HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	過圧密粘土の原位置強度推定法
Author(s)	北郷, 繁; 三田地, 利之; 小野, 丘
Citation	北海道大學工學部研究報告, 118, 107-118
Issue Date	1984-02-07
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/41830
Type	departmental bulletin paper
File Information	118_107-118.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

北海道大学工学部研究報告
第118号（昭和59年）

Bulletin of the Faculty of Engineering,
Hokkaido University. No. 118 (1984)

過圧密粘土の原位置強度推定法

北郷　繁　三田地利之　小野　丘

（昭和58年9月30日受理）

Prediction of In-situ Undrained Strength of Overconsolidated Clay

Shigeru KITAGO, Toshiyuki MITACHI and Takashi ONO

(Received September 30, 1983)

Abstract

It has long been said that the application of $\phi_u=0$ analysis to the long term stability problems such as excavation is inappropriate, and that in order to solve these problems, the effective stress analysis should be used. However, it should be noted that the prediction of accurate values of pore pressure at failure, which is imperative in the use of the effective stress analysis, is not easy to perform.

Moreover, it is difficult to obtain accurate values of effective cohesion intercept c′ in the laboratory, inasmuch as the magunitude is very small in general. Therefore, it might be reasonable and practical to use the $\phi_u=0$ analysis instead of the effective stress analysis if the rate of decrease in undrained shear strength S_u in relation to overconsolidation ratio OCR of overconsolidated clay could be properly estimated.

In this paper, a method to predict the in-situ undrained shear strength of the overconsolidated clay was proposed and the results of three series of $K_o$consolidated undrained triaxial compression test on two saturated remolded clays were presented. Based on the comparison between predicted and observed S_u versus OCR relationship, it was found that the in-situ undrained shear strength of overconsolidated clay can be predicted by using the data obtained from conventional isotropically consolidated undrained triaxial compression tests.

1. まえがき

掘削・除荷等により過圧密状態にある粘土地盤の長期安定計算には，従来 $c'-\phi'$ 法を用いることが正しいとされてきたが，実際には過圧密粘土の c' の値を正確に求めることは困難であり，また，この場合破壊時の間隙水圧を推定しなければならないという難点もある[1]。一方，除荷による非排水強度 S_u の減少率があらかじめわかれば，それを用いて長期安定問題に $\phi_u=0$ 法（S_u 法）を適用することができる。Ladd らの SHANSEP 法によれば[2]，原位置の条件を再現する意

土木工学科　土質工学講座

味で，実験室内で側方ひずみを許さない状態で圧密した K_0 正規圧密・K_0 過圧密試料について，非排水試験を実施して，非排水強度 S_u と鉛直有効土被り圧 σ_v' との比 S_u/σ_v' と過圧密比 OCR との関係を求めておけば，粘性土地盤の任意の深さにおける S_u の値を知ることができるとされている。しかし，K_0 正規圧密（過圧密）非排水試験は，いわば特殊せん断試験のひとつであって，研究目的以外には実施されていないのが実状である。したがって、実施の容易な試験によるデータを上記手法に適用する方法が確立されれば，実用上の意義は大きいものと考えられる。

本研究は，基本的にはSHANSEP法の立場をとりながら，過圧密状態にある粘土の S_u/σ_v' を一般に行われている等方圧密非排水試験の結果より推定する手法を考察したものである。

2. K_0 過圧密粘土の S_u/σ_v'

2.1 $S_u/\sigma_v' \sim OCR$ 関係と圧密時の応力条件

筆者らは等方応力条件での S_u/σ_v' と OCR（過圧密比）との関係が（1a）式で表現できることを示した[3]。（Iは等方圧密，NC，OCはそれぞれ正規圧密・過圧密を表す）

$$\left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{IOC} = \left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{INC} \times (OCR)^{\Lambda} \qquad (1a)$$

式中の Λ は後述するような定数である。また，（1a）式は Fig. 1，2 に示す 2 つの仮定が満足されていれば成立する[4]。すなわち，

i）$e \sim \ln p$ 平面（e は間隙比，p は平均有効主応力）上で等方圧密・等方膨張線がそれぞれ直線で表される。（Fig. 1）

ii）Roscoe らの提唱する限界状態（Critical State）[5]で，非排水応力経路が過圧密比によらず一点に集まる。（Fig. 2）

（1a）式の両辺の対数をとると，

$$\log\left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{IOC} = \log\left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{INC} + \Lambda \log(OCR) \qquad (1b)$$

となり，これは等方圧密試料の S_u/σ_v' と OCR が，切片 $(S_u/\sigma_v')_{INC}$，傾き Λ で両対数紙上において直線関係にあることを示している。つまり，（1a）式または（1b）式において，等方正規圧密試料の S_u/σ_v' と傾き Λ がわかれば，任意の OCR での S_u/σ_v' が求まることになる。

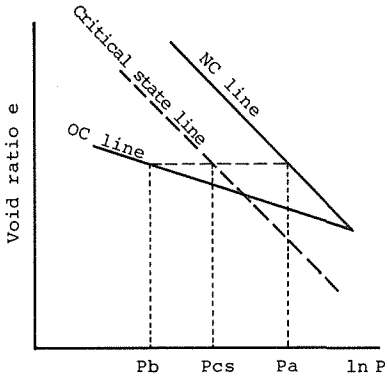


Fig. 1 Assumption on void ratio vs. effective stress

次に，K_0 条件下において上述の関係を調べてみると，（1a）式同様に(2)式が得られることが実験的に確かめられている[6]。（K_0 は K_0 圧密を表す）

$$\left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{K_0OC} = \left(\frac{S_u}{\sigma_v'}\right)_{K_0NC} \times (OCR)^{\Lambda'} \qquad (2)$$

つまり，（1a）式と同様に K_0 過圧密試料の S_u/σ_v' は K_0 正規圧密試料のそれと，傾き Λ' により求まることになる。ここで，更に，

$$\Lambda \approx \Lambda' \qquad (3)$$

となることが，実験的に確かめられている[6]。したがっ

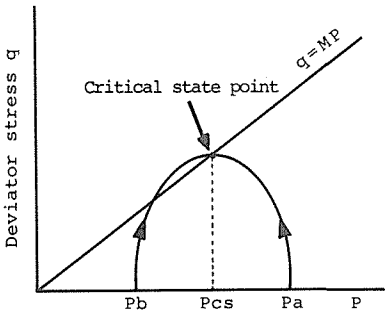


Fig. 2 Critical state concept

て，K_0圧密試料と等方圧密試料の $OCR \sim (S_u/\sigma'_v)_{OC}$ 関係は，両対数紙上で平行であるとしてよい。

2.2 Λ の表式

任意の過圧密比における S_u/σ'_v を得るためには，まず（1a）式または(2)式における Λ または Λ' の値を算定する必要がある。この場合，使用するパラメーターは実施の容易な実験から得られることが望ましい。

筆者らの過去の研究では Λ を次式で近似することができた[6]。

$$\Lambda = 1 - \frac{C_s}{C_c} \tag{4}$$

ここに，C_c，C_s は標準圧密試験による圧縮指数，膨張指数である。また，Mayne によれば[4]，

$$\Lambda = 1 - \frac{C_{si}}{C_{ci}}\left(=1-\frac{\kappa}{\lambda}\right) \tag{5}$$

C_{ci}，C_{si} は等方応力条件のもとでの圧縮，膨張指数（$\lambda = C_{ci}/\ln 10$，$\kappa = C_{si}/\ln 10$）。しかしながら，例えば(4)式における C_s は，過圧密比にある程度依存していると思われ，その値の決定には問題がある。

そこで，Roscoe らの提唱する修正 Cam−clay 理論等を用いて Λ を表すことを以下に考えてみる。まず，排水せん断過程中の間隙比 e の変化量 de が，平均有効主応力の増分による成分 $(de)_c$ とせん断応力の増分による成分 $(de)_d$ との和であると仮定する。つまり，

$$de = (de)_c + (de)_d \tag{6}$$

ここで，$e \sim \ln p$ 平面上の等方圧密線の勾配（$-\lambda$）を用いると，

$$(de)_c = -\lambda \frac{dp}{p} \tag{7}$$

一方，粘性土のダイレイタンシーが応力比 η（$\eta = q/p$，q：主応力差）に依存し，その関数 $F(\eta)$ で表すことができると仮定し，せん断応力増分による体積ひずみ $(v)_d$ をダイレイタンシー量とみなすと，

$$(v)_d = \left(\frac{\Delta V}{V}\right)_d = F(\eta),\ (V\text{は初期体積}) \tag{8}$$

$\Delta V/V = -\Delta e/(1+e_0)$（$e_0$ は初期間隙比）などの関係から，

$$(de)_d = -(1+e_0)F'(\eta)d\eta \tag{9}$$

(7)，(9)式を(6)式に代入し，初期条件（$e = e_0$ の時 $p = p_0$，$\eta = 0$）のもとで解くと，

$$e - e_0 = -\lambda \ln\frac{p}{p_0} - (1+e_0)F(\eta) \tag{10}$$

ここで，p_0 は初期平均有効主応力を表す。(10)式に非排水条件（$e = e_0$）を適用すると，

$$\ln\frac{p}{p_0} = -\frac{1+e_0}{\lambda}F(\eta) \tag{11}$$

限界状態（cs と略す）での応力比を M とすると，

$$p_{cs} = \frac{q_{cs}}{M} = \frac{2S_u}{M},\quad F(\eta_{cs}) = F(M) \tag{12}$$

したがって，限界状態での(11)式を考えると次式が得られる。

$$\ln\left(\frac{2}{M}\cdot\frac{S_u}{p_0}\right) = -\frac{1+e_0}{\lambda}F(M) \tag{13}$$

また，$e \sim \ln p$ 平面上での等方膨張線の勾配（$-\kappa$）は，限界状態での条件から次式で表される[7]。

$$\kappa = \lambda - (1+e_0)M\cdot F'(M) \tag{14}$$

(5)，(13)，(14)式より

$$\Lambda = -\frac{M\cdot F'(M)}{F(M)} \ln\left(\frac{2}{M}\cdot\frac{S_u}{p_0}\right) \tag{15}$$

(15)式で明らかなように，$F(\eta)$ の関数形が得られれば Λ を求めることができる。

Roscoe らの修正 Cam-clay 理論ではダイレイタンシーに関する言及はなされていないが，その中で述べられている応力経路の予測式から $F(\eta)$ の形を逆に求めてみると次のようになる[8]。

$$F(\eta) = \frac{\lambda-\kappa}{1+e_0} \ln\left\{1+\left(\frac{\eta}{M}\right)^2\right\} \tag{16}$$

これを(15)式に代入すると，

$$\Lambda = -\frac{\ln\left(\frac{2}{M}\cdot\frac{S_u}{p_0}\right)}{\ln 2} \tag{17}$$

等方正規圧密条件であるから，

$$\frac{S_u}{p_0} = \left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{INC} \tag{18}$$

したがって(17)式は

$$\Lambda = -\frac{\ln\left\{\frac{2}{M}\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{INC}\right\}}{\ln 2} \tag{19}$$

と書き替えられる。この(19)式は，M と $(S_u/\sigma'_v)_{INC}$ が得られれば Λ が求められることを意味しているが，この両者の値は，原理的には等方圧密非排水三軸圧縮試験（$\overline{CIU}$ 試験，間隙水圧の測定を伴う）を一回実施すれば得られる。

2.3 K_0 過圧密試料の S_u/σ'_v

K_0 過圧密試料の非排水強度変化率 $(S_u/\sigma'_v)_{K_0OC}$ は，前述の(2)式で表すことができた。また，(2)式の右辺において，Λ' は(3)式および(19)式から得られる。そこで，残るは $(S_u/\sigma'_v)_{K_0NC}$ つまり，K_0 正規圧密試料の S_u/σ'_v がわかればよいことになる。

2.2 における(10)式を導くに当って，初期条件を $\eta = \eta_0$（初期応力比）とし，同じく非排水条件を適用すると，応力比 η_0 で異方圧密を受けた粘土の非排水応力経路の式を得る。すなわち，

$$\ln\frac{p}{p_0} = -\frac{1+e_0}{\lambda}\left\{F(\eta)-F(\eta_0)\right\} \tag{20}$$

この式と(14)式を結びつけて，$\Lambda = 1-\kappa/\lambda$ とすると，

$$\frac{S_u}{p_0} = \frac{M}{2}\,exp\left[-\frac{\Lambda}{M\cdot F'(M)}\left\{F(M)-F(\eta_0)\right\}\right] \tag{21}$$

となり，(21)式中の Λ には今や(19)式を用いることができる。更に，(21)式に(16)式のダイレイタンシー関数を用いるとすると，

$$\frac{S_u}{p_0} = \frac{M}{2}\,exp\left\{-\Lambda\ln\left(\frac{2M^2}{M^2+\eta_0^2}\right)\right\} \tag{22}$$

これに K_0 圧密条件（$p_0=\sigma'_v(1+2K_0)/3$, $K_0=(3-\eta_0)/(3+2\eta_0)$）を適用すると，結局次式となる。

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{K_0NC}=\frac{3M}{2(3+2\eta_0)}exp\left\{-\Lambda\ln\left(\frac{2M^2}{M^2+\eta_0^2}\right)\right\} \tag{23}$$

(23)式は，K_0 正規圧密試料の S_u/σ'_v がM，K_0，$(S_u/\sigma'_v)_{INC}$ の情報のみから計算できることを示している。

(23)式で $\eta_0=0$ とすると等方圧密試料の S_u/σ'_v を与える。すなわち，

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{INC}=\frac{M}{2}exp(-\Lambda\ln 2) \tag{24}$$

(23)式と(24)式の比をとると，

$$\frac{\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{K_0NC}}{\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{INC}}=\frac{3}{3+2\eta_0}exp\left\{\Lambda\ln\left(1+\frac{\eta_0^2}{M^2}\right)\right\} \tag{25}$$

$(S_u/\sigma'_v)_{K_0NC}$ の推定値は(23)式から計算するよりも，(25)式と $(S_u/\sigma'_v)_{INC}$ の実験値（実測値）を利用する方が高い精度が期待できる。つまり，

$$\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{K_0NC}=\frac{3}{3+2\eta_0}exp\left\{\Lambda\ln\left(1+\frac{\eta_0^2}{M^2}\right)\right\}\times\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)^*_{INC} \tag{26}$$

$\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)^*_{INC}$: $\left(\frac{S_u}{\sigma'_v}\right)_{INC}$ の実測値

以上から，K_0 過圧密試料の S_u/σ'_v は(2), (19), (26)式の利用により求まることになる。本研究においては，以上の推定式を塑性指数の異なる2種類の粘土についての室内実験で確かめ，また，既往の内外の各種粘土試料についての実験データによる検証をも試みようというものである。

3. 実　　験

3.1 実験の種類

本研究では以下の3種類の実験を2種類の粘土について実施した。

1) $\overline{CIU}$ 試験

等方圧密後非排水条件でせん断する試験

圧密圧力（最終有効側圧）：100, 200, 300, 500（kPa）

2) $\overline{CK_0U}$ 試験

K_0 圧密後非排水条件でせん断する試験

圧密圧力（同上）：150, 200, 300, 400, 500（kPa）

3) $\overline{CK_0RK_0U}$ 試験

K_0 圧密・K_0 膨張（K_0 過圧密）後非排水条件でせん断する試験

圧密圧力（同上）：500 (kPa)，設定 OCR：1.5, 2.5, 4, 7, 10, 20, 30

せん断は全て側圧（全応力）一定のひずみ制御による三軸圧縮で，せん断中に間隙水圧の測定を伴うものである。

3.2 実験試料

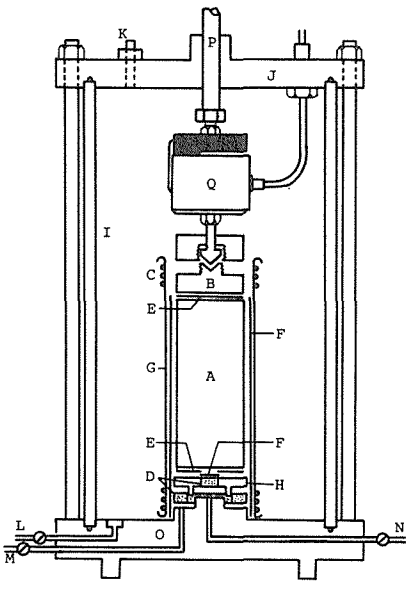
本研究では2種類の試料を用いた。両試料の物理的諸性質はTable 1 に示すとおりであるが，特に塑性指数 PI の差異に特徴がある。I のHayakita Clay（早来粘土）は北海道勇払郡早来町安平で，II の Ōnegai Clay（大願粘土）は同空知郡北村大願で，それぞれ採取した自然粘土である。採取した試料に蒸留水を加え，泥水状態で養生した後，420 μmのふるいを通過したものを，真空で ϕ 200mm，高さ400mmの予圧密セルに導き，鉛直圧力0.8kgf/cm^2(78kPa) で14日間一次元的に両面排水条件で予備圧密して，供試体としての自立限界程度の含水比とする。予備圧密終了後は，圧密中の排水方向に対して直角な方向に切り出し，ϕ 50mm，高さ120mmの円筒形に成形し，三軸セルにセットする。

Table 1 Physical properties of samples (under 420 μm)

	LL(%)	PI(%)	Gs	Fraction of Clay(%)
I Hayakita	63	30	2.65	60
II Ōnegai	86	53	2.77	88

3.3 実験方法

成形された供試体は，周面にスリットの入ったろ紙を巻き，水中で，メンブレーン（ゴム膜）の装着，三軸セル下盤へのセットを行う。この際，供試体上下端面における摩擦を軽減するため，供試体とペデスタルおよびキャップとの間に，シリコングリースを塗布したテフロンシートを敷く。そのようにして，三軸セル内にセットされた供試体は，まず，セル圧力30kPaの等方圧力で約30分間仮排水をさせる。この仮排水の目的は，水中セット中にろ紙が吸収した水および，ろ紙とメンブレーンとの間の水を排出するもので，圧密を促すものではない。仮排水終了後，それぞれ所定の圧密圧力（側圧）をかけるが，K_0 圧密の場合は後述する自動 K_0 圧密装置によった[9]。この装置によって，$\overline{CK_0U}$ 試験を行う場合，10～30kPaずつ6～12時間の間隔で段階的に側圧を上げる方法をとったので，例えば，側圧500kPaまで圧密するのに約12日間要する。また，$\overline{CK_0RK_0U}$ 試験の場合，最大先行側圧までは $\overline{CK_0U}$ 試験と同様に側圧を上げてゆき，そこからは，軸応力を追跡しながら側圧を段階的に下げて調整し，所定の OCR を目指した。これは次の理由による。すなわち，OCR は K_0 圧密終了時の鉛直（軸）応力と，K_0 膨張終了時の鉛直応力の比で定義されるものであるが，本実験の自動 K_0 圧密装置では，側方変位の生じないように鉛直応力が自動的に調整されることになるので，目標の OCR を得るためには鉛直応力を追跡しながら側圧を調整する必要がある。$\overline{CIU}$ 試験においても，側圧の上げ方を $\overline{CK_0U}$ 試験と統一するようにした。また，圧密，せん断を通して100kPaのバックプレッシャーをかけたが，これは主に供試体の飽和度を上げるためである。



A Specimen
B Loading cap
C Rubber O-ring
D Porous stone
E Teflon sheet
F Drain paper
G Rubber membrane
H Pedestal
I Acrylic cell
J Upper plate
K Pressure supply route
L Glycerin supply route
M Drainage route
N Route for pore pressure measuring
O Base plate
P Piston rod
Q Load cell

Fig. 3 Details of triaxial cell

目標とする圧密または圧密・膨張を終えた供試体は，直ちに，ひずみ速度0.04%/min. のひずみ制御で，非排水条件においてせん断される。せん断過程中は，変位変換器により軸変位，ロードセルにより軸力変化，圧力変換器により間隙水圧変化を電気的

に測定，記録し，軸ひずみ約15%をもって，せん断を終了する。終了後は供試体の含水比を測定する。

3.4 実験装置

本研究に使用した三軸載荷装置は通常の型に前述の自動 K_0 圧密装置を装備したものである。この装置の機構の原理は，供試体からの微少排水量をとらえて，モーターを働かせ，初期断面積×軸方向変位＝排水量の関係を満足するように，軸変位を強制的に起させるものである。つまり，初期断面積のままで軸方向にのみ圧密が進行することになる（K_0 条件)。モーターの制御には，水銀の上下によって排水を感知する光電スイッチを用い，軸変位の制御には，供試体と同断面積をもつコントロールシリンダーを利用している。

Fig. 3 は，本実験に用いた三軸セルを示している。供試体からの排水は半径方向になされ，ろ紙を介してペデスタルの外側にはめ込んであるドーナツ状のポーラスストーンによって集められる。また，間隙水圧は，底部中央で測定できる機構となっている。軸力を測定するロードセルは，本実験装置の場合，三軸セル内部に置いたため，その測定値に対してロッドと三軸セルブッシュとの間の摩擦の影響は考慮する必要がない。

$\overline{CK_0RK_0U}$ 試験を実施する際，過圧密比がある値以上（試料によって異なるが $OCR = 2$ 程度）大きくなると，K_0 値が 1 を越え，実際には伸張状態が起る。したがって，この時には供試体と載荷ロッドとを剛結する必要が生ずる。そのためにFig. 3 中に示すようなキャップを考案した。これは，載荷ロッドの先端に小さなコーンを取りつけ，供試体側キャップとすり合わせるように接触させて袋ナットで止めるようにしたものであり，コーンを用いたのは，ロッドと供試体の中心線との間の偏心をできるだけ防ごうとしたためである。

4. 実験結果と考察

4.1 K_0 値

Fig. 4 は，大願粘土の K_0 圧密・K_0 膨張過程中の軸ひずみ ε_a と体積ひずみ ε_v の関係を示すものである。K_0 圧密・膨張中 $\varepsilon_a = \varepsilon_v$ が常に成立し，側方ひずみは生じていないことを示している（K_0 条件の成立)。なお，試料 I，II に対する正規圧密状態の K_0 の値はそれぞれ，$K_0 = 0.50 \pm 0.02$，$K_0 = 0.55 \pm 0.01$ を得ている。

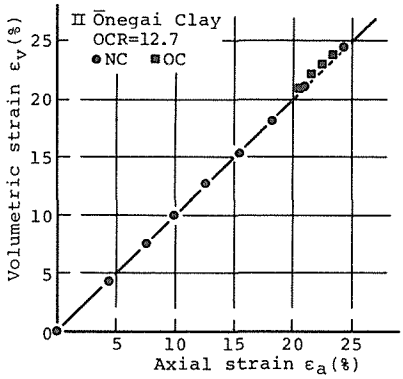


Fig. 4 Relationship between axial and volumetric strain during K_0 consolidation and swelling

次に，過圧密状態での K_0（これを区別して K_{or} と書く）と OCR の関係を以下に求めてみる。

有効応力の減少に基づく間隙比の変化は σ_v'，p を用いてそれぞれ次式のように表される。

$$de = -\kappa^* \frac{d\sigma_v'}{\sigma_v'} \tag{27}$$

κ^*：$e \sim \ln \sigma_v'$ 平面上での膨張線の勾配

$$de = -\kappa \frac{dp}{p}, \quad p = \sigma_v'(1 + 2K_{0r})/3 \tag{28}$$

ここで

$$dp = \frac{1+2K_{0r}}{3} d\sigma_v' + \frac{2}{3}\sigma_v' dK_{0r}$$

したがって,

$$\frac{dp}{p} = \frac{d\sigma_v'}{\sigma_v'} + \frac{2}{1+2K_{0r}} dK_{0r} \tag{29}$$

以上3式より

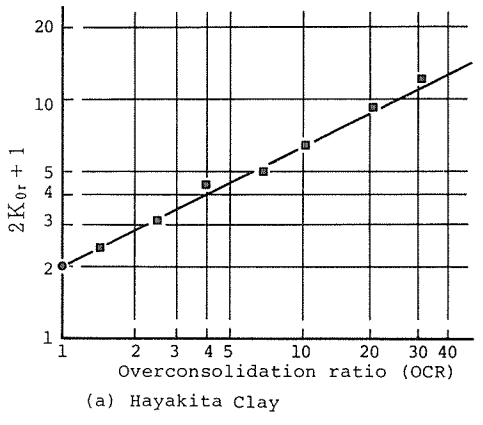
$$\kappa^* \frac{d\sigma_v'}{\sigma_v'} = \kappa\left(\frac{d\sigma_v'}{\sigma_v'} + \frac{2}{1+2K_{0r}} dK_{0r}\right)$$

整理して積分すると,

$$\left(1-\frac{\kappa^*}{\kappa}\right)\ln\sigma_v' = -\ln(1+2K_{0r}) + C \qquad (C\text{は積分定数}) \tag{30}$$

$\sigma_v' = \sigma_{vm}'$ (σ_{vm}' は先行圧密圧力, $OCR = \sigma_{vm}'/\sigma_v'$) のとき, $K_0 = K_{0r}$ であるから, これを(30)式に代入して,

$$\left(1-\frac{\kappa^*}{\kappa}\right)\ln\sigma_{vm}' = -\ln(1+2K_0) + C \tag{31}$$



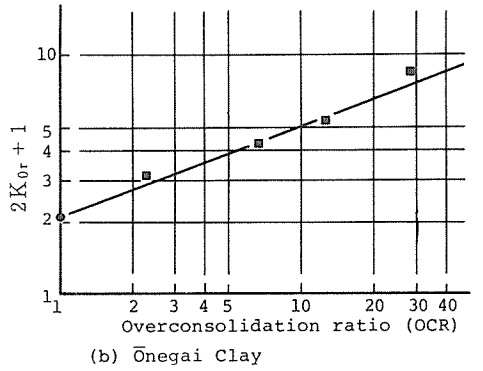
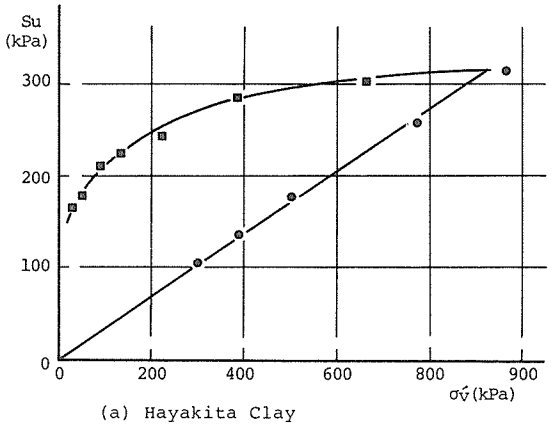


Fig. 5(a), (b) Comparison of predicted and observed relationship between K_{0r} and OCR



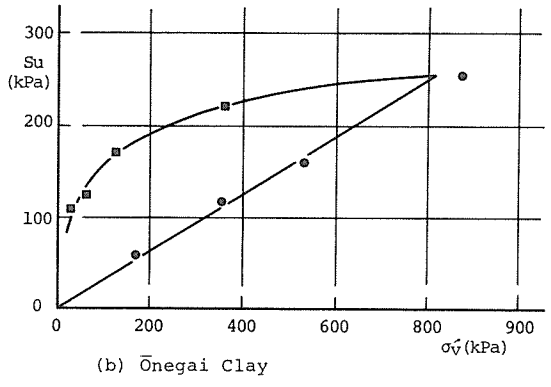


Fig. 6(a), (b) Undrained shear strength versus preshear effective stress (under K_0 condition)

(30), (31)式より,

$$\left(1-\frac{\kappa^*}{\kappa}\right)\ln(OCR)=\ln\left(\frac{1+2K_{0r}}{1+2K_0}\right)$$

つまり,

$$(1+2K_{0r})=(1+2K_0)\times(OCR)^{1-\kappa^*/\kappa} \qquad (32)$$

(32)式は $(1+2K_{0r})$ の値と OCR が両対数紙上で直線関係にあることを示している。この関係を試料Ⅰ, Ⅱで調べてみたのがFig. 5 (a), (b)である。(32)式がほぼ成立しているとしてよいであろう。

4.2 非排水強度変化率 S_u/σ'_v

(1) $S_u \sim \sigma'_v$

K_0圧密(膨張)試料の非排水強度 S_u と鉛直有効圧密圧力 σ'_v の関係は, Fig. 6 (a), (b)に見られるように, 正規圧密試料については圧密圧力の増加とともに直線的に増加するが, 過圧密状態では, 一つの曲線をなして減少してゆき, 過圧密比が大きくなるとその減少割合が著しいことがわかる。この点では, 等方圧密試料も同じ特性をもっていることがわかっている。正規圧密状態に対しては, 直線の傾きがそのまま S_u/σ'_v となるが, 過圧密状態では, 原点と各点とを結んだ直線の傾きをもって S_u/σ'_v とする。つまり, S_u/σ'_v の値自体は過圧密比の増大と共に増加する。

(2) $(S_u/\sigma'_v)_I$ と $(S_u/\sigma'_v)_{K_0}$

Fig. 7は等方圧密試料と K_0 圧密試料の S_u/σ'_v の関係を, 本実験のデータを含め過去に発表された内外のデータで調べたものである。各試料の物理的諸性質はTable 2に, 図中の番号に対応させて示してある。この図から, K_0 圧密試料の S_u/σ'_v は等方応力条件のそれより一般に小さいが, おおよ

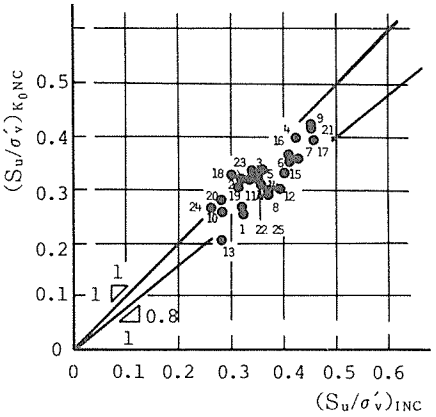


Fig. 7 Relationship between $(S_u/\sigma'_v)_{INC}$ and $(S_u/\sigma'_v)_{K_0NC}$ for 25 different soils

Table 2 Soil properties

No.	LL(%)	PI(%)	INC φ´	INC Su/σ´v	K_0NC K_0	K_0NC φ´	K_0NC Su/σ´v	Remolded (R) Undistbd. (U)		Reference
1	46	22	25.9	0.323	0.59	25.0	0.256	R	11)	Henkel et.al.
2	72	31	23.5	0.313	0.75	22.0	0.308	R	12)	Amerasinghe --
3	88	58	27.0	0.338	0.48	27.0	0.338	U	13)	Crooks et.al.
4	52	21	37.2	0.42	0.45	35.1	0.40	R	6)	Mitachi et.al.
5	51	21	35.1	0.36	0.45	34.9	0.34	R	6)	Mitachi et.al.
6	72	32	36.1	0.41	0.47	34.0	0.36	R	6)	Mitachi et.al.
7	55	27	34.3	0.426	0.49	35.0	0.361	R	14)	Sano et.al.
8	78	51	29.4	0.370	0.56	26.6	0.293	R	14)	Sano et.al.
9	94	51	35.9	0.474	0.51	33.1	0.425	R	14)	Sano et.al.
10	79	53	21.7	0.282	0.67	18.8	0.258	R	15)	Donaghe et.al.
11	57	36	26.7	0.335	0.50	24.9	0.320	R	15)	Donaghe et.al.
12	86	49	30.5	0.392	0.51	26.9	0.304	R	16)	Kitago et.al.
13	57	27	30.7	0.280	0.50	—	0.210	U	17)	Andersen et.al.
14	95	66	27.4	0.37	0.56	29.0	0.30	R	18)	Kitago et.al.
15	63	30	34.9	0.400	0.50	29.0	0.341	R		Hayakita Clay
16	108	52	38.0	0.412	0.50	32.6	0.368	U	19)	Nakase et.al.
17	64	30	32.3	0.456	0.46	32.3	0.394	U	19)	Nakase et.al.
18	33	15	27.5	0.30	0.54	26.5	0.33	R	20)	Ladd,C.C.
19	46	24	26	0.32	0.61	26	0.27	R	20)	Ladd,C.C.
20	63	39	24	0.28	0.54	23.5	0.28	R	20)	Ladd,C.C.
21	80	38	37	0.45	0.52	33	0.42	U	20)	Ladd,C.C.
22	39	18	30.5	0.35	0.47	27	0.32	U	20)	Ladd,C.C.
23	52	29	30	0.32	0.47	26.5	0.32	U	20)	Ladd,C.C.
24	44	18	26.0	0.26	0.55	21.4	0.268	U	21)	Vaid et.al.
25	86	53	27.0	0.361	0.56	26.5	0.315	R		Onegai Clay

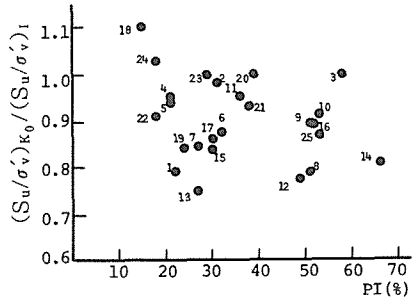


Fig. 8 Strength ratio versus Plasticity Index

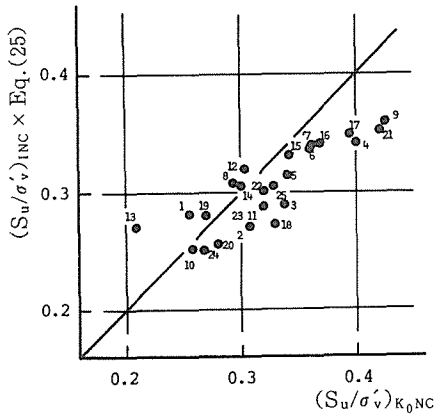
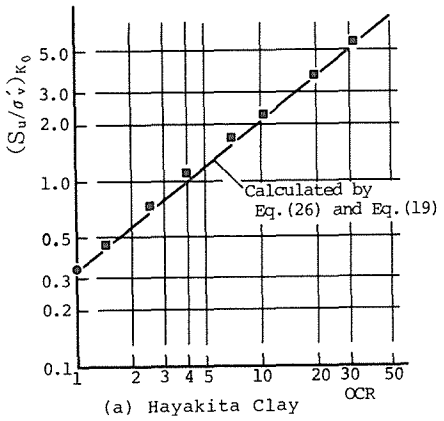


Fig. 9 Comparison between predicted and observed S_u/σ'_v for K_0 normally consolidated clays



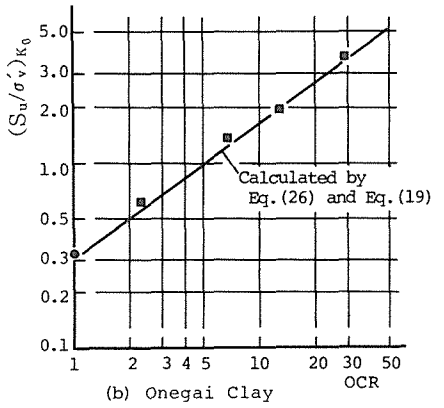


Fig.10(a), (b) Comparison of predicted and observed relationship between S_u/σ'_v and OCR for K_0 overconsolidated clay

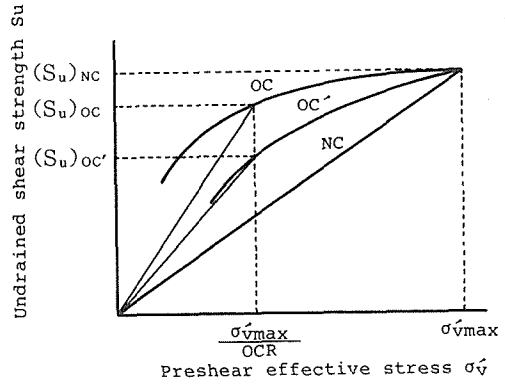


Fig.11 Rate of decrease in undrained strength at the same OCR

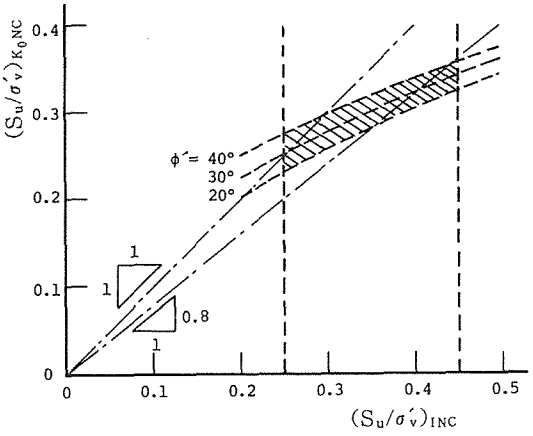


Fig.12 $(S_u/\sigma'_v)_{INC}$ vs. $(S_u/\sigma'_v)_{K_0NC}$ relationship calculated by Eq.(25)

そ80%以下にはならないようである。ただし，各試料における圧密時間，方法は同一ではなく，また，文献によっては不明であるため，この図では，その点を考慮してはいない。

もし，$(S_u/\sigma_v')_I$ と $(S_u/\sigma_v')_{K_0}$ の関係を，(25)式以外の何か他の指標で表現できれば非常に便利であると考えられる。例えば，Fig.8は，両者の比と塑性指数 PI との関係を調べたものであるが，この結果から両者に相関を見出すことは難しい。Fig.9は，前述のデータを用いて(25)式の良否を確かめてみたものであるが，比較的よく説明できているようである。なお，$(S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ の推定値の算出にあたっては $K_0 \approx 1-\sin\phi'$[10]の関係を用いた。

(3) $(S_u/\sigma_v') \sim OCR$

Fig.10(a), (b)は，K_0 応力条件下での S_u/σ_v' と OCR の関係を両対数紙上でとったものである。従来の研究で明らかなように，両者は右上りの直線関係にあり，今回の実験でもそれが再度確認された。つまり前述の(2)式が成立している訳である。なお，この直線の傾きが大きいほど，吸水膨張による非排水強度の減少割合が小さいことを意味することになる（Fig.11参照）。

(4) $(S_u/\sigma_v')_{K_0NC} \sim \phi'$

(25)式によれば，$(S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ は $(S_u/\sigma_v')_{INC}$，η_0，M の関数とみることができ，η_0，M はまたそれぞれ K_0，ϕ' で表すことができる。ここで，近似的に $K_0=1-\sin\phi'$ とすると，$(S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ は ϕ' と $(S_u/\sigma_v')_{INC}$ のみの関数と見なせる。そこで，(25)式の関係を ϕ' をパラメーターとして表したのがFig.12である。本研究で引用したほとんどの粘土試料は $20°<\phi'<40°$，$0.25<(S_u/\sigma_v')_{INC}<0.45$ の中に存在しており，その範囲は図中の領域で示される。この図によると，上記範囲内にある粘土試料は $(S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ が $(S_u/\sigma_v')_{INC}$ を越えることはほとんどなく，また，その下限値も $(S_u/\sigma_v')_{INC}$ の75%程度であると言える。この特性は，(2)で述べたFig.7での $(S_u/\sigma_v')_{INC} \sim (S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ 関係と一致するものである。

4.3 $(S_u/\sigma_v')_{K_0OC}$ の推定

これまでの考察から，$(S_u/\sigma_v')_{K_0} \sim OCR$ 関係において，その切片は(26)式，傾きは(19)式で推定可能であることがわかった。Fig.10(a), (b)における実線は，それぞれの試料に対する(26)式，(19)式による (S_u/σ_v') の推定線であるが，両試料共に非常によい精度で K_0 過圧密後の非排水強度変化を予測できている。

5. まとめと結論

以上述べてきたことがらをまとめると次のようになる。

i) 過圧密状態での K_0 値と過圧密比は $\log(2K_0+1) \sim \log(OCR)$ で整理すると直線関係を示す。

ii) 等方応力条件下で圧密された試料の S_u/σ_v' と K_0 応力条件下でのそれとでは，後者の方が一般に小さく，(25)式によってよく表現できる。

iii) (S_u/σ_v') と塑性指数PIとの間に相関を見出すことは困難である。

iv) $(S_u/\sigma_v')_{INC}$ と $(S_u/\sigma_v')_{K_0NC}$ の関係を表す(25)式は，実側データの存在範囲をよく説明する。

v) (2), (19), (26)式を用いることで，任意の過圧密比における K_0 条件下での S_u/σ_v' を高い精度で推定することが可能であることが実験的に確かめられた。

本研究で引用した多数の粘土試料のデータは，$PI=15 \sim 60$%，$\phi'=22° \sim 38°$，$K_0=0.45 \sim 0.75$とその範囲が広く，不撹乱試料も多い（No. 3, 13, 16, 17, 21～24）ことを考慮すると，(26)式または(25)式のもつ工学的意義は大きいと言えよう。以上のことから，もし実験が望ましい条件の

もとで実施されたならば，通常の等方圧密非排水三軸試験（ひずみ制御による非排水圧縮）を一度実行するだけで，過圧密粘土の原位置強度を推定できることが本研究で明らかになった。

6. あ と が き

本研究により，簡単な室内試験結果から過圧密状態にある粘土の原位置非排水強度を推定できることがわかった。今後に残されている問題は，過圧密状態にある粘土の破壊に至るまでの応力—ひずみ挙動の予測である。この点に関する研究は極めて少ないのが現状であって，今後はこの方向の研究を実施する方針である。なお，本研究の実験に際しては，56年度卒業生市川喜久男，芳岡良一両君，57年度卒業生中嶋徹，小林利通両君および工藤豊技官の協力を得た。記して謝意を表する。

参考文献

1) 三田地利之，北郷 繁，川島崇則，武田 覚：土質工学会北海道支部技術報告資料(昭50)，第15号，p. 33-42.
2) Ladd, C.C. & Foott, R.: Proc. ASCE, Vol. 100 (1974), No.GT7, p. 763-786
3) 北郷 繁，三田地利之，小野 丘：土質工学会北海道支部技術報告集（昭57)，第22号，p. 117-124.
4) Mayne, P. W.: Proc. ASCE, Vol.106 (1980), No. GT11, p. 1219-1242.
5) Roscoe, K. H. & Burland, J.B.: Engineering plasticity (1968), 535-609.
6) Mitachi, T. & Kitago, S.: Soils and Foundations, Vol. 16 (1976), No. 1, p. 45-58.
7) Mitachi, T. & Kitago, S.: Soils and Foundations, Vol. 19 (1979), No. 2, p. 45-61.
8) Mitachi, T. & Kitago, S.: Soils and Foundations, Vol. 20 (1980), No. 1, p. 13-28.
9) 三田地利之，北郷 繁，唐牛義夫：第8回土質工学研究発表会講演集（昭48)，p. 299-302.
10) Jáky, J.: Proc. 2nd ICSMFE, Vol. 1 (1948), p. 103-107.
11) Henkel, D.J. & Sowa, V.A.: ASTM, STP (1963), No. 361, p. 280-291.
12) Amerasinghe, S.F. & Parry, R.H.G.: Proc. ASCE, Vol. 101 (1975), No. GT12, p. 1277-1293.
13) Crooks, J.H.A. & Graham, J.: Géotechnique, Vol. 26 (1976), No. 2, p. 293-315.
14) 佐野佶房，北郷 繁，三田地利之，高橋耕平，橋本直蔵：土質工学会北海道支部技術報告資料(昭51)，第16号，p. 23-32.
15) Donaghe, R.T. & Townsend, F.C.: ASTM, GTJ, Vol.1 (1978), No. 4, p. 173-189.
16) 北郷 繁，三田地利之，武田 覚，近藤始郎：土質工学会北海道支部技術報告資料(昭53)，第18号，p. 31-38.
17) Andersen, K.H., Pool, J.H., Brown, S.F. & Rosenbrand, W.F.: Proc. ASCE, Vol. 106 (1980), No. GT5, p. 499-529.
18) 北郷 繁，三田地利之，浅見秀樹：第16回土質工学研究発表会講演集（昭56)，p. 349-352.
19) 中瀬明男，小林正樹，勝野 克：港湾技術研究所報告，第8巻（昭44)，第4号，p. 103-143.
20) Ladd, C.C.: Proc. 6th ICSMFE, Vol. 1 (1965), p. 282-286.
21) Vaid, Y.P. & Campanella, R.G.: Proc. ASCE, Vol. 100 (1974), No. GT3, p. 207-224.