

## 飽和粘性土の二次圧密を評価する一方法

A SIMPLIFIED METHOD OF ESTIMATING THE SECONDARY COMPRESSION IN SATURATED COHESIVE SOILS

安 原 一哉\*  
By Kazuya YASUHARA

### 1. 緒 言

構造物が粘土地盤上の基礎に築造されるとき、構造物がときおり二次的時間効果によって顕著なクリープ状の沈下—いわゆる二次圧密—を示すことがある。有機質土のように軟弱で高含水比の土が、とりわけこの傾向を示すことが Terzaghi の圧密理論以後一般に広く認められてきたけれども、飽和粘土地盤上の構造物の沈下を評価するとき、この二次圧密を算定することに成功したケース・スタディーはあまり多く見当らないようである。

この二次圧密に関する工学的に重要な問題のいくつかがいまなお解決されないままに放置されているのは、実験室と現場との間の、粘土の沈下に関する相似則が成り立たないという事実によるところがきわめて大きいといえよう。それゆえ、古典的圧密理論とその後の経験的沈下予測法は、二次圧密の一部が粘土層の厚さの増加に伴って次第に間隙水圧消散過程に含まれていく現象をうまく説明することができないわけである。

本文では、いくつかの仮定に基づいた、軟弱粘土地盤の二次圧密による沈下を計算するための、比較的簡便な方法が述べられている。この著者の提案する方法は、上述の圧密沈下に関するスケール効果を考慮できること、および通常の圧密試験結果を直接利用できるなどの利点を有している。提案法の妥当性は有機質土や沖積成粘土からなっている粘土層のいくつかの沈下解析に関するケース・スタディーによって確かめられており、加えて、粘土地盤上の構造物の一次元圧密による沈下が、“瞬間圧縮”と“遅延圧縮”に分けられるという Bjerrum<sup>1)</sup>による新しい概念(図-1)と提案法との比較がなされている。

### 2. 二次圧密を評価するための基礎式

上述のように、飽和した軟弱粘成土地盤の二次圧密による沈下を計算する際、もっとも困難なことは二次圧密が粘土の厚さに伴って、長時間にわたる一次圧密の領域に包含されるようになるという事実に由来しているよう

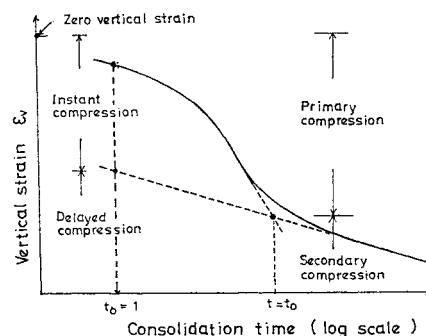


Fig. 1 Comparison between the conventional concept and Bjerrum's one concerning the settlement of structures on saturated clays

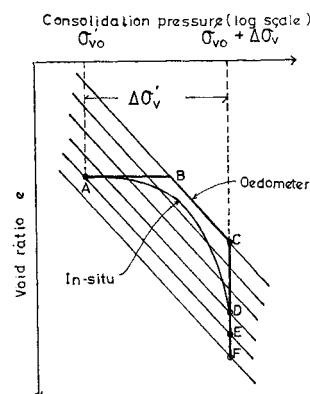


Fig. 2 Difference of  $e$ - $\log \sigma'_v$  relations between the in-situ and the oedometer test

\* 正会員 工博 西日本工業大学助教授 土木工学科

である。いいかえれば、図-2 に示すように、室内試験（イードメーター試験）における  $e - \log \sigma_v'$  関係と原位置におけるそれとが異なるので、原位置の沈下の経時変化を予測することが難しいということである。それゆえ、100% 一次圧密による鉛直ひずみは一次圧密中に含まれる二次圧密効果によって増大すると考えられる。しかし、Terzaghi による一次圧密理論はこの非弾性現象を説明することができないし、また、石井<sup>2)</sup>や Suklje<sup>3)</sup>による Isotache の考え方とは、実際の粘土地盤の沈下挙動とは若干くい違っているようであることが網干<sup>4)</sup>によってなされた最近の実験結果から明らかにされている。

図-3 (a) は Terzaghi モデルによる間隙比と圧密時間の対数の関係を、図-3 (b) は石井や Suklje による Isotache モデルによるそれを示している。これらをまとめて模式化したのが図-4 である<sup>5)</sup>。

軟弱粘土の圧密におけるスケール効果に関する前記の

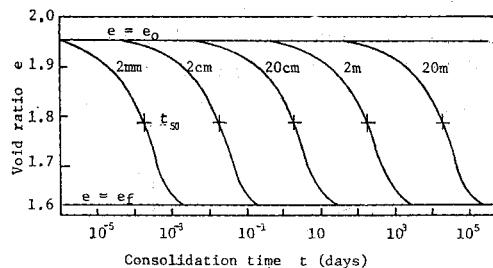


Fig. 3 (a) A concept of the scale effect by the Terzaghi's consolidation theory

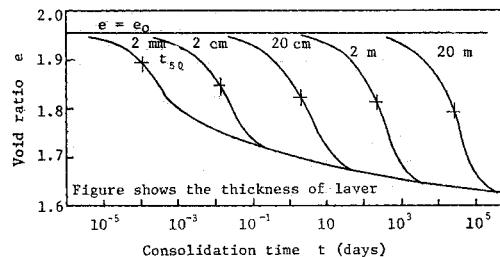


Fig. 3 (b) A concept of the scale effect with consideration of the secondary compression

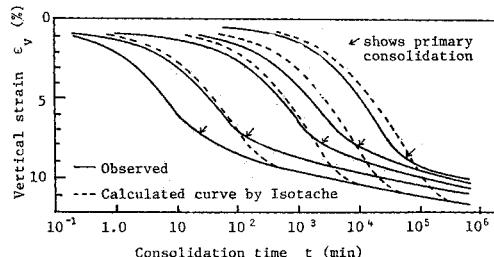


Fig. 3 (c) Observed and calculated settlement-time curves of soft clay specimens with the various initial height (by Aboshi, 1973)

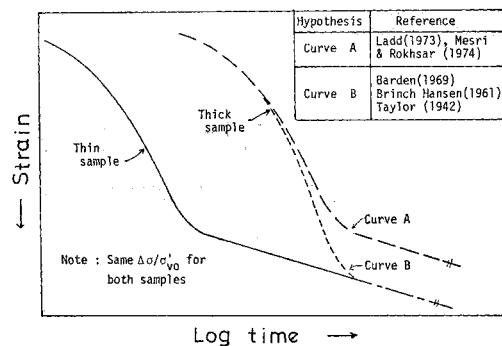


Fig. 4 Effect of sample thickness on amount of primary consolidation for a normally-consolidated clay (arranged by Ladd, 1977)

網干による実験結果（図-3(c)）は、Berre<sup>6)</sup> らによる実験結果ともよく一致しており、きわめて興味深いいくつかの知見を与えてくれる。しかし、現段階ではこれらの挙動を説明することのできる理論は Garlanger<sup>7)</sup> や Sekiguchi<sup>8)</sup> によるものがあるくらいでまだ十分確証立たれていないといふはいえないようである。

#### (1) 間隙比と圧密圧力の関係に関する考察

図-5 (a) は Bjerrum の表示（図-5 (b)）にならった、時間をパラメーターとした間隙比と圧密荷重の関係を模式的に示している。

たとえば、一次元的に圧密をうけている正規圧密粘土地盤内の任意のある深さにおいて、有効応力が載荷重によって  $\sigma_{vA}'$  から  $\sigma_{vB}'$  に増加したとすると、図-5 (a) における  $\Delta e_i$ ,  $\Delta e_p$ ,  $\Delta e_s$  はそれぞれ初期沈下、一次圧密および二次圧密による間隙比の変化量に相当する。これ

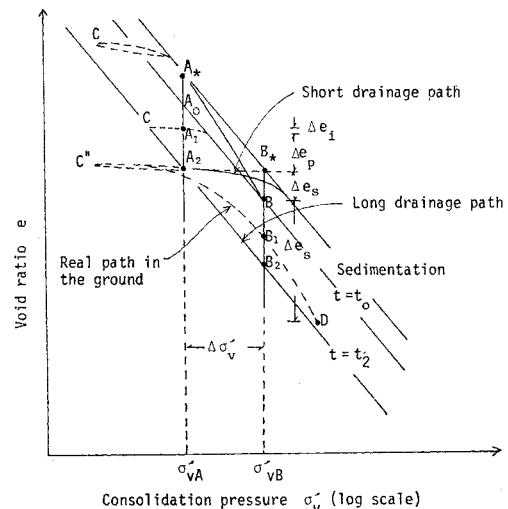


Fig. 5 (a) Schematic diagram for effective stress, vertical strain and time relation in the one-dimensional consolidation of a clay

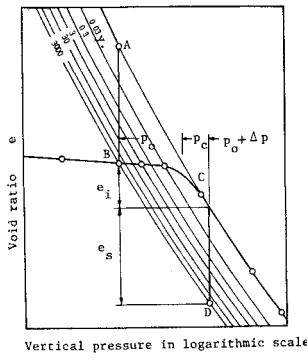


Fig. 5 (b) The compressibility of a normally consolidated-aged clay (by Bjerrum, 1968)

らのうち、 $\Delta e_s^I$  は 100% 一次圧密終了時からある測定時間（通常の圧密試験においては約 24 時間）までの二次圧密によるもの、そして  $\Delta e_s^{II}$  はその後沈下が終了するまでの二次圧密によるものである。

粘土層の厚さに伴って、 $e - \log \sigma_v'$  関係は  $A * B^*$ ,  $C' B C'' D$  等を経由するものと考えられる。それゆえ、イードメーター試験におけるように薄い粘土試料において生起すべき二次圧密の一部は、上述のように一次圧密中に含まれるようになる。したがって、ある荷重段階における時間・沈下曲線における Instant Compression と Delayed Compression の考え方と従来の Primary Consolidation と Secondary Compression の考え方とを比較してみると先の図-1 のようになろう。

## (2) 飽和粘性土の二次圧密を評価する基本式

粘土層における任意点における一次元圧密沈下による鉛直ひずみは地表面に負荷される荷重によって引き起こされる。この鉛直ひずみは一次圧密によるそれと、粘土構造の再調整における塑性的遅れに起因すると考えられる二次圧密によるそれとから構成されると仮定すると次式が成り立つ。

$$\epsilon_v = \epsilon_{vp} + \epsilon_{vs} \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここで、一次圧密によるひずみ  $\epsilon_{vp}$  はイードメーター試験の結果に基づいた周知の次式

$$\epsilon_{vp} = \frac{C_c}{1+e_0} \log_{10} \frac{\sigma_v'}{\sigma_{v0}} \quad \dots \dots \dots (2)$$

によって与えられる。式 (1)において、 $e_0$ : 初期間隙比、 $C_c$ : 圧縮指数、 $\sigma_{v0}'$ : 初期鉛直有効応力、 $\sigma_v'$ : 一次圧密終了後の鉛直有効応力である。

これに対し、二次圧密によるひずみ  $\epsilon_{vs}$  に対する具体的な表現は前述のように粘土の圧密における非線形性のゆえに、今まで明らかにされていない。しかし、たとえば、Suklje<sup>3)</sup>, Wilson ら<sup>9)</sup>あるいは Mesri<sup>10)</sup>などによる二次圧密に関する過去のいくつかの研究を概観してみ

ると、二次圧密に影響を与える物理的なパラメーターは少なくとも鉛直圧密応力  $\sigma_v'$  と圧密時間  $t$  であるように見える。この事実によって、ここでは次の関数を仮定する。

$$\epsilon_{vs} = f(\sigma_v', t) \quad \dots \dots \dots (3)$$

これを用いれば式 (1) は、

$$\epsilon_v = \frac{C_c}{1+e_0} \log_{10} \frac{\sigma_v'}{\sigma_{v0}} + f(\sigma_v', t) \quad \dots \dots \dots (1 \cdot a)$$

と表現することができる。

式 (3) を微分形で表わせば、

$$d\epsilon_{vs} = \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma_v'} \right)_t \cdot d\sigma_v' + \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right)_{\sigma_v'} \cdot dt \quad \dots \dots \dots (4)$$

となる。上式は次の条件

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma_v'} \right) - \frac{d}{d\sigma_v'} \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right) = 0 \quad \dots \dots \dots (5)$$

を満たすとき完全微分形となるので、このとき始めて積分できて、

$$\epsilon_{vs} = \int \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma_v'} \right)_t \cdot d\sigma_v' + \int \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right)_{\sigma_v'} \cdot dt \quad \dots \dots \dots (6)$$

と表わすことができる。この点の可否については次章で議論されるであろう。

なお、式 (6) のような表現が可能なとき、右辺第一項は間隙水圧消散過程に含まれる二次圧密によるひずみを、また、右辺第二項は有効応力一定後のいわゆる二次圧密を意味していると解釈される。この意味において、式 (6) は Bjerrum によって名付けられた Delayed Compression に等価であることは明らかである。

式 (6) は、また、

$$d\epsilon_{vs} = \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma_v'} \right)_t \left( \frac{\partial \sigma_v'}{\partial t} \right) dt + \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right)_{\sigma_v'} dt \quad \dots \dots \dots (4 \cdot a)$$

のように表わせば、式 (5) の条件を満足せずとも、

$$\epsilon_{vs} = \int_t \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma_v'} \right) \left( \frac{d\sigma_v'}{dt} \right) dt + \int_t \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right)_{\sigma_v'} dt \quad \dots \dots \dots (4 \cdot b)$$

のようになり、上式の右辺は時間  $t$  について積分すればよいことになる。

## (3) 圧密試験結果に基づく基礎式の具体化

前述のように、式 (4) における未知の項 ( $\partial \epsilon_{vs}/\partial \sigma_v'$ ) と ( $\partial \epsilon_{vs}/\partial t$ ) は、現在のところイードメーター試験結果に基づいてきめざるを得ない。その概要は次のとおりである。

### 3. 実験

#### (1) 実験の概要

#### a) 使われた粘土試料

三種類の飽和練り返し正規圧密粘土が通常の圧密試験に供された。それらの指標的性質は表-1に与えられている。液性限界にはほぼ近い含水比で混合されたこれらの粘土のスラリーを大型圧密容器（径 10 cm × 高さ 15 cm）

Table 1 Index properties of clay samples used in this study

Index properties	Organic clay	Silty clay	Alluvial clay
Initial watercontent $w_i$ (%)	139	117	89
Specific gravity $G_s$	2.34	2.63	2.65
Liquid limit $w_L$ (%)	153	113	115
Plasticity index $I_p$	66	76	58
Coef. of secondary compression (%)	1.25	0.76	0.59
Compression index $C_c$	0.86	0.95	0.70
Coef. of consolidation $c_v$ ( $\text{cm}^2/\text{sec}$ ) ( $\times 10^{-8}$ )	20	7.8	—

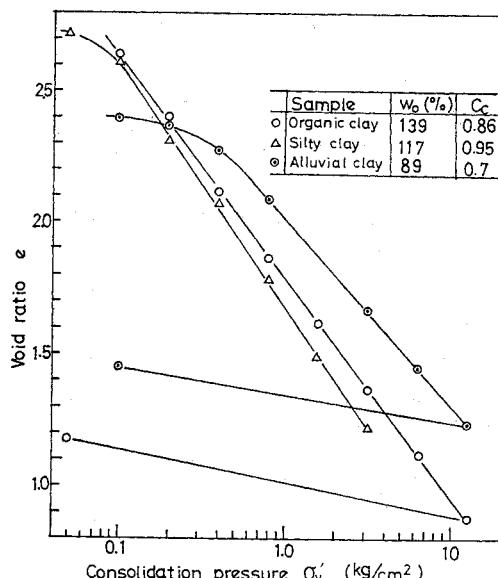


Fig. 6 Representative  $e$ -log  $\sigma'_v$  curves of used clay samples

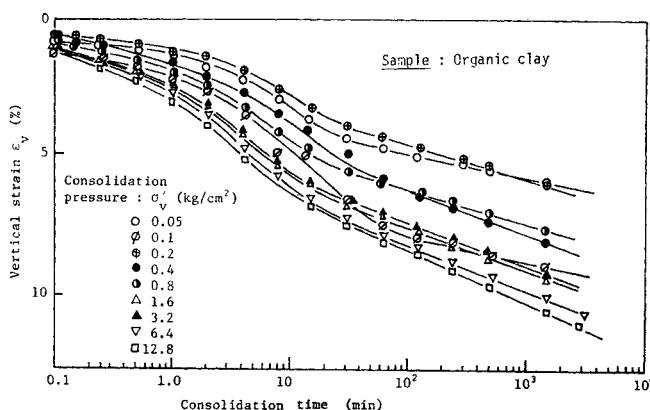


Fig. 7 An example of vertical strain-log. time relations in oedometer test

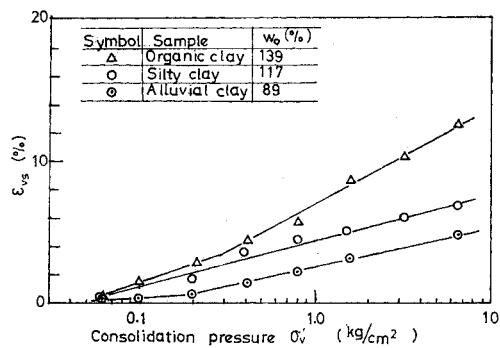


Fig. 8 (a) Representative  $\epsilon_{vs}$ -log  $\sigma'_v$  relations of used clay samples in oedometer tests

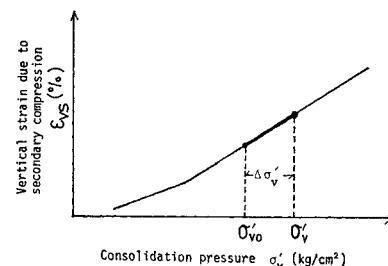


Fig. 8 (b) Schematic diagram of  $\epsilon_{vs}$ -log  $\sigma'_v$  relation based on Fig. 8 (a)

に注入し、それに約 0.5~0.6 kg/cm<sup>2</sup> の先行圧密荷重を 1~2 週間負荷した。その後、高さ 2 cm、直径 6 cm の粘土供試体がこの円筒形のブロック試料から切り出され、イードメーター試験まで養生箱内で約 1 週間保存された。

b) 試験結果による  $(\partial \epsilon_{vs} / \partial \sigma'_v)$ ,  $(\partial \epsilon_{vs} / \partial t)$  項の規定  
三種類の粘土供試体の代表的  $e$ -log  $\sigma'_v$  関係が図-6 に、また、鉛直ひずみと時間の対数の関係の代表的な結果が図-7 に示されている。

この図-7などの各曲線から Casagrande のフィッティング法によって 100% 一次圧密終了時間  $t_{100}$  をきめ、これから  $t_f (=24 \text{ hr})$  までのひずみを  $\Delta \epsilon_{vs}$  とし、全荷重にわたって累積したもの

$$\epsilon_{vs} = \sum_{i=1}^n (\Delta \epsilon_{vs})_i$$

とし、これと圧密鉛直応力  $\sigma'_v$  とを対応させたのが図-8 である。これから正規圧密 ( $\sigma'_v > 0.5 \sim 0.6 \text{ kg/cm}^2$ ) 部分においては  $\epsilon_{vs}$  と log  $\sigma'_v$  との間に顕著な直線関係がみられることから、

$$\epsilon_{vs} = \alpha_s \log_{10} \frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \dots \dots \dots (7)$$

なる実験式を仮定することができる。上式を

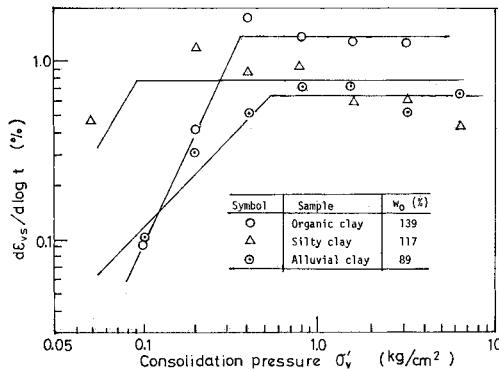


Fig. 9 Representative log.  $d\epsilon_{vs}/d \log t$ -log.  $\sigma'_v$  relations of clay samples used in oedometer tests

$\sigma'_v$  で微分することによって式(4)あるいは式(6)における  $(\partial\epsilon_{vs}/\partial\sigma'_v)$  の具体的な表現として、

$$\frac{\partial\epsilon_{vs}}{\partial\sigma'_v} = 0.434 \cdot \alpha_s \cdot \left( \frac{1}{\sigma'_v} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

を得る。

次に、二次圧密速度は、通常たとえば図-7などに示されている  $\epsilon_v$ -log  $t$  曲線の後半部の直線の勾配を対数二次圧密速度  $d\epsilon_{vs}/d \log t$  として用いることが多いので、いまこれを

$$\frac{d\epsilon_{vs}}{d \log t} = \beta_s \dots \dots \dots \quad (9 \cdot a)$$

と表わし、圧密鉛直圧力  $\sigma'_v$  と対応させると 図-9 のように正規圧密部分において  $\beta_s$  はほぼ一定となる。これより式(4), (6)の右辺第一項の  $(\partial\epsilon_{vs}/\partial t)$  として、

$$\frac{\partial\epsilon_{vs}}{\partial t} = 0.434 \cdot \left( \frac{\beta_s}{t} \right) \dots \dots \dots \quad (9 \cdot b)$$

が得られることになる。

式(8)および式(9·b)から、

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial\epsilon_{vs}}{\partial\sigma'_v} \right) = \frac{d}{d\sigma'_v} \left( \frac{\partial\epsilon_{vs}}{\partial t} \right) = 0$$

となり、式(5)の完全微分の条件を満足するので、式(6)の積分を実行することができ、式(6)は結局、

$$\begin{aligned} \epsilon_{vs} &= 0.434 \cdot \alpha_s \cdot \int_{\sigma'_v} \left( \frac{1}{\sigma'_v} \right) d\sigma'_v + 0.434 \cdot \beta_s \cdot \int_t \left( \frac{1}{t} \right) dt \\ &= \alpha_s \cdot \log_{10} \frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} + \beta_s \cdot \log_{10} \frac{t}{t_0} \dots \dots \dots \quad (6 \cdot a) \end{aligned}$$

と表わせることになる。したがって、これを式(1·a)に代入して二次圧密を考慮して飽和粘土の一次元圧密による鉛直ひずみは次のように与えられる。

$$\epsilon_v = \left( \frac{C_c}{1+e_0} + \alpha_s \right) \log_{10} \frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} + \beta_s \cdot \log_{10} \frac{t}{t_0} \dots \dots \dots \quad (10)$$

## (2) 二次圧密を考慮した一次元圧密沈下計算式

前記の式(10)を用いて粘土地盤の一次元圧密による沈下を計算するためには、提案式に含まれるいくつかの定数をきめる必要がある。式(10)は、特に  $\alpha_s$  および  $\beta_s$

が通常の圧密試験結果から比較的容易に求められるので、実用的な方法となりうる。

しかしながら、もし、たとえば、図-8 から得られた値を  $\alpha_s$  として直接用いるならば、現地の軟らかい粘土地盤の沈下量を正確に評価するには不十分といえよう。なぜならば、式(10)によって計算される一次圧密中の二次圧密による鉛直ひずみは、粘土層の厚さに無関係にほぼ一定があるいはやや減少することになるからである。したがって、多分過剰間隙水圧消散過程に含まれる二次圧密量を指摘する定数  $\alpha_s$  は、イードメーター試験におけるような薄い粘土供試体においては、一次圧密と分離される二次圧密が粘土層の増加に伴って一次圧密段階に次第に含まれていくようになるという事実に対応するよう修正されなければならない。

そこでまず、粘土供試体あるいは粘土層の標準厚さ(室内圧密試験では約 2 cm が用いられている)よりも厚い  $H$  なる厚さをもった粘土の圧密挙動について考えてみよう。ここで、当然のことながら、標準厚さの粘土においては一次圧密と二次圧密とは完全に分離されると仮定する。

図-5(a)を模式化して得られた図-5(b)および式(7)の  $\alpha_s \log_{10}(\sigma'_v/\sigma'_{v0})$  は式(10)の形からわかるように大きな厚さの粘土層においては、一次圧密の過程に包含されていく二次圧密の量を示すことになる。

図-10 に示されるように、厚さ  $H$  をもった粘土の圧密過程において、間隙水圧が収束する時刻を  $t^*$  とするとき、基準厚さ  $H^*$  をもつ粘土供試体の二次圧密が発生する時刻  $t_0^*$  から、考へている時刻  $t_0$  までに生ずる二次圧密量は、 $\beta_s$  を二次圧密速度とすれば、 $\beta_s \log_{10}(t_0/t_0^*)$  によって与えられる。ここで、図-10 における初期厚さ  $H^*$  をもった粘土の沈下曲線において  $t_0^*$  より以前に含まれる二次圧密量はきわめて小さいものとしてこれを無視することにする。

したがって、この量と先に得られた式(7)とはあい等しくならなければならないので、

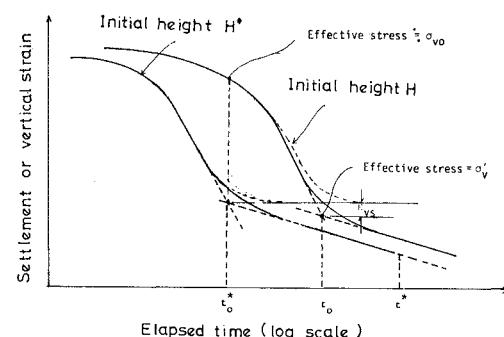


Fig. 10 Key sketch for the scale effect in consolidation settlement-elapsed time relations of a clay sample



を代入することによっても得られる。

式(18)と先に述べた Bjerrum による新しい沈下の概念とを比較してみると、両者は次のように対応していることがわかる。

i) Instant Compression :

$$\varepsilon_i = \frac{C_c}{1+e_0} \log_{10} \left[ 1 + \frac{\Delta \sigma_v'}{\sigma_{v0}'} \{ \theta \} \right] \quad (20 \cdot a)$$

ii) Delayed Compression :

$$\begin{aligned} \varepsilon_d &= \bar{\beta}_s \log_{10} \left( \frac{H}{2} \right)^n \cdot \log_{10} \left[ 1 + \frac{\Delta \sigma_v}{\sigma_{v0}} \{ \theta \} \right] \\ &\quad + \beta_s \cdot \log_{10} \frac{t}{t_0} \end{aligned} \quad (20 \cdot b)$$

式(20・a), (20・b)において、

$$\theta = 1 - \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M^2} \exp(-M^2 T_v) \quad (21)$$

#### 4. 提案法による一次元圧密の計算例と適用例

軟弱な飽和粘性土地盤における二次圧密を含めた一次元圧密による沈下を予測するために、前節で提案された計算式を用いて、粘土層厚が変化するいくつかのケースにおける粘土地盤の沈下計算例がまず示される。ついで、標準圧密試験（供試体高さ 20 cm）よりもやや大きいスケールの圧密試験結果に対して、提案法の適用の可否について議論した後、典型的な軟弱地盤を構成する有機質土地盤の盛土による沈下実測値と提案式による計算値とを比較して理論の妥当性を確かめてみることにする。

##### (1) モデル地盤による計算例

ここでは、本論文の最初の部分における実験的な調査において使われた有機質粘土から成るモデル地盤（図-12）における一連の計算結果を取り扱う。圧密沈下計算に必要な指数的性質と力学的定数は表-2と表-3に示している。次の 3 つの場合に関する計算沈下・時間曲線が示されている。

**Case 1:**  $\beta_s$  を一定に保ち、 $C_c/(1+e_0)$  と供試体厚さ（粘土層厚）を変化させた場合の鉛直ひずみと時間の関係が図-13 に与えられている。ここで、図-13 における地盤の圧密沈下は図-6 に示されるような単一の  $e - \log \sigma_v'$  関係に従うものとしよう。このようにするとそれぞれの層厚における自重に等しい鉛直応力に対応する初期間隙比が図-6 から読みとられるので、おのおのの層の  $C_c/(1+e_0)$  の値は表-2 のように容易にきめられる。計算結果によれば、粘土層厚が大なるに伴って、100% 一次圧密による鉛直ひずみは減少する傾向がある。

なお、式(18)における  $n$  はここでは Terzaghi 一次元圧密理論における  $n=2$  をとっている。この  $n$  の値の

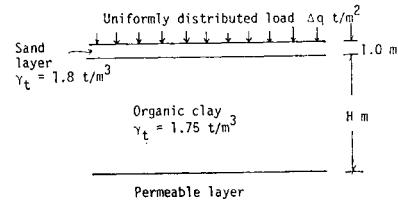


Fig. 12 Model ground for calculations of settlement due to one-dimensional consolidation

Table 2 Parameters used in the calculation (case 1)

Height in layer H(cm)	Initial void ratio e₀	$C_c/(1+e_0)$	$\Delta \sigma_v/\sigma_{v0}'$	$\beta_s(\%)$	$\beta_s \log \left( \frac{H}{2} \right)^2$
2	2.42	25.15	5.56	1.25	0
20	2.40	25.29	5.05	"	2.5
200	2.17	27.14	2.82	"	5.0
2000	1.54	29.10	0.518	"	7.5

Table 3 Parameters used in the calculation (case 2)

Height in layer H(cm)	Initial void ratio e₀	$C_c/(1+e_0)$	$\Delta \sigma_v/\sigma_{v0}'$	$\beta_s(\%)$	$\beta_s \log \left( \frac{H}{2} \right)^2$
2	2.42	25.15	1.0	1.25	0
20	2.40	25.29	"	"	2.5
200	2.17	27.14	"	"	5.0
2000	1.54	29.10	"	"	7.5

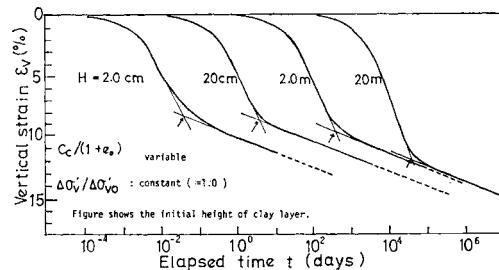


Fig. 13 Calculated curves of vertical strain versus elapsed time in one-dimensional consolidation of the model ground (case 1)

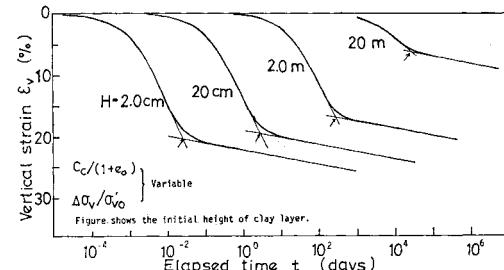


Fig. 14 Calculated curves of vertical strain versus elapsed time in one-dimensional consolidation of the model ground (case 2)

影響は Case 3 において考察している。

**Case 2:** 次に、 $C_c/(1+e_0)$  よりも  $H$  はともに変化するけれども、上載荷重  $\Delta \sigma_v$  は  $\Delta \sigma_v/\sigma_{v0}' = 1.0$  となるよう

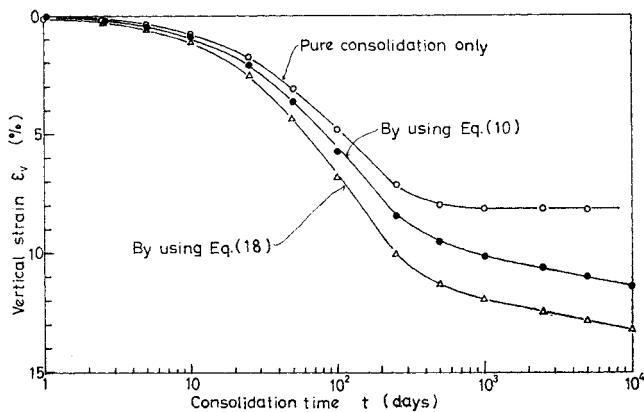


Fig. 15 Comparison between vertical strain versus log. time relations based on Terzaghi's and proposed equations

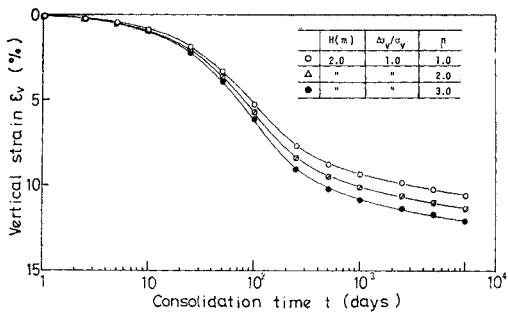


Fig. 16 Influence of  $n$ -value on the vertical strain versus log. time curve

に保つことにして計算を行うと、図-14が得られる。計算条件は表-3にまとめられている。図-14から厚さに伴って一次圧密による鉛直ひずみは増大し、二次圧密の一部が一次圧密中に含まれていくという傾向が顕著にみられる。このような特徴は、飽和シルト質粘土に関する網干<sup>4)</sup>の実験結果とよく類似している。しかしながら、他の条件が必ずしも彼のそれとは一致しているわけではないのでいま少し検討の余地は残されているようである。

図-15は $H=2.0\text{ m}$ の場合に限って、Case 1およびCase 2の結果とTerzaghi理論によって求められた鉛直ひずみ・時間曲線を示している。これからTerzaghi理論と著者らの計算法の相違がよく理解できるであろう。また、このような傾向は、著者らの方法が従来議論の分かれていた正規圧密粘土の一次圧密に及ぼす供試体厚さの影響に関する問題に対して手がかりを与えてくれそうなことを示唆している。

Case 3 : Case 1, Case 2 のいづれにおいて

も、間隙水圧の消散に要する時間は圧密時間の2乗に正比例するというTerzaghi則に従って、すなわち、 $n=2$ として計算を進めた。Case 3では、式(18)におけるこの $n$ の変化が沈下・時間関係にどのように影響するかを調べてみた。図-16は $H=2.0\text{ m}$ の場合で $n=1.0, 2.0, 3.0$ を変えたときの時間・沈下関係の計算曲線を示している。これから、 $n$ が大きくなるに伴って圧密によるひずみがやや大きくなる一方、一次圧密終了時間は遅れる傾向がうかがわれる。これは式(18)中の $t_0$ が、

$$t_0 = \frac{T_v \cdot H_*^n}{C_v}$$

によって、 $n$ が大なるに伴って大きくなるためと思われる。

## (2) 室内圧密試験(イードメーター試験および三軸 $K_0$ 圧密試験)結果への適用

提案している一次元圧密沈下計算法で供試体高さの異なる(提案式が2cmの標準高さの結果を基礎としているので、2cmより厚い粘土供試体)の圧密挙動をどの程度説明しうるかを調べるために、大型圧密試験( $H=6\text{ cm}$ )と三軸装置による一次元鉛直流れおよび二次元放射流れの $K_0$ 圧密試験を行った。

### a) 大型圧密試験結果への適用

表-1に示す物性をもったシルト質粘土を自然含水比( $w_0 \approx 160\%$ )状態で練り返し、先行圧密荷重 $0.4\text{ kg/cm}^2$ で9日間( $1 \times (6/2)^2 = 9$ )圧密させた後、荷重増加率を1.0となるように増加圧密荷重を $\Delta p = 0.4\text{ kg/cm}^2$ として、先行荷重同様9日間圧密させた。このときの鉛直ひずみと時間の対数の関係をプロットしたのが図-17である。

提案する計算式(18)を用いるにあたって、計算に必

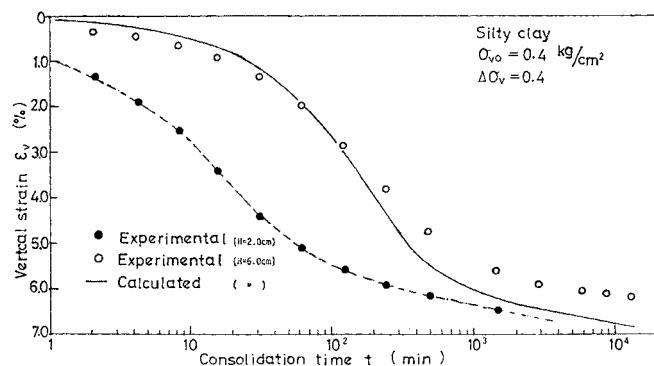


Fig. 17 Comparison between the calculated and observed vertical strain-log. time relations in the large oedometer test on a silty clay

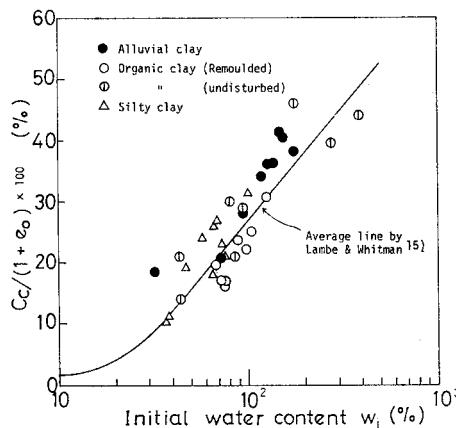


Fig. 18  $C_c/(1+e_0)$  value-initial water content relation obtained from oedometer tests on used clay samples

要ないいくつかの常数は次のようにきめられた。

i) まず、 $C_c/(1+e_0)$  の値は 図-18 に示すように、シルト質粘土に関するいくつかの実験データを整理して初期含水比  $w_0$  をパラメーターとして推定した。

ii) 二次圧密速度を示す  $\beta_s$  の値は圧密試験結果による  $\log \sigma_v' - \log (d\epsilon_{vs}/d \log t)$  関係(図-9)から選択された。なお、 $\bar{\beta}_s$  に関する荷重増加率  $\Delta\sigma_v/\sigma_v$  の影響については、3.(2)で仮定されたように、供試体の初期含水比のみに依存するだけで  $\Delta\sigma_v/\sigma_v$  にはそれほど大きく依存しないことが他の研究<sup>14)</sup>でも確かめられているので、これから、近似的に  $\beta_s = \bar{\beta}_s = 0.76(\%)$  と仮定した。

iii) 次に、 $t_0$  については、 $n$  の影響とも深く関わってくるので、本修正理論に従えば、

$$t_0 = \frac{T_v \cdot (H/2)^n}{c_v}$$

とすべきであろうが、図-19 の計算値は  $n=2$  を採用していることから、従来同様、

$$t_0 = \frac{T_v \cdot (H/2)^2}{c_v}$$

によることにした。ただし、一次圧密が完全に終了する  $t_{100}$  は予測不可能なので、よく知られた次式、

$$t_{90} = \frac{0.848 \cdot (H/2)^2}{c_v}$$

による 90% 圧密が終了する時間に代替させることにした。

計算による時間・沈下曲線と実測値との対応を示した

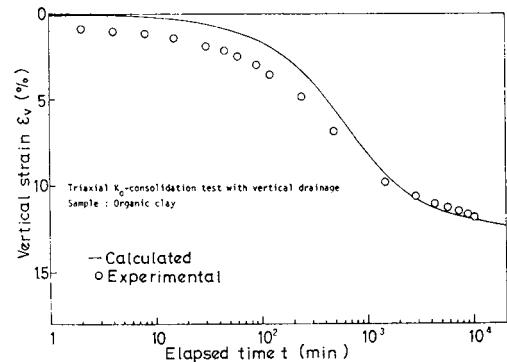


Fig. 19 Comparison between calculated and observed vertical strain-log. time relations in triaxial  $K_0$ -consolidation test on the organic clay

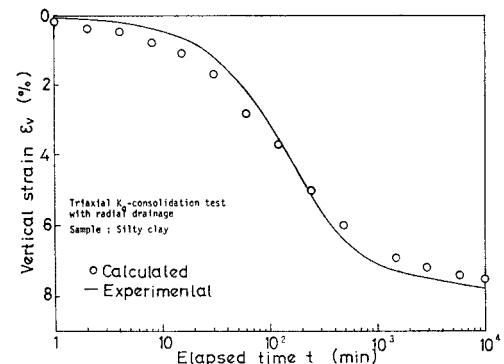


Fig. 20 Comparison between calculated and observed vertical strain-log. time relations in triaxial  $K_0$ -consolidation with radial drainage on the silty clay

図-17 から、わずか 3 倍しか違わない粘土供試体に対する実験ではあるが、Terzaghi 理論に基づく従来の方法よりも実測値に近似する様子がうかがわれる。

#### b) 有機質粘土の三軸 $K_0$ 圧密試験

次に、軟弱な有機質粘土に対し、三軸装置内で粘土供試体の側方変位を許さないように、側圧を調節するいわゆる  $K_0$  圧密(図-11(a))を行った。このときの試験条件は表-4に示している。

圧密試験として慣用されているイードメーター試験では供試体とリングの金属材料との間に側壁摩擦が働きそれが粘土の変形に影響を及ぼすのに対し、三軸装置内の  $K_0$  圧密ではその影響を除くことができるという利点が

Table 4 Experimental constants and Parameters for settlement analyses of large oedometer and triaxial  $K_0$ -consolidation tests on clay samples

Sample	$w_i(\%)$	$\frac{C_c}{1+e_0}$ (cm²/min)	$c_p$ (cm/min)	$\beta_s$ (%/min)	$H$ (cm)	$H_*$ (cm)	$n$	$t_{90}$ (min)	$\sigma_{v0}$ (kg/m²)	$\Delta\sigma_v$ (kg/cm²)	Direction of drainage	Triaxial or oedometer
Organic clay	87.8	22.0	$2.0 \times 10^{-2}$	1.25	7.5	7.5	2.0	2385	0.57	2.0	Vertical	Triaxial
Silty clay	69.1		$7.8 \times 10^{-3}$	0.64	6.0	3.0	2.0	464	1.0	1.0	Radial	"
"	84.5	24.3	"	"	3.85	1.93	"	209	0.4	0.4	Vertical	Oedometer

ある。

用いた試料の物性は表-1に示しており、また、試験機については、すでに報告しているので、ここでは省略することにする。

図-20 はこの三軸  $K_0$  圧密試験による粘土供試体の鉛直ひずみと時間に関する観測値と式(18)による計算値とを比較したものである。これから明らかなように、圧密初期においては、観測値の方が大きな鉛直ひずみを与えているけれども、末期において実測値とよく一致してくる傾向は a) の例と変らな

い。この初期の圧密の進行は網干の研究結果にみられるように、おそらく粘土供試体厚さが大きくなるに伴って圧密係数は大きくなっているのに対し、計算曲線は 2 cm の供試体に対するイードメーター試験結果をなんら修正せずに用いているという事実に起因しているようである。

c) シルト質粘土の二次元放射流れの  $K_0$  圧密試験

次に、現地盤におけるサンド・ドレーンやペーパー・ドレーンのような圧密促進工法にみられる例で、図-11(a)に示されるような排水は放射方向であるが、変形は一次元(鉛直)方向に生じる圧密の場合に適用してみる。

用いた試料は a) の例と同様であり、試験機は b) の場合と同様である。ただ、粘土シリンダー（径 6.0 cm、高さ 7.5 cm）の周囲に短冊状のドレーン・ペーパーを巻いている点が b) の  $K_0$  壓密試験の場合と異なる。

試験条件は表-4にまとめられている。計算にあたっては次のような仮定を用いている。

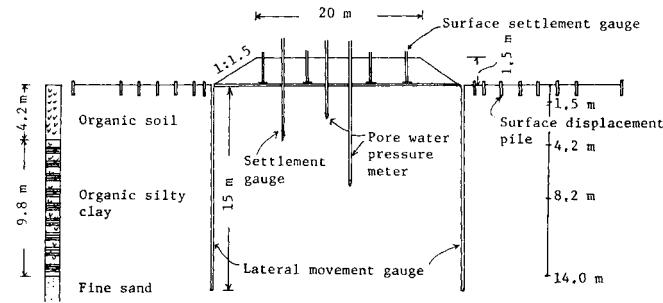
- i) 圧縮指数、圧密係数および二次圧密係数は一次元鉛直流れの場合も二次元放射流れの場合もほぼ等しい。
  - ii) 間隙水圧の消散は Da Silveira の解に従う。
  - iii)  $t_0$  は 90% 圧密終了時間をこれに代える。

計算結果と観測値との比較が図-20に示されている。計算曲線と実測値との関係は鉛直方向圧密の例 a), b)の場合とやや異なっており、 $c_k \neq c_o$  と仮定したにもかかわらず、計算値の方が初期において、実測値より圧密が早くなっている。ただ全体としては、a), b)の例と同様に両者の近似はまずまずといえよう。

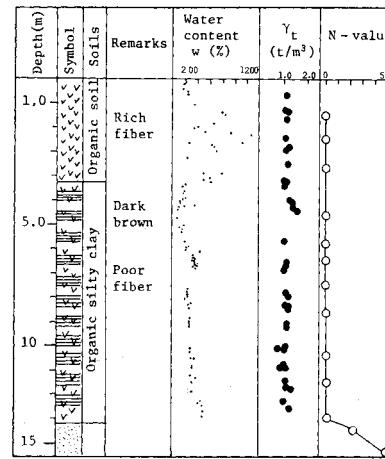
### (3) 試験盛土工事<sup>12)</sup>における軟弱地盤の圧密沈下解析

式(18)によって与えられた新しい一次元圧密沈下計算法の現地盤におけるケース・ヒストリーに対する適用性を確かめるために、宅地造成のために行われたある試験盛土による軟弱地盤の沈下観測値を解析した。

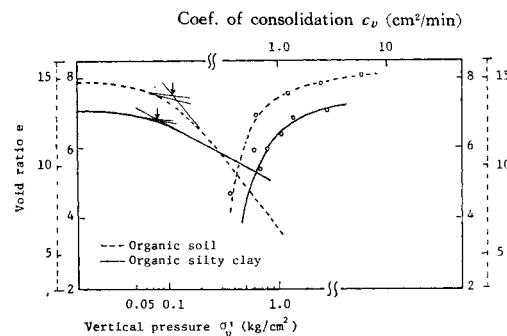
図-21 は静岡県において宅地造成が予定されたピート地盤の鉛直断面を示している。図-22 の土質柱状図



**Fig. 21** Outline of the test embankment on a soft soil ground



**Fig. 22** Typical soil profile of the site



**Fig. 23** Representative  $e$ -log.  $\sigma_v$ -log.  $c_v$  relations from oedometer tests on specimens taken from the ground

から下部のシルト質粘土は比較的均質であるのに対し、上部のピート質土は土性がかなりばらついており不均質の程度が著しいことがわかる。したがって、圧密沈下の計算に必要な有機質土の実験定数としては土層全体の平均的な値を用いている。

供試体に対する通常のイードメーター試験から得られた代表的な間隙比・圧密荷重・圧密係数の関係が図-23に示されている。一次圧密解析に必要な、先行圧密荷重と盛土による増加荷重の合計として与えられた全盤直

力に対応する圧密係数と圧縮指数および初期間隙比は表-5に示されている。また、二次圧密の予測のために必要な他の定数 $\beta_s$ は同じ表-5に要約されているように、 $\epsilon_v - \log_{10} t$ 曲線群から読みとられた $d\epsilon_{rs}/d \log_{10} t$ と初期含水比との関係を示した図-24から推測された。また、間隙水圧が消失する100%圧密時間 $t_0$ は、容易に推測できないので、90%圧密終了時間 $t_{90}$ をこれに代えた。

盛土による地盤の沈下解析の手順は次のとおりである。

- 1) 地盤を何層かに分け、それぞれの層における初期および最終応力状態を計算する。
- 2) たとえば、表-5に示されているように計算に必要な実験定数をきめる。
- 3) 時間をパラメーターとした鉛直ひずみを基礎式によって算定する。
- 4) おのおのの鉛直ひずみを沈下に換算し、それを全表面沈下として合計する。

図-25に示された現地盤の沈下実測値と計算曲線との対応は、室内三軸圧密試験における鉛直ひずみと時間との関係における観測値と計算値とのそれに酷似していることがわかる。すなわち、初期においては実際の沈下の方が計算値より早く生じるけれども、全体としては計算曲線に類似している。両者の比較から、著者によって提案された方法が軟弱地盤の一次元圧密沈下の計算にあたって大きな誤りを犯さないことが示唆された。

なお、図-25の計算曲線は上層、下層ともそれぞれ単一の層として沈下計算したものを単純に重ね合わせて

Table 5 Parameters and constants necessary for calculations

Layer	$\sigma'_v$ (t/m <sup>2</sup> )	$d\sigma'_v$ (t/m <sup>2</sup> )	$C_c$	$e_0$	$c_p$ (cm <sup>2</sup> /min)	$\beta_s$ (%)	$\alpha_s$ (%)	$t_0$ (days)
Upper	2.42	2.21	8.0	13.3	$9.6 \times 10^{-1}$	2.0	4.64	160
Lower	10.47	1.28	1.7	4.95	$4.36 \times 10^{-2}$	1.39	3.74	360

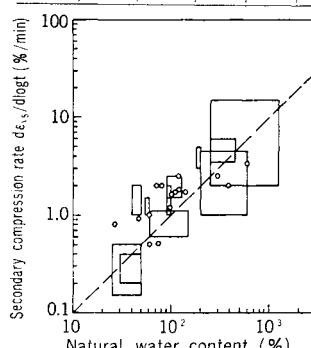


Fig. 24 Relation between secondary compression rate and initial water content in oedometer tests on various cohesive soils (after Mesri, 1973)

得られたのであり、厳密には層状地盤として理論解析を必要とすることはいうまでもない。しかし、ここでは、あくまでも近似計算によってどの程度実測値を説明しうるかという点に議論を終始させているので、このようないい解釈は今後機会を見て行ってみたいと考えている。

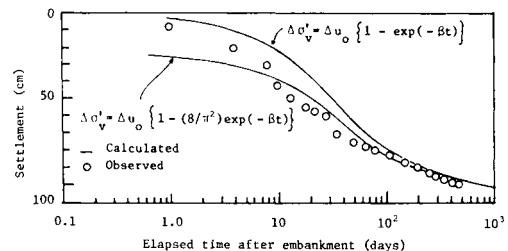


Fig. 25 Comparison of the calculated with the observed values of settlement in the test embankment on the soft soil ground

## 5. 結 言

本文では動水力学的時間遅れの過程と有効応力一定後の過程との両プロセスにおいて展開していると考えられる二次圧密を考慮することのできる飽和粘土の一次元的応力・ひずみ・時間関係を誘導した。そして、その後、この関係式の軟弱粘性土地盤における一次元圧密沈下計算への有効性がいくつかの計算例と適用例に基づいて議論された。

本文の内容は次のように要約される。

(1) 飽和粘性土の二次圧密は鉛直圧密圧力 $\sigma'_v$ と時間 $t$ との関数 $\epsilon_{vs} = f(\sigma'_v, t)$ によって与えられるという仮定に基づいて次式が展開された。

$$d\epsilon_{vs} = \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma'_v} \right)_t d\sigma'_v + \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right)_{\sigma'_v} dt$$

ついで、一次元圧密中の鉛直ひずみは、

$$\epsilon_v = \epsilon_{vp} + f(\sigma'_v t)$$

のように表わされるという仮定から、

$$\epsilon_v = \frac{C_c}{1+e_0} \log_{10} \frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} + \int_t \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial \sigma'_v} \right)_t \cdot d\sigma'_v + \int \left( \frac{\partial \epsilon_{vs}}{\partial t} \right) dt$$

なる基礎式が得られた。上式中の $(\partial \epsilon_{vs} / \partial \sigma'_v)$ ,  $(\partial \epsilon_{vs} / \partial t)$ の具体的な形を実験結果を数式化することによって決められ、その結果明らかになった一軸的応力・ひずみ・時間関係式は次のとおりである。

$$\epsilon_v = \left\{ \frac{C_c}{1+e_0} + \bar{\rho}_s \log_{10} \left( \frac{H}{H_*} \right)^n \right\} \cdot \log_{10} \left[ 1 + \frac{d\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \right] - \left[ 1 - \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2}{M^2} \cdot \exp(-M^2 T_v) \right] + \beta_s \cdot \log_{10} \frac{t}{t_0}$$

(2) 一次元圧密による全鉛直ひずみを求めるための式(18)および(19)は、結果的に、Bjerrumによって提案された Instant Compression と Delayed Compression という新しい沈下の概念に等価となっている。

(3) 本文で提案された飽和粘性地盤の一次元圧密沈下を評価する新しい方法の特徴は、粘土層の厚さに無関係に成り立つことである。すなわち、層厚が比較的の厚い場合には式(18)または(19)の右辺第一項中の $\beta_s \log$

$(H/2)^n \cdot \log(\sigma_v'/\sigma_{v0}')$  の項が発揮され、薄い層厚のときには、イードメーター試験でよくみられるように二次圧密は右辺第2項の  $\beta_s \cdot \log(t/t_0)$  に支配される傾向がある。

(4) 式(18)による粘土層の一次元圧密沈下計算結果によると、一次圧密領域の全鉛直ひずみは有効応力変化過程に含まれる二次圧密のために、層厚が増加するに伴ってゆっくりと増加しそのため鉛直ひずみ・時間関係の計算曲線は網干によって得られた種々の層厚をもったシルト質粘土の実験結果の傾向とよく類似していることがわかった。しかしながら、石井や Suklje によって主張された Isotache 法は必ずしも成り立たないようである。

(5) 飽和粘土の大型イードメーター試験、三軸  $K_0$  圧密試験および軟弱地盤に試験盛土による沈下の観測値と提案式による計算値との比較によれば、両者は全体としてほどよく一致する傾向があるが、沈下の初期において、実測値が計算値より、沈下が早く進む傾向がある。これは、粘土層が大なるに伴って圧密係数も大きくなる一般的な傾向があるにもかかわらず、提案式は室内イードメーター試験によって得られた値をそのまま用いざるを得ないので、この点をカバーできないためと思われる。

謝 辞：本文は九州大学工学部 山内豊聰教授のご指導のもとで行われたものであり、また、研究の進展にあたっては、大阪市立大学工学部 三笠正人教授および広島大学工学部 網干寿夫教授に適切な助言を賜わった。付記して心から感謝の意を表する次第であります。

## 記 号

- $c_v, c_h$  : 鉛直および水平方向の圧密係数
- $C_c$  : 圧縮指數
- $H$  : 粘土層厚
- $H_*$  : 排水距離
- $H^*$  : 基準となる粘土層厚（通常 2.0 cm をとする）
- $e_0$  : 初期間隙比
- $M$  :  $\pi(2m+1)/2$  (m : 整数)
- $n$  : 排水距離に伴う圧密時間の長さを示すべき数
- $R$  : 円柱粘土供試体の直径
- $T_v, T_h$  : 鉛直および水平時間係数
- $t$  : 圧密時間
- $t_f$  : 基準厚さの粘土層の圧密が終了する時間  
(通常、24 時間が用いられる)
- $t_0$  :  $H^*$  より厚い粘土層の一次圧密が終了する時間
- $t_0^*$  : 基準厚さの粘土層の一次圧密が終了する時間
- $u, \Delta u$  : 間隙水圧
- $\sigma_{v0}'$  : 初期鉛直有効応力

- $\sigma_v'$  : 圧密後の鉛直有効応力
- $\Delta\sigma_v, \Delta\sigma_v'$  : 増加鉛直全応力および増加鉛直有効応力
- $a_s$  : 一次圧密中に包含される二次圧密の程度を示すインデックス
- $\beta_s$  : 対数二次圧密速度
- $\epsilon_v$  : 圧密によって生じる鉛直全ひずみ
- $\epsilon_{vp}$  : 一次圧密によって生じる鉛直ひずみ
- $\epsilon_{vs}$  : 二次圧密によって生じる鉛直ひずみ
- $U$  : 圧密度
- $\bar{\beta}_s$  :  $\sigma_v'/\sigma_{v0}=10$  のときの対数二次圧密速度

## 参考文献

- 1) Bjerrum, L. : Engineering Geology of Norwegian Normally-consolidated Marine Clays as Related to Settlements of Structures, Geotechnique, Vol. 17, pp. 83-118, 1967.
- 2) Ishii, Y. : General Discussion, Symp. Consolidation Testing of Soils, ASCE, STP, No. 126, pp. 103, 1951.
- 3) Suklje, L. : Rheological Aspects of Soil Mechanics, Wiley-Interscience, pp. 184-222, 1969.
- 4) Aboshi, H. : An Experimental Investigation on the Similitude in the Consolidation of a Soft Clay Including Secondary Settlement, Proc. 8th ICSMFE, Vol. 4, No. 3, pp. 88, 1973.
- 5) Ladd, C.C. : Stress-Deformation and Strength Characteristics, State of the Art Report at Main Session No. 1, Sroc. 9th ICSMFE, Vol. 1, 1977.
- 6) Berre, T. and Iversen, K. : Oedometer Tests with Different Specimen Heights on a Clay Exhibiting Large Secondary Compression, Geotechnique, Vol. 22, No. 1, pp. 53-70, 1972.
- 7) Garlanger, J.E. : The Consolidation of Soils Exhibiting Creep under Constant Effective Stress, Geotechnique, Vol. 1, pp. 71-78, 1972.
- 8) Sekiguchi, H. and Toriihara, M. : Theory of One-dimensional Consolidation of Clays with Consideration of Their Rheological Properties, Soils and Foundations, Vol. No. 1, pp. 27-44, 1976.
- 9) Wilson, N.E., et al. : The Rate of Consolidation for Peat, Proc. 6th ICSMFE, Vol. 2, pp. 407-411, 1965.
- 10) Mesri, G. : Coefficient of Secondary Compression, Proc. ASCE, Vol. 103, SMI, pp. 123-137, 1976.
- 11) Da Silveira, I. : Consolidation of a Cylindrical Clay Sample with External Radial Flow of Water, Proc. 3rd Int. Conf. SMFE, Vol. 1, pp. 55-58, 1953.
- 12) 宮田弘之介・石原金洋・市野道明：有機質土地盤における宅地造成工事、施工技術、第9巻、第2号、pp. 16-23, 1976.
- 13) Yoshikuni, H. and Nakanodo, H. : Consolidation of a Clay Cylinder with External Radial Drainage, Soils and Foundations, Vol. 15, No. 1, pp. 17-44, 1975.
- 14) Su, H.H. and Prysock, R.H. : Settlement Analysis of Two Highway Embankments, Proc. ASCE Spec. Conf. on Performance of Earth and Earth-Supported Structures, Lafayette, Vol. II, pp. 465-488, 1973.
- 15) Lambe, T.W. and Whitman, R.V. : Soil Mechanics, John Wiley & Sons Inc., pp. 321, 1969.

(1978.2.13・受付)