

膨潤性を有する緩衝材の弾塑性構成モデル化

An Elasto-plastic Constitutive Modeling for Swelling Buffer Materials

平井 卓*, 重野喜政**, 飯塚 敦***

Takashi HIRAI, Yoshimasa SHIGENO, Atsushi IIZUKA

*工修, 竹中土木, 技術本部 (〒136-8570 東京都江東区新砂一丁目 1-1)

**工修, 竹中工務店, 技術研究所 (〒270-1395 千葉県印西市大塚一丁目 5-1)

*** 工博 神戸大学教授, 都市安全研究センター (〒657-8501 兵庫県神戸市灘区六甲台町一丁目)

A new constitutive model for compacted bentonite material is proposed in this paper in order to evaluate mechanical characteristics of buffer material. According to the results for a series of consolidation tests for the compacted bentonite material, it is found that nonlinear stress-strain behavior at the unloading process gets dominant comparing to the ordinary clay material. These peculiar characteristics of bentonite material cannot be described by conventional elasto-plastic constitutive models such as an original Cam-clay model. Therefore, in this paper, a new function to describe the nonlinear behavior at unloading process is proposed and it is introduced into the original Cam-clay model. The simulation results of the triaxial compression test show that the modified model proposed in this paper is reasonably applicable to the bentonite material.

Key Words: high-level radioactive waste, geological repository, buffer material, bentonite, elastoplastic behavior, Cam-clay model

キーワード: 高レベル放射性廃棄物, 地層処分, 緩衝材, ベントナイト, 弾塑性挙動, Cam-clay モデル

1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリアに用いられる緩衝材の一つとして, 止水性が高い圧縮成型されたベントナイト混合材料が考えられる¹⁾。緩衝材には, オーバーパックの支持性能や岩盤のクリープ変位などに起因しオーバーパックに発生する応力の応力緩和性能が長期に発揮されることが期待されている。したがって, 設定された緩衝材仕様で, 緩衝材の力学挙動を精度良く予測し, 上記の性能を確保できることやオーバーパックや緩衝材の破壊に対する安全性を確認する必要がある。しかし, 緩衝材に用いられるベントナイトは一般の粘性土に比べ膨潤性が高く, 一般の粘性土と同様の構成則を用いた評価モデルで力学挙動を評価可能かどうかを検討する必要があると考えられる。

ベントナイトを用いた緩衝材の力学挙動評価に関する既往の研究としては, Börgesson が人工バリアの断層影響に関するモデル試験のシミュレーション解析を Drucker-Prager のモデルを用いて行っている²⁾。また, 高治らは人工バリアの長期挙動予測において, オーバーパックの自重沈下の影響を関口-太田モデルを用いて予測しており, オーバーパックの腐食膨張と岩盤クリープ変形の影

響に関して修正 Cam-clay モデルで予測を行っている³⁾。また, 緩衝材の膨潤特性に関しては, 小峯が拡散二重層理論に基づき圧縮ベントナイトの膨潤ひずみと膨潤圧に関する関係式を提案し膨潤試験などを精度良く評価している⁴⁾。しかし, 上記の研究においては力学挙動の予測に用いた評価モデルに対して, せん断と体積変形の複合挙動に対する妥当性を検証した例はなかった。これに対して平井らは圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の室内試験から弾塑性挙動特性を把握し, 従来の Cam-clay モデル⁵⁾が緩衝材の力学挙動評価に適用可能かどうかを検証し Cam-clay モデルの改良案を示した⁶⁾。しかしながら, この研究において示された改良案においては, 緩衝材の吸水膨潤挙動評価を表す吸水膨潤ひずみを導入されているものの, 吸水膨潤特性評価に粘土科学的特性が反映されていなかった。Cam-clay モデルは純力学場に対して求められた構成則であるが緩衝材のように吸水膨潤を伴う材料においては, 化学熱力学的メカニズムに従う膨潤挙動により粘土粒子の配列なども変化し純力学場と化学熱力学場の相互作用が生じいていると考えられる。そこで, 本研究においては膨潤挙動の評価に前述の小峯による評価手法を導入し, 拡散二重層理論による吸水膨潤特性が構成則に反映されるように改良した。

2. 圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の力学特性

2.1 緩衝材の仕様

図-1 に、人工バリアの概念図を、表-1 に人工バリアを構成する緩衝材の仕様の一例を示す¹⁾。

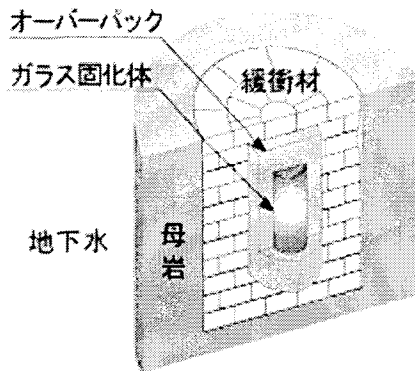


図-1 人工バリアの概念図

表-1 緩衝材の仕様の一例

ベントナイト種別	クニゲルV1
硅砂混合率	30%
硅砂比率	3号:5号=1:1
乾燥密度	1.6 Mg/m ³

2.2 緩衝材の圧密特性

表-1 の仕様の圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の圧密特性を把握するために、圧密試験を実施した⁷⁾。試験体寸法は、 $\Phi 60\text{mm}$ 、高さ 20mm とし、最初に側方拘束条件で圧縮成型したものを鉛直変位拘束条件で給水し吸水膨潤圧に相当する鉛直反力を計測した。鉛直反力が一定となった時点を飽和完了とみなし、これを初期条件に圧密試験を実施した。载荷条件は、 19.6MPa まで8ステップで载荷し(圧密過程)4ステップで初期吸水膨潤圧に相当する 0.54MPa まで除荷した(除荷過程)後、4ステップで 19.6MPa まで再载荷した(再载荷過程)。圧密、除荷、再载荷の各過程の各荷重ステップにおける圧密および膨張完了は、鉛直変位量と対数時間の関係から $3t$ 法を用いて判定した。

図-2 に、同一条件で3体の試験体を用いて実施した圧密試験結果を示す。図より、緩衝材の圧密特性は、圧密圧力の対数にほぼ比例するのに対し、除荷過程では、一般的な粘土に比べ非線形性が高く再载荷過程でループを描くことがわかる。

2.3 緩衝材のせん断特性

飽和した表-1 の仕様の圧縮ベントナイトを用いた緩衝材のせん断特性を把握するために、非排水三軸圧縮試験を実施した⁸⁾。試験体は、圧縮成型した硅砂混合圧縮ベントナイトを飽和セル中で 0.2MPa で加圧注水して約2か月飽和した $\phi 50\text{mm}$ 、高さ 100mm のものを用いた。また、载荷軸ひずみ速度は、 $0.01\%/min$ と通常粘性土で用いられる速度 $0.05\%/min$ ⁹⁾ より遅い設定とした。

図-3 は、飽和した緩衝材の圧密非排水三軸圧縮試験結果より得られる各圧密応力 p_0' に対する軸差応力 q と平均有効応力 p の関係を正規化して示したものである。図より、正規化することにより応力経路はほぼ一つの曲線に集約され、限界状態係数の平均値はほぼ $M=q/p=0.63$ となっていることがわかる。

図-4 は、各圧密応力 p_0' に対する軸差応力 q と偏差ひずみ ε_d の関係を正規化して示したものである。図より、正規化した軸差応力と偏差ひずみの関係は圧密応力によらずほぼ一つの曲線に集約されることがわかる。

以上より、緩衝材のせん断特性は有効応力の概念で統一的に表すことができ、正規化した軸差応力と平均有効応力による降伏関数を設定することが可能と考えられる。

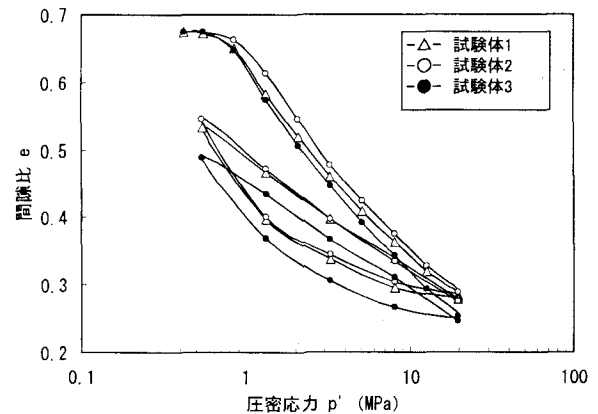


図-2 緩衝材の圧密試験結果

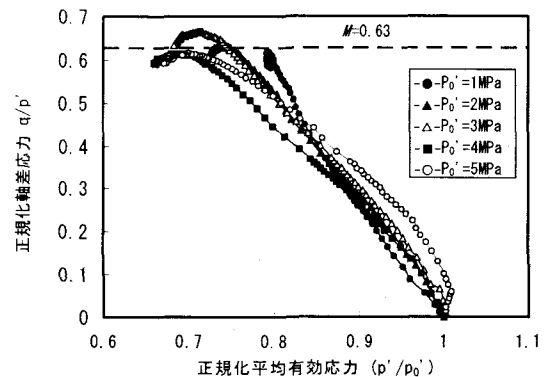


図-3 圧密非排水三軸圧縮試験による応力経路

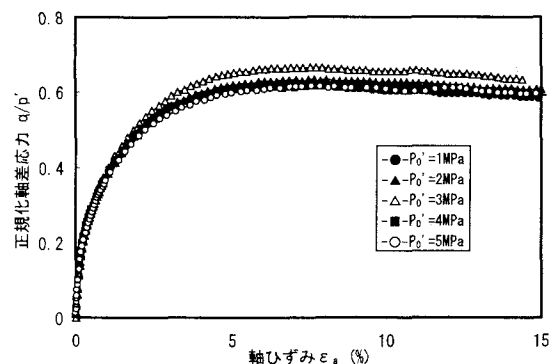


図-4 圧密非排水三軸圧縮試験による応力ひずみ関係

3. 緩衝材の力学評価モデルの検討

3.1 Cam-clay モデルの適用性検討

前述した緩衝材の圧密特性およびせん断特性より、以下の事が明らかになった。①圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の圧密過程の $e \log p$ 関係がほぼ直線と考えられること②非排水せん断の正規化軸差応力と正規化平均有効応力の応力経路がほぼ一つの曲線で表されること③非排水せん断の応力経路はせん断の初期からダイレイタンスの影響により過剰間隙水圧が増加する傾向が現れ、比較的曲率の小さな曲線となること④非排水せん断の正規化軸差応力ひずみ関係がほぼ一つの曲線で表されること。

以上のことから、圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の力学評価モデルとして一般粘性土の評価で実績のある Cam-clay モデルが適用できる可能性があると考えた。

Cam-clay モデルにおいて塑性仕事の釣り合い条件と Calladine の仮定より求められる降伏条件は次式のとおりである³⁾。

$$\frac{q}{Mp'} + \ln \frac{p'}{p_y} = 0 \quad (1)$$

ここに、 M : 限界状態係数、 p'_y : 硬化パラメータ
また、全ひずみ ε^t は弾性ひずみ ε^e と塑性ひずみ ε^p の和として次式で表されるものと考えている。

$$\varepsilon^t = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (2)$$

圧密特性に関して、間隙比 e と平均有効応力 ($\log p$) の関係が圧密過程、除荷過程ともに直線であるとする塑性体積ひずみ ε_v^p と p_y の関係が次式で表される。

$$\varepsilon_v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p_y}{p_0} \quad (3)$$

ここに、 λ : 圧縮指数、 κ : 膨潤指数、 e_0 : 初期間隙比
(1),(3)式より、降伏関数 f は次式で表わすことができる。

$$f = \frac{q}{Mp'} + \ln \frac{p'}{p_0} - \frac{1 + e_0}{\lambda - \kappa} \varepsilon_v^p \quad (4)$$

さらに、(5),(6)式のような関連流れ則が適用されるものとする。

$$d\varepsilon_v^p = h \frac{\partial f}{\partial p'} \quad (5)$$

$$d\varepsilon_d^p = h \frac{\partial f}{\partial q} \quad (6)$$

ここに、 ε_d^p : 塑性偏差ひずみ

h は Prager の適合条件より次式で表される。

$$h = \frac{dq + \left(M - \frac{q}{p'} \right) dp'}{\frac{1 + e_0}{\lambda - \kappa} \left(M - \frac{q}{p'} \right)} \quad (7)$$

一方、弾性ひずみと応力増分の関係より次式が成立する。

$$\begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K & 0 \\ 0 & 3G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_d \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} K & 0 \\ 0 & 3G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_d^p \end{pmatrix} \quad (8)$$

ここに、 K : 体積弾性率、 G : せん断剛性率、 ε_d : 偏差ひずみ、 ε_v : 体積ひずみ

(5)~(8)式および非排水条件 ($d\varepsilon_v = 0$) より、圧密非排水三軸圧縮試験の正規化した応力経路は(9)式のように求められ、軸差応力と偏差ひずみの関係は(10)式のように求められる。

$$\frac{q}{p'} = \frac{M}{1 - \kappa/\lambda} \ln \frac{p_0}{P} \quad (9)$$

$$\varepsilon_d = \frac{2\kappa(1 + \nu)}{9(1 + e_0)(1 - 2\nu)} \left\{ \left(\frac{q}{p'} \right) - \frac{\lambda - \kappa}{2\lambda M} \left(\frac{q}{p'} \right)^2 \right\} - \frac{\kappa(\lambda - \kappa)}{\lambda M(1 + e_0)} \ln \left\{ 1 - \frac{1}{M} \left(\frac{q}{p'} \right) \right\} \quad (10)$$

ここに、 ν : 土の骨格に関する有効ポアソン比

そこで、これらの式を用いて緩衝材の圧密非排水三軸圧縮試験に対する評価が可能かどうかを検討した。

(9) 式の応力経路に関しては、一般の粘性土においては圧密試験結果より圧縮指数 λ と膨潤指数 κ を定めることにより評価できる。しかし、図-2 より圧縮ベントナイトを用いた緩衝材は除荷過程における非線形性が高いために、圧縮指数 λ は圧密試験結果から、膨潤指数 κ は圧密非排水三軸圧縮試験結果より得られる応力経路から設定することとした。(9)式より Cam-clay モデルにおける圧密非排水三軸圧縮試験の応力経路は、正規化した平均有効応力の対数と軸差応力の関係が線形である。したがって λ が定められれば κ は図-3 の応力経路から最小二乗法により求められる。このように求められた $\lambda = 0.117$ 、 $\kappa = 0.08$ を圧密試験結果とともに図-5 に示す。図より、応力経路から定められた κ は、再載荷過程の傾きにほぼ等しいことがわかる。

次に、正規化した軸差応力と偏差ひずみの関係を設定された λ 、 κ と有効ポアソン比 ν を用いて(10)式より求めた。有効ポアソン比に関しては、有効応力表示による(11)式に示すせん断抵抗角 ϕ' と限界状態係数 M の関係と Jaky の関係式より導かれる(12)式より 0.4 程度が妥当と考えられた。

$$M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} \quad (11)$$

$$\frac{\nu}{1 - \nu} = 1 - \sin \phi' \quad (12)$$

しかし、圧縮ベントナイトを用いた緩衝材が吸水膨潤する特殊な材料であることから、有効ポアソン比 ν は 0.4 と極端な例として 0.001 の場合を考え評価した。(10)式による評価結果と非排水三軸圧縮試験結果とともに図-6 に示す。図より、ポアソン比によりわずかな違いはあるものの、Cam-clay モデルによる評価結果は、剛性が過小評価され

ることがわかる。

以上のことから、圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の非排水三軸圧縮試験より得られる応力ひずみ関係を同じ試験結果より得られる応力経路と圧密試験結果により設定したパラメータを用いてCam-clayモデルにより評価することが困難であることがわかった。このように評価パラメータを適切に設定できない原因の一つとしては、緩衝材の除荷過程の非線形性が一般の粘性土に比べて高いことが考えられる。

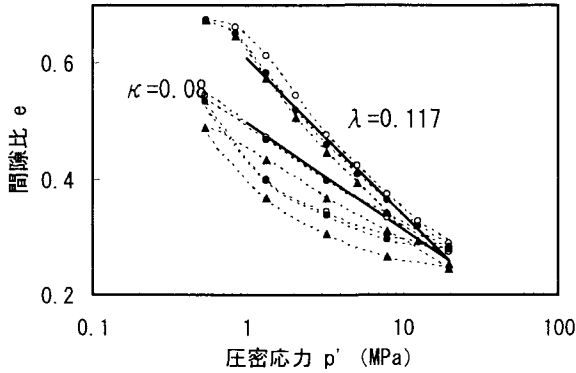


図-5 設定された λ , κ と圧密試験結果

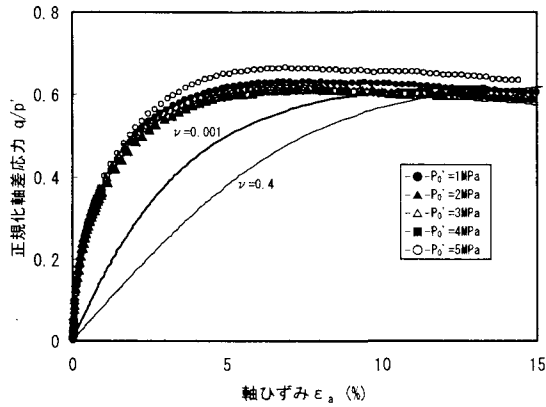


図-6 Cam-clay モデルによる応力ひずみ関係の評価

3.2 緩衝材の除荷過程における非線形性

Cam-clay モデルによって緩衝材の力学挙動が精度よく評価できない原因として圧密試験における除荷過程の非線形性が考えられる。そこで、このような非線形性に関するベントナイトの吸水膨潤の影響について検討をおこなった。

圧縮ベントナイトの吸水膨潤特性に関しては、小峯らが乾燥密度やベントナイト混合率の異なる材料を用いた吸水膨潤量や吸水膨潤圧に関する室内試験結果を拡散二重層理論に基づく以下の式により精度良く評価している⁴⁾。

$$p_s = \frac{1}{CEC} \sum_{i=Na^+, Ca^{2+}, K^+, Mg^{2+}} [EXC_i \{ (f_r)_i - (f_a)_i \}] \quad (\text{kPa}) \quad (13)$$

$$(f_r)_i = 2nkT(\cosh u_i - 1) \times 10^{-3} \quad (\text{kPa}) \quad (13-a)$$

$$u_i = 8 \tanh^{-1} \left[\exp(-\eta_i d_i) \tanh \left(\frac{z_i}{4} \right) \right] \quad (13-b)$$

$$\eta_i = \sqrt{\frac{2nv_i^2 e^2}{\varepsilon_e kT}} \quad (13-c)$$

$$z_i = 2 \sinh^{-1} \left(96.5 \times \frac{EXC_i}{S} \sqrt{\frac{1}{8\varepsilon n kT}} \right) \quad (13-d)$$

$$(f_a)_i = \frac{A_h}{24\pi} \left[\frac{1}{d_i^3} + \frac{1}{(d_i + t)^3} - \frac{2}{(d_i + t/2)^3} \right] \times 10^{-3} \quad (\text{kPa}) \quad (13-e)$$

$$\varepsilon_{sv}^* = \left\{ e_0 + \frac{\varepsilon_{s \max}}{100} (e_0 + 1) \right\} \times \left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\} \times 100 \quad (13-f)$$

$$e_0 = \frac{\rho_{solid}}{\rho_{d0}} - 1 \quad (13-g)$$

$$\rho_{solid} = \frac{\frac{100}{C_m} \frac{100}{\alpha} \rho_m}{\left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\}} \quad (13-h)$$

$$d_i = \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100} \{ t + (R_{ion})_i \} + (R_{ion})_i \quad (\text{m}) \quad (13-i)$$

$$n = \frac{n_0 \times N_A}{1 + \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100}} \quad (\text{個数/m}^3) \quad (13-j)$$

$$S = \frac{C_m}{100} S_m + \left(1 - \frac{C_m}{100} \right) S_{nm} \quad (\text{m}^2/\text{g}) \quad (13-k)$$

ここに、

P_s : ベントナイトを含有する緩衝材の発生する吸水膨潤圧力(kPa)

$(f_a)_i$: 交換性陽イオン i に起因する反発力(kPa)
(i は Na^+ , Ca^{2+} , K^+ , Mg^{2+} のいずれかの交換性陽イオンを示す。以下に記述される i はこれと同様の意味である。)

$(f_r)_i$: 交換性陽イオン i に起因する引力 (kPa)

EXC_i : 交換性陽イオン i の交換容量 (mequiv/g)

CEC : 陽イオン交換容量 (mequiv/g)

d_i : 交換性陽イオン i の時の結晶層間距離の 1/2 (m)

v_i : 交換性陽イオン i の価数

e' : 電子電荷 ($=1.602 \times 10^{-19}$ C)
 k : Boltzmann 定数 ($=1.38 \times 10^{-23}$ J/K)
 T : 絶対温度(K)
 n : 緩衝材の間隙水のイオン濃度(mol/m³)
 n_0 : 緩衝材の間隙水のイオン濃度(mol/m³)
 ε_e : 間隙水の誘電率 (C²J⁻¹m⁻¹)
 A_h : Hamaker 定数 (モンモリロナイトの場合、
 $=2.2 \times 10^{-20}$ J)
 t : モンモリロナイトの結晶層厚($=9.60 \times 10^{-10}$ m)
 ε_{smax} : 緩衝材の最大膨潤率(%)
 e_0 : 緩衝材の初期間隙比
 C_m : ベントナイトのモンモリロナイト含有率(%)
 ρ_{d0} : 緩衝材の初期乾燥密度(Mg/m³)
 α : 緩衝材のベントナイト配合率(%)
 ρ_m : モンモリロナイトの土粒子密度(Mg/m³)
 ρ_{nm} : モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度
(Mg/m³)
 ρ_{sand} : 砂粒子密度(Mg/m³)
 $(R_{ion})_i$: モンモリロナイト結晶層間中の交換性陽イオン
 i の非水和半径 (m)
 N_A : アボガドロ数 ($=6.023 \times 10^{23}$)
 S : ベントナイトの比表面積(m²/g)
 S_m : モンモリロナイトの比表面積(m²/g)
 S_{nm} : モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積(m²/g)

これらの評価式による吸水膨潤圧と圧縮ベントナイトを用いた試験体の圧密試験における除荷過程の平均有効応力 σ_p を比較した。図-7 は、表-1 の仕様の試験体(CASE-1)と珪砂を混合していない圧縮ベントナイトで乾燥密度 1.6Mg/m³(CASE-2)と 1.8Mg/m³(CASE-3)の試験体の圧密試験の除荷過程における、正規化平均有効応力と間隙比増分の関係を示したものである。図には、(13)式により求められた吸水膨潤圧と間隙比増分の関係もあわせて示した。小峯の式による間隙比増分は最大膨潤率 ε_{smax} より次式で求めた。

$$\Delta e = (1 + e_*) \frac{\varepsilon_{smax}}{100} \quad (14)$$

また、初期乾燥密度は除荷開始時の乾燥密度とし、次式により求めた。

$$\rho_{d0} = \rho_{d0}^* \frac{1 + e_0}{1 + e_*} \quad (15)$$

ここに、 ρ_{d0}^* : 圧密開始時の乾燥密度(Mg/m³)、 e_* : 除荷開始時の間隙比

小峯の評価式の定数を表-2 に示す。図-7 より、除荷過程の増分間隙比と平均有効応力の関係は、CASE-1 と CASE-2 では圧密初期の平均有効応力付近で小峯の式により得られる吸水膨潤圧の曲線に漸近していることがわかる。したがって、除荷過程においては、平均有効応力の減少による膨張と吸水膨潤の両者の影響があらわれていると考えられ、平均有効応力が減少するに従い、吸水膨潤の影響が顕著になるものと考えられる。

3.3 Cam-clay モデルの改良

緩衝材の除荷過程の挙動を検討した結果、吸水膨潤の影響が現れていると考えられることから、Cam-clay モデルの改良を実施し、吸水膨潤の影響を反映できるようにした。吸水膨潤の影響があったとしても、緩衝材の降伏は粒子摩擦によるものと考え、降伏条件は(1)式で表されるものとした。しかし、ひずみの定義は(2)式と異なり、吸水膨潤ひずみ ε^s を用いて次式で表されるものと考えた。

表-2 小峯の吸水膨潤圧評価式の定数

定数名称	記号	単位	CASE-1	CASE-2	CASE-3
珪砂混合率		%	30	0	0
ベントナイト混合率	α	%	70	100	100
緩衝材の圧密開始時間隙比	e_0		0.68	0.71	0.54
緩衝材の除荷開始時間隙比	e_*		0.28	0.39	0.39
緩衝材の圧密開始時乾燥密度	ρ_{d0}^*	Mg/m ³	1.6	1.6	1.8
緩衝材の除荷開始時乾燥密度	ρ_{d0}	Mg/m ³	2.1	1.9	2.0
モンモリロナイトの土粒子密度	ρ_m	Mg/m ³		2.77	
モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度	ρ_{nm}	Mg/m ³		2.81	
砂の土粒子密度	ρ_{sand}	Mg/m ³		2.66	
モンモリロナイトの比表面積	S_m	m ² /g		810.0	
モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積	S_{nm}	m ² /g		0.0	
モンモリロナイト含有率	C_m	%		48.0	
陽イオン交換容量	CEC	mequiv./g		0.732	
間隙水の誘電率	ε	C ² /(J.m)		6.83×10^{-10}	
緩衝材中の間隙水のイオン濃度	n_0	mol/m ³		45.0	
温度	T	K		295.0	
Na ⁺ : 当該陽イオン交換容量	EXC	mequiv./g		0.405	
非水和半径	R_{ion}	nm		0.098	
イオン価数	v			1	
Ca ²⁺ : 当該陽イオン交換容量	EXC	mequiv./g		0.287	
非水和半径	R_{ion}	nm		0.1115	
イオン価数	v			2	
K ⁺ : 当該陽イオン交換容量	EXC	mequiv./g		0.009	
非水和半径	R_{ion}	nm		0.133	
イオン価数	v			1	
Mg ²⁺ : 陽イオン交換容量	EXC	mequiv./g		0.03	
非水和半径	R_{ion}	nm		0.0835	
イオン価数	v			2	

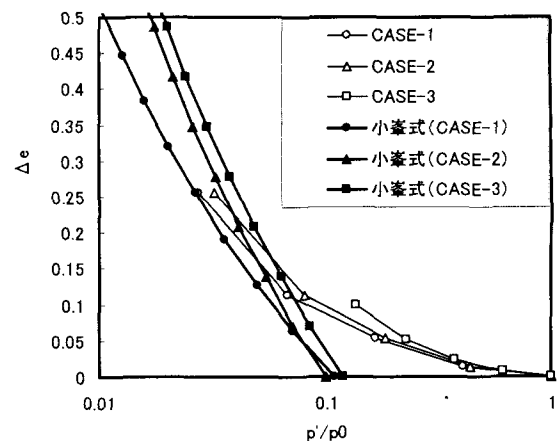


図-7 圧密試験による除荷過程と吸水膨潤圧評価結果

$$\varepsilon^t = \varepsilon^e + \varepsilon^s + \varepsilon^p \quad (16)$$

ただし、膨潤によって偏差ひずみの増加はないものとし、膨潤ひずみは体積ひずみ成分 ε^s しか存在しないと仮定した。したがって、各ひずみ成分は次式で表される。

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_v \\ \varepsilon_d \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varepsilon_v^{se} \\ \varepsilon_d^e \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \varepsilon_v^p \\ \varepsilon_d^p \end{pmatrix} \quad (17)$$

ここに、 ε_v^{se} は次式であらわされる膨潤体積ひずみと弾性体積ひずみを合成したひずみであり非塑性体積ひずみと呼ぶこととする。

$$\varepsilon_v^{se} = \varepsilon_v^e + \varepsilon_v^s \quad (18)$$

ここに、 ε_v^s :除荷時の吸水膨潤体積ひずみ
非塑性ひずみと増分応力の関係が次式で表されるものと仮定できるものとする。

$$\begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_* & 0 \\ 0 & 3G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_v^{se} \\ \varepsilon_d^e \end{pmatrix} \quad (19)$$

ここに、 K_* :体積非塑性係数

さらに、非塑性体積ひずみ ε_v^s は以下のような式で表されるものと仮定する。

$$\varepsilon_v^s = \frac{\phi(p, \dot{p})}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p_0} \quad (20)$$

ここに、 p' :平均有効応力変化率($p \leq 0$:除荷、 $p > 0$:載荷)

(20)式が成立すれば、(19)式における体積非塑性係数は次式で表すことができる。

$$K_* = \frac{(1+e_0)p'}{\frac{\partial \phi}{\partial p'} p' \ln \frac{p'}{p_0} + \phi} \quad (21)$$

この体積非塑性係数を用いて、Cam-clayモデルの(8)式に相当する次式が得られる。

$$\begin{pmatrix} dp \\ dq \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_* & 0 \\ 0 & 3G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_v \\ d\varepsilon_d \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} K_* & 0 \\ 0 & 3G \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\varepsilon_v^p \\ d\varepsilon_d^p \end{pmatrix} \quad (22)$$

(4)~(7)式および、(22)式より、改良モデルの非排水三軸試験の応力経路は次式のように求められる。

$$\frac{q}{p'} = M \left(1 + \frac{\phi}{\lambda - \kappa} \right) \ln \frac{p_0}{p'} \quad (23)$$

このような関係が成立するものとする、正規化軸差応力と偏差ひずみの関係が次式のように求められる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_d = & \frac{2\kappa_0(1+\nu)}{9(1+e_0)(1-2\nu)} \left\{ \left(\frac{q}{p'} \right) - \frac{\lambda - \kappa_{eq}}{2\lambda M} \left(\frac{q}{p'} \right)^2 \right\} \\ & + \int_{p_0}^{p'} \frac{1}{K_* \left(M - \frac{q}{p'} \right)} dp' \end{aligned} \quad (24)$$

ただし、 κ_0 は、せん断剛性率 G より、次式で求められる。

$$\kappa_0 = \frac{3(1-2\nu)}{2(1+\nu)} \frac{p'}{G} \quad (25)$$

また、 κ_{eq} は、次式で表される等価膨潤指数である。

$$\kappa_{eq} = \frac{\lambda \phi}{\lambda - \kappa + \phi} \quad (26)$$

ここで、 κ はCam-clayモデルにおける(3)式における塑性体積ひずみを求めるための膨潤指数と同じ意味で用いている。ただし、改良モデルにおいては、この膨潤指数は吸水膨潤の影響も含んでいる。また、塑性体積ひずみを生じるのは圧密過程であり、除荷と載荷で剛性が異なると考えられる緩衝材においては圧密試験における再載荷時の膨潤指数を用いるのが妥当と考えた。

ϕ は圧密試験結果の除荷-再載荷過程における割線勾配であり、次式で表される。

$$\phi(p, \dot{p}) = \frac{(1+e_0)\varepsilon_v^{se}}{\ln \frac{p'}{p_0}} = - \frac{\Delta e}{\ln \frac{p'}{p_0}} \quad (27)$$

図-8は、表-1に示す仕様の緩衝材と珪砂混合率0%で乾燥密度 1.6Mg/m^3 と 1.8Mg/m^3 の3ケースについて、除荷-再載荷における ϕ と $\ln(p'/p_0)$ の関係を求めたものである。除荷過程における ϕ と $\ln(p'/p_0)$ の関係はほぼ直線的であり、再載荷においては p' が初期荷重まで除荷された後の再載荷では ϕ はほぼ一定となる。また、途中で再載荷した場合は、最初は直線的に ϕ が増加しやがて一定となる。このような傾向から、 ϕ が次式で表されるものと仮定した。

$$\phi(p', \dot{p}) = a \ln \frac{p'}{p_0} + b \quad (28)$$

ここに、 a, b は除荷-再載荷過程で異なる定数。(28)式より、(24)式の関係は次式のようにになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_d = & \frac{2\kappa_0(1+\nu)}{9(1+e_0)(1-2\nu)} \left\{ \left(\frac{q}{p'} \right) - \frac{\lambda - \kappa_{eq}}{2\lambda M} \left(\frac{q}{p'} \right)^2 \right\} \\ & - \frac{\lambda - \kappa_{eq}}{\lambda M(1+e_0)} \left[\left(b - 2a \frac{\lambda - \kappa_{eq}}{\lambda} \right) \ln \left\{ 1 - \frac{1}{M} \left(\frac{q}{p'} \right) \right\} - 2a \frac{\lambda - \kappa_{eq}}{\lambda M} \left(\frac{q}{p'} \right) \right] \end{aligned} \quad (29)$$

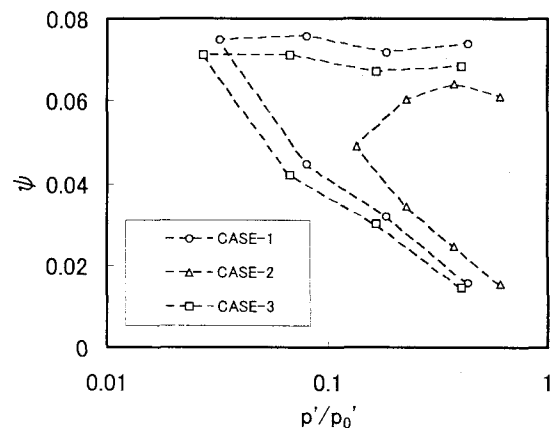


図-8 ϕ と正規化平均主応力の関係

3.4 拡散二重層理論を反映した ϕ の評価

前節で述べたように、緩衝材の除荷過程における正規化平均有効応力 p'/p_0' と増分間隙比 Δe の関係は、圧密開始時の膨潤応力相当まで除荷されるとほぼ小峯が拡散二重層理論に基づいて求めた評価式に一致する。このことから、圧密初期の膨潤応力 p_i' に対する膨潤ひずみ Δe_i を(14)式より求め、(27)式より求まる ϕ を ϕ_i とした。除荷開始時 $p'/p_0' = 1$ における ϕ を ϕ_0 とした。 ϕ_0 については、除荷開始時であり膨潤変形よりも弾性変形の卓越した状態であると考え、 $\phi_0 = \kappa_0$ とした。

以上より除荷時における(28)式の定数は、除荷開始時の($\phi_0 p_0'/p_0'$)と初期膨潤時の($\phi_i p_i'/p_0'$)がともに(27)式を満足するものとして以下のように求められる。

$$a = \frac{\phi_i - \phi_0}{\ln\left(\frac{p_i'}{p_0'}\right)} \quad (30)$$

$$b = \kappa_0$$

また再載荷時の定数は再載荷開始時の平均有効応力を p_* とし再載荷終了時に ϕ は膨潤指数 κ に一致するものとする以下のように求められる。

$$a = \frac{\phi_i - \phi_0}{\ln\left(\frac{p_i'}{p_0'}\right)} + \frac{\phi_0 - \kappa}{\ln\left(\frac{p_*'}{p_0'}\right)} \quad (31)$$

$$b = \kappa$$

3.5 改良モデルによる圧密非排水三軸試験の評価

表-3 に、表-1 の仕様の緩衝材に対して前節で提案した改良モデルに適用する定数を示す。これらの定数は初期膨潤応力 $p_i' = 0.5\text{MPa}$ 、除荷開始応力 $p_0' = 19.6\text{MPa}$ 、再載荷開始応力は、 $p_*' = 0.54\text{MPa}$ として求めたものである。表中の κ_0 は、図-4 の正規化軸差応力と偏差ひずみの関係における初期勾配よりせん断剛性率 G を求め、これを(25)式に代入して求めた。また、膨潤指数 κ は再載荷時の平均有効応力 p_0' における ϕ に相当すると考えられるが、 ϕ は p_0' 付近で急激に圧縮指数 λ に近づくと考えられ、感度解析により $\kappa = 0.11$ とした。設定した定数に対する、除荷-再載荷の ϕ と $\ln(p'/p_0')$ の関係を図-9 に示す。

これらの定数を用い(20)式により、圧密試験における除荷-再載荷過程の増分間隙比と $\ln(p'/p_0')$ の関係を評価したものが図-10 である。また、(29)式より、正規化軸差応力と偏差ひずみの関係を評価したものが図-11 である。これらの図より改良モデルにより、圧密試験の除荷-載荷過程や圧密非排水三軸圧縮試験の正規化軸差応力と偏差ひずみなどの関係が応力経路と矛盾することなく精度良く評価可能なことがわかった。

表-3 改良モデルに用いた定数

定数	除荷	再載荷
a	-0.01874932	0.013176755
b	0.002271429	0.11
λ	0.117	
κ_0	0.01	
κ	0.11	
ν	0.4	
e_0	0.675	

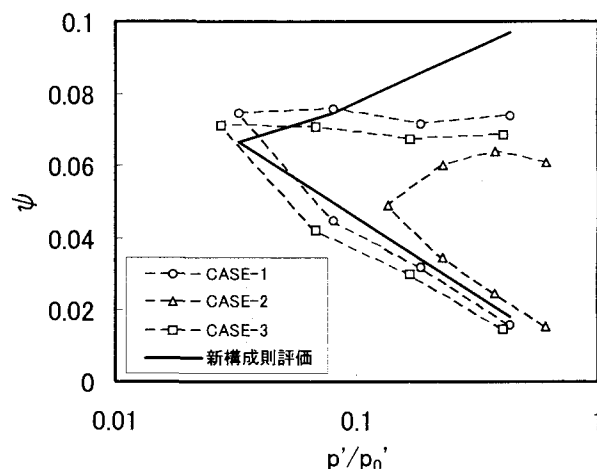


図-9 ϕ と正規化平均主応力の関係のモデル化

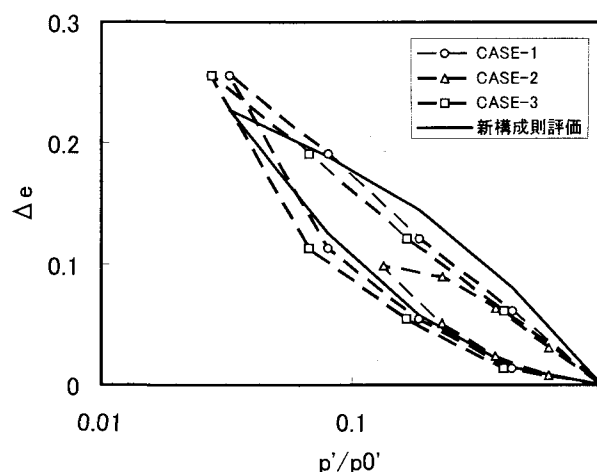


図-10 改良モデルによる除荷-再載荷過程の評価

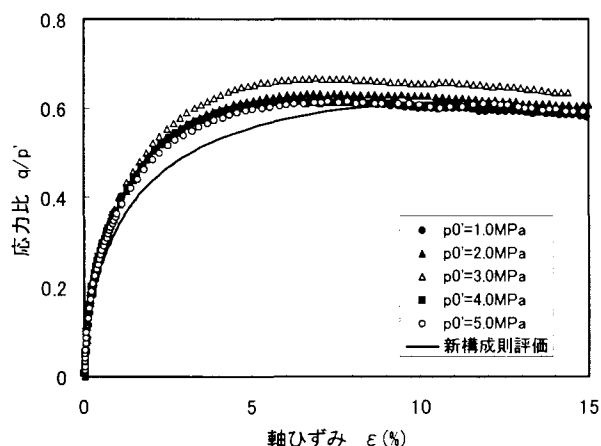


図-11 改良モデルによる応力ひずみ関係の評価

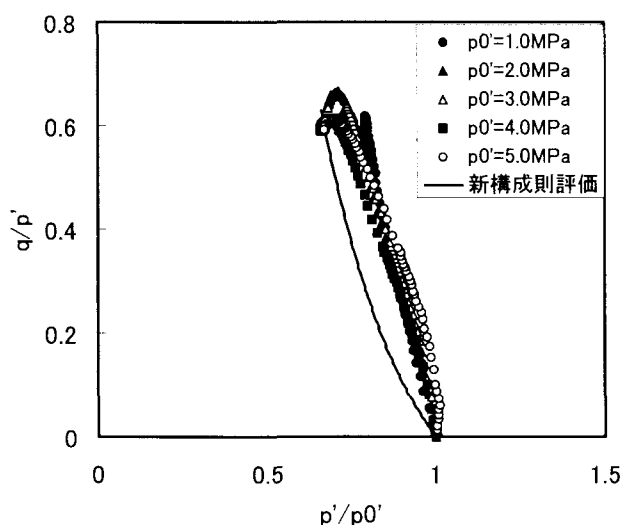


図-12 改良モデルによる応力経路の評価

4. おわりに

圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の力学挙動の評価を従来の Cam-clay モデルを用いて評価した結果、応力経路と応力ひずみ関係を統一的に表すパラメータを定めることができなかった。この原因が圧縮ベントナイトの吸水膨潤特性にあると考え、除荷・再載荷過程の評価式を導入し Cam-clay モデルの改良を実施した。また、除荷特性が小峯らの拡散二重層理論に基づく特性と関係付けられることが明らかとなり、この特性を構成則に組み込むことができた。しかし、改良モデルの評価の検証は室内試験を実施した応力経路でしか行っておらず、モデルがあらゆる応力経路に対して評価可能かどうかに関しては、今後モデルの検証を積み重ねる必要があると考えられる。

参考文献

- 1)核燃料サイクル開発機構：わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—分冊2 地層処分の工学技術，JNC TN8400 99-038., 1999
- 2)Lennart Börjesson : Interaction between rock,bentonite buffer and canister, SKB Technical Report, 92-30.,1992
- 3)高治一彦, 杉野弘幸, 奥津一夫, 三浦一彦, 田部井和人, 納多 勝, 高橋真一, 杉江茂彦：ニアフィールドの長期構造安定性評価, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-043.,1999
- 4)小峯秀雄：高レベル放射性廃棄物処分におけるベントナイト粘土の役割と技術開発動向, 粘土科学, 第41巻, 第4号, pp.182-189.,2002
- 5)K.H.Roscoe, A.N.Schofield and A.Thurairajah : Yielding of clays in states wetter than critical, Geotechnique, Vol.13, pp. 211-240.,1963
- 6)平井 卓, 棚井憲治, 高治一彦, 大沼 敏：圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の弾塑性挙動評価モデルに関する研究, 第48回地盤工学シンポジウム, 地盤工学会, pp.389-396,2003
- 7)高治一彦, 鈴木英明：緩衝材の静的力学特性, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-041.,1999
- 8)地盤工学会：土質試験の方法と解説, pp.359-372.,1996
- 9)石川博久, 石黒勝彦, 並河 努, 菅野 毅：緩衝材の圧密特性, 動燃技術資料, PNC TN8410 97-051.,1997

(2005年4月15日 受付)