

中央大学博士論文

A Study on Understanding Different Vibration
Phenomena in Water Tanks and Their Seismic Design

貯水槽における異なる振動現象の把握
とその耐震設計に関する研究

Taisuke Ono

小野 泰介

博士（工学）

中央大学大学院
理工学研究科
都市人間環境学専攻

令和3年度

2022年3月

目 次

第1章 序論

1.1 はじめに	1-2
1.2 水槽の地震被害	1-5
1.3 研究事例	1-7
1.4 貯水タンクの設計基準	1-8
1.5 研究の目的と本論文の構成	1-14

第2章 パネルタンクの被害調査

2.1 熊本地震でのタンク損傷被害調査	2-2
2.2 東日本大震災でのタンク損傷被害調査	2-8
2.3 まとめ	2-17

第3章 実機 SUS タンクを用いた振動実験

3.1 実機 SUS タンクを用いた振動実験	3-2
3.2 熊本地震被害調査と振動実験結果との比較	3-13
3.3 まとめ	3-14

第4章 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

4.1 実験概要	4-2
4.2 実験結果	4-9
4.3 まとめ	4-17

第5章 SUS タンクを用いた解析

5.1 解析条件	5-2
5.2 解析概要	5-8
5.3 解析結果	5-10
5.4 まとめ	5-20

第6章 鋼板製一体形タンクのバルジング解析

6.1 概要	6-2
6.2 結果	6-5
6.3 容量別のバルジング固有振動数解析	6-8
6.4 まとめ	6-11

第7章 貯水槽の耐震化向上のための スロッシング8の字型浮体式制振装置の開発

7.1 制振装置の開発	7-2
7.2 2m FRP製タンクでの検討	7-6
7.3 3m 鋼板製タンクでの検討	7-19
7.4 まとめ	7-29

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

8.1 概要	8-2
8.2 実験による検証	8-3
8.3 実験結果から導かれる計算式	8-5
8.4 耐震効果の例	8-9
8.5 まとめ	8-17

第9章 結論

9.1 おわりに	9-2
9.2 謝辞	9-8

第1章

序論

- 1.1 はじめに
- 1.2 水槽の地震被害
- 1.3 研究事例
- 1.4 貯水タンクの設計基準
- 1.5 研究の目的と本論文の構成

1.1 はじめに

我国では様々な地震被害が懸念されている。その一例として、2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震(M9.0) (以下、東日本大震災) において、津波被害や原発事故が大きくクローズアップされている。その他、生活に直結した地震被害として生活用水の不足が挙げられる。生活用水の供給を担っている貯水タンクは、地震により破損したことにより貴重な水が失われるに至っている。ステンレス製やFRP製の矩形貯水タンクの破損被害が多数見つかった。被害地域内の上水道配水施設などでの大型矩形タンクの破損や、写真-1.1.1に示す震源から遠く離れたつくば市高エネルギー研究機構においても大型矩形タンクが変形する被害などが多数報告されている。東日本大震災ではこのようなタンクの被害により病院、学校の避難所でライフラインである水が十分に配給されず甚大な被害をもたらした。写真-1.1.2に示す仙台医療センターでは、貯水タンクの破損により緊急外来の受け入れを制限する事態に陥った。また、我々の調査では仙台市内の公立の小中学校では、196校中62校で貯水タンクの破損被害が生じ、11校では貯水タンクが完全に破壊し、避難所でライフラインである水が十分に配給されず甚大な被害をもたらした。



写真-1.1.1 つくば市高エネルギー研究機構 写真-1.1.2 仙台医療センターの被害状況

これらの貯水タンクの被害は東日本大震災に始まった被害ではなく、兵庫県南部地震（以下、阪神淡路大震災）、能登半島地震、中越地震、中越沖地震等でも被害が生じている。さらに同様の被害は、2016年4月14日及び16日に熊本県を中心として熊本地震の前震（気象庁変位マグニチュードMD=6.5）、本震（同MD=7.3）の地震においても多数生じており、熊本県内においては市民生活に直結する学校、病院、集合住宅等の給水タンク及び水道局施設の配水タンクにも多くの被害が発生していることが報告されている。

このような種の貯水槽被害の一つとして、数秒から数十秒のやや長周期地震動によるスロッシング現象（液面揺動の励起）の発生が原因であると推定されている。近い将来必ず発生する南海トラフでの巨大地震や首都圏直下型地震等で生じる「やや長周期地震動」による地震災害に対応することが重要である。やや長周期地震動の影響により、石油タンクや使用済み核燃料貯蔵プールにおいてスロッシング現象が発生する可能性がある。このスロッシング現象によって、石油タンクにおいてはタンクのリング火災、全面火災といった火災事故や浮屋根の損傷または、浮屋根が沈没する事故が発生した。原子力発電所における使用済み核燃料貯蔵プールにおいては、貯蔵液体が溢流りする事故が発生した。いずれもスロッシング現象によって甚大な事故が発生している。

石油タンクの被害事例は1964年新潟地震、1983年日本海中部地震、2003年北海道十勝沖地震が挙げられる。新潟地震ではスロッシングによるタンクの破損と溢流から石油ヤード全体の火災に至る被害が生じた。また、日本海中部地震では過大なスロッシングの発生とタンク浮き屋根等の破損が生じている。そして十勝沖地震では、震源から200km離れた苫小牧地区において、7基の石油貯蔵タンクの浮き屋根が沈没、2基のタンクで全面火災にまで拡大し甚大な被害が生じた²⁾。被害の後の状況を写真-1.1.3に示す。

そして、2007年7月16日に発生した新潟県中越沖地震(M6.8)の地震動の影響により、東京電力柏崎刈羽原子力発電所内の使用済み核燃料貯蔵プールにおいて、貯蔵液体の溢流が確認された。使用済み核燃料貯蔵プールは、水面と床の高さが30cmあったが、この高さを超える勢いでプールの水が放射線管理区域外へ溢流した。この一つの原因として、貯蔵プール内の貯液と水が共振することによって、スロッシング現象が発生したのではないかと推定されている。更に、東日本大震災では震源から遠く離れた地域においても長周期地震動（スロッシング）被害などが多数報告されている。故に、スロッシング現象の把握は重要になってくる。スロッシング現象の特徴は、震度やマグニチュード等の地震動の強弱ではなく、地震の周期と貯水槽の大きさと内容液の水深で決まるスロッシングの固有周期とが

一致し、内容液が共振することにより生じる動的な応答問題である。そのため、震度3程度での小規模な地震の揺れであっても、この固有周期が一致し、かつ地震の揺れている時間が長ければ発生するものである。



写真-1.1.3 十勝沖地震で破壊したナフサタンク

また、近年では新たにバルジングによる被害が着目されつつある。バルジングとは短期地震動により、タンク構造体の振動が主体となる流体と構造の連成振動現象と考えられている。これらはタンク天井のスロッシングではない、タンク中央部から下部付近での側板が裂ける被害が東日本大震災や熊本地震で多く報告されたことから最近話題となっている。バルジングについての設計基準は未だになく、矩形タンクにおけるバルジング現象を研究した事例も少ない。

このようにタンクには二つの異なる振動現象がある。よって、本論文ではスロッシングだけでなくバルジングについても追究し、今後のバルジング対策や設計時の指針となることを目指す。

1.2 水槽の地震被害

2011年東日本大震災での我々の現地調査の結果や関連の報告書^{3),4)}によると、矩形タンクに発生する被害には、大きく分けて二種類あることがわかってきた。一つは天井や上部の側板が破損した事例であり、もう一つは下部を中心としての側板や隅角部が破損した事例である。前者は、やや長周期地震動による液面揺動の励起であるスロッシングが原因であるのに対し、後者はタンク構造体の振動が主体となるバルジングが原因と考えられる。同様の被害は、2016年熊本地震^{5),6),7)}においても多数生じており、熊本県内においては市民生活に直結する学校、病院、集合住宅等の給水タンク及び水道局施設の配水タンクにも多くの被害が発生していることが報告されている。

井上ら⁴⁾の研究によれば、東日本大震災での給水タンクに関する広域アンケートを実施し、岩手県、宮城県、福島県、栃木県、茨城県での公立学校や病院を中心とした調査で、合計163基の顕著な被害を分析した。この内125機余りのタンクが、高さ方向で真ん中より下側のパネルで主として破損が生じていると指摘している。このことから、井上ら⁴⁾はバルジングが破損の主要因であると考えられると指摘している。その結果、バルジングによる側板等の破壊がスロッシングによる天端破壊よりも4:1の比率で多いことを指摘している。同様に井上ら⁷⁾は、熊本地震における被害調査において給水タンクで21基、配水タンクで9基の被害報告を入手したとしている。ここで、バルジングとスロッシングの被害比率は2:1であり、1995年阪神淡路大震災と同程度であったと論じている。このようにバルジングの被害が顕著であるので、今後タンクをはじめとする給水タンクの耐震安全性を向上させるためには、スロッシングのみならずバルジング問題の解明が重要であり、かつバルジング対策をどのようにタンクの耐震設計に取り入れていくかが、一つのポイントになるものと思われる。

我々研究グループでは、熊本地震の発災直後の4月17日から熊本市を中心として現地調査を実施して来た。発災直後ということで、救助活動の妨げにならないことを第一と考えたことから十分な調査ではないが、熊本市周辺の災害拠点病院においての貯水槽や上水道の大型配水池等でステンレスパネルタンク（以下、SUSタンク）の損傷を多く確認することができた。

さらに我々の現地での貯水槽損傷被害調査⁸⁾の他、井上らの現地調査結果^{4),7)}や関連の各種の報告書^{3),5),6)}によると、1995年阪神淡路大震災により改訂された最新の設計基準におい

て設計，施工された SUS タンクの被害が数多く報告されるに至っている．ここでの損傷被害の原因は，主にスロッシング現象（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）とバルジング現象（内容液と構造体の連成振動）の2つの現象によるものと考えられる．

1.3 研究事例

1.3.1 スロッシング

(1) 石油タンク

タンクに関する研究は、大型の石油タンク等に代表される円筒形のタンクに関しては坂井らの研究グループ^{9),10)}が中心となって行っており、石油タンクの耐震設計基準などに既に明文化されている。また、井田が円筒の浮屋根式タンクのスロッシング減衰対策とその減衰挙動に関する研究¹¹⁾を行っている。

(2) 貯水槽

本論で扱う矩形貯水槽に関する研究は、実験では箕輪らの研究^{12),13),14)}や我々の研究⁸⁾が、解析では我々の研究¹⁵⁾や井上らの研究¹⁶⁾がある他に研究例が少ないのが現状であることから、その挙動の詳細は解明されていない。

一方、小型の容器に属する貯水槽に関しても地震発生時の動的な挙動を把握し、内容液の液面揺動等の発生を抑えることは、ライフラインとして重要な役割を担う貯水槽の被害を防ぐことに繋がり、非常に有意義である。これらの液面揺動等の発生を抑える対策に関しては、様々な検討が行われており、貯水槽内部に金網を設置する方法¹⁷⁾、抵抗板を設置する方法¹⁸⁾、側壁にプラスチック繊維を貼り付ける方法¹⁹⁾等が提案されている。しかし、これらの方法は既存の貯水槽に設置する場合、装置の固定方法などの施工性の問題、さらには衛生面の確保のため法的に義務付けられた内部定期清掃等の検討課題が残っていることから、どれも実用化には至っていない。

1.3.2 バルジング

バルジング問題は、鬼頭ら²⁰⁾により接水振動などとも呼ばれたが、現在では流体と構造の連成振動 (Fluid-Structure Interaction 以下, FSI) の問題として扱われている。タンクの問題では、坂井ら^{9),10),21)}が円筒タンクの耐震の問題を FSI の観点から実験ならびに有限要素法による構造解析により詳細に検討し、初めて耐震設計用に簡明な設計式を与えた。なお、ここでこの現象をバルジングモードと命名したのは、坂井ら^{9),10),21)}の研究が最初である。

1.4 貯水タンクの設計基準

従来のタンクの設計方法は、表-1.4.1 に示すように、給水貯水タンク耐震仕様法令変遷において、1980 年以降 2 回の改定が行われた。しかし、結果的に静的な荷重の組み合わせで設計が行われており、動的な挙動を考慮した設計は行われていないのが現状である。

表-1.4.1 給水貯水タンク耐震仕様法令変遷

■1980 年以前 水平震度：0.3G（鉛直震度は含まず）

■1980 年 建築基準法施行令による設計水平震度

上層階・屋上及び塔屋	1.0G	1.5G
地下及び1階	2/3G	

■1997 年 建築設備耐震設計・施工指針による設計水平震度

設置場所	耐震安全性の分類			
	特定の設備		一般の設備	
	重要水槽	一般水槽	重要水槽	一般水槽
上層階・屋上及び塔屋	2.0G	1.5G	1.5G	1.0G
中間階	1.5G	1.0G	1.0G	0.6G
地下及び1階	1.5G	1.0G	1.0G	0.6G

現状の各タンクの耐震設計基準は、「FRP 水槽構造設計計算法」²²⁾に準じて作成されている。貯水槽の耐震設計基準は、形状が単純であることから震度法による静的解析を採用しており、動的な設計手法は取り入れられていないのが現状である。具体的には、側板のパネルの素材の種類に応じてタンクを製造している関連業界毎に設置された協会において自主的に作成されているのが現状である。ただし、これらの耐震設計基準は、FRP 水槽耐震設計基準が基本となっており、これを基にして SUS 製タンク、鋼板製タンクの特徴を加味して加筆され、各水槽形式への耐震設計基準とされている。

現在、日本各地で設置されている FRP 製タンクは古いものは 40 年以上前に設置されたものから最新のものまで様々な年式のタンクが存在している。近年の FRP 製タンクは FRP 水槽構造設計計算法に基づいて設計されているが、1980 年の水槽耐震設計基準（案）が制定されるより前に設置されたタンクについては当時 FRP 水槽設計の明確な基準がなかったこともあり、図-1.4.1 (a)に示した耐震性能を考慮していない非耐震仕様である水槽が多い。以降は耐震性が考慮され、同じ内部補強構造である図-1.4.1 (b)に示したトライバー方式の

タンクが登場したがスロッシングには非対応である。そして1995年に発生した兵庫県南部地震では水槽にも一定の被害が発生し、災害時における水確保の重要性を再認識させられた。これにより設計基準の見直しが行われ、現在のFRP水槽設計耐震基準が制定されたことにより、図-1.4.2に示した地震動に対して高い剛性を持った外補強方式のタンクが登場した。現在においても図-1.4.1(a)のような非耐震仕様のタンクが存在しており、地震時に水槽が被害を受ける危険性がある。

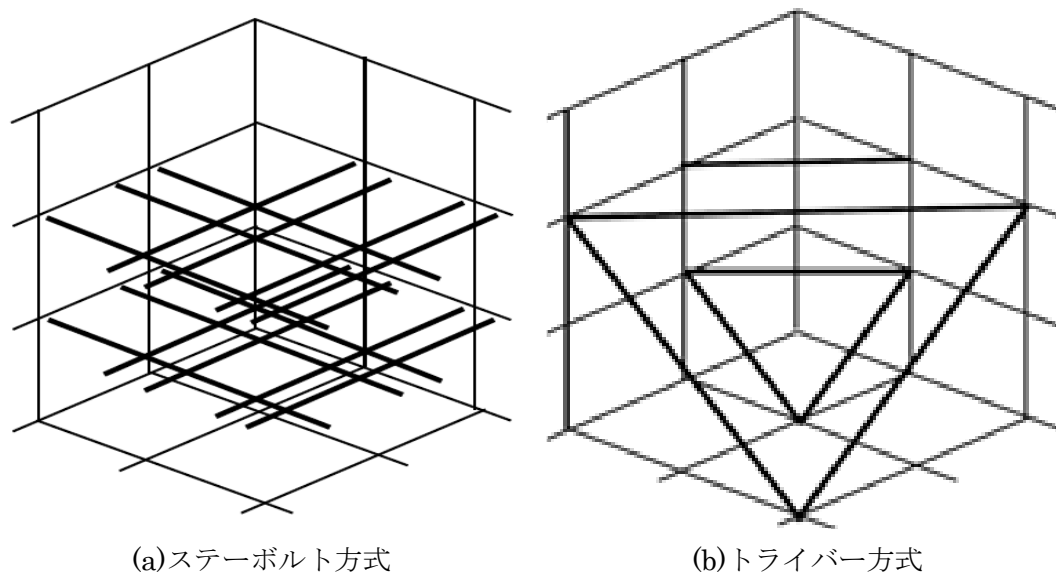


図-1.4.1 内部補強構造

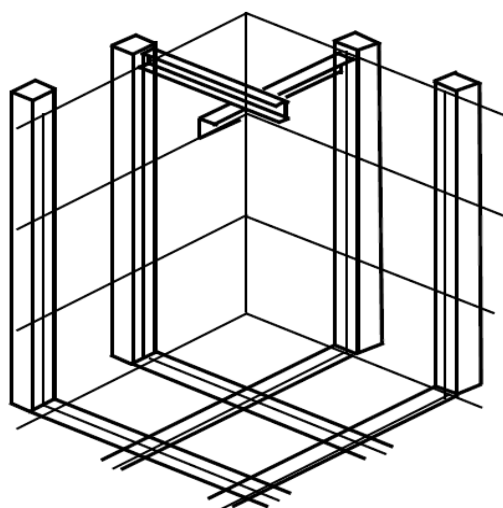


図-1.4.2 外補強構造

ここでスロッシングに関する項目は、タンク側板を完全剛体と仮定し、Housner の式²³⁾に代表されるように、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液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、ここで示されている地震時の動液圧は、タンクの剛体運動に伴って生じるものであり、その結果入力加速度に比例する形となっている。


ここで規定されているFRP製タンクの耐震設計基準は、1950年に建築基準法が制定され、1978年の宮城県沖地震を受けての一部が改正を受けて（社）強化プラスチック協会により1980年に「FRP水槽耐震設計基準」、1981年に「FRP水槽構造設計計算法」が定められたものである。その後、1995年の阪神淡路大震災発生を受けて見直しが行われ、1996年に改訂版が発行された。改訂内容としては、水の揺動（スロッシング）による天井部外力での破壊被害が多く見られたこと、また建物やタンクの用途・重要度に応じて、設計者やユーザーの選択によってより耐震性を高めることが必要であるという認識のもと見直しがなされた。地震による水槽の応答には、以下の2つの応答があるとしている。

- ① 地震の加速度に対して応答する加速度応答
- ② 変位のやや長周期成分に対して共振的に応答する変位応答

①は、1996年版の最新のFRP水槽耐震設計基準によると、受水槽の設計地震力の標準値として設計用水平震度 K_H を最大 2.0 とし、角形水槽の側壁に働く変動水圧 (P_w) を式(1.4.1)に示す Housner の式²³⁾により計算している。ここで l は角形水槽の一辺長の 1/2, h は水深, y は水面からの深さ, γ は水の比重をそれぞれ表す。

$$P_w = \sqrt{3}\gamma k_H h \left\{ \frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right\} \tanh \left(\sqrt{3} \frac{l}{h} \right) \quad (h \leq 1.5l \text{ の場合})$$

$$P_w = \gamma k_H l \quad (h > 1.5l \text{ の場合}) \quad (1.4.1)$$

②はスロッシング現象であり、地震の加速度が小さくても、変位のやや長周期成分と水槽固有のスロッシング周期が接近して共振状態になると、-1.4.3 のスロッシング発生時の水面の模式図に示すように、天井部等に高い水圧が発生し、また上部の側板付近では負圧が生じることで、これらの部分を破損させる危険性が考えられる^{24),25)}。

また、スロッシング波高・波動圧に対しても、上述の①と同様に設計基準が設けられており、式(1.4.2)～(1.4.4)で求めることとしている。この時の速度応答スペクトル値 S_V は、耐震性を特に重視して上層階の屋上及び塔屋に設置する場合、最大で 375 cm/s で設計することとしている。

$$W = 0.84 \frac{l \omega_s S_V}{g} \quad (1.4.2)$$

$$p_{ro} = \left(\frac{1.6h}{\pi} + h_s \right) \rho \dot{W} + \rho \dot{W}^2 \quad (0 < h/2l < 0.62) \quad (1.4.3)$$

$$p_{ro} = \left(\frac{2l}{\pi} + h_s \right) \rho \dot{W} + \rho \dot{W}^2 \quad (h/2l \geq 0.62) \quad (1.4.4)$$

ここで、 p_{ro} は水槽天井部に働く基準変動水圧、 W は波高、 ω_s は1次スロッシング固有円振動数、 S_V は速度応答スペクトル値、 ρ は内容液の密度、 l は角形水槽の一辺長の1/2、 h は水深、 h_s は上部の空隙をそれぞれ表す。

これらからも判るように、現状の貯水槽の基準には、スロッシングに関する設計基準はあるが、バルジングに関する基準が無いのが現状である。この背景にあるのは、スロッシング問題が Housner の式²³⁾に代表されるように、貯水槽を剛体と仮定し、貯水槽の流体運動を簡単な物理モデルで近似することで矩形や円筒形に対する地震時動液圧を求めるための設計近似式が導けることである。そのためここで論じている地震時の動液圧は、貯水槽の剛体運動に伴って生じるものとなり、その結果入力加速度に比例する形となっている。

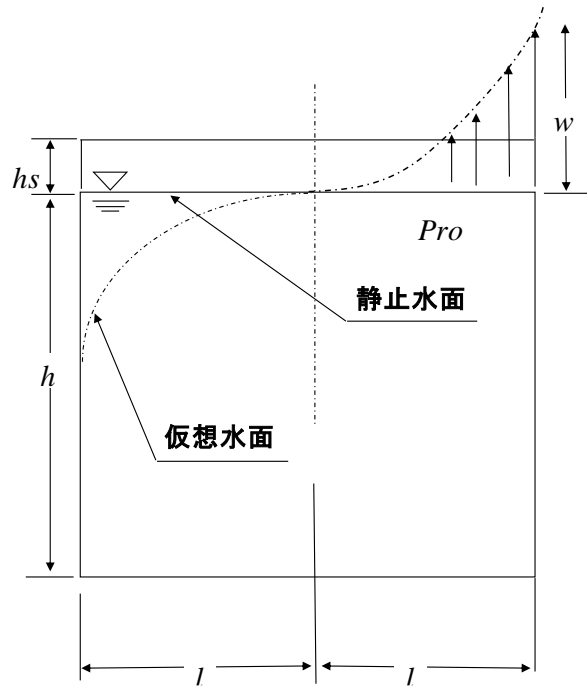


図-1.4.3 スロッシング発生時の水面の模式図

一方、バルジング問題は、側板のパネルが液体と接して振動することから、側板が弾性体として変形しながら振動することである。そのため明らかにスロッシング問題とはその性状が異なり、複雑な挙動を示すことから、この問題が設計に反映されてこなかったと考えられる。

図-1.4.4の模式図に示す様にバルジング発生時には、側板のパネルに水深方向へ大きくなる P_w (動液圧) が水平方向に作用する。これが地震発生に衝撃力となり側板を加振することから、下部側板のパネルに損傷被害が生ずることとなる。さらにスロッシングにおいて、振動方向に方向角がある場合には、波が隅角部に集中することから、この部分に損傷が集中することが既にわかっている^{24), 25)}。そのため、下部側板のパネルに損傷被害が生ずることとなる。一方、本論で扱うバルジングは、側板のパネルが液体と接して振動することから、側板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 Interaction, FSI) の問題として扱われている。そのために明らかにスロッシングとはその性状が異なり、複雑な挙動を示すことになる。よってこのバルジングが、設計に十分に反映されてこなかったと考えられる。

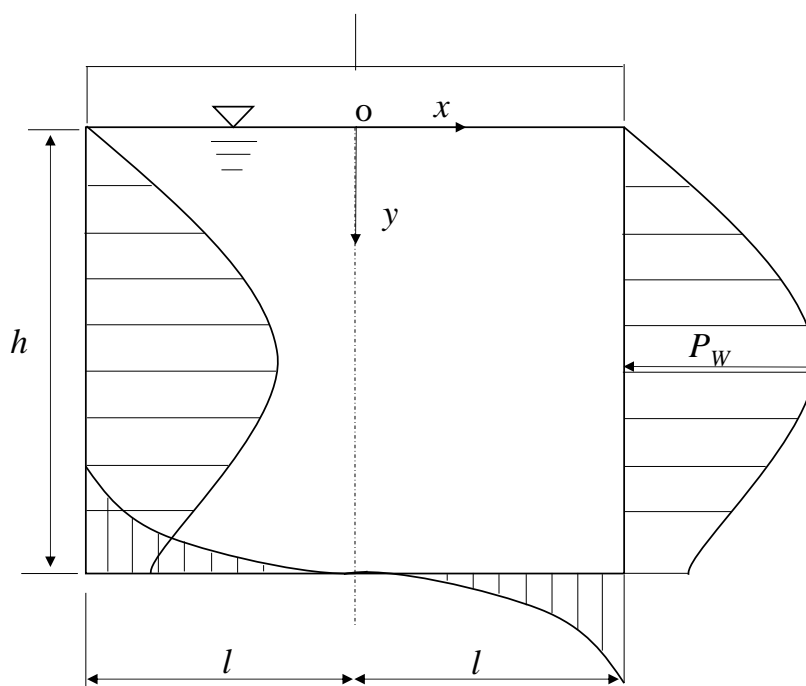


図-1.4.4 バルジング発生時の側板に生ずる圧力の模式図

このように、タンクにバルジングの被害が最近の地震でも多数発生したことから、タンクの耐震安全性を向上させるために、改めてバルジング問題の解明が緊急の課題となっている。さらにこの成果をタンクの耐震設計に反映させ、バルジング対策をどのように取り入れていくかが重要である。

話は変わるが構造物の地震被害は、地盤条件の影響を大きく受けることがよく知られている。そのため、貯水槽などの構造物の地震被害に対しては、地盤条件を考慮した対策を進めることも必要ではないかと考える。地震による貯水槽被害の要因として、やや長周期地震動によって、貯水槽内の水が共振することで液面揺動するスロッシング現象と、短周期地震動によってタンクと内容液が連成振動するバルジング現象が考えられる。これらは、地震動の卓越振動数とスロッシング、バルジングの固有振動数が近接する場合に、より大きな振動が発生する。また、貯水槽被害の発生に影響を与える地震動の周期特性は、表層地盤の増幅特性の影響を大きく受けることが知られている。以上のことから、貯水槽被害の発生は地震動の周期特性と関連があるため地点別の地盤増幅特性が大きな影響を与えると考えられる。

また、落合²⁶⁾によると米国では10Hz以上の振動数のみで設計基準地震動を超える地震動は耐震強度上の考慮を不要とする手法が採られている。落合のこの報告では、我国で観測された地震動記録を用いて、地震動の10Hzを超える振動数成分は地震時の健全性への影響が極めて小さく、米国の手法が妥当であることを確認した。地震動の高振動数成分、特に10Hz以上の成分については、加速度応答が大きくなる場合であっても、そのエネルギーは小さいことから、構造物の損傷に与える影響は少ないとされている。このことから10Hz以上の地震動は貯水槽にも被害を与えないと考えられる。よって本論文においても、10Hzまでの地震動で論じる。貯水槽の耐震設計においてタンク側板の固有振動数を10Hz以上に設計することは、バルジング等の被害も軽減されると推測する。

近い将来発生が予想される東海・南海・東南海トラフでの巨大地震や首都圏直下型地震等で生じる地震動によりタンクの中で発生するスロッシング・バルジング挙動、さらにはタンク自体の破壊を防ぐべきである。これにより、災害時に最も重要なライフラインの水を守ることができる。そのためにも、実機貯水槽を用いたスロッシング・バルジング挙動の把握が必要とされている。

1.5 研究の目的と本論文の構成

本研究では、貯水槽における異なる振動現象の把握とその耐震設計に関する研究と題して、実機貯水槽における地震時に発生が予想されるスロッシング・バルジング挙動とこの挙動を抑制する制振装置の開発を各種実機貯水槽の加振実験または解析により検討を行う。スロッシングだけでなくバルジングについても追及し、今後のバルジング対策や設計時の指針となることを目指す。今後タンクをはじめとする給水タンクの耐震安全性を向上させるためには、スロッシングのみならずバルジング問題の解明が重要であり、かつバルジング対策をどのようにタンクの耐震設計に取り入れていくかが、一つのポイントになるものと思われる。近い将来発生が予想される東海・南海・東南海トラフでの巨大地震や首都圏直下型地震等で生じる地震動によりタンクの中で発生するスロッシング・バルジング挙動、さらにはタンク自体の破壊を防ぐべきである。これにより、災害時に最も重要なライフラインの水を守ることができるを考える。よって、本研究の目的は貯水槽における耐震基準や指針について、新たな提言や対策の考案することである。そこで実機貯水槽を用いての加振実験・解析を行い、応答波高、壁面変位、動液圧、ひずみの計測より異なる振動現象であるスロッシングとバルジングの把握を行う。更に制振装置の開発を行い耐震設計の検証を行う。

第2章では、これまでに起こっている貯水槽の被害の実態を再度確認する。具体的には、熊本地震におけるパネルタンクの公表されている被害調査事例などと独自の被害調査を併せて示しながら、パネルタンクの耐震性能向上が早急に必要であることを述べる。また、東日本大震災においても、スロッシングのみならずバルジングの被害が多発していることを示す。

第3章では、第2章のような熊本地震による SUS タンクの被害を受けて、2012年に実機 SUS タンクを用いたスロッシング現象を対象として実施した加振実験データを見直し、タンク内部の補強材付近に主として着目する。方法としては、タンク内部の補強材にひずみゲージを貼り付けたデータを見直すことと、実験後のタンク内部の補強材の様子を熊本地震の被害と照らし合わせることで比較する。

第4章では、一般に広く使われている構造形式が異なる同一寸法のタンクを使い、振動台を用いての振動実験を行い、バルジング振動応答特性の違いを明らかにする。これによりバルジングの発生し易さを構造形式で比較し、バルジングに対する設計や対策を示唆す

る.

第5章では、 $3\times 3\times 3\text{m}$ のSUSタンクを対象に固有振動数解析を実施する。これは、土木学会地震工学委員会水循環NW災害軽減対策研究小委員会TFの活動の一環として検討されたSUSタンクを対象に、固有振動数解析及び時刻歴応答解析を実施するものである。これによりSUSタンクの弱点となる箇所を示し、これが実際の地震動においても被害が発生していることを示す。

第6章では、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、有限要素解析を行い、板厚を変化させた時と容量別のタンクの固有振動数解析の結果を示すとともに、時刻歴応答解析と加振実験の動液圧変化の比較を行う。この解析により、バルジングには側板の剛性が大きく起因していると推測する。

第7章は、地震時にタンク内容液のスロッシング現象などによって貯水槽に破損が発生していることに鑑み、貯水槽内部に制振装置を設置したその被害を低減させることを試みる。ここでは、 $2\times 2\times 2\text{m}$ FRP製タンクと $3\times 3\times 3\text{m}$ 鋼板製タンクである実機貯水槽を使用した振動実験を行い、本論文で提案する8の字型浮体式制振装置の効果を検証する。

第8章では、スロッシング制振装置を設置することで得られる効果として、実験による検証と実験結果から導かれる計算式を導出し、耐震効果の例を示す。スロッシング制振装置を設置することで $3\text{m}\times 3\text{m}\times 3\text{m}$ 角タンクの場合、設計水平震度 $K_h=0.6$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.0$ 相当以上に耐震性能が向上。設計水平震度 $K_h=1.0$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.5$ 相当以上に耐震性能が向上。設計水平震度 $K_h=1.5$ で設計されたタンクは、 $K_h=2.0$ 相当以上に耐震性能が向上することを示す。

第9章では、結論として、本論文のまとめを示し、総括する。

参考文献

- 1) 酒井理哉, 東貞成, 佐藤清隆, 田中伸和: 溢流を伴う矩形水槽の非線形スロッシング評価, 構造工学論文集vol.53, 2007.3.
- 2) 座間信作: 石油タンクのスロッシングと対策
- 3) 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, 2012.12.
- 4) 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 (構造・地震工学), Vol. 71, No. 4, pp. 764-773, 2015.9.
- 5) 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), 2016.5.
- 6) 厚生労働省: 平成28年(2016年)熊本地震水道施設被害等現地調査団報告書, 2016.6.
- 7) 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, 2017.9.
- 8) 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, 土木学会構造工学論文集 Vol.66A, pp.137-146, 2020.3.
- 9) 坂井藤一, 迫田治行: 大形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, 1975.11.
- 10) 岡田統夫, 坂井藤一, 迫田治行: 有限要素法による大形液体タンクの地震応答解析, 川崎重工技報, No. 59 & 61, 1975.12. & 1976.6.
- 11) 井田剛史: 浮屋根式タンクのスロッシング減衰対策とその減衰挙動に関する研究, 中央大学学位請求論文, 2008.3.
- 12) 箕輪親宏: 長方形水槽のスロッシングインパクトー阪神大震災の水槽被害に関して, 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 63, No. 612, pp. 2643-2649, 1997.8.
- 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, 2002.4.
- 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, 2004.11.

- 15) 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ての時刻歴応答解析, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.76, No.2, pp.153-162, 2021.2.
- 16) 井上涼介, 坂井藤一, 大峯秀一: 矩形水槽におけるバルジング地震応答挙動の有限要素法解析, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75, No.4 (地震工学論文集第38巻), pp.36-50, 2019.
- 17) 曾根龍太, 小野泰介, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 矩形断面貯水槽におけるスロッシング制振対策の検討, 土木学会論文集 A2 分冊(応用力学)特集号, Vol.16, pp.833-843, 2013.8.
- 18) 小野泰介, 曾根龍太, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 受水槽のスロッシング対策のための浮体式制振装置の開発, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.70, No.2, pp.621-629, 2015.2.
- 19) 則竹一輝, 鈴木森晶, 奥村哲夫, 佐口浩一郎, 倉橋奨: 矩形貯槽におけるスロッシング挙動とその抑制方法に対する検討, 応用力学論文集, Vol.15, pp785-794, 2012.8
- 20) 鬼頭史城: 矩形水槽壁の接水振動について, 造船協会論文集, 第106~115号, 1959~1963.
- 21) 坂井藤一: 円筒形液体タンクの耐震設計法に関する二, 三の提案, 圧力技術, 第18巻, 第4号, 1980.5.
- 22) 強化プラスチック協会: FRP 水槽構造設計計算法 (1996年版), 1996.12.
- 23) Housner, G. W. : The dynamic behavior of water tank, Bulletin of The Seismological Society of America, Vol. 53, 1963.
- 24) 遠田豊, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 矩形断面容器において加振方向角を変化させた場合のスロッシング現象, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol. 68, No. 2, pp. 637-644, 2012.8.
- 25) 小野泰介, 曾根龍太, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: スロッシング発生時に貯水槽壁面が受ける動液圧に関する実物実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 70, No. 4, pp. 168-174, 2014.9.
- 26) 落合兼寛: 10Hz を超える地震動成分と機械設備の健全性に関する考察, 第14回日本地震工学シンポジウム (2014), GO11-Fri-6, pp. 1780-1788.

第2章

パネルタンクの被害調査

- 2.1 熊本地震でのタンク損傷被害調査
 - 2.1.1 熊本市内の被害
 - 2.1.2 熊本市郊外の被害
 - 2.1.3 被災地域全体を通して
- 2.2 東日本大震災でのタンク損傷被害調査
- 2.3 まとめ

2.1 熊本地震でのタンク損傷被害調査

2016年4月14日及び16日に熊本県を中心として熊本地震の前震（気象庁変位マグニチュードMD=6.5）、本震（同MD=7.3）の地震が発生し、余震は現在でも続きその回数は4000回余りを上回っている。この地震は、活断層による直下型の地震であり、震源が浅いことから地表面に大きな揺れを生じさせて甚大な被害を生じた。さらに、複数の活断層が同時に動いた可能性があり、前震・本震・余震の区別が難しい地震とも言われている。これらの地震により、熊本県内においては市民生活に直結する学校、病院、集合住宅等の給水タンクおよび水道局施設の配水タンクに被害が生じている。

我々の研究グループでは、発災直後の4月17日から熊本市を中心として現地調査を実施して来た。発災直後ということで、救助活動の妨げにならないことを第一と考えたことから十分な調査ではないが、熊本市周辺の災害拠点病院においての貯水槽や上水道の大型配水池等でステンレスパネルタンク（以下、SUSタンク）の損傷を多く確認することができた。

さらに我々の現地での貯水槽損傷被害調査の他、井上らの現地調査結果¹⁾や関連の各種の報告書^{2),3),4)}によると、1995年兵庫県南部地震により改訂された最新の設計基準において設計、施工されたSUSタンクの被害が数多く報告されるに至っている。ここでの損傷被害の原因は、主にスロッシング現象（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）とバルジング現象（内容液と構造体の連成振動）の2つの現象によるものと考えられる。

そこで本章では、まず熊本地震におけるSUSタンクの公表されている被害調査事例などと我々の独自の被害調査を併せて示しながら、SUSタンクの耐震性能向上が早急に必要であることを述べる。合わせて、東北地方太平洋沖地震（東日本大震災）時の被害についても、スロッシングのみならずバルジングの被害があったことを示す。

次に第3章では、熊本地震によるSUSタンクの被害を受けて、2012年に実機SUSタンクを用いたスロッシング現象を対象として実施した加振実験データ⁵⁾を見直し、タンク内部の補強材付近に主として着目する。その結果と熊本地震でのSUSタンクの損傷被害報告から確認したSUSタンクの損傷被害事例等に関して比較を行い、今後の耐震設計上の検討すべき項目を報告するものである。

本章では、熊本地震・東日本大震災におけるタンクの損傷被害に関し、著者らの現地での貯水槽損傷被害調査の他、関連の論文、報告書^{1)~4)}による調査結果を示す。

2.1.1 熊本市内の被害

写真-2.1.1は、熊本市南区のA病院である。SUSタンクの側壁隅角部下部のパネル接合部が縦方向に割れている。この被害は、下部パネル部分で損傷が生じていることから、バルジング現象が原因と考えられる。また、大型の配水池関連では写真-2.1.2に示すように熊本県菊池郡の配水池で、SUSタンクの下部パネルの溶接部分ならびに隅角部から水漏れが生じている。これも同じくバルジング現象が原因と考えられる。

写真-2.1.3は2010年に設置された最新の耐震設計基準を満たす熊本市内の大型配水池である。隅角部上部のパネルに凹みならびに天井部パネルの溶接部に多くの割れの損傷が生じている。また、内部の天井付近では、補強材が座屈していることがわかる。これはスロッシング現象が原因と考えられる典型的な被害例である。熊本市上下水道局への聞き取り調査によると、復旧工事のために壁面パネル全体の30%程度のステンレスパネルを交換することになったとのことである。なお、このタンクは隅角部に曲げ構造を有して補強した形式であるので、この部分での大きな損傷は免れたと思われる。

さらにこの地域では、他に3基のSUSタンクに損傷が生じており、これらは全てパネル上部で損傷が発生していることからスロッシング現象が原因と考えられる。



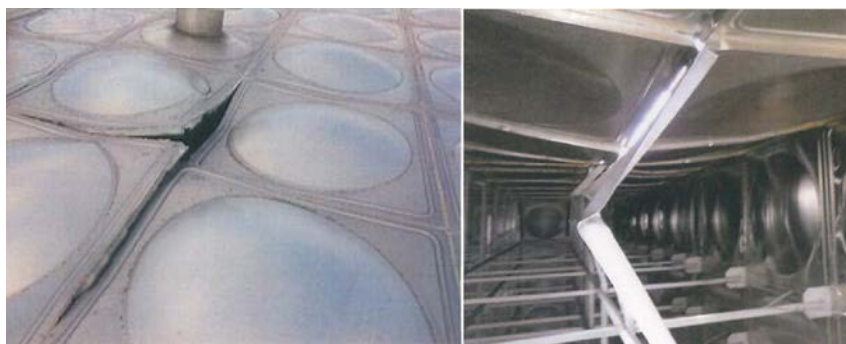
写真-2.1.1 隅角部下部の破損事例（熊本市 A 病院）
（210m³，熊本市南区）（バルジング事例）



写真-2.1.2 下部パネル溶接部の損傷例（熊本県菊池郡）
（バルジング事例）



(a) 隅角部上部の損傷



(b) 天井部の割れ (c) 内部補強部材の損傷

写真-2.1.3 熊本市内大型配水池
（スロッシング事例，熊本市上下水道局提供）

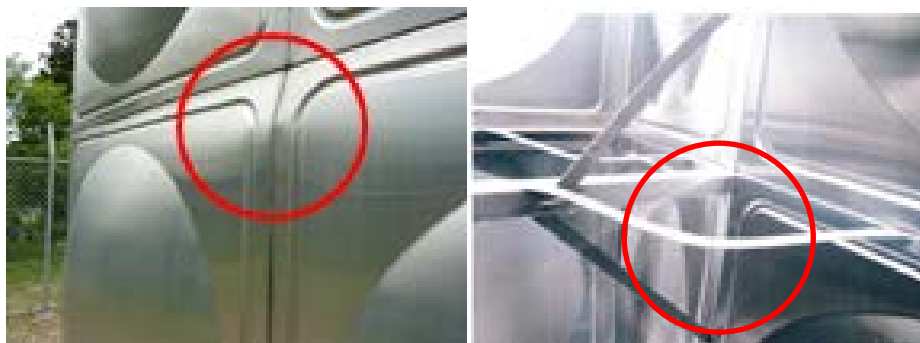
2.1.2 熊本市郊外の被害

写真-2.1.4 は、熊本市内から 50km 程度南東に離れた熊本県上益城郡山都町の SUS タンクの被害である。写真-2.1.4(a)に示すようにタンク下部での被害であるので、主としてバルジング現象が発生したと考えられる。これを裏付けるように、写真-2.1.4(b), (c)から、パネルと流体が連成して振動を生じたことでタンク内部の補強材に生じた座屈、溶接部のクラック発生による水漏れが生じたことが確認できる。なお、これらの被害事例は熊本地震発生前に行った実機貯水槽を用いた振動実験⁵⁾ならびに、流体と構造の連成問題であるバルジング振動応答特性を検討した振動実験⁶⁾で再現をしており、SUS タンクの典型的な被害事例である。ところで、写真-2.1.4(d)からわかるように SUS タンクは、一度水漏れが生じると修理を行っても完全に止水することが難しいことがわかる。これは、ヘアークラックのような微細な溶接部のクラックを完全に把握して修理することが難しいことによると考えられる。なお、2019 年 12 月に同貯水槽を再調査したが、水漏れは続いたままであったことを確認した。

写真-2.1.5 は、合志市の公共施設の SUS タンクである。写真-2.1.5(a)によると上部の側板がタンク外側に向かって大きく変形をしている。また写真-2.1.5(b)によると上部パネル接合部から漏水が生じている。このような損傷から、ここでの損傷原因は上部パネルでの損傷であることから、スロッシング現象によるものと推定される。その他、合志市内では D 病院において、スロッシング現象が原因と考えられるパネル接合部からの漏水損傷が発生している。

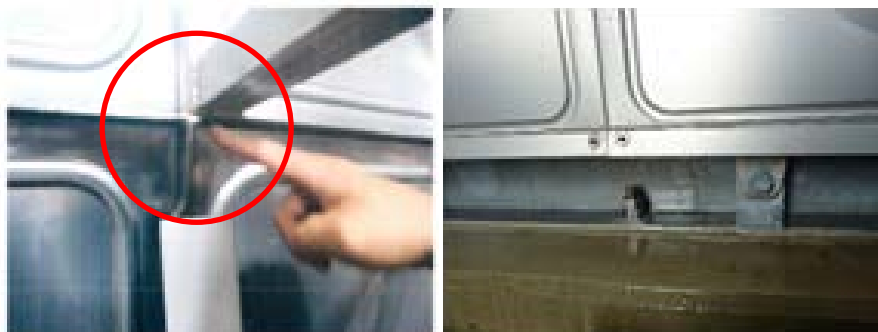
次に写真-2.1.6 は、上益城郡甲佐町の配水池の SUS タンクの修復作業終了後の状況である。写真-2.1.6(a)に着目すると下部の側板に漏水の跡があり、バルジング現象によって損傷が発生したと考えられる。また、SUS タンク隅角部の様子を写真-2.1.6(b)に示す。ここで SUS タンク隅角部は、通常タンク内側から溶接されているが、写真-2.1.6(b)に示す SUS タンクは、隅角部外部壁パネル間を直接溶接して復旧工事が行われている。この溶接により隅角部を固くして柔軟性を下げていることから、ここがさらなる損傷発生箇所となる可能性が高い。なお、この復旧方法で施工された理由は、現状では不明である。

第2章 パネルタンクの被害調査



(a) タンク下部での被害

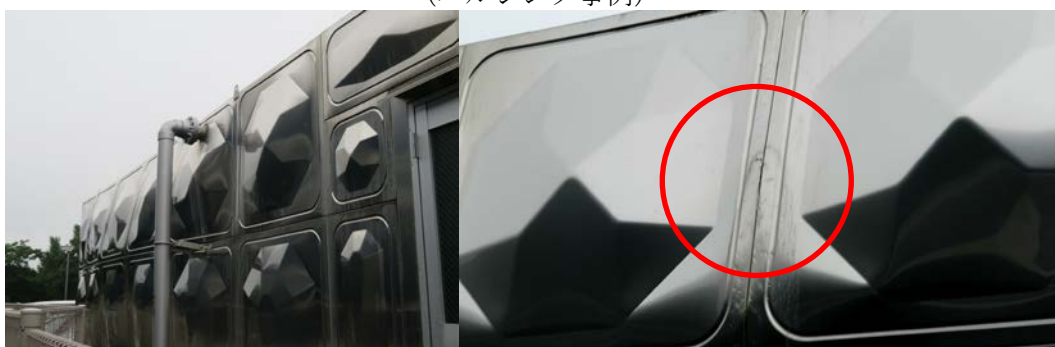
(b) 内部補強材の座屈



(c) 溶接部のクラック

(d) 補修後も続く水漏れ

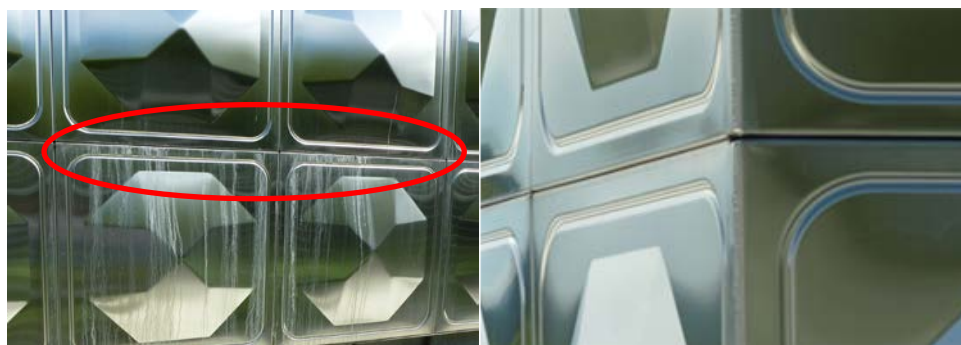
写真-2.1.4 SUS製貯水槽 (熊本県上益城郡山都町)
(バルジング事例)



(a) パネル上部の変形

(b) パネル上部接合部の漏水

写真-2.1.5 合志市公共施設 (スロッシング事例)



(a) パネル接合部から漏水跡

(b) 隅角部の溶接

写真-2.1.6 復旧後の配水場 (上益城郡甲佐町)
(バルジング事例)

2.1.3 被災地域全体を通して

その他周辺地域での被害状況に関しては、表-2.1.1 に熊本地震によるタンクの被害状況および現地におけるタンク損傷被害の調査結果をまとめて示す。これらから熊本地震により少なくとも15箇所のSUSタンクで損傷等が発生し、上水道の配水池から病院施設の貯水槽まで被害が及んでいる。配水池は大型構造であるのでスロッシングが、貯水槽はそれより小型である事からバルジングがそれぞれ主な損傷の原因となっている。なお、一部では施設機能が停止する被害が発生したことを確認することができる。これは、損傷被害にあったSUSタンクが、水道施設耐震工法指針・解説⁷⁾に示されている最も低い「耐震性能3」を有していなかった可能性が高いことが推定される。

なお、ここでの調査結果は限られた調査であるので、この他多くの被害が熊本市を始め周辺地域で発生している可能性が高いと思われる。

表-2.1.1 熊本地震によるタンクの被害状況^{2),4),8),9),10)}

場所・施設等	住所	形式	原因	被害箇所	引用
＜水道施設関連＞					
熊本市上下水道局					
1 舞原配水場	南市区南町築地	SUS	S	タンク破損、漏水	①, ②, ⑤
2 一木配水場	北区植木町一木	SUS	B, S	タンク破損、漏水	①
大津菊陽水道企業団					
3 楽膳配水池	大津町大津	SUS	B	タンク一部破損	①
4 つつじ台配水池	大津町杉水	SUS	B, S	タンクに破損多数(パネル接合部) 隅角部からの水漏	①, ②
5 大林ポンプ所	大津町大林	SUS		タンクに破損、少量漏水	①
6 吹田配水池	大津町吹田	SUS	B	タンクに複数破損	①, ②
甲佐町					
7 世持配水場・配水池	甲佐町世持	SUS	B	槽仕切パネルのへこみ パネル接合部からの漏水	①, ②
南阿蘇村立野地区簡易水道					
8 第2配水池	南阿蘇村立野	SUS	S	天井部、中仕切部、目地部、手すり部等	①
9 第3配水池	南阿蘇村立野	SUS	S	天井部、中仕切部、目地部、手すり部等	①
＜医療施設関連＞					
10 A病院	熊本市南区近見	SUS	B	下部隅角部溶接部の破損	②
11 B病院	熊本市中央区本荘	SUS	B	地上受水槽破損	④
12 C病院	熊本市東区長峰南	SUS	B	受水槽パネル亀裂、高架水槽パネル亀裂、漏水	④, ⑤
13 D病院	熊本県合志市	SUS	B	パネル繋目から水漏	②
14 E病院	熊本市南区田井島	FRP	S	受水槽破損	②, ④
15 F病院	熊本市東区湖東	FRP	S	受水槽破損、天井部の破損	③, ④, ⑤
16 G病院	熊本市中央区二の丸	FRP	S	受水槽破損	④
17 H病院	上益城郡益城町惣領	FRP	S	受水槽破損	④
＜その他施設＞					
18 市営公共施設	熊本県合志市	SUS	S	上部パネルに膨らみと同継目から水漏	②
19 公共施設	山都町北中島	SUS	B	パネル繋目から水漏	②
20 公共施設	大分県別府市	SUS	S, B	天井部と隅角部に損傷	②
21 熊本空港旅客ターミナル	上益城郡益城町	FRP	S	受水槽破損、天井部の破損	③
22 Aホール	熊本市中央区大江	FRP	S	高架水槽の損傷	③, ⑤

原因: Sスロッシング, Bバルジング

引用先: ①平成28年(2016年)熊本地震水道施設等現地調査団報告書, 厚生労働省

②著者ら研究グループの独自調査による

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)2016.5.

④日本医療福祉建築協会:熊本地震による医療施設の被害状況に関する調査報告書

⑤空気調和・衛生工学会:平成28年熊本地震 建築設備被害に関する調査報告

2.2 東日本大震災でのタンク損傷被害調査

2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震(M9.0) (以下、東日本大震災)において、ステンレス製やFRP製の矩形貯水槽の破損被害が多数見つかった。被害地域内の上水道配水施設での矩形タンクの破損被害や、震源から遠く離れた地方においても正方形タンクの被害が多数報告された。仙台医療センターでは、貯水タンクの破損により緊急外来の受け入れを制限する事態に陥った。また、我々の調査では仙台市内の公立の小中学校では、196校中62校で貯水槽の破損被害が生じ、11校では貯水槽が完全に破壊し、避難所でライフラインである水が十分に配給されず甚大な被害をもたらした。

このような種の貯水槽被害は、数秒から数十秒のやや長周期地震動によるスロッシング現象(液面揺動の励起)の発生が一つの原因であると推定されている。しかしながら、調査結果からスロッシングだけではない、側板下部での被害も多数見受けられた。これらはバルジングによる被害と考えられる。東日本大震災当時は、スロッシング被害が注目されていた。だがこの当時からバルジング被害があったことを写真で示す。

まず、これらの被害事例を知ること、今後の大地震についても、スロッシング・バルジング被害が生じることの懸念があるということ、を再認識する必要がある。近い将来必ず発生する南海トラフでの巨大地震や首都圏直下地震等で生じる地震災害に対応することが重要である。

写真-2.2.1 に宮城県仙台市医療センターのステンレスパネルタンク被害を示す。タンクの下部1段目のパネルで激しく漏水しているのが見受けられる。タンクの中央より下部で破損が起きていることから、主にバルジングによる被害であると考えられる。また、パネルとパネルの間の接合部で張り裂けている。パネル単体に比べ接合している部分の溶接強度が弱く、また、このような溶接箇所が力集中するので、パネルの継ぎ目であるところで破損したと考えられる。

写真-2.2.2 に宮城県仙台市某病院のステンレスパネルタンク被害を示す。写真から機械室の高さ付近で漏水しており、この部分はちょうどタンクの側板高さ中央である。このことからこの被害はバルジングによるものと考えられる。この漏水の箇所もパネルの接合部分である。このタンクは写真から高さ6m程度あり、高さ2mの付近の溶接部分で漏水している。この部分はバルジングによる動液圧を大きく受ける部分であると考えられる。

写真-2.2.3 に茨城県つくば市某研究施設のステンレスパネルタンク被害を示す。写真によるとタンク隅角部が大きく凹むように変形しているのが見受けられる。このタンクの被害要因としてスロッシングとバルジングの両方が考えられる。スロッシングにより内容液が天井にあたり、負圧によるタンク天井を引張る変形が起きていると考える。それと同時に、バルジングにより側板が大きく膨らむことで、結果的にタンク隅角部が大きく凹む変形をしたと推測する。

第2章 パネルタンクの被害調査



(a) 全体写真



(b) パネル接合部から漏水



(c) 側板下部の膨らみ



(d) パネル接合部の破損

写真-2.2.1 ステンレスパネルタンク被害
宮城県仙台市医療センター（震度6弱～6強）（バルジング事例）



(a) 全体写真



(b) パネル接合部の漏水

写真-2.2.2 ステンレスパネルタンク被害
宮城県仙台市某病院（震度6弱～6強）（バルジング事例）



写真-2.2.3 ステンレスパネルタンク被害
茨城県つくば市某研究施設（震度6弱）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.4 に宮城県名取市某商業施設のステンレスパネルタンク被害を示す。このタンクの被害要因はスロッシングとバルジングの両方であると考えられる。スロッシングによりタンク天井が負圧を受け引張られ凹む変形をしており、バルジングによりタンク側板は外側に張り裂けている。タンクの高さは6m程あり、張裂けている位置は2mの高さのパネルの継ぎ目である。タンク内部の構造を見ると補強材である柱や梁がジャングルジムの様に張り巡らされている。これは、タンクに貯水するときに静水圧による引張力の静的な荷重のみを考え設計しているのである。よって、地震時の内容液の動的な挙動の考慮が甘く、補強材に作用する圧縮力等を考えていない可能性がある。周囲の状況を見ると、フェンスやガードレールが大きく損傷を受けている。これらはタンク破損によって、噴き出した水によるものと推測でき、もし仮に人がいれば、人命に係るほどの威力であると思われる。



(a) 全体写真 1



(b) 全体写真 2



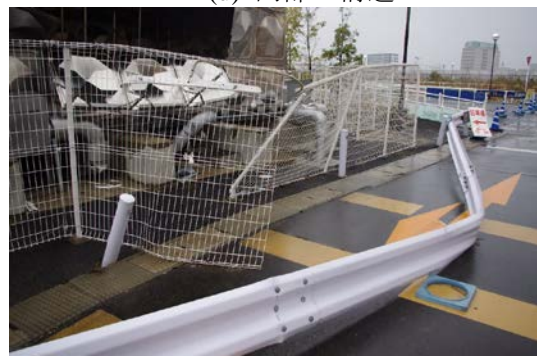
(c) 側板パネルの破損 1



(d) 内部の構造



(e) 側板パネルの破損 2



(f) 周囲の状況

写真-2.2.4 ステンレスパネルタンク被害
宮城県名取市某商業施設（震度6強）（スロッシング・バルジング事例）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.5に宮城県仙台市某病院のFRPパネルタンク被害を示す。写真からは側板パネルの破損が見受けられる。主に側板のボルト締結部に沿って破断しており、さらに側板の上部で横に亀裂が走っている。このタンクの被害はスロッシングによる側板上部の変動水圧とバルジングによる側板の変動水圧が重なった結果と考えられる。特にタンクの隅角部のパネルで破損していることから、内容液が隅角部に集中して変動水圧が大きくなったとも考えられる。



(a) 側板パネルの破損 1



(b) 側板パネルの破損 2



(c) 側板パネルの破損 3



(d) 側板パネルの破損 4



(e) 側板パネルの破損 5

写真-2.2.5 FRPパネルタンク被害

宮城県仙台市某病院（震度6弱～6強）（スロッシング・バルジング事例）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.6に宮城県名取市某屋外運動場のFRPパネルタンク被害を示す。写真から側板パネルと天井パネルが大きく破損している。このことから、側板はバルジング、天井はスロッシングによるものと考えられる。バルジングとスロッシングは、タンクの寸法にもよるが基本的に発生する地震の周波数帯は異なるが、東北地方太平洋沖地震は地震動の継続時間が長く、バルジングもスロッシングも発生するような周波数帯の地震動が含まれていたことによると考えられる。



(a) 全体写真



(b) 側板パネルの破損



(c) 天井パネルの破損



(d) 内部の様子

写真-2.2.6 FRPパネルタンク被害

宮城県名取市某屋外運動場（震度6強）（スロッシング・バルジング事例）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.7～写真-2.2.9に宮城県仙台市某宿舎，宮城県仙台市某商業施設，宮城県大崎市某マンションのすべてFRPパネルタンクの被害を示す。いずれもタンク天井にシートが被せられていることから，スロッシングによる天井パネルの破損であると見受けられる。

写真-2.2.8によるとグリーンシートが被せられているのはタンクの両端の天井である。このことから，スロッシングにより内容液がタンク両端で波立ち破損被害に繋がったと推察する。



写真-2.2.7 FRP パネルタンク被害
宮城県仙台市某宿舎（震度6弱～6強）（スロッシング事例）



写真-2.2.8 FRP パネルタンク被害
宮城県仙台市某商業施設（震度6弱～6強）（スロッシング事例）

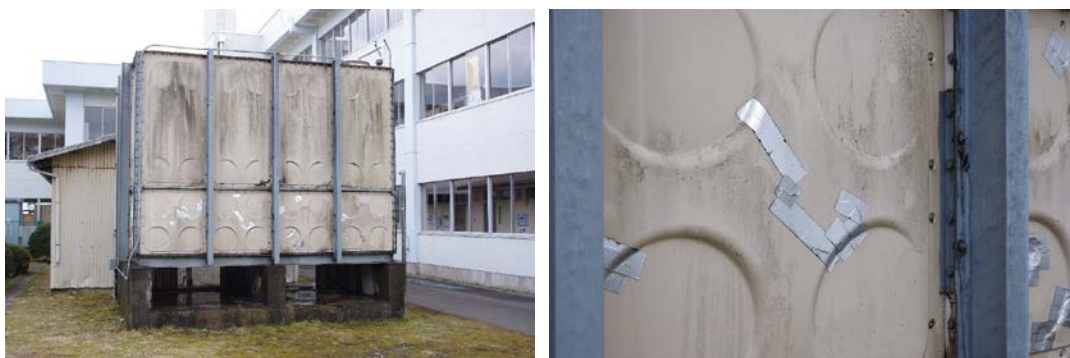


写真-2.2.9 FRP パネルタンク被害
宮城県大崎市某マンション（震度6強）（スロッシング事例）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.10に宮城県栗原市某中学校のFRPパネルタンク被害を示す。写真によると下部の1m角のパネルがアルミテープにより補修されている。この部分にクラックが入ったと見受けられる。パネルの接合部やボルト締結部での破損ではなく、パネルにクラックが入っていることから、パネル自体の強度が要因であると考えられる。タンクの下部での損傷であるのでバルジングが要因であると思われる。

写真-2.2.11に福島県本宮市某サービスエリアのFRPパネルタンク被害を示す。タンク天井の破損から主にスロッシングによる被害であると推測する。



(a) 全体写真

(b) クラックのアルミテープ補修

写真-2.2.10 FRPパネルタンク被害

宮城県栗原市某中学校（震度7）（バルジング事例）



(a) 全体写真

(b) 天井の破損

写真-2.2.11 FRPパネルタンク被害

福島県本宮市某サービスエリア（震度5強）（スロッシング事例）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.12 に宮城県名取市某ホテルの FRP パネルタンク被害を示す。タンクのマンホール部分がスロッシングにより吹き飛んだ被害であると推測する。

写真-2.2.13 に宮城県栗原市某病院のステンレスパネルタンク被害を示す。コンクリート基礎の湿っていることからタンク下部での漏水が見受けられる。要因としてバルジングによってコンクリート基礎とアンカーボルトとの締結部分やタンクと架台との締結部分で力が働き破損したことなどが考えられる。



写真-2.2.12 FRP パネルタンク被害
宮城県名取市某ホテル（震度6強）（スロッシング事例）



(a) タンク下部での漏水 1



(b) タンク下部での漏水 2

写真-2.2.13 ステンレスパネルタンク被害
宮城県栗原市某病院（震度7）

第2章 パネルタンクの被害調査

写真-2.2.14に岩手県奥州市某病院のステンレスパネルタンク被害を示す。これもまた、コンクリート基礎の湿っていることからタンク下部での漏水が見受けられる。要因としてバルジングによってコンクリート基礎とアンカーボルトとの締結部分やタンクと架台との締結部分で力が働き破損したことなどが考えられる。



(a) 全体写真



(b) タンク下部での漏水 1



(c) タンク下部での漏水 2



(d) タンク下部での漏水 3

写真-2.2.14 ステンレスパネルタンク被害
岩手県奥州市某病院（震度6弱）

2.3 まとめ

熊本地震と東日本大震災において、設計で考慮されているはずのスロッシングでも被害があり、未考慮のバルジングにおいても被害がある。これらのことから、タンクの耐震設計において、未だに足りていない部分が多くあると思われる。このように地震被害が発生する度に、スロッシングの被害のみならずバルジングの被害が発生していることに鑑み、今後貯水槽をはじめとする給水タンクの耐震性と安全性を向上させるためには、現行設計基準で規定されているスロッシングのみならず、設計基準に規定が示されていないバルジング問題の解明が急務である。そのため、バルジング対策をどのように貯水槽の耐震設計に取り入れていくかが、今後貯水槽の耐震性と安全性向上のためには必要であり、バルジングに関する設計基準の策定が一つの重要な課題になるものと思われる。また、災害が起きた時のタンク被害についての危機体制についても考える必要があり、水の確保は最重要であると考え。特に重要施設や避難所となる学校や病院においては、タンクの性能設計ランクを上げる必要がある。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 厚生労働省: 平成28年(2016年)熊本地震水道施設被害等現地調査団報告書, 2016.
- 3) 土木学会地震工学委員会: 水循環施設の合理的な災害対策研究小委員会活動報告書, 2018.
- 4) 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.
- 5) 小野泰介, 曾根龍太, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: スロッシング発生時に貯水槽壁面が受ける動液圧に関する実物実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.70, No.4, pp.169-174, 2014.
- 6) 塩野谷遼, 平野廣和, 井田剛史, 佐藤尚次: 構造形式の異なる三種類の実タンクにおけるバルジング挙動の比較, 第70回土木学会年次学術講演会, I-160, 2015.
- 7) 社団法人日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説(2009年版), 2009.
- 8) 日本医療福祉建築協会: 熊本地震による医療施設の被害状況に関する調査報告書, 2017.
- 9) 空気調和・衛生工学会: 平成28年熊本地震 建築設備被害に関する調査報告, 2017.
- 10) 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状況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.

第3章

実機 SUS タンクを用いた振動実験

- 3.1 実機 SUS タンクを用いた振動実験
 - 3.1.1 実験概要
 - 3.1.2 実験結果
 - 3.1.3 実験のまとめ
- 3.2 熊本地震被害調査と振動実験結果との比較
- 3.3 まとめ

3.1 実機 SUS タンクを用いた振動実験

本章は 2011 年の東日本大震災を受け、2012 年にスロッシング現象に着目して実機の SUS タンクを用いた振動実験¹⁾を行うことで、スロッシング現象が SUS タンクに与える影響に関して詳細な検討を行ってきた。本章では、2012 年に実機 SUS タンクを用いたスロッシング現象を対象として実施した加振実験データを、タンク内部の補強材に絞って見直した結果と前章の熊本地震での SUS タンクの損傷被害報告から確認したスロッシング現象による SUS タンクの損傷被害事例等に関して関係性について考察する。

3.1.1 実験概要

振動実験は、図面を図-3.1.1 に示すように、正方形断面の各辺 3000mm の SUS タンクに 2700mm まで水道水を満たし、振動台に固定された架台にボルトで固定した上で加振実験を行う。この SUS タンクは、実際に上水の貯水に用いられるものと同じの仕様であり、1997 年の耐震仕様で設計されたものである。天井と上段パネルの板厚は 1.5mm、材質は SUS329J4L、底板・中・下段パネルのパネル板厚は 2.0mm、材質は SUS444L である。表-3.1.1 にこの SUS タンクの諸元を示す。このタンクの組み立て方法は、パネルの内側のみの片側溶接接合で外形を構成し、内部を型鋼によりジャングルジム構造で内部補強して剛性強度を得る構造となっている。

加振実験に使用した愛知工業大学所有の大型振動台の諸元は、テーブルサイズ：6000mm × 10000mm、搭載荷重：1500kN、最大変位：±20mm、振動数範囲：DC~50Hz である。この振動台で設定できるパラメータは、振動数と振幅の 2 つである。振幅を設定するアナログのつまみを調節することで、加振時間を設定する。実験は大型油圧ジャッキを用いて、実タンクを設置した振動台を水平方向から正弦波を外力として変位制御することで加振する。振動台に入力された波形を詳細に把握するために、接触式の変位計を設置する。写真-3.1.1 に実験全体の状況を示す。

既往の研究により、正方形断面容器においてスロッシング 1 次モード共振時かつ加振方向角 45° の時に応答波高が最大になることを確認している²⁾。よって、本実験では表-3.1.2 に示す条件下で加振実験を行い、内部補強部材（以下、部材）のひずみを計測することで、加振振幅が SUS タンク内部の部材に与える影響を検討する。なお、この加振条件における加速度は、最大振幅 8 mm において 7.6Gal 相当と非常に小さい値となっている。

ひずみゲージの部材への貼り方とひずみを計測する部材をそれぞれ図-3.1.2、図-3.1.3 に示す。なお、ひずみゲージは柱部材では底面から 2500mm、隅角部の部材では底面から 2000mm の位置に設置している。これは、部材の中心にそれぞれ貼り付けており、柱部材は底面から 2000mm の高さで梁部材と交差しているため、ひずみゲージの貼り付けはこの高さに取り付けた。

第3章 実機 SUS タンクを用いた振動実験

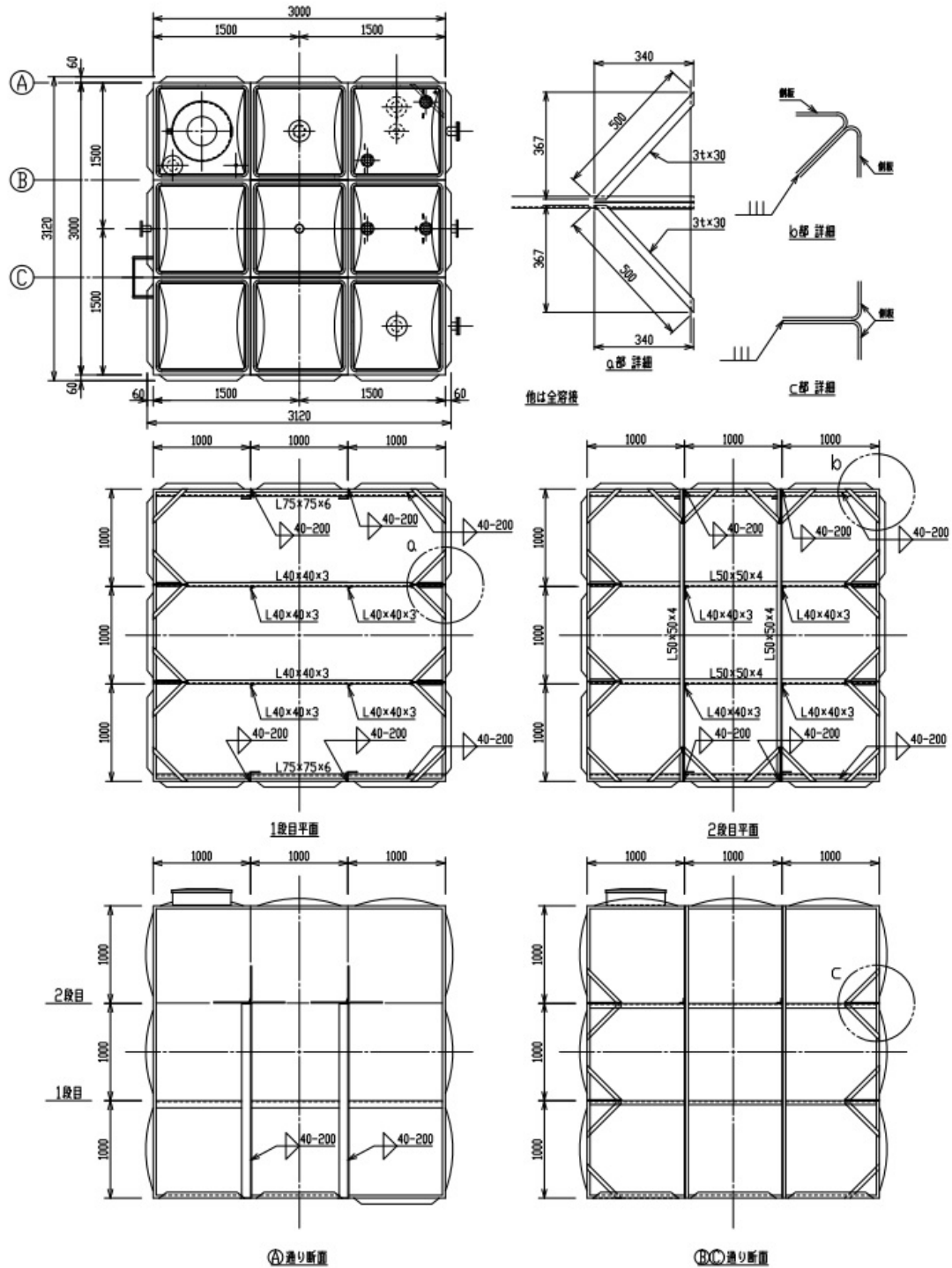


図-3.1.1 実験に用いた SUS タンクの図面

第3章 実機 SUS タンクを用いた振動実験

表-3.1.1 SUS タンクの諸元

種類	ステンレスパネルタンク	
材質	天・上段	底・中, 下段
	SUS329J4L	SUS444L
パネル板厚[mm]	1.5	2
辺長[mm]	3,000×3,000×3,000	
特徴	内部補強構造	



写真-3.1.1 実験全体の状況

表-3.1.2 加振条件

	1次モード
水深[mm]	2700
固有振動数理論値[Hz]	0.50
入力振動数[Hz]	0.49
加振方向角[°]	0, 15, 30, 45
設定加振時間[s]	10, 20, 30
振幅[mm]	1～8 (1mm刻み)

ひずみゲージの貼り方

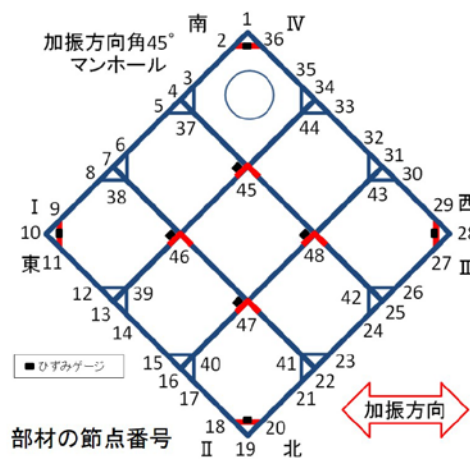
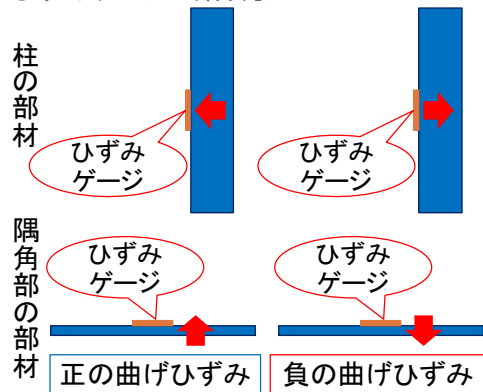


図-3.1.2 ひずみゲージの貼り方 図-3.1.3 ひずみゲージを貼る部材の節点番号

3.1.2 実験結果

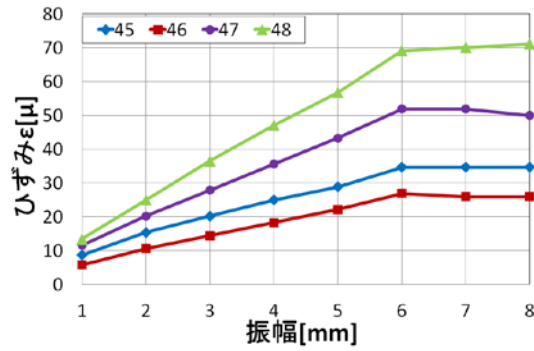
(1) 振幅と柱のひずみ

図-3.1.4 に加振方向角 45° , 加振設定時間 10 秒の振幅と柱のひずみの関係を示す。これらは絶対最大値をプロットしたものである。これより、柱のひずみは全ての部材で、振幅の増加に伴い増加していることが確認できる。しかし、振幅 6mm を超えたところからいずれの部材もひずみの増加がなくなり、ほぼ横ばいになっている。これは振幅 6mm 付近で内容液がタンク天井に到達したことによると思われる。このため振幅を増加させた場合においても、多少のひずみの増加はあるものの振幅 6mm において頭打ち状態になっている。

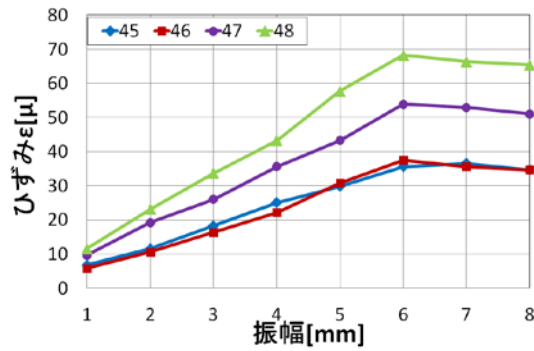
これは、天井に波が当たることでエネルギーを逸散しているためであり、天井に大きな力が作用していることと思われる。さらに振幅を大きくしてもひずみが大きな変化が無いことから、加振振幅の増加分だけ天井に大きな力が作用していると推定される。なお、この現象は、熊本地震における写真-2.1.3(c)の損傷を生じる原因の一つになっていることが考えられる。

図-3.1.5 に内容液がタンク天井に到達していない振幅 3mm の設定加振時間と柱のひずみの関係を示す。これは 0.2% 耐力時のひずみを超えておらず、最大 0.01% 以下であるので弾性範囲内である。これより、振幅 3mm において加振設定時間を変化させたところ、ひずみの値はほぼ一定の値を示している。この結果から柱のひずみは加振時の振幅には依存するが、ひずみレベルが弾性変形範囲内であることから、加振設定時間に依存しないことがわかる。

第3章 実機 SUS タンクを用いた振動実験

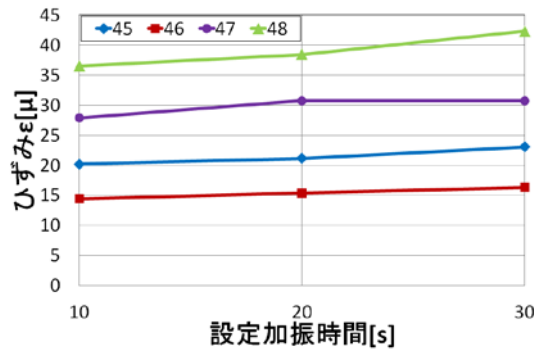


(a) 正の曲げひずみ

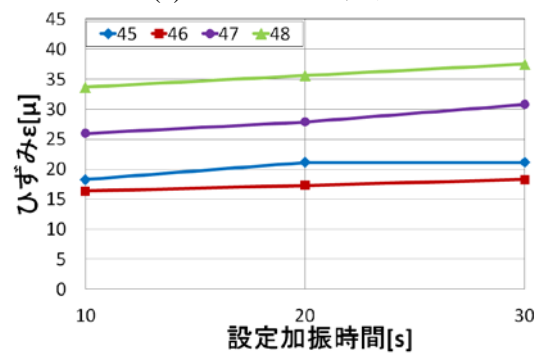


(b) 負の曲げひずみ

図-3.1.4 振幅と柱のひずみの関係
(加振方向角 45°加振設定時間 10 秒)



(a) 正の曲げひずみ



(b) 負の曲げひずみ

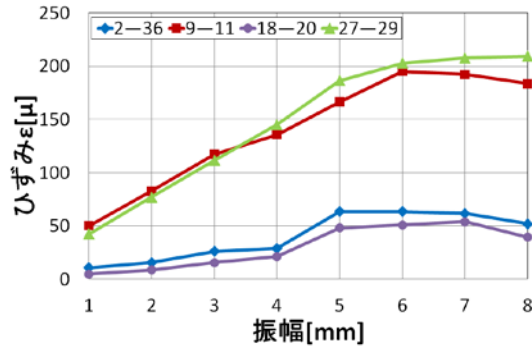
図-3.1.5 設定加振時間と柱のひずみの関係
(加振方向角 45°振幅 3mm)

(2) 隅角部補強材のひずみ

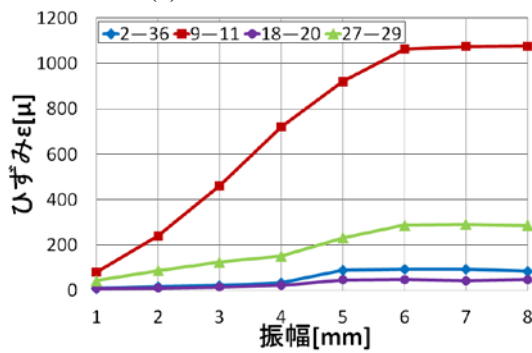
図-3.1.6 に振幅と隅角部補強材のひずみの関係を示す。これより、隅角部補強材のひずみは、すべての部材で振幅の増加に伴い増加している。しかし、柱のひずみと同様に隅角部のひずみは振幅 6mm を超えたところからいずれの部材もひずみの増加がなくなり、ほぼ一定値になっている。特に隅角部 9-11 と 27-29 の部材において正の曲げひずみが増大し、隅角部 9-11 の部材のみにおいて負の曲げひずみが増大している。これらの隅角部の部材は加振方向に配置されており加振により内容液が隅角部に集中したことで、タンク全体が加振方向へ膨張と収縮を繰り返し、大きな力が作用していると考えられる。

図-3.1.7 に振幅 3mm における加振設定時間と隅角部のひずみの関係を示す。これより、振幅 3mm において設定加振時間を変化させたところ、ひずみの値はほぼ一定値を示し、柱のひずみと同様に隅角部のひずみは加振設定時間に依存しないことがわかる。

第3章 実機 SUS タンクを用いた振動実験

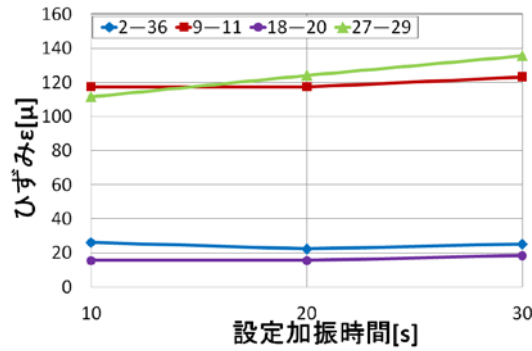


(a) 正の曲げひずみ

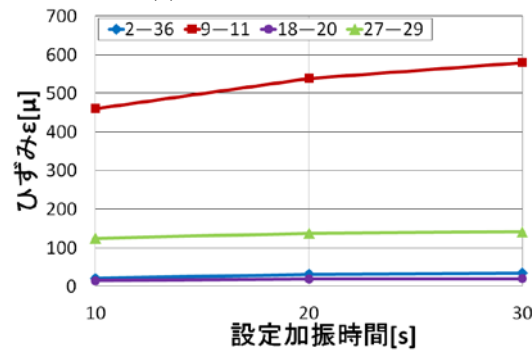


(b) 負の曲げひずみ

図-3.1.6 振幅と隅角部補強材のひずみの関係 (加振方向角 45°加振設定時間 10 秒)



(a) 正の曲げひずみ

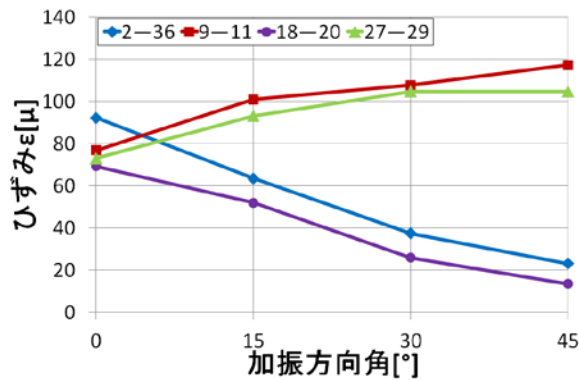


(b) 負の曲げひずみ

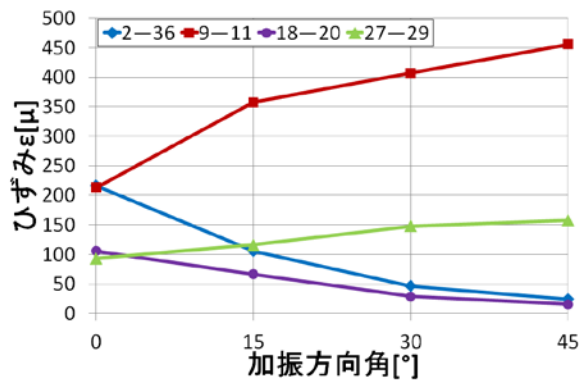
図-3.1.7 加振設定時間と隅角部補強材のひずみの関係 (加振方向角 45°振幅 3mm)

(3) 加振方向角と隅角部のひずみ

図-3.1.8に加振方向角と隅角部のひずみの関係を示す。図-3.1.3における北東-南西方向の加振を加振方向角 0° とする。さらに加振方向角は反時計方向に 15° 、 30° 、 45° とする。ここでは振幅 3mm において加振方向角を変化させたところ、ひずみの値は 45° になるにつれて増減することがわかる。特に隅角部部材の曲げひずみが顕著に増大している。これらの隅角部の部材は、加振方向に配置されており、加振により内容液が隅角部に集中したことで、SUS タンク全体が膨張と収縮を繰り返し、大きな力が作用したとためと考えられる。



(a) 正の曲げひずみ



(b) 負の曲げひずみ

図-3.1.8 振幅 3mm の加振方向角と隅角部のひずみの関係

(4) 実験終了後の部材の状況

写真-3.1.2(a)に 45 部材, 写真-3.1.2(b)に 46 部材の柱の写真を示す. なお, 以後に示す写真は, 一連の振動実験が全て終了してから撮影したものである. ここでの特徴は, 柱の変形を目視で確認することができることであり, いずれの柱も矢印で示すように北東方向に曲がっている. ここでの柱は, L 型断面のアンクル型鋼部材をすべて同様の向きで溶接していることから, 同じ方向の変形を生じたと考えられる.

次に写真-3.1.3(a)に 2-36 部材, (b)に 9-11 部材, (c)に 18-20 部材, (d)に 27-29 部材の隅角部の平板補強部材の写真を示す. それぞれの部材を手で触って確認したところ, 写真-3.1.3(b)の 9-11 部材と(d)の 27-29 部材が伸びており, 容易に変形することが確認できる. これは前述の通り加振方向の隅角部においてタンク全体が加振方向へ膨張と収縮を繰り返す力が作用していることが原因と考えられる. さらに設計上は引張力のみ考慮されている部分に圧縮力が働いたことによる.

これに対して写真-3.1.3(a)の 2-36 部材と(c)の 18-20 部材は変形した様子が見られなかった. これらの部材は加振方向と直交する隅角部に位置しており, 図-3.1.6 からわかるようにひずみは小さく, 内容液の集中がなかったことが原因と考えられる.

一方, 補強材を強度の高い物にすると補強には適しているように思われるが, 局部的には効果があるもののタンク全体として効果があるか否かは判断できない. 特に補強部材両端部での溶接等に注意が必要である. 一カ所を補強すれば, 次の弱い部分で損傷が生じることの繰り返しになるので, タンク全体での影響を考慮した設計の考え方の導入が必要と考える.

ところで, 図-3.1.6(b)より, 9-11 部材と 27-29 部材の負の曲げひずみに違いが確認されている. これは写真-3.1.3(b) と(d)を比較すると(d)の 27-29 部材にのみ U 字の接合物が付加されている. このためここでの部材の強度が高くなったことから, 負の曲げひずみが 25% 程度となっている. なお, この U 字の接合部材は, 波高計測のためのワイヤーを通すために本実験で特別に取り付けたものであり, 通常のタンクには付加されていないものである.

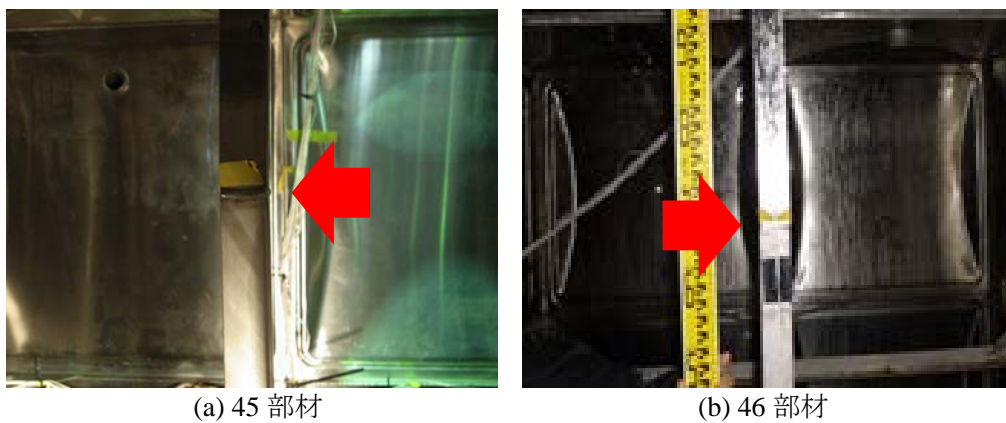


写真-3.1.2 柱部材の変形状態

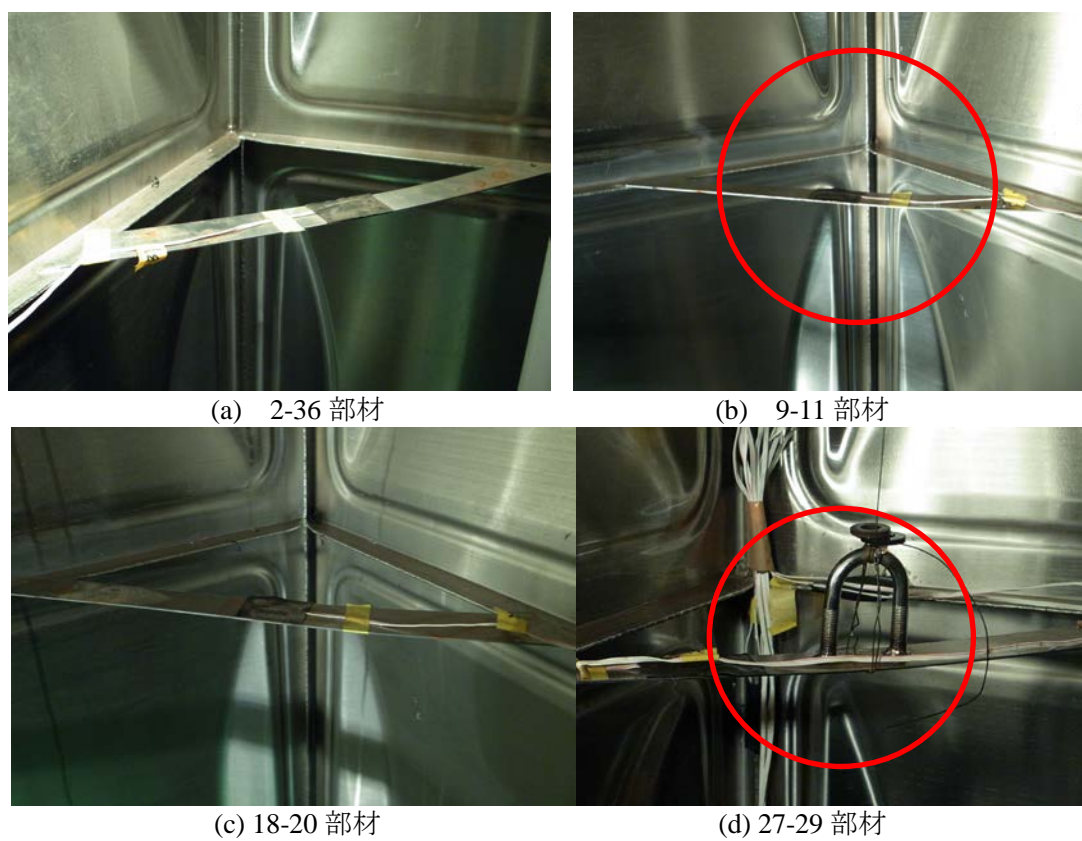


写真-3.1.3 隅角部の平板補強部材

3.1.3 実験のまとめ

本実験では、実機の正方形 SUS タンクを用いて、加振方向角の変化と振幅の変化による加振実験を行い、スロッシング発生時の部材のひずみに関してまとめた。これにより以下のことが得られた。

- (1) ひずみについては、柱と隅角部の全ての部材で、振幅の増加に伴い増加していることが確認できた。しかし、振幅 6mm を超えたところからいずれの部材もひずみの増加がなくなり、ほぼ横ばいになっていることが確認できた。この現象は、内容液が天井に当たることで生じていると推定される。
- (2) 内容液が天井に当たらない振幅 3mm において、加振設定時間を変化させたところ、柱と隅角部の全ての部材で、ひずみの値はほぼ一定値を示し、柱と隅角部のひずみは加振設定時間に依存しない。
- (3) 内部補強材部材を手で触って確認したところ、写真-3.1.3(b)の 9-11 部材と(d)の 27-29 部材が伸びており、容易に変形することが確認できた。この理由として、加振方向の隅角部において内容液が集中し、その力が作用したと考えられる。設計上、圧縮力の作用が考慮されていない部分に圧縮力が作用している。

3.2 熊本地震被害調査と振動実験結果との比較

振動実験が全て終了後のパネル繋ぎ目からの水漏れの状態について図-3.1.3 に示す 1 段目節点番号 12 付近を写真-3.2.1(a), タンク内側のパネルと補強材の接合部である溶接部に生じたクラックについては 2 段目節点番号 34 付近を写真-3.2.1(b)にそれぞれ示す. ここでの状況は, 熊本地震の被害調査で得られた損傷と類似している. 具体的には写真-2.1.5(b)と写真-3.2.1(a)の水漏れ, 写真-2.1.4(c)と写真-3.2.1(b)の溶接部のクラックの損傷事例である. これらは, 溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所であり, ここがクラック発生等の弱点になっている可能性が高いと考えられる. スロッシング現象による液面揺動が SUS タンクの補強部材に影響を与えることや, 溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所がクラック発生等の弱点になることから, SUS タンクの強度を著しく上げることが耐震補強にならない可能性がある.

一方, 設計上は引張力しか考慮されていない隅角部の平板補強部材に圧縮力が作用して, 座屈を起こしている. これは, 写真-2.1.4(b)の内部補強材の座屈ならびに写真-3.1.3(b)の比較からわかる. これは SUS タンクの設計が静的荷重状態で地震荷重の水平荷重割り増しのための検討となり, 動的な繰り返し荷重を考慮していないことから生じたと思われる. 繰り返し荷重による設計の必要性を示している事例であると考えられる.

以上, 熊本地震の被害調査と発災前に実施したスロッシングを対象とした振動実験結果との比較から, 以下のことが推測される.

- (1) スロッシング現象による液面揺動が SUS タンクの補強部材に影響を与える. 動的な繰り返し荷重による照査が必要である.
- (2) 溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所がクラック発生等の弱点になっている.
- (3) SUS タンクの補強材で剛性を著しく上げることが, 補強にならない可能性が大きい.

ところで, 本章では熊本地震の地震波と実験の加振方向の違いや類似性, ならびに熊本地震の被害を受けた SUS タンクの構造特性や製造年代等と実験供試体との違いや類似性等までは言及していない. 熊本地震被害の原因, 構造的な弱点等の特性に関しては, さらなる調査と考察が必要であると考えている.



(a) 水漏れの様子 (b) 溶接部のクラック
(1 段目節点番号 12 付近) (2 段目節点番号 34 付近)

写真-3.2.1 実験後の損傷状況

3.3 まとめ

最新の SUS タンクの耐震設計基準³⁾は、FRP 水槽耐震設計基準⁴⁾が基本となっており、これを基にして 1995 年の阪神・淡路大震災発生を受けて見直しが行われ、1996 年に改訂版が発行された。改訂内容としては、水の揺動（スロッシング）による天井部に作用する外力での破壊被害が多く見られたこと、また建物や水槽の用途・重要度に応じて、設計者やユーザーの選択によってより耐震性を高めることが出来る必要があるという認識のもと見直しがなされている。

一方、設計上の検討課題も挙げられる。これらの SUS タンクの被害状況を踏まえ、どのような設計条件の設定が必要なのかが重要な検討課題となっている。日本ステンレスタンク工業会の設計指針³⁾と現状を踏まえると以下の疑問点が挙げられる。

- (1) 角形 SUS タンクの固有周期を円筒形タンクの算定式を用いて算出している。
- (2) レベル 2 地震時の設計水平震度を「水道施設耐震工法指針」の方法⁵⁾を用いることで、加速度応答スペクトルの照合を行わず一義に設定している。
- (3) レベル 2 地震時の部材検討を許容応力度で検証している。
- (4) 内部補強材をパネル溶接部に沿って全溶接部材で設置しているが、設計上は全てトラス構造として扱っている。

これらの疑問点を含めた上で、ここでの事例を受け、大型配水池も含めて SUS タンクの耐震設計基準が妥当であったか否かを再検討することが必要であると考ええる。なお、配水池は山の上などに設置されることが多いことから、地震による損傷被害を発生した場合には、山津波など思わぬ二次的な被害を生じることも否定できない。

なお、本論文の比較実験は熊本地震発災前であるので、熊本地震で大きな損傷原因となったバルジング現象に関しては考慮をしていない。また、小さな 7.6Gal 程度の加速度でのスロッシング実験である。そのため、バルジング現象に関しては、今後の継続課題であると考えている。さらに、既存タンクも含めた耐震性向上のための制振装置の開発も必要なことであると考ええる。

参考文献

- 1) 小野泰介, 曾根龍太, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: スロッシング発生時に貯水槽壁面が受ける動液圧に関する実物実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.70, No.4, pp.169-174, 2014.
- 2) 遠田豊, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 矩形断面容器において加振方向角を変化させた場合のスロッシング現象, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.68, No.2, pp.637-644, 2012.
- 3) 日本ステンレスタンク工業会: 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.
- 4) 強化プラスチック協会: FRP 水槽構造設計計算法 (1996 年版), 1996.
- 5) 社団法人日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説(2009 年版), 2009.

第4章

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

- 4.1 実験概要
 - 4.1.1 使用するタンク
 - 4.1.2 振動装置
 - 4.1.3 計測機器
 - 4.1.4 入力地震動
- 4.2 実験結果
 - 4.2.1 壁面の加速度
 - 4.2.2 動液圧変化
- 4.3 まとめ

4.1 実験概要

本章では一般に広く使われている側板のパネル形式が異なる三種類の同一寸法のタンクを使い、大型振動台を用いて実際の地震動での振動実験を行い、バルジング振動応答特性の違いを明らかにするものである。具体的には、側板の素材によりステンレス製パネルタンク（以下、SUSタンク）、鋼板製一体形タンク（以下、鋼板タンク）、FRP製パネルタンク（以下、FRPタンク）を用いる。入力波形は、地震波として兵庫県南部地震神戸海洋気象台で観測された加速度成分の内、NS波成分を用いることとする。この結果、側板のパネル形式の違いで地震時の振動応答特性が異なることがわかったので、ここで論ずるものである。

4.1.1 使用するタンク

一般に広く使われている側板のパネル形式が異なる三種類の同一寸法のタンクを使用する。これらを大型振動台を用いての地震動での振動実験を行う。その上でバルジング振動応答特性の違いを明らかにするものである。具体的には 3000×3000×3000mm の辺長タンクで、側板の素材により写真-4.1.1にSUSタンク、写真-4.1.2に鋼板タンク、写真-4.1.3にFRPタンクの側板部付近とタンク内部の状況をそれぞれ示す。これらの各タンクに常用水深である 2700mm まで水道水を満たし、振動台に固定された架台にボルトで固定した上で振動実験を行う。

ここで扱うタンクの特徴は、次の通りである。写真-4.1.1に示すSUSタンクは、天井、上段パネルの板厚は 1.5mm、材質は SUS329J4L、底板、中・下段パネルの板厚は 2.0mm、材質は SUS444L である。内部構造は、タンク内部に SUS 製の形鋼で補強材が構成された、ジャングルジムのような入り組んだ構造となっている。壁面の板厚が薄いので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などの特徴を有している。

写真-4.1.2に示す鋼板タンクは、板厚 4.5mm、材質は SS400 を使用し、内外面溶接一体のコルゲート構造になっているので、剛性を十分に有する構造である。そのため内部には補強材は無い構造となっている。

写真-4.1.3に示すFRPタンクは、全てのパネルにおいて板厚 10mm である。さらに側板のパネルの剛性を上げることを目的にして、外壁部に鋼製の形鋼で補強をしている。また内部には、側板のパネルを引っ張る棒材、屋根を支える棒が立ててある構造である。

以上、これらの諸元を表-4.1.1に示す。

第4章 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

表-4.1.1 各タンクの諸元

種類	SUS タンク		鋼板タンク	FRP タンク
材質	天井, 上段	底, 中・下段	SS400	FRP
	SUS329J4L	SUS444L		
板厚	1.5mm	2.0mm	4.5mm	10mm
特徴	内部補強構造 (ジャングルジム)		補強材なし コルゲート	外部補強 内部引張材, 支柱
引張強さ	450MPa	245MPa	235MPa	103MPa
曲げ強さ	450MPa	245MPa	235MPa	204MPa
ポアソン比	0.3	0.3	0.3	0.33
重量	約 1400kg		約 2800kg	約 1500kg

第4章 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



写真-4.1.1 ステンレス製パネルタンク (SUS タンク)



写真-4.1.2 鋼板製一体形タンク (鋼板タンク)



写真-4.1.3 FRP製パネルタンク (FRP タンク)

4.1.2 振動装置

振動実験は、**図-4.1.1** に示す中央大学と愛知工業大学が共同で設置した大型振動装置にタンクを設置して加振実験を行う。振動台は、東西方向 4500mm、南北方向 4500mm の正八角形である。加振装置は、MTS 社製の 500kN アクチュエータを 2 基、制御装置は(株)島津製作所社製の 4830 形制御装置、レールおよびローラーには日本トムソン(株)のリニアローラーウェイスーパーX を使用する。なお、本振動台は 2 基のアクチュエータを同期させて、使用しているので、安全のため 2 基のアクチュエータのストローク差が $\pm 2.5\text{mm}$ 、試験力差が $\pm 300\text{kN}$ に達した場合に強制停止するようにリミットを設定している。

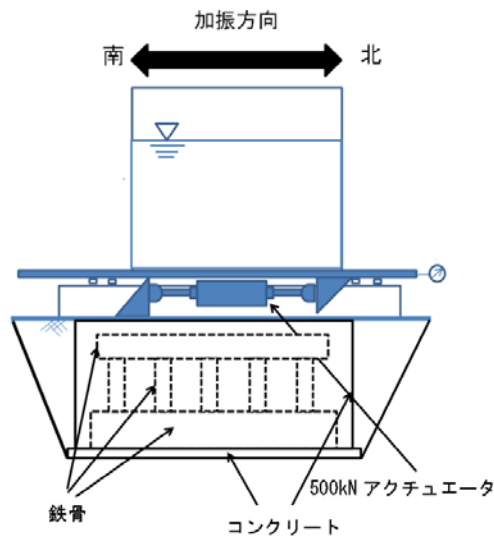


図-4.1.1 振動台の概略図

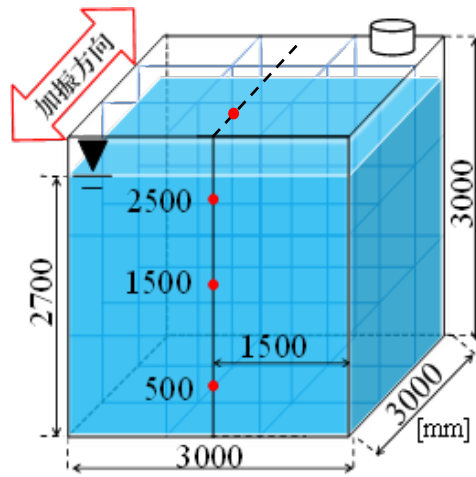
4.1.3 計測機器

三種類のタンクを検証するために、壁面の応答加速度と内容液が壁面に作用する動液圧変化を計測する。本実験で計測する応答加速度は、**図-4.1.2**に示すようにパネル壁面の中心に底面から高さ500mm、1500mm、2500mmの3箇所で計測する。加速度計は(株)共和電業社製の小形低容量加速度変換器AS-5GBを用いる。動液圧変化は、加速度計と同様の3箇所ならびにスロッシングによる衝撃圧計測のため天井部である3000mmの位置にも圧力計を設置する。圧力計には、(株)共和電業社製の低容量圧力変換器PGM-Gを用いる。本実験における動液圧変化とは式(1)にて示す。

$$\Delta P = P - P_0 \quad (1)$$

ここで、 ΔP は動液圧変化、 P は全圧力、 P_0 は静水圧である。すなわち、タンクに水を満たした状態をゼロとして計測することで、それぞれの圧力計の設置位置における動液圧変化を計測することができる。この方法によって、タンクの壁面に及ぼす動液圧変化に関して検討を行う。

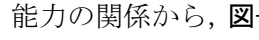
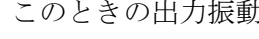
また、データのサンプリング周波数は50Hzである。データ整理の仕方として、10Hz以上ではノイズが多く含まれ、かつタンクの応答への影響は小さいと考えられるので、フィルタリング処理を行う。



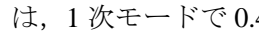
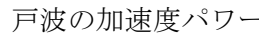
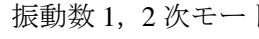
● 計測機器位置

図-4.1.2 計測機器の配置位置

4.1.4 入力地震動

入力地震波には、兵庫県南部地震における神戸海洋気象台で観測された JMA 神戸 NS 方向観測波（以下、神戸波）を使用する。しかし、この観測波の入力を試みたが振動装置の能力の関係から、-4.1.3 に示す出力振動台変位となり、最大 56%相当で加振する。また、このときの出力振動台加速度を-4.1.4 に示す。加振方向は加速度計・圧力計のある壁面に直交に加振する。

ここで用いる神戸波の入力波形は、矩形タンク全般についてのおおよそのバルジング固有周期を把握するために、箕輪¹⁾が提案したバルジングの発生周波数域（2.5～6.7Hz 程度）を有する地震波である。また、気象庁の震度算出手順²⁾に基づき算定した震度は 6 強程度である。

本実験では水深を 2700mm に統一して実験を行うため、水槽のスロッシング固有振動数は、1 次モードで 0.49Hz、2 次モードでは 0.87Hz である。-4.1.5 に-4.1.4 で示した神戸波の加速度パワースペクトルを示す。ここに、今回使用するタンクのスロッシング固有振動数 1, 2 次モードを破線で示す。-4.1.5 から明らかなように、スロッシング固有振動数 1, 2 次モードと箕輪¹⁾が提案しているバルジングの発生周波数域（2.5～6.7Hz 程度）は異なっていることがわかる。

第4章 構造形式の異なる矩形タンクのパルジング振動応答特性の比較

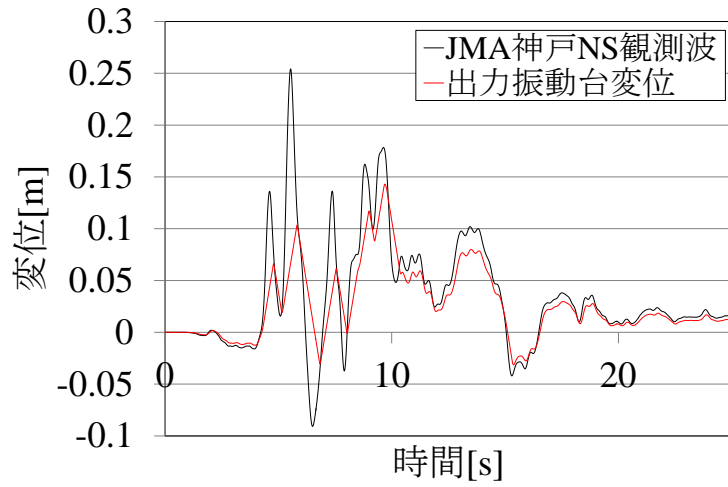


図-4.1.3 出力振動台変位

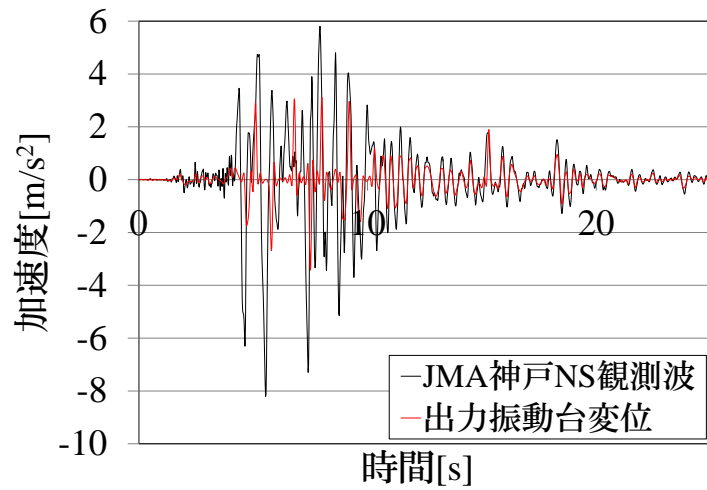


図-4.1.4 出力振動台加速度

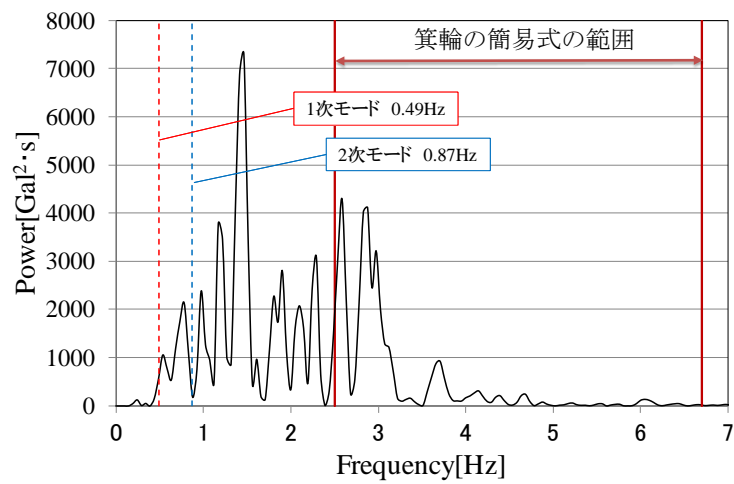


図-4.1.5 神戸波のパワースペクトル

4.2 実験結果

4.2.1 壁面の加速度

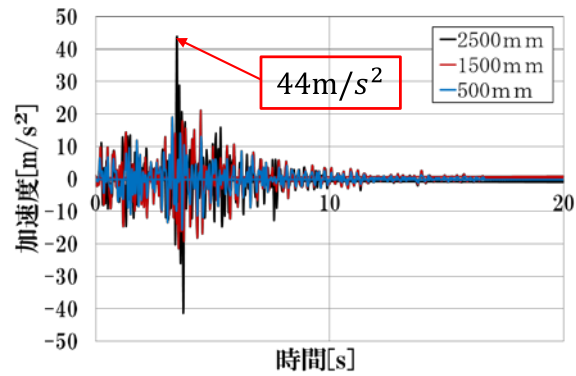
(1) 応答加速度

図-4.2.1に各タンクにおいて計測された壁面の応答加速度を示す。ここで SUS タンクでは、最大加速度が約 44m/s^2 であるのに対して、鋼板タンクは約 9m/s^2 程度となっており、鋼板タンクの最大加速度は SUS タンクの約 $1/5$ である。FRP タンクでは最大加速度が約 17m/s^2 程度で SUS タンクと鋼板タンクの間位置する結果となっている。これは、SUS タンクの板厚は $1.5\sim 2\text{mm}$ 程度のステンレスパネルの組合せで構成されていることから、元々パネルの剛性が低いので揺れやすい構造であることに起因している。さらにパネル間の接合部分に補強材が多数入っているため、高さ方向に対して剛性の低い部分と剛性の高い部分とが入り組んだ構造となっている。また、天井、上段のパネルの板厚は 1.5mm であるのに対して、底板、中・下段パネルの板厚は 2.0mm になっている。これらの上下方向に対して不均一な構造であることから、SUS タンクは、加速度計の設置位置によって計測値に違いがある結果になっている。また、内容液の移動が起振源となってパネルが振動し、加速度が高くなっていると考えられる。このことから、SUS タンクでは壁面と内容液が連成して振動するバルジングが発生したと推定される。また、パネルの変形に着目し実験の映像より模式化すると、図-4.2.2に示すようにパネル中央が大きく変形するモードとなる。なおこの変形モードは、新井ら³⁾が行なった配水池を対象としたバルジング振動応答解析と同様なものである。

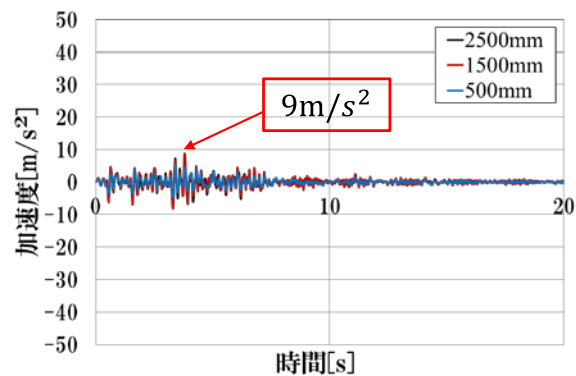
一方、鋼板タンクは、計測位置による違いは見られず、ほぼ同等の値を示している。これは、鋼板タンクは板厚 4.5mm で、かつコルゲート構造であるので側板の剛性が高く、強度が均一になっていることによるものと思われる。また、剛性が高いことで側板が振動せず、最大加速度が約 9m/s^2 程度になったと考えられる。このことから鋼板タンクは、側板が振動せずバルジングが起こりにくいことがわかる。

FRP タンクでは、パネルの剛性が低いために内容液の運動が支配的となっている。そのためパネル自体の振動のみならず内容液の揺動によってパネルが弾性的に伸縮し、大きく変形する。一方、SUS タンクは、内容液がパネルへ直接ぶつかる衝撃によるパネル自体の振動であるため、最大加速度が大きくなっている。そのため、FRP タンクは、SUS タンクほどに加速度が大きくならなかったと考えられる。また、図-4.2.2に示す変形モードに示す様に、縦方向に大きな変形をしているので、FRP タンクはこの部分に形鋼の外補強が入っていることから、これが変形に対して効果を示していると推察される。これらによって、同じパネルの振動によるバルジングの発生であるが、FRP タンクと SUS タンクには計測結果に違いが生じたと考えられる。

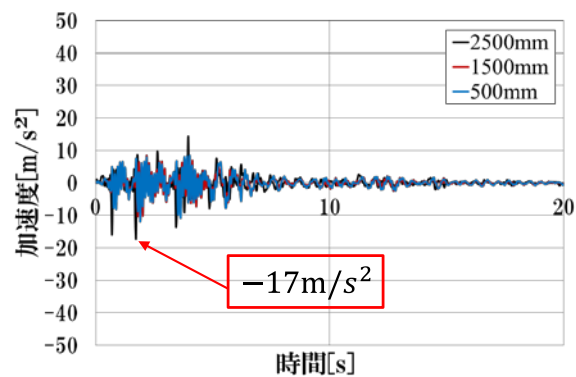
第4章 構造形式の異なる矩形タンクのバルジング振動応答特性の比較



(a) SUS タンク



(b) 鋼板タンク



(c) FRP タンク

図-4.2.1 壁面の応答加速度

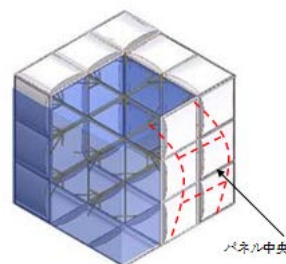


図-4.2.2 バルジング発生時のタンクの変形モード

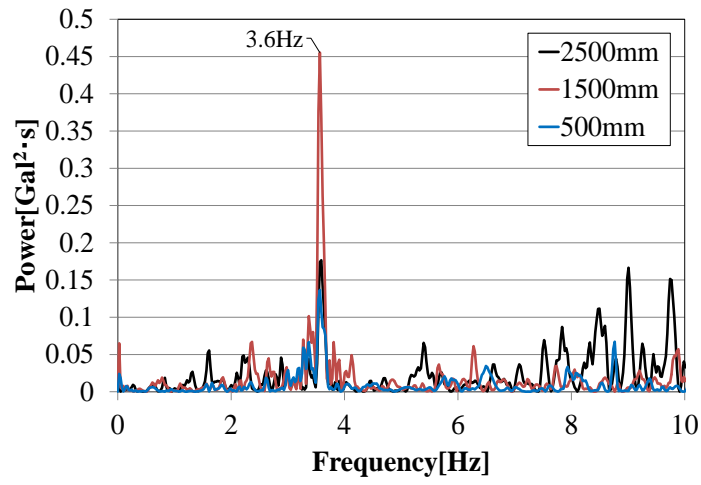
(2) 加速度のスペクトル解析結果

バルジング固有振動数は、箕輪¹⁾の研究により加速度と動液圧計測から得られた壁面のスペクトル周波数であるとする。これより、壁面で計測された応答加速度をスペクトル解析した結果を図-4.2.3に示す。各タンクを比較すると、スペクトルピークがそれぞれ異なっていることがわかる。SUSタンクは、3.6Hz付近に強いスペクトルピークがあるのに対して、鋼板タンクは9.7Hz付近にスペクトルピークが存在している。またFRPタンクは、2.1Hz付近を中心としていくつかのスペクトルピークを示している。この構造形式の違いによるスペクトルピークの違いは、各タンクの側板の剛性が異なるためと考えられる。鋼板タンクは、剛性が最も高いことから高周波側にスペクトルピークを示し、SUSタンクは鋼板タンクに比べ剛性が低いために低周波側にスペクトルピークが存在する結果になった。さらにFRPタンクは剛性が低いこと、写真-4.1.3からもわかる通り上段パネルが2m×1mとSUSパネルと比較して大きいことから、最も低周波側にスペクトルピークを示す結果となった。このスペクトルピーク値の違いからも、SUSタンクとFRPタンクでは異なったパネルの振動によるバルジングが生じていることがわかる。

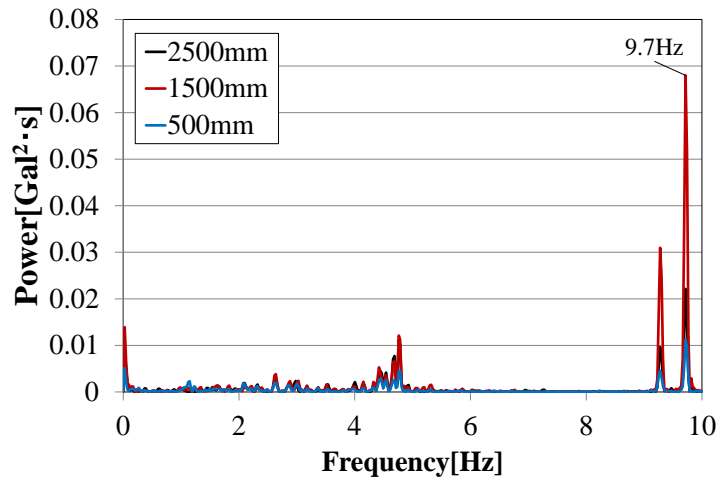
次に図-4.1.5に示した神戸波のスペクトルと比較すると、SUSタンクやFRPタンクのスペクトルピークは、神戸波のスペクトルピークに近い値となっているため、SUSタンクでは3.6Hz、FRPタンクでは2.1Hzでバルジングが生じ、パネルの振動につながったと考えられる。なお、我々の研究⁴⁾によるとFRPタンクにおいて、1.5～2.5Hz付近でバルジング振動が生じたことを掴んでいるので、本論文においてもこれを用いている。

また、箕輪¹⁾よりバルジング固有振動数が2.5～6.7Hz程度であるため、他の地震波などが発生した場合、SUSタンクとFRPタンクの持つスペクトルピーク値では共振する危険性がある。これに対して鋼板タンクは、側板の剛性が高いことから側板が剛体に近い挙動を示す。また、数Hzの成分が卓越する地震動が多いことから、鋼板タンクは高周波側にスペクトルピークを有するので、共振してタンクが破損する危険がないと推察できる。

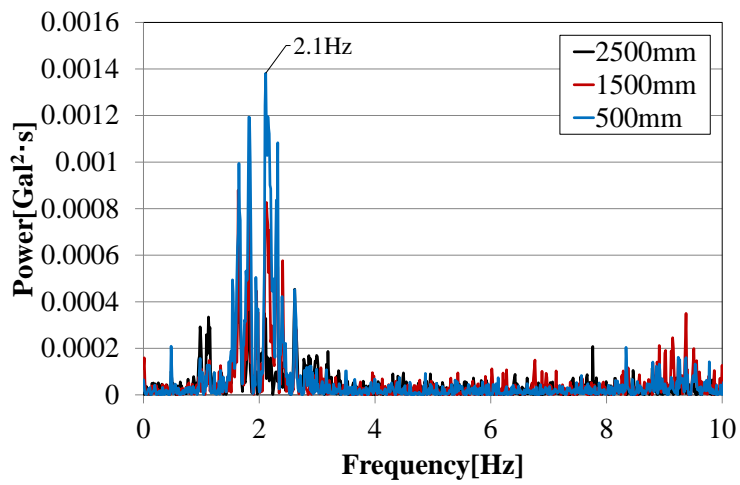
第4章 構造形式の異なる矩形タンクのバルジング振動応答特性の比較



(a) SUS タンク



(b) 鋼板タンク



(c) FRP タンク

図-4.2.3 壁面加速度のパワースペクトル

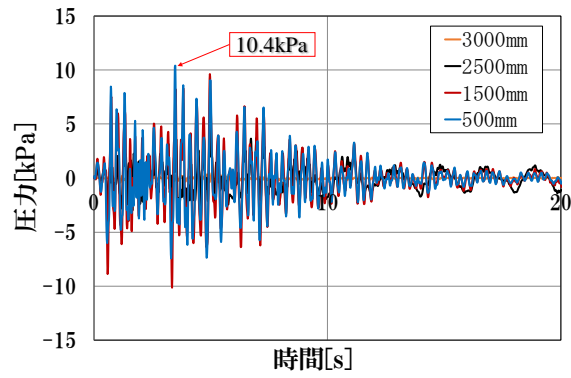
4.2.2 動液圧変化

(1) 内容液による動液圧変化

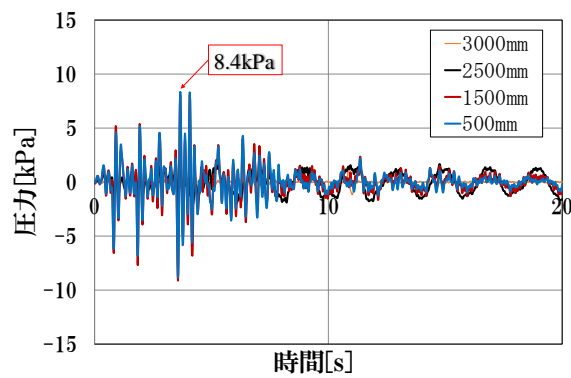
図-4.2.4 は各タンクにおいて計測された壁面の動液圧変化の時刻歴波形を示す。また、図-4.2.5 に壁面の最大動液圧分布比較を示す。これらの結果から全てのタンクにおいて、最大圧力が 8.0~10.4kPa 前後の値を示していることがわかる。ここで最大圧力を計測した位置が、タンクの高さ方向の半分である 1500mm 以下の位置で計測されている。この結果は、内容液が起振によって水平に揺動する際に、壁面に直接作用してタンクの壁面が膨らむように変形したことによると考えられる。それぞれを 1500mm 以下の位置で比較すると、SUS タンクの動液圧が高く、次いで FRP タンク、鋼板タンクの順となっている。また、加速度の結果からも判断すると、壁面の加速度が大きいほど動液圧も大きな結果になっている。これは、壁面の剛性が低いほど起振によって内容液が揺動した際に大きな圧力がかかったと考えられる。これらのことから、壁面の剛性の差により、内容液の挙動とそれに伴う壁面への内容液の荷重としての作用する状態が異なることによると思われる。

しかし、2500mm の位置で比較すると、FRP タンクの動液圧の値が SUS タンクの値より高くなっている。これは、FRP タンクの上段パネルが 2m×1m と SUS パネルと比較して大きいこと、また鋼板タンク、FRP タンクは材質が均一であるのに対し、SUS タンクのみ天井、上段パネルの材質は SUS329J4L、底板、中・下段パネルの材質は SUS444L と異なる材質を用いている。よって、これらの強度の違いにより FRP タンクと SUS タンクの動液圧の値が逆転したのではないかと推測する。

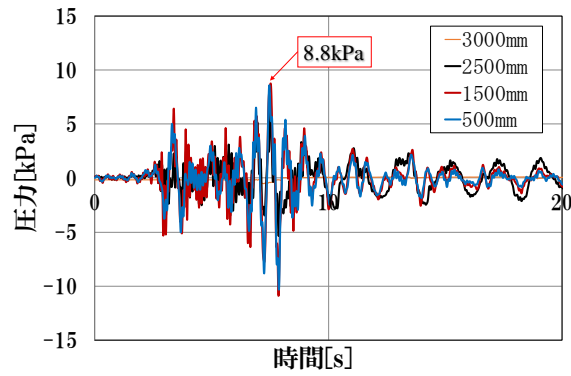
第4章 構造形式の異なる矩形タンクのバルジング振動応答特性の比較



(a) SUS タンク



(b) 鋼板タンク



(c) FRP タンク

図-4.2.4 タンク壁面の動液圧変化

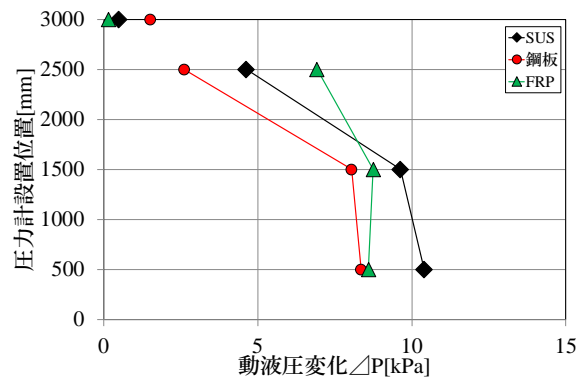


図-4.2.5 壁面の最大動液圧分布比較

(2) 動液圧のスペクトル解析結果

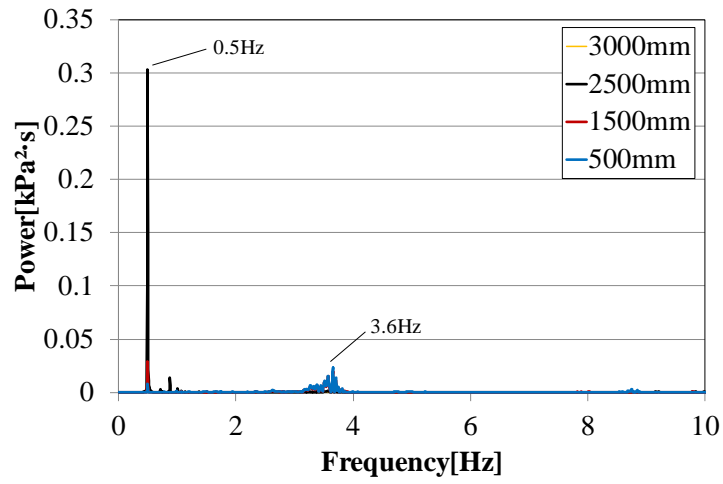
壁面で計測された動液圧をスペクトル解析した結果を図-4.2.6 に示す。これらのスペクトル結果は、図-4.2.4 の動液圧時刻歴（継続時間 20 秒間）のスペクトルであり、振動実験の加振中の成分を含んだスペクトルである。各タンクのスペクトルピークを比較すると、0.5Hz 付近のところで全てのタンクがスペクトルピークを示している。これは、タンク全体のスロッシング 1 次モード固有振動数であることから、波高がピークに達した後にスロッシング 1 次モードで揺動していたことが考えられる。

構造別に検討すると、SUS タンクでは 0.5Hz の他に 3.6Hz 付近にもスペクトルピークを示していることがわかる。この振動数は、加速度をスペクトル解析した際のスペクトルピークとはほぼ一致していることから、内容液の移動によって壁面の振動が生じていると考えられる。さらに、3.6Hz 付近で卓越しているスペクトルピークは、1500mm と 500mm 地点での圧力計が主であることから、タンク下部では内容液の移動により壁面の振動が生じたことがわかる。このことから SUS タンクは、バルジングが発生したと確認した。

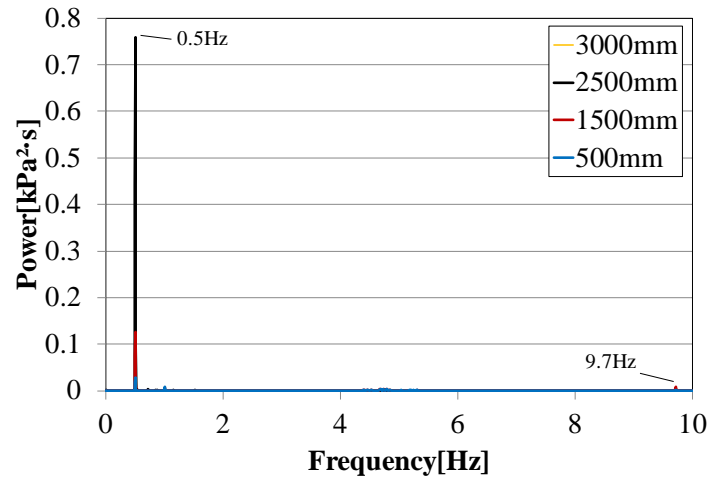
次に鋼板タンクは、スペクトルピークはほぼ 0.5Hz に集中しているが、わずかに 9.7Hz にもスペクトルピークが存在していることがわかる。これは SUS タンク同様、加速度のスペクトル解析した結果と一致していることから壁面での振動が微小ながらも内容液に影響を与えていたことが考えられる。しかし、0.5Hz でのスペクトルピークの卓越ほどではないことから、鋼板タンクではほぼスロッシング 1 次モード固有振動数で内容液が揺動していたことがわかる。

最後に FRP タンクは、スロッシング 1 次モード固有振動数である 0.5Hz の他に 1.5Hz 付近にもスペクトルピークが存在している。これは、前述した壁面の剛性が低いことに起因していると考えられる。また SUS タンク同様、スロッシング 1 次モード固有振動数である 0.5Hz では、タンクの上部である 2500mm でスペクトルピークが存在しているのに対し、1.5Hz 付近では 500mm や 1500mm でスペクトルピークが存在している。このことから水面付近で顕著に発生するスロッシングとタンク下部で主に発生するバルジングの特徴が混在している結果となったと考えられる。

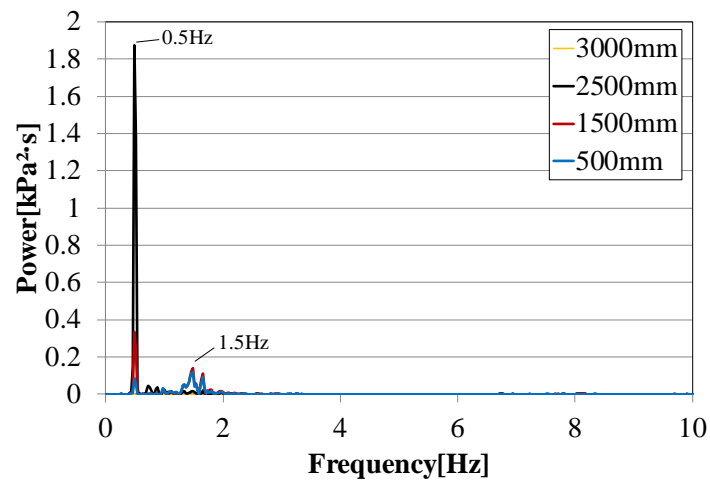
第4章 構造形式の異なる矩形タンクのバルジング振動応答特性の比較



(a) SUS タンク



(b) 鋼板タンク



(c) FRP タンク

図-4.2.6 動液圧のパワースペクトル

4.3 まとめ

本章では、一般に広く使われている構造形式が異なる同一寸法のタンクを使い、振動台を用いての振動実験を行い、バルジング振動応答特性の違いを明らかにしてきた。この結果、タンクの構造別に比較すると、側板のパネルの剛性が大きくバルジングの発生に關与していることがわかる。

具体的には、タンクの側板での応答加速度のスペクトルピークは、FRP タンク、SUS タンク、鋼板タンクの順で低周波側に存在している。さらに、FRP タンクと SUS タンクの応答加速度をスペクトル解析した結果は、箕輪¹⁾の提案しているバルジング発生域周波数帯にほぼ入っていることである。

まず鋼板タンクは、側板の剛性が他の二つのタンクより高いので、応答加速度の値が小さく、側板の応答加速度のスペクトルのピークが高周波側にあることから、バルジング発生域周波数に入っていないことがわかる。このことから、鋼板タンクのバルジングに関してはここで取り上げたサイズでは安全であると考えられる。ただし、スロッシングに関しては照査をする必要があると考える。

一方、SUS タンクと FRP タンクは、鋼板と比較して側板の剛性が低いことから、応答加速度のスペクトルピークが低周波側に存在し、かつバルジング発生域周波数に存在している。これより側板の剛性の低い SUS タンクと FRP タンクでは、バルジングの発生が考えられるので、耐震設計上、バルジングに関する検討を要すると考えられる。

ところで、各タンク形式の最新の設計基準⁵⁾において、バルジングによる設計基準が無い状況下であるので、早急にバルジングに関する新たな設計基準を規定する必要があると考える。特に側板の応答加速度のスペクトルのピークがバルジング発生域周波数に入る可能性が高い、SUS タンクと FRP タンクに関して該当する。これらの形式は、最新の設計基準で設計されたタンクにも多数の被害発生例が報告^{6)~8)}されていることを鑑み、早急にバルジングに関する新たな設計基準を規定することが、必要不可欠である。

第4章 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

参考文献

- 1) 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，2004.11.
- 2) 気象庁ホームページ：<http://www.jma.go.jp/jma/index.html>
- 3) 新井学，坂本智，平野廣和：最近発生した地震による貯水槽被害の特徴に関して，防衛施設学会年次フォーラム2019，A4，2019.2.
- 4) 塩野谷遼，平野廣和，井田剛史，河田彰：実機貯水槽を用いての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, 2017.9.
- 5) 強化プラスチック協会：FRP 水槽構造設計計算法 (1996 年版)，1996.12.
- 6) 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，2012.12.
- 7) 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)，2016.5.
- 8) 厚生労働省：平成 28 年(2016 年)熊本地震水道施設被害等現地調査団報告書，2016.6.

第 5 章

SUS タンクを用いた解析

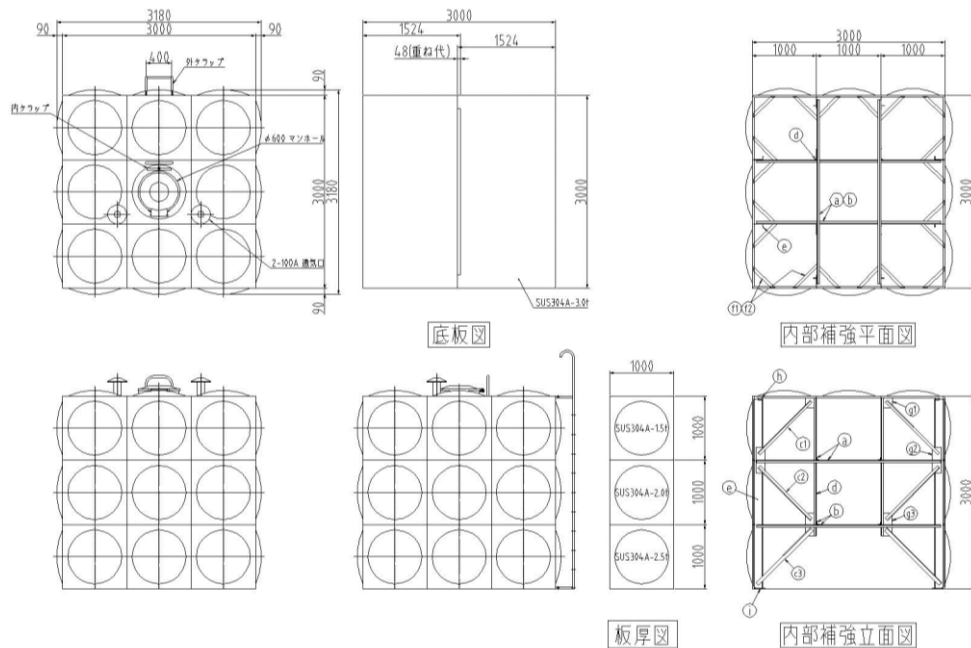
- 5.1 解析条件
 - 5.1.1 SUS タンクの特徴
 - 5.1.2 解析方法
 - 5.1.3 支配方程式
 - 5.1.4 解析のモデル化
 - 5.1.5 解析手順
- 5.2 解析概要
 - 5.2.1 固有振動数解析
 - 5.2.2 減衰の設定
- 5.3 解析結果
 - 5.3.1 固有振動数解析結果
 - 5.3.2 静的解析
 - 5.3.3 時刻歴応答解析
- 5.4 まとめ

5.1 解析条件

本章では 3000×3000×3000mm の SUS タンクを対象とし、流体と構造を連成したタンクの固有振動数解析と時刻歴応答解析を行う。このタンクは土木学会地震工学委員会水循環 NW 災害軽減対策研究小委員会 TF（2013～2017 年度設置，主査：坂井藤一氏）（以下，TF とする）の活動の一環として検討されたものである。これにより地震動で SUS タンクが局所的にどのような応力を受ける可能性があるのかを確認し、今後の耐震設計条件の設定で必要となる事項を検討する。

5.1.1 SUS タンクの特徴

図-5.1.1 に本章で扱う SUS タンクの図面を示す。このタンクの図面は、日本ステンレス工業会から提示され、TF の活動においてこれを基に検討されると共に、佐久間ら¹⁾が振動実験を行ったものである。このタンクを写真-5.1.1 に示す。



全溶接型ステンレスパネルタンク仕様		品番	名称	サイズ	材質
寸法	3000×3000×3000H	(a)	引張材	L-40×40×3	SUS304A
	(有効: 27 m ³)	(b)	引張材	L-40×40×4	SUS304A
本体	天井版	(c1)	斜め材	L-50×50×4	SUS304A
	側板 3段目	(c2)	斜め材	L-50×50×6	SUS304A
	側板 2段目	(c3)	斜め材	L-65×65×6	SUS304A
	側板 1段目	(d)	弦材	L-40×40×4	SUS304A
	底板 (平板)	(e)	縦補強材	L-150×60×4	SUS304A
		(f1)	ステー材	FB-2×45	SUS304A
		(f2)	ステー材	FB-3×45	SUS304A
		(g1)	ガセットプレート	PL-6t	SUS304A
		(g2)	ガセットプレート	PL-6t	SUS304A
		(g3)	ガセットプレート	PL-6t	SUS304A
		(h)	接続プレート	PL-3t	SUS304A
		(1)	ベースプレート	PL-6t	SUS304A

図-5.1.1 解析に用いた SUS タンクの図面

第5章 SUS タンクを用いた解析

SUS タンクの内部構造は図-5.1.1 に示すように、SUS 製の型鋼でタンク内部に補強材が構成された、ジャングルジムのように入り組んだ構造となっている。SUS タンク壁面パネルの板厚が他の型鋼の材料と比較して薄いので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などの特徴を有している。解析時のタンクの水位は、通常使用されている水位（通常設定水位）と同じである内容量の 90%の水位 2700mm まで注水する。

ところでこのタンクは通常設置されている SUS タンクに比べ板厚が一規格厚い。通常設置されている同規模のタンクは、概ね天井・上段パネルの板厚は 1.5mm、材質は SUS329J4L、中・下段・底板パネルの板厚は 2.0mm、材質は SUS444 程度である。よって本解析で扱ったタンクは、全体的に剛性が高い状況にある。そのため結果が安全側に出る可能性が高いが、TF での検討²⁾と振動実験¹⁾との比較のためこの規格を採用する。



写真-5.1.1 SUS タンク

5.1.2 解析方法

解析手法は我々の既往の研究成果³⁾と同様に、水は非粘性・非圧縮の理想流体と考えると流体運動にはポテンシャル理論が適用できるとする。さらに、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。流体の解析には Navier-Stokes の方程式を用い、定量的な現象を把握するならば、3次元モデルにより忠実に流体-構造をモデル化することが必要である。しかし、この解析には多大な時間を要することから、ここでは実験結果から得られた減衰を適切に表現するため Rayleigh 減衰を仮定、導入したポテンシャル理論を用いることで、実用的な計算時間で解析可能で定性的な現象を掴むこととする。特にバルジング振動を扱うことから、水面付近の揺動による流体運動が活発とならないで、現象を説明するのに十分な手法を考えている。但し、本解析手法は粒子法等を用いないので、流体が天井面に接すると解析不可能となるので、流体が天井に接する所で解析を終了する。

5.1.3 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 φ として式(5.1.1)の連続の方程式で表される。ここで ρ 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。

$$\dot{\rho} = \nabla \cdot (\rho \nabla \varphi) \quad (5.1.1)$$

流体と構造の連成には、式(5.1.2)で示す運動方程式及び式(5.1.3)に示す構造と流体との境界条件式を用いる。

$$h = \Omega(x) - \dot{\varphi} - \frac{1}{2} \nabla \varphi \cdot \nabla \varphi \quad (5.1.2)$$

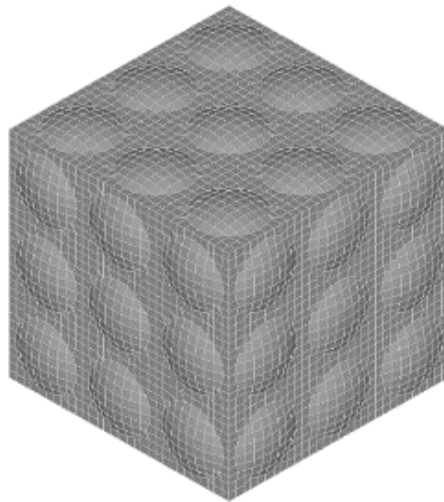
$$-\delta F_u = - \int_S p n \delta u dS \quad (5.1.3)$$

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、 δF_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。

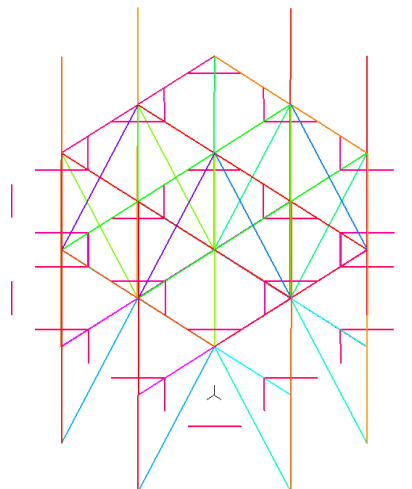
5.1.4 解析のモデル化

図-5.1.2 に本解析に用いる SUS タンクの解析モデルを示す。ここで図-5.1.2(a)はタンク本体、図-5.1.2(b)はタンク内部の補強材を、図-5.1.2(c)に底面部の拘束条件を示す。また表-5.1.2 に解析条件の諸元を示す。ここで解析は、汎用有限要素解析ソフトウェアである ADINA を用いる。このソフトの特徴は、流体部のみの解析と流体問題と構造問題を一つのマトリックスで解く流体-構造連成解析が可能なことである。

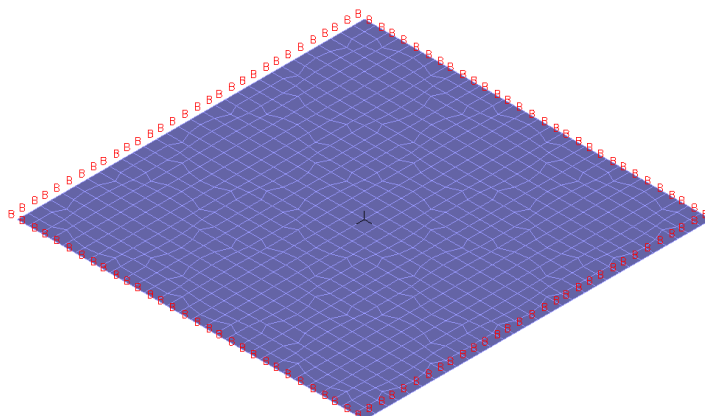
水槽部は Shell 要素，補強材部は Beam 要素，流体水面は自由水面とし，基礎方程式は式(5.1.1)～(5.1.3)に示すポテンシャルベース 3 次元流体方程式を用いることで解析を実行する。また拘束条件は底面部 4 辺固定，メッシュを作成する際にはタンクと流体との節点の結合を行わないことにより，滑らかに液面挙動が起きるよう配慮している。なお，要素数は 30813 である。



(a)タンク本体



(b) 補強材部分



(c)底面部の拘束条件

図-5.1.2 解析モデル

表-5.1.2 解析条件の諸元

ヤング率[N/mm ²]	1.95E+11
ポアソン比 ν	0.3
単位体積重量 γt [kN/m ³]	78
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4辺固定
流体水面	自由水面
入力加速度	熊本地震益城前震

5.1.5 解析の手順

時刻歴応答解析を行うに際し、解析の手順として以下の通りを行う。

- ① <固有振動数解析>
固有振動数解析を行い、対象の SUS タンクの固有振動数を推定する。
- ② <静的解析>
水を入れた状態における静的解析を実施する。ここでは構造-流体の連成解析を行う場合、自重の釣り合い計算を行い、この結果を時刻歴応答解析の初期条件とする。
- ③ <正弦波加振>
SUS タンクの固有振動数解析より算出した固有振動数での正弦波加速度での加振を行う。
- ④ <熊本地震（前震）益城 NS 波>
熊本地震（前震）益城 NS 波での加振を行う。これにより変位及びミーゼス応力を算出し、地震波がタンクに与える影響を考察する。

5.2 解析概要

5.2.1 固有振動数解析

貯水槽では、異なった事象の二種類の固有振動数が存在する。タンク壁面を剛体として考えたときのスロッシング（液面揺動）現象の固有振動数とタンク壁面を弾性体と考えたバルジング（壁面振動）現象の固有振動数である。これらを把握するために固有振動数解析を実施する。

本解析では、特定方向からの励振力に対する振れやすさを示す刺激係数を算出し、スロッシング固有振動数とバルジング固有振動数を推定する。

スロッシングの固有振動数の理論値は式(5.2.1)に示す、Housner の理論式⁴⁾により算出できる。

$$f = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{(2n-1) \cdot \pi \cdot g}{L} \cdot \tanh\left(\frac{(2n-1) \cdot \pi \cdot H}{L}\right)} \quad (5.2.1)$$

ここで、 f はスロッシング振動数、 L は容器内壁間の起振方向長さ、 H は水深である。式(5.2.1)より水深 H : 2700mm、容器内壁間の起振方向幅 L : 3000mm の同 SUS タンクのスロッシング 1 次、2 次モードの固有振動数の理論値は、1 次モード 0.50Hz、2 次モード 0.88Hz である。

この理論値と固有振動数解析により算出した固有振動数を比較することで、解析における適合度の判定を行う。

ところで、箕輪の研究⁵⁾によるとタンク壁面のバルジング固有振動数は、2.5Hz～6.7Hz と推定される。本解析では、刺激係数の算出不足を防ぐため、一度に解析を実行するのではなく、0.1Hz 毎 1000mode で算出する。

5.2.2 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、非線形材料による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、本モデルでは多用されている式(5.2.2)に示す、Rayleigh 減衰 C を用いて、自由表面部分の要素に減衰を与えることにする。

$$C = \alpha M + \beta K \quad (5.2.2)$$

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 ω_i における減衰比 ξ_i は式(5.2.3)のように表すことができる。

$$\xi_i = \frac{\alpha}{2\omega_i} + \frac{\beta\omega_i}{2} \quad (5.2.3)$$

よって、 α と β 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、 ω_i にスロッシング 1 次及びバルジング 1 次の固有円振動数を用いることとする。

実際の入力に際しては、本論では吉原ら⁸⁾の実験式(5.3.3) から壁面の減衰定数を算出し、Rayleigh 減衰の形で与える。

$$h_i = 0.312f_i \quad (5.2.4)$$

ここで h_i は減衰定数(%), f_i は i 次固有振動数(Hz) である。式(5.2.4)で求めた減衰定数より式(5.2.3)における α , β を算出する。本解析では、 $\alpha=0.084737$, $\beta=0.0009$ とする。

5.3 解析結果

5.3.1 固有振動数解析結果

解析の手順①に従ってまず固有振動数解析を行い、表-5.3.1 に算出した固有振動数と刺激係数を示す。ここで刺激係数の最大値は、0.50Hz 付近のときであり、この振動数は Housner の式⁴⁾より求めたスロッシング 1 次の理論値である 0.50Hz に一致している。

一方、4.77Hz 付近においても周辺の振動数領域と比較して、刺激係数が大きくなっている。これより 4.77Hz が本解析に用いた SUS タンクのバルジング固有振動数であると推定する。なお、このバルジング固有振動数の値は、同タンクの振動実験を行った佐久間ら¹⁾の結果と同等の値を示している。

ところで 11Hz~12Hz 付近においても刺激係数が大きくなっているが、これは垂直方向に配置された補強材の固有振動数が算出されたものと推定する。

表-5.3.1 固有振動数と刺激係数の関係

Frequency	Modal Participation Factor			備考	Frequency	Modal Participation Factor			備考
	X	Y	Z			X	Y	Z	
0.202598	0.00058905	0.00060907	144.882		5.16872	-0.0068751	-0.0098963	11.9059	
0.499699	63.1111	-60.8525	-5.42804E-06	スロッシング1次	5.69695	0.0224155	0.0316936	0.00217168	
0.4997	-60.8544	-63.113	0.000941896		6.0315	-0.0051735	0.00989666	-7.34959E-05	
0.598226	0.00092133	0.00040516	-0.000205148		
0.714487	-0.0003223	-0.0001462	0.000119353		7.68169	-10.7816	-10.8781	0.111368	
0.714823	-0.0004942	0.00015666	-0.837418		7.68258	10.7366	-10.643	0.0182546	
0.75639	-0.304991	-0.292013	-0.000577338		7.80873	-0.0050778	0.00752191	24.4803	
0.756396	0.291826	-0.304736	-0.000113507		8.19293	0.00471094	0.00543399	0.000400569	
0.852214	-0.0008143	0.0006357	0.0250106		9.21813	12.4108	10.9038	0.0026022	
0.883472	-11.8401	-11.9651	-1.23195E-05		9.2192	-10.698	12.2258	0.00337005	
0.883479	-11.9635	11.8385	9.71026E-06	スロッシング2次	10.3532	0.113254	0.19276	-0.0118255	
.	.	.	.		10.959	0.228457	0.341136	-7.82578	
.	.	.	.						
4.55912	-6.873E-06	-0.0122442	1.12661E-06		11.4065	0.070685	-0.0744065	0.000830229	
4.55913	0.0122417	8.8799E-06	-1.94664E-06		11.9422	55.6637	64.5419	-0.00203015	補強材固有値？
4.574	-7.114E-07	-1.145E-06	0.00103349		11.9937	-63.5649	54.4337	0.00273264	
4.77123	-22.4668	-21.8748	0.00529994	バルジング1次	12.4349	-4.09423	-3.42745	-0.0123581	
4.77159	-21.8153	22.4077	0.000455561		12.6146	-22.9177	20.8802	-0.0242251	

ここで、図-5.3.1にスロッシング1次の固有振動数である0.49Hzの振動モード図を、図-5.3.2にスロッシング2次の固有振動数である0.88Hzの振動モード図をそれぞれ示し、(a)はタンク部、(b)は流体部である。図-5.3.1(a)、図-5.3.2(a)のタンク部に着目すると、スロッシング固有振動数である0.49Hz、0.88Hzでは、タンクの壁面上部が大きく変形するモードとなっており、スロッシングの特徴である液面揺動現象を再現している。図-5.3.1(b)、図-5.3.2(b)の流体部に着目すると、スロッシング1次固有振動数である0.49Hzにおいては、スロッシング1次モードの波形である液面揺動現象を再現しており、スロッシング2次固有振動数である0.88Hzにおいては2次モードの波形を再現できている。

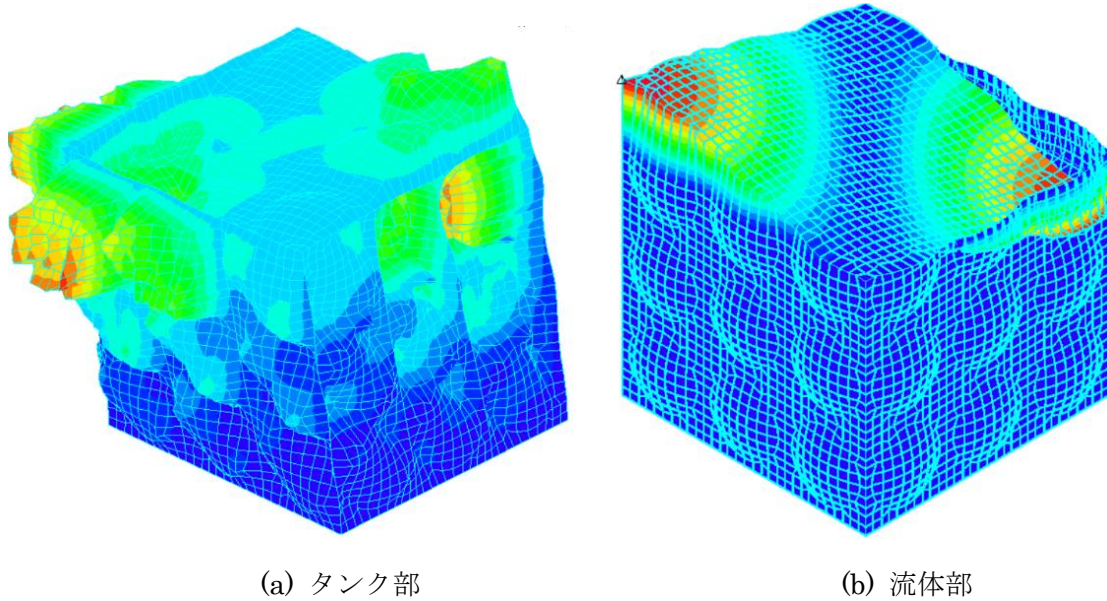


図-5.3.1 0.49Hz 振動モード図 (スロッシング1次固有振動数)

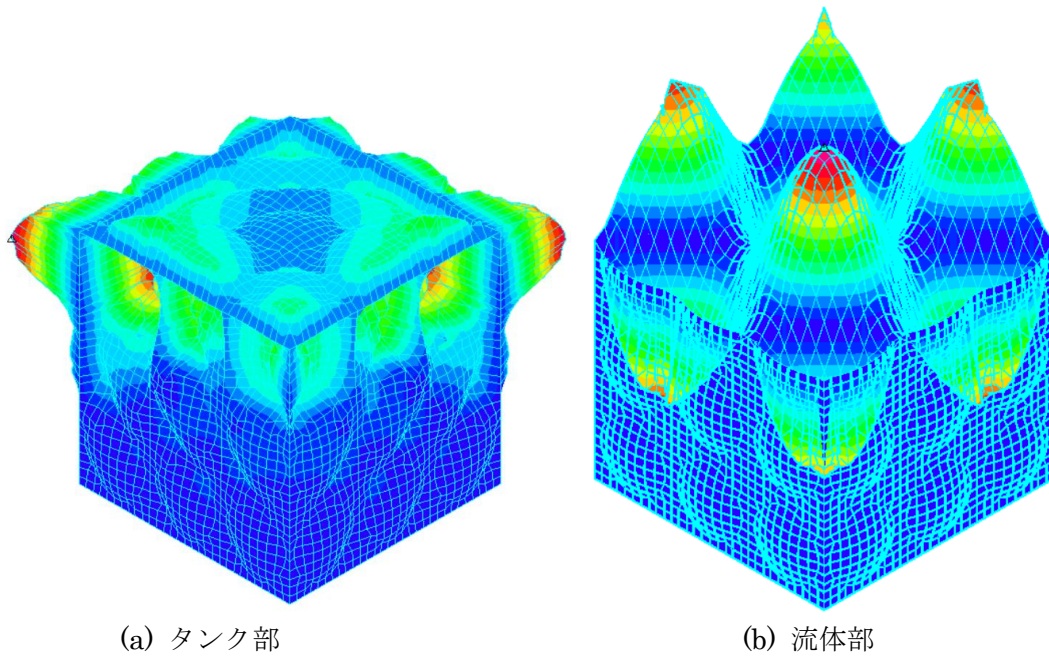


図-5.3.2 0.88Hz 振動モード図 (スロッシング2次固有振動数)

次に図-5.3.3, 図-5.3.4 にバルジングの固有振動数付近と推定される 4.771Hz と 4.772Hz のモード図を示す. 図-5.3.3 は内部水平補強材, 図-5.3.4 はパネル部であるが両者はたいへん近接していることから, 同時にこれらのモードが発生している可能性が高い. また, この位置は部材間の剛性差が大きな部分である.

ここで図-5.3.3(a), 図-5.3.4(a)のタンク部に着目すると, バルジング固有振動数付近である 4.77Hz で, タンク下部の壁面が大きく変形するモードとなっている. これは, 東日本大震災や熊本地震におけるバルジングが主原因と思われる損傷位置と一致している. 図-5.3.3(b), 図-5.3.4(b)の流体部に着目するとバルジングの固有値 4.77Hz で, 流体がほとんど動いていない結果となっている. これは, バルジングの特徴である流体が動液圧として構造体に作用していることを示している.

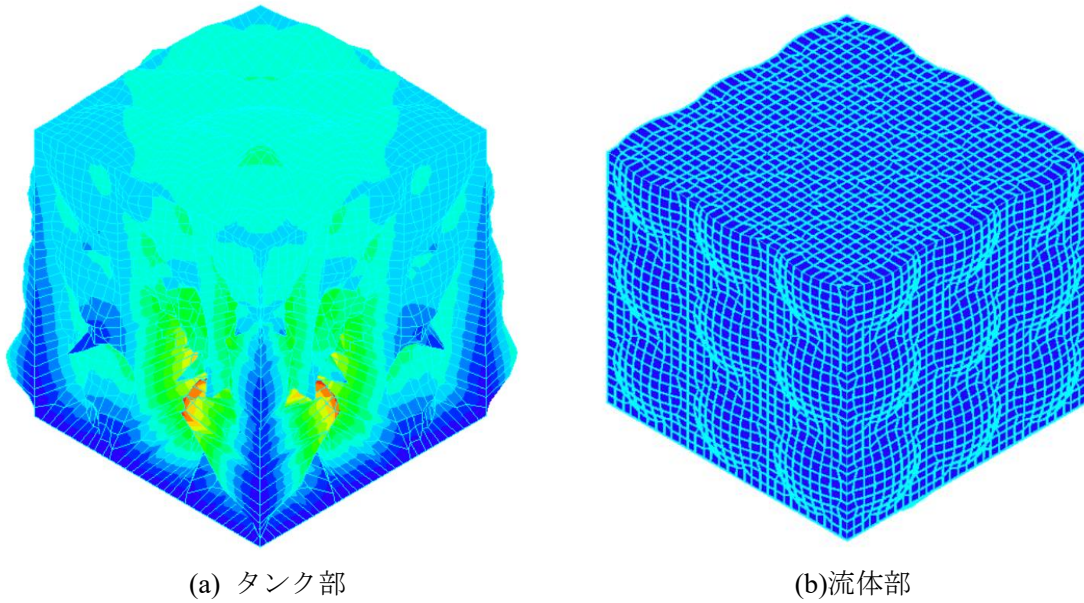


図-5.3.3 4.771Hz 振動モード図 (バルジング固有振動数)

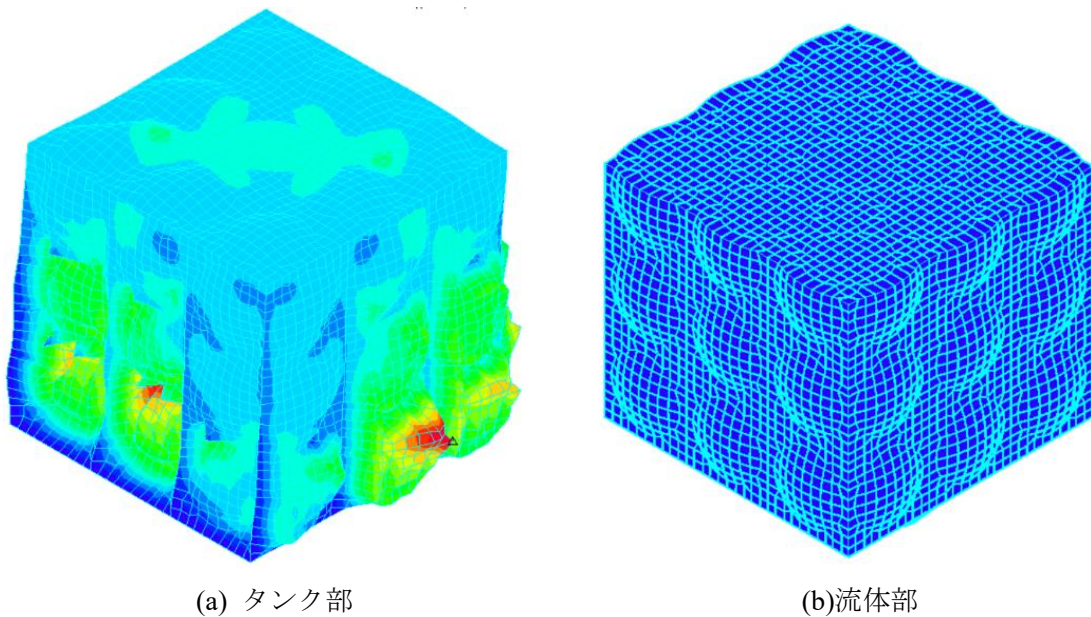


図-5.3.4 4.772Hz 振動モード図 (バルジング固有振動数)

5.3.2 静的解析

解析の手順②に従い、水を入れた状態における静的解析を行う。静的解析におけるデータの取得点を図-5.3.5に、その点のX軸方向の変位量を表-5.3.2に示す。ここで(a)は+面(b)は一面である。ここでは、最大でC点の変位量が1.3mm程度であり、これにより静水圧により壁面が変形していることが確認できる。

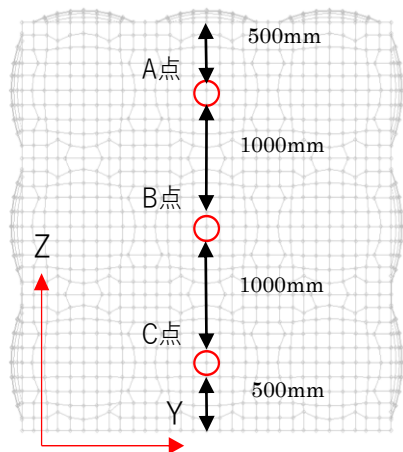


図-5.3.5 静的解析のデータ取得点

表-5.3.2 静的解析（変位量）

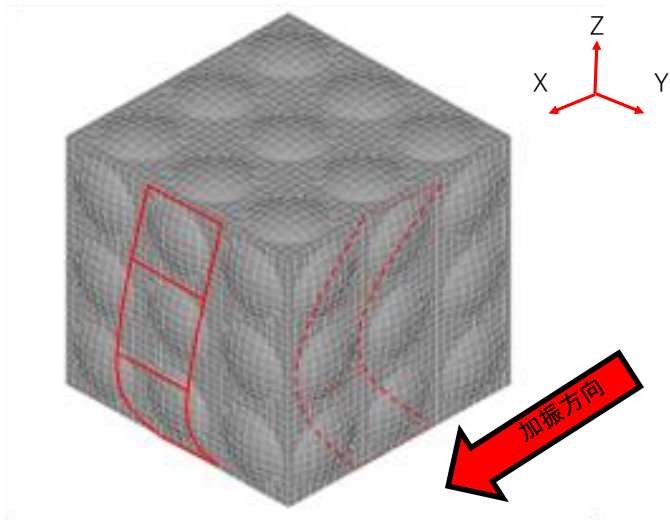
node	変位(mm)
A点	0.277
B点	1.200
C点	1.307

5.3.3 時刻歴応答解析

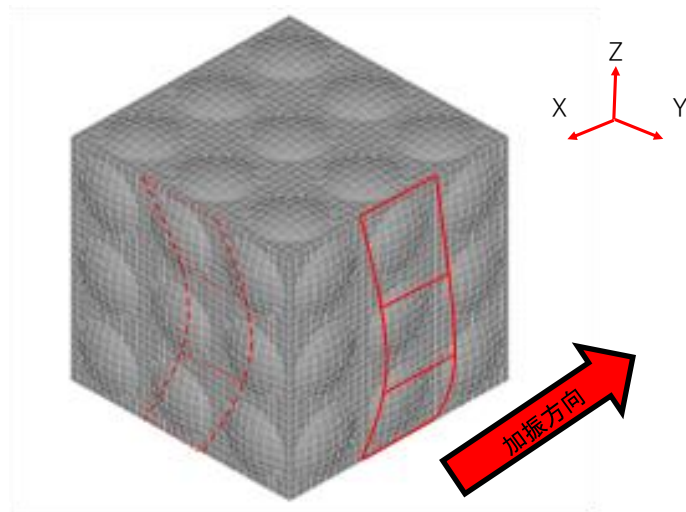
(1) 4.77Hz 正弦波加振

解析の手順③に従い、固有振動数解析より得られたバルジング固有振動数である 4.77Hz での正弦波加振を行う。

本解析で得られた壁面の変位方向の関係を図-5.3.6 に示す。ここで(a)は X 軸に垂直な壁面が X 軸に対して正方向に変位している時のモード図であり、(b)は X 軸に垂直な壁面が X 軸に対して負の方向に変位している時のモード図である。図-5.3.6(a)より加振方向に対して垂直な壁面は膨らむ方向（以下凸側）に変位すると、加振方向に対して平行な壁面は凹む方向（以下凹側）に変位する。また(b)より加振方向に対して垂直な壁面が凹側へ変位すると、加振方向に平行な壁面は凸側に変位する。



(a) X 軸に垂直な壁面の変位が正の場合のモード図



(b) X 軸に垂直な壁面の変位が負の場合のモード図

図-5.3.6 壁面変位方向の関係

図-5.3.7 にバルジング応答解析によって得られたタンクの変形モード図を時刻歴毎に示す。なお、本解析で着目する変位量および応力値を取得する節点 A 点, B 点を示す。ここで、A 点, B 点は壁面内側の水平斜め方向に平板の補強材が溶接されている点である。

図-5.3.7 (a)は $T=0.0s$ の初期状態を示している。図-5.3.7 (b)~(f)は壁面の変位が最も大きくなった $T=3.40s$ から $0.05s$ 間隔の変形モード図である。A 点, B 点周辺に着目すると、 $T=3.40s \sim 3.50s$ にかけて A 点は+側（凸側）へ変位し、B 点は-側（凹側）へ変位している。また $T=3.50s \sim 3.60s$ にかけて A 点は-側（凹側）に変位し、B 点は+側（凸側）へ変位している。

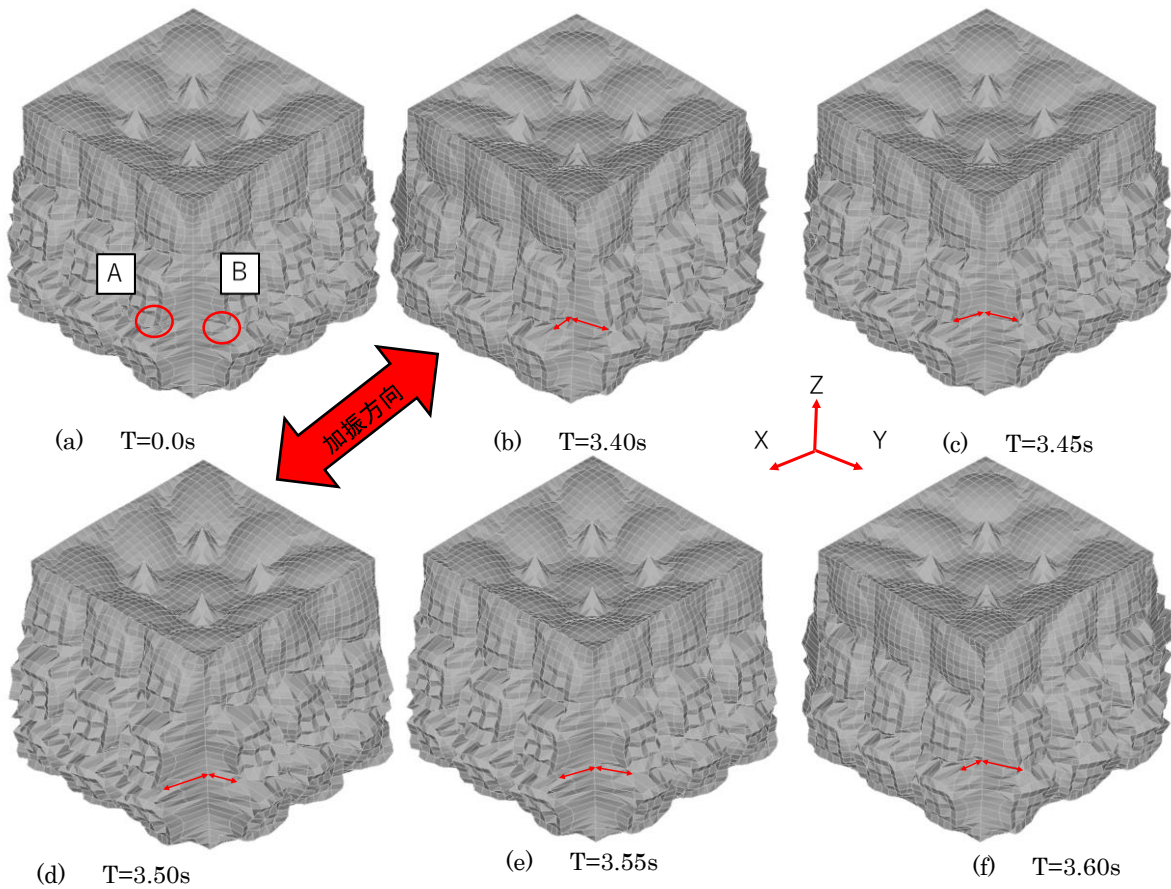


図-5.3.7 時刻歴応答変形 (4.77Hz, バルジング固有振動数)

図-5.3.8 に A 点の加振方向の変位及び B 点の加振方向に対して垂直方向の変位を示す。A 点の最大変位は -0.49mm 、B 点の最大変位は $+0.35\text{mm}$ となっていることがわかる。なお、加振直後の変位は、衝撃によるものと考えられるため、第 1 波を除いたものを参考としている。ここで A 点と B 点に着目すると、加振方向垂直の壁面が+側（凸側）変位すると、加振方向に平行な壁面は-側（凹側）へ変位しており位相差が生じている。この部分は、斜め方向に平板の補強材が溶接されている部分であり、設計上は静的な荷重しか考慮していないので、圧縮力は作用せず引張力のみ作用することになっている。これは、内部補強材の座屈が引張応力の発生を裏付ける結果となっている。この結果より、本来引張力のみ考慮しての設計で、かつパネル内側面のみ溶接されている隅角部に繰り返し引張と圧縮が作用することで、タンク隅角部の溶接部分が裂けることになった可能性が高いと考えられる。ここでの事例は、東日本大震災や熊本地震において被災した SUS タンクの被害状況と一致している。

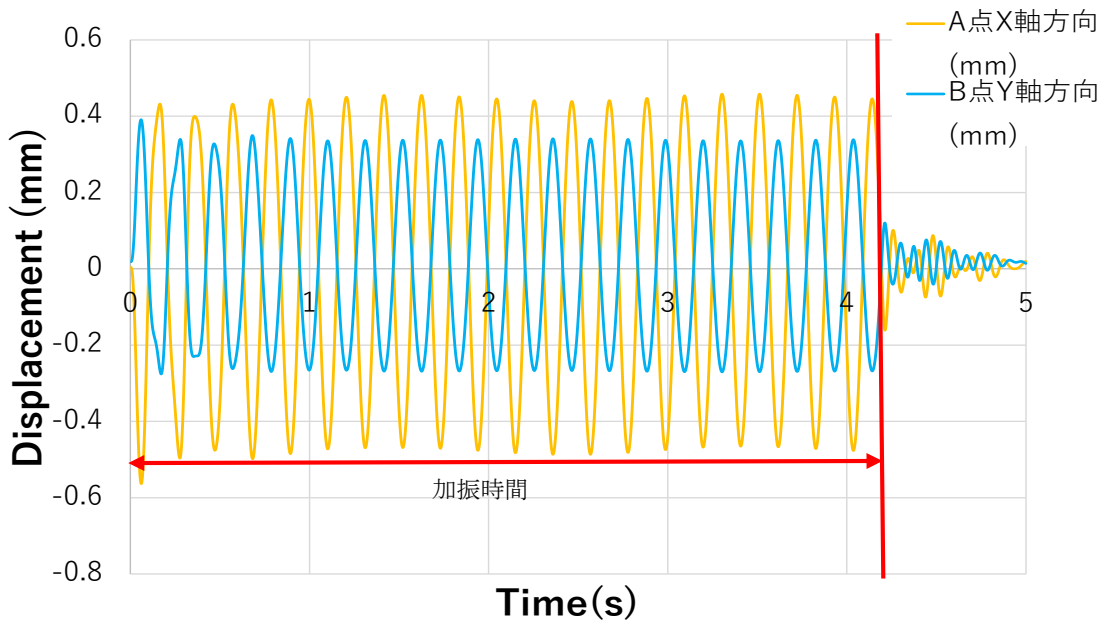


図-5.3.8 A 点・B 点の時刻歴変位量 (4.77Hz)

(2) 熊本地震（前震）益城 NS 波

解析の手順④に従い、時刻歴応答解析を行う。入力波は、熊本地震（前震）益城での NS 波である。図-5.3.9 に時刻歴応答解析により算出した A 点の加振方向の変位及び B 点の加振方向に対して垂直方向の変位を示す。A 点の最大変位量は -1.41mm 、B 点の変位は $+0.94\text{mm}$ となっている。また A 点有加振方向+側（凸側）に変位すると、B 点は一側（凹側）へ変位しており、ここでも位相差が生じていることがわかる。

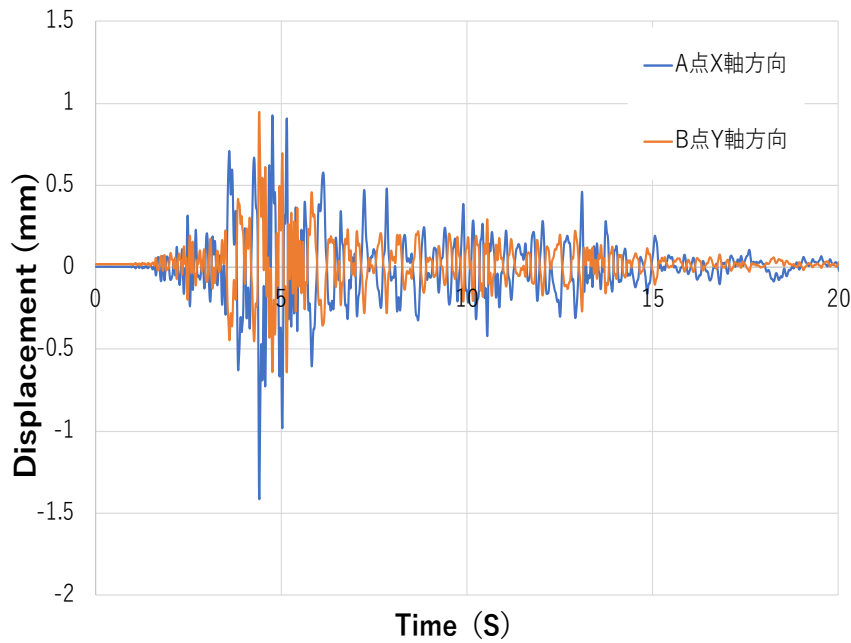


図-5.3.9 A 点, B 点の時刻歴変位量 (熊本地震)

第5章 SUS タンクを用いた解析

次に図-5.3.10 に水平補強材取付け位置付近のミーゼス応力の分布図を示す。ここで(a)は壁面、(b)はタンク内部を可視化出来る様に、タンクの底面部を一時的に取り外して表示し、隅角部をタンク下から覗き込んだものを示している。ここで壁面に着目すると、中央部より下部方向の応力が大きくなっていることがわかる。隅角部内側を図-5.3.10(b)において特に応力が高い赤で表示されている所は、水平な斜め方向の補強材が入っている位置である。この隅角部に斜め補強材が溶接されており、ここで応力集中が生じている。この位置は、パネル部分と補強材の接合部分であり、大きな剛性差を有する部分でもある。応力値は最大値で 414MPa を示しており、ステンレスの曲げ耐力が 245MPa であるので降伏強度を超えており、この部分に応力集中が生じて大きく変形を生じていると推定される。一方、東日本大震災や熊本地震においてバルジング現象が原因となり、多くの SUS タンクが破損したが、その多くは隅角部やタンク中央部より下部で損傷が生じている。このことから、本解析の結果はバルジング現象の再現ができており、補強部材での応力集中により隅角部に損傷が発生するメカニズムの説明となっていると考えてよいと思われる。

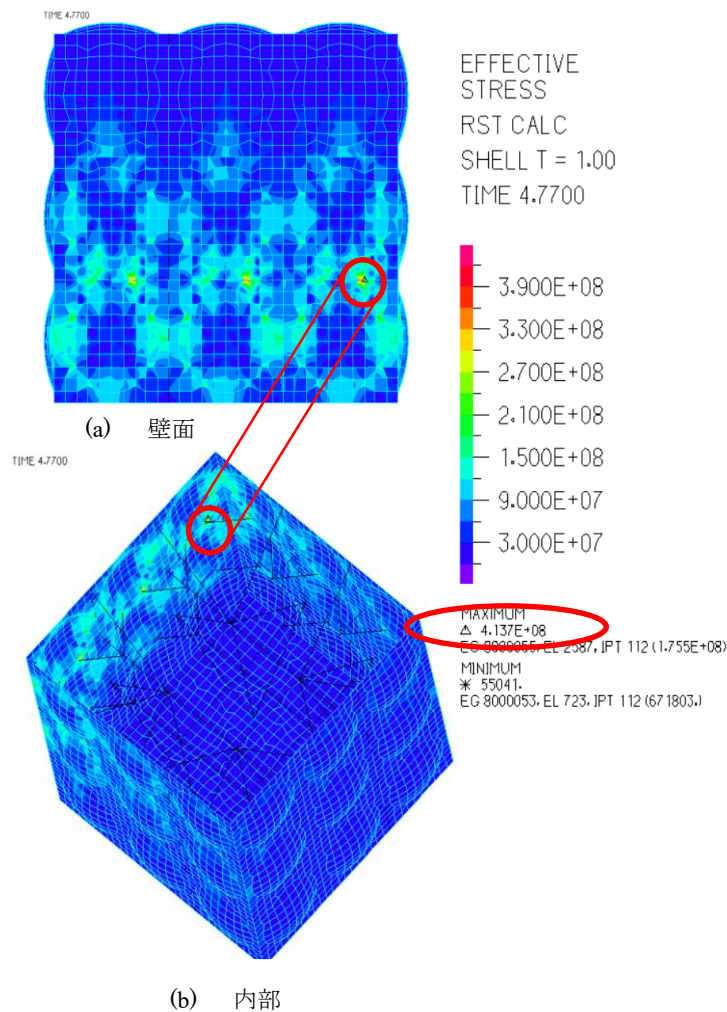


図-5.3.10 ミーゼス応力の分布図

第5章 SUSタンクを用いた解析

次にA点における時刻歴応答ミーゼス応力を図-5.3.11に示す。ただし解析ソフトの制約上、時刻歴応答応力値算出時には平滑化された値である。ここで、応力最大値は約160.0MPaを示している。ここではステンレスの曲げ耐力である245MPaを下回っているが、繰り返しの応答により破壊に到る可能性も考えられる。

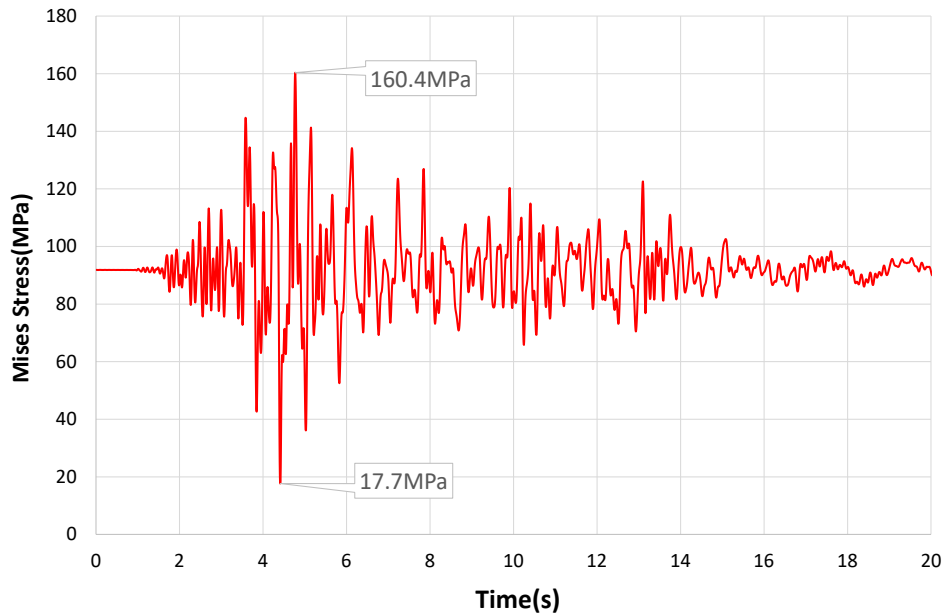


図-5.3.11 A点における時刻歴のミーゼス応力

5.4 まとめ

本章では土木学会地震工学委員会水循環 NW 災害軽減対策研究小委員会 TF の活動⁷⁾の一環として検討された SUS タンクを対象に、固有振動数解析及び時刻歴応答解析を実施した。SUS タンクでは、溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所では応力集中が発生し、溶接部分にクラック発生等の弱点となることを明らかにした。また、設計上は引張力しか考慮されていない隅角部の平板補強材において、SUS タンクの加振時の特徴の一つである加振方向とその直角方向の位相差を生じる変形モードにより、圧縮力が生じており、これが座屈の発生に繋がっていることを明らかにした。

さらに形鋼等による内部補強材により、SUS タンクの剛性を著しく上げることで、結果的にパネル部と補強材部の接合部分で大きな剛性差を生じることになるので、これが耐震補強とならない可能性があることを示した。このような現象が生じているのは、設計上静的な荷重の割増のみで照査を行っているためである。動的な繰り返し荷重を考慮する必要があると考える。

ところで、最新の SUS タンクの耐震設計基準⁸⁾は、FRP 水槽構造設計計算法⁹⁾が基本となっており、これを基にして 1995 年の阪神・淡路大震災を受けて見直しが行われ、1996 年に改定版が発行された。改定内容としては、水の揺動（スロッシング）による天井部に作用する外力での破壊被害が多く見られたこと、また建物や水槽の用途・重要度に応じて、設計者やユーザーの選択によってより耐震性を高めることが出来ることが必要という認識のもと見直しがなされている。しかし、実機設計において、梁モデルでの簡易的な解析だけで設計が進められている点に問題点があると考えられる。本論の解析結果や実際の被害状況を鑑みると、動的な設計を取り入れることが必要であり、現状の SUS タンクの耐震設計基準が適正ではない可能性があるかと推定される。そのため、今後の耐震設計条件に必要な事項として以下の点の検討が必要であると考えられる。

- ① スロッシング現象による液面揺動が SUS タンクの補強材に影響を与えることや、バルジング現象によるタンク主体の動きが及ぼす影響を考慮するため、動的な繰り返し荷重による照査が必要である。
- ② パネルと補強材の接合部において大きな剛性差があること、さらにこの溶接位置からクラックが生じていることから、SUS タンクにおいて補強材等で強度を上げることが耐震補強に繋がらない可能性が高い。
- ③ バルジングにおける具体的な設計基準の明記が必要である。

参考文献

- 1) 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, 平成30年度土木学会中部支部研究発表会, 2019.3
- 2) 土木学会地震工学委員会: 水循環施設の合理的な災害対策研究小委員会活動報告書, 2018.
- 3) 志賀典親, 小野泰介, 因和樹, 井田剛史, 平野廣和: 振動実験と数値流体解析を用いたバルジングの特徴の把握, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.74, No.2, pp.285-294, 2019.1
- 4) Housner, G. W. : The dynamic behavior of water tank, Bulletin of The Seismological Society of America, Vol. 53, 1963.
- 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, 2004.11.
- 6) 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, pp17-24, 1980.
- 7) 土木学会地震工学委員会: 水循環施設の合理的な災害対策研究小委員会活動報告書, 2018.
- 8) 日本ステンレスタンク工業会: 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.
- 9) 強化プラスチック協会: FRP 水槽構造設計計算法 (1996年版), 1996.

第6章

鋼板製一体形タンクの変形解析

- 6.1 概要
 - 6.1.1 鋼板製タンクの特徴
 - 6.1.2 解析のモデル化
- 6.2 結果
 - 6.2.1 変形固有振動数解析
 - 6.2.2 解析と実験の動液圧変化の比較
- 6.3 容量別の変形固有振動数解析
- 6.4 まとめ

6.1 概要

東日本大震災や熊本地震において、広範囲で貯水槽の被害が多数発生している。これらは、スロッシング（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）とバルジング（内容液と構造体の連成振動）によるものとされている。スロッシングについては、現行設計基準で規定されているが、バルジングについては、設計基準に規定が示されていない。

一方、貯水槽の中でも鋼板製一体形タンク（以下、鋼板製タンク）は被害事例がなく破壊されていないと言うことが大きな特徴である。そのため、他の形式の貯水槽では被害が出ているにもかかわらず、鋼板製タンクは被害が出ていないのかを検証する。ところでバルジングについては、設計基準に規定が示されていない。バルジング問題の解明が急務であり、貯水槽の耐震安全性を向上させるのが緊急の課題である。この背景には既往の矩形貯水槽に関する研究が、箕輪¹⁾による実験的研究を行っている他にあまり例がないことによる。

我々の研究²⁾では、実機加振実験より 3000mm 角の鋼板製タンク、SUS 製パネルタンク、FRP 製パネルタンクの構造形式の異なる矩形タンクの変位解析結果の比較により、それぞれの違いを明らかにしてきた。ここでは、それぞれのタンクの変位解析固有振動数を実機加振実験の実験的検証により掴んできた。

本章は、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、有限要素解析を行い、変位解析固有振動数解析の結果を示すと同時に、時刻歴応答解析と加振実験の動液圧変化の比較を行う。また、実機加振実験では扱っていない容量別の有限要素解析により、変位解析固有振動数解析の結果を示す。これにより、鋼板製タンクの変位解析時の耐震性と本解析の有用性について報告する。

6.1.1 鋼板製タンクの特徴

写真-6.1.1 に示す鋼板製タンクは、側板厚 4.5mm、材質は SS400（エポキシ樹脂ライニング）を使用し、内外面溶接一体のコルゲート構造になっているので、剛性を十分に有する構造である。そのため内部には補強材などは無い構造となっている。ここで鋼板製タンクの諸元を表-6.1.1 に示す。

6.1.2 解析のモデル化

表-6.1.2 に解析条件を示す。解析手法は、既往の研究³⁾と同様であり、汎用有限要素解析ソフトである ADINA を用いる。このソフトの特徴は、流体部のみの解析と流体問題と構造問題を一つのマトリックスで解く構造-流体連成解析が可能なことである。水槽部は shell 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行する。また拘束条件は底面部 4 辺固定する。

第6章 鋼板製一体形タンクの変形解析



写真-6.1.1 鋼板製タンク

表-6.1.1 鋼板製タンクの諸元

材質	SS400 (エポキシ樹脂ライニング)
幅 W[mm]	3000
長さ L[mm]	3000
高さ H[mm]	3000
水位 h[mm]	2700
天板厚[mm]	4.5
側板厚[mm]	4.5
底板厚[mm]	6.0

表-6.1.2 解析条件

ヤング率[GPa]	205
ポアソン比 ν	0.3
密度[kg/m ³]	7850
水槽部	shell 要素
流体部	ポテンシャルベース 3D 流体要素
拘束条件	底面 4 辺固定
流体水面	自由表面
入力加速度	JMA 神戸 NS50%

6.2 結果

6.2.1 バルジング固有振動数解析

図-6.2.1 にバルジング固有振動数解析結果のモード図を示す。本解析においてバルジング固有振動数は 10.53Hz となった。鋼板製タンクの実機加振実験²⁾の壁面加速度のパワースペクトル結果では 9.7Hz 付近が卓越していた。解析モデルにおいて、天板と底板の形状を簡略化していることなどから多少の固有振動数の誤差はあるが、概ね一致しているといえる。

また、一般的に発生する地震動に着目すると、10Hz 以上の振動成分が含まれる可能性は低く、発生したとしても振動のエネルギーが小さい。このため、タンクの固有振動数を 10Hz 近傍に保つことは、地震動とタンク壁面の共振におけるバルジング振動によるタンクの破壊を防ぐことができると言える。

さらに図-6.2.2 に板厚 2.3mm 5.45Hz のモード図と図-6.2.3 に板厚とバルジング固有振動数解析の関係を示す。この結果を見ると、板厚を薄くしていくと、当然のことながら壁面の剛性が下がるため固有振動数も下がった値を示す。また、板厚 3.95mm は、板厚 4.5mm 時の JIS 板厚下限許容値の厚さである。ここで、箕輪ら¹⁾によるとタンク壁面のバルジング固有周期は 0.15s~0.4s と推定している。つまり、バルジング固有振動数は 2.5Hz~6.7Hz 程度と言える。正規の板厚 4.5mm の鋼板製タンクにおいて、壁面の剛性が高く、内容液と壁面が連成して振動したとしても小さく、バルジング振動が発生しないと考える。しかし、この解析結果から鋼板製タンクでも、板厚を薄くした場合 (2.8mm の時、6.95Hz)、地震動と壁面が共振し、バルジング振動が発生すると考えられる。このため、鋼板製タンクを設計する際、安全性を担保するためある程度の板厚を保つことが必要になると言える。

第6章 鋼板製一体形タンクのパルジング解析

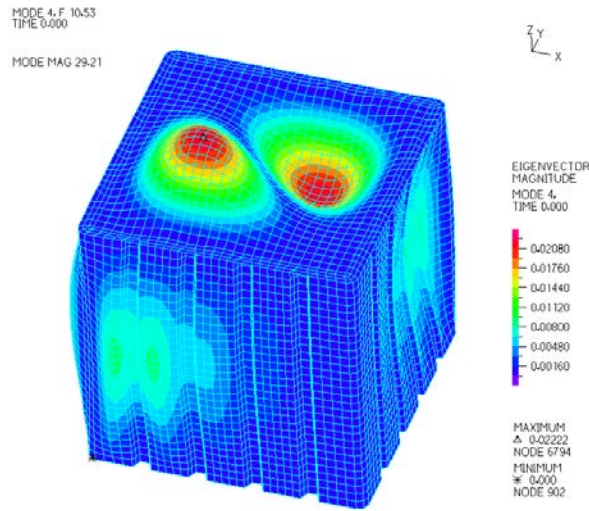


図-6.2.1 板厚 4.5mm 10.53Hz のモード図

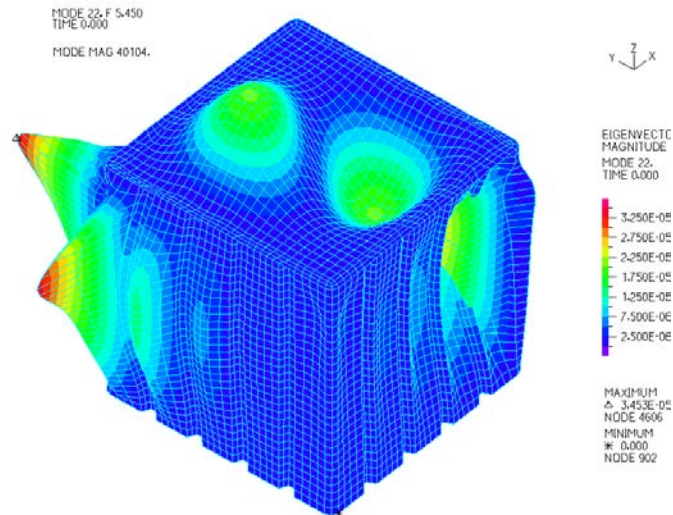


図-6.2.2 板厚 2.3mm 5.45Hz のモード図

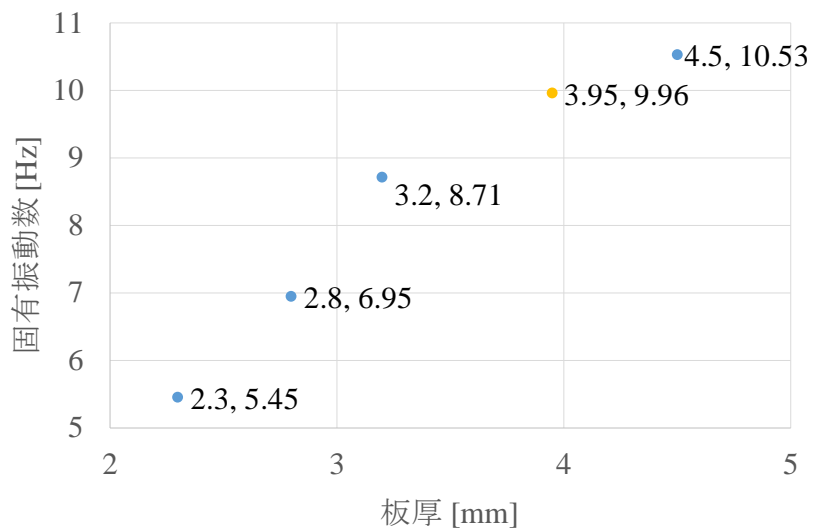


図-6.2.3 板厚とパルジング固有振動数解析の関係

6.2.2 解析と実験の動液圧変化の比較

図-6.2.4 に設置位置 500mm における動液圧変化の時刻歴の比較を示す。また、図-6.2.5 に最大動液圧の分布の比較を示す。ただし、解析値は解析ソフトの制約上、時刻歴応答値算出時には平滑化された値である。ここでの入力地震波は JMA 神戸 NS 観測波 50%変位とする。解析の圧力最大値は設置位置 500mm において 6.96kPa を示している。一方、実験の圧力最大値は 8.35kPa を示している。この差は解析値が平滑化されているため生じていると考えられるが、図-6.2.4 の時刻歴波形を見ると解析と実験は同様の挙動を示していると見受けられる。また、図-6.2.5 の最大動液圧の分布の比較においても、バルジング特有のタンク下部が膨らむ分布形状になっている。よって、本解析は鋼板製タンクの変形挙動を把握する際に、有用であると推察する。

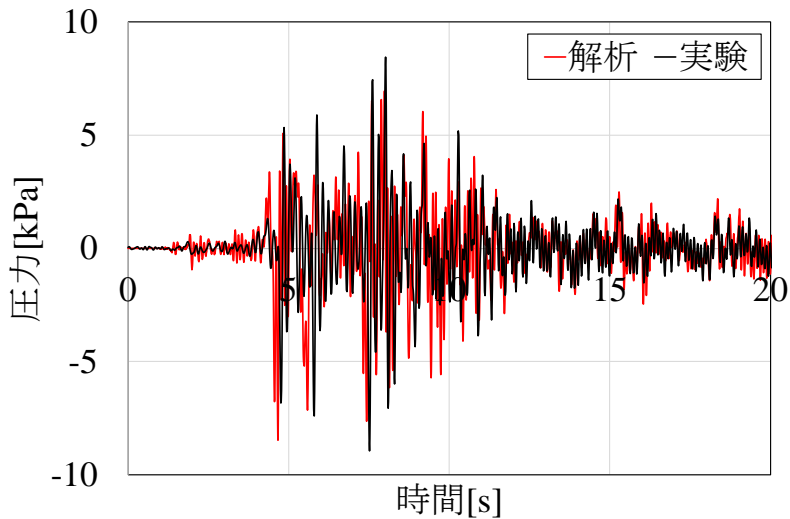


図-6.2.4 動液圧変化の時刻歴の比較 (設置位置 500mm)

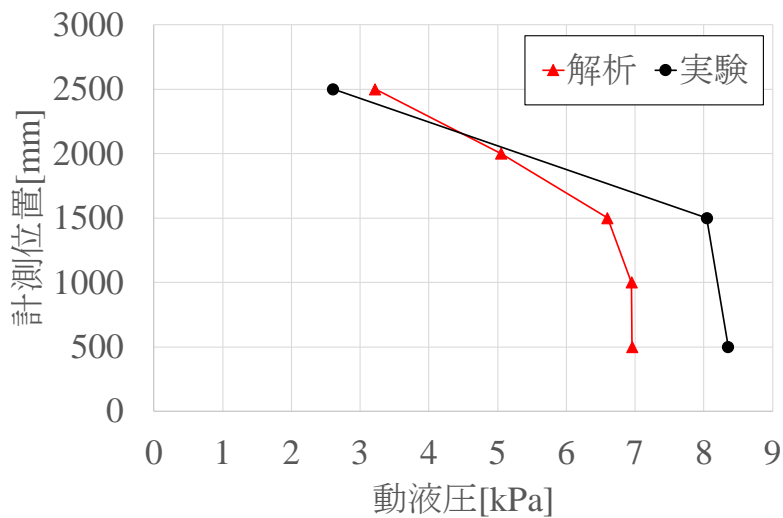


図-6.2.5 最大動液圧の分布の比較

6.3 容量別のバルジング固有振動数解析

写真-6.1.1 に示す様な鋼板製タンクは、材質は SS400（エポキシ樹脂ライニング）を使用し、側板厚 4.5mm、プレス溝で補強をする内外面溶接一体のコルゲート構造になっているので、剛性を十分に有する構造である。そのため内部には補強材などは無い構造となっている。よって、槽内の点検・清掃も容易に、かつ短時間で行うことが可能という利点がある。ここで固有振動数解析を行う鋼板製タンクの諸元を表-6.3.1 に示す。設計震度は 1.5G 相当であり、大きいものから容量が 80m³、30m³、12m³ について固有振動数解析を行う。側板厚やプレス溝の本数やピッチについては設計震度・タンクの高さに応じて変化するが、設計時に強度計算を行い、製作可能なものとする。この強度計算を行い、側板厚は 4.5mm で統一できるようにし、溝ピッチはこの側板厚で耐えうるものである。寸法については、80m³ はメーカーの製作できる比較的大きな寸法のものであり、30m³ と 12m³ は国土交通省大臣官房官庁営繕部監修、公共建築設備工事標準図（機械設備工事編）平成 31 年版に掲載されている基準寸法の値を採用する。解析条件は表-6.1.2 に示すものと同様である。

表-6.3.1 鋼板製タンクの諸元

容量 V[m ³]	80	30	12
材質	SS400 (エポキシ樹脂ライニング)		
幅 W[mm]	3500	2800	2300
長さ L[mm]	10500	5000	3800
高さ H[mm]	2970	3020	2180
水位 h[mm]	2230	2250	1450
天板厚[mm]	4.5		
側板厚[mm]	4.5		
底板厚[mm]	4.5		
長辺[mm]×溝ピッチ	700×15	725×2, 710×5	640×2, 630×4
短辺[mm]×溝ピッチ	590×2, 580×4	560×5	575×4

第6章 鋼板製一体形タンクの変形解析

図-6.3.1に80m³の固有振動数解析結果のモード図を示す。固有振動数は長辺8.58Hz、短辺9.67Hzとなった。長辺の溝ピッチは700mmであるのに対し、短辺の溝ピッチは広い所で590mmであるため、長辺の方が相対的に側板の剛性が低く、短辺の9.67Hzと比べ8.58Hzと低くなったと考えられる。

図-6.3.2に30m³の固有振動数解析結果のモード図を示す。固有振動数は長辺7.30Hz、短辺7.33Hzとなった。80m³と比べ30m³の固有振動数が長辺、短辺共に低くなったのには、鋼板製タンクの高さと水位が関係していると考えられる。高さと水位が高い30m³の方が固有振動数の低くなる結果となった。

図-6.3.3に12m³の固有振動数解析結果のモード図を示す。固有振動数は長辺13.87Hz、短辺14.33Hzとなった。12m³の固有振動数は長辺、短辺共に大幅に高くなった。これはタンクの高さと水位が低くなったので、高さと水位が低い12m³が固有振動数の高くなる結果となった。

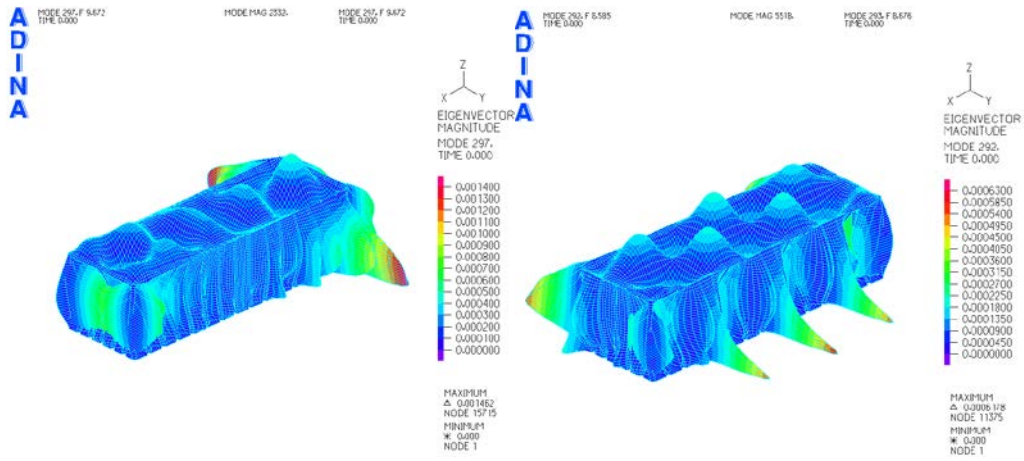
ここで、箕輪ら¹⁾によるとタンク壁面のバルジング固有周期は0.15s~0.4sと推定している。つまり、バルジング固有振動数は2.5Hz~6.7Hz程度と言える。本研究の鋼板製タンクにおいて、側板の剛性が高く、内容液と壁面が連成して振動したとしても小さく、バルジング振動が発生しないと考える。

これらの結果から、よりタンクの高さと水位が低く、溝ピッチが狭いほど、固有振動数は高くなるので、地震動と共振するバルジングが発生しにくいと推察する。一般的に固有振動数 f は式(6.3.1)により求められる。

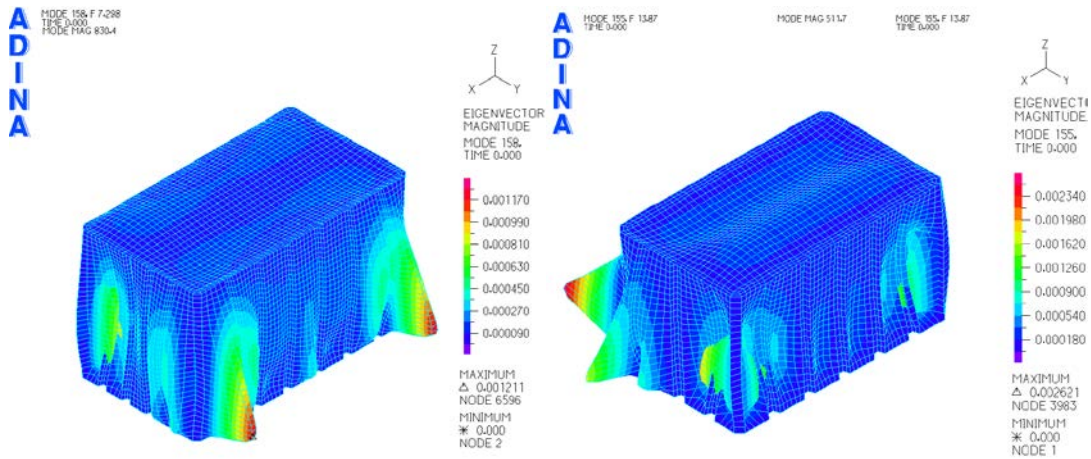
$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{m/k}} \quad (6.3.1)$$

ここで、 m は質量、 k は剛性である。式(6.3.1)からも剛性が増加すれば、固有振動数は増加することがわかる。このことから側板の剛性を高めることが、バルジングと共振させないような対策の手段であると考えられる。

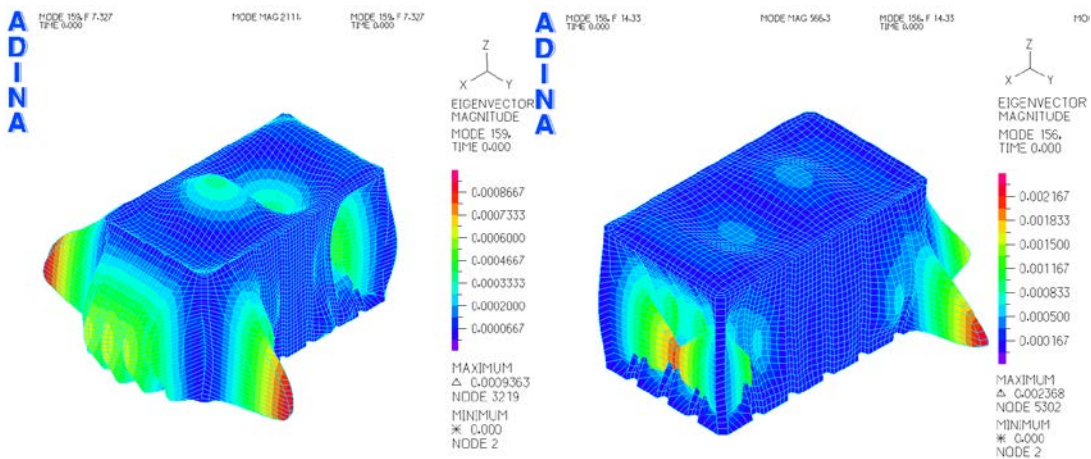
第6章 鋼板製一体形タンクのパルジング解析



(a) 長辺 8.58Hz (b) 短辺 9.67Hz
 図-6.3.1 80m³ のモード図



(a) 長辺 7.30Hz (b) 短辺 7.33Hz
 図-6.3.2 30m³ のモード図



(a) 長辺 13.87Hz (b) 短辺 14.33Hz
 図-6.3.3 12m³ のモード図

6.4 まとめ

本論では、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、有限要素解析を行い、固有振動数解析の結果を示すとともに、時刻歴応答解析と加振実験の動液圧変化の比較を行った。

固有振動数は鋼板製タンクの実機加振実験の結果と概ね一致し、板厚を薄くすると固有振動数は低下した。このため、バルジングを考慮し、ある程度の板厚を保つことが必要になると言える。

また、動液圧変化の時刻歴波形を見ると解析と実験は同様の挙動を示していると思われ、本解析は有用であると推察する。

また、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、容量別の有限要素解析により、固有振動数解析を行った。

固有振動数はタンクの高さと水位や溝ピッチと関係しており、側板の剛性が深く関係していると考えられる。よって、側板の剛性を増加させることで懸念される地震動の共振によるバルジングを防ぐことができると考える。

参考文献

- 1) 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，2004.11.
- 2) 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.75, No.4, pp.66-74, 2020.9.
- 3) 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ての時刻歴応答解析，土木学会論文集 A2（応用力学），76(2), pp.153-162, 2020.

第7章

貯水槽の耐震化向上のための スロッシング8の字型浮体式制振装置の開発

- 7.1 制振装置の開発
 - 7.1.1 背景
 - 7.1.2 浮体式制振装置

- 7.2 2m FRP 製タンクでの検討
 - 7.2.1 計測機器の配置
 - 7.2.2 加振条件
 - 7.2.3 1次モード0.60Hz 正弦波加振
 - 7.2.4 神戸 NS 波 56%相当加振

- 7.3 3m 鋼板製タンクでの検討
 - 7.3.1 計測機器の配置
 - 7.3.2 加振条件
 - 7.3.3 応答波高
 - 7.3.4 動液圧分布

- 7.4 まとめ

7.1 制振装置の開発

熊本地震ならびに東日本大震災において、病院等の公共施設の他、集合住宅などの貯水槽がやや長周期地震動に起因するスロッシング現象より損傷される被害が多数発生し、市民生活に甚大な影響を及ぼした。近い将来発生する巨大地震や直下型地震等に備え、貯水槽の動的な挙動を把握してスロッシング現象を低減することは、地震災害発生時のライフライン確保に必要である。既往の研究において、パネル式制振装置が貯水槽に対してスロッシング低減効果があることを実証した。しかし、制振装置の施工性が悪く、施工に手間がかかった。そこで本研究では施工性を向上させ、パネルを8の字形状に組み立てる方式を考案した。実機貯水槽にて加振実験を行い、この制振装置の施工性とスロッシング低減効果の検証を行った。その結果、従来の制振装置よりも格段に施工性が良く、また従来同様に波高低減率と同等レベルの波高低減効果を発揮することがわかった。

7.1.1 背景

2016年熊本地震において写真-7.1.1に示すような病院等に設置された貯水槽において、損傷被害が確認されている。ここでは、FRPタンクの隅角部上部側壁ならびに天井部が損傷していることから、スロッシング現象が主な損傷の原因と考えられる¹⁾。同様な上水道関連の貯水槽の被害は、2011年東北地方太平洋沖地震においても被害が多数発生し、病院、学校等の避難所で重要なライフラインの一つである水が十分に配給されず甚大な被害をもたらした^{2)~5)}。



写真-7.1.1 隅角部上部側ならびに天井部が破損した事例
(FRP タンク) (熊本市南区)

このような貯水槽の被害は、やや長周期地震動により励起されたスロッシング現象（液面揺動の励起）が一つの原因であると考えられている^{1)~5)}。近い将来発生する東海地震、東南海地震、南海地震等の海溝型地震や、一部の直下型地震などは、2~5秒のやや長周期の地震を強く励起する可能性が高いため、貯水槽の動的な挙動を把握することは、社会的に大きなニーズがあると考えられる。その際、大型容器の内容液が放射性物質や汚染物質であれば、溢流した場合に甚大な被害が生じる可能性が高い⁶⁾。そのため、円筒形である石油タンク、核燃料貯蔵プールなどの矩形水槽をはじめとして、各種大型容器におけるスロッシング現象の把握^{7),8)}、さらにはスロッシング対策の必要性が挙げられ、浮屋根の減衰対策⁹⁾や溢流の把握^{10),11)}に代表される各種の研究や制振装置の検討がなされている。

一方、小型の容器に属する貯水槽に関しても地震発生時の動的な挙動を把握し、内容液の液面揺動等の発生を抑えることは、ライフラインとして重要な役割を担う貯水槽の被害を防ぐことに繋がり、非常に有意義である。これらの対策に関しては、様々な検討が行われてきており、貯水槽内部に金網を設置する方法¹²⁾、抵抗板を設置する方法¹³⁾、側壁にプラスチック繊維を貼り付ける方法¹⁴⁾等が提案されている。しかし、これらの方法は既存の貯水槽に設置する場合は、装置の固定方法などの施工上の問題、さらには衛生面の確保のため法的に義務付けられた内部定期清掃等の検討課題が残っていることから、どれも実用化には至っていない。

以上の様な背景から本論文では、できる限り簡単に組み立てられ、かつ経済性と衛生面を追求してパネルを8の字形状に組み立てるスロッシング対応の制振装置を提案する。この制振装置を貯水槽として最も多くの設置実績のあるFRP製タンクまた、鋼板製一体形タンクに設置し、スロッシングの制振効果の確認を行うものである。具体的には高架水槽にも用いられる2×2×2mのFRP製タンクと3×3×3mの鋼板製一体形タンクを用いて正弦波と地震波一軸加振実験を行い、内容液の応答波高、側板壁面の変位と動液圧変化に着目し、スロッシング制振効果の確認を行う。

7.1.2 浮体式制振装置

既往の研究¹³⁾において、**図-7.1.1**に示す抵抗板パネルを組み合わせた十字型浮体式制振装置が、貯水槽で発生するスロッシング低減に効果があることを実証してきた。しかしながら、既存の貯水槽に設置する場合は形状が複雑であることから、寸法調整等で施工性が悪く施工に多くの時間を有することになった。そこで、できる限り簡単にかつ誰でも組み立てられることが求められる。

このようなことから施工性の向上を最優先として、かつ経済性と衛生面を追求して、**写真-7.1.2**に示すようにタンク内部に浮かせる8の字形パネルを組み立てる方式での8の字型浮体式スロッシング制振装置（以下、制振装置）を考案した。本論文では、**写真-7.1.3**に示す様にこれをタンク内部に浮かせ、制振効果の検討を行う。

この制振装置のメカニズムは、液体が制振装置のスリットを通過するとき抵抗力が生じ、水の粘性が見掛け上大きくなることを利用して流速を抑えることである。また、タンク中心でクロスすることで加振方向に対応し、内容液の速度エネルギーが最大となる中央に抵抗を設けている。そして、形状を8の字形にすることで、制振装置への応力分散や、複数組み合わせることで任意の形状のタンクにも対応することができる。この材料の比重は0.9であるので、水面付近に浮遊する。スロッシング現象は水面付近の流体運動が支配的となるので、効果的に抑制し、かつ内容液の水深変化にも対応可能となる。なお、ここでの制振装置は、施工性や法的に義務付けられている衛生面の確保のための内部の定期清掃の方法などを考慮して、スリット形状としている。

この制振装置は、**図-7.1.2**に示す柔軟性のある耐塩素性を有する特殊ポリエチレン樹脂で成型した板状のダンパー部材とそれを8の字状に組むための接続部材であるSUSボルトで構成されている。物性は硬さ：A94、貯蔵弾性率：117MPa、引張強さ：32.3MPa、切断時伸び：810%である。このダンパー部材を8の字状に曲げて接合し、現地で製作・設置するものである。これら板状の部材の間隔をあけて縦に積み上げ、組み立てたものである。なお、この材料の比重は前述の通り0.9であることから、水を入れると水面付近に浮遊するので、水面付近の流体運動が支配的となるスロッシングを効果的に抑制し、貯水槽の水深変化にも対応可能となる。

制振装置を貯水槽外部で組み立てた後、直径φ600mm程度の点検用のマンホールから水槽内部へ直接入れることも可能である。これは、この材料の一つの特性である柔軟性から

第7章 貯水槽の耐震化向上のためのスロッシング 8の字型浮体式制振装置の開発

できることであり、貯水槽内部での作業を極力無くす工夫がなされている。最後に写真-7.1.3のように貯水槽内に注水し、ダンパーを浮遊させて施工完了となる。この施工方法の場合、ダンパーパネルをタンク内寸に応じて自在に曲げ、連結部位をボルトで固定するだけであるため、施工時間が約30分程度で済み、寸法調整が難しかった十字型浮体式制振装置¹³⁾と比べ、施工性が大幅に改善されている。

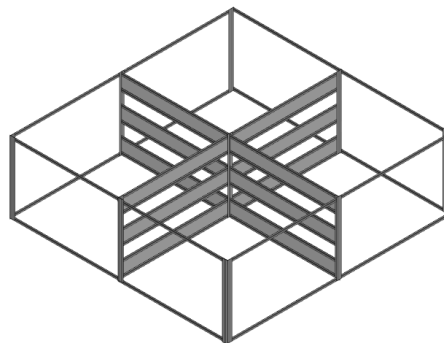


図-7.1.1 十字型浮体式制振装置¹³⁾



写真-7.1.2 8の字型浮体式制振装置 写真-7.1.3 8の字型浮体式制振装置の設置状況

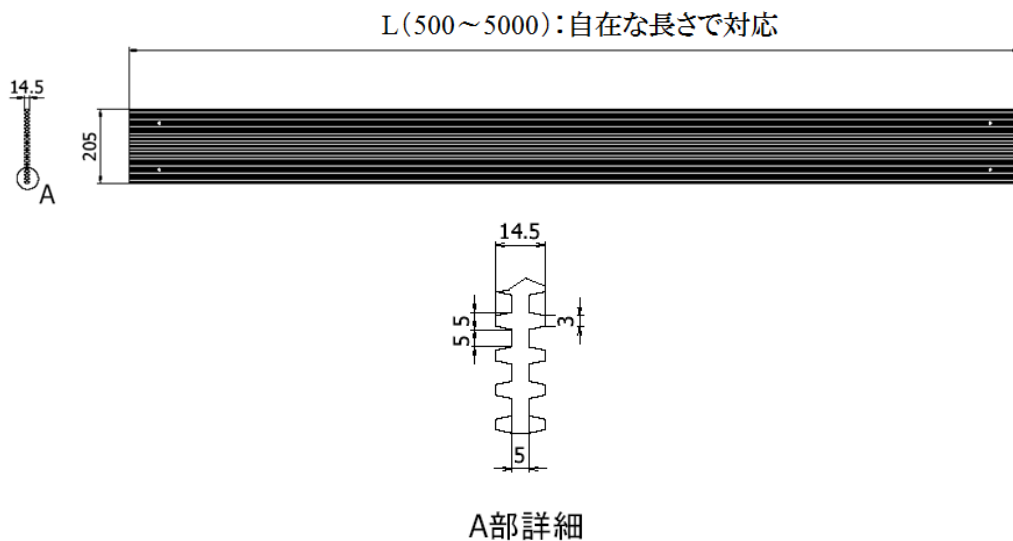


図-7.1.2 特殊ポリエチレン樹脂製パネルの概要

7.2 2m FRP 製タンクでの検討

7.2.1 計測機器の配置

本節では、写真-7.2.1に示す各辺2000mmの高架水槽に用いられるFRP製の貯水槽（以下、タンク）を使用する。これに通常使用時の水深である1400mmまで水を満たし、加振実験を行う。また図-7.2.1のように、波高計側のためのレーザー変位計ならびに動液圧測定のための圧力計をタンク壁面に設置し、制振装置の効果を明らかにする。

レーザー変位計（以下、変位計）は、(株)KEYENCE社製のIL-600を用い、タンク内にワイヤーを介して浮かべた発泡スチロール板をターゲットに照射させて応答波高を計測する。また、振動台とタンク壁面の高さ500mmにおいて計測し、それぞれの変位を算出する。データのサンプリング周波数は10Hzにて計測を行う。

圧力計は(株)共和電業社製のPGM-Gを用いる。これらを、図-7.2.1に示す高さ500mm, 1000mm, 1400mmのパネル中央の計3箇所に設置する。圧力計は各設置位置における動液圧変化を計測する。データのサンプリング周波数は50Hzにて計測を行う。

動液圧変化は、式(7.2.1)に示すように定義する。

$$\Delta P = P - P_0 \quad (7.2.1)$$

ここで、 ΔP は動液圧変化、 P は全圧力、 P_0 は静水圧である。これにより、水を満たした静水圧の状態をゼロとして計測することで、各圧力計の設置位置における動液圧変化を計測する。この方法によって、スロッシング発生時の壁面に及ぼす動液圧変化に関して検討を行う。

さらに、タンク内部に防水型のWebカメラを複数台設置して映像を録画する。これらにより、制振装置の有無による違いを比較・検討する。



写真-7.2.1 2000mm角FRP製貯水槽

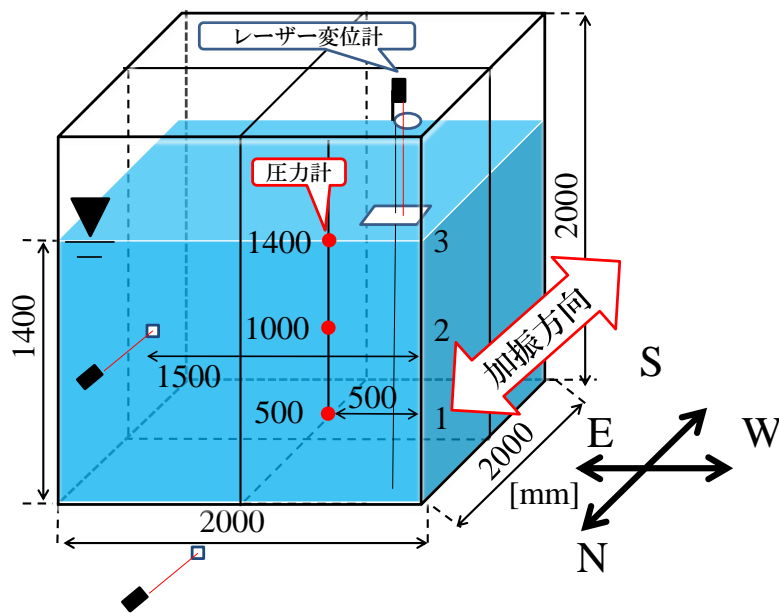


図-7.2.1 計測機器設置位置

7.2.2 加振条件

振動台には、4.1.2 振動装置と同様に図-7.2.2 に示す中央大学と愛知工業大学が共同で設立した大型振動装置にタンクを設置して加振実験を行う。加振実験では、正弦波入力加振実験と地震波入力加振実験を行う。

正弦波入力加振実験には、式(7.2.2)に示す Housner の式¹⁵⁾より算出した1次モードスロッシング固有振動数の理論値を用いる。

$$f = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{(2n-1) \cdot \pi \cdot g}{L} \cdot \tanh\left(\frac{(2n-1) \cdot \pi \cdot H}{L}\right)} \quad (7.2.2)$$

ここで、 H は水深(m)、 L は水槽の幅(m)である。

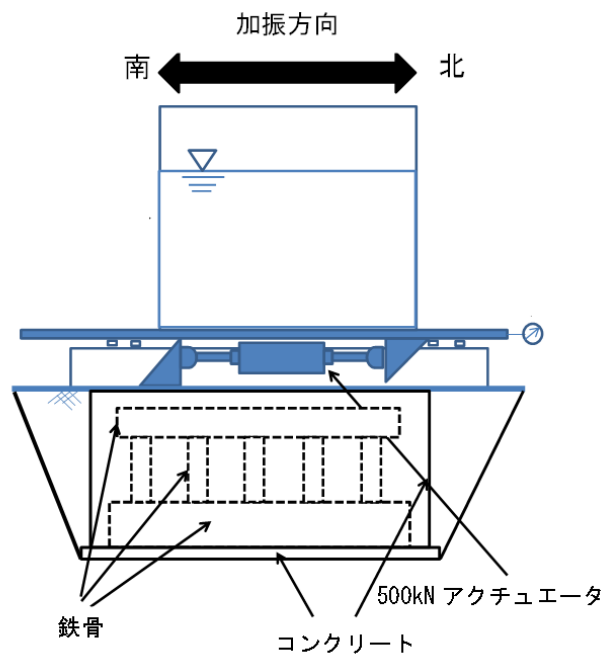


図-7.2.2 振動台の概略図

7.2.3 1次モード 0.60Hz 正弦波加振

正弦波入力加振には、応答波高が最大となるスロッシング 1 次モード固有振動数である 0.60Hz を入力振動数とし、入力波数は 10 波の正弦波とする。加振振幅は応答波高の $\pm 5, 7, 10\text{mm}$ とする。ここで、応答波高、壁面変位、動液圧を測定する。以上、加振条件を表-7.2.1 にまとめて示す。

表-7.2.1 加振条件

容器内壁幅 L	2000mm
水深 H	1400mm
入力振動数	0.60Hz
入力波数	10波
加振振幅	$\pm 5, \pm 7, \pm 10\text{mm}$

(1) 応答波高

図-7.2.3 に 1 次モード 0.60Hz、 $\pm 5\text{mm}$ 加振時の応答波高を示す。非制振時（以下、非制振とする）に着目すると、最大波高は 238mm を示している。この結果と比較し、制振装置を付加する（以下、制振時とする）ことで、最大波高 154mm を示し、波高が約 35%低減している。また、図-7.2.3 に示す応答波形から、制振装置を付加することで、加振停止後のスロッシング挙動がすぐに収束している。変位計より取得したデータから最大波高とその減衰定数を算出し、非制振の場合と制振装置付加後について比較を行う。減衰定数は変位計の計測より、加振停止後の自由減衰となった波形と式(7.2.3)より得られる減衰曲線を照らし合わせることで算出を行う。

$$\eta_d(t) = A \exp(-\omega_0 h t) \quad (7.2.3)$$

ここで、 η_d は減衰曲線、 A は加振停止直後の振幅、 ω_0 は固有角振動数、 h は減衰定数、 t は時間である。

この時の加振停止直後の最大波高から 20 波目までの減衰定数は非制振時に 0.0010 であるに対し、制振時には 0.010 と約 10 倍に増加している。このように、制振装置を付加することで減衰率が増加することで波高低減効果を得ることが明らかとなった。

同様に図-7.2.4 に 1 次モード 0.60Hz、 $\pm 7\text{mm}$ 加振時の応答波高を示す。最大波高は 433mm

を示している。この結果と比較し、制振装置を付加することで、最大波高 218mm を示し、約 50%低減している。減衰定数は非制振時に 0.0015 であるのに対し、制振時は 0.011 と約 7.3 倍となっている。

次に図-7.2.5 に 1 次モード 0.60Hz, ± 10 mm 加振時の応答波高を示す。非制振時は非接触変位計の計測範囲を振り切っているため、波形の計測は不能となっている。これに対して制振装置を設置した場合は計測範囲内であり、最大波高 300mm を示した。ここでの減衰定数は、制振時は 0.012 となっている。

これより減衰定数は制振装置を付加することで約 7~10 倍程度の減衰が得られている。

写真-7.2.2 に 1 次モード 0.60Hz ± 10 mm 非制振、写真-7.2.3 に 1 次モード 0.60Hz ± 10 mm 制振時の内部写真を示す。この写真を比較すると、写真-7.2.2 の非制振ではカメラに水が被っているのが見受けられるが、写真-7.2.3 の制振時ではカメラに水は被らず波高を抑制できていることがわかる。

図-7.2.6 に 1 次モード 0.60Hz 加振時の振幅と最大波高の関係を示す。波高と振幅にはほぼ比例関係があることがわかる。さらに、制振装置を付加することで最大波高の増加率が緩やかになり、ここでも波高を低減させていることがわかる。以上、減衰定数を表-7.2.2 にまとめて示す。

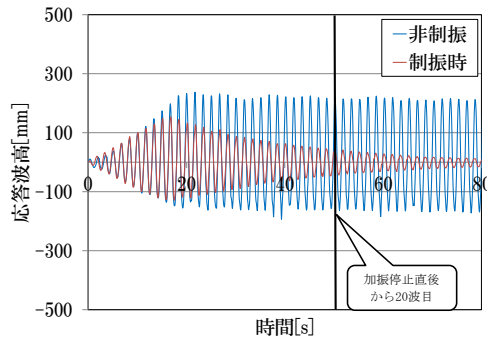


図-7.2.3 1次モード, ±5mm の応答波高

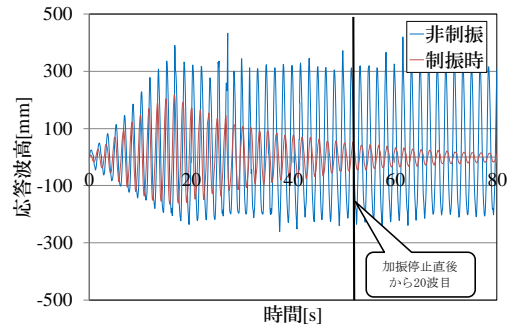


図-7.2.4 1次モード, ±7mm の応答波高

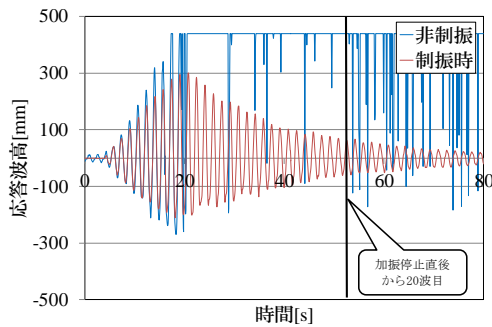


図-7.2.5 1次モード, ±10mm の応答波高

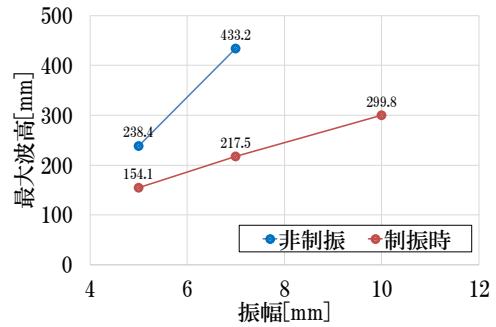


図-7.2.6 1次モードの振幅と最大波高

表-7.2.2 加振振幅を変化させた時の減衰定数

加振振幅	非制振	制振時
±5mm	0.001	0.010
±7mm	0.0015	0.011
±10mm	X	0.012



写真-7.2.2 0.6Hz±10mm の非制振



写真-7.2.3 0.6Hz±10mm の制振時

(2) 壁面変位

図-7.2.7に1次モード0.60Hz, ±5mm加振時の壁面変位を示す。非制振において壁面変位は、最大+1.0mm, 次の谷で-1.1 mmと振幅2.1mmの壁面変位を示している。一方、制振装置を付加することで、壁面変位は最大+1.0mm, 次の谷で-0.9mmと振幅1.9mmとなり、約10%低減している。

図-7.2.8に1次モード0.60Hz, ±7mm加振時の壁面変位を示す。非制振において壁面変位は最大で+1.4mm, 次の谷で-1.4 mmと振幅2.7mmの壁面変位を示している。一方、制振装置を付加することで壁面変位は最大+1.2mm, 次の谷で-1.2mmと振幅で2.4mmと約15%低減している。

図-7.2.9に1次モード0.60Hz, ±10mm加振時の壁面変位を示す。非制振において壁面変位は最大+2.0mm, 次の谷で-1.7 mmと振幅3.7mmの壁面変位を示している。一方、制振装置を付加することで、壁面変位は最大+1.5mm, 次の谷で-1.6mmと振幅で3.1mmと約16%低減している。

また、加振停止後に着目すると、非制振時では壁面変位が減衰せず継続しているのに対して、制振装置を付加した場合は壁面変位がすぐに収束している。これは内容液のスロッシング挙動を早期に収束したことに伴い、壁面変位も抑えることができたと考えられる。

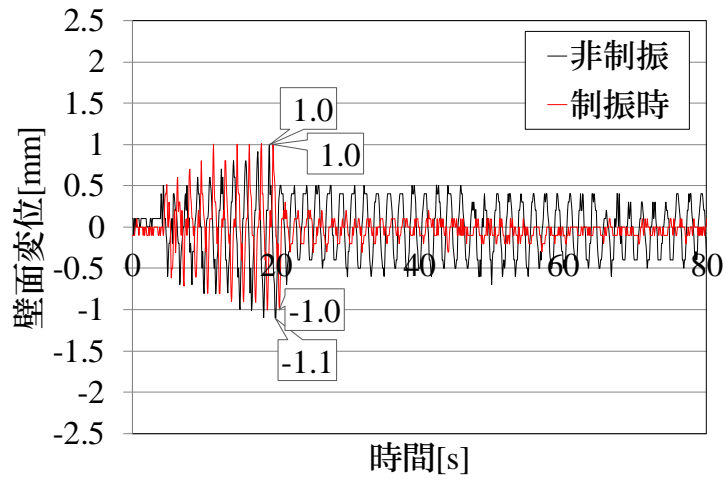


図-7.2.7 1次モード 0.60Hz±5mm 加振時の壁面変位

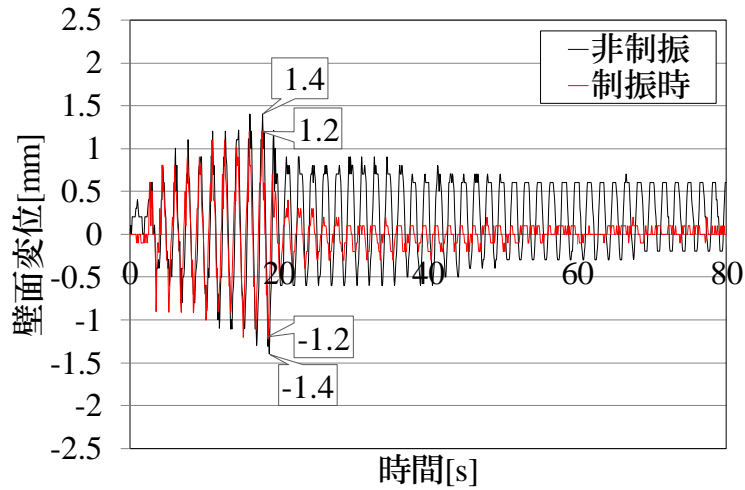


図-7.2.8 1次モード 0.60Hz±7mm 加振時の壁面変位

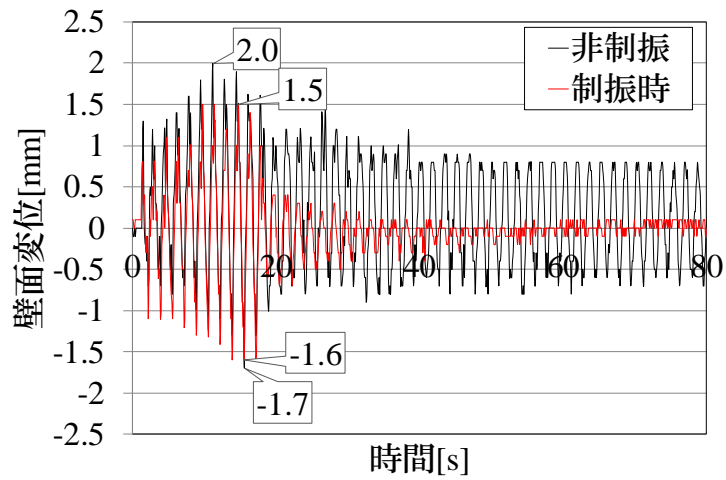


図-7.2.9 1次モード 0.60Hz±10mm 加振時の壁面変位

(3) 動液圧分布

図-7.2.10 に1次モード0.60Hz加振時の壁面における動液圧分布を示す。いずれも水面付近で動液圧変化の値が増大していることがわかる。これは、1次モード加振では水面付近で内容液が局所的に作用する特徴を示している。加振振幅±10mmにおいて実線の非制振と破線の制振装置を比較すると、圧力計設置位置1400mmにおいて、非制振時には2.2kPaであったのが1.7kPaにまで低減している。これは制振装置により、スロッシング挙動の流体揺動を制御した結果といえる。

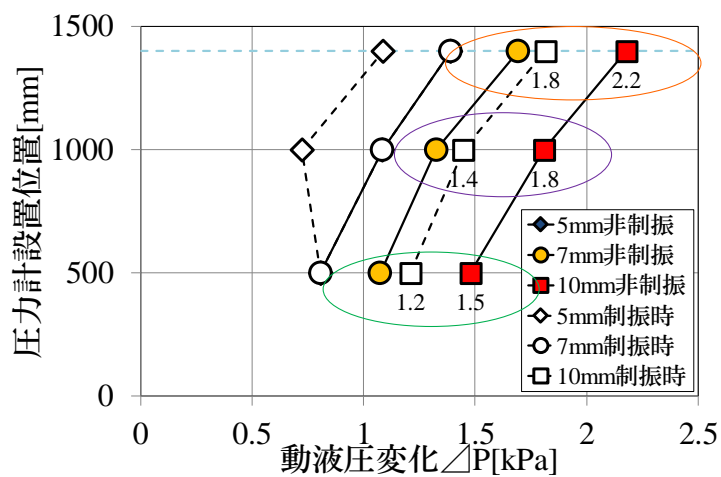


図-7.2.10 1次モード0.60Hz加振時の壁面の動液圧分布

7.2.4 神戸 NS 波 56%相当加振

兵庫県南部地震における神戸海洋気象台で観測された JMA 神戸 NS 方向観測波（以下、神戸 NS 波）の実験を行う。ここでは神戸 NS 波の入力を試みたが、大型振動装置の能力の関係から、出力振動台変位最大 56%相当で加振する。

ここでの設定条件での加振時の最大加速度と地震震度階級は、神戸 NS 波変位 56%において 410Gal 相当で震度 6 強程度である。なお、最大加速度に対する地震震度階級は気象庁公式サイト内の「震度の算出方法」¹⁶⁾を目安にしたものである。また、このときの加速度のパワースペクトルを図-7.2.11 に示す。

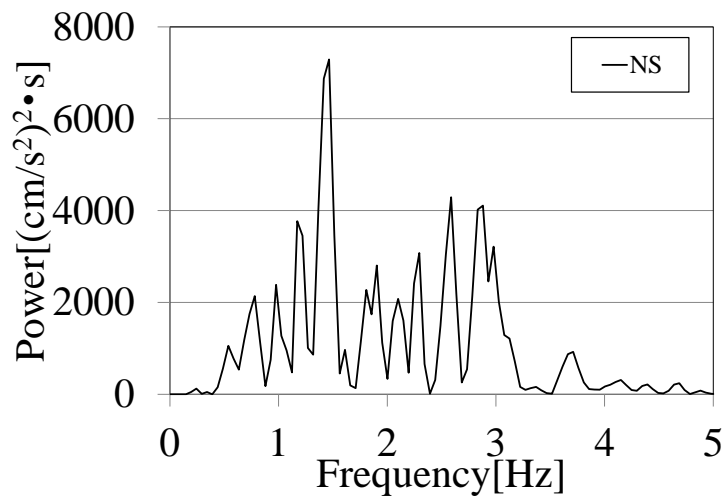


図-7.2.11 神戸 NS 波の加速度パワースペクトル

(1) 応答波高

図-7.2.12に神戸NS波56%相当加振時の応答波高を示す。非制振時に最大波高は434mmであるのに対し、制振装置を付加することで、最大波高276mmと36%低減している。また、図-7.2.12に示す応答波形から、制振装置を付加することで、加振停止後すぐに収束している。この結果を正弦波加振時と同様に算出した減衰定数は非制振時が0.0051、制振時が0.0203と約4.0倍に増加している。

写真-7.2.4に神戸NS波56%相当非制振、写真-7.2.5に神戸NS波56%相当制振時の内部写真を示す。この写真を比較すると、写真-7.2.4の非制振ではカメラに水が激しく被っているのが見受けられるが、写真-7.2.5の制振時ではカメラに水は被らず、さざ波程度の波高を抑制できていることがわかる。

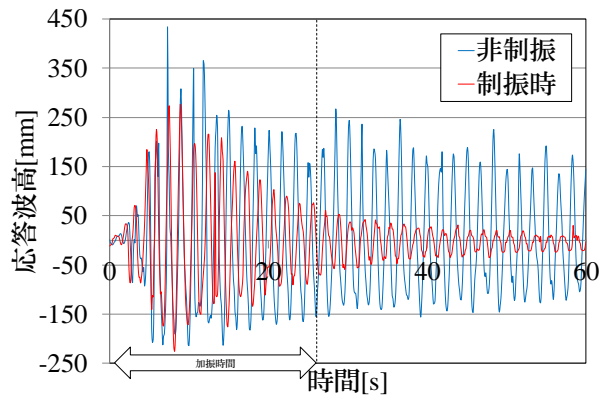


図-7.2.12 神戸NS波56%相当加振時の応答波高

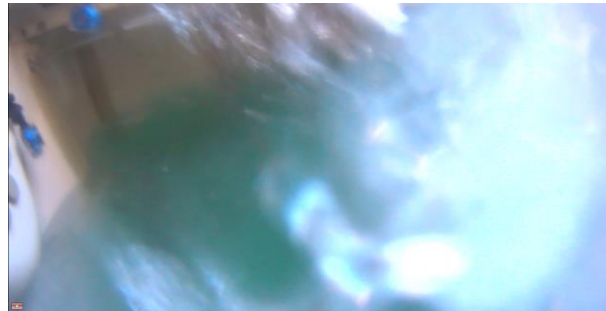


写真-7.2.4 神戸NS波56%相当の非制振



写真-7.2.5 神戸NS波56%相当の制

(2) 壁面変位

図-7.2.13 に神戸 NS 波 56%相当加振時の壁面変位を示す。非制振時の壁面変位は最大+11.0mm, 次の谷で-3.2 mm と振幅で 14.2mm の壁面変位を示している。この結果と比較し、制振時には、壁面変位は最大+7.6 mm, 次の谷で-5.2mm と振幅で 12.8mm の壁面変位と約 10%低減している。これに対して加振停止後に着目すると、非制振時の壁面変位の継続が、制振装置付加によりすぐに収束し、タンクの破損を防ぐことができると考える。

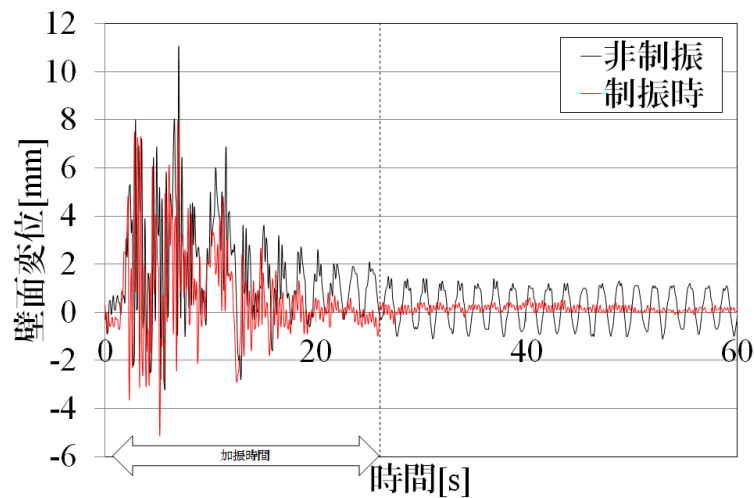


図-7.2.13 神戸 NS 波 56%相当加振時の壁面変位

(3) 動液圧分布

図-7.2.14に神戸NS波56%相当加振時の壁面における動液圧分布を示す。いずれの動液圧分布も1次モード正弦波加振時とは異なり、水深が深くなることで値が増大していることがわかる。これは、地震波加振では壁面が内容液と連成振動するバルジング挙動に似た特徴が現れたと考えられる。実線の非制振と破線の制振時を比較すると、圧力計設置位置1,000mmと500mmでそれぞれ7.6kPa、8.5kPaに動液圧変化の値を低減している。また、非制振時に膨らみの帯びた動液圧分布が、制振時には、内容液の揺動による加速度応答荷重を低減し、直線的な分布になったことからバルジング挙動も低減することができたのではないかと推測する。

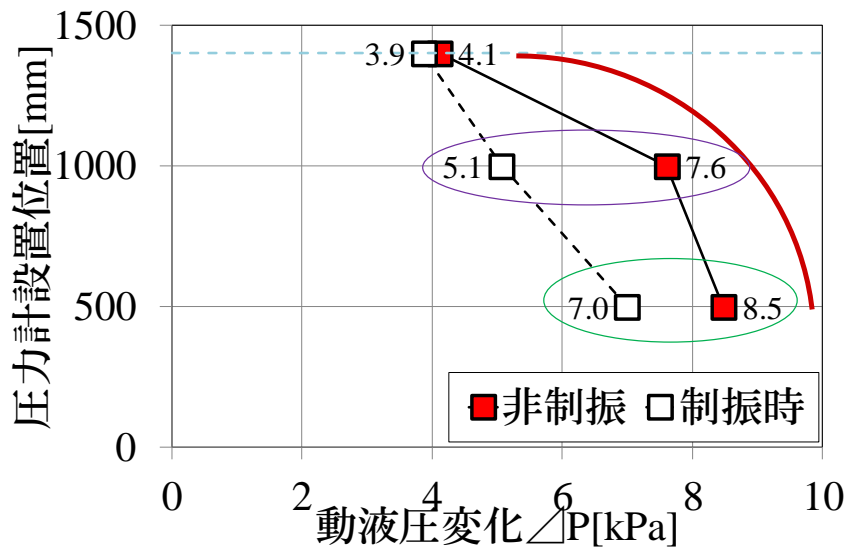


図-7.2.14 神戸NS波56%相当加振時の壁面における動液圧分布

7.3 3m 鋼板製タンクでの検討

7.3.1 計測機器の配置

本節では、写真-7.3.1 に示す 3000mm×3000mm×3000mm の鋼板製の貯水槽（以下、タンク）を使用する。これに水深 2700mm まで水を満たし、加振実験を行う。動液圧測定のための圧力計をタンク壁面に設置し、また、応答波高計測のためのレーザー変位計（以下、変位計）を用いて制振装置の効果を明らかにする。圧力計は（株）共和電業社製の PGM-G を用いる。これらを、図-7.3.1 に示す高さ 500mm, 1500mm, 2500mm, 天井の 3000mm の隅角部 A と中央部 B の計 8 箇所に設置する。データのサンプリング周波数は 50Hz にて計測を行う。変位計は、（株）KEYENCE 社製の IL-600 を用い、タンク内にワイヤーを介して浮かべた発泡スチロール板をターゲットに照射させて応答波高を計測する。変位計の設置位置を図-7.3.2 に示す。データのサンプリング周波数は 10Hz にて計測を行う。



写真-7.3.1 鋼板製タンク

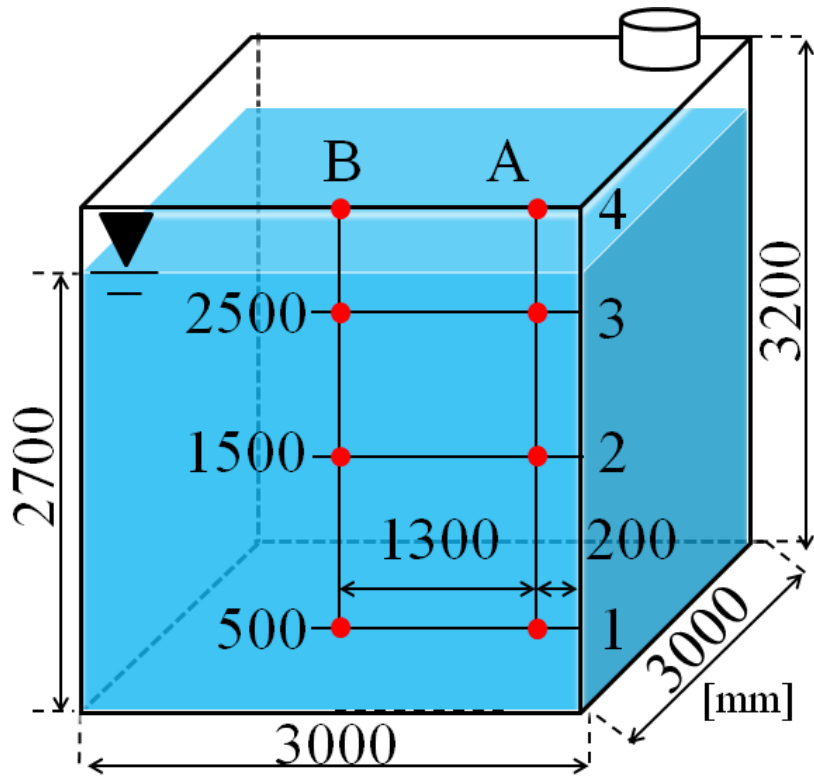


図-7.3.1 計測機器設置位置

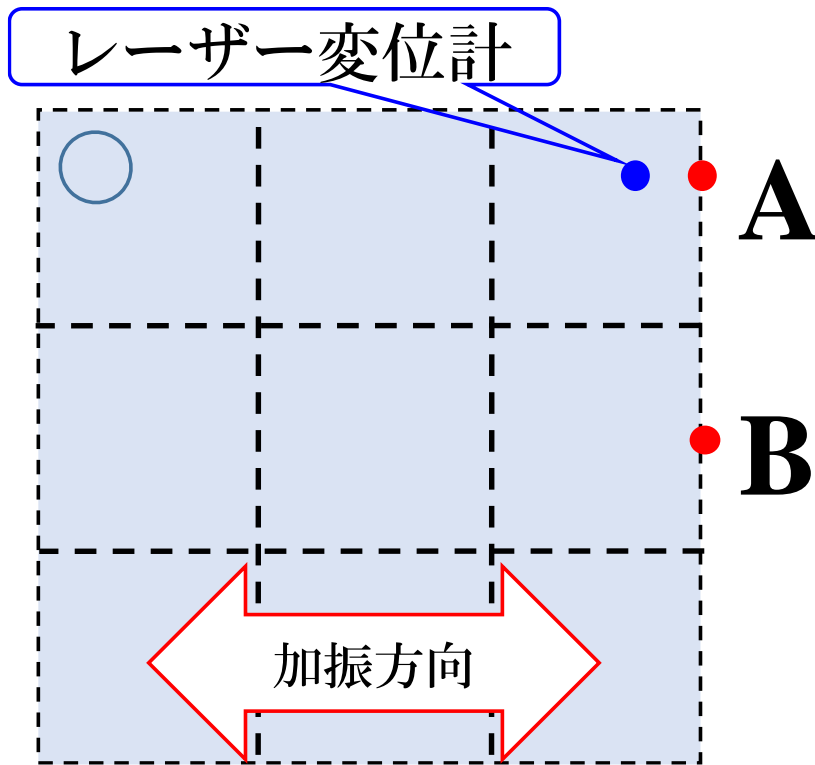


図-7.3.2 レーザー変位計の設置位置

7.3.2 加振条件

振動台には，中央大学と愛知工業大学が共同で設立した大型振動装置にタンクを設置して加振実験を行う．加振実験では，正弦波入力加振実験と地震波入力加振実験を行う．

正弦波入力加振実験には，式(7.2.2)に示した Housner の式¹⁵⁾より算出した1次モード・2次モードスロッシング固有振動数の理論値を用いる．入力波数は20波の正弦波とする．加振振幅は応答波高の±5mmとする．ここで，応答波高，壁面動液圧を測定する．以上，加振条件を表-7.3.1にまとめて示す．

表-7.3.1 加振条件

容器内壁幅 L	3000mm
水深 H	2700mm
1次モード	0.50Hz
2次モード	0.88Hz
入力波数	20波
加振振幅	±5mm

地震波入力加振実験には，兵庫県南部地震における神戸海洋気象台で観測された JMA 神戸 NS 方向観測波（以下，神戸 NS 波）の実験を行う．ここでは神戸 NS 波の入力を試みたが，大型振動装置の能力の関係から，出力振動台変位最大 50%相当で加振する．ここで，使用した神戸 NS 波の入力変位時刻歴波形を図-7.3.3に，入力加速度時刻歴波形を図-7.3.4に示す．これらのグラフは変位・加速度波形ともに100%の時のものである．これを50%に調整して加振する．このときの加速度のパワースペクトルを図-7.3.5に示す．

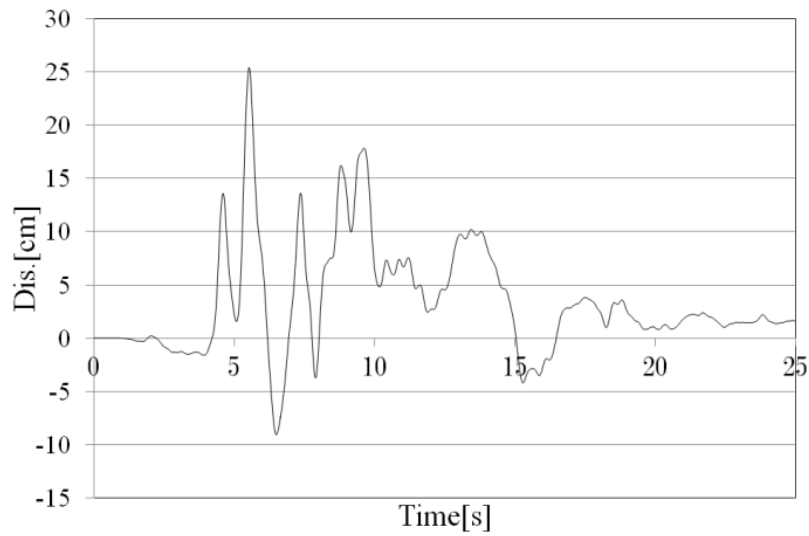


図-7.3.3 神戸 NS 波の入力変位時刻歴波形

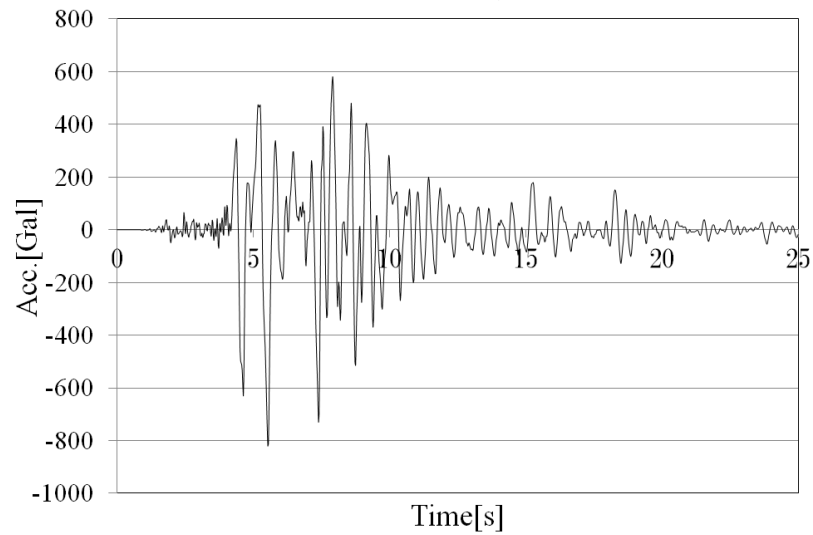


図-7.3.4 神戸 NS 波の入力加速度時刻歴波形

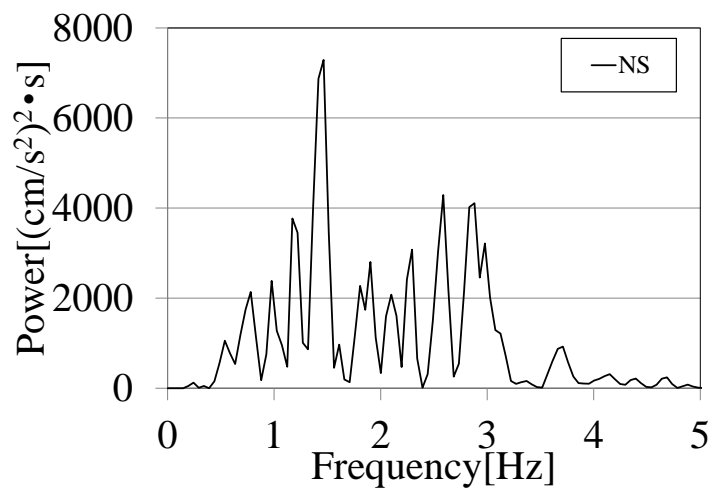


図-7.3.5 神戸 NS 波の加速度のパワースペクトル

7.3.3 応答波高

本節では制振装置の効果を比較するために、非制振時と制振装置のパネルの段数を変えた制振2段と制振3段により効果を比較する。

図-7.3.6に1次モード0.50Hz, ±5mm, 20波の加振時の応答波高を示す。非制振時に着目すると、最大波高は278mmを示している。この結果と比較し、制振装置を付加することで、制振2段は最大波高161mmを示し、波高が約42%低減している。さらに、制振3段は最大波高100mmを示し、波高が約64%低減している。また、図-7.3.6に示す応答波形から、制振装置を付加することで、加振停止後のスロッシング挙動がすぐに収束している。

図-7.3.7に2次モード0.88Hz, ±5mm, 20波の加振時の応答波高を示す。非制振時に着目すると、最大波高は125mmを示している。この結果と比較し、制振装置を付加することで、制振2段は最大波高20mmを示し、波高が約84%低減している。さらに、制振3段は最大波高21mmを示し、波高が約83%低減している。

図-7.3.8に神戸NS50%加振時の応答波高を示す。非制振時に着目すると、最大波高は261mmを示している。この結果と比較し、制振装置を付加することで、制振2段は最大波高226mmを示し、波高が約13%低減している。さらに、制振3段は最大波高179mmを示し、波高が約31%低減している。表-7.3.2に応答波高の結果をまとめて示す。

7.2.3と同様に変位計より取得したデータから最大波高とその減衰定数を算出し、非制振の場合と制振装置付加後について比較を行う。

図-7.3.6の1次モード0.50Hz, ±5mm, 20波の加振時の応答波高の減衰定数は非制振時に0.0057であるに対し、制振2段では0.0207と約3.6倍に増加している。また、制振3段では0.0223と約3.9倍に増加している。

図-7.3.7の2次モード0.88Hz, ±5mm, 20波の加振時の応答波高の減衰定数は非制振時に0.0022であるに対し、制振2段では0.0069と約3.2倍に増加している。また、制振3段では0.0065と約3.0倍に増加している。

図-7.3.8の神戸NS50%加振時の応答波高の減衰定数は非制振時に0.0032であるに対し、制振2段では0.0286と約9.0倍に増加している。また、制振3段では0.0255と約8.0倍に増加している。

このように、制振装置を付加することで減衰率が増加することで波高低減効果を得ることが明らかとなった。以上、減衰定数を表-7.3.3にまとめて示す。

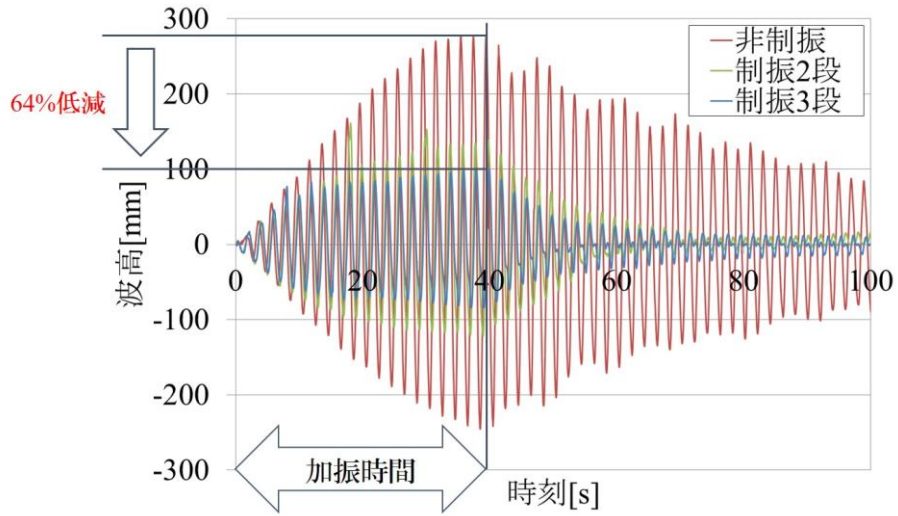


図-7.3.6 1次モード 0.50Hz, $\pm 5\text{mm}$, 20波の応答波高

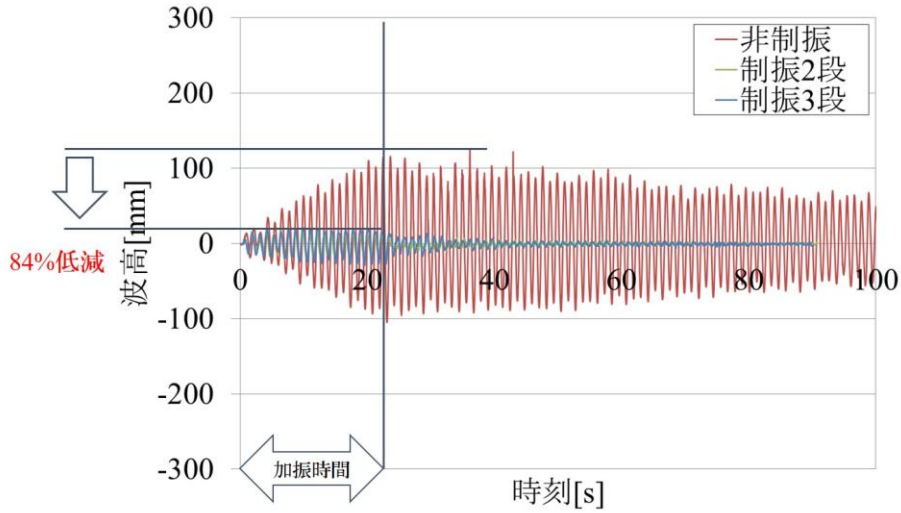


図-7.3.7 2次モード 0.88Hz, $\pm 5\text{mm}$, 20波の応答波高

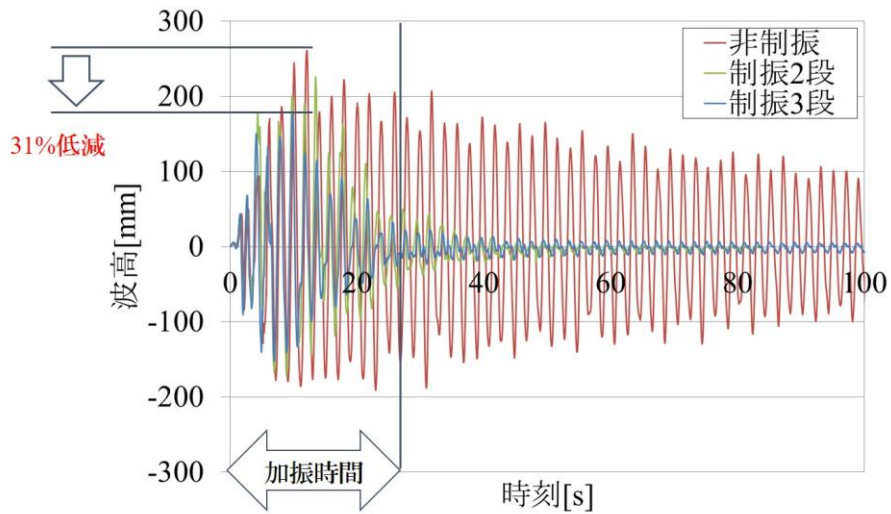


図-7.3.8 神戸 NS50%の応答波高

表-7.3.2 応答波高の結果

	非制振	制振2段		制振3段	
	最大波高[mm]	最大波高[mm]	低減率	最大波高[mm]	低減率
1次モード	278	161	42%	100	64%
2次モード	125	20	84%	21	83%
神戸50%	261	226	13%	179	31%

表-7.3.3 減衰定数の結果

	非制振	制振2段		制振3段	
	減衰定数	減衰定数	倍率	減衰定数	倍率
1次モード	0.0057	0.0207	3.6	0.0223	3.9
2次モード	0.0022	0.0069	3.2	0.0065	3.0
神戸50%	0.0032	0.0286	9.0	0.0255	8.0

7.3.4 動液圧分布

図-7.3.9に1次モード0.50Hz加振時の壁面における動液圧分布を示す. いずれも水面付近で動液圧変化の値が増大していることがわかる. これは, 1次モード加振では水面付近で内容液が局所的に作用する特徴を示している. (a)正圧隅角部Aと(b)正圧中央部Bに着目すると, 圧力計設置位置2500mmにおいて, 非制振時にはどちらも1.9kPaであったのが制振3段で1kPa以下にまで低減している. これは制振装置により, スロッシング挙動の流体揺動を制御した結果といえる.

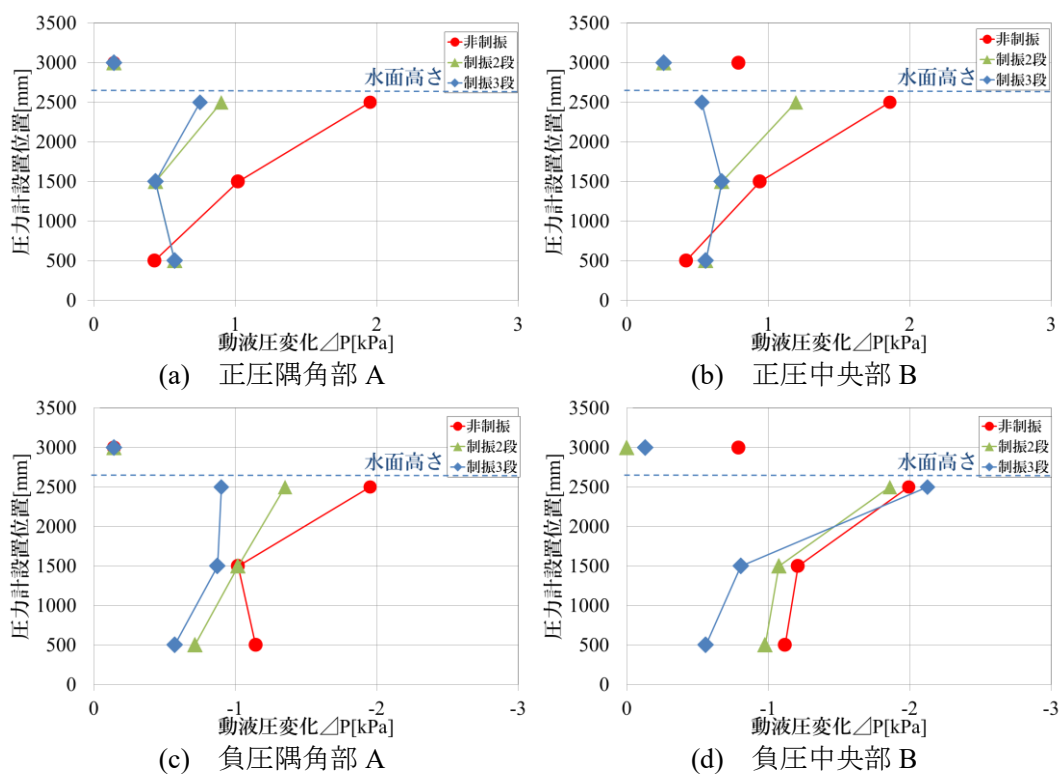


図-7.3.9 1次モード0.50Hz加振時の壁面の動液圧分布

図-7.3.10に2次モード0.88Hz加振時の壁面における動液圧分布を示す。1次モード加振に比べ、制振装置の有無にかかわらず動液圧変化は小さく、顕著な傾向は見られなかった。これは2次モードが波高の増大が小さく、流体揺動が少ない結果と考える。

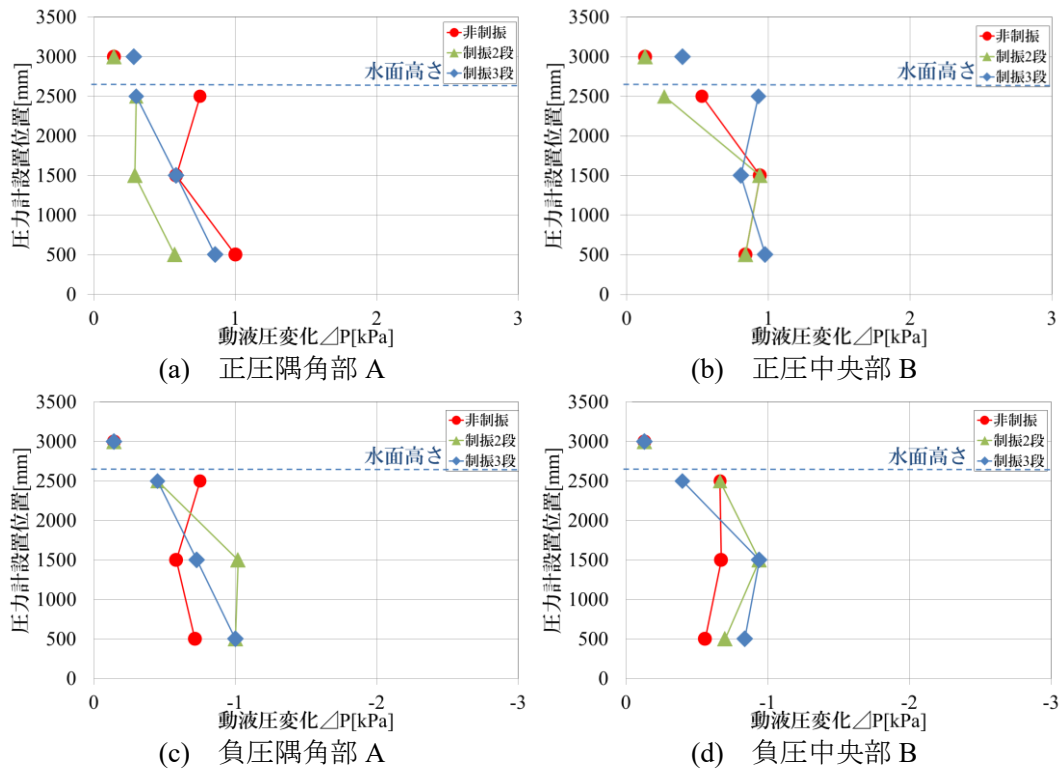


図-7.3.10 1次モード0.50Hz加振時の壁面の動液圧分布

図-7.3.11 に神戸 NS50%加振時の壁面における動液圧分布を示す。隅角部 A では水深が深くなる方向で動液圧変化の値が増大していることがわかる。中央部 B では圧力計設置位置 1500mm における壁面中央で動液圧変化の値が増大していることがわかる。これらは、神戸 NS50%加振では加速度応答が支配的となり内容液が壁面中央に作用する特徴を示している。

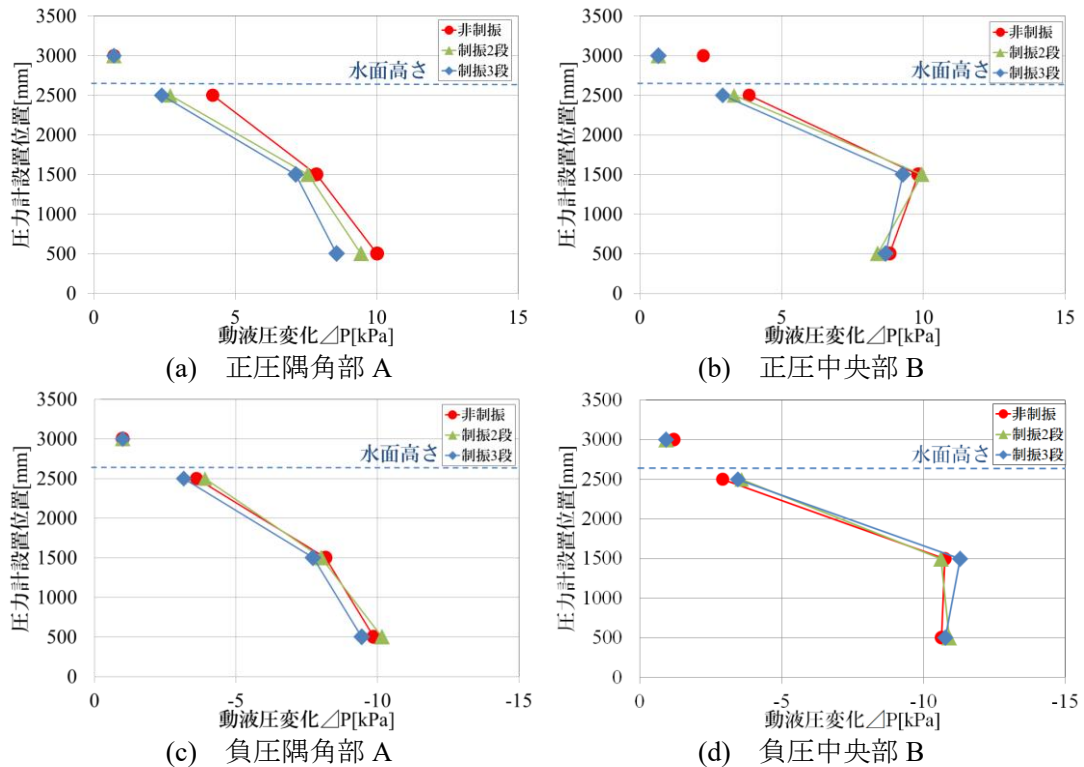


図-7.3.11 神戸 NS50%加振時の壁面の動液圧分布

7.4 まとめ

本章は、地震時にタンク内容液のスロッシング現象などによって貯水槽に破損が発生していることに鑑み、貯水槽内部に制振装置を設置したその被害を低減させることを試みた。ここでは、2mFRP製タンクと3m鋼板製タンクである実機貯水槽を使用した振動実験を行い、本論で提案する8の字型浮体式制振装置の効果を検証した。

8の字型浮体式制振装置を設置した場合、最大波高は正弦波1次モード加振において低減した。減衰定数についても増加することを確認した。また、神戸NSの地震波を入力した場合においても同様な制振効果を確認することができた。さらに正弦波加振時と地震波加振時のスロッシングによる水面付近の動液圧変化を低減することを確認した。これにより、提案する8の字型浮体式制振装置が、スロッシング現象に対して抑制効果が十分にあると判断する。よって、貯水槽全体での耐力が増し、破損を防ぐことができ、これにより震災時にライフラインである水を確保して減災につながるようになることになると考える。

参考文献

- 1) 平野廣和, 井田剛史, 石川友樹: 既存貯水槽の耐震性向上のための制振装置の開発, 第7回インフラ・ライフライン減災対策シンポジウム講演論文集, 2016.12.
- 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 (構造・地震工学), Vol. 71, No. 4, pp. 764-773, 2015.7.
- 3) 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), 2012.12.
- 4) 水上邦夫: 東日本大震災によせてー水槽の被害ー, (社)埼玉建築設計監理協会会報, pp.10-15, No.110, 2012.3.
- 5) (社)リビングアメニティ協会給水タンク委員会: 東日本大震災における給水タンク調査, ALIA NEWS No.128, pp.4-9, 2012.5.
- 6) 東京電力株式会社: 柏崎刈羽原子力発電所 1~7号機 原子炉建屋オペレーティングフロアにおける溢水について, 健全委第10-5号, 参考資料1, 2008.9.
- 7) 消防研究所: 平成15年(2003年)十勝沖地震に際して発生した出光興産(株)北海道製油所原油タンク火災に係わる火災原因調査報告書, 2004.3.
- 8) 坂井藤一: 2003年十勝沖地震における浮き屋根子規タンクの被害について, 日本鋼構造協会, JSSC, No.52, 2004.4.
- 9) 井田剛史, 平野廣和, 有田新平, 佐藤尚次, 奥村哲夫: スロッシング発生時の貯槽浮屋根挙動の一考察-φ4000タンクモデルでの振動実験, 土木学会論文集 A, Vol.63, No.3, pp.444-453, 2007.6.
- 10) 座間信作, 山田實, 西晴樹, 廣川幹浩, 平野廣和, 鈴木森晶: 石油タンクのスロッシングによる内容液の溢流の算定, 消防研究所報告, 第101号, pp.14-20, 2006.9.
- 11) 酒井理哉, 東貞成, 佐藤清隆, 田中伸和: 溢流を伴う矩形水槽の非線形スロッシング評価, 構造工学論文集 vol.53, pp.597-604, 2007.3.
- 12) 曾根龍太, 小野泰介, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 矩形断面貯水槽におけるスロッシング制振対策の検討, 土木学会論文集 A2 分冊(応用力学)特集号, Vol.16, pp.833-843, 2013.7.
- 13) 小野泰介, 曾根龍太, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 受水槽のスロッシング対策のための浮体式制振装置の開発, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.70, No.2, pp 621-629,

第7章 貯水槽の耐震化向上のためのスロッシング8の字型浮体式制振装置の開発

2015.2.

- 14) 則竹一輝, 鈴木森晶, 奥村哲夫, 佐口浩一郎, 倉橋奨: 矩形貯槽におけるスロッシング挙動とその抑制方法に対する検討, 応用力学論文集, Vol.15, pp785-794, 2012.8
- 15) G.W.Housner: The Dynamic Behavior of Water Tank, Bulletin of The Seismological Society of America. Vol.53, 1963.
- 16) <http://www.jma.go.jp/jma/index.html>: 気象庁ホームページ

第8章

スロッシング制振装置を 設置することで得られる効果

- 8.1 概要
 - 8.1.1 制振装置を設置することで得られる効果
 - 8.1.2 効果から導出されるタンクの耐震設計の式
- 8.2 実験による検証
- 8.3 実験結果から導かれる計算式
 - 8.3.1 スロッシング応答荷重の低減
 - 8.3.2 加速度応答荷重の低減
- 8.4 耐震効果の例
 - 8.4.1 受水槽（地上設置）の場合
 - 8.4.2 高置水槽（屋上設置）の場合
- 8.5 まとめ

8.1 概要

浮体式波動抑制装置（以下、制振装置）は、タンク内に設置することで、地震で発生する内容液の揺動を抑制し、タンクの耐震設計を向上させる装置である。制振装置を設置することで得られる具体的な効果は次の二点である。これは、実タンクを使用した実験データに基づいており、実験内容については8.2 実験による検証で後述する。

8.1.1 制振装置を設置することで得られる効果

制振装置を設置することで得られる効果は以下の二点がある。

- ①スロッシング応答による波高の半減
- ②タンク側壁部における加速度応答値の40%低減

8.1.2 効果から導出されるタンク耐震設計の式

まず、『①スロッシング応答による波高の半減』から導出される式(8.1.1)を以下に記す。

$$\rho'_{ro} < \frac{\rho_{ro}}{2} \quad , \quad \rho'_{rw} = \frac{\rho_{rw}}{2} \quad (8.1.1)$$

p_{ro} : タンク天井板に働く基準変動水圧
 ρ'_{ro} : 制振装置を設置した際にタンク天井板に働く基準変動水圧
 ρ_{rw} : タンク側壁に働く変動水圧
 ρ'_{rw} : 制振装置を設置した際にタンク側壁に働く変動水圧

これらの式は制振装置を設置することにより、設置しない場合と比べ、スロッシング応答で働く基準変動水圧をタンク天井板では半減以下に、タンク側壁では半減させることを意味する。

次に『②タンク側壁部における加速度応答値の40%低減』から導出される式(8.1.2)を以下に記す。

$$F'_H = 0.6F_H \quad (8.1.2)$$

F_H : 設計用水平地震荷重
 F'_H : 制振装置を設置した際の設計用水平地震荷重

この式は制振装置を設置することにより、タンク側壁部に掛かる水平地震荷重を40%減少させることを意味する。

* 計算式の導出方法は8.3 実験結果から導かれる計算式で後述する。

8.2 実験による検証

写真-8.2.1 のような三種類の実機タンクを使用し、大型振動台で加振実験を実施することで、制振装置の効果を検証した。評価方法としては、スロッシングが発生しやすいモード（1次モード、2次モード）や、実際の地震動（JMA 神戸 NS 波など）でタンクを揺らし、その際に発生する波高や、タンク壁面及び天井部に掛かる水圧、加速度などを測定することで評価した。上記方法で様々な条件で評価をしているが、ここではその一例として 3000mm 角の SUS パネルタンク（水深 2700mm）をスロッシング 1 次モード（振動数：0.5Hz，振幅：±10mm，波数：20 波）で揺らした際の波高の結果を図-8.2.1 に、同タンクを JMA 神戸（50%相当）で揺らした際のタンク壁面中央部の加速度の結果を図-8.2.2 に示す。図-8.2.1 より、制振装置ありではスロッシング応答で発生する波高を半減し、加振終了後、直ちに波高を減衰させていることが分かる。また、図-8.2.2 より、制振装置ありではタンク壁面中央部の加速度を 40%低減させていることが分かる。これらの結果より制振装置を設置する効果として①スロッシング応答による波高の半減、②タンク側壁部における加速度応答値の 40%低減を提唱している。



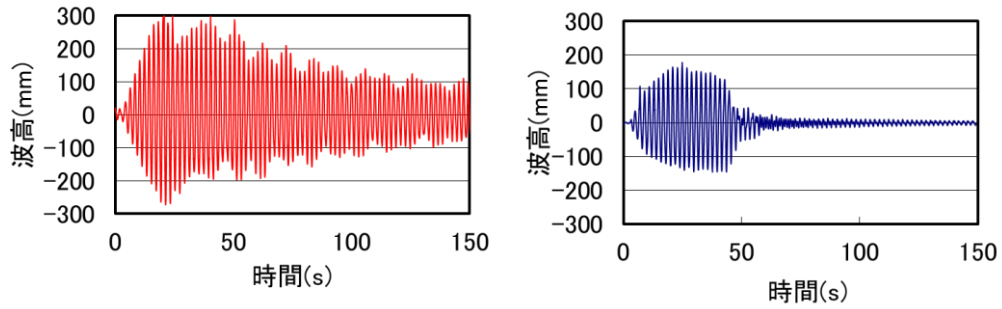
SUS パネル

鋼板製一体形

FRP パネル

写真-8.2.1 実験で使用した実機タンク

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

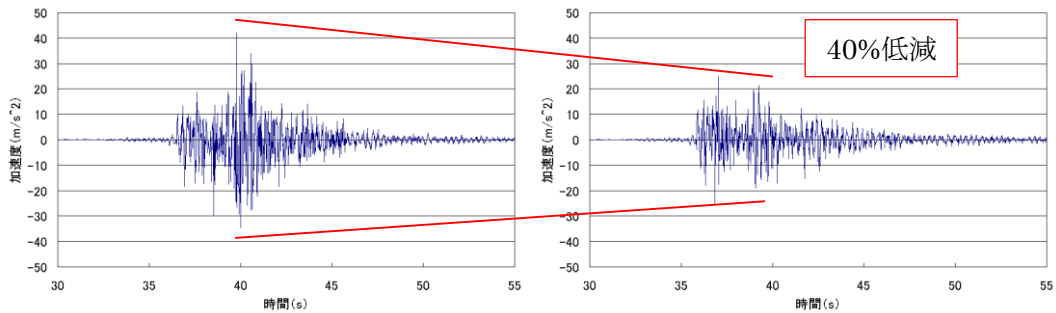


(a) 制振装置なし

(b) 制振装置あり

図-8.2.1 スロッシング1次モード

(振動数：0.5Hz, 振幅：±10mm, 波数：20波) での波高



(a) 制振装置なし

(b) 制振装置あり

図-8.2.2 JMA 神戸 (NS50%相当) でのタンク壁面中央部での加速度

8.3 実験結果から導かれる計算式

制振装置を設置することで得られる効果としては次の二点が挙げられる。

- ①スロッシング応答による波高の半減
- ②タンク側壁部における加速度応答値の40%低減

上記二点は実験結果から得られたものであり(8.4.2 実験による検証を参照)、この結果から制振装置を設置した場合におけるタンク耐震設計を以下のように定める。また、以下で使用する計算式についてはFRP水槽構造設計計算法1996年版(社団法人強化プラスチック協会発行)より、引用している。

8.3.1 スロッシング応答荷重の低減

(1) 水槽天井板に作用する変動水圧

$$T_s = \frac{2\pi}{\sqrt{1.58 \frac{g}{l} \tanh\left(1.58 \frac{h}{l}\right)}} \quad (8.3.1)$$

T_s : 一次スロッシング固有周期 (sec)
 π : 円周率 (-)
 g : 重力加速度 (cm/sec²)
 l : 水槽長さの1/2 (cm)
 h : 水位 (cm)

角形水槽で与えられる一次スロッシング

固有周期の式(8.3.1)を示す。

次にスロッシング応答による波高及び天井板に作用する基準変動水圧を以下に示す。

$$p_r = D_s \cdot p_{ro} \quad (8.3.2)$$

p_{ro} : 水槽天井板に働く基準変動水圧 (kgf/cm²)

$$\dot{W} = \omega_s \cdot W \quad (8.3.3)$$

p_r : 水槽天井板に働く設計用変動水圧 (kgf/cm²)

$$\ddot{W} = \omega_s \cdot \dot{W} \quad (8.3.4)$$

D_s : 構造特性係数に当る係数 0.5 (-)

$$W = 0.84 \frac{l \omega_s S_V}{g} \quad (8.3.5)$$

W : 波高 (cm) \dot{W} : 波高速度 (cm/sec)

\ddot{W} : 波高加速度 (cm/sec²)

$0 < \frac{h}{2l} < 0.62$ の場合

ω_s : 一次スロッシング固有円振動数 (rad/cm)

$$P_{ro} = \left(\frac{1.6l}{\pi} + h_s\right) \rho \ddot{W} + \rho \dot{W}^2 \quad (8.3.6)$$

$$\omega_s = 2\pi/T_s$$

l : 水槽長さ 1/2 (cm) h : 水位 (cm)

$\frac{h}{2l} \geq 0.62$ の場合

h_s : 水槽上部空隙 (cm)

$$P_{ro} = \left(\frac{2l}{\pi} + h_s\right) \rho \ddot{W} + \rho \dot{W}^2 \quad (8.3.7)$$

ρ : 水の単位体積質量(kgf · sec²/cm⁴)

S_V : 速度応答スペクトル値 (cm/sec)

ここで、(8.3.6)式及び、(8.3.7)式で示される水槽天井板に働く基準変動水圧に注目すると、地震発生時にこの式に影響を及ぼす変数は波高のみであり、その他は定数であることが分かる。更に(8.3.5)式から波高に影響を与える変数は速度応答スペクトル値のみであり、波高と比例関係にあることがわかる。つまり、制振装置によって波高を半減させるということは速度応答スペクトル値を半減させていることと同義である。

よって制振装置を設置した際の速度応答スペクトル値 S'_V は、設置していない場合の速度応答スペクトル値 S_V を使い、

$$S'_V = \frac{S_V}{2} \quad (8.3.8)$$

と定義する。

この定義に伴い、制振装置を設置した際の波高 W' は、

$$W' = 0.84 \frac{l \cdot \omega_s \cdot S'_V}{g} = 0.84 \frac{l \cdot \omega_s \cdot S_V}{2g} = \frac{W}{2} \quad (8.3.9)$$

と表される。

すると、制振装置を設置した際の水槽天井板に働く基準変動水圧 ρ'_{ro} は

$$0 < \frac{h}{2l} < 0.62 \text{ の場合}$$

$$\rho'_{ro} = \left(\frac{1.6l}{\pi} + h_s \right) \rho \ddot{W}' + \rho W'^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1.6l}{\pi} + h_s \right) \rho \ddot{W} + \frac{\rho W^2}{4} = \frac{\rho r_o}{2} - \frac{\rho W^2}{4} \quad (8.3.10)$$

$$\frac{h}{2l} \geq 0.62 \text{ の場合}$$

$$\rho'_{ro} = \left(\frac{2l}{\pi} + h_s \right) \rho \ddot{W}' + \rho W'^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{2l}{\pi} + h_s \right) \rho \ddot{W} + \frac{\rho W^2}{4} = \frac{\rho r_o}{2} - \frac{\rho W^2}{4} \quad (8.3.11)$$

と表される。

(8.3.10)式及び(8.3.11)式から以下の関係式が成り立つ。

$$\rho'_{ro} < \frac{\rho r_o}{2} \quad (8.3.12)$$

この式は制振装置を設置することにより、設置しない場合と比べ、水槽天井板に働く基準変動水圧を半減以下にすることを意味する。

(2) 側壁に働く変動水圧

制振装置設置前のタンク側壁に働く変動水圧は次式で表される。

$$\rho_{rw} = \frac{5}{6} \rho l \frac{\cosh \sqrt{\frac{5y}{2l}}}{\cosh \left(\sqrt{\frac{5h}{2l}} \right)} \cdot \omega_s \cdot S_V \quad (8.3.13) \quad \rho_{rw} : \text{スロッシングにより側壁に働く変動水圧 (kgf} \cdot \text{sec}^2 / \text{cm}^4)$$

y : 底板からの距離(cm)

ここで、天井板と同様に(8.3.8)式を使うと、制振装置設置後にタンク側壁に働く変動水圧は

$$\rho'_{rw} = \frac{5}{6} \rho l \frac{\cosh \sqrt{\frac{5y}{2l}}}{\cosh \left(\sqrt{\frac{5h}{2l}} \right)} \cdot \omega_s \cdot S'_V = \frac{5}{6} \rho l \frac{\cosh \sqrt{\frac{5y}{2l}}}{\cosh \left(\sqrt{\frac{5h}{2l}} \right)} \cdot \omega_s \cdot \frac{S_V}{2} = \frac{\rho_{rw}}{2} \quad (8.3.14)$$

と表される。

つまり、制振装置を設置することでタンク側壁に働く変動水圧は半減される。

8.3.2 加速度応答荷重の低減

設計用水平地震荷重は次式で表される。

$$F_H = k_H \cdot W \quad (8.3.15)$$

$$k_H = \beta \cdot k_{FH} \leq 2.0 \quad (8.3.16)$$

$$k_{FH} = I \cdot k_1 \cdot Z \cdot k_{oH} \quad (8.3.17)$$

F_H : 設計用水平地震荷重(kgf)

W : 水槽の有効重量(kgf)

k_H : 水平震度

β : 水槽の加速度応答倍率

k_{FH} : n 階床の水平震度

I : 用途係数

k_1 : 水平の設置階による係数

Z : 地域係数

k_{oH} : 1 階床に作用する水平震度 (0.4)

(8.3.15)式より、設計用水平地震荷重は水平震度と比例関係にある。また、(8.3.16)式より水平震度は水槽の加速度応答倍率で表されることから、設計用水平地震荷重と水槽の加速度応答倍率は比例関係にあるといえる。つまり、タンク側壁部の加速度応答を 40%減少させることができる制振装置を設置するという事は、タンク側壁部に掛かる水平地震荷重を 40%減少させることと同義である。

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

以上のことから、制振装置を設置した場合の水平震度を

$$k'_H = 0.6k_H \quad (8.3.18)$$

と定義する.

すると、制振装置を設置した場合の設計用水平地震荷重 F'_H は

$$F'_H = k'_H \cdot W = 0.6k_H \cdot W = 0.6F_H \quad (8.3.19)$$

と表される.

8.4 耐震効果の例

8.4.1 受水槽（地上設置）の場合

制振装置を設置した受水槽の耐震設計の例を次に示す。ここでは図-8.4.1 で示すような3000mmの角タンク（水深2700mm）を想定し、表-8.4.1の設計用水平震度を使用する。この時、スロッシング応答に対する耐震効果を表-8.4.2に、加速度応答に対する耐震効果を表-8.4.3に示す。また、スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧のプロットを図-8.4.2、図-8.4.3に、加速度応答における各水平震度に対する変動水圧のプロットを図-8.4.4に示す。

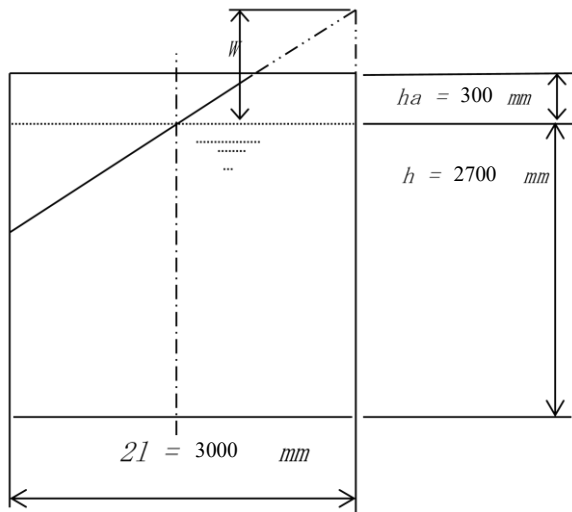


図-8.4.1 想定するタンク

表-8.4.1 設計用水平震度

設計用速度応答スペクトル値 SV(cm/s)	
K_H	地階・地上
0.6	105
1.0	150
1.5	225

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

表-8.4.2 スロッシング応答に対する設計例

設計用水平震度 K_h	0.6		1.0		1.5	
制振装置有無	制振装置 なし	制振装置 あり	制振装置 なし	制振装置 あり	制振装置 なし	制振装置 あり
水深 h [mm]	2700	2700	2700	2700	2700	2700
水槽長さ (1/2) l [mm]	1500	1500	1500	1500	1500	1500
水槽長さ比 $K_T = h/(2 \cdot l)$	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
重力加速度 g [m/s^2]	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81
1次スロッシング固有円振動数 $\omega_s = \sqrt{\{1.58 \cdot g \times 1031 \cdot \tanh(1.58 \cdot h/l)\}}$ [rad/s]	3.21	3.21	3.21	3.21	3.21	3.21
速度応答スペクトル値 S_v [cm/s]	105	105	150	150	225	225
速度応答低減係数 δ	1 (低減なし)	1/2 (低減あり)	1 (低減なし)	1/2 (低減あり)	1 (低減なし)	1/2 (低減あり)
水の密度 ρ [kg/cm^3]	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
側板に働く変動水圧 p_w [kPa] (水面) $p_{w,h} = 0.84 \rho \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_v \cdot \delta \times 10^{-2}$ (下端) $p_{w,0} = 0.84 \rho \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_v \cdot \delta / \cosh(1.58h/l) \times 10^{-2}$	4.3 0.5	2.2 0.3	6.1 0.8	3.1 0.4	9.2 1.1	4.6 0.6
波高 $W = 0.84 \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_v \cdot \delta \times 10^{-2} / g$ [mm]	433	217	619	310	928	464
水槽上部空隙 h_a [mm]	300	300	300	300	300	300
スロッシング応答波の屋根板への衝突判定	衝突あり	衝突なし	衝突あり	衝突あり	衝突あり	衝突あり
屋根板に働く基準変動水圧 $p_{r0} = (1.6 \cdot h/\pi + h_a) \cdot \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W$ $+ \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W^2$ ($0 < K_T < 0.62$ の場合) $p_{r0} = (2 \cdot l/\pi + h_a) \cdot \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W$ $+ \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W^2$ ($K_T \geq 0.62$ の場合) $p_{r0} \times 10^{-3}$ [kPa]	7.6		12	5	20.9	8.3
構造特性係数 D_s -	0.55		0.55	0.55	0.55	0.55
屋根板に働く設計用変動水圧 $p_r = D_s \cdot p_{r0}$ [kPa]	4.2	0	6.6	2.8	11.5	4.6

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

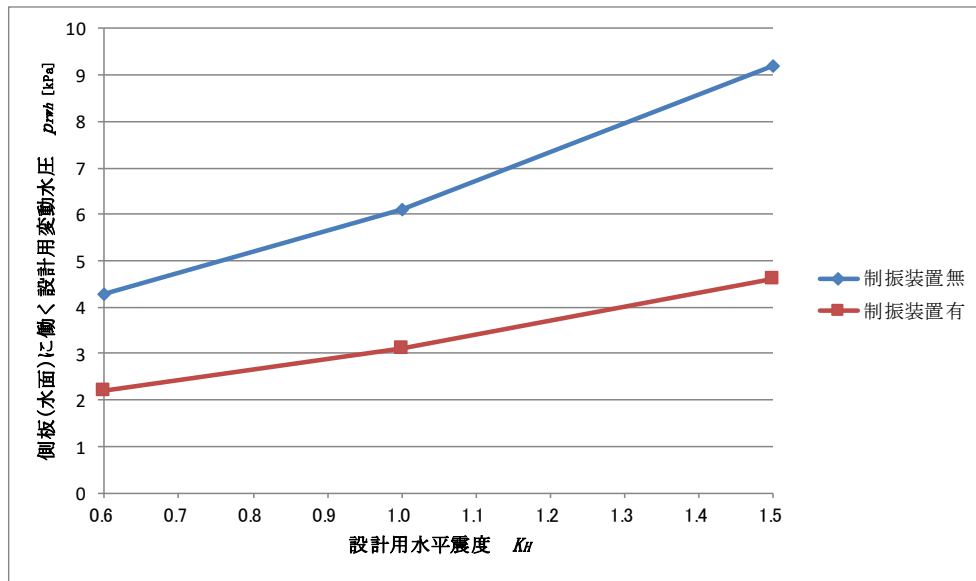


図-8.4.2 スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧（側板水面部）のプロット

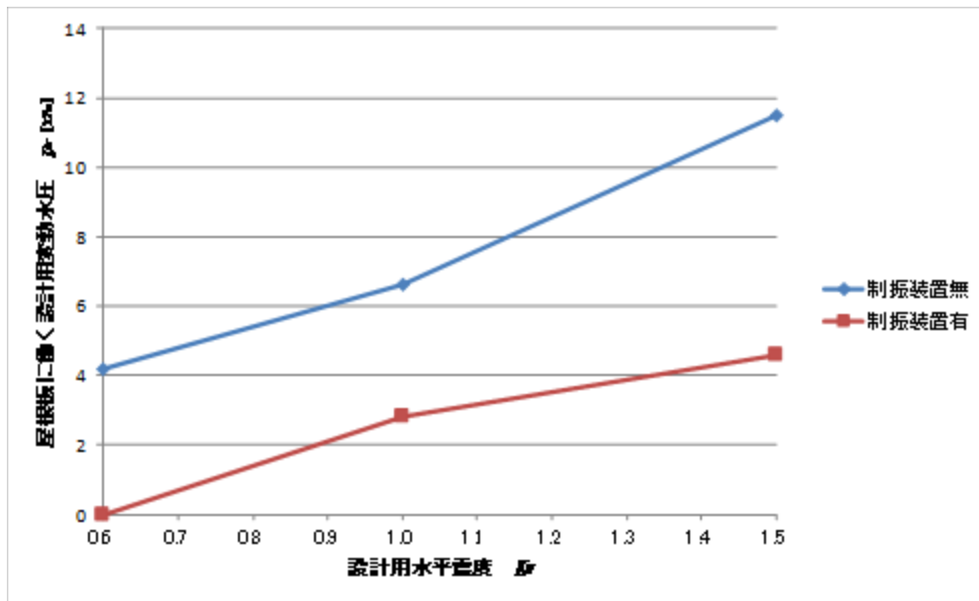


図-8.4.3 スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧（天井板）のプロット

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

表-8.4.3 加速度応答に対する設計例

設計用水平震度 K_h	0.6		1.0		1.5	
	制振装置 なし	制振装置 あり	制振装置 なし	制振装置 あり	制振装置 なし	制振装置 あり
槽自重 W_T [kN] {kgf}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}
満水時水重量 W_{TF} [kN] {kgf}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}
水深 h [mm]	2700	2700	2700	2700	2700	2700
水槽長さ (1/2) l [mm]	1500	1500	1500	1500	1500	1500
水槽長さ比 $K_T=h/(2 \cdot l)$	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
水槽の有効重量比						
$\alpha_T = \tanh(0.866/K_T)/(0.866/K_T)$ ($K_T \leq 0.75$ の場合)	0.758	0.758	0.758	0.758	0.758	0.758
$\alpha_T = 1 - 0.218/K_T$ ($K_T > 0.75$ の場合)						
水平荷重の作用点高さ比						
$\beta_T = (0.866/K_T)/(2 \cdot \tanh(0.866/K_T)) - 0.125$	0.525	0.525	0.525	0.525	0.525	0.525
$\beta_T = \{0.75/K_T \cdot (0.151/K_T - 0.29) + 0.5\} / (1 - 0.218/K_T)$						
水槽の有効重量 $W_o = W_T + \alpha_T \cdot W_{TF}$ [kN]	85.1	85.1	85.1	85.1	85.1	85.1
水の比重量 γ [kN/m ³]	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81
水槽側板部計算用設計水平震度低減係数 δK	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)
側板に働く変動水圧 $p_{FW} = 0.866\gamma \cdot K_H \cdot \delta K \cdot h \cdot \tanh(\sqrt{3} \cdot l/h)$ ($K_T \leq 0.75$ の場合) $p_{FW} = \gamma \cdot K_H \cdot \delta K \cdot l$ ($K_T > 0.75$ の場合) $p_{FW} \times 10^{-3}$ [kPa]	8.9	5.3	14.8	8.9	22.1	13.3

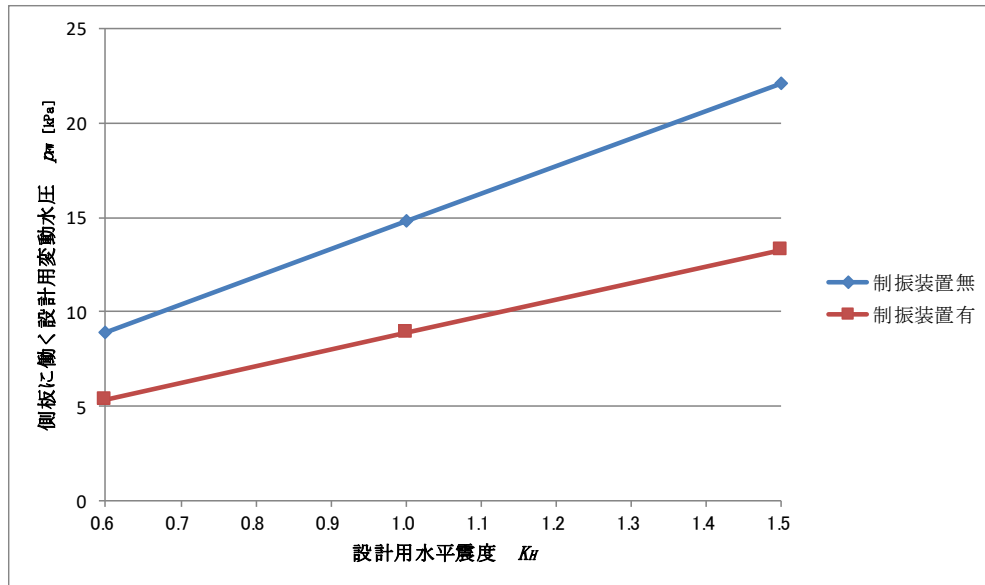


図-8.4.4 加速度応答における各水平震度に対する変動水圧（側板水面部）のプロット

8.4.2 高置水槽（屋上設置）の場合

制振装置を設置した高置水槽の耐震設計の一例を次に示す。受水槽同様に図-8.4.5 で示すような 3000mm の角タンク（水深 2700mm）を想定し、表-8.4.4 の設計用水平震度を使用する。この時、スロッシング応答に対する耐震効果を表-8.4.5 に、加速度応答に対する耐震効果を表-8.4.6 に示す。また、スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧のプロットを図-8.4.6、図-8.4.7 に、加速度応答における各水平震度に対する変動水圧のプロットを図-8.4.8 に示す。

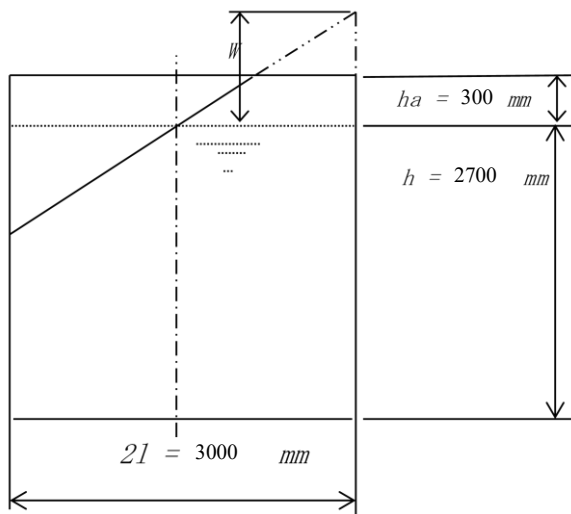


図-8.4.5 想定するタンク

表-8.4.4 設計用水平震度

設計用速度応答スペクトル値 SV(cm/s)	
K_H	屋上・塔屋
1.0	263
1.5	375
2.0	375

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

表-8.4.5 スロッシング応答に対する設計例

設計用水平震度 K_h	1.0		1.5		2.0	
制振装置有無	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置
	なし	あり	なし	あり	なし	あり
水深 h [mm]	2700	2700	2700	2700	2700	2700
水槽長さ (1/2) l [mm]	1500	1500	1500	1500	1500	1500
水槽長さ比 $K_T = h/(2 \cdot l)$	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
重力加速度 g [m/s^2]	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81
1次スロッシング固有円振動数 $\omega_s = \sqrt{\{1.58 \cdot g \times 1031 \cdot \tanh(1.58 \cdot h/l)\}}$ [rad/s]	3.21	3.21	3.21	3.21	3.21	3.21
速度応答スペクトル値 S_V [cm/s]	263	263	375	375	375	375
速度応答低減係数 δ	1	1/2	1	1/2	1	1/2
	(低減なし)	(低減あり)	(低減なし)	(低減あり)	(低減なし)	(低減あり)
水の密度 ρ [kg/cm^3]	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
側板に働く変動水圧 p_w [kPa] (水面) $p_{wsh} = 0.84 \rho \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_V \cdot \delta \times 10^{-2}$ (下端) $p_{w0} = 0.84 \rho \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_V \cdot \delta / \cosh(1.58h/l) \times 10^{-2}$	10.7	5.4	15.2	7.6	15.2	7.6
	1.3	0.7	1.8	0.9	1.8	0.9
波高 $W = 0.84 \cdot l \cdot \omega_s \cdot S_V \cdot \delta \times 10^{-2} / g$ [mm]	1085	543	1547	774	1547	774
水槽上部空隙 h_a [mm]	300	300	300	300	300	300
スロッシング応答波の屋根板への衝突判定	衝突あり	衝突あり	衝突あり	衝突あり	衝突あり	衝突あり
屋根板に働く基準変動水圧 $p_{r0} = (1.6 \cdot h/\pi + h_a) \cdot \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W$ $+ \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W^2$ ($0 < K_T < 0.62$ の場合) $p_{r0} = (2 \cdot l/\pi + h_a) \cdot \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W$ $+ \rho \cdot \omega_s^2 \cdot W^2$ ($K_T \geq 0.62$ の場合) $p_{r0} \times 10^{-3}$ [kPa]	26.2	10.1	44.7	16.2	44.7	16.2
構造特性係数 D_s -	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55	0.55
屋根板に働く設計用変動水圧 $p_r = D_s \cdot p_{r0}$ [kPa]	14.5	5.6	24.6	9.0	24.6	9.0

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

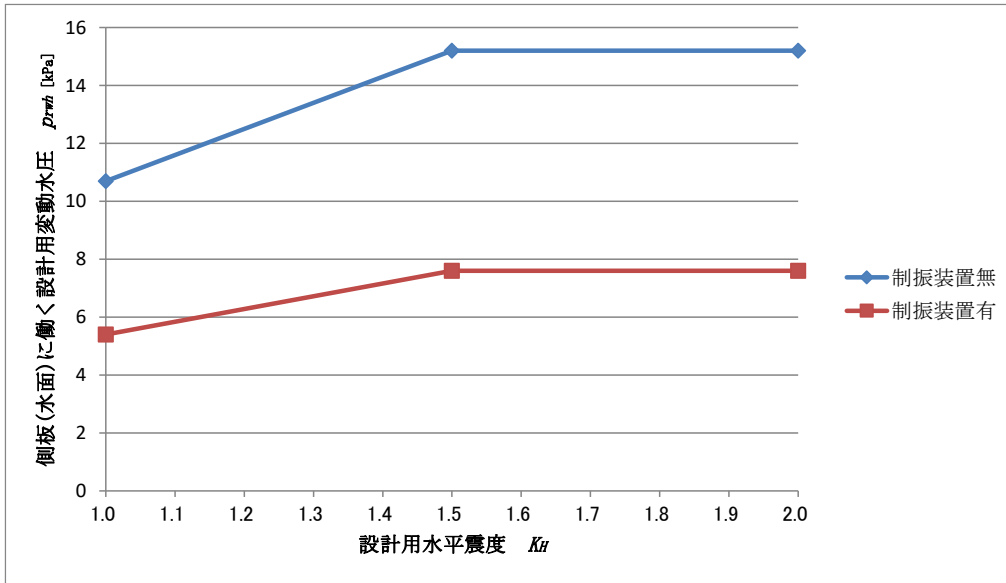


図-8.4.6 スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧（側板水面部）のプロット

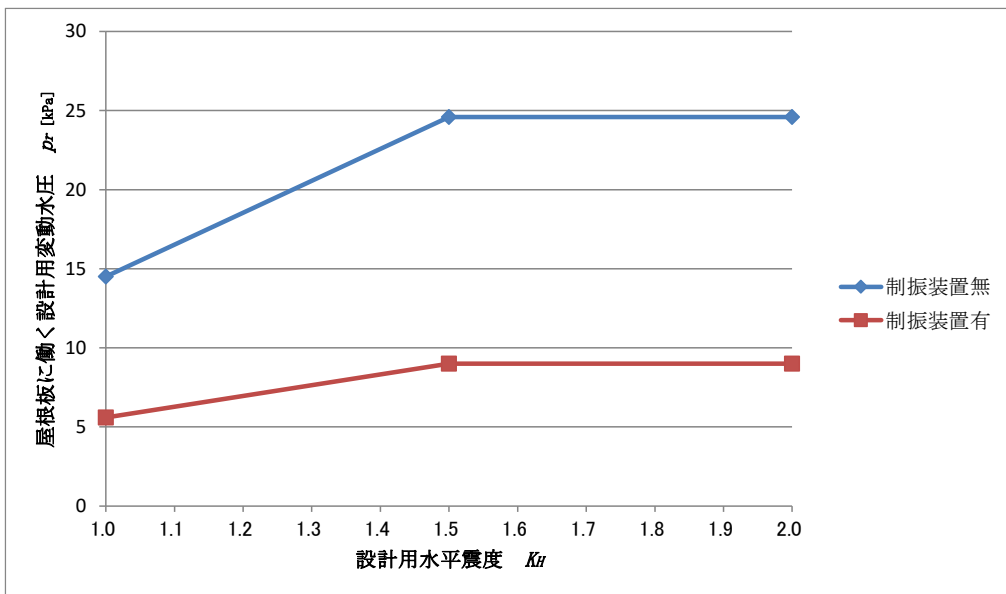


図-8.4.7 スロッシング応答における各水平震度に対する変動水圧（天井板）のプロット

第8章 スロッシング制振装置を設置することで得られる効果

表-8.4.6 加速度応答に対する設計例

設計用水平震度 K_H	1.0		1.5		2.0	
制振装置有無	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置	制振装置
	なし	あり	なし	あり	なし	あり
槽自重 W_T [kN] [kgf]	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}	26.3 {2680}
満水時水重量 W_{TF} [kN] [kgf]	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}	77.5 {7900}
水深 h [mm]	2700	2700	2700	2700	2700	2700
水槽長さ (1/2) l [mm]	1500	1500	1500	1500	1500	1500
水槽長さ比 $K_T = h/(2 \cdot l)$	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
水槽の有効重量比	0.758	0.758	0.758	0.758	0.758	0.758
$\alpha_T = \tanh(0.866/K_T)/(0.866/K_T)$ ($K_T \leq 0.75$ の場合)						
$\alpha_T = 1 - 0.218/K_T$ ($K_T > 0.75$ の場合)						
水平荷重の作用点高さ比	0.525	0.525	0.525	0.525	0.525	0.525
$\beta_T = (0.866/K_T)/(2 \cdot \tanh(0.866/K_T)) - 0.125$						
$\beta_T = \{0.75/K_T \cdot (0.151/K_T - 0.29) + 0.5\} / (1 - 0.218/K_T)$						
水槽の有効重量 $W_O = W_T + \alpha_T \cdot W_{TF}$ [kN]	85.1	85.1	85.1	85.1	85.1	85.1
水の比重量 γ [kN/m ³]	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81	9.81
水槽側板部計算用設計水平震度低減係数 δK	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)	1 (低減なし)	0.6 (低減あり)
側板に働く変動水圧 $p_{FW} = 0.866\gamma \cdot K_H \cdot \delta K \cdot h \cdot \tanh(\sqrt{3} \cdot l/h)$ ($K_T \leq 0.75$ の場合) $p_{FW} = \gamma \cdot K_H \cdot \delta K \cdot l$ ($K_T > 0.75$ の場合) $p_{FW} \times 10^{-3}$ [kPa]	14.8	8.9	22.1	13.3	29.5	17.7

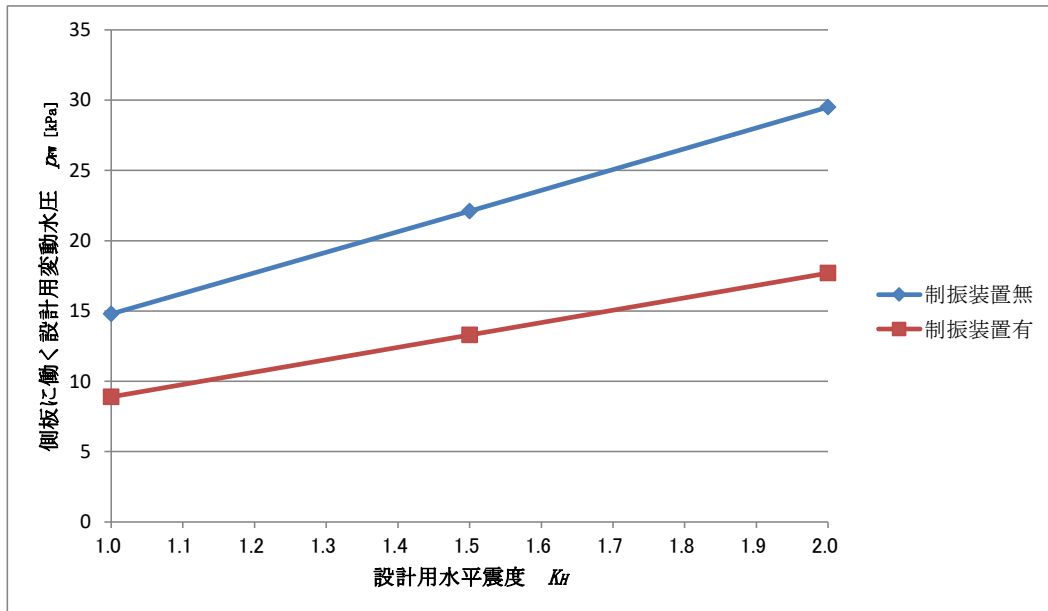


図-8.4.8 加速度応答における各水平震度に対する変動水圧（側板水面部）のプロット

8.5 まとめ

以上の事より、スロッシング 8 の字型浮体式制振装置の効果は次のことが言える。

- ・スロッシングによるタンク天井板、側壁部への変動水圧を 50%減少.
- ・地震の衝撃によるタンク側壁部への水平地震荷重を 40%減少.

耐震性能の向上例

3m×3m×3m 角タンク制振装置を設置した場合.

- ・設計水平震度 $K_h=0.6$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.0$ 相当以上に耐震性能が向上.
- ・設計水平震度 $K_h=1.0$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.5$ 相当以上に耐震性能が向上.
- ・設計水平震度 $K_h=1.5$ で設計されたタンクは、 $K_h=2.0$ 相当以上に耐震性能が向上.

よって、「官庁施設の総合耐震計画基準及び同解説」において要求される設計用標準水平震度 K_h で分類される耐震安全性は以下のように向上する.

(1) 地上設置の受水槽

- ① 一般の施設の一般水槽 ($K_h=0.6$) として設計されたタンクは、重要水槽 ($K_h=1.0$) の耐震安全性となる.
- ② 特定の施設の一般水槽 ($K_h=1.0$) として設計されたタンクは、重要水槽 ($K_h=1.5$) の耐震安全性となる.

(2) 屋上設置の高置水槽

- ③ 一般の施設の一般水槽 ($K_h=1.0$) として設計されたタンクは、重要水槽 ($K_h=1.5$) の耐震安全性となる.
- ④ 特定の施設の一般水槽 ($K_h=1.5$) として設計されたタンクは、重要水槽 ($K_h=2.0$) の耐震安全性となる.

第9章

結論

9.1 おわりに

9.2 謝辞

9.1 おわりに

本研究では、貯水槽における異なる振動現象の把握とその耐震設計に関する研究と題して、実機貯水槽における地震時に発生が予想されるスロッシング、バルジング挙動とこのスロッシング挙動を抑制する制振装置の開発を各種実機貯水槽の加振実験または解析により検討を行ってきた。

従来のタンクの設計方法は、給水貯水槽タンク耐震仕様法令変遷において、1980年以降2回の改定が行われたが、結果的に静的な荷重の組み合わせで設計が行われており、動的な挙動を考慮した設計は行われていないのが現状である。スロッシングに関する項目は、タンク壁板を完全剛体と仮定し、Housnerの式に代表されるように、タンクの流体運動を簡単な物理モデルで近似している。現状の受水槽の基準には、スロッシングに関する設計基準はあるが、バルジングに関する基準が無いのが現状である。バルジングは、側板のパネルが液体と接して振動することから、側板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 Interaction, FSI）の問題として扱われている。そのために明らかにスロッシングとはその性状が異なり、複雑な挙動を示すことになる。よってこのバルジングが、設計に十分に反映されてこなかったと考えられる。

我々の研究グループの貯水槽損傷被害調査の他、井上らの現地調査結果や関連の各種の報告書によると、1995年兵庫県南部地震により改訂された最新の設計基準において設計、施工されたSUSタンクの被害が数多く報告されるに至っていた。ここでの損傷被害の原因は、主にスロッシング現象（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）とバルジング現象（内容液と構造体の連成振動）の2つの現象によるものと考えられる。

第2章では、まず熊本地震におけるパネルタンクの公表されている被害調査事例などと独自の被害調査を併せて示しながら、パネルタンクの耐震性能向上が早急に必要であることを述べた。また、東日本大震災においても、スロッシングのみならずバルジングの被害が多発していることを示した。設計で考慮されているはずのスロッシングでも被害があり、未考慮のバルジングにおいても被害がある。これらのことから、タンクの耐震設計において、未だに不足している部分が多くあると思われる。このように地震被害が発生する度に、スロッシングの被害のみならずバルジングの被害が発生していることに鑑み、今後貯水槽をはじめとする給水タンクの耐震性と安全性を向上させるためには、現行設計基準で規定されているスロッシングのみならず、設計基準に規定が示されていないバルジング問題の解明が急務である。そのため、バルジング対策をどのように貯水槽の耐震設計に取り入れていくかが、今後貯水槽の耐震性と安全性向上のためには必要であり、バルジングに関する設計基準の策定が一つの重要な課題になるものと思われる。また、災害が起きた時のタンク被害についての危機体制についても考える必要があり、水の確保は最重要であると考えられる。特に重要施設や避難所となる学校や病院においては、タンクの性能設計ランクを上

げる必要がある。

第3章では、熊本地震による SUS タンクの被害を受けて、2012年に実機 SUS タンクを用いたスロッシング現象を対象として実施した加振実験データを見直し、タンク内部の補強材付近に主として着目した。その結果と熊本地震での SUS タンクの損傷被害報告から確認した SUS タンクの損傷被害事例等に関する比較から、以下のことが推測される。

- ① スロッシング現象による液面揺動が SUS タンクの補強部材に影響を与える。動的な繰り返し荷重による照査が必要である。
- ② 溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所がクラック発生等の弱点になっている。
- ③ SUS タンクの補強材で剛性を著しく上げることが、補強にならない可能性が大きい。

ここでの事例を受け、大型配水池も含めて SUS タンクの耐震設計基準が妥当であったか否かを再検討することが必要であると考え。なお、配水池は山の上などに設置されることが多いことから、地震による損傷被害を発生した場合には、山津波など思わぬ二次的な被害を生じることが否定できない。

貯水槽の要求性能として、設定した地震作用等に対して、水道施設が継続的に使用できるための性能である使用性。地震の影響等により低下した水道施設の性能を早期に復旧できる性能である復旧性。設定した地震作用等に対して、水道施設機能に重大な影響を及ぼすような損傷が発生しない性能であり、使用者や周辺の人々の生命や財産を脅かさないための性能である安全性。安全性で定義した事象を超えて安全性が損なわれた場合に、水道施設が危機的な状況に至る可能性を小さくする性能である危機耐性。これらの要求性能を踏まえ、国や地方自治体の行政から設計者、メーカー、施工者と協力して行くことが必要である。

第4章では、一般に広く使われている構造形式が異なる同一寸法のタンクを使い、振動台を用いた振動実験を行い、バルジング振動応答特性の違いを明らかにしてきた。この結果、タンクの構造別に比較すると、側板のパネルの剛性が大きくバルジングの発生に関与していることがわかった。具体的には、タンクの側板での応答加速度のスペクトルピークは、FRP タンク、SUS タンク、鋼板タンクの順で低周波側に存在している。さらに、FRP タンクと SUS タンクの応答加速度をスペクトル解析した結果は、箕輪の提案しているバルジング発生域周波数帯にほぼ入っていることである。まず鋼板タンクは、側板の剛性が他の二つのタンクより高いので、応答加速度の値が小さく、側板の応答加速度のスペクトルのピークが高周波側にあることから、バルジング発生域周波数に入っていないことがわかる。このことから、鋼板タンクのバルジングに関してはここで取り上げたサイズでは安全であると考えられる。一方、SUS タンクと FRP タンクは、鋼板と比較して側板の剛性が低いことから、応答加速度のスペクトルピークが低周波側に存在し、かつバルジング発生域周波数に存在している。これより側板の剛性の低い SUS タンクと FRP タンクでは、バルジングの発生が考えられるので、耐震設計上、バルジングに関する検討を要すると考えられる。

第5章では、SUSタンクを対象に固有振動数解析と時刻歴応答解析を実施した。

- ① 貯水槽には、タンク壁面を剛体として考えたスロッシング（液面揺動）現象の固有振動数とタンク壁面を弾性体と考えたバルジング（壁面振動）の異なった事象の二種類の固有振動数が存在する。
- ② 固有振動数解析により算出された、本研究対象のSUSタンクのスロッシング1次の固有振動数は0.49Hz、スロッシング2次モードの固有振動数は0.88Hzであった。これらは、Housnerの理論式より求めた、スロッシング1次モード、2次モードの理論値である、0.50Hzおよび0.88Hzに完全に一致しており、解析の信頼度が高いことを示すことができた。
- ③ 固有振動数解析により算出された、バルジングの固有振動数は、4.77Hzであり、これらは愛知工業大学の佐久間らの実験値に近い値となっており、解析の精度が高いことを示すことができた。またバルジングにおけるモードは、下部のパネル部分や隅角部の補強材溶接部分に表れることを示した。
- ④ SUSタンクにおいて、内部にジャングルジムのような補強材が溶接されている特徴的な構造により、バルジングの固有振動数のみならず、補強材の固有振動数も算出されることを示すことができた。そのため、固有値解析を実施する上で、刺激係数を一度に算出するのではなく、1Hz毎に解析を実施することで、刺激係数の算出不足を防げることを示した。

土木学会地震工学委員会水循環NW災害軽減対策研究小委員会TFの活動の一環として検討されたSUSタンクを対象に、固有振動数解析及び時刻歴応答解析を実施した。SUSタンクでは、溶接部等の部材間の剛性が異なる箇所で応力集中が発生し、溶接部分にクラック発生等の弱点となることを明らかにした。また、設計上は引張力しか考慮されていない隅角部の平板補強材において、SUSタンクの加振時の特徴の一つである加振方向とその直角方向の位相差を生じる変形モードにより、圧縮力が生じており、これが座屈の発生に繋がっていることを明らかにした。

さらに型鋼等による内部補強材により、SUSタンクの剛性を著しく上げることで、結果的にパネル部と補強材部の接合部分で大きな剛性差を生じることになるので、これが耐震補強とならない可能性があることを示した。このような現象が生じているのは、設計上静的な荷重の割増のみで照査を行っているためである。動的な繰り返し荷重を考慮する必要があると考える。

第6章では、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、有限要素解析を行い、固有振動数解析の結果を示すとともに、時刻歴応答解析と加振実験の動液圧変化の比較を行った。

固有振動数は鋼板製タンクの実機加振実験の結果と概ね一致し、板厚を薄くすると固有振動数は低下した。このため、バルジングを考慮し安全性を担保するためには、ある程度の板厚を保つことが必要になると言える。

また、動液圧変化の時刻歴波形を見ると解析と実験は同様の挙動を示していると見受け

られ、本解析は有用であると推察する。

さらに、貯水槽である鋼板製タンクに着目し、容量別の有限要素解析により、固有振動数解析を行った。

固有振動数はタンクの高さと水位や溝ピッチと関係しており、側板の剛性が深く関係していると考えられる。よって、側板の剛性を増加させることで懸念される地震動の共振によるバルジングを防ぐことができると考える。

第7章は、地震時にタンク内容液のスロッシング現象などによって貯水槽に破損が発生していることに鑑み、貯水槽内部に制振装置を設置したその被害を低減させることを試みた。ここでは、 $2 \times 2 \times 2\text{m}$ FRP製タンクである実機貯水槽を使用した振動実験を行い、本論で提案する8の字型浮体式制振装置の効果を検証した。

8の字型浮体式制振装置を設置した場合、最大波高は正弦波1次モード加振において35～50%程度低減した。減衰定数については0.010～0.012となり、約8～10倍となることを確認した。また、神戸NSの地震波を入力した場合においても同様な制振効果を確認することができた。さらに正弦波加振時と地震波加振時のスロッシングによる水面付近の動液圧変化を低減することを確認した。これにより、提案する8の字型浮体式制振装置が、スロッシング現象に対して抑制効果が十分にあると判断する。よって、貯水槽全体での耐力が増し、破損を防ぐことができ、これにより震災時にライフラインである水を確保して減災につながることを考えると考える。

第8章ではスロッシング制振装置を設置することで得られる効果として、実験による検証と実験結果から導かれる計算式を導出し、耐震効果の例を示した。スロッシング制振装置を設置することで $3\text{m} \times 3\text{m} \times 3\text{m}$ 角タンクの場合、設計水平震度 $K_h=0.6$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.0$ 相当以上に耐震性能が向上。設計水平震度 $K_h=1.0$ で設計されたタンクは、 $K_h=1.5$ 相当以上に耐震性能が向上。設計水平震度 $K_h=1.5$ で設計されたタンクは、 $K_h=2.0$ 相当以上に耐震性能が向上することとなった。

我々の研究グループでは本研究で開発した8の字形浮体式制振装置を実用化し、災害時の貯水槽の破壊を防ぎ、生活用水を配給することができると考えられる。実用例としては横須賀市立市民病院の高架水槽や崇教真光文京大修験道場の地下貯水槽等がある。この開発した制振装置の効果によって、大震災による被害が減災でき、いざという時に社会貢献ができればと願う。地震大国である我が国では、「備えあれば憂いなし」である。

課題として、貯水槽および制振装置の応力・ひずみ、動液圧などの更なる吟味が必要である。また、本研究で行えた加振力に限界があり、また複数種類の地震波を入力しての実機実験が行えなかった。より大きな加速度の実験を行い、スロッシング挙動による動的な作用からタンクの性能限界を把握すること。また、現在の実験は加振方向が水平方向で一軸である。3次元的な振動についても検討が必要であるだろう。過去に被害のあった地震動の不規則的な加振を行うことで新たな発見があるはずである。

更には、地盤の応答についても議論していき、地盤による地震応答の増幅や地盤の固有

振動数の分野の研究について、まだまだ追究していかなければならないと考える。地震動の周期特性が表層地盤の増幅特性の影響を大きく受けるということに注目し、熊本地震を対象に、実際の貯水槽被害地点の地盤特性を分析し、貯水槽被害と地盤特性の関連などが考えられる。そして今後、発生が想定されている地震に対して、地点別の地盤特性を考慮した貯水槽設計により危険性を軽減すると考える。

まだ予定ではあるが、2022年頃水道施設耐震工法指針が改訂される。より地震に強い水道システムの構築に資することを目的に、以下を基本に改訂するとされている。

1. 前回改訂以降に発生した地震により得られた教訓を生かす
2. 今日までに得られた最新の知見・技術を取り込む
3. 水道技術者が、より分かりやすく、使いやすい指針とする

なお、改訂にあたっては、現行指針の構成を基に必要な改訂を行うとある。現行指針は、設計思想として性能規定型設計を取り入れ、基本的に動的解析法を用いた設計を目指しているが、97年版指針の暫定運用や一部では仕様規定型の記載が残っている。そこで、改訂の趣旨を踏まえ、改訂の基本方針を以下のとおりとする。

- ① 性能規定型設計化を徹底する
- ② 設計事例集を充実させる
- ③ 危機耐性について記述する

基本方針・地震動小委員会では、設計地震動の設定については、暫定運用としている方法4（兵庫県南部地震の観測記録を基に設定された設計水平震度）の取り扱いについて検討を進める。これが、地域防災計画の被害想定の根拠となる地震動を活用し、工学的基盤面・地表面の時刻歴加速度波形等を求める。レベル1地震動における耐震性能について、合理的な構造物として設計できるように、部材の限界状態の緩和について検討する。動的解析、静的解析の適用範囲について検討する。危機耐性については定義を整理する。設計事例集の充実について、記載すべき事項、記載対象施設について検討する。過去の地震における被害事例等を調査、分析し、指針に反映させる。指針の構成等や、その他全体に関わることについて検討を行うとされている。

要求性能の定義として、耐震設計において、水道施設は、その用途・機能を果たすために要求される性能を満足する必要がある。水道施設の要求性能は、以下に示す4つの性能とするとされる。

(1) 使用性

使用性は、設定した地震作用等に対して、水道施設が継続的に使用できるための性能とする。

(2) 復旧性

復旧性は、地震の影響等により低下した水道施設の性能を早期に復旧できる性能とする。

(3) 安全性

安全性は、設定した地震作用等に対して、水道施設機能に重大な影響を及ぼすような損傷

が発生しない性能。さらに、使用者や周辺の人々の生命や財産を脅かさないための性能とする。

(4) 危機耐性

危機耐性は、安全性で定義した事象を超えて安全性が損なわれた場合に、水道施設が危機的な状況に至る可能性を小さくする性能とする。

以上のように、水道施設耐震工法指針が改訂されるにあたり、本論文はこの指針改定の参考資料としても位置付けられ、バルジングの項目が入る予定である。

また、貯水槽は矩形断面容器のみならず、石油タンク等にも使われている円筒型のタンクについても検討を行い、制振装置の開発・実用化により減災対策の一つとして提案できればと考えている。さらに産学共同の研究開発により日本に限らず、環太平洋造山帯など地震の発生頻度が高い地域への普及を目指している。

9.2 謝辞

本研究を遂行するにあたり、大変多くの方々に御指導・御協力いただき、心から感謝の意を表します。特に、指導教授であります中央大学理工学部都市環境学科の佐藤尚次教授、同大学総合政策学部平野廣和教授には厚いご指導賜りました。日々の御指導、又様々な視点からの御指摘は研究を進めていく上で非常に重要なものとなりました。この場を御借りしまして厚く御礼申し上げます。

また、FS 技術事務所の坂井藤一先生、中央大学理工学部精密機械工学科の辻知章教授、同学部都市環境学科の西岡英俊教授には副査として様々な側面から大変貴重なご指摘を頂きました。ここに深く感謝の意を記します。

さらに、株式会社十川ゴムの井田剛史氏には、私の研究に対して共に研究開発を行い、数多くの助言をしていただいて非常に感謝致します。実機貯水槽の実験にあたり株式会社エヌ・ワイ・ケイの後藤誠代表取締役社長、石川友樹専務取締役をはじめ数多くの方に大変お世話になりました。愛知工業大学の実験では株式会社十川ゴムの大野紗希氏とは私と共に実験準備・計測等一連の作業をご一緒に行ってください大変力になりました。積水アークシステム株式会社今川裕二氏、宮本裕太氏、十川ゴム宮崎謙一氏、リユース工法会の駒田氏、新日本設計株式会社坂本智氏、新井学氏をはじめとする数多くの方々に支えられ本研究を進めることができました。

大型振動装置を共同で設立した愛知工業大都市環境学科の鈴木森晶教授には同大学の研究施設等をお貸し頂きました。ならびに愛知工業大学大学院建設システム工学専攻構造研究室の黒田亮さんには実験における諸問題をご一緒に解決し、研究の向上を相互高め合う良い仲間となれたことに大変感謝しています。

設計工学研究室大学院生を修了した先輩である遠田豊さん、曾根龍太さんには大変お世話になり、私の研究に関するアドバイスや計測方法など丁寧に教えていただきました。当研究グループの塩野谷遼さん、因和樹さん、瀬戸大輔さん、志賀典親さん、竹本純平さんとは本研究に対して共に深め合った議論ができ、この研究をさらに発展させより良いものにしてくれました。当研究グループの藤井智大さん、後藤大輔さん、齋藤京介さん、青木暖さん、榎本みのりさん、白井航太さん、齊藤崇さんとは共に愛知工業大学の実験への遠征や研究室内でも共に研究について議論できたことに感謝します。同研究室大学院生先輩の栗林伶二さん、糟谷直樹さん、塩野智也さんには論文の執筆をはじめ様々なことを教えていただきました。多くのよき仲間に出会えて、研究室生活を有意義に過ごすことが出来ました。そして、経済面・精神面において支えてくれた両親・家族に、改めて感謝いたします。皆様のおかげで本論文を執筆することが出来ました。ここに深く感謝の意を表し、心からお礼申し上げます。

小野 泰介

学術論文目録

学術誌発表論文

曾根龍太、小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
矩形断面貯水槽におけるスロッシング制振対策の検討
土木学会論文集 A2 分冊 (応用力学) 特集号. 69/ No.2, 833-843 (2013).

小野泰介、曾根龍太、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
スロッシング発生時に貯水槽壁面が受ける動液圧に関する実物実験
土木学会論文集 A1 (構造・地震工学). 70/ No.4, 169-174 (2014).

小野泰介、曾根龍太、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
受水槽のスロッシング対策のための浮体式制振装置の開発
土木学会論文集 A2 (応用力学). 70/ No.2, 621-629 (2015).

小野泰介、河田彰、井田剛史、平野廣和、石川友樹
貯水槽の耐震化向上のための 8 の字型浮体式制振装置の開発
土木学会論文集 A1 (構造・地震工学). 74/ 4, 641-648 (2018).

志賀典親、小野泰介、因和樹、井田剛史、平野廣和
振動実験と数値流体解析を用いてのバルジングの特徴の把握
土木学会論文集 A2 (応用力学). 74/ 2, 285-294 (2019).

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ての時刻歴応答解析
土木学会論文集 A2 (応用力学). 76(2),153-162 (2020).

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
土木学会構造工学論文集 Vol. 66A,137-146 (2020).

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
土木学会地震工学論文集 Vol. 39A, 76(4),66-74 (2020).

国際会議発表分

T. Ono, T. Ida, H. Hirano, N. Sato
8-Shaped Floating Damping Device against Sloshing for Water Tank to Improve
Earthquake Resistance.
The 17th World Conference on Earthquake Engineering. 2g-0177 (2021・9)

学会発表分

遠田豊、曾根龍太、小野泰介、井田剛史、平野廣和
実機貯水槽を用いたスロッシング挙動の把握
防衛施設学会概要集 (2013・2)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
実機貯水槽におけるスロッシング発生時の動液圧について
土木学会関東支部 (2013・3)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
実機貯水槽のスロッシング発生時における動液圧変化の検討
土木学会全国大会 (2013・9)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
実機貯水槽における正弦波加振時の動液圧変化について
土木学会関東支部 (2014・3)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
地震時にステンレス製パネル式貯水槽に生ずる流体揺動
土木学会全国大会 (2014・9)

河田彰、井田剛史、平野廣和、小野泰介
8の字形制振装置による矩形貯水槽のスロッシング低減効果の検証実験
土木学会全国大会 (2014・9)

小野泰介、塩野谷遼、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
スロッシング現象に対する浮体式制振装置
土木学会地震工学研究発表会 (2014・11)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
FRP製実機貯水槽での浮体式制振装置の検討
土木学会関東支部 (2015・3)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、石川友樹
貯水槽の耐震化向上のための制振装置
土木学会全国大会 (2015・9)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、河田彰
矩形アクリル水槽におけるバルジング現象の対策案についての検討
土木学会関東支部 (2018・3)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、河田彰
地震時におけるFRP製タンク側壁の応答に関して
土木学会全国大会 (2018・9)

小野泰介、井田剛史、石川友樹、平野廣和
貯水槽におけるバルジング現象の対策案についての検討
土木学会関東支部 (2019・3)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
既存貯水槽における耐震性能向上のための制振装置の検討
土木学会全国大会 (2019・9)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
鋼板製一体形タンクの耐震性能特性に関して
土木学会関東支部 (2020・3)

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ての固有値解析と時刻歴応答解析
土木学会全国大会 (2020・9)

小野泰介、井田剛史、平野廣和、佐藤尚次
鋼板製一体形タンクと他形式タンクの変位振動応答特性の比較
土木学会全国大会 (2020・9)

竹本純平、小野泰介、平野廣和、佐藤尚次
バルジング用制振装置の効果の検討
土木学会関東支部 (2021・3)

小野泰介、平野廣和、竹本純平、佐藤尚次
鋼板製一体形タンクの変位振動解析
土木学会関東支部 (2021・3)

小野泰介、平野廣和、佐藤尚次
鋼板製一体形タンクの容量別のバルジング固有振動数解析
土木学会全国大会 (2021・9)

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時刻歴応答解析
土木学会全国大会 (2021・9)

宮本裕太、平野廣和、小野泰介
非耐震仕様 FRP パネルタンクの地震時における破壊過程に関して
土木学会全国大会 (2021・9)