

粘土骨格変形の粘弾性構成式と間隙水の非ダルシー流れ に基づく一次元圧密解析

井野 大星^{*1} 横溝 純一^{*1} 村上 文都^{*1} 本間 重雄^{*2}

One-Dimensional Consolidation Analysis Based on the Viscoelastic Constitutive Equation of Clay Skeleton Deformation and Non-Darcy Flow in Pores

by

Taisei INO^{*1}, Jun-ichi YOKOMIZO^{*1}, Ayato MURAKAMI^{*1} and Shigeo HONMA^{*2}

(Received on Sep. 16, 2015 and accepted on Nov. 12, 2015)

Abstract

A one-dimensional consolidation analysis that accounts for viscoelastic deformation of a clay skeleton was performed. A Maxwell body that undergoes instantaneous compression followed by viscous compression is used along with a consolidation equation in order to describe the secondary consolidation that is widely observed in consolidation tests. By introducing strain-dependent viscosity as an exponential function, the progression of viscous compression can be expressed in proportion to the logarithm of elapsed time, and the coefficient of viscosity increment can be determined from the coefficient of secondary consolidation, as obtained from a standard consolidation test. By applying the proposed viscoelastic consolidation equation to long-term consolidation test data, it was found that viscous strain increases significantly beyond 90% of the primary consolidation strain and then proceeds to secondary consolidation. The isotach condition is not satisfied because of viscous compression through primary consolidation and also because of the influence of non-Darcy flow in pores as the thickness of the clay layer increases.

Keywords: One-dimensional consolidation, Viscoelasticity, Secondary consolidation, Non-Darcy flow, Isotach

1. まえがき

飽和粘土の圧密定数の決定は、一般に JIS A 1217 に規定する標準圧密試験に基づいて行われる。その際、試験結果の整理においては Terzaghi の一次元圧密理論が用いられ、Terzaghi 理論では粘土骨格の変形特性として弾性体 (m_v 一定)、間隙水の流動則には Darcy 則 (k 一定) を仮定している¹⁾。原位置の粘土地盤の圧密沈下予測に対しても、標準圧密試験から得られた圧密定数を用いて最終圧密沈下量や圧密沈下速度を予測している。

しかし、標準圧密試験では Fig.1 に示すように Terzaghi 理論による過剰間隙水圧が消散した後も粘土骨格の粘性圧縮に基づく変形(クリープ変形)が継続し、前者の Terzaghi 理論に従う圧密沈下を一次圧密、後者の一定有効応力のもとで圧密が進行する部分を二次圧密と称している。二次圧密は、標準圧密試験結果を用いて実地盤の沈下計算を行う際、最終圧密沈下量の予測結果に大きく影響する²⁾。さらに、二次圧密の原因である粘性圧縮が一次圧密中にも生じるかどうかで圧密沈下速度が相当異なる結果となる。

筆者らは、先の論文「粘土骨格変形の粘弾性構成式に基づく一次元圧密方程式³⁾」で、粘土骨格の応力-ひずみ関係に Maxwell 固体による粘弾性構成式を適用した圧密方程式を誘導し、一般に公表された圧密試験結果⁴⁾に対して圧密再現計算を行った結果、二次圧密を含めた圧密の時間変化全体を良好に再現できることを示した。また、粘土層厚を変えて行った圧密沈下計算から、粘土の骨格点(物体点)における応力-ひずみ関係に関する構成則が同一である限り、二次圧密領域での圧密曲線にはアイソタック(過剰間隙水圧が存在しない場合に骨格がたどると考えられる一定のクリープ曲線に漸近すること)が成立することを示した⁵⁾。

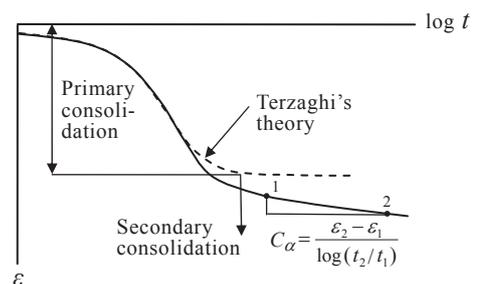


Fig. 1 Time-consolidation curve.

*1 工学研究科土木工学専攻修士課程

*2 工学部土木工学科教授

先に誘導した粘弾性圧密方程式(1)は、一次圧密中から発生する粘土骨格の粘性圧縮が有効応力による粘性ひずみの指数関数で増加すると考えることにより、一次圧密が終了した後の骨格ひずみが時間の対数に比例して増加する現象を合理的に説明し得た。

$$m_v \frac{\partial \sigma_e}{\partial t} + \frac{\sigma_e}{\lambda_0 e^{a\varepsilon}} = \frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 \sigma_e}{\partial z^2} \quad (1)$$

しかし、粘土層厚を変えて行われた網干の圧密試験結果 (Fig.2)では、過剰間隙水圧がほぼ消散した後の沈下曲線は、層厚の増加につれてひずみの変化に時間的な遅れが生じており、それには粘土骨格の遅延圧縮と、粘土層厚の増加に伴って顕在化する非ダルシー流れの影響^{7,8)}が複合的に関与するのではないかと推測された。

そこで今回は、室内において一週間長期圧密試験を実施し、粘土骨格の遅延圧縮に係わる粘弾性圧密定数の変化を詳細に把握するとともに、非ダルシー流れが圧密沈下速度に及ぼす影響を粘弾性圧密方程式に非ダルシー流れを組み込んだ再現計算を通じて検討した。

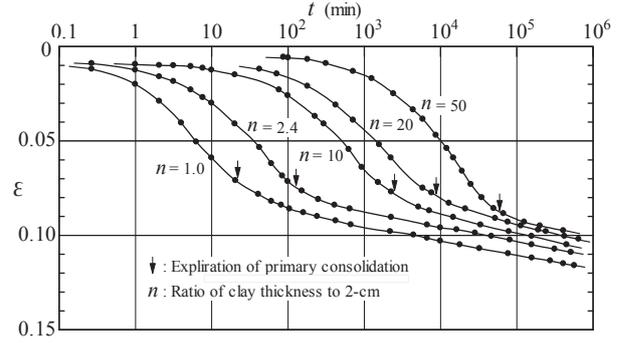


Fig. 2 Influence of clay thickness on the settlement curve⁶⁾.

本研究の内容は、二次圧密を含む長期圧密挙動の解明と、載荷による飽和粘土地盤の沈下予測精度の向上に少なからず寄与ものと思われる。

2. 長期段階載荷圧密試験

通常の標準圧密試験では、直径 6 cm, 厚さ 2 cm の飽和

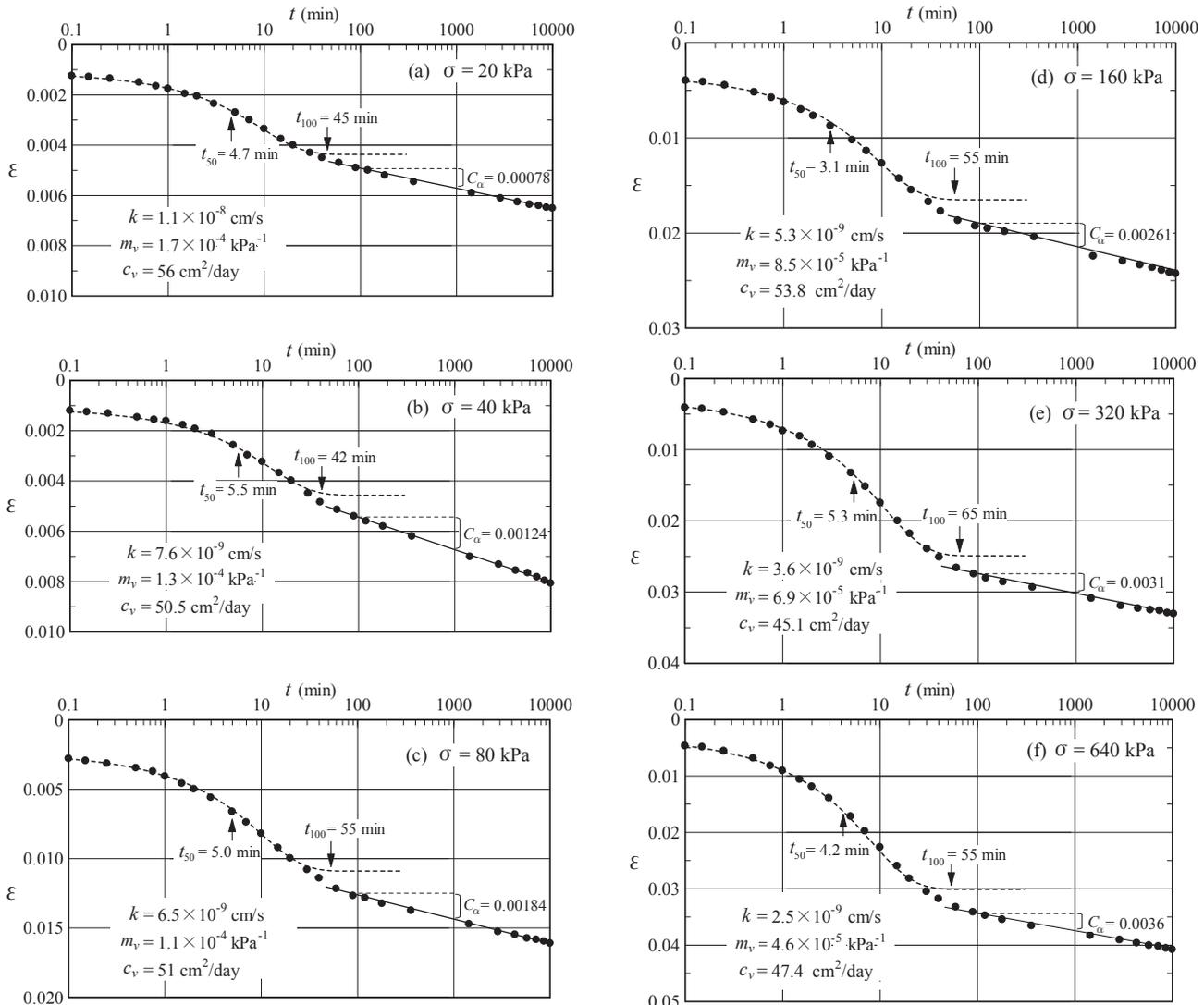


Fig. 3 One-week consolidation test data obtained by incremental loading.

粘土に圧密圧力を 20 kPa から 1.28 MPa まで倍々に段階的に加え、圧密量の時間的変化を測定する。一荷重段階の圧密時間は 24 時間(一日)である。圧密沈下曲線の後半には、時間の対数に比例する二次圧密が観測されるが、その変化を先々まで把握するため載荷時間を一週間に延長した圧密試験を実施した。

実験には不純物が少なく入手容易な市販の膨塑粘土を用いた。物理試験の結果、土粒子の密度 $\rho_s = 2.56 \text{ g/cm}^3$ 、自然含水比 $w_n = 36.2\%$ 、液性限界 $w_L = 58.2\%$ 、塑性限界 $w_p = 18.7\%$ 、粒度は $75 \mu\text{m}$ 通過率 100%、 $5 \mu\text{m}$ 以下(粘土分)含有率 77.5%であった。塑性図による分類では、CH(高液性限界粘土)に属するが、すでに成形固体化されているため圧密量はやや小さめの粘土である。(先の研究³⁾では圧縮性の大きい沖積粘土について検討した。)

Fig.3 は実施した段階載荷圧密試験の結果である。図には、測定された圧密量-時間曲線に曲線定規法(図中破線)を適用して得られた一次圧密終了時間や 50%圧密時間ならびに圧密定数を示してある。Terzaghi 理論に基づく曲線定規法では 50%圧密時間は 5 min 前後、一次圧密終了時間は 45~65 min となり、その後時間の対数に比例した二次圧密が継続している。図にはその二次圧密部分の時間-圧密量変化を直線で近似して得られる二次圧密係数を合わせて示した。二次圧密係数 C_α は圧密圧力の増加につれ増大する傾向がみられる。

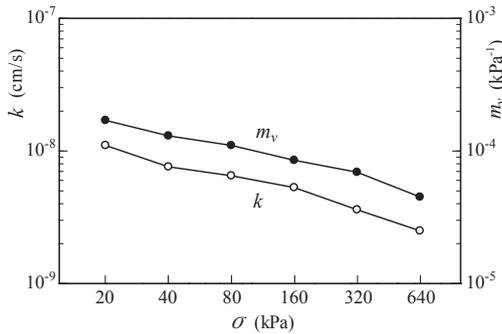


Fig. 4 Changes in m_v and k with consolidation pressure.

Terzaghi 理論に基づく曲線定規法では、一次圧密中の粘性圧縮が全く考慮されていないにも関わらず、間隙水の排出に伴う粘土骨格のひずみ変化が二次圧密を除いた部分については良好な精度で一致している。

Fig.4 は曲線定規法により得られた粘土骨格の体積圧縮係数 m_v と透水係数 k の変化を示したものである。両係数とも圧密圧力の増加につれ同様に減少するため、Terzaghi の一次元圧密理論において圧密係数 ($c_v = k/m_v \gamma_w$) を一定とした仮定は全く合理的であると言える。

Fig.5 は圧密係数 c_v と二次圧密係数 C_α の変化を示したもので、圧密係数 c_v は上述のとおり $50 \text{ cm}^2/\text{day}$ 前後の一定値を示しているが、二次圧密係数 C_α は圧密圧力の増大につれ増加している。この結果は、一次圧密が完了し骨格に作用する有効応力が一定の状態における粘性圧縮の大きさは、骨格に作用する有効応力の対数にほぼ比例して増大することを示している。

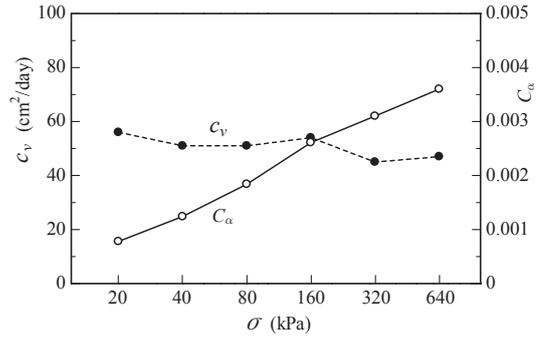


Fig. 5 Changes in c_v and C_α with consolidation pressure.

3. 粘弾性構成式に基づく一次元圧密方程式

筆者らは先に、粘土骨格の即時圧縮と粘性圧縮を取り込んだ粘弾性構成式に基づく一次元圧密方程式を誘導し^{3,5)}、一次圧密中から進行する粘性圧縮が粘土骨格のひずみに依存した粘性係数の増加によって説明できることを示した。今回の試験結果に対し理論の再現性を検証するにあたり、理論の概要を再提示する。

飽和粘土の位置 z における間隙水の流速を v 、 $z+dz$ の流速を $v+dv/dz$ とし、間隙水の流動則にダルシーの法則を適用すると

$$v = ki = -k \frac{\partial h}{\partial z} = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} \quad (2)$$

と表され、ここに、 k は透水係数、 h は間隙水の水頭、 u は過剰間隙水圧、 γ_w は水の単位体積重量である。一方 dz 区間における dt 時間の粘土骨格の圧縮ひずみ量を $d\varepsilon$ とすると間隙水の連続式(質量保存則)は

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = \frac{\partial v}{\partial z} \quad (3)$$

と表される。粘土の透水係数 k は Terzaghi 理論の前提に従い一定と仮定し、式(3)に式(2)を代入すると

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (4)$$

となる。さらに、粘土骨格に作用する有効応力 σ_e と骨格ひずみの関係が線形 ($d\varepsilon = m_v d\sigma_e$) で、 m_v も同様に圧密中一定で変化しないと仮定すると

$$m_v \frac{\partial \sigma_e}{\partial t} = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (5)$$

となる。ここで、有効応力の原理(応力分担式) $d\sigma_e = -du$ を式(5)に用いると、過剰間隙水圧 u に関する Terzaghi の一次元圧密方程式(6)が得られる。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (6)$$

次に、圧密の全過程を通じて進行する弾粘性変形を表現するため、Fig.5 に示す Maxwell 固体を骨格変形の構成モデルとして考える。

Maxwell 体の応力-ひずみ関係は次式で与えられる⁹⁾。

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_e}{G} + \frac{\sigma_e}{\eta} \quad (7)$$

ここに、 G はせん断弾性係数、 η は粘性係数、 σ_e は作用応力(有効応力)である。

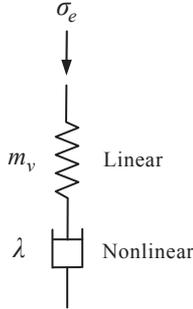


Fig. 6 Maxwell body for modeling clay skeleton deformation.

横方向への変形が拘束された鉛直一次元圧縮の状態に対しては、式(7)は次のようになる。

$$\dot{\varepsilon} = \frac{3\dot{\sigma}_e}{3K+4G} + \frac{\sigma_e}{\lambda} \quad (8)$$

ここに、 K は体積弾性係数で $3/(3K+4G)=m_v$ (骨格の体積圧縮係数)、 λ は骨格の体積粘性係数である。式(8)において粘土中の過剰間隙水圧が完全に消散し、骨格に作用する有効応力 σ_e が一定の状態を考える。その場合は $\dot{\sigma}_e=0$ であるので、右辺 2 項目のみを取り上げ

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\sigma_e}{\lambda} \quad (9)$$

を時間について積分すると

$$\varepsilon = \frac{\sigma_e t}{\lambda} + C \quad (10)$$

となり、時間 $t=0$ で $\varepsilon=0$ とすれば ($C=0$)、ひずみ ε は時間 t に比例するが時間の対数には比例しない。そこで、式(9)の粘性係数 λ が圧密による粘土骨格のひずみ ε の増大に伴って指数関数的に増加すると考え

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\sigma_e}{\lambda_0 e^{a\varepsilon}} \quad (11)$$

と仮定する。ここに、 λ_0 は $\varepsilon=0$ のときの粘性係数である。式(11)を積分すると

$$\frac{1}{a} e^{a\varepsilon} = \frac{\sigma_e t}{\lambda_0} + C \quad (12)$$

となり、時間 $t=0$ で $\varepsilon=0$ とすれば積分定数は $C=1/a$ と求まる。よって

$$e^{a\varepsilon} = \frac{a\sigma_e}{\lambda_0} t + 1 \quad (13)$$

と表され、両辺の対数をとると

$$\varepsilon = \frac{2.3}{a} \log_{10} \left(\frac{a\sigma_e}{\lambda_0} t + 1 \right) \quad (14)$$

となる。式(14)より有効応力 σ_e 一定、粘土の圧密開始時の初期粘性係数 λ_0 および定数 a が一定の状態では、粘土骨格のひずみは時間の対数に比例して増加することが明らかである。定数 a は、粘土の粘性係数がひずみの増大すなわち圧密の進行につれて増加する際の増加率を表しており、粘性増加係数と呼ぶこととした³⁾。

一次圧密が完了し、骨格に作用する有効応力が一定となった状態では、ひずみの増加率は標準圧密試験において二次圧密係数 C_α として測定されるので、粘性増加係数 a は二次圧密係数 C_α と次のように関係づけられる。

$$a = 2.3 / C_\alpha \quad (15)$$

初期粘性係数 λ_0 の値は、二次圧密区間での適当な時間 t_s におけるひずみ量を標準圧密試験結果から読み取り、それから弾性圧縮によるひずみ成分 ε_e を除いた粘性ひずみ $\varepsilon_s = \varepsilon - \varepsilon_e$ を使って式(13)から次のように求められる。

$$\lambda_0 = \frac{a\sigma_e t_s}{e^{a\varepsilon_s} - 1} \quad (16)$$

以上の展開をもとに、粘土骨格の変形特性として Maxwell 粘弾性構成式による一次元圧密方程式が誘導される。Terzaghi の一次元圧密方程式(6)は過剰間隙水圧 u を未知数とする偏微分方程式であるが、粘土骨格のひずみを引き起こす直接的な物理量は有効応力であるので、有効応力 σ_e に基づく微分方程式を提示する。

式(2)に示した間隙水の排出速度は有効応力の原理 $d\sigma_e = -du$ を用いると

$$v = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial z} = \frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial \sigma_e}{\partial z} \quad (17)$$

と書ける。上式を式(3)に代入し、ひずみの時間変化 $\dot{\varepsilon}$ に式(8)の Maxwell 応力-ひずみ構成式と式(11)の粘性硬化関係を適用すると次の粘弾性圧密方程式が得られる。

$$m_v \frac{\partial \sigma_e}{\partial t} + \frac{\sigma_e}{\lambda_0 e^{a\varepsilon}} = \frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 \sigma_e}{\partial z^2} \quad (18)$$

この圧密方程式は、有効応力による骨格の即時圧縮と粘性圧縮が一次圧密中から同時に進行することを表現しており、即時圧縮によるひずみの変化は式(8)の右辺第 1 項より、粘性ひずみの変化は式(11)より求めることができる。ただし、粘性ひずみの発現は初期粘性係数 λ_0 の大きさに左右され、その状況は後に示す。

4. 長期圧密試験結果に対する再現性

次に、粘弾性圧密方程式(18)の長期圧密試験結果に対する再現性を検討する。Fig.3 に示した一週間段階荷重圧密試験結果に対して、粘性増加係数 a を各荷重段階で得られた二次圧密係数 C_α をもとに式(15)を用いて求め、初期粘性係数 λ_0 は $t=100$ min における粘性ひずみをもとに式(16)により求めた。体積圧縮係数 m_v と透水係数 k は曲線定規法によって得られた値と同じ値を用いた。

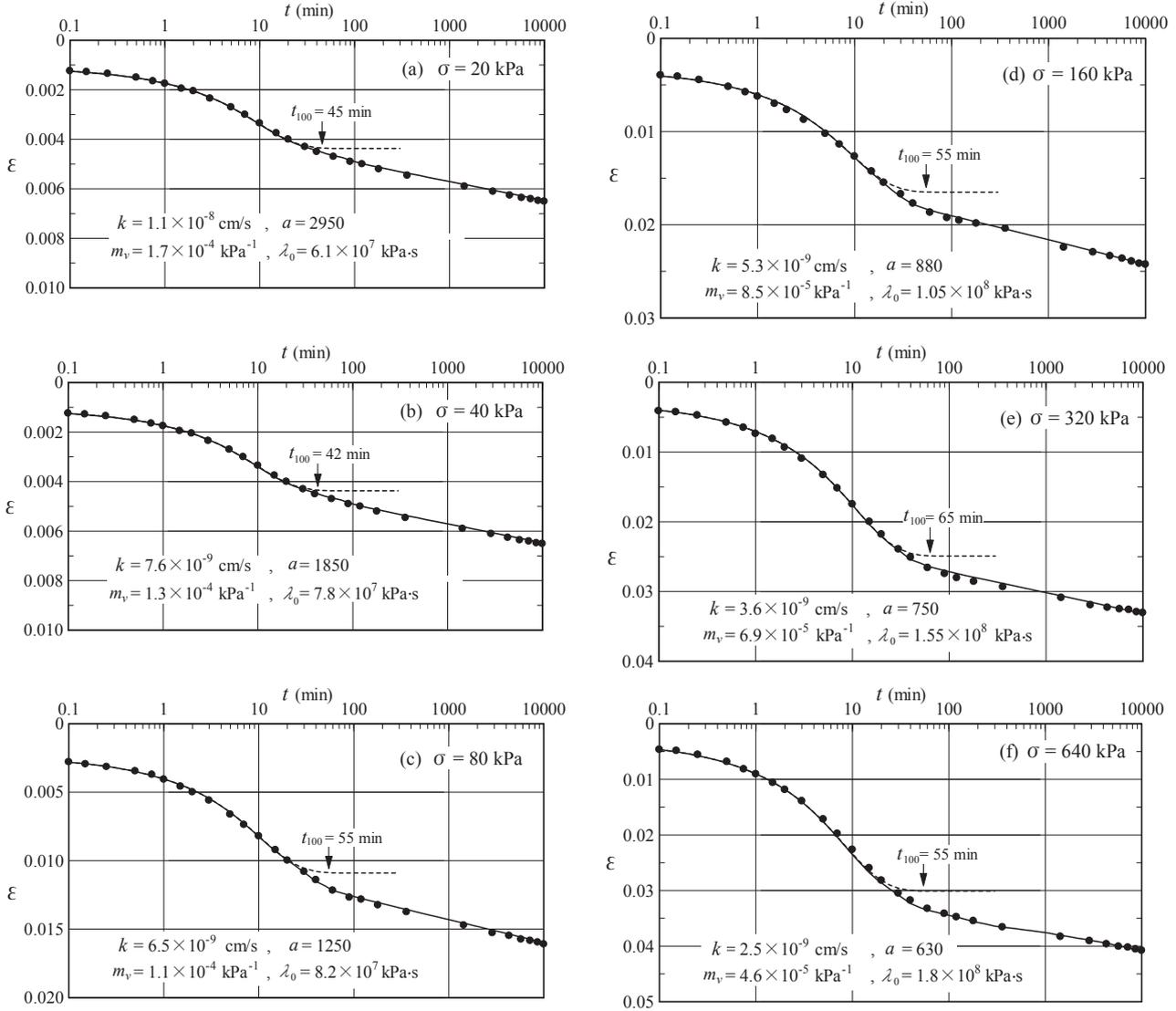


Fig. 7 Comparison of laboratory test data (points) and the temporal rate of consolidation according to the viscoelastic consolidation equation (solid lines).

Fig.7 は実施した一週間圧密試験データに対する粘弾性圧密方程式(18)による再現結果を示したものである。再現計算は式(18)を差分法で、初期厚さ H_0 の粘土の上半分について上端排水面の境界条件 $\sigma_e = \text{一定}$ 、下端対称面の境界条件 $\partial\sigma_e/\partial z = 0$ とし、時間差分スキームには Crank-Nicolson 法を用いた。 t 時間レベルの有効応力分布が得られた後、式(11)を用いて骨格点の粘性ひずみ増分

を計算し、粘性係数を更新しながら同一時間レベルで収束解が得られるまで演算を繰り返した。数値計算過程で注意を払うべき点として、式(11)および式(18)で粘性ひずみの変化がその時間レベルのひずみ量の指数関数で変化するため(超越関数を含む微分方程式)、解の振動発散が生じやすいことである。それを防ぐには、繰り返し計算における減速緩和(Under-relaxation)の導入が有効である。

Table 1 Consolidation constants and viscoelastic properties from laboratory test data.

σ (kPa)	t_{50} (min)	k (cm/s)	m_v (kPa $^{-1}$)	C_v (cm 2 /min)	C_α	a	λ_0 (kPa \cdot s)
20	4.7	1.1×10^{-8}	1.7×10^{-4}	0.0388	0.0007	2950	6.1×10^7
40	5.5	7.6×10^{-9}	1.3×10^{-4}	0.0351	0.0012	1850	7.8×10^7
80	5.0	6.5×10^{-9}	1.1×10^{-4}	0.0355	0.0018	1250	8.2×10^7
160	3.1	5.3×10^{-9}	8.5×10^{-5}	0.0374	0.0026	880	1.05×10^8
320	5.3	3.6×10^{-9}	6.9×10^{-5}	0.0313	0.0030	750	1.55×10^8
640	4.2	2.5×10^{-9}	4.6×10^{-5}	0.0329	0.0036	630	1.80×10^8

Fig.7の結果から、粘弾性圧密方程式は全ての圧密圧力段階に対して実験結果を良好な精度で再現し得ている。特に曲線定規法による一次圧密の終了付近から二次圧密に移行する部分、その後ひずみが直線的に増加する二次圧密区間全体を高精度で追跡し得ている。いずれの圧密圧力においても、粘性ひずみの発生は一次圧密終了前の90%あたりから現れており、Terzaghi理論に基づく一次圧密領域の圧密係数の決定において、 \sqrt{t} 法で経験的に90%圧密時間を用いることを考えると大変興味深い。

Table 1は再現計算に用いた粘弾性定数を纏めたもので、一次圧密に対する圧密係数 c_v はほぼ一定の値を示すものの、二次圧密に関わる初期粘性係数 λ_0 と粘性増加係数 a は圧密圧力の大きさによって変化する。Fig.8にその変化をグラフ化して示した。

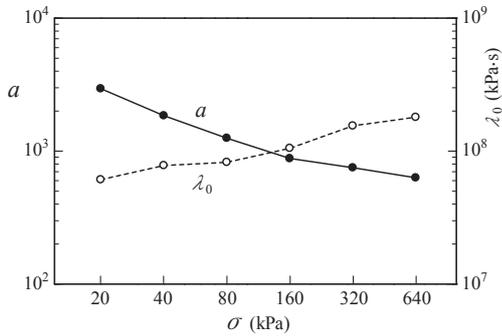


Fig. 8 Changes in a and λ_0 with consolidation pressure.

粘弾性圧密方程式による圧密計算では、骨格の瞬時圧縮による弾性ひずみ成分と粘性圧縮によるひずみ変化をそれぞれ分離して求めることが可能である。Fig.9は圧密圧力80 kPaのケースについて、式(18)において λ_0 を ∞ とにおいて計算した瞬時圧縮のみによる粘土骨格のひずみ変化(Terzaghi理論)と、 $m_v=0$ として計算した粘性圧縮のみによるひずみ変化を示したものである。図から、粘性ひずみは圧密開始後 $t=3$ minあたりから発現し、45 minくらいまで次第に増加していくが、45 min以降は時間の対数に比例した直線的な増加(二次圧密)を示す。ここで、二次圧密の顕著な増加が一次圧密の90%付近から始まる点と、粘性圧縮の発現が一次圧密の50%圧密時間(Table 1の t_{50} 参照)付近から現れる点は興味深い結果である。80 kPa以外の圧密圧力についても同様の結果が認められた。

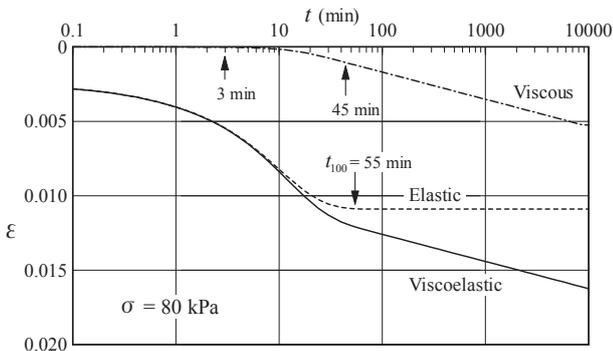


Fig. 9 Components of elastic and viscous compression in the time-consolidation curve.

5. 粘土層厚の増大に伴う圧密曲線の変化

次に、室内において層厚2cmの粘土供試体に対して行われる標準圧密試験から得られる粘弾性圧密定数をもとに、原位置における厚い飽和粘土地盤の圧密沈下予測を行う際の問題について考察する。これはいわゆる圧密現象における相似則に係わる問題である。

室内での圧密試験では、載荷とともに粘土内の間隙水は非常に大きな動水勾配の下で排水されるため、間隙水の流動則にDarcy則を仮定することは十分妥当である。しかし、粘土層厚の増大すなわち排水距離が増すにつれ粘土層内の動水勾配は次第に低下し、Darcy則から外れた非Darcy流れが発生する。筆者らは別論^{7,8)}で、標準圧密試験の圧密容器を用いた飽和粘土の透水試験からFig.10に示す結果を得ている。

その研究では、難透水性の粘土においては下限動水勾配 i_c を超えるまでは間隙水の流動速度は極めて小さく、Darcy則の透水係数よりも透水係数が非常に小さくなるため、原位置の層厚が大きい粘土層においては、圧密沈下速度にかなりの遅れが生じることを明らかにしている。透水試験で用いた粘土は本研究で用いた粘土と同じものであるため、Fig.10の圧密圧力80 kPa ($i_c=10$)の透水試験結果を用い、前章で展開した粘弾性圧密方程式による圧密沈下解析に非Darcy流れを組込んだ解析を試みる。

Darcy則を前提とした間隙水の保存則は式(18)の右辺で与えられるが、非Darcy流れによる非線形透水則では動水勾配の位置的变化による透水係数の変化を考慮して

$$m_v \frac{\partial \sigma_e}{\partial t} + \frac{\sigma_e}{\lambda_0 e^{a\varepsilon}} = \frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial \sigma_e}{\partial z} \right) \quad (19)$$

なる形の方程式を考え、粘土内の物体点における動水勾配が $i \geq i_c$ の場合にはDarcy則に従う k を、 $i < i_c$ の場合には次式で与えられる k_{ND} を用いる。

$$k_{ND} = k \frac{i}{i_c} \quad (20)$$

この結果、方程式(19)はさらに複雑な非線形性を示すことになるが、数値解析における繰り返し演算の手法に大きな変更はない。

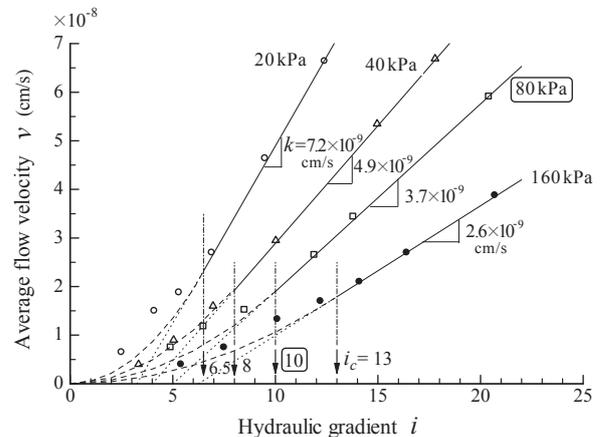


Fig. 10 Relationship between hydraulic gradient and average pore water velocity^{7,8)} (in the low hydraulic gradient region).

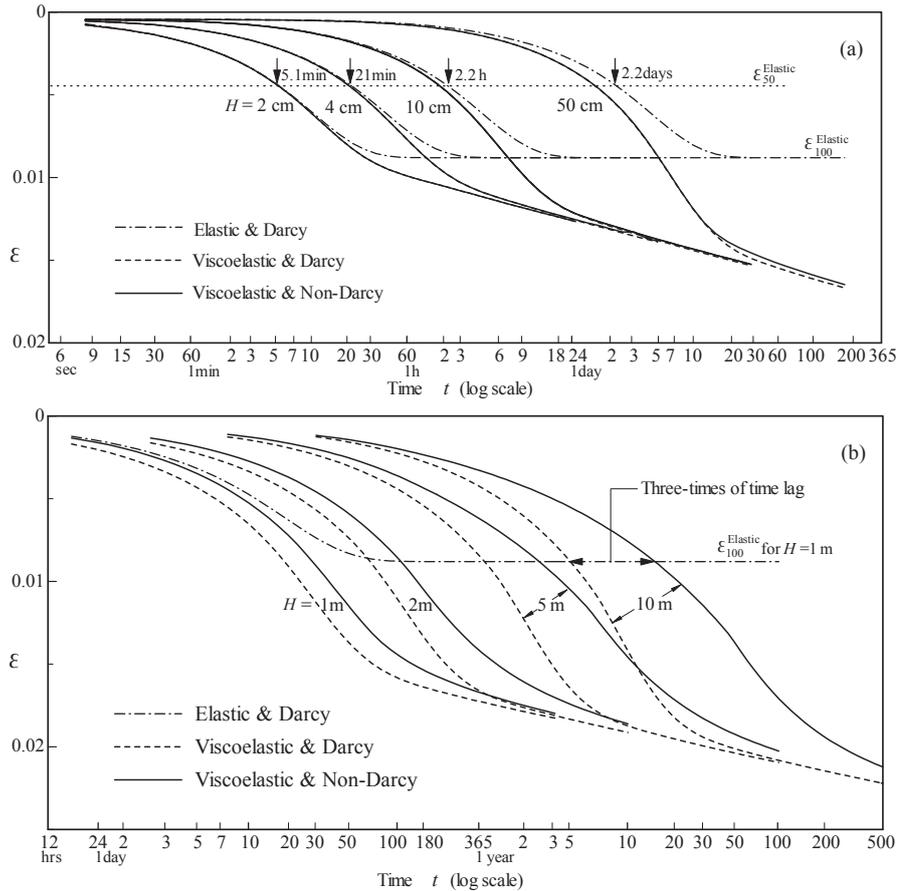


Fig. 11 Effects of non-Darcy flow on the time-consolidation curves through increasing in clay thickness.

Fig.11 は粘土層厚 H を標準圧密試験の 2 倍(4cm), 5 倍(10cm), 25 倍(50cm), 50 倍(1m), 100 倍(2m), 250 倍(5m), 500 倍(10m) に変えて計算した時間-圧密曲線である。図によると、線形圧密理論((a)の ---- 線)では当然ながら排水距離の 2 乗則が成立しており、圧密完了時の粘土層全体のひずみは粘土層厚によらず同じ大きさに行き着く。一方、骨格の粘弾性圧縮と Darcy 則に基づく圧密曲線(---- 線)は、一次圧密中から発生する粘性圧縮の影響により粘土層厚が増すほど粘性ひずみが早期から増加するため、排水距離の 2 乗則は成立しなくなる。しかし、過剰間隙水圧が消散し有効応力が一定の状態では同じクリープ曲線(二次圧密曲線)に漸近し、いわゆるアイソタックが成立している。このことは、粘土の骨格点(物体点)に関する応力-ひずみ関係に関する構成則が同一である限りひずみの発生率は同一であることを意味する。さらに、粘土層厚が増すにつれ、二次圧密は長期にわたる一次圧密の中に含まれていく様子が見て取れる。

非 Darcy 流れの影響は層厚 50 cm までではごくわずかであるが((a)図)、層厚 1 m 以上 ((b)図)では圧密速度にかなりの差がみられる。層厚 10m では、一次圧密終了時で見ると約 3 倍の時間遅れが認められる。その結果、層厚の増大につれ同一の二次圧密曲線に収斂するまでの時間が遅れるため、一次圧密終了後の粘性圧縮によるひずみの増加率が変化している途中では、見かけ上アイソタックは成立しない状況を Fig.2 の実験結果は示しているのではないかと考えられる。

6. 既往の圧密研究における本研究の位置づけ

土質力学において圧密問題は Terzaghi がその基礎理論を発表して以来、数多くの実験的・理論的研究が積み重ねられてきた。粘土の骨格が弾性体(非線形弾性も含めて)であるならば Terzaghi 理論で十分圧密予測が可能であるが、現実の粘土の骨格は顕著な粘性を示し、圧密挙動は非常に複雑である。今井は著書「飽和粘土の一次元圧密¹⁰⁾」でそれまでの圧密研究の流れを総括し、圧密過程における粘土骨格の弾性(非線形弾性)変形、塑性変形、粘性変形に関わる力学的特性を精査した後、既往の研究成果^{11,12,13 他)}を踏まえて骨格の粘性圧縮と間隙水の非線形流動則を組み込んだ圧密解析を示している。圧密解析では通常、骨格ひずみ ϵ の代わりに間隙比 e が用いられるが、ひずみ変化と間隙比変化の間には以下の関係がある(e_0 は初期間隙比である)。

$$d\epsilon = -\frac{de}{1+e_0} \quad (21)$$

今井は、間隙比 e の変化を次のように時間非依存の圧縮(瞬時圧縮)成分と時間依存の圧縮(粘性とクリープ)成分に分けて考え(Fig.12),

$$de = \left(\frac{\partial e}{\partial \sigma_e}\right)_t d\sigma_e + \left(\frac{\partial e}{\partial t}\right)_{\sigma_e} dt \quad (22)$$

両成分の圧密過程における変化を詳細に検討した結果、瞬時圧縮成分と粘性圧縮成分の変化は骨格点に作用する

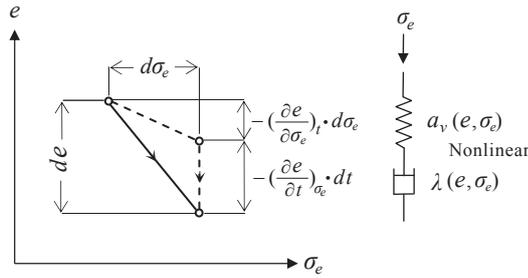


Fig. 12 Components of time-independent and time-dependent compression of the clay skeleton.

有効応力と間隙比の状態に依存することを明らかにした (\dot{e}, e, σ_e 状態曲面による考察). すなわち, 一次圧密・二次圧密の区別なしに骨格点のひずみ変化は

$$\dot{e} = f(e, \sigma_e) \quad (23)$$

なる構成関係で与えられると主張した. また, 論の最後では吉国^{14,15)}による非線形弾粘性モデル(多くのレオロジー特性を総括した上での提案 (Fig.12の右側))を紹介し, その挙動は著者の考えと軌を一にすると述べている.

筆者らが展開した粘弾性圧密方程式(18)(19)は, これまでの圧密研究の成果や考え方と方向性を同じくし, 式(23)の構成関係を具体的な構成式として圧密方程式に組み入れたこと, 構成式に含まれる粘弾性定数が現行の標準圧密試験を通じて得られるデータから容易に決定可能であることを示したことが一つの前進と考えられる.

7. あとがき

本研究は, 圧密に関する既往の研究成果から明確となった粘土骨格の粘性圧縮効果を取り入れた粘弾性圧密方程式を誘導し, 方程式に含まれる圧密定数の力学的特性について考察するとともに, 室内で実施した長期圧密試験結果に対し理論の再現性を検討したものである. 本研究により得られた知見を要約すると以下のとおりである.

- 1) 圧密中の粘土骨格の変形に対する応力-ひずみ関係として, 瞬時圧縮と粘性圧縮とが同時進行する Maxwell 体による粘弾性構成式を適用し, 粘性圧縮に係わる粘性係数の変化を粘性ひずみの指数関数として与えることにより, 一次圧密完了後の粘性圧縮が時間の対数に比例して生ずることを明らかにした. 骨格の粘性増加係数 a (本文中式(11)~(14))は, 標準圧密試験の後半で測定される二次圧密係数 C_a から決定できることを示した.
- 2) 室内で実施した一週間長期圧密試験結果に対し, 粘弾性圧密方程式による再現計算を行ったところ, 一次圧密・二次圧密を含めた圧密の時間変化全体が良好に再現し得た. 粘性圧縮は実質的に一次圧密量の 50%付近から発現し, 90%付近から顕著な増加を示しながら最終的に時間の対数に比例する二次圧密に至ることを示した.
- 3) 粘土層厚の増大に伴う圧密量-時間変化については, 一次圧密中から発生する粘土骨格の粘性圧縮の影響により排水距離の 2 乗則は成立しなくなる. 過剰間隙水圧が消散し有効応力が一定の状態では, 粘土層厚が増しても

同じクリープ曲線に漸近し, アイソタックが成立する. 低動水勾配における非 Darcy 流れは層厚の増大につれてその影響が顕著に現れ, 二次圧密曲線に収束するまでの時間が次第に遅れる結果, 一次圧密終了後の粘性圧縮ひずみが増加している途中では見かけ上アイソタックが成立しない状況を呈するのではないかと考えられる.

参考文献

- 1) K. Terzaghi: *Theoretical Soil Mechanics*, John Wiley & Sons, New York (1943)
- 2) 地盤工学会「土質工学ハンドブック」第 5 章 土の圧縮と圧密, pp.146-185 (1982)
- 3) 井野大星・横溝純一・村上文都・本間重雄: 粘土骨格変形の粘弾性構成式に基づく一次元圧密方程式, 東海大学紀要工学部, Vol.54, No.2, pp.39-44 (2014)
- 4) 地盤工学会「土の試験実習書—第二回改訂版—」, 第 18 章 圧密試験, pp.121-132 (1992)
- 5) T. Ino, S. Honma: One-dimensional consolidation equation based on the viscoelastic constitutive equation of clay skeleton deformation, Proc. 5th Int. Conf. ICEAS, pp.432-445 (2015)
- 6) H. Abohi: An experimental investigation on the similitude in the consolidation of a soft clay, including the secondary creep settlement, Proc. 8th Int. Conf. SMFE. Vol.4-3, pp.88-89 (1973)
- 7) 村上文都・井野大星・横溝純一・本間重雄: 飽和粘土の低動水勾配域における非ダルシー流れが一次元圧密沈下速度に及ぼす影響, 東海大学紀要工学部, Vol.54, No.2, pp.51-56 (2014)
- 8) A. Murakami, S. Honma: Effect of non-Darcy flow in the low hydraulic gradient region on the progression of one-dimensional consolidation of saturated clay, Proc. 5th Int. Conf. ICEAS, pp.67-78 (2015)
- 9) Y. Klausner: *Fundamentals of Continuum Mechanics of Soils*, Chap.11 Volumetric Stress-Strain Phenomena, Springer-Verlag London, pp.263-342 (1991)
- 10) 今井五郎「飽和粘土の一次元圧密, わかりやすい土質力学原論 (第1回改訂版)」地盤工学会, pp.187-239 (1992)
- 11) L. Bjerrm: Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings, *Geotechnique*, Vol.17, pp.81-118 (1967)
- 12) J.E. Garlanger: The consolidation of soils exhibiting creep under constant effective stress, *Geotechnique*, Vol.22-1, pp.71-78 (1972)
- 13) J.G. Hawley, D.L. Borin: A unified theory for consolidation of clays, Proc. 8th Int. Conf. SMFE (1-3), pp.107-119 (1973)
- 14) 吉国 洋: 軟弱粘土の圧密曲線と圧縮曲線に対する一つの解釈(I), 第 25 回土質工学研究発表会講演概要集 (1), pp.307-310 (1990)
- 15) 吉国 洋: 軟弱粘土の圧密曲線と圧縮曲線に対する一つの解釈(II), 土木学会第 45 回年次学術講演会概要集 (3), pp.244-245 (1990)