

## 粘土の非排水せん断時の間げき水圧に関する一考察\*

## A CONSIDERATION ON THE PORE PRESSURE IN CLAYS UNDER UNDRAINED SHEAR

畠 昭治郎\*\*・太田秀樹\*\*\*

*By Shōjirō Hata and Hideki Ōta*

## 1. まえがき

従来、多くの粘土地盤の設計計算に、飽和粘土が非排水状態でせん断されるときに発揮する強さを用いてきた。このいわゆる  $q_u$  強度を支配するのは、究極的には破壊時の間げき水圧である。破壊時の間げき水圧についての表現方法は、Skempton<sup>1)</sup> や Henkel<sup>2)</sup> によってそれぞれ、

$$\Delta u = B\{\Delta \sigma_3 + A_f(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3)\} \dots \dots \dots \quad (1)$$

$$A_f = \frac{\sqrt{2}}{3} \left( \frac{D}{C} \right)_f + \frac{1}{3}$$

および

$$\Delta u = (\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_2 + \Delta \sigma_3)/3$$

$$+ \alpha \sqrt{(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_2)^2 + (\Delta \sigma_2 - \Delta \sigma_3)^2 + (\Delta \sigma_3 - \Delta \sigma_1)^2}$$

.....(2)

の形で示されている。ただし、式(1)は  $\sigma_2 = \sigma_3$  の場合を想定している。土の破壊時の間げき水圧をどのような形で表現しようが、実用上はあまり問題にならない。しかし、 $D/C, B, \alpha$  を定数とすると、式(1), (2)は破壊時における間げき水圧だけしか表現できない。筆者らはあくまで工学的立場に立ちながら、正規圧密粘土のせん断中の間げき水圧の挙動を説明するための一つの仮説をたて、実験値と比較検討した。それによると、せん断中の間げき水圧の微小変化  $\Delta u$  は  $\sigma_2 = \sigma_3$  の場合、

$$\Delta u = B\{\Delta \sigma_3 + A'(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3)\} \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

$$A' = 1/\{(1-n)C/D - (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'\} + 1/3$$

と表わせることがわかった。ただし、式(3)中の $\Delta$ は式(1)、(2)の $\Delta$ よりずっと微小なものを意味しており、式(3)を積分した形で得られる $u$ が式(1)、(2)の $\Delta u$ に相当する。また、 $B$ はSkemptonの間げき水圧係数 $B$ と同一で $(1-n)C/D$ は土の骨組構造によってきまる係数であるが、正規圧密粘土ではせん断中ほぼ一定であるとみなしてよい。

## 2. 応力と体積変化

粘土のクリープ試験やリラクゼーション試験の結果な

\* 昭和42年度土木学会関西支部年次学術講演会において一部発表

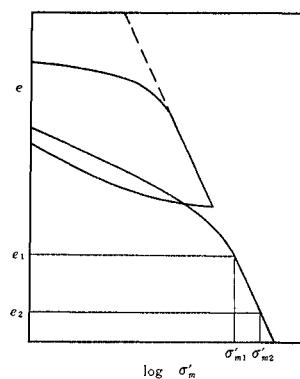
\*\* 正会員 工博 京都大学教授 工学部土木工学科教室

\*\*\* 学生員 京都大学大学院修士課程

どちらを考えると、間げき水圧は変形および変形速さの関数として表わされるのが一般的であると考えられる。しかし、変形に関して未知の領域の多い現在の段階では、一般的な変形を取り扱うことが困難であるため、筆者らは応力と変形が1対1に対応するような場合に対し、間げき水圧を応力の関数として表わした。応力の表示としては有効応力を用いたが、有効応力は厳密にいえば間げき水圧の関数であって、非常にミクロな問題を取り扱う場合には適当でない<sup>3)</sup>。ただ工学的な意味で便利するために有効応力を使うのであるから、そこから導かれる仮説も厳密さにおいてある制限をうけている。

排水状態の粘土をせん断すると体積変化が生ずる。一般に体積変化は等方圧力によるものと、せん断応力によるものとにわけて考えられるが、せん断中にはそれらの体積変化がおのれの独立して生ずるという保証はなく、互いに影響しあいながら、せん断過程における各微小段階で、ある平衡からつぎの平衡へ移行していくと考えられる。それゆえ、せん断中の体積変化は等方圧力によるものとせん断応力によるものとを加えあわせるだけでは表わすことができない。しかし、せん断過程における各微小段階において、等方圧力とせん断応力の微小変化量に伴って生ずる微小体積変化を加えあわせてその段階の体積変化とするならば、誤差は許容しうると考えられる。以後、筆者らの提案する仮説を述べるにあたって  $\Delta$  の文字を使用するが、それらは微小変化を意味するものとする。

图-1  $e-\log \sigma_m'$  曲线.



(1) 等方圧力による体積変化 排水を許す状態で粘土に等方圧力をかけたときにみられる体積変化が、図-1のようになることは周知の事実である。

処女圧密領域で次式  
が成立する。

$$e_2 - e_1 = -C_c \log_{10}(\sigma_{m2}' / \sigma_{m1}') \dots \dots \dots (4)$$

ここで添字 1, 2 は処女圧密曲線上の  $e_2 < e_1$  を満足するような任意の 2 点を示し、 $C_c$  は圧縮指數である。いま、1, 2 がきわめて近接した 2 点を示す場合には、

$$\Delta e_1 = e_1 - e_2 = C_c \log_{10}(\sigma_{m1}' / \sigma_{m2}') \\ = C_c \log_{10}\{(\sigma_{m1}' + \Delta\sigma_{m1}') / \sigma_{m1}'\} \quad \dots\dots\dots(5)$$

となり、点 1 は任意であるから添字を省略しても一般性を失わない。それゆえ、式 (5) はつぎのように書くことができる。

$$\Delta e = C_c \log_{10}\{(\sigma_{m'} + \Delta\sigma_{m'}) / \sigma_{m'}\} \\ = C_c \log_{10}(1 + \Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'}) \quad \dots\dots\dots(6)$$

$\Delta\sigma_{m'}$  は  $\sigma_{m'}$  にくらべてきわめて小さいから、自然対数の底を  $e$  とすると、

$$1 + \Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'} \approx e^{\Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'}} \quad \dots\dots\dots(7)$$

が成立し、これを式 (6) に代入すると次式が得られる。

$$\Delta e = C_c \log_{10} e^{\Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'}} = C_c \cdot \Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'} \cdot \log_{10} e \\ = C \cdot \Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'} \quad \dots\dots\dots(8)$$

さらに、

$$\Delta e = V_v/V_s = \Delta V/V_s = \Delta V/V \quad \dots\dots\dots(9)$$

であるから、

$$\Delta V/V = \Delta e \cdot V_s/V = (\Delta V/V_s)/V \cdot \Delta e \\ = (1-n)\Delta e \quad \dots\dots\dots(10)$$

となり  $\Delta e$  に式 (8) を代入して

$$\Delta V/V = C \cdot (1-n) \cdot \Delta\sigma_{m'}/\sigma_{m'} \quad \dots\dots\dots(11)$$

が得られる。以上は処女圧密曲線を利用して得た結果であるが、正規圧密粘土のように非排水せん断中に等方圧力が減少する場合や、膨張した過圧密粘土をさらに圧密する場合などは、その状態に対応する  $e - \log \sigma_{m'}$  曲線の平均的な傾き  $C_s$ ,  $C_{cr}$  を  $C_c$  のかわりに代入して、係数  $C$  を求めればよい。ただし、 $C_s$ ,  $C_{cr}$  はそれぞれ除荷時、再載荷時の圧縮指數に対応するものである。また、式 (11) をさらに一般的に取り扱うと、係数  $C$  はかならずしも考えている応力範囲内で一定である必要はない、ただ応力に従属していないことだけが必要な条件である。

以上が、排水を許す状態の粘土に働く等方圧力が微小変化した場合に生ずる体積変化を与えるものとして、筆者らが提案する考え方である。

## (2) ダイレイタンシー

せん断変形にともなう体積変化をダイレイタンシーと一般に呼んでいる。これを定量的に研究するために、柴田<sup>4)</sup>は正規圧密粘土に対し、 $\sigma_m'$  を一定に保ちながら排水せん断試験を行なった。かれは乱さない尼崎粘土 (*L.L.* = 105.5%, *P.L.* = 32.4%, *P.I.* = 73.1%, *w* = 74.0%, 最大先行圧縮応力  $\sigma'_0$ ) を  $\sigma_m' > \sigma'_0$  なる  $\sigma_m'$  で圧密したのち、 $\sigma_m'$  を一定に保ちながら主応力差を増大させて排水せん断を行なった。その結果は 図-2~図-5 に示されている。ダイレイタンシーと応力比  $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'$  と

図-2 Volume change due to the change of shear stress (after Shibata)

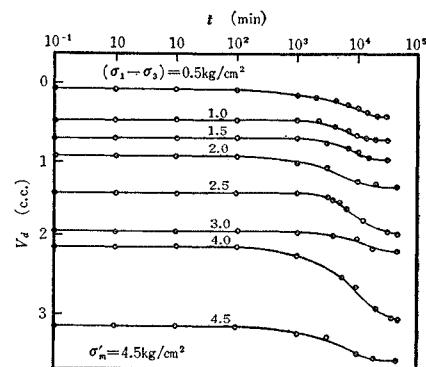


図-3 Stress-strain curves (a) and Dilatancy-strain curve (b) (after Shibata)

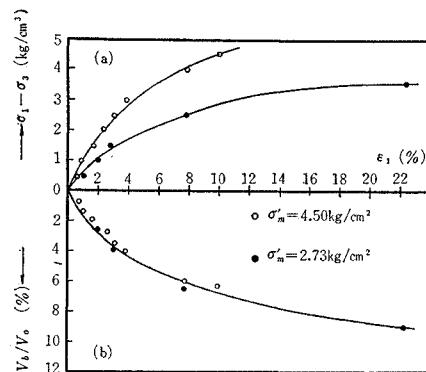
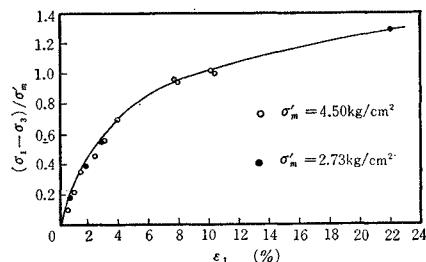


図-4 Stress ratio  $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'$  strain curve (after Shibata)



の直線的関係をさらに確かめるために、かれは Henkel (*London Clay, Weald Clay*)<sup>2)</sup> および水野ら (福岡粘土)<sup>5)</sup> の実験結果を再整理して 図-6 を得ている。これらの実験は三軸緩速試験、圧密急速試験 (間げき水圧測定) で、平均有効主応力  $\sigma_m'$  を一定に保ったものではないが、Rendulic の応力表示法を利用して  $\sigma_m'$  一定の条件に換算して整理してある。以上の実験的事実から、かれはつぎの結論を得た。

$$V_d/V_0 = D \{(\sigma_1 - \sigma_3) - \sigma_c\} / \sigma_m' \quad \dots\dots\dots(12)$$

柴田はコンプレッション テストに対する実験結果を整理して式 (12) を得たが、コンプレッション テストで

図-5 Dilatancy-stress ratio relations (after Shibata)

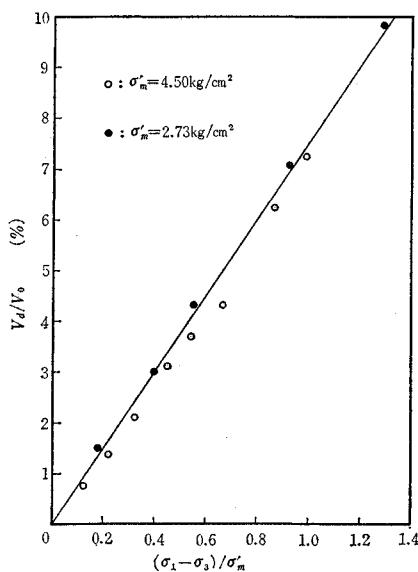
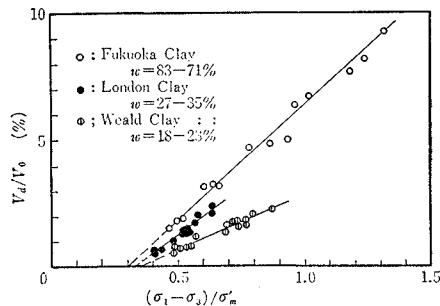


図-6 Dilatancy-stress ratio relations (after Shibata)



は  $\sigma_m' = \sigma_{Nf}'$  なる関係が近似的になりたつ。ただし、 $\sigma_{Nf}'$  は潜在破壊面上での有効垂直応力である。それゆえ、式(12)において、軸差応力の  $\sigma_m'$  に対する比をとらず、 $\sigma_{Nf}'$  に対する比をとっても同様の関係が得られるであろう。またせん断の各段階で内部摩擦がもっとも動員されている面上での有効垂直応力を  $\sigma_{Nm}'$  とすると、 $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_{Nm}'$  で整理しても同様の関係式が得られる可能性も残されている。これらのいずれがよりよく事実を説明するかという問題は、せん断の機構を探るうえで重要である。この問題を確かめるために、筆者らが Henkel のエクステンション テストの結果<sup>6)</sup>を再整理したのが 図-7 である。これから  $\sigma_{Nf}'$  より  $\sigma_m'$  の方が事実をよりよく説明できることがわかるが、 $\sigma_m'$  で整理した場合にも、コンプレッションとエクステンションで  $D$  の値が異なる点に問題は残る。内部摩擦がもっとも動員されている面が、せん断中にどのように回転するかについて未だな点が多いため、工学的な立場から、現在の段階ではダイレイタンシーを式(12)の形で表わすの

図-7 Dilatancy-stress ratio relations in extension test (rearranged from Henkel's data)

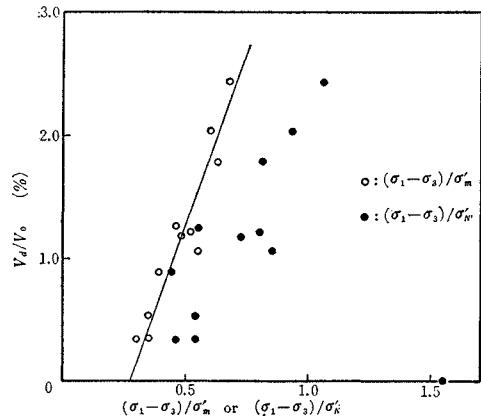


表-1 Values of  $D$  and  $\sigma_c/\sigma_m'$  in Eq. (12)

Clay	$D$	$\sigma_c/\sigma_m'$
Amagasaki Clay	$7.3 \times 10^{-2}$	—
Fukuoka Clay	$9.2 \times 10^{-2}$	0.30
London Clay	$7.7 \times 10^{-2}$	0.33
Weald Clay Comp.	$4.5 \times 10^{-2}$	0.35
Ext.	$5.6 \times 10^{-2}$	0.28

がもっとも適当であると考えられる。以上の結果をまとめたのが表-1 であるが、表中の  $\sigma_c/\sigma_m'$  は 図-6, 7 において直線が  $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'$  軸をきる点であり、たとえせん断応力が作用していても、 $(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'$  が  $\sigma_c/\sigma_m'$  に達するまではダイレイタンシーが生じないことを意味する。柴田の実験は 図-2 からわかるように、1段階に2週間近く時間をかけて排水しているのに対し、Henkel や水野らの実験は比較的せん断時間が短く、排水がいくらか不完全であった可能性がある。筆者らが乱した粘土を一面せん断試験機で圧密し、その後垂直圧力を増減させることによって、せん断中の試料の体積を一定に保ちながら行なった圧密等体積せん断試験の結果の一例を 図-8 に示す。一面せん断試験機による試験結果は精度上いろいろ問題があるが、三軸試験機の試料に比べて相当小さい試料を用いるため、間げき水圧の測定に関する限りでは、普通の三軸試験よりは敏感にその変化を記録することができるものと考えられる。図-8 によれば、一

図-8 Stress path at constant volume test for normally consolidated clay.

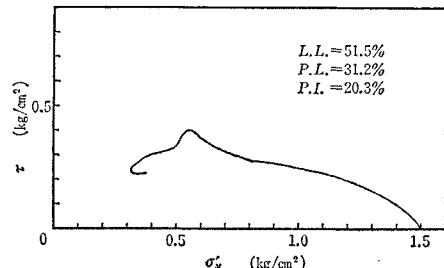
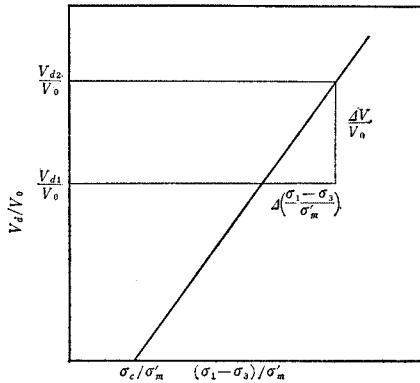


図-9 Dilatancy-stress ratio relation.



般の三軸非排水試験による結果にくらべて、せん断初期の間げき水圧の発生がかなり著しい。以上のことからせん断中の排水が完全ならば、 $\sigma_c/\sigma_m' = 0$ となることが予想される。図-5, 6, 7 を模式的に図化した 図-9において、ダイレイタンシーの微小変化を考えると次式がなりたつ。

$$\Delta V/V = \Delta V/V_0 = D \Delta \{(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'\} \quad \dots \dots \dots (13)$$

$\Delta$ は微小量を意味し、 $\sigma_1 - \sigma_3$ と $\sigma_m'$ は独立であるから式 (13) より次式が得られる。

$$\begin{aligned} \Delta V/V &= D \Delta (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m' \\ &\quad - D \cdot (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m' \cdot \Delta \sigma_m'/\sigma_m' \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (14)$$

式 (14) がダイレイタンシーの微小変化を与える式として、提案する近似式である。式 (14) において係数 $D$ は、正規圧密粘土では考えている応力範囲内において一定であるが、一般には必ずしも一定である必要はなく、ただ応力に従属していないことだけが必要な条件である。

### (3) せん断に伴う体積変化

粘土の排水せん断試験を行なうと、等方圧力とせん断応力による体積変化が同時に生じ、それらは互いに関係しあいながら、せん断の進行に伴ってつぎつぎと新しい平衡に移行する。それゆえ、体積変化の機構は本節(1), (2)で述べた機構のように簡単ではない。しかし、せん断過程中の非常に微小な各段階における体積変化を式 (11) と式 (14) の和で近似してもよいと考えると、

$$\begin{aligned} \Delta V/V &= C(1-n) \Delta \sigma_m'/\sigma_m' + D \Delta (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m' \\ &\quad - D \cdot (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m' \cdot \Delta \sigma_m'/\sigma_m' \\ &= \{C(1-n) - D(\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'\} \Delta \sigma_m'/\sigma_m' \\ &\quad + D \Delta (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m' \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (15)$$

が得られる。 $\tau_{oct} = \sqrt{2}(\sigma_1 - \sigma_3)/3$  であるから式 (15) はつぎのように書きなおすこともできる。

$$\begin{aligned} \Delta V/V &= \{C(1-n) \\ &\quad - (3/\sqrt{2}) \cdot D \cdot (\tau_{oct}/\sigma_m')\} \Delta \sigma_m'/\sigma_m' \\ &\quad + (3/\sqrt{2}) \cdot D \cdot \Delta \tau_{oct}/\sigma_m' \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (16)$$

式 (16) において $C, D$ は後述するように土の骨組構造によって支配される係数であり、応力には従属しないものである。せん断の進行とともに土の骨組構造は変化するから、式 (16) に代入すべき $C, D$ は各微小段階によって変化する。正規圧密粘土では、ストレスパスが破壊包絡線に達するまでの間 $D$ はほぼ一定であり、さらに $C$ も近似的に一定と考えて大きな誤りはない。一般にせん断中の体積変化を与える式<sup>7)</sup>として

$$\Delta V/V = C' \Delta \sigma_m' + D' \Delta \tau_{oct} \quad \dots \dots \dots (17)$$

が用いられることがあるが、式 (16) は式 (17) に比べてかなり複雑である。ただし、式 (17) の $\Delta$ は必ずしも微小を意味するわけではなく、せん断過程のある段階までの総変化量を示している。

### 3. せん断に伴う間げき水圧

2. では粘土の排水せん断に伴う体積変化について述べたが、本節では前節で提案した式を用いて、非排水せん断に伴う間げき水圧の変化について考察する。非排水状態であるから、式 (16) の左辺を 0 とおけば、

$$\begin{aligned} \{C(1-n) - (3/\sqrt{2}) \cdot D(\tau_{oct}/\sigma_m')\} \Delta \sigma_m'/\sigma_m' \\ + (3/\sqrt{2}) \cdot D(\Delta \tau_{oct}/\sigma_m') = 0 \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (18)$$

が得られる。非排水状態でのせん断と排水状態のせん断とで土の骨組構造の変化すなわちせん断機構に大きな相違があれば、式 (18) は成立しない。しかし、排水と非排水ではせん断機構にある程度の相違は予想されるが、本質的な相違があるとは考えられない。Rendulic の応力図上にせん断中の粘土の応力状態をプロットし、等含水比線を描くと(非排水せん断ではストレスパスそのものであるが)、その幾何学的特徴は排水、非排水の区別なく一定であるという Henkel<sup>10)</sup>の研究から考えて、式 (18) は本質的には問題なく成立すると考えられる。ただし、式 (16) と式 (18) の係数 $C, D$ が若干異なることは予想される。式 (18) の両辺に $\sigma_m'$ をかけると、

$$\begin{aligned} \{C(1-n) - (3/\sqrt{2}) \cdot D \cdot (\tau_{oct}/\sigma_m')\} \Delta \sigma_m' \\ + (3/\sqrt{2}) \cdot D \cdot \Delta \tau_{oct} = 0 \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (19)$$

が得られるが、式 (17) の左辺を 0 とおいた形と類似しているのは興味深い。式 (19) を $\sigma_2 = \sigma_3$ として、 $\Delta u$ について解くと、

$$\begin{aligned} \Delta u &= B \{\Delta \sigma_3 + A'(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3)\} \quad \dots \dots \dots (20) \\ A' &= 1/\{(1-n)C/D - (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'\} + 1/3 \end{aligned}$$

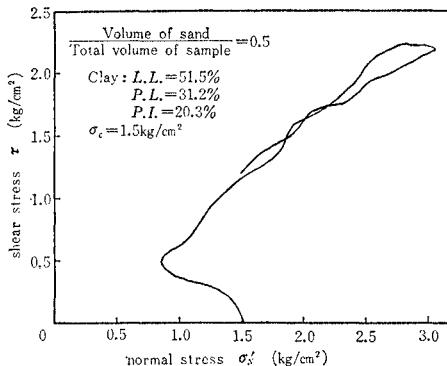
が得られる。ここに $B$ は Skempton によって与えられた間げき水圧係数 $B$ であり、飽和土では 1 である。式 (20) はせん断中の間げき水圧の挙動を与えるものとして提案する式であるが、係数 $(1-n)C/D$ を変化させることにより、種々の状態にある種々の土のせん断中の間げき水圧の挙動を表現することが可能である。間げき水圧に関する従来の実験結果は、前述のように精度の点で問題が多いため、係数 $(1-n)C/D$ の性質を知るには今後非常

に精密な実験を数多く行なわなくてはならない。式(20)の妥当性やその適用範囲は、それらの結果をもとにして判断せねばならないから、それにはかなりの年月を要するが、式(20)を導くために設けた仮定から考えて、この式は少なくとも粘性土に関しては成立するものと考えられる。

#### 4. 間げき水圧の挙動と土の骨組構造の関係

式(20)において、係数  $(1-n)C/D$  は応力状態に従属するものではない。多くの土のせん断試験の結果に対し、式(20)を適用し、係数  $(1-n)C/D$  の値を求めるとき、ストレスパスの幾何学的特徴が大きく変化するときに係数の値も大きく変化する。同じ過圧密比をもつ同種の粘土のストレスパスがほぼ相似である事実から考えると、ストレスパスの幾何学的特徴の変化は応力状態によるよりは、粘土の骨組構造の変化によるものであることが予想され、さらに、図-10 のような破壊包絡線上のストレスパスの挙動はこの予想の妥当性を高め

図-10 Constant volume test with saturated sandy clay by shear box.



ている。また、同じ粘土を正規圧密状態でせん断した場合と過圧密状態でせん断した場合とでは、応力状態が全く同じでも間げき水圧の挙動は非常に異なる。この事実からも係数  $(1-n)C/D$  が応力状態には従属せず、土の骨組構造によってきまるものであることが確かめられる。以上のことから間げき水圧の挙動は土の骨組構造の変化によって支配されることがわかる。従来から土の骨組構造とせん断特性が密接に関係していることは指摘されていたが、種々の土のストレスパスから式(20)を用いて係数  $(1-n)C/D$  の変化を求めることにより、土の骨組構造とせん断特性との関係を求めることが可能となった。このように式(20)は土のせん断機構そのものの解明に重要な手がかりを与える。しかし、現在までに得られている実験結果の多くは、間げき水圧の測定がやや不完全であると思われるため、従来のデータから係数  $(1-n)C/D$  と土の骨組構造との関係を正確に知ることは困難である。それゆえ、次節では正規圧密粘土に関し

て、両者の関係を非常に簡単な形に近似化して考察を加える。

#### 5. 正規圧密粘土に関する実験および考察

正規圧密粘土について Henkel, 水野、および筆者らのせん断試験の結果を用いて、係数  $(1-n)C/D$  のせん断に伴う変化をしらべてみると、ストレスパスが破壊包絡線に達するまでは係数  $(1-n)C/D$  の値はそれほど大きく変化しないことが認められる。前述のように  $σ_m'$  一定の排水せん断では  $D$  は一定であるから、非排水せん断においても大きく変化するとは考えられない。したがって、正規圧密粘土の場合、 $C$  はせん断中にあまり大きくは変化しないであろうと考えられる。Henkel や水野の実験結果は表-1 に示されたように、 $(σ_1 - σ_3)/σ_m' > σ_c/σ_m'$  の場合にのみ式(20)を満足する。せん断が進んで  $(σ_1 - σ_3)/σ_m' > σ_c/σ_m'$  となり、係数  $(1-n)C/D$  がほぼ一定となった部分に対して、平均的な係数の値を用いて逆に  $Δu$  を計算したのが図-11(a), (b) である。

図-11 (a) Comparison between measured and calculated values of  $Δu$ .

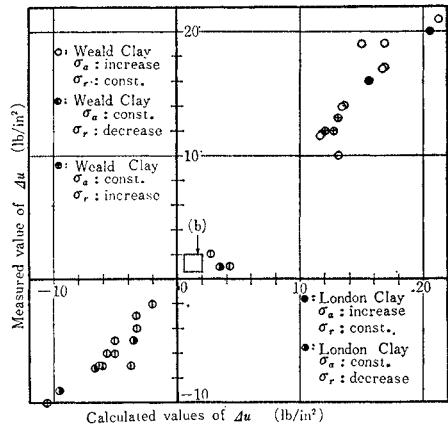


図-11 (b) Comparison between measured and calculated values of  $Δu$ .

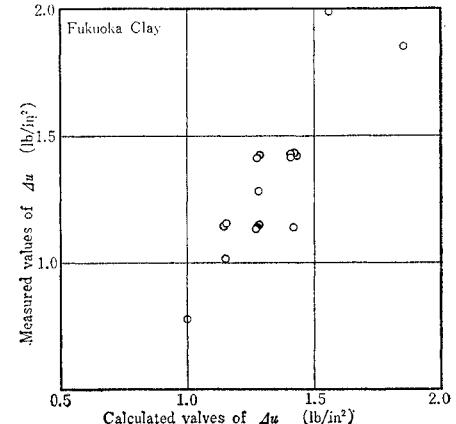
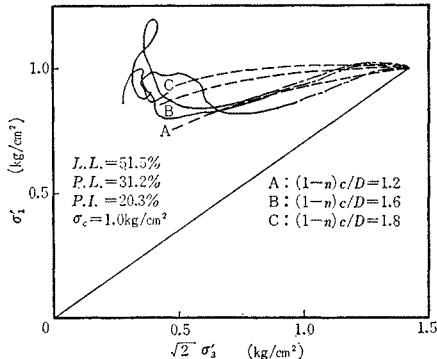


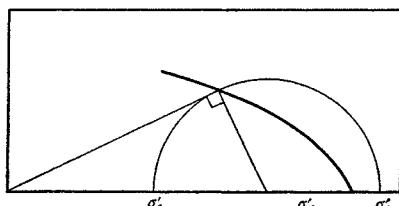
図-12 Stress paths at constant volume tests for normally consolidated specimens.



ただし、Weald Clay のエクステンション試験に対しても資料が少ないので  $w=18\sim24\%$  までの試料に対して係数  $(1-n)C/D$  が一定として計算した。また、福岡粘土については  $\Delta u$  が非常に小さく、(a) 図に図示できないため(b) 図に記載してあるが、 $\Delta u$  がきわめて小さいためか係数  $(1-n)C/D$  を一定とした計算値にはあまり合わないことがわかる。図-12 は筆者らが正規圧密粘土に対して一面せん断試験機を用いて体積を一定に保ちながらせん断した結果である。一面せん断試験機による間げき水圧の測定は、試料が非常に小さいため三軸試験に比べてきわめて敏感である。せん断過程における  $\sigma-\sigma_N'$  図上のストレスパスの各点は、内部摩擦が最も動員されている面上での応力状態を示すものと考えられるから、図-13 のような方法で  $\sigma'_1$ ,  $\sigma'_3$  を求めた。ただし、この場合せん断過程中一般に粘着力と呼ばれているものは全く発揮されないと仮定している。このようにして求めた実験値は実線で示してあるが、せん断初期において、間げき水圧の発生は非常に急速で十分には測定できないため鎖線で示してある。また係数  $(1-n)C/D$  に一定値を入れて計算した結果は点線で示してある。これらの実験結果から逆算した係数  $(1-n)C/D$  は、せん断に伴ってある一定の傾向をもって変化しているようにもみえるが、実験結果そのものが精度的に問題があるため、係数  $(1-n)C/D$  を一定値とおいて近似したのである。

Henkel の実験結果より求めた係数  $(1-n)C/D$  は  $n$  が大きい粘土ほど増大する傾向をもつ。 $\sigma_m'$  一定の排水

図-13 Mohr's circle



せん断では  $D$  は間げき率  $n$  に無関係に一定であったから、 $n$  が増大するにしたがって  $C$  が増大していると考えられる。正規圧密粘土では非排水せん断中に  $\sigma_m'$  は減少するから、この傾向は圧密の  $e-\log \sigma_m'$  曲線の除荷時の傾きの性質に関係していると考えられる。今後、さらに精密な実験を行なって、せん断に伴う土の骨組構造の変化と係数  $(1-n)C/D$  の関係を研究する必要があるが、現在の段階では正規圧密粘土のせん断に伴う間げき水圧は、係数  $(1-n)C/D$  を一定として計算しても大きな誤りはないと考えられる。係数  $(1-n)C/D$  を一定として、 $\Delta \sigma_3=0$  の場合に対して式(20)を積分し、せん断に伴う間げき水圧  $u$  を表わす式を導くと、対数の形の項を含み、水野らが正規圧密粘土のせん断中のストレスパスを対数カーブで近似できると述べていることと一致する。

## 6. 土構造物の施工と間げき水圧の挙動

まえがきに述べたように、土構造物の設計にあたっては破壊時の間げき水圧を知ることが必要である。しかし、土構造物を安全に施工するには施工中の土構造物の変化に細心の注意を払わねばならない。したがって、土構造物の施工にあたる技術者はせん断されつつある土中の間げき水圧の挙動に関してある程度の知識をもつていて必要がある。

トンネルの支保工や土留めの矢板などは、土構造物の建築において破壊を防止するために一時的にとられる処置であるが、経済的な理由からこれらの処置には常に十分の安全率を見込んであるとは限らない。それゆえ、施工時には支保工や矢板の変形の状態を監視し、危険と思われる場合には補強しなくてはならない。しかし、肉眼だけで監視していると、土の応力状態や破壊への進行の度合を適確に把握することが困難で、補強が遅れたり、または過大になることがあるから、土の状態を適確に把握する方法の出現が望まれている。土の状態を知るための目安としては、ひずみ、ひずみ速度、間げき水圧などがあるが、間げき水圧は実際に測定が非常に困難で、実測値が信頼できないため、ある程度理論的に推定しなくてはならない。式(20)はこのような問題に対し、解決のための一つのいとぐちを与えるものである。

土構造物の施工にあたる技術者は施工中の構造物の変形や変形速度を監視するうえに、進行性破壊についての知識をもつことが望ましい。たとえば、粘土地盤の斜面の模型を、破壊面上での間げき水圧を測定しながら破壊させることができれば、式(20)により破壊面上の各点の応力状態を推定することができる。その結果から進行性破壊と粘土の骨組構造の変化に関する知識が得られるばかりでなく、設計の際に用いる応力分布の妥当性を確かめることができる。

図-10 は粘土の中に砂を混ぜ、砂の体積が圧密後の全体積の 50% になるように調整した試料を、一面せん断試験機を用いて等体積せん断した結果である。地山中にトンネルを掘削するような場合、地山が岩塊やれきと土との混合体と考えられる場合も多い。そのような場合には地山のせん断特性はおそらく図-10 のような傾向を示すであろう。松尾・軽部<sup>8)</sup>は不飽和土のせん断を例にとり非常に浅い基礎のように体積変化に対する拘束力が小さい場合には、ストレス パスが破壊包絡線に達したのちに、さらに発揮されるせん断抵抗力は常に期待しうるとは限らないと考え、設計にはストレス パスが破壊包絡線に達したときのせん断抵抗力を目安にすべき場合があると述べている。しかし、土かぶりの大きいトンネルなどはせん断中の体積変化に対する拘束が大きいと考えられ、ストレス パスが破壊包絡線に達してからさらにどの程度のせん断抵抗力の増加が期待できるかという問題に対して大体の目安をもつことは、施工にあたる技術者にとって非常に望ましいことである。前述の土の骨組構造の変化とせん断特性の関係がある程度解明されれば、このような問題に対しても有益な示唆を与えることができるであろう。

以上に述べたように、土構造物の施工をより確実に遂行するためには、施工中の土構造物の変化に関する知識が不可欠である。筆者らはこのような問題を解決するための一つのいとぐちを得るために式(20)を導いたのであるが、今後の土質力学の発展に寄与できれば幸いである。

## 7. む す び

粘性土、特に正規圧密粘土のせん断中の間げき水圧の変化について考察したが、以上の結論をまとめるとつきのようになる。

- (i) 粘性土のダイレイタンシーについては、破壊面上の垂直応力  $\sigma_{Nf}'$  で整理するより、平均主応力  $\sigma_m'$  で整理したほうが事実をよりよく表現できるようである。
- (ii) 粘土のせん断を三軸試験機で行なう場合、従来は一週間以内でせん断を完了していたが、間げき

水圧を正確に測定するためには、従来よりさらに緩速で行なったほうがよいと考えられる。

- (iii) 粘性土のせん断中の間げき水圧の微小変化  $\Delta u$  は次式で与えられる。  

$$\Delta u = B\{\Delta\sigma_3 + A'(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3)\}$$

ここに、

$$A' = 1/\{(1-n)C/D - (\sigma_1 - \sigma_3)/\sigma_m'\} + 1/3$$

正規圧密粘土に対しては係数  $(1-n)C/D$  はせん断中(条件付きで)ほぼ一定である。
- (iv) 係数  $(1-n)C/D$  は土の骨組構造の性質を示すものであることが予想され、両者の関係をくわしく調べることは今後の課題である。しかし、従来の間げき水圧の測定結果は精度上問題が多いため、今後さらに精密な測定結果を得ることが必要である。

終りにあたり、多くの助言を頂いた京都大学柴田徹助教授、同松尾稔助教授に対し心から謝意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) Skempton, A.W.: The Use of Pore Pressure Coefficients A and B, Géotechnique, Vol. 4, No. 4 (1954), pp. 143-147.
- 2) Henkel, D.J.: The Shear Strength of Saturated Remoulded Clays, Research Conference on Shear Strength of Cohesive Soils, ASCE (1960), pp. 533-554.
- 3) Bishop, A.W.: The Principle of Effective Stress, Norwegian Geotechnical Institute Publication No. 32 (1960) pp. 1-5.
- 4) 柴田 徹: 粘土のダイレイタンシーについて、京都大学防災研究所年報 6 号 (1963), p. 128-134.
- 5) 水野高明、徳光善治、川上 浩: 三軸試験中の間げき水圧の挙動について、土木学会第 17 回年次学術講演会概要 III (1962), p. 25-26.
- 6) Henkel, D.J.: The Relationships Between the Effective Stresses and Water Content in Saturated Clays, Géotechnique, Vol. 10 (1960) pp. 41-54.
- 7) Skempton, A.W.: The Pore-Pressure Coefficient in Saturated Soils, Géotechnique, Vol. 10 (1960) pp. 186-187.
- 8) 松尾 稔・軽部大蔵: 室内せん断試験結果の設計への適用に際する 2, 3 の問題点、第 11 回土質工学シンポジウム発表論文集 (1966) p. 91-100.

(1967. 10. 6・受付)