

TRU廃棄物地層処分施設の化学的変遷を考慮した 長期力学挙動解析コードの開発

三原守弘*1 平野史生*1 高山裕介*1 京川裕之*2 大野進太郎*3

TRU 廃棄物地層処分施設の長期力学挙動を評価するための解析コード MACBECE を開発した。解析コードには、セメント系材料からのカルシウムの溶出やベントナイト系材料のカルシウム型化およびスメクタイトの溶解などの化学的変遷に伴う力学特性変化および処分施設と周辺岩盤との力学的な相互作用を考慮した。開発した解析コードを用いてクリープ変形が生じやすいと考えられる軟岩サイトを想定し、TRU 廃棄物地層処分施設の建設段階から、処分施設閉鎖後 10 万年までの力学挙動解析を行った。緩衝材の力学挙動モデルとして、EC モデルを用いることで応力が降伏曲面の特異点付近に陥ることを解消し、数値解析上、安定な解を得ることができた。さらに、周辺岩盤と処分施設の力学的相互作用を同時に解析することにより、周辺岩盤と処分施設の力学挙動を別々に解析した第 2 次 TRU レポートの結果と比較して処分坑道の内径変位量が半分程度となることが示された。

Keywords: TRU 廃棄物, 地層処分施設, 力学挙動, ベントナイト, セメント系材料, 化学的変遷

A computer program MACBECE has been developed to provide rigorous calculations of the long-term mechanical behavior of a TRU waste geological repository. Consideration is given to the expected chemical alteration of repository components, including cementitious materials and bentonite, and the mechanical interactions between repository and host rock. The long-term mechanical behavior of a TRU waste repository was evaluated in a deep soft rock site, where creep deformation is likely to occur from the initial construction phase to 10^5 years after repository closure. It was found that the stress didn't fall into a singularity of yield surface of the EC model applied to the mechanical behavior model of bentonite. The calculated displacement of the inner diameter of the repository, considering mechanical interaction between repository and host rock, was about half that of a result in 2nd progress report on R&D for TRU waste disposal in Japan.

Keywords: TRU waste, geological repository, mechanical behavior, bentonite, cementitious material, chemical alteration

1 緒言

わが国では、1966 年に商業用の原子力発電所の営業運転が開始され、原子燃料の有効利用の観点から、1977 年に使用済み核燃料の再処理が開始された。この再処理の際には、超ウラン核種 (TRansUranium) 等の非常に半減期の長い (数千年以上) 放射性核種を含む廃棄物 (以下、「TRU 廃棄物」と言う。) が発生し、その放射能濃度の高いものについては、地下数百メートルの安定な地層中への処分 (以下、「地層処分」と言う。) の技術的な検討が進められた。その結果が 2005 年に TRU 廃棄物処分技術検討書 (以下、「第 2 次 TRU レポート」と言う。) として取りまとめられた [1]。

地層処分の対象となる TRU 廃棄物は、高レベル放射性廃棄物と比べて発熱量が 100 分の 1 以下と小さいため、直径十数メートルの地下空洞内に処分施設を建設し、廃棄物を集積して施設内に定置することが考えられている [1]。処分施設には、構造材 (覆工、構造躯体、充填材等) にセメント系材料 (コンクリートやセメントモルタル) が、さらには、処分施設内の地下水の移動を長期的に抑制するために、緩衝材 (締め固められたベントナイト系材料) の使用

が検討されている [1]。TRU 廃棄物地層処分施設の断面を Fig. 1 に示す。この処分施設を建設するために処分坑道を掘削すると、周辺岩盤の応力状態が変化し、緩み領域が形成される。その後、緩衝材や構造材を施工し、廃棄物が処分施設内に定置され、施設が埋め戻された後、処分施設が閉鎖される。周辺岩盤の地下水が、緩衝材に浸潤するとベントナイトの膨潤圧が発生し、処分施設内や周辺岩盤の応力状態に影響を及ぼす。構造材のセメント系材料にも地下水が浸潤すると、地下水と反応することでセメント構成成分の溶出等の化学的な変質が生じる。これにより、セメント系材料自体の強度や剛性が変化する。さらに、溶出したセメント構成成分の影響により、ベントナイト中のスメクタイトの交換性陽イオンの変化やスメクタイト自体の溶解等の化学的な変質により緩衝材の膨潤性能も変化していく。軟岩の処分サイトの場合は、周辺岩盤にクリープが生じ、処分施設の応力状態、形状、寸法に影響を及ぼすことが考えられる。

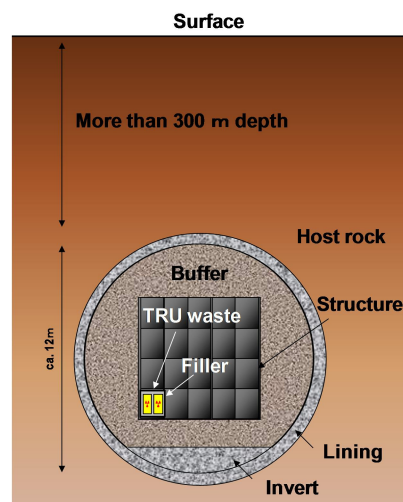


Fig. 1 Cross section of TRU waste geological repository

Long-term mechanical analysis code considering chemical alteration for a TRU waste geological repository by Morihiro MIHARA (mihara.morihiro@jaea.go.jp), Fumio HIRANO, Yusuke TAKAYAMA, Hiroyuki KYOKAWA, Shintaro OHNO

*1 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 バックエンド研究開発部門 核燃料サイクル工学研究所 基盤技術研究開発部

Radioactive Waste Processing and Disposal Research Department, Nuclear Fuel Cycle Engineering Laboratories, Sector of Decommissioning and Radioactive Waste Management, Japan Atomic Energy Agency
〒319-1194 茨城県那珂郡東海村大字村松 4-33

*2 東京大学 工学系研究科 社会基盤学専攻

Department of Civil Engineering, Faculty of Engineering, The University of Tokyo

〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1

*3 鹿島建設株式会社 土木設計本部
Civil Engineering design Division KAJIMA Corporation

〒107-8502 東京都港区赤坂 6-5-30

(Received 21 October 2016; accepted 16 February 2017)

地層処分の安全性の評価を行う上では、上述した数千年以上にわたり生じると想定される事象やプロセスを考慮し、化学、力学および水理学等の観点から処分施設の状態変遷を評価し、地下水の移動を抑制する緩衝材の厚さの変化や処分施設周辺の地下水流速を求め、放射性核種の処分施設からの移行評価に反映させている。第2次 TRU レポートでは、処分施設の建設段階における周辺岩盤の応力状態の解析、処分施設閉鎖後の周辺岩盤のクリープによる変形解析、上述したセメント系材料やベントナイト系材料の化学的変遷を考慮した処分施設の変形解析を別々の解析コードで実施してきた[1]。このため、周辺岩盤のクリープによる処分施設への影響については、クリープ解析によって得られた 30cm 程度の内径変位量を強制的に処分施設外側の変位として与えており、処分施設の変位量が過度に大きく評価されている可能性があった。処分施設および施設周辺の力学挙動をより現実的に評価するためには、処分施設内と周辺岩盤の変形を同時に解析できる解析コードを開発する必要がある。

本研究では、TRU 廃棄物地層処分施設の建設段階から閉鎖後長期にわたる力学挙動を評価するために、セメント系材料やベントナイト系材料の化学的変遷に伴う材料自体の力学特性変化を考慮して処分施設内の力学挙動を評価するモデルに周辺岩盤のクリープモデルを組み込んだ解析コードを開発した。さらに、開発した解析コードを用いて、クリープ変形が生じやすいと考えられる軟岩サイトを想定し、TRU 廃棄物地層処分施設の力学挙動の解析を行い、第2次 TRU レポートの処分坑道内空変位量との結果と比較した。

2 力学挙動解析コード開発のフレームワーク

第2次 TRU レポートの処分施設の変形解析に用いた Sahara et al.[2] が開発した有限要素法 (FEM) コードを改良することで、解析コード MACBECE (Mechanical Analysis considering Chemical transition of Bentonite and Cement Materials) を開発することとした。本開発で考慮した力学事象と力学挙動解析モデルを以下に述べる。

2.1 本開発で考慮した力学事象

Sahara et al.[2]では、処分施設閉鎖後における力学挙動解析しか実施することができない。このため、本研究では、処分施設建設・操業時に生じる力学事象も考慮した。処分施設建設・操業時および処分施設閉鎖後の期間において、考慮した力学事象を Table 1 にまとめる。処分施設建設・操業時では、岩盤の掘削による地圧の応力解放が生じるとともに、クリープも発生する。その後、覆工やインバートを施工し、下部の緩衝材を敷設する。構造躯体や、TRU 廃棄物および充填材を定置することにより下部緩衝材に荷重がかかり、下部緩衝材の排気圧縮が生じる。処分施設閉鎖後は、数百年かけて処分施設が冠水し[1]、セメント系材料を想定している部位(覆工・インバートおよび TRU 廃棄物・充填材・構造物)については、セメント構成成分が徐々に溶出し、強度や剛性が時間をかけてゆっくりと低下する。緩衝材であるベントナイトにも地下水が浸潤すると、ベン

Table 1 Mechanical processes in the repository

Phase	Processes
Construction and operation	• Stress changes of host rock by excavation • Creep of host rock • Support of host rock by concrete lining • Compaction of buffer material due to emplacement of structural framework, TRU waste and filler • Swelling of buffer
After closure	• Creep of host rock • Leaching of components of concrete lining and invert • Swelling property alteration of buffer material by ion exchange and dissolution • Primary and secondary consolidation of buffer material • Leaching of components of TRU waste, filler and construction materials

トナイトが膨潤する。長期的には、セメント系材料からのカルシウムによるイオン交換やベントナイト中の膨潤性鉱物であるス멕タイトの溶解に伴いベントナイトの膨潤性能が低下していくことが考えられる。

2.2 本開発で用いた力学挙動解析モデル

Table 1 で示した事象を解析できるモデルとして、セメント系材料の力学挙動については、Sahara et al.[2]が開発した非線形弾性構成モデルを用いた。このモデルは、セメント系材料の構成成分として、カルシウムに着目し、セメント系材料のカルシウム溶出割合 (LC: Leached Ca ratio) により、セメント系材料の強度と剛性が低下することを考慮したものである。ベントナイト系材料の力学挙動については、Sahara et al.[2]は、Sekiguchi and Ohta[3] が提案する弾塑性構成モデル (以下、「SO モデル」と言う。)に、ベントナイト特有の吸水除荷時の非線形な膨潤挙動を考慮できるモデルを開発した。しかし、SO モデルは、ある応力状態になると塑性領域を表わす降伏曲面上において数値解析上、解析が不安定となる特異点が存在することが報告されている[4,5]。これを対処可能なものとして、SO モデルを拡張して開発された EC モデル (Exponential Contractancy model) [6,7,8]を用いた。また、EC モデルは、修正 Cam-Clay モデル[9]に類似した降伏曲面を設定することも可能であり、汎用性の高いモデルである。さらに、二次圧密を考慮できるように弾粘塑性 EC モデルを用い、これに Sahara et al.[2]のベントナイトの吸水除荷時における非線形な膨潤挙動を組みこむこととした。ベントナイトのイオン交換およびス멕タイトの溶解に伴う膨潤性能の変化については、陽イオン交換容量に対するナトリウムの割合 (ESP: Exchangeable Sodium Percentage, 交換性 Na 率[10]) およびベントナイトに対する非膨潤性鉱物の割合 (C_{sand}) の関数として表現されこれを適用した[2]。周辺岩盤については、第2次 TRU レポートの評価でも使用された大久保らが提案するクリープモデル[11,12,13] (以下、「大久保モデル」と言う。)を用いた。本開発で用いた構成モデルを Table 2 にまとめる。

なお、覆工、インバートおよびコンクリート埋め戻し材等への使用が想定されるセメント系材料においては、処分パッケージ等々に使用される金属の腐食膨張により引張応力が発生し、ひび割れが生じることが考えられる。これによるバリアシステム全体の止水性・核種閉じ込め機能への影

響を把握するための技術開発が重要となる。本研究で開発した MACBECE をベースとして、Table 1 に示した、岩盤掘削・施設建設に伴う応力分布の変化、バリア材料の変質による力学特性の変化、岩盤クリープの発生に加えて、これらの現象と、セメント系材料におけるひび割れの発生による異方的な変形挙動を同時に考慮できる TRU 廃棄物地層処分施設全体の力学挙動を評価するための解析コードの開発については既報[14]で報告済みである。

Table 2 Mechanical models employed

Material	Mechanical model
Cementitious material	Non-linear elastic model considering changes of strength and rigidity of cementitious material with leached Ca ratio, LC [2]
Compacted bentonite	Elasto-viscoplastic EC model considering non-linear swelling properties of bentonite changed by function of exchangeable sodium percentage, ESP, and ratio of non-swelling mineral in bentonite, C_{sand} , which were considered as ion exchange and smectite dissolution respectively [2]
Host rock	Non-linear viscoelastic model developed by Ohkubo et al. [11,12,13]

3 MACBECE に組み込んだ力学挙動解析モデルの概要

3.1 セメント系材料の力学挙動解析モデル

3.1.1 自重とベントナイト系材料の膨潤圧の増加による変形

初めに、セメント系材料とベントナイト系材料の自重による初期応力を計算し、その後、地下水の浸潤による膨潤圧をベントナイト系材料に発生させることによって、この現象をモデル化する。

$$\{F_0\} = \int_V [B]^T \{\sigma_s\} dV \quad (1)$$

$\{F_0\}$: 等価節点外力

$[B]$: 変位-ひずみマトリックス

$\{\sigma_s\}$: ベントナイトの膨潤圧

3.1.2 剛性低下による変形

セメント系材料の剛性低下によって発生するひずみ $\{\varepsilon\}$ を計算し、このひずみから等価節点外力 $\{F_c\}$ を算出する。剛性低下によって発生するひずみは(2)式より求める。

$$\{F_c\} = \int_V [B]^T [D_i] \{\varepsilon\} dV \quad (2)$$

$$\{\varepsilon\} = [D_i^{-1}] - [D_{i-1}^{-1}] \{\sigma\} \quad (3)$$

$\{F_c\}$: 等価節点外力

$[D_{i-1}^{-1}]$: 解析ステップ $i-1$ における剛性から算出される応力-ひずみマトリックスの逆行列

$[D_i^{-1}]$: 解析ステップ i における初期剛性から算出される応力-ひずみマトリックスの逆行列

$\{\varepsilon\}$: セメント系材料のひずみ

$\{\sigma\}$: セメント系材料の応力

3.1.3 強度と剛性低下による変形

Fig. 2 に示すようにセメント系材料の劣化後の強度が現在の応力を下まわった時、セメント系材料が現在の応力を保持できなくなり、超過している応力 $\{\Delta\sigma\}$ を解放しながら、ひずみが大きく増加する。これを、応力再配分法によるひずみ軟化解析手法を用いてモデル化する。強度低下によって発生する差分の応力から計算される等価節点外力 $\{F_e\}$ は(4)式によって算出し、すべての要素の応力が強度以内に収まるまで収束計算を実行する。ここで、セメント系材料は面内方向の応力によってのみ破壊すると考え、最大主応力 σ_1 、最小主応力 σ_3 の算出には面内の応力のみを用いる。

$$\{F_e\} = \int_V [B]^T \{\Delta\sigma\} dV \quad (4)$$

$\{F_e\}$: 等価節点外力

$\{\Delta\sigma\}$: セメント系材料の超過応力

破壊条件に関しては、Mohr-Coulomb の破壊基準を用いており、応力の再配分にあたっては、評価の保守性を考慮し、Fig. 3 に示すように、最小主応力 σ_3 を変化させないように強度内に収まる応力状態に変化させる手法が採用されている。なお、剛性低下による変形については、(2) 式により計算される。

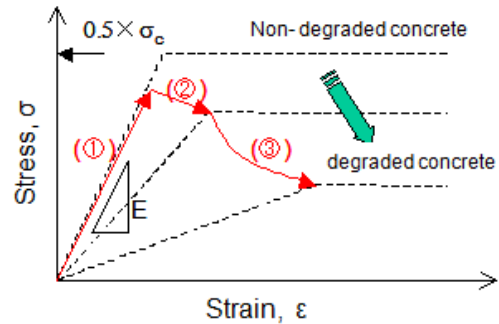


Fig. 2 Conceptual model of mechanical behavior of cementitious material

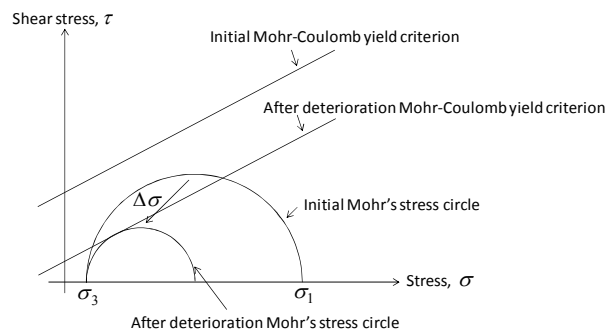


Fig. 3 Relationship between strength of cementitious materials and Mohr's stress circle

セメント系材料の強度の劣化の指標である LC は、初期のセメント系材料に含まれるカルシウム量に対する溶出したカルシウム量の割合であり、セメントのカルシウムが全量溶出すると 1 になる。セメント系材料の一軸圧縮強度 (σ_c) [MPa] は、LC と水セメント比 (W/C) の関数として、武井らの実験結果[16]に基づき、(5)および(6)式で定式化されている[2]。

$$\sigma_c = \sigma_{c0} \alpha_{sc} \exp(-7.91 \exp(-1.35W/C)LC) \quad (5)$$

$$\alpha_{sc} = 1 - (1 - \sigma_{c1} / \sigma_{c0} \exp(7.91 \exp(-1.35W/C))) \quad (6)$$

ここで、 σ_{c0} は初期のセメント系材料の一軸圧縮強度 [MPa]、 α_{sc} は一軸圧縮強度の下限値に関する補正関数、 σ_{c1} はカルシウムが全て溶出した際のセメント材料の一軸圧縮強度 [MPa] である。ヤング率 (E) [MPa] については、(5)式の一軸圧縮強度からコンクリートおよびセメントモルタルに対して(7)および(8)式を設定している[2]。

コンクリート：

$$E = 21,000(\gamma/2.3)^{1.5}(\sigma_c/20)^{0.5} \quad (7)$$

セメントモルタル：

$$E = 1,999\sigma_c^{0.61} \quad (8)$$

ここで、 γ はコンクリートの気乾単位容積重量 [kN/m³] である。第 2 次 TRU レポートでは、Fig.1 に示す覆工には、水セメント比 0.45 で一軸圧縮強度が 43 MPa のコンクリートを、充填材には水セメント比 0.55 で一軸圧縮強度が 35 MPa のセメントモルタルを想定している[1]。セメント系材料のカルシウムが全て溶出した際の一軸圧縮強度については、横関がカルシウム成分の溶出したセメントペースト、モルタル、コンクリートのビッカース硬度の測定結果より、初期強度の 10 分の 1 程度と推定されている[17]。本研究では、Sahara et al.[2]と同様にさらに 10 分の 1 として、カルシウムがすべて溶出したセメント系材料の一軸圧縮強度を初期強度の 100 分の 1 とした[2]。したがって、コンクリートでは 0.43 MPa、セメントモルタルでは 0.35 MPa である。これらの材料の一軸圧縮強度およびヤング率と LC との関係を Fig. 4 に示す。コンクリートおよびセメントモルタル共に LC の増加とともに一軸圧縮強度およびヤング率が低下するモデルとなる。

3.2 ベントナイト系材料の力学挙動解析モデル

ベントナイトの力学挙動解析モデルについては、大野らの EC モデル[6,7,8]を用い、これに Sahara et al.[2]のベントナイトの膨潤挙動を組み込み開発する。以下に EC モデルの概要について記述する。

弾塑性 EC モデルの降伏曲面は、以下の式で表わされる。

$$f(\sigma', \varepsilon_v^p) = MD \ln \frac{p'}{p'_0} + \frac{MD}{n_E} \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^{n_E} - \varepsilon_v^p = 0 \quad (9)$$

ここで、

$$\eta^* = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\eta - \eta_0\| \quad (10)$$

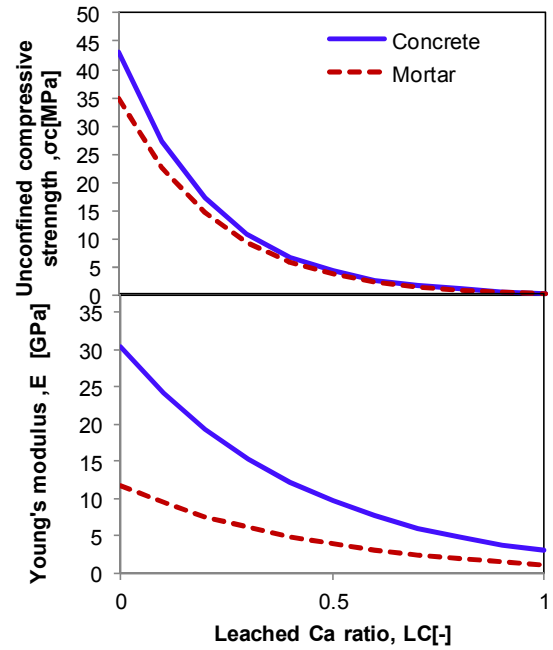


Fig. 4 Relationship between compressive strength, Young's modulus and LC

$$\eta = \frac{s}{p'}, \quad s = \sigma' - p' \mathbf{1}, \quad \eta_0 = \frac{s_0}{p'_0}, \quad s_0 = \sigma'_0 - p'_0 \mathbf{1} \quad (11)$$

$$p' = \frac{1}{3} \sigma' : \mathbf{1}, \quad p'_0 = \frac{1}{3} \sigma'_0 : \mathbf{1} \quad (12)$$

σ' : 有効応力テンソル

σ'_0 : 先行時有効応力テンソル

$\mathbf{S}$: 偏差応力テンソル

s_0 : 先行時偏差応力テンソル

η : 偏差応力比テンソル

η_0 : 先行時偏差応力比テンソル

p' : 平均有効主応力

p'_0 : 先行時平均有効主応力

η^* : 関口・太田による応力比パラメータ

ε_v^p : 塑性体積ひずみ

M : 限界応力比

D : ダイレイタンシー係数

n_E : 降伏曲面の形状調節係数

$\mathbf{1}$: 2 階の単位テンソル

である。太字の記号は、テンソルを表し、本文の演算記号は、 $\mathbf{a} : \mathbf{b} = a_{ij} b_{ij}$, $\mathbf{A} : \mathbf{b} = A_{ijkl} b_{kl}$, $(\mathbf{a} \otimes \mathbf{b})_{ijkl} = a_{ij} b_{kl}$ である。

ただし、 $\mathbf{a}$, $\mathbf{b}$ は 2 階のテンソル、 $\mathbf{A}$ は 4 階のテンソルとする。

EC モデルでは、降伏曲面の形状調節係数 n_E を 1.0 と設定すると

$$f(\boldsymbol{\sigma}', \varepsilon_v^p) = MD \ln \frac{p'}{p_0} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0 \quad (13)$$

となり、弾塑性 SO モデルと一致する。

弾粘塑性 EC モデルの定式化については、以下に示す SO モデルの流動曲面式に基づき記述する。

$$F = \alpha \ln \left\{ 1 + \frac{\dot{\varepsilon}_v^p}{\alpha} \exp \left(\frac{f(\boldsymbol{\sigma}')}{\alpha} \right) \right\} - \varepsilon_v^p = 0 \quad (14)$$

ただし、 t は塑性流動時間、 α は二次圧密係数、 $\dot{\varepsilon}_v^p$ は初

期体積ひずみ速度、 ε_v^p は粘塑性体積ひずみ、 f はスカラー

関数である。SO モデルでは、スカラー関数を以下の式で定義している。

$$f(\boldsymbol{\sigma}') = MD \ln \frac{p'}{p_0} + D\eta^* \quad (15)$$

ここで、(14)式を応力と硬化パラメータの関数、つまり降伏関数になるように変形すると、次式となる。

$$g(\boldsymbol{\sigma}', h) = f(\boldsymbol{\sigma}') - h = 0 \quad (16)$$

ただし硬化パラメータ h は、

$$h(\varepsilon_v^p, t) = \alpha \ln \left\{ \frac{\alpha}{\dot{\varepsilon}_v^p} \left[\exp \left(\frac{\varepsilon_v^p}{\alpha} \right) - 1 \right] \right\} \quad (17)$$

である。

EC モデルでは、応力パラメータを導入した EC モデルの降伏曲面を使用するために、スカラー関数 f を以下の式で定義している。

$$f(\boldsymbol{\sigma}') = MD \ln \frac{p'}{p_0} + \frac{MD}{n_E} \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^{n_E} \quad (18)$$

応力-ひずみ関係について記述すると、応力が常に流動曲面上にあると仮定すると、適応条件は次式となる。

$$\dot{F} = \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \dot{\boldsymbol{\sigma}}' + \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_v^p} \dot{\varepsilon}_v^p + \frac{\partial F}{\partial t} = 0 \quad (19)$$

ここで、粘塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^p$ の発生が、次式の関連流動則によるものとする。

$$\dot{\varepsilon}_v^p = \gamma \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \quad (20)$$

ここで、 γ は、塑性係数である。

(20)式を(19)式に代入し、塑性係数 γ について解くと次式となる。

$$\gamma = - \frac{\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \dot{\boldsymbol{\sigma}}' + \frac{\partial F}{\partial t}}{\frac{\partial F}{\partial \varepsilon_v^p} \frac{\partial F}{\partial p'}} \quad (21)$$

ここで、

$$\dot{\varepsilon}_v^p = \dot{\varepsilon}^p : \mathbf{1} = \gamma \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{1} = \gamma \frac{\partial F}{\partial p'} \quad (22)$$

である。

ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ が、弾性成分 $\dot{\varepsilon}^e$ と粘塑性成分 $\dot{\varepsilon}^p$ に分解されると考えると、

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p \quad (23)$$

と書ける。また、応力-弾性ひずみ関係は、

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}' = \mathbf{C}^e : \dot{\varepsilon}^e \quad (24)$$

$$\mathbf{C}^e = K \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + 2G \mathbf{A} \quad (25)$$

$$K = \frac{1 + e_0}{\kappa} p' \quad (26)$$

$$G = \frac{3(1 - 2\nu')}{2(1 + \nu')} K \quad (27)$$

$$\mathbf{A} = \mathbf{I} + \frac{1}{3} \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (28)$$

$\mathbf{C}^e$: 弾性剛性テンソル

K : 体積弾性係数

G : せん断弾性係数

ν : ボアソン比

e_0 : 先行時の間隙比

κ : 膨潤指数

$\mathbf{I}$: 4 階の単位テンソル

である。

(20)式および(23)式を非線形弾性構成(24)式に代入すると

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}' = \mathbf{C}^e : \left(\dot{\varepsilon} - \gamma \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \right) \quad (29)$$

となる。さらに(29)式を(21)式に代入し、塑性係数 γ について解くと

$$\gamma = \frac{\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{C}^e : \dot{\varepsilon} + \frac{\partial F}{\partial t}}{\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{C}^e : \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} - \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_v^p} \frac{\partial F}{\partial p'}} \quad (30)$$

となる。(30)式を(29)式に代入すると、最終的に応力-ひずみ関係は、次式として導かれる。

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}' = \left(\mathbf{C}^e - \frac{\mathbf{C}^e : \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \otimes \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{C}^e}{\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{C}^e : \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} - \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_v^p} \frac{\partial F}{\partial p'}} \right) : \dot{\varepsilon} - \frac{\mathbf{C}^e : \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \frac{\partial F}{\partial t}}{\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{C}^e : \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} - \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_v^p} \frac{\partial F}{\partial p'}} \quad (31)$$

ここで、

$$\frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} = \left[1 - \exp \left(- \frac{\varepsilon_v^p}{\alpha} \right) \right] \left\{ \frac{D}{3p'} \left[M - \frac{3}{2} \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^{n_E-1} \frac{\boldsymbol{\eta} : (\boldsymbol{\eta} - \boldsymbol{\eta}_c)}{\eta^*} \right] + \frac{3}{2} \frac{D}{p'} \left(\frac{\eta^*}{M} \right)^{n_E-1} \frac{(\boldsymbol{\eta} - \boldsymbol{\eta}_c)}{\eta^*} \right\} \quad (32)$$

$$\frac{\partial F}{\partial t} = \dot{\varepsilon}_v^p \exp \left(\frac{f(\boldsymbol{\sigma}') - \varepsilon_v^p}{\alpha} \right) \quad (33)$$

である。

Sahara et al.[2]は、ベントナイトの膨潤挙動が弾性域での挙動であることに着目し、体積弾性係数 K をベントナイトの膨潤挙動を考慮した体積弾性係数 K_s に置き換えることで、モデル化を行っている。Fig. 5 にベントナイト系材料の膨潤挙動の概念を示す。自然堆積粘土の場合は、Fig. 5 の左図の O から A へとほぼ一定勾配で膨潤するが、ベントナイトの場合は、O から B へと膨潤する。このため、初期

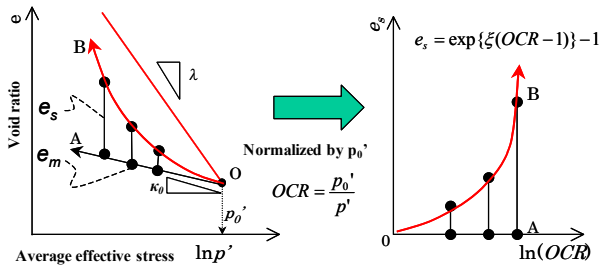


Fig. 5 Conceptual model of mechanical behavior of bentonite

勾配 (κ_0) による間隙比と勾配 (κ) による間隙比との差 (e_s) を過圧密比 (OCR) の関数で定式化している. 膨潤挙動を考慮した K_s は(34)式で表わされる.

$$K_s = \frac{\kappa_0}{\kappa} K \quad (34)$$

$$1 < OCR < OCR_b$$

$$\kappa = \kappa_0 + \xi(OCR) \exp\{\xi(OCR - 1)\} \quad (35)$$

$$OCR_b < OCR$$

$$\kappa = \kappa_0 + \xi(OCR_b) \exp\{\xi(OCR_b - 1)\} \quad (36)$$

ここで, OCR_b および ξ はベントナイト特有の物性を表すパラメータと定義している. さらに, ベントナイトのカルシウム型化やスメクタイトの溶解による膨潤特性の変化を考慮できるように, Sahara et al. は, カルシウム型化させたベントナイトやケイ砂を混合させたベントナイトの圧密試験結果より OCR_b および ξ をベントナイトの ESP とベントナイトにおける非膨潤性鉱物 (ケイ砂) の混合率 (C_{sand}) によって定式化した[2].

$$OCR_b = (-15.3017ESP + 5.1977)C_{sand} + 8.1629ESP + 1.5050 \quad (37)$$

$$\xi = -0.0272 C_{sand} + 0.019 \quad (38)$$

ここで, $\xi \leq 0$ の場合は, $\xi = 0$ である. ベントナイト中の非膨潤性鉱物 (ケイ砂) の割合 C_{sand} が大きくなると, ベントナイト特有の膨潤性を表すパラメータ ξ が小さくなる. C_{sand} が 0.73 になると ξ は 0 となり, ベントナイト特有の膨潤性は失われ, κ は κ_0 となる.

3.3 処分施設周辺岩盤の力学挙動解析モデル

処分施設を建設するために処分坑道を掘削段階における周辺岩盤の応力状態の解析も可能となるように, 宮野前ら[15]が提案した増分型の応力-ひずみ関係式で表わされた大久保モデルを用いた. 大久保モデルは, 非線形の粘弾性構成モデルであり, 応力を受ける岩盤の各要素のコンプライアンス (弾性係数の逆数) が, 一軸圧縮試験等の結果から得られる物理パラメータ m, n に応じて時間の経過とともに増加すると仮定したモデルである[11, 12, 13].

増分型の応力-ひずみ関係式で表わされた大久保モデルは,

$$\dot{\sigma} = \mathbf{C} : \dot{\varepsilon} + \dot{\mathbf{C}} : \varepsilon \quad (39)$$

ただし,

$$\mathbf{C} = K\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + 2G\mathbf{A} \quad (40)$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (41)$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (42)$$

$$\mathbf{A} = \mathbf{I} - \frac{1}{3}\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (43)$$

$$\dot{\mathbf{C}} = \frac{\partial \mathbf{C}}{\partial E} \dot{E} + \frac{\partial \mathbf{C}}{\partial \nu} \dot{\nu} \quad (44)$$

$$\frac{\partial \mathbf{C}}{\partial E} = \frac{1}{3(1-2\nu)} \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + \frac{1}{1+\nu} \mathbf{A} \quad (45)$$

$$\frac{\partial \mathbf{C}}{\partial \nu} = \frac{2E}{3(1-2\nu)^2} \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + \frac{E}{(1+\nu)^2} \mathbf{A} \quad (46)$$

$$\dot{E} = -a(\sigma^*)^n (E_0)^{m-1} (E)^{2-m} \quad (47)$$

$$\dot{\nu} = -\frac{0.5-\nu_0}{E_0} \dot{E} \quad (48)$$

であり,

$\dot{\sigma}$: 応力増分テンソル

$\mathbf{C}$: 粘弾性剛性テンソル

$\dot{\varepsilon}$: ひずみ増分テンソル

$\dot{\mathbf{C}}$: 粘弾性剛性増分テンソル

ε : ひずみテンソル

K : 体積弾性係数

G : せん断弾性係数

E : ヤング率

ν : ポアソン比

$\mathbf{I}$: 4 階の単位テンソル

$\mathbf{1}$: 2 階の単位テンソル

E_0 : ヤング率の初期値

$\dot{E}$: ヤング率増分

a : 強度を表すパラメータ

σ^* : 破壊接近度

n : 時間依存性の程度を表すパラメータ

m : 延性の程度を表すパラメータ

ν : ポアソン比増分

ν_0 : ポアソン比の初期値

である. さらに, 上記の強度を表すパラメータ a および破壊接近度 σ^* は,

$$a = \frac{\left\{ m / (n+1) \right\}^{m/(n-m+1)}}{t_0} \quad (49)$$

$$\sigma^* = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{cf}} \quad (50)$$

である. ここで,

t_0 : 定ひずみ速度試験時, ピーク強度に到達するまでの時間

σ_1 : 圧縮応力を正とした場合の最大主応力

σ_3 : 圧縮応力を正とした場合の最小主応力

$(\sigma_1 - \sigma_3)_{cf}$: 破壊強度

である。

4 TRU 廃棄物地層処分施設の長期力学挙動解析

3章で開発した MACBECE を用いて、TRU 廃棄物地層処分施設の断面形状に対する長期力学挙動解析を実施した。解析にあたっては、処分施設の建設時における周辺岩盤の応力状態も考慮するために解析ステップを設定した。

4.1 解析方法

4.1.1 解析対象領域および解析ケース

解析対象とした処分施設は、第2次 TRU レポートで示された軟岩サイトでの処分深度 500m の円形の処分坑道とした。解析に用いた解析メッシュの全体図および円形処分坑道の拡大図を Fig. 6 に示す。解析領域の大きさは 200m×200m とし、廃棄体定置領域 (TRU 廃棄物、充填材、構造躯体)、緩衝材、インバートコンクリート、1次覆工、2次覆工および岩盤の6つの領域からなる処分施設断面形状を設定した。境界条件として、解析メッシュ端部の変位を鉛直・水平とも固定とした (坑道の掘削などの力学影響は 200m×200m の岩盤範囲に限定されると仮定した)。なお、本解析では、異種材料間の接触面におけるすべり・剥離については考慮していない。また、廃棄体定置領域に含まれる処分パッケージ等を使用される金属の腐食膨張の影響については、既報にて報告[14]していることから、本研究では対象としなかった。

解析ケースとして、ベントナイトの降伏曲面形状の違いによるベントナイトの変形挙動への影響を調べるために形状調整係数を変化させた解析ケースを設定した。亀井らは圧縮成型ベントナイトの非排水三軸試験結果の応力経路に対して、弾粘塑性 EC モデルによりフィッティングによって降伏曲面の形状調整係数を 1.79 と決定している[19]。この値を用いたケースおよび第2次 TRU レポートでの評価で用いられた Sahara et al.[2]のベントナイト系材料のモデルである SO モデル (すなわち、EC モデルの形状調整係数 n_E が 1.0) を設定した。処分施設閉鎖後から 10 万年までのベントナイト系材料およびセメント系材料の長期的な変質を想定した。ベントナイト系材料の変質については、不確実性があることから、変質の考慮の有無を比較した。また、変質を考慮する場合には、ベントナイトのカルシウム型化への変質およびスメクタイトの非膨性粘土への変質を考慮したケースを設定した。ベントナイトの変質による膨潤圧については、Sahara et al. [2]は、ベントナイトの膨潤圧 $P_{bal}[\text{MPa}]$ を ESP とスメクタイトの含有密度 $\rho_{sme}[\text{Mg/m}^3]$ との経験式で表わしており、この経験式で表わされる膨潤圧の低下量を節点に外力として作用させた。用いられた経験式を(51)式に示す。

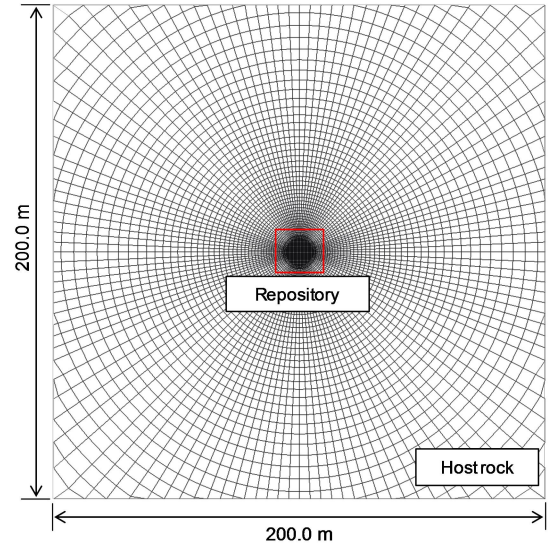


Fig. 6 FEM calculation model of TRU waste geological repository

$$P_{bal} = 0.00126 \exp(6.0573\rho_{sme}) \{L(ESP)\{J(\rho_{sme}) - 1\} + 1\} \quad (51)$$

ここで、

$$L(ESP) = 2.985ESP - 0.364 \quad (52)$$

$$J(\rho_{sme}) = 2.1272\rho_{sme}^2 - 6.126\rho_{sme} + 5.3114 \quad (53)$$

ただし、 $L(ESP) < 0$ の時、 $L(ESP) = 0$ であり、 $L(ESP) > 1$ の時、 $L(ESP) = 1$ である。第2次 TRU レポートにおける 10 万年後の TRU 廃棄物地層処分施設の処分施設の化学的変遷解析結果[1]に基づき、セメント系材料の変質については、廃棄体領域外側の 1m でカルシウムが 25%溶出、1次覆工および2次覆工のカルシウムが全て溶出するものと想定した。これらの材料の時間的な変化については、前述した化学的変遷解析で得られる結果を反映させて計算を行うべきではあるが、本解析では第2次 TRU レポートにおける処分施設内の変形解析との比較を行うことも考慮し、第2次 TRU レポートの設定と同様に 10 万年間で線形に変質するものと設定した。これらの解析ケースを Table 3 にまとめる。

4.1.2 解析に用いた物性値

処分施設の材料仕様は、第2次 TRU レポートと同様であり、廃棄体定置部については、セメントモルタル、緩衝材部分については、乾燥密度 1.6Mg/m^3 のケイ砂 30%混合ベントナイトを覆工およびインバートについては、コンクリートを設定した。岩盤としては、軟岩として新第三紀堆積岩を設定した。これらの緩衝材 (ベントナイト系材料)、セメント系材料および岩盤の解析用物性値を Table 4~8 に示す。緩衝材およびセメント系材料の解析用物性について

は、後述する解析ステップにおいて、自重载荷等の段階では弾性体として扱っていることから、弾性体としての解析用物性値も示す。これらの値は、第2次 TRU レポートの評価で用いられた値[1]である。

Table 3 Calculation cases

No.	Bentonite model	Alteration mode of bentonite	Alteration mode of cementitious material
1-1	EC model ($n_E=1.79$)	No alteration	25 % of Ca leached in 1m of outside of cementitious material zone of waste package zone and 100 % of Ca leached in lining
1-2		Ion exchange	
1-3		Dissolution of smectite	
2-1	SO model (EC model $n_E=1.0$)	No alteration	
2-2		Ion exchange	
2-3		Dissolution of smectite	

Table 4 Input parameters of buffer, elastic model

Parameter	Buffer
Unit volume weight, γ_i (kN/m ³)	18.0
Young's modulus, E (MPa)	39.0
Poisson's ratio, ν (-)	0.42
Initial Swelling pressure, P_{bal} (MPa)	0.49

Table 5 Input parameters of buffer, elasto-viscoplastic model

Parameter	Buffer	Remarks
Dilatancy coefficient, D (-)	0.10	$D = \lambda A / M(1 + e_0)$
Irreversibility ratio, A (-)	0.90	$A = 1 - \kappa / \lambda$
Critical state parameter, M (-)	0.45	
Effective Poisson's ratio, ν' (-)	0.42	Ref. [20]
Coefficient of earth pressure at rest, K_0 (-)	Automatically calculation with self-weight loading	
Initial void ratio, e_0 (-)	0.69	
Initial swelling index, κ_0 (-)	0.0086	Ref. [20]
Secondary consolidation coefficient, α (-)	0.002	Ref. [21]
Initial volumetric strain rate, $\dot{\gamma}_0$ (1/h)	1.1×10^{-8}	Ref. [21]
Initial mixture ratio of silica sand, C_{s0} (-)	0.3	
Initial dry density, ρ_{d0} (Mg/m ³)	1.6	

※Normal consolidation after loading of swelling pressure

Table 6 Input parameters of cementitious material, elastic model

Parameter	Primary support and invert	Waste package zone
Initial unit volume weight, γ_i (kN/m ³)	24.1	38.5
Young's modulus, E (MPa)	4.80×10^3 : Early age 3.04×10^4 : Standard	1.75×10^4
Poisson's ratio, ν (-)	0.2	0.2

Table 7 Input parameters of cementitious material, non-linear elastic model

Parameter	Support and invert (Concrete)	Waste package zone (Mortar)
Initial Young's modulus E_0 (MPa)	3.04×10^4	1.75×10^4
Poisson's ratio, ν (-) [Before yielding]	0.20	0.20
[After yielding]	0.45	0.45
Initial cohesion, c_0 (MPa)	21.5	17.5
Initial internal friction angle, ϕ (deg)	0	0
Initial compressive strength, σ_{c0} (MPa)	43	35
Minimum compressive strength σ_{cmin} (MPa)	0.43	0.35
Water cement ratio, W/C (%)	45	55
Volumetric ratio of aggregate, V_c (%)	67	54
Unit weight of air-dried state, γ (kN/m ³)	22.8	—
Corrective coefficient of compressive strength, $\alpha_{strength}$	1.0	1.0
Corrective coefficient of young's modulus, $\alpha_{elasticity}$	1.0	1.0

Table 8 Input parameters of host rock, non-linear viscoelastic model

Parameter	Host rock (SR-C)
Unit volume weight, γ_i (kN/m ³)	22.0
Unconfined compressive strength, q_u (MPa)	15.0
Tensile strength, σ_t (MPa)	2.1
Initial Young's modulus, E_0 (MPa)	3.50×10^3
Initial Poisson's ratio, ν_0 (-)	0.30
Parameter of controlling brittleness, m (-)	5.0
Parameter representing time dependency, n_0 (-)	20.0
Arrival time to peak strength, t_0 (sec)	120
Initial over burden pressure, σ_{vi} (MPa)	0.0 : No excavation 11.0 : Excavation
Lateral pressure coefficient, K_0 (-)	1.066

4.1.3 解析ステップ

処分施設の建設から閉鎖後にわたる期間を 12 ステップに分割し解析を実施した。第 1 ステップから第 9 ステップまでは、処分施設の建設・操業を想定した。第 10 ステップでは、処分施設閉鎖に伴い緩衝材に地下水が浸潤すること、第 11 ステップでは処分施設が地下水で飽和されることを想定した。このため、処分施設が地下水に飽和されるまでは、処分施設内の各部材を弾性モデルとして取り扱った。なお、周辺岩盤は、全ステップについて時間依存性挙動を考慮できる大久保モデルである。解析ステップの手順を Table 9 に示すとともに各解析ステップ取扱いを以下に示す。

第1ステップでは、深度500mの軟岩を想定していることから、第2次TRUレポートと同様に鉛直応力および側圧係数をそれぞれ11.0MPa、1.066とした。第2ステップでは、内を全断面掘削し、掘削解放率を65% [22]として、解放力を載荷した。第3ステップでは、1次覆工を施工（要素発生）

Table 9 Analytical procedure from construction/operation to closure of the repository

Step No.	Analytical procedure in each step
1	Calculation of initial stress condition of host rock
2	65 % excavation force release by excavation of host rock
3	Support of the primary liner and 35 % excavation force release
4	Support of the secondary liner and load of the invert
5	Calculation of host rock creep for 5 years
6	Load of the side and lower buffer material
7	Calculation of host rock creep for 15 years
8	Load of the waste package and upper buffer material/backfill
9	Calculation of host rock creep for 20 years
10	Swelling pressure of buffer material
11	Changing from elastic to non-linear elastic model in cementitious material zone and changing from elastic to elasto-viscoplastic model in buffer zone
12	Calculation of deformation of the repository and host rock creep for 10^5 years

し、残りの掘削解放力35%を载荷した。このとき、若齢材のセメント系材料の物性を設定した[22]。第4ステップでは、1次覆工の物性を通常のセメント系材料の物性に変更した後、2次覆工およびインバートを施工（自重载荷）した。第5ステップでは、一定期間（5年）経過させ、周辺岩盤のクリープ挙動を考慮した。第6ステップでは、側部および底部緩衝材を施工（自重载荷）した。第7ステップでは、15年間の周辺岩盤のクリープ解析を行った。第8ステップでは、上部緩衝材の施工（自重载荷）および廃棄体定置（自重载荷）を行った。第9ステップでは、20年間の周辺岩盤のクリープ解析を行った。第10ステップでは、緩衝材の冠水時に生じる膨潤挙動を表現するため、緩衝材要素に膨潤圧载荷（式(1)）を行った。第11ステップでは、冠水後におけるセメント構成成分の溶出による強度と剛性の低下を考慮するためにセメント系材料の部位を弾性モデルから非線形弾性モデルに、緩衝材については、飽和したベントナイトの挙動を表現するために弾性モデルから弾粘塑性モデルに変更した。第12ステップでは、Table 3に示した変質条件に対応したセメント系材料と緩衝材の力学挙動および緩衝材の時間依存性挙動を考慮した力学解析（10万年間）を行った。

4.2 解析結果

代表的な解析結果として、EC モデルを用いて解析した case 1-1 および case 1-3 の 10 万年後における処分施設の変位図（変位量を 10 倍に拡大）および体積ひずみコンターを Fig. 7 に、SO モデルを用いて解析した case 2-1 および case 2-3 の結果を Fig. 8 に示す。Fig. 7 および Fig. 8 の上部に示された変位図において、すべての解析ケースにおいて見ると処分施設内の底部緩衝材の厚さが減少していることが確認された。さらに、EC モデルおよび SO モデルともにスメクタイトの溶解を考慮した方（case 1-3 および case 2-3）がその減少量が顕著であった。これは、緩衝材の変質を考慮すると、緩衝材の膨潤圧が低下することによるものである。さらに、Fig.8 および Fig.9 の下部に示した処分施設内の体積ひずみコンターにおいて、EC モデルおよび SO モデルと

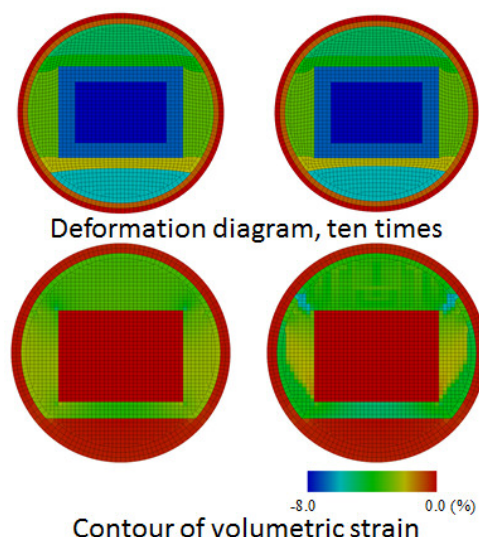


Fig. 7 Deformation diagram and contour of volumetric strain of the repository after 105 years (left: case 1-1, case 1-3)

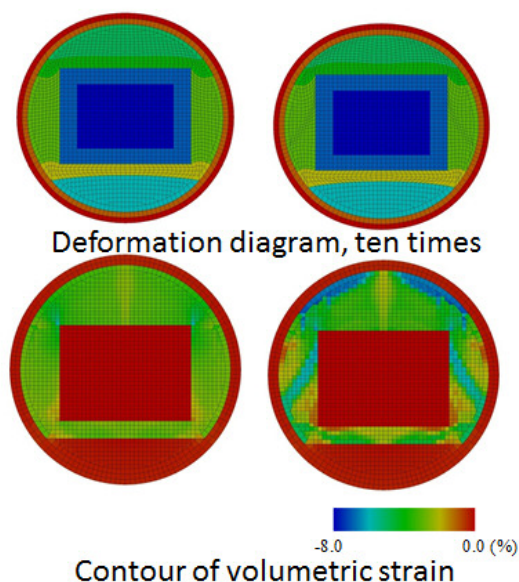


Fig. 8 Deformation diagram and contour of volumetric strain of the repository after 10^5 years (left: case 2-1, case 2-3)

もにスメクタイトの溶解を考慮すると体積ひずみ分布の変化に大きく影響していることが示された。とくに、その傾向は、SO モデルを用いた方が大きくなる傾向であり、スメクタイトの溶解を考慮したケース（case 2-3）が最も体積ひずみ分布の変化が大きかった。

次に、地下水の移動を抑制する緩衝材の厚さに着目し、各ケースの処分坑道上部および下部の緩衝材厚さの経時変化を求めた。結果を Fig. 9 に示す。岩盤のクリープによって坑道が圧縮されるため、上部および下部緩衝材の厚さは時間とともに減少しており、上部の方がその減少量が大きかった。また、緩衝材の変質において、スメクタイトのカルシウム型化、スメクタイトの溶解を考慮することで、緩

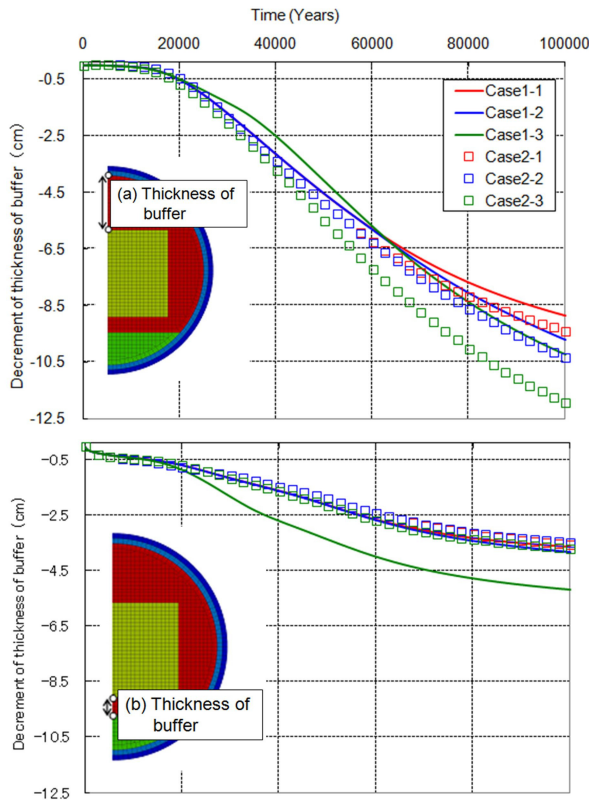


Fig. 9 Time dependencies of decreased thickness of (a) upper and (b) lower position of buffer in the repository

衝材厚さは減少していた。緩衝材の力学モデル（EC モデルおよび SO モデル）の緩衝材厚さに及ぼす影響については、スメクタイトの溶解を考慮したケースにおいて、大きな差がみられたが、その差は 2cm 程度の範囲であった。

降伏曲面形状において生じる特異点の影響を調べるために、体積ひずみ分布の変化が大きな、case 1-3 および case 2-3 の 10 万年後における SO モデルの応力比 η^* の分布を調べた。結果を Fig. 10 に示す。 η^* が 0 の場合は、応力は降伏曲面上の特異点上にあることを示しており、数値解析上、微分不可能となるため、適切な数値解が得られていないことになる。EC モデルの case 1-3 の場合は、応力が特異点付近にある要素が存在しないが、SO モデルである case 2-3 の場合、上部緩衝材の中央部分および下部緩衝材において、応力が特異点付近となっていた。SO モデルの他のケースについても上部緩衝材の中央部分および下部緩衝材において、同様に応力が特異点付近にあり部分的に適切な数値解が得られていない可能性がある。

各ケースの 10 万年後において得られた処分坑道の内空変位を Table 10 にまとめた。第 2 次 TRU レポートでの評価では、処分坑道の内空変位を鉛直方向で 30cm 程度としていたが、処分施設内において覆工による岩盤の支持や緩衝材と周辺岩盤の力学的相互作用を考慮することで、その変位量は半分以下となった。

降伏曲面のモデルの違いが内空の変位に及ぼす影響はほとんど見られなかった。両モデルともにベントナイト中のスメクタイトのカルシウム型化やスメクタイトの溶解を考

慮すると変位量が大きくなった。これは、前述したようにベントナイトが変質するとベントナイト系材料の膨潤圧が低下することによるものであり、その変位量は最大で 3cm 程度であった。

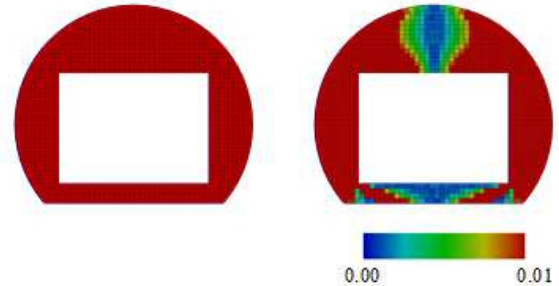


Fig. 10 Calculated distribution of η^* in buffer of the repository after 10^5 years (left: case 1-3, right: case 2-3)

Table 10 Calculated displacement of inner diameter of the repository after 10^5 years

No.	Vertical displacement, cm	Horizontal displacement, cm
1-1	12.0	8.1
1-2	13.0	8.6
1-3	14.7	9.7
2-1	12.3	8.4
2-2	13.1	8.9
2-3	14.8	9.8

5 結言

本研究において、TRU 廃棄物地層処分施設の建設段階から閉鎖後長期にわたる力学挙動を評価するために、処分施設の化学的変遷を考慮して処分施設内の力学挙動を評価するモデルに周辺岩盤のクリープモデルを組み込んだ解析コード MACBECE を開発した。MACBECE を用いて、軟岩サイトを対象とし処分施設の力学挙動を解析した。結果を以下にまとめる。

- MACBECE により、処分施設建設段階から閉鎖後長期にわたる一連の処分施設の力学挙動解析を、セメント系材料およびベントナイト系材料の化学的な変遷を考慮して解析することが可能となった。
- 地下水の移動を抑制する緩衝材の厚さは、周辺の岩盤クリープの影響によって時間とともに減少し、緩衝材の変質を考慮することにより、その厚さの減少量は大きくなることが示された。
- 緩衝材の力学挙動モデルとして、EC モデルを用いることで応力が降伏曲面の特異点付近に陥ることを解消でき、数値解析上、安定な解を得ることができた。
- 周辺岩盤と処分施設の力学的相互作用を考慮して解析することにより、処分坑道の内空変位量が第 2 次 TRU レポートの評価（約 30 cm）と比較して半分

以下となった。

本研究における解析では、セメント系材料およびベントナイト系材料の変質を10万年間で線形と仮定したが、今後、より現実的な解析として、処分場の化学的変遷解析で得られたセメント系材料のカルシウムの溶出割合やベントナイト中のスメクタイトの交換性Na率および非膨潤性の鉱物割合の経時変化を反映した解析を行う必要がある。

参考文献

- [1] 電気事業連合会, 核燃料サイクル開発機構: TRU 廃棄物処分技術検討書—第2次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ—, JNC TY 1400 2005-013, FEPC TRU -TR2-2005-02 (2005).
- [2] Sahara, F., Murakami, T., Ito, H., Kobayashi, I. and Yokozeki, K.: Development of a mechanical analysis system considering chemical transitions of barrier Materials, WM'06 Conference (2006).
- [3] Sekiguchi, H. and Ohta, H.: Induced anisotropy and time dependency in clay, Proc. Specialty Session 9, 9th International Conference on Solid Mechanics and Foundation Engineering, *I*, 229-239 (1977).
- [4] 竹山智英, 太田秀樹, 飯塚敦, ピパットボンサー・ティラボン, 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 (Geo-Kanto 2006) 講演集, 横浜, 313-317 (2006).
- [5] 竹山智英, 大野進太郎, ピパットボンサー・ティラボン, 飯塚敦, 太田秀樹: 弾塑性構成モデルの Metastability 特性とその定量化, 地盤工学会, 第42回地盤工学研究発表会講演集, 名古屋, 263-264 (2007).
- [6] 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, 応用力学論文集, 土木学会, 9, 407-414 (2006).
- [7] 大野進太郎: 非線形コントラクタンシー表現関数に基づく地盤材料の弾塑性構成モデル, 東京工業大学 博士学位論文 (2006).
- [8] Ohno, S., Takeyama, T., Pipatpongsa, T., Iizuka, A. and Ohta, H.: Analysis of embankment by nonlinear contractancy description, Proc. of the 13th Asian Regional Conference of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Kolkata, India, 1097-1100 (2007).
- [9] Roscoe, K. H. and Burland, J. B.: On the generalized stress-strain behavior of 'wet' clay, Engineering plasticity, ed. J. Heyman and F. A. Leckie, Cambridge University Press: Cambridge, UK, 535-609 (1968).
- [10] 安達泰久, 岩田進午 (編著): 土のコロイド現象 土・水環境の物理化学と工学的基礎, 学会出版センター, p.270 (2003).
- [11] 大久保誠介, 何昌榮, 西松裕一: 一軸圧縮応力下における時間依存性挙動, 日本鉱業会誌, 103, pp.177-181 (1987).
- [12] 大久保誠介: コンプライアンス可変型構成方程式の解析的検討, 資源・素材学会誌, 108, pp.601-606 (1992).
- [13] 趙顕, 大久保誠介, 福井勝則: 強度のばらつきを考慮した一軸引張試験の計算機シミュレーション, 資源と素材, *III*, 907-912 (1995).
- [14] 平野史生, 大谷芳輝, 京川裕之, 三原守弘, 清水浩之, 本田明: TRU 廃棄物処分システムの性能評価の観点からの人工バリアの透水性に対するセメント系材料のひび割れ影響に関する検討, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.15, No.2, pp.97-117 (2016).
- [15] 本島睦, 北原義浩, 伊藤洋: 残留強度・ひずみ軟化特性を考慮した地盤の耐荷力の評価手法の開発, 電力中央研究所報告 380036 (1981).
- [16] 武井明彦, 大和田仁, 藤田英樹, 根岸久美, 日比谷啓介, 横関康祐, 渡邊賢三, 安田和弘: セメント系材料の水理・力学特性の変遷に関する研究II, JNC TJ8400 2003-46(2003).
- [17] 横関康祐: コンクリートから成分溶出を対象とした千年レベルの長期耐久性設計に関する研究, 東京工業大学 博士論文(2004).
- [18] 宮野前俊一, 野本康介, 森田篤, 松井幹雄, 梨本裕, 大久保誠介: 岩盤の時間依存性挙動と施工過程を考慮した掘削解析手法の提案, 土木学会, 土木学会論文集, No.791/VI-67, 97-109 (2005).
- [19] 亀井 玄人, 本田 明, 三原 守弘, 小田治恵, 市毛悟, 栗本 宜孝, 星野清一, 赤木 洋介, 佐藤信之, 村上 裕, 増田賢太, 山口 耕平, 高橋 邦明, 目黒 義弘: TRU 廃棄物の処理・処分技術に関する研究開発平成21年度報告, JAEA-Research 2011-002 (2011).
- [20] 奥津一夫, 森川誠司, 広中 良和, 前田宗宏, 新保 弘, 畔柳幹雄, 田部井 和人, 佐原 史浩, 村上 武志, 青山 裕司: ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究IV, JNC-TJ8400 2005-012 (2005).
- [21] 西村蘭果, 棚井 憲治, 高治 一彦, 平井 卓, 白武 寿和: 緩衝材長期力学挙動評価モデルのパラメータ設定に関する検討, JAEA-Research 2006-036 (2006).
- [22] 電気事業連合会, 核燃料サイクル開発機構: TRU 廃棄物処分技術検討書—第2次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ— 根拠資料集 分冊1 地層処分の工学技術, 廃棄物処分の合理化, TRU 廃棄物処分の代替技術, JNC TY 1450 2005-001(1), FEPC TRU -TR2-2005-03 (2005).

