

---

投稿論文  
**Paper**  
**(In Japanese)**

# 大型相似模型による平底円筒貯槽の傾斜実験

## STATIC TILT TEST USING A LARGE MODEL OF EXACT SIMILITUDE WITH FLAT-BASED CYLINDRICAL LIQUID STORAGE TANKS

坂井藤一\*・磯江 暁\*\*・平川 長\*\*\*・面谷幸男\*\*\*\*

By Fujikazu SAKAI, Akira ISOE, Hajime HIRAKAWA and Yukio MENTANI

In order to investigate the uplifting behavior of large-scaled LNG, LPG and oil tanks, which has recently been said to be closely related with the earthquake damages, the authors conducted a series of static tilt tests using a very large model made of aluminum alloy with about 10 m diameter and 8 m height. This model is characteristic of satisfying exactly the similitude with actual large-scaled tanks, and the tilt tests made it possible to conduct such large experiments and to measure the behaviors in detail.

The subject of this paper is to introduce the static tilt tests and to discuss about the experimental results concerning a prototype LNG tank, compared with the authors' theoretical calculations.

*Keywords*: cylindrical tank, seismic design, tilt test, similitude law, uplift

### 1. はじめに

平底円筒貯槽は、大型の貯槽として広く用いられているが、側板と底板の接合部（以下隅角部とよぶ）近傍はその不連続性から応力が集中しやすく、地震の被害例でもこの部分の破損が数多く報告されている。この部分の主な破損形式としては、軸圧縮側側板部の座屈あるいは象の足型変形（elephant foot bulge; E. F. B.）や軸引張側隅角部の降伏あるいは破断があるが、最近になって、いくつかの石油貯槽の被害例などから、このような現象にはアニューラー部の浮き上りが関与していることが明らかになってきた<sup>1)</sup>。

通常、石油タンクの中には、アンカーを用いずに基礎上に設置されているものも多く、このため地震力が作用すると一部に浮き上りが生ずる<sup>2)~5)</sup>。また、LNGおよびLPGの低温タンクは、ガス内圧によるアニューラー浮き上り防止のためあっても常にアンカー・ストラップが用いられるが、この場合でも定着状態、あるいはアンカー剛性による伸びの程度によって、浮き上りが生じ、側板

に大きな軸圧縮力の生ずることが経験されている<sup>6)</sup>。

円筒貯槽の耐震研究は、浮き上りを伴わない底部固定のタンクの問題については、著者らの研究<sup>7)~11)</sup>を含むここ数年の研究によって、かなりのことが明らかになっており、また最近では浮き上り挙動についても、かなり研究が行われるようになってきている。しかしながら、いずれの研究においても、実験規模や解析仮定などに限界があり、実機での挙動を正確に推定し得る研究成果となると、十分なものはまだほとんどないといってよい状態であるように思われる（これらの既往研究については、文献12）において論じている）。このような点から、著者らは以前、円筒貯槽の浮き上り挙動調査のため、実機大型タンクとの相似則を満足させることに留意した小型模型による傾斜実験を実施したが<sup>13)</sup>、それに続いて最近直径9.6 mの大型模型を用いた傾斜実験を実施した（Fig. 1）<sup>14), 15)</sup>。

傾斜実験とは、タンクを傾斜させることによって、地震時に働くと推定される動圧力やそれから生じる転倒モーメントなどの地震荷重を模擬し、そのときの挙動を静的に調べるものである。傾斜実験の利点は、動的な実験と異なり、時間的余裕をもってデータの計測ができるので、測定点を増やし、各部の変位や応力を詳しく調べることができることや、振動台の規模による模型の大きさの制約から解放されることである。Table 1に、過去

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

\*\* 正会員 工修 同上主任 (同上)

\*\*\* 工修 同上課長 (同上)

\*\*\*\* 正会員 工修 同上課長代理 (同上)

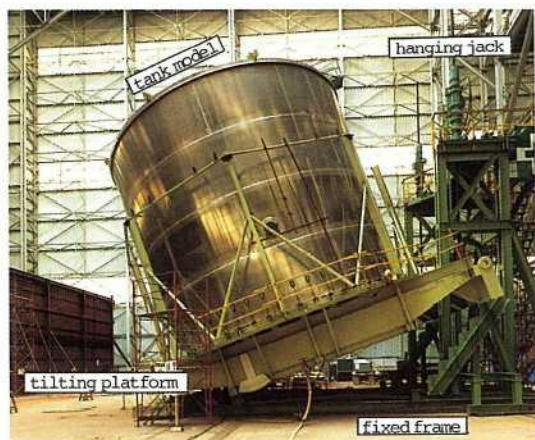


Fig.1 Schematic View of Tilt Test.

に行われた傾斜実験の例を著者らの実施した実験とともに示す。一般に、円筒貯槽実験における相似性の充足は、模型材料の制約などから非常に難しく、表中の研究の中にも相似性については断念しているものもある。カリフォルニア大学の直径3.6mの模型は、実験例としては有数の大きさのものであるが、相似律からいえば相似比は1/3であり、直径10.8mの実機を表現しているにすぎない。著者らの実験は大型貯槽との相似を実現した点に特色があり、この場合実験により得られたデータに適切な相似比率を掛けることにより、ただちに実機での値に還元できる。

Table 2 に示すように、模型はアルミニウム合金を使用した内径9.6mの大型のものであり、相似律から、これに対応する実機は、内容液の種類によって、LNGの場合80000m<sup>3</sup>(80000kl)、LPGの場合60000m<sup>3</sup>(60000kl)、石油の場合25000m<sup>3</sup>(25000kl)のタンクとなる。このように本実験は、実機大型タンクとの相似性を厳密に追及したことにより、タンク模型実験としては世界的に例がないようなきわめて大規模な実験と

なった。同じ規模のタンク実験としては、高圧ガス保安協会によるLNGタンク模型の振動実験がある<sup>6)</sup>。多度津にある原子力工学試験センターの1×10<sup>6</sup>kg振動台上で直径10mの鋼製模型を用いて実施されたこの実験はきわめて貴重な実験であり、鋼性模型であるため完全な相似律は満足されていないように思われるものの、大規模な振動実験であることから、非常に有意義なデータを提供している。本実験は、これと比べて、静的な実験であるが、厳密な相似性の満足と詳細な計測によって、高圧ガス保安協会の実験とはまた別の意味で有意義なものであろうと思われる。

本実験の調査事項は、以下の諸点である。

- ① アンカーがある場合の挙動、すなわち貯槽各部の応力と変位の状況(アンカーの剛性、プレストレス、アンカーの遊びの影響など)。
- ② アンカーのない場合の挙動。
- ③ 側板上部の屋根の影響。
- ④ 基礎の剛性の影響。

本実験では、このような調査が可能となるように、次に述べるような模型および実験装置を準備し、合計34ケースの傾斜実験を実施した。本論文は、この実験のコンセプトと模型・装置および実機LNGタンクに相当するケース(一種の実証テスト)の実験結果について説明するものである。

後の説明の便のため、ここで記号の定義を行う。

0- $r$ - $\theta$ - $z$ :座標系

(底板中心を原点とし、半径方向に $r$ 、周方向に $\theta$ 、鉛直方向に $z$ をとる。 $\theta=0^\circ$ は軸引張側(浮き上り側)、 $\theta=180^\circ$ は軸圧縮側の正面である。)

$D$ :タンクの内径

$H$ :液深

$t_s$ :側板の板厚

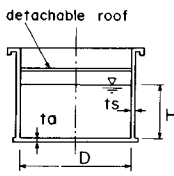
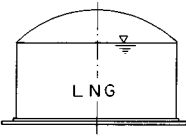
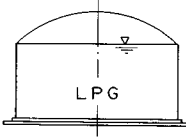
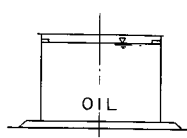
$t_a$ :アニュラー板の板厚

$\gamma$ :内容液の単位体積重量

Table 1 Tilt Tests Conducted up to This Experiment.

	Tank Diameter D (m)	Liquid Height H (m)	Thickness of Shell Plate $t_s$ (mm)	Thickness of Annular Plate $t_a$ (mm)	Material
R.W. Clough, D.P. Clough, A. Niwa, G.C. Manos <sup>2-4)</sup>	2.33	2.10 - 3.90	2.25	2.25	aluminum alloy
	3.60	1.50	2.0	2.0	aluminum alloy
N.Kobayashi, K.Ishida, O.Asai, K.Masumoto, H.Shibata <sup>16,17)</sup>	0.97	0.50 - 0.84	0.8	0.2	stainless steel
	2.03	0.83 - 1.21	1.0	0.5	stainless steel
H.Zui, T.Shinke <sup>18)</sup>	1.60	1.00	0.6	0.6	aluminum alloy
	1.60	0.60	0.6	0.6	aluminum alloy
F.Sakai, A.Isoe, N.Akiyama <sup>13)</sup>	0.49	0.49	0.36	0.28	plastic film
	1.20	0.49	0.54	0.36	plastic film
F.Sakai, A.Isoe, H.Hirakawa, Y.Mentani	9.60	4.60 - 5.90	5.0	3.0	aluminum alloy

Table 2 Dimensions of Model Tank and Prototypes.

	Model	Prototype		
				
W (kl)	333 - 427	80,000	60,000	25,000
$\gamma$ (kgf/m <sup>3</sup> )	1,000 (water)	485	580	800
E (kgf/mm <sup>2</sup> )	7,000 (aluminum alloy)	21,000	21,000	21,000
L <sub>m</sub> /L <sub>p</sub>	—	1/6	1/5	1/4
H (mm)	4,600 - 5,900	28,800	29,600	19,800
D (mm)	9,600	59,500	50,000	40,000
t <sub>a</sub> , t <sub>s</sub> (mm)	3.0, 5.0	18.0, 30.5	18.0, 28.0	12.0, 20.0

- E,  $\nu$ : タンク材料のヤング率とポアソン比
- $K_b$ : 基礎の地盤反力係数
- $\phi$ : タンクの傾斜角
- $M_T$ : 傾斜によりタンクに生じる転倒モーメント
- $K_h$ : バルジング応答震度
- $\gamma_{max}$ : スロッシング最大波高

2. 実験の概要

(1) 実験模型

a) 相似律

実機と模型タンクの相似律については、バッキングムの定理から、次の無次元量を本問題の主要なものとして考慮した<sup>2)-4)</sup>。

$$\frac{H}{D}, \frac{t_s}{D}, \frac{t_a}{D}, \frac{\gamma D}{E}, \frac{\gamma}{K_b}, \nu$$

これらの無次元量がすべて実機と等しくなるような模型を作成すると、実機とモデルの相似が満足される。そこで、本実験では次の考え方により模型を作製した。

- ① 模型と実機を幾何学的に相似にする。
- ② 模型と実機の幾何学的相似比を、 $E/\gamma$ の比とする。
- ③ 基礎は、ウィンクラーばねとして仮定し、模型と実機の反力係数  $K_b$  の比が、 $\gamma$  の比と等しくなるように、模型基礎を作成する。
- ④ ポアソン比の影響は無視する。

内溶液には水を、タンク材料にはアルミニウム合金を用いたので、幾何学的縮尺は、LNG タンクの場合ほぼ 1/6、LPG タンクの場合ほぼ 1/5、石油タンクの場合ほぼ 1/4 となり、実機と模型との間で相似性を十分に満足することが可能となった (Table 2)。

- b) アンカー・ストラップ、基礎およびタンク屋根のモデル化  
アンカー・ストラップについても、実機 LNG タンク

との相似性を考えて、Table 3 に示すようにモデル化した。実機は、アンカーとしてステンレス製の平板が 180 本用いられているが、ここでは伸び剛性が実機アンカー 3 本分にほぼ対応する M 16 の鋼性の丸棒 60 本を用いて代表させている。また、アンカーがより弱い場合も実験することにし、丸棒の本数を 30 本に減じたり、太さを M 12、M 8、M 6 などに変化させたりしている。Fig. 2 にアンカーを取り付けた状態を示す写真を掲げている。丸棒の中央に付いているターンバックルは、これを回転させることにより、プレストレスを導入することができるようにしたものであり、低温冷却状態において実機アンカーにプレストレスの入る場合を考慮したものである。

この LNG タンクの場合は、基礎として保冷能力のある特殊なコンクリート基礎を用いているが、この保冷コンクリート層相当の地盤剛性をもった基礎モデルとして、厚さ 25 mm の合板を用いた。石油タンクの場合は、

Table 3 Anchor/Foundation Similitude.

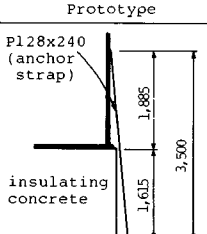
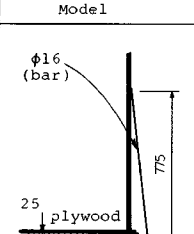
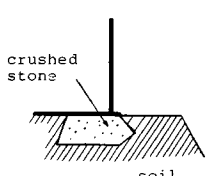
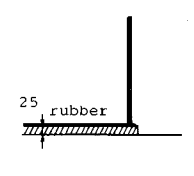
	Prototype	Model
LNG Tank		
OIL Tank		



Fig. 2 Anchor Strap.

基礎として碎石リングを考え、これの剛性に見合うモデルとして厚さ 25 mm のゴムを用いた。

屋根については、低温タンクでは剛性の十分大きなドーム屋根が用いられており、また石油タンクでは浮き屋根が用いられることが多い。ドーム屋根に相当するものとして、タンクの円形断面の変形を拘束するような十分剛なリングを用意し、これを所定の位置に取り付けた。石油タンク相当の実験をする場合は、浮き屋根とシェルとの間にある柔らかいシールのために、浮き屋根の剛性が期待できないものとして、このリングをはずして実験を実施した。

## (2) 実験方法

### a) 傾斜装置

実験装置と実験の様子は、Fig. 1 に示されている。図にみられるように、実験装置は大きく分けて 3 つの部分よりなっている。1 つはタンクを搭載して傾斜させる傾斜台であり、5 本の主桁とその上に載っている床組からなる。タンク満液時 (内液質量  $333 \times 10^3 \text{ kg} \sim 476 \times 10^3 \text{ kg}$ ) にも、傾斜台は平面を保つ必要があるため、中央の主桁はウェブ高 1 350 mm という剛性の大きなものとした。この傾斜台を搭載する部分が固定定盤であり、傾斜台の回転中心となる部分は固定定盤とピン構造により結合されている。傾斜台の他端は、傾斜させる際に吊り上げられるが、この吊りジャッキを支持する部分がジャッキ架台であり、固定定盤上に建てられている。

### b) 計測

ひずみ計測は、場所と目的に応じて 3 軸ゲージを内外面に貼った点 (6 成分) から、1 軸ゲージを内面のみに貼った点 (1 成分) まで、171 点 (591 成分) につき実施し、変位計測は、側板の半径方向変位、側板下端の鉛直方向

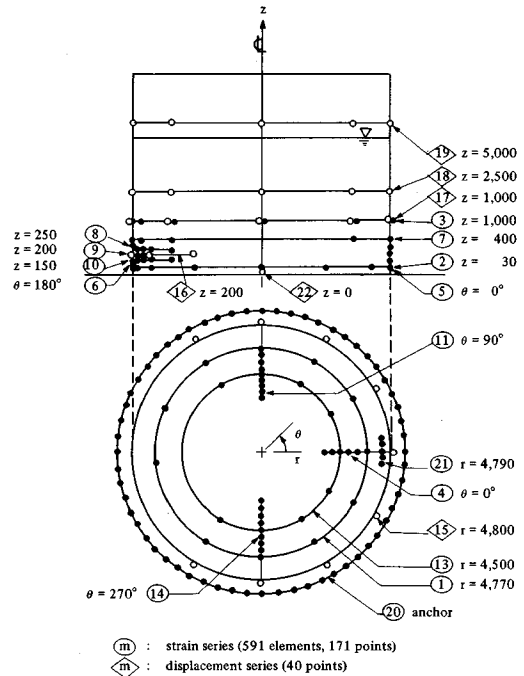


Fig. 3 Measuring Points.

変位、および側板下端の周方向変位の、全部で 40 点につき実施した。このほかに、浮き上り時はスケールによる浮き上り幅の計測を行っている。

### c) 実験ケース

実験は、アンカーありが 23 ケース、アンカーなしが 11 ケース、合計 34 ケース実施した。これらのケースは、前述した調査事項を目的として、比較検討ができるように設定されている。

アンカーありのケースは、すべて低温タンクの場合を想定して、基礎として合板を使用している。アンカーは、実機相当ケース (M 16, 60 本) の場合が最も剛性が高く、その他の組合せとしては、剛性がこの 1/2, 1/4, 1/8 相当の場合を調査した。

プレストレスについては、実機アンカー程度のプレストレス量 (1 本当たり 19.6 kN (2.0 t) または 14.7 kN (1.5 t)) を最大として、その数分の 1 の場合、およびプレストレスなしの場合を実施している。また、アンカーに遊びのある場合を考えて、3.2 mm のガタのある場合の実験も実施している。

屋根および基礎については、屋根あり・合板基礎が低温タンクの標準の場合、屋根なし・ゴム基礎が石油タンクの標準の場合であるが、屋根の影響や地盤剛性の影響を包括的に調べるため、種々の組合せについても実験を行っている。このほか水深については、LNG タンクの場合 4.6 m, LPG タンクの場合 5.9 m, 石油タンクの

場合 4.6~5.5 m を考えた。

実験時期は、昭和 60 年 1~3 月の前期 (23 ケース) と同年 9~11 月の後期 (11 ケース) に分けられるが、側板と底板の初期変位計測から底板の初期変位がかなり大きいことが判明したので、前後期の間底板初期不整の補修を実施している。前後期の実験を比較することにより、底板初期不整の影響を観察することができたのは、当初調査事項に加えて貴重な収穫であった<sup>19)</sup>。

### 3. 作用荷重と理論解析

#### (1) 作用荷重

傾斜させることによる内容液の作用荷重と地震荷重との対応は、次のようである。地震荷重としては、タンクの動的応答 (短周期的応答と長周期的応答) に基づき、バルジングによる荷重とスロッシングによる荷重が考えられ、現在の基準では<sup>20), 21)</sup>これに対して具体的な荷重算定式が与えられている。ちなみにバルジングについては著者らの提案式<sup>9)</sup>、スロッシングについては柴田らの 3 波共振式<sup>22)</sup>、その基礎になっている。したがって、地震荷重はこれらの基準の式で算出することにした。

傾斜によりタンクに生じる転倒モーメントは、次式のようになる。

$$M_t = \frac{\pi}{8} D^4 \gamma \sin \phi \left\{ \left( \frac{H}{D} \right)^2 + \frac{1}{16} \tan^2 \phi \right\} \dots \dots \dots (1)$$

浮き上り現象には、転倒モーメントが最も重要な荷重となるので、傾斜時と地震時の転倒モーメントが等しくなるような対応を考えることにする。このときバルジング応答震度  $K_h$  あるいはスロッシング最大波高と液深の比  $\eta_{max}/H$  と傾斜角  $\phi$  の関係は、Fig. 4 のようになる (液深 4 600 mm として計算)。これによると、傾斜角  $15^\circ$  は  $K_h=0.645$ 、傾斜角  $10^\circ$  は  $\eta_{max}/H=0.284$  に相当し、これらの値はそれぞれ各基準における最大値程度である。

この場合の液圧分布モードの比較を Fig. 5 に示しているが、バルジング時およびスロッシング時とも、タンクを傾斜させることにより地震荷重が作用した状態をほぼ十分に実現できることがわかる。

#### (2) 理論解析

通常タンクの応力解析は、側板については円筒シェルの理論に基づき、下端を固定 (埋込みまたはピン) とみなして行われることが多い。しかしながら、実際のタンク下端の境界条件は非常に複雑である。タンク下部にはアンカー・ストラップがあり、底板は必ずしも剛とはいえない基礎の上に置かれており、また浮き上りによる底板と基礎間の剥離も考えられる。これらを考慮しつつ三次元的に厳密な解析を行うことは、非常に難解な問題となるので、ここでは上方ではシェルの膜理論解<sup>23)</sup>を用い、下端近傍については二次元的ストリップモデルによる

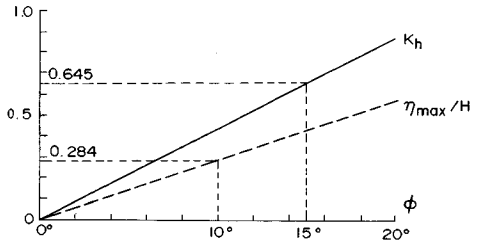


Fig. 4  $\phi$ - $K_h$  and  $\eta_{max}/H$  Relationships ( $H=4\ 600$  mm).

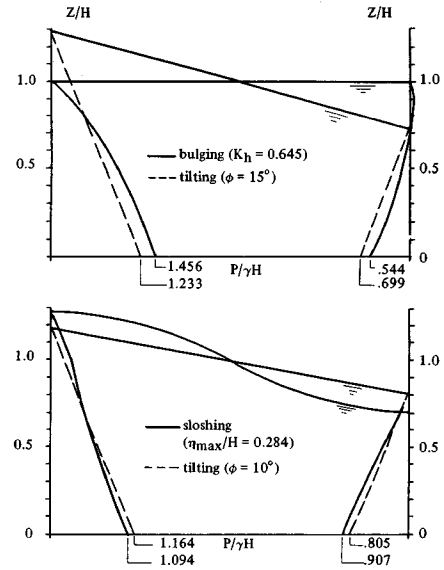


Fig. 5 Pressure Mode.

FEM 解を用いることにする<sup>24)</sup>。このモデルは、文献 19) に示したものと同様であるが、この場合アンカー・ストラップも平均化して一様に分布するものとし、上方シェルからの軸力  $N$  は、上に述べたシェルの膜理論解から求まる値を用い非対称荷重を代表させている。本モデルでは側板および底板の大変形と底板・基礎間の剥離を考え、また液圧は常に要素に垂直に働くことを考慮している。

### 4. 実験結果と考察

ここでは、実機 LNG タンク相当の実験ケースの傾斜時挙動について述べる。このケースでは、傾斜角  $18.9^\circ$  まで 18 段階に分けて徐々に傾斜台を上げていき、各傾斜段階で所定の計測を実施し、タンク挙動と安全性を確認しながら次の段階に進むようにしたが、 $18.9^\circ$  まで異常な変位や応力は何もみられなかった。以下この実験結果について説明することにするが、データは特にことわらない限り傾斜前の状態を規準とし、傾斜させることにより増えた値を示している。

(1) タンクの変位

Fig. 6(a) に傾斜角  $18.9^\circ$  におけるシェル下端の鉛直方向変位を示す。これは傾斜により増えた増分であり、傾斜前にシェル下端が若干基礎中に沈下していることを考えると、この場合シェル下端は基礎からほとんど剥離を生じていないとみてよい。同じ  $\phi=18.9^\circ$  における半径方向変位を Fig. 6(b) に示す。図には高さ 1000 mm および 2500 mm の 2 つの断面における変位を示しているが、両方ともほぼ  $\cos \theta$  状の分布をしていることがわかる。

(2) 側板に生じる膜力

Fig. 7 に、高さ 1000 mm, 400 mm, 30 mm におけるフープ力の分布を示す。図中には比較のため、同じレベルにおけるシェル理論の解および FEM 解を挙げている。計算値は高さ 1000 mm および 400 mm の位置ではよく一致するが、側板下端に近い高さ 30 mm の位置では実験値と対応せず、むしろ逆モードになっている。このような現象は、底板すべりなどを含めてのタンク全体の三次元的挙動により生じているものと思われる。

傾斜による側板せん断力の分布を Fig. 8 に示す。図には高さ 1000 mm および 30 mm のデータが示してあるが、フープ力の場合と異なり、側板下端に近い高さ 30 mm の位置でも実験値とシェル理論値はよく一致している。

傾斜による側板軸力およびアンカー張力の分布を Fig. 9 に示す。実験値には、 $0^\circ$ — $180^\circ$  線に関する若干の非対称性ならびに底板と基礎との接触具合によるばらつきがみられる。実験結果と計算値を比較すると、全体

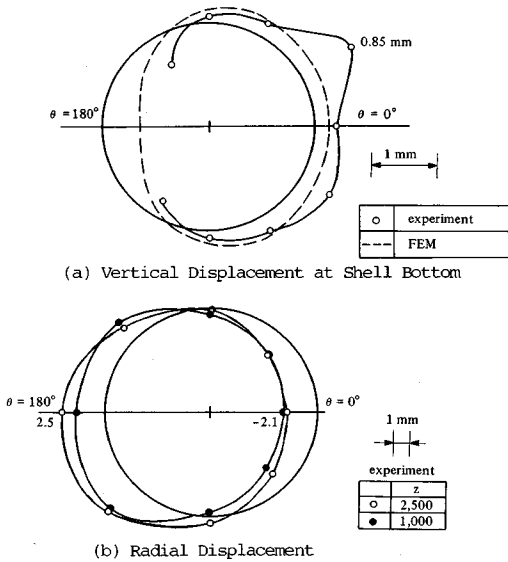


Fig. 6 Displacements ( $\phi=18.9^\circ$ ).

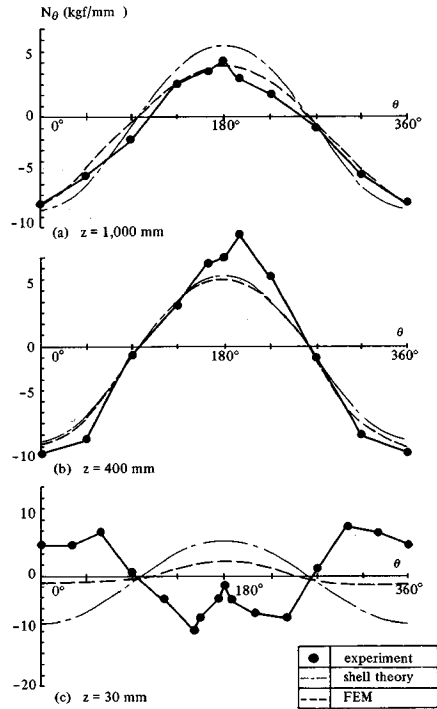


Fig. 7 Hoop Force Distribution in Circumferential Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

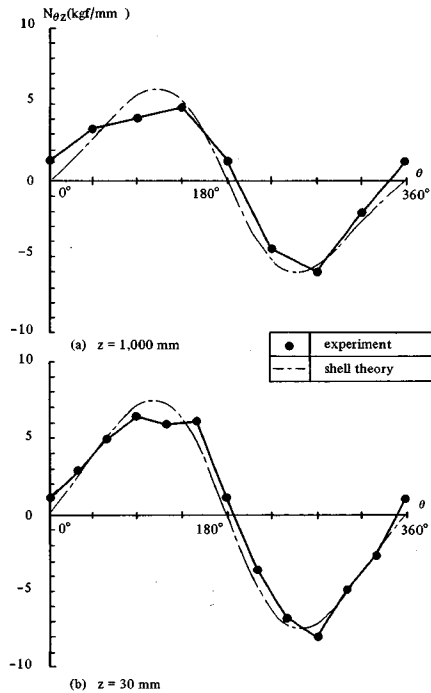


Fig. 8 Shearing Force Distribution in Circumferential Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

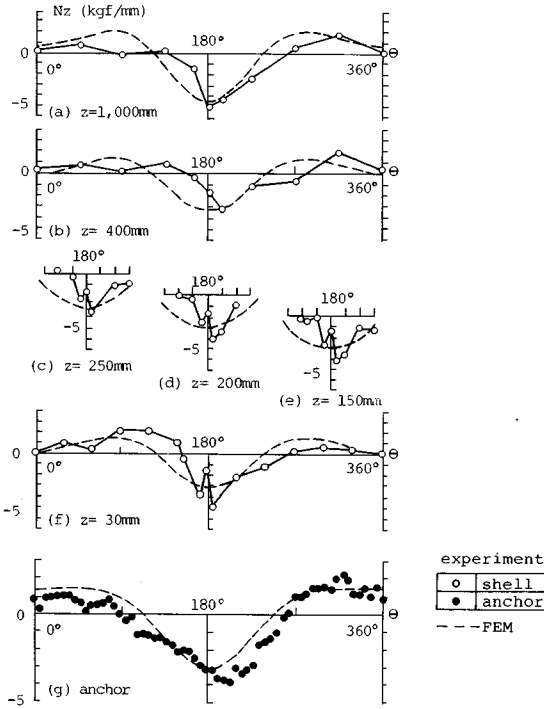


Fig. 9 Axial Force Distribution in Circumferential Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

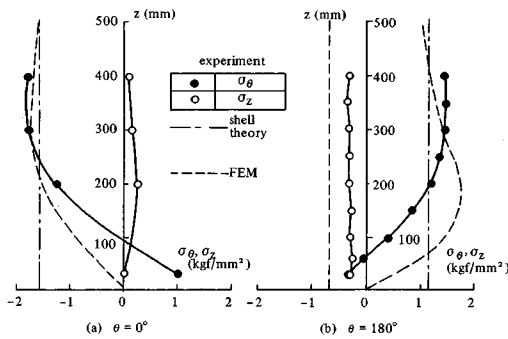


Fig. 10 Membrane Stress Distribution in Vertical Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

的にみて両者はよく一致していると思われるが、実験では局部的に軸力の集中するところがあり、ピーク値は理論値よりやや大きめになっている。アンカーは、全周にわたり平均的に 39.2 N/mm (4 kgf/mm) のプレストレスが導入されていたので、軸圧縮側においても  $\phi=18.9^\circ$  まで十分に圧縮力を負担していることが、この図より確認できる。

Fig. 10 には、 $\theta=0^\circ, 180^\circ$  の 2 つの位置におけるフープ応力および軸方向応力の鉛直方向分布を示す。フープ応力についてみると、FEM 計算値と実験値との間で全体として極大値を含めて分布傾向はよく一致しており、

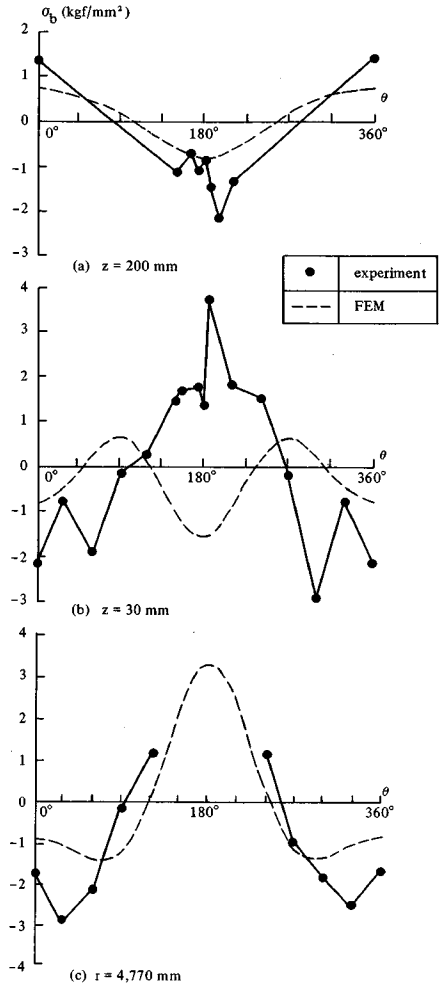


Fig. 11 Bending Stress Distribution in Circumferential Direction (inside,  $\phi=18.9^\circ$ ).

高さ 250 mm 以上ではあまり差はないが、250 mm 以下のあたりでは両者の間にずれがみられる。

軸方向応力については、 $\theta=180^\circ$  の位置で実験値が計算値の約 1/2 程度になっているが、Fig. 10 にみられるようにこの点の計測値は特に小さい値を示しており、 $\theta=180^\circ$  付近の実験値と計算値を総合的に比較してみると、これらの平均値はほぼ合っていると思われる。また  $\theta=0^\circ$  においては、引張軸力はほとんどアンカーで負担され、側板軸力はほぼ 0 に近い値を示していることがわかる。

(3) 曲げ応力

側板の高さ 200 mm, 30 mm の位置、底板の半径 4 770 mm の位置における曲げ応力の周方向分布を Fig. 11 に示す。Fig. 11(a) をみると、高さ 200 mm の位置では側板曲げ応力の計算値と実験値はよく似た傾向を示す



が、オーダーは実験値の方が2倍くらい大きく出ている。また、Fig. 11(b)をみると、側板下端での曲げ応力はフープ力の場合と同様に、計算値と実験値でかなり異なる様相を示している。底板の隅角部近傍 ( $r=4770$  mm) 曲げ応力は、 $\theta=0^\circ$  の周辺で実験値が計算値より2倍程度大きい、周方向分布の傾向は両者の間でよく一致している。

$\theta$  が  $0^\circ$  と  $180^\circ$  の2つの位置における底板曲げ応力半径方向分布および側板曲げ応力鉛直方向分布を Fig. 12 に示す。 $\theta=0^\circ$  の位置における底板曲げ応力は、隅角部近傍特に大きな値をもち、側板から離れるに従い著しく減少し、側板より50~60 mm 以上内側に入るとつれて減衰している。これらの傾向は計算値と実験値で一致している。実験では、 $r=4700$  mm より内側においてもかなりの曲げ応力の発生がみられているが、これは初期たわみの影響などが現われているとみられる。 $\theta=180^\circ$  における底板曲げ応力については、実験値はないが、計算値は隅角部近傍の急激な応力増大を示している。 $\theta=0^\circ$  および  $180^\circ$  における側板曲げ応力分布については、 $\theta=0^\circ$  では実験値と計算値はよく対応して

いるが、 $\theta=180^\circ$  の位置での側板曲げ応力は、計算値と実験値の間で同じ傾向は有するものの、特に下端付近で大きく異なっている。これは、Fig. 11(b) でみられた相違と同じ傾向であり、底板すべりなどを含めてのタンク全体の三次元的挙動と関連しているようである。

(4) 隅角部の局所応力

Fig. 13 に、底板隅角部に生じる局所ひずみの推移を示す。計測値は、側板より10 mm 内側へ入ったところの  $\theta=0^\circ, \pm 2.5^\circ, \pm 5.0^\circ$  の5点における底板上面に生じる半径方向ひずみを示しており、空の状態を0とした値を示している。別報<sup>19)</sup>でも述べたように、水張り時の局所曲げひずみは、底板の初期たわみの影響によりかなり値に差があるが、 $\theta=0^\circ$  側におけるこれらのひずみは傾斜とともにむしろ減少する傾向を示し、傾斜過程におけるこの勾配は実験値(5点)および計算値ともよく一致している。

(5) 側板におけるミーゼス・インテンシティ

側板下部のミーゼス・インテンシティは、側板強度評価の1つの目安となるものであるから、次式により求まる実験値と計算値を比較してみた。

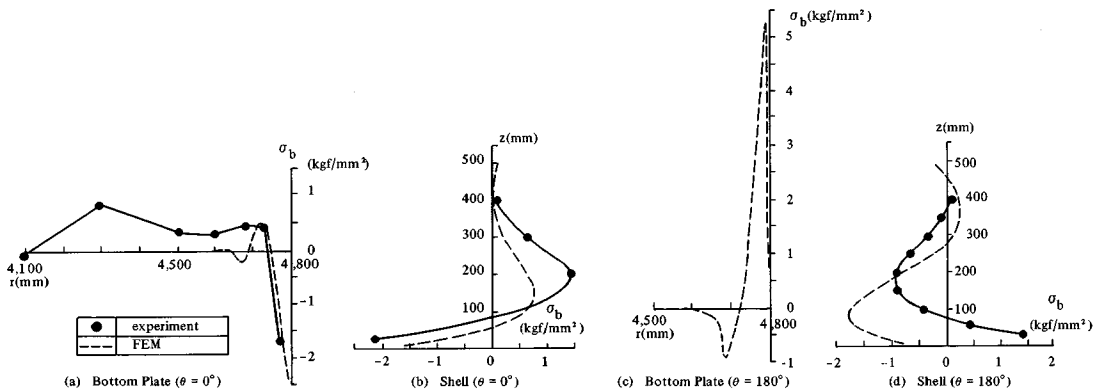


Fig. 12 Bending Stress Distribution in Radial and Vertical Direction (inside,  $\phi=18.9^\circ$ ).

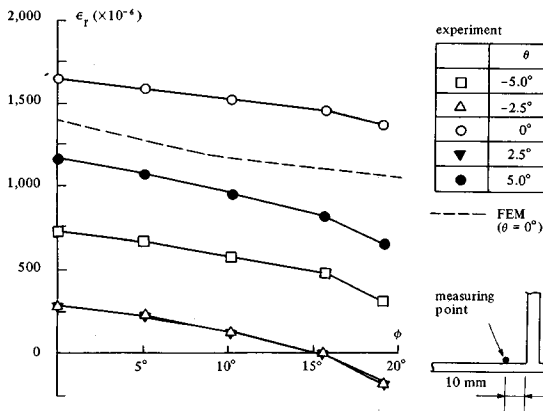


Fig. 13 Bottom Corner Strain.

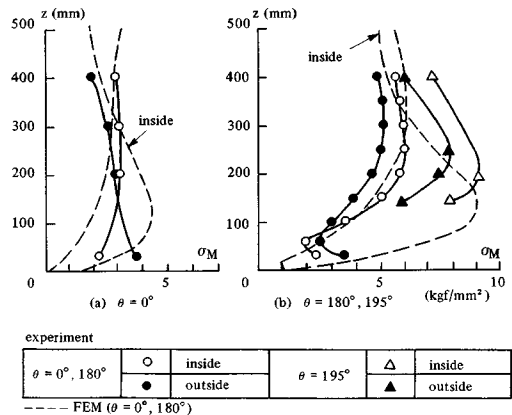


Fig. 14 von Mises Intensity ( $\phi=18.9^\circ$ ).

$$\sigma_M = \sqrt{(\sigma_\theta + \sigma_{\theta 0})^2 + (\sigma_z + \sigma_{z 0})^2} - (\sigma_\theta + \sigma_{\theta 0})(\sigma_z + \sigma_{z 0}) \dots\dots\dots(2)$$

この場合、当然ながら、空の状態（無応力状態）を規準とした値を用いている。Fig. 14には、 $\theta$ が $0^\circ$ と $180^\circ$ の位置における鉛直方向分布を示している。これを見ると、 $z=300$  mmより上方では、計算値は実験値とほぼ対応しているが、それより下方、特に $z=100\sim 200$  mmの間において計算値は実験値とかなりの差を生じている。これは、すでにみられたように、下端近傍において $\sigma_\theta$ および $\sigma_z$ の計算値と実験値の間に著しい相違がみられたことと関係しており、オーダー的には、 $\theta=0^\circ$ における極大値は両者の間にそれほど差はないが、 $\theta=180^\circ$ においては計算値が実験値の1.5倍程度の値になっている。すでに述べたが、 $\theta=180^\circ$ の箇所における測定値は、実験上のばらつきから、測定値が常に小さくであったことを考えると、この実験値が計算値より小さくなることは明らかであり、ちなみに近傍点 $\theta=195^\circ$ での実験値は $88.2 \text{ N/mm}^2$  ( $9 \text{ kgf/mm}^2$ )であり、計算上の極大値とほぼ対応している。

これらの極大値にしても、材料の降伏応力 $137.2 \text{ N/mm}^2$  ( $14 \text{ kgf/mm}^2$ )と比較して、十分小さな領域にとどまっており、側板の塑性化は発生しなかったとみてよい。

5. ま と め

以上において、著者らの実施した大型模型タンクによる傾斜実験とそれによって得られた実機LNGタンク対応ケースの実験結果について説明してきたが、ここでそれらの結果をまとめると、以下ようになる。

(1) ここで用いた模型は、実機大型タンクとの完全相似性を意図して計画され、そのため規模が世界的にみても例がないような非常に大型のものとなった。この模型による傾斜実験によって、大型タンクの詳細な計測を含む地震時挙動調査が可能となった。

(2) 実験の結果では、実機LNGタンク対応ケースについて、傾斜角 $18.9^\circ$ （応答震度にして0.846）まで、応力・変位とも異状なく傾けることができ、高い設計震度に対し設計された実機の安全性が実際に確認された。

この実機に対する一種の実証テストの結果として、次のようなことが観察された。

- 1) 高さ400 mm近傍では、側板の曲げ作用はほとんどみられず、したがってフープ力は単純なシェル理論解析により求めることができる。また、せん断力については、曲げの影響の現われる下端近傍においても、シェル理論により求めることができる。
- 2) アンカーおよび底板と基礎の相関挙動の影響を受

ける側板下部の応力は、ここで示したストリップFEM解析により、ほぼ十分な精度で求めることができる。

- 3) しかしながら、側板下端近傍においては、フープ力および曲げ応力は、ここでのFEM解析とまったく異なる傾向を示しており、これは底板すべりを含めてのタンク全体の三次元的挙動によるものと思われる（これについては参考文献25）で詳しく論じる）。
- 4) 底板の曲げ応力については、隅角部の局部応力を含めて、ここでのFEM解析でほぼ十分な精度で求められる。この場合、 $\theta=0^\circ$ の側板軸引張側では、初期の曲げひずみが傾斜とともに減少する傾向を示し、 $\theta=180^\circ$ の側板軸圧縮側でむしろ大きな曲げ応力の発生する傾向がみられる。
- 5) 最終的に各応力の重ね合わせから求まる側板のミーゼス・インテンシティは、必ずしも実験値と計算値では一致しなかったが、最大値のオーダーは対応している。いずれにしても、実機相当の場合 $\phi=18.9^\circ$ まで側板の塑性化は生じないようである。
- 6) 圧縮側の側板軸力において、特に著しい応力の集中はみられていない。これは、カリフォルニア大学のアンカーなしの場合の実験結果や高压ガス保安協会のアンカーにやや遊びのある場合の実験結果とは異なる結果である。これにより、アンカーが十分剛で有効に働く場合には、過大な軸圧縮応力の発生はみられないといつてよいものと思われる。

謝 辞：本実験を遂行するにあたり、東大名誉教授 奥村敏恵先生および鶴戸口英善先生ほか、多数の先生方にご指導いただきました。また大阪ガス株式会社の関係各位には多大のご支援・ご協力をいただきました。この機会に厚く御礼の意を表する次第であります。

参 考 文 献

- 1) 坂井藤一：研究展望—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，第362号／I-4，1985.10.
- 2) Clough, D. P. : Experimental Evaluations of Seismic Design Method for Broad Cylindrical Tanks, UCB/ERC-77/10, Univ. of California, Berkeley, May, 1977.
- 3) Clough, R. W. and Niwa, A. : Static Tilt Test of a Tall Cylindrical Liquid Storage Tank, UCB/ERC-79/06, Univ. of California, Berkeley, Feb., 1979.
- 4) Manos, G. C. and Clough, R. W. : Further Study of the Earthquake Response of a Broad Cylindrical Liquid-Storage Tank Model, UCB/ERC-82/07, Univ. of California, Berkeley, July, 1982.
- 5) Wozniak, R. S. and Mitchell, W. W. : Basis of Seismic

- Design Provisions for Welded Steel Oil Storage Tanks, Proceedings API Refining Department, 1978.
- 6) 高圧ガス保安協会, 振動実験委員会: 鋼製円筒貯槽の耐震実験報告(第1回)~(第3回), 高圧ガス, Vol. 21, No. 7, No. 8, No. 9, 1984.
  - 7) 岡田・坂井・迫田: 有限要素法による大型液体タンクの地震応答解析, 川崎重工技報, [59], 1975. 12. および [61], 1976. 8.
  - 8) 坂井・迫田: 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.
  - 9) 坂井・迫田・小川: 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, [71], 1979. 7.
  - 10) 坂井・小川・磯江: 円筒液体タンクの鉛直加振によるバルジング振動の解析, 第11回地震工学研究発表会, 1981. 6.
  - 11) 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-August, 1984.
  - 12) 坂井・磯江・寛・平川・面谷: 大型平底円筒タンクの地震時挙動に関する研究—静的傾斜実験による浮き上り挙動の調査, 川崎重工技報, [97], 1987. 8.
  - 13) 坂井・磯江・秋山: 平底円筒タンクの地震時浮上り挙動に関する模型実験研究, 圧力技術, Vol. 23, No. 6, pp. 294~304, 1985.
  - 14) 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, 1986.
  - 15) Sakai, F., Isoe, A., Hirakawa, H. and Mentani, Y. : Experimental Study on Uplifting Behavior of Large-sized Cylindrical Liquid Storage Tanks, Proc. of the 1987 Pressure Vessels and Piping Conf., ASME, July, 1987.
  - 16) 小林・石田: 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.
  - 17) 浅井・石田・益本・柴田: 地震時アンカーの伸びを考慮した円筒タンク側板の軸圧縮力, 圧力技術, Vol. 23, No. 1, 1985.
  - 18) 頭井・新家: 底板の浮上り変形をともなう円筒タンクの地震時変形解析, 構造工学論文集, Vol. 31, pp. 537~550, 1985. 3.
  - 19) 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, 第398号/I-10, 1988.10.
  - 20) 自治省: 消防法, 告示119号, 1983. 4.
  - 21) 通産省: 高圧ガス取締法, 告示515号, 1981. 10.
  - 22) 曾我部・重田・柴田: 液体貯槽の耐震設計に関する基礎的研究, 東京大学技術研究所報告, 第26巻, 第7号, 1977.
  - 23) Flügge, W. : Stresses in Shells, 2nd ed., Springer-Verlag, 1973.
  - 24) 坂井・磯江・平川・面谷: アンカー・ストラップ付きタンクの傾斜実験, 第41回土木学会年次講演, 1986.
  - 25) 坂井・磯江: アンカー付きタンク底板の地震時部分的滑りによる影響, 土木学会論文集, 投稿中.

(1988. 1. 25・受付)