

津波外力に対する大型液体貯蔵タンクの限界状態解析による補強設計

○西村 督*1

キーワード：津波 波力 液体貯蔵タンク 限界状態 補強設計

1. 序

平成23年東北地方太平洋沖地震では、津波により臨海部の大型液体貯蔵タンクの浮き上がり・転倒(写真1, 2¹⁾)やタンクの基礎の洗掘などの構造被害が発生し、その原因を究明するための報告がなされている。漂流物によるタンクの被害シナリオの研究もなされており、例えば藤井と今井は、屋外タンクに関して過去の被災事例と津波波力特性から9タイプの被災モードと被災シナリオを設定している²⁾。

東日本大震災の被災調査を受けて平成24年12月、中央防災会議防災対策推進検討会議において、コンビナート湾港における地震・津波対策の基本的な考え方³⁾が以下のように要約されている。

- (a) コンビナート湾港の大規模石油タンク等について、液化化対策も含めた耐震対策は概ね完了し、既知の地震動による石油等の大規模な流出の危険性は極めて低い。
- (b) 今後は耐震対策が未了の施設の早期改修と津波対策を推進する必要がある。

平成23年度まで高压ガス、屋外タンクの貯蔵施設は津波に対する構造安全性の検討は要求されていなかった³⁾。また文献2)の被災シナリオと文献3)で指摘されている今後の取り組むべき課題から、危険物を貯蔵する屋外タンクに関して、配管の破損時に対する危険物流出防止装置が完備されれば、5mを超える津波浸水深に対して、タンクの移動(浮き上がり・滑動・転倒)の防止が設計基本方針と考えられる。この方針に基づいた詳細な解析が幾つか報告されている。例えば菅付らは容量500klの小型タンクを対象として3次元津波解析を行い、タンク内の液体の量、アンカーボルトの有無による浮き上がりの発生を考察している⁴⁾。また想定東海・東南海・南海の3連動地震による三重県中部・南部沿岸、高知県中



写真1 タンクの浮き上がり¹⁾



写真2 タンクの転倒¹⁾

部沿岸の津波モデル、明治三陸地震再来による岩手県中部沿岸の津波モデルを対象に、容量1000kl、10000klのタンクに関してあと施工アンカーによる滑動防止策の照査結果が示されている⁵⁾。

文献4)では特定の小規模のタンクを対象とした定性的結果が述べられている。文献5)ではタンクが空の状態、タンク底部での中立軸が底板中心を通ると仮定してアンカーボルトの応力が計算されており、内液比率の影響が示されていない。現段階では容量が5000klを超える規模のタンクに対して、内液比率の影響を考慮した津波に対する補強設計は十分に検討されていない。

本論では、補強された5000klを超える大型液体貯蔵タンクを対象として、タンクの形状寸法が設定されれば、内液比率に対してタンクが移動する最大浸水深を得るための限界状態解析を提示する。また内液比率と想定浸水深に対してタンクの移動を防止する必要補強量を算定するための補強設計を提示する。

2. 津波外力に対する液体貯蔵タンクの限界状態解析

解析モデルを図1に示す。 H_1 はタンクの高さ、 R はタンクの外半径、 t はタンク側板厚である。タンクの形状は $2R/H_1=1.0\sim 4.0$ とする。タンクは鋼製円筒タンクとし、地盤上に敷かれたコンクリートべた基礎に置かれ、アンカーボルトを介して基礎と補強要素が固定されている。補強要素はコンクリート製の底板付きリブと鋼製アンカーボルトで構成されており、基礎からの反力としてリブ底面で圧縮、アンカーボルトは引張とせん断に抵抗する。またタンクに付けられた鋼製補強材と補強要素はリブの側面アンカーにより緊結されているとする。

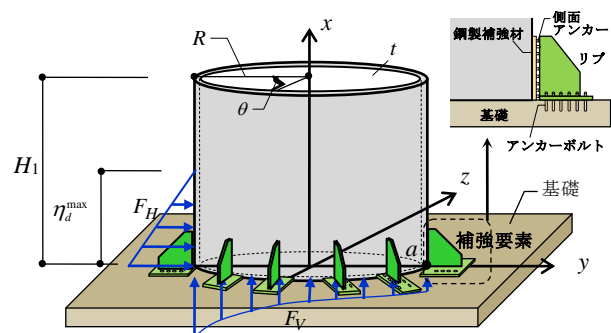


図1 補強されたタンクの解析モデル

2. 1 津波外力とタンク、内液の重量

文献6)ではタンク各部の波圧分布を水理実験⁷⁾で確認し、最大波力は波圧分布を静水圧分布(三角形分布)で近似した結果とよく対応することが示されている。津波外力は文献6)に倣い、(1)~(4)式に示す水平方向の波圧とタンク底部から鉛直上向きの波圧による作用とする。

$$\text{水平波力 } F_H = 11913.2 (c_1 H_1) \eta_{\max}^2 \quad (1)$$

$$\text{水平波力モーメント } M_H = 7778.34 (c_1 H_1) \eta_{\max}^3 \quad (2)$$

$$\text{鉛直波力 } F_V = 6869.22 (c_1 H_1)^2 \eta_{\max} \quad (3)$$

$$\text{鉛直波力モーメント } M_V = 1041.72 (c_1 H_1)^3 \eta_{\max} \quad (4)$$

ここに η_{\max} はタンクが無い場合の最大浸水深、 $c_1=2R/H_1$ である。図1の η_{\max} はタンク前面の最大浸水深で文献6)より $1.8\eta_{\max}$ として(1)~(4)式を算定した。文献6)では流速による波力への影響をフルード数で評価する方法が提示されている。津波のタンク衝突時の流速は防油堤の有無に依存するため、確定的に設定し難く、波圧分布に乗じる浸水深係数は最大値を採用した。その結果、タンク前面の最大浸水深を $1.8\eta_{\max}$ と設定している。

(4)式の鉛直波力モーメントは図1に示す鉛直波圧が z 軸回りになすモーメントであり

$$M_V = 2 \int_0^\pi \rho_0 g h_V^{\max}(\theta) (R \cos \theta)^3 d\theta \quad (5)$$

から計算している。ここに ρ_0, g, h_V^{\max} はそれぞれ海水の密度、重力加速度、鉛直波力が最大となる時点でのタンク周囲の水位である。 θ は図1に示す津波進行方向(y 軸)とのなす角でありタンク前面を 0° 、タンク背面を $\pm\pi$ とする。文献6)ではタンクが基礎に固定されていないとし、回転中心を津波方向の水下底部(図1中の a 点)として次式の評価式を用いている。

$$M_{V0} = 2 \int_0^\pi \rho_0 g h_V^{\max}(\theta) (R \cos \theta)^2 R (1 + \cos \theta) d\theta \quad (6)$$

無補強の場合のモーメント評価式(6)式に対する補強された場合の評価式(5)式の比は $0.233(M_V / M_{V0}=0.233)$ であり、補強によるモーメント作用の低減効果が期待できる。

タンクの重量 W_1 および内容物の重量 W_2 はそれぞれ次式で示される。

$$W_1 = \rho_1 g H_1 \{R^2 - (R-t)^2\} \pi, W_2 = \rho_2 g (c_2 H_1) (R-t)^2 \pi \quad (7a,b)$$

ここに $c_2=H_2/H_1$ である。(7)式中の ρ_1, ρ_2, H_2 はタンクの密度、内液の密度、内液の水位である。以上から形状パラメータは c_1 、外力パラメータは最大浸水深 η_{\max} と内液比率を表わす c_2 となる。

2. 2 解析基礎式

仮定 タンク底部での断面力の評価式を導出するときの仮定を以下に記す。

[A-1] 津波は繰り返し受ける波の最大波を対象とする。

[A-2] 水理実験では水平波力と鉛直波力は同時に最大と

なることはないことが確認されている⁶⁾が、外力評価としては安全側に水平、鉛直各方向の波力が同時に最大となるとして解析する。

[A-3] 津波がタンクに衝突した際、タンク内の液体からタンクへの衝撃力を無視する。ここでいう衝撃力とは津波がタンクに衝突した際、タンク内の液体動揺によるタンクへの作用を意味する。

[B-1] タンクの水平耐力、基礎・地盤の強度特性は不確定性を有するため津波に対する的確な終局状態を設定することは困難である。そこで構造体、基礎・地盤の応力を許容応力度範囲内とする使用限界状態に対する設計とする。

[B-2] タンクと基礎の変形は微小とし、タンク底部の y - z 平面で平面保持が成り立つとする。

[B-3] タンク側板は降伏、座屈しないように図1中の鋼製補強材等で補強されているとする。

[B-4] タンク底板は基礎上に固定されずに置かれており、平面保持が成り立つとすると、津波外力に対する抵抗経路はタンク側板・底板→補強要素→基礎である。このとき、タンク側板から底板へ応力の伝達が少ないと考えられるので底板の降伏は考慮しない。

[B-5] 水平波力に対しては補強要素のアンカーボルトのせん断で抵抗するとしてタンク底板と基礎上面との摩擦抵抗は考慮しない。

[B-6] 補強要素に生じる力は応力の積分は行わず、単純に合力として評価する。図2に示す $(y_1, 0), (-y_1, 0)$ は合力位置の座標を意味する。

歪の分布 [B-1]の平面保持の仮定より垂直歪の分布は(8)式に示す一次式で表すことができる。

$$\varepsilon(y) = ay + b \quad (8)$$

歪は引張を正とする。 $y = y_1, y = -y_1$ の補強要素での歪を $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ とすると

$$\varepsilon_1 = \varepsilon(y_1) = ay_1 + b, \varepsilon_2 = \varepsilon(-y_1) = -ay_1 + b \quad (9a,b)$$

(9)式を係数 a, b に関して解き、(8)式に代入すると

$$\varepsilon(y) = c(y)\varepsilon \quad (10)$$

$$c(y) = \left[\frac{y}{y_1} + 1/2 \quad -\frac{y}{y_1} + 1/2 \right] \varepsilon = \left\{ \varepsilon_1 \quad \varepsilon_2 \right\}^T \quad (11a,b)$$

応力度-歪関係 i 番目の補強要素の垂直応力度 σ -垂直歪 ε 関係は弾性範囲では

$$\sigma_i(y) = E_i \varepsilon_i(y) \quad (12)$$

と書ける。ここに E_i は材料定数(ヤング係数)である。リブは圧縮時、アンカーは引張時のみ抵抗するため、図3の実線に示す片側応力の材料構成則となる。

断面力 補強要素が図2に示すように点在して配置されている場合、断面力は次式で示される。

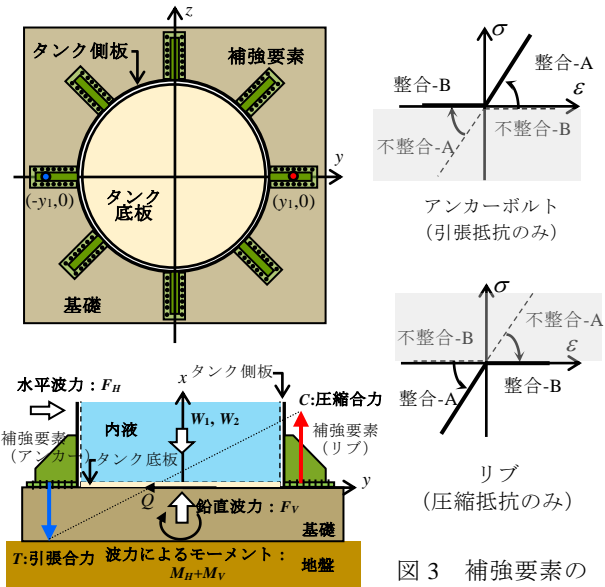


図2 タンク底部の応力分布

$$N = T - C = \int_A \sigma dA = \sum_i \sigma_i a_i \quad (13)$$

$$M = -\int_A \sigma y dA = -\sum_i \sigma_i a_i y_i \quad (14)$$

$$Q = \int_A \tau dA = \sum_i \tau_i a_i \quad (15)$$

ここに N, M, Q はそれぞれ軸力、曲げモーメント（反時計回りを正）、せん断力である。 T は引張応力度の合力、 C は圧縮応力度の合力である。 τ はせん断応力度、 a_i は補強要素の抵抗断面積である。リブ底面は大きさを有し、アンカーも要素内に複数あるが合力位置に断面積が集中していると単純化したモデルとする。コンクリートリブの断面積は、コンクリート側でせん断破壊を生じないように許容せん断耐力がアンカーの β 倍以上になるように次式で設定している。

$$\beta \sum_i s_i a_i \cdot f_s \leq a_c f_c \quad \therefore a_c \geq \beta \sum_i s_i a_i \cdot f_s / f_c \quad (16)$$

ここに $s_i a_i, a_c, f_s, f_c$ はそれぞれアンカーボルト1本当たりの断面積、コンクリートリブの底面積、アンカーボルトの短期許容せん断応力度、コンクリートの短期許容せん断応力度である。本論では $\beta=1.5$ とした。

(10)~(12)式を(13), (14)式に代入すると次式の断面力 s と一般化歪 ϵ の関係が得られる。

$$s = D\epsilon \quad (17)$$

ここに

$$s = \{N \quad M\}^T, \quad D = \sum_i E_i a_i \begin{bmatrix} \frac{y_i}{y_1} + \frac{1}{2} & -\frac{y_i}{y_1} + \frac{1}{2} \\ -\left(\frac{y_i}{y_1} + \frac{1}{2}\right) y_i & -\left(-\frac{y_i}{y_1} + \frac{1}{2}\right) y_i \end{bmatrix} \quad (18a,b)$$

注意点として補強要素の位置を任意に指定した場合、

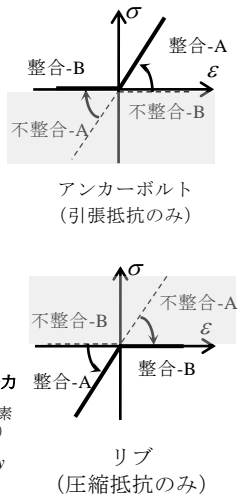


図3 補強要素の応力度-歪関係

中立軸が陽に表現できない。その結果、(18b)式を計算する際に設定する各補強位置の応力状態（引張、圧縮の別）が不確定である。本論では各補強要素の歪状態を仮定して材料定数を設定し、後述する(22)式を解き、歪値が不整合（図3の破線）の場合は材料定数 E_i を修正し、再度(22)式を解き、全ての補強要素の材料構成則が整合するまで繰り返す。アンカー、リブがそれぞれ引張、圧縮状態と仮定（図3の整合-A領域）して、歪が圧縮歪、引張歪（図3の不整合-A領域）の場合、(18b)式の補強要素の材料定数を零（図3の整合-B領域）とする。逆にアンカー、リブが抵抗していない（材料定数 E_i が零、図3の整合-B領域）と仮定して、(22)式を解いた結果、それぞれ引張歪、圧縮歪（図3の不整合-B領域）の場合、材料定数を材料のヤング係数に変更（図3の整合-A領域）する。

外力と断面力の釣合 図2よりタンク底部で津波外力と断面力が釣合う条件は

$$F_V - W_1 - W_2 - N = 0, \quad M_H + M_V - M = 0 \quad (19,20)$$

$$F_H - Q = 0 \quad (21)$$

である。

軸力と曲げに関する(19), (20)式に(17)式を代入すると次式の釣合式が得られる。

$$f = D\epsilon \quad (22)$$

ここに f は外力ベクトルで

$$f = \{F_V - W_1 - W_2 \quad M_H + M_V\}^T \quad (23)$$

なお鉛直波力 F_V がタンク重力 W_1 と内液の重量 W_2 の和以下のとき、つまり $F_V - W_1 - W_2 \leq 0$ であれば正味の浮き上がり力は生じない。このとき(23)式の外力ベクトルは

$$f = \{0 \quad M_H + M_V\}^T \quad (24)$$

とする。せん断に関しては(21)式に(15)式を代入してせん断応力度に関して解くとアンカーのせん断応力度が次式で得られる。

$$\tau_i = F_H / \sum_i a_i \quad (25)$$

2.3 限界状態の条件

仮定[B-1]より使用限界状態に対する設計を行う。本論では「使用限界」を、津波を受けてもタンクおよび補強要素が損傷しない限界と定義する。このとき、使用限界を材料の短期許容応力度として設定する。仮定[B-3], [B-4]よりタンク本体は設計対象外とし、補強要素を設計対象とする。補強要素のリブを鉄筋コンクリート構造、アンカーを鋼材とすると使用限界状態の条件は

$$(\text{リブ}) \quad \sigma_c \leq f_c, \quad (\text{アンカー}) \quad \sigma^2 + 3\tau^2 \leq f_i^2 \quad (26,27)$$

と書ける。 f_c はコンクリートの短期許容圧縮応力度、 f_t は鋼材の短期許容引張応力度である。

解析パラメータを最大浸水深 η_{max} と内液比率 C_2 としたときの限界状態解析のフローを、後述する必要補強量の算定で図6中に示す。

2. 4 解析例

解析の緒元を表1に示す。タンクは容積が5000kl以上となるように形状寸法を設定した。

図4は形状が異なるタンクに対する最大浸水深 η_{max} と内液比率 c_2 との関係である。タンクの径が相対的に小さい $c_1=1.0$ では内液量が零($c_2=0$)の場合、設定した補強要素では $\eta_{max}=8m$ までは損傷を受けない。内液量が増加するにつれて η_{max} は増加する。この理由は内液量の重量がタンクの浮き上がりを抑制し、アンカーの引張応力度を小さくするためである。タンクの径が大きくなってこの傾向は同じである。タンクの径が大きくなるにつれて最大浸水深は小さくなる。この結果は補強要素の限界状態条件(26), (27)式に影響する外力は最大浸水深より、タンクの径 c_1H_1 が大きく影響していること意味し、(1)~(4)式の c_1H_1 の累乗項からも鉛直波力と鉛直波力モーメントが支配的な外力と考えられる。

図4より内液比がある大きさ以上になると最大浸水深が飽和する傾向にある。タンクの形状が $c_1=1.5$ では内液量比 $c_2=0.8$ 以上、 $c_1=2.0$ で $c_2=0.6$ 以上である。図4の△はタンクの形状が $c_1=2.0$ で F_v, M_v を零とした場合の結果である。限界状態時の最大浸水深は内液比率に関わらず $c_2 \geq 0.6$ の最大浸水深と同じである。図5は $c_1=2.0$ の径が大きいタンクの限界状態時の応力比である。内液の少ない $c_2 < 0.3$ の範囲では垂直応力度が支配的であり、 $c_2 > 0.4$ ではせん断応力度が支配的となる。 $c_2 \geq 0.6$ では補強要素の垂直応力度は零でせん断応力度のみが生じる。よって図4で内液比率が高く最大浸水深が飽和する範囲では、アンカーのせん断応力のみで限界状態に達している。基礎が洗掘されると津波はタンク底部に回り込み、タンクを押し上げる鉛直波圧が作用する。タンクの底部に水が入り込まない対策は、特にタンクの内液比率が低い場合、移動防止効果が高い。

なお内液量が多いとコンクリートの応力比も大きくなるが、今回の条件では(27)式のアンカーの条件で限界状態が決定した。

3. 限界状態解析による必要補強量の算定

2で提示した限界状態解析を用いてタンクの移動を防止するための必要補強量を算定する。算定フローを図6に示す。釣合式(22)式と限界状態の条件(26),(27)式を制約条件として限界状態解析では浸水深を、必要補強量の算定ではアンカーの断面積を最大化する非線形計画問題となる。本論では設計変数が少ないため、解析パラメー

表1 解析の緒元

	$H_1(m)$	$R(m)$	$t(mm)$	$E_s(N/mm^2)$	$E_c(N/mm^2)$
T1	20	10	19	2.06×10^5	1.37×10^4
T2		15			
T3		20			

E_s : タンクのヤング係数
 E_c : コンクリートのヤング係数= $E_s/15$
 ρ_0 : 海水の密度 1023 kg/m³
 ρ_1 : タンクの密度 7850 kg/m³
 ρ_2 : 内容物の密度 850 kg/m³
 補強要素 アンカー: SNR400B, M24 リブ: Fc24
 f_t : アンカーの短期許容引張応力度 235 N/mm²
 f_c : コンクリートの短期許容圧縮応力度 16 N/mm²
 f_s : アンカーの短期許容せん断応力度 135 N/mm²
 f_c : コンクリートの短期許容せん断応力度 1.10 N/mm²
 補強要素の数: 20 各補強要素のアンカーの本数: 24 本
 引張、圧縮合力の位置: タンク側板から1.0m 外側
 リブの底面積を示す(16)式の $\beta=1.5$

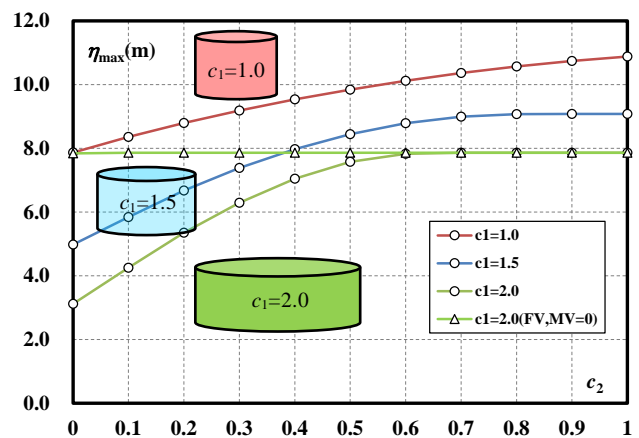


図4 最大浸水深 η_{max} - 内液比率 c_2

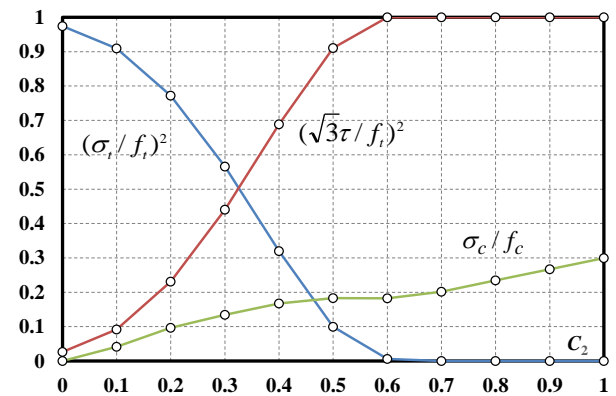


図5 限界状態時での応力比($c_1=2.0$)

タを微増させながら限界状態となる設計解を求める方法を採用した。

図7に $c_1=1.0$ の形状のタンクに対する補強要素(アンカーボルト)の必要断面積を示す。例えば内液比率0.5で浸水深14mの場合、アンカーボルトの必要断面積は図7の縦軸の数値を読み取ると0.0252m²でM30のアンカーボルトで30本相当である。津波浸水深 η_{max} が増すにつれて必要補強断面積は増加する。内液比率が上がると内液重量による鉛直波力の打消し作用により必要補強断面積

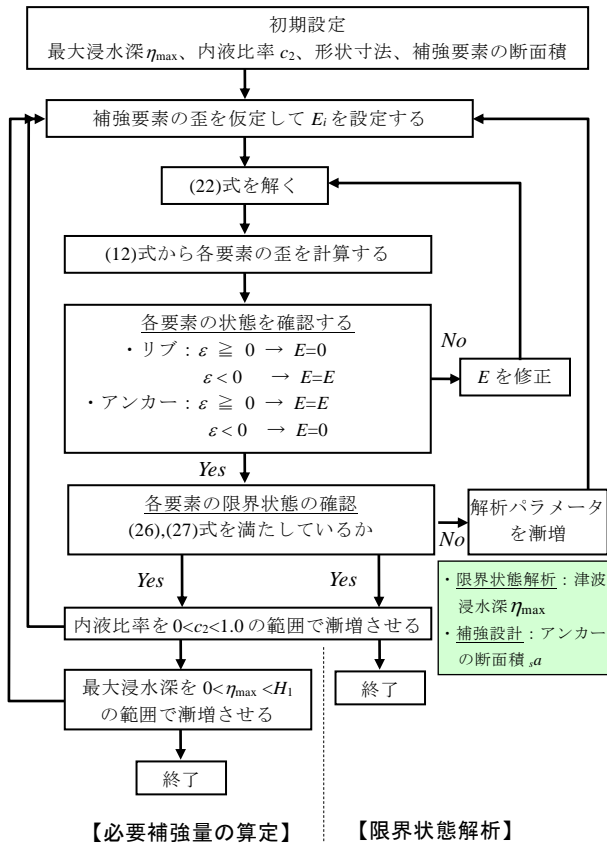


図6 限界状態解析と必要補強量の算定フロー

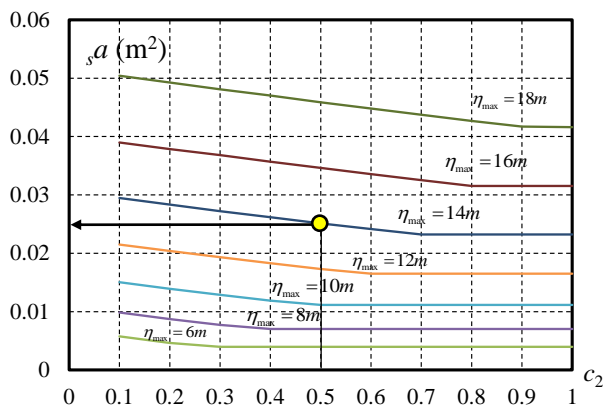


図7 アンカーボルトの必要補強断面積($c_1=1.0$)

は低下し、内液比率がある限界を超えるとせん断応力度で限界状態に達するため、補強要素の必要断面積が一定となる。

4. 結論

本論では津波を受けても大型液体貯蔵タンクおよび補強要素が損傷せず、タンクが移動しない限界を使用限界と定義し、補強要素の限界状態解析を実施し、解析結果から以下の事項が考察された。

[1] 円筒形タンクに対する津波外力の大きさは最大浸水深よりタンクの径が大きく影響し、鉛直波力と鉛直波力モーメントが支配的な外力と考えられる。

[2] 限界状態に達する津波の最大浸水深は、内液比率が低い場合は補強要素のアンカーボルトの垂直応力度で、内液比率が高い場合はアンカーボルトのせん断応力度によって定まる。

[3] 基礎の洗掘を防止しタンク底部に水が入り込まないようにすることは、支配的外力の基となる鉛直波圧を低減しタンクの移動防止策として、特に内液比率が低い場合有効である。

また内液比率と想定浸水深に対してタンクが移動しないための必要補強量（アンカーボルトの必要断面積）を算定するためのフローと補強設計用チャートを提示した。補強設計用チャートから以下の事項を考察した。

[4] 津波浸水深が増すにつれてアンカーボルトの必要断面積は増加する。内液比率が上がると内液重量による鉛直波力の打消し作用により必要断面積は低下し、内液比率がある限界を超えるとせん断応力度で限界状態に達するため、補強要素の必要断面積が一定となる。

謝辞

本研究は、文部科学省の平成25年度～平成27年度「私立大学戦略的研究基盤形成支援事業」（事業番号S1312006、研究プロジェクト名：南海トラフ超巨大災害に対する実効性ある防災対策に関する研究）の一環として行われました。ここに記して深謝いたします。

[参考文献]

- 1) 消防庁消防研究センター：平成23年（2011年）東北地方太平洋沖地震の被害及び消防活動に関する調査報告書（第1報）第3編 危険物施設，消防研究技術資料第82号，pp.274-352, 2011.12.
- 2) 藤井直樹，今井文彦：津波に伴う屋外タンクと漂流物による被害に関する実用的評価手法の提案，自然災害科学，J. JSNDS, 28-4, pp.371-385, 2010.
- 3) 中央防災会議 防災対策推進検討会議 首都直下地震対策検討ワーキンググループ：石油コンビナート等の防災対策，総務省消防庁予防課危険物保安室特殊災害室 経済産業省保安課高圧ガス保安室，2012.12.
- 4) 菅付紘一，原田隆典，野中哲也，中村真貴，馬越一也：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（海洋工学），Vol.69, No.2, I_826-I_830, 2013.
- 5) 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 5.5 アンカーによる屋外貯蔵タンクの滑動防止対策に関する検討，pp.199-219, 2009.3.
- 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 3.2 防油堤・屋外タンクに作用する津波波力の算定方法（2）屋外タンクに作用する津波波力の算定方法，pp.70-78, 2009.3.
- 7) 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 資料-3 屋外貯蔵タンクに作用する津波波力に関する検討 2. タンク本体に作用する津波波力に関する水理模型実験の概要，pp.308-325, 2009.3.

*1 金沢工業大学建築学科 教授 博士（学術）

Retrofit Design Based on Limit State Analysis to Large Liquid Storage Tank Subjected to Tsunami

○Toku NISHIMURA*¹

Keywords : Tsunami, Wave Force, Liquid Storage Tank, Limit State, Retrofit Design

Under the 2011 Tohoku-Chiho Taiheiyo-Oki Earthquake, liquid storage tanks in petroleum industrial complex were damaged by tsunami. The features of structural damages are as follows:

- (1) Structural damages resulted from scouring of foundation by tsunami and liquefaction of ground by seismic motion
- (2) Large movement by tsunami, e.g. sliding, lifting and overturning

In this paper, focusing on (2), we propose a limit state analysis to obtain limit tsunami flood depth enough to move liquid storage tank. Applying this analysis, retrofit design to calculate required reinforcement is shown.

We define the limit state of liquid storage tanks subjected to tsunami that there are not any damages of the tank and the reinforcement elements. Resulting from the definition, we use the serviceability limit state design based on elastic analysis. Parameters are tsunami flood depth and the ratio of internal fluid. For the tanks, which contain the liquid volume more than 5000kl, numerical results are shown.

- [1] The radius of tank influences in the magnitude of external vertical force.
- [2] In the case that the ratio of internal fluid is low, tsunami flood depth at the limit state depends on normal stress of the reinforcement. Provided that the ratio is high, tsunami flood depth depends on shear stress of the reinforcement.
- [3] The construction to block entering water under the bottom of tank is effective measure to prevent tank moving. Especially, in the case that the ratio of internal fluid is low.
- [4] Limit flood depth increases as increasing of the ratio of internal fluid.

The representative numerical examples show the flow chart to calculate the volume of required reinforcements and the retrofit design chart based on the proposed limit state analysis.

*1 Professor, Department of Architecture, Kanazawa Institute of Technology, Ph. D.