

# 自然粘土の温度依存粘性挙動と一次元圧密特性

岐阜大学	正会員	八嶋 厚
岐阜大学	正会員	岡 二三生
ラバル大学		Serge Leroueil
元岐阜大学大学院		Iwan Guntoro

## 1. はじめに

粘土はさまざまな環境において、変動する温度の影響を受けている。季節変動、地球規模の地域格差等の恒常的なものや、都市施設から排出される熱、LNGタンクまわりの極低温、高レベル核廃棄物貯蔵の際のシール材に作用する高温などの人為的なものがある。また、自然粘土の強度・変形特性を明らかにするために行われる室内実験は、しばしば恒温室内で行われるが、恒温室の設定温度は実地盤の温度と必ずしも一致していない。したがって、恒温室で得られた自然粘土の力学特性が実地盤の力学特性を正確に反映しているとは限らない。温度によって粘土の力学挙動が変化する要因としては、透水係数の変化、粒子構造の変化、セメンテーションの促進、吸着水性の変化などが挙げられるが、そのメカニズムの全貌はいまだ明らかにされていない。

本研究では、足立・岡(1982)がすでに提案している正規圧密粘土の弾粘塑性構成式を、温度依存性パラメータの導入により拡張し、さまざまな温度環境のもとで粘土の力学挙動が表現できる拡張モデルの構築を図る。ただし、ここで提案するモデルの適用範囲の検証は実験結果等の制約により、かなり限られた温度条件のものである。提案した拡張モデルを有限要素解析プログラムに組み込み、カナダのBerthierville粘土を対象に実施された定ひずみ速度圧密試験をシミュレートした結果、提案モデルは異なる温度条件(5°C、20°C、35°C)のもとでの1次元圧密挙動をかなり正確に再現できることがわかった。

## 2. 自然粘土の粘性挙動

Boudali(1994)は、ひずみ速度と温度を種々に変えて、カナダのBerthierville粘土の定ひずみ速度圧密試験を実施した。供試体は、高さ20mm、直径71mmであり、上面排水条件である。供試体の平均鉛直有効応力 $\sigma'_v$ は、間隙水圧の鉛直方向放物線分布を仮定して、式(1)により算定した。

$$\sigma'_v = \sigma_v - u_0 - 0.67(u_b - u_0) \quad (1)$$

ここに、 $\sigma_v$ は鉛直全応力、 $u_0$ は背圧、 $u_b$ は供試体底面の間隙水圧である。この算定式の妥当性については、後に数値解析結果に基づいて検討する。

図-1は、ひずみ速度が $1 \times 10^{-5}$ と $1.6 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ 、温度が5°Cと35°Cの場合の実験結果である。図-1(a)より、同じ温度では、ひずみ速度が速いほど鉛直有効応力が大きくなる、また同じひずみ速度では、温度が高いほど鉛直有効応力が小さくなることがわかる。

図-2(a)には、さまざまな圧密試験(15通りの定ひずみ速度圧密試験(CRS)、7通りの長期圧密試験(Creep)、2通りの多段階圧密膨潤試験(MSL<sub>p</sub>およびMSL<sub>24</sub>)より求まる圧密降伏応力が、ひずみ速度の関数としてまとめられている。この図より、圧密降伏応力とひずみ速度は両対数軸上で直線関係が成り立つことがわかる。またその直線関係は温度によらず一定の傾きを有することがわかる。種々のひずみ速度および温度条件のもとで実施されたすべての圧密試験結果を、圧密降伏応力で正規化してプロットし直したものが、図-2(b)である。この図より、すべてのデータは狭い範囲にあり、この関係は次式で表現されることがわかる(Boudaliら, 1994)。

$$\sigma'_p = f(\dot{\epsilon}_1, T) \quad (2)$$

$$\sigma'_v / \sigma'_p(\dot{\epsilon}_1, T) = g(\epsilon_1) \quad (3)$$

## 3. 粘土の透水特性について

粘土の透水係数 $k$ は、粘土の構造特性のみから決定される固有透水係数 $K$ と、間隙水の粘性 $\mu$ および密度 $\rho$ 、さらには重力加速度 $g$ を用いて次式により求められる。

$$k = K \frac{\rho g}{\mu} \quad (4)$$

Modelling the temperature dependent viscous behavior and one dimensional consolidation behavior of natural clay, Atsushi YASHIMA, Fusao OKA nad Iwan GUNTORO (gifu University) and Serge LEROUEIL (Laval University)

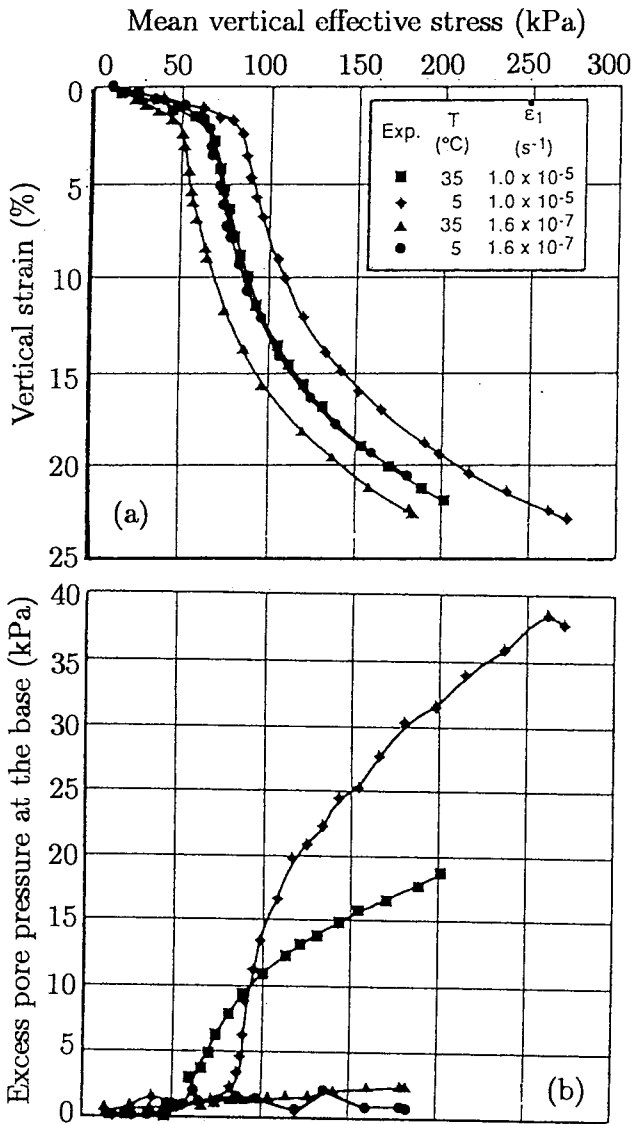
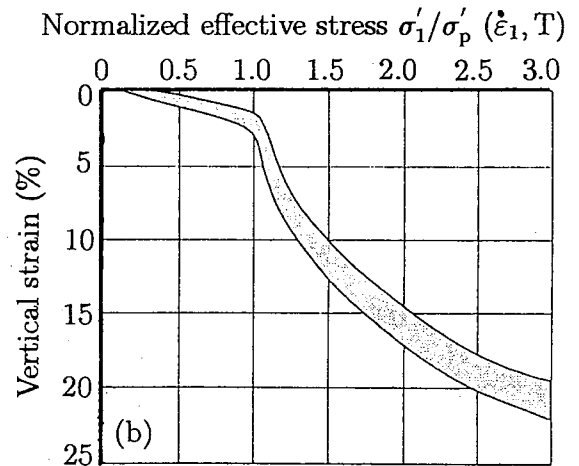
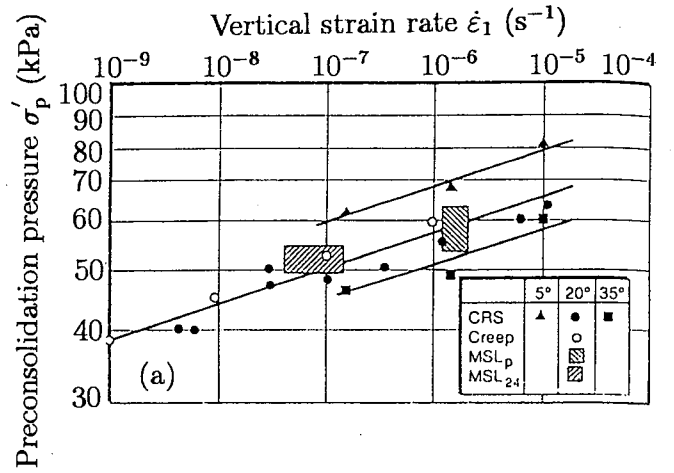


図-1 Berthierville 粘土の定ひずみ速度圧密試験結果



(From Kabbaj, 1985 and Boudali et al., 1994)

図-2 (a) 圧密降伏応力とひずみ速度との関係、(b) 圧密降伏応力で正規化した圧密曲線

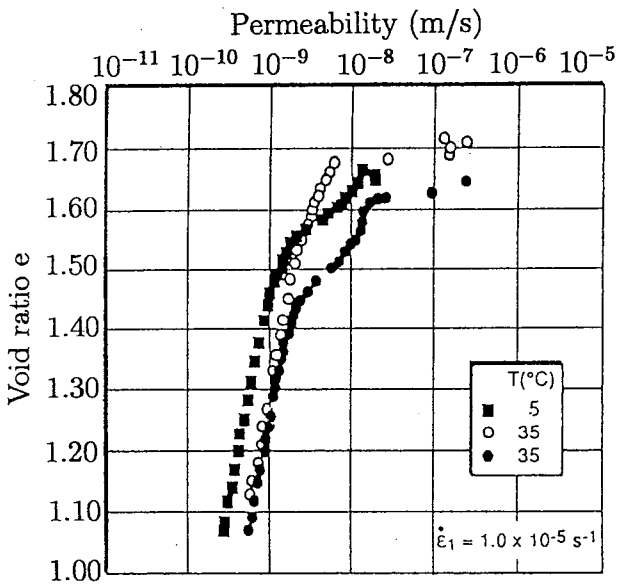


図-3 透水係数と間隙比の関係

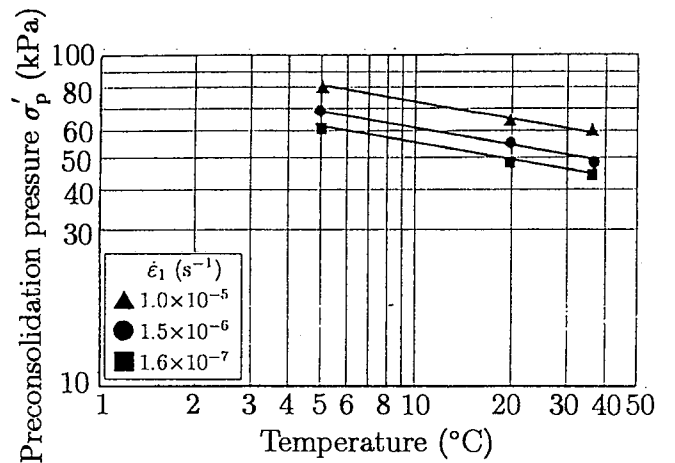


図-4 圧密降伏応力と温度との関係

隙水の粘性は、温度依存性が強く、例えば温度を5°Cから35°Cに上昇させると、粘性は1/2.1となる。温度変化による隙水の密度変化はさほどないので、透水係数は2.1倍大きくなることになる。

圧密供試体中の透水係数が一様で、隙水圧の分布が放物線形状と仮定すると、排水面の透水係数は次式によって計算される(Loweら, 1969)。

$$k = \frac{\partial H}{\partial t} \frac{H \gamma_w}{2u_b} \quad (5)$$

ここで、 $H$ は供試体の高さ、 $t$ は時間、 $\gamma_w$ は隙水の単位体積重量である。式(5)を実際に用いて、ひずみ速度 $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ の場合の透水係数を求めると図-3のようになる。この図より、隙隙比が1.4より小さい正規圧密領域では、透水係数の対数と隙隙比の間に直線関係が成り立つことがわかる。また、5°Cと35°Cの透水係数の差は約2倍となっており、水の粘性係数の低下割合とほぼ等しいことがわかる。

#### 4. 粘土の熱弾粘塑性構成式

ここでは、足立・岡(1982)がすでに提案している正規圧密粘土に対する弾粘塑性構成式を、温度依存パラメータを用いて拡張する。足立・岡の弾粘塑性構成式の流れ則は、次式で与えられる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \langle \Phi(F) \rangle \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (6)$$

$$\langle \Phi(F) \rangle = \begin{cases} 0, & F \leq 0 \\ \Phi(F), & F > 0 \end{cases} \quad (7)$$

$$F = \frac{f - k_s}{k_s} \quad (8)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp}$ は粘塑性ひずみ速度テンソル、 $\sigma'_{ij}$ は有効応力テンソル、 $f$ は動的降伏関数、 $\Phi$ はひずみ速度効果を表す材料関数、 $F = 0$ は静的降伏関数を表す。異方圧密粘土の動的降伏関数は、以下のように表される(岡ら, 1986)。

$$f = \frac{\bar{\eta}^*}{M^*} + \ln \frac{\sigma'_m}{\sigma'_{m0}} = \ln \frac{\sigma'_{my}}{\sigma'_{m0}} = k_s \quad (9)$$

ここで、 $M^*$ は破壊応力比、 $\sigma'_m$ 平均有効応力、 $\sigma'_{my}$ は硬化パラメータ、 $\sigma'_{m0}$ は $\sigma'_m$ の単位量、 $\bar{\eta}^*$ は次式で表される応力比の不変量である。

$$\bar{\eta}^* = \sqrt{(\eta_{ij} - \eta_{ij(0)})(\eta_{ij} - \eta_{ij(0)})} \quad (10)$$

$$\eta_{ij} = s_{ij} / \sigma'_m \quad (11)$$

ここで、 $s_{ij}$ は偏差応力テンソル、 $\eta_{ij(0)}$ は $\eta_{ij}$ の初期値である。硬化パラメータ $\sigma'_{my}$ は次の発展則によって求められる。

$$\frac{d\sigma'_{my}}{\sigma'_{my}} = \frac{(1+e)}{\lambda - \kappa} dv^{vp} \quad (12)$$

$\sigma'_{my}$ の初期値を $\sigma'_{myi}$ として、また塑性体積ひずみ $v^{vp}$ の初期値をゼロとして式(12)を積分すると以下ようになる。

$$v^{vp} = \frac{\lambda - \kappa}{(1+e)} \ln \frac{\sigma'_{my}}{\sigma'_{myi}} \quad (13)$$

材料関数 $\Phi(F)$ は実験結果に基づいて以下のように仮定される。

$$\begin{aligned} \Phi(F) &= \Phi(k_s \cdot F) = C_0(T) \exp\{m'(-\ln[\frac{\sigma'_{myi}}{\sigma'_{me}}])\} \cdot \exp\{m'(\frac{\bar{\eta}^*}{M^*} + \ln \frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}} - \frac{1+e}{\lambda - \kappa} v^{vp})\} \\ &= C(T) \cdot \exp\{m'(\frac{\bar{\eta}^*}{M^*} + \ln \frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}} - \frac{1+e}{\lambda - \kappa} v^{vp})\} \end{aligned} \quad (14)$$

$$C(T) = C_0(T) \exp\{m'(-\ln[\frac{\sigma'_{myi}}{\sigma'_{me}}])\} \quad (15)$$

ここで、 $m'$ と $C$ は粘塑性パラメータ、 $\sigma'_{me}$ は初期圧密応力、 $\lambda$ は圧縮指数、 $\kappa$ は膨潤指数、 $e$ は隙隙比である。ここで重要なことは、粘塑性パラメータ $C(T)$ は初期硬化パラメータ $\sigma'_{myi}$ に依存するのみでなく、温度にも依存する可能性があることである。

ここまでの式の展開は、三次元応力空間においてなされた。一次元圧密試験において圧密中の応力比がほぼ一定と仮定すると、問題を一次元的に記述することができ、粘塑性鉛直ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1^{vp}$ は次式のように表される。

$$\dot{\epsilon}_1^{vp} = C(T) \cdot \exp\left\{m' \left( \ln \frac{\sigma'_p}{\sigma'_0} - \frac{1+e}{\lambda - \kappa} \dot{\epsilon}_1^{vp} \right)\right\} \quad (16)$$

$$C(T) = C_0 \exp\left\{m' \left( -\ln \left[ \frac{\sigma'_p}{\sigma'_0} \right] \right)\right\} \quad (17)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_1^{vp}$ は粘塑性鉛直ひずみ、 $\sigma'_0$ は初期圧密応力である。図-2(a)を温度と圧密降伏応力 $\sigma'_p$ の関係で再整理すると図-4のようになる。この図より、圧密降伏応力は温度の関数として以下のように記述される。

$$\frac{\sigma'_p}{\sigma'_{pr}} = \left[ \frac{T_r}{T} \right]^\alpha, \quad \alpha = 0.154 \quad (18)$$

ここで、 $\sigma'_{pr}$ はある基準温度のときの $\sigma'_p$ の値、 $T$ は温度、 $T_r$ は基準温度である。もし粘塑性パラメータ $C$ が圧密降伏応力を介して温度のみに依存すると仮定すれば、次式の関係が導かれる。

$$C(T) = C_0 \exp\left\{m' \left( -\ln \left[ \frac{\sigma'_{pr}}{\sigma'_0} \cdot \left( \frac{T_r}{T} \right)^\alpha \right] \right)\right\} = C_0 \exp\left\{m' \left( -\ln \left[ \frac{\sigma'_{pr}}{\sigma'_0} \right] \right)\right\} \exp\left\{m' \left( -\ln \left( \frac{T_r}{T} \right)^\alpha \right)\right\} = C(T_r) \exp\left\{m' \left( -\ln \left( \frac{T_r}{T} \right)^\alpha \right)\right\} \quad (19)$$

別の表現をすれば、粘塑性パラメータ $C(T)$ は基準温度における粘塑性パラメータの値 $C(T_r)$ を使って次のように求まる。

$$\frac{C(T)}{C(T_r)} = \left[ \frac{T}{T_r} \right]^{\alpha m'} \quad (20)$$

粘塑性パラメータ $C(T)$ が圧密降伏応力を介して温度のみに依存するパラメータであるという仮定を検証するためには、 $C(T)$ と温度との関係を詳しく調べなければならない。実験における粘塑性ひずみ速度、有効鉛直応力、粘塑性鉛直ひずみの諸量を式(16)に代入すれば、粘塑性パラメータ $C(T)$ が計算できる。図-5には、鉛直ひずみが5%および10%のときに求めた $C(T)$ の値を、基準温度5°のときの $C(T)$ の値で基準化したものを示した。この図より次の関係が求まる。

$$\frac{C(T)}{C(T_r = 5^\circ C)} = \left[ \frac{T}{T_r = 5^\circ C} \right]^\beta \quad (21)$$

ここで、 $\beta = 2.377$ が得られる。この $\beta$ の値は式(20)中の $\alpha m'$ の値に対応している。 $m'$ の値は、図-2(a)の直線関係の勾配として求まり、その図より $m' = 17$ がわかっているため、 $\alpha$ の値として0.14が最終的に求まる。図-4から先に求めた $\alpha$ の値は0.154である。したがって、実験のばらつき等を考えれば、第一次近似として $C(T)$ が温度のみに依存するとした仮定はほぼ妥当であると結論づけられる。

## 5. 不攪乱Berthierville粘土の一次元圧密挙動の数値シミュレーション

Berthierville粘土の定ひずみ速度圧密試験を有限要素法を用いて解析した。解析においては、高さ2cmの供試体部分を10個の要素でモデル化した。実験条件を考慮して軸対称条件で解析を行った。解析に用いたひずみ増分は0.01%/stepであり、2,000ステップの計算を行うことによって鉛直ひずみ20%までを解析した。各ひずみ増分を与える時間間隔を変えることによってひずみ速度の変化を考慮した。構成式中に現れるパラメータおよび解析に必要なパラメータをまとめて表-1に示す。

図-6はひずみ速度 $1 \times 10^{-5}$  および  $1.6 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ 、温度5°C および 35°C のケースについて実験結果と解析結果を比較したものである。基準温度5°Cにおいて求められた $C(T)$ の値を式(21)の関係をj用いて別の温度条件で求め直し、解析した結果は実験結果をよく再現していることがわかる。特に、図-1(a)でもみられたように、( $T = 5^\circ \text{C}$  および  $\dot{\epsilon}_1 = 1.6 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ )の条件の解析結果が、( $T = 35^\circ \text{C}$  および  $\dot{\epsilon}_1 = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ )の解析結果とほぼ等しいことが再現されている。図-6(b)では供試体底面での間隙水圧が比較されている。正規圧密領域での間隙水圧挙動はよく再現されているが、過圧密領域においては解析結果の方が大きい間隙水圧を与えている。これは、ひずみ速度が大きい場合、透水係数を過小評価している可能性があるためである。

各実験条件に対応して得られた圧密曲線を用いて、図-2(b)と同様な整理を施した。図-7より、圧密降伏応力で基準化した圧密曲線は、図-2(b)と同様に非常に狭い幅に収まることがわかる。またこのことより、提案した構成式はBoudaliら(1994)が提案した式(2)および(3)の関係とほぼ等価であることがわかる。

材料パラメータは、( $T = 5^\circ \text{C}$  および  $\dot{\epsilon}_1 = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ )を基準条件として決定された。この条件下では正規圧密領域において比較的大きな間隙水圧が発生している。全応力との比で表すとおよそ15%程度の間隙水圧が発生し

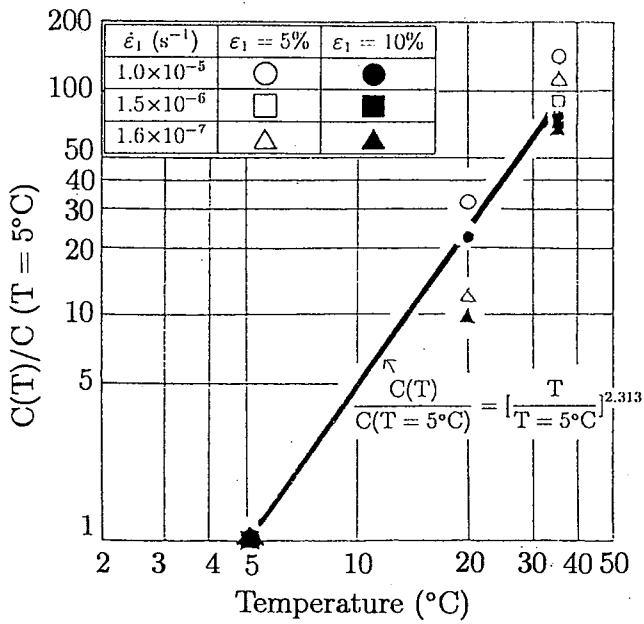


図-5 粘塑性パラメータ  $C(T)$  と温度との関係

表-1 解析に用いたパラメーター一覧

圧縮指数	$\lambda$	0.667 (at 2%), 0.358 (at 20%) 軸ひずみによって連続的变化
膨潤指数	$\kappa$	0.025
ポアソン比	$\nu$	0.33
初期間隙比	$e_0$	1.70
粘塑性パラメータ	$m'$	17
粘塑性パラメータ	$\alpha$	0.14
粘塑性パラメータ	$C$	$1.40 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ( $T=5^\circ\text{C}$ , $\dot{\epsilon}_1=1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ )
初期透水係数	$k_0$	$3.0 \times 10^{-9} \text{ m/s}$ ( $T=5^\circ\text{C}$ )

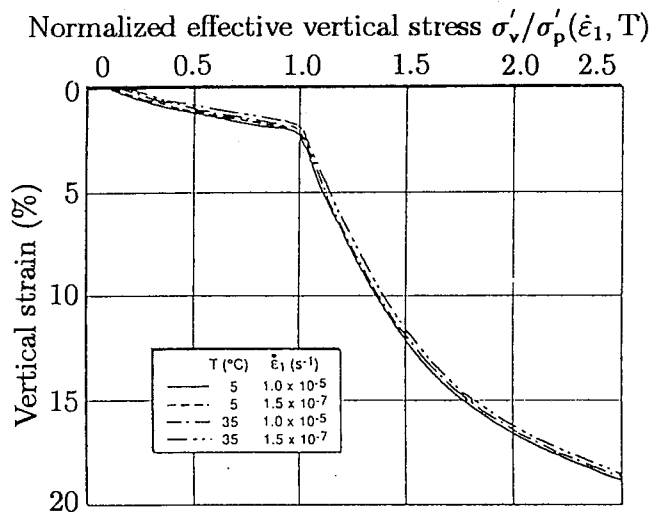


図-7 解析結果 (解析で求めた圧密降伏応力で正規化した圧密曲線)

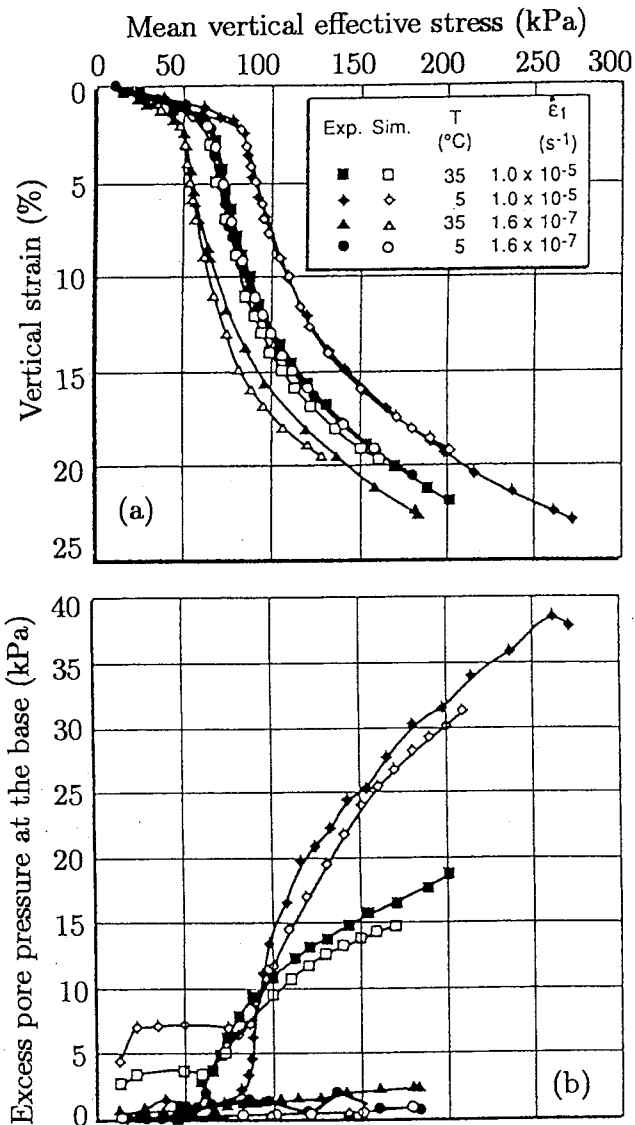


図-6 実験結果と解析結果の比較

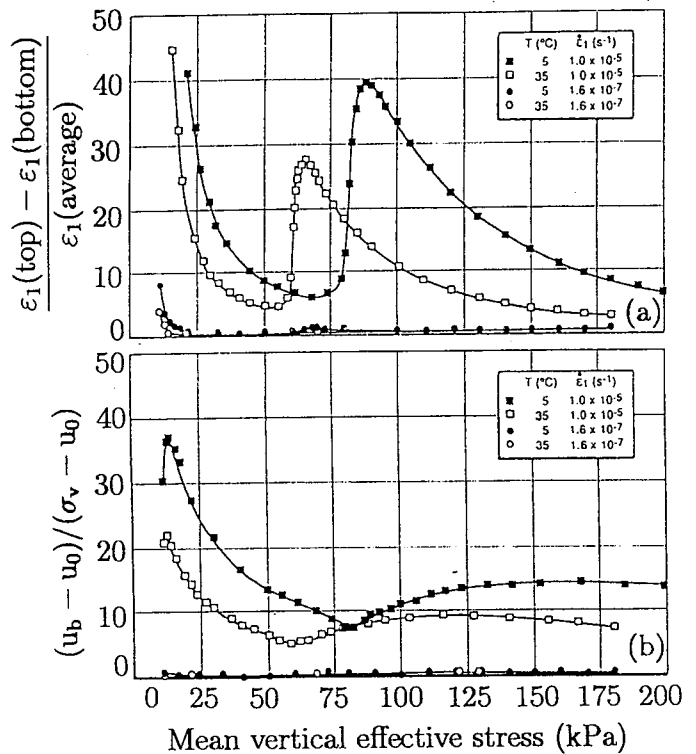


図-8 供試体上下部のひずみ差と間隙水圧比の変化過程

ていることになる。本来構成式のパラメータは実験供試体中の平均的な応答に基づいて決定されるものであるから、この間隙水圧の量が果たしてどの程度の影響を及ぼすかどうかを検討しておく必要がある。計算された間隙水圧比  $(u_b - u_0)/(\sigma_v - u_0)$  と供試体上下部のひずみ差  $(\epsilon_{1(top\ element)} - \epsilon_{1(bottom\ element)})/\epsilon_{1(average)}$  を図-8にプロットした。 $\epsilon_{1(top\ element)}$  は供試体最上部要素の鉛直ひずみ、 $\epsilon_{1(bottom\ element)}$  は供試体最下部要素の鉛直ひずみ、 $\epsilon_{1(average)}$  は供試体全体の平均鉛直ひずみである。圧密試験初期、つまり過圧密領域においては、ひずみ速度が大きい場合には比較的大きな間隙水圧が発生していることがわかる。この量は、圧密降伏応力付近まで減少を続け、正規圧密領域は再び緩やかな上昇を続ける。供試体中のひずみの差は実験開始直後に大きく、過圧密領域では徐々に減少するが、間隙水圧応答と同様に圧密降伏応力付近で再び大きくなる。供試体中の間隙水圧やひずみの不均一性は、有効応力分布によっても理解できる。図-9には、供試体中の鉛直有効応力の分布を圧密過程とともにプロットしている。平均的な圧密降伏応力 82 kPa においても、供試体下部の要素はまだ過圧密領域内にあり、一方上部の要素は正規圧密内にあることから、このあたりの荷重条件でもっとも不均一性が顕著になることが理解できる。

供試体の平均的な鉛直有効応力と透水係数の算定においては、供試体中の間隙水圧分布を放物線形状と仮定した。この仮定の妥当性について、解析結果に基づいて検討した。図-10には、各荷重レベルにおける供試体中の間隙水圧分布を底面の間隙水圧で正規化して示している。図中の波線が放物線形状を与える。この図より、間隙水圧分布はほぼ放物線形状をしていることがわかる。しかし、平均的な圧密降伏応力の付近 ( $\sigma'_{v, average} = 82, 88 \text{ kPa}$ ) では、供試体上部（排水面の近く）で間隙水圧の分布が放物線形状から若干離れ、より大きな動水勾配を与えることがわかる。しかしながらこの差はさほど大きくなく、15%程度の間隙水圧比  $(u_b - u_0)/(\sigma_v - u_0)$  では、間隙水圧分布を放物線と仮定してさしつかえなさそうである。ASTMの基準 (ASTM D4186-89) では、間隙水圧比の上限を20%としているが、この設定値は実験条件としてほぼ妥当であることがわかる。

## 6. おわりに

本研究においては、カナダの Berthierville 粘土を対象に行われた定ひずみ速度圧密試験結果に基づき、粘土構造の粘性挙動、間隙水の粘性特性を検討した。また温度変化による粘性挙動の変化を説明できる新しい熱弾粘塑性構成式を提案した。提案構成式を有限要素法に組み込み解析した結果、提案モデルは、種々のひずみ速度および温度条件のもとで、実験結果を良好に再現できることがわかった。間隙水圧比の大きさと実験整理法の妥当性について検討した結果、間隙水圧比が15%程度より小さい条件では、供試体中の間隙水圧分布はほぼ放物線と仮定できることがわかった。

## 参考文献

- Adachi, T. and Oka, F. (1982). Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity. *Soils and Foundations*, Vol.22(4), pp.57-70.
- ASTM (1989). Standard test method for one dimensional consolidation properties of soils using controlled strain loading. ASTM D 4186-89.
- Boudali, M., Leroueil, S. and Srinivasa Murthy, B.R. (1994). Viscous behaviour of natural clays. *Proc. 13th ICSMFE*, New Delhi, Vol.1, pp.411-416.
- Lowe, J. III, Jones, E. and Obrician, V. (1969). Controlled gradient consolidation test. *ASCE Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, Vol.95(1), pp.77-97.
- Oka, F., Adachi, T. and Okano, Y. (1986). Two-dimensional consolidation analysis using an elasto-viscoplastic constitutive equation, *Int. J. Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.10, pp.1-16.

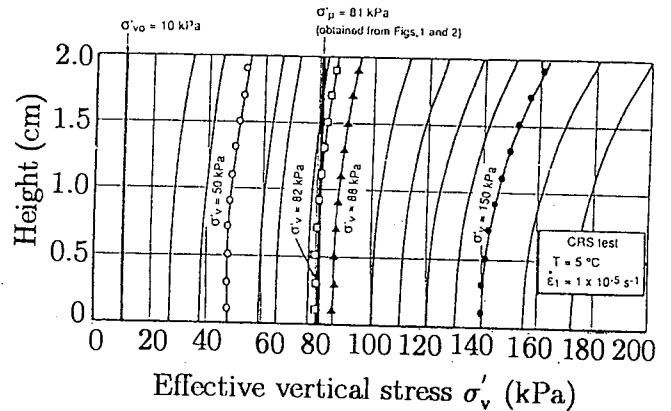


図-9 供試体中の鉛直有効応力分布の変化過程

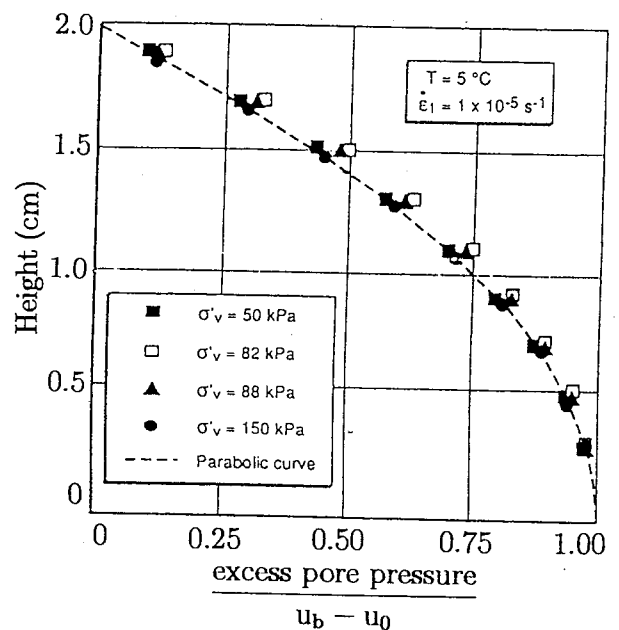


図-10 供試体中の間隙水圧分布