダーを剛体圧の3倍程度にまで増幅させたのに対して、JMA神戸波の場合には、このような短周期領域の卓越がなく、変形圧の発生が大変低いと言ってよい。

## (6) 各種タンクのバルジング特性について

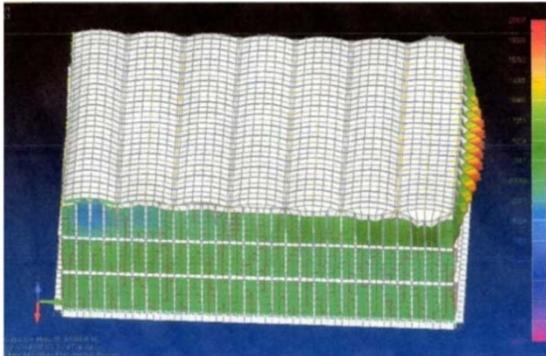
1) 補剛材が小さい矩形タンクのバルジング固有周期は、0.25s~0.4s程度<sup>5)</sup>と予想されていたが、今回解析対象



(a) x方向バルジング1次( $f=5.0\text{Hz}$ , 0.20秒)

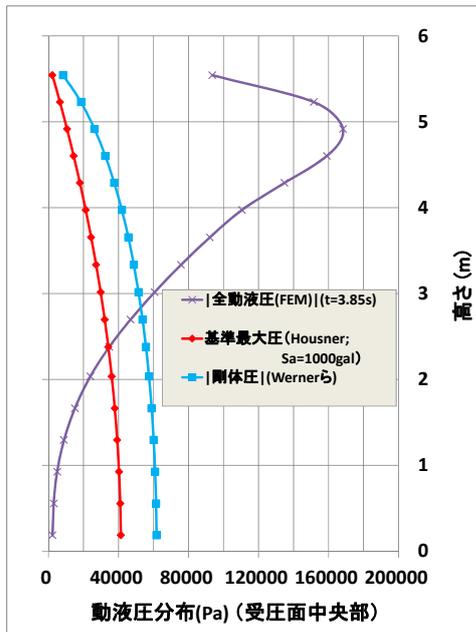


(b) x方向バルジング2次( $f=8.5\text{Hz}$ , 0.12秒)

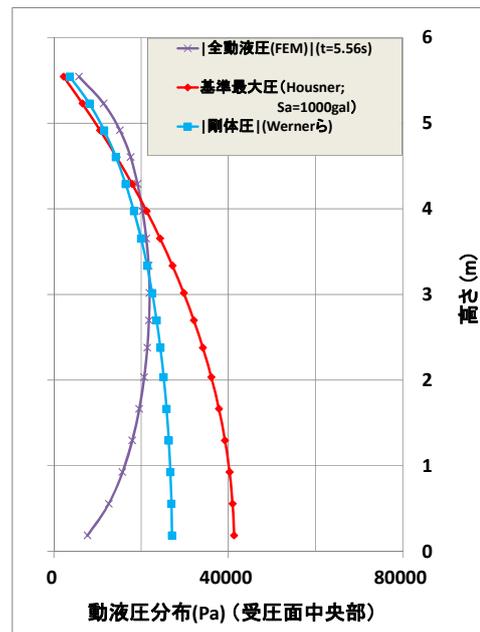


(c) y方向バルジング1次 ( $f=8.1\text{Hz}$ , 0.12s)

図-17 (a)-(c) ステンレス製一体形タンクにおけるバルジング固有モード



(a) 2011年七北田波



(b) 1995年JMA神戸波

図-18 代表的強震記録に対する最大圧力分布の比較

とした大型の補剛材を有する矩形タンクの変形モードは、鋼板製一体形タンクの場合0.14s、FRP製パネルタンクの場合0.14s、ステンレス鋼板製パネルタンクの場合0.15s、ステンレス鋼板製一体形タンクの場合0.2sと非常に短周期であった。

また、バルジングによる変形圧のモードは、各種

タンクの構造に応じて、いろいろなパターンを有していることが分かった。

- この結果、七北田記録のように極短周期成分が卓越する地震波に対しては、バルジング応答が大きく、変形圧が動圧を支配するほどに増幅されるが、その一方でJMA神戸波のようなより長周期が卓越する地震動

に対してはバルジング応答が励起されず、剛体圧が支配的な動圧になることが分った。

また、変形圧の固有モードに応じて、動圧力の分布形状もいろいろに変化することが分った。

## 6. まとめ

給水タンク・配水タンクに多用されている矩形タンクのバルジング挙動については、著者らの地震被害分析からもその重要性が認識される所であるが、従来その研究事例は少なく、指針等でもほとんど明確に記述されていない現状である。本研究では、従来不明な点が多かった矩形タンク、特に大型の補剛材が配置され、複雑な構造を有する矩形タンクについて、詳細な FEM 解析を実施し、そのバルジング振動性状を明らかにした。

本論文の内容をまとめると、以下のようになる。

- 1) 従来補剛材が小さい矩形タンクのバルジング固有周期は、 $0.25s \sim 0.4s$ 程度<sup>3)</sup>と予想されていたが、今回検討対象とした大型補剛材を有する最近の矩形タンクモデルに関する解析結果では、鋼板製一体形タンクの場合には $0.14s$ 、FRP製パネルタンクの場合には $0.14s$ 、ステンレス鋼板製パネルタンクの場合には $0.15s$ 、ステンレス鋼板製一体形タンクの場合には $0.2s$ と非常に短周期であった。
- 2) この結果、東日本大震災の七北田記録のように極短周期成分が卓越する地震波に対しては、バルジング応答が非常に大きくなり、変形圧が動圧を支配するほどに増幅される。その一方で、阪神淡路大震災のMA神戸波記録のようなより長周期が卓越する地震動に対してはバルジング応答が励起されず、剛体圧が支配的な動圧になることが分った。  
東日本大震災本震において、複数地点で見られた「極短周期帯域」で大きい SA を有する地震動は、同 4 月 7 日余震 ( $M_j=7.2$ ) や 2007 年中越地震 ( $M_j=6.9$ )、2004 年能登地震 ( $M_j=6.8$ ) の震源域近傍などでも観測されており、最近の大型補強された矩形タンクにも大きいバルジング応答を励起する可能性がある (M7 程度でも震源近傍の重要なタンクでは、十分に注意する必要がある)。
- 3) 大型補剛材の配置などで構造が複雑化した矩形タンクの場合には、その固有振動特性を把握するためにも、FEM 解析のような手法に依存せざるを得ないが、そのような場合においても、時刻歴応答を求める際には、時間と労力を要する振動方程式の直接解法ではなく、固有振動解析結果から「モード解析法」をうまく利用し、バルジングによる変形圧の時刻歴解を簡便に求め

る手法を提案した。

- 4) 給水タンク・配水タンクの現行耐震指針においては、ここで論じたような矩形タンクに関するバルジング挙動による影響が明確に考慮されておらず、上記の検討結果から今後指針などで取り上げるべき課題と考える。その際、複雑なバルジング挙動によって生じる変形圧の地震応答結果を求めることなども、上記の簡便法にてかなり簡単に扱える見通しが得られた。

**謝辞：** 東日本大震災における地震動特性の検討には、K, KiK-net (防災科学技術研究所)、気象庁と自治体の震度計、Small-Titan (東北工大)、NEXCO 東日本(株)、国土技術政策研究所、JR 東日本(株)、などの記録を使わせて頂いた。熊本地震における配水池の強震記録は、大津菊陽水道企業団の設置した地震計によるものを使わせて頂いた。これらの地震記録を提供いただいた各機関、および応答スペクトルコンター図の作成に当って GMT を使用させて頂いた Wessel and Smith (1998) に対し、記して謝意を表する。

本研究には、井上が所属した茨城大学工学部に WG 委員が所属する関連 4 団体から「給水タンク・配水タンクの地震被害軽減対策に関する研究」への研究奨励寄付金をいただいた。併せて謝意を表する次第である。

## 参考文献

- 1) 給水タンクの地震被害軽減対策の研究、土木学会地震工学委員会、「水循環ネットワーク施設災害軽減対策研究小委員会活動報告」、2015年3月。
- 2) 井上涼介、坂井藤一、大峯秀一：2011年東北地方太平洋沖地震における水槽の広域被害および地震動特性との関連の分析、土木学会論文集A1, Vol. 71, No. 4, pp. I-764-773, 2015年4月。
- 3) Inoue, R., Saka, F. and Omine, S.: Water Tank Damage due to the 2011 East Japan Earthquake in Consideration of Strong Ground Motion and Design Codes, Proc. of 16<sup>th</sup> World Conf. on Earthquake Engineering, Paper No. ID430, Santiago, Chile, January, 2017.
- 4) 井上涼介、坂井藤一、大峯秀一：2016年熊本地震における水槽被害および地震動特性との関連について、土木学会論文集A1, Vol. 73, No. 4, pp. I-711-720, 2017年9月。
- 5) 箕輪親宏：スロッシングインパクトを考慮した長方形水槽の耐震性に関する研究、東京工業大学学位請求論文、2004年11月。
- 6) 箕輪親宏：長方形水槽の振動解析、日本建築学会論文報告集、第285号、pp. 23-32, 1979.
- 7) WG4 (給水タンク・配水タンクの地震被害対策研究) の活動報告、土木学会地震工学委員会、「水循環ネットワー

- ク施設災害軽減対策研究小委員会活動報告」, 第3章, 2018年9月.
- 8) 社団法人 強化プラスチック協会: FRP水槽構造設計計算法, 1996年12月.
  - 9) 一般社団法人 日本ステンレス工業会: ステンレス鋼板製パネルタンク (溶接組立形) 設計指針, 建築設備編, 2013年2月.
  - 10) 鋼板製一体形タンク工業会: 鋼板製一体形タンク設計指針, 2008年11月.
  - 11) Housner, G. W.: Dynamic Pressure on Fluid Containers, *TID Report No.7024*, 1963.
  - 12) 社団法人 日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説 (1997年版および2009年版), 1997年3月および2009年7月.
  - 13) 日本水道鋼管協会: ステンレス鋼製角形配水池設計指針, 2010年3月.
  - 14) Siemens Product Lifecycle Management Software Inc.: Nastran10 Advanced Dynamic Analysis User's Guide, §4.4 Virtual Fluid Mass, 2014.
  - 15) 今井 功: 流体力学, 254p., 岩波書店, 1970.
  - 16) 坂井藤一, 迫田治行: 大型液体タンクの地震応答に関する研究, 第4回日本地震工学シンポジウム論文集, 1975.
  - 17) 岡田統夫, 坂井藤一, 迫田治行, 多田文三: 有限要素法による大型液体タンクの地震応答解析, 川崎重工技報, No. 59およびNo. 61, 1975年12月, 1976年6月.
  - 18) 坂井藤一: 円筒形液体タンクの耐震設計法に関する二三の考察, 圧力技術, Vol. 18, No. 4, pp. 184-192, 1980年7月.
  - 19) Wemer, P. W. and Sundquist, K. J.: On Hydrodynamic Earthquake Effects, *Transactions of American Geophysical Union*, Vol.30, No.5, pp.636-657, October, 1949.

(?)

## ANALYSIS OF BULGING BEHAVIORS OF RECTANGULAR WATER TANKS FOR SHORT-PERIOD STRONG GROUND MOTION

Ryosuke INOUE, Fujikazu SAKAI and Shuichi OMINE

According to our damage survey of rectangular-shaped water tanks and distributing reservoirs in the 2011 East Japan Earthquake, the 2016 Kumamoto Earthquake, etc., the damage caused by bulging is significantly greater than the damage caused by sloshing. However, with respect to the bulging characteristics of rectangular tanks, so far many have not been studied and there has been no clear description in the current seismic design guidelines of those tanks. In this paper, the authors picked up four typical rectangular water tanks and distribution reservoirs which were designed in recent years, and through detailed FEM analysis, clarified the bulging characteristics of natural vibration such as natural period and dynamic pressure distribution. We also conducted response analyses of those tanks for typical strong ground motions such as the JMA Kobe record during the 1995 Hyogoken-Nanbu Earthquake and the Small-Titan Nanakita record during the 2011 East Japan Earthquake, and found that there is a possibility that the dynamic pressure ("fluid-elastic pressure") due to bulging overwhelmingly exceeds the levels of the current seismic guidelines in the case of the latter record, where the very short-period strong ground motion was dominated. This implies that we must take the bulging effects into account in the seismic design guidelines to improve the vulnerabilities of rectangular water tanks against earthquakes.