

# 土の温度依存挙動の一次元弾塑性モデル

名古屋工業大学	国際会員	菊本 統
名古屋工業大学大学院	学生会員	京川 裕之
名古屋工業大学	国際会員	中井 照夫
名古屋工業大学	国際会員	ホサイン シャヒン

## 1. はじめに

近年、放射性廃棄物処分や熱エネルギー貯蔵、海底地下資源の開発、高電圧ケーブル埋設など様々な目的で積極的に地盤利用および開発が行われている。これに関連してしばしば課題となるのは、温度変化の影響を考慮した地盤の変形と破壊の予測である。高温条件下あるいは温度変化を伴う環境下における地盤工学上の諸問題は応力ひずみ特性・熱伝導・間隙水の流れが相互に関連した力学現象であるため、熱-水-応力の連成を考慮した数値解析も幾つか試みられているが、計算に用いられている構成モデルが地盤材料の要素レベルでの温度依存特性を適切に考慮しているとはいい難い。

本研究では、過去の実験事実をレビューしながら温度変化が飽和土の応力ひずみ特性に及ぼす影響について考察を行い、それに基づいて温度変化の影響を簡潔に考慮した飽和土の構成モデルを提案する。本稿では主に一次元モデルについて説明を行うが、降伏関数を拡張して関連流れ則を仮定するだけで多次元モデルにも容易に拡張できる。なお、地盤材料の不飽和特性(京川ら2009)や時間効果特性(Shahin et al. 2009)など他の幾つかの特性はここで説明するモデルと同様の考え方で記述することが可能である。

## 2. 既往の実験的検討のレビュー

温度条件が土の応力ひずみ特性に及ぼす影響については様々な実験的検討が行われており、温度の増減は土の強度・変形特性に可逆あるいは非可逆な影響を及ぼすことが指摘されている。

図-1は同一粘土試料の異なる温度条件下での標準圧密試験(Eriksson 1989)の結果である。図より、土試料は温度条件によらず圧密初期にはやや過圧密な応答を呈するが、やがて明確な圧密降伏応力を迎えて剛性が低下し、正規圧密線に沿って体積圧縮することがわかる。ただし、圧密降伏応力や正規圧密線の位置は温度条件によって異なり、高温であるほど圧密降伏応力は小さく、同じ圧密応力に対する間隙比は小さくなる。同様の傾向は他の実験的検討(例えば、Boudali et al., 1994; Lingnau et al. 1996; 上ら 1996; Cekerevac & Laloui 2004)においても指摘すること

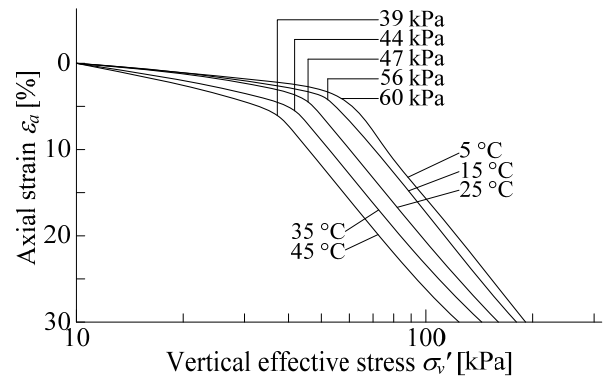


図-1 異なる温度条件下における不攪乱なシルト質粘土の標準圧密試験の結果 (after Eriksson 1989)

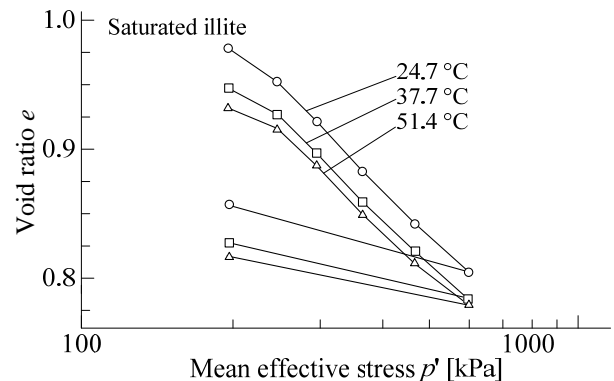


図-2 異なる温度条件下における飽和粘土の等方圧密試験の結果 (after Campanella & Mitchell 1968)

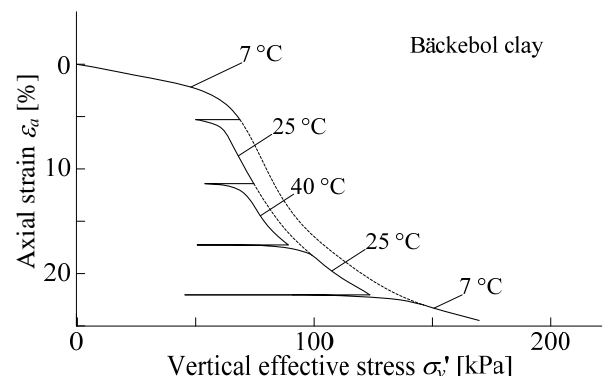
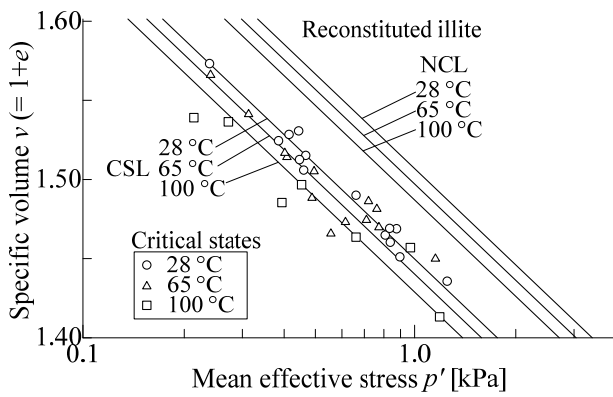
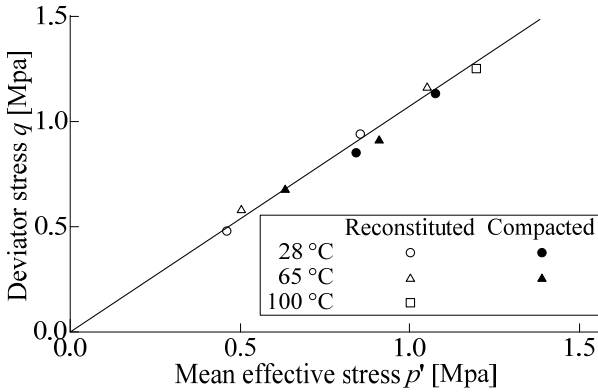


図-3 温度変化を伴う定ひずみ速度圧密試験の結果 (after Tidfors & Sällfors 1989)

ができる。図-2に示した等方圧密試験(Campanella & Mitchell 1968)の結果においても高温であるほど正規圧密線は $e-\ln p'$ 平面上で傾きをほとんど変えないまま下方に移動する様子を確認できる。図-3は試験中に温度変化を



(a)  $v$ - $\ln p'$ 関係における限界状態線と正規圧密線

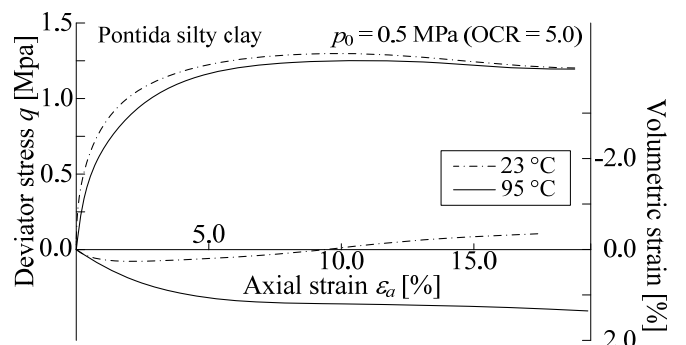


(b) 正規圧密粘土の限界状態線 (ピーク強度線)

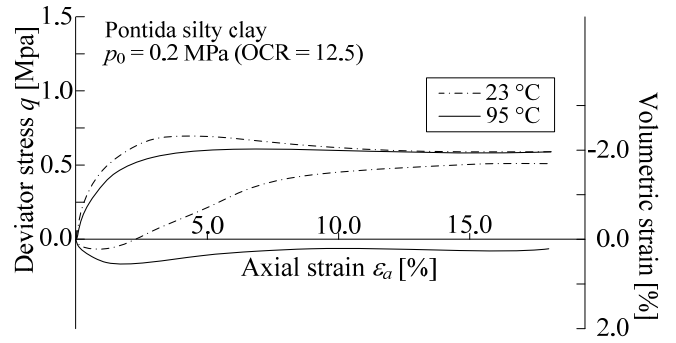
図-4 異なる温度条件下における粘土の排水三軸圧縮試験の結果 (after Graham et al. 2001)

与えたBäckebol粘土の定ひずみ速度圧密試験 (Tidfors & Sällfors 1989) の結果を示しているが、高温であるほど正規圧密線が $e$ - $\ln p'$ 平面で下方にシフトすることに加えて、正規圧密線の位置は現在の温度に対して唯一に定まり、温度履歴には依存しないことがわかる。

既往の実験結果からは、圧縮挙動だけでなくせん断後の限界状態に対しても温度条件の違いが影響を及ぼすことがわかる。図-4に示す異なる温度条件下における再構成および締固め粘土の排水三軸試験 (Graham et al. 2001) の結果では、温度環境がせん断に伴って最終的に到達する限界状態に及ぼす影響を確認することができる。図-4(a)より、正規圧密線と同様に、高温であるほど限界状態線も低い比体積へと下降する。このとき $v$ - $\ln p'$ 平面における温度ごとの正規圧密線や限界状態線の傾きは概ね一定である。一方、図-4(b)は異なる温度条件での有効応力 $p'$ - $q$ 平面における限界強度を表す。図より、土の限界強度は温度条件とは無関係に唯一に定まることがわかる。このような傾向は、Baldi (1991) やLingnau et al. (1994), Cekerevac & Laloui (2004) による実験結果でも確認できる。ただし、温度によってピーク強度やダイレイタンス特性は異なり、例えば図-5に示した異なる温度での排水三軸試験の結果からは、同じ応力経路であっても温度が低いほうがピーク強度やダイレイタンスが大きくなることわかる。すなわち、温度条件の違い



(a) 拘束圧  $p_0 = 0.5$  MPa (OCR = 5.0)



(b) 拘束圧  $p_0 = 0.2$  MPa (OCR = 12.5)

図-5 異なる温度条件下における粘土の排水三軸圧縮試験の結果 (after Hueckel and Baldi 1990)

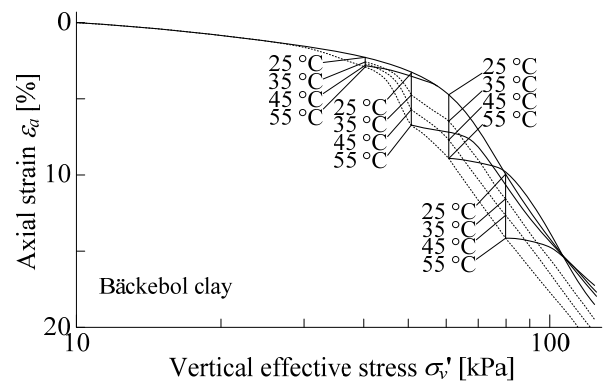
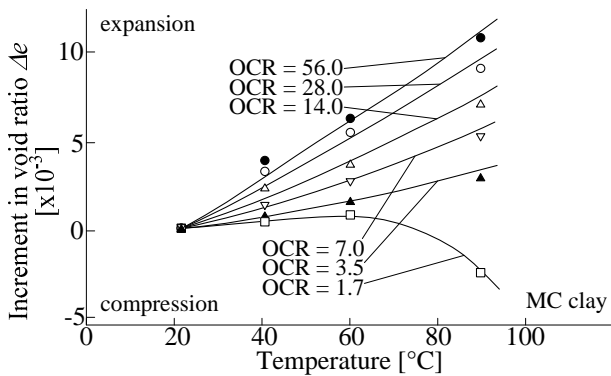


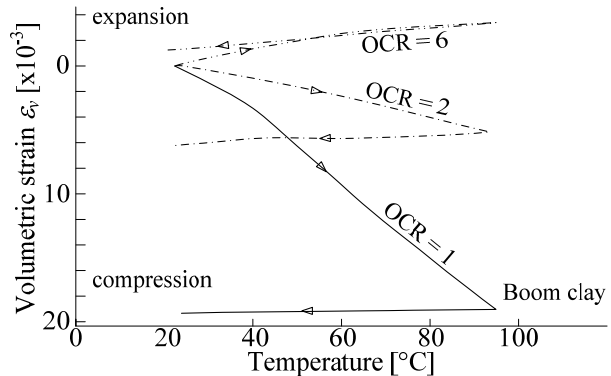
図-6 载荷各段階 ( $\sigma'_v = 40, 50, 60$  and  $80$  kPa) で温度変化を与えた標準圧密試験のまとめ (after Tidfors & Sällfors 1989)

は限界状態での土の摩擦特性にはさほど影響しないが、温度が低いほど土の応力ひずみ特性はより過圧密な土の応答に遷移するといえる。

温度変化は応力変化に対する土の強度・変形特性を変化させるだけでなく、直接的に変形を生じる原因にもなりうる。図-6には载荷各段階において応力一定条件で温度変化を与えたBäckebol clayの標準圧密試験の結果がまとめてある。図中には、温度一定 (25 °C) 条件で圧密し、所定の载荷圧 (20, 40, 60, 80 kPa) において応力一定条件で温度をそれぞれ35, 45, 55°Cと増加させ、その後温度一定 (破線) あるいは25 °C (実線) で再び圧密を行った複数回の実験結果が示されている。また、図中に示した温度は、応力一定条件での温度増加に伴う体積変化過程を示している。この図からは、図-3と同様に、土の正規圧密線は温度履歴によらず現在の温度に対して唯



(a) 過圧密比の異なるMC clayの応力一定昇温試験の結果 (after Towhata et al. 1993)



(b) 過圧密比の異なるBoom clayの応力一定昇降温試験の結果 (after Baldi et al. 1991)

図-7 過圧密比による温度変形特性の違い

一に定まり、高温ほど下方に位置することがわかる。また、温度増加による体積圧縮量は载荷段階によって異なり、圧密応力が先行圧縮応力に達する前の過圧密領域では体積圧縮量が小さく、圧密降伏応力を超えて正規圧密となった土では大きくなる。さらに、圧密降伏応力を超えた $\sigma'_v = 60 \text{ kPa}$ と $80 \text{ kPa}$ を比較すると温度増加に伴う体積圧縮量に大きな差がないことから、温度変化による変形特性は過圧密比には大きく影響されるものの、応力レベル自体には大して影響を受けないと考えられる。

次に、過圧密比による温度-変形特性の差異について、図-7に実験結果 (Towhata et al. 1993; Baldi et al. 1991) を示す。図は応力一定条件における温度変化と体積変化の関係である。両図より、正規圧密土は昇温時に圧縮する傾向を示すが、過圧密比が大きくなるほど昇温に伴う圧縮量は減少し、やがて熱膨張する傾向を呈することがわかる。昇降温過程を与えた(b)の実測値からは、過圧密比の大きい土の昇温時の体積膨張と降温時の体積圧縮はほぼ可逆な関係となっていることがわかる。つまり、過圧密比が大きい土の温度-変形特性は弾性的な熱膨張特性となることがわかる。一方、正規圧密な土は昇降温時に不可逆で弾塑性的な体積圧縮を生じるが、降温時の体積圧縮線が過圧密比が大きい土のそれとほぼ平行な関係になっていることから、昇温時には弾塑性的、降温時には線形弾性的な熱変形特性を呈することがわかる。さ

らに、正規圧密土の昇温時の体積圧縮量は、図-6の昇温時における $e-\ln\sigma'$ 平面での正規圧密線の下降量に対応しており、図-7(b)から温度増分と正規圧密線の下降量には概ね線形関係が成立すると考えられる。以上のような応力一定条件での土の熱変形特性は、他の研究者が示した実験結果 (例えば, Campanella & Mitchell 1968; Hueckel & Baldi 1990; Sultan et al. 2002; Cekerevac & Laloui 2004) から同様に導くことができる。

### 3. 温度効果特性を考慮した土の一次元モデル

ここでは中井ら (2009) が提案する地盤材料の一次元弾塑性モデルをベースとして、前節で示した実測データをもとに温度依存性を簡潔に考慮した土の一次元弾塑性モデルを定式化する。そこで、前節で行った既往研究のレビューより以下の実験事実に着目する。

- $e-\ln\sigma'$  平面での正規圧密線の位置は温度に対して唯一に決まり、温度履歴や応力・ひずみ履歴の影響を受けない。正規圧密線は高温であるほど $e-\ln\sigma'$ 平面上で形状や傾きを変えないまま下方にシフトする (限界状態線についても同様のことがいえる)。
  - 温度増分と正規圧密線の下降量は比例関係にある。
  - 温度変化に伴う弾性変形は線形的な熱膨張特性である (温度増分と体積膨張量に線形関係が成立する)。
- $e-\ln\sigma'$  平面で正規圧密線をシフトさせるa)のような温度特性は著者らの研究グループが提案する地盤材料の諸特性をモデル化する手法 (中井ら 2009) により記述できる。温度変化による正規圧密線の移動量は、状態変数 $\psi$ をb)に基づいて温度の線形関数とすることでモデル化する。ただし、土の温度依存特性についてはc)のような線形弾性的な熱膨張特性を別途考慮する必要がある。

#### 3.1 繰返し過圧密土の一次元モデル (中井ら 2009)

図-8は一次元圧密時の繰返し正規圧密粘土の典型的な間隙比 $e$ と応力 $\sigma$ の関係である。図中のI点 ( $\sigma = \sigma_0, e = e_0$ ) を初期状態、P点 ( $\sigma = \sigma, e = e$ ) を現在の状態とし、圧縮指数および膨潤指数をそれぞれ $\lambda, \kappa$ とする。 $e_{N0}$ および $e_N$ は初期応力および現応力における正規圧密線上の間隙比を意味する。同図より、初期応力から現応力までの間隙比変化 ( $-\Delta e$ )とその弾性成分 ( $-\Delta e^e$ )は次式となる。

$$(-\Delta e) = e_0 - e = e_{N0} - e_N = \lambda \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (1)$$

$$(-\Delta e)^e = \kappa \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (2)$$

従って、間隙比の変化量の塑性 (不可逆) 成分は、

$$(-\Delta e)^p = (-\Delta e) - (-\Delta e)^e = \lambda \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} - \kappa \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (3)$$

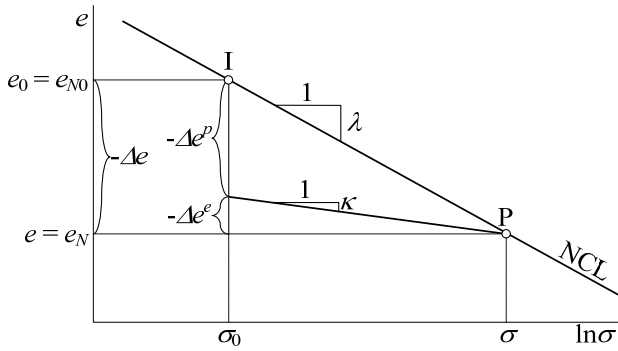


図-8 正規圧密粘土の間隙比の変化

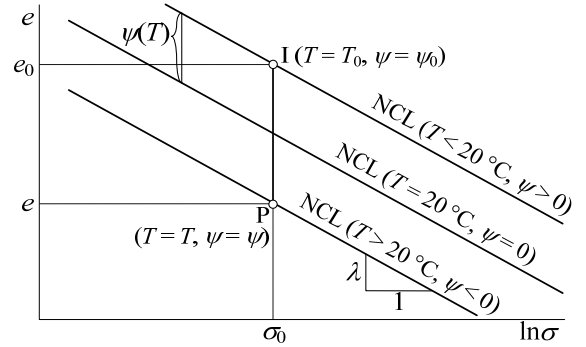


図-10 正規圧密線の温度依存特性と状態変数ψ(T)

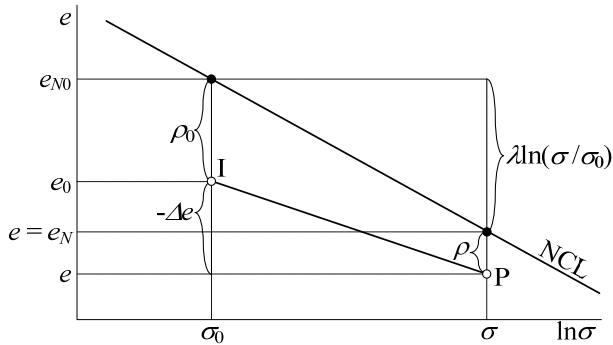


図-9 過圧密粘土の間隙比の変化

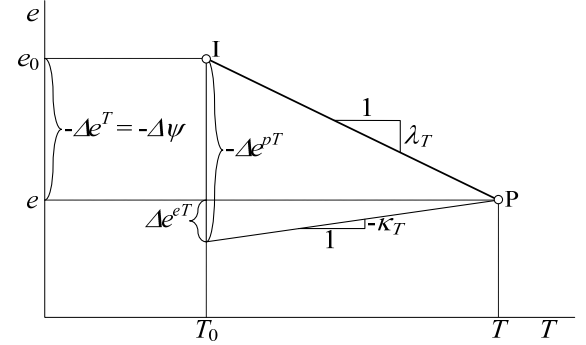


図-11 正規圧密土の温度-変形特性と状態変数ψ(T)

で与えられる。

一方、図-9は過圧密土の間隙比の変化を模式的に示している。正規圧密線からの間隙比の差を密度の状態変数  $\rho$  とする。図中のI点 ( $\sigma = \sigma_0, e = e_0, \rho = \rho_0$ ) を初期状態、P点 ( $\sigma = \sigma, e = e, \rho = \rho$ ) を現在の状態すると、その間隙比の変化量は次式で表せる。

$$(-\Delta e) = e_0 - e = \lambda \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} + \rho - \rho_0 \quad (4)$$

間隙比変化の弾性成分は(2)式で与えられるので塑性成分は次式となる。

$$(-\Delta e)^p = (-\Delta e) - (-\Delta e)^e = (\lambda - \kappa) \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} - (\rho_0 - \rho) \quad (5)$$

ここで、 $F$ を応力の関数、 $H$ を塑性的な間隙比変化（ひずみ硬化パラメーター）として、

$$F = (\lambda - \kappa) \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (6)$$

$$H = (-\Delta e)^p \quad (7)$$

と定義すると降伏関数  $f$  は次式のように表せる。

$$f = F - \{H + (\rho_0 - \rho)\} = 0 \quad (8)$$

適応条件 ( $df=0$ ) より、

$$\begin{aligned} df &= dF - \{dH + d\rho\} \\ &= (\lambda - \kappa) \frac{d\sigma}{\sigma} - \{d(-e)^p - d\rho\} = 0 \end{aligned} \quad (9)$$

ここで、 $\rho$  は塑性変形に伴って減少して最終的にゼロ（正規圧密）になると仮定し、同じ塑性変形でも  $\rho$  が大

きいほどその変化が大きくなるを考える。 $\rho$  の増分  $d\rho$  は  $G(0)=0$  を満たす単調増加関数  $G(\rho)$  を用いて与える。 $G(\rho)$  を線形関数と仮定すると、

$$d\rho = -G(\rho)d(-e)^p = -a\rho d(-e)^p \quad (10)$$

ここに、 $a$  は構成パラメータである。(9)、(10)式より間隙比の塑性成分の変化量は次式で与えられる。

$$d(-e)^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + G(\rho)} \frac{d\sigma}{\sigma} \quad (11)$$

間隙比-応力関係を弾塑性論的に増分形表示すると、次式のようなになる。

$$d(-e) = d(-e)^p + d(-e)^e = \left\{ \frac{\lambda - \kappa}{1 + G(\rho)} + \kappa \right\} \frac{d\sigma}{\sigma} \quad (12)$$

なお、 $\rho$  が減少して  $\rho=0$  となった後は  $G(\rho)=0$  となり繰返し正規圧密土と同じ挙動をする。

### 3.2 温度効果特性を考慮した一次元モデルへの拡張

図-10, 11は正規圧密土の温度-変形特性を模式的に示したものである。図-10に示すように正規圧密線は温度に応じてシフトし、高温であるほど下方に位置する。正規圧密線の間隙比軸方向への移動量を状態変数  $\psi$  として定義し、 $T = 20^\circ\text{C}$  を標準状態 ( $\psi=0$ ) とする。まず、図中のI点 ( $\sigma = \sigma_0, e = e_0, T = T_0$ ) を初期状態、温度上昇したP点 ( $\sigma = \sigma_0, e = e, T = T$ ) を現在の状態として、応力一定条件で温度変化を受ける正規圧密土の応答について考える。

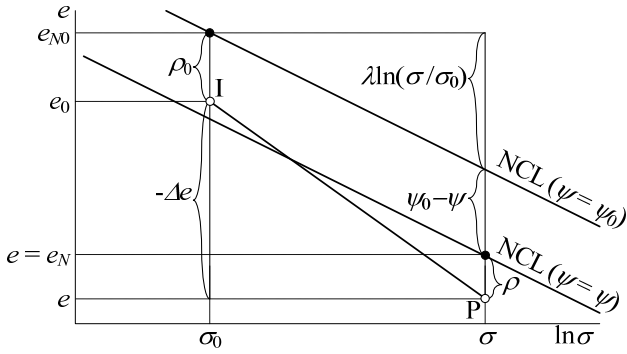


図-12 温度効果特性を考慮した過圧密土の間隙比の変化

前節で示した実験事実に基づいて、温度増加 $\Delta T$ と温度変化による間隙比変化 $(-\Delta e^T)$  およびその弾性増分 $(-\Delta e^{eT})$ に図-11に示すような線形関係を仮定すると、温度変化に伴う間隙比の変化とその弾性（熱膨張）成分は次式で与えられる。

$$(-\Delta e^T) = \lambda_T(T - T_0) = -\Delta \psi \quad (13)$$

$$(-\Delta e^T)^e = \kappa_T(T - T_0) \quad (14)$$

ここに $\lambda_T$ ,  $\kappa_T$  は温度増加に対する間隙比およびその弾性成分の変化量の傾きであり、圧縮方向を正としている。なお、 $\kappa_T$ は線膨張係数 $\alpha$ と $\kappa_T = -3(1+e_0)\alpha$ の関係にある。式(13),(14)より間隙比変化の塑性成分は次式となる。

$$(-\Delta e^T)^p = (-\Delta e^T) - (-\Delta e^T)^e = (\lambda_T - \kappa_T)(T - T_0) \quad (15)$$

次に、応力と温度の変化を受ける過圧密粘土の間隙比の変化を考える。図-12は温度効果特性を考慮した過圧密土の間隙比の変化を模式的に示している。図中のI点( $\sigma = \sigma_0, T = T_0, e = e_0, \rho = \rho_0$ )を初期状態、P点( $\sigma = \sigma, T = T, e = e, \rho = \rho$ )を現在の状態すると、その間の間隙比の変化量は次式で表せる。

$$(-\Delta e) = e_0 - e = \lambda \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} + (\psi_0 - \psi) + (\rho_0 - \rho) \quad (16)$$

間隙比変化の弾性成分は、式(2),(14)より応力変化および温度変化による成分を重ね合わせて次式で表される。

$$(-\Delta e)^e = \kappa \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} + \kappa_T(T - T_0) \quad (17)$$

式(13),(16),(17)より、間隙比の変化の塑性（不可逆）成分は次のように表される。

$$\begin{aligned} (-\Delta e)^p &= (-\Delta e) - (-\Delta e)^e \\ &= (\lambda - \kappa) \ln \frac{\sigma}{\sigma_0} + (\lambda_T - \kappa_T)(T - T_0) + \rho_0 - \rho \end{aligned} \quad (18)$$

これを整理すると弾塑性論の降伏関数が得られる。

$$f = F + (\lambda_T - \kappa_T)(T - T_0) - \{H + (\rho_0 - \rho)\} \quad (19)$$

$F$ と $H$ はそれぞれ式(6),(7)で与えられる。 $\rho$ は正規圧密線と現在の状態との間隙比の差で定義される状態変数であ

る。土の状態は塑性変形に伴ってそのときどきの温度に対して規定される正規圧密線に漸近すると仮定すれば、塑性変形に伴って $\rho$ が単調減少して0に漸近する式(10)の発展則を適用できる。

ここで適応条件( $df=0$ )より、間隙比の塑性成分の変化に関する増分関係が得られる。

$$d(-e)^p = \frac{(\lambda - \kappa) \frac{d\sigma}{\sigma} + (\lambda_T - \kappa_T) dT}{1 + G(\rho)} \quad (20)$$

弾塑性論的に間隙比-応力の関係を増分関係で表示すると次式のようになる。

$$\begin{aligned} d(-e) &= d(-e)^p + d(-e)^e \\ &= \left\{ \frac{\lambda - \kappa}{1 + G(\rho)} + \kappa \right\} \frac{d\sigma}{\sigma} + \left\{ \frac{\lambda_T - \kappa_T}{1 + G(\rho)} + \kappa_T \right\} dT \end{aligned} \quad (21)$$

なお、温度 $T$ が一定であるとき式(21)は式(12)に一致することから、その時点の温度に対して定まる正規圧密線に対して練返し過圧密土の挙動を呈する。

最後に、負荷（載荷）判定条件は1次元問題では塑性変形（塑性的な間隙比の変化）は圧縮側にしか生じないという条件で次式のように与えられる。

$$\begin{cases} d(-e)^p = 0 & : \text{if } d(-e)^p \leq 0 \\ d(-e)^p \neq 0 & : \text{if } d(-e)^p > 0 \end{cases} \quad (22)$$

#### 4. 一次元温度依存性モデルによるシミュレーション

温度効果特性を考慮した提案モデルによる数値シミュレーションを行う。解析には藤森粘土を想定した材料パラメータを用いる。圧縮指数 $\lambda = 0.104$ 、膨潤指数 $\kappa = 0.010$ 、 $\sigma = 98\text{kPa}$ （大気圧）かつ $T = 20^\circ\text{C}$ での正規圧密土の間隙比 $e_{NC} = 0.83$ 、 $\rho$ の発展則パラメータ $a = 100$ としている。また、正規圧密線の温度依存性に関するパラメータ $\lambda_T = 5.0 \times 10^{-4}(1 + e_0)$ 、温度変化による弾性熱膨張特性に関するパラメータ $\kappa_T = -1.0 \times 10^{-4}(1 + e_0)$ （線膨張 $\alpha = \kappa_T/3 = 3.3 \times 10^{-5}(1 + e_0)$ ）とした。

図-13は異なる温度条件での過圧密粘土の一次元圧縮挙動を示している。5ケースの解析での各試料の初期間隙比、初期応力は同一であるが、異なる温度で定温に保ったまま圧密が行われている。図中には標準状態（ $T = 20^\circ\text{C}$ ）での正規圧密線も表示している。図より、温度条件によらず土は圧密初期には過圧密な応答を呈するが、圧密応力の増加に伴って各温度によって決まる正規圧密線に漸近することがわかる。また、高温であるほど圧密降伏応力は小さく、正規圧密線は $e-\ln p'$ 平面上で下方に位置することがわかる。一方、低温であるほどより過圧密で硬い応答をする。この結果は、図-1, 2に示した異なる温度条件での圧密試験の結果と定性的に同様である。

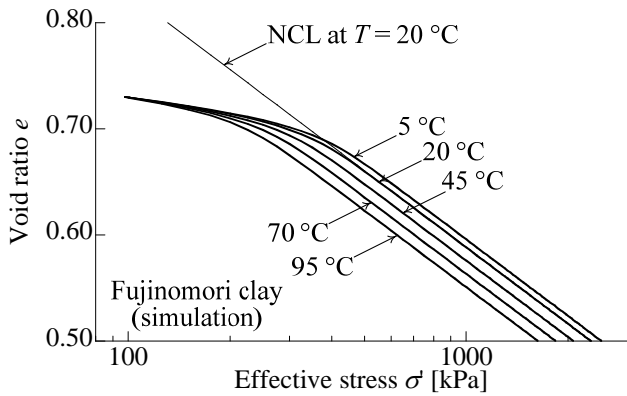


図-13 異なる温度下における藤森粘土の圧密試験のシミュレーション結果

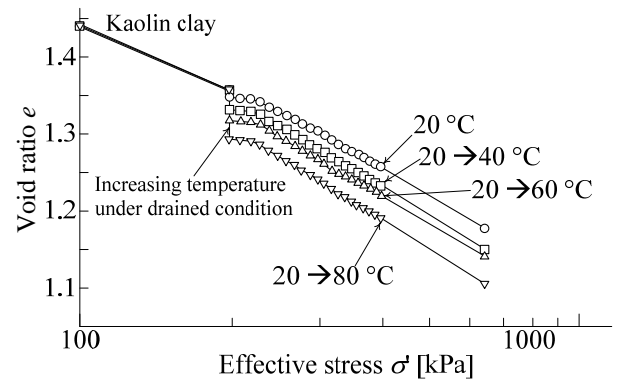
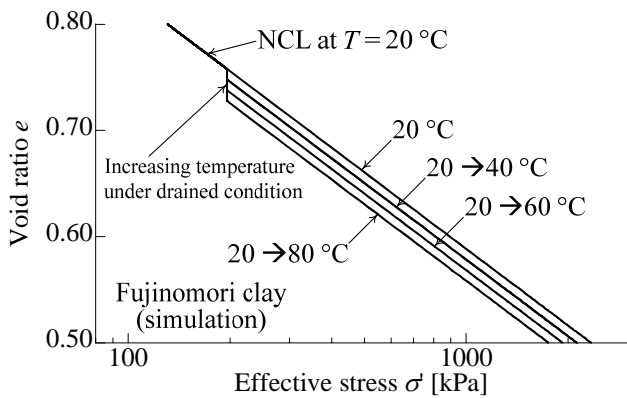


図-15 載荷途中に応力一定条件で温度増加を与えた正規圧密なカオリン粘土の標準圧密試験 (上ら 1996)



(a) 正規圧密土

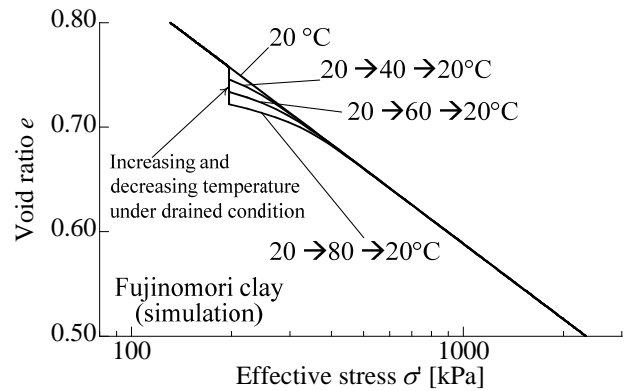
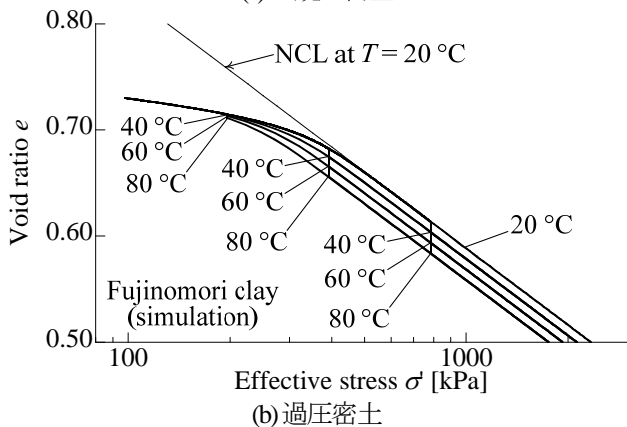


図-16 載荷途中に応力一定条件で温度増減を与えた正規圧密な藤森粘土の圧密試験のシミュレーション結果



(b) 過圧密土

図-14 載荷途中に応力一定条件で温度増加を与えた藤森粘土の圧密試験のシミュレーション結果

図-14には載荷途中で有効応力一定条件で温度増加を与えた圧密試験のシミュレーション結果がまとめられている。図中には複数の解析結果が示されているが、各図での試料の初期間隙比、初期応力、初期温度 ( $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) は同じである。解析では、まず温度一定 ( $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) 条件で圧密した後、所定の圧密応力 ((a)では  $196\text{ kPa}$ , (b)では  $196, 392, 784\text{ kPa}$ ) で有効応力を一定に保って温度をそれぞれ  $40, 60, 80\text{ }^{\circ}\text{C}$  と増加させ、さらに温度一定で再び圧密した。図中に示した温度は、応力一定条件での温度増加に伴う体積変化の過程を表している。また、比較のため、図中には標準状態 ( $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) での正規圧密線と温度変化を与えない解析ケースの結果も示し

た。図-14(a)は正規圧密土、(b)は過圧密土のシミュレーション結果である。図より、温度変化を受けると土の正規圧密線の位置がシフトし、それに応じて体積圧縮を生じるが、その後土は現在の温度に対して定まる正規圧密線に漸近するように体積変化を生じる。図-14(b)に示した温度増加による過圧密土の体積圧縮量は載荷段階によって異なり、過圧密であるほど体積圧縮量が小さい。図-15は載荷途中で温度を増加させた正規圧密なカオリン粘土の標準圧密試験 (上ら 1996) の結果であるが、図-14(a)に示した解析解の傾向を実測データにおいても同様に確認することができる。また、図-14(b)で得られた過圧密土の解析結果も図-6と示した実験値を定性的に同じであることがわかる。すなわち、提案モデルは温度変化を受ける正規圧密土および過圧密土の応力-温度-変形特性を適切に記述できることがわかる。

図-16は載荷途中で温度履歴を与えた正規圧密土の圧密試験の解析結果である。解析の初期条件と、温度一定条件で圧密した後、所定の圧密応力 ((a)では  $196\text{ kPa}$ , (b)では  $196, 392, 784\text{ kPa}$ ) で有効応力を一定に保って温度をそれぞれ  $40, 60, 80\text{ }^{\circ}\text{C}$  と増加させる段階までは図-14(a)と同一であるが、その後温度を再び  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  に戻してから圧密を行っている点が図-14(a)と異なっている。図より、 $\sigma = 196\text{ kPa}$  で温度増減を与えると土は圧縮するが、より高温への履歴が与えられるほど体積圧縮量は大きくなる。そ

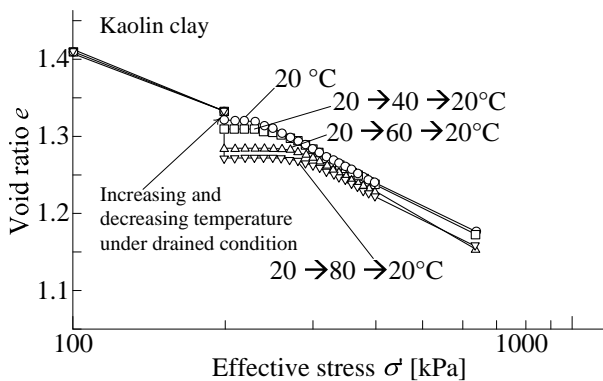


図-17 载荷途中に応力一定条件で温度増減を与えた正規圧密なカオリン粘土の標準圧密試験 (上ら 1996)

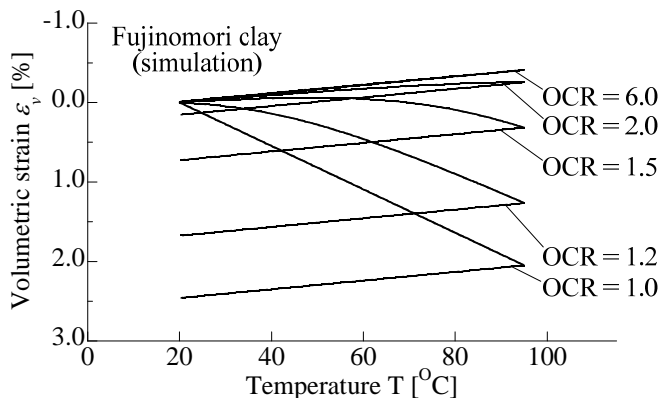


図-18 過圧密比の異なる藤森粘土の応力一定昇降温試験のシミュレーション結果

の後、20℃で再圧密を行うと高い温度履歴が与えられたケースほどより過圧密で硬い応答を示すことがわかる。すなわち、温度増減の履歴は例え応力変化が無くとも土の過圧密化を促進する効果を発揮している。ただし、温度履歴によらず正規圧密線は圧密時の温度に対して唯一に定まり、標準状態での正規圧密線に漸近する挙動が確認できる。図-17は正規圧密なカオリン粘土に対して同様の試験(上ら 1996)を実施した結果であるが、両図を比較すると提案モデルによる解析値が実験で確認される現象をよく再現しているといえる。ただし、図-17では温度一定( $T = 20^\circ\text{C}$ )のまま実施した圧密試験においても $\sigma = 196 \text{ kPa}$ において体積圧縮を生じており、その後やや過圧密な応答を示している。これは、 $\sigma = 196 \text{ kPa}$ で応力一定のまま長時間放置されたことによって、圧縮方向にクリープひずみを発生したためである。本論文で提案するモデルでは時間効果特性を考慮していないが、著者らのグループでは温度効果特性と同一観点から時間効果特性や不飽和特性を考慮する方法を提案しており、その方法に拠ればこのような応答特性まで精緻に記述することも可能である。

応力一定条件で初期温度 $T_0 = 20^\circ\text{C}$ から $T = 95^\circ\text{C}$ まで加熱し、再び $T = 20^\circ\text{C}$ まで冷却する温度履歴を与えたシミュレーションの結果を図-18に示す。図中には5種類の過圧密比(過圧密比が多くなるほど $\rho$ も大きい)のサンプル

に対する解析結果を示している。なお、図中に示した温度-体積ひずみ関係は過圧密比(および状態変数 $\rho$ )に対してユニークに決まり、応力レベルによらない。図より、正規圧密土は昇温時に体積圧縮し、降温時には僅かながらさらに体積圧縮する。これは、温度増加時には正規圧密線の下降による塑性圧縮の卓越し、降温時には弾性的な熱膨張特性のみが発揮されるためである。一方、過圧密比が大きくなるほど昇温時の体積圧縮量は減少し、過圧密比2以上では熱膨張する傾向を呈する。過圧密比6の土では昇降温過程での体積変化がほぼ可逆な関係となる。これらの解析結果は、過圧密比の異なる土の温度-変形特性について過去に報告されている実験結果(例えば、図-7)とよく対応しており、実現象をよく記述することがわかる。

ここでは、温度効果特性をシンプルに考慮した一次元弾塑性モデルによる数値シミュレーションを行い、既往の実験事実と比較しながら、提案モデルが地盤材料の温度依存性を適切に表現しうることを示した。

## 5. ボンディング特性を例とした提案モデルの拡張

本論文では、地盤材料の諸特性をモデル化する手法(中井ら 2009)に基づいて密度特性(過圧密特性)と温度効果を考慮したモデルを定式化し、その妥当性を議論した。著者らの研究グループが提案する手法に拠れば、ボンディング特性(構造特性)や時間効果、不飽和土特性等の諸特性を一つの考え方で表現することができる。ここでは、その一例としてボンディング特性も考慮できるように拡張した提案モデルによる解析結果を示す。モデルの拡張方法の詳細は、文献(中井ら 2009)を参照されたい。ボンディング特性を考慮するために追加した材料パラメータはボンディング効果を表す状態変数 $\omega$ の発展則パラメータ $b$ ( $=40$ )のみである。

図-19にボンディング特性を有する過圧密土の異なる温度条件下での圧密試験のシミュレーション結果を示す。図より、拡張した提案モデルは練返し土とは異なるボンディングを有する土の圧縮特性をよく表現している。すなわち、初期の間隙比が練返しした正規圧密粘土より小さくても、応力载荷によって正規圧密線より間隙比が大きい状態に達することができ、その後の载荷により急激な圧縮が起こり正規圧密線に収束する応答が記述されている。結果として、拡張した提案モデルにより自然堆積粘土に見られるような擬似的な圧密降伏応力の増加がみられ、見かけ上の圧縮指数も練返し粘土のそれと異なることがよく表現されている。このとき同時に、提案モデルは異なる温度条件下での圧密によって異なる正規圧密線に漸近する様子がよく表現されている。図-20は加熱して人工的にボンディング特性と過圧密特性をもたせた有

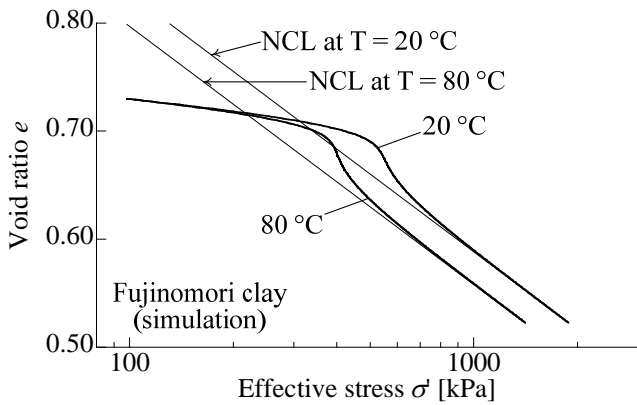


図-19 異なる温度条件下でのボンディングを有する過圧密藤森粘土の圧密試験のシミュレーション結果

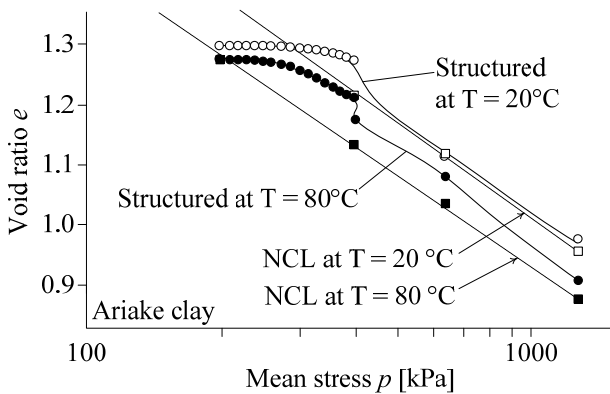


図-20 異なる温度条件下での構造化した有明粘土の標準圧密試験 (上ら 1996)

明粘土の異なる温度条件下における標準圧密試験の結果である。図中には破線で各温度における正規圧密線も示してある。両図を比較すると、温度条件による正規圧密線の違いやボンディング特性による剛性増加など密度特性と温度特性およびボンディング特性を考慮した提案モデルが実測値を適切に表現していることがわかる。

## 6. おわりに

本論文では、温度効果特性と密度特性を考慮した土の一次元弾塑性モデルについて説明した。温度効果特性は実験事実に基づいて定式化されており、温度変化による間隙比-応力平面での正規圧密線の移動と弾性的な熱膨張特性としてモデル化されている。提案モデルによるシミュレーション結果を実測データと比較することより、同モデルは実際の土の温度依存特性をよく表現することが示された。また、モデルの拡張の一例として、ボンディング特性を考慮できるよう拡張したモデルによる解析結果を示した。なお、本稿では圧縮特性に限定して説明を行ったが、せん断を含めた多次元の応答特性は、中井ら (2009) が提案する方法に従って降伏関数を拡張して関連流れ則を仮定するだけで容易に記述することができる。

## 参考文献

- 1) 京川ら：不飽和土の一次元弾塑性モデル, 第21回中部地盤工学シンポジウム論文集, 2009.
- 2) Shahin, H.M. et al : One-dimensional simulation of time-dependent behavior of clay, 第21回中部地盤工学シンポジウム論文集, 2009.
- 3) Eriksson, L.G. : Temperature effects on consolidation properties of sulphide clays, *Proc. of the 12th int. conf. on Soil Mech. and Foundation Engrg.*, 3, 2087-2090, 1989.
- 4) Campanella, R.G. & Mitchell, J.K. : Influence of temperature variations on soil behavior, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 94, 709-734, 1968.
- 5) Boudali, M. et al. : Viscous behaviour of natural clays, *Proc. of the 13<sup>th</sup> int. conf. on Soil Mech. and Foundation Engrg.*, 1, 411-416.
- 6) Lingnau, B.E. et al. : Effects of temperature on strength and compressibility of sand-bentnite buffer, *Engrg. Geology*, 41, 103-115, 1996.
- 7) 上ら：二次圧密時に温度効果を受けた粘土の圧密特性, *土木学会論文集No. 554/III-37*, 47-55, 1996.
- 8) Cekerevac, C. & Laloui, L. : Experimental study of thermal effects on the mechanical behaviour of a clay, *Int. J. for Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 28, 209-228, 2004.
- 9) Tidfors, M. & Sällfors, G. : Temperature effect on preconsolidation pressure, *Geotechnical testing journal*, 12(1), 93-97, 1989.
- 10) Graham, J. et al. : Modified Cam-Clay modelling of temperature effects in clays, *Can. Geotech. J.*, 38, 608-621, 2001.
- 11) Baldi, G. et al : *Developments in modelling of thermo-hydro-geomechanical behavior of Boom clay and clay based buffer materials*, Report EUR 13365, Commission of the European Communities, Nuclear science and technology, 1991.
- 12) Lingnau, B.E. et al : Isothermal modeling of san-bentnite mixtures at elevated temperatures, *Can. Geotech. J.*, 32, 78-88, 1994.
- 13) Towhata, I. et al. : Volume change of clays induced by heating as observed in consolidation tests, *Soils and Foundations*, 33(4), 170-183, 1993.
- 14) Hueckel, T. & Baldi, G. : Thermoplasticity of saturated clays: Experimental constitutive study, *J. of Geotech. Engrg.*, 116(12), 1778-1796, 1990.
- 15) Sultan, N. et al. : Temperature effects on the volume change behaviour of Boom clay, *Engrg. Geology*, 64, 135-145, 2002.
- 16) 中井ら：地盤材料の諸特性の簡単且つ統一的なモデリング-密度、ボンディング、時間効果特性を例として-, *応用力学論文集*, 12 (投稿中), 2009.