

2. 2 有効応力解析プログラムTARA-3による解析

佐藤工業(株) 吉田 望

アリゾナ工科大学 W.D.L. Finn

2. 2. 1 解析手法

本報では有効応力解析プログラムTARA-3¹⁾を用いた解析結果を示す。TARA-3は、有効応力の概念に基づく2次元有限要素法、静的・動的解析プログラムである。まず、本研究委員会の作業として共通の解析を行うのに必要な範囲について、解析手法の概略を紹介する。

(1) 基礎方程式およびその解法

TARA-3では、材料非線形を含む問題に対し、基本的には、次のような方針で解析を行っている。

- ①基礎式は増分形で記述する。動的解析の各増分区間では材料の挙動は弾性的とし、接線剛性により剛性マトリックスを計算する。
- ②増分弾性の仮定に基づく計算により生じる誤差は、不釣り合い力として扱う。不釣り合い力は、各増分計算時に収束計算をしてなくすることができる。収束計算を行わない場合、また収束計算を行った場合の最後に残った不釣り合い力は次の増分計算に持ち越す。
- ③増分弾性計算により得られた応力が降伏条件を犯した場合にはload sheddingを行い、降伏条件を越えた応力の他要素への再配分を行う。

以下で示す解析の条件である、水平地震入力を受ける、非排水条件下の、増分形で表した、剛基礎に対する運動方程式は次のようになる。

$$[M]\{\Delta \ddot{x}\} + [C]\{\Delta \dot{x}\} + [K]\{\Delta x\} = -[M]\{I\}\Delta \ddot{u}_g + \{\Delta p\} \quad (2.2.1)$$

ここで、 $[M]$ は質量マトリックス、 $[C]$ は減衰マトリックス、 $[K]$ は剛性マトリックス、 $\{x\}$ は基盤に対する相対変位であり、 Δ は増分を、ドットは時間に関する微分を表している。右辺の u_g は基盤の絶対変位、 $\{I\}$ は水平方向の自由度に対応する成分が1で他の成分が0のベクトルである。また、 $\{\Delta p\}$ は外力項で、不釣り合い力、発生した過剰間隙水圧等が含まれる。なお、 $[M]$ には集中質量、 $[C]$ にはRayleigh減衰を用いている。

一方、弾性基盤がある場合には、Joynerの方法²⁾を用いれば、運動方程式は次のようになる。

$$[M]\{\Delta \ddot{x}\} + ([C] + \sum \rho V_s \{l\})\{\Delta \dot{x}\} + [K]\{\Delta x\} = -[M]\{I\}\Delta \ddot{u}_g + \{\Delta p\} \quad (2.2.2)$$

この場合には、 $\{x\}$ は解放基盤に対する相対変位、 u_g は解放基盤の絶対変位（すなわち、入射波の絶対変位の倍の値）である。また、 ρ および V_s は弾性基盤の質量密度とせん断波速度であり、 l は基盤にある節点の両端の節点までの距離の平均値、 Σ は基盤にある節点に関する和を表している。

TARA-3では、これらの運動方程式をNewmarkの β 法または、Wilsonの θ 法で積分する。なお、間隙水圧の消散も考慮する場合には、Biotの多次元圧密理論を赤井・田村の方法³⁾に基づき離散化した解析を行っているが、以後の解析では用いないことから、ここでは述べない。

(2) 土の応力-ひずみ関係

TARA-3では、独立な弾性定数として体積弾性係数とせん断弾性係数を用いている。これらを用いると土骨格の弾性マトリックス D は

$$[D] = B_1 [Q_1] + G_1 [Q_2] \quad (2.2.3)$$

と表される。ここで、 B_1 は接線体積係数、 G_1 は接線せん断係数であり、 Q_1 、 Q_2 は定数で構成されるマトリックスである。

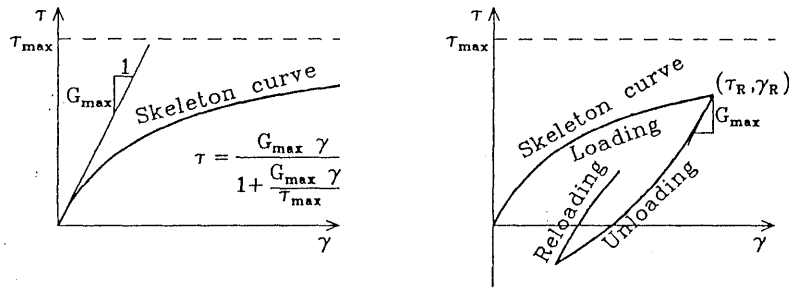
せん断に対する土の挙動を表すには、図2.2.1に示す双曲線モデルを用いる。すなわち、単調載荷時のせん断応力 τ とせん断ひずみ γ の関係を、微小ひずみ時のせん断弾性係数 G_{max} 、せん断強度 τ_{max} を用い、

$$\tau = f(\gamma) = \frac{G_{\max} \gamma}{1 + \frac{G_{\max} \gamma}{\tau_{\max}}} \quad (2.2.4)$$

と表す。ここで $f(\gamma)$ は、 γ の関数であることを表す。繰返し載荷時の履歴法則は、Masing ruleを用いる。すなわち、 (γ_R, τ_R) より除荷したときの履歴曲線は、

$$\frac{\tau - \tau_R}{2} = f\left(\frac{\gamma - \gamma_R}{2}\right) \quad (2.2.5)$$

と表す。この代わりに、任意のひずみに依存した減衰を与えるような履歴曲線⁴⁾を用いることも可能である。接線せん断係数は(2.2.4)または(2.2.5)式を γ で微分することにより得られる。



(a) 単調載荷時

(b) 除荷、再載荷時

図2.2.1 せん断応力-せん断ひずみ関係のモデル化

体積弾性係数と微小ひずみ時のせん断弾性係数は有効拘束圧 σ_m' の関数として、次式で与える。

$$B_t = k_b P_a \left(\frac{\sigma_m'}{P_a} \right)^n \quad G_{\max} = G_0 \left(\frac{\sigma_m'}{\sigma_{m0}'} \right)^{1/2} \quad (2.2.6)$$

ここで、 k_b 、 n は材料に固有の定数、 P_a は大気圧、 G_0 は有効拘束圧 σ_{m0}' のときの微小ひずみ時のせん断弾性係数である。なお、本報で行う計算では、弾性定数に対する条件としてせん断弾性係数とポアソン比が与えられていることから、 n の値はせん断弾性係数計算式の指数と同じ $1/2$ にしている。すると、 k_b の値はせん断弾性係数とポアソン比より求めることができる。最後に、せん断強度 $\tau_{\max}$ は、モールクーロンの降伏条件より決める。

(3) 過剰間隙水圧の発生量

過剰間隙水圧の発生量は、Martin-Finn-Seedモデル⁵⁾で計算する。このモデルは、単純せん断試験の結果を基に提案されたもので、排水条件下でせん断ひずみ振幅 γ の載荷を受けた時の体積ひずみ増分 $\Delta \varepsilon_{vd}$ を

$$\Delta \varepsilon_{vd} = C_1 \left(\gamma - C_2 \varepsilon_{vd} + \frac{C_3 \varepsilon_{vd}^2}{\gamma + C_4 \varepsilon_{vd}} \right) \quad (2.2.7)$$

と表している。ここで、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 は実験より決まる定数、 ε_{vd} はこれまでの繰返しせん断により蓄積した体積ひずみである。非排水状態で生じる過剰間隙水圧増分 Δu は、排水条件下で同じひずみ履歴を受けたときに生じる体積ひずみ $\Delta \varepsilon_{vd}$ を用い、次式により求められる。

$$\Delta u = E_r \Delta \varepsilon_{vd} = \frac{\sigma_v'^{1-m}}{m k_2 \sigma_{v0}^{1-n-m}} P_a^n \Delta \varepsilon_{vd} \quad (2.2.8)$$

ここで、 E_r は1次元膨張係数で、実験より決まる定数 k_2 、 m 、 n と現在および初期の有効上載圧 σ_v' 、 σ_{v0}' より計算できる。

このモデルは、1サイクルの載荷を受けた際に発生する体積ひずみと過剰間隙水圧を予測するためのモデルである。このモデルを動的解析に用いるに際し、次のような変更を行っている。まず(2.2.7)式の半分の

体積ひずみを半サイクルの载荷により生じる体積ひずみとする。さらに、(2.2.7)式では除荷が生じ、せん断ひずみ振幅が分かれば、その後せん断ひずみが0になるまでに発生する体積ひずみと過剰間隙水圧増分が計算できるので、载荷の間は体積ひずみ増分はないものとし、除荷が起これると除荷により生じたせん断ひずみに比例し体積ひずみや過剰間隙水圧を発生させることにする。この様な処理により、過剰間隙水圧の発生量は、ひずみが0の位置では実験と一致するが、それ以外の場合には最大1/4サイクル遅れる可能性がある。

2. 2. 2 要素試験のシミュレーション

動的応答解析を行うに際し、必要な材料のパラメータの値を決めるために、要素試験のシミュレーションを行う必要がある。ここでは、TARA-3における材料のパラメータの決定法を示し、その後、共通の課題である、要素試験のシミュレーション結果を示す。

(1) 実務的なパラメータの決め方

TARA-3で用いている土の挙動を表すのに必要な材料パラメータは次の通りである。

- ①体積弾性係数と微小ひずみ時のせん断弾性係数
- ②モールクーロンの降伏条件を規定するための内部摩擦角と粘着力
- ③Martin-Finn-Seedモデルのための7つのパラメータの値

このうち、①、②のパラメータは物理的に意味がはっきりし、どの様な構成則を用いるにしても必要とされる量である。これらの値は特別な実験を行わなくても、実験式などを用いて決めることもできる。これに対し、③のパラメータはモデル特有のパラメータである。

Martin-Finn-Seedモデルは、単純せん断試験による実験結果を基にして定式化されたモデルである。したがって、その係数を決めるには、排水単純せん断試験と1次元圧密試験の結果が必要である。しかし、単純せん断試験は一般的に行われる試験というわけではないので、実用的には次のような方法でモデルのパラメータの値を求める。

液状化解析の目的から言えば、繰り返しせん断に伴う過剰間隙水圧の発生量が予測できれば、途中の経緯は余り関係がない。すなわち、モデルの実際の運用では、前述のように、排水状態の体積ひずみと1次元膨張係数を独立に求めるのではなく、結果として得られる液状化強度曲線と過剰間隙水圧の上昇率を合わせるようにパラメータの値が決められれば、モデルとしては充分である。単純せん断試験による液状化強度曲線が条件として与えられず、代わりに3軸試験による液状化強度曲線が与えられていたときはこれに相当する単純せん断試験による液状化強度曲線に変換⁶⁾して用いる。次に過剰間隙水圧の上昇率であるが、実験結果がない場合には、例えばSeed等の提案する式⁷⁾、

$$\frac{u}{\sigma_{vo}} = \frac{2}{\pi} \arcsin \left(\frac{N}{N_L} \right)^{1/2} \theta \quad (2.2.9)$$

を用いることができる。ここで、 u は過剰間隙水圧、 N は繰り返し数、 N_L は液状化繰り返し数であり、 θ は過剰間隙水圧の上がり方を決めるパラメータで、 $\theta = 0.7$ がよく用いられる。パラメータの値はこれら二つの条件をなるべく一致させるように決める。このために、単純せん断試験シミュレーションプログラムSIMCYC2⁸⁾やSIMMDL⁹⁾、最小自乗法による非線形方程式の係数決定プログラムC-PRO¹⁰⁾等が作成され、組合せ使用されている。

(2) 要素試験

前述のように、TARA-3で用いているMartin-Finn-Seedモデルに用いられているパラメータの値は単純せん断試験のシミュレーションを行うことにより決めることができる。この場合、载荷条件として与えられるのは上載圧 σ_{vo} と、せん断応力振幅 τ_d であり、側方応力に関する初期条件は考えていない。したがって、共通に与えられた解析条件のうち、Case-1 ($K_0 = 1$ 、側方拘束)と、Case-2 ($K_0 = 0.5$ 、側方拘束)は、初

期上載圧の差として区別される。共通課題のCase-3 ($K_o=0.5$ 、側方自由)を解く必要はないことから、そのようなプログラムは作成されていないので、ここではこのケースの解析は行わない。

まずCase-2の载荷条件に対し、与えられた液状化強度を満たすパラメータの値は表2.2.1の様になり、その液状化強度曲線は図2.2.2の実線となる。図に示されるように、 $\tau_d/\sigma'_{vo}=0.2$ 、 0.14 における液状化繰返し回数は与えられた条件と完全に一致している。なお、前述のようにここでは側方に関する条件は考慮していないことから、図2.2.2および以後の図では有効拘束圧でなく、有効上載圧を用いている。

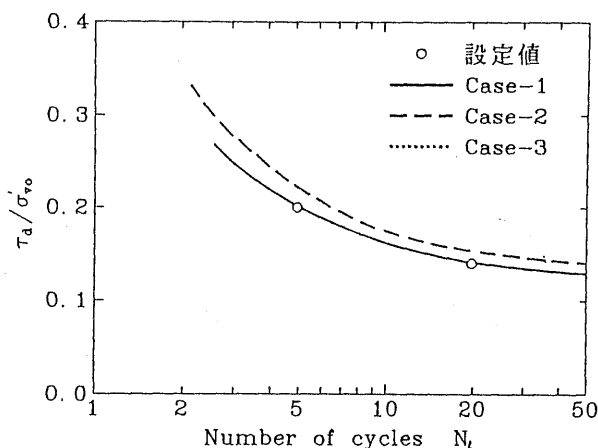


図2.2.2 要素試験時の液状化強度曲線

表2.2.1 要素試験のシミュレーションに用いたパラメータの値

	C_1	C_2	C_3	C_4	k_2	m	n
Case-1, Case-2	1.00	0.80	0.48	0.80	0.44	0.40	0.62
Case-3	1.00	0.80	0.48	0.80	0.38	0.40	0.62

次に同じパラメータの値を用い、Case-1の解析（ここでは、せん断応力振幅を τ_d/σ'_{vo} から決めている）を行うと、液状化強度曲線は図2.2.2の破線の様になり、液状化強度は高くなる。ところで、一般に1次元膨張係数を決めるパラメータのうち k_2 は液状化曲線を上下させる効果がある。すなわち、Case-1の条件で、与えられた液状化強度となる曲線を得ることは、 k_2 の値を変えることにより簡単に行うことができる。図2.2.2、表2.2.1でCase-3として示したのはこの場合の計算で、図から分かるように液状化強度曲線はCase-1の場合とほとんど完全に一致し、図上では区別できない。

図2.2.3には、単純せん断試験のシミュレーション時に得られた有効応力経路およびせん断応力-せん断ひずみ関係の一部を示す。なお、図2.2.3のCase-1の解析で、 $\tau_d/\sigma'_{vo}=0.14$ の場合には、13サイクル目以降、過剰間隙水圧の上昇はほとんどなく、50サイクルの繰返しでは液状化しなかった。

まず、有効応力経路を見ると、载荷が始まり、最初の除荷が起こるまでは、有効上載圧は一定のまません断応力のみが変化している。これは、2.2.1(3)で述べたように、载荷（せん断ひずみの絶対値が大きくなる加力）の際には間隙水圧が発生しないとした数値計算上の仮定のためである。除荷が起こり、次にひずみが0となるまでの間は、この半サイクルで発生する予定の過剰間隙水圧がひずみ増分に比例して発生させられ、有効上載圧は減少していく。最初の半サイクルではひずみも小さく、材料の挙動は弾性に近いことから、除荷時の応力経路はほとんど直線的であるが、液状化が近くなると応力-ひずみ関係の非線形性の影響から応力経路は曲線となる。

過剰間隙水圧が上昇し、有効応力が減少すると、これに応じてせん断強度 τ_{max} も徐々に小さくなり、やがて加えようとしているせん断応力より小さくなる。すなわち、有効応力経路でみると、図2.2.3で破線で示した降伏条件（ $\tau_{max}=\sigma'_v \tan \phi$ 、 ϕ は内部摩擦角）と応力経路がクロスすることになる。ここに到る直前でせん断ひずみは非常に大きくなるわけで、本プログラムではここで液状化が生じたと判断している。

材料が密な砂の場合には、サイクリックモビリティ現象が起こる。TARA-3ではこの効果はshear volume couplingとして考慮することができる。すなわち、ひずみが基準となるひずみを越えた場合には前述のMartin-Finn-Seedモデルによる体積ひずみに加え、せん断ひずみ増分に応じて正のダイランションによる体積ひずみ増分を発生させている。しかし、本計算ではこの効果は考慮していない。

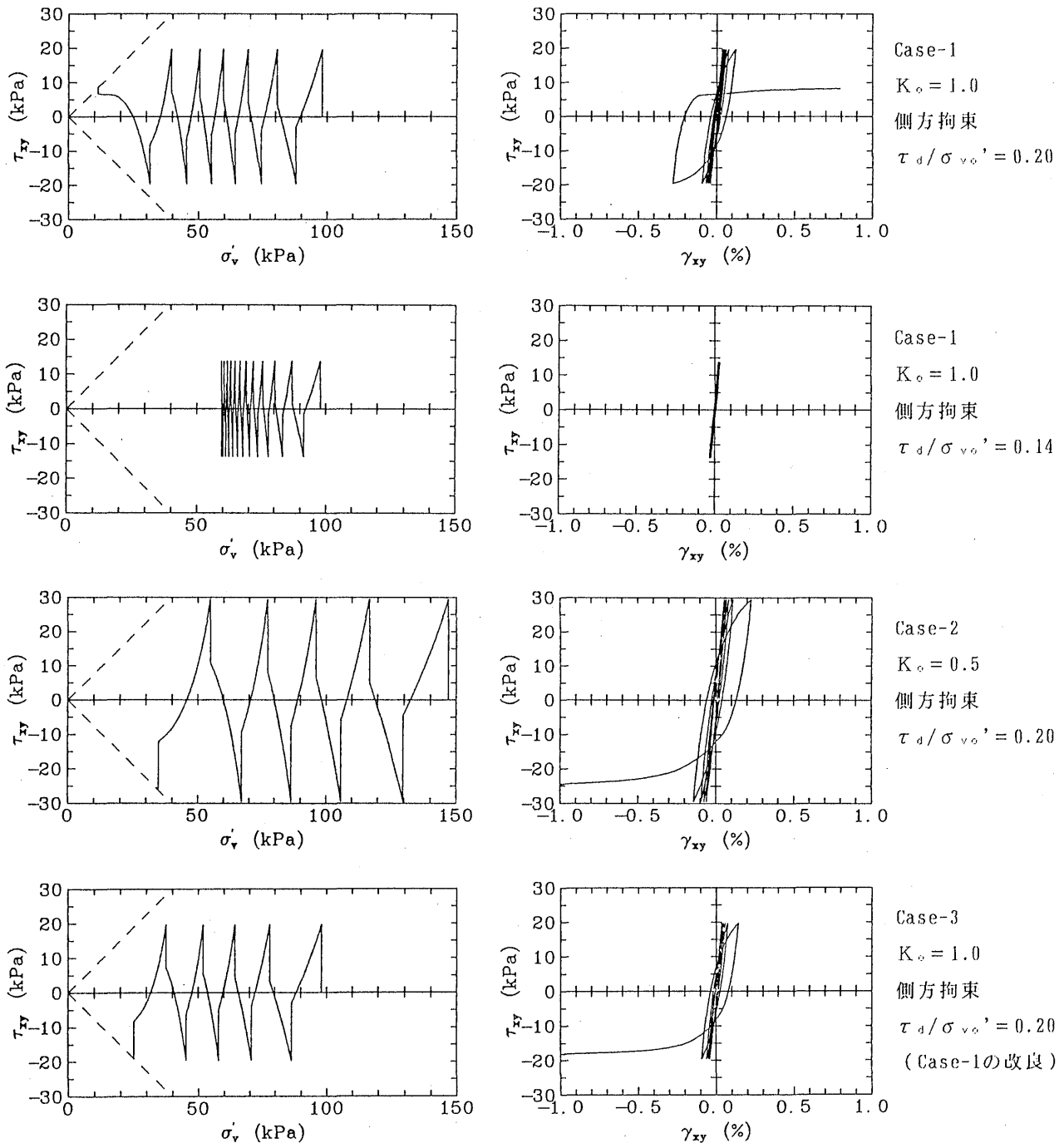


図2.2.3 要素試験時の有効応力経路と応力-ひずみ関係

2. 2. 3 川岸町地盤の1次元解析

(1) 材料パラメータ

この項では、川岸町地盤の1次元解析の結果を示す。表2.2.2に解析に用いた材料のパラメータの値を示す。ただし、解析条件は共通として与えられていることから、ここでは、過剰間隙水圧の発生を考慮するGL-2m~GL-14mの層についてのMartin-Finn-Seedモデルのパラメータのみを示している。これらのパラメータの値は、各層の中央位置に対応する拘束圧の元で、与えられたせん断応力振幅に対する液状化繰返し数が一致するように決めた。図2.2.4に得られた液状化強度曲線を与条件と比較して示すが、解析により得ら

れた液状化強度曲線は与条件をほとんど完全にクリアーしている。

表2.2.2 1次元解析に用いたパラメータの値

	GL-2～5m	GL-5～8m	GL-8～14m
C ₁	1.00	1.00	1.0
C ₂	1.12	0.80	0.80
C ₃	0.04	0.40	0.48
C ₄	1.00	0.80	0.80
k ₂	0.217	0.35	0.45
m	0.40	0.40	0.40
n	0.62	0.62	0.62

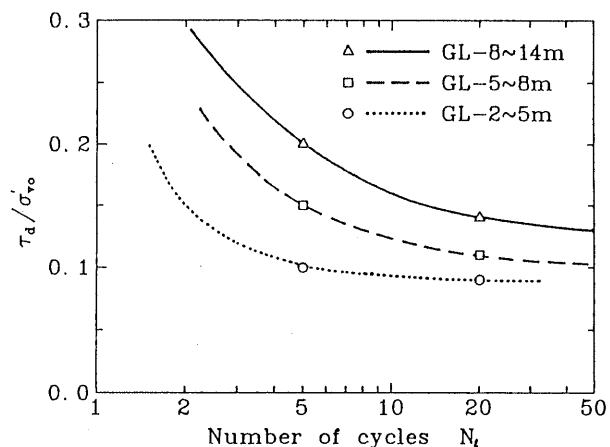


図2.2.4 1次元解析に用いた液状化強度曲線

(2) 動的解析および考察

図2.2.5に最大応答値を、図2.2.6～8に加速度、過剰間隙水圧およびせん断応力の時刻歴の一部を示す。なお、図ではGL-14mを境に縮尺を変えている。まず、図2.2.7の過剰間隙水圧時刻歴について見ると、入射波に大きな振幅の波が現れるごとに間隙水圧が大きく増加していることが分かる。そして、地震開始後4.54秒で第4層（GL-3.5～5m）の過剰間隙水圧が初期有効上載圧と等しくなり、液状化する。これ以後はこの層のせん断強度はなくなるので、図2.2.8のせん断応力時刻歴に見られるように、この層のせん断応力は0となる（数値計算上は微小なせん断強度を仮定しているため、完全には0ではない）。また、せん断耐力がなくなることによって、この層を伝わる地震波はほとんどなくなるため、この層より上の層の加速度は図2.2.6に見られるように非常に小さい値となる。さらに、この層ではせん断変形が大きくなり、また、一方に片寄って行く。その結果として、この層より上の地盤の変位はどんどん一方向に片寄っていく。図2.2.5に示したように、第4層の最大ひずみは7.58%で、他の層と比べると極端に大きく、したがって、この層より上では、変位はほとんどこの層の変形に支配されている。

第3層（GL-2～3.5m）は、液状化した層と同じ材料の層である。第4層で液状化が生じた時の第3層の間隙水圧比は約0.6で、その後も間隙水圧は少しずつ上昇するが、10秒後でも液状化には至らない。これは、第4層を通して伝わる地震入力がほとんどないためと考えられる。図2.2.8のせん断応力時刻歴で、第3層のせん断応力が小さいのも同じ原因によるものである。第6層、8層でも過剰間隙水圧は次第に増加するが、やはり10秒後でも液状化には至っていない。

入射波の時刻歴では、第4層が液状化した時刻（4.54秒）以降、5.5～8秒の間でさらに大きい入射波が存在する。液状化した層より下ではこれらの入力に対応して、応答加速度も大きくなっているが、液状化した層より上では、前述のように加速度は大きくならない。したがって、図2.2.5に見られるように、最大加速度の分布は、基盤より地表に近づくにしたがって大きくなるが、液状化した層を境に急激に小さくなる。

2. 2. 4 遠心力載荷試験の2次元解析シミュレーション

(1) 初期応力の算定

TARA-3では、材料非線形を考慮した盛立て解析（建設の順序に従い要素を増やしながら応力状態を求めていく解析）の機能を持っているが、ここでは、共通の方法である、2回の弾性解析による自重解析により試験体の初期状態を求めた。すなわち、全ての要素の材料定数を同じとした1回目の弾性解析で得られた応力を基に弾性定数を再計算し、2回目の弾性解析を行い、これを動的解析時の初期条件とした。

深さ (m)	最大応答加速度 (cm/sec ²)			γ_{max} (%)
	50	100	150	
1.0				0.005
2.0				0.015
3.5				0.043
5.0				7.581
6.5				0.027
8.0				0.035
10.0				0.029
12.0				0.041
14.0				0.053
17.0				0.031
20.0				0.038
24.0				0.046
28.0				0.049
34.0				0.033
40.0				0.031
46.0				0.029
52.0				0.030
58.0				0.034
64.0				0.037
70.0				0.038

図2.2.5 1次元解析最大応答値

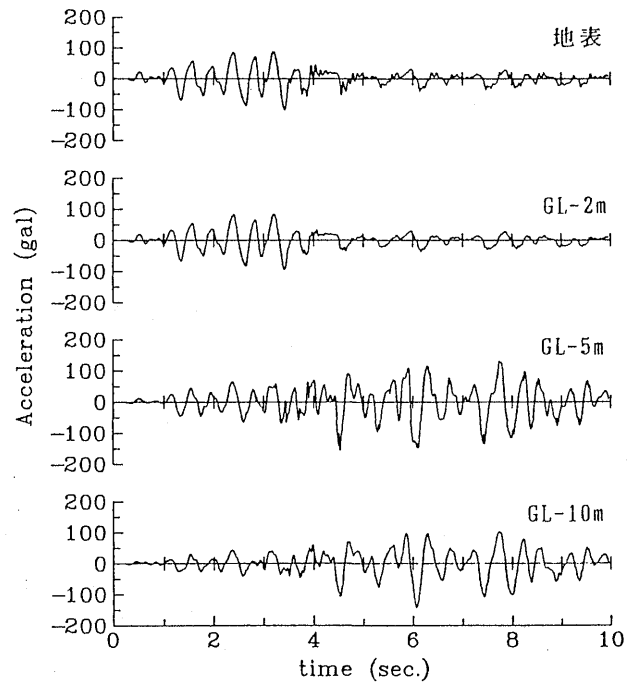


図2.2.6 1次元解析加速度時刻歴

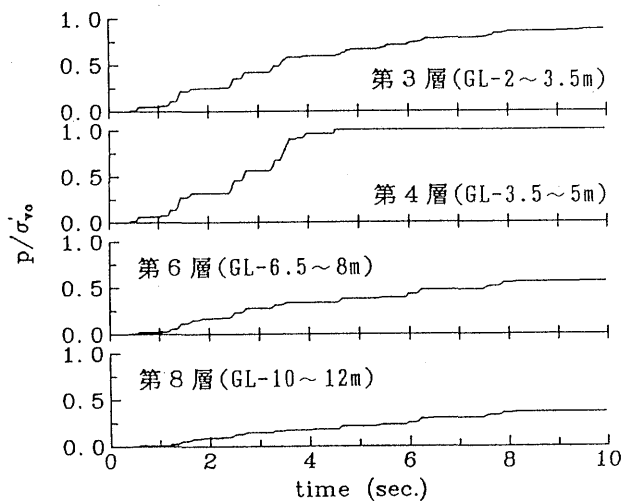


図2.2.7 1次元解析過剰間隙水圧時刻歴

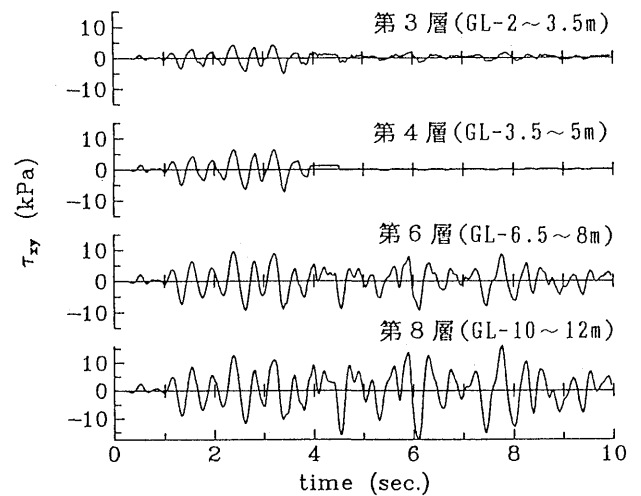


図2.2.8 1次元解析せん断応力時刻歴

(2) 材料のパラメータ

動的解析に用いたMartin-Finn-Seedモデルのパラメータを表2.2.3に示す。また、これより得られた液状化強度曲線を図2.2.9に示す。この場合には、実験値としては3軸試験の結果で、 $\sigma_d/(2\sigma_c)=0.18$ で $N_L=20$ が液状化強度として与えられている。これを対応する単純せん断試験の結果にするため、同じ繰り返し数に対するせん断強度を2/3に低減し、 $\tau_d/\sigma'_{v0}=0.12$ で $N_L=20$ を液状化強度に関する条件とした。さらに、経験的にもう一点の液状化強度を $\tau_d/\sigma'_{v0}=0.25$ で $N_L=5$ と与え、これを通るように液状化強度曲線を決めた。

表2.2.3 遠心力載荷試験のシミュレーションに用いたパラメータの値

C ₁	C ₂	C ₃	C ₄	k ₂	m	n
1.00	0.40	0.1617	0.376	0.75	0.43	0.62

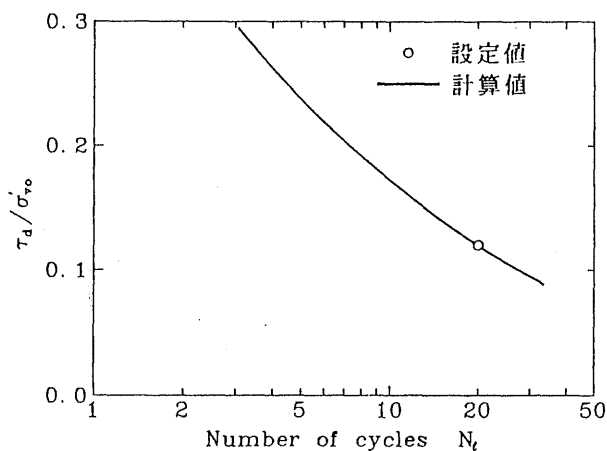


図2.2.9 2次元解析時の液状化強度曲線

(3) 動的解析結果および考察

図2.2.10、11に解析で得られた加速度と過剰間隙水圧を実験値と比較して示す。また、図2.2.12に図2.2.11と同じ要素のせん断応力の時刻歴を示す。図2.2.11では、実線が計測値、点線が解析値である。なお、本解析では、早い要素では、入力開始後13.4ミリ秒後（1サイクル目）には液状化しており、36ミリ秒後（3サイクル目）にはほとんどの要素が液状化している。実験でも3サイクル目以降は、最大加速度が小さい、過剰間隙水圧がほとんど変化しない等の現象が観察され、計算結果が妥当なものであることを実証している。以下では各記録についてさらに詳細に検討する。

加速度計ACC1225の加速度記録は2サイクル目、3サイクル目で急激に小さくなっており、その後も次第に小さくなっている。解析値は、最初の3サイクルについてはこの様な加速度の低下をよく追跡しているが、その後は加速度振幅はほぼ同じであり、次第に実験値との一致度は悪くなる。加速度計ACC965についてもこの傾向は同じであるが、この記録では計測値は最初から加速度は小さい。しかし、この加速度計は本来鉛直加速度を計測するためのものであり、液状化の進展に伴いピックアップが動いたとも考えられ、1サイクル目の加速度の大きさの違いより、本解析の予測精度を議論することは難しい。地表、ACC965、ACC1225の計算で得られた加速度時刻歴は互によく似た形状をしている。最大加速度は、最初の1サイクル目で生じ、その値は上に行くほど大きくなっており、液状化の発生前には、加速度は増幅されていることが分かる。しかし、液状化発生以後は、振幅はほとんど同じであり、増幅されていない。ちなみに堤体上部の基盤に対する最大加速度の増幅率は約13%であった。

過剰間隙水圧の時刻歴の実験値と解析値の比較を見ると、大きな差として目につくのは、実験値は加速度時刻歴と同じ周期で振動しているのに対し、解析値では単調に増加しているのみであることである。これは、解析では、過剰間隙水圧の発生量としては、繰り返しせん断に伴うもののみを考慮しているのに対し、実際

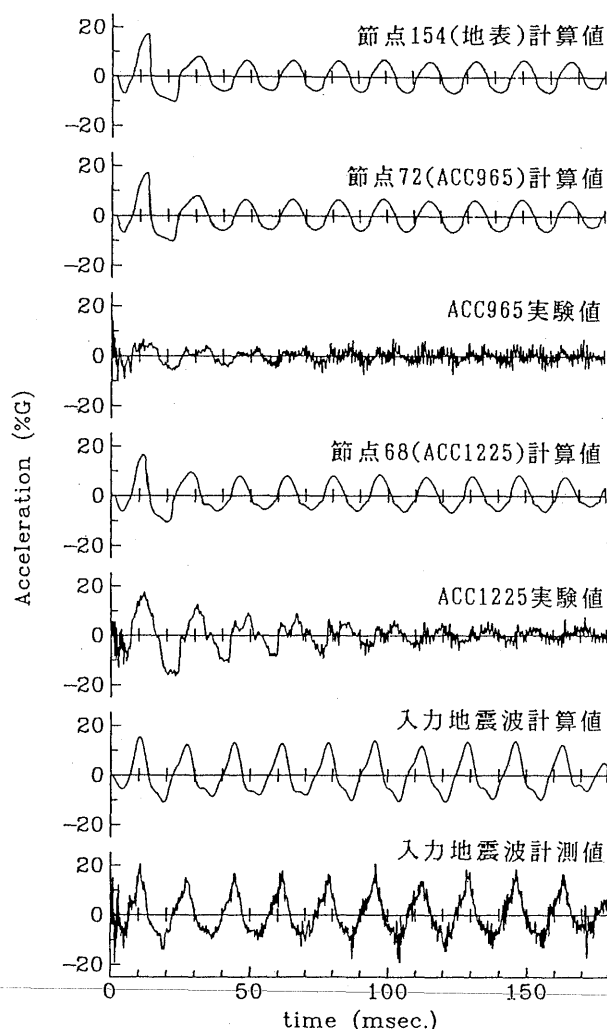


図2.2.10 2次元解析加速度時刻歴

にはこれ以外に弾性変形によっても間隙水圧が変化し、これが振動成分となって現れるためである。すなわち、解析では、残留過剰間隙水圧のみを求めているわけで、これは液状化に近いところを除けば過剰間隙の平均的な変化を求めていることになる。

間隙水圧計PPT2331とPPT2332はほぼ同じ高さにあり、PPT2332の方が中央側に近く、したがって、初期拘束圧も大きい。地震開始後は速やかに液状化に到っていることから、過剰間隙水圧の発生量も初期応力に比例していると考えられる。実際、実験値の過剰間隙水圧の発生量はPPT2332の方が大きくなっている。解析

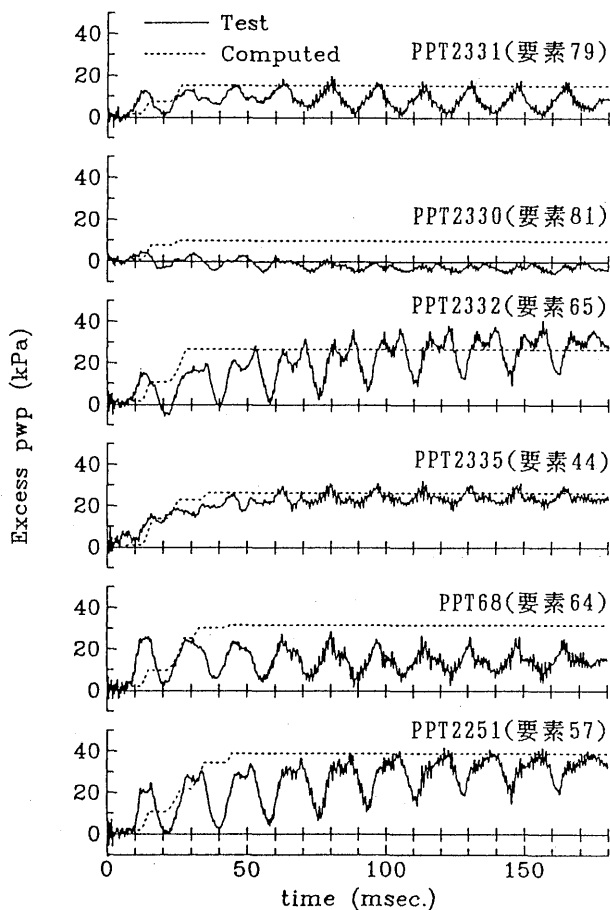


図2.2.11 2次元解析過剰間隙水圧時刻歴

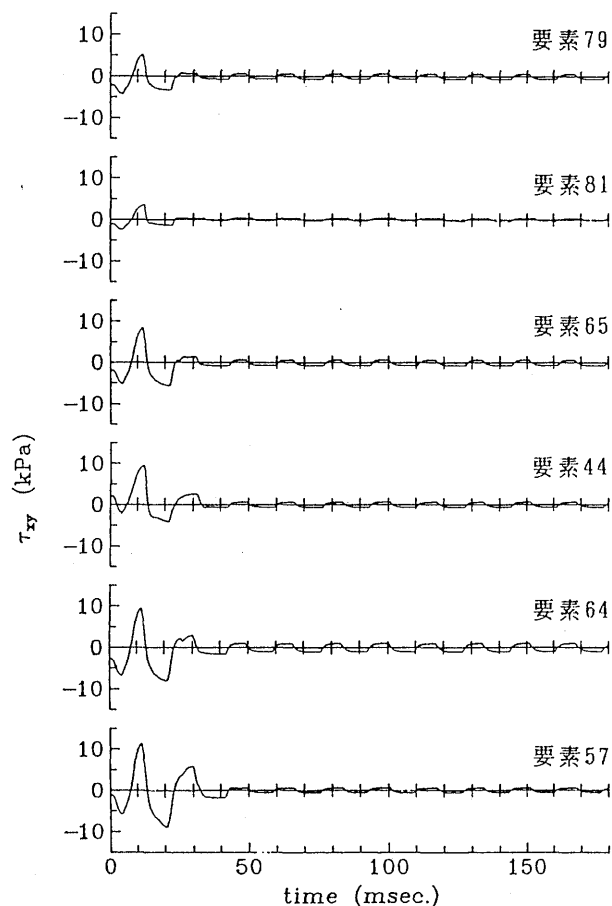


図2.2.12 2次元解析せん断応力時刻歴

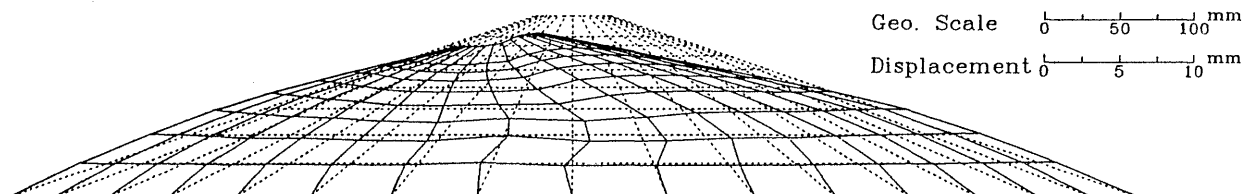


図2.2.13 地震終了時の変形

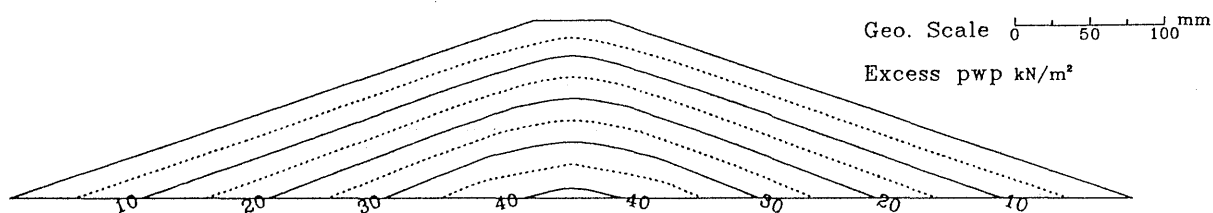


図2.2.14 地震終了時の過剰間隙水圧等高線

でもこの傾向は、間隙水圧の発生量の大きさも含めよく追跡されている。PPT2335はこれらより内側ある間隙水圧計であるが、これについても解析は実験結果をよく説明している。これに対し、一番外側にある間隙水圧計PPT2330では、計測値は量はわずかであるが、負の過剰間隙水圧が計測されているのに対し、実験値では、値は他の結果と比べ小さいものの正の間隙水圧が発生しており、差がある。これは、実験値では、初期状態が降伏状態に近く、地震入力後速やかにサイクリックモビリティの挙動をしたと考えられるのに対し、ここで行った解析ではこの効果は考慮しなかったためである。間隙水圧計PPT68とPPT2251はいずれも基盤に非常に近い位置に設置されている。これらの記録の特徴は、10ミリ秒付近で急激な間隙水圧の上昇があることである。計算値では、この様な間隙水圧の発生は予測されておらず、この点で実験値とはかなりの差がある。計算に用いた地震波は200Hzのlow pass filterをかけているので無視されているが、実験値には水平力を与えるための腕が出されたときに生じたと考えられるきわめて大きい衝撃波が記録されており、これが実験の過剰間隙水圧の差に影響したのかもしれない。

図2.2.13には、地震終了時の構造物の形状を示す。変形は全体として、剛性が劣化したことに起因する典型的なフロアタイプの変形形状をしているほか、この時点ではかなり左側に片寄っている。なお、この時点での堤体上部の沈下量は約1.8mmで、実験値よりやや小さい。図2.2.14には解析終了時の過剰間隙水圧分布を示す。本計算ではサイクリックモビリティの影響は考慮しなかったため、非排水条件下では過剰間隙水圧は上昇するのみであるので、ここで示した値は発生した過剰間隙水圧の最大値でもある。等高線の形状は初期有効拘束圧の形状とほぼ相似であり、堤体の中央ほど発生した過剰間隙水圧は多くなっている。

参考文献

- 1) Finn, W.D.L., M.Yogendrakumar, N.Yoshida and H.Yoshida, "TARA-3: A Program for Nonlinear Static and Dynamic Effective Stress Analysis," Soil Dynamics Group, University of British Columbia, Vancouver, Canada
- 2) Joyner, W.B., "A Method for Calculating Nonlinear Seismic Response in Two Dimensions," Bulletin of Seismological Society of America, Vol.65, No.5, Oct. 1975, pp.1337-1357
- 3) 赤井浩一、田村武、弾塑性構成式による多次元圧密の数値解析、土木学会論文報告集、第260号、1978年1月、pp.98~104
- 4) Ishihara, K., N.Yoshida and S.Tsujino, "Modelling of Stress-strain Relations of Soils in Cyclic Loading," Proc. 5th International Conference on Numerical Method in Geomechanics, Nagoya, Japan, Vol.1, April 1985, pp.373-380
- 5) Martin, G.R., W.D.L.Finn, and H.B.Seed, "Fundamentals of Liquefaction under Cyclic Loading," Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol.101, No.GT5, May 1975, pp.423-438
- 6) Seed, H.B., "Soil Liquefaction and Cyclic Mobility Evaluation for Level Ground during Earthquakes," Journal of the Geotechnical Division, ASCE, Vol.105, No.GT2, Feb. 1979, pp.201-255
- 7) Seed, H.B., P.P.Martin and J.Lysmer, "The Generation and Dissipation of Pore Water Pressure during Soil Liquefaction," Report No.EERC75-26, August 1975
- 8) Yogendrakumar, M. and W.D.L.Finn, "SIMCYC2: A Program for Simulating Cyclic Simple Shear Tests on Dry and Saturated Sands," Report, Soil Dynamics Group, Dep. of Civil Engineering, University of British Columbia, Vancouver, Canada
- 9) Yoshida, N., "SIMMDL: A Program for Simulating Simple Shear Tests under Random Loading," Report, Engineering Research Institute, Sato Kogyo Co., LTD.,
- 10) Yogendrakumar, M. and W.D.L.Finn, "C-PRO: A Program for Simulating Cyclic Simple Shear Tests on Dry and Saturated Sands, Report, Soil Dynamics Group, Dep. of Civil Engineering, University of British Columbia, Vancouver, Canada