

プレストレストコンクリート製タンク側壁の レベル2地震動に対する耐震性能照査

西尾浩志¹・横山博司²・秋山充良³・小野雄司⁴・江角真也⁵・鈴木基行⁶

¹正会員 工修 (株) 安部工業所 東京支店長 (〒162-0825 東京都新宿区神楽坂2丁目14番地)

²正会員 工修 (株) 安部工業所 技術本部 (〒500-8638 岐阜市六条大溝3丁目13番3号)

³正会員 博(工) 東北大学講師 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉06)

⁴正会員 工修 西松建設(株) 札幌支店 (〒088-0583 北海道白糠郡白糠町上庶路)

⁵学生会員 東北大学 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉06)

⁶フェロー会員 工博 東北大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉06)

兵庫県南部地震後に改訂された水道用プレストレストコンクリート製タンク(PCタンク)設計施工指針・解説では、レベル2地震動に対する安全性照査が新たに導入された。そこで、本研究では、内容液と側壁の連成を考慮した弾塑性地震応答解析を実施し、この指針を満足するPCタンク側壁の耐震性能を評価した。次いで、PCタンク側壁の耐震性能照査に用いる簡易的な解析手法を検討するため、動水圧の効果を付加質量に置換した動的解析の適用範囲、および指針に規定されるエネルギー一定則に基づき算定した応答値の精度を検証した。そして、幾つかの断面諸量に着目したPCタンクの動的解析も行い、PCタンク側壁の現行設計におけるレベル2地震動に対する耐震性能照査の位置付けを考察した。

Key Words : prestressed concrete tank, seismic design, dynamic water, level II earthquake motions

1. はじめに

平成8年制定のコンクリート標準方書耐震設計編¹⁾では、設計地震動レベルと構造物の重要度等に応じて保有すべき耐震性能を規定し、その性能照査法を提示している。他の土木構造物を対象とした耐震設計規準類も基本的にこの考えに準拠しており、本研究で解析対象とする水道用プレストレストコンクリート製タンク(PCタンク)の設計指針「水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説²⁾」(PCタンク設計施工指針)でも、各種規準との整合を図るため、平成10年にその耐震設計法が改訂された。

改訂後のPCタンク設計施工指針では、従来の設計地震動であるレベル1地震動に加え、レベル2地震動に対する安全性照査が新たに取り入れられた。このレベル2地震動に相当する設計地震力は、通常、兵庫県南部地震の際に工学的基盤で観測された地震波と様々な地盤モデルを組合せた等価線形解析より求められる地表面の地震波の加速度応答スペクトルに対し、その上限値(非超過確率90%)を重力加速度で除したものを基準水平震度とする水道施設耐震工法指針・解説³⁾の値が採用されている。このように基準水平震度を定めた理由について、水道施設耐震工法指針・解説³⁾では、限定された観測点に

おける強震動記録の加速度応答スペクトルの上限値を採用することは、兵庫県南部地震で水道施設が受けた地震動の全体像を十分に反映したことになるためとしている。そのため、道路橋示方書⁴⁾などに比べ、その加速度レベルは大幅に小さく、例えばI種地盤で与えられる加速度応答スペクトルは、1000Gal(固有周期0.2秒から1.0秒の範囲)に過ぎない。なお、著者らの知る限り、兵庫県南部地震を含め、改訂前の指針で設計されたPCタンクでも、その震災例が報告された例はない^{5),6)}。

このレベル2地震動作用時に求められるPCタンク側壁の耐震性能は、「人命に重大な被害を与えない」および「機能保持が可能」と定められている。そして、前者に対しては、円周方向の軸引張力と鉛直方向の曲げモーメントが、部材の設計断面耐力よりも小さいこと、また、後者に対しては、地震後の残留ひび割れ幅が、液密性を維持することができる程度に十分小さいことを確認する。しかし、一般的な形状のPCタンク側壁の設計では、常時荷重(温度応力への対処や施工性も含む)から決まる断面諸量を与えると、通常、レベル2地震動に対する安全性は自動的に確保される場合がほとんどである。従って、PCタンク設計施工指針の改訂により、設計対象PCタンクの側壁に付与される耐震性能は明確化され

たが、耐震設計上の要求から、断面諸量の変更が生じるようなことはなかった⁷⁾。

しかしながら、改訂後のPCタンク設計施工指針で取り入れられた耐震性能照査に用いる解析手法は、弾塑性解析を行うことなくPCタンクの非線形応答を簡易的に算定しようとするものであり、その照査法の妥当性は十分に検証されていない。これは、PCタンク側壁では、内容液による動水圧が主たる地震荷重となるため、その地震応答性状は、内容液との連成を考慮した解析モデルにより検討する必要がある、その弾塑性解析の困難さが関係している。さらに、震災経験のないPCタンクでは、過大入力を受けた際の地震応答性状に関して未解明な部分が多い。これまでに我が国で観測された強震記録の加速度応答スペクトルの中にも、PCタンクの固有周期帯において、PCタンク設計施工指針に提示される値以上を有するものが存在する。従って、設計時に想定した地震力以上を受けるPCタンクの地震時挙動を把握し、常時荷重やレベル1地震動に対する照査で設計されるPCタンクのこれら強震動に対する安全マージンを明確化する必要がある。

そこで本研究では、まず、流体要素を用いることで内容液と側壁の連成を考慮したPCタンクの弾塑性地震応答解析を実施し、その耐震安全性を評価した。その際には、常時荷重などから決められた断面諸量を持つPCタンクに対し、設計地震力を大きく上回る強震動を作用させ、どの程度の地震力にまで、規定の耐震性能を保持することができるのかを検証する。次に、非線形挙動するPCタンク側壁の簡易的な耐震性能照査法として、動水圧の効果を付加質量に置換した動的解析から得られる応答値、およびPCタンク設計施工指針で定めるエネルギー一定則に基づき算定した円周方向応答ひずみと流体要素を用いた動的解析結果を比較し、その精度や適用範囲を検証した。そして、常時荷重に対する照査から定められる幾つかの断面諸量を変動させることによる耐震安全性への影響なども検討することで、最終的に、PCタンク側壁の設計におけるレベル2地震動に対する耐震性能照査の位置付けを考察した。

2. 既往の研究

液体貯蔵タンクの耐震解析に関する研究は、既に数多く報告されている⁸⁾。これらの研究目的は、主に、タンク本体と内容液が一体となって運動する短周期的応答(バルジング)および内容液の運動が卓越する長周期的応答(スロッシング)がタンクの振動性状に与える影響を各種設計変数に着目し検討することである。一連の研究により、内容液とタンク躯体の連成を考慮した解析モデルが構築され、バルジングがタンク側壁の耐震安全性にと

り、重要な挙動になること⁸⁾、スロッシングとバルジングの連成は非常に弱く、両者を同時に考慮した解析は必要とされないこと^{9)~13)}、などが提示された。また、本研究と同じく、PCタンクを解析対象とした研究としては、中村ら¹⁴⁾の研究があり、有限要素解析により、内容液、タンクおよび地盤の相互作用を考慮した地震応答解析を実施し、動水圧の影響およびそれに伴い生じる側壁の応力状態の検討を行っている。

しかし、これら一連の研究は、レベル2地震動の地震力を想定しておらず、弾性領域にあるタンクの地震応答性状を考察したものである。PCタンク設計施工指針の改訂により、レベル2地震動を受けるPCタンクでは、地震荷重作用時のコンクリートのひび割れの発生が許容されたこと、また、PCタンクの地震時の崩壊過程が検証された例はないこと、などから、非線形解析による耐震安全性評価が求められている⁵⁾。

なお、PCタンクの非線形挙動に関し、例えば、PCタンク設計施工指針では、式(1)~式(3)によるエネルギー一定則を用いることで、コンクリートのひび割れの発生や鉄筋の降伏による剛性低下を考慮した円周方向応答ひずみの算定法を規定している。

$$\varepsilon_r = \varepsilon_y \cdot (1 + \eta_r) \quad (1)$$

$$\eta_r = -\frac{1}{r_h} + \frac{1}{r_h} \sqrt{1 - \frac{r_h}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{Q_e}{Q_y} \right)^2 \right\}} \quad (2)$$

$$Q_y = Q_{cr} + \frac{Q_{py} - Q_{cr}}{\varepsilon_{py} - \varepsilon_{cr}} (\varepsilon_y - \varepsilon_{cr}) \quad (3)$$

ここに、 ε_r ：円周方向応答ひずみ、 ε_y ：仮想降伏ひずみ(= $\frac{\varepsilon_{cr} + \varepsilon_{sy}}{2}$)、 η_r ：応答平均塑性変形倍率、 r_h ：部材の降伏剛性に対する2次剛性の比、 Q_e ：弾性応答軸引張力、 Q_y ：仮想降伏荷重、 ε_{cr} ：ひび割れ発生時のひずみ、 ε_{sy} ：鉄筋降伏時のひずみ、 ε_{py} ：PC鋼材降伏時のひずみ、 Q_{cr} ：ひび割れ発生荷重、 Q_{py} ：PC鋼材降伏時の荷重。

式(1)~式(3)は、次の考えに基づいている。PCタンク円周方向部材の軸力-ひずみ曲線は、円周方向のひび割れ発生後、剛性が低下し、鉄筋降伏後更に剛性が低下するものの、一定の剛性を保ちながらPC鋼材の降伏に至るトリリニア型と考えられる。簡素化のため、部材の仮想降伏点(Q_y , ε_y)をひび割れ発生と鉄筋降伏の間接点と定義し、軸力-ひずみ曲線をバイリニア型に模式化し、これにエネルギー一定則を適用することで部材の応答ひずみを簡易的に算定するものである。

この他にも、久保ら¹⁵⁾は、PCタンクを立体骨組構造にモデル化し、側壁円周方向に軸引張力で塑性化する梁要素および鉛直方向に曲げで塑性化する梁要素を用いて弾塑性地震応答解析を行っている。しかし、このようなエネルギー一定則や簡易的な骨組みモデルに対する精度

検証は行われておらず、非線形挙動を考慮したレベル2地震動を受けるPCタンク側壁の耐震安全性およびその耐震性能照査法に関する研究は、ほとんど行われてこなかったのが現状である。

3. PCタンクの弾塑性地震応答解析

(1) 解析対象PCタンクと解析モデル

PCタンク設計施工指針に基づき設計されたPCタンクに対し、設計地震力以上の強震動を作用させ、その耐震安全性を評価する。解析対象は、図-1に示される側壁下端が固定支持された内容量約10,000m³、(内径D)/(水深H)=3.5の円筒形PCタンクである。なお、以降においては、このPCタンクを基準タンクと呼ぶ。

PCタンク側壁およびドームリングはプレストレストコンクリート構造であり、屋根は鉄筋コンクリート構造である。円周方向および鉛直方向から見た基準タンク側壁の配筋状況をそれぞれ図-2および図-3に示した。ドームリングには円周方向に、側壁には鉛直方向、円周方向ともにプレストレスが導入されている。円周方向プレストレスは、静水圧によって生じるフープテンションに、レベル1地震動の地震力や温度応力に対してもひび割れが発生しないように、PCタンク設計施工指針に規定される余裕圧縮力(1.0N/mm²)を加えて設計されている。また、鉛直方向は、曲げモーメントが支配的であることから、施工時やレベル1地震動作用時に、コンクリートのひび割れ発生が避けられる程度の引張応力を許容してプレストレス量が決められている。円周方向および鉛直方向鉄筋量に関しても、その鉄筋比はともに0.34% (ただし、ハンチ高さまでの円周方向鉄筋量は0.60%) であり、基準タンクは、最小鉄筋量程度しか有していないが、結果的に、これらの鋼材量を与えることにより、レベル2地震動に対する耐震性能照査は満足される。なお、基準タンクの内容量10,000m³は、水道用PCタンクの中では、大規模構造に属する⁷⁾ものの、プレストレス量および鉄筋量などは、PCタンク設計施工指針の規準を満足する一般的なPCタンクと同程度であり、D/H=3.5も経済的な形状となることから¹⁶⁾、最も採用実績が多い標準的なタンク形状と言える。

数値解析には、有限要素法を用いた。モデル化は、対称条件より、PCタンクの1/2を対象とし、側壁下端部は固定条件とした。側壁部および屋根部は、それぞれ8節点と6節点のアイソパラメトリックシェル要素にてモデル化し、ドーム屋根と側壁は一体化した。側壁部と屋根部のシェル要素に与えた Gauss 積分点数は、それぞれ2×2および3である。また、側壁の厚さ方向の応力状態を詳細に捉えるため、その積分点数は7とした。鉄筋およびPC鋼材は、格子状に密に配筋されていることから、

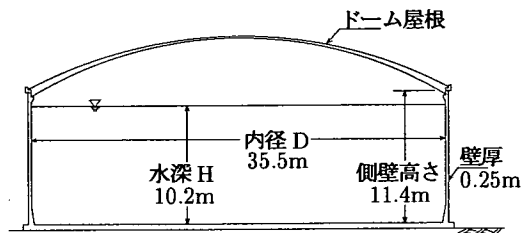


図-1 解析対象PCタンク (基準タンク)

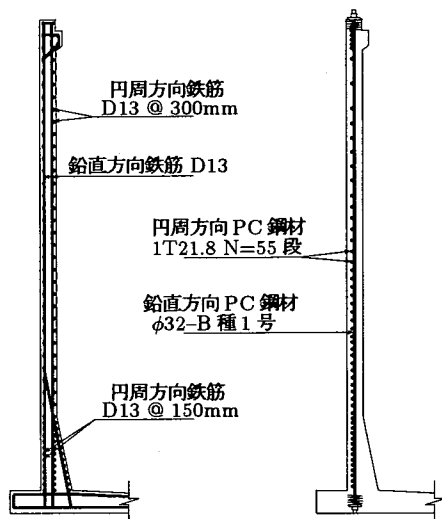


図-2 基準タンク側壁の配筋図 (円周方向)

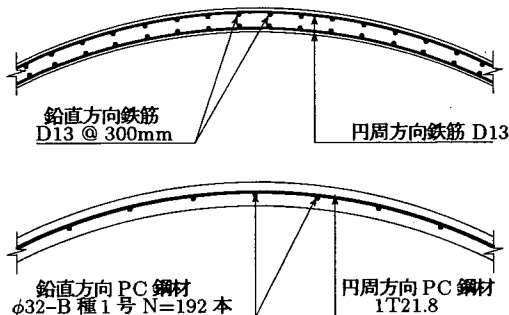


図-3 基準タンク側壁の配筋図 (鉛直方向)

ら、有限要素モデルの中では、鉄筋およびPC鋼材ともに要素の中で平均化された鉄筋比としてモデル化した。内容液は、非粘性、非圧縮性および非回転運動を仮定して速度ポテンシャル理論が成り立つものとし、15節点五面体アイソパラメトリック要素によりモデル化した。内容液と側壁の接触面には、自由度が相違する要素間の力の伝達を行うために、接触要素を設けている。なお、スロッシングがPCタンク側壁の耐震安全性に与える影響は小さく、また、前述したように、スロッシングとバルジングの連成は弱いことを考慮し、本研究ではバルジ

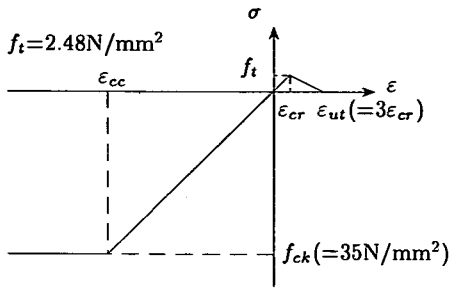


図-4 コンクリートの応力-ひずみ関係

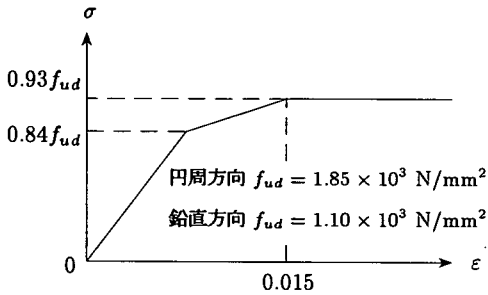


図-5 PC鋼材の応力-ひずみ関係

ングのみをモデル化の対象とする。

解析に用いたコンクリートの応力-ひずみ関係を図-4に示した。降伏条件には、次式のDrucker-Pragerの条件を用いた。

$$\sqrt{J_2} + \alpha I_1 - K = 0 \quad (4)$$

ここに、 J_2 ：偏差応力の第2不変量、 I_1 ：応力の第1不変量、 α ：材料定数、 K ：降伏応力。なお、 $\alpha=0.07$ 、 $K=0.507f_{ck}$ とした¹⁷⁾。

コンクリートのひび割れは、分布ひび割れモデルによりモデル化した。ひび割れ後は、tension stiffeningを考慮して、図-4に示されるように、ひずみ ϵ_{ut} ($=3\epsilon_{cr}$ 、 ϵ_{cr} ：引張強度に対応するひずみ)まで直線的に減少させた。除荷剛性は、圧縮側が初期剛性、引張側は原点指向で与えられる。鉄筋の応力-ひずみ関係は完全弾塑性型の骨格曲線とし、PC鋼材は、図-5に示される応力-ひずみ関係を用いた。想定した各材料特性を表-1にまとめて示した。なお、後述するように、PCタンクの耐震安全性に最も影響する断面力は、円周方向軸引張力であり、本研究で行った全ての弾塑性地震応答解析において、コンクリート圧縮強度時のひずみ(ϵ_{cc})を超過する応答は生じず、また、円周方向軸引張力に対しても、側壁の一部で鉄筋の降伏ひずみを僅かに超える程度の応答しか生じないことを確認している。そこで、本研究で扱う塑性化の程度を勘案し、図-4に示されるように、コン

表-1 材料特性

	ヤング係数	$2.98 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$
コンクリート	ポアソン比	0.2
	圧縮強度	35.0 N/mm^2
	引張強度	2.48 N/mm^2
	密度	2450 kg/m^3
鉄筋	ヤング係数	$2.10 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$
	ポアソン比	0.3
	降伏強度	$3.0 \times 10^2 \text{ N/mm}^2$
PC鋼材	ヤング係数	$2.00 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$
	ポアソン比	0.3
	引張強度(円周)	$1.85 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$
	引張強度(鉛直)	$1.10 \times 10^3 \text{ N/mm}^2$

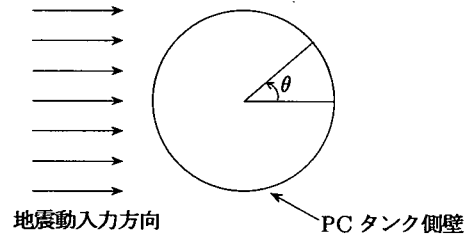


図-6 θ の定義

クリートの応力-ひずみ関係に圧縮軟化域は設けず、鉄筋およびPC鋼材の除荷剛性には簡易的に初期剛性を仮定した。

(2) プッシュオーバー解析

基準タンクのプッシュオーバー解析を行い、塑性化の進行過程を検討した。プッシュオーバー解析では、まず、プレストレスおよび静水圧を与え、次いで、躯体慣性力と動水圧を漸増载荷した。動水圧は速度ポテンシャル法に基づく式(5)により評価し、これを側壁に対し垂直に作用させた。

$$P(\xi, \theta) = \rho k_{hp} R \left(1 - 2 \sum_{s=1}^{\infty} \frac{1}{K_s^2 - 1} \times \frac{\cosh\left(K_s \frac{H-\xi}{R}\right)}{\cosh\left(K_s \frac{H}{R}\right)} \right) \cos \theta \quad (5)$$

ここに、 $P(\xi, \theta)$ ：水面からの鉛直距離 ξ と図-6に定義される地震動入力方向に対する角度 θ における動水圧、 ρ ：水の単位体積重量、 k_{hp} ：水平震度、 R, H ：タンクの半径および水深、 K_s ： $\frac{d}{dK_s}(J_1(K_s)) = 0$ を満足する正根(J_1 ：ベッセル関数)。

図-7に、水平震度と、側壁において最大変位を示す側壁中間部の半径方向変位の関係を示した。図-7に示されるとおり、側壁の塑性化は、 $\theta=0^\circ$ 位置で大きく進行する。鉛直方向曲げモーメントに関しても、 $\theta=0^\circ$ 位置

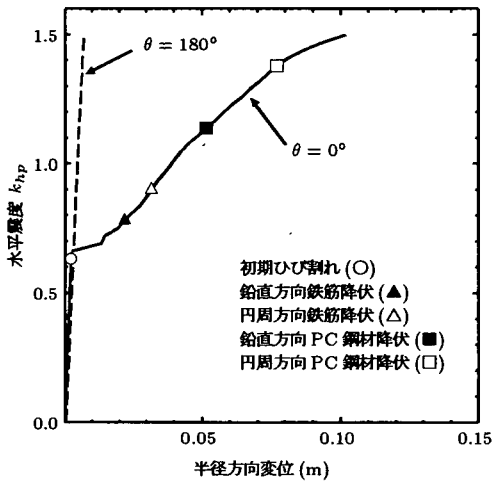


図-7 水平震度と半径方向変位の関係(側壁中間部)

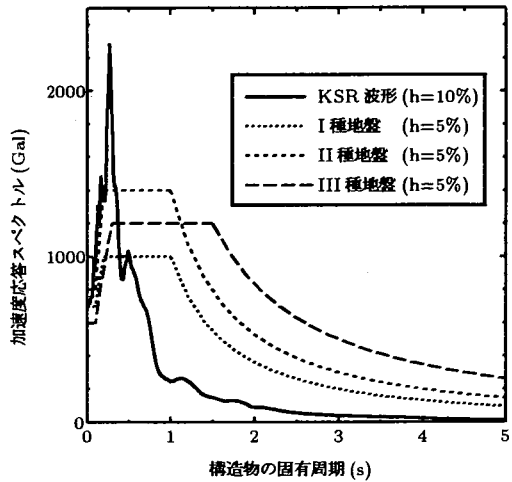


図-8 加速度応答スペクトル

での応答が卓越しており、この傾向は、後述する他の形状および諸元を有するPCタンクでも同様であった。なお、 $\theta=90^\circ$ 付近には面内せん断力が作用するが、その値は非常に小さく、本研究で扱う鉛直方向にプレストレスが導入された円筒形薄肉シェル構造の耐震安全性評価には全く関係しないことが確かめられた。そこで、以降においては、この $\theta=0^\circ$ 位置の応答に着目した解析結果を示す。なお、初期ひび割れおよび円周方向鉄筋の降伏は側壁中間部で生じ、鉛直方向鉄筋および鉛直方向PC鋼材の降伏は側壁下部で生じた。

このプッシュオーバー解析に示されるとおり、PCタンク側壁では、初期ひび割れが生じると剛性が低下し、その後、鉛直、円周方向の鉄筋の降伏および鉛直方向PC鋼材の降伏が生じるものの、円周方向PC鋼材の降伏まではほぼ直線的に半径方向変位が増加する。PCタンク設計施工指針では、地震後の液密性への配慮から、通常、円周方向応答ひずみは、鉄筋降伏ひずみ程度に抑えることを規定している。以降では、動的解析などを行い、ひび割れ発生後の剛性低下により、例えば、このような液密性を確保できる限界応答となる円周方向鉄筋の降伏(図-7の△点)にまで塑性化が進展する可能性などを検証する。

(3) 解析条件と入力地震波

本章で行う動的解析は、直接積分による時刻歴応答解析であり、数値積分法にはNewmarkの β 法($\beta=1/4$)を用いた。応答計算の時間刻みは1/500秒を基本とした。また減衰力は、初期剛性比例型減衰により与え、内容液と連成振動するタンクの1次固有振動数7.00Hzに対して、モード減衰定数 $h=10\%$ を適用した。なお、後述するように、解析対象PCタンクは、用いた入力地震

波に対してほぼ弾性応答を示し、仮定する減衰定数が応答解析結果に与える感度は非常に大きい。PCタンクの減衰特性については未解明な部分が多く、用いる粘性減衰マトリクスやモード減衰定数の値の適切さを評価できないため、ここでは、使用材料や構造特性を勘案した上で、前記のように仮定した。この仮定の下でも、本研究の目的である、設計地震力を上回る強震動を受けるPCタンク側壁の耐震性能評価や、耐震性能照査に用いる簡易的な解析手法の妥当性の検証は可能であると考える。

入力地震波は、釧路沖地震(平成3年1月)の際の釧路気象台で観測された加速度波形(KSR波形)を用いた。 $h=10\%$ を仮定したKSR波形から得られる加速度応答スペクトルおよびPCタンク設計施工指針に規定される設計用加速度応答スペクトルの比較を図-8に示した。釧路沖地震で観測された地震波は、これまでに我が国で観測されてきた強震記録の中でも、特に短周期建造物の応答を増幅させる加速度波形であり、本研究で解析対象とするPCタンクの固有周期帯0.1秒~0.3秒程度において、図-8に示されるとおり、KSR波形の加速度応答スペクトルは設計地震力を大きく上回る。前述したように、健全なPCタンクが地震により崩壊した例は報告されておらず⁵⁾、その耐震安全性は極めて高いと思われるが、一方で、どの程度の地震力に対してまで、PCタンク設計施工指針で規定される耐震性能を満足できるのかは明らかにされていない。そこで、設計地震動以上の過大入力を与えた時のPCタンクの地震応答性状について検討する。

(4) 解析結果

満水時を想定し、流体要素を用いて内容液との連成を考慮した基準タンクに対して、周波数 ω 毎に加速度振幅

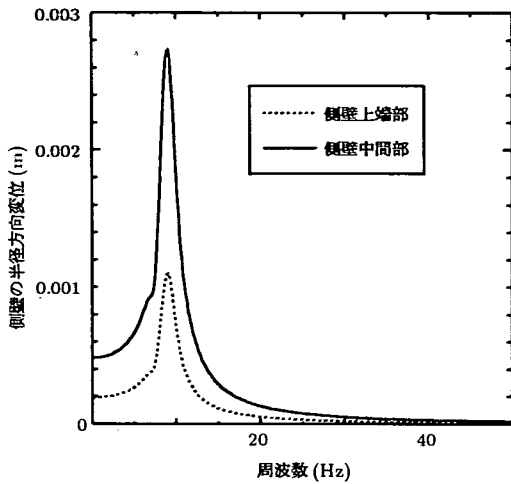


図-9 調和地動に対する基準タンクの応答

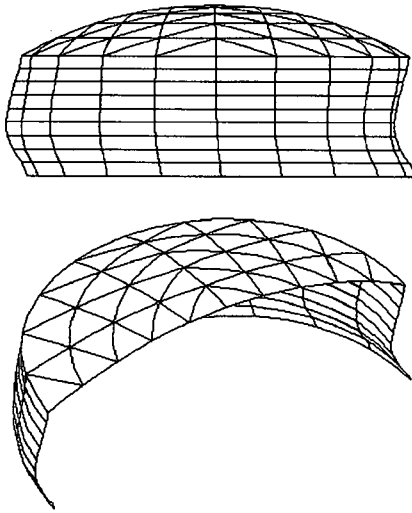


図-10 基準タンクの主要な振動モード
(上：側面図，下：鳥瞰図)

1m/s² の調和地動を与え、側壁上端部および側壁中間部の半径方向の応答変位を求めた結果を図-9に示した。また、ピークの応答を与える周波数 9.0(Hz) に対応する固有振動モードを図-10に示した。図-9と図-10より、D/H=3.5を有するPCタンクでは、側壁中間部の応答が側壁上端部の応答に比べ卓越しており、側壁中間部の円周方向軸引張力がPCタンクの耐震安全性に大きな影響を与える断面力であることが分かる。

次に、KSR波形を入力し、基準タンクの時刻歴応答解析を行った。地震波は、KSR波形の最大加速度が生じる時間を含む20秒～30秒の加速度記録を用いた。側

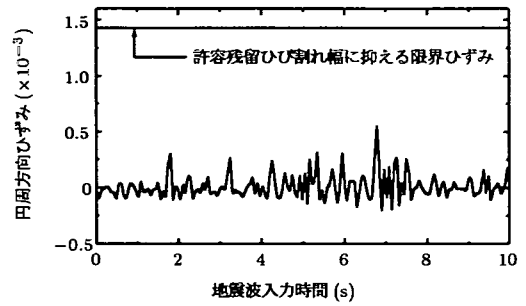


図-11 円周方向ひずみの時刻歴応答

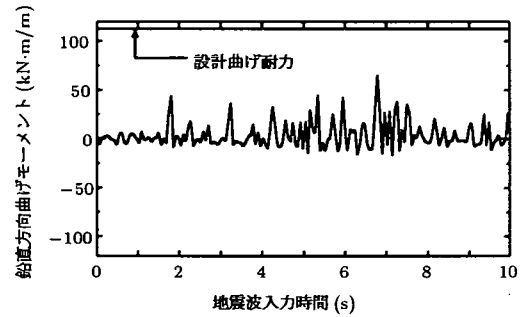


図-12 鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答 (側壁中間)

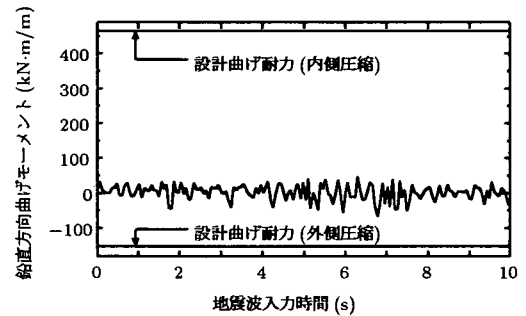


図-13 鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答 (側壁下端)

壁中間部に着目した円周方向ひずみと鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答を図-11と図-12に示した。また、側壁下端部に着目した鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答を図-13に示した。図-11には液密性を確保できる許容残留ひび割れ幅に抑えるための限界ひずみ、図-12と図-13にはPCタンク設計施工指針に基づき算定した設計曲げ耐力を一緒に示した。大谷ら¹⁸⁾は、一軸引張力が作用するPC部材の残留ひび割れ幅を実験的に検証し、鉄筋の降伏が生じる前に荷重を除荷すれば、液密性を確保できるまでにその残留ひび割れ幅は小さくできることを報告している。PCタンク設計施工指針では、実

験的な検証を行わない場合、この大谷らの実験結果を基に、限界ひずみとして鉄筋降伏ひずみを規定している。そこで、本研究で用いたひび割れモデルでは、そのひび割れ間隔や幅が把握できないこと、残留変位・変形を評価するためには、地震波入力後に10秒程度の自由振動が必要になり、計算時間が膨らむこと、などを勘案し、本研究でも、このひずみ値(1430 μ)を限界ひずみとして用いる。また、側壁下端部は、軸方向鉄筋が非対称に配筋されていることから、図-13に示されるとおり、タンク内側圧縮および外側圧縮となる場合の設計曲げ耐力を示している。

結果として、KSR波形を受けるPCタンクでは、地震波入力後0.08秒で $\theta=0^\circ$ 位置にひび割れが発生するが、図-11に示すとおり、円周方向応答ひずみは、液密性を確保できる限界ひずみに対して、十分な余裕を有している。また、鉛直方向の鉄筋に関しても、降伏していないことが確認され、図-12と図-13に示されるとおり、鉛直方向曲げモーメントは設計曲げ耐力に対して十分な余裕を有している。なお、鉛直方向曲げモーメントは、その最大値/設計曲げ耐力の値が、側壁下端部より中間部の方が大きくなったことから、以降においては、特に断らない限り、側壁中間部の結果を示す。このように、図-8に示される加速度応答スペクトルの比較で、設計地震力の1.6倍の値を与えるKSR波形の入力により、 $\theta=0^\circ$ 位置付近でひび割れが部分的に生じて、各時刻歴応答に対する考察から、PCタンクは、構造物全体の挙動として大きく剛性が低下したと思われる長周期化は生じず、ほぼ初期状態と同じ弾性挙動を示すと判断される。

一方、 $D/H=3.0\sim 3.5$ で内容量が6000~7000 m^3 より小さい中小規模タンクなどの場合、その側壁厚さは鉄筋のかぶりやコンクリート打設時の施工性などの要件で決まるため²⁾、内容量に対する側壁厚さが基準タンク(内容量10,000 m^3)に比べかなり大きくなる。このため、基準タンクのような大規模タンクは、中小規模のタンクに比べ、相対的に地震荷重に対する耐震安全性が低いと判断される。しかしながら、このような大規模タンクでも、その断面諸量は耐震設計以外の条件である余裕圧縮力などから決定されるため、特定の地震波と解析モデルからの検討ではあるが、図-11~図-13に示されるように、KSR波形の入力に対し、PCタンク設計施工指針で規定される耐震性能を十分に確保できることが示された。

なお、PCタンク設計施工指針に基づきレベル2地震動に対する耐震設計を行う際には、応答による減衰やタンクの塑性変形能力を考慮し、通常、前述の基準水平震度を0.45倍に低減した設計水平震度が用いられる。水道施設耐震工法指針・解説³⁾では、PC構造に対してこ

の低減を許していないが、その後の検討により、現行のPCタンク設計施工指針ではこの値が採用された。基準タンクの塑性変形能力から所定の計算式²⁾により評価した場合、基準水平震度の約0.33倍にまで低減した設計水平震度を用いることは可能だが、耐震上の要件から断面諸量が決定されず、一方で、設計地震力以上のKSR波形の入力に対しても十分な耐震安全性を確保している現状を考えると、基準水平震度の0.45倍を設計水平震度とすることの妥当性を議論する必要性は小さい。

以降では、このようなPCタンクの耐震性能照査法の検討と、余裕圧縮力など、耐震設計以外の条件から定められる断面諸量を変動させたときの地震応答の変化などを考察することで、PCタンク側壁のレベル2地震動に対する耐震設計に関し、考察を加える。

4. PCタンク側壁のレベル2地震動の耐震性能照査に用いる簡易解析手法の検討

(1) 付加質量モデル

内容液に流体要素を用い、側壁との連成を考慮した解析モデル(連成系モデル)では、内容液をも有限要素として分割し、内容液と側壁間には両者の相互作用を考慮するための接触要素も必要となることから全要素数が膨大となり、その非線形動的解析には、多大な計算時間を必要とする。そこで、式(5)の速度ポテンシャル法により算定される動水圧による影響と等価な効果をもたらす質量を式(6)に従い側壁の各節点に与えたモデル(付加質量モデル)により、流体要素を用いたPCタンクモデルの簡単化を図った。

$$m(\xi, \theta) = \frac{P(\xi, \theta) \times A}{k_{hp} \times g} \quad (6)$$

ここに、 $m(\xi, \theta)$: 水面からの鉛直距離 ξ と図-6に定義される地震動入力方向に対する角度 θ における付加質量、 A : 各要素の面積、 g : 重力加速度。

(2) 付加質量モデルによるPCタンクの弾塑性地震応答解析

図-1の基準タンクを解析対象として、付加質量モデルを用いた弾塑性地震応答解析を行い、連成系モデルより得られる解析結果と比較した。なお、前述したように、KSR波形の原波形の入力に対しては、基準タンクは部分的にひび割れが発生するものの、構造物全体として見た挙動はほぼ弾性応答を示し、この程度の塑性化に留まる場合には、両モデルの応答値がほぼ一致することを確認している。そこで、KSR波形の振幅を2倍にして入力し、より大きな非線形挙動を示すPCタンクを対象に両モデルの応答を比較した。

両モデルから得られる側壁中間部の円周方向ひずみ

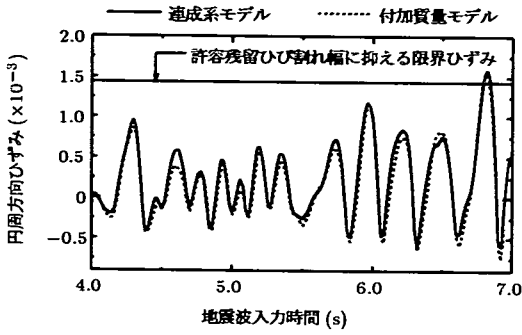


図-14 円周方向ひずみの比較 (KSR 波形 2 倍)

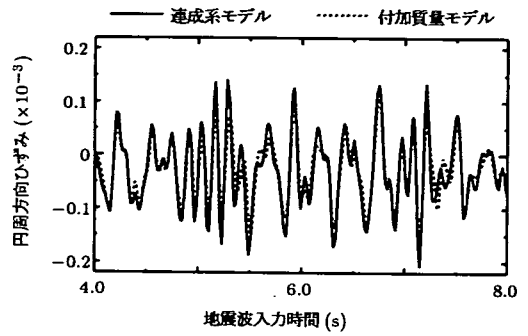


図-16 円周方向ひずみの比較 (CASE-A1)

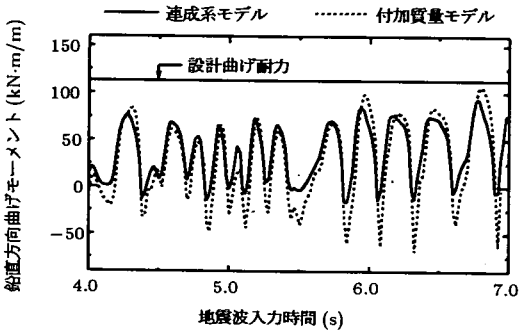


図-15 鉛直方向曲げモーメントの比較 (KSR 波形 2 倍)

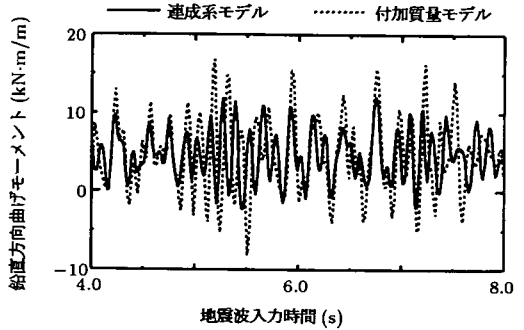


図-17 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A1)

表-2 解析対象 PC タンク

CASE	内径 D(m)	水深 H(m)	D/H	E_e (N/mm^2)	T_e (sec)
A1	31.7	12.7	2.5	—	0.14
A2	26.8	17.9	1.5	—	0.20
A3	23.4	23.4	1.0	—	0.30
A4	35.5	10.2	3.5	6.4×10^3	0.30
A5	23.4	23.4	1.0	3.2×10^4	0.16

E_e : ヤング係数, T_e : 固有周期

と鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答をそれぞれ図-14と図-15に示した。振幅を2倍にした場合には、両モデルで円周方向と鉛直方向に配筋された鉄筋の降伏が確認されており、図-14と図-15は、鉄筋の降伏を示す時間帯を拡大したものである。結果として、付加質量モデルは鉛直方向曲げモーメントの応答をやや過大に算定しているが、最大値の差は小さく、鉄筋の降伏が生じる程度の非線形挙動を示す場合でも、付加質量モデルは達成系モデルの応答性状を十分に再現できている。さらに大きな非線形挙動を示す場合の両モデルの差については、今後十分に検討する必要があるが、既にKSR波形の原波形でも設計地震力を大きく上回る強震記録であることを考えると、図-1に示す形状のPCタンクでは、付加質量モデルにより、十分にその耐震安全性を評価できると

考える。

(3) 付加質量モデルの適用範囲

a) 解析対象 PC タンク

D/H=3.5のPCタンクは、付加質量モデルにより達成系モデルの応答を十分に再現できることを確認した。しかし、速度ポテンシャル法により算定される動水圧分布は、D/Hの値によっては、変形量を危険側に評価する、あるいは、最大応答時の変形モードを再現できないことがわかっている¹⁹⁾。また、剛壁理論に基づく動水圧の算定手法は、側壁の剛性により、実際の動水圧分布を危険側に評価することが指摘されている¹⁴⁾。そこで、表-2に示す内容量10,000m³の5つのPCタンクを対象に付加質量モデルの適用性をさらに検討した。PCタンク設計施工指針に基づき設計されたCASE-A1~CASE-A3は、タンク形状(D/H)に着目したモデルであり、CASE-A4とCASE-A5は、PCタンク側壁の剛性に着目したモデルである。CASE-A4とCASE-A5のモデルは、それぞれ一般的な断面諸量を有する図-1の基準タンクおよびCASE-A3のタンクを基に、そのヤング係数と壁厚を変化させている。

なお、表-2の各PCタンクに対する付加質量モデルの適用性の検討は、全て弾性解析にて行った。これは、基

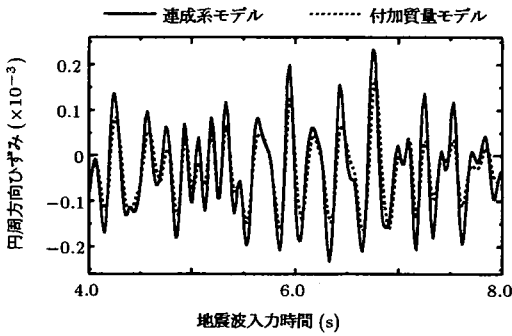


図-18 円周方向ひずみの比較 (CASE-A2)

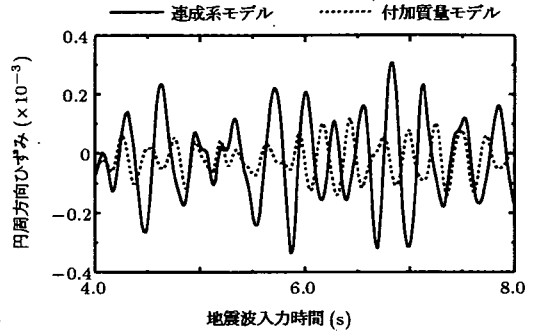


図-20 円周方向ひずみの比較 (CASE-A3)

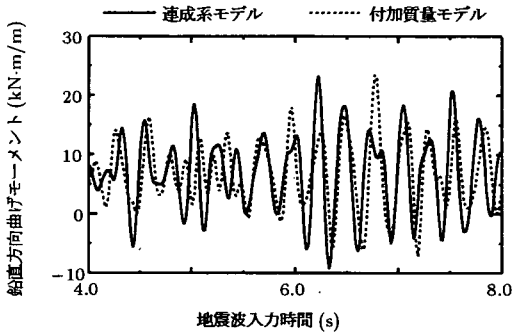


図-19 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A2)

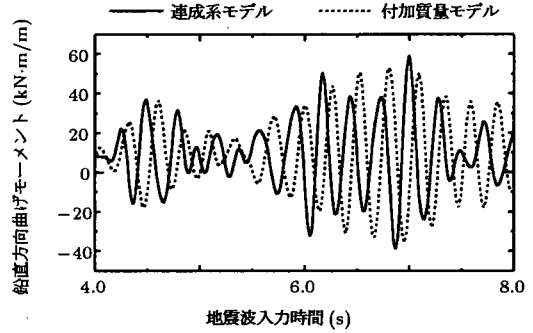


図-21 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A3, 側壁中間)

準タンクの検討からも、解析に用いた KSR 波形の原波形の入力では、鉄筋の降伏が生じるまでの塑性化は起こらないと考えられ、この領域での応答の整合が確認できれば、コンクリートのひび割れを考慮した解析でも、PC タンクの耐震安全性は付加質量モデルにより十分再現できると判断したためである。そこで表-2の各 PC タンクの地震応答は、調和地動および入力地震波の各周波数成分に対する複素応答をそれぞれ求め、それらを重ね合わせてフーリエ逆変換することにより求めた。

b) タンク形状 (D/H) の影響

CASE-A1~CASE-A3 の PC タンクに対し、付加質量モデルおよび連成系モデルより得られる側壁中間部の円周方向ひずみと鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答の比較を応答の卓越する時間帯を拡大して図-16~図-21に示し、CASE-A3 のみ側壁下部部の鉛直方向曲げモーメントの比較も図-22に示した。また、CASE-A1 と CASE-A3 において、側壁の半径方向変位が最大となる時刻での両タンクの変形状態の比較を図-23と図-24に示した。なお、図-24の連成系モデルの結果には、側壁中間部と上端部がそれぞれ最大変位を示す時刻での変形状態を示した。

CASE-A1 では、D/H=3.5 の場合と同様、付加質量

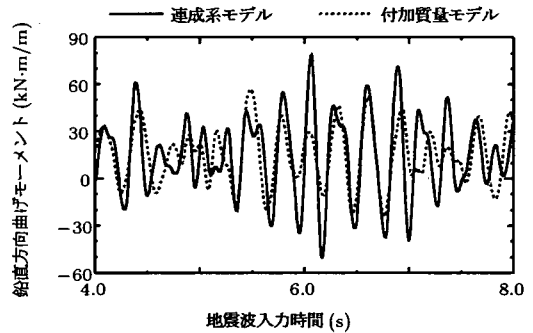


図-22 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A3, 側壁下端)

モデルは鉛直方向曲げモーメントの応答をやや過大に評価しているものの、CASE-A1 および CASE-A2 の結果より、D/H=1.5 以上であれば、実用上十分な精度で付加質量モデルは連成系モデルの応答を再現でき、変形状態も図-23に示す程度的一致が確認される。

しかしながら、図-20~図-22に示されるように、D/H=1.0 の CASE-A3 では、両モデルから得られる応答性状は大きく異なる。そこで、両モデルの振動特性を比較するため、加速度振幅 1m/s^2 の調和地動を与え、側壁上端部および側壁中間部の半径方向変位を求めた。結果を図-25と図-26に示した。図-25と図-26の比較より、

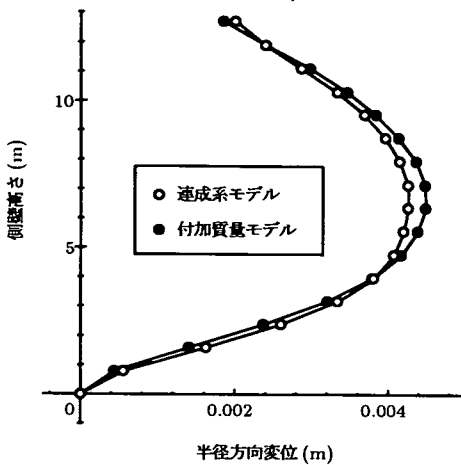


図-23 変形状態の比較 (CASE-A1)

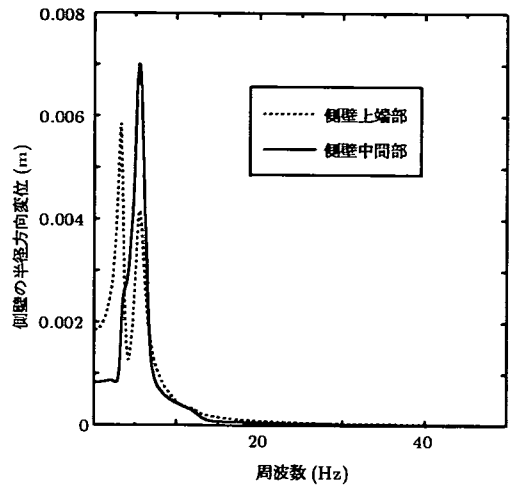


図-25 周波数応答 (CASE-A3, 連成系モデル)

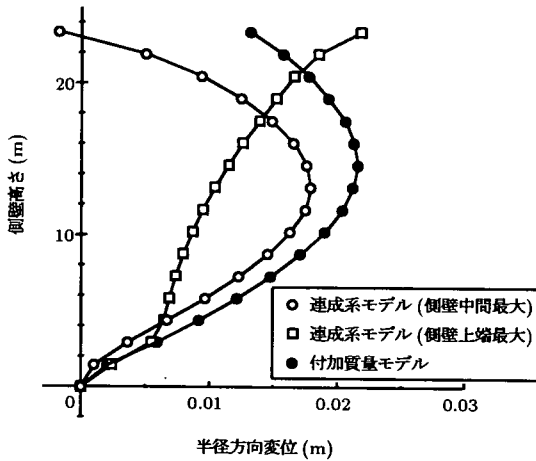


図-24 変形状態の比較 (CASE-A3)

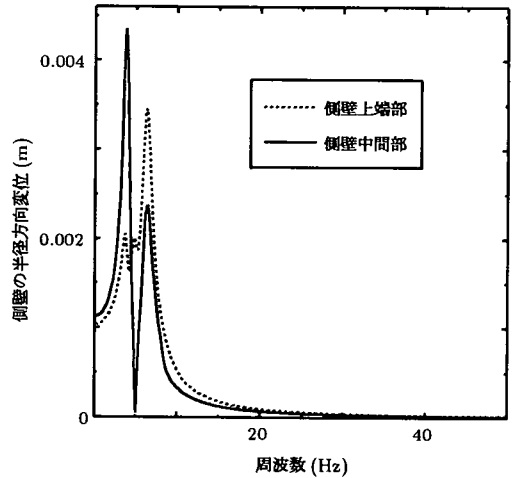


図-26 周波数応答 (CASE-A3, 付加質量モデル)

連成系モデルにおいては、側壁中間部の応答が卓越する周波数とほぼ同じ周波数で付加質量モデルでは側壁上端部の応答が卓越している。この結果として、図-24に示されるように、 $D/H=1.0$ のCASE-A3の応答解析では、側壁中間が膨らむ振動モードの他に、側壁上端が大きく変位する振動モードも観察されるなど、付加質量モデルでは、連成系モデルの応答性状を再現できないことが確認される。なお、図-24において、側壁上端の変位が最大となる時の変形状態が高さ3m付近で急変するのは、図-2に示すように、側壁下端のハンチ部で剛性が大きく変化しているためである。

PCタンク設計施工指針では、 $D/H=1.0$ 以上のPCタンクは、一般的形状を有するとして、式(5)による動

水圧算定手法を適用し、震度法による設計が可能としている。しかし、 $D/H=3.5$ のPCタンクの結果である図-9に比べ、 $D/H=1.0$ のPCタンクは、図-25に示されるとおり、側壁上端部と中間部の応答が卓越する2つの振動モードが存在するなど、 $D/H=3.5$ のタンクとは振動特性が基本的に異なり、付加質量モデルの基になる式(5)では、 $D/H=1.0$ のPCタンクの動水圧分布やその大きさを評価できないことが示唆された。特に、図-20に示される側壁中間部の円周方向ひずみと図-22に示される側壁下端部の鉛直方向曲げモーメントの最大応答が大きく過小評価される点に注意が必要である。近年、用地の有効利用などの理由により、直径に比べ背の高い(D/H の小さい)タンクの施工が増加傾向にあることが

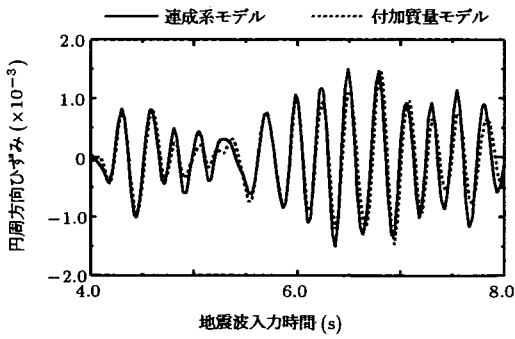


図-27 円周方向ひずみの比較 (CASE-A4)

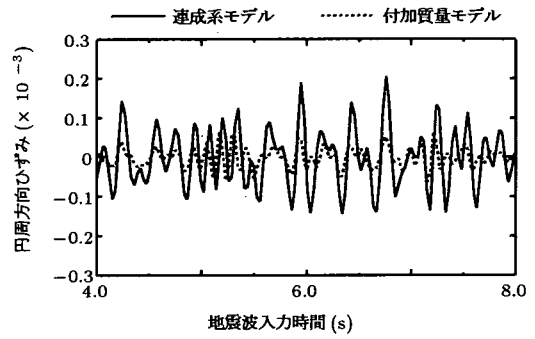


図-29 円周方向ひずみの比較 (CASE-A5)

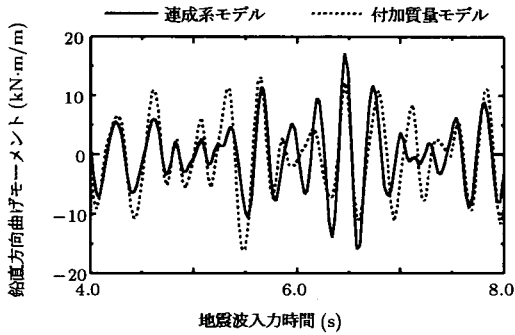


図-28 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A4)

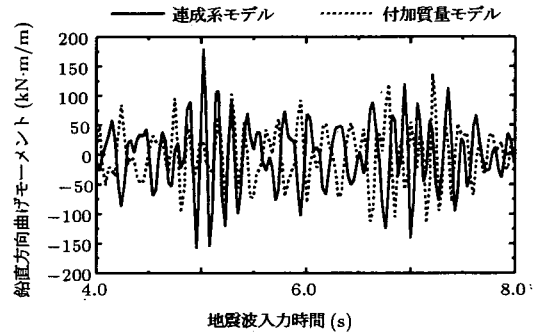


図-30 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A5, 側壁中間)

ら¹⁴⁾、このような形状を有するPCタンクの耐震設計法に関するより詳細な検討が求められ、今後の課題である。

c) PCタンク側壁の剛性の影響

CASE-A4およびCASE-A5より得られる円周方向ひずみと鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答の比較を図-27～図-30に示し、CASE-A5については、側壁下部の鉛直方向曲げモーメントの比較も図-31に示した。

中村ら¹⁴⁾は、タンク側壁を剛と仮定することで導かれた既往の動水圧分布では、側壁の変形により生じる変形圧が考慮されないため、地震時動水圧を正しく評価できないことを指摘している。しかし、側壁の剛性を大きく低下させたD/H=3.5のCASE-A4から得られる図-27と図-28では、基準タンクと同様、円周方向ひずみおよび鉛直方向曲げモーメントともに付加質量モデルにより連成系モデルの応答を再現できることが確認された。一方、D/H=1.0のCASE-A5から得られた図-29～図-31では、表-2に示すように、固有周期0.16秒までの剛体挙動としたにも関わらず、やはり、図-20～図-22と同様、両モデルの一致度は低い。

結果として、D/Hが大きいPCタンクでは、側壁の各位置で生じる加速度の大きさを反映して既往の動水圧

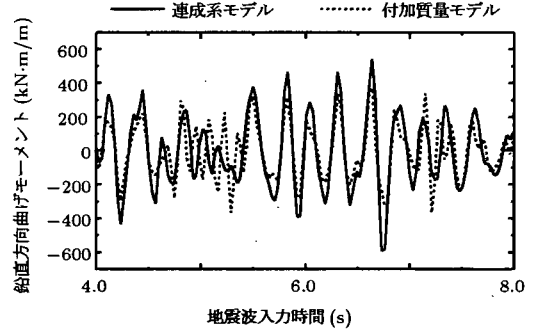


図-31 鉛直方向曲げモーメントの比較 (CASE-A5, 側壁下端)

算定手法を用いれば、その適用性は側壁の剛性に依存しないと言え、付加質量モデルでも十分にタンク側壁の耐震安全性を評価できる。一方、D/H=1.0のPCタンクで両モデルの一致度が低いのは、複数の変形モードが寄与してくることが原因であり、その応答性状は式(5)の動水圧分布から求められる付加質量では考慮できない。

(4) エネルギー一定則に基づく円周方向ひずみの推定

PCタンク設計施工指針では、エネルギー一定則に基づく式(1)～式(3)より円周方向応答ひずみ ϵ_r を推定している。ここでは、付加質量モデルを用いることで、そ

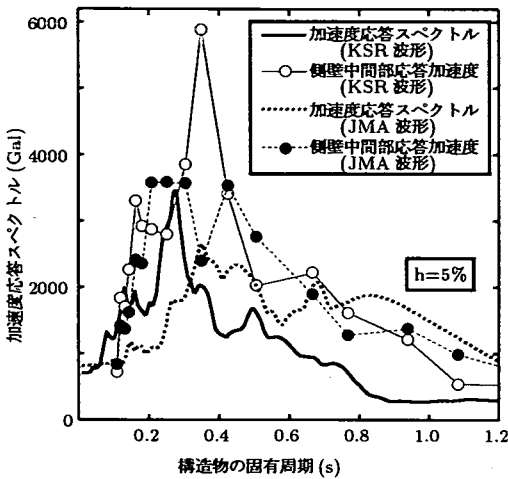


図-32 加速度応答スペクトルと最大応答加速度の比較

の適用範囲にある $D/H=3.5$ の PC タンクの弾塑性地震応答解析により円周方向ひずみ ϵ_d を算定し、それを ϵ_r と比較することで、このような容器構造物におけるエネルギー一定則の適用性を検証した。 ϵ_r を算定する際の震度は、解析対象 PC タンクの 1 次固有周期に対応する KSR 波形の加速度応答スペクトルを重力加速度で除して用いた。

なお、PC タンク設計施工指針では、 ϵ_r を算定する際に必要となるレベル 2 地震動の水平震度を構造物重心位置の基準水平震度に基づき与えると規定している。しかし、実際には、前述したとおり、兵庫県南部地震の際に工学的基盤で観測された地震動から地盤モデル毎に地表部での加速度波形を推定し、その加速度応答スペクトルを使用しており³⁾、PC タンク重心位置での応答加速度を考慮したものではない。そこで、加速度応答スペクトルと動的解析より得られる側壁中間部の応答加速度を比較した。考慮した入力地震波は、KSR 波形と、地震波の相違による影響を検討するため、兵庫県南部地震の際に神戸海洋気象台で観測された強震記録 (JMA 波形) も用いた。結果を図-32 に示す。前記した付加質量モデルと連成系モデルの比較から、正しい応答加速度を与えれば、式 (5) により、この形状の PC タンク側壁では、動水圧の影響を考慮した地震時応答を精度良く再現できることが分かった。しかし、図-32 に示されるように、想定した強震記録から得られる加速度応答スペクトルは、タンク側壁の応答加速度と一致せず、その精度は、地震波により大きく異なる。従って、今後、特定の強震記録を対象に PC タンクの耐震安全性を評価する場合には、PC タンク設計施工指針で定めるように、その強震記録の加速度応答スペクトルと既往の動水圧算定式を組合せ

表-3 エネルギー一定則および動的解析による円周方向応答ひずみの比較

CASE	プレストレス量	ϵ_r	ϵ_d	ϵ_a
基準タンク	1.00 倍	1760 μ	556 μ	1430 μ
B1	0.75 倍	1910 μ	1030 μ	
B2	0.67 倍	1980 μ	1370 μ	
B3	0.60 倍	2030 μ	1650 μ	

た手法では、タンク側壁の地震応答を再現できない可能性に留意する必要がある。

(5) エネルギー一定則の適用性

図-1 に示した $D/H=3.5$ を有する基準タンクに対し、 ϵ_r と ϵ_d を比較した結果を表-3 に示した。表-3 に示されるとおり、付加質量モデルを用いた動的解析では、KSR 波形の入力に対し、円周方向応答ひずみは許容ひずみ (鉄筋の降伏ひずみ = 1430 μ) 以下であったが、エネルギー一定則を用いた場合には、許容値を満足できないと判定され、動的解析結果に対し、過大に応答値を評価している。

なお、この図-1 の PC タンクでは、KSR 波形の入力に対してほぼ弾性挙動を示すため、より大きな非線形領域での ϵ_r と ϵ_d も比較する。そこで、基準タンクの円周方向プレストレス量を 0.75 倍、0.67 倍、および 0.60 倍にした CASE-B1~CASE-B3 の PC タンクに対し、同様の検討を行った。結果を表-3 に示す。表-3 から、動的解析より得られる円周方向応答ひずみ ϵ_d が大きくなるにつれて、エネルギー一定則による ϵ_r との差が小さくなるものの、適度な安全マージンは確保できること、KSR 波形を入力地震波とした場合には、図-32 に示されるように、PC タンク側壁中間部の応答加速度に比べ小さい加速度応答スペクトルを使用しても危険側の評価にはならないこと、などが分かる。

5. 円周方向鋼材量の PC タンク側壁の耐震性能に及ぼす影響

(1) 解析対象 PC タンク

これまでの検討により、PC タンク設計施工指針に基づき設計されたタンク側壁は、加速度応答スペクトルの比較で、設計値の 1.6 倍の地震力を作用させても、規定の耐震性能を保持できることが確認された。そこで、耐震設計以外の要件から決まる断面諸量のうち、円周方向鉄筋量およびプレストレス量を変動させ、それが PC タンク側壁の耐震性能に与える影響を検証した。

解析対象 PC タンクは、図-1 の基準タンクと同一の形状を有しており、円周方向の最小鉄筋量 (側壁下端から 1m、ハンチ高さが 1m を超える場合にはその高さま

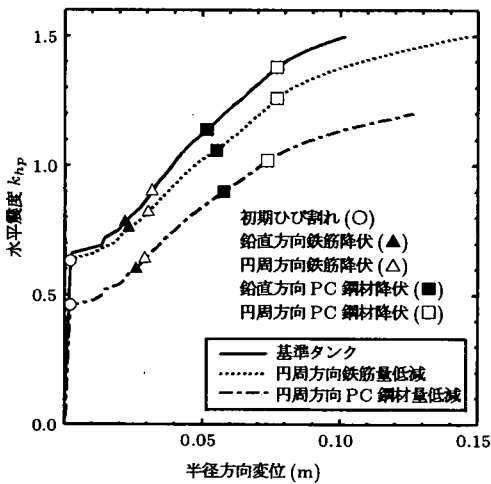


図-33 半径方向変位と水平震度の関係

で0.55%。その他0.25%)の半分の鉄筋量を与えたモデル、および余裕圧縮力に相当する円周方向PC鋼材量を除いたモデルとした。従って、後者のPCタンクでは、静水圧により生じる円周方向フープテンションを打ち消すプレストレスが導入されている。

(2) 円周方向鋼材量のPCタンク側壁の耐震性能に及ぼす影響

プッシュオーバー解析により両モデルから得られる水平震度-半径方向変位の関係を図-33に示した。なお、このプッシュオーバー解析における荷重載荷条件は、図-7の結果を得た際と同じである。また、KSR波形に対する弾塑性地震応答解析も行い、基準タンクとの応答の比較を図-34~図-37に示した。

図-33および図-34と図-35から、通常のPCタンクでは、円周方向鉄筋量はタンク側壁の耐震安全性にほとんど関係しないことがわかる。従って、乾燥収縮などに対する配慮から決められた最小鉄筋量を与えておけば、PCタンク設計施工指針に規定される耐震性能の照査を行う際にその鉄筋量は問題にならないと考える。

一方、図-33および図-36と図-37から、円周方向プレストレス量の低減により、ひび割れ発生後の剛性低下の生じる震度が小さくなり、結果として、円周方向ひずみおよび鉛直方向曲げモーメントの時刻歴応答が基準タンクよりも大きくなることが確かめられる。しかしながら、余裕圧縮力を除いた状態でも、KSR波形の入力に対し、PCタンクは所定の耐震性能を保持している。従って、現行のPCタンク設計施工指針で考慮するレベル2地震動の大きさであれば、余裕圧縮力を与えることで、その耐震性能照査を行う際に円周方向プレストレス量が問題になることはない。

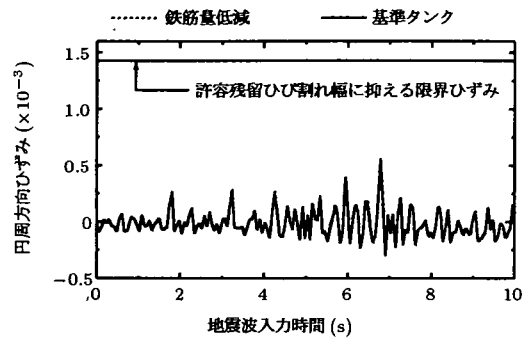


図-34 円周方向ひずみの比較(鉄筋量低減)

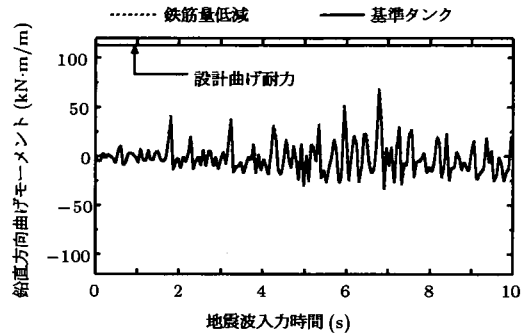


図-35 鉛直方向曲げモーメントの比較(鉄筋量低減)

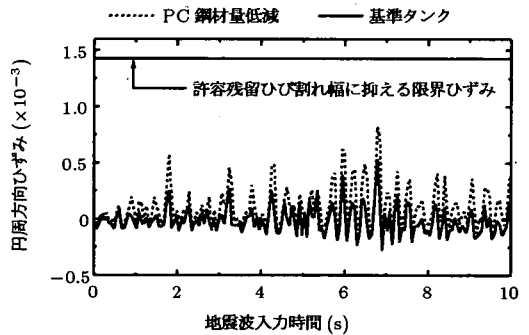


図-36 円周方向ひずみの比較(PC鋼材量低減)

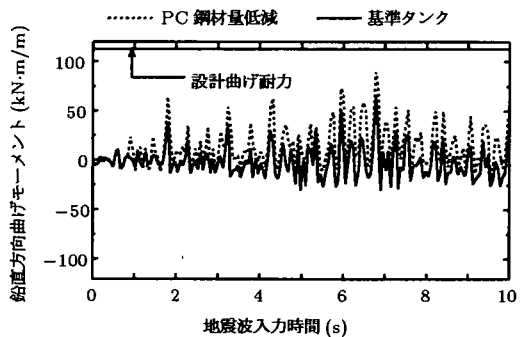


図-37 鉛直方向曲げモーメントの比較(PC鋼材量低減)

6. PCタンク側壁の設計におけるレベル2地震動に対する耐震性能照査の位置付け

改訂後のPCタンク設計施工指針では、レベル2地震動に対する安全性照査が取り入れられた。しかしながら、内容液との連成を考慮した弾塑性解析の困難さや、これまでに重大な震災経験が報告されていないPCタンクでは、その非線形挙動に関し十分な知見が得られておらず、想定した地震動を受けた際のタンク側壁に予想される損傷状態が不明瞭であった。本研究では、こうした背景を受け、内容液と側壁の連成を考慮した詳細な弾塑性地震応答解析を実施し、PCタンク設計施工指針に基づく $D/H=3.5$ のタンク側壁では、想定地震力以上の強震動に対しても、十分な耐震安全性が保証される(図-11~図-15)、耐震設計以外の条件から決まる断面諸量により、PCタンク設計施工指針で規定する耐震性能は自動的に付与される(図-34~図-37)、ことなどを提示した。また、現行指針で定めるひび割れの発生や鉄筋の降伏による剛性低下を考慮したエネルギー一定則に基づく応答ひずみ算定手法は、動的解析結果に比べ、過大ではあるが、安全側に応答量を推定できることも確認した(表-3)。

今後、より多くの強震記録を用いた検討も必要だが、これらの結果より、PCタンク側壁をPCタンク設計施工指針に基づき設計する場合、レベル2地震動に対する耐震設計により、その断面諸量が決められることは多くの設計条件で考えられず、現行指針による耐震性能照査法により、所定の条件が満足されることを確認することで、十分に規定の耐震性能は保証されると考える。なお近年は、従来に比べ軟弱地盤上にタンクを建設する場合があります。基礎形式として杭基礎を採用する例が増えている¹⁴⁾。現行のタンク杭基礎の耐震設計は、道路橋示方書⁴⁾に準じており、このような非常に高い剛性と耐力を有するタンク側壁の地震応答の結果として生じる大きな水平力の作用に対し、タンク杭基礎の構造形状を考慮した耐震性能照査法は確立されていない。今後、タンク杭基礎を含めたタンク構造全体系の耐震安全性を合理的に確保する視点に立った耐震設計法の整備も必要になると考える。

一方、兵庫県南部地震後、レベル2地震動の定義やその選定手法等に関し、多方面から議論が進められている²⁰⁾。現在のPCタンク設計施工指針では、兵庫県南部地震で観測された強震記録に基づき、設計地震力を規定しているが、今後、PCタンクの固有周期の大きさなど、その振動特性を考慮した設計地震動の検討が求められる。その結果として、本研究で用いたKSR波形クラスの強震記録が選定されると、表-3に示されるとおり、PCタンク設計施工指針による耐震性能照査法に基

づく場合には、その強震動に対し規定の耐震性能を満足させるため、他の荷重条件から決められてきた断面諸量を変更する必要が生じる。しかし、例えば、表-3の基準タンクの場合、動的解析で得られる円周方向応答ひずみ ϵ_d は、エネルギー一定則による ϵ_r の1/3程度であること、加速度応答スペクトルと動的解析による応答加速度には、図-32のような相違があること、を考慮すると、そのような強震動に対しては、動的解析に基づく耐震性能照査を行うことが合理的であり、その際には、付加質量モデルが有効な解析手法となる。

これらの考察は、図-16~図-19からも、 $D/H=1.5$ 以上であれば、成り立つと考える。しかし、図-9と図-25の比較などから、 $D/H=1.0$ の形状を有するPCタンクでは、 $D/H=1.5$ 以上のタンクと明らかに振動特性が異なり、付加質量モデルなどの適用は困難となる。具体的には、 $D/H=1.0$ になると、図-24に示したように、側壁の中間部付近が大きく膨らむような振動モードに加え、側壁上端が大きく変位するような振動モードが卓越してくる。このとき、円周方向軸引張力が卓越するのは、前者の振動モードを示すときであり、液密性の確保に対する照査は、従来通り側壁中間部に着目すれば良いと言えるが、既往の動水圧算定手法を基に得られる応答値は、図-20に示すとおり、最大応答を大きく過小評価する。また、鉛直方向曲げモーメントに関しては、後者の振動モードにより側壁上端部の応答が卓越する場合があります。この応答は既往の動水圧算定手法では考慮することができない。 $D/H=1.0$ のPCタンクでも、他の荷重条件から決まる断面諸量により、現行の設計地震力程度なら、十分な耐震性能を確保していると考えられるが、その耐震性能照査法として、PCタンク設計施工指針で定める手法は、地震時のタンク側壁の変形状態や応力状態を再現できておらず、適切ではない。現状では、流体要素を用いた動的解析しかその耐震性能照査法として妥当なものではなく、今後、より簡単な照査法の検討が必要である。

7. 結論

本研究により得られた結論を以下に示す。

- 1) 経済的な形状で、実績も最も多い範囲の諸元を有する $D/H=3.5$ のPCタンクに対して、内容液と側壁の連成を考慮した弾塑性地震応答解析を行った。その結果、加速度応答スペクトルの比較で、PCタンク設計施工指針の設計地震力の1.6倍を与える強震動に対しても、タンク側壁は、規定の耐震性能を確保できることが確認された。
- 2) 速度ポテンシャル法により算定される動水圧による影響と等価な効果をもたらす質量を側壁の各節点に

与えたモデルにより、流体要素を用いた PC タンクモデルの単純化を図った。その結果、 $D/H = 1.5$ 以上であれば、実用上十分な精度で両モデルから得られる動的解析結果は一致することを確認した。しかしながら、 $D/H=1.0$ の PC タンクでは、側壁上端が大きく変位する振動モードが生じるなど、速度ポテンシャル法による動水圧では考慮することができない応答性状を示すため、その耐震性能を照査するためには、流体要素を用いた動的解析が必要である。

- 3) PC タンク設計施工指針に基づく $D/H=3.5$ のタンク側壁は、耐震設計以外の条件から決められる断面諸量により、現行指針で規定する耐震性能が十分に付与されることを確認した。また、ひび割れの発生や鉄筋の降伏による剛性低下を考慮したエネルギー一定則に基づく応答ひずみ算定手法は、動的解析結果に比べ、過大ではあるが、安全側に応答量を推定できることも確認した。
- 4) 得られた成果をもとに、タンク形状毎に、PC タンク側壁の設計におけるレベル 2 地震動に対する耐震性能照査の位置付けを考察した。

参考文献

- 1) 土木学会：コンクリート標準示方書(平成8年制定) 耐震設計編, 1996.
- 2) 日本水道協会：水道用プレストレストコンクリートタンク設計施工指針・解説, 1998.
- 3) 日本水道協会：水道施設耐震工法指針・解説, 1997.
- 4) 日本道路協会：道路橋示方書 V耐震設計編, 1996.
- 5) 土木学会：コンクリート構造物の耐震性能照査 - 検討課題と将来像 -, コンクリート技術シリーズ 34, pp.90-134, 2000.
- 6) 西尾浩志：PC タンクに関する技術的動向と展望, プレストレストコンクリート, Vol.41, No.1, pp.15-20, 1999.
- 7) 横山博司, 西尾浩志：PC タンクの歴史について, プレストレストコンクリート, Vol.42, No.6, pp.66-71, 2000.

- 8) 例えば, 坂井藤一：液体貯層の耐震設計研究に関する現状と課題, 土木学会論文集, Vol.362/I-4, pp.1-11, 1985.
- 9) 近藤尚夫：円筒タンクの軸対称自由振動解析, 日本機械学会論文集(C編), Vol.46, No.405, pp.509-518, 1980.
- 10) 藤田勝久：自由液面振動を考慮した液体貯蔵円筒タンクの地震応答解析, 日本機械学会論文集(C編), Vol.47, No.413, pp.20-29, 1981.
- 11) 藤田勝久：自由液面振動を考慮した液体貯蔵円筒タンクの地震応答解析(続報, エネルギー法による取扱い), 日本機械学会論文集(C編), Vol.47, No.422, pp.1296-1308, 1981.
- 12) 藤田勝久：液体貯蔵円筒タンクの耐震解析に関する研究, 三菱重工技報, Vol.21, No.2, pp.165-174, 1984.
- 13) Cho, J.R., Song, J.M. and Lee, J.K. : Finite element techniques for the free-vibration and seismic analysis of liquid-storage tanks, Finite elements in analysis and design 37, pp.467-483, 2001.
- 14) 中村秀明, 森川慎吾, 麻生稔彦, 浜田純夫：内容液と地盤の相互作用を考慮したコンクリート製液体貯蔵タンクの地震応答解析, 土木学会論文集, Vol.655/V-48, pp.47-61, 2000.
- 15) 久保明英, 前田文明, 由浅直洋：PC タンクの地震時弾塑性応答解析, 第 24 回地震工学研究発表会講演論文集, pp.845-848, 1997.
- 16) 農林水産省構造改善局建設部：土地改良事業設計指針ファームポンド, 1999.
- 17) Kupfer, H.B., Hilsdorf, H.K. and Rush, H. : Behavior of Concrete Under Biaxial Stresses, ACI Journal, Vol.66, No.8, pp.656-666, 1969.
- 18) 大谷悟司, 江口信三, 吉岡民夫：軸引張力が作用するプレストレストコンクリート部材の残留ひび割れ幅に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.1351-1358, 1999.
- 19) 小野雄司ほか：プレストレストコンクリート製タンクの耐震安全性に関する基礎的研究, 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, 第 I 部門, CD-ROM, 2000.
- 20) 地震工学委員会レベル 2 地震動研究小委員会：レベル 2 地震動の明確化に向けて, 土木学会論文集, No.675/I-55, pp.15-25, 2001.

(2002.1.17 受付)

SEISMIC PERFORMANCE EVALUATION FOR SIDE WALL OF PRESTRESSED CONCRETE TANK SUBJECTED TO LEVEL II EARTHQUAKE MOTIONS

Hiroshi NISHIO, Hiroshi YOKOYAMA, Mitsuyoshi AKIYAMA, Yuji ONO, Shinya ESUMI
and Motoyuki SUZUKI

After Hyogo-ken Nanbu Earthquake, level II earthquake motions were considered for the current design code of prestressed concrete tanks. In this study, seismic performance for the side wall of the prestressed concrete tank which was design based on the current code was evaluated using the elasto-plastic seismic response analysis in consideration of the interaction effect between the fluid and the side wall. Then, to devise the simple analytical methods for seismic performance evaluation for the side wall, the accuracy of the responses based on the dynamic analysis in which the effect of the dynamic water pressure was converted to mass element and the equal-energy assumption provided in the current code were verified. Finally, seismic design method of the side wall subjected to level II earthquake motions was examined based on the results obtained by dynamic analysis for tanks with several sectional parameters.