

シングルデッキ型浮屋根式石油タンク模型の振動実験と数値解析

SHAKING TABLE TESTS AND NUMERICAL ANALYSIS OF OIL STORAGE TANK MODELS
WITH SINGLE DECK TYPE FLOATING ROOF

山本 憲司*, 中畝 勇**, 池谷竜太***

Kenji YAMAMOTO, Isamu NAKAUNE and Ryuta IKEYA

This paper investigates the sloshing behavior in the liquid storage tanks with the single-deck type floating roof. In the Tokachi-Oki Earthquake in 2003, the floating roof of the large-sized oil tanks received damage by sloshing. One of the reasons is considered to be out-of-plane deformation of the pontoon by the first mode resonance in the past report. In this paper, vibration experiments of small acrylic floating roof models are performed, and the bending moments generated in the pontoon due to out-of-plane deformation are measured by strain gauges. The stress of the pontoon calculated by the design method notified by the Fire Defense Agency is compared with the experimental results. By these results, the validity and the applicability of the design method are discussed.

Keywords : Floating roof, Sloshing, Pontoon, Fluid structure coupling analysis, Model experiment

浮屋根, スロッシング, ポンツーン, 流体構造連成解析, 模型実験

1. はじめに

2003年9月に発生した十勝沖地震では、大型石油タンクにスロッシングによる多くの被害が発生した¹⁾。大型石油タンクは浮屋根が設置されており、十勝沖地震では特にシングルデッキ型浮屋根に甚大な被害があった。危険物保安技術協会の報告書²⁾ではその原因を詳細に調査しており、浮屋根が過大な力を受けた原因のひとつとして流体非線形性に起因するポンツーンの面外変形を挙げている(図1)。スロッシング波高が小さい範囲では自由液面は平面を保持したまま傾くが、波高が大きい場合、図のように液面は反った形状になる。これによりポンツーンは面外曲げモーメントを受け、損傷したと考えられている。報告書ではこの面外変形を詳細に分析し、ポンツーンに生じる断面力の簡便な評価式(以下、断面力評価式と呼ぶ)も同時に提案している。2005年4月には消防法告示の改正³⁾が行われ、浮屋根の耐震性能確保のための技術基準が示されたが、2005年1月14日の通知⁴⁾ではこの報告書の断面力評価式が同時に示されている。この浮屋根の耐震基準は既存タンクに対しても平成29年4月までに適合するように改修することが義務付けられ、耐震改修が急ピッチで行われたところである。

著者らはこれまでに浮屋根式石油タンクの非線形スロッシング解析プログラムを独自に構築し、消防法告示改正で示された断面力評価式について数値解析によりその妥当性の検証を継続的に行ってきた^{5),6),7)}。その結果、数値解析の結果が断面力算定式の数倍となる結果を示し、断面力算定式が過小評価となる可能性があることを示し

た。著者らの解析プログラムは既往の解析例と比較を行い近い値が得られることを確認しているものの解析例は少なく、また、実際のスロッシング挙動をどの程度再現できているのかは未だ疑問である。更なる裏付けを得るには実験による検証を行う必要があるものと考ええる。そこで本報は、シングルデッキ型浮屋根式石油タンク模型の振動実験を行い、著者らの開発した解析プログラムの妥当性及び断面力評価式の妥当性の検証を行った結果について報告する。

既往の実験研究では、永谷、松井⁸⁾は直径1.6mの鋼製タンクにアクリル製の浮屋根模型を浮かべて振動実験を行っている。モーションキャプチャによって浮屋根の変位を計測している。また、数値解析、断面力評価式との比較を行い、著者らと同様に断面力評価式では過小評価になる場合があることを示唆している^{9),10)}。西ら¹¹⁾は内径7.6mの小規模タンクに浮かべた鋼製浮屋根の挙動を計測している。ワイヤー式変位計を用いて浮屋根上の36点の変位を計測している。既往の研究では浮屋根の変位を計測しているのに対し、本報ではポンツーンに歪ゲージを貼付してスロッシング時に発生する曲げモーメントを直接的に計測することを試みる。また、既往の研究ではモデルがごく限られているが、本報ではポンツーン断面の異なる

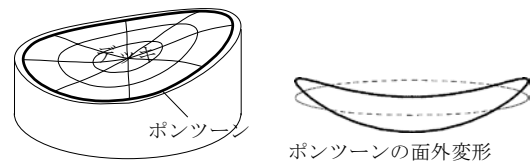


図1 1次モードスロッシングによるポンツーンの変形

*東海大学工学部建築学科 教授・博士(工学)

* Prof. Dept. of Architecture, Tokai University, Dr. Eng.

**有限会社郷土設計(元東海大学学部生)

** Kyodo Design LLC (Former Undergraduate Student of Tokai University)

*** (元東海大学学部生)

*** (Former Undergraduate Student of Tokai University)

複数の試験体を実験し、ポンツーンの剛性の違いが応答に与える影響についても同時に調査する。

2. 実験方法

2.1 実験概要

本報で想定した石油タンクは十勝沖地震で被災したタンク容量 3 万 KL のタンクである。模型タンクは実機タンクの寸法を 0.00725 倍したものを使用する。実機タンクと模型タンクの寸法を表 1 に示す。また、模型タンクの概略図を図 2 に示す。タンクの側壁は厚さ 5mm のアクリルであり、内部の液体は水道水を使用する。実際のポンツーンは浮力を得るために中空断面であるが、本実験では中空断面とし板厚 1.5mm のアクリル板を用いる。デッキ部分は厚さ 0.04mm のポリプロピレンシートを用いる。表 1 中の模型タンクのヤング率は材料試験により求めた値である。ポンツーン、デッキの厚さは、浮屋根の変形がタンクの寸法比と同じ 0.00725 倍となるように相似則によりポンツーンの曲げ剛性、デッキの伸び剛性の目標値を定め、設計した。実機タンクと模型タンクの寸法比・時間軸比、剛性比を表 2 に示す。各比は模型タンクと実機タンクとの比を表しており、時間軸比はスロッシング固有周期の比を、デッキ伸び剛性比は E_t (ヤング率×板厚) の比、ポンツーン曲げ剛性比は EI (ヤング率×断面 2 次モーメント) の比を表す。

なお、上記のポンツーンの板厚 1.5mm を標準モデルとし、これ以外にポンツーンの剛性による応答の違いを見るために板厚を 1mm、3mm とした浮屋根も作成し、合計 3 体の浮屋根模型について振動実験を行う。

2.2 計測方法

前節の模型タンクを小型振動台に設置して加振を行い、ポンツーンの挙動を計測する。スロッシング時にポンツーンの面外変形により生じる曲げモーメントを歪ゲージにより計測する。

浮屋根模型の写真を写真 2 に示す。ポンツーンの歪の計測位置は対称性を考慮し周方向 1/2 の部分に等間隔に 5 箇所 (図 3 の A,B,C,D,E 点) とし、ポンツーンの裏表に計 10 枚を貼付した。また、防水の為に上から 25 μ m 厚のポリイミドテープを貼り付けた。また、浮屋根のスロッシング時の挙動を阻害しない様に、歪ゲージのリード線には直径 0.14mm の細いエナメル線を使用した。ポンツーンの曲げモーメントはこれら裏表の歪ゲージの差から曲げ歪成分を求め、表 1 のポンツーンのヤング率と断面係数を乗じて求める。

表 1 実機タンクと模型タンクの寸法

	実機タンク	模型タンク
貯蔵半径R(mm)	20,000	145
液体密度 ρ (kg/m ³)	850	1,000
デッキヤング率E(GPa)	205.8	1.2
ポンツーンヤング率E(GPa)	205.8	3.28
デッキ部厚さ t_d (mm)	4.5	0.04
側壁とポンツーンのクリアランス w_c (mm)	250	2
ポンツーン断面幅B(mm)	2,500	18
ポンツーン断面高さD(mm)	700	1.5
ポンツーン上下単板厚 t_1 (mm)	4.5	
ポンツーン内外リム厚 t_2 (mm)	12	
ポンツーン断面積A(mm ²)	390800	27
ポンツーン面外断面2次モーメント I_{θ} (mm ⁴)	3,381,000,000	5.0625
ポンツーン面内断面2次モーメント I_x (mm ⁴)	33,780,000,000	729
ポンツーンねじり定数J(mm ⁴)	9,977,000,000	0.156

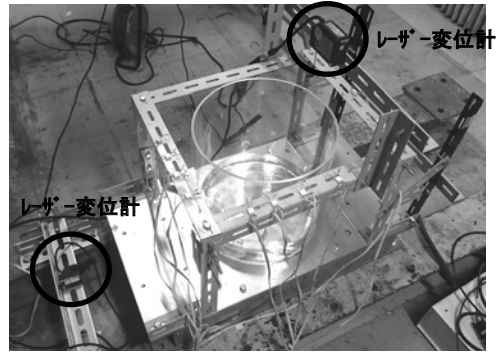


写真1 実験装置

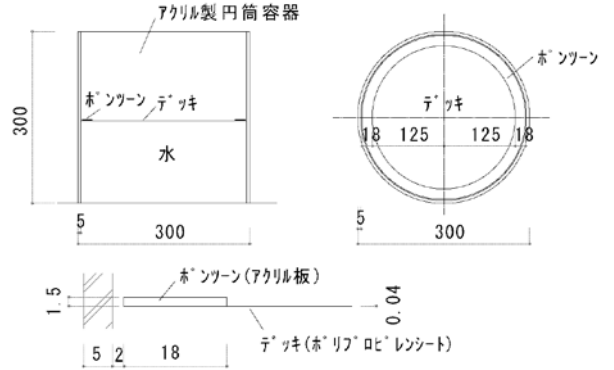


図2 模型タンク

表 2 実機タンクと模型タンクの寸法比・時間軸比・剛性比

	目標値	実現値
寸法比	7.25×10^{-3}	7.25×10^{-3}
時間軸比	0.85×10^{-1}	0.85×10^{-1}
デッキ伸び剛性比	$(7.25 \times 10^{-3})^2 = 5.26 \times 10^{-5}$	5.18×10^{-5}
ポンツーン曲げ剛性比	$(7.25 \times 10^{-3})^5 = 2.00 \times 10^{-11}$	2.39×10^{-11}

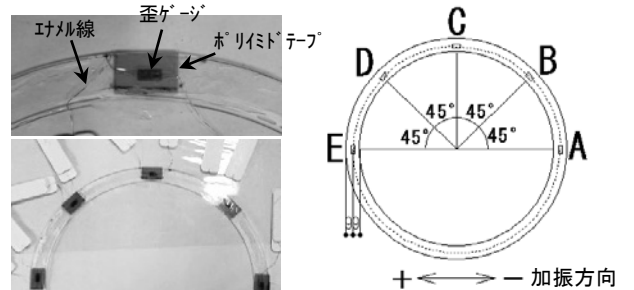


図3 歪計測点

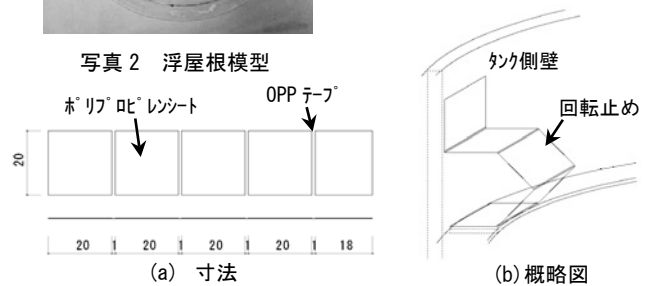


図4 回転止め

また、実験時の浮屋根模型の鉛直変位と、振動台の水平変位をレーザー変位計により計測した (写真 1)。浮屋根模型の鉛直変位の計測点は、図 3 中の A 点とした。

動ひずみ計のサンプリング間隔は 5ms とした。また、歪の計測チ

チャンネルは動ひずみ計の交流電源の 50Hz のノイズが計測されるのを避ける為に、30Hz のローパスフィルタを適用した。

浮屋根模型には周方向の回転を防止するために回転止めを取り付けた。回転止めは厚さ 0.2mm のポリプロピレンシートを 20×20mm (ポンツーン貼付部のみ 20×18mm) にカットしたものを厚さ 0.05mm の OPP テープに 1mm の隙間を設けて 5 枚並べて貼り付け (図 4(a))、両端のシートをそれぞれ側壁とポンツーン (図 3 の E 点) に両面テープで軽く貼り付けた (図 4(b))。シートの面外方向は 1mm の隙間がヒンジのように振舞うことで、浮屋根の上下動を拘束せず、面内方向にはある程度の剛性を持つ為に浮屋根の回転を抑止することができる。回転止めの有無によって浮屋根の上下応答に差が生じないことを予備実験により確認している。

3. 数値解析概要

シングルデッキ型浮屋根式石油タンクのモデル化の概要を図 5 に示す。数値解析では、液体と浮屋根とも大変形による非線形性を考慮し、液体と浮屋根の相互作用を考慮している。液体は完全流体とし ALE 法により定式化された流体 8 節点体要素である。デッキはグリーン歪により幾何学的非線形性を考慮した定ひずみ三角形要素、ポンツーンは移動座標系を導入して剛体変位を除去した変位場に対して歪を定義した梁要素を用いている。タンクの側壁は剛体とし、梁要素と側壁の間には隙間を空ける。また梁要素節点とその外周にある側壁上の流体要素節点の鉛直変位は等しい (クリアランスの自由表面は水平) としてモデル化する。解析手法の詳細については文献 6) を参照されたい。

解析モデルを図 6 に示す。解析モデルは対称性を考慮して 1/2 の部分とする。要素分割は半径方向に 7 分割、周方向に 12 分割、高さ方向に 4 分割である。モデルの寸法、断面定数は表 1 の模型タンクの値を用いる。なお、デッキのポアソン比については材料試験を行っておらず、0.35 と仮定した。また、減衰定数はモード別減衰とし、固有値解析による 16 次以上の高次モードは 5%、それ以外の低次モードではポンツーンが曲げ変形を受けるモードは 2%、ポンツーンが剛体的に変位するモードは 0.5% とした。なお、実験における実際の減衰定数については、正弦波加振によって 1 次スロッピングを生起させたのちに加振を止め、自由振動させた時の波高の変化から対数減衰率により求めた。計測の結果は 0.74% であった。ポンツーンが曲げ変形を受けるようなモードの減衰については現状では計測が困難である為、推定できていない。

なお、数値解析で設定した減衰点数の 5% や 2% といった値に特に根拠は無く、実験等で明らかにする必要があるが今後の課題とした。また、後述の実験結果が数値解析と合うようにこれらの減衰定数をもう少し大きな値に設定することは可能であるが、本報では著者らの既報^{5),6)}で報告した数値解析結果が実際とどれくらい異なるかを明らかにする為に、既報と同じ設定を用いる。

4. 正弦波入力に対する応答

4.1 加振方法

正弦波入力時の浮屋根模型の応答を計測し、数値解析との比較を行う。実験はポンツーンの板厚 t を 1mm, 1.5mm, 3mm とした 3 つ浮屋根模型についてそれぞれ行い、液深は無次元液深 h ($= H/R$ 、

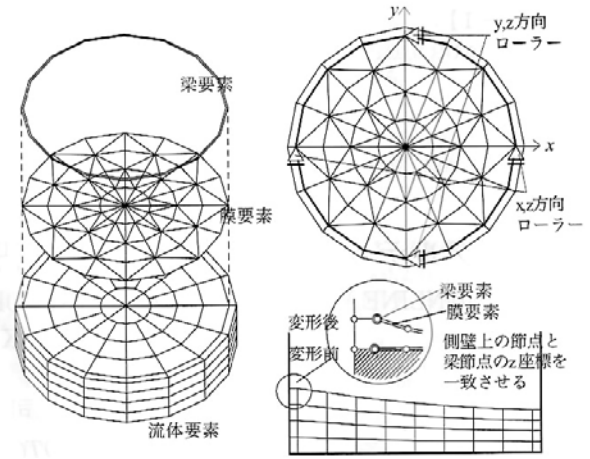


図 5 浮屋根と流体場のモデル化

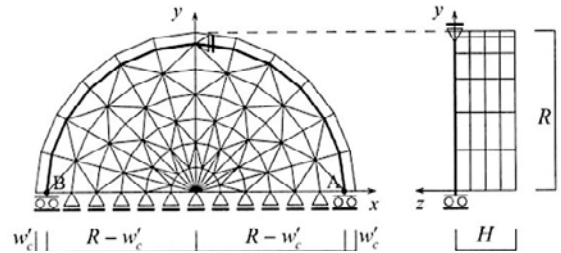


図 6 解析モデル

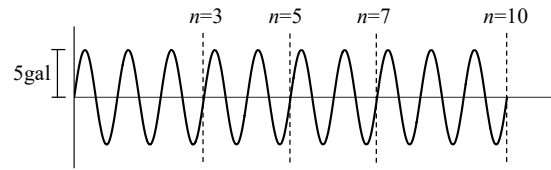


図 7 入力波

H : 液深、 R : タンク半径) が 0.25, 0.5, 0.75, 1 の場合の 4 通りとする。3(板厚)×4(液深)の 12 通りのモデルについて計測を行うことになる。

正弦波の周期は 1 次モードで共振させるために次式のスロッピング固有周期の解析解により求める値とする。

$$T_1 = 2\pi \sqrt{\frac{R}{\varepsilon_1 g} \coth \frac{\varepsilon_1 H}{R}} \quad (1)$$

ここに、 ε_1 は 1.841、 g は重力加速度である。

正弦波の振動回数 n は 10 回、加速度振幅は 5gal とする (図 7)。なお、模型タンクの(1)式により算定されるスロッピング固有周期は、無次元化液深 $h=0.25, 0.5, 0.75, 1.0$ に対し、それぞれ 0.86, 0.66, 0.60, 0.58sec である。

4.2 応答結果

まず、代表例として $t=1.5\text{mm}$, $h=0.5$ の場合 (以降モデルの名称を t1.5h0.5 のように略記する) の A 点鉛直変位の時刻歴波形を図 8(b) に示す。図中の実線が実験、破線が数値解析の結果を表す。同様に、歪ゲージから算出した A 点の曲げモーメントの時刻歴波形を図 9(b) に示す。数値解析は実験よりもやや大きな応答を示した。同様に t1.0h0.5, t3.0h0.5 の結果を図 8(a),(c)、図 9(a),(c) に示す。板厚による応答の違いを比較すると実験、解析ともにポンツーンの板厚が小さい t1.0h0.5 では曲げモーメントの値が小さく、それ以外の板厚では比較的大きな曲げモーメントを生じていることが分かる。実験と数

値解析では変位、曲げモーメントともに巨視的な傾向は良く対応するものの、両者は高い精度では一致していない。特に t3.0h0.5 の実験の変位 (図 8(c)) を見ると、正側のピークの右側の低い位置にもう一つの山を生じている。これは実験を行った当初、浮屋根がタンクに接触することにより応答が変化した為と考えていた。しかし、1年後に行った別の実験では実験と数値解析の変位が精度よく一致していた為、レーザー変位計のセッティングに問題があった可能性が高い。これに関する補足を付録 B に示す。

液深による応答の違いを比較する為、t1.5h0.25, t1.5h0.75, t1.5h1.0 の A 点鉛直変位及び A 点曲げモーメントの時刻歴波形を同様に図 10, 図 11 に示す。t1.5h0.75 の変位応答が実験と数値解析で大きく異なっているが、先述の理由により実際には数値解析と同様の挙動をしていた可能性もある。横に並んだ3つの液深の結果を比較すると生じている変位は同程度であるものの、曲げモーメントの値は液深が低いほど大きくなる傾向が、実験、解析ともに確認できる。以上の結果を見ると、数値解析で曲げモーメントが大きく発生す

るケースでは、実験でも比較的大きな曲げモーメントが観測されており、同じ傾向が確認できる。なお、ここで検討している曲げモーメントは一般的な線形解析では評価することはできず、まだ技術的に発展途上にある流体構造連成解析によらなければならない。

次に、各モデルに対して A~E 点で計測した全ての曲げモーメントのうちの最大の値を抽出してグラフにまとめて示す。まず、t=1 mm の場合の最大曲げモーメントの比較を図 12(a)に示す。図の横軸は無次元液深 h である。実線が実験、破線が数値解析の結果であり、それぞれ3つの折れ線は $n=3,5,7$ までの入力で発生した最大曲げモーメントである。数値解析は全ポンツーン節点における最大の値としている。同様に、 $t=1.5\text{mm}, 3\text{mm}$ の結果を図 10(b),(c)に示す。図を見ると t1.5h0.25 で応答が大きく異なっているが、液深や板厚による応答の変化の傾向は実験と数値解析ともに同じ傾向にある。なお、 $n=10$ までを含めなかった理由であるが、後述の地震応答解析では、全てのケースにおける最大波高が 1cm を僅かに超える程度であった為、これに相当する変位が生じる振動回数として $n=7$ までと

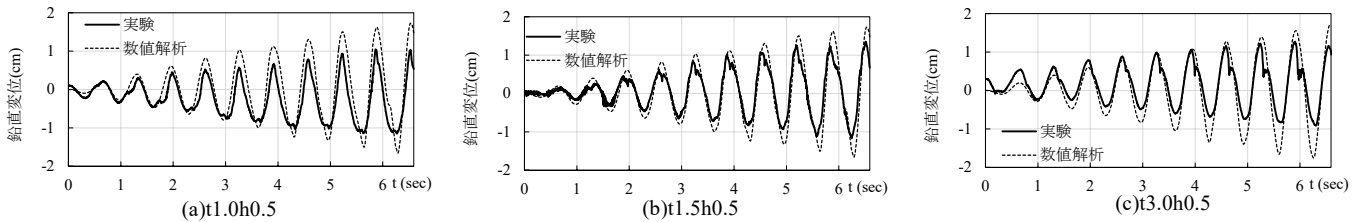


図 8 A 点鉛直変位の時刻歴波形 (正弦波)

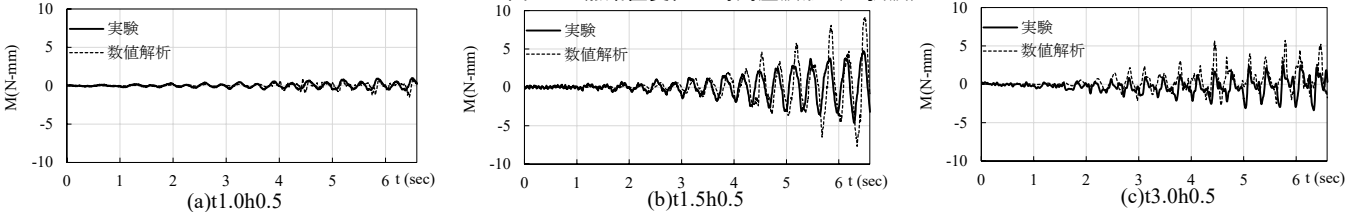


図 9 A 点曲げモーメントの時刻歴波形 (正弦波)

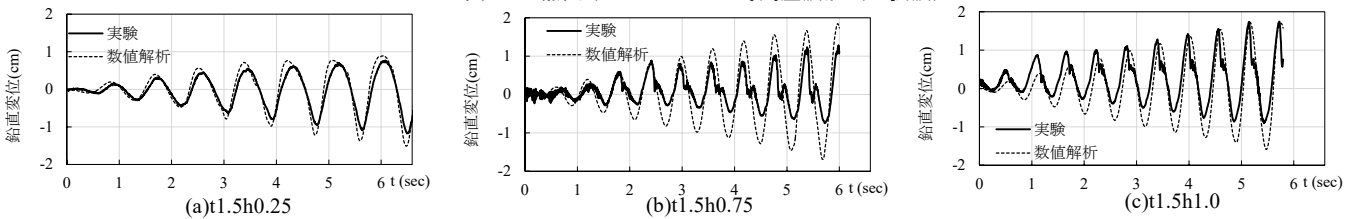


図 10 A 点鉛直変位の時刻歴波形 (正弦波)

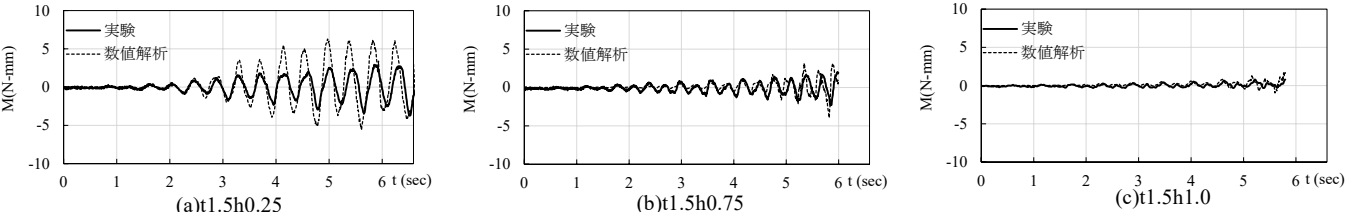


図 11 A 点曲げモーメントの時刻歴波形 (正弦波)

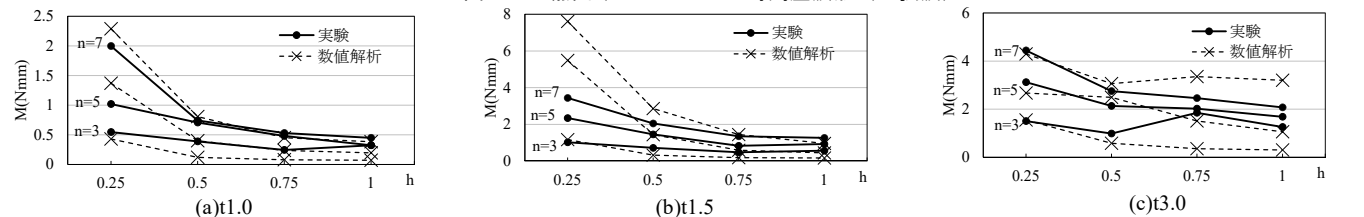


図 12 最大曲げモーメントの比較 (正弦波)

した ($n=10$ まで含めた場合、波高が大きく非線形が強いの為、実験と数値解析の対応は悪かった。 $n=10$ の結果は文献 12) で掲載している)。

なお、アクリルのヤング率 $E=3.28\text{GPa}$ 、特に $t=3\text{mm}$ のモデルでは断面係数 $Z=27\text{mm}^3$ で、曲げモーメント 1Nm の時の歪は 11μ ($t=1.5\text{mm}$ で 45μ) とかなり小さな歪を計測していることになる。この為、 $t=3\text{mm}$ のモデルでは計測時のノイズ等の影響を受けやすく精度は良いとは言えない。

5. 人工地震入力に対する応答

5.1 加振方法

入力地震波に減衰定数 0.5% の速度応答スペクトルが固有周期の広い範囲で 100cm/s で一定となる人工地震波を用いる。人工地震波

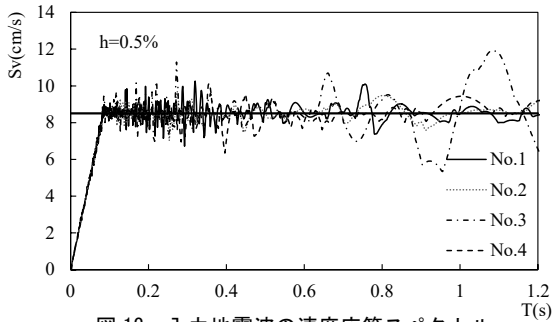


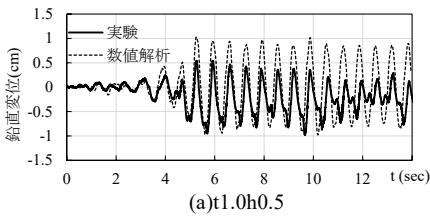
図 13 入力地震波の速度応答スペクトル

は 4 つの異なる観測波位相 (Tomkomai 2003 EW, Hachinohe 1968 EW, Taft 1951 EW, El Centro 1940 NS) を用いて作成した 4 波 (No.1~No.4) である。ただし、実機タンクと模型タンクのスロッシング 1 次固有周期の比が 0.085 倍であることから、時間刻みを 0.085 倍して使用する。この為、速度応答スペクトルも 0.085 倍される。人工地震波の応答スペクトルを図 13 に示す。実験、数値解析ともに正弦波入力の場合と同様にポンツーン板厚 3 種類 × 液深 4 種類の合計 12 個のモデルを扱い、人工地震波 No.1~No.4 を入力することで合計 48 個の応答結果を得た。なお、振動台の水平変位を計測し、入力波の再現性を確認した結果を付録 A に示した。

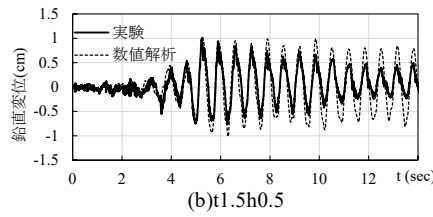
5.2 応答結果

代表例として入力波 No.1 における応答結果を示す。板厚による応答の違いを見る為に、 $h=0.5$ の 3 つ板厚モデル ($t1.0h0.5$, $t1.5h0.5$, $t3.0h0.5$) の A 点鉛直変位の時刻歴波形を並べて図 14 に示す。また、A 点の曲げモーメントの時刻歴波形を同様に図 15 に示す。また、液深による応答の違いを見る為に $t=1.5\text{mm}$ の 3 つの液深モデル ($t1.5h0.25$, $t1.5h0.75$, $t1.5h1.0$) の時刻歴波形を同様に並べて図 16, 図 17 に示す。

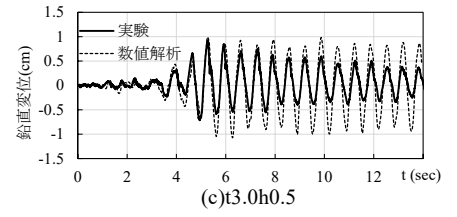
これらの結果を見ると、正弦波の場合と同様に、数値解析で曲げモーメントが大きく発生するケースでは、実験でも比較的大きな曲げモーメントが生起しており、比較的良好な対応が確認できる。各モデルの結果を詳細に見ると、実験と数値解析の最大曲げモーメント



(a)t1.0h0.5

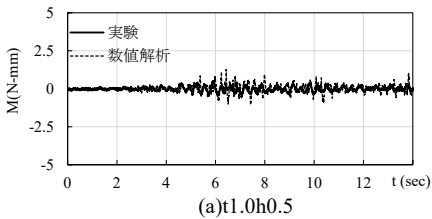


(b)t1.5h0.5

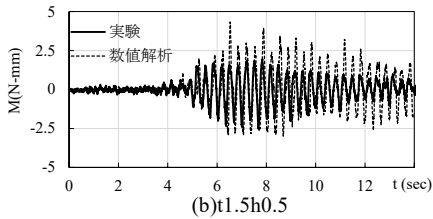


(c)t3.0h0.5

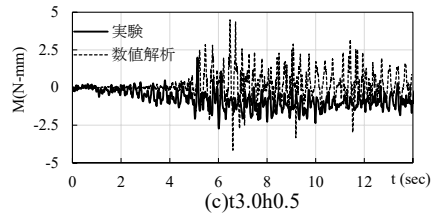
図 14 A 点鉛直変位の時刻歴波形 (人工地震波 No. 1)



(a)t1.0h0.5

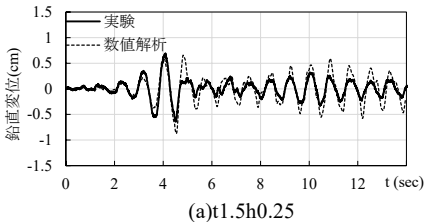


(b)t1.5h0.5

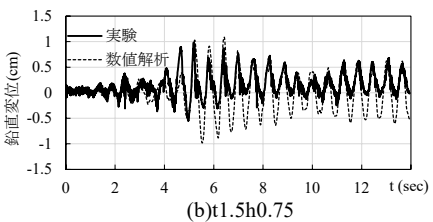


(c)t3.0h0.5

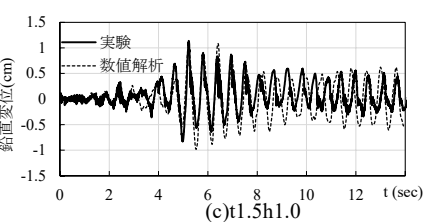
図 15 A 点曲げモーメントの時刻歴波形 (人工地震波 No. 1)



(a)t1.5h0.25

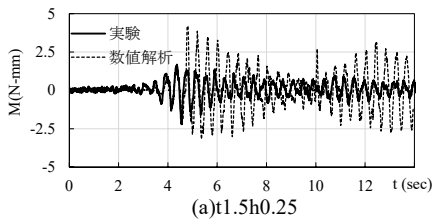


(b)t1.5h0.75

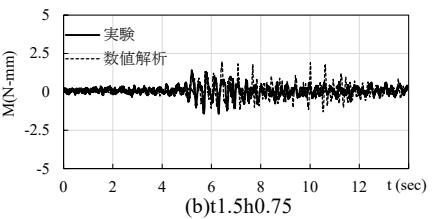


(c)t1.5h1.0

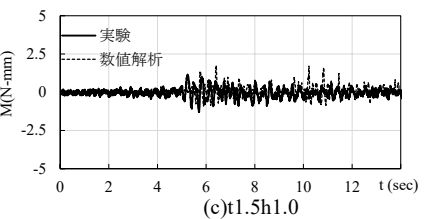
図 16 A 点鉛直変位の時刻歴波形 (人工地震波 No. 1)



(a)t1.5h0.25



(b)t1.5h0.75



(c)t1.5h1.0

図 17 A 点曲げモーメントの時刻歴波形 (人工地震波 No. 1)

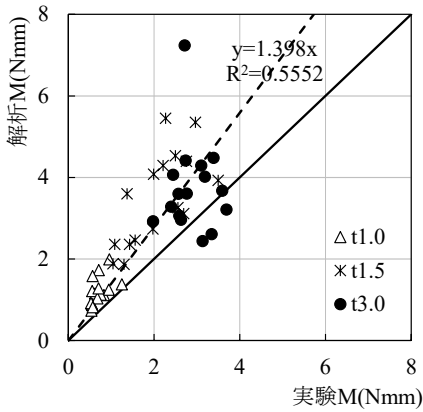


図 18 実験と数値解析の最大 M の比較

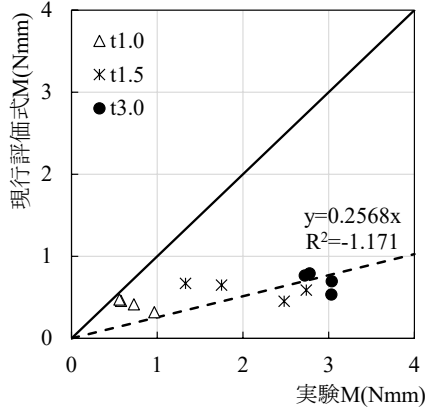


図 20 実験と現行評価式の最大 M の比較

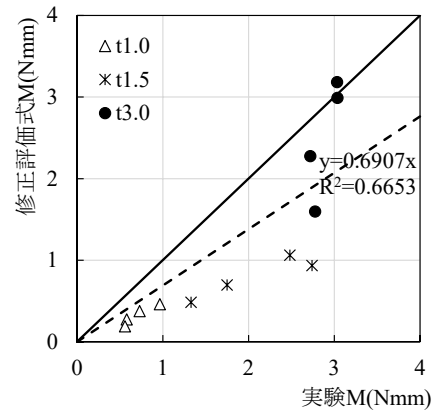


図 21 実験と修正評価式の最大 M の比較

には幾らか大きな差を生じているものの、数値解析は実験の全体的な傾向を捉えることができているものと考えられる。

なお、図 15, 図 17 に示した波形のフーリエスペクトルや、ポンツーンの曲げモーメント分布等のもう少し詳細な結果を付録 C に示す。

48 個の各応答結果について、実験により得られたポンツーンの最大曲げモーメントを横軸に、数値解析の最大曲げモーメントを縦軸にとって描いた図を図 18 に示す。実験は A~E 点の最大値であり、数値解析は全ポンツーン節点に対する最大値である。また、プロットの記号は板厚によって変えてある。両結果はばらつきがあるものの比較的高い相関が確認できる。図中の点線は切片をゼロとした近似直線を描いており、この直線の傾きから本研究の解析プログラムは実験よりもおよそ 1.4 倍大きな応答を示すと言える。原因のひとつに、数値解析で設定した減衰定数は実状より小さい可能性がある。

5.3 断面力評価式との比較

消防法告示改正で示された断面力評価式⁴⁾と実験で計測された曲げモーメントの比較を行う。断面力評価式のフローチャートを図 19 に示す。図の左側が一次モード応答による面外曲げモーメントを算定する現行の断面力評価式のフローチャートを表している。右側は著者が文献⁷⁾で提案した修正評価式のフローチャートを表す。本報の解析プログラムによる複数の応答結果を回帰曲線により分析し、液深の影響とデッキ膜力による応答増幅の影響を考慮している。

実験により得られたポンツーンの最大曲げモーメントを横軸に、現行評価式により算定される最大曲げモーメントを縦軸にとって比較した図を図 20 に示す。ただし、実験については No.1~No.4 の応答を平均し、12 個のモデルの結果についてプロットしている。同様に修正評価式との比較を図 21 に示す。これらの図を見ると、現行評価式は実験結果に比べ 1/3 倍程度の小さな値とるのに対し、修正評価式では幾らか改善されていることが分かる。大きな誤差として仮に実験がノイズ等により 1.5 倍過大評価されているとしても現行評価式は実験の 1/2 倍である。現行評価式を用いて耐震改修を行った場合、耐震性能の不足が懸念される結果となった。

現行評価式が過小評価になる主な理由の一つは既報⁷⁾で述べたようにデッキの膜力の鉛直成分によってポンツーンの面外変形が大きくなる為であり、修正評価式はこの影響が考慮されている。修正評価式でも過小評価となる理由については、内海ら¹³⁾の研究で述べられている周方向 2 次半径方向 2 次の応答や、著者ら⁵⁾や松井ら^{8),10)}

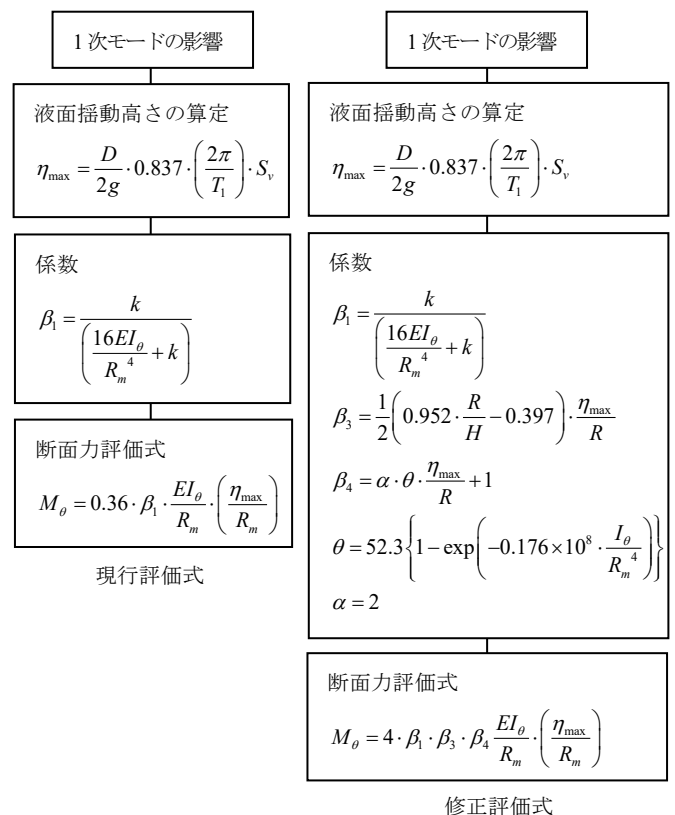


図 19 断面力評価式のフローチャート

で述べられている周方向 3 次半径方向 1 次などの高次モードの内部共振の影響が考慮されていない為だと考える。

6. まとめ

シングルデッキ型浮屋根式石油タンク模型の振動実験を行い、スロッシングによってポンツーンに発生する面外曲げモーメントの計測を行った。また、著者がこれまでに開発した解析プログラムによる応答結果との比較を行い、解析プログラムの妥当性の検証を行った。また、2005 年の消防法告示改正の際に示された断面力評価式との比較を行い、断面力評価式の妥当性の検証についても行った。本報で得られた知見を以下にまとめる。

1) 著者らの解析プログラムによる応答は、実験結果と比べ 1.4 倍程

度大きな応答を示した。実験結果を精度良く再現することはできないが、液深やポンツーンの剛性による定性的な応答の傾向は再現することができた。また、この結果から著者らが既報^{9),6),7)}で報告した応答は実際の応答より 1.4 倍程度大きいようである。

2) 消防法告示改正で示されたポンツーンの断面力評価式は、実験結果と比較すると 1/3 倍程度の値であった。現行評価式を用いて耐震改修を行った場合、耐震性能の不足が懸念される結果となった。本実験で計測している歪は比較的小さく、計測時のノイズの影響等を受けやすい為、計測精度は決して良いとは言えない ($t=3\text{mm}$ のモデルで歪が小さいが、問題となるのは曲げモーメントの応答の大きい時であるので、本文中の結果はある程度の精度は期待できるものと考えている)。また、変位の計測結果の精度にも疑問がある。この為、計測精度の向上が今後の課題である。

謝辞

本研究を行うにあたり東海大学総合研究機構プロジェクト研究(2014~2016年度、研究代表者高橋俊)の助成を受けました。また、東海大学 2015 年度卒業生の佐々木謙三氏、奥田峻也氏、アシリ A.A 氏、2017 年度卒業生の梶匠汰氏、竹内亮太氏に、多大な協力をいただきました。ここに記して心より謝意を表します。

参考文献

- 1) 危険物保安技術協会: 平成 15 年十勝沖地震危険物施設の被害記録, 2004. 12
- 2) 危険物保安技術協会: 屋外タンク貯蔵所浮屋根審査基準検討会報告書, 2004. 9
- 3) 総務省告示第 30 号: 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の一部を改正する件, 2005. 4
- 4) 消防法第 14 号: 危険物の規制に関する規則の一部を改正する省令等の施行について, 2005. 1
- 5) 山本憲司, 皆川洋一: シングルデッキ型浮屋根を有する円筒液体貯槽の非線形スロッシング解析, 日本建築学会構造系論文集, No. 643, pp. 1603-1612, 2009. 9
- 6) 山本憲司, 皆川洋一: 浮屋根ポンツーンの二次モード共振による楕円化変形に関する検討—シングルデッキ型浮屋根を有する円筒液体貯槽の非線形スロッシング解析その 2, 日本建築学会構造系論文集, No. 671, pp. 35-44, 2012. 1
- 7) 山本憲司: 浮屋根ポンツーンの一次モード共振による面外変形挙動, —シングルデッキ型浮屋根を有する円筒液体貯槽の非線形スロッシング解析その 3, 日本建築学会構造系論文集, No.743, pp.123-133, 2018.1
- 8) 永谷隆志, 松井徹哉: シングルデッキ型浮屋根貯槽模型の地震時スロッシング実験, 圧力技術, 50(1), pp. 16-23, 2011.2
- 9) Matsui, T. and Nagaya, T.: Nonlinear Oscillation of a Floating Roof in a Cylindrical Tank under Liquid Sloshing .Model Tests versus Theoretical Prediction-. Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 80, No. 710, pp.593-599, 2015. 4
- 10) Matsui, T. and Nagaya, T.: Nonlinear Sloshing in a Floating-roofed Oil Storage Tank under Long-period Seismic Ground Motion. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 42, pp. 973-991, 2013
- 11) 西晴樹, 山田實, 座間信作, 廣川幹浩, 関根和喜, 箕輪親宏, 御子柴正: 小規模タンクを用いたスロッシング時の浮き屋根の揺動に関する実験的研究, 圧力技術, 45(3), pp. 118-126, 2007.6
- 12) 山本憲司, 中畝勇, 池谷竜太: シングルデッキ型浮屋根式石油タンク模型の振動実験と数値解析, 2016 年度日本建築学会関東支部研究報告集 I, pp. 277-280, 2017. 3

- 13) 内海雅彦, 石田和雄: 非線形スロッシングによる石油タンク浮き屋根の振動に関する研究 第 1 報: 内部共振の応力への影響, 圧力技術, Vol.46, No2, pp.50-58, 2008

付録 A 振動台の入力波の再現性について

振動台の入力地震波の再現性について示す。例として人工地震波 No.1 の加速度データを 2 回数値積分して求めた変位波形とレーザー変位計によって測定された振動台の水平変位の時刻歴波形の比較を図 A.1 に示す。入力波と振動台の計測値に長周期成分によるずれを生じているが、それ以外はよく再現できている。人工地震波 No.1 ~No.4 における振動台の水平変位を 2 回数値微分して加速度データに変換し、速度応答スペクトルを求めた結果を図 A.2 に示す。振動台変位の計測データの有効桁が 3 桁であることや減衰定数が小さい為、応答スペクトルがスパイク状になってしまっているが概ね目標速度 8.5cm/s 付近で一定の応答となっていることが分かる。

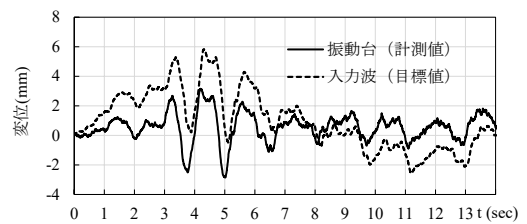


図 A.1 変位波形の比較 (人工地震波 No. 1)

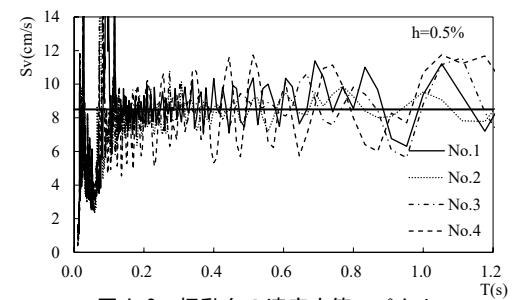


図 A.2 振動台の速度応答スペクトル

付録 B レーザー変位計による浮屋根変位の計測について

レーザー変位計を用いて浮屋根の鉛直変位を計測した際の懸念事項について述べる。

実験当初、ポンツーンに色を塗り単にレーザー変位計を設置したのみでは変位を適切に計測することができなかった。静止状態では正確に計測できるものの、過渡応答時の浮屋根が傾いた状態ではレーザーの反射光が水やアクリルの側壁に乱反射し変位計の受光部にノイズが入るためか、実際の変位とは大きな誤差が生じた。正確な原因は不明であったが試行錯誤を行い、ポリプロピレンシートで塵取りのような形状をしたレーザー受けを作成し、照射点に両面テープで軽く貼り付けたところ、計測値が安定した。レーザー受けの概略図を図 B.1(a)に、展開図と写真を同図(b),(c)に示す。側壁に定規を取り付け加振時の様子をビデオ撮影し、変位計の計測値と目視による結果が一致することを確認した (図 B.2)。これにより問題が解決したものと判断し、以降の様々のモデルの加振時には特に変位計測値のチェックすることなく計測を続けた。

本文中では実験と数値解析に比較的大きな差が生じているケース

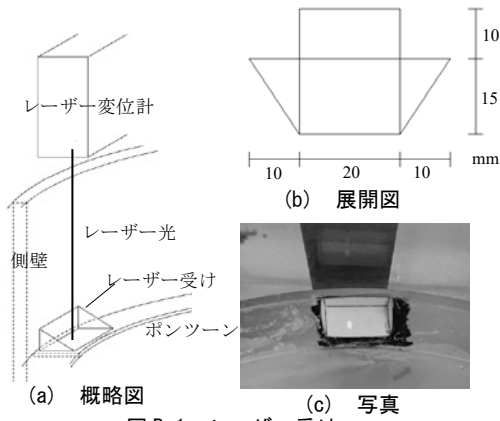


図 B.1 レーザー受け

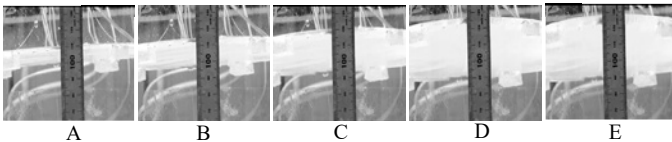
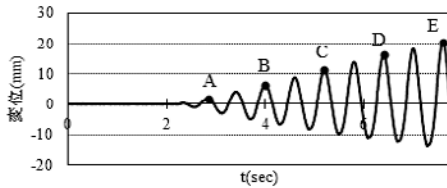


図 B.2 変位計測値の精度確認

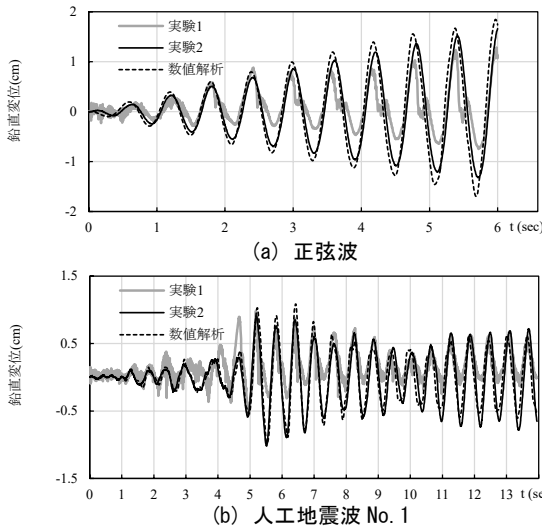


図 B.3 A点鉛直変位の時刻歴波形 (t1.5h0.75)

があるが、1年後に一部のモデルに対し同じ計測条件で計測を行ったところ、実験と数値解析には良い一致が見られた。例として本文中で差の大きかった t1.5h0.75 の正弦波及び人工地震波 No.1 の結果を図 B.3 に示す。図中の実験 1 が本文中の結果であり、実験 2 が 1 年後に行われた計測結果である。実験 2 と数値解析の結果は良く一致している。実験 1 と実験 2 の試験体や計測方法について応答に影響を与えるような違いは思い当たらない。

上述のようにレーザー変位計の計測に不安定さがあり、本文中の変位については液深の変更による水の入れ替え作業等によって計測環境が若干変化し、適切に計測できていなかった懸念がある。本来であれば全てのデータを計測し直すべきではあるが、本文では主に歪の計測結果を議論している為、変位の計測精度については今後の課

題としたい。

付録 C 人工地震波入力に対する応答結果の詳細

ここでは、人工地震波入力の応答結果についてもう少し詳細な結果を示す。

応答結果を示す前にまず、数値解析の固有値解析結果について示す。t1.0h0.5, t1.5h0.5, t3.0h0.5 のモデルに対して固有値解析を実行し、算定された周期の長いほうから 16 番目までの値を表 C.1 に示す。同表中には、モード形が分かるように固有モードを半径方向及び周方向にフーリエ級数展開した際に主要となる展開次数を記入してある。また周方向展開次数が 1 となるモードに対し、比較のために本文(1)式の自由液面の固有周期の解析解を並べて示した (ただし半径方向 2 次, 3 次の固有周期は(1)式の ε_1 の代わりにそれぞれ $\varepsilon_2 = 5.331$, $\varepsilon_3 = 8.536$ を代入する)。数値解析と(1)式の固有周期は比較的良い一致が見られる。同様に t1.5h0.25, t1.5h0.75, t1.5h1.0 の固有値解析の結果を表 C.2 に示す。

本文中図 15 で示した人工地震波 No.1 入力時の t1.0h0.5, t1.5h0.5, t3.0h0.5 の A 点曲げモーメントの時刻歴波形のフーリエスペクトルを図 C.1 に示す。図中の実線が実験、点線が数値解析を表している。また図中に描き込まれた縦の破線は、本文(1)式で算定される 1 次スロッシング周期 T_{11} と 2 次スロッシング周期 T_{21} 及び $T_{11}/2$ の値を記入した。実験と数値解析ともにこれらの縦線の付近でスペクトルの値が大きい。本文図 1 で示したポンツーンの面外変形は、1 次スロッシングの 1 周期あたり 2 回の面外変形を生じることになる為、曲げモーメントのスペクトルは特に $T_{11}/2$ 付近で値が大きく

表 C.1 固有値解析結果

No	t1.0h0.5				t1.5h0.5				t3.0h0.5			
	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)
	半径方向次数	周方向次数			半径方向次数	周方向次数			半径方向次数	周方向次数		
1	1	1	0.656	0.661	1	1	0.656	0.661	1	1	0.656	0.661
2	1	2	0.422	-	1	0	0.412	-	1	0	0.410	-
3	1	0	0.407	-	1	2	0.399	-	1	2	0.389	-
4	2	1	0.325	0.333	2	1	0.325	0.333	2	1	0.325	0.333
5	1	3	0.321	-	1	3	0.318	-	1	3	0.317	-
6	2	0	0.306	-	2	0	0.305	-	2	0	0.305	-
7	1	4	0.276	-	1	4	0.276	-	1	4	0.276	-
8	2	2	0.273	-	0	0	0.270	-	0	0	0.270	-
9	0	0	0.270	-	2	2	0.264	-	2	2	0.260	-
10	3	1	0.248	0.262	3	1	0.248	0.262	3	1	0.248	0.262
11	1	5	0.247	-	1	5	0.246	-	1	5	0.246	-
12	2	3	0.235	-	2	3	0.233	-	2	3	0.233	-
13	1	6	0.223	-	1	6	0.223	-	1	6	0.223	-
14	3	0	0.222	-	3	0	0.214	-	3	0	0.222	-
15	3	2	0.215	-	2	4	0.212	-	2	4	0.212	-
16	2	4	0.213	-	3	2	0.207	-	1	7	0.205	-

表 C.2 固有値解析結果

No	t1.5h0.25				t1.5h0.75				t1.5h1.0			
	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)	モード形		FEM 周期 (s)	解析解 (s)
	半径方向次数	周方向次数			半径方向次数	周方向次数			半径方向次数	周方向次数		
1	1	1	0.852	0.859	1	1	0.595	0.600	1	1	0.572	0.578
2	1	2	0.479	-	1	0	0.408	-	0	0	0.436	-
3	1	0	0.464	-	1	2	0.386	-	1	2	0.380	-
4	2	1	0.348	0.355	0	0	0.352	-	1	0	0.372	-
5	1	3	0.347	-	2	1	0.321	0.331	2	1	0.316	0.331
6	2	0	0.299	-	1	3	0.311	-	1	3	0.306	-
7	1	4	0.291	-	2	0	0.272	-	2	0	0.266	-
8	2	2	0.276	-	1	4	0.269	-	1	4	0.263	-
9	1	5	0.256	-	2	2	0.258	-	2	2	0.251	-
10	3	1	0.256	0.265	3	1	0.241	0.262	3	1	0.233	0.262
11	2	3	0.242	-	1	5	0.239	-	1	5	0.231	-
12	1	6	0.232	-	2	3	0.226	-	2	3	0.217	-
13	3	0	0.229	-	1	6	0.215	-	1	6	0.206	-
14	2	4	0.220	-	3	0	0.213	-	3	0	0.204	-
15	3	2	0.217	-	2	4	0.203	-	2	4	0.193	-
16	1	7	0.213	-	3	2	0.198	-	3	2	0.189	-

なることが分かる。同様に人工地震波 No.1 入力時の t1.5h0.25, t1.5h0.75, t1.5h1.0 の A 点曲げモーメントの時刻歴波形のフーリエスペクトルを図 C.2 に示す。この場合も、若干ピークにずれが見られるものの $T_{11}/2$ の付近にピークが見られる。

人工地震波 No.1 入力時にボンツーンに発生した曲げモーメントの分布を図 C.3, 図 C.4 に示す。横軸はボンツーン上の位置を角度で表現しており、0度は図 3 の A 点、180度は E 点に対応する。グラフの線の上に●印があるものが実験、●印の無いものが数値解析の結果を表しており、ともに実線はボンツーンの各点毎にその位置で発生した最大曲げモーメントを表し、破線はボンツーン上で最も大きな曲げモーメントを生じた瞬間の曲げモーメントの分布を表している。これらの図を見ると実験、数値解析ともいずれのモデルにおいても周方向 2 次の曲げモーメント分布が卓越していることが分かる。また、図中の水平の一点鎖線は本文 5.3 節で述べた現行評価式で評価される曲げモーメントの値を表している。実験、数値解析と比べて現行評価式で評価される曲げモーメントの値は小さい。

図 C.3, C.4 の破線の曲げモーメントの分布を見ると実験、解析ともに左右対称性が若干崩れており、他の周方向成分の影響が見られる。実験では歪計測点が少ない為、周方向のモードについての分析は行っていない。数値解析では応答をモード成分毎に見ると、 ϕ_2 に比べて応答は小さいが内海らの研究¹³⁾で述べられている ϕ_{22} の応答や、著者らの既報⁵⁾で述べた ϕ_3 の応答も幾らか発生しており、これら的高次モードが曲げモーメントの値に影響を与えているものと思われる。例として t1.5h0.25 モデルの数値解析の応答変位 (図 16(a)の

点線) を固有値解析で得られた固有モードで展開し、モード成分毎に変位の履歴を図 C.4 に示す。3 つの図はそれぞれ ϕ_{12} , ϕ_{22} , ϕ_{33} の変位成分の A 点での変位であり、 ϕ_{12} が最も大きいものの、 ϕ_{22} , ϕ_{33} も無視できない程度の変位を生じている。なお、 ϕ_{33} と ϕ_{22} が同じ振幅の変位を生じた時、(曲率はたわみの 2 階微分であるため) ϕ_{33} は ϕ_{22} よりも $(3/2)^2$ 倍大きなモーメント生じる。その為、 ϕ_{33} のグラフは縦軸を他と比べて $(3/2)^2$ 倍拡大して表示してある。なお、これらの波形のフーリエスペクトルを分析すると卓越周期は ϕ_{12} は 0.40sec、 ϕ_{22} は 0.40sec と 0.17sec、 ϕ_{33} は 0.22sec であった。

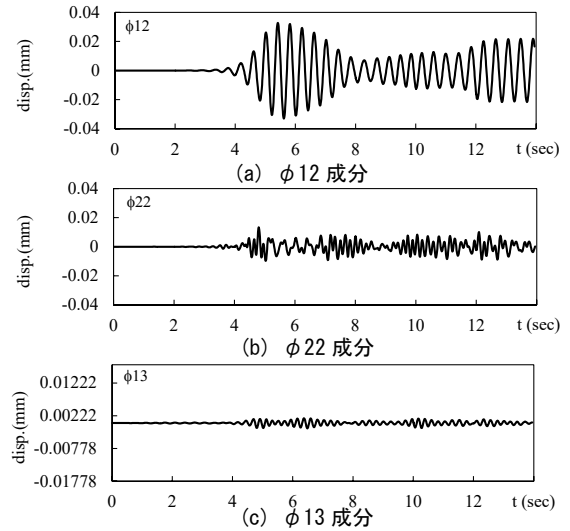


図 C.5 モード成分別の変位波形 (t1.5h0.25)

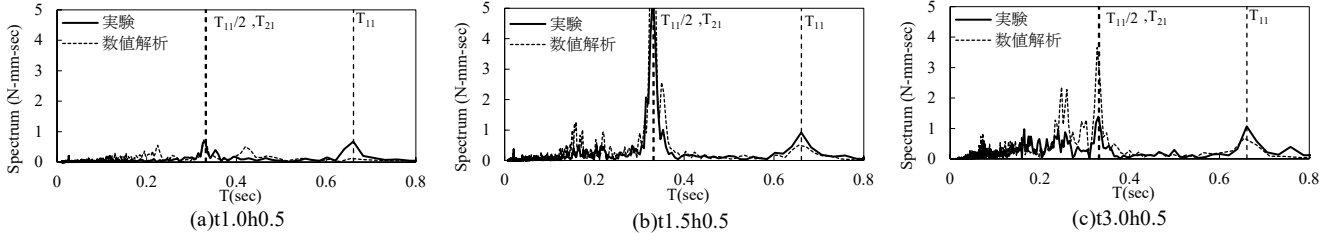


図 C.1 A 点曲げモーメント時刻歴波形のフーリエスペクトル (人工地震波 No. 1)

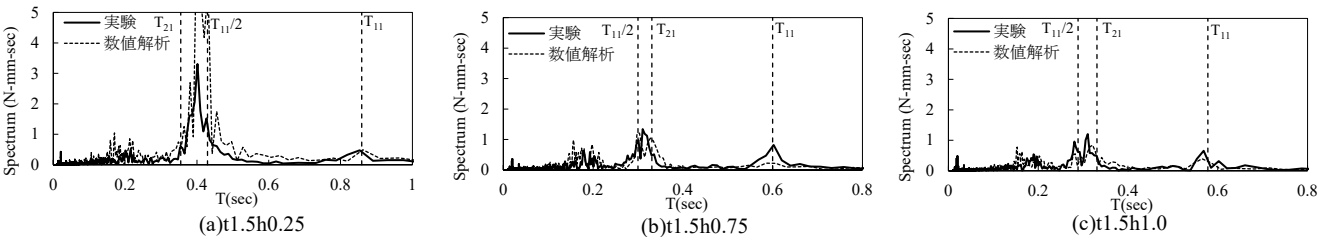


図 C.2 A 点曲げモーメント時刻歴波形のフーリエスペクトル (人工地震波 No. 1)

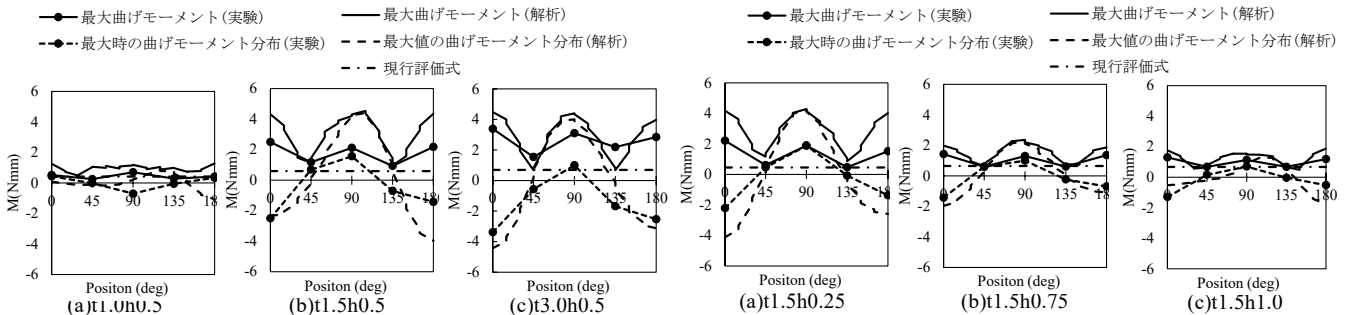


図 C.3 最大曲げモーメント分布 (人工地震波 No. 1)

図 C.4 最大曲げモーメント分布 (人工地震波 No. 1)