

地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災メカニズムと
遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計手法に関する研究

2010 年

三浦 正博

Abstract

「2003 年十勝沖地震」時のスロッシングにより，浮屋根式タンクでは浮屋根が破損，沈没し，全面火災に至るといふ甚大な被災が発生した．

本研究では，まず，その被災メカニズムを究明した．従来，スロッシングに対しての浮屋根の構造設計技術は確立されていなかったが，本研究で被災メカニズムが究明されたことにより，構造設計技術の確立に貢献することができた．

このように確立された構造設計技術により，一定の安全性は確保されているが，スロッシングの発生自体を抑えるような本質的な対策はなされていない．このため，大きなスロッシングが発生しても油が外へ溢れ出さないように，油面を低下させる運用が行われている．また，今後，起こるであろうと予測されている「東海・東南海・南海地震」においては想定以上のスロッシングの発生が危惧されている．従って，被災を防止するためには，スロッシングを抑制することが根本的対策と考え，遮閉板を用いたスロッシング抑制装置を提案した．

本研究では，提案したスロッシング抑制装置を取り付けたモデルタンクを用いて，振動実験を行い，抑制効果を確認した．また，実機タンクへスケールアップした場合の抑制効果の確認に活用できるように数値シミュレーション方法の構築を行った．さらに，遮閉板によるスロッシングの減衰メカニズムから，与えられた入力地震動に対して，目標とする抑制効果を設定し，その設定に応じた遮閉板の面積，配置を決めることできる体系的な設計手法を構築した．

目次

第 1 章 序論	1
1.1 背景	1
1.2 既往の研究	5
1.2.1 地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災メカニズム	5
1.2.2 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計手法	6
1.3 地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災	8
1.4 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置	11
1.5 本論文の構成	12
参考文献	13
第 2 章 2003 年十勝沖地震における浮屋根式石油タンクの被災メカニズム	15
2.1 概要	15
2.2 2003 年十勝沖地震におけるタンク被害	16
2.2.1 製油所内におけるタンクの配置	16
2.2.2 シングルデッキ型浮屋根式タンクの構造	17
2.2.3 製油所内で観測された地震動	18
2.2.4 被災状況	20
2.3 理論解から推定されるスロッシング高さ	24
2.3.1 スロッシング理論解	24
2.3.2 十勝沖地震時の推定スロッシング高さ	26
2.4 既往の研究から推定される損傷メカニズム	27
2.5 数値シミュレーションによる損傷メカニズムの解明	29
2.5.1 数値シミュレーションの概要	29
2.5.2 スロッシングの数値シミュレーション	30
a) No.30006 タンク (3 万 kL) のスロッシング挙動	31
b) No.100651 タンク (10 万 kL) スロッシング挙動	33
2.5.3 浮屋根ポンツーンの応力解析	34
a) 面外曲げによるポンツーンの応力	35
b) 半径方向の収縮変形によるポンツーンの応力	38

2.5.4 損傷メカニズム	38
a) 1次モードのスロッシングによる浮屋根の損傷メカニズム	39
b) 2次モードのスロッシングによる浮屋根の損傷メカニズム	40
2.6 まとめ	40
参考文献	42
第3章 小規模モデルタンクの振動実験によるスロッシング抑制効果の確認	43
3.1 概要	43
3.2 実験方法	44
3.3 実験結果と考察	48
3.3.1 遮閉板を挿入しない場合	48
a) 1次モードにおけるスロッシング挙動	48
b) 2次モードにおけるスロッシング挙動	49
c) 応答関数	51
3.3.2 遮閉板を挿入した場合	52
a) 開口率と開口位置の違いによる抑制効果の変化	52
b) 最適な遮閉板レイアウト	62
3.4 まとめ	63
参考文献	64
第4章 中規模モデルタンクの振動実験によるスロッシング抑制効果の検証	65
4.1 概要	65
4.2 実験条件	65
4.3 実験結果と考察	72
4.3.1 スロッシングの抑制効果	72
4.3.2 スロッシングによる内容液の挙動	80
4.3.3 スロッシング時に遮閉板に掛かる荷重	85
4.4 まとめ	87
4.5 付録 速度ポテンシャル理論による内容液の流速	88
参考文献	90

第5章 スケールアップのための数値シミュレーション方法の構築	91
5.1 概要	91
5.2 数値シミュレーションの手法	92
5.2.1 モデル化	92
5.2.2 解析ケース	95
5.3 振動実験と数値シミュレーションとの比較	99
5.3.1 スロッシング高さ	99
5.3.2 内容液の流速	104
5.3.3 側壁圧力	111
5.3.4 遮閉板圧力	122
5.4 まとめ	133
参考文献	134
第6章 設計手法の構築	135
6.1 概要	135
6.2 設計の流れ	135
6.3 基本式	136
6.4 中規模モデルタンクの振動実験との比較による検証	138
6.5 数値シミュレーションによる検証	141
6.5.1 実機サイズのモデルタンクでの遮閉板の試設計	141
6.5.2 スロッシング抑制効果の算定	144
6.5.3 数値シミュレーションの実施	148
6.5.4 数値シミュレーションの結果	150
6.6 まとめ	154
参考文献	155
第7章 結論	156
謝辞	158

第1章 序論

1.1 背景

石油タンクは、数秒から十数秒の周期の振幅が大きいやや長周期地震動により励起される液面揺動(スロッシング)により、国内外で数多くの災害を被ってきた。特に、貯蔵している油を覆う屋根が内容油の上に浮いている浮屋根式タンクは、スロッシングにより浮屋根も揺り動かされるために甚大な災害に至っている。

国内では、1923年9月1日の「関東大震災」、1964年6月16日の「1964年新潟地震」、1983年5月26日の「日本海中部地震」、1993年7月12日の「北海道南西沖地震」、2003年9月26日の「2003年十勝沖地震」における被災を挙げることができる。「関東大震災」では、横須賀軍港にあった重油タンク群が壊滅的な被害を受けたと報告されている¹⁻¹⁾。「1964年新潟地震」では、新潟にある製油所において、スロッシングによって液面が上昇しタンクの側壁を超えて油が外へ溢れ出し(溢流)、溢流した油に着火し火災に至り¹⁻¹⁾、液面の全域に燃え広がる全面火災が発生して12日間も燃え続けた。「日本海中部地震」では、秋田にある発電所のタンクにおいて、リング火災(浮屋根と側壁の間のシール部において生じるリング状の火災)が発生し¹⁻²⁾、また、震源に近い秋田だけでなく震源から離れた新潟や北海道苫小牧においても、過大なスロッシングの発生とタンク浮屋根の破損が認められた¹⁻³⁾。「北海道南西沖地震」では、北海道苫小牧でスロッシングによる油の溢流が、震源から500kmも離れた新潟でスロッシングによるシール部から浮屋根上への油の飛散が認められた¹⁻⁴⁾。「2003年十勝沖地震」では、北海道苫小牧にある出光興産株式会社北海道製油所において、数多くのタンクがスロッシングにより被害を受け、地震直後には浮屋根式タンク1基でリング火災が、地震から2日後には浮屋根の沈没から全面火災に至り約2日間燃え続け¹⁻⁵⁾、近海を航行するフェリーを欠航させる等、社会的にも大きく注目された。

一方、海外では、1964年3月27日「アラスカ地震」、1999年8月17日「トルコ・コジャエリ地震」、1999年9月21日「台湾集集地震」における被災を挙げることができる。「アラスカ地震」では、震央から150km以内の4地区にあるタンク群のうち3地区のタンク群が発火炎上した¹⁻¹⁾。「トルコ・コジャエリ地震」では、多数の石油タンクの破損や全面火災が発生し、完全に鎮火するまで約1週間を要した¹⁻⁶⁾。「台湾集集地震」では、浮屋根の座屈損傷や、浮屋根の上下動をガイドするポールに浮屋根の揺動に伴う力が加わり、ポールを取り付けている側壁が開口、油が流出した¹⁻⁷⁾。

これら過去の災害から分かるように、地震時の石油タンクのスロッシングは、大きな物的被害はもちろんのこと、一步間違えば火災による人的被害にも繋がりがねないものである。また、油の溢流等による土壌汚染や火災による大気汚染といった環境面への影響も大きい。特に、全面火災に至ると消火が非常に困難で、タンク内の油を燃やし尽くすまで鎮火できない事態になる恐れがあり、数日間から十数日間も燃え続けることになりかねない。

そこで、本研究は、「2003年十勝沖地震」時のスロッシングによるタンク被災を契機として始まり、タンク被災のメカニズムを究明し、究明した結果、被災に対する根本対策はスロッシングを抑制することと考え、さらに、スロッシングを抑制する装置の開発を行ってきた。今後、発生が予想されている「東海・東南海・南海地震」では、地域によってはやや長周期地震動が大きくなる可能性が指摘されており、スロッシングを抑制し災害防止につなげることは非常に重要なことであると考えられる。

次に、スロッシングに対する石油タンクの耐震設計技術の発展状況を整理し、それと対比して本研究の位置付けを述べる。国内において、石油タンクの構造等は貯蔵する油の危険性から消防法で規制されており、そこにはスロッシングに対する耐震設計に関する規制も含まれている。そこで、スロッシングに対する耐震設計技術の発展状況を俯瞰するため、この規制内容の変遷とその間の地震被災状況を整理して表 1-1 に示す。

1983年4月、消防法に石油タンクのスロッシングに対する耐震設計が新規に条文化され、規制が始まった。この時から、スロッシングによって油の液面が上昇しても側壁を超えて溢流しないように油の液面をある高さ以上にしない、すなわち、液面上部から側壁最上端までの空間高さを確保することが求められるようになった。また、スロッシングによって側壁には動液圧が作用することになるが、その動液圧にも耐え得る強度を側壁に保持させなければならなくなった。なお、空間高さや動液圧はスロッシングの大きさに応じて決まるものであるが、スロッシングの大きさを設定するためのやや長周期地震動の大きさ(速度応答スペクトル値 100kine)は「関東大震災」の地震記録に基づいていた¹⁻⁸⁾。

この規制後、間もなく、1983年5月に「日本海中部地震」が発生するが、その時にはスロッシングによる溢流や、浮屋根がスロッシングにより上に持ち上げられ上部構造物と衝突したことによって発生した火花が、スロッシングによって浮屋根のシール部から吹き出した油に着火しリング火災となった。この時は、従来の想定である「関東大震災」の地震記録の地震動の大きさ以上であったことが推察されたが、想定されるやや長周期地震動の大きさを設定するには難しいこともあり、スロッシングによる溢流が発生しても、そのことが次の災害に拡大しないようにする防止策(具体的には溢流した油への引火防止、拡散防止)を図るようにするという通達が1983年5月に出された¹⁻²⁾。また、その後、1983年9月

には、スロッシングによって浮屋根が持ち上げられたとしても別の構造物に衝突することがないよう、衝突する恐れのある個所にある構造物の撤去や、撤去不可能なものへは衝突したとしても火花が出ないようにな措置(具体的には衝突する恐れのある個所への銅板の貼付)の徹底強化が通達された¹⁹⁾。1993年には「北海道南西沖地震」が発生し、スロッシングによる溢流があったが、火災に至る被災は報告されていない。

2003年には、「2003年十勝沖地震」時のスロッシングにより浮屋根が沈没して油が露出したためタンクの全面火災が発生した。国内での全面火災は、1964年の「新潟地震」以来のことであり、約2日間燃え続けて社会的影響も大きかった。この「2003年十勝沖地震」の被災を受け、2005年1月に全面的に規制条文の追加、変更がなされた。一つは、スロッシングによっても浮屋根が沈没することがないように、浮屋根の強度を確保することが追加された。もう一つは、やや長周期地震動の大きさが変更され、やや長周期地震動が大きくなると予想される地域では、従来(「関東大震災」の地震記録)の最大2倍(速度応答スペクトル値200kine)となった。

この表に示すように、スロッシングに対する石油タンクの耐震設計技術は、導入されてから、まだ30年弱の歴史しか経ていない。地震による被災の程度に応じて発展、向上をしてきているが、1983年以後の大きな変化と言えるのは、2005年の一度だけであり、まだ発展途上にあると考えられる。やや長周期地震動の大きさに応じたスロッシングの大きさは予測でき、溢流や浮屋根沈没の防止技術は確立されてきているが、特に、スロッシングそのものを抑制する技術の発展が求められていると考えられる。

なお、本研究は、「2003年十勝沖地震」時のスロッシングによるタンク被災を契機として始まったことは前述したとおりであり、タンクの被災メカニズムを究明した本研究の成果は表1-1の2005年1月の浮屋根の強度確保に関する規制強化の内容に盛り込まれた。

表 1-1 スロッシングに対する規制の変遷とスロッシングによる地震被災状況

年月	消防法での規制内容および地震被災状況
1983年4月	スロッシングに対する耐震設計が新規条文化 ・ 溢流しないための空間高さの確保 ・ スロッシングによる動液圧に対する側壁強度の確保 ・ やや長周期地震動の大きさは「関東大震災」の地震記録を採用
1983年5月	「日本海中部地震」 ・ スロッシングによる溢流 ・ 浮屋根式タンクのリング火災
1983年5月	規制強化(消防通達) ・ スロッシングによる溢流からの災害拡大防止
1983年9月	規制強化(消防通達) ・ 浮屋根衝突防止 ・ 火災防止のための浮屋根衝突時の火花発生防止
1993年7月	「北海道南西沖地震」 ・ スロッシングによる溢流
2003年9月	「2003年十勝沖地震」 ・ スロッシングによる溢流 ・ 浮屋根式タンクのリング火災, 全面火災
2005年1月	規制強化(スロッシングに対する耐震設計の条文追加・変更) ・ 浮屋根の強度確保(全面火災につながる浮屋根沈没の防止) ・ 地震動の大きさは従来(「関東大震災」の地震記録)の最大2倍

1.2 既往の研究

1.2.1 地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災メカニズム

石油タンクのスロッシングの固有周期は数秒から十数秒であり、やや長周期地震動との共振現象によりスロッシングが生じる。石油タンクは、油を覆う屋根の種類により、側壁に屋根が固定されている固定屋根式、屋根が油上に浮いている浮屋根式、固定屋根と浮屋根の両者を持つ内部浮屋根付き固定屋根式の三つに分類される。スロッシングによる石油タンクの被災は、スロッシングの固有周期と共振するようなやや長周期地震動が大きな地震時に、スロッシングによる油の上昇下降が大きくなり、固定屋根部あるいは浮屋根部に生じることがよく知られている。

内部浮屋根のない固定屋根では、スロッシングにより側壁を超えるまで油が上昇し、側壁と屋根の接続部に圧力が加わり、この接続部が座屈、亀裂、開口するような損傷が生じる。この損傷に対しては、スロッシングによって油が上昇したとしても側壁を油が超えないようにしておけば防ぐことができる。つまり、「2003年十勝沖地震」による規制強化以前からあるように空間高さを確保しておけばよい。

浮屋根では、スロッシングにより油が上昇するため浮屋根も持ち上げられ、固定屋根がある場合は固定屋根への衝突、あるいは、固定屋根がない場合は側壁より内側に設置された上部構造物への衝突により、固定屋根、上部構造物、ないしは、浮屋根自体に損傷が生じる。また、固定屋根がない場合、スロッシングによる油の上昇量が多くなると、側壁を超えて油が外へ溢流することになる。これらの被害に対しては、固定屋根の損傷に対するものと同様に、「2003年十勝沖地震」による規制強化以前からあるように必要な空間高さを確保しておけばよい。一方、溢流や上部構造物への衝突による損傷に至らなくとも、スロッシングによる浮屋根の揺動による直接的な損傷が、1983年の「日本海中部地震」や1999年の「台湾集集地震」で発生していた。しかしながら、「2003年十勝沖地震」時、スロッシングによる浮屋根の揺動による直接的な損傷を防止するための構造設計手法は確立されていなかった。また、スロッシングによる内容液の応答や挙動に関する研究は数多くあるが、スロッシングに対する浮屋根の構造、強度に関する研究は数少なかった。

数少ないなかで、スロッシングに対する浮屋根の構造、強度に関しては、1983年の「日本海中部地震」時の浮屋根損傷のメカニズムを研究したもの¹⁻¹⁰⁾がある。これは、スロッシングが最高、最低となる位置で浮屋根への曲げモーメントが大きくなり、それにより座屈を引き起こすというものである。また、1999年の「台湾集集地震」時の調査でも同様の座屈が認められた¹⁻⁷⁾。しかしながら、「日本海中部地震」や「台湾集集地震」では浮屋根沈没に至っていないが、「2003年十勝沖地震」では浮屋根沈没に至るような広範囲な損傷が認められた¹⁻⁵⁾ため、異なったメカニズムが作用していることが推察された。

また、地震動の特性によっては、スロッシングが最大となる1次モードより高次モードのスロッシングが励起されることがあるが、「2003年十勝沖地震」では地震動の特性からこの高次モードのスロッシングの励起が考えられた。この高次モードのスロッシングに対しての浮屋根の構造、強度に関する研究は、浮屋根全体が二枚板からなるダブルデッキ型浮屋根に対しての試設計に関する研究¹⁻¹¹⁾はあるものの、「2003年十勝沖地震」時に被災したデッキ部が一枚板からなるシングルデッキ型浮屋根に対する研究はなかった。ダブルデッキ型浮屋根の場合、全体が二枚板になっておりその内部にも補強部材が配置されているため全体的に剛性が高く、高次モードのスロッシングの波面には柔軟に変形で追従することができなくなるため、曲げモーメントが浮屋根に加わるため試設計で考慮されたものである。一方、シングルデッキ型浮屋根の場合、デッキ部は一枚板で剛性が低く、高次モードのスロッシングの波面には柔軟に変形で追従するため影響は小さいと考えられていたため、研究の対象とならなかったものと推定される。

以上のように、既往の研究では、「2003年十勝沖地震」時に発生した被災(浮屋根沈没に至るような広範囲の損傷や、シングルデッキ型浮屋根に対する高次モードのスロッシングの影響によるもの)のメカニズムを究明することは適わないと考えられた。そこで、本研究では、広範囲の損傷や高次モードのスロッシングの影響を扱うために数値シミュレーションを活用し、スロッシング時の浮屋根の変形状態を解明し、被災メカニズムの究明につなげた。

1.2.2 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計手法

スロッシング抑制装置については数多くの提案がなされている。特に、「2003年十勝沖地震」以来は従来に増して活発になってきており、以下にそれらの例をあげる。

- バネ垂体方式¹⁻¹²⁾

バネと錘よりなる制振装置を浮屋根より吊り下げ，入力された地震動によるエネルギーの吸収並びにタンク固有周期の誘導による共振現象の抑制を行う。
- アンチローリングワイヤー方式¹⁻¹³⁾

タンク側壁と浮屋根の間に滑車を介してワイヤーを取り付け，浮屋根の傾斜に対する自由度を拘束する。
- フィルター方式¹⁻¹⁴⁾

タンク内壁にフィルターを巻き，スロッシングを抑制する。
- フローティングネット方式¹⁻¹⁵⁾

浮屋根の下面にフロート材，減衰材からなるフローティングネットを設置し，流体がこの減衰材を通過するときの抵抗を減衰要素として利用している。
- 抵抗板方式^{1-16) 1-17) 1-18) 1-19) 1-20) 1-21)}

タンク内に抵抗板を設置することにより振動系に減衰を付加し，また流動を抑制することによって振動系を変化させ，スロッシングを抑制する。この抵抗板にはスロッシング時の鉛直流動を制御するものや水平流動を制御するものがあり，タンク側壁に設置する。
- 浮屋根外周ゴム方式¹⁻²²⁾

浮屋根の外周部にゴム製の制振材を設置し，浮屋根が側壁へ衝突するエネルギーをこの制振材で吸収させ，スロッシングの抑制する。

これらの一部には，模型実験や理論解析等でその効果が検証されているものもあるが，実機における効果の検証が難しいこと，各種荷重条件に対する設計が難しいこと等によって実用化に至っていないのが現状である。

また，これらの装置の設計手法に関しては，抵抗板によって付与される減衰を導き出すまでの研究^{1-23) 1-24)}はあるものの，入力地震動に対しての必要なスロッシング抑制効果を設定し，その抑制効果のために必要な抵抗板の設計を行うという体系的な設計手法に関する研究は見当たらない。

そこで，本研究では，模型実験における抑制効果の確認を行い，実機における抑制効果の検証が可能になるように数値シミュレーション手法を構築し，さらに，模型実験および数値シミュレーションの結果から，入力地震動に対しての必要なスロッシング抑制効果を設定し，その抑制効果のために必要な抵抗板の設計を行うという体系的な設計手法を構築した。

1.3 地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災

「2003年十勝沖地震」時の出光興産株式会社北海道製油所の浮屋根式タンクの全面火災の状況を図1-1に示す。スロッシングにより浮屋根が損傷、沈没したため、油が露出し全面火災に至ったものである。



図1-1 「2003年十勝沖地震」時の石油タンクの被災(その1)(全面火災)

図1-2には全面火災が鎮火後の状況を示すが、全面火災となったタンク(左下)の周りのタンクの浮屋根が沈没している状況がわかる。なお、油上に浮いている白いものは泡消火剤である。



図1-2 「2003年十勝沖地震」時の石油タンクの被災(その2)(浮屋根沈没)

図 1-2 とは別のタンクにおける浮屋根沈没の状況を図 1-3 に示す。右上と左下のタンクの浮屋根が沈没している。なお、左上と右下のタンクは、油を貯蔵していない、あるいは、貯蔵していたとしても非常に少ない貯蔵量であったため、浮屋根は沈没していない。



図 1-3 「2003 年十勝沖地震」時の石油タンクの被災(その 3)(浮屋根沈没)

次に、浮屋根上で損傷状況を撮影したものを図 1-4 に示す。鋼製の板部材が座屈している状況が認められた。



図 1-4 「2003 年十勝沖地震」時の石油タンク浮屋根の損傷(その 1)

図1-4とは別のタンクの浮屋根損傷状況を図1-5に示すが、図1-4と同様に座屈している状況が認められた。なお、冬季に撮影したため白く雪が積もっている。



図1-5 「2003年十勝沖地震」時の石油タンク浮屋根の損傷(その2)

図1-4または図1-5はデッキ板上から見たもので、手前にあるのがデッキ板で、奥で座屈しているのが浮屋根の浮室(ポンツーン)と呼ばれるものである。油に浮くための浮力はこのポンツーンで保持されているが、座屈により開口し、油が侵入して浮力が失われたために、図1-2または図1-3に示すように浮屋根が沈没した。そして、油が露出したために、図1-1に示すように全面火災に至ったものである。

本研究では、全面火災の根本の要因である浮屋根のポンツーンの損傷に焦点を当て、そのメカニズムを究明したものである。

1.4 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置

既に数多く提案されている抵抗板方式では，スロッシングによって過大な力が抵抗板に作用することが考えられた．そこで，本研究では，作用する力を低減させるために，**図 1-6** をあるいは**図 1-7** に示すように板と板との間にスリットを設けた遮閉板を用いたスロッシング抑制装置を考案した．



図 1-6 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の例(小規模モデルタンク用)

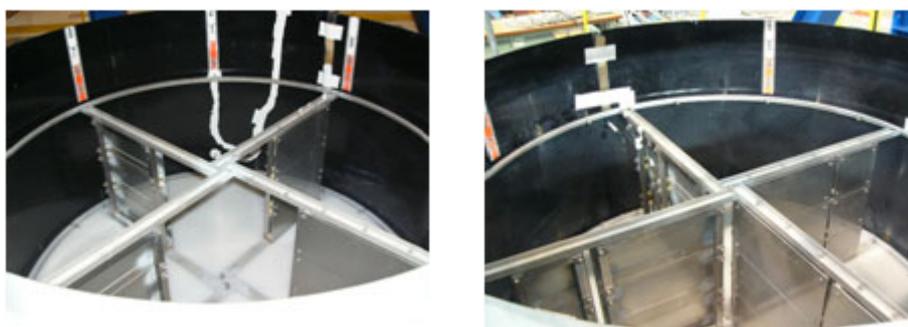


図 1-7 遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の例(中規模モデルタンク用)

本研究では，このようなスロッシング抑制装置に対して，振動実験を行い抑制効果の確認，検証，実機へのスケールアップのために数値シミュレーション手法を構築，さらに，遮閉板の面積，配置を設計するための手法の構築を行った．

1.5 本論文の構成

以下に本論文の構成を示す.

第2章では、「2003年十勝沖地震」における浮屋根式タンクの被災メカニズムを究明した内容について述べ、スロッシングを抑制することにより防止できる被災を把握する.

第3章では、小規模モデルタンク(直径0.5m)の振動実験で種々の遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の効果を把握し、その結果から効果を大きくするための方針をまとめ、その方針に基づく最適レイアウトを提案する.

第4章では、小規模モデルタンク(直径0.5m)をスケールアップした中規模モデルタンク(直径2m)の振動実験で遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の効果を検証した内容について述べる.

第5章では、中規模モデルタンク(直径2m)の振動実験と同条件で数値シミュレーションを行い、中規模モデルタンクの振動実験を精度良く模擬でき、モデルタンクから実機へスケールアップするために活用できる数値シミュレーション方法について述べる.

第6章では、モデルタンクの振動実験および数値シミュレーションから設計手法を提案し、提案した設計手法を実機に適用して試設計を行い、数値シミュレーションでスロッシング抑制効果を検証した内容を述べる.

最後の第7章では、本研究で得られた成果をまとめる.

参考文献

- 1-1) 柴田碧:円筒液体貯槽の地震被害と耐震設計の今後の課題, 日本機械学会講演論文集, 840-3, pp.243-245, 1984
- 1-2) 消防庁危険物規制課:危険物施設の地震対策について, 消防危第51号, 昭和58年5月31日
- 1-3) 消防庁消防研究所:日本海中部地震による危険物施設の挙動に関する調査報告書, 消防研究所技術資料第14号, 昭和59年1月
- 1-4) 座間信作, 井上涼介:1993年北海道南西沖地震による石油タンクのスロッシング, 消防研究所報告, 77, 1994年3月
- 1-5) 出光興産株式会社事故調査委員会:平成15年十勝沖地震による出光興産(株)北海道製油所地震被害・火災事故調査報告書, 平成16年6月
- 1-6) 座間信作:トルコ・コジャエリ地震, 台湾・集集地震による石油タンク被害, 圧力技術, 41, (2), pp.79-86, 2003
- 1-7) 吉田聖一, 座間信作, 山田實, 石田和雄, 田原隆康:台湾・集集地震による石油タンクの被害調査報告, 圧力技術, 38, (6), pp.363-374, 2000
- 1-8) 消防庁危険物技術基準委員会:屋外タンク貯蔵所の規制に関する基準についての報告書(屋外貯蔵タンクの荷重と安全性について), 昭和57年12月7日
- 1-9) 消防庁危険物規制課:危険物施設における地震対策の推進について, 消防危第89号, 昭和58年9月29日
- 1-10) 寺前哲夫, 阪野賢治, 浜中順一, 辻達夫, 桜井英世:過大なスロッシングを受けるタンク浮屋根の最終強度, 石川島播磨技報, 24, (6), pp.385-389, 1984
- 1-11) 辻輝夫, 中家康隆, 中谷高久, 河原一郎, 堀徹, 清水昇, 堀弘治:石油備蓄用浮屋根式地中タンクの構造設計について, 日立造船技報, 43, (4), pp.185-203, 1982
- 1-12) 勝井勇次, 勝井勝, 原隆, 依田照彦:浮屋根式貯蔵タンクにおけるスロッシングの抑制に関する実験的研究, 土木学会第61回年次学術講演概要集, pp.627-628, 2006
- 1-13) 小林信之:円筒形液体貯槽の地震時挙動に関する研究, 東京大学, 1986
- 1-14) 仁尾浩之, 鈴木森晶, 青木徹彦, 奥村哲夫:固定屋根式タンクのスロッシング減少の検証試験, 土木学会第61回年次学術講演概要集, pp.877-878, 2006
- 1-15) <http://www.smcon.co.jp/news/2006/061010.html>
- 1-16) 小林信之:隔壁を用いたスロッシング防止法 ～渦を利用した減衰付加～, 大型タンクのスロッシングに関する耐震・制振・免震等技術のミニシンポジウム講演概要集, pp.37-40, 2005
- 1-17) Abbas Maleki, Mansour Ziyacifar: Sloshing damping in cylindrical liquid storage tanks with baffles, Journal of Sound and Vibration, pp.1-14, 2007

-
- 1-18) J. R. Cho, H. W. Lee, S. Y. Ha : Finite element analysis of resonant sloshing response in 2-D baffle tank, *Journal of Sound and Vibration*, pp.829-845, 2005
- 1-19) M. J. Tait, A. AEI Damatty, N. Isyumov, M. R. Siddique : Numerical flow models to simulate tuned liquid dampers (TLD) with slat screens, *Journal of Fluids and Structures*, pp.1007-1023, 2005
- 1-20) 姫野武洋, 野中聡, 青木広太郎 : バッフル板によるスロッシング抑制効果の数値解析, 第 21 回数値流体力学シンポジウム, C2-2, pp.1-8, 2007
- 1-21) 吉住文太, 榎本洋二 : 大型タンクにおける地震時のスロッシング応答 — 抵抗板によるスロッシングの制振効果を CFD と等価線形解析で予測 —, 三井造船技報, No.190, 2007
- 1-22) 井田剛史, 平野廣和, 佐藤尚次, 連重俊 : 浮屋根式タンクのスロッシング減衰対策とその減衰挙動について, 土木学会第 61 回年次学術講演概要集, pp.881-882, 2006
- 1-23) Abbas Maleki, Mansour Ziyaeifar : Damping enhancement of seismic isolated cylindrical liquid storage tanks using baffles, *Engineering Structures*, 29, pp.3227-3240, 2007
- 1-24) 大鳥靖樹, 増子芳夫, 栗原千鶴子 : 抑制板による円筒容器の地震時スロッシング応答の低減, 電力中央研究所報告, 平成 12 年 4 月

第 2 章 2003 年十勝沖地震における浮屋根式石油タンクの被災メカニズム

2.1 概要

石油タンクの地震時の挙動として、やや長周期地震動によって貯蔵されている油が主に水平方向に揺り動かされることにより、タンクの側壁部で油が上昇、下降する現象が引き起こされることはよく知られている。このような挙動はスロッシングと呼ばれ、1964 年新潟地震や 1983 年日本海中部地震では、スロッシングによる石油タンクの被害が報告されている。

2003 年 9 月 26 日に、十勝沖を震源とする M8.0 の海溝型地震が発生した。図 2-1 に示すように、各地で観測された地震動は最大で震度 6 弱を記録した。北海道から東北地方の太平洋沿岸に津波が襲来し、釣り人 2 名の行方不明者が出た他、漁船が陸に打ち上げられるといった被害が多く漁港で発生した。また、北海道太平洋岸では、道路の亀裂、橋梁桁のずれ、堤防の崩壊、鉄道車両の脱線があり、釧路港では激しい液状化にみまわれた。建築物の代表的な被害としては、釧路空港ターミナルビルの天井落下があった。また、勇払平野から石狩平野にかけては、他の地域よりやや長周期成分が卓越していることが、観測記録から得られた。

図 2-1 に示すように、震度 5 弱を記録した苫小牧市にある製油所の石油タンクでは、震源から 220km 離れているにもかかわらず、大きなスロッシングが発生し、貯蔵油が側壁を超えて外へ溢れ出た(溢流)被害の他、貯蔵油の上に浮かんでいる屋根(浮屋根)がスロッシングによって持ち上げられ、上部構造物との衝突により 1 基のタンクで火災が発生した。また、浮屋根の浮室(ポンツーン)に貯蔵油が侵入して浮力を喪失したため、浮屋根全体が沈没した。このため貯蔵油が露出し、1 基のタンクで火災が発生するに至った。

被災当時、スロッシングによって貯蔵油が上昇したとしても溢流することがないように、規制によって最高油面を制限されていた²⁻¹⁾。しかしながら後述するように、十勝沖地震時の苫小牧では、規制における想定地震動を大きく越えていたことがわかっている。一方、スロッシングによって浮屋根が変形・破壊するメカニズムは十分には解明されておらず、損傷防止のための構造設計手法も確立されていなかったため、これを防止する基準は無かった。

そこで本研究では、2003年十勝沖地震時の浮屋根損傷状況を調査し、被災原因の究明を目的として数値シミュレーションを実施し、浮屋根の損傷メカニズムを解明する。まず、貯蔵油と浮屋根との相互作用を考慮した連成モデルによりスロッシングの挙動を再現し、浮屋根の変形状態を求めた。次に、求められた浮屋根の変形状態を基にポンツーンの構造解析を行い、観測された損傷状況と比較した。

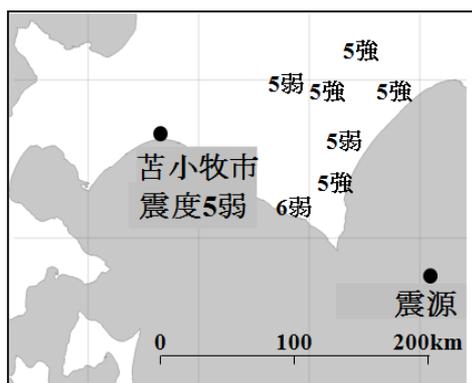


図 2-1 2003年十勝沖地震の震源と苫小牧市との位置関係

2.2 2003年十勝沖地震におけるタンク被害²⁻²⁾

2.2.1 製油所内におけるタンクの配置

図 2-2 は、苫小牧市における製油所の位置を示したものである。製油所は苫小牧市の南東に位置し、製油所の南側は太平洋、北側は人工掘り込みの苫小牧西港がある。図 2-3 には、製油所内での精製装置やタンクの配置を示している。精製装置の北側から西側に渡る区域および 650 番地区と名付けられた飛地にタンク(図 2-3 中、丸印で記したものは)は配置されている。このうち、0 番、50 番および 650 番の地区にある、No.を記載しているタンクが、浮屋根式タンクの全てである。なお、浮屋根式の形式には、デッキ部が一枚板構造となっているシングルデッキ型と、二枚板構造となっているダブルデッキ型があるが、苫小牧市の当該製油所では、全てシングルデッキ型浮屋根式タンクであった。

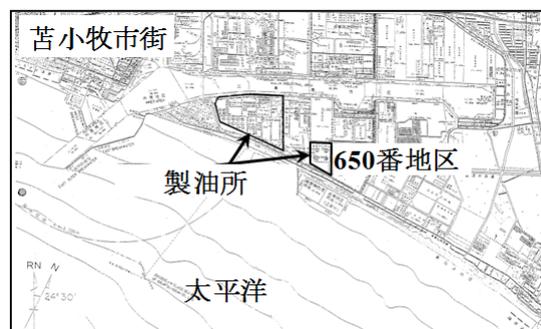


図 2-2 製油所の位置

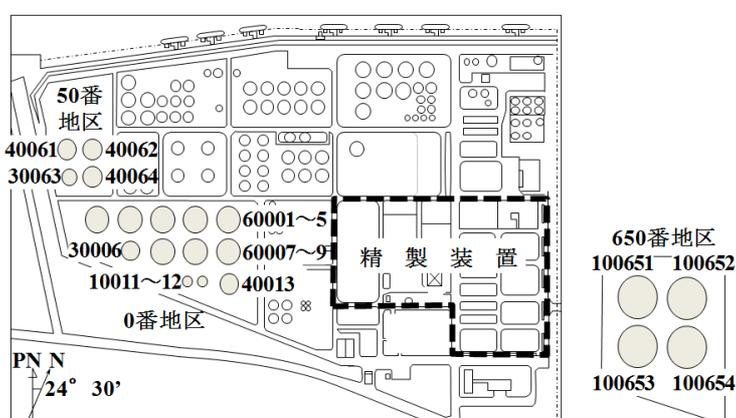


図 2-3 製油所内のタンク配置

2.2.2 シングルデッキ型浮屋根式タンクの構造

シングルデッキ型浮屋根式タンクの構造を図 2-4 示す。浮屋根の外周縁にポンツーンと呼ばれる浮室があり、この部分で貯蔵油上に屋根を浮上させるための浮力を保持している。ポンツーン以外の部分(デッキ)は、一枚板構造になっている。浮屋根の水平方向の回転を拘束するための回転止めポールと、貯蔵油の液面高さを測定するためのゲージポールが、側壁上部からポンツーンを貫通して底板近傍まで伸びている。このゲージポールが配されている位置の側壁上部には、液面高さを測定する作業を行う測定小屋が設けられている。これら二つのポールは、貯蔵油の増減に応じて上下する浮屋根の動きをガイドする役目を果たしている。浮屋根外周では、ウレタンフォームをゴムで包んだ柔軟なシール材が全周に取り付けられている。この部分がシール部で、シール材を側壁に密着させることにより、浮屋根が上下しても貯蔵油をシールできるようになっている。

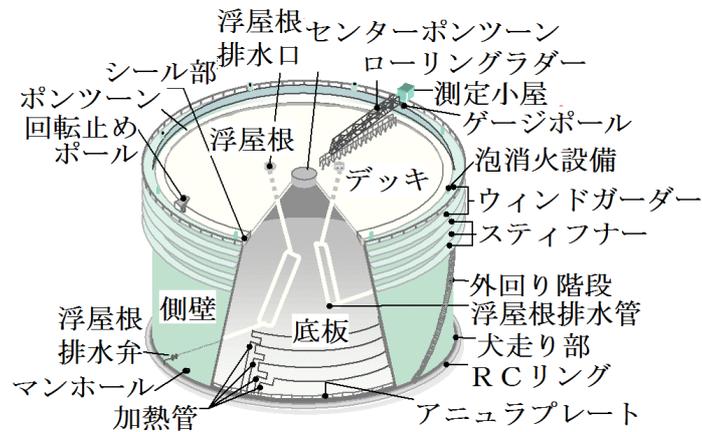


図 2-4 シングルデッキ型浮屋根式タンクの構造

シングルデッキ型浮屋根のポンツーンの構造を図 2-5 に示す。周方向断面は、鋼製の上板、下板、外リム板および内リム板により構成されており、それぞれの板同士は溶接で接合され密閉構造となっている。また、半径方向に配置されている仕切板により分割され、数多くの浮室から全体ポンツーンが構成されている。ポンツーンとデッキはコンプレッションリングと呼ばれる板を介して接合されている。容量に応じて、浮屋根全体の直径は 30m から 80m 程度で、ポンツーンの半径方向長さは 2m から 5m 程度である。

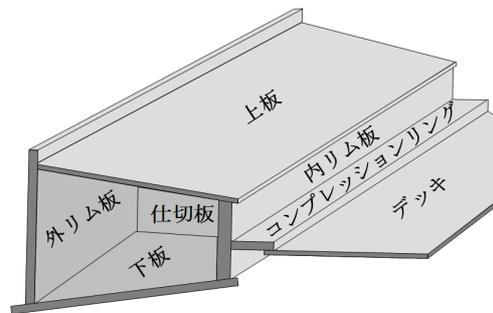
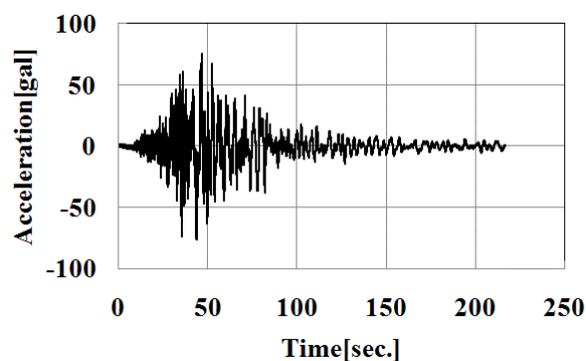


図 2-5 シングルデッキ型浮屋根のポンツーン構造

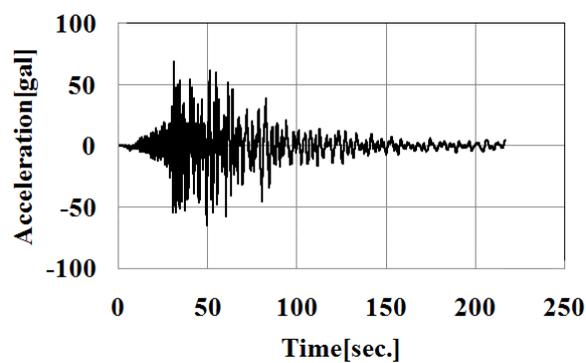
2.2.3 製油所内で観測された地震動

図 2-6 に製油所内で計測された加速度時刻歴を、図 2-7 に速度応答スペクトルを示す。図 2-7 には、被災した No.30006 タンクおよび No.30063 タンク (3 万 kL), No.40013 タンク, No.40061 タンクおよび No.40062 タンク (4 万 kL), No.60004 タンク (6 万 kL), No.100651 および No.100654 タンク (10 万 kL) に対する 1 次モードのスロッシング固有周期(後述)を併せ

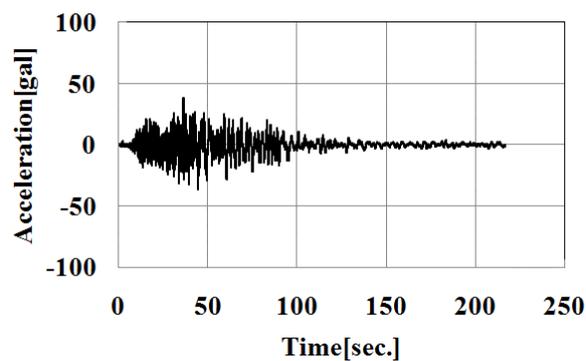
て示してある。また、従来基準²⁻³⁾で用いられていた速度応答スペクトル基準値(100kine)も同図に示してある。図2-7から、3~10秒の周期帯において、基準で想定されていた地震動よりも大きな地震波が苫小牧市の製油所内で計測されたことがわかる。



東西 最大 76gal



南北 最大 69gal



上下 最大 38gal

合成 最大 86gal

図2-6 製油所内で計測された地震波

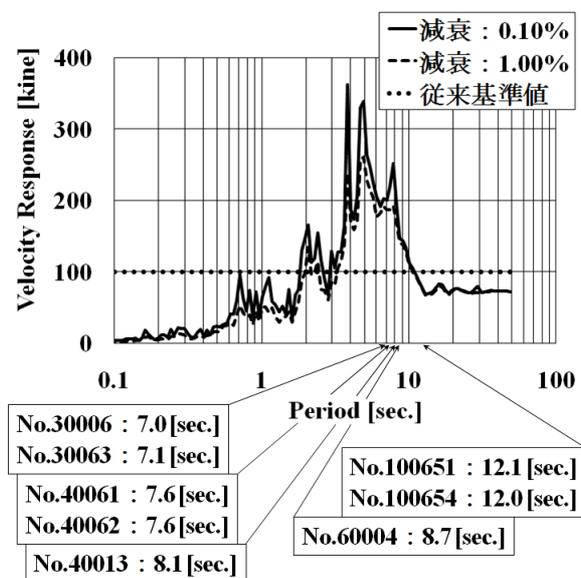


図 2-7 製油所内で計測された地震波(東西方向)の速度応答スペクトルと各タンクの1次モードのスロッシング固有周期

2.2.4 被災状況

溢流した浮屋根式タンクを表 2-1 に示す。貯蔵油の液面が比較的高かったタンク 4 基で溢流が発生した。貯蔵油の液面と側壁高さの差が溢流までの余裕高さだが、スロッシング高さがこの余裕高さ以上になったために溢流したと考えられることから、地震時のスロッシング高さを推定する際の根拠の一つに用いることができる。

表2-1 溢流した浮屋根式タンク

公称容量 [kL]	タンク No.	直径 D [m]	貯蔵高さ H [m]	側壁高さ [m]	余裕高さ [m]
3 万	30006	42.7	21.746	24.39	2.644
4 万	40061	49.4	22.192	24.39	2.198
	40062	49.4	22.230	24.39	2.160
6 万	60004	60.4	21.936	24.39	2.454

溢流も含めて、浮屋根式タンクの被災状況を表 2-2 にまとめて示す。この表の被災状況のうち、リング火災とは、浮屋根外周にあるシール部のみの火災、全面火災とは、浮屋根沈没によりタンク内の油全表面の火災を表している。また、ポンツーン内滞油とは、浮屋根

の沈没には至らなかったものの、ポンツーンの損傷により一部のポンツーン内に油の浸入があったものを表している。ポンツーン部以外では、デッキの変形や割れがあり、割れを通過してデッキ上に油が滞留したものがあった。浮屋根がスロッシングにより大きく上下に揺り動かされたために、浮屋根が側壁上部にある測定小屋へ衝突したことによる破損、また、回転を拘束するポールに荷重がかかったために、ポンツーン貫通部にあるポールのサポート部に損傷が発生したり、ポールが破損し浮屋根が回転移動する被災があった。

No.100653 タンク(10万 kL)は、油の貯蔵高さが非常に小さく、スロッシングの発生もほとんどなかったことから、浮屋根外周シールの上部を覆うウェザーフードの脱落という軽微な被災に留まった他、No.10011 タンク(1万 kL)と No.100652 タンク(10万 kL)は、油を貯蔵していない状態(開放中)であったため被災していない。

表 2-2 浮き屋根式タンクの被災状況

公称容量 [kL]	タンク No.	直径 D [m]	貯蔵高さ H [m]	被災状況
1 万	10011	27.8	開放中	なし
	10012		8.440	ポンツーン内滞油
3 万	30006	42.7	21.746	溢流, リング火災, 測定小屋破損, 浮屋根回転
	30063		18.749	浮屋根沈没, 全面火災
4 万	40013	49.4	15.598	浮屋根沈没
	40061		22.192	溢流, 浮屋根沈没
	40062		22.230	溢流, 浮屋根沈没
	40064		7.993	デッキ滞油
6 万	60001	60.4	16.897	デッキ割れ
	60002		19.083	回転止めポールサポート割れ
	60003		7.037	デッキ割れ
	60004		21.936	溢流, ポンツーン内滞油
	60005		11.562	ポンツーン内滞油
	60007		15.509	デッキ割れ
	60008		10.523	デッキ変形
	60009		13.283	ポンツーン内滞油
10 万	100651	78.2	14.281	浮屋根沈没
	100652		開放中	なし
	100653		1.862	ウェザーフード脱落
	100654		14.414	浮屋根沈没

図2-8はNo.30063タンク(3万kL)の浮屋根を上から見たとき損傷状況である。浮屋根ポンツーンの3箇所において、顕著な座屈損傷が認められた。また、浮屋根ポンツーンの座屈に伴い、デッキとの接合部材である内リム板が大きく変形し、そのことによりデッキとポンツーンとの接合部が破断していた。損傷ポンツーンのうち、顕著な座屈損傷が認められなかったもの2箇所は、破断したゲージポールが側板と外リム板との間に挟まったことにより、外リム板が損傷したと考えられる痕跡が認められたため、浮屋根沈没時に破断したものと推定されている。

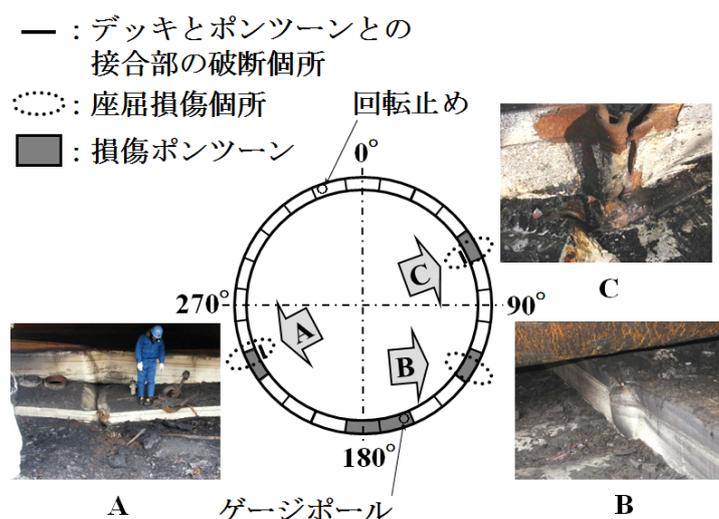


図2-8 No.30063タンク浮屋根損傷状況

図2-9はNo.40061タンク(4万kL)の浮屋根を上から見たとき損傷状況である。浮屋根ポンツーンの1箇所において、顕著な座屈損傷が認められた。デッキとポンツーンとの接合部が破断していたのは、No.30063タンクと同様である。損傷ポンツーンのうち、ゲージポール側の顕著な座屈損傷が認められなかったもの2箇所は、スロッシングにより浮屋根ポンツーンが上部構造物に衝突したために、損傷したものと推定されている。また、回転止め側の2箇所は、これも破断した回転止めの影響と推定されている。さらに、顕著な座屈損傷が認められたポンツーンの隣は、ポンツーンに付属する部品が側壁に衝突し、その衝突による外力により損傷したものである。

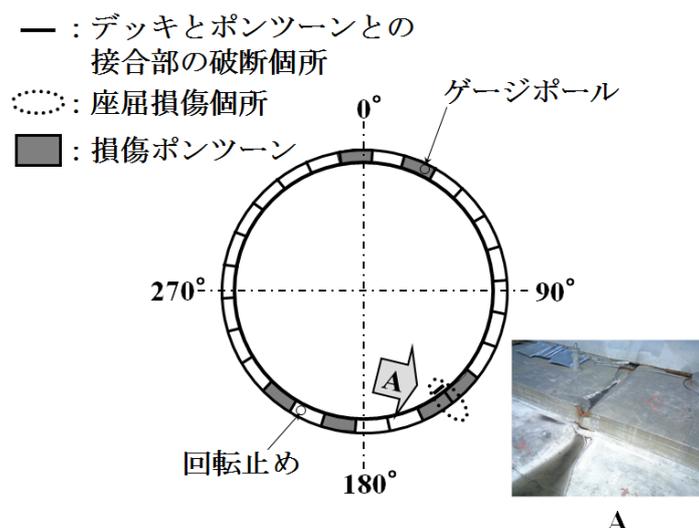


図 2-9 No.40061 タンク浮屋根損傷状況

図 2-10 は No.100651 タンク (10 万 kL) の浮屋根を上から見たとき損傷状況である。浮屋根ポントーンの 4 箇所において、顕著な座屈損傷が認められた。また、デッキとポントーンとの接合部は大きく破断しているのが認められた。3 万 kL タンク (図 2-8) や 4 万 kL タンク (図 2-9) に比較すると、No.100651 タンクにおける被害の特徴は、損傷ポントーンが広い範囲に渡っていることにある。このような損傷状況の比較から、10 万 kL タンクでは、3 万 kL タンクや 4 万 kL タンクとは損傷メカニズムが違うことが示唆される。

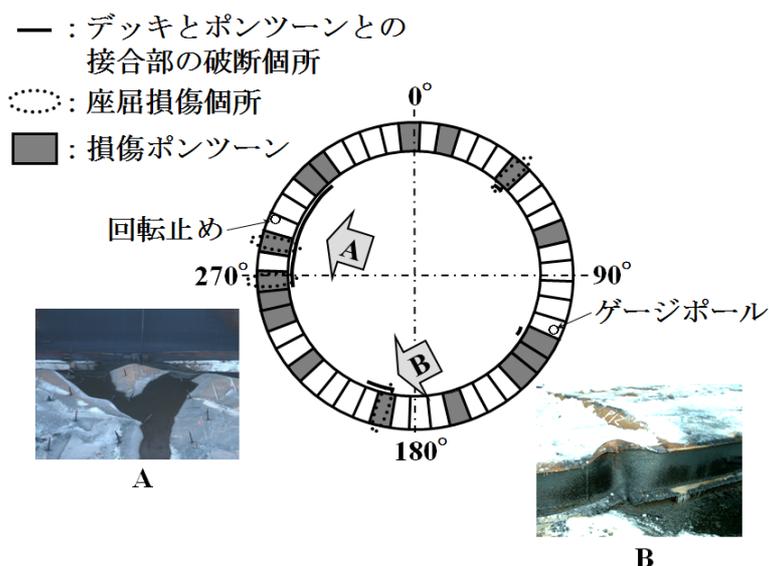
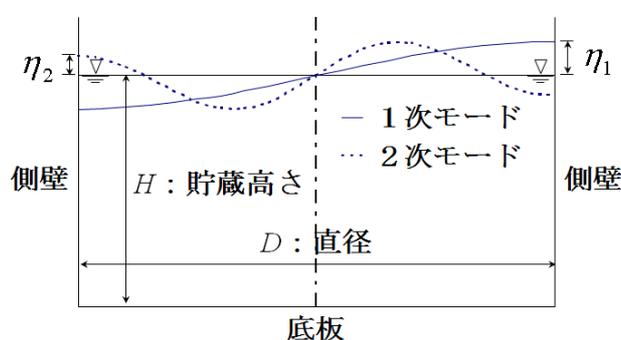


図 2-10 No.100651 タンク浮屋根損傷状況

2.3 理論解から推定されるスロッシング高さ

2.3.1 スロッシング理論解

石油タンクのスロッシングにおいても、一般的な振動問題と同様に、次数に応じた振動モードがある。石油タンクの径方向断面における振動モードを図 2-11 に示す。この図においては、2次モードまで示しているが、実際は3次以上の高次モードも存在する。



η_1 : 1次モードの側壁での最大スロッシング高さ
 η_2 : 2次モードの側壁でのスロッシング高さ

図 2-11 スロッシングの振動モード

それぞれの振動モードに応じた固有周期は、以下の式(2-1)で求めることができる^{2,4)}。

$$T_i = 2 \cdot \pi \sqrt{\frac{D}{2 \cdot g \cdot \varepsilon_i} \cdot \coth\left(\varepsilon_i \cdot \frac{2 \cdot H}{D}\right)} \quad (2-1)$$

ここに、 T_i は*i*次モードのスロッシングの固有周期、 D は石油タンクの直径、 H は油の貯蔵高さ、 g は重力加速度、 ε_i は $J_1'(\varepsilon)=0$ の第*i*番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ 、 $\varepsilon_2=5.331$ 、 J_1 は1次の第1種ベッセル関数である。また、 N 次モードまで重ね合わせたスロッシングによる貯蔵油の上昇量(スロッシング高さ)は、以下の式(2-2)で表すことができる^{2,4)}。

$$\eta_w = \frac{D}{g} \cdot \sum_{i=1}^N \frac{1}{\varepsilon_i^2 - 1} \cdot \frac{J_1\left(\varepsilon_i \cdot \frac{2 \cdot r}{D}\right)}{J_1(\varepsilon_i)} \cdot \left(\dot{v}_i - \ddot{d}_g\right) \cdot \cos\theta \quad (2-2)$$

ここに、 η_w は*N*次モードまで重ね合わせたスロッシング高さ、 v_i は*i*次モードの油の応答速度、 d_g は水平地震動変位、 r は石油タンク円筒座標系における半径方向座標値(図 2-12 参照)、 θ は石油タンク円筒座標系における周方向座標値(図 2-12 参照)である。

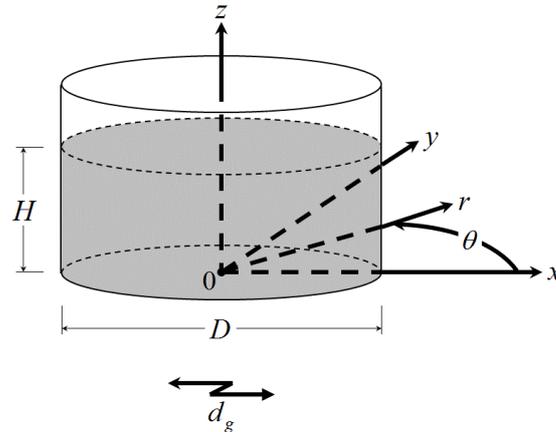


図 2-12 タンクの座標系

従来は溢流を防ぐことだけの規制であったため、側壁で最大となる 1 次モードのスロッシングのみが考慮されていた。ここで、 $S_{A,1}$ をスロッシングの 1 次モードの固有周期 T_1 における加速度応答スペクトル値、 $S_{V,1}$ をスロッシングの 1 次モードの固有周期 T_1 における速度応答スペクトル値とし、

$$J_1\left(1.841 \cdot \frac{2 \cdot r}{D}\right)_{\max} = J_1\left(1.841 \cdot \frac{2 \cdot r}{D}\right)_{r=\frac{D}{2}} = J_1(1.841) \tag{2-3}$$

$$\left(\dot{v}_1 - \ddot{d}_g\right)_{\max} = S_{A,1} = \frac{2 \cdot \pi}{T_1} S_{V,1} \tag{2-4}$$

$$(\cos \theta)_{\max} = 1 \tag{2-5}$$

を式(2-2)に代入すると、1 次モードの側壁での最大スロッシング高さは、式(2-6)となる。

$$\eta_1 = \frac{D}{g} \cdot \frac{1}{1.841^2 - 1} \cdot \frac{2 \cdot \pi}{T_1} \cdot S_{V,1} = \frac{D}{2 \cdot g} \cdot 0.837 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{T_1} \cdot S_{V,1} \tag{2-6}$$

ここに、 η_1 は 1 次モードの側壁での最大スロッシング高さである。なお、2 次モードの側壁でのスロッシング高さ η_2 は上記と同様に導出し、式(2-7)となる。

$$\eta_2 = \frac{D}{g} \cdot \frac{1}{5.331^2 - 1} \cdot \frac{2 \cdot \pi}{T_2} \cdot S_{V,2} = \frac{D}{2 \cdot g} \cdot 0.073 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{T_2} \cdot S_{V,2} \tag{2-7}$$

ここに、 $S_{V,2}$ はスロッシングの 2 次モードの固有周期 T_2 における速度応答スペクトル値である。

代表的なタンク(公称容量毎に油の貯蔵高さが最高のタンク)に対して、固有周期とスロッシング高さを算出した結果を表 2-3 に示す。ただし、スロッシング高さの算出に使用する

速度応答スペクトル値は、従来基準値の 100kine とした。この表に示すように、スロッシングの 1 次固有周期は数秒から十数秒であることがわかる。また、従来基準値によるスロッシング高さは、最大でも 2m に達しない。

表 2-3 代表的なタンクのスロッシングの固有周期と高さ
(速度応答スペクトル値 100kine)

公称容量 [kL]	タンク No.	直径 D [m]	貯蔵高さ H [m]	固有周期 [sec.]	高さ [m]
				1 次モード T_1	1 次モード側壁・最大 η_1
1 万	10012	27.8	8.440	6.1	1.2
3 万	30006	42.7	21.746	7.0	1.6
4 万	40062	49.4	22.230	7.6	1.7
6 万	60004	60.4	21.936	8.7	1.9
10 万	100654	78.2	14.414	12.0	1.7

2.3.2 十勝沖地震時の推定スロッシング高さ

ここで、十勝沖地震時の苫小牧市の製油所でのスロッシング高さを、理論解に基づいて求めた結果を表 2-4 に示す。表 2-1 と比較するとわかるように、スロッシング高さが余裕高さを越えて溢流が発生したことが推定できる。なお、表 2-4 で採用した速度応答スペクトルは、実測されたスロッシング高さと比較検証された結果²⁻²⁾から 1%減衰の値を用いている。

表 2-4 スロッシング高さの理論計算結果

公称容量 [kL]	タンク No.	直径 D [m]	貯蔵高さ H [m]	固有周期 [sec.]	高さ [m]
				1 次モード T_1	1 次モード側壁・最大 η_1
1 万	10012	27.8	8.440	6.1	2.2
3 万	30006	42.7	21.746	7.0	3.1
	30063	42.7	18.749	7.1	3.1
4 万	40013	49.4	15.598	8.1	2.9
	40061	49.4	22.192	7.6	3.3
	40062	49.4	22.230	7.6	3.3
6 万	60004	60.4	21.936	8.7	2.6
10 万	100651	78.2	14.281	12.1	1.4
	100654	78.2	14.414	12.0	1.4

この表のうち、10万kLタンクでは、たかだか1.4mのスロッシングにもかかわらず、浮屋根が沈没した。このスロッシング高さの比較からも、10万kLタンクは他のタンクとは損傷メカニズムが違ふことが考えられた。10万kLタンクの場合、2次モードのスロッシング固有周期は、式(2-1)から5.5秒となる。図2-7の速度応答スペクトルにおいて、5.5秒における値は比較的大きく、2次モードのスロッシングが励起されたことが予想され、このことが浮屋根の損傷の一因ではないかと推察される。

2.4 既往の研究から推定される損傷メカニズム

1983年日本海中部地震時にもポンツーンの損傷が認められ、その損傷メカニズムの研究が行われた²⁻⁵⁾。この研究対象のポンツーンを図2-13に示す。

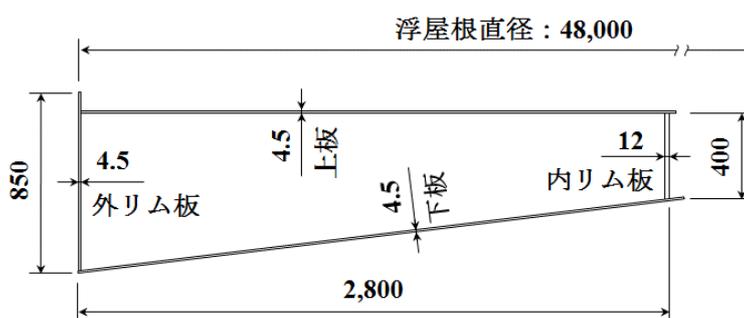


図2-13 既往研究対象のポンツーン(単位: mm)

最大スロッシング高さ2.2mに対する研究で、その結論は以下のとおりである。

- ・ 速度ポテンシャル理論に基づく液面形状と液圧分布を用いて、浮屋根を剛体として、ポンツーン部に作用する荷重を解析で求めた結果、スロッシング高さが最大になる位置と、それから180°隔たった最低になる位置で、円周方向の面外曲げモーメント(図2-14参照)が極大になり、それぞれの位置では次のように逆方向の曲げとなる。
- ・ 円周方向の面外曲げモーメントによって、スロッシング高さが最大となる位置では、上板が引張、下板が圧縮、それから180°隔てた最低になる位置では、上板が圧縮、下板が引張の応力場になる。
- ・ また、リム板は、面内曲げ(図2-15参照)が支配的な応力場になり、スロッシング高さが最大になる位置では、上板側が引張、下板側が圧縮、それから180°隔てた最低になる位置では、上板側が圧縮、下板側が引張の応力場になる。
- ・ この円周方向曲げモーメントを作用させた実験および解析により、上板および下板の弾性座屈後、外リム板が曲げ弾性座屈を経て、外リム板の上部および下部の塑性崩壊

に至る損傷メカニズムが明らかになった。外リム板は、内リム板に比べ、板厚薄く、高さが大きいことにより、曲げ弾性座屈限界が低いため、先に塑性崩壊する。

- ・ さらに、塑性崩壊後の実験により、非常に少ない繰り返し(極低サイクル疲労)で、外リムの上端および下端において、上板あるいは下板との接合溶接部で亀裂が生じる。

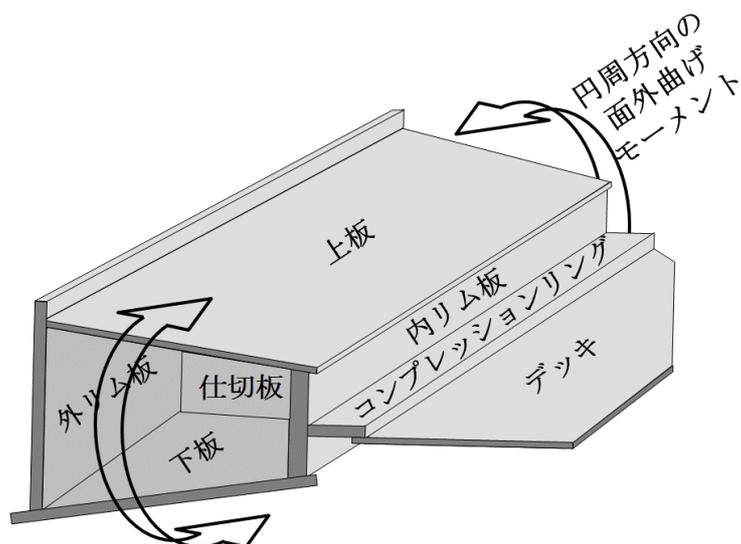


図 2-14 ポンツーンに作用する円周方向の面外曲げモーメント

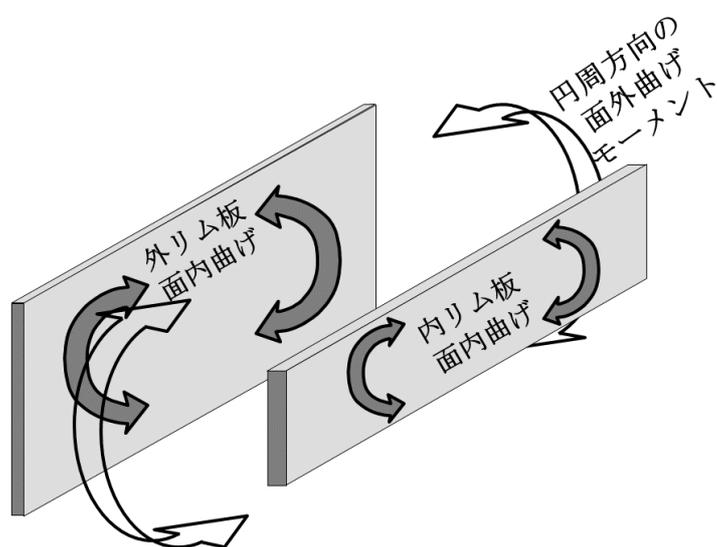


図 2-15 リム板に作用する面内曲げ(リム板のみ表示)

この寺前らの研究での対象タンクの浮屋根直径は、十勝沖地震で被災した4万kLタンクの浮屋根直径に近い。また、ポンツーン断面も No.40061 タンクおよび No.40062 タンク(4万kL)とほぼ同じである。ただし、No.40061 タンクおよび No.40062 タンクは、ポンツーン

板厚が内リム 16mm, 外リム 6mm と厚いため, この研究で対象としたポンツーンより強度がある. 一方, この研究での最大スロッシング高さ 2.2m に対し, No.40061 タンクおよび No.40062 タンクにおいては, 表 2-4 で示したとおり 1.5 倍の 3.3m に達したと推定される. 従って, ポンツーンに作用する荷重も大きくなると予想されるため, この研究で推定されたメカニズムで損傷した可能性が示唆される. これは, スロッシング高さが比較的高いと推定された 3~6 万 kL タンクに当てはまる. しかしながら, 10 万 kL タンクは, たかだか 1.4m のスロッシング高さであり, この研究で推定されているメカニズムだけで損傷に至らない可能性がある. 10 万 kL タンクは, 図 2-7 から 2 次モードの影響が予想され, 円周方向の曲げモーメントが支配的な損傷メカニズムにならないと考えられる.

そこで, 本研究では, あらゆるモードに対する浮屋根の動きや変形状態を明らかにし, その変形状態からポンツーンの損傷メカニズムを解明するために, 数値シミュレーションを実施した.

2.5 数値シミュレーションによる損傷メカニズムの解明

2.5.1 数値シミュレーションの概要

本項では, 表 2-5 に示す苫小牧市の製油所にあるシングルデッキ型浮屋根式タンクを対象に, まずスロッシングの数値シミュレーションを実施して浮屋根の変形を求め, 求められた変形量をポンツーンのモデルに入力することによって, ポンツーンの損傷メカニズムを明らかにする.

表 2-5 数値シミュレーション対象タンク

公称容量 [kL]	タンク No.	直径 D [m]	貯蔵高さ H [m]	側壁高さ [m]	被災状況
3 万	30006	42.7	21.746	24.39	溢流, リング火災, 測定小屋破損, 浮屋根回転
	30063	42.7	18.749	24.39	浮屋根沈没, 全面火災
4 万	40061	49.4	22.192	24.39	溢流, 浮屋根沈没
6 万	60004	60.4	21.936	24.39	溢流, ポンツーン内滞油
10 万	100651	78.2	14.281	24.50	浮屋根沈没
	100654	78.2	14.414	24.50	浮屋根沈没

2.5.2 スロッシングの数値シミュレーション

スロッシングの数値シミュレーションは、ローレンス・リバモア研究所(米国)が開発したLS-DYNA²⁻⁶⁾を用いて、地震動によって揺り動かされてスロッシングする貯蔵油と、スロッシングを抑制する働きをする浮屋根との相互作用を考慮した解析を行った。

解析モデルは図2-16に示すように、貯蔵油、側壁、浮屋根(ポンツーンとポンツーン以外の部分の一枚板構造となっているデッキ)、ゲージポールおよび回転止めポールを表2-6に示す三次元要素でモデル化し、貯蔵油の上に浮屋根を載せて同時に解析する連成モデルとした。貯蔵油と浮屋根の境界は、摩擦無しの滑りと剥離を表現できる条件とした。図2-6に示した苫小牧市の製油所で計測された十勝沖地震の地震波を入力し、時刻歴直接積分法による動的応答解析を行い、時々刻々変化する浮屋根の動きや変形状態を求めた。

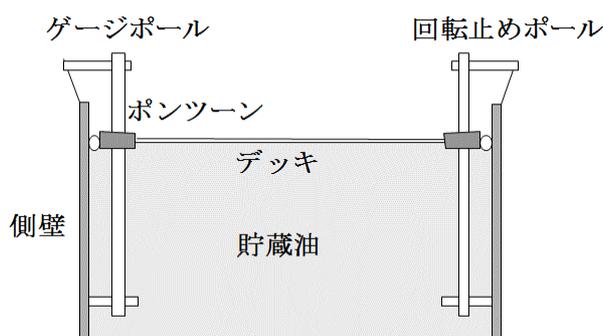


図2-16 スロッシング数値シミュレーションモデル

表2-6 スロッシング数値シミュレーションにおける使用要素

部材	使用要素
貯蔵油	ソリッド要素
側壁	シェル要素
ポンツーン	シェル要素
デッキ板	シェル要素
ゲージポール	シェル要素
回転止めポール	シェル要素

数値シミュレーションで得られたスロッシングの卓越周期と最大高さを表2-7に示す。また、式(2-1)で得られるスロッシングの固有周期、入力地震波の速度応答スペクトルを使用して、式(2-6)により求められるスロッシング高さを理論計算結果として、併せて表2-7に

示す。数値シミュレーション結果は、理論計算結果とよく一致しており、スロッシングの全体挙動は精度よく再現できているものと考えられる。数値シミュレーションで得られたスロッシングの卓越方向は、概ね90°と270°(図2-3に示したPN(PLANT NORTH)を0°として、そこから時計廻りに90°進んだ位置と、その対角位置(270°))であり、地震後の目視で観察されたスロッシングの卓越方向とほぼ一致している。なお、この表2-7において、No.100651タンクとNo.100654タンクについては、数値シミュレーション結果の卓越周期は二つ現れた。それに合わせて理論計算結果の固有周期も1次および2次モードの二つを示した。その他は、卓越周期は一つしか現れず、固有周期も1次モードのみを示した。また、数値シミュレーション結果の最大スロッシング高さは、側壁部での値を示している。それに合わせて、理論計算結果の最大スロッシング高さも側壁部で最大となる1次モードのスロッシング高さを示した。

表2-7 スロッシングの数値シミュレーションと理論計算

タンク No.	数値シミュレーション		理論計算	
	卓越周期 [sec.]	最大スロッシング高さ [m]	固有周期 [sec.]	最大スロッシング高さ [m]
30006	7.0	2.9	7.0	3.1
30063	7.0	3.0	7.1	3.1
40061	7.5	3.3	7.6	3.3
60004	8.6	2.4	8.7	2.6
100651	12.8	1.1	12.1	1.4
	5.1		5.5	
100654	12.8	1.1	12.0	1.4
	5.1		5.5	

以下では、No.30006タンク(3万kL)とNo.100651タンク(10万kL)を代表例として、数値シミュレーション結果の詳細を述べる。

a) No.30006タンク(3万kL)のスロッシング挙動

図2-17に最大スロッシング高さとなった位置(270°)と、その対角位置(90°)の液面の上下移動量、すなわち、スロッシング高さの時刻歴を示す。スロッシングは最大2.9mまで上昇し、貯蔵油が側壁を越えて溢流したという実際の現象を再現できていると考えられる。この時刻歴からスペクトル解析で求められる卓越周期は表2-7に示したとおり7秒であり、1次モードのスロッシングが支配的であることがわかる。

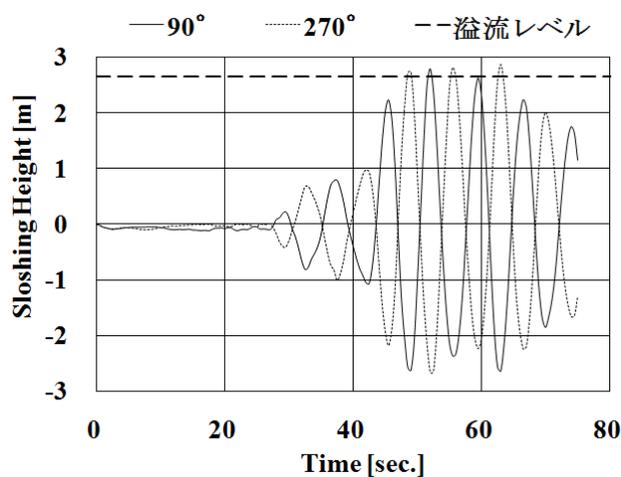


図 2-17 No.30006 タンク スロッシング高さ時刻歴

1次モードが卓越するタンクにおける全体の挙動と、浮屋根のポンツーン部だけを抜き出して水平に見た変形状態とを、図 2-18 と図 2-19 に示す。この図 2-18 では、1次モードが卓越し、浮屋根全体が大きく傾く動きが得られた。また、図 2-19 に示すように浮屋根ポンツーンを面外に曲げる変形が数値シミュレーションから得られた。

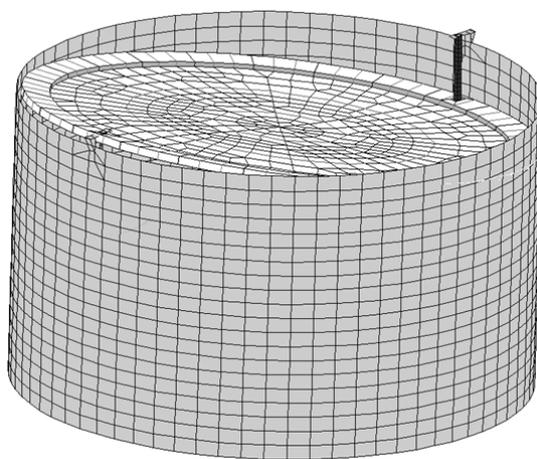


図 2-18 1次モードのスロッシングが卓越するタンクの全体挙動



図 2-19 1次モードのスロッシングが卓越するポンツーンの変形状態(水平視)

b) No.100651 タンク (10 万 kL) スロッシング挙動

図 2-20 に最大スロッシング高さとなった位置(288°)とその対角位置(108°)のスロッシング高さの時刻歴を示す。スロッシングは最大 1.1m まで上昇している。この時刻歴からスペクトル解析で求められる卓越周期は表 2-7 に示したとおり 12.8 秒と 5.1 秒であり、1 次モードのスロッシングに加えて 2 次モードのスロッシングが励起されていることがわかる。なお、数値シミュレーション結果の方が、理論計算値より、やや小さくなっているが、理論計算値は 1 次モードだけのスロッシング高さであることに対し、数値シミュレーション結果は 1 次モードだけでなく高次モードも合成されて現れるため理論計算値より小さくなっているものと考えられる。

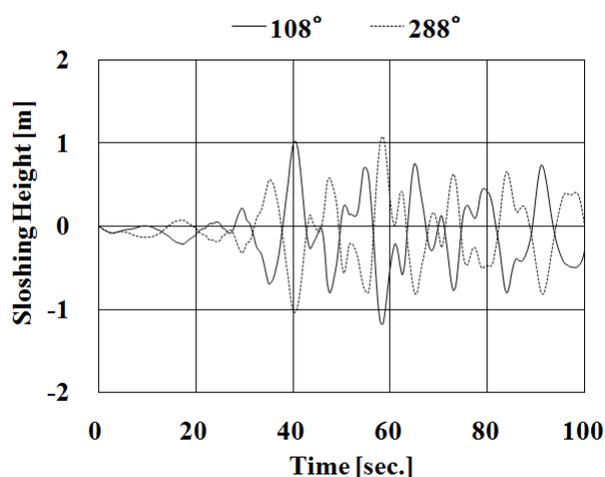


図 2-20 No.100651 タンク スロッシング高さ時刻歴

2 次モードが卓越するタンクにおける全体の挙動と、浮屋根のポンツーン部だけを抜き出して上方から見た変形状態とを、図 2-21 と図 2-22 に示す。この図 2-21 に示すように、2 次モードが卓越し、浮屋根のデッキ部が波打つような動きが得られた。また、図 2-22 に示すように浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させる変形(外枠に示す元の形状に対して)が得られた。

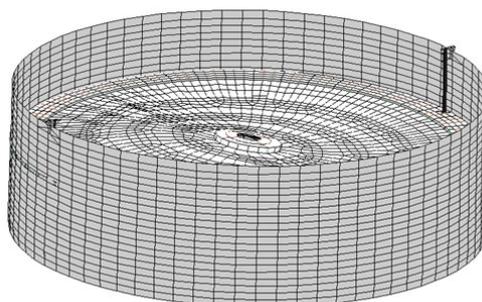
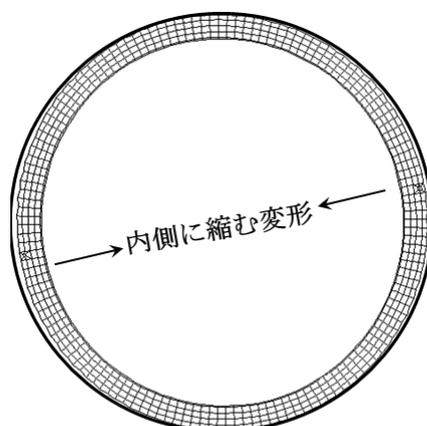


図 2-21 2次モードのスロッシングが卓越するタンクの全体挙動



太線は変形前のポンツーン外周

図 2-22 2次モードのスロッシングが卓越するポンツーンの変形状態(上方視)

2.5.3 浮屋根ポンツーンの応力解析

2.5.2 項で得られた浮屋根の変形量を基に、核燃料サイクル開発機構と伊藤忠テクノソリューションズによって開発された汎用非線形構造解析システム FINAS²⁻⁷⁾を用いて、浮屋根ポンツーンの応力解析を実施した。

前述したように卓越するスロッシングのモードにより浮屋根ポンツーンの変形状態が異なるので、面外曲げ変形と半径方向の収縮変形に分けて解析した。

a) 面外曲げによるポンツーンの応力

解析モデルは、上板・下板・外リム板・内リム板・仕切板で構成されたポンツーンの一室を抜き出して、それぞれの板材をシェル要素でモデル化することにより作成した。

2.5.2項で述べたとおり、スロッシング1次モードでは浮屋根ポンツーンを面外に曲げる変形が数値シミュレーションから得られた。この場合、2.4項で述べたように、ポンツーンの上板、下板および外リム板は弾性座屈が発生し、大きく変形することが予想される。また、図2-8や図2-9に示したように、実際の被害でもポンツーンに座屈が発生している。これらのことから、大変形を考慮した解析を行った。

変形量は、2.5.2項で得られた浮屋根の状態から、次の方法で設定した。浮屋根ポンツーンの鉛直方向移動量の周方向分布は、以下の式(2-8)に示すフーリエ級数に展開することができる。

$$w(\theta) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \{a_n \cdot \cos(n \cdot \theta) + b_n \cdot \sin(n \cdot \theta)\} \quad (2-8)$$

ここに、 $w(\theta)$ は数値シミュレーションから得られた浮屋根ポンツーンの鉛直方向移動量の周方向分布、 θ は浮屋根ポンツーンの周方向角度、 a_0 、 a_n 、 b_n は数値シミュレーションから得られた浮屋根ポンツーンの鉛直方向移動量の周方向分布 $w(\theta)$ から決まる定数である。

この式(2-8)のうち、 $n=0$ と $n=1$ の成分は、浮屋根ポンツーンの剛体移動量であり、浮屋根ポンツーンの変形には寄与しないため、これらの成分を除去したものを浮屋根ポンツーンの変形量とした。

代表例として、No.30063タンク(3万kL)の鉛直方向移動量と面外曲げ変形量の関係を図2-23に示すが、面外曲げ変形量は式(2-8)における $n=2$ の成分が卓越している。2次モードのスロッシングも励起されたNo.100651タンク(10万kL)の鉛直方向移動量と面外曲げ変形量の関係を図2-24に示すが、面外曲げ変形量は式(2-8)における $n=3$ の成分が卓越していることがわかる。

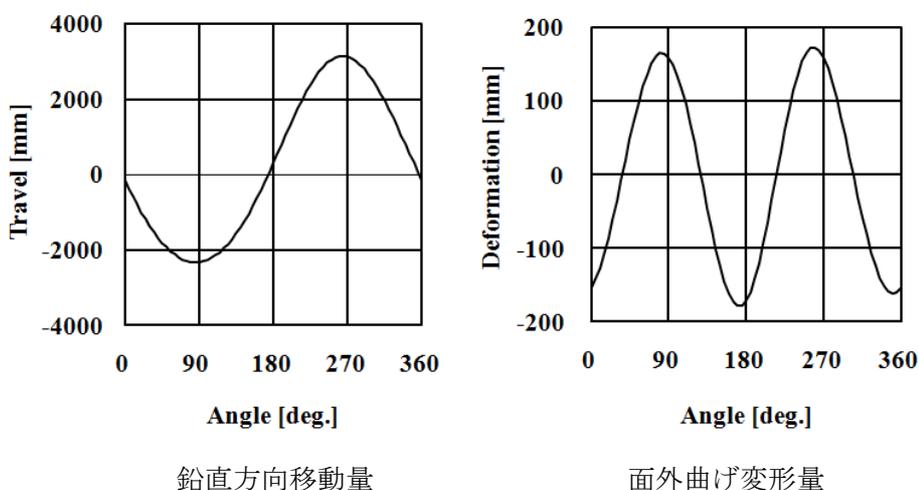


図 2-23 No.30063 タンク ポンツーンの鉛直方向移動量と面外曲げ変形量

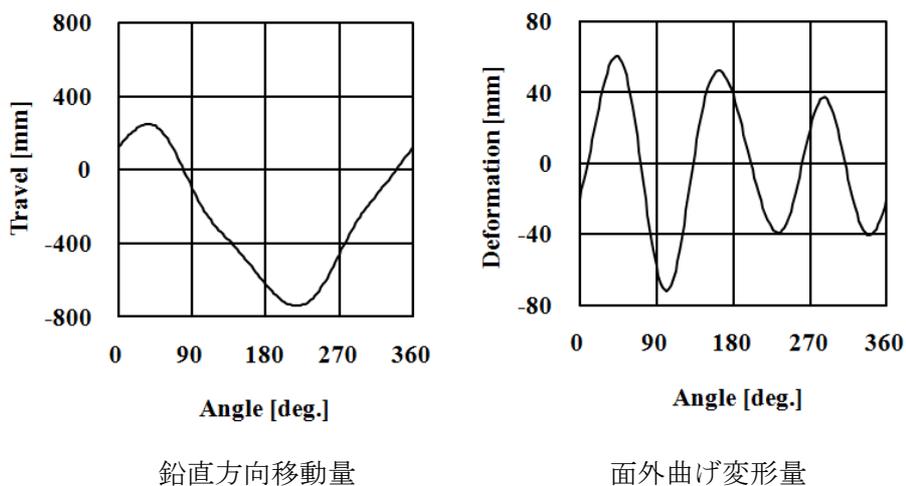


図 2-24 No.100651 タンク ポンツーンの鉛直方向移動量と面外曲げ変形量

表 2-5 に示す数値シミュレーション対象タンクに対して、上記に示すように浮屋根の面外変形量を求め、その変形量を与えてポンツーンの応力解析を行った。

これらのうち、3 万 kL タンクと同様に 1 次モードが卓越した No.40061 タンク (4 万 kL) の応力解析結果を、代表例として図 2-25 に示す。ポンツーンコーナー部において降伏・座屈に至ることが、応力解析結果から明らかになった。

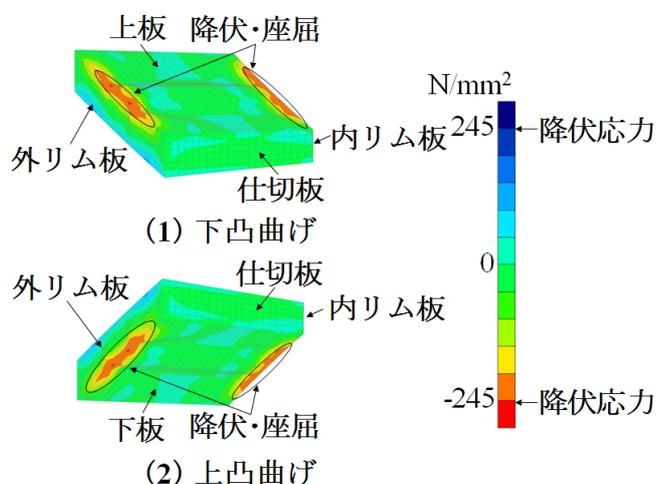


図 2-25 No.40061 タンク 面外曲げ変形に対するポンツーンの応力解析結果 (円周方向応力分布図)

一方、No.100651 タンク (10 万 kL) の応力解析結果を図 2-26 に示すが、設定した変形量では降伏・座屈まで達することなく、面外曲げだけでは損傷に至らないことがわかった。これは、1 次モードのスロッシング高さが小さく、それによる浮屋根ポンツーンの変形量も小さいことを示している。

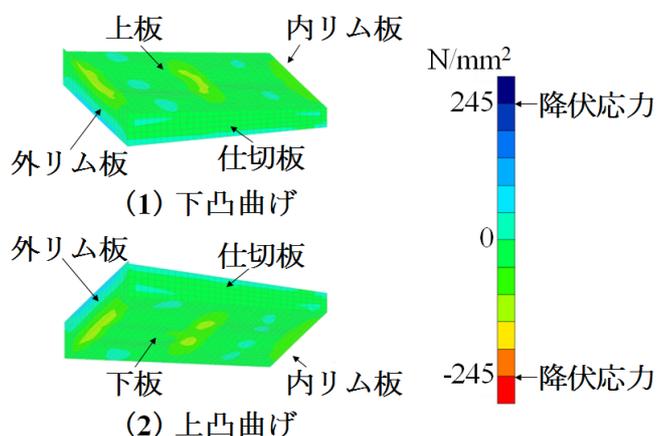


図 2-26 No.100651 タンク 面外曲げ変形に対するポンツーンの応力解析結果 (円周方向応力分布図)

b) 半径方向の収縮変形によるポンツーンの応力

図 2-22 に示した変形状態の対称性を考慮し、1/4 周のポンツーンを抜き出してモデル化した。ポンツーンを構成する板材はシェル要素でモデル化した。a) 項と同様に大変形を考慮した解析を実施した。2.5.2 項で述べたとおり、2 次モードでは浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮変形させる挙動が数値シミュレーションから得られたが、この変形によりポンツーンは圧縮力および面内曲げモーメントを受けることになる。入力する変形量は、2.5.2 項で得られた変形状態から、浮屋根中心位置を原点として、ポンツーン内周までの距離の変化量として設定した。

No.100651 タンク (10 万 kL) の応力解析結果を代表例として図 2-27 に示す。上記の方法で設定した浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させる変形により、広い範囲で降伏・座屈に至ることが、応力解析結果から明らかになった。

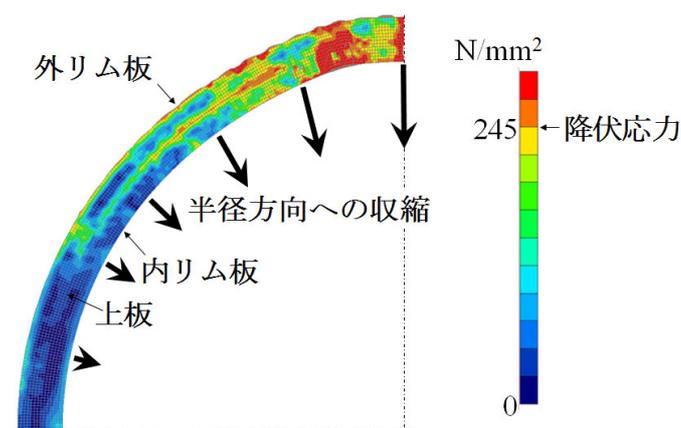


図 2-27 No.100651 タンク 半径方向収縮に対するポンツーンの応力解析結果
(Mises 相当応力分布図)

2.5.4 損傷メカニズム

2.5.3 項の応力解析結果を基に、浮屋根の損傷メカニズムを検討した。前述したように卓越するスロッシングのモードにより損傷メカニズムが異なるので、卓越するモードに分けて行った。

a) 1次モードのスロッシングによる浮屋根の損傷メカニズム(図 2-28 参照)

1次モードのスロッシングによって、スロッシング波面が平面ではないために、主に浮屋根ポンツーンを面外に曲げる変形が生じ、これによってポンツーンの座屈が生じたものと考えられる。

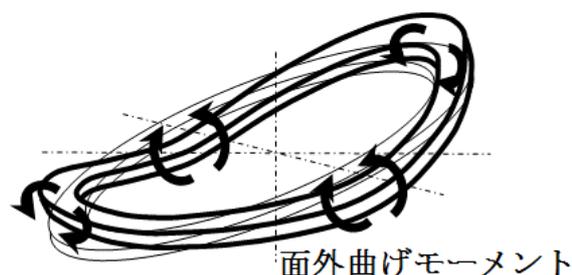


図 2-28 1次モードのスロッシング時の損傷メカニズム

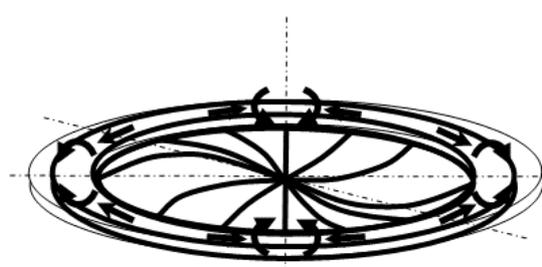
1983年日本海中部地震時のシングルデッキ型浮屋根ポンツーンの損傷に対して行われた研究²⁻⁵⁾では、スロッシングによって液面が最高、最低になる位置において、円周方向の面外曲げモーメントが極大を示し、それらの曲げ方向は逆であると結論付けている。一方、本研究では、ポンツーンの変形量は図 2-23(右図)に示すように式(2-8)における $n=2$ の成分が卓越しており、液面が最高、最低になる位置に加えて、それらの中間においても円周方向の面外曲げモーメントが極大を示し、液面が最高、最低になる位置での曲げ方向は同じで、それらの中間においては逆になる可能性があることが示された。最高、最低になる位置の中間においても、円周方向の面外曲げモーメントが極大を示すということは、図 2-8 および図 2-9 に示す損傷状況に合致している。

つまり、本数値シミュレーションでは、図 2-23(左図)に示すスロッシング波面の非線形性(上昇側のスロッシング量が下降側のスロッシング量より大きい)が付加されることによって、式(2-8)における $n=2$ の成分が卓越することが明らかになった。このことは、島田らの非線形スロッシング解析²⁻⁸⁾によっても確認されている。

b) 2次モードのスロッシングによる浮屋根の損傷メカニズム(図2-29参照)

2次モードのスロッシングによって、浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させる変形が発生し、これによってポンツーンの座屈が生じたものと考えられる。

2次モードが卓越すると、スロッシングの振動モード形状に応じてデッキ板は波打つような動きをする。そのため、浮屋根ポンツーンを内側に引き込もうとする力が、デッキ板から作用し、浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させると考えられる。



面内 (圧縮力+曲げモーメント)

図2-29 2次モードのスロッシング時の損傷メカニズム

このような損傷メカニズムは既往の研究では示されていない。本研究において、地震動によってスロッシングする貯蔵油と、スロッシングを抑制する働きをする浮屋根との相互作用を考慮できる数値シミュレーション結果によって示された。

2.6 まとめ

2003年十勝沖地震時の苫小牧市の製油所におけるシングルデッキ型浮屋根式タンクの浮屋根ポンツーン損傷に対して、数値シミュレーションを実施することにより、その損傷メカニズムを示した。

1次モードのスロッシングに対して、スロッシング波面の非線形性により、浮屋根ポンツーンを面外に曲げる変形が発生し、これがポンツーンの座屈を引き起こしたことがわかった。ただし、この曲げモーメントが極大になる位置は、スロッシングによって液面が最大または最小になる位置だけではなく、最大と最小の中間位置においても極大になることを示した。

2次モードのスロッシングに対しては、浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させる変形が発生し、これがポンツーンの座屈を引き起こすことを明らかにした。この半径方向に収縮させる変形は、スロッシングの振動モード形状に応じてデッキ板が波打つような動きするために生じる。

今後、これらの損傷メカニズムに基づいて、浮屋根ポンツーンの構造設計がなされることにより、地震時のタンクの安全性を向上させることができるものと期待される。

参考文献

- 2-1) 総務省：危険物の規制に関する技術上の基準の細目を定める告示，昭和49年5月1日
- 2-2) 出光興産株式会社事故調査委員会：平成15年十勝沖地震による出光興産(株)北海道製油所地震被害・火災事故調査報告書，平成16年6月
- 2-3) 消防庁危険物技術基準委員会：屋外タンク貯蔵所の規制に関する基準についての報告書(屋外貯蔵タンクの荷重と安全性について)，昭和57年12月7日
- 2-4) 榊信昭：タンクスロッシング，PETROTECH，9，(9)，pp.785-789，1986
- 2-5) 寺前哲夫，阪野賢治，浜中順一，辻達夫，桜井英世：過大なスロッシングを受けるタンク浮屋根の最終強度，石川島播磨技報，24，(6)，pp.385-389，1984
- 2-6) Livermore Software Technology Corporation：LS-DYNA Keyword user's manual Version 960，2001
- 2-7) 株式会社CRCソリューションズ，独立行政法人日本原子力研究開発機構：汎用非線形構造解析システムFINAS使用説明書VERSION 16.0，2003
- 2-8) 嶋田三朗，山田善一，家村浩和，野田茂：円筒タンクの非線形スロッシング解析に基づく長周期スペクトルの推定，土木学会論文集，368/I-5，pp.383-392，1986

第3章 小規模モデルタンクの振動実験によるスロッシング抑制効果の確認³⁻¹⁾

3.1 概要

第2章で述べたとおり、「2003年十勝沖地震」において、北海道苫小牧市にある製油所の石油貯蔵タンクで、スロッシングにより被害が発生した。特に、貯蔵油の上に浮かび、貯蔵量に応じて上下する屋根を持つ浮屋根式タンクでの被害は甚大で、1基のタンクで浮屋根外周にあるシール部の火災であるリング火災が発生し、さらに、浮屋根が沈没し貯蔵油が露出したため1基のタンクで油全表面の火災である全面火災に至った。リング火災は過去の地震でも発生しているが、全面火災は1964年の新潟地震以来のことであり、浮屋根の沈没、全面火災といった被害が大いに注目された。これらの被害を受け、溢流および上部構造物との衝突の防止のために、貯蔵する石油の液位を低下させる措置がとられた。さらに、浮屋根沈没の防止のために、想定されるスロッシングに応じたポンツーンの強度を保持させるための対策を実施しているところである³⁻²⁾。

これらの対策により、ある一定の安全性の確保はなされているものの、想定以上の地震動による、より大きなスロッシングが被害を引き起こすことも懸念される。また、貯蔵する石油の液位の低下は、貯蔵コストの増加にもつながっている。そこで、スロッシングを抑制することが、被害防止の根本対策と考え、遮閉板を用いたスロッシング抑制装置を考案した。スロッシングを抑制する技術は、数多く考案されてきている³⁻³⁾ものの、まだ、実用化には至ったものはなく、実用可能な技術の開発がなされた場合の効果も大きいと考えられる。

そこで、本章では、考案した遮閉板を用いたスロッシング抑制装置に抑制効果があるかを確かめるために、直径0.5mの小規模のモデルタンクに種々の遮閉板をタンク内に挿入して振動実験を行った。また、振動実験結果に基づき、抑制効果を高めるための配置に関する基本方針をまとめ、さらに、その基本方針に基づく最適なレイアウトを本章で提案する。

3.2 実験方法

図 3-1 に示すように振動台に遮閉板を挿入したモデルタンクを載せ、遮閉板に直交する水平 1 方向に加振してスロッシングを起こし、遮閉板によるスロッシングの抑制効果を振動実験により確認した。図 3-2 に示すような遮閉板を図 3-3 に示すようにモデルタンク内に挿入し、図 3-1 に示すように振動台上に載せて振動実験を行った。モデルタンクの諸元は図 3-4 に示すとおりであり、直径 0.5m のモデルで、水位は 0.2m とした。計測は図 3-5 に示すとおり行い、スロッシング高さはタンク中央を通る加振軸端の水面をレーザー変位計で、振動台変位は振動台端部の位置をレーザー変位計で、遮閉板にかかる荷重は遮閉板を取り付けるジョイント部への設置したロードセルで計測した。ロードセルの設置方法の詳細を図 3-6 に示すが、遮閉板の対角の 2 隅にかかる荷重を計測した。なお、内容液は水であり、レーザー変位計で水面の変位が計測できるように水性ペイントで白色に着色した。

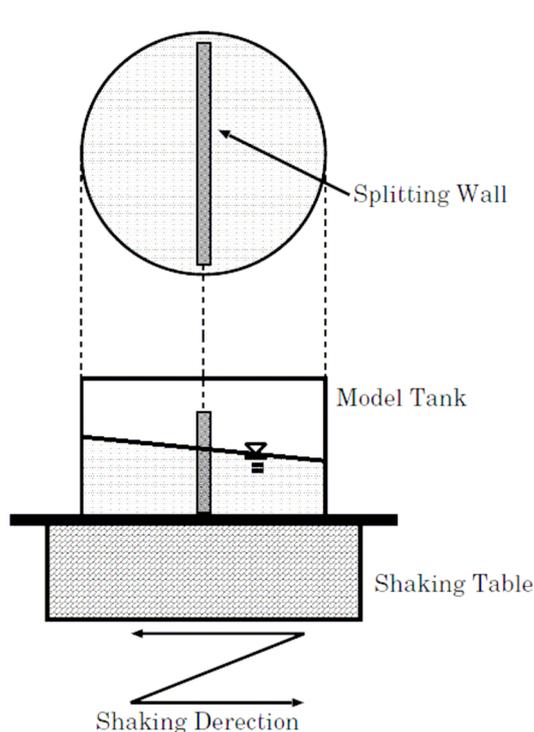


図 3-1 振動実験の模式図



図 3-2 遮閉板の構造例



図 3-3 遮閉板の設置例

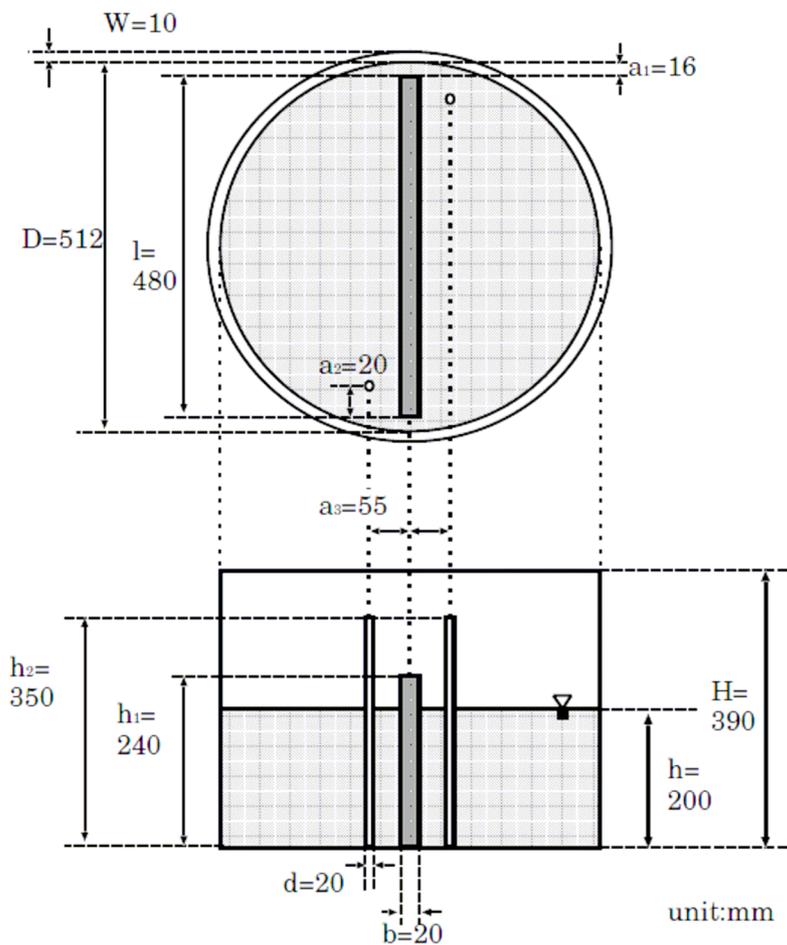


図 3-4 小規模モデルタンクの諸元

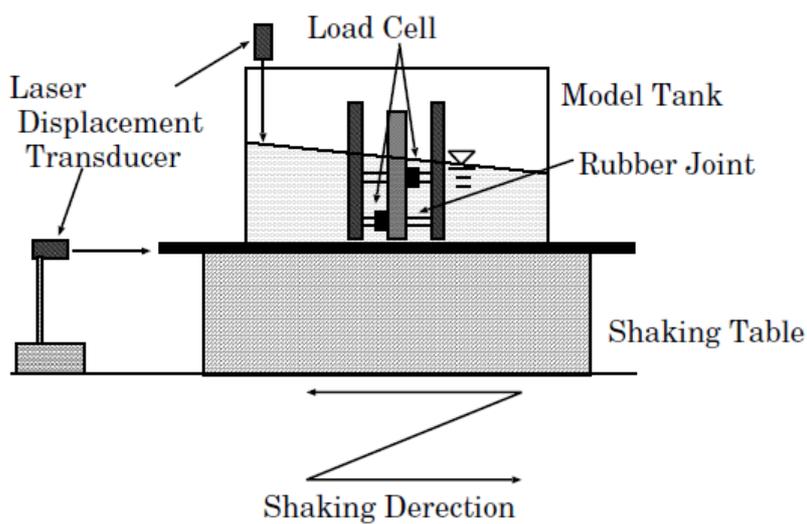


図 3-5 測定方法と位置

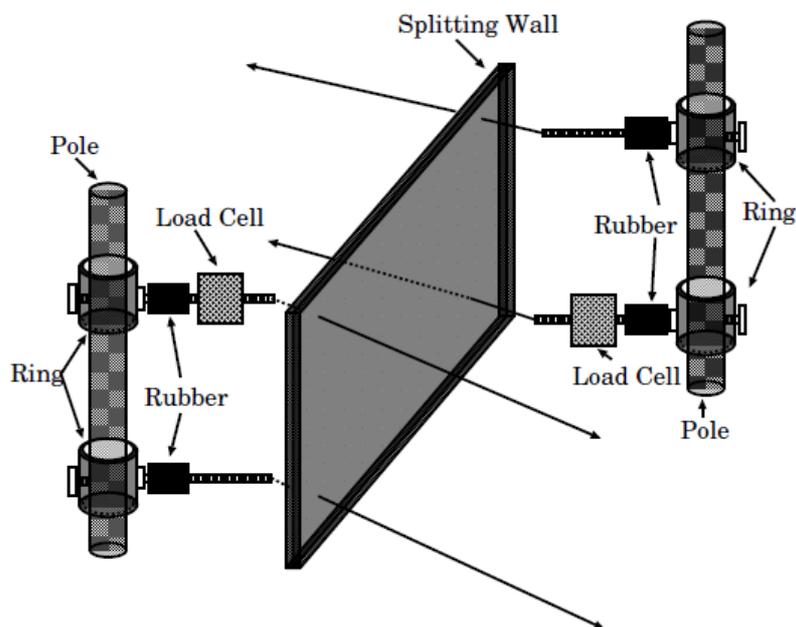


図 3-6 ロードセルの設置方法

本モデルタンクの直径，水位から，スロッシングの固有周期および固有周波数は式(3-1)および式(3-2)で求めることができ^{3,4)}，求めた結果を表 3-1 に示す。

$$T_i = 2 \cdot \pi \sqrt{\frac{D}{2 \cdot g \cdot \varepsilon_i} \cdot \coth\left(\varepsilon_i \cdot \frac{2 \cdot H}{D}\right)} \tag{3-1}$$

$$f_i = \frac{1}{T_i} \tag{3-2}$$

ここに， T_i は*i*次モードのスロッシングの固有周期， f_i は*i*次モードのスロッシングの固有周波数， D は小規模モデルタンクの直径， H は水位， g は重力加速度， ε_i は $J_1'(\varepsilon)=0$ の第*i*番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ ， $\varepsilon_2=5.331$ ， $\varepsilon_3=8.536$ ， J_1 は1次の第1種ベッセル関数である。

表 3-1 小規模タンクモデルのスロッシングの振動特性

モード次数	固有周期 [sec.]	固有周波数 [Hz]
1	0.79	1.26
2	0.44	2.27
3	0.35	2.88

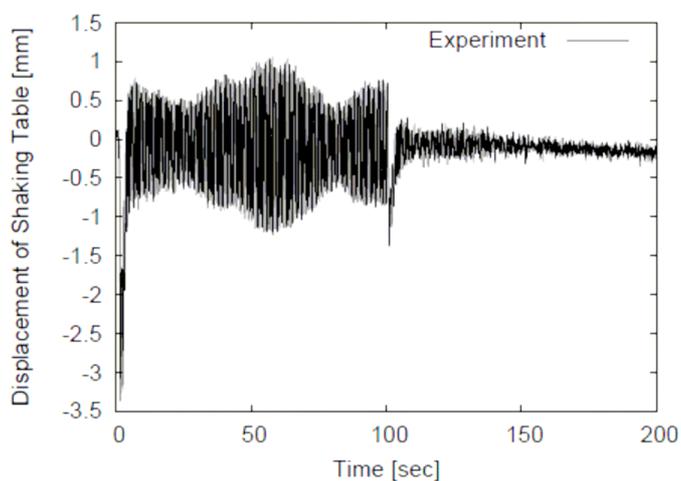
これらの特性から，加振は 0.9Hz から 0.1Hz 間隔で 3.0Hz までの周波数領域で実施した。ただし，スロッシングの変動が大きい周波数では 0.05Hz 間隔とした。また，振動台の変位は振幅が 1mm となるように手動で調整した。

3.3 実験結果と考察

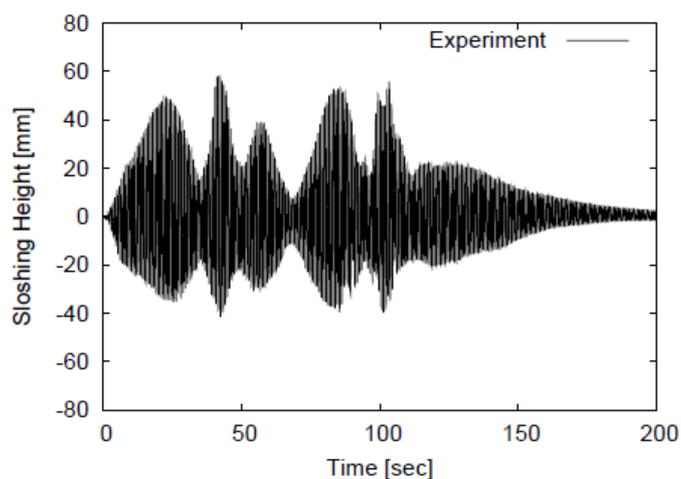
3.3.1 遮閉板を挿入しない場合

a) 1次モードにおけるスロッシング挙動

遮閉板を挿入しない小規模モデルタンクに対して、振幅約 1mm、周期 0.79sec.(周波数 1.26Hz)の正弦波を 100 秒間入力した結果を図 3-7 に示す。



(a) 振動台変位



(b) スロッシング高さ

図 3-7 遮閉板なしの場合の 1 次モードのスロッシング応答

水面の変化を撮影したものを図 3-8 に示すが、スロッシングが大きくなり、さらにはスローリングと呼ばれる回転運動が発生した。

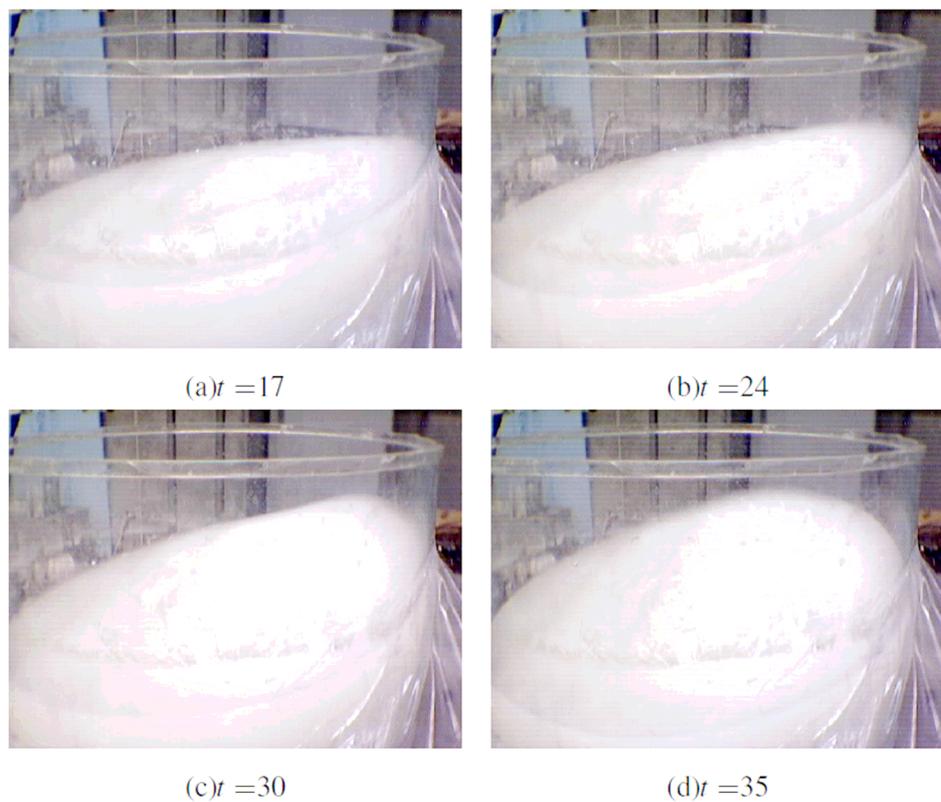
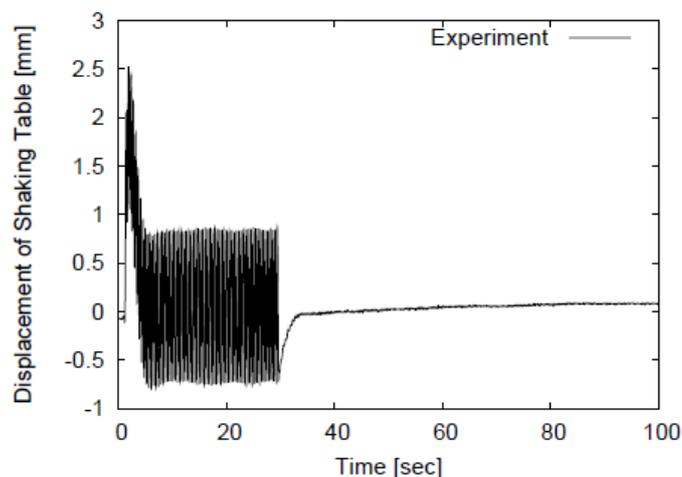


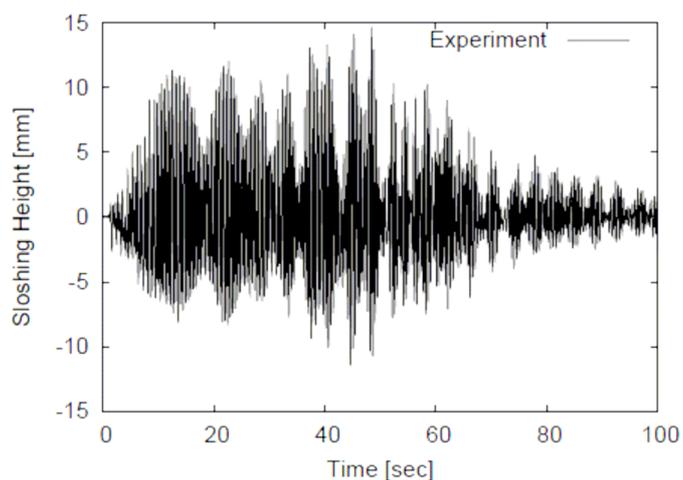
図 3-8 遮閉板なしの場合の 1 次モードの水面の状況

b) 2 次モードにおけるスロッシング挙動

遮閉板を挿入しない小規模モデルタンクに対して、振幅約 1mm、周期 0.44sec.(周波数 2.27Hz)の正弦波を 30 秒間入力した結果を図 3-9 に示す。



(a) 振動台変位



(b) スロッシング高さ

図 3-9 遮閉板なしの場合の 2 次モードのスロッシング応答

2 次モードの場合，スロッシング高さは以下の式(3-3)で与えられる³⁻⁴⁾。

$$\eta_2 = \frac{D}{g} \cdot \frac{1}{\varepsilon_2^2 - 1} \cdot \frac{J_1\left(\varepsilon_2 \cdot \frac{2 \cdot r}{D}\right)}{J_1(\varepsilon_2)} \cdot \frac{2\pi}{T_2} \cdot S_{V,2} \tag{3-3}$$

ここに， η_2 は2次モードのスロッシング高さ， D は小規模モデルタンクの直径， g は重力加速度， J_1 は1次の第1種ベッセル関数， ε_2 は $J_1(\varepsilon)=0$ の第2番目の正根で $\varepsilon_2=5.331$ ， r はモデルタンクの円筒座標系における半径方向座標値， T_2 は2次モードのスロッシングの固有周期， $S_{V,2}$ はスロッシングの2次モードの固有周期 T_2 における速度応答スペクトル値である。

$J_1(x)$ は $x=1.841$ で最大値を与えるため、2次モードのスロッシング高さは、以下の式(3-4)の関係を満たす半径方向座標値 r の位置で最大となる。この式(3-4)から $r=0.086\text{m}$ の位置、つまり、中心から側壁までの間の約 1/3 の位置で最大となる。水面の変化を撮影したものを図 3-10 に示すが、ここで求めた位置でスロッシングが大きくなっており、さらにはスワーリングが発生した。

$$\varepsilon_2 \cdot \frac{2 \cdot r}{D} = 1.841 \quad (3-4)$$

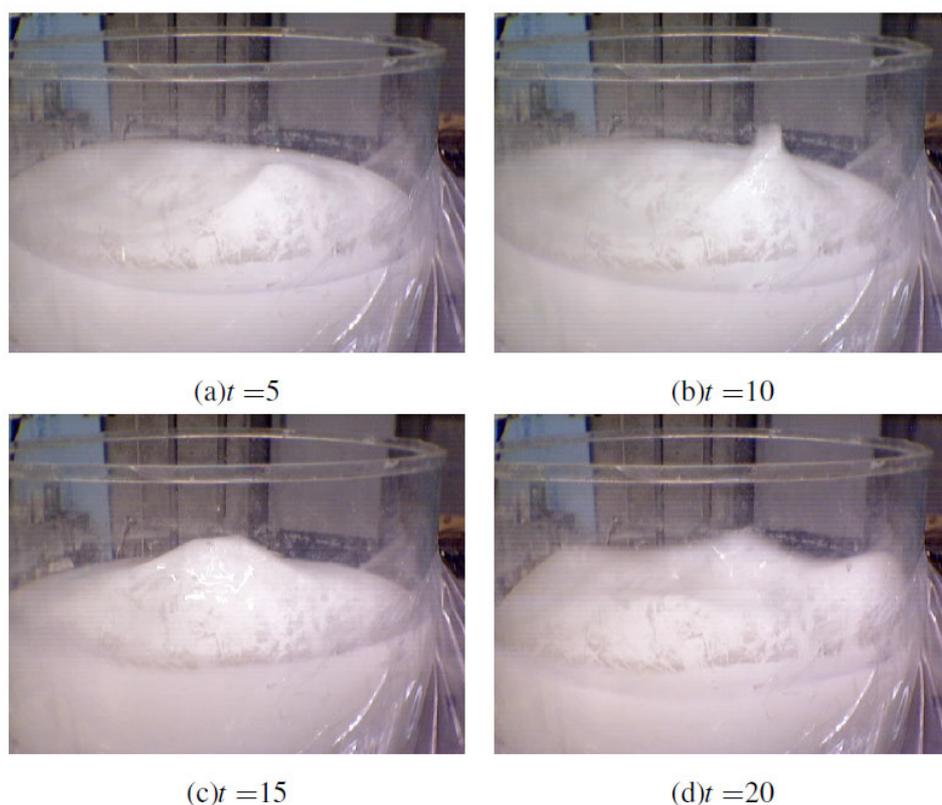


図 3-10 遮閉板なしの場合の 2 次モードの水面の状況

c) 応答関数

得られたスロッシング波高の時刻歴データから安定した部分の最大値と最小値の差を求め、その 1/2 をスロッシング波高の振幅とし、これを振動台の振幅で除して無次元化した値を縦軸に、振動台の加振周波数を横軸にして、スロッシング波高の応答関数として整理した。図 3-11 に遮閉板を挿入しない場合のスロッシング波高の応答関数を示す。1 次のスロッシング固有周波数 1.26Hz、2 次の 2.27Hz、3 次の 2.88Hz に明確なピークを有していることがわかる。

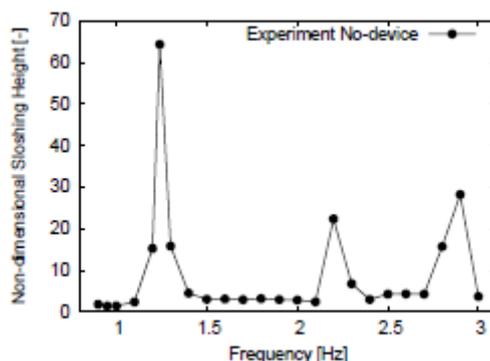


図 3-11 遮閉板を挿入しない場合のスロッシングの応答関数

3.3.2 遮閉板を挿入した場合

種々の遮閉板を挿入して振動実験を行い、遮閉板を挿入しない場合と同様に、得られたスロッシング波高の時刻歴データから安定した部分の最大値と最小値の差を求め、その 1/2 をスロッシング波高の振幅とし、これを振動台の振幅で除して無次元化した値を縦軸に、振動台の加振周波数を横軸にして、スロッシング波高の応答関数として整理した。また、遮閉板の荷重については、遮閉板は加振方向に対して垂直かつ軸対象であるため、計測した遮閉板の対角の 2 隅での荷重と、残りの 2 隅での荷重は等しいとみなし、測定した 2 隅の荷重の和を 2 倍して遮閉板全体にかかる荷重とした。この荷重を縦軸に、振動台の加振周波数を横軸にして、遮閉板にかかる荷重の応答関数として整理した。

a) 開口率と開口位置の違いによる抑制効果の変化

図 3-2 に示したように、遮閉板全体は、内容液が移動できない板と、移動可能な開口部から成っている。移動可能な開口部の面積を全遮閉板の面積で除したものを開口率と定義し、その開口率の違いによるスロッシングの抑制効果を振動実験により確認した。

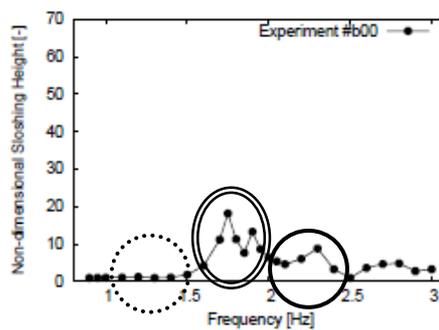
開口率の違いによるスロッシングの抑制効果を比較した遮閉板の構造の代表例を図 3-12 の左側に、板がある部分を黒で、開口部を白で示す。図 3-12 の (a) は開口なしであり開口率 0%、(a) から中央部を開口させていき、開口率 25% の (b)、開口率 50% の (c) の構造である。なお、図 3-12 の (d) は遮閉板なしの場合、つまり、開口率 100% で、遮閉板挿入の場合と比較するために示している。図 3-12 の右側に、それぞれの遮閉板構造に対するスロッシング波高の応答関数を示す。開口率が小さくなる程、1 次のスロッシング固有周波数 1.26Hz におけるスロッシング波高の応答も小さくなっており、開口率がより小さい遮閉板構造がス

スロッシング抑制効果の高いことがわかった。2次のスロッシング固有周波数 2.27Hz におけるスロッシング波高の応答についても、同様のことがわかった。ただし、開口率が低下する程、1次のスロッシング固有周波数 1.26Hz と 2次のスロッシング固有周波数 2.27Hz の中間位置である周波数 1.8Hz 近傍で応答が大きくなっている。これは、半タンク 1次モード、つまり、遮閉板で仕切られた半分のタンクにおける 1次モードのスロッシングが発生したためである。

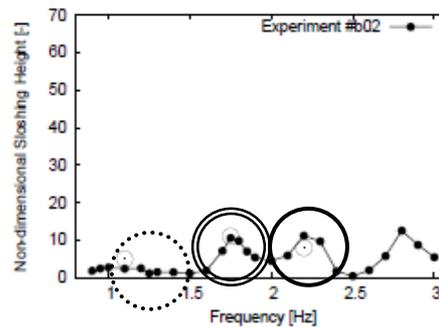
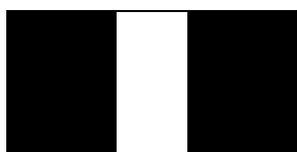
中央から開口させる場合とは別に、側壁側から開口させた場合の開口率の違いによるスロッシングの抑制効果を振動実験により確認した。開口率の違いによるスロッシングの抑制効果を比較した遮閉板の構造の代表例を図 3-13 の左側に示す。図 3-13 の (a) は開口なしであり開口率 0%、(a) から側壁側を開口させていき、開口率 25% の (b)、開口率 50% の (c) の構造である。なお、図 3-13 の (d) は遮閉板なしの場合で、遮閉板挿入の場合と比較するために示している。図 3-13 の右側に、それぞれの遮閉板構造に対するスロッシング波高の応答関数を示す。開口率が小さくなる程、1次のスロッシング固有周波数 1.26Hz におけるスロッシング波高の応答も小さくなっており、開口率がより小さい遮閉板構造がスロッシング抑制効果の高いことがわかった。2次のスロッシング固有周波数 2.27Hz においては、開口率 100% から 50% あるいは 25% に低下させるとスロッシング波高の応答も減少している。ただし、開口率が低下する程、1次のスロッシング固有周波数 1.26Hz と 2次のスロッシング固有周波数 2.27Hz の中間位置である周波数 1.8Hz 近傍で応答が大きくなっている。これは、半タンク 1次モード、つまり、遮閉板で仕切られた半分のタンクにおける 1次モードのスロッシングが発生したためである。

同じ開口率で、中央と開口される場合と側壁側を開口させる場合とを比較して示したのが図 3-14 である。この図から、側壁側を開口させて中央を遮閉すると半タンク 1次モードのスロッシング波高の応答がより大きくなり、中央を開口させて側壁側を遮閉する方がスロッシング抑制効果の高い遮閉板であることがわかる。また、図 3-15 には、図 3-14 と同じ遮閉板に対して、遮閉板荷重の応答関数を示している。この図からも、側壁側を開口させて中央を遮閉すると、半タンク 1次モードのスロッシング波高の応答だけでなく、遮閉板荷重の応答も大きくなり、遮閉板の構造により大きな負荷が加わることになる。

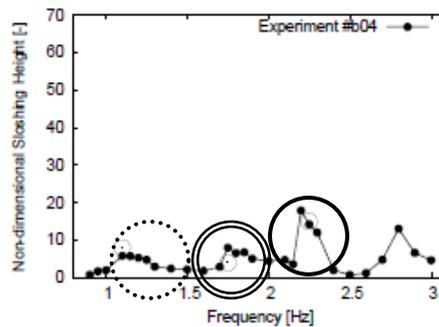
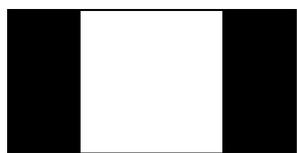
以上のことから、開口率を低下させる程、スロッシングの抑制効果は高まるが、中央の遮閉を大きくすると半タンク 1次モードのスロッシング波高応答が大きく、遮閉板への荷重負荷も大きくなるため、中央の遮閉を大きくしない方がよいと考えられる。しかしながら、2次のスロッシング固有周波数 2.27Hz においては、スロッシング波高および遮閉板荷重の応答は、側壁側より中央を開口させた方が大きくなる。よって、次では中央の開口幅の変化に応じた抑制効果を、実験結果を整理したものから確認する。



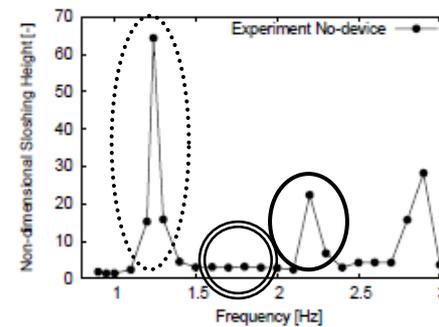
(a) #b00(開口率：0%)



(b) #b02(開口率：25%)



(c) #b04(開口率：50%)

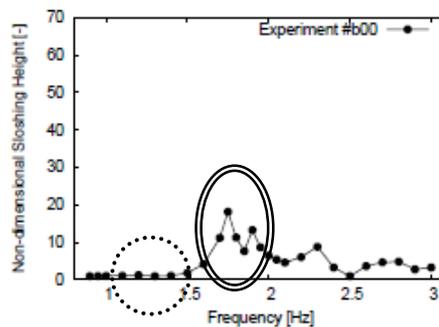
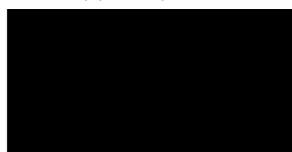


(d) #n00(開口率：100%)

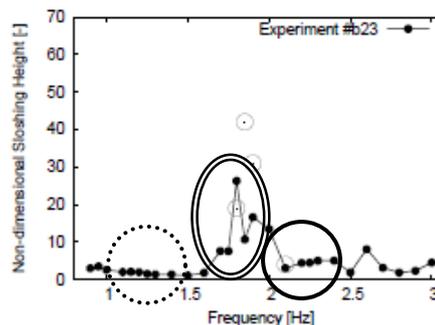
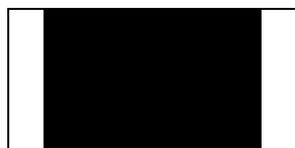
黒：板で遮閉
白：開口

- 1次(1.26Hz)：開口率小⇒応答小
- 2次(2.27Hz)：開口率小⇒応答小
- ◎ 半タンク1次(1.8Hz)：開口率小⇒応答大

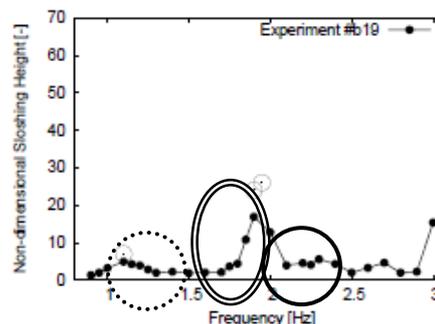
図 3-12 開口率の違いによるスロッシング波高の応答関数



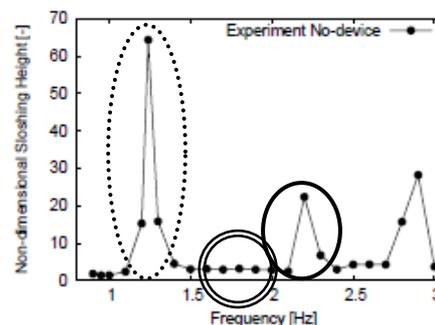
(a) #b00 (0%)



(b) #b23 (25%)



(c) #b19 (50%)

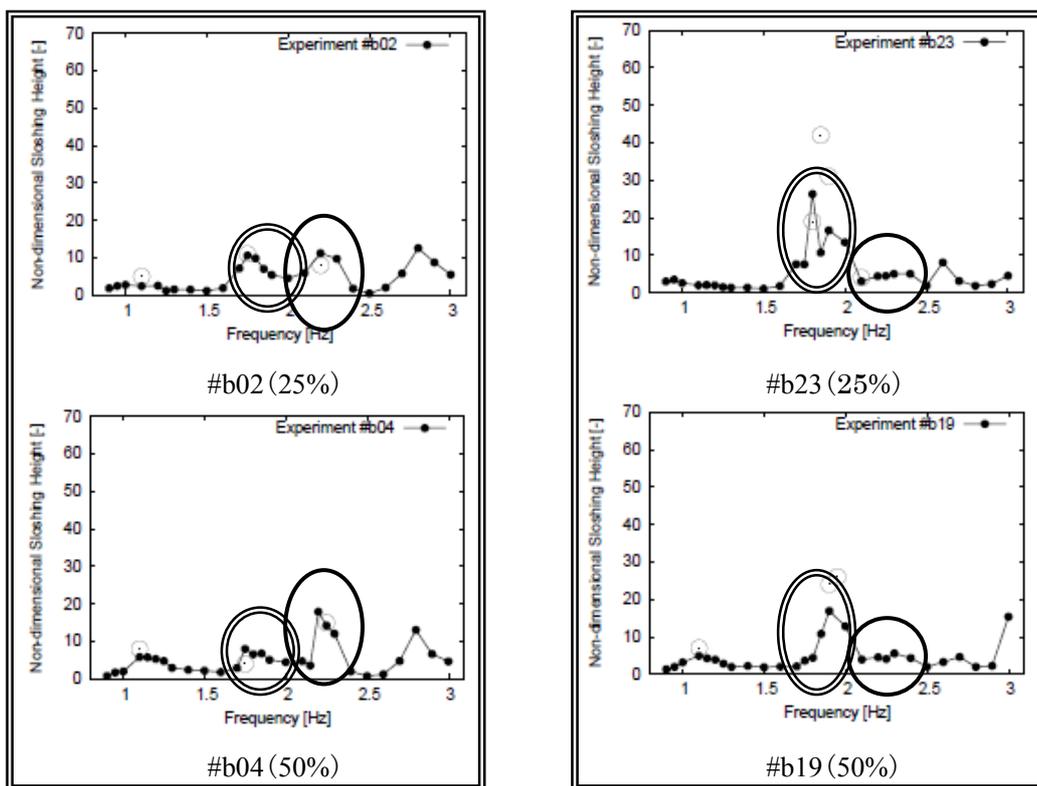


(d) #n00 (0%)

黒：板で遮閉
白：開口

- 1次 (1.26Hz) : 開口率小⇒応答小
- 2次 (2.27Hz) : 開口率小⇒応答小
- 半タンク 1次 (1.8Hz) : 開口率小⇒応答大

図 3-13 開口率の違いによるスロッシング波高の応答関数

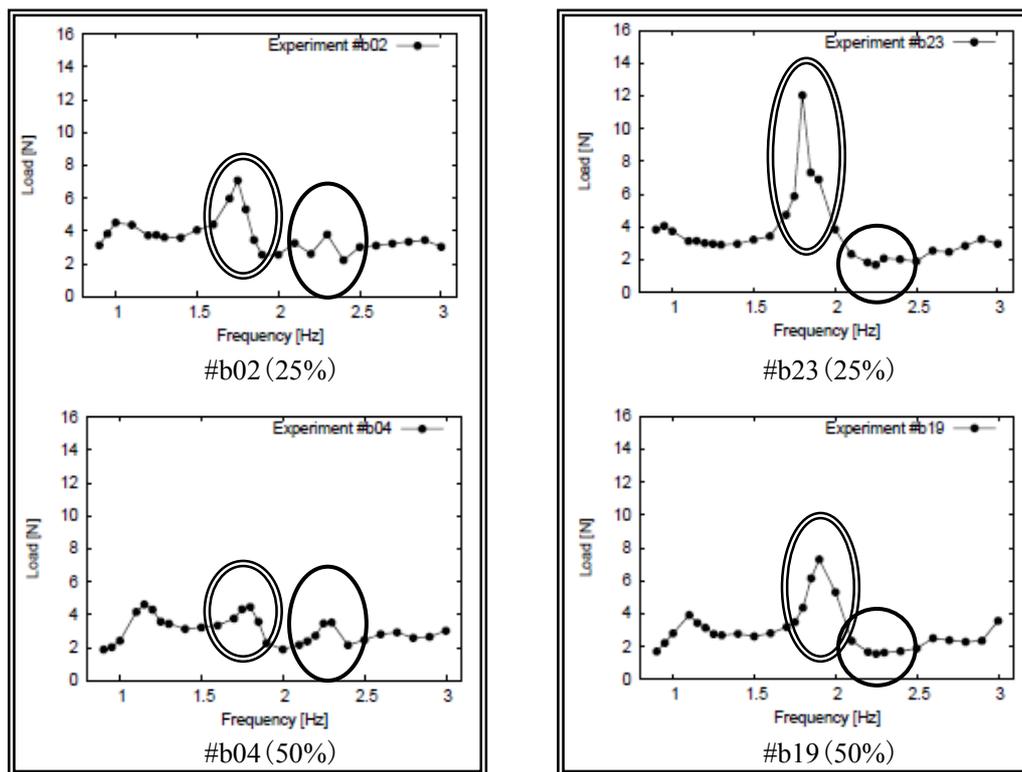


(a) 中央

(b) 側壁側

- 半タンク 1次 (1.8Hz) : 側壁側開口⇒応答大
- 2次 (2.27Hz) : 中央開口⇒応答大

図 3-14 開口位置の違いによるスロッシング波高の応答関数



(a) 中央

(b) 側壁側

- ⊙ 半タンク 1次 (1.8Hz) : 側壁側開口⇒応答大
- 2次 (2.27Hz) : 中央開口⇒応答大

図 3-15 開口位置の違いによる遮閉板荷重の応答関数

次に、同じ開口率で、中央を開口させた場合のスロッシング抑制効果の違いを振動実験結果から整理した。

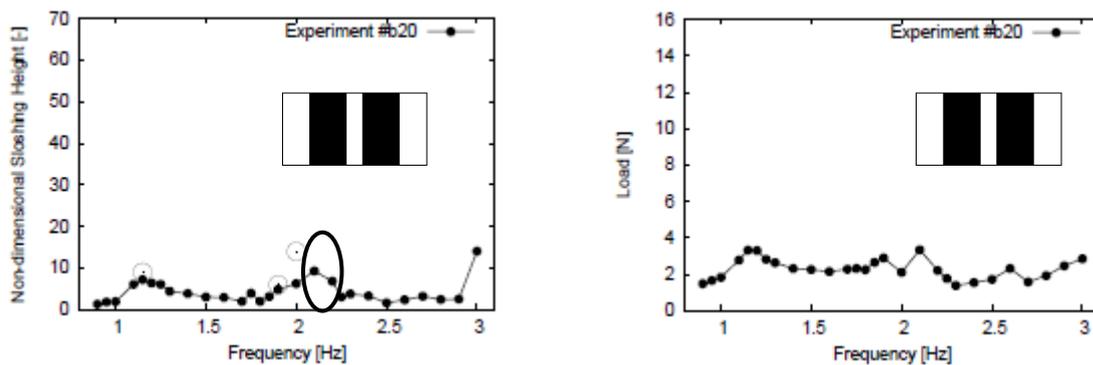
図 3-16 には開口率 50%で中央を 60mm, 120mm, 180mm, 240mm 開口させたスロッシング波高と遮閉板荷重の応答関数を示した。併せて遮閉板を挿入しない場合のスロッシング波高の応答関数を比較のため示した。中央をより開口させると 2 次のスロッシング固有周波数 2.27Hz でのスロッシング波高の応答が大きくなっていることがわかる。中央の開口幅 60mm, 120mm, 180mm での 1 次のスロッシング固有周波数の応答はほとんど変わらないが、開口幅 240mm にして側壁側を遮閉すると低下する。

図 3-17 には開口率 25%で中央を 60mm, 120mm 開口させたスロッシング波高と遮閉板荷重の応答関数を示した。併せて遮閉板を挿入しない場合のスロッシング波高の応答関数を比較のため示した。中央をより開口させると 2 次のスロッシング固有周波数 2.27Hz でのスロッシング波高の応答が大きくなっていることがわかる。また、中央の開口幅 60mm より、開口幅 120mm にして側壁を遮閉した方が 1 次のスロッシング固有周波数の応答が低下している。

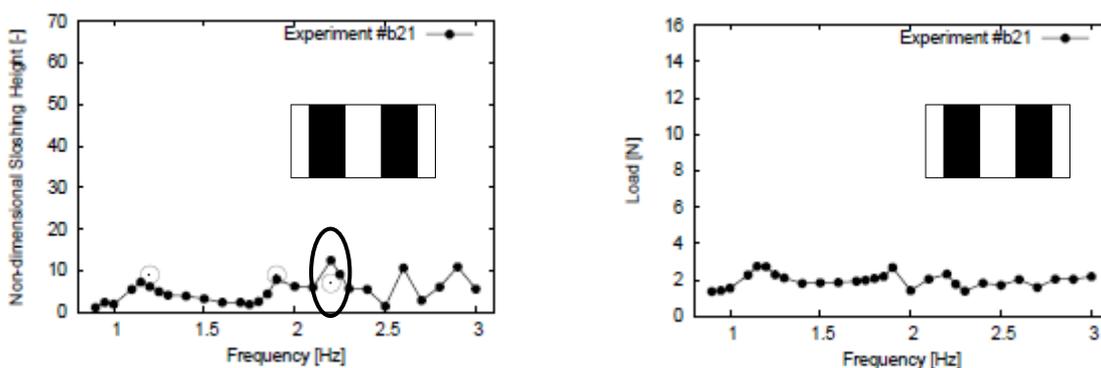
図 3-16 と図 3-17 を比較すると、前述したとおり開口率が小さい方が 1 次のスロッシング固有周波数 1.26Hz での応答も小さい。また、2 次のスロッシング周波数 2.27Hz での応答は開口率による違いは顕著ではなく、開口幅が小さい程、応答も小さくなっている。図 3-16 で示すように開口率 50%では半タンク 1 次モードの応答は顕著ではないが、図 3-17 に示すように開口率 25%になると半タンク 1 次モードの応答が顕著になり、それは、開口幅を小さくするとより大きくなる。

以上のことから、スロッシング抑制効果を高めるための方針は、以下のとおりまとめることができる。

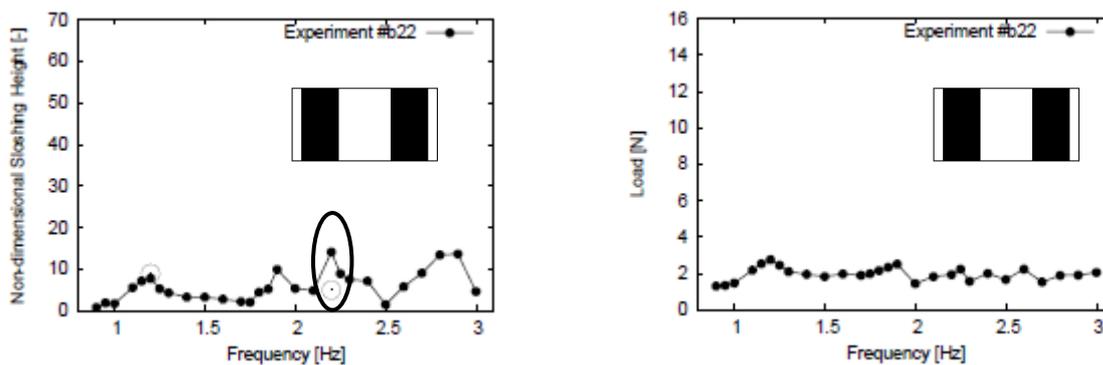
- ・ 開口率を小さくする。
- ・ 中央を完全に遮閉しないで開口を設ける。
- ・ 中央の開口幅を小さくする。
- ・ 側壁側を遮閉する。



(a) #b20 (60mm)



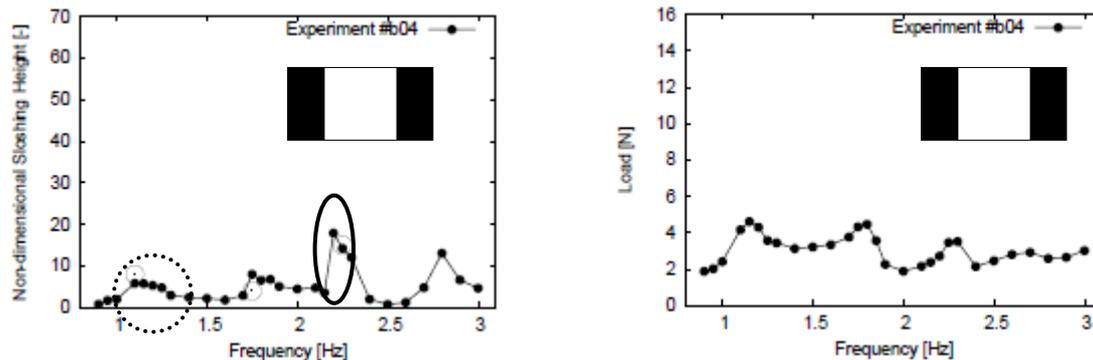
(b) #b21 (120mm)



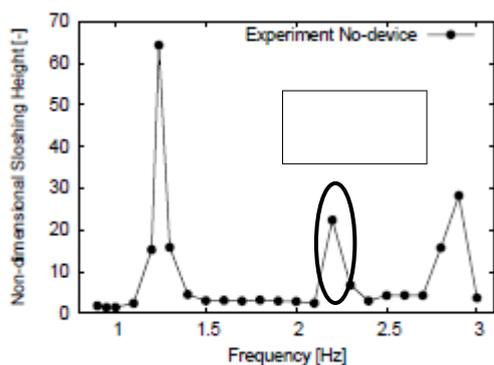
(c) #b22 (180mm)

○ 2次(2.27Hz) : 中央開口幅大⇒応答大

図 3-16 開口幅の違いによる応答関数の比較 (開口率 50%)



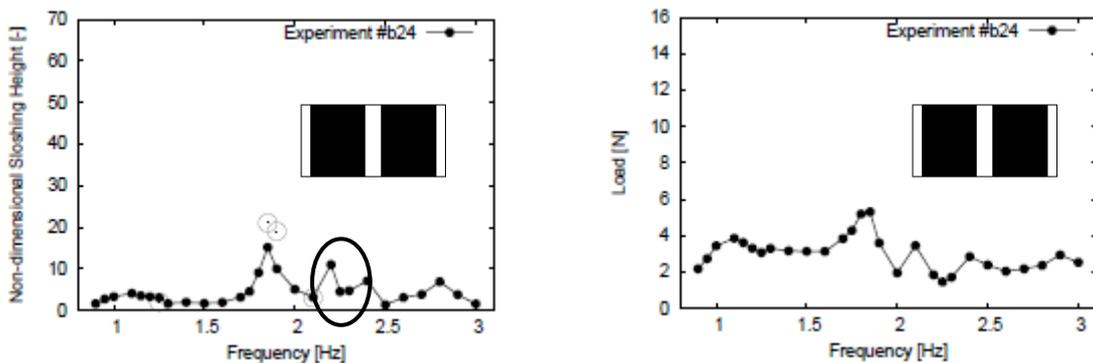
(d) #b04 (240mm)



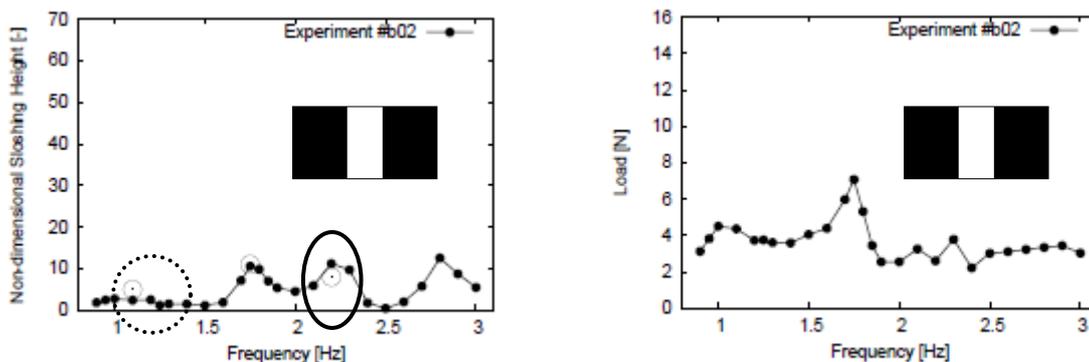
(c) #n00

- 2次 (2.27Hz) : 中央開口幅大⇒応答大
- ⊙ 1次 (1.26Hz) : 側壁遮閉⇒応答小

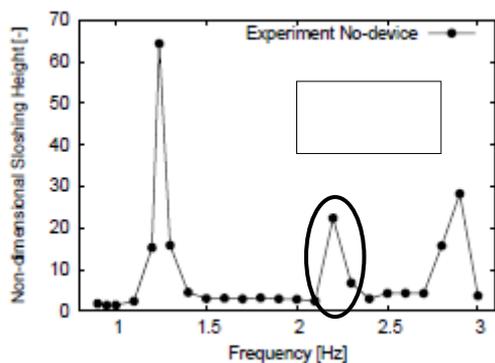
図 3-16 開口位置の違いによる応答関数の比較 (開口率 50%) (続き)



(a) #b24 (60mm)



(b) #b02 (120mm)



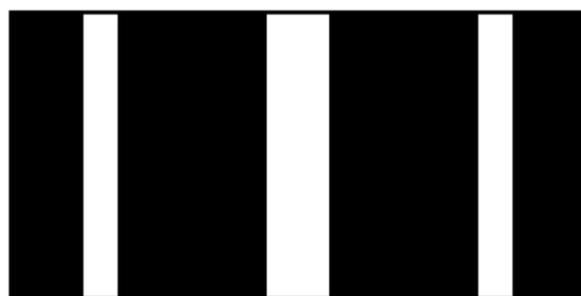
(c) #n00

- 2次(2.27Hz) : 中央開口幅大⇒応答大
- ⊙ 1次(1.26Hz) : 側壁遮閉⇒応答小

図 3-17 開口幅の違いによる応答関数の比較 (開口率 25%)

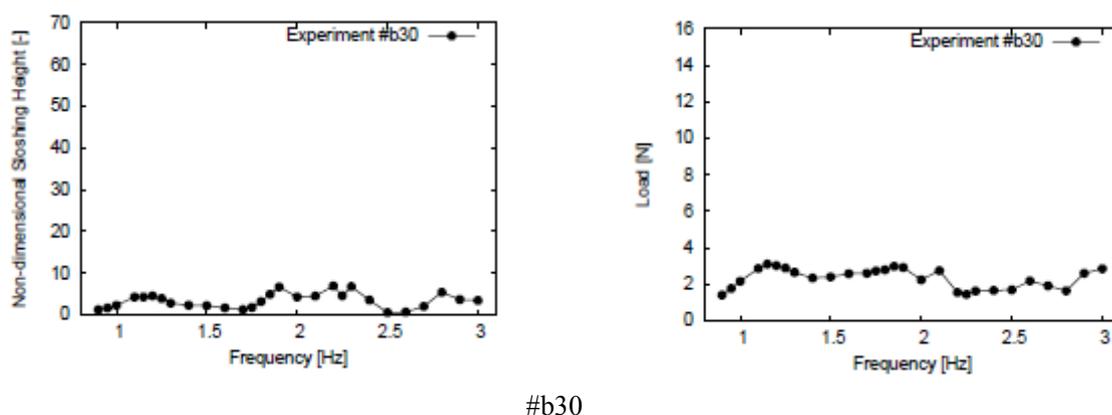
b) 最適な遮閉板レイアウト

前述した方針の基に，レイアウトを検討した結果を図 3-18 に示す．なお，開口率を小さくし，中央を完全に遮閉しないで開口を設け，その開口幅は小さくし，かつ，側壁側を遮閉するという全ての方針を満足させるために，遮閉板の枚数を増やすことで対応した．



#b30

図 3-18 最適な遮閉板レイアウト



#b30

図 3-19 最適な遮閉板レイアウトでの応答関数

図 3-17 に示した同じ開口率である#b24，#b02 に比較して，1 次モード固有周波数 1.26Hz における応答は，#b24 と同等で，#b02 より若干大きい．しかしながら，半タンク 1 次モード固有周波数である 1.8Hz 近傍，2 次モード固有周波数 2.27Hz における応答は 1/2 程度に低下している．従って，本レイアウトが最適と考えた．

3.4 まとめ

小規模モデルタンク(直径 0.5m)の振動実験により, 遮閉板によるスロッシングの抑制効果があることがわかった. また, 遮閉板の開口率あるいは開口位置の違いによる振動実験の応答関数を比較評価し, 遮閉板によるスロッシングの抑制効果を高めるための方針を以下のとおりまとめた.

- 開口率を小さくする.
1次モードおよび2次モードのスロッシング応答を低減させることができる.
- 中央を完全に遮閉しないで開口を設ける.
完全に遮閉すると半タンク1次モードのスロッシング応答が増加する.
- 中央の開口幅を小さくする.
中央の開口幅を大きくすると2次モードのスロッシング応答が増加する.
- 側壁側を遮閉する.
側壁側を遮閉すると1次モードのスロッシング応答が低下する.

これらの方針に従い, 最適な遮閉板レイアウトを提案した. また, このレイアウトに対する振動実験を行い高いスロッシング抑制効果があることを確認した.

参考文献

- 3-1) 高畠大輔：円筒形タンクにおける地震時スロッシング抑制法に関する研究，京都大学大学院工学研究科 都市社会工学専攻 修士論文，平成20年2月13日
- 3-2) 総務省：危険物の規制に関する技術上の基準の細目を定める告示，昭和49年5月1日
- 3-3) 土木学会関東支部：大型タンクのスロッシングに関する耐震・制振・免震等技術のミニシンポジウム講演概要集，2005
- 3-4) 榊信昭：タンクスロッシング，PETROTEC，9，(9)，pp.785-789，1986

第4章 中規模モデルタンクの振動実験によるスロッシング抑制効果の検証

4.1 概要

第3章では、直径0.5mの小規模のモデルタンクに対して種々の遮閉板をタンク内に挿入した振動実験により、考案した遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の抑制効果を確認した。また、振動結果に基づき抑制効果を高めるための配置に関する基本方針をまとめ、さらに、その基本方針に基づく最適なレイアウトを提案した。

本章では、モデルタンクを4倍にスケールアップした直径2mの中規模のモデルタンクに対しての振動実験を行い、小規模のモデルタンクにおいて確かめられた抑制効果を検証する。小規模のモデルタンクでは水平1方向のみの加振であったが、水平2方向および鉛直方向の三次元加振時での抑制効果を確認する。また、小規模のモデルタンクでは、その大きさから計測が難しかったスロッシング時の内容液の流動状況を明らかにした。

4.2 実験条件

図4-1に示す西松建設株式会社愛川技術研究所の振動台(テーブル寸法5.5m×5.5m)を使用して、模型タンクによる振動実験を実施した。実験に用いた模型タンクは、実機タンクの容量を30,000kLと想定し、その1/20の縮小模型とした。想定実機タンクと模型タンクの諸元を比較して表4-1に示す。また、模型タンクの外観を図4-2に示す。模型タンクは鋼製の底板、側壁および強め輪で構成されている。実機タンクでの底板は、側壁から円形状に張り出しているが、模型タンクでは振動台上に設置することを考慮し正方形に張り出している。側壁の厚さは、縮尺を考慮すれば1mmとする必要があるが、溶接可能な最小の1.6mm厚で製作した。強め輪は、側壁上部の変形防止のために取り付けた。

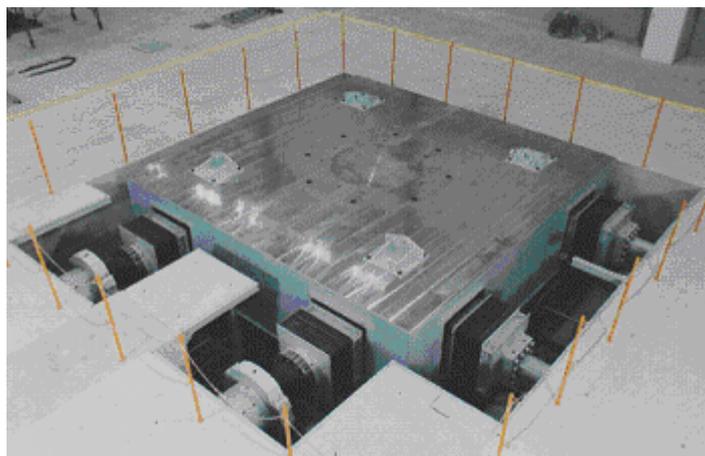


図 4-1 振動台

表 4-1 想定実機タンクと模型タンクの諸元

	想定実機 タンク	模型 タンク	縮尺 (模型/想定実機)
直径	m 40	2.0	1/20
高さ	m 22	1.1	
液位	m 18	0.9	

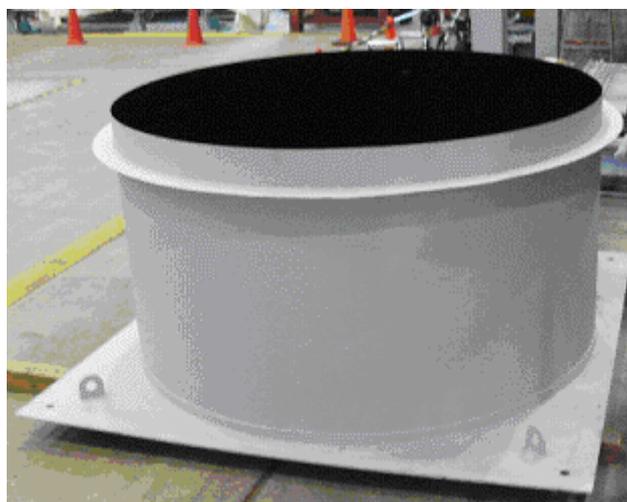


図 4-2 模型タンク

図 4-3 に実験に用いた遮閉板の配置・寸法を示す。直径 0.5m の小規模のモデルタンクの振動実験でスロッシング抑制効果が認められた遮閉板配置を参考にして、Type-A と Type-B を製作した。それぞれの遮閉板の(直径と液位からなる面積に対する)開口率は、Type-A で 63%, Type-B で 44%である。遮閉板の取り付けは、図 4-4 に示すように、上下二つのリング

状フレーム，それぞれのリング状フレームの直径を交差させて結ぶフレーム(直径交差フレーム)，さらに，直径交差フレームを鉛直方向で結ぶフレーム(鉛直フレーム)を組み立て，鉛直フレーム間に三分割した遮閉板を取り付けた．組み立てられたフレームと遮閉板を上から模型タンクへ挿入し，リング状フレームに付けたセッティングボルトを側壁に押さえ付け，全体をタンクに固定した．

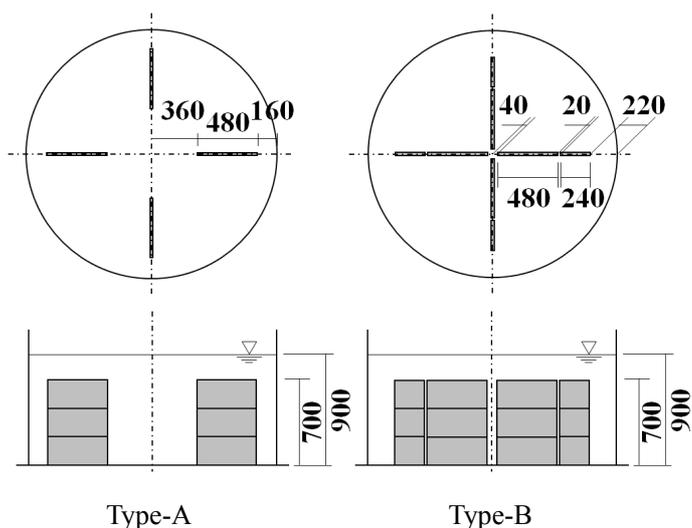


図 4-3 遮閉板配置図(単位 : mm)

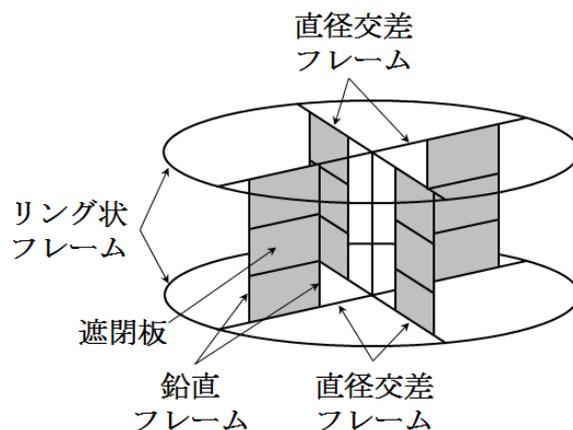


図 4-4 遮閉板組立図

スロッシング時の内容液の挙動，内容液から構造にかかる荷重を把握するために，表 4-2 に示す計測を行った．なお，計測データのうち，流速については，遮閉板を挿入しない場合のみ計測した．また，遮閉板荷重は，Type-A の場合に 12，Type-B の場合に 24 の点数で計測した．これらの計測位置を図 4-5 に示す．タンク内に充填する内容液は水道水とし，こ

れに白色の水溶性絵具を混ぜることによりスロッシングによる水面の上下移動量をレーザー変位計によって計測できるようにした。

表 4-2 計測データ

計測項目	測定機器	点数	測定原理
スロッシング	変位計	5	レーザー式
側壁圧力	圧力計	2	ひずみ式
流速	流速計	4	電磁誘導式
遮閉板荷重	荷重計	12 or 24	ひずみ式

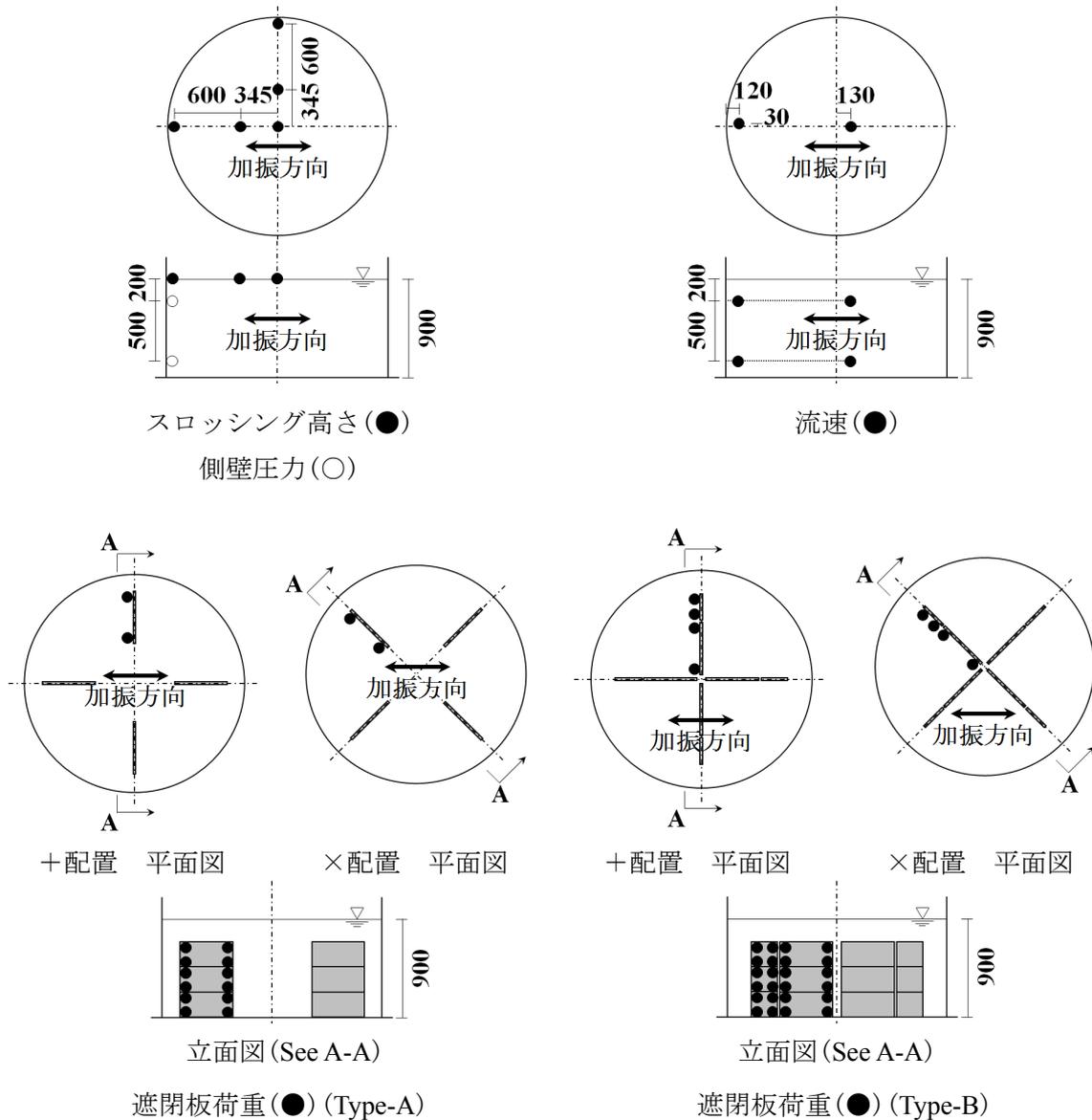


図 4-5 計測位置図(単位: mm)

表 4-3 に示すように、下の式(4-1)で算出される一次および二次モードのスロッシング固有周期⁴⁾と同じ周期を持つ正弦波二つ(それぞれ「正弦 1 M波」と「正弦 2 M波」と呼ぶ)と、2003 年十勝沖地震の出光興産北海道製油所での観測波(「苫小牧波」と呼ぶ)の、三つの波を振動台に入力した。

$$T_i = 2\pi \sqrt{\frac{D}{2g \cdot \varepsilon_i} \cdot \coth\left(\varepsilon_i \cdot \frac{2H}{D}\right)} \quad (4-1)$$

ここに、 T_i は*i*次モードのスロッシング固有周期、 D はタンクの直径、 H は液位、 g は重力加速度、 ε_i は $J'_1(\varepsilon)=0$ の第*i*番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ 、 $\varepsilon_2=5.331$ 、 J_1 は1次の第1種ベッセル関数である。

表 4-3 振動台の加振条件

	周期 [sec.]	波数	最大加速度 [gal]
正弦 1 M波	1.53	3	11
正弦 2 M波	0.87	3	20
苫小牧波	—	—	—

正弦 1 M波と正弦 2 M波は、規定した最大加速度を持つ三波と、その前後のテーパ部分からなっている。正弦 1 M波では、タンクから溢流しないように、最大加速度を 11gal とした。正弦 2 M波では、最大速度応答スペクトル値が正弦 1 M波とほぼ同じ値になるように、最大加速度を 20gal とした。苫小牧波については、想定実機タンクと模型タンクのスケール則から時間軸を $1/\sqrt{20}$ に、また、タンクから溢流しないように加速度を $3/4$ とした。なお、苫小牧波は図 4-5 に示した加振方向に EW 方向成分を、直行する方向に NS 方向成分を与え、鉛直方向を合わせて三方向の加振を行った。苫小牧波の特性から EW 方向のスロッシングが最大となる。正弦 1 M波および正弦 2 M波は図 4-5 に示した方向に一方向加振を行った。それぞれ波形とその波形の速度応答スペクトルを図 4-6 と図 4-7 に示す。

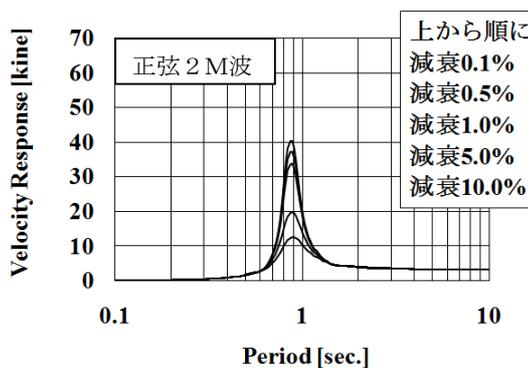
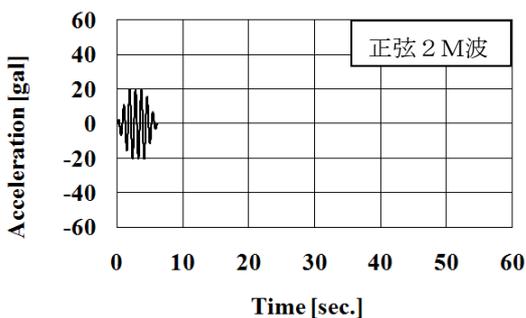
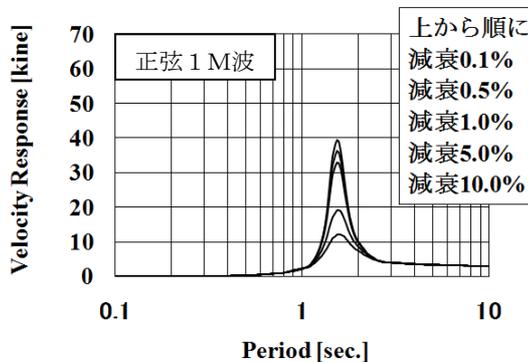
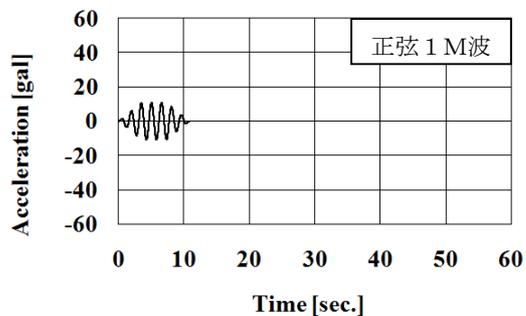


図 4-6 振動台の加振波

図 4-7 振動台の加振波形の速度応答スペクトル

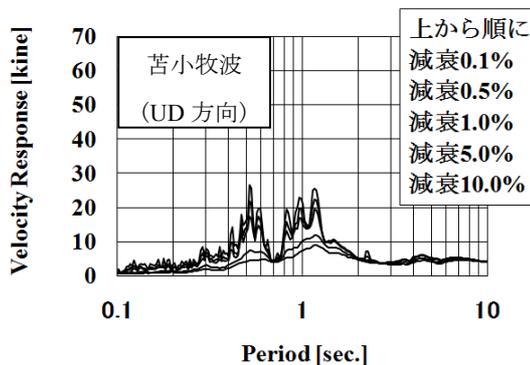
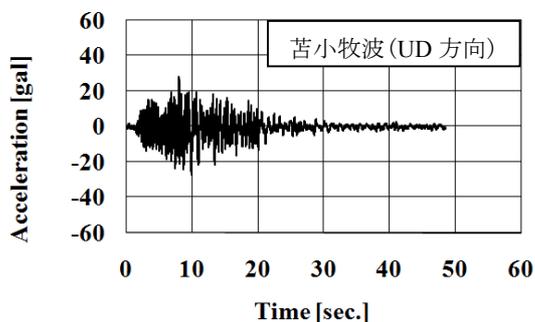
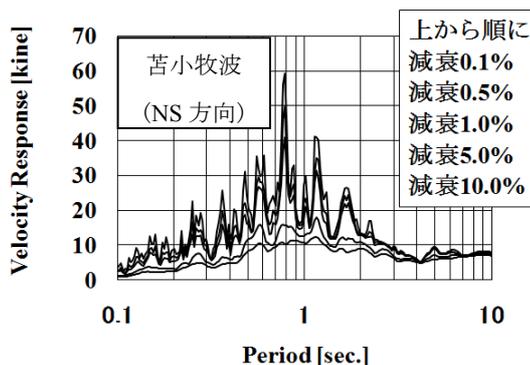
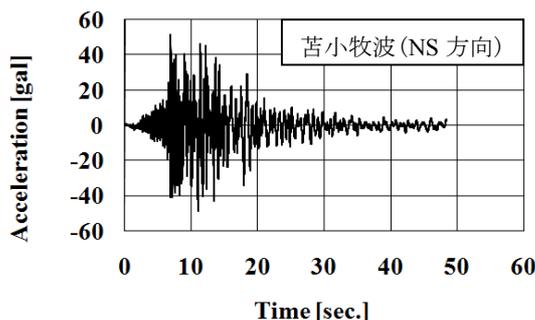
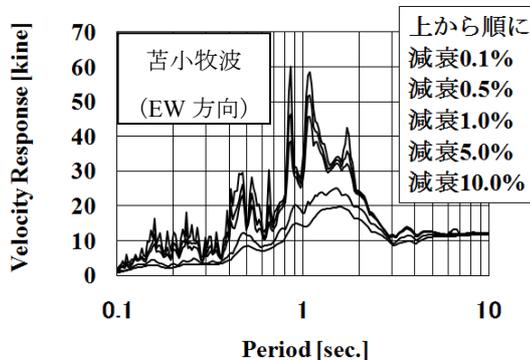
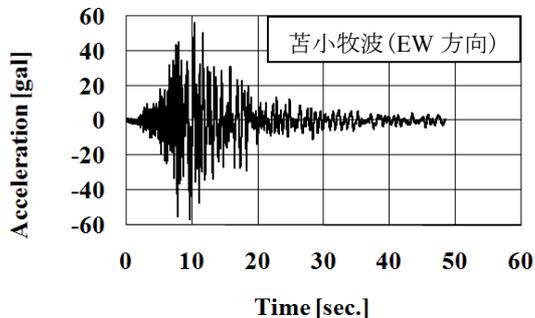


図 4-6 振動台の加振波(続き)

図 4-7 振動台の加振波形の
速度応答スペクトル(続き)

表 4-4 に示すように，入力波，遮閉板のタイプおよび遮閉板の配置による組合せにより，合計 15 ケースの実験を行った．図 4-5 に示すとおり，遮閉板の配置は，加振方向に対して直交あるいは並行する「+配置」と，それから 45°回転させた「×配置」の二通りとした．

表4-4 振動実験ケース

加振条件	遮閉板	
	Type	配置
正弦 1 M波	なし	
	A	+
		×
	B	+
		×
	正弦 2 M波	なし
A		+
		×
B		+
		×
苦小牧波		なし
	A	+
		×
	B	+
		×

4.3 実験結果と考察

4.3.1 スロッシングの抑制効果

各実験ケースのスロッシング高さ時刻歴を図 4-8～図 4-10 に示す．図 4-8 の正弦 1 M波加振時と図 4-10 の苦小牧波加振時においては，遮閉板なしに比べて遮閉板を挿入するとスロッシング高さが低下しており，加振終了後の減衰も大きくなっている．一方，図 4-9 の正弦 2 M波加振時においては，遮閉板を挿入しても，スロッシング高さの低下は見られず，加振終了後の減衰も変わらない．

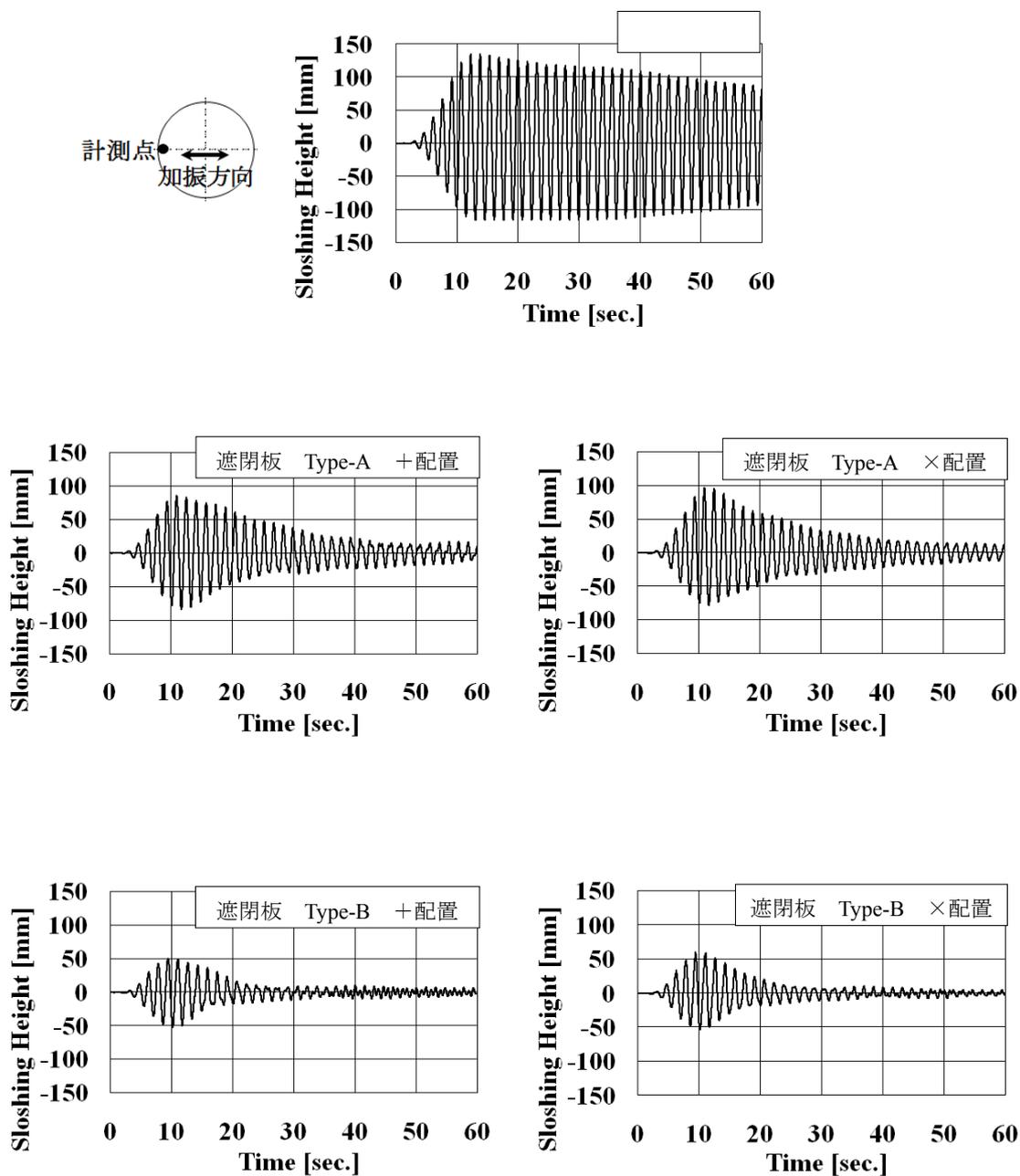


図 4-8 正弦 1 M 波加振時のスロッシング高さ

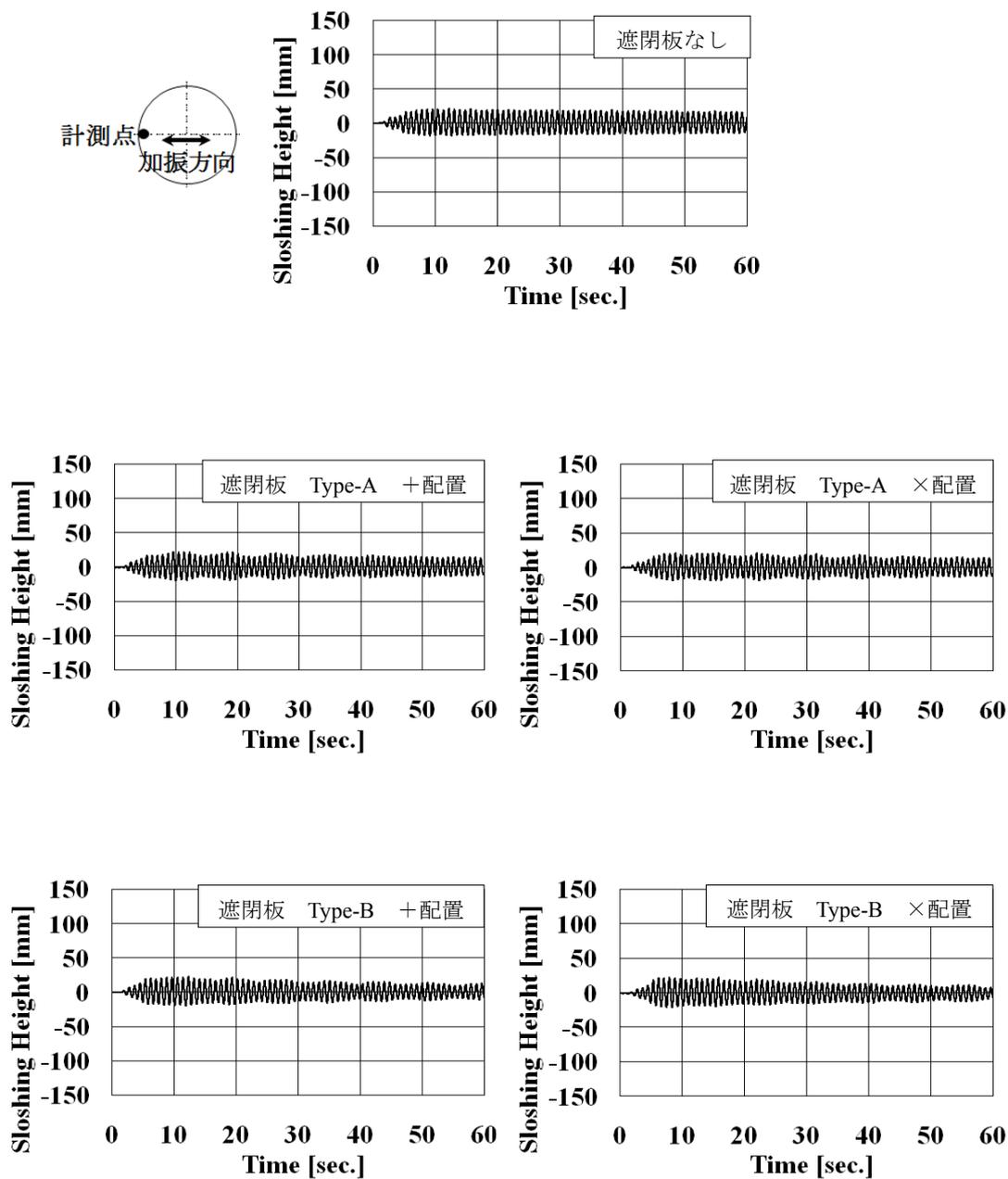


図 4-9 正弦 2 M 波加振時のスロッシング高さ

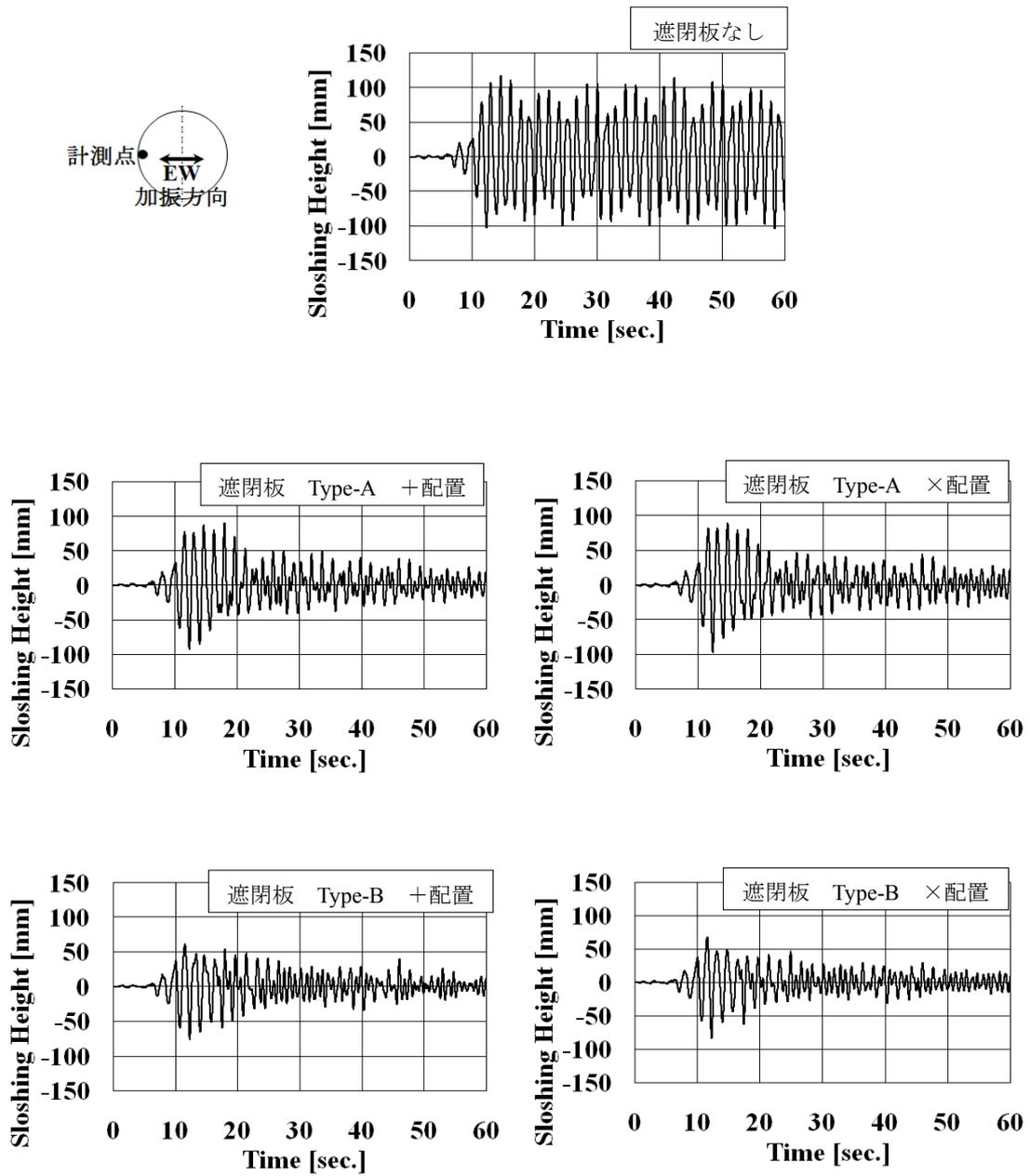


図 4-10 苦小牧波加振時のスロッシング高さ

各実験ケースで到達した最大スロッシング高さを、図 4-11 に示す。正弦 1 M 波加振の場合、遮閉板なしに比べて、Type-A で約 70%、Type-B で約 40% のスロッシング高さとなっている。遮閉板の開口率の小さい方が抑制効果は大きい。一方、前述のように、正弦 2 M 波加振の場合ではスロッシングの抑制効果はほとんど見られない。苦小牧波加振の場合では、Type-A で約 80%、Type-B で約 50% のスロッシング高さになっているが、その抑制効果は正弦波 1 M 加振に比べると小さい。また、遮閉板の配置(+配置あるいは×配置)による抑制効果の差は小さいことがわかる。

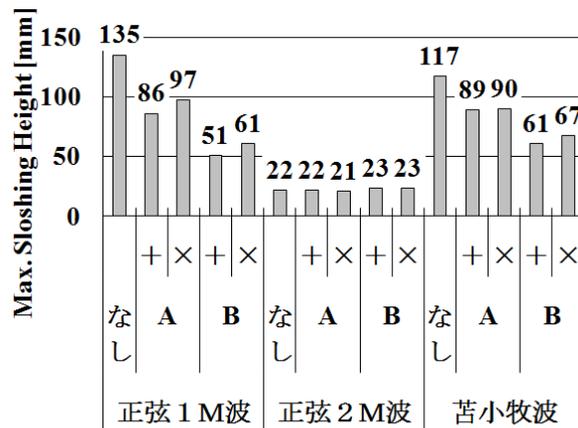


図 4-11 最大スロッシング高さ

次に、遮閉板による減衰効果について考察する。速度ポテンシャル理論に基づき、側壁での i 次モードの最大スロッシング高さ $\eta_{S,i}$ は次の式(4-2)で算出することができる⁴⁾。

$$\eta_{S,i} = \frac{D}{g} \cdot \frac{1}{\varepsilon_i^2 - 1} \cdot \frac{2\pi}{T_i} \cdot S_{V,i} \quad (4-2)$$

ここに、 $\eta_{S,i}$ は側壁での i 次モードの最大スロッシング高さ、 D はタンクの直径、 T_i は i 次モードのスロッシング固有周期、 $S_{V,i}$ は i 次モードのスロッシング固有周期に対応する速度応答スペクトル値、 g は重力加速度、 ε_i は $J_1(\varepsilon)=0$ の第 i 番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ 、 $\varepsilon_2=5.331$ 、 J_1 は 1 次の第 1 種ベッセル関数である。

スロッシングの減衰率は一般的に 0.1%程度と言われているので、この減衰率に対する速度応答スペクトル(図 4-7)を用いて、各実験ケースにおけるスロッシング高さを求めた結果を表 4-5 に示す。算出されたスロッシング高さは、図 4-11 における遮閉板なしの場合の最大スロッシング高さとはほぼ一致しており、実験結果の最大スロッシング高さは速度ポテンシャル理論で説明できることがわかる。

表 4-5 速度ポテンシャル理論による最大スロッシング高さ

加振条件	周期 [sec.]	速度応答スペクトル値 減衰 0.1% [kine]	最大 スロッシング高さ [mm]
正弦 1 M波	1.53	40	140
正弦 2 M波	0.87	40	22
苦小牧波 (EW)	1.53	34	119

このことから、遮閉板を挿入した場合の最大スロッシング高さから、速度ポテンシャル理論に基づき速度応答スペクトル値を逆算し、図 4-7 の速度応答スペクトルと比較することにより、遮閉板を挿入した場合の減衰率を推定することができる。この方法で推定した減衰率を、各振動波形の速度応答スペクトルに重ね書きする形で、図 4-12 に示す。ただし、正弦 2 M波加振時は、遮閉板によるスロッシングの減衰がほとんど認められなかったため除いている。この図から、加振条件、遮閉板 Type、配置に応じた減衰率は、表 4-6 のとおり推定することができる。

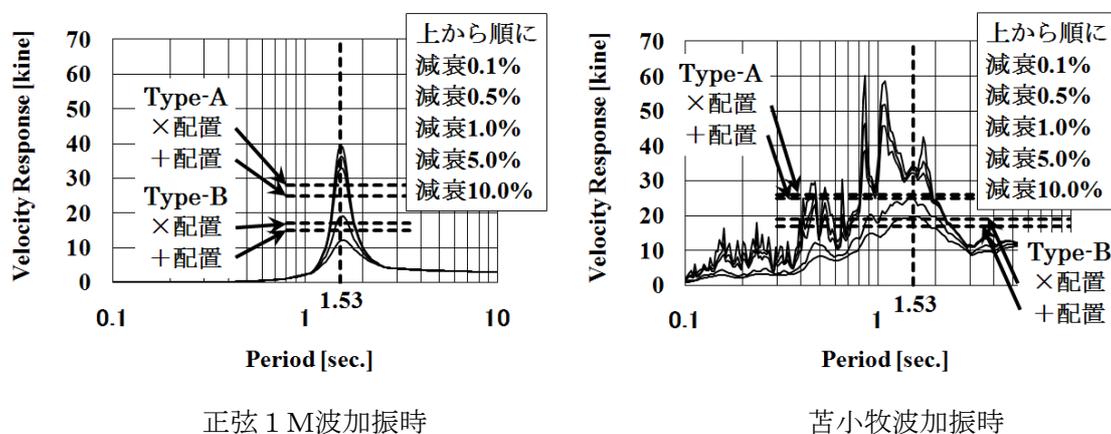


図 4-12 最大スロッシング高さからの減衰率の推定

表 4-6 最大スロッシング高さからの減衰率の推定

加振条件	遮閉板	配置	減衰率 [%]
正弦 1 M波	Type-A	×配置	2.0
		+配置	2.8
	Type-B	×配置	6.2
		+配置	7.5
苦小牧波	Type-A	×配置	4.3
		+配置	4.9
	Type-B	×配置	11.6
		+配置	16.4

また、正弦 1 M波加振後のスロッシング高さ時刻歴を減衰曲線で近似することによって、減衰率を推定することができる。図 4-13 に近似した減衰曲線を示す。遮閉板なしの場合は、最大スロッシング高さに達した後、一定の減衰率による減衰曲線で近似できる。一方、遮閉板を挿入した場合は、最大スロッシング高さに達した後、Type-A では 40 秒程度まで、Type-B では 20 秒程度までの領域と、その後の領域とでは減衰曲線に違いがある。最大スロッシング高さに達した後のある時間までの領域では遮閉板による減衰が働いているが、その後の領域では遮閉板で区切られた範囲内での減衰となり、遮閉板による減衰は働いていないためと考えられる。そこで、遮閉板による減衰が働いている時間領域を領域 I、遮閉板による減衰が働いていない時間領域を領域 II として、別々の減衰曲線で近似し、遮閉板による減衰率は領域 I の減衰曲線から求める。表 4-7 に求めた減衰率を示す。遮閉板なしの場合では 0.2%だが、遮閉板によって、Type-A では 1.3%、Type-B では 3%程度まで、減衰率が増加したと推定される。

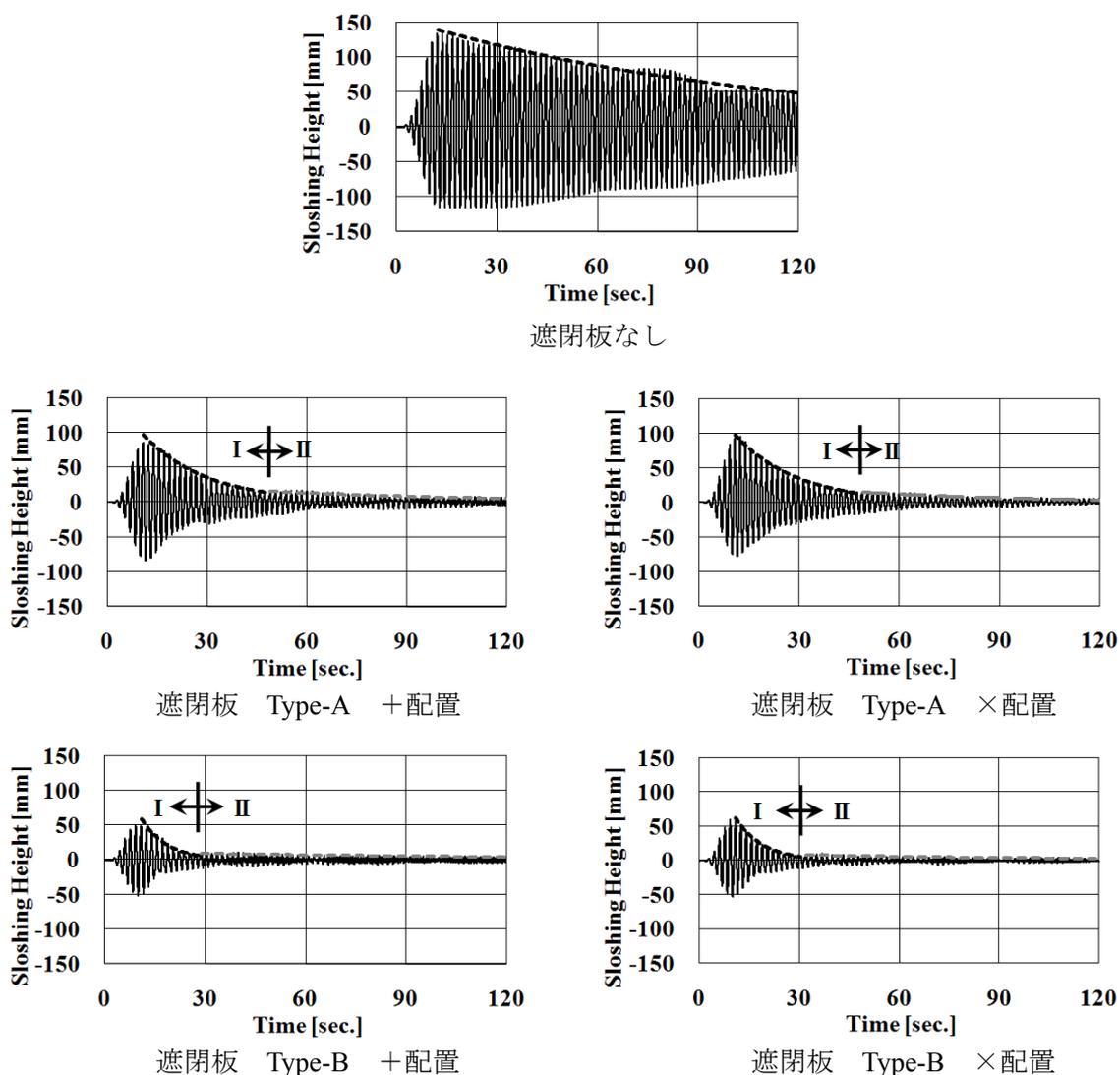


図4-13 正弦1M波加振時のスロッシング高さの減衰曲線

表4-7 スロッシング高さの減衰曲線からの減衰率の推定

加振条件	遮閉板		減衰[%]	
	Type	配置	領域 I	領域 II
正弦1M波	なし		0.2	
	A	+	1.3	0.4
		×	1.3	0.4
	B	+	3.1	0.2
		×	2.9	0.3

小規模(直径0.5m, 液位0.2m)のモデルタンクに対しての研究では, 本研究での遮閉板に類似した図4-14に示す遮閉板を挿入したケースの減衰率を, 数値解析で得られた減衰曲線から推定している⁴²⁾. その結果, 初期領域(図4-13における領域Iに相当)の減衰率は5.34%と求められている. なお, 図4-14で示した遮閉板の開口率は25%である. これに比較して, 本章での遮閉板の開口率は, Type-Aで63%, Type-Bで44%と大きくなっており, 開口率の大きさに応じてType-Aで1.3%, Type-Bで3%程度の減衰率に低下していると考えられる.

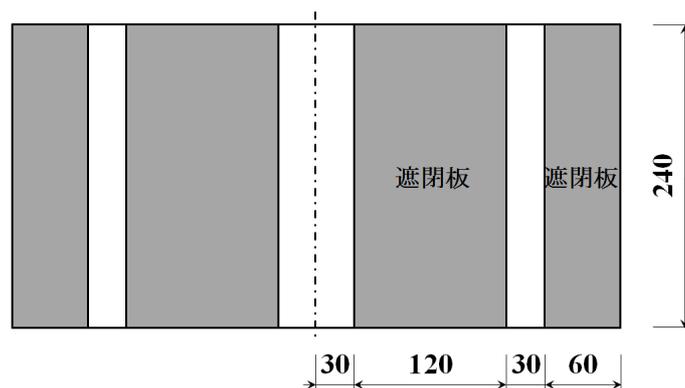


図4-14 小規模モデルタンクでの遮閉板配置
(減衰率を数値解析で求めたもの)(単位: mm)

4.3.2 スロッシングによる内容液の挙動

遮閉板なしの場合における, 加振方向および鉛直方向の流速を, 図4-15～図4-17に示す. 支配的な流動は側壁部鉛直方向と中央部加振方向であったため, それらの方向だけに限定して示す. また, 正弦2M波加振時は, それらの方向のうち上部が支配的であったため, さらに上部だけに限定して示した.

図4-15は正弦1M波加振時の流速を示しているが, 側壁鉛直方向と中央加振方向のいずれも上部で大きな流速となっており, これらは同程度の流速になっている. 中央下部加振方向は, 中央上部加振方向の1/2程度の流速となっているが, 側壁下部鉛直方向は, 側壁上部鉛直方向の1/4程度の流速となっている. このように, 上部から下部に向って流速は低下しているが, 中央加振方向と側壁鉛直方向とでは, 低下割合に違いが見られる.

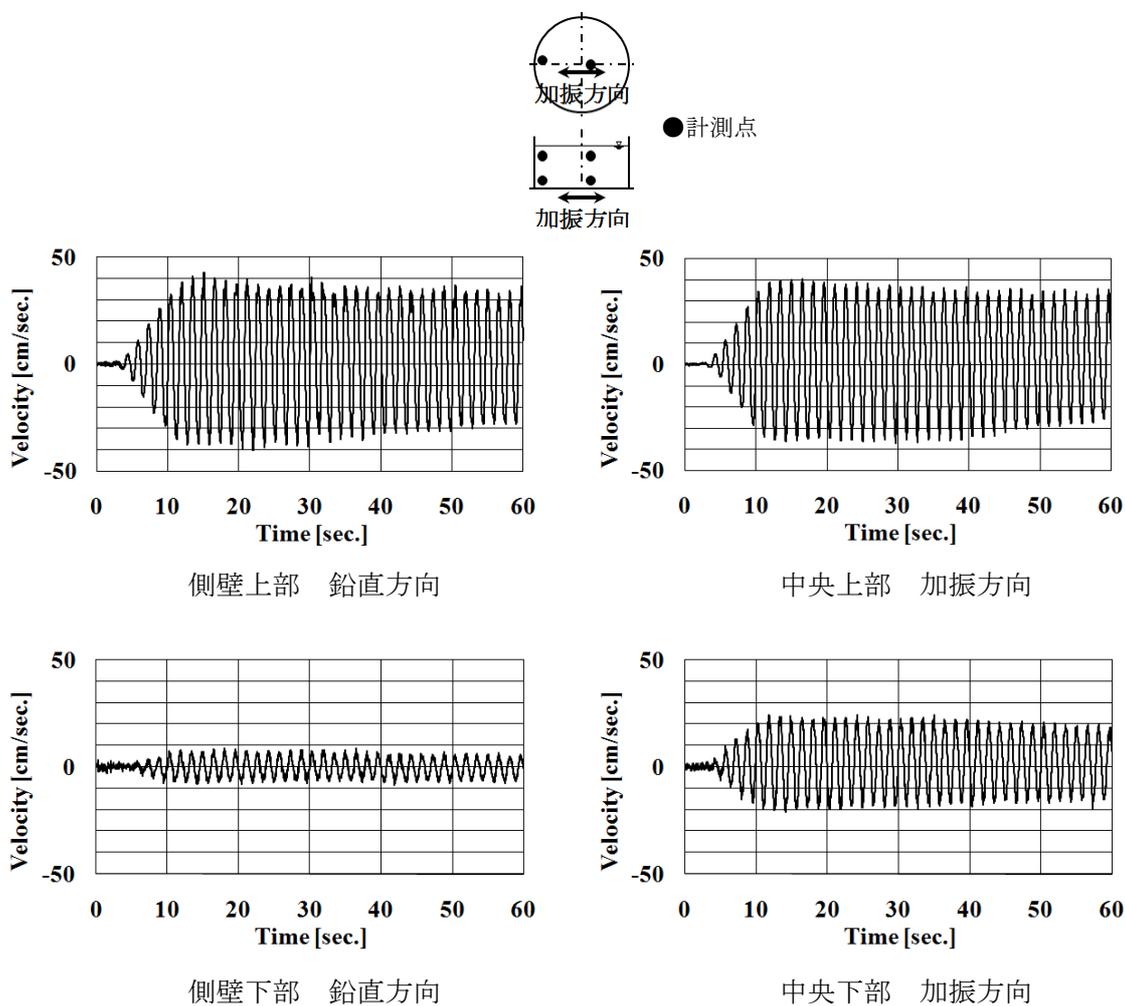


図 4-15 正弦 1 M波加振時の流速

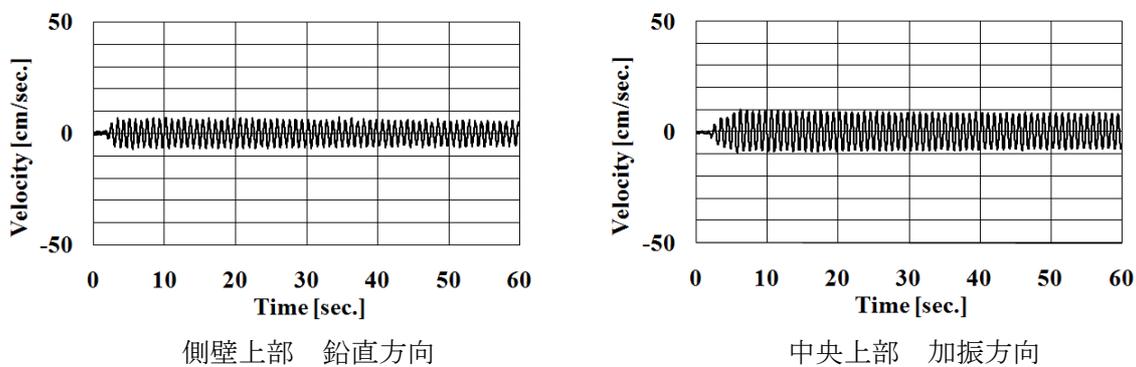


図 4-16 正弦 2 M波加振時の流速 (計測点は図 4-15 と同じ)

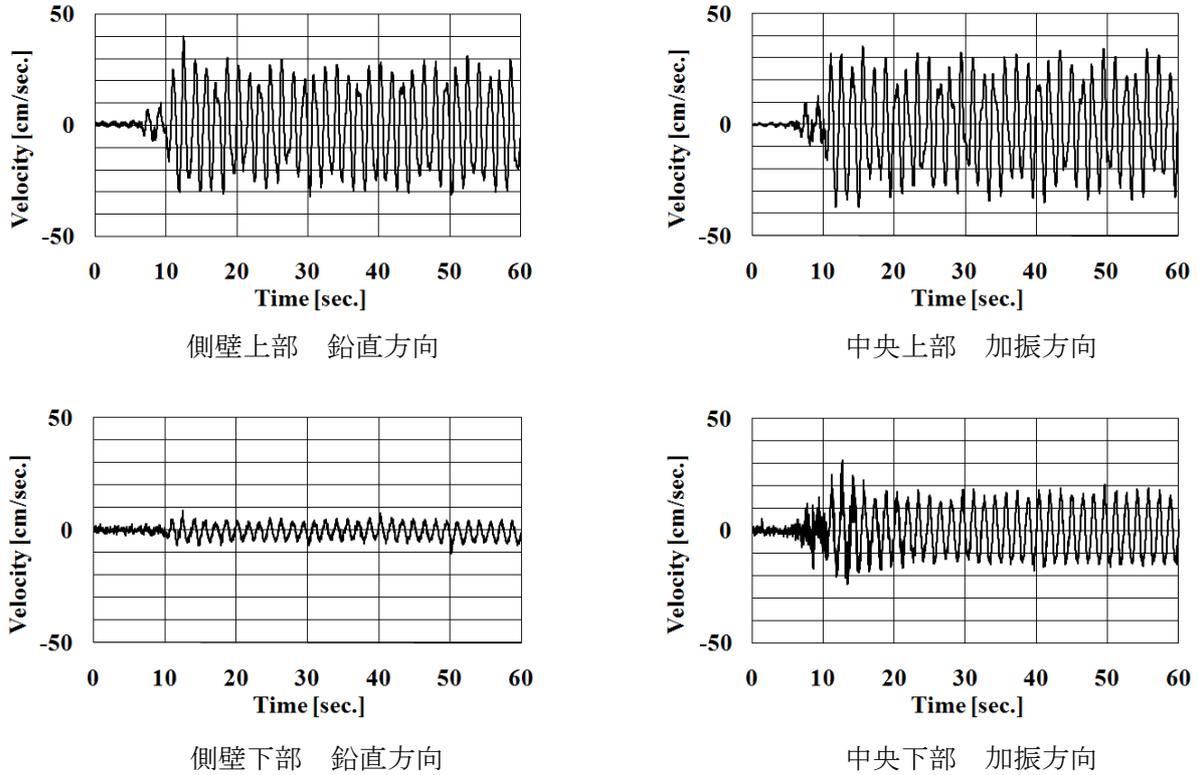


図 4-17 苦小牧波加振時の流速 (計測点は図 4-15 と同じ)

正弦 1 M 波加振時の側壁鉛直方向および中央加振方向の最大流速は、速度ポテンシャル理論により次の式 (4-3) および式 (4-4) で算出することができる⁴⁻³⁾ (参照: 4.5 付録 速度ポテンシャル理論による内容液の流速)。

$$u_V(z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_{S,1}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\sinh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \quad (4-3)$$

$$u_H(z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_{S,1}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2 \cdot z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2 \cdot H}{D}\right)} \cdot \frac{J_1'(0)}{J_1(\varepsilon_1)} \quad (4-4)$$

ここに、 u_V は側壁鉛直方向の最大流速、 u_H は中央加振方向の最大流速、 D はタンクの直径、 H は液位、 z はタンク底からの高さ、 g は重力加速度、 T_1 は 1 次モードのスロッシング固有周期、 $\eta_{S,1}$ は側壁での 1 次モードの最大スロッシング高さ、 J_1 は 1 次の第 1 種ベッセル関数、 ε_1 は $J_1'(\varepsilon) = 0$ の第 1 番目の正根で $\varepsilon_1 = 1.841$ である。

計測点の高さに応じたそれぞれの最大流速の算出結果を表 4-8 に示す. ここでの側壁での 1 次モードの最大スロッシング高さ $\eta_{s,1}$ は表 4-5 で算出された値とした. 図 4-15 に示した計測結果の最大流速とほぼ一致しており, 速度ポテンシャル理論に従った流動状況となっていることが推測される.

表 4-8 正弦 1 M 波加振時の速度ポテンシャル理論に基づく
内容液の最大流速

	側壁鉛直方向 : u_V [cm/sec.]	中央加振方向 : u_H [cm/sec.]
上部 : $z = 0.7\text{m}$	38	38
下部 : $z = 0.2\text{m}$	8.5	21

図 4-16 に正弦 2 M 波加振時の流速を示すが, 正弦 1 M 波加振に比べてスロッシングによる水位の変動が小さいため, 流速の値も小さい. 中央上部加振方向は側壁上部鉛直方向よりも大きな流速を示している. このことは, スロッシング波面の振幅が最大となるのは, 図 4-18 に示すように側壁よりも中央に寄った位置にあるモード形状によると考えられる.

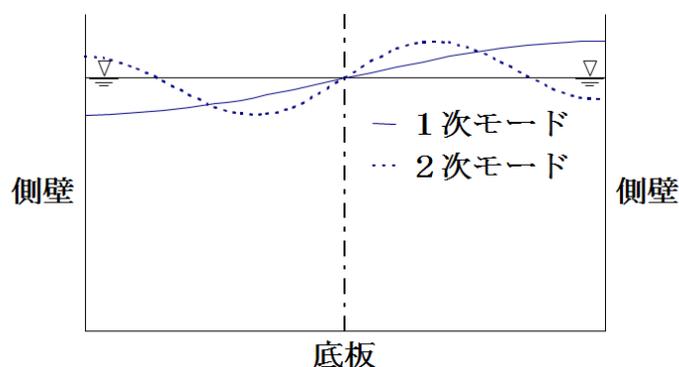


図 4-18 スロッシングのモード形状

図 4-17 に苦小牧波加振時の流速を示すが, 水平鉛直三方向で加振されていることや高次モードの混入による乱れがあることを除いては, 正弦 1 M 波加振時と同様の傾向を示している. すなわち, 側壁鉛直方向と中央加振方向のいずれも上部で大きく, 同程度の流速になっている. また, 中央下部加振方向は, 中央上部加振方向の 1/2 程度の流速となっているが, 側壁下部鉛直方向は, 側壁上部鉛直方向の 1/4 程度の流速となっている. ただし, 正弦 1 M 波加振時の 85% 程度のスロッシング高さであるため, 流速も同程度小さくなっている.

これらの結果から, スロッシング時の内容液の流動状況に関しては, 次のようにまとめることができる.

- ・ スロッシング現象は側壁上部領域における鉛直方向の流動により現れるが、同時に中央上部領域の加振方向の流動が発生している。
- ・ 側壁上部鉛直方向と中央上部加振方向は同程度の流速になっている。
- ・ 中央部加振方向の流動は上部が大きく、下部は上部の1/2程度に低下している。
- ・ 側壁部鉛直方向の流動は上部が大きく、下部は上部の1/4程度に低下している。

従って、スロッシングを抑制するには、流速の大きい中央上部に遮閉板を挿入するのが効果的であることが示唆される。

小規模(直径0.5m, 液位0.2m)のモデルタンクに対しての研究では、図4-19に示すように同じ開口率の遮閉板を液位に対して上下に配置させて、それぞれの抑制効果を実験および数値解析により確認している⁴²⁾。その結果、遮閉板上配置した場合のスロッシング高さは、下配置した場合に対して1/2程度に抑えることができおり、このことから、流速の大きい中央上部に遮閉板を挿入するのが効果的であると言える。

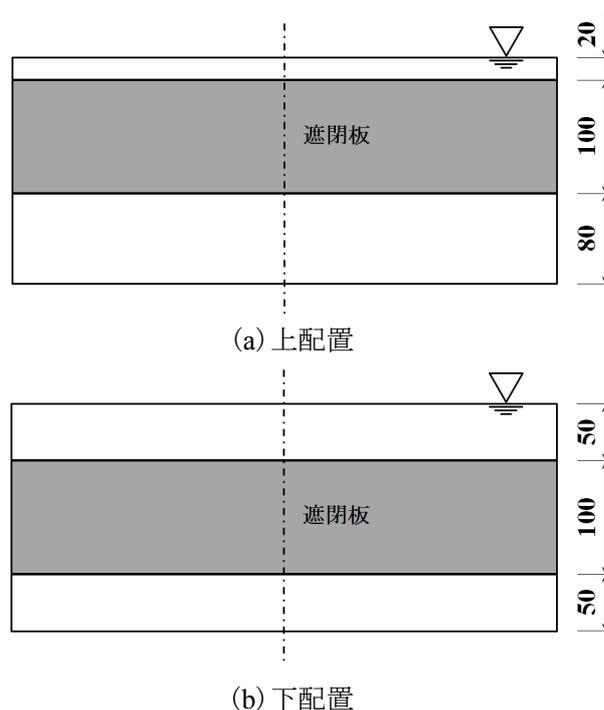


図4-19 小規模モデルタンクでの遮閉板配置

(上下配置による抑制効果を確認したもの)(単位: mm)

正弦2M波加振時に遮閉板のスロッシング抑制効果や減衰増加がほとんど見られなかったのは、中央部での流速が小さい上に、中央部は上部の流速が支配的にもかかわらず遮閉板が上部に無かったためと考えられる。

4.3.3 スロッシング時に遮閉板に掛かる荷重

遮閉板にかかる荷重は、いずれの加振条件においても×配置は+配置と比べて同等以下であったこと、+配置では各遮閉板4点の計測点においてほぼ同じ値であったことから、ここでは+配置の場合について、4点の荷重値を合算して遮閉板面積で割ることによって圧力へ換算した結果を示す。併せて、遮閉板にかかる荷重値の相対的な大きさを評価するために、側壁に掛かる圧力と比較する。

図4-20～図4-22に、スロッシング時の側壁圧力と遮閉板圧力の最大値および最小値を示す。各加振条件毎に、(a)図にType-A、(b)図にType-Bの結果を、遮閉板なしの場合の側壁圧力と比較して示した。縦軸はタンク底面からの高さを示しており、側壁圧力は測定位置高さ、遮閉板圧力はそれぞれの遮閉板の中心位置高さでプロットしている。また、Type-Bの場合は、中央側遮閉板と側壁側遮閉板に分けて示している。図4-20～図4-22から、スロッシング時に遮閉板へ掛かる荷重について、次のようにまとめることができる。

- ・ 正弦2M波加振時はスロッシング高さが小さいため、側壁圧力、遮閉板圧力とも、他の加振条件に比べて小さい。
- ・ 遮閉板圧力は、Type-Aより開口率の小さいType-Bの方が大きい。
- ・ Type-Bの場合、中央側遮閉板の方が側壁側遮閉板より、かかる圧力が大きい。
- ・ 遮閉板圧力は、いずれの加振条件でも、Type-Aの遮閉板、Type-Bにおける中央側遮閉板と側壁側遮閉板とも、側壁圧力と同等か、側壁圧力より小さい。

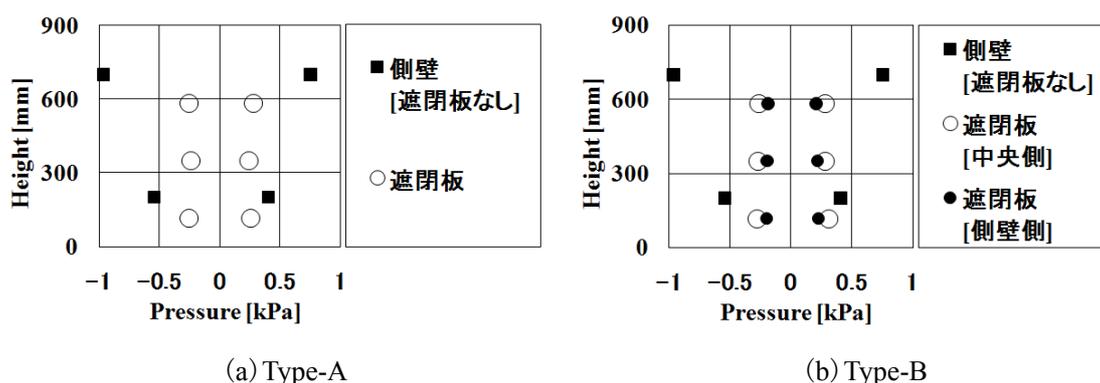


図4-20 正弦1M波加振時の側壁圧力と遮閉板圧力

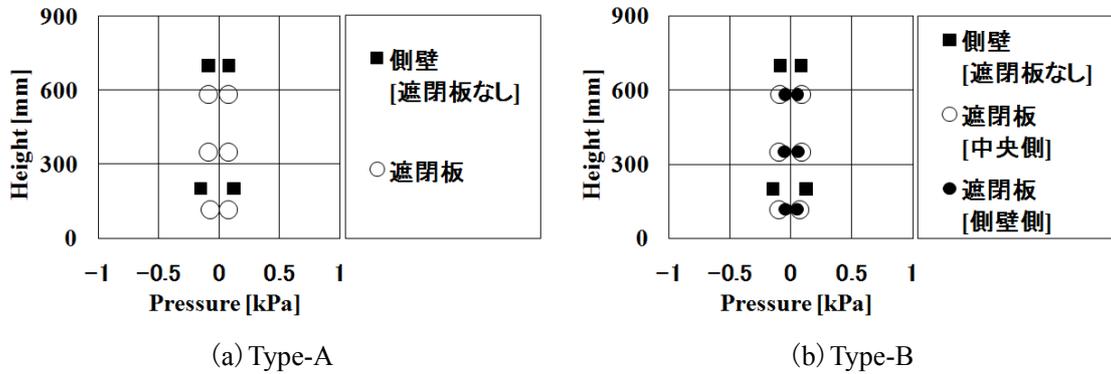


図 4-21 正弦 2 M波加振時の側壁圧力と遮閉板圧力

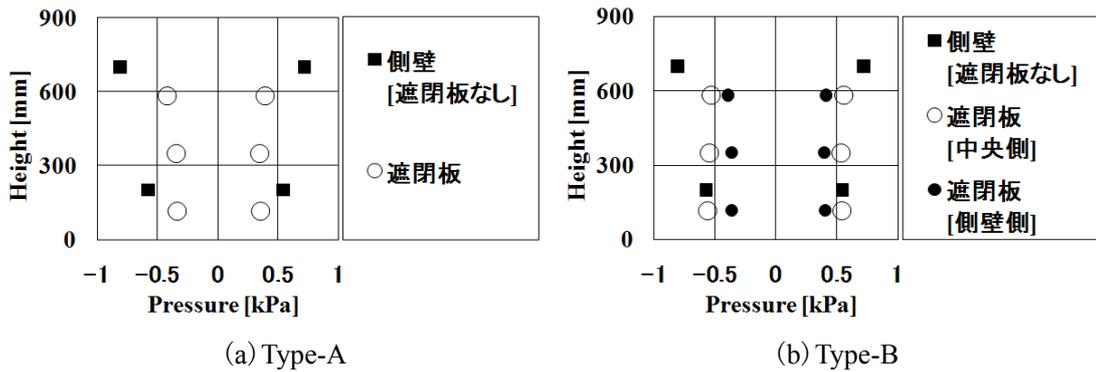


図 4-22 苦小牧波加振時の側壁圧力と遮閉板圧力

側壁圧力は、速度ポテンシャル理論により算出することができ、比較的大きな側壁圧力となった正弦 1 M波加振時は以下の式(4-5)で表される⁴⁴⁾。

$$p(z) = \rho \cdot g \cdot \eta_{s,1} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2 \cdot z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2 \cdot H}{D}\right)} \quad (4-5)$$

ここに、 p は最大側壁圧力、 D はタンクの直径、 H は液位、 z はタンク底からの高さ、 ρ は内容液の密度、 g は重力加速度、 $\eta_{s,1}$ は側壁での 1 次モードの最大スロッシング高さ、 ε_1 は $J_1(\varepsilon)=0$ の第 1 番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ 、 J_1 は 1 次の第 1 種ベッセル関数である。

計測点の高さに応じたそれぞれの最大側壁圧力の算出結果を表 4-9 に示す。ここでの側壁での 1 次モードの最大スロッシング高さ $\eta_{s,1}$ は、表 4-5 で算出された値とした。図 4-20 に示した計測結果とほぼ一致しており、速度ポテンシャル理論に従った圧力分布となっていることが推測される。

表 4-9 正弦 1 M 波加振時の速度ポテンシャル
理論に基づく最大側壁圧力

	最大側壁圧力 : p [kPa]
上部 : $z = 0.7\text{m}$	0.99
下部 : $z = 0.2\text{m}$	0.54

4.4 まとめ

本章では、円筒タンク内に遮閉板を設置することによるスロッシング抑制効果について、直径 0.5m の小規模のモデルタンクを用いた実験で確かめられていた効果を、直径 2.0m の中規模のモデルタンクに対する振動実験により検証した。

小規模のモデルタンクでの開口率 25%の遮閉板に対しては、減衰率 5%程度相当の抑制効果が遮閉板によって与えられたことがシミュレーションによって得られている。

一方、本章の中規模のモデルタンクでの開口率 63%および 44%の遮閉板 (Type-A および B) に対しては、減衰率 1.3%および 3%程度相当の抑制効果が遮閉板によって与えられたことが振動実験によって得られた。小規模のモデルタンクと比べて、中規模のモデルタンクでの遮閉板の開口率は大きい (遮閉割合が小さい) ことから、減衰率は小さくなっているが、筆者らの技術開発で提案している遮閉板は、小規模のモデルタンクに対してだけでなく、スケールアップした中規模のモデルタンクに対しても、スロッシングを抑制する効果があることが示された。

中規模のモデルタンクの振動実験におけるスロッシング時の内容液の流動状況は、タンク中央上部加振方向の流速が大きく、この流速を抑えることが抑制に効果的と考えられる。このことは、小規模のモデルタンクに対しての振動実験において、より上部に遮閉板を配置した方がスロッシングの抑制効果が大きかったことから裏付けられている。

中規模のモデルタンクの振動実験によって、スロッシングを抑制するために挿入した遮閉板にかかる荷重が明らかになった。Type-A の遮閉板に比べて、開口率が小さく、スロッシングの抑制効果の大きい Type-B の遮閉板の方が、内部流体から加わる圧力が大きい。このことは、開口率が小さいがために遮閉板へ直進する内部流体の動きを大きく抑制でき、その大きな抑制のために、内部流体から遮閉板へ加わる圧力も大きくなったことを示している。また、Type-B の遮閉板においては、中央側の遮閉板の方が、側壁側の遮閉板より、内部流体から加わる圧力が大きい。中央部の内部流体の流速が大きいことが、この原因と考えられる。

スロッシングを抑制するための遮閉板にどの程度の荷重が作用するかが大きな問題であるが、本章の抑制効果(正弦 1 M波加振の Type-B で 40%、苦小牧波加振の Type-B で 50%のスロッシング高さ)での遮閉板への圧力は、側壁へ作用する圧力を下回っている。従って、側壁が構造的に成立していることから、遮閉板も構造的に成立する可能性があることが示された。

4.5 付録 速度ポテンシャル理論による内容液の流速

参考文献 4-3) から、本文中の式(4-3)および式(4-4)は、以下のとおり導き出すことができる。

円筒座標系(r : 半径方向, θ : 円周方向, z : 鉛直方向)においてタンク中央加振軸上($\theta=0$)での、1 次モードのスロッシング高さおよび鉛直方向流速は、以下の式(4-6)および式(4-7)で表される^{4,3)}。

$$\eta_1(r) = \frac{D}{g} \cdot \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \frac{J_1\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2r}{D}\right)}{J_1(\varepsilon_1)} \cdot \frac{2\pi}{T_1} \cdot S_{V,1} \quad (4-6)$$

$$u_z(r, z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_1(r)}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\sinh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \quad (4-7)$$

ここに、 η_1 は 1 次モードのスロッシング高さ、 u_z は鉛直方向流速、 D はタンクの直径、 H は液位、 T_1 は 1 次モードのスロッシング固有周期、 $S_{V,1}$ は 1 次モードのスロッシング固有周期に対応する速度応答スペクトル値、 g は重力加速度、 J_1 は 1 次の第 1 種ベッセル関数、 ε_1 は $J_1(\varepsilon)=0$ の第 1 番目の正根で $\varepsilon_1=1.841$ である。

側壁では $r=D/2$ であり、式(4-6)の1次モードのスロッシング高さ η_1 は本文中の式(4-2)の側壁での1次モードの最大スロッシング高さ $\eta_{S,1}$ となる。よって、鉛直方向流速も側壁で最大となり、式(4-7)の u_z を側壁鉛直方向の最大流速 u_V に表記を変え、以下の式(4-8) (本文中の式(4-3))が得られる。

$$u_V(z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_{S,1}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\sinh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \quad (4-8)$$

次に、タンク中央加振軸上 ($\theta=0$) での半径方向流速 u_r は以下の式(4-9)で表される⁴⁻³⁾。

$$u_r(r, z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_1(r)}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \cdot \frac{J_1'\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2r}{D}\right)}{J_1\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2r}{D}\right)} \quad (4-9)$$

式(4-6)を式(4-9)に代入すると以下の式(4-10)となる。

$$u_r(r, z) = \frac{2\varepsilon_1}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \cdot \frac{J_1'\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2r}{D}\right)}{J_1(\varepsilon_1)} \cdot S_{V,1} \quad (4-10)$$

さらに、本文中の式(4-2)から以下の式(4-11)の関係がある。

$$S_{V,1} = \frac{g}{D} \cdot (\varepsilon_1^2 - 1) \cdot \frac{T_1}{2\pi} \cdot \eta_{S,1} \quad (4-11)$$

式(4-11)を式(4-10)に代入すると以下の式(4-12)となる。

$$u_r(r, z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_{S,1}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \cdot \frac{J_1'\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2r}{R}\right)}{J_1(\varepsilon_1)} \quad (4-12)$$

中央 $r=0$ で J_1' は最大となるため、 u_r も最大となる。よって、 u_r を中央加振方向の最大流速 u_H に表記を変え、 $r=0$ として式(4-13) (本文中の式(4-4))が得られる。

$$u_H(z) = \frac{g \cdot \varepsilon_1 \cdot T_1 \cdot \eta_{S,1}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2z}{D}\right)}{\cosh\left(\varepsilon_1 \cdot \frac{2H}{D}\right)} \cdot \frac{J_1'(0)}{J_1(\varepsilon_1)} \quad (4-13)$$

参考文献

- 4-1) 榑信昭：タンクスロッシング，PETROTECH，9，(9)，pp.785-789，1986
- 4-2) 高畠大輔：円筒形タンクにおける地震時スロッシング抑制法に関する研究，京都大学大学院工学研究科 都市社会工学専攻 修士論文，平成20年2月13日
- 4-3) Abbas Maleki, Mansour Ziyaeifar : Damping enhancement of seismic isolated cylindrical liquid storage tanks using baffles, Engineering Structures, 29, pp.3227-3240, 2007
- 4-4) 日本機械学会：シェルと振動と座屈ハンドブック，技術堂出版，2003

第 5 章 スケールアップのための数値シミュレーション 方法の構築

5.1 概要

石油の精製を行う製油所にある石油貯蔵タンクは、容量では数千 kL から十数万 kL、直径では十数 m から百 m 弱に及ぶ。実在する石油貯蔵タンクの諸元を、「2003 年十勝沖地震」で被災した北海道苫小牧にある出光興産北海道製油所にある石油貯蔵タンクを代表として表 5-1 に示す。

表 5-1 代表的な石油貯蔵タンクの諸元(北海道苫小牧市の製油所の例)

公称容量 [kL]	直径 [m]	高さ [m]
1,000	11.620	10.660
2,500	15.500	12.185
3,000	17.410	13.700
5,000	21.300	16.455
10,000	29.060	16.740
20,000	40.680	16.740
25,000	39.000	22.000
30,000	42.700	24.390
40,000	49.400	24.390
60,000	60.400	24.390
100,000	78.200	24.500

第 3 章および第 4 章では、モデルタンク(直径 0.5m および 2m)を用いた振動実験により、遮閉板によるスロッシングの抑制効果を検証してきた。しかしながら、表 5-1 に示すような実在の石油貯蔵タンクに対する振動実験は、その大きさから非常に困難であり、遮閉板によるスロッシングの抑制効果を確認するためには、振動実験とは別の方策を考える必要がある。そこで本研究では、数値シミュレーションによって、実在の石油貯蔵タンクにおける遮閉板によるスロッシングの抑制効果を確認する。本章では、第 4 章の中規模モデルタンク(直径 2m)の振動実験と同じ条件の数値シミュレーションを実施し、精度良く模擬できる方法を構築した。

5.2 数値シミュレーションの手法

一般に有償公開されている解析コード FINAS/CFD⁵⁻¹⁾を採用した。この FINAS/CFD は、伊藤忠テクノソリューションズが開発したもので、熱問題も扱える汎用の流体解析コードである。スロッシング問題を取り扱う場合、内容液の自由表面を表現する必要があるが、FINAS/CFD では VOF (Volume of Fluid) 法により実現している。流動は層流、流体は非圧縮のモデルで、入力加速度を時間毎に変化させる動的解析を行った。また、入力加速度は Boussinesq 近似による体積力を利用する方法で考慮した。

5.2.1 モデル化

数値シミュレーションのモデルは、中規模モデルタンク(直径 2m, 高さ 1.1m)を、 図 5-1 に示すように一辺 50mm の正六面体のメッシュで分割して近似した。また、水位 0.9m まで水、その上 0.2m は空気とした。圧力の境界条件は、水の上にある空気の上面の圧力をゼロとした。タンクの側壁および底板と、流体との接触面は、以下の式(5-1)で表される slip 壁条件とした。

$$u_n = 0, \quad \frac{\partial u_t}{\partial n} = 0 \quad (5-1)$$

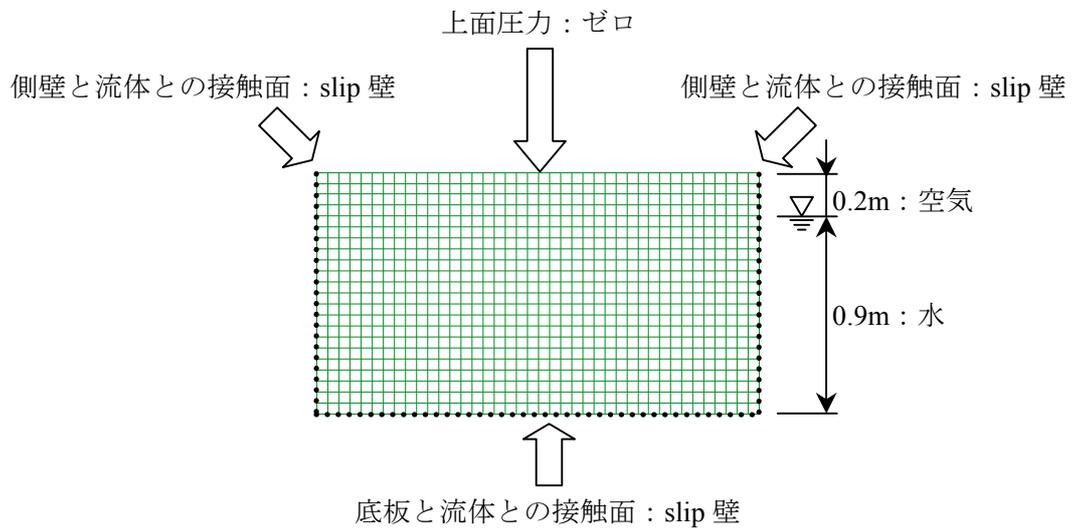
ここに、 u_n は壁に対して法線方向の速度成分、 u_t は壁に対して接線方向の速度成分、 n : 壁に対して法線方向のベクトルである。

また、水および空気の物性値を表 5-2 に示す。

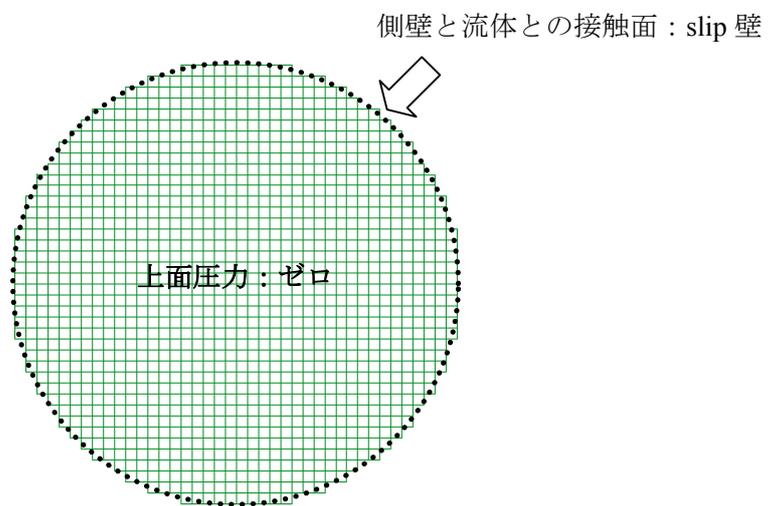
表 5-2 流体の物性値

	密度 [kg/m ³]	粘度 [Pa·sec.]
水	998.23	1.004×10^{-3}
空気	1.189	1.836×10^{-5}

さらに、遮閉板を挿入した場合を表現するために、 図 5-2 および  図 5-3 に示すように、遮閉板のある位置では、タンクの側壁および底板と、流体との接触面と同様に、Slip 壁条件とした。

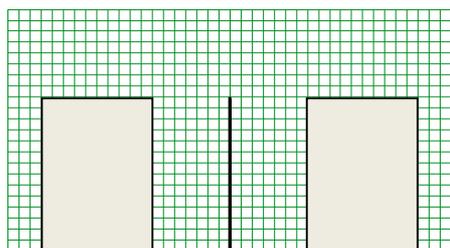


(a) 立面

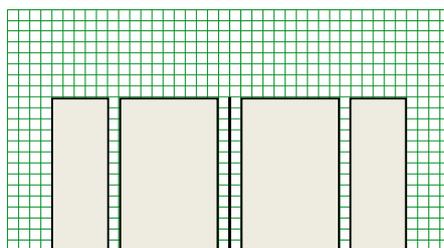


(b) 平面

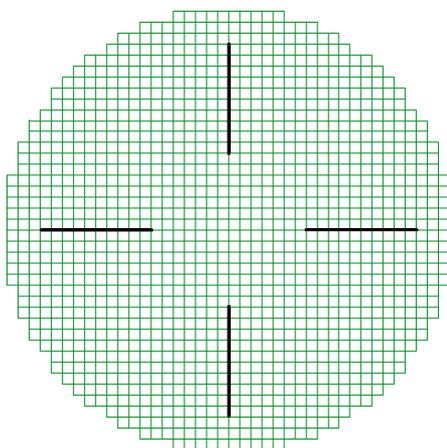
図 5-1 数値シミュレーションのモデル図



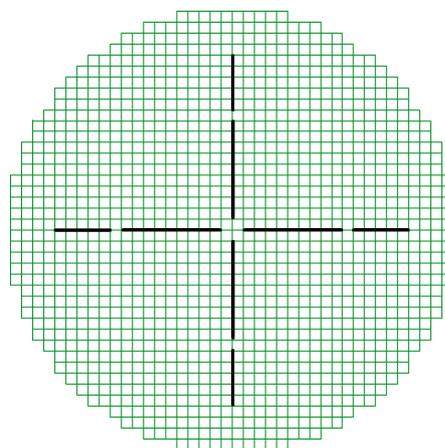
(a) 立面



(a) 立面



(b) 平面



(b) 平面

図 5-2 遮閉板 (Type-A) による Slip 壁

図 5-3 遮閉板 (Type-B) による slip 壁

5.2.2 解析ケース

第4章の中規模モデルタンクの振動実験の加振条件と同一にするために、中規模モデルタンクの一次モードおよび二次モードのスロッシングの固有周期と同じ周期を持つ正弦波二つ(それぞれを「正弦1M波」と「正弦2M波」と呼ぶ)と、「2003年十勝沖地震」の出光興産北海道製油所での観測波(「苫小牧波」と呼ぶ)の三つの入力波を用いた。正弦1M波および正弦2M波の場合は水平一方向だけの加振、苫小牧波の場合は水平二方向と鉛直方向の合計三方向の同時加振で行った。ただし、鉛直下方向の重力加速度は常時作用している条件としている。なお、苫小牧波の場合は、実際に観測された波を、中規模モデルタンクのスケール則により周期を $1/\sqrt{20}$ に、タンクから水が溢れ出さないように加速度を $3/4$ したものである。

数値シミュレーションの解析時間は、正弦1M波および正弦2M波の場合は加振時間、苫小牧波の場合は中規模モデルタンクの振動実験から最大スロッシング高さに到達する時間を包含する20秒とした。また、加振は0.01秒の時間刻みで与えた。図5-4～5-6に数値シミュレーションで入力したそれぞれの加振波形を示し、表5-3にそれぞれの条件を整理して示す。

表 5-3 数値シミュレーションの加振波

	周期 [sec.]	波数	最大加速度 [gal]	加振時間 [sec.]
正弦1M波	1.53	3+前後テーパ一部	11	10.77
正弦2M波	0.87	3+前後テーパ一部	20	6.09
苫小牧波	実観測の $1/\sqrt{20}$	—	実観測の $3/4$	20.00

中規模モデルタンクの振動実験では、図5-7に示すように加振方向に対して二通りの遮閉板の配置に対して実験を行ったが、この配置の違い(+配置と×配置)によるスロッシングの抑制効果の差が小さかったことから、数値シミュレーションでは、図5-8に示す加振方向と遮閉板の配置(+配置)だけを解析対象にした。

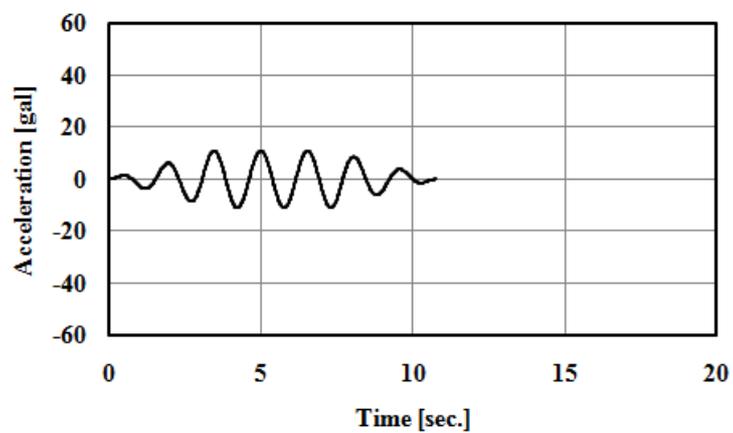


図 5-4 数値シミュレーションの加振波(正弦 1 M波)

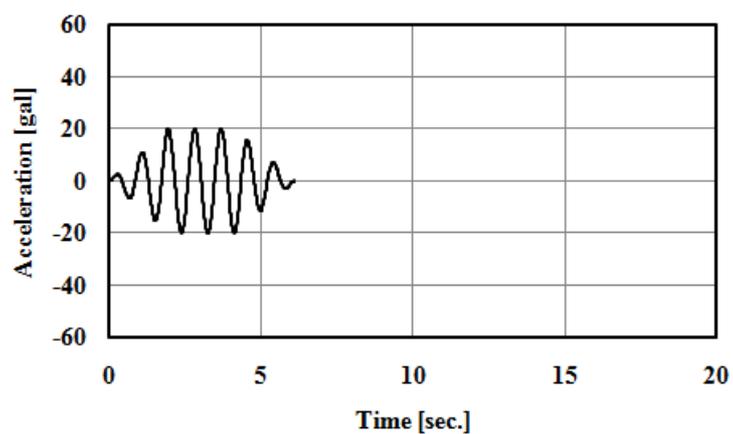
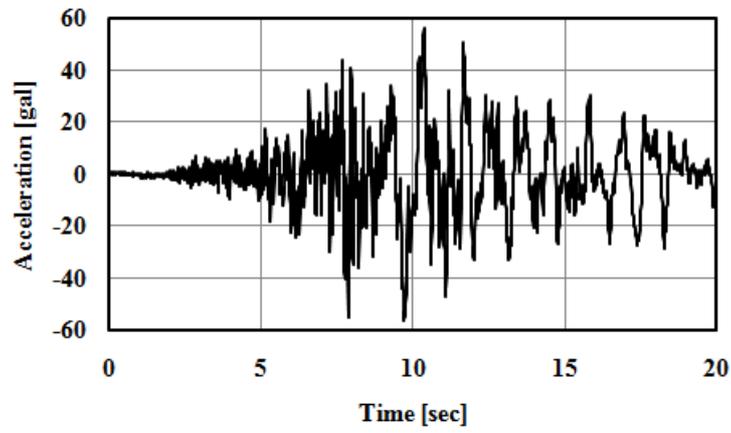
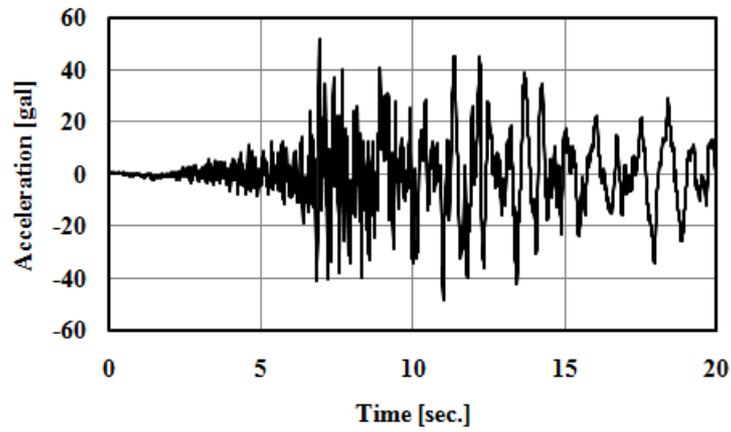


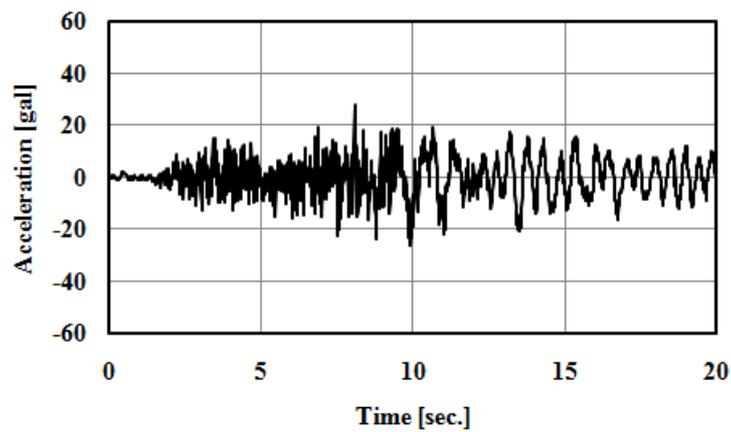
図 5-5 数値シミュレーションの加振波(正弦 2 M波)



(a) EW 方向



(b) NS 方向



(c) UD 方向

図 5-6 数値シミュレーションの加振波(苫小牧波)

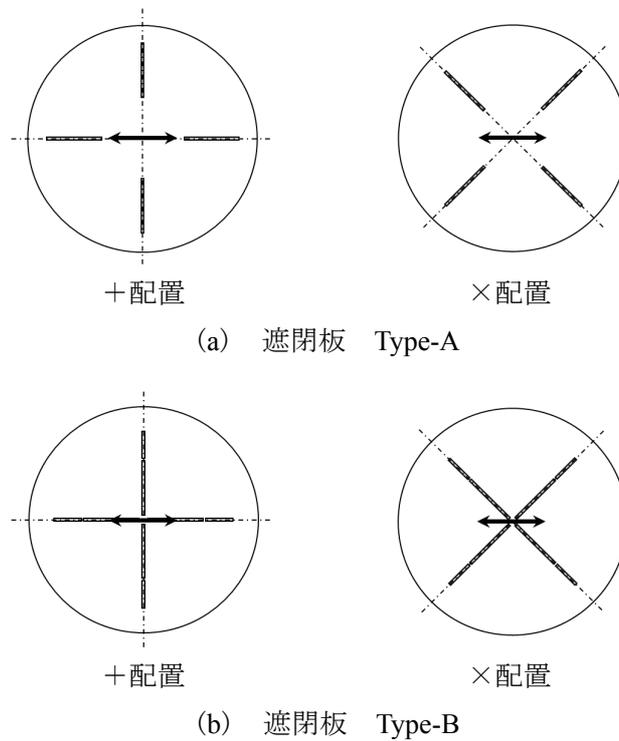


図 5-7 中規模モデルタンクの振動実験での加振方向と遮閉板の配置
 (矢印は、正弦 1 M波および正弦 2 M波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

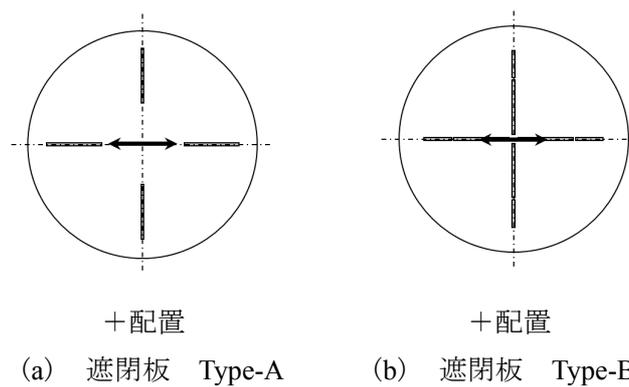


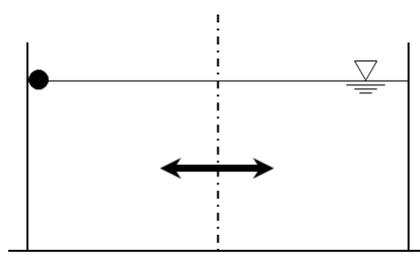
図 5-8 数値シミュレーションでの加振方向と遮閉板の配置
 (矢印は、正弦 1 M波および正弦 2 M波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

5.3 振動実験と数値シミュレーション結果の比較

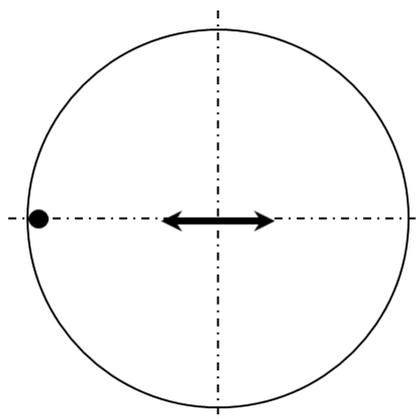
中規模モデルタンクの振動実験のデータと、数値シミュレーションの結果を比較し、数値シミュレーションが振動実験時の現象を精度良く模擬できているかを確認し、前節で述べた数値シミュレーション手法の妥当性を検証する。

5.3.1 スロッシング高さ

図 5-9 に示す位置で、中規模モデルタンクの振動実験のデータと、数値シミュレーションの結果を比較する。図 5-10 に正弦 1 M 波加振時、図 5-11 に正弦 2 M 波加振時、図 5-12 に苦小牧波加振時の比較(数値シミュレーション: Sim., 実験: Exp., 以下, 同じ)を示す。



(a) 立面



(b) 平面

図 5-9 スロッシング高さの対比位置

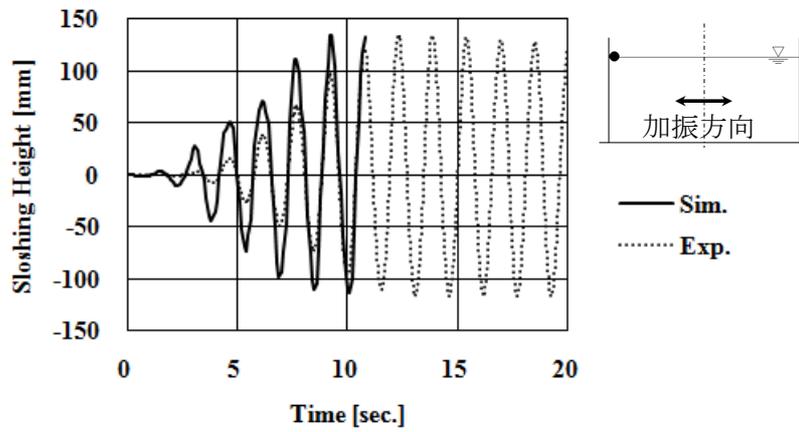
(矢印は、正弦 1 M 波および正弦 2 M 波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

図 5-10 に示す正弦 1 M波加振時においては、加振初期におけるスロッシング高さの応答は、振動実験よりも数値シミュレーションの方がやや大きくなっているが、その後のスロッシングの最大高さは、振動実験と数値シミュレーションはほぼ一致している。図 5-10(a) に示す遮閉板なしの場合においては、上昇側のスロッシング量が下降側より大きくなるスロッシングの非線形性が振動実験で現れているが、数値シミュレーションでも同様の結果が得られている。図 5-10(b) および図 5-10(c) に示す遮閉板を挿入した場合においては、遮閉板によるスロッシングの抑制状況が、振動実験と数値シミュレーションでほぼ同等の結果が得られている。

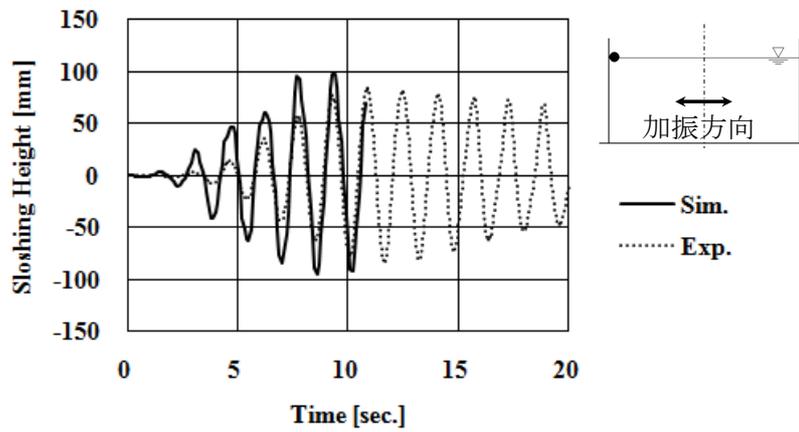
図 5-11 に示す正弦 2 M波加振時においても、加振初期におけるスロッシング高さの応答は、振動実験よりも数値シミュレーションの方がやや大きくなっている。しかし、その後のスロッシングの最大高さは、振動実験と数値シミュレーションはほぼ一致している。中規模モデルタンクの振動実験では、遮閉板によるスロッシングの抑制効果はほとんどなかったが、図 5-11(a) に示す遮閉板なしの場合と、図 5-11(b) および図 5-11(c) に示す遮閉板を挿入した場合を比較することにより、数値シミュレーションでもスロッシングの抑制効果がないことが示されている。

図 5-12 に示す苦小牧波加振時においても、スロッシングの最大高さは、振動実験と数値シミュレーションでほぼ一致している。実地震波を入力しているため、スロッシング高さの波形は正弦波状とはならない。図 5-12(a)、図 5-12(b) および図 5-12(c) に示すように、振動実験と数値シミュレーションでは同様の波形が得られた。図 5-12(a) に示す遮閉板なしの場合に対して、図 5-12(b) および図 5-12(c) に示す遮閉板を挿入した場合では、遮閉板によるスロッシングの抑制効果は、振動実験と数値シミュレーションでほぼ同等の結果が得られている。

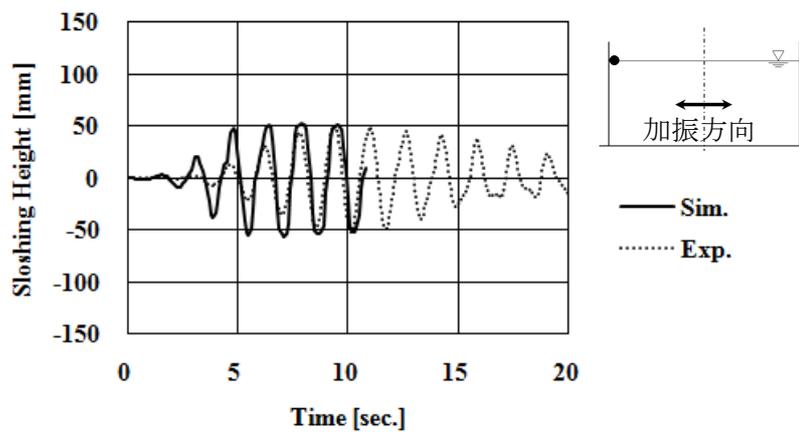
以上のことから、加振初期におけるスロッシング高さの応答は、振動実験より数値シミュレーションの方がやや大きくなっているが、最大スロッシング高さは、振動実験と数値シミュレーションは良い一致を示しており、数値シミュレーションは振動実験を精度良く模擬していると考えられる。



(a) 遮閉板なし

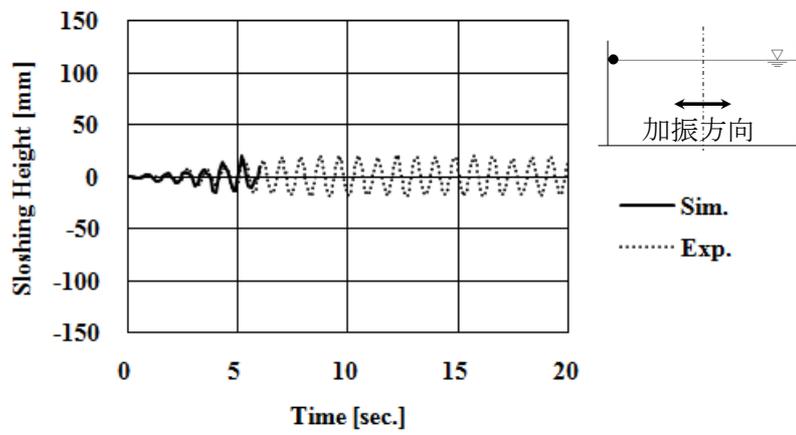


(b) 遮閉板 Type-A + 配置

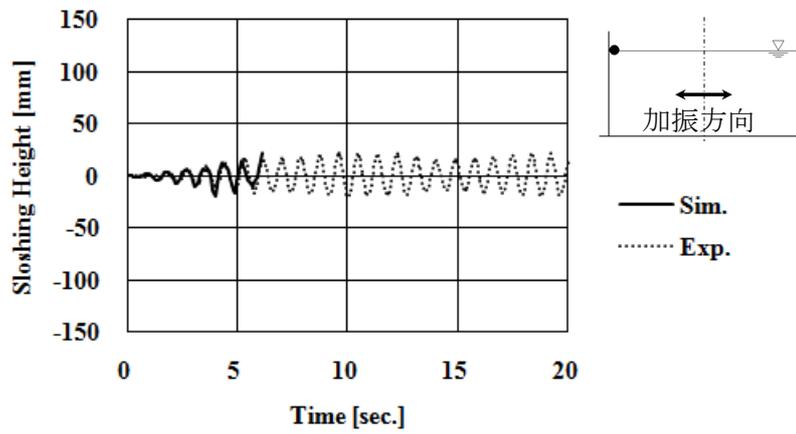


(c) 遮閉板 Type-B + 配置

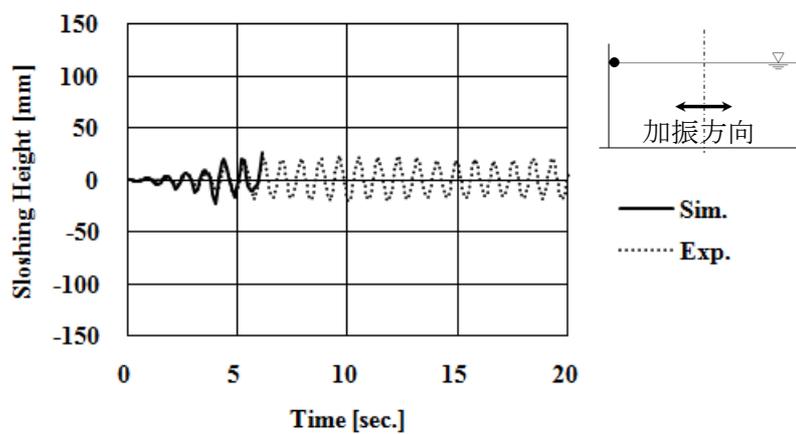
図 5-10 正弦 1 M 波加振時のスロッシング高さの比較



(a) 遮閉板なし

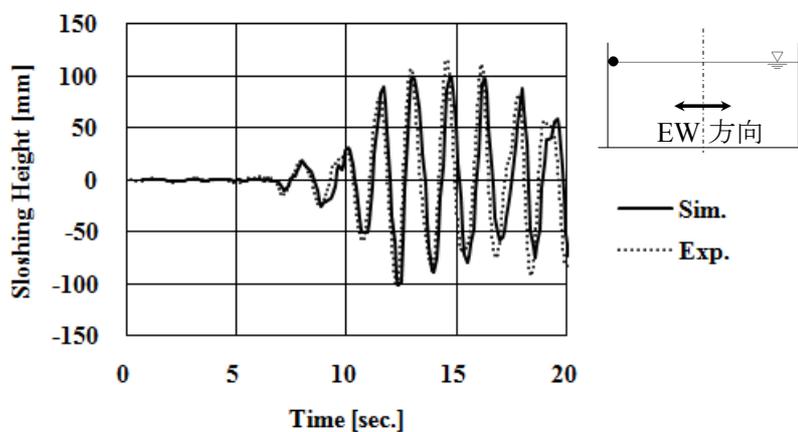


(b) 遮閉板 Type-A + 配置

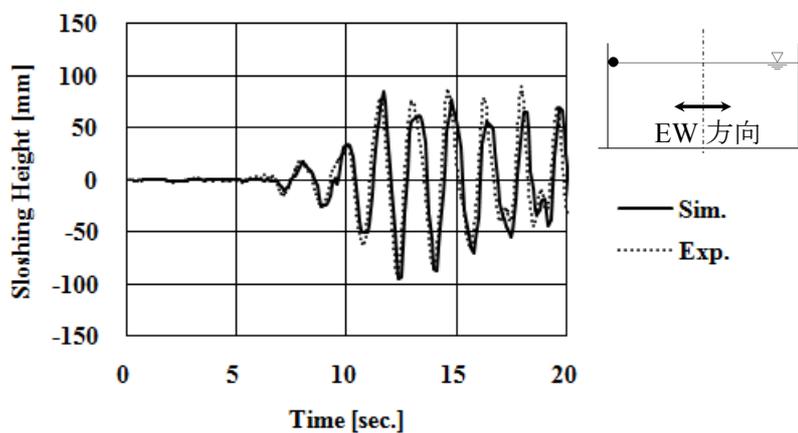


(c) 遮閉板 Type-B + 配置

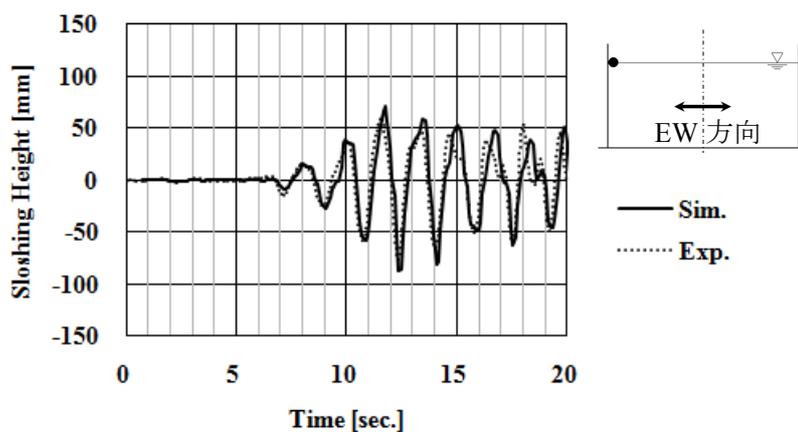
図 5-11 正弦 2 M 波加振時のスロッシング高さの比較



(a) 遮閉板なし



(b) 遮閉板 Type-A + 配置



(c) 遮閉板 Type-B + 配置

図 5-12 苦小牧波加振時のスロッシング高さの比較

5.3.2 内容液の流速

中規模モデルタンクの振動実験においては、流速計の設置が難しかったことから、遮閉板なしの場合のみ内容液の流速を計測した。図 5-13 に示す位置で、遮閉板なしの場合の内容液の流速について、中規模モデルタンクの振動実験のデータと、数値シミュレーションの結果を比較した。

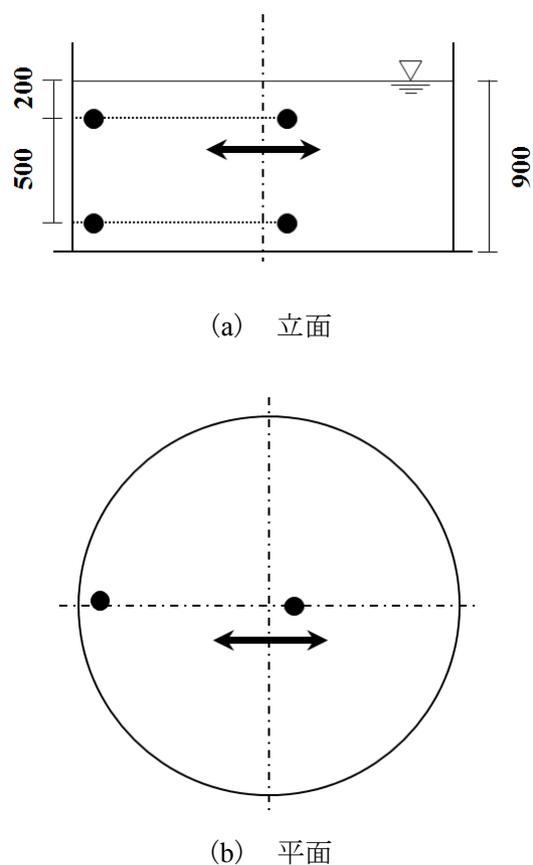


図 5-13 内容液の流速の比較位置

(矢印は、正弦 1 M 波および正弦 2 M 波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

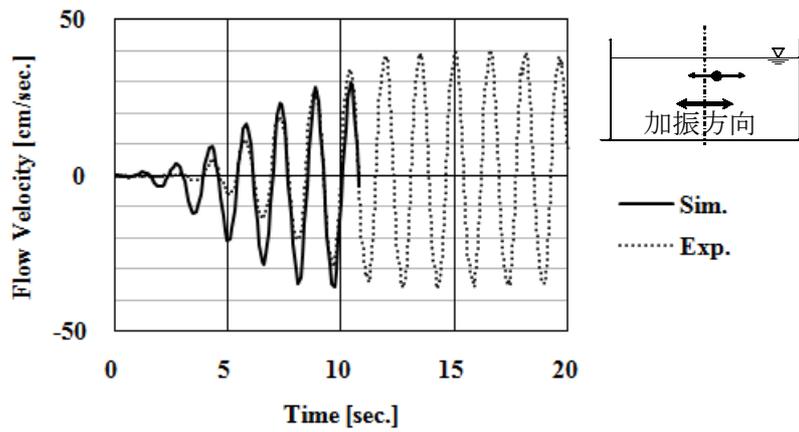
図 5-14 に正弦 1 M 波加振時、図 5-15 に正弦 2 M 波加振時、図 5-16 に苦小牧波加振時の比較を示す。なお、正弦 2 M 波加振時の下部は、振動実験において微小な流速しか示さなかったため比較から除いた。

図 5-14 に示す正弦 1 M 波加振時においては、加振方向では中央上部で、鉛直方向では側壁上部で、比較的大きな流速が振動実験および数値シミュレーションで得られ、それぞれ

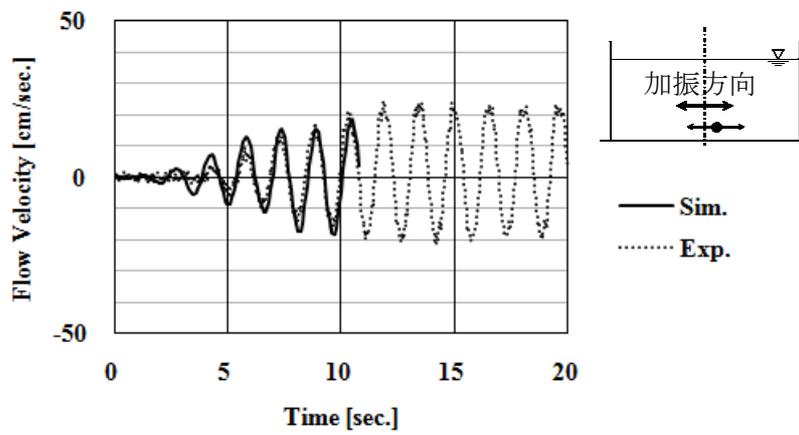
の最大値および最小値は概ね良い一致を示した。振動実験では、加振方向の中央下部は中央上部の1/2程度、鉛直方向の側壁下部は側壁上部の1/4程度に流速は低下しているが、数値シミュレーションでもほぼ同じ流速に低下しており、全体の流速分布も概ね一致していると考えられる。なお、側壁下部の鉛直方向において、数値シミュレーションではマイナス側にシフトしているが、これは重力加速度の影響によって解析上の誤差が生じたためと推定される。しかし、側壁下部の鉛直方向の流速は比較的小さいため、スロッシングの挙動に与える影響は小さいと考えられる。

図5-15に示す正弦2M波加振時においては、振動実験では正弦1M波加振時に比べて1/4程度の流速であるが、数値シミュレーションでもほぼ同じ流速に低下している。振動実験と比較して、中央上部の加振方向の最大値および側壁上部の鉛直方向の最小値は、数値シミュレーションの方が若干小さいが、概ね良い一致を示した。

図5-16に示す苦小牧波加振時においては、正弦1M波加振時と同様に、加振方向では中央上部で、鉛直方向では側壁上部で、比較的大きな流速が振動実験および数値シミュレーションで得られた。振動実験での最大流速は、側壁上部の鉛直方向で40cm/sec.であったが、数値シミュレーションでは25cm/sec.が得られている。また、中央上部の加振方向では、振動実験では35cm/sec.、数値シミュレーションでは28cm/sec.である。このように振動実験でのピーク流速に対しては、数値シミュレーションは小さい値となっている。これは中央下部の加振方向についても同じ傾向にあり、振動実験では22cm/sec.、数値シミュレーションでは15cm/sec.となっている。なお、側壁下部の鉛直方向においては、正弦1M波と同様に、数値シミュレーションではマイナス側にシフトしている。これは正弦1M波と同じ原因と推定されるが、側壁下部の鉛直方向の流速は比較的小さいため、スロッシングの挙動に与える影響は小さいと考えられる。

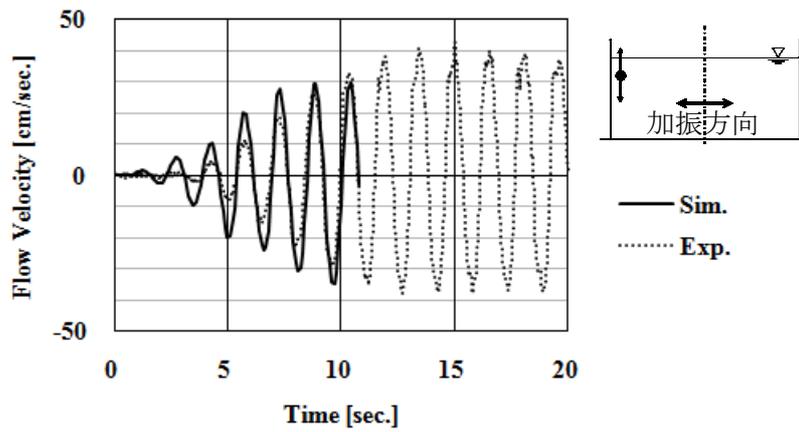


(a) 中央上部 加振方向

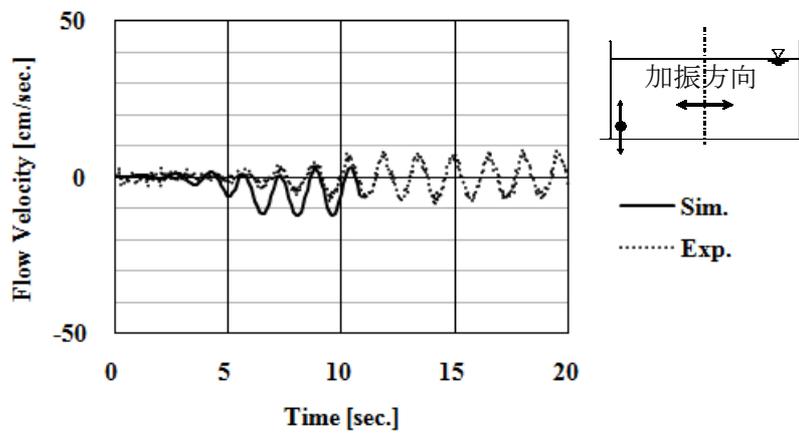


(b) 中央下部 加振方向

図 5-14 正弦 1 M波加振時(遮閉板なし)の流速の比較

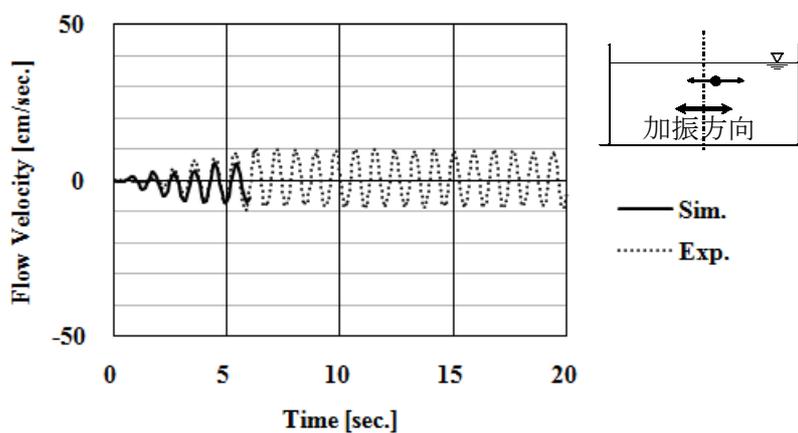


(c) 側壁上部 鉛直方向

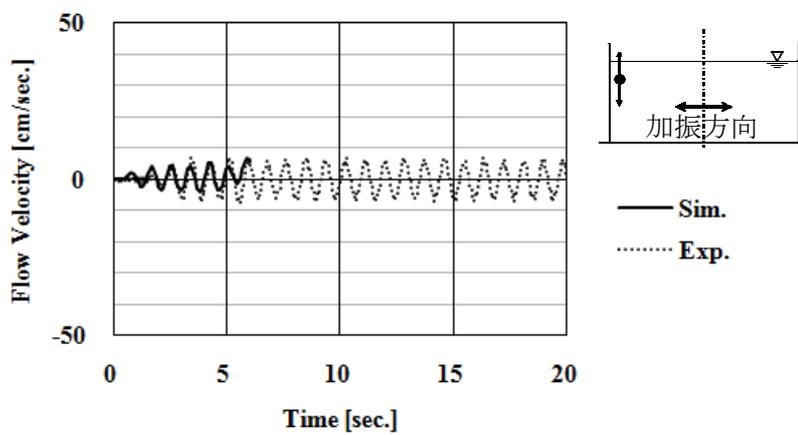


(d) 側壁下部 鉛直方向

図 5-14 正弦 1 M波加振時(遮閉板なし)の流速の比較(続き)

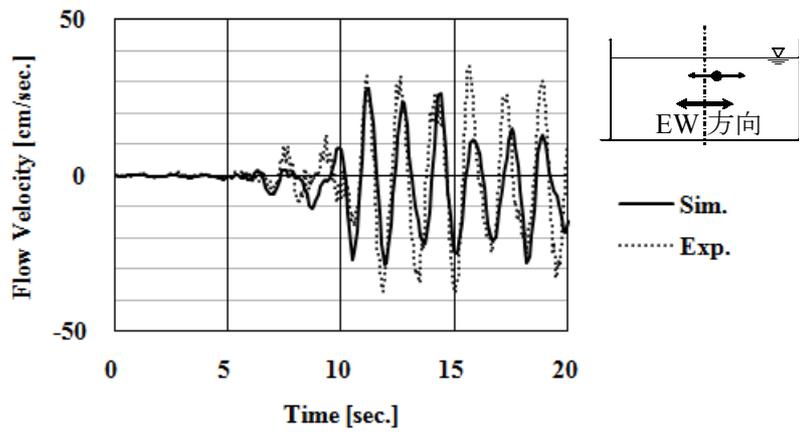


(a) 中央上部 加振方向

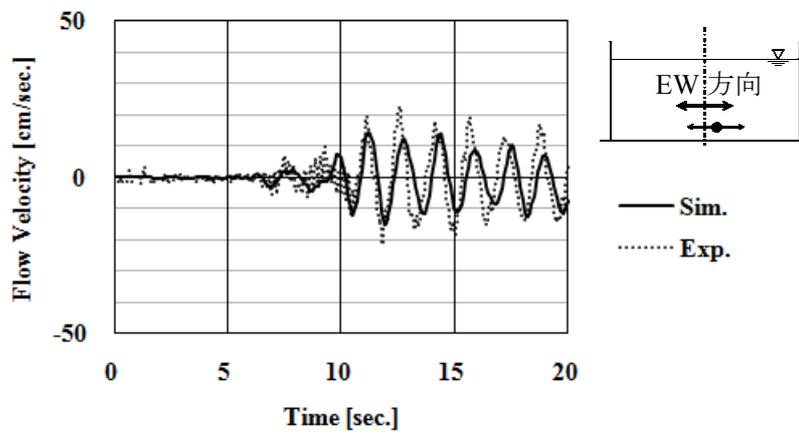


(b) 側壁上部 鉛直方向

図 5-15 正弦 2 M 波加振時(遮閉板なし)の流速の比較

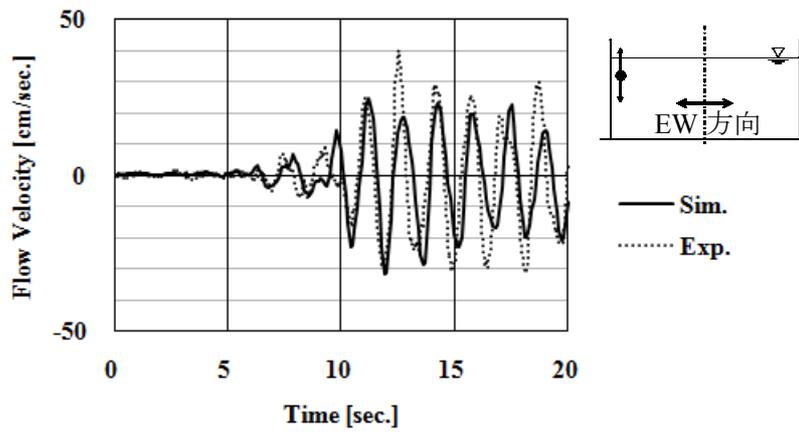


(a) 中央上部 加振方向

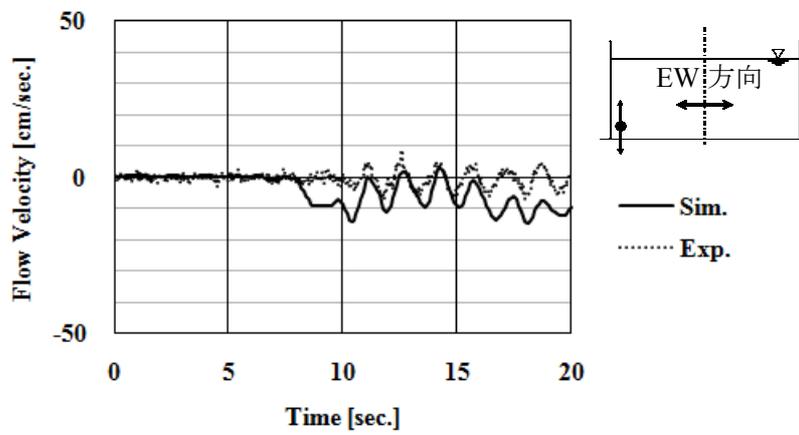


(b) 中央下部 加振方向

図 5-16 苫小牧波加振時(遮閉板なし)の流速の比較



(c) 側壁上部 鉛直方向



(d) 側壁下部 鉛直方向

図 5-16 苦小牧波加振時(遮閉板なし)の流速の比較(続き)

5.3.3 側壁圧力

側壁にかかる圧力について、図 5-17 に示す位置で、中規模モデルタンクの振動実験のデータと、数値シミュレーションの結果を比較した。

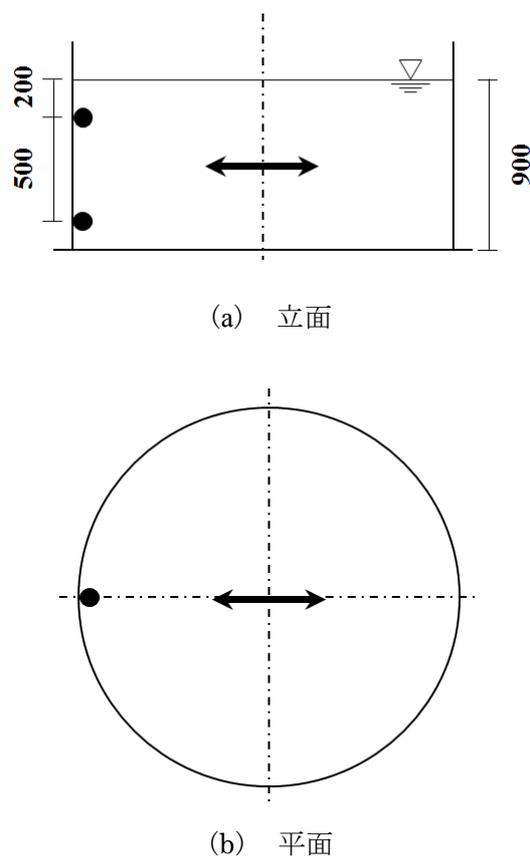


図 5-17 側壁圧力の比較位置

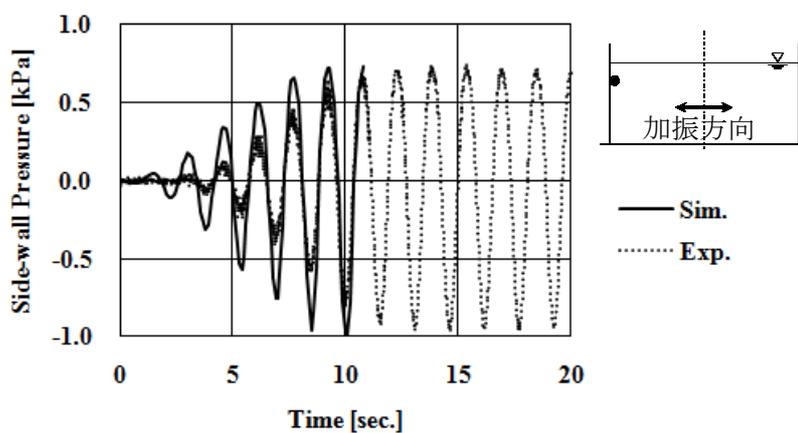
(矢印は、正弦 1 M波および正弦 2 M波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

図 5-18, 図 5-19 および図 5-20 に正弦 1 M波加振時の遮閉板なし, 遮閉板 Type-A+配置 および遮閉板 Type-B+配置, 図 5-21, 図 5-22 および図 5-23 に正弦 2 M波加振時の遮閉板なし, 遮閉板 Type-A+配置および遮閉板 Type-B+配置, 図 5-24, 図 5-25 および図 5-26 に苦小牧波加振時の遮閉板なし, 遮閉板 Type-A+配置および遮閉板 Type-B+配置の比較を示す。数値シミュレーションの方が加振初期の応答が大きいものの, 全てのケースにおいて, 最大圧力, 最小圧力は良い一致を示している。

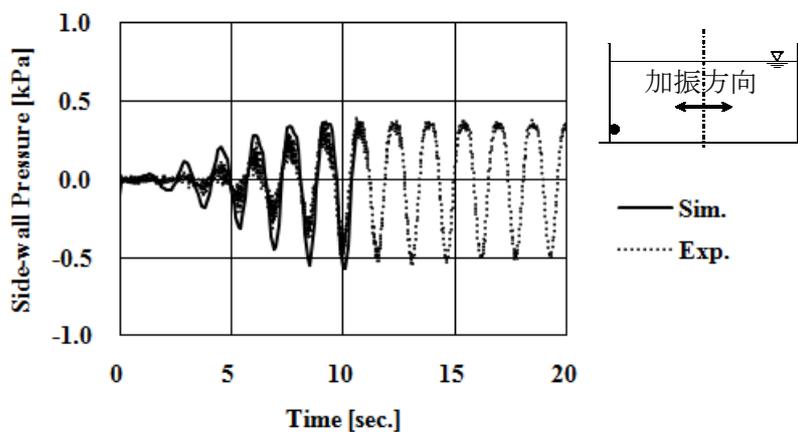
表 5-4 にそれぞれのケースにおける側壁圧力の最大値および最小値と、振動実験値に対する数値シミュレーション値の比を示す。いくつかの値で 20%より大きい差(比の値が 1.2 より大あるいは 0.8 より小)を示す場合があるが、その他は全て 20%以内に収まっている。

表 5-4 側壁圧力の最大値および最小値
(下線付きは比の値が 1.2 より大あるいは 0.8 より小のもの)

			正弦 1 M波			正弦 2 M波			苦小牧波		
			Exp.	Sim.	比	Exp.	Sim.	比	Exp.	Sim.	比
			①	②	②/①	①	②	②/①	①	②	②/①
			[kPa]	[kPa]	[-]	[kPa]	[kPa]	[-]	[kPa]	[kPa]	[-]
遮閉板 なし	上部	最大	0.69	0.73	1.06	0.07	0.06	0.86	0.72	0.63	0.88
		最小	-0.81	-1.00	<u>1.23</u>	-0.07	-0.08	1.14	-0.81	-0.77	0.95
	下部	最大	0.41	0.36	0.88	0.12	0.10	0.83	0.47	0.47	1.00
		最小	-0.51	-0.57	1.12	-0.15	-0.11	<u>0.73</u>	-0.47	-0.64	<u>1.36</u>
遮閉板 Type-A	上部	最大	0.55	0.60	1.09	0.07	0.05	<u>0.71</u>	0.68	0.57	0.84
		最小	-0.63	-0.74	1.17	-0.07	-0.07	1.00	-0.71	-0.67	0.94
	下部	最大	0.39	0.30	<u>0.77</u>	0.13	0.09	<u>0.69</u>	0.47	0.47	1.00
		最小	-0.39	-0.44	1.13	-0.12	-0.10	0.83	-0.41	-0.58	<u>1.41</u>
遮閉板 Type-B	上部	最大	0.40	0.39	0.98	0.07	0.06	0.86	0.44	0.52	1.18
		最小	-0.39	-0.48	<u>1.23</u>	-0.08	-0.09	1.12	-0.54	-0.51	0.94
	下部	最大	0.24	0.23	0.96	0.11	0.09	0.82	0.44	0.45	1.02
		最小	-0.24	-0.29	1.20	-0.11	-0.10	0.91	-0.38	-0.47	<u>1.24</u>

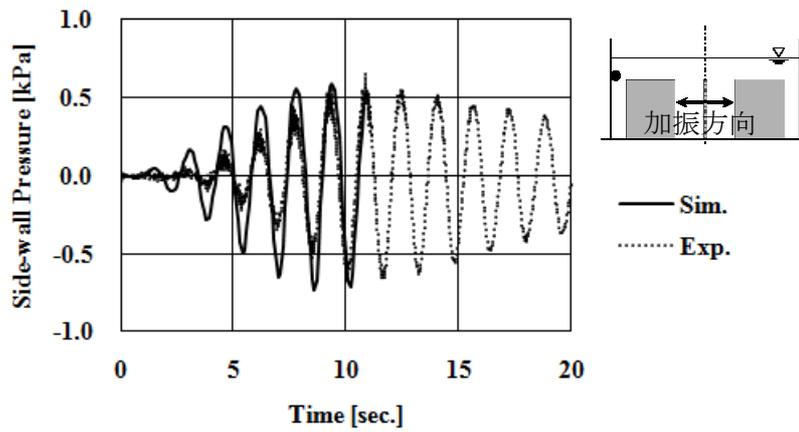


(a) 上部

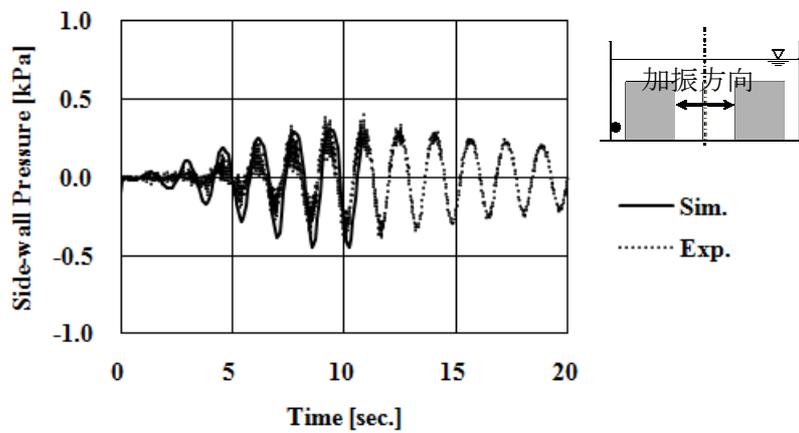


(b) 下部

図 5-18 正弦 1 M波加振時 (遮閉板なし) の側壁圧力の比較

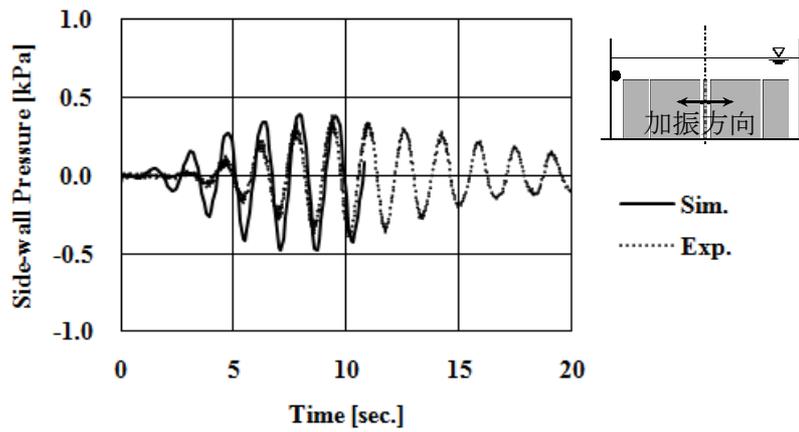


(a) 上部

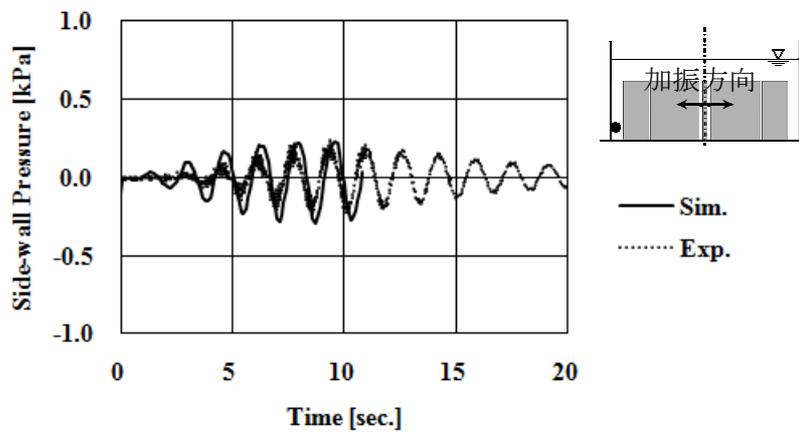


(b) 下部

図 5-19 正弦 1 M波加振時 (遮閉板 Type-A+配置) の側壁圧力の比較

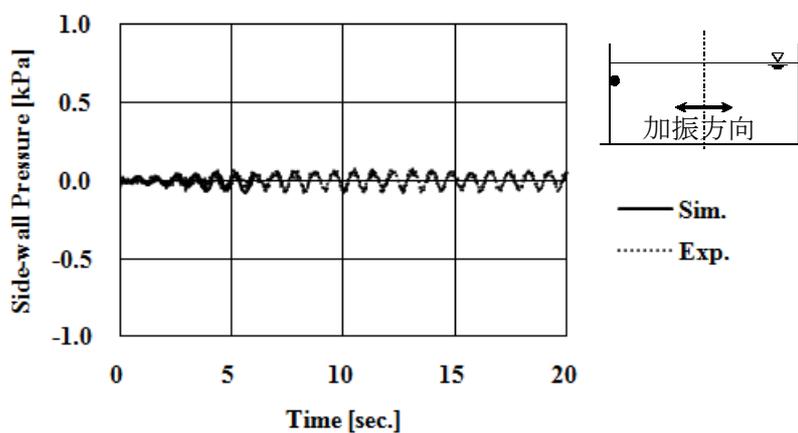


(a) 上部

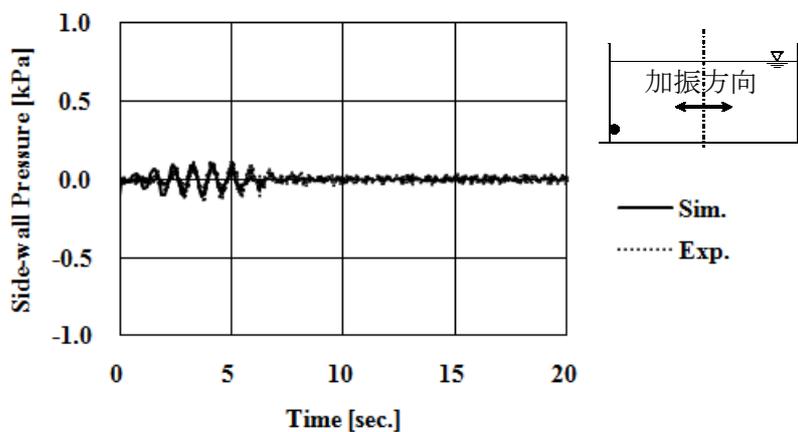


(b) 下部

図 5-20 正弦 1 M波加振時 (遮閉板 Type-B+配置) の側壁圧力の比較

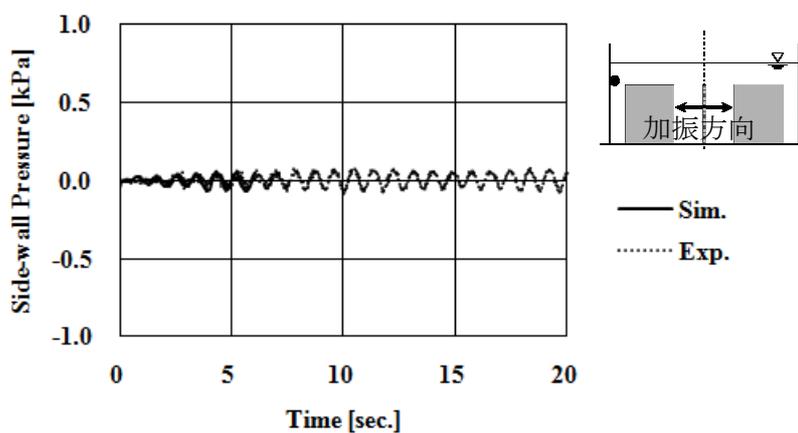


(a) 上部

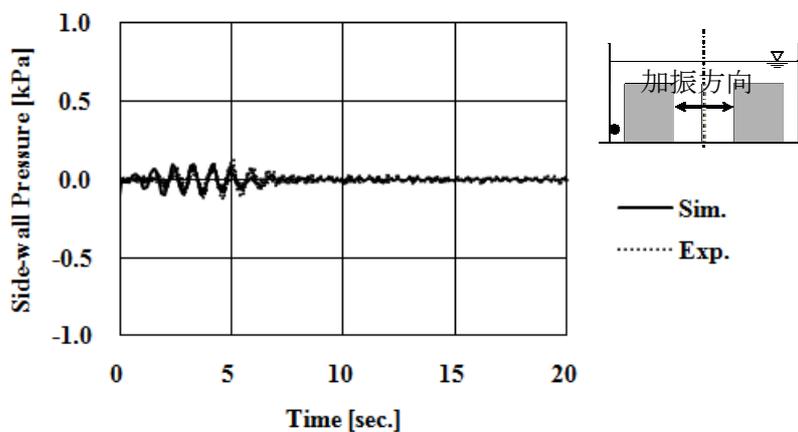


(b) 下部

図 5-21 正弦 2 M 波加振時 (遮閉板なし) の側壁圧力の比較

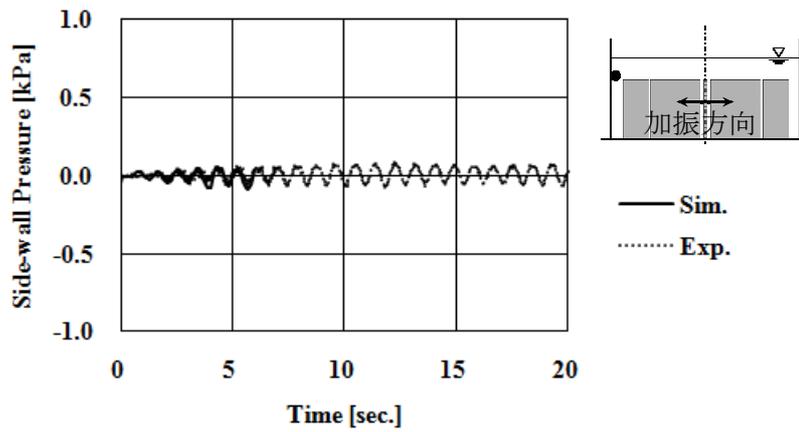


(a) 上部

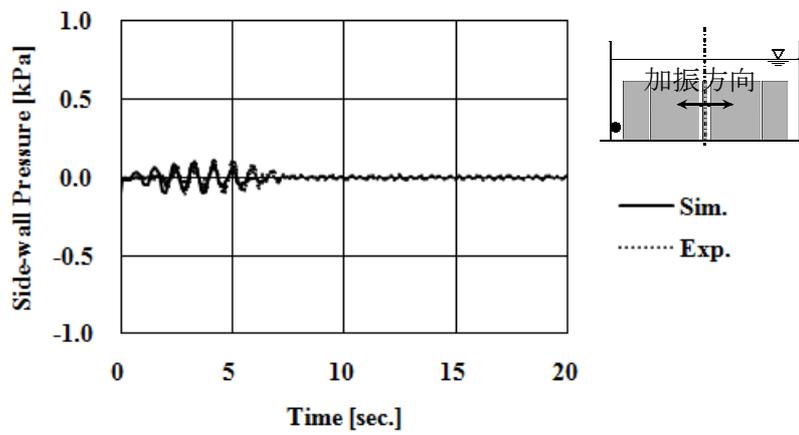


(b) 下部

図 5-22 正弦 2 M波加振時 (遮蔽板 Type-A + 配置) の側壁圧力の比較

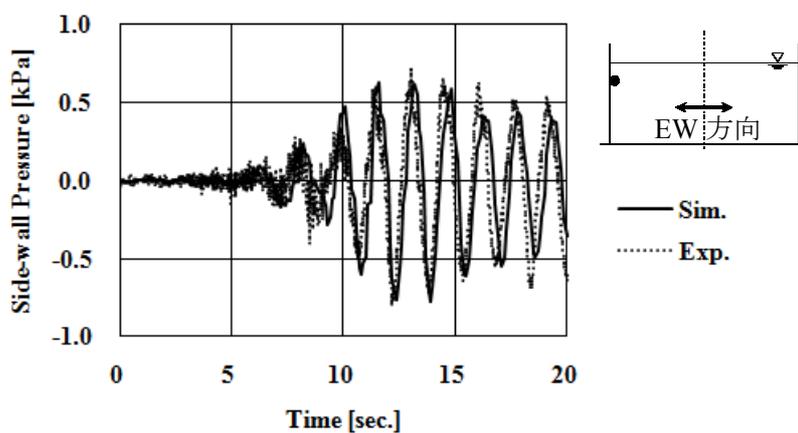


(a) 上部

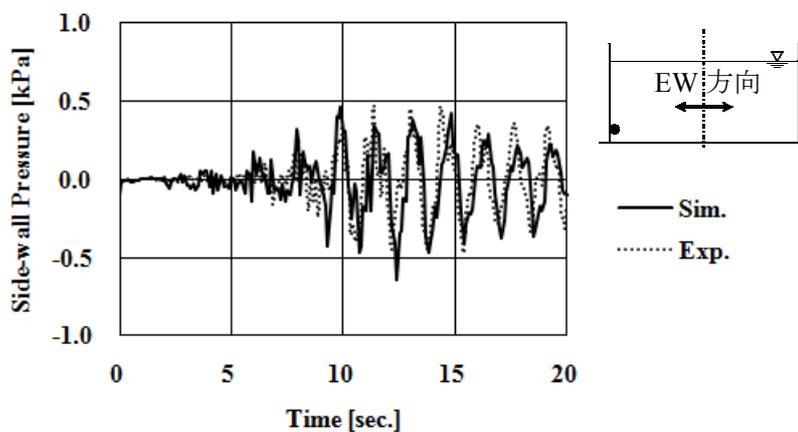


(b) 下部

図 5-23 正弦 2 M加振時(遮閉板 Type-B+配置)の側壁圧力の比較

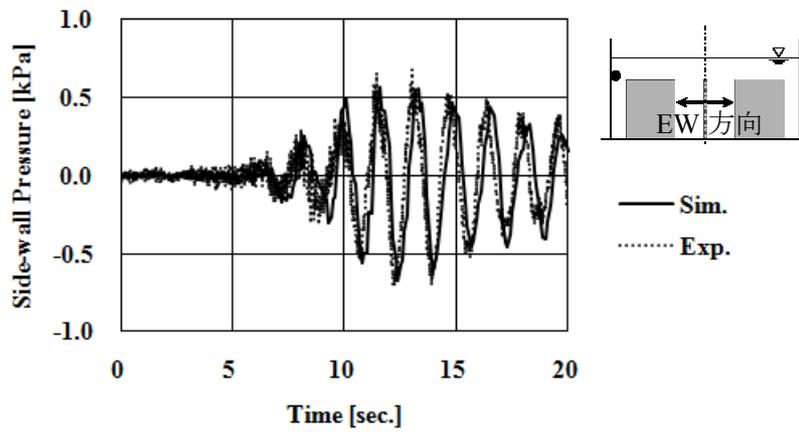


(a) 上部

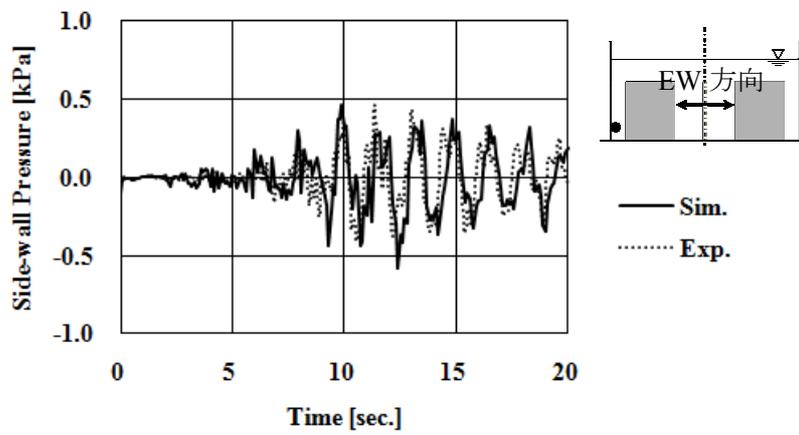


(b) 下部

図 5-24 苦小牧波加振時(遮閉板なし)の側壁圧力の比較

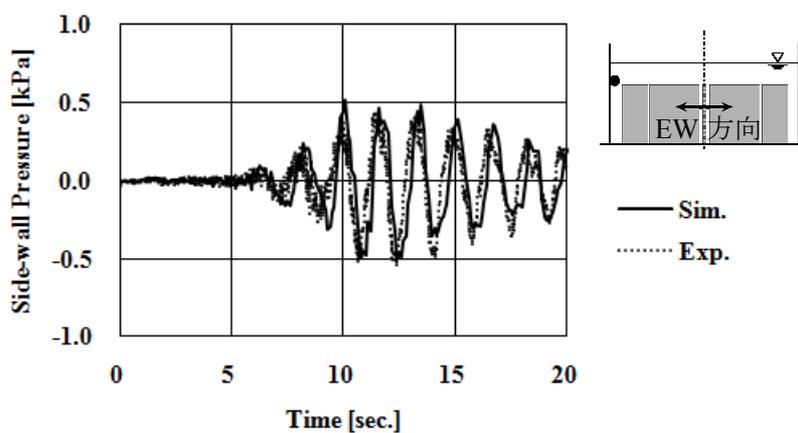


(a) 上部

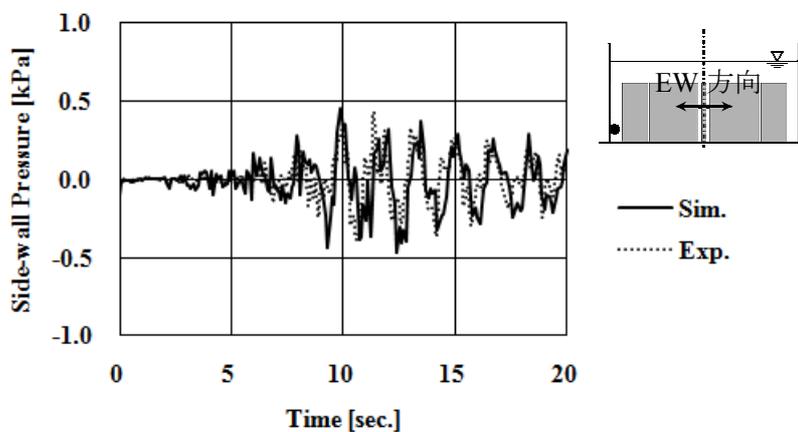


(b) 下部

図 5-25 苦小牧波加振時(遮閉板 Type-A+配置)の側壁圧力の比較



(a) 上部



(b) 下部

図 5-26 苫小牧波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の側壁圧力の比較

5.3.4 遮閉板圧力

遮閉板にかかる圧力について、図 5-27 に示す位置で、中規模モデルタンクの振動実験のデータと、数値シミュレーションの結果を比較した。なお、中規模モデルタンクの振動実験においては、それぞれの遮閉板にかかる荷重から圧力に換算している。また、数値シミュレーションでは、遮閉板を挟んで相対する部分での圧力差を遮閉板圧力としている。

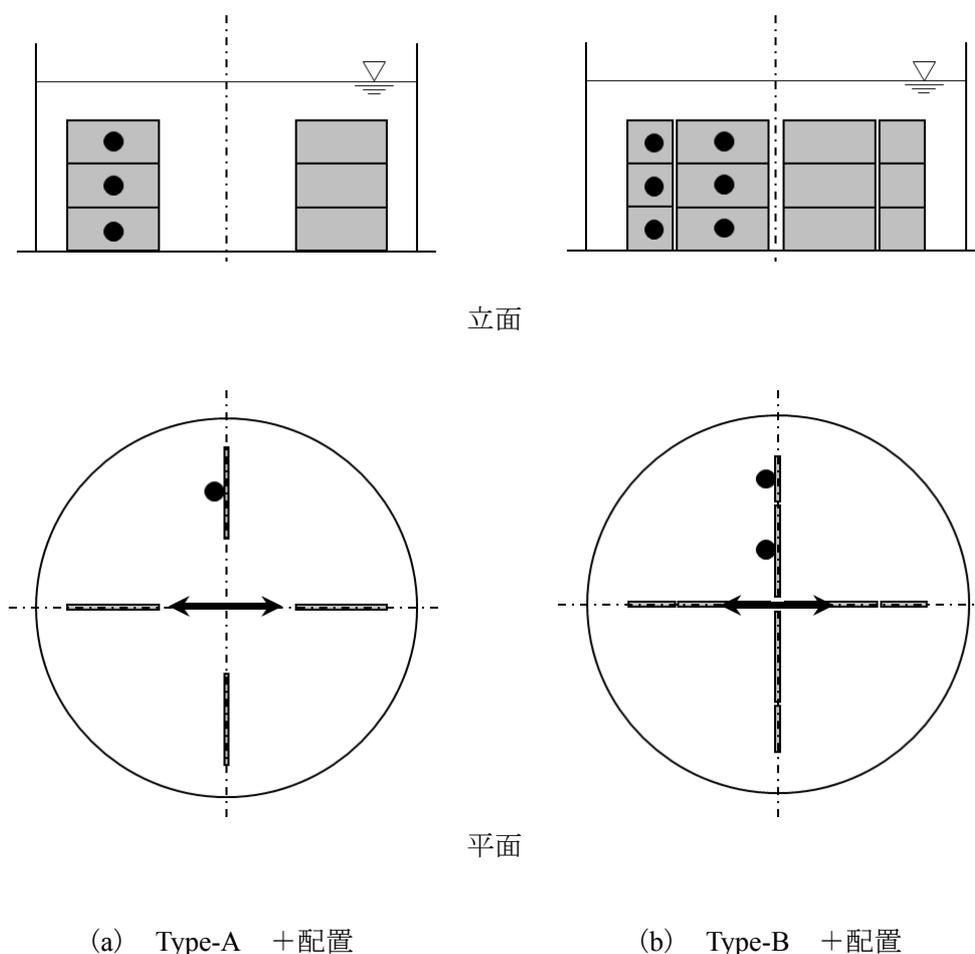


図 5-27 遮閉板圧力の比較位置

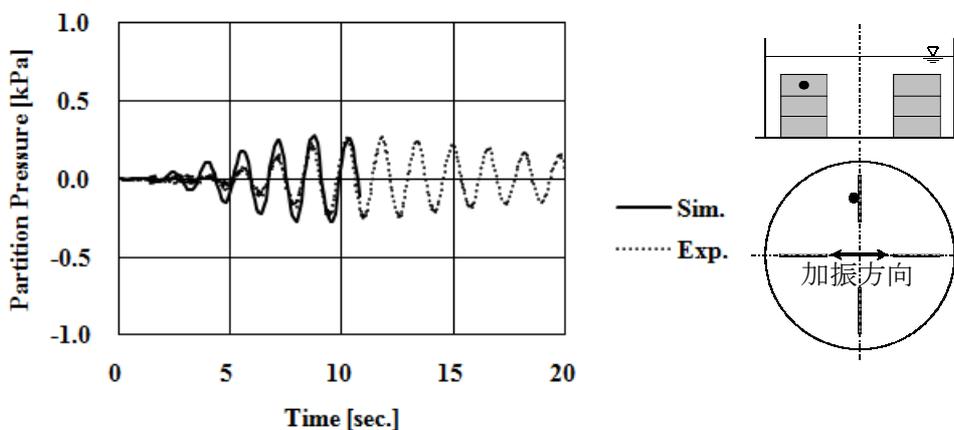
(矢印は、正弦 1 M波および正弦 2 M波の加振方向、苦小牧波の EW 方向を示す。)

図 5-28 から図 5-33 にそれぞれのケースの比較結果を示す。これまでと同様に加振初期での応答が大きいが、全てのケースで最大値、最小値は良い一致を示している。表 5-5 にそれぞれのケースにおける遮閉板圧力の最大値および最小値と、振動実験値に対する数値シミュレーション値の比を示す。

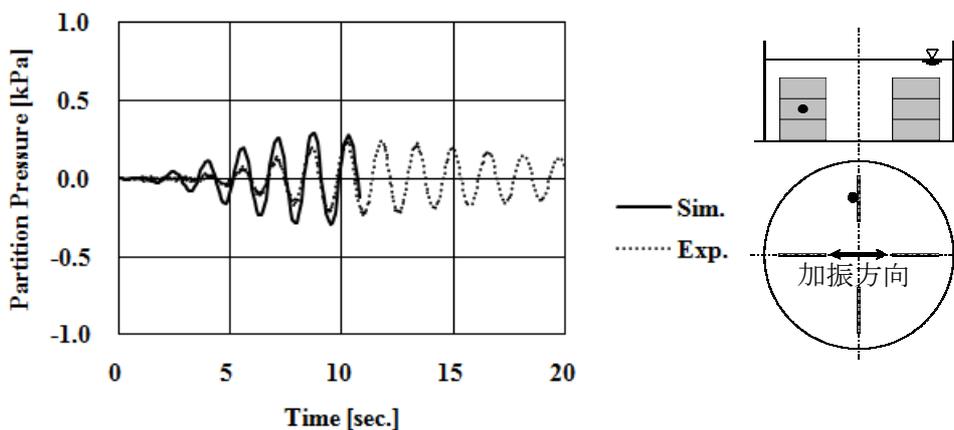
正弦1M波加振の場合、Type-A の中の遮閉板においてのみ、振動実験値と数値シミュレーション値に20%より大きい差があるが、他は全て20%以内に収まっている。正弦2M波加振の場合、Type-A の遮閉板においては1箇所を除いて20%より大きい差があるが、Type-B の遮閉板においては全てで20%以内に収まっている。苦小牧波加振の場合、20%より大きい差があるものが散見されるが、その差は最大でも27%である。全てのケースに対して、20%より大きい差があるものは少なく、良い一致を示している。

表 5-5 遮閉板圧力の最大値および最小値
(下線付きは比の値が1.2より大あるいは0.8より小のもの)

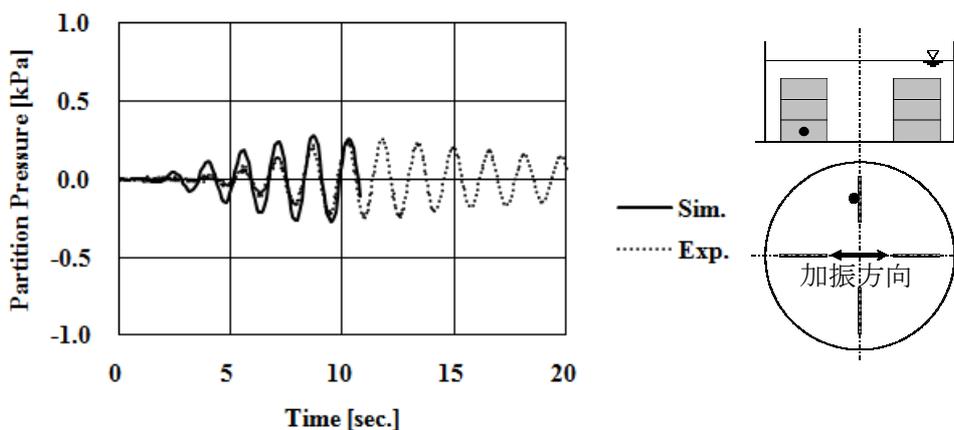
			正弦1M波			正弦2M波			苦小牧波		
			Exp.	Sim.	比	Exp.	Sim.	比	Exp.	Sim.	比
			①	②	②/①	①	②	②/①	①	②	②/①
			[kPa]	[kPa]	[-]	[kPa]	[kPa]	[-]	[kPa]	[kPa]	[-]
遮閉板 Type-A	上	最大	0.27	0.28	1.04	0.08	0.05	<u>0.63</u>	0.40	0.34	0.85
		最小	-0.24	-0.27	1.13	-0.09	-0.05	<u>0.56</u>	-0.42	-0.33	<u>0.78</u>
	中	最大	0.24	0.29	<u>1.21</u>	0.08	0.06	<u>0.75</u>	0.35	0.32	0.91
		最小	-0.22	-0.29	<u>1.32</u>	-0.08	-0.06	<u>0.75</u>	-0.34	-0.35	1.03
	下	最大	0.26	0.28	1.08	0.08	0.06	<u>0.75</u>	0.36	0.30	0.83
		最小	-0.23	-0.27	1.17	-0.07	-0.06	0.86	-0.33	-0.34	1.03
遮閉板 Type-B 中央側	上	最大	0.28	0.30	1.08	0.09	0.09	1.00	0.56	0.49	0.88
		最小	-0.26	-0.31	1.19	-0.09	-0.09	1.00	-0.53	-0.42	<u>0.79</u>
	中	最大	0.28	0.32	1.14	0.09	0.09	1.00	0.53	0.52	0.98
		最小	-0.27	-0.32	1.19	-0.10	-0.09	0.90	-0.55	-0.45	0.82
	下	最大	0.31	0.31	1.00	0.08	0.09	1.13	0.54	0.51	0.94
		最小	-0.28	-0.31	1.11	-0.10	-0.09	0.90	-0.56	-0.44	<u>0.79</u>
遮閉板 Type-B 側壁側	上	最大	0.21	0.21	1.00	0.06	0.05	0.83	0.41	0.35	0.85
		最小	-0.19	-0.21	1.11	-0.05	-0.05	1.00	-0.40	-0.29	<u>0.73</u>
	中	最大	0.22	0.22	1.00	0.06	0.06	1.00	0.40	0.36	0.90
		最小	-0.20	-0.23	1.15	-0.06	-0.06	1.00	-0.36	-0.32	0.99
	下	最大	0.22	0.21	0.95	0.05	0.06	1.20	0.40	0.35	0.88
		最小	-0.20	-0.22	1.10	-0.05	-0.06	1.20	-0.36	-0.31	0.86



(a) 上 遮閉板

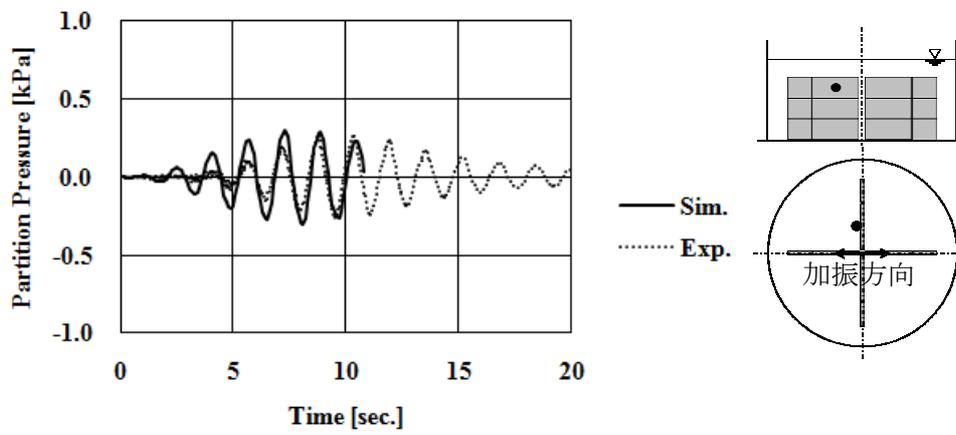


(b) 中 遮閉板

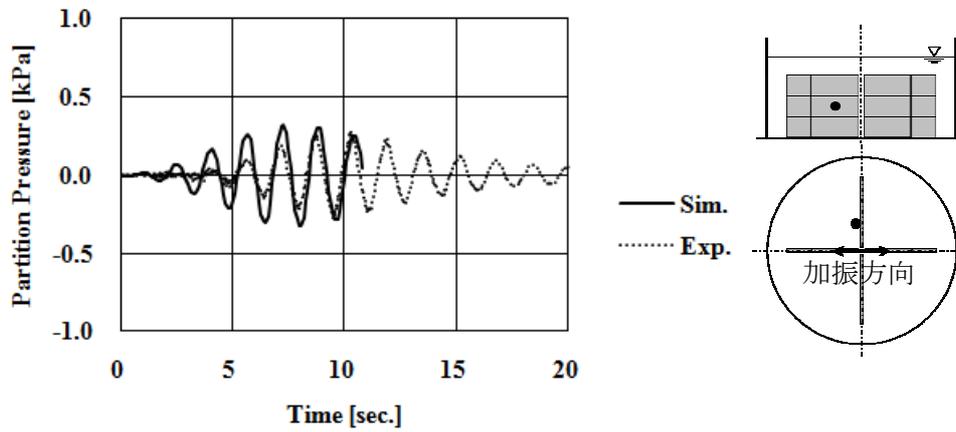


(c) 下 遮閉板

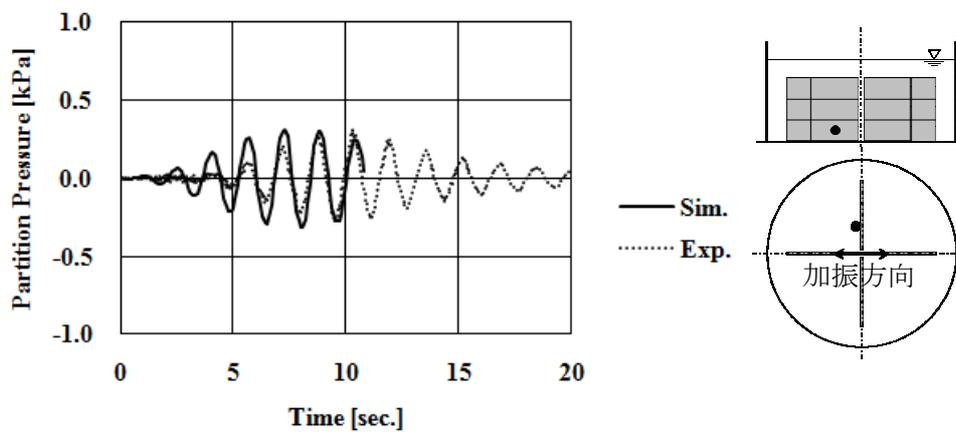
図 5-28 正弦 1 M波加振時(遮閉板 Type-A+配置)の遮閉板圧力の比較



(a) 中央側 上 遮閉板

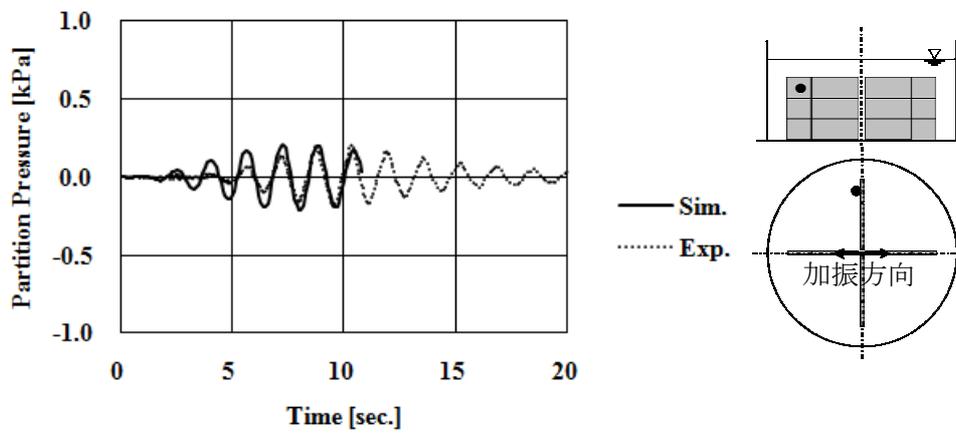


(b) 中央側 中 遮閉板

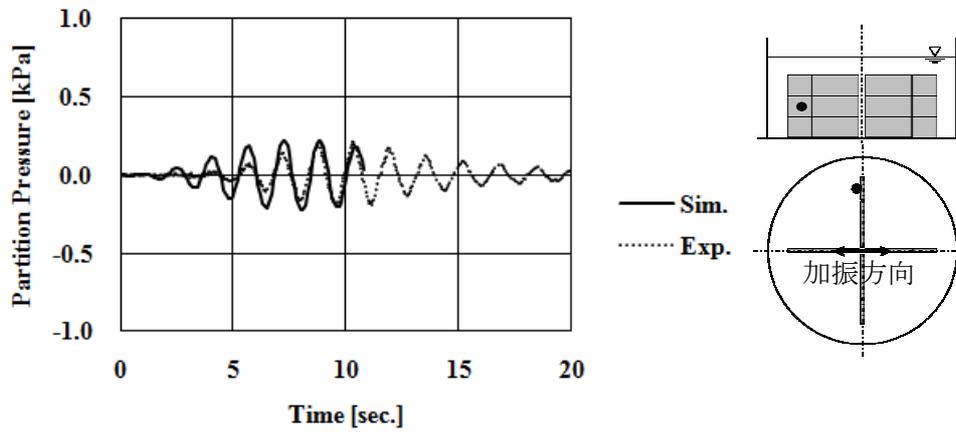


(c) 中央側 下 遮閉板

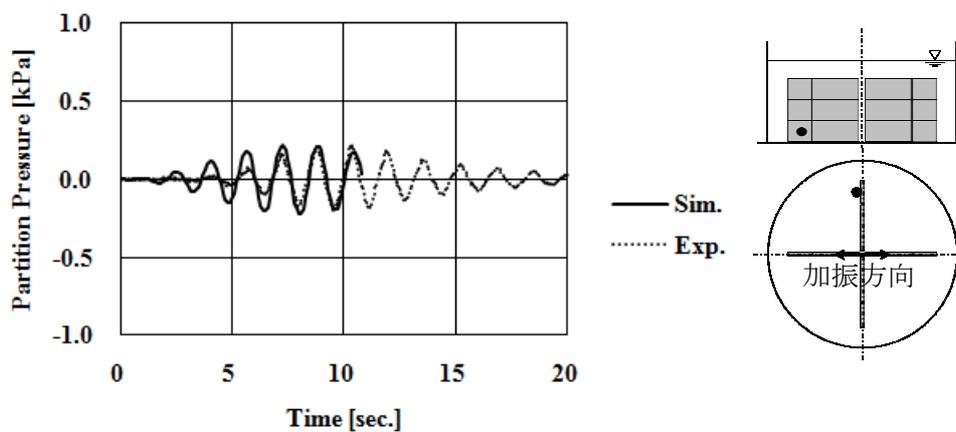
図 5-29 正弦 1 M波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較



(d) 側壁側 上 遮閉板

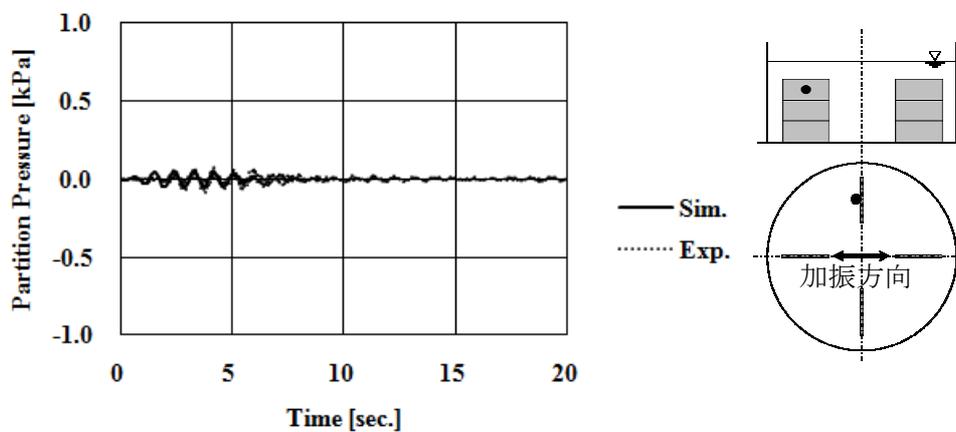


(e) 側壁側 中 遮閉板

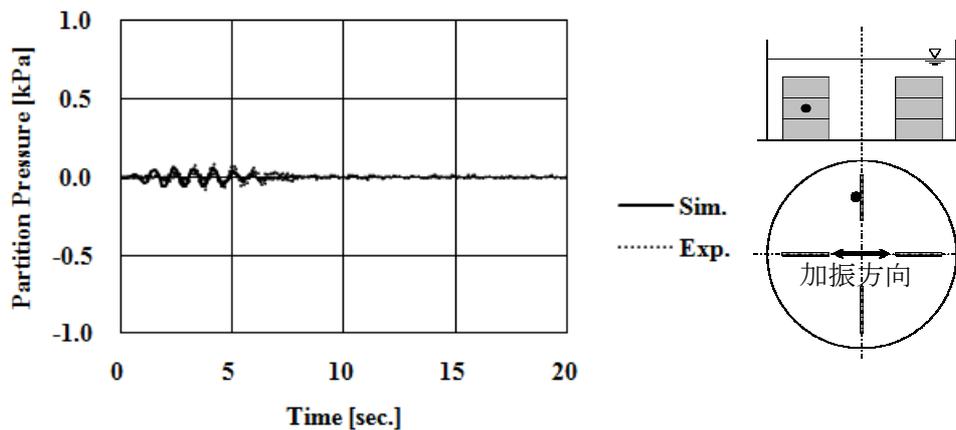


(f) 側壁側 下 遮閉板

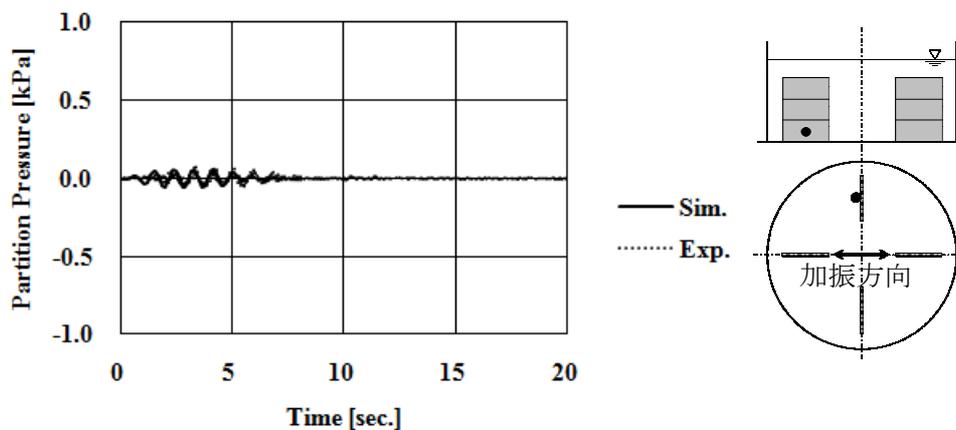
図 5-29 正弦 1 M 波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較(続き)



(a) 上 遮閉板

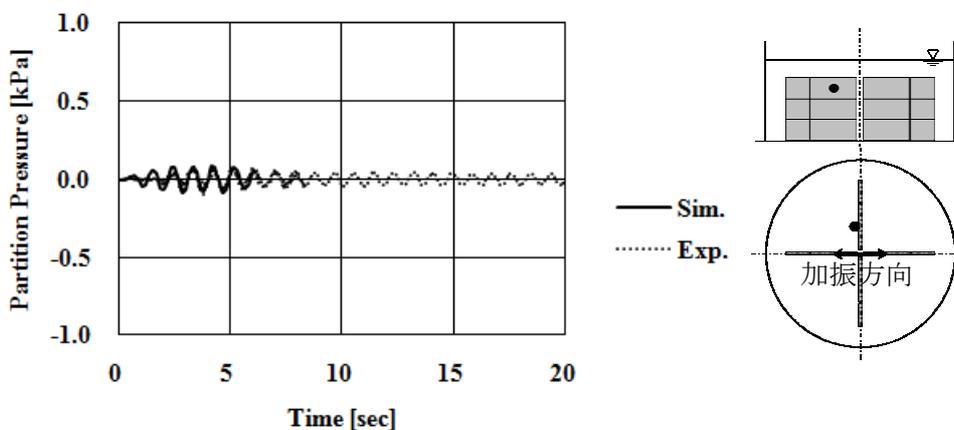


(b) 中 遮閉板

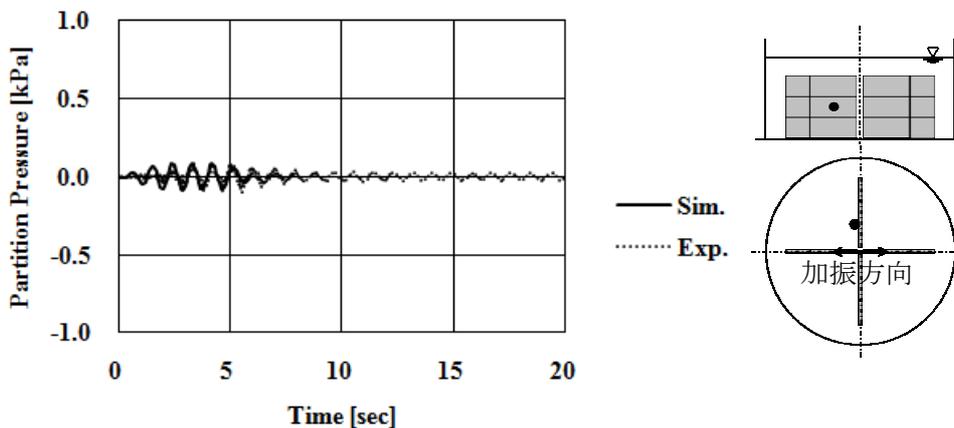


(c) 下 遮閉板

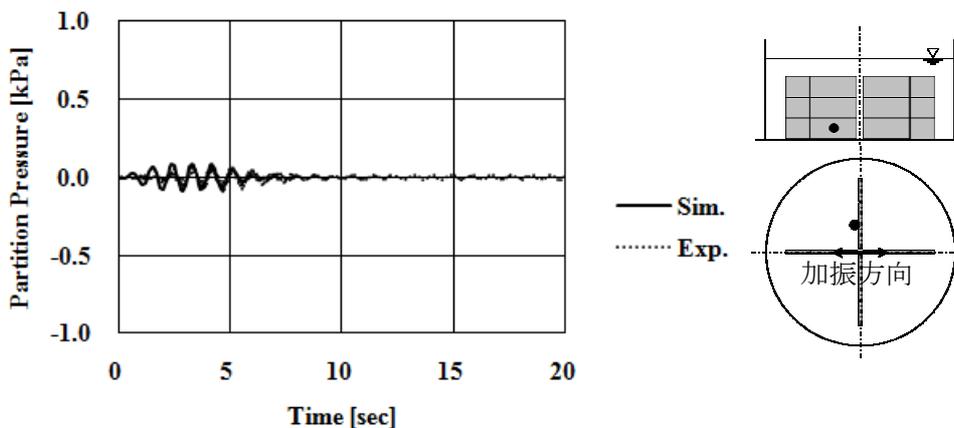
図 5-30 正弦 2 M波加振時(遮閉板 Type-A+配置)の遮閉板圧力の比較



(a) 中央側 上 遮閉板

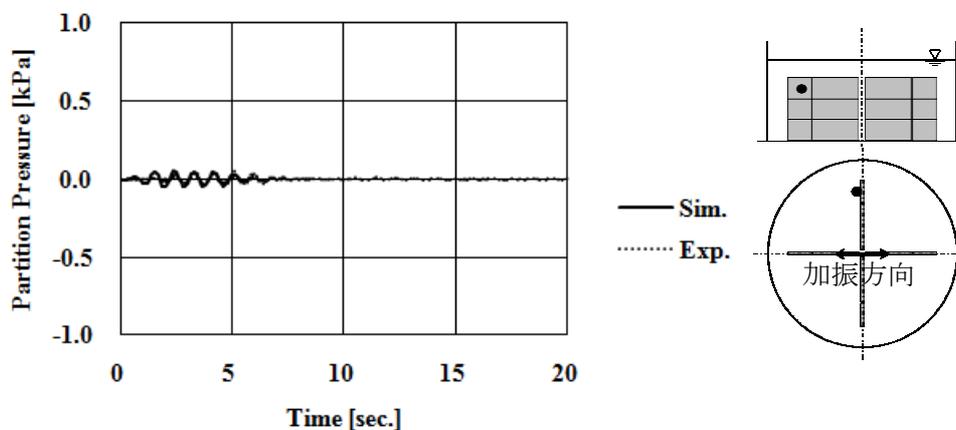


(b) 中央側 中 遮閉板

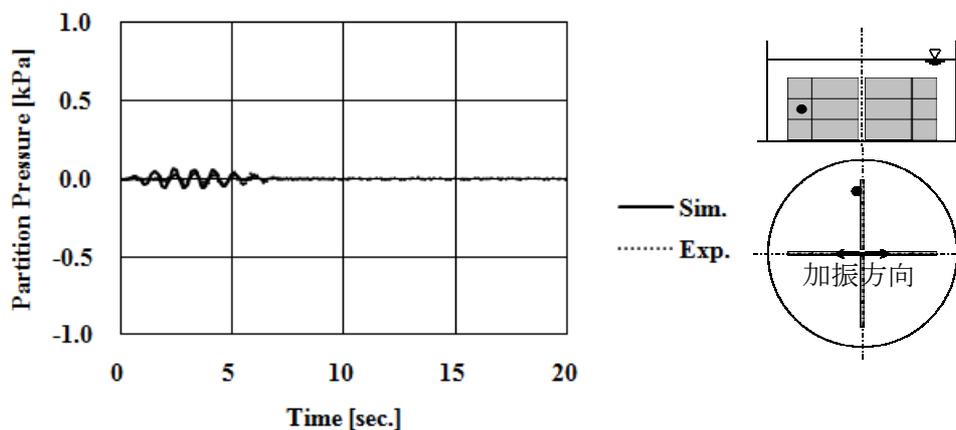


(c) 中央側 下 遮閉板

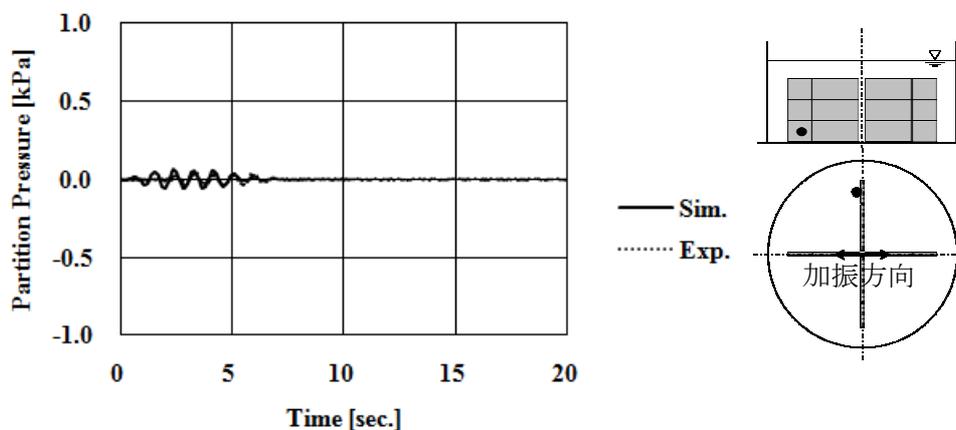
図 5-31 正弦 2 M波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較



(d) 側壁側 上 遮閉板

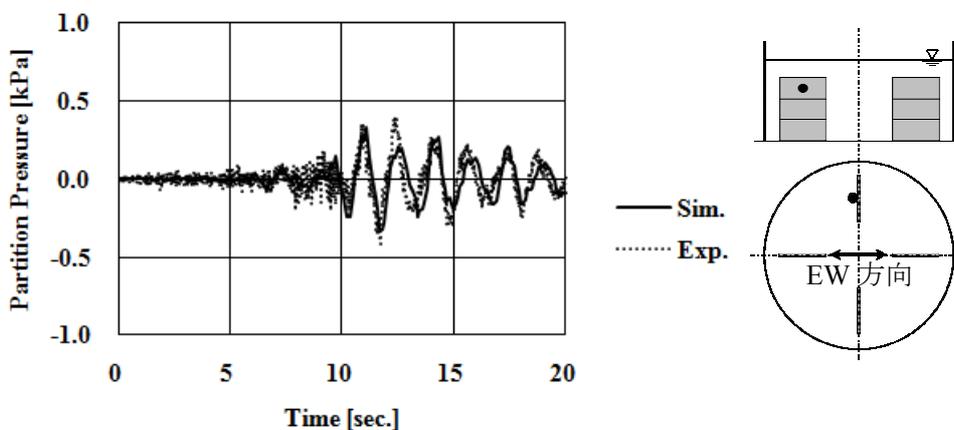


(e) 側壁側 中 遮閉板

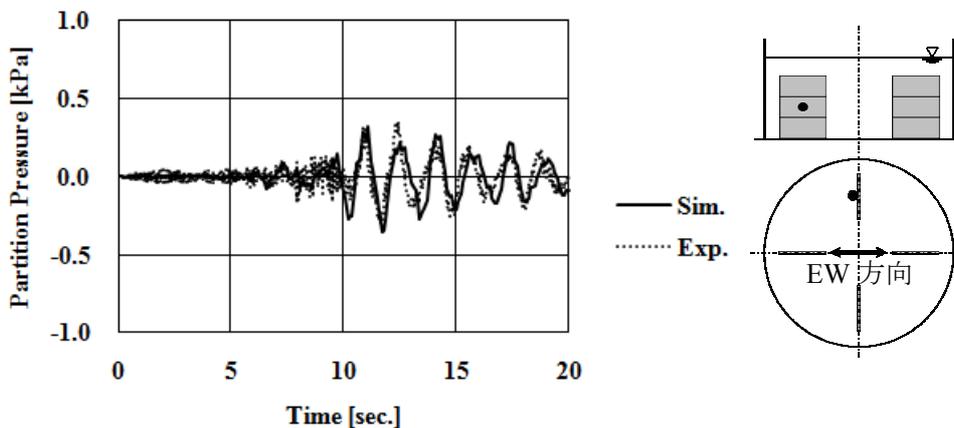


(f) 側壁側 下 遮閉板

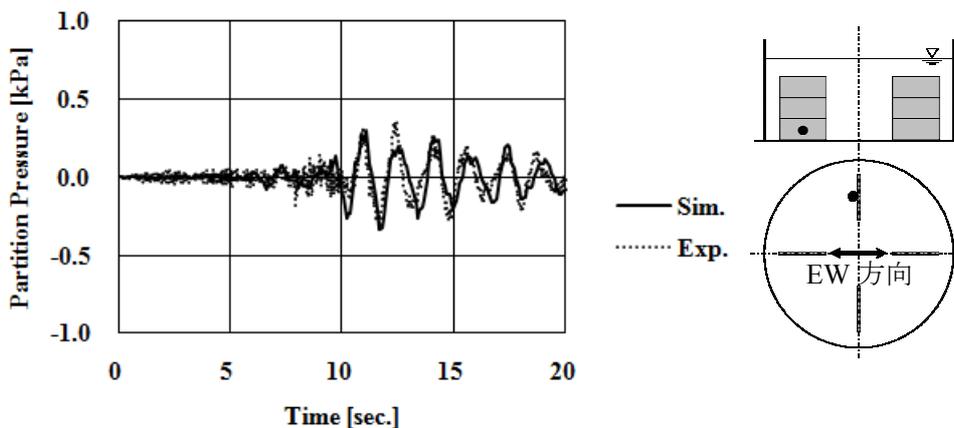
図 5-31 正弦 2 M 波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較(続き)



(a) 上 遮閉板

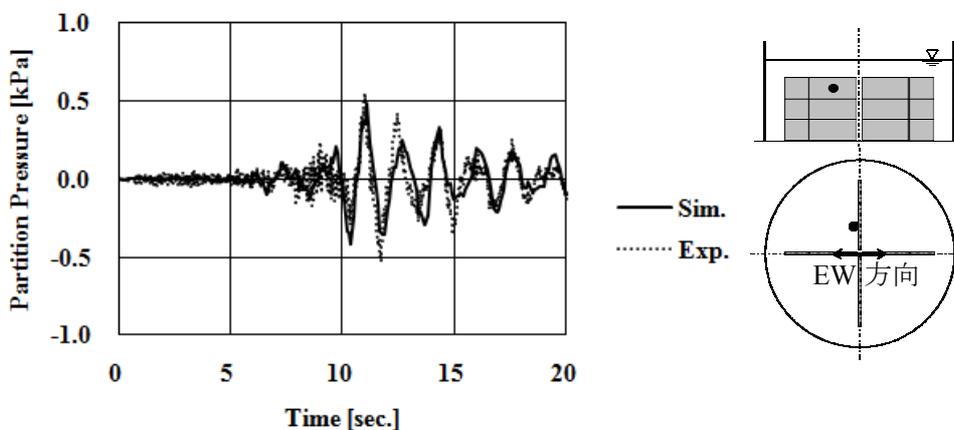


(b) 中 遮閉板

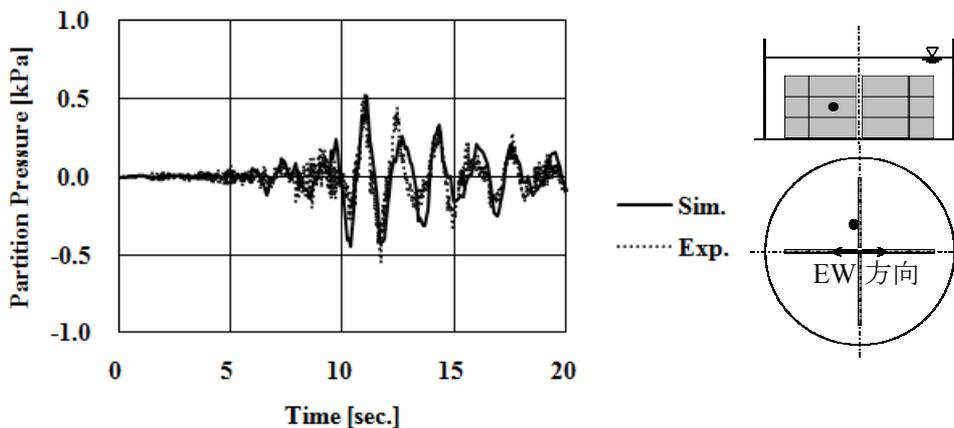


(c) 下 遮閉板

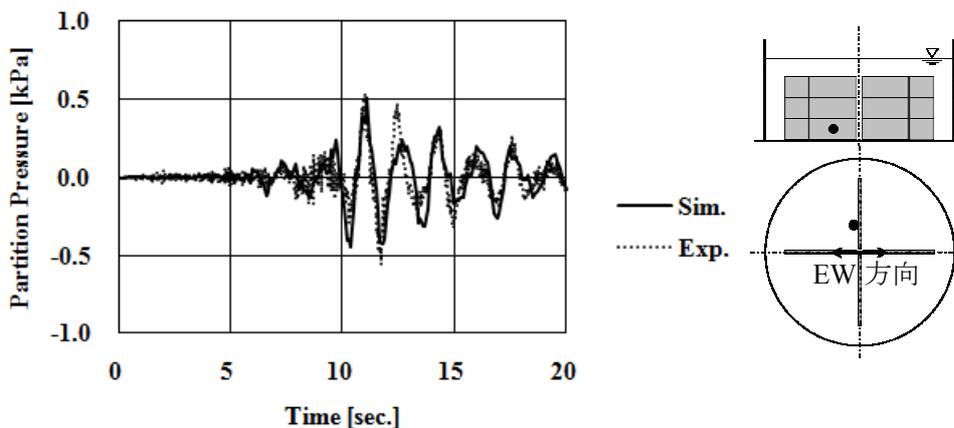
図 5-32 苫小牧波加振時(遮閉板 Type-A+配置)の遮閉板圧力の比較



(a) 中央側 上 遮閉板

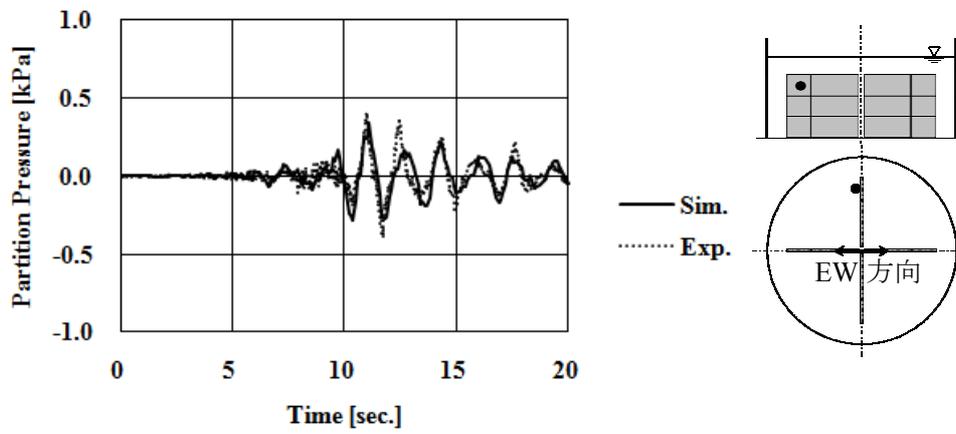


(b) 中央側 中 遮閉板

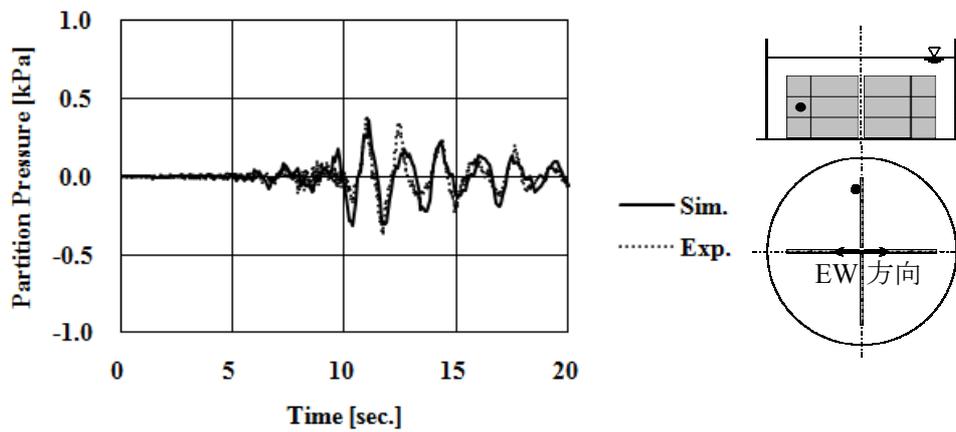


(c) 中央側 下 遮閉板

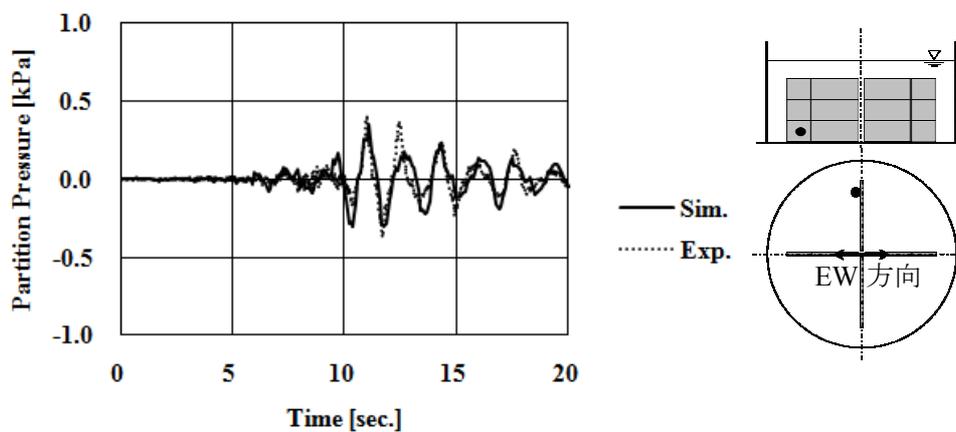
図 5-33 苦小牧波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較



(d) 側壁側 上 遮閉板



(e) 側壁側 中 遮閉板



(f) 側壁側 下 遮閉板

図 5-33 苫小牧波加振時(遮閉板 Type-B+配置)の遮閉板圧力の比較(続き)

5.4 まとめ

中規模モデルタンク(直径 2m)の振動実験と同一条件で、汎用の流体解析コード FINAS/CFD による数値シミュレーションを実施し、それぞれの結果を比較した。

その結果、加振初期の応答と苦小牧波加振時の内容液流速に差はあるものの、スロッシング高さ、側壁圧力、遮閉板圧力の最大値は精度良く一致しており、数値シミュレーションは振動実験を十分な精度で模擬できていると考えられる。これらのうち、遮閉板圧力の最大値が精度良く一致していることが重要である。第6章で詳細に述べるが、遮閉板圧力、すなわち遮閉板に加わる荷重がスロッシングの抑制につながる減衰を付与させる。実験と数値シミュレーションの遮閉板圧力の最大値が精度良く一致していることは、遮閉板によって付与された減衰を精度良く模擬できていることを示している。

本章で構築された数値シミュレーションの方法は、実在タンクの大きさに拡張した際のスロッシング抑制効果の確認に活用できるものと考えられる。

参考文献

- 5-1) 伊藤忠テクノソリューションズ(株) : FINAS/CFD 理論マニュアル, 2010

第6章 設計手法の構築

6.1 概要

遮閉板を用いたスロッシング抑制装置が有効であることは、第3章および第4章でのモデルタンクの振動実験より明らかになった。また、第5章では、スロッシングの挙動および遮閉板によるスロッシング抑制効果を把握するための数値シミュレーション方法が構築できた。つまり、モデルタンクの振動実験により明らかになったスロッシングの抑制効果から、実機タンクでの遮閉板の面積、配置を考え、それを基に実機タンクへスケールアップさせた数値シミュレーションによって、スロッシングを抑制するための遮閉板を設計することができる。しかしながら、直径、液位の組み合わせからなる実機タンクの種類は数多く、全ての種類に対しての数値シミュレーションの実施は効率的ではない。そこで、本章では、より一般化した設計手法の構築を行なう。

6.2 設計の流れ

現在、スロッシングに対する設計は、速度ポテンシャル理論に基づく方法が一般的になっている。与えられた入力地震動から速度ポテンシャル理論を用いてスロッシング高さを求め、求められたスロッシング高さに応じて、溢流を防ぐためのタンク液面から上部の空間高さ、破損を防ぐための浮屋根ポンツーンの構造を設計する。ここでの入力地震動は速度応答スペクトルが用いられている。

遮閉板によるスロッシングの抑制は、遮閉板によって減衰を増大することにより実現される。例えば、第4章の中規模モデルタンクの場合、Type-Bの遮閉板で3%程度の減衰が付加されていることが、振動実験から得られている。従って、あらかじめ遮閉板の面積、配置に応じて付加される減衰がわかれば、その減衰に見合う速度応答スペクトルを用いることでスロッシング高さが求まり、遮閉板のない場合に対しての抑制効果が把握できることになる。

設計の流れとしては、求められるスロッシング抑制効果の設定、抑制効果に見合う減衰の算定、減衰に基づく遮閉板の面積、配置の選定の順となる。ここで、求められるスロッシングの抑制効果の設定とは、あらかじめ与えられた入力地震動により遮閉板なしの条件でスロッシング高さを求め、それに対して必要なスロッシング抑制量を設定することであ

る。また、抑制効果に見合う減衰の算定とは、抑制後のスロッシング高さから速度応答スペクトルを求め、その速度応答スペクトルの減衰を算定することである。

6.3 基本式

図 6-1 に示すタンクの座標系において、加振方向(x 方向)の半径方向座標値 r に応じた 1 次モードのスロッシング高さ $\eta_1(r)$ は、第 2 章の式(2-2)，式(2-4)，および、式(2-5)から、速度応答スペクトルと関連付けて、以下の式(6-1)で表すことができる。

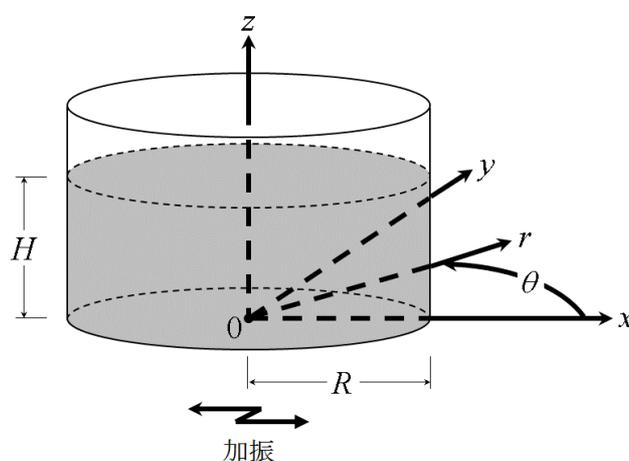


図 6-1 タンクの座標系

$$\eta_1(r) = \frac{R}{g} \cdot \frac{2}{\varepsilon_1^2 - 1} \cdot \frac{J_1(\varepsilon_1 \cdot r/R)}{J_1(\varepsilon_1)} \cdot \frac{2\pi}{T_1} \cdot S_v(T_1, \xi) \quad (6-1)$$

ここに、 r はタンクの半径方向座標値(図 6-1 を参照)、 R はタンク半径、 J_1 は 1 次の 1 種ベッセル関数、 g は重力加速度、 ε_1 は $J_1'(\varepsilon)=0$ の第 1 番目の根で $\varepsilon_1=1.841$ 、 T_1 : 1 次モードのスロッシングの固有周期、 $S_v(T_1, \xi)$ は固有周期 T_1 、減衰率 ξ の 1 自由度系の最大速度応答スペクトル値である。

Maleki らの研究⁶⁻¹⁾では、円筒タンクにおけるスロッシングに対して邪魔板を入れた場合、邪魔板によって付与される減衰を、以下の式(6-2)から式(6-6)のように導いている。なお、Maleki らの研究では邪魔板という表現であるが、本研究で使用している遮閉板と同意であるため、以下では遮閉板という表現にする。まず、減衰率 ξ は以下の式(6-2)で表すことができる。

$$\xi = \frac{T_1}{4\pi} \cdot \frac{D}{E} \quad (6-2)$$

ここに、 E はスロッシングの全エネルギー、 D は1周期当たりのエネルギー損失であり、1次モードのスロッシングを対象にすると、以下の式(6-3)および式(6-4)で表すことができる。

$$E = \frac{1}{4} \cdot \rho \cdot g \cdot \{\eta_1(R)\}^2 \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon_1^2}\right) \cdot \pi \cdot R^2 \quad (6-3)$$

$$D = \int \frac{2}{3\pi} \cdot \rho \cdot C_d \cdot U_n^3 \cdot dA \quad (6-4)$$

ここに、 ρ は内容液の密度、 dA は遮閉板の微小面積である。また、 C_d は遮閉板の抗力係数、 U_n は遮閉板の法線方向の内容液の流速で後述する。また、遮閉板に加わる荷重 F は以下の式(6-5)で表すことができる。

$$F = \int \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_d \cdot U_n^2 \cdot dA \quad (6-5)$$

遮閉板の法線方向の内容液の流速 U_n は以下の式(6-6)で表すことができる、

$$U_n = \frac{1}{r} \cdot \frac{g \cdot \eta_1(r) \cdot T_1}{2\pi} \cdot \frac{\cosh(\varepsilon_1 \cdot z/R)}{\cosh(\varepsilon_1 \cdot H/R)} \cdot \sin(\theta) \quad (6-6)$$

ここに、 z はタンクの鉛直方向座標値(図 6-1 を参照)、 θ はタンクの周方向角座標値(図 6-1 を参照)、 H はタンクの液位(図 6-1 を参照)である。なお、加振方向に直交する面に配置している+配置の遮閉板では $\theta=\pi/2$ 、加振方向から傾いた面に配置している×配置の遮閉板では $\theta=\pi/4$ である。

以上の基本式を活用して、以下の流れを収束するまで繰り返せば遮閉板による減衰を求めることができる。

- (0) 減衰率の初期値 ξ を仮定する。
- (1) 設定されている入力地震動に対する速度応答スペクトル値を式(6-1)に代入してスロッシング高さ η_1 を求める。
- (2) スロッシング高さ η_1 を式(6-3)に代入してスロッシングの全エネルギー E を求める。
- (3) スロッシング高さ η_1 を式(6-6)に代入して遮閉板の法線方向の内容液の流速 U_n を求める。

- (4) 遮閉板の法線方向の内容液の流速 U_n を式(6-4)に代入して1周期当たりのエネルギー損失 D を求める。
- (5) スロッシングの全エネルギー E と1周期当たりのエネルギー損失 D を式(6-2)に代入して減衰率 ξ を求める。
- (6) 減衰率 ξ に基づく入力地震動に対する速度応答スペクトル値を再設定し、(1)へ戻る。

次に、遮閉板の抗力係数 C_d について詳述する。スロッシングしている流体の中に置かれた遮閉板は、定常流ではなく振動流による抗力を受けることとなる。周期 T_1 の振動流中に置かれた長方形板に対する抗力係数については、数々の提案がなされている。Keulegan と Carpenter は以下の式(6-7)を提案⁶⁻²⁾している。

$$C_d = \frac{15}{\sqrt{U_n \cdot T_1 / w}} \quad 2 \leq U_n \cdot T_1 / w \leq 20 \quad (6-7)$$

ここに、 U_n は長方形板の法線方向流速、 w は長方形板の幅である。また、Sarpkaya と O'Keefe は Ridjanovic のデータも加えて式(6-7)より小さい値を提案⁶⁻³⁾しており、式(6-7)と同様の表し方で近似すると、以下の式(6-8)で表すことができる。

$$C_d = \frac{8.5}{\sqrt{U_n \cdot T_1 / w}} \quad (6-8)$$

本研究では、後述するように中規模モデルタンクの振動実験に両者の式を適用して、妥当性を検討することにする。

6.4 中規模モデルタンクの振動実験との比較による検証

中規模モデルタンクの振動実験では、モデルタンクの1次モードのスロッシング固有周期を持つ正弦波である「正弦1M波」で加振した場合において、スロッシング高さと減衰曲線から遮閉板による減衰率を推定している。また、遮閉板に加わる荷重も計測している。本節では、前節で提案した簡易式によって減衰率と遮閉板に加わる荷重を算出し、実験結果と比較することで、提案法および抗力係数の妥当性を確認する。提案法と振動実験による減衰率と遮閉板荷重を比較した結果を表6-1から表6-4に示す。なお、遮閉板に加わる荷重は、提案法では得られる荷重を全遮閉板面積で除した平均圧力とし、中規模モデルタンクの場合は、上中下の遮閉板で計測された荷重の最大最小の絶対値を平均し全遮閉板面積で除した平均圧力とした。また、提案法で使用する速度応答スペクトル値の初期値は、中規模モデルタンク振動実験における振動波形の0.1%減衰のものとした。

表 6-1 遮閉板 Type-A +配置 正弦 1 M波加振での比較

提案法			振動実験			
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]	減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側				
式(6-7)	220		2.6	254	2.8	1.3
式(6-8)	156		1.6			

表 6-2 遮閉板 Type-B +配置 正弦 1 M波加振時での比較

提案法				振動実験			
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側		中央側	側壁側		
式(6-7)	200	113	4.0	281	205	7.5	3.1
式(6-8)	153	86	2.5				

表 6-3 遮閉板 Type-A ×配置 正弦 1 M波加振での比較

提案法			振動実験			
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]	減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側				
式(6-7)	142		2.2	162	2.0	1.3
式(6-8)	98		1.4			

表 6-4 遮閉板 Type-B ×配置 正弦 1 M波加振時での比較

提案法				振動実験			
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側		中央側	側壁側		
式(6-7)	134	75	3.5	190	137	6.2	2.9
式(6-8)	99	56	2.1				

遮閉板平均圧力に関しては、提案法のうち式(6-7)の抗力係数を用いて算出した方が式(6-8)に比べて近い値となっている。式(6-7)での算出結果は、遮閉板 Type-A の場合は振動実験と良い一致を示しており、遮閉板 Type-B の場合は振動実験よりも小さい値となっている。一方、減衰率に関しては、減衰曲線から求めた場合は、式(6-8)の抗力係数を用いて算出した方が式(6-7)に比べて近く、スロッシング高さから求めた場合は、逆となっている。

次に減衰率の違いに応じてスロッシング高さを求め、中規模モデルタンクの振動実験と比較すると表 6-5 となる。スロッシング高さは、式(6-8)に比べて式(6-7)の方が、中規模モデルタンクの実験結果に近い値を示している。遮閉板 Type-A の場合、式(6-7)は振動実験に良い一致を示しており、遮閉板 Type-B の場合、振動実験よりも大きな値が算出されている。スロッシングの抑制効果を表すパラメータとしては、スロッシング高さがより直接的と考え、遮閉板 Type-A に対しては式(6-7)の抗力係数を採用することとした。

表 6-5 正弦 1 M波加振時のスロッシング高さの比較

	抗力係数	スロッシング高さ [mm]			
		Type-A+配置	Type-A×配置	Type-B+配置	Type-B×配置
提案法	式(6-7)	90	95	75	81
	式(6-8)	105	108	91	97
振動実験		86	97	51	61

一方、遮閉板 Type-B に対しては、式(6-7)の抗力係数でも抑制効果を過小に評価している。遮閉板 Type-B には狭隘なスリットがあるため、遮閉板 Type-A よりも大きな抗力係数であることが理由と推定される。そこで遮閉板 Type-B に対しては、次のとおり抗力係数を再設定する。表 6-2 および表 6-3 に示す振動実験での遮閉板平均圧力の値は、提案法の式(6-7)の値に対して側壁側で最大 1.8 倍になっている。従って、式(6-7)の係数部分にその倍数を乗じ、以下の式(6-9)を遮閉板 Type-B の抗力係数と考える。この式(6-9)の抗力係数を使用し、表 6-2 に対応させて表 6-6 を、表 6-4 に対応させて表 6-7 を以下に示す。減衰率に関しては、減衰曲線から求めた場合の振動実験の値に対しては、大きな値を与えるが、スロッシング高さから求めた場合の振動実験の値により近づいている。同様に、遮閉板平均圧力に関しても、式(6-9)の抗力係数を使用すると振動実験の値により近づいている。また、表 6-5 に対応させて表 6-8 を以下に示すが、スロッシングの抑制効果を表す直接的なパラメータであるスロッシング高さは良い一致を示すようになる。従って、遮閉板 Type-B のように狭隘なスリットを持つタイプに対しては、式(6-9)の抗力係数を採用することとした。

$$C_d = \frac{27}{\sqrt{U_n \cdot T_1/w}} \quad (6-9)$$

表 6-6 遮閉板 Type-B + 配置 正弦 1 M波加振時での比較

提案法			振動実験				
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側		中央側	側壁側		
式(6-9)	246	139	6.3	281	205	7.5	3.1

表 6-7 遮閉板 Type-B × 配置 正弦 1 M波加振時での比較

提案法			振動実験				
抗力係数	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 [%]	遮閉板平均圧力 [Pa]		減衰 (スロッシング高さ) [%]	減衰 (減衰曲線) [%]
	中央側	側壁側		中央側	側壁側		
式(6-9)	165	93	5.5	190	137	6.2	2.9

表 6-8 正弦 1 M波加振時のスロッシング高さの比較

	抗力係数	スロッシング高さ [mm]	
		Type-B+配置	Type-B×配置
提案法	式(6-9)	58	63
振動実験		51	61

6.5 数値シミュレーションによる検証

本節では、小規模モデルタンクおよび中規模モデルタンクの振動実験においてスロッシングの抑制効果が高かった遮閉板の面積、配置を参考に、実機サイズのモデルタンクに対して遮閉板を試設計し、第5章で構築した数値シミュレーション法を用いて、提案手法の妥当性を検証する。

6.5.1 実機サイズのモデルタンクでの遮閉板の試設計

試設計用のモデルタンクとして、公称容量6万kLを選定した。表6-9にモデルタンクの諸元を示す。出光興産北海道製油所に実在するタンクを想定し、液位および液位から求まる実容量は「2003年十勝沖地震」時の値を参考にしている。また、想定される最大のスロッシング高さは、現行基準で定められている最大の入力地震動(速度応答スペクトル値200kine)から求めた。

表 6-9 試設計用モデルタンクの諸元

	モデルタンク	実在タンク
公称容量 [kL]	6 万	6 万
直径 [m]	64	60.4
高さ [m]	22	24.39
液位 [m]	18	21.936 ^{注1}
実容量 [kL]	5.8 万	6.2 万 ^{注1}
スロッシング固有周期(1次) [sec.]	9.5	8.7
想定最大スロッシング高さ [m] ^{注2}	3.6	3.7

注1：「2003年十勝沖地震」時の値。

注2：現行基準の最大入力地震動(速度応答スペクトル値 200kine)から求めた値。

小規模モデルタンクでの振動実験では、図 6-2 に示す遮閉板のスロッシング抑制効果が高いことが示されている。この遮閉板の開口率は 25%である。また、中規模モデルタンクでの振動実験では、図 6-3 に示す Type-B の遮閉板のスロッシング抑制効果が高かった。この遮閉板の開口率は 44%である。これらの遮閉板の面積、配置を参考にして、実機サイズのモデルタンクに対して試設計した遮閉板を図 6-4 に示す。この遮閉板の開口率は 33%である。

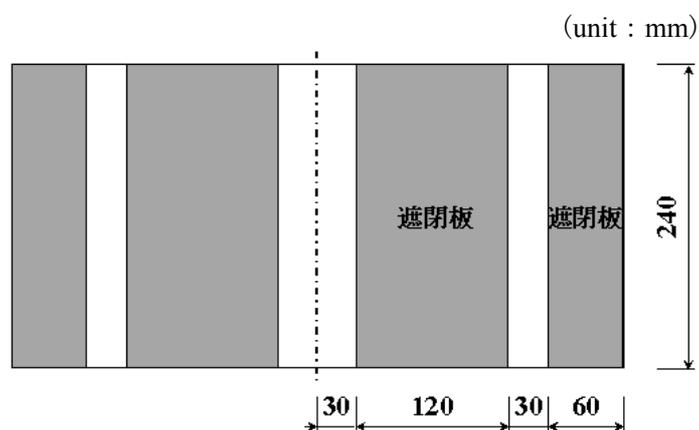


図 6-2 小規模モデルタンク実験においてスロッシング抑制効果が高い遮閉板

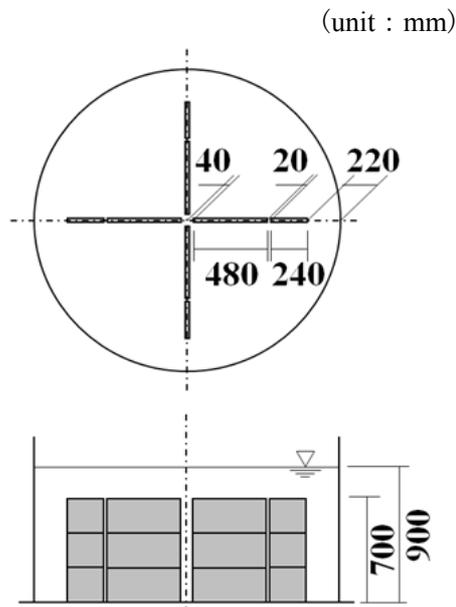


図 6-3 中規模モデルタンク実験においてスロッシング抑制効果が高い遮閉板

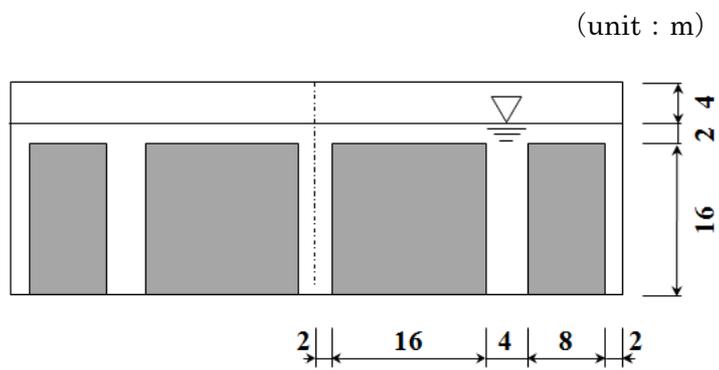


図 6-4 実機サイズのモデルタンクに対して試設計した遮閉板

6.5.2 スロッシング抑制効果の算定

前項で試設計した遮閉板に対して、6.3節の手法を用いて最大スロッシング高さを算出する。入力地震動としては、1次モードのスロッシング固有周期(9.5sec.)を持つ水平一方向の正弦波(「正弦1M波」と呼ぶ)と、「2003年十勝沖地震」の出光興産北海道製油所での観測波3成分(「苫小牧波」と呼ぶ)の2種類とした。図6-5に正弦1M波の波形を、図6-6に正弦1M波の速度応答スペクトルを示す。正弦1M波の最大加速度は減衰0.1%の速度応答スペクトル値が200kineになるように調整している。図6-7に苫小牧波の波形を、図6-8に苫小牧波の速度応答スペクトルを示す。また、遮閉板は、それぞれの入力地震動に対して図6-9に示すような配置とした。

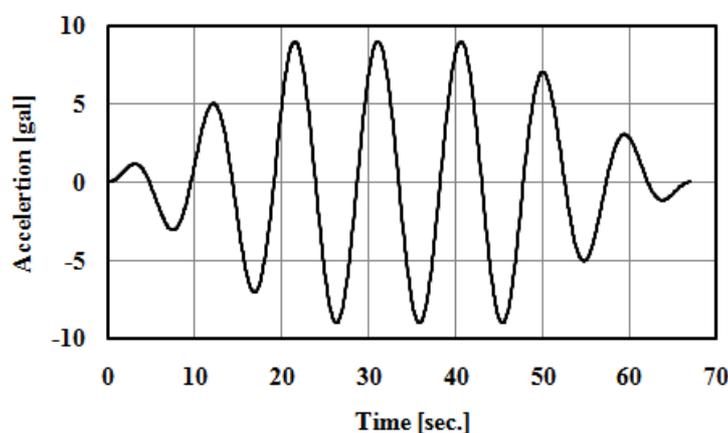


図 6-5 入力地震波(正弦1M波)

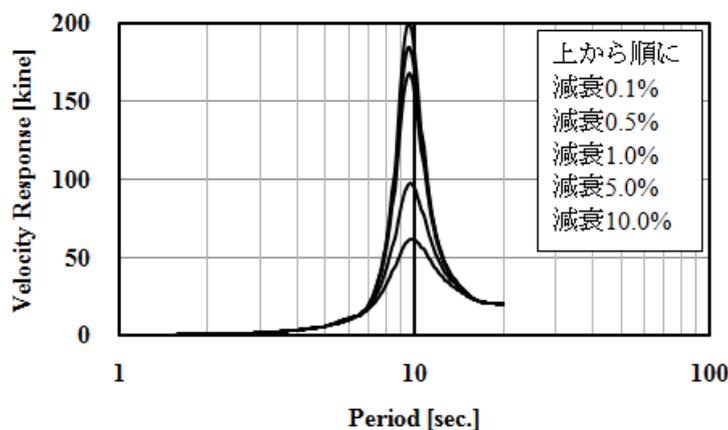
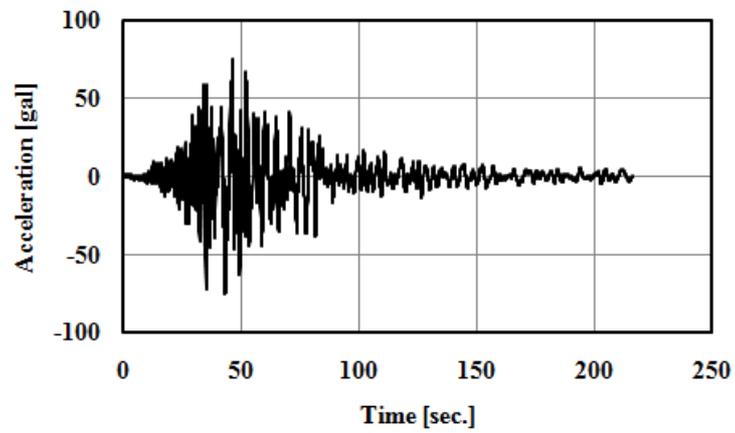
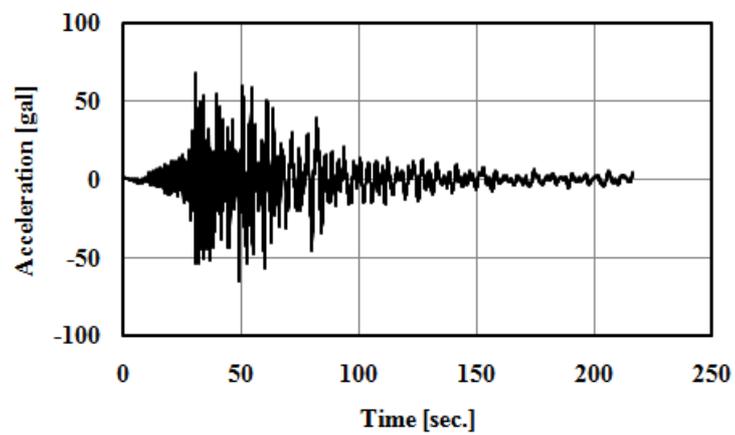


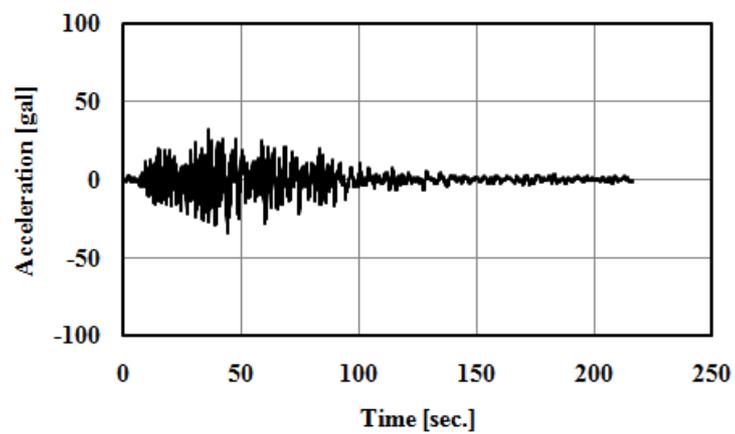
図 6-6 入力地震波(正弦1M波)の速度応答スペクトル



(a) EW 方向

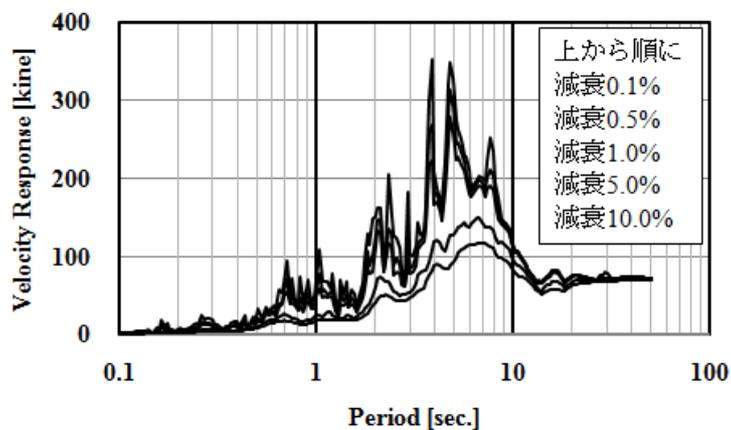


(b) NS 方向

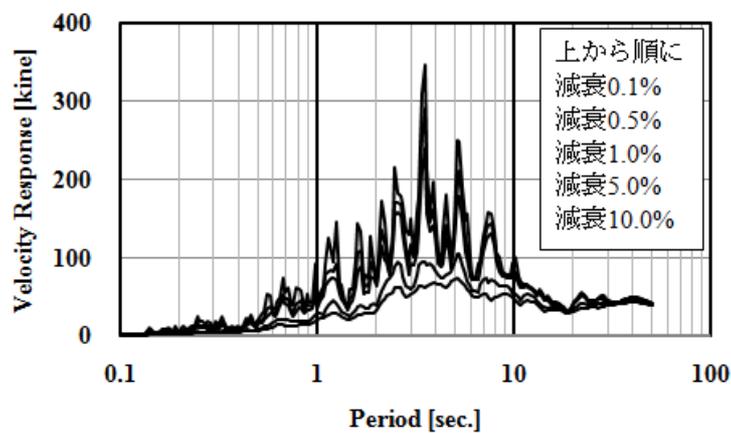


(c) UD 方向

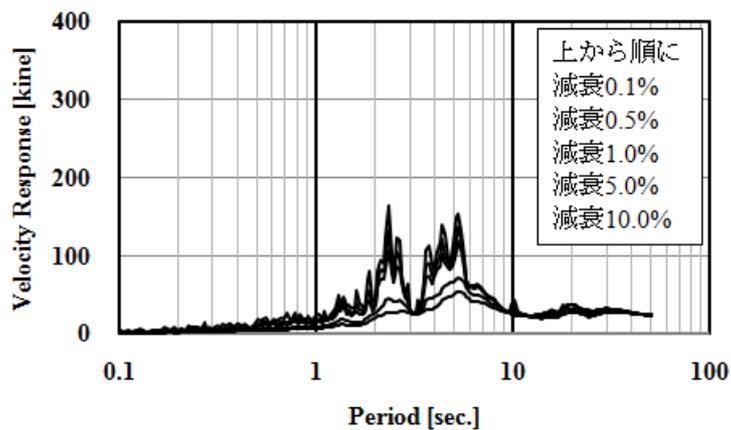
図 6-7 入力地震波(苫小牧波)



(a) EW 方向



(b) NS 方向



(c) UD 方向

図 6-8 入力地震波(苦小牧波)の速度応答スペクトル

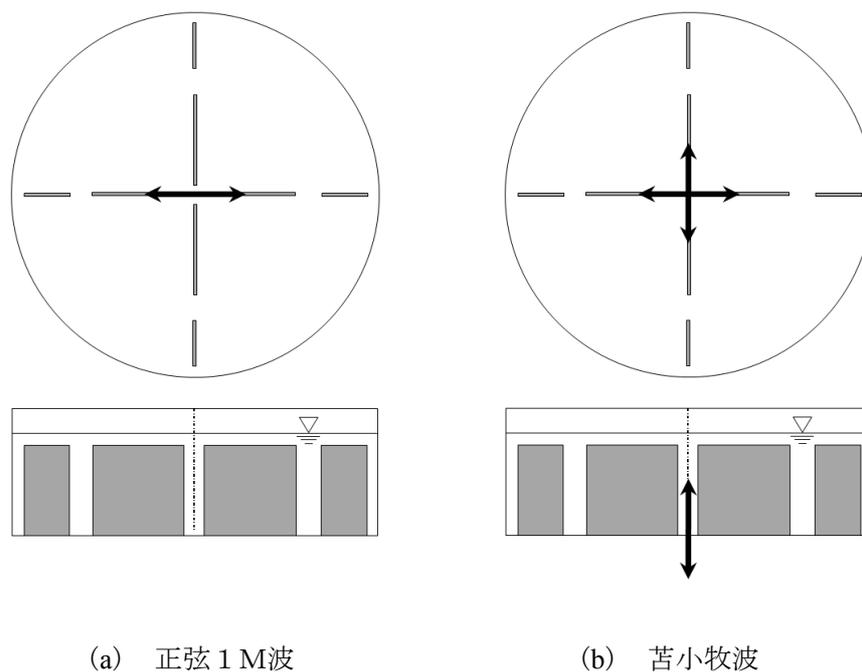


図 6-9 入力地震動の加振方向と遮閉板配置の関係

それぞれの入力地震動に対して、試設計した遮閉板のスロッシング抑制効果は、表 6-10 のとおり算定された。苦小牧波の場合、図 6-8 の速度応答スペクトルからもわかるように、スロッシングが最も大きくなる EW 方向の結果を示した。同様に遮閉板への荷重は表 6-11 のとおり算定された。なお、遮閉板のタイプが中規模モデルタンクの Type-B と類似で狭隘なスリットがあるため、これらの算定における抗力係数は、6.4 節の式(6-9)を使用している。

表 6-10 試設計した遮閉板のスロッシング抑制効果

	正弦 1 M波		苦小牧波(EW 方向)	
	遮閉板なし	遮閉板あり	遮閉板なし	遮閉板あり
減衰率 [%]	0.1	11.4	0.1	13.9
速度応答スペクトル値 [kine]	200	55	136	82
最大スロッシング高さ [m]	3.6	1.0	2.5	1.5

表 6-11 試設計した遮閉板への荷重

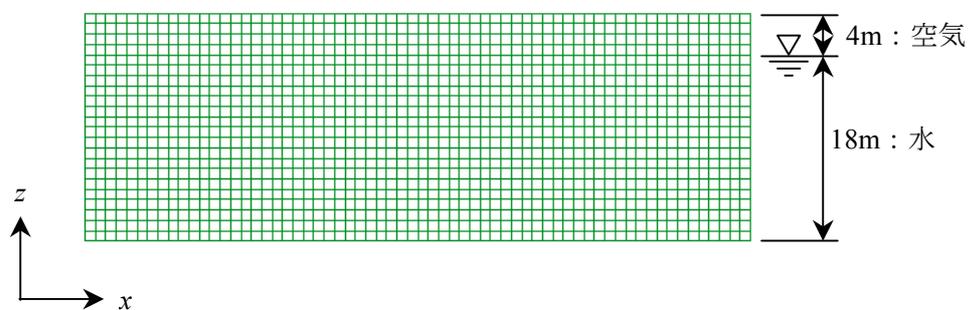
	遮閉板平均圧力 [kPa]	
	正弦 1 M波	苦小牧波(EW 方向)
中央側	6.2	11.3
側壁側	3.0	5.5

6.5.3 数値シミュレーションの実施

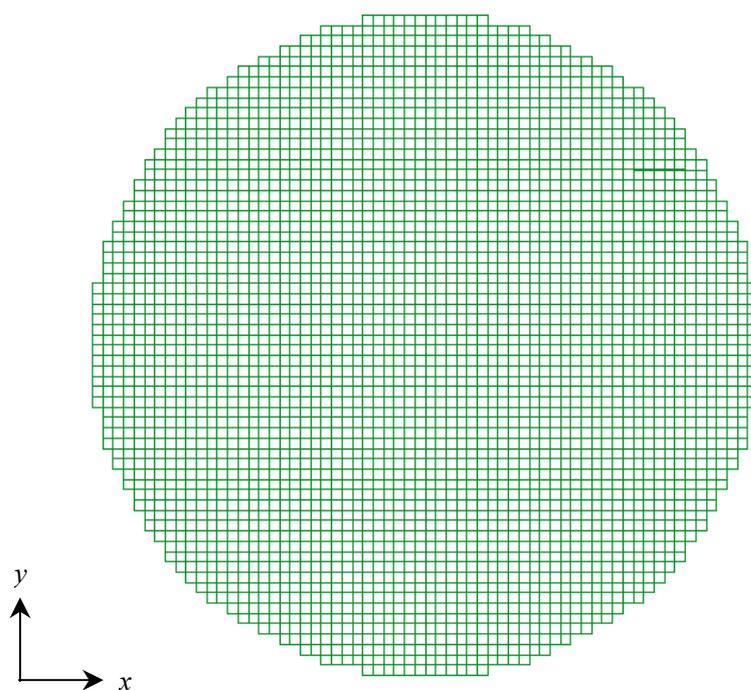
提案法の妥当性を検証するために、同条件の数値シミュレーションを実施する。入力地震動は、6.5.2 項と同じ正弦 1 M波と苦小牧波とし、0.05 秒刻みで与えた。ただし、苦小牧波の場合は、最大スロッシング高さが表れる時間領域を包含できる 100sec.までを入力した。直径 64m、高さ 22m のモデルタンクを、図 6-10 に示すように一辺 1m の六面体のメッシュで分割して近似した。水位 18m までは水、その上 4m は空気とした。正弦 1 M波の場合、図 6-10 に示す x 軸方向が加振方向で、苦小牧波の場合、 x 軸方向が EW 方向、 y 軸方向が NS 方向、 z 軸方向が UD 方向とする。流体の物性値は表 6-12 に示す値とした。これは第 5 章で用いた値と同一である。境界条件は第 5 章と同様であり、タンクの上にある空気の上表面は全面圧力ゼロとし、タンクの側壁および底板と流体との接触面、図 6-9 に示す位置にある遮閉板と流体との接触面の条件は、slip 壁とした。

表 6-12 流体の物性値

	密度 [kg/m ³]	粘度 [Pa·sec.]
水	998.23	1.004×10^{-3}
空気	1.189	1.836×10^{-5}



(a) 立面

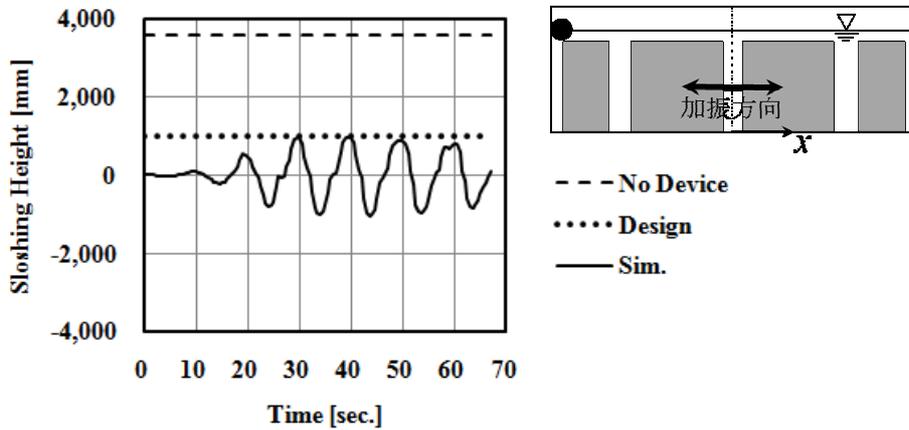


(b) 平面

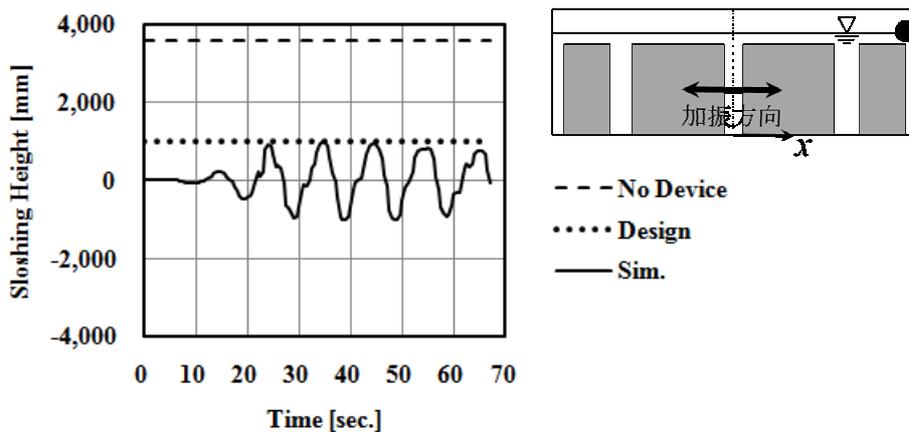
図 6-10 数値シミュレーションのモデル

6.5.4 数値シミュレーションの結果

正弦1M波の入力とした場合のスロッシング高さの数値シミュレーション結果を図6-11に示す。加振方向に対して、 x 軸のマイナス方向にある側壁部を $-x$ 位置、プラス方向を $+x$ 位置と呼び、数値シミュレーション結果の波形(Sim.)を実線で、提案法で求めた表6-6の遮閉板ありの値(Design)を点線、遮閉板なしの値(No Device)を破線で合わせて示している。この図に示すとおり、提案法では、遮閉板によってスロッシング高さは3.6mから1.0mまで低減し2.6mの抑制効果である。一方、数値シミュレーション結果での最大スロッシング高さも1.0mで提案法と良い一致を示した。



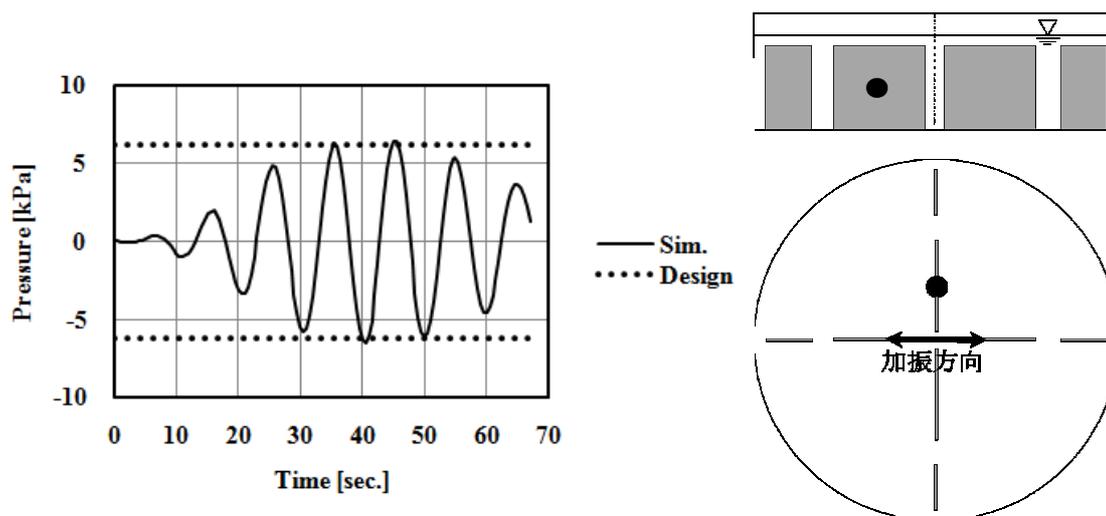
(a) $-x$ 位置



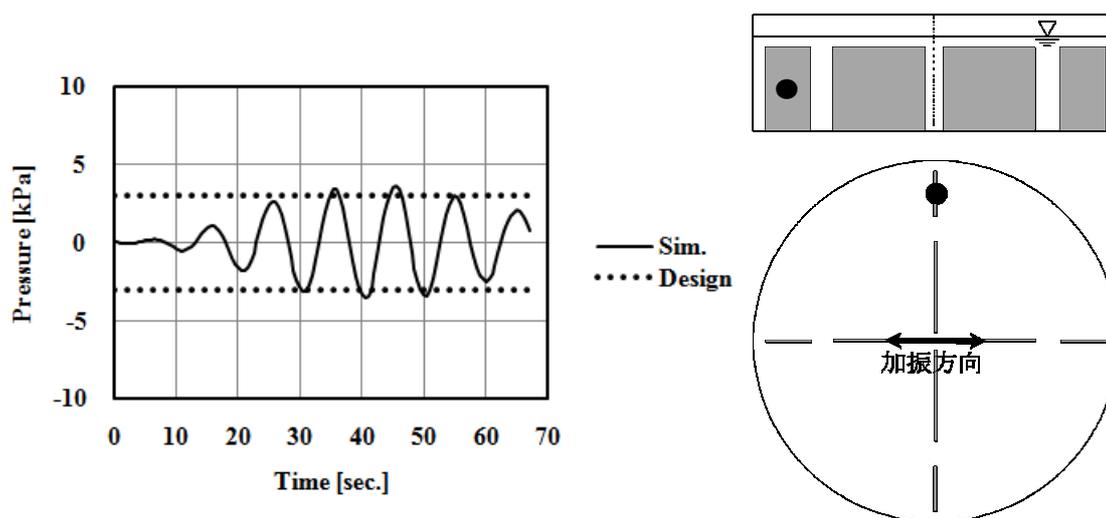
(b) $+x$ 位置

図6-11 正弦1M波の数値シミュレーション結果(スロッシング高さ)

次に、正弦 1 M波に対する遮閉板荷重の数値シミュレーション結果を図 6-12 に示す。なお、荷重は、遮閉板をはさんで相対する位置の圧力差を遮閉板に作用する圧力とし、遮閉板全体で平均している。この図に示すとおり、数値シミュレーション結果での最大圧力は、中央側で 6.4kPa、側壁側で 3.6kPa となり、表 6-7 に示した提案法で算定した遮閉板荷重(中央側で 6.2kPa、側壁側で 3.0kPa)と概ね一致した。



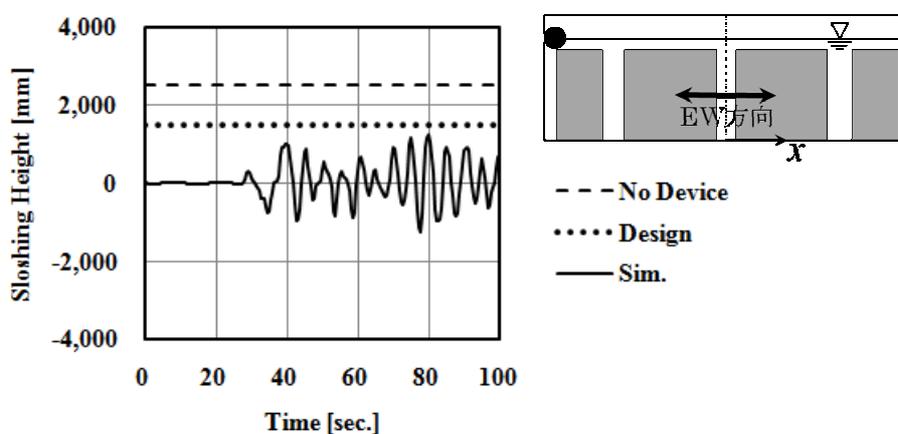
(a) 中央側



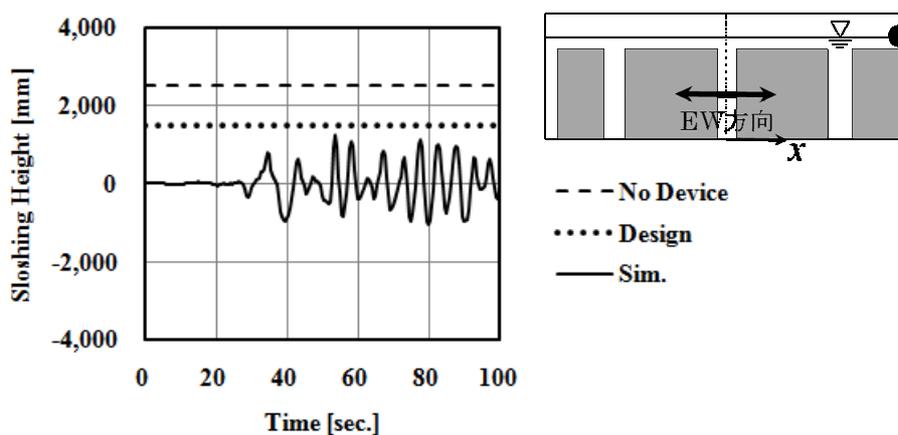
(b) 側壁側

図 6-12 正弦 1 M波の数値シミュレーション結果(遮閉板圧力)

次に、苦小牧波の入力とした場合のスロッシング高さの数値シミュレーション結果を図6-13に示す。苦小牧波の場合、40sec.より前は1次モードのスロッシング(固有周期9.5sec.)のみが表れているが、40sec.以降は2次モードのスロッシング(固有周期4.9sec.)が1次モードのスロッシングに加わっている。この図に示すとおり、提案法では、遮閉板によってスロッシング高さは2.5mから1.5mまで低減し1.0mの抑制効果であるが、数値シミュレーション結果での最大スロッシング高さは1.2mで抑制効果は1.3mとなり、提案法の方が小さい抑制効果を示した。つまり、このケースでは、提案法が安全側の値を推算したことになる。



(a) -X 位置



(b) +X 位置

図 6-13 苦小牧波の数値シミュレーション結果(スロッシング高さ)

次に、苫小牧波に対する遮閉板荷重の数値シミュレーション結果を図 6-14 に示す。この図に示すとおり、数値シミュレーション結果での最大圧力は、10.2kPa、側壁側で5.2kPa となり、表 6-7 に示した提案法で算定した値(中央側で 11.3kPa、側壁側で 5.5kPa)と概ね一致した。

従って、実機サイズのモデルタンクを用いた数値シミュレーションの結果と比べ、提案法による抑制効果は若干安全側に推算されることがわかった。

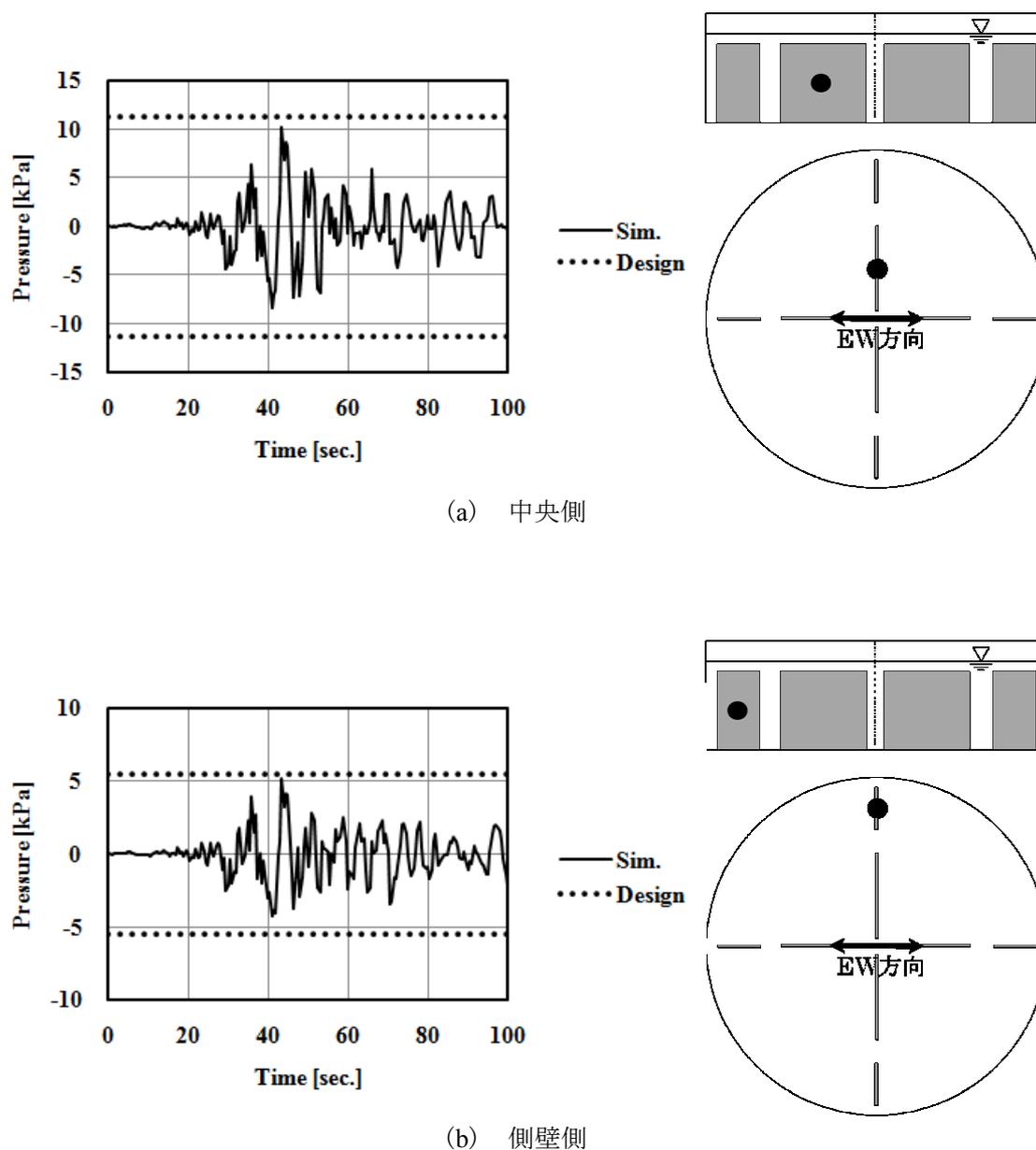


図 6-14 苫小牧波の数値シミュレーション結果(遮閉板圧力)

6.6 まとめ

遮閉板を用いたスロッシング抑制装置を設計するために、スロッシング抑制効果を簡易に算定できる手法を提案した。この手法により、与えられた入力地震動に対して、必要な減衰、つまり、スロッシング低減量を設定し、その減衰に応じた遮閉板の面積、配置の設計が、少ない計算量で可能となった。

この手法を中規模モデルタンクの振動実験に適用し、提案手法の妥当性を検証した。さらに、この手法で実機サイズのモデルタンクに対しての遮閉板の試設計を行い、第 5 章で構築した数値シミュレーション手法を用いた解析を実施し、提案法による値と解析結果を比較することにより、実機タンクに対する提案手法の妥当性を検証した。

参考文献

- 6-1) Abbas Maleki, Mansour Ziyaeifar : Damping enhancement of seismic isolated cylindrical liquid storage tanks with baffles, *Engineering Structures*, 29, pp.3227-3240, 2007
- 6-2) G. H. Keulegan, L. H. Carpenter, Force on cylinders and plates in an oscillating fluid, *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 60, pp.423-440, 1958
- 6-3) T. Sarpkaya, J. L. O'Keefe : Oscillating Flow About Two and Three-Dimensional Bilge Keels, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 118, pp.1-6, 1996

第7章 結論

本研究では、「2003年十勝沖地震」時のスロッシングによる浮屋根式タンク被災を契機として、被災メカニズムの究明と遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計手法の構築を行った。

第2章では、地震時のスロッシングによる浮屋根式タンクの被災メカニズムに関して、地震動の特性、被災状況を分析し、数値シミュレーションに基づいてスロッシングのモード毎に被災メカニズムが異なることを示した。すなわち、1次モードのスロッシング波面の非線形性により、浮屋根ポンツーンを面外に曲げる変形が発生し、これがポンツーンの座屈を引き起こすことがわかった。ただし、この曲げモーメントが極大になる位置は、スロッシングによって液面が最大または最小になる位置だけではなく、最大と最小の中間位置においても極大になることを明らかにした。また、2次モードのスロッシング波面によって、浮屋根ポンツーンを半径方向に収縮させる変形が発生し、これがポンツーンの座屈を引き起こすことがわかった。

さらに、遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計手法を確立するために、振動実験と数値シミュレーションを実施し、これらの結果に基づいてスロッシング抑制効果を簡易に算定する方法を構築した。得られた結論を以下に示す。

第3章では、第小規模モデルタンク(直径0.5m)の振動実験を行い、遮閉板によってスロッシングを抑制する効果があることを明らかにした。種々の遮閉板の配置に対して振動実験を行い、スロッシング抑制効果の高い遮閉板の配置を求めた。

第4章では、中規模モデルタンク(直径2.0m)の振動実験を行い、小規模モデルタンク(直径0.5m)の振動実験で確認されたスロッシング抑制効果を検証するとともに、遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計において重要なスロッシング高さ、減衰率、遮閉板にかかる荷重のデータを採取した。

第5章では、数値シミュレーションで中規模モデルタンク(直径2.0m)の振動実験を模擬することができ、実機タンクのサイズにスケールアップすることができる数値シミュレーション方法を確立した。

第6章では、遮閉板を用いたスロッシング抑制装置の設計法を構築するために、少ない計算量でスロッシング抑制効果を算定できる簡易式を提案した。中規模モデルタンク(直径2.0m)の振動実験結果と比較することにより、提案法の妥当性を検証した。さらに、実機サイズのモデルタンクに対して試設計を行い、提案法と数値シミュレーション結果と比較し、その結果、提案法で算定した値は、数値シミュレーション結果と概ね良い一致を示しており、提案法は妥当性を示した。

本研究によって、与えられた入力地震動に対して目標とする抑制効果を設定し、これに応じた遮閉板の面積、配置を決めることできる体系的なスロッシング抑制装置の設計手法が構築された。

謝辞

本研究の遂行にあたり、澤田純男教授には 5 年間の長きに渡りご指導いただきました。会社での業務のために思ったように研究が進まなかったなかでも、事情をご理解していただき、ご指導していただいたことに深く感謝致します。

本論文を審査いただきました五十嵐晃准教授、米山望准教授には論文内容に関しての有益なご意見をいただき、本論文の充実につなげることができましたので、ここに感謝致します。

本研究の一部の振動実験は、当時、修士課程学生であった高畠大輔氏(現：電力中央研究所)と共に行ったものであり、実験の遂行に力を注いでいただいたことに感謝致します。

振動実験では西松建設の福本正氏をはじめとする多くの方々に、数値シミュレーションでは伊藤忠テクノソリューションズの田向剛氏をはじめとする多くの方々に、尽力、サポートしていただき、感謝致します。

5 年間の長きに渡り、出光エンジニアリングの上司であった保坂前部長、新嶋前次長、現在の上司である大橋部長、山元次長には、数々のサポートをしていただきました。また、同僚の方々にも、研究に集中して注力する間、会社での業務を遂行、サポートしていただきました。五箇社長には、この研究の意義をご理解いただき、研究に集中して注力させていただいたことに深く感謝致します。

二度の半年間に渡っての家長の留守中、家庭を守った家族に感謝致します。時折、帰った時の何気ない会話や笑顔がこの研究を進める上で大きな支えになりました。