

膨潤評価式を適用した熱-水-応力連成解析

操上広志¹・千々松正和²・小峯秀雄³・小林晃⁴・大西有三⁵

¹学生会員 工修 京都大学 工学研究科土木システム工学専攻 (〒606-8501 京都市左京区吉田本町)

E-mail: kurikami@geotech.kuciv.kyoto-u.ac.jp

²正会員 工博 ハザマ 技術・環境本部 (〒107-8658 東京都港区北青山2-5-8)

³正会員 工博 茨城大学助教授 工学部都市システム工学科 (〒316-8511 茨城県日立市中成沢町4-12-1)

⁴正会員 工博 京都大学助教授 農学研究科地域環境科学専攻 (〒606-8502 京都市左京区北白川追分町)

⁵正会員 PhD 工博 京都大学教授 工学研究科土木システム工学専攻 (〒606-8501 京都市左京区吉田本町)

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、人工バリアの再冠水過程における緩衝材の膨潤応力の評価は、人工バリア設置直後の緩衝材ブロック間の隙間やブロックと周辺岩盤の間の隙間の封鎖のために非常に重要である。本論文では、緩衝材の膨潤特性を理論的に算定できる膨潤評価式を不飽和領域に拡張した新しいモデルを提案し、既往の熱-水-応力連成モデルに導入することで、より信頼性のある再冠水過程の連成モデルを構築する。室内の膨潤試験による検証の後、提案したモデルを釜石鉱山における熱負荷試験に適用し、その有用性を示した。この研究により、膨潤応力を管理するために、飽和度が指標となることがわかった。

Key Words : swelling pressure, resaturation process, coupled thermal hydraulic and mechanical analysis, bentonite, high level radioactive waste

1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、ベントナイトを主体とした緩衝材が有する膨潤特性は、緩衝材ブロック間の隙間や緩衝材ブロックと周辺岩盤の間の隙間の充填のために期待されている。膨潤特性を定量化するために、小峯¹⁾²⁾は、締固めたベントナイト系緩衝材に対する室内試験および算定式(膨潤評価式)の提案を行ってきた。この評価式は、緩衝材のベントナイト含有量や陽イオン交換容量などの材料物性から飽和時の膨潤応力または膨潤ひずみを算定するものであるため、緩衝材の変質などを考慮することも可能である。しかし、人工バリア設置直後に存在する緩衝材ブロック間や岩盤との間の隙間の充填は、不飽和状態から周辺地下水の浸入に伴う再冠水過程で生じる現象であり、不飽和から飽和に至る過程での膨潤特性を経時的に評価することが、緩衝材の膨潤特性をより有効に設計に反映するために不可欠である。

一般に、不飽和粘土が吸水して発生する膨潤応力は、粘土のサクシヨンの変化量に相当すると考えられているが、発生する膨潤応力はサクシヨン変化量と比例しないことから、膨潤応力は水分量にも依存

していると考えられる。これは、水分量によって粘土構造の中に取り込まれる水分の形態や膨潤応力の発現過程が異なることに起因すると想像される。膨潤性の粘土の不飽和状態での構成則は、Alonso et al.³⁾によって提案されているが、緩衝材の変質などは取り扱うことができないことや、パラメータの設定等が複雑であることなどから、現時点で解析に取り入れるのは困難という欠点がある。

高レベル放射性廃棄物の地層処分における緩衝材の再冠水過程における膨潤応力の経時変化は、例えば岩手県の釜石鉱山で行われている熱負荷試験においても計測されており、国際共同プロジェクト DECOVALEX⁴⁾⁵⁾の中で、各国の研究チームが予測解析を行っているが、どのチームもうまく表現できていない⁶⁾⁷⁾。その原因の一つは、再冠水過程において、処分場近傍で生じる現象の複雑さによるものである。再冠水過程では、膨潤のような間隙水と応力の関係のほか、廃棄体の発熱に伴う熱応力や間隙水の蒸発・凝縮のような、いわゆる熱-水-応力連成現象が生じ、これらを定量的に評価することは非常に困難とされている⁸⁾。このような熱-水-応力連成現象を表現する解析モデルは国内外で求められており、DECOVALEXの目的も連成現象の解析モデ

表-1 膨潤評価式に必要な定数

基本的な物理定数	電子電荷	$1.602 \times 10^{-19} \text{ C}$	
	Boltzmann 定数	$1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K}$	
	Hamaker 定数	$2.2 \times 10^{-20} \text{ J}$	
	Avogadro's 数	6.023×10^{23}	
緩衝材・埋め戻し材の材料物性値 ^{1),2)} (ベントナイト・クニゲル V1 相当)	モンモリロナイトの土粒子密度	2.77 Mg/m^3	
	モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度	2.81 Mg/m^3	
	砂の土粒子密度	2.66 Mg/m^3	
	モンモリロナイトの比表面積	$810 \text{ m}^2/\text{g}$	
	モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積	$0 \text{ m}^2/\text{g}$	
	ベントナイトのモンモリロナイト含有率	48 %	
	陽イオン交換容量	交換性 Na イオン量	0.405 mequiv./g
		交換性 Ca イオン量	0.287 mequiv./g
		交換性 K イオン量	0.009 mequiv./g
		交換性 Mg イオン量	0.030 mequiv./g
	交換性 Na イオンの非水和イオン半径	0.098 nm	
	交換性 Ca イオンの非水和イオン半径	0.1115 nm	
	交換性 K イオンの非水和イオン半径	0.133 nm	
	交換性 Mg イオンの非水和イオン半径	0.0825 nm	
	交換性 Na イオンの価数	1	
	交換性 Ca イオンの価数	2	
	交換性 K イオンの価数	1	
交換性 Mg イオンの価数	2		
モンモリロナイト結晶層厚	$9.60 \times 10^{-10} \text{ m}$		
環境定数	間隙水の誘電率, 間隙水のイオン濃度, 温度, 乾燥密度, ベントナイト配合比		

ルの構築および確認である。釜石鉱山での熱負荷試験を用いた確認では、温度や水分量の予測に重きが置かれていたため、応力のキャリブレーションは十分とはいえない。

このような理由から、本論文では、小峯の膨潤評価式を基礎とした再冠水時の膨潤応力を評価する式を提案し、千々松ら^{9),10)}により提案された熱-水-応力連成モデルに導入することで、より信頼性のある連成モデルの構築を行う。提案したモデルは、千々松・谷口¹¹⁾、鈴木ら¹²⁾の行った一連の室内試験の結果を用いて検証を行い、釜石での熱負荷試験に対する簡単な一次元軸対称解析を行うことで、これまでのモデルとの比較を行っている。

処分場近傍で生じる上記のような連成現象は、地下水組成の変遷やベントナイトの変質にも強く影響されると考えられており、現在、熱-水-応力-化学連成現象の解析モデルの必要性も指摘されてきている^{13),14)}。小峯の膨潤評価式は、緩衝材のベントナイト配合率や化学組成、間隙水のイオン濃度などの影響を膨潤特性に反映することが可能であるため、本論文で提案するモデルは、将来的な熱-水-応力-化学連成モデルの構築のためにも有効である。

2. 緩衝材の膨潤特性

(1) 膨潤評価式の概要

緩衝材の候補材料であるベントナイトの重要な特性の一つは、膨潤性を有することである。膨潤は、緩衝材に要求される性能の一つである自己シール性の観点からも正しく評価されなければならない。

膨潤特性は、負に帯電した層状体の間に構築された拡散二重層のイオン濃度を薄めるために水分子が取り入れられることによって生じる反発力(Gouy-Chapmanの拡散二重層理論)と、Van der Waals 力による引力に支配される。小峯らは、これらの考え方に、ベントナイト-砂混合比およびベントナイトの交換性陽イオンの構成を考慮した新しい評価式を提案している^{1),2)}。小峯の膨潤評価式で最大膨潤応力を算定する場合に必要な定数を表-1に示す。必要な定数は基本的な物理定数、緩衝材・埋め戻し材の材料物性値、環境定数に分類することができる。ただし、表-1では緩衝材としてベントナイト・クニゲルV1の物性値を示している。これらの定数の中で、基本的な物理定数は不変的なものであるが、さらに、再冠水過程で緩衝材の変質や間隙水組成の変遷がないと仮定すると、緩衝材・埋め戻し材の材料物性値および環境定数のうち間隙水の誘電率、イオン濃度、

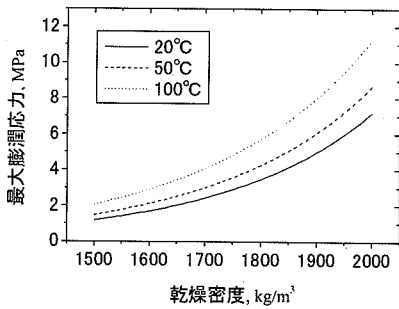


図-1 ベントナイトクニゲルV1の最大膨潤応力と乾燥密度の関係

ベントナイト配合比も不変となる。一方、環境定数のうち温度と乾燥密度は、再冠水過程で時空的に変化するものであるため、膨潤応力に影響を及ぼす重要なパラメータとなる。

本論文では、人工バリア定置時において緩衝材中に存在する間隙水と周辺岩盤に存在する地下水を同等と仮定するため、比較的単純である。しかしながら、海水起源の地下水のように塩を多く含む地下水が緩衝材に浸入する場合、間隙水と地下水が混合し、間隙水中のイオン濃度の変化や、塩と緩衝材の反応などによる緩衝材の変質が生じることが考えられ、これらによる緩衝材の性能を検討しておかなければならない。小峯の膨潤評価式では、表-1に示したように陽イオン交換容量や間隙水のイオン濃度の、膨潤への影響を導入することができるため、今後の熱-水-応力-化学連成モデルの構築のために非常に有用である。

図-1に小峯の膨潤評価式を用いて計算したベントナイト・クニゲルV1の各温度における最大膨潤応力と乾燥密度の関係を示す。乾燥密度の上昇と共に最大膨潤応力も増大し、その傾向は特に乾燥密度が大きい範囲で顕著になっている様子がわかる。また、温度が高いほど膨潤応力も大きくなる。ただし、間隙水の誘電率は $80 \times 8.8542 \times 10^{-12} \text{C}^2/(\text{J} \cdot \text{m})$ 、間隙水のイオン濃度は 50mol/m^3 、ベントナイト配合比は100%とした。

(2) 不飽和領域における膨潤応力

小峯の提案している膨潤評価式は、完全に飽和した状態を想定して、その時点での拘束条件、環境条件、材料条件を設定することにより、膨潤応力や膨潤変形を定量的に計算するものである。しかし、再冠水時の緩衝材や埋め戻し材の挙動を評価するためには、飽和度に依存する膨潤応力が考慮できるようにする必要がある。

膨潤応力の発生に寄与する不飽和粘土の持つ潜在力(膨潤圧)はモンモリロナイトの層間の水分ポテンシャルの低下量に等しいと考えられている。膨潤圧が発生したときに拘束境界面に作用する応力が膨潤応力であるが、膨潤応力は、ベントナイトの微視的構造による影響などにより、膨潤圧とは必ずしも等しくならない¹⁵⁾。特に、不飽和ベントナイトの持つ水分ポテンシャルは非常に大きく、絶乾状態付近で1000MPaを超えるが、膨潤応力はせいぜい数MPa程度である。

水分ポテンシャルは、マトリック・ポテンシャル、オスモティック・ポテンシャル(溶質ポテンシャル)、圧力ポテンシャル、重力ポテンシャルから成る。マトリック・ポテンシャルは、不飽和領域における負の間隙水圧に対応し、飽和領域での圧力ポテンシャルに対応する。サイクロメータ法などでベントナイトの水分ポテンシャルを測定する場合は、マトリック・ポテンシャルとオスモティック・ポテンシャルの和を測定することとなり、この和の絶対値を本論文ではサクシオンと呼ぶ。不飽和ベントナイトの場合、重力ポテンシャルがサクシオンに比べて非常に小さいため、水分ポテンシャルとサクシオンは等価と仮定できる。したがって、膨潤応力の変化量はサクシオンの変化量に係数を乗じることにより、以下のように表すことができる。

$$\Delta \sigma_{sw} = -F(S_r) \Delta \psi \quad (1)$$

ここで、 σ_{sw} は膨潤応力、 ψ はサクシオン、 F は膨潤に関わる係数、 S_r は飽和度、 Δ は変化量を示している。関数 F は、膨潤圧が膨潤応力として外部に作用する割合を表す関数であり、飽和度の関数と仮定する。既往の研究でも、膨潤応力をサクシオンまたは飽和度の変化量の関数として与えていたため、関数 F に対応するパラメータが用いられてきた^{5),16),17)}。しかし、これらのパラメータは膨潤試験をフィッティングすることにより与えられてきたため、初期飽和度に大きく依存し、実規模試験などにおけるパラメータの同定が困難であった。

本研究では、関数 F が以下に示す式(2)を満たすという条件を与えることで、緩衝材に固有の関数 F を定義する手法を提案する。

$$\sigma_{sw \max} = -\int_{\infty}^0 F(S_r) d\psi = -\int_0^1 F(S_r) \frac{\partial \psi}{\partial S_r} dS_r \quad (2)$$

表-2 候補となる関数 F

	関数 F	膨潤応力
A	$F = -\frac{1}{2}\sigma_{sw\max} S_r \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} \sqrt{S_r}$
B	$F = -\sigma_{sw\max} \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r$
C	$F = -2\sigma_{sw\max} S_r \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r^2$
D	$F = -3\sigma_{sw\max} S_r^2 \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r^3$

ここで、 $\sigma_{sw\max}$ は前節(1)で示した小峯の膨潤評価式から得られる最大膨潤応力である。ただし、飽和度とサクシオンは1対1に対応すると仮定しており、ヒステリシスは考慮していない。

この条件を加えると、膨潤応力と飽和度の関係を一意に決定することができる。初期飽和度 S_{r0} から浸潤する過程での膨潤応力の発現過程を図-2のグラフで示す。本論文では簡単のため初期飽和度に対して初期膨潤応力を設定し、その値から飽和度の上昇とともに膨潤応力が増加すると仮定した。すなわち浸潤が始まると同時に(1)の過程をたどり、その後浸潤とともに(2)の過程をたどり最大膨潤応力に至るものである。本来は、初期状態で膨潤応力をゼロとし、(1)の過程から(2)の過程へ滑らかに移行すると想定されるがここでは考慮しない。

上記の式(2)の条件を満たす関数 F は無数に存在するが、その候補を表-2に、それらに対応する飽和度と膨潤応力の関係を図-3にそれぞれ示す。式(A)は飽和度が低い時期に大きな膨潤応力が発生するモデルであり、(B)、(C)、(D)になるにつれ、飽和度が上がるまで膨潤応力が発生しないモデルである。この関数は、ベントナイトの骨格構造に依存するため、緩衝材の種類に固有のものである。緩衝材は周囲が岩盤で覆われており、微小ひずみ領域での挙動であるため、Alonso et al.³⁾のモデルのような複雑な粘弾塑性性を考慮する必要が少なく、このような単純なモデルで十分な予測ができると考えられる。

3. 緩衝材内での熱-水-応力連成現象

岩盤における熱-水-応力連成現象の解析手法は、Ohnishi et al.¹⁸⁾によって開発され、千々松ら^{9),10)}によって緩衝材に拡張、発展してきた。このモデルは、不飽和粘土中の水分移動¹⁹⁾および温度勾配による水分移動²⁰⁾を考慮した連成モデルである。このモデルに、第2章で示した膨潤評価式を導入した時の支配

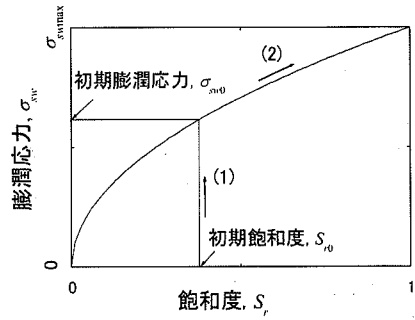


図-2 膨潤応力の発現過程

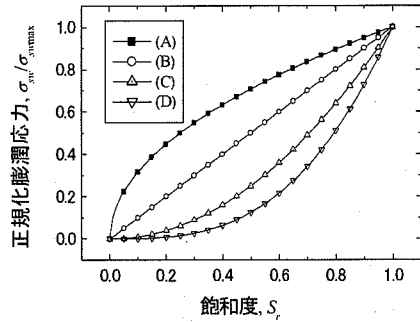


図-3 飽和度と膨潤応力の関係
(図中の(A),(B),(C),(D)は表-2参照)

方程式を示す。

(1) 運動量保存式

運動量保存式は、静的条件を仮定すると、増分形で以下の力のつりあい条件式となる。

$$\Delta \sigma_{ij} = 0 \quad (3)$$

ここで、 σ_{ij} は全応力テンソルである。

(2) 水の質量保存式

水の質量保存式は、以下のように記述される。

$$\frac{\partial \theta \rho_w}{\partial t} + q_{i,i} + Q = 0 \quad (4)$$

ここで、 θ は体積含水率、 ρ_w は間隙水の密度、 q_i は流速ベクトル、 Q は湧き出し、 t は時間である。

(3) エネルギー保存式

エネルギー保存式は、以下のように記述される。

$$\frac{\partial\{(\rho c)_m T\}}{\partial t} + q_{i,i}^h - Q^h = 0 \quad (5)$$

ここで、 $(\rho c)_m$ は熱的な局所平衡が瞬時に生じると仮定したときの平均の比熱、 T は温度、 q_i^h は熱流束ベクトル、 Q^h は発熱である。

(4) 構成条件

ここでは、緩衝材の構成条件について記述する。

a) 力学的構成条件

全応力の増分は、飽和領域において、

$$\Delta\sigma_{ij} = \frac{1}{2}C_{ijkl}(\Delta u_{k,l} + \Delta u_{l,k}) - \Delta p\delta_{ij} - \beta\Delta T\delta_{ij} \quad (6)$$

と表される。ただし、 C_{ijkl} は弾性係数テンソル、 u_i は変位ベクトル、 p は間隙水圧、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。 β は熱応力に関するパラメータで、Lameの定数 λ 、 μ を用いて、以下のように表される。

$$\beta = (3\lambda + 2\mu)\alpha_s \quad (7)$$

ただし、 α_s は線膨張係数である。式(6)の第1項、第2項は弾性変形に伴う応力増分、第3項は水圧変化に伴う応力増分、第4項は温度変化に伴う熱応力増分を表している。

一方、不飽和領域における全応力は、以下のよう
に与えられる。

$$\Delta\sigma_{ij} = \frac{1}{2}C_{ijkl}(\Delta u_{k,l} + \Delta u_{l,k}) - \Delta\sigma_{sw}\delta_{ij} - \beta\Delta T\delta_{ij} \quad (8)$$

式(8)の中での第3項の膨潤応力は膨潤性の材料のときに発生する。緩衝材では不飽和領域において間隙水圧に比べ、膨潤圧が非常に大きいため、間隙水圧項を省略している。膨潤応力の増分 $\Delta\sigma_{sw}$ は、式(1)より以下ようになる。

$$\Delta\sigma_{sw} = -F(S_r)\Delta\psi = -F(S_r)\frac{\partial\psi}{\partial h}\Delta h \quad (9)$$

ここで、 h は全水頭である。関数 F は表-2で与えられる。

b) 水理学的構成条件

飽和領域における間隙水の移動は、ダルシー則に

従うと仮定する。すなわち、

$$q_i = -\frac{\rho_w^2 g K}{\mu_w} h_{,i} \quad (10)$$

ここで、 K は固有透過度、 g は重力加速度、 μ_w は水の粘性係数である。通常用いられる透水係数では、温度の影響などをうまく表現できないため、固有透過度を用いている。

一方、不飽和領域における水分の移動は、体積含水率の勾配および温度の勾配により生じると仮定し、以下のように定義する。

$$q_i = -\rho_w D_\theta \theta_{,i} - \rho_w D_T T_{,i} \\ = -\rho_w D_\theta \frac{\partial\theta}{\partial\psi}(h_{,i} - z_{,i}) - \rho_w D_T T_{,i} \quad (11)$$

ここで、 D_θ は水分拡散係数、 D_T は温度勾配水分拡散係数である。

また、サクシオン ψ と体積含水率 θ の関係として、以下の式で与えられるvan Genuchten (VG)モデルを用いる。

$$S_r = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ 1 + |\alpha\psi|^n \right\}^{-m} \quad (12) \\ m = 1 - 1/n$$

ここで、 θ_s は飽和時の体積含水率、 θ_r に飽和体積含水率、 α 、 n はVGパラメータである。

c) 熱的構成条件

熱流束 q^h は移流 q^a 、拡散 q^d により構成される。

$$q_i^h = q_i^a + q_i^d \quad (13)$$

ここに、

$$q_i^a = \theta\rho_w v_i T \quad (14)$$

$$q_i^d = -K_{Tm} T_{,i} \quad (15)$$

である。ここで、 v_i はダルシー流速ベクトル、 K_{Tm} は局所的に温度が瞬時に平衡すると仮定した平均熱伝導率である。

表-3 試験条件

ケース	等温試験		温度勾配試験
	(a), (b)	(c)	(d)
試験材料	ベントナイトクニゲル V1		ケイ砂混合体(クニゲル V1にケイ砂を 30wt%混合したもの)
供試体寸法 [mm]	小(φ20×高さ 20)	大(φ50×高さ 100)	大(φ50×高さ 100)
乾燥密度 [kg/m ³]	1.8×10 ³	1.8×10 ³	1.6×10 ³
初期含水比 [%]	0.5, 9.0	10.0	7.0
試験温度 [°C]	25	25	上端 30, 下端 40
浸潤液	純水	純水	純水
浸潤圧力 [mH ₂ O]	下端 0.0	上端 1.0	上端 1.0
初期条件に対する最大膨潤応力 [MPa]	3.7	3.7	0.35

不飽和領域におけるダルシー流速ベクトルは、以下のように表される。

$$v_i = -D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_i - z_i) - D_T T_i \quad (16)$$

4. 膨潤試験のシミュレーション

前章で記述した支配方程式を有限要素法により離散化したプログラムを構築し、等温条件下および温度勾配条件下における体積一定膨潤試験^{(11),(12)}のシミュレーションを行った。

試験材料は、ベントナイト・クニゲルV1およびケイ砂混合体である。ケイ砂混合体はクニゲルV1にケイ砂を重量比30%混合したものである。試験条件を表-3および図-4に、主な物性値を表-4に示す。膨潤に関するパラメータは、表-1および表-2に示したものをを用いる。ただし、試験(a),(d)では表-2のモデルAのみ用いている。

試験は、ベントナイト・クニゲルV1を用いた等温試験が3ケース(a)小型初期含水比0.5%、(b)小型初期含水比9.0%、(c)大型初期含水比10.0%)と(d)ケイ砂混合体を用いた温度勾配浸潤試験が1ケースである。等温試験(a)は、浸潤試験として行われており、膨潤応力の測定はなされておらず、水分分布の経時変化が同条件で行われた複数の供試体で行われている。等温試験(b)および(c)は、浸潤時の鉛直方向の応力を測定する試験であり、両者の主な相違は、供試体寸法と浸潤圧力である。温度勾配浸潤試験(d)は、実際の処分に近い条件での膨潤のメカニズムを評価するために行われており、鉛直方向だけでなく、水平方向の応力の測定が行われている。熱-水-応力連成モデルの検証はこれらの試験だけでは不十分で

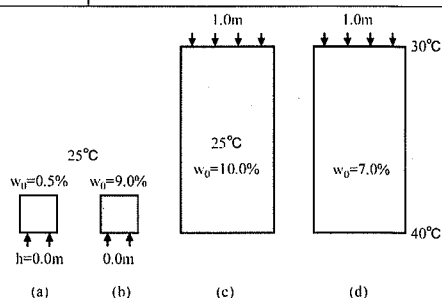


図-4 試験条件の簡略図

あるが、本研究で新たに提案した膨潤応力の部分が水理特性や熱特性、力学特性に対して著しく影響を及ぼすことはないと考えられること、また、本論文の連成モデルの基本となっている千々松らのモデルでその検証が十分行われていることから、その他の連成現象とそれに関わる現象の検証は他の文献^{(9),(10)}に譲る。

有限要素法によるメッシュは、1次元モデルとし、鉛直方向に高さ1mmで100要素(試験ケース(c),(d)および高さ1mmで20要素(試験ケース(a),(b))とした。境界条件は、上端および下端の変位および温度を固定し、上端または下端を圧力水頭固定、他端を不透水とした。側面はスライド境界で不透水、断熱とした。初期条件は、温度は等温試験では25°C、温度勾配浸潤試験では30°Cとし、表-3で示した初期含水比に対応した初期圧力水頭を与えた。

等温浸潤試験(a)の計算結果を図-5に示す。この試験は緩衝材中の不飽和水分拡散係数を求めるために行われている。ここでは、体積含水率分布の経時変化の比較を行った。同図より、本モデルは緩衝材中の水分移動過程をほぼ再現できることがわかるとともに、この解析は文献⁽¹¹⁾の結果とほぼ一致するものとなっている。換言すると、本研究で提案した膨潤のモデルによる間隙水移動への影響は小さいことを

表-4 材料物性

		ベントナイトクニゲル V1	ケイ砂混合体
乾燥密度 [kg/m ³]		1.8×10 ³	1.6×10 ³
弾性係数 [MPa]		1140.0-55.64w	58.74-1.87 w
ポアソン比 [-]		0.3	0.3
固有透過度 K [m ²]		4.00×10 ⁻²¹	4.00×10 ⁻²⁰
Van Genuchten パラメータ	θ_s [-]	0.333	0.403
	θ_r [-]	0.000	0.000
	α [1/m]	6.0×10 ⁻⁴	8.0×10 ⁻³
	n [-]	2.5	1.6
水分拡散係数 [cm ² /s] $D_\theta = \frac{a_1(\theta - \theta_s)}{(\theta - b_1)(b_1 - \theta_s)} + \frac{a_2\theta}{b_2(\theta - b_2)}$	a_1	1.76×10 ⁻⁸ T-3.04×10 ⁻⁷	2.99×10 ⁻⁸ T-3.78×10 ⁻⁷
	a_2	-1.48×10 ⁻⁷ T+2.98×10 ⁻⁶	-1.50×10 ⁻⁸ T+1.49×10 ⁻⁷
	b_1	-3.68×10 ⁻³	-2.49×10 ⁻³
	b_2	5.22×10 ⁻³ T+2.68×10 ⁻¹	5.59×10 ⁻⁴ T+3.93×10 ⁻¹
温度勾配水分拡散係数 D_T [m ² /s/K]		2.0×10 ⁻¹²	7.0×10 ⁻¹²
熱伝導率 K_{Tm} [W/m/K]		5.58×10 ⁻¹ +6.17×10 ⁻² w -5.28×10 ⁻⁴ w ² -9.67×10 ⁻⁶ w ³	4.44×10 ⁻¹ +1.38×10 ⁻² w +6.14×10 ⁻³ w ² -1.69×10 ⁻⁴ w ³
比熱 c [kJ/kg/K]		(32.3+4.18w)/(100+w)	(34.1+4.18w)/(100+w)
線膨張係数 α_s [1/K]		1×10 ⁻⁵	1×10 ⁻⁵

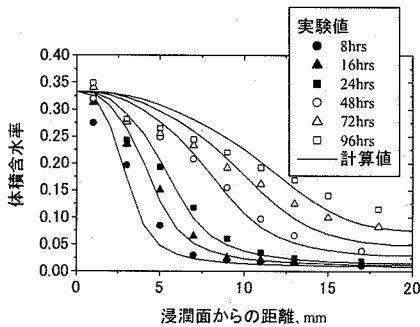


図-5 浸潤試験(a)における体積含水率の分布

意味しており、連成現象の中で、相互作用の方向に強弱があることを示唆している。

図-6は、膨潤試験(b)における鉛直方向の膨潤応力の経時変化を示したものである。同図には、表-2で示した関数Fの各モデルに対する解析結果と実験値を比較して示した。この中で、モデルB、C、Dでは応力の上昇が遅く、浸潤に伴う膨潤応力を表現できておらず、モデルAが最も実験値に近いことがわかる。一方、図-7は膨潤試験(c)における応力の経時変化を示したものであるが、試験(b)と同様に関数Fとして表-2のモデルAが実験値に最も整合していることがわかる。これは、膨潤応力が飽和度が比較的低い時点で大きく現れることを意味しており、緩衝材の浸潤初期における緩衝材ブロック間の隙間や緩衝材ブロックと岩盤との間の隙間の封鎖に効果的であることがわかる。

図-8は温度勾配試験(d)の応力の経時変化を示した

w: 含水比, T: 温度 [°C]

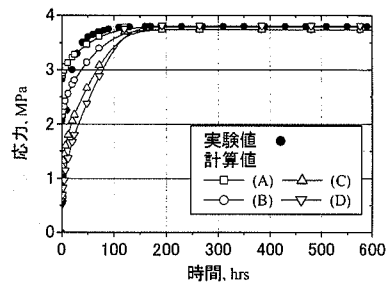


図-6 膨潤試験(b)における応力の経時変化 (図中の(A),(B),(C),(D)は表-2参照)

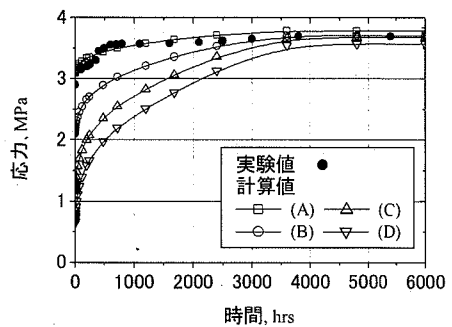


図-7 膨潤試験(c)における応力の経時変化 (図中の(A),(B),(C),(D)は表-2参照)

ものである。応力は鉛直方向および高温側、中央、低温側の側面で計測されている。鉛直方向と浸潤方向は一致し、浸潤側と反対側の端部において計測されている。水平方向の応力はカラムの側壁部で計測

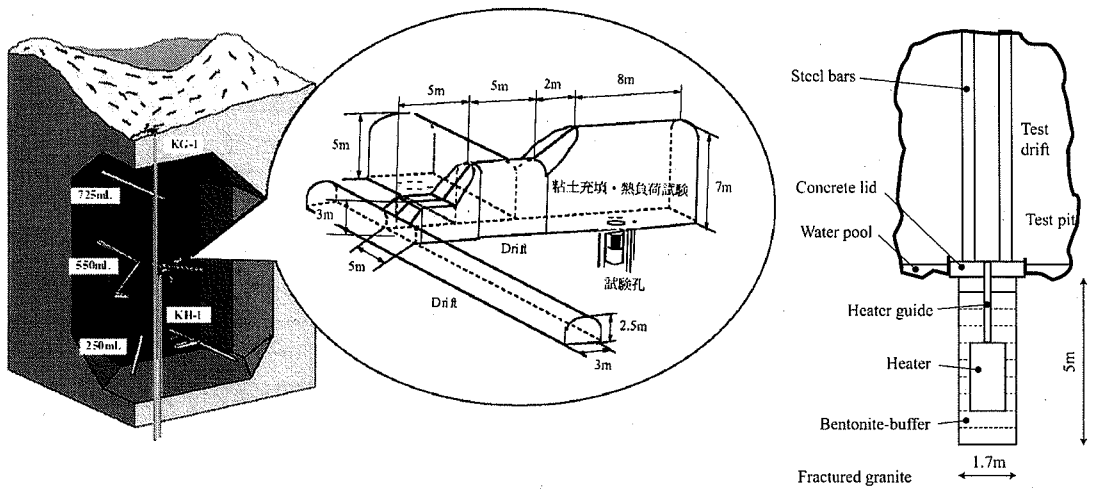


図-9 釜石鉱山の坑道を用いた熱負荷試験のレイアウト^{6),21)}

されている。同図より、鉛直応力は計算値と実験値で良く一致していることがわかる。一方、水平応力は、初期の値は比較的一致しているものの、その後の経過と最終的な応力はかなり異なったものとなっている。これは、実験における計測の困難さも原因の一つとして挙げられるが、一方で、水平応力の予測が本モデルでは十分にできないことを示唆している。これは、供試体成型時に与える締固めの異方性にも大きく依存すると考えられる。浸潤時に緩衝材で応力の不均一性が生じることは、これまでにも言われてきた¹²⁾が、この現象は緩衝材ブロックの隙間の封鎖に深く関わるため非常に重要であり、水平方向の膨潤応力の評価は今後の課題である。

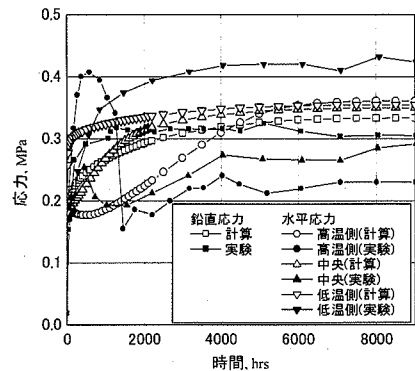


図-8 温度勾配試験(d)における各点の応力の経時変化

5. 釜石での熱負荷試験の解析

本論文で提案したモデルを用いて、釜石鉱山での熱負荷試験²¹⁾の簡単な解析を行う。この試験は、花崗岩の釜石鉱山の坑道から、奥行き10m、幅5m、高さ7mの試験坑道を掘削して行われた熱-水-応力連成試験である(図-9)。1995年に試験坑道の底に直径1.7m、深さ5mの鉛直の試験孔が掘削され、その後、締固められた緩衝材に覆われた状態でヒーターが設置された。緩衝材は乾燥密度 1650kg/m^3 、含水比15%になるように0.1m毎に締固められている。試験孔の埋め立て後、止水のためのコンクリートの蓋が床に設置され、試験坑道の天井からH鋼で支えられた。1996年の末に試験坑道の床に水が張られ、ヒーターが 100°C に調整された。試験開始8.5ヶ月を

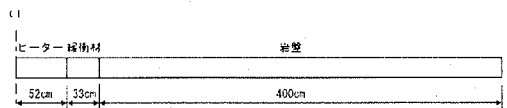


図-10 1次元軸対称モデル

加熱期間、その後の6ヶ月を冷却期間としており、試験期間中、緩衝材内および岩盤内での温度、含水比、水圧、応力、ひずみ、変位が測定されている。試験は1998年初めに終了し、その後センサーのキャリブレーションが行われた。緩衝材は、ベントナイト・クニゲルOT-9607が用いられている。

この試験は、国際共同研究プロジェクト DECOVALEX^{4),5)}の中で取り上げられ、各国の研究チームによって予測解析が行われたが、応力は十分に表現できていない⁷⁾。

本論文では、図-10の1次元の軸対称モデルを用い

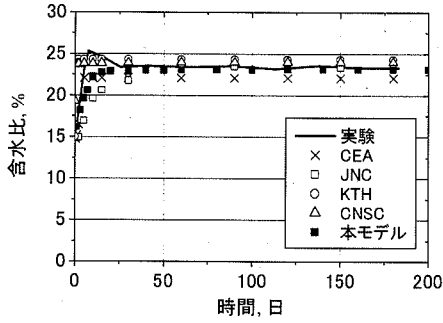


図-11 岩盤近傍の含水比の経時変化

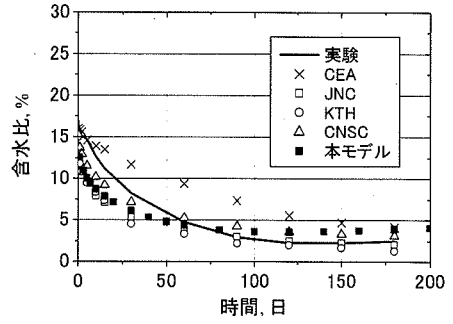


図-12 ヒーター近傍の含水比の経時変化

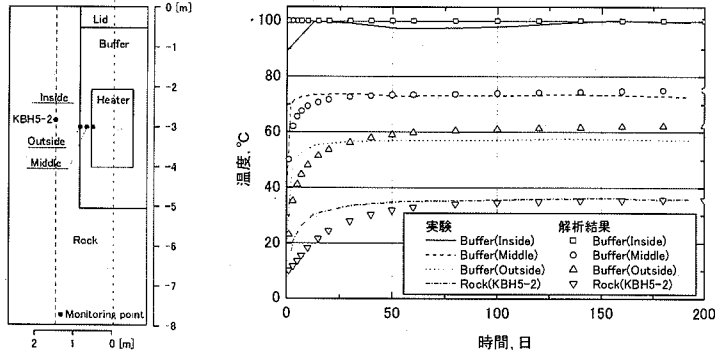


図-13 温度の経時変化(実測値と解析値の比較)

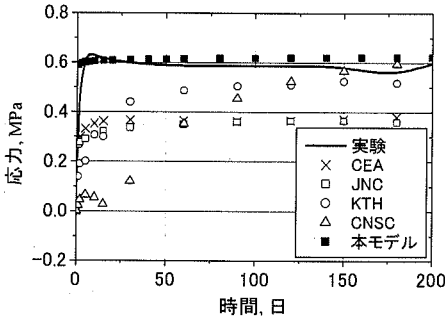


図-14 応力の経時変化

て解析を行った。ヒーターは剛体、不透水とし、温度を100℃で固定した。岩盤は剛体で、圧力水頭を3.4mで固定し、緩衝材から4m離れた境界で温度を10℃に固定した。初期条件は、緩衝材で含水比15%、全領域で温度を10℃とした。緩衝材であるクニゲルOT-9607の物性値は、文献¹¹⁾より表-5のように与えた。ただし、ここでは再冠水過程での膨潤応力に着目するため、最大膨潤応力は実測結果と一致するように直接入力した。不飽和領域における膨潤応力に関する関数 F は表-2のモデルAとした。本論文での解析は、加熱開始後200日の加熱期間のみを対象にした。

表-5 クニゲル OT-9607 の材料物性

乾燥密度 [kg/m ³]	1.6×10 ³	
弾性係数 [MPa]	254.9-8.854 w	
ポアソン比 [-]	0.3	
固有透過度 K [m ²]	2.00×10 ⁻²¹	
Van Genuchten パラメータ	θ_s [-]	0.389
	θ_r [-]	0.000
	α [1/m]	1.5×10 ⁻³
	n [-]	1.8
水分拡散係数 に関するパラ メータ	a_1	3.68×10 ⁻⁸ T -2.08×10 ⁻⁷
	a_2	-3.58×10 ⁻⁹ T -2.19×10 ⁻⁷
	b_1	-1.00×10 ⁻³
	b_2	0.41
温度勾配水分拡散係数 D_T [m ² /s/K]	1.0×10 ⁻¹¹ ×exp(0.1(T-T ₀)/T ₀)	
熱伝導率 K_{Tm} [W/m/K]	0.050 w +0.503	
比熱 c [kJ/kg/K]	(42.6+4.18 w)/(100+ w)	
線膨張係数 α_s [1/K]	1×10 ⁻⁵	
最大膨潤応力 [MPa]	0.75	

解析結果を図-11～図-14に示す。図-11および図-12は緩衝材内の含水比の経時変化を示したものであり、それぞれヒーター近傍、岩盤近傍の値である。同図には、実測値および本モデルでの解析結果のほか、DECOVALEXでの各研究チームが行った解析結

果も同時に示している。加熱後50日程度までのヒーター近傍での値は実測値とやや異なるものの、解析値と実測値はよく一致していると言える。また、各研究チームとの相違も顕著ではない。図-13は解析により得られた緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化を、観測値とともに示したものである。加熱開始30日程度までは解析結果がやや低くなっているが、その後は良く一致している。これらの結果から、本モデルの水および熱の挙動がこれまでの研究と調和していることが確認できる。

図-14はヒーター近傍における法線方向の応力の経時変化を、各研究チームの結果とともに示したものである。応力は、試験開始後初期において急激に上昇し、その後はほぼ一定となっている。ヒーター近傍では含水比が低下することによる膨潤応力の低下が生じると考えられるが、岩盤側での膨潤応力や熱応力による応力の再配分により、結果として応力が上昇していると考えられる。各研究チームの解析結果は、応力の上昇が緩慢であり、実測値とは応力の値、傾向ともにやや異なっている。一方、本論文のモデルでは、初期の急激な応力の上昇は表現できていないものの、応力変化がほとんどない現象は良く表現できている。本実験での初期含水比に対する飽和度は64.8%であり、そのときの膨潤応力は表-2のモデル(A)から0.6MPaであることから、初期膨潤応力を維持したままであることがわかる。この結果から、再冠水過程の膨潤応力は初期飽和度に対応する膨潤応力を評価しておくことが重要であると言える。また、膨潤応力は再冠水過程において比較的初期に大きく発生すると予想される。最初の10日程度は膨潤応力を過大に評価しているが、これは、図-2で示した再冠水過程における膨潤応力の発生過程において、本来は(1)の過程から(2)の過程に緩やかに移行するが、ここではそのようにモデル化しなかったためであると考えられる。DECOVALEXの中では、熱応力の影響が主である可能性も否定できないとの意見もあるが、熱応力に関するパラメータはあまり取得されておらず、より詳細な熱-水-応力連成モデルの開発とともに実験等によるパラメータの同定を行うことが今後の課題である。

6. おわりに

本論文では、高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリアの再冠水過程での熱-水-応力連成現象をより正確にモデル化するために、これまで

検証が十分でなかった膨潤特性に着目して新しいモデルを提案した。一連の室内膨潤試験および釜石での熱負荷試験を対象とした解析結果から得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 再冠水過程の膨潤応力は異方性を持ち、浸潤方向に直行する方向の応力を正確に表現することは困難であるが、浸潤方向の応力は、本論文で示した手法でよく表現することができる。
- 2) 飽和度と膨潤応力はほぼ1対1に対応していると考えられ、膨潤応力を管理するために、飽和度を用いることができる可能性がある。
- 3) 膨潤応力は、再冠水過程の初期で発生する割合が高く、緩衝材設置初期に存在する緩衝材内の微小な隙間の閉鎖に有効であると考えられる。
- 4) 本モデルは小峯の膨潤評価式を含むことから、地下水が海水起源であるような場合でも、その塩濃度の影響や緩衝材の変質も取り入れることができる可能性があり、今後の熱-水-応力-化学連成モデルの構築に役立つと期待される。

参考文献

- 1) 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.
- 2) Komine, H. and Ogata, N. : New equations for swelling characteristics of bentonite-based buffer materials, *Can. Geotech. J.*, Vol. 40, pp. 460-475, 2003.
- 3) Alonso, E. E., Gens, A. and Josa, A. : A constitutive model for partially saturated soils, *Geotechnique*, Vol. 40, pp. 405-430, 1990.
- 4) Jing, L., Stephansson, O., Tsang, C-F. and Kautsky, F. : DECOVALEX – Mathematical models of coupled T-H-M processes for nuclear waste repositories, Executive Summary for Phases I,II and III, 1996.
- 5) Jing, L., Stephansson, O., Blüggesson, L., Chijimatsu, M., Kautsky, F. and Tsang, C-F. : DECOVALEX II project Technical report – Task 2C, SKI report, 99/23, 1999.
- 6) Rutqvist, J., Blüggesson, M., Chijimatsu, M., Nguyen, T.S., Jing, L., Noorishad, J. and Tsang, C-F. : Coupled thermo-hydro-mechanical analysis of a heater test in fractured rock and bentonite at Kamaishi Mine – comparison of field results to predictions of four finite element codes, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 129-142, 2001.
- 7) Chijimatsu, M., Jing, L., Millard, A., Nguyen, T.S., Rejeb, A., Rutqvist, J., Souley M. and Sugita, Y. : Building confidence in the mathematical models by calibration with a T-H-M

- field experiment, Proc. of Int. Conf. on Coupled T-H-M-C Processes in Geosystems, pp.181-186, 2002.
- 8) Hudson, J.A., Stephansson, O., Andersson, J., Tsang, C.-F. and Jing, L. : Coupled T-H-M issues relating to radioactive waste repository design and performance, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 143-161, 2001.
 - 9) Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M.: Experiment and validation of numerical simulation of coupled thermal, hydraulic and mechanical behaviour in the engineered buffer materials, *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, Vol.24, pp. 403-424, 2000.
 - 10) 千々松正和, 谷口航, 鈴木英明, 西垣誠: 熱-水-応力連成モデルを用いた高レベル放射性廃棄物の地層処分におけるニアフィールド評価, 土木学会論文集, No.687/III-56, pp. 9-25, 2001.
 - 11) 千々松正和, 谷口航: 熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価, 核燃料サイクル開発機構, JNC, TN8400 99-014, 1999.
 - 12) 鈴木英明, 千々松正和, 藤田朝雄: 温度勾配による緩衝材内の水分移動と膨潤応力の測定, 核燃料サイクル開発機構, JNC, TN8400 99-020, 1999.
 - 13) Stephansson, O., Tsang, C.-F. and Kautsky, F. : Foreword, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 1-4, 2001.
 - 14) 核燃料サイクル開発機構: 高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発-平成13年度報告-, JNC TN 1400 2002-003, 2002.
 - 15) 中野政詩, 雨宮悠, 藤井克己, 石田朋靖, 石井明俊: 拘束された不飽和粘土の浸潤と膨潤圧, 農業土木学会論文集, 112, pp. 55-66, 1984.
 - 16) Noorishad, J. and Tsang, C.-F.: Coupled thermohydro-elasticity phenomena in variable saturated fractured porous rocks - Formulation and numerical solution. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media, *Developments in Geotechnical Engineering.*, Vol.79, pp. 93-134, 1996.
 - 17) Nguyen, T.S.: DECOVALEX II T-H-M in-situ experiment at the Kamaishi Mine, Japan. Report on Task 2C: Prediction of T-H-M response of bentonite and rock mass, Technical Report Atomic Energy Control Board, Canada, 1999.
 - 18) Ohnishi, Y., Shibata, H. and Kobayashi, A. : Development of finite element code for the analysis of coupled Thermo-Hydro-Mechanical behaviors of a saturated-unsaturated medium, Proc. of Int. Symp. on Coupled Process Affecting the Performance of a Nuclear Waste Repository, Berkeley, pp. 263-268, 1985.
 - 19) Philip, J.R. and de Vries, D.A. : Moisture movement in porous materials under temperature gradient, Transactions, *American Geophysical Union*, Vol. 38(2), pp. 229-237, 1957.
 - 20) de Vries, D.A. and Afgan, N.H. : Heat transfer in soils, heat and mass transfer in the biosphere, advances in thermal engineering, 3, John Wiley & Sons Inc., 1975.
 - 21) Chijimatsu, M., Fujita, T., Sugita, Y., Amemiya, K. and Kobayashi, A. : Field experiment, results and THM behavior in the Kamaishi mine experiment, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 38, pp. 67-78, 2001.

(2002. 8. 21 受付)

COUPLED THERMAL HYDRAULIC AND MECHANICAL ANALYSES TO EVALUATE SWELLING CHARACTERISTICS

Hiroshi KURIKAMI, Masakazu CHIJIMATSU, Hideo KOMINE, Akira KOBAYASHI and Yuzo OHNISHI

Buffer material as an engineered barrier system for high-level radioactive waste disposal is expected to seal initial cracks or gaps within it during re-saturation process. Since the self-sealing ability is based on swelling behavior of the buffer material, estimation of swelling characteristics during re-saturation process is very important. In this paper, the theoretical model for evaluating swelling characteristics of saturated buffer material is expanded to unsaturated media, and is applied to coupled thermal, hydraulic and mechanical model. After the verification by using a series of swelling experiments, it is applied to the heating test conducted at Kamaishi mine and its applicability is examined.