

振動試験による円筒形貯水タンクの耐震性評価 動液圧分布の入力加速度依存性について

Evaluation of Seismic Characteristic of Cylindrical Water Storage Tank by Vibration Test
- Dependence of Dynamic Fluid Pressure Distribution on Input Acceleration -

前川 晃 (Akira Maekawa)* 清水 泰貴 (Yasutaka Shimizu)*
鈴木 道明 (Michiaki Suzuki)* 藤田 勝久 (Katsuhisa Fujita)†

要約 半径/板厚比が大きい、いわゆる側板が薄板構造をしている大型の縦置き円筒形貯水タンクは、タンク構造体の振動現象と保有水の振動現象とが相互に影響して流体-構造連成振動を生じる。この流体-構造連成振動の実現象を解明することは、液体貯蔵タンクの耐震性評価のうえで重要である。

本研究では、大型の縦置き円筒形貯水タンクを模擬した縮尺比約1/10のモデルタンクを用いて振動試験を行い、動液圧分布の入力加速度依存性と耐震強度への影響について評価した結果を報告する。最初、地震波加振試験を行った。次に、正弦波加振の入力加速度レベルを変化させて大加振試験を行った。最後に試験で得られた動液圧分布、せん断力および曲げモーメントについて、現在、耐震設計で用いられている手法との比較を行った。入力加速度を大きくすると動液圧の大きさや分布形状が非線形的に変化するという入力加速度依存性が確認された。この動液圧分布の入力加速度依存性についてオーバル振動によって発生した液圧変動の影響を考慮すると、動液圧分布は現行手法の解析値に近い値となった。耐震性評価については、入力加速度の大きさにかかわらず、耐震強度上で重要なタンク全体のせん断力や曲げモーメントについては、現行手法の結果とほぼ一致した。

キーワード 耐震性評価, 耐震強度, 流体-構造連成振動, 振動試験, 円筒形貯水タンク, 動液圧分布, 入力加速度依存性, オーバル振動, バルジング

Abstract Large-scale cylindrical water storage tanks with a large ratio of radius to thickness, which means they have thin walls, cause the coupling vibration with the fluid stored in a tank and the tank structure itself. It is important for the seismic-proof design of the water storage tanks to investigate the mechanism and the influence of this coupling vibration.

This paper describes the results of a vibration test with a 1/10th scale reduced model of a large scale industrial cylindrical water storage tank, and also refers to the dependence of the dynamic fluid pressure distribution on input acceleration and its influence on the seismic-proof design. First, a seismic excitation experiment was performed for the scale model tank. Secondly, a large amplitude excitation experiment was conducted using sinusoidal wave of the input excitation by various magnitude. Finally, the dynamic fluid pressure distribution, shear force and bending moment measured by the test were compared with the calculation results of the present methods of the seismic-proof design. The results of the vibration test showed the dependence of the dynamic fluid pressure distribution on the input acceleration which meant that the magnitude and the distribution of the measured pressure fluctuate non-linearly. Taking the influence of the varying pressure of the ovaling vibration on the dynamic fluid pressure distribution into consideration, it was found that the measured values of the dynamic fluid pressure distribution were approximately equaled to the calculated ones. The shearing force and bending moment of the tanks, which were important on the seismic-proof design evaluation, were in approximate accordance with the results of the present methods regardless of the magnitude of the input acceleration.

Key Words Seismic-proof design evaluation, Seismic-proof strength, Coupling vibration, Vibration test, Cylindrical water storage tank, Dynamic fluid pressure distribution, Dependence on input acceleration, Oval vibration, Bulging

* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

† 大阪府立大学 大学院工学研究科

1. 緒言

発電所や化学プラントで一般的に使用される大型の円筒形貯水タンクは、半径/板厚比の大きい形状のものが多い。すなわち、相対的にタンク側板は薄板の構造となり、地震時にタンクの側壁はタンク構造体の振動で変形し易くなる。一方、保有水重量の占める割合がタンク全重量に対して大きくなることから、保有水の振動挙動は、タンク構造体へ大きな影響を与える。それゆえ、地震時には、タンク構造体の振動挙動と保有水の振動挙動とは相互に影響し合い、個々の振動挙動とは異なった振動現象を示す。このような現象を流体 - 構造連成振動と呼ぶ⁽¹⁾。この流体 - 構造連成振動は、非線形挙動やそのメカニズムなど、まだ未解明な部分もあり⁽²⁾、流体 - 構造連成振動の実現象を解明してゆくことは、貯水タンクの耐震性評価を精緻化するうえで重要である。日本では阪神・淡路大震災を契機に耐震性評価方法の見直しの機運が高まっており、耐震性評価の精緻化は将来技術にとって必要である。

流体 - 構造連成振動は保有水の振動が主体になるスロッシングモードとタンク構造体の振動が主体となるバルジングモードとに分けられる。スロッシングモードでは、大きな液面揺動が発生し、バルジングモードでは振動により動液圧が増幅される⁽³⁾ことが知られている。バルジングモードはタンクがあたかも梁のように振動するビーム振動とタンク壁面が花びら状に変形して振動するオーバル振動に分類され、ビーム振動により動液圧が増幅されることはよく知られているがオーバル振動の寄与については明確でない。

本研究が対象とする縦長形状の円筒形タンクでは、耐震性評価上は動液圧によって増幅されるせん断力や曲げモーメントの評価が重要である。円筒形貯水タンクの耐震性評価法については以前から多くのものが提案されており、タンク側板を剛体と仮定して地震力を静的な荷重に置換する Housner の方法⁽⁴⁾や保有水に速度ポテンシャル理論を適用した比較的簡便な方法⁽⁵⁾⁽⁶⁾からタンク構造物と保有水との連成振動を考慮する解析方法⁽⁷⁾⁻⁽¹⁰⁾まで種々の評価法がある。

流体 - 構造連成振動については、以前から多くの検討がなされている。流体 - 構造連成振動の解析については、保有水を速度ポテンシャル理論でモデル化しタンク構造体を有限要素でモデル化した線形解析⁽¹¹⁾⁽¹²⁾などがある。流体 - 構造連成振動に関する実

験では、プラスチック製の小型円筒容器を用いた加振試験⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾や縮尺モデルを用いた振動台試験⁽¹⁵⁾⁻⁽¹⁹⁾が行われている。

しかし、上記のモデル化は、保有水を線形の数値ポテンシャル理論で扱い、オーバル振動は地震時の外力により励起されないとしている。振動試験においても、小さなモデルの使用や小さな加速度範囲による振動特性や安定性を検討した例⁽¹⁴⁾はあるが、入力の大いなる範囲で、内部の保有水の振動挙動、すなわち、動液圧とオーバル振動を含むタンク振動モードとの関係や動液圧の正圧時と負圧時の関係について調べた研究はほとんどない。

本研究は、耐震性評価の精緻化を目的に開始したものである。このうち、流体 - 構造連成振動現象を解明するために実施したモデルタンクを用いた振動試験について報告する。試験は上記で指摘した問題に着目して実施した。

発電所や化学プラントで貯水用に使用されている大型の縦置き円筒形で直径 10m 高さ 15m ほどの代表的な貯水タンクを模擬した縮尺比約 1/10 のモデルタンクを用いて振動試験を行い、保有水とタンクとの流体 - 構造連成振動応答について調べた。特に、オーバル振動により動液圧分布が影響を受ける現象に着目した。更に耐震性評価への影響についても検討した。現行の耐震性評価法の妥当性を確認するために解析値と実験値との比較を行った。

2. 実験の進め方

タンクの振動形態にはタンク側板の変形が主体のバルジングモードと保有水の自由表面の揺動が主体のスロッシングモードに分類される。図 1 に動液圧分布の概念図を示す。動液圧はモデルタンクの振動により発生する。動液圧はバルジングモード時とスロッシングモード時とでは挙動が異なる。タンク壁面の構造健全性への影響が大きいのはバルジングモードであり、本研究ではバルジングモードを対象としている。図 1 はスロッシングモード領域以外の動液圧分布を示す。静水圧をゼロ基準としてモデルタンクの揺れ方向によって、タンク側面の片面に対して動液圧による荷重方向が異なる。タンク側面を押す方向の荷重となる動液圧を正圧、引く方向の荷重となる動液圧を負圧と定義する。本試験では、この正圧と負圧の関係について詳細に調べた。

現行の耐震性評価法は線形解析を基本としており、

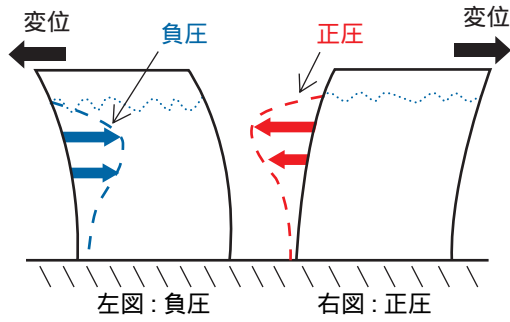


図1 動液圧の正圧と負圧の概念

保有水の動液圧分布は正圧時，負圧時ともに対象な分布であり，外力によるオーバル振動は発生しないとされている．しかし，過去の耐震試験の報告⁽¹⁶⁾を見る限り，正圧時と負圧時の動液圧分布が対称的な挙動であったものはなく，理由の説明もされていない．したがって，本研究では振動試験により正圧時と負圧時の動液圧分布の挙動を確認すると共に，オーバル振動の発生の有無についても確認を行いオーバル振動がタンクの振動挙動や耐震性へ与える影響について評価した．

また，入力加速度レベルを大きくしていった場合，一般に構造物や液体の振動応答は非線形性を示すことが知られている．したがって大きく加振した場合の非線形性の確認と現行の耐震性評価法への影響把握を解析値と測定値との比較から行った．試験は地震波加振試験と大加振試験を実施した．地震波加振試験では，入力波に地震波を用いることで実際に地震が起こったときと同様なタンク挙動を調べることができる．大加振試験は，加速度が徐々に大きくなるように正弦波入力を行うことで，タンク共振点付近の振動挙動に着目して評価することができる．

最初，地震波加振試験を行った．入力波形には，EI Centro 波と改良標準化波を用い，入力加速度を変化させてモデルタンクを加振した．保有水の高さ方向の動液圧分布やモデルタンクのひずみ分布，加速度を測定することで，動液圧分布の挙動やタンクに負荷されるせん断力や曲げモーメントについて測定した．また，オーバル振動の影響を検討するために円周方向の振動形についても着目し，ひずみ分布を計測した．

次に，大加振試験を行った．入力加速度レベルを大きな範囲まで徐々に変化した正弦波加振試験を行い，動液圧分布の入力加速度依存性について検討した．共振周波数の正弦波を3波入力する正弦波3波共振法は耐震性評価に一般的に用いられる⁽²⁰⁾⁽²¹⁾も

ので，突然大きく加振することから多くの周波数成分を含むことになる．しかし，大加振試験は単一周波数成分の加振が可能であり，入力依存性を検討するのに適した他に例のない手法である．

最後に，動液圧分布の入力加速度依存性がタンク耐震性へ与える影響について検討を行った．なお，試験を実施した入力加速度レベルは模型相似則により換算すると，実際に使用されているタンクに対する地震波として約0.1G，正弦波は約0.2Gに相当する．

3. 実験および解析の方法

3.1 実験装置

振動試験は関西電力(株) 電力技術研究所 構築研究室所有の3次元振動実験装置を利用した．振動実験装置は動電式の振動台と計測装置として加速度計および動ひずみ計から構成される．使用した振動台の性能を表1に示す．また，計測・制御システムを図2に示す．

表1 振動台実験装置の仕様

項目	仕様
最大積載重量	2 000kg
振動台寸法	2 5m×2 5m
加振方式	動電式 水平2方向、上下1方向
最大ストローク	水平、上下 ±25mm
最大加速度	水平9 8m / s ² 、上下9 8m / s ²
加振周波数範囲	0 5Hz ~ 100Hz

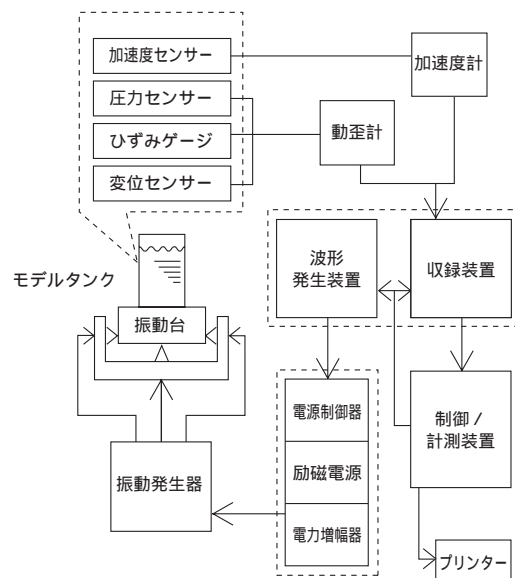


図2 振動台実験装置の計測・制御システム

3.2 モデルタンク

実験に使用したモデルタンクの写真を図3に示す。モデルタンクはアルミ合金製で実機の縮尺比約1/10のモデルとして製作した。モデルタンクの各部位の寸法を図4に示す。表2にはモデルタンクの諸元を示す。モデルタンクは大型の縦置き円筒形で、直径10m高さ15mほどの代表的形状の貯水タンクを参考とした。主な模型相似則を表3に示す。模型相似則は Buckingham の 定理に基づいて算出したものであり、表3に示す数値がモデルタンクから対象とする大型タンクの各物理量へ換算するときの換算係数⁽²²⁾となる。模型相似則は保有水が大きく振動するスロッシングとタンク壁面が大きく振動するバルジングとは異なるものになるが、本研究ではタンクの構造健全性に着目していることからバルジングに関する模型相似則を採用した。

モデルタンクは円筒部分をアルミ合金製とし、タンク内の液体挙動を観察できるように上蓋は透明なポリカーボネート製とした。円筒の上下には炭素鋼

製のフランジを付けた。また、モデルタンク全体のせん断力と曲げモーメントを計測するためにモデルタンクと振動台の間に架台を介して設置した。

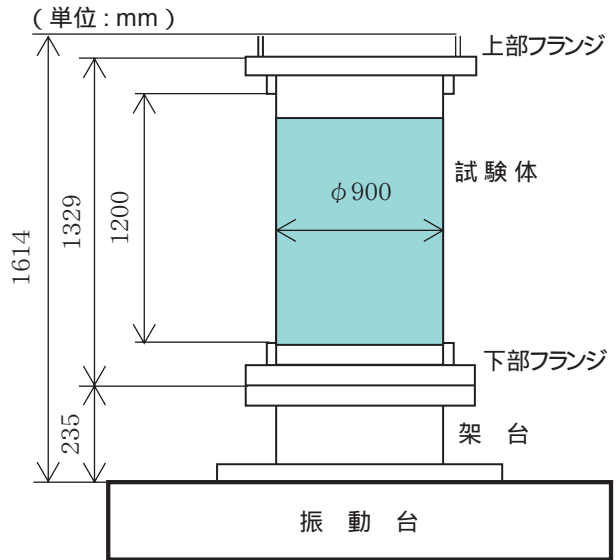


図4 モデルタンク組立図



図3 振動台に設置したモデルタンクの写真

表2 モデルタンク諸元

項目	試験体
材 料	アルミ合金
半径(R)	450(mm)
板厚(t)	1.0(mm)
円筒高さ(L)	1,200(mm)
半径 / 板厚比(R / t)	450
高さ / 半径比(L / R)	2.67

表3 モデルタンクの模型相似則

物理量	記号	相似則	
長さ	L	$L_m/L_p=1/N$	0.12
板厚	t	$t_m/t_p=1/N'$	0.17
断面積	A	$A_m/A_p=1/NN'$	0.02
ヤング率	E	$E_m/E_p=1/$	0.35
剛性	k	$k_m/k_p=1/ N'$	0.059
構造質量	M_s	$M_{sm}/M_{sp}=1/(YN2N')$	0.0009
内溶液質量	M_f	$M_{fm}/M_{fp}=1/(YN3)$	0.0017
構造密度	s	$s_m/s_p=1/Y$	0.36
内容液密度	f	$f_m/f_p=1/Y'$	1.0
振動数	f	$f_m/f_p=N(Y'N/ N')^{1/2}$	5.8
変位	X	$X_m/X_p=1/N$	0.12
速度	v	$v_m/v_p=(Y/)^{1/2}$	0.99
加速度	a	$a_m/a_p=NY/$	8.2
荷重	F	$F_m/F_p=1/(NN')$	0.056
地震応力		$m/ p=1/$	0.35
ひずみ		$m/ p=1$	1.0
水圧	P	$P_m/P_p=Y/$	0.98

注) サフィックスは、 m :モデル、 p :実機を示す。

3.3 実験方法

モデルタンクは、実際に使用されているタンクの満水時に対応する95%水位まで水を満たし、水平方向に加振した。試験は以下に述べる入力波を用いて実施した。

実験により採取するデータのうち第一はモデルタンクの振動時の動液圧であるが、その他に表4に記載の項目についても計測した。計測位置の概要を図5に示す。

(1) 地震波加振試験

入力地震波には、El Centro波(EL波)と改良標準化波(KH波)とを使用した。EL波は1940年アメリカのImperial Valley地震の時にカリフォルニア南部のEl Centroで記録された加速度記録である。波形やスペクトル特性が耐震設計に適した強地震としての特徴を有していることから従来からよく採用される実地震波である。KH波は通商産業省軽水炉改良標準化

プログラムの中で作成された人工地震波である。入力地震波には、モデルタンクと実際に使用されているタンクとの縮尺比を考慮した。相似則の固有振動数の比が約5であることから、原波形に対して時間軸を1/5に圧縮した地震波を用いた。入力地震波の時刻歴波形を図6に、応答スペクトルを図7に示す。EL波では、最大入力加速度が0.59Gと0.95Gの2ケースについて、KH波では、0.41Gと0.82Gの2ケースの試験を行った。

表4 計測項目一覧表

計測項目	計測法	目的
圧力	箔ひずみゲージ式 圧力計	内部水の動液圧測定
加速度	圧電素子型および ひずみゲージ型 加速度計	タンクの振動挙動把握
ひずみ	ひずみゲージ	タンクの応力評価
変位	接触式ひずみゲージ型 変位変換器	タンクの振動挙動把握
液位	容量式波高計	内部水面の挙動把握

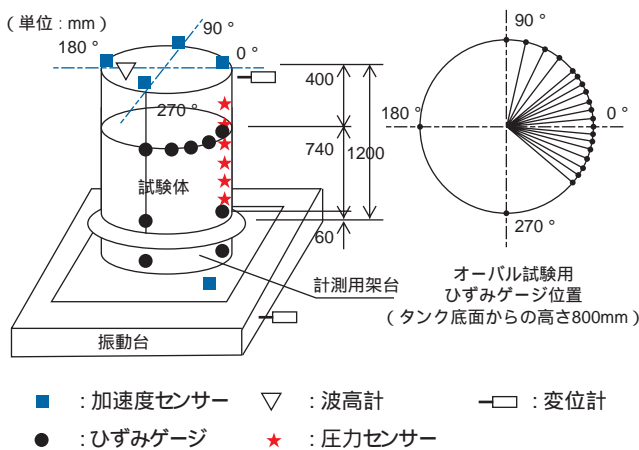
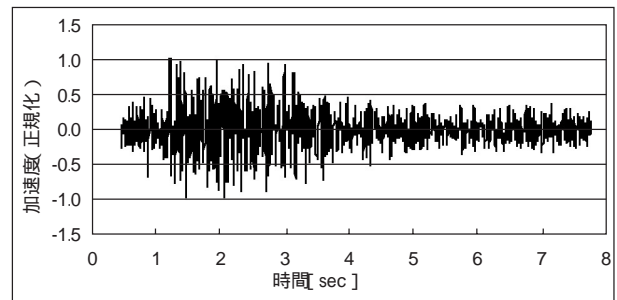
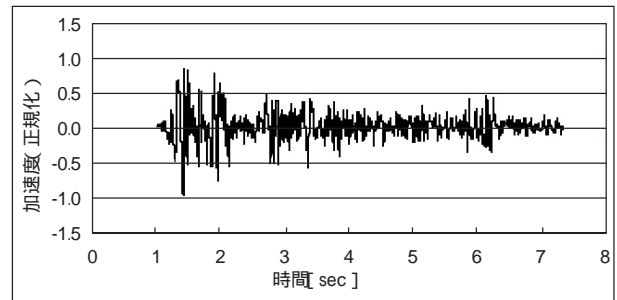
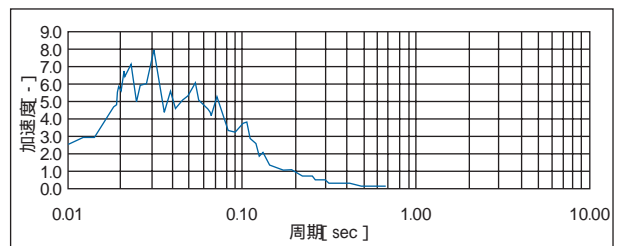
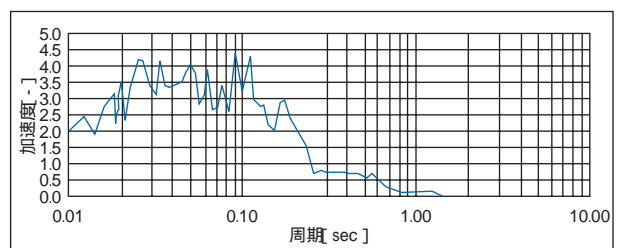


図5 計測器とその設置位置の概要



上図: エルセントロ波(EL波) 下図: 改良標準化波(KH波)

図6 入力地震の時刻歴波形



上図: エルセントロ波(EL波) 下図: 改良標準化波(KH波)

図7 入力地震波の応答スペクトル

(2) 大加振試験

加振周波数がモデルタンクの固有振動数に近く、振動台の振幅を大きくすることができる53Hzの正弦波を用いて、入力加速度を0.5Gから1.6Gへ徐々に増加させてモデルタンクの振動特性を測定した。入力波形を図8に示す。大加振試験は、単一周波数による大きな加振を目的としており、他の周波数成分が入力波形に入らないように加速度を徐々に増加させた正弦波を10波入力している。

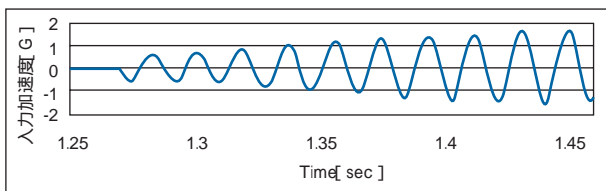


図8 大加振試験における入力時刻歴波形

3.4 解析の方法

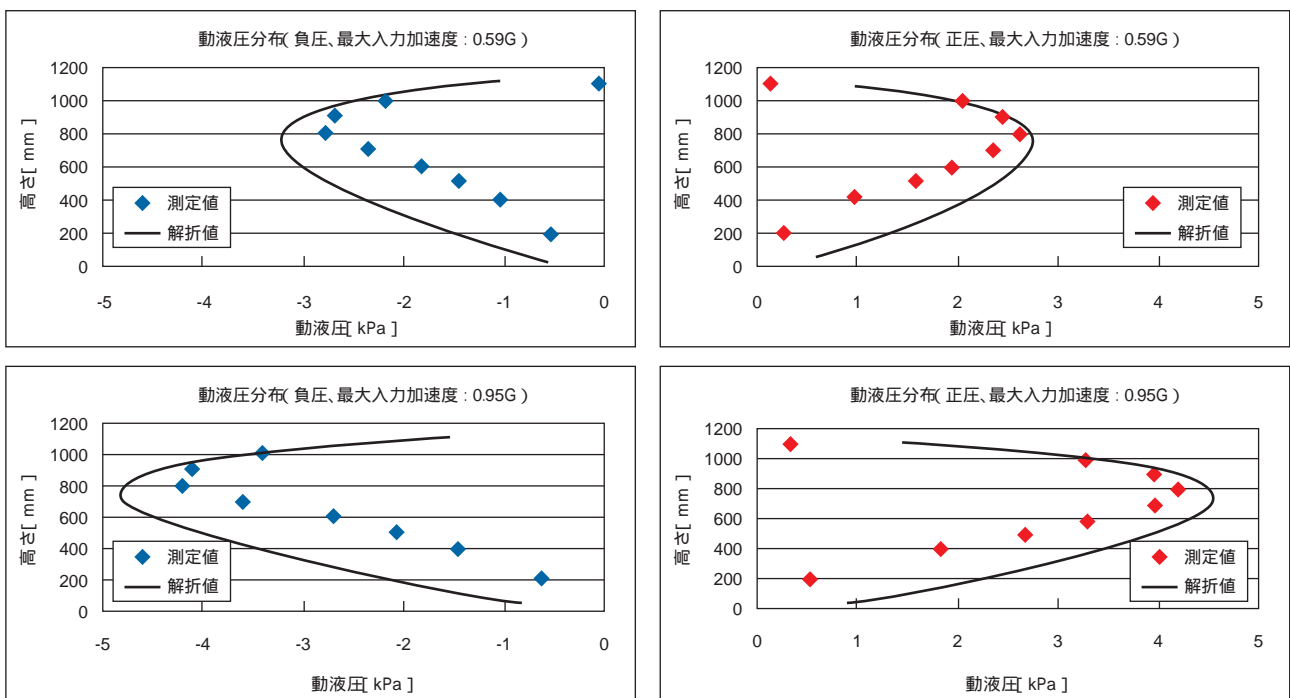
本研究では流体 - 構造連成振動をしている貯水タンクの動液圧の非線形挙動とオーバル振動に着目している。これらの挙動を明確にするため、線形解析による解析値と試験による測定値とを比較評価した。機械や自動車、航空宇宙などの分野でデファクトスタンダードと見なされている汎用有限要素法構造解

析コードNASTRANを用いて、連続体の無限の自由度を有限の自由度で数値的に解析する有限要素法(FEM)解析⁽²³⁾を実施することで、動液圧分布および耐震性評価で重要なタンク全体のせん断力と曲げモーメントについて解析値を求めた。せん断力と曲げモーメントについては、原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG4601)⁽²⁴⁾にFEMとともに記載のあるHousnerの方法⁽⁴⁾による解析も実施した。なお、FEM解析は仮想質量法を用いた線形解析⁽²⁵⁾を行った。解析モデルは180°対称の1/2モデルとし、下端を完全固定とした。

4. 実験結果

4.1 地震波加振試験

EL波で加振した時の動液圧分布測定結果を図9に示す。左側は負圧時の測定結果を示し、右側は正圧時の測定結果を示す。また、上図は最大入力加速度が0.59Gの時の結果であり、下図は0.95Gの時の結果を示す。各グラフには、測定値とFEM解析値をプロットした。この2つの入力加速度のケースについて、それぞれ、正圧時と負圧時とを比較すると、正圧時に比べて負圧時の方が解析値に対する測定値が小さくなる傾向があることがわかる。



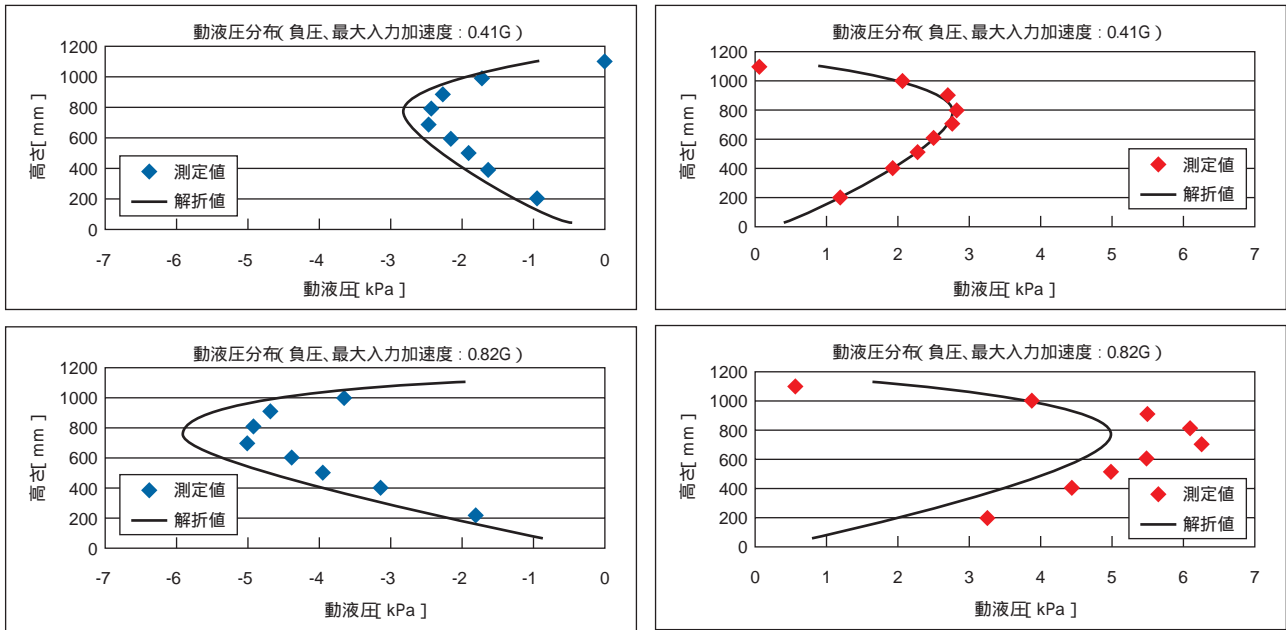
上図 最大入力加速度 0.59G 下図 最大入力加速度 0.95G

図9 EL波加振時の動液圧分布

KH波を用いて加振した時の動液圧分布測定結果を図10に示す．図9と同様に左側に負圧時を，右側に正圧時の結果を示す．また，上図は最大入力加速度が0.41Gの時，下図は0.82Gの時の結果を示す．2つのケースについて，正圧時と負圧時とを比較すると，EL波の時と同様に正圧時に比べて負圧時の方が解析値に対する測定値が小さくなる傾向があり，また，正圧時では解析値に対して測定値が大きくなる傾向

があることがわかる．これらの現象については大加振試験の結果も含めて4.3で考察する．

EL波およびKH波で加振した時の周方向ひずみの周方向分布をそれぞれ図11と図12に示す．周方向ひずみ分布は周方向に花びら状になっており地震波加振によりオーバル振動が励起されていることがわかる．



上図 最大入力加速度 0.41G 下図 最大入力加速度 0.82G

図10 KH波加振時の動液圧分布

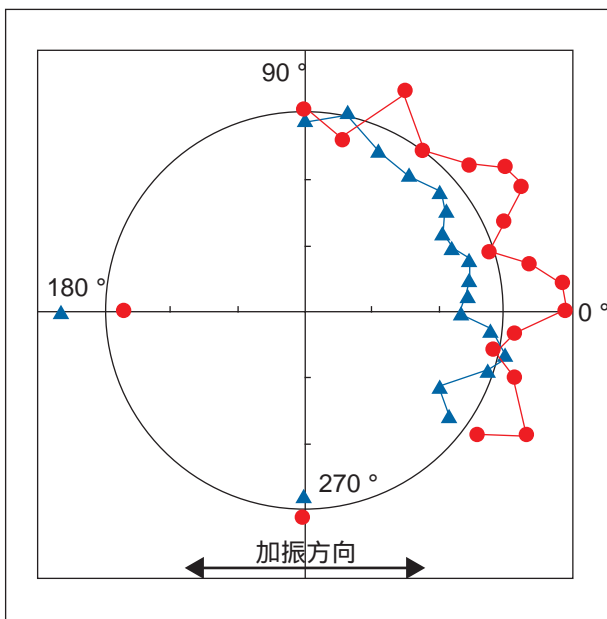


図11 EL波加振時の周方向ひずみの周方向分布 (最大入力加速度：0.95G、○：正圧時、△：負圧時)

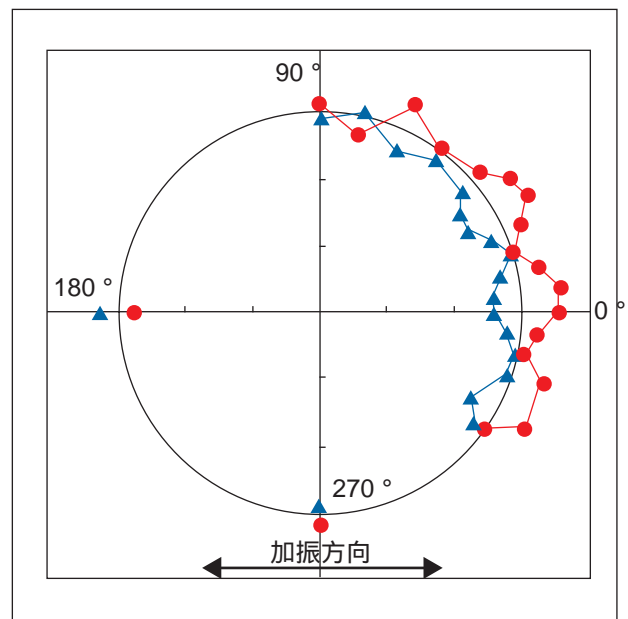


図12 KH波加振時の周方向ひずみの周方向分布 (最大入力加速度：0.82G、○：正圧時、△：負圧時)

4.2 大加振試験

地震波で加振した場合に、正圧時と負圧時の動液圧分布挙動を比較すると負圧時の測定値が解析値より小さくなる傾向があることがわかった。この現象を詳細に検討するために、大加振試験を実施した。大加振試験は、図8の入力波形に示すように正弦波加振を行い、入力加速度を徐々に大きくした。加振周波数は共振周波数に近い53Hzの正弦波を用い、加速度は0.5Gから1.6Gまで徐々に増加させた。

試験により得られた入力加速度毎の動液圧分布を図13および図14に示す。図13は、正圧時の4つの時点での入力加速度において測定した動液圧分布である。入力加速度が大きくなるにしたがって、動液圧も大きくなり、同時に、動液圧分布の形状は高さ700mmの位置でピークが大きくなっていくのが見られた。図14は負圧時の4つの時点での入力加速度について測定した動液圧分布である。正圧時と同様に、入力加速度が大きくなるにしたがって、動液圧分布も大きくなった。しかし、高さ600mmの位置の動液圧分布がくぼみ、動液圧は相対的に小さくなり、動液圧分布の形状は大きく変化した。このように、動液圧分布には入力加速度を大きくすると正圧時と負圧時の動液圧分布の形状が異なってくるという入力加速度依存性があることがわかった。

動液圧分布の測定結果とFEM解析値とを比較した結果を図15と図16に示す。図15のように入力加速

度が比較的小さい場合には、測定値と解析値とはよく一致した。一方、図16に示すように、入力加速度を大きくすると、正圧時と負圧時の動液圧分布形状はFEM解析値と大きく異なった。

4.3 正圧時と負圧時の動液圧分布の不一致

入力加速度を大きくすると、正圧時と負圧時の動液圧分布の形状が異なってくる現象について、以下に考察する。

図17に示すように、1周期の動液圧の最大値と最小値の絶対値の平均をとると、測定地の平均値とFEM解析値とは良い一致を示した。このことから、他の振動モードの重なりによって動液圧の正圧時と負圧時との不一致が生じているものと推測された。

図18に示すように周方向ひずみ分布の測定結果から、周方向ひずみ分布が周方向に花びら状になっており、大加振試験においてもオーバル振動が励起されていることが観察された。

周方向ひずみの0°方向位置の時刻歴波形について周波数分析を行った。結果を図19に示す。加振周波数の53Hzと加振周波数の2倍周波数の106Hzにピークが見られる。FEM解析結果から得られた固有振動数の解析結果を図20に示す。図20は、タンク壁面が花びら状に変形して振動するオーバル振動の周波数とタンクが梁のように振動するビーム振動の周波数との関係を示す。図中の記号 m はタンクの高

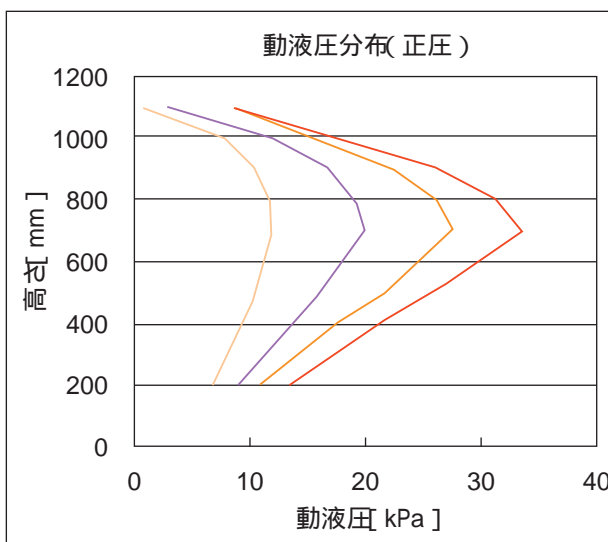


図13 動液圧分布の入力加速度依存性(正圧時)

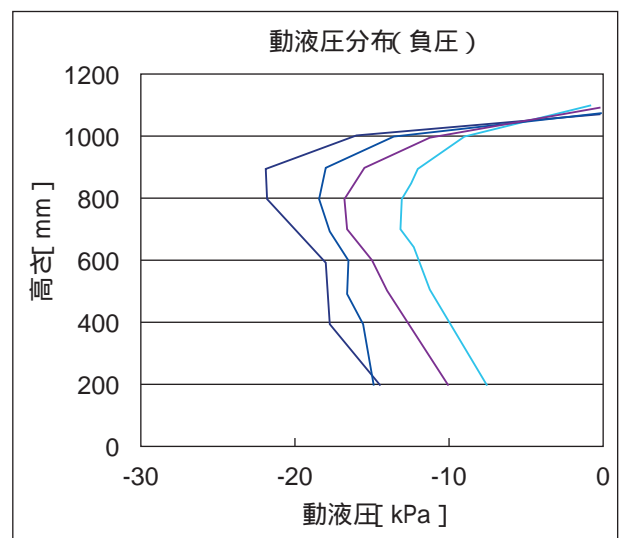
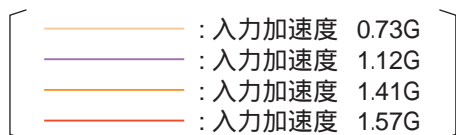
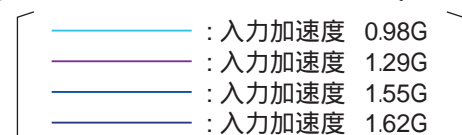


図14 動液圧分布の入力加速度依存性(負圧時)



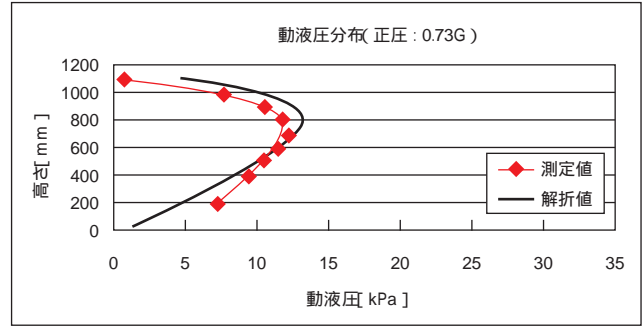
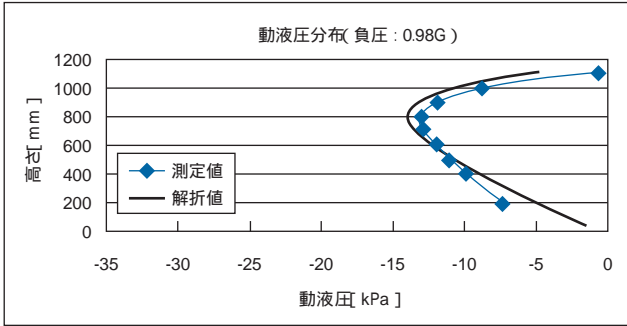


図15 動液圧分布測定値とFEM解析値との比較(入力加速度が小さい場合)

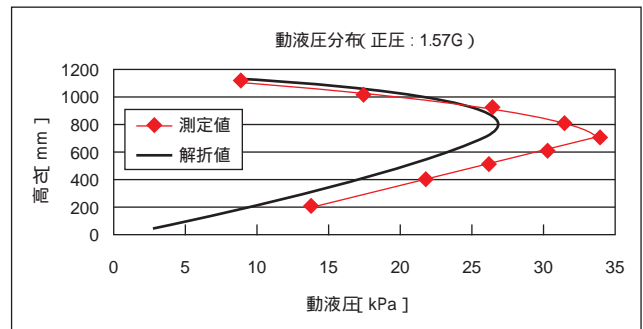
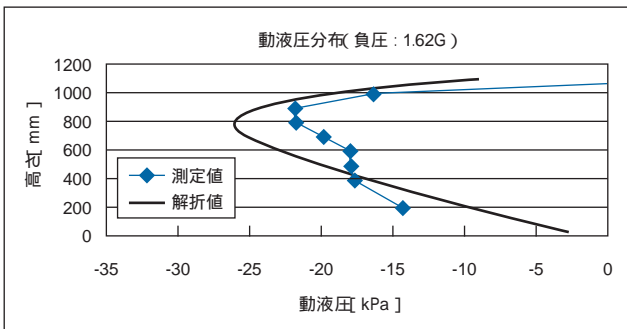


図16 動液圧分布測定値とFEM解析値との比較(入力加速度が大きい場合)

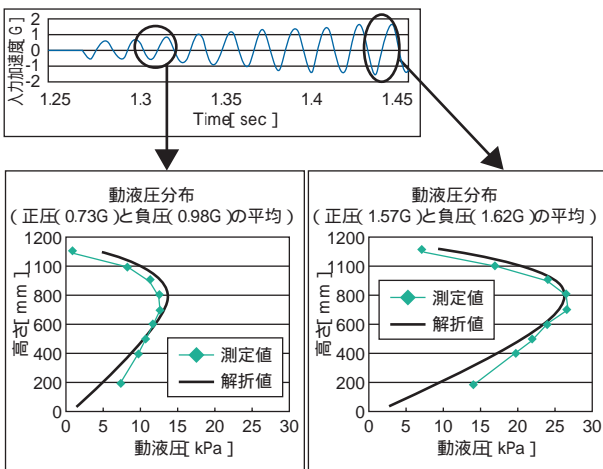


図17 動液圧分布測定値とFEM解析値の比較
(1周期の動液圧の最大値と最小値の絶対値を平均した場合)

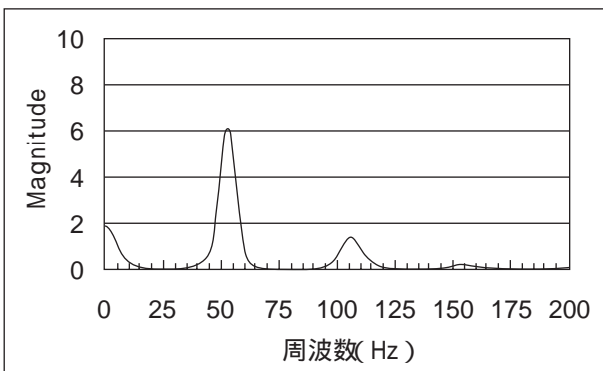


図19 周方向ひずみ(0方向)の周波数分析結果

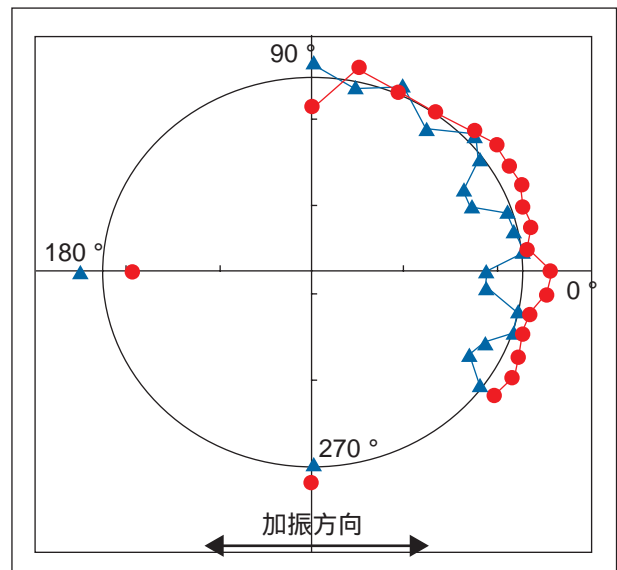


図18 大加振試験時の周方向ひずみの周方向分布
(加振加速度: 正圧1.57G、負圧1.62G)
(: 正圧時、 : 負圧時)

さ方向の振動形態，つまり，縦振動のモード次数を示し，横軸の周方向波数は円周方向の振動形態，つまり，横振動のモード次数を示す．図 20 から図 19 のピークに対応する周波数域には，いくつかのオーバル振動があり，いろいろな次数のオーバル振動が励起されていると考えられる．図 20 よりタンクの高さ方向に $m = 1, 2, 3$ 次のオーバル振動モードが考えられるが，例えば，これらの振動モードのうち， $m = 3$ 次のオーバル振動モードがビーム振動モードに重なった場合の高さ方向の動液圧分布を図 21 に示す．それぞれの動液圧分布の差が図 13 の正圧時で見られた動液圧分布形状によく似ており，一方，動液圧分布の和は図 14 の負圧時で見られた動液圧分布形状と

よく似ている．

このように，図 21 の振動モードの重なりにより生じる動液圧分布形状が図 16 の測定結果と非常によく似た形状を与えることがわかった． $m = 1, 2$ 次についても同様の検討を行ったが，高さ方向の動液圧分布形状は， $m = 3$ 次ほど上手く説明はできなかった．しかしながら， $m = 3$ 次で完全には一致しないため， $m = 1, 2$ 次のオーバル振動モードも影響を与えていると考えられる．

以上の考察から，高さ方向の動液圧分布については，オーバル振動によって生じた動液圧とビーム振動によって生じた動液圧との和あるいは差になっていると考えられ，大加振試験で見られた動液圧分布の入力加速度依存性を説明することができる．そして，地震波加振試験および大加振試験で見られた正圧時と負圧時との動液圧分布の不一致や動液圧挙動の差異はオーバル振動による動液圧分布がビーム振動の動液圧分布に重なった結果と考えられる．

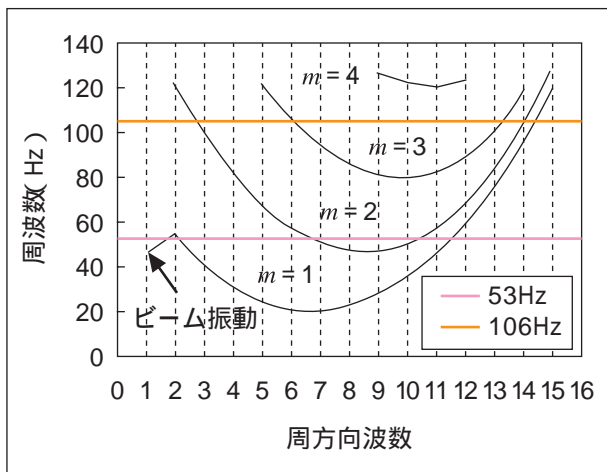


図20 モデルタンクの固有振動数(FEM解析値)

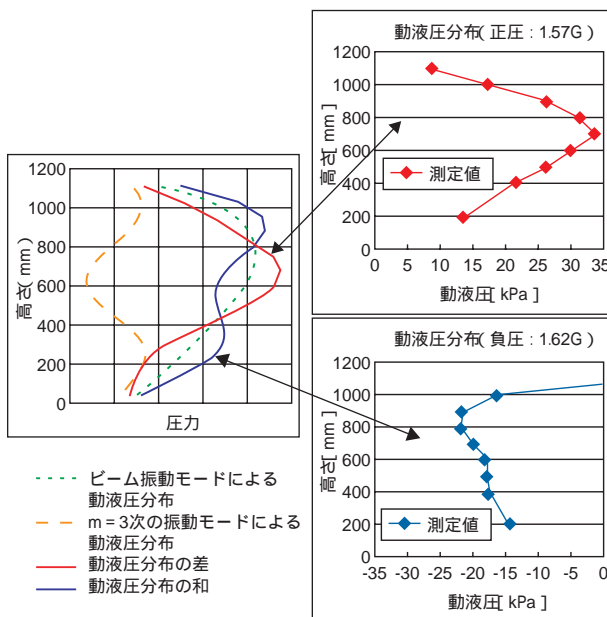


図21 動液圧分布の解析値と測定値の比較 (ビーム振動とオーバル振動の重なり)の検討)

4.4 耐震性評価

以上のように，動液圧分布に対する入力加速度依存性が観察され，オーバル振動によって発生した液圧変動によるものと考えられた．この現象によるタンク耐震性への影響について検討を行った．

図 22 から図 24 に，せん断力と曲げモーメントについての測定値と現行の耐震性評価手法である FEM 解析，Housner による方法⁽⁴⁾から求めた解析値とを示す．図 22 は EL 波によって加振した時の結果であり，図 23 は KH 波で加振した時の結果，図 24 は大加振試験時の結果である．すべての場合において，測定値と解析値とはほぼ一致している．すなわち，入力加速度を大きくすると，動液圧分布の挙動はオーバル振動の影響を受けるが，耐震性評価で重要なタンク全体のせん断力や曲げモーメントについては，現行手法の結果とほぼ一致した．したがって，今回の加速度範囲では，現行の耐震性評価手法への影響はないものとする．

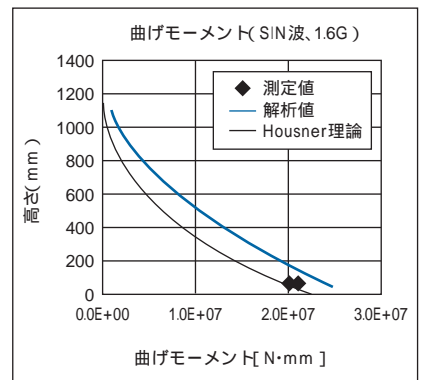
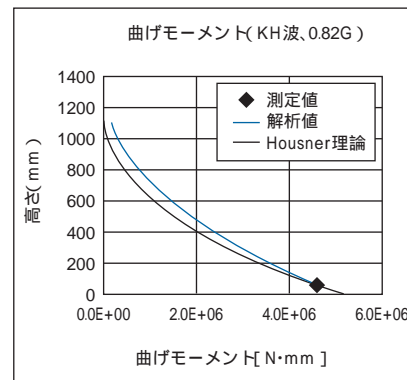
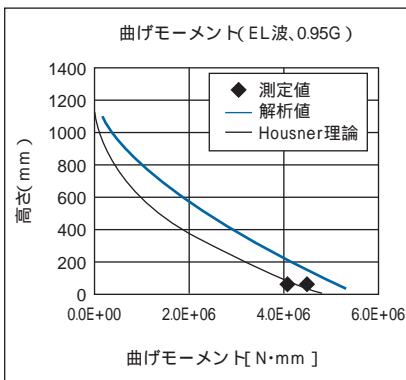
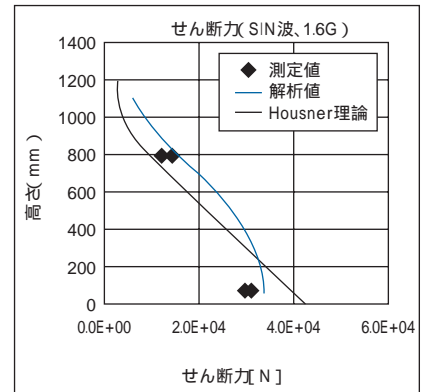
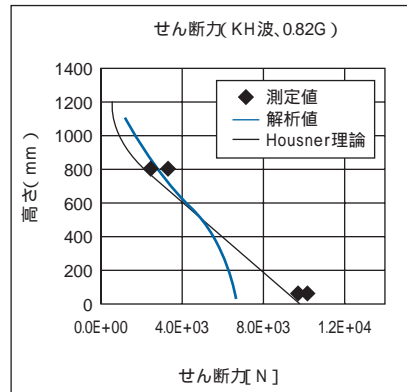
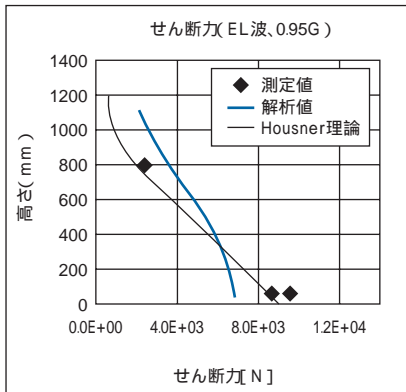


図22 EL波加振時のせん断力と曲げモーメント

図23 KH波加振時のせん断力と曲げモーメント

図24 大加振試験時のせん断力と曲げモーメント

5. 結言

縮尺比約 1/10 のモデルタンクを用いた振動試験より、以下のことがわかった。

- (1) 地震波加振および正弦波加振によりオーバル振動が励起されることが確認できた。
- (2) 仮想質量法を用いた線形 FEM 解析とは異なり、測定された正圧時と負圧時の動液圧挙動に不一致が生じることが分かった。
- (3) 入力加速度を大きくすると、動液圧分布の大きさや形状は解析値と一致せず、負圧時では測定値が解析値より小さく、正圧時には逆に大きくなった。
- (4) 入力加速度の大きな場合の動液圧分布はビーム振動による動液圧分布にオーバル振動の動液圧分布が重なっていることがわかった。
- (5) 入力加速度を大きくすると、動液圧分布は現行手法による解析値と異なる挙動を示したが、耐震性評価で重要なタンク全体のせん断力や曲げモーメントについては、現行手法の結果とほぼ一致し、今回の加速度範囲では、現行の耐震性評価手法への影響はないものとする。

謝辞

3次元振動実験装置の利用にあたっては、全面的なご協力をいただいた関西電力(株) 電力技術研究所構築研究室の関係者に謝意を表します。

また、振動試験データの解析にあたり、川崎重工業(株)の佐々木亨氏、小川博志氏から有益な助言をいただいた。ここに厚く感謝します。

文献

- (1) 日本機械学会編, “機械工学便覧 A-3 編 力学・機械力学”, 丸善, p.181-183 (1986).
- (2) 日本機械学会編, “シエルの振動と座屈ハンドブック”, 技報堂出版, p.243 (2003).
- (3) Shimizu, N., “Advances and Trends in Seismic Design of Cylindrical Liquid Storage Tanks”, JSME International Journal. Series C, Vol.33, No.2, p.111-124 (1990).
- (4) Housner, G. W., “Dynamic Pressures on Accelerated Fluid Containers”, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol.47, No.1, p.15-35 (1957).

- (5) 曾我部潔, 重田達也, 柴田碧, “液体貯槽の耐震設計に関する基礎的研究”, 東京大学生産技術研究所報告, Vol.26, No.7 (1977).
- (6) Fischer, D. F. and Rammerstorfer, F. G., “The Stability of Liquid-Filled Cylindrical Shells under Dynamic Loading”, Buckling of Shells, (Ed: E. Ramm), p.569-597, Springer, New York (1982).
- (7) 岡田統夫, 坂井藤一, 迫田治行, “有限要素法による大型液体タンクの地震応答解析”, 川崎技報, No.59, p.69-74 (1975).
- (8) 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, p.20-29 (1981).
- (9) 新家徹, 頭井洋, “円筒液体貯槽の耐震解析”, 神戸製鋼技報, Vol.31, No.1, p.62-67 (1981).
- (10) 清水信行, 山本鎮男, 河野和間, “円筒タンクの耐震設計法に関する研究”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.48, No.426, p.215-228 (1982).
- (11) 木村憲明, 大橋弘隆, “軸対称容器におけるスロッシングの非線形応答”, 日本機械学会論文集(第1部), Vol.44, No.386, p.3446-3454 (1976).
- (12) Haroun, M. A. and Housner, G. W., “Earthquake Response of Deformable Liquid Storage Tank”, J. Appl. Mech., Vol.48, p.441-418 (1981).
- (13) Shih, C. F. and Babcock, C. D., “Scale Model Buckling Tests of a Fluid Filled Tank under Harmonic Excitation”, ASME-PVP, 80-C2, p.1-7 (1980).
- (14) Chiba, M., “Dynamic Stability of Liquid-Filled Cylindrical Shells under Horizontal Excitation, Part I: Experiment”, J. Sound Vib., 104(2), p.301-319 (1986).
- (15) Niwa, A. and Clough, R. W., “Buckling of Cylindrical Liquid-Storage Tanks under Earthquake Loading”, J. Earthq. Eng. Struct. Dyn., Vol.10, p.107-122 (1982).
- (16) 高圧ガス保安協会, “鋼製平底円筒形貯槽の耐震実験報告(第2回)”, 高圧ガス, Vol.21, No.8, p.440-452 (1984).
- (17) 藤田勝久, 伊藤智博, 和田宏, “地震動を受ける円筒殻の座屈に関する実験的考察”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.56, No.525, p.1101-1106 (1990).
- (18) Tazuke, H., et al., “Buckling of LNG Tank under Dynamic Fluid Pressure Caused by Seismic Excitation”, ASME-PVP, Vol.421, p.87-93 (2001).
- (19) Morita, H., et al., “Assessment Procedure for Buckling of Thin Walled Cylindrical Liquid Storage Tanks in Nuclear Power Plants under Seismic Loading”, Proc. 17th SMiRT, K14-3, p.1-8 (2003).
- (20) 高圧ガス保安協会, “高圧ガス設備等耐震設計指針”, 高圧ガス保安協会(1997).
- (21) 電気技術基準調査委員会, “変電所等における電気設備の耐震対策指針 JEAG5003-1998”, 日本電気協会(1998).
- (22) 長松, 藤田他, “ダイナミクスハンドブック 運動・振動・制御”, 朝倉書店, p.455-457 (1997).
- (23) 三好他, “有限要素法 構造要素の変形・破壊挙動の解析”, 実教出版, p.1-2 (1990).
- (24) 電気技術基準調査委員会, “原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG 4601-1987”, 日本電気協会, (1987).
- (25) 日本エムエスシー(株), “MSC/NASTRAN Advanced Dynamic Analysis ユーザーズガイド”, p.124-132 (1999).