粘性土の弾塑性・応力ヒズミ関係について

―その2：実験による検証―

棚橋由彦*・内藤秀信**
牟田英昭***・坂本博一****

On an Elasto-plastic Stress-Strain Relationship of the Cohesive Soils (Part. II)

by
Yoshihiko TANABASHI
(Department of Civil Engineering)
Hidenobu NAITO
(Graduate Student, Department of Civil Engineering)
Hideaki MUTA
(Kitakyushu City Office)
Hirokazu SAKAMOTO
(Nagasaki City Office)

Synopsis

The authors derived the elasto-plastic incremental stress-strain relationship of the cohesive soils based on the assumption that the cohesive soils are the strain-hardening materials not only for shear but also for compression. And we incorporated the effect of stress histories in the relationship, and not time-dependancy.

In this paper, firstly the authors check up on the assumptions which were used to derive the relationship from the results of the repeated isotropic consolidation and mean principal stress constant tests on the Ariake Clay, and decide the soil parameters from these test results. Secondly we confirm the relationship by the comparision of the calculated and observed stress-strain behaviours on the Ariake Clay experienced some stress histories, and compare the relationship with the theory of Roscoe and Burland.

昭和54年4月27日受理
* 土木工学科
** 土木工学専攻修士課程
*** 北九州市役所
**** 長崎市役所

1. まえがき

著者らは，先に粘性土の地盤変形解析への第一段階として，粘性土を圧密・セン断に対するヒズミ硬化体とみなして，応力履歴の影響を考慮した弾塑性・有効応力ヒズミ増分関係の定式化[1]を試みた．

本報告では，有明海成粘土を試料として繰り返し等方圧縮試験と繰り返し平均主応力一定試験を行いその結果から前報で増分関係の定式化に際して用いた種々の仮定の可非を検討し，所要の土質定数の決定を行った．その上で，検証用応力径路の1つとして，応力履歴を与えた側圧一定試験を行い，実験と計算の両面から提案式の妥当性の検証を試みた．また Roscoe, Burland による提案式との比較検討も行っている．

2. 弾塑性応力ヒズミ増分関係

応力・ヒズミを球テンソルの1次不変量と偏差テンソルの2次不変量で評価していく正八面体応力ヒズミ理論[2]の立場からは，ヒズミを弾塑性成分に分けると，体積ヒズミ増分 dv，正八面体セン断ヒズミ増分 $d\gamma$ は次式で表わされる．

$$\begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix}^e + \begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix}^p = \begin{bmatrix} dv_c \\ d\gamma_c \end{bmatrix}^e + \begin{bmatrix} dv_d \\ d\gamma_d \end{bmatrix}^e + \begin{bmatrix} dv_c \\ d\gamma_c \end{bmatrix}^p + \begin{bmatrix} dv_d \\ d\gamma_d \end{bmatrix}^p \tag{1}$$

ここで用いている符号は，すべて文献（1）に従うものとする．

（1）式中の $d\gamma_c$ は著者らがディストーション項と名付けるもので，平均主応力増分 dp により生じる正八面体セン断ヒズミ増分を意味し，$d\gamma_c{}^e$, $d\gamma_c{}^p$ がダイレタンシー増分 $dv_d{}^e$, $dv_d{}^p$ に比べて無視できるものとみなせば，後発異方性を考慮した正八面体応力ヒズミ増分関係は，（2）式で与えられる．

弾性ヒズミの増分関係は，

$$\begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix}^e = \begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix}^e \begin{bmatrix} dp \\ dq \end{bmatrix} \qquad (2)_1$$

塑性ヒズミの増分関係は，

$$\begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix}^p = \begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix}^p \begin{bmatrix} dp \\ dq \end{bmatrix} \qquad (2)_2$$

全ヒズミの増分関係は，

$$\begin{bmatrix} dv \\ d\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp \\ dq \end{bmatrix} \qquad (2)_3$$

（1），（2）式から（3）式が導かれる。

$$\begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix}^e + \begin{bmatrix} S_c & S_d \\ O & S_s \end{bmatrix}^p \tag{3}$$

ここで S_c, S_d, S_s はそれぞれ圧縮による体積ヒズミ，ダイレタンシー，正八面体セン断ヒズミ増分のフレキシビリティーである．

（2）式に与えた正八面体増分関係から，主応力増分軸が回転しない場合の応力ヒズミテンソルの増分関係は，（4）式で与えられる．

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_x' \\ d\varepsilon_y' \\ d\varepsilon_z' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{23} \\ C_{31} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{12} & C_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma_x' \\ d\sigma_y' \\ d\sigma_z' \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} d\gamma_{yz}' \\ d\gamma_{zx}' \\ d\gamma_{xy}' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2(C_{22}-C_{23}) & 0 & 0 \\ 0 & 2(C_{33}-C_{31}) & 0 \\ 0 & 0 & 2(C_{11}-C_{12}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\tau_{yz}' \\ d\tau_{zx}' \\ d\tau_{xy}' \end{bmatrix} \qquad (4)_1$$

$$\begin{aligned} C_{11} &= \{(S_c+3S_s)+\sqrt{2}S_d\}/9 \\ C_{22} &= (S_c+3S_s)/9 \\ C_{33} &= \{(S_c+3S_s)-\sqrt{2}S_d\}/9 \\ C_{23} &= \{(2S_c-3S_s)-2\sqrt{2}S_d\}/18 \\ C_{31} &= \{(2S_c-3S_s)+2\sqrt{2}S_d\}/18 \\ C_{12} &= (2S_c-3S_s)/18 \end{aligned} \qquad (4)_2$$

（4）式は全ヒズミテンソルの増分関係であり，（4）$_2$ の S_c, S_d, S_s を $S_c{}^e$, $S_d{}^e$, $S_s{}^e$，または $S_c{}^p$, $S_d{}^p$, $S_s{}^p$ で置き換えると，（4）はそれぞれ弾性，塑性ヒズミテンソルの増分関係となる．

（2）$_1$ 式は弾性ヒズミの増分関係だから応力履歴，時間依存性に無関係に全応力平面上で成り立つ．一方，（2）$_2$ 式は塑性ヒズミに関するものであり，応力履歴の影響や，時間依存性は全て，塑性ヒズミ増分関係（2）$_2$式が受け持つ．なお時間依存性に関しては次報において考慮する．

3. 土質定数の実験による決定

（2），（4）式にそれぞれ弾性・塑性・全ヒズミに関する正八面体面上，あるいはテンソル表示の増分関係が与えられた．次にそのフレキシビリティーの決定方法は文献（1）に詳しく述べているように，繰り返し等方圧縮試験（dq=0 Test）から $S_c{}^e$, $S_c{}^p$, S_c が，繰り返し平均主応力一定試験（dp=0 Test）から $S_d{}^e$, $S_d{}^p$, S_d および $S_s{}^e$, $S_s{}^p$, S_s が決定できる．

ここで用いた試料は，諫早市本明川支流の半造川河川敷より採取した高含水比の有明海成粘土（G_s=2.58，w_c=117%，w_p=49%，I_p=68%，C_v=0.0077

$\sim$0.0134cm^2/min）であり日本統一土質分類では CH に属する．試料は木の枯枝や貝殻，小石などを取り除くため，まず4 mm フルイにかけさらに850μ のフルイにかけ含水比140～160％に調整したものを用いた．その後試料を15cm 径の円筒モールドに入れ，0.4kg/cm^2 の先行荷重をかけ，約1カ月の後取り出して直径3.5cm，高さ8 cm の円柱状に成形し，これを供試体とした．供試体にはペーパードレーンをほどこし，端面摩擦を軽減するために上，下面に有孔ゴム薄膜を敷き，その間に超真空用シリコングリスを塗布した．試験は全て応力制御・排水条件で行った．載荷時間は各応力増分に対し，負荷時は約4～6日間，除荷・再載荷時は2日間である．

a)　繰り返し等方圧縮試験

繰り返し等方圧縮試験（dq=0Test）を行うことによって有明粘土の圧縮指数 C_c，膨潤指数 C_s を求めようとするものである．この値を用いて圧縮特性に関するフレキシビリティー $S_c{}^e$, $S_c{}^p$, S_c を決定できる．

採用した応力径路は，Fig. 1 (a), (b) に示す1ループと3ループの2つの径路である．結果を e～logp 関係で整理すると，Fig. 2 (a), (b) を得る．Fig. 2 (a), (b) より最小二乗法を用いて圧縮指数 C_c を求めると，C_c=1.04 となる．また，膨潤指数 C_s に関してみると，除荷・再載荷時はわずかなヒステリシスループを描き，このヒステリシスを無視してそのループの中線〔膨潤線〕で近似すると，C_s=0.18 の値を得る．また各膨潤線は互いにほぼ平行になることが，Fig. 2 (b) より確認できる．しかし，多少のばらつきがみられるのは十分に間隙水が抜け切らないうちに次の段階に移ったためと考えられる．実験結果 Fig.2 (a), (b) は，前報（1）において用いた3つの仮定，i) 処女載荷時の e～logp 関係の直線性，ii) 膨潤線のヒステリシスループは小さく，1本の直線で近似可能，iii) 各膨潤線の平行性，をほぼ満足しており，圧縮に関するフレキシビリティー $S_c{}^e$, $S_c{}^p$, S_c に関しては，信頼性が高いと考えられる．

これより Roscoe，Burland らの用いた記号にならい

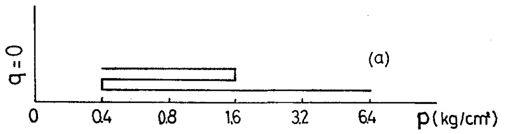
$$\lambda=0.435C_c,\quad \kappa=0.435C_s$$

におきかえると，

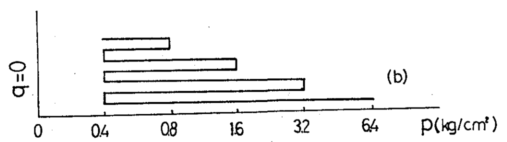
$$\lambda=0.452,\quad \kappa=0.078$$

以上のことから，圧密による体積ヒズミ増分のフレキシビリティー S_c, $S_c{}^e$, $S_c{}^p$ が決定できる．

また S_c 項における間隙比 e は，負荷に伴ない変化

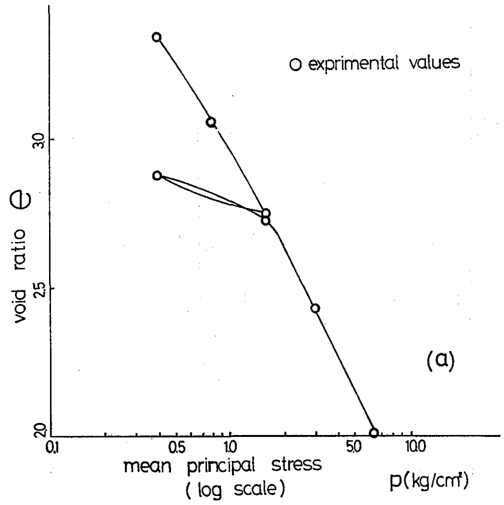


(a) Stress path of one loop

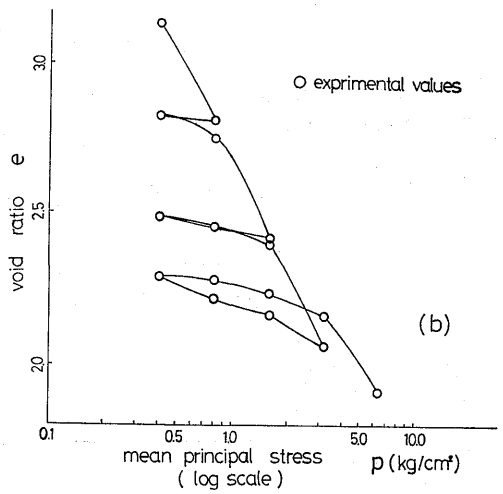


(b) Stress path of three loops

Fig. 1 The Repeated Isotropic Compression Test



(a) One loop



(b) Three loops

Fig. 2 e～logp relationship

するが，フレキシビリティーをすべて応力の関数で統一するために，Hvorslev の等価圧密圧力の概念を利用し，（5）式により応力に変換する．

載荷時において

$$de=-C_c\cdot dp/p \qquad (5)_1$$

除荷・再載時において

$$de=-C_s\cdot dp/p \qquad (5)_2$$

b) 繰り返し平均主応力一定試験

0.4kg/cm² で先行等方圧密された飽和粘土に，応力制御，排水条件で Fig. 3(a) に示す応力径路の繰り返し平均主応力一定試験（dp=0 Test, p=2.0kg/cm²）を行った．

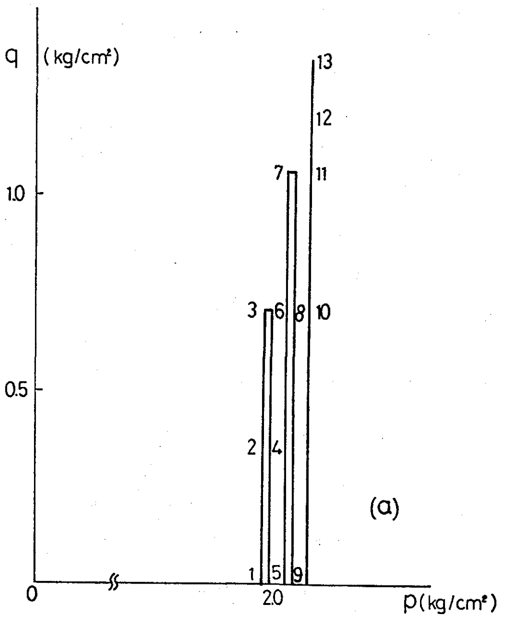
これよりセン断に関するフレキシビリティー S_d^e, S_d^p, S_d および S_s^e, S_s^p, S_s に必要な土質定数を決定することができる．

実験結果をダイレタンシー v_d と正八面体応力比 η =q/p，すなわち $v_d\sim\eta$ 関係で整理すると Fig. 3 (b) を得る．v_d は間隙比に関係なく η により一義的に規定され，しかも η の一次式で表わされるといわれている[3)4)]ので，その勾配 $\mu=dv_d/d\eta$ は以下の値をとることになる．

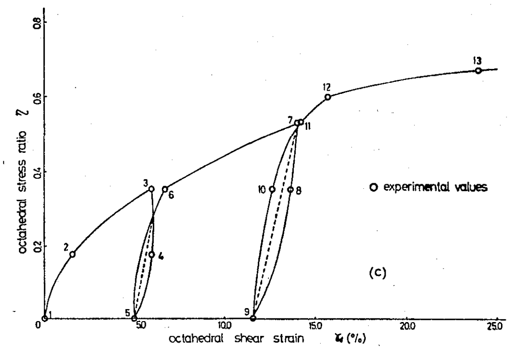
$$\mu=11.60$$

しかし正規セン断時のデータ（図中黒丸）のバラツキが大きく，等方圧縮試験における e〜logp 関係の直線性ほどの信頼性には欠けるようである．

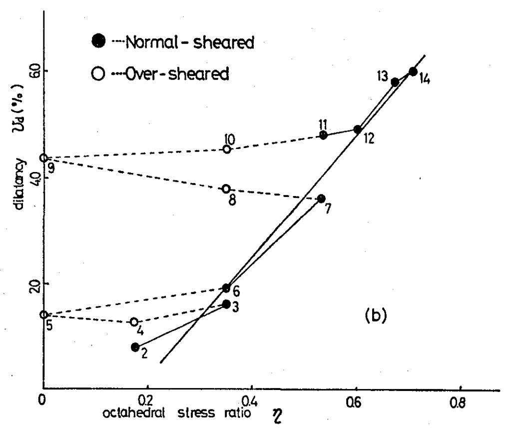
またダイレタンシーは本来土の非可逆的な変形に伴



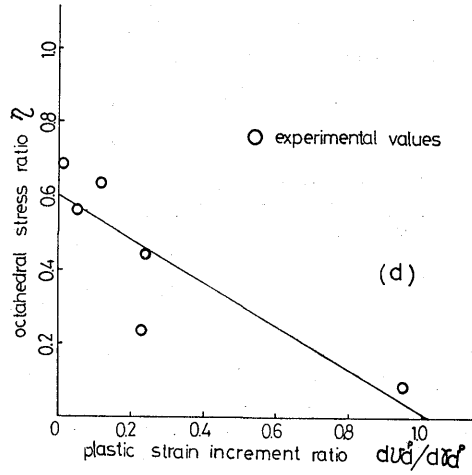
(a) Stress path



(c) Relationship between octahedral shear strain γ_d and stress ratio η



(b) Relationship between dilatancy and octahedral stress ratio



(d) Stress-dilatancy plott

Fig. 3 The Repeated Mean Principal Constant Test

ない生じるものとされているから，除荷・再載荷時の v_d〜η 関係の勾配はほぼゼロになるといわれている．しかし図中の除荷時（7→8→9）にみられる正のダイレタンシーは一般に認められるものではなく，先の増分関係の定式化に際し用いた $v_d{}^e=0$ の仮定の妥当性はこの実験データからはにわかに判断し難い．もう少し多くの平均主応力一定試験のデータの集積が望まれる．ただし，本報告ではとりあえず先に設けた仮定 $v_d{}^e=0$ を採用することにする．

次に，全セン断ヒズミ γ_d と応力比 η の関係をプロットすれば，Fig. 3(c) で示される．除荷・再載荷時の γ_d-η 関係は Fig. 3 (c) で示すようにわずかなヒステリシスループを描く．等方圧縮試験と同様にその中線でもって近似すれば，その勾配 ν は以下の値をとる．

$$\nu=4.14$$

ただし，$\nu=4.14$ は2つのループの勾配の平均値である．γ_d が15%以上になると破壊したとみなすと，ループを描かせる応力点がもっと初期の段階においておこなうべきである．またプロット点ももっと多くとるべきであり，負荷初期における応力増分が大きすぎたようである．しかしながら実験結果は増分関係の定式化に用いた次の仮定 i) 除荷・再載荷時のヒステリシスループは充分小さく一本の直線で近似可能，ii) 除荷時の各勾配は互いに等しい；の妥当性を支持しているといえよう．

一方，正八面体面上の塑性ヒズミ増分比 $dv_d{}^p/d\gamma_d{}^p$ と応力比 η が一次式で表わせる[5]ことより，以下の式で与えられる．

$$\eta=M_0-N_0(dv_d{}^p/d\gamma_d{}^p) \qquad (6)$$

これより，塑性ヒズミ増分比 $dv_d{}^p/d\gamma_d{}^p$ と応力比 η の関係をプロットした結果は，Fig. 3 (d) に示すようである．最小二乗法を用いて傾き N_0 と切片 M_0 を求めると，以下の値をとる．

$$M_0=0.60,\ N_0=0.59$$

応力比 η が0から0.2までの実測値が少ないので，一次式で近似するには無理があるかもしれない．

以上の結果から，有明粘土の土質定数は Table−1 に示す．しかしながら，繰り返し平均主応力一定試験の応力増分が大きすぎたために，定式化の際にあげた仮定の妥当性を十分検証するには致らなかった．

Table−1

soil palameter	value
C_c	1.04
C_s	0.18
μ	11.60
ν	4.14
M_0	0.60
N_0	0.59

4. 検　　証

ここでは軸対称の増分関係が応力履歴の影響を的確に表現できているかを実験，計算の両面から検討を加えた．

採用した径路はFig. 3(a)，Fig. 4(a)に示す．Fig. 3(a)で示す応力径路は，土質定数を決定する際に用いた平均主応力一定試験と同様で，応力履歴を与えていない．初期間隙比は，$e_0=2.74$である．またFig.4(a)に示す応力径路は，圧密に対する履歴を与えるために先行圧密圧力を $p=3.0\mathrm{kg/cm^2}$まで与えた後，$p=2.0\mathrm{kg/cm^2}$まで除荷した．またセン断に対する履歴を与えるため点2（$\sigma_1=3.153\mathrm{kg/cm^2}$, $\sigma_3=1.6\mathrm{kg/cm^2}$)に到達した後，点3（$e_0=2.39$, $\sigma_1=2.0\mathrm{kg/cm^2}$, $\sigma_3=2.0\mathrm{kg/cm^2}$）にもどし，点3を始点として実験を開始した．その後 $\sigma_3=2.0\mathrm{kg/cm^2}$ の側圧一定試験を行った．結局応力履歴は，以下の値で与えられた．

$$\xi_m=3.0,\ \eta_m=0.35$$

以下，それぞれの応力径路でもって計算値と実測値の比較を行った．

i) 繰り返し平均主応力一定試験

Fig. 3(a)に示した応力径路の実験結果を Fig. 4(b) に示す．なお実測値は丸印で，付随する数字は応力径路における各応力点を表わしている．

Fig. 4(b) から次のようなことがいえる．

軸ヒズミ ε_1 に関しては計算値と実測値の対応は比

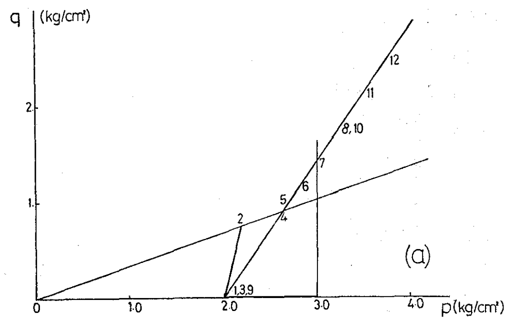


Fig. 4 Verified Tests on the Ariake Clay
(a) Stress path

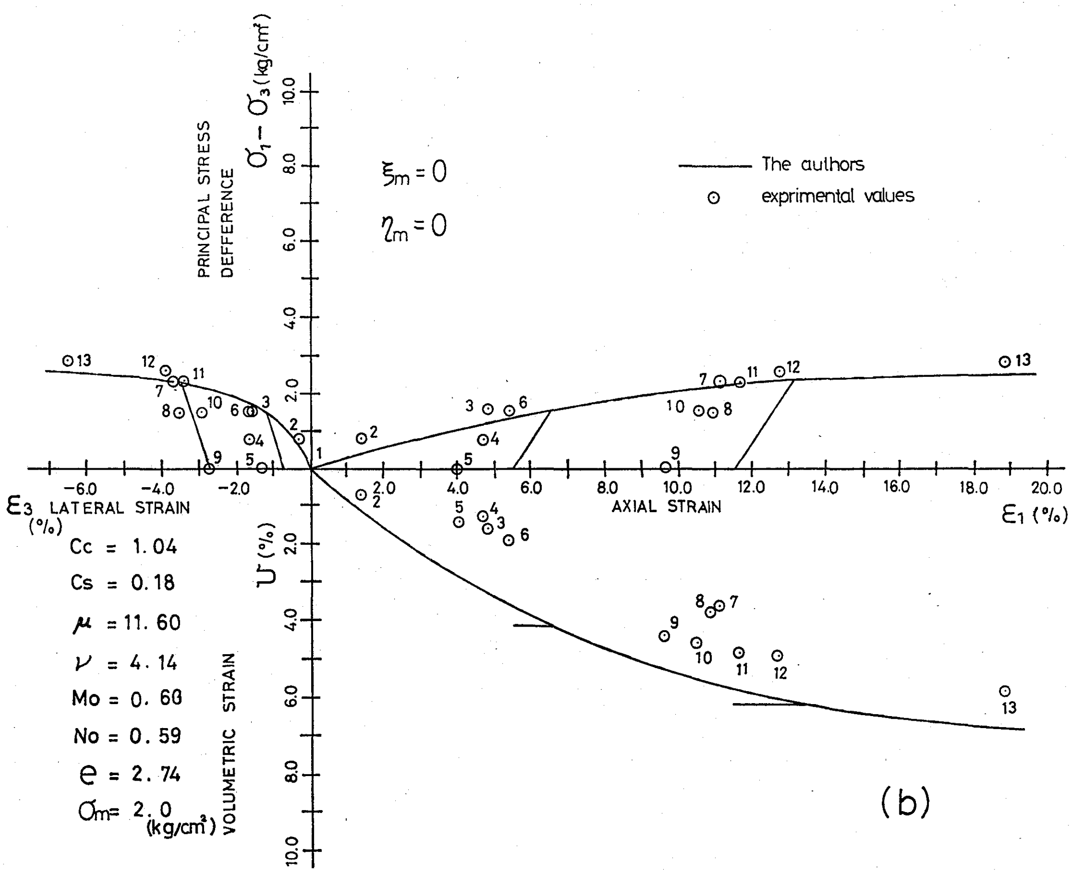


Fig. 4 (b) The repeated mean principal stress constant test

較的良好である．除荷・再載荷時の実測値（3→6，7→11）と計算値の平行性は $S_s{}^e$ いいかえれば Fig. 3(c) において ν の値が正当に評価された結果といえよう．ただしやや計算値の方が実測値の塑性軸ヒズミ増分 $d\varepsilon_1{}^p$ を過大に評価する傾向が認められる．これは $S_s{}^p$ さらに逆のぼればM₀，N₀ の土質定数の信頼性の低さに起因するものと考えられる．

体積ヒズミ v_d に関してみるとかなりの相違がみられるが，これは体積ヒズミに関するフレキシビリティー S_d 項が十分に評価されていないためである．つまり，S_d 項の土質定数 μ の値の信頼性の低さからくるものである．点7～11は除荷，再載荷時であり実測値と計算値との挙動をみると大きな相違がある．$dv_d{}^e=0$ とおいているが，実測値では $dv_d{}^e\fallingdotseq 0$ となり，先にも述べたようにこの仮定が満足されていないという結果が生じている．また，実験において圧密終了以前に次の荷重段階に移動させたためなどの実験方法の不手際にもある．

ii) 応力履歴を与えた検証試験

あらかじめ応力履歴を $\xi_m=3.0$，$\eta_m=0.35$ を与えておき点3を始点として Fig. 4(a)に示す応力径路に沿った実測値および計算値をプロットしたのが Fig. 4(d) である．応力径路でみると PATH 3→4 が過圧密・過セン断領域，PATH 4→7 が過圧密・正規セン断領域，PATH 8→10が過圧密・過セン断領域，PATH 10→12が正規圧密・正規セン断領域となっている．

また，応力履歴を数値的におってみると点7では $\xi_m=3.0$，$\eta_m=0.47$，点8では $\xi_m=3.25$，$\eta_m=0.54$ となり点12では $\xi_m=3.75$，$\eta_m=0.66$ となっている．

Fig. 4(d) では，本研究の計算値を実線で，実測値を丸印で示し，図中の数値は Fig. 4(a)の応力径路の応力点を意味する．

体積ヒズミは，計算値が実測値に比べて過小評価し

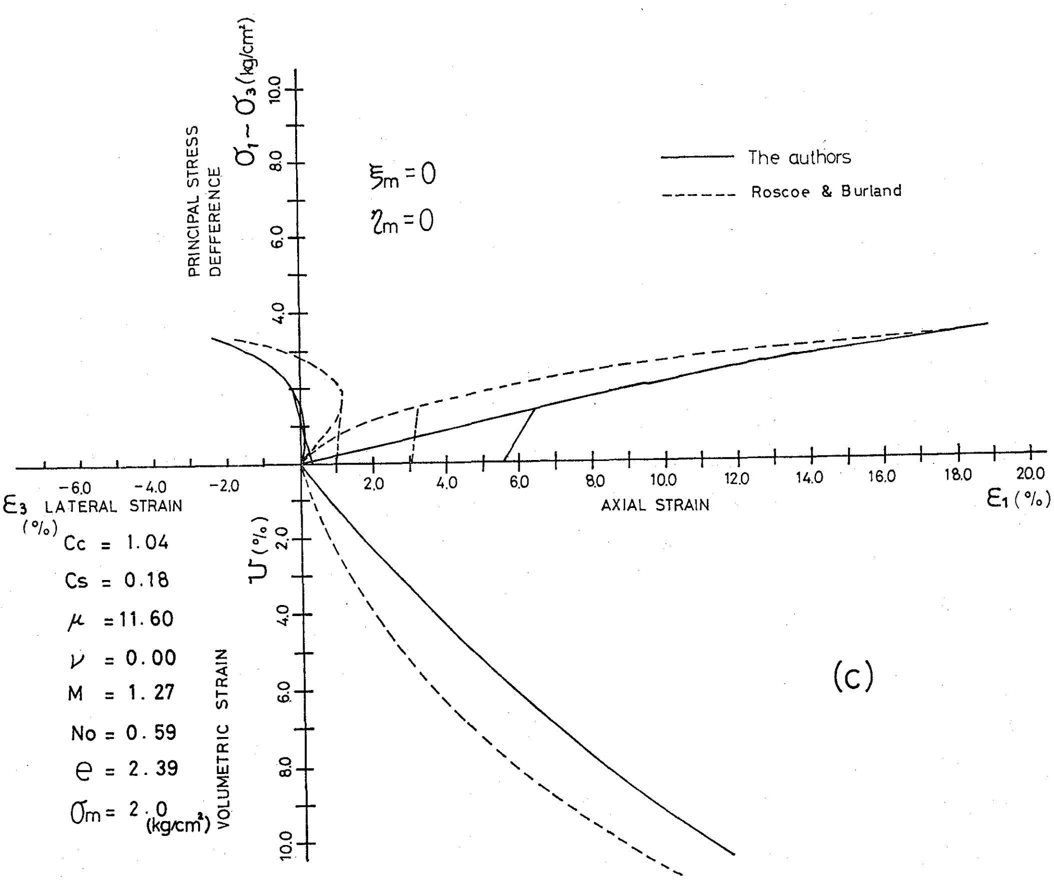


Fig. 4 (c) Calculated values by both Adopted and Modefied Cam Clay Model

ている．しかし，除荷・再載荷時においては，計算値の方が実測値に比べて過大評価している．軸ヒズミ ε_1 に関してみると，ほぼ実測値と一致している．また計算値は，応力履歴の影響を十分に評価している．しかし初期状態での実測値がないので過圧密・過セン断領域での実測値と計算値とを比較するには到らなかった．

以上のことからみると，ダイレタンシーのフレキシビリティー $S_d{}^p$ 項の評価が十分でないことがあげられる．このことは3章でも述べたように定式化する際の仮定が十分に検証されていない結果から生じたものである．

5. Roscoe, Burland の理論との比較

Roscoe, Burland ら[6)7)]は，体積ヒズミ増分 $d\varepsilon_v$ とセン断ヒズミ増分 $d\varepsilon_q$ を(7)式で与えた．

$$d\varepsilon_v=\frac{\lambda}{1+e}\left\{\frac{dp'}{p'}+\left(1-\frac{\kappa}{\lambda}\right)\frac{d\eta'}{\psi+\eta'}\right\}$$

$$d\varepsilon_q=\frac{\lambda-\kappa}{\psi(1+e)}\left(\frac{dp'}{p}+\frac{d\eta'}{\psi+\eta'}\right)$$

$$=\frac{2}{3}(d\varepsilon_1-d\varepsilon_3) \qquad (7)$$

ここに，

$$\psi=\frac{M^2-\eta'^2}{2\eta'},\quad p'=\frac{(\sigma_1+2\sigma_3)}{3}$$

$$q'=\sigma_1-\sigma_3,\quad \eta'=\frac{q'}{p'}$$

ここで，Roscoe，Burland が使用したヒズミ，応力の記号と本研究の記号が違っているために著者らが定義したヒズミ，応力の記号に変換すると，（7）式は（8）式で表わされる．

$$dv_c{}^e=\frac{\kappa}{1+e}\cdot\frac{dp}{p}$$

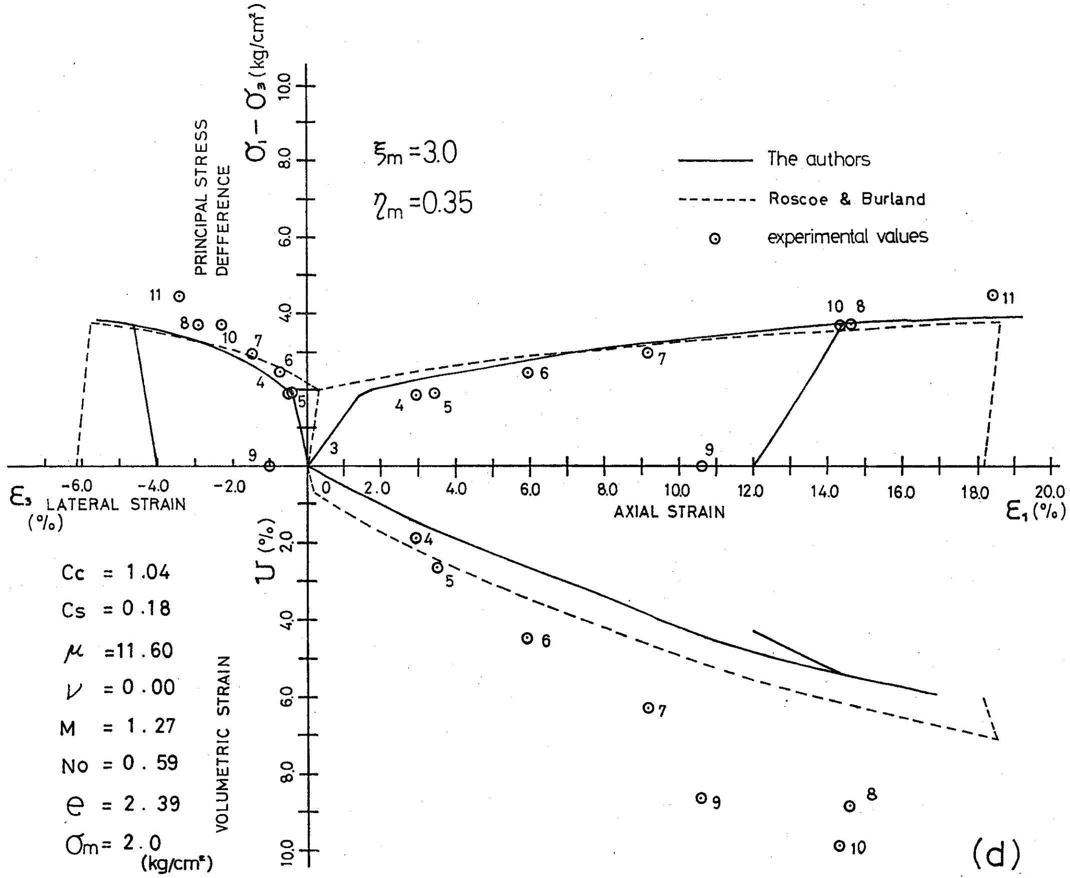


Fig. 4 (d) Verified test experienced stress history

$$dv_c{}^p=\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{dp}{p} \qquad (8)_1$$

$$dv_c=dv_c{}^e+dv_c{}^p=\frac{\lambda}{1+e}\cdot\frac{dp}{p}$$

$$dv_d{}^e=0$$

$$dv_d{}^p=\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{9\eta}{M^2+4.5\eta^2}\cdot\frac{dq}{p} \qquad (8)_2$$

$$dv_d=dv_d{}^e+dv_d{}^p$$

$$=\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{9\eta}{M^2+4.5\eta^2}\cdot\frac{dq}{p}$$

$$d\gamma_d{}^e=0$$

$$d\gamma_d{}^p=\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{54\eta}{M^4-20.45\eta^4}\cdot\frac{dq}{p}$$

$$d\gamma_d=d\gamma_d{}^e+d\gamma_d{}^p \qquad (8)_3$$

$$=\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{54\eta}{M^4-20.45\eta^4}\cdot\frac{dq}{p}$$

ここであげているMは，著者らが定義した M_0 と物理的意味において同じであるが，定義の違いからMとM_0の関係は（9）式で与えられる．

$$M=\frac{3}{\sqrt{2}}M_0 \qquad (9)$$

Roscoe，Burland の研究と本報告の大きな違いは，Fig. 5に示すように $dv_d{}^p/d\gamma_d{}^p\sim\eta$ 関係が，双曲線近似と直線近似によるものでこれを式で表わすと (10)，(11) 式となる．

$$\frac{dv_d{}^p}{d\gamma_d{}^p}=\frac{M^2-\eta'^2}{2\eta'} \qquad (10)$$

$$\frac{dv_d{}^p}{d\gamma_d{}^p}=\frac{M_0-\eta}{N_0} \qquad (11)$$

これより，（7）式を本報告の増分関係にならい，フレキシビリティー S_c，S_d，S_s 項を決定した．そのうえで，本報告のフレキシビリティーと対比させてTable-2 に示し，Roscoe，Burland と本報告との対比を明確にするために，Fig. 3(a) の応力径路に沿う両者の計算結果を Fig. 4(c) に示す．なお初期間隙

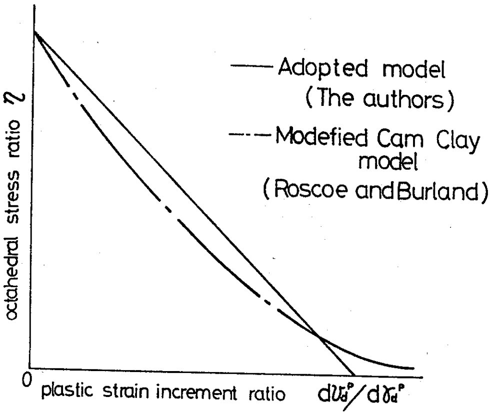


Fig. 5 Stress-dilatancy plott in Adopted Model and Modefied Cam Clay Model

Table−2

Flexibilty	The authors	Roscoe and Burland
Sc	$\frac{\lambda}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$	$\frac{\lambda}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$
Sc^e	$\frac{\kappa}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$	$\frac{\kappa}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$
Sc^p	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{1}{p}$
Sd	$\frac{\mu}{p}$	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{9\cdot\eta}{M^2+4.5\eta^2}\cdot\frac{1}{p}$
Sd^e	0	0
Sd^p	$\frac{\mu}{p}$	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{9\cdot\eta}{M^2+4.5\eta^2}\cdot\frac{1}{p}$
Ss	$\left(\nu+\frac{N_0\cdot\mu}{M_0-\eta}\right)\frac{1}{p}$	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{54\cdot\eta}{M^4-20.25\eta^4}\cdot\frac{1}{p}$
Ss^e	$\frac{\nu}{p}$	0
Ss^p	$\frac{N_0}{M_0-\eta}\cdot\frac{\mu}{p}$	$\frac{\lambda-\kappa}{1+e}\cdot\frac{54\cdot\eta}{M^4-20.25\eta^4}\cdot\frac{1}{p}$

比 $e_0=2.39$,　本報告の 計算値は 実線,　Roscoe and Burland のそれを点線で示した.

Roscoe，Burland と本報告の増分関係を 比較すると，本報告の方が Roscoe，Burland に比べてヒズミを大きく評価している．また除荷・再載荷時の挙動をみると Roscoe，Burland は，$S_s{}^e$ 項をゼロとしていることから挙動が大きく違っている．本来，$S_s{}^e$ 項，つまり $d\gamma_d{}^e$ の値が存在するので，$S_s{}^e$ 項を無視することはできない．しかし S_d，S_s 項に間隙比を考慮している点では本報告に比べて実験事実を忠実に表現している．

Fig. 4(d) において，応力履歴を与えた計算曲線を図中点線で示した．軸ヒズミ ε_1 は計算値が実測値より大きくでている．体積ヒズミに関しては計算値が実測値より過小評価している．

6. 結　　論

増分関係の 定式化に 用いた 仮定の 検討を行 った結果，次のことが認められた．

1. 処女載荷時の e～log p 関係の直線性
2. e～log p 関係における膨潤線のヒステリシスループは直線で近似可能
3. e～log p 関係における各膨潤線の平行性
4. γ_d～η 関係の除荷・再載荷における各ヒステリシスループは十分小さく直線で近似でき，その平行性も近似的には認められるようである．
5. $dv_d{}^e=0$ とみなすには不十分である．
6. 土質定数μ を求める際に，応力比の低い状態での 実測値の 少なさから，μ の値は 信頼性に乏しい．
7. 応力履歴を 十分考慮 した 計算結果が 得られたが，実測値との一致は必ずしも十分でない
8. $dv_d{}^p/d\gamma_d{}^p$～η 関係を直線，双曲線 のいづれの近似とみなすか判断するには到 っていない．

以上の検証から種々の実測値が乏しく，圧縮のフレキシビリティー $S_c{}^e$，$S_c{}^p$ は信頼性があるが，ダイレタンシーのフレキシビリティーの弾性項 $S_d{}^e$ が十分評価されていないようである．

7. あとがき

粘土地盤の変形解析に適用可能な構成関係，すなわちテンソル表示の全応力・ヒズミ・時間関係の確立への第 2 段階として，本報告においては前報で定式化した増分関係を検証するために以下のような試験と検討を行った．

有明粘土を試料として，繰り返し等方圧縮試験と平均主応力一定試験，および応力履歴を経た軸対称の側圧一定試験を行い，増分関係の定式化に用いた種々の仮定を検討し，6 個の土質定数を決定した．応力履歴を経た軸対称径路に沿う弾塑性応力ヒズミ挙動を計算し，実測値との比較により増分関係の検証を行った．

次報において，今まで考慮しなかった時間依存性を含めたテンソル表示の全応力・ヒズミ・時間関係を確立し，今回での報告において十分検証できなかった仮定を 2 つの基本的試験を繰り返すことで検討していく

と同時に種々の履歴を経た軸対称径路に沿う応力ヒズミ挙動を実測値と計算値から検討を加えたい．現在，検証用実験として有限層厚粘土地盤の２次元圧密模型実験を実施している．最終報では，２次元圧密問題を有限要素法を利用して解析し，実測値と比較検討する予定である．

謝　　辞

本研究をすすめるにあたり有益な助言を頂いた本学伊勢田哲也教授，同落合英俊助教授，また図面の整理に常に御協力戴いている一の瀬和雄技官に感謝の意を表わします。

引用文献

1) 棚橋，内藤：粘性土の弾塑性・応力ヒズミ関係について－その１：増分関係の定式化－；長崎大学工学部研究報告11号，pp.97－105，７月，1978.

2) 棚橋：不変量表示の応力ひずみ関係式－砂の場合－；長崎大学工学部研究報告第６号，pp.103－112，12月，1975.

3) 柴田　徹：粘土のダイレタンシーについて；京大防災研年報第６号，pp.128－134，1958.

4) 安藤幹也：不変量表示の応力ヒズミ関係式－正規圧密飽和粘土の場合－；長崎大学工学部土木工学科，卒業研究論文，３月，1976.

5) Frydman S., Zeitlen J. G. and Alpan I.: The Yielding Behavior of Particulate Media, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 10, pp. 341－362, 1973.

6) 山口柏樹：土の力学；共立出版，pp.85－92，1976.

7) K. H. Roscoe, J. B. Burland: On The Generalized Stress-Strain Behaviours of 'Wet' Clay: Engineering Plasticity, pp.535－609, Cambridge Univ. press, 1968.