

人工軟岩力学挙動のモデル化および地層処分のモデル実験への適応

Modeling of mechanical behavior of artificial rock and its application in simulating model test of geological repository of HLRW

井谷優介¹、熊勇林²、大根瑛志³、大原一哲³、岩井裕正³、張 鋒³

¹ JR 東日本コンサルタンツ(株)

² 寧波大学

³ 名古屋工業大学・大学院・工学研究科・社会工学専攻・E-mail: cho.ho@nitech.ac.jp

概 要

地層処分を行う場合、高レベル放射性廃棄物からの発熱により周辺岩盤の長期安定性が懸念されている。人工バリアに関する研究が多くなされているが、天然バリアに関する研究はまだ十分とはいえない。処分場周辺岩盤への温度の影響を定量的に評価できる解析手法の確立が必要である。本研究では、まず異なる温度環境下で人工軟岩を用いた三軸圧縮・クリープ試験を実施し、その力学特性を要素レベルで把握した。次に、人工軟岩を用いた熱連成地層処分トンネル模型試験を行い、その長期安定性をモデルスケールで調べた。さらに人工軟岩の要素レベルでの熱弾塑性挙動を精度よく表現するために、構造・密度効果を考慮した熱弾粘塑性構成式を新たに提案し、その妥当性を要素試験で得られたデータを用いて検証した。最後に、新しい構成式に基づいた2次元FEM解析を実施し、人工軟岩を用いた模型試験の再現を試み、提案する解析手法の適応性を検証する。

キーワード：地層処分、人工軟岩、熱弾粘塑性構成式、モデル実験、長期安定性

1. はじめに

原子力発電後に発生する高レベル放射性廃棄物の処分方法として地下300m以深の安定な岩盤への地層処分が検討されているが、解決しなければならない問題が多く存在する。亀裂が少なく透水性の低い堆積軟岩は天然バリアの候補であるが、堆積軟岩を天然バリアとして地層処分を行う場合、高レベル放射性廃棄物からの発熱により周辺地盤の長期安定性が脅かされることが懸念されている。人工バリアに関する研究が多くなされているが、天然バリアに関する研究はまだ十分とは言えず、処分場周辺地盤への温度の影響を定量的に評価できる解析手法の確立が必要とされている。本研究では、熱連成トンネル模型試験と、新しく提案された「構造・密度効果を考慮した熱弾粘塑性構成式」に基づく2次元FEM解析を実施することにより、解析手法の妥当性について検証する。モデル実験を実施するにあたって、既往の研究を参考に人工軟岩を用いるため、まずは要素試験として異なる温度環境下における三軸圧縮・クリープ試験を実施し、材料特性を把握する。次に要素試験で得られたデータに基づき、要素シミュレーションにより、人工軟岩の材料パラメータを決定する。その後、人工軟岩を用いたトンネル模型試験とそのFEM解析による再現を実施し、新しい提案した構成式に基づく数値解析手法の境界値問題への適用性を検証する。

2. 構造・密度効果を考慮した軟岩の熱弾粘塑性構成式

本節では新しく提案した、構造・密度効果を考慮した軟岩の熱弾粘塑性構成式の概要について述べる。本構成式では、温度変化に起因する等価応力³⁾の概念を用いる。また、地盤材料の熱環境下における多くの実験で、温度が上昇すると初期圧密降伏応力と構造が減少することが確認されることから、構造および過圧密に関する状態変数に温度の影響を適切に評価するために、新たな温度依存性パラメータを導入した。

2.1 等価応力の概念

等価応力の概念は Zhang and Zhang¹⁾により提案されており、その基本概念を簡単に紹介する。平均有効主応力 s_m の下、温度が q_0 から q に変化した場合発生した弾性体積ひずみは De_v^{eq} である。一方、平均有効主応力 s_m の増分 Ds_m が引き起こす弾性体積ひずみは De_v^e である。もし De_v^{eq} と De_v^e が等しくなると、温度増分 $(q - q_0)$ と応力増分 Ds_m が材料にもたらす体積ひずみの効果が同様となり、これが等価の意味である。その時の応力増分 Ds_m (あるいは Ds_m) は温度変化による等価応力増分を言う。その概念を図-1に示す。

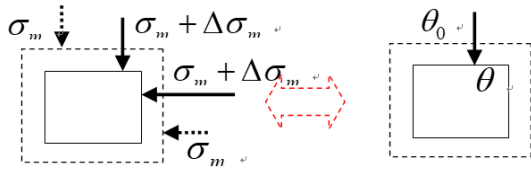


図-1 温度変化による等価応力増分の概念

凍土を除けば通常考えられる土の温度範囲は 0~100℃として、参考温度 q_0 を地球の平均温度である 15℃とする。従って温度変化による弾性体積ひずみ De_v^{eq} は次式で表される：

$$De_v^{eq} = 3a_t(q - q_0) \quad (1)$$

ここに、 a_t は材料的熱線膨張係数であり、土質力学では圧縮を正とする。従って a_t は負の値を取る。

一方、温度変化による等価応力増分により生み出した弾性体積ひずみは次式で表される：

$$De_v^e = \frac{k}{1+e_0} \ln \frac{s_m + Ds_m}{s_m} \quad (2)$$

ここに、 De_v^e 等価応力の変化がもたらした弾性体積ひずみ増分である、 s_m は現時点の実平均有効主応力で、 k は膨潤指数である。 e_0 は参考応力(本研究では 98kPa の値を取っている)時の間隙比である。温度変化による等価応力増分の定義より、 $De_v^{eq} = De_v^e$ が成り立つことで、式(1)、(2)により、下記の等価応力を求めることができる。

$$s_{ij} = s_m \exp \left\{ \frac{3a_t(q - q_0)(1+e_0)}{k} \right\} \quad (3)$$

2.2 構造・密度効果を考慮した軟岩の熱弾粘塑性構成式の誘導

まず、図-4 に、 t_{ij} 応力空間²⁾にある下負荷面 f_s ³⁾、正規降伏面 f 、上負荷面 f_u ⁴⁾ の各降伏関数を示す。図-4にある各記号の意味は以下に示すとおりである：

t_N : 平均応力

t_s : 偏差応力

t_{N0} : 初期の平均応力

t_{N1} : f_s 上かつ $t_s=0$ での平均応力

t_{N1e} : f 上かつ $t_s=0$ での平均応力

t_{N1S} : f_s 上かつ $t_s=0$ での平均応力

である。ここで、下負荷面理論の式

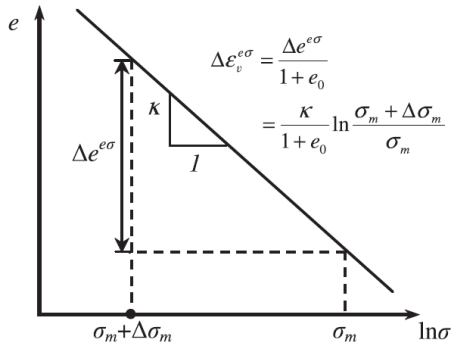


図-2 実応力のみで引き起こす体積ひずみ

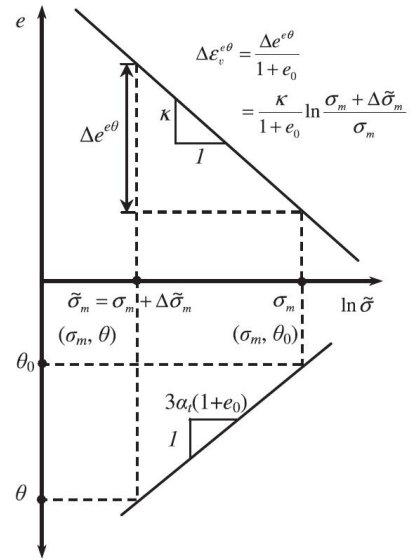


図-3 温度変化で引き起こす体積ひずみ

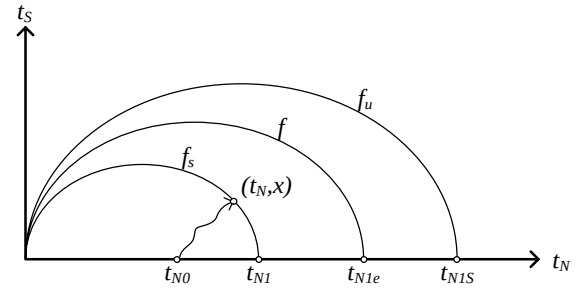


図-4 各降伏面の概念

下負荷面 f_s は下記の式で表される。

$$f_s = \ln \frac{t_N}{t_{N1}} + Z(x) = 0 \quad (4)$$

上式を下記のように書き換える。

$$f_s = \ln \frac{t_N}{t_{N0}} + Z(x) - \ln \frac{t_{N1}}{t_{N0}} = 0 \quad (5)$$

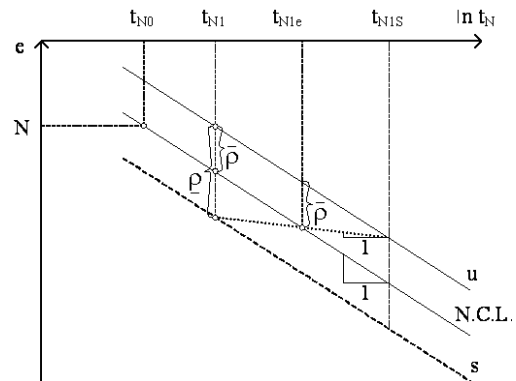


図-5 $e - \ln t_N$ 関係

図-5 より、次式が得られる、

$$r = -(I - k) \ln \frac{t_{N1}}{t_{N1S}} = -(I - k) \ln R, R = \frac{t_{N1}}{t_{N1S}} (0 \leq R \leq 1) \quad (6)$$

$$\bar{r} = -(I - k) \ln \frac{t_{N_{1e}}}{t_{N_{1s}}} = -(I - k) \ln R^*, R^* = \frac{t_{N_{1e}}}{t_{N_{1s}}}, (0 \leq R^* \leq 1) \quad (7)$$

ここに、 R は図-5 に示すように上負荷面に対する下負荷面の相似比であるが、土質力学でよく用いられる過圧密比と下記の関係がある。従来の OCR の定義により、

$$OCR = \frac{t_{N_{1e}}}{t_{N_1}} = \frac{R^*}{R} \quad (8)$$

となる。従って、 R と R^* は式(8)のような関係で結ばれる。なお N は参考間隙比といい、ある参考平均応力 t_{N0} に対応する間隙比である。

多くの地盤材料の熱環境下の実験で観察された事実として、温度が上昇すると初期圧密降伏応力と構造が減少する現象が挙げられる。これらの効果を考慮するために、温度の効果を考慮した初期圧密降伏応力 $\bar{t}_{N_{1e}}$ と高位構造の降伏応力 $\bar{t}_{N_{1s}}$ を次式で表す：

$$\bar{t}_{N_{1e}} = t_{N_{1e}} \exp \frac{\epsilon_3 a_t (q - q_0)(1 + e_0)}{k} \frac{\dot{u}}{\dot{u}_0} \quad (9)$$

$$\bar{t}_{N_{1s}} = t_{N_{1s}} \exp \frac{\epsilon_3 a_t (q - q_0)(1 + e_0)}{k} \frac{\dot{u}}{\dot{u}_0} \quad (10)$$

以上の式より、温度効果を考慮した状態変数 $\bar{R}$ と $\bar{R}^*$ は下記のように定義される：

$$\bar{R} = \frac{t_{N_1}}{\bar{t}_{N_{1s}}}, \bar{R}^* = \frac{\bar{t}_{N_{1e}}}{\bar{t}_{N_{1s}}} = R^* \quad (11)$$

すなわち、構造に関する状態変数 $\bar{R}^*$ は温度効果を受けないこととしている ($\bar{R}^* = R^*$)。これらの結果を用いて式(5)を書き直すと、

$$f = \ln \frac{t_N}{t_{N_0}} + Z(x) - \ln \frac{\bar{t}_{N_{1e}}}{t_{N_0}} - \ln \frac{t_{N_1}}{\bar{t}_{N_{1s}}} + \ln \frac{\bar{t}_{N_{1e}}}{\bar{t}_{N_{1s}}} = 0 \quad (11)$$

となる。また体積ひずみ e_v^p も、

$$e_v^p = \frac{I - k}{1 + e_0} \ln \frac{\bar{t}_{N_{1e}}}{t_{N_0}} = C_p \ln \frac{\bar{t}_{N_{1e}}}{t_{N_0}}, \quad C_p = \frac{I - k}{1 + e_0} \quad (12)$$

式(11)は下記に書き換えられる、

$$f = \ln \frac{t_N}{t_{N_0}} + Z(x) - \frac{1}{C_p} (e_v^p + C_p \ln \bar{R} - C_p \ln R^*) = 0 \quad (13)$$

さらに f_s を、

$$f_s = \ln \frac{t_N}{t_{N_0}} + Z(x) \quad (14)$$

と仮定すると、式(13)は次式になる、

$$f = f_s - \frac{1}{C_p} (e_v^p + C_p \ln \bar{R} - C_p \ln R^*) = 0 \quad (15)$$

これを全微分すると、

$$df = df_s - \frac{1}{C_p} (de_v^p + C_p \frac{d\bar{R}}{\bar{R}} - C_p \frac{dR^*}{R^*}) = 0 \quad (16)$$

となる。また、

$$s_{ij} = E_{ijkl} [de_{kl} - de_{kl}^p] \quad (17)$$

を考慮すると、

$$\begin{aligned} df_s &= \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} ds_{ij} = \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} E_{ijkl} [de_{kl} - de_{kl}^p] \\ &= \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} E_{ijkl} de_{kl} - \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} E_{ijkl} \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{t_{kl}}} L \end{aligned} \quad (18)$$

$d\bar{R}$, dR^* にはそれぞれ以下の発展式を採用する：

$$d\bar{R} = -m_R \bar{R}^{C_n \ln(1+t/t_1)} \ln \bar{R} \frac{1}{C_p} \frac{L}{\bar{t}_N} - h(t) \bar{R} \quad (19)$$

$$dR^* = -m_R R^* (1 - R^*) \frac{1}{C_p} \frac{L}{\bar{t}_N} \quad (20)$$

ただし、

$$h(t) = \bar{h}_0 (1 + t/t_1)^{-a} \quad (21)$$

であり、無次元の時間関数である。 L は次式で求められる、

$$L = \frac{\frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} E_{ijkl} de_{kl} + \frac{h(t)}{C_p}}{\frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{s_{ij}}} E_{ijkl} \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{t_{kl}}} + \frac{h^p}{C_p}} \quad (22)$$

ここに、

$$h^p = \frac{\bar{t}_{f_s}}{\bar{t}_{t_{ii}}} - \frac{1}{\bar{t}} m_R \ln \bar{R} \bar{R}^{C_n \ln(1+t/t_1)} + m_R (1 - R^*) \frac{\dot{u}}{\dot{u}_0} \frac{1}{\bar{t}_N} \quad (23)$$

である。本構成式に 10 個の材料パラメータが含まれている。異なる温度環境下の三軸圧縮・クリープ試験によりその値を決めることが出来る。

3. 人工軟岩の材料特性

本研究では、模型地盤材料として既往の研究²⁾を参考に人工軟岩を用いる。人工軟岩は軟岩の特徴的な挙動（ひずみ軟化やひずみ速度効果、クリープなど）を模擬することができ、作製が容易で試料のばらつきが少ないという特徴を持つ。表-1 にその配合比を示す。養生期間は別途実施の一軸圧縮試験結果より 1 週間とした。

表-1 人工軟岩の配合比

配合比 (重量比)	固化材	添加材	水	遅延剤
	石膏 (A 級)	珪藻土		クエン酸三ナトリウムニ水和物
	1.0	0.75	1.0	0.010

人工軟岩の要素レベルでの挙動を把握するために、セル内の温度制御が可能な高温中容量三軸試験機（温度制御 90℃まで、拘束圧 10MPa）を用いて、異なる温度環境下で三軸圧縮試験および三軸クリープ試験を実施した。なお、本試験機は、不飽和試料である人工軟岩の体積ひずみを計測することを目的として、セル内にインナーチャンバーを設置した。三軸圧縮試験の試験条件を表-2 に示す。拘束圧 0.1MPa、0.3MPa のもとで、20℃、40℃、60℃の温度条件を設定した。また、ひずみ速度効果を調べるために、載荷速度の異なる試験も拘束圧 0.1MPa、20℃の温度の条件下で実施した。三軸クリープ試験の試験条件を表-3 に示す。拘束圧、温度条件は三軸圧縮試験と同様である。応力制御によりクリープ荷重まで載荷した後、荷重を保持する。

クリープ試験载荷仮定での载荷速度は三軸圧縮試験の载荷速度と同様に設定した。クリープ荷重は全拘束圧において、60℃の三軸圧縮試験で得た最大軸差応力の95%に設定した。また、試料全体の温度を均一になるように、環境温度は载荷開始前に10時間以上与えた。

表-2 三軸圧縮試験の試験条件

Case No.	拘束圧[MPa]	温度 [°C]	载荷速度 [%/min]
1	0.1	20	0.01
2			0.1
3			1
4	0.1	40	0.1
5		60	
6		20	
7	0.3	40	0.1
8		60	

表3 三軸クリープ試験の試験条件

Case No.	拘束圧 [MPa]	温度 [°C]	载荷速度 [MPa/min]	クリープ荷重 [MPa]
C1	0.1	20	0.17	1.48
C2		40		
C3		60		
C4	0.3	20	0.17	1.81
C5		40		
C6		60		

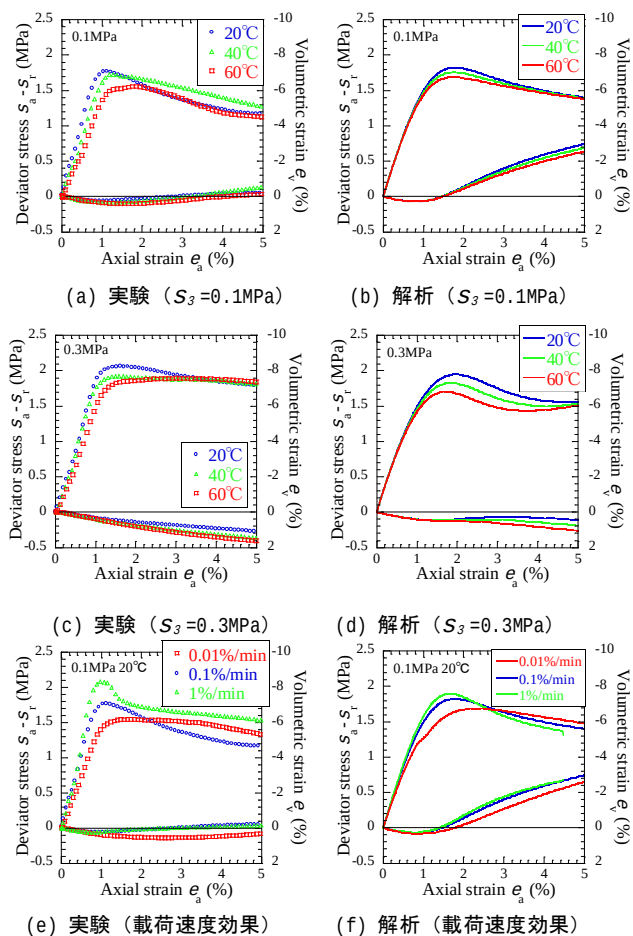


図-1 異なる温度・载荷速度の環境下での三軸圧縮試験結果とその要素シミュレーション

三軸圧縮試験の応力・ひずみ関係を図-1に示す。軟岩の特徴であるひずみ軟化が確認できる。また、拘束圧の上昇に伴い軟化が緩やかになり、それに対応して体積ひずみは膨張傾向から圧縮傾向に転じる。大谷石などの自然堆積軟岩（凝灰岩、Green tuff）では温度が上昇するとピーク強度が低下することが確認されているが、本研究で用いた人工軟岩においてもその傾向が見られる。载荷速度の違いに着目すると、軸ひずみ速度が速くなるほどピーク強度が上昇し、明瞭なピーク値を示していることがわかる。

次に、三軸クリープ試験の軸ひずみ速度・時間関係を図-2に示す。軸ひずみ速度が減少する遷移クリープ過程、一定速度を保つ定常クリープ過程を経て急激に軸ひずみ速度が増加する加速クリープ過程を確認した。また、温度の上昇によりクリープ破壊時間が短縮する傾向を示した。以上の結果より、本研究で使用する人工軟岩は軟岩の特徴的な挙動を模擬できることが確認でき、模型地盤に使用する材料として適切であるといえる。

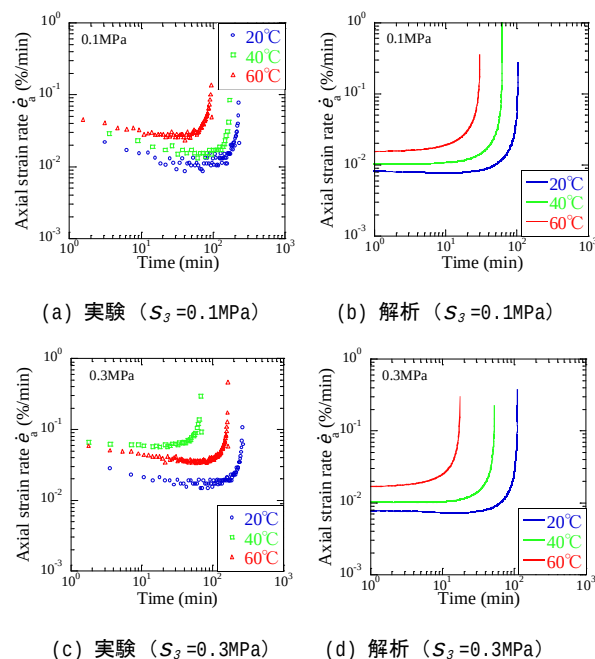


図-2 異なる温度環境下での三軸クリープ試験結果とその要素シミュレーション

4. 要素シミュレーション

本研究で提案する構造・密度効果を考慮した軟岩の熱弾粘塑性構成式の妥当性を検証するため、人工軟岩の要素試験データを用いて、要素シミュレーションを実施した。解析で使用するパラメータを表-4に示す。比較しやすのために、要素シミュレーションの結果を図1および図2に平行して示す。

これらの比較図より、解析結果は実験結果を概ね表現できていることがわかる。構造の概念を導入したことにより、拘束圧0.3MPaで見られる軟化しながら圧縮する挙動を表現することができた。温度の効果やひずみ速度効果も良く

表現できているが、拘束圧 0.1MPa の解析結果は実験結果と比較して体積膨張をやや過大に評価しており、今後の課題である。以上より、提案する構成式は数少ないパラメータ（温度に関するパラメータはわずか 1 個しか使用しない）で温度効果を含めた軟岩の挙動を統一的に表現することが可能となり、その適用性も確認できた。

表 4 解析パラメーター一覧

パラメータ	値
ポアソン比 ν	0.37
参考間隙比 e_N	1.05
ヤング係数 E [kPa]	225000
極限応力比 R_f	12.05 ($S_3=0.1\text{MPa}$) 6.90 ($S_3=0.3\text{MPa}$)
塑性圧縮膨潤指数 $I-k$	0.079
二次圧密係数 a	0.53
時間依存性パラメータ C_n	0.086
ポテンシャル形状パラメータ b	1.5
過圧密消散パラメータ m_R	0.88
構造喪失パラメータ m_R^*	3.50
初期過圧密比 R_0	0.029 ($S_3=0.1\text{MPa}$) 0.035 ($S_3=0.3\text{MPa}$)
初期構造 R_0^*	0.430 ($S_3=0.1\text{MPa}$) 0.165 ($S_3=0.3\text{MPa}$)
線膨張率 α_T [$^{\circ}\text{C}$]	8.0×10^{-5}

5. 人工軟岩を用いたトンネル模型試験および 2 次元 FEM による再現解析

地層処分により周辺岩盤の長期安定性のある程度把握すると同時に、それを定量的に評価するための解析手法の提案および検証を目的として、人工軟岩を用いたトンネル模型試験を実施した。トンネル模型と載荷装置を図 3 に示す。トンネル模型の寸法は、高さ 500mm、幅 500mm、奥行き 150mm であり、中心部にトンネルとして直径 100mm の円孔を設けた。各種計測機器の設置箇所を図 4 に示す。試験中、カンチレバ型変位計によりトンネル壁面の変位を、ロゼットゲージにより模型供試体表面の偏差ひずみを、白金測温抵抗体により模型地盤内各位置の温度をそれぞれ計測した。

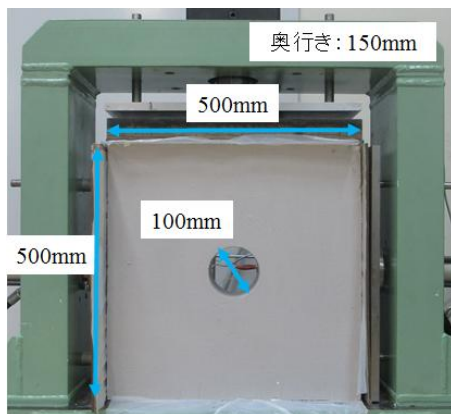


図 3 トンネル模型と載荷装置

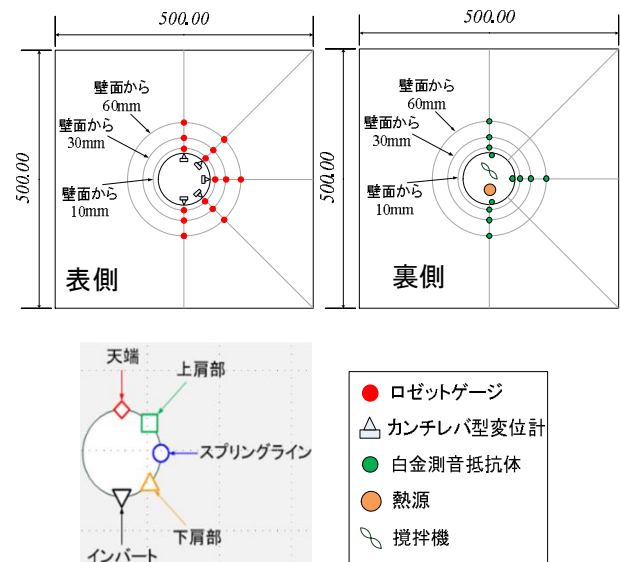


図 4 計測機器の設置箇所及び壁面各位置の名称

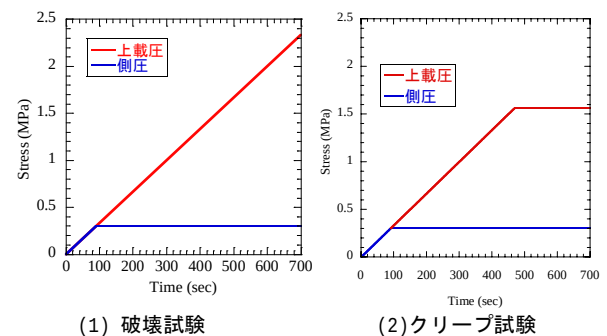


図 5 モデル試験の載荷経路

表 5 トンネル模型試験の試験ケース

Case No.	実験の種類	壁面の温度 [$^{\circ}\text{C}$]
1	破壊試験	20
2		60
3	クリープ試験	20
4		60

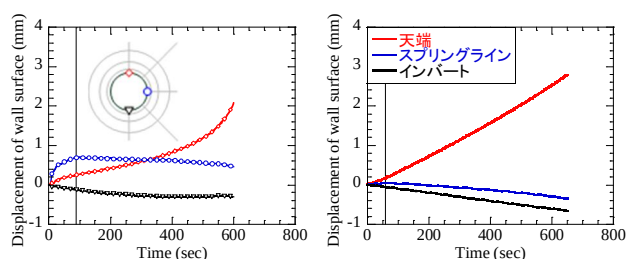
表 6 トンネル模型試験の載荷過程

実験の種類	ステージ 1	ステージ 2
破壊試験	側圧、上載圧ともに 0.2MPa/min で 0.3MPa まで等方載荷	側圧を 0.3MPa で保持しながら上載圧を 0.2MPa/min で模型全体が破壊するまで載荷する
クリープ試験	側圧、上載圧ともに 0.2MPa/min で 0.3MPa まで等方載荷	側圧を 0.3MPa で保持しながら上載圧を 0.2MPa/min で破壊試験で得られた最大荷重の 95%まで載荷した後、保持する

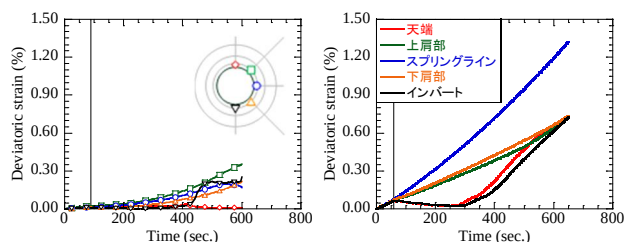
トンネル内を加温する場合は円孔内にカートリッジヒーターを設置する。尚、トンネル壁面を一樣な温度を与えるために、紙製の小型ファンを設置して、トンネル内の空気を攪拌することで、均一な温度場を確保することができた。

5.1 破壊試験

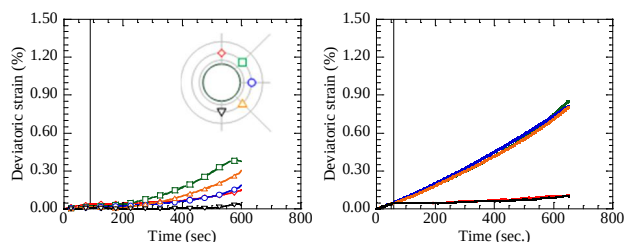
トンネル模型破壊試験の荷重経路を図5(1)に、試験条件および荷重経路を表5、6にそれぞれ示す。温度60℃の試験(Case2)の場合はステージ1の荷重前にヒーターにより加温し電圧調整器で温度調節することでトンネル壁面を60℃で保持し、地盤内の温度変化が落ち着いた後に荷重を開始した。Case1の試験結果を図6に、Case2の試験結果を図7に示す。両ケースともに壁面は天端が収縮方向、インバートが壁面拡大方向に変位する。また、偏差ひずみは上下肩部で卓越し、スプリングラインでは壁面から遠ざかるに連れて小さくなる。天端、インバートでは偏差ひずみは小さい。模型破壊時の上載圧はCase1では1.99MPa、Case2では1.91MPaであり、壁面を加温するとより小さな上載圧で模型が破壊することが確認された。



(a) トンネル壁面の変位



(b) 壁面から10mmの偏差ひずみ

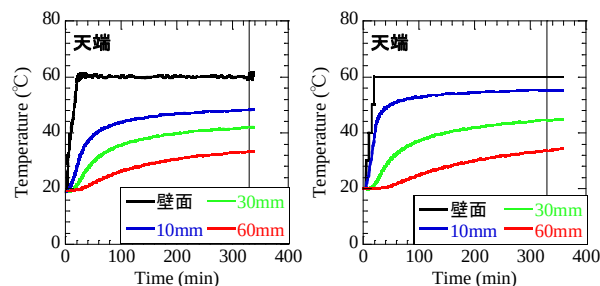


(c) 壁面から30mmの偏差ひずみ

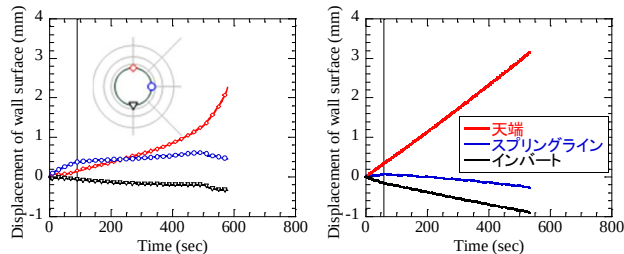
(左：実験 右：解析)

図6 Case1 (20℃破壊試験) の結果比較

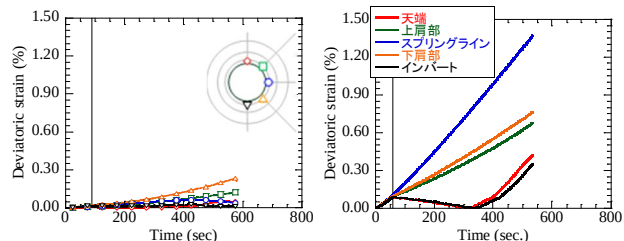
熱・水・土・空気連成 FEM プログラム「SOFT」⁵⁾を用いて2次元 FEM 解析によるトンネル模型試験の再現を試みた。土の構成モデルは上記で提案した熱弾塑性構成式を用いた。また、本解析では土水連成解析は実施しない。使用する解析メッシュを図8に示す。解析メッシュは861節点、800要素により構成されており、境界条件はトンネル半断面の下端面の節点を鉛直方向に固定、右側面の節点を水平方向固定に設定する。また、温度境界として、トンネル壁面の節点に所定の温度を設定する。荷重経路



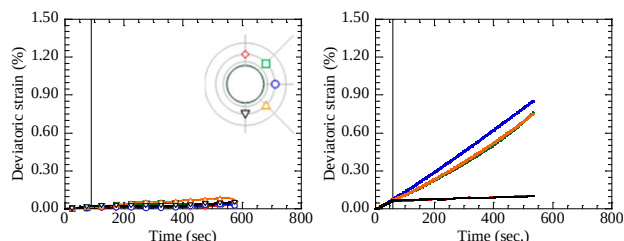
(a) 模型内温度の時刻歴 (天端)



(b) トンネル壁面の変位



(c) 壁面から10mmの偏差ひずみ



(d) 壁面から30mmの偏差ひずみ

(左：実験 右：解析)

図7 Case2 (60℃破壊試験) の結果比較

は実験と同様であるが、解析では計算の安定性を考慮して、初期状態を0.1MPa等方荷状態とした。使用するパラメータは、要素シミュレーションにおいて拘束圧0.1MPaの場合に用いたパラメータである。また、材料の比熱および熱伝導率は石膏のものを使用する。Case1の解析結果を図6に、Case2の解析結果を図7に示す。

解析結果は実験結果の壁面変位や偏差ひずみの挙動の傾向をある程度表現できている。壁面の変位は定量的に再現できている。また、提案する構成式に基づいた解析の結果、構造の概念を導入しない場合と比較して偏差ひずみの発生量が改善された(本文には過去の解析結果を載せてない)。Case2の再現解析では模型地盤内の温度変化を良く再現できている。解析における破壊時の上載圧はCase1では2.27MPa、Case2では1.61MPaであり、実験結果と同様であり、温度が上がると、破壊上載圧が下がり、実験と同じ傾向を示すことは確認できた。

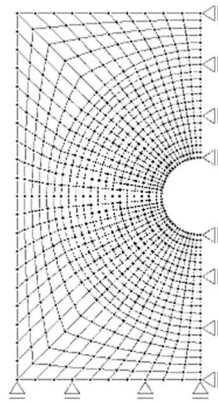
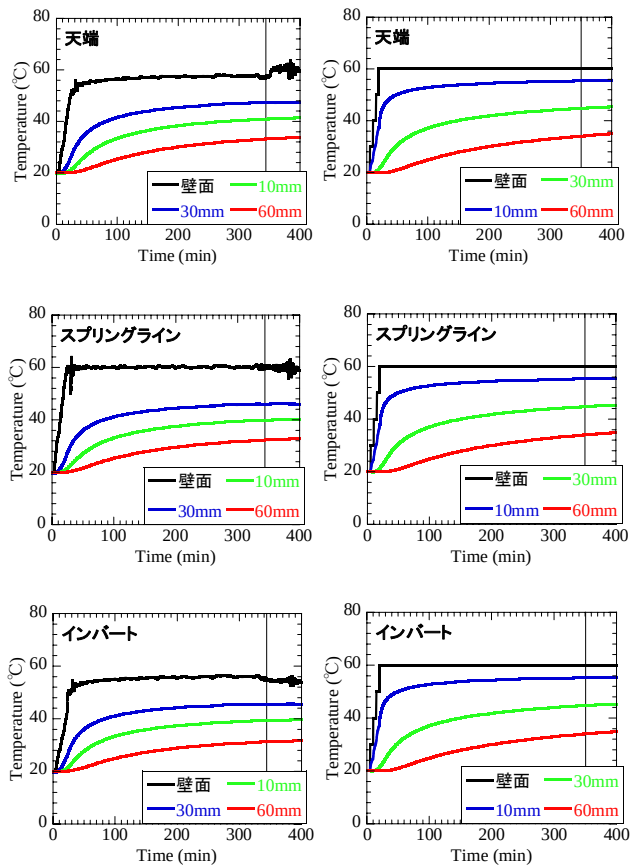


図 8 解析メッシュ

5.2 クリープ試験

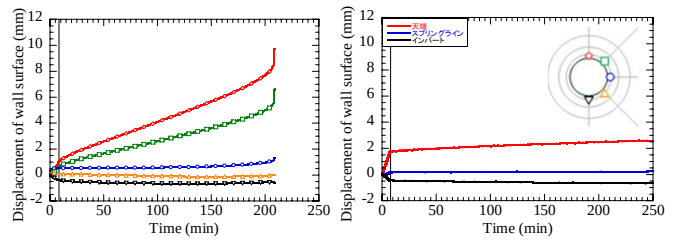
トンネル模型クリープ試験の载荷経路を図 5(2)に、試験条件および载荷経路を表 5、6 にそれぞれ示す。FEM による再現解析は、破壊試験と全く同じであり、すべての条件が試験と同様に設定した。また、解析に用いられる FEM メッシュも同様あり、図 8 に示すとおりである。

図 9 にトンネル周辺における温度の経時変化の実験と解析結果の比較を示す。解析は実験値を良く再現していることは見て取れる。

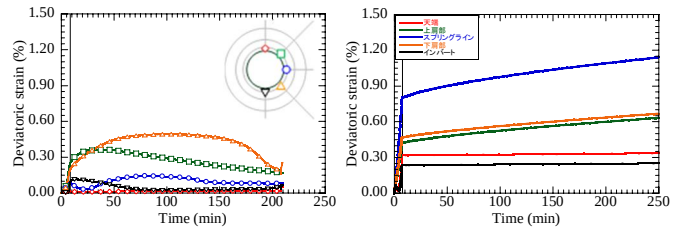


(左：実験 右：解析)

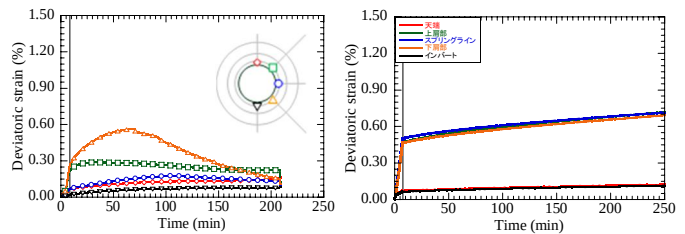
図 9 Case4 (60°Cクリープ) の温度時刻歴結果の比較



(a) トンネル壁面の変位



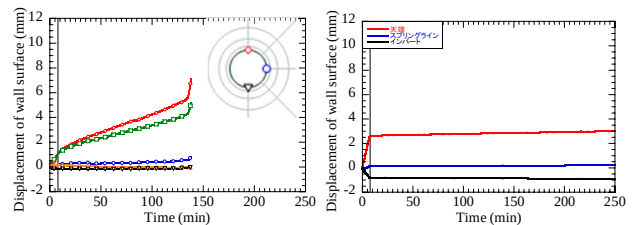
(b) 壁面から 10mm の偏差ひずみ



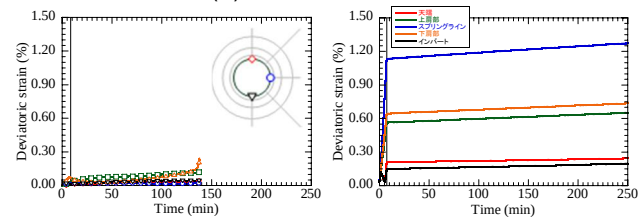
(c) 壁面から 30mm の偏差ひずみ

(左：実験 右：解析)

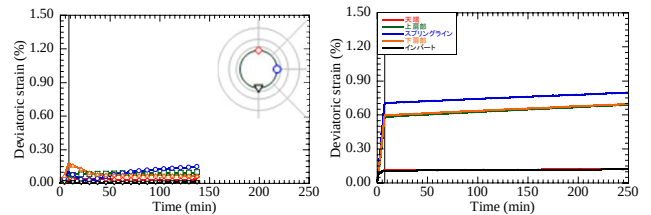
図 10 Case3 (20°Cクリープ) の結果比較



(a) トンネル壁面の変位



(b) 壁面から 10mm の偏差ひずみ



(c) 壁面から 30mm の偏差ひずみ

(左：実験 右：解析)

図 11 Case4 (60°Cクリープ) の結果比較

図 10 にトンネル周辺地盤の変形とせん断ひずみの実験・解析結果の比較 (20℃クリープ) を示す。トンネル壁面変位については、各地点の大きさの順番と増加傾向は一致しているものの、程度の差はやはり大きい。また、せん断ひずみについても、解析はある程度実験結果を表現できるものの、誤差はかなり大きい。特に実験で見られた軟化によるひずみの再配分 (軟化によって経時変化に増加と減少が時系列的に起きている) が解析では全く見られず、今後の課題である。一方、クリープ破壊時間については、実験では 220min となっているが、解析では 9200min まで破壊が見られなかったため、解析はその時点で打ち切った。

図 11 にトンネル周辺地盤の変形とせん断ひずみの実験・解析結果の比較 (60℃クリープ) を示す。トンネル壁面変位については、20℃クリープのケースと同様な解析精度となっているが、偏差ひずみにおいては、解析結果が実験値より数倍大きく、明らかに過大に評価している。一方、クリープ破壊時間については、実験値の 135 min に対して、解析では 1090.6 min であった。クリープ破壊時間の予測は非常に難しいことは改めて認識した。その主な原因は、やはりモデル試験の 3 次元力学挙動を無理矢理 2 次元解析で表現しようとしていることにある。ただし、温度が上昇すると、破壊時間が短くなる傾向は実験と解析でいずれも見られた。

6. まとめ

本研究では、異なる温度環境下で人工軟岩の三軸圧縮・クリープ要素試験、その力学特性をまず把握した。次に、構造・密度効果を考慮した熱弾粘塑性構成式を新たに提案し、その妥当性を要素試験で検証した。さらに人工軟岩を用いた熱連成地層処分トンネル模型試験を行い、モデル地盤の長期安定性を調べ、それと同時に、新しい構成式に基づいた 2 次元 FEM 解析も行い、モデル試験の再現を試み、提案する新しい解析手法の適用性を検証した。

以下の結論が得られた。

- 1) 異なる温度環境下での三軸圧縮試験・三軸クリープ試験を実施し、本研究で用いる人工軟岩が軟岩のひずみ軟化挙動、ひずみ速度効果、拘束圧依存性およびクリープ挙動や温度効果を模擬できることを確認できた。
- 2) 三軸圧縮試験・三軸クリープ試験により、新しく提案した構造・密度効果を考慮した熱弾粘塑性構成式を検証した。数少ないパラメータで温度効果を含めた軟岩の一連の挙動を概ね表現できることを確認できた。
- 3) 人工軟岩を用いた熱連成地層処分トンネル模型試験を実施した。その結果、温度が上昇すると、破壊試験においては破壊上載荷重が低くなり、また、クリープ試験においては、クリープ破壊時間が短くなることが確認できた。また、人工軟岩を用いたことで、モデル実験の再現性があることも確認できた。

- 4) 提案する構成式に基づいた 2 次元 FEM 解析により人工軟岩を用いたトンネル模型試験の再現を試みた。破壊試験においては、実験結果のトンネル壁面変位や偏差ひずみの発生傾向、温度の影響をある程度表現できる。一方、クリープ試験においては、解析精度は破壊試験の再現解析精度に及ばず、今後の課題となる。ただし、温度が上昇すると、破壊時間が短くなる傾向は実験と同様である。また、クリープ破壊試験の解析精度の欠如に関する原因としては、やはりモデル試験の 3 次元力学挙動を 2 次元解析で表現しようとしていることにあると考えられる。

参考文献

- 1) 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.
- 2) Nakai, T. and Mihara, Y. (1984): A new mechanical quantity for soils and its application to elastoplastic constitutive models, Soils and Foundations, Vol.24, No.2, 82-94.
- 3) Hashiguchi, K. and Ueno, M. (1977): Elastoplastic constitutive laws of granular material, Constitutive Equations of Soils, Pro. 9th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engrg., Spec. Ses. 9, Murayama, S. and Schofield, A. N. (eds.), Tokyo, JSSMFE, 73-82.
- 4) Asaoka, A., Nakano, M. and Noda, T. (1998): Super loading yield surface concept for the saturated structured soils, Proc. of the Fourth European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering-NUMGE98, 232-242.
- 5) Xiong Y. L.: Thermo-Hydraulic-Mechanical-Air Coupling Finite Element Analysis and Its Application to Geotechnical Engineering Problems, 名古屋工業大学博士論文, 2014.