

地震時におけるステンレス鋼板製矩形水槽の
振動挙動に関する研究

2020年8月

青木 大祐

目次

第 1 章 序論

1.1 既往の研究	2
1.2 本論文の目的	3
1.3 本論文の構成	3

第 2 章 矩形水槽の設計基準の変遷と問題点

2.1 矩形水槽の被害事例とそのメカニズム	10
2.2 矩形水槽の設計基準の変遷	14
2.2.1 水道施設耐震工法指針・解説における設計基準	14
2.2.2 建築設備耐震設計・施工指針における設計基準	18
2.3 矩形水槽の設計上の問題点	20
2.3.1 スロッシング振動による屋根への動水圧の問題	20
2.3.2 バルジング振動による側壁部の動水圧の問題	22
2.4 FEM 解析によるバルジング水圧の算出	23
2.5 矩形水槽の設計手法に関する課題	28

第 3 章 フィルター設置による長周期振動下における矩形水槽の波高の抑制

3.1 緒言	31
3.2 実験装置および方法	32
3.2.1 モデル水槽による振動実験	32
3.2.2 実水槽による振動実験	36
3.3 実験結果および考察	41
3.3.1 モデル水槽	41
3.3.2 大型実水槽とモデル水槽の比較	44
3.3.3 中型実水槽とモデル水槽の比較	50
3.4 結言	55

第 4 章 多孔板設置による長周期振動下における矩形水槽の波高の抑制

4.1 緒言	57
4.2 実験装置および方法	58
4.2.1 モデル水槽による振動実験	58
4.2.2 大型実水槽による振動実験	62
4.3 実験結果および考察	63
4.3.1 モデル水槽内の波高挙動に及ぼす多孔板設置の影響	63
4.3.2 大型実水槽での波高抑制効果の検証	69
4.4 結言	72

第 5 章 制震装置による短周期振動下における矩形水槽の水圧の低減	
5.1 緒言	75
5.2 実験装置および方法	76
5.2.1 小型実水槽による振動実験	76
5.2.2 大型実水槽による振動実験	80
5.2.3 地震波加振実験	80
5.3 実験結果および考察	82
5.3.1 小型実水槽における非制震時と制震時の比較	82
5.3.2 小型実水槽における本制振装置の特性	85
5.3.3 大型実水槽における非制震時と制震時の比較	87
5.3.4 水圧減少率に及ぼす制震装置条件の効果	89
5.3.5 大型実水槽における地震波加振	91
5.4 結言	92
第 6 章 長周期および短周期地震下における矩形水槽内の水圧分布の測定	
6.1 緒言	95
6.2 実験装置および方法	96
6.3 実験結果および考察	99
6.3.1 振動数に対する側壁水圧の変化	99
6.3.2 各位置における水圧の時刻歴	100
6.3.3 深さ方向および横手方向の水圧分布	102
6.3.4 地震波加振時の水圧の時刻歴	105
6.4 結言	106
第 7 章 結論	107
使用記号	111
本論文に関する発表論文・口頭発表	113

第 1 章 序論

我々の生活を支える重要なインフラのひとつに上水道が挙げられる。浄水場で作られた上水は配水池と呼ばれる水槽に蓄えられ、水道管から受水槽や高架水槽を經由してビル、マンションや各家庭等へ配水される。これらの水槽の固有振動数が地震の卓越振動数と同調したとき、スロッシングやバルジングと呼ばれる特徴的な振動が発生することが知られている。やや長周期の地震動では、水槽内の水が共振してその表面が激しく上下動するスロッシング振動が起こる。スロッシング振動では、スロッシング応答により波高が増大して液面と屋根板間の余裕高を超え、屋根板や側壁上方に動水圧が作用してこれらを破損する場合がある。一方、短周期の地震動では、水と側壁が共振するバルジング振動が起こる。バルジング振動では、水槽の壁面が弾性体として変形しながら連成振動を繰り返して槽下方の動水圧を増大させるので、壁面中央部から下部での損傷が起こりやすい。地震動により発生する動水圧はバルジング振動によるものが大きく、地震時における水槽壁面の損傷の一因となりやすい。

液槽の被害例として世間の注目を浴びたのは、1964 年の新潟地震におけるスロッシング振動による石油貯槽の火災である。この新潟地震が長周期構造物の耐震安全性を考える契機となった。近年では 2011 年の東北地方太平洋沖地震や 2016 年の熊本地震において、病院・学校等に設置されていた水槽の屋根や側板上部がスロッシング振動によって破損したことや側壁下部がバルジング振動によって破損したことが報告されている¹⁾⁻⁴⁾。東北地方太平洋沖地震を例にとると、日本給水タンク工業会の調査においては、1034 基の FRP 製水槽の被害調査依頼があり、そのうち 136 基（全体の 13%）が屋根板や側板などの破損により貯水機能を確保できない状態であった。また、破損した 136 基の内 114 基が旧耐震設基準の水槽であり、十分な耐震性能を有していない水槽が数多く存在していたことも判明した⁵⁾。これらの水槽に関する基準としては水道施設耐震工法指針・解説や建築設備耐震設計・施工指針等が発刊されており、水槽の設計では地震の揺れに耐える耐震設計を基本としている。これらの基準書の中では、水槽類の設計を行う上でスロッシング振動を考慮して耐震設計を行うこととされているが、バルジング振動に関しては明確な記述や耐震設計手法が提示されていないのが現状である⁶⁾⁻¹⁰⁾。

1.1 既往の研究

水槽のように水が壁面に接している場合の壁面に作用する地震時動水圧については、古くは Housner によって研究されている^{11), 12)}。Housner は、水槽の流体運動を簡単な物理モデルで近似することによって、円筒水槽や矩形水槽に対する地震時動水圧を求めるための近似式を導いており、その式で表される地震時動水圧は、水槽の剛体運動に伴って生じるもので、入力加速度に比例する。海外の水槽はコンクリート製のものが主流であり、これらの中でも核廃棄物貯蔵用のコンクリート製水槽を対象として、積層ゴムや滑り支承などの免震装置を設置する場合について、数値解析を中心とした研究が積極的に行われている¹³⁾⁻²⁰⁾。免震装置によるバルジング振動の抑制は認められているが、いずれの研究報告でもスロッシング振動の助長が懸念されている。なお、これらの免震装置は新規水槽に対して考慮されるもので、既設水槽への設置は困難である。

我が国における水槽では、コンクリート製は少なく、FRP 製、ステンレス鋼製、鋼製が多く使用されている。この中でも FRP 製水槽の割合が最も高く、次いでステンレス鋼製、鋼製の順となる。水槽の形状としては、円筒形状に比べると矩形形状が圧倒的に多い。

長周期地震動時に発生するスロッシング振動の研究に関しては多く行われている。自由表面を有する矩形水槽に対しては、隔壁²¹⁾や水平抑制板²²⁾を設置した場合の挙動が検討されている。スロッシング振動を抑制する方法として、中央大学・平野らのグループは、樹脂製チューブを網目状に固定した装置や浮体式波動抑制装置を提案している²³⁾⁻²⁷⁾。また、愛知工業大学・鈴木らの研究グループは、水の抜き取りが不可能な場合や内壁面の一部にしか設置できない場合を想定して、フィルターを水槽の内壁面に設置することを考え、フィルターの最適な設置箇所や設置厚さについて検討している^{28), 29)}。

一方、短周期震動であるバルジング振動に関する研究としては、石油貯槽や原子力関係の地震時における円筒水槽の動的座屈挙動の実験や解析³⁰⁾⁻³⁵⁾が行われている。矩形水槽におけるバルジング振動に関しては、Housner の理論に基づいて吉原らが水槽の固有振動数を計算し、実測値と比較している³⁶⁾。また、箕輪らはステンレス鋼製パネル水槽を用いて振動実験を行い、内部の補強材の影響を明確にしている^{37), 38)}。最近では、塩野谷らが FRP 製水槽を用いて、バルジング特性を検討している³⁹⁾。なお、国内のゴムメーカーから地震時の免振対策として積層ゴムをコンクリート製水槽⁴⁰⁾やステンレス鋼製パネル水槽⁴¹⁾の底部と基礎の間に設置する方法が考案されている。ただし、水槽に免振装置を適用した事例はない。

1.2 本論文の目的

本論文では、最初に、矩形水槽の地震による被害事例からそのメカニズムを分析するとともに、水槽設計基準の変遷と現状の問題点や課題について整理する。矩形水槽の研究例は少ないので、固有振動(スロッシング振動,バルジング振動)時の水槽の基本特性や挙動を振動実験によって明らかにする。次に、長周期地震動時のスロッシングによって発生する波高対策として、プラスチックフィルターや金属製多孔板を水槽内に設置することを提案し、これらの波高抑制効果について検証する。さらに、短周期地震動時に発生するバルジング振動への対策として、側壁に生ずる振動を吸収させるために水槽底背面に容易に設置できる高減衰ゴムを用いる制震装置を考案し、その水圧減少効果について検証する。

本論文の主目的は、これらの対策装置を耐震性の不足した水槽に設置することにより地震時の水槽被害を軽減することである。

1.3 本論文の構成

第1章では、水槽に地震力が作用するとその振動数によりスロッシング振動あるいはバルジング振動が発生し、水槽に被害をもたらすことを説明した。また、水槽における振動に関する既往の研究について紹介し、本研究の目的と構成について述べた。

第2章では、矩形水槽の設計手法の変遷を説明し、水槽の設計手法における問題点と今後の課題を整理した。近年発生した、巨大地震において矩形水槽の被害事例とそのメカニズムについて詳細に説明した。この結果、設計基準を大きく上回るような地震が発生しており、水槽の耐震設計においては、入力する地震動の応答を考慮した設計が必要であることに加え、矩形水槽のバルジング挙動の研究がほとんど実施されておらず指針や基準においても明確な規定がなく計算手法も確立されていないことも示した。

第3章から第6章の実験では立方体の実水槽を用いており、1辺が1,000, 2,000 および 3,000 mm の水槽を、それぞれ小型、中型および大型と称している。

第 3 章では、水槽のスロッシング波高抑制対策としてプラスチックフィルターの設置を提案し、矩形モデル水槽による振動実験を行った。スロッシング波高抑制対策として有効なフィルターの既設槽への設置を可能とするため、スロッシング波高抑制に及ぼすフィルターの設置形態・位置の影響について検討した。その結果、モデル水槽で得られたスロッシング波高を低減する手法が中型・大型の立方体実水槽においても有効であることを確認するとともに、フィルター枚数に対応する最適な設置位置を明らかにした。

第 4 章では、水槽のスロッシング波高抑制対策として金属製多孔板の設置を提案し、矩形モデル水槽にて多孔板の開孔率や孔径を変えて各振動数における液面挙動と波高を測定した。開孔率の高い多孔板では、水槽幅に基づくスロッシング固有振動数付近で波高が卓越し、開孔率が低いほど波高抑制効果は大きくなった。一方、開孔率の低い多孔板では、スロッシング固有振動数が水槽幅から水槽の半分幅に基づく値へと遷移し、開孔率が低いほど波高抑制効果は小さくなった。これらの結果に基づき、最も高い波高抑制効果の得られる多孔板の開孔率を明らかにした。次に、モデル水槽でスロッシング波高抑制の認められた多孔板を大型の立方体実水槽に設置して振動実験を行い、その抑制効果を検証した。

第 5 章では、短周期地震動時に矩形水槽壁面で問題となるバルジング振動を抑制する手法について検討した。特に、耐震が不足した既設水槽を想定して、比較的薄い高減衰ゴムからなる制震装置を水槽底背面に設置することを考案した。制震装置は比較的薄い高減衰ゴム板の上下面を金属板で拘束した構造とし、複数の制震装置を小型・大型の立方体実水槽の底背面（架台の下）に固定した。制震装置の寸法や配置等を種々に組み合わせて振動実験を行い、水槽における水圧減少挙動について検討した。制震装置を設置することより、バルジング固有振動数における応答水圧は大きく減少した。本制震装置の水圧減少率は、面圧比（ゴム板の許容面圧に対する面圧の比）が高いほど大きくなり、面圧比の関数として精度よく再現された。

第 6 章では，長周期地震時に発生するスロッシング振動時および短周期地震時に発生するバルジング振動時の水槽内での圧力の振動伝達挙動を明らかにするために，大型の立方体実水槽内に圧力センサーを設置して深さ方向の水圧分布を測定した．スロッシング振動時に発生する水圧は，振動方向に直角な面の側壁上方部で最も高くなった．一方，バルジング振動時に発生する水圧は，振動方向に直角な側壁の中央部付近で最大となり，槽高さ方向の中央部から下部にかけて水圧が高くなった．また，いずれの振動時においても，側壁から離れるほど水圧は低くなった．これらの挙動から，両振動時における水槽の破損箇所を推測できた．

第 7 章では，各章で得られた研究成果についてまとめた．

参考文献

- 1) 井上凉介, 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 (地震工学論文集第34巻), I_764-I_773, 2015. 2.
- 2) 井上凉介, 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 (地震工学論文集第36巻), I_711-I_720, 2017. 2.
- 3) 能島暢呂: 脆弱性指数を用いたライフライン網の地震時脆弱性評価～上水道配水管網への影響～, 地域安全学会論文集, **Vol. 10**, pp. 137-146, 2008. 11.
- 4) 村田幸一, 宮島昌克: 受水槽のスロッシングが地震直後に発生する水圧・水量の異常挙動に及ぼす影響, 日本地震工学会論文集, **Vol. 7**, No. 1, pp. 27-42, 2007. 12.
- 5) 一般社団法人 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) 一般財団法人 日本建築センター: 建築設備耐震設計・施工指針 2014年版, 2014. 9.
- 7) 公益社団法人 日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説 (2009年版), 2009. 7.
- 8) 一般財団法人 日本建築学会: 容器構造設計指針・同解説, 2010. 3.
- 9) 一般社団法人 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設計指針 建築設備編, 2013. 2.
- 10) 一般社団法人 強化プラスチック協会: FRP 水槽構造設計計算法(1996年版), 1996. 12.
- 11) Housner, G. W. : The Dynamic Behavior of Water Tank, *Bulletin of The Seismological Society of America*, **Vol. 53**, No. 2, pp. 381-387, 1963. 2.
- 12) Housner, G. W. : Dynamic Pressures on Accelerated Fluid Containers, *Bulletin of Seismological Society of America*, **Vol. 47**, No. 1, pp. 15-35, 1957. 1.
- 13) Liang, B and J.-X. Tang : Vibration Studies of Base-Isolated Liquid Storage Tanks, *Computers Structures*, **Vol. 52**, No. 5, pp. 1051-1059, 1994. 9.
- 14) Kim, N.-S. and D.-G. Lee : Pseudodynamic Test for Evaluation of Seismic Performance of Baseisolated Liquid Storage Tanks, *Engineering Structures*, **Vol. 17**, No. 3, pp. 198-208, 1995. 4.
- 15) Park, J.-H., H. M. Koh and J. K. Kim : Seismic Isolation of Pool-Type Tanks for the Storage of Nuclear Spent Fuel Assemblies, *Nuclear Engineering and Design*,

- Vol. 199**, pp. 143-154, 2000. 6.
- 16) Shrimali, M. K. and R. S. Jangid : Non-Linear Seismic Response of Base-Isolated Liquid Storage Tanks to Bi-Directional Excitation, *Nuclear Engineering and Design*, **Vol. 217**, pp. 1-20, 2002. 8.
- 17) Shrimali, M. K. and R. S. Jangid : Seismic of Liquid Storage Tanks Isolated by Sliding Bearings, *Engineering Structures*, **Vol. 24**, pp. 909-921, 2002. 7.
- 18) Shekari, M. R., N. Khaji and M. T. Ahmadi : On the Seismic Behavior of Cylindrical Base-Isolated Liquid Storage Tanks Excited by Long-Period Ground Motions, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **Vol. 30**, pp. 968-980, 2010. 10.
- 19) Vosoughifar, H. R. and M. A. Naderi : Numerical Analysis of the Base-Isolated Rectangular Storage Tanks under Bi-Directional Seismic Excitation, *British Journal of Mathematics and Computer Science*, **Vol. 4**, No. 21, pp. 3054-3067, 2014. 1.
- 20) Hashemia, S. and M. H. Aghashirib : Seismic Responses of Base-Isolated Flexible Rectangular Fluid Containers under Horizontal Ground Motion, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **Vol. 100**, pp. 159-168, 2017. 9.
- 21) 渡辺昌宏, 小林信之, 本多智一, 大野克徳, 本井久之 : 隔壁挿入による矩形容器内液体スロッシングの制振特性, 日本機械学会論文集(C編) **Vol. 67**, No. 657, pp. 204-211, 2001. 5.
- 22) 浦田喜彦 : 水平抑制板を用いたスロッシングの抑制法(長方形タンクにおける基本的検討), 日本機械学会論文集(C編) **Vol. 75**, No. 749, pp. 50-57, 2009. 1.
- 23) 池田達哉, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次 : 矩形断面容器におけるスロッシング対策案の検討, 土木学会論文集 A2(応用力学), **Vol. 11**, pp. 549-pp. 556, 2008. 8.
- 24) 池田達哉, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次 : 矩形断面容器におけるスロッシング1次・2次モードの対策案に関する検討, 土木学会 応用力学論文集 A2, **Vol. 13**, pp. 659-666, 2010. 8.
- 25) 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(応用力学), **Vol. 69**, No. 2, I_833-I_843, 2013. 3.
- 26) 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型貯水槽のスロッシング低減効果の検証実験, 土木学会第69回年次学術講演会 I-162, pp. 323-333, 2014. 9.
- 27) 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 応用力学論文集 A2, **Vol. 17**, I_621-I_629, 2014. 6.

- 28) 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, 土木学会論文集 A2(応用力学), **Vol. 68**, No. 2 (応用力学論文集 Vol. 15), I_785-I_794, 2012. 3.
- 29) 日比野広之, 鈴木森晶, 奥村哲夫: 実物大貯水槽のスロッシング現象と波高抑制効果手法に関する研究, 土木学会第 68 回年次学術講演会, I-025, pp. 49-50, 2013. 9.
- 30) 坂井藤一: 液体貯槽の耐震設計研究に関する現状と課題, 土木学会論文集 No. 362/ I-4, 1985. 10.
- 31) 坂井藤一, 磯江暁, 平川長, 面谷幸男: 大型相似模型による平底円筒貯槽の傾斜実験, 土木学会論文集 **Vol. 1989**, No. 404, pp. 229-238, 1989. 4.
- 32) 坂井藤一, 磯江暁: 大型相似模型傾斜実験による円筒貯槽の浮き上り挙動に関する研究, 土木学会論文集, No. 432/ I-16, pp. 175-184, 1991. 7.
- 33) 伊藤智博, 藤田勝久, 永田薫, 馬場金司, 越智真弓: 地震下における円筒殻の動的座屈解析 (第 1 報, 理論検討と初期不整の影響評価), 日本機械学会論文集(C 編) **Vol. 58**, No. 552, pp. 2411-2416, 1992. 8.
- 34) 伊藤智博, 森田英之, 濱田康治, 杉山明久, 川本要次, 白井英士, 小江秀保: 平円筒形貯水タンクの地震時座屈挙動の検討 (第 1 報, 象脚座屈現象における液体圧の影響), 日本機械学会論文集(C 編) **Vol. 70**, No. 693, pp. 1309-1317, 2004. 5.
- 35) 伊藤智博, 森田英之, 濱田康治, 杉山明久, 川本要次, 白井英士, 小江秀保: 平円筒形貯水タンクの地震時座屈挙動の検討 (第 1 報, 象脚座屈現象における液体圧の影響), 日本機械学会論文集(C 編) **Vol. 70**, No. 695, pp. 1897-1905, 2004. 7.
- 36) 吉原醇一, 安井譲: 水槽の振動特性について, 大林組技術研究報, **Vol. 24**, pp. 42-46, 1982.
- 37) 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.
- 38) 箕輪親宏: 長方形水槽のスロッシングインパクト (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.
- 39) 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 (地震工学論文集, Vol. 36), pp. I_404-I_411, 2017. 2.
- 40) 横浜ゴム株式会社: 貯留水槽, 特許公開 1997-111821.
- 41) 株式会社ブリヂストン: 耐震性を向上した水槽, 特許公開 1998-35786.

第 2 章 矩形水槽の設計基準の変遷と問題点

本章では、矩形水槽の設計手法の変遷を説明し、水槽の設計手法における問題点と今後の課題を整理する。水道水を貯める水槽としては、送水側にある配水池と受水側にある受水槽・高置水槽に分類することができる。水槽の容量としては、配水池が数百 m^3 から数万 m^3 に対し、受水槽は 1 m^3 から数百 m^3 程度となる。これらの水槽は FRP 製，ステンレス鋼製，鋼製およびコンクリート製であるが，我が国では材質によらず矩形状のものが多い。配水池は，土木構造物に位置付けられており，耐震基準としては水道施設耐震工法指針・解説（公益社団法人 日本水道協会）の適用を受ける¹⁾。一方，受水槽は，学校，ビル，工場および病院などの大規模な建築物の設備として扱われるため，耐震基準として基本的に建築基準法に準ずる建築設備耐震設計・施工指針（一般社団法人 日本建築センター）の適用を受ける²⁾。両指針には水槽を設計する際の設計基準の考え方が記載されている。水道施設耐震工法指針・解説は，1979 年に発刊されて 1997 年，2009 年に改定が行われ，建築設備耐震設計・施工指針は 1984 年に発刊されて 1997 年，2005 年および 2014 年に改定されている。これらの指針改定時には，地震被害で得た知見や最新の耐震工学が取り入れられて，設計基準，耐震設計法等が見直しされている。

2011 年に発生した東北地方太平洋沖地震（M9.0）や 2016 年に発生した熊本地震（M7.3）において，病院，学校などに設置された受水槽や水道施設の配水池に破損が多く発生したことが報告されている^{3), 4)}。水槽の固有振動数が地震の卓越振動数と同調したとき，スロッシングやバルジングと呼ばれる特徴的な振動が発生し，長周期地震動によって励起されるスロッシング振動（内部液体表面の波高が成長し，表面波高が天端までの余裕高さを超えると天端に大きな動水圧が作用する現象）と短周期地震動によって励起されるバルジング振動（水槽壁面と内部液体が連成振動し，水槽壁面や底面に大きな動水圧が作用する現象）が問題となる。しかし，上記の両指針のいずれの耐震基準においても，スロッシング振動に関する基準は明記されているが，バルジング振動に関する基準は明記されていない。また，両指針には水槽類を設計する際の耐震基準は記載されているが，部材の算定方法は示されていないので，水槽の各関連協会（強化プラスチック協会，日本ステンレスタンク工業会，鋼板製一体型タンク工業会等）で設計基準が作成されている^{5), 6), 7)}。

2.1 矩形水槽の被害事例とそのメカニズム

我が国において、1960年代前半までは、大半の受水槽は建築躯体を利用したコンクリート製、高置水槽は鋼板製が主流であった。その後、1962年にFRP製水槽が登場した。この水槽は、現場で簡単に組み立てが可能で工期も短いという施工面での有利性や、経年劣化により錆びないという長所を有しており、建築設備分野へその用途を拡大していった。その後、1970年にステンレス鋼製パネル水槽が開発され、衛生面や耐久性の高さから広い分野の水槽類に採用されておりFRP製水槽に次ぐ製品として認知されて来た。

近年、我が国の各地で巨大な地震が頻発している。人間が生活するうえで必要不可欠な水を地震被害から守ることを目的とし、土木学会において水循環施設の合理的な災害対策研究小委員会が2015年から2018年の期間で設置された。筆者も日本ステンレスタンク工業会の一員としてWG4（給水タンク・配水タンクの地震被害軽減対策研究小委員会）に参加し、東北地方太平洋沖地震および熊本地震の水槽の被害調査の報告や被害の分析等を行ってきた。以下に、活動報告書⁸⁾の中に記載された被害事例の一部を示す。

図-2.1に、東北地方太平洋沖地震（2011）における屋根板の被害事例を示す。いずれも仙台市内のFRP製水槽の屋根がスロッシング振動により破損した例である。これらは、水面から屋根板までの余裕高さを大きく上回るスロッシング波高が発生して破損に至ったと考えられる。特に側壁付近の屋根板の破損が多く見られ、スロッシング波高が側壁に衝突して水面が上方に押し上げられて、屋根方向に垂直な動水圧が作用して破損している。



(a) 仙台市，受水槽，FRP製
（1988年設置）



(b) 仙台市，高置水槽，FRP製
（1987年設置）

図-2.1 屋根板の被害例（東北地方太平洋沖地震）

図-2.2 に、同地震における側壁の被害事例を示す。FRP 製とステンレス鋼製の水槽共に、側壁の下部において破損が発生している。これらは、側壁と水が連成運動で発生するバルジング振動によるものと思われる。

表-2.1 に、破損部位別の受水槽および高置水槽の各件数を示す。東北地方太平洋沖地震では、広範囲で大きな揺れが発生したため、水槽被害もひじょうに多い。この表によれば、スロッシング波高によって屋根板に被害が生じたのは、受水槽被害 22 件中の 16 基、高置水槽被害 5 基のすべてが宮城県内の水槽である。また、被害が判明した水槽全数の内、側壁の被害は受水槽の 85 %、高置水槽の 58 % に発生しており、その割合が高いことがわかる。

図-2.3 に、熊本地震（2016）における屋根板の被害事例を示す。図-2.3(a) では、スロッシング波高により屋根に加えて中仕切のパネル上部も破損している。



(a) 仙台市，受水槽，FRP 製
（設置年不明）



(b) つくば市，受水槽，ステンレス鋼製
（1985 年設置）



(c) 仙台市，受水槽，FRP 製
（1990 年設置）



(d) 仙台市，高置水槽，ステンレス鋼製
（設置年不明）

図-2.2 側壁の被害例（東北地方太平洋沖地震）

図-2.3(c), (d) は、大規模なステンレス鋼製の配水池の屋根板が破損したことにより内部の補強材が座屈している事例である。ステンレス鋼製の水槽がスロッシング振動により破損した事例は、過去にあまり報告されていない。

表-2.1 水槽の破損部位別の件数（東北地方太平洋沖地震）

被災水槽	破損部位		その他			
	側壁	屋根板	アンカーボルト・架台・基礎	底板	配管接続部	内部補強・ペントハウス
受水槽	73	22[*16] [16]	6[*4]	4[*2]	11[*7]	5[*5]
高置水槽	23	5[*1] [5]	8[*1]	3[*2]	13[*3]	6[*2]
合計	96	27[*17] [21]	14[*5]	7[*4]	24[*10]	11[*7]

注：*付きの数字は、側壁破損等と重複して破損しているケース



(a) 熊本市，地上水槽，FRP 製
(1981 年設置)



(b) 上益城郡，地上水槽，FRP 製
(1999 年設置)



(c) 熊本市，配水池，ステンレス鋼製
(2010 年設置)



(d) (c)の屋根板直下の内部補強材の破損

図-2.3 屋根板の被害例（熊本地震）

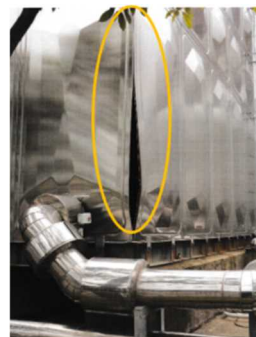
図-2.4 に、同地震における側壁の被害事例を示す。図-2.4(a), (b)共に水槽隅角部での破損であり、地震力が水槽の隅角部の方向に作用したとき、隅角部の隣り合う側壁同士がバルジング振動を繰り返すため、隅角部に応力が集中して破損したと考えられる。

表-2.2 に、破損部位別の地上水槽、高置水槽および配水池の各件数を示す。スロッシング波高によって屋根板が破損した水槽は全被災水槽 30 基中の 10 基である。バルジング振動によって破損したと考えられる水槽は、側壁を破損した水槽 20 基に、屋根板と重複して側壁が破損した事例の 4 基を加えると 24 基となり、バルジング振動による側壁破損の多いことがわかる。

表-2.2 水槽の破損部位別の件数（熊本地震）

被災水槽	破損部位 側壁	屋根板	その他				
			架台接合部 ・基礎	底板	内部補強材	中仕切	配管接続部
地上水槽 (12基)	9	5(○2)	0	1(○1)	2(○2)	1(△1)	0
高置水槽 (9基)	3	2 [オーバーフロー管破断]	4(×4)	2(×2)	0	0	3(○1,×2)
配水池 (9基)	8	3(○2)	1(○1)	3(○2,△1)	3(○2,△1)	1(△1)	1(○1)
合計 (30基)	20	10(○4)	5(○1,×4)	4(○3,△1)	5(○4,△1)	2(△2)	4(○2,×2)

注：○付きの数字は、側壁破損と重複して破損しているケース
△付きの数字は、屋根板破損と重複して破損しているケース
×付きの数字は、その他の項目で重複して破損しているケース



(a) 熊本市，高置水槽，ステンレス鋼製 (b) 熊本市，地上水槽，ステンレス鋼製
(2004年設置) (1995年設置)

図-2.4 側壁の被害例（熊本地震）

2.2 矩形水槽の設計基準の変遷

2.2.1 水道施設耐震工法指針・解説における設計基準

1979年に日本水道協会より発刊された水道施設耐震工法指針・解説は、当時進行中であった建設省の新耐震設計法の開発の動きを先取りしたものであり、宮城県沖地震（1978年）で得られた知見を盛り込んだ内容とされた。この際に、水道施設である配水池の耐震計算は震度法が適用された。当時の配水池はコンクリート製の水槽が主流で水槽の側壁の剛性がかなり高かったため、固有周期が0.5秒以下となるような構造物の耐震計算は震度法によるものとし、自重および積載荷重に設計震度を乗じて地震時の慣性力を求めている。震度法によると地上構造物の耐震設計に用いる設計水平震度 K_h は次式で表される。

$$K_h = \Delta_1 \Delta_2 \Delta_3 k_0 \quad (2.1)$$

ここで、補正係数 Δ_1 、 Δ_2 、および Δ_3 は、それぞれ過去の地震発生や震害経験等の資料から定められた地域係数、構造物建設地点の地盤条件により定められる地域係数および構造物の種別による補正係数である。標準設計震度 k_0 は0.2を下回らない値とする。本式で設計水平震度を計算すると K_h は0.2から0.3の値となる。

1997年に水道施設耐震工法指針・解説は、兵庫県南部地震（1995年）での土木構造物の未曾有の被害を受けて大幅に改定された。特に、地震動と施設の重要度ランクの組み合わせに対して目標とすべき耐震基準が定められた。表-2.3に水道施設が地震時に保持すべき耐震基準を示す。耐震設計の対象とする地震動は、これまで考えてきた一般的な「レベル1地震動」と、発生確率は低いが大きな影響をもたらす「レベル2地震動」に分けられた。具体的には、レベル1地震動は、多くの土木構造物に対して従来から設定されていた地震動に相当し、対象となる構造物の供用期間中に1~2回発生するレベルの地震動である。レベル2地震動は、陸地近傍に発生する大規模なプレート境界地震や兵庫県南部地震のようなプレート内地震（いわゆる内陸の直下型地震）による断層近傍域の地震動であり、一般に水道施設がそのような地震動に遭遇する確率は低い、水道施設に与える影響は極めて大きい地震動と定義された。さらに施設の重要度を人命に対する影響度や代替施設の有無などによりA、Bのランクに分けて考え、それぞれ異なった耐震性能を目標とした設計を行うこととなった。基本的には、配水池等の地上構造物においては、前指針と同様に震度法によって耐震設計を行うこととし、満水時の慣性力および動水圧の影響が無視できないので、必要に応じて動的解析

表-2.3 水道施設が地震時に保持すべき耐震基準

地震動 レベル 重要度	L1	L2
ランクA	無被害であること.	人命に重大な影響を与えないこと. 個々の施設に軽微な被害が生じても、その機能保持が可能であること.
ランクB	個々の施設に軽微な被害が生じても、その機能保持が可能であること.	個々の施設には構造的損傷があっても、水道システム全体としての機能を保てること. また、早期の復旧が可能なこと.

表-2.4 地上建造物の震度法による設計に用いる基準水平震度（レベル1）

地盤種別	建造物の固有周期 T [s] に対する K_{h01} の値		
I種地盤 ($T_G < 0.2$) T_G は地盤の固有周期 [s]	$T < 0.1$ $K_{h01} = 0.431 T^{1/3}$ ただし、 $K_{h01} \geq 0.16$	$0.1 \leq T \leq 1.1$ $K_{h01} = 0.2$	$0.3 < T$ $K_{h01} = 0.213 T^{-2/3}$
II種地盤 ($0.2 \leq T_G \leq 0.6$)	$T < 0.2$ $K_{h01} = 0.427 T^{1/3}$ ただし、 $K_{h01} \geq 0.20$	$0.2 \leq T \leq 1.3$ $K_{h01} = 0.25$	$1.3 < T$ $K_{h01} = 0.298 T^{-2/3}$
III種地盤 ($0.6 \leq T_G$)	$T < 0.34$ $K_{h01} = 0.430 T^{1/3}$ ただし、 $K_{h01} \geq 0.24$	$0.34 \leq T \leq 1.5$ $K_{h01} = 0.3$	$1.5 < T$ $K_{h01} = 0.393 T^{-2/3}$

表-2.5 地上建造物の震度法による設計に用いる基準水平震度の上限値（レベル2）

地盤種別	建造物の固有周期 T [s] に対する K_{h02} の値		
I種地盤 ($T_G < 0.2$) T_G は地盤の固有周期 [s]	$T < 0.2$ $K_{h02} = 2.291 T^{0.515}$ ただし、 $K_{h02} \geq 0.70$	$0.2 \leq T \leq 1.0$ $K_{h02} = 1.0$	$1.0 < T$ $K_{h02} = 1.000 T^{-1.465}$
II種地盤 ($0.2 \leq T_G \leq 0.6$)	$T < 0.2$ $K_{h02} = 5.130 T^{0.807}$ ただし、 $K_{h02} \geq 0.80$	$0.2 \leq T \leq 1.0$ $K_{h02} = 1.4$	$1.0 < T$ $K_{h02} = 1.400 T^{-1.402}$
III種地盤 ($0.6 \leq T_G$)	$T < 0.3$ $K_{h02} = 2.565 T^{0.631}$ ただし、 $K_{h02} \geq 0.60$	$0.3 \leq T \leq 1.5$ $K_{h02} = 1.2$	$1.5 < T$ $K_{h02} = 2.003 T^{-1.263}$

により安全性を照査することが望ましいと記載されている。

レベル 1 地震動の設計水平震度 K_{h1} は、次式で算出することができる。

$$K_{h1} = C_z K_{h01} \quad (2.2)$$

ここで、 C_z は地域別補正係数で、建築基準法の国土交通省告示第 1793 号を用いる。 K_{h01} は構造物の重心位置における基準水平震度で、その値は地盤種別ごとに表-2.4 に示される。

レベル 2 地震動は、陸地近傍に発生する大規模なプレート境界地震や兵庫県南部地震のようなプレート内地震（いわゆる内陸の直下型地震）による断層近傍域の地震であり、一般に水道施設がそのような地震動に遭遇する確率は低いが、水道施設に与える影響は大きい。この設計水平震度 K_{h2} は次式で算出することができる。

$$K_{h2} = C_s K_{h02} \quad (2.3)$$

ここで、 C_s は構造物特性係数で、構造物の応答による減衰と靱性による塑性変形能力を考慮した値で鋼製水槽の場合は 0.55 とされている。 K_{h02} は構造物の重心位置における基準水平震度で、その値は地盤種別ごとに表-2.5 に示される。本表は、兵庫県南部地震を想定して地盤種ごとに加速度応答スペクトルを算出し、構造物の固有周期に応じた基準設計水平震度を決定したものである。このように 1997 年の改定においては、具体的な耐震設計の基準が明記され、設計実務者にとって使いやすい指針となっている。また、背が高く固有周期が長い構造物や形状が複雑な構造物については、動的解析が推奨されている。

2009 年の改定では、水道施設耐震工法指針・解説に、初めて性能設計が導入された。設計にあたっては、具体的な仕様を規定するだけでなく、施設に要求すべき性能も明記し、設計に自由度を持たせる考え方を取り入れた形となっている。具体的には、耐震性能を以下のように規定している。

1) 耐震性能 1

地震によって健全な機能を損なわない性能

2) 耐震性能 2

地震によって生ずる損傷が軽微であって、地震後に必要とする修復が軽微なものにとどまり、機能に重大な影響を及ぼさない性能。

3) 耐震性能 3

地震によって生ずる損傷が軽微であって、地震後に修復を必要とするが、

機能に重大な影響を及ぼさない性能。

これらの耐震性能に基づいて、地震動の以下の設定方法を行っている。レベル1地震動の設定方法は1997年版と同様であるが、レベル2地震動の設定方法に対しては、表-2.6に示すように4つの方法が示されている。方法1, 2の想定地震動を用いる場合には、複数の地震の中で最も不利となるシナリオを用いる。ただし、最も不利なシナリオを特定するためには、震源断層のパラメータ（破壊開始点、アスペリティ等）を複数設定した解析が必要となるので、それが困難な場合には、当該地点と同じ地盤種別で断層距離が等しい区域での最大値を用いる。方法3は、当該地点と同様な地盤条件（地盤種別）の地表面における強震記録の中で、震度6強～震度7の強震記録から入力地震波を選定する。方法4は、1997年版の設計手法である。基本的には方法1～3によりレベル2の設計地震動を設定することが望ましいが、方法1～3による場合、設計水平震度等の設定のために煩雑な計算を行わなければならない。水道施設の耐震設計の実態を見ると、動的解析が普及しているとは言えないが、本指針では、近年の数値解析技術の進歩を踏まえ、今後の水道施設の耐震技術の方向性を考慮して基本的に動的解析法を用いる設計を目指すことを推奨している。また、動的解析を用いる耐震設計が

表-2.6 レベル2地震動の設定方法

設定方法		動的解析に用いる設計地震動	静的解析に用いる設計地震動
方法1	震源断層を想定した地震動評価を行い、当該地点での地震動を使用する。	地震動評価結果の地表面、工学的基盤面の時刻歴加速度波形、あるいは応答スペクトルを用いる。	地震動評価結果の地表面、工学的基盤面の応答スペクトルを用いる。
方法2	地域防災計画等の想定地震動を使用する。	想定地震動の地表面、工学的基盤面の時刻歴加速度波形を用いる。	想定地震動の地表面、工学的基盤面の応答スペクトルを用いる。
方法3	当該地点と同様な地盤条件（地盤種別）の地表面における強震記録の中で、震度6強～震度7の記録を用いる。	強震記録の時刻歴加速度波形を用いる。	強震記録の応答スペクトルを用いる。
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震度、設計応答スペクトル。	「1997年版」の設計応答スペクトルまたは、それに適合した時刻歴波形を用いる。	「1997年版」の設計応答スペクトル等を用いて設定する。

設計実務者に普及するまでには技術の蓄積を要することから、当面の間は比較的単純な構造物では静的解析による設計ができるものとし、固有周期が比較的長くなる背の高い構造物や形状が複雑な構造物、あるいは詳細な耐震性の検討が要求される重要度の高い構造物などに限り動的解析を用いた設計を行うものとしている。これらのように事業者が設計手法を選択できるものの、方法1～3による耐震設計はひじょうに煩雑となるので、ほとんどの事業者は1997年版の規定である方法4の静的解析手法を採用し、動的解析を実施していないのが現状である。また、近年では、東北地方太平洋沖地震（2011）や熊本地震（2016）などで方法4を大きく上回る地震動も観測されており、次の指針の改定では設計地震力が見直される可能性が高いと思われる。

2.2.2 建築設備耐震設計・施工指針における設計基準

建築設備耐震設計・施工指針は、1978年の宮城県沖地震における設備機器の地震被害を経験して作成され、建築構造物に対する建築基準法の耐震設計部分の改定（いわゆる、1981年の新耐震設計法の採用）に合わせるために、1982年に初版が刊行されている。初版以前では、一般の建築設備はアンカーボルト止めもなく、単に床に置かれているものもあるような、ひじょうに耐震性の低い状況であった。そのために、まず設備機器の耐震固定を第一に重視し、「固定されていれば重要な損傷が生ぜず、復旧に要する手間も少ないであろう」という観点から、静的震度法に基づく「設計・施工指針1984年版」が作成され、設備機器を扱う幅広い分野で使用されてきた。

1995年に起こった兵庫県南部地震では、建築構造物や建築設備にも多くの被害をもたらしたが、1984年版に従って設計・施工された建築設備の被害率はそれ以前の設備に比べて激減しており、その有効性が認められた。しかし、震度の大きかった地域では、使用不可となった設備の被害率は数～20%（設備により異なる）に及んだと報告されている。

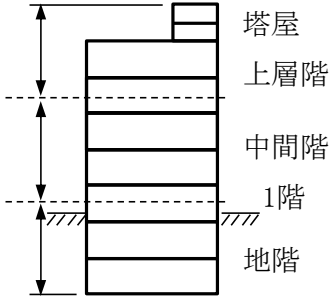
1997年版では、これらの兵庫県南部地震での被害状況を考慮し、施設管理者による耐震性の目標程度の選択の幅を広げ、建築用途との関連を考慮しながら、かつ設備全体としてバランスよく耐震設計・施工を行うことできることを念頭に置いて、指針の見直し・改定が行われた。特に、実務的観点から設計用地震入力を簡略化して局部震度法により入力を算出することとし、建築基準法等で使われている許容応力度法により耐力を検定する方法が採用された。その後、2005年版、2014年版と改定されているが、これらの基準は大きく変わることはなく採用されている。具体的には、時刻歴応答解析が行われていない場合と、建築物の時刻歴応答解析が行われている場合とに分けて規定している。

時刻歴応答解析が行われていない通常の構造の建築物についての設計用水平震度 K_h は、次式で計算することができる。

$$K_h = Z K_s \quad (2.4)$$

ここで、 Z は地域係数（通常は 1.0 としてよい）、 K_s は表-2.7 に示す設備機器の設計用標準震度である。

表-2.7 設備機器の設計用標準震度

	建築設備機器の耐震クラス			適用階の区分
	耐震クラスS	耐震クラスA	耐震クラスB	
上層階, 屋上及び塔屋	2.0	1.5	1.0	
中間階	1.5	1.0	0.6	
地盤及び1階	1.0 (1.5)	0.6 (1.0)	0.4 (0.6)	

() 内の値は地階及び1階（地表）に設置する水槽の場合に適用する。

上層階の定義

- ・ 2～6階建ての建築物では、最上階を上層階とする。
- ・ 7～9階建ての建築物では、上層の2層を上層階とする。
- ・ 10～12階建ての建築物では、上層の3層を上層階とする。
- ・ 13階建て以上の建築物では、上層の4層を上層階とする。

中間階の定義

- ・ 地階、1階を除く各階で上層階に該当しない階を中間階とする。
- ・ 表中の「水槽」とは、受水槽、高置水槽などをいう。

表-2.8 時刻歴応答解析が行われている場合の設備機器の設計用水平震度

K_h' の値	設計用水平震度 K_h		
	耐震クラスS	耐震クラスA	耐震クラスB
1.65 超	2.0	2.0	2.0
1.10 超～1.65 以下	1.5	1.5	1.5
0.63 超～1.10 以下	1.0	1.0	1.0
0.42 超～0.63 以下		0.6	0.6
0.42 以下			0.4

時刻歴応答解析が行われている場合は、解析結果による震度 K_h' を次式によって求め、耐震クラスを S, A, B のいずれかに設定して、表-2.8 を適用して K_h を求めることができる。

$$K_h' = (G_f / G) \beta I \quad (2.5)$$

ここで、 G_f は各階床の応答加速度、 G は重力加速度、 β は水槽の設置場所に応じた応答倍率、 I は水槽の重要度を考慮した用途係数である。このように設備機器として扱われる水槽類は比較的小型のものが多く、地震時に水槽自体が活動や転倒をしないことを重要視しているようである。設計水平振動については、重要度と設置階層により一定値を採用することで、実務者にとって便利な指針となっているが、耐震値としては、かなり高い値を採用している。

2.3 矩形水槽の設計上の問題点

2.3.1 スロッシング振動による屋根への動水圧の問題

我が国で槽類におけるスロッシング問題が注目されたのは、新潟地震（1964）や十勝沖地震（1968）の際に、石油貯槽の浮き屋根がスロッシング振動によって大きく上下動し、屋根板シール部からの可燃性ガスの漏洩と屋根板と側壁部の金属摩擦による火災事故であった。受水槽・配水池のように屋根板が固定された水槽で、やや長周期地震動のスロッシング波高によって水面の波高が余裕高さ（液面と屋根板面の距離）を超える場合、屋根板と側壁上部に大きな動水圧が生ずる。この余裕高さを高くすれば、スロッシング振動に対しては安全側の設計となるが、水槽が過剰に高くなることで不経済となる。従って、水槽類の余裕高さは 300 mm 程度で設計されることが多い。

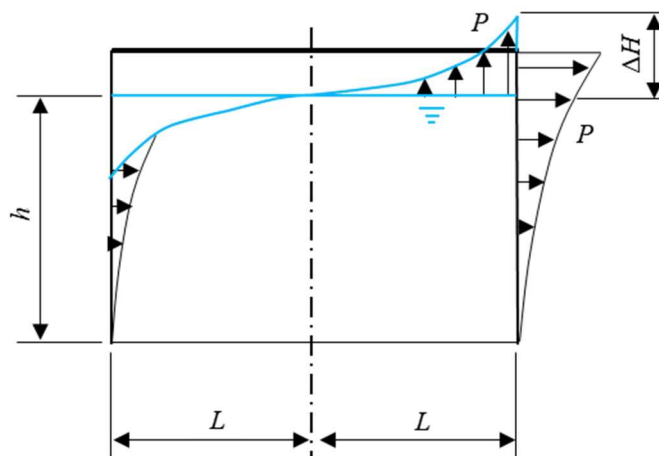


図-2.5 スロッシング振動時の水圧モデル

図-2.5 に、スロッシング振動時の水圧モデルを示す。スロッシング振動の波高によって生ずる屋根板の動水圧は難しい問題であるが、強化プラスチック協会が1996年に発刊したFRP水槽耐震設計基準に詳細な計算式が記載されている。この中で箕輪ら^{9), 10)}は、水槽の屋根に生ずる動水圧を解析的に求めて、実大FRP水槽の振動実験の結果と比較している。得られた相関式から、スロッシング波高 ΔH は次式で表される。

$$\Delta H = 0.84 \frac{L \omega S_v}{g} \quad (2.6)$$

ここで、 L は水槽幅の1/2、 ω はスロッシング固有振動数の1次モード、 S_v は速度応答スペクトル値である。なお、速度応答スペクトル値は、想定地震動から算出すべきであるが、地上に設置された水槽の場合は最大で $S_v = 150 \text{ cm/s}$ 、高置水槽に対しては建物自体の加速度応答を考慮して $S_v = 375 \text{ cm/s}$ として計算することが規定されている。

スロッシング振動時の屋根板に生ずる動水圧 P は次式により計算される。

$0 < h/2L < 0.62$ の場合

$$P = \left(\frac{1.6h}{\pi} + h \right) \rho a + \rho v^2 \quad (2.7)$$

$h/2L \geq 0.62$ の場合

$$P = \left(\frac{2L}{\pi} + h \right) \rho a + \rho v^2 \quad (2.8)$$

ここで、 h は水深、 ρ は水の単位体積当たりの質量（密度）、 a はスロッシング波高の加速度、 v はスロッシング波高の速度である。本式は、これまで難しい問題として扱われてきたスロッシング振動時の屋根板の動水圧を簡便に計算できるので、他の水槽関連の協会でも採用されている。ただし、上述した速度応答スペクトル値（ $S_v = 150 \text{ cm/s}$ ）については、兵庫県南部地震を基準に設定した値となっている。近年発生した東北地方太平洋沖地震や熊本地震は兵庫県南部地震を上回るような地震動であったので、FRP製やステンレス鋼製の水槽にスロッシング被害が生じたと考えられる。井上ら^{3), 4)}は、東北地方太平洋沖地震や熊本地震の地震動特性と水槽被害との関連を調べている。その中で、アレー強震観測記録を用いた速度応答スペクトル値の分布図に基づいて、水槽被害が 150 cm/s を超えるような地域にスロッシング振動による被害が集中している

と指摘している．水槽屋根板の通常的设计では，スロッシング振動による動水圧に加えて，積雪荷重による板の曲げや屋根裏材の補強も検討されている．地震動の特性にもよるが，熊本地震での屋根板の破損が目立った理由として，積雪が少ない地域であるので，屋根板を支える補強部材が小さかったことが一因に挙げられる．今後の设计においては，スロッシング振動の計算に用いる速度応答スペクトル値については想定地震動から求まる S_v を用いて計算する必要があると考えられる．また，今後の基準においても，どの程度の入力地震動と応答を考えるべきであるか，検討する必要がある．

2.3.2 バルジング振動による側壁部の動水圧の問題

図-2.6 に，Housner の動水圧分布のモデルを示す．水槽のように流体が壁面に接している場合の壁面に作用する地震時の動水圧は，Housner 式で算出されるのが一般的である．水道施設耐震工法指針・解説や建築設備耐震設計・施工指針においても本式にて地震時の動水圧を計算すると規定されている．Housner の式は，水槽の流体運動を簡単な物理モデルで近似することによって，矩形水槽や円筒水槽に対する地震時の動水圧は水槽の剛体運動に伴って生ずるとするものであり，この式から得られる動水圧は入力加速度に比例する．

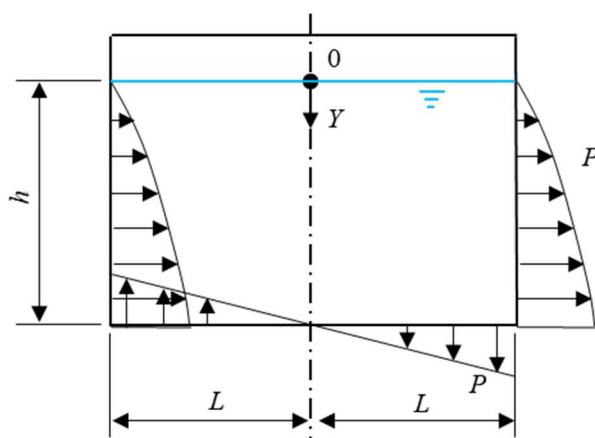


図-2.6 Housner の動水圧分布のモデル

矩形水槽の場合の側壁に対する地震時動水圧を Housner 式で表せば、次式となる。ただし、本式の水槽は剛体と仮定されていることに注意しなければならない。

$h \leq 1.5 L$ の場合

$$P = \sqrt{3} \gamma K_h h \left\{ \left(\frac{Y}{h} \right) - 0.5 \left(\frac{Y}{h} \right)^2 \right\} \tanh \left(\sqrt{3} \frac{L}{h} \right) \quad (2.9)$$

$h > 1.5 L$ 且つ $0 \leq Y \leq 1.5L$ の場合

$$P = \sqrt{3} \gamma K_h h \left\{ \left(\frac{Y}{h} \right) - 0.5 \left(\frac{Y}{h} \right)^2 \right\} \tanh \left(\sqrt{3} \frac{L}{h} \right) \quad (2.10)$$

$h > 1.5 L$ 且つ $1.5L \leq Y \leq h$ の場合

$$P = \gamma K_h L \quad (2.11)$$

ここで、 γ は水の単位体積当たりの質量（密度）、 K_h は設計水平震度、 h は水深、 Y は、水面からの深さである。ここで問題となるのは、側壁が液体と接して振動する場合、側壁が剛体として振動するか、弾性体として変形しながら変形することによりその性状に差異が発生することである。坂井ら¹¹⁾は、円筒水槽を弾性体として扱った場合の流体連成振動 FEM 解析の結果から、水槽側壁の変形を伴うバルジング振動を解明し、水槽のバルジング振動による変形圧が Housner 式を大きく上回る場合があることを指摘している。しかし、水道施設耐震工法指針・解説や建築設備耐震設計・施工指針および関連協会の基準においては、バルジング振動に関する規約ははっきりと明記されていない。また、矩形水槽の場合、水槽メーカーごとに側壁の材質や補強方式が違うので、バルジング振動によって生ずる水圧も異なることが予想される。

2.4 FEM 解析によるバルジング水圧の算出

上述のように、弾性材料の水槽に地震力が作用した場合、水槽側壁と内容水が連成振動して側壁を変形させる大きなバルジング振動による水圧が作用する。この水圧の計算方法が確立されていないので、FEM 解析ソフトを用いて実地震波の時刻歴応答解析で算出した水圧を Housner 式から得られる値と比較してみた。また、加速度応答スペクトルでは固有周期により応答加速度の値も変化することから、解析モデルの固有周期に対する応答加速度を算定し、その影響も検討した。解析モデルにはパネル構造形式のステンレス鋼製矩形水槽（10,000×10,000×6,000 mm）を用いて固有値解析を行い、水槽の固有周期を算出した。解析ソフト

には、汎用 3次元有限要素解析ソフト ADINA を用いた。本ソフトでは流体部と構造部が接する問題を連成させて解析できる。特に、水要素をポテンシャル流体（非圧縮性、非粘性で熱伝導や熱膨張が起こらないとする）とみなすことで連成解析に要する時間が大幅に短くなり、大規模な水槽の解析も可能となる。

図-2.7 に、固有値解析に用いた解析モデルと解析条件を表-2.9 に示す。屋根板、側壁および底板は、シェル要素、内容水はポテンシャル流体、内部補強材は梁要素とし、水槽底面全体を固定（回転自由）とした。パネル板 1 枚（1,000 mm×1,000 mm）に対して 100 分割とした。

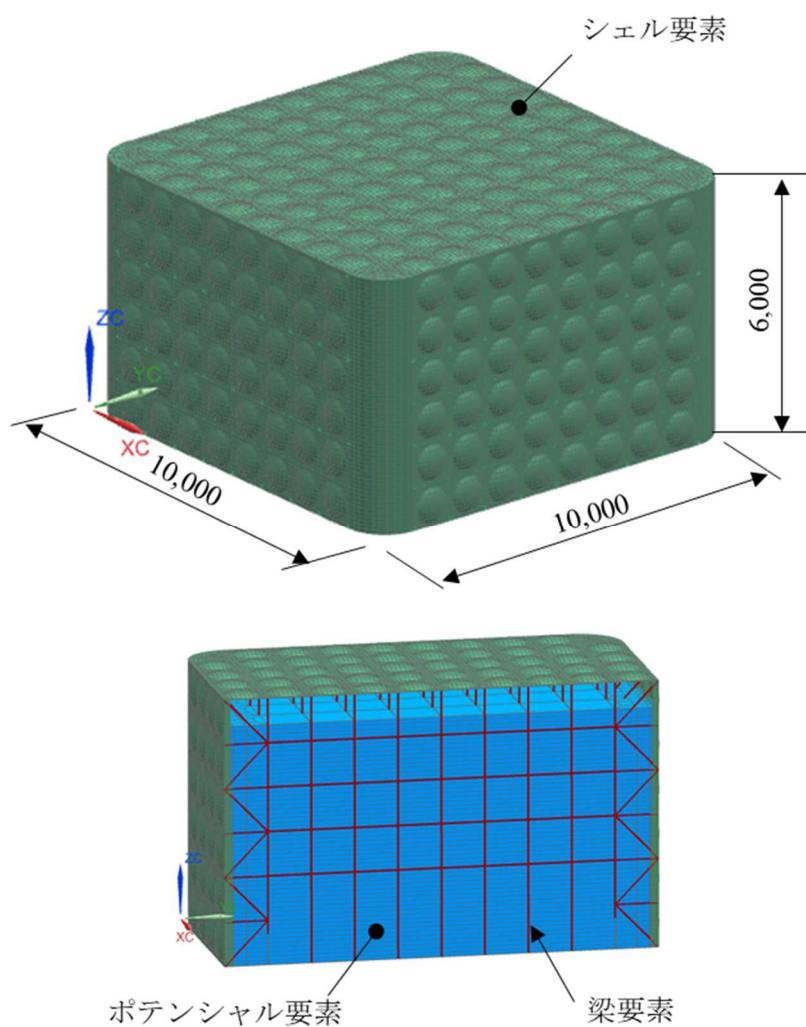


図-2.7 解析モデル

図-2.8 に、固有値解析にて計算したバルジング 1 次固有震度数のモードを示す。この計算では多くのモードが現れるが、刺激係数（特定方向からの力に対する揺れやすさを示す値）が最も高い振動数において水槽の側壁が大きく変形しているモードが見られるので、この振動数 4.6 Hz をバルジング 1 次固有振動数と判断した。

図-2.9 に、熊本地震の前震（益城）と水道施設耐震工法指針・解説「方法 4」の加速度応答スペクトルを示す。減衰率はいずれも 5 % とした。バルジング固

表-2.9 解析条件

解析コード	3次元有限要素解析ソフト ADINA
モデル寸法	10,000×10,000×6,000 mm
水深	5,400 mm
材料	屋根板－SUS329J4L (1.5 mm)
	側壁－SUS329J4L (1.5 mm)
	側壁－SUS444 (2.0－3.0 mm)
	底板－SUS444 (3.0 mm)
要素	内容水－ポテンシャル要素
	屋根板・側壁・底板－シェル要素
	内部補強材－梁要素
拘束条件	底面全面拘束（回転自由）
要素分割	100×100 mm（パネル板1枚を100分割）
要素数	104,000

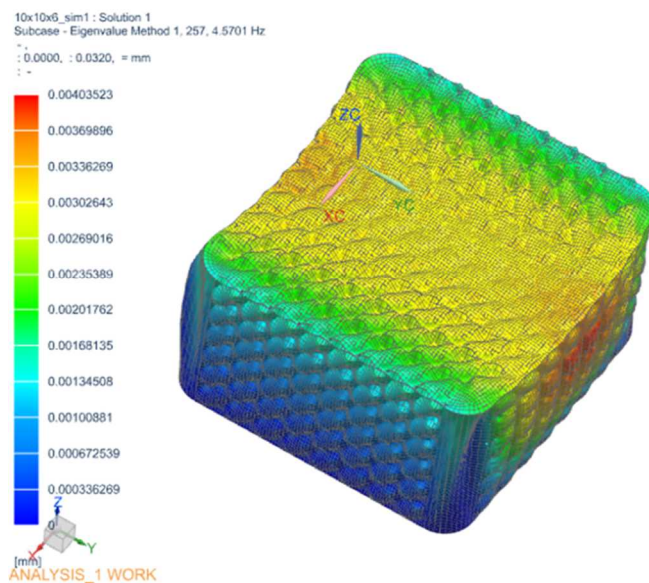


図-2.8 バルジング固有振動数のモード ($f=4.6$ Hz)

有振動数である $f=4.6$ Hz を熊本地震の応答スペクトルから算定すると、 $2,700$ cm/s^2 となり、「方法4」の $1,400$ cm/s^2 と比べると2倍近い応答加速度になることがわかる。静的解析で用いる動水圧は、Housner式で算出されるので、固有周期を考慮した動的解析で求められる値とは異なる。そこで、動水圧を検討するために実地震波を用いて時刻歴応答解析をおこなった。なお解析には指針の「方法4」レベル2地震動の兵庫県南部地震波（JMA KOBE, NS）および熊本地震の前震（益城, EW）を用いた。図-2.10に、解析に用いた加速度の時刻歴波形を示す。

図-2.11に、Housner式と時刻歴解析で求めた水槽高さ方向の最大水圧の分布を示す。用いたソフトは時刻歴応答解析で一般的に用いられるNewmark β 法（ $\beta=1/4$ ）で、減衰は質量と剛性に比例するRayleigh減衰（5%）とし、解析ステップは0.01 sとした。

兵庫県南部地震の応答水圧の最大値はHousner式の最大値と同程度であるが、水圧分布の形は異なり側壁中央から上部においてHousner式の値を上回っている。これは、ステンレス鋼製矩形水槽は弾性体であるので、地震時に側壁と水の連成振動による変形を伴う動水圧の影響を受けることにより、中央付近の応答水圧が高くなるためと考えられる。一方、熊本地震では、兵庫県南部地震やHousner式の2倍程度の応答水圧が発生していることがわかる。両地震波において、加速度の違いはあるものの応答水圧で2倍の差が出た理由としては、熊本地震の方が短周期の地震であったので、本水槽のバルジング固有振動数と同調したためと考えられる。

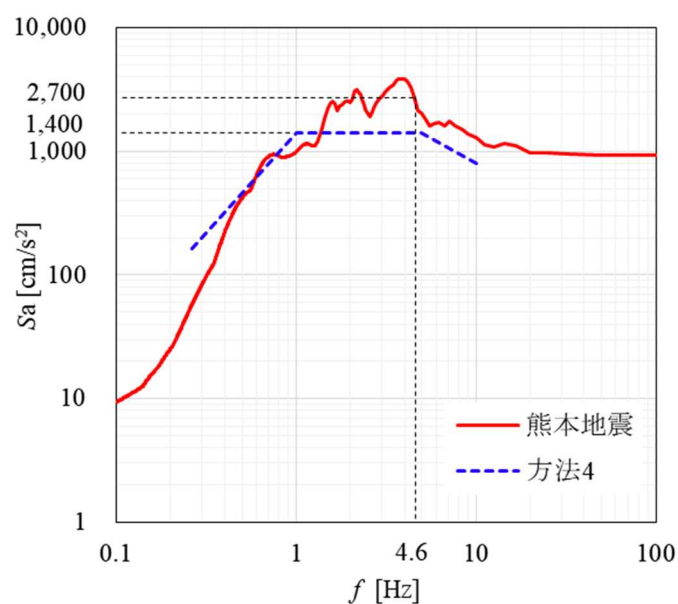
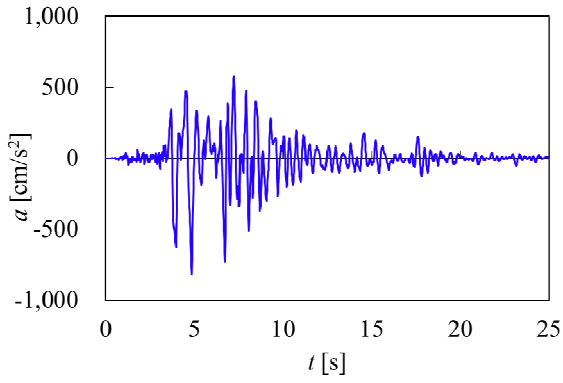
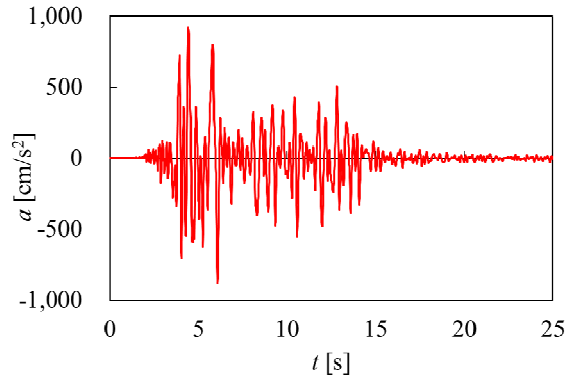


図-2.9 加速度応答スペクトル



兵庫県南部地震(1995)
JMA KOBE, NS (Max:817 cm/s²)



熊本地震 前震(2016)
益城町, EW (Max:925 cm/s²)

図-2.10 解析に用いた加速度の時刻歴波形

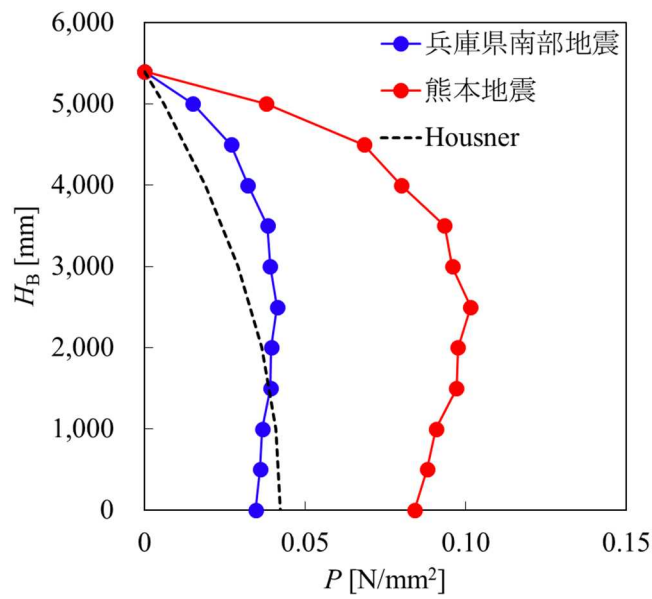


図-2.11 水槽高さ方向の最大水圧の分布

2.5 矩形水槽の設計手法に関する課題

本章では、矩形水槽の地震による被害事例とメカニズムを分析し、設計基準の変遷と水槽設計における問題点や今後の課題について整理した。以下に、矩形水槽において今後検討されるべき事項や設計手法に関する課題を列挙する。

- 1) スロッシング波高による屋根板の強度計算において、現状は兵庫県南部地震を想定した、速度応答スペクトル値 ($S_v = 150 \text{ cm/s}$) を用いて波高および屋根板の動水圧を計算している。近年発生した大地震においてはこの値を上回ることが報告されており、入力する地震動の応答を考慮した設計が必要である。
- 2) 矩形水槽のバルジング振動に関しての研究例は少なく、指針や基準類においても明確な規定がない。特に水槽に生ずる動水圧は、Housner 式にて計算することが一般的となっている。実際には、側壁が弾性体の場合変形を伴う振動が発生し、本式を大きく上回るバルジング水圧が発生する可能性がある。このバルジング水圧は、水槽のバルジング固有振動数や地震動の特性によって大きさが異なるが、ステンレス鋼製水槽の場合には、比較的短周期の地震動で高くなる。今後の設計においては、水槽のバルジング固有振動数と想定地震動の加速度応答スペクトルを考慮した設計が必要であり、FEM による時刻歴解析手法を設計に導入することが重要となる。
- 3) 我が国で用いられている水槽の多くは弾性体（FRP 製、ステンレス鋼製、鋼製）であり、水槽の板厚、材質および補強形式等の違いにより減衰性能や塑性変形能力も異なる。これらについては、今後の実験や解析によって早急に検討する必要がある。

参考文献

- 1) 公益社団法人 日本水道協会：水道施設耐震工法指針・解説 1979 年版，1997 年版，2009 年版
- 2) 一般財団法人 日本建築センター：建築設備耐震設計・施工指針 1984 年版，1997 年版，2005 年版，2014 年版
- 3) 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 (地震工学論文集第 34 巻)，I_764-I_773，2015. 2.
- 4) 井上涼介，坂井藤一，大峯秀一：2016 年熊本地震における水槽被害および地震動特性との関連について，土木学会論文集 A1 (構造・地震工学)，**Vol. 73**，No. 4 (地震工学論文集第 36 巻)，I_711-I_720，2017. 2.
- 5) 一般社団法人 強化プラスチック協会：FRP 水槽構造設計計算法(1996 年版)，1996. 12.
- 6) 一般社団法人 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設計指針 建築設備編，2013. 2.
- 7) 鋼板製一体型タンク工業会：鋼板製一体型タンク設計指針 (KIT-D001-08)，2008. 11.
- 8) 土木学会 地震工学委員会：水循環施設の合理的な災害軽減対策研究小委員会活動報告書 2018. 9.
- 9) 箕輪親宏：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.
- 10) 箕輪親宏：長方形水槽のスロッシングインパクト (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.
- 11) 坂井藤一：液体貯槽の耐震設計研究に関する現状と課題，土木学会論文集 **Vol. 1985**，No. 362，pp. 1-11，1985. 10.

第 3 章 フィルター設置による長周期振動下における矩形水槽の波高の抑制

3.1 緒言

我が国では 2011 年に発生した東北地方太平洋沖地震 (M9.0) において、水道施設や病院、学校などにある FRP 製や鋼製の矩形水槽 (以下、水槽) に破損が多く発生したことが報告されている¹⁾。例えば、日本給水タンク工業会の調査においては、1034 基の FRP 製水槽の被害調査依頼があり、そのうち 136 基 (全体の 13 %) が屋根板や側板などの破損により貯水機能を確保できない状態であった。また、破損した 136 基の内 114 基が旧耐震設計基準の水槽であり、十分な耐震性能を有していない水槽が数多く存在していたことも判明した²⁾。東海地震、南海地震や東南海地震などの巨大地震の発生が予想されている現状では、旧耐震設計基準に基づく水槽の耐震性能を改善することは喫緊の課題である³⁾、⁴⁾。

矩形水槽の破損のメカニズムとしては、曾根ら⁵⁾ が指摘している地震動により水槽の内容液が共振してその表面が激しく上下動するスロッシング振動や、箕輪ら⁶⁾ が指摘している地震動により水槽の側板と内容液が連成振動し側板中央が大きく変形するバルジング振動が挙げられる。1996 年版の FRP 水槽構造設計法 (現行の耐震設計基準) では、スロッシング振動による動水圧を考慮した設計計算が含まれており、スロッシング振動を抑制する対策も検討されている⁷⁾。例えば、自由表面を有する矩形断面水槽に対して、隔壁⁸⁾ や水平板⁹⁾ の設置が検討されている。また、曾根ら⁵⁾、河田ら¹⁰⁾ は、スロッシング現象を抑制する方法として、樹脂製チューブを網目状に固定した装置や浮体式波動抑制装置を提案している。

鈴木ら¹¹⁾、¹²⁾ は、水の抜き取りが不可能な場合や内壁面の一部にしか設置できない場合などを想定して、プラスチックフィルターを水槽の内壁面に設置することを考案した。フィルターの最適な設置箇所および設置厚さについて検討した結果、タンクの内壁面の全面ではなく水面付近の四隅へのフィルター設置により、スロッシング波高が効果的に抑えられることを示した¹¹⁾。また、フィルターの厚さが大きいほど、波高抑制効果は高くなった¹²⁾。これまでの研究では、フィルターは水槽の内壁面に水面に対して鉛直に貼り付けられていたが、既設の水槽ではタンクの形状および内部の補強材により、任意の位置・形態での設置が困難な場合が想定される。

本章では、水槽の耐震性能を向上させる簡易な方法の提案を目的として、プラスチックフィルターによるスロッシング波高抑制手法について実験的に検討し

た．水槽内部の構造により任意の形態に設置できない場合を想定し，矩形モデル水槽でフィルターの設置形態および位置を種々に組み合わせてスロッシング波高を測定した．また，矩形モデル水槽実験で得られた最適な設置方法で中型および大型の立方体実水槽にフィルターを設置し，そのスロッシング波高抑制効果について検証した．

3.2 実験装置および方法

3.2.1 モデル水槽による振動実験

フィルター設置の形態および位置を組み合わせて，スロッシング波高抑制効果に及ぼす影響を検討した．**図-3.1** に矩形モデル水槽を示す．槽は透明アクリル樹脂製で，幅 $L = 1,800$ mm，奥行き $D = 587$ mm および高さ $H = 896$ mm とした．水深 h は 500 mm あるいは 600 mm とした．フィルターの設置形態としては，水面に対して鉛直に設置する「鉛直型」と水平に設置する「水平型」とした．内壁面から槽の中間位置までフィルターの位置を種々に変え，この設置位置 d_F を実験パラメータとした．

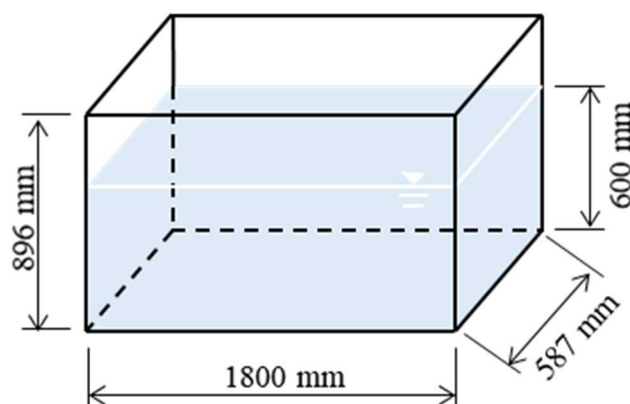


図-3.1 矩形モデル水槽の概要

図-3.2 に示すように、 d_F は加振軸方向の両側の内壁面からフィルターの厚さ（水平型の場合は幅）を含めた距離と定義し、水槽の内壁面に最も接した状態（鉛直型： $d_F = 30 \text{ mm}$ ，水平型： $d_F = 0 - 300 \text{ mm}$ ）から水槽の中間位置（鉛直型： $d_F = 900 \text{ mm}$ ，水平型： $d_F = 600 - 900 \text{ mm}$ ）まで種々変えた。なお、 $d_F = 0 \text{ mm}$ とはフィルターを設置していない場合であることを表す。

モデル水槽の水深 h を 500 または 600 mm として、モデル水槽を振動台に載せて加振実験を行った。振動台のテーブルサイズは $3,600 \times 3,600 \text{ mm}$ ，積載重量は 5 t で、最大変位は $\pm 400 \text{ mm}$ ，振動数範囲は 0.01 ~ 100 Hz である。

加振条件は、波高が最も大きくなるように、入力振動数とスロッシング固有振動数が一致して共振する場合とした。Housner¹³⁾ の理論式 (3.1) から水槽のスロッシング n 次モードの固有振動数（以下、理論値と呼ぶ）を算出した。得られた理論値を参照してスイープ試験を行い、その結果から実験における固有振動数を求めた。

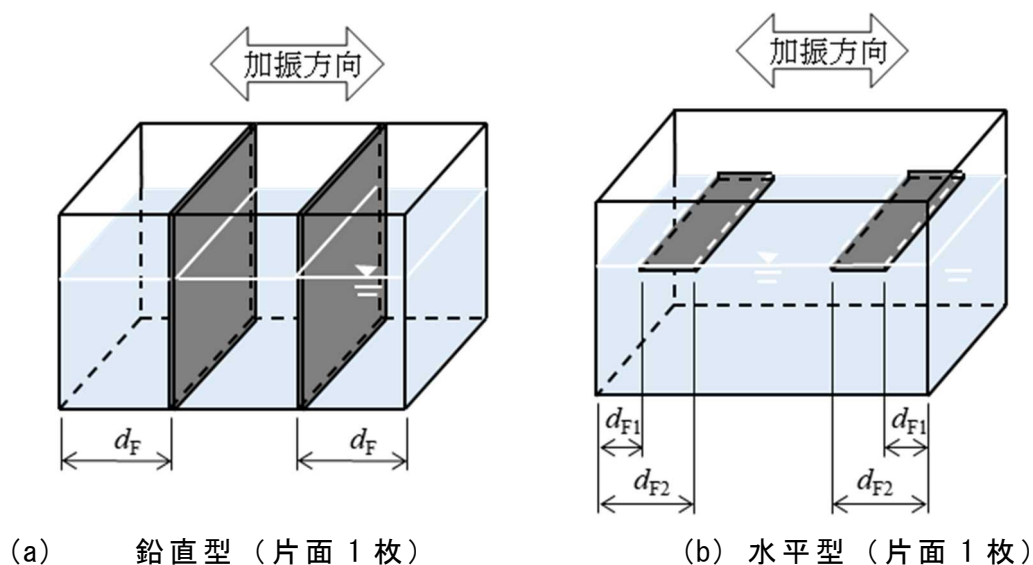


図-3.2 フィルター設置位置 d_F の定義

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{(2n-1)\pi g}{L} \tanh\left(\frac{(2n-1)\pi h}{L}\right)} \quad (3.1)$$

f_n : スロッシング n 次モードの固有振動数 [Hz]

n : モード次数

g : 重力加速度 [m/s²]

h : 水深 [m]

L : 水槽の幅 [m]

本式から得られるモデル水槽のスロッシング 1 次, 2 次モードの固有振動数の理論値は, 以下の通りである.

$h = 600 \text{ mm}$ の場合 ; $f_1 = 0.582 \text{ Hz}$, $f_2 = 1.138 \text{ Hz}$

$h = 500 \text{ mm}$ の場合 ; $f_1 = 0.552 \text{ Hz}$, $f_2 = 1.134 \text{ Hz}$

これらの理論値を参考にしてスイープ試験を行った結果, 以下の固有振動数が得られた.

$h = 600 \text{ mm}$ の場合 ; $f_1 = 0.580 \text{ Hz}$, $f_2 = 1.130 \text{ Hz}$

$h = 500 \text{ mm}$ の場合 ; $f_1 = 0.547 \text{ Hz}$, $f_2 = 1.116 \text{ Hz}$

試験で得られた固有振動数は理論値とほぼ一致しており, 以後の実験では, 試験で得られた固有振動数を入力した. 加振波形は正弦波とし, フィルターのない場合に内容水がモデル水槽から溢流しないように, 加振振幅を $A = \pm 1, 2$ および 3 mm と変えた. 加振時間は波高の最大値が更新されなくなるまでの時間 40 s とした.

モデル水槽で用いるフィルターには、(株)吉原化工社製の「もやいドレーンマット」を採用した(図-3.3)。既存の水槽への設置を想定して、耐塩素性にも優れた素材であり、低コストで設置・交換が簡便であり、衛生面でも問題がないことから選定した。「もやいドレーンマット」は、ポリプロピレン樹脂製で、フィルター面内にランダムな筒状空洞部を有する立体網状体の透水材である。フィルターの厚さは 30 mm (幅 $L = 1,800$ mm に対するフィルターの厚さ 3.3 %), 長さは 587 mm (奥行きに対する装置長 100 %), 空隙率は 88 % である。本フィルターでは、水が狭部から広部、広部から狭部に流れる際にその運動エネルギーが吸収されることにより、スロッシング波高抑制効果が期待される。

則竹ら¹¹⁾と同様に、静水面から加振時の最大波高までの高さ ΔH (以下、「最大波高」と呼ぶ)を目視で計測した。また、加振振幅と入力振動数の計測には、(株)東京測器研究所社製の変位計 CDP-50 を使用した。

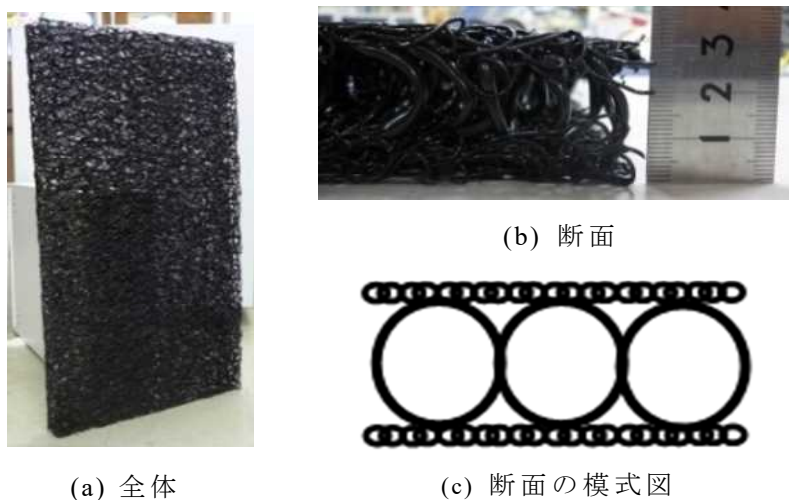


図-3.3 プラスチックフィルター (もやいドレーンマット)

3.2.2 実水槽による振動実験

モデル水槽での結果に基づき、実物大水槽におけるフィルターの効果について検証した。図-3.4に示す2種のサイズの異なるFRP製の立方体実水槽を用いた。ひとつは、幅 $L=3,000$ mm、奥行き $D=3,000$ mm および高さ $H=3,000$ mm（以下、大型実水槽、水深 h は 2,000 mm）、もう一方は、幅 $L=2,000$ mm、奥行き $D=2,000$ mm および高さ $H=2,000$ mm（以下、中型実水槽、水深 h は 1,400 mm）である。

水槽の耐震性能向上方法としては、モデル水槽実験の結果およびフィルター設置の制約条件を考慮して、大型実水槽では、加振軸直行面に1枚ずつ計2枚を使用し、図-3.5に示す4つの設置方式を設定した。「水平型」設置形態として、フィルターをタンクの内壁面に取り付けた内壁水平型（ $d_F=90-590$ mm、図-3.5 (a)）および中間位置に取り付けた中間水平型（ $d_F=940-1,440$ mm、図-3.5 (b)）、「鉛直型」設置形態として、フィルターを水槽の内壁面に取り付けた内壁鉛直型（ $d_F=110$ mm、図-3.5 (c)）および中間位置に取り付けた中間鉛直型（ $d_F=1,500$ mm、図-3.5 (d)）である。また、実水槽実験においても、モデル水槽実験と同一の「もやいドレンマット」を用いた。図-3.6に示すように、このフィルターをチャンネル材で上下を固定し、アングル材で作製した加振方向に引いてあるレールに載せた。このことにより、フィルターの設置位置を内壁面から中間までの移動が可能となった。レールとチャンネル材の接触部分は万力で固定した。



(a) 大型実水槽



(b) 中型実水槽

図-3.4 FRP製立方体実水槽

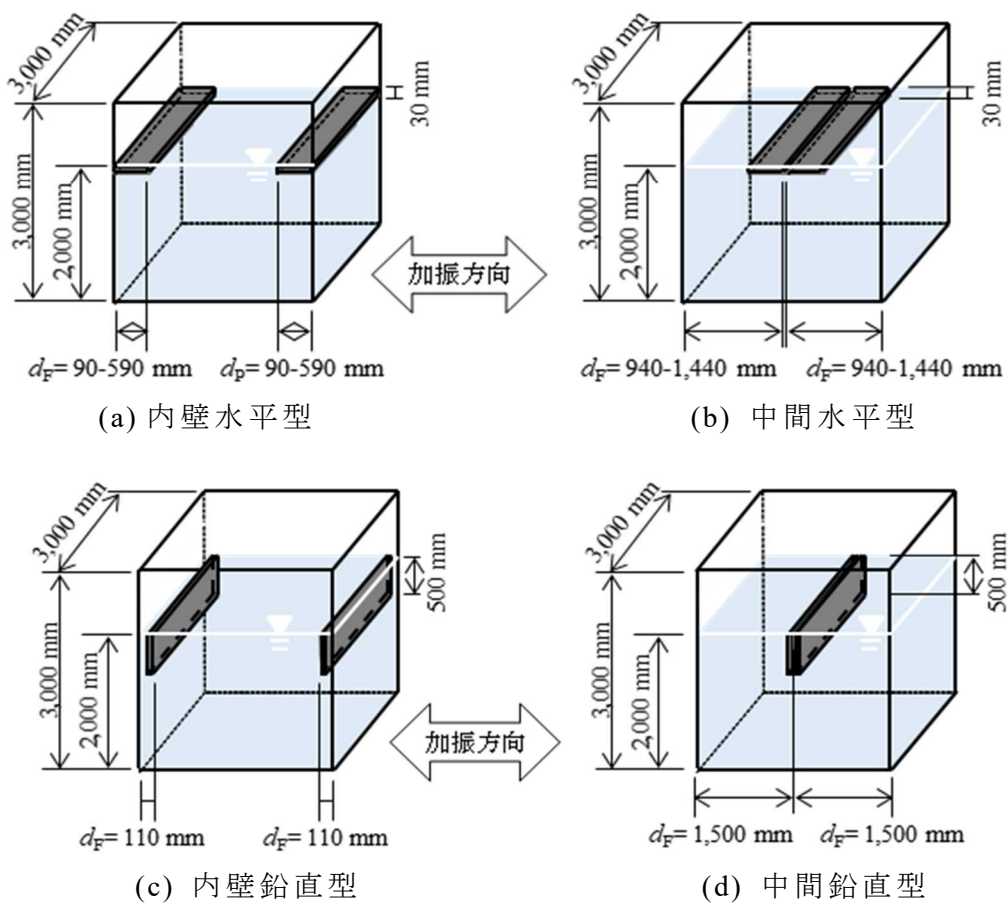


図-3.5 大型実水槽におけるフィルターの設置位置・形態



(a) 水平型



(b) 鉛直型

図-3.6 各設置形態におけるフィルターの設置状況

実水槽のマンホール（直径 約 600 mm）からフィルターの搬入出が可能である幅 3,000 mm, 厚さ 30 mm, 高さ 500 mm のフィルターを設置した。鉛直型設置では, フィルターを水面付近に設置することが有効であることが既報で示されており^{5), 12)}, フィルターのない場合のスロッシング波高が 500 mm 以内であったことから, フィルター長さを 500 mm とした。

愛知工業大学で考案された屋外大型振動台を使用した。水槽におけるスロッシング 1 次および 2 次モードの固有振動数の理論値を式 (3.1) より算出し, これらの値を参照してスイープ試験を行った。その結果, $L = 3,000$ mm の場合の固有振動数は $f_1 = 0.475$ Hz, $f_2 = 0.855$ Hz であった。これらの値を固有振動数として実験を行った。なお, 図-3.7 に示す 4 種の設置状態についてスイープ試験を行ったところ, 最大波高のピークは低くなるものの, 最大値の現れる振動数はフィルターのない場合とほぼ同じ (5% 以内の差異) であった。

加振波形は正弦波および地震波を採用した。正弦波の場合の加振振幅 A は, 変位計の計測範囲を超えない程度の ± 4 mm または ± 7 mm, 入力波数は波高の最大値が更新されなくなる 1 次モード 20 波, 2 次モード 35 波 (加振時間約 40 s) とした。また, 実際の地震波に対する効果を検証するために, 兵庫県南部地震において神戸海洋気象台で観測された NS 方向 (以下, JMA KOBE) の変位を 50% とした地震波を入力し, フィルター設置の有無の実水槽の波高を測定した。図-3.7 に, JMA KOBE の入力加速度の時刻歴を示す。

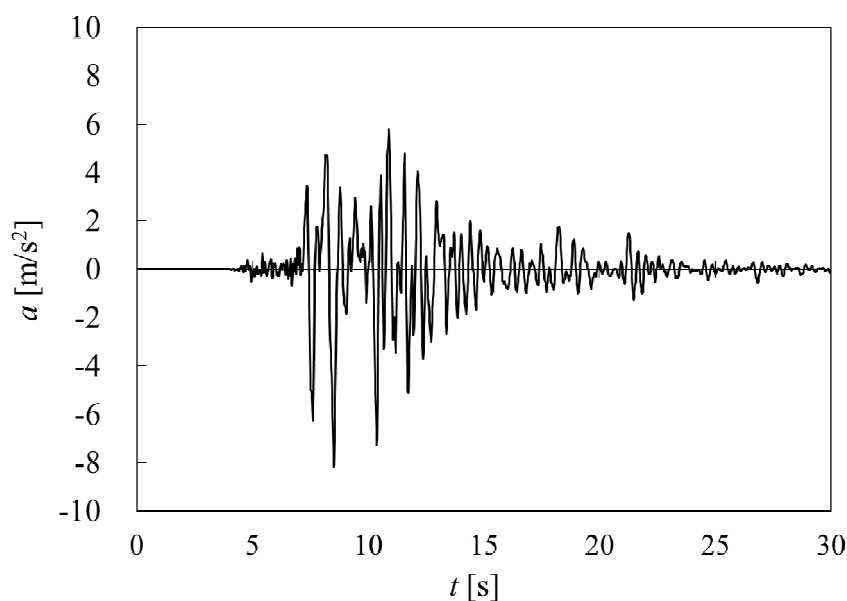
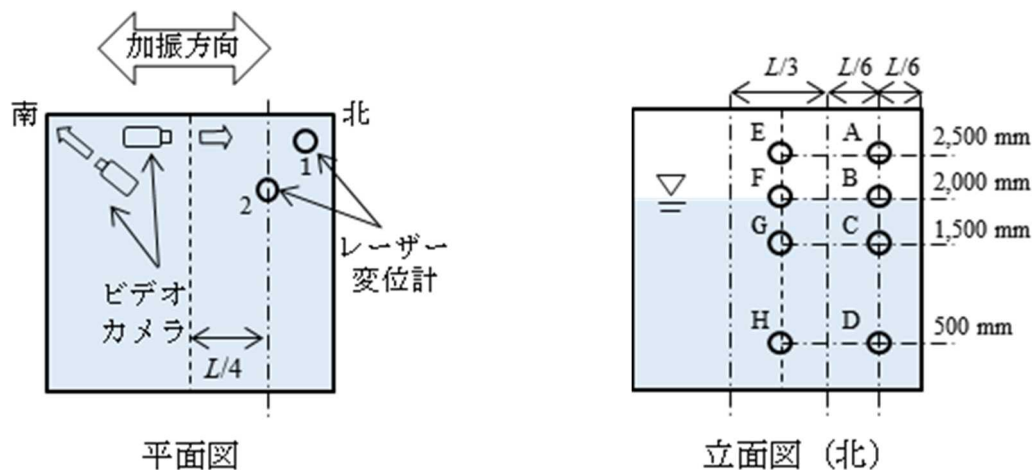


図-3.7 入力加速度の時刻歴

図-3.8 (a) に示す 1 および 2 の位置のタンク上面に，レーザー変位計を設置して波高を計測した．変位計 1 は 1 次モードで最大波高の観測が予想される隅角部の波高を，変位計 2 は 2 次モードで最大波高の観測が予想される $L/4$ 地点付近の波高を計測するために設置した．変位計のターゲットには，水槽の天井から床面まで張ったワイヤーに発泡スチロール板を通したものをを用いた．水槽内部のスロッシング挙動を観察するために，ビデオカメラを 2 台設置した．加振振幅と入力振動数の計測には，東京測器研究所社製 DP-1000E および(株)キーエンス社製のレーザー変位計 IL-600 を使用した．また，大型実水槽では内容水による動水圧を計測するために，図-3.8 (b) に示すように圧力計を下部から 500, 1,500, 2,000, 2,500 mm の位置に隅角から 500 mm 離れた地点 (A~D 地点) と 1,500 mm 離れた地点 (E~H 地点) の計 8 箇所を設置した．また，加速度計は振動台上部の 2 箇所に設置した．



(a) レーザー変位計の設置位置

(b) 圧力計の設置位置

図-3.8 計測機器の設置位置

中型実水槽では、 $L = 1,800 \text{ mm}$ モデル水槽で得られた結果と比較して、実水槽でもモデル水槽と同様な波高抑制手法で効果を得られるのかを検証した。

図-3.9 に示すように、フィルターの量は、大型実水槽の場合の2倍（加振軸直交面に対してフィルターを2枚ずつ、計4枚）とした。

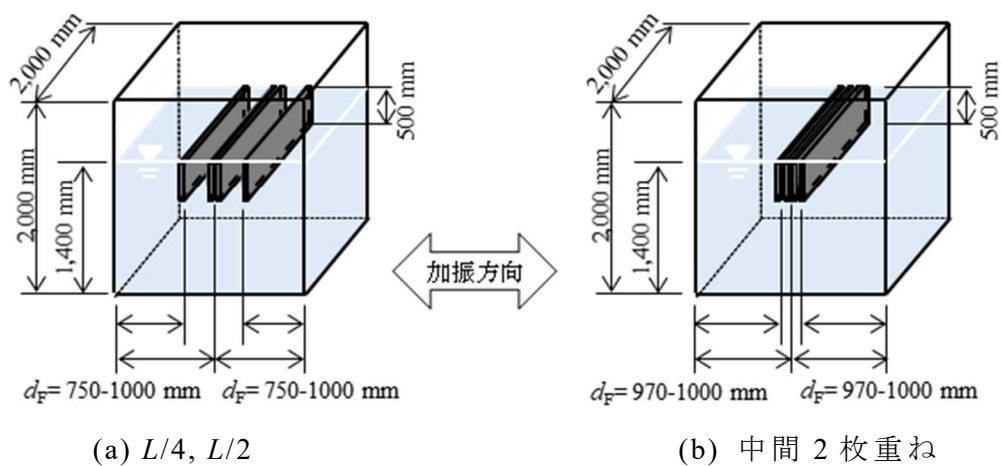


図-3.9 中型実水槽におけるフィルターの設置位置・形態

3.3 実験結果および考察

3.3.1 モデル水槽

「鉛直型」の設置位置による比較

加振軸直行面に対してフィルターを2枚用意し，設置形態を「鉛直型」とした場合について，最適な設置位置を検討した．表-3.1に実験パラメーターを示す．水深 h は 600 mm，加振振幅 A は ± 1 mm とした．

図-3.10に，モデル水槽における1次および2次モードでのフィルターの設置位置 d_F [mm] を変えた場合の最大波高 ΔH [mm] を示す．

表-3.1 モデル水槽の実験パラメーター（鉛直型）

フィルターの設置形態	鉛直型
入力波形	正弦波(1次モード：0.580 Hz) 正弦波(2次モード：1.130 Hz)
L に対するフィルターの長さ [%]	3.3 (厚さ30 mm：片面1枚)
H に対するフィルターの長さ [%]	100
フィルターの設置位置 d_F [mm]	0,30,60,90,120,210,300,330,360,390,420, 450,480,510,600,720,810,900
ケース	36 ケース

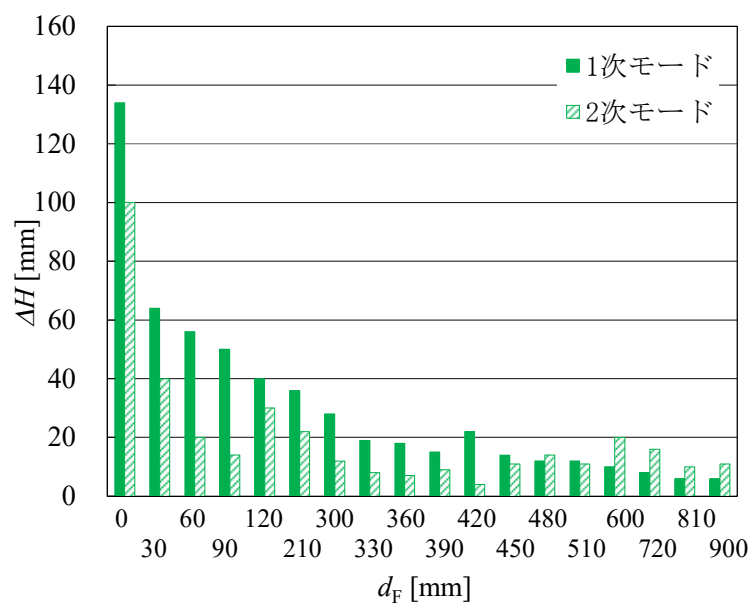


図-3.10 フィルター設置位置を変えた場合の最大波高
(モデル水槽，鉛直型)

1次モードでは、フィルターが内壁面に設置された場合 ($d_F = 30 \text{ mm}$) の最大波高はフィルターのない場合 ($d_F = 0 \text{ mm}$) の約 50 % に抑制される。フィルターの設置位置が内壁面から中間位置 ($d_F = 900 \text{ mm}$) に近づくにつれて最大波高は低くなり、内壁面にフィルターを設置した場合と比較して波高抑制効果はより大きく、最大波高はフィルターのない場合の約 5 % まで抑制される。

一方、2次モードでは、フィルター設置位置を $L/4$ 付近に設置した場合 ($d_F = 420 \text{ mm}$) に、最も大きな波高抑制効果が得られる。

なお、比較のために板 (空隙率 = 0) を中間に設置した予備実験を行ったが、槽幅が二分されて波高がフィルターのない場合よりも高くなった。

「水平型」の設置位置による比較

加振軸直行面に対してフィルターを 2 枚用意し、設置形態を「水平型」とした場合の最適な設置位置を検討した。表-3.2 に実験パラメーターを示す。水深 h は 500 mm, 加振振幅 A は $\pm 2 \text{ mm}$ とした。

表-3.2 モデル水槽の実験パラメーター (水平型)

フィルターの設置形態	水平型
入力波形	正弦波(1次モード : 0.540 Hz) 正弦波(2次モード : 1.116 Hz)
L に対するフィルターの長さ [%]	33.3 (幅300 mm)
H に対するフィルターの長さ [%]	6.0 (厚さ 30 mm : 片面1枚)
フィルターの設置位置 d_F [mm]	0, 0-300, 300-600, 600-900
ケース	8 ケース

図-3.11 に、1 次および 2 次モードにおいて、フィルターの設置位置 d_F [mm] を変化させた場合の最大波高 ΔH [mm] を示す。

設置形態が「水平型」の場合、「鉛直型」とは異なり、フィルターの設置位置が中間位置 ($d_F = 600 - 900$ mm) から内壁面 ($d_F = 0 - 300$ mm) に向かうにつれて、波高抑制効果はより大きくなり、最大波高はフィルターのない場合の約 10% まで抑制される。これは、スロッシング振動では槽内壁付近での加振軸直角方向の流動が卓越するので、フィルターを内壁面に対して直行するように設置することにより波高が効果的に抑制されるためである。2 次モードでは、フィルターが内壁面から離れる場合の最大波高への設置位置の影響は、1 次モードとは反対のようにも見られるが、いずれの設置位置でも最大波高はフィルターのない場合の約 10% まで抑制され、2 次モードにおいては設置形態が「鉛直型」の場合より高い波高抑制効果を発揮する。

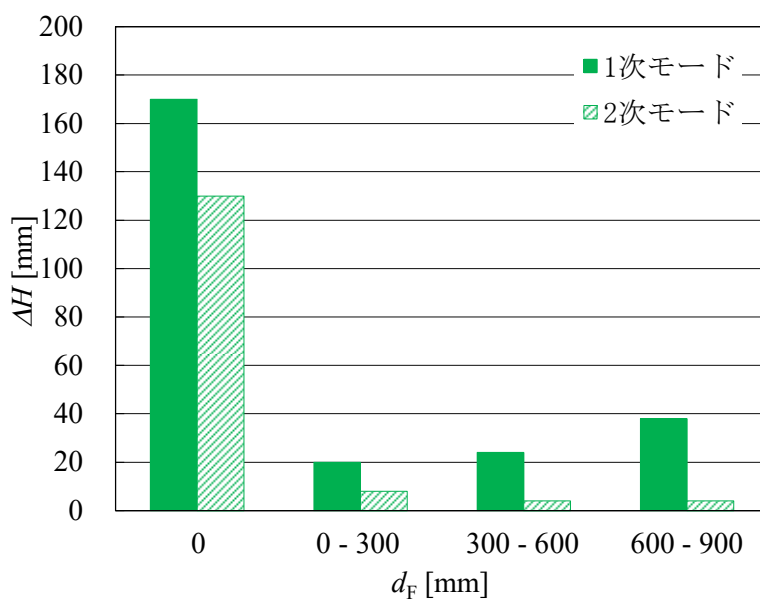


図-3.11 フィルター設置位置を変えた場合の最大波高
(モデル水槽, 水平型)

3.3.2 大型実水槽とモデル水槽の比較

大型実水槽 ($L = 3,000$ mm) で得られた実験結果を, モデル水槽 ($L = 1,800$ mm) の結果と比較し, 実水槽でもモデル水槽と同様な波高抑制手法で効果を得られるのかを検証した. 表-3.3 に, 大型水槽での実験パラメーターを示す.

図-3.12 に, 1 次モードにおける $L = 1,800$ mm モデル水槽と $L = 3,000$ mm の大型実水槽を用いた場合の最大波高 ΔH [mm] を示す. 横軸は各波高抑制手法である.

表-3.3 大型実水槽の実験パラメーター

入力波形	正弦波(1次モード: 0.475 Hz) 正弦波(2次モード: 0.855 Hz) 地震波 (JMA KOBE 50%)
L に対するフィルターの長さ [%]	鉛直型2.0 (片面1枚) 水平型: 33.3 (長さ 500 mm)
H に対するフィルターの長さ [%]	鉛直型25.0 (長さ 500 mm) 水平型: 1.5 (片面1枚)
フィルターの設置パターン	フィルター無し 内壁水平型($d_F=90-590$ mm) 中間水平型($d_F=940-1,440$ mm) 内壁鉛直型($d_F=110$ mm) 中間鉛直型($d_F=1,500$ mm)
ケース	15 ケース

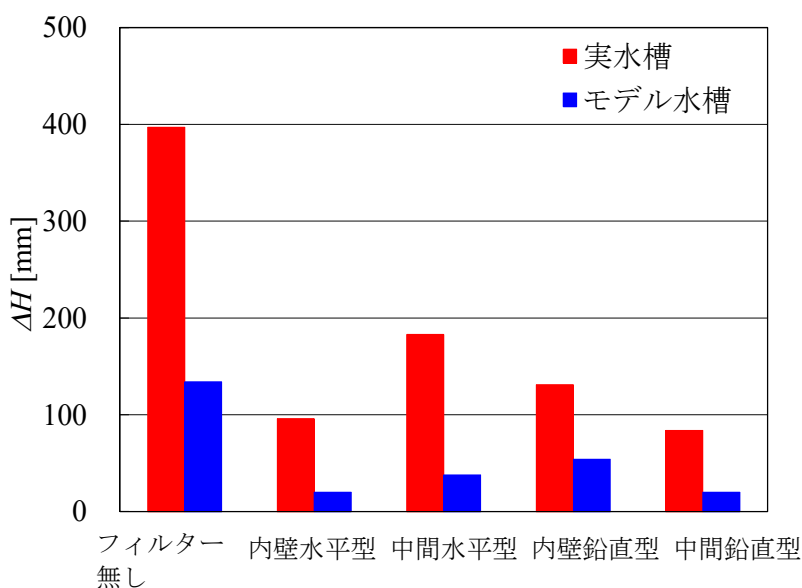


図-3.12 モデル水槽と大型実水槽における最大波高 (1 次モード)

1次モードにおいては、「水平型」では両槽ともフィルター設置位置を内壁に設定する場合に、最大波高は最も低い、すなわち波高抑制効果は最大となる。また、「鉛直型」では、両槽ともフィルターの設置位置を中間位置に設定することで最大波高は大きく抑制される。

図-3.13 に、各波高抑制手法における2次モードにおける最大波高を示す。両槽においてフィルター設置による波高抑制効果は認められるが、1次モードとは異なり、各設置形態において波高抑制効果に対するフィルター設置位置の明確な差異は見られない。また、水平型では、両槽の波高抑制効果に大きな差が生じている。これは、 $L = 1,800 \text{ mm}$ のモデル水槽では水深 h に対するフィルターの長さが $L = 3,000 \text{ mm}$ の大型実水槽と比べて4倍大きいことに起因すると考えられる。

以上のことから、1次および2次モードでのモデル水槽で得られた各波高抑制手法の傾向は実水槽での実験においても同様であり、高い波高抑制効果を発揮できることが検証された。フィルターの高い波高抑制効果は、水がフィルター内を流通する断面積の急縮小・急拡大における渦発生に加えて、水の流路が屈曲していることによって、波高を生み出す水の運動エネルギーが大きく吸収されることによると考えられる。

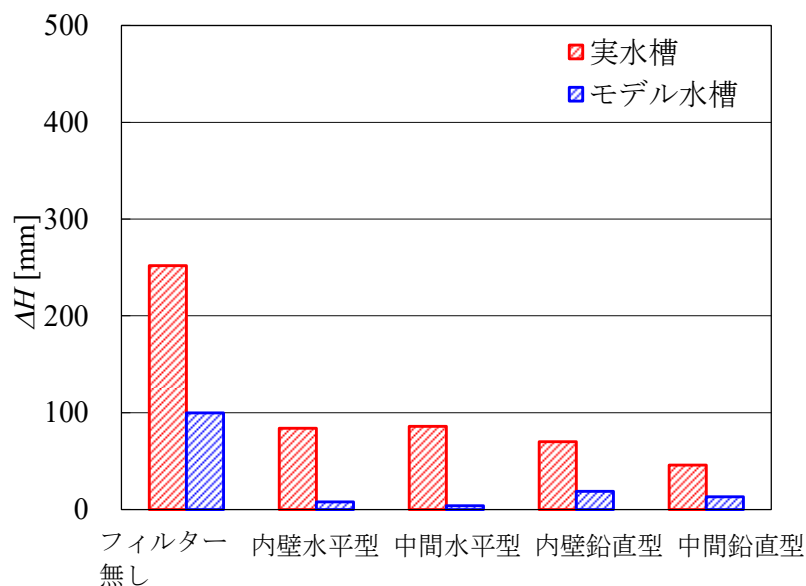


図-3.13 モデル水槽と大型実水槽における最大波高（2次モード）

正弦波における波高抑制効果に及ぼす波高抑制手法の影響

図-3.14 に、大型実水槽に正弦波を与えた場合の波高抑制効果に及ぼす波高抑制手法の影響を示す。縦軸は、フィルターのない場合の最大波高 ΔH_0 に対するフィルター設置時の最大波高の比 $\Delta H / \Delta H_0 [-]$ で、波高抑制効果を表す。なお、水深は 2,000 mm、加振振幅は ± 7 mm である。

1 次モードにおいては、いずれの波高抑制手法でも、最大波高はフィルターのない場合の 50% 以下に抑制される。特に、内壁水平型および中間鉛直型での最大波高は、フィルターのない場合の約 20% に抑制される。また、2 次モードにおいても、1 次モードと同様、いずれの抑制手法でも最大波高はフィルターのない場合の 50% 以下に抑えられる。フィルターの間鉛直型では最も高い波高抑制効果が得られ、最大波高はフィルターのない場合の約 20% に抑制される。

既往の研究（浮体式パネル¹⁰⁾、金網十字配置⁵⁾、貯槽内壁にフィルター設置¹²⁾の波高抑制効果は 30 - 50% であると報告されており、本研究の結果はこれらの効果と同程度である。ただし、既往の波高抑制法は水槽内に補強材等の構造物がある場合には設置が困難であり、水槽構造に任意に対応できる本法（水平型あるいは鉛直型設置）の優位性が認められる。

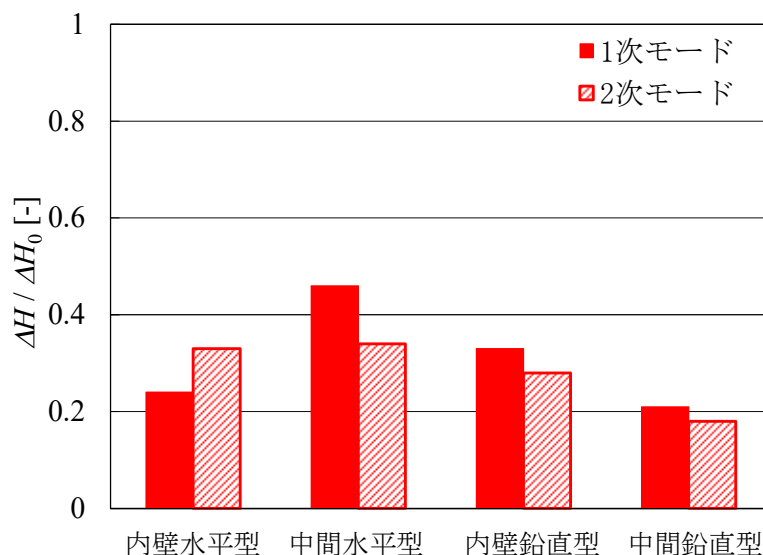
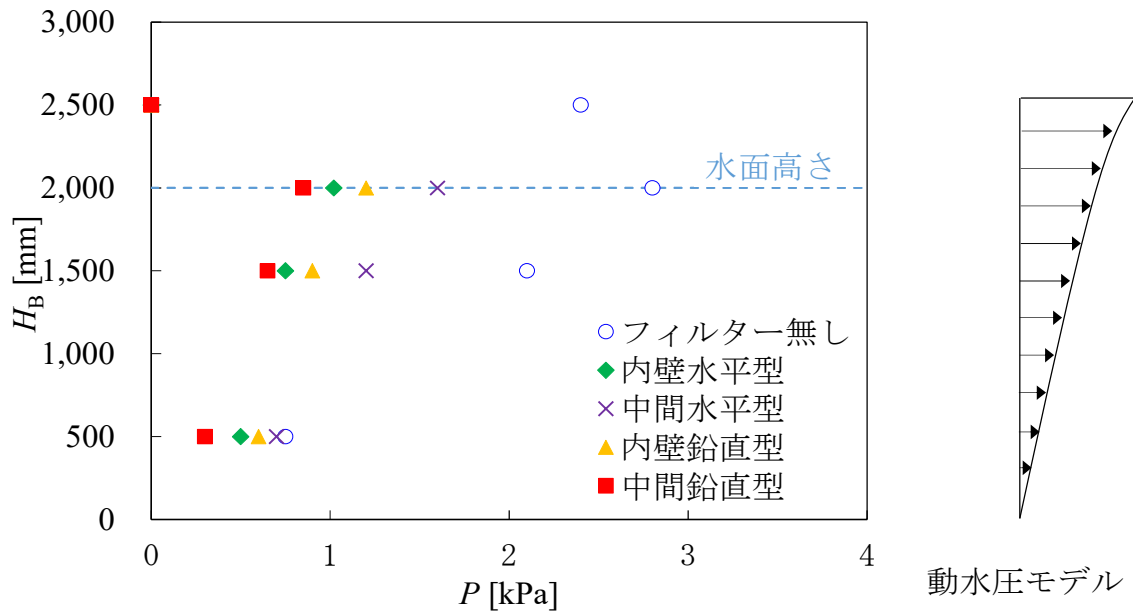
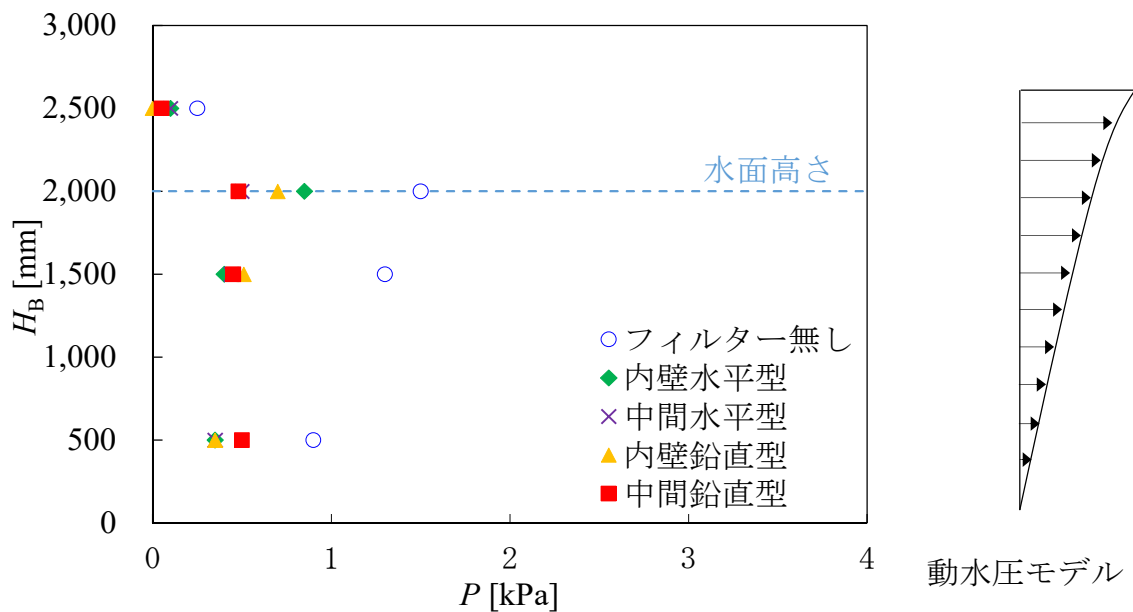


図-3.14 大型実水槽における波高抑制効果に及ぼす波高抑制手法の影響（正弦波）

図-3.15 に、フィルターの無い場合およびフィルターによる各波高抑制手法における水槽内壁面に作用する動水圧の深さ方向の分布を示す。縦軸は、図-3.8 (b) で示した圧力計の設置高さ（中央部、図-3.14 (b)での E~H の位置）を表し、横軸は動水圧 P [kPa] である。図中には、スロッシング振動時の動水圧のモデルを付記した。図-3.15 (a) は 1 次モード、図-3.15 (b) は 2 次モードにおける動水圧分布である。1 次および 2 次モードにおいて、いずれの波高抑制手法でも、動水圧はフィルターの無い場合の 30 ~ 50 % に抑制される。



(a) 1 次モード



(b) 2 次モード

図-3.15 大型実水槽における内壁面に作用する動水圧（正弦波）

波高抑制の結果と同様、フィルターを水平設置する場合では内壁位置、鉛直設置する場合では中間位置で、スロッシング現象による動水圧の抑制効果は高い。つまり、スロッシング波高が効果的に抑制されれば、同様に動水圧も減少すると考えられる。

以上のことから、フィルターを設置することで水槽内壁に作用する動水圧も効果的に抑えられることが分かる。これは、フィルターにより水の運動エネルギーが吸収されるためと考えられる。したがって、波高抑制効果を得られる方法の検討は、同時に水槽内壁面に生ずる動水圧の低減にも繋がるので、水槽の耐震性能向上において重要であると考えられる。

地震波における波高抑制効果に及ぼす波高抑制手法の影響

図-3.16 に、JMA KOBE 50 % 相当を入力した場合の各波高抑制手法における波高抑制効果 $\Delta H / \Delta H_0$ [-] を示す。

地震波においては、いずれの波高抑制手法を用いても、最大波高はフィルターのない場合の 80 % 程度で、波高はほとんど抑制されていない。これは、地震波に対しては、波高抑制効果を発揮するためのフィルターの厚さ（量）が不足しているためと考えられる。

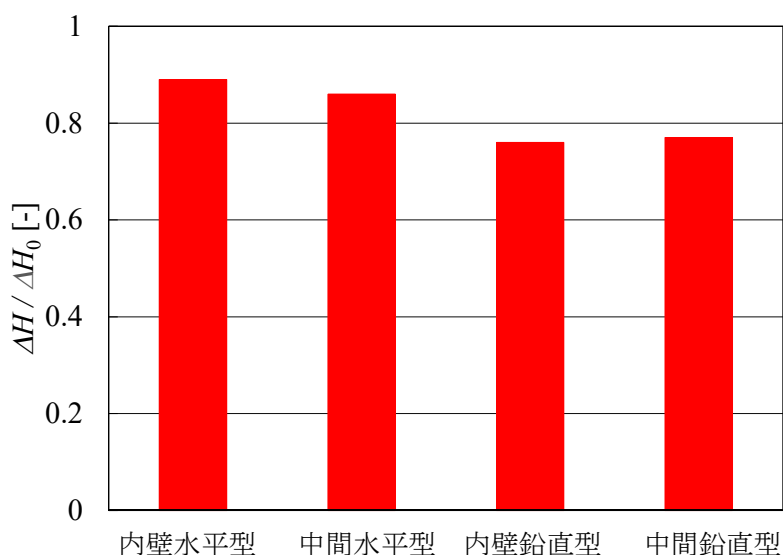
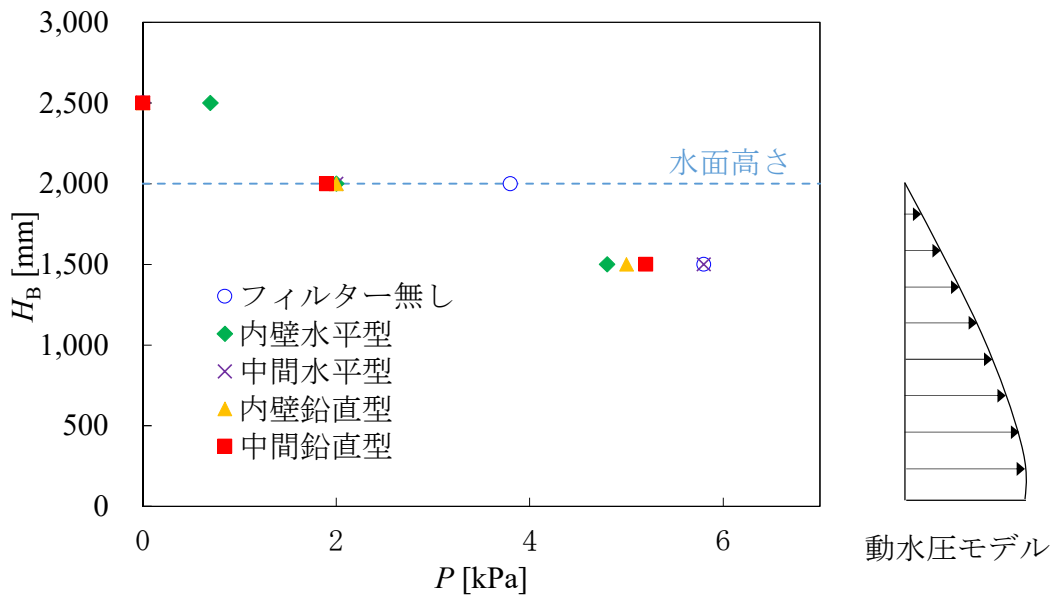


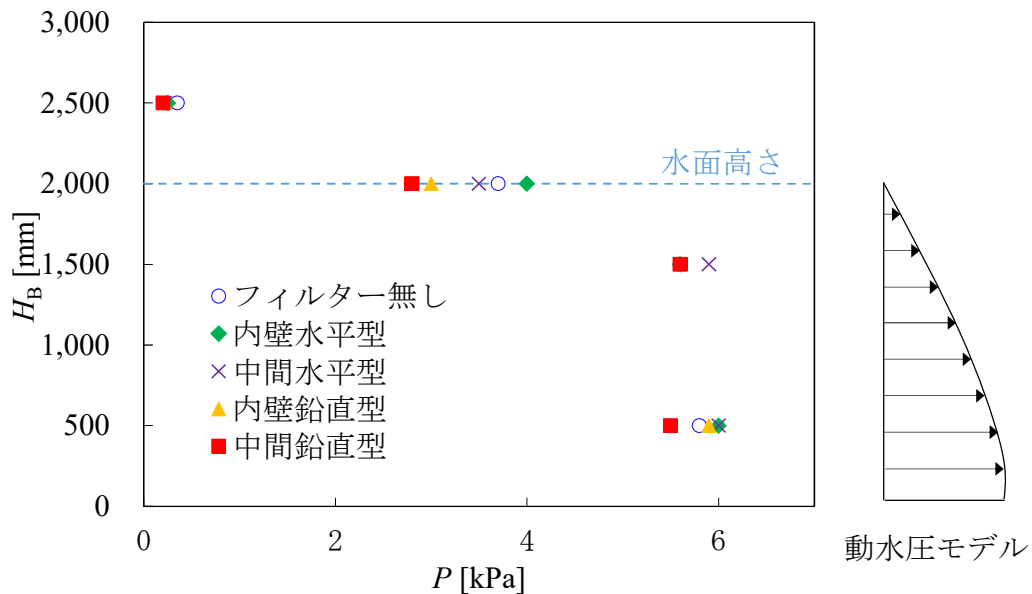
図-3.16 大型実水槽における波高抑制効果に及ぼす波高抑制手法の影響（地震波）

図-3.17 に、JMA KOBE 50 % 相当を入力した場合の実水槽内壁面に作用する動水圧の分布を示す。図-3.16 (a) および (b) は図-3.8 (b) で示した A～D および E～H の位置での動水圧である。(D の圧力計が実験中に破損したため、データが欠落している。) 図中には、ハウスナーの動水圧のモデルを付記した。

図-3.17 (a) において、いずれの波高抑制手法でも水面付近 (2,000 mm 地点) の動水圧がフィルターのない場合よりも大きく抑制されている。なお、抑制手法による動水圧の顕著な差異は見られない。



(a) A - D 地点



(b) E - H 地点

図-3.17 大型実水槽における内壁面に作用する動水圧 (地震波)

図-3.17 (b) において，JMA KOBE を入力した場合には，正弦波を入力した場合（図-3.15）とは違い，水深が深い位置の動水圧が高くなっている．これは，箕輪らが指摘している水槽壁面と内容水が連成するバルジング振動⁶⁾が発生したためと考えられる．なお，水槽内部のビデオ映像から，バルジング現象を発生させるような水の表面が上下動する水面揺動も観察された．したがって，地震波を入力した際に，水槽内では振動数に応じてスロッシング振動とバルジング振動が発生したものと推察される．

本章で提案した 4 つの波高抑制手法水面の波高に対するものであり，バルジング振動による動水圧には対処できない．このバルジング振動への対策は第 5 章で述べる．

3.3.3 中型実水槽とモデル水槽の比較

中型実水槽 ($L = 2,000$ mm) を用いた実験結果を，モデル水槽 ($L = 1,800$ mm) で得られた結果と比較し，実水槽でもモデル水槽と同様な波高抑制手法で効果を得られるのかを検証した．表-3.4 に実験パラメーターを示す．

表-3.4 中型実水槽の実験パラメーター

フィルターの設置形態	鉛直型
入力波形	正弦波(1次モード：0.600 Hz) 正弦波(2次モード：1.040 Hz) 地震波 (JMA KOBE 30%)
L に対するフィルターの長さ [%]	6.0 (片面2枚)
H に対するフィルターの長さ [%]	35.7 (長さ 500 mm)
フィルターの設置位置 $d_F = d_{F1}, d_{F2}$ [mm] ($d_{F2} = 1,000$ mm 固定)	0 (フィルター無し) 30, 1,000 (内壁, $L/2$) 310, 1,000 ($L/6, L/2$) 500, 1,000 ($L/4, L/2$) 750, 1,000 ($L/3, L/2$) 970, 1000 (中間2枚重ね)
ケース	18 ケース

図-3.18 に，1 次モードにおけるモデル水槽および中型実水槽での最大波高に及ぼす設置位置の影響を示す．両槽の幅 L がほぼ同じであるので，波高抑制効果もほぼ同様の傾向であるが，中型実水槽では水面付近のみにフィルターが設置されている（水面に接していない）ために，波高抑制効果はやや小さくなっている．

図-3.19 に，2 次モードにおける両槽の最大波高に及ぼす設置位置の影響を示す．2 次モードのフィルターのない場合では，中型実水槽では最大波高はかなり低くなる．一方，モデル水槽での波高は 1 次モードと同程度であるが，これは，モデル水槽の奥行きおよび水深が幅に比してかなり小さく，本来低くなるべき最大波高が壁効果により助長されたためと考えられる．しかし，両水槽において，フィルターを設置することにより最大波高は抑制され，設置位置による明確な相違は見られない．

以上のことから，1 次および 2 次モードにおいてモデル水槽で得られた各波高抑制手法の効果は実水槽でも同様であると考えられる．

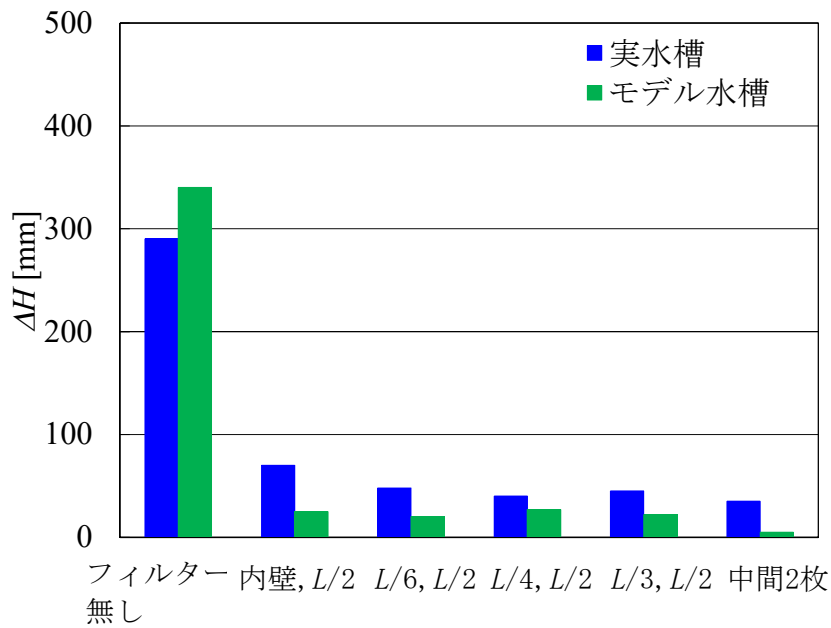


図-3.18 モデル水槽と中型実水槽における最大波高に及ぼす設置位置の影響（1次モード）

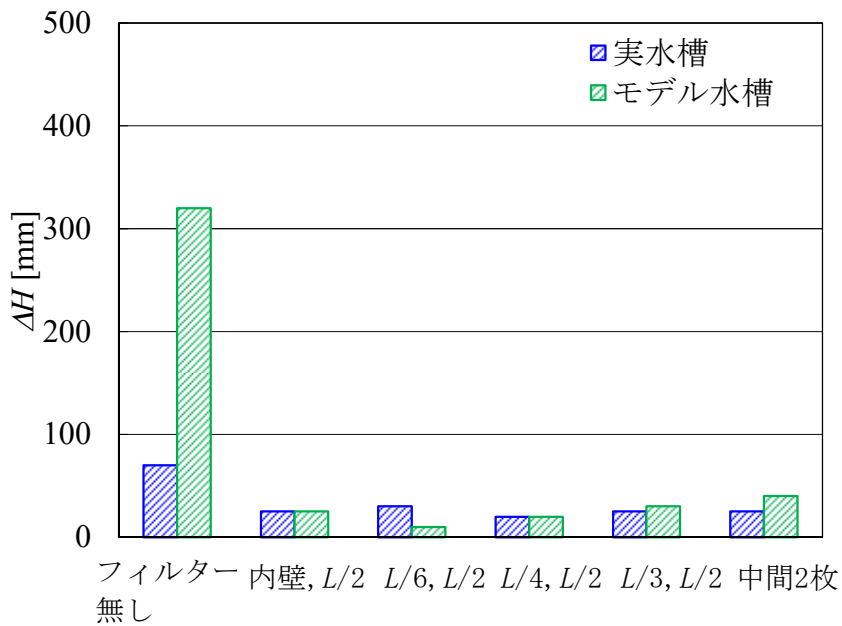


図-3.19 モデル水槽と中型実水槽における最大波高に及ぼす設置位置の影響（2次モード）

正弦波における波高抑制効果に及ぼす設置位置の影響

図-3.20 に，正弦波を入力する中型実水槽に，加振軸直交面に対してフィルターを 2 枚ずつ，計 4 枚を設置した場合の波高抑制効果 $\Delta H/\Delta H_0$ に及ぼすフィルター設置位置の影響を示す．なお，水深は 1400 mm，加振振幅は ± 4 mm である．

1 次モードにおいては，いずれの設置位置でも，最大波高はフィルターのない場合の 20 % 以下に抑えられる．特に，2 枚目のフィルターが中間位置に近づくにつれて，波高抑制効果は大きくなる．2 次モードにおいてはいずれの設置位置でも，最大波高はフィルターのない場合の 40 % 以下に抑制される．また，フィルターを等間隔に設置した $L/4$ ， $L/2$ 地点の場合に最も高い波高抑制効果が得られる．

地震波における波高抑制効果に及ぼす設置位置の影響

図-3.21 に，中型実水槽に JMA KOBE 30 % 相当を入力した場合の各波高抑制手法における波高抑制効果 $\Delta H/\Delta H_0$ を示す．

地震波においては，いずれの設置位置でも最大波高はフィルターのない場合の 60 % 以下に抑制される．また，正弦波の 2 次モードの波高抑制効果と同様な傾向が見られ， $L/4$ ， $L/2$ 地点に設置した場合に最も高い波高抑制効果が得られ，最大波高はフィルターのない場合の 40 % 以下に抑制される．これらの結果から，本水槽に設置したフィルターの厚さ（量）や長さは，地震波に対して適切であったと考えられる．

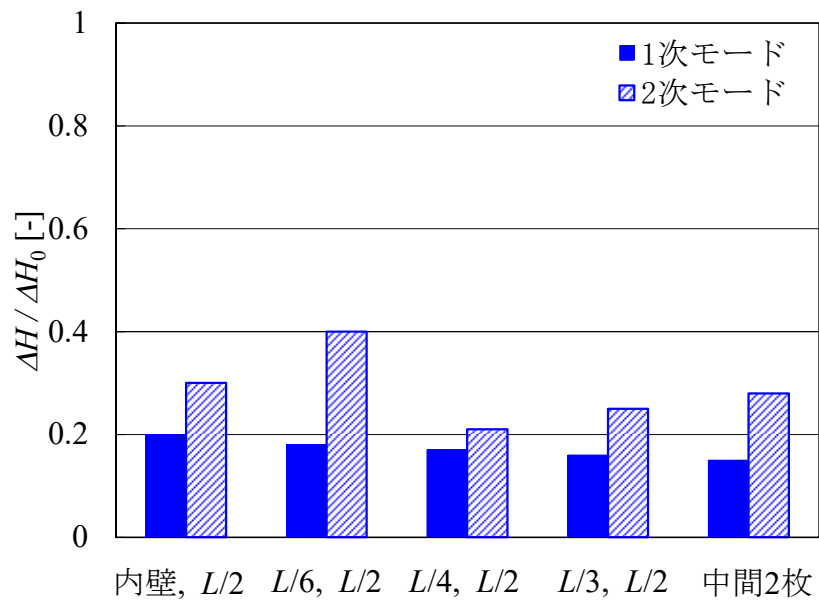


図-3.20 中型実水槽における波高抑制効果に及ぼすフィルター設置位置の影響（正弦波）

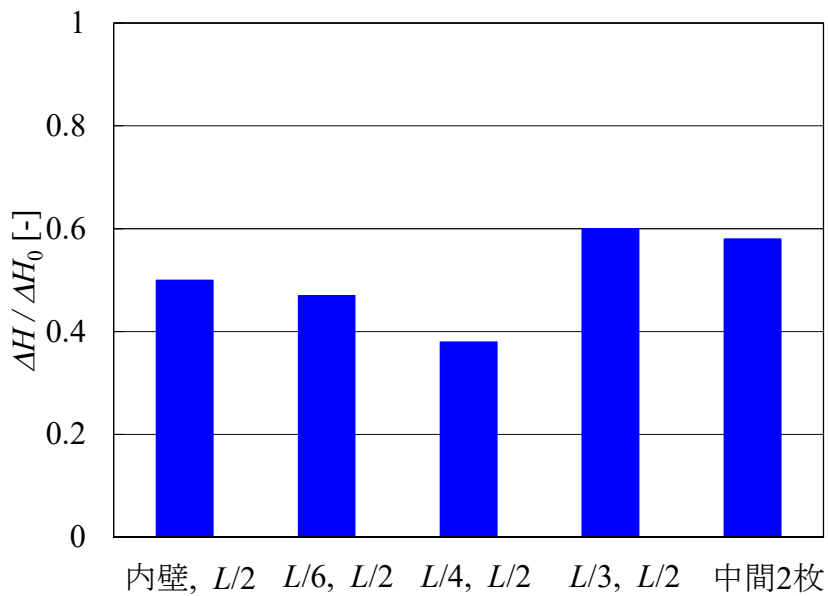


図-3.21 中型実水槽における波高抑制効果に及ぼすフィルター設置位置の影響（地震波）

3.4 結言

本章では、実水槽に簡易な方法で耐震性能を向上させる手法として、空隙率の高いプラスチックフィルターを用いたスロッシング波高抑制手法を考案した。水槽の内部構造の制約条件により、任意の位置にフィルターを設置できない場合を想定し、矩形モデル水槽および 中型・大型の立方体実水槽において設置条件を種々に組み合わせて、設置方法の影響を検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) モデル水槽で得られたスロッシング波高を低減する手法は、立方体実水槽においても効果を発揮することができ、実水槽の耐震性能を向上させる簡易かつ有効な手法であることが検証された。
- (2) 加振軸直交面に対してフィルターを設置する際、水槽の内壁付近に設置が可能な場合は設置形態を水面に対して水平方向に、中間位置に設置が可能な場合は鉛直方向に設置することにより、高い波高抑制効果が得られる。
- (3) 加振軸直交面に対してフィルターを鉛直方向に 2 枚設置する際、フィルター設置の制約条件がなければ槽幅の 1/4 および 1/2 の位置への設置がこれらの位置への設置が困難な場合はフィルターの間隙に隙間を設けて設置することにより、高い波高抑制効果が得られる。

参考文献

- 1) (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.
- 2) 日本給水タンク工業会ホームページ：<http://www.kyuusui-tank.jp>
- 3) 能島暢呂：脆弱性指数を用いたライフライン網の地震時脆弱性評価～上水道配水管網への影響～，地域安全学会論文集 **Vol. 10**，pp. 137-146，2008. 11.
- 4) 村田幸一，水崎洋祐，宮島昌克：上水道配水システムの地震時異常挙動解明のための受水槽のスロッシング解析，第13回日本地震工学シンポジウム論文集，pp. 1752-1757，2010. 8.
- 5) 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(応用力学)，**Vol. 69**，No. 2 (応用力学論文集Vol. 16)，I_833-I_843，2013. 9.
- 6) 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.
- 7) 社)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.

- 8) 渡辺昌宏, 小林信之, 本多智一, 大野克徳, 本井久之: 隔壁挿入による矩形容器内液体スロッシングの制振特性, 日本機械学会論文集(C編) **Vol. 67**, No. 657, pp. 204-211, 2001. 5.
- 9) 浦田喜彦: 水平抑制板を用いたスロッシングの抑制法(長方形タンクにおける基本的検討), 日本機械学会論文集(C編) **Vol. 75**, No. 749, pp. 50-57, 2009. 1.
- 10) 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, 土木学会第69回年次学術講演会 I-162, pp. 323-333, 2014. 9.
- 11) 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, 土木学会論文集A2(応用力学), **Vol. 68**, No. 2 (応用力学論文集 Vol. 15), I_785-I_794, 2012. 8.
- 12) 日比野広之, 鈴木森晶, 奥村哲夫: 実物大貯水槽のスロッシング現象と波高抑制効果手法に関する研究, 土木学会第68回年次学術講演会, I-025, pp. 49-50, 2013. 9.
- 13) Housner, G. W. : The Dynamic Behavior of Water Tank, *Bulletin of The Seismological Society of America*. **Vol. 53**, 1963. 2.

第 4 章 多孔板設置による長周期振動下における矩形水槽の波高の抑制

4.1 緒言

自由表面を持つ液体の入った容器に長周期振動が作用し、その振動数が容器の固有振動数に近くなると、共振して液面が大きく揺動する。この現象はスロッシング振動と呼ばれており、容器内で液体を取り扱う様々な工業分野で研究されている。たとえば攪拌技術では、スロッシングは揺動攪拌操作として積極的に利用されており、容器を旋回あるいは往復運動させる場合について系統的な実験に基づく研究が行われている¹⁾。また、攪拌機を有する容器に液体を流入する際の安全操作の観点から、旋回スロッシングの発生条件や攪拌機との共振現象が解明されている²⁾。鉄鋼精錬プロセスにおいては、溶銑中の不純物を除去するためにアルゴン等の不活性ガスを吹込んで、その気泡表面に不純物を吸着させて除去している。そのガス吹込み法の代替として旋回液体噴流による不純物の濃縮（噴流表面への不純物の密集）・除去に着目して、回転スロッシングに類似した旋回現象が観察されている³⁾。

一方、自然災害のひとつである長周期地震によって貯液槽内でスロッシング振動が発生する。1964年の新潟地震ではスロッシング振動による液面の大きな波高が石油貯槽に甚大なる被害を与えた。この被害をもたらした新潟地震が長周期構造物の耐震安全性を考える契機を与えた。近年では2011年の東北地方太平洋沖地震や2016年の熊本地震において、病院・学校等に設置されていた水槽の屋根や側板上部がスロッシング振動によっても破損したと報告されている^{4),5)}。

貯液槽におけるスロッシング振動の抑制に関しては数多くの研究が行われている。本研究で着目している矩形水槽を対象としたものとして、小林らのグループは下端が開口している隔壁を槽の中間位置に垂直に設置する方法^{6),7)}、また浦田は水面付近に水平板を設置する方法⁸⁾を提案し、数値解析やモデル水槽による実験によってその効果を示している。平野らのグループは、既設水槽への設置が容易である点に重きを置き、スロッシングダンパーの考え方に基づいて矩形槽内への金網の設置を提案している^{9),10)}。モデル水槽では金網の開口率を56.0～76.4%の範囲で変え、実水槽では15.4と46.8%の2種の開口率の金網を用いて、いずれの水槽でも開口率が低いほど波高抑制効果が高くなることを示している。則竹らも同様な発想から既設水槽の内壁にプラスチック繊維からなる抑制装置を設置することを考案し、模型槽および実水槽での実験結果からその波高

抑制効果を示している¹¹⁾。また、前章において、筆者らは実水槽での耐震性向上を目的として、水槽内の上部に空隙率 88 % のプラスチックフィルターを設置し、スロッシング波高の抑制効果を明らかにしている¹²⁾。しかしながら、上述の研究で用いられた金網やプラスチックフィルターの開口率や空隙率は比較的高いが、これらが低くなって抑制装置の存在が隔壁に近づいた場合の固有振動数の変化や波高抑制効果については明らかにされていない。また、隔壁に近い状態で波高を抑制できるならば、水槽の内部補強材としての役割も付与できると期待される。

本章では、上水に対する衛生面で問題がなく水槽への設置が容易であることから、ステンレス鋼製の多孔板を波高抑制装置として用いることを考案した。本系では液単相を対象としているが、気液二相系である多孔板製ドラフトチューブを挿入した気泡塔の流動特性が多孔板の開孔率や孔径によって大きく変わると報告されており^{13), 14)}、水槽内の水の流動挙動も多孔板のこれらの特性の影響を受けるものと予想される。そこで、開孔率および孔径を組み合わせた多孔板を矩形モデル水槽の中間位置に設置し、振動数を変えて各振動数における波高を観察し、波高抑制に及ぼす多孔板の特性の影響について検討した。また、既設水槽の内部には補強材等が設置されており多孔板を水槽の中間位置に設置できない場合があるので、設置位置を中間からずらした場合の波高挙動も観察した。次に、矩形モデル水槽でスロッシング波高抑制の認められた多孔板を大型の立方体実水槽に設置して、多孔板の波高抑制効果について検証した。

4.2 実験装置および方法

4.2.1 モデル水槽による振動実験

図-4.1 に振動台上に載せた矩形モデル水槽、図-4.2 にその概略を示す。水槽は、幅 $L = 900$ mm、奥行き $D = 450$ mm および高さ $H = 450$ mm のガラス製で、水深 h は 200 mm で一定とした。加振方向は一軸とし、図-4.1 に示すように水槽の幅方向とした。また、水槽の前面にメジャーを貼り付け、目視にて水面の挙動を観測した。なお、水槽の静止水面にあたる高さ 200 mm の位置に青色、300 mm の位置に黄色、400 mm の位置に赤色のテープを貼った。入力振動数が高くなると水面がうねりを伴って波高の目視観測が困難となるので、ビデオカメラによる撮影も同時に行った。

多孔板はステンレス鋼製で、大きさ 450 mm × 450 mm、厚さ 3 mm とした。図-4.3 に多孔板を設置した水槽、その下の表に多孔板の設置位置を示す。いずれの位置においても、水面に対して垂直に多孔板を挿入し、多孔板下端が水槽の底

面に接するように設置した。

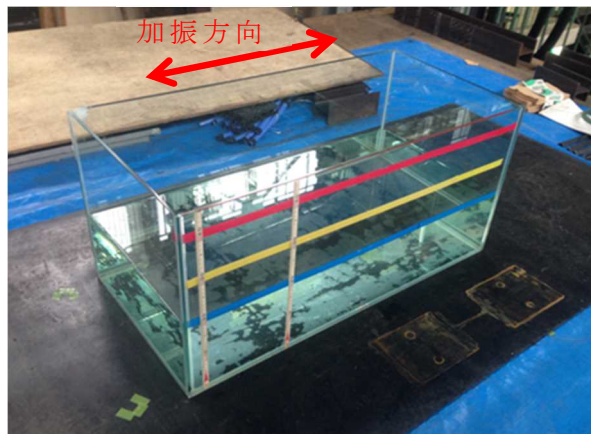


図-4.1 振動台に載せた矩形モデル水槽

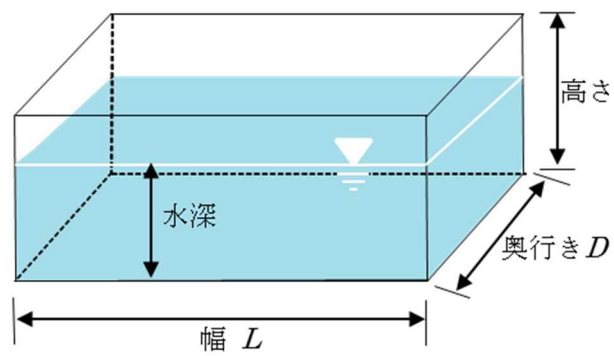
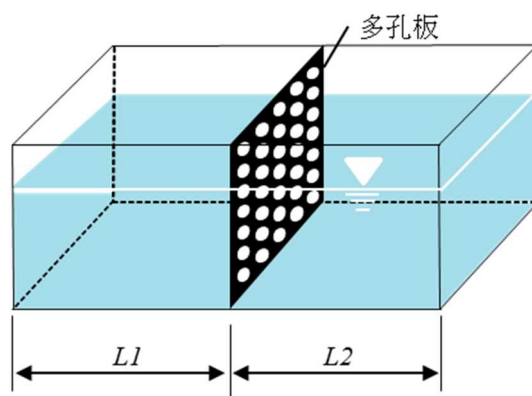


図-4.2 矩形モデル水槽の概略



	pattern 1	pattern 2	pattern 3
$L1$ [mm]	450	360	270
$L2$ [mm]	450	540	630

図-4.3 多孔板の設置位置

多孔板の開孔率が 0% に近づくとつれて、槽内での水の流動挙動は隔壁で分割された水槽の場合^{6), 7)} に類似するようになる。たとえば、多孔板を水槽幅の中間位置に設置した場合(図-4.3 のパターン 1) では、幅が半分 ($L = 450 \text{ mm}$) である水槽の場合に類似する。そこで、パターン 1 ~ 3 で水槽幅を変えた場合に対応したスロッシングの 1, 2 次モードの固有振動数理論値を Housner の式(4.1)¹⁵⁾ から算出した。表-4.1 に各幅に対する固有振動数の理論値を示す。なお、これまでの実験におけるスロッシングモードの固有振動数は式(4.1)で算出した理論値とよく一致した。

表-4.1 水槽の固有振動数の理論値

Perforated Plate	L [mm]	n	
		1	2
tank	900	0.72	1.59
pattern 1	450	1.24	2.28
pattern 2	360	1.43	2.55
	540	1.09	2.08
pattern 3	270	1.68	2.94
	630	0.97	1.92

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{(2n-1)\pi g}{L} \tanh\left(\frac{(2n-1)\pi h}{L}\right)} \quad (4.1)$$

f_n : スロッシング n 次モードの固有振動数 [Hz]

n : モード次数

g : 重力加速度 [m/s^2]

h : 水深 [m]

L : 水槽の幅 [m]

まず、多孔板を水槽幅の中間位置(パターン 1)に設置して、開孔率 0% の多孔板、すなわち厚さ 3 mm の無孔のステンレス鋼板を設置した場合(水槽の中間に隔壁があり、2 槽に分割された場合)、開孔率 42% の多孔板を設置した場合、および開孔率 100% すなわち隔壁のない場合について予備実験を行った。開孔率 42% の多孔板は厚さ 3 mm のステンレス鋼製で、孔径 15 mm の孔を 60° 千鳥型で配置した。定常加振実験(以下、スイープ試験)では、表-4.1 に示

した $L = 900$ および 450 mm の 1, 2 次モードの理論固有振動数をすべて含む $0.60 \sim 2.40$ Hz の範囲で 0.10 Hz 刻み, 最大波高の現れる振動数付近では 0.01 Hz 刻みとして振動数を変えて, 波高挙動を観測した. 予備実験で用いた開孔率 0 および 100% の多孔板では波高が大きいので, 水の溢流を防ぐために振幅を ± 1 mm とした.

多孔板の孔径を 15 mm で一定として, 開孔率を $42, 31, 21, 15, 10$ および 5% の 6 種類と変えた. なお, 予備実験で用いた多孔板 (孔径 15 mm, 開孔率 42% , 60° 千鳥型配置) の一部の孔を防水テープで閉塞して, 開孔率が低くなるように調整した. したがって, 孔の配置は不均一である. 入力振動数の範囲および刻みは予備実験と同じとした. これらの開孔率の多孔板では波高が大きく抑制されるので, 波高の観測を行いやすくするために, 振幅を ± 5 mm としてスイープ試験を行った.

多孔板の孔径の影響について検討するために, 多孔板を水槽幅の中間位置 (パターン 1) に設置して, 開孔率 15% (後述する結果において波高抑制効果が最も大きかった開孔率) で孔径を $5, 10, 15, 20$ および 25 mm の 5 種類と変えた. いずれの孔径でも, 孔を 60° 千鳥型に配置したステンレス鋼製の多孔板 (板厚 3 mm) を用いた. スイープ試験の入力振動数の範囲および刻みは開孔率の影響の実験と同じとしたが, 加振振幅は ± 3 mm とした.

既存の水槽では補強材等の存在により中間位置に設置できない場合がある. そこで, 多孔板の設置位置の影響を検討するために, 図-4.3 の下表に示す 3 種のパターンで設置した. パターン 1 は水槽幅の中間位置に多孔板を設置して等分割したものであるが, パターン 2 および 3 では多孔板を片側に寄せて, それぞれ $4:6$ および $3:7$ に水槽を不等分割した. ここでは, 孔径 15 mm, 開孔率 $42, 15$ および 5% の多孔板 (開孔率の影響の検討で用いたもの) を用いた. スイープ試験の入力振動数の範囲および刻みは上述の実験と同じとし, 加振振幅は ± 3 mm とした.

4.2.2 大型実水槽による振動実験

図-4.4 に、振動台に載せた大型の立方体実水槽を示す。水槽は、ステンレス鋼製パネル（1,000 mm×1,000 mm）を溶接して製作されており、寸法は 3,000 mm×3,000 mm×3,000 mm（壁面の板厚は上段から 1.5, 2.0 および 2.5 mm）である。静止水深は 2,000 mm とした。各パネルの中央部には球面を有するプレス補強（直径 840 mm, 高さ 90 mm）を施してある（このプレス補強によりパネル板の剛性を高めて、板厚減少を実現している）。水槽内部には、ステンレス鋼材からなる補強材が設置されており、常時および地震時の水圧に対応する構造となっている。この水槽を振動台の上にボルトにて固定設置した。

図-4.5 に大型の立方体実水槽の概略を示す。モデル矩形水槽において、高い波高抑制効果の得られた開孔率 15%、孔径 5 mm のステンレス鋼製多孔板（板厚 3 mm）を用いた。多孔板は水槽の横幅の中間位置に設置し、屋根からの深さ D_{PP} を 1,000, 1,500, 2,000 および 3,000 mm と変えた。水槽の奥行き方向の中間位置の屋根に 2 台のレーザー変位計（KEYENCE 製 IL-600）を設置し、水面に発泡スチロール板（150 mm×150 mm×3 mm）を浮かべて（後述の図-4.13 参照）水槽内の波高を 10 ms で測定した。水槽内のスロッシング挙動を観察するために、ビデオカメラを屋根に設置した。加振方向は水平一軸とし、波高が十分に安定するように加振回数を 30 回とした。振動数を 0.1 - 1.0 Hz の間で変え、その刻みを 0.1 Hz（スロッシング固有振動数付近では 0.01 Hz 刻み）とした。加振振幅は、波高がレーザー変位計の測定範囲内に収まるように ±20 mm とした。



図-4.4 振動台に載せた大型の立方体実水槽

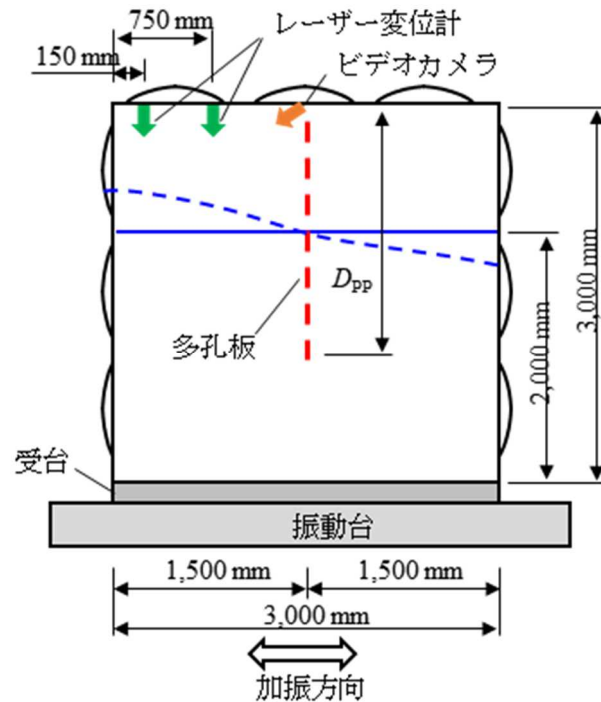


図-4.5 大型の立方体実水槽の概略

4.3 実験結果および考察

4.3.1 モデル水槽内の波高挙動に及ぼす多孔板設置の影響

本研究では、表-4.1 に示した $L = 900, 630, 540, 450, 360$ および 270 mm の 1, 2 次モードの理論固有振動数を全て含む $0.60 \sim 2.40$ Hz の範囲で 0.10 Hz 刻み, 最大波高の現れる振動数付近では 0.01 Hz 刻みとして振動数を変えて, 波高挙動を観測した. また, 実験条件によって波高が大きく変わるので, 実験系毎に振幅を $\pm 1 \sim \pm 5$ mm での範囲で調節した.

図-4.6 に, 多孔板のない場合 (開孔率 100%) および開孔率 42% , 孔径 15 mm の多孔板を水槽の中間位置に設置した場合 (パターン 1) の波高の時系列挙動を示す. 波 (水の表面) を白線で示した. 加振回数は $8, 13$ および 15 で, 振動数は 0.72 Hz (槽幅に対する 1 次のスロッシング固有振動数), 振幅は ± 1 mm である.

開孔率 100% の場合では, 加振回数の増加につれて波高が徐々に発達し, 加振回数 15 回目で最高値 122 mm に達してそれ以降の加振回数ではこの値でほぼ安定する. 一方, 開孔率 42% の場合では, 加振回数が増加しても波高はほとんど発達せず, 8 回目以降の波高は 10 mm でほぼ一定である. つまり, 多孔板の孔のない部分への水の衝突によってそのエネルギーが吸収されるので孔を通過する水の流量が極めて低くなり, 加振を繰り返しても波高は発達しない. 以後, 安定した波高で評価する.

図-4.7 に、開孔率 100, 42 および 0 % の多孔板を水槽の中間位置に設置した場合（パターン 1）の振動数に対する波高の変化を示す．孔径は 15 mm で，振幅は ± 1 mm とした．なお， $L=900, 450$ mm における固有振動数の理論値を図中に併記した．

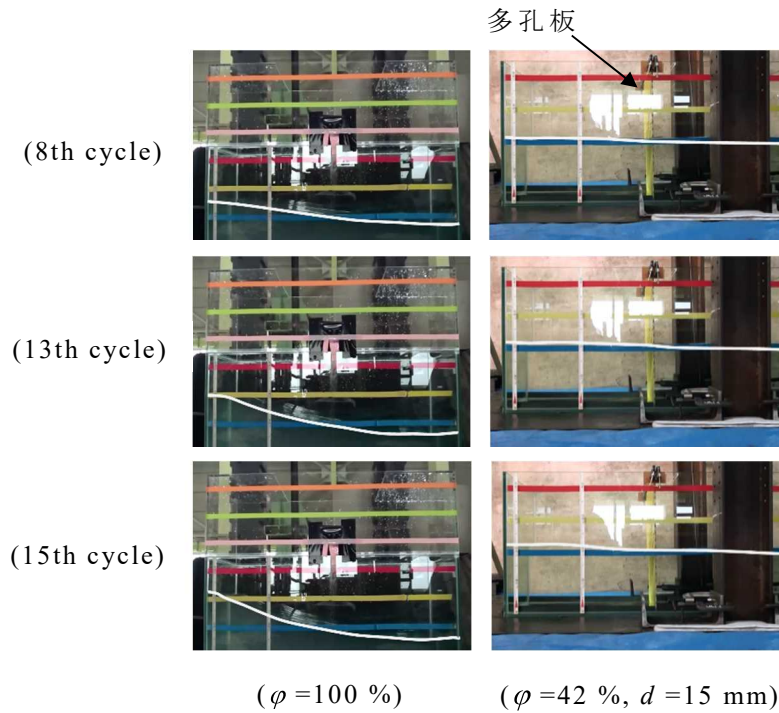


図-4.6 波高の時系列挙動

($n=1, f=0.72$ Hz, pattern 1)

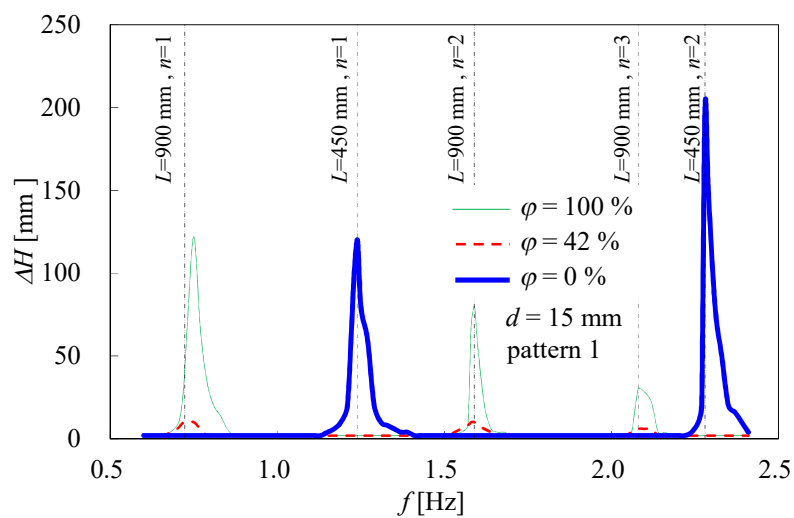


図-4.7 振動数に対する波高の変化

($\varphi = 100, 42$ and 0 %)

開孔率により最大波高の現れる振動数は異なるが、開孔率 100%（隔壁のない状態）および 0%（中間に隔壁のある状態）に比べて、開孔率 42% の最大波高は著しく低く、多孔板による大きな波高抑制効果が認められる。開孔率 100% の場合では、 $L = 900 \text{ mm}$ の 1 から 3 次モードの固有振動数付近で波高が卓越している。一方、開孔率 0% の場合では、それぞれ $L = 450 \text{ mm}$ の 2 次モードまでの固有振動数付近で波高が卓越しており、上述したように、本実験結果のスロッシング固有振動数が Housner¹⁵⁾ の理論値とよく一致することも確認される。なお、水槽の固有振動数付近で波高が卓越することは、円筒容器を水平円運動させた場合でも観察されると報告されている¹⁾。開孔率 42% の場合では、 $L = 900 \text{ mm}$ の固有振動数付近で波高が卓越していることから、開孔率 0 と 42% の間において固有振動数が遷移するものと予想される。

スロッシング固有振動数付近で大きく往復運動する水の流量を、安定した波高、波の幅および振動数の積に比例するとして推算し、考察してみた。多孔板のない場合では、モード次数が高くなるほど、波の数が増えるので、水の流量は低くなった。一方、開孔率 42% の多孔板の場合での多孔板を通過する流量は、多孔板のない場合より極めて低くなり、1 および 2 次モードでは同程度であったが、3 次モードでは低くなった。この理由はよくわからないが、2 次モードの場合には多孔板が波の節に相当する位置にあるので、波高が抑制されにくくなったためではないかと考えられる。

本研究では実験系に応じて振幅を調節したので、振幅が大きいほど波高が高くなった。そこで図-4.8 に示すように、多孔板の開孔率 15%、孔径 15 mm、パターン 1 において振幅 $\pm 3 \text{ mm}$ および $\pm 5 \text{ mm}$ とした場合の $\Delta H/|A|$ (A :振幅 [mm]) の値を振動数に対してプロットしてみたところ、振幅の影響は相殺された。

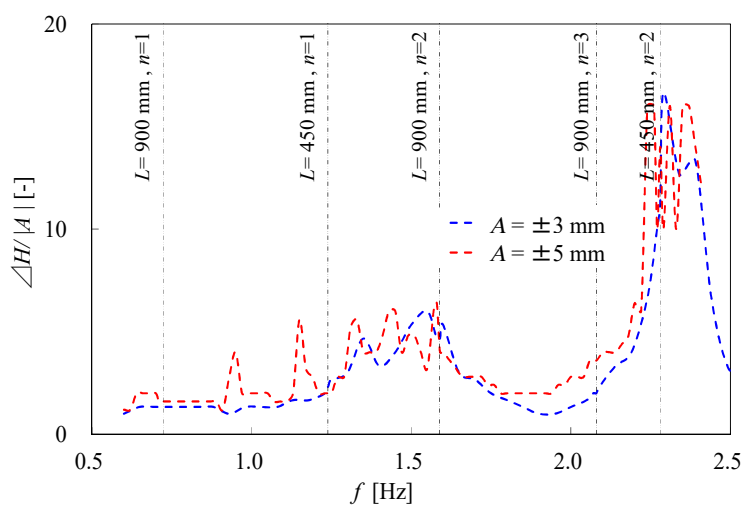


図-4.8 振動数に対する $\Delta H/|A|$ のプロット
($\phi=15\%$, $d=15 \text{ mm}$, pattern 1)

しかしながら、振動数の増加とともに、加振力が大きくなるので、振幅で除した波高のピークは高くなる。そこで、同一加振力下での波高として比較するために、振動数および振幅から求まる加振力 F [N] で実測した波高 ΔH [mm] を除した応答波高 $\Delta H/F$ [mm/N] を用いて多孔板による波高抑制を評価することとした

図-4.9 および 図-4.10 に、開孔率を 42 ~ 15 % および 15 ~ 5 % の範囲で変えた場合の最大応答波高と入力振動数の関係を示す。なお、入力振幅は ± 5 mm とした。

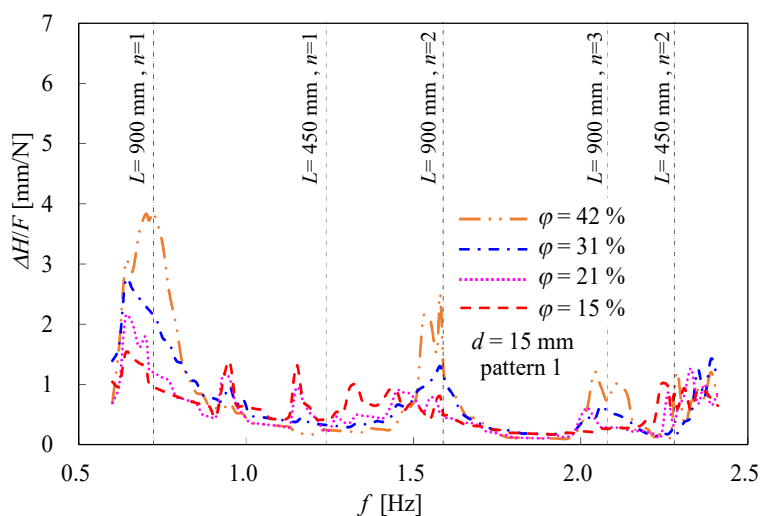


図-4.9 開孔率を変えた場合の最大応答波高と入力振動数の関係

($\phi = 42, 31, 21, 15 \%$, $d = 15$ mm, pattern 1)

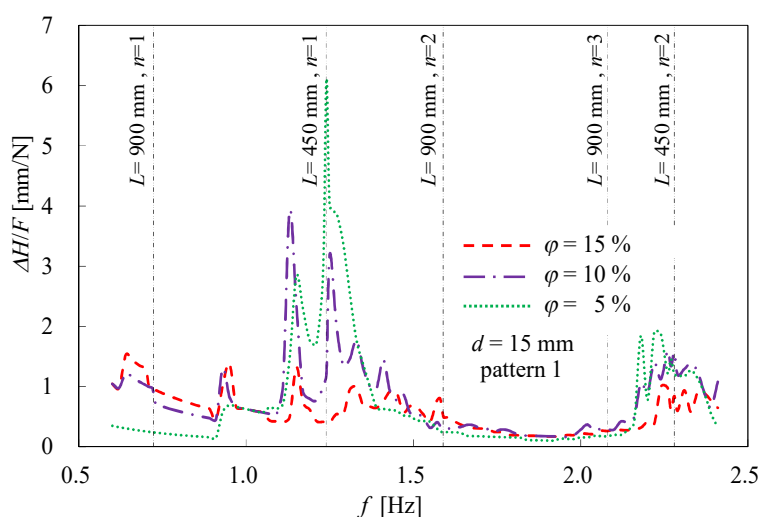


図-4.10 開孔率を変えた場合の最大応答波高と入力振動数の関係

($\phi = 15, 10, 5 \%$, $d = 15$ mm, pattern 1)

図-4.9 の開孔率 42 ~ 15 % の多孔板では、 $L = 900$ mm の固有振動数付近で波高が卓越しており、これらのピークは開孔率が低くなるにつれて低くなる。また、固有振動数以外の振動数でも小さなピークが現れているが、その振動数は開孔率によらずほぼ一致している。振動数 1.24 Hz ($L = 450$ mm の 1 次モードの固有振動数) 付近において、開孔率の低い (21, 15 %) 場合ではピークが見られるが、開孔率の高い (42, 31 %) 場合ではピークは不明瞭となる。開孔率 15 % の振動数 1.24 Hz 付近でのピークは 0.72 および 1.59 Hz ($L = 900$ mm の 1 および 2 次モードの固有振動数) のピークと同程度であり、このことは開孔率 15 % の多孔板で、 $L = 900$ から 450 mm の固有振動数への遷移が起こり始めていることを示唆すると考えられる。なお、2.28 Hz ($L = 450$ mm の 2 次モードの固有振動数) でいずれの開孔率でも小さなピークが現れているが、この理由はわからない。開孔率が低くなるにつれて、 $L = 900$ mm の固有振動数付近での最大応答波高は低くなり、波高抑制効果が大きくなる傾向が認められる。これは、開孔率が低く水が衝突する板壁の面積が大きいほど、衝突によって水のエネルギーの多くが消失し、波高を高めるのに使われるエネルギーが減少するためである。また、図-4.7 では見られなかった固有振動数以外の振動数でこれらの小さなピークが発現するのは、入力振幅を大きくして波高観測の感度を高めたためである。なお、各モードの固有振動数の間で発現する小さなピークは、開孔率が小さいほど大きくなるように見受けられるが、波高抑制の観点からは重要ではない。

一方、図-4.10 における開孔率 10, 5 % の場合では、振動数 0.72 および 1.59 Hz での波高ピークは見られず、振動数 1.24 および 2.28 Hz ($L = 450$ mm の 1 および 2 次の固有振動数) 付近で波高が卓越してくる。このことから、本研究で用いた水槽では、開孔率が 15 % より低くなると隔壁の状態 (渡辺ら⁶⁾ が述べている「隔壁で分けられた個々の槽内で起こるモードのスロッシング」) に近づいていることがわかる。つまり、開孔率 15 から 10 % の間で固有振動数の遷移が起こると考えられる。また、開孔率が低くなるほど、とくに振動数 1.24 Hz 付近における最大応答波高が高くなり、波高抑制効果は小さくなる。

図-4.11 に、多孔板の開孔率に対して最大応答波高をプロットした図を示す。パラメータは、 $L = 900$ および 450 mm における 1 次モードの固有振動数の理論値 0.72 および 1.24 Hz である。開孔率が低くなるにつれて、 0.72 Hz の最大応答波高はほぼ直線的に減少する。一方、 1.24 Hz の最大応答波高は、開孔率 15% まではほぼ 0 で、10% より低くなると急増する。ここで、両プロットの線が交差する約 15% の開孔率では両振動数における最大応答波高の和が最小となることから、波高抑制効果が最大となると考えられる。つまり、本プロットは、水槽幅に応じて発生する波高と隔壁状態に類似するために新たに発現する波高の両者に対する抑制の一指標になるものと思われる。

本条件下での開孔率の最適値は、緒言で示したプラスチックフィルターによる抑制装置¹²⁾ の空隙率 (0.88) よりもかなり低い。また、多孔板の開孔率は平野らのグループ^{9), 10)} の金網の開孔率に相当するが、彼らの実水槽での実験で開口率 15.4% の金網の方の高抑制効果が高かった結果とほぼ一致することは極めて興味深い。

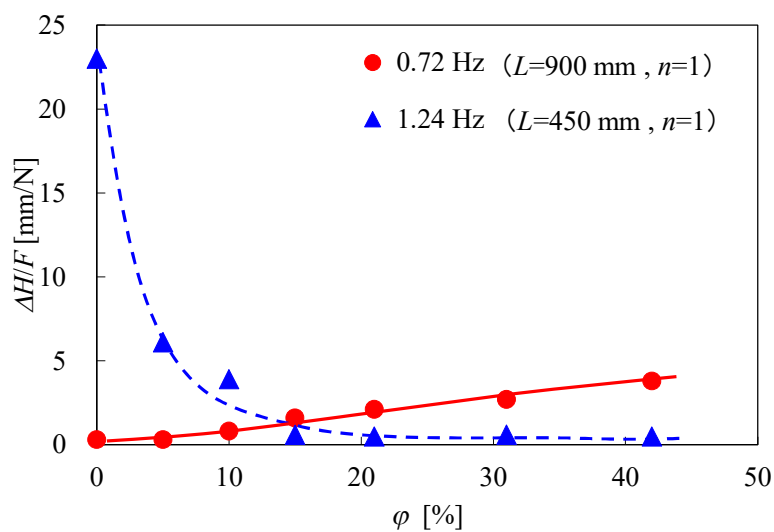


図-4.11 開孔率に対する最大応答波高のプロット
($d = 15$ mm, pattern 1)

4.3.2 大型実水槽での波高抑制効果の検証

図-4.12 に、振動数に対する波高の変化を示す。なお、図中には、式 4.1 から求めた水槽幅 $L = 3,000$ および $1,500$ mm におけるスロッシング固有振動数を併記した。

多孔板のない場合では、1 次の固有振動数 0.49 Hz 付近に波高のピーク、また 2 次の固有振動数 0.85 Hz 付近でも波高のピークが現れる。多孔板を設置した場合は、 $D_{PP} = 1,000$ mm（多孔板深さが屋根から静止水面まで）を除くと、スロッシング固有振動数が若干低くなるものの、波高のピークはかなり低くなる。実水槽で多孔板深さが底面に達しない場合、渡辺ら⁶⁾が指摘している「U字管モード」や「隔壁モード」が生じて槽幅半分のスロッシング固有振動数 0.72 Hz 付近で波高のピークが現れるかと考えたが、本実験で用いた多孔板では水が孔を通過できるので、これらのモードが現れなかった。なお、より低い開孔率あるいは小さい孔径の多孔板では、これらのモードが現れるものと推察される。

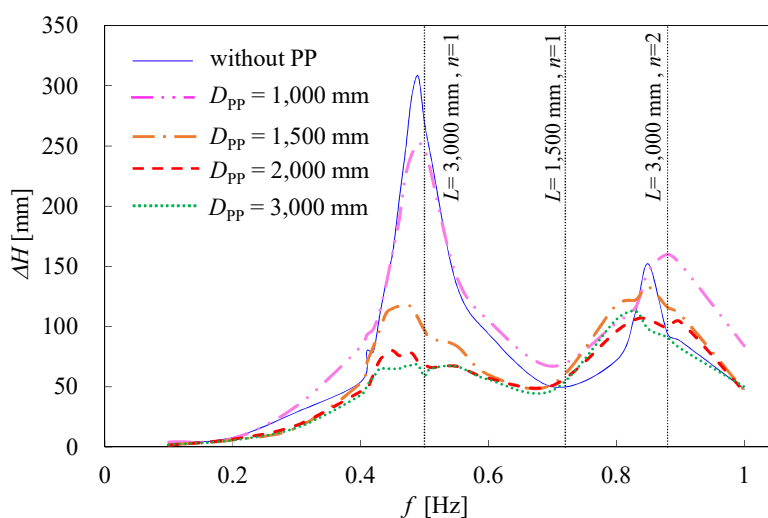
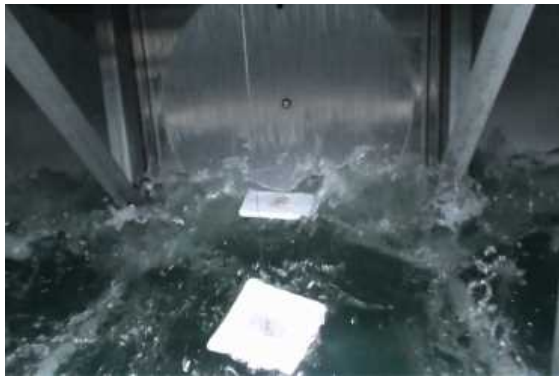


図-4.12 振動数に対する波高の変化

図-4.13 に，1 次のスロッシング固有振動数 ($f=0.49$ Hz) における多孔板のない場合と多孔板を設置した場合 ($D_{PP}=2,000$ mm) の水面の挙動を示す．多孔板のない場合の波高は，上下に激しく変動して水面に白波が発生している．一方，多孔板を設置した場合の波高は上下動も小さく，水面の動きは穏やかである．

図-4.14 に，スロッシング固有振動数 ($f=0.49$ Hz) における多孔板のない場合と多孔板を設置した場合 ($D_{PP}=2,000$ mm) の波高の時刻歴を示す．多孔板のない場合の波高は，加振開始後から徐々に発達し 12 波目でほぼ安定した最大波高約 300 mm となる．一方，多孔板を設置した場合は，加振開始後から 5 波目以降で安定した最大波高約 70 mm となる．



without PP



$D_{PP}=2,000$ mm

図-4.13 水槽内の水面の挙動 ($f=0.49$ Hz)

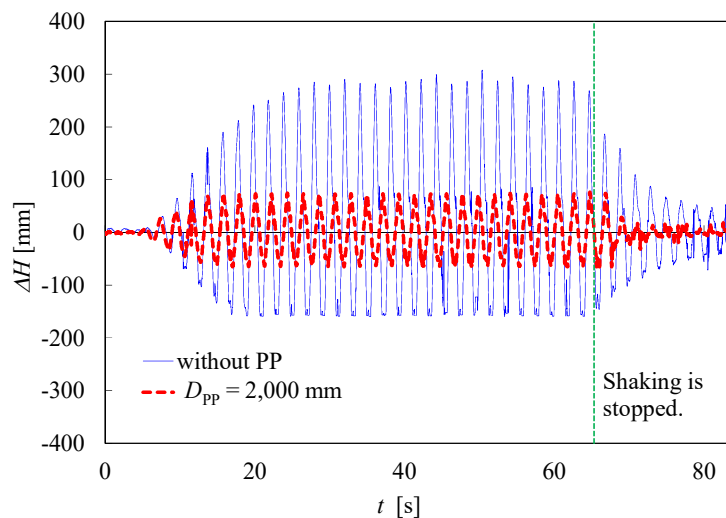


図-4.14 スロッシング波高の時刻歴 ($f=0.49$ Hz)

実水槽に多孔板を設置することでスロッシング波高は 75 % 程度抑制されており，加えて同一加振条件においても波高が安定するまでの時間も短くなる．また，加振停止（65 s）後，多孔板のない場合では 20 s を経過しても波高が収束しないのに対し，多孔板を設置した場合には加振終了後 10 s 程度で波高が収束している．加振停止後の波高の経時変化を自由振動とみなして減衰定数を算出したところ，多孔板のない場合では約 0.04 であったのに対し，多孔板を設置した場合には約 0.1（多孔板のない場合の 2.5 倍）となった．水槽内におけるスロッシング波高は水面が揺動しはじめると容易には減衰しないといわれており，多孔板の設置は減衰促進にも寄与することがわかる．これは，多孔板によって流動に伴うエネルギーの多くが消失され，水が孔を通過する際に整流されることによると考えられる．

図-4.15 に，1 次のスロッシング固有振動数 ($f=0.49$ Hz) において，波高に及ぼす多孔板の屋根からの深さの影響を示す．多孔板を屋根から静止水面まで設置した場合 ($D_{PP}=1,000$ mm) では，波高はほとんど抑制されないが，多孔板を静止水面より深くまで位置することにより波高は大きく抑制される．しかし，静止水面からの深さが 1,000 mm ($D_{PP}=2,000$ mm) を超えると波高抑制効果は同程度となり，多孔板を水槽底面まで設置することは不要であることがわかる．第 3 章でのプラスチックフィルターによるスロッシング抑制¹²⁾においても，静止水面から水中 500 mm 程度までフィルターを設置することで高い波高抑制効果が得られた．ただし，水深の浅い水槽では，底面付近で水の流動が抑えられる領域が小さくなるので，多孔板を底面まで設置する必要性があるものと考えられる．

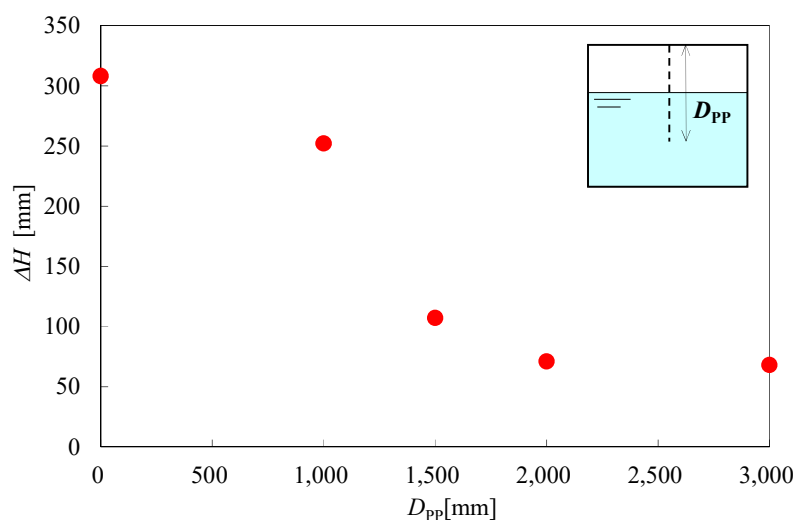


図-4.15 波高に及ぼす多孔板深さの影響 ($f=0.49$ Hz)

4.4 結言

本章では、矩形モデル水槽に波高抑制装置としてステンレス鋼製の多孔板を設置し、スロッシング波高の変化および固有振動数に及ぼす多孔板の開孔率・孔径および設置位置の影響について検討した。また、矩形モデル水槽でスロッシング波高抑制の認められた多孔板を大型の立方体実水槽に設置して、スロッシング波高変化や多孔板の深さの影響について検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 開孔率 42 ~ 15 % の多孔板では、水槽の固有振動数付近で波高が卓越し、開孔率が低くなるにつれて波高抑制効果が大きくなる。一方、開孔率が 15 % より低い多孔板では、隔壁の状態に近づいて水槽が半分に分割された状況に類似するので、固有振動数は水槽幅から半分の幅の値へ遷移し、開孔率が低くなるほど波高抑制効果は小さくなる。したがって、本条件下では、開孔率 15 % の多孔板で高い波高抑制効果が得られる。
- 2) 孔径を 5 ~ 25 mm の範囲で変えた場合、孔径が小さいほど波高抑制効果は若干高くなる。しかし、さらに小さい孔径では、隔壁の状態に近づくので十分な波高抑制効果は得られないと予想される。
- 3) 開孔率 42 % の多孔板では、最大波高の現れる振動数に設置位置は影響しないが、水槽の中間位置に設置する場合の波高抑制効果がやや高い。開孔率 15 % の多孔板では、いずれの設置位置でも波高抑制効果は高く、中間以外に設置する場合には特異な振動数で波高ピークが現れる。開孔率 5 % の多孔板では、設置位置による波高抑制効果に明確な差異は見られず、中間位置以外に設置された場合、多孔板で仕切られた両側の水槽幅に応じた固有振動数付近で波高のピークが現れる。多孔板をスロッシング抑制装置として用いる場合には中間位置から多少離れた位置に設置しても良い。
- 4) 実水槽の中間位置に開孔率 15 %、孔径 5 mm の多孔板を設置することにより、スロッシング波高は大きく抑制される。
- 5) 水深の深い実水槽のスロッシング波高抑制に対しては、多孔板を水槽底面まで設置する必要はない。

参考文献

- 1) 加藤禎人, 平岡節郎, 多田豊, 白井誠二, 植孝文, 高承台, 山口隆生: 水平円運動をする揺動攪拌槽の所要動力, 化学工学論文集, **Vol. 21**, No. 2, pp. 365-371, 1995. 3.
- 2) 出口雅紀, 新井和吉, 伴康隆, 岩原光男, 長松昭男: パドル翼攪拌槽における旋回スロッシングと共振現象, 化学工学論文集, **Vol. 33**, No. 4, pp. 200-205, 2007. 10.
- 3) 井口大亮, 吉田仁, 井口学: 円筒容器内における旋回液体噴流の過渡特性, 鉄と鋼, **Vol. 90**, No. 6, pp. 357-362, 2004. 6.
- 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 (地震工学論文集第34巻), I_764-I_773, 2015. 2.
- 5) 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 (地震工学論文集第36巻), I_711-I_720, 2017. 2.
- 6) 渡辺昌宏, 小林信之, 本多智一, 大野克徳, 本井久之: 隔壁挿入による矩形容器内液体スロッシングの制振特性, 日本機械学会論文集 C編, **Vol. 67**, No. 657, pp. 1422-1429, 2001. 5.
- 7) 小林信之, 小山祐輔: 隔壁を用いた容器内液スロッシングのセミアクティブ制振制御, 日本機械学会論文集 (C編), **Vol. 74**, No. 737, pp. 52-59, 2008. 1.
- 8) 浦田善彦: 水平抑制板を用いたスロッシングの抑制法 (長方形タンクにおける基本的検討), 日本機械学会論文集 (C編), **Vol. 75**, No. 749, pp. 50-57, 2009. 1.
- 9) 池田達哉, 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次: 矩形断面容器におけるスロッシング対策案の検討, 土木学会論文集 A2(応用力学), **Vol. 11**, pp. 549-556, 2008. 8.
- 10) 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(応用力学), **Vol. 69**, No. 2, I_833-I_843, 2013. 3.
- 11) 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, 土木学会論文集 A2, **Vol. 15**, I_785-I_794, 2012. 3.
- 12) 青木大祐, 鈴木森晶, 黒田亮: 実物大貯水槽における耐震性能向上のためのフィルター設置に関する実験的研究, 土木学会論文集 A2, **Vol. 71**, No. 2 (応

- 用力学論文集 Vol. 18) , pp. I_49-I_58, 2015. 6.
- 13)坂東芳行, 倉石迪夫, 西村誠, 服部真, 豊田弘次, 川瀬信行 : 多孔ドラフトチューブを挿入した気泡塔における流動特性, 化学工学論文集, **Vol. 14**, No. 5, pp. 663-669, 1988. 9.
- 14)Bando, Y., M. Nishimura, A. Hayashi, S. Hiura, S. Ido and A. Idota : Flow Characteristics of Bubble Column with Perforated Draft Tube in Viscous Liquids, *J. Chem. Eng. Japan*, **Vol. 28**, No. 2, pp. 225-227, 1995. 4.
- 15)Housner, G. W. : The Dynamic Behavior of Water Tank, *Bulletin of The Seismological Society of America*. Vol. 53, 1963. 2.

第 5 章 制震装置による短周期振動下における矩形水槽の水圧の低減

5.1 緒言

短周期地震動では、水槽の壁面と水が連成振動することで壁面中央部から下部に大きな動水圧を生ずるバルジング振動が起こる。バルジング振動では、水槽の壁面が弾性体として変形しながら振動して槽下方の動水圧を増大させるので、壁面中央部から下部での損傷が起こりやすい。地震動により発生する動水圧はバルジング振動によるものが大きく、地震時における水槽壁面の損傷の一因となりやすい。近年発生した、東北地方太平洋沖地震や熊本地震において、病院、学校などに設置された給水槽や水道施設の配水槽に破損が発生したことが報告されている^{1),2)}。

バルジング振動に関する研究例はスロッシング振動に比べると少ないが、矩形水槽におけるバルジング振動に関しては、Housner の理論³⁾に基づいて吉原らが水槽の固有振動数を計算し、実測値と比較している⁴⁾。また、箕輪らはステンレス鋼製パネル水槽を用いて振動実験を行い、内部の補強材の影響を明確にしている⁵⁾。最近では、塩野谷らが FRP 製水槽を用いて、バルジング振動の特性を詳細に検討している⁶⁾。

矩形水槽の設計では地震時に作用する水圧によって部材が決定されていることから、水槽底背面への高減衰ゴムの設置により既設水槽等での耐震補強の代替になると考えた。予備実験として水槽架台と振動台の間に板厚 10 mm の高減衰ゴムを設置して振動実験を行ったところ、バルジング固有振動数付近において大きな水圧低減効果が認められた¹⁰⁾。なお、国内のゴムメーカーから積層ゴムをコンクリート製水槽¹¹⁾ やステンレス鋼製パネル水槽¹²⁾ の底部と基礎の間に設置する方法が考案されている。また海外ではコンクリート製水槽を対象として、積層ゴム^{13, 14, 15)} や滑り支承^{16, 17)} などの免震装置を設置する場合について、主に数値解析を中心とした研究が活発に行われている。しかしながら、これらの免震装置は新規水槽の設計時に考慮されるもので、既設水槽への設置は困難である。また、いずれの研究報告でもスロッシング振動の助長が懸念されている。

本章では、バルジング振動が起こりやすい短周期地震動に着目し、既設水槽に容易に取り付けられる制震方式の開発を目指した。従来の免震装置よりはかなり薄い高減衰ゴム板を用い、その上下面を金属板で拘束した制震装置を水槽架台の下（水槽の背底面）にボルト固定する方式を考案した。ここで、薄いゴム板を用いることによりスロッシング振動助長の抑制も期待される。小型および大型の立

方体実水槽に寸法や配置を種々に組み合わせた制震装置を設置して加振実験を行い、水圧減少に及ぼす装置特性の効果について実験的に検討した。

5.2 実験装置および方法

5.2.1 小型実水槽による振動実験

図-5.1 に、振動台上に載せたステンレス鋼製小型実水槽を示す。水槽の寸法は 1,000 mm×1,000 mm×1,000 mm（厚さ 1.5 mm）とした。水深は 900 mm（常用水深）とした。本水槽の特徴として、パネル板を溶接することで強度と水密性を確保している。壁面中央部には球面を有するプレス補強（直径 840 mm，高さ 90 mm）を施し、このプレス加工によりパネル板の剛性を高めて板厚減少を実現している。振動台には岐阜工業高等専門学校所有の大変位時振動再現試験装置（サンエス社製 SPT3D-15K85L-50T）を用いた。

図-5.2 に、実験装置の概略と計測部位を示す。水槽側板中央部の 4 箇所（東西南北）に圧力センサー（KYOWA 製 PGM-05KG）、鋼製架台および振動台に加速度センサー（KYOWA 製 AS-2GB）を設置した。

図-5.1, 5.2 に示したように、水槽底部の鋼製架台と振動台との間に制震装置を設置し、ボルト固定した。以下、制震装置を設置した場合を「制震」、設置しない場合を「非制震」と呼ぶ。



図-5.1 振動台上に載せたステンレス鋼製小型実水槽

非制震および制震時のバルジング固有振動数を求めるために、定常波加振を行って各振動数における水圧を測定した（スイープ試験）。加振は水平一軸方向とし、振動数を 1 ～ 12 Hz の範囲で変化させた。振幅は、振動台の能力を考慮して、振動数 1 ～ 3 Hz では ± 3.0 mm，振動数 3 ～ 12 Hz では ± 0.25 mm とした。非制震時のバルジング固有振動数付近である振動数 8.8 ～ 9.3 Hz では水槽と振動台が共振し、振動台のフィードバック制御機能により加振加速度にうなりの現れる現象が発生した。このうなり現象により正常な値が得られにくいと判断されたので、振幅を ± 0.1 mm として測定機器にうなり現象が影響しないようにした。振動数・振幅を一定とした定常 sin 波を 40 サイクル入力して水圧変化を測定し（サンプリングタイム 1 ms），このサイクルの間の水圧の最大値を P [Pa] とした。

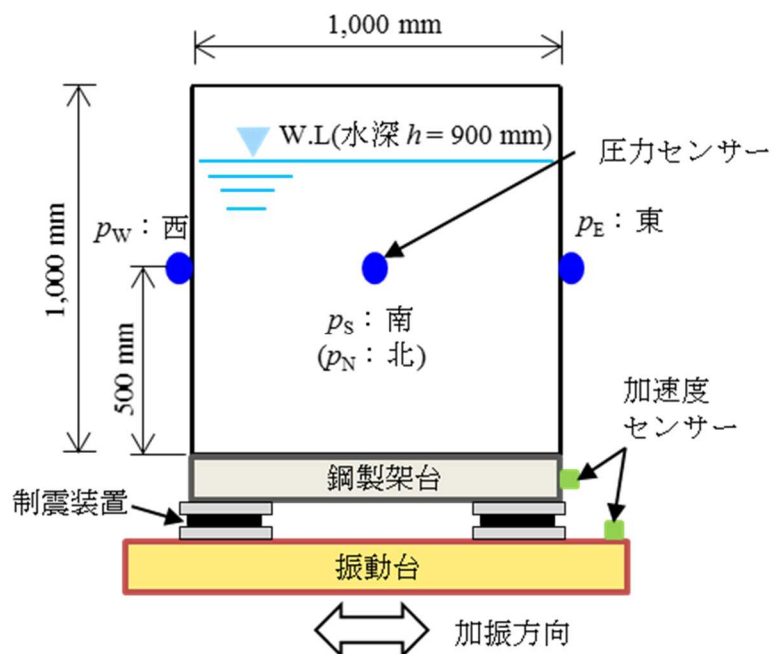


図-5.2 実験装置の概略と計測部位（小型実水槽）

図 5.3 に、制震装置の詳細を示す。ゴムのはらみだしを防止するために、ゴム板の上下面にゴム断面より一回り程度大きい断面積を持つステンレス鋼板(厚さ 6 mm) を接着材にて拘束した。鋼板 1 枚あたり 4 本の M10 の寸切りボルトを溶接固定し、上部鋼板と鋼製架台および下部鋼板と振動台をそれぞれボルト固定できるようにした。この固定法により、振動台からの加振力がゴム板を介して水槽に伝搬する構造とした。鋼板の大きさは、Cases 1~5, 8~12 では 100 mm×100 mm とした。Cases 6, 7 では取り付けの都合上、やや大きめ(130 mm×100 mm) の鋼板とした。

高減衰ゴムには、内外ゴム株式会社製 “ハネナイト” を用いた。表 5.1 に高減衰ゴムの物性値を示す。

表 5.1 高減衰ゴムの物性値

硬さ	55
引張強さ	8.3 MPa
静的せん断弾性率	0.4 MPa
伸び	840 %
反発弾性	2 %
比重	1.3

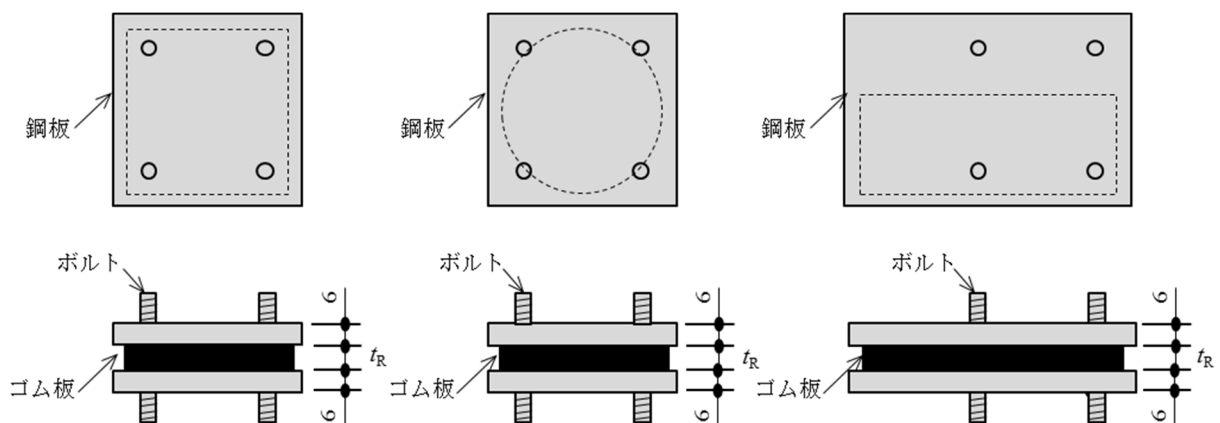


図-5.3 制震装置の詳細

表 5.2 に、制震装置の諸条件を示す。ゴム板の寸法、板厚および形状、制震装置の枚数および配置を種々に組み合わせて加振実験を行った。ここで、表中の面圧は水槽の全重量をゴム板の全表面積で除した値である。また、許容面圧は、ゴム板寸法および静的せん断弾性率等から算出した。面圧比はゴム板の面圧をその許容面圧で除した値である。なお、Cases 1 ~ 11 には高減衰ゴムを用い、Case 12 では、比較のために同程度の硬さの天然ゴム（NR）を用いた。

図 5.4 に、制震装置の形状と配置を示す。加振は一軸で東西方向に行い、制震装置の配置は 4 ~ 8 枚の組み合わせとした。なお、配置 B と C および配置 E と F は、加振方向および配置の影響を確認するためのものである。

表 5.2 制震装置の諸条件（小型実水槽）

Case	ゴム板寸法 [mm]	ゴム板厚 t_R [mm]	ゴム形状	枚数	配置	面圧 W [N/mm ²]	許容面圧 W_A [N/mm ²]	面圧比 W/W_A
1	62×62	10	正方形	4	A	0.65	0.85	0.76
2	62×62	10	正方形	6	B	0.43	0.85	0.51
3	62×62	10	正方形	6	C	0.43	0.85	0.51
4	62×62	10	正方形	8	D	0.33	0.85	0.38
5	75×75	10	正方形	4	A	0.43	1.18	0.36
6	108×54	10	長方形	4	E	0.43	1.10	0.39
7	54×108	10	長方形	4	F	0.43	1.10	0.39
8	φ85	10	円形	4	G	0.44	1.14	0.39
9	90×90	10	正方形	4	A	0.31	1.64	0.19
10	75×75	5	正方形	4	A	0.43	4.31	0.10
11	75×75	15	正方形	4	A	0.43	0.60	0.72
12	75×75 (NR)	10	正方形	4	A	0.43	1.18	0.36

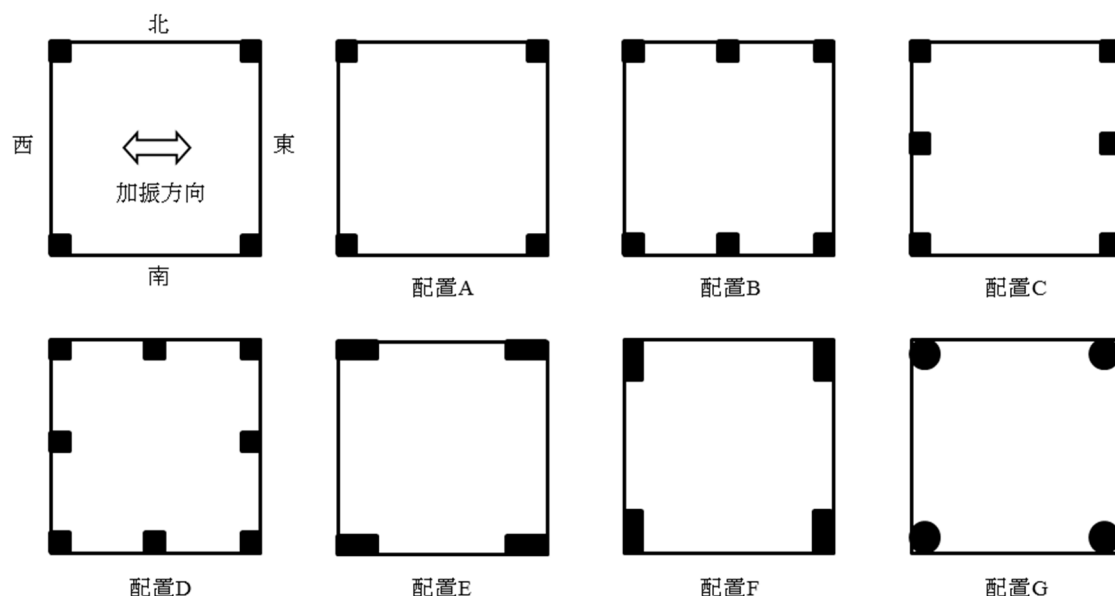


図-5.4 制震装置の形状と配置

5.2.2 大型実水槽による振動実験

図-5.5 に、振動台に載せたステンレス鋼製大型実水槽を示す。水槽の寸法は $3,000\text{ mm} \times 3,000\text{ mm} \times 3,000\text{ mm}$ （壁面の板厚は上段から 1.5, 2.0 および 2.5 mm）とした。水深は 2,700 mm（常用水深）とした。本水槽の 1 壁面には、小型水槽で用いた $1,000\text{ mm} \times 1,000\text{ mm}$ のパネル板 9 枚が溶接されている。小型水槽が無補強であったのに対し、本水槽ではパネル板材のみで水槽の剛性を保つことが困難であるので、水槽内部にステンレス鋼材からなる補強材（水平材、柱材、縦補強材およびトラス材）が構築されて常時および地震時の水圧に対応する構造となっている。振動台には愛知工業大学が考案した屋外大型振動台（1 軸アクチュエーター：500 kN×2 基）を用いた。

図-5.6 に、実験装置の概略と計測部位を示す。加振方向に対して垂直な壁面中間部の高さ方向 6 箇所に圧力センサー $p_1 \sim p_6$ （KYOWA 製 PGM-05KG）を設置した。小型水槽と同様に、スweep試験を行って各振動数におけるそれぞれの圧力センサーに生ずる水圧を測定した。加振方向は水平一軸方向とし、振動数を 2 ～ 6 Hz の間で変化させた。振幅は、振動台の能力を考慮して、 $\pm 1\text{ mm}$ とした。制震装置は、小型水槽と同様に、正方形のゴム板の上下面にゴム断面より大きい断面積を持つステンレス鋼板（ $200\text{ mm} \times 200\text{ mm}$ ，厚さ 10 mm）を接着材にて拘束した。鋼板 1 枚あたり 4 本の M20 の寸切りボルトを溶接固定し、上部鋼板と鋼製架台および下部鋼板と振動台をそれぞれボルト固定した。

表 5.3 に、制震装置の諸条件を示す。制震装置の配置は外周に 8 枚（水槽角部および側壁中間部）としゴム板の寸法および板厚を種々に組み合わせた。なお、表中の配置は小型実水槽同様に図-5.4 のとおりである。

5.2.3 地震波加振実験

大型水槽に 2 つの特徴の異なる地震波を入力した。短周期の地震波として東北地方太平洋沖地震 今市 NS 波（20%）を用いた。本地震波の特徴として 3 ～ 5 Hz 帯に極めて大きなエネルギーを持っており、非制震の状態であれば大型実水槽にとって厳しいバルジング振動となる。一方、長周期の地震波として十勝沖地震 苫小牧 NS 波（80%）を用いた。本地震波の特徴として 0.1 ～ 1 Hz 帯に大きなエネルギーを持っており、スロッシング振動が起こりやすい。

表 5.3 制震装置の諸条件（大型実水槽）

Case	ゴム板寸法 [mm]	ゴム板厚 t_R [mm]	ゴム形状	枚数	配置	面圧 W [N/mm ²]	許容面圧 W_A [N/mm ²]	面圧比 W/W_A
13	150×150	10	正方形	8	A	1.43	4.31	0.33
14	120×120	10	正方形	8	B	2.24	2.81	0.80
15	180×180	10	正方形	8	C	0.99	6.15	0.16
16	150×150	5	正方形	8	D	1.43	16.8	0.08
17	150×150	10	正方形	8	A	1.43	1.99	0.72



図-5.5 振動台に載せたステンレス鋼製大型実水槽

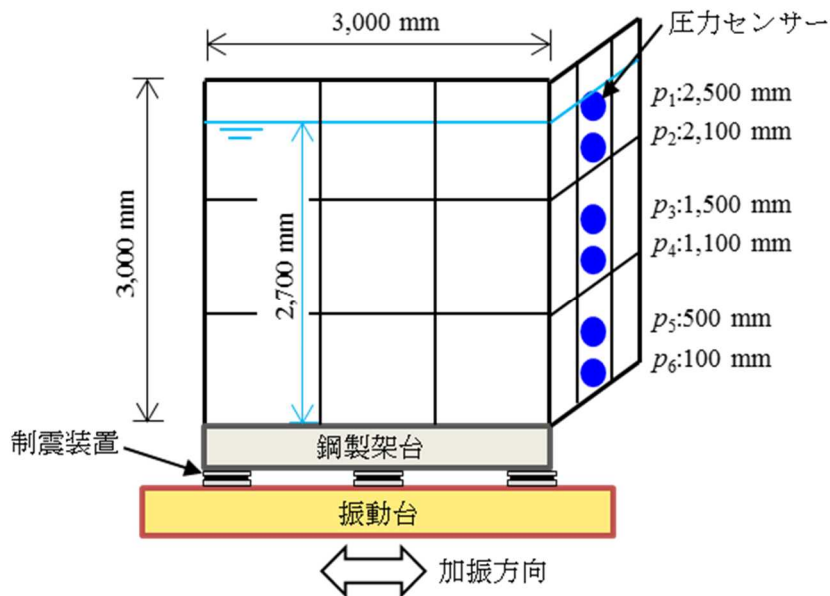


図-5.6 実験装置の概略と計測部位（大型実水槽）

5.3 実験結果および考察

5.3.1 小型実水槽における非制震時と制震時の比較

スweep試験では各振動数に対して加振振幅を変えて測定したので、水槽への加振力が異なる条件下での水圧となっている。そこで、同一加振力下での水圧として評価するために、定常波入力時の水圧の最大値 P [Pa] を振動台の加速度から計算した加振力 F [N] で除した応答水圧 P/F [Pa/N] を用いた。

図-5.7 に、非制震時での振動数に対する応答水圧の変化を示す。加振方向に対して垂直である東・西面の応答水圧は鋭いピーク（最大値）を示しており、非制震時の本水槽のバルジング固有振動数は 8.8 Hz で、その応答水圧は 5.9 Pa/N であることがわかる。一方、加振方向に対して平行である南・北面の応答水圧は、バルジング固有振動数付近で最大値を有するものの、東・西面に比べると低い値でほぼ一定である。

図-5.8 に、一例として Case 5 における制震時での振動数に対する応答水圧の

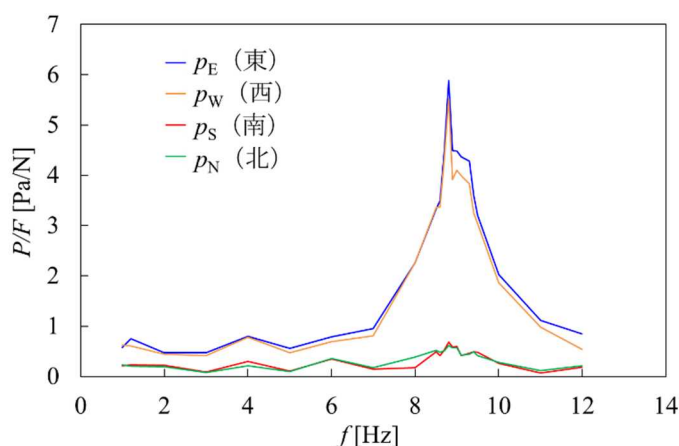


図-5.7 振動数に対する応答水圧の変化（非制震）

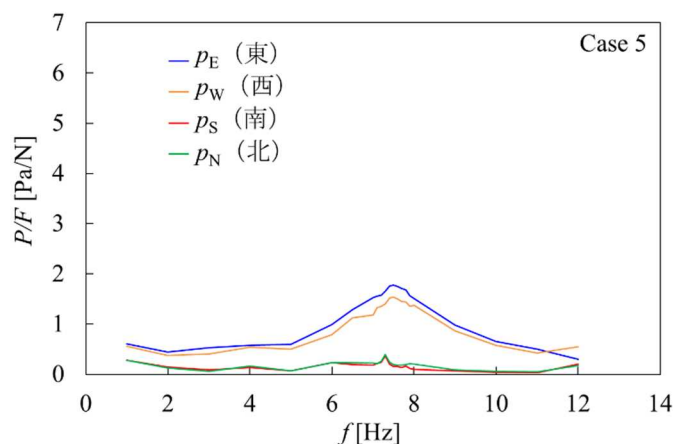


図-5.8 振動数に対する応答水圧の変化（制震）

変化を示す。南・北面の応答水圧は非制震時と同程度の低い値であるが、東・西面の応答水圧は全体的に大きく減少している。また、制震装置の設置により水槽のバルジング固有振動数が 7.5 Hz 付近とやや低振動数側に移る。この振動数における応答水圧の最大値は 1.8 Pa/N であり、非制震時の最大値 (5.9 Pa/N) と比べると大きく減少している。加振方向に対して平行な面となる南・北面においては、非制震時と同様に、ほぼ一定の値を示している。

非制震および制震時 (Cases 1 ~ 12) のいずれの場合でも東面の応答水圧が最高値を示したことから、以後の評価では東面の水圧 p_E を用いた。

図-5.9 に、各制震系における振動数に対する応答水圧の変化を示す。制震装置を設置した場合のバルジング固有振動数は 6.0 ~ 8.0 Hz であり、非制震時の 8.8 Hz からやや低振動数側に移る。また、いずれの制震系 (Cases 1 ~ 11) でも、応答水圧は非制震時に比べるとかなり低い。なお、天然ゴムを使用した制震装置 (Case 12) でも、応答水圧は非制震時よりは減少しているが、同一条件の高減衰ゴムの場合 (Case 5) と比べると減少の度合はかなり小さい。天然ゴムとの比較からも、高減衰ゴムの水圧減少効果が大きいことが認められる。これは、高減衰ゴムの特徴である運動エネルギーを熱エネルギーに変換して発散させることにより、水槽の振動が抑えられるためである。

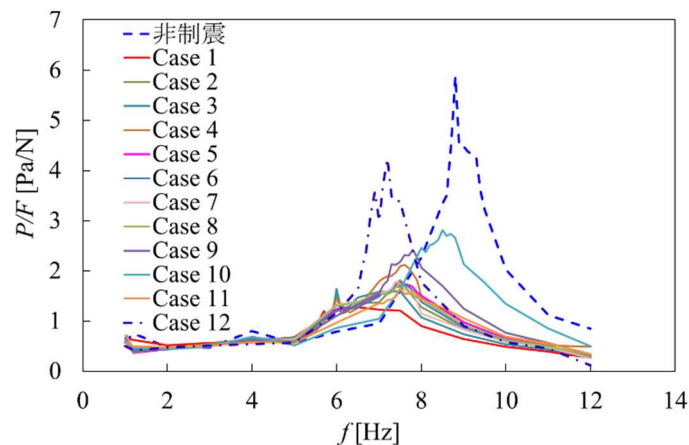


図-5.9 各制震系における振動数に対する応答水圧の変化 (小型水槽)

各制震系の水圧減少性能を比較するために、水圧減少率 D_{WP} を次式で定義した。

$$D_{WP} = 1 - (P/F)_{MAX} / (P/F)_{MAX,0} \quad [-] \quad (5.1)$$

ここで、 $(P/F)_{MAX}$ および $(P/F)_{MAX,0}$ は、それぞれ制震および非制震時のバルジング固有振動数における応答水圧、すなわち応答水圧の最大値である。

図-5.10 に、各制震系における水圧減少率を示す。制震装置の設置により、最大応答水圧は非制震時の 0.5 ～ 0.7 程度まで減少している。なお、天然ゴムを使用した制震装置（Case 12）の水圧減少率は約 0.3 である。同寸法の 6 枚の制震装置の配置を変えた場合（Cases 2, 3：図-5.4 における配置 B と C）の水圧減少率はほぼ同程度で、長方形の 4 枚の制震装置の向きを変えた場合（Cases 6, 7：図-5.4 における配置 E と F）でも同様である。これらのことから、本制震装置の性能に対して加振方向の影響は小さいと考えられる。

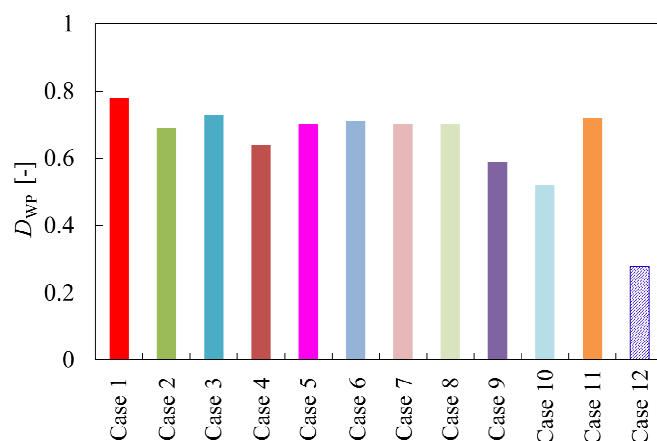


図-5.10 各制震系における水圧減少率（小型水槽）

5.3.2 小型実水槽における本制震装置の特性

本制震装置の特性を、振動伝達率の点から考察してみた。各振動数における振動伝達率 λ [-] は、振動台の加速度に対する鋼製架台の加速度の比と定義されるので、両者に設置した加速度センサー（図-5.2 参照）の計測値から算出した。

図-5.11 に、制震時 Cases 1, 2, 5, 9, 10 および 12 における振動数に対する振動伝達率の変化を示す。天然ゴム（Case 12）を含めていずれの制震系でも、同様な傾向が見られる。低振動数から制震時のバルジング固有振動数へ向かうにつれて、振動伝達率はほぼ 1 であり固有振動数付近で増大する。この固有振動数を超えると振動伝達率は減少して、固有振動数よりやや高い振動数以降では 1 より低くなり、非制震時のバルジング固有振動数付近での振動伝達率が際立って

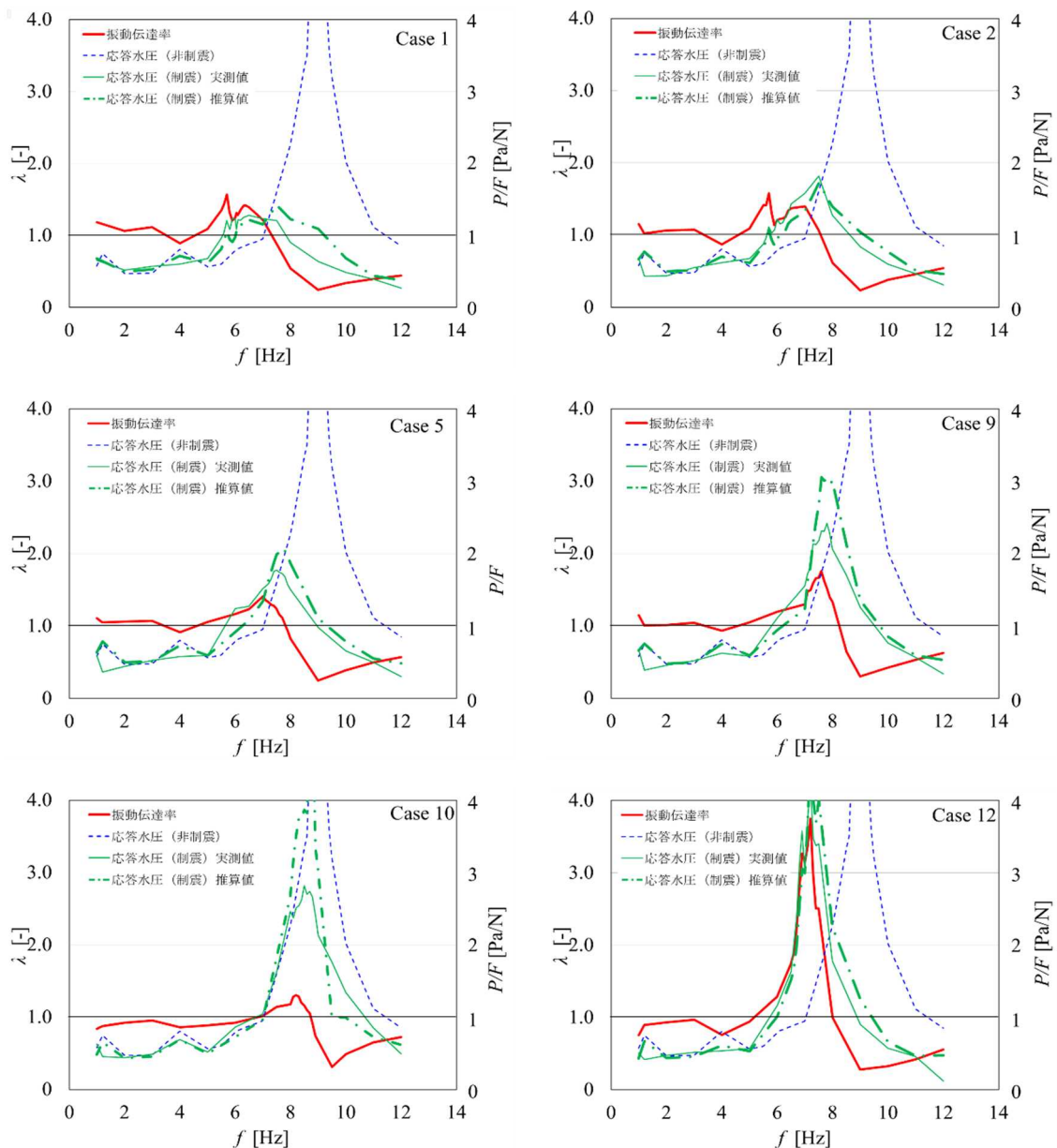


図-5.11 振動数に対する振動伝達率と応答水圧の変化（小型実水槽）

低くなる。これらの挙動は、一般の防振ゴムの場合と同様である。しかしながら、制震時の固有振動数付近で急増・急減するのではなく、また非制震時のバルジング固有振動数付近で最小値を示してその後微増する傾向は、防振ゴムの場合とは異なる。バルジング固有振動数付近では内容水と鋼製架台との位相の異なる多自由度系としての運動がみられ、一自由度系としてのモデルに限界のあることが一因と考えられる。振動数に対する振動伝達率の変化には、制震装置の条件（ゴム板の大きさ・厚さや枚数など）の明確な影響は見られない。また、天然ゴムの振動伝達率が制震時のバルジング固有振動数付近において 3 を大きく超えるのに対して、本制震装置では 2 を超えないことは、高減衰ゴムの減衰定数が高いことを示している。

同図には非制震および制震時の応答水圧の実測値も併記した。次式に示すように、各振動数において非制震時の応答水圧 $(P/F)_0$ に振動伝達率 λ を乗じて、制震時の応答水圧 P/F を推算してみた。

$$P/F = \lambda(P/F)_0 \quad [\text{Pa/N}] \quad (5.2)$$

制震時の応答水圧の推算値（緑の一点破線）は、天然ゴム（Case 12）の場合も含めて、実測値（緑の実線）の振動数に対する傾向を良好に再現しており、制震装置による水圧減少挙動が振動伝達特性に大きく依存していることがわかる。なお、Cases 9, 10 のバルジング振動数付近での推算値がやや過大となっている。

図-5.12 に、制震時 Cases 1 ~ 12 の応答水圧の実測値と推算値の比較を示す。同図にはバルジング固有振動数以外の応答水圧も含まれているが、推算値はほとんどの実測値を $\pm 30\%$ 以内で再現している。

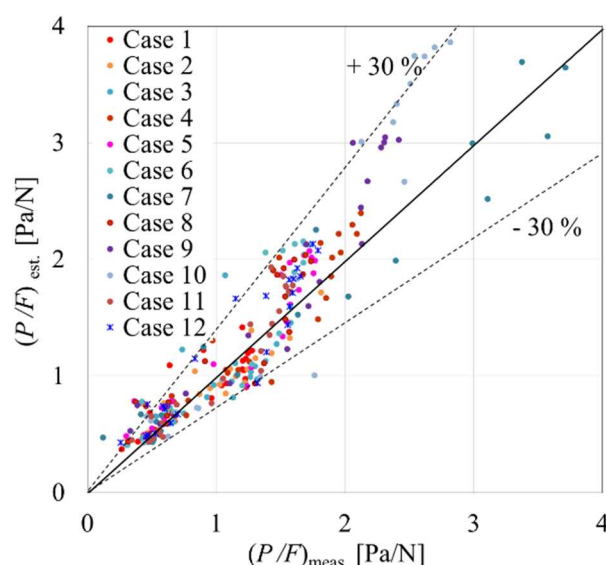
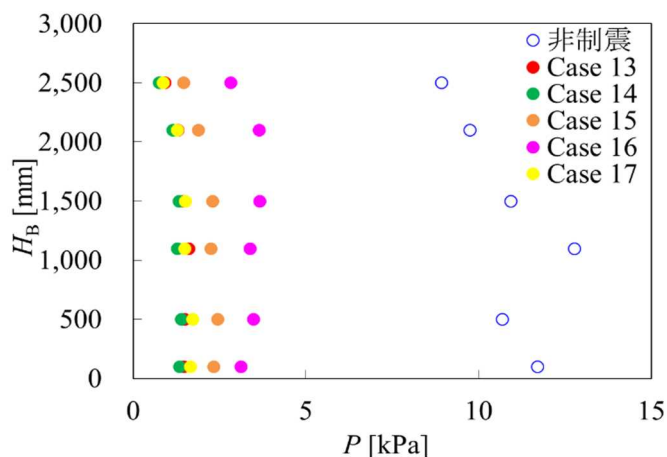


図-5.12 制震時の応答水圧の実測値と推算値の比較（小型実水槽）

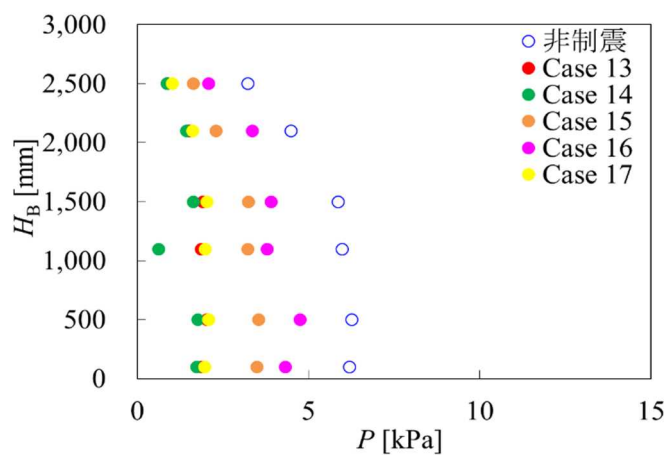
5.3.3 大型実水槽における非制震時と制震時の比較

図-5.13 に大型水槽における深さ方向の水圧分布を示す。a) は非制震時のバルジング固有振動数である $f=4.5$ Hz, b) 制震時のバルジング固有振動数 $f=4.0$ Hz である。

いずれの振動数の非制震および制震においても、槽の中央から下部 ($p_3 \sim p_6$) に最大値が現れる。本制振装置の水圧減少率の詳細については後述するが、非制震時のバルジング固有振動数では制振装置の設置により水圧が大きく減少していることがわかる。一方、制震装置の固有振動数においては、非制震ではバルジング振動が起こっていないのでの場合の水圧の大きな差異は見られない。



a) $f=4.5$ Hz



b) $f=4.0$ Hz

図-5.13 水槽深さ方向の水圧分布 (大型実水槽)

図-5.14 に、各制震系における振動数に対する応答水圧の変化を示す。いずれの制震系でも、応答水圧は非制震時よりかなり低い。非制震では、4.5Hz 付近に 0.7 Pa/N のバルジング固有振動数とみられる大きなピークが現れる。一方、制震装置を設置した場合のバルジング固有振動数は 3.0 ～ 4.0 Hz であり、非制震時のバルジング固有振動数からやや低振動数側に移る。水槽が大きくなることにより剛性が低くなるので、非制震・制震ともに、バルジング固有振動数は小型水槽より低い。

図-5.15 に、各制震系における式 (5.1) で定義した水圧減少率を示す。制震装置の設置により、非制震時の応答水圧の最大値は 0.6 ～ 0.7 程度まで減少している。大型水槽には側壁の剛性を高めるために水槽内部に補強材が構築されており、この補強材により水圧減少率は小型水槽とは異なるとも思われたが、ほぼ同程度である。

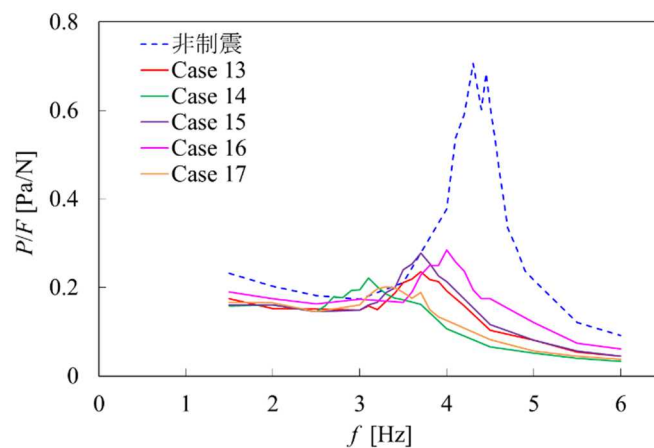


図-5.14 各制震系における振動数に対する応答水圧の変化（大型実水槽）

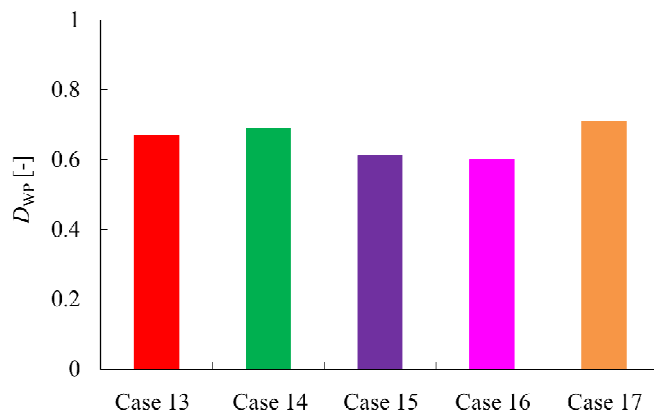


図-5.15 各制震系における水圧減少率（大型実水槽）

5.3.4 水圧減少率に及ぼす制震装置条件の効果

まず，最大応答水圧の比 $(P/F)_{MAX} / (P/F)_{MAX,0}$ をゴム板厚 t_R [mm] に対してプロットしてみた (図-5.16)。

小型水槽 ($W=0.44$ N/mm²)，大型水槽 ($W=1.43$ N/mm²) とともに，面圧が同じ場合 (●, ▲) では，ゴム板厚の増加につれて最大応答水圧の比は減少する。これは，ゴム板が厚くなるほど，ゴムのせん断剛性が低下してせん断方向の変形が大きくなるためである。その結果，振動エネルギーがゴム板に吸収されて，側壁への動水圧が低くなると考えられる。なお，ゴム板厚 10 および 15 mm における最大応答水圧の比に大きな差異はなく，本研究の主目的である薄い制震装置の観点からは，本実験の範囲ではゴム板厚は 10 mm 程度で十分と考えられる。しかし，ゴム板厚を 10 mm で一定として面圧を変化させた場合 (小型水槽 ($W=0.31-0.65$ N/mm²)，大型水槽 ($W=0.99-2.24$ N/mm²)) では，最大応答水圧の比にバラツキがあり，最大応答水圧の比はゴム板厚だけでなく面圧にも依存することが窺える。

次に，ゴム厚さ 10mm の場合のゴム板の面圧 (水槽の全重量 / ゴム板の全表面積) W [N/mm²] に対して最大応答水圧の比をプロットしてみた (図-5.17)。

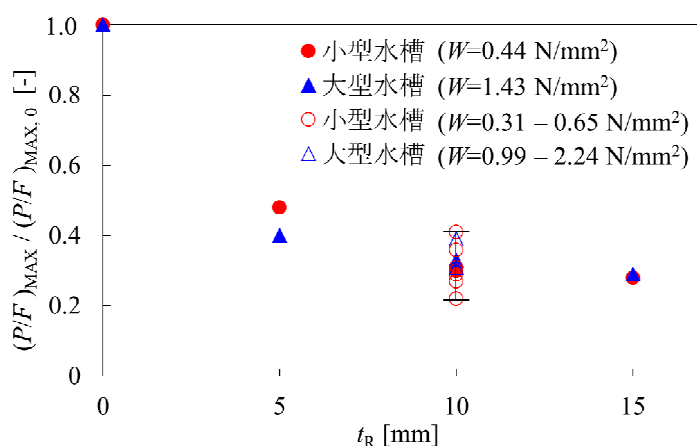


図-5.16 最大応答水圧の比に対するゴム板厚の影響

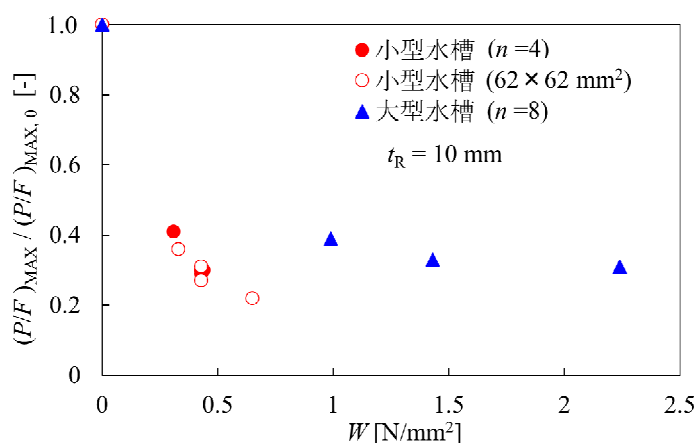


図-5.17 最大応答水圧の比に対する面圧の影響

ゴム板の面圧が増加につれて最大応答水圧の比は減少する。この傾向も、板厚の増加と同様、ゴム板のせん断剛性あたりの重量が大きくなってより多くの振動エネルギーがゴム板に吸収されて、水槽への振動が抑制されるためと考えられる。小型水槽では、ゴムの枚数を一定として大きさを変えた場合（ $n=4$, ●）と大きさを一定として枚数を変えた場合（ $62 \times 62 \text{ mm}^2$, ○）の両データがほぼ同じ線上に乗っているが、大型水槽のデータは異なる線を示している。

これらのプロットから、ゴム板の面積比（表面積/側面積）や特性（静的せん断弾性率）から算出される許容面圧 $W_A [\text{N/mm}^2]$ に着目し、この許容面圧に対する面圧の比（面圧比） $W/W_A [-]$ に対して水圧減少率 $D_{WP} [-]$ をプロットしてみた（図-5.18）。

面圧比が低い場合に小型水槽でやや水圧減少率が低くなり、面圧比が高いと大型水槽でやや水圧減少率が低くなる傾向が見られるが、全体的に水圧減少率は概ね同一線上に乗っている。この結果から本制震装置の水圧減少率を次式で表した。

$$D_{WP} = 0.76(W/W_A)^{0.12} \quad [-] \quad (0.1 \leq W/W_A \leq 0.8) \quad (5.3)$$

図-5.18 に示すように上式は水圧減少率の実測値を $\pm 10\%$ 以内の精度で再現しており、本式から所定の水圧減少率に対する本制震装置の面圧比を算出することができる。

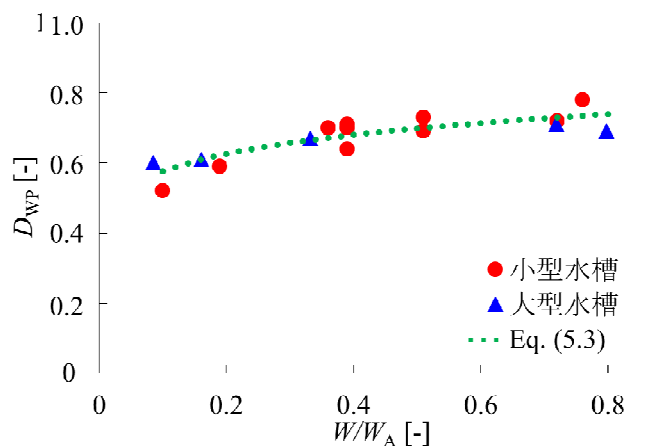


図-5.18 面圧比に対する水圧減少率のプロット

5.3.5 大型実水槽における地震波加振

深さ方向の水圧分布(図-5.13)で示したように、短周期地震動ではバルジング振動が起こり、槽の中央から下方の水圧が高くなるので p_3 の水圧センサーの値を用いた。一方、長周期地震動ではスロッシング振動が起こり、槽上方の水圧が高くなるので、 p_1 の水圧センサーの値を用いた。

図-5.19 に、短周期地震動である 2011 東北地方太平洋沖地震 今市 NS 波(20%)における非制震時および制震時(Case 13)での水圧センサー p_5 の水圧の時刻歴を示す。本制震装置の設置により、非制震時の最大水圧 14 kPa が 4 kPa 程度まで大きく低減されている。

図-5.20 に、長周期地震動である 2003 十勝沖地震 苫小牧 NS 波(80%)における非制震時および制震時(Case 13)での水圧センサー p_1 の水圧の時刻歴を示す。非制震時と制震時を比べると水圧変化に明確な差異はなく、このことから本制震装置の設置により長周期地震動におけるスロッシングが助長されないことが認められる。これは、本制震装置に用いたゴム板厚が水槽高さに比べて十分薄いので、振動数の減少(周期の増加)が低く抑えられるためである。

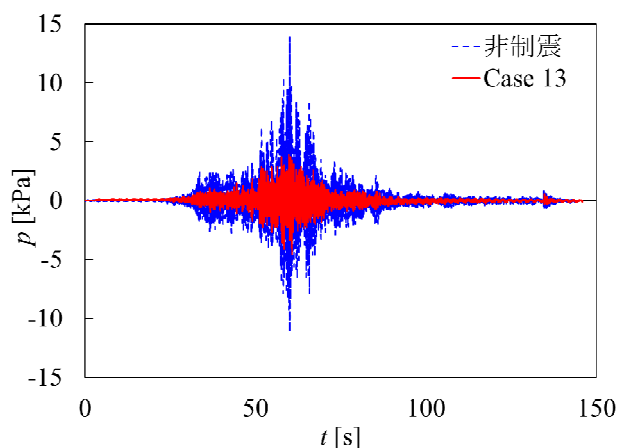


図-5.19 水圧の時刻歴(2011 東北地方太平洋沖地震)

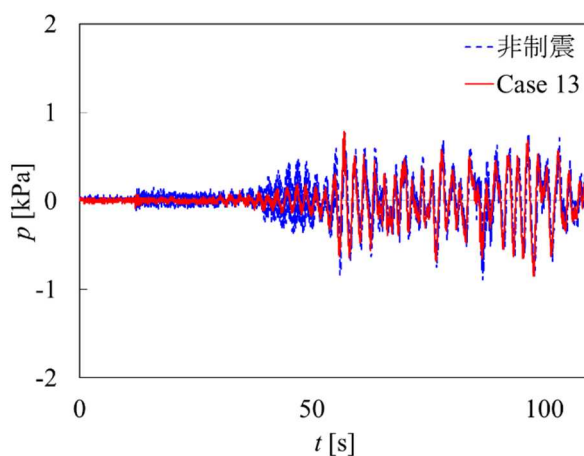


図-5.20 水圧の時刻歴(2003 十勝沖地震)

5.4 結言

本章では、既設水槽に容易に取り付けることを目的として開発した制震装置を小型および大型の立方体実水槽に設置し、短周期地震動に主眼を置いて振動実験を行った。制震装置は比較的薄い高減衰ゴム板の上下面を金属板で拘束した構造で、複数の制震装置をステンレス鋼製矩形水槽の底背面（架台の下）に固定した。制震装置の寸法と配置を種々に組み合わせてスイープ加振および地震波加振を行い、水槽における水圧減少挙動について検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 水槽に本制震装置を設置することにより、バルジング固有振動数における応答水圧は 0.5 ～ 0.7 程度減少する。
- 2) 小型実水槽および大型実水槽では寸法や構造形式が大きく異なるものの、水圧減少に及ぼす装置特性の効果はほぼ同様である。本制震装置の水圧減少率は、面圧比（ゴム板の許容面圧に対する面圧の比）が高いほど大きくなり、(5.3)式で精度よく再現される。
- 3) 大型実水槽に本制震装置を設置することにより、短周期地震動における水圧を大きく低減することができる。なお、長周期地震動においてスロッシング振動を助長することはなかった。

本研究で用いた水槽による振動試験の結果、既存の免振装置よりはかなり薄い制震装置の可能性を示唆できた。なお、実水槽へ本制震装置を設置する際には転倒防止対策が必要となる。

参考文献

- 1) 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（地震工学論文集第34巻），I_764-I_773，2015. 2.
- 2) 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（地震工学論文集第36巻），I_711-I_720，2017. 2.
- 3) Housner, G. W. : Dynamic Pressures on Accelerated Fluid Containers, *Bulletin of Seismological Society of America*, **Vol. 47**, No. 1, pp. 15-35, 1957. 1.
- 4) 吉原醇一，安井譲：水槽の振動特性について，大林組技術研究報，**Vol. 22**，pp. 2643-2649, 1997.

- 5) 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.
- 6) 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 (地震工学論文集, Vol. 36), pp. I_404-I_411, 2017. 2.
- 7) 一般財団法人 日本建築学会: 容器構造設計指針・同解説, 2010. 3.
- 8) 一般財団法人 日本建築センター: 建築設備耐震設計・施工指針 2014 年版, 2014. 9.
- 9) 公益社団法人 日本水道協会: 水道施設耐震工法指針・解説 (2009 年版), 2009. 7.
- 10) 青木大祐, 坂東芳行, 加藤健太, 鈴木森晶: バルジング振動域におけるステンレス鋼製矩形貯水槽の動水圧の抑制, 土木学会中部支部研究発表会 2017, I-20. 2017. 3
- 11) 横浜ゴム株式会社: 貯留水槽, 特許公開 1997-111821.
- 12) 株式会社ブリヂストン: 耐震性を向上した水槽, 特許公開 1998-35786.
- 13) Liang, B and J.-X. Tang: Vibration Studies of Base-Isolated Liquid Storage Tanks, *Computers Structures*, **Vol. 52**, No. 5, pp. 1051-1059, 1994. 9.
- 14) Kim, N.-S. and D.-G. Lee: Pseudodynamic Test for Evaluation of Seismic Performance of Baseisolated Liquid Storage Tanks, *Engineering Structures*, **Vol. 17**, No. 3, pp. 198-208, 1995. 4.
- 15) Vosoughifar, H. R. and M. A. Naderi: Numerical Analysis of the Base-Isolated Rectangular Storage Tanks under Bi-Directional Seismic Excitation, *British Journal of Mathematics and Computer Science*, **Vol. 4**, No.21, pp. 3054-3067, 2014. 1.
- 16) Shrimali, M. K. and R. S. Jangid: Seismic of Liquid Storage Tanks Isolated by Sliding Bearings, *Engineering Structures*, **Vol. 24**, pp. 909-921, 2002. 7.
- 17) Hashemia, S. and M. H. Aghashirib: Seismic Responses of Base-Isolated Flexible Rectangular Fluid Containers under Horizontal Ground Motion, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **Vol. 100**, pp. 159-168, 2017. 9.

第 6 章 長周期および短周期地震下における矩形水槽内の水圧分布の測定

6.1 緒言

地震による水槽破損の原因として、長周期地震動により水槽の内容液が共振してその水面が激しく上下動するスロッシング振動と、短周期地震動により水槽の側壁と内容液が連成振動して側壁が大きく変形するバルジング振動の 2 つが挙げられる。矩形水槽の側壁に作用する水圧の研究例はあまり見受けられないが、液体等を輸送する船舶の分野ではスロッシング振動やバルジング振動（この分野では接水振動と呼ばれる）については研究されている。船体には液体と接する局部構造が多数存在し、液体を輸送するための槽が設置される場合もあり、これらの部位の共振を回避することを目的として液体と弾性体との連成振動が解析されている^{1)~4)}。

第 3 章から第 5 章では、矩形水槽の破損の原因究明として、固有振動時の側壁面に生ずる水圧に着目して実験を行ってきた。長周期地震動時のスロッシング振動に対しては、プラスチックフィルター（第 3 章）や多孔板（第 4 章）を槽内に設置することで大きく波高や水圧を抑えられた。また、短周期地震時のバルジング振動に対しては、水槽の底背面に高減衰ゴム（第 5 章）を敷くことで発生する動水圧を半減できた。水槽の設計では、波高が屋根板に衝突する際の動水圧や側壁に生ずる動水圧に基づく検討が行われており、水槽本体と水の接水面での圧力が用いられている。このため、壁面から離れた位置の水圧分布について研究例はあまり見受けられず、スロッシングやバルジングの振動時において水圧が水中でどのように振動伝達して水槽の破壊に影響するのかは不明である。

本章では、大型の立方体実水槽内での水圧の振動伝達挙動を明らかにするために、槽内に圧力センサーを設置し、振動数を変えて深さ方向の水圧分布を測定した。得られた水圧分布から、槽内の水圧挙動が水槽の破損にどのような影響を与えるかについて考察した。

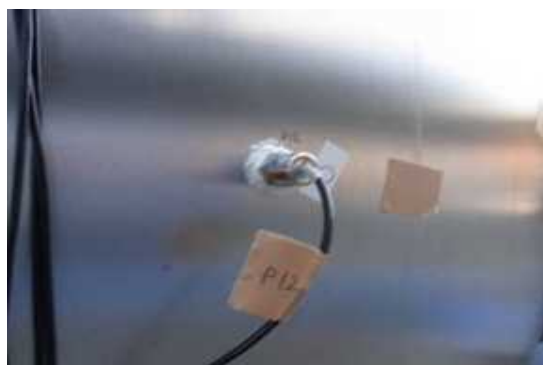
6.2 実験装置および方法

図-6.1 に、振動台に載せたステンレス鋼製大型水槽を示す。水槽の寸法は 3,000 mm×3,000 mm×3,000 mm（壁面の板厚は上段から 1.5, 2.0 および 2.5 mm）とした。水深は常用水深である 2,700 mm とした。振動台には、愛知工業大学で考案された屋外大型振動台（1 軸アクチュエーター：500 kN×2 基）を用いた。

図-6.2 に、測定に用いた圧力センサーの設置状況を示す。側壁部での測定には図-6.1 a) に示すように取り付けた KYOWA 製 PGM-05KG の圧力センサーを用いた。槽内での測定には KYOWA 製 PS-05KD の圧力センサー素子を用い、図-6.1 b) に示すように、配線部を保護するために防水加工（塩化ビニル樹脂製パイプ内にシーリング剤を充填する）を施した。



図-6.1 振動台に載せたステンレス鋼製大型実水槽



a) 側壁用



b) 槽内用

図-6.2 圧力センサーの設置状況

図-6.3 に、圧力センサーの設置位置を示す。加振方向に垂直な側壁の設置位置は平面図において水槽横手方向の中間部(A0) とし、水槽内ではそこから 100 (A1), 500 (A2), 1,100 (A3), 1,500 (中心, A4), 2,100 (反対の側壁から 500 mm, A5) および 2,500 mm (同 100 mm, A6) 離れた位置とした。また、加振方向に平行な側壁 から 500 mm (B1, B2, B4) および 200 mm の位置 (C1, C2, C4) にも設置した。立面図に示すように、6 個の圧力センサーを深さ方向 (水槽底面から 100, 500, 1,100, 1,500, 2,100 および 2,500 mm) に設置した。各振動数において、6 個の圧力センサーを上記 12 の位置で変えて深さ方向の水圧分布を測定した。なお、槽内の水圧計は、振動方向に対して圧力感知部が直角となるように設置した。

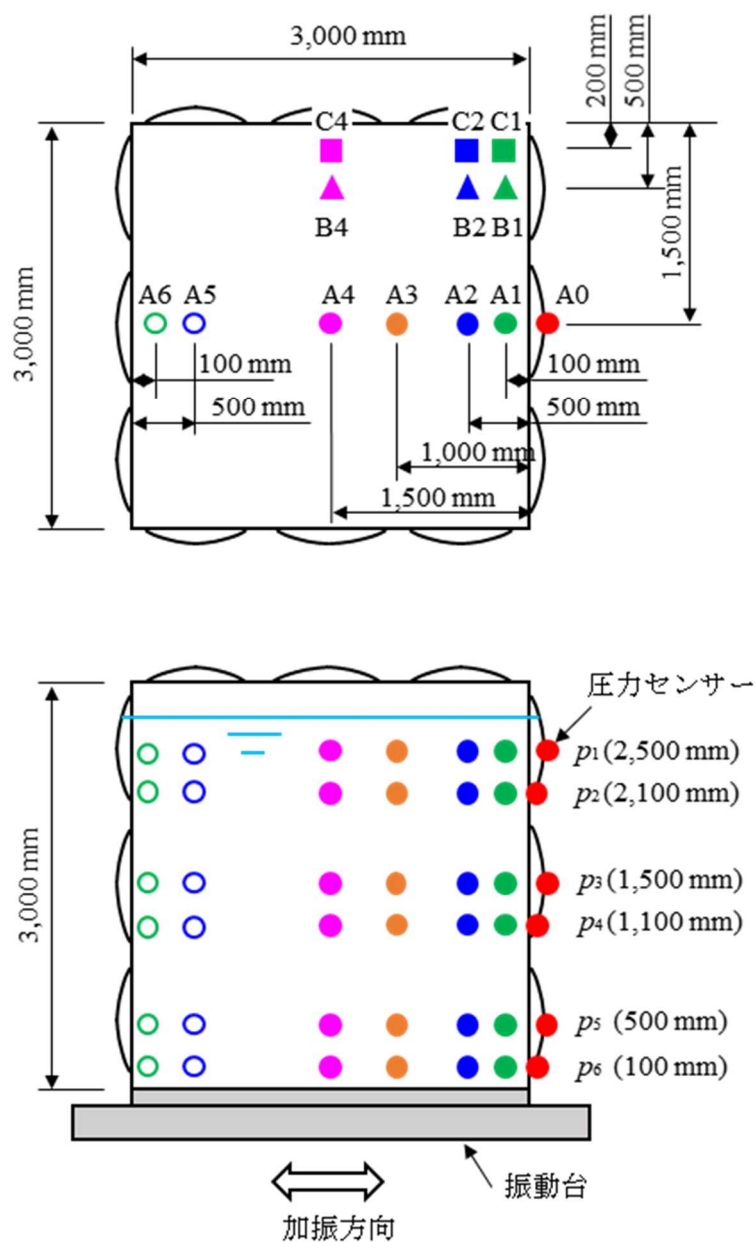


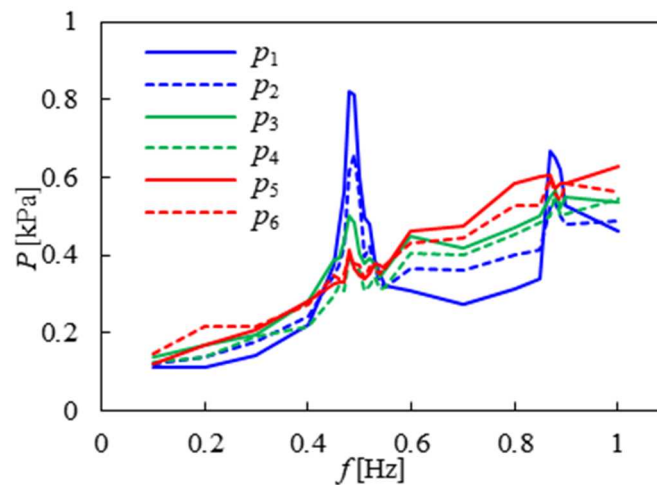
図-6.3 圧力センサーの設置位置

水平一軸方向の加振として、振動数を 0.1 ～ 6 Hz の範囲で変えて、水槽内の水圧分布を測定した。なお、振動台の能力を考慮して、0.1～1 Hz の振動数では振幅を±2.5 mm とし、1.1～6 Hz の振動数では振幅を±1 mm とした。また、東北地方太平洋沖地震 今市 NS 波（20%）を入力し、水圧の時刻歴変化を測定した。

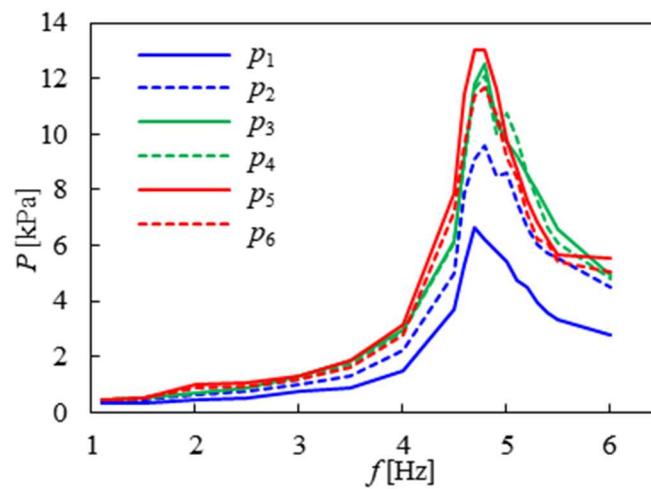
6.3 実験結果および考察

6.3.1 振動数に対する側壁水圧の変化

図-6.4 に，側壁に設置した圧力センサー（A0）の振動数に対する水圧の変化を示す．後述の時刻歴に示すように各位置での水圧は変動するので，測定時間内での最大値を用いた．0.1～1 Hz のスロッシング振動数を含む領域では，0.48 Hz に水圧のピーク，つまりスロッシングの1次モードが現れる．また，0.88 Hz での小さいピークはスロッシングの2次モードである．これらの振動数は Housner 式で求めた理論値とほぼ一致している．振動数 1.1～6 Hz の範囲では，4.8 Hz にバルジング水圧の鋭いピークが現れる．



a) $f = 0.1 \sim 1$ Hz, $A = \pm 2.5$ mm



b) $f = 1.1 \sim 6$ Hz, $A = \pm 1$ mm

図-6.4 振動数に対する水圧の変化（A0）

6.3.2 各位置における水圧の時刻歴

図-6.5 に、スロッシング振動（長周期）時における水圧の時刻歴を示す。スロッシング振動時では、液面の波高が大きく上下し側壁に衝突するので、A0 の位置の最上段に設置した圧力センサー p_1 の水圧が最も高くなる。A4（水槽幅の中間）の位置の水圧が低いのは、スロッシング振動の節となり波高が上昇しないためと考えられる。

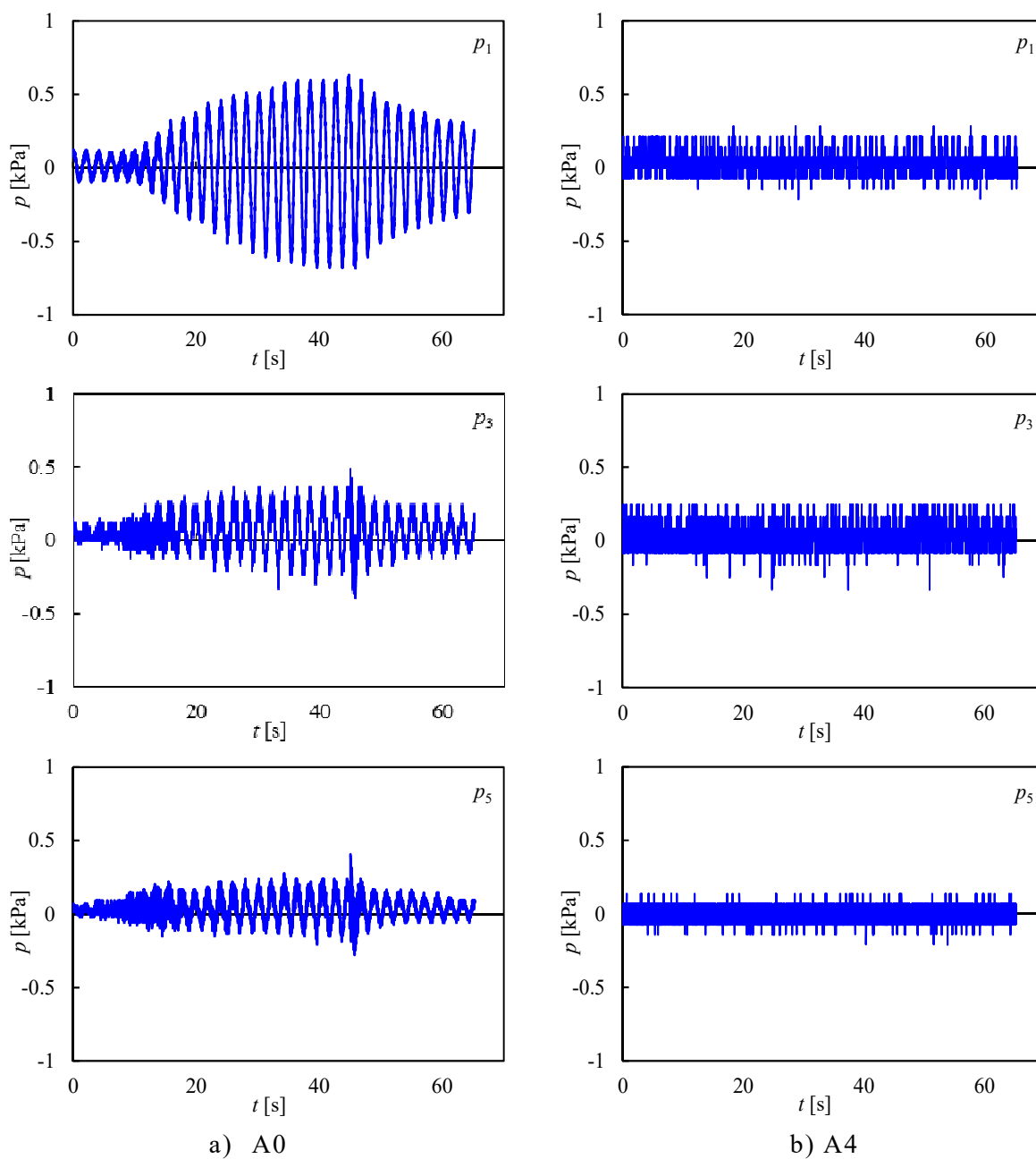


図-6.5 水圧の時刻歴 ($f=0.48$ Hz, $A = \pm 2.5$ mm)

図-6.6 に、バルジング振動（短周期）時における水圧の時刻歴を示す。バルジング振動時では、スロッシングのような液面の大きな波高変動が生じないので上部の水圧は低く、側壁中央部から下部において高い水圧を示している。また、A0に比べると、側壁から離れた A4 の水圧はかなり低い。

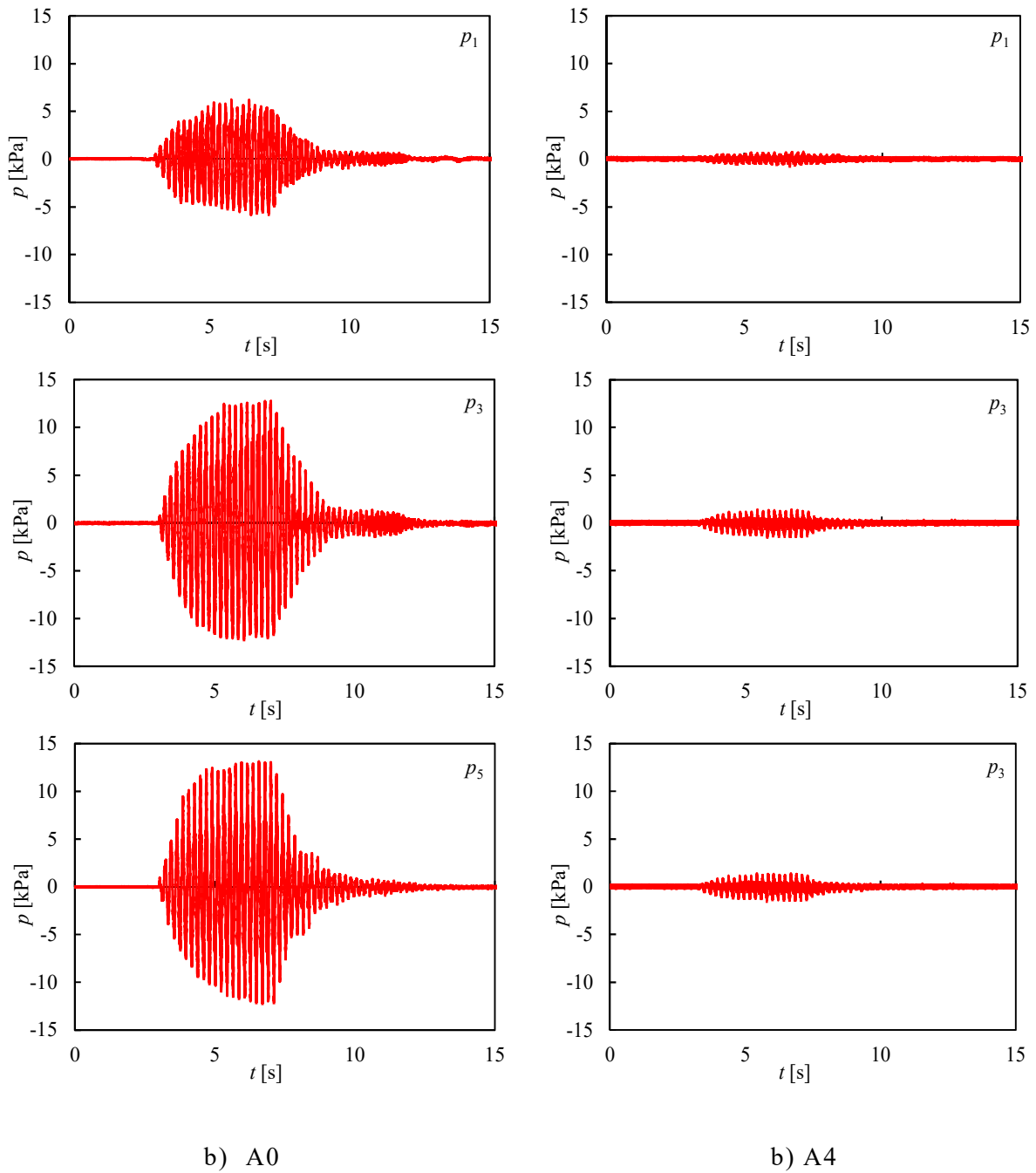


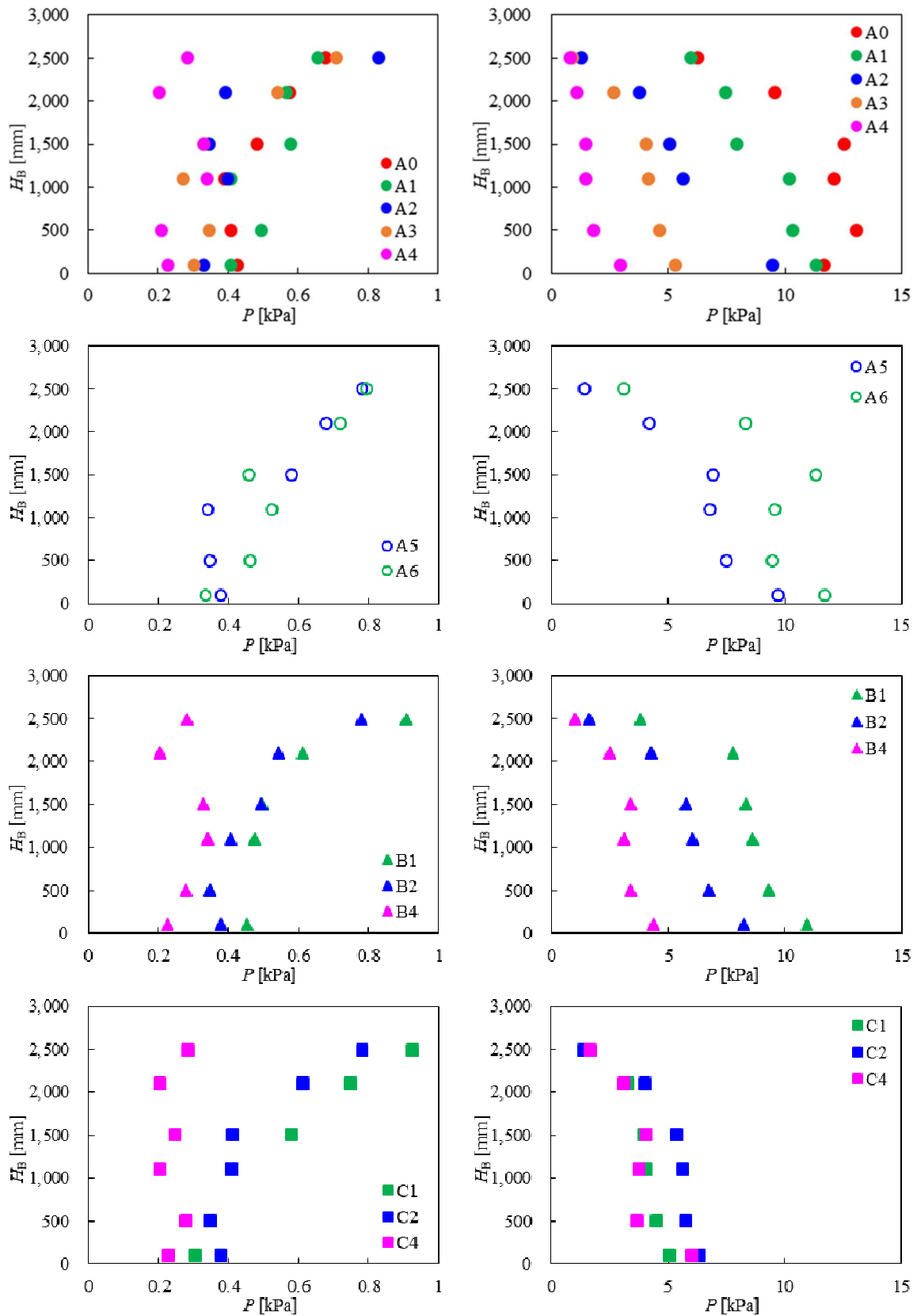
図-6.6 水圧の時刻歴 ($f=4.8$ Hz, $A = \pm 1$ mm)

6.3.3 深さ方向および横手方向の水圧分布

図-6.7 に、スロッシング振動時 ($f=0.48$ Hz) およびバルジング振動時 ($f=4.8$ Hz) における各測定位置での水槽深さ方向の水圧分布を示す。なお、図-6.5, 6.6 の時刻歴からわかるように各位置の水圧は変動するので、測定時間内での最大値を用いた。

スロッシング固有振動数における水圧分布では、いずれの測定位置においても、側壁上部の水面に近い水圧が最大となり、水槽幅の中間部に近づくほど水圧が低くなる。これは、スロッシング振動により側壁付近で波高が大きく上昇・下降を繰り返しているためである。また、A1, B1 に比べて C1 における水圧がやや高いのは、隅角部付近の波高の流動挙動が複雑となるためと考えられる。

バルジング固有振動数における水圧分布では、側壁中央部 (A0-A4) の水圧が最も高く、 p_3 (1,500 mm) から p_6 (100 mm) にかけて高い水圧が見られる。これらの水圧分布の傾向は、井上ら^{5),6)}が指摘しているバルジング水圧の特徴と一致している。一方、側壁横手方向では、隅角部近辺 (C1-C4) より中央部 (A0-A4) に向かうにつれて、水圧が高くなる。これは、振動方向に平行な側壁の剛性が高く奥行方向の側壁中央部に行くほど剛性が低くなるので変形が大きくなるためと考えられる。また、水槽側壁から離れるほど水圧は低くなる。これは、バルジング振動時に側壁部とその周辺の水が強く連成振動を起こしており、側壁から離れるほど連成振動の影響が小さくなるためと考えられる。



a) $f=0.48$ Hz, $A = \pm 2.5$ mm

b) $f=4.8$ Hz, $A = \pm 1$ mm

図-6.7 水槽深さ方向の水圧分布

図-6.8 に、バルジング振動時 ($f = 4.8 \text{ Hz}$) の水槽横手方向の無次元水圧分布を示す。縦軸は側壁の水圧 (最大水圧) で無次元化した水圧, 横軸は横手方向の中心からの距離 Y_p を槽幅 Y で無次元化した値 (両端が側壁), パラメータは水槽底面からの高さ H_B である。図には, $1,600 \text{ mm} \times 1,600 \text{ mm} \times 1,600 \text{ mm}$ (板厚 2.4 mm , 無補強) の水槽を用いた遠山らの結果 (バルジング振動数 = 3.8 Hz , $H_B = 800 \text{ mm}$)⁴⁾ も併記した。

水槽底面からの高さによらず, 水圧分布は, 側壁から離れるほど水圧は低くなり, 中央部で最小値となる放物線状を示す。この傾向は, 遠山らの結果も同じであるが, 中央部での無次元圧力の差異が大きい。この点については次のように考えた。本水槽は側壁のパネル接続部にトラス補強が構築されており, 水槽全体の剛性が高く振動時の側壁の変形量が低く抑えられるので, 板と補強の振動モードとなって中央部の水圧が低くなる。一方, 遠山らの水槽は無補強であるので側壁の剛性が低く, 振動時に側壁中央部に大きな変形を伴う板の振動モードとなって中央部の水圧低下が抑えられる。

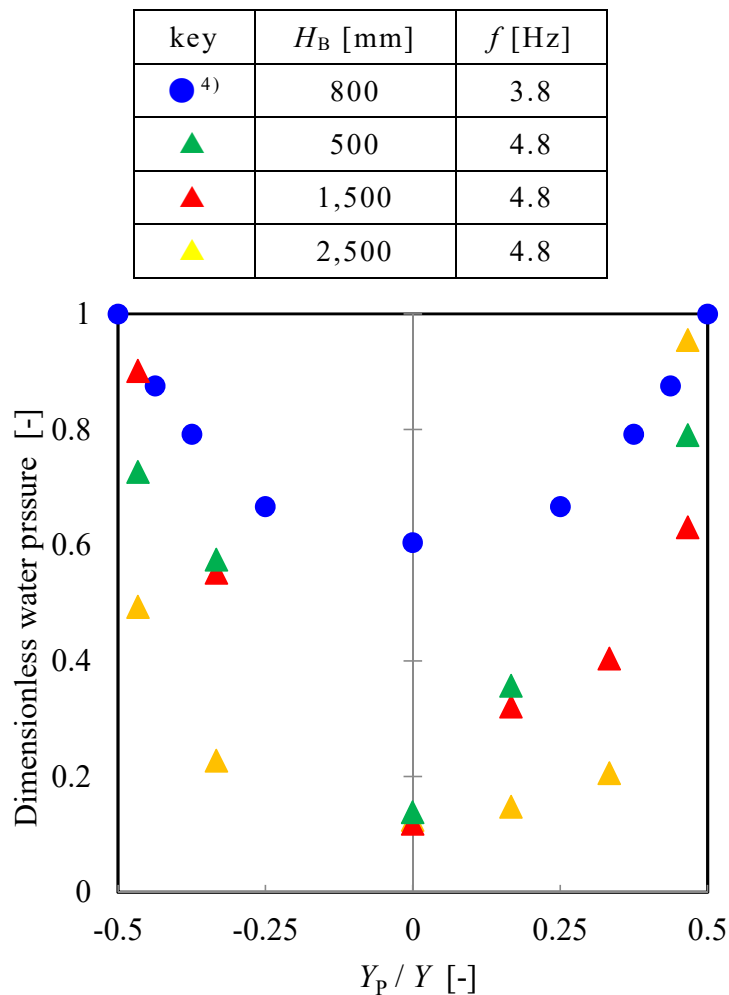


図-6.8 水槽横手方向の無次元水圧分布

6.3.4 地震波加振時の水圧の時刻歴

図-6.9 に、2011 東北地方太平洋沖地震 今市 NS 波 (20%) の (A0-A4) における圧力センサー p_3 (水槽底面から 1500 mm の位置) の水圧の時刻歴を示す。使用した地震波は 4~5 Hz 付近にピークを持つ短周期型の地震波である。したがって、圧力分布はバルジング振動 (短周期) 時と類似し、側壁部での圧力が最も高く、側壁から離れるにつれて水圧は低くなる。

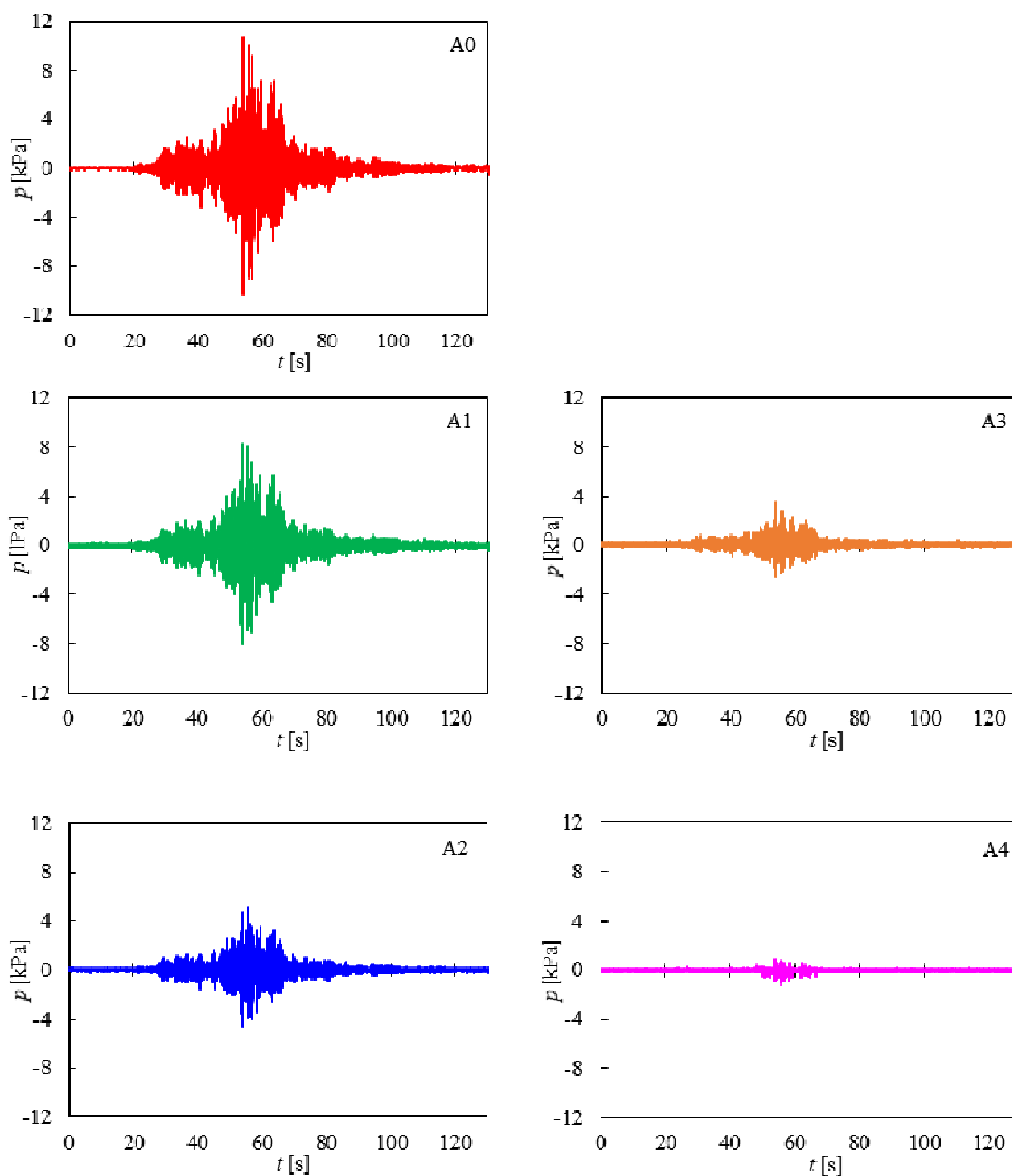


図-6.9 水圧 (p_3) の時刻歴 (東北地方太平洋沖地震)

6.4 結言

本章では、長周期および短周期地震下における大型の立方体実水槽内の水圧分布を測定した結果、以下の結論を得た。

- 1) スロッシング振動（長周期）時に発生する水圧は、振動方向に直角な面の側壁上部で最大となり下部に行くほど低くなる。また、側壁から離れるにつれて水圧は低くなる。
- 2) バルジング振動（短周期）時に発生する水圧は、振動方向に直角な側壁の中央部付近で最大となり、槽深さ方向の中央部から下部の水圧が最も高くなる。また、スロッシング振動時と同様に、側壁から離れるにつれて水圧は低くなり、中央部で最小値を示す。
- 3) 水槽の破損は、スロッシング振動時は屋根板と側壁上部で発生し、バルジング振動時は側壁中央部から下部に発生する可能性が高い。

参考文献

- 1) 鬼頭史城：隔壁等の接水振動について，造船協会誌 **Vol. 359**，pp. 343-345，1959. 8.
- 2) 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 **Vol. 106**，pp. 75-82，1959. 5.
- 3) 遠山泰美，明石委子：狭隘タンク底板の接水振動解析，関西造船協会誌 **Vol. 228**，pp.175-180，1997. 9.
- 4) 遠山泰美，明石委子：矩形タンク側壁の接水振動解析，日本造船学会論文集 **Vol. 182**，pp. 601-609，1997. 7.
- 5) 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（地震工学論文集第34巻），I_764-I_773，2015. 2.
- 6) 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（地震工学論文集第36巻），I_711-I_720，2017. 2.

第 7 章 結論

本論文では、地震時におけるステンレス鋼板製矩形水槽の振動挙動を明らかにするとともに、地震時の水槽の振動対策を提案した。特に、耐震性の不足した既設水槽に容易に取り付けられる装置を考案し、振動実験により各装置の特性を検討した。長周期地震動時に発生するスロッシング振動の問題に対しては、水槽内の水面付近へのフィルターや多孔板の波高抑制装置の設置により、スロッシング波高を大きく抑えられることを示した。一方、短周期地震動時に発生するバルジング振動に対しては、水槽の底背面への薄い高減衰ゴムから成る制震装置の設置により、側壁部に生ずるバルジング水圧を大きく低減できることを明らかにした。

以下に、各章で得られた結論を概説する。なお、第 1 章では、本研究に関わる既往の研究を紹介し、本研究の目的と構成を述べた。

第 2 章では、矩形水槽の地震による被害事例とメカニズムを分析し、設計基準の変遷と水槽設計における問題点や今後の課題について整理した。この結果に基づいて、矩形水槽において今後検討すべき事項や設計手法に関する課題をまとめた。

- 1) 屋根板に生ずるスロッシング波高の計算は、現状は兵庫県南部地震を想定した、速度応答スペクトル値 ($S_v = 150 \text{ cm/s}$) を用いて波高および屋根板の動水圧を計算している。近年発生した大地震における速度応答値がこの値を上回ることが報告がされており、入力する地震動の応答を考慮した設計が必要である。
- 2) 矩形水槽で問題となるバルジング水圧の研究例は少なく、指針や基準類においても明確な規定がない。特に水槽に生ずる動水圧は、Housner 式にて計算することが一般的となっている。しかしながら、実際には、側壁が弾性体の場合、変形を伴う振動が発生し、本式を大きく上回るバルジング水圧が発生する可能性がある。このバルジング水圧は、水槽のバルジング固有振動数や地震動の特性によって大きさが異なるが、ステンレス鋼製矩形水槽の場合には、比較的短周期の地震動で高くなる。今後の設計においては、水槽のバルジング固有振動数と想定地震動の加速度応答スペクトルを考慮した設計が必要であり、FEM による時刻歴解析手法を設計に導入することが極めて重要となる。

- 3) 我が国で用いられている水槽の多くは弾性体（FRP、ステンレス鋼、鋼）製である。これらの水槽の板厚、材質および補強形式等の違いにより減衰性能や塑性変形能力も大きく異なる。これらについては、今後の実験や解析によって早急に検討する必要がある。

第3章から第6章の実験では立方体の実水槽を用いており、1辺が1,000, 2,000 および 3,000 mm の水槽を、それぞれ小型、中型および大型と称した。

第3章では、矩形水槽のスロッシング波高抑制に有効な空隙率の高いプラスチックフィルターの既設槽への設置を検討した。矩形モデル水槽および中型・大型の立方体実水槽においてフィルター設置の形態（鉛直あるいは水平）および位置を変えて振動実験を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) モデル水槽においてフィルターを設置してスロッシング波高を低減する手法は、立方体実水槽においても効果を発揮することができ、実水槽の耐震性能を向上する簡易でかつ有効な手法である。
- 2) 加振軸直交面に対してフィルターを設置する際、水槽の内壁付近に設置が可能な場合は設置形態を水面に対して水平方向に、中間位置に設置が可能な場合は鉛直方向に設置することが望ましい。
- 3) 加振軸直交面に対してフィルターを鉛直方向に2枚設置する際、フィルター設置の制約条件がなければ、槽幅の1/4 および1/2 の位置への設置が望ましい。これらの位置への設置が困難な場合は、フィルターの間隙に隙間を設けて設置することが望ましい。

第4章では、矩形水槽のスロッシング波高の抑制法として、ステンレス鋼製多孔板の設置を提案した。まず、矩形モデル水槽に多孔板を波高抑制装置として用い、スロッシング波高の変化および固有振動数に及ぼす多孔板の開孔率・孔径および設置位置の影響について検討した。次に、モデル水槽でスロッシング波高抑制の認められた多孔板を大型立方体実水槽に設置して、スロッシング波高の変化および多孔板の深さの影響について検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) モデル水槽において、開孔率42～15%の多孔板では、水槽の固有振動数付近で波高が卓越し、開孔率が低くなるにつれて波高抑制効果が大きくなる。一方、開孔率が15%より低い多孔板では、隔壁の状態に近づいて水槽が半分に分割された状況に類似するので、固有振動数は水槽幅から半分の幅の値へ遷移し、開孔率が低くなるほど波高抑制効果は小さくなる。したがって、本条件下では、開孔率15%の多孔板で高い波高抑制効果が得られる。

- 2) モデル水槽において，孔径を 5 ～ 25 mm の範囲で変えた場合，孔径が小さいほど波高抑制効果は若干高くなる．しかし，さらに小さい孔径では，隔壁の状態に近づくので十分な波高抑制効果は得られないと予想される．
- 3) 波高抑制効果に及ぼす設置位置の影響は，開孔率によってやや変わるものの，いずれの設置位置でも波高を大きく抑えることができる．
- 4) モデル水槽で高い波高抑制効果の得られた開孔率 15 %，孔径 5 mm の多孔板を大型実水槽の中間位置に設置した場合，スロッシング波高は大きく抑制される．
- 5) 水槽の深い実水槽のスロッシング波高抑制に対しては，多孔板を水槽底面まで設置する必要はない．

第5章では，短周期振動時に矩形水槽壁面で問題となるバルジング振動を抑制する手法として，薄い高減衰ゴムから成る制震装置を考案した．小型および大型の立方体実水槽の底背面に寸法等を種々に組み合わせた制震装置を設置してスweepおよび地震波の加振実験を行い，水圧減少挙動について検討した結果，以下の結論を得た．

- 1) 水槽の底背面（架台の下）に本制震装置を設置することにより，バルジング固有振動数における応答水圧は 0.5 ～ 0.7 程度減少する．
- 2) 小型および大型の実水槽では寸法や構造形式が大きく異なるものの，水圧減少に及ぼす装置特性の効果はほぼ同様である．本制震装置の水圧減少率は，面圧比（ゴム板の許容面圧に対する面圧の比）が高いほど大きくなり，面圧比の関数として精度よく再現される．
- 3) 大型実水槽に本制震装置を設置することにより，短周期地震動における水圧を大きく低減することができる．なお，長周期地震動においてスロッシングを助長することはなかった．

第 6 章では，長周期および短周期地震下における大型立方体実水槽内の水圧分布を測定した．得られた水圧分布から，以下の結論を得た．

- 1) スロッシング振動時に発生する水圧は，振動方向に直角な面の側壁上部で最大となり下部に行くほど低くなる．また，側壁から離れるにつれて水圧は低くなる．
- 2) バルジング振動時に発生する水圧は，振動方向に直角な側壁の中央部付近で最大となり，槽深さ方向の中央部から下部の水圧が最も高くなる．また，スロッシング振動と同様に，側壁からの距離が離れにつれて水圧は低くなる．

- 3) 水槽の破損は，スロッシング振動時は屋根板と側壁上部で，バルジング振動時は側壁中央部から下部に発生する可能性が高い．

本論文では，地震時におけるステンレス鋼板製矩形水槽の波高および水圧挙動に着目して振動実験を行い，水槽の振動特性を明らかにした．また，既設の水槽の耐震性を向上させる方法として，波高抑制装置および制震装置を考案した．長周期地震動で発生するスロッシング波高に対しては，水槽内にフィルターや多孔板を設置することでスロッシング波高を大きく抑制することができた．一方，短周期地震動で発生する側壁と水が連成して起こるバルジング振動に対しては，水槽底面下に高減衰ゴムを用いた制震装置を設置することでバルジング水圧を大きく低減できた．

これらの装置を既存の水槽に設置することにより，想定外の巨大地震から大切な水を守ることができるものと確信する．

使用記号

A	振幅	amplitude	mm
a	加速度	acceleration	m/s^2
D	水槽の奥行き	depth of water tank	mm
D_{PP}	水槽屋根からの多孔板 深さ	depth of perforated plate from roof of water tank	mm
D_{WP}	水圧減少率	decrement of water pressure	%
d	多孔板の孔径	hole diameter of perforated plate	mm
d_F	フィルターの設置位置	setting position of filter	mm
d_P	多孔板の設置位置	setting position of perforated plate	mm
F	加振力	exciting force	N
f	振動数	frequency	Hz
f_N	固有振動数	natural frequency	Hz
f_n	n 次モードの固有振動 数	natural frequency at n -th mode	Hz
g	重力加速度	gravitational acceleration	m/s^2
H	水槽の高さ	height of water tank	mm
H_B	水槽底面からの高さ	height of bottom of water tank	mm
ΔH	最大波高	maximum wave height	mm
$\Delta H/F$	応答最大波高	corresponding wave height	mm/N
$\Delta H/\Delta H_0$	波高抑制効果	reduction of maximum wave height	-
h	水深	water depth	mm
n	モード次数	mode number	-
L	水槽の幅	width of water tank	mm
P	ある振動数における 最大水圧	maximum water pressure at a certain frequency	Pa
P/F	応答水圧	corresponding water pressure	Pa/N
$(P/F)_{MAX}$	制震時の最大応答水圧	maximum of corresponding water pressure with seismic device	Pa/N
$(P/F)_{MAX,0}$	非制震時の最大応答水 圧	maximum of corresponding water pressure without seismic device	Pa/N
p	水圧	water pressure	Pa

t	時間	time	s
t_R	ゴム板厚	thickness of rubber plate	mm
W	ゴム板に生ずる面圧	pressure on rubber surface	N/mm ²
W_A	ゴム板の許容面圧	allowable pressure on rubber plate	N/mm ²
W/W_A	面圧比	ratio of pressure on rubber surface	-

<Greeks>

ϕ	多孔板の開孔率	opening fraction of perforated plate	%
λ	振動伝達率	vibration transmissibility	-

<suffix>

est.	推算値	estimated
MAX	最大値	maximum
meas.	実測値	measured
0	非制震時	without seismic devise

本論文に関する発表論文・口頭発表

論文題目	公表の方法及び時期	著者
I. 学位申請に関わる論文 (査読付き)		
1.実物大貯水槽における耐震性能向上のためのフィルター設置に関する実験的研究	土木学会論文集 A2, Vol. 71, No. 2 (応用力学論文集 Vol. 18) I_49-I_58, 2015. 6.	<u>青木大祐</u> , 鈴木森晶, 黒田亮
2.長周期地震動時の矩形水槽内のスロッシング波高の抑制に対する多孔板設置の影響	化学工学論文集, Vol. 45, No. 2, pp. 39-45, 2019. 3.	<u>青木大祐</u> , 坂東芳行, 鈴木森晶
3.実水槽における多孔板によるスロッシング波高抑制の検証	化学工学論文集, Vol. 45, No. 5, pp. 165-167, 2019. 9.	<u>青木大祐</u> , 坂東芳行, 鈴木森晶
4.Development of Seismic Device for Stainless Steel Rectangular Water Tank at Short Period Earthquake	The 14th Nordic Steel Construction Conference, Copenhagen, Denmark, pp. 475-480, 2019. 9.	<u>Aoki, D.</u> , Y. Bando, N. Watanabe and M. Suzuki
5. Experimental Study on Seismic Device for Rectangular Water Tank under Short-period Earthquake	The 14th International Symposium on Advanced Science and Technology in Experimental Mechanics, Tsukuba, Japan, 2019. 9.	<u>Aoki, D.</u> , Y. Bando, N. Watanabe and M. Suzuki
II. その他の学術論文 (査読付き)		
1. 内構材をもつ実矩形貯水槽の簡易バルジング応答推定	構造工学論文集 Vol. 65A, pp. 305-316, 2019. 3.	渡邊尚彦, 宮崎泰樹, 行田聡, <u>青木大祐</u> , 坂東芳行
2. 高減衰ゴムを配置した矩形貯水槽のバルジング応答推定	土木学会論文集 A2(応用力学), Vol. 75, No. 2 (応用力学論文集 Vol. 22), I_83-I_92, 2019. 12.	渡邊尚彦, 松井稜, <u>青木大祐</u> , 行田聡, 坂東芳行

Ⅲ. 学位申請に関わる口頭発表		
1. 矩形水槽の固有振動数の変化に着目した波高抑制手法の提案	平成 27 年度 土木学会全国大会, I-161, 2015. 9.	青木大祐, 鈴木森晶, 久保田拓也, 黒田亮
2. スロッシング波高と固有振動数に及ぼす開孔率の影響	平成 27 年度 日本水道協会 水道研究発表会, 5-38, 2015. 10.	青木大祐, 坂東芳行, 行田聡, 鈴木森晶
3. 長周期振動下における矩形水槽内の水流動挙動に及ぼす多孔板設置の影響	平成 28 年度 土木学会中部支部 研究発表会, I-036, 2016. 3.	青木大祐, 坂東芳行, 池田千紘, 鈴木森晶
4. 制震ゴムによる矩形貯水槽の動水圧低減に関する実験的検討	平成 28 年度 日本水道協会 水道研究発表会, 5-74, 2016. 11.	青木大祐, 坂東芳行, 加藤健太, 鈴木森晶
5. バルジング振動域におけるステンレス鋼製矩形貯水槽の動水圧の抑制	平成 29 年度 土木学会中部支部 研究発表会, I-20, 2017. 3.	青木大祐, 坂東芳行, 加藤健太, 鈴木森晶
6. 内構材を有する矩形タンクのバルジング振動に関する実験的研究	平成 29 年度 土木学会全国大会, I-177, 2017. 9.	渡邊尚彦, 宮崎泰樹, 行田聡, 青木大祐, 坂東芳行
7. 制震ゴムによる矩形貯水槽の動水圧低減に関する検討Ⅱ	平成 29 年度 日本水道協会 水道研究発表会, 5-72, 2017. 10.	青木大祐, 行田聡, 坂東芳行, 鈴木森晶
8. 実矩形貯水槽のバルジング振動推定のための実験的研究	平成 29 年度 土木学会中部支部 研究発表会, I-605, 2018. 3.	宮崎泰樹, 行田聡, 青木大祐, 坂東芳行, 渡邊尚彦
9. 入射角の異なる振動を受けるステンレス鋼製タンクのバルジング振動低減に関する検討	平成 30 年度 土木学会全国大会, I-604, 2018. 9.	佐久間真輝, 鈴木森晶, 青木大祐, 行田聡, 坂東芳行

10. 矩形水槽への取り付けを想定した短周期振動対応の制震装置の開発	平成 30 年度 日本水道協会 水道研究発表会, 5-43, 2018. 10.	青木大祐, 行田聡, 坂東芳行, 渡邊尚彦, 鈴木森晶
11. 短周期振動を受ける矩形大型水槽の水圧低減装置に関する実験的検討	平成 30 年度 土木学会中部支部 研究発表会, I-09, 2019. 3.	青木大祐, 行田聡, 坂東芳行, 佐久間真輝, 鈴木森晶
12. 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強度の検討	平成 30 年度 土木学会中部支部 研究発表会, I-08, 2019. 3.	佐久間真輝, 青木大祐, 行田聡, 坂東芳行, 鈴木森晶
13. 矩形水槽内のスロッシング挙動に及ぼす多孔板の影響	化学工学会第 84 年会, T-213, 2019. 3.	青木大祐, 坂東芳行, 鈴木森晶
14. ステンレス鋼製パネルタンク内部の動水圧分布に着目した破損メカニズムの検討	令和元年度 土木学会全国大会, I-604, 2019. 9.	佐久間真輝, 鈴木森晶, 青木大祐, 行田聡, 坂東芳行
15. 短周期地震動を受ける既設の矩形水槽に適する制震装置の開発	日本実験力学学会 2019 年度年次講演会, 2019. 9.	青木大祐, 行田聡, 坂東芳行, 渡邊尚彦, 鈴木森晶
16. ステンレス鋼製矩形水槽における動的解析による設計手法の検討	令和元年度 日本水道協会 水道研究発表会, 5-61, 2019. 11.	行田聡, 青木大祐, 林健太郎, 坂剛至, 坂東芳行
17. ステンレス鋼製貯水槽における高減衰ゴムの温度変化による動水圧低減効果の実験的研究	令和 2 年度 土木学会全国大会, 投稿中	佐久間真輝, 鈴木森晶, 青木大祐, 行田聡, 坂東芳行

謝辞

本研究を進めるにあたり，愛知工業大学工学部土木工学科 教授・鈴木森晶様には，2014年度から本年度に至る6年間の弊社森松工業との共同研究の中で，非常にご多忙の中，多大な御指導と御鞭撻を賜りました．ここに，深く感謝の意を表します．

本論文をまとめるにあたり，愛知工業大学工学部建築学科 教授・山田和夫様，愛知工業大学工学部機械学科 教授・北川一敬様，愛知工業大学 応用化学科 教授・手嶋紀雄様から御指導と御意見を賜りました．ここに，深甚なる謝意を表します．

また，岐阜工業高等専門学校環境都市学科 准教授・渡邊尚彦様から研究の御指導と有益なる御助言を賜りました．ここに，深く感謝致します．

研究の進め方や本論文の作成にあたりましては，森松工業 研究開発室 技術顧問・坂東芳行様（元名古屋大学大学院工学研究科化学生物工学専攻 准教授）から厳しくも暖かい丁寧な御指導を頂きました．また，森松工業 研究開発室の皆様には，本論文を作成するにあたり，多大な御協力を頂きました．ここに，厚く御礼申し上げ，感謝する次第です．

本研究の実験を実施する上で，愛知工業大学耐震実験センター 嶋口儀之先生には，実験の準備や測定方法につきまして貴重なる御示唆を頂きました．さらに，実験および論文をまとめる際には，黒田亮様，佐久間真輝様をはじめとする愛知工業大学工学部土木工学科 構造研究室および岐阜工業高等専門学校環境都市学科 渡邊研究室に在籍された，大学院生ならびに学生の皆様の御助力を受けました．ここに，深く感謝致します．

2020年8月 青木大祐