

限界状態設計法による鋼製タンクの耐震安全性照査

小池 武¹・荻久保智隆²

¹武蔵工業大学教授 工学部都市基盤工学科 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

tkoike@sc.musashi-tech.ac.jp

²武蔵工業大学大学院 工学部都市基盤工学専攻 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

cob-hatecrew1019@t.vodafone.ne.jp

タンク本体が基礎部にアンカーボルトで固定されていない鋼製タンクでは、大地震時に短周期地震動に対して底板の浮き上がりと共に側板下部に象の脚座屈が発生する。従来は、底板の弾塑性応答を構造特性係数により評価して側板の座屈安全性を照査する手法が採用されていたが、塑性変形を繰り返す底板の亀裂発生に対する安全性照査が必ずしも組み込まれていない。

本研究では、底板の耐震安全性照査を取り込んだ新しい耐震安全性照査法を提案するとともに、限界状態設計手法を用いて目標耐震安全性能を満足する構造諸元を決定する設計手法を展開する。

Key Words : Steel tank, seismic assessment, elephant foot buckling, structural characteristic factor, limit state design method

1. 緒論

鋼製タンクの耐震設計は、長周期地震動に対しては液面動揺の影響照査が必要であり、短周期地震動に対しては動液圧による側板および底板の座屈あるいは亀裂破壊に対する安全性照査が必要となる。

本研究では、地震時動液圧による側板および底板の耐震安全性照査法について、既往の照査法の問題点について論じるとともに、それを解決するための限界状態設計法に基づいた新しい照査手法を提案する。

とくに、鋼製タンクの浮き上がりによる底板の安全性照査に重点をおいた議論をするので、ここではそれに影響を与える短周期地震動に限定して議論を進める。

過去の主たる地震災害において浮き屋根式貯油タンクや屋根付鋼製タンクの損傷事例が報告されているが、とくに胴部の損傷事例として象の脚座屈が多く見られる。タンク本体が基礎部にアンカーボルトで固定されていない鋼製タンクでは、浮き上がり現象が発生し、その反対側の側板下端部付近には相対的に大きな圧縮

力が作用して、側板下部に象の脚座屈が発生する。過去の国内外の地震時漏洩事故は、側板下部の象の脚座屈や側板・底板接合部近傍の底板部亀裂による漏洩事故がいくつか報告⁹⁾されている。また、これを反映して円筒座屈挙動に関する理論的・実験的研究³⁾が国内外において精力的に実施されてきた。

このような状況を鑑みて、国内外の鋼製タンク耐震設計指針ではいずれも側板の圧縮座屈に対する安全性照査を規定している。

国内の鋼製タンク耐震設計では、自治省告示¹⁾により耐震設計の基本的枠組みが規定されているが、具体的な照査手法は高圧ガス保安協会⁴⁾、日本建築学会³⁾、日本水道協会²⁾などそれぞれの団体より耐震設計指針あるいは耐震安全性照査指針が発行されている。そして、いずれの指針でも、鋼製タンクを振動系と見なし、レベル2地震動に対する非線形応答による構造要素の剛性劣化を構造特性係数を用いて評価する手法を採用している。このことは、弾塑性履歴エネルギー累積が生成される構造要素の破壊危険性について安全性

照査が必要になるが、この点に関する言及はそれぞれの指針で必ずしも統一的でない。実際、非線形応答の繰返しにより塑性疲労が懸念される底板の塑性亀裂に対する安全性照査を明確に指向する指針はなく、それぞれの指針は構造特性係数の適用範囲を規定する形で安全性を担保しようとしている。

一方、海外の耐震設計指針では、API⁵⁾、Eurocode⁶⁾ともに鋼製タンクの浮き上がり挙動に対する検討法を提示し、側板の座屈破壊に対する安全性照査法について規定している。しかし、レベル2地震動に相当する地震荷重による非線形応答の影響を構造特性係数を用いて評価する手法はいずれも適用されていない。したがって、底板の塑性亀裂に対する安全性照査についての言及もなされていない。

ところで、最近の設計指針では、レベル1、レベル2地震動に対応する耐震性能を規定することで、従来の仕様規定型から性能規定型へ移行する方向性を明確化しているが、それぞれの耐震性能の目標実現確率を具体的に示す訳ではなく、また限界状態設計法による定式化もされていない。したがって、この設計指針で実現できる耐震安全性がどの程度のものか、各設計式に含まれる設計変数のもつ予測誤差や地震荷重の推定誤差など不規則変数の影響を定量的に評価できる体系にはなっていない。

一方、ISO 基準¹⁰⁾では、構造設計においては原則的に性能設計法の導入が指向されており、これら既往の設計指針も性能設計法に適合できる形に改定して行かねばならない。

本研究では、(1) 構造特性係数による地震荷重低減効果が側板・底板の耐震安全性に及ぼす影響を適正に評価する耐震安全性照査手法の検討、および(2) 現行の耐震設計指針の安全性照査式を限界状態設計法によって再定義し、目標とする耐震性能を実現するための指標である目標破壊確率を満足する設計値の決定方法、について述べる。

2. 鋼製タンクの地震時挙動

(1) 鋼製タンクの地震時損傷モード

鋼製タンクが剛体地盤上に設置されアニュラープレートがアンカーボルトで固定されていない時、Fig.1 に示すように地震時に底板が浮上し、側板は圧縮され座屈する可能性がある。その損傷モードは象の脚座屈モードと呼ばれている。

一方、底板は浮上時には液圧が等分布荷重として下方に作用するため、伸び変形を発生することになる。

Fig.2 は、側板とアニュラープレート接合部付近の詳細

細図である。タンク浮き上がり時には、底板が伸びる

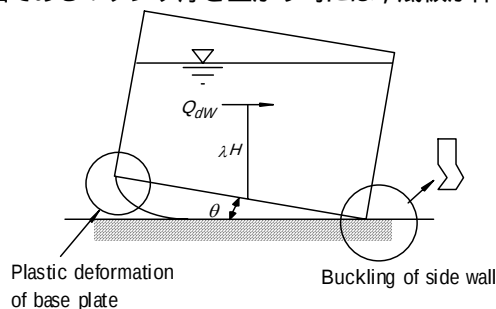


Fig.1 Steel tank behavior uplifting on a rigid foundation

が、アニュラープレートとの接合部付近の底板内部には曲げと引張りの大きなひずみが発生する。この部分に繰返し地震荷重が作用すると、溶接継手部の潜在欠陥箇所から疲労亀裂が進展する可能性がある。

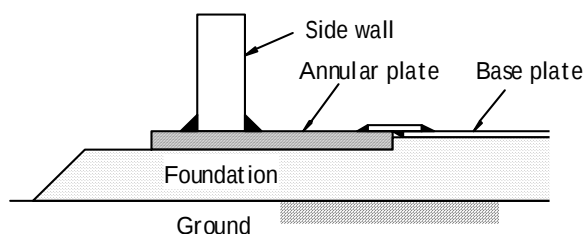


Fig.2 Details of side wall, annular plate and base plate.

(2) 現行耐震安全性照査の基本

レベル2地震動による設計水平力 Q_{dW} に対する耐震安全性照査は、 Q_{dW} が側板下端部の象の脚座屈耐力 Q_y 以下であることを確認する形³⁾で次式により行われる。

$$Q_{dW} \leq Q_y \quad (1)$$

ここで、設計水平力は次式により算定される。

$$Q_{dW} = (W_f + W_r'' + W_w + W_B) \cdot K_{h2} \quad (2)$$

ただし、

$$K_{h2} = D_S \cdot K_{h02} \quad (3)$$

ここで、 W_f, W_r'', W_w, W_B は内溶液の固定重量 (Housner モデル⁷⁾に準拠したもの)、積載荷重と屋根重量、側板重量、底板重量、そして、 D_S, K_{h02} は構造特性係数およびレベル2地震動に対する基準設計震度である。

(3) 現行耐震設計法の特徴

高圧ガス保安協会⁴⁾：

地震時保有水平耐力法に基づく側板の塑性座屈安全性照査について規定しているが、底板の非弾性挙動に対する耐震安全性照査はアンカーストラップの塑性変形を規定することで、代替的に安全性照査を行っている。 D_S 値の範囲として、0.5~0.7 が想定されている。

建築学会（容器構造設計指針同解説）³⁾：

レベル2地震動は鋼製タンクの固有周期特性に基づく構造特性係数により低減、破壊基準は側板の象の脚座屈限界を照査する。構造特性係数は底板に用いる鋼材の引張強度に対応するひずみから決定されており、地震荷重に基づく発生ひずみを用いた場合に比較して小さな値を与える。たとえば、一般的な構造用鋼材の静的引張破断ひずみが概ね30%程度期待できるのに対し、繰返し回数10数回以下の塑性疲労限界ひずみは3~5%程度¹²⁾と見られ、10倍程度の差異が発生する懸念がある。結果的に、水平力 Q_{dw} が過小評価となり象の脚座屈に対する側板の安全性を過大評価することになる。

また、建築学会の構造特性係数 α_s の値は0.5以下になることを許容しており、高圧ガス保安協会の α_s 値より小さな値を与えることに注意する必要がある。

日本水道協会（水道施設耐震工法）²⁾：

建築学会の指針に準拠。

API 650⁵⁾：

底板の浮き上がり変形の有無を判定指標(Anchorage ratio)により判定。側板の圧縮応力度について耐震安全性照査しているが、底板の塑性変形については考慮していない。

Eurocode 8⁶⁾：

破壊基準は側板の象の脚座屈限界を照査、底板の非弾性挙動については、曲げ疲労破壊について注意を喚起している。一方、底板の塑性変形について考慮せず、したがって構造特性係数も無視している。

(4) 現行設計法の課題

式(1)の照査式は側板下端部に発生する応力が座屈強度を下回り、象の脚座屈を発生しないことを確認するものである。しかし、上述の安全性照査では、レベル2地震動による振動系の弾塑性応答を構造特性係数 α_s を用いて地震荷重の低減効果を取り入れているが、この弾塑性応答がもたらすタンク底板亀裂破壊に対する安全性照査は明示的に行われていない。

実際、鋼製タンクは浮き上がりを生じる底板部が弾塑性応答を示すことで振動系に入る地震エネルギーを吸収し、結果的に構造特性係数の形で水平加速度の低減を生み出している。したがって、耐震安全性の観点からは、この弾塑性応答を発生している底板の繰返し荷重による低サイクル疲労破壊に対する安全性照査を無視してよい理由はない。実際、内陸型地震、海溝型地震が引き起こすレベル2地震動による地震時ひずみの等価繰返し回数は概ね3~5回程度と推定¹¹⁾されており、少なくとも5回程度の繰返しひずみに対する塑性疲労破壊の検討が必要と思われる。

さらに、現行耐震指針では構造特性係数を算定するに当たって底板の地震時ひずみとして限界破断ひずみを用いている。これは、地震荷重が底板の破断強度値に等しいことを意味しており、底板の破壊確率がほぼ0.5であることを許容していることと同じである。そして、この構造特性係数が最小値を与えることから側板に発生する地震時応答値が過小に評価されることになり、その耐震安全性が過大に評価される危険性のあることがわかる。このような不本意な耐震安全性評価を与えることになる原因は、上述のように底板の地震時弾塑性ひずみに限界破断ひずみを採用したことにある。

3. 限界状態設計法による定式化

Fig.1に示すように水平地震荷重を受けた鋼製タンクでは、底板および側板において塑性変形および座屈変形という異なる損傷モードを示す。それぞれの損傷モードに対応する耐震安全性照査の定式化を行う。

(1) 耐震性能の定義

鋼製タンクの耐震性能を下記のように定義する。

耐震性能1：レベル1地震動(EQ1)に対して機能が確保でき、軽微な損傷に止まる。

耐震性能2：レベル2地震動(EQ2)に対して局部座屈は発生するが、亀裂漏洩は発生しない。

耐震性能3：レベル2地震動(EQ2)に対して局部的亀裂漏洩は発生するが、大規模漏洩は発生しない。

上記に対応する損傷モードを下記のように定義する。

a) 底板の損傷モードについて

小損傷モード D_i^B ：

EQ1による応答値 S_i^B が許容値 S_a^B を上回る事象。その設計損傷確率を p_{fi}^B とする。したがって、耐震性能1は小損傷モードの発生確率が p_{fi}^B となる性能と定義できる。

中損傷モード D_o^B ：

EQ2による非弾性応答値 ε_o^B が底板の微小亀裂漏洩限界 ε_L^B を上回る事象。その設計損傷確率を p_{fo}^B とする。したがって、耐震性能2は中損傷モードの発生確率が p_{fo}^B となる性能と定義できる。

大損傷モード D_a^B ：

EQ2による非弾性応答値 ε_a^B が底板の大規模亀裂漏洩限界 ε_U^B を上回る事象。その設計損傷確率を p_{fa}^B とする。したがって、耐震性能3は大損傷モードの発生確率が p_{fa}^B となる性能と定義できる。

底板の損傷モードと応答値の関係をFig.3に示す。同図には、大中小それぞれの損傷モードの範囲とそれに対応する応答値を図示している。

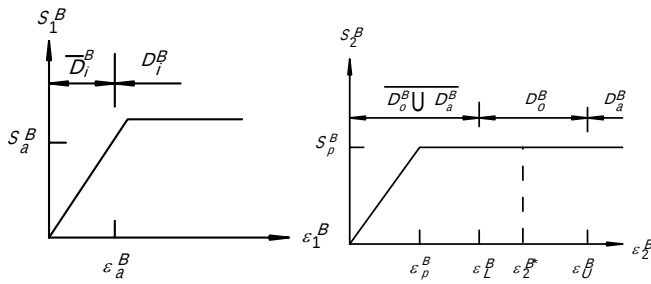


Fig.3 Stress-strain relationships of base plate and their corresponding damage modes

b)側板の損傷モードについて

小損傷 D_i^W :

EQ1 による応答値 S_1^W が許容値 S_a^W を上回る . その設計損傷確率を p_{fi}^W とする . したがって , 耐震性能 1 は小損傷モードの発生確率が p_{fi}^W となる性能と定義できる .

中損傷 D_o^W :

EQ2 による非弾性応答値 ε_2^{W*} が側板局部座屈限界 ε_p^W を上回る . その設計損傷確率を p_{fo}^W とする . したがって , 耐震性能 2 は中損傷モードの発生確率が p_{fo}^W となる性能と定義できる .

大損傷 D_a^W :

EQ2 による非弾性応答値 ε_2^{W*} が側板の微小亀裂漏洩限界 ε_L^W を上回る . その設計損傷確率を p_{fa}^W とする . したがって , 耐震性能 3 は大損傷モードの発生確率が p_{fa}^W となる性能と定義できる .

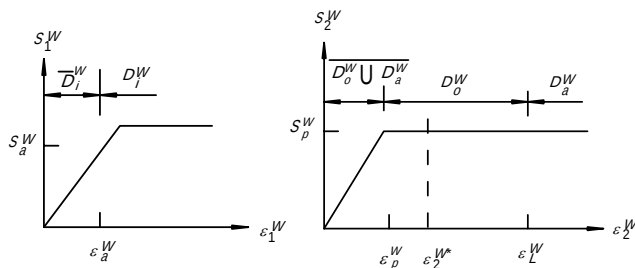


Fig.4 Stress-strain relationships of side plate and their corresponding damage modes

EQ2 により鋼製タンク底板が塑性変形することで , タンク全体が非線形 1 自由度系としての挙動する . いま , 底板の伸びひずみが ε_2^{B*} であるとする . 則ち率 η^B が次のように定義できる .

$$\eta^B = \frac{\varepsilon_2^{B*} - \varepsilon_p^B}{\varepsilon_p^B} \quad (4)$$

このとき , 構造特性係数 D_η は次式で求められる .

$$D_\eta = \frac{1}{\sqrt{1 + 4\xi\eta^B}} \quad (5)$$

$$D_S = D_h \cdot D_\eta \quad (6)$$

ただし , ξ は設計パラメータであり , さらに

$$D_h = \frac{1.42}{1 + 3h + 1.2\sqrt{h}} \quad (7)$$

ここで , h は振動系の減衰定数である .

地震荷重 EQ2 による非線形応答効果は構造特性係数を乗じることで評価でき , 底板に発生する応答値 ε_2^{B*} は非弾性応答になるが , 側板に発生する応答値 ε_2^{W*} は必ずしも非弾性応答になるとは限らない .

耐震性能 1 は小損傷状態の発生を超過確率 p_{fi} で保有する性能として定義でき , 耐震性能 2 は中損傷状態の発生を損傷確率 p_{fo} で保有する性能として定義できる . さらに , 耐震性能 3 は大損傷状態の発生を損傷確率 p_{fa} で保有する性能として定義できる .

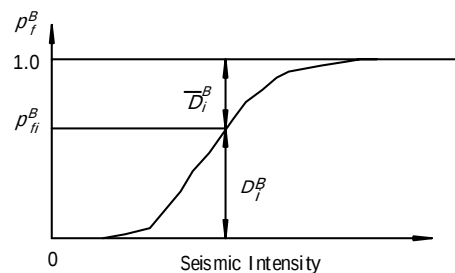
このとき , 底板の Fragility curves は , それぞれの損傷確率について下記のように定義できる .

$$\begin{aligned} P[D_i^B | EQ1] &= P[S_a^B \leq S_1^B] = p_{fi}^B \\ P[D_o^B | EQ2] &= P[\varepsilon_L^B < \varepsilon_2^{B*} < \varepsilon_U^B] = p_{fo}^B \\ P[D_a^B | EQ2] &= P[\varepsilon_U^B < \varepsilon_2^{B*}] = p_{fa}^B \end{aligned} \quad (8)$$

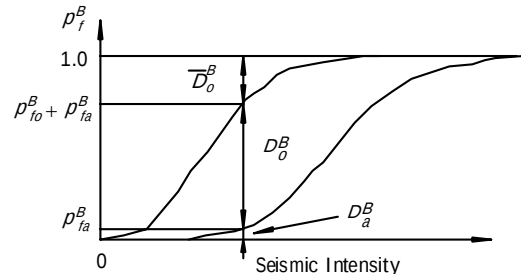
また , 側板の Fragility curves は次式で定義できる .

$$\begin{aligned} P[D_i^W | EQ1] &= P[S_a^W \leq S_1^W] = p_{fi}^W \\ P[D_o^W | EQ2] &= P[\varepsilon_p^W < \varepsilon_2^{W*} < \varepsilon_L^W] = p_{fo}^W \\ P[D_a^W | EQ2] &= P[\varepsilon_L^W < \varepsilon_2^{W*}] = p_{fa}^W \end{aligned} \quad (9)$$

このとき , 底板の Fragility curves は , 以下のように模式的に表現することができる .



(1) 耐震性能 1 の Fragility curve



(2) 耐震性能 2 , 3 の Fragility curves

Fig.5 Fragility curves of base plate

4. 弾性地盤上の鋼製タンクの地震時挙動

(1) 底板の非弾性挙動と構造特性係数の関係

地震荷重 EQ2 により底板が δ_b 浮き上がり、底板内に伸びひずみ ε_2^B が発生するとき、この非弾性挙動に伴う荷重低減効果を構造特性係数 D_s として評価することで、Fig.1 に示す内溶液の固定重量の振動に対する設計せん断力 Q_{dw} は次式で評価できる。

$$Q_{dw} = D_s \cdot S_A(T_e) \cdot \frac{W_f}{g} \quad (10)$$

ここで、 g 、 S_A 、 T_e は重力加速度、設計用加速度応答スペクトルそしてタンクの固有周期である。

(2) タンクの固有周期

既往の研究結果^{3,8)}によれば、タンクの水平方向振動に対する固有周期は次式により求めることができる。

$$T_e = \sqrt{T_f^2 + T_1^2} \quad (11)$$

ここで、 T_f は底板浮き上がりを生じない場合のタンクの水平振動下の一次固有振動であり、次式³⁾で求められる。

$$T_f = \frac{2}{\rho} \sqrt{\frac{W_0}{\pi g E t_{1/3}}} \quad (12)$$

$$\rho = 0.067 \left(\frac{H_l}{D} \right)^2 - 0.30 \left(\frac{H_l}{D} \right) + 0.46 \quad (13)$$

ここで、

$t_{1/3}$: 底板から三分の一の高さの点の側板厚さ

H_l : 液体の深さ(m)

$W_0 = W_l + W_w + W_r$

W_l : 内溶液の重量(kN)

W_w : 側板重量

W_r : 屋根重量

また、 T_1 は底板浮き上がりがある場合の(側板が変形せず底板のみが変形する場合の)水平方向振動に対するタンクの固有周期であり次式で算定できる。

$$T_1 = 2\pi \sqrt{\frac{W_t}{g K_1}} \quad (14)$$

ここで、 $W_t = W_f + W_w + W_r$

ただし、底板の水平方向振動を規定する水平方向地盤バネ K_1 は次式³⁾となる。

$$K_1 = \frac{K_M}{(\lambda H_l)^2} \quad (15)$$

ここで、 λ 、 K_M は、タンク内液体固定重量の重心位置³⁾で $\lambda=0.44$ 、タンク底板が回転角 θ で回転する時、側板が変形せず底板のみが変形する場合の回転バネ³⁾である。

$$K_M = 3k_1\pi r^3 \quad (16)$$

ここで、 k_1 はアニュラープレートに沿って一列に並んだ単位幅あたりのバネ定数[(kN/m)/m]であり次式で求められる。

$$k_1 = \frac{q_y}{\delta_y} = \frac{16PE}{9\sigma_y} \sqrt{\frac{1.5P}{\sigma_y}} \quad (17)$$

ただし、 P 、 E 、 σ_y 、 δ_y 、 q_y は、それぞれ、液圧、鋼材のヤング率、底板の降伏応力、底板浮き上がり変位量および側板反力(kN/m)であり、次式³⁾で与えられる。

$$\delta_y = \frac{3t_b\sigma_y^2}{8EP}, \quad q_y = \frac{2}{3}Pl_y, \quad l_y = t_b\sqrt{\frac{3\sigma_y}{2P}} \quad (18)$$

ここで、 l_y 、 t_b は底板変形区間長 (m) と底板厚さ。

Fig.6 に地震時に鋼製タンクの底板が地面から持ち上がる時、底板は液圧の等分布荷重による伸び変形を示す。

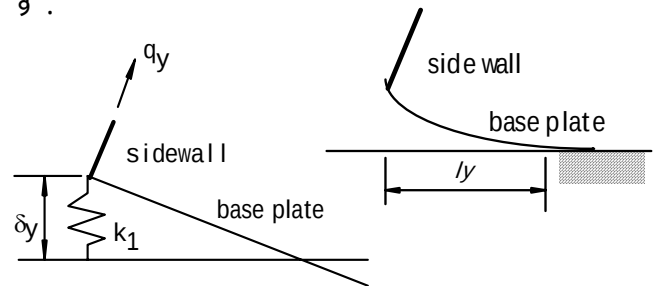


Fig.6 Spring modulus of side wall modeling the base plate elongations.

(3) 地震時保有水平耐力法による鋼製タンクの耐震安全性照査

a) 底板・側板接合部の安全性照査

配水池の全体挙動が Fig.1 に示すように底板中心部の回りに角度 θ で回転する場合には、底板・側板接合部に発生する塑性変位振幅 δ_B は、次式で算定できる。

$$\delta_B = \theta \cdot r \quad \text{ただし} \quad \theta = \frac{Q_{dw}}{\lambda H_l \cdot K_1} \quad (19)$$

塑性変位に対応する塑性ひずみ ε_2^{B*} は次式より求められる。

$$\varepsilon_2^{B*} = \frac{\delta_B}{\delta_y} \varepsilon_p^B \quad (20)$$

したがって、底板の亀裂漏洩に対する耐震安全性照査は次式により行うことができる。

$$\varepsilon_2^{B*} < \varepsilon_U^B \quad (21)$$

側板の象の脚座屈の耐震安全性は、対象部位に発生する応答値が弾性状態にあれば、次の応力照査式により照査できる。

$$S_2^W < S_p^W \quad (22)$$

ここで、

$$S_p^W = f_{CRS} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_\phi}{\sigma_y}\right) \quad (23)$$

$$S_2^W = \frac{2k_1}{t_{wall}} \cdot \frac{Q_{dw} \cdot r}{\lambda H_l \cdot K_1}$$

ただし、 f_{CRS} , σ_ϕ , t_{wall} はそれぞれ基準圧縮座屈強度、側板下端部円周応力、側板の板厚である。

側板下端部円周応力は、動液圧成分および静液圧成分の項をそれぞれ足しあわすことで、次式より算定できる。

$$\sigma_\phi = \frac{Q_{dw}}{2.5H_l t_{wall}} + \frac{W_l}{\pi r t_{wall}} \quad (24)$$

b)耐震性能と損傷確率の関係

地震荷重 EQ1 に対する側板の設計値は小損傷モードに対する損傷確率 p_{fi}^W を用いて次式で与えられる。

$$P[S_a^W < S_1^W] = p_{fi}^W \quad (25)$$

地震荷重 EQ2 に対する底板の応答値が次式

$$P[\varepsilon_U^B < \varepsilon_2^{B*}] = p_{fa}^B \quad (26)$$

を満足するとき、側板の大損傷モードに対する損傷確率は、底板の塑性伸びひずみの確率分布特性に依存して次のように求められる。

$$P[\varepsilon_L^W < \varepsilon_2^{W*}] = \int_0^\infty P[\varepsilon_L^W < \varepsilon_2^{W*} | x] f_{\varepsilon_2^{B*}}(x) dx \quad (27)$$

ここで、 f_x は関数 x の確率密度関数である。

式(27)の値は、必ずしも設計損傷確率 p_{fa}^W に等しい訳ではない。両者が等しい値をとるには、耐震設計手法として適切な材料強度を有する鋼材を底板材として選択するか、側板の板厚あるいは材料強度を変化させることで、側板の地震時ひずみに対する微小亀裂開始座屈ひずみ ε_L^W の余裕度を調整する必要がある。

大損傷モードの場合と同様に、側板の中損傷モードに対する損傷確率は、次のように求められる。

$$P[\varepsilon_p^W < \varepsilon_2^{W*} < \varepsilon_L^W] = \int_0^\infty P[\varepsilon_p^W < \varepsilon_2^{W*} < \varepsilon_L^W | x] f_{\varepsilon_2^{B*}}(x) dx \quad (28)$$

以上より側板の大中小損傷モードの損傷確率を満足する設計強度値 S_a^W , S_p^W , ε_L^W は正規分布を仮定すると

下のように決定することができる。

$$\begin{aligned} \mu_{S_a^W} &= \mu_{S_1^W} + \beta_i^W \sqrt{\sigma_{S_a^W}^2 + \sigma_{S_1^W}^2} \quad \text{for} \quad \beta_i^W = -\Phi^{-1}[p_{fi}^W] \\ \mu_{\varepsilon_p^W} &= \mu_{\varepsilon_2^{W*}} + \beta_o^W \sqrt{\sigma_{\varepsilon_p^W}^2 + \sigma_{\varepsilon_2^{W*}}^2} \quad \text{for} \quad \beta_o^W = -\Phi^{-1}[p_{fo}^W + p_{fa}^W] \\ \mu_{\varepsilon_L^W} &= \mu_{\varepsilon_2^{W*}} + \beta_a^W \sqrt{\sigma_{\varepsilon_L^W}^2 + \sigma_{\varepsilon_2^{W*}}^2} \quad \text{for} \quad \beta_a^W = -\Phi^{-1}[p_{fa}^W] \end{aligned} \quad (29)$$

ここで、 μ_x , σ_x は確率変数 x の平均値と標準偏差であり、 Φ は標準正規分布関数。

5．数値計算例と考察

(1)計算条件

対象とした鋼製タンクは、口径 79.8m、高さ 20m の配水池とした。使用鋼材の特性値は Table1 に示す。

Table 1 Dimensions of steel tank

Item	unit	value
Diameter	m	79.8
Height	m	20
Thickness of wall plate	mm	32
Thickness of base plate	mm	22
Yield stress	kN/cm ²	42.1
Bucking strength	kN/cm ²	8.0
damping factor		0.1
Seismic intensity	gal / g	1.2

g : gravity (980 gal)

Table 2 Random parameters

ITEM	Symbol	Unit	Mean	COV
Yield stress of base plate	σ_p^B	kN / cm ²	22.1	0.2
Crack initiating strain of base plate	ε_L^B		0.008	0.2
Ultimate failure strain of base plate	ε_U^B		0.020	0.2
Yield stress of side wall	S_p^W	kN / cm ²	42.1	0.2
Leak initiating strain of side wall	ε_L^W		0.020	0.2
Loading strain of side wall	ε_2^W		variable	0.1

底板および側板の強度特性値がそれぞれランダム変数であるとして、その平均値は Table 1 で与えられるが、その変動係数は Table 2 で与えられるとする。

(2)側板の発生応力と象の脚座屈強度

底板に発生するひずみ ε_2^{B*} を靱性率 r_f^B 尺度で変化さ

せた場合の、側板に発生する応力 S_p^w (kN/cm²) と限界座屈強度 S_p^w (kN/cm²) の関係を Fig.7 に示す。

Fig.7 は、横軸に示す底板発生ひずみが靱性率 $r^2=3$ を境にしてそれよりも大きい値を取ると、 ε_2^B が破断ひずみに近づくため底板の亀裂破壊危険度が増加するが、一方、側板の象の脚座屈の限界強度が増加し、発生応力度が低下することで、座屈危険度が低下する様子を示している。これは、底板の塑性ひずみ増大が構造特性係数の低下を引き起こすために発生した特徴である。

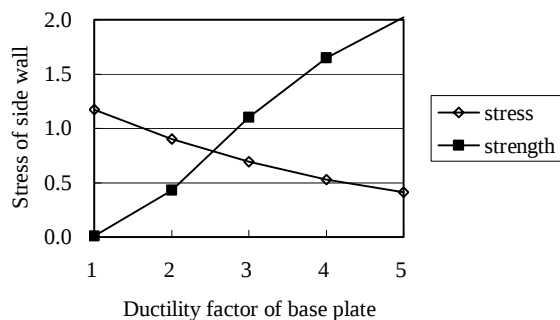


Fig.7 Buckling failure assessment of side wall for seismic loading

(3) 象の脚座屈破壊確率

日本建築学会指針の構造特性係数と式(5)の値を合わせるために、式(5)の設計パラメータを $\xi=0.125$ と仮定

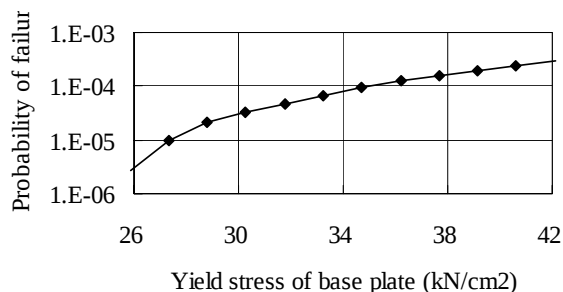


Fig.8 Probability of failure for elephant foot type buckling mode under various safety index of base plate.

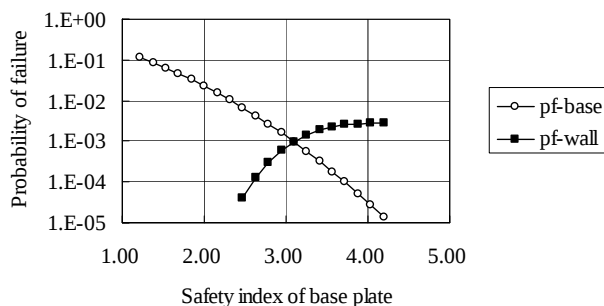


Fig.9 Failure probabilities of side wall and base plate.

する。このとき、側板の座屈破壊確率は式(28)により

算定することができる。

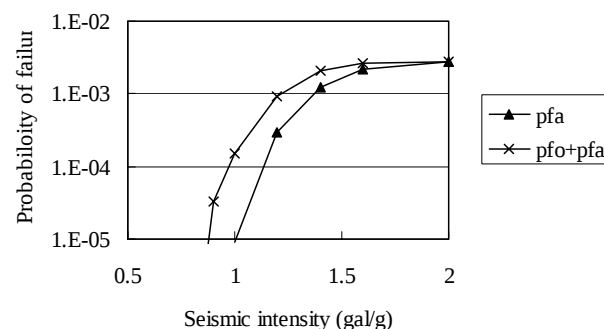
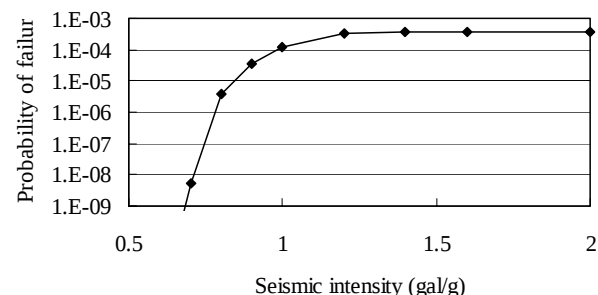
このとき、耐震性能3を満足する底板の降伏応力度を変化させた場合の側板の耐震安全性 $P[\varepsilon_p^w < \varepsilon_2^w]$ を照査すると、Fig.8の結果を得る。同図は、底板の設計損傷確率に対応する底板鋼材の降伏応力度を与える図である。

一方、底板の安全性指標を変化させると、Fig.9を得る。同図は、底板と側板の大損傷モードに対する破壊確率を示している。底板に対する安全性指標が3の前後を境として、3以下の（底板に発生するひずみとその強度の間の距離が小さい）場合は底板の破壊確率の方が側板の破壊確率よりも大きいことを示している。一方、3以上の場合は両者逆の傾向を示す。

いま、底板に降伏応力 35 kN/cm^2 の材料を使用したとき、Fig.8より底板の亀裂発生確率 p_{fa}^B は 10^{-4} となり、Fig.9から側板の象の脚座屈発生確率 $p_{fo}^w + p_{fa}^w$ は 3×10^{-3} となる。側板が保有すべき設計強度値 μ_{sp}^w は式(29)より算定できる。

(4) 象の脚座屈の Fragility curves

いま、側板に発生する弾塑性ひずみをエネルギー一定則を利用して次式により近似的に評価できると仮定する。



(2) 耐震性能2,3の Fragility curves

Fig.10 Fragility curves for side wall

$$\varepsilon_2^{W*} \approx \frac{1}{2} \varepsilon_p^W \cdot \left\{ 1 + \left(\frac{S_2^W}{S_p^W} \right)^2 \right\} \quad (32)$$

このとき、側板の大損傷モードに対する損傷確率が次式で算定できる。

$$p_{fa}^W = \int_0^\infty P[\varepsilon_L^W < \varepsilon_2^{W*} | x] \cdot f_{\varepsilon_2^{B*}}(x) dx \quad (33)$$

したがって、側板の耐震性能 1, 2, 3 に対する Fragility curves が Fig.10 のように求められる。

6. 結論

本研究は、地震時動液圧による側板および底板の耐震安全性照査法について、既往設計式の問題点とそれを解決するための新しい照査式を提案したものである。

すなわち、地震時保有水平耐力法に基づいて設計震度を構造特性係数により低減する時、鋼製タンク底板に発生する塑性変位繰り返し振幅による塑性疲労破壊に対する安全性照査を組み込んだ形で側板の象の脚座屈照査を行うことの必要性を指摘し、その耐震安全性照査手法について限界状態設計法に基づいて詳述した。

結果的に、対象とする耐震性能に対してその目標損傷確率を実現するための設計手法を定式化することができた。

本研究では、鋼製タンクの耐震安全性照査において、現行耐震設計指針における構造特性係数算定の問題点を指摘したが、地震時保有水平耐力法において構造特性係数を適用するいずれの構造物においても同様の問題点があることを指摘したい。

参考文献

- 1) 自治省：危険物の規則に関する技術上の基準の細目を定める告示の一部を改正する告示，自治省告示第 119 号，1983.
- 2) 日本水道協会：水道施設耐震工法指針・解説，日本水道協会，1997.
- 3) 日本建築学会：容器構造設計指針同解説，日本建築学会，1996.
- 4) 高圧ガス保安協会：高圧ガス設備等耐震設計指針，レベル 2 耐震性能評価 KHK E 012-3-2000，2000.
- 5) American Petroleum Institute: Welded steel tanks for oil storage API 650 addendum 4, 2005.
- 6) European Standard: Eurocode 8 : Design of structures for earthquake resistance Part 4: Silos, tanks and pipelines, EN 1998-4:2006(E), 2006.
- 7) Housner, G.W.: Dynamic pressures on accelerated containers, Bulletin of Seismological Society of America, Vol.47, pp.15-35, 1957.
- 8) 石田和雄，小林信之：アンカーのない円筒タンクのロッキングに対する耐震解析法，日本機械学会論文集(A 編) 50 巻，453 号，pp. 1042-1048，1984.
- 9) 河野和間：タンクの耐震技術，配管技術，Vol.47, No.11, pp.126-129, 2005.
- 10) ISO : ISO 2394 General principles on reliability for structure 3rd edition, 1998.
- 11) 日本ガス協会：高圧ガス導管耐震設計指針，JGA 指-206-03, pp.293-297, 2004.
- 12) 日本ガス協会：高圧ガス導管液状化耐震設計指針，JGA 指-207-01 資料編，pp.285-319, 2001.

(2007.4.6 受付)

SEISMIC RISK ASSESSMENT OF STEEL TANKS ON LIMIT STATE DESIGN METHOD

TAKESHI KOIKE and TOMOTAKA OGIKUBO

Musashi Institute of Technology, Tokyo, Japan

The present study is discussed about the seismic risk assessment of steel tanks when a strong earthquake excitation develops a plastic deformation of base plate by a rocking motion of the tank.

Current seismic design guidelines underestimate the seismic safety of buckling failure at the side wall, because the stiffness degradation of the tank is overestimated with the structural characteristic factor D_s .

The present study proposes the exact estimation approach of the seismic safety of elephant foot buckling failure at the side wall as well as the crack failure of the base plate. The seismic performance of the tank is also developed on the limit state design method to provide the fragility curves for the damage modes of the side wall and base plates