

軟質地盤における群地下タンクのSH波 入力地震応答に関する研究*

STUDIES ON SH WAVE INPUT EARTHQUAKE RESPONSES OF GROUPED UNDERGROUND TANKS IN SOFT GROUND

後 藤 洋 三**・白 砂 健***

By Yozo GOTO and Takeshi SHIRASUNA

1. ま え が き

近年わが国では、液化天然ガスを貯蔵するため、沖積地盤や埋立地盤に半径と深さが数十メートルにおよぶ円筒型地下タンクを多数建設するプロジェクトが進められてきており、すでに数地点で三十数基のタンクが完成し、容量にして200万kl以上が稼動中である。これらタンクの躯体は鉄筋コンクリート造となっており、同型式の地下タンクによって原油を備蓄する計画も各地で検討されている。

いうまでもなく、このような原燃料を貯蔵するタンクは高い安全性を保持していなければならない。特に耐震的であることが求められ、それがタンクを地下化する目的の一つともなっている。

わが国では、明治末期から昭和十年代にかけて、軍用の燃料備蓄地下タンクが多数建設されており¹⁾、その中には1万kl以上のタンクが40基以上も含まれている。これらの大半は比較的堅固な地盤に建設されており、構造形式も今日のものとは異なったものが多い。そのため、過去の地震によって重大な損傷を受けたという報告はないものの、それをもって地下タンク一般の耐震性を論ずることはできないと思われる。

軟弱地盤に建設される今日の地下タンクの耐震性については理論解析、模型実験、ならびに地震観測によって研究が進められてきた。中川ら²⁾は地下タンクを根入れのある円筒剛体とみなして弾性波動論による解析を行い、タンクの自己振動は現われないうこと、したがってタンク側壁に作用する地震時土圧は周辺地盤の応答に支配されること、内容液のスロッシングは独立した現象とし

て扱えること、等を明らかにした。振動台を用いて地盤とタンクの模型を加振する実験が行われており³⁾、地震時には地盤の固有振動が卓越してタンクの自己振動は発生しないこと、タンク周辺地盤は側壁の剛性によって拘束されること、等が明らかにされている。浜田⁴⁾は地震観測の結果からタンクのひずみが地盤のひずみと密接に結びついていることを明らかにし、地盤のひずみに基づいた耐震計算法を提案した。これらの研究成果と近年の地下構造物の耐震性に関する知見をもとに、地下タンクの耐震設計法が標準化され^{5),6)}、実際の建設に適用されている。

ところが、建設事例が多くなり、原油の備蓄にもこの種のタンクを使用することが計画されるに至って、多数のタンクを保安上さしつかえのない範囲で密集させて建設し、用地と付帯設備の有効利用を図ることが求められるようになってきた。そのため、群状に建設された地下タンクの地震応答特性を明らかにし、群の影響を設計上どのように考慮すればよいか明確にしておくことが必要となっている。

本研究は、基盤に水平地震動が入力する場合を対象とし、群タンク地盤連成模型を振動台で加振する実験を最初に行って群地下タンクの動的応答特性を把握した。次に、3次元の有限要素法を使用し、地下構造物としての特性を利用した計算法によって実験結果の解析を行った。さらに、同じ計算法によって群タンク側壁の地震応答に影響する要因の解析を行い、これらの結果を考察することによって、群の影響を考慮して耐震設計を行う際の基礎的な考え方を提示した。

2. 模型実験による解析

(1) 実験条件

群地下タンクの動的応答特性を把握するため、振動台

* 本論文は、第5回日本地震工学シンポジウムならびに第16回地震工学研究発表会に報告した内容に解析と考察を追加して総合的にまとめたものである。

** 正会員 工修 (株)大林組技術研究所室長

*** 正会員 工修 (株)大林組技術研究所研究員

上に地盤と群タンクの連成模型を設置して加振する実験を行った。振動台の能力と模型の製作に制約されるので、実物の応答の再現性には限界がある。そのため、次の方針のもとに実験を行った。

- ① 地盤およびタンク躯体の材料非線形性は考慮せず、弾性材料で模型を作る。
- ② 模型と実物は幾何学的に相似なものとする。また、弾性復元力と慣性力に関する相似則は満足させる。
- ③ 模型地盤の底部と側部には人為的な境界があり、その影響が現われることは許容する。そのため、単一タンクと群タンクの応答を比較することによって群の影響を把握する手法をとる。
- ④ 水平の地震波が鉛直下方から一様に入力する場合を対象とする。

群地下タンクの模型振動実験としては、模型材料に非線形性をもたせ破壊状況からその動特性を解明しようとしたもの⁷⁾、タンク間距離と地盤特性を変化させたもの⁸⁾等が報告されているが、本研究における実験は側壁のたわみとひずみを詳細に計測して群の影響を分析したところに特徴をもつ。

(2) 模型の製作

容量 5万~10万 k_l の円筒型 RC 地下タンクが 0.5 D (直径の 1/2) の間隔で 6 基まで建設される場合を想定する。地盤はわが国の臨海工業地帯によくみられるように、比較的硬い地盤上に沖積地盤が堆積し、さらにその上が軟らかい埋立地盤であるとした。

図-1 は製作した模型の概要を示している。模型地盤は図-2 にも示すように 3 層構造で、上層から下層に向かって硬い。地盤材料はアクリルアミドゲルで、この材料単体では減衰が小さいため、糊 (CMC) が添加されている。地盤の側方境界と実験槽側壁の間には 5cm 幅の糊層が全周にわたって設けられ、地盤の動きが拘束

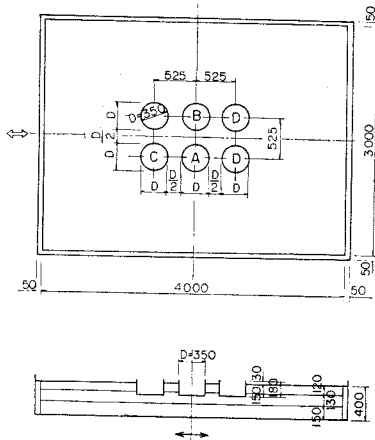


図-1 模型の概要

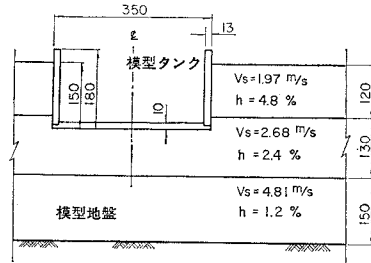


図-2 模型タンク

されないようになってい

る。図-2 は模型タンクの断面を示している。底板は剛な塩ビ樹脂板であり、側壁は密度と剛性を調整するためにアルミニウム粉末を混入したシリコンゴムで製作されている。側壁と底板は剛結である。タンクの設置は、模型地盤の所定位置に穴を掘り、挿入後にすき間を地盤材料で注入して固定する方法によった。その際、タンクの真円が保たれるよう注意を払い、さらに地盤とタンクの付着をよくするため、タンク表面に粗砂を張り付けた。

表-1 模型の材料定数

	ヤング率 (kPa)	密度 (g/cm ³)
地 表 層	11.9	1.02
中 間 層	22.0	〃
盤 基 層	70.8	〃
タンク側壁	12 740.	1.35

表-1 は模型の材料定数を示している。模型の製作と並行してそれぞれのテストピースを採取し、加振試験と引張り試験を行って測定したものである。

(3) 相似率の検討

模型と実物の幾何学的相似性が保たれていれば、弾性体の運動方程式から定まる相似則が適用できる。すなわち、模型と実物についてそれぞれ書き下した運動方程式の各項の比が等しくなればよい。この条件を満足する相似率の関係式は次のように整理される。

$$\lambda_\mu = \lambda_l = \frac{\lambda_p \cdot \lambda_L^2}{\lambda_T^2} \dots\dots\dots (1)$$

$$\lambda_\alpha = \frac{\lambda_l}{\lambda_T^2} = \frac{\lambda_L}{\lambda_T^2} \lambda_e \dots\dots\dots (2)$$

- ここに、 λ_p : 密度の相似率
- λ_T : 時間の相似率
- λ_L : 長さの相似率
- λ_l, λ_μ : Lamé の定数の相似率
- λ_l : 変位の相似率
- λ_e : ひずみの相似率
- λ_α : 外力加速度の相似率

である。

$\lambda_e = 1.0$ とすれば λ_α は式 (2) に従って λ_L と λ_T により決定される。模型地盤材料の密度はほぼ 1.0 であるので λ_p は実地盤の密度との関係で定まる。 λ_L と λ_T は振動台の能力から決定されてくるので、式 (1) に従

表-2 実物と模型の諸元比較

実タンク		内径 (m)	底面深さ (m)	側壁厚 (m)	地盤の平均 V_s (m/s)	深さ内径	壁厚内径	側壁ヤング率 / 地盤ヤング率
原油	1	65.0	19.5	1.2	100	0.30	0.018	670
	2	86.0	42.5	2.5	115	0.49	0.029	510
	3	85.0	40.0	3.0	130	0.47	0.035	400
LNG	4	54.0	20.5	1.5	130	0.38	0.028	400
	5	50.0	31.0	2.5	105	0.62	0.050	610
	6	64.5	40.0	3.0	155	0.62	0.047	280
模型タンク								
模	$\lambda_L=1/150$ $\lambda_T=1/3$	48.5	21.0	2.0	100	0.43	0.040	1060
型	$\lambda_L=1/200$ $\lambda_T=1/4$	65.0	28.0	2.6	100	0.43	0.040	1060

って模型材料の弾性定数を選択すればよい。

この実験に用いた模型に相似率を逆に適用して実物相当の諸元を求め、実在の地下タンクの諸元と比較したものが表-2である。 $\lambda_L=1/150 \sim 1/200$, $\lambda_T=1/3 \sim 1/4$ とすると幾何学的な相似性はほぼ満足され、地盤のせん断波速度の相似性もほぼ満足される。しかし、側壁と地盤のヤング率の比較から明らかなように、模型の側壁は相似率から決定される値の約2倍の硬さとなっている。これは、ひずみの計測を容易にするため側壁を硬く作ったためである。

(4) 計測ならびに実験内容

計測項目はタンクと周辺地盤の加速度、タンク側壁のひずみ、およびタンク側壁の半径方向たわみである。これらの測点は図-1に示すAタンクとCタンクに配置されている。

地盤内の加速度測定には $3.5 \times 3.5 \times 7$ mm の小型計器を直接埋設して使用した。この計器によれば軟らかい模型地盤中でも 50 Hz の振動まで測定できることが別の実験で確かめられている。

ひずみの測定にはゲージ長 3 cm でベース厚を薄くした箔ゲージを使用した。側壁のテストピースにこのゲージを貼り、引張り試験を行った結果、ひずみの指示率(指示ひずみ/実ひずみ)は約 0.56 であった。

側壁の半径方向たわみは頂部の8点で計測した。底板上に固定した剛なフレームに豆電球を取り付け、側壁側に光量によって電気抵抗の変化する素子を取り付けて、ギャップ変位を電氣的に測定した。高い精度は期待できないが、側壁の平均的なたわみ分布を読み取ることは可能である。

加振試験は最初に地盤のみで行い、同じ地盤を使って1基、2基、4基、6基とタンクを増設しながら同じ内容の試験を繰り返した。加振方法は正弦波による定常加振(1 Hz ~ 10 Hz) とランダムな3波(El Centro NS, Ha-

chinohe EW, Random Noise) による非定常加振の2方法である。非定常の3波については時間軸の短縮を行わずに使用した。各波の主要振動数は El Centro 波の場合模型地盤の1次共振振動数にほぼ一致し、Hachinohe 波の場合長周期側に、Random Noise の場合短周期側にある。

(5) 実験結果および考察

a) タンク1基の応答特性

図-3は地盤のみの場合と地盤中にタンクが1基設置された場合の共振曲線を比較したものである。タンクについては底板のスウェーイ振幅を示しており、地盤については底板深度にほぼ等しい中間層上部の振幅を示している。両者の1次から3次までの共振点は 2.0 Hz, 4.8 Hz, 7.8 Hz に共通して現われており、タンクは地盤とほぼ同じ動きをして自己振動を起していないことが確認できる。1次と2次の共振点の間で位相が急激に変化しているのは、側方境界の影響により地盤が平面的に高次のモードで振動したためである¹⁰⁾。

b) タンクの応答特性に及ぼす群の影響

タンクを6基設置して加振した結果から、Aタンク(中間部タンク、図-1参照)とCタンク(端部タンク)の底板スウェーイに関する共振曲線を比較したものが図-4である。タンク間の動的相互作用を検討する見地からは 3~5 Hz で両タンクが異なった動きをすることが注目されるが、前述したように、この振動数域では地盤が平面的に高次のモードで振動している。したがって、地盤そのものがAタンクとCタンクの位置で異なった動きをするものと推定される。同図にはタンク内に内容

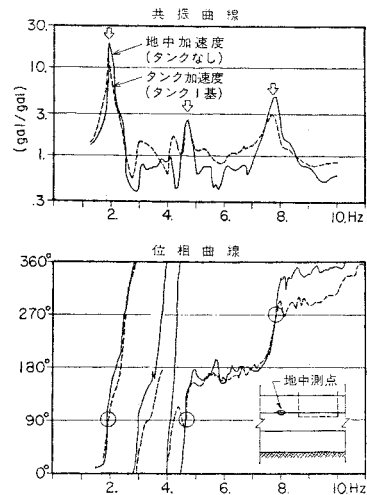


図-3 地盤とタンク1基の共振曲線の比較

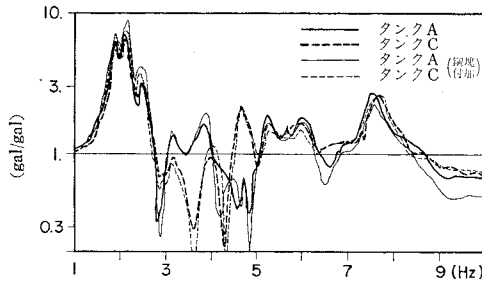


図-4 6基におけるA, Cタンクの共振曲線の比較

液重量に相当する銅塊を付加した場合の結果も示してある。両タンクの動きは無付加とほぼ同じ傾向であり、タンクのもつ慣性力の影響は小さいことが傍証される。

図-5は1基, 2基, 6基の場合について, Aタンクの底板スウェイの共振曲線を比較したものである。最も大きなピークとなる1次共振点の応答倍率がタンク基数の増加とともに減少する傾向にあることが注目される。このような現象は群設されたタンクが束となって地盤の動きに抵抗し地盤を拘束したことにより生じると考えることができる。

c) タンク間地盤の共振現象

比較的高い振動数域でタンク間地盤の振幅が大きくなる現象が観察された。図-6はAタンクとBタンクの間地点表面における共振曲線をタンク1基の場合と6基の場合で比較したものである。6基の場合の5~7Hzで振幅が大きくなっており, 約6Hzに共振現象が認められる。3.(5)の解析結果からも補足されるように, タンク間に取り込まれた地盤が周辺地盤から切り離されて共振したためと考えることができる。

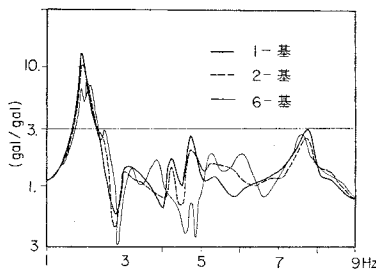


図-5 Aタンク共振曲線の比較

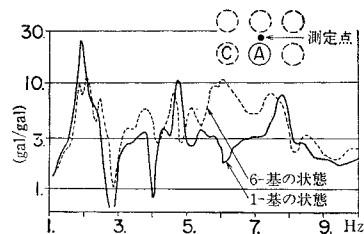


図-6 タンク間地盤の共振曲線

d) 側壁の応答に現われる群設の影響

図-7は定常加振1次共振状態で測定された側壁頂部の半径方向たわみ分布を示したものである。これらのたわみ分布は図中に示した3つの基本モードに大よそ分割できる。その組合せを [] 内に示した。

タンク1基の場合には, 地盤はタンクを中心にして加振直角方向に対称, 加振方向に逆対称に変形し, 側壁のたわみ分布は1次モード [A] が卓越したものとなる。タンクが2基になると加振直角方向の対称性が崩れる。そのため, 地盤からタンクに作用する荷重が対称でなくなり, 側壁のたわみ分布は [A] にせん断方向の2次モード (オーバリングモード) [B] が加わったものになる。タンク4基の場合には加振方向にもタンクが並ぶため, 加振方向の逆対称性が崩れて引張り圧縮方向の2次モード [C] が顕著に現われる。この場合, 引張りと圧縮の関係から, [C] の影響はタンクAとCで逆位相となる。6基の場合は, 角に位置するタンクCのたわみ分布は4基の場合と同じであるが, 中間位置のタンクAではせん断方向の [B] だけが卓越している。

同様の傾向が地震波入力時の非定常加振においても認められた。図-8はEl Centro波を入力した際に側壁で測定された円周方向ひずみの軸ひずみ成分と曲げひずみ成分の

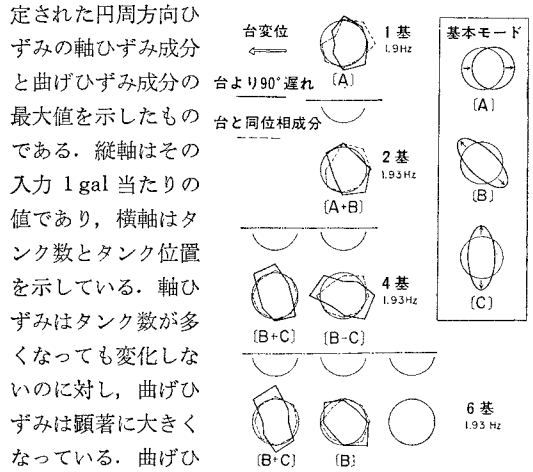


図-7 タンク数と側壁たわみ分布

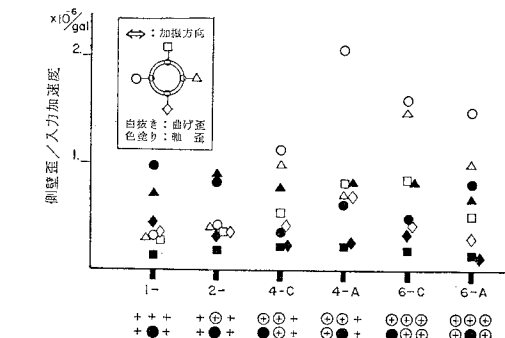


図-8 タンク数と円周方向曲げひずみ, 軸ひずみ

一7における[B],[C]の2次モードたわみに伴って発生するものであるから、タンク数が多い場合にはこれらのモードが卓越していると考えられることができる。

3. 数値解析

(1) 解析方法

群地下タンクと地盤を有限要素法等の離散化手法で3次元にモデル化して動的解析を行うことは、解析を線形領域に限定し地震波は鉛直下方から入力すると簡略化しても、多大な数値計算を必要とする。計算法を工夫することによって動的解析を行った研究^{(1),(2)}も報告されているが、本研究では次の考え方に従って動的を静的に置き換え計算を簡易化することにした。すなわち、既往の研究例⁽²⁾⁻⁽⁴⁾や本論の2.で示した実験結果から、地下タンクの応答は周辺地盤の応答に支配されタンクの自己振動は現われないこと、群タンクの場合にもこの特性に大きな変化がないことが明らかにされている。このことは、何らかの方法で周辺地盤の応答が評価されればタンクの応答は静的な計算によって求められることを示している。そこで著者らは、周辺地盤～群地下タンク連成系の3次元有限要素モデルに一樣一定の水平加速度を作用させて静的に応答を求める方法をとることとした。この方法は構造物のみならず周辺地盤にも水平加速度をかけることを特徴としていることから、本論文では連成系震度法とよび一般的な震度法と区別することにした。

数値計算には Bathe らによって開発された汎用構造解析プログラム SAP⁽³⁾を使用した。

(2) モデル化の精度に関する検討

計算時間を減少するためには要素分割を可能な限り粗にし自由度を少なくすることが必要である。まず、タンク躯体のモデル化にはアイソパラメトリックの4辺形平板要素(以下、板要素と略す)を使用した。同要素の精度検討のため、集中荷重を受ける円環の問題をこの板要素で解析し円環はりの曲げに関する理論解と比較したところ、円環を16分割したモデルによっても変形の誤差は5%以内であった。

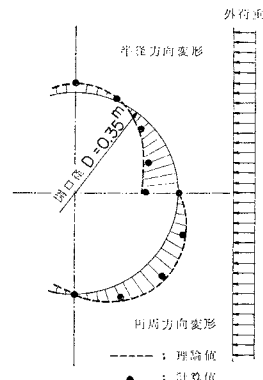


図-9 有孔板の変形の比較

地盤にはアイソパラメトリックの可変節点3次元ソリッド要素(以下、ソリッド要素と略す)を使用した。この要素の精度を検討するため、3.(4)の地下タンク地盤連成系モデルを平面的にスライスした板状モデルからタンク部分(板要素部分)を取り除いて有孔の板モデルを作成し、このモデルに一方方向から荷重をかけて平面応力状態での円孔表面の変形を計算した。この計算結果と円孔を有する無限板の近似理論解とを比較したものが図-9である。全体的な傾向はよく一致しており、タンク躯体と結び付けて相互作用の解析を行っても大きな誤差が生じることはないと思われる。

これらのモードを深さ方向に微分してひずみモードを求め、さらにその値をそれぞれの τ_{ave} で除して比較したものが図-10である。ここに、 τ_{ave} は次式で定義される値で、本研究では地盤平均ひずみとよぶことにする。

式(3)
$$\tau_{ave} = \frac{h_u - h_e}{H} \dots\dots\dots (3)$$

h_u : 地表における地盤の水平変位
 h_e : 底板の深さにおける地盤の水平変位
 H : 地表からの底板深さ

図-10から、震度法によるひずみ分布は1次モードのひずみ分布とよく一致しており、2次モードについてもタンク側壁の変形に大きな影響を与える地表付近のひずみ分布はよく一致していることがわかる。

次に、数値計算が比較的容易なタンク1基の場合の側壁のひずみを連成系震度法と動的解析法で計算し比較してみる。非軸対称振動回転体有限要素法⁽⁴⁾で模型地盤とタンクをモデル化し、地盤の1, 2, 3次の共振振動数をもつ正弦波が基盤から入力した場合の定常応答を計算した。図-11は側壁ひずみの応答値を式(3)で定義される τ_{ave} で除して示したものである。同図には同じモデルを使って連成系震度法により求めた値(振動数=0の

(3) 連成系震度法の適用性に関する検討

タンク側壁の変形には周辺地盤の応答変位分布すなわち応答ひずみが支配的な影響をもつ。したがって、連成系震度法が側壁の応答解析に適用できるためには、タンク根入れ深さまでの地盤のひずみがこの方法によって概算できている必要がある。

実験に用いた模型地盤に対してせん断土柱モデルを作成し、固有振動モードと震度法による静的応答モードを計算した。これらのモードを深さ方向に微分してひずみモードを求め、さらにその値をそれぞれの τ_{ave} で除して比較したものが図-10である。ここに、 τ_{ave} は次式で定義される値で、本研究では地盤平均ひずみとよぶことにする。

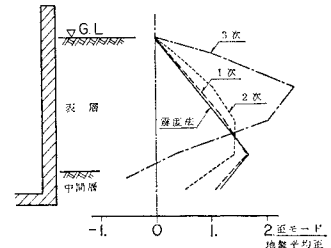
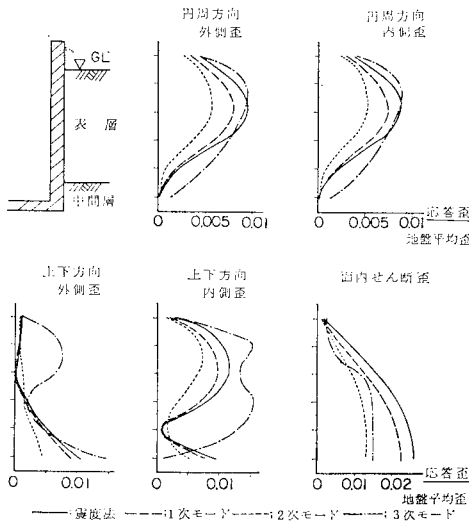


図-10 せん断土柱モデルのひずみモードの比較

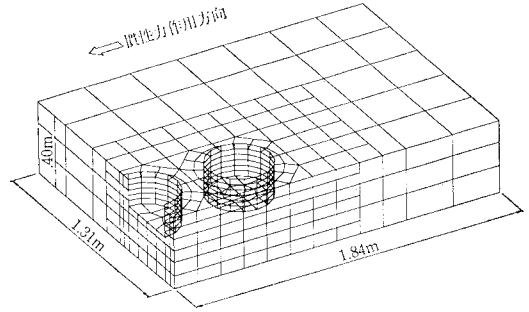


図—11 連成系震度法と動的解析の比較

解)を示している。円周方向ひずみならびに面内せん断ひずみの分布は3次共振振動数の応答に至るまで震度法と概略一致している。一方、上下方向ひずみは3次共振振動数になると一致しない。これは側壁の曲げひずみの分布が高い振動数になると震度法の分布と異なってくるためである。

以上の結果から、地震時の地盤の応答が1次モード、2次モードの卓越したものであれば、側壁の応答解析に連成系震度法の適用が可能といえる。ところが、地盤の動的解析で卓越するモード次数はモデルの基盤深さと地震波の周期特性によって変化する。そこで、モードの概念にとらわれない適用条件を見出すため 図—10 に立ち戻ると、地盤ひずみの方向がタンクの根入れ深さに至るまで反転しないこと、と考察される。この条件は下方から地表に伝播する地震動の主要な波長がタンクの根入れ深さの2倍以上であることと同等である。深さ40mのタンクで地震動の伝播速度が100m/sとすると卓越周期は0.8秒以上あればよいことになるので、この条件は現存する地下タンクについて一般に成立すると思われる。

2. で示した実験結果においても、タンク群は地盤とともに共振し、タンクの慣性力が影響し合う特異な共振現象は認められなかった。すなわち、群地下タンクの場合にも、鉛直下方から入力する地震波に対する側壁の応答は周辺地盤の応答に支配されており、連成系震度法による解析が可能であると考えることができる。この点を明確にし、かつタンク間地盤の複雑な応答の影響を明らかにするため、以下の3.(4)、3.(5)に示す解析を行った。



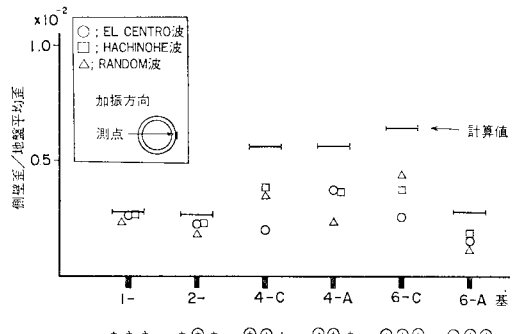
図—12 タンク6基の解析モデル

(4) 模型実験結果との比較

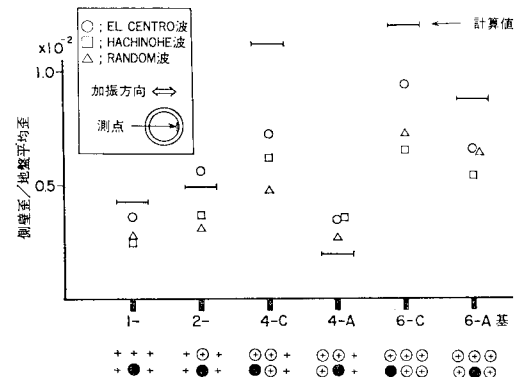
実験結果と連成系震度法による解析結果とを比較する。

図—12 は計算モデルを例示したものである。加振方向には逆対称、加振直角方向には対称の条件を用いた1/4モデルである。タンク寸法と地盤の層構成は模型と同一であり、材料定数はテストピースから求められた表—1の値である。

図—13 と 図—14 はタンク側壁のひずみについて実験値と計算値を比較している。縦軸は r_{ave} で基準化された円周方向ひずみであり、横軸はタンクの数と位置を示している。実験値は地震波を入力した際の最大値であ



図—13 円周方向ひずみ実験値と計算値の比較



図—14 円周方向ひずみ実験値と計算値の比較

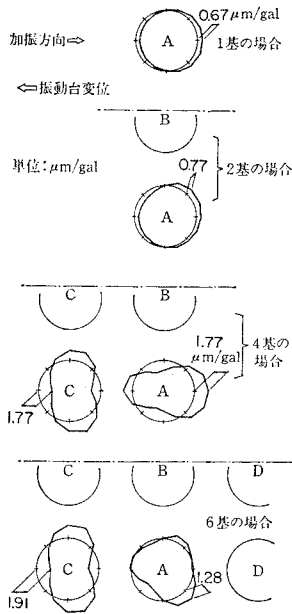


図-15 タンク数と側壁たわみ分布の計算値

り、基準化の r_{ave} は地盤中の加速度計の記録を積分した変位波形から求められている。実験値と計算値は定性的によく一致していることがまず読み取れる。実験では指示率 56% のひずみゲージが用いられているのでひずみの大きなところでは実ひずみの約半分の値が測定される。逆にひずみの小さいところではゲージ長さの影響や実験誤差によって実ひずみより大きな値が読み取られる。これらの点を考慮すれば定量的にもよく一致して

いると判断できる。

同じ計算結果から側壁のたわみを求めてみた。図-7と比較できるようにタンク底板に固定した座標からみた側壁頂部の半径方向たわみを示したものが図-15である。計算結果においても、隣接タンクの影響による2次モードたわみが明瞭に現われており、この現象を連成系震度法で解析できることが示される。

(5) タンク間地盤の共振現象

連成系震度法では 2. (5), c) で指摘されたタンク間地盤の共振現象を考慮することができない。その影響を考察するため次の解析を行った。

実験模型と同じタンクが縦横 0.5 D の間隔で多数建設されている場合を解析の対象とする。図-16中に示す要領でその一部分を切り出し、加振方向に逆対称、加振直角方向に対象の境界条件を使うことによって、中心部を代表する解析モデルが設定される。このモデルを SAP によって動的解析し、減衰を 5% として正弦波が基盤から入力する場合の定常応答解を求めた。図-16はタンク間地盤表面とタンク底板の共振曲線を示したものである。2.35 Hz の共振点は地盤の1次共振点がタンク群の地盤拘束効果によって 1.95 Hz から移動して現われたものと考えられ、5.4 Hz のピークがタンク間地盤の共振によるものである。このピークの振動数とモードは実験結果とほぼ一致しており、解析モデルの妥当性が確認される。

この計算法によって単位加速度の入力波に対する 5.4

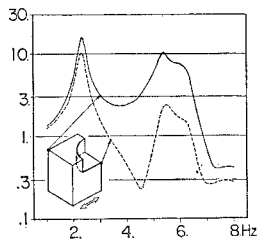


図-16 タンク間地盤の共振曲線計算値

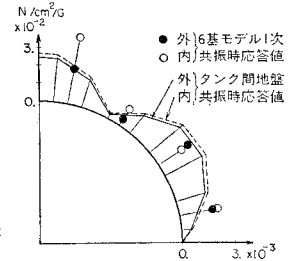


図-17 側壁円周方向縁応力度の比較

Hz のピークにおける側壁頂部の円周方向応力度を求めたものが図-17である。同図には比較のため、タンク 6 基の場合の1次共振時に相当する応力度を連成系震度法から求めプロットした。ここに、地盤のみのモデルに単位加速度の定常正弦波が基盤から入力した際の1次共振時の r_{ave} に連成系震度法を適用した際の遠方地盤の r_{ave} が等しくなるように、入力震度を定めている。

図-17 から、入力加速度が同一であるとタンク間地盤の共振により側壁に生じる応力は1次共振時の群タンク側壁の応力よりやや小さいレベルになることが示される。実際の地震応答の場合には、入力波の周波数特性と地盤の減衰特性の違いからタンク間地盤の共振現象は図-16より小さくなる。そのため、側壁の地震応答がタンク間地盤共振の影響を大きく受けることはないと考えられる。

(6) 群タンク側壁の応答に影響する諸要因の検討

前節までの解析から、群地下タンク側壁の応答は連成系震度法により推算できることが示されたので、以下の検討を行った。

a) タンク基数の影響

3. (4) の計算結果から側壁のひずみ分布を求め、横軸に同一円周上の最大値を、縦軸に側壁深度をとって示したものが図-18である。群の影響は4基または6基Cタンクの場合に顕著に現われ、側壁頂部では1基の場合の2~3倍の値となる。

上下方向ひずみと面内せん断ひずみにおいては、側壁底部で影響が現われるが、上部では大きな影響が認められない。

b) タンク間距離の影響

タンク 4 基のモデルについて、タンク間距離を 0.75 D と 1.0 D

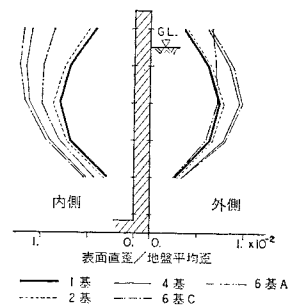


図-18 側壁表面円周方向ひずみ分布

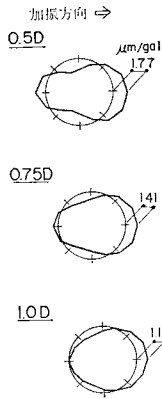


図-19 タンク間距離と側壁頂部たわみモード

とした計算を行った。図-19は側壁のたわみモードを比較したもので、タンク間距離が大きくなると2次モードたわみは減少している。

図-20は側壁の頂部と底部における最大ひずみとタンク間距離の関係を示したものである。タンク間距離が小さくなると2次モードたわみの影響によって円周方向ひずみは大きくなる。上下方向ひずみも同様の傾向を示すが、これは側壁上部のたわみに伴って固定端となる底部の曲げひずみが大きくなるためである。

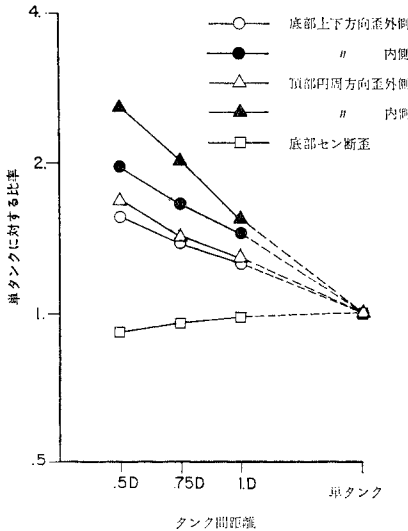


図-20 タンク間距離と側壁ひずみ

c) 地盤の層構成の影響

タンク4基のモデルについて、タンク間距離を0.5Dとし、地盤の中間層が表層と同じ剛性をもつ場合と中間層が下層と同じ剛性をもつ場合について計算を行った。

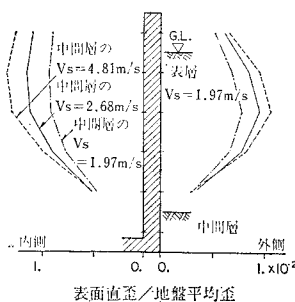


図-21 地層構成と側壁表面円周方向ひずみ分布

図-21は円周方向ひずみを r_{ave} で基準化して示したものである。 r_{ave} が同一であれば、すなわち、地表と底板レベルにおける応答変位差が同じであれば、硬い地盤に根入れするほど側壁の

応答は大きくなる傾向にある。一方、ひずみの分布形状に大きな変化がないところから、群の影響によって2次モードたわみが生じる現象は地層構成の影響をあまり受けないと考えることができる。

d) タンク側壁の剛性の影響

以上に示してきた計算では側壁のヤング率に表-1の値がそのまま用いられている。2.で述べたように、この値は相似率から定まる値の約2倍である。そこで、タンク4基のモデルについて側壁のヤング率を1/2と1/4にとった計算を行い比較した。図-22は計算された軸応力度と曲げ応力の同一円周上最大値の分布を示している。軸応力度の変化は小さいが、曲げ応力は側壁剛性の低下とともに低下する傾向にある。軸応力度は1次モードたわみ(図-7)と関連し、その大きさは地盤からタンクに作用する水平荷重の総和に関係する。一方、曲げ応力は群の影響によって生じる2次モードたわみに相関するところから、側壁剛性が低下すると群の影響は側壁たわみで吸収され減少するといえることができる。

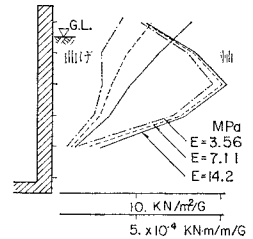


図-22 側壁剛性と円周方向軸、曲げ応力度分布

4. 群の影響を考慮した耐震計算法について

(1) 現行の耐震計算における考え方

沖積層等の軟質地盤に建設される地下タンクの耐震計算において地盤からタンク側壁に作用する地震荷重を求める際には偏土圧法、あるいは応答変位法が一般に用いられる^{5), 6), 15)}。

偏土圧法は岡部、物部の地震時土圧式^{16), 17)}より求められる地震時の土圧増加分を 図-23 に示す要領でタンクを押しつぶす方向に作用させるものである。地盤と地震動の不均一性あるいは地盤の塑性化を考慮して、タンク側壁が一定の剛性を保持するように設計する方法である。応答変位法は、動的応答計算あるいはそれに代わる簡易な計算法によって求められた地盤の応答変位を、図-23の要領で地盤のばねを介してタンクに作用させるものである。変位の作用方向には、鉛直下方から一様に入力する波動を考慮して同方向とする場合と、地盤振動の不均一性あるいは水平方向の波動伝播を考慮して逆方向とする場合がある。

偏土圧法と応答変位法のいずれにおいてもタンク側壁を2次モードでたわませる荷重成分が考慮されている。

本論で述べてきた群の影響による荷重は下方から一様に入力する波動によるものであるが、その値とこれら設計法による値とを比較しておくことは有意義である。

(2) 偏土圧法との比較

3.(4) の計算結果からタンク側壁に接する地盤要素の水平方向応力を求めることができる。この値を側壁に作用する土圧とみなせば、2.(3) の相比率を適用することにより実スケール相当の土圧に換算できる。図-24 は震度 0.2 に換算された土圧の震度作用方向成分を示したものである。4 基の場合と 6 基の場合の端タンクには、その前面と後面に作用方向は同じであるが大きさの異なる土圧が作用している。その土圧差は約 5 t/m^2 (49 kPa) であり、逆対称成分 7.5 t/m^2 (74 kPa) と対称成分 2.5 t/m^2 (25 kPa) が合成されたものと考えることが

できる。群の影響による偏土圧成分は後者の 2.5 t/m^2 である。

実際の地下タンクの耐震設計では、偏土圧法の計算に基づいて 10 t/m^2 (98 kPa) のオーダーの地震時偏土圧を考慮することが多い。また、最低 10 t/m^2 の地震時偏土圧を考慮するように定めている指針⁹⁾もある。そこでこの 10 t/m^2 を基準に考えると、偏土圧法は群の影響によって生じる偏土圧のおよそ 4 倍の偏土圧成分を考慮している、ということになる。

(3) 応答変位法との比較

模型タンクについて応答変位法による試算を行った。まず、応答変位は模型地盤のせん断土柱モデルに震度法を適用して求められる。地盤のばねはタンク 1 基の連成系震度法計算から求まる土圧を側壁~地盤間の相対変位で除すことにより求められる。応答変位の作用方向は対称方向(両押し方向)である。

図-25 は、応答変位法により求められた側壁ひずみを地盤平均ひずみで基準化し、3.(4) の連成系震度法から求められたひずみと比較したものである。同図には地盤のばねを 2 倍と 1/2 倍にした場合の結果を示している。応答変位法による側壁ひずみは群タンクの側壁ひずみのおよそ 2 倍となっている。

以上の検討から、タンク側壁の地震時応力において、タンク間距離 $0.5 D$ の場合でも群の影響による応力増加は偏土圧法あるいは応答変位法の両押し計算から求められる地震時応力より小さいことが明らかになった。したがって、これらの方法を群の影響を包含した耐震計算法とみなすことが可能である。

5. まとめ

本研究の結果は次のように要約される。

(1) 群地下タンクに関する模型実験を行ったところ、タンクの慣性力が互いに干渉し合うような共振現象は認められなかった。群タンクの応答は単タンクの場合と同様周辺地盤の応答に支配される。

(2) 群設されたタンクに挟まれた地盤に独立した共振現象が現われた。数値解析からも同じ現象が確認されたが、地震によるタンク側壁の応答には大きな影響をもたない。

(3) タンクが群設されるとタンク側壁に生じる応力は増加する。これは、隣接タンクの影響によってタンク周辺地盤の変形分布が乱れ、タンクに偏土圧が作用するためで、側壁には 2 次モードたわみによる曲げひずみが卓越する。

(4) タンク同士が接近すると上述の曲げひずみは急

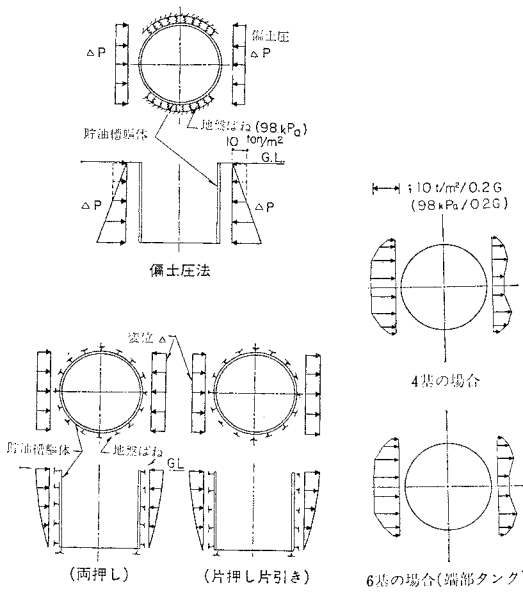


図-24 連成系震度法から求められる地震時土圧

図-23 偏土圧法と応答変位法概念図

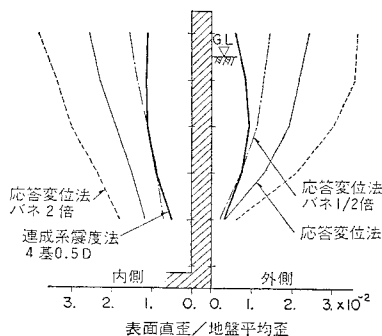


図-25 連成系震度法と応答変位法の比較

激に増加する。タンク間距離が $0.5D$ になるとタンク側壁表面に生じるひずみの最大値は面内せん断ひずみ成分を除いて単一タンクの 2~3 倍となる。

(5) 地盤の層構成が変化しても、群の影響は大きく変わらない。一方、側壁の剛性が低下すると、群の影響は側壁のたわみによって吸収され減少する。

(6) 偏土圧法、あるいは応答変位法の両押し計算によって求められる側壁の地震時応力はタンク間距離 $0.5D$ の場合の群タンク側壁に生じる応力よりも 2 倍以上大きくなる。したがって、これらの耐震計算法は一樣な水平地震動が入力する場合に生じる群の影響をすでに包含した計算法であるとみなすことができる。

(7) 本研究の数値解析に採用した連成系震度法、すなわち、地盤とタンクを連成させた解析モデルに震度法を適用して側壁の地震応答を求める方法は実験結果ならびに動的解析結果とよく一致した。鉛直下方から入力する地震波動の主要な波長がタンクの根入れ深さの 2 倍以上であれば、連成系震度法によって地下タンク側壁の地震応答を解析することが可能である。

6. むすび

本研究の成果は群設地下タンクの耐震設計について基礎的な考え方を提供し得たものと考えられる。一方、本研究は地震波が鉛直下方から入力する場合を対象としており、表面波が入力する場合の問題を扱っていない。また、地盤を弾性体と仮定しており、地盤と側壁間の滑りや剝離を考慮したものでない。これらの要因が群タンクの応答特性に及ぼす影響は今後の研究課題として残された。

本研究を遂行するにあたり、埼玉大学工学部の久保慶三郎教授から貴重なご助言をいただいた。ここに記して謝意を表する次第である。

本研究は(株)大林組技術研究所のテーマ研究として実施したものであり、同研究所の中川恭次本部長付ならびに斉藤二郎次長から終始懇切なご指導とご協力をいただいた。また、本論で示した実験ならびに数値解析は多

くのスタッフに支えられて遂行し得たものである。未筆ながら各位に深謝の意を表して結びとしたい。

参考文献

- 1) 奥村敏恵：石油地下備蓄の問題点とそのすう勢，土と基礎，Vol. 26, No. 12, pp. 1~9, 1978.
- 2) 中川恭次・後藤洋三・安井 譲・三浦昭爾・田中徹哉・太田 順：LNG 地下貯蔵タンクの耐震設計について，大林組技術研究所報，No. 6, pp. 72~76, 1972.
- 3) 日本瓦斯協会：昭和 52 年度 LNG 地下式貯槽に関する保安調査報告書，1978.
- 4) 浜田政則：大型地下タンクの地震時挙動の観測と解析，土木学会論文報告集，No. 273, pp. 1~14, 1978.
- 5) 日本瓦斯協会，LNG 地下式貯槽指針，1979.
- 6) 電気事業連合会，LNG 地下式貯槽（土木設備）設計指針，1978.
- 7) 斉藤悦郎：タンクモデルに弱小材料を用いた群設地下タンクの動的破壊実験，土木学会第 37 回年次学術講演会講演概要集第 1 部，pp. 547~548, 1982.
- 8) 辰巳安良・鈴木善雄・畑中宗憲：軟弱地盤における群地中タンクの模型振動実験，土木学会第 36 回年次学術講演会講演概要集第 1 部，pp. 618~619, 1981.
- 9) 白砂 健・小出忠夫：模型実験による溝の地盤振動遮断効果，土木学会第 32 回年次学術講演会講演概要集第 4 部，pp. 360~361, 1977.
- 10) 香川崇章：地盤モデルとしての砂層の振動性状について，土木学会論文報告集，No. 275, pp. 53~67, 1978.
- 11) 斉藤悦郎：3次元有限要素法を用いた群設地下タンクの動的挙動について，土木学会第 16 回地震工学研究発表会講演概要，pp. 261~264, 1981.
- 12) エンジニアリング振興協会：軟弱地盤での大容量石油備蓄地下式タンクの開発（地震解析の検討）—地下式タンク群の地震時挙動—調査研究報告書（要旨），1980.
- 13) Bathe, K., E.L. Wilson and F.E. Peterson: SAP IV A Structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems, EERC Report No. 73-11, June, 1973.
- 14) 後藤洋三・白砂 健：回転体有限要素法による地下タンクの地震応答解析，大林組技術研究所報，No. 19, pp. 24~28, 1979.
- 15) 土木学会：地下貯油施設技術指針（案），1980.
- 16) 物部長徳：地震上下動に関する考察並びに振動雑論，土木学会誌，10 巻 5 号，pp. 1063~1094, 1924.
- 17) Okabe, S.: General Theory on Earth Pressure and Seismic Stability of Retaining Wall and Dam, 土木学会誌，10 巻 6 号，pp. 1277~1323, 1924.

(1983.1.14・受付)