

# 大型相似模型傾斜実験による 円筒貯槽の浮き上り挙動に関する研究

坂井藤一\*・磯江 暁\*\*

地震による石油タンク破壊（座屈や隅角部亀裂）の原因と考えられる底板浮き上り挙動に関し、大型相似模型を用いた傾斜実験により詳細な調査を実施し、タンクの剛性や基礎との関連を含めて、その挙動を明らかにした。また、浮き上りの影響を考慮した現存の設計基準と対比することにより、現存基準の問題点を指摘している。

**Keywords:** cylindrical tank, seismic behavior, uplift, tilt test, non-linear analysis

## 1. はじめに

平底円筒貯槽は、各種貯槽の中で最も大容量のものであり、その耐震問題の重要性から従来数多くの研究がなされてきている<sup>1)</sup>。著者らも、地震時における貯槽特有の共振現象であるバルジングを中心に、研究と設計への実用化に取り組み<sup>2)~6)</sup>、これらの成果は各基準にも反映されている<sup>7), 8)</sup>。

これらのバルジング現象の取扱いにおいては、貯槽底部は完全に基礎に固定されている、ということが一つの前提条件になっている。一方、平底円筒貯槽は、地震時底板端部（アニューラー部）に浮き上り（アップリフトともいう）を生ずる可能性のあることが、Alaska地震（1969）以降の各地震被害例、および Clough 教授グループの実験研究<sup>9)~11)</sup>によって明らかにされ、貯槽耐震研究上の重要項目となっている。この問題についても、すでにかんがりの研究報告がみられるが、挙動の把握、その解析手法、あるいは具体的な設計法など、いまだに確立された状態には至っていないのが現状である。

先に著者らは、このような問題を検討するため、大型相似模型による傾斜実験を実施した<sup>12), 13)</sup>。実験は大きく分けて、LNG、LPG タンクを対象としたアンカー付きタンクのケースと、石油タンクを対象としたアンカーなしタンクのケースに分かれる。アンカー付きタンクのケースについては、すでに報告しているので<sup>14), 15)</sup>、本論文では後者のケースについて実験結果を中心に報告することとする。

タンクの底部浮き上り挙動とは、Fig.1 に示すように、地震力（主として転倒モーメント）により底部の一部が持ち上がり、過去の地震被害にみられるように、この影

響が隅角部周辺の破断や座屈となって現れる挙動の総称である。これについては、いくつかの研究結果が報告されている。Clough らのグループは、傾斜実験および振動実験によって、背の高いタンクと幅の広いタンクの浮き上り挙動を初めて組織的に調査し、その研究成果により以後の研究に大きな影響を与えた。Wozniak ら<sup>16)</sup>は、Clough らの結果を参考にして、底板浮き上り部を梁の集合として扱い、底板-シェル隅角部に塑性関節を導入した設計法を提案したが、これは現在の API 基準のものになっている。

その後、わが国でも、岡本ら<sup>17)</sup>、小林・石田<sup>18)</sup>、著者ら<sup>19)</sup>、山口・秋山<sup>20)</sup>および頭井・新家<sup>21)</sup>の研究など、また外国では Auli ら<sup>22)</sup>、Manos・Talslidis<sup>23)</sup>、最近の Peek<sup>24)</sup>、Natsiavas<sup>25)</sup>あるいは Lau<sup>26)</sup>の研究など、各種の解析的・実験的研究が行われて、浮き上り挙動についてもかなりの成果が得られつつある。

しかしながら、これらの研究においては、解析上いくつかの仮定を用いており、それらの仮定の妥当性は十分検討されているとはいえず、また実験においては、実機に対する相似性や模型規模などの点で、実験挙動を正確に把握し得ているとはいえない状況にある。したがって、現在のところこれら既往研究に対する正しい評価もなし得ないままにある。このような点から、著者らは大型相似模型による傾斜実験を実施したわけであるが、これにより 25 000 m<sup>3</sup> の大型実機タンクと幾何学的・力学的相似を満足させ得たこと、また静的な傾斜実験であるため計測点を多くとり（500 成分以上）、詳細かつ正確な調査を実施できたことが、本研究の特徴として挙げられよう。

## 2. 傾斜実験の概要

模型タンクは、Fig.2 に示すように、Buckingham の  $\pi$  定理に基づき、25 000 m<sup>3</sup> 石油タンクとの幾何学的お

\* 正会員 工博 川崎重工業(株)鉄構事業部技術部長  
(〒136 江東区南砂 2-4-25)

\*\* 正会員 工修 川崎重工業(株)鉄構事業部技術部部員

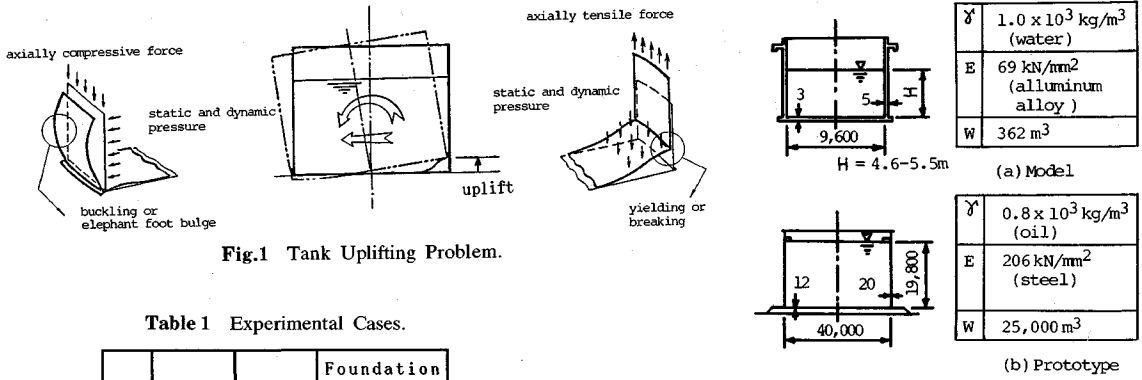


Fig.1 Tank Uplifting Problem.

Table 1 Experimental Cases.

No.	Case	Roof	Foundation	
				Water Depth
1	FC 2	exist	r	4.6 m
2	FC 2 D	exist	r	5.5 m
3	FO 2	no	r	4.6 m
4	FO 2 D	no	r	5.5 m
5	FO 1	no	p	4.6 m
6	FC 1	exist	p	4.6 m
7	FC 2 2	exist	r	4.6 m
8	FC 2 3	exist	r	5.0 m
9	FO 2 2	no	r	4.6 m
10	FO 2 3	no	r	5.5 m
11	FO 2 4	no	r	5.0 m
Cf.	RC 1 3	exist	p	4.6 m

(p:plywood,r:rubber)

Fig.2 Dimensions.

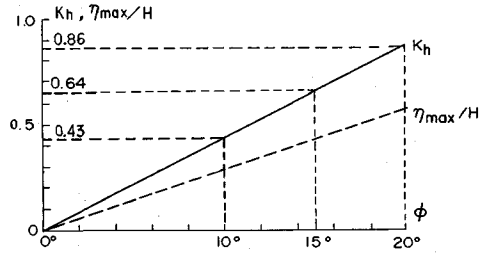


Fig.3 Relation among Horizontal Seismic Intensity ( $K_h$ ), Maximum Wave Height in Sloshing ( $\eta_{max}$ ) and Tilting Angle ( $\phi$ ) for  $H=4.6 \text{ m}$ .

よび力学的相似を満たすよう作製されており、アルミニウム合金製、直径 9.6 m のものである。

実験では、台座を傾斜させることによって模型に地震力相当の力を作用させる。地震荷重としてのバルジング応答震度 ( $K_h$ ) およびスロッシング最大波高 ( $\eta_{max}$ ) と傾斜角 ( $\phi$ ) の関係は、浮き上り挙動に最も重要な転倒モーメントを一致させることにより、Fig.3 のようになる。

アンカーのないタンクの実験としては、Table 1 に示す 11 ケースを実施している。実験のパラメーターとしては、以下のものを考え、その影響を観察した。

- ① 屋根の有無 (屋根としては、液面位置にシェル断面の変形を拘束するための剛なリングを取り付け、屋根のないケースではこれを取り除いている。)
- ② 基礎の剛性 (基礎モデルとしては、ゴム板と合板の 2 種類 (ともに 25 mm 厚) を用いており、前者は最近よく用いられる砕石リング基礎、後者はコンクリートスラブ基礎を代表させている。)
- ③ 水深 (4.6~5.5 m)

実験ケースのうち、最初の 6 ケースは前期実験、残りの 5 ケースは後期実験で実施されたが、この間に模型の底板初期不整の手直しを実施している。したがって、同一実験である FC 2 と FC 2 2 でも、後期実験の FC 2 2 の方が結果としてばらつきの少ない良いデータが得られ

ている。

実施した 11 ケースすべてのデータを引用することは、スペースの制約上無理があるので、本論文では後期実験ケース FC 2 2 と FO 2 2 を中心に屋根の有無による影響を論じ、また FO 1 と FC 1 により基礎の影響を論じることとする。また、前報<sup>14)</sup>で述べたアンカー・ストラップ付きのケース RC 1 3 の実験結果を比較のため引用し、アンカーの有無による浮き上り挙動の違いについて論ずる。

なお、実験についての詳しい説明は、文献 14) に述べてあるので、それを参照されたい。

### 3. 実験結果

ここでは、底板の浮き上りに伴う各部の変位や応力挙動を説明するが、ミーゼス応力度などを除いて、各量はすべて傾斜させることにより生じた増分量を表しており、傾斜前における静圧による分は含まれていない。

また、実験ケース相互の比較は、原則として各ケースでの最終傾斜状態における値により行った。これは、各ケースとも傾斜角の増大に伴う挙動に非線形性があり、途中の状態よりも最終状態の方が適していると考えたからである。結果として、挙動は傾斜角の増大とともに単調であることがわかったので、途中の状態は最終状態と傾向的に変わるものではない。

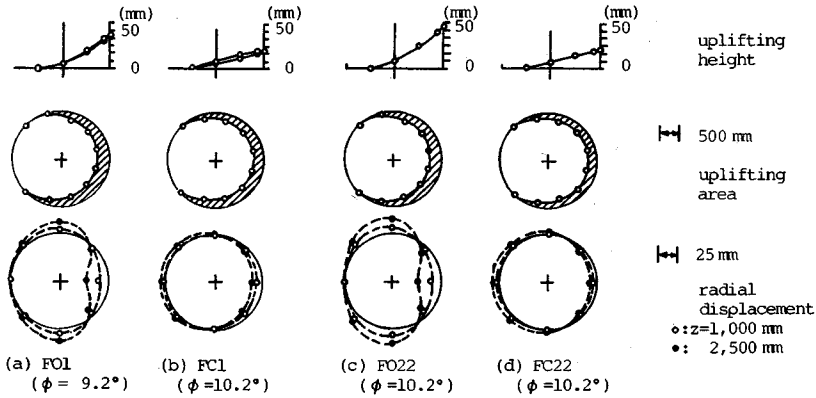


Fig.5 Deformation along The Circumference.

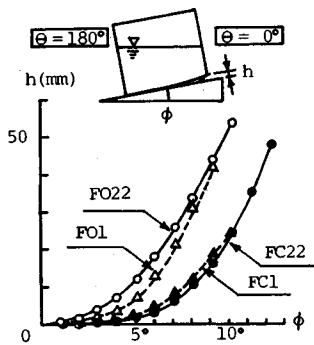


Fig.4 Uplifting Height.

(1) タンクの変位

Fig.4 に傾斜に伴う底板浮き上がり高さの履歴を示す。屋根なしのケース FO1, FO22 では傾斜初期から顕著に浮き上がり高さが増え始めるが、屋根付きのケース FC1, FC22 では 3~4° 傾斜の後に浮き上がりが顕著になっている。10° 傾斜時の浮き上がり高さを比較してみると前者は後者の約 2 倍に達している。一方、基礎の剛性の差による影響は、屋根の有無にかかわらず、あまり大きくないことがわかる。

この図より、傾斜角 10° (Fig.2 から応答震度 0.43 に相当) のとき、屋根なしで 50 mm 以上の浮き上がり量を示しているが、これらを相似比率 4 倍すれば、実機では 200 mm 以上の浮き上がり量に換算される。このオーダーは、San Fernando 地震や宮城県沖地震で経験された 0.2~0.3 m の浮き上がり量とほぼ対応する。

Fig.5 には、これら 4 ケースの変位モードを比較している。下段は、高さ 1000 mm および 2500 mm におけるシェル断面変形を示しており、屋根付きのケースでは断面がほぼ円形であるのに対し、屋根のないケースでは大きく偏平化している。また、上段にはシェル下端の鉛直方向変位を側面から見た図が示してあるが、屋根付きでは浮き上がり高さが平面的に分布しているのに対し、

屋根なしでは反り返った曲面上に分布している。中段に示した底板浮き上がり部の形状は、全ケースとも三日月形をしているが、浮き上がり高さに応じて屋根なしのケースの方が浮き上がり幅が大きくなっている。

これらの挙動の差は、屋根の有無により生じるタンク全体の剛性の差から生じていると考えられる。タンク剛性の差によるこのような挙動の差は、本実験に先だち実施したプラスチック製小型模型による実験<sup>20)</sup>や Auli らによる解析<sup>23)</sup>でもみられている。

(2) フープ応力

Fig.6 には、フープ応力 ( $\sigma_\theta$ ) の各方向の分布が示してある。図の上段はシェルにおける鉛直方向の分布、中段は底板浮き上がり側における半径方向の分布、また下段はシェルおよび底板上の周方向分布を示している。

図の下段において、シェルの高さ 1000 mm および 400 mm, また底板の半径 4500 mm (側板内面より 300 mm) における周方向分布を比較すると、3 ケースともほぼ同じモードをしている。しかし、シェルの高さ 30 mm や底板の半径 4770 mm の隅角部近傍では、図の (a), (b) と (c) ではまったく逆の分布をしている。

同様に、図の上段、中段に示したシェル鉛直方向分布、底板半径方向分布においても、 $\theta=0^\circ$  の隅角部近傍におけるフープ応力の特性の差が顕著であり、それらはアンカーの有無すなわち浮き上りの有無による差である。

(3) セン断応力

Fig.7 は、シェルおよび底板上に生じるせん断応力分布を示している。上段のシェル周方向分布をみると、どのケースも実験値は底部固定のシェル理論解にほぼ対応する分布を示しており、アンカーの有無による差はほとんどない。

図の下段には底板半径方向分布を示している。図中水平破線で示した値はシェル下端での理論解を比較のため記入したものであり、また一点鎖線の位置は、実験より得られた浮き上がり幅を示している。これらを見ると、浮

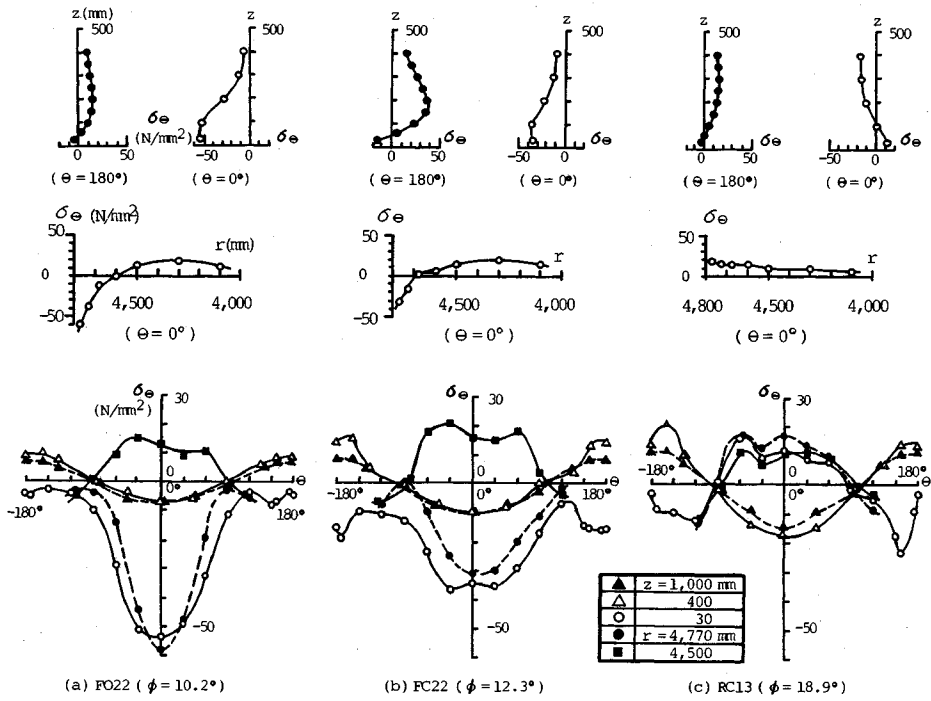


Fig.6 Hoop Stress Distributions in Shell and Bottom Plate.

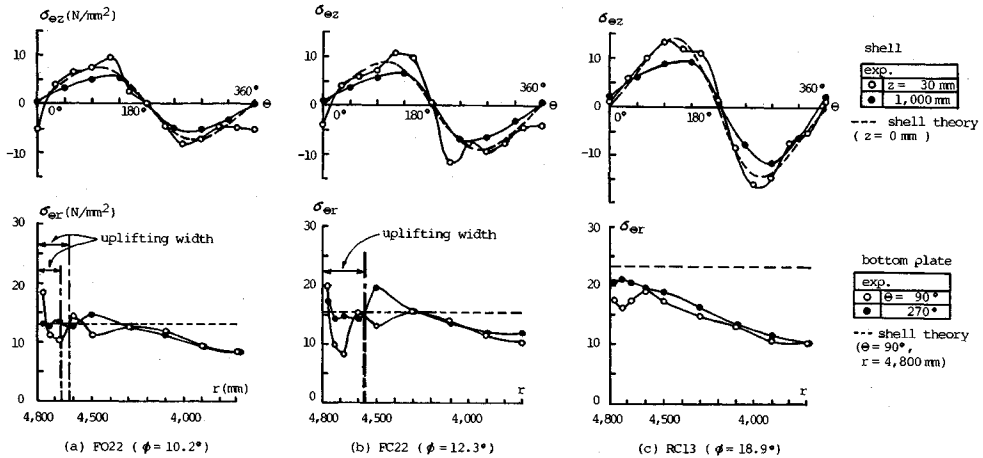


Fig.7 Shearing Stress Distributions in Shell and Bottom Plate.

き上りのない場合 (RC 13), 底板のせん断応力は, 底板と基礎の摩擦の影響を受けて, 端部からすでにシェルのそれより低めとなり, 底辺中心に向かって減少していく<sup>15)</sup>. 浮き上りのある場合 (FO 22, FC 22), 浮き上り部ではシェルのそれとほぼ同等の大きさであり, 底板と基礎とが接する近辺から底板中心部に向かって減少していくことがわかる.

(4) シェルの軸応力

Fig.8 は各実験ケースにおいてシェルに生じる軸応力の分布を示しているが, 高さ 30 mm から 400 mm の間

にあるすべての計測値をプロットしている.

基礎として合板が使用されている場合 (FC1, FO1), 計測値にかなりの乱れがみられる. これは, 合板の剛性が高く, 軸応力値が接触状態に敏感に支配されるためと考えられ, 特に FC1, FO1とも前期実験であり, 底板の初期不整がかなり大きく, その影響が顕著に出ているものと思われる. ケース FC 22と FC 1を比較してみると, 後者は傾斜角が 10.2°と小さいにもかかわらず, 局部的に大きな軸圧縮力が生じている. また, FO 22と FO 1を比較してみると, やはり後者の方が大き

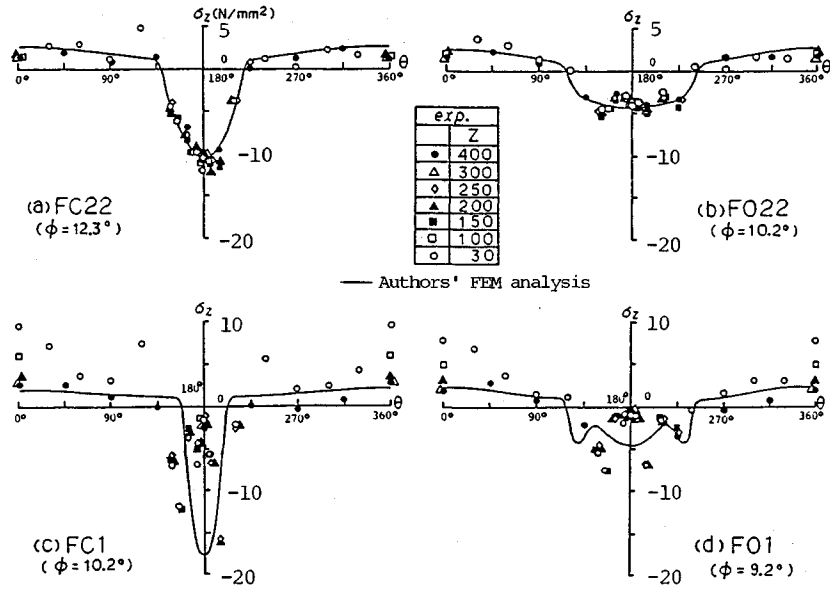


Fig.8 Axial Stress Distributions in Shell.

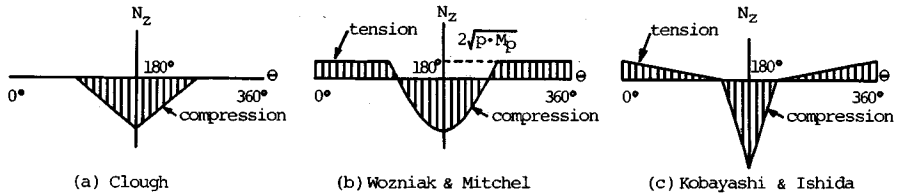


Fig.9 Estimation Models of Axial Stress Distribution.

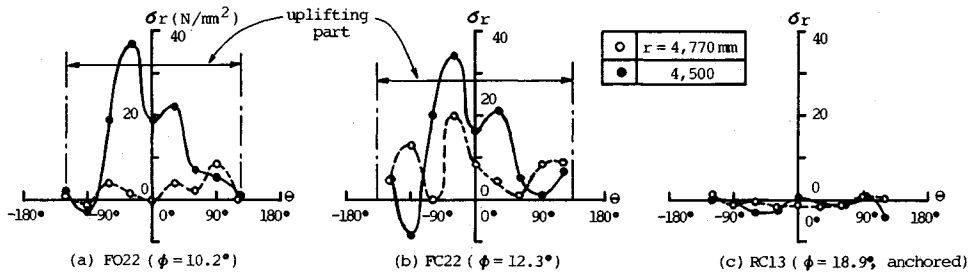


Fig.10 Radial Membrane Stress Distributions in Bottom Plate.

な軸圧縮力を生じている。このように、基礎が剛であるときの方が軸圧縮力の集中度合いは大きいことがわかる。

屋根の有無による差をみると、図右側に示した屋根のないケースは軸圧縮力が広い範囲に分布しているのに対し、左側に示した屋根を付けた場合では、軸圧縮力の分布範囲が狭く、応力集中が著しい。

Fig.9には、すでに提案されている軸力分布推定モデルを示してあるが、これらのモデルにおいては、シェルあるいは基礎の剛性の影響が無視されており、Fig.8に示したような特性の差を忠実にとらえることはできな

い。Fig.8には、著者らが開発した非線形三次元FEM<sup>27)</sup>による解が示してあるが、これら4ケースの実験結果を比較的良好にとらえていると思われる。

(5) 底板の半径方向膜応力

Fig.10に底板における半径方向膜応力の周方向分布を示す。図の(a),(b)はアンカーのないケースであり、浮き上りにより(端部から中央に向かってカタナリー状になることにより<sup>28)</sup>、大きな引張り膜力が生じている。図(c)はアンカー付きのケースであるが、浮き上りを生じないので、半径方向膜力の発生はきわめて小さい。

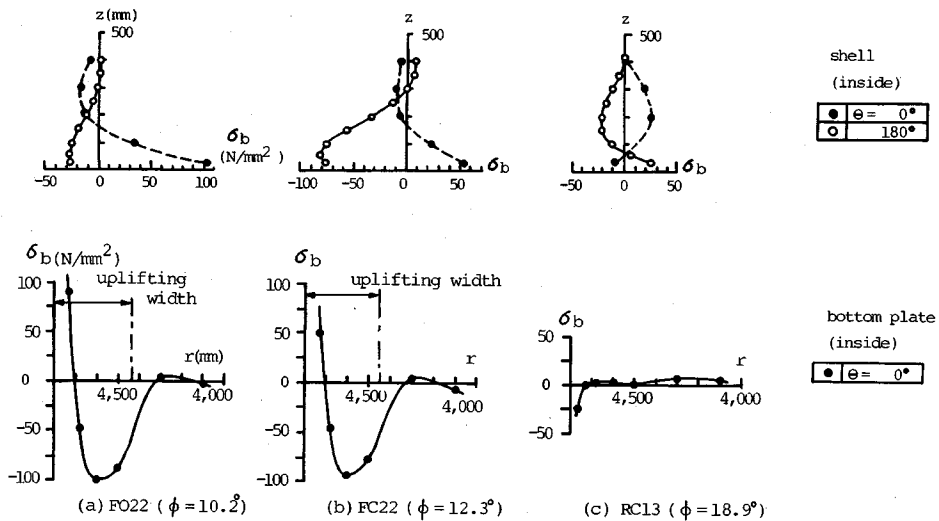


Fig.12 Axial Bending Stress Distributions in Shell and Bottom Plate.

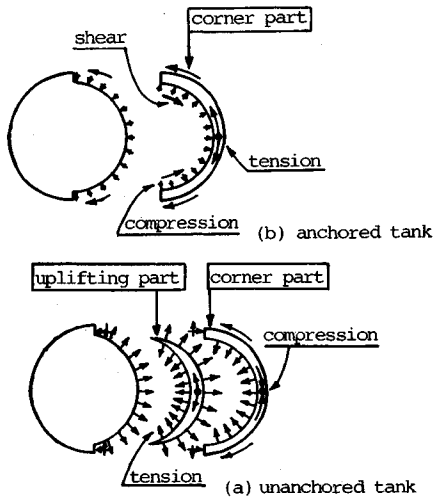


Fig.11 Stress Flow Mechanism in Bottom Plate.

以上のような底板の応力特性を総括すると、アンカー付きの(浮き上りが生じない)場合とアンカーのない(浮き上りが生じる)場合とで、底板における応力伝達メカニズムが Fig.11 のように異なることがわかる。

(6) 曲げ応力

シェルに生じる軸方向曲げ応力の鉛直方向分布、および底板に生じる半径方向曲げ応力の半径方向分布を Fig.12 に示す。アンカー付きのケースでは、傾斜角が 18.9° と大きいにもかかわらず、シェルおよび底板を通じてそれほど大きな曲げ応力は生じないが、アンカーのないケースでは、隅角部にきわめて大きな曲げ応力が生じている。これらは、 $\theta=0^\circ$  においては浮き上りにより、 $\theta=180^\circ$  側においては軸圧縮力の集中により生じたものである。

シェル下端近傍の応力は、 $\theta=0^\circ$  では FO 22 の曲げ引張応力が FC 22 のそれよりもずっと大きく、 $\theta=180^\circ$  では FC 22 の曲げ圧縮応力が FO 22 のそれよりもずっと大きい。これらのことは、次のように解釈されるであろう。すなわち、Fig.4 より FO 22 の傾斜角 10.2° と FC 22 の傾斜角 12.3° では、同じくらいの浮き上り高さが生じている。これにより、底板に発生する曲げ応力は非常に良く似た分布をしている。一方、シェルについては、FO 22 の全体剛性が FC 22 のそれよりもずっと小さい。このため、浮き上り側 ( $\theta=0^\circ$ ) の曲げ応力は、FO 22 の方に大きく生ずる。反対に、Fig.8 より  $\theta=180^\circ$  での軸圧縮力は、FC 22 において FO 22 のそのの 2.5 倍くらい生じている。このため軸方向曲げ応力も、FC 22 の方が 2.5 倍程度大きくなっている。

(7) ミーゼス応力度

シェル下端付近に生じるミーゼス応力度  $\sigma_M$  の鉛直方向分布を Fig.13 に示す。アンカー付きのケースでは、傾斜角が 18.9° と大きいにもかかわらず、 $\sigma_M$  はそれほど大きくなっていない。アンカーのないケースでは、浮き上り側下端でかなり大きな値を示し、またケース FC 22 では、軸圧縮力の集中と曲げ応力により  $\theta=180^\circ$  側で大きな値を示している。本実験では、タンク材料のアルミニウム合金の降伏応力が 140 N/mm<sup>2</sup> 程度であるので、降伏以前の状態にとどまっている。しかし、FC 22 の 180° 側のように、この状態がさらに進むと、軸圧縮側のシェルが塑性化して、エレファント・フット・バルジ<sup>1)</sup>発生に至るものと思われる。

4. 設計指針への考察

現行の各種設計基準において、平底円筒貯槽の浮き上

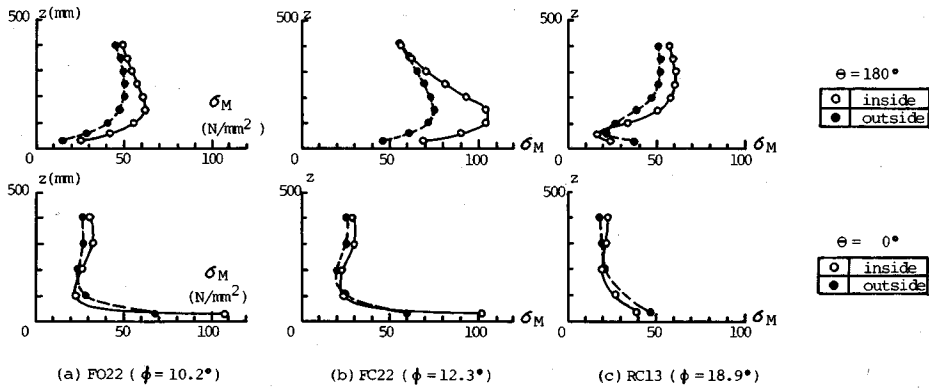


Fig.13 Mises Stress Intensity Distributions in Shell.

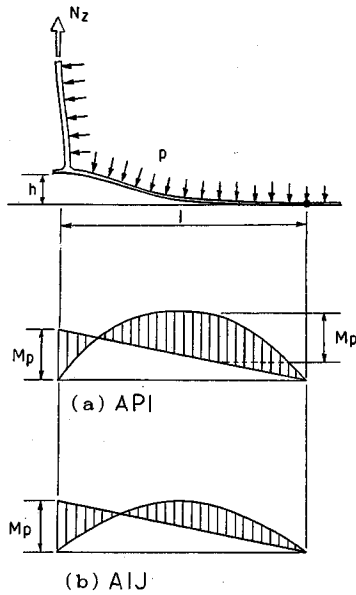


Fig.14 Uplifting Part.

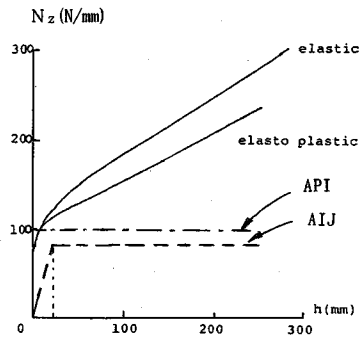


Fig.15 Relationship between Axial Force and Uplifting Height.

りを考慮した耐震設計法を明確に記述しているものはほとんどないが、その中で1979年のAPI Standard 650, Appendix E<sup>16)</sup>や1990年3月に改定された日本建築学会「容器構造設計指針案・同解説」<sup>29)</sup>などに浮き上りに関する取扱いがみられる。ここでは、上記実験結果からみて、これらの指針における取扱いについての若干の考察を行ってみる。

考察対象となるタンク：実験模型に対応する実機タンクは、前述のFig.2 (b)より25 000 m<sup>3</sup>タンクとなるが、模型と実機の相似比率は、形状寸法ではほぼ4、応力ではほぼ3となるので、実機タンクでの液深は18.4 m ( $H = 4.6$  m), 材料の降伏応力は $\sigma_y = 390$  N/mm<sup>2</sup> (アルミニウム合金 $\sigma_y = 130$  N/mm<sup>2</sup>)となる。

(1) 底板浮き上り部の取扱い

API基準では、底板の浮き上り部はFig.14 (a)に

示すように、最終的に板曲げの状態で(膜力は無視)2つの塑性関節ができ、軸引張力 $N_z$ は次の値以上にはなり得ない、と仮定している。

$$N_z = 2\sqrt{p \cdot M_p} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $p$ ：液圧、 $M_p$ ：底板の完全塑性モーメント  
これより出発して、転倒モーメントとの釣合いから全周における軸力を求めたものがFig.9 (b)である。

API基準では、このようにして求めた軸圧縮力による座屈を耐力の限界としてチェックするが、浮き上り部については、底板の強度などについて何も言及していない。

一方、建築学会(AIJ)指針では、Fig.14 (b)のように、極限状態として隅角部の一点が塑性関節になるときを考え、軸引張力 $N_z$ の上限値を次のように定める。

$$N_z = 2\sqrt{\frac{2}{3}pM_p} \dots \dots \dots (2)$$

浮き上り側底板に関する耐荷力限界は、このような軸引張力が全周に及ぶ状態を想定して、

$$\text{転倒モーメント} = N_z \cdot 2\pi \left[ \frac{D}{2} \right]^2 \dots \dots \dots (3)$$

により決定する。

いま、本実験結果からみると、底板には浮き上り時大

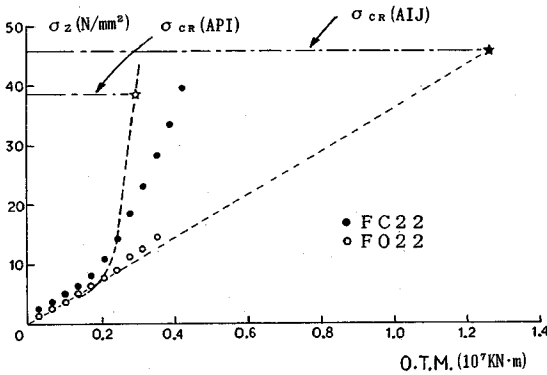


Fig.16 Relationship between Axial Compressive Stress and Overturning Moment.

大きな半径方向膜力が発生しており、この作用が浮き上りに対する抵抗を増していることは明らかである。したがって、API 基準あるいは建築学会指針におけるように底板を純板曲げ材として扱うことは、底板の浮き上り抵抗力を過小評価することになると思われる。実際、底板の曲げと伸びを考慮した有限変位解析の結果は、Fig.15 のように両指針の評価値よりずっと大きな軸引張力に底板が耐えられることを示している。

また、建築学会指針による極限転倒モーメント式から本実験の傾斜角を逆算すると 5.7° になるが、一方実験では 10.2°~12.3° においても十分な耐荷能力を示しており、指針の評価値は過小なものと思われる。

このような点から、今後の底板浮き上りの検討には、底板の半径方向膜作用の影響を考慮に入れる必要があるものと思われる。

(2) 側板の軸圧縮座屈の取扱い

API 基準によれば、軸圧縮力を Fig.9 (b) のように求め、これを次の座屈限界応力でチェックするようになっている。

$$\sigma_{cr} = \frac{0.25Et}{1.5D} + \frac{0.4pD}{t} \dots\dots\dots(4)$$

ただし、

$$\sigma_{cr} < \frac{0.5Et}{1.5D} \dots\dots\dots(5)$$

一方、建築学会指針では、軸圧縮力の集中は最終的には考えないこととし、エレファントフットパルジについては、次のような座屈限界応力でチェックする。

$$\sigma_{cr} = \frac{0.8E}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \left[ \frac{D}{2t} \right] \left[ 1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_y} \right] \dots\dots\dots(6)$$

両者の軸圧縮応力と座屈限界応力に関し、実験結果との比較を Fig.16 に示す。実験で計測された最大軸圧縮応力は、実機換算で約 40 N/mm² であり、両者により計算される座屈荷重と近いところにあるが、σcr には安全裕度があり、座屈は発生していない。

API 基準の計算は、FC 22 のようなケースでは圧縮軸応力を比較的よくとらえているようにみえるけれども、FO 22 のようなケースではその集中度を過大評価しているように思われる。

建築学会指針では、浮き上りによる軸圧縮力の集中を最終状態では考慮しないでよいとしているため、かなり大きな転倒モーメントまで耐荷力があることになる。FC 22 の実験結果によれば、この場合かなり早期に座屈に至るであろうことは明らかであり、それからさらにどの程度の耐荷能力があるか、ということなど、今後より詳細に検討される必要があろう。

5. まとめ

以上本論文では、円筒タンク相似模型による傾斜実験の中、アンカーのないケースについての実験結果から、地震時浮き上り挙動について述べてきた。これらの結果は、以下のようにまとめることができる。

(1) アンカーがなく、自由に浮き上りが生じ得る場合には、強固なアンカーを有し、浮き上りがほとんど生じない場合と比較して、挙動に大きな相異がある。

浮き上りが生じると、軸引張側の隅角部近傍（特に板厚の薄い底板）に大きな曲げ応力が発生し、また半径方向の引張膜応力が発生する。これにより、底板の応力伝達メカニズムは、浮き上りを生じない場合と異なるものとなる。また、軸圧縮側においては、シェルの圧縮軸力の集中が著しくなり、エレファント・フット・パルジや座屈の可能性が高まる。

(2) 浮き上り挙動には、基礎の剛性ばかりでなく、上方の剛な屋根の有無など、タンク全体の剛性が大きく影響する。タンク全体の剛性が低い場合には、浮き上り量・全体の変形・隅角部の曲げ応力などが大きくなるが、一方シェル下端部の軸圧縮応力の集中度はずっと小さくなる。

(3) シェルの軸圧縮応力の集中度には、基礎の影響が大きく、ゴム基礎（砕石リング基礎相当）の場合と合板基礎（コンクリートスラブ基礎相当）の場合を比べると、1:1.7 くらいの差がある。

(4) 本実験のデータをベースにして、浮き上り問題を扱っている現行の設計指針の内容を若干検討してみた結果、底板の膜作用の影響を考慮する必要のあること、また側板シェルの圧縮軸力の集中をどのように評価するかなど、各指針にはいくつかの問題点があることがわかった。

(5) 以上のように、実機の浮き上り挙動は各種のパラメーターによって支配される複雑な現象である。したがって、従来の研究にしばしばみられるような、単純な解析仮定や実験結果に基づく判断は、必ずしも実機挙動を正確に反映していない。この点では、現存する設計指



針もまだ議論の余地は多いものと思われる。

著者らが実施した非線形三次元 FEM 解析は、やや複雑ではあるが、比較的仮定が少なく、実験結果をかなりよくとらえているものと思われる。

## 6. おわりに

大型実機タンクと相似な大型模型を用いて、タンクの地震時浮き上り挙動を詳細に調査した。このような調査は従来例がないように思われるので、今後の耐震設計・検討に何らかの役にたてば、幸いである。最後に、実験の実施に際し、東京大学名誉教授 奥村敏恵・鶴戸口英善先生ほか多数の方々にご指導・ご協力いただいたことを記し、謝意を表する次第である。

### 参考文献

- 1) 坂井藤一：液体貯槽の耐震設計研究に関する現状と課題，土木学会論文集，No. 362/I-4, 1985.10.
- 2) 坂井藤一・迫田治行：大型液体タンクの地震応答に関する研究，第4回日本地震工学シンポジウム論文集，1975.11.
- 3) 坂井藤一・迫田治行・小川 浩：石油タンクの耐震設計法—API改訂案に関連して，川崎重工技報，No. 71, 1979.7.
- 4) 坂井藤一・磯江 暁 小川 浩：円筒形液体タンクの地震応答解析，土木学会第16回地震工学研究発表会，1981.6.
- 5) Sakai, F. and Ogawa, H. : Seismic Resistant Design of Liquid Storage Tanks in Japan, Sino-American Symp. on Bridge & Str. Engng., Beijing, Sept., 1982.
- 6) Sakai, F., Ogawa, H. and Isoe, A. : Horizontal, Vertical and Rocking Fluid-Elastic Response and Design of Cylindrical Liquid Storage Tanks, Proc. 8 WCEE, San Francisco, July-Aug., 1984.
- 7) 通産省：高圧ガス取締法，告示 515 号，1981.10.
- 8) 自治省：消防法，告示 119 号，1983.4.
- 9) Clough, D.P. : Experimental Evaluation of Seismic Design Methods for Broad Cylindrical Tanks, Univ. of Cal., EERC Rep., No. UCB/EERC-77/10, May, 1977.
- 10) Clough, R.W. and Niwa, A. : Static Tilt Test of a Tall Cylindrical Liquid Storage Tank, Univ. of Cal., EERC Rep., No. UCB/EERC-79/06, Feb., 1979.
- 11) Manos, G.C. and Clough, R.W. : Further Study of the Earthquake Response of a Broad Cylindrical Liquid-Storage Tank Model, Univ. of Cal., EERC Rep., No. UCB/EERC-82/07, July, 1982.
- 12) 坂井・磯江・平川・面谷：平底円筒タンクの大型相似模型による傾斜実験，第7回日本地震工学シンポジウム論文集，1986.12.
- 13) 坂井・磯江・平川・面谷：大型相似模型による平底円筒貯槽の内液充填時挙動に関する実験研究，土木学会論文集，No. 398号/I-10, 1988.10.
- 14) 坂井・磯江・平川・面谷：大型相似模型による平底円筒貯槽の傾斜実験，土木学会論文集，No. 404/I-11, 1989.4.
- 15) 坂井藤一・磯江 暁：アンカー付きタンク底板の地震時部分的すべりによる影響，土木学会論文集，No. 410/I-12, 1989.10.
- 16) Wozniak, R.S. and Mitchell, W.W. : Basis of Seismic Design Provisions for Welded Steel Oil Storage Tanks, API Refining Dept. 43rd Midyear Meeting, Toronto, May, 1978.
- 17) 岡本・伊藤・浜田：鋼製平底円筒貯槽の耐震構造強度の研究—その3. FEMによる非線形解析，圧力技術，Vol. 20, No.4, 1982.7.
- 18) 小林信之・石田和雄：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（第1報および第2報），機械学会論文集，50巻，451号および453号，1984.
- 19) 坂井・磯江・秋山：平底円筒タンクの地震時浮き上り挙動に関する模型実験研究，圧力技術，Vol. 23, No. 6, 1985.11.
- 20) 山口宏樹・秋山成興：地上タンクの地震時浮き上り挙動に関する基礎的研究，構造工学論文集，Vol. 31 A, 1985.3.
- 21) 頭井 洋・新家 徹：底板の浮き上り変形を伴う円筒タンクの地震時変形解析，構造工学論文集，Vol. 31 A, 1985.3.
- 22) Auli, W., Fischer, D.F. and Rammerstorfer, F.G. : Uplifting of Earthquake-Loaded Liquid-Filled Tanks, Proc. 1985 PVP. Conf. ASME, 1985.
- 23) Manos, G.C. and Talaslidis, D. : Experimental and Numerical Study of Unanchored Cylindrical Tanks subjected to Lateral Loads, Proc. 3rd Int'n. Conf. on Comp. Meth. and Exp., Greece, 1986.
- 24) Peek, R. : Analysis of Unanchored Liquid Storage Tanks under Seismic Loads, Rep. No. EERL 86-01, Cal. Inst. of Tech., 1986.
- 25) Natsiavas, S. Response and Failure of Fluid-Filled Tanks under Base Excitation, GALCITSM Rep. 86-26, Cal. Inst. of Tech., 1987.
- 26) Lau, D.T. Static Tilt Analysis of Uplifting Cylindrical Tank, Proc. Structures Congress, ASCE, San Francisco, May, 1989.
- 27) Sakai, F. and Isoe, A. : Computation and Experiment on Base-Uplift Behavior of Cylindrical Oil Storage Tanks during Earthquakes, Proc. 1989 Conf., ASME, July, 1989.
- 28) Cambra, F.J. : Earthquake Response Considerations of Broad Liquid Storage Tanks, Univ. of Cal., EERC Rep., No. UCB/EERC-82/25, Nov., 1982.
- 29) 日本建築学会：容器構造設計指針・同解説，1990.3. (1990.5.12 受付)

## SEISMIC STUDY ON UPLIFT BEHAVIOR OF CYLINDRICAL LIQUID STORAGE TANKS BY STATIC TILT TESTS WITH A FULL SCALE MODEL

Fujikazu SAKAI and Akira ISOE

In the paper are presented the experimental results of tank uplift behavior obtained from a series of static tilt tests using a very big model, which accords to an actual large-scaled oil storage tank. Because of the exact similitude to the prototype and through the detailed and reliable measurement, the uplift behavior of large-scaled unanchored tanks during earthquakes has been clarified considering the effects of tank and foundation rigidity.

---