

流体構造連成解析を用いた石油タンクへの津波の影響評価

Evaluation of tsunami effect on an oil tank with fluid-structure interaction analysis

- 高木洋平, 横国大院, 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5, E-mail: takagi-yohei-hn@ynu.ac.jp
- 田澤怜士, 横国大院, 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5, E-mail: tazawa-reiji-xg@ynu.jp
- 日野孝則, 横国大院, 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5, E-mail: hino-takanori-nf@ynu.ac.jp
- 川村恭己, 横国大院, 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5, E-mail: kawamura-yasumi-zx@ynu.ac.jp
- Youhei Takagi, Yokohama National University, 79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama
- Reiji Tazawa, Yokohama National University, 79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama
- Takanori Hino, Yokohama National University, 79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama
- Yasumi Kawamura, Yokohama National University, 79-5 Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama

A tsunami effect on the oil tank storage was numerically investigated with the Fluid-Structure Interaction (FSI) analysis. The calculation was conducted for the tsunami water tank experiment in which the scale ratio of modeled tank to real tank storage was 1/100. In order to assess the dependency of tank stiffness on fluid and tank motion, the Young's module was changed and the stress on the tank side was calculated. When the tsunami arrived at the tank and the hydrodynamic force took a maximum value, it was found that the fixed tank with low stiffness could reduce the damage due to tsunami.

1. 諸言

2011年3月に発生した東日本大震災では、気仙沼地域に存在する23基の石油タンクのうちの22基が損壊・漂流し、漏洩した石油による海上での津波火災が発生した。津波による油流出と二次災害である火災は東日本大震災で認識されるようになったが、湾岸地域に大規模な石油コンビナートを有する日本では、近い将来に発生が予想されている南海トラフ大地震でも同様な津波火災が各地域で起こることが危惧されている。

広範囲領域に対する津波の解析は従来より数多くの研究がなされているが、津波による石油タンクの転倒・漂流などの運動予測についてはあまり検討がなされていない。Kyaw *et al.*⁽¹⁾は広域津波計算と油粒子追跡計算をカップリングさせた解析を行っているが、初期油流出量の見積りに関しては浸水高さによる消防庁の推算方法⁽²⁾を用いており、タンクの運動を考慮していない。この点を改良するためにKyaw *et al.*⁽³⁾は単一の石油タンクモデルを用いた水槽試験及び対応する数値解析によってタンク運動に関する流体解析を実施しているが、タンクの構造特性は考慮しておらず、タンクの破損に関する危険性は評価していない。一方、近年では流体解析と構造解析をカップリングした流体構造連成解析 (Fluid-Structure Interaction analysis, FSI) が単相流をはじめとして流体力の構造物への影響評価に用いられており、菅付ら⁽⁴⁾は単一石油タンクに対する流体解析及び構造解析を行っている。しかしこの解析では流体解析を実施した後に one-way coupling で構造解析を実施しており、構造物の変形・移動による津波の挙動や作用荷重の変化は考慮していない。そこで本研究では、流体・構造間の相互作用を考慮した数値解析を実施し、津波到来時の石油タンク周りの流体現象及び構造物の変形による流体場の変化を調べることを目的としている。

2. 解析対象

石油コンビナートは複数の石油タンクが設置されており、津波の入射角は湾岸線に対して様々な角度となるが、本研究では Fig. 1 に示すような単一タンクの方向伝搬津波の水槽試験⁽³⁾を対象とする。用いた津波水槽は長さ22.7 m、幅0.75 m、高さ1.5 mであり、上流に揚水された貯水域から仕切り板を解放することによって津波を発生させる。津波の流速は陸地部分に一番近いタンク前

方0.8 mの位置で電磁流速計によって測定され、タンクに働く流体力はタンク下部に設置されたロードセルによって測定した。また、後述するFSI解析では計算コストが増大するため、Fig. 2に示す長さ方向を縮小したモデルを用いて解析を行った。どちらの解析領域においても、タンクモデルは実タンクの1/100スケール(直径0.15 m、高さ0.1 m)とし、タンク上面への越流が起こるように揚水させた条件とした。

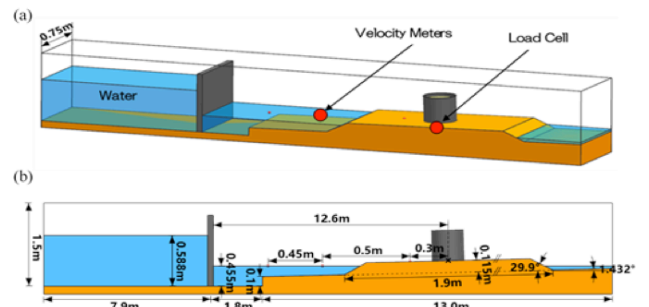


Fig. 1 Schematic diagram of tsunami water tank experiment: (a) bird view, (b) side view.

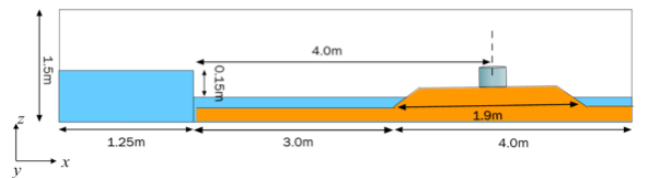


Fig. 2 Small tsunami water tank model for FSI analysis.

3. 数値解析手法

本研究ではまずはじめに二相流の流体解析のみを実施した。支配方程式は以下に示す連続の式、Navier-Stokes 方程式、VOF 関数の移流方程式である。

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho \vec{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\vec{\tau} + \vec{\tau}_t) + \rho \vec{g} + \vec{f}_\sigma \quad (2)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \vec{v}) = 0 \quad (3)$$

ここで、 \vec{v} は速度、 t は時間、 p は圧力、 $\vec{\tau}$ は粘性せん断応力、 $\vec{\tau}_t$ はレイノルズ応力、 \vec{g} は重力加速度ベクトル、 \vec{f}_σ は表面張力、 α は液相分率(VOF 関数)であり、密度 ρ は水と空気のをそれぞれ ρ_1 、 ρ_2 とすると、 α を用いて以下のように与えられる。

$$\rho = \alpha\rho_1 + (1 - \alpha)\rho_2 \quad (4)$$

また、表面張力は表面張力係数 σ と曲率 κ を用いて以下のように計算される。

$$\vec{f}_\sigma = \sigma\kappa\nabla\alpha \quad (5)$$

これらの支配方程式は OpenFOAM®を用いて有限体積法によって離散化され、PISO 法によって解かれた。

FSI 解析については、流体領域と構造領域を別々のソルバーで解く分離型解法を用い、強連成によって各時刻での収束解を得た。流体解析のソルバーは上述のものと同様である。構造解析については、線形弾性変形を仮定しサンブナン体の構成式を用いた以下の支配方程式を使用する。

$$\int_{V_s} \rho_s \frac{\partial \delta \vec{v}}{\partial t} dV_s - \oint_{S_s} \vec{n} \cdot (2\mu + \lambda)\nabla\delta\vec{u} dS_s = \oint_{S_s} \vec{n} \cdot \vec{q} dS_s \quad (6)$$

$$\vec{q} = \mu(\nabla\delta\vec{u})^T + \lambda tr(\delta\vec{u})I - (\mu + \lambda)\nabla\delta\vec{u} + \mu\nabla\delta\vec{u} \cdot (\nabla\delta\vec{u})^T + \frac{1}{2}\lambda(\nabla\delta\vec{u} : \nabla\delta\vec{u})I \quad (7)$$

ここで、 V は要素体積、 S は要素面積、 \vec{u} は変位、 \vec{n} は法線ベクトル、 μ 及び λ はラメ定数、 I は等方テンソルであり、添え字 S は構造領域に対する量であることを示している。構造解析ソルバーも同様に OpenFOAM®によって実装されており、固体変形はダイナミックメッシュによって計算している。

流体領域の計算格子は六面体格子を用いて壁面及びタンク近傍で密となる不等間隔格子を配置し、格子点数は Fig. 1(a)のケースで118万点、Fig. 1(b)のケースで構造領域も含めて159万点である。

FSI 解析ではタンクの構造特性が運動に及ぼす影響を調べるために、Table 1に示すようにヤング率を鋼板を基本として変化させて3ケース(Case 1-3)と、CFD 解析のみの1ケース(Case 4)を行なった。本解析で用いた構造解析ソルバーではソリッド要素のみしか取り扱えないため、実際の中空タンクの断面2次モーメントを計算し、中実の円筒タンクにヤング率を変更して対応させた(Case 1)。Case 2は基準とする Case 1より硬い構造、Case 3は Case 1よりも柔らかい構造になっている。

Table 1 Numerical condition of FSI analysis.

Label	FSI/CFD	Density [g/mm ³]	Young's modulus	Poisson's ratio
Case 1	FSI	915	5.8 x 10 ⁸	0.3
Case 2	FSI	915	5.8 x 10 ¹⁰	0.3
Case 3	FSI	915	2.8 x 10 ⁸	0.3
Case 4	CFD	-	-	-

4. 結果と考察

はじめに津波水槽試験に対応する二相流のCFD解析を行い、津波解析の妥当性を検証した。津波がタンクに到達した際の側面から観察した波形を Fig. 3に示す。津波がタンク前面に到達した時刻($t = 6.7$ s)は実験と数値計算でほぼ一致しており、浅水波の進行に関しては良く再現できていることがわかる。その後、津波がタンク側面を遡上して越流が起こる様子も数値計算において再現できているが、タンク周囲を取り囲むような三次元的な碎波現象は数値計算においてはあまり観察されず、飛沫を形成せずにタンク周りを津波が通過する様子が見られた。

実験結果との定量的比較を行うために、タンク前方位置での津

波速度とタンクに働く水平方向流体力の時間変化を Fig. 4, Fig. 5にそれぞれ示す。津波速度に関しては、Fig. 3の波形観察で見たように第1波の到達時刻は実験と数値計算で一致しており、その後の速度減少の様子も概ね一致していることがわかる。しかしながら $t = 6.5$ s 付近での最大速度は数値計算の方が過大評価となっており、これは数値計算では水槽底面の粗度影響を考慮しておらず、また貯水仕切り板の解放を考慮していないため(計算では板の摩擦がない自由解放)、タンク到達までの津波の減衰が実験に比べて少ないためだと考えられる。また、水平方向流体力の時間変化に注目すると、津波速度の結果と同様に第1波以降のピーク値の時間、すなわち周期性については数値計算でよく捉えられているが、ピーク間の谷間部分での流体力が過大評価となっている。これは Fig. 3に示した可視化で述べたように、数値計算では碎波が表現できずにタンク表面への浸水が実際よりも多くなり、強い津波が到来した後の流体力の上下変動が捉えられていないと考えら



Fig. 3 Comparison of tsunami wave around the tank: (a) $t = 6.7$ s, (b) $t = 6.8$ s, (c) $t = 6.9$ s.

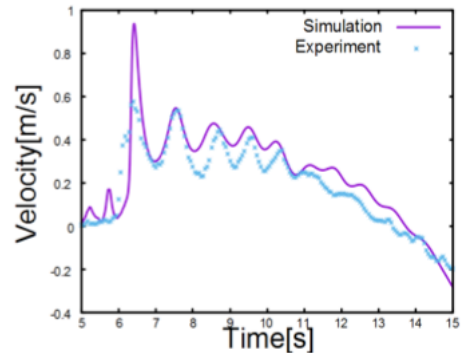


Fig. 4 Time development of wave velocity at the front of the tank.

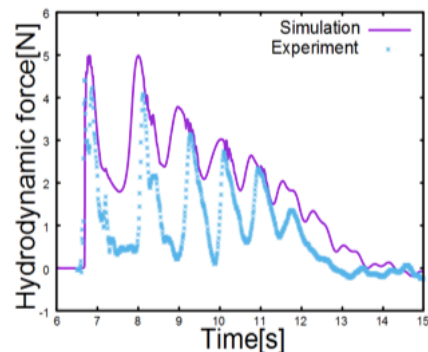


Fig. 5 Time development of horizontal hydrodynamic force on the bottom of the tank.

水槽試験を実施した。ここに記して謝意を表す。

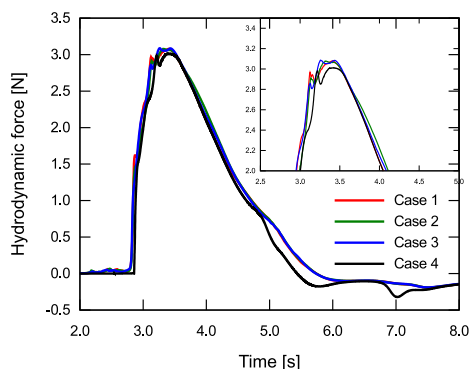


Fig. 6 Dependency of structure parameter on horizontal hydrodynamic force on the bottom of the tank.

れる。しかしながら、津波の到達時刻や周期性などについては定性的によく数值計算で捉えられていると判断できる。

次に Fig. 1(b)の縮小モデルで行なった FSI 解析の結果について考察する。Figure 6 に、全ケースから得られたタンク底面での水平方向流体力の時間発展を示す。第 1 波が到達するピーク付近に注目すると、CFD のみの Case 4 と最も剛性が高い Case 2 では位相のずれが見られるが、急峻なピーク直後に若干流体力が減少し、再度増大して最大値をとる傾向を示しており、今回実施した FSI 解析は定性的には妥当であるといえる。この急激な流体力の変化は Case 1, Case 3 と剛性が低くなるにつれて緩和されており、構造変形によってタンクに働く流体力が変化していることがわかる。タンク前縁上部における x 方向変位の時間変化を Fig. 7 に示すと、剛性が高い Case 2 に対して剛性が低い Case 3 では実際に構造特性であるヤング率に反比例して変位が大きくなっており、これは単純なはり形状による FSI 解析の結果⁽⁵⁾と同じ傾向を示している。実際のタンク被害としては、タンクの座屈や底抜けなどが油流出に関連するため、タンク前縁下部(高さ 0.05 m の位置)におけるミーゼス応力(相当応力)の時間変化を Fig. 8 に示す。タンク前縁での水位が上昇する $t=3.4$ s まではタンクに働く応力が線形に上昇し、その後水位減少に合わせて応力も減少している。最も剛性が高い Case 2 においてみミーゼス応力のピーク値が最大となっており、硬いタンクを地盤に完全に固定した場合はタンク下部で破損する危険性が高くなることを示している。

5. 結言

石油コンビナート地域に大規模津波が到達した際の石油タンクの被害予測の基礎的検討として、単一タンクの津波水槽試験に対応する数值解析を、流体構造連成手法を用いて行なった。タンクの構造特性パラメータであるヤング率を変化させた解析を行い、構造の変形によってタンクに働く流体力や応力分布が変化することが数値的に確かめられた。実際の石油タンクは本解析でのモデルよりも複雑であるため、構造解析手法の高精度が今後必要となる。また、実際のコンビナートでは複数のタンクが存在しており、広域津波解析とのハイブリット計算によって実湾岸地域でのリスク評価を行なっていく予定である。

謝辞

本研究の一部は、JSPS 科研費 18H01678 及び横浜国立大学・統合的海洋教育・研究センター平成 29 年度共同研究の助成を受けて行われた。また、大阪大学大学院工学研究科専攻横断的研究組織「石油コンビナート防災研究イニシアティブ」の協力により津波

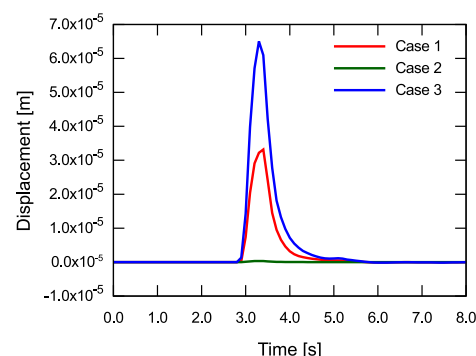


Fig. 7 Dependency of tank stiffness on displacement change.

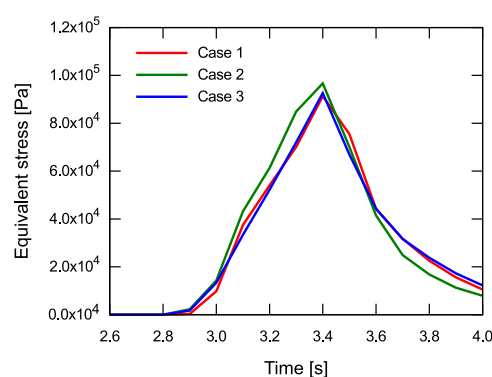


Fig. 8 Time development of equivalent stress on the side of the tank.

参考文献

- (1) Kyaw, W. P., Sugiyama, M., Takagi, Y., Suzuki, H. and Kato, N., "Numerical analysis of tsunami-triggered oil spill from industrial parks in Osaka Bay," J. Loss Prev. Process Ind., 50 (2017), pp.325-336.
- (2) 消防庁, 危険物施設の津波・浸水対策に関する調査検討報告書 (2009).
- (3) Kyaw, W. P., Liu, J., Takagi, Y., Suzuki, H. and Kato, N., "Experimental and numerical analysis of tsunami triggered oil spill from storage tanks", The Twenty-seventh (2017) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE-2017), ISOPE-I-17-302 (2017).
- (4) 菅付, 原田, 野中, 中村, 馬越, "貯蔵タンクに対する津波被害の判定方法", 土木学会論文集 B2, 69 (2013), pp.I_826-I_830.
- (5) Li, M., "Implement interFoam as a fluid solver in the FSI package", CFD with OpenSource Software (2016).