

# 圧密過程における粘土の非排水強度の評価法

梅崎健夫\*・落合英俊\*\*

一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程における飽和粘土の非排水強度を評価する手法を提案した。提案した評価法は、変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論と圧密過程における間隙比(含水比)の減少量と非排水強度の増加量の一義性の経験則を結び付けたものであり、そのために二次圧密を含む全ての圧密過程を評価する応力として“換算圧密応力”を新たに定義した。計算結果と既往の試験結果を含む各種の試験結果を比較することにより評価法の検証を行った。

**Key Words** : remolded clay, undisturbed clay, undrained shear strength, time effect, rate of strength increase, degree of consolidation

## 1. はじめに

粘土の圧密と非排水強度に関する研究は、圧密とせん断における時間効果、例えば圧密過程におけるクリープ変形(二次圧密)、非排水強度に及ぼす圧密時間およびせん断速度の影響などのように、今なお解明すべき課題を抱えている。

本文は、これら課題のうち、一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程において圧密時間の異なる粘土の非排水強度を評価するための手法<sup>1)</sup>を提案するものである。このことは、実務設計においては、軟弱粘土地盤上の埋立や盛土施工における基礎地盤の安定問題、プレローディングおよびバーチカルドレーン工法などの強度増加を目的とした地盤改良の照査などに関わる日常的で重要な課題でもある。

問題を簡略化するために、Fig.1(a)に示すような飽和軟弱粘土地盤が半無限の等分布荷重( $\Delta p$ )を受けた場合の安定問題を考える。一樣な正規圧密状態にある軟弱粘土地盤のすべり破壊においては、地盤の透水性が極めて低いために、通常せん断強度は非排水強度として捉えられる。しかしながら、軟弱粘土地盤の非排水強度は圧密の進行とともに増加するのでその増加量を的確に予測する必要がある。Fig.1(b)~(d)は、一次圧密過程における間隙水圧の減少量( $\Delta u$ )、間隙比の減少量( $\Delta e$ )および非排水強度の増加量( $\Delta c_u$ )の場所的時期的変化を模式的に示したものである。排水面からの距離に応じて地盤内の有効応力や間隙比(含水比)が異なるので、一次圧密過程における非排水強度の増加量は地盤内においてすべて一定ではなく場所的時期的に異なる。さらに、軟弱粘土地盤においては間隙水圧消散後も二次

圧密が長期間にわたり継続して生じるので、非排水強度はその分だけさらに増加する。したがって、全応力法による軟弱粘土地盤の支持力( $q_{max}$ )は、図中のaおよびb点のような潜在すべり面上の非排水強度( $c_u$ )を加え合わせた値として算定されるので、圧密時間に依存するだけでなく、そのときのすべり面の位置や大きさによって異なる。以上のことより、軟弱粘土地盤の安定問題においては、地盤全体の平均的な強度増加量ではなく、Fig.1(b)~(d)に示すような地盤内の任意の分割層ごとの非排水強度を圧密の進行に応じて的確に評価することが重要である。

変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論に関するLowe<sup>2)</sup>、Leroueilら<sup>3)</sup>および今井ら<sup>4)</sup>の最近の研究は、Fig.2(a)に示すように、二次圧密を含む全ての圧密過程における間隙比( $e$ )の変化が、鉛直有効応力( $p'$ )とひずみ速度( $\dot{\epsilon} = -de/dt$ )の関数として次式のように表されることを理論的・実験的に示している。

$$e = f_1(\dot{\epsilon}, p') \dots \dots \dots (1)$$

式(1)はFig.1(b)~(d)に示したような軟弱粘土地盤の各分割層ごとに成り立ち<sup>4)</sup>、この圧密理論によれば、圧密過程における有効応力と間隙比の関係は、Fig.2(a)に示すように、二次圧密を含む全ての圧密過程を通じて正規圧密線から逸脱した経路を辿り、また、各分割層ごとの間隙比の経時変化はFig.2(b)のように表される。このように、変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論は、二次圧密を含めた全ての圧密過程における地盤内の任意の分割層ごとの圧密の進行を評価するための有効な手法である。しかしながら、式(1)は、Fig.2(a)に示すように、従来より広く認識されてきた一次圧密過程における有効応力と間隙比の一義性を否定するものであり、また、式(1)を適用する場合には、従来の圧密度に代わって圧密の進行の程度を評価するための新たなパラメータを定義する必要がある。

\* 正会員 工修 信州大学助手 工学部社会開発工学科 (〒380 長野市若里 500)

\*\* 正会員 工博 九州大学教授 工学部建設都市工学科

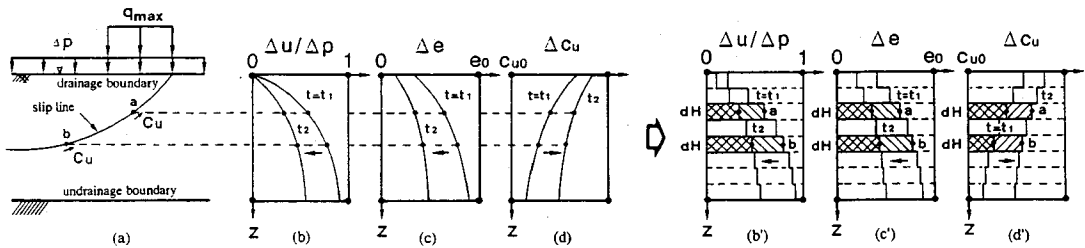


Fig.1 Undrained shear strength of soft clay ground during consolidation

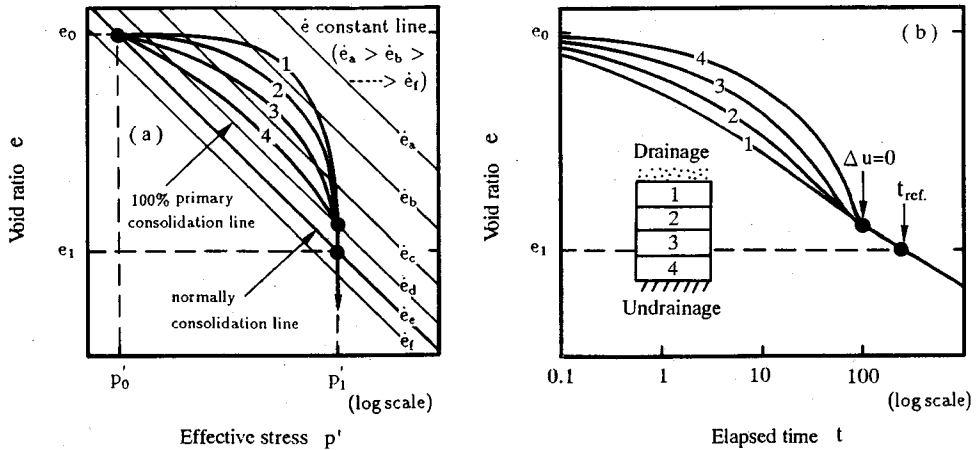


Fig.2 Illustration for an one-dimensional consolidation model with creep

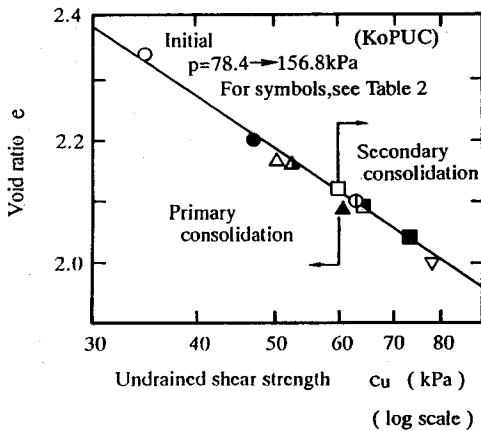


Fig.3 Relation between void ratio and undrained shear strength during consolidation

飽和粘土の非排水強度 ( $c_u$ ) は次式のように定義される。

$$c_u = (\sigma_1 - \sigma_3)_{\max} / 2 \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_3$  はそれぞれ最大、最小主応力である。

著者ら<sup>5)</sup>は、Fig.3 に示すように、圧密時間の異なる  $K_0$  圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験の結果から練返し粘土の間隙比 ( $e$ ) と非排水強度 ( $c_u$ ) の間には二次圧密を含む全ての圧密過程において  $e \sim \log c_u$  の直線関係が成り立つことを示した。また一方で、三笠<sup>6)</sup>は土のせん

断強度 ( $\tau_f$ ) は次式の影響因子により決定されるとしている。

$$\tau_f = f_2 \text{ (土の種類, 密度, 含水比,}$$

$$\text{骨組構造, 有効応力) } \dots \dots (3)$$

これらのことから、圧密過程における粘土の非排水強度に関してより一般的に表現するならば、次式で示されるように、間隙比の減少量 ( $\Delta e$ ) と非排水強度の増加量 ( $\Delta c_u$ ) の間に一義的關係が成り立つものと考えられる。

$$\Delta c_u = f_3 (\Delta e) \dots \dots \dots (4)$$

以上のことより、二次圧密過程を含む全ての圧密過程における粘土の非排水強度を評価するためには、変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論と圧密過程における間隙比の減少量と非排水強度の増加量の一義性の経験則を合理的に結び付けることが重要である。

本文は、まず、非排水強度に関する既往の評価法を概観し、次いで、圧密度に代わる新たなパラメータを用いた評価法の理論的誘導とその実験的検証に主眼を置いて論じたものである。

## 2. 非排水強度に関する既往の研究

圧密過程における非排水強度の増加量 ( $\Delta c_u$ ) を評価するために従来より提案されている方法<sup>7)~13)</sup>は、いずれも以下に示す一般式の形で表されており、強度増加率と圧密度に関する評価法に集約される。

$$\Delta c_u = c_{u1} - c_{u0} = (c_u/p) \cdot \Delta p \cdot U \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 $\Delta p$ は載荷による応力増分、 $c_{u1}$ は応力増分 $\Delta p$ の下での任意の圧密時間 $t$ における非排水強度、 $c_{u0}$ は載荷前の非排水強度、 $c_u/p$ は圧密終了時の強度増加率、 $U$ は圧密度である。

強度増加率が圧密過程において一定であることが式(5)が成り立つための前提条件である。また、一般に圧密過程が一次圧密と二次圧密に分けて論じられることから、非排水強度に関する研究も一次圧密過程<sup>7)-10)</sup>と二次圧密過程<sup>12)-14)</sup>に分けられ、ほとんどの研究がどちらか一方を取り扱ったものである。

(1) 正規圧密線上にある粘土の非排水強度

Schofield<sup>15)</sup>は、等方圧密応力( $p$ )を受けて圧密が終了した(圧密過程におけるクリープ変形を無視した)飽和粘土の非排水強度( $c_u$ )をCam-clayモデル<sup>15)</sup>に基づいて次式のように与えている。

$$c_u = (M/2) \cdot \exp\{-(1-\kappa/\lambda)\} \cdot p \dots \dots \dots (6)$$

ここで、 $M$ は限界状態線の傾き、 $\kappa=0.434 C_s$  ( $C_s$ : 膨潤指数)、 $\lambda=0.434 C_c$  ( $C_c$ : 圧縮指数)、 $p$ は等方圧密応力である。

式(6)は非排水強度が圧密応力に比例することを示しており、このことがMayne<sup>17)</sup>による既往の試験結果の整理によって確かめられている。

一方、著者ら<sup>5)</sup>は、高塑性の有明粘土( $I_p=69$ )を用いた圧密時間の異なる $K_0$ 圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験の結果から、強度増加率( $c_u/p$ )は、一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程において一定でなく、圧密時間に大きく依存して異なることを示した。すなわち、圧密応力が異なる正規圧密線上の粘土(異なる圧密応力で一次圧密が完全に終了し、その後二次圧密をあまり生じていない粘土)の相互関係においては非排水強度は圧密応力に比例するが、一連の圧密過程において強度増加率は一定ではないと解釈することがより一般的であると考える。

(2) 一次圧密過程における粘土の非排水強度

先駆的研究として赤井<sup>18)</sup>の研究がある。赤井は、等方圧密過程において異なる圧密度を有する不攪乱および練返し粘土に対して三軸圧縮試験を行い非排水強度を求めている。その結果、圧密途中の粘土の非排水強度はその時の有効応力に対応する圧密応力で一次圧密が終了した粘土のそれと同等であり、 $\log t$ 法により求めた圧密度( $U$ )と非排水強度( $c_u$ )の間に $U \sim \log c_u$ の直線関係が成り立つことを示した。ただし、一次圧密過程における間隙比( $e$ )と有効応力( $p'$ )の関係は常に正規圧密線上に沿って変化することを前提としており、また、圧密度( $U$ )は、 $U=(e_0-e)/(e_0-e_1)=(p'-p_0)/(p_1-p_0)=1-(u/u_0)$ と定義している。

その後、一般に圧密度は応力に関する圧密度( $U_p$ )とひずみに関する圧密度( $U_e$ )に分けて考えられるようになったが、やはり $e \sim \log p$ の直線関係を前提にして圧密途中の $U_p$ は $U_e$ より常に遅れて生じ、その遅れは荷重増加率( $\Delta p/p$ )に依存すると理解されている<sup>19)</sup>。

不攪乱粘土に対する研究に高山<sup>10)</sup>の研究がある。高山は、一次圧密過程の非排水強度を評価するためにせん断強度の増加割合( $U_r=(c_u-c_{u0})/(c_{u1}-c_{u0})$ )を定義した。これはせん断強度に関する圧密度を定義したものと考えることができる。円筒容器(内径7.5cm、高さ10cm、20cm)内で一次圧密過程にある試料を切り出して非圧密定体積一面せん断試験を実施した結果から、 $U_r$ と $U_p$ を関係づける実験式を次式のように与えている。

$$U_r = 1 - (1 - U_p)^{1/n} \dots \dots \dots (7)$$

ここで、 $n$ は実験定数であり、練返し粘土に対しては $n=1$ 、不攪乱粘土に対しては $n=2 \sim 6$ としている。

さらに、一次圧密過程の強度増加率( $(c_u/p)_t$ )として次式を提案している。

$$(c_u/p)_t = (c_u/p) \cdot (U_r/U_p) \dots \dots \dots (8)$$

すなわち、一次圧密過程の強度増加率は、練返し粘土の場合は一定であるが、不攪乱粘土の場合は一定ではないことを示している。ただし、有効応力は、間隙水圧を直接測定して算定したものではなく、一次圧密過程における含水比(間隙比)と有効応力の一義性を仮定して供試体の含水比から推定されている。式(7)の実験定数 $n$ の値には幾らか検討の余地があるように思われるが、一次圧密過程における含水比の減少量と非排水強度の増加量の関係など興味深い結果が数多く示されている。

(3) 二次圧密過程における粘土の非排水強度

練返し粘土の長期圧密を対象とした安原ら<sup>12),13)</sup>の研究と自然地盤を対象とした半沢<sup>20)</sup>の研究が挙げられる。

安原ら<sup>12),13)</sup>は、圧密応力 $p_0$ 、含水比 $w_0$ の正規圧密線上の点(時間 $t_0$ )から圧密応力一定のまま含水比 $w_1$ (時間 $t_1$ )まで長期圧密された飽和粘土に対して、村上<sup>21)</sup>が示した見かけの先行荷重を適用することにより、このときの強度増加率( $c_{u1}/p_0$ )と非排水強度( $c_{u1}$ )をそれぞれ次式のように求めるとともに、等方圧密・三軸圧縮試験の結果により提案式の妥当性を検証している。

$$c_{u1}/p_0 = (c_{u0}/p_0) \cdot (t_1/t_0)^R, R = C_a/C_c \dots \dots \dots (9)$$

$$c_{u1} = c_{u0} \cdot \exp\{G_s \cdot (w_0 - w_1)/43.4 \cdot C_c\} \dots \dots \dots (10)$$

ここで、 $C_a$ は二次圧密係数、 $C_c$ は圧縮指数、 $c_{u0}$ は含水比 $w_0$ の時の非排水強度、 $G_s$ は土粒子の比重である。

半沢<sup>20)</sup>は、時間効果を受けた自然地盤の非排水強度を①一次圧密による強度増加、②二次圧密による強度増加、③化学的結合作用による強度増加の3つの要因に分けて評価している。すなわち、強度増加率が、有効土被り圧に依存するのではなく、圧密時間に依存するとして<sup>22)</sup>、

時間効果を受けた自然地盤の非排水強度を一次圧密のみを受けた粘土の強度増加率と圧密降伏応力を用いて評価するための手法を提案している。

(4) 全ての圧密過程における粘土の非排水強度

二次圧密を含む全ての圧密過程を対象とした研究に外崎ら<sup>11)</sup>の研究がある。外崎らは、一次元圧密における体積ひずみ ( $\Delta\varepsilon$ ) は平均有効主応力 ( $\sigma_m$ ) の増加による体積ひずみ ( $\Delta\varepsilon_m$ ) と負のダイレイタンスの時間依存性による体積ひずみ ( $\Delta\varepsilon_d$ ) の和であるとし<sup>23), 24)</sup>、体積変化に寄与する有効応力を等価有効応力 ( $\sigma_e$ ) と定義した。さらに、等価有効応力を用いた圧密度 ( $U_e$ ) を次式のように定義している。

$$U_e = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta\varepsilon_{mf}} = \frac{\sigma_e - \sigma_{e0}}{\sigma_{mf} - \sigma_{e0}} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 $\Delta\varepsilon_{mf}$  は  $\Delta\varepsilon_m$  の収束値、 $\sigma_{mf}$  は  $\Delta\varepsilon_{mf}$  の時の平均有効主応力、 $\sigma_{e0}$  および  $\sigma_e$  はそれぞれ圧密前および任意の圧密時間における等価有効応力である。

等価有効応力を用いた強度増加率 ( $c_u/\sigma_e$ ) は圧密履歴や圧密時間に依らず一定であること<sup>24)</sup>、 $U_e$  は二次圧密過程において  $U_e \geq 1$  の値となり二次圧密を含めた全ての圧密過程における強度増加量を評価できることを示している。ただし、外崎らも一次圧密過程における  $e \sim \log p$  の直線関係を前提としており、また、 $\Delta\varepsilon_{mf}$  を厳密に求めることは困難であり経験式により算定するとしている。

3. 換算圧密応力に基づく非排水強度の評価法

変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論と圧密過程における間隙比の減少量と非排水強度の増加量の一義性の経験則を合理的に結び付けることにより、一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程における飽和粘土の非排水強度を評価するための簡便な手法を提案する<sup>1)</sup>。

(1) 圧密応力の評価—換算圧密応力—

一次元圧密過程における供試体内の任意の分割要素 (実地盤内の任意の分割層に相当する) の鉛直有効応力 ( $p'$ ) と間隙比 ( $e$ ) および非排水強度 ( $c_u$ ) の関係をそれぞれ Fig.4 (a), (b) に示す。鉛直有効応力  $p_0$  で正規圧密された粘土 (Fig.4 (a) の A 点) が鉛直応力  $p_1$  で圧密される過程 (A→B→C→D→E) を考える。変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論に依れば、A 点の粘土が载荷を受けると、正規圧密線 (Fig.4 (a) の N.C.L.) から逸脱した経路 (A→B→C) を辿り、間隙水圧が消散した後に正規圧密線上の C 点に達する。さらに、圧密時間が長くなると有効応力一定のもとで間隙比は減少し C→D→E の経路を辿る。

一方、圧密過程における粘土の非排水強度を考えると、

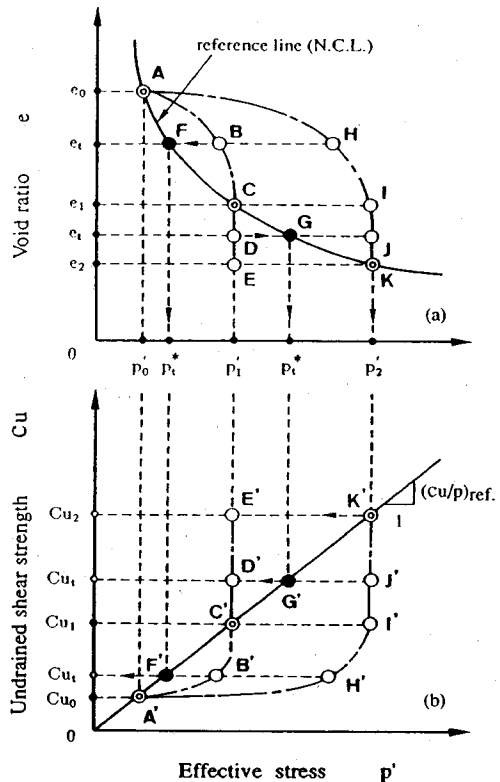


Fig.4 Key sketch for evaluating undrained shear strength during consolidation

間隙水圧が消散した後の二次圧密過程 (C→D→E) においては、非排水強度は有効応力一定のもとで増加し、D, E 点にある粘土の非排水強度はそれぞれ Fig.4 (b) の D', E' 点で表される。E 点と同じ間隙比をもち、かつ正規圧密線上にある K 点の非排水強度について考える。K' 点で表される非排水強度をもつ粘土は、鉛直有効応力  $p_2$  の下で A, C 点の粘土と同じ時間の圧密を受けたものであり、間隙水圧が完全に消散している。E 点と K 点の粘土は、それぞれ圧密応力は  $p_1, p_2$  と異なっているが、間隙比の減少量 ( $\Delta e = e_0 - e_2$ ) は等しい。したがって、式 (4) で示した間隙比の減少量と非排水強度の増加量の一義性の経験則より両者の非排水強度 ( $c_{u2}$ ) は等しく、それぞれ Fig.4 (b) の E', K' 点で表される。以上のような考え方に基づき圧密過程の非排水強度を評価するためには強度増加に影響を及ぼす圧密応力を新たに評価することが重要である。

異なる圧密応力で一定時間圧密され一次圧密が終了した粘土の間隙比 ( $e$ ) と鉛直有効応力 ( $p'$ ) の関係を連ねた線を基準線 (正規圧密線) とする。  $e-p'$  面上において、圧密過程 (A→B→C→D→E) の任意の状態を間隙比一定として基準線上に投影し、対応する圧密応力を“換算圧密応力 ( $p^*$ : conversion stress)”と定義する。例えば、一次圧密過程の B 点における粘土の換算圧密

応力は  $F$  点で表され、同様に、二次圧密過程の  $D$  点における換算圧密応力は  $G$  点で表される。すなわち、換算圧密応力を用いることにより全ての圧密過程における間隙比の減少量を正規圧密線上で統一的に評価するものである。また、Fig.4 (b) に示すように、正規圧密線上の粘土 ( $A, F, C, G, K$  点) においては非排水強度が圧密応力に比例して増加するので、非排水強度と換算圧密応力の間には圧密時間に無関係に比例関係が成立すると考えられる。したがって、換算圧密応力を用いることにより全ての圧密過程における非排水強度を間隙比の関数として統一的に評価することができる。

以上のことより、まず、換算圧密応力の定式化を行う。

Fig.4 (a) に示す  $e-p'$  面上の正規圧密線は、有効応力を対数表示すると直線になるため、次式で表される。

$$e = e_N - \lambda \cdot \ln p \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 $e_N$  は  $p=1$  における間隙比、 $\lambda=0.434 C_c$  ( $C_c$ : 圧縮指数) である。

換算圧密応力 ( $p^*$ ) は式 (12) から間隙比の関数として次式のように表される。

$$p^* = p_0 \cdot \exp\{(e_0 - e_t)/\lambda\} \dots \dots \dots (13)$$

ここで、 $e_0$  および  $p_0$  はそれぞれ応力増加前の間隙比および圧密応力、 $e_t$  および  $p^*$  はそれぞれ任意の圧密時間  $t$  における間隙比および換算圧密応力、 $\lambda=0.434 C_c$  ( $C_c$ : 圧縮指数) である。

(2) 圧密の進行の評価—圧密進行係数—

換算圧密応力を定義したことにより一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程における圧密の進行程度も評価することができる。ここで、従来の圧密度に代わる新たなパラメータとして“圧密進行係数 ( $C_p^*$ : coefficient of consolidation process)”を次式のように定義する。

$$C_p^* = \frac{\Delta p^*}{\Delta p} = \frac{p^* - p_0}{p_1 - p_0} = \frac{\exp\{(e_0 - e_t)/\lambda\} - 1}{\exp\{(e_0 - e_{ref})/\lambda\} - 1} \dots \dots \dots (14)$$

ここで、 $\Delta p = (p_1 - p_0)$  および  $\Delta p^* = (p^* - p_0)$  はそれぞれ載荷応力および換算圧密応力の増分、 $e_0$  および  $p_0$  はそれぞれ応力増加前の間隙比および圧密応力、 $e_t$  および  $p^*$  はそれぞれ任意の圧密時間  $t$  における間隙比および換算圧密応力、 $\lambda=0.434 C_c$  ( $C_c$ : 圧縮指数) であり、 $e_{ref}$  は載荷応力 ( $p_1$ ) で基準時間圧密されたときの間隙比 (Fig.4 (a) においては  $e_{ref} = e_1$ ) であり基準線 (正規圧密線) 上にある。

圧密進行係数 ( $C_p^*$ ) は、式 (14) から分かるように、間隙比の減少量のみの関数として表され、一次圧密過程においては  $0 \leq C_p^* \leq 1$  であり、二次圧密過程においては  $C_p^* > 1$  の値となる。

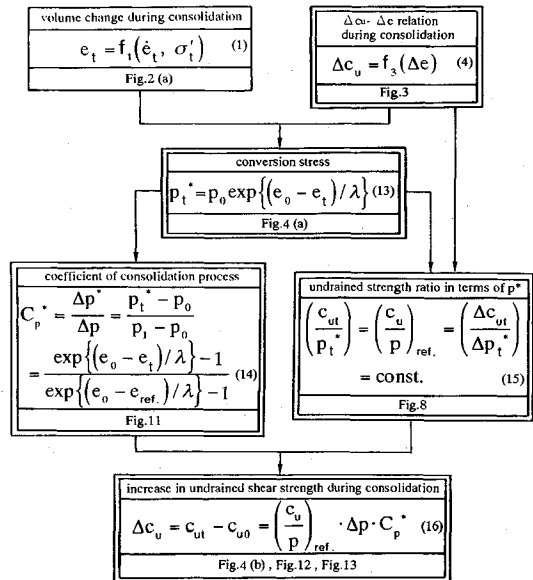


Fig.5 Concept of a proposed method for evaluating undrained shear strength during consolidation

(3) 換算圧密応力に基づく非排水強度の評価式

全ての圧密過程における間隙比の減少量を正規圧密線上で統一的に評価するために換算圧密応力を定義した。正規圧密線上の粘土においては非排水強度が圧密応力に比例して増加するので、非排水強度と換算圧密応力の間には圧密時間に無関係に比例関係が成立すると考えられる。したがって、換算圧密応力に基づく強度増加率 ( $c_{ut}/p^*$ ) は、Fig.4 (b) に示すように、圧密応力の大きさや圧密時間に無関係に全ての圧密過程において一定であるという仮定が成り立つと考えられる。

$$\begin{aligned} (c_{ut}/p^*) &= (c_u/p)_{ref} \\ &= (\Delta c_{ut}/\Delta p^*) = \text{const.} \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

ここで、 $(c_u/p)_{ref}$  は一次圧密終了後の基準時間における強度増加率である。

式 (15) が成り立つと仮定すると、式 (14) から二次圧密を含む全ての圧密過程における任意の圧密時間  $t$  における非排水強度の増加量 ( $\Delta c_{ut}$ ) の評価式は次式のように誘導される。

$$\begin{aligned} \Delta c_{ut} &= c_{ut} - c_{u0} \\ &= (c_u/p)_{ref} \cdot \Delta p \cdot C_p^* \dots \dots \dots (16) \end{aligned}$$

式 (16) は、強度増加率と圧密度に関する既往の評価法 (式 (5)) と同じ形式である。

また、Fig.4 (b) に示すように、 $(c_u/p)$ -線が原点を通る場合 ( $(c_u/p)_{ref} = (c_{u0}/p_0)$ ) においては、式 (16) は次式のように書き換えられる。

$$c_{ut} = c_{u0} \cdot \exp\{(e_0 - e_t)/\lambda\} \dots \dots \dots (17)$$

ここで、 $c_{ut}$  および  $e_t$  はそれぞれ新たな載荷応力の下での任意の圧密時間  $t$  における非排水強度および間隙比、

Table 1 Soil properties, test conditions and evaluation parameters on laboratory tests

Sample Name	Soil properties			Test conditions				Evaluation parameters				
	Gs	w <sub>L</sub> (%)	Ip	e <sub>0</sub>	p <sub>0</sub> (kPa)	C <sub>u0</sub> (kPa)	p <sub>1</sub> (kPa)	C <sub>c</sub>	e <sub>ref.</sub>	(C <sub>u</sub> /P <sub>r</sub> *) <sub>ref.</sub>	t <sub>ref.</sub> (min.)	
Remolded clay	Nankou 26)	2.607	83.2	44.3	1.432	107.8	36.0	294.0	0.512*	1.223	0.333	180
	Yokosuka 26)	2.660	94.0	50.7	1.852	107.8	36.0	294.0	0.588*	1.572	0.360	150
	Souka 11)	2.670	82.6	61.8	1.524	39.2	11.0	117.6, 352.8	0.508*	1.269	0.281	1440
	Ariake 1 12)	2.650	115.0	58.0	2.066	58.8	11.0	107.8, 215.6	0.735*	2.155	0.356	120
	Ariake 2 10)	2.641	49.7	88.2	2.223	0	0.4	294.0	0.895*	1.796	0.332	63
	Ariake 3 5)	2.63	105	70.0	2.263	78.4	34.3	156.8	0.803	2.105	0.400	1440
Undisturbed clay	Izumikita 26)	2.660	88.0	55.4	1.969	882.0	283.6	980.0	0.702**	1.267	0.322	240
	Ariake 4 10)	2.626	124.9	70.1	3.007	27.4	8.2	294.0	2.260	1.929	0.300	63
	Ariake 5 10)	2.605	131.0	82.2	3.429	27.4	7.4	294.0	2.290	2.336	0.357	63
	Ariake 6 27)	2.53	110.0	70.0	3.210	29.4	11.6	49.0-98.0	1.500	2.53	0.355	180

\*Cc=0.007(w<sub>L</sub>-10), \*\*Cc=0.009(w<sub>L</sub>-10) (Terzaghi & Peck<sup>30)</sup>)

c<sub>u0</sub> および e<sub>0</sub> はそれぞれ応力増加前の非排水強度および間隙比, λ=0.434 C<sub>c</sub> (C<sub>c</sub>: 圧縮指数) である。

式 (17) は, Schofield<sup>15)</sup> が与えた式 (6) と同等であり, 二次圧密過程において安原<sup>13)</sup> が与えた式 (10) と一致する。

任意の圧密時間 t における非排水強度 (c<sub>ut</sub>) が圧密過程における間隙比の減少量 (e<sub>t</sub>) のみの関数として表された。以上のことをまとめると Fig.5 のようになる。

#### 4. 検証のための強度試験

##### (1) 試験方法の概要

Fig.1 で示したような軟弱粘土地盤内の分割層の圧密に伴う強度増加特性を検討し評価法の検証を行うためには, 原位置試験や模型実験を実施して, コーン貫入試験やベーンせん断試験などのサウンディングから地盤内の強度を測定し, 同一層からサンプリングした試料の含水比や間隙比と対応させることが直接的な方法である。しかしながら, 応力・変形条件や圧密条件の設定が容易であることから, 既往の研究においても室内土質試験が実施されることが多い。ただし, 室内土質試験においては Fig.1 (b')~(d') に示すような一次圧密過程における分割層の非排水強度を厳密に再現することは困難である。そこで以下に示すような工夫をして近似的にその非排水強度を求める。

##### a) K<sub>0</sub> 圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験<sup>5)</sup>

新たに開発・作製した試験装置により圧密時間の異なる K<sub>0</sub> 圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験 (K<sub>0</sub> PUC) を実施した。試料は練返した有明粘土である。その物理特性および試験条件は Table 1 (表記の Ariake 3) および Table 2 に示す。試験方法の詳細は文献 5) に譲るが, 一次圧密過程 (圧密時間 10~120 min.) においては, 平面ひずみ圧縮試験を行う前に非排水状態を約 1 時間保つことにより, 供試体内の間隙水圧の均一化を図り, 圧密度をできるだけ均一化した後の非排水強度を測定して

Table 2 Test cases (K<sub>0</sub> PUC)

Test cases	Consolidation time	Initial void ratio**	Void ratio***	Symbols
No.1 *		2.341		○
No.2	10 min.	2.290	2.200	●
No.3	20 min.	2.288	2.171	△
No.4	40 min.	2.308	2.158	▲
No.5	90 min.	2.230	2.090	▲
No.6	120 min.	2.292	2.122	□
No.7	1 day	2.326	2.101	⊙
No.8	2 days	2.314	2.093	■
No.9	20 days	2.284	2.042	■
No.10	70 days	2.255	1.999	▽

\* Test case on a condition on 1 day consolidation under p=78.4 kPa

\*\* Void ratio on 1 day consolidation under p=78.4 kPa

\*\*\* Void ratio at any consolidation time under p=156.8 kPa

いる<sup>8), 25)</sup>。

##### b) 定体積一面せん断試験

高山<sup>10)</sup> は, 円筒容器内で一次圧密過程にある試料を切り出して, その後直ちに非圧密定体積一面せん断試験を実施している。一方, 圧密定体積一面せん断試験も実施されている。この場合には, 鉛直応力を所定の圧密時間まで載荷した後, 定体積状態を保つように鉛直応力を制御することで供試体の圧密度を均一化し, 引き続き定体積せん断を実施する。この圧密定体積一面せん断試験が既往の研究<sup>10)~12), 26), 27)</sup> において最も多く行われている。

Table 1 に試料の物理特性および試験条件を示す。

##### c) 盛土基礎モデル地盤のコーン貫入試験

軟弱粘土地盤上の築堤モデル実験を実施し, 実験後に単管式のポータブルコーン (先端角 30°, 底面積 6.38 cm<sup>2</sup>) による貫入試験 (貫入速度 1 cm/sec) を行った。その後, 試料をサンプリングして深度ごとの含水比を測定した。実験装置と築堤実験の詳細は文献 28), 29) に譲り, その概略を述べる。まず, 自然含水比 (w<sub>n</sub>=96%) に等しいスラリー状の有明粘土試料 (G<sub>s</sub>=2.66, w<sub>n</sub>=96%, w<sub>L</sub>=68.8%, I<sub>p</sub>=29.3) を平面ひずみ実験土槽 (236

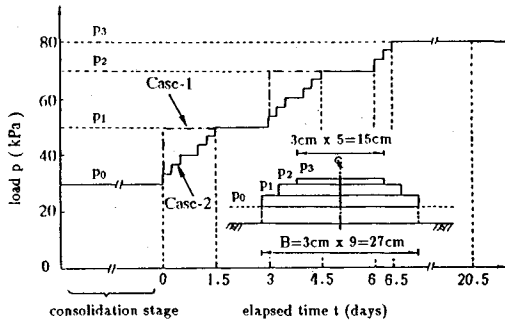


Fig.6 Loading pattern of model tests on embankment foundation

( $L$ ) $\times$ 40( $W$ ) $\times$ 70( $D$ ) cm) に詰めて初期層厚を 68 cm とした。次いで、上載圧  $p_0=30$  kPa の上下両面排水条件で一次元的に 31 日間 (Case-1) および 71 日間 (Case-2) の予圧密を行ってモデル地盤を作製した。一時、上載圧を除荷して盛土荷重載荷前の貫入抵抗を測定した後、再び  $p_0=30$  kPa の上載圧を負荷しモデル地盤を正規圧密状態に戻して盛土荷重を載荷した。盛土荷重は、Fig.6 に示すように、盛土幅  $B=27$  cm の部分に盛土形状を模擬した階段状の荷重 ( $p_1+p_2+p_3=20+20+10$  kPa) を 2 通りの載荷速度で載荷した。Case-1, Case-2 ともに一次圧密途中の未圧密地盤であり、モデル地盤の層厚はそれぞれ約 60 cm と 53 cm である。なお、Case-1 のモデル地盤は盛土荷重  $p_1+p_2=20+20$  kPa の載荷直後にすべり破壊を生じた。

(2) 評価法のパラメータの決定

検証に用いた室内土質試験<sup>5), 10)-12), 26), 27)</sup>における評価法のパラメータの一覧を Table 1 に示す。

① 圧縮指数 ( $C_c$ ): 標準圧密試験より決定されるが、その値が不明な既往の試験に対しては、欄外に示した Terzaghi & Peck<sup>30)</sup>の推定式より算定した。

② 基準間隙比 ( $e_{ref}$ ): 圧密応力  $p_1$  の下で基準圧密時間 ( $t_{ref}$ ) だけ圧密されたときの間隙比である。ただし、基準圧密時間は、一次圧密が完全に終了する時間以上の圧密時間とし、実際には 3t 法などの試験基準を参考にして決定する。

③ 強度増加率 ( $(c_u/p)_{ref}$ ):  $(c_u/p)_{ref}=(c_{u1}-c_{u0})/(p_1-p_0)$  として求める。ここで、 $p_0$  と  $c_{u0}$  はそれぞれ初期の圧密応力と非排水強度であり、 $c_{u1}$  は  $e_{ref}$  に対応する非排水強度である。

以上の 3 つのパラメータを計算定数として、各試験の任意の圧密時間  $t$  において実測された間隙比 ( $e_t$ ) を式 (14), (16) に代入することにより、非排水強度の計算値を算定した。また、盛土基礎モデル地盤のコーン貫入試験においては、式 (17) を用いて検証を行うこととし、土粒子の比重:  $G_s=2.66$ , 飽和度:  $S_r=100\%$ , 圧縮指数:  $C_c=0.524$ , 初期含水比:  $w_0=89.7\%$ , 初期貫入抵

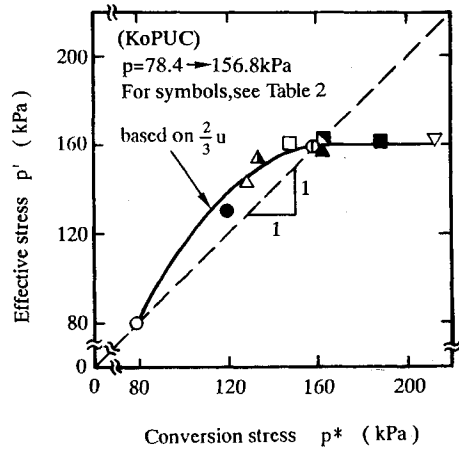


Fig.7 Relation between effective stress and conversion stress

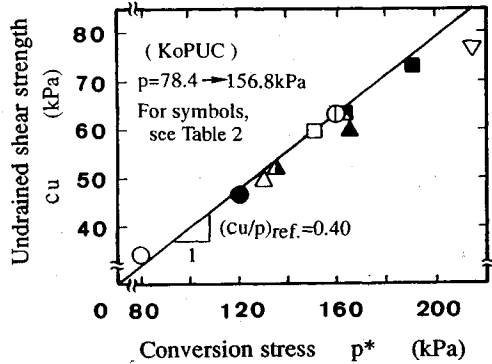


Fig.8 Relation between undrained shear strength and conversion stress

抗:  $q_0=17.0$  kPa を評価パラメータとした。

5. 各種試験結果に基づく評価法の検証

(1) 換算圧密応力の検証

まず提案した評価法の基本となる換算圧密応力を  $K_0$  圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験 ( $K_0$  PUC) により検証する。

a) 換算圧密応力に基づく強度増加率

実際の鉛直有効応力 ( $p'$ ) と換算圧密応力 ( $p^*$ ) の違いを定量的に比較するために、一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程における両者の関係を Fig.7 に示す。ただし、供試体の圧密は周面排水で行い、供試体底面中心の間隙水圧 ( $u$ ) を測定している。供試体の有効応力は、間隙水圧消散時における間隙水圧の放物線分布を仮定して、 $p'=p-(2/3)u$  として算定した<sup>31)</sup>。換算圧密応力は、一次圧密過程において有効応力よりも遅れて増加し、間隙水圧が消散して有効応力が一定となる二次圧密過程においても間隙比の減少とともに増加する。

著者ら<sup>5)</sup>は、圧密過程における非排水強度は有効応力

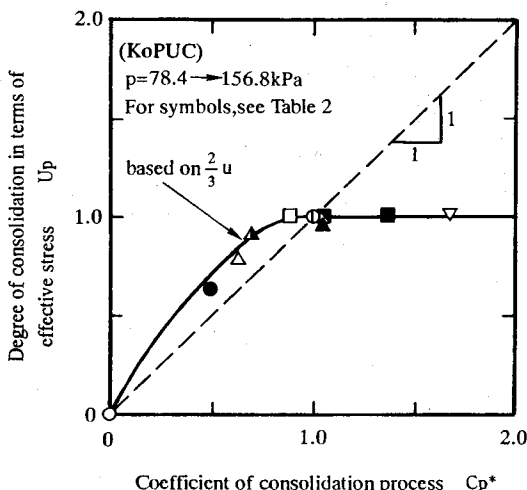


Fig.9 Relation between degree of consolidation in terms of effective stress and coefficient of consolidation process

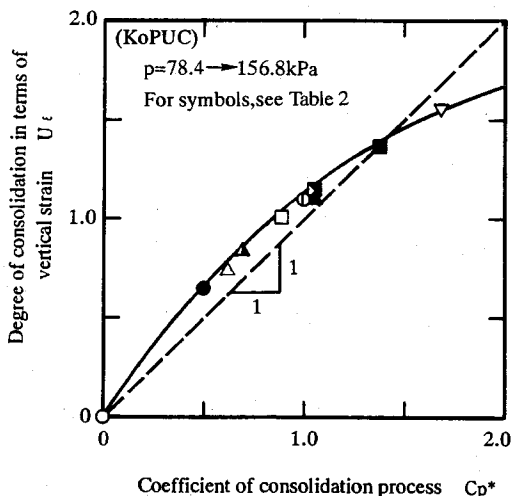


Fig.10 Relation between degree of consolidation in terms of vertical strain and coefficient of consolidation process

に比例するのではなく、強度増加率 ( $c_u/p$ ) は圧密時間に大きく依存して異なることを示している。Fig.8は、換算圧密応力 ( $p^*$ ) と非排水強度 ( $c_u$ ) の関係を示したものである。全ての圧密過程において非排水強度は換算圧密応力と比例関係にあることを示している。すなわち、換算圧密応力を用いることにより強度増加率を有効応力の大きさや圧密時間に無関係に一定として取り扱うことができるものとする。

b) 圧密進行係数

換算圧密応力に基づいて算定される圧密進行係数 ( $C_p^*$ ) と応力およびひずみに関する圧密度 ( $U_p = (p_1 - p_0) / (p_1 - p_0)$ ) および  $U_\epsilon = (e_0 - e_1) / (e_0 - e_{ref.})$  の関係をそれぞれ Fig.9 と Fig.10 に示す。  $U_p$  の有効応力は、Fig.7と同様に、  $p' = p - (2/3)u$  として算定したもので

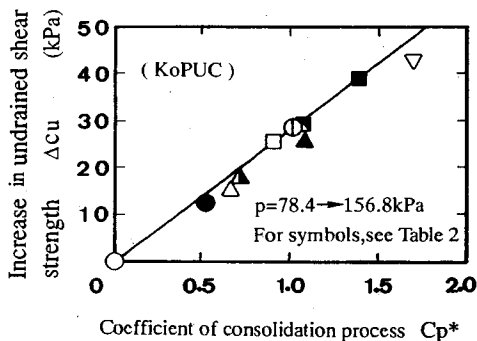


Fig.11 Relation between increase in undrained shear strength and coefficient of consolidation process

ある。圧密進行係数と応力に関する圧密度の関係は Fig.7 における換算圧密応力と有効応力の関係と同様である。一方、ひずみに関する圧密度と圧密進行係数はいずれも二次圧密過程においても間隙比の減少とともに増加し全ての圧密過程における圧密の進行程度を表示することができる。圧密進行係数は、Fig.10 に示すように、一次圧密過程においてはひずみに関する圧密度より遅れて進行し、長期の二次圧密過程においては幾らか速く進行する。

Fig.11 は、全ての圧密過程における非排水強度の増加量 ( $\Delta c_u$ ) と圧密進行係数 ( $C_p^*$ ) の関係を示したものである。非排水強度の増加量と圧密進行係数は圧密時間に無関係に比例関係にあることを示している。したがって、Fig.8 と Fig.11 の結果から、一次圧密から二次圧密までの全ての圧密過程の非排水強度が換算圧密応力を用いることにより合理的に評価できることが示された。

(2) 計算結果と試験結果の比較

$K_0$  圧密・平面ひずみ三軸圧縮試験 ( $K_0$  PUC) を含む既往の室内土質試験の結果<sup>5), 10)~12), 26), 27)</sup> と式 (16) による計算結果、また、盛土基礎モデル地盤のコーン貫入試験の結果と式 (17) による計算結果を直接比較することにより評価法の適合性の検証を行う。

a) 練返し粘土に対する適合性

Fig.12 は練返し粘土に対する評価法の適合性を示したものである。一連の試験における一次圧密過程と二次圧密過程の状態の違いをそれぞれ図中の白抜きおよび黒塗りの記号で区別して示した。適合性の低い結果も幾らか見られるが、基準圧密時間の設定や圧縮指数を推定していることを考慮すれば評価法の適合性の結果は一次圧密から二次圧密まで概ね良好であるとする。

b) 不攪乱粘土に対する適合性

Fig.13 は不攪乱粘土に対する評価法の適合性を示したものである。粘土粒子の骨組構造が発達した不攪乱鋭敏粘土においては、三笠<sup>6)</sup>や高山<sup>10)</sup>が指摘するように、非排水強度は骨格構造の影響を無視し得ない。不攪乱鋭



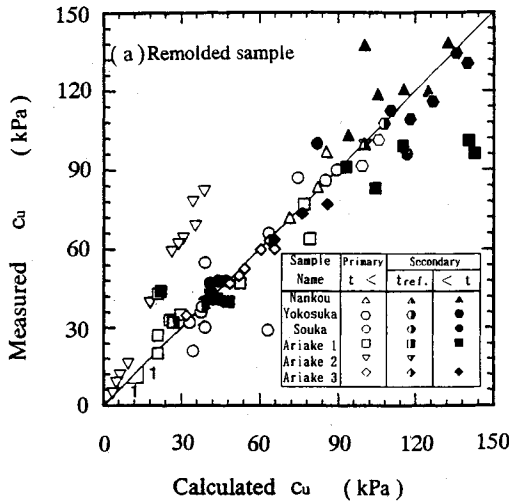


Fig.12 Comparison of measured and calculated values of undrained shear strength during consolidation (Remolded sample)

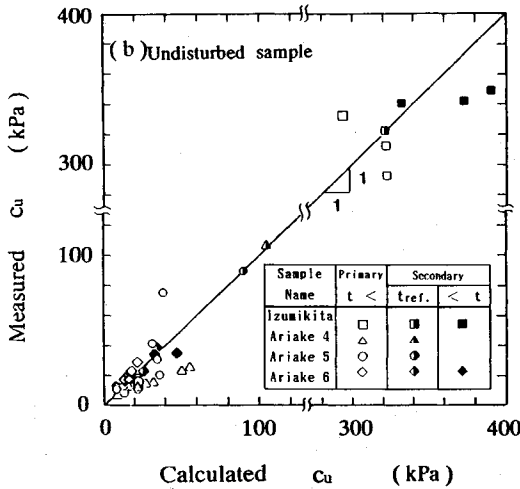


Fig.13 Comparison of measured and calculated values of undrained shear strength during consolidation (Undisturbed sample)

敏粘土の圧密過程においては圧密応力による初期の骨格構造の破壊と密度増加および骨格構造の再構成が生じると考えられる。提案した評価法は骨格構造の影響を考慮していないが Fig.13 に示した適合性の結果は比較的良好のようである。ただし、4. (2) で述べたように、対象とする応力範囲 ( $p_0 \rightarrow p_1$ ) における圧密応力の増分 ( $\Delta p$ ) に対する非排水強度の増加 ( $\Delta c_u$ ) の割合 ( $\Delta c_u / \Delta p$ ) を強度増加率 ( $(c_u/p)_{ref.}$ ) として用いている。また、圧縮指数はそれぞれ一定値を用いているが、不攪乱鋭敏粘土の圧縮指数は応力範囲により異なることが知られている。したがって、応力範囲に応じた強度増加率と圧縮指数を用いることが重要であると考えられる。

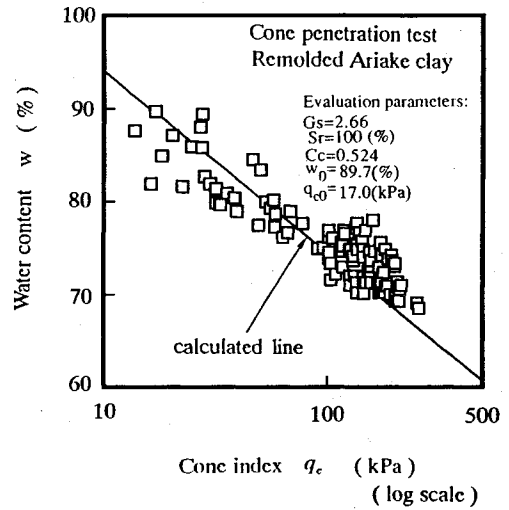


Fig.14 Comparison of measured and calculated values on water content vs cone index relation

c) モデル地盤のコーン貫入抵抗に対する適合性

Fig.14 はモデル地盤の深度ごとの含水比 ( $w$ ) と貫入抵抗 ( $q_c$ ) の関係を示したものである。盛土基礎地盤は圧密変形とともにせん断変形が生じるので地盤の強度増加はより複雑である。データは少しばらついているが含水比と貫入抵抗の間には、圧密時間の異なる土質試験で得られた含水比と非排水強度の関係と同様に、 $w \sim \log q_c$  の直線関係が概ね成り立つようである。また、実線で示した計算結果 (式 (17)) と実測値の適合性も概ね良好のようである。

6. まとめ

変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論と圧密過程における間隙比 (含水比) の減少量と非排水強度の増加量の一義性の経験則を結び付けることにより、一次元圧密から二次元圧密までの全ての圧密過程における飽和粘土の非排水強度を評価する手法を提案した。計算結果と既往の試験結果を含む各種の試験結果を比較することにより評価法の検証を行った。主な結論は以下のようである。

- (1) 変形のひずみ速度依存性を考慮した一次元圧密理論と圧密過程の強度増加特性を結び付けるためには強度増加に影響を及ぼす圧密応力を新たに評価することが重要である。
- (2) 新たな圧密応力パラメータとして“換算圧密応力 ( $p^*$ : conversion stress)”を定義した。換算圧密応力は、圧密過程における間隙比の減少量のみで算定されるものであり、間隙水圧の有無に無関係に全ての圧密過程において定義される。
- (3) 圧密過程を評価するための新たなパラメータとして“圧密進行係数 ( $C^*$ : coefficient of consolidation

process)”を定義した。圧密進行係数は、従来の圧密度に代わるものであり、換算圧密応力に基づいて算定されるので二次圧密を含む全ての圧密過程における圧密進行の程度を表すことができる。

(4) 換算圧密応力は一次圧密過程において実際の有効応力よりも遅れて進行する。練返し粘土の非排水強度は、有効応力に比例するのではなく、換算圧密応力と比例関係にあることを示した。すなわち、換算圧密応力を用いることにより強度増加率を間隙水圧の有無に無関係に全ての圧密過程を通して一定として取り扱うことができる。

(5) 圧密進行係数は応力およびひずみに関する圧密度のいずれよりも遅れて進行する。練返し粘土の非排水強度の増加量は、圧密度に比例するのではなく、圧密進行係数と比例関係にあることを示した。

(6) 以上の考察により、二次圧密を含む全ての圧密過程における飽和粘土の非排水強度の評価式を圧密進行係数と強度増加率を用いて誘導した。換算圧密応力に基づいて誘導された評価式は、圧縮指数および基準時間における間隙比と強度増加率を計算定数として、間隙比の減少量のみ関数として表される。

(7) 練返し粘土に対する本評価法の適合性は、室内土質試験(三軸試験および一面せん断試験)において概ね良好であった。また、軟弱粘土地盤上の築堤実験における盛土基礎モデル地盤のコーン貫入試験に対しても合理的な結果が得られた。

(8) さらに、不攪乱粘土に対する適合性を室内土質試験において検討した。その結果も比較的良好であった。この場合、対象とする応力範囲に応じた強度増加率と圧縮指数を用いることが重要であると考えられる。

提案した評価法は評価パラメータの決定が容易であり計算定数も明確である。今後、鋭敏な不攪乱粘土に対する適応限界を明らかにするとともに、圧密解析と組み合わせることで実務設計への適用についても検討したい。

謝辞：本研究を遂行するにあたり佐賀大学低平地防災研究センター 林重徳教授に有益なご助言を頂いた。実験および結果の整理は九州大学大学院 古川幸則氏(現(株)間組)および藤井郁男氏(現 新日本製鐵(株))にご助力頂いた。また、研究の一部は昭和63年度および平成元年度文部省科学研究費補助金(試験研究(2)課題番号63850115, 代表者 落合英俊)の交付を受けた。付記して、感謝の意を表します。

#### 参考文献

1) Takeo Umezaki, Hidetoshi Ochiai and Shigenori Hayashi : Undrained shear strength of clay during consolidation, 11th Southeast Asian Geotechnical Conference, pp.269~

274, 1993.  
 2) Lowe, III, J. : New concepts in consolidation and settlement analysis, Jour. Geotech. Engng. Div., Proc. A.S.C.E., Vol.100, No.GT 6, pp.574~611, 1974.  
 3) Leroueil, S., Kabaj, M., Tavenas, F. and Bouchard, R : Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays, Geotechnique, Vol.35, No.2, pp.159~180, 1985.  
 4) Goro Imai : A unified theory of one-dimensional consolidation with creep, Proc. 12th I.C.S.M.F.E., Vol.1, pp.57~60, 1989.  
 5) 梅崎健夫・落合英俊・林重徳： $K_0$ 圧密・平面ひずみ状態における粘土の非排水強度特性，土木学会論文集 No.505/III-29, pp.257~265, 1994.  
 6) 三笠正人：土質試験法(第2回改訂版)，土質工学会編，p.6-1-5, 1979.  
 7) 土質工学会編：軟弱地盤の調査・設計・施工法，土質工学会，p.202, 1966.  
 8) Ikuo Towhata and Kim Seung Ryull : Undrained strength of underconsolidated clays and its application to stability analysis of submarine slopes under rapid sedimentation, Soils and Foundations, Vol.30, No.1, pp.100~114, 1990.  
 9) Toyotoshi Yamanouchi, Norihiko Miura, Noboru Matsubayashi and Naozou Fukuda : Soil improvement with quicklime and filter fabric, A.S.C.E., Vol.108, No.GT 7, pp.953~965, 1982.  
 10) 高山昌照：圧密途中における粘土の強度増加一有明粘土の土質工学的性質について(IV)一，農業土木学会論文集，Vol.109, pp.61~69, 1984.  
 11) 外崎明・似内政康・赤石勝・稲田信徳：一次元圧密における圧密度と強度増加の関係，土と基礎，Vol.34, No.12, pp.5~9, 1986.  
 12) Kazuya Yasuhara and Syunji Ue : Increase in undrained shear strength due to secondary compression, Soils and Foundations, Vol.23, No.3, pp.50~64, 1983.  
 13) 安原一哉・平尾和年・藤原東雄・上俊二：擬似過圧密粘土のせん断特性，土と基礎，Vol.33, No.3, pp.29~35, 1985.  
 14) Toshiyuki Mitachi and Yukihiko Fujiwara : Undrained shear behavior of clays undergoing long-term anisotropic consolidation, Soils and Foundations, Vol.27, No.4, pp.45~61, 1987.  
 15) Schofield, A. N. and Wroth, C. P. : Critical state soil mechanics, McGraw-Hill, London, 1968.  
 16) Roscoe, K. H. Schofield, A.N. and Thurairajah, A. : Yielding of clays in states wetter than critical, Geotechnique, 13, pp.211~240, 1963.  
 17) Mayne, P. W. : Cam-clay predictions of undrained strength, J. Geotec. Eng., Vol.106, No.GT 11, pp.1219~1241, 1980.  
 18) 赤井浩一：基礎地盤の圧密度と強度増加の関係，土木学会論文集，Vol.60, No.1, pp.46~53, 1959.  
 19) 土質工学会編：土質工学ハンドブック，土質工学会，p.164, 1982.  
 20) Hideo Hanzawa : Undrained strength characteristics of normally consolidated aged clay, Soils and Foundations,

- Vol.23, No.3, pp.39~49, 1983.
- 21) Murakami, Y. : Excess pore water pressure and preconsolidation effect in normally consolidated of some ages, *Soils and Foundations*, Vol.19, No.4, pp.17~29, 1979.
- 22) Hideo Hanzawa and Takao Kishida : Fundamental considerations on undrained strength characteristics of alluvial marine clays, *Soils and Foundations*, Vol.21, No.1, pp.39~50, 1981.
- 23) 赤井浩一・足立紀尚：有効応力よりみた飽和粘土の一次元圧密と強度特性に関する研究，土木学会論文集，Vol.113, No.1, pp.11~27, 1965.
- 24) 稲田倍穂・赤石勝・寒河江健也：強度増加率に関する一考察，土質工學論文報告集，Vol.21, No.1, pp.139~145, 1981.
- 25) Kazutoshi Hirao and Kazuya Yasuhara : Cyclic strength of underconsolidated clay, *soils and Foundations* Vol.31, No.4, pp.180~186, 1991.
- 26) 三笠正人・木下哲生・高田直俊：粘性土の圧密時間とせん断強さについて（第2報），第6回土質工學研究発表會講演概要集，pp.137~140, 1971.
- 27) 梅崎健夫・落合英俊・林重徳：不攪乱粘土の圧密による強度増加，土木学会第48回年次学術講演會Ⅲ，pp.964~965, 1993.
- 28) 梅崎健夫・落合英俊・林重徳・若田洋男・渡部秀之・吉長健二：盛土による軟弱地盤の沈下・変形に関する模型実験，第24回土質工學研究発表會講演概要集，pp.1157~1160, 1989.
- 29) 梅崎健夫・落合英俊・林重徳：鋼矢板を用いた地盤変状防止工に関する模型実験，土と基礎，Vol.40, No.5, pp.47~52, 1992.
- 30) 星埜訳：Terzaghi and Peck 新版土質力學基礎編，丸善。
- 31) 特殊圧密試験方法に関する研究委員會：委員會報告(2)，特殊圧密試験に関するシンポジウム発表論文集，土質工學會，pp.27~84, 1988.

(1994.6.1 受付)

## AN EVALUATION METHOD OF UNDRAINED SHEAR STRENGTH OF CLAY DURING CONSOLIDATION

Takeo UMEZAKI and Hidetoshi OCHIAI

A method for evaluating the undrained shear strength of clay during the processes both primary and secondary compressions is proposed from a consideration of one-dimensional consolidation models with creep. A new stress parameter is defined to evaluate the stress change during all processes of consolidation, which is called "conversion stress". An equation for estimating the increase in the strength during consolidation is formulated based on the conversion stress. The validity of the proposed method is investigated from direct comparison of the calculated results with the experimental ones. The calculated values are in satisfactory agreement with the experimental ones, which is obtained by some kinds of test with remolded and undisturbed clays.