

豊浦砂の非排水繰返し三軸試験における 弾・塑性的変形特性

濱谷正司¹・古関潤一²・龍岡文夫³・真栄城徳泰⁴

- ¹正会員 工修 清水建設(株)(元東京大学大学院) (〒105-07 東京都港区芝浦1-2-3)
²正会員 工博 東京大学 生産技術研究所 (〒106 東京都港区六本木7-22-1)
³正会員 工博 東京大学 工学部土木工学科 (〒113 東京都文京区本郷7-3-1)
⁴学生会員 東京大学大学院 (〒106 東京都港区六本木7-22-1)

飽和した豊浦砂の非排水繰返し三軸試験中に微小な繰返し载荷を実施し、液状化過程での弾性的変形挙動を直接的に測定して、応力状態誘導異方性を考慮した弾性モデルによりその傾向が説明できることを示した。さらに、非排水試験時の等体積条件に、この弾性的変形特性と Rowe のストレス・ダイレタンシー則を適用し、メンブレンペネトレーションの影響も考慮することにより塑性的変形挙動を間接的に求めた塑性的変形挙動において、平均有効主応力の変化に起因する成分がゼロではないことを示した。

Key Words: Cyclic undrained triaxial tests, liquefaction, elastic deformation, plastic deformation, anisotropy

1. はじめに

これまで液状化時の砂の変形挙動を弾・塑性的成分に分けて評価する研究は、実験上の難しさから、十分な検討が必ずしも行われてこなかった。本研究では、飽和した豊浦砂の非排水繰返し三軸試験中に微小な繰返し载荷を行うことにより、液状化過程での弾性的変形挙動を直接的に測定し、その結果を応力状態誘導異方性を考慮した弾性モデル^{1), 2)}と比較した。さらに、非排水試験時の等体積条件に、この弾性的変形特性と Rowe のストレス・ダイレタンシー則、後藤³⁾が与えたメンブレンペネトレーション(以下、MP と称する)量の評価式を適用することにより塑性的変形挙動を間接的に求め、その特性について検討した。

2. 試験方法

供試体は高さ 200mm×直径 100mm で、気乾状態の豊浦砂を用いて空中落下法により相対密度 70%程度になるように作成した。供試体を飽和後、平均有効主応力 98.1kPa まで等方圧密し、繰返し軸差応力振幅 60kPa で非排水繰返し载荷を行った。途中のいくつかの段階で 10^{-5} 程度の軸ひずみ振幅で微小繰返し载荷を行い、弾性的変形特性を求めた。試験装置の詳細は文献 4) を参照されたい。

3. 試験結果とその考察

図 1 に平均有効主応力 p' ($\equiv (\sigma_v' + 2\sigma_h')/3$) と軸差応力 q ($\equiv \sigma_v' - \sigma_h'$) の関係を、図 2 に q と ε_v の関係を示す。

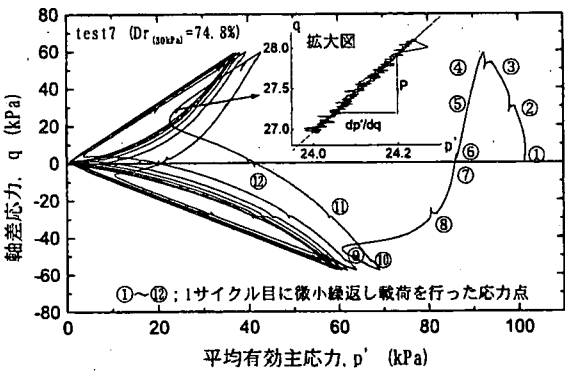


図 1 平均有効主応力と軸差応力の関係

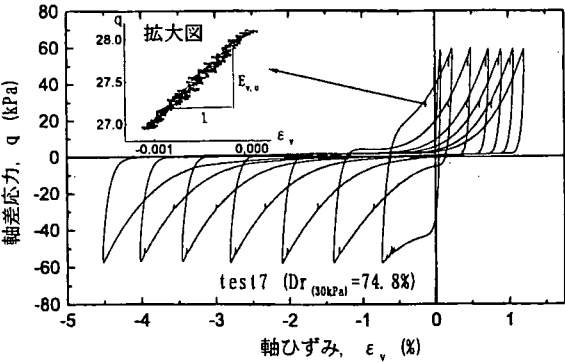


図 2 軸ひずみと軸差応力の関係

図1においては、番号の①～⑫が繰返し回数1回目に微小繰返し载荷を行った応力点を表すが、このような微小繰返し载荷を行ったときの「平均有効主応力の増分 dp' と軸差応力の増分 dq の比 (dp'/dq)」と主応力比 R ($\equiv \sigma_v'/\sigma_h'$) の関係を図3に示す。

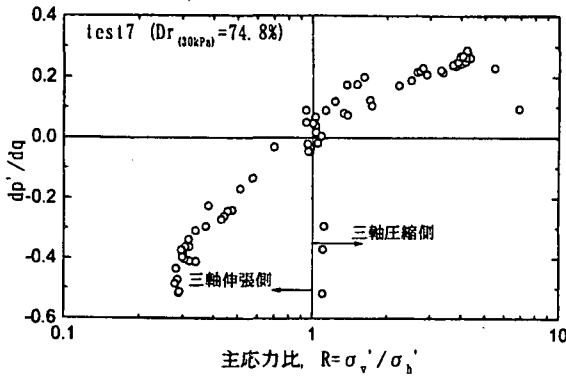


図3 主応力比と dp'/dq の関係 (実測値)

ここで、この材料の弾性的特性が等方的であるならば、 dp'/dq の値は常にゼロで応力状態によらず変化しないことになるが、実測値はそうになっていない。つまり、この材料は弾性領域においてその変形特性が異方性を有していることがわかる。

次に、微小繰返し载荷を行ったときの「 dq と鉛直方向の直ひずみの増分 $d\varepsilon_v$ の比 ($dq/d\varepsilon_v$)」を非排水ヤング率 $E_{v,u}$ として、鉛直有効主応力 σ_v' との関係を図4に、 p' との関係を図5に示す。

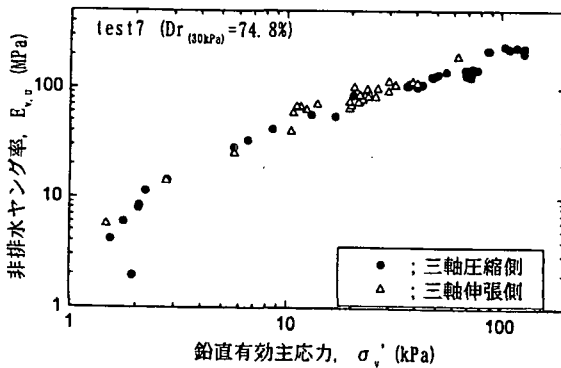


図4 鉛直有効主応力と非排水ヤング率の関係

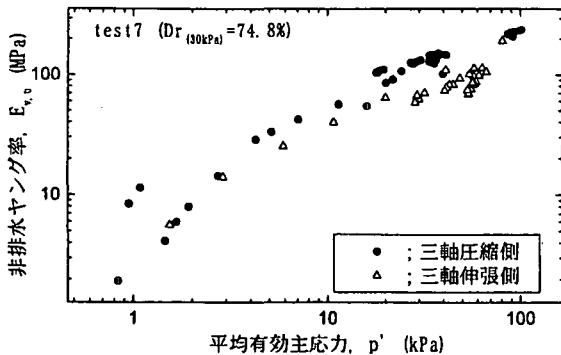


図5 平均有効主応力と非排水ヤング率の関係

これらの図を比較すると、非排水ヤング率 $E_{v,u}$ は p' で整理するよりも σ_v' で整理した方が、より一義的な関係が得られることがわかる。

以上の結果から、排水状態での鉛直方向の弾性主ひずみ増分に対するヤング率 E_v は σ_v' の関数であり、水平方向の弾性主ひずみ増分に対するヤング率 E_h は σ_h' の関数であると仮定する。すなわち、

$$E_v = E_{v0}(\sigma_v'/\sigma_0'), \quad E_h = E_{h0}(\sigma_h'/\sigma_0') \quad (1)$$

ここで、 σ_0' は基準応力で 1kPa である。さらに、弾性変形に対する compliance matrix が対称であると仮定すると、 $R = \sigma_v'/\sigma_h'$ として、ポアソン比を次のように仮定できる。

$$\nu_{vh} = \nu_0 \sqrt{a} \cdot R^{m/2}, \quad \nu_{hv} = \nu_0 (1/\sqrt{a}) \cdot R^{-m/2} \quad (2)$$

$a = E_{v0}/E_{h0}$ は初期異方性を表し、 ν_0 は等方的弾性変形特性を示すときのポアソン比である。弾性ひずみ増分は、

$$d\varepsilon_v^e = \frac{1}{E_v} d\sigma_v' + 2 \frac{\nu_{vh}}{E_h} d\sigma_h' \quad (3.1)$$

$$d\varepsilon_h^e = \frac{1 + \nu_0}{E_h} d\sigma_h' + \frac{\nu_{vh}}{E_v} d\sigma_v' \quad (3.2)$$

で表せる。非排水条件 $d\varepsilon_v^e + 2d\varepsilon_h^e = 0$ に式 (1), (2), (3.1), (3.2) を適用すると、

$$\frac{dp'}{dq} = \frac{1-2x}{3(1+x)} \quad (4)$$

$$\text{ここで } x = \left(\frac{d\sigma_h'}{d\sigma_v'} \right) = \frac{1-2(aR^m)^{0.5}\nu}{2aR^m[1-\nu-(aR^m)^{0.5}\nu+2bE_h/\sigma_h' d]}$$

が求まる 2)。

本研究では、ホックの試験結果 3) に基づいて $a=1.1$ 、 $\nu_0=0.15$ とした。また、 E_{v0} と m は等方圧密時の結果 2) に基づいて、 σ_v' が 10kPa 以下では $E_{v0}=11.643\text{MPa}$ 、 $m=0.622$ 、10kPa 以上では $E_{v0}=15.315\text{MPa}$ 、 $m=0.503$ とした。また、MP による見かけの体積ひずみ増分 $d\varepsilon_{MP}$ を、MP による供試体の単位表面積当たりの体積変化量が水平有効主応力の変化量の自然対数に比例することを仮定して式 (5) で与えた。

$$d\varepsilon_{MP} = \frac{4b}{\sigma_h' \cdot d} d\sigma_h' \quad (5)$$

ここで、 d は供試体直径 (cm)、 b は定数で、後藤の試験結果 3) に基づいて $b = 1.7 \times 10^{-3} / \log_e 10$ とした。

図-6 には、図3に加えて応力状態誘導異方性、初期異方性、および MP を考慮して式 (4) により計算した理論値 ($a=1.1$ 、MP 補正あり)、さらに MP を考慮しない場合 ($a=1.1$ 、MP 補正なし)、初期異方性も考慮しない場合 ($a=1.0$ 、MP 補正なし) も示す。

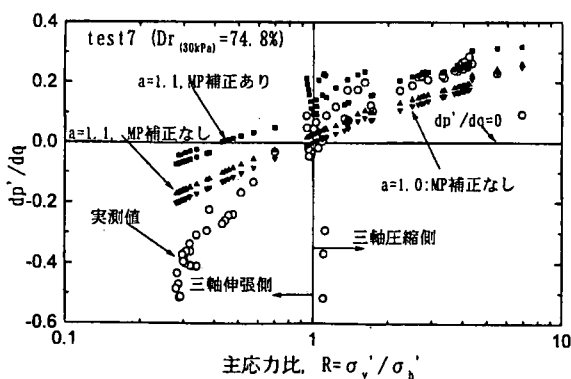


図6 主応力比と dp'/dq の関係 (実測値と理論値の比較)

a と MP を無視すると三軸圧縮側においては実測値との差がより大きくなっている。全体としてみると、実測値 dp'/dq の R の変化に対する変化率は、理論値よりも大きい。この理由として、せん断による構造の変化により三軸圧縮応力状態では、 a は 1.1 よりも大きくなり、三軸伸張応力状態では a は 1.1 よりも小さくなっていることが考えられる。このことは、 E_h も実測しないと分からず、今後の課題といえる。

応力状態誘導異方性、初期異方性、および MP を考慮すると、非排水ヤング率と排水ヤング率 E_v の関係は式 (6) のようになる。

$$E_v = E_{v,u} \frac{1 + 2(aR^m)^{0.5} vx}{1 + x} \quad (6)$$

$E_{v,u}$ の実測値より式 (6) を用いて推定した E_v と σ_v' の関係を図 7 に示す。等方圧密時に実測した排水ヤング率もあわせて示しているが、これよりも推定排水ヤング率の方が小さくなっている。これも、前述した非排水繰返し载荷中のせん断による構造の変化に起因して E_v が低下したものと考えられる。なお、MP を考慮しない推定値も図中に示したが、等方圧密時との差が MP を考慮した場合よりも大きくなっている。

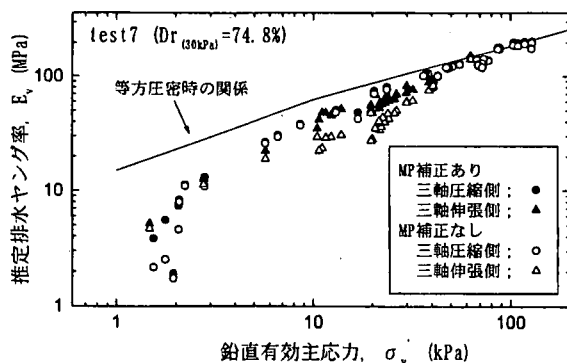


図7 鉛直有効主応力と推定非排水ヤング率の関係

4. 豊浦砂の非排水三軸試験における塑性的変形挙動モデル

(1) せん断ひずみの塑性成分

微小な軸差応力増分 dq に対する鉛直方向の直ひずみ増分 $d\varepsilon_v$ と水平方向の直ひずみ増分 $d\varepsilon_h$ をそれぞれ弾性成分と塑性成分に分ける (式 (7)、(8))。これらに MP による体積ひずみ変化量 $d\varepsilon_{MP}$ (式 (5)) を考慮した等体積条件を適用して、せん断ひずみの塑性成分変化量 $d\gamma^p$ を式 (9) で与える。

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p \quad (7)$$

$$d\varepsilon_h = d\varepsilon_h^e + d\varepsilon_h^p \quad (8)$$

$$d\gamma^p \equiv d\varepsilon_v^p - d\varepsilon_h^p = 1.5d\varepsilon_v - (d\varepsilon_v^e - d\varepsilon_h^e) + d\varepsilon_{MP} / 2 \quad (9)$$

ここで、添え字の "e" は弾性成分、"p" は塑性成分、"v" は鉛直方向成分、"h" は水平方向成分を表す。

(2) 体積ひずみの塑性成分

dq に対する体積ひずみ変化量 $d\varepsilon_{vol}$ を塑性成分、弾性成分と MP による成分 $d\varepsilon_{MP}$ に分け、さらに塑性成分をせん断時の dilatancy に起因する成分 $(d\varepsilon_{vol})_d$ と平均有効主応力 p' の変化に起因する成分 $(d\varepsilon_{vol})_p$ に分けて式 (10) で与える。

$$\begin{aligned} d\varepsilon_{vol} &= d\varepsilon_{vol}^e + d\varepsilon_{vol}^p + d\varepsilon_{MP} \\ &= (d\varepsilon_{vol}^e)_d + (d\varepsilon_{vol}^e)_p + d\varepsilon_{vol}^e + d\varepsilon_{MP} \end{aligned} \quad (10)$$

式 (10) 中の $d\varepsilon_{vol}^e = d\varepsilon_v^e + 2d\varepsilon_h^e$ を式 (3) から、 $d\varepsilon_{MP}$ を式 (5) から求め、 $(d\varepsilon_{vol})_d$ を以下のようにして求めることにより非排水試験時 ($d\varepsilon_{vol}=0$) の $(d\varepsilon_{vol})_p$ が間接的に評価できる。 $(d\varepsilon_{vol})_d$ は Rowe のストレス・ダイレイタンスー則から、軸荷重増荷時 ($d\varepsilon_v > 0$) と軸荷重除荷時 ($d\varepsilon_v < 0$) に分けて次の二通りの式で与える。

$$d\varepsilon_v > 0 \text{ のとき、} (d\varepsilon_{vol})_d = d\gamma^p \left(1 - \frac{3R}{2K} \right) / \left(1 + \frac{R}{2K} \right) \quad (11)$$

$$d\varepsilon_v < 0 \text{ のとき、} (d\varepsilon_{vol})_d = d\gamma^p \left(1 - \frac{3KR}{2} \right) / \left(1 + \frac{KR}{2} \right) \quad (12)$$

ここで、 K は定数で、プラダンの試験結果⁵⁾に基づいて $K=2.77$ とした。

式 (10) に示した体積ひずみの各構成成分に関し、図 8 に $\Sigma d\varepsilon_{vol}^e$ 、図 9 に $\Sigma (d\varepsilon_{vol})_d$ 、図 10 に $\Sigma d\varepsilon_{MP}$ 、図 11 に $\Sigma (d\varepsilon_{vol})_p$ をそれぞれ p' との関係として示す。

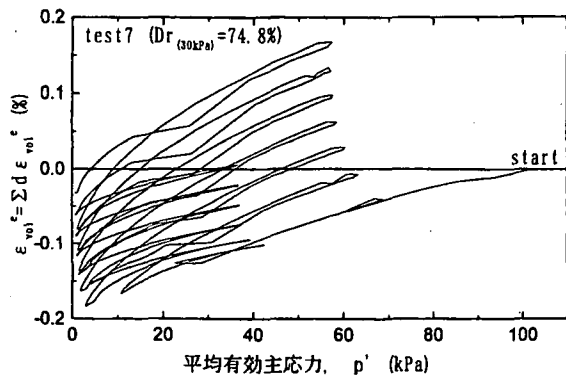


図8 平均有効主応力と $\Sigma d\epsilon_{vol}^e$ の関係

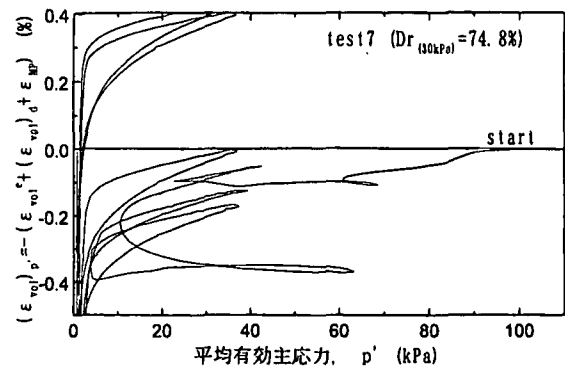


図12 平均有効主応力- $\Sigma (d\epsilon_{vol})_p$ の関係 (拡大図)

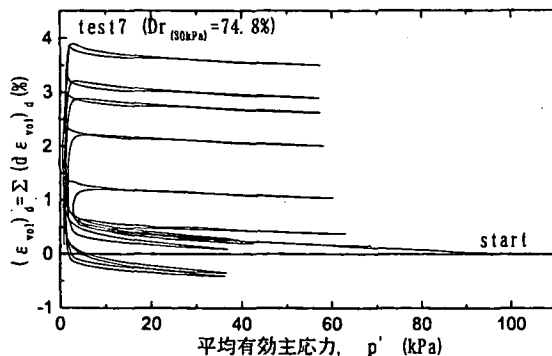


図9 平均有効主応力と $\Sigma (d\epsilon_{vol})_d$ の関係

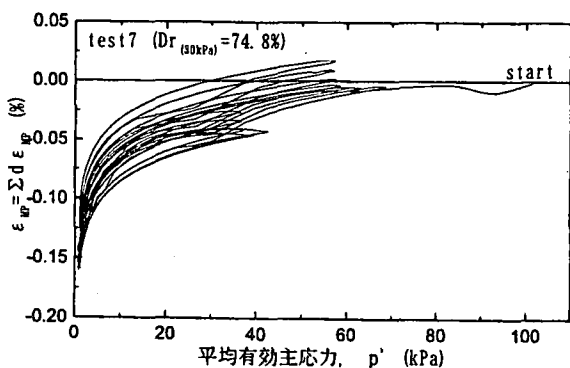


図10 平均有効主応力と $\Sigma d\epsilon_{MP}$ の関係

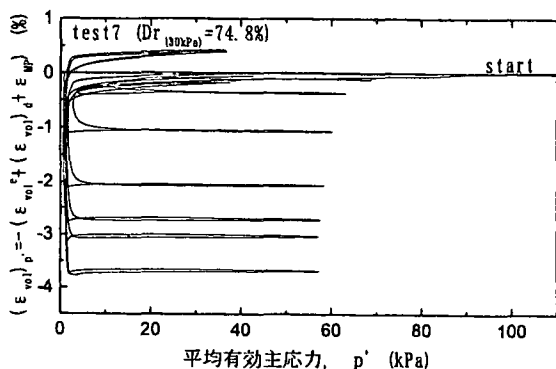


図11 平均有効主応力と $\Sigma (d\epsilon_{vol})_p$ の関係

いずれの図も、 p' がゼロに近い部分では、その挙動が大きく変わっているが、これは応力測定精度の限界により p' と R の値の精度が低いとためと考えられる。

図11の一部を拡大したものととして図12を示す。体積ひずみの $\Sigma (d\epsilon_{vol})_p$ はゼロではなく、 p' が減少するにつれて膨張側に片寄る傾向がある。これは、液状化解析でこの成分をゼロと仮定して Rowe のストレス・ダイレイタンシー則を用いた場合、弾性的変形特性を実際よりも柔らかめに設定する必要があることを示している。

5. まとめ

豊浦砂の非排水状態での弾性領域でのヤング率 E_y は基本的に σ'_v の関数であり、応力状態誘導異方性を有することを確認した。さらに、応力状態誘導異方性を考慮した弾性モデルによる理論値は実測値の傾向を説明できることを示した。非排水繰返し三軸試験で生じた体積ひずみを 1) Rowe のストレス・ダイレイタンシー則を用いて求めたせん断による dilatancy に起因する塑性成分、2) p' の変化に起因する塑性成分、3) 弾性成分、4) MP の4つの成分に分けて評価した結果、2) の成分はゼロではなく、 p' が減少するにつれて膨張する特性があることを示した。

参考文献

- 1) 龍岡文夫, 小高猛司 (1996) "地盤材料の三軸試験における非排水弾性変形係数について", 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp. 98-99.
- 2) 濱谷正司ら (1997) "豊浦砂の排水繰返し三軸試験における弾性的変形特性", 第 32 回地盤工学研究発表会, 投稿中
- 3) 後藤聡 (1986) "Strength and characteristics of granular materials in triaxial tests", 東京大学博士論文
- 4) 天谷宗徳ら (1997) "三軸載荷装置における AC サーボモータの利用", 第 32 回地盤工学研究発表会, 投稿中
- 5) Pradhan, T. B. S. (1989) "On stress-dilatancy equations of sand subjected to cyclic loading", Soils and Foundations, Vol. 29, No. 1, pp. 65-81.
- 6) Hoque, E. (1994) "Cross-anisotropic elasticity of sands by large triaxial tests measuring local strains", 第 29 回土質工学研究発表会, pp. 409-412.