

二次圧密を考慮した一次元圧密解析における圧縮指数

今村紘子^{*1}・外崎明^{*2}・杉山太宏^{*3}・赤石勝^{*4}

Compression Index in One-dimensional Consolidation Analysis Taking Account of Secondary Compression

by

Hiroko IMAMURA, Akira TONOSAKI, Motohiro SUGIYAMA and Masaru AKAISHI

(Received on March 31, 2008 and accepted on July 9, 2008)

Abstract

To describe the delayed compression behavior, a system of approximately parallel $e\text{-}\log p$ relations is introduced in one-dimensional consolidation analysis. In this widely used diagram, compression index λ is commonly adopted to calculate the instant compression component of the settlement which occurs on increase of effective stress. To check the effect of secondary compression on the compression index, this paper is concerned with the relationship between the void ratio and the effective stress for the component of primary consolidation, namely the instant compression index showing the tangent of the slope angle of $e\text{-}\log p$ line. Consolidation time curves obtained from oedometer test have been compared with the result of one-dimensional consolidation analysis incorporated with two types of the compression index that include or does not include secondary compression. It is shown that the change in void ratio estimated by the traditional compression index λ includes the component of secondary consolidation and also leads to the overestimation of consolidation settlement.

Keywords: One-dimensional consolidation, Secondary compression, Compression index, Clay, Peat

1. 緒 言

一次元圧密解析に関する多くの研究では、測定する全圧密量を有効応力変化に伴う一次圧密量と時間に依存する二次圧密量の和として扱うため、一次圧密量と二次圧密量をそれぞれ正確に把握することが必要である¹⁾。しかし、一次圧密中発生している二次圧密挙動は把握できない。全圧密量から一次圧密量と二次圧密量を分離測定できないためである。

ところで、圧密沈下量の予測に必要な圧縮指数は、鉛直有効応力の関数として定義されている。圧縮指数は標準圧密試験の $e\text{-}\log p$ 曲線から求められるので、当然ながら二次圧密の影響を受けている。しかし、二次圧密を考慮した多くの一次元圧密解析において、圧縮指数に二次圧密の影響は含まれていないと仮定されている^{2)~4)}。この仮定に関する Crawford の実験では、載荷時間間隔の異なる圧密試験から得られる $e\text{-}\log p$ 曲線は、互いにほぼ平行であり、間隙比の差は二次圧密によるものと考えられている⁵⁾。仮に、一次圧密中に発生する二次圧密を無視できるとすれば、一次圧密終了毎に載荷した圧密試験から得られる圧縮指数は、標準圧密試験から得られるそれと同じ大きさになるであろう。また、遅延圧縮を考慮した一次元圧密解析法に関する Bjerrum の概念図でも、圧密時間の異なる $e\text{-}\log p$ 曲線は、

互いにほぼ平行に描かれており、圧密時間が1桁異なるとほぼ二次圧密係数に等しい間隙比の変化となっている⁶⁾。したがって、これらの考え方によれば標準圧密試験から得られる圧縮指数に二次圧密量は含まれないことになる。しかし、二次圧密は一次圧密中にも発生している¹⁾⁷⁾。また、各載荷段階で発揮される二次圧密速度が違えば、載荷時間間隔の異なる $e\text{-}\log p$ 曲線は、平行にならない筈である。二次圧密を考慮した一次元圧密解析において、有効応力増分のみ依存する一次圧密量を評価する圧縮指数が二次圧密量の影響を受けていれば、正確な一次元圧密沈下量の予測は困難である。

この報告では、二次圧密速度の大きな土の一次元圧密試験から一次圧密中に発生していると考えられる二次圧密挙動を推定している。また、一次圧密中の二次圧密挙動を規定する簡単な二次圧密モデルを提案し、有効応力変化に伴う一次圧密量のみで定義される圧縮指数を用い、一次圧密中に発生する二次圧密が、全圧密量(圧縮指数)に及ぼす影響を調べている。多次元圧密解析における精緻な弾粘塑性構成式として高く評価されている関口・太田モデルでは、一次圧密中に発生する二次圧密は考慮せず、標準圧密試験の二次圧密を含む全圧密量で定義する一般的な圧縮指数によって一次圧密量を求めている⁸⁾。提案法と関口・太田モデルを用いた一次元圧密解析結果の比較から圧縮指数と二次圧密の関係を明確にしている。

*1 工学研究科土木工学専攻

*2 金沢工業大学環境土木工学科教授

*3 工学部土木工学科准教授

*4 工学部土木工学科教授

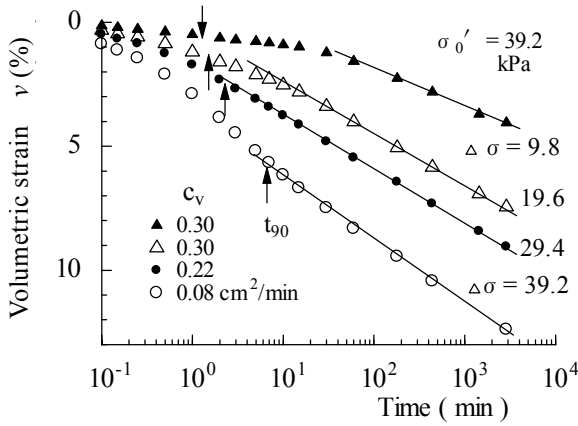


Fig.1 Consolidation time curves (Peat)

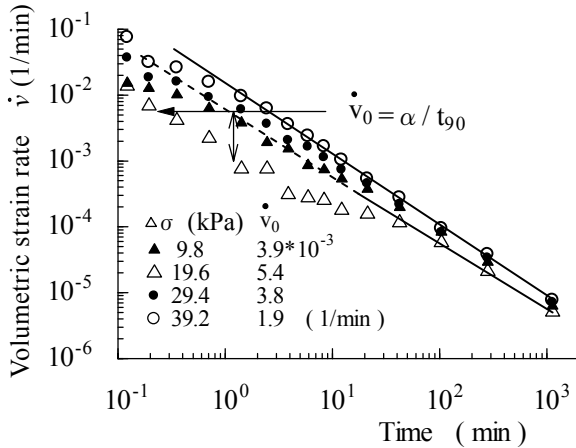


Fig.2 Time-volumetric strain rate relation (Peat)

2. 試料および実験方法

シンウオールサンプリングによって神奈川県伊勢原市内で採取した泥炭と茨城県日立市内で採取した粘土を用いて一次元圧密試験を実施した。泥炭の平均湿潤密度 1.2 g/cm^3 、土粒子の密度 2.3 g/cm^3 、自然含水比 350%、強熱減量 4.0%、粘土の自然含水比 121%、土粒子の密度 2.7 g/cm^3 、液性限界 96%、塑性限界 44%である。泥炭と粘土それぞれの圧密降伏応力に近い圧密圧力 $\sigma_0 = 39.2 \text{ kPa}$ あるいは 68.7 kPa で一日間圧密した後、大きさの異なる圧密荷重増分 $\Delta\sigma$ を載荷し圧密量の経時変化を測定した。泥炭試料では $\Delta\sigma$ を載荷して2日間測定、粘土試料は1日間隔と7日間隔で載荷する荷重増分比が1の一次元圧密試験を行い、載荷時間間隔が $e\text{-log } p$ 曲線や二次圧密挙動に及ぼす影響を調べた。なお、粘土試料の試験は再現性を確かめるために2供試体以上で行っている。

3. 実験結果と考察

泥炭の一次元圧密試験における圧密量と体積ひずみ速度の経時変化をそれぞれ Fig.1 と Fig.2 に示した。Fig.1 の圧密量-時間曲線から、圧密量が時間の対数に比例して発生する二次圧密挙動 (図中の直線) が観察される。 \sqrt{t} 法で求めた圧密時間 t_{90} を Fig.1 中に矢印で示した。圧密荷重増分比 $\Delta\sigma/\sigma$ が1未満の試験結果に \sqrt{t} 法を適用することに問題もあるが、ここでは便宜的に利用した。こうして求めた t_{90} と圧密量が時間の対数に比

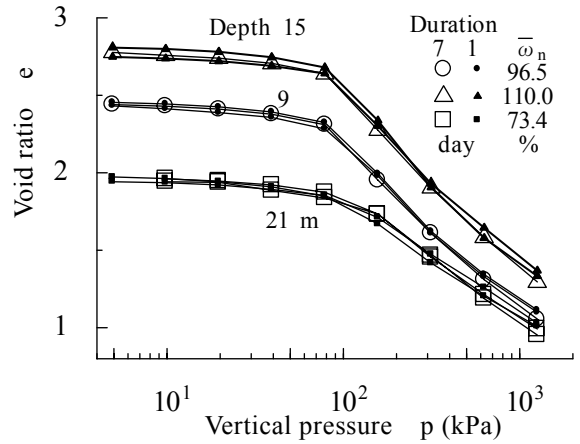


Fig.3 $e\text{-log } p$ curves for different increment duration

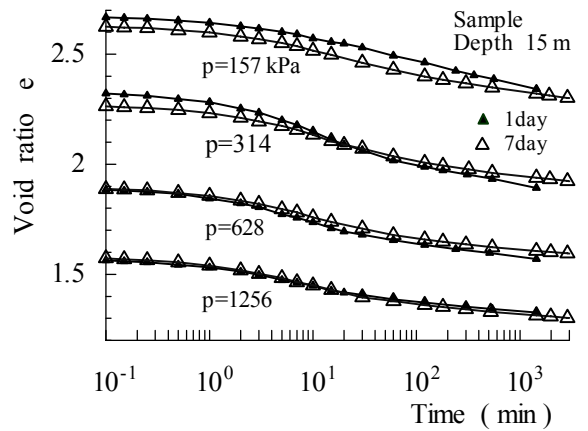


Fig.4 Void ratio time curves (Clay)

例する直線の始まりの時間とはかなり異なっている。 t_{90} と大きく変わらない圧密時間で一次圧密が終了するものとするれば、一次圧密量と1日後の全圧密量の比は0.15~0.6の範囲となる。泥炭の全圧密量に占める二次圧密量は極めて大きいと言える。また、Fig.2 に示した体積ひずみ速度と時間の関係では、圧密末期に両対数紙上で直線関係が認められる。二次圧密が一次圧密中も時間の対数に比例して発生するとすれば、二次圧密による体積ひずみ速度を示す図中の直線関係を圧密開始時間直後まで延長できる。しかしそれでは、二次圧密による体積ひずみ速度が全体積ひずみ速度の実測値よりも大きくなってしまふ。図中の \dot{v}_0 は関口・太田モデルにおける一次圧密終了時の体積ひずみ速度 (次章、式(1)参照) で、体積ひずみで定義する二次圧密係数 α と t_{90} の比 $\dot{v}_0 = \alpha / t_{90}$ として求めたものである⁹⁾。矢印で示した圧密荷重 $\Delta\sigma = 19.6 \text{ kPa}$ ($\Delta\sigma/\sigma = 0.5$) の \dot{v}_0 を例にして、図のように圧密後半の直線を破線のように延ばすと、 \dot{v}_0 が \dot{v} を上回る値になる。圧密が進行し一次圧密終了に近い t_{90} に近づくと、 \dot{v}_0 が突然、図中矢印で示したような大きな値になるとも考えにくい。前の載荷段階における最終圧密時間の体積ひずみ速度は平均 $1.3 \times 10^{-6} \text{ (1/min)}$ と \dot{v}_0 よりもかなり小さい。したがって、前の載荷段階の二次圧密速度が一次圧密終了に近い t_{90} 頃の全体積ひずみ速度 $10^{-4} \sim 10^{-2} \text{ (1/min)}$ まで、一次圧密中徐々に増加したと考えるのが合理的である。

Fig.3 は、不攪乱粘土に対して行った載荷時間間隔が1日と7日の $e\text{-log } p$ 曲線を比較したものである。圧密時間の長短によらず $e\text{-log } p$ 曲線は互いに平行であるが、重なり合っている。二

次圧密の発生する圧密時間が長くて e - $\log p$ 曲線の位置と間隙比の大きさにはほとんど違いがない。Crawford の実験結果や Bjerrum の遅延圧縮の概念図とは全く異なる試験結果である⁵⁾。正規圧密領域の圧密量-時間曲線の例として、深度 15m から採取した試料の結果を Fig.4 に示した。7 日間隔載荷の C_a が少し小さめとなり、載荷時間間隔の異なる圧密量-時間曲線の形状に若干の差が認められる。そこで、二次圧密係数 C_a と圧密圧力の関係を調べたのが Fig.5 である。全ての試料の C_a は圧密降伏応力付近で最大となり、圧密圧力の増加とともに著しく減少している。また採取深度 21m を除き、正規圧密領域における 7 日間隔載荷の C_a は 1 日間隔載荷のそれよりも小さくなっている。

このように、載荷時間間隔によって圧密量-時間曲線の形状や二次圧密係数は異なる。しかし、Fig.3 のように e - $\log p$ 曲線にはその影響が認められないことから、本試料に関して言えば、正規圧密領域の e - $\log p$ 曲線は間隙比速度一定線ではないと考えられる^{1),4)}。

4. 二次圧密モデルと圧縮指数

関口・太田モデルの一次元圧密における体積ひずみ v は、式(1)で表される⁸⁾。

$$v = v_p + v_t \tag{1}$$

$$= \frac{\lambda}{1+e_0} \ln(\sigma/\sigma_0) + \alpha \ln(\dot{v}_0/\dot{v})$$

ここに、 λ は圧縮指数、 e_0 は初期間隙比、 σ は鉛直有効応力、 σ の下付添え字 0 は載荷前を意味する。 \dot{v} は体積ひずみ速度、 α は $\dot{v}_0 = \alpha/t_{EOP}$ であり t_{EOP} は一次圧密終了時間である。この報告では有効応力を示すプライムを省略する。また、式(1)右辺第一項は有効応力変化に伴う体積ひずみで一次圧密量 (v_p)、第二項は圧密時間 t_{EOP} 以降で発生する二次圧密量 (v_t) である。

著者らは一次圧密中に発生する二次圧密を考慮した体積ひずみに関する式(2)を提案している¹⁰⁾。

$$v = v_p + v_t \tag{2}$$

$$= \frac{\lambda^*}{1+e_0} \ln(\sigma/\sigma_0) + \alpha \ln(\dot{v}_i/\dot{v}_t)$$

$$\dot{v}_t = \dot{v}_i \exp(-v_t/\alpha) \tag{3}$$

$$\dot{v}_i = \dot{v}_f \exp\left(\frac{(\lambda - \lambda^*) \ln(\sigma/\sigma_0)}{\alpha(1+e_0)}\right) \tag{4}$$

ここに、 λ^* は一次圧密量のみで定義する圧縮指数、 \dot{v}_i は $v_t = 0$ 時の二次圧密による体積ひずみ速度である。また、 \dot{v}_f は圧縮指数 λ を決定した圧密時間 (圧密試験では 24 時間) の二次圧密による体積ひずみ速度である。

式(2)を変形して式(3)が得られ、式(3)中の \dot{v}_i は式(4)から求める。したがって、提案式(2)では一次圧密中から発生する二次圧密を仮定し、一次圧密量のみで定義する圧縮指数 λ^* を用いている点が式(1)との違いである。なお、一般的な標準圧密試験の e - $\log p$ 曲線から得られる圧縮指数 λ が、一次圧密量のみで定義する圧縮指数 λ^* と同じ値か否かを実験で確かめられない。

著名な関口・太田モデルの式(1)と提案式(2)との違いを、Fig.6 を用いて説明する。鉛直有効応力 σ_0 が Fig.6 中の A 点から I 点、

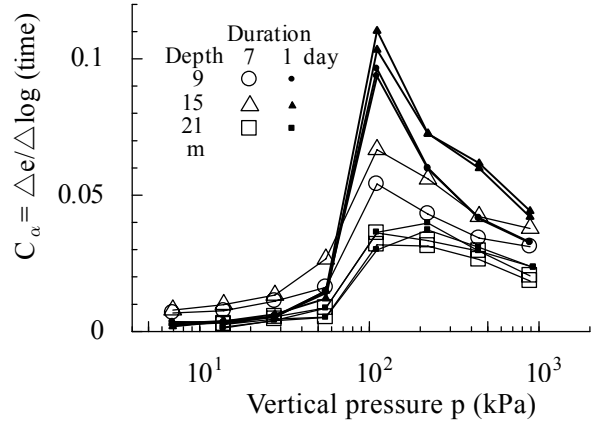


Fig.5 Coefficient of secondary compression C_a

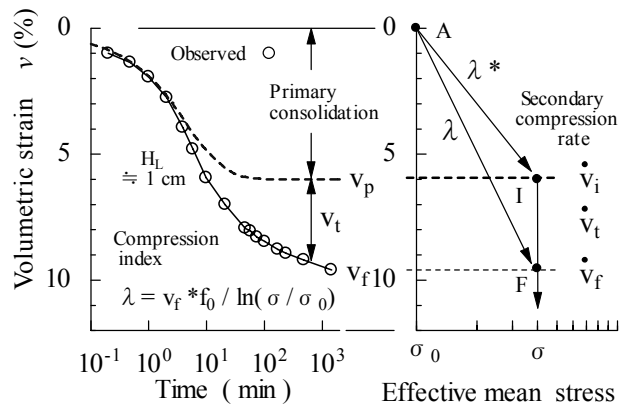


Fig.6 Volumetric strain - strain rate - effective stress relations

F 点の σ に変化して、 λ^* による一次圧密量 v_p (≈ 0.06) が生じると同時に、二次圧密速度は $\dot{v}_t (= \dot{v}_i) > 0$ となる。圧密時間 1 日で二次圧密量 v_t (≈ 0.035)、全沈下量 v_f (≈ 0.095) となり、F 点の体積ひずみ速度は $\dot{v}_t = \dot{v}_f$ である。式(1)では λ を採用しているため、一次圧密量 v_p は λ 値から $v_p \approx 0.095$ と計算される。F 点から二次圧密が発生するならば、1 日後の全圧密量は λ 値を決定した実測値よりも大きくなり、二次圧密量を二重に評価する過大な圧密量を予測することになる。

5. 一次元圧密解析と考察

5.1 圧密方程式と土質定数

式(5)で表わされる一次元圧密方程式の体積ひずみ速度に、式(2)右辺第一項から求めた \dot{v}_p 式(6)と式(3)の \dot{v}_t を代入し式(7)を得る。

$$\dot{v} (= \dot{v}_p + \dot{v}_t) = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \tag{5}$$

$$\dot{v}_p = -\frac{\lambda^*}{f_0 \sigma} \dot{u} = -\frac{1}{K} \dot{u} \tag{6}$$

$$\dot{u} = c_v^* \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + K \dot{v}_t \tag{7}$$

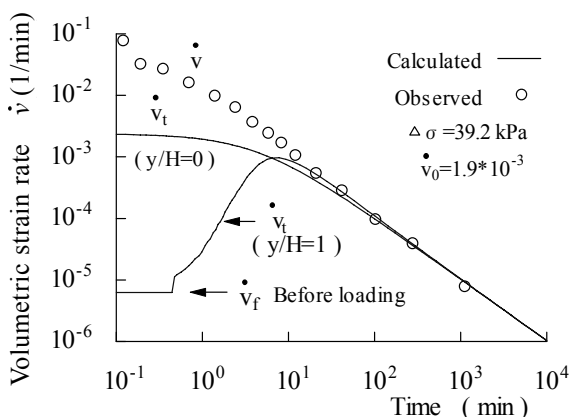


Fig.10 Relations of time and void ratio rate ($\Delta\sigma=39.2$ kPa)

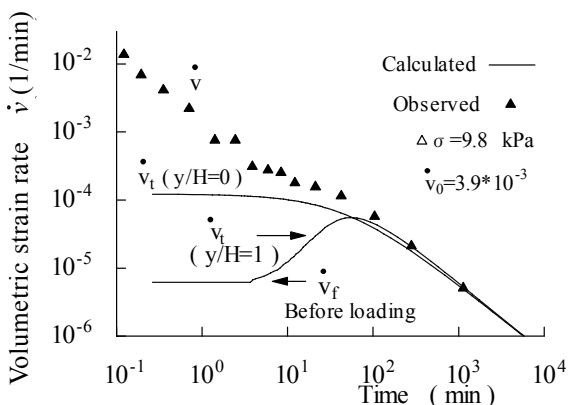


Fig.11 Relations of time and void ratio rate ($\Delta\sigma=9.8$ kPa)

の計算に圧縮指数値として λ^* ($=\lambda/2$)を、破線は実測値である λ を用いてそれぞれ計算した結果である。二次圧密を考慮した一次元圧密解析の圧縮指数に実測値 λ を用いると、過大な圧密量予測になることが明らかである。圧密荷重増分が最小の場合には圧縮指数 $\lambda/2$ を用いてもまだ、過大な圧密量予測になっている。この原因として、もうひとつの重要なパラメータ \dot{v}_0 の影響が考えられる。計算に使用した Table 1 の \dot{v}_0 は、 $\dot{v}_0 = a/t_{90}$ として \sqrt{t} 法の t_{90} から計算している。荷重増分比が小さくなると、圧密量-時間曲線が逆S型から二次圧密の卓越する上に凸な曲線となり Terzaghi の圧密形状から逸脱する。したがって、 \sqrt{t} 法からやや強引に求めた t_{90} が正確に求められていないことが原因の一つと考えられる。

5.3 DACSAR による計算結果と考察

関口・太田モデルを用いた有限要素法プログラム DACSAR による計算結果を Fig.13 に示した。Fig.12 と同じように破線の計算結果が Table 1 に示した圧縮指数 λ を用いた場合であり、実線で示した計算結果は圧縮指数 λ の 0.5 倍の値を採用した場合である。Fig.12 と同じように実測値から決定した圧縮指数 λ より小さい値を採用した実線の計算結果は、いずれも実測値に近くなる。この報告の計算では、計算結果と実測値の差を小さくするため Table 1 に示した K_0 値や透水係数に特別な考慮はしていないが、弾粘塑性構成式を用いた FE 解析による一次圧密量の計算にも、圧縮指数 λ でなく二次圧密の影響を受けない圧縮指数 λ^* を用いる必要性を示す結果と考えられる。

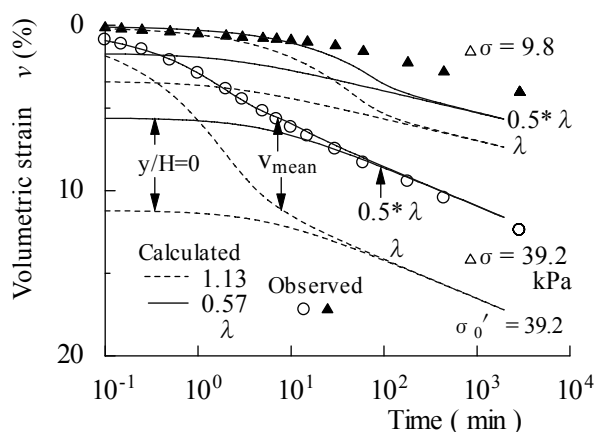


Fig.12 Observed and calculated consolidation time curves (Peat)

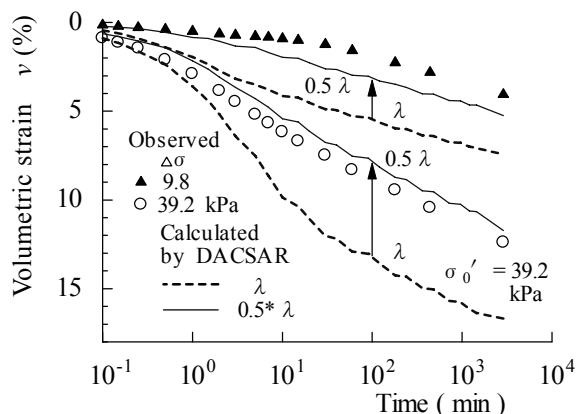


Fig.13 Observed and calculated consolidation time curves (Peat)

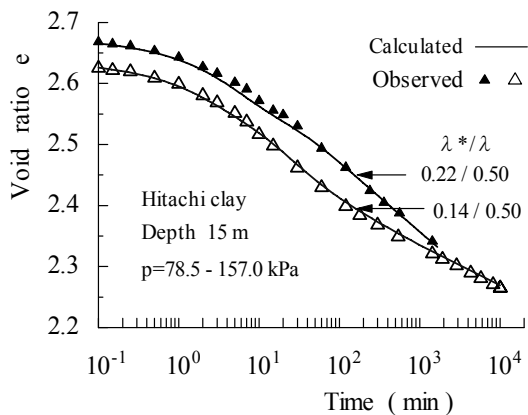


Fig.14 Observed and calculated void ratio time curves (Proposed method)

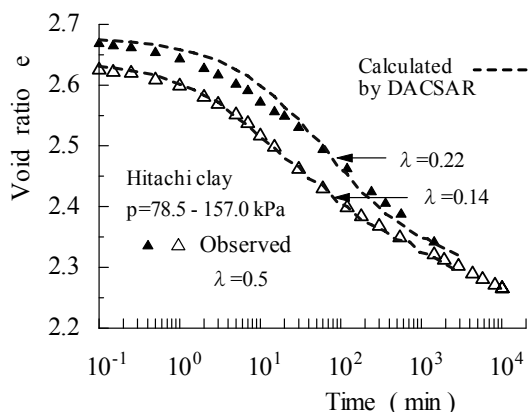


Fig.15 Observed and calculated void ratio time curves (DACSAR)

しかし、二次圧密の影響を受けない圧縮指数 λ^* を実験により求めることはできない。これまでの計算で採用した圧縮指数比 $\lambda^*/\lambda=0.5$ は仮定値である。全圧密量中の一次圧密量を意味する圧縮指数比 λ^*/λ が土によって異なることは、当然考えられる。そこで、Fig.4 に示した圧密量-時間曲線の中から、圧密降伏応力を超えた最初の荷重段階に対して提案法による再現計算を行った。その結果が Fig.14 の実線である。計算結果が実測値に一意するように設定した圧縮指数比 λ^*/λ は、1 日間隔載荷の場合 0.44, 7 日間隔のそれは 0.29 である。計算結果をこの試験結果に一致させるには、一次圧密量よりも二次圧密量が多くなる圧縮指数比 λ^*/λ の設定が必要となった。そこで、この λ^* 値を DACSAR の計算に使用して得られた結果が Fig.15 の破線である。DACSAR による計算では、有効応力変化に伴う一次圧密量を的確に表す圧縮指数を用いることで、精度良く実験結果を再現できることを Fig.15 は示している。一次圧密中から二次圧密が発生している場合、全圧密量から一次圧密量を分離測定しない限り、実験から二次圧密量の影響を受けない圧縮指数 λ^* を決定することは難しい。圧縮指数 λ^* の合理的設定法は、今後の課題である。

6. 結 言

一次元圧密試験とその再現計算結果の比較から、一次圧密中から発生する二次圧密が標準圧密試験の圧縮指数あるいは 1 日後の圧密量に及ぼす影響を検討した。得られた結果は次のように要約される。

- 1) 荷重時間間隔の異なる一次元圧密試験から得られる e -log p 曲線は、圧密時間の影響を受けない。粘性土の e -log p 曲線が、Crawford の実験結果や Bjerrum の遅延圧縮の概念図に示されるような e -log p 曲線群のようになるとは限らない。したがって、 e -log p 曲線が間隙比速度一定線とは限らない。
- 2) 一次圧密中に発生している二次圧密に着目した二次圧密に関する提案モデルでは、標準圧密試験の圧密量-時間関係の再現が可能である。提案法による泥炭や粘土の一次元圧密解析結果では、全圧密量中の一次圧密量、すなわち圧縮指数比 λ^*/λ は、0.5 以下であった。
- 3) 有効応力変化に伴う一次圧密量の計算に圧縮指数 λ を用いると、二次圧密量の二重評価により過大な圧密量を予測する。
- 4) 二次圧密速度は、荷重直後から一次圧密終了頃まで増加し、それ以降は減少すると推測される。
- 5) 関口・太田モデルの圧縮指数 λ を一次圧密量のみで定義すれば、過大な圧密量予測とならない弾粘塑性一次元圧密 FE 解析が可能である。

参考文献

- 1) 今井五郎：粘土の圧密機構—原論—，わかりやすい土質力学原論，土質工学会，pp.45-91，1987.
- 2) Sekiguchi, H. and Torihara, M. : Theory of one dimensional consolidation of clays with consideration of their rheological properties, Soils and Foundations, Vol.16, No.1, pp.27-44, 1976.
- 3) Murakami, Y. : A method for estimating the consolidation of a normally consolidated clay of some age, Soils and Foundations, Vol.20, No.4, pp.83-93, 1980.
- 4) Imai, G. and Tang, Y. : A constitutive equation of one dimensional consolidation derived from inter-connected tests, Soils and Foundations, Vol.32, No.2, pp.83-96, 1992.
- 5) Crawford, C. W. : Interpretation of the consolidation test, Proc. Of ASCE, Vol.90, SM5, pp.87, 1964.
- 6) Bjerrum, L. : Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings, Geotechnique, Vol.17, pp.81-118, 1967.
- 7) Taylor, D. W. : Fundamentals of Soil Mechanics, John Wiley & Sons, Inc., pp.243, 1948.
- 8) Sekiguchi, H. and Ohta, H. : Induced anisotropy and time dependency in clays, Proc. 9th ICSMFE, Specialty Session 9, Tokyo, pp.229-237, 1987.
- 9) Iizuka, A. and Ohta, H. : A determination procedure of input parameter in elasto-viscoplastic finite element analysis, Soils and Foundations, Vol.27, No.3, pp.71-87, 1987.
- 10) 今村紘子, 外崎 明, 杉山太宏, 赤石 勝：二次圧密を考慮した一次元圧密解析における圧縮指数，第4回地盤工学会関東支部発表会講演集，pp.412-413，2007.