

## 二槽式ステンレス製パネルタンクのバルジング発生時における耐震性に関して

Earthquake resistance of a two-layer stainless steel panel tank when bulging occurs

平井秀\*, 白井航太\*, 小野泰介\*\*, 平野廣和†, 佐藤尚次\*\*\*

Shu Hirai, Kouta Shirai, Taisuke Ono, Hirokazu Hirano, Naotsugu Sato

\*中央大学, 理工学研究科都市人間環境学専攻博士前期課程 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)

\*\*博士 (工学), (株) エヌ・ワイ・ケイ (〒104-0031 東京都中央区京橋 2-6-15)

†工博, 中央大学教授, 総合政策学部 (〒192-0393 東京都八王子市東中野 742-1)

\*\*\*工博, 中央大学教授, 理工学部 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)

Bulging is a coupled vibration between tank wall and content fluid. This phenomenon is induced by seismic ground motion. Generally, SUS panel tanks are divided into two parts by partition plates. There is a case of water leakage due to damage to partition plates caused by the earthquake. In this paper, we perform the eigenvalue analysis to calculate the natural frequency of the partition plate. Next, we perform a time history response analysis using this natural frequency to measure the von Mises stress and water pressure acting on the partition plate. The measured von Mises stress confirm the resonance with the partition plate section. Furthermore, water pressure becomes extremely greater when resonating, and we find that the current design guideline is improper.

*Keywords: bulging, SUS panel tank, two-layer tank, partition plate*

キーワード: バルジング, SUS パネルタンク, 二槽式タンク, 仕切り板

## 1. はじめに

近年広く使われているステンレス製パネルタンク (以下, SUS タンクとする) は, 2011 年の東北地方太平洋沖地震 (以下, 東日本大震災とする) や 2016 年の熊本地震, 2022 年の福島県沖地震などを始めとし, 震度 6 弱を超える地震が発生する度に SUS タンクの損傷被害が多数報告<sup>1)~5)</sup>されている. ここで著者ら研究グループの現地調査<sup>6)</sup>, 振動実験<sup>7)</sup>ならびに流体と構造の連成解析<sup>8)</sup>の結果から損傷被害が生じる原因を指摘してきた.

SUS タンクで生じる損傷被害は, 大きく分けて 2 種類あり, 一つはタンク上部や天井部での被害, もう一つはタンク下部の側壁等で生じる被害である. 前者はスロッシング現象によるものであり, 内容液の固有振動数と地震波の卓越振動数の共振による液面揺動が生じることが原因である. これに対し, 後者は SUS タンク構造体の振動が主体となるバルジング現象<sup>9)</sup>によるものであり, 内容液と側壁等の構造体との連成振動が原因となるものである. 全く異なった 2 つの現象が, 地震動の卓越振動

数の違いにより発生することになる.

ここで SUS タンクのスロッシング現象については, 従来から Housner の理論式<sup>9)</sup>を用いて各種の設計基準で規定されている. これに対してバルジング現象については, 2022 年 4 月に改訂された水道施設耐震工法指針・解説 2022 年版 (日本水道協会)<sup>10)</sup>で新たに規定が追加されたばかりであり, 具体的な設計事例等は未だ示されていない状況にある. その背景には, バルジング現象に関する既往研究が少ないことにある. その中でも坂井ら<sup>11),12)</sup>が円筒形の大型石油タンク等を, 箕輪ら<sup>13),14)</sup>や佐久間ら<sup>15)</sup>, 著者ら<sup>9)</sup>の研究グループが矩形の貯水槽を対象とした大型振動台を用いた実験が行われている. また渡邊ら<sup>16)</sup>は縮小モデルを用いて振動実験と数値解析を行っている. しかし, バルジング現象に関する研究は, 振動台を用いての振動実験の準備や計測に多くの時間と費用が必要であること, 相似則の設定に難しさがあるなどの制約を有していることから, これら以外に余り行われていないのが現状である. そこで, 貯水槽をモデル化することにより, 短時間かつ低費用で行うことができる構造と流体の連成解析による数値解析が希求される.

一方, 既存の SUS タンクは, 静的な構造解析のみで設

† 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: hirano@tamacc.chuo-u.ac.jp

計されていることから、SUS タンク側壁と内部の補強材との大きな剛性差により変形量が両者で大きく異なるのに対し、変形量を無視した梁の理論で設計している。また、SUS タンク側壁が有する固有振動数が 10Hz 以下になる場合が多く、その結果地震動でバルジング現象が生じることになる<sup>17,18)</sup>。このような事実から、SUS タンクに数多くの損傷被害が生じていることを著者らは指摘しており、十分な耐震性を確保する上で、動的な解析手法を設計に取り入れることの必要性を論じている。

ところで配水池などで使われる一般的な SUS タンクは、年に 1 度の内部清掃が法令で義務付けられていることから、清掃時の給水を途切れなく確保することを目的として、内部が中仕切りのパネル（以下、仕切り板とする）で 2 つに分けられた二槽式構造となっている。今までの被害調査報告<sup>9)~11)</sup>によると、被害調査は発災直後から行うことで、具体的には SUS タンク周辺から側壁を中心として目視で調査することが主である。そのため内部に損傷等が生じた場合は、法定内部清掃時まで待ってタンク内部の調査を行うことになる。ここで仕切り板に損傷が生じていた場合は、直ぐに損傷の有無が確認出来ない状況にある。具体的な損傷例として、2022 年の福島県沖地震において福島県中通りに位置する市<sup>9)</sup>では、震度 5 弱であるにも拘わらず、仕切り板からの漏水（接合部分の溶接破断）が確認されている。ここは、東日本大震災、2021 年の地震と合わせて 3 回目の漏水被害であることから修理困難と判断し、現状の漏水がある状態で使用し、3 年後の新設を目指す方針が市側から示されている。同様の事例は仙台市内の高等教育機関の学内配水タンク、福島県内公立病院内の貯水タンクでも確認されている。なお、ここでの損傷の修理代金は、タンク製造会社から各事業者に請求され、各事業者からほぼ毎回支払われているとのことである。

このような背景から、本論文では二槽式 SUS パネルタ

ンクの仕切り板に着目し、著者らの従来の研究実績<sup>17,18)</sup>を踏まえた上で、動的な解析である流体と構造の連成解析を行い、固有振動数解析ならびに時刻歴応答解析を実施して、この設計上の問題点を明らかにするものである。具体的にはまず固有振動数解析を行い、側壁、仕切り板のそれぞれのバルジング固有振動数を特定する。次にこの固有振動数で正弦波を入力加速度とする時刻歴応答解析を行う。ここでの解析は、著者らの研究<sup>19)</sup>からバルジング現象による最も厳しい条件とされる、加振軸とタンク壁面が直角になる方向に加振する。これらの解析結果から得られた側壁、仕切り板に作用する von Mises 応力、水圧を比較し、二槽式 SUS パネルタンクのバルジング現象発生時における仕切り板の耐震安全性を検討する。その結果、従来の二槽式 SUS パネルタンク仕切り板の設計方法の考え方に、耐震設計上の問題点があることが判明したので、これを論ずるものである。

## 2. 現状の SUS タンクの設計の考え方

### 2.1 スロッシング現象に関する考え方

スロッシング現象に関しては、SUS タンクの側壁を完全剛体と仮定し、Housner の理論式<sup>2)</sup>に代表されるように、SUS タンクの流体運動を簡単な物理モデルで近似している。これを基に、矩形や円筒形に対する地震時動水圧を求めるための設計近似式が導けることを前提にしている。そのため、地震時により側壁に対して作用する動水圧は、SUS タンクの剛体運動に伴って生じるものとして、その結果入力加速度に比例する形となっている。

### 2.2 バルジング現象に対する考え方

バルジング現象に関しては側壁と内容液が接して振動することから、側壁が弾性体として変形しながら振動することであり、流体と構造の連成振動（Fluid-Structure

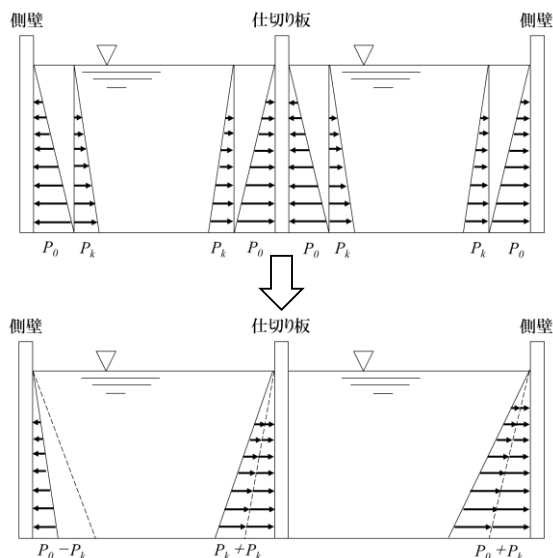


図-1 通常使用時（両槽満水）の壁面に作用する圧力

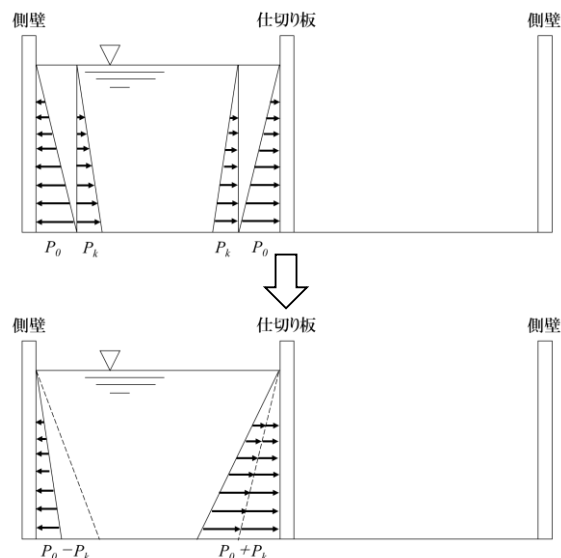


図-2 片槽使用時（片槽空水）の壁面に作用する圧力

Interaction) の問題として取り扱われる。このことからスロッシング現象とは全く性質が異なった現象であり、複雑な挙動を示すことになる。以上のことから、既存の SUS タンクにおいて、バルジング現象が設計において全く考慮されていないため、多くの損傷被害が生じたと考えられる。

### 2.3 仕切り板の設計の考え方

ステンレス鋼製角形配水池設計指針<sup>20)</sup>より、仕切り板の構造は側壁と同構造とし、通常使用時（両槽満水）と片槽使用時（片槽空水）の2種類の使用状態を想定して設計を行っている。

通常使用時は、図-1に示すように静水圧  $P_0$  による荷重が仕切り板両面から相殺し合う方向に作用することから、無視できると考えている。また、地震時動水圧  $P_k$  による荷重は、仕切り板両面で同一方向に作用し加算されることとしている。このとき、静水圧  $P_0$ 、地震時動水圧  $P_k$  について、式(1a)に表すように、高さ方向の圧力の総和は静水圧が地震時動水圧より大きくなるのが仮定されている。

$$P_0 > P_k \quad (1a)$$

このとき、仕切り板に作用する静水圧と動水圧の和（以下、合計圧力とする）と側壁に作用する合計圧力の関係は式(1b)のように表される。

$$P_0 + P_k > (P_0 + P_k) + (-P_0 + P_k) = 2P_k \quad (1b)$$

ここで左辺は側壁に作用する合計圧力、右辺は仕切り板に作用する合計圧力である。式(1b)より静水圧による荷重が仕切り板両面から相殺し合い、仕切り板に作用する圧力の総和は地震時動水圧  $P_k$  の2倍の圧力のみであるとされている。そのため式(1a)の条件下においては、仕切

表-1 二槽式 SUS タンクの部材リスト

| 品番 | 名称       | サイズ        | 材質        |
|----|----------|------------|-----------|
| a1 | 柱材       | L-40×40×3  | SUS329J4L |
| a2 | 柱材       | L-40×40×3  | SUS304A   |
| b  | 引張材      | L-40×40×3  | SUS329J4A |
| c  | 水平材      | L-40×40×3  | SUS304A   |
| d1 | 斜め材      | L-50×50×3  | SUS329J4L |
| d2 | 斜め材      | L-50×50×6  | SUS304A   |
| d3 | 斜め材      | L-65×65×6  | SUS304A   |
| e1 | 弦材       | L-40×40×3  | SUS329J4L |
| e2 | 弦材       | L-40×40×4  | SUS304A   |
| f1 | 縦補強材     | L-130×30×3 | SUS329J4L |
| f2 | 縦補強材     | L-150×60×4 | SUS304A   |
| g1 | ステー材     | FB-2×30    | SUS329J4L |
| g2 | ステー材     | FB-3×35    | SUS304A   |
| g3 | ステー材     | L-30×30×3  | SUS329J4L |
| g4 | ステー材     | L-30×30×3  | SUS304A   |
| h1 | ガセットプレート | PL-4t      | SUS329J4L |
| h2 | ガセットプレート | PL-4t      | SUS329J4L |
| h3 | ガセットプレート | PL-6t      | SUS304A   |
| i1 | ガセットプレート | PL-4t      | SUS329J4L |
| i2 | ガセットプレート | PL-4t      | SUS304A   |
| j  | ベースプレート  | PL-6t      | SUS304A   |
| k  | 横補強材     | L-150×60×4 | SUS304A   |
| l  | ガセットプレート | PL-6t      | SUS304A   |

表-2 二槽式 SUS タンクの諸元

|                        |          |           |
|------------------------|----------|-----------|
| 材質                     | 天井板      | SUS329J4L |
|                        | 壁面3段目    | SUS329J4L |
|                        | 壁面2段目    | SUS444    |
|                        | 壁面1段目    | SUS444    |
|                        | アニュラプレート | SUS304A   |
|                        | 底板       | SUS304A   |
| 幅 (mm)                 |          | 6000      |
| 長さ (mm)                |          | 6000      |
| 高さ (mm)                |          | 3000      |
| 有効容量 (m <sup>3</sup> ) |          | 83        |
| 水位 (mm)                |          | 2700      |
| 厚さ (mm)                | 壁面3段目    | 1.5       |
|                        | 壁面2段目    | 2.0       |
|                        | 壁面1段目    | 2.5       |

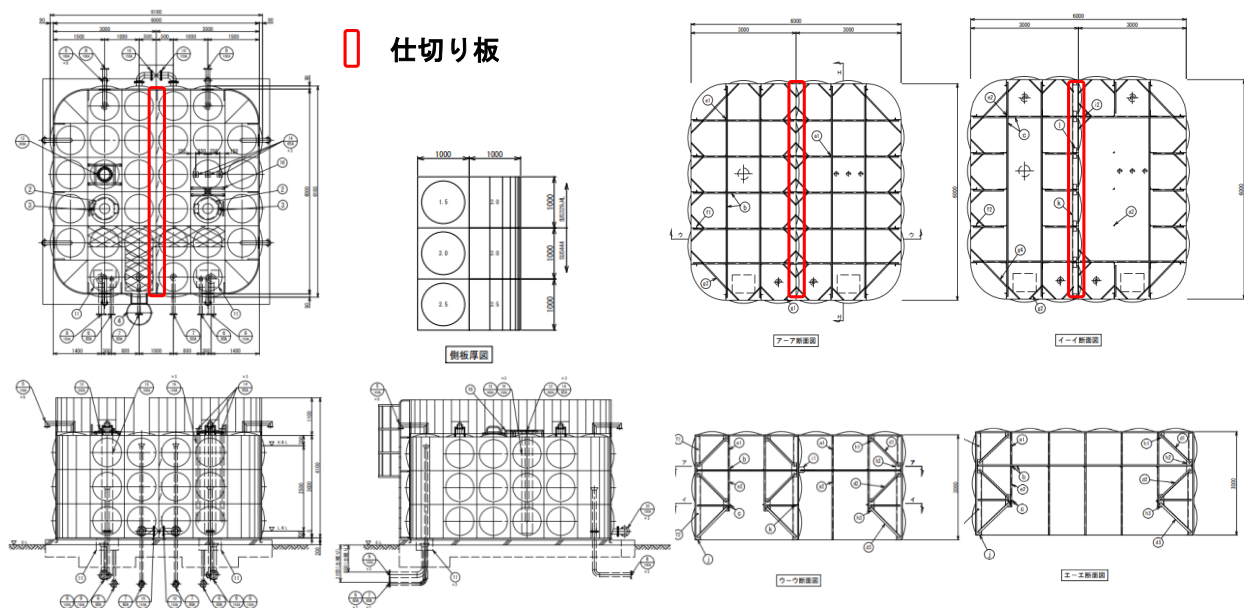


図-3 実機二槽式 SUS パネルタンクの図面

り板に作用する合計圧力である動水圧の2倍の値が側壁の静水圧と地震時動水圧の合計より小さくなる。したがって仕切り板の設計の際は、側壁と同構造とすれば耐震性を担保でき、設計に関する検討は不要とされている。

これに対して片槽使用時は、静水圧 $P_0$ 及び地震時動水圧 $P_k$ による荷重が側壁と同様に作用するとされている。図-2に示すように片槽を排水して他方のみを使用する場合、仕切り板に作用する圧力は通常使用時に側壁に作用する合計圧力と同等とされているが、安全のため側壁と同等以上の強度をもたせることとされている。よって、片槽使用時の仕切り板の設計においても側壁と同構造であれば検討が不要であるとされている。

### 3. 解析概要

#### 3.1 対象タンク

本論文は、図-3に示す一槽あたり6000×3000×3000mmの実機二槽式SUSパネルタンク（以下、二槽式SUSタンクとする）を検討の対象とする。そのため、タンクの内部に仕切り板を有している構造となっている。タンク内部には、表-1に示すようなSUS製の補強材がジャングルジムのように入り組んだ構造で配置されている。また、タンク壁面のパネルの板厚が他の材料のタンクと比較して薄いためこの部分の剛性が低いこと、さらに全溶接構造なので溶接長が長いこと、また補強材とパネルの剛性差が大きいなどの特徴を有している。構造板厚は壁面の1段目が2.5mm、2段目が2.0mm、3段目が1.5mmである。材質は底板、アニュラプレートがSUS304A、壁面の1、2段目がSUS444、壁面の3段目、天井板がSUS329J4Lを用いており、内容量の90%の水深2700mmまで両槽に注水された状態で解析を行う。二槽式SUSタンクの諸元を表-2に示す。

#### 3.2 解析手法

解析手法は著者らの既往の研究結果<sup>2)</sup>より、流体はポテンシャル理論を適用し、構造である壁面と流体面で圧力が同一となる境界条件を用いて流体と構造の連成問題

としてモデル化している。定量的な現象を把握する場合、3次元モデルにより忠実に構造-流体をモデル化し、流体の解析にはNavier-Stokesの方程式を用いることが必要である。しかしこの解析には、多大な計算時間を要することから、ここでは実用的な計算時間で解析可能で、減衰を適切に表現するためにRayleigh減衰を仮定し、導入したポテンシャル理論を用いることで、定性的な現象を掴むこととする。特にバルジング現象を扱うことから、流体運動が活発とならないので、本解析では粒子法を用いず、現象を説明するのに十分な手法を考えている。

#### 3.3 支配方程式

流体運動を非回転、波面の変形は微小であると仮定したとき、流体の運動は速度ポテンシャル $\phi$ として式(2a)の連続の方程式で表される。ここで $\rho$ は密度であり、本解析では非圧縮を仮定するので密度を一定の値とする。

$$\dot{\rho} = \nabla \cdot (\rho \nabla \phi) \quad (2a)$$

流体と構造の連成には、式(2b)で示す運動方程式及び式(2c)に示す構造と流体との境界条件式を用いる。

$$h = \Omega(x) - \dot{\phi} - \frac{1}{2} \nabla \phi \cdot \nabla \phi \quad (2b)$$

$$-\delta F_u = - \int_s p n \delta u dS \quad (2c)$$

ここで $h$ は比エンタルピー、 $p$ は圧力、 $x$ は位置、 $\Omega(x)$ は位置 $x$ の物体力加速度、 $S$ は境界、 $\delta F_u$ は、境界 $S$ 上の流体圧を構造上に与える力、 $n$ 、 $u$ は方向ベクトルをそれぞれ表す。

#### 3.4 実機二槽式SUSタンクの解析モデル

本論文では、汎用有限要素解析ソフトウェアADINAを用いて解析を行う。ADINAは流体部のみの解析と流体問題と構造問題を連成させての解析が可能である。解析には図-4に示すモデルを用いる。図-4(a)はタンク外観、図-4(b)は仕切り板、図-4(c)は内部補強材をそれぞれ示す。ここで二槽式SUSタンクの短辺壁面方向を $x$ 軸、長辺壁面方向を $y$ 軸、鉛直方向を $z$ 軸とする。解析条件

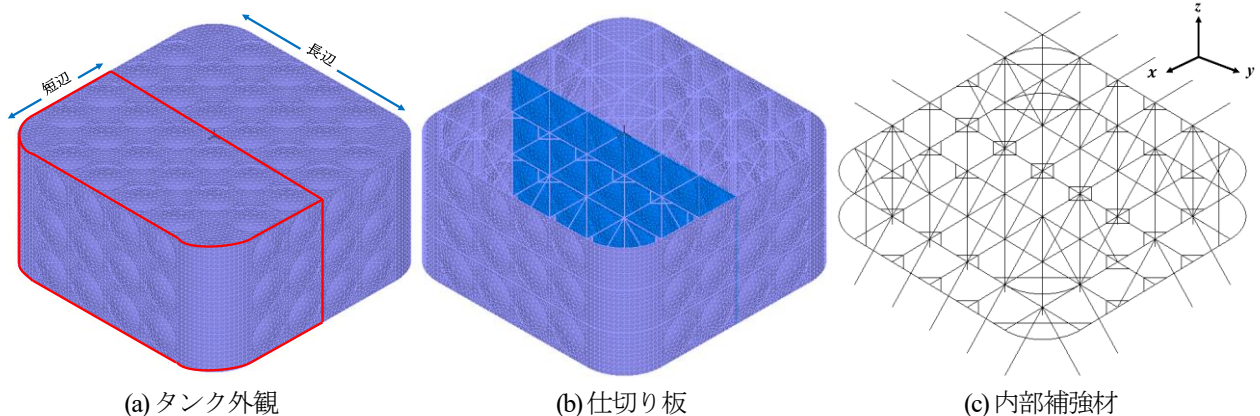


図-4 実機二槽式SUSタンクの解析モデル

は表-3に示すように水槽部をShell要素、補強材はBeam要素、流体水面は自由水面とし、基礎方程式はポテンシャルベース3次元流体方程式を用いることで解析を実施する。ここで、Shell要素とBeam要素の質量行列には整合質量を用いている。なお、メッシュ作成する際は、タンクと流体との節点接合を行わないことにより、滑らかに液面挙動が発生するように考慮する。ここで要素数は108235で、水槽部は37264、補強材部は2627、流体部は68344である。また、拘束条件は底面周りの辺の変位と回転を固定している。

### 3.5 減衰の設定

構造物の振動エネルギーは、材料内部の分子摩擦による減衰、接合部等における摩擦減衰、空気や水、油などの中での振動により生ずる粘性減衰、構造物の振動エネルギーが地盤等の外部へ逸散する減衰、非線形材料の履歴エネルギー吸収による履歴減衰等によって消散される。これらの減衰を個々に厳密に評価することは困難であるため、直接積分法による非線形時刻歴応答解析を行う場合は、一般に減衰は速度に比例する粘性減衰により近似し、材料や部材ごとに減衰定数としてモデル化するのが通常である。減衰の評価方法には種々のものが提案されており、本解析では多用されている式(3a)に示すRayleigh減衰 $C$ を用いて、減衰を与えることにする。

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (3a)$$

ここで、 $M$ は質量行列、 $K$ は剛性行列をそれぞれ表す。このとき、構造の固有円振動数 $\omega_i$ における減衰比 $\xi_i$ は式(3b)のように表すことができる。

$$\xi_i = \frac{\alpha}{2\omega_i} + \frac{\beta\omega_i}{2} \quad (3b)$$

よって、 $\alpha$ と $\beta$ は2つの次数の固有振動数と減衰定数から定めることになる。本解析では、流体と構造の連成振動を扱っているため、流体部の減衰に関してはスロッシング1次、構造部の減衰に関してはバルジング1次の固有円振動数をそれぞれ用いることとする。実際の入力に際しては、本論文では吉原ら<sup>2)</sup>の実験式(3c)から壁面の減衰定数を算出しRayleigh減衰の形で与える。

$$h_i = 0.312f_i \quad (3c)$$

ここで $h_i$ は減衰定数(%),  $f_i$ は $i$ 次固有振動数(Hz)であり、バルジング現象の1次モードとして固有振動数解析の結果から得られた値を使用する。式(3c)で求めた減衰定数より式(3b)における $\alpha$ ,  $\beta$ を算出する。

## 4. 解析結果

### 4.1 側壁部・仕切り板における von Mises 応力の照査

はじめに、図-3と同様の二槽式SUSタンクを対象とした固有振動数解析と正弦波加振での時刻歴応答解析で

表-3 実機二槽式SUSタンクの解析条件

|                             | SUS304A              | SUS444               | SUS329J4L            |
|-----------------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| ヤング率 (N/mm <sup>2</sup> )   | 1.93×10 <sup>5</sup> | 2.00×10 <sup>5</sup> | 1.96×10 <sup>5</sup> |
| 単位体積重量 (kN/m <sup>3</sup> ) | 79.3                 | 77.5                 | 78.0                 |
| ポアソン比                       | 0.3                  |                      |                      |
| 水槽部                         | Shell要素              |                      |                      |
| 補強材部                        | Beam要素               |                      |                      |
| 流体部                         | ポテンシャルベース3D流体要素      |                      |                      |
| 境界条件                        | 底面周りの辺の変位と回転固定       |                      |                      |
| 流体水面                        | 自由水面                 |                      |                      |

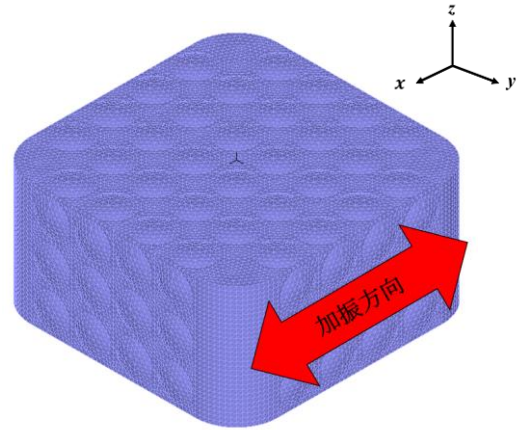
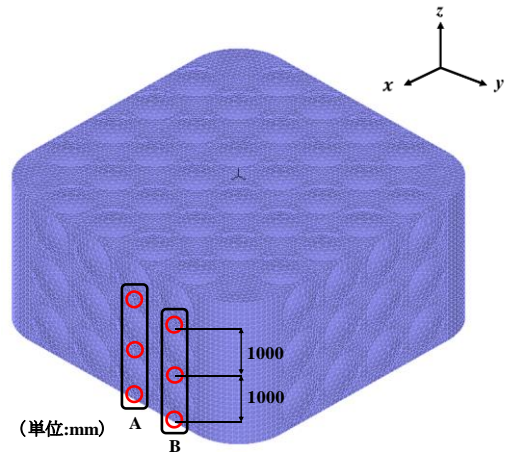
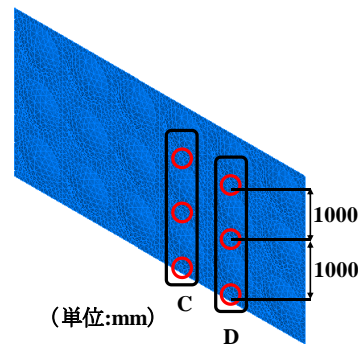


図-5 時刻歴応答解析における加振方向

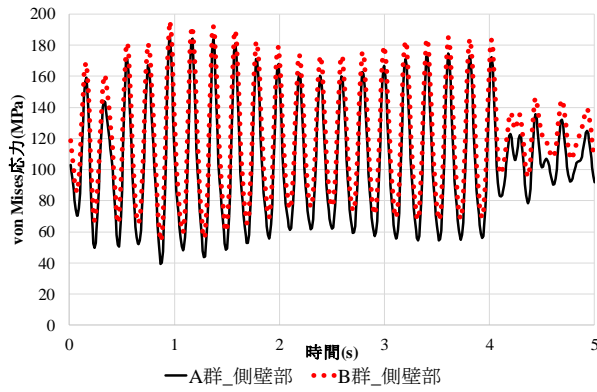


(a) タンク側壁部

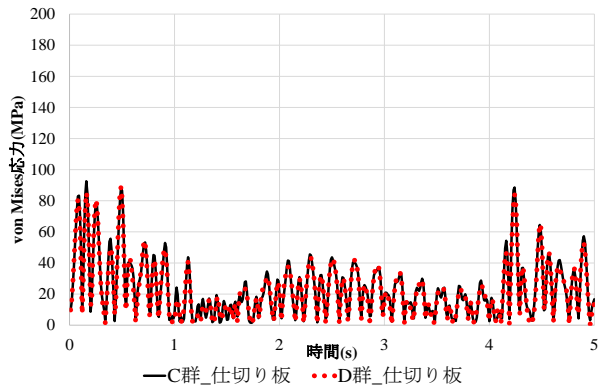


(b) 仕切り板

図-6 応力の取得位置

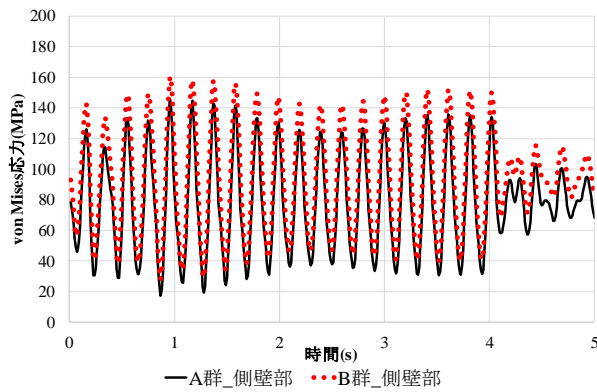


(a) 側壁部

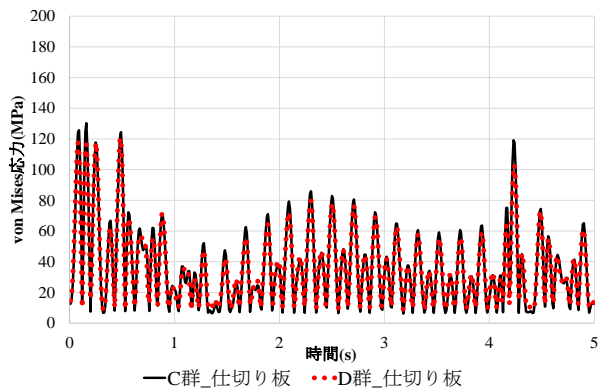


(b) 仕切り板

図-7 高さ 0mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (4.91Hz)

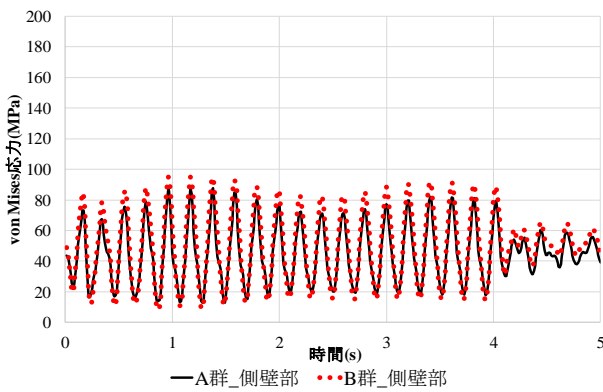


(a) 側壁部

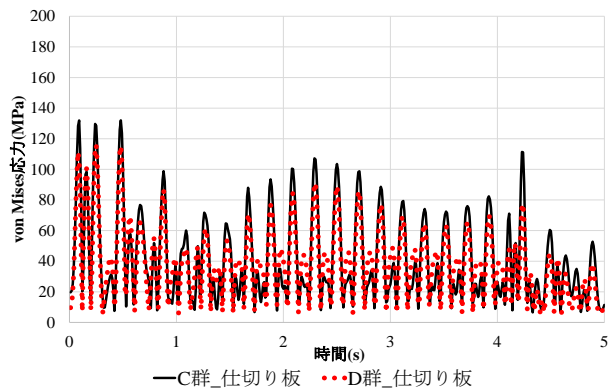


(b) 仕切り板

図-8 高さ 1000mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (4.91Hz)



(a) 側壁部



(b) 仕切り板

図-9 高さ 2000mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (4.91Hz)

ある著者らの研究<sup>17),18)</sup>の結果を検討する。

次に微動計測装置を用いて壁面の加速度を計測<sup>23)</sup>し、この加速度をスペクトル解析した結果と固有振動数解析の結果より、対象とする二槽式SUSタンクの長辺壁面のバルジング固有振動数は4.91Hzである事を得ている。この振動数を用いて正弦波で加振を行う。加振方向に関しては、著者らの研究<sup>19)</sup>で実施した時刻歴応答解析と同様に、図-5に示すバルジング現象に最も厳しい条件である加振軸とタンク壁面が直角となる方向に加振する。この解析結果から、von Mises 応力を図-6(a)に示すタンク

側壁部の A, B 群と、図-6(b)に示す仕切り板で A, B 群と対応する位置関係にある C, D 群でそれぞれ取得する。

ここで得られた von Mises 応力の高さ 0mm, 1000mm, 2000mm における von Mises 応力の時刻歴を側壁部と仕切り板に分けて図-7-9に示す。これらより、高さ 0mm, 1000mm においては側壁部から得られた von Mises 応力の振幅は仕切り板と比較して大きくなっている。ここで、図-7(a)-9(a)より、側壁部から得られた von Mises 応力の時刻歴は、概ね規則的な波形を描いていることがわかる。一方、図-7(b)-9(b)より、仕切り板から得られた von

Mises 応力の時刻歴は側壁部と比較して不規則な波形を描いている。これは A, B 群の側壁部が入力加速度の振動数である 4.91Hz で共振しており, C, D 群の仕切り板は A, B 群の側壁部と比較して共振していないためであると考えられる。ここで固有振動数解析を実施した著者らの研究<sup>17)</sup>の結果を再検討したところ, 図-10 に示すように, 7.93Hz において仕切り板に顕著なモードの発生が確認された。なお, 図-10 は固有ベクトル値を示したモード図となっているため, 図中に現れている変形は, 相対的な変形を示したものになっている。この結果は, 本論文で対象とした二槽式 SUS タンクにおける微動計測か

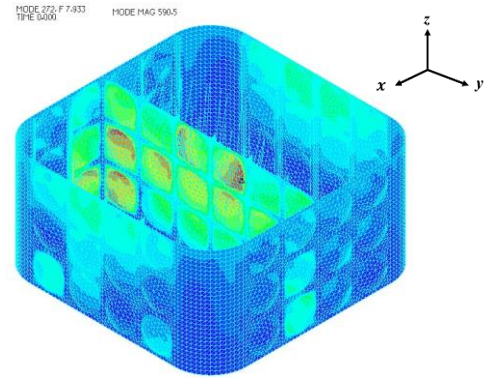
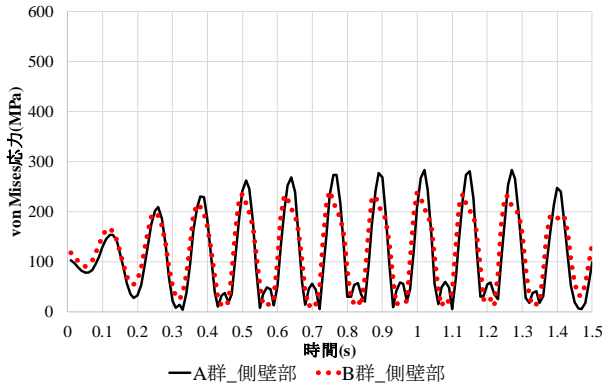
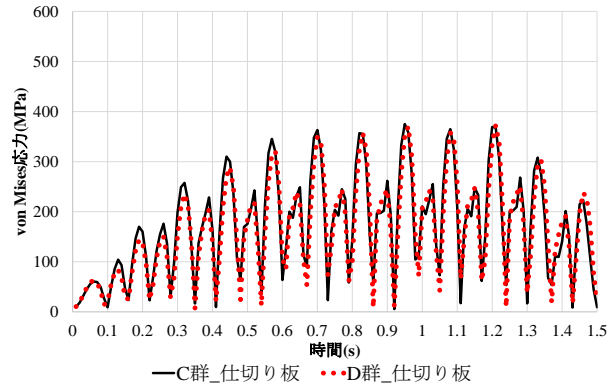


図-10 7.93Hzにおける振動モード図

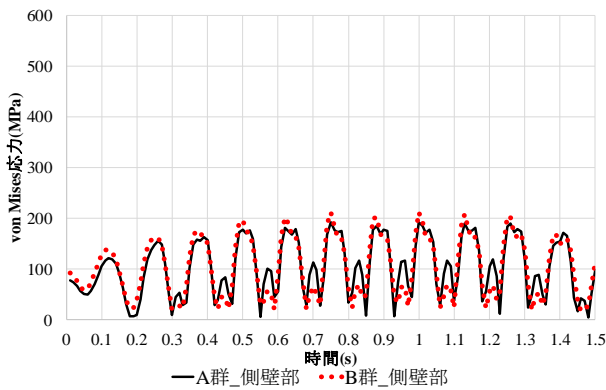


(a) 側壁部

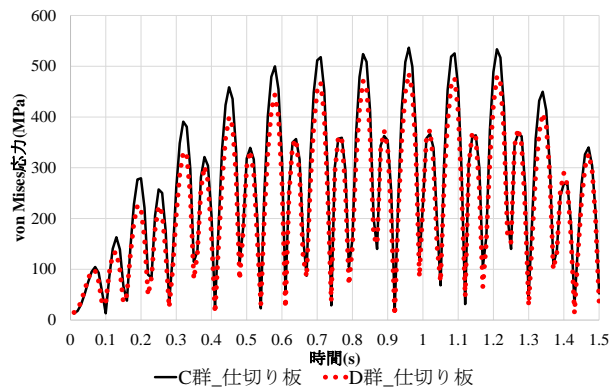


(b) 仕切り板

図-11 高さ 0mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (7.93Hz)

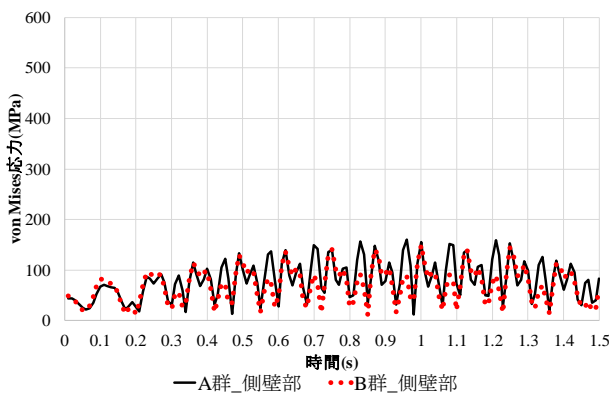


(a) 側壁部

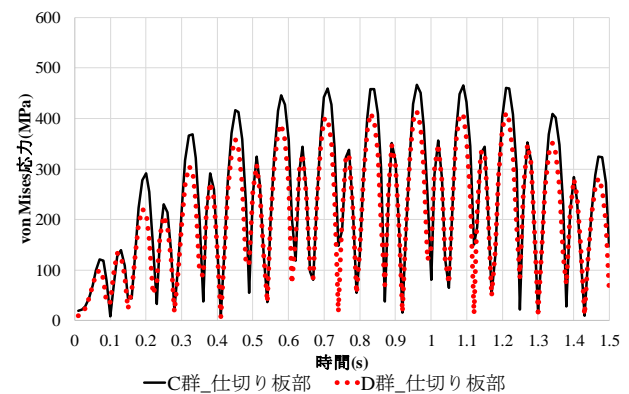


(b) 仕切り板

図-12 高さ 1000mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (7.93Hz)



(a) 側壁部



(b) 仕切り板

図-13 高さ 2000mm における側壁部と仕切り板の von Mises 応力の時刻歴 (7.93Hz)

らも 7.93Hz に近い振動数が計測されている。以上の結果より、仕切り板におけるバルジング固有振動数は 7.93Hz であると推定される。

そこで本論文では、仕切り板の固有振動数と推定される 7.93Hz の正弦波を入力加速度として時刻歴応答解析を実施する。なお、この加速度は 350Gal 程度、震度 6 弱相当である。加振方向に関しては、著者ら<sup>19)</sup>の時刻歴応答解析と同様に、図-5 に示すバルジング現象に最も厳しい条件とされる、加振軸とタンク壁面が直角となる方向に加振する。また、図-6 に示した箇所 von Mises 応力を取得し、側壁部、仕切り板における von Mises 応力を比較し、仕切り板が 7.93Hz で共振するか否かを確認する。

次に、現状の仕切り板の設計上の問題点を検討するために仕切り板に作用する合計圧力の検討を行う。ここでは、共振の有無が作用する合計圧力に及ぼす影響を比較するために、著者らの固有振動数解析の結果<sup>17)</sup>から振動モードが得られた 5.89Hz、9.96Hz の正弦波を入力加速度とする時刻歴応答解析をそれぞれ行う。本論文で用いる各固有振動数から算出された式(3b)における  $\alpha$ 、 $\beta$  を表-4 に示す。ここで 5.89Hz と 9.96Hz は著者らの研究<sup>17)</sup>より、それぞれ貯水槽天井部の固有振動数と補強材の固有振動数に該当すると論じられている。なお、加速度は 350Gal 程度とする。そして著者らの研究<sup>18)</sup>で行われた時刻歴応答解析の結果である 4.91Hz を加え、5.89Hz、7.93Hz、9.96Hz のそれぞれの解析結果について、仕切り板に作用する合計圧力を取得し、既存の仕切り板における設計上の問題を検討する。

#### 4.2 正弦波 (7.93Hz) 加振時の von Mises 応力

7.93Hz 正弦波加振時において、得られた von Mises 応力の高さ 0mm、1000mm、2000mm における von Mises 応力の時刻歴を側壁部と仕切り板に分けて図-11~13 にそれぞれ示す。図-11~13 より、いずれの高さにおいても仕切り板から得られた von Mises 応力の振幅は側壁部と比較して大きくなっている。これらの傾向は高さが高くなるほど顕著になる。ここで図-11(a)~13(a)より、側壁部から得られた応力の時刻歴は、不規則な波形を描いている。一方、図-11(b)~13(b)より、仕切り板から得られた応力の時刻歴は側壁部と比較して増幅傾向にある。これは A、B 群の側壁部が C、D 群の仕切り板と比較して、入力加速度の振動数である 7.93Hz で共振しておらず、C、D 群の仕切り板は共振しているためであると考えられる。

よって、7.93Hz で仕切り板の共振が確認できたことから、仕切り板の固有振動数は 7.93Hz であると考えられる。

#### 4.3 仕切り板に作用する合計圧力

##### (1) 合計圧力の取得位置

ここで、4.91Hz、5.89Hz、7.93Hz、9.96Hz のそれぞれの正弦波を入力加速度とした時刻歴応答解析から得られた合計圧力を比較する。取得位置は図-14 の図中に示す流

表-4 各固有振動数における  $\alpha$ 、 $\beta$

| 固有振動数  | $\alpha$              | $\beta$               |
|--------|-----------------------|-----------------------|
| 4.91Hz | $6.46 \times 10^{-2}$ | $9.00 \times 10^{-4}$ |
| 5.89Hz | $7.53 \times 10^{-2}$ | $9.38 \times 10^{-4}$ |
| 7.93Hz | $1.03 \times 10^{-1}$ | $9.52 \times 10^{-4}$ |
| 9.96Hz | $1.30 \times 10^{-1}$ | $9.60 \times 10^{-4}$ |

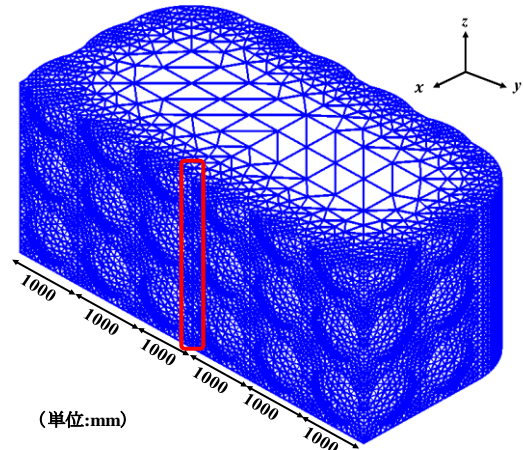


図-14 合計圧力の取得位置 (仕切り板)

体部の仕切り板の中央部に位置する箇所とし、高さ方向に 0~2500mm の範囲で 500mm 毎の 6 箇所取得する。

##### (2) ポテンシャル理論における負圧の考え方

本論文では、流体にポテンシャル理論を用いており、解析の条件では解析初期の液面高さの圧力が基準となる。このため時刻歴応答解析にて加振し、解析初期の液面高さより液面が下がると、当該箇所より上部は負圧が算出される。この時、流体に接していない面に作用する水圧は実現象には存在しないが、ポテンシャル理論を用いた場合、解析上は算出される。そのため、本論文では算出された合計圧力のうち、負の値となっているものを除外して検討を進めることとする。

##### (3) 合計圧力

図-15 に各振動数における取得した合計圧力の時刻歴をそれぞれ高さ毎に示す。図-15 よりいずれの高さにおいて、4.91Hz、5.89Hz、9.96Hz の正弦波で加振した場合に取得された合計圧力に大きな差は生じておらず、7.93Hz の正弦波で加振した際は、他の 3 ケースと比較して取得された合計圧力が大幅に増大した。よって、仕切り板の固有振動数と推定される 7.93Hz での共振によって流体部も大きく振動し、仕切り板でバルジング現象が発生する可能性があると考えられる。

次に、図-15(a)~(d)より、高さ 0~1500mm における 7.93Hz で加振した解析結果では合計圧力の最大値は概ね 40,000~50,000Pa の範囲内である。一方、図-15(e)、(f)より、高さ 2000mm、2500mm における 7.93Hz で加振した解析結果では合計圧力の最大値がそれぞれ高さ 2000mm で



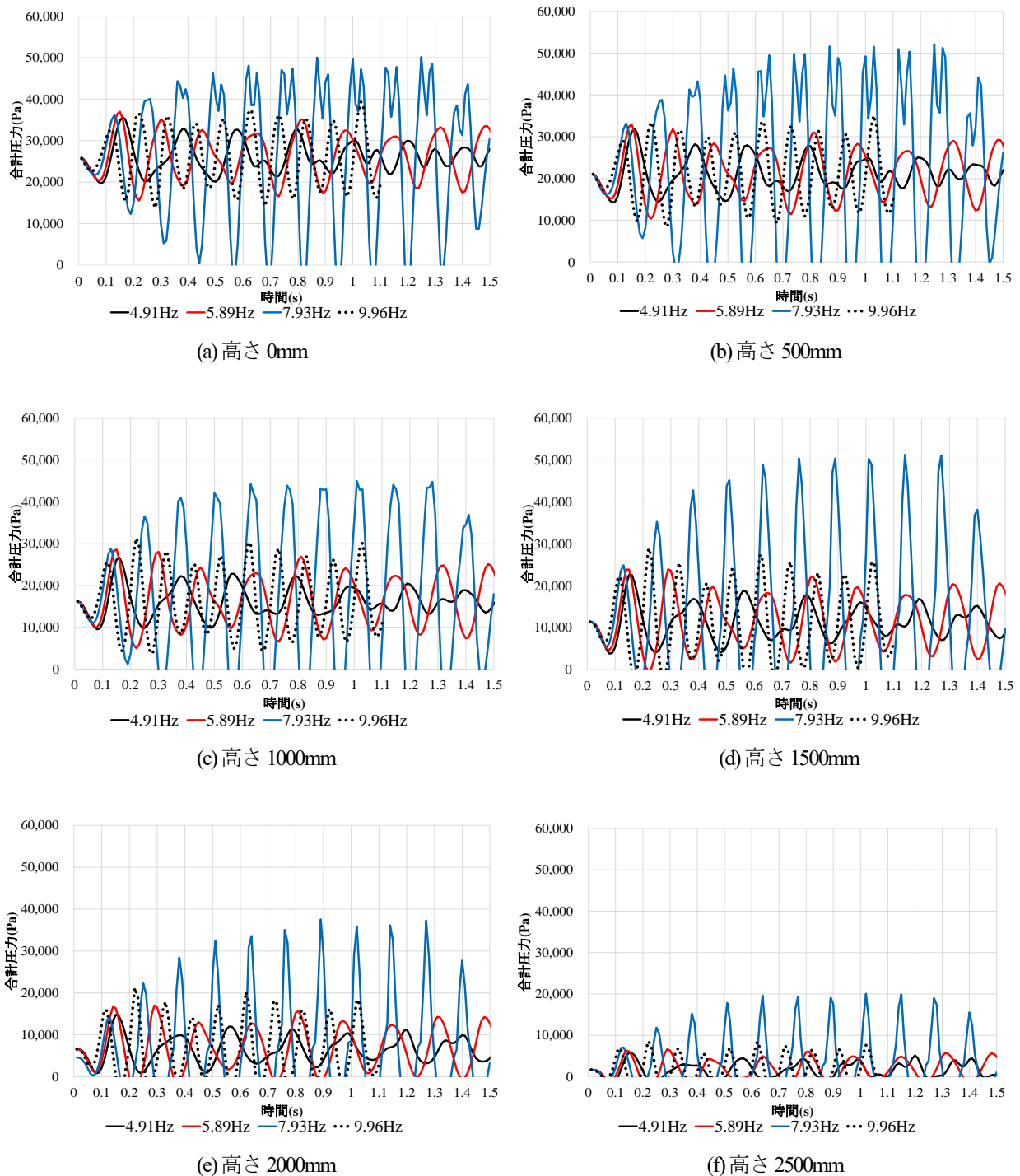


図-15 各振動数における合計圧力の時刻歴

は 30,000~40,000Pa, 高さ 2500mm では 10,000~20,000Pa の範囲内であり, 高さ 0~1500mm の場合と比較して, 高さ 2000mm を境に取得された合計圧力の値が大きく減少している. 通常, 静水圧は水深に比例し三角形分布となっており, このことから動水圧が高さ 2000mm を境に大きく減少しており, 動水圧の分布は, 静水圧とは異なり不規則となっていると考えられる.

ここで図-15 より, 4.91Hz, 5.89Hz, 9.96Hz で加振した場合のケースの比較を行うと, いずれの高さにおいて

も同時刻における合計圧力の大きさは 9.96Hz, 5.89Hz, 4.91Hz の順となった. これは仕切り板の固有振動数と推定される 7.93Hz と近接するに従い, 取得された合計圧力が大きくなるためであると考えられる. 5.89Hz と 9.96Hz は仕切り板の固有振動数と推定される 7.93Hz と両者共に約 2Hz の差があるが, 取得された合計圧力は 9.96Hz の方が大きくなっている. これは 9.96Hz の方が高周波数であり, 本論文で対象とする二槽式 SUS タンクの補強材を含むタンク全体で共振が生じるためであると考えられる.

#### 4.4 仕切り板と側壁部に作用する合計圧力

仕切り板との共振が確認された 7.93Hz 正弦波加振時において、仕切り板に作用する合計圧力と側壁部に作用する合計圧力、合計圧力から静水压を差し引いた動水压の高さごとの経時変化における最大値の比較をそれぞれ行う。仕切り板、側壁部に作用する合計圧力の取得箇所は図-14、16のそれぞれの図中に示す流体部の側壁部の中央部に位置する箇所とし、高さ方向に 0~2600mm の範囲で 100mm 毎に計 27 箇所取得する。側壁部、仕切り板で取得された水圧の最大値と高さの関係を図-17、18にそれぞれ示す。

図-17より、側壁部に作用する合計圧力と動水压は概ね高さが下がるに従い大きくなり、パネルの接合部に対応する高さ 0mm, 1000mm, 2000mm で合計圧力はそれぞれ約 73,000Pa, 約 52,000Pa, 約 29,000Pa, 動水压はそれぞれ 47,000Pa, 36,000Pa, 22,000Pa となっている。ここで、高さが上がるに従い、合計圧力に占める動水压の割合が大きくなっているが、これは静水压が高さが大きくなるに従い、小さくなるためである。また、いずれの高さにおいても動水压の最大値が静水压を上回る結果となっている。

次に図-18より、仕切り板に作用する合計圧力と水圧は高さ 0mm から 400mm, 500mm にかけて大きくなり、1000mm まで減少傾向となっている。高さ 1000mm から 1600mm, 1700mm まで増加している。それ以降は減少傾向となっている。ここで、合計圧力、動水压の極小値は概ねパネルとパネルの接合部分と概ね一致しており、高さ 1000mm で合計圧力は約 45,000Pa, 動水压は約 29,000Pa となり、高さ 2000mm で合計圧力は約 45,000Pa, 動水压は約 38,000Pa となっている。一方、合計圧力、動水压の極大値は各パネルの中央部と概ね一致している。1 段目のパネルの中央部と対応する高さ 400mm で合計圧力は約 52,000Pa, 動水压は約 30,000Pa となり、2 段目のパネルの中央部と対応する高さ 1600mm で合計圧力は約 51,000Pa, 動水压は約 41,000Pa となっている。これらのことから、仕切り板の合計圧力、動水压は概ね仕切り板の矢状面の形状に沿うような分布となっている。また、仕切り板も側壁部と同様に、いずれの高さにおいても動水压の最大値が静水压を上回る結果となっている。

#### 5. おわりに

本論文では、二槽式SUSタンクの仕切り板に着目し、著者らの従来の研究実績<sup>17,18)</sup>を踏まえた上で、動的な解析である流体と構造の連成解析を行い、固有振動数解析ならびに時刻歴応答解析を実施した。

はじめに著者らの研究結果<sup>18)</sup>の再検討を行い、側壁部、仕切り板に作用する von Mises 応力の比較を行ったが、4.91Hz 正弦波加振では仕切り板の共振が確認されなかった。そこで著者らが実施した固有振動数解析結果<sup>17)</sup>を再

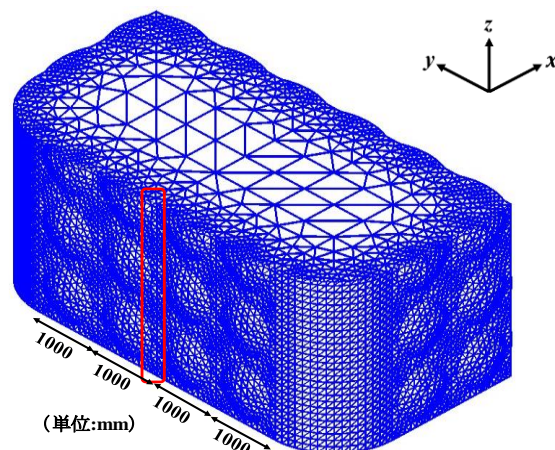


図-16 合計圧力の取得位置 (側壁部)

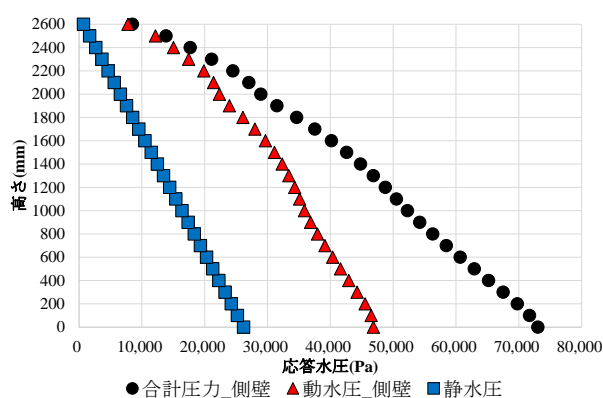


図-17 側壁部に作用する水圧の最大値 (7.93Hz)

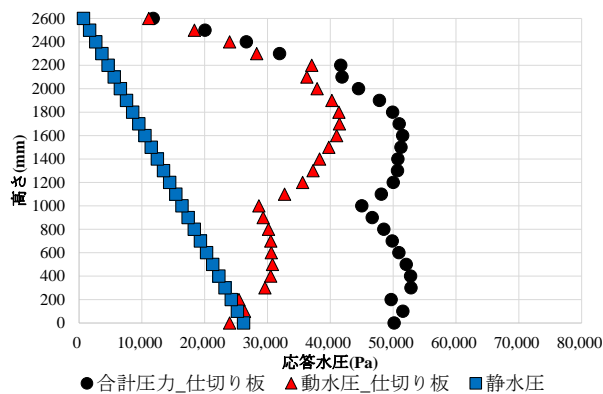


図-18 仕切り板に作用する水圧の最大値 (7.93Hz)

検討したところ、7.93Hz において仕切り板にて振動モードが確認された。次に推定された仕切り板の固有振動数である 7.93Hz を用いた正弦波を入力加速度とする時刻歴応答解析を行い、これらの解析結果から得られた側壁部、仕切り板に作用する von Mises 応力、水圧をそれぞれ比較した。また固有振動数を変化させた場合の正弦波加振時に作用する合計圧力との比較を行うために、著者らが実施した固有振動数解析結果<sup>17)</sup>から得られた 5.89Hz,

9.96Hz の正弦波を加振した時刻歴応答解析も行った。得られた vonMises 応力より、7.93Hz において仕切り板の共振が確認された。さらに、4.91Hz, 5.89Hz, 7.93Hz, 9.96Hz の正弦波を加振したケースにおける合計圧力の時刻歴の比較より、仕切り板で共振するとされる 7.93Hz の正弦波加振時の合計圧力は 4.91Hz, 5.89Hz, 9.96Hz の正弦波の加振時の合計圧力と比較して極めて大きくなることが確認された。

ここで、現行の仕切り板の設計は式(1a)より高さ方向の圧力の総和は、静水圧が地震時動水圧より大きくなるのが仮定されており、図-1 より、地震時動水圧の分布は側壁と対称とされている。これらの条件下で式(1b)に表されているように、仕切り板に作用する合計圧力が側壁に作用する合計圧力を常に下回るため、側壁と同構造とすれば、仕切り板の検討が不要とされている。しかし、図-17, 18 より側壁部、仕切り板に作用する動水圧の最大値は概ね静水圧より大きくなっており、動水圧の分布は側壁部と仕切り板で非対称となっている。さらに仕切り板、側壁部に作用するそれぞれの合計圧力の最大値を比較すると、高さ 0~1100mm までは、側壁部に作用する合計圧力の方が大きくなっており、これに対して、1200~2600mm では仕切り板に作用する合計圧力の方が大きくなっており、水位の半分以上で仕切り板に作用する合計圧力が、側壁部に作用する合計圧力を上回っている。

以上のことから、現行の仕切り板に関する設計の考え方は不適切であり、仕切り板の固有振動数と共振するような地震が発生した場合、現行の設計指針で仮定している条件が成立しない可能性が高いと考えられる。

ここで、本論文では固有振動数が 7.93Hz, 加速度が震度 6 弱程度に相当する 350Gal の正弦波を入力加速度として加振したが、実際に固有振動数が 7.93Hz, 加速度が 350Gal 程度の地震が発生する可能性は低いと考えられる。しかし、本論文では比較的小規模の二槽式 SUS タンクを対象としたため、仕切り板の固有振動数が高周波数となった。仮に同様な構造で規模が大きな二槽式 SUS タンクとなった場合、仕切り板の固有振動数が低周波数側となり、発生頻度が高くかつ大きなエネルギーを持つ地震波との共振を起こす可能性が高いと考えられる。

今後の課題は、本論文で対象としたタンクより低周波数側の固有振動数であると予想される大型の二槽式 SUS パネルタンクを対象とし、本論文と同様に仕切り板に作用する水圧を算出し、設計の考え方の問題点をさらに検討することである。

## 謝辞

本研究の一部は、(独)日本学術振興会科学研究費・基盤研究(C)(研究代表者:平野廣和)ならびに中央大学特定課題研究費の給付を受けたことを付記する。

## 参考文献

- 1) 小野泰介, 遠田豊, 竹本純平, 平野廣和: 熊本地震におけるステンレスパネルタンクの被害調査とスロッシング発生時の損傷の検証, 構造工学論文集, Vol.66A, pp.137-146, 2020.
- 2) 厚生労働省健康局水道課: 「東日本大震災水道施設被害状況調査報告書(平成 23 年度災害査定資料整理版)」, 3.1 拠点施設の被害状況とその要因・課題, 2012.
- 3) 国立研究開発法人建築研究所: 平成 28 年(2016 年)熊本地震による建築物等被害第五次調査報告(速報), 2016.
- 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 (構造・地震工学), Vol.73, No.4, pp.711-720, 2017.
- 5) 国立研究開発法人建設研究所: 2022(令和 4)年 3 月 16 日 23 時 36 分頃の福島県沖を震源とする地震による鉄筋コンクリート造等建築物および建築設備の被害調査報告, 2023.
- 6) 塩野谷遼, 平野廣和, 井田剛史, 河田彰: 実機貯水槽を用いたバルジング振動に関する振動実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.73, No.4, pp.404-411, 2017.
- 7) 小野泰介, 竹本純平, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 構造形式の異なる矩形タンクのバルジング振動応答特性の比較, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.76, No.4, pp.66-74, 2020.
- 8) 竹本純平, 小野泰介, 平野廣和, 佐藤尚次: ステンレス製パネルタンクの流体と構造を連成した時刻歴応答解析, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.76, No.2, pp.153-162, 2020.
- 9) Housner, G.W.: The dynamic behavior of water tank, Bulletin of The Seismological Society of America, Vol.53, No.2, pp.381-387, 1963.
- 10) 日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説 2022 年版, 2022.
- 11) 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, pp.623-650, 1975.
- 12) 岡田統夫, 坂井藤一, 迫田治行: 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 & 61, 1975. & 1976.
- 13) 箕輪親宏, 清水信行, 鈴木純人: 長方形ステンレスパネル水槽の振動台実験, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.68, No.668, pp.1056-1063, 2002.
- 14) 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.

- 15)佐久間真輝, 鈴木森晶, 青木大祐, 坂東芳行, 行田聡: パネル接合部の損傷に着目したステンレス鋼製パネルタンクの強度の検討, 土木学会中部支部研究発表会, 2019.
- 16)渡邊尚彦, 清水咲菜, 行田聡, 青木大祐, 増井龍: 加振方向角が矩形タンクバルジング応答に及ぼす影響に関する実験的研究, 第76回土木学会年次学術講演会, I-271, 2021.
- 17)平井秀, 小野泰介, 平野廣和, 佐藤尚次: 振動計測と固有振動数解析による実機貯水槽のバルジング固有振動数の推定, 土木学会論文集 A2 (応用力学) 特集号, Vol.80, No.15, 2024. (掲載決定)
- 18)白井航太, 小野泰介, 平野廣和, 佐藤尚次: 既存 SUS タンクによるバルジング固有振動数での時刻歴応答解析, 土木学会論文集 A2 (応用力学) 特集号, Vol.80, No.15, 2024. (掲載決定)
- 19)白井航太, 小野泰介, 平野廣和, 佐藤尚次: 加振方向角の違いがステンレス製パネルタンクのバルジング振動に及ぼす影響, 土木学会論文集 A2 (応用力学) 特集号, Vol.79, No.15, 22-15031, 2023.
- 20)日本水道鋼管協会技術資料: ステンレス鋼製角型配水池設計指針, 2010.
- 21)平野廣和, 松田宏, 長沼寛樹, 井田剛史, 樽川智一: 浮屋根式タンクのスロッシング時の挙動把握のための流れと構造の連成解析, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.605-613, 2007.
- 22)吉原醇一, 安井譲, 角田智彦, 中村嶽: 可撓性矩形水槽の振動特性について, 大林組技術研究所報, No.20, pp.17-24, 1980.
- 23)齊藤崇, 小野泰介, 池田直生, 平野廣和, 佐藤尚次: 微動計測装置を用いた貯水槽のバルジング固有振動数の推定, 構造工学論文集, Vol.69A, pp.253-261, 2023.

(2023年9月4日受付)

(2024年2月6日受理)