



Title	粘性土の弾塑性応力ひずみ時間関係
Author(s)	棚橋, 由彦
Citation	長崎大学工学部研究報告, (17), pp.79-86; 1981
Issue Date	1981-07
URL	http://hdl.handle.net/10069/24034
Right	

This document is downloaded at: 2019-04-24T20:12:30Z

粘性土の弾塑性応力ひずみ時間関係

棚橋 由彦*

On an Elasto-Plastic Stress-Strain-Time
Relationship of Cohesive Soils

by

Yoshihiko TANABASHI

(Department of Civil Engineering)

Abstract

The deformation of the cohesive soils is characterized by its large influence of stress histories and its time-dependancy. So, to solve the soil engineering problems of the cohesive soils, constitutive equation (stress-strain-time relationship in terms of tensor) must be established.

Previously, an elasto-plastic incremental stress-strain relationship of the cohesive soils has been obtained which is derived on an assumption that the cohesive soils are strain-hardening materials not only for shear but for compression.

In this paper, an constitutive equation as macro-rheology is proposed which is obtained by considering time-dependancy to the previous relationship.

And after the determination of the demanded soil parameters on undisturbed saturated clay, a triaxial comp. test experienced stress histories in advance is carried out.

And the results of the comparisson of both observed and calculated values, it has been acertainated that the proposed equation estimate reasonably the elasto-plastic stress-strain-time behaviour of the cohesive soils.

1. まえがき

土の弾塑性構成則の研究は Drucker⁽¹⁾ の研究を嚆矢とし、ケンブリッジ大学グループの一連の研究⁽²⁾⁽³⁾を経て、その後多くの研究者により種々の構成則が提案されており⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾、土質力学の発展に多大の貢献をしてきた。ところで粘性土は周知のようにひずみの応力履歴依存性と時間依存性の顕著な材料である。したがって粘性土の土質工学上の諸問題の解決には、特に時間依存性を考慮した構成則（応力ひずみ時間関係）

の確立が不可欠である。しかるに弾塑性構成則の多彩さに較べて、時間依存性を考慮した構成則の提案はわずかに足立・岡野⁽⁷⁾、赤井・岡⁽⁸⁾、関口・太田⁽⁹⁾ら、2、3の研究がみられるだけである。上述の事情を鑑がみ、著者は主として工学的な見地から所要のパラメーターができるだけ簡便な試験で求まり、かつ既往の研究で明らかにされてきた粘性土の力学的諸特性をできるだけ採り入れた構成則の確立に努めている。既に粘土を圧密とせん断に対するひずみ硬化体とみなして弾塑性

昭和56年4月28日受理

*土木工学科

構成則の定式化を試み、繰り返した有明粘土を試料として2, 3の径路によりその妥当性を確認している⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

本報告は粘性土地盤の経時変形折への1つのアプローチとして既存FEM増分法プログラムに適用可能な形式で、ひずみの時間依存性を先の弾塑性構成則に組み入れ、新たにマクロレオロジーとしての構成則を提案するものである。また乱さない飽和粘土試料を用い、構成則に所要のパラメーターを決定した後、あらかじめ応力履歴を与えた側圧一定圧縮試験を行ない、実測値と計算値の比較からその妥当性について検討を加えたものである。

2. 構成則 (弾塑性応力ひずみ時間関係)

2-1 弾塑性構成則

先に提案している弾塑性構成則の定式化の過程は文献⁽¹⁰⁾に詳しいので、ここでは結果のみを再録する。

ひずみを弾・塑性成分に分けると体積ひずみ増分 dv , 正八面体せん断ひずみ増分 $d\gamma$ は次式で表わせる。

$$\begin{pmatrix} dv \\ d\gamma \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} dv \\ d\gamma \end{pmatrix}^e + \begin{pmatrix} dv \\ d\gamma \end{pmatrix}^p = \begin{pmatrix} dv_c \\ d\gamma_c \end{pmatrix}^e + \begin{pmatrix} dv_d \\ d\gamma_d \end{pmatrix}^e + \begin{pmatrix} dv_c \\ d\gamma_c \end{pmatrix}^p + \begin{pmatrix} dv_d \\ d\gamma_d \end{pmatrix}^p \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに下サフィックス c, d はそれぞれ平均主応力増分 dp , 正八面体せん断応力増分 dq により生じるひずみ増分を意味し、上サフィックス e, p はそれぞれひずみの弾・塑性成分を意味する。なお本報告を通して応力・ひずみともに圧縮を正と約束する。

$d\gamma_c^e, d\gamma_c^p$ を neglect すれば正八面体増分関係は(2)式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} dv \\ d\gamma \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_c^e S_d^e \\ 0 S_s^e \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} S_c^p S_d^p \\ 0 S_s^p \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_c S_d \\ 0 S_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここに S_c, S_d, S_s はそれぞれ圧縮による体積ひずみ v_c , ダイレタンシー v_d , 正八面体せん断ひずみ γ_d 各増分の生じやすさを示す係数であり、サフィックス e はそのうちの弾性成分, p は塑性成分に関する係数を意味する。

主応力増分軸方向に直交座標 xyz をとった場合の弾塑性構成則は(3)式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} d\epsilon_x \\ d\epsilon_y \\ d\epsilon_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{23} \\ C_{31} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{12} & C_{33} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \\ d\sigma_z \end{pmatrix} \quad (3)$$

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

$$\begin{aligned} C_{11} &= (S_c + 3 S_s) + \sqrt{2} S_d / 9 \\ C_{22} &= (S_c + 3 S_s) / 9 \\ C_{33} &= (S_c + 3 S_s) - \sqrt{2} S_d / 9 \\ C_{23} &= (2 S_c - 3 S_s) - 2 \sqrt{2} S_d / 18 \\ C_{31} &= (2 S_c - 3 S_s) + 2 \sqrt{2} S_d / 18 \\ C_{12} &= (2 S_c - 3 S_s) / 18 \\ S_c &= S_c^* = S_c^e + S_c^p = \frac{1}{1+e} \cdot \frac{1}{p} \{ \kappa + (\lambda - \kappa) \} \\ S_d &= S_d^* = S_d^e + S_d^p = \frac{1}{1+e} \cdot \frac{1}{p} \{ 0 + \mu \} \\ S_s &= S_s^* = S_s^e + S_s^p = \frac{1}{p} \left(\nu + \frac{\mu}{1+e} \cdot \frac{N_0}{M_0 - \eta} \right) \end{aligned} \quad (3)_2$$

上式中 p は平均主応力, η は正八面体応力比で次式で与えられる。なお q は正八面体せん断応力である。

$$\eta = q/p = 3 \{ (\sigma_y - \sigma_x)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_z - \sigma_y)^2 + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2) \}^{1/2} / p$$

なお(4)式中の $\lambda, \kappa, \mu, \nu, M_0, N_0$ は弾塑性パラメータである。

弾塑性構成則には次に掲げるような粘土の力学的諸特性が考慮されている。

- 1) e -log p 曲線における正規圧密線の直線性
- 2) e -log p 曲線における膨潤線の平行性
- 3) ダイレタンシーは応力比により一義的に規定され、しかも応力比の一次式で表わせる。
- 4) ストレス・ダイレタンシー式の成立、すなわち塑性ひずみ増分比は応力比の一次式で表わせる。

2-2 構成則 (弾塑性応力ひずみ時間関係)

2-2-1 基本的な仮定

粘土の室内試験では通常の測定時間内では間隙水圧が消散して有効応力と全応力が等しくなってもひずみは容易に収束しないのが通例である。例えば二次圧密がその好例であろう。したがって先の増分関係(3)式はあくまでも有効排水距離 H^* の供試体が現在の応力状態 σ から全応力増分 $d\sigma$ の作用下に、一全応力増分あたり規定されている測定時間 t^* 時間経過後に発生したひずみ増分 (以後*印) に基づいて得られたものであり必ずしもいわゆる有効応力ひずみ関係を意味しない。また現実に有効応力解析を行なうには処女地盤の間隙水圧分布を知る必要があり、現在の間隙水圧測定機器の性能では正確な間隙水圧分布の把握は至難であり、かつ多額の経費を必要とする。したがって工学的見地からは全応力増分負荷により時間経過とともに生じるひずみ増分がそのまま非排水条件から排水条件への遷移過程や、一次圧密も含め

た element としての挙動の忠実な表現である。いいかえれば実験結果にはすべての影響因子が反映されており、element の挙動に影響する因子をできるだけ構成則に組み入れることを考えればよい。したがって element と地盤内任意点に同一の全応力増分が作用した場合の挙動の相異はひとえに有効排水距離の相異にのみ依存する。いわゆる寸法効果と呼ばれるものである。

ここで議論の便宜上一般的に現在の応力状態を σ 、全応力増分を $d\sigma$ 、ひずみ増分を $d\epsilon$ 、応力履歴を $\bar{\sigma}$ 、地盤内任意点の有効排水距離を He と呼称する。
 仮定 1. $d\epsilon^e = d\epsilon^e(\sigma, d\sigma, e)$ (5): 弾性ひずみ増分 $d\epsilon^e$ は時間に依存せず、状態量 σ と $d\sigma$ と e のみの関数で与えられる。

仮定 2. $d\epsilon^{vp} = d\epsilon^{vp}(\sigma, d\sigma, e, He, \bar{\sigma}, t)$ (6): 時間項を考慮した塑性ひずみ増分 $d\epsilon^{vp}$ は $\sigma, d\sigma, e$ に加えて、有効排水距離 He 、応力履歴 $\bar{\sigma}$ 、時間 t の関数である。

仮定 3. 6 個の弾塑性パラメータは時間 t に依存しない。その一例として除荷再載荷過程を含む平均主応力一定試験 (以後 RD test) における応力比 η とダイレクタンシーに起因する間隙比変化 ed の関係を Fig.1

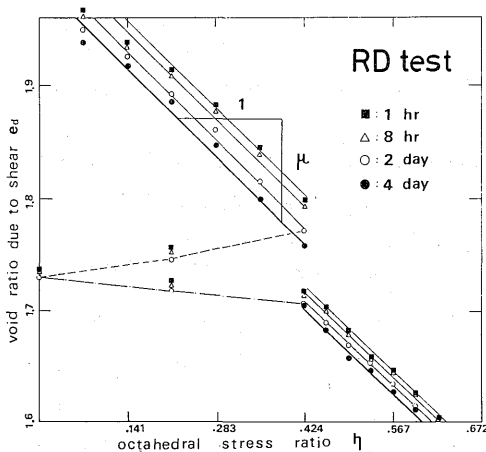


Fig.1 Void ratio due to shear versus octahedral stress ratio relationship

に示す。図から $\eta > 0.2$ 以上では任意の時間 t に対して勾配 μ の平行性が認められ、塑性パラメータ μ が時間に依存しないのは明らかである。もう一例として等方圧密試験 (以後 RC test) 結果から得られる $e - \log p$ 関係を示す (Fig.2)。図からも圧縮指数 C_c ($\lambda = 0.434C_c$)、膨潤指数 C_s ($\kappa = 0.434C_s$) ともに時間に依存しないことが読み取れる。ただし M_0, N_0 には明瞭な平行性が認められないので再考する必要がある

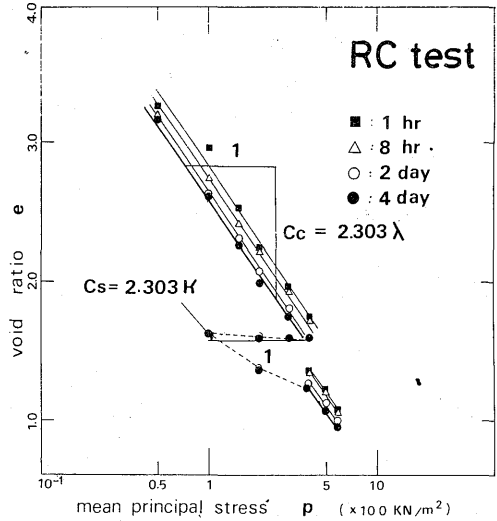


Fig.2 Void ratio versus mean principal stress relationship

ろう (Fig.8参照)。

仮定 4. $d\epsilon^p = d\epsilon^p(\sigma, t)$: $t = t_0 \sim t^*$ における塑性ひずみ増分の実測値 $d\epsilon^p$ は σ と時間 t の連続関数で近似可能である (Fig.4, 5, 6 参照)。

仮定 5. $d\epsilon^{p*} = d\epsilon^{vp}(t^*)$ (7): t^* 時の $d\epsilon^p$ は先の弾塑性構成則における $d\epsilon^{p*}$ に等しい。

仮定 6. $d\epsilon^{vp} = d\epsilon^{p*} \times d\epsilon^p(\sigma, t) \times K$ (8): とおける (仮定 3, 5 より)。

以上 1 ~ 6 の仮定を設けると (7), (8) 式より次式を得る。
 $d\epsilon^{p*} = d\epsilon^{p*} \times d\epsilon^p(\sigma, t^*) \times K$

すなわち $K = 1/d\epsilon^p(\sigma, t^*)$ (9)

(9) 式を (8) 式に代入して $d\epsilon^{vp}$ の一般式 (10) が求まる。

$$d\epsilon^{vp} = d\epsilon^{p*} \times \{d\epsilon^p(\sigma, t)/d\epsilon^p(\sigma, t^*)\} \quad (10)$$

2-2-2. 構成則

2-2-1 の $d\epsilon^p$ は具体的には圧密による体積ひずみ増分 dv_v^p 、ダイレクタンシー増分 dv_d^p 、正八面体せん断ひずみ増分 $d\gamma_d^p$ の実測値を代表させたものである。以上 3 つのひずみ増分の具体的な応力、時間の関数形を実験結果に即して決定する。

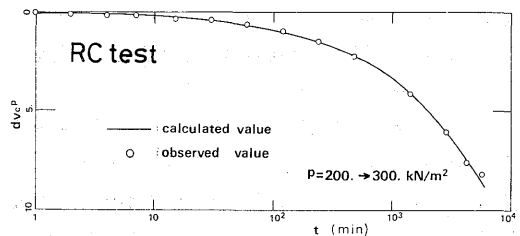


Fig.3 Plastic component of volumetric strain increment time relationship

1) dv_c^{vp}

RC test の結果の一例を Fig. 3 に示す。図中白丸が実測値である。Fig. 3 を両対数紙にプロットしたのが Fig. 4 でよい相関で直線を得る。したがって

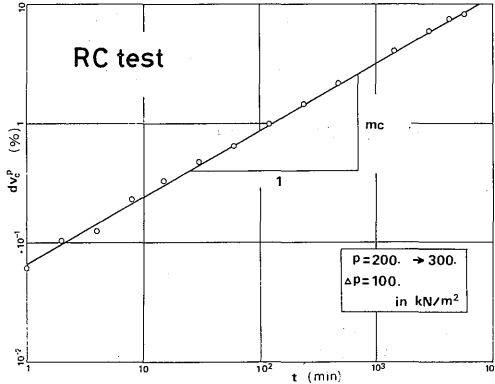


Fig.4 Method to determine time-parameter mc

$dv_c^p(p,t) = Ac(p)(t/t_0)^{mc(p)}$ で近似できる。ここに t_0 は単位時間 (= 1 min). 上式と(2), (4), 式(10)式に代入して次式を得る。

$$dv_c^{vp} = S c^{vp} dp = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e} \cdot \frac{1}{p} (t/t^*)^{mc(p)} dp \quad (11)_1$$

Fig. 3 のような等方圧密特性は Mesri⁽¹²⁾らによっても報告されているが、時間とともに体積ひずみ増分 dv_c が収束する実験結果の報告も多く⁽¹⁴⁾、式(11)は任意の粘土に対して成り立つ近似ではなさそうである。

ii) dv_d^{vp} , $d\gamma_d^{vp}$

Sighn と Mitchell⁽¹³⁾は数多くのクリープ試験結果を整理し、排水・非排水条件、攪乱、不攪乱試料、正規、過圧密粘土にかかわらず次式が成り立つことを見出した。

$$t \cdot \dot{\epsilon}_1 = A \exp(\alpha, \sigma_D) (t_0/t)^m$$

ここに $\dot{\epsilon}_1$ は軸ひずみ速度、 σ_D は主応力差、 t は経過時間、 A は $t=t_0$ および $\sigma_D=0$ のときの軸ひずみ速度の値、 α と m は材料パラメータである。一方安原⁽¹⁴⁾は sighn と Mitchell による $\log d\dot{\epsilon}_1 - \log t$ 表示よりも、 $\log(d\dot{\epsilon}_1/t) - \log t$ で表示する方がより直線的な関係が得られる事実から Sighn と Mitchell の式を修正し、二次圧密を含めた粘土地盤の二次元沈下計算の簡便な方法を提案している。

RD test 結果から $dv_d^p/t-t$ 関係、 $d\gamma_d^p/t-t$ 関係を両対数紙にプロットすると Fig. 5, 6 を得る。

両者とも $t > 10^2 \text{ min}$ では応力比 η にかかわらずほぼ勾配は一定で Sighn と Mitchell の表示法よりよい直線性を示す。したがってここでは Sighn と Mitchell の修正式を採用することにする。

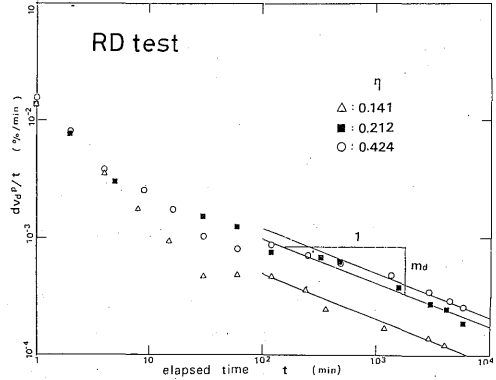


Fig.5 Method to determine time-parameter md

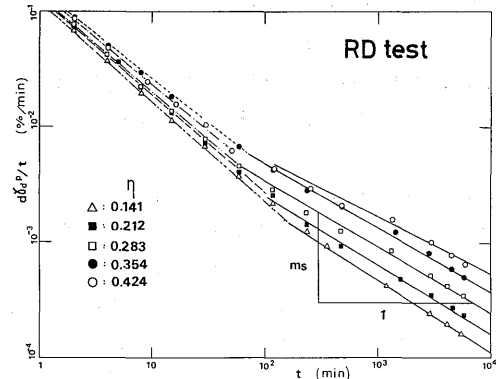


Fig.6 Method to determine time-parameter ms

Sighn と Mitchell の修正式は次式で与えられる。

$$dv_d^{vp}(\eta, t) = A_d \exp(\alpha_d, \eta) (t_0/t)^{m_d} \cdot t$$

$$d\gamma_d^{vp}(\eta, t) = A_s \exp(\alpha_s, \eta) (t_0/t)^{m_s} \cdot t$$

上の 2 式と(2), (4)式を(10)式に代入して次式を得る。

$$dv_d^{vp} = S d^{vp} dq = \frac{\mu}{1 + e} \cdot \frac{1}{p} (t/t^*)^{1-m_d} \cdot dq \quad (11)_2$$

$$d\gamma_d^{vp} = S s^{vp} dq = \frac{\mu}{1 + e} \cdot \frac{1}{p} \cdot \frac{N_0}{M_0 - \eta} \cdot (t/t^*)^{1-m_s} \cdot dq \quad (11)_3$$

なお(1)式において、 m_c , m_d , m_s はそれぞれ圧密項、ダイレタンシー項、せん断ひずみ項に関する時間パラメータである。

iii) 寸法効果

(6)式と比較して(1)式には有効排水距離 H_e がまだ考慮されていない。有効排水距離が異なる 2 つの供試体 ($H_e > H^*$) の de^p-t 関係において、当然 H_e の供試体の方がひずみ増分は遅れて生じるだろう。ここでは 1 つのアプローチとして Terzaghi の二乗則との類推から次のように仮定する。すなわち有効排水距離 H_e の供試体または地盤内の任意点が、 H^* の供試体

が t^* 時間経過後に生じるひずみ増分と同量のひずみ増分を生じるためには、それぞれ(12)式で与えられるだけの時間が必要であると仮定する。

すなわち圧密項(11)₁の t^* は

$$t_{fc} = (He/H^*)^{n_c}, t^* \quad (12)_1$$

ダイレタンシー項(11)₂の t^* は

$$t_{fd} = (He/H^*)^{n_d}, t^* \quad (12)_2$$

せん断ひずみ項(11)₃の t^* は

$$t_{fs} = (He/H^*)^{n_s}, t^* \quad (12)_3$$

でそれぞれ置換される。寸法効果パラメータ n_c, n_d, n_s を決定するには数種の異なる寸法の供試体について RD test と RC test を行なわねばならず、今後実験的に決定されるべきパラメータである。

IV) 提案式

(12)式を(11)式に代入しさらに(4)式に代入すれば、結局全ひずみ増分の生じやすさを示す係数 S_c, S_d, S_s は次式で与えられる。

$$S_c = S_c^e + S_c^{np} = \frac{1}{1+e} \cdot \frac{1}{p} \cdot [x + (\lambda - x)(t/t_{fc})^{m_c}] \quad (13)_1$$

$$S_d = S_d^e + S_d^{np} = \frac{1}{1+e} \cdot \frac{1}{p} \cdot [0 + \mu(t/t_{fd})^{1-m_d}] \quad (13)_2$$

$$S_s = S_s^e + S_s^{np} = \frac{1}{p} \cdot [\nu + \frac{1}{1+e} \cdot \frac{N_0}{M_0 - \eta} \cdot (t/t_{fs})^{1-m_s}] \quad (13)_3$$

ただし上式中の間隙比 e は次の漸化式に従う。

$$e_i = e_{i-1} - \nu(1 + e_{i-1}) \quad (14)$$

(13)式を(3)式に代入すると提案式(代後(3)式)を得る。

なお降伏条件式は

$$\begin{aligned} \text{圧密に対して} \quad \xi &= \xi_m \\ \text{せん断に対して} \quad \eta &= \eta_m \end{aligned} \quad (15)$$

上式中、 $\xi = p/p_0$ は平均主応力 p を大気圧 $p_0 \approx 100 \text{ kN/m}^2$ で除した無次元量、 η は正八面体応力比、 ξ_m, η_m はそれぞれ ξ, η が現在までに経験した最大値である。したがって(3)は $\xi = \xi_m$ かつ $d\xi > 0$ 、 $\eta = \eta_m$ かつ $d\eta > 0$ の径路、いいかえれば降伏曲面が拡大していく径路の場合の式である。

$\xi < \xi_m$ または $d\xi < 0$ のときは圧密項すなわち dp に起因する塑性体積ひずみ増分 dv_c^{np} がゼロだから $S_c^{np} = 0$ を代入する。同様に $\eta < \eta_m$ または $d\eta < 0$ の径路をたどる場合は、ダイレタンシー項 (dq) に起因する塑性体積ひずみ増分 dv_d^{np} 、せん断ひずみ増分 (dq) に起因する塑性正八面体せん断ひずみ増分 $d\gamma_a^{np}$ とともにゼロだから、 $S_d^{np} = S_s^{np} = 0$ を(3)式に

代入すればよい。

3. 所要パラメータの決定

構成則に所要のパラメータは弾塑性パラメータ 6 個、時間パラメータ 3 個、寸法効果パラメータ 3 個の計 12 個である。ただし寸法効果パラメータは本報告では、 $n_c = n_d = n_s = 2$ を仮定した。弾塑性パラメータと時間パラメータの決定に必要な試験は室内軸対称圧縮試験 2 つでよい。すなわち除荷再載荷過程を含む等方圧密試験 (RC test) と平均主応力一定試験 (RD test) の 2 つである。ただし $\eta - \gamma_d$ 関係の勾配 ν が初期立ち上がり勾配に等しいという一般に用いられている仮定を採用すれば単調負荷の平均主応力一定試験 (D test) で十分である。

Gs	2.66
W_L	143 %
W_P	38 %
I_P	105 %
Wn	130 - 142 %
δt	13.3 - 14.0 kN/m^3
e_0	3.20 - 3.60

3-1. 試料

用いた試料は福岡県遠賀郡国道 3 号バイパス地点より採取した乱さない飽和粘土である。日本統一分類法による試料土の分類記号は CH、主な土性は Table - 1 に示す。

3-2. 試験方法・試験条件

i) 試験機 用いた三軸試験機は NGI 型、液圧装置は水銀ヘッドを利用する方式による。

ii) 測定装置 軸変位はピストン移動量を精度 0.0005cm のダイヤルゲージにより、体積変化は容量 10cc、精度 0.025cc のピュレットを用い測定した。なおピュレット内の水の自由面は赤色オイルで被膜している。

iii) 供試体 供試体は直径 3.5cm ($H^* = 1.75\text{cm}$)、高さ 8cm に成形し、周囲にはペーパードレーンを施している。なお端面摩擦軽減のためルブリケートエンドを用いている。

iv) 試験条件 試験条件は全て応力制御・排水条件

で、各荷重増分における測定時間 t^* は原則として 4 日間とした。

3-3. 試験結果 (所要パラメータの決定)

i) 弾塑性パラメータの決定

a) λ, κ

RC test 結果から $e-\log p$ 曲線 (Fig. 2) を描き、正規圧密線の勾配 C_c , 膨潤線の勾配 C_s を求める。

$$\lambda = 0.434C_c, \quad \kappa = 0.434C_s$$

b) μ, ν, Mo, No

RD test の結果を次のように整理して求める。

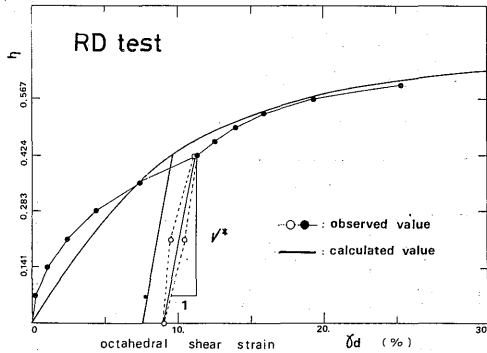


Fig.7 Octahedral shear strain versus stress ratio relationship

$e_d-\eta$ 関係 (Fig. 1) の勾配から μ が、 $\eta-\gamma_d$ 関係 (Fig. 7) の除荷再載荷により生じるヒステリシスループの中線の勾配 ν^* より $\nu = \nu^*/100$ が決定できる。塑性ひずみ増分比 ($dv_d^p/d\gamma_d^p$) と応力比 η との関係 (Fig. 8) から Mo, No が決定できる。図中黒丸は $t = t^* = 4 \text{ day}$ における実測値でその一次回帰線 (図中実線) の勾配が No , 切片

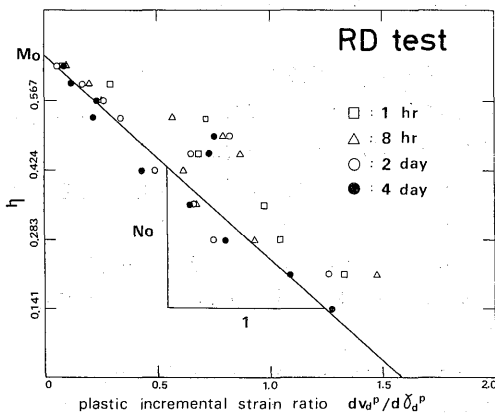


Fig.8 Plastic incremental strain ratio versus stress ratio relationship

が Mo である。

ii) 時間パラメータの決定

RC test 結果における $\log dv_c^p - \log t$ 関係 (Fig. 4) の直線の勾配が m_c, m_t と p の相関 (図省略) から、

$$m_c = m_t(p) = 0.077p + 0.426$$

が決定された。

RD test 結果から $dv_d^p/t-t$ 関係, $d\gamma_d^p/t-t$ 関係を両対数紙にプロットする (Fig. 5, 6). 両図とも $t=10^2 \text{ min}$ 近傍で不連続であるが $t > 10^2 \text{ min}$ では応力比 η の値にかかわらず勾配はほぼ一定値をとる。それぞれ $t > 10^2 \text{ min}$ における勾配から m_d, m_s が決定できる。

以上の方法により求めた遠賀郡粘土の具体的なパラメータを Table - 2 に示す。なお参考のため一次回帰線より求まるパラメータについてはその相関係数 r もあわせ示している。

Table - 2	
elasto-plastic param.	time parameter
$\lambda = 0.745$ ($r = .993$)	$m_c = 0.470$
$\kappa = 0.029$	$m_d = 0.359$
$\mu = 0.556$ ($r = .987$)	$m_s = 0.494$
$\nu = 0.051$	
$Mo = 0.639$ ($r = .989$)	
$No = 0.407$ ($r = .989$)	

4. 検証

提案式の検証のため本章ではいくつかの径路に沿う実測値と計算値の比較検討を行なう。なお所要パラメータ決定のため行なう RC test, RD test も一つの検証用径路とみなすことができる。

i) 等方圧密径路

提案式がひずみ増分の時間変化を表現しているかをみるために一例として $p = 200 \rightarrow 300 \text{ KN/m}^2$ の体積ひずみ増分 dv_c と時間対数 $\log t$ との関係をプロットした (Fig. 3). 図中白丸が実測値, 実線が計算値であり両者の対応は良好な一致を示している。この結果は Fig. 4 に示すように m_c の精度の高さから容易に予測される。

ii) 平均主応力一定径路

ひずみ増分の経時変化の一, 二例を Fig. 9 に示す。(a)図は $\eta = 0.212 \rightarrow 0.283$, 比較的応力比 η の低い段階, (b)図は $\eta = 0.601 \rightarrow 0.636$ 破壊時の応力比 Mo

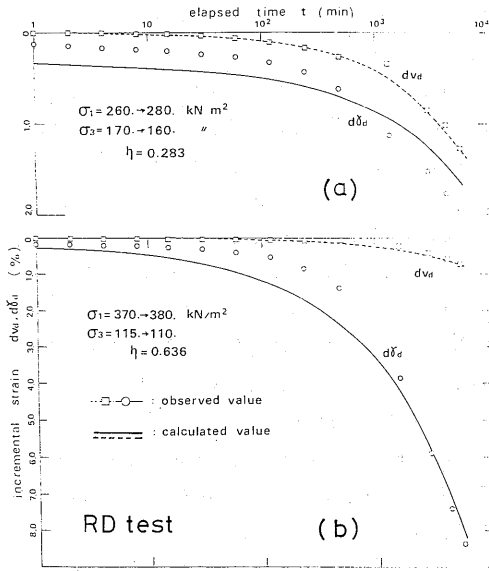


Fig.9 Incremental strain versus time relationship for RD test

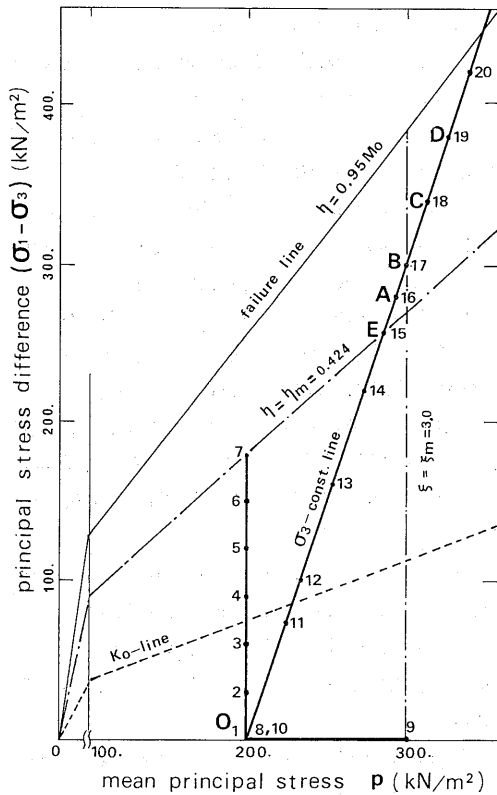


Fig.10 Stress path of triaxial compression test experienced stress histories in advance

=0.639に近い高い応力比におけるひずみ増分と時間対数をプロットしたものである。図中白抜ききの四角がダイレタンシー増分 dv_d 、白丸がせん断ひずみ増分 $d\gamma_d$ の実測値, それぞれに対応する計算値は破線と実線でプロットしている。図から計算値が弾性せん断ひずみ増分 $d\gamma_d^e$ ($t=t_0=1$ min における $d\gamma_d$) を過大評価する傾向があるものの、ほぼその時間挙動を表現し得ている。時間 t の増大とともに実測値と計算値の対応が良好になる傾向は Fig. 5.6 で $t > 10^2$ min における勾配で時間パラメータ m_d, m_s を決定したためである。また(a)図に較べ(b)図ではダイレタンシー増分 dv_d が極端に小さいが、これは既に多くの研究者により認められている粘土の特性であり、Fig. 8 において η が大きくなるほど $dv_d^p/d\gamma_d^p$ がゼロに収束する事実の反映である。また(b)図の $d\gamma_d$ は破壊に近い応力レベルでのせん断クリープ特性を計算値が扱っていることを示している。

iii) 履歴を与えた側圧一定圧縮径路

Fig.10に示すようなあらかじめせん断と圧密の履歴を与えた側圧一定圧縮径路を採用した。まず $t^* = 4$ day 時のひずみ増分の総和から一般表現の応力ひずみ曲線を描いたのが Fig. 11 である。図中白抜きプロット点が実測値、実線が計算値である。実測値には計算値ほどの顕著なせん断履歴の影響はみられない。

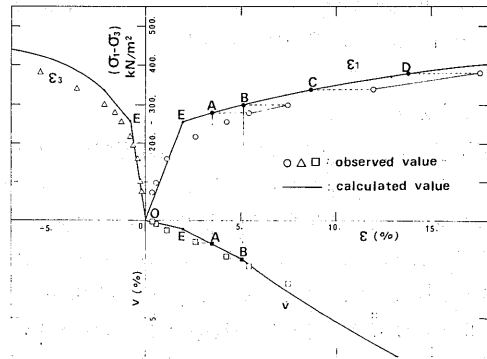


Fig.11 Stress-strain behaviour along triaxial compression path

このことはせん断履歴の後に圧密履歴を与える本径路の場合 (Fig. 10参照), 圧密履歴をうけると先にうけたせん断履歴の記憶の一部を失くすものと考えられるが、今後圧密履歴の後にせん断履歴を与え同一の径路をたどらせることによって確認したいと考えている。図中径路 A B, C D に対応する計算値と実測値を破線で結んでいる。これらはほぼ平行四辺形をなしており、 t^* 時間経過後のひずみ増分の絶対量を提案式

が正確に評価し得ていることを示している。次にひずみ増分の経時変化をみるために一例として Fig. 11 の \overrightarrow{AB} , \overrightarrow{CD} に対応するひずみ増分値と時間対数の関係をプロットした (Fig. 12)。なお \overrightarrow{AB} は Fig. 10 を参照してわかるように $\xi < \xi_m$ の径路だから圧密項 $dv_c^p = 0$, \overrightarrow{CD} は $\xi = \xi_m$ かつ $d\xi > 0$ の径路だから $dv_c^p = 0$, しかもかなり破壊線に近づいた径路である。 \overrightarrow{AB} , \overrightarrow{CD} ともに計算値は実測のひずみ増分の時間挙動をよく表現している。

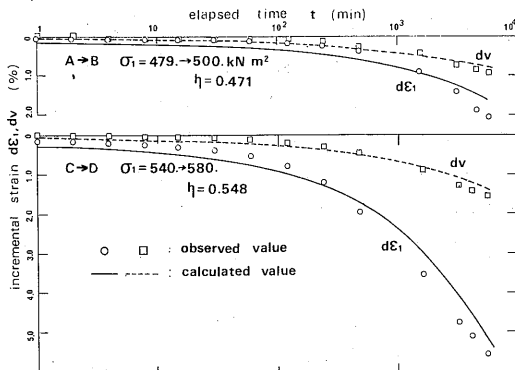


Fig.12 Incremental strain versus time relationship for triaxial compression test

以上軸対称圧縮径路という限られた径路での実測値と計算値の比較により提案式の検証を行なった。今後軸対称伸張, 多軸応力径路での検証を行なわねばならないが, 軸対称圧縮径路に関する限り, 本提案式(3)式は妥当なものと結論づけられよう。

5. あとがき

本報告において, 粘性土地盤の経時変形解析への1つのアプローチとして既存FEM増分法プログラムに適用可能な形式で, ひずみの時間依存性を先の弾塑性構成則に組み入れ, 新たにマクロレオロジーとしての構成則を提案した。また乱さない飽和粘土を試料とし, 実測値と計算値の比較から, 提案式が軸対称圧縮径路に関しては粘土の弾塑性応力ひずみ時間挙動を十分表現し得るものであることを確かめた。今後提案式の軸対称伸張, 多軸応力径路での検証を行なうとともに, 寸法効果に関する実験的研究も行なっていきたい。末筆ながら本研究の実験に協力頂いた戸野本靖久(現村本建設K, K)・大久保剛(現基礎地盤コンサルタントK, K)両君と, 日頃有益な助言を頂いている本学伊勢田哲也教授, 同落合英俊助教授に感謝の意を表します。

引用文献

1) Drucker.D.C; "Soil mechanics and plastic ana-

lysis or limit design", Quart. Appl. Math, vol 10, pp.157-165, 1952.

- 2) Schofield.A.P and Wroth.C.P; "Critical state soil mechanics", McGraw-Hill co.(London), 1968.
- 3) Roscoe.K.H and Burland.J.B; "On the generalized stress-strain behaviour of 'Wet' Clay", Engineering Plasticity (ed. Heyman.J and Leckie.F.A), Cambridge Univ. Press, pp. 535-609, 1968.
- 4) 橋口公一; "粒状体に関連する等方硬化理論", 土木学会論報, 227号, pp.45-60, 1974.
- 5) Lade.P.V and Duncan.J.M; "Elasto-plastic stress strain theory for cohesionless soils", J.SMFE,ASCE,vol.101, No.GT 10, pp.1037-1054,1975.
- 6) 中井照夫・松岡元; "三主応力下の土のせん断挙動に関する統一的解釈", 土木学会論報, 303号, pp.85-77, 1980.
- 7) Adachi.T and Okano.M; "A constitutive equation for normally consolidated clay", J.JSMFE, vol.14, No.1, pp.55-73, 1974.
- 8) Akai.K and Oka.F; "Thermodynamic theory of inelastic materials and its application to stress wave propagation in cohesive soil", Proc. of JSCE, No.253, pp.109-122, 1976.
- 9) Sekiguchi.H and Ohta.H; "Induced anisotropy and time dependency in clays", Prep. of specialty session 9, 9-th ICSMFE, pp.229-238, 1977.
- 10) 内藤秀信・棚橋由彦; "粘性土の後発異方性と応力ヒズミの増分関係について", 第33回土木学会年次学術講演概要, 第三部, pp.61-62, 1978.
- 11) 内藤秀信・棚橋由彦; "粘性土の後発異方性と応力ヒズミの増分関係について-第2報-", 第34回土木学会年次学術講演概要, 第三部, pp.55-56, 1979.
- 12) Mesri.G and Choi.Y.K; "Excess pore water pressure and preconsolidation effect developed in normally consolidated clays of same age", (discussion), J.JSSMFE, vol.20, No.4, pp.143-147, 1980.
- 13) Sighn.A and Mitchell.J.K; "General stress-strain-time function for soils", J.SMFD,ASCE,vol.94, No.SM1, pp.21-46, 1968.
- 14) 安原一哉; "飽和粘土の異方圧密における変形挙動の解析", 土木学会論報, 283号, pp.67-78, 1979.