

堆積軟岩を自然バリアとする高レベル放射性廃棄物の地層処分に関する実験的および解析的研究

Experimental and numerical research on geologic repository of high-level nuclear waste in soft sedimentary rock

山田貴大¹, 蔭山星², 神部智也³, 木下貴道¹, 栗本悠平¹, 張鋒⁴

¹名古屋工業大学大学院・工学研究科・創成シミュレーション工学専攻

²パシフィックコンサルタンツ株式会社

³ジョンソンコントロールズ

⁴名古屋工業大学・大学院・工学研究科・E-mail: cho.ho@nitech.ac.jp

概 要

高レベル放射性廃棄物の地層処分は各国で注目されているが、解決しなければならない問題はまた山積している。地層処分を実施する場合、高レベル放射性廃棄物をガラス固化した後、地表面より 300m 以深の岩盤中（天然バリア）に埋設するのが一般的な考え方である。しかし、天然バリアが堆積軟岩の場合、高レベル放射性廃棄物が放出する大量の熱エネルギーが岩盤の長期安定性を脅かす可能性がある。そこで、高温環境下における堆積軟岩の力学挙動を定量・定性的に評価できる熱弾粘塑性構成式の確立を目的に、異なる温度環境下における田下石を用いた三軸圧縮・クリープ試験を実施した。また、得られた試験結果を用いて、熱弾粘塑性構成式のパフォーマンスを検証し、パラメータを決定した。本稿では数値実験で不飽和状態のベントナイトを地層処分場に設置し、飽和・不飽和下負荷面軟岩熱弾粘塑性モデルを境界値問題へ適応させた結果についてまとめる。

キーワード：軟岩，温度依存性，熱

1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分は各国で注目されているが、解決しなければならない問題はまた山積している。地層処分を実施する場合、高レベル放射性廃棄物をガラス固化した後、炭素鋼製のオーバーパックで覆い、さらにこれらを緩衝材（人工バリア）で覆ったものを埋め戻し材と共に地表面より 300m 以深の岩盤中（天然バリア）に埋設するのが一般的な考え方である¹⁾。しかし、天然バリアが堆積軟岩の場合、高レベル放射性廃棄物が放出する大量の熱エネルギーが岩盤の長期安定性を脅かす可能性がある。そこで、本稿では高温環境下における堆積軟岩の力学挙動を定量・定性的に評価できる熱弾粘塑性構成式の確立を目的に、4種類の異なる温度環境下における田下石を用いた三軸圧縮・クリープ試験を実施し、得られた試験結果を用いて、提案する熱弾粘塑性構成式²⁾のパフォーマンスを検証した。また、地層処分の性能を評価するための数値実験では不飽和状態のベントナイトを地層処分の人工バリアとし、飽和軟岩と接した時の熱土水空気（THMA）の力学挙動を精査することで、飽和・不飽和下負荷面軟岩熱弾粘

塑性モデルに基づいて、THMA 有限要素解析の手法を提案し、その境界値問題へ適応性について報告する。

2. 試験概要

本研究の試験試料には、実験を行う上で再現性が高いことで知られる田下石を用いる。田下石は、薄緑色で大谷石の一種に分類される多孔質凝灰岩の自然堆積軟岩である。試験では、田下石を直径 50mm×高さ 100mm の円柱形に成形し、完全に飽和させた状態（B 値=0.96 以上）で用いた。堆積軟岩の温度依存性を把握するために、温度制御が可能である高温高压三軸試験機を用いる。試験の流れとしては、始めに異なる温度環境下で排水三軸圧縮試験を実施し、ピーク強度（最大軸差応力）を求め、その結果をもとにクリープ応力を設定し、排水三軸クリープ試験を実施した。表 1 に三軸圧縮・クリープ試験の試験条件を示す。なお、クリープ応力は 80℃のピーク強度の 95%とした。

表 1 三軸圧縮・クリープ試験の試験条件

| | |
|------------------------------------|------------------|
| Temperature (°C) | 20, 40, 60, 80 |
| Effective confining pressure (MPa) | 0.49, 0.98, 1.47 |
| Strain rate (%/min) | 0.002 |
| Creep stress (MPa) | 80°Cのピーク強度の95% |
| Rate of loading (kN/min) | 0.05 |

3. 解析概要

温度変化が堆積軟岩の力学挙動に及ぼす影響が大きいという試験結果³⁾に基づいて、温度依存性を考慮した熱弾粘塑性構成式⁴⁾を提案する。堆積軟岩特有の力学挙動は、超過圧密材料として取り扱うことができるため、過圧密と中間主応力の影響を考慮できる下負荷面軟岩弾粘塑性モデル⁵⁾をベースに、温度変化と時間依存性を考慮した発展則を導入する。

$$f(t_{ij}, \varepsilon_v^p, \theta) = \ln\left(\frac{t_N}{t_{N0}}\right) + \xi(X) - \frac{1}{C_p} \left[\varepsilon_v^p - \frac{\rho}{1+e_0} \right] = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\dot{\rho}}{1+e_0} = -\Lambda \frac{G(\rho, t)}{t_N + 3K\alpha_T(\theta - \theta_0)} + h(t) \quad (2)$$

$$h(t) = \dot{\varepsilon}_v^0 [1 + t/t_1]^{-\alpha} \quad (3)$$

$$G(\rho, t) = a \cdot \rho \cdot \rho^{C_n \ln(1+t/t_1)} \quad (4)$$

ここで、式(1)は降伏関数であり、式(2)~(4)は、式(1)の適合条件に含まれる状態変数 ρ の発展則 $\dot{\rho}$ を応力状態、時間、温度の関数として規定したものである。

4. 結果及び考察

前章で説明した試験試料を用いて行った室内試験の試験結果及び考察を示す。実施した室内試験は、三軸圧縮試験、三軸クリープ試験の三種類である。図1、図2に有効拘束圧 0.49MPa における三軸圧縮試験及び三軸クリープ試験の実験結果と解析結果を示す。又、図3に有効拘束圧毎の温度・ピーク強度関係の実験結果と解析結果を、図4に有効拘束圧毎の温度・クリープ破壊時間関係の実験結果と解析結果を示す。

4.1 実験結果

図1(a)の三軸圧縮試験結果より、堆積軟岩特有のひずみ軟化挙動とダイレイタンス特性が確認された。図3(a)の温度・ピーク強度関係の拘束圧依存性について着目すると、各温度において、有効拘束圧が上昇すると、ピーク強度が上昇するという傾向が確認された。温度依存性について着目すると、各拘束圧で、20°Cのピーク強度と比較して、40°C、60°C、80°Cのピーク強度が低いという傾向は確認されたものの、温度が上昇するとピーク強度が低下するという一義的な傾向は確認されなかった。

図2(a)の三軸クリープ試験結果より、時間の経過と共に軸ひずみ速度が減少する遷移クリープ過程、減少が落ち着き、一定の速度を保つ定常クリープ過程、軸ひずみ速度が

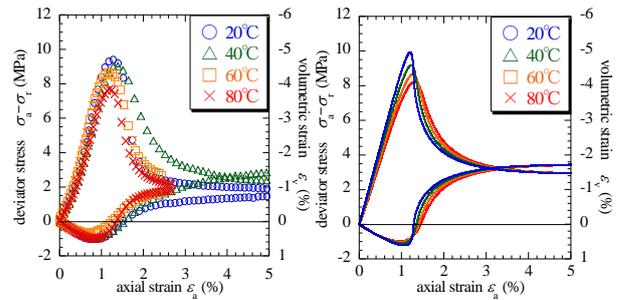


図1 三軸試験結果 ($\sigma_r = 0.49\text{MPa}$)

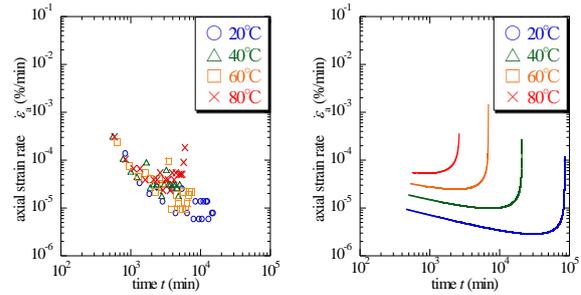


図2 時間軸ひずみ速度関係 ($\sigma_r = 0.49\text{MPa}$)

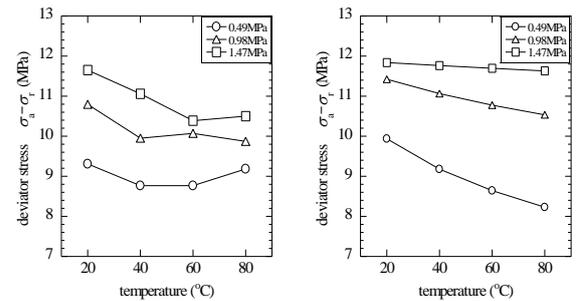


図3 ピーク強度の温度依存性

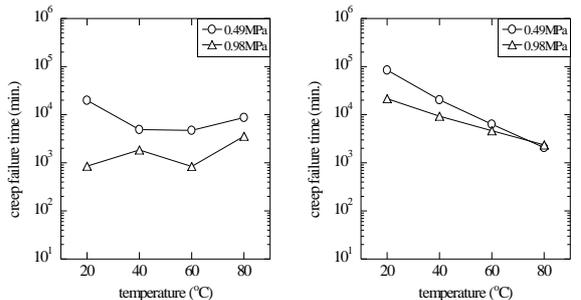


図4 クリープ破壊時間の温度依存性

再び増加する加速クリープ過程が確認された。図4(a)の温度・クリープ破壊時間関係の拘束圧依存性について着目すると、各温度において、有効拘束圧が上昇すると、クリープ破壊時間が短縮するという傾向が確認された。温度依存性について着目すると、各拘束圧で、温度が上昇するとクリープ破壊時間が一意的に短縮するという、既往の研究⁶⁾で報告された傾向は確認されなかった。

以上のように、三軸圧縮試験・三軸クリープ試験ともに、拘束圧依存性は確認されたものの、温度が上昇するとピーク強度が低下し、クリープ破壊時間が一意的に短縮すると

いう傾向は確認されなかった。

4.2 解析結果

表 2 に提案する熱弾粘塑性構成式に用いるパラメータを示す。提案する構成式は、異なる拘束圧ごとに過圧密比 OCR と限界状態の応力比 $R_{CS}(=\sigma'_a/\sigma'_r)$ を与える必要がある。また、下線で示した値は先述した三軸圧縮・クリープ試験結果および物理試験より決定した。材料パラメータ以外の解析条件は、表 1 の試験条件と同様である。

実験結果からは、三軸圧縮・クリープ試験において、温度が上昇するとピーク強度が低下し、クリープ破壊時間が短縮するという傾向⁷⁾は確認されなかったものの、既往の研究ではこの傾向は確認されているため、解析ではこの傾向を表現しようと試みた。

図 1(b)の三軸圧縮試験の解析結果より、堆積軟岩特有のひずみ軟化挙動やダイレイタンシー特性を精度よく表現できることが確認された。さらに、図 3(b)の温度-ピーク強度関係の解析結果から、有効拘束圧が上昇するとピーク強度が上昇するという拘束圧依存性と、温度が上昇するとピーク強度が減少するという温度依存性を、定性的に表現できることが確認された。

図 2(b)の三軸クリープ試験の解析結果より、堆積軟岩特有のクリープ挙動を精度よく表現できることが確認された。さらに、図 4(b)の温度-クリープ破壊時間の解析結果から、有効拘束圧が上昇するとクリープ破壊時間が短縮するという拘束圧依存性と、温度が上昇するとクリープ破壊時間が短縮するという温度依存性を、定性的に表現できることが確認された。

以上のように、三軸圧縮・クリープ試験の解析結果ともに同一のパラメータを用いて、異なる温度・拘束圧の挙動を表現できることが確認された。

表 2 パラメーター一覧

| | |
|---|-----------------------|
| Initial degree of overconsolidation OCR | 40.0, 20.0, 13.6 |
| Void ratio e_N | 0.5 |
| Young's modulus E (MPa) | 1000 |
| Poisson's ratio ν | 0.12 |
| Critical state stress ratio R_{CS} | 6.9, 6.0, 5.3 |
| Plastic stiffness $E_p(\lambda-\kappa)$ | 0.015 |
| Time dependent parameter α | 0.5 |
| Thermal expansion rock α_T (1/K) | -2.5×10^{-5} |
| Potential shape parameter β | 1.1 |
| Overconsolidation parameter α | 3000 |
| Time dependent parameter C_n | 0.025 |

5. 熱と不飽和特性を考慮した構成式の提案

温度変化と飽和度の変化⁶⁾が堆積軟岩の力学挙動に及ぼす影響が大きいという試験結果に基づいて、飽和・不飽和と下負荷面軟岩熱弾粘塑性モデルを提案する。Original 下負荷面モデル⁷⁾と下負荷面軟岩弾粘塑性モデル⁵⁾をベースに、温度変化と飽和度の変化を考慮した発展則を導入する。

$$f = \ln \frac{p}{p_0} + \ln \frac{M^2 + \eta^2}{M^2} - \frac{\rho_s}{1 + e_0} \frac{1}{C_p} + \frac{\tilde{\rho}_e}{1 + e_0} \frac{1}{C_p} - \varepsilon_v^p \frac{1}{C_p} = 0 \quad (5)$$

$$d\left(\frac{\tilde{\rho}_e}{1 + e_0}\right) = -\Lambda \frac{\rho_s^\beta}{\tilde{p}}, \quad \rho = a\tilde{\rho}_e + b\rho_s \quad (6)$$

$$\tilde{\rho}_e = (\lambda - \kappa) \ln\left(\frac{\tilde{P}_{N1}}{P_{N1}} OCR\right) \quad (7)$$

$$\tilde{P}_N = P_N + 3K^s \alpha_T^s (T - T_0) \quad (8)$$

$$\rho_s = N(S_r) - N = Q(S_r^s - S_r); \quad Q = \frac{N_r - N}{S_r^s - S_r} \quad (9)$$

$$d\rho_s = -QdS_r \quad (10)$$

式(5)で表される降伏関数の中に、 $\tilde{\rho}_e$ と ρ_s はそれぞれ温度と飽和度の変化による正規圧密線との間隙比の差を表す。

6. 境界値問題 - 熱土水空気連成解析 -

提案する構成式のパフォーマンスを検証するために、実スケールにおける熱土水空気(THMA)有限要素連成解析を行った。表3に解析で用いたパラメータを示す。実スケールにおける高レベル放射性廃棄物処分施設の熱土水空気連成解析では、高レベル放射性廃棄物が放出する熱の影響を模擬するために、トンネル壁面の内側の全要素を内部熱源として設定する。ただし、実際に高レベル放射性廃棄物を地層処分する場合、廃棄物の体積が占める割合は、トンネルの体積に対して1.6%程度であると考えられているため、トンネル内側の内部熱源の熱量は、トンネルの体積に相当する廃棄物の放出する熱量の1.6%の値に設定する。高レベル放射性廃棄物が放出する熱量は、時間とともに減衰すると考えられており、地層処分を実施する前に地上である期間において自然放射する熱減衰を行わない場合(Case1)と、熱減衰を行う場合(Case2)の2 ケースを実施する。図5 に高レベル放射性廃棄物が放出する熱の影響を模擬した内部熱量の経年変化を示す。

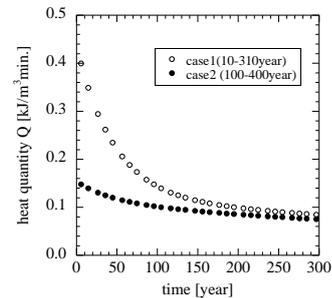


図5 内部熱量の経年変化

さらに、熱源の周りを不飽和状態のベントナイト(人工バリア)で囲い込むように設置した。ベントナイトの初期条件は、飽和度を86%、サクシオンを62MPa、全水頭を-6945mに設定した。また、Munozら⁸⁾(2006)によって得られた水分特性曲線と飽和度-透水係数関係をそれぞれ図6、図7に示す。この水分特性曲線と透水係数の関係に従って、有限要素解析を行った。

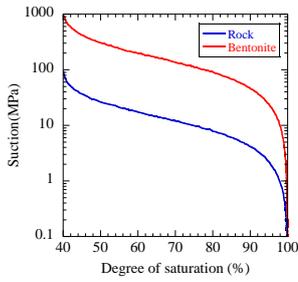


図6 水分特性曲線

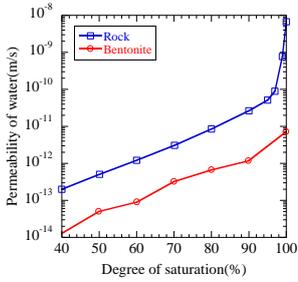


図7 飽和度-透水係数関係

6.1 2次元解析条件

図8に2次元解析メッシュを示す。解析メッシュは420要素，460節点で構成されており，トンネル半断面の下端面の節点を鉛直方向固定，トンネル半断面の左右側面の節点を水平方向固定に設定する。寸法は高さ520m，幅210m，地表面から熱源までの距離を300m，熱源を直径20mの半円形として設定した。初期応力は，自重解析によって与えた。水理境界は，トンネル半断面の上端面を排水条件，下端面，左右側面とトンネル壁面を非排水条件に設定し，軟岩の全水頭を520mに設定した。

6.2 3次元解析条件

図9に，3次元解析メッシュを示す。解析メッシュは8740節点，7560要素により構成されおり，トンネル半断面の下端面の節点を鉛直方向固定，トンネル半断面の左右側面の節点を水平方向固定に設定する。寸法は，高さ520m，幅210m，奥行き210mとし，上端面（地表面）より300mの地点に直径20mの半円孔を設けている。初期応力は，自重解析によって与えた。水理境界は，トンネル半断面の上端面のみを排水条件，残りの面とトンネル壁面（内部熱源との境界のみ）を非排水条件に設定し，軟岩の全水頭を520mに設定した。

表3 パラメーター一覧

| | Bentonite | Rock |
|---|-----------------------|-----------------------|
| Compression index λ | 0.050 | 0.010 |
| Swelling index κ | 0.010 | 0.001 |
| Void ratio ($p=98$ kPa on <i>N.C.L</i>) e_0 | 1.040 | 0.450 |
| Poisson's ratio ν | 0.300 | 0.120 |
| Critical state stress ratio R_{CS} | 9.15 | 4.50 |
| Consolidation yield stress (MPa) p_c | | 20 |
| Parameter of overconsolidation a | 5.000 | 2.000 |
| Parameter of suction b | 0.5 | 0.5 |
| Time dependent parameter α | | 0.5 |
| Parameter of overconsolidation β | 1.00 | 1.10 |
| Void ratio ($p=98$ kPa on <i>N.C.L.S</i>) Nr | 1.060 | 0.500 |
| Thermal expansion coefficient (1/K) α_T | -1.0×10^{-6} | -2.5×10^{-5} |
| Thermal conductivity ($\text{kJ m}^{-1} \text{K}^{-1} \text{Min}^{-1}$) K_r^S | 0.060 | 0.200 |
| Specific heat ($\text{kJ Mg}^{-1} \text{K}^{-1}$) C^S | 723 | 840 |
| Heat transfer coefficient ($\text{kJ/m}^2 \text{Kmin.}$) α_c | 236 | 236 |
| Specific heat of water C^W | | 4184 |
| Thermal expansion coefficient of water (1/K) α_r | | 2.1×10^{-4} |
| Saturated degrees of saturation S_r^S | 1.00 | 1.00 |
| Residual degrees of saturation S_r^r | 0.40 | 0.40 |
| Parameter corresponding to drying AEV (kPa) S_d | 11000 | 21000 |
| Parameter corresponding to wetting AEV (kPa) S_w | 800 | 1000 |
| Initial stiffness of scanning curve (kPa) k_{sp}^e | 25000 | 90000 |
| Parameter of shape function c_1 | 0.000001 | 0.00003 |
| Parameter of shape function c_2 | 0.000005 | 0.00006 |
| Parameter of shape function c_3 | 30.0 | 50.0 |

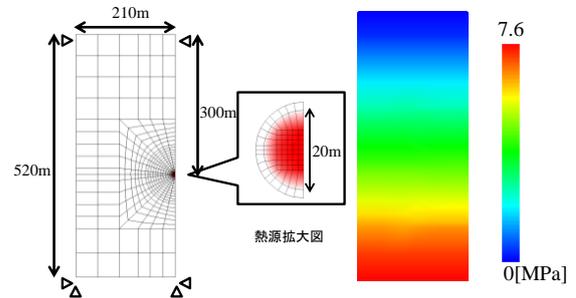


図8 2次元解析メッシュ

自重解析結果

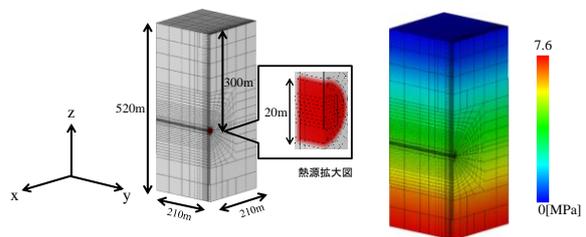


図9 3次元解析メッシュ

自重解析結果

6.3 2次元解析結果

図10～15に温度、飽和度、サクシオン、ベントナイトの全水頭、ベントナイトの体積ひずみ、軟岩の偏差ひずみの経年変化を示す。図10より、両ケースで時間が経過するにつれて、熱が放射状に伝播する様子が確認され、熱量を大きく設定したCase1はCase2よりも広範囲に熱が伝播している様子が確認された。また、Case1では、熱源からの水平距離が0m、2m、10mの節点において温度の経時変化に明確なピーク値が確認された。以上より、提案する解析手法は熱量の違いを表現できることが確認された。

図11より、Case1では、ベントナイトの飽和度は30年までは急激に上昇し、その後は緩やかな上昇に切りかわり、60年後に飽和に達したことが確認できる。一方、熱源からの距離が2mの軟岩の飽和度は不飽和のベントナイトとの水のやりとりで30年までは急激に減少し、その後は後背の飽和軟岩地盤の水供給で上昇に転じ、約70年後に再び飽和状態に戻る。図12より、Case1では、ベントナイトのサクシオンは30年までは急激に低下し、その後は緩やかな上昇に切りかわり、60年後に3MPa(地下300mの間隙水圧に相当)に収束していることが確認された。一方、熱源からの距離が2mの軟岩のサクシオンは30年程度までは増加し、その後は減少に切りかわり、ベントナイトと同様に-3MPaに収束している。つまり、サクシオンが減少する過程では飽和度が上昇し、サクシオンが増加する過程では飽和度が減少する傾向が明らかに確認された。また、ベントナイトが飽和に達するまでの時間を比較すると、Case1では70年後だったのに対して、Case2では80年後だった。Case1ではCase2よりも大きな熱量を与えたことで、図13よりCase1の方がベントナイトの全水頭が早く上昇していることが確認できる。その結果、サクシオンの減少が早まり、飽和に達するのも早くなったと考えられる。

図9より両ケースで、ベントナイト特有の吸水に伴う膨張挙動を表現できていることが確認された。膨張量を比較すると、熱量の小さいCase2の方が膨張量は大きかった。先述した通りCase1と比較してCase2の方が飽和度の発展が遅いため式(6)の ρ_s の発展も遅くなり、Case2の体積膨張量の方が大きくなったと考えられる。図15より、Case1とCase2の軟岩の偏差ひずみを比較するとCase2の方がベントナイトの膨張量が大きかった分、偏差ひずみの値が大きい値を示している。

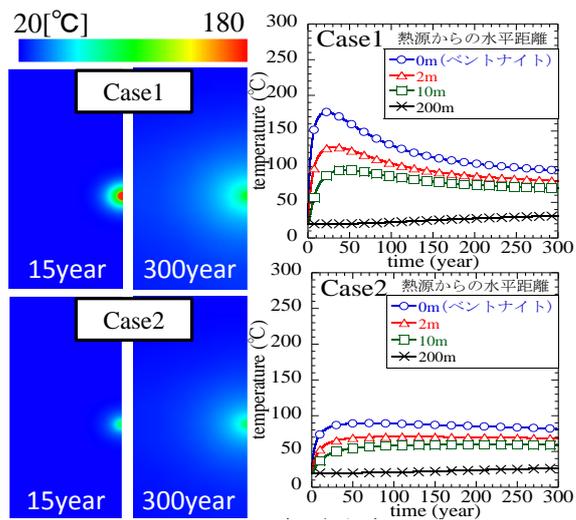


図10 温度の経年変化

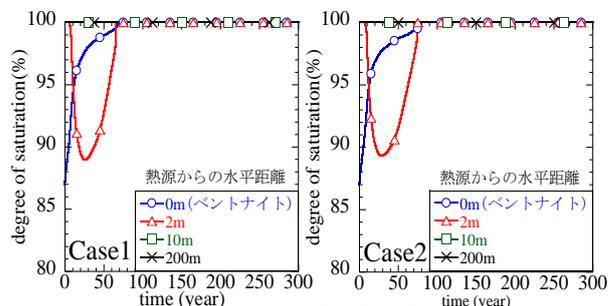


図11 飽和度の経年変化

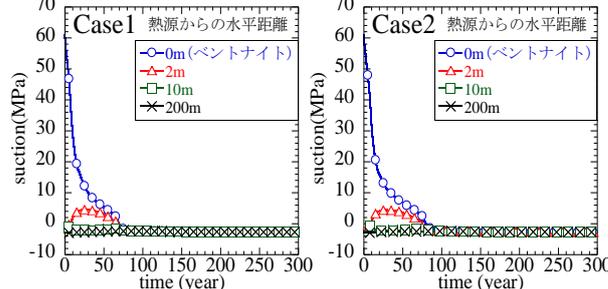


図12 サクシオンの経年変化

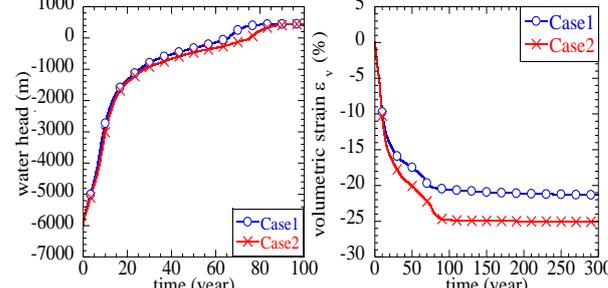


図13 ベントナイトの全水頭の経年変化

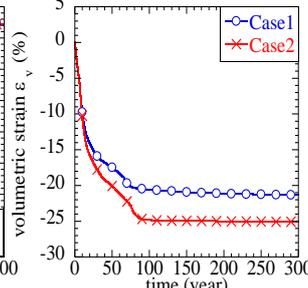


図14 ベントナイトの体積ひずみの経年変化

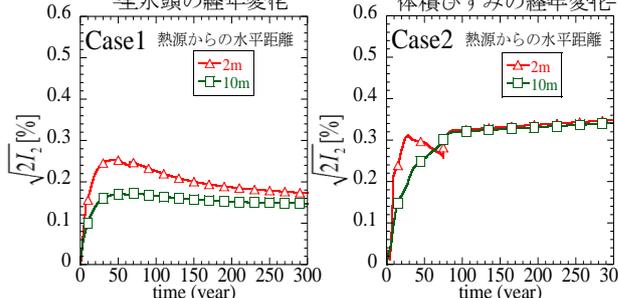


図15 軟岩の偏差ひずみの経年変化

6.1 3次元解析結果

図16~21に温度、飽和度、サクシオン、ベントナイトの全水頭、ベントナイトの体積ひずみ、軟岩の偏差ひずみの経年変化を示す。全体的に先述した2次元の解析結果と同様の傾向を示している。しかし、図11と図16を比較すると、3次元の解析結果ではベントナイトが飽和に達するのが早く、熱源からの水平距離が2mの軟岩が常に飽和状態になっていることが確認された(図18にも示しているように、サクシオンはまだマイナスの状態にある)。このような解析結果が得られたのは、ベントナイトに水を供給する軟岩が3次元の時の方が多いためだと考えられる。

7. まとめ

提案する解析手法を用いることで、内部熱源の初期熱量の違いや、発生する温度分布、サクシオン、飽和度、体積ひずみ、偏差ひずみの経年変化を定量的に評価することができた。但し、その精度は今後の現場試験や室内モデル実験で検証する必要がある。

- 1) 核燃料サイクル機構: わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分技術の信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—, 1999.
- 2) Xiong, Y. L. et al.: Modification of thermo-elasto-viscoplastic model for soft rock and its application to THM analysis of heating tests, *Soils and Foundations*, Vol. 54, No.2, 176-196, 2014.
- 3) 蔭山星, 西村友宏, 栗本悠平, 熊勇林, 張鋒: 堆積軟岩の温度・クリープ特性のモデル化, 第48回地盤工学研究発表会, 富山国際会議場, 講演集(CD-ROM), 2013.
- 4) Zhang, S. and Zhang, F.: A thermo-elasto-viscoplastic model for soft sedimentary rock, *Soils and Foundations*, Vol.49, No.4, pp.583~596, 2009.
- 5) Zhang, F., Yashima, A., Nakai, T., Ye, G.L. and Aung, H., An elasto-viscoplastic model for soft sedimentary rock based on t_{ij} concept and subloading yield surface, *Soils and Foundations*, Vol.45, No.1, pp.65-73, 2005.
- 6) Cui, Y. J. and Delage, P.: Yielding and plastic behavior of an unsaturated compacted slit, *Geotechnique*, 46(2), 291-311, 1996.
- 7) Hashiguchi, K. and Ueno, M.: Elastoplastic constitutive laws of granular material, *Constitutive Equations of Soils*, Proc. 9th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engrg., 1977.
- 8) Munoz J. Thermo-hydro-mechanical analysis of soft rock, application to a large scale heating test and large scale ventilation test, PhD thesis, Catalonia, Spain: Polytechnic University of Catalonia, 2006.

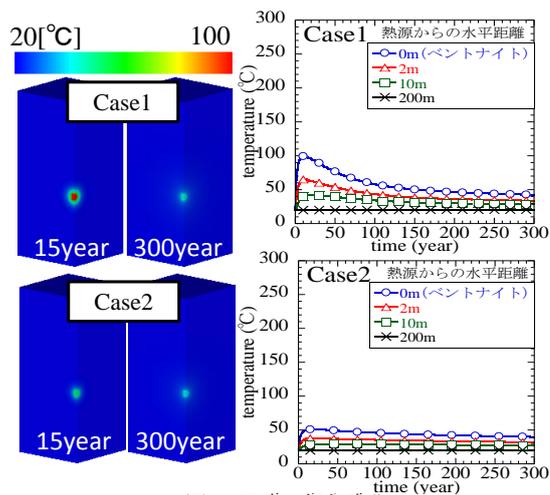


図16 温度の経年変化

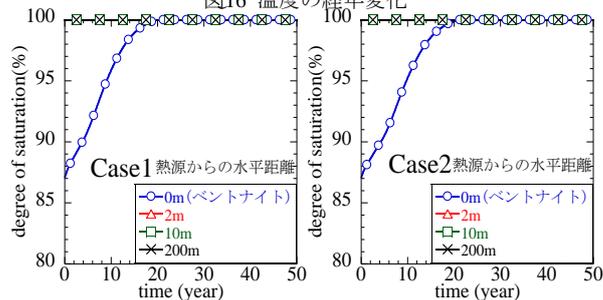


図17 飽和度の経年変化

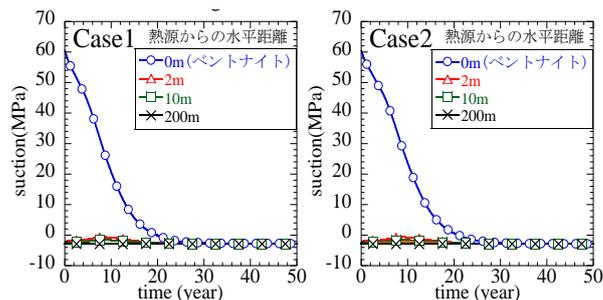


図18 サクシオンの経年変化

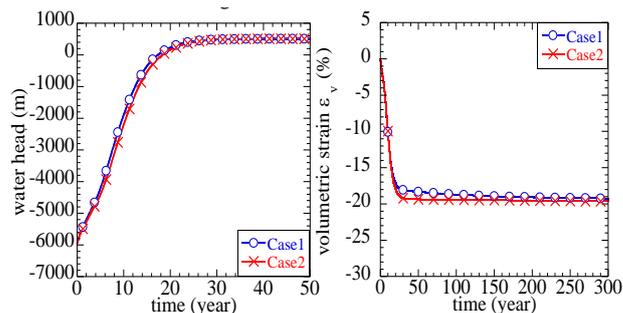


図19 ベントナイトの全水頭の経年変化

図20 ベントナイトの体積ひずみの経年変化

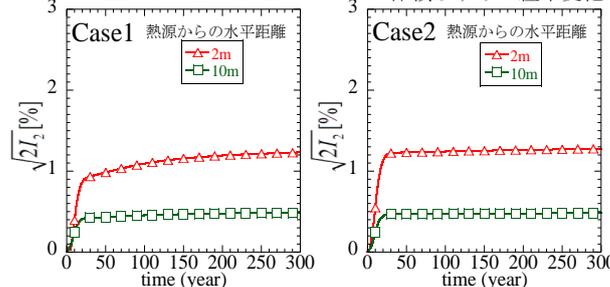


図21 軟岩の偏差ひずみの経年変化