

浮屋根式タンクのスロッシング時の挙動把握のための流れと構造の連成解析

Study of Numerical Analysis FSI Method for Sloshing Vibration of Floating-roof-tank

平野 廣和*, 松田 宏**, 長沼 寛樹***, 井田 剛史****, 樽川 智一*****

Hirokazu Hirano, Hiroshi Mtsuda, Hiroki Naganuma, Tsuyoshi Ida and Tomokazu Tarukawa,

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

** 正会員 JIP テクノサイエンス(株) (〒103-0025 東京都中央区日本橋茅場町 1-2-5)

***正会員 ニュートンワークス(株) (〒104-0031 東京都中央区京橋 1-16-10)

****正会員 (株)十川ゴム研究開発部 (中央大学大学院博士後期課程) (〒599-8244 大阪府堺市中区上之 516 番地)

*****学生員 中央大学大学院理工学研究科博士前期課程 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)

In seismic wave that includes long wave length, oil storage tanks have been badly damaged to floating roof unit at rare intervals. We consider fluid structure interaction problem (FSI) in which content liquid of the tank have sloshing vibration with the floating roof during the ground motion. Content liquid is followed by Navier-Stokes Fluid in general points of view. However the sloshing problem can be efficiently and practically solved using linear potential-based formulation with finite element method. This paper shows the efficiency of this formulation in comparison with experiment test result and at same time, is raising some points that are not adapted with the real phenomenon.

Key Words: Sloshing vibration, Oil storage tank, Floating roof, FSI, FEM

キーワード: スロッシング, 貯槽タンク, 浮屋根, 流れ-構造連成, 有限要素法

1. はじめに

2003 年 9 月 26 日に発生した北海道十勝沖地震 (M=8.0) は, やや長周期地震動の影響により, 震源から 200km 以上離れた苫小牧地区において 7 基の石油貯蔵タンクが被害を受けた. 地震の主たる被害は, 浮屋根式石油タンクの浮屋根が損傷を被ったもので, 中には浮屋根が浮力を失って液面下に沈没し, 油面が大気にさらされるという危険な事態にまで至るものもあった. さらに 2 基の石油タンクで全面火災にまで拡大し, 大きな社会的関心を集めた. この浮屋根の損傷は, 地震の揺れに伴う貯蔵液の液面揺動 (スロッシング) により発生したものと考えられる 1), 2), 3).

今後 30 年で 99% の発生確立とされている宮城県沖地震, いつ起こってもおかしくないと言われている東海地震, 50% の発生確率とされている東南海, 南海地震のいずれもが今回の十勝沖地震と同じ海溝型地震であり, やや長周期地震動を強く励起するものと予測されている. このため, 石油タンクを取り巻く状況において, 大型石油タンクに類似の災害発生が懸念されることから, 地震時の大型石油タンク

の被害発生機構解明と安全確保の技術の確立が喫緊の課題となっている.

従来からの検討によると, 2006 年に取りまとめられた報告書 4) から, 浮屋根の沈下状況に基づいた破壊メカニズムについて実際の浮屋根の破損状況から述べられている. しかしながら, 液面のスロッシングに伴う浮屋根の挙動の力学的特性については, 中規模モデルでの検証が始まったばかりであり, 実規模レベルでのタンクによる検証が十分になされていないと言え難い状況にある. 特に過去の被害調査から, 浮屋根最大上昇がおおむね 2m 以上に達した場合 4), 浮屋根に甚大な被害が発生すると考えられているが, 浮屋根の損傷がどのような液面形状に至った場合に生じたかについては十分には把握されていない. 浮屋根が損傷から破壊に至る過程までを考慮したスロッシング挙動の研究は比較的少なく, 井田ら 5), 6) や西ら 7) の研究が挙げられる程度である.

一方, 浮屋根を考慮したタンクのスロッシング数値解析例は少ない 8). これは, 構造-流体連成問題を取り扱うことから, 解析がたいへん複雑かつ長時間の計算時間を要することになる. このため浮屋根構造を持つタンクに関するスロッシング解析手法は必

ずしも確立されているとはいえない。

このような背景から、本論文では浮屋根式タンク構造のスロッシング現象により非線形挙動する場合の数値解析手法を確立することを目的とする。具体的には流体振動を非圧縮・非粘性・非回転のポテンシャル理論で仮定し、有限要素法により浮屋根式石油タンクに対して構造-流体連成解析を行うものである。まず、流体要素のみで液面のモード解析をし、次に浮屋根を考慮し、材料非線形性および幾何学的非線形性を考慮して構造-流体連成解析によりスロッシング解析を実施し、井田ら^{5),6)}のφ4000における加振実験結果との比較を行う。さらに苫小牧で被害を受けた容量40,000KLタンクをモデル化し、浮屋根とタンク側壁部分の接触を考慮して解析を行う。本解析には、汎用の非線形構造-流体解析プログラムであるADINAを用いる。

2. ポテンシャル理論によるスロッシング解析

解析手法は事前検討の結果^{4),9),10)}、流体はポテンシャル理論を適用し、構造である浮屋根とは液面で圧力が同一となる境界条件を用いて連成した。当初、3次元モデルにより忠実に液体-構造をモデル化し、流体にはNavier-Stokesの方程式を用いた。しかし、この挙動は長周期現象であるので多大な計算時間を要し、かつ解析上混入する人工粘性効果の影響が大となった。このため、実用的な計算時間で解析可能で、実験結果から得られた減衰が適切に表現できるポテンシャル理論を用いることとする。

(1) 支配方程式

流体運動を非圧縮・非粘性・非回転、波面の変形は微小であると仮定したとき、流体の運動は速度ポテンシャル ϕ として式(1)の連続の方程式で表される。ここで ρ は密度である。

$$\dot{\rho} + \nabla(\rho \nabla \phi) = 0 \quad (1)$$

流体と構造の連成には、式(2)で示す運動方程式及び式(3)に示す構造と流体との境界条件式を用いる。

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

$$-\delta F_u = - \int_S p n \delta u dS \quad (3)$$

ここで h は、比エンタルピー、 p は圧力、 $\Omega(x)$ は位置 x の物体力加速度、 δF_u は、境界 S 上の流体圧を



写真-1 実験モデル

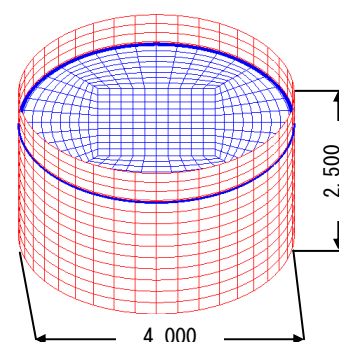


図-1 タンクと浮屋根のモデル化

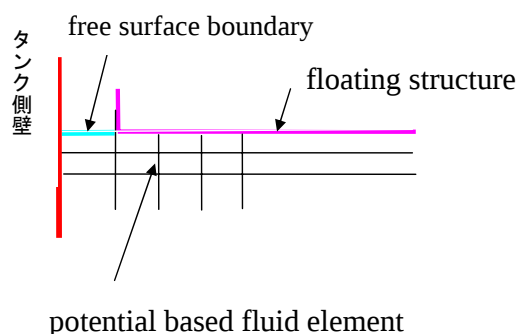


図-2 自由表面のモデル化

表-1 モデル諸元

浮屋根モデル	直径	3.95m
	デッキ部厚さ	0.0045m
タンクモデル	直径	4.00m
	高さ	2.50m
	厚さ	0.0045m
	水深	2.0m
Steel材料物性値	密度	7860kg/m ³
	弾性率	2.059 × 10 ¹¹ Pa
	ポアソン比	0.3
ポリカーネート材料物性値	密度	300kg/m ³
	弾性率	2.3 × 10 ⁹ Pa
	ポアソン比	0.37
要素数		
流体部分	5800	potential based fluid element (3D solid element)
構造部分	1760	MITC shell element

構造上に与える力をそれぞれ表す。

(2) タンクと浮屋根のモデル化

一例として、写真-1 に示すような井田ら^{5),6)}により行われたスロッシング実験結果との比較を行う。このモデルは、苫小牧で火災事故が発生した貯槽タンクの 1/10 モデルである。直径 4m、高さ 2.5m の円筒タンクに水深 2m の位置までに水を張っている。浮屋根は、直径 3.95m、厚み 4.5mm の中空ポリカーボネートシートである。

タンクと浮屋根をモデル化したものを図-1 に示す。流体部分ではポテンシャルベースの 3 次元 solid 要素、構造部分では MITC shell 要素¹¹⁾を用いて解の精度が損なわれないよう配慮した。また、浮屋根とタンク側板との間の液面は図-2 に示すように自由表面をモデル化した。モデル諸元を表-1 示す。

(3) 減衰の設定

構造物の振動エネルギーは、材料内部の分子摩擦による減衰、接合部等における摩擦減衰、空気や水、油などの中での振動により生ずる粘性減衰、構造物の振動エネルギーが地盤等の外部へ逸散する減衰、非線形材料による履歴エネルギー吸収による履歴減衰等によって消散される。これらの減衰を個々に厳密に評価することは困難であるため、直接積分法による非線形時刻歴応答解析を行う場合は、一般に減衰は速度に比例する粘性減衰により近似し、材料や部材ごとに減衰定数としてモデル化するのが通常である。減衰の評価方法には種々のものが提案されており、本モデルでは多用されている式(4)に示す Rayleigh 減衰 C を用いて、浮屋根モデルの要素に減衰を与えることとした。

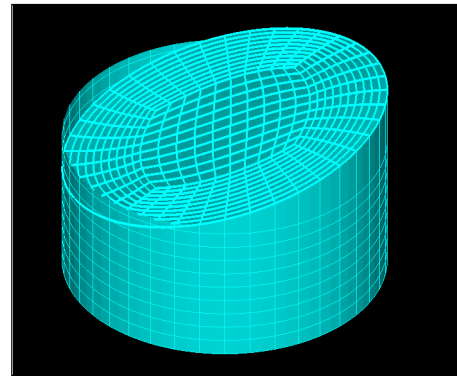
$$C = \alpha M + \beta K \quad (4)$$

ここで、 M は質量行列、 K は剛性行列をそれぞれ表す。このとき、構造の固有円振動数 ω_i におけるモード減衰定数 ξ_i は式(5)のように表すことができる。

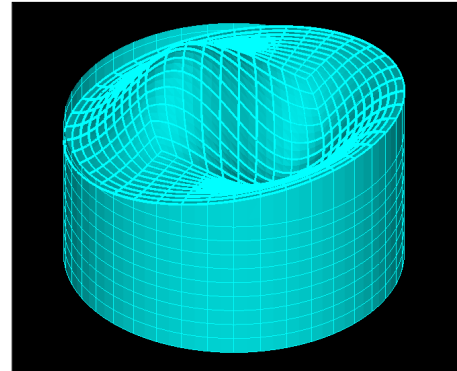
$$\xi_i = \alpha / (2\omega_i) + (\beta\omega_i) / 2 \quad (5)$$

よって、 α と β は 2 つの次数の固有振動数と減衰定数から定めることになる。

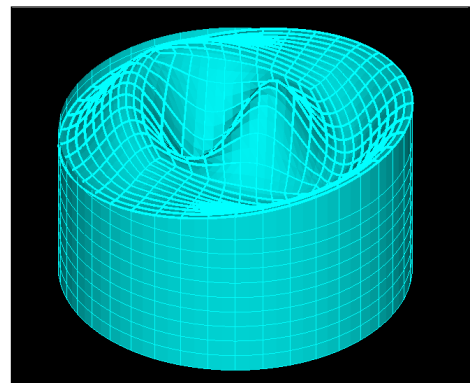
本解析では、減衰定数を ϕ 4000 タンクの実験から同定した値 0.0083 を用いた。また、 α 、 β の算出には強震時の振動モードが卓越すると考えられる 1 次および 2 次の固有振動数を用いた。よって、本解析で用いる Rayleigh 減衰のパラメータは、 $\alpha=0.0324$ 、 $\beta=0.00216$ と算出することができる。



1 次モード 0.466Hz (理論解 : 0.466Hz)



2 次モード 0.814Hz (理論解 : 0.813Hz)



3 次モード 1.030Hz (理論解 : 1.030Hz)

図-3 スロッシングモード

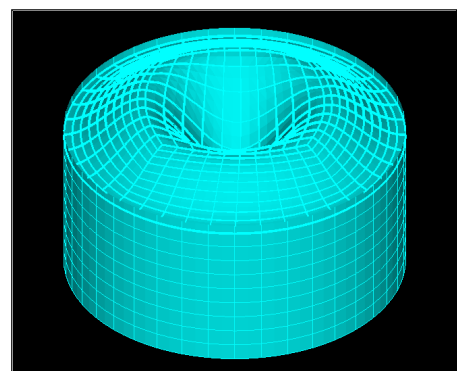


図-4 1 次スロッシング振動数の
2 倍波液面モード (17 次 0.934Hz)

(4) 時間方向への離散化

時間方向の離散化には、動的解析において代表的な直接積分法である Newmark β 法を採用した。一般に非線形問題においては β の値は $1/4$ を用いることが多い。しかし、本解析は、2 物体間の接触問題であることから β の値の選定には十分な配慮を行った。ここでは、Anil¹²⁾らの 2 物体間の接触問題の解析を参考にし、極力数値振動が少ない β の値である $1/2$ に決定した。ただし、全体のシステムのエネルギーの正確さを満足させるために Δt は結果的に小さくならざるを得なくなり、 $\phi 4000$ のタンクにおいては、微小時間増分量は $\Delta t=0.05\text{s}$ となった。

3. $\phi 4000$ タンクの解析

(1) 浮屋根なし（自由表面）での固有振動解析

流体要素のみにおいて浮屋根なし（自由表面）の条件で液面の固有値を 30 次まで求めた。この液面の固有振動数の内、スロッシングモードの 1 次～3 次までを図-3 に示す。これより、固有振動数については、数値解析結果と理論解¹³⁾より求まるスロッシング 1 次の固有振動数 0.47Hz と良い一致を示していることがわかる。また、2 次、3 次のスロッシングの固有振動数も理論値とほぼ一致しており、本論での解析モデル化は妥当と考えられる。

ところで、苫小牧において被災した出光興産(株)北海道精油所の 40061 タンクは、事故後の開放点検被害調査¹⁴⁾によると、浮屋根デッキ部における面外変形の影響でデッキ全面が下方に大きく撓んだ形跡が認められている。このタンクの場合は、スロッシングの 1 次モードが支配的な状態で浮屋根が動いたとされていることから、高次モードで発生する浮屋根デッキ部のたわみがどの状況で生じたのかを検証する必要がある。この状態に最も近い 17 次の固有振動数を図-4 に示す。この 17 次の固有振動数は、1 次スロッシング振動数である 0.466Hz の約 2 倍値の 0.934Hz にあたる液面形状である。この形状は、中心部分において、液面が凹凸するような形状であり、実験の際に現れた起振終了後からの液面の挙動と非常に良く一致している。井田ら⁵⁾の浮屋根とタンク側壁の接触を考慮した実験によると、1 次スロッシングモードでの起振終了後、1 次の振動数の 2 倍波成分である、中央部の凹凸するような液面形状が励起されることが報告されている。この現象に対応する液面形状の存在が、固有振動数解析から確認することができた。

表-2 加振条件

入力波	条 件
正弦波	起振周波数 0.466Hz 起振振幅(変位制御) $\pm 3\text{mm}$ 立上加振(10秒)⇒本加振(20秒)⇒収束加振(10秒)⇒加振停止

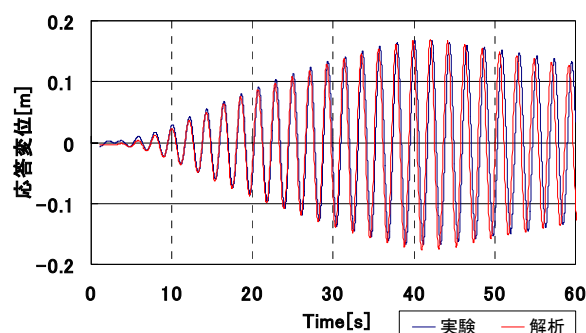


図-5 浮屋根端部の起振軸上の鉛直変位

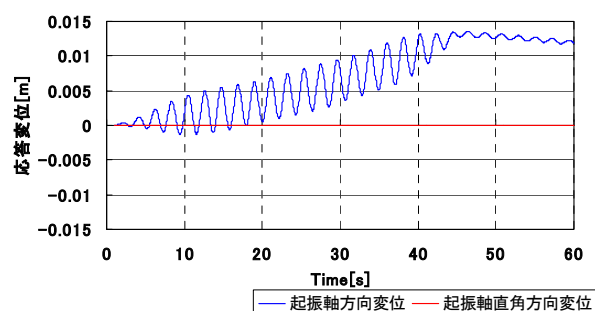


図-6 浮屋根端部の起振軸上の水平変位

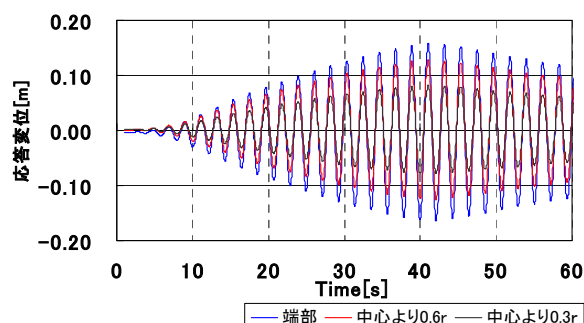


図-7 起振軸上の浮屋根の鉛直変位

注： r は浮屋根の半径

(2) 浮屋根加振実験との比較

(a) 加振条件

加振条件は、井田ら⁵⁾の振動実験の内、浮屋根周辺にバッファ（タンク側壁と浮屋根との減衰緩衝材）を配置していない条件と同一条件下での解析を行う。そのため本解析では、浮屋根とタンク側板との間の液面は図-2 に示すように自由表面をモデル化した。加振は水平方向からの正弦波形として与え、

表-3 タンク諸元 (m)

側壁高さ	Wh	25.6
直径	D	50
壁厚		0.02
水位	H	15.6

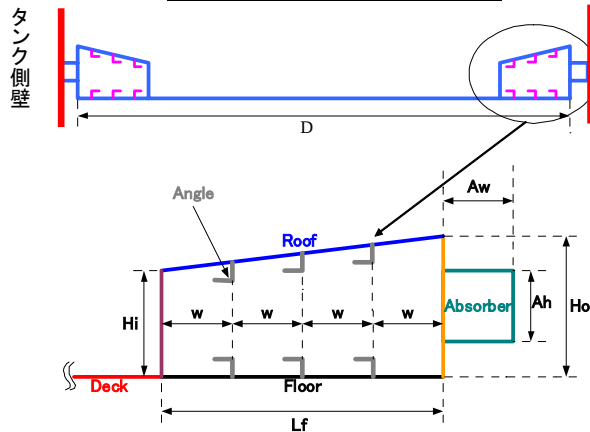


図-8 浮屋根ポンツーンモデル化

表-4 浮屋根ポンツーン諸元 (m)

底板長さ	Lf	3.0
底板厚		0.0045
天板厚		0.0045
内壁高さ	Hi	0.5
内壁厚		0.0045
外壁高さ	Ho	0.75
外壁厚		0.0045
隔壁数		20
隔壁厚		0.0045
補強梁 (L 形弦材)		65×65×6
補強梁 (L 形斜材)		65×65×6
梁配置間隔	w	0.75
緩衝材幅	Aw	0.2
緩衝材高さ	Ah	0.35
緩衝材配置高さ		0.2

加振振動数は、このタンクのスロッシング 1 次固有振動数である 0.466Hz である。加振振幅は、表-2 に示すように最初の 10 秒間に 0mm から $\pm 3\text{mm}$ まで徐々に立ち上げ、次の 20 秒間に $\pm 3\text{mm}$ 、次の 10 秒間に $\pm 3\text{mm}$ から 0mm まで徐々に収束し、それ以降は加振振幅を 0mm としている。解析時間は浮屋根の起振軸端の鉛直変位の最大値と減衰の過程が確認できる 60 秒間である。

(b) 解析結果

図-5 に起振軸上の浮屋根端部での鉛直方向変位の実験値と解析値の結果を併せて示す。ここで比較する実験値は、井田ら⁵⁾が行った実験結果から 1 次モードでのバンドパス処理をして抜き出した波形である。図-6 に浮屋根端部の起振軸上の水平変位 2 成分を、図-7 に起振軸上の浮屋根の浮屋根端部、浮屋根中心から $0.6r$ 、同 $0.3r$ 位置での鉛直変位を示す。ここで r は浮屋根の半径である。

図-5 より、浮屋根端部の鉛直方向の挙動に関しては、実験値と解析値がほぼ同様な挙動を示していることがわかる。一方、図-6 より浮屋根の水平方向の変位は、起振軸の正方向に浮屋根が徐々に起振軸方向に移動しながら振動を繰り返している。ただし、浮屋根と側壁の初期間隔は 0.025m であるので、浮屋根と側壁は接触していない。これに対して、起振軸直角方向には、ほとんど変位が生じていない。

以上のことから、スロッシング発生時の浮屋根の挙動把握において、構造-流体連成解析が十分に適用できると判断できる。ここで、スロッシングの最大波高の成分は 1 次モードが主であることから、ポテンシャルベースにおける解析では、スロッシング

の最大波高に関しては良い一致を示している。さらに、加振終了後の減衰波形も両者はほぼ一致していることから、本論で取り上げた減衰の設定方法の妥当性が確認された。さらに、浮屋根とタンク側壁との間に接触要素を考慮しなくても、加振時から加振終了後の減衰状態へ移行する過程をほぼ再現することができた。スロッシング発生時の浮屋根の挙動把握に、構造-流体連成解析が十分に適用できると判断できる。

ところで、図-7 より、浮屋根起振軸上の鉛直変位は、3 箇所とも同位相で動いている。この解析結果からは、井田⁵⁾らの実験で示されている起振終了後からの 2 倍波成分 (1 次の固有振動数の 2 倍の成分) の卓越は見られず、1 次のスロッシング振動数のみの波形しか計算されていない。このことから、2 倍波成分に関しては本解析において実験の現象再現するまでに至らなかった。これは、加振終了後の減衰時に浮屋根に曲げ変形が生じ、これが卓越することによるものと予想される。これを把握するためのモデル化を考える必要がある。

4. 実機タンクの解析

前章の実験シミュレーション解析により得られた知見をもとに、実規模モデルに対する解析条件を設定して解析を行う。また、ポンツーンと側壁間に緩衝材 (Absorber) を設けている。本論では第 1 ステップとして、加振振幅レベルと塑性域での進展領域の関係を検討した。

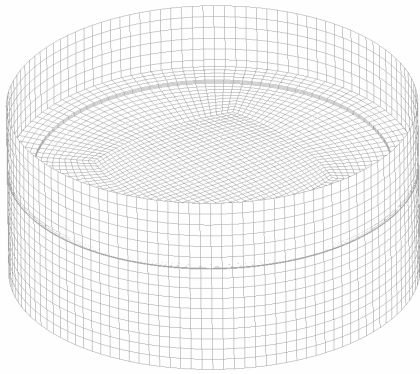


図-9 全体メッシュ分割図

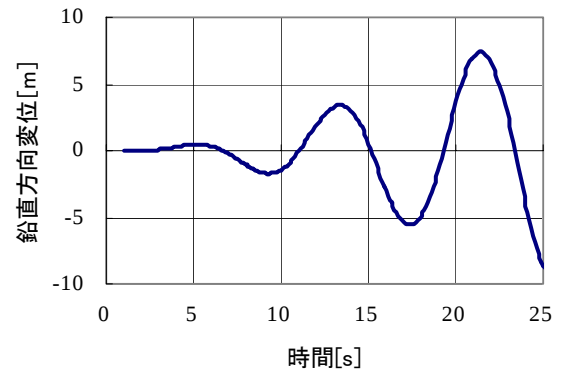


図-13 浮屋根ポンツーン端部での変位

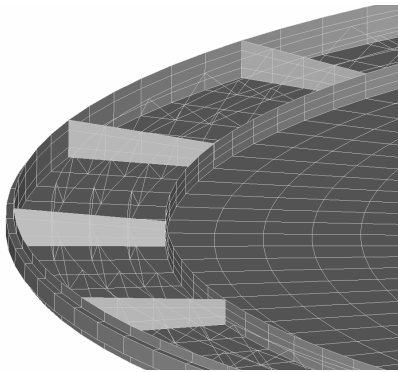


図-10 浮屋根ポンツーン部の拡大図

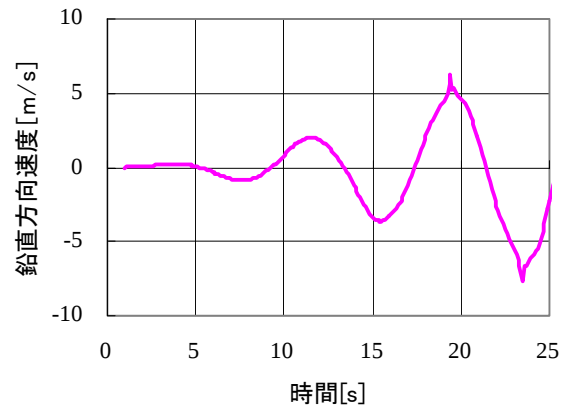


図-14 浮屋根ポンツーン端部での速度応答

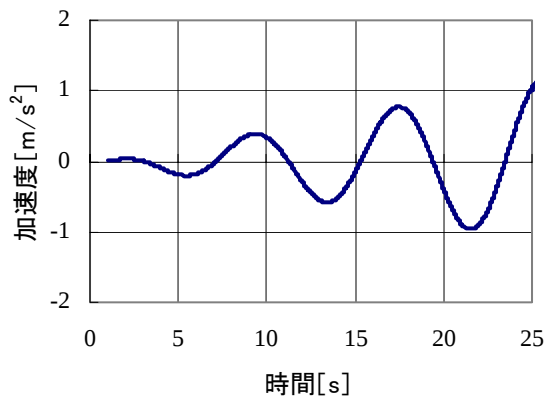
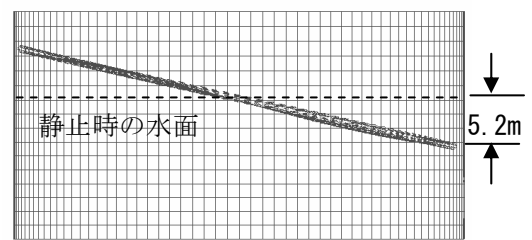


図-11 入力地震動



(a) 変形モード図 (17.52 秒)

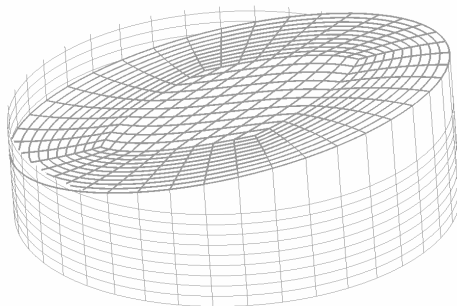
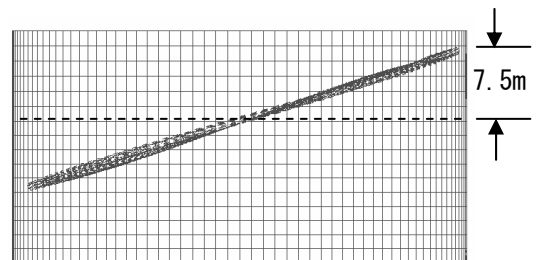


図-12 固有振動モード図 (1 次)



(b) 変形モード図 (21.42 秒)

図-15 タンクの変形モード図

(1) 容量 40,000KL タンクのモデル化

容量 40,000KL 規模のシングルデッキ浮屋根式石油タンクを対象として 3 次元有限要素法による構造-流体連成解析を行った。主要寸法は表-3 に示すとおりである。本章では、浮屋根の動的挙動に着目し、速度応答が徐々に増幅することにより補剛された浮屋根に対して塑性域がどのように広がるかについて検証する。そのため、強制的に浮屋根が塑性域に至るよう入力地震動を設定した。速度応答に着目したのは、2005 年 1 月発布の消防法新告示では、スロッシング設計用の長周期地震動応答を最大 200kine レベルまで考慮して改訂がなされたためである¹⁵⁾。

モデル化部位は内容液である石油と浮屋根およびタンク躯体とした。付属設備および支持地盤については解析目的の都合上より解析対象から除外した。内容液の石油は非圧縮・非粘性・非回転流体と仮定し solid 要素でモデル化した。また、浮屋根やタンク躯体は $\phi 4000$ タンクのモデルと同様に MITC shell 要素¹⁴⁾でモデル化し、図-8 に示す浮屋根のポンツーンに座屈防止用に設置されたアングル材および上下アングル材間を連結した補剛材については 3 次元 beam 要素でモデル化した。また緩衝材 (Absorber) は solid 要素でモデル化した。解析モデルの全体図を図-9 に、図-10 に浮屋根ポンツーン部分の拡大図を示す。使用材料は SS400 (降伏強度 290MPa) とし、材料非線形性および幾何学的非線形性を考慮した。降伏後の硬化係数は $E/100$ とした。

(2) 入力地震動

入力地震動は、図-11 に示すように正弦波形を用いた。ここで周期は対象構造の 1 次周期である 8.2 秒で一定とし、加速度振幅は最大 150gal に達するまで徐々に増幅させ、速度応答が 200~700kine 程度に達するまでに浮屋根にどのように損傷が生じるかを解析的に検討した。

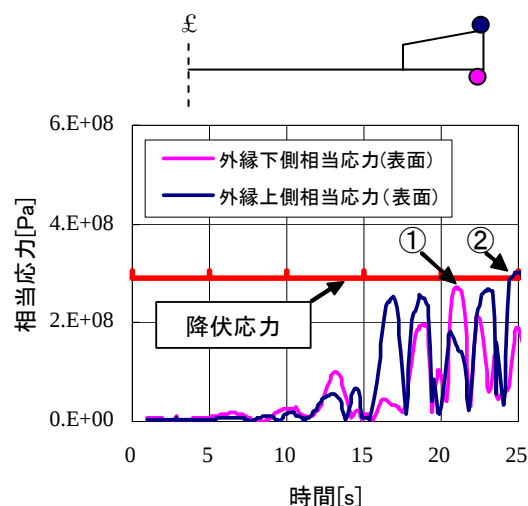


図-16 ポンツーンのミーゼス相当応力

(3) 固有値モード解析

石油タンクの全体的な挙動を把握するため、固有振動解析を行った。1 次周期は 8.2 秒であり、固有振動モード図を図-12 に示す。

(4) 時刻歴応答解析

時刻歴応答解析を行うにあたり、浮き屋根の減衰は廣川ら¹⁶⁾の実験を参考にして 1%、緩衝材の減衰は 0%と仮定し、これより Rayleigh 減衰のパラメータを $\alpha=0.010027$, $\beta=0.009045$ と算出した。また、Newmark β 法による直接積分法を用い、前章の実験結果を最も再現できた定数 $\alpha=\beta=1/2$ を採用した。

(5) 時刻歴応答解析結果

浮屋根ポンツーン端部での波高および速度応答履歴を図-13、図-14 に示す。速度が 200kine あたりで波高はおおむね 2m, 300kine で 3m 程度に達する。また、波高が約 7m に達するストローク中に速度は

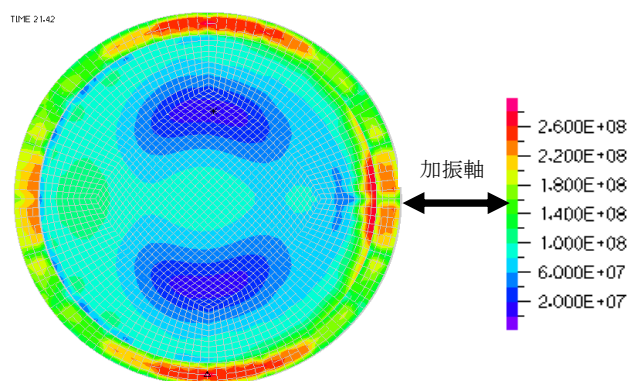


図-17 浮屋根のミーゼス応力分布図 (時間①)

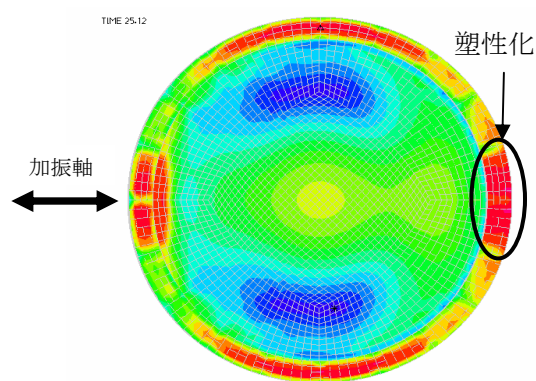


図-18 浮屋根のミーゼス応力分布図 (時間②)

500kine を超え 700kine 近くまで達するが、変位と速度には半周期ほどの位相のずれが生じ、最大波高時には速度はほぼ 0 となっている。なお、図-14 の速度応答でのパルス的な波形が 19 秒、24 秒付近で見られるが、これは浮屋根がタンク側壁に接触することによって生じたものである。

波高が各振幅内で最大時のタンクの変形モード図を図-15 に示す。いずれもほぼ液面は直線変化した逆対称モードの変形性状である。また液面の変形モードは入力地震動の振動数が約 8 秒であり、1 次固有振動モードと類似の形状が再現されている。液面が直線変化に近いのは、ポンツーンが補剛されて曲げ剛性が大きく剛体に近い変形をしているためである。

浮屋根の損傷状態を確認するため、ポンツーンのミーゼス相当応力を算定した結果を図-16 に示す。着目点は加振軸上のポンツーンの最外縁の上下面で図中の丸点位置である。降伏応力も赤線で併せて示す。15 秒を経過した付近（速度応答は 300kine 超）からミーゼス相当応力は急激に増大傾向にあり、25 秒付近で降伏応力を超えているのがわかる。図-15(b) の変形図でもタンク側壁付近の変形が 7m に及ぶため、面直応力が顕著に増大してミーゼス相当応力が降伏領域に達している、降伏を越える直前の時間で液面の応答速度は 500kine 超となり 700kine に近い値となっている。

また、図-17、図-18 は図-16 の図中の①、②の時間における浮屋根のミーゼス相当応力の分布を示したものである。いずれも浮屋根の上面側の状況を示している。時間①では、ポンツーン内壁側が高い値を示している。ただし、わずかに降伏応力には達していない。ポンツーンの外壁側との間では応力の増加が見られない領域が存在する。また、加振方向に対して 90° 方向で、円周方向応力が増加し、塑性化に近接していることがわかる。これは、加振軸付近では、半径方向の引張および圧縮応力が大きくミーゼス相当応力が大きいものに対して、加振軸から 90° 方向付近では外壁と浮屋根間の摩擦抵抗がないため、ポンツーンの円周方向応力が増大しているためと考えられる。

一方、ミーゼス相当応力が降伏応力を超えた時間②では、加振軸付近を中心にポンツーン上面全域がほぼ塑性化状態に達しているのがわかる。加振方向に対して 90° 方向付近では、降伏応力に至るか近接した領域が増大傾向にあることがわかる。

ここでの解析結果をまとめると以下の通りとなる。

- (a) 波高が約 7m、速度応答が 500kine を超え 700kine に達した時点で浮屋根の一部が降伏に

達した。基準等でスロッシング現象の影響が生じる目安にしている 200kine あたりでは、塑性化には至っていない。

- (b) 有限波高の領域であるが、浮屋根のポンツーン部の曲げ剛性が高いため、平面保持に近い変形状態となっている。
- (c) 水平方向入力加速度が 100gal 付近で、鉛直方向変位が 5m、速度応答が約 500kine に達した。ただし、入力加速度成分が長周期領域限定であるため、浮屋根の変形自体に影響する 1 秒前後の短周期成分が含まれる観測地震波形が作用する場合とは異なった現象となり、ポンツーンの応力が実地震波形を入力した場合の応答とはかなり異なる可能性がある。ポンツーン周りに配置された補剛材に着目しても、速度応答が 200～300kine の範囲ではポンツーン鋼板の塑性座屈には至っていない。
- (d) 浮屋根に生じる応力は、加振軸付近と加振軸に対して 90° 付近に集中する傾向にある。かつ浮屋根に生じる応力は面内応力が支配的であり、部位により増大する応力成分は異なる。

ところで、定性的なことではあるが、浮屋根デッキ中心付近は面外方向の変形が支配的となる傾向が見られる。苫小牧における事故調査結果にも示されている様に浮屋根最大上昇がおおむね 2m 以上に達した場合、浮屋根ポンツーンの座屈破壊やデッキ部の面外座屈など甚大な被害が発生すると指摘されている⁴⁾が、これを裏付ける一端が掴めている可能性が高い。これは、実現現象では水平動が小さくなるにつれて、追従して側板付近の鉛直変形は緩衝材の摩擦減衰効果もあり小さくなるが、デッキ中央付近はほとんど曲げ剛性、減衰がないので鉛直振動を弱めることができないことが推測される。さらに、本解析では水平地震動のみ考慮し、鉛直地震動の影響は無視しているため、水平・鉛直方向同時加振すると、主要動の範囲では水平方向慣性力の影響が大きいものの、随所に鉛直方向慣性力の影響も加わることが予想される。

ただし、これらのことに関しては、実験・解析の両面でのさらなる検討が必要である。これらの検討を今後の課題としたい。

5. おわりに

剛性を考慮した浮屋根を有する貯槽タンクの 1 次固有振動数域でのスロッシング解析を、構造-流体連成解析が可能な汎用の非線形構造・流体プログラム

である ADINA を使用し、流れの場にポテンシャル理論、減衰には Rayleigh 減衰を導入して行った。

その結果、スロッシング発生時の浮屋根の挙動把握に、本論で示した構造-流体連成解析手法が十分に適用できると判断するに至った。

しかしながら、本解析を行った一つの目的である浮屋根減衰時の 2 倍波の発生を掴むには至らなかった。これは、流体がポテンシャル理論であることから鉛直方向に関しては再現性を有しているのに対し、水平方向の移動に関しては流体の粘性効果が寄与するので、再現性が損なわれている可能性が高い。また、本解析は加振時のみで計算を終了させたことにより、図-4 で示した変形モードが生じなかったことも一因として考えられる。実際のスロッシング現象は、加振時のみならず加振終了後の減衰時の浮屋根の挙動が重要⁵⁾であり、この部分を扱うことが今後必要になると考える。これらは、今後の検討課題としたい。

一方、流れの場にはポテンシャル理論ではなく Navier-Stokes 方程式を扱うべきとの指摘もある。しかし、計算時間の問題、解析上混入する人工粘性の問題等解決すべきことが残されている。このようなことから、工学的にはポテンシャル理論でスロッシング現象を再現することは、十分意義あることと示唆したい。

謝 辞：本研究を行うに際し、(有) FS 技術事務所 坂井藤一博士から実機タンクに関するデータの提供およびモデル化にあたり助言を頂いた。また、中央大学理工学部土木工学科の学生諸君から協力を得た。ここに記して感謝の意を表す。本研究の一部は、(独)日本学術振興会科学研究費・基盤研究(C)、総務省消防庁消防防災科学技術研究推進制度ならびに中央大学理工学研究所共同研究助成の給付を受けたことを付記する。

参考文献

- 1) 畑山健, 座間新作, 西晴樹, 山田實, 廣川幹浩, 井上涼介: 2003 年十勝沖地震による石油タンク被害と長周期地震動, 海溝型巨大地震を考える-広帯域強震動の予測-土木学会・日本建築学会 巨大地震災害対応共同研究連絡会地震動部会資料, pp. 7-18, 2005. 1.
- 2) 平成 15 年十勝沖地震危険物施設の被害記録, 危険物保安協会, 2004. 12.
- 3) 坂井藤一: 2003 年十勝沖地震における浮屋根式タンクの被害について, 日本鋼構造協会, JSSC No. 52, 2004. 4.
- 4) やや長周期地震動に係わる危険物の技術基準に対応した合理的改修方法の開発に関する調査検討報告書, 総務省消防庁, 2006. 3.
- 5) 井田剛史, 平野廣和, 有田新平, 佐藤尚次, 奥村哲夫: スロッシング発生時の貯槽浮屋根挙動の一考察-φ4000 タンクモデルでの振動実験-, 土木学会論文集 I 部門 (投稿中)
- 6) 井田剛史, 坂東譲, 連重俊, 平野廣和: 浮屋根式タンクのスロッシング減衰方法に関する実験的検討, 土木学会第 60 回年次学術講演会第 I 部門, I-618, 2005. 9.
- 7) 西晴樹: 実タンクによるスロッシング挙動, 第 9 回消防防災研究講演会資料, (独)消防研究所, pp. 19-32, 2006. 2.
- 8) 菊地務, 米川太, 人見光夫, 三浦正博: 浮き屋根式タンクのスロッシングシミュレーション, 出光技報 47 巻 3 号, 2004.
- 9) 長沼寛樹, 松田宏: 浮屋根式タンクのスロッシング解析手法に関する基礎的研究, 大型タンクのスロッシングに関する耐震・免震技術のミニシンポジウム, 土木学会, 2005. 7.
- 10) 長沼寛樹, 有田新平, 樽川智一, 平野廣和: 浮屋根式タンクのスロッシング時の挙動把握のための流れと構造の連成解析, 土木学会関東支部第 33 回技術研究発表会公演概要集, I-70, 2006. 3.
- 11) Dvorkin, E. N. and K. J. Bathe: A Continuum Mechanics Based Four-node Shell Element for General Nonlinear Analysis, Eng. Comp., Vol. 1, pp. 77-88, 1984.
- 12) Anil, B. Chaudhary and K. J. Bathe: A Solution Method for Static and Dynamic Analysis of Three-Dimensional Contact Problem with Friction., Compt., and Struct., Vol. 24, No. 6, pp. 855-873, 1986.
- 13) Housner, G. W. : Dynamic Pressure on Accelerated Fluid Containers, Bull. Seism. Soc. Am, Vol. 47, 1957.
- 14) 石油コンビナート等防災体制検討会屋外タンク貯蔵所における技術基準等検討部会報告書, 総務省消防庁, 2004. 1.
- 15) 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, 消防危第 14 号, 2005. 1.
- 16) 廣川幹浩, 座間新作, 山田實, 西晴樹, 遠藤真: 石油タンクのスロッシング減衰定数, 大型タンクのスロッシングに関する耐震・免震技術のミニシンポジウム, 土木学会, pp. 23-26, 2005. 7.

(2006 年 9 月 11 日受付)