

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

千々松正和¹・谷口航²・鈴木英明²・西垣誠³

¹正会員 工博 ハザマ 技術・環境本部原子力部 (〒107-8658 東京都港区北青山2-5-8)

²正会員 核燃料サイクル開発機構 (〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松4-33)

³正会員 工博 岡山大学 環境理工学部 教授 (〒700-8530 岡山県岡山市津島中2-1-1)

高レベル放射性廃棄物の地層処分における廃棄体定置後のニアフィールドでは、廃棄体からの放熱、周辺岩盤から人工バリアへの地下水の浸入、地下水の浸入による緩衝材の膨潤圧の発生等の現象（熱-水-応力連成現象）が相互に影響することが予想され、このような、現象を評価することは、ニアフィールド環境の明確化の観点から重要な課題の一つである。本論では、熱-水-応力連成モデルを用い、廃棄体定置後のニアフィールド環境の評価を行なった。その結果、緩衝材の再冠水時間は岩盤の透水性に比べ、岩盤内の間隙水圧に大きく依存することが分かった。また、連成解析により得られる緩衝材内の最高温度は非連成解析（熱解析）に比べ小さくなることが分かった。

Key Words : *coupled thermo-hydro-mechanical analysis, high-level radioactive waste, geological disposal, buffer material, resaturation*

1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分における廃棄体定置後のニアフィールドでは、廃棄体からの放熱、周辺岩盤から人工バリアへの地下水の浸入、地下水の浸入による緩衝材の膨潤圧の発生、周辺岩盤の応力変化などの現象が相互に影響することが予想される。このような、熱-水-応力連成現象を評価することは、ニアフィールド環境の明確化の観点から重要な課題の一つである。

熱-水-応力連成現象を明らかにするためには、まず個々の現象に関わるメカニズムを明らかにする必要がある。そのため、不飽和ペントナイトの伝熱特性、浸潤特性、膨潤特性等に関する各種要素試験が実施されている¹⁾。また、熱-水-応力連成モデルの開発も着実に進んでおり、国際共同研究「DECOVALEX」の中で、これまでに開発したモデルを用いての解析評価を実施している²⁾。

一方、要素試験で得られた関係式等が、実岩盤中で起こるこのような連成現象を適切に表現できるのか確認することは重要なことである。そのためには、実岩盤で起こりうる実規模での連成現象に関するデータを取得することが不可欠である。実岩盤における

実規模試験は諸外国では、スウェーデンのSTRIPA PROJECTにおけるバッファマステスト³⁾、ベルギーのモル試験場でのBACCHUS試験⁴⁾、カナダのURLでのバッファ/コンテナ試験⁵⁾、スイスのグリムゼルでのFEBEX試験⁶⁾等で実施されている。また、国内ではコンクリートで模擬した人工岩盤内における緩衝材大型試験⁷⁾、釜石原位置試験場において粘土充填・熱負荷試験⁸⁾が実施されており連成現象に関するデータの取得が行われており、連成モデルを用いての確証解析が行われている^{9), 10)}。

本論では、このように確証が進められている熱-水-応力連成モデルを用い、緩衝材に関する要素試験の解析評価を行なうとともに、モデル上のパラメータを実験結果から逆解析的に算定した。また、逆解析的に算定された物性値を入力データとしてニアフィールドの熱-水-応力連成解析を実施し、熱解析と連成解析の比較を実施した。さらに簡易モデルおよび二次元軸対称モデルを用いて緩衝材が設置後飽和するまでの時間（再冠水時間）の計算を実施した。緩衝材の再冠水時間を評価することは人工バリア定置後のニアフィールド環境を把握する上で重要な要素であるが、今までの検討は温度の影響を考慮しない水理解析による評価が主であった^{11), 12)}。したがって、温

度の影響を考慮して再冠水時間を検討することは重要である。解析の対象とした緩衝材はベントナイト（クニゲル V 1）にケイ砂を乾燥重量で 30wt% 混合した材料（ケイ砂混合材）で乾燥密度は 1.6g/cm^3 である。

2. 熱-水-応力連成モデルの支配方程式

解析に用いるモデルは、大西らによって開発された熱-水-応力連成コード⁽¹³⁾に、不飽和粘土中の水分移動⁽¹⁴⁾、温度勾配による水分移動⁽¹⁵⁾、浸潤に伴う膨潤圧を考慮した連成モデル⁽¹⁶⁾である。

応力の釣り合い式は以下に示す通りである。

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - F \pi \delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_0) + \chi \delta_{ij} \rho_l g h \right]_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (1)$$

ここで、 C_{ijkl} は弾性係数マトリックスである。 χ は不飽和パラメータで、飽和領域で $\chi=1$ 、不飽和領域で $\chi=0$ となる。 ρ_l は地下水の密度、 g は重力加速度、 ρ は土の密度、 b_i は物体力、 δ_{ij} はクロネッカーデルタ、 π は膨潤圧、 F は膨潤応力に寄与する係数である。未知パラメータは、変位ベクトル u_i 、温度 T 、全水頭 h である。 β は温度変化によって生じる応力を求めるときの係数で、等方弾性体の場合、次式のようになる。

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

ここで、 α_s は固相の線膨張係数であり、 λ 、 μ はラメの定数である。

なお、式(1)においては弾性係数の含水比依存性は考慮しているが、基本的には弾性モデルを用いている。ベントナイトのような膨潤性の粘土の不飽和力学特性に関する構成式の検討は諸外国で弾塑性モデルを用いて実施されている^{(17), (18)}。しかし、その検証は十分にされておらず、また、温度の影響も十分に考慮されていない。また、今回対象とする問題においては外力による変形は小さく、また、変形による温度等への影響評価がまだ十分に出来てはいないものと考え、ここでは弾性モデルを用いて以降の検討を行なった。

膨潤圧は浸潤に伴う水分ポテンシャル ψ の変化に伴い発生するものとし、次式で定義する。

$$\pi(\theta_i) = \rho_l g |\Delta \psi| = \rho_l g [\psi(\theta_i) - \psi(\theta_0)] = \rho_l g \left| \int_{\theta_0}^{\theta_i} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} d\theta \right| \quad (3)$$

膨潤圧のモデル化に関しては、膨潤体積ひずみから最大膨潤圧を予測する評価式⁽¹⁹⁾や体積ひずみを飽和度の関数として式(1)左辺第1項に導入する方法⁽²⁰⁾等が提案されている。しかし、前者においてはベントナイト内の水分量の変化に伴う膨潤圧の発生状況のモデル化が不十分であり、また後者に関しても供試体全体における水分量変化とその時の供試体全体のひずみとの関係が実験的に求められているものであって、供試体内部各地点における水分量変化と膨潤圧の発生状況はモデル化されていない。そこで、ここではサクションの変化量と膨潤圧の変化量がほぼ等しくなるという研究例⁽²¹⁾があることから、連成モデルの支配方程式における未知数の一つである水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が発生するというモデルを用いた。

地下水の連続式は以下に示す通りである。

$$\begin{aligned} & \left\{ \xi \rho_l D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{i,i} - z_{i,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l^2 g K}{\mu_i} h_{i,i} \right\}_{,i} \\ & + \{ \rho_l D_T T_{i,i} \}_{,i} - \rho_{l0} n S_r \rho_l g \beta_p \frac{\partial h}{\partial t} \\ & - \rho_l \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_l S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_{l0} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 D_θ は水分拡散係数、 θ は体積含水率、 ψ は負の圧力水頭（水分ポテンシャル）、 K は固有透過度、 ξ は不飽和パラメータで飽和領域で $\xi=0$ 、不飽和領域で $\xi=1$ である。 μ_i は水の動粘性係数、 ρ_{l0} は初期状態の地下水の密度、 ρ_l は地下水の密度、 D_T は温度勾配による水分移動に関する係数、 n は間隙率、 S_r は飽和度、 β_p は水の圧縮係数、 β_T は水の熱膨張係数である。また、 z は位置水頭である。

エネルギーの保存則は以下に示す通りである。

$$\begin{aligned} & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_l C_{vi} V_i T_{i,i} - K_{tm} T_{i,i} \\ & + L \left\{ D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{i,i} - z_{i,i}) \right\}_{,i} \\ & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_p} \left\{ \xi D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{i,i} - z_{i,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l g K}{\mu_i} h_{i,i} + D_T T_{i,i} \right\}_{,i} \\ & + \frac{1}{2} (1 - n) \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} (u_{i,i} + u_{j,j}) \delta_{ij} = 0 \end{aligned} \quad (5)$$

ここで、 V_i は地下水の流速、 L は単位体積あたりの水蒸気の潜熱、 D_θ は水蒸気拡散係数である。

$(\rho C_v)_m$ は水と骨格粒子からなる場の比熱で、次式で求まる。

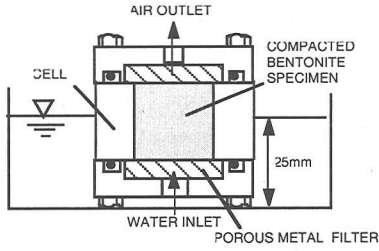


図-1 浸潤試験装置

$$(\rho C_v)_m = n S_r \rho_l C_{vl} + (1-n) \rho_s C_{vs} \quad (6)$$

ここで、 C_{vl} は水の比熱、 C_{vs} は固相の比熱である。

K_{Tm} は水と骨格粒子からなる場の熱伝導係数で、次式で求まる。

$$K_{Tm} = n S_r K_{Tl} + (1-n) K_{Ts} \quad (7)$$

ここで、 K_{Tl} は水の熱伝導係数、 K_{Ts} は固相の熱伝導係数である。

3. 緩衝材物性値の設定

(1) 不飽和浸透特性

圧縮ベントナイトを用いて実施した浸潤試験から不飽和浸透特性を逆解析的に同定する。浸潤試験装置の概要を図-1に示す。浸潤試験に使用した供試体の寸法は直径20mm、高さ20mmである。乾燥させた試料を試験装置内に所定の乾燥密度になるように圧縮充填し供試体を作成する。所定の温度に保たれた蒸留水の中に試験装置を浸け、試験装置の下端から供試体に蒸留水を浸潤させる。所定の時間が経過した後、供試体を取り出し、2mmずつにスライスし、それぞれの含水比を測定し、水分分布曲線を作成する。試験温度は25、40、60℃である。

浸潤試験より得られた水分分布曲線から水分拡散係数の実験式が得られている²²⁾。解析に用いた水分拡散係数 D_θ [cm^2/s]の実験式は式(8)の通りである。圧縮ベントナイト中の水分移動は、水蒸気および液状水の二相で移動することが知られているため^{14), 23)}、水分拡散係数 D_θ を水蒸気拡散係数 $D_{\theta v}$ と液状水拡散係数 $D_{\theta l}$ の和として表している。図-2には各温度において得られた水分拡散係数の実測値および式(8)により計算される各温度の水分拡散係数を示す。

$$D_\theta = D_{\theta v} + D_{\theta l} = \frac{a_1(\theta - \theta_s)}{(\theta - b_1)(b_1 - \theta_s)} + \frac{a_2\theta}{b_2(\theta - b_2)} \quad (8)$$

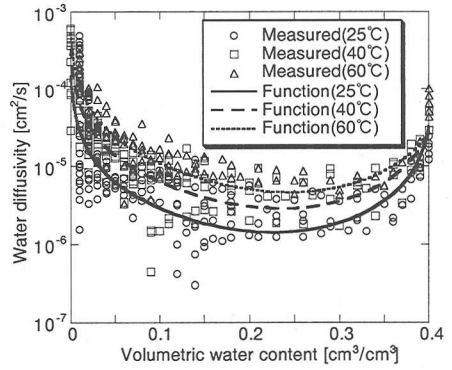


図-2 ベントナイトの水分拡散係数

ここで、 θ は体積含水率 [cm^3/cm^3]、 θ_s は飽和体積含水率である。また、実験から得られた式(8)における各パラメータの値および固有透過度 K [m^2]の値²⁴⁾は以下の通りである。

$$a_1 = 2.99 \times 10^{-8} T - 3.74 \times 10^{-7} \quad (9)$$

$$a_2 = -1.50 \times 10^{-8} T + 1.49 \times 10^{-7} \quad (10)$$

$$b_1 = -2.49 \times 10^{-3} \quad (11)$$

$$b_2 = 5.59 \times 10^{-4} T + 3.93 \times 10^{-1} \quad (12)$$

$$\theta_s = 0.403 \quad (13)$$

$$K = 4.00 \times 10^{-20} \quad (14)$$

今回使用した連成モデルは不飽和浸透を水分拡散係数と不飽和水分特性（体積含水率—負の圧力水頭（水分ポテンシャル）関係）から計算している。不飽和水分特性にはvan Genuchtenによる関数モデルを適用した²⁵⁾。本関数モデルによると有効飽和度 S_e および比水分容量 $C(\theta)$ は次式で表される。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ 1 + |\alpha \psi|^n \right\}^{-m} \quad (\alpha > 0) \quad (15)$$

$$m = 1 - \frac{1}{n} \quad (0 < m < 1, n > 1) \quad (16)$$

$$C(\theta) = \frac{\partial \theta}{\partial \psi} = \alpha(n-1)(\theta_s - \theta_r) S_e^{1/m} (1 - S_e^{1/m})^m \quad (17)$$

ここで、 θ_r は最小含水量である。

ここでは、水分拡散係数を既知として水理解析を実施し、実測の水分分布曲線と計算結果が一致するように不飽和浸透特性を同定した。解析は二次元軸対称モデルで実施し、側面および上端の境界は不透水とし、下部は大気圧で固定とした。また、応力および熱の項は考慮せず、水理解析のみとした。ベントナイトの初期含水比は0.5%とし、これに対応する負の圧力水頭値を初期値として与えた。

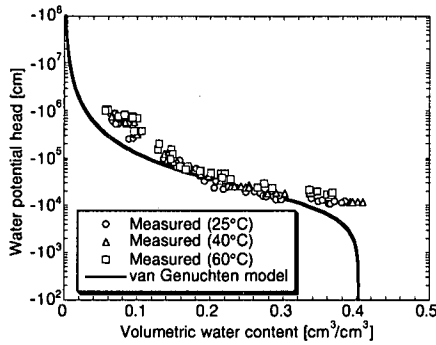
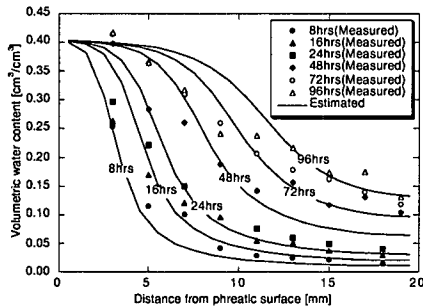
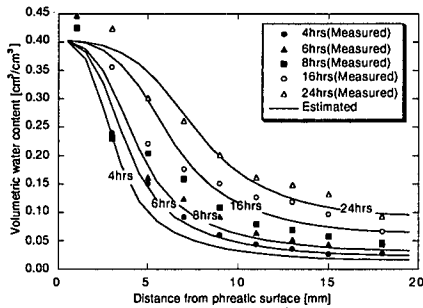


図-3 ペントナイトの水分特性曲線



(a)温度25℃



(b)温度60℃

図-4 解析結果と実測値との比較

図-3には負の圧力水頭（水分ポテンシャル）の実測値と数値解析により同定された不飽和浸透特性を示す。測定は熱電対サイクロメータにより行なった。ペントナイト供試体の水分ポテンシャルは含水比で整理した場合、密度に依存しないことが分かっているため²⁶⁾、測定は粉末状態の試料に対して実施した。しかし、体積を拘束した場合の負の圧力水頭は飽和体積含水率付近で急激に減少することがペントナイト試料でも確認されている²⁷⁾。体積拘束状態の供試体の測定は蒸気圧法等により行われるが、ペントナイトを含む供試体の場合、水分ポテンシャル値が高いため、測定は非常に困難であり、かつ、かなり長期の時間を要する。しかし、上述のように体積を拘束した場合の負の圧力水頭は飽和体積含水率付近で

急激に減少し、van Genuchtenのモデルにより表現できることが確認されている²⁷⁾ため、ここでは、水分特性曲線の関数モデルとして van Genuchtenによる関数モデルを用いた。図-3における飽和体積含水率付近における実測値は粉末状態の試料に対して測定されたものであるため、拘束状態のポテンシャル値よりは大きくなっているものと考えられる。

関数モデルにおけるパラメータ θ_s 、 θ_r 、 α 、 n は以下のように同定された。

$$\begin{aligned}\theta_s &= 0.403, \quad \theta_r = 0.000 \\ \alpha &= 8.0 \times 10^{-5} [1/\text{cm}], \quad n = 1.6\end{aligned}\quad (18)$$

また、図-4には浸潤試験における供試体内の水分分布の解析結果と実測値の比較を示す。(a)は温度25℃、(b)は温度60℃の場合である。実験では、温度が高くなるほど浸潤速度が速くなっており、解析結果はこの実測値を良く再現している。

(2) 温度勾配水分拡散係数

一般に温度勾配による水分移動に関する係数 D_T （温度勾配水分拡散係数）の評価は、水理学的境界条件を与えなくても内部の水分分布が不均一になることによる水分勾配の影響が生じるため、簡単ではない。ここでは、式(4)のモデルを用いた解析を行なうことにより、 D_T の値を逆解析に算定することとした。実験値としてはBörgessonらにより実施された同材料（クニゲルV 1（70%）とケイ砂（30%）の混合体、乾燥密度 $1.6\text{g}/\text{cm}^3$ ）を用いた温度勾配下の水分移動実験の結果を用いた²⁸⁾。供試体の大きさは直径50mm、高さ50mmである。試験装置の上端を30℃、下端を60℃で固定し、96時間経過後に供試体を試験装置から取出し、供試体の含水比分布を測定した。供試体の初期含水比は9.2%である。

解析に用いた水分拡散係数および水分特性曲線は図-2および図-3に示すものである。また、ペントナイトの熱伝導率 $K_b[\text{W}/\text{m}/\text{K}]$ および比熱 $C_b[\text{kJ}/\text{kg}/\text{K}]$ は以下のように含水比 ω [%]の関数とした²⁹⁾。

$$\begin{aligned}K_b &= 4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2} \omega \\ &\quad + 6.14 \times 10^{-3} \omega^2 - 1.69 \times 10^{-4} \omega^3\end{aligned}\quad (19)$$

$$C_b = \frac{34.1 + 4.18 \omega}{100 + \omega}\quad (20)$$

解析は二次元軸対称モデルで実施し、全境界を不透水とした。熱に関しては、上端および下端を所定の温度で固定とし、側面は断熱境界とした。また、応力の項は考慮せず、熱-水連成解析とした。

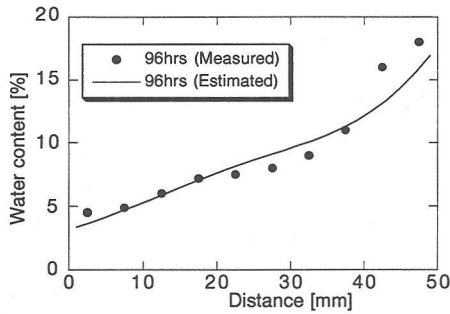


図-5 含水比分布の実験値と解析値の比較

図-5に実験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は実験値とはほぼ一致している。解析の結果同定された温度勾配水分拡散係数の値は以下の通りである。

$$D_T = 7.0 \times 10^{-8} \text{ cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C} \quad (21)$$

(3) 膨潤応力

ベントナイトの膨潤応力を測定する装置の概要を図-6に示す。供試体の寸法は直径20mm、高さ20mmである。供試体の初期含水比は6.0%である。

解析に用いた水分拡散係数および水分特性曲線は図-2および図-3に示すものである。また、弾性係数 E 、ポアソン比 ν としては以下に示す値を用いた。弾性係数は含水比の関数としている¹⁾。

$$E = 58.74 - 1.87\omega \quad (22)$$

$$\nu = 0.3 \quad (23)$$

解析は浸潤解析と同じモデルを用い実施した。水理的境界条件に関しては浸潤試験と同様に側面および上端の境界は不透水とし、下部は大気圧で固定とした。また、水-応力の連成解析とし、力学的境界条件としては全面スライド境界とした。

供試体内部において膨潤圧が発生した時に拘束境界面に作用する応力を、ここでは膨潤応力と定義する。膨潤応力の値はベントナイトの微視的構造による影響等により膨潤圧とは必ずしも等しくはならない³⁰⁾。したがって、膨潤応力に寄与する膨潤圧 π は、膨潤圧 π にある係数を乗じた次式で表わされ则认为る。

$$\pi' = F\pi \quad (24)$$

現在のところ、係数 F を理論的に求めることは困難であるので、ここでは図-6に示す試験装置で得られた実測の膨潤応力のデータから F を逆解析的に求めることとした。

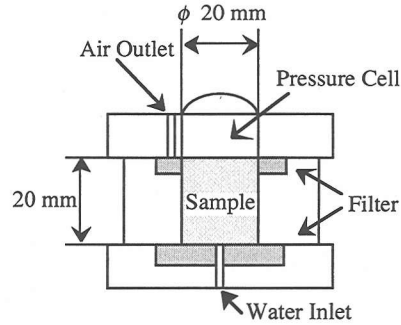


図-6 膨潤圧測定試験装置

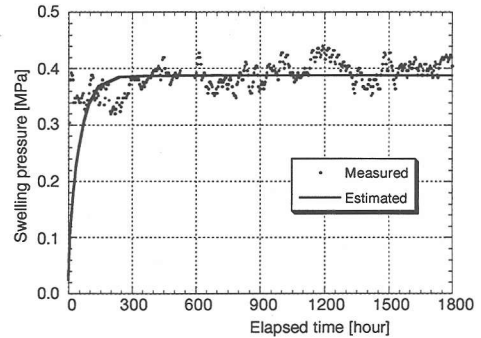


図-7 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較

図-7には、膨潤応力の実験値と解析値との比較を示す。ここでは式(3)に示すように、膨潤圧は供試体内の水分ポテンシャルの変化に伴い発生するというモデルを用いているが、今回使用した供試体は内部に膨潤性を示さないケイ砂を混合している。また、ベントナイト内にもモンモリロナイト以外の鉱物が含まれている。さらにはモンモリロナイトの配向による影響や層状体外のマクロ間隙の圧縮による影響等も考慮する必要がある。これらに関しては現在研究が進められているところである³¹⁾が、ここではこれらの因子を全て含んだ係数 F を逆解析的に同定することとした。同定された F の値は0.0375である。水の浸潤に伴い拘束境界面に作用する膨潤応力の発生状況は供試体の形状、圧縮成型の方法あるいは測定方法等によっても異なる³²⁾ことから、ここでは F の値は、最終的な膨潤応力の値が実験値と解析値で一致するように同定した。実験では膨潤応力は試験開始初期から発生しており、解析の結果は若干遅れた形となっている。今回用いた解析モデルは水分ポテンシャルの変化量が膨潤応力の発生に寄与していると考えているモデルであるため、膨潤応力の発生状況は供試体内の浸潤状況に大きく依存しているためである。しかし、解析結果は実験結果を良く再現しているものと考えられる。

(4) 解析モデルの確証解析

上記により同定された物性値および実験により直接求められた物性値を用い、解析モデルの確証解析を実施した。解析は緩衝材大型試験設備を用いた熱-水-応力連成試験^{(33), (34)}を対象に行なった。解析の結果、緩衝材内の含水比の変化、温度の変化および膨潤応力の発生状況について本解析モデルは実験値をほぼ再現することが出来た。

4. 連成解析と熱解析との比較

高レベル放射性廃棄物の地層処分における処分施設の設計において、処分坑道の配置を検討するうえでは合理的な処分坑道離間距離および廃棄体の間隔の組み合わせを設定する必要がある。地下施設の概略の規模は廃棄体1本当たりの専有面積（処分坑道離間距離と廃棄体間隔の積）と埋設する廃棄体本数の積により見積もることができる。したがって、処分坑道離間距離および廃棄体間隔は、地下施設規模を小さくし経済的にも有利となるように設定することが望ましい。処分坑道離間距離および廃棄体間隔は人工バリアに必要な寸法、建設・操業技術からくる制限、空洞安定性からくる制限、ニアフィールドの温度からくる制限等を総合的に考慮して設定される。このうち、温度制限に関しては緩衝材内の温度が100℃未満の場合には緩衝材性能を損なうような変質は生じないと考えられているためこの値を制限として設計を行なっている⁽¹²⁾。温度制限に関する検討は熱解析で実施されているが、緩衝材の熱物性はその含水状態によって大きく変わってくるため緩衝材の含水比をどのように設定するかが重要となってくる。動力炉・核燃料開発事業団のH3レポート⁽¹²⁾では保守的に緩衝材の含水比を0%として熱解析を実施しているが、より合理的な処分坑道離間距離および廃棄体の間隔の組合せを設定するためには現実的な緩衝材の含水比を設定しなければならない。そこで、熱-水連成解析との比較を行ない、熱解析を行なう場合の緩衝材の含水比の設定に関する検討を行なった。

(1) 解析条件

解析は軸対称モデルで行なう。解析モデルを図-8に示す。本モデルの解析領域は図-9に示すように処分坑道縦置方式における廃棄体中心高さ部分である。オーバーパックは炭素鋼製とした。

解析領域の初期温度は45℃とした。これは、地表面の温度を15℃とし、深度方向に3℃/100mの温度勾配を与えた場合の解析対象領域（深度1000m）の

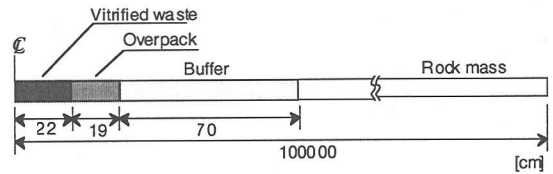


図-8 解析モデル図

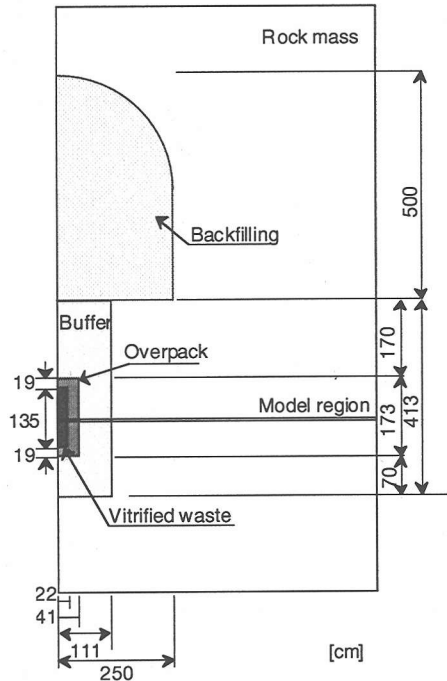


図-9 解析領域図

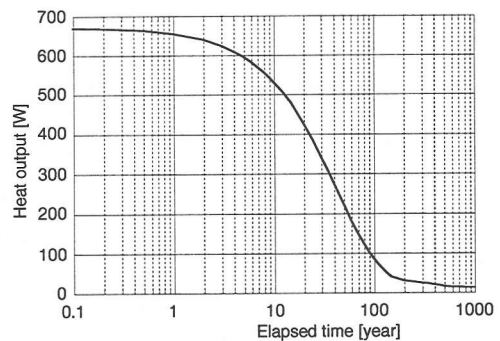


図-10 ガラス固化体の発熱量

温度に相当する。ガラス固化体には発熱量の経時変化を与え、モデルの外側部を初期温度で固定とした。

水理的条件として、岩盤内の間隙水圧は0.0MPa（大気圧相当）で固定値とした。実際の岩盤には最大で10.0MPa程度の水圧（静水圧相当）が作用すると考えられるが、本節では岩盤から緩衝材への地下水

の供給が少ないケース（緩衝材がより乾くケース）を検討することが重要であると考えられるため、岩盤内の間隙水圧は0.0MPaとした。また、緩衝材には初期の含水比に相当する水分ポテンシャルを与えた。本解析で使用するガラス固化体の発熱量の経時変化を図-10に示す。これは廃棄体の中間貯蔵を30年とした場合の発熱量である。解析では、ガラス固化体に相当する要素に単位体積当たりの発熱量を与えた。緩衝材の初期含水比（ ω_0 ）としては7%、17%の2ケースを実施した。これは、それぞれ緩衝材の自然含水比、現場締固め施工における最適含水比に相当する。実際の緩衝材の初期含水比はこの間の値になると思われるため、この2ケースを設定した。解析としては、非連成解析（熱解析、浸潤解析）および連成解析を実施した。

(2) 解析結果

最初に2種類の ω_0 で熱解析を実施した。図-10に示す発熱量を用いた場合、 $\omega_0=7\%$ のケースでは緩衝材内の最高温度は約203℃、 $\omega_0=17\%$ のケースでは約163℃となった。これは、解析モデルが図-8に示すようなものであるため熱が3次元的に伝熱しないためである。そこで、緩衝材内の温度が約100℃以下となるように発熱量を、 $\omega_0=7\%$ のケースでは2/5、 $\omega_0=17\%$ のケースでは1/2とし、連成解析との比較を行なった。ここで、温度勾配水分拡散係数 D_T の影響をみるため4ケースの D_T を設定した。実験結果から逆解析的に同定された D_T （ $D_T=7.0 \times 10^{-8} \text{ cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$ ）を用いたものをケース2とし、ケース1は同定値の0.5倍、ケース3は同定値の2倍、ケース4は同定値の3倍の値を用いた。また、ケース5として、岩盤からの地下水の供給が無いケースを実施した。すなわちケース5では緩衝材内部のみで水が移動している。ケース5における D_T としては実験結果から逆解析的に同定された値（ $D_T=7.0 \times 10^{-8} \text{ cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$ ）を用いた。

図-11に $\omega_0=7\%$ のケースの含水比の経時変化、図-12に $\omega_0=17\%$ のケースの含水比の経時変化、図-13に $\omega_0=7\%$ のケースの温度の経時変化、図-14に $\omega_0=17\%$ のケースの温度の経時変化を非連成解析と比較したものを示す。出力点は緩衝材の左端（オーバーパック側）の位置である。非連成解析と連成解析におけるケース1から4までの含水比の経時変化を比べると、連成解析では D_T の値が大きくなるにつれて温度勾配による水分移動が大きくなるため、緩衝材の内側が乾く度合いが大きくなっていることが分かる。また、 D_T の値が大きくなるにつれて緩衝材が初期より乾いている期間が長くなっている。温度に関しては、 D_T の値が大きくなるにつれて緩衝材内の最高温度は

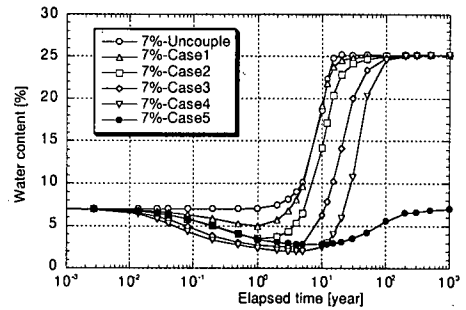


図-11 緩衝材の含水比の経時変化の比較($\omega_0=7\%$)

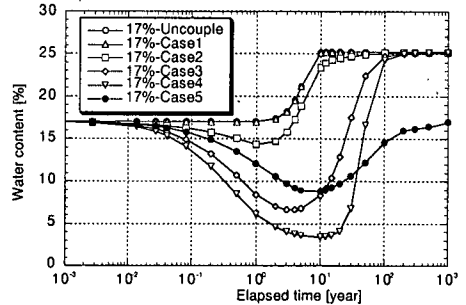


図-12 緩衝材の含水比の経時変化の比較($\omega_0=17\%$)

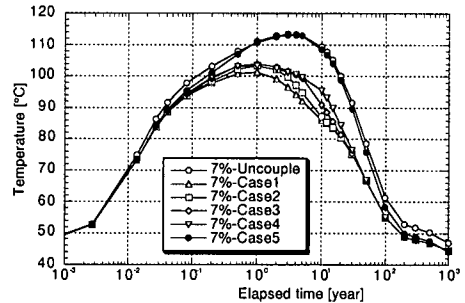


図-13 緩衝材の温度の経時変化の比較($\omega_0=7\%$)

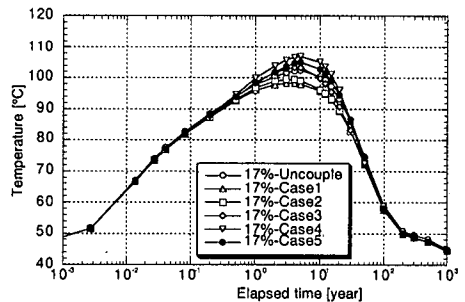


図-14 緩衝材の温度の経時変化の比較($\omega_0=17\%$)

高くなっているものの、 $\omega_0=7\%$ のケースでは全て熱解析の値よりは小さくなっている。ケース5の場合、岩盤からの水の供給が無いため温度勾配により初期においては緩衝材内の水分が内側から外側に移動しているが、温度が下がった後は全て初期の含水比に戻っている。このケースは緩衝材内の最高温度が熱

解析で得られた値とほぼ同じになっている。一方、 $\omega_o=17\%$ のケースでは D_T の値が大きい場合、 $\omega_o=7\%$ のケースと比べて緩衝材内側が初期より乾いている期間は長く、その低下の度合いも大きくなっているため、初期含水比の熱物性を用いて実施した非連成の熱解析に比べて最高温度が高くなっている。また、ケース5の場合も、緩衝材内の最高温度は熱解析で得られた値より大きくなっている。しかし、実験で同定された D_T の値を用いて行なったケース2の解析で得られた最高温度は熱解析で得られた最高温度より小さくなっている。図-10に示す発熱量を用いて実施した熱解析の結果、 $\omega_o=7\%$ と $\omega_o=17\%$ のケースでは最高温度で約40℃の差がある。したがって、 $\omega_o=17\%$ のケース4において得られた最高温度の値は初期含水比を7%として実施した熱解析の結果得られる最高温度よりは小さくなっていると考えられる。

(3) まとめ

実験結果から同定された温度勾配水分拡散係数 D_T を用い連成解析を実施した。緩衝材の初期の含水比としては7%（自然含水比）、17%（現場締固め施工における最適含水比付近）の2ケースを実施した。連成解析を実施した結果、緩衝材の初期含水比が7%、17%のいずれのケースも緩衝材内の最高温度は緩衝材を初期含水比として実施した熱解析で得られた値より小さい結果となった。すなわち、処分場の設計に連成解析を用いることは地下施設規模を小さくすることに於いては有意であることといえる。また、熱解析を用いて実施する場合、緩衝材の熱物性としては初期含水比状態での値を用いれば良いと考えられる。

5. 緩衝材の再冠水時間の評価

(1) 簡易モデルによる検討

解析モデルとしては前節と同様に図-8に示すモデルを用いた。解析に用いた物性値、初期条件および境界条件に関しても前節と同じである。解析は緩衝材の初期含水比、温度勾配水分拡散係数、岩盤内の圧力水頭および岩盤の透水性をパラメータとして実施し、各パラメータの再冠水時間に与える影響に関して検討した。緩衝材の初期含水比に関しては7%、17%の2ケースに関して実施し、発熱量に関しては前節と同じくそれぞれ図-10の発熱特性を2/5、1/2にした。温度勾配水分拡散係数に関しても前節と同様の4ケースを設定した。岩盤内の圧力水頭に関しては初期値で固定するケースと変動するケースを検討

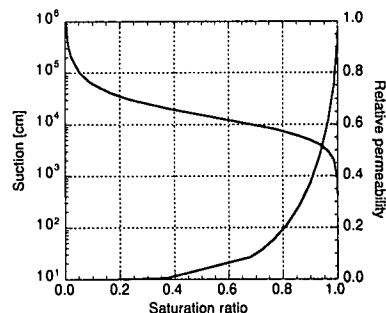


図-15 岩盤の不飽和浸透特性

した。圧力水頭値に関しては、処分の深度が最大1000m程度と考えられているため¹²⁾、この場合の静水圧相当（1000m）と大気圧相当（0m）の2ケースを実施した。実際の処分場深度が1000m程度であれば、人工バリアに作用する水圧はこの両者の間に存在するものと考えられる。また、変動するケースに関しては岩盤の透水性をパラメータとした。岩盤内の地下水流れは、既存データの分析に基づくと、多くの岩種では亀裂が支配的になることが確認されており、一部の新第三紀堆積岩においては、亀裂以外に粒子間隙内の流れも有意であることが観察されている。すなわち、岩盤内の地下水浸透は、亀裂内の流れが支配的な亀裂性岩盤および、粒子間隙内の流れが支配的な多孔質岩盤とで個々にモデル化されている。しかし、既往のデータによると、わが国の岩盤の地下深部における巨視的な透水係数は、亀裂性岩盤および多孔質岩盤に拘らず概ね $10^{-7} \sim 10^{-6} \text{ cm/s}$ オーダー程度と考えられている。そこで、ここではこの値を参考に岩盤の固有透過度を $10^{-13} \sim 10^{-17} \text{ m}^2$ の範囲に設定して解析を実施した。また、亀裂の全く無い場合を想定して岩盤の固有透過度が 10^{-20} m^2 （岩盤の基質部の透水性に相当する）のケースも設定した。岩盤内の圧力水頭が変動するケースの際には解析モデルの外側境界を初期水頭で固定とし、岩盤内の不飽和水分特性としては図-15に示すものを用いた³⁵⁾。

解析ケース名はCase①-②-③-④のように設定した。①～④は以下に示す各パラメータに対応し、①～④における数字は以下の各物性値を意味する。

①初期含水比

7:7%, 17:17%

②温度勾配水分拡散係数

0:0.0cm²/s/℃, 1:1.0×10⁻⁸cm²/s/℃

2:7.0×10⁻⁸cm²/s/℃, 3:2.0×10⁻⁷cm²/s/℃

③岩盤内の初期圧力水頭

1:1000.0m, 2:0.0m

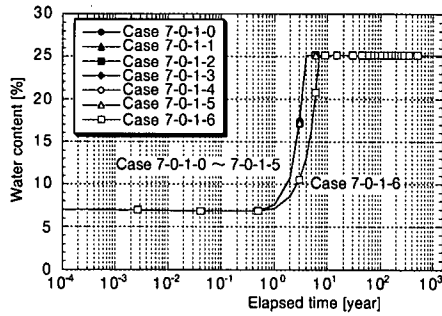


図-16 再冠水時間の岩盤の固有透過度による影響
($\omega_0=7.0\%$, $D_r=0.0\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$, $P_0=1000\text{m}$)

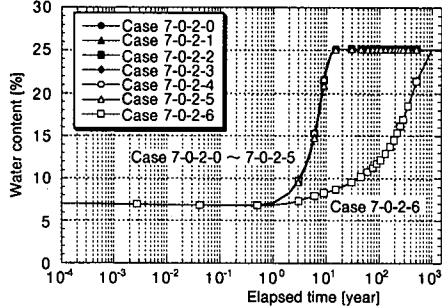


図-17 再冠水時間の岩盤の固有透過度による影響
($\omega_0=7.0\%$, $D_r=0.0\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$, $P_0=0\text{m}$)

④岩盤の固有透過度

0: 岩盤の圧力水頭固定

1: 10^{-13}m^2 , 2: 10^{-14}m^2 , 3: 10^{-15}m^2

4: 10^{-16}m^2 , 5: 10^{-17}m^2 , 6: 10^{-20}m^2

図-16に緩衝材の初期含水比が7.0%, 温度勾配水分拡散係数 D_r が $0.0\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$, 岩盤の初期圧力水頭 P_0 が1000mで岩盤の透水性が異なる7ケースの緩衝材の含水比の経時変化を示す。出力点は緩衝材の最も内側のオーバーパックに接している部分である。岩盤の水圧を固定とした場合および固有透過度が $10^{-13} \sim 10^{-17}\text{m}^2$ とした場合は全て同じ結果となった。固有透過度が 10^{-20}m^2 のケースのみ再冠水時間が長くなっている。図-17には岩盤の初期圧力水頭が0mのケースの結果を示す。全体的には岩盤の初期圧力水頭が1000mの場合に比べ再冠水時間が長くなっており、この場合も固有透過度が 10^{-20}m^2 のケースのみ他のケースに比べ再冠水時間が長くなっている。そして、他のケースとの差は初期圧力水頭が1000mの時に比べ格段に大きくなっている。

図-18, 19には岩盤の初期圧力水頭が1000mのケースの温度勾配水分拡散係数 D_r の違いによる含水比の経時変化の比較を示す。出力点は図-16, 17と同様に緩衝材の最も内側のオーバーパックに接している部分である。図-18が岩盤の圧力水頭が固定の場合

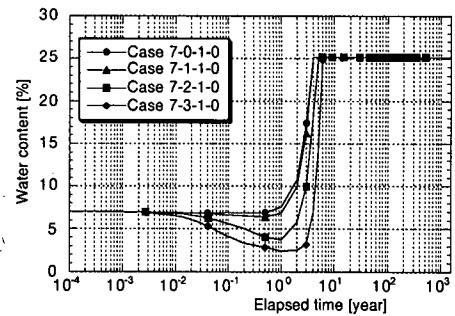


図-18 再冠水時間の温度勾配水分拡散係数による影響
($\omega_0=7.0\%$, $P_0=1000\text{m}$, $P=\text{Fix}$)

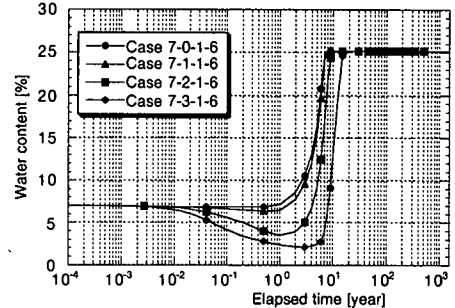


図-19 再冠水時間の温度勾配水分拡散係数による影響
($\omega_0=7.0\%$, $P_0=1000\text{m}$, $K=10^{-20}\text{m}^2$)

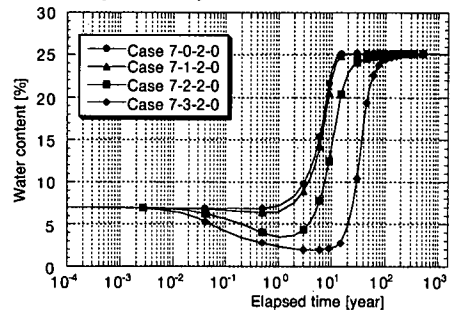


図-20 再冠水時間の温度勾配水分拡散係数による影響
($\omega_0=7.0\%$, $P_0=0\text{m}$, $P=\text{Fix}$)

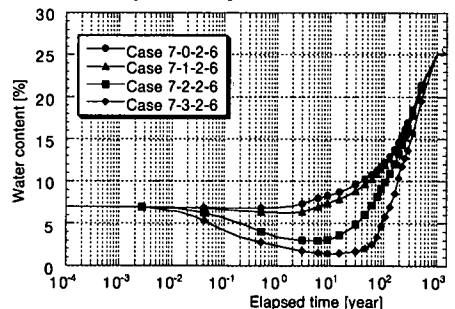


図-21 再冠水時間の温度勾配水分拡散係数による影響
($\omega_0=7.0\%$, $P_0=0\text{m}$, $K=10^{-20}\text{m}^2$)

(岩盤の圧力水頭が変動し、固有透過度が $10^{-13} \sim 10^{-17}\text{m}^2$ の場合も同じ結果), 図-19が岩盤の固有透過度が 10^{-20}m^2 の場合である。 D_r の値が大きくなるにつ

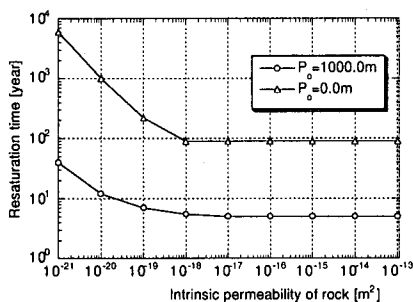


図-22 岩盤の固有透過度と再冠水時間の関係
($\omega_p=7.0\%$, $D_r=0.0\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$)

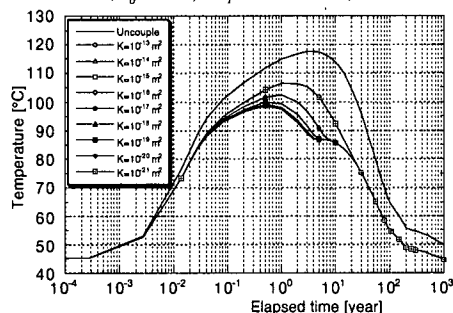


図-23 緩衝材の内側（オパ・パック側）の温度の経時変化
($\omega_p=7.0\%$, $D_r=0.0\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$, $P_0=0\text{m}$)

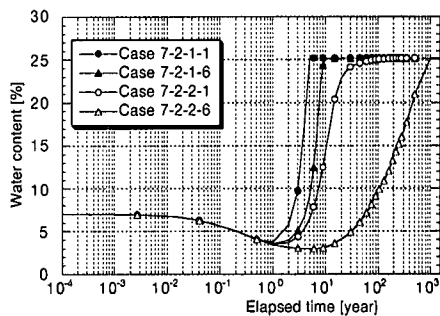
れて緩衝材の含水比が初期より小さくなる（緩衝材が乾燥する）割合が大きくなっているため再冠水時間が長くなっている。

図-20, 21には岩盤の初期圧力水頭が0mのケースの温度勾配水分拡散係数 D_r の違いによる含水比の経時変化の比較を示している。図-20が岩盤の圧力水頭が固定の場合、図-21が岩盤の固有透過度が 10^{-20}m^2 の場合である。この場合は圧力水頭が1000mの場合に比べ、 D_r の影響が大きくなっている。

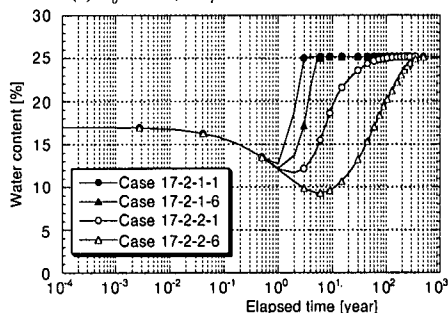
図-22には再冠水時間の岩盤の固有透過度による影響を示す。 10^{-13}m^2 から 10^{-18}m^2 までは再冠水時間は一定であり、岩盤の固有透過度の影響はない。固有透過度が 10^{-18}m^2 以下の場合には固有透過度の減少に伴い、再冠水時間は長くなっている。特に岩盤の初期圧力水頭が小さい場合はその影響を大きく受ける結果となった。

図-23には緩衝材内の温度の経時変化を示す。同図には熱解析の結果も示している。熱解析の際には緩衝材の熱物性として初期含水比の時の値を用いている。岩盤の透水性が小さいほど、最高温度は高くなっている。しかし、岩盤の固有透過度が 10^{-21}m^2 であり、再冠水時間が1000年以上となったケースでも、最高温度は熱解析の結果よりは小さくなっている。

図-24には岩盤の初期圧力水頭および透水性による再冠水時間の違いを示す。温度勾配水分拡散係数 D_r



(a) $\omega_p=7.0\%$, $D_r=7.0 \times 10^{-8}\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$



(b) $\omega_p=17.0\%$, $D_r=7.0 \times 10^{-8}\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$

図-24 緩衝材の内側（オパ・パック側）の含水比の経時変化

は $7.0 \times 10^{-8}\text{cm}^2/\text{s}/^\circ\text{C}$ （同定値）であり、(a)が初期含水比7.0%, (b)が初期含水比17.0%のケースである。岩盤内の圧力水頭が高いほど、再冠水時間は早くなっている。また、岩盤の固有透過度が 10^{-20}m^2 のケースは 10^{-13}m^2 のケースに比べ再冠水時間が長くなっており、その影響は岩盤の初期圧力水頭が小さいほど大きくなっている。また、緩衝材の初期含水比の違いによる再冠水時間の差をみると、初期含水比が17%のケースの方が若干早くなっていることがわかる。しかし、その影響は岩盤の圧力水頭の影響に比べれば小さいといえる。

以上の検討結果をまとめると以下のようになる。

- 1) 緩衝材の初期含水比が再冠水時間に与える影響は小さく岩盤の圧力水頭が支配的となる。
- 2) 再冠水時間は岩盤の圧力水頭に大きく影響を受けるが、岩盤の透水性が固有透過度で $10^{-13} \sim 10^{-18}\text{m}^2$ の範囲ではその透水性に影響を受けない。
- 3) 温度勾配による水分移動を考慮しない場合に比べ考慮することにより再冠水時間は長くなる。長くなる割合は岩盤の圧力水頭が小さいほど大きくなる。圧力水頭が1000mの場合は約2倍であるが、0mの場合は約10倍となる。
- 4) 岩盤に亀裂が少なく、岩盤の透水性が基質部の固有透過度と同程度となる場合は、再冠水時間は長くなる。また、緩衝材の初期飽和度にも再冠水時間は大きく依存してくる。この場合も再冠水時間

は岩盤内の圧力水頭に最も大きな影響を受け、その割合は岩盤の透水性が大きい場合に比べさらに大きくなる。

(2) 二次元軸対称モデルを用いた検討

前節において簡易モデルを用いてニアフィールドの連成解析を行い、緩衝材の再冠水時間等に関して概略的な検討を行なった。ここでは、より実際的なモデルを用いニアフィールドの挙動に関して評価を行い、再冠水時間がどの程度になるのか試算する。

a) 解析条件

解析に用いた物性値は表-1の通りである。緩衝材はケイ砂混合材（30wt%）、埋め戻し材はベントナイト混合材（ベントナイトと骨材（ケイ砂およびズリ）の混合材、ベントナイト混合率15wt%）とした。緩衝材の各物性に関しては前節で使用したものをを用いた。埋め戻し材の不飽和浸透特性に関しては次の様に設定する。ベントナイト混合材の水分ポテンシャル（サクション）はモンモリロナイト含有率に依存すると考えられるため、含水比を式(25)に示すモンモリロナイト含有率で正規化した含水比 $\omega_{mon}[\%]$ で整理すると水分ポテンシャル $\psi[\text{Pa}]$ と ω_{mon} の関係は式(26)で表せる¹⁷⁾。

$$\omega_{mon} = \omega / R_{mon} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} \psi = & \rho g [(-1.37 \times 10^4 T + 1.23 \times 10^6) \\ & \times \exp(-9.5 \times 10^{-3} (\omega_{mon} R_{mon})^2) \\ & + 3.5 \times 10^5 (\omega_{mon} R_{mon})^{-0.95}] \end{aligned} \quad (26)$$

ここで、 ω は含水比 $[\%]$ 、 R_{mon} はモンモリロナイト含有率 $[-]$ 、 T は温度 $[\text{C}]$ 、 ρ は水の密度 $[\text{g}/\text{cm}^3]$ 、 g は重力加速度 $[\text{cm}/\text{s}^2]$ である。

そこで、式(25)および式(26)を用い、ベントナイト混合率15wt%の埋め戻し材のサクションと含水比の関係を算出する。そして、van Genuchtenによる関数モデルを適用し、埋め戻し材の不飽和水分特性曲線を同定し、同モデルから埋め戻し材の不飽和透水係数を設定する。van Genuchtenによると不飽和透水係数 k は次式で表される。

$$k_r = \frac{k}{k_s} = S_e^{1/2} [1 - (1 - S_e^{1/m})^m]^2 \quad (27)$$

ここで、 S_e は有効飽和度（式(15)参照）、 m はvan Genuchtenのパラメータ（式(16)参照）、 k_r は比透水係数、 k_s は飽和透水係数である。各パラメータは以下のように同定された。

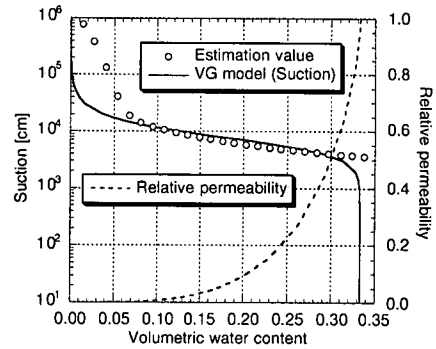


図-25 埋め戻し材の不飽和浸透特性

$$\begin{aligned} \theta_s &= 0.333, \theta_r = 0.000 \\ \alpha &= 1.5 \times 10^{-4} [\text{l}/\text{cm}], n = 3.0 \end{aligned} \quad (28)$$

図-25には式(25)および式(26)を用い算出されたベントナイト混合材のサクションとvan Genuchtenによる関数モデル（VG model）により得られた不飽和浸透特性を示す。また、埋め戻し材の熱物性に関しては、緩衝材と同じものを使用し、岩盤の不飽和浸透特性に関しては、図-15に示すものをを用いた。

b) 解析モデルおよび初期、境界条件

解析は処分孔設置方式について軸対称モデルを用い実施する。モデルの概念図を図-26に示す。ここでは、前節において岩盤の透水性の不均一性（ $10^{-13} \sim 10^{-18} \text{m}^2$ の範囲）が緩衝材の再冠水時間に与える影響は小さいという結果が得られていることより、岩盤の透水性に関しては等方・均質とした。また、岩盤の力学特性に関しても等方・均質とした。したがって、解析モデルは図-26に示す2次元軸対称モデルとした。また、処分坑道の形状としては円形、幌形、三心円等種々の形状が検討されている³¹⁾が、今回の検討では主として緩衝材の再冠水時間に着目していること、および、断面積が大きく再冠水に最も時間を要すると考えられること等を踏まえ、ここでは実際には検討はされていないがモデルの簡略化の観点から矩形で検討を行なった。

解析モデルは処分深度を1000mとし、廃棄体の埋設密度に関しては同モデルにおいて緩衝材および埋め戻し材を初期含水比として熱解析を実施し、緩衝材内の最高温度が100℃以下になるように設定する。すなわちモデル領域の幅に関しては熱解析から設定する。熱的初期条件としては、地表面の温度を15℃とし、深度方向に3℃/100mの温度勾配を与えた。

熱的境界条件については、地表面を15℃、モデル底面を51℃の温度固定境界とし、側面は断熱境界とした。水理的初期条件としては、緩衝材の初期含水

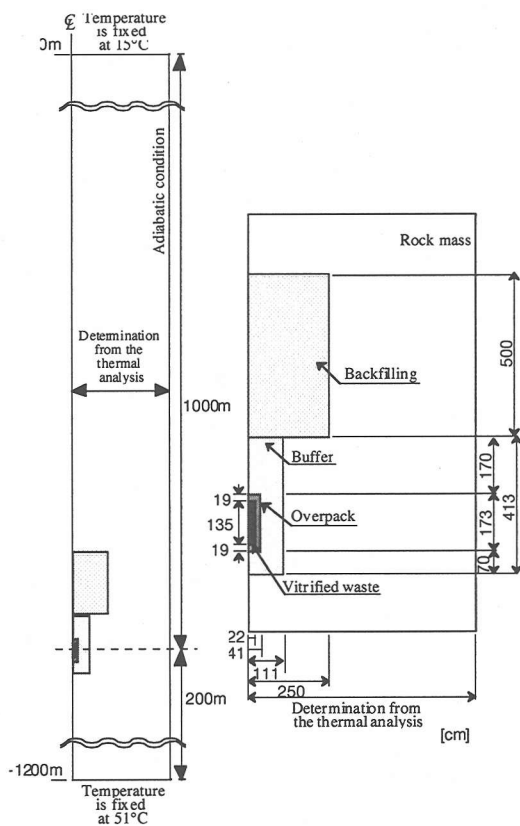


図-26 解析モデルの概念図

比は7.0%，埋戻し材の初期含水比は10.0%とした。

また、岩盤の透水性に関しては表-2のような解析ケースを設定する。Case01-1およびCase01-2は岩盤内の初期間隙水圧を0.0MPaとしたものであり、それぞれ固有透過度を 10^{-15}m^2 、 10^{-20}m^2 としている。また、Case02は岩盤内の水理的初期状態として地表面に地下水面のある静水圧状態としたケース（すなわち、初期圧力水頭が1000m）である。ここでは、前節で得られた、岩盤内の透水性が高い場合は圧力水頭の差による影響は小さくなるという結果から、岩盤の固有透過度としては 10^{-15}m^2 のケースのみを実施する。Case01およびCase02においては解析開始と同時に処分坑道および処分孔内に埋め戻し材、緩衝材等が設置された状態となっている。Case01およびCase02のような両極端なケースを解析することにより実際の現象はこの間に入ってくるものと推察される。Case03-1およびCase03-2はCase01およびCase02に比べ、より現実的なケースとして設定したものである。すなわち、Case03では岩盤内の初期状態はCase02と同様に地表面に地下水面のある静水圧状態であるが、ここから、処分坑道および処分孔の

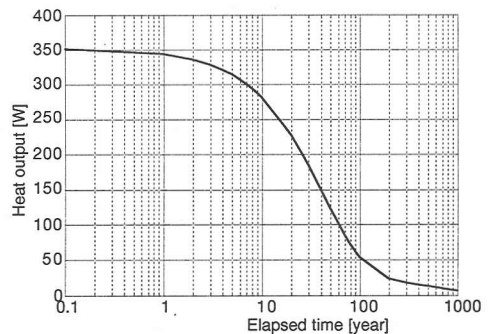
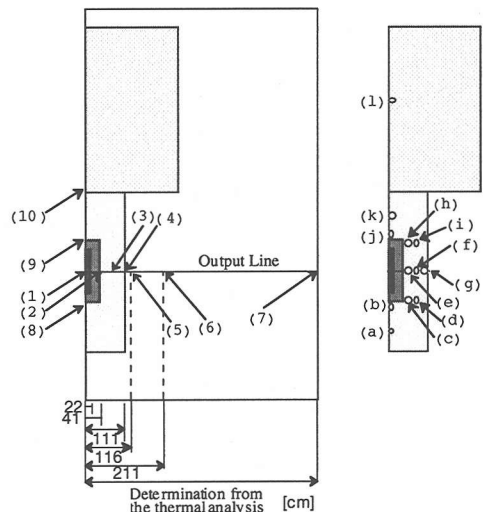


図-27 ガラス固化体の発熱量の経時変化



(A)温度および圧力水頭

(B)含水比

図-28 解析結果の出力ラインおよび出力点

掘削による周辺岩盤の水圧低下を考慮している。掘削後の坑道開放期間は5年であり、坑道掘削から5年後に処分坑道に埋め戻し材を、処分孔に廃棄体・緩衝材を設置するという解析条件としている。

また、解析で使用する廃棄体の発熱量の経時変化を図-27に示す。これは中間貯蔵期間を50年とした場合の発熱量に相当する。解析では、ガラス固化体に相当する各要素に単位体積当たりの発熱量を与えた。

c) 解析結果

解析結果は、図-28に示す出力点および出力ラインで比較した。(A)は温度および圧力水頭、(B)は含水比についての出力点である。

図-29にモデルの横幅を4.0mとしたときの、各出力点上の温度の経時変化を示す。横幅を4.0mとした場合、緩衝材の内側の点(2)の最高温度は約100℃となった。よって、連成解析におけるモデルの横幅は4.0mとすることとした。このときの廃棄体一本当たりの専有面積は約50 m^2 となる。

表-1 解析に用いた物性値一覧

物性値	ガラス固化体	オーバーパック	緩衝材	埋め戻し材	岩盤
弾性係数 [MPa]	8.2×10^4	2.0×10^5	式(22)	3.0	3.7×10^4
ポアソン比 [-]	0.3	0.3	0.3	0.4	0.25
乾燥密度 [g/cm ³]	2.80	7.80	1.60	1.80	2.67
固有透過度 [m ²]	1.0×10^{-30}	1.0×10^{-30}	4.0×10^{-20}	6.0×10^{-19}	表-2 参照
比熱 [kJ/kg/K]	0.96	0.46	式(20)	式(20)	1.0
熱伝導率 [W/m/K]	1.2	53.0	式(19)	式(19)	2.8
熱膨張係数 [1/K]	1.0×10^{-6}	1.64×10^{-6}	1.0×10^{-6}	1.0×10^{-6}	1.0×10^{-6}

表-2 解析ケース

	Case01-1	Case01-2	Case02	Case03-1	Case03-2
水理的 初期条件	間隙水圧0.0MPa		地表面に地下 水面のある 静水圧状態	地表面に地下水面のある静水圧状態に おいて処分坑道および処分孔の掘削を 行ない、掘削5年後に廃棄体を処分	
岩盤の固有透過度 [m ²]	1.0×10^{-15}	1.0×10^{-20}	1.0×10^{-15}	1.0×10^{-15}	1.0×10^{-20}

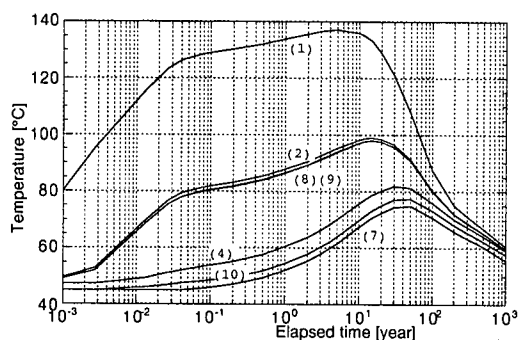
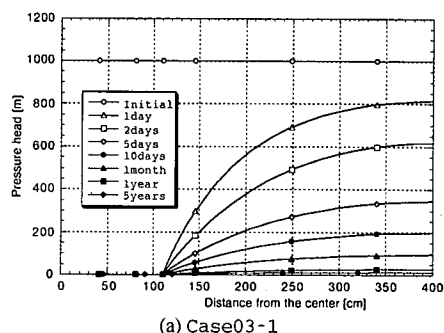
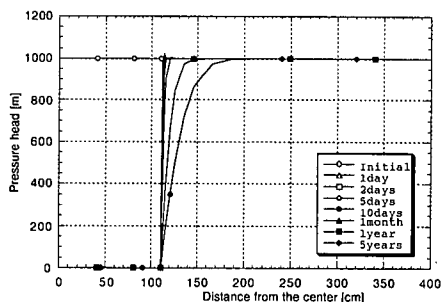


図-29 熱解析の結果 (モデルの横幅4.0m)



(a) Case03-1



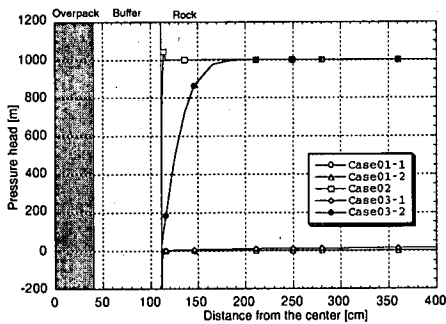
(b) Case03-2

図-30 処分坑道掘削後の岩盤内の圧力水頭変化

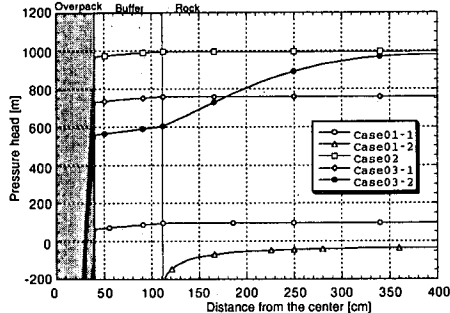
図-30には処分坑道掘削を考慮したケースの処分坑道掘削後の出力ライン上の圧力水頭の経時変化を示す。(a)はCase03-1, (b)はCase03-2の結果である。岩盤の透水性の違いにより水圧低下量は大きく異なっている。Case03-1の方が透水性が大きいので、水圧低下量は大きくなっている。

図-31には廃棄体処分後の出力ライン上の圧力水頭分布を示す。(a)は処分直後の圧力水頭分布, (b)は100年経過した時点での圧力水頭分布である。処分直後はCase02およびCase03-2における岩盤内は高い圧力となっているが、その他のケースは低い圧力である。処分坑道掘削を想定したケースに関しては、透水性の高い場合 (Case03-1) は処分後の岩盤内の圧力はほぼ均一で、時間とともに上昇している。一方、透水性の低い場合は、緩衝材近傍に関しては時間とともに圧力水頭が上昇しているが、さらに外側

の部分に関しては、緩衝材内に浸潤していった水分を補うだけの地下水の供給が無いので、圧力水頭は初期より低下している。また、岩盤の透水性が小さくさらに初期の圧力水頭を0.0mとした場合は、岩盤内の圧力水頭は時間とともに低下しており、100年後でも負圧のままである。



(a) 処分直後



(d) 処分後100年

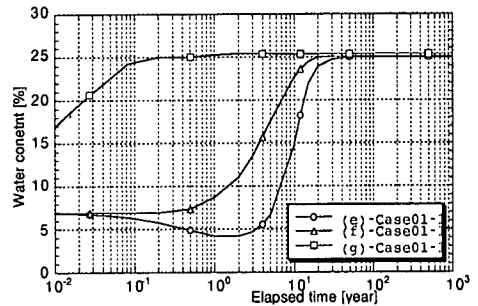
図-31 廃棄体処分後の岩盤内の圧力水頭変化

図-32にはCase01-1における廃棄体処分後の各点における緩衝材の含水比の経時変化を示す。(a)は出力ライン上、(b)はオーバーパックの側面部、(c)は解析モデルの対称軸上の出力点の含水比と点(e)である。出力ライン上の点を比較すると、緩衝材の外側は早期に飽和となっており、内部に関しては温度の影響で一時初期より含水比が低下しているが50年程度で飽和となっていることがわかる。また、オーバーパックの側面部における各点を比較すると、高さ方向にはそれほど大きな差は無いが、若干、下部の方が浸潤が早くなっている。対称軸上の点をみても、埋め戻し材内の点(1)が最も早く約10年程度で飽和となっており、その他では点(j)が最も遅くまで含水比が低い状態が続いているが、最終的に飽和となる時間はほぼ同じになっていることがわかる。

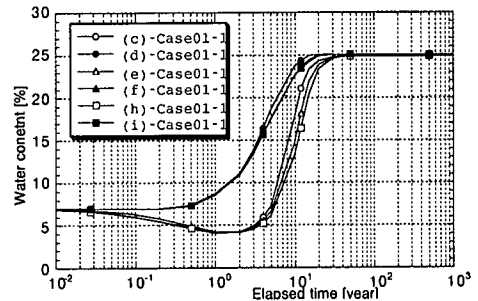
図-33には、Case01-2における含水比の経時変化を示す。このケースの場合、1000年後でも緩衝材は飽和となっておらず、緩衝材が飽和となるのにかなりの時間を要することが考えられる。また、埋め戻し材に関しては、1000年後でも含水比は数%上昇したのみであり、飽和するのに緩衝材よりさらに多くの時間を要するものと思われる。図-34には、各ケースにおける緩衝材内の各点の含水比の経時変化の比較を示す。(a)は点(e)、(b)は点(f)である。両点ともCase02が最も早く飽和となっている。ついで、

表-3 各ケースにおける再冠水時間の比較

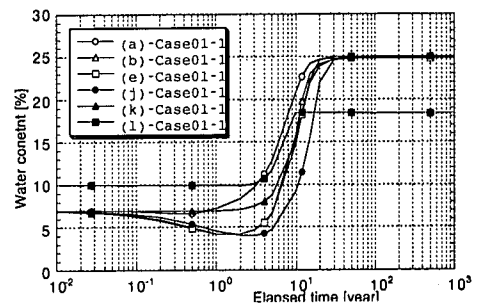
解析ケース	Case 01-1	Case 01-2	Case 02	Case 03-1	Case 03-2
再冠水時間 [年]	50	>1000	10	15	30



(a) オーバーパックの中心高さ (出力ライン上)



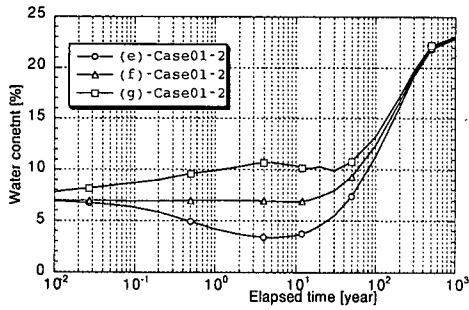
(b) オーバーパックの側面部



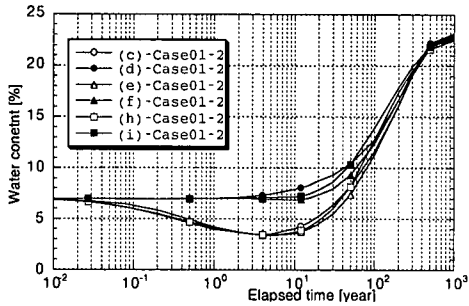
(c) 解析の対称軸上

図-32 含水比の経時変化 (Case01-1)

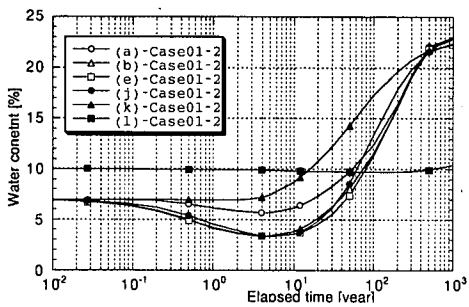
Case03-1, Case03-2, Case01-1となっており、Case01-2が最も遅くなっている。これは、岩盤内の圧力水頭が高い順となっている。表-3に各ケースの再冠水時間を示す。岩盤の透水性が低く初期圧力水頭値も小さいCase01-2における再冠水時間は極端に長くなっており1000年経過してもまだ緩衝材は飽和となっていない。しかし、透水性が低くても岩盤内の初期圧力水頭が高い場合は、再冠水時間は極端には長くなっていない。Case01-2を除けば再冠水時間は全て50年以内となっている。



(a) オーバーパックの中心高さ（出力ライン上）



(b) オーバーパックの側面部

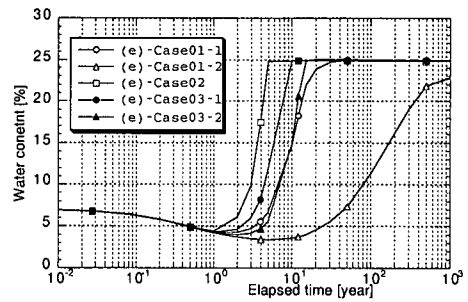


(c) 解析の対称軸上

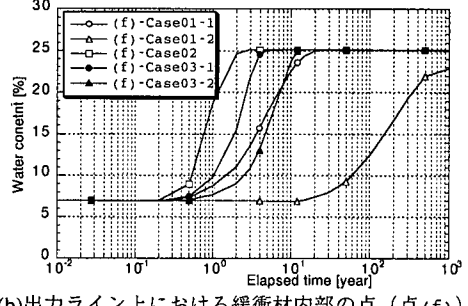
図-33 含水比の経時変化 (Case01-2)

6. おわりに

高レベル放射性廃棄物の地層処分における廃棄体定置後の緩衝材の熱-水-応力連成現象を評価するためのモデル化を行ない、本モデルにおけるパラメータを、室内で実施された粘土の要素試験結果から逆解析的に同定した。また、各要素試験の結果、取得および同定された物性値を入力データとしてニアフィールドの連成解析を実施し、非連成解析（熱解析および浸潤解析）と連成解析の比較を実施した。さらに簡易モデルおよび二次元軸対称モデルを用いて緩衝材が飽和するまでの時間（再冠水時間）の計算を実施した。解析評価は処分孔設置方式（緩衝材；ケイ砂混合材（ケイ砂混合率30wt%）、乾燥密度 1.6g/cm^3 、厚さ70cm）に関して実施した。本検討で得られた結果をまとめると以下の通りである。



(a) 出力ライン上における緩衝材内側の点（点(e)）



(b) 出力ライン上における緩衝材内部の点（点(f)）

図-34 緩衝材内の含水比の経時変化の比較

- 1) 実験により得られた水分拡散係数の実験式および不飽和水分特性曲線を用いることにより、浸潤試験の結果が再現できた。
- 2) 温度勾配水分拡散係数 D_T を用いることにより温度勾配による水分移動を再現した。
- 3) 室内実験から同定された温度勾配水分拡散係数 D_T を用い連成解析を実施した。その結果、緩衝材の初期含水比が7%、17%のいずれのケースも緩衝材内の最高温度は熱解析で得られた値より小さい結果となった。
- 4) 緩衝材の初期含水比が高く、温度勾配による水分移動が大きい場合は緩衝材内の最高温度は初期含水比の熱物性値を用いて実施した熱解析で得られた温度より高くなる場合がある。しかし、この場合でも初期含水比が低い場合の熱解析の結果得られる最高温度よりは低くなる。
- 5) 岩盤からの地下水の供給が無い場合、緩衝材内の最高温度は初期含水比の熱物性値を用いて実施した熱解析で得られた温度より高くなる。
- 6) 緩衝材の初期含水比が再冠水時間に与える影響は小さく岩盤の圧力水頭が支配的となる。
- 7) 再冠水時間は岩盤の圧力水頭に大きく影響を受ける。しかしながら、岩盤の透水性が固有透過度で $10^{-13} \sim 10^{-18} \text{m}^2$ の範囲ではその影響は小さい。
- 8) 温度勾配による水分移動を考慮しない場合に比べ考慮する場合は、再冠水時間は長くなる。長くな

る割合は岩盤の圧力水頭が小さいほど大きくなる。

- 9) 岩盤に亀裂が少なく、岩盤の透水性が基質部の固有透過度と同程度となる場合は、再冠水時間はさらに長くなる。また、緩衝材の初期飽和度にも再冠水時間は大きく依存してくる。この場合も再冠水時間は岩盤内の圧力水頭に最も大きな影響を受け、その割合は岩盤の透水性が大きい場合に比べさらに大きくなる。
- 10) 二次元軸対称モデルを用い、処分坑道の掘削による水位低下を考慮したニアフィールドの熱-水-応力連成解析を実施した。その結果、岩盤内の初期圧力水頭が1000m程度の場合、再冠水時間は10~30年程度となる。

最後に、今回の論文においてはベントナイト緩衝材の力学的挙動に関しては十分に検討がなされたとは言いがたい。膨潤性粘土の温度を考慮した不飽和力学特性に関しては、膨潤挙動のモデル化と同様に、今後も研究を進めていく必要があると考えている。

謝辞：本論文をまとめるにあたり、東京大学中野政詩名誉教授、京都大学大西有三教授および京都大学小林晃助教授にご指導賜りました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 鈴木英明, 柴田雅博, 山形順二, 広瀬郁郎, 寺門一馬: 緩衝材の特性試験(I), 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 92-057, 1992.
- 2) 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.
- 3) Pusch, R., and Börgesson, L.: Final report of the buffer mass test - volume II, SKB Technical report 85-12, 1985.
- 4) Neerdael, B., Meynendonckx, P. and Voet, M.: The Bacchus backfill experiment at the Hades underground research facility at Mol, Belgium, Final Report, EUR 14155, 1992.
- 5) Kjartansson, B.H., Chandler, N.A., Wan, A.W.L., Radhakrishna, H.S. and Lau, K.-C.: In Situ Assessment of Bentonite/Sand Buffer Material, Joint CSCE-ASCE National Conference on Environmental Engineering, pp. 747-755, 1993.
- 6) ENRESA: FEBEX Full-scale engineered barriers experiment in crystalline host rock, pre-operational stage, summary report, 1998.
- 7) Sato, S., Kobayashi, A., Hara, K., Ishikawa, H. and Sasaki, N.: Full scale test on coupled thermo-hydro-mechanical process in engineered barrier system, Proc. of '91 Joint Int. Waste Management Conference, ASME, Seoul, Korea, 1991.
- 8) Fujita, T., Chijimatsu, M., Sugita, Y. and Amemiya, K.: Field experiment of coupled T-H-M processes in the near field, 5th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Research, Barcelona, 1998.
- 9) Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M.: Calibration and validation of thermal, hydraulic and mechanical model for buffer material, Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC TW8400 98-017.
- 10) Chijimatsu, M., Fujita, T. and Kobayashi, A.: Mathematical simulation of coupled T-H-M processes in the near field, 5th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Research, Barcelona, 1998.
- 11) Andrews, R.W., La Fleur, D.W. and Pahwa, S.B.: Resaturation of backfilled tunnels in granite, Nagra Technical Report 86-27, 1986.
- 12) 動力炉・核燃料開発事業団: 高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告一平成3年度一, PNC TN1410 92-081, 1992.
- 13) 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.
- 14) Philip, J.R. and de Vries, D.A.: Moisture movement in porous materials under temperature gradient, Transactions, American Geophysical Union, Vol.38, No.2, pp. 229 - 237, 1957.
- 15) 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.
- 16) 千々松正和, 藤田朝雄, 菅野毅, 小林晃, 茂呂吉司: 膨潤応力を考慮した熱-水-応力連成解析, 土木学会第50回年次学術講演会, 講演概要集第3部(A), pp.26-27, 1995.
- 17) Thomas, H.R., He, Y., Sansom, M.R. and Li, C.L.W.: On the development the thermo-mechanical-hydro behaviour of unsaturated soils, Engineering Geology, 41, pp.197-218, 1996.
- 18) Alonso, E.E., Gens, A. and Josa, A.: A constitutive model for partially saturated soils, Geotéchnique, 40, pp.405-430, 1990.
- 19) 小峯秀雄, 緒方信英: 高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案一砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響一, 電力中央研究所報告, 研究報告 U99013, 1999.
- 20) Börgesson, L. and Hemelid, A.: DECOVALEX II - Test Case

- 2C-1, THM experiment of a simplified deposition hole in Kamaishi Mine - thermo-hydro-mechanical modeling of yje buffer material, Progress report, Clay Technology AB and FEM-Tech AB, 1998.
- 21) Kassiff, G. and Shalom, A.B.: Experimental relationship between swell pressure and suction, *Geotechnique*, 21, No.3, pp.245-255, 1971.
 - 22) 鈴木英明, 藤田朝雄, 菅野毅: 緩衝材の水分ポテンシャルと水分拡散係数, 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 96-117, 1996.
 - 23) 中野政詩: 土の物質移動学, 東京大学出版会, 1991.
 - 24) 松本一浩, 菅野毅, 藤田朝雄, 鈴木英明: 緩衝材の飽和透水特性, 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 97-296, 1997.
 - 25) van Genuchten, M.: A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soil, *Soil Sci. Am. J.*, vol.44, No.5, pp.892-898, 1980.
 - 26) 竹内真司, 原啓二, 中野政詩: 圧縮ベントナイトの水分特性曲線および水分拡散係数と水の移動形態, 地盤工学会論文報告集, Vol.35, No.3, pp.129-137, 1995.
 - 27) 鈴木英明, 藤田朝雄, 中野政詩: ベントナイトの水分特性曲線, 土木学会第54回年次学術講演会, 講演概要集第3部(A), pp.588-589, 1999.
 - 28) Börgesson, L. and Hernelind, J.: DECOVALEX TEST CASE 3 - Calculation of the BIG BEN experiment - : Coupled modelling of the thermal, mechanical and hydraulic behavior of water-unsaturated buffer material in a simulated deposition hole, SKB ARBETSRAPPORT 94-49, 1994.
 - 29) 鈴木英明, 谷口航: 緩衝材の熱物性試験(II), 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 99-006, 1999.
 - 30) 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張圧, 農業土木学会論文集, 第112号, pp.55-66, 1984.
 - 31) 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技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—, JNC TN1400 99-020, 1999.
 - 32) 鈴木英明, 藤田朝雄: 緩衝材の膨潤特性, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 99-038, 1999.
 - 33) Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F.: Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Processes of Fractured Media, Mathematical and Experimental Studies, Developments in Geotechnical Engineering, 79, Elsevier, pp.369-392, 1996.
 - 34) 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. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 24, pp.403-424, 2000.
 - 35) Watanabe, K.: Back analytical technique for evaluating the hydraulic parameters of unsaturated rock, International Congress on Rock Mechanics, 1991.

(1999.12.7 受付)

COUPLED THERMO-HYDRO-MECHANICAL ANALYSIS IN THE NEAR FIELD FOR GEOLOGICAL DISPOSAL OF HIGH-LEVEL RADIOACTIVE WASTE

Masakazu CHIJIMATSU, Wataru TANIGUCHI, Hideaki SUZUKI and
Makoto NISHIGAKI

Geological disposal of high-level radioactive waste (HLW) in Japan is based on a multibarrier system composed of engineered and natural barriers. In a repository for HLW, complex thermal, hydraulic and mechanical (THM) phenomena will take place, involving the interactive processes between radioactive decay heat from the vitrified waste, infiltration of ground water and stress generation due to the thermal loading and the swelling pressure of the buffer material. In order to evaluate the performance of the buffer material, the coupled THM behaviors within the compacted bentonite have been modeled. The coupled THM processes in the near field are simulated with fully coupled model. It is indicated from the investigation that re-saturation time of buffer is strongly dependent on the water pressure in the rock mass. However, it is not showed high dependency on the permeability of rock mass if the intrinsic permeability of rock mass is in the 10^{-13} - 10^{-18} m² range. Furthermore, it is found that the maximum temperature in the buffer predicted by the coupled analysis is lower than the uncoupled case.