

繰返しせん断時における密な砂の有効応力モデル

社 本 康 広
(技術研究所)

§ 1. はじめに

解析技術の進歩やコンピュータの進歩によって、地盤の非線形性を考慮した有効応力に基づく地震応答解析が行なわれるようになってきた。これらの研究を概括的に述べると、土の非線形性に指数関数あるいは双曲線関数といった近似式で与え、間隙水圧の変化を実験式から求め土の応力-ひずみ関係の拘束圧による変化を考慮するタイプと、土を弾塑性体と仮定して、せん断による体積ひずみと多孔質弾性体の方程式を組合わせて間隙水圧の変化を計算する手法の2種類がある。

前者の代表的な例は Finn¹⁾ あるいは Liou²⁾ によるもので、解析モデルが比較的簡単である、従来の非線形性を考慮した全応力解析とのつながりがよい等の利点がある半面、モデルを2次元化する場合に困難さを伴うことや、間隙水圧の変化による応力-ひずみ関係を連続的に変化させることが困難であるといった欠点を持っている。

後者の例では、Moris³⁾ のものが代表的である。この手法の特徴は、繰返しせん断時の連続的な間隙水圧の変化、圧密による残留体積ひずみ、モデルの多次元化を無理なく行なえるという利点のある半面、現実の砂の変形特性とモデルとの対応が十分でない点や、繰返しせん断による負の体積変化を正確に表現しようとする、かなり複雑なモデルとなってしまう、という欠点を持っている。

いずれのタイプのモデルも、従来提案されているものは主に軟弱な緩い堆積をした砂の解析を想定したものであるが、最近になって原子力施設等の重要構造物の洪積砂地盤立地、地盤改良後の地盤の安定性の評価の必要性に伴って、従来液状化の可能性の検討対象とはされなかった密な砂の液状化による地盤の安定性についての興味を持たれるようになった。上記のモデルをこのような密な砂に適用しようとする、以下に述べるような大きなひずみにおける保有耐力を評価することができないとい

う問題点がある。

最近の密な砂の液状化強度に関する実験研究によると密な砂では緩い砂と異なり、(i)繰返しせん断によって間隙水圧が上昇し、有効拘束圧ゼロとなっても直ちに破壊するには至らず、繰返しせん断の進行に伴って緩慢にひずみが増大する、(ii)せん断応力比0.3以上ではせん断応力比の増加に伴う液状化強度の低下が少ない、という点が指摘されている。

密な砂に特有のこのような特徴は、定性的に述べれば有効拘束圧がゼロに近付きひずみが増大すると、せん断に伴って正のダイレタンシー（体積膨張）が生じ、このため非排水条件下では間隙水圧の減少によって有効応力が回復するため、砂の剛性が回復することが原因となっている。この現象は Gastoro⁴⁾ によって初めて指摘され、サイクリックモビリティと呼ばれている。

このように、密な砂では保有耐力的なものが存在しており、地盤の強度評価を緩い砂の場合と同一に考えることはできない。従来は、Seed⁵⁾ や時松・吉見⁶⁾ が大局的な見地から、工学的な判断に基づいて液状化簡易判定法のなかで、サイクリックモビリティによる効果を考慮している例がある程度で、この効果を定量的に表現したモデルがないために、数値解析によって密な地盤の保有耐力を定量的に評価することができないという問題点がある。

サイクリックモビリティ現象を定量的に評価するためには、過剰間隙水圧比が100%に近いような低拘束圧化での繰返しせん断時における応力-ひずみ関係と、密な砂の非排水繰返しせん断による過剰間隙水圧の変化を把握する必要がある。そこで、以下の章で低拘束圧化での応力-ひずみ関係と繰返しせん断による過剰間隙水圧の変化について、相対密度85%の豊浦標準砂の中空ねじり試験により検討し、その結果に基づいて有効応力解析を行なうことの可能な数値モデルを提案することとした。

§ 2. 任意の拘束圧下での砂の応力-ひずみ関係

砂の液状化過程のシミュレーション解析を行なう場合繰返しせん断により過剰間隙水圧が上昇し有効拘束圧が低下するため、拘束圧の変化も考慮した形で土の応力-ひずみ関係を表現する必要がある。この際、繰返しせん断によるヒステリシスループの形状は、大局的に見れば図-1に示す等価せん断弾性定数 G_{eq} と、ヒステリシスループの面積 Δw を弾性ひずみエネルギーで除して無次元化した等価減衰定数 h_{eq} により表現されるため、以下実験値とモデルの比較はこの兩者について行なうものとする。なお、今回の検討に用いた試験結果は、豊浦標準砂を空中落下法を用いて外径100mm、内径60mm、高さ100mmの供試体を作成した後、中空ねじり試験機によって排水および非排水の繰返しせん断試験（空気圧式、周期20秒）を行なったものである。

図-2は、等価せん断弾性定数を初期せん断弾性定数で無次元化したせん断剛性低下率と、せん断ひずみの関係を示したものである。図から明らかなように、等価せん断弾性定数はその絶対値ばかりでなくひずみによる依存性も拘束圧によって大きく変化し、拘束圧の低下に伴ってひずみ依存性が顕著になる。図-3は、同様に等価減衰定数とせん断ひずみの関係を示したものである。等価減衰定数も等価せん断弾性定数と同様に拘束圧に大きく依存している。

龍岡⁷⁾は砂質土の場合、剛性低下率や等価減衰定数のひずみ依存性は上記のようにそれぞれ拘束圧に大きく依存するが、兩者の関係は拘束圧によってあまり変化せず、一定の関係があることを指摘している。図-4は、図-2、3に示した試験結果の剛性低下率と等価減衰定数の関係を示したものであるが、兩者の関係は拘束圧の変化によらずほぼ直線で近似でき、次式のように表わすことができる。

$$h_{eq} = h_{max} \cdot \left(1 - \frac{G_{eq}}{G_0}\right) \quad \dots\dots(1)$$

Hardin-Drnevich が明らかにしているように⁸⁾、図-1における平行四辺形 AFCE とヒステリシスループ ABCDA の面積比を K とすると、等価減衰定数は次のように表わせる。

$$h_{eq} = \frac{2K}{\pi} \cdot \left(1 - \frac{G_{eq}}{G_0}\right) \quad \dots\dots(2)$$

式(1)と式(2)との比較から考えると、拘束圧の変化する場合であっても式(2)の比例定数 K は変化していないことが分かる。また、式(1)の関係は任意のせん断ひずみで成

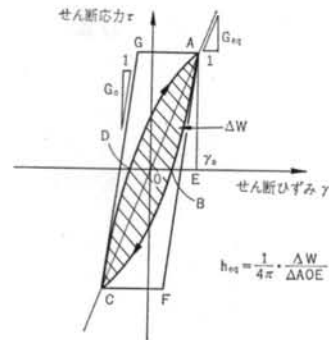


図-1 ヒステリシスループの概念図

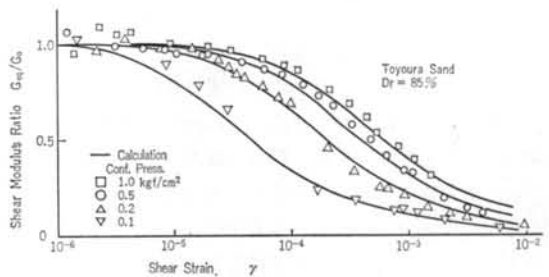


図-2 せん断剛性低下率の拘束圧依存性

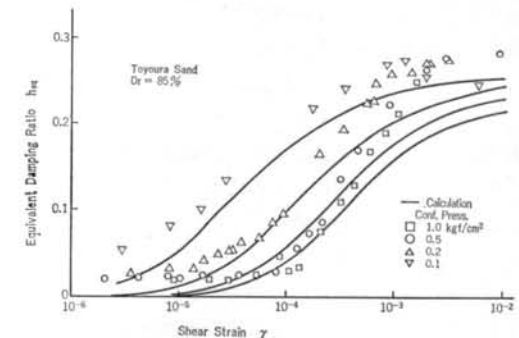


図-3 等価減衰定数の拘束圧依存性

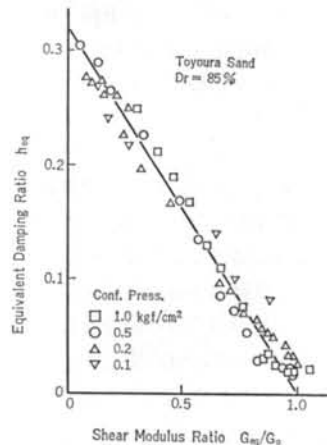
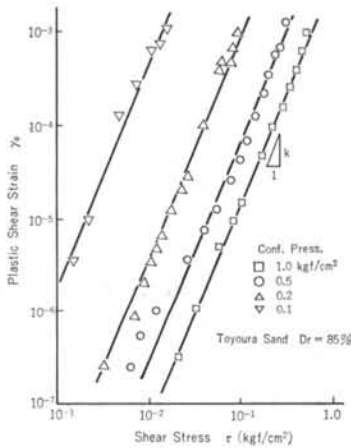
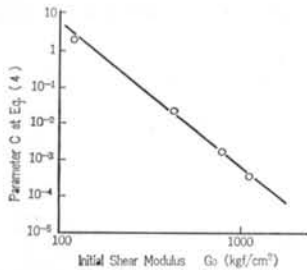


図-4 せん断剛性低下率と等価減衰定数との関係



図一五 塑性せん断ひずみとせん断応力の関係



図一六 非線形性を示すパラメータ C

り立っているわけであるから、拘束圧の変化に伴って等価せん断弾性定数 G_{eq} が変化する場合も含めて、せん断応力反転後のせん断応力 τ_a とせん断ひずみ γ_p の間には次式のような関係が成り立つと考えられる。

$$\gamma_p \cdot \tau_a = k' \cdot E_p \quad \dots\dots(3)$$

ここで、 γ_p ：せん断応力反転後の塑性せん断ひずみ、 τ_a ：せん断応力反転後のせん断応力、 E_p ：塑性ひずみエネルギー、 k' ：比例定数(拘束圧に依存しない)である。塑性ひずみエネルギー $E_p = \int_0^{\tau_a} \gamma_p d\tau$ を式(3)へ代入し両辺を微分し整理すると、次式のように塑性ひずみエネルギー成分はせん断応力の指数関数として表わすことができる。

$$\gamma_p = C \cdot \tau_a^k \quad \dots\dots(4)$$

k ：拘束圧に依存しない比例定数
 C ：積分定数

図一五は、 $D_r=85\%$ の豊浦標準砂の繰返しせん断試験結果より、塑性ひずみ γ_p と片振幅の繰返しせん断応力 $\tau_a (= \tau_a/2)$ の関係を両対数軸上にプロットしたものである。式(4)から予想されるように、両者の関係は直線で表わされ、また直線の傾き k も一定である。図一五より式(4)の積分定数 C を求め、 C と初期せん断弾性定数 G_0 の関係を両対数軸上に示したものが図一六である。

両者の関係はほぼ直線で表わせ、積分定数 C は次式のように表わせる。

$$C = C_1 \cdot G_0^{0.2} \quad \dots\dots(5)$$

弾性成分も考慮すると、応力反転後のせん断応力とせん断ひずみの関係は次式のように表わすことができる。

$$\gamma_a = \frac{\tau_a}{G_0} |1 + C \cdot G_0 |\tau_a|^{k-1}| \quad \dots\dots(6)$$

式(6)の両辺を微分すると、

$$d\gamma_a = \frac{d\tau_a}{G_0} |1 + kCG_0 |\tau_a|^{k-1}| \quad \dots\dots(7)$$

これが、拘束圧の変化に伴って初期せん断弾性定数 G_0 、履歴曲線が変化する場合の、任意の応力状態におけるひずみ増分 $d\gamma_a$ とせん断応力増分 $d\tau_a$ の関係を表わした式である。また、式(6)より一定のせん断応力を繰返した場合の剛性低下率 G_{eq}/G_0 と、等価減衰定数 h_{eq} を求めると次式ようになる。

$$\frac{G_{eq}}{G_0} = \frac{1}{1 + C \cdot G_0 \cdot 2 |\tau_a|^k} \quad \dots\dots(8)$$

$$h_{eq} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{k-1}{k+1} \left(1 - \frac{G_{eq}}{G_0}\right) \quad \dots\dots(9)$$

10^{-6} ひずみにおける G_{eq} を G_0 として、式(8)、式(9)を用いて求めた等価せん断弾性定数、等価減衰定数、剛性低下率とせん断ひずみの関係を図一2、3に実線で示す。計算結果は、拘束圧の低下に伴う剛性低下率のひずみ依存性の変化をよく表わしており、全ての拘束圧でよく一致している。等価減衰定数は全体的にやや小さめの値を示しているが、拘束圧の低下に伴う減衰定数の変化をよくとらえており、全体的には計算値と実測値はよく一致している。

§ 3. 密な砂の繰返しせん断による過剰間隙水圧の変化

従来より緩い砂に関しては、実験結果に基づく非排水せん断時の過剰間隙水圧上昇の近似式が提案されている。典型的な例としては、Seedら⁹⁾が大型の単純せん断試験による緩い砂の非排水繰返しせん断の研究結果を用いて求めたもので、繰返しせん断による過剰間隙水圧の上昇度 δ_u と、液状化の時点の繰返し回数を1として無次元化した繰返し回数比 N/N_i との間に、せん断応力比の大きさによらず次のような関係式で表現することができるといものである。

$$\frac{\delta_u}{\sigma_0} = \frac{2}{\pi} \cdot \text{Arcsin}(N/N_i)^{1/2\alpha} \quad \dots\dots(10)$$

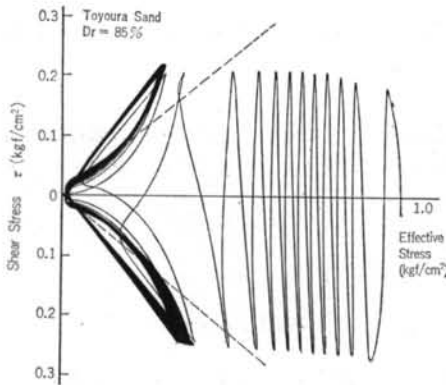


図-7 非排水繰返しせん断時のストレスパス

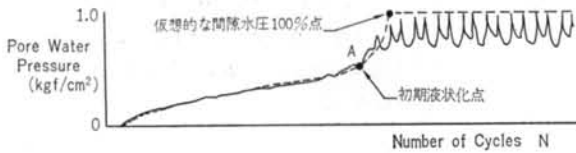


図-8 密な砂の過剰間隙水圧上昇の概念図

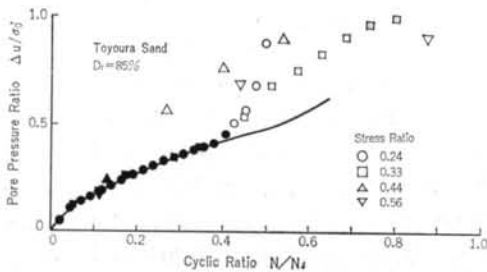


図-9 仮想的な間隙水圧比100%で無次元化した繰返し回数比と過剰間隙水圧上昇度の関係

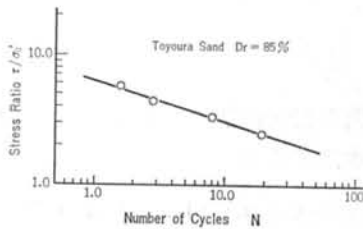


図-10 仮想的な過剰間隙水圧比100%の繰返し回数とせん断応力比との関係

式(10)から明らかなように、緩い砂の場合には繰返しせん断の増加に伴って過剰間隙水圧は単調に増加する。これに対して密な砂の場合には、図-7の非排水せん断時のストレスパスに見られるように、あるせん断応力比までは緩い砂と同様に繰返しせん断の増加に伴って過剰間隙水圧は単調に増加するが、この応力比を超えるとせん断による正のダイラテンシーによって過剰間隙水圧は減少する。この応力比は一般に変相角と呼ばれるが、この

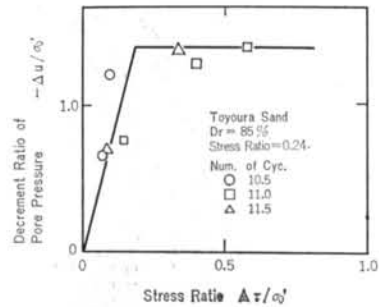


図-11 変相角以後の水圧の減少度と応力比の増分との関係値は図-7からも分かるように、繰返しせん断過程においても変化せず一定値を取ることが知られている。すなわち、非排水繰返しせん断時においてサイクリックモビリティの生じているような拘束圧のかなり小さい状態であっても、変相角は通常の拘束圧における値とほぼ同一と考えて良い。

このように、非排水せん断時の過剰間隙水圧の変化は変相角に対応する応力比を境にして大きく異なるため、密な砂では緩い砂に対する間隙水圧の上昇の考え方をそのまま適用することはできない。そこで、間隙水圧の変化を変相角より大きなせん断応力比の場合と、小さなせん断応力比の場合に分けて検討を加える。

図-8は、相対密度85%の豊浦砂の非排水繰返しせん断による過剰間隙水圧の変化を示したものである。図から明らかなように、繰返しせん断の初期の部分では緩い砂の過剰間隙水圧の変化と同様に繰返しせん断の進行に伴って徐々に水圧が上昇して行くが、間隙水圧比が100%に近付くとサイクリックモビリティのために水圧の上昇が抑えられている。サイクリックモビリティが生じなかったとすれば、緩い砂の場合と同様に図中に示す点線のように初期液化化点Aのところで間隙水圧が急増して水圧比が100%になることが予想される。図-9は、このようにして求めた仮想的な過剰間隙水圧が100%になる繰返し回数を N_i として、過剰間隙水圧の上昇度と繰返し回数比 (N/N_i) の関係を異なるせん断応力比で行なった試験について示したものである。図中、黒く塗りつぶした点に変相角に至るまでの状態で、白抜き点に変相角に達した後の過剰間隙水圧の値である。変相角に達した後の水圧変化を繰返し回数の関数としてとらえることは困難であるが、変相角に達するまでの間隙水圧の上昇に関しては、いずれのせん断応力比の場合でも過剰間隙水圧の上昇度は繰返し回数比のみの関数として表わせる。図中に、式(10)に示した Seed の提案式においてパラメータ α を0.85とした場合の値を実線で示すが、密な砂の場合であっても変相角に達するまでは式(10)でよく近

似できることが分かる。

図-10は、図-8で示した仮想的な繰返し回数 N_i とせん断応力比の関係を示したものである。両者の関係は緩い砂の場合と同様に、両対数軸上での直線として表わせる。このように、変相角以下の応力比における過剰間隙水圧の上昇は、従来の緩い砂の研究結果とほぼ同様に考えて良いことが明らかである。

図-11は、変相角に達した後のせん断応力の増加に伴う過剰間隙水圧の減少度と、せん断応力比の関係を示したものである。せん断応力比の増加に伴って水圧の減少度も増加するが、ある値を超えることは無く、せん断応力比がある程度以上大きくなると一定値を取る。以上のように、密な砂の非排水せん断時の繰返しせん断による間隙水圧の変化は、緩い砂と同等の整理が可能な変相角に達する以前の部分と、せん断による正のダイレタンスーのために水圧が減少する部分とに分けて考えることにより表現することが可能である。

§ 4. 非排水繰返しせん断時の有効応力解析モデル

4.1 ランダム波に対する応力ひずみ関係の評価

過剰間隙水圧の変化を考慮しない通常の全応力による復元力特性のモデルでは、Masing のルールを拡張してランダムな地震入力に対する時刻歴応答を通常は次のように規定している。

- (a) 履歴曲線は、骨格曲線を2倍に延したものとす。
- (b) 履歴曲線の反転が生じた場合には、反転後の履歴曲線は初期状態からの履歴曲線を用い、既に経験した応力に達すると元の履歴曲線と同一の非線形性を持つようにする。

この概念を有効応力モデルにそのまま適用すると、式(7)に示した応力ひずみ増分式の τ_a の値をせん断応力の反転が生じる毎に新たな反転後の τ_a を用い、内側のループのせん断応力が外側のループの値と一致する場合には外ループの τ_a を用いるようにすれば良い。この様子を図示すると、図-12のようにCD間では式(7)における τ_a として点Cにおけるせん断応力 τ_c とせん断過程中のせん断応力 τ_i の差を用い、DE間では τ_a として点Aにおけるせん断応力 τ_A と τ_i の差を用いることとなる。有効応力モデルでは非排水繰返しせん断時に過剰間隙水圧の上昇が生じ、有効応力の低下に伴って剛性が低下するため内側のループが元の反転する位置に戻るとは限らないが、水圧上昇の生じない場合には全応力モデルと一

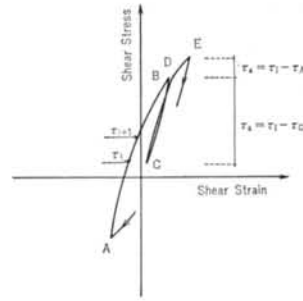


図-12 ランダムなヒステリシスループの概念図

致し履歴ループは元の反転位置を通ることになり、この考え方は通常用いられている全応力モデルのランダム波に対する Masing のルールの自然な拡張となっている。

以上の結果をまとめると、応力ひずみ関係は次式のように表わすことができる。

骨格曲線：

$$d\gamma_a = \frac{d\tau_a}{G_0} |1 + kCG_0| 2\tau_a |^{\epsilon-1} \quad \dots\dots(1)$$

履歴曲線：

$$d\gamma_a = \frac{d\tau_a}{G_0} |1 + kCG_0| |\tau_a|^{\epsilon-1} \quad \dots\dots(2)$$

$$G_0 = G_0 \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m \quad \dots\dots(3)$$

τ_a : せん断応力反転後のせん断応力

G_0 : 基準となる拘束圧における初期せん断応力

4.2 過剰間隙水圧の上昇

非定常な繰返しせん断による過剰間隙水圧の上昇を考慮するために、Annaki ら¹⁰⁾の提案する被害蓄積の概念を用いて以下のように考えることとする。

図-10において、 τ_a が N 回繰り返されることによって過剰間隙水圧が100%に達するという事は、1サイクルの繰返しでは $1/N$ だけ過剰間隙水圧の上昇に寄与すると考えられ、半サイクルでは $0.5 \times 1/N$ となる。

図-10のように、 τ_a/σ_0 の対数と繰返し回数 N の対数は直線で近似できるから、任意の τ_a/σ_0 に対する半サイクルの過剰間隙水圧上昇の寄与量は次式のように表わすことができる。

$$R_n = \frac{1}{2N} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{c_1} \left(\frac{\tau_a}{\sigma_0}\right)^{-1/c_2} \quad \dots\dots(4)$$

ここで、 R_n : 過剰間隙水圧上昇の寄与量、 c_1, c_2 : 図-10の近似曲線の切片と傾き、 N : 繰返し回数である。

繰返しせん断過程中的過剰間隙水圧上昇に対する寄与量は、以下のように考える。図-12に示すような τ の経時変化に対し応力の反転する点をAとし、点Aから点B

に至るせん断過程中の反転後せん断応力を $\tau_{a(t)}$ とすると、それぞれの $\tau_{a(t)}$ において式(14)によって半サイクル分の寄与量 R_{nt} が求まる。したがって、 $\tau_{a(t)}$ と $\tau_{a(t+1)}$ の間の寄与量の増分 ΔR_{nt} は次式のように表わすことができる。

$$\Delta R_{nt} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{N_{t+1}} - \frac{1}{N_t} \right) \quad \dots\dots(15)$$

また、点Aから点Bに至るまでの寄与量は次式のように表わせる。

$$R_n = \sum_A^B \Delta R_{nt} \quad \dots\dots(16)$$

新たなせん断応力の反転後は、 $1/N_{t+1} = 0$ とし式(15)、式(16)によって R_n を算定する。これを繰り返すことによって、時刻歴の不規則波による過剰間隙水圧の上昇の寄与量を連続的に計算することが可能である。過剰間隙水圧の上昇量は先に検討を加えたように、Seed の提案する提案式を用い次式のように表わす。

$$\frac{\delta u}{\sigma_0} = \frac{2}{\pi} \cdot \text{Arcsin}(R_n)^{1/2n} \quad \dots\dots(17)$$

4.3 サイクリックモビリティ現象の評価

密な砂のサイクリックモビリティが生じている場合のせん断応力と、有効拘束圧の関係(ストレスパス)は図-13に示される。この図から、過剰間隙水圧の変化は次のような3つの領域に分けて考える必要がある。

(1) $M_0 < \tau/\sigma_0 < M_f$ の領域

変相線と破壊曲線の中間領域では、せん断に伴う正のダイラタンシーによって過剰間隙水圧が減少し、そのため要素の剛性が回復する。図-11で行なった考察結果に基づいて、過剰間隙水圧の変化を次のように定める。

$$\Delta u_g = -\theta \cdot \Delta \tau \quad \dots\dots(18)$$

$$\theta = d \cdot \Delta \tau / \sigma_0 \quad (\text{ただし, } \theta < \theta_{\max})$$

(2) $\tau/\sigma_0 = M_f$ の領域

ストレスパスは破壊線を越えることができないため、次式のように表わす。

$$\delta u_g = \frac{\Delta \tau}{M_f} \quad \dots\dots(19)$$

(3) $\tau/\sigma_0 < M_0$ の領域

この領域は繰返しせん断によって過剰間隙水圧の上昇が見られるところで、基本的には過剰間隙水圧の上昇過程を求める式(10)と同様に考えることができる。しかし、せん断応力が変相線を越えた後は、ひずみの増大によって砂粒子の骨格構造が乱されるため、変相線にストレスパスが達する以前と比べると水圧の上昇度は一般に大きくなる。そのため、過剰間隙水圧の寄与量の算定に用い

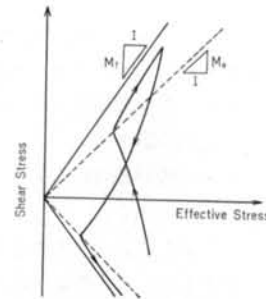


図-13 サイクリックモビリティが生じている場合のストレスパス

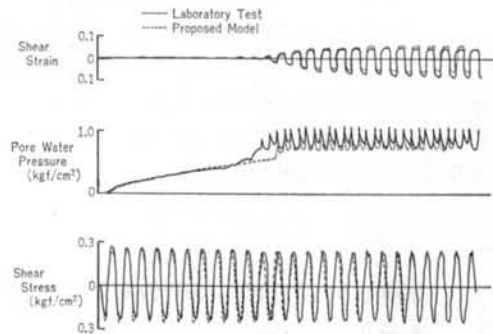


図-14 相対密度85%の豊浦砂の非排水繰返しせん断試験結果と提案モデルによる計算結果の比較

た式(10)を参考にして、サイクリックモビリティの進行に伴う水圧上昇の寄与量を次式のように仮定する。

$$R_{nt} = \frac{A}{2} \left(\frac{1}{N_{t+1}} - \frac{1}{N_t} \right) \quad \dots\dots(20)$$

$$R_n = \sum \Delta R_{nt} \quad \dots\dots(21)$$

ここで、Aはサイクリックモビリティの進行に伴って過剰間隙水圧の上昇度を増加させるためのパラメータで、非排水繰返しせん断試験の結果より定める必要のあるものであるが、今回の計算例では次式のように定め、 A_{01} を2、 A_{02} を3とした。

$$A = A_0 \cdot \left(1 + \frac{A_{01}}{1 + A_{02} \cdot \sum \Delta \tau} \right) \quad \dots\dots(22)$$

$$A_0 = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{(2 \theta_{\max} \cdot C_1)} \quad \dots\dots(23)$$

§ 5. 計算例と評価

相対密度 $D_r = 85\%$ の豊浦砂について、せん断応力比0.243で正常の非排水繰返しせん断を行なった場合の、せん断応力、せん断ひずみ、過剰間隙水圧の時刻歴変化を、室内試験結果と提案した有効応力モデルによって計

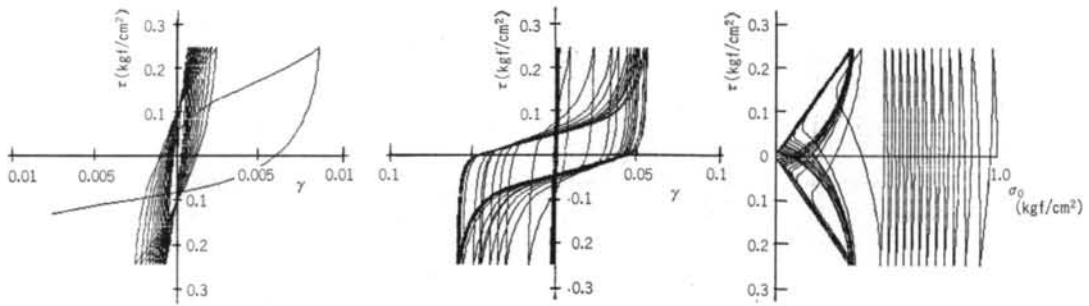


図-15 提案モデルによって計算した応力-ひずみ関係とストレスパス

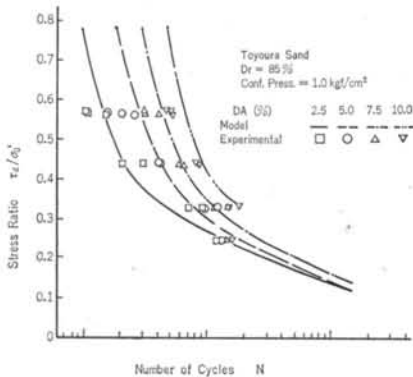


図-16 試験結果と提案モデルによる計算結果の液状化強度の比較

算例した例を図-14に重ねて示す。図中の実線が室内試験の結果で、破線が計算した結果であるが、繰返しせん断に伴って連続的に過剰間隙水圧が上昇してゆく過程はもとより、過剰間隙水圧比が100%に近付いた場合のサイクリックモビリティによる有効応力の回復過程についても、変相角付近の過渡的部分を除けば計算結果は室内試験結果とよく一致している。同様に、繰返しせん断の進行に伴ってせん断ひずみが緩慢に進行してゆく様子についても、試験結果と提案モデルはよく一致している。

図-15に、計算結果より得た応力-ひずみ関係とストレスパスを示す。繰返しせん断の進行に伴って、応力-ひずみ関係が紡錘形から逆S字形へ連続的に変化する過程や、繰返しせん断に伴う過剰間隙水圧の減少といった密な砂に特有のサイクリックモビリティ現象を計算結果は非常によく再現している。

図-16は、液状化試験におけるせん断応力比 τ/σ_0 と、両振幅のせん断ひずみ D_A が2.5%, 5.0%, 7.5%, 10%となる繰返し回数 N の関係について、室内試験結果と計算結果の比較を行なったものである。密な砂に特徴的な繰返しせん断応力が増大しても繰返し回数にはそれほど顕著には影響が現れない点や、ひずみが繰返し回数の

増加に伴って緩慢に増加してゆく効果が提案モデルによってよく表現されており、計算結果と室内試験結果はそれぞれのせん断応力比でよく一致している。

ランダム波に対する適用性を調べるために、提案モデルを用いて非排水条件下で1質点系の地震応答解析を行なった。解析に用いた地盤は、G.L.-30mに基盤のある一様な砂層を仮定して、砂地盤の解析上のパラメータは相対密度 $D_r=85\%$ の豊浦砂の値を用いた。基盤に加えた入力加速度波形は、八戸(地表)で観測された十勝沖地震E-W成分を最大振幅50および100galとして用いた。

図-17は、基盤入力加速度50galの解析により得られた質点(砂地盤)の加速度、速度、変位、せん断ひずみ、せん断応力、有効拘束力、過剰間隙水圧および入力加速度の時刻歴の変化を示したものである。1質点の解析であるため応答の短周期成分は減衰しているが、全体的には基盤入力によく対応した加速度応答が得られている。過剰間隙水圧の変化をみると、4秒以降水圧が上昇し約6秒で水圧比で20%の上昇がみられるが、その後加速度の応答波形にみられるように、有効拘束力の低下による地盤剛性の軟化によって応答が減少するため、間隙水圧の上昇は緩慢になっている。

図-18は、応力-ひずみ関係とストレスパスを示したものである。過剰間隙水圧の上昇に伴う有効応力の低下によって、応力-ひずみのヒステリシスループが次第に軟化していく様子がよく表現されている。

図-19は、入力加速度を100galとした場合の応答結果を示したものである。過剰間隙水圧の上昇度が100%に近い場合応答が抑えられ、50galの基盤入力の場合97galの応答を示したものが、100galの場合には135galの応答しか得られない。特に有効応力が30%程度に低下した5.5秒以降は、応答が小さくかつ長周期化していることが顕著である。加速度の最大応答は4.5秒で得られているが、地盤に生ずるせん断ひずみは応答が長周期化した8.8秒で起こっており、ひずみも 5.0×10^{-2} でかな

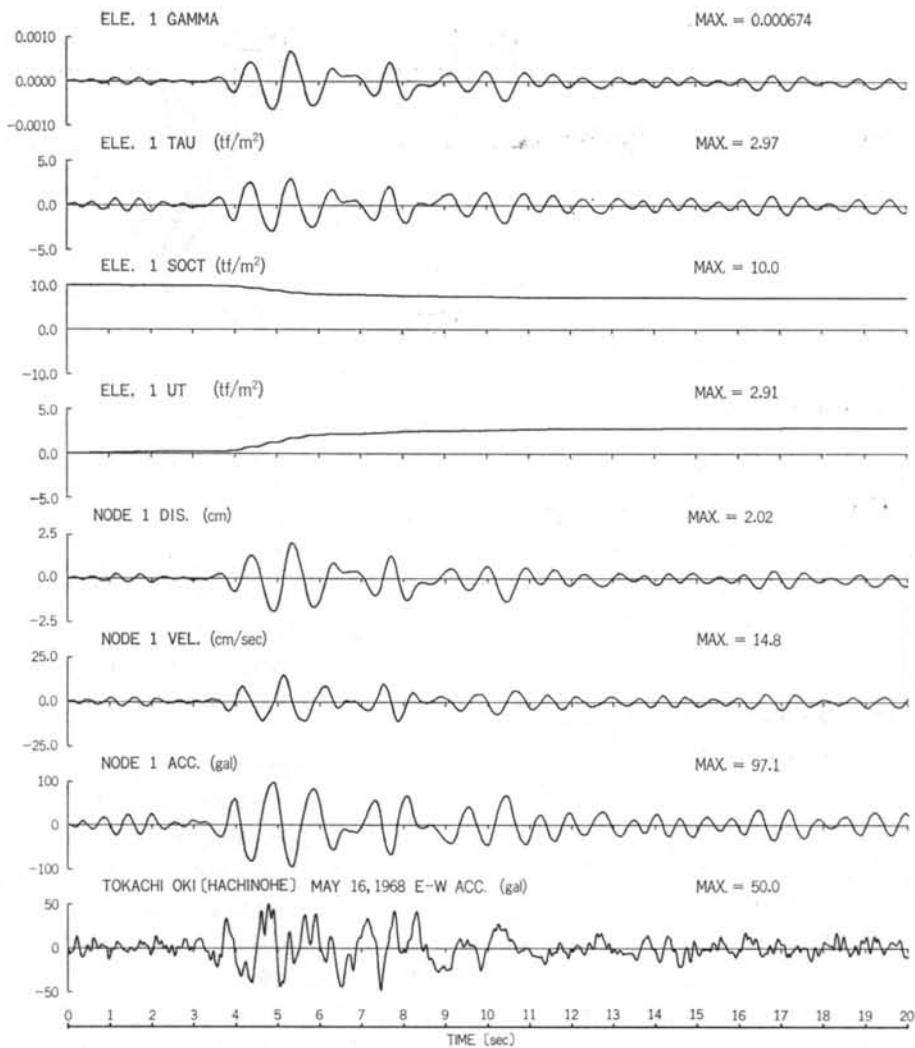


図-17 1質点系の応答解析の例

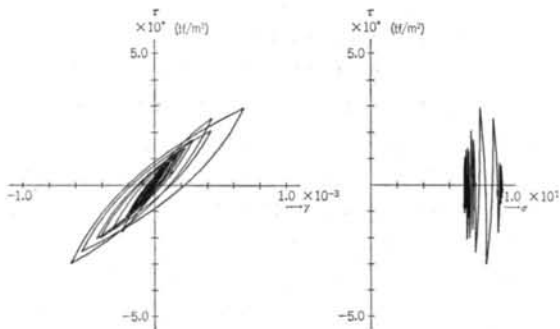


図-18 1質点系の応答解析による質点の応力-ひずみ関係とストレスパス

りの大きさである。このように、最大せん断ひずみの発生点が過剰間隙水圧の上昇により長周期化した時点で生

じていることを考えると、過剰間隙水圧の上昇が考えられる地盤の場合、ライフラインのように地盤内のひずみに支配される構造物の設計では、全応力的なアプローチだけでは不十分であると判断できる。

図-19の応答結果に特徴的な点は、11秒以後入力加速度は主要動に比べて小さいものにもかかわらず、地盤のひずみは 10^{-3} レベルでかなり大きいという点である。国生ら¹¹⁾は、非排水条件化で密な砂にランダムなせん断力を加えた室内試験の結果から、過剰間隙水圧が上昇しサイクリックモビリティが生じている過程では、繰返しせん断応力が小さな値であってもせん断ひずみは大きな値を示すことを指摘しているが、解析結果からもその傾向がうかがえる。

図-20は、入力加速度 100 gal の場合の地盤の応力-

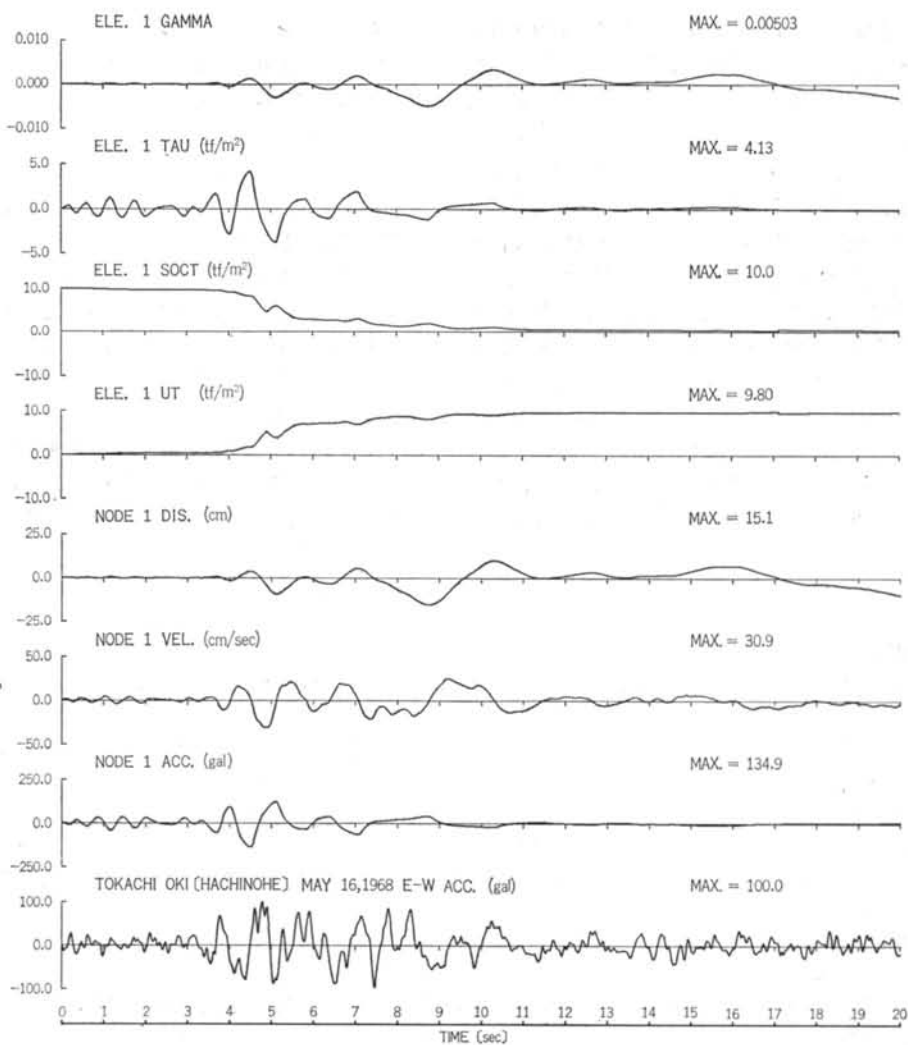


図-19 1質点系の応答解析例

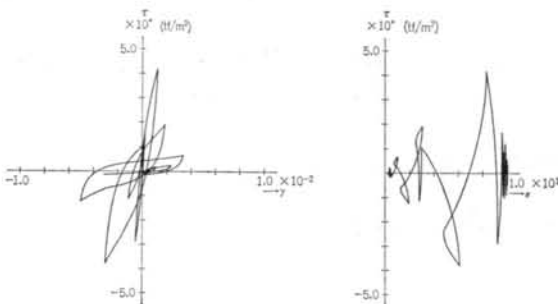


図-20 1質点系の応答解析による質点の応力-ひずみ関係とストレスパス

ひずみ関係とストレスパスを示したものである。入力加速度 50 gal の場合と異なり、サイクリックモビリティが起こったためによる逆 S 字型の応力-ひずみ関係が生じ

ている。

以上のように、ランダムな応力に対してもサイクリックモビリティによる水圧の減少およびそれによる剛性の回復過程がよく表現されており、提案モデルはランダムな入力に対しても特に問題はなく適用可能である。

§ 6. 結論

相対密度 $D_r = 85\%$ の豊浦砂の中空ねじり試験機による、排水および非排水せん断試験の結果を考察することによって、密な砂のせん断応力とせん断ひずみ、繰返しせん断に伴う過剰間隙水圧の変化について次のような知見を得た。

(1)任意の拘束圧におけるせん断応力とせん断ひずみの関係は、式(1)に示す実験事実から、拘束圧の変化する場合でも式(7)のように指数関数形の近似式で表現することができる。

(2)密な砂の過剰間隙水圧の変化は変相角を境にして大きく変化し、変相角に対応する拘束圧に至るまでの上昇過程は従来の緩い砂の場合とほぼ同等と考えてよく、過剰間隙水圧の上昇度は Seed が緩い砂に対して提案した式(10)によって近似することができる。また、変相角より大きな応力比では、せん断力の増分に対する過剰間隙水圧の減少度はせん断応力比の関数として表わすことができ、せん断応力比の増加にしたがって減少度は増すが、ある値を越えることはなく一定値となる。

このような砂の繰返しせん断時の特性に基づき、有効応力解析のためのモデルを新たに提案した。提案モデル

の特徴は次のとおりである。

(a)繰返しせん断による過剰間隙水圧の変化をせん断過程中也含めて連続的に変化させることができ、また地震のようなランダムな変化にも対応することができる。

(b)密な砂に特有のサイクリックモビリティ現象を正確に再現することができ、密な砂の地震時の保有耐力を定量的に解析することができる。

謝辞 本論をまとめる上で検討に用いた室内試験は、その大部分が東京工業大学吉見研究室において実施したものである。研究の内容に関して適切なご助言を頂いた吉見教授はもとより、実験を手伝って頂いた橋田君、山崎君には心から感謝します。また、§5.で検討を加えた提案モデルを用いた解析例は、清水建設㈱技術研究所海底パイプライングループの清水、中檜両氏の協力によるところが大きく、末筆ながらここに感謝します。

<参考文献>

- 1) W.L. Finn, K.W. Lee, & G.R. Martin: "An Effective Stress Model for Liquefaction" Proc. ASCE, GED, Vol. 104 (1978)
- 2) C.P. Liou, V.L. Streeter & F.E. Richart: "Numerical Model for Liquefaction" Proc. ASCE, Vol. 103, GT6 (1977) pp. 589~605
- 3) Z. Mroz, V.A. Norris & Zienkiewicz: "An Isotropic Critical State Model for Soils subject to Cyclic Loading" Geotechnique, Vol. 31, No. 4 (1981) pp. 451~569
- 4) G. Castoro: "Liquefaction and Cyclic Mobility of Saturated Sand" Proc. ASCE, Vol. 101, No. GT1 (1975) pp. 551~569
- 5) H.B. Seed: "Soil Liquefaction and Cyclic Mobility Evaluation for Level Ground during Earthquakes" Proc. ASCE, Vol. 105, No. GT2 (1979) pp. 201~255
- 6) K. Tokimatsu & Y. Yoshimi: "Empirical Correlation of Soil Liquefaction based on SPT N-Value and Fines Content" Soils and Foundations, Vol. 23, No. 4 (1983) pp. 56~74
- 7) F. Tatsuoka, T. Iwasaki, S. Yoshida, S. Fukushima & H. Sudo: "Shear Modulus and Damping by Drained Tests on Clean Sand Specimens reconstituted by Various Method" Soils and Foundations, Vol. 19, No. 1 (1979) pp. 39~54
- 8) B.O. Hardin & V.P. Drnevich: "Shear Modulus and Curves" Proc. ASCE, Vol. 98, No. SM7(1972) pp. 667~692
- 9) H.B. Seed, P.P. Martin & J. Lysmer: "Pore-Water Pressure Changes during Soil Liquefaction" Proc. ASCE, Vol. 102, No. GT4 (1976) pp. 323~346
- 10) M. Annaki & K.L. Lee: "Equivalent Uniform Cycle Concept for Soil Dynamics" Proc. ASCE, Vol. 103, No. GT3, (1977) pp. 549~564
- 11) 国生・吉田・西・江刺: "密な砂地盤の地震時安定性評価法の検討(その1) 密な砂の動的強度特性" 電力中央研究報告 No. 383025 (1983)