

多層地盤モデル実験への二次圧密理論の適用

A model test of multi-layer foundation
and application of secondary compression theory

酒井 哲雄^{*} (Tetsuo Sakai)

佐々木 孝夫^{**} (Takao Sasaki)

キーワードズ：多層地盤，圧密，二次圧密理論 (I.G.C. : D-5)

1. まえがき

軟弱地盤の圧密現象は Terzaghi の一次元圧密理論が発表されて以来、現場での圧密沈下を予測する方法として広く用いられてきたが、必ずしも実際の沈下現象をうまく説明できるものではなく、¹⁾ 実測沈下量からそのつど予測値を修正したり、ある程度圧密が進行した時点で例えば双曲線法など他の外挿法により予測するという方法がとられてきた。この原因としては、さまざまな理由が考えられるが、最大の理由はいわゆる二次圧密の問題であろう。近年、社会的にも圧密現象をより正確に全ての時間について与えてくれる理論が要求されており、特に残留沈下の問題は、地盤の利用目的上からもより精細な推定を要求されている。このような観点から二次圧密の²⁾ 解明は圧密現象を考える上で非常に重要であり、実験的手法やレオロジーモデル等による計算的手法により研究がなされている。³⁾

一方 Bjerrum⁵⁾ は、このような一次圧密 (Primary consolidation)、二次圧密 (Secondary compression) という概念とは別に "instant compression" "delayed compression" という概念をとりいれ圧密現象を説明した。

又、地盤が一樣でない多層地盤の場合は、Terzaghi 理論における差分法や、単純換算層厚法、及び各層の⁶⁾ 圧密度を考慮した換算層厚法などの簡便法がとられているが、このような簡便法は各層の圧縮性や間隙水の連続性を考慮していないために、おのずから適用限界があるにもかかわらず、実際にはかなり用いられているようであるが、このような多層地盤の圧密特性などを調べた例は非常に少なく特に粘土層の層序構成の違いによる圧密速度や二次圧密特性などは未だ不明の点が多い。

そこで、簡単に層序構成を変えることのできる分割型一次元圧密試験装置により粘土層内部のひずみや間隙水圧を測定し、多層地盤の圧密特性や二次圧密特性を調べると共に、先の Bjerrum モデルを基本とした Garlangher の二次圧密理論を適用し、その適用性を検討した。

2. 実験方法

実験に用いた装置は、広島大学の分割型一次元圧密試験装置で Fig-1 に示すように、通常の Oedometer を 5 個直列につなぎ全体で厚さ 10cm となり、バルブの装作により各層とも両面排水から全層片面排水まで排水方法は任意に選ぶことができる。載荷は空気圧により各セル同時に行われる。

実験に供した試料は広島粘土及び福山粘土でいずれも 420 フルイを通した後、試料作製器にて $P=40 \text{ KN/m}^2$ で圧密したものである。各々の粘土の物理特性は、Table-1 に示すとおりである。広島粘土の圧密係数は、福山粘土のその約 6.5 倍でありこれらを組合せることにより多層地盤モデルを想定し、Fig-2 に示す 4 ケースについて、実験を

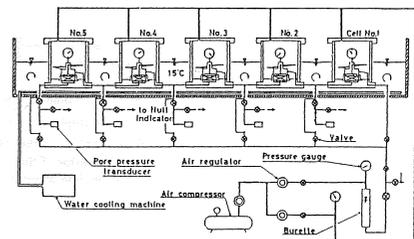


Fig-1 One-dimensional separate-type consolidometer

* 五洋建設㈱中国支店土木設計部 ** 島根県浜田土木建築事務所工務 2 課

行なつた。載荷方法は、試料をセット後まず各層とも両面排水とし、 $P=80\text{KN/m}^2$ で24時間予圧密を行ない、コックの操作により各層直列として片面排水条件で $P=160\text{KN/m}^2$ で圧密し、各層下端の間隙水圧及び各層ごとの沈下量を測定した。なお、バックプレッシャーは $P=100\text{KN/m}^2$ であり実験中の温度は $1.5 \pm 0.5^\circ\text{C}$ に保たれている。

	Gs	LL	PL	PI
Hiroshima	2.65	100	58.2	41.8
Fukuyama	2.68	83	28.3	54.4

Table 1 Physical material properties

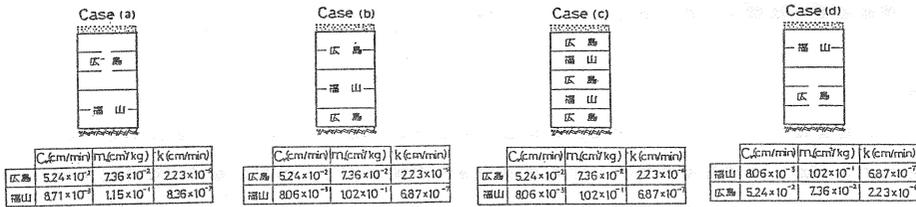


Fig.2 Test case

3. 長期間定荷重圧密試験

L. Bjerrumによれば、粘土の圧縮過程をFig-3に示すように、有効応力の増加を伴う間隙比の減少過程と有効応力の増加を伴わない体積の減少過程にわけ、前者を“instant compression”後者を“delayed compression”と称してFig-4に示すような間隙比と荷重の関係を示している。すなわち、粘土に荷重を加えるとまず P_0 から P_c までの即時沈下が生じ次に instant line に沿つて有効応力が増加しながら圧縮が起り、荷重強度と有効応力が等しくなると、時間効果のみによる圧縮が起こるとするのである。

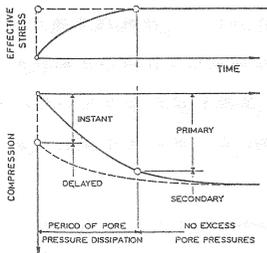


Fig.3 Definition of 'instant' and 'delayed' compression compared with 'primary' and 'secondary' compression (Bjerrum, 1967)

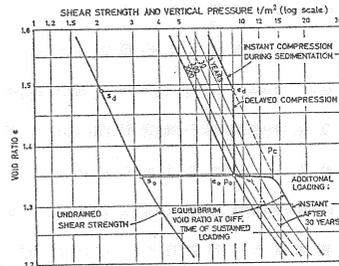


Fig.4 Compressibility and shear strength of a clay exhibiting delayed consolidation (Bjerrum, 1967)

そして、この間隙比の減少過程を次のような構成式で表わした。

$$\Delta e = C_e \log \frac{\bar{p}_c}{\bar{p}_0} + C_o \log \frac{\bar{p}_t}{\bar{p}_c} + C_a \log \frac{t_1 + t}{t_1} \quad \text{----- (1)}$$

where Δe is the change in void ratio,

C_e is the slope on an e - $\log \bar{p}$ diagram of the compression line from \bar{p}_0 to \bar{p}_c ,

C_o is the slope of the instant line,

C_a is the slope of the e - \log time curve,

t_1 is the time given to the instant line.

8)

9)

一方、J. B. Garlanger は、(1)式を B. Hansen が示した $\log e \sim \log p$ が直線関係という結果をもとに次のように表した。

$$-\Delta \log e = a \log \frac{\bar{p}_c}{\bar{p}_0} + b \log \frac{\bar{p}_t}{\bar{p}_c} + c \log \frac{t_1+t}{t_1} \quad \text{----- (2)}$$

$$\frac{e}{e_0} = \left(\frac{\bar{p}_c}{\bar{p}_0}\right)^{-a} \left(\frac{\bar{p}_t}{\bar{p}_c}\right)^{-b} \left(\frac{t_1+t}{t_1}\right)^{-c} \quad \text{----- (3)}$$

with a, b and c replacing C_r, C_α and $C_{\alpha\epsilon}$, respectively.

この(2)式もしくは(3)式における係数 a, b, c 及び t_1 を決定するために標準圧密試験機を用いて広島粘土と福山粘土の長期間定荷重圧密試験を行なった。Fig-5にそれぞれのひずみの経時変化を示す。用いた試料は実験方法の項で述べたものと同じものである。なお、荷重は $P=40 \text{ kN/m}^2, 80 \text{ kN/m}^2, 160 \text{ kN/m}^2, 320 \text{ kN/m}^2$ の4種類である。この結果から二次圧密係数 $C_\alpha (= \Delta e / \Delta \log t)$ を求めると Table-2 に示すようである。正規圧密領域における C_α は、クリープ初期においては広島粘土はほぼ一定であるが、福山粘土では荷重が大きくなるにつれて小さくなる傾向があるものの終期には、両者ともほぼ同じ値を示している。また、各粘土のクリープの初期と終期を比べると、従来、室内実験においてはその勾配の変化はほとんど見られないといわれているが、本実験においては明らかに小さくなっていることが確認できる。Fig-6 は間隙比 e と有効応力 P との関係を示したものであるが、広島粘土はほぼ平行な直線であり時間圧縮過程は応力 P の大きさによらずほぼ一定となつていことがわかる。

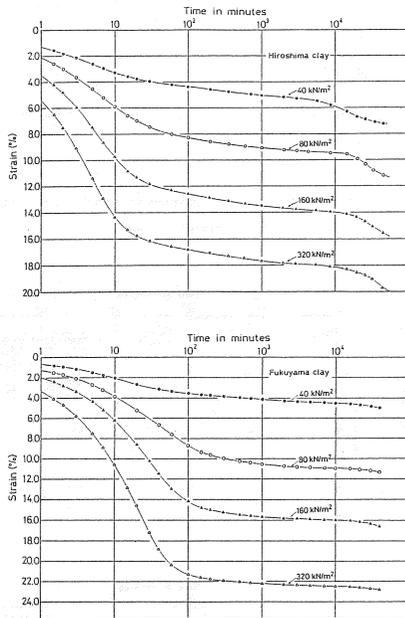


Fig.5 Relation between vertical strain and elapsed time of each pressure

		P	40 kN/m ²	80 kN/m ²	160 kN/m ²	320 kN/m ²
Hiroshima clay	early		0.017	0.020	0.020	0.021
	final		0.014	0.010	0.010	0.012
Fukuyama clay	early		0.018	0.023	0.018	0.010
	final		0.011	0.010	0.009	0.008

Table 2 Coefficient of secondary compression

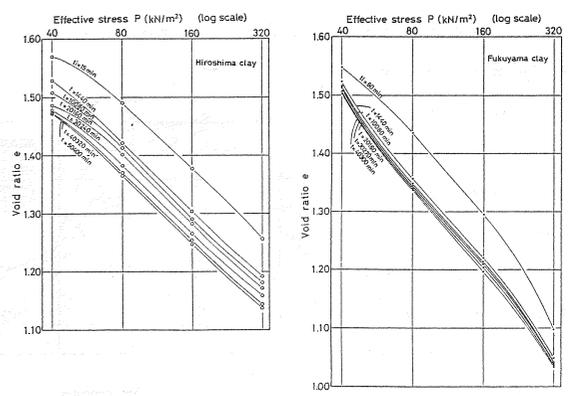


Fig.6 Influence of the elapsed time on the 'e-log p' curves

さて係数 a, b, c の各値は(3)式より次のように求めることができる。

$$\begin{aligned}
 a &= \frac{\text{LOG} \frac{e_c}{e_0}}{\text{LOG} \frac{p_c}{p_0}} = \frac{\text{LOG} e_c - \text{LOG} e_0}{\text{LOG} p_c - \text{LOG} p_0} \\
 b &= \frac{\text{LOG} \frac{e}{e_c}}{\text{LOG} \frac{p_i}{p_c}} = \frac{\text{LOG} e - \text{LOG} e_c}{\text{LOG} p_i - \text{LOG} p_c} \\
 c &= \frac{\text{LOG} \frac{e_f}{e}}{\text{LOG} \frac{T_i+T}{T_i}} = \frac{\text{LOG} e_f - \text{LOG} e}{\text{LOG}(T_i+T) - \text{LOG} T_i}
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

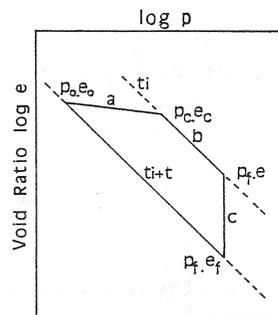


Fig.7 Imaginary diagram of the log e against log P

	a	b	C	Ti
Hiroshima	0.027	0.128	0.007	15 min
Fukuyama	0.022	0.152	0.008	60 min

Table 3 Calculated values from long term consolidation under constant pressure

p_c, e_c の決定には $P = 80\text{KN/m}^2$ で長期圧密後、荷重増加率 $\Delta P/P = 0.2$ として一次圧密終了時に載荷していき求めた。 t_i は便宜上圧密度 $V = 95\%$ 時とした。Table-3 に各値を示す。

4. 本実験結果

4.1 ひずみ速度

第一層から第5層までの全層(各層 $2\text{cm} \times 5 = 10\text{cm}$, 片面排水) についてのひずみ~時間関係を示したのが Fig-8 である。Case(a) (b)(c)(d)の順にひずみ速度は速くなっており圧密係数の大きい広島粘土が排水面側に厚くなる程、圧密は速く進行することがわかる。又、その度合いは体積圧縮係数が広島粘土、福山粘土で異なるために一概にはいえないが、最も差の大きいところでは Case(a) と (d) で約4倍の差がある。Fig.9 に各層ごとのひずみ~時間関係を示す。排水面に近い順に圧密が進行し、体積圧縮係数の大きい福山粘土が当然のことながら大きなひずみを生じているが、Case (d) のように排水面側に圧密係数の

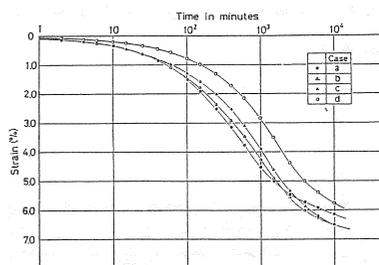


Fig.8 Relation between vertical strain and elapsed time (Total layer)

の小さい粘土があるとそれより非排水面側の層は、ほぼ同じような進行過程をたどっている。さらにこれまでの均質地盤モデルでは、クリープに移行する時期は、各層の沈下ひずみが異なり従って含水比が異なるにもかかわらずほぼ同じ時期に各層共クリープに移行したが、本実験の場合はいずれのCaseも各層ごとにそれぞれクリープに移行している。

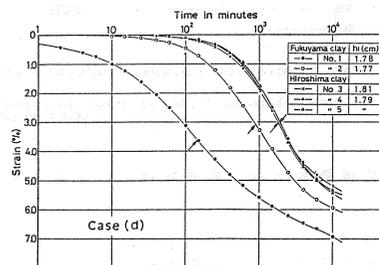
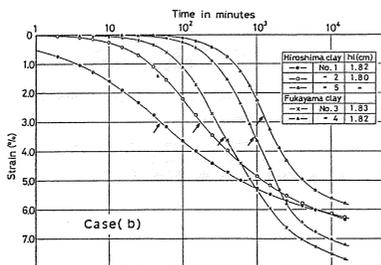
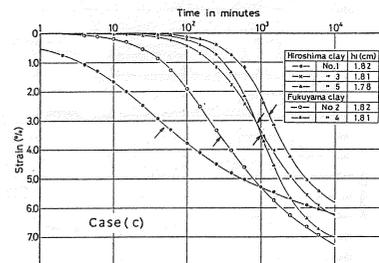
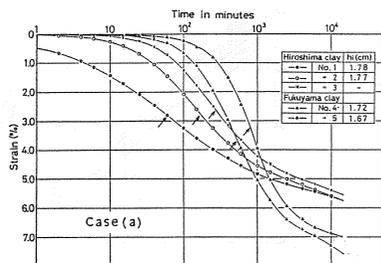


Fig.9 Relation between vertical strain and elapsed time (Each layer)

このようにクリープ沈下への移行時期は、各層の圧密係数や層序構成により違うことがわかる。なお、図中の矢印は圧密度 $U = 50\%$ を示している。

4.2 間隙水圧の消散過程

Fig-10 に全層についての間隙水圧の消散過程を示す。Case (a) (b)(c)(d) の順に早くなっているのはひずみ速度と同様であるが、100% 消散時は Case (a)(b)(c) ではほぼ同時であるが Case (d) のみが遅れるという結果となっており、消散速度は 50% 時でみると Case (a)と(d) とでは約 6 倍の差となつて現われ構成する層厚は同じであつても層序によつて圧密の進行速度は大幅に違うことがわか

る。Fig-11 に層内の間隙水圧消散過程を示す。図中、記号で示したのは各層の下面で測定された実測値であり、破線で示したのは測定値をもとに換算した各層ごとの平均値である。消散の過程は排水面側から順次進んでいくが、100% 消散時は各層とも同時である。この排水過程と Fig-9 のひずみ～時間関係を例えば $V = 50\%$ (矢印) で比較すると、間隙水圧の消散の方が早くなつておりこれは Terzaghi 理論や三笠理論と異なる結果となつているが、これについての考察は後に述べる。Fig-12 に一次圧密終了時 (Casagrande 法による) における層内のひずみと間隙水圧分布を示すが、全層での間隙水圧をみると (Case (d), (a), (c), (b) の順に多く残留しており、Fig-10 に示す消散過程と比較すると順序が異なつており興味のもたれるところである。

又、Fig-8 のひずみ～時間関係と比較してみると二次圧密量は、この順に多く残留していると思われる。同様な理由で各層ごとの二次圧密量は、間隙水圧の残留の多い非排水面側の方が大きくなると予想され、現場でもこのような現象が報告されている (11)。すなわち、二次圧密は層が厚い場合、深い場所に位置する場合に大きくなると報告されている。

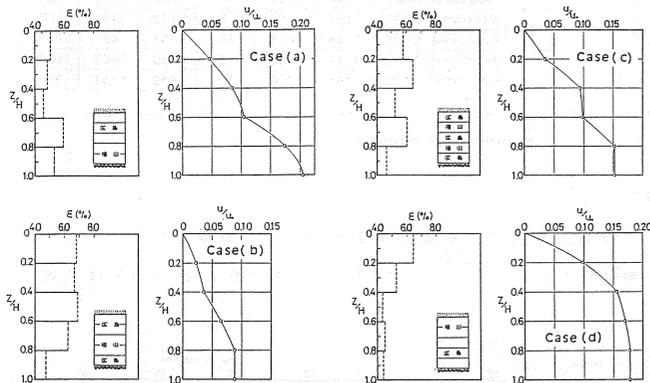


Fig.12 Distribution of vertical strain and pore water pressure corresponding to 100% primary consolidation (By Casagrande)

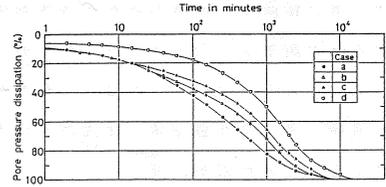


Fig.10 Relation between pore water pressure dissipation and elapsed time (Total layer)

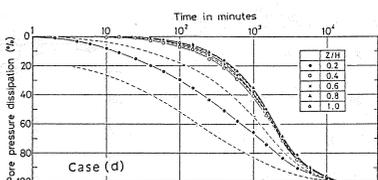
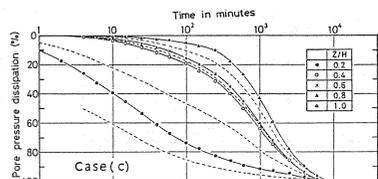
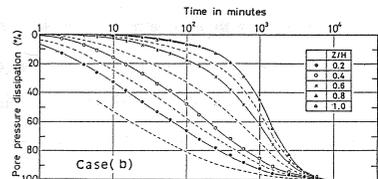
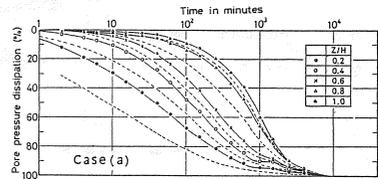


Fig.11 Relation between pore water pressure dissipation and elapsed time (Each layer)

5, 計算値との比較

5, 1 Terzaghi 理論との比較

標準圧密試験結果から得られた体積圧縮係数 M_v , 圧密係数 C_v を用いて計算するといずれの Case も計算値のひずみは実測値よりも大きくなったため、実測値から双曲線法により最終ひずみ量を推定し、逆算 M_v を用いて Case(a) と Case(d) に適用したのが Fig-13 である。ひずみ～時間関係は、排水面側で計算値が早く、非排水面側で遅くなり層全体ではほぼ一致するが、圧密終期においては、いずれの場合も早くなり圧密終了を早く予測することとなるが、理論の性格上やむをえない。

間隙水圧消散過程は、圧密初期から中期にかけては計算値が大幅に遅れ終期において両者は近づくが、全般的にみて計算値は実測値に合わないといえるだろう。しかしながら Case(a) と (d) では (d) の方が、ひずみ、間隙水圧とも計算値との差は小さく透水性が悪く排水に時間のかかる粘土の方が Terzaghi 理論に近くなることの方がえる。

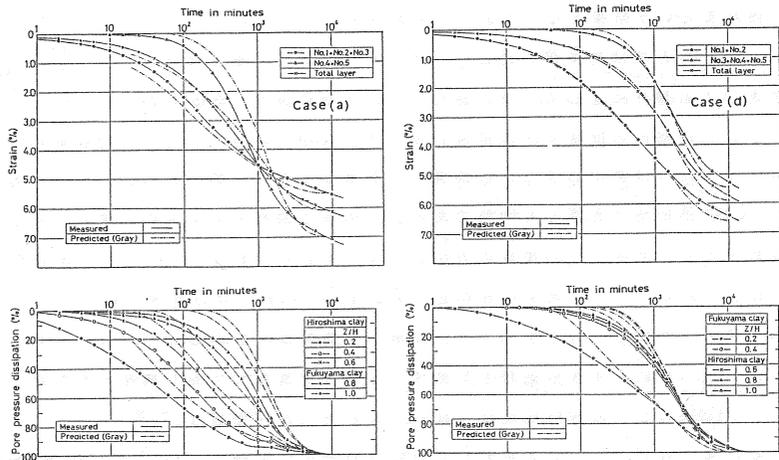


Fig.13 Terzaghi's theory and obtained from test

5, 2 Garlanger 理論との比較

3, 項で述べた長期圧密試験により決定した定数をもとに各々の実験ケースについて用いた値を Table-4 に示す。Table-3と a, b の値が若干違うのは Table-3の値は $P=80\text{KN/m}^2$ と $P=160\text{KN/m}^2$ の2点で決定したのに対し、Table-4の値は a, c の値から P_c, L_c を求めて再度 a, b の値を決定したためである。

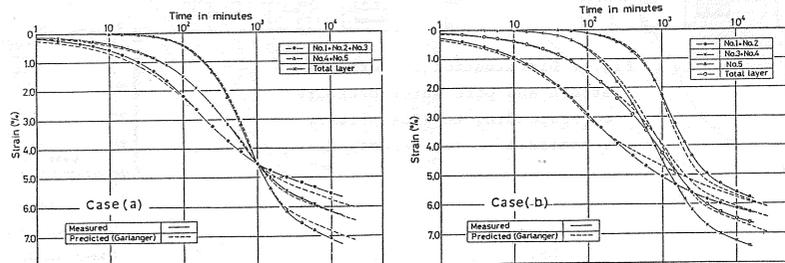
Case	clay	a	b	c	T ₁ (min)	e ₀	e _c	P _c (KN/m ²)
a	Hiroshima	0.027	0.131	0.007	15	1.443	1.430	110.9
	Fukuyama	0.023	0.154	0.008	60	1.511	1.504	98.2
b	Hiroshima	0.027	0.130	0.007	15	1.471	1.458	110.9
	Fukuyama	0.021	0.154	0.008	60	1.369	1.363	98.7
c	Hiroshima	0.027	0.130	0.007	15	1.477	1.464	111.0
	Fukuyama	0.021	0.154	0.008	60	1.407	1.401	98.5
d	Hiroshima	0.027	0.131	0.007	15	1.480	1.467	110.9
	Fukuyama	0.022	0.154	0.008	60	1.339	1.333	98.1

Table 4 Material factor obtained oedometer test using Garlanger's theory

Fig-14に広島粘土層、福山粘土層、全層でのひ

ずみ～時間関係を示す。各ケースとも計算値と実測値は最終ひずみ量で差はあるものの曲線の形状はよく似ていることがわかる。特に圧密終期における二次圧密勾配はよい一致を示しているといえよう。Fig-15は各層ごとのひずみ～時間関係である。

Fig-16は間隙水圧消散過程である。各ケースとも圧密初期から終期に至るまで比較的よい一致を示し、特に圧密初期において Terzaghi 理論では大幅な遅れを示したが Garlanger 理論ではうまく一致するこ



とがわかる。

Fig-17 にアイソクロンを示すが、このように層内の間隙水圧分布もよい対応を示している。以上、標準圧密試験機を用いた長期圧密試験結果から得られた定数を用いて実験値と比較したが、かなりよい対応を示すことがわかった。

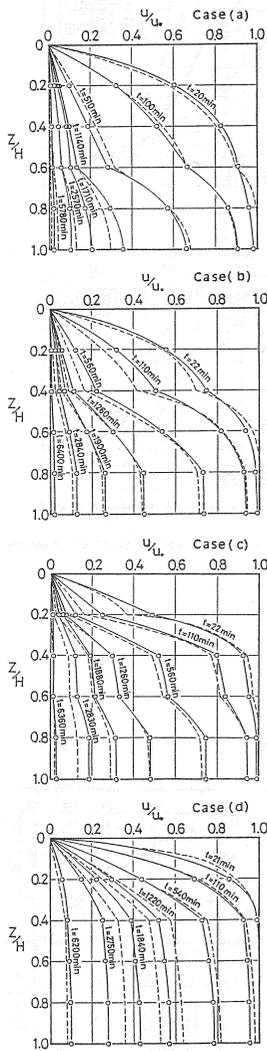


Fig.17 Isochrone calculated by Garlanger's theory and obtained from test

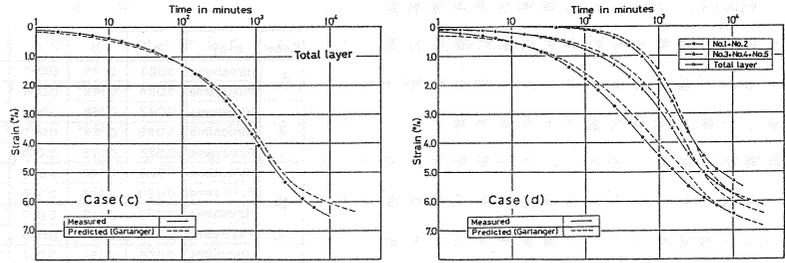


Fig.14 Relation between vertical strain and elapsed time of total layer (Garlanger's theory using values of oedometer test)

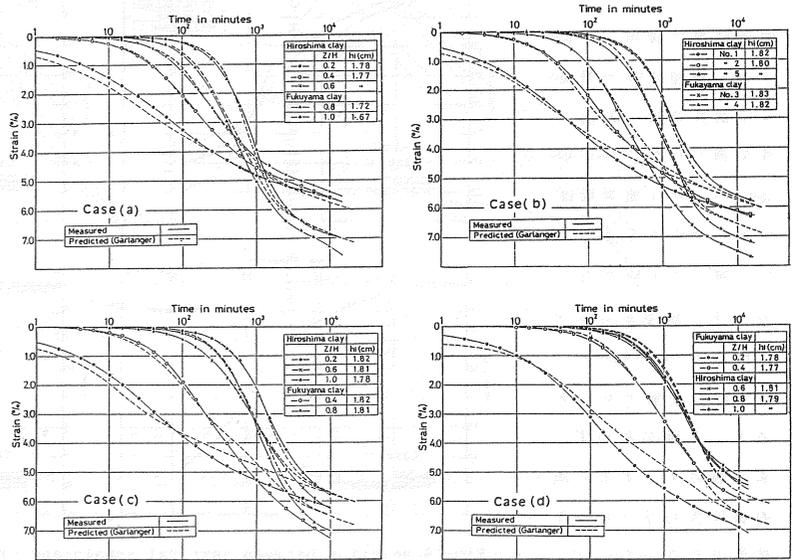


Fig.15 Relation between vertical strain and elapsed time of each layer (Garlanger's theory using values of oedometer test)

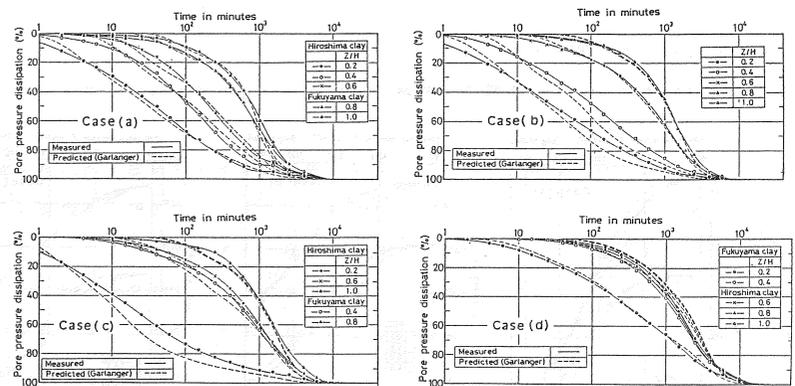


Fig.16 Relation between pore water pressure dissipation and elapsed time of each layer (Garlanger's theory using values of oedometer test)

そこで Fig 14, 15において最終ひずみ量が異なることから間隙比 e の全変化量に着目して再度 a, b, c の各定数を決定した。すなわち Fig-7 に示した概念図から全ひずみ量に対する a 値の影響は小さく、又クリーブ勾配を示す c 値は Fig-14, 15 からみてほぼ妥当と思われるので a, c の値をもとに b 値を変えることとした。このようにして求めた定数が Table-5 であり計算結果を Fig-18 に示す。

以上、Terzaghi 理論と Garlanger 理論を実験結果に適用してひずみ～時間関係や間隙水圧消散過程への適合性を調べたが、Garlanger の二次圧密理論は定数の決定をうまくすれば層内においてもかなりよい結果を与えてくれるが Terzaghi 理論は、全層で Fit すると、各層が合わず、ある層に Fit すると他の層は合わないという結果であり、Terzaghi 理論で圧密を考える場合は、全層で平均的に考えるということになる。

Case	clay	a	b	c	T ₁ (min)	e ₀	e _c	p _c (kN/m ²)
a	Hiroshima	0.027	0.126	0.007	15	1.443	1.430	112.4
	Fukuyama	0.024	0.162	0.008	60	1.511	1.504	97.1
	Hiroshima	0.027	0.138	0.007	15	1.475	1.463	108.2
b	Hiroshima	0.028	0.123	0.007	15	1.479	1.465	112.5
	Fukuyama	0.023	0.173	0.008	60	1.407	1.401	96.1
	Hiroshima	0.028	0.142	0.007	15	1.474	1.462	107.1
c	Fukuyama	0.020	0.176	0.008	60	1.368	1.363	96.0
	Hiroshima	0.027	0.142	0.007	15	1.486	1.474	107.5
	Fukuyama	0.023	0.168	0.008	60	1.371	1.365	96.9
d	Hiroshima	0.028	0.131	0.007	15	1.453	1.440	110.7
	Hiroshima	0.027	0.116	0.007	15	1.480	1.466	113.8
	Fukuyama	0.022	0.154	0.008	60	1.339	1.333	98.1

Table 5 Modified values to the total change in void ratio

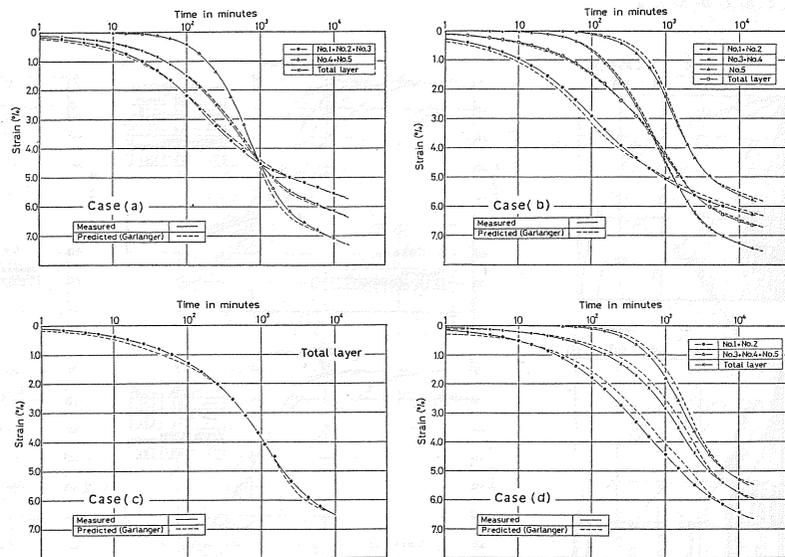


Fig.18 Relation between vertical strain and elapsed time (Garlanger's theory using modified values and test result)

6. 応力とひずみ関係について

Fig-19 は $e \sim \log P$ の関係を各層ごとに示したものであるが、排水面からの距離によって異なる経路をたど

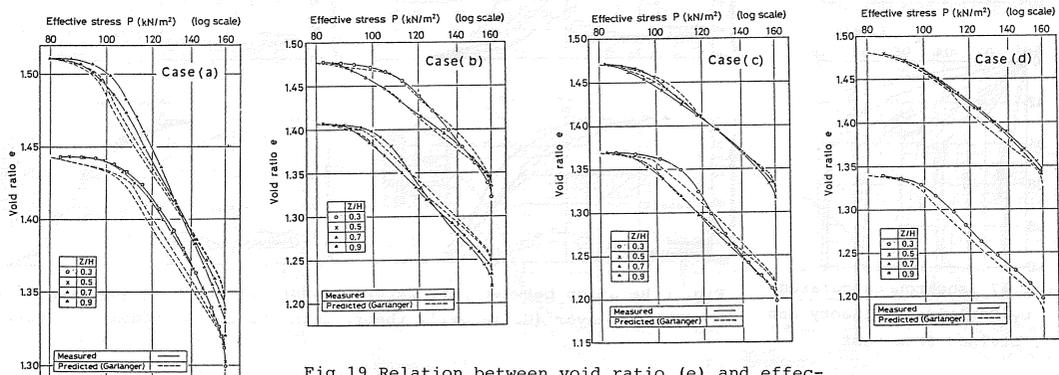


Fig.19 Relation between void ratio (e) and effective stress (log P) of each layer

ることがわかる。すなわち排水面に近い層は、“instant line”側を通り、順次離れていくのである。これは、排水面からの距離が長くなるにつれて排水に時間がかかりその間は“delayed compression”が現われるものと考えられる。これを模式的に示したのが Fig-20 であり図中 T は Terzaghi 理論、M は三笠理論の経路であり排水面からの距離に関係なく一本の経路で示される。この結果、T の経路は常に応力による圧密度 U_a とひずみによる圧密度 U_e は同時に進行することとなる。M の経路は常に $U_a < U_e$ となるが ΔP の大小によりその程度は異なることとなる。G は Garlanger 理論の経路であり一本ではなく排水面からの距離によつて異なる経路をたどる。このことは同じ有効応力に達する際のひずみが違うことを表わしており粘土層内部において、“応力～ひずみ”関係は均一層にあつても違うこととなる。

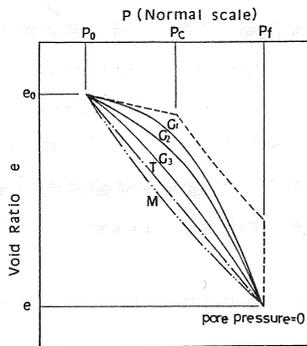


Fig.20 Imaginary diagram of void ratio against effective stress for each theory

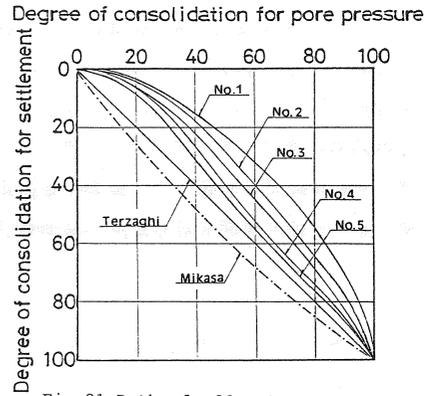


Fig.21 Path of effective stress and vertical strain of each layer

さて、実験結果の項で間隙水圧の消散速度の方がひずみ速度より早くなつてゐることを述べたが、今ケース(a)についての各層の有効応力～ひずみの関係を示したのが Fig-21 である。ひずみの圧密度 $U_e = 100\%$ とは間隙水圧の 100% 消散時である。このように各層の応力～ひずみ関係は、Terzaghi 理論より上側にあり、この場合は各層ともひずみの圧密度 U_e と有効応力の圧密度 U_a は $U_a > U_e$ となることが理解され、他の Case も同様に説明することができる。逆に間隙水圧消散過程に Terzaghi 理論を適用した Fig-18 において、計算値が実験値よりも大きく遅れる理由であり、透水性が小さい粘土ほど Terzaghi 理論に近くなるのは、層内部の排水に時間がかかり“delayed compression”が卓越し、Terzaghi の“応力～ひずみ”経路に近づくからである。

7. まとめ

以上、分割型一次元圧密試験装置を用いた多層地盤モデルの実験結果と、Terzaghi 理論と Garlanger 理論の適用性について述べてきたが、粘土層内の応力とひずみ関係は一樣でないことが判明し Garlanger 理論は、これをうまく表現しており圧密沈下を予測する上で有意義な方法と思われる。しかしながら、諸定数の決定に長期間を要すると共に“instant line”の決定法が今一つはつきりせず、この解法の益路となつてゐる。従つてこの決定方法が明確になれば圧密の予測法として興味のある手法とならう。

参考文献

- 1) 第 3 回土質工学研究会報告書，土質工学会中国支部 1980 年
- 2) 宮川 勇：軟弱地盤と盛土，土と基礎の設計法（その 3），土質工学会，1963 年
- 3) 網干寿夫，松田 博：粘土の二次圧密と沈下解析，土と基礎，Vol 29, No 3, 1981 年

- 4) Sekiguchi, H. and Toriihara, M : Theory of one-dimensional consolidation of clays with consideration of their rheological properties, Soils and Foundation, Vol16, No1 1976年
- 5) Bjerrum, L : Engineering geology of norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings, Geotechnique, Vol17, No2 (1967年)
- 6) palmer, L.A. and Brown P. P : Settlement analysis for areas of continuing subsidence proc. 4th. Int. conf. S.M.F.E Vol 1 (1957年)
- 7) 稲田 穂, 赤石, 山田 : 各層の圧密度を考慮した層厚換算法による圧密沈下速度の予測法, 土と基礎, Vol, 25, No9 1977年
- 8) Garlanger, J, E : The consolidation of soils exhibiting crddp under constant effective stress, Geotechnique, Vol22, No1 1972年
- 9) Hansen, B: A mathematical model for creep phenomena in clay. Advances in consolidation theories for clays. proc. Speciality session No. 12, 7th Int. Conf, Soil Mech, Mexico
- 10) 三笠 正人 : 軟弱粘土の圧密 新圧密理論とその応用, 鹿島出版会, 1968年
- 11) 持永 龍一郎 : 現地計測結果からみた二次圧密, 土と基礎, Vol29, No3 1981年