

## 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

INFLUENCE OF PARTIAL SLIDING OF BOTTOM PLATE  
IN AN ANCHORED CYLINDRICAL TANK DURING EARTHQUAKES

坂井藤一\*・磯江 暁\*\*

By Fujikazu SAKAI and Akira ISOE

When flat-based cylindrical tanks are acted upon by earthquake forces, the bottom plates slide partially on the foundations. The influences of this partial sliding have been not clarified in previous studies.

In this paper the authors deal with the tank sliding behaviors through their experiment and analysis, such as displacements, friction forces and stresses in bottom plates and shells. The experiment was among a series of static tilt tests using a very large model with 9.6 m diameter and 8 m height. The analysis was conducted using non-linear three-dimensional shell and plate finite elements with consideration of slide and separation between the bottom and foundation.

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

## 1. はじめに

先に著者らは、タンクの耐震性状を調査することを目的として、大規模実機タンクと幾何学的・力学的な相似性を有する大型模型による傾斜実験を実施した<sup>1)</sup>。実験は大きく分けて、LNG および LPG タンクを対象としたアンカー付きのケースと石油タンクを対象としたアンカーなしのケースに分かれるが、前者についての実験結果を含む諸考察については、すでに論文として報告している<sup>2)~5)</sup>。これまでの検討によれば、側板に生じるフープ力、せん断力および軸力あるいは鉛直方向曲げ応力の大部分については、シェル膜理論および側板-底板を単位幅の柱-はりモデルで表わす二次元 FEM 解析法により十分な精度で推定できることがわかった。しかし、側板下端に生じるフープ力や鉛直方向曲げ応力は、これらの計算により求められるものと分布形状が逆のモードになっており、文献5) ではこの点を1つの問題点として提示した。

また、従来から地震時に生ずる底板のせん断応力については定かではなく、計算法も確立されたとはいえない状

況にある。底板のせん断応力には、底板と基礎の間の摩擦と滑動が関与するものと予想されているが、これを実測または実験で詳細に調査した研究は、著者らの知る限り、きわめて少ないようである。今回の傾斜実験においては前報2)~5)でも述べたように、世界的にも例のないような大型の相似模型を用いて、地震時と類似の荷重条件下で、詳細な計測を実施している。この際、底板にもある程度のゲージを配して、せん断応力の分布ほか膜応力および曲げ応力の計測を行っており、また数は限られているが、底板の滑動変位などもダイヤルゲージにより計測している。

このようなことから、今回の実験で得られた事実をもとにして、これと解析結果を対比し、側板下端近傍から底板にわたって、どのようなメカニズムでどのような現象が生じるのか、を解明しようとするのが本論文の目的と内容である。

ここで論じようとしている問題は、すでに岡本ら<sup>6)</sup>、石田ら<sup>7)</sup>により論じられている。岡本らはアンカーのない鋼製石油タンク(内径43.7 m, 容量30 000 m<sup>3</sup>)が地震力を受けたときの挙動を非線形 FEM により解析しているが、側板下端近傍におけるフープ力の周方向分布形状については、側板下端の地震力方向水平滑動の分布が不均一であることから説明している。しかしながら、

\* 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)鉄構事業部主任(同上)

これについての実験的検証はなされていない。また、石田らは模型実験と解析によって、底板と基礎との摩擦によりタンクが水平方向に支持されるメカニズムを説明し、底板せん断応力の簡易算定式を提案している。しかしながら、論文中で非線形 FEM により求めた側板下端のフープ力は示しているが、それ以外の側板応力についての詳しい議論はない。

以上のように、本問題に関してはごく限られた報告例しか見当たらず、また十分な挙動説明はなされていない状態なので、本論文で論ずる内容は、今後のこの種問題の解明に役立つものと考えられる。

## 2. 傾斜実験と部分的すべり現象

ここで結果を論じている傾斜実験は、文献 2)~5) に詳しく述べているので、ここでは以下簡単に紹介するにとどめる。模型は直径 9.6 m、高さ 8 m、底板板厚 3 mm、側板板厚 5.5 mm をもつアルミニウム合金製タンクである。80 000 m<sup>3</sup> LNG タンクを実機と想定し(縮尺は 1/6 となる)、これに水を 4.6 m まで充填し、ドーム屋根の取り付け部分に相当する高さ 4.6 m の位置には、側板の断面変形を拘束する剛なリングを取り付け、基礎には、保冷コンクリート層相当の剛性をもった厚さ 25 mm の合板を用いている。

本論文では、2つの実験ケース RppC 13 と RC 13 の結果を引用するが、この両ケースではアンカー・ストラップとして M 16 の丸棒 60 本を使用しており、ケース RppC 13 ではアンカー 1 本当たり 19.6 kN (2 tf) のプレストレスを導入し、ケース RC 13 ではアンカー・プレストレスは導入していない。

ここで、側板下端に生じるフープ力および鉛直方向曲げ応力などの若干の実験結果を説明しておく<sup>5)</sup>。

Fig. 1 および 2 は、傾斜角  $\phi=18.9^\circ$  (震度 0.85 相当) におけるそれぞれ側板下端に生じるフープ力および曲げ応力の分布を示している。フープ力の大きさは、傾斜に伴って生じる液圧力と関係するので、傾斜により液深の浅くなる  $\theta=0^\circ$  側では減少し、反対の  $\theta=180^\circ$  側では増加するのが普通である。この傾向は、Fig. 1 (a) に示す高さ 400 mm の位置では実験結果に現われており、実線のシェル膜理論値とよく一致している。しかし、図 (b) に示すように高さ 30 mm の位置では実験値は逆のモードとなっている。このようなフープ力分布形状の逆転は高さ 100 mm 付近以下で生ずるきわめて局所的な現象である。また、Fig. 2 に示した曲げ応力分布の実験結果をみると、一般部では良く性状を表わすストリップモデルによる二次元 FEM の解析結果と異なる分布をしており、一般部とは異なる結果となっている。

これらのデータから判断すると、側板下端は通常解析

時に仮定されるような単純支持端や固定端というような簡単な境界条件と異なる状態にあり、底板の部分的なすべりを含む複雑な挙動をしているようである。事実、側板下端の  $\theta=90^\circ$  と  $270^\circ$  の 2 か所に接線方向変位計測用に設けた変位計のデータ (Fig. 8) によると、タンクを  $18.9^\circ$  傾斜させたとき、底板側部は 1.5~1.8 mm のすべりを生じている。図中、実線で示しているのは、後述する非線形三次元 FEM 解の結果である。

実験終了後、著者らは次のような点を明らかにするため解析を実施し、実験結果と比較・検討した。

- ① 底板の局部的なすべりを考慮した場合、側板下端でのフープ膜力および曲げモーメントの部分は、理論的に説明できるか。

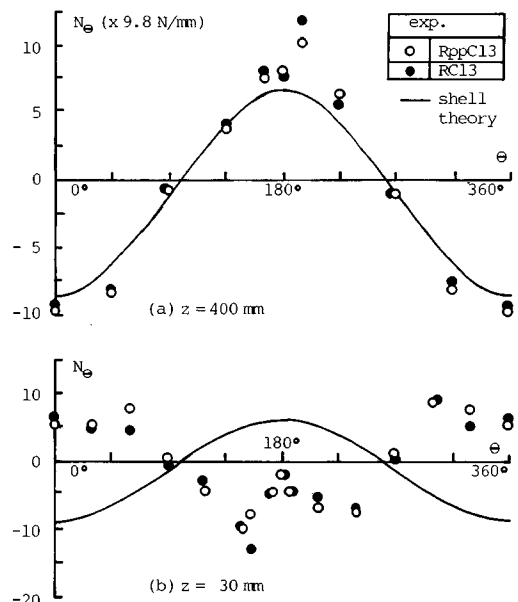


Fig. 1 Hoop Force Distribution in the Circumferential Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

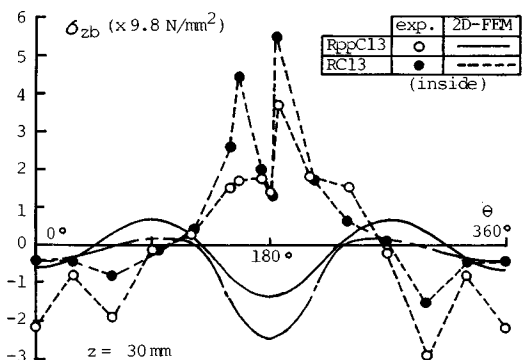


Fig. 2 Bending Stress Distribution in the Circumferential Direction ( $\phi=18.9^\circ$ ).

- ② そのとき、底板における全体的な力の流れはどうなっているのか。
  - ③ 側板下端が支持されていると仮定した場合に比べ、側板の変形および応力等はどのような影響を受けるか。
- 以下、それらの結果を述べる。

### 3. 解析法

#### (1) 変位-ひずみ関係式

座標系と変位を Fig. 3 のように定義し、側板および底板それぞれの変位-ひずみ関係式として、式 (1) および (2) に示すものを使用する。

##### ① 側板

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_\theta &= \frac{1}{a} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{v}{a} - \xi \left( \frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 v}{\partial \theta^2} + \frac{v}{a^2} \right) \\ \epsilon_z &= \frac{\partial w}{\partial z} - \xi \left( \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \\ \gamma &= \frac{1}{a} \frac{\partial w}{\partial \theta} + \frac{\partial u}{\partial z} - 2\xi \left( \frac{1}{a} \frac{\partial^2 v}{\partial \theta \partial z} + \frac{1}{2a^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \frac{1}{2a} \frac{\partial u}{\partial z} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

##### ② 底板

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_\theta &= \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{v}{r} - \xi \left( \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} \right) \\ \epsilon_r &= \frac{\partial v}{\partial r} - \xi \left( \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \right) \\ \gamma &= \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \xi \left( \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \frac{\partial w}{\partial r} \right) - \frac{1}{r^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $\xi$  は板厚方向の座標である。

式 (1) はフリューゲにより与えられている円筒シェルの式である<sup>3)</sup>。式 (1), (2) とともに微小変位式を用いたのは、側板、底板ともすべりなどによる非線形性の影響は受けるが、変位そのものは小さいと考えられるからである。

#### (2) 底板と基礎との関係および荷重の取り扱い

ここで解く問題は、底板の微小なすべりおよび浮き上りを考慮した、非軸対称荷重を受けるタンクの挙動解析であり、平衡方程式は式 (3) のように書くことができる。

$$[K]\{x\} = \{F_p\} + \{F_s\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、各項は以下のように定義される。

- [K]: タンクの剛性マトリックス
  - {x}: タンクの変位
  - {F<sub>p</sub>}: タンクに作用する液圧荷重
  - {F<sub>s</sub>}: 基礎からの反力としてタンク底板に作用する力
- 摩擦係数については、Fig. 4 に示すような変位の関数で

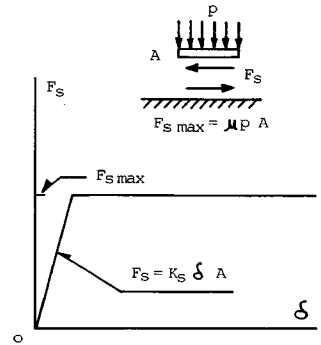
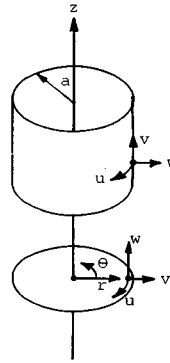


Fig. 3 Coordinate & Displacement.

Fig. 4 Friction Model.

ある非線形ばねがあると考え、基礎からの反力が静止摩擦力を越えるまでは変位置に比例し、静止摩擦力を越えたときはすべりが生じ、静止摩擦力に等しくなるとした。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} F_s &= \begin{cases} K_s \cdot \delta \cdot A & (K_s \cdot \delta \cdot A < F_{smax}) \\ F_{smax} & (K_s \cdot \delta \cdot A > F_{smax}) \end{cases} \\ F_{smax} &= \begin{cases} \mu \cdot P \cdot A & (p > 0) \\ 0 & (p < 0) \end{cases} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 $\delta$  はすべり変位、 $\mu$  は摩擦係数、 $p$  は底板-基礎間の接触圧であり、また  $K_s$  は底板と基礎との間に仮定した非線形ばねの初期剛性であり、非常に大きな値を用いている。

剛性 [K] の中には、側板および底板の剛性のほかに、ウィングラーばねとして仮定した基礎の鉛直方向剛性も足し込んである。底板が基礎から剝離をしている部分については、このウィングラーばねの反力を 0 とする処置がなされる。

基礎からの反力 {F<sub>s</sub>} は {x} の関数であるため式 (3) は {x} の非線形方程式となっており、直接に解くことはできないので、次に示す式 (5) のような繰り返し計算をすることにより解を求めた。

$$\left. \begin{aligned} \{F_{s,0}\} &= \{0\} \\ \{x_n\} &= [K]^{-1} (\{F_p\} + \{F_{s,n-1}\}) \\ \{F_{s,n}\} &= f(\{x_n\}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

式 (5) の最後の式において、摩擦力 {F<sub>s,n</sub>} は式 (4) に示す関係式より求めるが、変位の履歴は考慮していない。

計算は、FEM の一種である半解析的リング要素を用いて行った。このため、各要素に働く摩擦力の評価を直接行うことができないので、各リング要素を 5° ピッチに周方向 72 の部分に分割し、各部分の中心の変位からこの部分に働く摩擦力を計算し、その後最小 2 乗法を用いてこれをフーリエ級数に置換している。こうして求め

た摩擦力の精度は、72という分割の数および72の部分  
 分割されたときの摩擦力の分布と、採用したフーリエ  
 級数の項数に依存し、計算を実施する際注意を要する。  
 ここで半解析的要素を特に使用した理由は、変数の数を  
 少なくし計算時間を短縮するためである。式(5)の中  
 で、各フーリエ級数の次数がカップリングしているのは  
 3番目の式であり、2番目の式は各次数ごとに個別に計  
 算を実施している。

次に、地震時に作用する液圧  $\{F_p\}$  についてであるが、  
 ここでは計算を簡単にするため、Fig.5に示すような図  
 (a)の静水圧と(b)の傾斜により生じる非軸対称な  
 液圧を重ね合わせた(c)を最終的な液圧とした。

荷重としては、このほかにアンカストラップの張力を  
 負荷している。すなわち地震力がタンクに作用したと  
 きのアンカー張力を、二次元FEM解を用いる方法(文  
 献5)参照)により求め、それに対応する側板軸力を側  
 板下端に負荷した。ここでは、ケースRppC13に相当  
 するアンカー張力を用いている。

(3) 解析モデル

解析モデルをFig.6に示す。モデル1として示してあ  
 るのは側板下端をピン支持としたモデルであり側板下端  
 の水平変位は拘束している。モデル2が底板のすべりを  
 考慮したモデルである。中央部  $r=2800$  mm の円周上  
 で水平方向の自由度を拘束しているのは、Fig.7に示す  
 ように実験においてタンクは全体滑動防止用ボルトによ  
 り固定されているからである。両モデルとも屋根の影響  
 を考慮するため、高さ4600 mmの位置で、剛体移動分  
 を除くすべての面外変位を拘束している。モデル1とモ  
 デル2を比較することにより、側板に生じる応力に対す  
 る底板すべりの影響を検討することができる。採用した  
 要素は、側板20要素、底板22要素で、フーリエ項数は  
 0次から7次までの8項を考えている。

基礎の鉛直方向剛性は、ウインクラーばねとしての剛  
 性  $K_s$  を考慮し、摩擦を表わす非線形ばねの初期剛性

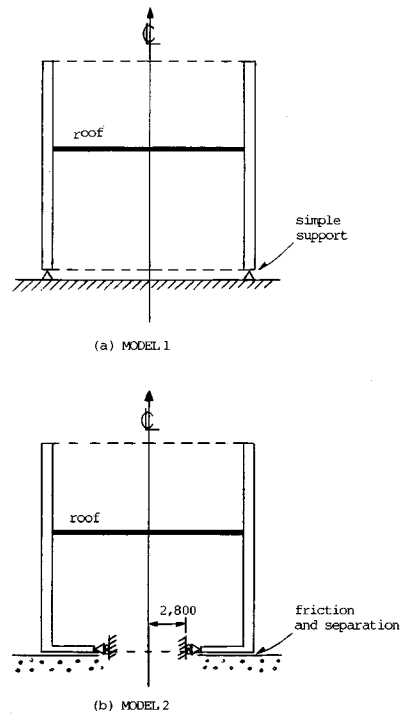


Fig. 6 3D-FEM Analysis Models.

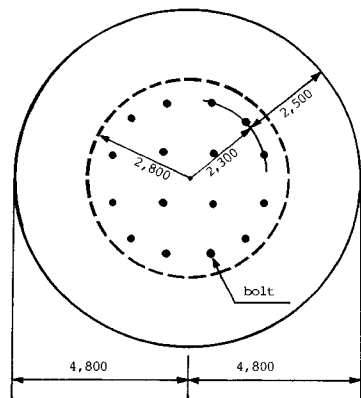


Fig.7 Bolted Bottom Plate in Experiment.

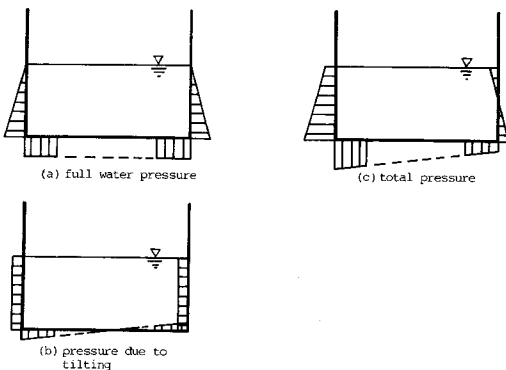


Fig.5 Pressure Load Distribution.

$K_s$  および摩擦係数  $\mu$  はいくつかの値を試行した後、適  
 当と思われる値を用いることにした。それらの値を次に  
 示す。

$$\left. \begin{aligned} K_s &= 0.98 \text{ N/mm}^3 \quad (0.01 \text{ kgf/mm}^3) \\ K_b &= 1.57 \text{ N/mm}^3 \quad (0.16 \text{ kgf/mm}^3) \\ \mu &= 0.50 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

4. 解析結果と実験結果の比較

(1) 変位

傾斜角  $18.9^\circ$  に相当する荷重を負荷したとき、モデル

1と2の解析および実験から得られた変位を Fig. 8 および Fig. 9 に示す。Fig. 8 は、底板側部のすべり変位をモデル2による解析結果と実験結果で比べたものである。解析結果は実験結果より大きめに出ているが、傾向は良く合っている。この差異は摩擦係数などいろいろな原因によるものと思われる。

Fig. 9 (a) および (b) はモデル1とモデル2の解析結果を比較したものである。モデル1では、側板下端で水平方向変位が拘束されているためすべりが生ぜず、 $\theta = 0^\circ$  付近と反対側の  $180^\circ$  付近の下端は同じように面外に張り出している。モデル2では  $\theta = 90^\circ$  および  $270^\circ$  で最大 1.83 mm のすべりを生じ、底板周辺部は中央部に引っ掛かったような変形を生じている。しかし、底板の半径方向変位はあまり大きくなく、側板下端と結合されている外周上ではほぼ円形を保っている。側板下端部では、 $\theta = 180^\circ$  付近では張り出しているが、 $0^\circ$  付近ではむしろ逆の変形をみせている。両モデルにおいて、側板最上端では剛体移動的な水平変位を生じているようであるが、モデル2の変位量はモデル1のそれよりずっと大きい。この差は約 2 mm であり、すべり変位 1.83 mm にほぼ相当している。

図 (c) は高さ 1 000 mm および 2 500 mm における半

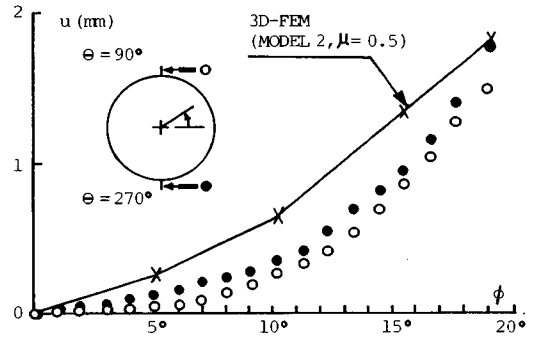
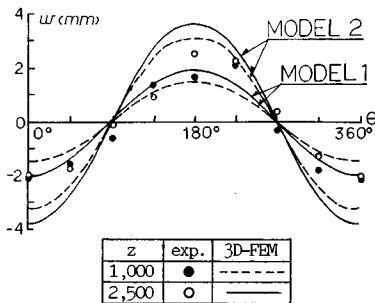
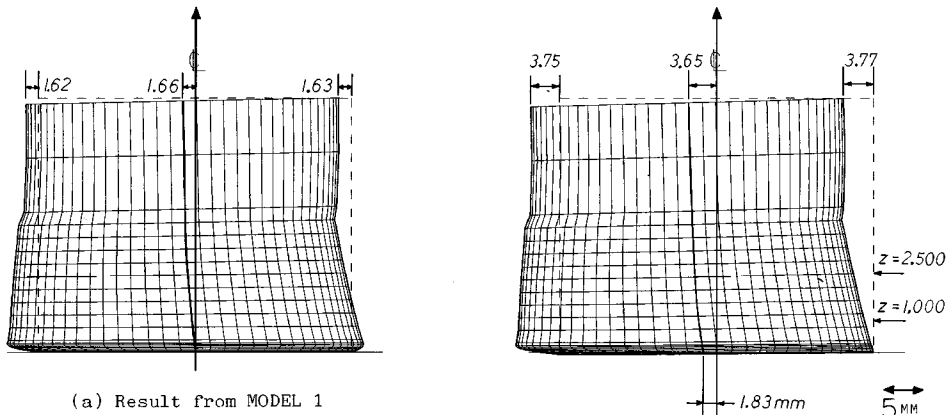


Fig. 8 Sliding Displacement (RppC 13,  $z=0$  mm).

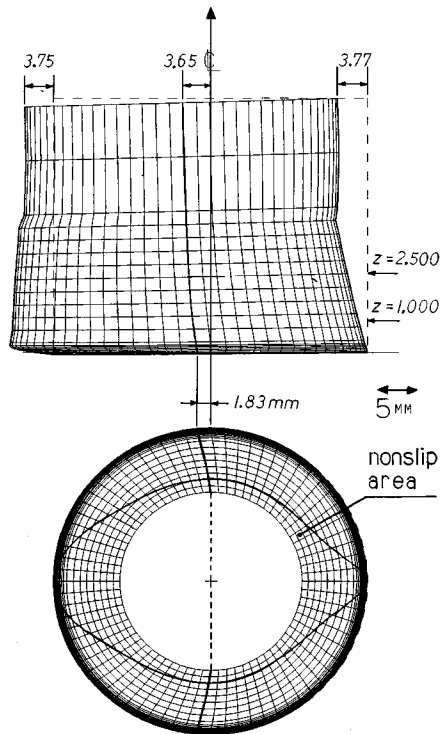
径方向変位の分布を示したものであるが、実験結果は、周方向に  $\cos$  の 1 次モードに近い分布をしており、最大値は、2.5 mm および 1.5 mm 程度である。解析では、モデル2の変位がモデル1の変位よりかなり大きくなっており、その差は底板のすべり量 1.83 mm にほぼ対応しているが、実験値はむしろモデル1の方に近いような結果となっている。

(2) 側板および底板のフープ力

Fig. 10 に側板下端および底板のフープ力の周方向分布を示す。図 (a) をみると、側板下端を拘束している



(c) Comparison of Radial Displacement



(b) Result from MODEL 2

Fig. 9 Displacements (RppC 13).

モデル1では、側板下端のフープ力は一点鎖線で示したような分布となり、実験値と完全に逆のモードである。すべりを考慮しているモデル2による結果は、実験結果とほぼ一致する。しかし、実験で生じている  $\theta=180^\circ$  の近辺の挙動はとらえていない。実験においては、かなり複雑なすべり現象が生じているようである。

図 (b), (c) には、底板隅角部付近におけるフープ力分布を示しているが、実験値と解析値(モデル2)との対応はかなり良い結果となっている。

Fig. 11 には、側板フープ力の  $\theta=0^\circ$  および  $180^\circ$  における鉛直方向分布を示しているが、モデル2の解析結果は、実験結果と良い対応をみせている。

(3) 側板および底板の曲げ応力分布の比較

Fig. 12 に、側板-底板隅角部の鉛直方向および半径方向の曲げ応力分布(タンク内側)を示している。図 (a) は側板高さ 30 mm における結果であるが、一点鎖線で示したモデル1の結果は実験結果と逆モードであり、実線で示したモデル2の結果は実験結果と相応したモードを示している。しかし、絶対値は必ずしも合っていない。これは、実験値間に大きなばらつきがあり、特に  $\theta=180^\circ$  付近の2つの点( $\theta=156^\circ, 186^\circ$ )で顕著であること、また図中  $z=10\text{ mm}$  と  $z=30\text{ mm}$  で解析値も大きく変

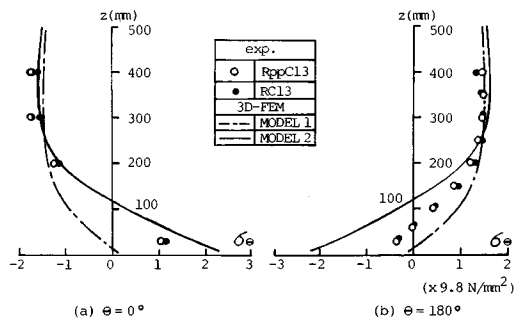


Fig. 11 Hoop Force Distribution in the Axial Direction.

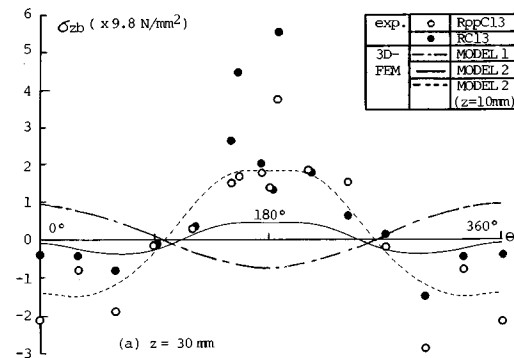


Fig. 12 Bending Stress Distribution in the Circumferential Direction (inside).

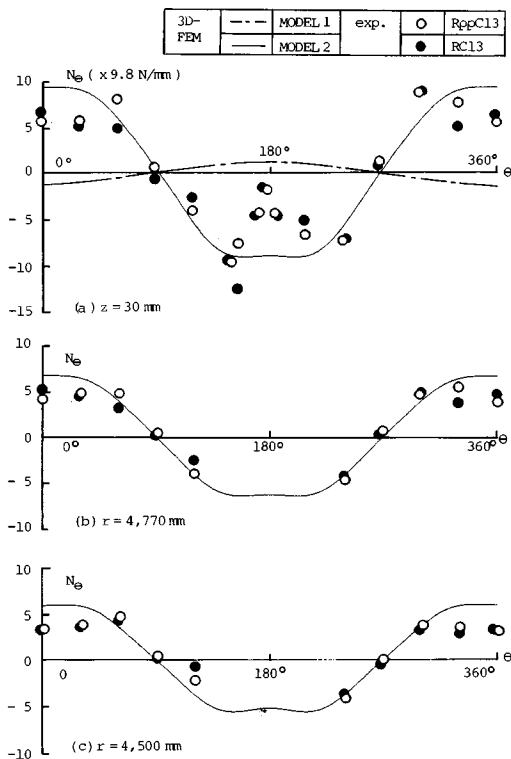


Fig. 10 Hoop Force Distribution in the Circumferential Direction.

化する事など、曲げ応力値の変化が激しいことによるものと思われる。

図 (b) には底板隅角部における曲げ応力分布を示しているが、実験値のばらつきはあまりなく、モデル2の解析値とよく一致している。

Fig. 13 には、 $\theta=0^\circ$  および  $180^\circ$  における半径方向および鉛直方向の曲げ応力分布を示しているが、図のように下端付近での曲げ応力の変化は非常に激しく、必ずしも実験値と解析値で値は一致していないが、傾向は一致している。

(4) せん断力の分布

モデル2の解析から求められた底板と基礎との間の摩擦力の分布を Fig. 14 に示す。図の各ベクトルは、その位置における単位面積当たりの摩擦力 ( $F_s/A$ ) を表わ

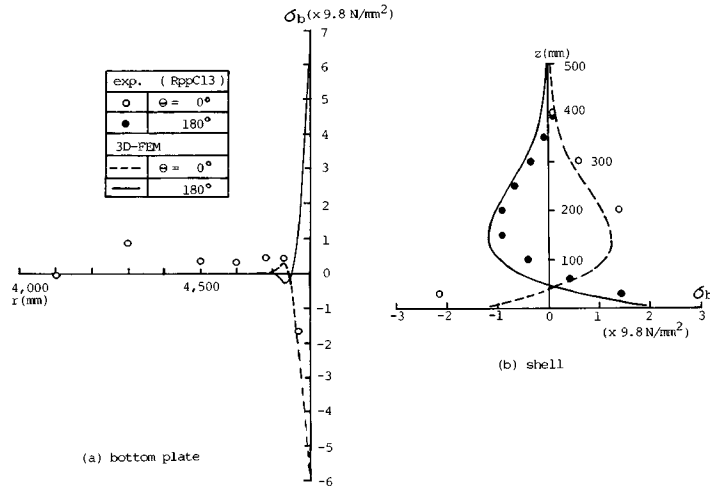


Fig. 13 Bending Stress Distribution in the Radial and Axial Direction (inside).

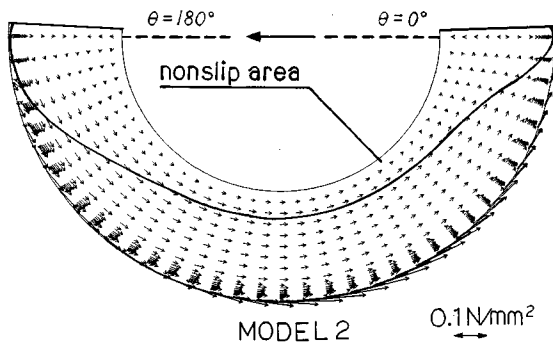


Fig. 14 Friction Force Distribution between Bottom Plate and Foundation.

しており、これらのほとんどが最大静止摩擦力 ( $F_{smax}/A$ ) になっている。側板下端と結合されている外周付近では、転倒モーメントおよびアンカー張力により局部的に底板と基礎との接触圧が大きくなっているため、摩擦力も大きくなっている。

このときの側板下端および底板隅角部付近のせん断力分布を Fig. 15 に示す。図 (a) は側板下端のせん断力を示しているが、モデル 1 および 2 の解析値および実験値ともよく一致している。図 (b) は底板隅角部でのせん断力を示しているが、解析では (a) に示した側板せん断力とほぼ同じ大きさになっているのに対し、実験では底板せん断力が側板せん断力に比べかなり低下している。また 2 つの実験ケース間の比較をしてみると、プレストレスを導入したケース RppC 13 の方が、ケース RC 13 より低下が大きい。これは、アンカープレストレスにより側板下端で摩擦力が大きくなり、その近傍の底板せん断力が小さくなることを示している。

Fig. 16 には  $\theta$  が  $90^\circ$  と  $270^\circ$  の 2 か所におけるせん断

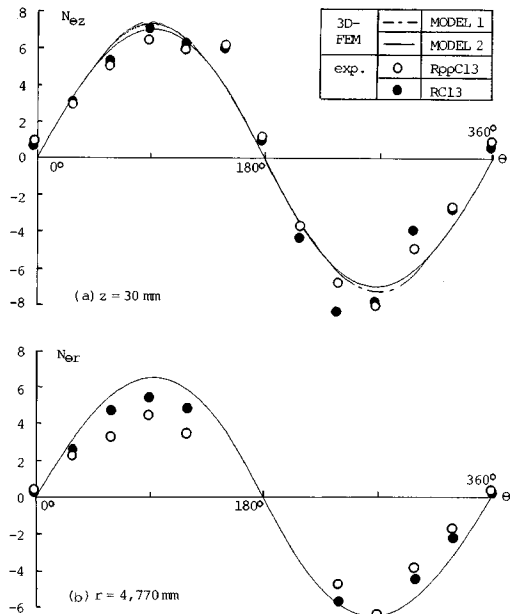


Fig. 15 Shearing Force Distribution in the Circumferential Direction.

力の半径方向分布を示す。モデル 2 では、側板より伝わったせん断力 ( $67.6 \text{ N/mm}$ ) が底板中央部に行くに従い基礎との摩擦力により減少し、約 1 m 内側へ入ったところでは  $55.9 \text{ N/mm}$  になるが、 $r=3400 \text{ mm}$  付近からは、半径の減少に伴い逆に大きくなっていく。実験結果は図 (b), (c) に示してあるが、ケース RppC 13 および RC 13 とも  $r=3900 \text{ mm}$  のところでのせん断力は側板より伝わるせん断力の約半分まで低下し、解析値よりかなり低い値を示している。

(5) 底板に生じる主応力分布

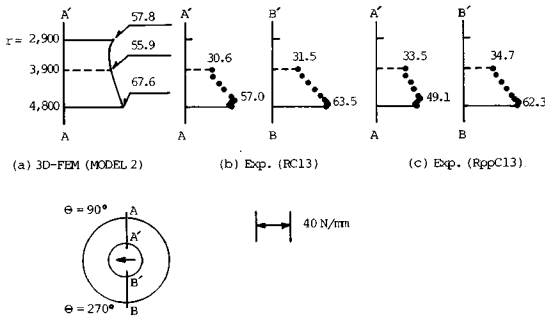


Fig. 16 Shearing Force Distribution of Base Plate in the Radial Direction.

底板に生じる主応力分布を Fig. 17 に示す。図 (a) は解析結果、図 (b) は実験結果であるが、(b) では図をみやすくするため底板外縁部を拡大して画いてある。この両図はよく似た分布を示しており、底板外周に伝わった力が底板中央部と底板-基礎間の摩擦により支えられるメカニズムを示しており、 $\theta=0^\circ$  近辺で引張りフープ、 $\theta=180^\circ$  近辺で圧縮フープ、 $\theta=90^\circ, 270^\circ$  で純せん断状態が卓越する様子がよく理解できる。

(6) 側板におけるミーゼス・インテンシティ

底板の部分的なすべりが側板の応力状態に与える影響を調べるため、Fig. 18 に実験および解析から得られた応力のミーゼス・インテンシティ ( $\sigma_M$ ) を示す。 $\sigma_M$  は、

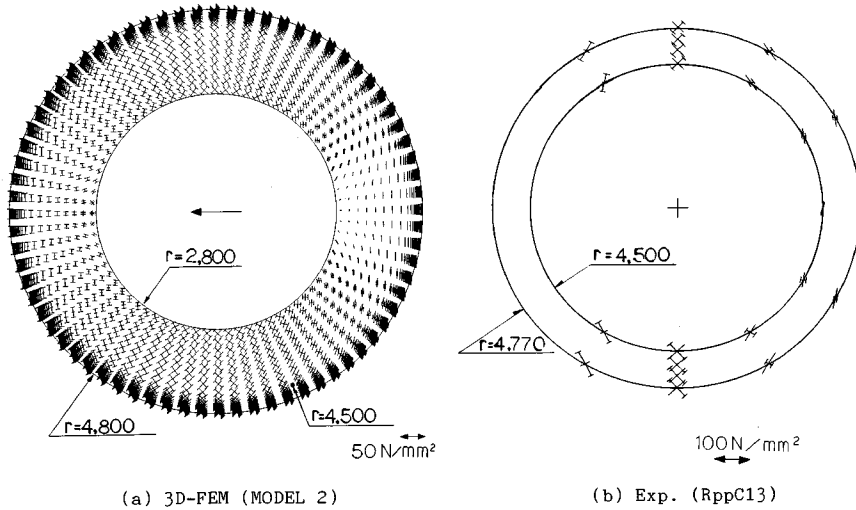


Fig. 17 Principal Stress Distribution in Bottom Plate.

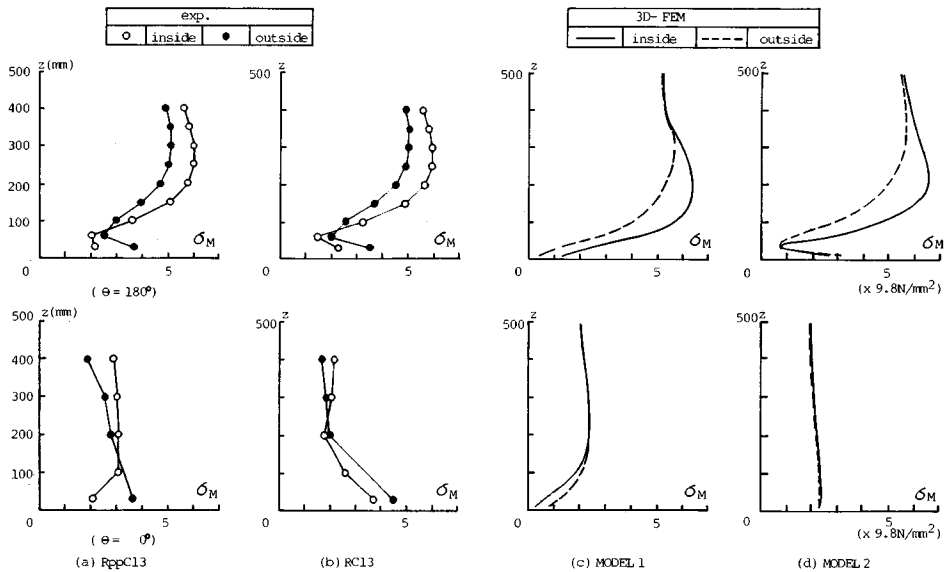


Fig. 18 Mises Stress Intensity in Shell.



式(7)より求めている。

$$\sigma_M = \sqrt{(\sigma_\theta + \sigma_{\theta b})^2 + (\sigma_z + \sigma_{zb})^2} - (\sigma_\theta + \sigma_{\theta b})(\sigma_z + \sigma_{zb}) \quad \dots\dots\dots (7)$$

実験では側板下端において  $\sigma_M$  が大きくなる傾向がみられるが、これはモデル2の解析でもみられ、モデル1の結果と大きく異なることから、この現象は底板のすべりにより生じたものと理解できる。高さ200mm付近に生じる極大値は、モデル1でもモデル2でもほぼ同じになり、これより底板のすべりが側板応力状態に及ぼす影響は、下端近傍のごく限られた部分にとどまることがわかる。ただし、これにより底板下端の応力はかなり大きくなるので、設計上注意を払うことが必要であると思われる。

## 5. ま と め

本論文は、大型模型傾斜実験および半解析的リング要素による非線形解析を通じて、ほぼ剛な基礎の上にあるアンカー付きタンクの地震時底板挙動を、底板の部分的すべりの影響に主眼を置いて、詳細に調査したものである。得られた結果は、次のようにまとめられる。

- (1) アンカー・ストラップは水平方向の剛性をほとんど有しないので、地震水平力により底板の周辺部は明らかに部分的滑動を生じる。
- (2) この影響により、側板下端近傍は、通常仮定されている下端境界条件では求められないような応力状態になる。この応力状態は、底板の部分的滑動を考慮した三次元解析によって、ある程度把握できる。
- (3) 底板の応力状態は、中央部の不滑動部に向かって、しだいに減衰していくが、一般的に  $\theta=0^\circ$  近辺で引張りフープ、 $180^\circ$  近辺で圧縮フープ、 $90^\circ$  および  $270^\circ$  近辺で純せん断の状態になるようである。中央部への減衰の仕方は、底板と基礎の摩擦力に依存する。
- (4) ここでの解析では摩擦係数を0.5としたが、実験結果との対比からみると、実際の摩擦係数はより大きな値であった可能性もある。
- (5) 側板の応力は、底板の部分的すべりの影響により、下端近傍でかなり大きくなる。ここでの調査では、最大ミーゼス・インテンシティは上方の箇所が生じ、下

端の値がこれを越えることはなかったが、設計上は注意が肝要である。

以上、従来あまり明らかにされなかったタンクの底板挙動、特にその部分的滑動挙動と周辺の応力に及ぼす影響について、ある程度解明することができたものと思われる。すべりの問題は複雑であり、定量化はなかなか困難であるが、今後設計資料など定量化への方向も検討したいと思っている。本論文がタンクの耐震設計上何かの役に立てば幸いである。

謝 辞：本研究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)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) 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，1986.12.
- 3) 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 ASME PVP Conf., San Diego, June, 1987.
- 4) 坂井・磯江・寛・平川・面谷：大型平底円筒タンクの地震挙動に関する研究—静的傾斜実験による浮上り挙動の調査，川崎重工技報，No.97，1987.8.
- 5) 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，第404号/I-11，1989.4.
- 6) 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，第20巻，第4号，1982.
- 7) 石田・浅井・三枝：アンカー付き円筒タンク底板の地震時のせん断応力，圧力技術，第25巻，第4号，1987.
- 8) Flügge, W.: Stresses in Shells, 2nd edition, Springer-Verlag, 1973.

(1988.5.16・受付)