

## 大型円筒縦型貯槽の液面動揺波高の地震記録と解析の比較

## COMPARISON BETWEEN EARTHQUAKE RECORDS AND ANALYSES ON LIQUID-SURFACE DISPLACEMENT BY SLOSHING IN HUGE CYLINDRICAL TANKS

榑 信昭\*・長岡弘明\*\*・岡本 隆\*・小山和夫\*\*\*

By Nobuaki SAKAKI, Hiroaki NAGAOKA, Takashi OKAMOTO and Kazuo KOYAMA

This paper deals with the practical applicability of a calculation method which can be used to predict liquid-surface displacement during an earthquake. We took measurements of the sloshing of huge cylindrical tanks and then compared our calculated values with actual earthquake records. This calculation method is based on the linear potential theory. The earthquake records of LNG or petroleum storage tanks are used for the comparison. When the liquid-surface displacements are small, the calculated natural periods and liquid-surface displacements agree with the recorded figures. But as the liquid-surface displacements become larger, the recorded values become larger than the calculated ones by reason of a non-linear response. The recorded values become 0.84 to 1.12 times as large as the calculated ones.

Keywords: cylindrical tanks, sloshing, earthquake response

## 1. ま え が き

1983年日本海中部地震時には、国内の広い範囲で大型円筒縦型貯槽（以下円筒貯槽と称する）に液面動揺が発生し<sup>1),2)</sup>、震央から約270km離れた新潟県では、その波高が4~5mに達し、溢流を生じた貯槽もあった。また震央に近い秋田県では液面動揺が原因で石油貯蔵用の円筒貯槽に火災が発生した。地震による液面動揺が原因で円筒貯槽に被害が発生した他の例として、次のものが挙げられる。すなわち、国内では<sup>3)</sup>関東大地震（1923年、M7.9）における横須賀市、新潟地震（1964年、M7.5）における新潟市である。海外では<sup>4)</sup>Long Beach地震（1952年、M7.7）、Kern County地震（1952年、M7.7）におけるアメリカのカリフォルニア州、Alaska地震（1964年、M8.4）におけるアメリカのアンカレッジ、Concon地震（1965年、M7.3）におけるチリのコンコン地域などである。

地震時の液面動揺（以下液面動揺と称する）による、

円筒貯槽の主な被害形態は次のものがある。すなわち、浮屋根の動揺や旋回によるトップアングルの破損および浮屋根の破損、側板と浮屋根の摩擦熱による火災、側板の変形、ドームルーフ貯槽等のルーフの破損、貯液の溢流による環境汚染と火災等である。貯液が溢流し、それに伴って火災が発生した場合、その被害は1事業所内にとどまらず広範囲に広がる可能性がある。このように円筒貯槽の液面動揺は、耐震工学上重要な問題である。

円筒貯槽は地震時に、液面動揺による圧力のほか内部液体により衝撃圧と振動圧を受けるが、これらは応答の固有振動数が互いに異なるため一般に連成することはない。したがって液面動揺現象は工学上、衝撃圧や振動圧と分離して取り扱うことができる。

液面動揺の耐震工学上の問題は次の2点に大別される。すなわち

- 1) 液面動揺を励起させるやや長周期(数秒~十数秒)の地震動の解明
- 2) 液面動揺の地震応答メカニズムの解明

これらのうち、やや長周期の地震動の研究は、地震観測記録を用いたもの<sup>6),7)</sup>、「断層モデル」によるもの<sup>8),9)</sup>、液面動揺波高（以下波高と略称する）から逆算したもの<sup>10),11)</sup>などが挙げられるが、その特性は十分解明されておらず今後の重要な研究課題の1つである。

\* 正会員 工修 日本鋼管(株)鉄鋼研究所主任部員  
(〒210 川崎市川崎区南渡田町1-1)

\*\* 正会員 工博 日本鋼管(株)鉄鋼研究所土木研究室長  
(同上)

\*\*\* 正会員 東京ガス(株)工務技術センター課長格  
(〒105 港区海岸1-5-20)

液面動揺の地震応答メカニズム解明の解析手法には次のものがある。すなわち、

- 1) メカニカルモデル<sup>12)</sup>
- 2) 有限要素法<sup>5), 13), 14)</sup>
- 3) 境界要素法<sup>15)</sup>
- 4) 有限差分法<sup>16)</sup>
- 5) 速度ポテンシャル理論によるとじた形の解<sup>17)~19)</sup>

これらのうちいくつかは、模型振動実験により、解析評価精度の検討が行われているが、実機の大形円筒貯槽の地震観測による検討を行ったものはない。

本論文は、液面動揺の地震応答メカニズムの解明に関するものであり、次のことを行う。貯槽を剛とし、渦なし流を仮定した速度ポテンシャル理論の線形解は、特定屋外貯槽（石油貯槽）<sup>20)</sup>や LNG, LPG 貯槽<sup>21)~23)</sup>の設計波高の決定等に広く用いられている。ここでは、次の2つの大形円筒貯槽の液面動揺の地震記録を用いて、上記の線形解の評価値と比較し、その評価精度を検討している。

- 1) LNG 地下式貯槽
- 2) 石油貯槽

また、非線形性の影響をみるため、有限差分法を用いて、液面動揺の非線形応答についても検討を加えた。

## 2. 速度ポテンシャル理論による液面動揺波高<sup>18)</sup>

貯槽内の液体は非圧縮・非粘性の渦なし流を仮定する。半径  $R$ 、液深  $H$  の剛な円筒貯槽が水平一方向に  $d_g(t)$  の変位を受けたとき、貯槽内部の液体の運動は、Fig. 1 に示す円筒座標系を用いると、速度ポテンシャル  $\phi$  を仮定して、式 (2) の境界条件を満たす式 (1) の連続の式の解で表わされる。

$$\text{連続の式 } \frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

境界条件式

$$\text{側壁 } -\frac{\partial \phi}{\partial r} \Big|_{r=R} = \dot{d}_g(t) \cos \theta \quad \dots\dots\dots (2 \cdot a)$$

$$\text{底面 } -\frac{\partial \phi}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0 \quad \dots\dots\dots (2 \cdot b)$$

$$\text{自由液面 } \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} + \mu \frac{\partial \phi}{\partial t} + g \frac{\partial \phi}{\partial z} \Big|_{z=H} = 0 \quad \dots\dots\dots (2 \cdot c)$$

ここで、 $\mu$  は自由液面の動揺の減衰係数、 $g$  は重力加速度、 $t$  は時間を表わす。波高  $\eta$  は式 (1) の解を用いて式 (3) で表わされる。

$$\eta = \frac{1}{g} \frac{\partial \phi}{\partial t} \Big|_{z=H} = \frac{2R}{g} \left[ \sum_{i=1}^{\infty} \{ J_1(\epsilon_i r/R) (\dot{v}_i - \ddot{d}_g) / \cdot [(\epsilon_i^2 - 1) J_1(\epsilon_i)] \cos \theta \} \right] \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $J_1$  は1次の第一種の Bessel 関数、 $\epsilon_i$  は  $J_1'(\epsilon) = 0$  の第  $i$  次の正根、 $v_i$  は液体の応答速度である。 $v_i$  は式 (4) の解  $V_i$  を式 (5) で変数変換を行って求められる。

$$\ddot{V}_i + 2\xi_i \omega_i \dot{V}_i + \omega_i^2 V_i = -\omega_i^2 d_g \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\dot{v}_i = \dot{V}_i + \dot{d}_g \quad \dots\dots\dots (5)$$

式 (5) の変数変換を用いることにより、式 (3) に  $d_g(t)$  の3回微分の導入を避け、数値計算誤差を少なくできる。式 (4) の解は直接積分法<sup>24)</sup>で求めた。式 (4) の  $\omega_i$  は  $i$  次の固有円振動数で式 (6) で表わされる。

$$\omega_i = \sqrt{\frac{g}{R} \epsilon_i \tanh(\epsilon_i \frac{H}{R})} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$\xi_i = \mu / (2\omega_i)$  は  $i$  次モードの減衰定数である。

以下では波高の  $i$  次のモードは式 (3) で表わされる半径方向の波高の分布モードを意味する。

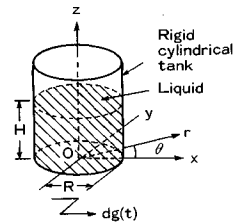


Fig. 1 Model of cylindrical tank and the coordinate system.

## 3. LNG 地下式貯槽の地震観測の概要

波高の地震観測は、横浜市にある9万5千kl容量の LNG (Liquefied Natural Gas) 地下式貯槽で行った。液面計の設置位置、地盤の地震動加速度の記録位置および貯槽の主な諸元を Fig. 2 に示す。貯槽の内径は 64.42 m である。液面計はフロート型を用い、半径 29 m の位置に、円周方向 45° 間隔に4台設置した。ここで用いた

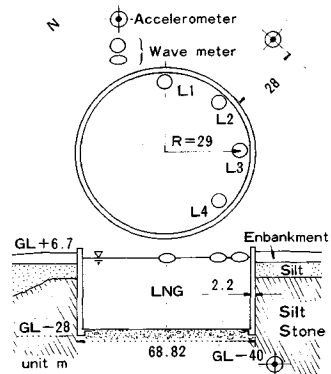


Fig. 2 Schematic view of in-ground tank and arrangement of pickups for earthquake observation.

液面計の波高の測定誤差は、室内実験により 1 mm 以下である。地盤の加速度はサーボ型加速度計を用いて測定し、その測定可能な範囲は 0.015~30 gal である。

ここで解析の対象としたのは、Table 1 に示す日本海中部地震と茨城県沖地震時の記録波高である。日本海中部地震時の液深は 5.89 m、式 (6) で求めた 1 次固有周期は 14.74 秒である。観測波高の最大値は 20.6 cm であった。茨城県沖地震時の液深は 4.567 m、このときの 1 次固有周期は 16.61 秒である。観測波高の最大値は 6.6 cm であった。観測された加速度記録は、振幅と位相に対する計器特性の補正と基準線の補正を行った。基準線の補正は、加速度記録波形をフーリエ変換し、文献 25) により、円振動数  $\omega$  の成分に  $\omega^4/(\omega^4+\lambda)$  が乗じられる High Pass Filter を用いて行った。ここでは  $\lambda=0.0045$  とした。こうして補正された後、フーリエ逆変換により加速度および変位波形を求めた。日本海中部地震と茨城県沖地震の地震動記録の例として、貯槽中心から液面計  $L_2$  の方向の N 82.125°E 成分の加速度波形と変位波形を Fig. 3 に示す。Fig. 3 の加速度波形のパワースペクトルを Fig. 4 に示す。同図から日本海中部地震で

は 0.1 Hz、茨城県沖地震では 0.55 Hz が卓越振動数である。

#### 4. LNG 地下式貯槽の地震観測波高の解析

LNG の液面動揺の減衰定数は小さいため、波高は液面動揺の固有周期を中心とした狭い周期範囲の地震動成分の強さに支配される。また、ここでの液面動揺の固有周期は 20 秒未満の「やや長周期」領域に属する。このため波高の計算に用いた入力地震動の、波高に大きく影響を与える周期成分の精度の検討を周期 20 秒まで測定可能な 1 倍強震計<sup>26)</sup>の変位記録と比較して行った。比較は日本海中部地震について行い、Fig. 2 の加速度の観測位置から約 4.5 km 離れた横浜地方気象台の 1 倍強震計の記録を用いた。後述のように、ここで対象とする液面動揺の固有周期は 4~17 秒であり、地震動のこの周期範囲のやや長周期成分においては、地形の局所的な変化が地震動に与える影響は小さいと考えられ、約 4.5 km の距離の差は無視できると思われる。

後述のように、ここで解析対象とした波高は、1 次モードが卓越しているため、その周期成分を含む、周期 13.9~20 秒 (振動数 0.05~0.072 Hz) の成分を取り出し 1 倍強震計の変位と、加速度記録をフーリエ変換による方法で積分して求めた変位を比較して Fig. 5 に示す。同図より、波形と最大変位ともによく一致した結果が得られており、解析に用いた入力地震動は妥当なものと思われる。

Table 1 Observed earthquakes.

Earth quake	Date	Epicenter	Magnitude	Seismic intensity
Nihonkai-chubu	1983.5.26	40.35°N139.08°E	7.7	I
Ibarakiken-oki	1982.7.23	36.18°N141.95°E	7.0	III

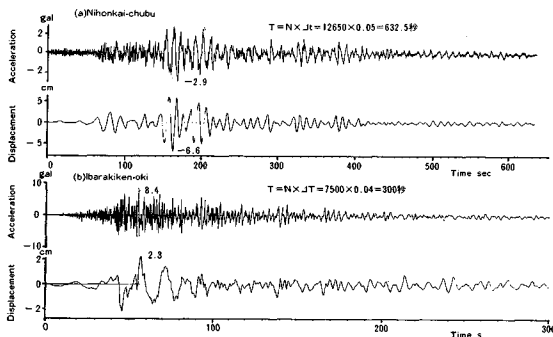


Fig. 3 Observed ground accelerations and double integrated displacements of the accelerations.

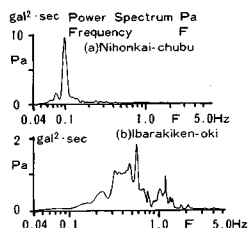


Fig. 4 Power spectra of ground accelerations shown in Fig. 3.

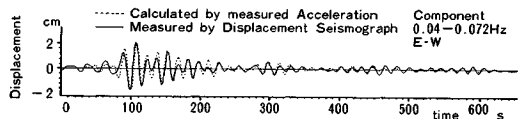


Fig. 5 Ground displacements.

LNG の液面動揺の減衰定数  $\xi_i$  は波高がほぼ 1 次モードで応答した日本海中部地震時の記録の、地震動が十分小さくなった時間帯の波高の対数減衰率から求め、1 次モードに対しては  $\xi_1=0.1\%$  とした。2 次以上の高次モードの減衰定数は  $\xi_i = \xi_1 \omega_1 / \omega_i$  ( $i \geq 2$ ) を用いた。

波高の解析においては、式 (3) のモードの重ね合わせ次数は 1~10 次とした。入力地震動の成分は貯槽中心から液面計の設置位置の方向の水平成分を用いた。

日本海中部地震時の液面動揺の解析波高と観測波高およびそれぞれのパワースペクトルを、液面計  $L_1 \sim L_4$  について比較して Fig. 6 に示す。同図のパワースペクトルより、解析波高と観測波高の卓越周期は式 (6) から求めた 1 次モードの固有周期  $T_1=14.74$  秒 (固有振動数  $f_1=0.0678$  Hz) と一致した。2 次モード以上の卓越周

期は解析波高および観測波高において認められないことから、日本海中部地震では1次モードのみが応答したものであると思われる。その理由は、2次の固有周期  $T_2=5.69$  秒（固有振動数  $f_2=0.176$  Hz）およびそれ以上の高次モード周期の地震動成分が Fig. 4 のパワースペクトルにおいてきわめて少ないためである。また、液面動揺の波高の解析値と観測値は Fig. 6 からよく一致した結果が得られている。

茨城県沖地震時の波高およびそのパワースペクトルの解析値と観測値を比較して Fig. 7 に示す。同図のパワースペクトルより、1~3 次の液面動揺波高が顕著に現われていることが認められる。その理由は、2次モードと3次モードの固有周期はそれぞれ  $T_2=6.17$  秒（固有振動数  $f_2=0.162$  Hz）と  $T_3=4.26$  秒（固有振動数  $f_3=0.235$  Hz）であり、Fig. 3 のパワースペクトルにおいて地震動にそれらの周期成分が多く含まれているためである。同パワースペクトルにおいて地震動には4次以上のモードの固有周期に対する成分も多く含まれているが、観測された波高に4次以上のモードの成分が顕著に現われなかったのは、高次モードになるに従って最大波高の生じる位置が貯槽中心に近づくので、観測位置でのその成分の波高がきわめて小さかったためと考えられる。解析波高と観測波高の1次から3次モードの卓越周期は Fig. 7 に示されるパワースペクトルから一致していることが認められる。またそれらは式(6)から求めた固有周期とも一致した。解析波高と観測波高は、Fig. 7 からよく一致した結果が認められる。

以上の波高の解析値と観測値の比較により次の結果が得られた。

- 1) 速度ポテンシャル理論による液面動揺の固有周期は観測値と一致した。
- 2) LNG の液面動揺の減衰定数は1次モードに対して  $\xi_1=0.1\%$  程度である。
- 3) ここでは波高  $\eta$  と貯槽直径  $D$  の比が  $\eta/D \leq$

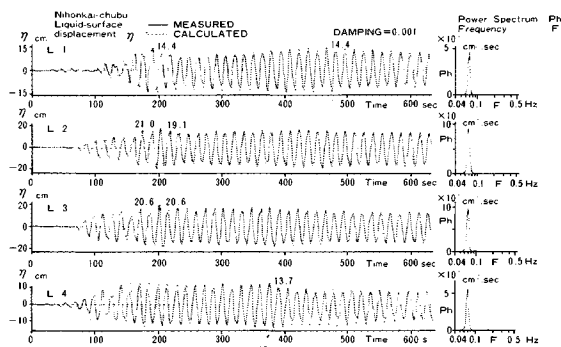


Fig. 6 Fluid-surface displacements and the power spectra (Nihonkai-chubu earthquake).

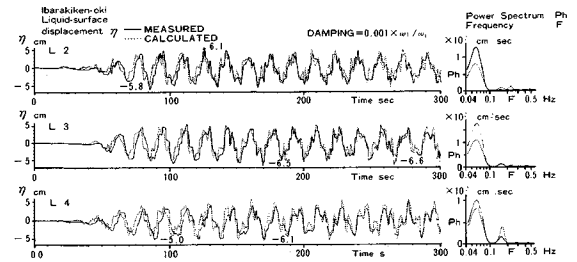


Fig. 7 Fluid-surface displacements and the power spectra (Ibarakiken-oki earthquake).

0.003 の微小振幅の場合であるが、速度ポテンシャル理論の線形解が、実際の大型貯槽の波高を精度よく表わしていることが明らかとなった。

4) 本地震観測による記録波高と波頭の円周方向の回転を考慮していない解析波高がよく一致したことから、波高が小さい場合には、波頭の円周方向への回転は生じないものと思われる。

## 5. 石油貯槽の液面動揺波高の記録と地震動

日本海中部地震時に新潟市の市内および東港地区には、約8千kl~10万kl容量の石油貯槽が28基あった。そのうち、地震による液面動揺が明らかなものは23基あり、うち10基で溢流が生じた。

原油貯槽の地震時液面動揺現象として、原油液面の痕跡が貯槽内面に明確に残された<sup>2)</sup>。静止液面から、液面動揺により貯液が達した高さは、地震直前の静止液面からその痕跡の上端までの距離として求められている。ここでは、容量4万5千kl以上の貯槽で、静止液面から痕跡の上端までの距離の最大値が3~4mで、かつ貯槽直径に対して0.04以上のもののうち溢流のないもの、または、溢流が生じてきわめて少量で、波高に与える影響が無視できるものを検討対象とした。それらはすべて浮き屋根貯槽であり、その内径  $D$ 、液深  $H$ 、液面動揺の1次固有周期  $T_1$  を Table 2 に示す。

波高の解析計算に用いた入力地震動は、新潟地方気象台の1倍強震計の記録から求めた。まず原記録を時間間隔  $\Delta t=0.2$  秒で読み取り、次に基準線の補正と円弧補

Table 2 Dimension of tanks and natural period of sloshing.

Tank No.	Inside diameter m	Height of Liquid-Surface m	1-st Natural period of Sloshing S	Lt km
1	62.00	13.893	10.0	4
2	64.60	13.348	10.5	12
3	71.70	16.900	10.6	12
4	78.46	20.342	10.8	14
5	78.46	20.000	10.8	14

Lt: Distance between the tank and the point where the ground motion was recorded.

正およびペンの傾きの補正を行った。円弧補正後の波形は、Fig. 8 に示すように、時間が逆転する点（同図のC点）が生ずる場合があった。そのときはC点を同図のC'点（ $t_3 = t_2 + \Delta t/10$ ）に修正した。日本海中部地震時の新潟地方気象台の1倍強震計の記録には、その記録範囲  $\pm 31.5$  mm を超えた部分に欠損部が存在する。その欠損部は Fig. 9 に示すように、ペン速度  $v_1$ 、 $v_2$  と時間  $T_p$  がほぼ等しくなる同記録の欠損のない他の波形のピークを用いて近似的に補正した。1倍強震計の記録は強震計の振子と地動の相対変位である。その相対変位  $x_r(t)$  から地動変位  $x_g(t)$  は次のようにして求めた。まず  $x_r(t)$  をフーリエ変換して、振動数領域の相対変位  $x_r(\omega)$  を求める。次に、1倍強震計の振子の固有振動数  $f_0$  と減衰定数  $h$  を用いて、振動数領域の地動変位  $x_g(\omega)$  を求める。

$$x_g(\omega) = \frac{x_r(\omega)}{\Omega^2} (1 + 2ih\Omega - \Omega^2) \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $\Omega = \omega/\omega_0 = 2\pi f/2\pi f_0$ 、 $i = \sqrt{-1}$  である。次に  $x_g(\omega)$  のフーリエ逆変換により時刻歴地動変位  $x_g(t)$  を求める。1波長を工学上必要な精度をもってデジタルデータで表すには、少なくとも10個のデジタルデータが必要である。したがって、原波形の読取り時間間隔  $\Delta t$  は0.2秒であるため精度の得られる最小周期は2秒となる。本解析計算では、式(7)の周波数範囲として0.04~0.25 Hz (周期4~25秒)の成分を用いた。1倍強震計の記録の精度の確認された周期の上限は20秒<sup>26)</sup>であるが、ここで解析対象とした貯槽の液面動揺の固有周期は10~12秒であり、地震動記録の精度の確認された周期範囲にあるため、周期の上限を25秒にとったことによる解析波高に対する悪影響はない。これについて

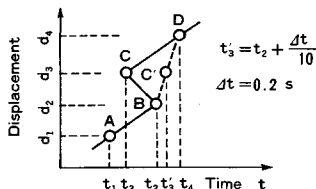


Fig. 8 Modification of time of ground displacement records.

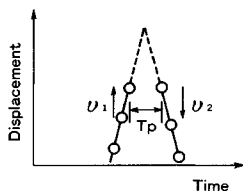


Fig. 9 Correction of deficient parts of ground displacement records.

は後述する。

地動の変位波形のNS成分とEW成分を Fig. 10 に示す。それらのパワースペクトルを Fig. 11 に示す。同図より卓越周期が10秒（周波数0.1 Hz）であることが認められる。フーリエ変換による方法で Fig. 10 の変位を微分して求めた加速度の速度応答スペクトル値は約10秒の周期で減衰定数  $\xi$  が0% のとき約260 kine、 $\xi = 0.1\%$  のとき約200 kine となる。

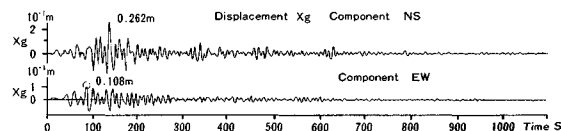


Fig. 10 Ground displacements in Niigata city.

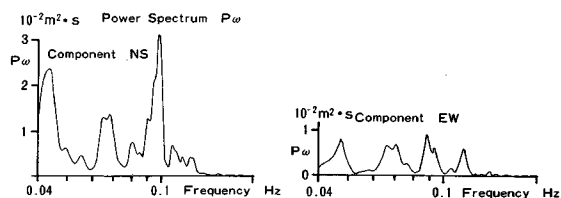


Fig. 11 Power spectra of ground displacements shown in Fig. 10.

6. 石油貯槽の液面動揺波高の解析

石油貯槽の波高の解析に用いた入力地震動の記録された新潟地方気象台と、解析対象貯槽の位置間の距離は約4~14 km である。しかし、両位置の地盤構成は大きく異なっていないこと、また、対象とする周期成分も10~12秒のやや長周期の成分であるため、地盤の局所的な変化の地震動へ及ぼす影響は無視できると考え、新潟地方気象台での地震動記録を入力地震動として用いてさしつかえないと思われる。

速度ポテンシャル理論による波高は式(3)を用いて求めた。同式のモードは10次までとった。原油の液面動揺の減衰定数  $\xi_1$  は不明であるため、解析計算波高の上限値を求めるものとして1次モードに対して  $\xi_1 = 0\%$ 、および石油貯槽の波高計算に一般に用いられている  $\xi_1 = 0.1\%$  を用いる。2次モード以上の波高に対する減衰定数は  $\xi_i = \xi_1 \omega_1/\omega_i$  ( $i \geq 2$ ) として与えた。

入力地震動は、NS成分とEW成分から任意方向の成分を求めて波高の解析に用いた。ここでの解析波高は式(3)の  $\theta = 0^\circ$  の側壁 ( $r = R$ ) での、地震継続時間中に生じる最大値である。

Table 2 に示す大波高の生じた貯槽の解析に先立って、波高の比較的小さい貯槽の解析を行い、液面動揺の

痕跡の記録と比較した。その貯槽の直径は  $D=78.46\text{ m}$ 、液深  $H=15.1\text{ m}$ 、液面動揺の1次固有周期は  $T_1=11.9$  秒である。解析波高と痕跡の上端から求めた記録波高を比較して Fig. 12 に示す。同図の縦軸は波高の最大値を、横軸は貯槽内壁の円周方向の位置を北方向からの時計回りの角度で示している。最大波高が1 m 前後の場合、Fig. 12 において、 $\xi_1=0\%$  と  $\xi_1=0.1\%$  を用いた解析波高の差は小さく、かつ、いずれも記録波高とよく一致している様子を見ることが出来る。

Table 2 に示す、最大波高が3~4 m の大波高の生じた貯槽の解析波高と記録波高を比較して Fig. 13 に示す。同図の縦軸と横軸は Fig. 12 と同様である。実線は痕跡

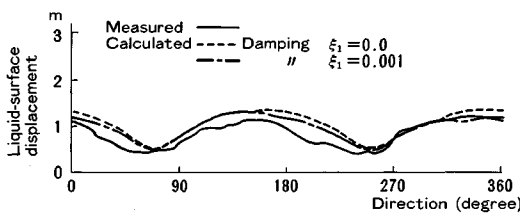


Fig. 12 Liquid-surface displacement by sloshing of oil tank.

の高さを示し、 $\odot$ — $\odot$ は溢流した部分である。また、 $\otimes$ — $\otimes$ は浮屋根のウェザーフードのため測定できなかった部分であり、痕跡はこれより下にある。 $\odot$ — $\odot$ より上の部分および $\otimes$ — $\otimes$ より下の部分は、波高の円周方向分布が  $\cos \theta$  になるものと仮定して推測したものである。一点鎖線と点線は、それぞれ  $\xi_1=0\%$  と  $\xi_1=0.1\%$  を用いた解析波高である。Table 2 に示す全貯槽の痕跡の高さが大きい範囲では、貯液が浮屋根のポンツーンを越えてデッキ上に達していた。このため貯槽内部に残された痕跡の高さ  $\eta$  がピークとなっている近傍では、自由液面の達した高さより、ポンツーンの高さ  $L$  (Fig. 14) だけ大きくなっているものと考えられる。一方、 $\eta$  が小さく谷となっている近傍では貯液がポンツーンを越えてデッキ上に達したか否か不明であるが、ポンツーンを越えていない場合は、液面波高は  $\eta$  となる。したがって、波高は、 $\eta$  と  $\eta-L$  の間にあり、 $\eta$  がピークとなっている近傍では  $\eta-L$  と推測される。 $\eta$  とあわせて  $\eta-L$  を同図に示す。

同図より、No.1 貯槽を除いて  $\eta$  および  $\eta-L$  の円周方向の分布形状は解析波高とほぼ同じである。No.1 貯槽の波高では円周方向位置  $90^\circ$  と  $270^\circ$  で、痕跡の上端は、解析波高の上限値よりかなり大きな値を示している。その理由の1つとして、実際には波頭が回転したことが推測されるが、その原因の解明は今後の課題である。最大波高  $\eta-L$  が  $\xi_1=0\%$  と  $\xi_1=0.1\%$  の解析波高の間にあるものは、No.1, 2, 5 貯槽、 $\xi_1=0\%$  の解析波高より

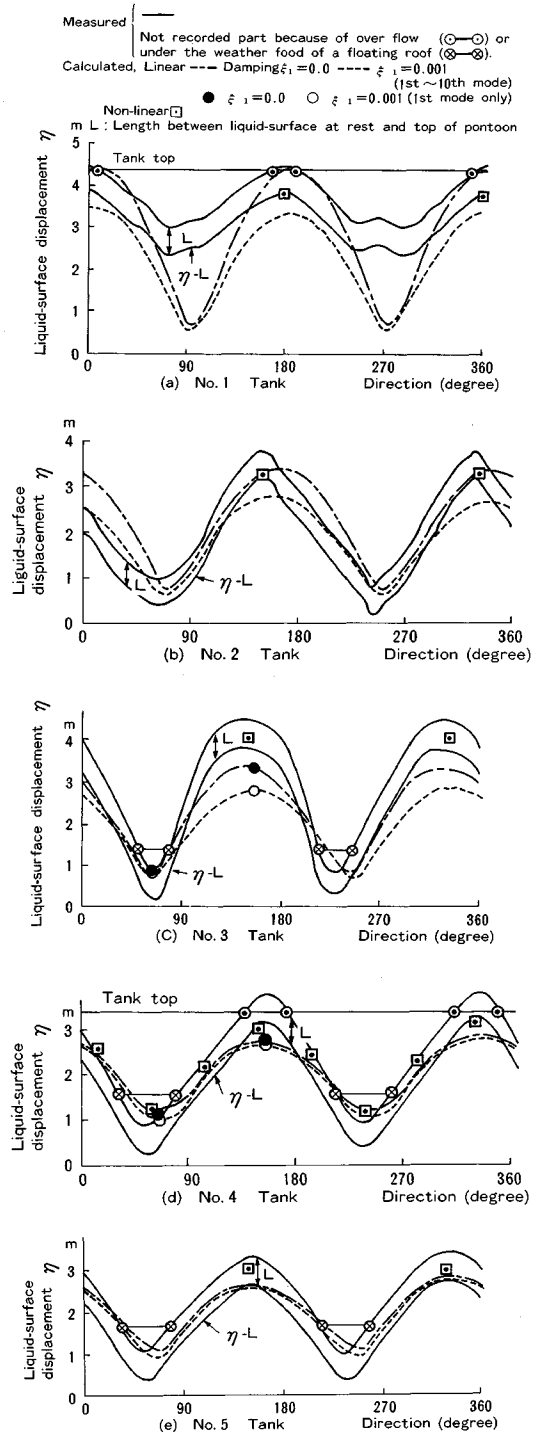


Fig. 13 Liquid-surface displacements by sloshing of oil tank.

大きいものは No. 3, 4 貯槽である。

記録最大波高と解析最大波高の比を Fig. 15 に示す。同図の横軸は記録波高を貯槽径で割り無次元化した値を

示す。同図より、記録波高と解析波高の比は、 $\xi_1=0\%$  のとき、 $0.84\sim 1.12$ 、 $\xi_1=0.1\%$  のとき  $1.00\sim 1.33$  となる。以上より、実際の最大波高は、速度ポテンシャル理論の線形解を用いて求めた最大波高の上限値より大きくなる場合があるが、線形解の上限値より実際の波高が大きくなった理由として、実際には非線形な応答が卓越したことが推測され、次章でその検討を行う。なお、ここでの非線形応答とは波高の貯槽中心軸に対する逆対称性がくずれ、波高の静止液面からの上昇量と反対側の下降量の絶対値が異なる液面動揺をいう。

式(3)において1次モードのみの解析波高の最大値をNo.3貯槽とNo.4貯槽について、それぞれFig.13(c)と同(d)に記号○( $\xi_1=0\%$ )と●( $\xi_1=0.1\%$ )で示す。同図より1次モードのみを採用した波高は、10次モードまで採用した波高(一点鎖線---: $\xi_1=0\%$ , 点線...: $\xi_1=0.1\%$ )とほぼ一致した。このため、日本海中部地震時のここで対象とした貯槽の液面動揺は1次モードで応答したと思われる。

採用した地震動の周波数範囲の液面波高への影響を、固有周期10.5秒のNo.2貯槽を例として検討した結果をFig.16に示す。同図より、地震動の周期範囲を4~15秒、4~20秒としたとき、地震動の変位は増加する傾向にあるが、計算波高は採用した地震動の周波数範囲の

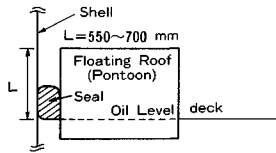


Fig. 14 Section of pontoon of floating roof of oil tank.

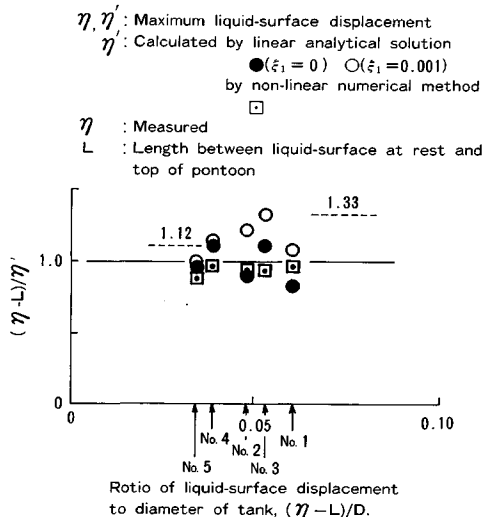


Fig. 15 Maximum liquid-surface displacement.

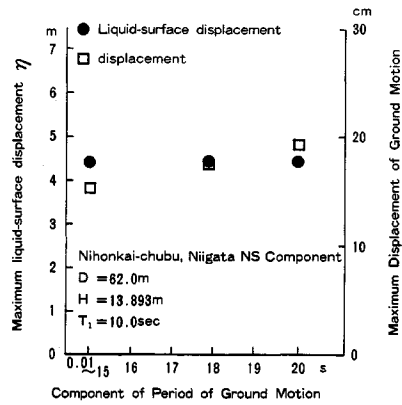


Fig. 16 Ground displacement and liquid-surface displacement.

影響をほとんど受けない。このことより、地震動の周期成分の範囲は、対象とする液面動揺の固有周期を含む少し広い範囲を取れば十分である。

### 7. 有限差分法による液面動揺の非線形応答波高

前章で速度ポテンシャル理論の線形解を用いた検討を行ったが、本章では非線形性の検討を行う。非線形応答は、オイラー表示の有限差分法を用いて検討した。有限差分モデルは、計算時間の節約のため、二次元モデルを用いた。解析プログラムはSOLA-VOF<sup>27)</sup>を用いた。そこでは、時間領域には前進差分、空間領域には、移流項に対しては風上差分(Partial Donor Cell Method)を用い、圧力項と粘性項に対しては中央差分を用いている。原油の動粘性係数 $\nu$ は油温や油種によって変化するが、ここでは、平均的な値として、 $\nu=8\times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ を計算に用いた。貯槽の側板と液体の境界は接線方向に自由にスリップできる条件を用いた。

円筒貯槽の波高は二次元モデルで求められた矩形貯槽の波高を用いて次に示す方法で近似的に求めた。速度ポテンシャル理論の線形解を用いると、円筒貯槽の壁面での1次モードの波高 $\eta_c$ は式(3)から式(8)となる。

$$\eta_c = \frac{2R}{g} \frac{1}{\epsilon_1^2 - 1} (\dot{v}_1 - \ddot{d}_g) \dots \dots \dots (8)$$

矩形貯槽の壁面での1次モードの波高 $\eta_r$ は、貯槽長さを $2l$ として式(9)で表わされる<sup>17)</sup>。

$$\eta_r = \frac{2l}{g} \left(\frac{2}{\pi}\right)^2 (\dot{v}_1 - \ddot{d}_g) \dots \dots \dots (9)$$

最大波高は液面動揺の1次固有周期に対する加速度応答スペクトル値 $S_A$ を用いると、円筒貯槽および矩形貯槽に対してそれぞれ式(10)と式(11)で表わされる。

$$\eta_{c \max} = \frac{2R}{g} \frac{1}{\epsilon_1^2 - 1} S_{Ac} \dots \dots \dots (10)$$

$$\eta_{r \max} = \frac{2l}{g} \left( \frac{2}{\pi} \right)^2 S_{Ar} \dots \dots \dots (11)$$

円筒貯槽の直径と矩形貯槽の長さが等しく ( $2l = D$ ) かつ液深が等しいときの、それぞれの1次固有周期を  $T_c$ ,  $T_r$  とする。矩形貯槽への入力地震動の時間軸を  $\alpha$  ( $= T_r/T_c$ , ここでは約1.14) 倍に引き伸ばしたとき、 $S_{Ar} = S_{Ac}$  となる。この関係を用いると式(10)と式(11)から式(12)が得られる。

$$\eta_{c \max} = \frac{\pi^2}{4} \frac{1}{\varepsilon_1^2 - 1} \eta_{r \max} = 1.033 \eta_{r \max} \dots \dots \dots (12)$$

式(12)は1次モードの線形な応答波高に対して成立する。ここで対象とした石油貯槽の液面動揺は1次モードで応答したことは前述のとおりである。しかし、波高が非線形な応答をした場合その固有周期が線形応答のときと異なる。また最大波高は必ずしも式(10)または式(11)で表わされない。したがって、非線形応答に対しては、式(12)は厳密には成立しないが、ここでは式(12)を非線形な液面動揺応答に対して近似的に用いることができるものと仮定して非線形応答の検討に用いる。

Table 2 の貯槽 No. 4 に対応する矩形貯槽 ( $2l = 78.46 \text{ m}$ ,  $H = 20.342 \text{ m}$ ) に時間軸を  $\alpha$  倍に引き伸ばした地震動の N150°E 成分および N60°E 成分を入力したときの、貯槽側壁の時刻歴応答波高を速度ポテンシャル理論の線形解<sup>17)</sup>と二次元有限差分モデル (Fig. 17) を用いて求め、それぞれ比較して Fig. 18 に示す。同図 (b) の地震動の N60°E 成分を入力した波高は貯槽長さとの比が 0.015 と小さく、有限差分モデルによる波高は速度ポテンシャル理論の線形解による波高とほぼ一致している。しかし、同図 (a) に示される、地震動の N150°E 成分を入力したときの、波高が大きい場合 (波高と貯槽長さの比が 0.039) の時刻歴応答波高は、有限差分モデルによる波高において、静止液面からの上昇量は下降量より大きく、応答に非線形性が現われている。また、その波高は速度ポテンシャル理論の線形解による波高より大きくなっている。この傾向は波高が大きくなるに従って顕著になる。二次元有限差分モデルにより矩形貯槽の最大波高を求め、式(12)から求めた円筒貯槽の波高を Fig. 13 に記号□で示す。また、記録最大波高  $\eta-L$  と非線形解による最大波高の比を、Fig. 15 に示す。同図より、No. 5 貯槽を除いて、二次元差分モデルで求めた

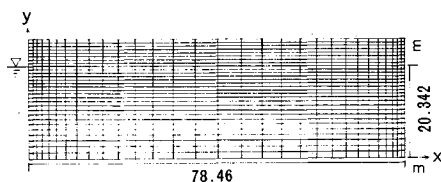


Fig. 17 Finite-difference mesh of oil tank model.

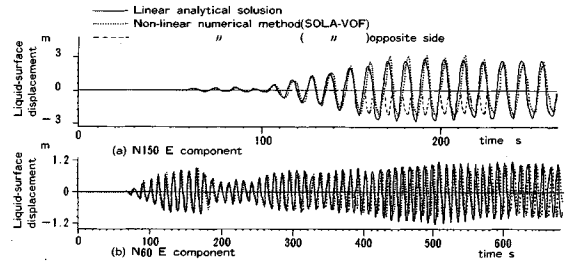


Fig. 18 Liquid-surface displacements calculated by linear analytical solution and non-linear numerical method.

波高は、液面動揺の痕跡から求めた実際の波高  $\eta-L$  とよく対応した波高が得られている。すなわち、矩形貯槽により非線形応答解析を行い、式(12)を用いて円筒貯槽の最大波高を求める方法は、最大4m前後の、今回の記録では、よい精度の評価を与えるといえる。

### 8. まとめ

円筒貯槽の地震時の液面動揺波高の地震観測記録および貯槽内壁に残された液面動揺の痕跡から求めた波高と速度ポテンシャル理論の線形解および有限差分法の非線形解析解で得られた波高を比較した結果を得た。

(1) LNG 地下式貯槽の地震観測波高の対数減衰率から求めた、LNG の液面動揺の減衰定数は 0.1% 程度である。

(2) 速度ポテンシャル理論の線形解は、実際の大型円筒貯槽において、波高が 20 cm (波高と貯槽内径との比が 0.003) 以下の微小振幅の場合、液面動揺の応答波形、最大波高および固有周期を精度よく表わすことができる。波高が 1 m (波高と貯槽内径との比が 0.013) 前後の小波高の場合、最大波高およびその円周方向分布を精度よく表わすことができる。

(3) 波高が 4 m (波高と貯槽内径との比が 0.030~0.06) 程度の大きい場合、記録波高は、速度ポテンシャル理論の線形解による、液面動揺の減衰定数が 0% の波高の 0.84~1.12 倍の間にある。減衰定数が 0.1% の波高に対しては 1.00~1.33 倍の間にある。非線形応答解析波高に対しては 0.88~0.98 の間にある。以上より、非線形応答解析により、解の精度は改善されるが、速度ポテンシャル理論の線形解は、大型円筒貯槽の大波高に対しても適用可能と思われる。

(4) 日本海中部地震時の新潟地区の石油貯槽の液面動揺は1次モードが卓越した。

(5) 地震観測記録と液面動揺の痕跡の形状から、波高が小さい貯槽では、波頭の円周方向への回転は生じなかったと思われる。しかし波高と貯槽内径の比が 0.03 以上の大波高の場合、液面動揺の痕跡の形状から波頭の



回転が生じる場合と生じない場合があったが、後者の場合は、記録波高の円周方向分布は、解析波高分布とよく一致している。

本論文で得られた結果は限られた数の観測記録によるものである。一般的な結論を得るためには、さらに、他の記録等による検討が必要である。

#### 参考文献

- 1) 座間信作：1983年日本海中部地震による苫小牧での石油タンクの液面動揺について、消防研究所報告，第60号，pp.1~9，1985.
- 2) 工藤一嘉・坂上 実：1983年日本海中部地震による石油タンク被害と地震動の特徴について—新潟における石油溢流の問題点—，地震研究所彙報，Vol. 59，pp. 361~382，1984.
- 3) 中久喜厚：石油タンクの地震被害について，火災，Vol. 33，No. 3，pp.17~21，1983.
- 4) 柴田 碧：海外産業施設地震被害調査報告—球形タンクおよび円筒タンク—，生産研究，26巻，7号，pp.13~18，1974.
- 5) 岡田統夫・坂井藤一・迫田治行：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，No. 59，pp. 69~74，1975.
- 6) 山本鎮男・清水信行：長周期地震動とスロッシング解析，高圧ガス，Vol. 18，No. 4，pp.10~20，1981.
- 7) 井上涼介：やや長周期領域の実記録を用いた石油タンクの応答スペクトルの計算，第27回応用力学連合講演会講演論文抄録集，pp.135~136，1977.
- 8) 井上涼介・藤野陽三・松原勝己・伯野元彦：断層震源モデルを適用した周期10秒前後の地震動評価の試み，土木学会論文報告集，第317号，pp.47~60，1982.
- 9) 星谷 勝・辻田 満・櫻出正人・永田 茂：断層モデルを用いたスロッシング解析の確率論的評価法，土木学会論文集，第350号/I-2，pp.311~319，1984.
- 10) 山田善一・家村浩和・野田 茂・嶋田三朗：タンクのスロッシングおよび地震記録からみた長周期地震動の特徴，土木学会論文集，第362号/I-4，pp.471~480，1985.
- 11) 嶋田三朗・山田善一・家村浩和・野田 茂：円筒タンクのスロッシング解析に基づく長周期応答スペクトルの推定，土木学会論文集，第368号/I-5，pp.383~392，1986.
- 12) Housner, G.W. : Dynamic Pressures on Accelerated Fluid Containers, Bull. Seism. Soc. Am., Vol. 47, No. 1, pp.15~35, 1957.
- 13) 清水信行・山本鎮男・河野和間：円筒タンクの耐震設計法に関する研究（第一報 有限要素法による剛基礎上の円筒タンクの基礎理論），日本機械学会論文集（C編），48巻，426号，pp.215~228，1982.
- 14) 中山 司・鷲津久一郎：有限要素法によるスロッシングの非線形解析，日本航空宇宙学会誌，第27巻，第310号，pp.576~584，1979.
- 15) Nakayama, T. and Washizu, K. : The Boundary Element Method Applied to the Analysis of Two-dimensional Nonlinear Sloshing Problems, I. J. for Numerical Methods in Engineering, Vol. 17, pp. 1631~1646, 1981.
- 16) Hirt, C.H. and Nichols, B.D. : Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries, J. Comp. Phys., Vol. 39, No. 1, pp.201~225, 1981.
- 17) 山本善之：地震による石油タンクの液面の動揺と衝撃圧力，高圧力，第3巻，第1号，pp.370~376，1965.
- 18) 曾我部潔・重田達也・柴田 碧：液体貯槽の耐震設計に関する基礎的研究，東京大学生産技術研究所報告，第26巻，7号，1977.
- 19) 木村憲明・大橋弘隆：軸対称容器におけるスロッシングの非線形応答，日本機械学会論文集（第1部），44巻，385号，pp.3024~3033，1978.
- 20) 自治省告示第119号（昭和58年4月28日）.
- 21) 通産省告示515号：高圧ガス設備等耐震設計基準，官報号外第93号（昭和56年12月）.
- 22) 通商産業省液化天然ガス用貯槽保安調査委員会：LNG地下式貯槽指針（昭和56年12月）.
- 23) 電気事業連合会 LNG地下タンク研究委員会：LNG地下式貯槽（土木設備）設計指針（昭和53年10月）.
- 24) 水田洋司・西山研一・平井一男：Newmarkの $\beta$ 法における位相遅れ補正の一方法，土木学会論文報告集，第268号，pp.15~21，1977.
- 25) 吉田 裕・岡山和生：地震加速度記録の積分における濾波計算のアルゴリズム，土木学会論文報告集，第221号，pp.25~38，1974.
- 26) 篠 泉・片山恒雄：気象庁1倍強震計記録による地動の再現性の検討，第18回地震工学研究発表会講演概要，pp.69~72，1985.
- 27) Nichols, B.D., Hirt, C.W. and Hotchkiss, R.S. : SOLA-VOF : A solution Algorithm for Transient Fluid Flow with Multiple Free Boundaries, UC-32 and UC-34, 1980.

(1987.12.15・受付)