



HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	K0条件で過圧密状態に至った粘土の応力～ひずみ挙動
Author(s)	木幡, 行宏; 三田地, 利之; 川田, 貢 他
Citation	北海道大學工学部研究報告, 140, 27-38
Issue Date	1988-05-30
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/42101
Type	departmental bulletin paper
File Information	140_27-38.pdf



K_0 条件で過圧密状態に至った粘土の応力～ひずみ挙動

木幡 行宏 三田地 利之 川田 貢* 斉藤 隆宏**

(昭和 62 年 12 月 26 日受理)

Stress-Strain Behavior of Clay Consolidated and Rebounded under K_0 Condition

Yukihiro KOHATA, Toshiyuki MITACHI, Mitsugu KAWADA
and Takahiro SAITO

(Received December 26, 1987)

Abstract

Recently, research on constitutive model of clays have been developed, and various models have been proposed and discussed. Most of these are derived from experimental data on isotropically consolidated clays, while only a few models focus their attention on anisotropically overconsolidated clays.

In this paper, a series of consolidated drained triaxial tests on a saturated remolded clay was performed. Triaxial test specimens were first consolidated and rebounded under K_0 conditions to the stress states at which OCR are 2, 4 and 10. The drained stress probe tests along six stress paths for each OCR were conducted to investigate the influence of anisotropic stress history and stress path on the stress-strain behavior of overconsolidated clay.

From the test results, it was found that the shear strain developed during drained shear depends not only on the change of stress ratio but also on that of mean effective stress. It was also found that K_0 overconsolidated clay exhibits negative dilatancy at the beginning of loading even on the "dry side", and then significant positive dilatancy is observed on the stress path moving towards the Hvorslev surface on the dry side.

Based on the test results, a constitutive model which describes the stress-strain characteristics of anisotropically overconsolidated clay is proposed. Stress-strain behavior for the stress path moving towards the critical state line can be well predicted by the model. The model also describes the stress-strain behavior for the stress paths directed from the overconsolidation state to the normal consolidation zone.

土木工学科 土質工学講座

* 土木工学科 土質工学講座(現 北海道開発局)

** 土木工学科 土質工学講座(現 宮城県庁)

1. ま え が き

土の強度論や安定解析手法、さらに土質調査・試験技術等、土質工学上の諸分野の発展によって土構造物の破壊による災害はほとんど防げるようになってきた。しかし、軟弱地盤上に構造物を築造する際の地盤の沈下・変形に関する問題、あるいは、地中構造物と地盤との相互作用問題等、破壊時点の前後に発生する問題に対する満足し得る解が得られる状況にはない。これらは、土の変形問題を取り扱うものであり、土の変形特性を的確にとらえなければ十分な解を得ることはできない。そこで、土の構成式の研究が近年盛んに行われ、種々の構成モデルが提案され議論されている。

等方応力条件の下で過圧密された粘性土を対象にした構成式の研究としては、応力比一定線を降伏関数とし非関連流動則を用いた Pender¹⁾ の弾塑性モデルや異方硬化型の境界曲面を導入した Mroz ら²⁾ の Two Surface Model、境界曲面として指数関数を用いた足立・岡³⁾ の研究などがある。しかし、原地盤の多くは異方圧密状態にあり、地盤を開削したような部分では、異方応力条件下で過圧密状態になっている。さらに、排水条件や荷重条件によって地盤内の土要素は種々の有効応力経路をたどると考えられる。このような異方過圧密粘性土を対象にした実験的研究は、極めて少なく未解明な部分が多い。

そこで、本研究においては、乱した飽和粘性土試料に対して側方変位を拘束した K_0 圧密、 K_0 膨張を行い、その後排水状態で Stress Probe 試験を実施し、異方過圧密粘性土の変形特性を把握し、これに基づいて、異方過圧密粘性土の応力～ひずみ挙動を表現し得る構成式を提案した。

2. 実 験

2.1 試料および試験装置

本研究に用いた試料は、勇払郡早来町安平から採取した自然粘土であり、その物理的性質は、液性限界 $LL=63\%$ 、塑性指数 $PI=30$ 、比重 $G_s=2.65$ 、粘土分 60% である。採取した試料は蒸留水を加え、 $420\ \mu\text{m}$ ふるいを通した後、養生した。このように準備した泥水状態の粘土を十分攪拌した後、真空で予圧密セルに導き、 $80\ \text{kPa}$ の鉛直応力で約 2 週間予圧密して得られた粘土塊から水平方向に切り出して直径 $50\ \text{mm}$ 、高さ $120\ \text{mm}$ の円柱に成形して供試体とした。供試体周囲に、らせん状のスリットを付けた厚さ $0.2\ \text{mm}$ のろ紙を巻き、水中で厚さ $0.2\ \text{mm}$ のメンブレンを被せ、三軸セルにセットした。供試体両端面には摩擦の影響を軽減させるためにシリコングリースを塗布したテフロンシートを置いた。

試験中の軸力は三軸セル内にセットしたロードセルにより、軸変位量はひずみゲージ式変位変換器により、また側圧および間隙水圧はひずみゲージ式圧力変換器で測定した。なお間隙水圧は供試体下端中央部で測定し、軸力制御にはペロフラムシリンダーを、供試体上面までグリセリンで満たされた三軸セル内の側圧制御にはエアレギュレーターを用いた。吸排水量は、ろ紙に集まった水をペデスタルを通して体積変化測定装置⁴⁾に導き自動計測を行った。試験期間を通して、室温は $20^\circ\text{C}\pm 0.5^\circ\text{C}$ に制御され、また、供試体の飽和度を高めるため $100\ \text{kPa}$ の Back Pressure を圧密段階から載荷した。

2.2 実験方法

三軸セル内にセットされた供試体を、Back Pressure を十分行きわたらせる目的で有効側圧 $30\ \text{kPa}$ で 3 時間等方圧密した後、有効側圧 $275\ \text{kPa}$ まで段階的に側圧を上げながら自動 K_0 圧密装置⁵⁾を用いて K_0 圧密を行った。その後、圧密最終点(平均有効主応力 $p'=523\ \text{kPa}$ 、軸差応力 $q=369$

kPa), および K₀ 膨張経路ならびに過圧密比 2, 4, 10 に相当する応力点(せん断原点)がすべての供試体で一致するように, 手動で軸圧および側圧を制御することによって K₀ 圧密, K₀ 膨張を行った。なお, K₀ 膨張経路は, 予備実験(自動 K₀ 圧密装置使用)により決定した。

つぎに, 図-1 に示すように, それぞれの過圧密比に相当する応力点まで K₀ 膨張を行った試験供試体に対して, 以下の 6 種類の応力経路に沿って応力制御排水せん断試験を実施した。なお, 本研究で用いる応力パラメータは, 平均有効主応力 p', 軸差応力 q, 応力比 η であり, 次式で定義される。

$$p' = (\sigma'_a + 2\sigma'_r)/3, \quad q = \sigma'_a - \sigma'_r, \quad \eta = q/p'$$

ここで, σ'_a , σ'_r : 供試体軸方向および半径方向の有効主応力

また, 過圧密比 OCR は, 次のように定義される。

$$OCR = \sigma'_{a0}/\sigma'_{an}$$

σ'_{a0} , σ'_{an} : 圧密終了時および膨張終了時の供試体軸方向の有効主応力
実験の種類を示すと次の通りである。

(1) CP TEST: 平均有効主応力一定試験

OCR=2: p'=373 kPa(経路 B2, B7) OCR=4: p'=263 kPa(経路 C2)

OCR=10: p'=169 kPa(経路 D2)

(2) Cq TEST: 軸差応力一定試験

OCR=2: q=13 kPa(経路 B1, B6) OCR=4: q=-83 kPa(経路 C1, C6)

OCR=10: q=-143 kPa(経路 D1)

(3) CIR TEST: 応力増分比($\Delta q/\Delta p'$)一定試験

OCR=2: $\Delta q/\Delta p' = 3, -1.71$ (経路 B3, B5) OCR=4: $\Delta q/\Delta p' = 3, 1, -1$ (経路 C3, C4, C5)

OCR=10: $\Delta q/\Delta p' = 3, 1, -1.71, 1/3$ (経路 D3, D4, D5, D8)

載荷は 12 時間間隔で行い, 所定の応力点に達した後, 変形の可逆成分を知る目的で初期応力点まで同一経路で除荷を行った。なお, 図中の M, M_e の値は, 等方圧密非排水圧縮, 伸張試験から得られた破壊時の応力比 η であり, また, 全試験経路においてろ紙の吸排水およびメンブレンからの透水を考慮した排水量の補正を行った⁶⁾。上記の応力パラメータに対応させて, 本研究ではひずみパラメータとして次式で表される体積ひずみ v とせん断ひずみ ε を用いた。

$$\varepsilon_a = \ln(H_0/H), \quad v = \ln(V_0/V) = \varepsilon_a + 2\varepsilon_r, \quad \varepsilon = \varepsilon_a - v/3$$

ここで, ε_0 , ε_r : 供試体軸方向および半径方向の主ひずみ

H₀, H: 膨張終了時およびせん断中の供試体高さ

V₀, V: 膨張終了時およびせん断中の供試体体積

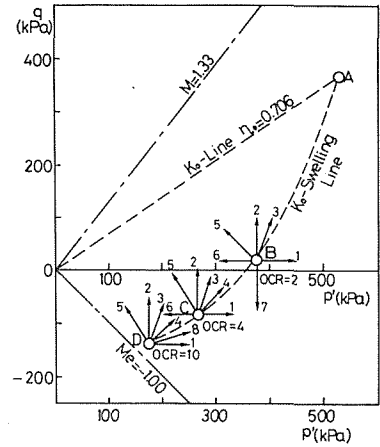


Fig. 1 Effective stress paths in p'-q plane.

3. 実験結果と考察

図一2は一連のCP試験で破壊(図中↑印)に至った経路の $\eta \sim v$ 関係を示したものであり、図中の◎, 回, △は、せん断試験の開始点を表している。図一2において、OCR=4, 10の試験では、載荷初期に負のダイレイタンス($v > 0$)が発生し、破壊状態に近づくにつれ正のダイレイタンスへと挙動は大きく変化している。一方、OCR=2の伸張試験では、顕著な負のダイレイタンスが認められ、正規圧密粘土に対する平均有効主応力一定試験結果⁷⁾に類似の挙動を示している。これらの試験結果において Δv が正から負に転じる η の値は、ほぼ0.7付近であり、この値は K_0 圧密時の η の値にほぼ等しい。

図一3(a)(b)は、OCR=2, 10のCP試験の $\eta \sim \epsilon$ 関係を示している。図中の実線は載荷時を示し、破線は除荷時を表している。両者を比較すると、除荷時の挙動からOCR=10では、発生するせん断ひずみのほとんどが可逆成分であるのに対して、OCR=2では応力レベルが大きくなる程、大きな非可逆成分が認められる。図一4(a)(b)には、側圧一定条件としたCIR試験の $\eta \sim \epsilon$ 関係を示した。ひずみの発生傾向は上述のCP試験と同様であるが、定量的に比較すると、載荷時に発生するせん断ひずみはCP試験よりも大きく、除荷時には非可逆成分が大きい。図一5(a)(b)は、 $\Delta q/\Delta p' = -1$ (OCR=2)および $\Delta q/\Delta p' = -1.71$ (OCR=10)としたCIR試験の $\eta \sim \epsilon$ 関係をそれぞれ示している。ひずみの発生傾向は、図一5(a)では、上述の試験と異なり非可逆成分が小さく、また、図一5(b)では大きな負のせん断ひずみが生じている。

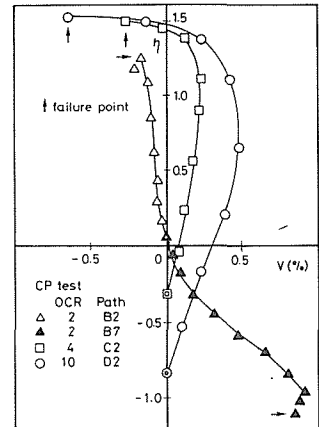


Fig. 2 Stress ratio versus volumetric strain for CP test to failure.

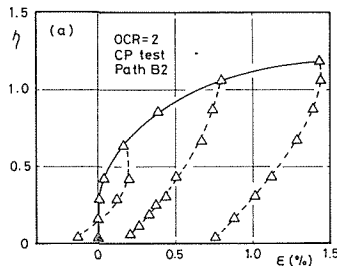
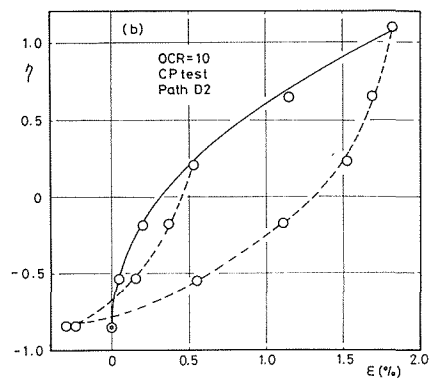


Fig. 3 (a) (b) Stress ratio versus shear strain for CP test.



さて、ここまで述べてきた試験においては載荷時に正、除荷時に負のせん断ひずみの発生傾向を示した。これは、 $d\eta > 0$ (載荷時)となるせん断経路、言い換えると $dq > 0$ (載荷時)を与えるせん断経路をたどっているためと考えられる。そこで、図一6(a)~(e)に、 dq の変化が今までとは異なるCq試験の $\eta \sim \epsilon$ 関係を示す。なお、OCR=2におけるCq試験では $d\eta \approx 0$ であるので P' と ϵ の関係を示した。図一6において、(a)~(c)はOCR=2, 4, 10で $dp' > 0$ 、(d)(e)はOCR=2, 4で $dp' < 0$ のせん断結果である。図一6(a)~(c)を見ると、載荷初期から負のせん断ひずみが生じ、除荷時にはOCR=4, 10で載荷時よりも大きな負のせん断ひずみ増分が生じている。一方、図一6(d)(e)では、載荷時に $dp' > 0$ となる経路よりも大きな負のせん断ひずみが生じ、除荷時には正のせん断ひ

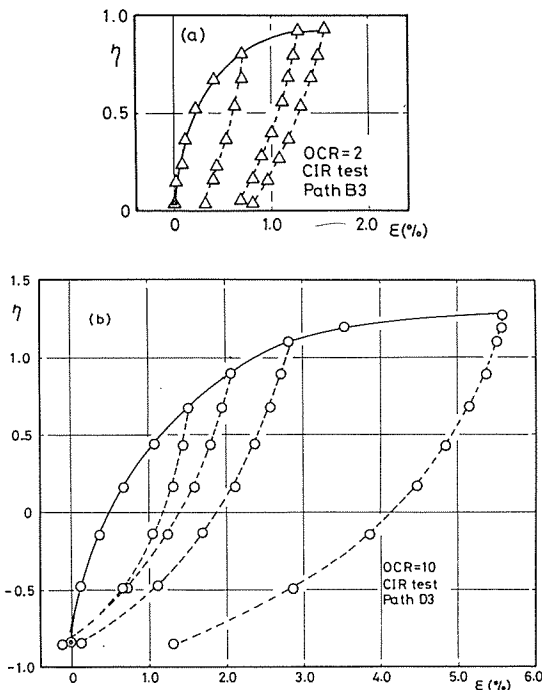


Fig. 4 (a) (b) Stress ratio versus shear strain for CIR test ($\Delta q/\Delta p' = 3$).

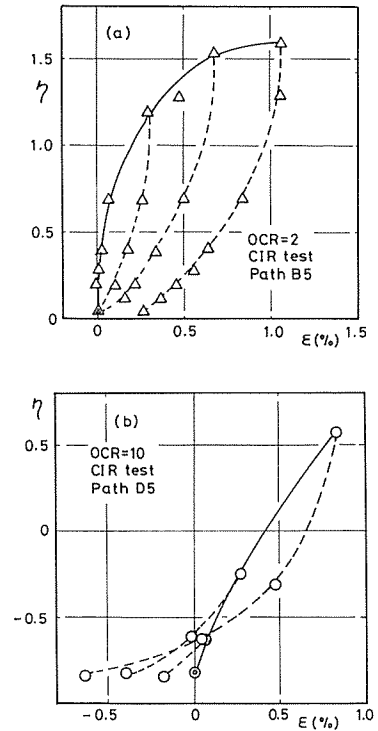


Fig. 5 (a) (b) Stress ratio versus shear strain for CIR test ($\Delta q/\Delta p' = -1, -1.71$).

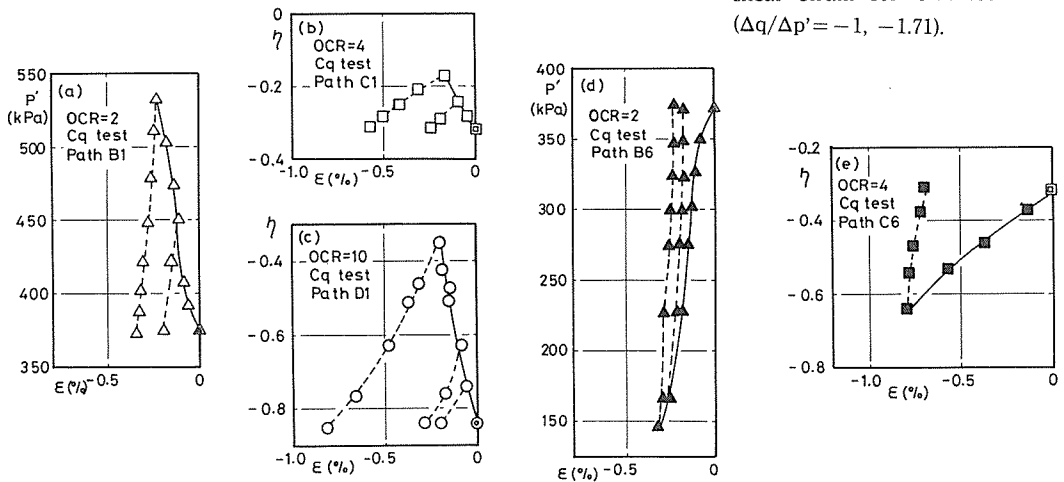


Fig. 6 (a)～(e) Stress (or stress ratio) versus shear strain for Cq test.

ずみ増分が生じている。

以上の結果から考えると、CP試験、CIR試験では、 $d\eta > 0$ となる場合に、正のせん断ひずみが生じており、限界状態に近づくにつれ、その発生量が大きくなっている。つまり、発生するせん断ひずみは、 η への依存度が大きいと考えられる。また、両試験で発生するひずみ量の違いは、 p' の変化量の違いによるものと考えられ、これらの経路に対するせん断ひずみの発生特性は、 η ばかりか p' にも依存しているとみられる。以上述べてきたように、 $d\eta > 0$ の応力経路の場合、正のせ

せん断ひずみが生じていることから判断して、一般的に $d\eta > 0$ であれば正のせん断ひずみの発生が予想される。ところが、Cq 試験での $dp' > 0$ の経路では、 $dq = 0$ で、 $d\eta > 0$ あるいは $d\eta = 0$ (OCR=2) であるにもかかわらず、負のせん断ひずみが生じた。表-1 は等しい η ($= -0.35$) に対して OCR=10 の各経路で発生したせん断ひずみ量を示したものである。応力増分比の大きい試験から小さい試験の順に見てみると、せん断ひずみの発生量は $\Delta q / \Delta p' = 1$ の試験で最大を示し、その後減少していることが分かる。このことから、任意の経路におけるせん断ひずみの発生量について考えると、せん断ひずみが発生しない経路が存在し、それを境に発生するせん断ひずみの符号が変わると考えられ、本研究の場合、 $\Delta q / \Delta p' = 1/3$ の CIR 試験と Cq 試験の経路の間に $d\epsilon = 0$ なるせん断経路が存在するものと考えられる。また、OCR=2 および 4 の Cq 試験における $dp' < 0$ の経路で負のせん断ひずみが生じたことに対しても同様の説明が可能である。

Table 1 Development of shear strain at $\eta = -0.35$ for each stress paths.

$\Delta q / \Delta p'$	ϵ (%)
∞ (CP)	0.18
3 (CIR)	0.20
1 (CIR)	0.25
1/3 (CIR)	0.15
0 (Cq)	-0.18

4. 構成式の誘導

図-7 は、提案するモデルの概略図である。図に示すように、このモデルでは3つの降伏曲面を仮定する。すなわち、圧密によって形成される圧密曲面、その内部に存在するせん断降伏曲面と体積降伏曲面である。圧密曲面は、池浦・三田地⁹⁾によって提案された異方正規圧密粘性土の応力～ひずみモデルに基づいて、また、せん断降伏曲面は、足立・岡³⁾によって提案されたモデルの概念に基づいて、それぞれ誘導される。

4.1 圧密曲面

任意の応力経路上における降伏点を、排水せん断試験中の含水比変化によって求める手法が、Parry & Wroth⁹⁾, Mitchell¹⁰⁾

らによって報告されているが、筆者ら¹¹⁾も同様の手法を用いて降伏点を求め、圧密曲面を検討した。そこで求められた圧密曲面は、図-7 に模式的に示したように圧密経路の方向に突出しているものであった。その特徴を表現するために、池浦・三田地のモデルでは、修正 Cam-Clay Model¹²⁾の基本仕事式に移動硬化の概念を導入し、さらに、塑性ひずみ増分比の応力経路依存性を表すパラメータ a を用いている。以下に圧密曲面の誘導過程を示す。

まず、異方圧密粘土の塑性ひずみ増分比を以下のように仮定する。

$$\frac{d\epsilon^p}{dv^p} = \frac{a(\eta - \eta_0)}{(M - \eta_0)^2 - (\eta - \eta_0)^2} \quad (1)$$

M : 限界状態の応力比

η_0 : 異方圧密終了時の応力比

また、非関連流動則の立場から非直交性を表すパラメータ A を導入し、直交条件を次式のように修正する。

$$\frac{d\epsilon^p}{dv^p} = -\frac{1}{A} \cdot \frac{dp'}{dq} \quad (2)$$

パラメータ A は、せん断初期 ($\eta = \eta_0, d\epsilon^p/dv^p = 0$) において $A = 1$, 限界状態 ($\eta = M, d\epsilon^p/dv^p = \infty$) において $A = 0$ となるように、

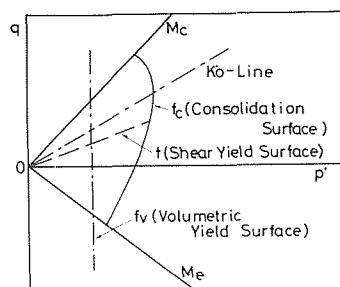


Fig. 7 Schematic representation of proposed model.

$$A = (1 - b(d\varepsilon^p/dv^p))^{-1} \quad (3)$$

と仮定する。

ここで、(3)式中のパラメータ b は、せん断中に主応力の反転が生じる場合に、 $b=0$ 、反転が生じない場合に、 $b=\eta_0$ とする。

(1)式、(3)式より次式を得る。

$$\frac{dp'}{p'} + \frac{a(\eta - \eta_0)}{(M - \eta_0)^2 - (\eta - \eta_0)^2 + a(\eta - b)(\eta - \eta_0)} d\eta = 0 \quad (4)$$

(4)式を初期条件 $\eta = \eta_0$, $p' = p'_0$ で積分すると、圧密曲面を得る。ここで、 p'_0 も変数と考えると、

$$\frac{dp'_0}{p'_0} = \frac{dp'}{p'} + \frac{a(\eta - \eta_0)}{(M - \eta_0)^2 - (\eta - \eta_0)^2 + a(\eta - b)(\eta - \eta_0)} d\eta \quad (5)$$

一方、圧縮指数 λ 、膨張指数 κ を用いて、間隙比の塑性成分として

$$de^p = -(\lambda - \kappa) \cdot \frac{dp'_0}{p'_0} \quad (6)$$

を得る。

(6)式を(5)式に代入して塑性ひずみ増分式が得られる。

$$dv^p = -\frac{de^p}{(1+e)} = \frac{\lambda - \kappa}{1+e} \left[\frac{dp'}{p'} + \frac{a(\eta - \eta_0)d\eta}{(M - \eta_0)^2 - (\eta - \eta_0)^2 + a(\eta - b)(\eta - \eta_0)} \right] \quad (7)$$

$$d\varepsilon^p = \frac{a(\eta - \eta_0)}{(M - \eta_0)^2 - (\eta - \eta_0)^2} \cdot dv^p \quad (8)$$

4.2 降伏曲面

圧密曲面の内部に存在するせん断降伏曲面を表す降伏関数を、次式のように仮定する。

$$f = \eta - \eta_{(n)} - k_s = 0 \quad (9)$$

(9)式に含まれている k_s は硬化パラメータであり、塑性せん断ひずみ ε^p の関数として

$$k_s = \frac{(M_f - \eta_{(n)}) \varepsilon^p}{C(M_f - \eta_{(n)}) + \varepsilon^p} \quad (10)$$

で表されるものとする。ここで、 M_f は破壊時の応力比、 $\eta_{(n)}$ は n 回目に応力増分方向が変化したときの応力比、 C は後述する方法で決定されるパラメータである。

つぎに、塑性ポテンシャル関数を次式のように仮定する。

$$g = \eta - \eta_{(n)} + \bar{M} \ln(p'/p'_{a(n)}) = 0 \quad (11)$$

ここで、

$$d\eta > 0; p'_{a(n)} = p' \exp \left[\frac{\eta - \eta_{(n)}}{\bar{M}} \right] \quad ; \quad d\eta < 0; p'_{a(n)} = p' \exp \left[\frac{\eta_{(n)} - \eta}{\bar{M}} \right]$$

式に含まれる $\bar{M}$ は次式で定義される変数であり、図－8 に示すように現在の応力状態に対して自動的に決定されるものである。

$$\bar{M} = -\frac{|\eta|}{\ln(p'/p'_c)}$$

ここで、図－8 に示すように、 p'_c は圧密終了時の塑性ポテンシャル面 ($g_c=0$) と p' 軸との交点の P' の値であり、

$$p_c' = p_b' \cdot \exp(|\eta_0|/M_m)$$

で示され、また、 p_b' は $p'_{\max}$ が塑性体積ひずみの発生によって変化した時の値であり、 $p'_{\max}$ は過去に受けた最大の p' の値である。

$$p_b' = p'_{\max} \cdot \exp((1+e)/(\lambda-\kappa) \cdot v^p) \quad (12)$$

さらに、 M_m は圧縮側、伸張側それぞれのダイレイタンシー限界での応力比であり、図-9 に示されるものである。

一般に、塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^p$ は、硬化関数 H を用いて次式で定義される。

$$d\varepsilon_{ij}^p = H \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma_{kl}} \cdot d\sigma_{kl} \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (13)$$

(9)式に Prager の適合条件を適用すると、(13)式は

$$\frac{1}{H} = - \left[\frac{\partial f}{\partial k} \cdot \frac{\partial k}{\partial \varepsilon_{ij}^p} \right] \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \quad (K: \text{硬化パラメータ})$$

となり、 f および g はすでに定義してあるので、硬化関数、

$$H = \frac{p'C(M_f - \eta_{(n)})^2}{(M_f - \eta)^2} \quad (14)$$

を得る。

よって、(13)式より塑性ひずみ増分式として、次式が求まる。

$$dv^p = C \cdot \frac{(M_f - \eta_{(n)})^2}{(M_f - \eta)^2} \cdot (|\bar{M}| - |\eta|) |d\eta| \quad (15)$$

$$d\varepsilon^p = C \cdot \frac{(M_f - \eta_{(n)})^2}{(M_f - \eta)^2} \cdot d\eta \quad (16)$$

さらに、圧密曲面内に p' 一定の体積降伏面を仮定した。

$$f_v = p' - k_v = 0 \quad (17)$$

ここで、 k_v は、Mroz ら²⁾ が提案している塑性硬化係数 k_p を用いて、以下のように求められる。

$$dk_v = k_p \cdot dv^p$$

$dp' > 0$ の場合、

$$k_p = (k_{pr})_{nc} + k_{p0} \left[\frac{p' - p_b'}{p_b'} \right]^{\gamma+1} \quad (18)$$

このとき、 $p' \geq p_b'$ であれば k_p は正規圧密状態の塑性硬化係数 $(k_{pr})_{nc}$ となり、次式で示される。

$$k_p = (k_{pr})_{nc} = \frac{(1+e)}{(\lambda-\kappa)} p'$$

$dp' < 0$ の場合、

$$k_p = (k_{pr})_{oc} + k_{p0} \left[\frac{p'}{p_b'} \right]^{\gamma+1} \quad (19)$$

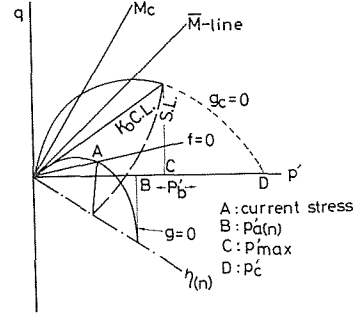


Fig. 8 Schematic representation of plastic potential surface $g=0$.

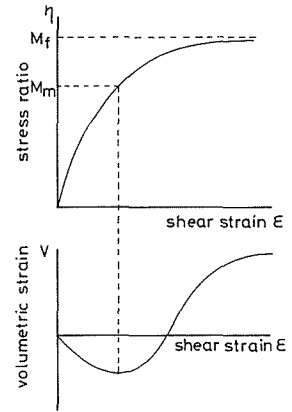


Fig. 9 Definition of M_m .

となる。 $(k_{pr})_{oc}$ は過圧密状態の塑性硬化係数であり、次式で示される。

$$(k_{pr})_{oc} = \frac{(1+e)}{\kappa_{max}} p'$$

式中において、 γ および初期塑性硬化係数 k_{p0} は、後述の方法で決定される土質パラメータであり、また、 κ_{max} は膨潤線における最大勾配である。

さらに、弾性ひずみは、次式で定義される。

$$dv^e = \frac{\kappa}{1+e} \cdot \frac{dp'}{p'} \quad , \quad d\epsilon^e = \frac{dp}{3G} \quad (20)$$

4.3 パラメータの決定法

モデルに必要とされるパラメータは、 λ , κ , k_{p0} , γ , M_m , M_t , C , a_0 および G である。等方圧密、等方膨張試験より、 $\lambda = 0.126$, $OCR = 10$ までの近似直線勾配として $\kappa = 0.024$, 膨張曲線の初期勾配として $\kappa = 0.0082$ が得られた。また、 k_{p0} および γ は、以下の方法によって求められる。

図-10 に示すように $k_{pr} \neq 0$, $k_{pr} \ll k_{p0}$ であるので、(18)(19)式は、次式のように変形される。

$$k_p = k_{p0} \left[\frac{p' - p_b'}{p_b'} \right]^{\gamma+1} \quad \text{or} \quad k_p = k_{p0} \left[\frac{p'}{p_b'} \right]^{\gamma+1}$$

ここで、 $dp' < 0$ の場合、

$$k_{p0} \left[\frac{p'}{p_b'} \right]^{\gamma+1} = \frac{dp'}{dv^p}$$

$p_b' = \text{一定}$, および初期条件 $p' = p_b'$, $v^p = 0$ として積分すると、

$$\frac{p_b'}{\gamma} \cdot \left[1 - \left[\frac{p_b'}{p'} \right]^\gamma \right] = k_{p0} \cdot v^p$$

となり、(21)式を得る。

$$\gamma \ln \frac{p_b'}{p'} = \ln \frac{k_{p0} \cdot \gamma}{p_b'} + \ln \left[\frac{p_b'}{k_{p0} \cdot \gamma} - v^p \right] \quad (21)$$

さて、 $k_{p0} \cdot \gamma / p_b' < 10^4 \sim 10^5$ ならば、 $\ln(p_b' / k_{p0} \cdot \gamma - v^p) \approx \ln(v^p)$ とみなせるので、(21)式より、 $\ln(p_b' / p') \sim \ln(v^p)$ 関係は、両対数紙上で直線になる。図-11 は、等方圧密、等方膨張試験での膨張および再膨張時の $\ln(p_b' / p') \sim \ln(v^p)$ 関係を示している。図より、 $v^p > 0.5\%$ の部分に最小二乗法を適用して、 $\gamma = 1.0$, $k_{p0} = 1.58 \times 10^5$ (kPa) を得た。ダイレイタンスー限界での応力比 M_m は、非排水試験と一連の p' 一定試験との結果から破壊時の応力比にほぼ等しいという結果を得ているので、圧縮側において 1.26, 伸張側において -1.0 となった。 M_t は、破壊時の応力比であり、大槓¹³⁾の強度式より求められる。大槓は、“Wet”側、“Dry”側にそれぞれ限界状態線が存在すると考え(図-12 参照)、“Dry”側における破壊時の平均有効主応力 p_r' および軸差応力 q_r を用いて、強度式を以下のように定義している。

$$q_r = M(p_r' + \sigma_0)$$

ここで

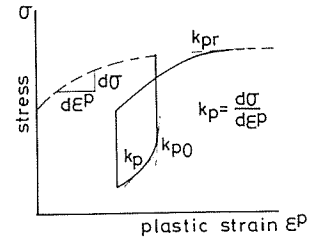


Fig. 10 Definition of k_p , k_{p0} and k_{pr} .

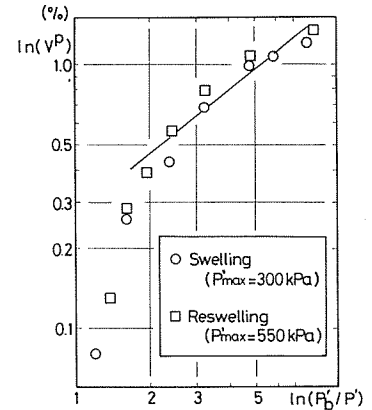


Fig. 11 Determination of parameter γ and k_{p0} .

(22)

$$\sigma_0 = p'_r (1 - \beta) \left((p'_{\max}/p'_r)^\Omega \cdot \exp(-de_r \Omega / (\lambda \cdot \Lambda)) - 1 \right)$$

$$\Omega = 1 - \mu/\lambda, \quad \Lambda = 1 - \kappa/\lambda$$

なお、式中、 μ は“Dry”側での $e \sim \ln p'$ の勾配、 de_r は“Wet”側での C. S. L. と N. C. L. との間の鉛直距離を示し、本研究ではそれぞれ $\mu = 0.051$, $de_r = 0.052$ であった。

また、図-12 より、 q_r は次式で表現できる。

$$q_r = M p'_d - \beta M (p'_d - p'_r)$$

これに、等価圧密圧力 $p_e' = p'_d \exp(de_r/\lambda)$ を代入して、

$$q_r / (M p_e') = (1 - \beta) \exp(-de_r/\lambda) + \beta p'_r / p_e' \quad (24)$$

を得る。図-13 は、“Dry”側で破壊した供試体についての $q_r / (M p_e') \sim p'_r / p_e'$ 関係を示している。図より、 $\beta = 0.70$ が得られた。よって、 M_r として、

$$M_r = (q_r / p'_r) = M (0.231 \cdot (p'_{\max}/p')^{0.595} + 0.70) \quad (25)$$

を得る。

パラメータ C は、 $(\eta - \eta_{(n)}) \sim \varepsilon^p$ 曲線の初期勾配の値であるが、図-14 に示すように、過圧密比と共に初期勾配は、変化している。それゆえ、 $C = C_0 (p'_{\max}/p'_0)$ と定義した。ここで、 C_0 は $OCR = 1$ での初期勾配の値である。(圧縮では、 $C_0 = 1 \times 10^{-3}$ 、伸張では、 $C_0 = 1.5 \times 10^{-3}$)

パラメータ a_0 は、正規圧密粘土に対する CP 試験の $\eta \sim v^p$ 関係へのカーブフィッティングにより求められ、圧縮および伸張で、それぞれ 1.1, 1.8 の値を得た。図-15 には、 p' 一定試験の $q \sim \varepsilon$ 関係の初期接線から求められたせん断剛性率 G と平均有効主応力 p'_0 の関係を示した。また、 $G/p'_0 \sim OCR$ の関係も示している。この図において、 $G \sim p'_0$ 関係に正の相関がみられる。ポアソン比と膨張指数を定数とすれば、弾性論の立場から、 G と p' は線形関係になるので、原点を通るという条件下で $G \sim p'_0$ 関係に回帰直線式を適用すると次式を得る。

$$G = 112(1 + e)p'$$

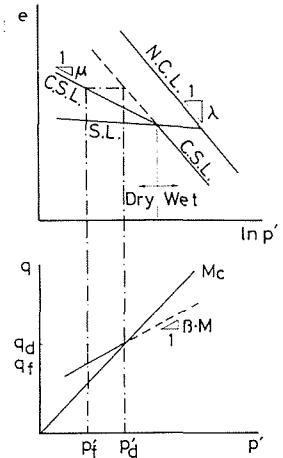


Fig. 12 Critical state line in the “dry side” by Ohmaki (1984).

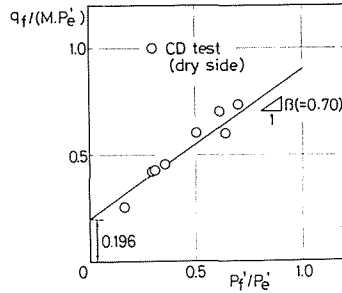


Fig. 13 Determination of parameter β .

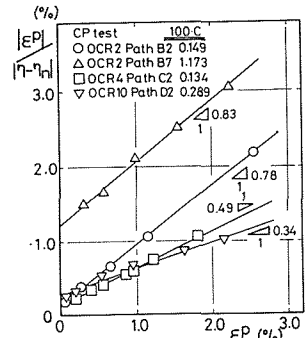


Fig. 14 Determination of parameter C .

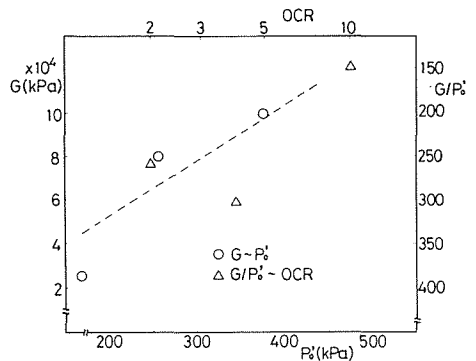


Fig. 15 Modulus of rigidity G versus pre-shear effective stress p'_0 and G/p'_0 versus OCR relationships.

4.4 計算値と実測値の比較

図-16, 17 に、例として CIR 試験($\Delta q/\Delta p'=3$)の体積ひずみおよびせん断ひずみの計算値と実測値の比較を示した。これらの図より、体積ひずみの計算値と実測値の一致度はあまりよいとは言えない。この理由として、以下の2点が考えられる。まず第一は体積ひずみを求める際にダイレイタンスー限界 M_m を用いているが、その値は p' 一定試験での体積ひずみ挙動が示しているように厳密には過圧密比によって変化すると考えられるけれども、本研究においては簡単化のため定数としたこと、第二に、体積降伏面を決定する際にパラメータ γ , k_{p0} を客観的に決めることがやや困難であることである。しかし、体積ひずみの発生傾向はうまく表現されていると考える。一方、せん断ひずみについては、かなり良い一致が見られている。

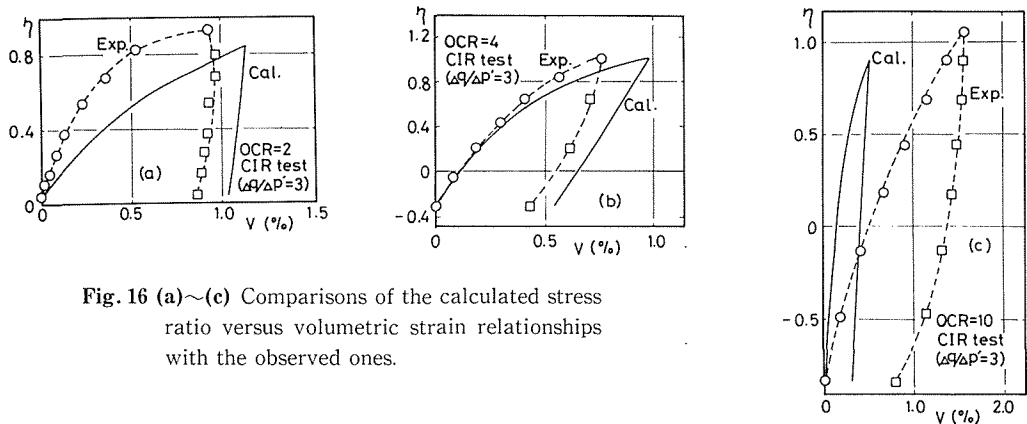


Fig. 16 (a)~(c) Comparisons of the calculated stress ratio versus volumetric strain relationships with the observed ones.

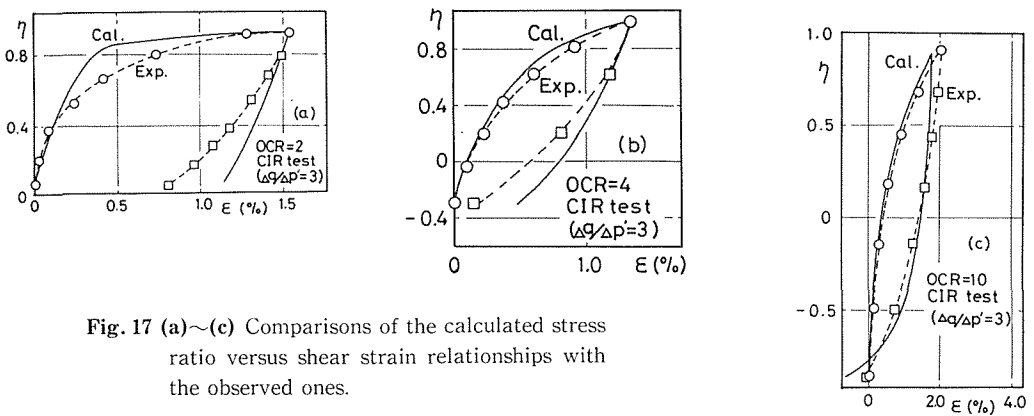


Fig. 17 (a)~(c) Comparisons of the calculated stress ratio versus shear strain relationships with the observed ones.

5. ま と め

飽和粘性土について、K₀条件で圧密・膨張の履歴を与え、排水条件で種々の経路でせん断を行って得られた応力～ひずみ挙動についての考察と、これに基づいて誘導した構成モデルによる計算値と実験値との検討結果から得られた主な結論をまとめると以下のようである。

- 1) K₀条件で過圧密された粘性土のせん断挙動は、異方膨張履歴の影響を受け、载荷初期に負のダイレイタンスーを示し、“Dry”側でボルスレフ面に向かう応力経路では、その後大きな正のダイレイタンスーの発生が認められる。

- 2) 発生するせん断ひずみは、応力比 η への依存度が大きく、各応力経路で発生するせん断ひずみ量は、 p' の変化にも依存している。また、せん断ひずみが発生しない経路の存在が考えられ、その経路を境にして発生するせん断ひずみの正負が決定されることが分かった。
- 3) 本研究で提案したモデルによれば、異方過圧密粘性土の応力～ひずみ関係を良く説明でき、特にせん断ひずみについての計算値と実測値は、かなり良く一致する。

6. 謝 辞

本研究の実験に際しては、昭和 59 年度卒業山口史彦君(現㈱間組)、60 年度卒業佐々木伸也君(現日本国土開発㈱)、61 年度卒業加藤敦彦君(現北海道開発コンサルタント㈱)、金沢裕勝君(現建設省)および工藤豊技官の多大な協力を得た。また、研究にあたって、昭和 62 年度文部省科学研究費一般研究(C) 62550353 の援助を受けた。ここに、記して謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) Pender, M. J.: Geotechnique, Vol. 28 (1978), No. 1, p. 1-25.
- 2) Mroz, Z., V. A. Norris & O. C. Zienkiewicz: Geotechnique, Vol. 29 (1979), No. 1, p. 1-34.
- 3) Adachi, T. & F. Oka: Results of the Int. Workshop on Constitutive Relations for Soils (1982), Grenoble, p. 141-157.
- 4) 小野 丘: 土と基礎, Vol. 31 (昭 58), p. 50-51.
- 5) Mitachi, T. & Kitago, S.: Soils and Foundations, Vol. 16 (1976), No. 1, p. 45-58.
- 6) 三田地利之, 成田 孝: 第 20 回土質工学研究発表会講演集(昭 60), p. 467-470.
- 7) 池浦 勲, 三田地利之: 土質工学会論文報告集, Vol. 26 (1986), No. 3, p. 157-168.
- 8) 池浦 勲, 三田地利之: 土質工学会北海道支部技術報告集, 第 27 号(昭 62), p. 85-90.
- 9) Parry, R. H. G. & C. P. Wroth: Soft Clay Engineering, (1981), Elsevier, p. 311-364.
- 10) Mitchell, R. J.: Can. Geotech. J., Vol. 7, (1970), No. 3, p. 297-312.
- 11) 木幡行宏, 三田地利之, 川田 貢: 第 21 回土質工学研究発表会(昭 61), p. 437-440.
- 12) Roscoe, K. H. & J. B. Burland: Engineering Plasticity, (1968), Cambridge Univ. Press, p. 535-609.
- 13) 大槻正紀: 土木学会論文報告集, (昭 59), No. 346, p. 97-106.