有効応力緩和とクリープひずみ関係に着目した 飽和粘性土の一次元圧密に関する考察

白 宗和¹・松田 博²・石蔵 良平³・白 元珍⁴・山田 和昌⁵

¹正会員 山口大学 大学院理工学研究科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2-16-1)

E-mail: jhbaek@yamaguchi-u.ac.jp

²正会員 山口大学教授 大学院理工学研究科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2-16-1)

E-mail: hmatsuda@yamaguchi-u.ac.jp

³正会員 山口大学助教 大学院理工学研究科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2-16-1)

E-mail: ishikura@yamaguchi-u.ac.jp

⁴正会員 全南大学副教授 (77 Yong Bong-Ro, Buk-Gu, Gwangju-City, Korea 500-757)

E-mail: bwj215@jnu.ac.kr

⁵正会員 東亜建設工業(株) 九州支店 (〒812-0011 福岡市博多区博多駅前3-5-7)

E-mail: ka_yamada@toa-const.co.jp

飽和粘性土の圧密に関してこれまで多くの理論が提案されているが、沈下の予測を行うにあたっては、室内試験結果をもとに現場の挙動を正確に把握することが必要となる。特に一次圧密中に生じるクリープが沈下特性に及ぼす影響は大きく、未だ明確にされていない点も多い。そこで一次圧密中に生じるクリープが沈下特性に及ぼす影響を把握するため、粘性土の有効応力緩和とクリープひずみの関係を種々の粘土について調べた。その結果、有効応力緩和とクリープひずみの間には、非線形関係が存在することが分かった。また、一次圧密段階で非排水とすることによって生じる有効応力緩和の経時変化をもとに、一次圧密中に生じる全沈下ひずみとクリープひずみの関係について考察を行った。

Key Words : consolidation, creep, secondary consolidation, stress relaxation, strain rate

1. はじめに

平野部の軟弱地盤地帯や埋立地において構造物を建設する際、残留沈下や不等沈下などに対する正確な沈下予測や適切な沈下抑制対策を行うことは重要な技術的課題である。粘土地盤の沈下予測を行うにあたって、室内試験結果をもとに現場での沈下予測を行う際、一次圧密中のクリープの影響を考慮してその挙動を正確に把握することが重要となる。すでに粘性土の沈下ひずみと時間の関係に関して、図-1に示す仮説が示されている¹⁾。仮説Aは、クリープひずみが一次圧密中に生じることなく、沈下ひずみの大きさは層厚に依存しないとする説であって、Berre & Iversen²⁾は室内試験から、Kabbaj等³⁾は、原地盤の挙動から、沈下ひずみ-時間の関係が仮説Aと一致しないと報告している。仮説Bは、クリープひずみが一次圧密中から発生し、沈下ひずみの大きさがいわゆるH²則によらないとする説であり、Suklje⁴⁾、Barden⁵⁾、Bjerrum⁶⁾によって妥当性が報告がされている。一方、網干・松

田^{7,8)}は、大型圧密実験によって、粘性土の沈下ひずみと時間の関係が仮説Aと仮説Bの間に存在するという報告を行っている。

また、Mesri等⁹⁾は、圧密の全過程を式(1)によって表し

図-1 層厚が異なる粘土の圧密曲線

図-2 有効応力緩和とクリープの概念図

た. 式(1)において, 右辺第1項は一次圧密, 第2項は二次圧密過程を表している. 特に, 右辺第1項においては, 有効応力の変化に伴う間隙比変化と, クリープによる間隙比変化が生じることを示している. 図-1の仮説の妥当性を検証するためには, 一次圧密中のクリープの影響を明確にすることが重要であって, これまで多くの研究が行われている. しかし, 一次圧密中に生じるクリープの影響については明確にされていない点が多い¹⁰⁾.

$$\int_0^t \frac{\partial e}{\partial t} dt = \int_0^{t_p} \left[\left(\frac{\partial e}{\partial \sigma'} \right)_t \frac{d\sigma'}{dt} + \left(\frac{\partial e}{\partial t} \right)_{\sigma'} \right] dt + \int_{t_p}^t \left(\frac{\partial e}{\partial t} \right)_{\sigma'} dt \quad (1)$$

ここに, t は経過時間, t_p は一次圧密終了時までの時間, σ' は有効応力である.

一方, 二次圧密中において非排水状態とすると過剰間隙水圧が上昇し有効応力緩和が生じることが報告されており^{10, 11)}, また, 吉國らはクリープひずみと非排水時に発生する有効応力緩和の関係について検討を行い^{12)・18)}, 一次圧密過程においては, 過剰間隙水圧の消散と同時に, 有効応力緩和が進行するという考え方を示した¹²⁾. また, 粘性土を弾粘性液体として捉え, 有効応力緩和とクリープひずみの間には一定関係があることを示した^{14, 18)}.

図-2 は, クリープ過程と有効応力緩和の関係を概念的に示したものである. $e-\log \sigma'$ 平面上において, 傾き C_β を持つ等クリープ速度線上の点 A から挙動を考える. 有効応力 $\sigma' = \text{一定}$ で生じる沈下がクリープ過程, 間隙比 $e = \text{一定}$ 条件, すなわち非排水状態での過程が有効応力緩和過程となる. このとき, クリープ曲線 ($e-\log t$ 関係) の傾きが C_α , 有効応力緩和曲線 ($\sigma'-\log t$ 関係) の傾きが C_δ となる.

吉國らは, 弾粘性モデルによって, $C_\beta = C_c$ であると仮

表-1 試料の物理的性質と圧密特性

Sample	Yokohama peat		Yokohama clay	Tokyo bay clay	Yanai clay
	Disturbed	Undisturbed			
ρ_s (g/cm ³)	2.16		2.69	2.78	2.64
w_L (%)	245.1		113.3	66.6	77.3
I_p	167.2		69.1	41.6	43.2
L_t (%)	70.0		-	-	-
C_c	3.40	4.13	0.77	0.46	0.56
e_0	8.41 (3.64~12.54)		-	-	-
w_0 (%)	365.3 (166.2~545.4)		-	-	-

定すれば $C_\delta = C_\alpha / C_c$ となることを提案しており¹³⁾, このことは, 等クリープ速度線は平行となることを意味している. この点については, すでに C_α および C_δ の応力依存性についての実験的検討^{12, 14)・16)}が行われているが, 有効応力緩和とクリープひずみの関係については明確にされていない点が多い.

以上の点を背景に, 本研究では, クリープと有効応力緩和の関係を実験的に明確にすることによって, 一次圧密中に生じるクリープの影響を明確にしようとするものであって, 種々の粘土について有効応力緩和とクリープひずみの関係を調べ, 一次圧密中に生じるクリープの影響について考察した.

実験では層別計測型圧密試験装置¹⁹⁾ (Separate Type Consolidometer, 以後 STC と呼ぶ) を用い, 試料については二次圧密の影響をより明確にするため, 海成粘土に加えて, 泥炭試料¹⁰⁾を用いて実験を行った.

2. 二次圧密領域における有効応力緩和とクリープひずみの関係

(1) 用いた試料と試験装置

本研究では, 神奈川県内で採取された横浜ピートの攪乱および不攪乱試料, 横浜南本牧で採取した攪乱横浜粘土, 東京湾から採取した攪乱東京湾粘土および山口県柳井市の瀬戸内海沿岸で採取した柳井攪乱粘土を用いた.

表-1 に各試料の土質特性を示す. また, 粒径加績曲線および $e-\log \sigma'$ 曲線を図-3 および図-4 に示す.

試験装置としては, STC を用いた. 本試験装置の概要を示したものが図-5(b)であるが, 詳細については既に報告されている¹⁹⁾ので省略するが, 粘土供試体を n 層に分割し, 各層の応力条件や排水条件が分割しない場合 (図中(a)) と同一になるように載荷することが可能な装置である. 装置の特徴としては, 分割した各層ごとの沈下量や各分割層間の間隙水圧を測定できる点や, 全体と

図-3 試料の粒径加積曲線

 図-4 試料の $e-\log \sigma'$ 曲線

して、比較的大きな層厚になるが、各層ごとに载荷を行っているため周面摩擦による载荷応力の減少等の影響が小さいなどの利点を有する。各分割供試体の寸法は、直径 60mm、厚さ 20mm であり、分割供試体を 5 個直列に連結すると、層厚 100mm の粘土供試体の圧密と等価となる。また、分割供試体の連結数を変化させることにより、粘土供試体の厚さを 20mm 単位で 20mm から 100mm まで設定可能である。

また、粘土供試体、载荷板、ガイドリング、圧密リング、および底板をゴムメンブレンで覆うことによって、圧力セル内の空気圧が上部ペデスタルに加わるようになっており、ここでは応力制御での载荷を行った。

実験中は、温度変化が圧密特性に及ぼす影響を軽減するため、恒温水槽 ($15^{\circ}\text{C} \pm 0.5^{\circ}\text{C}$) において供試体の温度を一定に保った。なお、圧密中はバックプレッシャーとして 98kPa を負荷し、供試体の B 値が 0.95 以上であることを確認した。

(2) Yin の弾粘塑性 (EVP) モデルに基づく圧密方程式

本研究では、STC による実験結果との比較検証を行う

図-5 層別計測型圧密試験装置 (STC) の概要

ために、有効応力緩和とクリープひずみを表現できる Yin & Graham によって提案された弾粘塑性 (EVP) モデル²⁰⁾を用い圧密解析を行った。このモデルは、Terzaghi の圧密方程式と同様であるが、応力-ひずみ-ひずみ速度特性は弾粘塑性モデルにより表現されている。また、応力-ひずみ-ひずみ速度関係が応力経路によらないとした等価時間 (Equivalent time) の考え方をとて、クリープパラメーター ψ を用いることによって、全圧密過程におけるクリープひずみや非排水時の過剰間隙水圧の変化を求めることができる。このモデルの基本式は次式で表され、これらの式は差分法によって解かれるが、その詳細については既に報告されている²⁰⁾ので、ここでは省略する。

$$c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{\partial u}{\partial t} - \frac{1}{m_v} g(u, \varepsilon_z) \quad (2)$$

$$\frac{\partial \varepsilon_z}{\partial t} = -m_v \frac{\partial u}{\partial t} + g(u, \varepsilon_z) \quad (3)$$

$$g(u, \varepsilon_z) = \frac{\psi/V}{t_0} \left\{ \exp\left(-\varepsilon_z \frac{V}{\psi}\right) \right\} \left(\frac{\sigma_z - u}{\sigma'_{z0}} \right)^{\frac{\lambda}{\psi}} \quad (4)$$

式(4)の ψ/V は式(5)で表され²¹⁾、 $t=0$ の時 $\psi/V = \psi'_0$ であって、時間 t とともに減少する。

$$\frac{\psi}{V} = \frac{\psi'_0}{1 + (\psi'_0 / \Delta \varepsilon_1) \ln\{(t + t_0)/t_0\}} \quad (5)$$

ここに u : 間隙水圧, m_v : 体積圧縮係数, V : 体積比, σ_z : 圧密圧力, ε_z : 沈下ひずみであり, λ , σ'_{z0} , t_0 , ψ'_0 , $\Delta \varepsilon_1$ は定数である。また, t_0 は段階载荷圧密試験において、一次圧密終了までの時間として得られ, ψ'_0 , $\Delta \varepsilon_1$ は、カーブフィッティングによって求められる²¹⁾。

図-6 実験のパターン

表-2 実験のパターン

Test No	Type	Sample	Disturbance	σ_v (kPa)	$\Delta\sigma$ (kPa)	Stress Relaxation Period (min)	Number of Specimen n
PAd2-1	A	Yokohama Peat	Disturbed	78.5	0.0	10000	1
PAd2-2					78.5		
PAd2-3					157.0		
PAd10					78.5		
PBd10	B		Undisturbed		0.0	-	5
PAu2-1	A				78.5	10000	1
PAu2-2					78.5		
PAu2-3					157.0		
PAu10					78.5		
PBu10	B				-	5	
Y*Ad2-1	A	Yanai Clay	Disturbed	78.5	0.0	10000	1
Y*Ad2-2					78.5		
Y*Ad2-3					157.0		
YAd2-1					0.0		
YAd2-3	157.0						
YAd10	78.5		5				
YBd10	B				-		
TBd10-1	B	Tokyo Bay Clay	Disturbed	78.5	78.5	-	5
TBd10-2				0.0			
TBd10-3				157.0	0.0		
TAd10	A				78.5	78.5	10000
TAd2-1	A	Tokyo Bay Clay	Disturbed	78.5	0.0	0	1
TAd2-2						60	
TAd2-3						300	
TAd2-4						600	
TAd2-5						1000	
TAd2-6	A	Tokyo Bay Clay	Disturbed	157.0	0.0	0	1
TAd2-7						60	
TAd2-8						300	
TAd2-9						600	
TAd2-10						1000	

(3) 実験方法

実験のパターンを示したものが図-6 である。実験においては、まず $\sigma_0/4$, $\sigma_0/2$ ($\sigma_0=78.5, 157.0$ kPa)とし、片面排水条件で2段階の予圧密を行った。ここに、 σ_0 は圧密圧力である。予圧密中、過剰間隙水圧 u が消散した時(圧密圧力増分の99%が消散)をEOP (End of Primary Consolidation)とし予圧密を終了した。次に、圧密圧力 σ_0 として再びEOPまで圧密を行った。その後、図-6において、点Aからそのまま排水を継続するケース(A→ b_i , $i=1, 2, 3, 4, 5$)と、点Aにおいて非排水とし、間隙比一定の状態を維持して応力緩和させるケース(A→ a_i , $i=1, 2, 3, 4$)での実験を行った。後者については、 a_i 点に達したとき排水バルブを開き、A→ a_i で発生した過剰間隙水圧を消散させた。なお、実験において、A→ b_i ,

図-7 非排水時の過剰間隙水圧の経時変化

図-8 非排水時の過剰間隙水圧の経時変化

A→ a_i の時間は、それぞれ 60min, 300min, 600min, 1,000min, 10,000minとした。

表-2 には、各試料についての载荷条件を示している(10), 22) - 28)。同表において、Type Aは、図-6で、状態経路A→ a_i → b_i の実験を意味し、Type BはA→ b_i の経路での実験を意味する。

表-2において、 $\Delta\sigma$ は実験開始時における圧密圧力増分を表し、圧密圧力は、 $\sigma_0=78.5$ kPa および $\sigma_0=157.0$ kPa について実験を行った。

3. 有効応力緩和とクリープひずみの関係

(1) 非排水载荷時の過剰間隙水圧の上昇について

有効応力緩和に伴う間隙水圧の変化量 Δu を圧密圧力 σ_0 で除した値を有効応力減少比 $\Delta u/\sigma_0$ と定義する。図-7, 図-8は、東京湾粘土について、図-6のA点を始点とし、A→ a_i の経路における有効応力減少比の経時変化を示したものである。図中には、EVPモデルによる結果(EVPモデルの入力定数として、 $V=2.16$, $\kappa=0.02$,

図-9 沈下ひずみの経時変化

図-10 沈下ひずみの経時変化

$\lambda=0.183$, $\psi=\psi_0=0.01$, $k_0=1.53 \times 10^9$ m/s, $t_0=0.694$ day を用いた。) も示している。同図より、一次圧密終了後、非排水状態にすると過剰間隙水圧が上昇し有効応力緩和が生じることが分かる。

図-9, 図-10 は, 図-7, 図-8 で示した過剰間隙水圧の消散によって生じる沈下ひずみと時間の関係を示したものである。同図より、各実験ともに、非排水载荷によって発生した過剰間隙水圧の消散によって、沈下ひずみが生じている。図中には図-6 における $A \rightarrow b_5$, $A \rightarrow a_1 \rightarrow b_1$, $A \rightarrow a_3 \rightarrow b_3$ について、EVP モデルの結果を示しているが、いずれの場合も同一の曲線に収束する傾向を示している。また、EVP モデルの結果と実験結果は、圧密の前半については比較的よく一致している。ただ圧密後半においては、ばらつきが見られるため明確ではないが、非排水载荷期間が長い場合、沈下が小さくなる傾向がみられる。

図-11, 図-12 は、非排水時の過剰間隙水圧増加に伴う有効応力変化と、EOP 後の二次圧密過程で生じるクリープひずみの関係を示したものであって、図中の各点は EOP 後、60, 300, 600, 1000min 経過時のクリープひずみと EOP 後に非排水として同時間(60, 300, 600,

 図-11 有効応力緩和とクリープひずみの関係 ($\sigma_0=78.5$ kPa)

 図-12 有効応力緩和とクリープひずみの関係 ($\sigma_0=157.0$ kPa)

 図-13 σ'/σ_0 とクリープひずみの関係

1000min)経過時の有効応力の関係を示している。また、EVP モデルによる結果も示した。実験結果にばらつきは見られるが、有効応力の対数とクリープひずみの関係は線形関係にはなく、EOP の直後においては両者の勾配は小さいが、その後漸増する傾向がみられる。同様の傾向は、EVP モデルの結果においても見ることができる。

図-13 は EOP 後の非排水条件下における有効応力比 σ'/σ_0 (対数表示) と EOP 後に引き続き排水させた条件で

図-14 非排水载荷によって発生する過剰間隙水圧の経時変化

図-15 クリープひずみ(二次圧密)に及ぼす圧密圧力の影響

のクリープひずみの関係を同一の経過時間に対して整理したものである。同図には、 $\sigma_0 = 78.5\text{kPa}$ および $\sigma_0 = 157.0\text{kPa}$ の結果を示している。EVPモデルでの結果においては圧密圧力の影響はみられない。実測値においてはばらつきが見られるものの、圧密圧力が大きい時、 σ/σ_0 は若干大きくなっている。この点に関してはさらに同様の実験を行い、確認する必要がある。

図-14は横浜ピート、横浜粘土、東京湾粘土および柳井粘土について、図-6の点Aから非排水条件で表-2に示した载荷を行って得た間隙水圧 u/σ_0 の経時変化を示したものである²⁾。いずれの载荷条件においても、载荷直後から圧密圧力増分 $\Delta\sigma$ と等しい過剰間隙水圧 u が発生し、その後時間の経過とともに過剰間隙水圧が漸増している。

図-14には、供試体として粘土のかわりに真鍮製のブロック体を用いた結果についても示している。真鍮においては、過剰間隙水圧は、圧密圧力増分に等しい過剰間隙水圧が発生した後、ほぼ一定となっており、粘土供

試体において、過剰間隙水圧の経時変化は、粘土の特性として得られたものであることが確認できる。

図-14において、 $\Delta\sigma = 0$ のケースは、圧密圧力 σ_0 でEOPまで载荷を行った後、排水バルブを閉じ、非排水状態として得られた結果であり、発生する過剰間隙水圧は二次圧密領域でのクリープひずみと対応するものと考えられる。

一方、非排水状態で $\Delta\sigma = 78.5\text{kPa}$, 157.0kPa を载荷した時に発生する過剰間隙水圧は、一次圧密中のクリープひずみに起因していると考えられる。各载荷条件において、有効応力減少比 $\Delta u/\sigma_0$ で両者を比較すると、一次圧密中の $\Delta u/\sigma_0$ の経時変化は、二次圧密領域での有効応力緩和の経時変化とほぼ同様の傾向を示している。

図-15は、表-2のTBd10-2 ($\sigma_0 = 78.5\text{kPa}$)、およびTBd10-3 ($\sigma_0 = 157.0\text{kPa}$) についてEOP後に分割層を連結した時の沈下ひずみの経時変化を示したものであって、ここでは後に示すTBd10-1と対応させるために、EOP後に分割層を連結して計測を行った。TBd10-2, TBd10-3はいずれも $\Delta\sigma = 0$ であることから、得られた結果は、クリープひずみに相当する。同図には、分割層のうちNo.1, No.3, No.5の沈下ひずみを示しているが、いずれの分割層においてもほぼ同様の傾向を示しており、EOP後の沈下ひずみの経時変化は、圧密圧力に影響されないことがわかる。また、排水層からの距離によらず、沈下—時間関係の曲線形状は類似している。

(2) 一次圧密中に生じるクリープの考え方

図-13において、有効応力緩和とクリープひずみの間には、非線形関係があることを示した。非排水時に生じる有効応力緩和が、クリープひずみと関連があるとするならば、有効応力緩和に相当するクリープひずみが、一次圧密領域や二次圧密領域においては、常に生じるものと考えられる。

そこで、有効応力緩和とクリープひずみの関係を定式化し、次に一次圧密中に生じる有効応力緩和の経時変化にもとづき、一次圧密中で生じるクリープひずみの経時変化の推定を行った。

図-16は、表-2のPAD2-2, PAU2-2, YAd10, TAd10, PBd10, PBu10, YBd10, TBd10-1について、有効応力緩和とクリープひずみの関係を示したものである。 Δu は過剰間隙水圧の変化量であって、この値は有効応力緩和量と等価であり、両者の関係は次式で近似することができる。

$$\varepsilon_v = a \cdot e^{b\Delta u} \quad (6)$$

ここに a および b は定数である。クリープひずみが圧密圧力に依存しないとすると、式(6)によってクリープひ

図-16 二次圧密領域における有効応力緩和とクリープひずみの関係

表-3 試料のクリープひずみに関する定数

Sample	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>
Tokyo bay Clay	0.002	0.226	0.028	1.041
Yokohama Clay	0.052	0.134	0.022	0.968
Yokohama Peat (Disturbed)	0.576	0.051	0.078	0.697
Yokohama Peat (Undisturbed)	1.144	0.036	0.087	0.555

ずみを推定できる。一方、有効応力緩和量 $\Delta\sigma = \Delta u$ は、図-14 の過剰間隙水圧の経時変化をもとに次式で近似することができる。

$$\Delta u = \sigma_0(c \ln t + d - 1) \quad (7)$$

ここに、*c* および *d* は定数である。

式(6)、(7)から一次圧密中に生じるクリープひずみの経時変化を求めることができる。

表-3 は、各試料に対して得られた定数 *a, b, c, d* を示したものである。ここでは、これらの定数と土質定数の関係について調べた。

図-17、図-18 は、式(6)および式(7)における定数 *a, b, c, d* と圧縮指数 C_c の関係を示したものである。圧縮指数 C_c の増加とともに定数 *a, c* は増加し、定数 *b, d* は減少する傾向が見られることから、式(6)、(7)を種々の粘土に対して適用することを目的として、ここでは図中の式で近似した。

そこで、東京湾粘土を例とし、式(6)、式(7)によって一次圧密中のクリープひずみの経時変化を求めた。図-19 は東京湾粘土について TBd10-1 によって得られた層全体の沈下ひずみの経時変化である。図中には Terzaghi の圧密理論から得た沈下ひずみ、EVP モデルによる沈下ひずみの経時変化についても示している。また、EOP 後の沈下ひずみ (TBd10-2) を差し引いた曲線、さらに式(6)によって得られるクリープひずみを差し引いた曲

図-17 圧縮指数と定数 *a, b* の関係

図-18 圧縮指数と定数 *c, d* の関係

図-19 平均沈下ひずみの経時変化 (東京湾粘土)

線についても示している。同図より、層全体の沈下ひずみからクリープひずみ (TBd10-2) を差し引いた沈下は、式(6)より得た一次圧密中のクリープひずみを差し引いた沈下ひずみより小さくなる傾向を示している。

図-20 は、東京湾粘土 (TBd10-1) について、各層毎の沈下ひずみの経時変化を示したものである。また、各層の沈下ひずみから (TBd10-2) を差し引いた曲線を図中に実線で示している。同図には、式(6)によって求めた一次圧密中のクリープひずみを差し引いた曲線につい

図-20 供試体内部の沈下ひずみの経時変化

図-21 層全体の沈下ひずみの経時変化

でも点線で示した。実線と点線を比較した場合、実線が小さくなっており、図-19と同様の傾向を示している。

図-21は、横浜ピート、横浜粘土、東京湾粘土について層全体の沈下ひずみの経時変化を示したものである。同図には式(6)から求めた各試料のクリープひずみの経時変化も示している。また、式(6)によって求まるひずみが、一次圧密中のクリープひずみに相当するとした場合、層全体の沈下ひずみから式(6)から求まるひずみを差し引くことによって、クリープひずみを含まない一次圧密中の沈下曲線を得ることができる。図-21には、その曲線も示している。横浜ピートの攪乱試料および不攪乱試料は、沈下ひずみ—時間関係が異なるにもかかわらず、式(6)から求めた一次圧密中のクリープひずみは同様の傾向を示した。東京湾粘土と横浜粘土についても、一次圧密中のクリープひずみは同様の傾向を示した。

なお、図-21において、横浜ピート（不攪乱）、東京湾粘土においては、全沈下ひずみと式(6)の値の差を示す曲線は、10,000分を経過したところから膨張に転じている。この原因は明確ではないが、横浜ピートにおいては特に攪乱試料と不攪乱試料の沈下曲線を比較した時、明らかに不攪乱試料の二次圧密の勾配が小さくなっており、乱れ等の影響があったとも考えられる。また、式(6)の結果は、圧縮指数を用いて係数の決定を行う等して得ているため、その影響も考えられる。

図-20、図-21に示したように、有効応力緩和とクリープひずみの関係、有効応力緩和と経過時間の関係を用いることによって、一次圧密中で生じるクリープひずみを分離しようと試みたが、予測の精度についてはさらなる検討が必要である。

図-22は、TBd10-1について各分割層のひずみ速度の経時変化を示したものである。図中の直線は、次式¹⁰⁾で得られるひずみ速度であり、 ε_a は二次圧密係数であって、式(9)で与えられる。

図-22 供試体内部のひずみ速度の経時変化

$$\log(\dot{\varepsilon}) = \log(0.434\varepsilon_a) - \log t \quad (8)$$

$$\varepsilon_a = \frac{d\varepsilon}{d \log t} \quad (9)$$

図-22において、東京湾粘土（TBd10-1）の各分割層の沈下ひずみ速度は、载荷直後から排水層側に近いほど大きくなり、圧密の進行とともに式(8)で示される直線に収束する傾向が見られる。一方、TBd10-1の沈下ひずみと式(6)の差として得られる沈下ひずみ速度は、EOP後に急激に減少している。また図-22にはTBd10-2の結果も示しているが、载荷直後から各分割供試体についてほぼ同じ傾向を示し、時間経過とともに式(8)の直線に漸近している。

4. まとめ

一次圧密中に生じるクリープの影響を明確にするために、層別計測型圧密試験装置を用いて、種々の粘土につ

いて非排水状態で生じる有効応力緩和とクリープひずみの関係について粘土層内部の挙動も含めて実験的に調べた。その結果、非排水時の過剰間隙水压増加に伴う有効応力緩和と、クリープひずみの間には非線形関係のあることが分かった。また、有効応力緩和とクリープひずみの関係を定式化するとともに、一次圧密中に生じる有効応力緩和の経時変化にもとづき、一次圧密中で生じるクリープひずみの経時変化、ひずみ速度の経時変化について考察した。特にひずみ速度に関してはクリープひずみを含んだ場合、含まない場合について一定の傾向を得ることができた。

本研究は、特に有効応力緩和とクリープひずみの関係を種々の粘土について調べたものである。その結果から、有効応力緩和とクリープひずみの関係を用いた一次圧密中に生じるクリープひずみの推定法を示したが、その予測精度についてはさらなる検討が必要と考える。

参考文献

- 1) Ladd, C. C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F. and Poulos, H. J. : Stress-deformation and strength characteristics, *Proc. 9th ICSMFE, Tokyo*, pp. 421-494, 1977.
- 2) 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.
- 3) Kabbaj, M., Tavenas, F. and Leroueil, S. : In situ and laboratory stress-strain relationships, *Geotechnique*, Vol. 38, No. 1, pp. 83-100, 1988.
- 4) Suklje, L. : The analysis of the consolidation process by the isotache method, *Proc. 4th Int. Conf. Soil Mech., London 1*, pp. 200-206, 1957.
- 5) Barden, L. : Consolidation of clay with non-linear viscosity, *Geotechnique*, Vol. 15, No. 4, pp. 345-362, 1965.
- 6) Bjerrum, L. : Engineering geology of normally consolidated marine clays as related to the settlements of buildings, *Geotechnique*, Vol. 17, No. 2, pp. 83-119, 1967.
- 7) Aboshi, H. : An experimental investigation on the similitude in the consolidation of a soft clay, including the secondary creep settlement, *Proc. 8th ICSMFE, Moscow*, Vol. 4, No. 3, p.88, 1973.
- 8) 網干寿夫, 松田博 : 粘土の二次圧密と沈下解析, 土と基礎, 29-3, pp.19-24, 1981.
- 9) Mesri, G., Lo, D. O. K and Feng, T. W. : Settlement of embankments on soft clays, *Proc. of settlement 94*, Vol. 1, pp. 8-56, 1994.
- 10) Matsuda, H., Sato, H., Sutoh, Y. and Itadani, Y. : Effects of creep deformation on the settlement-time relation of clay, *Proc. of the Geotech-Year 2000*, pp. 193-202, 2000.
- 11) Arulanandan, K., Shen, C.-K. and Young, R. B. : Undrained creep behavior of a coastal organic clay, *Geotechnique*, Vol. 22, No. 4, pp. 359-375, 1971.
- 12) 吉國洋, 西海尚, 岡田雅美 : 一次元圧密の機構, 第29回土質工学研究発表会講演集, pp. 113-114, 1994.
- 13) 吉國洋, 西海尚, 池上慎司, 瀬戸一法 : 一次元圧密におけるクリープと有効応力緩和, 第29回土質工学研究発表会講演集, pp. 269-270, 1994.
- 14) 吉國洋 : 軟弱粘土の圧密曲線と圧縮曲線に対する一つの解釈, 第30回土質工学研究発表会講演集, pp. 425-428, 1995.
- 15) 吉國洋, 西海尚, 田島新一, 平尾隆行, 原田亘 : 飽和粘土の有効応力に伴う変形回復能について, 第28回土質工学研究発表会, pp. 371-372, 1993.
- 16) 吉國洋, 池上慎司 : CRS 試験での粘土の弾粘性特性を求めるための基礎的実験, 第31回地盤工学研究発表会, pp. 565-566, 1996.
- 17) 吉國洋, 森脇武夫, 加納誠二, 今井美文 : 三次元応力状態における沖積粘土の有効応力緩和と挙動, 土木学会中国支部第49回研究発表会, pp. 349-350, 1997.
- 18) 吉國洋, 村上公亮 : 特殊圧密試験装置を用いた有効応力緩和と挙動, 土木学会中国支部第49回研究発表会, pp. 263-264, 1997.
- 19) 網干寿夫, 松田博 : 層別計測による事前圧密工法の基礎研究, 土木学会論文報告集, 340号, pp.139-145, 1983.
- 20) Yin, J. H. and Graham, J. : Elastic visco-plastic modeling of one-dimensional consolidation, *Geotechnique*, Vol. 46, No. 3, pp. 515-517, 1996.
- 21) Yin, J. H. : Non-linear creep of soils in oedometer tests, *Geotechnique*, Vol. 49, No. 5, pp. 699-706, 1999.
- 22) Matsuda, H., Baek, W. J. and Baek, J. H. : Effect of creep of the settlement-time relation during primary consolidation of clay, *Proceeding of the International Workshop on Constitutive Modeling-Development, Implementation, Evaluation and Application, Hong Kong*, pp. 208-217, 2007.
- 23) 白宗和, 石蔵良平, 山田和昌, 松田博 : クリープの影響を考慮した飽和粘性土の圧密機構に関する研究, 地盤工学会中国支部論文報告集, 地盤と建設, Vol. 27, No. 1, pp. 123-124, 2009.
- 24) 松田博, 白元珍, 白宗和 : 一次圧密中の粘土のクリープに関する一考察, 第58回土木学会中国支部, pp. 189-200, 2006.
- 25) 白宗和, 松田博, 白元珍, 佐藤恭彰 : 一次圧密中のクリープが粘土の沈下時間関係に及ぼす影響, 第42回地盤工学研究発表会, pp. 269-270, 2007.
- 26) 白宗和, 松田博 : 粘土の一次圧密中のクリープ沈下に与える先行圧密圧力の影響, 第43回地盤工学研究発表会, pp. 851-852, 2008.
- 27) 山田和昌, 白宗和, 丸山八大, 松田博, 石蔵良平 : 載荷・除荷を考慮した飽和粘土の圧密機構に関する基礎的研究, 第45回地盤工学研究発表会, pp. 747-748, 2010.
- 28) 山田和昌, 白宗和, 松田博, 石蔵良平 : クリープの影響を考慮した飽和粘性土の圧密機構に関する研究, 第44回地盤工学研究発表会, pp. 871-872, 2009.

(2011.8.23 受付)

STUDY ON ONE-DIMENSIONAL CONSOLIDATION OF SATURATED CLAY
BASED ON THE RELATIONSHIP BETWEEN EFFECTIVE STRESS
RELAXATION AND CREEP STRAIN

Jonghwa BAEK, Hiroshi MATSUDA, Ryohei ISHIKURA, Wonjin BAEK
and Kazumasa YAMADA

To estimate the consolidation settlement of saturated clay ground, it is important to take the creep settlement during the primary consolidation into account. There are a lot of unknown factors, however, which affect the creep settlement during the consolidation. In this paper, in order to clarify the effects of creep during the primary consolidation, the relationships between effective stress relaxation under the undrained condition and the creep settlement were investigated by using the separate-type consolidometer. In conclusion, it is clarified that there exists a nonlinear relationship between them and the effect of creep settlement during the primary consolidation was discussed.