

大阪洪積層粘土の力学的特性

村 山 朔 郎 ・ 柴 田 徹

MECHANICAL PROPERTIES OF OSAKA DILUVIAL CLAY

by Dr. Eng. Sakurō MURAYAMA and Tōru SHIBATA

Synopsis

This is a report of theoretic and experimental researches on the mechanical characteristics of Osaka Diluvial Clay.

Main results obtained here are as follows :

The upper yield value of Diluvial Clay can be measured as the stress corresponding to the first inflection point of the stress-strain curve on a logarithmic scale obtained by the stress-controlled compression tests. Though the failure strength is effected by the rate of stress-increment in stress-controlled compression tests, the upper yield value is almost indifferent from the rate of stress-increment. The ratio of the upper yield value of Diluvial and Alluvial Clays is almost equal to 1.7.

Applying the concept deduced from the microscopic viewpoint, a new fundamental formula concerning the secondary consolidation and the final value of consolidation is derived and the results of tests on secondary consolidation of Diluvial Clay are explained microscopically by this formula. The values of rheological constants which influence the rate of settlement of clay are computed and the magnitudes of secondary consolidation of Diluvial and Alluvial Clays are compared quantitatively.

1. ま え が き

大阪沖積層粘土の力学的特性は既にその多くが解明されたが、大阪の第2粘土層として存在する洪積層粘土については残された問題が少なくない。

本論文では洪積層粘土の圧縮及び圧密特性を沖積層粘土に比較して述べるとともに、それら力学的諸特性を理論的にも説明する。

2. 試 料

実験に使用した洪積粘土試料は大阪市大正区泉尾難波島において、深度 28~44 m の層より固定ピストン型薄肉サンプラー（鋼製、内径 73 mm、肉厚約 1 mm、試料長 760 mm）によつて採取した乱さない飽和粘土であつて、この地点の土質柱状図を Fig. 1 に示す。

Fig. 1 により、深度 28~44 m の間に存在する第2粘土層（洪積層）の物理的性質に注目すると、既に明らかにしたように¹⁾深度 4~17 m に堆積した沖積層粘土に較べて塑性限界、液性限界、間隙比が高いことがわかる。

なお実験に用いた洪積層粘土試料（試料 No. 1~20）の物理試験の結果は、粘土含有量；30~54%，自然含水比；32~74%，塑性限界；25~42%，液性限界；70~130%，間隙比；1.3~1.9，飽和度；100%となつている。

3. 圧縮特性

洪積層粘土の圧縮特性を調べるために、自然含水比の異なる10数個の供試体について荷重制御の一軸圧縮試験を行った。供試体は直径 3.5 cm, 高さ 8.0 cm の円柱形に成型したものを用いた。

Fig. 2 はこの試験で得られた応力 (σ) ~ ヒズミ (ϵ) 関係を普通目盛に、また Fig. 3 は両対数紙上にプロットした例を示したもので、レオロジー的に重要な意味をもつ上限降伏値 (σ_u) 以下の応力範囲では $\log \sigma \sim \log \epsilon$ 関係が直線となること、換言すれば直線の第1折点に相当する応力として上限降伏値を求めることができることを既に著者らが理論的に説明し、かつ大阪沖積層粘土を用いた実験によつて検照した²⁾が、Fig. 3 によれば洪積層粘土も同様の特性を有することが明らかである。なお Fig. 2, Fig. 3 は同一物性の供試体に荷重制御の載荷速度 (α) を変えて ($\alpha=5.6 \times 10^{-1}$, $3.4 \times$

10^{-1} , 8.2×10^{-2} kg/cm²/min) 得られた結果を示しており、載荷速度が速くなれば同一応力に対するヒズミ量は小さく、破壊強度 (σ_f) は大きくなるのは当然であるが、上限降伏値 (σ_u) には載荷速度による差異がみられないことがわかる。載荷速度 (α) が破壊強度と上限降伏値に及ぼす影響は Fig. 4 に示した $\sigma_f \sim \log \alpha$ あるいは $\sigma_u \sim \log \alpha$ 関係をみればさらに明瞭となる。すなわち破壊強度は右上りの曲線となるのに対し、上限降伏値は水平な直線となつている。なお上限降伏値と破壊強度の比 (σ_u/σ_f) をとると、 $\sigma_u/\sigma_f=0.69 \sim 0.70$ となり、この値は沖積層粘土について得たものにほぼ等しい。

Fig. 5 は、前述したごとく含水比の異なる10数コの供試体を用いて得た含水比 ~ 上限降伏値 (対数) 関係を示し、直線関係にあることが明らかである。Fig. 5 には沖積層粘土の含水比 ~ 上限降伏値関係も破線にて併記してあるが、この図によつて洪積層粘土の上限降伏値は沖積層粘土のそれに比較して約1.7倍の大きさをもつことがわかる。

4. 圧密特性

粘土の圧密、特に二次圧密現象を解明するためには幾多の研究がなされているが、未だ完全にその現象

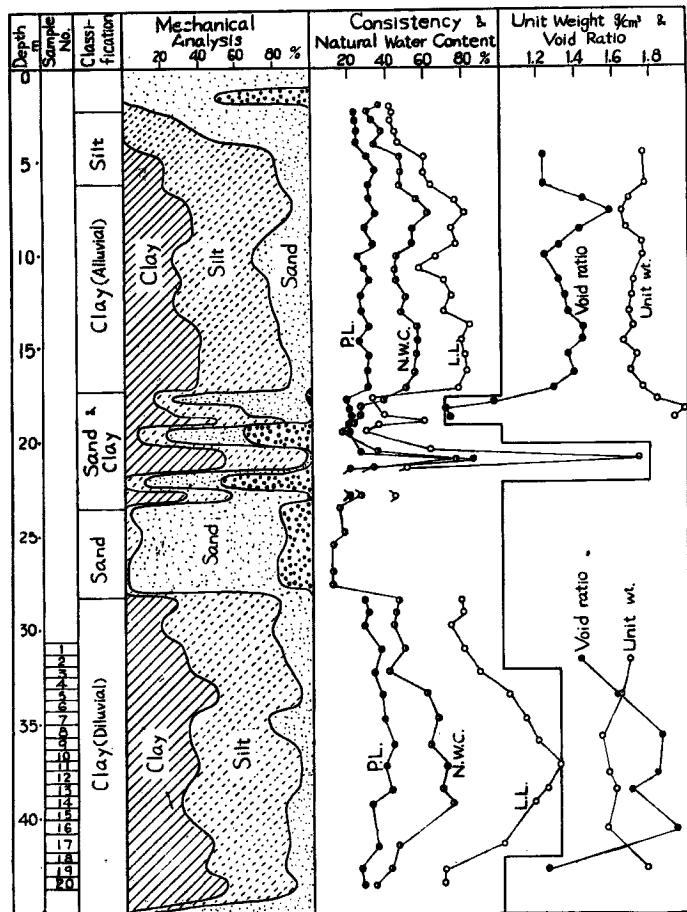


Fig. 1 Soil profile of Osaka Alluvial and Diluvial Clays

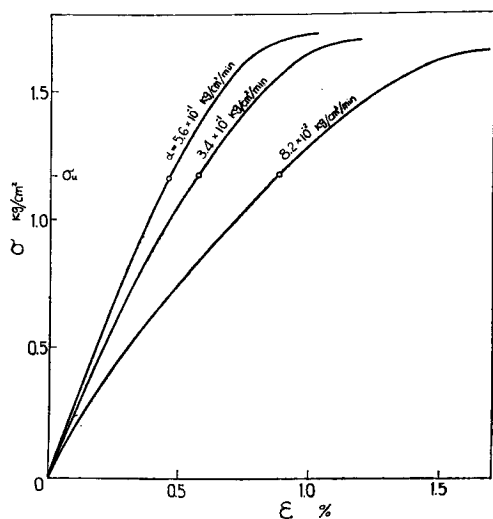


Fig. 2 Relations between the applied stress σ and strain ε at various rates of stress-increment (sample No. 13)

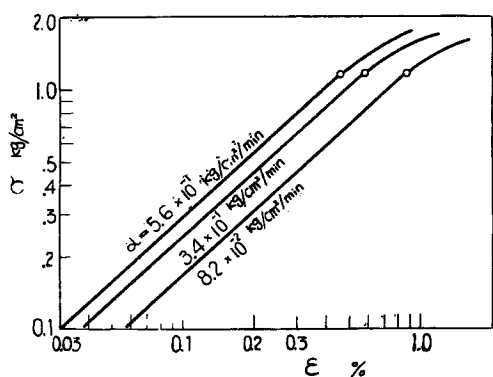


Fig. 3 Logarithmic relation between the applied stress σ and strain ε at various rates of stress-increment (sample No. 13)

を説明し得たものはない。

著者らの成果については既に二、三の機会に発表してきた^{3),4)}が、後述の長期圧密試験の結果をも矛盾なく説明できるためには、以下に述べる理論が現在では最も当を得たものであると考える。

4-1. 圧密理論

正常圧密粘土と過圧密粘土の力学的挙動を比較すると、顕著な相違がみられることは周知の事実である。従つてここでは粘土の応力履歴によつて過圧密と正常圧密の場合に分けて圧密の理論的考察を行う。

(1) 過圧密粘土の場合

Fig. 6 の力学模型は1コのパネ（弾性係数 E_1 ）と Modified-Voigt

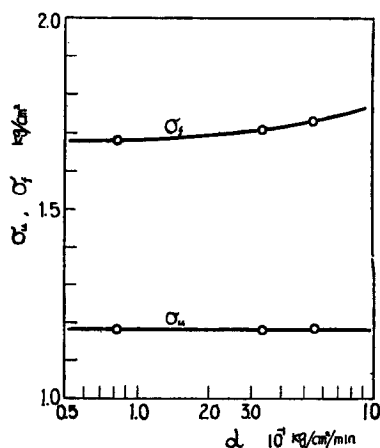


Fig. 4 Effect of rate of stress-increment α on the failure strength σ_f and the upper yield value σ_u (sample No. 13)

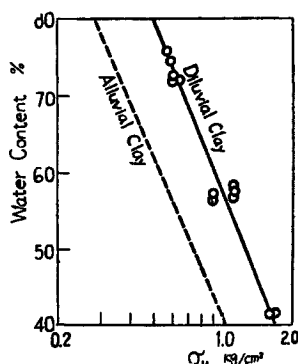


Fig. 5 Relations between water content and the upper yield value

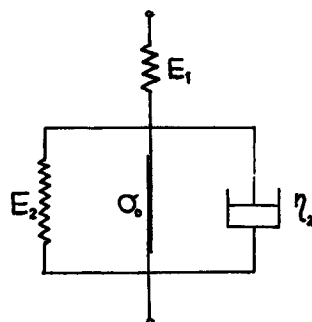


Fig. 6 Mechanical model representing clay skeleton

要素とを直列に組み合わせたものであつて、粘土のレオロジー特性を解明する際に提案したものである^{2),3)}。この力学模型において粘性係数 (η_2) は単純なダッシュポットでなく、粘性式

$$\eta_2 = \frac{1}{A_2 \cdot \sinh\left(\frac{B_2 \sigma_2}{\sigma - \sigma_0}\right)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに A_2, B_2 ; レオロジー的常数, σ ; 全応力, σ_2 ; 粘性項に加わる応力, σ_0 ; 下限降伏値, にて表わされる構造粘性を示すものとする。

このような構造粘性を有する Modified-Voigt 要素のヒズミを ε_2 とすれば, そのヒズミ速度 ($d\varepsilon_2/dt$) は

$$\frac{d\varepsilon_2}{dt} = A_2(\sigma - \sigma_0) \sinh\left(\frac{B_2 \sigma_2}{\sigma - \sigma_0}\right) \quad \dots\dots\dots (2)$$

にて与えられる。

なお一次圧密過程では粒子構造骨格に作用する有効応力 σ は, $\sigma = p - w$ (p ; 全応力, w ; 間隙水圧) にて表わされるのに対して, 二次圧密過程に入ると間隙水圧 w は消失するから $\sigma = p = \text{const.}$ となり, 有効応力は全応力に等しく, しかも一定となる。従つてこの場合の全ヒズミ ε と時間 t の関係は次の連立方程式を解いて求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_1 + \varepsilon_2 \\ \sigma &= \varepsilon_1 E_1 \\ \sigma &= \varepsilon_2 E_2 + \frac{(\sigma - \sigma_0)}{B_2} \sinh^{-1} \left\{ \frac{1}{A_2(\sigma - \sigma_0)} \frac{d\varepsilon_2}{dt} \right\} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

圧密の場合には下限降伏値 (σ_0) は載荷応力 (p) に較べて小さいから σ_0 を無視して, 式 (3) を解いた結果は

$$0 < \varepsilon_2 < \frac{\sigma}{2B_2 E_2} (2B_2 - 1) \quad \dots\dots\dots (4)$$

の範囲では

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_1} + \frac{\sigma}{E_2} \left(1 + \frac{1}{B_2} \log A_2' B_2 E_2 t\right) \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに $A_2' = A_2/2$.

であり, また

$$\varepsilon_2 > \frac{\sigma}{2B_2 E_2} (2B_2 - 1) \quad \dots\dots\dots (6)$$

の場合には, ε は t とともに次式の $\varepsilon_{t \rightarrow \infty}$ に漸近する。

$$\varepsilon_{t \rightarrow \infty} = \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \sigma \quad \dots\dots\dots (7)$$

すなわち式 (5) は二次圧密を含めた初期の全圧密ヒズミをあらわすが, 相当時間経過の後にはヒズミは式 (7) の値に漸近することが説明できる。

(2) 正常圧密粘土の場合

先行圧密応力 (σ_c) を越えた応力を載荷して圧密を行うと, 配向粒子の整列度は次第に整えられ, Salas ら⁵⁾も述べているように粒子は平行に配向するにいたる。その結果, 粘土の物性, 力学性には σ_c を限界として顕著な相違が現われる。一例として, 圧密試験結果より算出した透水係数の値は正常圧密粘土に対しては減少の傾向にあることがわかつている⁶⁾。また粒子全体としての整列配向度が高くなると, 加えられる外力に対して粒子部分は常に対応するごとく配向し, その分布を一様に受けて強度, 弾性等の力学性が顕著に発揮されるようになる。

さて, Fig. 8 に示した力学模型のスプリング (E_1, E_2) は粒子自体の変形及び粒子間の相互位置並びに配向状態の変化に対応するものであるから, 上述のごとく粒子の整列配向度が高められるような応力範囲では弾性係数 E を応力の函数 $E(\sigma)$ と考えるのが妥当と思われる。

いま粒子間隔を d とし、これに応力 σ が作用したときの弾性係数 $E(\sigma)$ は

$$E(\sigma) = \frac{\sigma}{1 - \left(\frac{d}{d_0}\right)} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここに d_0 ; 初期粒子間隔、で示されるが、ここで J.A.J. Salas ら⁵⁾が粘土の圧縮性を説明する際に用いた仮定、あるいは H.H. Macey⁷⁾の説明に従つて圧縮力を受けて平衡している粘土の圧縮力 σ は粒子間の相互距離を d としたとき、 $\sigma = K_1 \exp(-K_2 d)$ 、(K_1, K_2 は常数)にて表わされるとすれば、 d の値 $\left(d = \frac{1}{K_2} \log \frac{K_1}{\sigma}\right)$ 、 $d_0 = \frac{1}{K_2} \log \frac{K_1}{\sigma_c}$ を (8) 式に代入して

$$E(\sigma) = \frac{\sigma}{\left(1 + \frac{1}{d_0 K_2} \log \frac{\sigma_c}{K_1}\right) + \frac{1}{d_0 K_2} \log \frac{\sigma}{\sigma_c}} = \frac{\sigma}{\frac{\sigma_c}{E} + \frac{1}{E'} \log \frac{\sigma}{\sigma_c}} \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに

$$E = \frac{\sigma_c}{1 - \left(\frac{d}{d_0}\right)} = \frac{\sigma_c}{1 + \frac{1}{d_0 K_2} \log \frac{\sigma_c}{K_1}}, \quad \frac{1}{E'} = \frac{1}{d_0 K_2}$$

でそれぞれ常数である。

従つて式 (5) に対応して t 時間後の圧密ヒズミ ε は

$$\varepsilon = \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \sigma_c + \left(\frac{1}{E_1'} + \frac{1}{E_2'}\right) \log \frac{\sigma}{\sigma_c} + \left(\frac{\sigma_c}{B_2 E_2} + \frac{1}{B_2 E_2'} \log \frac{\sigma}{\sigma_c}\right) \log \frac{A_2' B_2 \tau t}{\frac{\sigma_c}{E_2} + \frac{1}{E_2'} \log \frac{\sigma}{\sigma_c}} \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。また相当時間経過後の全圧密ヒズミは

$$\varepsilon_{t \rightarrow \infty} = \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \sigma_c + \left(\frac{1}{E_1'} + \frac{1}{E_2'}\right) \log \frac{\sigma}{\sigma_c} \quad \dots\dots\dots (11)$$

となり、これを間隙比 (e) の関係に書きなおすと

$$e = e_0 - (1 + e_0) \left\{ \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \sigma_c + \left(\frac{1}{E_1'} + \frac{1}{E_2'}\right) \log \frac{\sigma}{\sigma_c} \right\} \quad \dots\dots\dots (12)$$

となつて $e \sim \log \sigma$ 曲線が処女圧密曲線部分で直線となることが説明できる。

また式 (12) より、圧縮指数 C_c は

$$C_c = 2.3 (1 + e_0) \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \quad \dots\dots\dots (12')$$

にて表わされることになる。

4-2. 圧密試験結果

大阪洪積層粘土の同一物性の新鮮試料について長期圧密試験を行い、得られた沈下～時間(対数)曲線の一例(試料 No. 20)を Fig. 7 に示す。この図には圧密応力が 1.6, 3.2, 6.4, 12.8, 25.6 kg/cm² の5種類の場合を示すが、いずれも 20～200 分で 100 % 圧密が終了し、二次圧密による沈下が時間の対数に比例して継続している。この関係は式 (5) または式 (10) によつて説明できるものであるが、4-1 に展開した理論の妥当性をさらに検討するために Fig. 7 のデータから、Fig. 8 の力学模型のスプリング E_1 のヒズミ ε_1 及び二次圧密曲線の勾配 $d\varepsilon/d \log t$ を求めてみる。

ヒズミ ε_1 を求める方法については防災研・年報第1号⁴⁾に述べたので繰り返さないが、二次圧密はクリープに類似の現象であるから、圧密度 100 % にいたる過程中でも二次圧密は生じているはずであつて、100 % 圧密度からその間に生じた二次圧密度を差し引いた値が ε_1 となる。Fig. 7 の破線で示した曲線は圧密度 100 % にいたる過程に生じた推定二次圧密曲線を示している。

実際に各圧密応力に対してヒズミ ε_1 を算出してプロットすると Fig. 8 ($\sigma < 6.4$ kg/cm² に対しては算術目盛、 $\sigma \geq 6.4$ kg/cm² に対しては対数目盛) が得られ、4-1 において導いた ε_1 をあらわす式

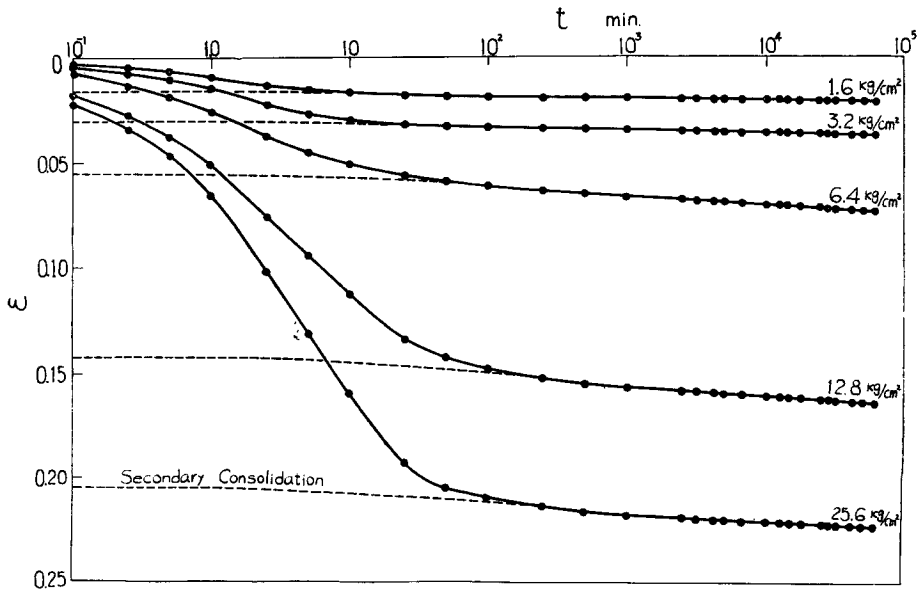


Fig. 7 Settlement-time curves observed during two months (sample No. 20)

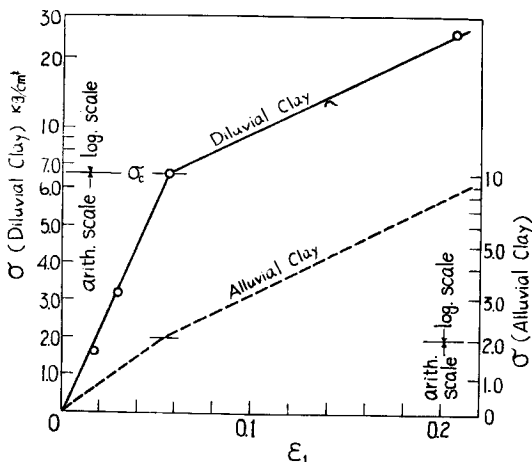
Fig. 8 Relations between settlement caused by true primary consolidation ε_1 and applied stress σ (Diluvial clay sample No. 20)

Table 1

Clay	E_1 kg/cm ²	B_2E_2 kg/cm ²	E_1'	E_{s0} kg/cm ²
Alluvial Clay	3.6×10	1.3×10^2	9.6	9~61
Diluvial Clay	1.1×10^2	2.0×10^3	9.1	14~341

$$\text{過圧密粘土； } \varepsilon_1 = \frac{\sigma}{E_1} \dots\dots\dots(13)$$

$$\text{正常圧密粘土； } \varepsilon_1 = \frac{\sigma_c}{E_1} + \frac{1}{E_1'} \log \frac{\sigma}{\sigma_c} \dots\dots\dots(14)$$

がそれぞれの応力範囲で成立することがわかる。従つて上式に含まれる常数 E_1 , E_1' を求めることが可能となり、その結果は沖積層粘土の値と比較して **Table 1** に記載する。

次に二次圧密曲線部分の勾配 ($d\varepsilon/d\log t$) を求めて圧密応力 σ との関係を図示すると **Fig. 9** が得られるが、一方、理論の結果から

$$\text{過圧密粘土； } \frac{d\varepsilon}{d\log t} = \frac{\sigma}{B_2E_2} \dots\dots\dots(15)$$

正常圧密粘土；

$$\frac{d\varepsilon}{d\log t} = \frac{\sigma_c}{B_2E_2} + \frac{1}{B_2E_2'} \log \frac{\sigma}{\sigma_c} \dots\dots\dots(16)$$

となるので $\sigma < \sigma_c = 6.4 \text{ kg/cm}^2$ では式 (15) が、また $\sigma \geq \sigma_c$ では式 (16) が成立することになる。ただしここに使用した粘土では $\sigma \geq \sigma_c$ の範囲の $d\varepsilon/d\log t$ の値が変化しないことから、 $1/B_2E_2' \approx 0$ と考

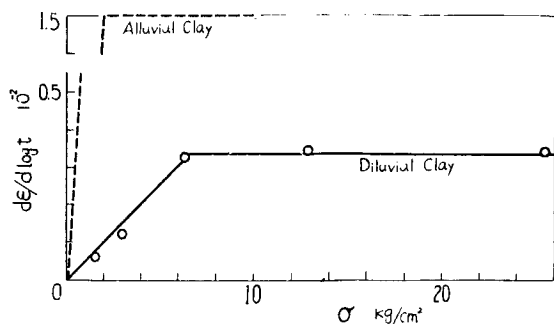


Fig. 9 Relations between the slope of secondary consolidation curve $d\varepsilon/d\log t$ and applied stress σ (Diluvial clay sample No. 20)

つて決まるといえる (Fig. 11 参照)。

なお Table 1 第5欄は土の弾性係数に類する E_{50} の値¹⁾ ($E_{50}=q_u/\varepsilon_f$; q_u は一軸圧縮強度, ε_f は破壊時のヒズミ) を参考のために再録したものである。

上述の長期圧密試験のほかに、深さ方向に6コの試料を選び標準圧密試験を実施した。この際に同一試料から鉛直方向及び水平方向に供試体を切り取って試験したが、その一例を Fig. 10 に示すごとく、間隙比～圧力 (対数) 曲線には差異が認められなかつた。

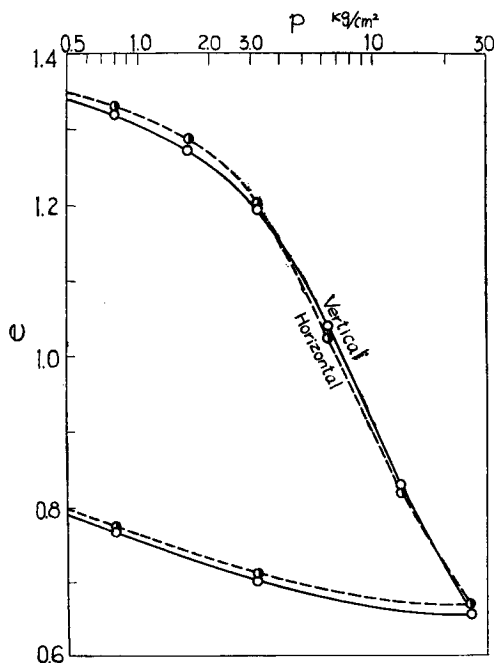


Fig. 10 Void ratio~pressure curves (Specimens were obtained by shaven out from the undisturbed sample No. 17 for both vertical and horizontal direction)

えてよいことを示している。

式 (15), (16) に含まれる B_2E_2 の値は冲積層粘土の値と比較して Table 1 に記載する。

Table 1 の結果から、洪積層粘土の E_1 , B_2E_2 の値は冲積層粘土に較べて著しく大きい、 E_1' の値には大差が認められないことがわかる。かかる両層粘土の E_1 , B_2E_2 の値の差異は3に述べた上限降伏値を比較した結果を裏付けており、また E_1' は式 (12') に示したように圧縮指数 C_c を表わす index であるから、洪積、冲積両層粘土の E_1' の値に大差がないことは、 C_c が初期間隙比 e_0 によ

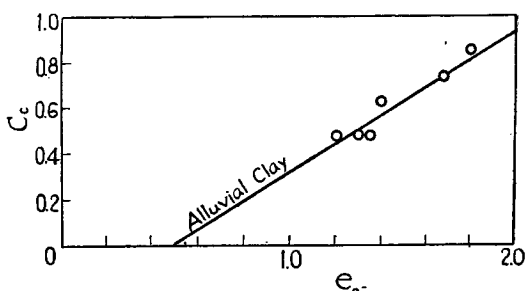


Fig. 11 A relation between the compression index C_c and the initial void ratio e_0

Fig. 11 は圧縮指数 C_c と初期間隙比 e_0 の関係をプロットしたもので、冲積層粘土の $C_c \sim e_0$ 関係をあらわす直線²⁾, $C_c=0.6(e_0-0.5)$ に近い値を示すことから、洪積、冲積両層粘土とも C_c は e_0 によつてほぼ一義的に決まることが実証される。

5. 結 論

大阪の第2粘土層として存在する洪積層粘土について圧縮、圧密特性を調べて得た結論をまとめると、

(1) 荷重制御の圧縮試験によつて得られる応力～ヒズミ関係は、上限降伏値以下の応力範囲では両

対数紙上で直線となり、しかも上限降伏値は載荷速度によつて変らない。また洪積層粘土の上限降伏値は沖積層粘土の約1.7倍の大きさを有する。

(2) 応力履歴によつて粘土を正常圧密粘土と過圧密粘土に分けて圧密の理論的考察を行つた結果、二次圧密現象の解明はもとより、 $e \sim \log p$ 曲線が処女圧密曲線部分で直線となることもレオロジー的に説明できることを示し、さらに沖積、洪積両層粘土の圧密沈下量を支配する種類の常数を定量的に比較検討した。洪積層粘土のレオロジーの常数 E_1 , $B_2 E_2$ は非常に大きい——一次、二次圧密量が沖積層粘土に較べて小さい——が、圧縮指数をあらわす常数 E_1' には大差がないのでいずれも初期間隙比によつてほぼ一義的に圧縮指数が決まる。

この研究の一部は大阪港湾技術調査会の事業として大阪府の委託によつて行つたものである。終りにではあるが、多大の援助を与えられた大阪府土木部・近藤市三郎港湾課長に謝意を表わす次第である。

参 考 文 献

- 1) 村山朔郎, 赤井浩一, 植下協; 大阪洪積層粘土の工学的特性, 土と基礎, Vol. 6, No. 4, 1958, pp. 39~47.
- 2) 村山朔郎, 柴田徹; On the Rheological Characters of Clay-Part 1, Disaster Prevention Research Inst. Bulletin No. 26, 1958, pp. 29~33.
- 3) 村山朔郎, 柴田徹; 粘土のレオロジー的特性について, 土木学会論文集, 第40号, 1956, pp. 24~30.
- 4) 村山朔郎, 柴田徹; 粘土の強度と圧密特性に関するレオロジー的考察, 京大防災研究所年報, 第1号, 1957, pp. 63~72.
- 5) J.A.J. Salas & J.M. Serratos; Compressibility of Clays, Proc. 3rd Int. Conf. Soil Mech. and Found. Eng., Vol. 1, 1953, pp. 192~198.
- 6) 村山朔郎, 柴田徹; On the Secondary Consolidation of Clay, Proc. 2nd Japan Congress on Testing Materials, 投稿中
- 7) M. Reiner; Building Materials their Elasticity and Inelasticity, 1954, pp. 497~499.
- 8) 村山朔郎, 植下協, 柴田徹; 大阪沖積層粘土の力学的特性とその対策, 土質工学会第2回シンポジウム, 1957, pp. 23~31.