



二次圧密による先行効果を考慮した弾・粘塑性構成モデルの拡張

平田, 昌史

飯塚, 敦

太田, 秀樹

(Citation)

土木学会論文集C（地盤工学）, 69(4):404-416

(Issue Date)

2013

(Resource Type)

journal article

(Version)

Version of Record

(Rights)

©2013 公益社団法人 土木学会

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/90003366>



二次圧密による先行効果を考慮した 弾・粘塑性構成モデルの拡張

平田 昌史¹・飯塚 敦²・太田 秀樹³

¹正会員 前田建設工業株式会社 技術研究所 (〒179-8914 東京都練馬区旭町 1-39-16)
E-mail: hirata.m@jcity.maeda.co.jp

²正会員 神戸大学 自然科学系先端融合研究環 (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町 1-1)
E-mail: iizuka@kobe-u.ac.jp

³フェローメンバー 中央大学 研究開発機構 (〒112-8551 東京都文京区春日 1-13-27)
E-mail: ohta@tamacc.chuo-u.ac.jp

粘土の二次圧密やクリープ、ひずみ速度依存性といった時間依存性挙動を表現するため、これまで数多くの弾・粘塑性構成モデルが提案されている。しかしながら、塑性や粘性による非可逆変形を単一の物理量として評価する粘塑性論を基本とした弾・粘塑性構成モデルでは、関連流動則の適用を正当化することができず、時間経過に伴う先行効果（擬似的な過圧密挙動）も定量的に評価することができないという問題が指摘されている。そこで本研究では、飯塚・太田が提案する“塑性論的粘塑性論”を基に、時間経過に伴う先行効果を評価することが可能な拡張型の弾・粘塑性構成モデルを提案し、各種室内試験の要素シミュレーションを実施することで、提案する構成モデルの有効性および適用性について検討を行った。

Key Words : secondary consolidation, P_c -effect, elasto-viscoplastic model, subloading surface model

1. はじめに

粘土は、二次圧密やクリープ、ひずみ速度依存性といった時間依存性挙動を顕著に示す材料であり、このような粘土の挙動を表現するため、これまで数多くの時間依存性構成モデル^{1), 2)}が提案されている。これらの構成モデルの多くは、塑性や粘性による非可逆変形を統一して評価する弾・粘塑性構成モデルであり、主に超過応力型モデル³⁾や流動曲面型モデル⁴⁾に代表される。本研究で取り上げる Sekiguchi and Ohta⁵⁾による弾・粘塑性構成モデルも、時間経過に伴い降伏曲面が変化する流動曲面型モデルであり、クリープや応力緩和、ひずみ速度依存性といった時間依存性挙動の他に、ダイレイタンシー特性や強度異方性等も統一的に表現できるため、現在でも地盤の変形解析において広く用いられている⁶⁾。しかしながら、この弾・粘塑性構成モデルでは、速度変数による負荷基準なしに、塑性や粘性による非可逆変形を単一の物理量として扱う粘塑性論を基本としているため、「降伏面上に応力があることを前提とする塑

性論からの飛躍があり、関連流動則の適用を正当化することができない」という問題^{7), 8)}が指摘されている。また、この弾・粘塑性構成モデル⁵⁾では、過圧密領域における時間依存性挙動を表現できないため、構成モデルの拡張^{9), 10)}も必要となる。

このような問題に対して飯塚・太田¹¹⁾は、既往の弾・粘塑性構成モデルに含まれる時間経過に伴う粘性効果を硬化パラメータとして、既往の流動曲面型の弾・粘塑性構成モデルに対して塑性論を適用する手法を提案している。また、Hashiguchi and Okayasu⁸⁾は、時間と共に常に進行する粘性変形が、負荷基準を必要とする塑性変形とは本質的に異なるとして、これらを独立な項として定式化する弾・粘・塑性構成モデル(重合せ型モデル)を提案している。これらの手法は、時間依存性構成モデルを従来の粘塑性論ではなく塑性論の枠組みで表現するため、関連流動則の適用を正当化することが可能であり、Bjerrum¹²⁾による二次圧密に伴う先行効果(時間経過に伴う擬似的な過圧密挙動)を、塑性論の立場から定量的に捉えることも可能であると考えられる。

そこで本研究では、弾・粘塑性構成モデルに塑性論を適用する飯塚・太田¹¹⁾の手法を基に、従来のSekiguchi and Ohtaによる弾・粘塑性構成モデルを拡張し、Hashiguchi¹³⁾による下負荷面モデルを適用することで、過圧密領域から正規圧密状態までの時間依存性挙動を連続的に表現できる構成モデルを提案する。また、先行効果（擬似過圧密効果）を考慮した負荷判定法を提案し、簡単な要素シミュレーションを実施することにより、提案する拡張方法の有効性および適用性について検討を行った。

2. 弾・粘塑性構成モデルの拡張

(1) 従来の弾・粘塑性構成モデルの誘導方法

まず、Sekiguchi and Ohtaによる弾・粘塑性構成モデルの拡張方法を示す前に、この弾・粘塑性構成モデルの誘導方法について簡単に説明する。

二次圧密による体積変化が、図-1に示すように経過時間の対数と線形関係にあるとする。この場合、一次圧密終了時間を t_0 として二次圧密による粘性体積ひずみ ε_v^v を求める。

$$\varepsilon_v^v = \alpha \ln \frac{t}{t_0} \quad (\text{但し}, \quad t \geq t_0) \quad (1)$$

となる。 α は二次圧密係数である。この式(1)を弾・粘塑性構成モデルに適用する場合、初期時刻 $t=0$ においても成り立つような連続関数として拡張する必要がある。そこで、まず式(1)を微分することで、粘性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^v$ を、

$$\dot{\varepsilon}_v^v = \frac{\alpha}{t} \quad (2)$$

と求める。また、一次圧密終了時の粘性体積ひずみ速度を初期体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_0$ と定義し、

$$\dot{\varepsilon}_0 = \frac{\alpha}{t_0} \quad (3)$$

と置くと、式(1)に示す粘性体積ひずみ ε_v^v は、

$$\varepsilon_v^v = -\alpha \ln \frac{\dot{\varepsilon}_v^v}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (4)$$

と表される。一方、土の体積ひずみ ε_v が、弾性体積ひずみ ε_v^e と塑性体積ひずみ ε_v^p 、粘性体積ひずみ ε_v^v の線形和であると仮定して、

$$\varepsilon_v = \varepsilon_v^e + \varepsilon_v^p + \varepsilon_v^v \quad (5)$$

とする。なお、塑性体積ひずみ ε_v^p は、有効応力テンソル σ' に関するスカラー関数 f で表されるものとし、以下に示す関口・太田による弾・塑性構成モデルの降伏関数を適用する。

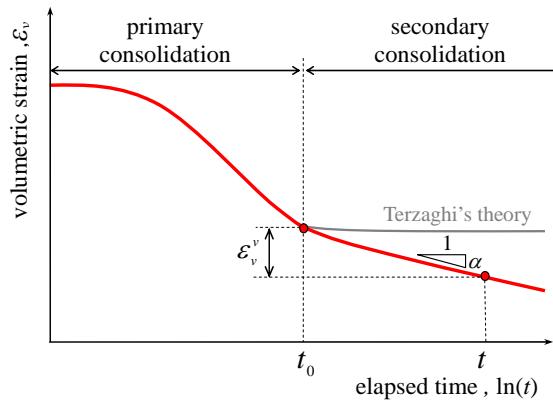


図-1 二次圧密による体積変化の模式図

$$\varepsilon_v^p = f = MD \ln \frac{p'}{p_0} + D\eta^* \quad (6)$$

M は限界応力比、 D は柴田¹⁴⁾によるダイレイタンシー係数、 p' は平均有効応力、 η^* は一般化された応力比である。式(4)および式(6)を、式(5)に代入し整理すると、

$$\dot{\varepsilon}_v^v \exp\left(\frac{\varepsilon_v - \varepsilon_v^e}{\alpha}\right) = \dot{\varepsilon}_0 \exp\left(\frac{f}{\alpha}\right) \quad (7)$$

という常微分方程式が得られる。この常微分方程式を $t=0$ から $t=t$ の範囲で積分することで、粘性体積ひずみ ε_v^v が初期時刻 $t=0$ においても連続的に成り立つ近似関数が得られる。Sekiguchi¹⁵⁾は、載荷瞬時($t=0$)の体積ひずみが弾性体積ひずみ ε_v^e 、弾性体積ひずみ ε_v^e とスカラー関数 f は時間に依らず一定($\varepsilon_v^e, f = \text{const.}, \dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}_v^v$)であると仮定し、

$$\int_{\varepsilon_v^e}^{\varepsilon_v} \exp\left(\frac{\varepsilon_v - \varepsilon_v^e}{\alpha}\right) d\varepsilon_v = \int_0^t \dot{\varepsilon}_0 \exp\left(\frac{f}{\alpha}\right) dt \quad (8)$$

という積分を提案している。また、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} が体積ひずみ ε_v の非可逆成分、

$$\varepsilon_v^{vp} = \varepsilon_v - \varepsilon_v^e \quad (9)$$

であると定義し、式(8)を粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} について計算・整理すると、Sekiguchi and Ohtaによる弾・粘塑性構成モデルが次のように得られる。

$$F = \alpha \ln \left\{ 1 + \frac{\dot{\varepsilon}_0 t}{\alpha} \exp\left(\frac{f}{\alpha}\right) \right\} - \varepsilon_v^{vp} = 0 \quad (10)$$

この式(10)に示す Sekiguchi and Ohta による弾・粘塑性構成モデルは、時間経過に伴い関数 F の形状が変化(流動)する流動曲面型モデルである。この場合、流動曲面 F の内側に位置する応力状態を表すことができないため、Hill による最大塑性仕事の原理と適合せず、関連流動則の適用を正当化できないこ

とが指摘されている。このため、初期応力が流動曲面 F の内側にある場合には負荷・除荷の判定が行えず、時間依存性挙動を表現できないといった問題が生じる⁸⁾。そこで本研究では、次に述べる飯塚・太田¹¹⁾が提案する手法を導入することにより、上記のような問題を克服する。

(2) 弾・粘塑性構成モデルの塑性論的解釈

飯塚・太田¹¹⁾は、式(10)に示した流動関数 F をスカラー関数 f について再整理することで、以下のような降伏関数 \hat{f} を提案している。

$$\hat{f} = f - \alpha \ln \left[\frac{\alpha}{\dot{\nu}_0 t} \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon_v^{vp}}{\alpha} \right) \right\} \right] - \varepsilon_v^{vp} = 0 \quad (11)$$

この式(11)に示す降伏関数 \hat{f} を、時間経過に伴う粘性効果も硬化パラメータ h に含め、

$$\hat{f} = f - h(t, \varepsilon_v^{vp}) = 0 \quad (12)$$

$$h(t, \varepsilon_v^{vp}) = \alpha \ln \left[\frac{\alpha}{\dot{\nu}_0 t} \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon_v^{vp}}{\alpha} \right) \right\} \right] + \varepsilon_v^{vp} \quad (13)$$

とすれば、時間に依存して降伏曲面が拡大・縮小する塑性体として捉えることができる。また、時間 t を含む粘性項がゼロ（二次圧密係数 $\alpha \equiv 0$ ）に近づくと、通常の弾・塑性構成モデルに帰着することもわかり、関連流動則の適用を正当化することが可能となる。飯塚・太田は、このような弾・粘塑性構成モデルの解釈を「塑性論的粘塑性論」と名づけている。

この塑性論的粘塑性論は、粘塑性論を基にした流動曲面型モデルを、塑性論の枠組みで表す手法であるため、Hashiguchi¹³⁾による下負荷面モデルを適用し、降伏関数内部（過圧密領域）の時間依存性挙動を表現することが可能であると考えられる。しかしながら、実際に式(11)に下負荷面モデルを適用した場合、顕著な塑性軟化挙動を示す超過圧密粘土のような材料に対しては、時間依存性挙動を表現できないといった問題が生じる。これは、式(11)に示した弾・粘塑性構成モデルの時間依存項に原因がある。

(3) 弾・粘塑性構成モデルの拡張

式(11)に示す降伏関数 \hat{f} において、時間経過に伴う粘性効果を表す成分は、経過時間 t を含む自然対数で表された項である。対数内部の関数は数学的に常に正でなければならないことから、式(11)に示す弾・粘塑性構成モデルの粘性項には、

$$\frac{\alpha}{\dot{\nu}_0 t} \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon_v^{vp}}{\alpha} \right) \right\} > 0 \quad (14)$$

という付帯条件が課せられる。ここで、二次圧密係数 α および初期体積ひずみ速度 $\dot{\nu}_0$ は材料定数であるため常に正、また経過時間 t も常に正であることを考慮すると、式(14)に示す付帯条件は、

$$\varepsilon_v^{vp} > 0 \quad (15)$$

となり、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} が負になるような場合には、式(11)に示す弾・粘塑性構成モデルを適用できないことがわかる。なお、このような付帯条件が生じる要因は、式(8)に示した積分条件の設定にある。式(8)に示す積分では、スカラー関数 f が時間に依らず一定 ($f = \text{const.}$) であると仮定しており、右辺に示す積分は常に正の値となる。このため、左辺の積分も常に正の値でなければならず、体積ひずみ ε_v が弹性体積ひずみ ε_v^e よりも大きい ($\varepsilon_v > \varepsilon_v^e$)、つまり粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} が正という式(15)に示した付帯条件が発生することになる。

そこで本研究では、式(7)に示す常微分方程式を解く際の積分条件として、載荷瞬時 ($t = 0$) の体積ひずみを $\varepsilon_v - \|\varepsilon_v^{vp}\|$ と置くことで、次のような拡張型の弾・粘塑性構成モデルを提案する。

$$\hat{f} = f - \alpha \ln \left[\frac{\alpha}{\dot{\nu}_0 t} \left\{ 1 - \exp \left(-\frac{\|\varepsilon_v^{vp}\|}{\alpha} \right) \right\} \right] - \varepsilon_v^{vp} = 0 \quad (16)$$

これにより、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} が負になるような超過圧密粘土に対しても、クリープ現象や応力緩和現象、ひずみ速度効果といった時間依存性挙動の表現が可能となる。なお、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} がゼロの場合、対数で表された粘性項は計算不能な特異点となるため、応力～ひずみ関係の定式化において処理が必要となる。

3. 過圧密領域における時間依存性挙動の表現

(1) 下負荷面と粘性曲面の導入

二次圧密やクリープ等の時間依存性効果は、降伏曲面の内側に応力状態が位置するような過圧密粘土に対しても発揮される現象である。しかしながら、古典的な塑性論では、降伏関数内側は弾性域として評価されるため、塑性論的粘塑性論においても降伏曲面の内側では粘塑性ひずみが生じない。そこで、降伏関数内側（過圧密領域）においても粘塑性挙動を表現するため、拡張型の弾・粘塑性構成モデルに、Hashiguchi¹³⁾による下負荷面モデルを導入する。

塑性論的粘塑性論では、弾・粘塑性構成モデルを時間に依存して降伏曲面が拡大・縮小する塑性体として取り扱う。そこで、正規降伏曲面（スカラー関

数) f と相似形の下負荷面を考慮すると同時に, Asaoka et al.¹⁶⁾ の上負荷面モデルに倣い, 時間依存性を考慮した相似形の“粘性曲面 (viscous surface)”を仮定し, 式(16)に示した降伏関数 \hat{f} を次のように定義する。

$$\hat{f} = f - MD \ln R - MD \ln \bar{R} - \varepsilon_v^{vp} = 0 \quad (17)$$

ここで, R は下負荷面の粘性曲面に対する相似比, \bar{R} は粘性曲面の正規降伏曲面に対する相似比であり, 現応力は常に下負荷面上にあるとする. 図-2 に示すように, 下負荷面, 粘性曲面, 正規降伏曲面の大きさを平均有効主応力 p_y' , \bar{p}_y' , \bar{p}_0' を用いて表すと, 相似比 R および \bar{R} について,

$$R = \frac{p_y'}{\bar{p}_y'}, \quad \bar{R} = \frac{\bar{p}_y'}{\bar{p}_0'} \quad (18)$$

という関係が導かれる. なお, 粘性曲面の相似比 \bar{R} は, 式(16)および式(17)より以下の様に定義する.

$$\bar{R} = \Phi^{\frac{1}{m}}, \quad \bar{m} = \frac{MD}{\alpha} \quad (19)$$

$$\Phi = \frac{\alpha}{\dot{v}_0 t} \Theta, \quad \Theta = 1 - \exp\left(-\frac{\|\varepsilon_v^{vp}\|}{\alpha}\right) \quad (20)$$

(2) 応力～ひずみ関係

式(17)を, 下負荷面および粘性曲面を硬化パラメータ h に含めて,

$$\hat{f} = f - h(R, \bar{R}, \varepsilon_v^{vp}) = 0 \quad (21)$$

$$h(R, \bar{R}, \varepsilon_v^{vp}) = MD \ln R + MD \ln \bar{R} + \varepsilon_v^{vp} \quad (22)$$

と表すと, 適合条件式は,

$$\dot{\hat{f}} = \frac{\partial \hat{f}}{\partial \sigma'} : \dot{\sigma}' + \frac{\partial \hat{f}}{\partial h} \left(\frac{\partial h}{\partial R} \dot{R} + \frac{\partial h}{\partial \bar{R}} \dot{\bar{R}} + \frac{\partial h}{\partial \varepsilon_v^{vp}} \dot{\varepsilon}_v^{vp} \right) = 0 \quad (23)$$

と求められる. さらに Hooke の法則,

$$\dot{\sigma}' = \mathbf{D}^e : \dot{\varepsilon}^e = \mathbf{D}^e : (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_v^{vp}) \quad (24)$$

を用いて式(23)を整理すると, 適合条件式は,

$$\dot{\hat{f}} = \frac{\partial \hat{f}}{\partial \sigma'} : \mathbf{D}^e : (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_v^{vp}) - \left(\frac{MD}{R} \dot{R} + \frac{MD}{\bar{R}} \dot{\bar{R}} + \dot{\varepsilon}_v^{vp} \right) = 0 \quad (25)$$

となる. ここで, 粘塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^{vp}$ に対して次の関連流動則が成り立つとする.

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \gamma \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \quad (26)$$

γ は粘塑性乗数である. 粘塑性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^{vp}$ は, この関連流動則より,

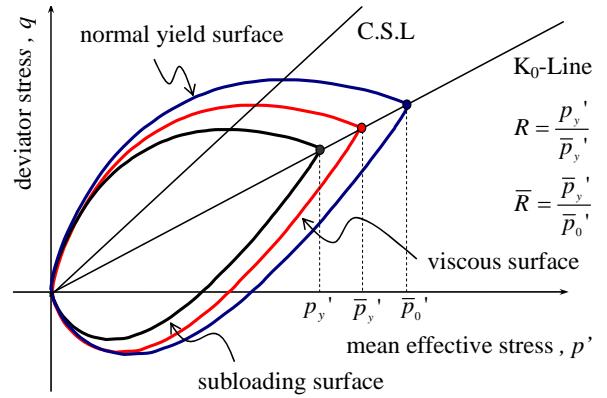


図-2 下負荷面・粘性曲面・正規降伏曲面の概念図

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \gamma \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{1} \quad (27)$$

となる. また, 下負荷面の相似比発展則 \dot{R} については, 粘塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}^{vp}$ を用いて,

$$\dot{R} = U_R \|\dot{\varepsilon}^{vp}\|, \quad U_R = -\frac{m}{D} \ln R \quad (28)$$

と定義する. m は下負荷面パラメータである. 粘性曲面の相似比発展則 \dot{R} については, 式(19)および式(20)より,

$$\dot{R} = \frac{\partial \bar{R}}{\partial \Phi} \left(\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{\partial \Phi}{\partial \Theta} \dot{\Theta} \right) \quad (29)$$

となり, 式(29)中の各項はそれぞれ,

$$\frac{\partial \bar{R}}{\partial \Phi} = \frac{\bar{R}}{MD} \cdot \frac{\alpha}{\Phi} \quad (30)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = -\frac{\alpha}{\dot{v}_0 t^2} \Theta = -\frac{\Phi}{t} \quad (31)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \Theta} = \frac{\alpha}{\dot{v}_0 t} \quad (32)$$

$$\dot{\Theta} = \frac{\partial \Theta}{\partial \|\varepsilon_v^{vp}\|} \cdot \|\dot{\varepsilon}_v^{vp}\|, \quad \frac{\partial \Theta}{\partial \|\varepsilon_v^{vp}\|} = \frac{1}{\alpha} (1 - \Theta) \quad (33)$$

と求められる. これらの式を式(25)に代入し整理すると, 粘塑性乗数 γ は次のように表される.

$$\gamma = \frac{1}{H} \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{D}^e : \dot{\varepsilon}^e + \frac{\alpha}{t} \right] \quad (34)$$

$$H = \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{D}^e : \frac{\partial f}{\partial \sigma'} + \frac{MD}{R} U_R \left\| \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \right\| + \frac{1-\Theta}{\Theta} \left\| \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{1} \right\| + \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{1} \quad (35)$$

応力～ひずみ関係については, 式(24)に示した Hooke の法則に, 式(26)に示す関連流動則および式(34)で求めた粘塑性乗数 γ を代入することで求める

ことができる。なお、先に述べたように、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} がゼロ（関数 Θ がゼロ）の場合、式(35)が計算不能な特異点となるため、応力～ひずみ関係が弾性体に帰着するよう、式(35)の代わりに、

$$H' = \Theta \cdot H \quad (36)$$

を用い、応力～ひずみ関係を次のように記述する。

$$\dot{\sigma}' = \left[\mathbf{D}^e - \frac{1}{H'} \Theta \cdot \mathbf{D}^e \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma'} \otimes \frac{\partial \hat{f}}{\partial \sigma'} : \mathbf{D}^e \right] : \dot{\epsilon} - \dot{\sigma}_r' \quad (37)$$

$$\dot{\sigma}_r' = \frac{1}{H'} \Theta \cdot \frac{\alpha}{t} \mathbf{D}^e : \frac{\partial \hat{f}}{\partial \sigma'} \quad (38)$$

$\dot{\sigma}_r'$ は応力緩和項である。ここで、式(38)には経過時間 t が含まれているため、式(17)および式(20)より、

$$\frac{\alpha}{t} = \frac{1}{\Theta} \cdot \dot{\nu}_0 \exp\left(\frac{f - MD \ln R - \varepsilon_v^{vp}}{\alpha}\right) \quad (39)$$

として計算する。

なお、式(39)には指数関数が含まれるため、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} がゼロとなる粘性項の特異点近傍では計算が非常に不安定となる。関口は、このような計算の不安定性を回避するため、応力緩和項の計算にマクローリン展開を適用することを提案している¹⁷⁾。そこで、式(39)に示す計算に対してもマクローリン展開を適用し、

$$\begin{aligned} & \dot{\nu}_0 \exp\left(\frac{f - MD \ln R - \varepsilon_v^{vp}}{\alpha}\right) \Delta t \\ & \approx \alpha \ln \left\{ 1 + \frac{\Delta t}{\alpha} \dot{\nu}_0 \exp\left(\frac{f - MD \ln R - \varepsilon_v^{vp}}{\alpha}\right) \right\} \end{aligned} \quad (40)$$

とする。この近似式を用いて応力緩和項を計算することで、粘性項の特異点近傍における計算の不安定性を回避することが可能となる。

4. 先行効果を考慮した負荷判定法

(1) 先行効果が生じる条件

Bjerrum による先行効果 (Pc-Effect) とは、二次圧密による体積変化を受けた正規圧密粘土が、あたかも過圧密粘土のような挙動を示す擬似過圧密効果である。このような先行効果（擬似過圧密効果）を定量的に表現するためには、二次圧密による体積変化を過圧密比の変化として捉えることが必要である。ここでは、二次圧密による体積変化が、図-1に示したように Terzaghi の圧密理論に従う一次圧密終了以降の粘性体積ひずみ ε_v^v の変化であると考え、二次圧密時の条件を、

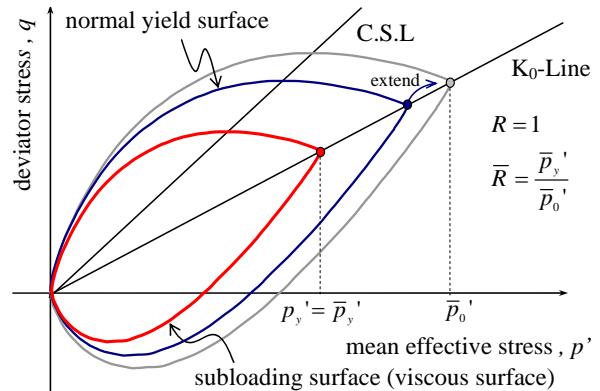


図-3 二次圧密による正規降伏曲面の移動

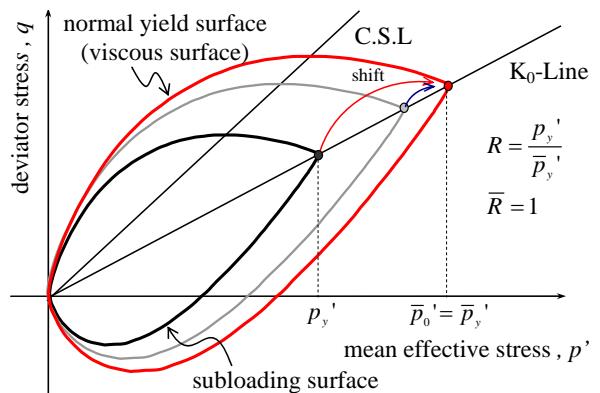


図-4 負荷・除荷を受けた場合の粘性曲面の移動

$$\dot{\varepsilon}_v^e = 0, \quad \dot{\varepsilon}_v^p = 0, \quad \dot{\varepsilon}_v^v = \dot{\varepsilon}_v^{vp} \neq 0 \quad (41)$$

とする。この時、図-2 に示した下負荷面、粘性曲面、正規降伏曲面の大きさがどのように変化するかを考えてみる。二次圧密中は現応力状態が変化しないことから、下負荷面の大きさは変化せず一定 ($\dot{R}=0$, $p_y' = \text{const.}$) である。また、式(28)に示す下負荷面相似比の発展則より、下負荷面相似比 R は 1 となり、粘性曲面は下負荷面と一致し、粘性曲面の大きさも一定となる。このため、二次圧密中の粘性体積ひずみ ε_v^v の変化量は、必然的に正規降伏曲面の大きさの変化量として現れることになり、正規降伏曲面の大きさ \bar{p}' は式(20)より、

$$\bar{p}_0' = \frac{1}{R} \bar{p}_y', \quad \bar{p}_y' = p_y' = \text{const.} \quad (42)$$

と表される。二次圧密中は、正規降伏曲面に対する粘性曲面の相似比 \bar{R} が時間の経過と共に常に減少するため、図-3に示すように正規降伏曲面は拡大し、擬似過圧密化が進行することになる。

このような二次圧密の状態から、新たな負荷（粘塑性変形）もしくは除荷（弾性変形）を受けた場合に、先行効果が発揮されると考える。図-4に示すよ

うに、粘性曲面を正規降伏曲面の位置まで拡大し、その変化量（粘性曲面の相似比 \bar{R} ）が下負荷面の相似比 R に置換されると考えると、式(18)より、

$$R = \frac{p_y'}{\bar{p}_y}, \quad \bar{p}_y' = \bar{p}_0' \quad (43)$$

となり、二次圧密による体積変化を過圧密比の変化に置き換えることが可能となる。なお、このような先行効果の発揮に伴い、これまで生じた粘性効果は初期状態にリセットされるため、粘性曲面の相似比 \bar{R} 、初期の正規降伏曲面の大きさ p_0' 、粘塑性体積ひずみ ε_v^{vp} を、次のように置く。

$$p_0' = \bar{p}_0', \quad \varepsilon_v^{vp} = 0, \quad \bar{R} = 1 \quad (44)$$

(2) 先行効果を考慮した負荷判定フロー

塑性論的粘塑性論では、式(34)に示した関連流動則の粘塑性乗数 γ を用いて、

$$\begin{aligned} \gamma \geq 0 &: \text{負荷} \\ \gamma < 0 &: \text{除荷} \end{aligned} \quad (45)$$

として負荷・除荷の判定が行われる^{18), 19)}。この場合、先行効果が生じる二次圧密状態を、他の負荷状態と区別する必要がある。二次圧密状態は、式(41)に示した塑性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^p$ および弾性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^e$ がゼロという条件となるが、プログラム等へ導入する際には、計算誤差の影響により式(41)を適用することが困難である。そこで本研究では、試行計算を多数実施することで計算誤差を検討し、塑性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^p$ および弾性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^e$ が、粘性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^v$ に対して 1%未満になる場合を二次圧密状態と仮定することで、

$$\left\| \frac{\dot{\varepsilon}_v^e}{\dot{\varepsilon}_v^v} \right\| < 0.01, \quad \left\| \frac{\dot{\varepsilon}_v^p}{\dot{\varepsilon}_v^v} \right\| < 0.01 \quad (46)$$

として二次圧密状態の判定を行う。なお、塑性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^p$ および弾性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^e$ の計算は、式(9)および式(27)より、

$$\dot{\varepsilon}_v^p = \gamma \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{1} - \dot{\varepsilon}_v^v \quad (47)$$

$$\dot{\varepsilon}_v^e = \dot{\varepsilon}_v^v - \gamma \frac{\partial f}{\partial \sigma'} : \mathbf{1} \quad (48)$$

であり、粘性体積ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^v$ は、式(17)を式(41)に示した条件下で微分することで、

$$\dot{\varepsilon}_v^v = -\frac{MD}{\bar{R}} \frac{\dot{R}}{R} \quad (49)$$

と求められる。以上のような二次圧密状態の判定を考慮した負荷判定法のフローを、図-5 に示す。

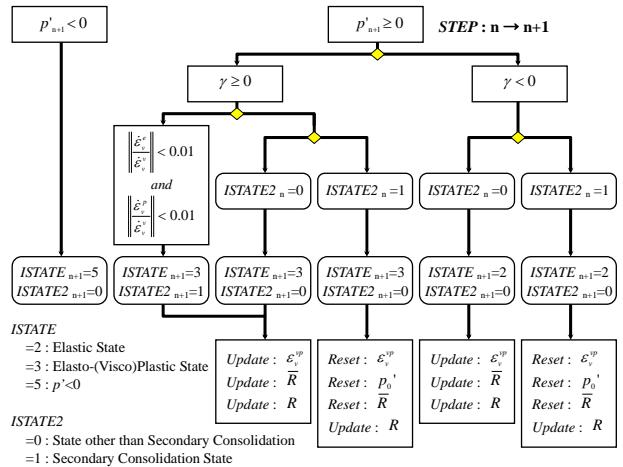


図-5 先行効果を考慮した負荷判定法のフロー

5. 要素シミュレーションによる検証

(1) 有限要素解析プログラムへの適用

拡張型の弾・粘塑性構成モデルおよび先行効果を考慮した負荷判定を検証するため、土／水連成有限要素解析プログラム “DACSAR”²⁰⁾ を用いて、各種室内試験の要素シミュレーションを実施した。

なお、式(17)に示す弾・粘塑性構成モデルのスカラーレンジ f に、式(6)に示した関口・太田による弾塑性構成モデルの初期降伏関数を適用した場合、先行効果が発現する二次圧密状態では応力が微分不能な特異点²¹⁾ 上に位置することになり、計算が不安定となる。そこで、スカラーレンジ f に大野ら²²⁾ によるExpanded 関口・太田モデル (EC モデル: Exponential Contractancy Model) の降伏関数、

$$f = MD \ln \frac{p'}{p_0'} + \frac{MD}{n_E} \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^{n_E} \quad (50)$$

を採用した。ここで n_E は、 p' 一定排水せん断試験から得られる体積ひずみ ε_v ～応力比 η ($= q/p'$) 関係を指數関数で近似する際のフィッティングパラメータであり、 $n_E > 1.0$ とすれば降伏関数は微分不能な特異点を持たない滑らかな曲面となる。なお、 $n_E = 1.0$ とした場合には、式(6)に示した関口・太田による弾塑性構成モデル (等方圧密状態であれば、オリジナル Cam-Clay モデル) の降伏関数に帰着し、 $n_E = 1.5$ とした場合には、降伏関数は橢円 (等方圧密状態であれば、修正 Cam-Clay モデル) に近い形狀となる。本研究では、実施したすべてのシミュレーションにおいて $n_E = 1.2$ という値を採用した。

(2) 過圧密粘土に対する時間依存性挙動の検証

提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルでは、粘

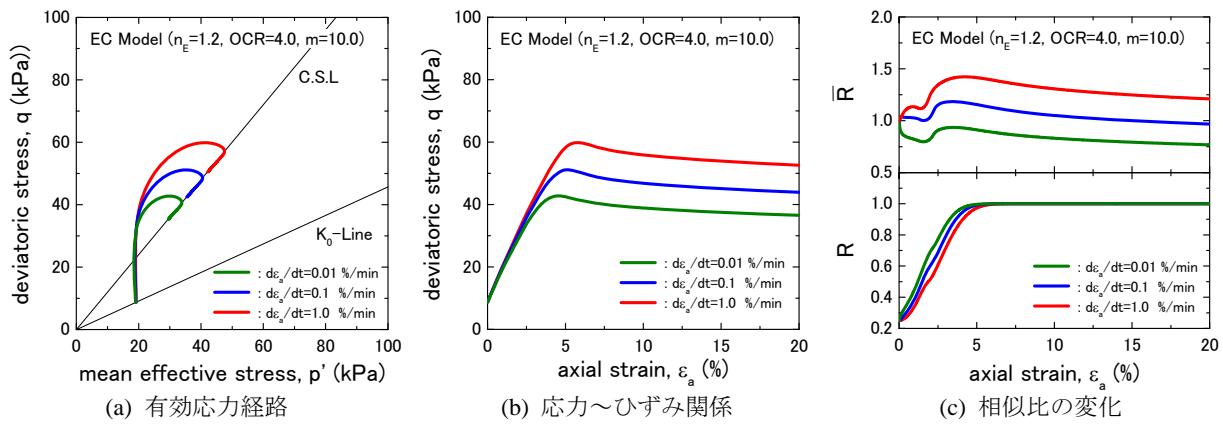


図-6 三軸非排水せん断試験の要素シミュレーション結果

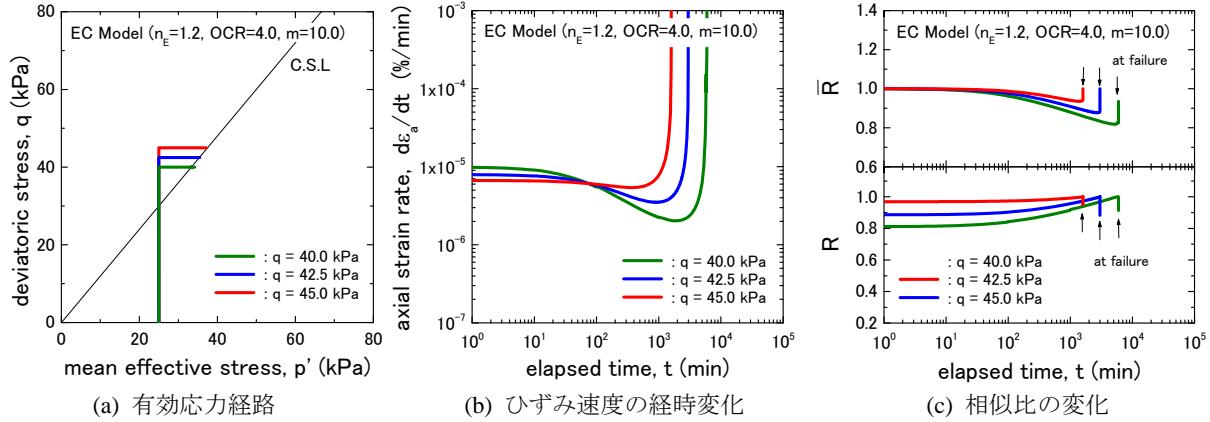


図-7 三軸非排水クリープ試験の要素シミュレーション結果

塑性体積ひずみ ε_v^p が負になるような過圧密粘土に対して、時間依存性を表現することが可能である。そこで、過圧密粘土の時間依存性挙動を検証するため、三軸非排水せん断試験、三軸非排水クリープ試験、三軸非排水リラクゼーション試験の要素シミュレーションを実施した。なお、解析は軸対称条件とし、供試体は1要素の1/4モデル ($H=10\text{cm}$, $\phi=5\text{cm}$ の供試体について対称性を考慮)とした。表-1に、シミュレーションに用いた材料パラメータの一覧を示す。なお、下負荷面パラメータ m は、解析結果と実験結果のフィッティングにより設定するパラメータであるが、ここでは $m=10.0$ と仮定して計算を行った。また、応力状態が限界状態線（C.S.L.）を超えるよう、過圧密比（OCR）は4.0に設定している。

図-6は、せん断速度を変化させた三軸非排水せん断試験の要素シミュレーション結果である。この結果より、せん断速度が速いほど強度が増加するせん断速度依存性が確認できる。

図-7は、一定の偏差応力 q を与えた三軸非排水クリープ試験の要素シミュレーション結果である。この結果より、与えた偏差応力 q が大きいほど、破壊に達する時間が短くなるクリープ挙動が確認できる。

図-8は、非排水状態で所定の軸ひずみを与えて放

表-1 シミュレーションに用いた材料パラメータ一覧

Critical state parameter	:	M	1.200
Coefficient of dilatancy	:	D	0.058
Compression index	:	λ	0.245
Irreversibility ratio	:	Λ^*	0.800
Effective poisson's ratio	:	ν'	0.333
Initial void ratio	:	e_0	1.800
Coefficient of earth pressure at rest	:	K_0	0.650
Preconsolidation vertical pressure	:	σ_{v0}^* kPa	98.10
Coefficient of secondary compression	:	α	6.67E-03
Initial volumetric strain rate	:	$\dot{\varepsilon}_0$ 1/min	4.63E-06
Subloading parameter	:	m	10.00
Fitting parameter of dilatancy	:	n_E	1.20
Coefficient of permeability	:	k cm/min	1.00E-06

* $\Lambda = 1 - \kappa / \lambda$ κ :Swelling index

置した非排水三軸リラクゼーション試験の要素シミュレーション結果である。この結果より、与える軸ひずみ量が大きいほど、応力低下が速くなるリラクゼーション挙動が確認できる。

以上のように、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルでは、従来の弾・粘塑性構成モデルでは計算できなかった過圧密状態におけるせん断強度依存性やクリープ挙動、リラクゼーション挙動などの時間依存性を表現することが可能である。

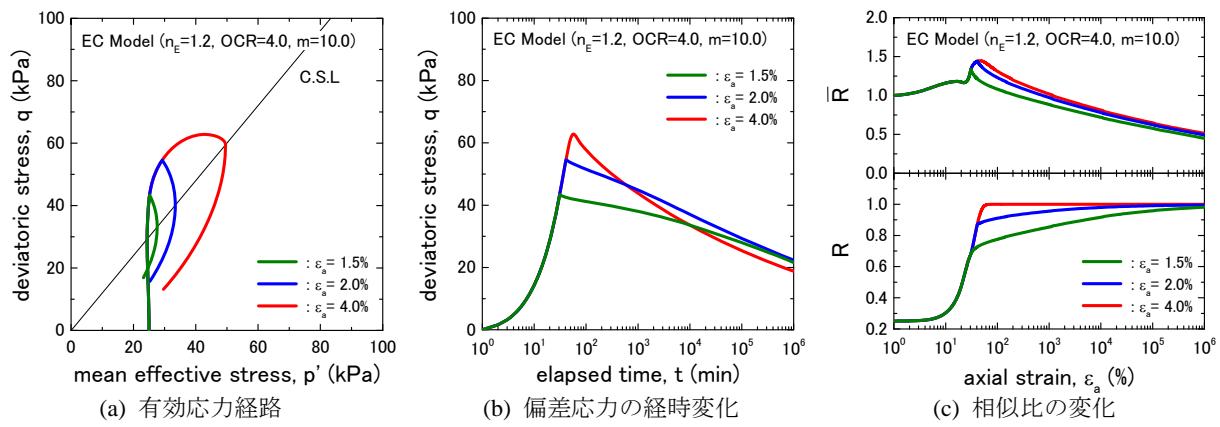


図-8 三軸非排水リラクゼーション試験の要素シミュレーション結果

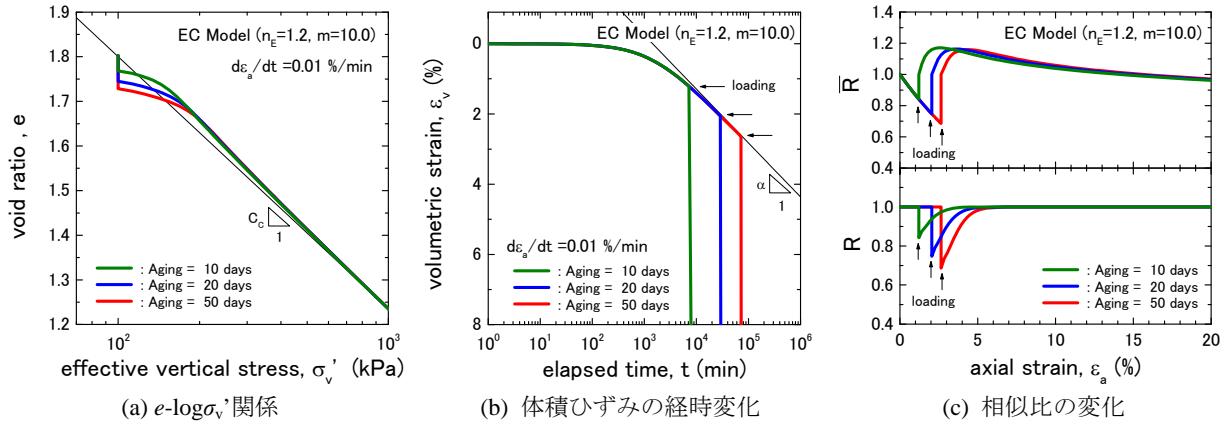


図-9 二次圧密後の定ひずみ圧密試験の要素シミュレーション結果

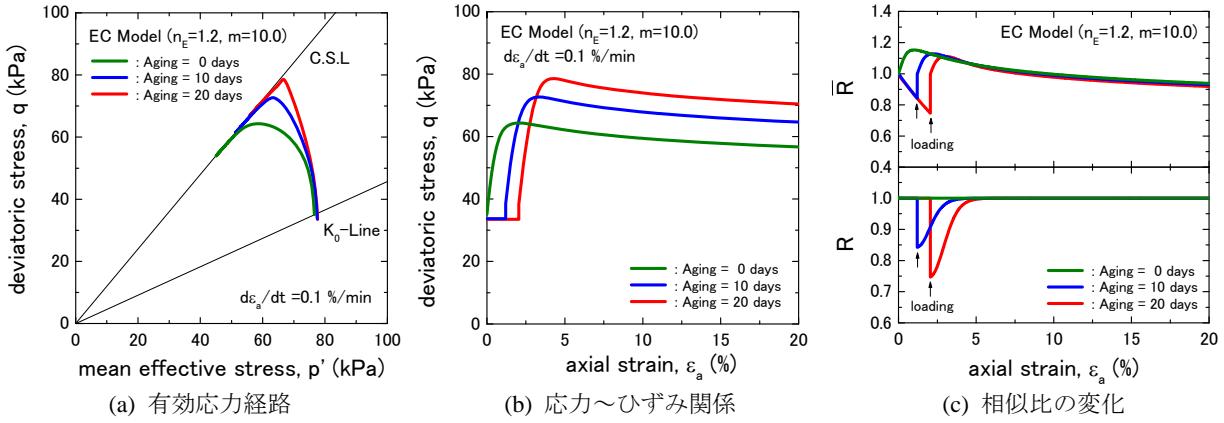


図-10 二次圧密後の三軸非排水せん断試験の要素シミュレーション結果

(3) 先行効果（擬似過圧密効果）の検証

提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルでは、負荷判定において先行効果（擬似過圧密効果）を考慮していることが特徴である。そこで、二次圧密による擬似過圧密効果を検証するため、 K_0 状態で二次圧密を進行させた後、定ひずみ圧密試験および三軸非排水せん断試験による載荷や除荷を行う要素シミュレーションを実施した。なお、計算に用いた材料パラメータは先ほどと同様に表-1に示す値であり、供試体は1要素の1/4モデル、軸対称条件である。

図-9は、二次圧密（10日、20、50日）後に定ひ

ずみ圧密試験による載荷を行った要素シミュレーション結果である。二次圧密中に減少した粘性曲面の相似比 \bar{R} は、図-9(c)に示すように定ひずみ載荷時に下負荷面の相似比 R に置換され、図-9(a)の e - $\log \sigma_v'$ 関係は過圧密挙動を示している。また、圧密時間が長くなるほど擬似過圧密比が大きくなる傾向が確認できる。

図-10は、二次圧密後に三軸非排水せん断試験による載荷を行った要素シミュレーション結果である。この解析結果を見ると、定ひずみ圧密試験と同様に圧密期間が長いほど擬似過圧密化が進行し、せん断

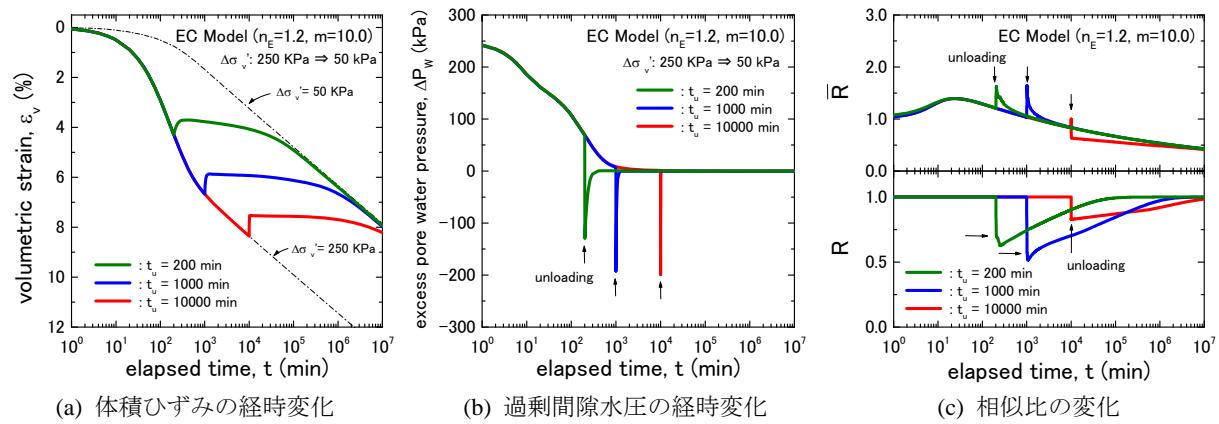


図-11 除荷後の1次元圧密試験の要素シミュレーション結果

表-2 各種室内試験の再現シミュレーションに用いた材料パラメータ一覧

	OSAKA BAY CLAY	HAYAKITA CLAY	HIRATSUKA CLAY	ISEHARA PEAT	TOMURO STONE
Critical state parameter : M	1.430	1.300	1.200	1.950	2.250
Coefficient of dilatancy : D	0.0600	0.0333	0.0585	0.0631	0.0037
Compression index : λ	0.250	0.128	0.304	0.825	0.015
Irreversibility ratio : Λ	0.820	0.851	0.786	0.895	0.930
Effective poisson's ratio : ν'	0.300	0.330	0.330	0.209	0.330
Initial void ratio : e₀	1.400	1.515	2.400	5.000	0.680
Coefficient of earth pressure at rest : K₀	1.000	0.500	0.500	0.264	1.000
Preconsolidation vertical pressure : σ _{v₀} ' kPa	400.0 (OC) 500.0 (NC)	600.0	18.6	44.1	4.66 (MPa)
Coefficient of secondary compression : α	1.25E-02	2.00E-03	6.00E-03	8.00E-03	5.00E-04
Initial volumetric strain rate : v̇₀ 1/min	2.78E-05	3.33E-06	2.00E-05	2.00E-05	1.00E-04
Subloading parameter : m	10.0	20.0	20.0	10.0	2.0
Fitting parameter of dilatancy : n _E	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20
Coefficient of permeability : k cm/min	—	6.00E-06	4.50E-06	3.50E-05	—

強度が増加する傾向が確認できる。

図-11は、 K_0 圧密試験（1次元圧密）の要素シミュレーション結果である。この解析では、供試体に圧密荷重250kPaを瞬時載荷した後、経過時間 t_u で200kPa除荷を行い、除荷後の圧密挙動を計算している。この結果を見ると、二次圧密が進行した状態から除荷した場合には擬似過圧密効果により、除荷後の二次圧密の発生量が減少する傾向が確認できる。

以上のように、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルでは、二次圧密による先行効果（擬似過圧密効果）を連続的に表現することが可能である。

6. 既存の試験結果の再現シミュレーション

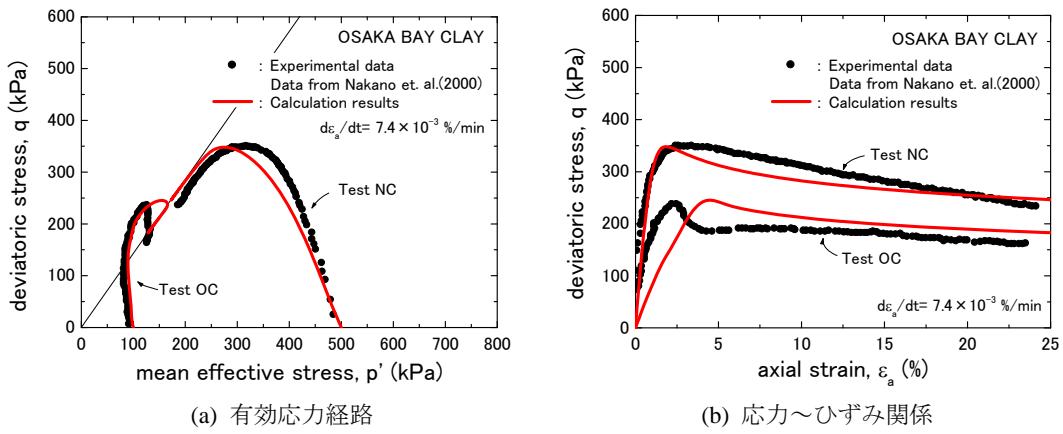
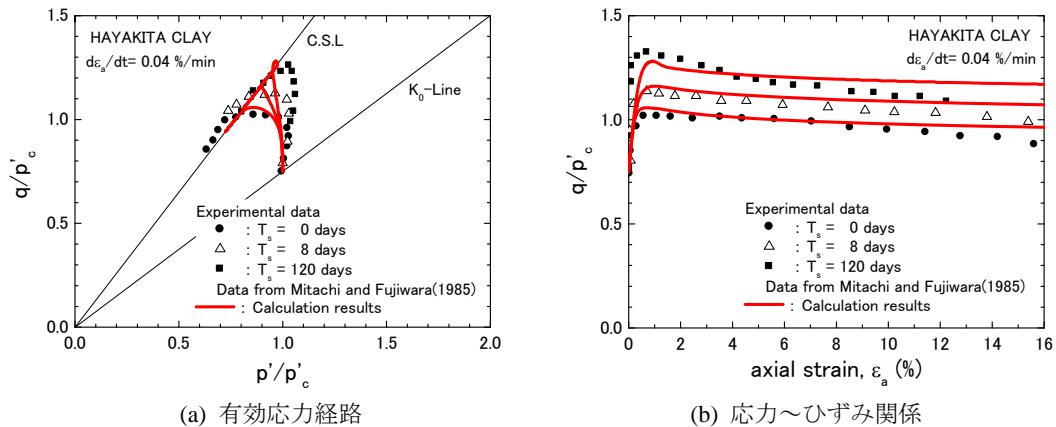
先に述べた検証結果より、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルは、過圧密状態から正規状態までの時間依存性挙動を統一的かつ連続的に表現可能であることがわかった。ここでは、時間依存性挙動に関する既往の室内試験結果に対して、要素シミュレ

ーションによる再現解析を実施することで、本構成モデルの適用性、有効性について検討を行った。

(1) 粘土の非排水せん断挙動の再現

中野ら²³⁾が実施した三軸非排水せん断試験に対して、拡張型の弾・粘塑性構成モデルを用いた再現シミュレーションを試みた。この試験では、大阪湾内の堆積粘土(Ma12)の不攪乱試料に対して、等方圧490kPa(NC:正規状態)、98kPa(OC:過圧密状態)の下で三軸非排水せん断を行っている。表-2に、シミュレーションに用いた大阪湾粘土の材料パラメータを示す。これらの材料パラメータは、中野ら²³⁾が実施した上負荷面モデルを用いたシミュレーションを参考に設定している。

図-12は、大阪湾粘土の三軸非排水せん断試験結果とシミュレーション結果の比較である。この結果を見ると、シミュレーション結果は実験結果の傾向をほぼ再現できていると考えられる。特に、図-12(a)に示す過圧密状態の試験結果の有効応力経路は、境界状態線(C.S.L.)を超えて硬化し、ピーク後に軟化

図-12 大阪湾粘土 (Ma12) の三軸非排水せん断試験結果²³⁾と要素シミュレーション結果の比較図-13 早来粘土の三軸非排水せん断試験結果²⁷⁾と要素シミュレーション結果の比較

する「巻き返し」の特徴を示しているが、このような特徴をシミュレーションでもほぼ再現できており、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルの適用性、有効性が確認できる。

(2) 二次圧密による強度増加の再現

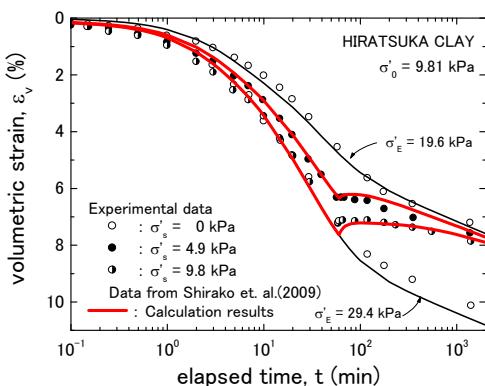
二次圧密後のせん断強度特性については、古くから数多くの実験や研究^{24), 25), 26)}が行われているが、ここでは、三田地・藤原²⁷⁾が実施した三軸非排水せん断試験に対して、要素シミュレーションによる再現を試みた。この試験では、北海道勇払郡早来町で採取した自然粘土（早来粘土）の練り返し試料を K_0 条件で長期間圧密 ($\sigma_v' = 600$ kPa, 圧密時間 $T_s = 8 \sim 120$ 日) した後、三軸非排水せん断を行っている。表-2に、シミュレーションに用いた早来粘土の材料パラメータを示す。これらの材料パラメータは、早来粘土の物性値を参考に設定している。

図-13は、三軸非排水せん断試験結果と要素シミュレーション結果の比較である。この結果を見ると、圧密時間 T_s の増大に伴いせん断強度が増加する試験結果の傾向を、シミュレーションでも再現できていることが確認できる。

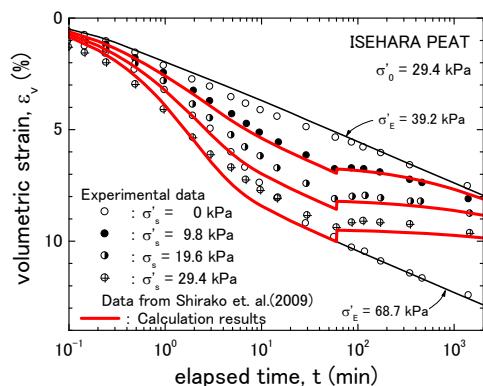
(3) サーチャージ除去後の二次圧密挙動の再現

拡張型の弾・粘塑性構成モデルは、除荷後の二次圧密について定量的に評価できることから、軟弱地盤対策として実施されるサーチャージ工法の長期沈下予測への適用が考えられる。そこで、白子ら²⁸⁾が実施したサーチャージ工法を想定した室内圧密試験に対して、要素シミュレーションによる再現を試みた。この試験では、神奈川県平塚市で採取した有機質粘土試料（平塚粘土）と、伊勢原市で採取した泥炭試料（伊勢原泥炭）を圧密応力 σ_0' で予備圧密し、盛土圧力 σ_E' とサーチャージ σ_s' を瞬時載荷した後、経過時間 60min でサーチャージ σ_s' を除荷している。表-2に、要素シミュレーションに用いた平塚粘土と伊勢原泥炭の材料パラメータを示す。なお、実際の試験では 1 週間の予備圧密期間を設けていることから、試験開始時（サーチャージ載荷時）は二次圧密による擬似過圧密状態であると仮定し、材料パラメータを設定している。

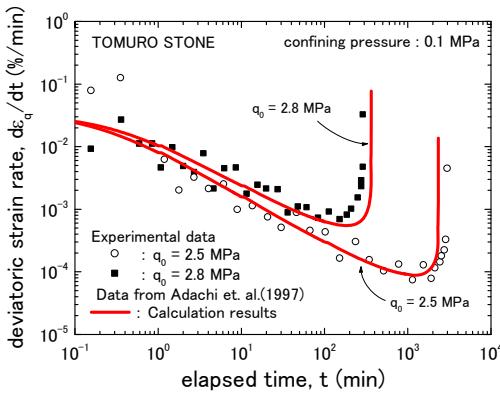
図-14(a)は、平塚粘土の圧密試験結果と要素シミュレーション結果の比較である。シミュレーション結果は、サーチャージ σ_s' が大きいほど除荷後の圧密量が低減される試験結果を精度良く再現できてい



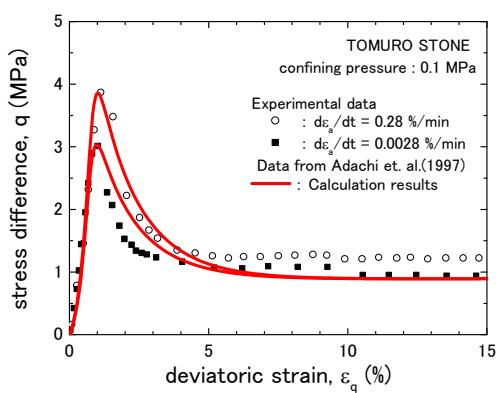
(a) 平塚粘土の体積ひずみ経時変化



(b) 伊勢原泥炭の体積ひずみ経時変化

図-14 サーチャージ除荷後の圧密試験結果²⁸⁾と要素シミュレーション結果の比較

(a) 三軸排水クリープ試験のひずみ速度経時変化



(b) 三軸排水せん断試験の応力～ひずみ関係

図-15 戸室石（軟岩）の三軸排水試験結果²⁹⁾と要素シミュレーション結果の比較

る。また、図-14(b)は伊勢原泥炭の圧密試験結果と要素シミュレーション結果の比較であるが、これらの結果も試験結果を精度良く再現できていることから、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルが、含水比が高く二次圧密量が大きい泥炭に対しても適用可能であることがわかる。

(4) 軟岩の時間依存性挙動の再現

軟岩は、一般的に土と硬岩の中間的な力学挙動を呈する材料として定義されるが、ひずみ軟化やダイレイタンシー特性、時間依存性といった粘土と同様の特性を有する材料であることから、過圧密粘土と等価な材料として取り扱うことで、拡張型の弾・粘塑性構成モデルの適用が可能であると考えられる。ここでは、足立ら²⁹⁾が実施した戸室石の三軸排水クリープ試験、三軸排水せん断試験に対して、要素シミュレーションを試みた。表-2に、シミュレーションに用いた戸室石の材料パラメータを示す。これらの材料パラメータは、戸室石の物性値および試験結果とのフィッティングにより設定している。

図-15(a)は、戸室石の三軸排水クリープ試験結果と要素シミュレーション結果の比較である。ひずみ

速度が徐々に減少する遷移過程から、ひずみ速度が急激に増大し破壊に至る試験結果を、シミュレーションで精度良く再現できていることがわかる。また、図-15(b)は三軸排水せん断試験結果と要素シミュレーション結果の比較である。これらのシミュレーション結果についても、ひずみ軟化やせん断速度依存性を示す試験結果を精度良く再現できており、提案する拡張型の弾・粘塑性構成モデルが、軟岩材料に対しても十分適用可能であることがわかる。

7. おわりに

本研究では、飯塚・太田が提案する塑性論的粘塑性論を基に、Sekiguchi and Ohta による弾・粘塑性構成モデルを拡張し、Hashiguchi による下負荷面モデルを適用することで、過圧密領域における時間依存性挙動を表現できる拡張型の弾・粘塑性構成モデルを提案した。また、先行効果（擬似過圧密効果）を考慮した負荷判定法を提案し、土／水連成有限要素解析プログラム“DACSAR”に適用した。

提案した拡張型の弾・粘塑性構成モデルは、過圧

密状態における時間依存性挙動(せん断速度依存性, クリープ挙動, リラクゼーション挙動)や, 二次圧密による先行効果(擬似過圧密効果)を統一的に表現可能であることが, 要素シミュレーションによる検証結果から確認された。また, 既往の室内試験の再現シミュレーションを実施した結果, 粘土や泥炭, 軟岩の時間依存性挙動を精度良く再現できており, 本構成モデルの適用性, 有効性についても確認できた。なお, 提案した弾・粘塑性構成モデルは, 連續的な負荷・除荷を伴う時間依存性効果を表現できるため, サーシャージ工法等による複雑な履歴を受ける軟弱地盤の長期沈下予測に効果的であると考えられる。また, 本構成モデルに時間経過に伴う骨格構造の変化(セメントーション効果等)も考慮すれば, 粘土が軟岩へと変化する超長期的な地盤形成シミュレーションへの適用も期待できる。

参考文献

- 1) Adachi, T. and Oka, F. : Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity, *Soils and Foundations*, Vol.22, No.4, pp.57-70, 1982.
- 2) Matsui, T. and Abe, N. : Flow surface model of viscoplasticity for normally consolidated clay, *Proc. 2nd Int. Symp. Num. Models Geotech.*, pp.157-164, 1986.
- 3) Perzyna, P. : The constitutive equations for work hardening and rate sensitive plastic materials, *Proc. of Vibrational Problems*, Warsaw, Vol.4, No.3, pp.281-290, 1963.
- 4) Olszak, W. and Perzyna, P. : The constitutive equation of the flow theory for an non stationary yield condition, *Proc. 11th Int. Cong. Appl. Mech.*, pp.545-553, 1966.
- 5) Sekiguchi, H. and Ohta, H. : Induced anisotropy and time dependency in clays, *Constitutive Equation of Soils, Proc. Specialty Session 9, 9th Int. Conf. Soil Mech. & Found. Engng.*, Tokyo, pp.306-315, 1977.
- 6) Duncan, J.M : The role of advanced constitutive relations in practical applications, *State-of-The Art report, Proc. 13th ICSMFE*, Vol.5, pp.31-48, 1994.
- 7) 橋口公一, 友山隆宏 : 関口・太田モデルについて, 第33回地盤工学研究発表会概要集, pp. 617-618, 1998.
- 8) Hashiguchi, K. and Okayasu, T. : Time-dependent elastoplastic constitutive equation based on subloading surface model and its application to soils, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.3, pp.21-36, 2000.
- 9) Oka, F., Leroueil, S. and Tavenas, F. : A constitutive model for natural soft clay with strain softening, *Soils and Foundations*, Vol.29, No.3, pp.54-66, 1989.
- 10) 岡二三生, 木元小百合, 肥後陽介 : 飽和粘土の弾粘塑性構成式(その1)－構成式の誘導－, 第36回地盤工学研究発表会講演集, pp.945-946, 2001.
- 11) 飯塚敦, 太田秀樹 : 塑性論的粘塑性論による関口・太田モデルの解釈, 第34回地盤工学研究発表会, pp.595-596, 1999.
- 12) Bjerrum, L. : Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings, *Geotechnique*, Vol.17, pp.83-117, 1967.
- 13) Hashiguchi, K. : Subloading surface model in unconventional plasticity, *Int. J. Solids Structures*, Vol.25, pp.917-945, 1989.
- 14) 柴田徹 : 粘土のダイラタンシーについて, 京都大学防災研究年報6号, pp.128-134, 1963.
- 15) Sekiguchi, H. : Rheological characteristics of clays, *Proc. Specialty Session 9, 9th Int. Conf. Soil Mech. & Found. Engng.*, Tokyo, pp.289-292, 1977.
- 16) Asaoka, A., Nakano, M. and Noda, T. : Superloading yield surface concept for highly structured soil behavior, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.2, pp.99-110, 2000.
- 17) 飯塚敦, 竹山智英, 大野進太郎, Pipatpong Thirapong, 太田秀樹 : 関口・太田による弾・粘塑性モデルにおける応力緩和項へのマクローリン展開の適用, 第41回地盤工学研究発表会, pp.595-596, 2006.
- 18) 西田博文, 飯塚敦, 太田秀樹 : 関口・太田モデルにおける塑性論的粘塑性論に基づく負荷判定法の適用性, 第39回地盤工学研究発表会, pp.9131-914, 2004.
- 19) 大野進太郎, 竹山智英, Pipatpong Thirapong, 飯塚敦, 太田秀樹 : 関口・太田による弾粘塑性構成モデルにおける負荷判定の改良, 第42回地盤工学研究発表会, pp.261-262, 2007.
- 20) Iizuka, A. and Ohta, H. : A deformation procedure of input parameters in elasto-viscoplastic finite element analysis, *Soils and Foundations*, Vol.27, No.3, pp.71-87, 1987.
- 21) 竹山智英, 太田秀樹, 飯塚敦, Pipatpong Thirapong, 大野進太郎 : 関口・太田モデルにおける特異点処理法, 第3回地盤工学会, 関東支部研究発表会講演集, pp.313-317, 2006.
- 22) 大野進太郎, 飯塚敦, 太田秀樹 : 非線形コントラクタンシー表現式を用いた土の弾塑性構成モデル, 土木学会, 応用力学論文集, Vol.9, pp.407-414, 2006.
- 23) 中野正樹, 浅岡顕, 野田利弘, 林成浩, 山田貴史 : 「砂と粘土の違い」に関する構造・過圧密の劣化過程から見た一考察, 第35回地盤工学研究発表会, pp.573-574, 2000.
- 24) 赤井浩一, 足立紀尚, 安藤信夫 : 飽和粘土の応力-ひずみ-時間関係, 土木学会論文報告集, 第255号, pp.53-61, 1974.
- 25) 半沢秀雄, 岸田隆夫 : 年代効果を受けた粘土の非排水強度特性, 土と基礎, No.30, Vol.12, pp.5-10, 1982.
- 26) 梅崎健夫, 落合英俊, 林重徳 : K_0 圧密・平面ひずみ状態における粘土の非排水強度特性, 土木学会論文集, No.505/III-29, pp.257-265, 1994.
- 27) 三田地利之, 藤原幸彦 : 飽和粘性土の非排水応力-ひずみ挙動に及ぼす長期異方圧密の影響, 北海道大学工学部研究報告, 第128号, pp.15-28, 1985.
- 28) 白子博明, 杉山太宏, 外崎明, 赤石勝 : サーチャージ除去後の二次圧密沈下挙動, 土木学会論文集C, Vol.65, No.1, pp.275-287, 2009.
- 29) 足立紀尚, 岡二三生, 小池真史, 尾崎仁美, 福井英大 : 軟岩の時間依存性挙動とひずみ軟化型弾-粘塑性構成式, 第33回地盤工学研究発表会, pp.1187-1188, 1997.

(2012. 10. 30 受付)

EXTENSION OF THE ELASTO-VISCOPLASTIC MODEL IN CONSIDERATION OF THE PC-EFFECT BY SECONDARY CONSOLIDATION

Masafumi HIRATA, Atsushi IIZUKA and Hideki OHTA

In order to express time dependence actions, such as secondary consolidation, creep, and strain rate dependence, much elasto-viscoplastic constitutive models are proposed until now. However, in these constitutive models based on a viscoplasticity theory, the time dependence action from an overconsolidation domain to a normal consolidation domain cannot be expressed continuously. Moreover, P_c -effect by secondary consolidation cannot be evaluated quantitatively, either.

In this paper, the elasto-viscoplastic model in consideration of P_c -effect by secondary consolidation is proposed. Moreover, the simulations of shear test and consolidation test were carried out and the validity and applicability of this constitutive model were examined.