単体の円筒タンクに作用する高フルード数領域を考慮した津波波力評価式の提案

佐野 理志¹・石井 英二²・後藤 祥広³・池末 俊一⁴・串岡 清則⁵
羽田野 琢磨⁶・榊山 勉⁷・森北 豊一⁸

¹ 株式会社 日立製作所 日立研究所 (〒312-0034 茨城県ひたちなか市堀口832-2)
E-mail: tadashi.sano.hg@hitachi.com

² 株式会社 日立製作所 日立研究所 (〒312-0034 茨城県ひたちなか市堀口832-2)
E-mail: eiji.ishii.qm@hitachi.com

³ 日立GEニュークリア・エナジー株式会社 原子力計画部 (〒317-0073 茨城県日立市幸町3-3-1)

⁴ 正会員 三菱重工株式会社 長崎研究所 (〒851-0392 長崎県長崎市深堀町5-717-1)

⁵ 三菱重工株式会社 長崎研究所 (〒851-0392 長崎県長崎市深堀町5-717-1)

⁶ 株式会社東芝 原子力プラント設計部 (〒235-8523 神奈川県横浜市磯子区新杉田町8)

⁷ 正会員 一般財団法人 電力中央研究所 地球工学研究所 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子1646)

⁸ 関西電力株式会社 原子力事業本部 (〒919-1141 福井県三方郡美浜町郷市13-8)

海岸付近に設置される円筒状のタンクを対象とし、その安全性評価の簡易手法の提案を目的として、解析と既往の実験結果を基に、津波の被害が大きくなる高フルード数において、タンク周囲の流動現象について検討した。構築した 3 次元 CFD を用いた遡上津波の解析手法は、円筒タンクに及ぼす波力やタンク周囲の圧力が実験結果と良好に一致した。タンク周囲の流動状態を詳細に調査した結果、タンクに作用する波力は、タンク周囲の静水圧分布のみでなく、動圧発生による静圧の減少を考慮する必要がある、その大きさは水面流速と底部流速の動圧差で表せることが判明した。また、この結果を基に構築した新たな津波波力評価式の予測値は、実験結果と良好に一致した。

Key Words : tsunami force, CFD, Froude number, supercritical flow, wave force, evaluation formula

1. 緒言

2011 年の東日本大震災では、遡上津波により海岸付近の様々な構造物が破壊された。その内、注目されている構造物として、火災などの二次被害をもたらす可能性のある円筒状の石油タンクがある。また、発生が想定される南海沖地震などでは、各地域における津波の規模が予想されているが、原子力施設では予想を大幅に上回る津波を想定した構造物の健全性評価が必要であり、想定した遡上津波の水位と流速から、津波が構造物へ与える波力を簡易的に評価する手法の構築が望まれている。

円筒構造物に作用する波力の研究事例としては、抗力係数から波力を予測する方法¹⁾やタンク周囲の静水圧を積分する方法²⁾などがあり、構造物に作用する津波波力の研究^{3,4,5)}では、波圧、波力がフルード数に依存することが示されている。藤井ら²⁾の予測手法では、遡上津波が円筒タンクに作用する際のタンク周囲の水位分布を予測し、静水圧分布を仮定することで波力を予測する方法

を提案している。また、消防庁からも類似の手法が提案されており⁶⁾、フルード数に依存した水位分布の仮定を追加したことが特徴である。しかし、この予測式⁶⁾の構築で利用された実験データは、フルード数の上限が約 1.5 であり、津波の被害が想定される高フルード数での波力の検証が実施されていない。また、フルード数 1.5 以上の条件での既往の模型実験⁷⁾において、タンク底部の静圧分布を実験結果より過大評価することが確認されている。

一方、近年の計算能力の向上に伴い、数値解析 (CFD: Computational Fluid Dynamics) が津波解析でも利用されるようになり、実験で計測が困難な現象の把握に有効なツールとなっている。秋山ら⁸⁾は、2 次元 CFD により円筒タンク周囲の流速分布を取得し、洗掘に与える影響を検討している。また、杉井ら⁹⁾や高畠ら¹⁰⁾は VOF (volume of fluid) 法を用いて断面 2 次元構造物周りの流動評価を行っている。Ishimoto¹¹⁾らは粒子法を用いてダムブレイクの入力条件で円筒タンクに作用する波圧や漂

図-1 解析領域

図-2 解析メッシュ

流物の衝突評価を行っている。しかし、境界条件として津波の水位の時刻歴を用い、3次元CFDによりタンクに作用する波力を検証した事例は無い。

そこで、本研究では、まず円筒タンク周囲の流動状態を詳細に把握するために、3次元CFDによる津波遡上解析手法を構築した。CFDの結果は既往の実験結果⁷⁾で検証を行うと共に、円筒タンク周囲の流動現象を詳細に検討した。そして、この検討結果を元に、フルード数1.5以上においても円筒タンクに及ぼす津波波力を高精度で予測可能な波力評価式を検討した。

2. 遡上津波の解析と検証

(1) 解析条件

本研究の解析形状の寸法は既往の実験⁷⁾と同一とした。解析領域を図-1に示す。護岸から上流側約30mの位置を流入境界、静水面から $z=0.02$ mの位置を敷地面とし、直径200mmの円筒タンクを護岸から5mの位置で中心となるように設置した。また、敷地面からの高さを h 、タンク周囲の位置を θ とし、背面側を $\theta=0^\circ$ 、前面側を $\theta=180^\circ$ と定義した。使用した解析モデルを図-2に示す。解析負荷の低減を目的に不連続メッシュを採用して流動現象が複雑になるタンク周囲を細分化し、全体を約45万メッシュで構成した。解析ケースを表-1に、解析条件を表-2に示す。3種のフルード数をパラ

表-1 解析ケース

解析ケース	タンク位置フルード数	解析名称
Case-1	1.38	波力解析
Case-2	1.67	波力解析
Case-3	1.95	波力解析

表-2 解析条件

解析コード	Star-CCM+ ver.8.04
離散化手法	有限体積法（非構造格子）
解法	SIMPLE法
流体密度	998 kg/m ³
粘性係数	0.9 mPa・s
自由界面追跡手法	Volume of Fluid 法
壁面境界条件	ノンスリップ条件
乱流モデル	Realizable Two-Layer k- ϵ

メータとした波力解析について検討を行った。ここで示したフルード数は、進行波試験⁷⁾においてタンク位置の比エネルギーが最大時の水位と流速から算出した値である。津波の流入境界は杉井ら⁹⁾の方法を用い、進行波試験における境界位置での水位の時間変化を流速に換算して流入境界に与えた。流入境界での流速は水面以下の領域に平均流速を与える速度境界とした。 η を水深、 Q を線流量、 Δt を時間刻み、 Δx を境界面に接するメッシュ厚、 β を緩和係数として、以下の手順で流入境界の流速 u を得た。

- 時刻 i における目的水深 η_i を入力
- 流入境界部分の水深 η_{i-1} を計算
- 流入境界における線流量 Q_i を計算

$$Q_i = \beta(\eta_i - \eta_{i-1}) \frac{\Delta x}{\Delta t} + Q_{i-1} \quad \cdots(1)$$

- 流入境界に与える流速 u を計算

$$u = \frac{Q_i}{\eta_i} \quad \cdots(2)$$

(2) 解析結果

図-3に波力解析の結果と対応する実験結果の比較を示す。3種のフルード数における解析値は実験結果と良好に一致しており、概ね実験結果のノイズ幅（最大値に対して約20%）の間に収まっている。実験結果のノイズの原因が単純な電氣的なノイズと仮定すると、平滑化すると良好に一致する。一方、流体の振動が原因である場合、ピーク値を比較すべきであり、この時の誤差はフルード数が1.38, 1.67, 1.95においてそれぞれ3%, 1%, 5%とほぼ一致し、タンクに作用する波力をCFDにより高精度で再現できた。なお、フルード数1.67における比較で時刻歴の差異が認められるが、これは実験の再現性の誤差範囲であると考えられる。実験において同等の造波条件でも僅かな誤差の発生を確認しており、解析の境

図-3 タンクに作用する水平波力

図-4 タンク周囲圧力の鉛直分布 ($Fr=1.38$)

界条件とした試験ケースと波力を計測した試験ケースの差が上述の誤差になると考える。

図-4 にタンク側線での圧力水頭を示す。示した値は高さ $h=0.02$ m の圧力が最大時の値である。解析値は既往の実験結果⁷⁾ と同様に $\theta=180^\circ$ では圧力分布が概ね静水圧分布となった。また、実験結果で示された、 $\theta=270^\circ$ における圧力分布が静水圧分布よりも低くなる現象も解析で再現できることを確認した。

上述のように、実験結果を用いた解析値の検証結果は、解析目的である波力およびその支配物理量である圧力分

図-5 タンク周囲の水位分布

布でも一致していたことから、本研究の津波解析がタンク周囲の流動現象の詳細把握に有効であると考えられる。

3. 既往の波力式の評価

既往式⁶⁾ では、遡上津波が円筒タンクに及ぼす水平波力を次の手順で予測している。

Step1: 津波衝突時におけるタンク前面の最大浸水深と進行波の浸水深の比である最大浸水深係数 α を、フルード数の線係数の組合せで予測。

Step2: タンク周囲の水位分布を予測。

Step3: 静水圧分布を仮定しタンク周囲で積分することにより、タンクに作用する波力を予測。

また、上述の最大浸水深係数 α は、既往の報告⁷⁾ において次式で表せると報告されている。

$$\alpha = 1 + \frac{1}{2} Fr^2 \quad \dots (3)$$

そこで、既往式⁶⁾ 内の step2 の水位分布の算出式に式 (3) を適用した評価式 A を構築した。そして既往の実験結果を用い、フルード数 1.38, 1.95 の条件で検証した。図-5 に示すように、フルード数 1.38 では、既往式、評価式 A とともにタンク周囲の水位分布は良好に一致したが、フルード数 1.95 では既往式⁶⁾ が実験結果と乖離したのに対し、評価式 A は実験結果と良好に一致した。

図-6 に、既往式による波力の予測値と共に、評価式 A の予測値を示す。既往式は検証済のフルード数 1.5 以下では概ね実験結果と一致したが、フルード数 1.5 以上では、波力を低く予測する結果となった。一方評価式 A では、予測値は実験結果を下回らないが、過大に評価する

図-6 波力の予測値

ことが判明した。また、フルード数 1.95 では、水位分布が実験値と一致していた評価式 A の予測波力は、既往式の予測波力よりも大きな誤差を示した。

したがって本研究では、まず上述の原因について検討する。次に、高フルード数領域でも水位分布を精度良く予測できる評価式 A を基に、波力を高精度で予測できる新たな評価式の構築する。

4. 円筒タンクに作用する波力評価式の導出

図-4 において、円筒タンク周囲の圧力が静水圧分布と一致しないという特徴的な流動現象を示したが、ここではその原因を明らかにするために、タンク周囲の流動現象について検討した。図-7 に、円筒タンク周囲の流動形態の概念図を示す。遡上津波を定常流れとし、かつ壁面での流動摩擦損失は無いと仮定する。入口境界をタンク前面側から十分に離れた位置とし、底面から水面 h_0 まで流速 v_0 が一様、水面の圧力を $P_{\theta,up}$ 、底面の圧力を $P_{\theta,lo}$ 、密度を ρ 、重力加速度を g とすると、水面および底面でそれぞれ次に示すベルヌーイの式が成り立つ。

$$\frac{1}{2} \rho v_0^2 + P_{0,up} + \rho g h_0 = C_1 \quad \cdots(4)$$

$$\frac{1}{2} \rho v_0^2 + P_{0,lo} + \rho g \cdot 0 = C_2 \quad \cdots(5)$$

ここで、水面の圧力をゲージ圧とすると式 (4) の第 2 項の $P_{\theta,up}$ は 0 となり、静水圧を考えると式 (5) の $P_{\theta,lo}$ が $\rho g h_0$ となり、式 (4) と式 (5) は等しく $C_1 = C_2$ である。水面と底面のエネルギー式 (4) と式 (5) が保存されると仮定し、タンク周囲位置座標 θ における水位を h_θ 、水面の流速を $v_{\theta,up}$ 、底面の流速を $v_{\theta,lo}$ とすると、式 (4) と式 (5) を用いてタンク底面の静圧 $P_{\theta,lo}$ は次式で与えられる。

$$P_{\theta,lo} = \rho g h_\theta - \left(\frac{1}{2} \rho v_{\theta,lo}^2 - \frac{1}{2} \rho v_{\theta,up}^2 \right) \quad \cdots(6)$$

式 (6) の右辺第 2 項において動圧差を P_{dp} とする。ここで、 P_{dp} が θ と $1/2 \rho v_0^2$ を支配変数とする関数である

と仮定し、次式で表す。

$$P_{dp} = \Delta P^*(\theta) \cdot \frac{1}{2} \rho v_0^2 \quad \cdots(7)$$

上式において、 $\Delta P^*(\theta)$ は位置座標 θ のみの関数であり、無次元数である。

図-4 から、底面から水面までの圧力分布がほぼ水深に比例すると仮定し、タンク半径を R とすると、津波の進行方向に作用する波力 F_x は、位置座標 θ における微小投影面積 $h(\theta) \cdot R \cos \theta \cdot d\theta$ を用いて次式で表せる。

$$F_x = \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} \rho g [h(\theta)]^2 \cdot R \cos \theta \cdot d\theta - \frac{1}{2} \int_{-\pi}^{\pi} P_{dp} \cdot h(\theta) \cdot R \cos \theta \cdot d\theta \quad \cdots(8)$$

式 (8) の第 2 項に含まれる P_{dp} は、全ての位置座標 θ における流速 $v_{\theta,up}$ と $v_{\theta,lo}$ の理論的な算出が困難なため、以下のように実験結果を用いて定めた。使用した実験結果は、進行波試験⁷⁾においてタンク位置の比エネルギーが最大時の、波力試験⁷⁾におけるタンク周囲の水位分布と静圧分布である。静圧分布はタンク接地面の値が必要だが、計測値は $h=0.02$ m で取得されたため、圧力水頭を加算してタンク接地面の静圧に変換した。図-8 に 3 種のフルード数に対しての $\Delta P^*(\theta)$ を示す。図-8 からわかるように、 $\Delta P^*(\theta)$ はフルード数に依存せず、位置座標 θ のみの関数となる。本研究では、 $\Delta P^*(\theta)$ を最小二乗法により次式で近似した。

$$\Delta P^*(\theta) = a_1 \sin(b_1 \theta + c_1) + a_2 \sin(b_2 \theta + c_2)$$

$$a_1 = 0.527 \quad b_1 = 0.00491 \quad c_1 = 0.687 \quad \cdots(9)$$

$$a_2 = 0.320 \quad b_2 = 0.0432 \quad c_2 = 3.22$$

式 (9) の近似結果を図-8 に示す。ここで、式 (9) を代入した波力の予測式である式 (8) を、波力の評価式 B と定める。

図-7 タンク周囲の流動の概念図

図-8 タンク周囲の無次元圧力差

図-9 波力予測値と実験結果の比較

図-9 に、3 種のフルード数の条件における波力予測値と、CFD の解析値を示す。評価式 B の予測値は実験値とやや乖離しているが、3 章で定義した評価式 A の予測値に比べ、大幅に予測精度が向上していることを確認できる。

また、波力 F_x を無次元化すると、フルード数との相関関係が認められた⁷⁾が、有次元の波力 F_x では図-9 に示すように相関関係が無い。これは、例えば等しいフルード数における津波でも、津波の速度が高いほど波力 F_x は大きくなるためである。評価式 B は、上述の影響も考慮されるので、図-9 に示すように実験結果との良好な一致が得られた。

なお、本研究ではフルード数の相似則を用いて実在する円筒タンクと想定する津波の大きさの範囲で波力の検討を行った。したがって、津波の水深とタンク径の比が本研究と極端に異なり、タンク背面への津波の到達状態が異なる条件での検討については今後の課題である。

5. 構築した波力評価式の検証

4 章では、波力算出に用いる静圧分布は式 (6) で表せるとした。式 (6) の右辺の第 1 項は静水圧項、第 2 項は動圧項を示すので、静圧分布は静水圧分布に対し動圧に関する補正を行ない算出することになる。本研究の比較対象である既往式で想定した圧力分布は、式 (6) の第 1 項と同等であり、第 2 項は含まない。したがって、波力の予測精度向上には動圧項の追加が有効であるので、ここでは式 (6) の第 2 項の妥当性について検討する。

追加すべき動圧項は底面と水面の動圧差 P_{dp} であり、また式 (6) から、静圧 $P_{\theta lo}$ と静水圧 ρgh_{θ} の差となる。図-10 に、CFD の解析値を利用した 2 通りの動圧項の算出結果を示す。それぞれの値は、剥離点と考えられる位置 ($\theta = 50^\circ$) よりも前面側で概ね一致しており、導出した式 (6) の妥当性が確認できた。また、剥離点よりも背面側で両者の差が拡大しているが、この位置における水位は低く受圧面積が小さいため、波力算出への影響は

軽微であるので本研究では検討しないが、更なる高精度化のためには議論の余地が残る。

また、図-8 に示した無次元圧力差および図-10 に示した圧力差は、 $\theta = 90^\circ$ よりも前面側で最大値を示している。これは、式 (6) の第 2 項から圧力差が表面と底部の動圧差に起因することがわかる。図-11 に表面と底部における流速の CFD の解析値を示す。動圧差は流速差に依存し、流速差は前面側で最大になることが確認できる。なお、図中の表面流速は $\theta = 7^\circ$ の移動平均の値を示した。

次に、図-11 において、表面流速分布と底部流速分布の形状に差があり、最大流速となる位置 θ が異なる理由について考察する。底部流速は自由界面の影響を受けにくいので、単相流の特性¹²⁾と同様に $\theta = 90^\circ$ の位置で最大となる。一方表面流速は、自由界面の影響を強く受けるので、水位差と重力の影響で背面側の低位置まで加速され、背面側で流速が最大になると考える。

ここで、表面流速の増速が水位差に起因することを確認するために、水位差からベルヌーイ式を用いて流速に換算した。図-12 に CFD による水位、水位から換算し

図-10 波力予測値と実験結果の比較 (Fr=1.95: 解析値)

図-11 底部流速と表面流速 (Fr=1.95: 解析値)

図-12 水位差から算出した換算流速と表面流速との比較

た換算流速, CFD による表面流速を示す. 剥離が発生している位置よりも前面側 ($\theta > 50^\circ$) で換算流速と表面流速が概ね一致したことから, 表面流速の増速の原因を確認できた.

6. 結論

円筒タンク周囲の流動状態を詳細に把握するために, 3 次元 CFD による津波遡上解析手法を構築した. この検討結果を元に, 円筒タンクに及ぼす津波波力を高精度で予測可能な波力評価式について検討した結果, 以下の結論を得た.

- ・3 次元 CFD による, タンクに作用する波力の解析値は実験結果と良好に一致した.
- ・タンクに及ぼす波力と共に, 実験で明らかとなっていたタンク周囲の静圧分布が静水圧分布よりも低くなる現象を 3 次元 CFD で再現した.
- ・静水圧分布の積分により波力を算出する既往の評価式に対し, タンク周囲の流動で発生する動圧を考慮した動圧項の導入で, 高フルード数においても実験結果と良好に一致する波力評価式を提案した.
- ・補正に必要な動圧項は, タンク周囲の表面流速と底部流速の差に起因する動圧差で表せることを明らかにした.

なお, 本研究は, 関西電力株式会社, 北海道電力株式会社, 東北電力株式会社, 中部電力株式会社, 北陸電力株式会社, 中国電力株式会社, 四国電力株式会社, 九州電力株式会社, 日本原子力発電株式会社, 電源開発株式会社, 三菱重工業株式会社, 株式会社東芝, 日立ニュークリア・エナジー株式会社が共同で実施した「屋外設備の津波波力評価方法に関する研究」の成果の一部である.

謝辞: 本論文の作成に当たって, 東京大学佐藤慎司教授にご指導を賜りました. ここに記して, 謝意を表します.

参考文献

- 1) 池谷毅, 岩前伸幸, 末長清也, 秋山義信, 館野公一, 鈴木紀雄: 圧力分布を考慮した柱体に作用する津波波力評価モデル, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol. 70, No. 2, pp. I_396-I_401, 2014.
- 2) 藤井直樹, 大森政則, 池谷毅, 稲垣聡: 石油タンクに作用する津波波力と被害予測手法, 海岸工学論文集, 第53巻, 土木学会, pp. 271-275, 2006.
- 3) 林建二郎: 柱状物体に作用する遡上流れの流体力評価, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol. 69, No. 2, pp. I_3329-I_334, 2013.
- 4) 朝倉良介, 岩瀬浩二, 池谷毅, 高尾誠, 金戸俊道, 藤井直樹, 大森政則: 護岸を越流した津波による波力に関する実験的研究, 海岸工学論文集, 第47巻, pp. 911-915, 2000.
- 5) 張広鋒, 薄井稔弘, 星隈順一: 津波による橋梁上部構造への作用力の軽減対策に関する実験的研究, 土木学会論文集A1(構造・地震工学), Vol. 66, No. 1, pp. 425-433, 2010.
- 6) 総務省消防庁: 危険物施設の津波・浸水対策に関する調査検討報告書, pp. 1-98, 2009.
- 7) 榊山勉: 津波遡上流によるタンクに作用する流体力に関する研究, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 70, No. 2, pp. I_891-I_895, 2014.
- 8) 秋山伸吾, 池谷毅, 大森政則, 藤井直樹: 津波が作用する石油タンク周辺の流動特性, 海洋開発論文集, 第21巻, pp. 157-162, 2005.
- 9) 杉井泰介, 神田信広, 石井英二: 3次元流体解析による陸上を遡上する津波の評価, 第17回動力・エネルギー技術シンポジウム講演論文集, C201, pp. 295-296, 2012.
- 10) 高畠大輔, 木原直人, 田中伸和: 陸上構造物前面に作用する津波波圧に関する数値実験, 土木学会論文集B2 (海岸工学), Vol. 69, No. 2, pp. I_851-I_855, 2013.
- 11) J. Ishimoto K. Saito: Supercomputing and scale modeling the effect of flotsam mixed tsunami: Implication to tsunami generated by The 2011 Great East Coast Earthquake, ISSM-7, 2013.
- 12) 藤本武助: 流体力学, 養賢堂, p. 47, 1952.

SUGGESTION OF EVALUATION FORMULA FOR TSUNAMI FORCE ACTING ON CYLINDRICAL TANK IN HIGH FROUDE NUMBER RANGE

Tadashi SANO, Eiji ISHII, Yoshihiro GOTO, Syunichi IKESUE,
Kiyonori KUSHIOKA, Takuma HADANO,
Tsutomu SAKAKIYAMA and Toyokazu MORIKITA

A flow phenomenon around a tank installed to coast in high Froude number range was discussed for suggestion of simplified safety assessment by using of 3D-CFD and experimental result of retrospective report. Validation of 3D-CFD was carried out with a tsunami flow and force under supercritical flow conditions. From the numerical result, we clarified that it was need to estimate not only hydrostatic fluid pressure but also reduction of static pressure caused by generation of dynamic pressure for tsunami force prediction. In addition, this value was best explained by dynamic pressure difference calculated from surface and bottom velocity. Formulated tsunami force prediction equation based on this study was in good agreement with experimental result.