

## 円筒タンクの地震応答解析と模型タンクの加振実験

## SEISMIC RESPONSE ANALYSIS AND DYNAMIC MODEL TESTS OF CYLINDRICAL TANKS

頭井 洋\*・大谷 修\*\*・新家 徹\*\*\*・西村 昭\*\*\*\*

By Hiroshi ZUI, Osamu OHTANI, Tohru SHINKE and Akira NISHIMURA

This paper examines the influences of the foundation flexibility and the initial irregularities on the seismic response of cylindrical tanks. A calculation method for describing those behaviors is showed and dynamic shaking table tests are performed. The results of dynamic tests agreed fairly well with the results obtained by numerical calculations. It is concluded that the base fixity conditions will significantly change the seismic response of tanks. It is also concluded that significant high radial accelerations are induced on account of the irregularities, however, stresses induced by the irregularities are less significant.

## 1. ま え が き

平底円筒タンクの地震応答挙動に関しては、近年数多くの研究がなされてきており、かなりのことが明らかにされてきた。また、それらの成果を取り入れた耐震設計基準も出されるに至っている。しかし、これまでの研究は下部完全固定や円筒部が真円であることを前提にしたものがほとんどでアンカーのない自由支持された円筒タンクにみられるロッキング振動<sup>1)~6)</sup>や壁面の初期不整に起因する周方向高次モード振動<sup>7)~10)</sup>など十分に解明されていない重要課題も多く残されている。

本文は、数値計算および模型実験の両面から下部の支持条件や壁面の初期不整が円筒タンクの振動特性や地震応答挙動に及ぼす影響を検討したものである。

数値計算に用いた理論は、先に報告した下部完全固定され、地震作用方向に対称な壁面初期不整 ( $\cos n\theta$ ) を有する円筒タンクの地震応答解析<sup>10)</sup>を、弾性支持や非対称の初期不整 ( $\sin n\theta$ ) を有する場合にも適用できるよう発展させたものである。

数値計算では、文献10)では検討しなかった下部支持条件や上端拘束条件、入力地震波の応答スペクトル特性をパラメーターにとり、容器・液間の連成振動の立場から初期不整が応答挙動に及ぼす影響を検討した。

また、これまでの実験的研究が、下部固定を対象にしたものが多く<sup>7),8),11),14)</sup>、弾性支持の実験が数少ない<sup>4),8)</sup>ところから、高さ・直径比が0.875と0.53の2種のアルミ合金製模型タンクを用いて、振動台上に直接固定した場合と地盤を模擬したゴム上に自由支持した場合の両方について正弦波加振実験および地震波加振実験を実施し種々の観点から検討を加えらるとともに、計算値との比較検討を行った。

## 2. 理論解析

著者らは先にシェル理論と速度ポテンシャル理論に基づく下部固定され地震作用方向に対称な壁面初期不整を有する円筒タンクの地震応答解析<sup>10)</sup>を行い、容器・液間の連成振動の立場から初期不整が地震応答挙動に及ぼす影響を検討した。ここでは文献10)の解析手法を発展させて弾性支持の場合や地震作用方向に非対称な壁面初期不整を有する場合にも適用できる一般化した解析を行う。

用いた主な仮定は文献10)とほぼ同様であるが、側

\* 正会員 (株)神戸製鋼所機械研究所要素技術センター主任  
 研究員 (〒651 神戸市中央区脇浜町1-3-8)

\*\* 正会員 同上, 研究員 (同上)

\*\*\* 正会員 工博 同上, 構造強度技術室長 (同上)

\*\*\*\* 正会員 工博 神戸大学教授 工学部土木工学科

板下端の条件として、下部完全固定の場合と弾性支持の両方を扱う。弾性支持の場合、底板の浮き上がり変形は生じないものとし、かつ底板に生じる変形は側板直下に生じる局部変形が主体で底板の大部分は水平を保つと仮定する。解析の手順は、文献10)と同様壁面に初期不整を有する場合の動液圧を速度ポテンシャルで表示し、これと初期不整がない場合の固有振動解析より得られる容器・液体連成系の固有振動数、振動モードとを用いて壁面に任意の初期不整を有する円筒タンクの地震応答解析の基礎式を導く。

Fig. 1の座標系で初期不整を含むタンク半径は、平均半径を  $a_0$  として次のように表わされる。

$$a = a_0 [1 + \sum \{ \epsilon_{an} f_{an}(x) \cos n\theta + \epsilon_{bn} f_{bn}(x) \sin n\theta \}] \quad (1)$$

ここで、 $\epsilon_{an} \ll 1$ ,  $|f_{an}(x)| \leq 1$ ,  $\epsilon_{bn} \ll 1$ ,  $|f_{bn}(x)| \ll 1$ , である。速度ポテンシャルを導くにあたり応答解析を円周方向各次振動モードの重ね合せで行うため式(1)の右辺第2項のうち  $n$  次成分のみを取り出す。速度ポテンシャル  $\phi$  を初期不整がない場合の速度ポテンシャル  $\phi_0$  と初期不整による付加的な速度ポテンシャル  $\phi_c$  と  $\phi_s$  との和として次のように表わす。

$$\phi(r, \theta, x, t) = \phi_0(r, \theta, x, t) + \epsilon_{an} \phi_c(r, \theta, x, t) + \epsilon_{bn} \phi_s(r, \theta, x, t) \quad (2)$$

文献10)と同様一次のパータベーション法を適用し、式(2)の速度ポテンシャルを導くと次のようになる。

$$\phi_0(r, \theta, x, t) = \sum_{i=0}^{\infty} A_i(t) \cdot I_i \left( \lambda_i \frac{r}{H} \right) \cdot \cos \left( \lambda_i \frac{x}{H} \right) \cdot \cos \theta \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \phi_c(r, \theta, x, t) = & \sum_{i=0}^{\infty} B_i(t) \cdot I_{n-1} \left( \lambda_i \frac{r}{H} \right) \cdot \cos \left( \lambda_i \frac{x}{H} \right) \\ & \cdot \cos(n-1)\theta + \sum_{i=0}^{\infty} \tilde{B}_i(t) \cdot I_{n+1} \left( \lambda_i \frac{r}{H} \right) \\ & \cdot \cos \left( \lambda_i \frac{x}{H} \right) \cdot \cos(n+1)\theta \quad (4) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \phi_s(r, \theta, x, t) = & \sum_{i=0}^{\infty} C_i(t) \cdot I_{n-1} \left( \lambda_i \frac{r}{H} \right) \cdot \cos \left( \lambda_i \frac{x}{H} \right) \\ & \cdot \sin(n-1)\theta + \sum_{i=0}^{\infty} \tilde{C}_i(t) \cdot I_{n+1} \left( \lambda_i \frac{r}{H} \right) \\ & \cdot \cos \left( \lambda_i \frac{x}{H} \right) \cdot \sin(n+1)\theta \quad (5) \end{aligned}$$

ここで、 $A_i(t)$ ,  $B_i(t)$ ,  $\tilde{B}_i(t)$  は文献10)に与えているものと同様である。また  $C_i(t)$ ,  $\tilde{C}_i(t)$  は、 $B_i(t)$ ,  $\tilde{B}_i(t)$  の  $f_{an}(x)$  を  $f_{bn}(x)$  に置換したものである。

動液圧  $P(r, \theta, x, t)$  は、式(2)を時間  $t$  で偏微分した次式で与えられる。

$$P(r, \theta, x, t) = -r_t \partial \phi(r, \theta, x, t) / \partial t \quad (6)$$

式(4)~(6)より  $\cos n\theta$  の初期不整により  $\cos(n-1)\theta$  と  $\cos(n+1)\theta$  成分の動液圧が励起され、 $\sin n\theta$

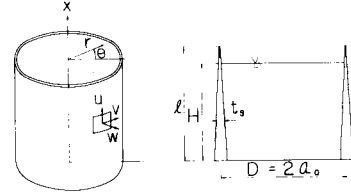


Fig. 1 Cylindrical Tank and Coordinate System.

成分の初期不整により  $\sin(n-1)\theta$  と  $\sin(n+1)\theta$  成分の動液圧が励起されることがわかる。

初期不整のない円筒タンクの容器・液体連成系が調和振動しているとき、円筒シェルの変位・断面力の軸方向座標  $x$  に関する一次方程式は次のように得られる<sup>10)</sup>。

$$\frac{d}{dx} \mathbf{Z} = \mathbf{A} \mathbf{Z} \quad (7)$$

ここに、 $\mathbf{Z}$  は変位・断面力の軸方向振動モードを表わす関数、 $\mathbf{A}$  は  $8 \times 8$  の係数マトリックスである。

式(7)には、静液圧による初期方向膜力や動液圧による付加質量が考慮されている。

下端の境界条件は、次式で与えられる。

下部完全固定の場合

$$u = v = w = dw/dx = 0 \quad (8)$$

弾性支持 (Fig. 2) の場合

$$\left. \begin{aligned} v = w = 0, -u = w_{B1} = w_{B2} \\ dw/dx = w'_{B1} = w'_{B2} \\ M_{r1} - M_{r2} - M_x = 0 \\ Q_{r1} - Q_{r2} - N_x = 0 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式(9)で  $w_B$ ,  $w'_B$  等は底板の鉛直たわみおよびたわみ角である。 $w_B$ ,  $w'_B$ ,  $M_r$ ,  $Q_r$  に関する一般解は、弾性支承上の円板に関する微分方程式の解として得られる<sup>5)</sup>。

これらと式(9)より側板下端の境界条件が得られる。簡単のため、アニュラー板の張り出し部がない場合について示すと次のようになる。

$$\begin{Bmatrix} u \\ dw/dx \end{Bmatrix} = \frac{1}{2D_a \beta^2} \begin{bmatrix} -1 & 1/\beta \\ 2\beta & -1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} M_x \\ N_x \end{Bmatrix} \quad (10)$$

ここに、 $\beta = \sqrt{k_v/D_a}$ ,  $D_a = E t_0^3 / 12(1-\nu^2)$  である。 $t_0$  はアニュラー板の板厚である。

また上端の境界条件は、すべての断面力を0としている。さらに上端拘束の場合これに加えて次の境界条件式を用いている。

$$k=1: v=w, \quad k \geq 2: v=w=0 \quad (11)$$

式(7)を式(8)~(11)の境界条件のもとに解けば、固有振動数と振動モードを求めることができる<sup>10)</sup>。

初期不整を有する円筒タンクに水平地震動  $u_g$  が作用する場合の側板変位の応答を、初期不整がない場合の連成系振動モードを用いて次式で表示する。

$$\begin{aligned}
 u &= \sum_{k=1} \sum_{s=1} \{ (f_1^*)_{ks} q_{ks} \cdot \cos k\theta \\
 &\quad + (\tilde{f}_1^*)_{ks} \tilde{q}_{ks} \sin k\theta \} \\
 v &= \sum_{k=1} \sum_{s=1} \{ (f_2^*)_{ks} q_{ks} \cdot \sin k\theta \\
 &\quad + (\tilde{f}_2^*)_{ks} \tilde{q}_{ks} \cos k\theta \} \\
 w &= \sum_{k=1} \sum_{s=1} \{ (f_3^*)_{ks} q_{ks} \cdot \cos k\theta \\
 &\quad + (\tilde{f}_3^*)_{ks} \tilde{q}_{ks} \sin k\theta \}
 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 $(f_1^*)_{ks}$ 、 $(f_2^*)_{ks}$ 、 $(f_3^*)_{ks}$ 、 $(\tilde{f}_1^*)_{ks}$ 、 $(\tilde{f}_2^*)_{ks}$ 、 $(\tilde{f}_3^*)_{ks}$  はそれぞれ周方向  $k$  次、軸方向  $s$  次の変位  $u$ 、 $v$ 、 $w$  の対称振動モード、逆対称振動モードを表わしている。また  $q_{ks}$ 、 $\tilde{q}_{ks}$  はそれぞれ対応する一般座標である。

文献10)と同様の所論より式(6)、(12)をLagrangeの運動方程式に代入して整理すると、地震応答の基礎式が各次モードごとに得られる。

### 3. 数値計算

#### (1) 側板直下の基礎地盤の剛性低下による固有振動数の低下

藤田は<sup>2)</sup>、底板全体が弾性ばねに支持されている円筒タンクのロッキング振動解析を、FEMにより行っている。著者らは、同様の問題を側板直下の底板の局部変形が支配的としてはりモデルで解析した<sup>1)</sup>。

ここでは、このような側板直下の底板の局部変形により生じる部分ロッキングについて本文2.の計算手法を用い、地盤のばね定数をパラメーターにとり固有振動数を計算した。計算モデルは文献2)で用いられたモデルと同じで  $H/D=0.5$ 、 $t_s a=0.001$ 、 $t_a/t_s=0.5$  とした。Fig.3に計算結果を示す。縦軸に無次元化した振動数、横軸に無次元化した地盤のばね定数を示している。

Fig.3には、FEMによる藤田の計算値を○で示した。また文献1)のはりモデルによる計算値を破線で示した。

Fig.4は、本文の手法による振動モードを示している。本文の手法による計算値は、文献1)のはり理論による計算値および文献2)の藤田によるFEM計算値とよく一致している。Fig.4の振動モードも文献2)の振動モードとよく一致しており、弾性支持の底板の振動モードは側板直下に集中している。また、円筒タンクの固有振動数は側板直下の基礎の剛性が低下するにつれ下部固定の場合よりかなり低下する。

#### (2) 壁面の初期不整が地震応答挙動に及ぼす影響

文献10)では、Cloughの実験モデル<sup>7),8)</sup>を用いて壁面の初期不整の周方向波数、高さ方向形状および液深・直径比をパラメーターにとりEL Centro NS波を入力地震波として初期不整の影響を論じた。その結果、初期不整の大きさを表わす無次元値  $\epsilon$  (初期不整最大値の半径に対する比)を同じとすると、 $H/D$ の小さな偏平な

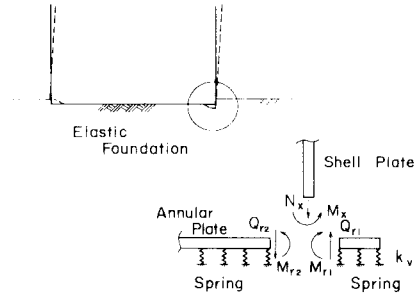


Fig.2 Force and Moment Resultants of Bottom Corner (Elastic Support).

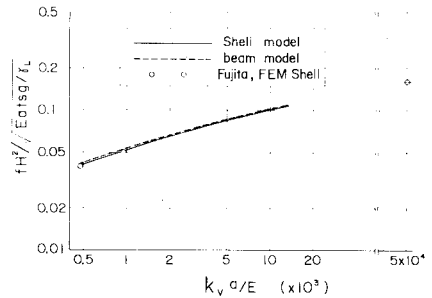


Fig.3 Decrease of Natural Frequencies due to Foundation Flexibility.

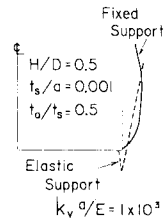


Fig.4 Vibrational Modes of Shell Plates.

タンクほど周方向高次の花びら振動が励起されやすく、側板下端の軸方向膜力が增大すること、偏平なタンクでは高次のものが励起されやすいこと、 $\cos n\theta$ の初期不整により励起される  $\cos(n-1)\theta$  と  $\cos(n+1)\theta$  の応答のうち  $\cos(n-1)\theta$  の応答の方がかなり大きいこと、またその応答値は  $\epsilon$  に比例することなどを明らかにした。

ここでは、文献10)では検討しなかった、下端支持条件、上端拘束条件および入力地震波の周波数特性をパラメーターにして、初期不整が応答挙動に及ぼす影響を検討する。偏平なタンクで花びら振動が大きく励起しやすいことと小型のタンクほど  $\epsilon$  が大きくなりやすいと考えられることから、直径20m、高さ11m、液深10m、側板板厚10mmの小型タンクを計算モデルに用いた。入力地震波はFig.5の応答スペクトル<sup>12)</sup>を満足する模擬地震波を文献13)の手法を用いて作成したものをを用いた。前述したように  $\sin n\theta$ の初期不整により  $\sin(n-1)$

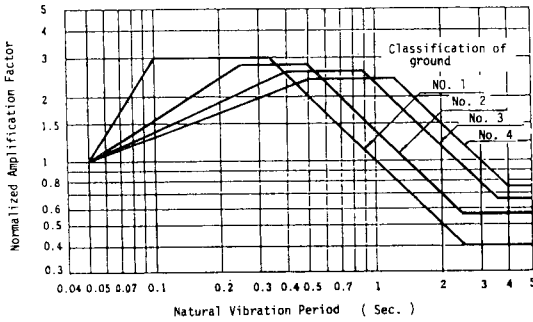


Fig. 5 Response Spectra for Seismic Design.

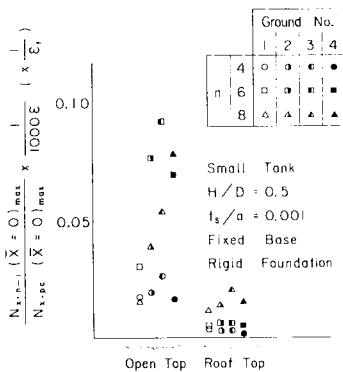


Fig. 6 Effect of the Initial Irregularities Upon the Axial Membrane Force (Fixed Base).

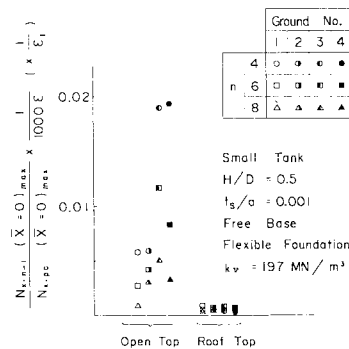


Fig. 7 Effect of the Initial Irregularities Upon the Axial Membrane Force (Free Base).

$\theta$  と  $\sin(n+1)\theta$  の成分を有する応答が励起するが、 $\sin k\theta$  の固有振動数および振動モードは、 $\cos k\theta$  のそれらとほとんど一致することから、その応答性状も  $\cos k\theta$  の応答性状とほとんど同じである。したがって以下  $\cos n\theta$  の初期不整のみを対象とする。花びら型振動の応答性状のうち耐震設計上重要なものは応力の応答値であり、ここでは側板の座屈や象の脚型張り出しに関係する側板下端における軸方向膜力  $N_x$  について示す。Fig. 6 に下部完全固定の、Fig. 7 に弾性支持の場合の結果を示す。

す。

縦軸は、文献10)と同じく、真円の場合の応答値に対する比で表示している。この計算モデルでは  $a/t_s = 1000$  であるので、 $\epsilon_t = 1000 \epsilon$  となる。Ground No. は、Fig. 5 の地盤種別を表わしている。初期不整は高さ方向一定とし、 $\epsilon_n \cdot \cos n\theta$  とした。Fig. 6, 7 より次のようなことがわかる。真円の場合に生じる  $N_{x,pc}$  に対する周方向高次の  $N_{x,n-1}$  の比は、弾性支持の場合、下部固定の場合より小さくなり、固定屋根の場合、オープントップの場合に比べかなり小さくなる。Fig. 7 には示さなかったが  $n=2, 3$  のときの  $N_{x,n-1}$  は、 $n=4$  の  $N_{x,n-1}$  より小さくなる。実際の円筒タンクでは製作施工要領等で初期不整の大きさは、 $\epsilon = 0.001$  程度以下となるようにおさえられている。花びら振動が大きくなるオープントップで下部固定の偏平なタンクにおいても  $\epsilon = 0.001$  として周方向高次の  $N_x$  は、高々真円タンクの  $N_{x,pc}$  の10%程度であるので、初期不整が  $\epsilon = 0.001$  より相当大きくなる場合を除き、耐震設計上周方向高次の応答をそれほど重要視する必要はないと考えられる。

#### 4. 模型タンクの振動台加振実験

##### (1) 模型タンクの諸元と製作方法

容器・液体連成系の円筒タンク縮小モデルの相似則を満足させるには、重力の加速度、液比重を同じものになければならないという制約のもとでは、材料の弾性係数の比を寸法縮小率に等しくする必要がある<sup>8)</sup>。樹脂材料を用いるとこれが可能になるが、ひずみ計測を精度よく行うことが難しい。そこで本実験では計算方法の検証に重点をおいて、直径50m程度の鋼製円筒タンクを想定し、材料にはアルミ合金 Al 5052 を用い、利用した振動台に設置可能で最大となる直径1.6mの模型タンクを用いて実験を行った。Fig. 8 に模型タンクの諸元を示す。側板は一枚板を1か所で突き合せ溶接し、底板との接合はスポット溶接と接着剤による。また側板上部の補強アングルと側板との接合にもスポット溶接を用いた。

##### (2) 実験方法

内容液には水を用い、側板下部の支持条件として振動

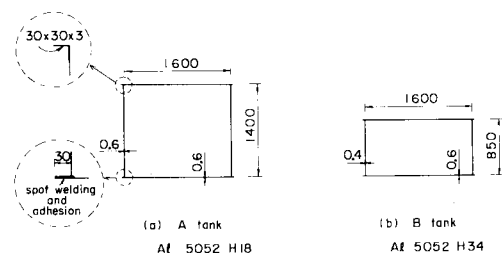


Fig. 8 Dimensions of Tank Models.

Table 1 Test Cases.

Tank Name	Tank Shape	H/D	Support Condition	Method of Excitation
A-Tank	$\ell/D=0.88$	0.8	Fixed Base	Sinusoidal Wave
			Rigid Foundation	El Centro NS 1/8
	$a/t_s=1333$	0.5	Free Base	Sinusoidal Wave
			Flexible Founda.	El Centro NS 1/8
B-Tank	$\ell/D=0.53$	0.5	Fixed Base	Sinusoidal Wave
			Rigid Foundation	El Centro NS 1/8
	$a/t=2000$	0.5	Free Base	Sinusoidal Wave
			Flexible Founda.	El Centro NS 1/8

台上に直接固定した場合と厚さ 50 mm、硬度 50 のゴム上に自由支持した場合の 2 通りについて実験を行った。加振方法として、基本的な振動特性を求めるための正弦波加振実験と地震時の応答挙動を調べるための地震波加振実験とを行った。加振方向は水平一方向である。Table 1 に実験系列を示す。用いた振動台は当社機械研究所の 10 t 油圧型振動台である。地震波には El Centro NS 波を時間軸に 1/8 圧縮したものをを用いた。時間縮尺を 1/8 とした理由は、模型タンクの基本固有周期が想定した実タンクの基本固有周期の約 1/8 となり固有周期と地震波のスペクトル特性との対応を実構造物のそれと同一条件にするためである。計測項目は以下のとおりである。花びら振動の影響をみるため側板中央部の法線方向加速度を周方向各位置で、ひずみゲージ式加速度計により測定した。動液圧は、加振方向軸 ( $\theta=0^\circ$ ) において側板中央部および下部の 2 点につき、ひずみゲージ式圧力計により測定した。また  $\theta=0^\circ$  の位置において、側板中央部と下部の各位置に 2 軸ゲージを貼付して動ひずみを測定した。各センサーからの信号を動ひずみ計を介してデータレコーダーに同時収録した。正弦波加振の加速度は十分な計測精度が得られ、かつ共振点で応答値がセンサーの上限値を越えないよう 20 gal とした。一方、地震波加振の入力加速度は 100 gal とし、各試験条件で入力信号に対する台加速度の伝達関数を求め、この特性を打ち消すように目標を補正して、再現精度を上げた。Photo 1 に実験状況を示す。

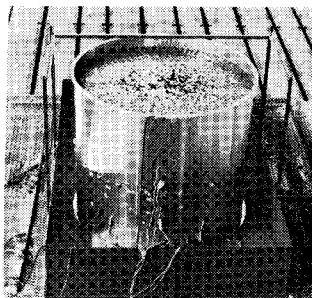


Photo 1 Dynamic Test.

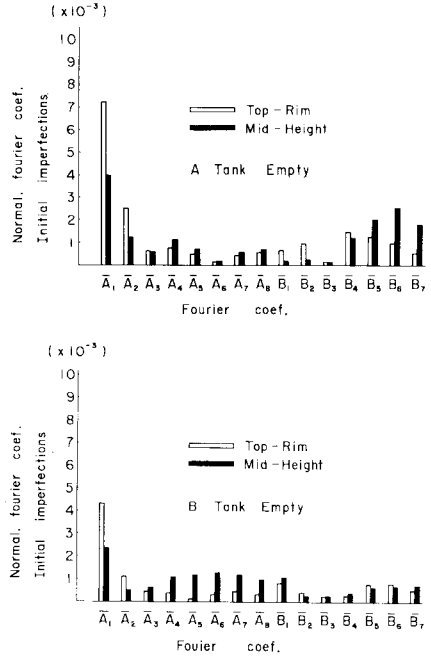


Fig. 9 Normalized Fourier Coefficients of Radial Imperfections of Tank Models.

(3) 空時の模型タンク壁面の初期不整

加振実験に先だって測定した空時の模型タンクの壁面初期不整の測定結果を Fig. 9 に示す。Fig. 9 の  $\bar{A}_n, \bar{B}_n$  は、測定結果を Fourier 分析し、 $\cos n\theta, \sin n\theta$  の各係数を半径で正規化したものを示している。Fourier 分析する前の初期不整の最大値は、半径比で A タンク 0.0095, B タンク 0.0033 であった。後述するように、周方向波数  $n$  が小さい低次の初期不整成分は、液を満たしてもそれほど減少せず残存しているものと考えられる。

(4) 実験結果とその考察

a) 正弦波加振実験

Fig. 10 に A, B 両タンクの下部固定および自由支持それぞれの側板中央部法線方向加速度 ( $\theta=0^\circ$ ) の下端に対する応答倍率および位相遅れを示す。いずれも台上加速度に対する応答倍率を示している。Fig. 10 には、2. に示したシェル理論による計算値を破線で示した。真円の円筒タンクに対する計算値で、減衰定数は下部固定に対し 0.02, 自由支持に対し 0.04 とした。自由支持の場合は、側板直下の底板の局部変形によるロッキングを伴う場合の計算値である。基礎のばね定数は静的载荷試験より求めた  $k_v=59 \text{ MN/m}^3$  とした。なお、文献 1) のはり理論による計算値もシェル理論による計算値とほとんど一致する。

実験より求まる応答倍率曲線は、下部固定の場合周方

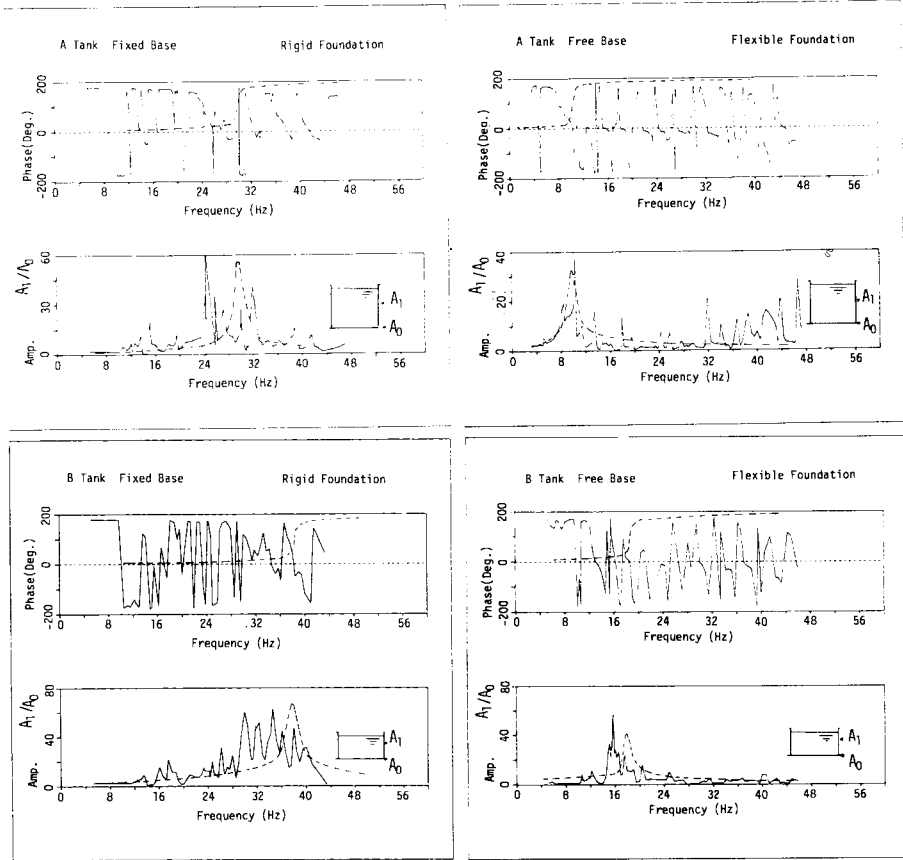


Fig. 10 Frequency Responses of Tank Models.

向高次の共振モードを含む多くのピークがみられ、最大の応答値を与える卓越振動数は計算値のそれ（基本固有振動数）より 20% 程度小さくなっている。一方、撓性基礎に自由支持した場合の実験より求まる応答曲線には明瞭な卓越振動数が存在し、その値は計算による卓越振動数ともよく一致している。また自由支持の場合の卓越振動数の 1/2 以下となりかなり小さくなっている。最大の応答値を与える卓越振動数における側板中央部の周方向各位置の法線方向加速度は Fig. 11 に示すように  $\cos \theta$  分布とはならなかったが、これは  $\cos \theta$  成分の応答値に壁面の初期不整に起因する花びら型振動の応答値が重なったためと考えられる。

下部固定の実験より得られた基本振動数が、下部完全固定の計算値を若干下回った理由は、本実験の場合次のように考えられる。側板下端を振動台に固定する際、強制変位により側板下端と接着剤の一部にはく離が生じ、シリコン系の充填剤で応急補修した。しかし強度が十分でなく転倒モーメントにより側板下端がわずかであるが浮き上がった可能性が高い。このため部分ロッキングが生じ下部完全固定の条件を満足させることができなかつ

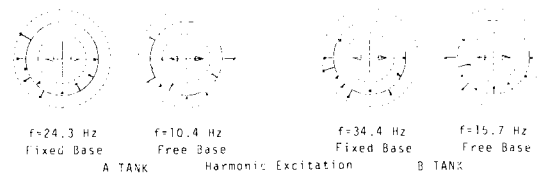


Fig. 11 Circumferential Modes of Radial Accelerations on Mid-Height.

たのではないかと考えられる。Fig. 10 より次のようなことがいえよう。

剛基礎上に固定支持された場合、花びら型振動が励起されやすく、撓性基礎に自由支持された場合一次のロッキング振動が支配的で花びら型振動の影響は小さい。これらは 3. で得た数値計算の結果と一致している。自由支持された場合、入力加速度が大きくなると転倒モーメントにより浮き上がりが生じる<sup>41,61,8)</sup>。本実験では、入力加速度を 20 gal と低くおさえたため、明瞭な浮き上がり挙動は観測されなかった。Fig. 10 に示すように、浮き上りを無視した線形のロッキング解析より求まる固有振動数と実験値とがよく一致していることから、

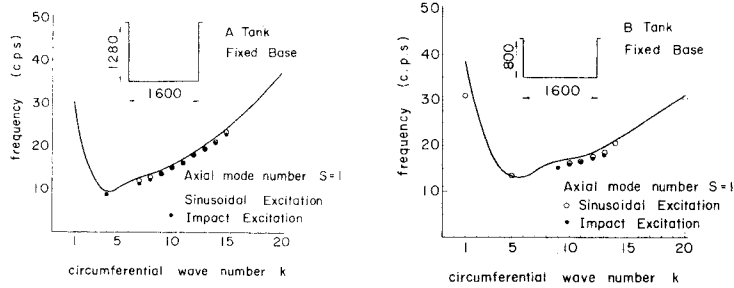


Fig. 12 Natural Frequencies of Tank Models.

本実験は浮き上がり効果を無視し得る線形の範囲にとどまったものと考えられる。

Fig. 12にはA, B両タンクの下部固定の場合の周方向各波数における固有振動数の実測値と計算値を示す。○印は正弦波加振実験における周方向各位置の法線方向加速度をFourier分析し、台上加速度と同じ成分をもつ振動数成分の振幅と位相より求めた固有振動数である。また・印は打撃加振実験のモーダル解析より求めた固有振動数である。モーダル解析のソフトにはSMS社のモーダル3.0を用いた。2.の手法より求めた真円タンクの固有振動数が実線で示されている。Fig. 12より各周方向波数における固有振動数の計算値は正弦波加振実験あるいは打撃加振実験より求めた実験値とよく一致していることがわかる。模型タンクには初期不整が存在していることから固有振動性状に及ぼす初期不整の影響は小さいといえよう。

b) 地震波加振実験

Fig. 13にAタンクの下部固定および自由支持の場合のひずみおよび動液圧の時刻歴応答波形の例を示す。いずれも1自由度系の応答波形に近く、特定の振動数で応答している様子が見られる。Table 2に、各実験条件におけるひずみ波形をFourier変換して求めた卓越振動数

Table 2 Fundamental Natural Frequencies of Tank Models.

Tank Name	Support Condition	H/D	Marked Frequency on Exp.	Theor. Natural Frequency (Hz)	
				beam	shell
A - Tank	Fixed Base	0.8	24.9	29.8	29.6
	Rigid Found.	0.5	38.6	44.9	44.5
	Free Base Flex. Found.	0.8	10.4	9.6	9.4
B - Tank	Fixed Base Rigid Found.	0.5	30.4	38.8	38.5
	Free Base Flex. Found.		17.6	18.5	18.2

を示した。Table 2の卓越振動数は、正弦波加振実験における卓越振動数とほぼ一致している。Table 2には、2.および文献1)の手法より求めた基本固有振動数の計算値も併記した。自由支持の場合には実験における卓越振動数は計算による基本振動数とほぼ一致している。一方固定支持の場合には計算による基本振動数に比べ実験における卓越振動数は20%程度小さくなっている。この理由は先に述べたように実験では下部完全固定の条件を満たさることができなかつたためと考えられる。

Table 3, 4にはそれぞれA, B両タンクで観測された各応答最大値と計算による応答最大値の比較を示した。いずれも $\theta=0^\circ$ における値である。計算では、はり

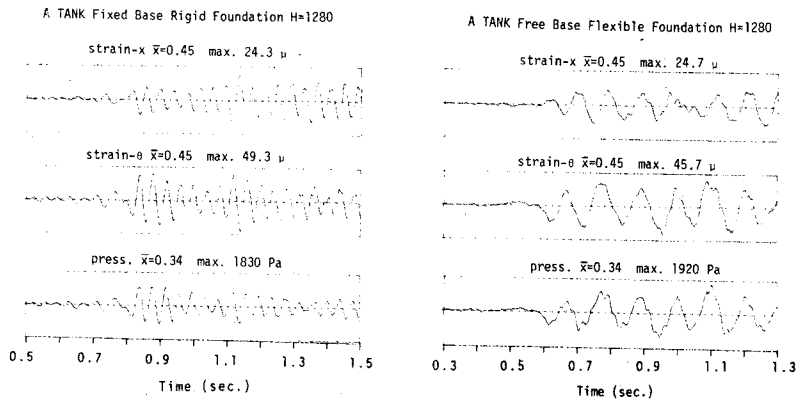


Fig. 13 Time Histories of Shell Strains and Pressures (Input El Centro NS 1/8).

**Table 3** Maximum Values of Acceleration, Pressure and Stress (A Tank).

Base Condi- tion	Water Depth (H/mm) (H/D)	Type of Data	Acce. (gal)	Dyna. (Pa)	Shell Stress (MPa)				
					$\bar{x} = 0.5$	$\bar{x} = 0.5$	$\sigma_x$	$\sigma_\theta$	
Fixed	800 (0.5)	observed	1190	1170	1350	0.84	1.86	0.28	2.40
		pre-beam	276	1120	1190	0.65	1.31	0.02	0.96
		dicted shell	333	1180	1280	0.68	1.18	0.03	1.08
Rigid	1280 (0.8)	observed	657	1510	1830	2.38	1.73	0.74	3.26
		pre-beam	283	1390	1520	2.02	1.85	0.52	2.17
		dicted shell	325	1380	1630	2.12	1.58	0.48	2.30
Free	1280 (0.8)	observed	356	1450	1920	2.44	1.76	0.85	2.97
		pre-beam	319	1480	1760	2.26	1.97	0.65	2.46
Flex.		dicted shell	323	1470	1880	2.38	1.52	0.60	2.42

**Table 4** Maximum Values of Acceleration, Pressure and Stress (B Tank).

Base Condi- tion	Water Depth (H/mm) (H/D)	Type of Data	Acce. (gal)	Dyna. (Pa)	Shell Stress (MPa)				
					$\bar{x} = 0.5$	$\bar{x} = 0.05$	$\bar{x} = 0.47$	$\bar{x} = 0.47$	
Fixed	800 (0.5)	observed	324	1410	1530	0.52	1.43	0.32	2.50
		pre-beam	206	1440	1360	0.41	1.92	0.12	1.73
Rigid	800 (0.5)	dicted shell	240	1450	1420	0.43	1.27	0.12	1.87
		observed	430	1520	1560	0.46	1.48	0.18	2.38
Free	800 (0.5)	pre-beam	245	1540	1580	0.40	2.05	0.10	2.11
		dicted shell	268	1620	1630	0.42	1.32	0.12	2.24

理論、シェル理論ともに真円の円筒タンクを対象とし基本振動のみを考慮して各試験条件で計測した台上加速度を入力として用いた。減衰定数は、下部固定0.02、自由支持0.04とした。Table 3, 4の計算応力は膜応力を示しており、実測応力は外側の表面応力すなわち膜応力とシェルの曲げ応力の両者を含んだ値となっている。真円タンクに対する測定位置の曲げ応力計算値は膜応力に比べ無視し得る程度に小さい。はり理論とシェル理論による計算値を比較すると全般的によく一致している。側板下端の $\sigma_\theta$ にやや大きな相違がみられる理由は、はり理論では下端における側板法線方向変位の拘束の影響を考慮していないためである。Table 3, 4より実測値と計算値それぞれの最大応答値を比較すると以下のようである。

動液圧については、実測値と計算値はほぼ一致してお

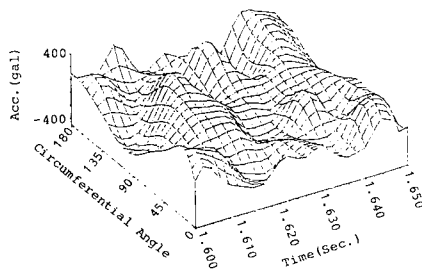
り側板下部の軸方向および周方向応力についても下部固定で特に  $H/D$  が小さい場合に実測値の方が10~30%大きくなっているが、実測値と計算値はよい対応を示している。一方、側板中央部における法線方向加速度の実測値は計算値を大きく上回っており、側板中央部の応力についても実測値は計算値より大きくなっている。また下部固定の場合および  $H/D$  の小さい場合にその傾向が著しい。この理由は、初期不整に起因する花びら振動が大きく励起されているためで、側板中央部の法線方向加速度と応力にその影響が特に大きく現われたためである。Fig. 14に側板中央部法線方向加速度実測値の展開図を示したが、各時刻における周方向分布は、 $\cos \theta$  分布とならず花びら振動が生じていることがわかる。

2.に示した初期不整を有する円筒タンクの容器・液体連成系の地震応答解析によると、Fig. 9の初期不整が静液圧下でほとんど残っているとすると側板下端における高次の  $N_x$  が真円の場合の  $N_x$  ( $\cos \theta$  成分) の10~20%生じることになり、側板下端の応力が真円の場合の計算値を10~30%上回った点についてはほぼ説明がつく。

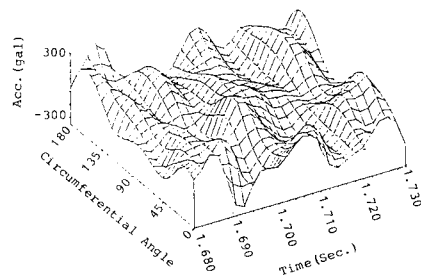
しかし、容器・液間の連成振動の観点のみでは、側板中央の加速度や応力についても周方向高次の応答値は真円の場合の計算値の10%程度にしかならず、実測値が真円を仮定した計算値の2倍以上にもなっている点の説明はつかず、初期不整に起因する花びら振動を生じさせる別の原因を考える必要がある。

空時の初期不整は液を満たすことによりその内圧のため減少し、さらに動液圧が加わるとその一部は回復もしくはさらに減少する。この点に関しては、Niwa<sup>14)</sup>あるいはVeletsosら<sup>9)</sup>が解析的な検討を加えている。

Veletsosら<sup>9)</sup>、静液圧および動液圧( $\cos \theta$ 成分のみ)をそれぞれ高さ方向、周方向に一樣な内圧に置換し、一樣外圧による座屈荷重を用いてこの問題を検討している。ここでも、Veletsosらと同様の取扱いによりFig. 9に示した空時の初期不整の静液圧および動液圧による変動の程度について検討してみる。



A TANK Fixed Base Rigid Foundation  
H = 1280



B TANK Fixed Base Rigid Foundation  
H = 800

Fig. 14 Isometric Plot of Radial Accelerations on Mid-Height.



高さ方向  $\sin(\pi x/l)$ 、周方向  $\cos n\theta$  の初期不整は、一様内圧  $P_0$  により

$$(L F)_n = \frac{P_0 / (P_{cr})_n}{1 + P_0 / (P_{cr})_n} \dots \dots \dots (13)$$

で与えられる係数だけ減少する<sup>9)</sup>。式 (13) は、初期不整と内圧によって生じる変位を二重 Fourier 級数で表示し、これを Donnell 方程式に代入することにより導くことができる<sup>15)</sup>。(P<sub>cr</sub>)<sub>n</sub> は初期不整と同じモードをもつ一様外圧による古典座屈理論値である。式 (13) を用いて A, B 両タンクの満液下の (L F)<sub>n</sub> を計算すると Table 5 のようになる。Table 5 より H/D=0.8 の A タンクでは n=4 以下の初期不整は液を満した後もほとんど残り、n≥8 の初期不整はほとんど消失することになる。一方 H/D=0.5 の B タンクでは n=6 以下の初期不整は液を満した後もほとんど残り、n=9 で 60% 程度減少することになる。一方、動液圧についても真円タンクの応答値として得られる cos θ 成分の動液圧 P<sub>an</sub> を支配的と考え、水平方向加振下の液圧 P(θ) は

$$P(\theta) = P_0 + P_{an} \cos \theta \dots \dots \dots (14)$$

で表わされ、動液圧により引き起こされる初期不整の変動分 w<sub>p</sub> は次式で与えられる<sup>9)</sup>。

$$w_p = \epsilon_n \alpha_0 [(DLF)_{n,\theta} - (L F)_n] \cos n\theta \dots \dots \dots (15)$$

(DLF)<sub>n,θ</sub> は、式 (13) の P<sub>0</sub> に式 (14) の P(θ) を代入することにより求められる<sup>9)</sup>。

Fig. 15 に、A, B 両タンクの動液圧による初期不整の変動分を  $\epsilon_n \alpha_0 = 1$  として示した。真円タンクに対し求まる動液圧計算値の高さ方向平均値を (DLF)<sub>n,0</sub> の算定に用いている。

Fig. 15 より、周方向波数 n=5~10 の成分を有する初期不整の動液圧による変動が大きいがわかる。また、動液圧の変動により空時の初期不整の 5~8% の法線方向変位が生じることになる。Fig. 15 では入力加速度を 100 gal としているが、入力加速度を大きくするにつれ初期不整の変動量は大きくなる。Fig. 9 に示したように空時の初期不整は、側板中央部 n=3~8 で  $\epsilon_n = 0.001$  前後となっている。したがって動液圧による初期不整の変動分は法線方向変位でみるとわずかである。しかし動液圧が基本振動数 f<sub>1</sub> で変動しているとすると変位振幅

Table 5 Loss Factor of Initial Irregularities due to Static Pressure.

	n	3	4	5	6	7	8	9
A Tank H/D=0.8		0.03	0.11	0.29	0.52	0.72	0.84	0.90
B Tank H/D=0.5		0.01	0.03	0.07	0.16	0.30	0.47	0.62

に  $\omega_1^2 = 4 \pi^2 f_1^2$  を乗じた加速度が生じることになり、 $\epsilon_n = 0.001$  として n=3~8 の周方向波数のそれぞれにつき 100 gal 前後とかなり大きな法線方向加速度が生じる。また側板中央部の軸方向および周方向の局部曲げ応力は、それぞれ (0.005~0.04)MPa, (0.01~0.10)MPa となる。以上のことから側板中央部の法線方向加速度や側板応力の実測値が真円を仮定した計算値を大きく上回った理由は、空時の初期不整の周方向高次成分が静液圧により減少し、さらに動液圧によりその一部が回復もしくはさらに減少したことに主原因があると考えられる。

壁面初期不整に起因して側板中央部には、かなり大きな法線方向加速度が生じるが、それに伴い生じる応力の絶対値はそれほど大きなものではなく、かつ座屈に直接的には関係しない周方向の局所的な曲げ応力が主体であるので、耐震設計上重要視する必要はそれほどないと考えられる。

5. 結 論

本文では、数値計算により弾性基礎上に自由支持された円筒タンクの側板下端の局部変形によるロッキング振動および壁面の初期不整が円筒タンクの地震応答挙動に及ぼす影響について検討を加えるとともに、模型タンクの振動台加振実験を実施し種々の観点から検討を加えた。以下に得られた主な結果を要約して述べる。

- (1) 実験より得られた固有振動数は、下部完全固定の条件を満足できなかった場合の基本振動数が 20% 程度小さかった以外、計算値と全般的によく一致した。
- (2) 撓性基礎に自由支持された場合、ロッキングにより固有振動数は、下部固定に比べ大きく減少することを計算および実験の両面から明らかにした。
- (3) 地震波加振実験における動液圧や側板下部応力の実測値は、下部固定、自由支持のいずれの場合も真円

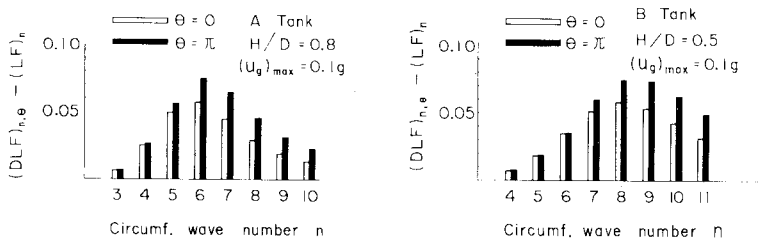


Fig. 15 Radial Displacements produced by The Hydrodynamic Pressure ( $\epsilon_n \alpha_0 = 1$ ).

タンクに対する計算値とよい対応を示した。

(4) 壁面の初期不整が応答挙動に及ぼす影響については、容器・液間の連成振動の観点からは下部固定で  $H/D$  が小さい場合、側板下端の軸方向膜力が増大する。実験でも同様のことが確認できた。しかしその増大の程度は真円タンク計算値の 10~30% 程度であり初期不整のより小さな実タンクでは高々 10% 程度と考えられる。

(5) 側板中央の法線方向加速度や表面応力の実測値は、真円タンクの計算値を大きく上回った。その主原因は、空時の壁面初期不整の周方向高次成分が静液圧により減少し、動液圧の変動によりそれらが回復もしくはさらに減少したことによるものと考えられる<sup>9)</sup>。

(6) 壁面の初期不整により側板の法線方向加速度は真円タンクに比べ相当大きくなる場合があるが、側板に生じる応力はそれほど大きくなく耐震設計上重要視する必要はないと考えられる。

謝 辞：終わりにあたり、加振実験とそのデータ整理に協力していただいた(株)神戸製鋼所の榎尾安雄氏、吉田啓二氏、浜崎義弘氏に深く感謝致します。

#### 参 考 文 献

- 1) 頭井 洋・新家 徹：ロッキング及びスウェイを考慮した円筒タンクの耐震解析，圧力技術，Vol. 20, No. 3, pp. 152~166, 1982.
- 2) 藤田勝久：弾性支持された液体貯蔵円筒タンクの地震応答解析，機械学会論文集 (C編)，48 巻 428 号，pp. 516~525, 1982.
- 3) 谷 資言・掘 直人・緑川 功：液体の入った円筒シェルのロッキング振動解析，建築学会論文報告集，No. 316, 1982.
- 4) 小林信之・石田和雄：アンカーの無い円筒タンクのロッキングに対する耐震解析法，機械学会論文集 (A編)，No. 83-0196, pp. 514~519, 1984.
- 5) 頭井 洋・新家 徹：平底円筒タンクの地震時隅底部応力解析，圧力技術，Vol. 20, No. 6, pp. 1~7, 1982.
- 6) 頭井 洋・新家 徹：底板の浮き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 A, pp. 537~550, 1985.
- 7) Clough, R.W., Niwa, A. and Clough, D.P. : Experimental seismic study of cylindrical tanks, Proc. of ASCE, Vol. 105, No. ST 12, pp. 2565~2590, 1979.
- 8) Manas, G. C. and Clough, R. W. : Further study of the earthquake response of a broad cylindrical liquid-storage tank model, UCB/EERC 82/07, 1982.
- 9) Veletsos, A.S. and Turner, J.W. : Dynamics of out-of-round liquid-storage tanks, Proc. of ASCE, Eng. Mech. Div. Spec. Conf. 3rd, pp. 471~474, 1979.
- 10) 頭井 洋・新家 徹：壁面に初期不整を有する円筒タンクの地震応答解析，土木学会論文集，第 350 号 / I -2, pp. 207~216, 1984.
- 11) 高圧ガス保安協会，振動実験委員会，同専門委員会：鋼製円筒形貯槽の耐震実験報告 (第 1 回)~(第 3 回)，高圧ガス，Vol. 21, No. 7, pp. 1~11, No. 8, pp. 14~26, No. 9, pp. 14~31, 1984.
- 12) 通産省告示第 515 号：高圧ガス設備等耐震設計基準，1981.
- 13) 渡辺 丹：設計用模擬地震動に関する研究，建築研究報告，No. 92, 1981.
- 14) Niwa, A. : Seismic behavior of tall liquid storage tanks, UCB/EERC 78/04, 1978.
- 15) 本間康之，ほか：初期たわみを有する円筒殻の座屈強度に対する理論と実験，圧力技術，Vol. 13, No. 3, pp. 2~7, 1975.

(1985. 2. 21・受付)