

有機質土の排水強度特性に及ぼす過圧密の影響

INFLUENCE OF OVERCONSOLIDATION ON DRAINED SHEAR STRENGTH
PROPERTIES OF ORGANIC SOIL

山内邦彦*・山口晴幸**

By Kunihiko YAMAUCHI and Hareyuki YAMAGUCHI

Changes in drained shear strength S_d due to swelling under isotropic stress condition were investigated for organic soil. The relationship between rate of undrained strength increase S_u/σ_0 and overconsolidation ratio OCR is represented by one straight line in logarithmic plot. But in drained condition (lateral pressure σ_3 is constant), the relationship between S_d/σ_0 and OCR can not be expressed by straight line. In this paper, based on the test results, the authors supposed two failure lines ("wet" and "dry" side) and an unique relationship of slopes of state paths with OCR in $e \sim \ln \sigma$ plane, and proposed a method for estimating relationship between S_d and OCR.

Keywords: drained triaxial test, organic soil, overconsolidation, shear strength, state path

1. まえがき

応力履歴を受けた粘性土のせん断変形挙動に関する研究は、Henkel^{1),2)}、Parry^{3),4)}、Simons⁵⁾らが強度増加率の変化や非排水条件下での破壊時の間隙圧係数 A_r および排水条件下での破壊時の体積ひずみ v_r と過圧密比の関係、有効応力に関する c' 、 ϕ' と c_a 、 ϕ_a の検討を行ったのをはじめ種々の実験研究が行われてきた。Hvorslev⁶⁾は、正規および過圧密粘性土の破壊時の応力に間隙比を考慮した“Hvorslevの破壊規準”を提案し、有効粘着力 c_e と有効摩擦角 ϕ_e を定義した。またGibson⁷⁾は、せん断強度の残留状態における真の粘着力 c_r 、真の内部摩擦角 ϕ_r を用いて“Coulomb-Hvorslevの規準”に展開した。これらの研究によって、過圧密状態にある粘性土の基本的な土質工学的性質が明らかにされた。以上のような結果をもとに、現在まで行われてきた過圧密粘性土に関する研究は、過圧密領域での土の応力 \sim ひずみ関係を表わす構成式に関するもの⁸⁾⁻¹⁰⁾と、膨張による強度の変化と過圧密比の関係を論じたものに大別できる。

応力履歴を受けた粘性土の強度変化に関する研究は、非排水強度について多くなされておられ、Ladd・Lambe¹¹⁾は試料採取による強度減少について、粘土の圧密膨張後の非排水せん断強度の減少割合を過圧密比の関数として表わした。中瀬ら¹²⁾や三田地ら¹³⁾は、正規圧密土と過圧密土の破壊時の限界状態線を別々に考え、Hvorslevの破壊規準に基づいて等方応力下と K_0 応力下で圧密・膨張を受けた正規圧密粘土のそれから過圧密粘土の非排水せん断強度を推定する手法を提案した。Mayne¹⁴⁾は、約100種類の世界各国の粘性土やシルトについての非排水強度に関するデータを取りまとめ、Roscoeら¹⁵⁾によって提案された限界状態の概念に基づいて導かれた三田地らと同形の予測式によって計算値と実測値との比較を示した。また、大槇¹⁶⁾はHvorslevの破壊規準および“wet”側と“dry”側で異なる傾きをもつ $e \sim \ln p$ 面上での破壊線の直線関係と、見掛けの粒子間応力 σ_0 を用いて、過圧密粘性土の強度表示式を示している。過圧密比とせん断強度の変化を定量的に扱ったものは非排水条件下に限られ、排水条件下での強度変化を定量的に論じたものはほとんどなく、Henkel¹⁾やParry³⁾によって実験結果が報告されているにすぎない。

一般に、正規圧密状態にある粘性土では、排水強度 S_d が非排水強度 S_u より大きくなるが、過圧密状態、

* 学生会員 防衛大学校理工学専攻 地球工学専攻
(〒239 神奈川県横浜須賀町走水 1-10-20)

** 正会員 工博 防衛大学校助教授 土木工学教室 (同上)

特に、過圧密比の大きな場合には、両者間に逆転を生じ非排水強度が排水強度を上回ることが知られている^{17),18)}。したがって長期安定問題を考える場合、強過圧密領域における排水強度を求めることが要求されるが、粘性土についての排水試験は実施の煩雑さや期間が長期にわたることからあまり行われていない。

そこで本研究は、通常の軸対称三軸試験機を用い、等方応力条件下における有機質土の側圧一定下での排水・非排水試験および平均主応力一定排水試験を行い、試験結果に基づいて排水条件下における過圧密土の強度特性および変形特性を実験的に明らかにした。また、せん断時の $e \sim \ln \sigma$ 面上の状態経路に注目して、状態経路に及ぼす過圧密効果を考慮し、 $e \sim \ln \sigma$ 面上での破壊状態線を“wet”側と“dry”側に分け、Hvorslevの規準を用いて正規圧密状態にある土の非排水強度パラメーターから任意の過圧密比にある土の排水強度を推定することを試みた。

2. 試料および実験方法

(1) 試料

実験に用いた試料は、埼玉県浦和市郊外の泥炭地で地表面下0.2~0.7 mに堆積していた土層から採取された「黒ボク」とよばれる有機質土である。完全に分解した有機物を強熱減量値で25%程度含んでおり、独特の有機臭を有している。物理的諸性質を表-1に示す。

採取した試料に蒸留水を加え泥水状態にした後、420 μm のふるいを通して粒度調整し通過分試料を3か月以上水中で養生した。このように準備した約250%の含水比を有する泥水を、ソイルミキサーで2~3時間十分に攪拌したのち、真空状態にした予圧密セル内(高さ200 mm, 内径180 mm)に引き込み、約1時間脱気して試料内の気泡を除去した。その後、約60 kPaの鉛直応力で約10日間、一次元圧密して試料ケーキを作製した。作製した試料ケーキからトリマー、ワイヤーソー、マイターボックスを用いて直径50 mm, 高さが125 mmの円柱供試体を作製した。供試体周囲にスリット状のろ紙を巻き、上下端面にはシリコングリースを塗布したメンブレンを敷き、水中で三軸セル内にセットした。

表-1 試料の物理的諸性質

Gs	LL(%)	PL(%)	PI(%)	Lig(%)
2.36	147.1	67.5	79.6	25.4

(2) 実験方法

約50 kPaの拘束圧力を段階的に増分載荷し、目的の先行圧密圧力まで等方圧密した後、所定の過圧密比(OCR = p_c/p_0 ; p_c = 先行圧密圧力, p_0 = 膨張後の圧力)

になるように拘束圧力を段階的に除荷して吸水膨張した。なお、各段階での圧力載荷時間は1日とし、確実な圧密膨張を期するため最終の圧密および除荷段階での拘束圧力の期間を2日とし、圧密開始時から排水用ビュレットを通じて100 kPaのバックプレッシャーを載荷した。所定の圧密膨張が終了したのち、ひずみ制御方式および応力制御方式により以下のせん断試験を実施した。

a) CDC, OCDC test

側圧を一定に保ち、排水条件下でひずみ制御方式(軸ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_a = 8.0 \times 10^{-4} \%$ /min)により軸圧を増加させる圧縮せん断試験。

b) CDE, OCDE test

側圧を一定に保ち、排水条件下でひずみ制御方式($\dot{\epsilon}_a = 8.0 \times 10^{-4} \%$ /min)により軸圧を減少させる伸張せん断試験。

c) CDPC, OCDPC test

平均主応力を一定に保ち排水条件下で応力制御方式($\Delta\eta = 0.2$ あるいは0.1)により軸差応力を増加させる圧縮せん断試験。

なお、上記試験において過圧密供試体についての試験は英字0を付しOCDC, OCDE, OCDPC testとして表示する。また、本文中の非排水試験(OCUC test)は同一の試料について行われた樋口・古川¹⁹⁾の結果($\dot{\epsilon}_a = 0.04 \%$ /min)を用いている。

排水および非排水せん断中の間隙水圧はすべて供試体底部で測定し、供試体の体積変化量は上部キャップからの排水量をビュレットを用いて計測した。排水せん断中の間隙水圧はバックプレッシャー(100 kPa)の値にほとんど一致し、発生間隙水圧量は最大でバックプレッシャーの約±2%程度で排水条件が満足されているとみなした。本文中の応力はすべて有効応力表示である。

3. 実験結果

(1) 変形特性

図-1, 2に先行圧密圧力 $p_0 = 250$ kPaの供試体につ

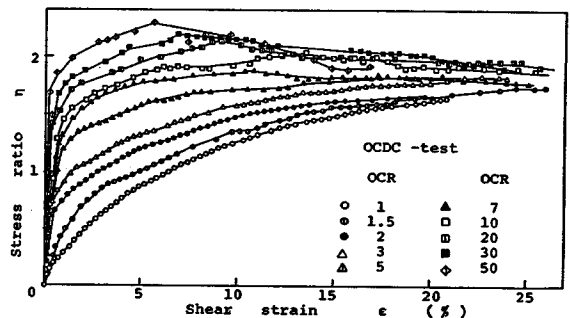


図-1 応力比~せん断ひずみ関係 (OCDC-test)

いての OCDC 試験と OCDPC 試験の応力比 $\eta = q/p$ ($q = \sigma_1 - \sigma_3$, $p = [\sigma_1 + 2\sigma_3]/3$) とせん断ひずみ ϵ ($\epsilon = \epsilon_a - v/3$; ϵ_a は軸ひずみ, v は体積ひずみ) との関係を示す。過圧密比 OCR が增大するにつれてせん断初期の立ち上がりが急激に生じ、過圧密比が 5 を越えると応力比の最大値が認められ、その後減少するひずみ硬化-軟化型の応力-ひずみ挙動を示している。せん断後期には η のある一定値 (残留応力比) に収束する傾向を示しているが、過圧密比が大きくなるにつれて収束の度が悪くなっている。足立ら²⁰⁾の同一側圧のもとで種々の先行圧密圧力を受けた過圧密粘土の結果によると、過圧密土の残留強度がせん断ひずみ約 10% 付近で認められ、正規圧密土のそれと等しくなることが示されている。しかし、本結果で示した有機質土 (黒ボク) では、かなりのせん断変形を受けて残留強度の状態に達するものと考えられる。なお、図-3 の先行圧密圧力が $p_e = 250$ kPa の非排水試験の結果では、OCDC 試験や OCDPC 試験と同様な挙動を示しているが、排水試験より残留応力比への収束はよいようである。

図-4 は各試験でのせん断中の応力状態を等価圧密圧力 p_e で正規化した応力経路を示している。OCDC 試験では過圧密比 2 付近で垂直に立ち上がり、この付近を境にして右側が“wet”状態、左側が“dry”状態にあると考えられ、“dry”側では約 3 の勾配で立ち上がり破壊に至っている。一方、OCDPC 試験での応力経路はせ

ん断応力の増大に伴い、ほぼ垂直に立ち上がった後、“dry”側の供試体は p/p_e の増加、“wet”側の供試体は p/p_e の減少を示す応力経路の軌跡を呈している。

非排水試験の結果と比較すると、OCDC 試験とはほぼ同様の挙動をなしており、等価有効応力経路が $q/p_e \sim q/p$ 面上である限界値に収束し、それを境として Roscoe 面と Hvorslev 面の存在が認められる。

したがって、これら 3 種類の試験群は 1 つの状態曲面内で扱うことができ、弾性域から塑性域へ移行するという Cambridge 学派の弾性壁 (elastic wall) の概念が適用でき得ると考えられる。

伸張試験の有効応力経路に及ぼす過圧密比の効果は圧縮側とは異なり、正規圧密供試体 (OCR=1) では圧縮側より小さな状態境界面を形成し、過圧密供試体では原点に近づく勾配約-3 の経路を示している。したがって、圧縮側の 3 種類の試験群とは異なる状態境界面を形成していると考えられる。

図-5 は、OCDC 試験の体積ひずみとせん断ひずみの関係を示したものである。これより、排水試験では OCR=5 においても体積収縮 ($v < 0$) を示し、非排水条件下 (図-6) でも、OCR=6 において発生間隙水圧

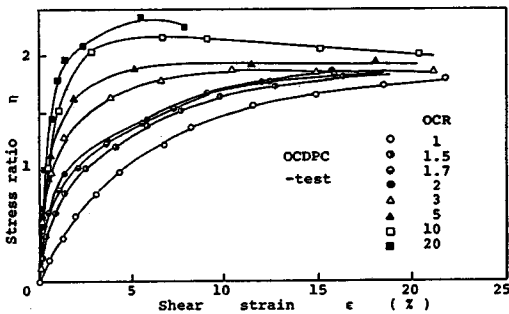


図-2 応力比～せん断ひずみ関係 (OCDPC-test)

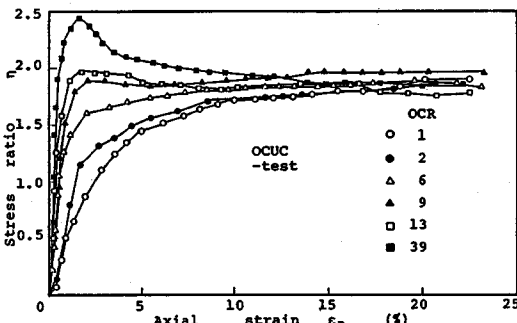
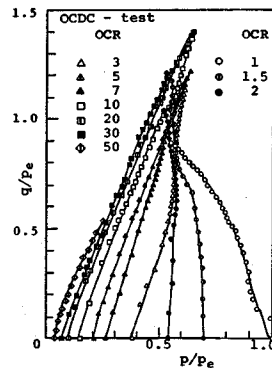
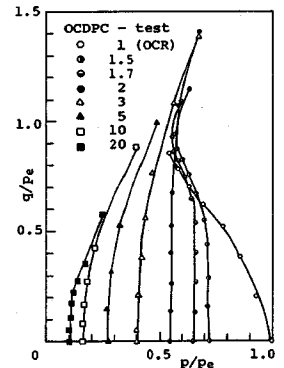


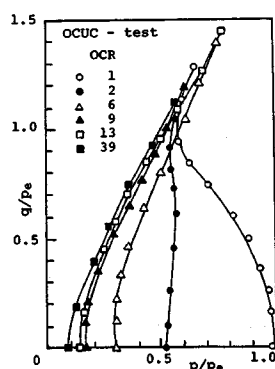
図-3 応力比～せん断ひずみ関係 (OCUC-test)



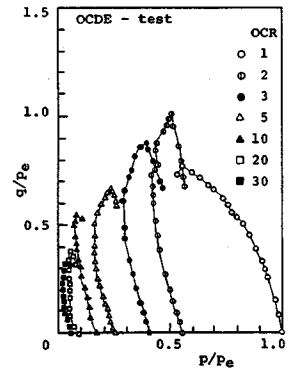
(a) OCDC-test



(b) OCDPC-test



(c) OCUC-test



(d) OCDE-test

図-4 等価圧密圧力で正規化した応力経路

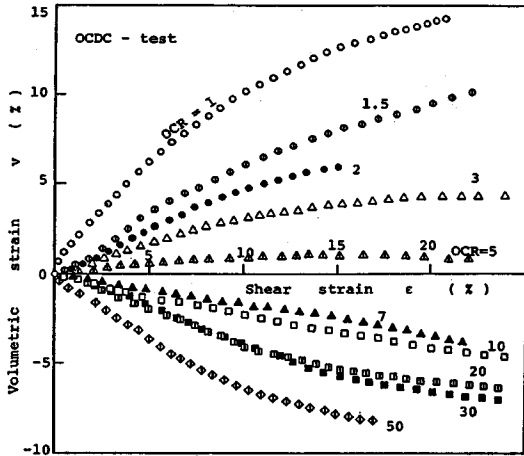


図-5 体積ひずみ挙動 (OCDC-test)

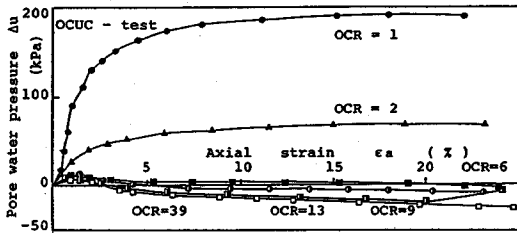
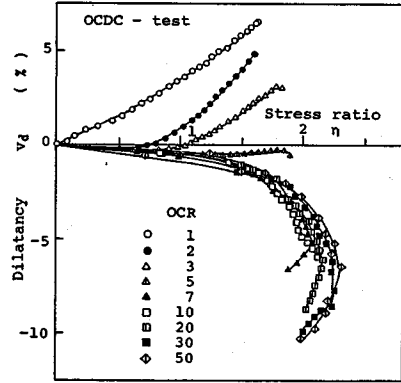
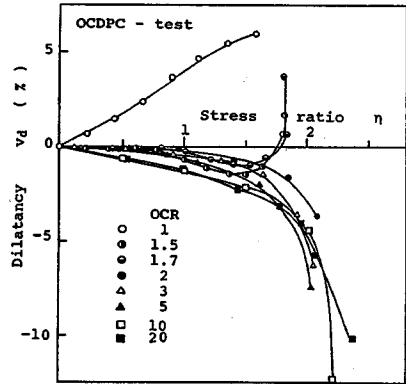


図-6 間隙水圧挙動 (OCUC-test)



(a) OCDC-test



(b) OCDPC-test

図-7 ダイレイトンシー挙動

がようやく正から負へ転じており、本実験に用いた有機質土は OCR=5 付近が体積収縮と膨張の境界にあると考えられる。

ところで、全体積ひずみ v が等方 (p) 成分に起因する体積ひずみ v_c とせん断 (q) 成分に起因する体積ひずみ v_d の和であるとする、 v_d がいわゆるダイレイトンシーである。等方的な体積ひずみ v_c を、次式で表わす。

$$v_c = \frac{\lambda}{1+e_0} \cdot \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \dots\dots\dots (1)$$

$$v_c = \frac{\kappa}{1+e_0} \cdot \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \dots\dots\dots (2)$$

ここで e_0 , p_0 はせん断開始時の e と p であり、式 (1) は正規圧密土、式 (2) は過圧密土のそれを表わすとする。したがって、OCDC 試験におけるダイレイトンシー量 v_d は、発生した全体積ひずみ v から p 成分による v_c を差し引けばよい。また OCDPC 試験では $\Delta p=0$ であるため、発生した全体積ひずみがダイレイトンシー量となる。図-7 は OCDPC 試験の $v (=v_d)$ と OCDC 試験のダイレイトンシー量 v_d を応力比 η との関係で表わしたものである。正規圧密供試体でのダイレイトンシー挙動は図-7(a) と (b) でほぼ一致しているが、過圧密供試体では“wet”側であまりよい近似を与えていないものの、“dry”側ではかなり一致しており、ひずみの

重ね合わせの可能性が示唆できる。

(2) 強度特性

正規圧密および軽く過圧密された“wet”状態にある土の破壊線は、 $e - \ln \sigma (\sigma = [\sigma_1 + \sigma_3]/2)$ 面上で正規圧密線 (N.C.L.) に平行となる。しかし、過圧密比の大きな“dry”側では Henkel²¹⁾の実験結果でも示されているように、破壊状態線は正規圧密線と必ずしも平行とはならない。OCDC 試験でのせん断開始時からの状態経路を $e - \ln \sigma$ 面上で示したのが、図-8(a) である。せん断中の (e, σ) 状態は過圧密比が 5 以上になると圧縮から膨張に転じる経路をたどって破壊線上 (O.C.S.L.) に達している。また、先行圧密圧力の大きさにかかわらずほぼ似たような状態経路を示している。そこで、他の試験結果も加え、本実験で用いた有機質土の破壊線を図-8(b) に示す。“dry”側での破壊線は、正規圧密線の傾き λ とは異なる傾き μ をもった直線 (O.C.S.L.) で近似できる。また、非排水試験と平均主応力一定排水試験での破壊点は OCDC 試験で得られた破壊線上にあり、排水条件や応力載荷条件によらず同一の破壊線が存在することがわかる。しかし、OCUC

試験では過圧密比 $OCR > 1$ でただちに過圧密側の破壊線上に到達しているのに対し、OCDC 試験ではある過圧密比までは正規圧密側の破壊線 (C.S.L.) 上にあり、破壊線は双一次直線的である。大楨¹⁶⁾は塑性指数 PI によらず μ/λ は一定値 (0.5~0.6) にあることを示している (図-9) が、本実験で用いた有機質土も μ/λ が 0.605 で塑性指数が約 80% と非常に高いにもかかわらずこの付近に位置している。

また、図-8(a) に示した結果をせん断時の間隙比増分 $\Delta e (= e - e_0)$ と σ の増分 $\Delta \ln(\sigma/\sigma_0)$ との関係でプ

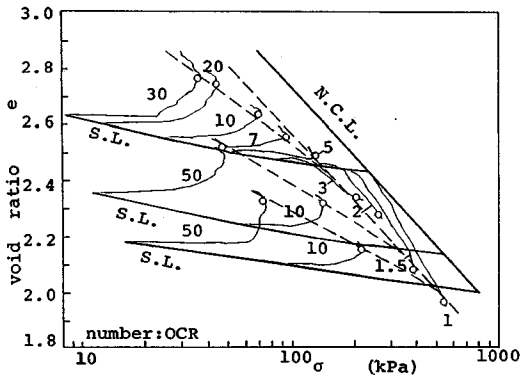


図-8(a) $e \sim \ln \sigma$ 面上での状態経路

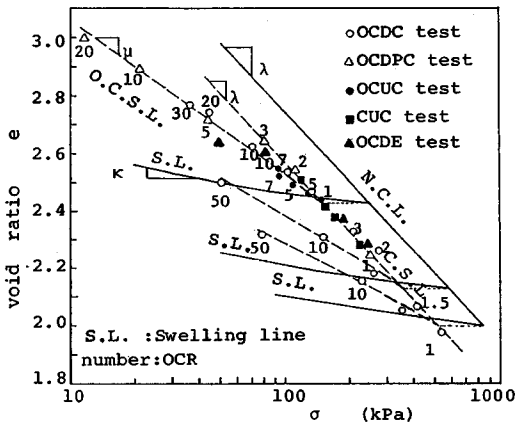


図-8(b) 破壊状態線

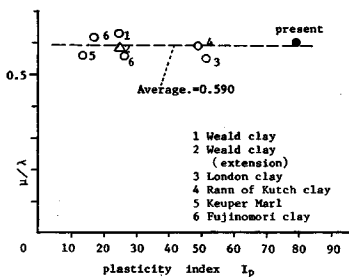


図-9 μ/λ と塑性指数の関係

ロットすると、図-10 のようになる。OCR=5 以上では間隙比が増加し、しかも膨張終了後と破壊時の点を結ぶと先行圧密圧力や過圧密比によらず、一様な傾き (β) をもった直線 (破線) に近似できる。一方、“wet” 側ではせん断中に間隙比が減少し、 $\Delta e \sim \Delta \ln(\sigma/\sigma_0)$ 上の状態経路は直線的であり、その傾き β は過圧密比の関数であると考えられる。

また、図-11 は OCDC 試験の破壊時の体積ひずみ v_f および OCUC 試験の破壊時の間隙係数 A_f と過圧密比 OCR の関係を表わしたものである。過圧密比の増加とともに v_f, A_f が減少し、OCDC 試験、OCUC 試験ともに OCR=5 付近で正から負に移行しており、排水試験と非排水試験が表裏一体の関係にあり、 $A_f=0$ と $v_f=0$ が同一過圧密比 ($OCR = n_x$) で生じていると考えられる。これは粘性土でも同様で、Parry³⁾ や Henkel¹⁾ の実験でもおおむね $n_x=4$ と読み取れる。

表-2 に排水試験と非排水試験の圧縮下での有効せん断抵抗角 (ϕ', ϕ_d) と粘着切片 (c', c_d) を示した。Parry³⁾ は排水条件にかかわらず有効せん断抵抗角 ϕ' と ϕ_d が等しくなることを示している。本実験で用いた有機質土も

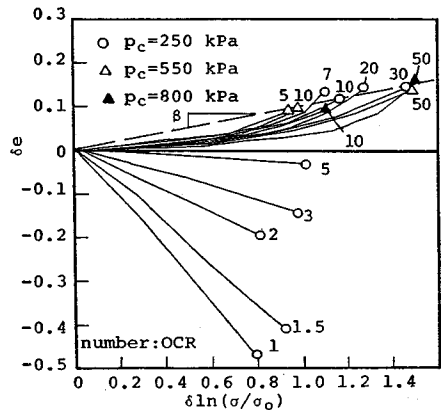


図-10 間隙比増分と垂直応力増分の関係

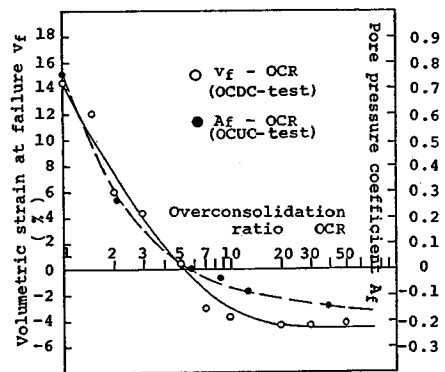
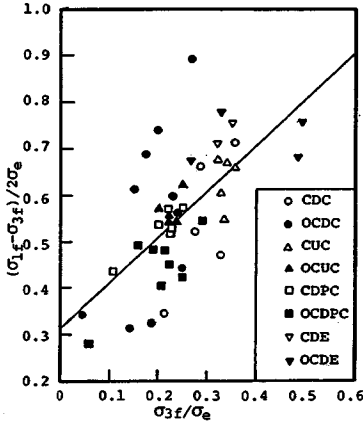


図-11 v_f, A_f と過圧密比の関係

表—2 各試験条件下の ϕ, c

排水条件	試験	ϕ_d or ϕ'	c_d or c'
Drained	CDC	41.7°	0
	OCDC	40.8°	13.2 kPa
Undrained	CUC	39.9°	0
	OCUC	42.1°	13.5 kPa



図—12 Hvorslevの強度定数

同様に正規圧密状態では $c_d = c' = 0$, $\phi_{dNC} = \phi'_{NC}$, 過圧密状態では $c_d = c' > 0$, $\phi_{dOC} = \phi'_{OC} = \phi'_{NC}$ という関係が得られた。

Hvorslevの規準による強度定数を求めるためにせん断強度と破壊時の側圧 σ_{3f} を $e \sim \ln \sigma$ 面上での等価圧密圧力 σ_e で正規化したのが図—12である。プロットされた点を最小二乗法で求めたのが図中の実線で、これより有効粘着力 $c_e = 0.18$ kPa, 有効摩擦角 $\phi_e = 29.88^\circ$ となった。

4. 過圧密土の排水圧縮強度式

(1) 仮定

排水強度式を導くにあたり上記で述べた実験結果から、以下のことを仮定として用いた。

i) 正規圧密線、膨張線および“wet”側の破壊状態線は $e \sim \ln \sigma$ 面上で直線近似でき、その傾き λ, x は、 $e \sim \ln p$ 面上で得られるそれと同一の土質定数である。

ii) “dry”側の破壊状態線は、 $e \sim \ln \sigma$ 面上で傾き μ の直線で表わすことができ、 μ もまた土質定数である。

iii) 同一間隙比において 45° 面上の破壊時の垂直応力が等しければ、Hvorslevの破壊規準が成立し、破壊強度は等しくなる。

iv) 圧縮せん断時の $e \sim \ln \sigma$ 面上での状態経路を傾き β の直線で表わすと、パラメーター β は過圧密比の増加に伴い増加し、強過圧密領域では一定値となる。

v) パラメーター β がゼロのとき、排水試験と非排水試験は $e \sim \ln \sigma$ 面上で σ 軸に平行な同一の応力経路

をたどる。このとき排水強度 S_d は非排水強度 S_u と等しくなり、排水試験の破壊時の体積ひずみ v_f も、非排水試験の間隙圧係数 A_f もゼロとなる。

i) は Roscoe らの“Critical State”理論に基づくものであり、ii) は図—8(b)に示した実験結果に基づいており三田地ら¹³⁾や中瀬ら¹²⁾、大楨¹⁶⁾の仮定とは若干異なっている。iv), v) は本研究での実験結果に基づいて新たに設けられた仮定である。

なお、Wroth・Bassett²²⁾は $e \sim \ln p$ 面で直線的な経路を通る仮想試験を α -test とし、 $\alpha = 0$ のとき非排水試験、 $\alpha = \infty$ のとき平均主応力一定試験となる応力~ひずみ関係の構成式を誘導している。本研究では $e \sim \ln \sigma$ 面で α 一定経路の代わりに、せん断開始点と破壊点を結ぶ経路をパラメーター β を用いて定義したものである。

(2) 排水強度式の誘導

a) “dry”側の排水強度式

まず、せん断時に間隙比 e が増大する領域について考える。図—13に示したように $e \sim \ln \sigma$ 面上で、

$$N.C.L. : e = N - \lambda \ln \sigma \dots\dots\dots (3)$$

$$S.L. : e = e_k - x \ln \sigma \dots\dots\dots (4)$$

$$C.S.L. : e = \Gamma - \lambda \ln \sigma \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 N, e_k, Γ は $\sigma = 1$ のときのそれぞれの切片 (e) を表わし、 N, Γ は定数である。O点からF点への状態経路を示すパラメーター β は、

$$\beta = (e_F - e_0) / \ln(\sigma_F / \sigma_0) \dots\dots\dots (6)$$

で表わされ、両点がこの経路上にあるので状態経路は、

$$e = N + (\lambda + \beta) \ln n - (\lambda + \beta) \ln \sigma_c + \beta \ln \sigma \dots\dots\dots (7)$$

で表わされる。ここに、 n は過圧密比 OCR である。また、破壊線が分岐する点Iでの σ を σ_I とすると、

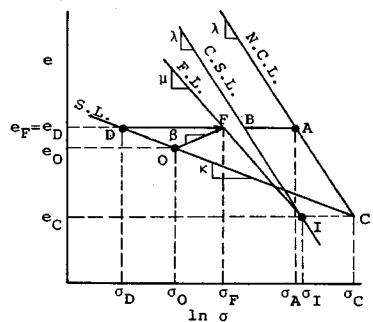
$$\sigma_I = \exp \{ (\Gamma - e_0) / \lambda \} \dots\dots\dots (8)$$

よって“dry”側の破壊線は、

$$e = \frac{\lambda - \mu}{\lambda} N + \frac{\mu}{\lambda} \Gamma + (\mu - \lambda) \ln \sigma_c - \mu \ln \sigma \dots\dots\dots (9)$$

破壊点Fでの e, σ は次式のようになる。

$$\sigma_F = \sigma_c n^{-(\lambda + \beta) / (\mu + \beta)} \exp \left\{ \frac{\mu (\Gamma - N)}{\lambda (\mu + \beta)} \right\} \dots\dots\dots (10)$$



図—13 理想化された $e \sim \ln \sigma$ 関係

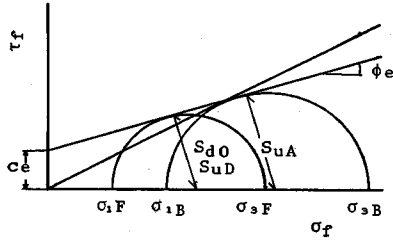


図-14 Hvorslev の破壊規準

$$e_F = N + \frac{\mu\beta(\Gamma - N)}{\lambda(\mu + \beta)} - \lambda \ln \sigma_c + \frac{\mu(\lambda + \beta)}{\mu + \beta} \ln n \dots (11)$$

Hvorslev の規準より、破壊時の Mohr の応力円 (図-14) から

$$S_{a0} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = c_e \cos \phi_e + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \cdot \sin \phi_e \dots (12)$$

$$S_{a0} = k \sigma_e \cos \phi_e + \sigma_f \sin \phi_e \dots (13)$$

ここで、 k は粘着力係数である。また、図-14 の関係から

$$e_F - e_c = \lambda \ln \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_A} \right) = \lambda \ln \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_D} \right) = \mu \ln \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_F} \right) \dots (14)$$

F 点で破壊する非排水試験の出発点 D 点での σ を等価膨張圧力 σ_D とし、そのときの過圧密比を等価過圧密比 n_D とする。

$$\Lambda = \lambda/\mu, \quad \sigma_c/\sigma_A = n_D, \quad \Omega = \lambda/\mu, \quad \sigma_1/\sigma_F = n_D \dots (15)$$

を用いて、 S_{u0}/σ_D は

$$S_{u0}/\sigma_D = k n_D^{-\Lambda} \cos \phi_e + (\sigma_1/\sigma_c) n_D^{1-\Omega} \sin \phi_e \dots (16)$$

となり、C 点では $n_D = 1$ であるので、

$$S_{uc}/\sigma_c = k \cos \phi_e + (\sigma_1/\sigma_c) \sin \phi_e \dots (17)$$

Hvorslev の規準より $S_{a0} = S_{u0}$ であるから、

$$S_{a0}/\sigma_0 = (S_{u0}/\sigma_D) \times (\sigma_D/\sigma_0) \dots (18)$$

一方、 σ_D は膨張線上にあり $e_F = e_c - \lambda \ln \sigma_D$ より、

$$\sigma_D = \sigma_c \cdot \exp \left[\frac{\mu(\lambda + \beta)}{\lambda(\mu + \beta)} \ln n - \frac{\mu\beta(N - \Gamma)}{\lambda\lambda(\mu + \beta)} \right] \dots (19)$$

$$n_D = \exp \left[\frac{\mu(\lambda + \beta)}{\lambda(\mu + \beta)} \ln n - \frac{\mu\beta(N - \Gamma)}{\lambda\lambda(\mu + \beta)} \right] \dots (20)$$

式 (16)、(19)、(20) と $\sigma_0 = \sigma_c/n$ を用いて、過圧密土の排水強度増加率 S_a/σ_0 は、

$$\left(\frac{S_a}{\sigma_0} \right)_{oc} = k n_D^{-\Lambda} \cdot n \cos \phi_e + \frac{\sigma_1}{\sigma_c} n_D^{1-\Omega} \cdot n \sin \phi_e \dots (21)$$

となる。したがって、過圧密土の排水強度と正規圧密土の非排水強度との関係は式 (17)、(21) より、

$$\frac{\left(\frac{S_a}{\sigma_0} \right)_{oc}}{\left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_{nc}} = \frac{k n_D^{-\Lambda} \exp \left[\frac{\beta\mu(N - \Gamma)}{\lambda^2(\beta + \mu)} \right] \cos \phi_e + n_D^{\frac{\Lambda - \Omega}{\beta + \mu}} \exp \left[\frac{-\beta(N - \Gamma)^2}{\lambda^2(\beta + \mu)} \right] \sin \phi_e}{k \cos \phi_e + \sin \phi_e} \dots (22)$$

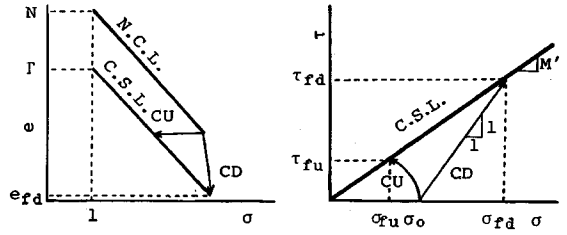


図-15 “wet” 側の排水・非排水試験での応力経路

が得られる。ここで、 $\lambda = \mu$ ならば式 (22) は

$$\left(\frac{S_a}{\sigma_0} \right)_{oc} = \left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_{nc} \cdot \exp \left[\frac{\beta(N - \Gamma)}{\lambda(\beta + \lambda)} \right] \cdot n^{(\lambda - \Omega)/(\beta + \lambda)} \dots (23)$$

式 (23) で、常に $\beta = 0$ とおくことによって非排水強度式が得られ、

$$\left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_{oc} = \left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_{nc} n^{1 - \lambda/\lambda} \dots (24)$$

上式で表示される三田地ら¹³⁾と同形の式が得られる。

b) “wet” 側の排水強度式

正規圧密および軽過圧密土において破壊状態が $e \sim \ln \sigma$ 面上で傾き λ の線にあるものについては、 $\tau \sim \sigma$ 面上では原点を通り、傾き $M' [= \sin \phi_a = \sin \phi' = 3M/(6+M)]$ の破壊線上にある (図-15)。

したがって、 $\tau_{fd} = \sigma_{fd} - \sigma_0$ 、 $\tau_{fd} = M' \sigma_{fd}$ より、

$$S_a = M' \sigma_0 / (1 - M'), \quad \sigma_{fd} = \sigma_0 / (1 - M') \dots (25)$$

M' を $q \sim p$ 面上での C.S.L. の勾配 M を用いて $3M/(6+M)$ と書き直して、

$$\left(\frac{S_a}{\sigma_0} \right)_w = \frac{3M}{6 - 2M} \dots (26)$$

添字 W は “wet” 側であることを示す。非排水試験では、

$$\sigma_{ru} = \sigma_0 \exp \left(\frac{\Gamma - N}{\lambda} \right) \dots (27)$$

また、 $\tau_{ru} = M' \sigma_{ru}$ より、

$$\left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_w = \frac{3M}{6 + M} \cdot \exp \left(\frac{\Gamma - N}{\lambda} \right) \dots (28)$$

式 (26)、(28) から “wet” 側の排水強度と非排水強度の関係は、

$$\left(\frac{S_a}{\sigma_0} \right)_w = \left(\frac{S_u}{\sigma_0} \right)_w \times \frac{6 + M}{6 - 2M} \exp \left(\frac{N - \Gamma}{\lambda} \right) \dots (29)$$

となり、過圧密比に関係なく、4つの強度定数から求められる。

(3) パラメーター β について

本研究で提案した排水強度式は、 $e \sim \ln \sigma$ 面上における状態経路の方向を表すパラメーター β が重要な役割を占めている。非排水試験では $\beta = 0$ となり、一定であるが側圧一定排水試験では過圧密比によって β 値が変化する。そこで、ここでは実験結果をもとに、 β 値について考察する。

正規圧密土の破壊時の間隙比は式 (25) より、

$$e_{fai} = \Gamma - \lambda \ln \left\{ \frac{(6+M)\sigma_0}{6+2M} \right\} \dots\dots\dots(30)$$

正規圧密土の β は $\beta_1 = (e_{fai} - e_c) / \ln(\sigma_{fai} / \sigma_c)$ より、

$$\beta_1 = \frac{\Gamma - N}{\ln \{1 / (1 - \sin \phi)\}} - \lambda \dots\dots\dots(31)$$

$v_f = A_f = 0$ が同一過圧密比で生ずるとする仮定から、 $\beta = 0$ となる過圧密比 n_x は三田地ら¹³⁾の導いた間隙係数と過圧密比の関係式を用いて、 $A_f = 0$ とおいて次のように求められる。

$$n_x = [1 - 2A_f \cdot (S_{u1} / \sigma_c)]^{1/(\alpha - \lambda)} \dots\dots\dots(32)$$

ここで、 A_f 、 S_{u1} は正規圧密土 (OCR=1) の破壊時の間隙係数と非排水強度である。 β と過圧密比が片対数上で直線的になるとして、その傾きを係数 α として

$$\alpha = \beta_1 / \ln n_x \dots\dots\dots(33)$$

のように求めると、過圧密土のパラメーター β と過圧密比の関係は、

$$\beta = \beta_1 - \alpha \ln n \dots\dots\dots(34)$$

より求められる。図-16 は、 β と過圧密比の関係をプロットしたもので、実線が式 (34) によって求めたものである。図-17 には Henkel¹⁾ や Parry³⁾、Simons⁵⁾ による粘性土の排水試験結果をプロットしたものであるが、粘性土でも同様な関係が得られている。有機質土の β 値が広範囲にわたっているのは、粘性土に比べて圧縮性に富む特性を有するためと思われる。また、現段階では β が一定値となる過圧密比 (限界過圧密比とよぶ) の明確な判定はできないが両図から、有機質土および粘性土において 7~8 近辺の過圧密比 n であることがわかる。

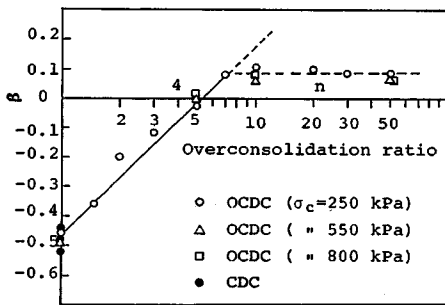


図-16 β と過圧密比の関係 (有機質土, 圧縮下)

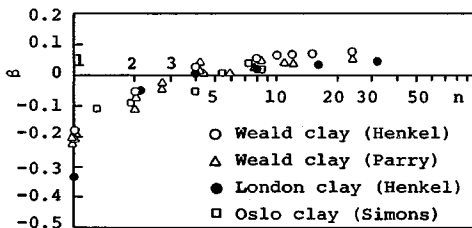


図-17 β と過圧密比の関係 (粘性土, 圧縮下)

5. 伸張応力下の排水強度式

本節では排水伸張強度の変化について取り扱う。Henkel¹⁾によって伸張時の破壊状態線も圧縮時と同一になることが確かめられており、本研究でも同様の結果が得られている。非排水伸張試験については三田地ら²³⁾は、応力系によらず圧縮下で導いた強度予測式で整理できることを示している。

まず、“wet”側における強度特性は、伸張時の限界状態での応力比 M_E を用いて、次のように表わされる。

$$\left(\frac{S_{dE}}{\sigma_0} \right)_w = \frac{3M_E}{2(M_E - 3)} \dots\dots\dots(35)$$

Mohr-Coulomb の破壊規準から、非排水圧縮および伸張両応力条件下において (σ_1 / σ_3) が等しくなることから、伸張応力下での残留応力比 M_E は、圧縮応力下の残留応力比 M を用いて次式で与えられる。

$$M_E = -\frac{3M}{3+M} \dots\dots\dots(36)$$

これを式 (35) に代入して、次式が得られる。

$$\left| \frac{S_{dE}}{\sigma_0} \right|_w = \frac{3M}{6+4M} \dots\dots\dots(37)$$

“wet”側の排水伸張強度と正規圧密非排水圧縮強度との関係は、式 (37) と式 (28) から、

$$\left| \frac{S_{dE}}{\sigma_0} \right|_w = \left(\frac{S_{uc}}{\sigma_0} \right)_{nc} \times \frac{6+M}{6+4M} \exp \left(\frac{N-\Gamma}{\lambda} \right) \dots\dots(38)$$

が得られ、圧縮条件下と同様に過圧密比に依存しない定数となる。

“dry”側においては、 $e \sim \ln p$ 面上での伸張下の状態経路 β_E を用いて、式 (22) あるいは式 (23) から求められる。Parry³⁾の報告から伸張条件下でも間隙係数 $A_{E,f} = 0$ と破壊時の体積ひずみ $v_{E,f} = 0$ が同一過圧密比 n_{Ex} で成立すると仮定できる。したがって、伸張時のパラメーター β_E は、圧縮時と同様にして求めることができる。

n_{Ex} は式 (32) の A_f に非排水伸張試験の $A_{E,f}$ を、また (S_{u1} / σ_0) に (S_{uE1} / σ_0) をそれぞれ代入することによって得られる。ところで、正規圧密排水伸張時の状態経路を示すパラメーター β_{E1} は、

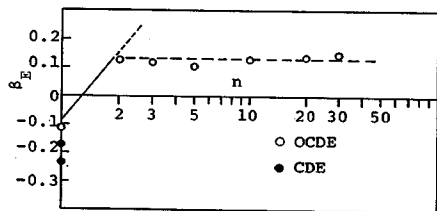


図-18 β_E と過圧密比の関係 (有機質土, 伸張下)

$$\beta_{E1} = \frac{\Gamma - N}{\ln \left(\frac{3+M}{3+2M} \right)} - \lambda \dots \dots \dots (39)$$

となるので $\alpha_E = \beta_{E1} / \ln n_{EX}$ より求められる状態経路の係数 α_E を用いて β_E が得られる。図-18 に伸張試験の β_E と過圧密比 (n) の関係を示した。伸張試験では、過圧密比が2以上になるとほぼ一定値になっており、圧縮側よりも大きな傾きで β が増加していることがわかる。

6. 実験結果の解析

前節までに非排水強度パラメーターによる排水強度の推定法を述べてきたが、本節では実験値との検証を試みる。用いた各パラメーターを表-3 に示す。示した数値は $p_c = 250$ kPa の正規圧密供試体を非排水せん断したものであるが、Hvorslev の強度定数 k と ϕ_e については1本の供試体から算出することが不可能なため、3. で示した実験値を用いている。

図-19 は排水・非排水強度増加率と過圧密比 n の関係を示している。実線は圧縮下の排水強度、破線は圧縮下の非排水強度、一点鎖線は伸張下の排水強度、点線は伸張下の非排水強度の計算値をそれぞれ表わしており、各プロットは実測値である。また図-20 は各試験のせん断強度 τ_f と圧密(膨張)圧力 σ_0 の関係を示している。各種直線は正規圧密土、各種曲線が過圧密土の計算値を表わしており、各プロットが実測値である。

表-3 計算に用いた各パラメーター

λ	κ	μ	N	Γ	M
0.38	0.05	0.23	4.53	4.44	1.63
k	ϕ_e	$(S_u / \sigma_{v0})_{nc}$		A_{rnc}	
0.18	28.9	0.500		0.760	

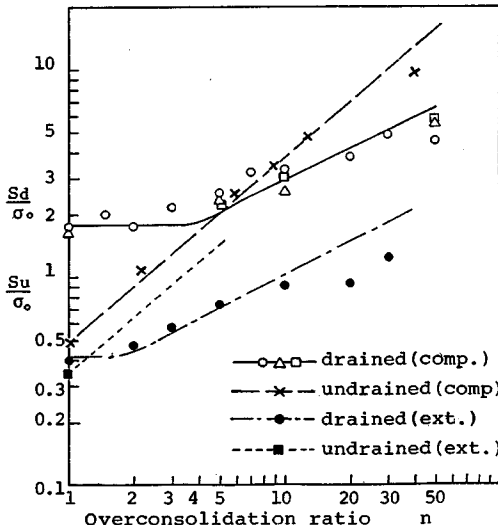


図-19 強度増加率と過圧密比の関係

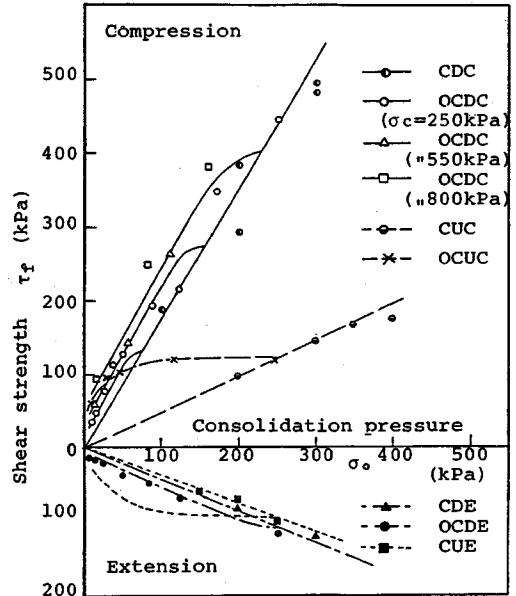


図-20 せん断応力と圧密圧力の関係

それぞれ“wet”側で実験値を過大に、“dry”側で過小にそれぞれ見積もっているものの、過圧密比の増加に伴う強度増加率あるいはせん断強度の変化をよく表現している。また、伸張下よりも圧縮下でそれぞれよい近似が得られている。

7. まとめ

- (1) 有機質土の有効せん断抵抗角 (ϕ', ϕ_a) と粘着切片 (c', c_a) は粘性土と同様に、排水条件や応力載荷条件、圧密履歴によらない定数と判断できる。
- (2) $e \sim \ln \sigma$ 面上での破壊状態線は、“wet”状態では正規圧密線に平行で“dry”側では λ と異なる傾き μ を有する直線で近似できる。
- (3) せん断開始時と破壊時の平均垂直応力に関する間隙比増分を表わすパラメーター β は、過圧密比の増大とともに負から正へと増加する。
- (4) Hvorslev の破壊規準に上記の β を組み込んだ、提案する排水強度推定式は、実験結果を比較的良好に表現でき、非排水強度をも表わすことができる。
- (5) Mohr-Coulomb の破壊規準により過圧密比の増加に伴う排水伸張強度の変化も表わすことができる。

謝 辞：本研究の遂行にあたり、防大土木工学教室大平至徳教授、木暮敬二教授にご教示いただき感謝いたします。また、研究科第23期 関子睦夫氏、小田美明氏および本科29期生 古川昭彦、樋口 裕、30期生 金子健一、角 謙二および清水浩人事務官に実験およびデー

タ整理で多大な協力を受けた。ここに、記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Henkel, D. J. : The effect of overconsolidation on the behaviour of clays during shear, *Geotech.*, Vol. 6, pp. 139~150, 1956.
- 2) Henkel, D. J. : The shear strength of saturated remoulded clays, *Proc. Res. Conf. Shear Strength of Cohesive Soils*, ASCE, pp. 533~554, 1960.
- 3) Parry, R.H. G. : Triaxial compression and extension tests on remoulded saturated clays, *Geotech.*, Vol. 10, pp. 166~180, 1960.
- 4) Amerasinghe, S. F. and Parry, R.H. G. : Anisotropy in heavily overconsolidated Kaolin, *Proc.*, ASCE, Vol. 101, No. GT 12, pp. 1277~1293, 1975.
- 5) Simons, N. E. : The effect of overconsolidation on the shear strength characteristics of an undisturbed Oslo clay, *Proc. Res. Conf. Shear Strength of Cohesive Soils*, ASCE, pp. 747~763, 1960.
- 6) Hvorslev, M. J. : Physical components of the shear strength of saturated clays, *Proc. Res. Conf. Shear Strength of Cohesive Soils*, ASCE, pp. 169~763, 1960.
- 7) Gibson, R. E. : Experimental determination of true cohesion and true angle of internal friction in clays, *Proc. 3rd Int. Conf. Soil Mech.*, Vol. 1, pp. 126~130, 1953.
- 8) Roscoe, K. H. and Burland, J. B. : On the generalized stress-strain behaviour of "wet" clay, *Engineering Plasticity*, Cambridge Univ., pp. 535~609, 1968.
- 9) Pender, M. J. : A model for the behaviour of overconsolidated soil, *Geotechnique*, Vol. 28, No. 1, pp. 1~25, 1978.
- 10) 足立紀尚・西 好一 : 過圧密粘土の構成式, 京都大学防災研究所年報, 第 19 卷 B-2, pp. 1~13, 1976.
- 11) Ladd, C. C. and Lambe, T. W. : The strength of "undisturbed" clay determined from undrained tests, *Laboratory Shear Testing of Soils*, ASTM, STP. No. 361, pp. 342~371, 1963.
- 12) 中瀬明男・小林正樹・勝野 克 : 圧密および膨張による飽和粘性土のせん断強度の変化, 港湾技術研究所報告, 第 8 卷, 第 4 号, pp. 103~143, 1969.
- 13) Mitachi, T. and Kitago, S. : Change in undrained shear strength characteristics of saturated remoulded clay due to swelling, *Soils and Foundations*, Vol. 16, No. 1, pp. 45~58, 1976.
- 14) Roscoe, K. H., Schofield, A. N. and Wroth, C. P. : On the yielding of soils, *Geotech.*, Vol. 8, pp. 22~53, 1958.
- 15) Mayne, P. W. : Cam clay predictions of undrained strength, *Proc. ASCE*, Vol. 106, No. GT 11, pp. 1219~1242, 1980.
- 16) 大嶺正紀 : 過圧密粘性土の軸対称応力下での強度特性, 土木学会論文集, 第 346 号 III-1, pp. 97~106, 1984.
- 17) 三笠正人 : 粘土の強度の考え方について, 土と基礎, Vol. 11, No. 3, pp. 31~43, 1963.
- 18) 三笠正人 : 過圧密粘土の排水せん断強さについて, 土木学会第 29 回年次学術講演会講演概要集, pp. 81~82, 1974.
- 19) 樋口 裕・古川昭彦 : 火山灰性有機質土の非排水三軸圧縮せん断特性に関する実験的研究, 防衛大学校本科第 29 期卒業論文, 1985.
- 20) 足立紀尚・佐野郁雄 : 過圧密粘土の力学特性, 土と基礎, Vol. 33, No. 3, pp. 3~8, 1985.
- 21) Henkel, D. J. : The relationship between the strength, pore pressure and volume change characteristics of saturated clays, *Geotech.*, Vol. 9, pp. 119~135, 1959.
- 22) Wroth, C. P. and Bassett, R. H. : A stress-strain relationship for the shearing behaviour of a sand, *Geotechnique*, Vol. 15, No. f, pp. 32~56, 1965.
- 23) 三田地利之・小野 丘 : 過圧密状態の粘土の非排水強度推定法, 土と基礎, Vol. 33, No. 3, pp. 21~28, 1985.

(1987.3.20・受付)