

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

STUDY ON LIQUID-FILLING BEHAVIOR OF STORAGE TANKS USING A BIG MODEL OF PERFECT SIMILITUDE

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 1985 the authors carried out a series of static tilt tests with a very big tank model in order to study the aseismic safety of large-scaled cylindrical liquid storage tanks. The model has about 10 meter diameter and 8 meter height and is made of aluminum alloy, satisfying the similitude requirements to actual large-scaled LNG, LPG and oil tanks. Prior to the static tilt tests, several cases of water-filling test of the model tank were conducted. It is very important from the point of view of tank design to grasp the tank behaviors in these conditions correctly. This paper is dealing with the water-filling behaviors of the tank which has not been clarified so far. The behaviors are discussed in relation with the initial deflections of tank shell and base plate and from comparison with the finite element analysis.

Keywords : tank, model test, initial imperfection, FEM analysis

1. はじめに

平底円筒貯槽は、水、石油類および低温液化ガス類 (LNG, LPG) などの貯槽容器として、広く用いられている。平底円筒貯槽は、他の形式の貯槽に比べて大容量のものが多いので、その安全性にも特に注意が払われ、石油貯槽についていえば、消防法¹⁾では容量1000kl以上のものを特定屋外タンクとよび、小型のものと区別しており、低温液化ガス貯槽などについては、高压ガス取締法²⁾などで重要度のランクを高くしている。したがって、構造強度的な問題については、耐震安全性も含めて、数多くの研究が現在までになされている。著者は、このような平底円筒貯槽の地震時挙動を調査する目的で、実機大型タンクの完全相似模型による傾斜実験研究を実施した。この研究はそもそも、世界的にもほとんど例がないような大型模型を用いて、アンカー付きタンクとアンカーなしタンクに対する、地震時の浮上り挙動を詳細に調べることが目的であったが、実験の途上において液充填時挙動も調査し、かなりのデータを入手することが

できた。

平底円筒貯槽設計の基本的な考え方は^{1), 2)}、常時荷重として満液状態での液圧力を考え、これに対する円筒シェルーフープ応力が基本許容応力内にあるように、また地震荷重としては満液状態での液圧力と転倒モーメントを考え、これに対する円筒シェルのフープ応力と軸圧縮応力がそれぞれ割増しされた許容応力あるいは座屈許容応力内にあるようにする、というものである。この場合、フープ応力について考えてみると、割増し許容応力は基本許容応力の1.5倍であり、地震時全液圧も満液時静液圧の1.5倍程度になるので(水平方向地震力係数が最大で0.5~0.6程度になるため)、フープ応力でシェル板厚が決まる場合には、満液時の静的フープ応力はほぼ基本許容応力に匹敵する程度になってくる。また、満液時側板シェルと底板アニュラー板との隅角部に生じる局部応力はフープ応力以上のオーダーとなるので、場合によってはこの局部応力のチェックも必要になってくる。このような点から、満液時の静的挙動も、常時頻繁に生じる限界状態の1つとして設計上重要な意味を有しており、この挙動を正確に知ることは、貯槽の安全性の上から非常に重要なことになる。

このように構造強度上基本的な重要性を有する液充填時挙動であるが、現実にその挙動を詳細に観察した例と

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

** 正会員 工修 同上

*** 工修 同上 課長

**** 正会員 工修 同上 係長

いうのは、意外に報告されていない。実機については、実測例がかなり多いと思われるにもかかわらず、計測目的が明確でなく、計測対象が限られているような場合が多く、しかも特定の物件に関するものであるゆえに公表されないことが多い。参考になる例は、Cambra³⁾の文献であるが、これも側板の液充填後の真円度を調べたのみであり、本論文のような目的と内容で実施された例ではない。また実験で調査するにも、模型規模や相似性の観点から従来の実験では解明困難な問題が多々ある。たとえば、カリフォルニア大学バークレイの Clough 教授グループの実験は^{4)~6)}、現在までになされている模型実験の中で最も大規模なものの1つであるが、これとても直径 3.6 m の模型であり、これとの相似性から実機タンクは直径 11 m 程度のものが対象となるにすぎず、また実験内容はここで述べるような問題を扱っていない。

この論文は、実機大型タンクの完全相似模型という今回の模型の特長を活用する意味からも、タンクの傾斜時挙動の考察に先立ち、安全性評価のうえで基本となる液充填時の挙動を詳しく調査したものである。

2. 実験模型

模型タンクは、実機大型タンクとの力学的な相似を満足させるため、アルミニウム合金製で内径寸法 9.6 m の大型のものを作製した。Table 1 に、模型およびこの模型と相似関係にある LNG、LPG、石油各実機タンクの諸元を示す。内容液の比重により、模型と実機の幾何学的な相似比が決まるため、対応する実機の大きさが異なるが、表に示すような 8 万 kl ($8 \times 10^4 \text{ m}^3$) LNG タンク、6 万 kl ($6 \times 10^4 \text{ m}^3$) LPG タンクおよび 2.5 万 kl ($2.5 \times 10^4 \text{ m}^3$) 石油タンクが、それぞれこの模型と相似になる。

基礎については、石油タンクの場合最近の形式として碎石リング基礎を考え、それに見合う基礎モデルとして

厚さ 25 mm のゴムを敷いた。地上式 LNG タンクの場合には、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るが、この保冷コンクリート層相当の剛性をもった基礎モデルとして厚さ 25 mm の合板を敷いた。

模型の詳細については、文献 7)、8) に述べているが、本タンク模型は上記のように大型実機タンクの忠実な相似模型となっており、しかも模型そのものが金属製のきわめて大きなものであるため、得られる計測値を相似比倍すれば実機の値となり、かつ計測値に高い信頼性がある。一方で、やはり模型としての制約がある。すなわち、大型模型ではあるが、用いた材料は、板厚 3 mm および 5 mm と薄板であり、したがって板厚に比べて溶接寸法が実機よりも大きめになり、入念に製作したにもかかわらず、溶接ひずみが実機よりやや大きくなった点である。しかしながら、後の挙動をみてもわかるように、溶接ひずみなどの影響が貯槽の一般的挙動を損なうほどになっているということはないように思われる。

このような溶接ひずみを含む初期不整は、後述するように側板と底板について初期変位を計測し、その影響を調査した。また、底板については初期変位が特に大きい箇所がみられたので、前期実験の終了後、後期実験に先立ち、底板の修正を施した。

なお、タンク材料(アルミニウム合金)の降伏点は、引張試験結果から 0.2% 耐力で 14 kgf/mm^2 (137.2 N/mm^2) であった。

3. 実験方法

液充填(水張り)は、Table 2 に示すように全部で 8 回行った。ただし、詳細な計測を実施したのは、case 4, 7 および 8 の 3 ケースである。実験ケースは、期間により大きく 2 つに分けられる。すなわち、case 1~5 は前期のもの、case 6~8 は後期のものである。この間に底板初期不整の修正が施されており、前期と後期のデー

Table 1 Dimensions of Model Tank and Prototypes.

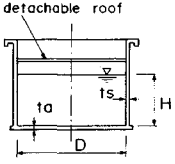
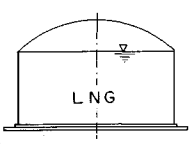
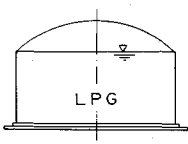
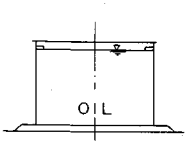
	Model	Prototype		
				
W(kl)	333 - 427	80,000	60,000	25,000
$\gamma(\text{kgf/m}^3)$	1,000 (water)	485	580	800
$E(\text{kgf/mm}^2)$	7,000 (aluminum alloy)	21,000	21,000	21,000
Lm/Lp	—	1/6	1/5	1/4
H(mm)	4,600 - 5,900	28,800	29,600	19,800
D(mm)	9,600	59,500	50,000	40,000
$t_a, t_s(\text{mm})$	3.0, 5.0	18.0, 30.5	18.0, 28.0	12.0, 20.0

Table 2 Case of Water Filling.

Case	Date	Water Depth	Foundation
1	12/ 5/ '84	6,400 mm	plywood
2	1/10/ '85	4,600	plywood
3	1/28/ '85	4,600	rubber
4	2/ 5/ '85	4,600	plywood
5	3/12/ '85	4,600	plywood
6	10/14/ '85	3,000	plywood
7	10/17/ '85	4,600	plywood
8	11/ 5/ '85	4,600	rubber

タを比較することにより、初期不整の影響をみる事ができる。

計測は、パーソナルコンピューターをコントローラーとしたシステムにより、ディスプレイ上で計測値をチェックしながら、フロッピーディスクに記録する方式とした。計測点数は、ひずみが171点591成分、変位が40点である。計測についても文献8)に詳しく述べているので、ここでは省略する。

底板変位の測定は、計測点上に鉛直に立てたスケールをトランシットで読む方法により行った。読み取りは0.5 mmを単位とした。計測点のうち、最も側板に近い側板20 mmの位置の計測値を、他の点の鉛直方向変位を決めるうえでの基準とした。

このほか、タンク側板全体の变形状態を調べる目的で、半径方向変位を計測した。計測方法は、Fig.1に示すように下げ振りを降し、この下げ振りと底板端部との距離bを読み、これから式(1)により計算した。計測はスケールにより0.5 mmの単位で読み取った。

$$\delta_w = a + c - b \dots\dots\dots (1)$$

ただし、cには設計値を用いることにした。計測点は、鉛直方向に高さ30, 500, 1000, 1500 mmの4か所、周方向に18°ピッチで20か所、全部で80点である。

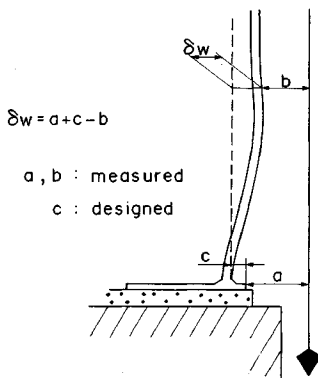


Fig.1 Method of Measuring δ_w .

4. 軸対称解析

タンクを軸対称と仮定して、液充填時の挙動を解析する⁹⁾。基礎が剛な場合には、液充填に伴い、底板(アニュラー部)はFig.3(a)に示すように、若干浮き上がる可能性のあることが従来から指摘されており、したがってここではFig.2(a)に示すような二次元骨組構造の接触・有限変位FEMモデルを考えた。使用している要素ははり-柱要素であり、側板の内圧によるフープ効果は、等価なばねを節点に配することにより考慮している。基礎の影響は、接触ばね(接していると判断した場合のみ、その剛性を剛性行列に足し込むもの)により考慮した。また、液圧荷重は、要素に垂直に働くものとして取り扱っている。

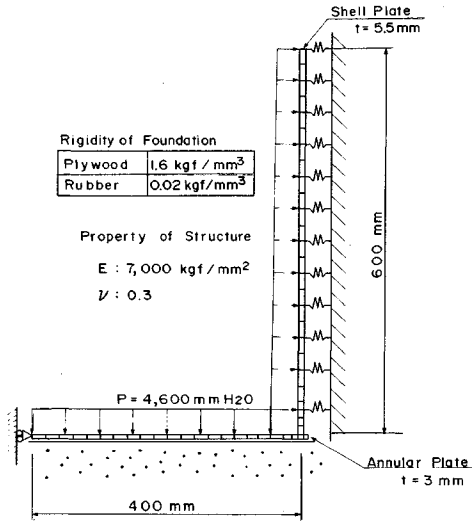
計算に用いた地盤剛性は、合板基礎の場合を1.6 kgf/mm³ (15.7 N/mm³)、ゴム基礎の場合を0.02 kgf/mm³ (0.0196 N/mm³)とした。地盤剛性のほか、固い基礎と柔らかい基礎でアニュラー外側張り出し部の取り扱いを異なるものとした。すなわち、隅角部の隅肉溶接により、模型の外側張り出しは若干上向きに反っている。計算上、合板基礎の場合アニュラー端部が0.1 mm以上反っていると、水張りを通じてこの部分は基礎に接しない。そこで、この場合には溶接止端部より外側の張り出し部は切り捨てて考えた。ゴム基礎の場合は隅角部全体が基礎中に沈下するため、張り出し部をそのまま考慮している。

解析は、底板初期変位のないケースのほか、底板に初期変位がある場合についても行っている。初期変位は実験の結果を参考にして式(2)のように仮定した(Fig.2(b)参照)。すなわち、

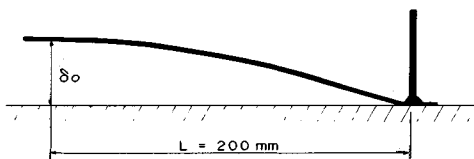
$$\delta(r) = \begin{cases} \delta_0 & 0 \leq r \leq (D/2 - L) \\ \delta_0 \cos \left[\frac{\pi}{2} \left(r - \frac{D}{2} + L \right) / L \right] & (D/2 - L) \leq r \leq D/2 \\ 0 & D/2 \leq r \end{cases} \dots\dots\dots (2)$$

ただし、rは底板中心を原点とした半径方向座標である。解析は、合板基礎およびゴム基礎の場合に対して、それぞれ δ_0 が5, 10および15 mmの3ケース実施した。

Fig.3に、初期変位がない場合に対して行った解析例として底板の変位と隅角部近傍応力を示す。図の(a)は合板基礎の場合であるが、側板付近の底板が約100 mmの範囲で浮き上がり、浮き上がり高さは最大の所で約0.2 mmになっている。(b)はゴム基礎の場合であるが、底板全体が基礎の中に沈下しており、浮き上がりは生じていない。(c)は水張りに伴い増加する隅角部近傍応力を示している。 σ_1, σ_2 は底板上面の半径方向応力および側板内面の鉛直方向応力である。特に、アニュラー



(a) FEM Model



(b) Initial Deflection

Fig.2 FEM Model and initial Deflection.

板隅角部の方に大きな応力が生じることがわかる。また、浮き上がりなどが生ずるにもかかわらず、かなり初期から応力はほぼ線形的に変化している。

5. 実験結果と考察

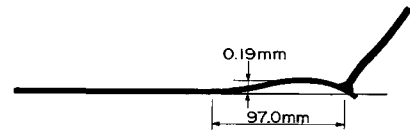
(1) 側板の変形とフープ応力

側板半径方向変位の計測結果を、Fig. 4 に示す。図中、(a) は側板の水張り前の状態、(b) は水張り後の状態を表わしており、水圧によりタンクが真円筒に近づく挙動を示すことがわかる。ただし、 $\theta = 330^\circ$ 、高さ 500 mm 付近には、注水後でも面外変位の小さい所があるが、ここは周方向 3 か所にある鉛直方向の溶接ビードのうち一本が通っている所であり、このゆがみは、注意してみれば肉眼でも識別することができた。

水張りにより生じたフープ膜力の分布を Fig. 5 に示す。図中 (a), (b), (c) は、それぞれ高さ 1 000 mm, 400 mm および 30 mm の位置における分布を表わしており、また (a), (b) における点線は、内圧 p から式 (3) により計算される値を示している。

$$N_\theta = p \cdot D / 2 \dots \dots \dots (3)$$

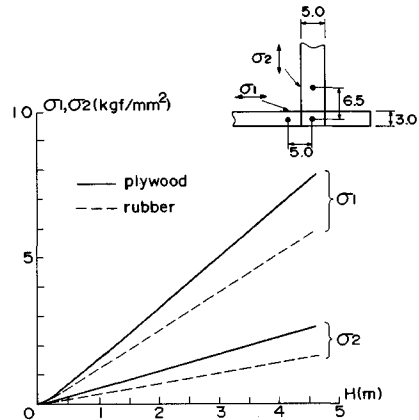
図の (a), (b) をみると、底板より 400 mm 程度以上離



(a) Displacement (plywood, H=4,600mm)



(b) Displacement (rubber, H=4,600mm)



(c) Stress vs Water Depth

Fig.3 Results of FEM Analysis.

れた位置では、側板の初期変位によらずフープ膜力はほぼ一様に分布しており、式 (3) により与えられる理論値ともよく一致している。

図の (c)、すなわち高さ 30 mm の位置におけるフープ膜力の分布は、側板の面外変位が底板により拘束され主として鉛直方向の曲げ剛性によって決定されるので、式 (3) では計算できない。そこで、Fig. 2 に示した FEM モデルにより得られた解と比較する。理論値は、合板基礎の場合とゴム基礎の場合の 2 通りについて示してあるが、あまり差はなく、これに対する実験値 (○と▲) ともほとんど対応している。一方、同一基礎の条件下でも、●印で示したケースは、○印のケースに比べて値に大きなばらつきがある。これは、このレベルにおいては、底板の初期変位が大きな影響を与えていることを意味するものである。

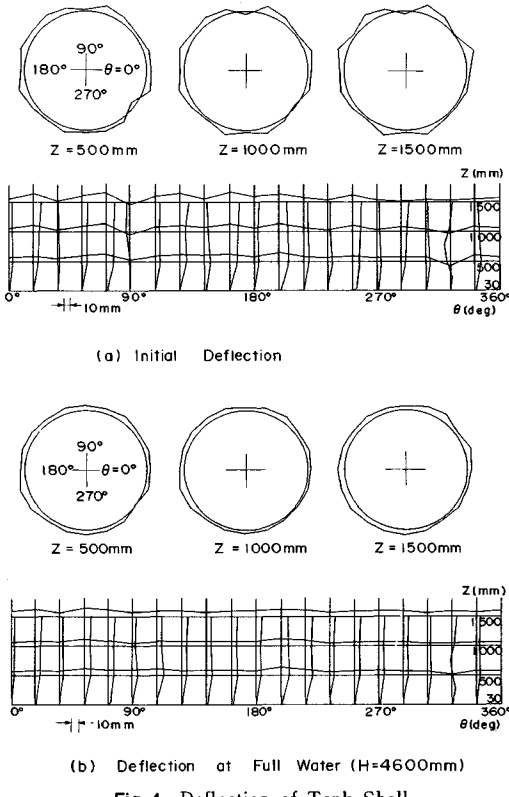


Fig. 4 Deflection of Tank Shell.

	Experiment	Theory
Plywood (case 4)	●	-----
Plywood (case 7)	○	-----
Rubber (case 8)	▲	-----

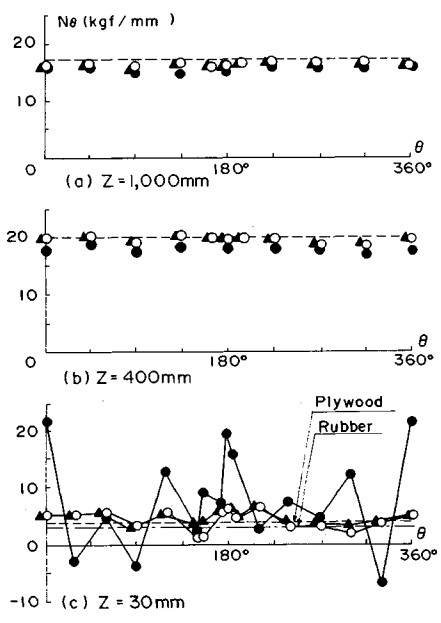


Fig. 5 Hoop Membrane Force.

(2) 底板隅角部の局部応力

Fig. 3 に示した変位および応力の結果からも推定できるように、底板と側板の溶接部近傍には曲げモーメントが集中する。底板の曲げモーメントによる応力(ひずみ)を計測するため、2.5°ピッチの間隔で5枚の単軸塑性ゲージを底板内面上、側板内面から10mmの所に設けてある。Fig. 6に、これらのひずみゲージによるデータを示す。図の横軸は水深、縦軸はひずみを表わしている。初期変位の小さいcase 7および8の場合をみると、実験データは、水張り初期の水深0~1mの間では各ゲージによりかなり異なる挙動を示すが、水深1mから4.6mまではほぼ直線的に増加し、このひずみの増加率は理論値とよく一致する。初期挙動の差は、各点の初期変位や基礎との接触具合の差によるものと思われる。底板に初期変位がある場合の理論値では、底板と基礎との接触状態が落ち着くまで隅角部ひずみは急激に増加し、接触状態が落ち着いた後はほぼ初期変位がない場合と同じ傾きで増加する。図(b), (c)における●印で示したθ=0°におけるデータは、δ₀=5mmとして計算した理論値とよく対応しており、実際このような初期変位があったものと思われる。

初期変位の大きいcase 4では、水深が2mを越えた頃から、ようやくひずみが直線的に増加し始める。また、○印で示したθ=5°の位置におけるひずみは、他の点に比べ極端に増加が激しく、初期変位5~15mmを考慮した場合の理論値の初期増加率に近い。この位置には、かなり大きな初期変位があったものと考えられる。

(3) 側板に生じる曲げ応力

側板の鉛直方向曲げ応力(単に曲げ応力とよぶ)をFig. 7に示す。図の(a)は初期変位の大きいケース、(b)は合板基礎のケース、(c)はゴム基礎のケースであり、これらは計測点の最も多いθ=180°の位置について示した。図の下には、それぞれの位置における底板の初期変位が示してある。

図(a)では初期変位が大きいため、下端に大きな曲げ応力が生じている。図には初期変位δ₀が0の場合と15mmの場合の理論値を合わせて示してあるが、実験値は後者に近い。この場合最も下端に近い高さ30mmの位置での曲げ応力とはよく合っているにもかかわらず、その上方で減衰の様子が実験値と理論値で異なるのは、複雑な挙動に伴う半径方向せん断力の評価が十分でないためと思われる。(b)および(c)をみると、実験値と理論値はよく対応している。この2ケースを比較してみると、側板下端曲げ応力は、基礎が剛の場合の方がやや大きいようである。

軸対称シェルに対する線形理論解析によると、水張りによりシェルに生じるモーメント分布は、下端のモーメント

ントを M_0 とするとき、次式のように書ける。

$$M(z) = \sqrt{M_0^2 + \left(\frac{P}{2\beta}\right)^2} e^{-\beta z} \times \cos(\beta z + \alpha) \dots (4 \cdot a)$$

ここで、 α は定数であり¹⁰⁾、また、

$$\beta = \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{D^2 t^2}} \dots (4 \cdot b)$$

この式よりモーメント分布の半波長 (π/β) を計算すると、約 400 mm となり、Fig. 7(b), (c) の結果とほぼ対応している。最大曲げ応力は、下端が単純支持の場合や上方で 2.2 kgf/mm^2 (21.6 N/mm^2)、固定の場合は下端において 6.5 kgf/mm^2 (63.7 N/mm^2) となり、また固定端の場合高さ 200 mm 付近で 1.5 kgf/mm^2 (14.7 N/mm^2) の極大値をもつ。これらのことから考えて、実際の側板下端の支持状態は、単純支持と固定支持の間にあることがわかる。

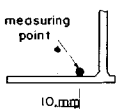
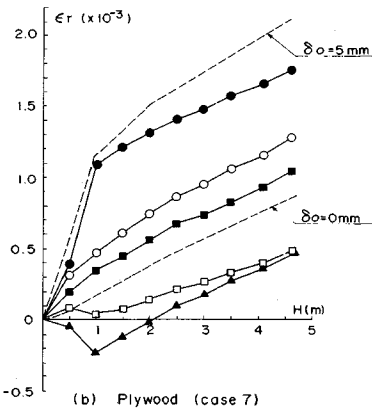
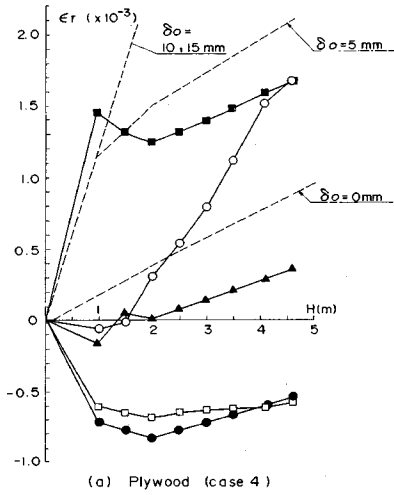
(4) 隅角部曲げモーメントと底板初期変位の関係

ここでは、隅角部に生じる曲げモーメントと底板初期変位との関係について論じる。曲げモーメントの計測点は、底板の側板内面より 30 mm の位置および側板の底板上面より 30 mm の位置である。これらの点における満液時のモーメントを、それぞれ M_1 および M_2 とする。底板初期変位を、側板内面より 200 mm の位置における値 δ_0 により代表させるとき、隅角部に生じる曲げモーメントと底板初期変位の関係を示したのが Fig. 8 である。

Fig. 8(a) および (c) は、合板基礎の場合であり、●印は初期不整が大きい前期のケース、○印は初期不整修正後の後期の実験ケースである。また図 (b) および (d) はゴム基礎の場合である。

実際の初期変位のモードは計測点の位置によりまちまちであり、必ずしも解析で仮定したモードにはなっていないため、 δ_0 と M_1 、 M_2 のきれいな相関は得られないが、Fig. 8(a), (c) において、前期データ (●印) に比べ、後期データ (○印) の方が全体的に曲げモーメントがずっと小さくなっていることから、一般に初期変位と隅角部モーメントとは正の相関があることがいえる。また、この傾向は、図中実線で示してある FEM 理論解析結果とよく対応している。初期変位の小さい場合の実験データは、初期変位 δ_0 を 0 とした場合の理論値の周りにばらついており (最小値が理論値程度)、これより初期変位があると、モードのいかんによらず隅角部モーメントは増大するものと思われる。

側板下端に生じるモーメント M_2 について、合板基礎の場合とゴム基礎の場合の理論値を比較してみると、後者の方が前者に比べて小さくなるが、実験値においても、全体的にみて同じ傾向がうかがえる。



EXP.	θ
○	5.0°
□	2.5°
●	0°
▲	-2.5°
■	-5.0°

--- FEM

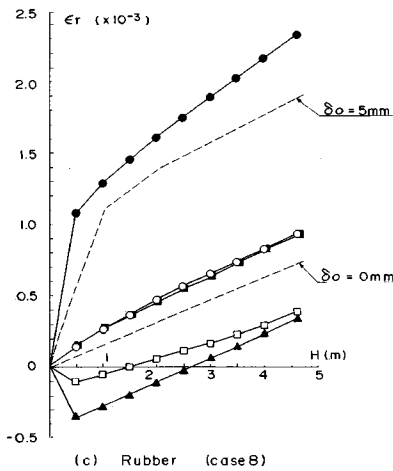


Fig. 6 Strain at Bottom Corner.

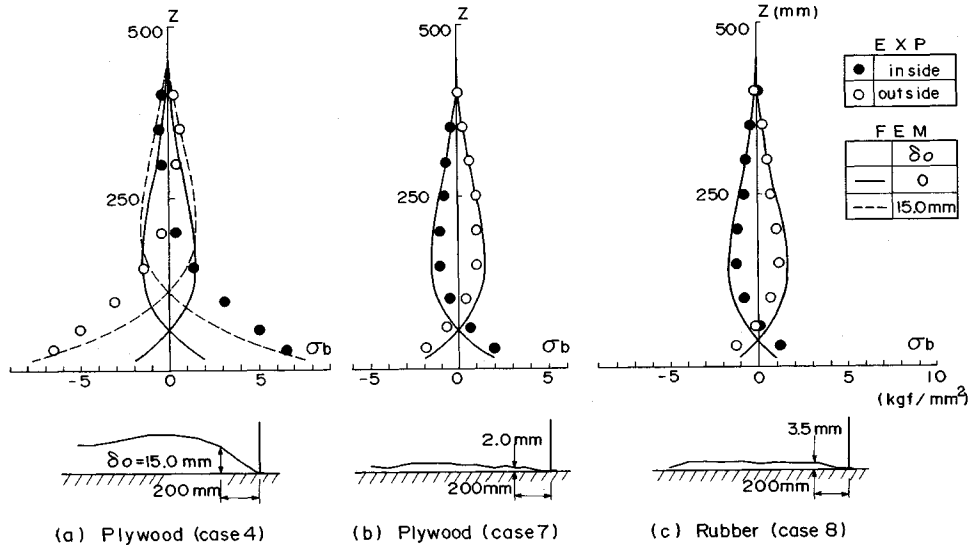


Fig. 7 Bending Stress of Shell ($\theta=180^\circ$).

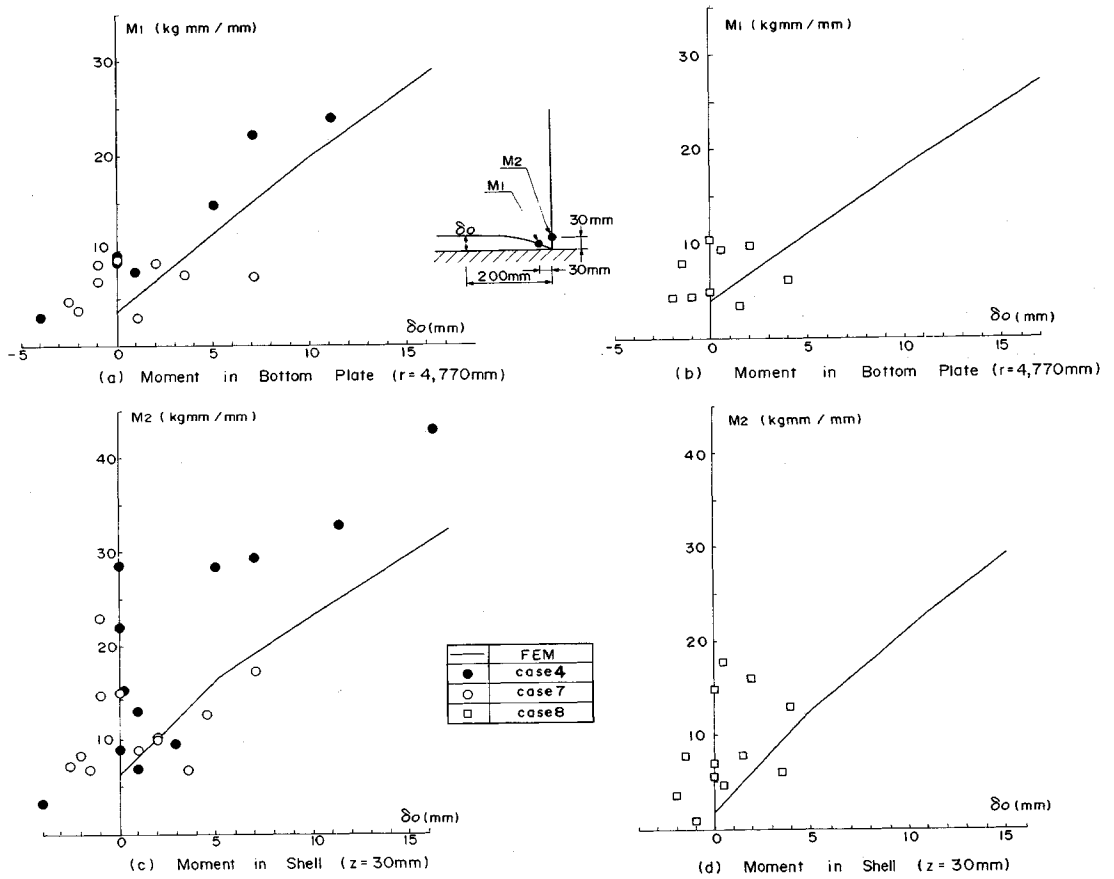


Fig. 8 Bending Moment at Bottom Shell Corner.

(5) 側板下部の合成応力状態

水張り時における側板内外面のミーゼス・インテンシティを Fig. 9 に示す。図 (a) および (b) は合板基礎の場合、また (c) はゴム基礎の場合である。図には実験値と FEM 解が示してあるが、FEM 解におけるミーゼス・インテンシティ σ_M は次式により計算した。

$$\sigma_M = \sqrt{\sigma_o^2 + \sigma_b^2 - \sigma_o \sigma_b} \dots\dots\dots (5 \cdot a)$$

ここで、

$$\sigma_o = 2 Ew/D \dots\dots\dots (5 \cdot b)$$

ただし、 w は側板の面外変位である。

図の (b), (c) をみると、側板下端は半固定状態による曲げモーメントのため 0 ではないが、全般的に曲げ応力の影響は内圧によるフープ膜応力に比べて小さく、実験の σ_M の最大値は高さ 300 mm 付近で生じている。合板基礎とゴム基礎の差は、Fig. 7 に示した曲げ応力の差に見合うものであるが、その差はあまり大きくない。

底板初期変位の大きい図の (a) をみると、Fig. 7 にみたように下端に大きなモーメントが生じているため、ミーゼス・インテンシティは下端で最大となる。FEM 解析の結果によると、初期変位のない場合に比べ、 σ_M の極小値および極大値をもつ点の位置が高くなるが、(a), (b) の実験データを比較してみると同じ傾向がみられる。

実験結果と理論計算の結果は、総合的によく対応していると思われる。理論計算において、図 (b), (c) などの極大値近傍で側板の両面における差がかなり顕著であるのに、実験ではあまり差がみられないこと、また 3 つの図で、上方で両面の理論値が一致する傾向があるにもかかわらず実験値では逆に差が現われている、などの点は、実験において側板初期不整のために存在した周方向曲げモーメントの影響であろうと思われる。

ちなみに、実験より得られたミーゼス・インテンシティは、タンク材料であるアルミニウム合金の降伏応力 14 kgf/mm² (137.2 N/mm²) よりまだかなり余裕がある。

6. ま と め

以上、平底円筒貯槽の液充填時（水張り時）挙動について、大型タンク実機と完全相似な大型模型を用いた実験および非線形有限要素法による理論解析を実施したが、結果として以下のようなことが明らかとなった。

(1) タンク側板の面外変位は、液充填とともに初期不整を打ち消すように生ずる。すなわち、液充填により側板は真円に近づく傾向にある。

(2) フープ膜力は、下端より 400 mm 程度離れた所では初期変位の影響はあまり受けず、式 (3) により正確に推定できる。この範囲は当然ながら側板鉛直方向曲げの減衰する所である。下端付近では側板曲げの影響とともに底板の影響を受ける。このとき、フープ膜力に対する基礎の差異の影響は、あまり大きくない。

(3) 隅角部には大きな曲げモーメントが発生し、特に板厚の薄い底板には大きな曲げ応力が生ずる。この曲げ応力には、底板の初期変位が大きな影響を及ぼす。液充填時、底板と基礎との接触状態が落ち着くまでは激しい非線形性が現われるが、その後はほぼ線形的な挙動となる。底板曲げ応力に対する基礎の差異の影響は、基礎が剛なとき、やや大きい値を示すようである。実験タンクでは、 $\theta = 0^\circ$ 近傍では式 (2) で近似できるような $\delta_o = 5$ mm 程度の初期変位があったと推察されるが、この場合初期変位なしの場合と比べて、倍以上の曲げ応力が発生する。したがって、実際のタンクにおいても、底板初期変位の大きさによっては、底板隅角部が液充填時に塑性化することも考えられる。実験では、case 8 で $\theta = 0^\circ$ のひずみが $\epsilon_y (= \sigma_y/E) = 2 \times 10^{-3}$ を越えて降伏したと推定される。

(4) 側板の曲げ応力は、底板拘束による下端の半固定条件により決まり、底板の初期変位の影響を顕著に受ける。その影響は特に下端近傍において大きく、やや上方の極大値についてはそれほどではない。基礎の差異の影響もまた下端において、剛基礎の場合に若干大きめの

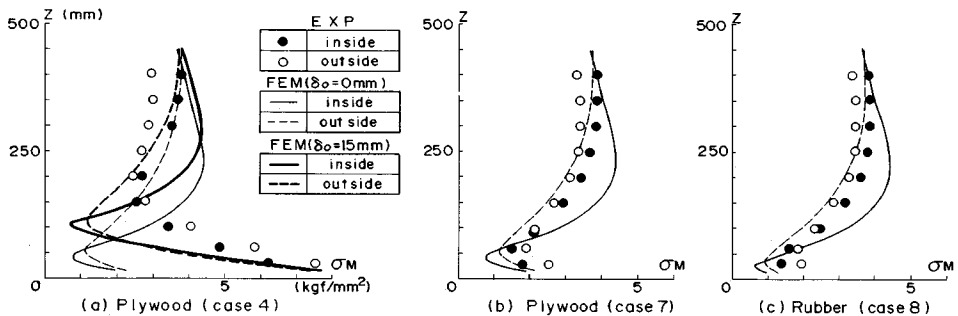


Fig. 9 Mises Intensity at Bottom Shell.

値を示す程度である。

(5) 底板初期変位計測の結果から得られた初期不整のオーダーと隅角部曲げモーメント(底板および側板について)との相関はかなり顕著に現われている。これよりここでなされたような解析を通して、実機タンク底板初期変位の限界値を検討することが可能となろう。

(6) 側板の合成応力は、底板初期不整の大きい場合には下端で最大となるが、初期不整の小さい場合にはやや上方の $z=200\sim 300$ mm のあたりで最大となった。この場合、いずれも $\sigma_y=14.0$ kgf/mm² (137.2 N/mm²) にはまだ十分余裕があった。

(7) いずれの場合にも、ここで示した軸対称・接触・有限変位有限要素法解析手法は、適切な底板初期変位を設定すれば、液充填時挙動の実現象を十分にシミュレートできるものである。

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を始め、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) 自治省：消防法，告示 119 号，1983.4.
- 2) 通産省：高圧ガス取締法，告示 515 号，1981.10.
- 3) Cambra, F. J. : Earthquake Response Considerations of Broad Liquid Storage Tanks, UCB/EERC-82/25, Univ. of California, Berkeley, Nov., 1982.
- 4) Clough, D. P. : Experimental Evaluation of Seismic Design Methods for Broad Cylindrical Tanks, UCB/EERC-77/10, Univ. of California, Berkeley, May, 1977.
- 5) Clough, R. W. and Niwa, A. : Static Tilt Tests of a Tall Cylindrical Liquid Storage Tank, UCB/EERC-79/06, Univ. of California, Berkeley, Feb., 1979.
- 6) Manos, G. C. and Clough, R. W. : Further Study of the Earthquake Response of a Broad Cylindrical Liquid-Storage Tank Model, UCB/EERC-82/07, Univ. of California, Berkeley, July, 1982.
- 7) 坂井藤一・磯江 暁・平川 長・面谷幸男：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，1986.12.
- 8) 坂井藤一・磯江 暁・平川 長・面谷幸男：大型相似模型による平底円筒貯槽の傾斜実験研究，土木学会論文集，投稿中。
- 9) たとえば，Gahli, A. : Circular Storage Tanks and Silos, E. & F. N. Spon Ltd, 1979.
- 10) Timoshenko, S. : Theory of Plates and Shells, McGraw-Hill.

(1987.12.2・受付)