

CFDによる石油タンク内のスロッシング現象と 浮遊式ネットの減衰効果の再現

Reproduction of Sloshing Phenomena in Petroleum Tank and Damping Effect of Floating Nets
by CFD

野田 博 HIROSHI NODA
谷垣 正治 MASAHARU TANIGAKI
鈴木 亨 TORU SUZUKI
中南 滋樹 SHIGEKI NAKAMINAMI

本研究では、CFD(数値流体計算)により石油タンク内のスロッシング現象の再現とスロッシング低減を目的とした浮遊式ネットの効果の再現性を検証した。浮遊式ネットはネット設置位置に抵抗力を加えることにより再現した。本研究で用いた計算手法では、スロッシングの自由振動時の減衰定数、固有振動数ならびに単一周期加振による応答倍率曲線は実験結果をよく再現していた。また石油タンクを模した円筒形タンクの地震時応答計算においても検証実験と良い一致を示した。これらの検証の結果、本研究で用いた計算手法は浮遊式ネットのスロッシング低減効果や地震時応答特性の再現に有用であることが確認された。

キーワード : 石油タンク, スロッシング, 浮遊式ネット, CFD, LES, FEM

Sloshing phenomena of liquid in tanks with and without floating net, which was developed as a damping device, have been simulated using a CFD (Computational Fluid Dynamics) method. The effects of the floating net have been modeled by introducing resistance in the flow. The decay of the wave amplitude in free oscillation, the resonance frequency and the amplitude response characteristics to a single-mode excitation calculated by the CFD method are found to agree well with the experiment. The response characteristics to a seismic oscillation of fluid in a model cylindrical petroleum tank have also been calculated with favorable accuracy.

Key Words: Petroleum Tank, Sloshing, Floating Nets, CFD, LES, FEM

1. はじめに

振動する液体貯蔵槽内のスロッシング現象の把握とその予測は、液体燃料貯蔵タンクの安全性の検証・確認に重要であり、また安全性向上のためのスロッシング低減対策の開発にも有用である。貯蔵槽内液体の運動は、水路流れなどとは異なり、閉じた狭い領域内で大きな水面変形を伴う非定常な往復運動を繰り返す。数値流体計算でこの現象を再現する場合には、この特性を十分考慮する必要がある。自由液面のある流れの計算法には水深関数法や Level set 法のように液面位置の移流方程式を解いて液面を追跡する方法¹⁾と、VOFや密度関数法などのように液体の空間分布を解く方法²⁾がある。移流方程式を用いる方法では、液面が崩れ液滴や気泡が発生する分散

系の場合でも界面の位置を精度良く追跡できるが液体体積の保存性に問題がある。VOF法では数値不安定を起さないよう注意する必要がある。

本研究では、中山らにより提案された自由境界面のない流れの解法である HSMAC 法の圧力と速度の反復修正段階で液面位置を算出する方法³⁾を適用し、スロッシング現象と減衰装置を設置した場合の液体運動の再現予測計算を行う。この方法は流れと水面運動を同時に安定的に解けかつ体積保存を容易に制御できるため、閉じた貯蔵槽内の振動運動の計算に適している。また計算格子では解像できない小スケール乱流運動のモデルを組み込むことにより、実スケールタンク内の高レイノルズ数流れにも対応できる。本研究では、まず矩形水槽内スロッシングの実験を行いスロッシング現象の基礎的特性を把握す

表-1 計算方法概要

空間差分	移流項 3次風上差分(UTOPIA) 粘性項 2次中心差分 乱流応力項 2次中心差分
時間進行法	Adams-Bashforth法
計算アルゴリズム	HSMAC法
乱流モデル	標準Smagorinsky Model($C_s=0.10$)
壁面境界条件	Non slip

るとともに、上記計算手法の妥当性検証のためのデータを得た。次にスロッシング低減対策として液体同調ダンパーのスロッシング低減⁴⁾に有効であった減衰ネットを設置した場合のモデリングと再現性についても検討した。さらに、本研究の最終的な適用対象である地震時の円筒形石油タンクを想定した液体スロッシング応答の計算例を示す。

2. 計算方法

(1) 数値流体計算方法

数値流体計算方法は、直交座標でスタッガード格子を用いた差分法である HSMAC 法に変動する自由液面の計算を組込んだ方法³⁾である。この方法は表-1にまとめてあるように、非圧縮流運動方程式を Adams-Bashforth 法にて陽的時間進行させ、圧力および流速は非圧縮連続式を満たすよう修正する。乱流によるサブグリッド応力には等方性渦粘性モデル(標準 Smagorinsky モデル, $C_s=0.1$)を用いた。乱流応力および粘性応力項は2次中心差分、移流項は3次精度風上差分法(UTOPIA)を用いた。

(2) 液面位置の計算方法

液面の位置は、圧力と速度を反復修正する段階で、自由液面を含む計算セル内で連続式を満たすよう移動させる。水平方向(x,y)の速度成分を(u,v)、(x,y)での液面の鉛直位置をhとする。図-1に示すような静止直交座標系の液面を含む計算セルに連続式を適用すると

$$\Delta h = \frac{\partial u}{\partial x} \delta x \delta t + \frac{\partial v}{\partial y} \delta y \delta t + w \delta z \quad (1)$$

が得られる。ここで、 δz は計算セル内の水面高さ、 δt は時間刻みである。液面を含む計算セルでは圧力と流速を修正せずに式(1)にて Δh を算出する。このとき圧力は液面でゼロと設定することで液面での運動学的条件および圧力条件が満たされる。せん断応力ゼロの条件は運動方程式の時間進行時に設定する。

(3) 減衰ネットの再現方法

スロッシング低減のための減衰ネットは、網を通過す

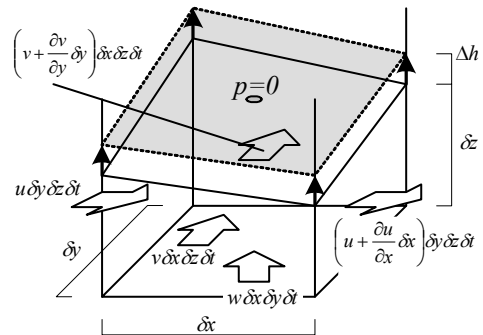


図-1 自由液面変位と速度Fluxの関係

る流速による抵抗のみが働くと仮定し、運動方程式に外部抵抗力(式(2))を付加することによりモデル化した。

$$F_i = K \cdot \left(\frac{A}{2L^3} \right) \cdot u_i \sqrt{u_j^2} \quad (2)$$

ここで、 F_i : i 方向抵抗力, K : 抵抗係数, A : ネット面積, L^3 : ネットの体積, $u_i(u_j)$: $i(j)$ 方向流速 ($i(j)=1:x$ 方向, $i(j)=2:y$ 方向, $i(j)=3:z$ 方向)

抵抗係数 K は減衰ネットの開口率とレイノルズ数に依存する下式で表されると仮定した⁵⁾。

$$K = 6 \cdot (1 - \beta) \cdot \beta^{-2} \cdot \text{Re}^{-1/3}, \quad \text{Re} = \frac{ud}{\nu} \quad (3)$$

ここで、 β : 開口率($= (1-d/l)^2$, d : 線径, l : 間隔), u : 流速, ν : 動粘性係数であり、開口率 $\beta=0.683$, $d=0.55\text{mm}$, $l=3.17\text{mm}$ とした。

(4) 浮き屋根の再現方法

水面上に設置されている浮き屋根の効果は、水面を薄板曲げ要素と仮定し、液面と同じ形状の曲げ変形を生じさせる力の反力を水面に加えることにより再現した。ここで流体計算により求めた自由水面変位は局所的に微小な変位を伴っており、この微小変形を考慮するとそこに局所的に大きな反力が生じる。そこで、反力を算出するときの水面変位はスロッシングの1次モードと2次モードのみ考慮することとし、水面変位を式(4)により最小二乗近似を行い、近似した変形形状の反力を求めた。

$$h'(x, y) = a_1 + a_2 x + a_3 y + a_4 \sin(\omega_1 x) + a_5 \cos(\omega_1 x) + a_6 \sin(\omega_2 x) + a_7 \cos(\omega_2 x) + a_8 \sin(\omega_1 y) + a_9 \cos(\omega_1 y) + a_{10} \sin(\omega_2 y) + a_{11} \cos(\omega_2 y) \quad (4)$$

ここで、 $h'(x,y)$: 近似された自由水面, $a_1 \sim a_{11}$: 近似係数, ω_1, ω_2 : それぞれスロッシング1次モード, 2次モードの波長

反力は水面を押す力(下方への力)のみ考慮し、薄板が水面を引張る力(上方への力)は加えていない。薄板の曲げ変形に伴う反力は ACM 要素による FEM 計算⁴⁾により求めた。

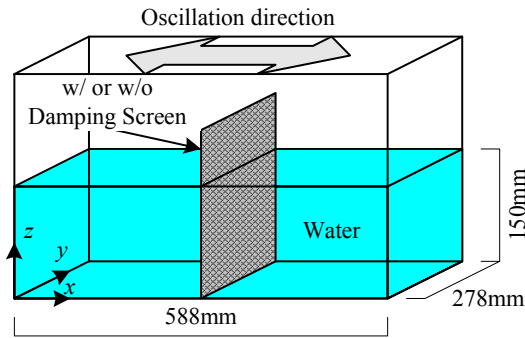
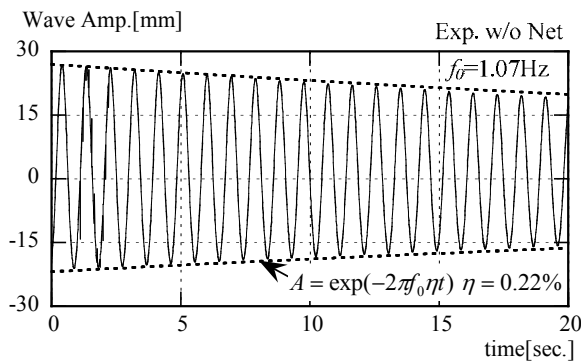


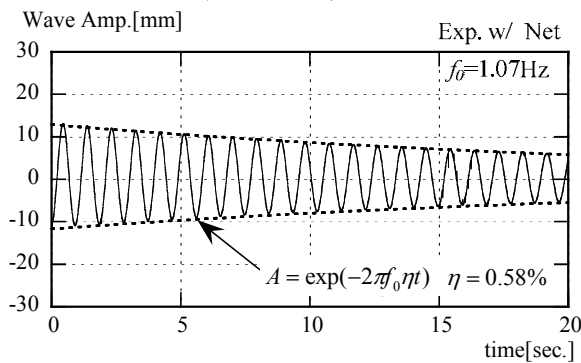
図-2 対象とした矩形水槽

表-3 円筒形タンクの計算条件

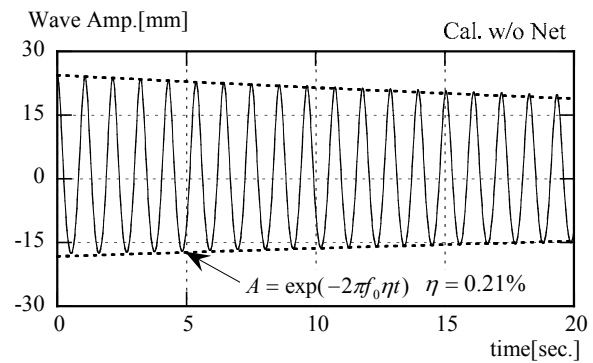
計算領域 [m]	$x \times y \times z = 3.28 \times 3.28 \times 1.2$
計算格子数	$N_x \times N_y \times N_z = 63 \times 63 \times 63$
格子幅 [m]	$dx = 0.055, dy = 0.055, dz = 0.02$
時間間隔 [sec.]	$\Delta t = 2.0 \times 10^{-3}$
ネット抵抗係数	$K = 6.7$
ネット高さ [m]	0.208
入力地震動	十勝沖地震(K-net 苫小牧) EW方向の1/25相似波形
計算ケース	Case1:w/o floating roof and net Case2:w/ floating roof, w/o net Case3:w/ floating roof and net



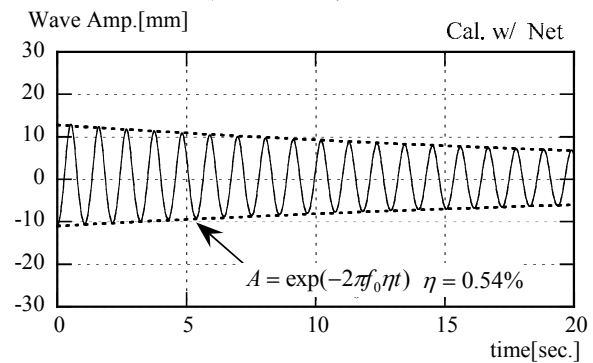
(a) 実験値(水深250mm) 減衰ネットなし



(b) 実験値(水深250mm) 減衰ネットあり



(c) 計算値(水深150mm) 減衰ネットなし



(d) 計算値(水深150mm) 減衰ネットあり

図-3 端部液高の自由振動波形

3. 計算手法の検証

(1) 検証水槽モデル

本研究で対象とする数値流体計算法の検証用水槽モデルは貯蔵槽内の液体スロッシングで最も単純な矩形水槽とした。この検証実験に用いた矩形水槽を図-2に示す。静止時水深は150mmとし、スロッシング減衰ネット効果の再現性確認のため、水槽中央部に線径 0.55mm、開口率 68.3%(8メッシュ)のネットを設置した場合についても検討した。自由振動実験によるスロッシング減衰を測定するとともに単周期加振実験を行い、加振振動数と波高の関係を調べた。

計算で再現した矩形水槽の加振直角方向幅は、計算の効率性ならびに現象の一様性を考慮して、実験に用いた

矩形水槽の 1/2 とした。計算条件を表-2に示す。計算の加振振動数は減衰ネットなしの場合、ありの場合とも5通りとした。計算での加振は、各加振振動数で振幅が 0.2mmとなる加速度に対応した慣性力を外力として運動方程式に付加した。計算条件を表-2に示す。

(2) 計算結果

水槽端部の波高の自由振動波形を図-3に示す。実験値の自由振動波形は、正側の振幅のほうが負側の振幅より若干大きくなり、その傾向は計算結果でも再現されている。減衰定数に着目すると、減衰ネットがない場合には計算値 ($\eta = 0.21\%$) は実験値 ($\eta = 0.25\%$) をよく再現している。減衰ネットがある場合、実験では $\eta = 0.67\%$ に対し計算では $\eta = 0.54\%$ となり、減衰定数の差異は減衰ネットが

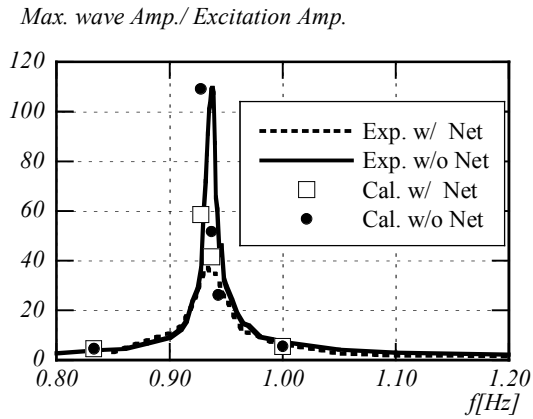


図-4 加振振動数と波高の関係

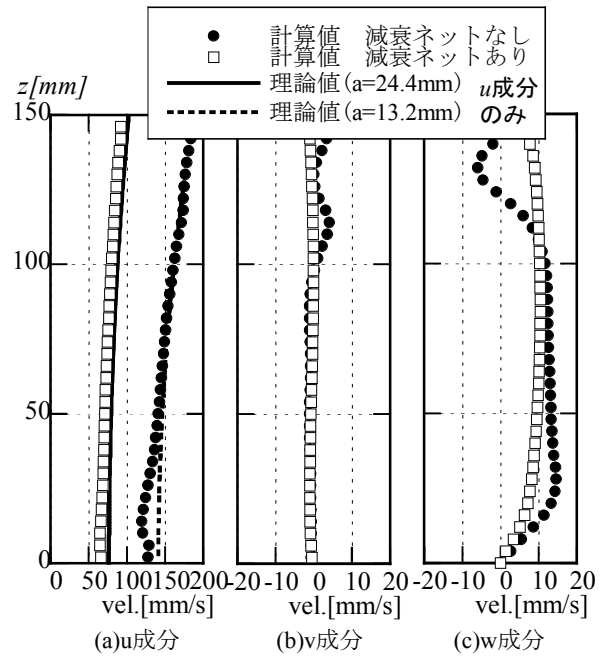


図-5 流速最大時の水槽中心位置での流速分布

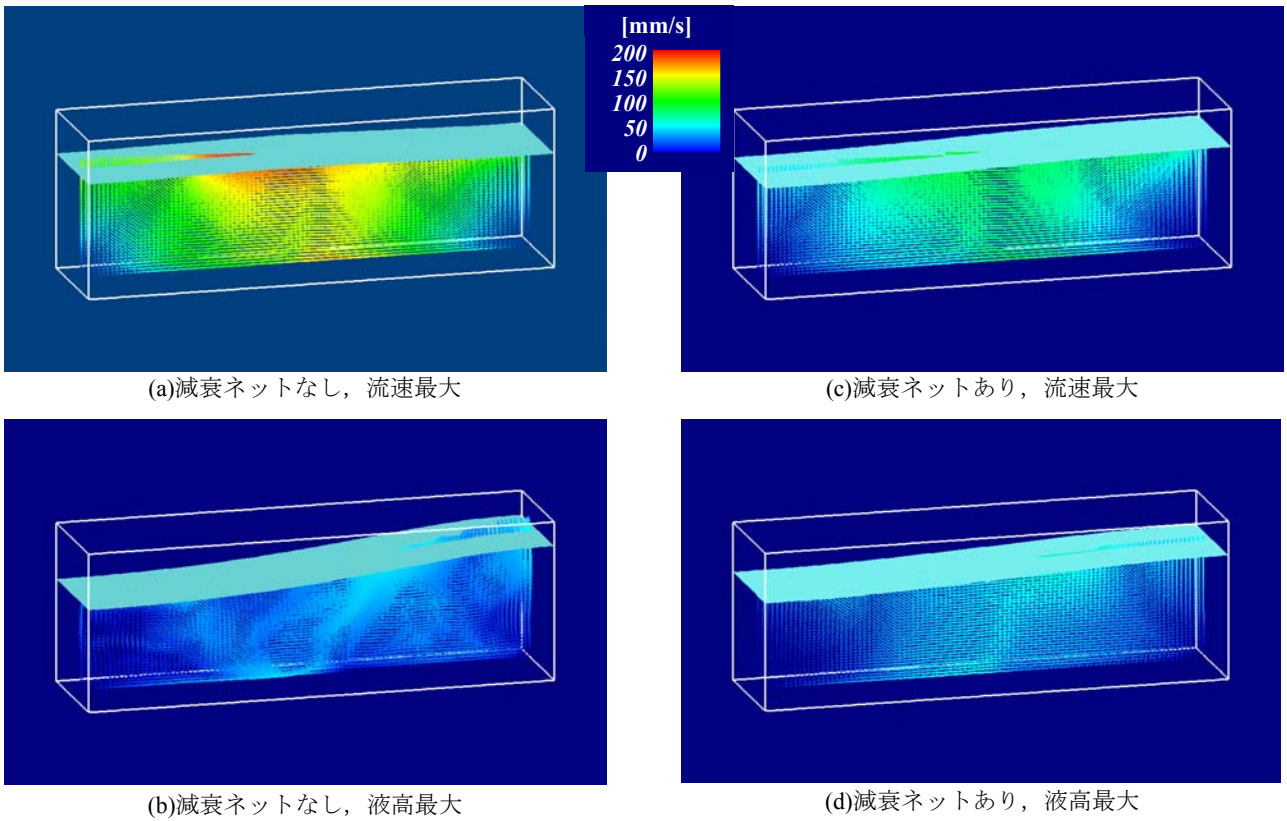


図-6 自由水面変位と流速ベクトル

ない場合よりもやや大きくなっている。これは式 (3) の抵抗係数 K の定義では上流の流入流速が用いられているのに対し、本計算では抵抗係数 K を式 (2) に代入して抵抗力を求める際の流速をネット内の流速を用いているため、抵抗力の算出誤差が生じたものと思われる。

加振振動数と波高振幅の関係を図-4に示す。図中には計算結果の検証のために行った実験値も付記する。また

縦軸の液高振幅は加振振幅で除した値である。減衰ネットがない場合、計算で求めた共振時の波高振幅は実験結果とよい対応をしている。共振振動数に差異がみられるがその差は約 1% (実験値 $f_0=0.934\text{Hz}$, 計算値 $f_0=0.928\text{Hz}$) と極めてわずかな違いである。減衰ネットがある場合には、共振振動数付近で計算による波高振幅は実験結果より大きくなっている。この差異の原因は、前述の抵抗係

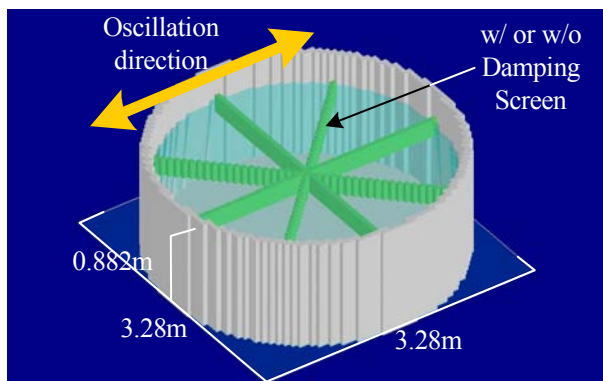


図-7 対象とした円筒形タンクの形状

数 K の定義の違いと考えられる。

非粘性微小振幅の波動理論 (ポテンシャル理論) によると流れ方向流速 (u 成分) ならびに鉛直方向流速 (w 成分) の流速は下式で表される。

$$u = k \frac{ga}{\omega} \frac{\cosh\{k(z+h)\}}{\cosh(k \cdot h)} \cdot \sin(k \cdot x) \cdot \cos(\omega \cdot t + \varepsilon) \quad (5)$$

$$w = k \frac{ga}{\omega} \frac{\sinh\{k(z+h)\}}{\cosh(k \cdot h)} \cdot \cos(k \cdot x) \cdot \cos(\omega \cdot t + \varepsilon) \quad (6)$$

ここで, k : 波数 ($= 2\pi/\lambda$, λ : 波長), ε : 位相差, t : 時間, a : 振幅, h : 水深, ω : 固有角振動数 ($= 2\pi f_0$, f_0 : 固有振動数)

u 成分の流速が最大となる時の水槽中央部における流速の高さ方向分布を図-5に示す。図-5(a)には式(5)の理論値も併記する。これは中央部で流速最大となるときで, $kx = \pi/2$, $\omega t + \varepsilon = 0$ とし, 振幅 a は計算値 (正側の振幅とし, それぞれ減衰ネットなしの場合 $a = 24.4\text{mm}$, 減衰ネットありの場合 $a = 13.2\text{mm}$) を用いている。計算による流速の u 成分の鉛直分布と式(5)の理論値を比較するとおおむね良い一致を示している。ただし, 水槽底面付近は底面による粘性や乱れの影響により, 非粘性微小振幅の波動理論とは異なる値となっている。すなわち, 底面近傍以外では減衰ネットの有無に関わらず, おおむね非粘性微小振幅の波動理論の流速に沿っていることが確認できる。

次に共振時における鉛直断面内流速ベクトル分布と自由液面形状を図-6に示す。水面がほぼ平坦になるとき (図-6(a)) に流速が大きくなり, 最大となる位置は中央部液面近傍である。しかし, 底面付近でも流速が大きくなっている部分もある。また波高振幅が最大になるとき (図-6(b)) には全体的に乱れが発生するなどポテンシャル流理論式では得られない現象が現れている。

4. 円筒形タンク内液体の地震応答計算

次に減衰ネットを石油タンクのスロッシング低減を目

表-3 円筒形タンクの計算条件

計算領域 [m]	$x \times y \times z = 3.28 \times 3.28 \times 1.2$
計算格子数	$N_x \times N_y \times N_z = 63 \times 63 \times 63$
格子幅 [m]	$dx = 0.055, dy = 0.055, dz = 0.02$
時間間隔 [sec.]	$\Delta t = 2.0 \times 10^{-3}$
ネット抵抗係数	$K = 6.7$
ネット高さ [m]	0.208
入力地震動	十勝沖地震(K-net 苫小牧) EW方向の1/25相似波形
計算ケース	Case1:w/o floating roof and net Case2:w/ floating roof, w/o net Case3:w/ floating roof and net

的として設置した場合を想定して, 円筒形タンク内液体の地震応答の計算を実施した。

(1) 円筒形タンク概要ならびに計算条件

計算の対象としたタンクは直径 3.28m, 高さ 1.2m の円筒形タンクである。この円筒形タンクに水深 0.882m の水を入れた状態を設定した。減衰ネットは水面付近に放射状に 8 本設置した。減衰ネットの高さは 0.2m であり, 水面変動とともに上下に移動するものとした。対象とした円筒形タンクモデルを図-7に示す。

計算は, Case1 として浮き屋根・減衰ネットともなし, Case2 として浮き屋根あり・減衰ネットなし, Case3 として浮き屋根・減衰ネットともありの 3 ケースを実施した。計算条件を表-3に示す。

浮き屋根のモデル化である薄板の材料特性として, 縮尺模型による検証実験⁶⁾の条件と同様な条件となるようヤング係数 3230N/mm², ポアソン比 0.35 (アクリル材料特性), 厚さ 2mm を設定した。

(2) 計算結果

各計算ケースでの 1 次自由振動時のタンク端部の波高を図-8に示す。図-8より, Case1(浮き屋根, 減衰ネットともなし)とCase2(浮き屋根あり, 減衰ネットなし)ではほぼ同じ波形をしている。縮尺模型による検証実験⁶⁾では浮き屋根によりスロッシングの減衰定数がわずかに大きくなるのに対し, 計算ではその効果が認められない。これは, 実験では浮き屋根モデルは 2mm の薄板に数箇所にリブを有しているのに対し, 計算では 2mm の薄板のみ再現しているため, 実験と計算で薄板の曲げ剛性が異なるためと考えられる。因みに, 浮き屋根の厚さを 5mm とした場合の 1 次自由振動時のタンク端部波高を図-9に示す。薄板の曲げ剛性を上げて計算すると減衰が浮き屋根なしの場合に比べ大きくなり, 薄板の効果が認められる。Case3(浮き屋根, ネットともあり)の場合の自由振動波形は Case1 に比べ, 振幅の減衰が大き

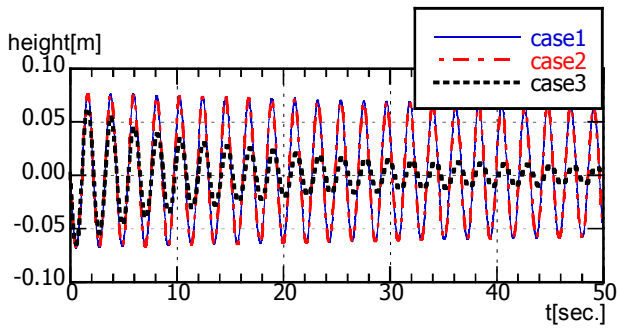


図-8 タンク端部の自由振動波形

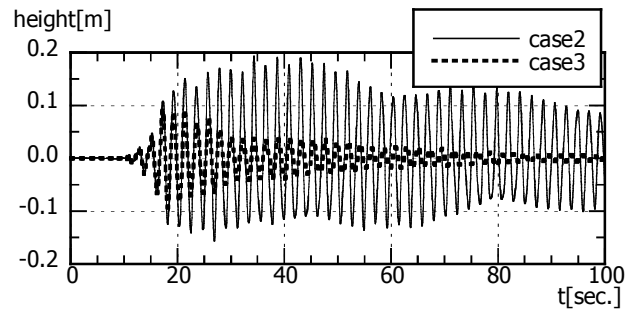


図-10 タンク端部の波高の時刻歴(計算結果)

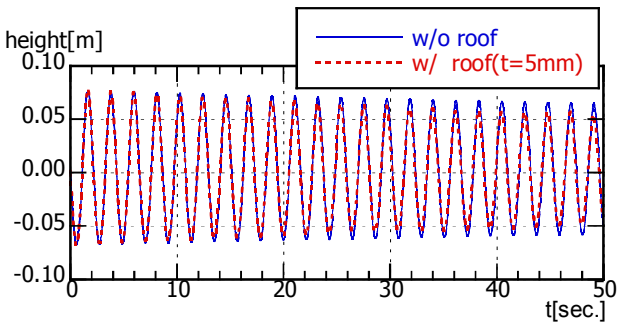


図-9 タンク端部の自由振動波形(浮き屋根厚さ5mm)

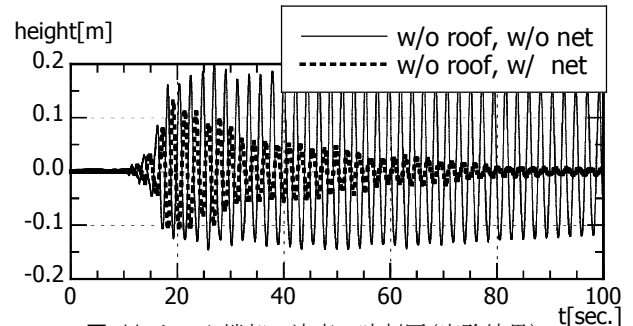


図-11 タンク端部の波高の時刻歴(実験結果)

く、減衰ネットの効果が認められる。固有振動数は、検証実験では 0.455Hz に対し、計算ではいずれのケースもほぼ 0.463Hz であり検証実験をよく再現している。

Case2, Case3 の場合の地震波形入力時のタンク端部波高の時刻歴を 図-10 に示す。また縮尺模型による検証実験結果を 図-11 に、入力地震動波形を 図-12 にそれぞれ示す。入力地震動は2003年9月26に発生した十勝沖地震の K-net 苫小牧で観測されたEW方向地震動の縮尺1/25相似波形を用いた。加振は矩形水槽による検証計算と同様に、 図-12 に示す加速度に対応する慣性力を加振方向の運動方程式に付加することで再現した。まず、縮尺模型の検証実験の性状をみると、減衰ネットなしの場合、入力地震動が最大となる $t=16$ 秒付近から波高振幅が大きくなり、その後入力地震動が小さくなっても波高は徐々に大きくなり、共振による後揺れ現象が認められる。波高が最大となるのは、 $t=26$ 秒付近で最大振幅 0.20m である。減衰ネットがある場合も入力地震動が最大となる16秒付近から波高振幅が大きくなり、振幅も減衰ネットなしの場合に比べわずかに小さくなっているのみである。しかし、入力地震動が小さくなるに従い波高も小さくなり、共振による後揺れ現象がなくなっているのが確認できる。波高が最大となるのは入力地震動が最大となった直後の $t=17$ 秒付近で最大振幅 0.13m である。以上の傾向は計算でもよく再現できている。また、本研究で対象とした減衰ネットは地震発生直後付近の主要動による振幅低減には効果が小さいが、共振による後揺れ現象には大きな効果が認められる。今回の例では最大振幅は約 1/2 に低減されている。

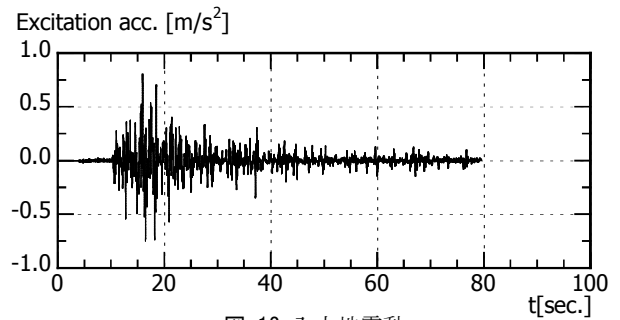


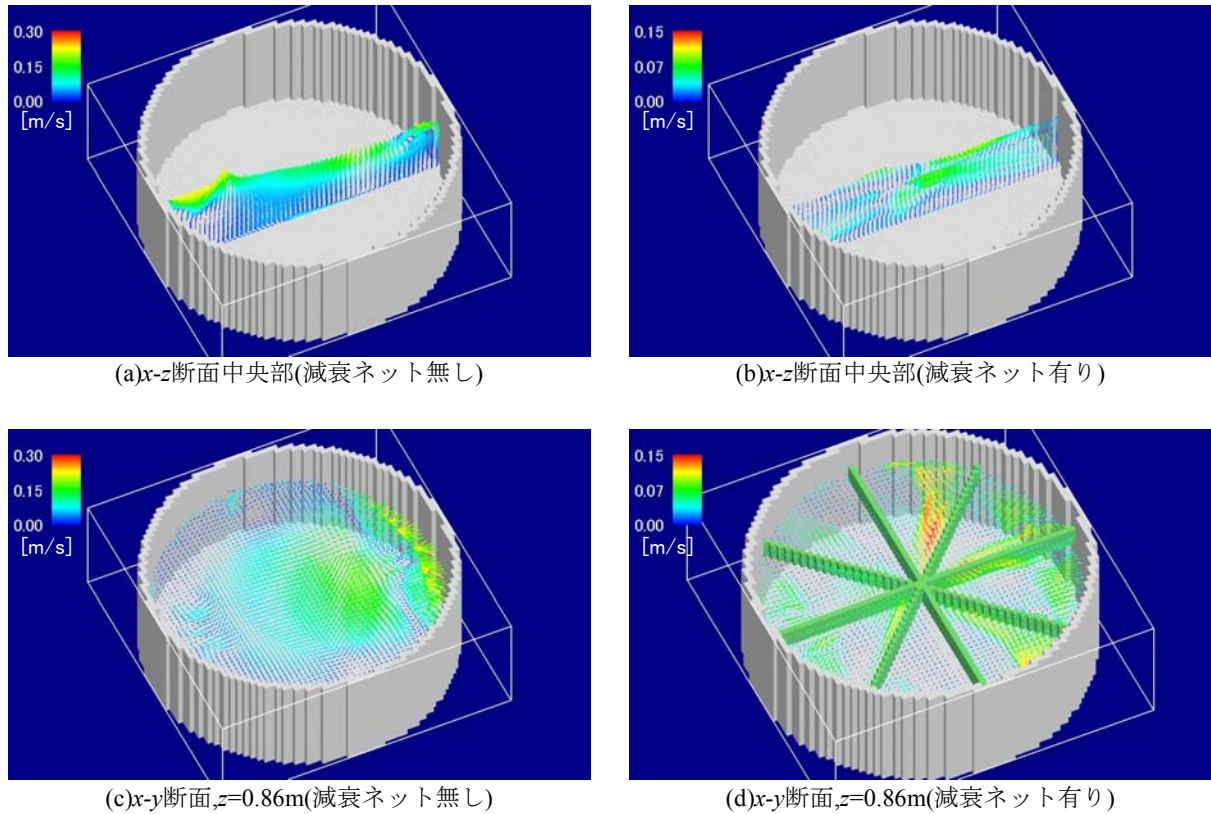
図-12 入力地震動

流速が最大となる(液面がほぼ水平となる) $t=30$ 秒時の x - y 断面中央部ならびに $z=0.86$ m の x - y 断面の流速ベクトルを 図-13 に示す。減衰ネットなしの場合、流速が大きくなる箇所は主に液面付近であり、矩形水槽による単周期加振のときのようにタンク底面の流速は大きくない。水平分布についても、中央部付近ならびに加振方向壁面付近で流速が大きくなっている。これらの流速分布から、今回検討した減衰ネットの配置箇所は高速部とおおむね一致し、効果的な配置であるといえる。

減衰ネットがある場合の流速分布は、ない場合と比べて様相が異なる。流速が最大となるのは、減衰ネットの影響により、液面付近ではなく減衰ネットより少し下の部分である。また流れ方向は加振方向ではなく、加振方向に対して斜めに配置された減衰ネットに沿った方向である。

5. おわりに

スロッシング現象の解明と減衰装置の効果の評価を目

図-13 流速ベクトル($t=30\text{sec}$)

的として、水面変動を考慮したLES法を貯蔵槽内液体のスロッシング現象の再現計算に適用した。本研究で採用した数値計算法の妥当性は、基本的矩形水槽の自由振動の減衰過程、単周期加振に対する応答特性、ならびにスロッシング減衰ネットの効果の再現性などを検証することにより確認された。減衰特性および共振振動数の正確な予測は粘性効果がどの程度捉えられているかに依存するが、本計算に用いられた計算格子数では模型スケール流れの壁面近傍流れを解像でき、粘性効果の影響も再現できることが分かった。

石油タンクの地震時スロッシング低減に対する減衰ネットの効果の確認を目的とし、検証された計算法を用いて円筒形タンク内液体の地震応答解析を実施した。減衰ネットを設置することにより、円筒形タンク内の地震時液体スロッシングは減衰ネットのない場合に比べ最大振幅が約 1/2 に低減し、共振による後揺れ現象が抑制されることが確認された。また本数値流体計算によりタンク内の非常常 3次元流れの詳細が観察でき、減衰ネットの効果的配置の検討などに役立つことができることが分かった。

謝辞：本研究を行うに当たり、神戸大学大学院工学研究科中山昭彦教授にご指導頂いた。また本研究で用いた

K-NET 苫小牧の強震記録は防災科学技術研究所のK-NETより提供されたものである。記して感謝します。

参考文献

- 1) M. Sussman, E. Smereka, S.Osher :A level set approach for computing solutions to incompressible two-phase flow, *J.Comp. Phys.*,Vol.114, pp.146-159,1994.
- 2) C. W. Hirt and B. D. Nichols: Volume of Afluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, *J. Comp. Phys.* Vol. 39, pp.201-225, 1981.
- 3)中山昭彦, 江田智行, 松村友宏: 修正 HSMAC 法による開水路乱流の LES, *水工学論文集*, Vol.49, p.661-666, 2005.
- 4)野路利幸, 吉田英敏, 立見栄司, 小坂英之, 萩生田弘: 水のスロッシングを利用した制振装置の研究 (その1)装置の流体力特性と制振効果の特性, *日本建築学会構造系論文報告集*, 第 411 号, pp.97-105, 1990.
- 5)日本機械学会編: 機械工学便覧 A5 流体工学, 丸善, p.86, 1986.
- 6)鈴木他: 浮遊式ネットを用いた石油タンクの液面揺動制御装置の開発, その1,その2, *日本建築学会学術講演梗概集 B2*,2007