

# 黒ぼくのベーンせん断強度について

藤 村 尚\*・勝 見 雅\*

(1980年5月31日受理)

On the Shear Strength of Volcanic Ash Soil Measured in Vane Test.

by

Hisashi FUJIMURA, Tadashi KATSUMI\*

(Received May 31, 1980)

This paper describes the results of laboratory vane test which has been carried out on the Slurry-KUROBOKU in unsaturated conditions under the gravitational consolidation.

The main subjects discussed here are as follows. Firstly, relationships between depth and shear strength are noted. Secondary the anisotropic ratios are examined with various vanes in shape. Finally, the laboratory vane strength thus obtained is related to the other strengths, such as the unconfined compressive strength, the direct shear strength, triaxial compressive strength and the fall-cone shear strength.

## 1. はじめに

火山灰土は自然状態では多量の水を含んでいるが乱さない状態では建物をささえるだけの強度をもっている。いったん乱されると土の構造が破壊されるとともに拘束されている毛管水および吸着水が自由水化して、このため土が軟弱になる。したがって、このような土の力学特性はきわめて複雑となり、特殊土といわれるゆえんである。

一般に、自然地盤や人工地盤の地表面に近い、浅いところでは地下水面上にあるので、土は不飽和状態になっている。不飽和土の強度機構は全応力と間げき水圧のみならず、間げき空気圧にも関係するので、その土の構造とサクション効果に影響をうけて非常に複雑で、未解決の問題である。

一方、地盤のせん断強度を知るため、特に軟弱な粘土地盤の原位置強度を測定する試験としてベーン試験機が

有効な手法であり諸外国で広く用いられているが、わが国では他の原位置試験に比較して利用度が低いようである。ベーン試験に関する研究は、<sup>1~11)</sup>、小型室内ベーン試験装置の開発、ベーン試験に関する未解決の基本的問題の指摘、原位置ベーン試験強度の解釈、および他のせん断試験との比較など数多くなされている。これらの成果を踏まえていえることは、ベーン試験は直接せん断試験の一種であり、原位置の強さを直接は握できる利点があることから、この試験はもっと利用されてよいものと思われる。

本文では、山陰地方に広く分布する大山火山灰土特に黒ぼくを自重圧密によって不飽和状態とし、この地盤の強度特性をベーン試験から明らかにしようとするものである。まず、粘性土地盤のせん断強さは深度が増すとともに直線的に大きくなるが、地表面下近傍においては土が不飽和状態にあり、これらの関係とは異なることが考

\* 土木工学科, Dept. of Civil Engineering

えられる。そのために深度別に採取した黒ぼくのベーンせん断試験を実施し、これらの関係を明らかにする。

つぎに、現在常用されているベーン寸法は高さと同径の比が2倍のものであり、これを用いてせん断し、計算から求めたせん断強さ  $c$  は、円筒状せん断面の鉛直面における強さに近い値を与えるといわれている。しかし、不飽和度の黒ぼくに対しては必ずしも一致していないことを説明するためにベーン寸法を3種類に変えてベーン試験を実施し、せん断強さの異方向性について述べている。

最後に、黒ぼくのせん断強さは試験法によって異なった結果が得られることが考えられるので、ここでは一軸圧縮試験、一面せん断試験、三軸圧縮試験およびフォルコーン試験とベーン試験結果を比較している。

## 2. ベーン試験装置

実験に使用した小型ベーン測定器は、本体、トーションスプリングとベーンからなる。この測定器の伝達機構は Fig. 1 に示すようにモーターの始動によりトルクがベーンロッドに伝達されベーンシャフトを通してベーンとトーションスプリングに伝達され、それに対応する抵抗力が測定されるものである。回転速度は  $9.02 \times 10^{-2}$  rad/s の一定とした。ベーン寸法は Fig. 2 に示すように直径  $D$  と高さ  $H$  (カッコ内は総称  $D/H$ ) が 26 ×

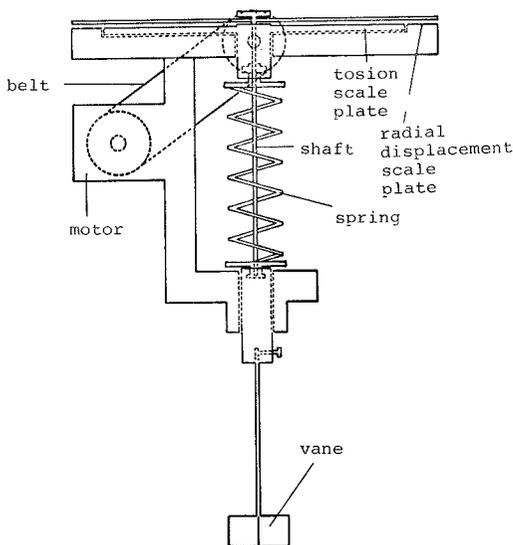


Fig. 1. Laboratory Vane shear apparatus

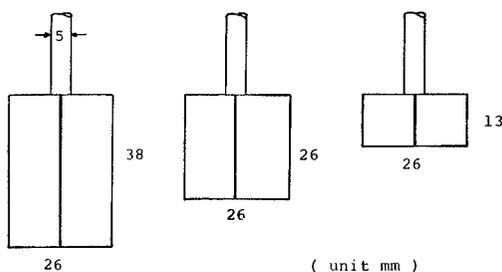


Fig. 2. Types of Vanes used

38mm (2/3), 26×26mm (1), 26×73mm (2) の直径を一定にし、高さを変えた3種類を用いた。

## 3. 試料と実験方法

実験に用いた試料土は、鳥取県日野郡榎水における大火山灰土のうち表層に分布し、有機物を多く含んでいる黒ぼくである。この試料土の基本的性質は比重  $G_s$  2.36, 液性限界  $W_L$  110.0%, 塑性限界  $W_P$  88.4%, 塑性指数  $I_P$  21.6, 自然含水比105.8%, 粘土分 < 0.005 mm 25%, シルト分 0.005~0.074mm 50%, 砂分 0.074~2.0mm 25% である。この黒ぼくを 5mm ふるいでふるい、水を加えてソイルミキサーにかけスラリー状態にして直径 1m、高さ 1.2m の円筒形土槽に入れ自重圧密試料を作成した。スラリー状態の試料の含水比は液性限界より高い約 140% に調整したものである。排水は両面排水で約 8ヶ月間行なった。この試料のサンプリングは最終地盤高さを 7 等分し、各層毎に土槽の鉛直方向に直径 70mm、高さ 120mm の円筒管を押し込んで行なった。このようにして取り出した試料を成形して直径 66mm、高さ 60mm の内側にサンドペーパーを貼付した一つ割れ円筒管に入れ、試料表面の含水比変化を少なくするため硫酸紙を置き、円筒管の中心にベーンを貫入し、上部回転によりベーンを回転させて、回転角に対するトルクを測定する。

## 4. 結果と考察

ベーンせん断試験結果の整理は Cadling の式(1)を基本とする<sup>1)</sup>。

$$M = \frac{\pi}{2} HD^2 \tau_v + \frac{\pi}{2} D^3 \alpha \tau_H \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 $M$ : ベーンを回転したときのトルクの最大値、 $H$  と  $D$ : ベーンの高さと直径、 $\tau_v$  と  $\tau_H$ : 鉛直面と水

平面上の最大せん断応力、 $\alpha$ ：ペーンの端面上のせん断応力によってきまる係数である。

この式において、ペーンの鉛直面と上、下水平面のせん断強さが等しいとすると、ペーン試験から求まるせん断強さ ( $c$ ) は  $\tau_V = \tau_H = c$  とおくことができるので、慣用法として次式が示される。

$$c = \frac{2M}{\left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{D}{H}\right) \pi D^2 H} \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 3~6 は土槽内の一様な黒ぼくが自重による8ヶ月間の圧密後における湿潤密度  $\gamma_t$ 、間げき比  $e$ 、含水比  $w$ 、飽和度  $S_r$  のいずれの値も深さ方向にかなりばら

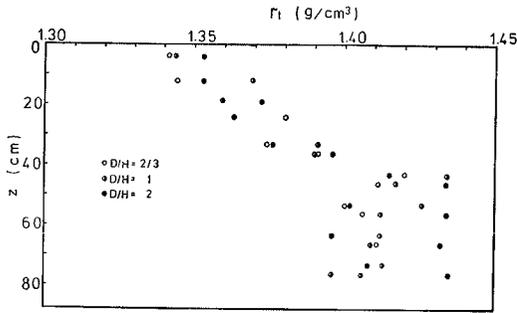


Fig. 3. Relationships between depth  $Z$  and density  $\gamma_t$

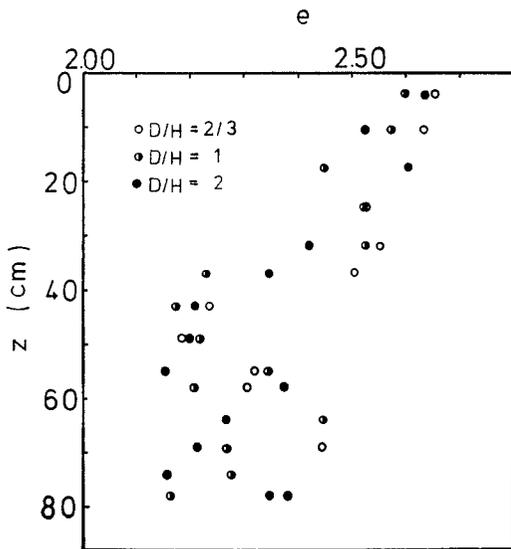


Fig. 4. Relationships between depth  $Z$  and void ratio  $e$

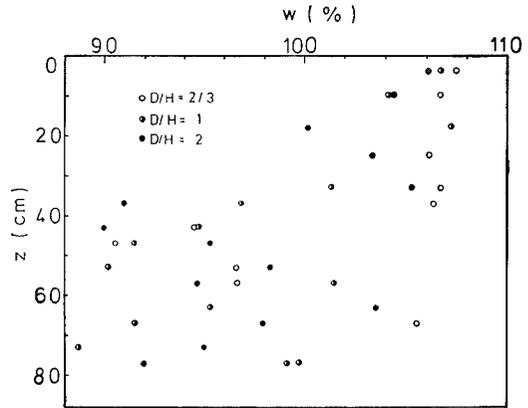


Fig. 5. Relationships between depth  $Z$  and water content  $w$

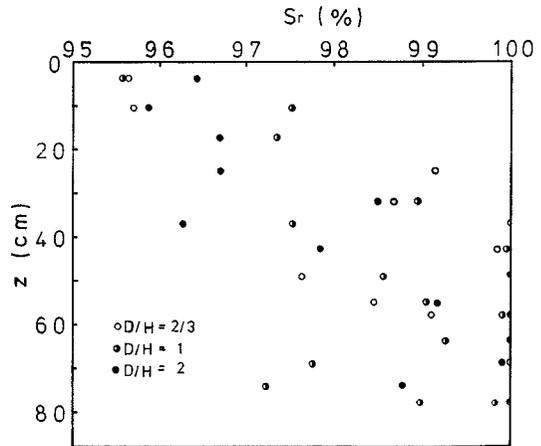


Fig. 6. Relationships between depth  $Z$  and degree of Saturation  $S_r$

つきがみられる。特に中央深さ40~50mmより深い位置においてその傾向が著しい。密度は深度が増すにつれて増加している。一方、飽和度と含水比の深い位置での分布は通常の粘性土の両面排水状態における分布とは必ずしも一致していない。

Fig. 7 は、地表面から300mm深さの黒ぼくについて式(2)の慣用法を用いて整理したペーン試験時のせん断応力  $c$  ~ ペーンの角変位  $\omega$  関係の例示である。せん断開始後すぐにピークが現れ、その後せん断強さが減少し残留応力に近づいている。ピーク時の角変位の値  $\omega_f = 26^\circ \sim 40^\circ$  はペーン形状比が小さい、ペーンの高さが大きくなるほ

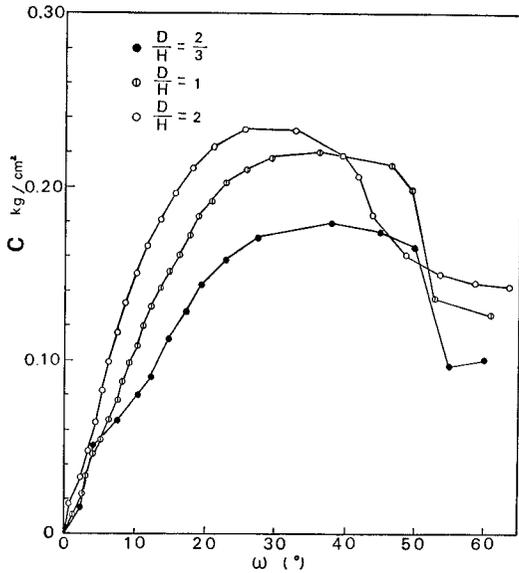


Fig. 7. Relationships between shear strength  $c$  and vane rotation angle  $\omega$

ど大きくなる。全ての試験結果をまとめると、ピーク時の角変位  $\omega_f$  はベーン形状比  $D/H = 2$  の場合には  $26^\circ \sim 33^\circ$ 、 $D/H = 1$  の場合には  $30^\circ \sim 35^\circ$ 、 $D/H = 2/3$  の場合には  $33^\circ \sim 40^\circ$  の範囲にある。ピーク時のベーンせん断強度はベーン形状比  $D/H$  が大きくなるとともに増加する。なお、この事実は、ベーン貫入時に発生する間げき圧やベーン周辺の試料の乱れ、沈下などに影響を受けたものかどうか明らかでない。

Bishop<sup>12)</sup>はピーク時のせん断応力  $\tau_f$  と残留せん断応力  $\tau_r$  の関係を brittleness 指数  $I_B$  を用いて式(3)を示している。

$$I_B = \frac{\tau_f - \tau_r}{\tau_f} \dots\dots\dots (3)$$

式(3)を用いて得られた黒ぼくの  $I_B$  は直応力がきわめて小さいにもかかわらず、50%の値を示している。したがって、黒ぼくは破壊に伴うダイレイタンス、すべり面に隣接した土粒子の再配列、粒子および粒子群間のセメンテーション結合をかなり有しているものと考えられる。

Fig. 8 (a), (b), (c) はせん断応力  $c \sim$  深さ  $Z$  関係を式(2)で整理した  $c$  値の深度分布をベーンの寸法別に示してある。図より、地表面から深さ 1 m の浅層地盤

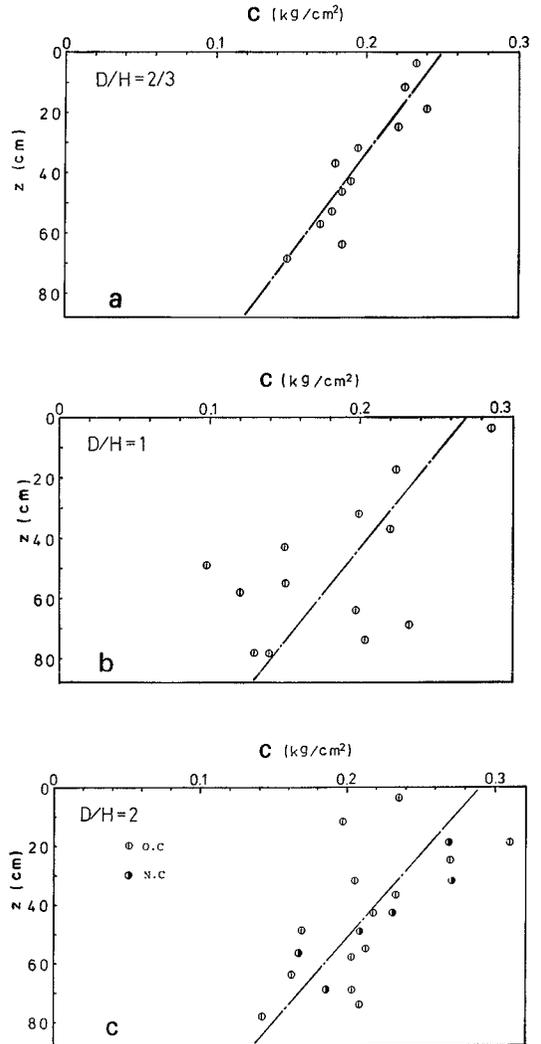


Fig. 8. Variation with depth of shear strength  $c$  at different  $D/H$  ratios

ではベーン試験によるせん断応力  $c$  の値は深さとともに直線的に減少する。これは、Fig. 3~6 に示した地盤状態から知れるように、土が不飽和状態にあるので、サクシオン効果を受けている。深度が等しい場合には、ベーン形状比が大きいかほど  $c$  の値は大きい。ただし、せん断応力  $c$  はベーン形状比の増加とともにぼらつきが大きくなる。また寸法別に得られた  $c$  の値は地表面近くでその差が大きく、深度が増すにつれて小さくなっている。試料の端面に各深度に等しい土かぶり圧を加えた

正規圧密試料 (N. C) と加えない過圧密試料 (O. C) のベーンせん断試験結果を Fig. 8 (c) に示した, 同図によれば各深度における  $c$  の値はほぼ等しい。したがって,  $c$  値は圧密応力による影響がないものとして, 以後解析に用いた  $c$  の値はほとんど過圧密試料のものである。

一般に正規圧密状態の地盤中のある点に作用する水平方向と鉛直方向の応力は互いに等しくない。ベーン試験を実施した際, ベーンによる破壊の両水平面と円筒鉛直面とではそれらの面に作用する垂直有効応力が異なるために, 測定されたせん断強度に差が生じる。黒ぼく試料のせん断強さの異方向性を Aas<sup>9)</sup>, 柴田<sup>1)</sup> の研究による方法で求めてみる。式(1)を変形して

$$\frac{2M}{\pi D^2 H} = \tau_v + \alpha \tau_H \frac{D}{H} \dots\dots\dots (4)$$

となる。式(4)はベーン形状比を種々に変えた測定結果を  $2M/\pi D^2 H$  と  $D/H$  の関係にプロットすれば, 両者の間に直線関係が成立し, その直線の傾斜は  $\alpha \cdot \tau_H$  を, また縦軸との切片長は  $\tau_v$  の値を与えることを表わしている。ここで係数  $\alpha$  は Fig. 9 に例示するようにベ

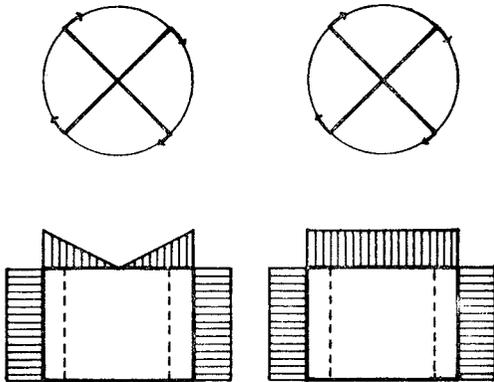


Fig. 9. Shear stress distribution on cylinder which will become the failure surface

ーン端面の応力分布によってきまる値で, 長方形分布  $\alpha = 1/3$ , 楕円分布  $\alpha = 0.3$ , 三角形分布  $\alpha = 1/4$  である。さらに鉛直面と水平面上のせん断強度比, 異方向比  $\tau_v/\tau_H$  は  $2M/\pi D^2 H = 0$  としたときの  $D/H$  の値からただちに

$$\frac{\tau_v}{\tau_H} = -\alpha \left( \frac{D}{H} \right)_{2M/\pi D^2 H = 0} \dots\dots\dots (5)$$

として求められる。

黒ぼくの異方向性は, 各深度の試料について  $D/H$  の異なるベーン試験を実施し, 得られた測定値を式(4), (5) に適用して求めた。

Fig. 10 は Fig. 8 のベーン寸法が異なるせん断応力～深度分布図から得られたそれぞれの深さにおけるトルク  $M$  の値を用いて, 式(4)の左辺  $2M/\pi D^2 H$  と右辺  $D/H$  の関係にプロットした一例を簡単のため深度を3点

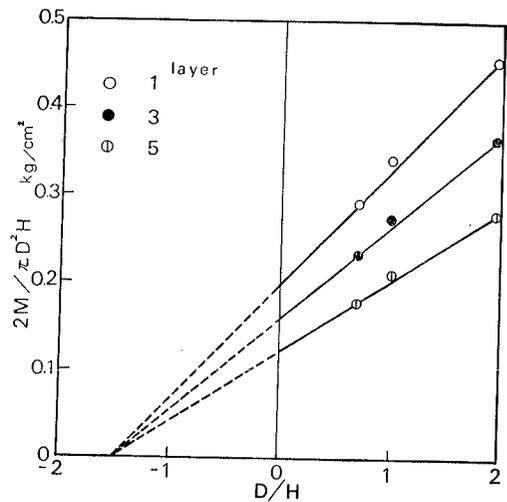


Fig. 10. Determination of the anisotropy ratios  $\tau_v/\tau_H$  from vane tests with vane of different shape.

選んで例示している。同図によると深度別にそれぞれ異なった直線関係がえられ, しかも各直線は  $D/H$  軸上の1点 ( $D/H = -1.5$ ) で交わる。したがって, 地盤のせん断強さの異方向性は認められるが, 異方向比  $\tau_v/\tau_H$  は深さ方向に一定である。ゆえにベーン端面の応力分布が長方形分布  $\alpha = 1/3$  の仮定に対して  $\tau_v/\tau_H = 0.5$ , 三角形分布  $\alpha = 1/4$  の仮定に対して  $\tau_v/\tau_H = 0.375$  が得られる。このように, 係数  $\alpha$  が大きくなれば  $\tau_v/\tau_H$  の値は大きくなり, いずれの場合にも  $\tau_v/\tau_H$  の値は 0.5 以下となる。

慣用計算法ではベーン鉛直面と上, 下水平面のせん断強度が等しいと仮定して  $\tau_v = \tau_H = c$  としているが, この仮定は慣用計算法による  $c$  が最大となる角変位の付近で  $\tau_v = \tau_H$  となることから判断されている。しかし, 一般の粘性土地盤では水平と鉛直方向のせん断強さ

$\tau_H$ ,  $\tau_V$  は等しくないので、ベーン試験から求めた  $c$  は  $\tau_H$  と  $\tau_V$  の中間値をとるものであり、これらの相互関係は土の種類と圧密応力の状態によって変動する性質をもっている。なお、常用されている  $H/D=2$  のベーンに対しては、正規、過圧密を問わず実用的には  $c = \tau_V$  とされている。黒ぼくに対しては前図の結果をもとにベーン端面上の応力分布を長方形分布  $\alpha = 1/3$  として各深度の  $\tau_V$  と  $\tau_H$  をベーン寸法別に求めた結果を Fig. 11 (a), (b), (c) に示している。図より、式(4)から求めた  $\tau_V$  と  $\tau_H$  および式(2)の慣用法から求めた  $c$  とを比較すると、深度にかかわらずベーン鉛直面のせん断強度  $\tau_H$  に比べて小さい値であり、慣用法の  $c$  値は

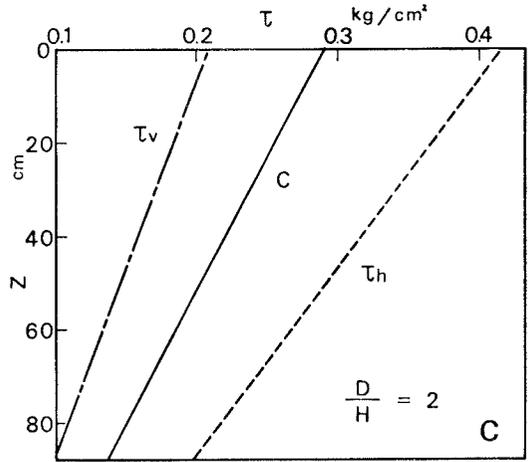
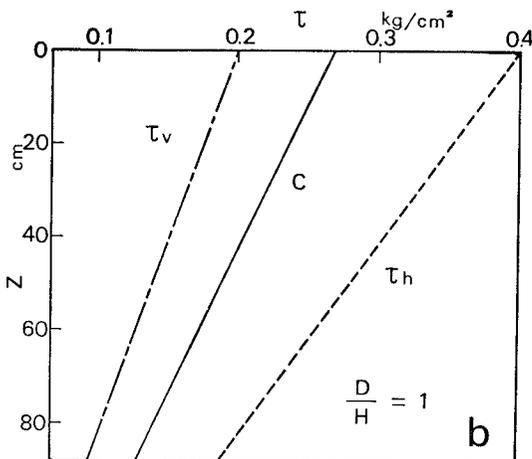
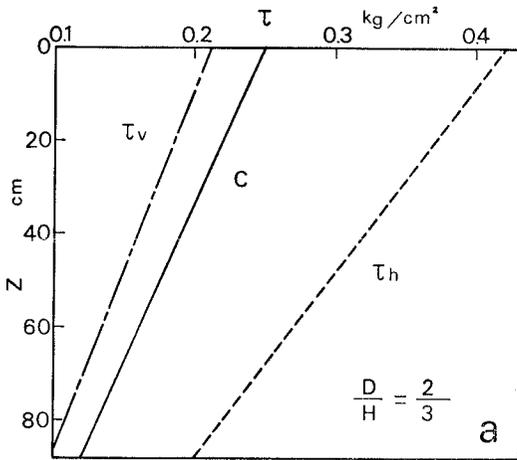


Fig. 11. Variation with depth  $Z$  of shear strength  $c$  and shear strength on vertical surface  $\tau_V$  and on horizontal surface  $\tau_H$  at different  $D/H$  ratios



$\tau_V$  と  $\tau_H$  の間にある。深度が同一の場合、 $c$  の値は  $D/H$  が小さいほど  $\tau_V$  に近づいている。また、ベーン寸法別の  $\tau_V$ ,  $\tau_H$  の値は  $D/H=2/3$  のときの  $\tau_V$ ,  $\tau_H$  の値が最も大きく、つぎに  $D/H=2$ ,  $D/H=1$  のときの  $\tau_V$ ,  $\tau_H$  の値が最も小さく現われている。

正規圧密状態の黒ぼくのせん断強度が等方性であるか、異方向性をもつかを調べる。この実験に用いた試料は2節で示したものと同一である。この試料を内径60mm、高さ60mmの圧密リング内に入れて、圧密応力を0.02kg/cm<sup>2</sup>, 0.05kg/cm<sup>2</sup>, 0.1kg/cm<sup>2</sup>, 0.2kg/cm<sup>2</sup>として、24時間圧密を行なった供試体をそれぞれ2個作った。

この供試体のせん断強さの異方向比は Donald<sup>10)</sup>らの研究による方法で求めることにした。解析方法は Fig. 12 に示すように、直径が等しく高さ  $H$  が異なる2つのベーン、 $H_1$  と  $H_2$  を用いてベーン試験を実施し、それぞれの最大トルク  $M_1$  と  $M_2$  を測定する。ベーン端面上の応力分布が長方形分布  $\alpha = 1/3$  であると仮定し、 $H_1$ ,  $H_2$ ,  $M_1$ , および  $M_2$  を式(1)に代入して  $\tau_V$  と  $\tau_H$  を誘導すると式(6)になる。

$$\left. \begin{aligned} \tau_v &= \frac{2(M_1 - M_2)}{\pi D^2 (H_1 - H_2)} \\ \tau_H &= \frac{6}{\pi D^3} \left[ M_1 - \frac{H_1 (M_1 - M_2)}{(H_1 - H_2)} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots (6)$$

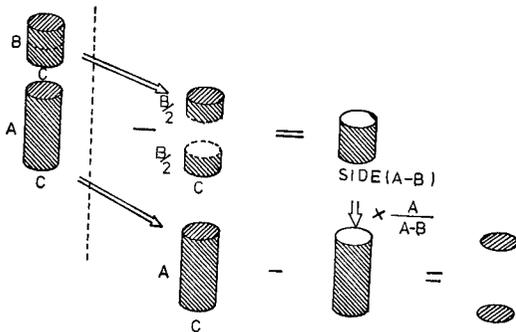


Fig. 12. Anisotropy analysis

$$\text{ペーン断面積比} = \frac{8T(D-d)}{\pi D^2} + \pi d^2 \times 100 (\%) \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 $T$ ：ペーンの厚さ (mm)， $D$ ：ペーンの直径 (mm)， $d$ ：ペーンシャフトの直径 (mm) である。本実験に用いたペーンの断面積比は、 $T=1$  mm、 $D=26$  mm、および  $d=5$  mm とすると式(7)から  $11.6 < 12\%$  であり、基準値以下であることがわかる。したがって、本実験のせん断強度はペーンシャフトの影響を受けていない。

最後に、ペーンせん断試験と一軸圧縮試験、一面せん断試験、三軸圧縮試験、およびフォールコン試験を比較する。一軸圧縮試験は標準型の試験機を用いて実施した。Fig. 14 は一軸圧縮強さ  $q_u \sim$  深度  $Z$  関係を示す。一面せん断試験は従来型の試験機を用いて実施し

Fig. 13 は式(6)を用いた正規圧密状態の黒ぼくのせん断強度  $\tau_v$ 、 $\tau_H$  と圧密応力  $\sigma_c$  関係を示している。図によれば  $\tau_v$  と  $\tau_H$  の値の差異はほとんどないようで、前図の Fig. 8 (c) の結果とも一致している。一般に正規圧密や過度の過圧密をうけた粘性地盤では、 $\tau_H \approx \tau_v$  で正規圧密地盤では  $\tau_H > c > \tau_v$ 、過度の過圧密では  $\tau_v > c > \tau_H$  であるといわれているので、黒ぼくの試験結果とは異なっている。

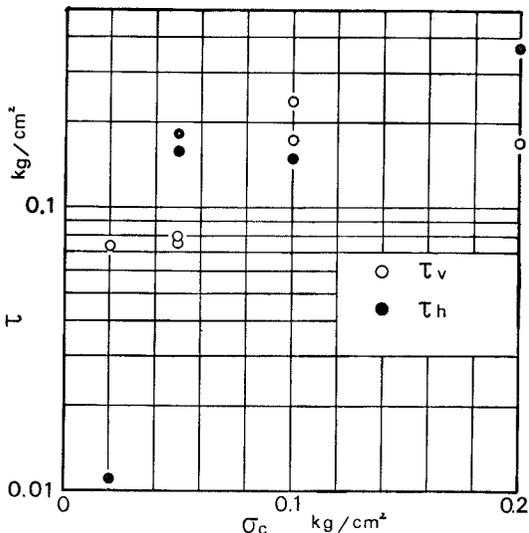


Fig. 13. Variation with  $\tau_v$  and  $\tau_H$  at different consolidation stress  $\sigma_c$

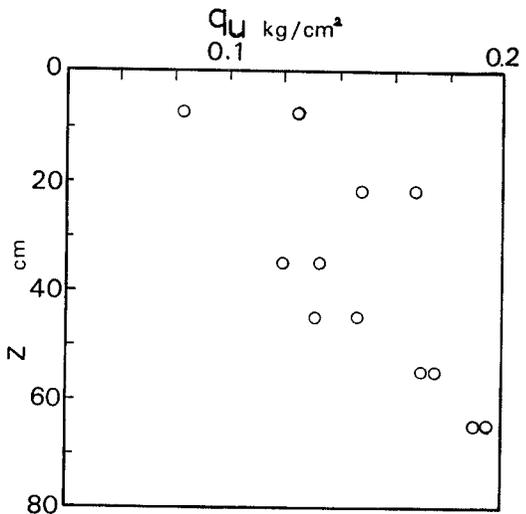


Fig. 14. Relationships between depth  $Z$  and shear strength  $q_u$  measured in unconfined compression tests

ペーンシャフトの大きさによって、土試料に接する部分に生じる摩擦抵抗や土が乱れるので、せん断強度に何ら

た。この試験の垂直荷重は各深度における土かぶり圧と等しくする。Fig. 15 は一面せん断強さ  $S \sim$  深度  $Z$  関

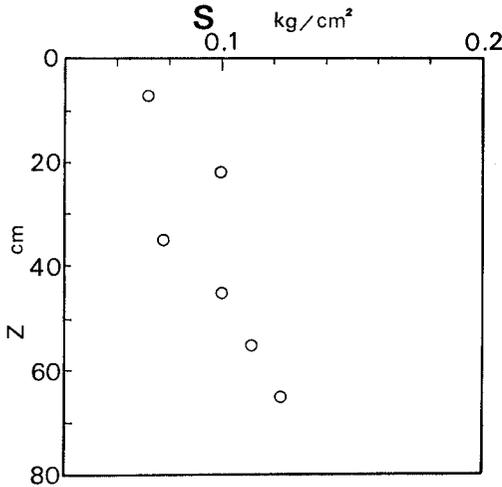


Fig. 15. Relationships between depth  $Z$  and shear strength  $S$  measured in direct shear tests.

係を示す。三軸圧縮試験は英国型の試験機を用いて非圧密非排水試験、 $U$  試験を実施した。この試験の側圧は  $0.5\text{kg/cm}^2$ 、 $1.0\text{kg/cm}^2$ 、 $2.0\text{kg/cm}^2$  の3種類とする。実験に用いた試料はほとんど不飽和であって、間げき水圧と間げき空気圧を分離して測定することがむづかしいので、測定結果は全応力で整理した。三軸圧縮試験の結果を Fig. 16, 17 に示す。Fig. 16 はモールの応力円の例示であるが、供試体が不飽和であるので包絡線はモール・クーロンの破壊規準に準じた  $\sigma_3 = 0.5\text{kg/cm}^2$  と  $\sigma_3 = 1.0\text{kg/cm}^2$  の2つの応力円に接する直線として求める。さらに各深度の三軸圧縮強さ  $\tau_t$  は各深度における土かぶり圧を垂直応力として包絡線から求める。このようにして得られた三軸圧縮強さ  $\tau_t$  と深度  $Z$  の関係を Fig. 17 に示す。

フォールコーン試験 (Fall-Cone Test) は土の液性限界、塑性限界を求めるために開発された装置であるが、つぎの方法で土のせん断強度が求められる。いま、コーンと土との接触部に沿って流れが発生しないと考え、2次元のくさび状載荷板に対する貫入抵抗はソコロフスキ<sup>13)</sup>により次式のように表わされている。

$$P = 2c_c \left( \pi + 2 - \frac{2}{\beta} \right) a \quad \dots\dots(8)$$

ここで、コーンは円すい状であるので、式(8)を Fig. 18 のように3次元的に拡張すると次式のように表わされる。

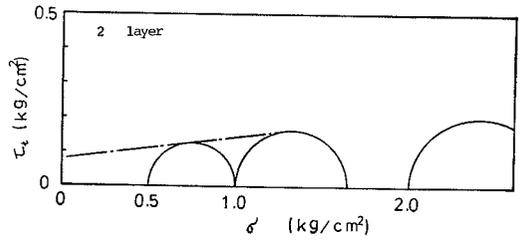


Fig. 16. Typical triaxial test

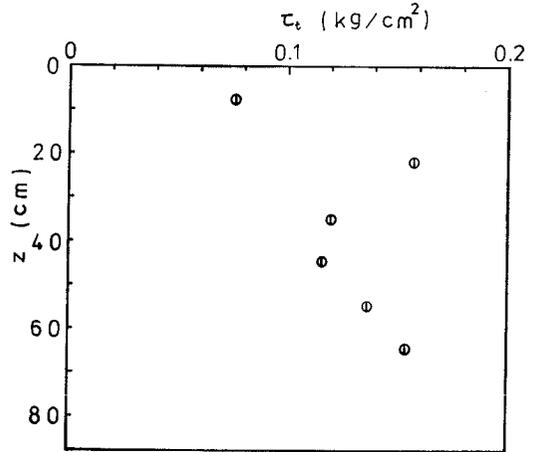


Fig. 17. Relationships between depth  $Z$  and shear strength  $\tau_t$  measured in triaxial tests.

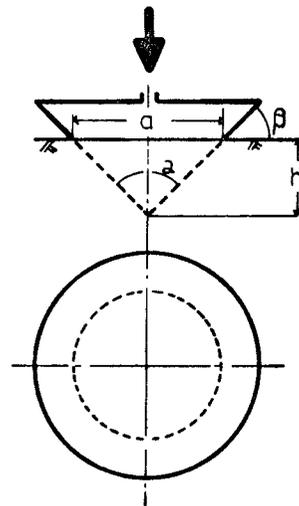


Fig. 18. Wedge interpretation of the fall-cone test

$$P = 2c_c (\pi + 2 - 2\beta) \cos A \quad \dots\dots(9)$$

ここに、 $c_c$  : 土の粘着力 (kg/cm<sup>2</sup>),  $P$  : 荷重 (kg),  $\beta$  : コーンの面が水平となす角,  $A$  : 土に接しているコーンの面積 (cm<sup>2</sup>) である。また、 $\beta = \pi/2 - \alpha_1/2$  であるから、 $\beta$  を式(9)に代入すると

$$P = 2c_c (2 + \alpha_1) \sin \frac{\alpha_1}{2} \cdot A \quad \dots\dots(10)$$

となる。したがって、式(10)から土の粘着力  $c_c$  は次式のようになる。

$$c_c = \frac{P}{2(2 + \alpha_1) \pi h^2 \tan^2 \frac{\alpha_1}{2}} \quad \dots\dots(11)$$

ここに、 $\alpha_1$  : コーン先端角,  $h$  : コーンの貫入量である。

Fig. 19 はコーン先端角  $\alpha_1$  を 30°, コーン重量  $P = 200$  g および  $\alpha_1$  を 60°,  $P = 218$  g の 2 種類でフォールコーン試験を実施し、実験から得られたコーン貫入量  $h$  と  $\alpha_1$ ,  $P$  の値を用いて式(11)から求まる土の粘着力  $c_c$  と深度  $Z$  の関係を示している。

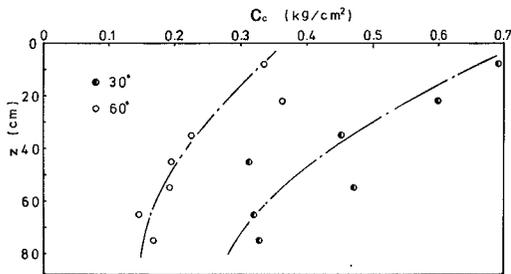


Fig. 19. Relationships between depth  $Z$  and shear strength  $C_c$  measured in fall-cone tests.

Fig. 14, 15, 17 によると、ばらつきはあるが土の各種強さ  $q_u$ ,  $S$ ,  $\tau_t$  は深度の増加とともに大きくなる。したがって、 $q_u$ ,  $S$ ,  $\tau_t$  の深度分布は Fig. 19 によるとフォールコーン試験から得られた  $c_c$  は  $\alpha_1$  の大きさによって深度分布が異なるが、 $c_c$  の値は深度の増加とともに減少することがわかる。特に、 $\alpha_1$  が 30° のときの  $c_c$  の深度分布がベーン試験から得られた  $c$  のものと一致している。

5. 結 論

特殊土といわれる黒ぼくのせん断強さを求めるために、室内ベーン試験を実施した、それらの結果を要約するとつぎのようである。

(1) スラリー状態から両面排水条件の自重圧密によって得られた黒ぼく地盤は不飽和状態であり、土の飽和度は地表からの深度とともに増大する、一方密度は減少する。しかし、それらは中央以深においてかなりばらつきがある。

(2) 慣用計算法(式(2))で求めたピーク時のせん断強度( $c$ )はベーン形状比  $D/H$  に影響を受けて、 $c$  は  $D/H$  の増加とともに大きくなる。また、brittleness 指数  $I_B$  は一般の粘性土のものに比べて低い値を示している。

(3)  $c$  値は深度の増加とともに直線的に減少している。この関係はサクシオン効果による影響が大であることを示している。

(4) 地盤の異方向性は認められたが、異方向比  $\tau_V/\tau_H$  は深さ方向に一定である。

(5) 過圧密状態の黒ぼくに対しては、ベーンの水平面のせん断応力  $\tau_H$  は鉛直面のせん断応力  $\tau_V$  の値より大きく、 $c$  値は  $\tau_V$  と  $\tau_H$  の間にある。 $c$  はベーン寸法によって異なるが、 $\tau_V$  と  $\tau_H$  の中間値より  $\tau_V$  に近づいている。正規圧密状態の試料に対しては、式(6)で求めた  $\tau_V$ ,  $\tau_H$  の値はほぼ等しい。この関係は粘性土の結果と異なっている。

(6) ベーン試験と他の試験を比較すると、一軸圧縮強さ  $q_u$ 、一面せん断強さ  $S$  および三軸圧縮強さ  $\tau_t$  は深さとともに増加している、それらの値は同一深度のベーンせん断強さ  $c$  より小さい。これらの差異は各試験時の土の拘束状態、せん断変形、これに伴う間げき水圧の発生、せん断機構および土の構造の違いなどによるものと考えられる。一方、フォールコーン試験から得られた土の粘着力  $c_c$  と深度の関係はベーンせん断試験結果と一致する。

なお、本研究の実験を実施するにあたり、村脇正仁(自営)氏の御協力を賜ったことを付記して感謝の意を表す。

参 考 文 献

1) 柴田 徹：粘土のベーンせん断強度に関する研究，土木学会論文集，138号，pp. 39~48，1967。  
 2) 柴田 徹：原位置ベーンせん断試験結果の意味，第

- 11回土質工学シンポジウム, pp. 105~109, 1966.
- 3) 米津 聖: 室内ベーン試験に関する実験的考察, 土と基礎, Vol. 28, No. 4, pp. 39~46, 1980.
- 4) 三木・今村・佐藤・後藤: 新しい室内ベーン試験の試作とそれを用いたきわめてやわらかい土のせん断特性の試験結果について, 第10回土質工学シンポジウム, pp. 161~164, 1965.
- 5) 神谷・今野: 関東ローム地帯のベーン試験などについて, 土と基礎, Vol. 24, No. 7, pp. 33~38, 1976.
- 6) 伊藤・松井・折立: ベーンせん断試験における間引き水圧の分布について, 土木学会第28回年次講演会, pp. 37~38, 1973.
- 7) R. D. Goughnora, J. R. Sallberg: Evaluation of the Laboratory Vane Shear Test, Highway Research Recod, No. 48, pp. 19-33, 1964.
- 8) G. Aas: A Study of the Effect of Vane Shape and Rate of Strain on the Measured Values of In-Situ Shear Strength of Clays, Proc. 6th Int. Conf. on S. M. F. E., Vol. 1, pp. 141-145, 1965.
- 9) C. E. R. Wiesel: Discussion on In-Situ Strength of Rolled and Hydraulic Fill, A. S. C. E., Vol. 97, SM. 2, pp. 483-489, 1977.
- 10) I. B. Donald, D. O. Jordan, R. J. Parker, C. T. Toh: The Vane Test-A Critical Appraisal, Proc. 9th, Int. Conf. on S. M. F. E., Vol. 1, pp. 81-88, 1977.
- 11) C. E. Wiesel: Some Factors Influencing In-Situ Test Results, Proc. 8th. Int. Conf. on S. M. F. E., Vol. 2, pp. 475-479, 1973.
- 12) A. W. Bishop, G. E. Green, V. K. Garga, A. Andresen, J. D. Brown: A New Ring Shear Apparatus and its Application to the Measurement of Residual Strength, Géotechnique, Vol. 21, No. 4, pp. 273-328, 1971.
- 13) ソコロフスキー (大橋義夫訳): 塑性学, 朝倉書店, pp. 167~172, 1959.