

水平及び鉛直地震動を受ける 平底円筒貯槽の滑動判定式

谷口朋代¹・村山知章²・面谷幸男³・小森寛治²・吉原健雄⁴

¹正会員 博士(工学) 川崎重工業株式会社 装置総括部 (〒675-0155 兵庫県加古郡播磨町新島8番地)

²工修 川崎重工業株式会社 装置総括部 (〒675-0155 兵庫県加古郡播磨町新島8番地)

³正会員 工修 川崎重工業株式会社 装置総括部 (〒675-0155 兵庫県加古郡播磨町新島8番地)

⁴工修 川崎重工業株式会社 装置総括部 (〒278-8585 千葉県野田市二ツ塚118番地)

本論文では、水平及び鉛直地震加速度を受けるアンカー構造を有し、かつ底板が浮上らない平底円筒貯槽の滑動の運動方程式を示し、加速度応答倍率を適用して滑動の判定を行う方法について検討を行った。ここで、加速度応答倍率の適用は滑動現象にとって最も重要な水平及び鉛直加速度とそれらの応答の同時性を無視することになるので、この点を補うために2つの係数を定義し、水平及び鉛直加速度とそれらの応答の同時性の効果を滑動判定式に取入れるようにした。そして、それら係数が正規分布で近似される統計的性質を有することを明らかにし、許容超過確率に基づいて算定した鉛直地震加速度と貯槽の鉛直応答加速度を設計値として用いて滑動の判定ができることを示した。

Key Words: tank slip verification, seismic magnification factor, coincidence, vertical design acceleration, allowable excess probability.

1. はじめに

1964年のアラスカ地震で観測されたような平底円筒貯槽(以下、貯槽)の大きな滑動は^{3)~6)}、兵庫県南部地震では観測されなかったが⁷⁾、滑動現象は平底円筒貯槽の耐震設計において大きな関心を集めており、貯槽の滑動時の挙動やその安全性照査方法について実験や解析による検討が精力的に行われている^{8),9)}。

このような背景から、著者らは、底板に浮上りが生じずアンカー構造のない貯槽が水平地震加速度を受けて滑動する場合を対象に、貯槽が有する解析的物理量が果たす役割を解明し、貯槽の滑動挙動を表わす力学モデル(以下、滑動モデル)を考案し、模型実験との比較により、滑動モデルの解析精度について検討を行った^{1),2)}。

一般に、貯槽は立体的な構造物であることから、水平方向とともに鉛直方向にも固有周期や自由度を有しており¹⁰⁾、地震時には水平及び鉛直地震加速度を受けることから、貯槽にはそれぞれの方向に応答が生じる。しかし、鉛直方向の地震加速度やそれに伴う応答は、貯槽の滑動挙動に少なからぬ影響を及ぼすことが文献1)の結果

から容易に推測できるが、それらを取り扱った研究はほとんどないようである。また、LNG貯槽に代表される極低温の液体とガスを貯蔵する貯槽には、プレストレス力が入力されたアンカーストラップと呼ばれる部材が側板下端部の全周に密な間隔で取付けられているが、これらが滑動挙動に及ぼす影響を取り扱った研究もほとんどないようである。これらのことから、貯槽の滑動挙動を正しく表現するためには、鉛直地震加速度及びそれに伴う貯槽の応答やアンカーストラップのプレストレス力及びその剛性が、貯槽の滑動挙動に及ぼす影響を明らかにする必要がある。

一方、耐震設計における滑動の検討では、貯槽の滑動の発生の有無を的確に評価することが、それ以後の構造設計、安全性照査や安全対策の進め方を決定する上で非常に重要である。従来、滑動に対する検討はJEAG 3605に示された方法に従って行っているが¹¹⁾、この方法には貯槽の鉛直方向の応答やアンカーストラップのプレストレス力及びその剛性が貯槽の滑動挙動に及ぼす影響は考慮されていない。そこで、本研究では、アンカーストラップや貯槽の鉛直方向の応答を考慮した貯槽の滑

動挙動に関する運動方程式を導いた後、精度良くかつ簡便に貯槽の滑動の検討を行うことができる貯槽の滑動判定式の開発について検討を行う。

本論文では、JEAG 3605に示された滑動検討方法について考察を行い、本研究の対象範囲を明らかにする。そして、滑動モデルに、貯槽の鉛直方向の応答を表わすモデルと、アンカーストラップの効果を表わすモデルを付与した系の運動方程式を導いた後、耐震設計での簡便性を考慮して地震に対する貯槽の応答値を加速度応答倍率を用いて表わせるように運動方程式の変形を行い滑動判定式を導いた。

ここで、従来の耐震設計では、水平及び鉛直方向の地震加速度とその応答加速度が構造物にとって最も不利になるように組み合わせて構造設計を進めてきた。しかし、必ずしも同時には発生しないそれら地震加速度と応答加速度の最大値を、貯槽にとって最も不利になるように組合せて滑動の判定を行うことは、滑動の発生に対して過大な評価を行うことになると考えられる。

そこで、加速度応答倍率が有する簡便性を損なうことなくこの点を補うために、貯槽の滑動が最も発生しやすくなる貯槽の水平応答加速度が最大となる時刻に着目し、その時の鉛直地震加速度や貯槽の鉛直応答加速度が、それぞれの最大値に比べてどの程度の状態にあるのかを表わす2つの係数を定義し滑動判定式に導入した。

次に、2つの係数が統計的性質を有することを明らかにし、貯槽の水平応答加速度が最大となる時刻の鉛直地震加速度や鉛直応答加速度と、それらが発生する確率との関係を求めた。

そして、これらの関係から、超過する事象の発生を確率的に保証した鉛直地震加速度や鉛直応答加速度を設計値として用いて滑動の判定を行う方法について提案を行い、滑動の判定に適した2つの係数の値について検討を行った。

また、2つの係数と耐震設計で広く用いられている基準応答倍率とを組合せて滑動の判定を行った場合について滑動判定の精度の検討を行った。

最後に、JEAG 3605に基づく滑動検討の結果と本滑動判定式による検討結果との比較から、アンカーストラップのプレストレス力や貯槽の鉛直応答加速度を考慮することの必要性について検討を行った。

尚、本研究は、加速度型地震¹⁾に対する貯槽の滑動挙動を対象にしており、地震中の貯槽の応答は線形の範囲内であり、貯槽の底板には浮上り現象は生じず、かつアンカーストラップの剛性は線形性を保ち、プレストレス力の総和は一定であることを前提として検討を行った。

2. 従来の滑動検討方法

JEAG 3605(解7.30)式及び(解7.32)式(以下、式(1)、式(2))では、アンカーボルトを有する貯槽を対象にして、加速度型地震動に対する水平力が横すべり抵抗力を上回らないことを照査項目として滑動の検討方法について規定している。ただし、貯槽の重量軽減効果として地表面における上向きの鉛直震度を考慮している。

$$F_1 = K_{M1}W_1 + K_{M1}W_s \quad (1)$$

$$F_1' = (W_T + W_s)\mu(1 - K_v) + \frac{1}{2}T_n N_B A_B \quad (2)$$

ここで、式(1)と式(2)は、それぞれ加速度型地震動に対する水平力と横すべり抵抗力を示す。また、 K_{M1} 、 K_v 、 W_1 、 W_s 、 W_T 、 μ 、 T_n 、 N_B 、 A_B は、それぞれ地表面における加速度型地震動の水平震度、鉛直震度、加速度型地震時の内容液の有効重量、貯槽本体の重量、内容液の全重量、貯槽と貯槽基礎との静止摩擦係数、アンカーボルトの許容せん断応力、アンカーボルトの本数、アンカーボルトの断面積である。

式(2)より、次の考察が得られる。

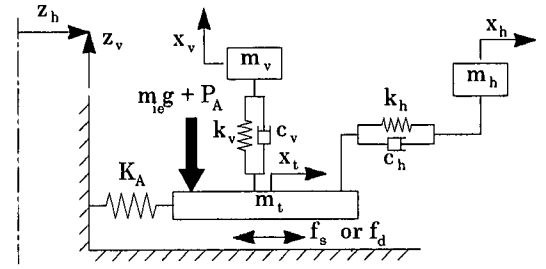
- 1) 横すべり抵抗力を求める際に、地表面における鉛直震度のみを考慮していることから、貯槽の鉛直方向の応答が横すべり抵抗力に及ぼす影響が反映されていない。
- 2) プレストレス力が導入されたアンカーストラップを有する貯槽の場合に、それが横すべり抵抗力に及ぼす影響が反映されていない。
- 3) 横すべり抵抗力にアンカーボルトの許容せん断力を算入しているが、このことは厳密には微小な滑動を許容していることになる。

これより、本研究では、上記1)、2)の問題点について検討を加え、それらの結果を滑動判定式に反映させることとし、3)については工学的判断を含む問題であると考えられるので、本研究の対象からは除外することにした。

3. 滑動モデルの運動方程式

著者らは、滑動挙動には貯槽の水平1次モードの応答の影響が支配的であることや、アンカーストラップによる押し付け力は水平地震加速度の影響を受けないことなどを明らかにした¹⁾。一方、2に示したように、地震時の貯槽の滑動挙動を正しく表現するためには、貯槽の水平方向の応答の他に、貯槽の鉛直方向の応答やプレストレス力が導入されたアンカーストラップの影響を考慮する必要がある。そこで、滑動モデルに、次に示す部分を付加したモデルを用いた。貯槽の水平方向の応答を

表わす1自由度質点～バネ系振動子と、質点化した貯槽底板で構成される滑動モデルに、貯槽の鉛直方向の応答を表わす1自由度質点～バネ系振動子、アンカーストラップの水平方向の剛性を表わす線形バネと、アンカーストラップに導入された鉛直方向のプレストレスを集中荷重化した押し付け力を付与した。ただし、鉛直方向の振動子が、貯槽の鉛直方向の応答による見掛けの貯槽重量増減効果のみを表わすようにするために、振動子の質点は貯槽全体の質量には算入せず、かつ鉛直地震加速度による慣性力が相殺されるようにした。図-1に示す改良した滑動モデルの運動方程式は次のようになる。



Foundation

図-1 滑動モデル図

i) 滑動時

$$m_h(\ddot{x}_h + \ddot{z}_h) + c_h(\dot{x}_h - \dot{x}_t) + k_h(x_h - x_t) = 0 \quad (3)$$

$$m_t(\ddot{x}_t + \ddot{z}_h) - c_h(\dot{x}_h - \dot{x}_t) - k_h(x_h - x_t) + \dot{x}_t \left| \dot{x}_t \right| f_d + K_A x_t = 0 \quad (4)$$

$$f_d = \nu \{ (m_h + m_t + m_{ie})(g + \ddot{z}_v) + P_A - c_v \dot{x}_v - k_v x_v - m_v \ddot{z}_v \} \quad (5)$$

ii) 非滑動時($\dot{x}_t = 0$)

$$m_h(\ddot{x}_h + \ddot{z}_h) + c_h \dot{x}_h + k_h(x_h - x_t) = 0 \quad (6)$$

iii) 滑動開始条件

$$|m_t \ddot{z}_h - c_h \dot{x}_t - k_h(x_h - x_t) + K_A x_t| > f_s \quad (7)$$

$$f_s = \mu \{ (m_h + m_t + m_{ie})(g + \ddot{z}_v) + P_A - c_v \dot{x}_v - k_v x_v - m_v \ddot{z}_v \} \quad (8)$$

ここで、 $\dot{x}_v$ と x_v は次の関係を満たす。

$$m_v(\ddot{x}_v + \ddot{z}_v) + c_v \dot{x}_v + k_v x_v = 0 \quad (9)$$

iv) 滑動停止条件

$$|m_t \ddot{z}_h - c_h(\dot{x}_h - \dot{x}_t) - k_h(x_h - x_t) + K_A x_t| > f_d \quad (10)$$

ここに、 m_h 、 c_h 、 k_h ：貯槽の側板～内容液連成系の水平方向の有効質量、減衰、剛性、 m_t ：貯槽底板の質量、 m_{ie} ：貯槽の側板～内容液連成系の水平方向の非有効質量、 m_v 、 c_v 、 k_v ：貯槽の側板～内容液連成系の鉛直方向の有効質量、減衰、剛性、 μ 、 ν ：貯槽底板と貯槽基礎との間の静止摩擦係数、動摩擦係数、 f_s 、 f_d ：貯槽底板と貯槽基礎との間に作用する静止摩擦力、動摩擦力、 P_A ：アンカーストラップ群のプレストレス力の合計値、 K_A ：アンカーストラップ群の水平方向の見掛けのバネ定数であり、例えば、アンカーストラップを片持ち梁と見なせば、 K_A を次式で表わすことができる。

$$K_A = \frac{3}{L^3} E \sum_{i=1}^n (I_i |\sin \theta_i| + I_o |\cos \theta_i|) \quad (11)$$

ここで、 L ：アンカーストラップの突出長、 n ：アンカーストラップの本数、 E ：アンカーストラップの材料の弾性係数、 I_i ：アンカーストラップの面内剛性、 I_o ：アンカーストラップの面外剛性、 θ_i ：滑動方向を 0° ～ 180° 方向とした場合の時計周りに i 番目のアンカーストラップの位置である。

また、 $\ddot{z}_h$ 、 $\ddot{z}_v$ ：貯槽の基礎上面での地震波の水平方向加速度、鉛直方向加速度、 $\ddot{x}$ 、 $\dot{x}$ 、 x ：質点の加速度、速度、変位を示し、添字 h 、 t 、 v はそれぞれ貯槽の水平方向の有効質量、底板、鉛直方向の有効質量の系の運動であることを示す。また、式(4)に含まれる項 $\dot{x}_t \left| \dot{x}_t \right|$ は、貯槽底板と貯槽基礎との間に作用する動摩擦力 f_d の作用方向を規定する項である。ここで、耐震設計を進める上で、まず問題となるのは初期の滑動であることから、以後の検討では $x_t = \dot{x}_t = \ddot{x}_t = 0$ として検討を進めることにする。

4. 滑動判定式の導出

水平及び鉛直地震加速度を受ける貯槽の滑動挙動は、3で示した滑動モデルの運動方程式と地震波の加速度記録を用いた時刻歴応答解析により求めることができる。しかし、構造設計時に時刻歴応答解析を行うことは多大な労力を要することや、特定の地震波を用いた解析から得られた結果を一般化することには困難が伴うことから、簡便な設計手法には適さない。そこで、設計での簡便性を考慮して、従来の耐震設計で広く用いられている修正震度法に基づいて¹²⁾、貯槽の滑動が判定できる方法について検討を行うことにした。修正震度法では、構造物の応答特性を加速度応答倍率で与えることが特徴である。そこで、滑動開始の条件を与える式(7)と式(8)に、加速度応答倍率が適用できるように式の変形を行う。

式(6)より、質点 m_t に作用する側板～内容液連成系の水平方向の有効質量で構成される振動子からの動的反力の最大値は、質点 m_h に作用する貯槽基礎上面における水平地震加速度の最大値 $|\ddot{z}_h|_{\max}$ と水平方向の加速度

応答倍率 S_{AH} を用いて次式で表すことができる。

$$|c_h \dot{x}_h + k_h x_h|_{\max} = m_h |\ddot{z}_h + \ddot{x}_h|_{\max} = m_h S_{AH} |\ddot{z}_h|_{\max} \quad (12)$$

同様に、式(9)より、質点 m_i に作用する側板～内容液連成系の鉛直方向の有効質量で構成される振動子からの動的反力の最大値は、質点 m_v に作用する貯槽基礎上面における鉛直地震加速度の最大値 $|\ddot{z}_v|_{\max}$ と鉛直方向の加速度応答倍率値 S_{AV} を用いて次式で表すことができる。

$$|c_v \dot{x}_v + k_v x_v|_{\max} = m_v |\ddot{z}_v + \ddot{x}_v|_{\max} = m_v S_{AV} |\ddot{z}_v|_{\max} \quad (13)$$

S_{AH} や S_{AV} の値は、貯槽の固有周期に応じて規準化加速度応答スペクトル図等から読み取るものとする。

また、式(7)において、貯槽底板の慣性力は、質点 m_i に作用する側板～内容液連成系の水平方向の有効質量で構成される振動子からの動的反力より十分小さいと考えられるのでこれを無視する¹⁾。

$$m_i \ddot{z}_h - c_h \dot{x}_h - k_h x_h \approx -c_h \dot{x}_h - k_h x_h \quad (14)$$

ここで、貯槽の滑動が最も発生しやすくなる貯槽の水平最大応答加速度が発生する時刻に着目して、式(7)と式(8)に式(9)、(12)、(14)を代入して、貯槽の滑動開始条件式を次のように変形する。

$$m_h S_{AH} |\ddot{z}_h|_{\max} > \mu \{ M(g + \ddot{z}_v) + P_A + m_v (\ddot{x}_v + \ddot{z}_v) - m_v \ddot{z}_v \} \quad (15)$$

ただし、 M は貯槽の全質量であり、 $M = m_h + m_i + m_{ie}$ である。

次に、貯槽の水平最大応答加速度が発生する時刻の鉛直地震加速度 $\ddot{z}_v$ と貯槽の鉛直応答加速度 $(\ddot{z}_v + \ddot{x}_v)$ の値を、鉛直絶対最大地震加速度 $|\ddot{z}_v|_{\max}$ を用いて表すために、次に示す2つの係数を定義する。 δ は貯槽の水平最大応答加速度発生時の鉛直地震加速度とその絶対最大加速度との比であり、 λ は貯槽の水平最大応答加速度発生時の貯槽の鉛直応答加速度とその絶対最大応答加速度との比である¹⁷⁾。

$$\delta = \frac{\ddot{z}_v}{|\ddot{z}_v|_{\max}} \quad \text{at } |\ddot{z}_h + \ddot{x}_h|_{\max} \quad (16)$$

$$\lambda = \frac{\ddot{z}_v + \ddot{x}_v}{|\ddot{z}_v + \ddot{x}_v|_{\max}} \quad \text{at } |\ddot{z}_h + \ddot{x}_h|_{\max} \quad (17)$$

δ, λ は、 $-1.0 \leq \delta, \lambda \leq 1.0$ の値を示し、それらが負値の場合には鉛直下向きの加速度が、正值の場合には鉛直

上向きの加速度が作用していること表わし、0 の場合には鉛直方向の加速度は作用していないことを表わしている。式(13)、(16)、(17)を式(15)に代入し、次に示す貯槽の滑動判定式を得る。

$$m_h S_{AH} |\ddot{z}_h|_{\max} > \mu \left\{ M(g + \delta |\ddot{z}_v|_{\max}) + P_A + m_v (\lambda S_{AV} - \delta) |\ddot{z}_v|_{\max} \right\} \quad (18)$$

式(18)の左辺は、式(1)と同じく加速度型地震動に対する水平力を示し、同右辺は、式(2)と同じく横すべり抵抗力を示している。

従来の耐震設計では、水平及び鉛直地震加速度とそれらの応答加速度が構造物にとって最も不利になるように組合せて、式(18)において $\delta = \lambda = 1$ として、構造設計を行うことが通例であった。しかし、貯槽の滑動の判定は、式(7)と式(8)が示すように、時々刻々と変わる地震加速度とそれらの応答加速度の組合せに対して逐次行うべきものであり、必ずしも同時には発生しない地震加速度とそれらの応答加速度の最大値を、発生時刻を無視して貯槽にとって最も不利になるように組合せて用いることは、貯槽の滑動の開始を過大に評価することになる。

そこで、貯槽の水平応答加速度と、鉛直地震加速度と貯槽の鉛直応答加速度との関係を、貯槽が最も滑動しやすくなる貯槽の水平絶対最大応答加速度が発生する時刻に限定して、その時刻の鉛直地震加速度と貯槽の鉛直応答加速度の値をそれぞれの絶対最大値との比として表わし、擬似的な時刻歴の効果(以下、同時性)を滑動判定式に導入することにした。

5. 同時性の評価

(1) 同時性を表わす係数の性質

一般に、地震波は不規則な波であるが、本研究では同時性を簡便に扱うことに主眼を置いて、同時性に関して地震波が有する統計的性質を抽出することにした。ここで、従来の耐震設計では地盤種別や、プレート型や直下型等の地震の型毎に加速度応答倍率等が設定されていることから¹³⁾、 δ や λ もそれらの分類毎に求めるべきであると考えられる。しかし、著者らは十分な量の地震波のデータを持ち合わせていないことから、本研究では地盤種別や地震の型とは無関係に、表-1に示す5つの地震の複数の観測点における観測データを用いて δ, λ の値を求めることにした。また、貯槽の水平及び鉛直方向の固有周期 T_h, T_v の範囲は概ね1秒以下であると想定して、その間の0.01秒毎の周期に対して δ, λ の値を求めた。

図-2は¹⁷⁾、図中の凡例に示す水平方向の各固有周期 T_h における δ の値の度数分布を示している。この図より、

表-1 同時性の検討に用いた地震波と観測点数

地震波名	観測点数	特長
日本海中部地震	10	海洋プレート・長周期地震
Northridge 地震	47	都市直下・短周期地震
Loma Prieta 地震	30	大陸断層・短周期地震
Mexico 地震	10	盆地地形・長周期地震
千葉県東方沖地震	47	海洋プレート・長周期地震
観測点合計	144	

δ の値は、水平方向の固有周期とは無関係に、ほぼ同じ分布を示すことが分かる。また、図-3～図-5 は¹⁷⁾、それぞれの図の表題の括弧内に示す鉛直方向の固有周期 T_v の時の、図中の凡例に示す水平方向の各固有周期 T_h における λ の値の度数分布を示している。これらの図より、 λ の値は、鉛直方向の各固有周期において、水平方向の固有周期とは無関係にほぼ同じ分布を示すことが分かり、また鉛直方向の固有周期とも無関係に、ほぼ同じ分布を示すことが分かる。これらのことから、 δ や λ は水平及び鉛直方向の固有周期とは無関係に、ある特定の分布を形成すると考えられるので、固有周期の区別なく各係数毎にデータをまとめて、それぞれの確率密度を示したものが図-6 と図-7 である¹⁷⁾。これらの確率密度は各階級毎の度数を、データ数と階級幅で除して求めた。計算に用いた階級幅は 0.01、データ数は、 δ については 14,400 個、 λ については 1,440,000 個である。各図中の破線は、各確率密度の正規分布での近似を示している。 δ と λ の確率密度の平均値は 0.006、0.000 であり、分散は 0.098、0.143 である。図-6 と図-7 の確率密度より、水平応答加速度が絶対最大となる時刻では、鉛直地震加速度と鉛直応答加速度が最大となることはほとんど無く、それらの値が概ね 0 である場合が多いことが分かる。このように、同時性を表わす係数 δ と λ には、正規分布で近似できるような統計的性質があるので、これらの性質を設計に取り入れるために、各係数の値をそれぞれの発生確率に基づいて表わすことにした。そこで、 δ と λ をそれぞれ確率分布で表わしたものが、図-8 と図-9 である¹⁷⁾。これらの図は、水平絶対最大応答加速度発生時に、どの程度の鉛直地震加速度と鉛直応答加速度が、どの程度の確率で発生し得るのかを示している。見方を変えれば、設計値に用いる鉛直地震加速度と鉛直応答加速度の値に応じて、それらを超過する事象が発生する確率を示している。これより、耐震設計基準や設計者の判断によって、設計値を超過する事象が発生しても良い確率(以下、許容超過確率)を予め設定しておくことができるならば、許容超過確率に基づいて設定した鉛直地震加速度と鉛直応答加速度の値を設計値として用いて滑動の判定を行うことが可能になることが分かる。

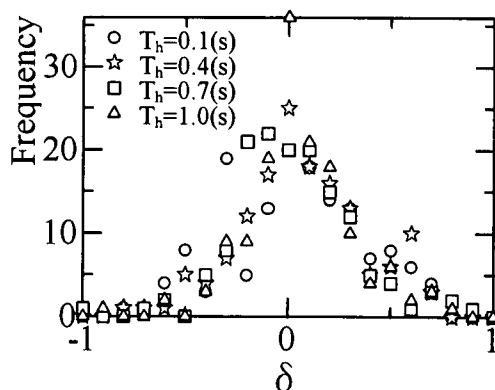


図-2 δ の度数分布

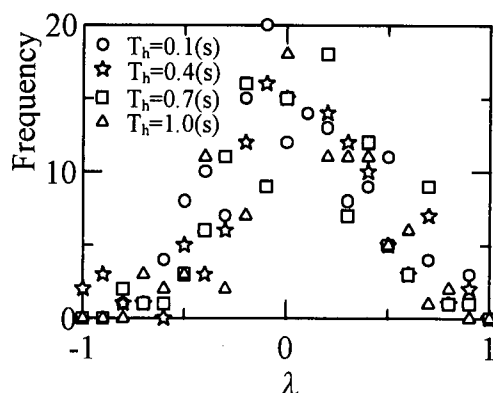


図-3 λ の度数分布 [$T_v=0.2(s)$ の場合]

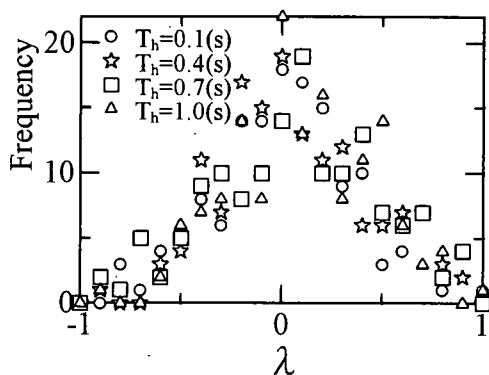


図-4 λ の度数分布 [$T_v=0.5(s)$ の場合]

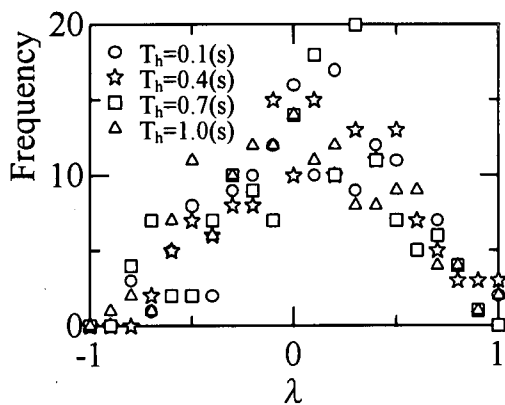


図-5 λ の度数分布 [$T_h=0.8(s)$ の場合]

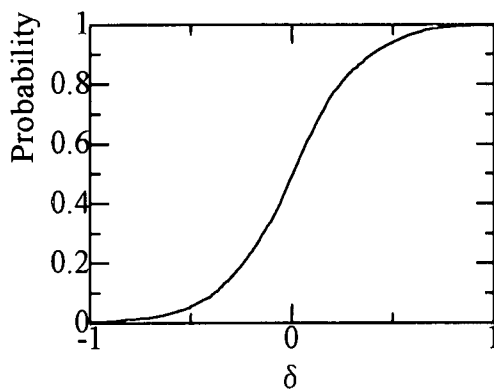


図-8 δ の確率分布

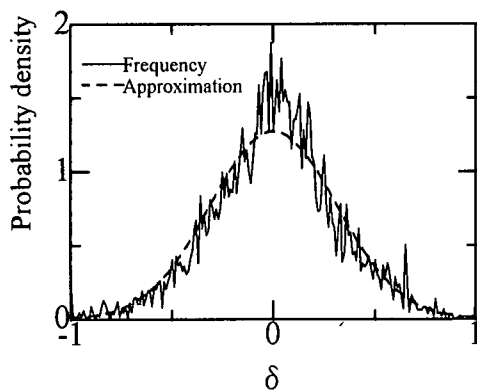


図-6 δ の確率密度

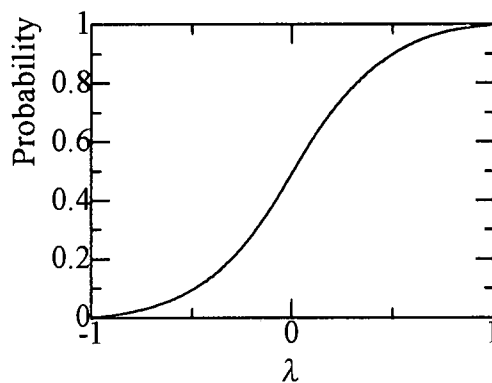


図-9 λ の確率分布

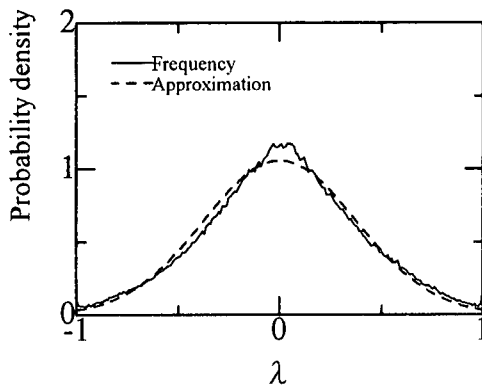


図-7 λ の確率密度

換言すれば、全ての地震に対して、設計値を超過する事象の発生を許容しないとすれば、 $\delta=-1.0$ 、 $\lambda=-1.0$ の値を用いて設計を行わなければならないが、この事象は極めて希にしか発生しないことが図-8と図-9から分かる。そこで、想定される事象の発生が確率的に予測できる範囲内についてのみ構造物の安全性を保証する、即ち確率で保証する範囲内で、設計値を超過する事象の発生を許容して耐震設計を行うことを提案する。これは、これらの図が、許容超過確率に基づいて算定された値を設計値として用いて、耐震設計に関わる設計条件を実用的な範囲に限定して、構造物の設計が行うことが可能であることを示しているからである。

表-2に図-8と図-9から読取った許容超過確率が、1%、3%、5%、10%のときの δ 、 λ のそれぞれの値を示す。

表-2 許容超過確率と δ , λ の値

δ	λ	許容超過確率
-0.76	-0.88	1 %
-0.71	-0.70	3 %
-0.62	-0.56	5 %
-0.49	-0.40	10 %

表-3 80,000kl LNG 貯槽の解析に用いた物理量

液位	28,800	mm
貯槽直径	59,500	mm
側板板厚	22.6	mm
T_h	0.319	s
T_v	0.314	s
m_i	1.94×10^5	kg
m_h	2.18×10^7	kg
m_v	2.18×10^7	kg
M	4.03×10^7	kg
k_h	8.43×10^9	kg/s ²
k_v	8.69×10^9	kg/s ²
c_h	4.28×10^7	N·s/m
c_v	4.35×10^7	N·s/m
P_A	2.82×10^7	N

表-4 23,000kl 重油貯槽の解析に用いた物理量

液位	22,200	mm
貯槽直径	39,000	mm
側板板厚	24.0	mm
T_h	0.240	s
T_v	0.243	s
m_i	1.13×10^5	kg
m_h	1.26×10^7	kg
m_v	1.26×10^7	kg
M	2.35×10^7	kg
k_h	8.68×10^9	kg/s ²
k_v	8.42×10^9	kg/s ²
c_h	3.31×10^7	N·s/m
c_v	3.26×10^7	N·s/m
P_A	0	N

(2) 同時性を表す係数の最適値

いくつかの貯槽と地震波を組み合わせ、式(18)に用いる同時性を表す係数 δ , λ の最適値について検討を行った。検討の対象は、容量 80,000kl の LNG 貯槽、容量 23,000kl の重油貯槽、容量 5,000kl の水貯槽であり、解析に用いた各貯槽の物理量を表-3～表-5 に示す。

表-5 5,000kl 水貯槽の解析に用いた物理量

液位	11,400	mm
貯槽直径	25,300	mm
側板板厚	12.0	mm
T_h	0.149	s
T_v	0.147	s
m_i	4.74×10^4	kg
m_h	2.32×10^6	kg
m_v	2.32×10^6	kg
M	5.16×10^6	kg
k_h	4.15×10^9	kg/s ²
k_v	4.22×10^9	kg/s ²
c_h	9.82×10^6	N·s/m
c_v	9.90×10^6	N·s/m
P_A	0	N

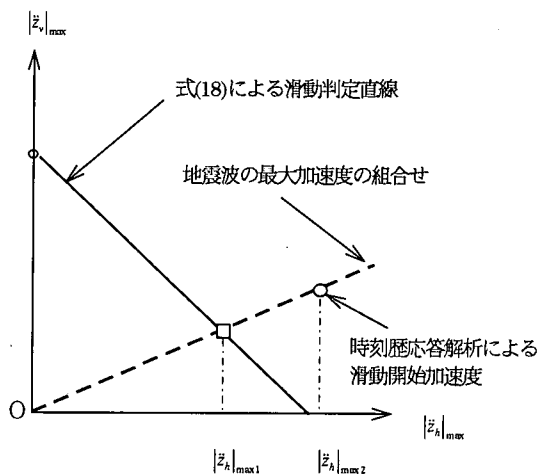


図-10 同時性を表す係数の検討方法

ここで、鉛直方向の有効質量の算定方法は基準化されていないので、本研究では水平方向の有効質量と同じとした。また、貯槽の構造減衰は 5%、静止摩擦係数は 0.5 とした。水平方向のタンクの固有周期は文献 16) に示される方法により求め、鉛直方向のそれは文献 10) に示される方法により求めた。また、検討に用いた地震波の種類と各貯槽の固有周期に応じた水平及び鉛直方向の規準化加速度応答倍率を表-6 に示す。

同時性を表す係数の最適値を調べるために、式(3)～(10)に地震波の加速度記録を適用した時刻歴応答解析結果と、式(18)に同じ地震波の基準化応答倍率を適用した滑動判定解との比較を行った。図-10 に検討の概要を示す。

表-6 地震波の種類と各貯槽の水平及び鉛直方向の規準化加速度応答倍率

地震波(観測点)	LNG貯槽		重油貯槽		水貯槽	
	S_{AH}	S_{AV}	S_{AH}	S_{AV}	S_{AH}	S_{AV}
兵庫県南部地震(神戸海洋気象台)	2.60	2.19	1.50	3.72	1.45	2.37
兵庫県南部地震(東神戸大橋)	1.74	2.22	1.43	1.98	1.86	2.43
兵庫県南部地震(JR鷹取駅)	3.25	1.89	2.29	1.47	2.19	3.00
Loma Prieta地震(CORRALITOS)	1.97	1.26	2.13	2.91	1.72	1.69
Loma Prieta地震(CAPITOLA)	2.23	1.00	2.11	1.46	2.35	3.29
和歌山地震	1.10	1.81	1.02	1.25	1.05	2.39
種子島地震	1.91	0.38	1.51	0.60	5.26	2.00
鹿児島地震	0.44	0.74	0.86	0.57	2.56	1.30
Mexico地震	1.08	1.22	1.04	1.21	1.02	1.08
千葉県沖地震(千葉)	4.21	2.79	3.39	2.52	2.71	2.66
千葉県沖地震(横須賀)	2.89	3.98	1.90	2.51	1.46	1.94
Northridge地震(ARLETA)	2.36	0.96	2.81	0.93	1.72	2.71
Northridge地震(NEWHALL)	4.51	2.51	3.38	3.28	2.32	2.16
日本海中部地震(室蘭)	3.25	2.82	2.97	2.07	2.00	2.67
日本海中部地震(函館)	3.80	3.71	2.95	2.90	1.65	1.65

図-10の横軸は、時刻歴応答解析及び滑動判定式に用いた地震波の水平絶対最大加速度を示し、縦軸は同じく地震波の鉛直絶対最大加速度を示す。

時刻歴応答解析では、記録された地震波の水平及び鉛直加速度の絶対最大値の比を保ったまま、貯槽に滑動が発生するまで、絶対最大加速度の倍率を上げていった。この操作の軌跡は、図-10中の破線が示すように、地震波毎に固有な正の傾きを有する直線として表わすことができる。一方、式(18)で滑動を判定した結果は図-10中の実線が示すように、貯槽と地震波の組合せ毎に固有な負の傾きを有する直線として表わすことができる。この直線の下側(原点側)の絶対最大地震加速度の組合せでは滑動は生じないと判定されたことを示している。

図-10中の□印で示す破線と実線の交点が、滑動判定式で求めた検討対象の地震によって貯槽に滑動が生じる絶対最大水平及び鉛直地震加速度の組合せである。一方、図-10中の破線上の○印は、時刻歴応答解析で求めた貯槽に滑動が生じる絶対最大水平及び鉛直地震加速度の組合せである。

そこで、滑動判定式による滑動判定の精度の検証を行うために、□印における水平絶対最大地震加速度 $|z_h|_{\max 1}$ と○印における水平絶対最大地震加速度 $|z_h|_{\max 2}$ の比 $r = |z_h|_{\max 2} / |z_h|_{\max 1}$ に着目する。 r が1に近いほど、滑動判定式による判定が時刻歴応答解析による判定に近いことを示し、 $r > 1$ であれば安全側に、 $r < 1$ であれば危険側に滑動を生じさせる絶対最大地震加速度を判定したことになる。

表-6に示す15種類の地震波と表-3～表-5に示す3つの貯槽を組合せて、表-2に示す4種類の許容超過確率を用いて滑動判定を行った場合の精度を検証した結果が表-7である。

表-7 許容応答確率と滑動判定精度の関係

r	許容超過確率			
	1%	3%	5%	10%
～0.7	0	0	0	0
0.7～0.8	0	0	0	1
0.8～0.9	1	0	1	0
0.9～1.0	0	1	1	9
1.0～1.1	2	7	12	9
1.1～1.2	9	9	15	17
1.2～1.3	16	14	9	4
1.3～1.4	8	7	2	2
1.4～1.5	3	2	2	1
1.5～1.6	1	2	2	2
1.6～1.7	4	1	1	0
1.7～1.8	1	2	0	0
1.8～1.9	0	0	0	0
2.0～	0	0	0	0
合計	45	45	45	45
平均	1.29	1.26	1.18	1.12

表-7では、貯槽や地震波の種類の区別なく、全ての検討条件から得られた r の値を、表-7左欄の数値範囲に応じた度数として許容超過確率毎に示してある。表-7より、 r の平均値が1に近く、かつ1を下回る事象が少ない許容超過確率を選択し、それに基づく値を設計値として用いれば、滑動判定式によって、時刻歴応答解析に近く、かつ安全側に滑動の判定ができることになる。

表-7に示す結果より、本研究の範囲では、許容超過確率5%に基づく δ 、 λ を滑動判定式に用いることが最適であることが分かる。

表-8 地盤種別毎の各貯槽の基準応答倍率

地盤種別	LNG貯槽		重油貯槽		水貯槽	
	β_{5H}	β_{5V}	β_{5H}	β_{5V}	β_{5H}	β_{5V}
第一種地盤	3.0	1.6	3.0	2.1	3.0	3.0
第二種地盤	2.4	2.6	2.1	2.6	1.7	2.3
第三種地盤	2.8	2.2	2.7	2.8	2.0	2.8

6. 滑動判定式の耐震設計への適用性の評価

(1) 滑動判定式への基準応答倍率の適用

地震波が構造物に及ぼす影響は地震波が有する性質によって大きく異なるが、対象とする構造物に作用する地震波の性質を特定することは難しい。一般に、耐震設計では、地震波が構造物に及ぼす平均的な影響を考慮するという観点から、構造物の応答の程度を基準応答倍率を用いて表わしている¹⁵⁾。このため、滑動の判定においても、他の耐震設計条件との整合性を保つために、基準応答倍率を用いた検討ができることが望ましい。

そこで、式(18)の水平及び鉛直方向の加速度応答倍率 S_{AH} 、 S_{AV} に、従来の耐震設計で広く用いられてきた水平及び鉛直方向の基準応答倍率 β_{5H} 、 β_{5V} を適用した場合の滑動の判定の精度について検討を行う。

検討には、表-3～表-5に示す3つの貯槽と、兵庫県南部地震において3つの地点、神戸海洋気象台、JR 鷹取駅、東神戸大橋で観測された地震波を用いた。これらの地震波が、それぞれ第1種地盤、第2種地盤、第3種地盤での代表的な地震波に相当するものとして検討を行う¹³⁾。各地震波による水平及び鉛直方向の加速度応答倍率は表-6に示す値を用い、基準応答倍率は文献15)に示された地盤種別毎の基準応答スペクトル図より貯槽の固有周期に応じて読み取った。検討に用いた基準応答倍率の値を表-8に示す。

5(2)で述べた方法に基づいて、各地震波を用いた時刻歴応答解析の結果と、各地震波の規準化加速度応答倍率及び基準応答倍率を用いて式(18)で滑動判定を行った結果の度数分布表を表-9に示す。ただし、同時性を表わす係数 δ 、 λ の値は、許容超過確率5%に基づく値を用いている。

表-9より、本検討の範囲では、加速度応答倍率を用いた滑動の判定結果が時刻歴応答解析の結果を精度良く捉えているのに対して、基準応答倍率を用いた滑動の判定結果には、ばらつきが大きいことが分かる。ばらつきの様子を見ると、時刻歴応答解析の結果よりもかなり安全側の評価となる場合や、必ずしも安全側の評価とはならない場合があることが分かる。この原因は、検討に用いた加速度応答倍率の値と基準応答倍率の値との間にかなり差があるためであり、基準応答倍率が設定される際の操作に起因するものである。

表-9 基準応答倍率を適用した場合の滑動判定精度

r	加速度応答倍率	基準応答倍率
0.9～1.0	0	1
1.0～1.1	3	1
1.1～1.2	3	1
1.2～1.3	3	1
1.3～1.4	0	1
1.4～1.5	0	1
1.5～1.6	0	1
1.6～1.7	0	0
1.7～1.8	0	0
1.8～1.9	0	0
1.9～2.0	0	1
2.0～	0	1
合計	9	9
平均	1.15	1.43

しかしながら、基準応答倍率を適用して滑動の判定を行っても、安全側にばらついた評価が得られることから、貯槽の滑動の判定に関して、概ね妥当な判定結果を与えることが分かる。

(2) 従来の滑動判定式との比較

式(1)と式(2)を組み合わせた滑動の判定式は次式となる。ただし、式(2)の右辺第2項は除外してある。

$$K_{M1}(W_1 + W_s) > (W_T + W_s)\mu(1 - K_v) \quad (19)$$

表-3～表-5に示す3つの貯槽と、表-6に示す15種類の地震波を組み合わせて、式(18)と式(19)による滑動の判定結果の差異について検討を行った。本検討では各地震波の加速度応答倍率を用いるので、式(19)の水平震度 K_{M1} には、水平絶対最大地震加速度に地震波毎の水平方向の加速度応答倍率を乗じて重力加速度で除した値を、鉛直震度 K_v には鉛直絶対最大地震加速度を重力加速度で除した値を用いた。また、式(18)では、同時性を表わす係数 δ 、 λ の値には許容超過確率5%に基づく値を用いた。

表-10 従来の滑動検討方法との比較

r	式(18)	式(19)
0.8~0.9	1	1
0.9~1.0	1	2
1.0~1.1	12	6
1.1~1.2	15	15
1.2~1.3	9	6
1.3~1.4	2	4
1.4~1.5	2	2
1.5~1.6	2	4
1.6~1.7	1	4
合計	45	45
平均	1.18	1.27

表-11 プレストレス力の影響

ケース	算定条件	水平絶対最大 地震加速度	鉛直絶対最大 地震加速度
1	式(18) プレストレス力有	3.28 m/s^2	1.33 m/s^2
2	式(18) プレストレス力有	3.06 m/s^2	1.24 m/s^2
3	式(19)	2.63 m/s^2	1.07 m/s^2

5(2)で述べた方法に基づいて、各地震波を用いた時刻歴応答解析の結果と、各地震波の加速度応答倍率を用いて式(18)と式(19)で滑動判定を行った結果の度数分布表を表-10に示す。表-10より、式(18)の結果は、度数が $1.0 \leq r < 1.3$ の範囲に集まっており、式(19)の結果よりもばらつきが少なく、時刻歴応答解析の結果を精度良く促えていることが分かる。

一方、5(2)で述べた方法に基づいて、表-3に表す80,000klのLNG貯槽を対象に、アンカストラップのプレストレス力が滑動判定に及ぼす影響を調べた結果を表-11に示す。検討に用いた地震波は、兵庫県南部地震(神戸海洋気象台)であり、記録された地震波の水平及び鉛直加速度の絶対最大値の比を保ったまま、貯槽に滑動が生じる時の最大加速度を求めた。ケース1は、表-3の条件を用いて式(18)で滑動判定を行った結果である。一方、ケース2は、表-3の条件中、アンカストラップのプレストレス力を0にして式(18)で滑動判定を行った結果であり、ケース1に比べ7%程度小さい加速度で滑動を開始することが分かる。またケース3は、表-3の条件を用いて式(19)で滑動の判定を行った結果であり、プレストレス力の有無に関らず、ケース1、ケース2に比べて、20%程度小さい加速度で滑動が開始する判定を与えることが分かる。これらのことは、滑動の判定にアンカストラップのプレストレス力、貯槽の鉛直方向の応

答と、地震波及びその応答の同時性を考慮することの必要性を示している。

7. おわりに

水平・鉛直地震加速度を同時に受ける平底円筒貯槽の滑動判定式について検討を行い次の結果を得た。

- 1) 水平及び鉛直地震加速度を同時に受ける底板が浮上らない平底円筒貯槽の滑動に関する運動方程式から、加速度応答倍率を用いて簡便にかつ精度よく滑動を判定できる滑動判定式を導いた。
- 2) 加速度応答倍率の適用は、貯槽の滑動現象の検討にとって最も重要な水平及び鉛直地震加速度とそれらの応答との同時性を暗に無視することになるので、貯槽が最も滑りやすくなる貯槽の水平応答加速度が最大となる時刻に着目して、同時性を簡便に評価する指標を定義し、滑動判定式に導入した。
- 3) 地震加速度と地震応答加速度の同時性を表わす係数が、正規分布で近似される統計的性質を有していることを明らかにし、超過する事象の発生が確率的に保証された鉛直地震加速度と鉛直応答加速度を設計値として用いて、滑動の判定が行えることを示した。
- 4) 本研究の検討範囲では、許容超過確率5%に基づいて鉛直地震加速度と鉛直応答加速度設定したものを設計値として用いて貯槽の滑動の判定を行うことが最適であることを示した。しかし、これらの値は、各地震の型、地盤種別毎に求めることが望ましいと考えられる。
- 5) 滑動判定式に従来の耐震設計で広く用いられている地盤種別毎の基準応答倍率を用いても、概ね滑動の判定の精度は保たれることを示した。
- 6) 従来の滑動検討方法との比較から、精度良く貯槽の滑動の判定を行うためには、アンカストラップのプレストレス力、貯槽の鉛直方向の応答と、地震波及びその応答の同時性の考慮が必要であることを示した。

本研究で示した滑動判定式を用いれば簡便に精度良く貯槽の滑動を判定できることを明らかにした。

参考文献

- 1) Taniguchi, T., Mentani, Y., Komori, H. and Yoshihara, T.: Governing Equation of Slip of Flat Bottom Cylindrical Shell Tank without Anchor and Uplifting of Bottom Plate, PVP-Vol. 364, Seismic Engineering, pp. 55-61, ASME, 1998.
- 2) 谷口朋代、面谷幸男、小森寛治、吉原健雄：平底円筒貯槽模型の滑動実験、川崎重工技報、Vol.139, No.11, pp. 2-8, 1998.
- 3) Rinne, J. E.: Oil Storage Tanks, The Prince William Sound, Alaska, Earthquake of 1964 and aftershocks, U. S. Department

- of Commerce, Environmental Science Service Administration, pp. 245-252, 1967.
- 4) Steinverge, K. V. :Earthquake Damage and Structural Performance in the United States, Earthquake Engineering, Prentice-Hall, Inc., pp. 209-221, 1970.
 - 5) 柴田：生産研究, 26-7(昭和49-7), 259.
 - 6) 柴田：日本機械学会誌, 75-643(昭和47-8), 1993.
 - 7) 自治省消防庁消防研究所：兵庫県南部地震による危険物施設の被害調査報告書, p. 26, 1995.
 - 8) (財)発電設備技術検査協会：平成8年度 電力施設地震対策調査に関する調査報告書, 1997.
 - 9) (財)発電設備技術検査協会：平成9年度 電力施設地震対策調査に関する調査報告書, 1998.
 - 10) 坂井藤一, 小川 浩, 磯江晔：円筒形液体タンクの鉛直加振によるバルジング振動解析, 第11回地震工学研究発表会, pp. 253-256, 1981.
 - 11) (社)日本電気協会 電気技術基準調査委員会編：火力発電所の耐震設計指針(電気技術指針火力編) JEAG 3605-1991, p. 185, p. 193, 1991.
 - 12) 例えば, 土岐憲三 土木学会編：新体系土木工学 11 構造物の耐震解析, p. 52-53, 技報堂出版, 1981.
 - 13) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, pp. 71-80, 1996.
 - 14) 土岐憲三 土木学会編：新体系土木工学 11 構造物の耐震解析, p. 36, 技報堂出版, 1981.
 - 15) (社)日本ガス協会：LNG 地上式貯槽指針, pp. 69-71, 1981.
 - 16) 通商産業省告示第五百十五号：高压ガス設備等耐震設計基準, 昭和五十六年十月二十六日.
 - 17) Taniguchi, T., Murayama, T., Mentani, Y., Komori, H. and Yoshihara, T. :The Slip Verification Method for the Flat-Bottom Cylindrical Shell Tank During Earthquake, PVP-Vol. 387, Seismic Engineering, pp. 133-140, ASME, 1999.

(1999. 10. 12 受付)

SLIP VERIFICATION METHOD FOR THE FLAT-BOTTOM CYLINDRICAL SHELL TANK SUBJECTED TO HORIZONTAL AND VERTICAL GROUND MOTION

Tomoyo TANIGUCHI, Tomoaki MURAYAMA, Yukio MENTANI,
Hiroharu KOMORI and Takeo YOSHIHARA

This paper presents the slip verification method for the tank with the seismic magnification factors of both horizontal and vertical directions. The equation is derived from an analytical model for the tank slip including the effects of anchor straps and the responses to the ground acceleration in both directions. Since an application of the seismic magnification factors for the tank slip verification implicitly neglects the coincidence between the ground acceleration and responses to them which considerably affect tank slip behavior, two coefficients which express their coincidence are determined to compensate for the deficiency. Since relationships of the coincidence to their probability of occurrence are clarified, the design vertical ground acceleration and vertical response acceleration based on the allowable probability of excess are introduced to the slip verification method. The proposed method accurately approximates the slip commencement of the tank.