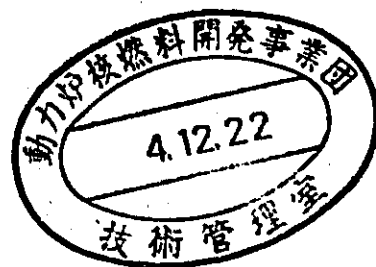


人工バリアの構造力学的検討



1992年9月

動力炉・核燃料開発事業団
東海事業所 環境技術開発部
地層処分開発室

人工バリアの構造力学的検討

報告者 藤田 朝雄*

五月女 敦*

原 啓二*

納多 勝**

要 旨

地層処分の性能評価のためのニアフィールド環境条件を明らかにする観点から人工バリアの構造力学条件に係る緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動、緩衝材中のオーバーバックの沈下挙動の概略的な評価検討を行った。

緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動をモデル化し、それを用いて人工バリアにおける緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動の解析検討を行ない、オーバーバック周りの緩衝材が飽和に達する再冠水時間及び浸潤にともなう膨潤圧力の経時変化を示した。

また、緩衝材中の間隙水の排水を考慮した2種類のモデルを用いて緩衝材が飽和した後の長期的なオーバーバックの沈下解析を実施し、緩衝材はオーバーバックの空間的な位置を保持し得るという結果を得た。

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒319-11 茨城県那珂郡東海村大字村松4-33
動力炉・核燃料開発事業団
東海事業所
技術開発推進部・技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section Tokai Works, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4-33, oaza-muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-11, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1992

* 東海事業所 環境技術開発部 地層処分開発室

** 本社 環境技術開発推進本部 処分研究グループ

目 次

1. はじめに	1
2. 緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動	2
2. 1 はじめに	2
2. 2 緩衝材の浸潤・膨潤変形モデル	2
2. 2. 1 浸潤モデル	2
2. 2. 2 膨潤変形モデル	5
2. 3 人工バリアシステムにおける緩衝材の浸潤・膨潤変形解析	11
2. 3. 1 緩衝材の浸潤解析	11
2. 3. 2 緩衝材の膨潤変形解析	13
2. 4 まとめ	16
参考文献	17
3. 緩衝材中のオーバーパックの変位	18
3. 1 はじめに	18
3. 2 緩衝材の粘性モデル	18
3. 2. 1 緩衝材の圧密弾塑性モデル	18
3. 2. 2 緩衝材の粘弾塑性モデル	19
3. 3 解析データ及び解析条件	19
3. 3. 1 解析データ	19
3. 3. 2 解析条件	21
3. 4 解析結果	23
3. 5 まとめ	27
参考文献	28
4. 結語	29

I はじめに

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各要素は、地層処分システムとしての性能を発揮するための諸機能を有している。これらの諸機能についての信頼性は、その構造が力学的に安定であることを前提としているため、人工バリアの構造力学的挙動についての検討を行う必要がある。人工バリアの構造力学的挙動としては、緩衝材の浸潤・膨潤変形、炭素鋼の腐食生成物の蓄積や岩盤のクリープ変形等に伴う人工バリアの変形、炭素鋼の腐食生成ガスの蓄積・移行、緩衝材の流出、緩衝材の浸潤・膨潤によるオーバーパッキングの移動、オーバーパッキングの自重による沈下、オーバーパッキングの破損やガラスの溶解・変質に伴う人工バリアの変形等様々な現象が考えられる。本報では、この内(1)緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動、(2)緩衝材中のオーバーパッキングの沈下挙動に関して概略的な評価を試み検討を行った。

本来、これらの各挙動は相互に作用するため、詳細には各現象を複合させて評価することが必要であるが、ここでは個別に概略的な評価を行ない今後の課題の抽出を行うこととした。

なお、本研究は(株)大林組に委託して実施した研究を含めて、とりまとめたものである。

II 緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動

2. 1 はじめに

高レベル廃棄物の地層処分において、ニアフィールドの再冠水時の緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動の評価は、性能評価のためのニアフィールド条件を明らかにするとともに人工バリアシステムの長期安定性を評価する観点から重要な課題の一つである。再冠水時の緩衝材の浸潤・膨潤挙動の評価例としては、カナダ（ホワイトシェル）[1] やスウェーデン（ストリバプロジェクト）[2] のバッファマス試験の解析例がある。しかし、いずれも熱伝導、浸透解析を中心としたもので人工バリアの熱-水-応力連成挙動を取り扱うところまでは至っていない。大西等[3] は、熱-水-応力連成コード「THAMES」を開発し、膨潤圧力を直接内部応力に加える方法でニアフィールドの応力場を評価している。ここでは、膨潤係数を導入して緩衝材の浸透-応力連成モデルを検討し、その有効性を検討するとともに、本モデルを用いて緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動を解析検討するものである。

2. 2 緩衝材の浸潤・膨潤変形モデル

2. 2. 1 浸潤モデル

一般に土のような多孔質体中の不飽和の非定常の水の流れの2次元支配方程式は、ダルシー則と連続の式を用いることによって次式のように表現される[4]。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ K_{ij} k_{rw} \rho_w \left[\frac{\partial \phi}{\partial x_i} + \frac{\partial z}{\partial x_i} \right] \right\} = \rho_w n \frac{\partial S_r}{\partial t} + S_r \frac{\partial}{\partial t} (\rho_w n) \quad (2.1)$$

ここで i, j は座標, K_{ij} は飽和時の透水係数テンソル, k_{rw} は水の相に対する相対透水係数, ρ_w は水の密度, ϕ は圧力水頭, S_r は飽和度, n は多孔質体の空隙率, z は重力方向の座標位置, t は時間である。また, $K_{ij} k_{rw}$ は不飽和透水係数テンソルを表す。

一般的に不飽和浸透流の解析では水の密度の圧縮性, 熱による熱膨張, 骨格構造の変化の影響は極めて小さいと仮定され, 連続の式の中で $\partial \rho_w / \partial x_i$, $\partial (\rho_w n) / \partial t$, の項は相対的に無視される[4]。この場合(2.1)式は次のようになる。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ K_{ij} k_{rw} \left[\frac{\partial \phi}{\partial x_i} + \frac{\partial z}{\partial x_i} \right] \right\} = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.2)$$

ここで $\theta \equiv S_r n$ であり, 体積含水率を表す。

不飽和時には, 圧力水頭に代わって, マトリック・ポテンシャルが用いられる。温度勾配下における多孔質媒体内のマトリック・ポテンシャルは体積含水率と温度 T のみに依存すると仮定するとマトリック・ポテンシャルは次式のようなになる[5]。

$$\frac{\partial \phi}{\partial x_i} = \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial x_i} + \frac{\partial \phi}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (2.3)$$

不飽和時の水分移動を表す水分拡散係数は次のように定義される[5]。

$$D_{\theta ij} = K_{ij} k_{rw} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \quad (2.4)$$

$$D_{T ij} = K_{ij} k_{rw} \frac{\partial \phi}{\partial T} \quad (2.5)$$

ここで $D_{\theta ij}$ は, 等温条件下の水分拡散係数テンソル, $D_{T ij}$ は温度勾配下の水分拡散係数テンソルである。すなわち, (2.2)式は以下となる。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left[D_{\theta ij} \frac{\partial \theta}{\partial x_j} \right] + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[D_{T ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right] + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[K_{ij} k_{rw} \frac{\partial z}{\partial x_j} \right] = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.6)$$

Philip等[6]によると, 土中の水は, 気相と液相の二相で移動し, $D_{\theta ij}$ と $D_{T ij}$ はそれぞれ気相と液相の二相の水分拡散係数テンソルの和と定義されると報告している。従って, 不飽和の緩衝材中の水分移動を詳細に把握するためには気相と液相の二相流の水分拡散係数を定めなければならない。しかしながら, 緩衝材についての気相と液相の二相流の水分拡散係数や, 温度勾配下の水分拡散係数は現在詳細な研究が進められているところであるため, ここではガラス固化体の発熱による温度勾配を無視して緩衝材の浸潤モデルを以下のように考えることとした。

(2.6)式の左辺第3項は, 重力の項を表している。中野等[7]は等温状態における不飽和粘土中の全ポテンシャルに占める重力ポテンシャルの割合は極めて小さく, 無視し得るとし, 不飽和粘土中の一次元における水の浸潤挙動は次式で概略表現で

きると報告している。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad \dots\dots\dots (2.7)$$

ここで、Dは水分拡散係数を表し、スカラ量である。同様に、Pusch [8] も重力項を省略した式で等温状態における緩衝材中の水の移動を表現している。Pusch [9] は緩衝材の水の流れを等方二次元と仮定し、(2.7) 式を二次元に拡張して、再冠水時の浸潤挙動解析を行なっている。山形等 [10] は、圧縮ベントナイトの水分拡散試験結果において、ベントナイト中の浸潤挙動は、みかけの水分拡散係数を一定とした水分拡散モデルで概略表現できるという結果を示している。ここで、対象としている圧縮ベントナイトは、クニゲルV1 (クニミネ工業)、乾燥密度1.8g/cm³、初期飽和度50%である。表-2.1 にクニゲルV1の物性[11]を示す。図-2.1 に、山形等[10]によって行われた圧縮ベントナイトの水分拡散試験結果およびみかけの水分拡散係数を一定とした解析結果を比較して示す。平均飽和度は供試体の各部の飽和度の平均値を表し、このときのみかけの水分拡散係数は、 5×10^{-10} m²/sであった。図-2.1 より、ベントナイト中の浸潤挙動は、みかけの拡散係数を一定とした水分拡散モデルで概略表現できることが分かる。

表-2.1 クニゲルV1の物性[11]

項目	物性値
真比重 G_s	2.7~2.8
液性限界 ω_L	416.0 %
塑性限界 ω_P	20.9 %
塑性指数 I_P	395.1 (-)
収縮限界 ω_s	10.6 %

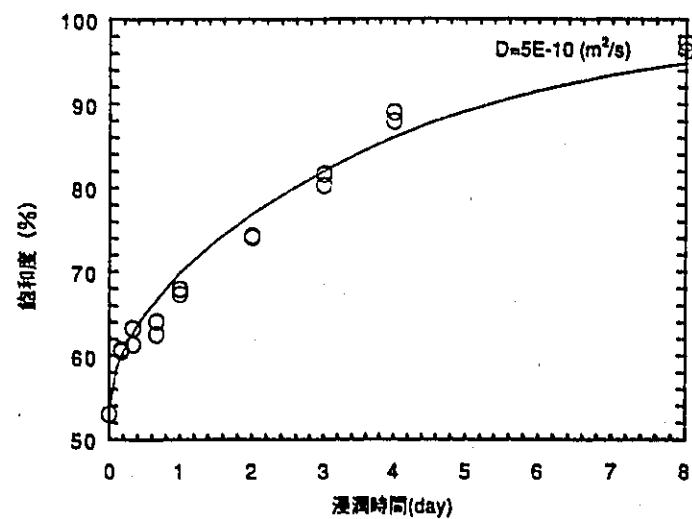


図-2.1 飽和度の経時変化

以上の検討より、緩衝材の浸潤解析にみかけの水分拡散係数を用いた水分拡散モデルを次式に示すように等方二次元に拡張して適用することとした。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \right) \quad \dots\dots\dots (2.8)$$

または、緩衝材の空隙率を一定とすれば、飽和度を用いて次のように表すことができる。

$$\frac{\partial S_r}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D \frac{\partial S_r}{\partial x_i} \right) \quad \dots\dots\dots (2.8')$$

2. 2. 2 膨潤変形モデル

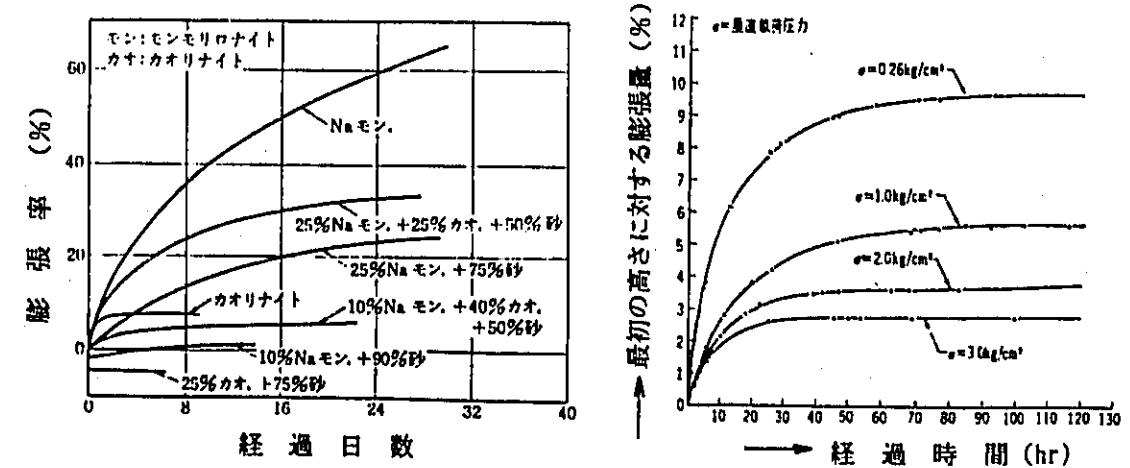
(1) 構成式

圧縮ベントナイトは、浸潤に伴い大きく膨潤し、拘束状態では膨潤圧力を発生する。Mielenz 等[12]~[13]や仲野[14]によれば図-2.2 に示す通りモンモリロナイトの膨潤による体積ひずみは非線形な経時変化を示し、モンモリロナイト含有量や載荷圧力に影響を受けることが報告されている。

ここではこれらの挙動を、膨潤によって生じるひずみ(以降膨潤ひずみ)テンソル ϵ^s_{ij} が飽和度 S_r の関数と仮定して表現する。その関係を増分形式で表せば次のようになる。

$$d \epsilon^s_{ij} = \beta_{ij} d S_r \quad \dots\dots\dots (2.9)$$

$$\beta_{ij} = \beta (S_r)_{ij} \quad \dots\dots\dots (2.10)$$



(a) モンモリロナイトの種類、含有量の違いによる自由膨潤量の経時変化 ([12] ~ [13])

(b) 載荷圧力の違いによる自由膨潤量の経時変化 [14]

図-2.2 膨潤による体積ひずみの経時変化

ここで、 β_{ij} を膨潤係数テンソルと定義し、飽和度の関数とする。dは増分を表す。 β_{ij} が等方である場合、(2.9)式は次のようになる。

$$d\varepsilon^s_{ij} = \beta \delta_{ij} dS, \quad (2.11)$$

このときの β はスカラー量となり、これを膨潤係数と定義する。また、 δ_{ij} はクロネッカーデルタを表す。

系全体に生じるひずみ増分は次式のようになる。

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon^e_{ij} + d\varepsilon^s_{ij} \quad (2.12)$$

ここで、 ε_{ij} は全ひずみテンソル、 ε^e_{ij} は弾性ひずみテンソルを表す。

弾性ひずみテンソル ε^e_{ij} は、Hookeの法則より次のようになる。

$$d\varepsilon^e_{ij} = \frac{1}{2\mu} \left[d\sigma_{ij} - \frac{\lambda}{3\lambda + 2\mu} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \right] \quad (2.13)$$

ここで、 σ_{ij} は応力テンソル、 λ 、 μ はラメ定数であり、弾性係数Eとポアソン比 ν を用いると次のようになる。

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.14)$$

(2.11)、(2.13)式を(2.12)式に代入すると全ひずみは次式のようになる。

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2\mu} \left[d\sigma_{ij} - \frac{\lambda}{3\lambda + 2\mu} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \right] + \beta \delta_{ij} dS, \quad (2.15)$$

(2.15)式において等方性を考慮して、 $d\sigma_{ij}$ について解くと次式のようになる。

$$d\sigma_{ij} = 2\mu d\varepsilon_{ij} + \lambda d\varepsilon_{kk} \delta_{ij} - (3\lambda + 2\mu) \beta \delta_{ij} dS, \quad (2.16)$$

または、4階のテンソル $C_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk})$ とおくと

(2.16)式は次のように表すことができる。

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\varepsilon^e_{kl} - \gamma \delta_{ij} dS, \quad (2.17)$$

ここで、 $\gamma = (3\lambda + 2\mu)\beta$ である。

上式で、飽和度を温度と考えれば熱応力解析に用いる構成式と同じ関係となる。

(2) パラメータ値の検討

一般に不飽和土の変形特性については未解決の問題が多い。不飽和土は間隙中に水だけでなく空気も存在することから飽和土とは違った特有の性質を持つ。ここでは、圧縮ベントナイトの飽和・不飽和時の変形特性を全応力で取り扱った。対象とする圧縮ベントナイトは、前項で用いたものと同様、乾燥密度1.8g/cm³、初期飽和度50%である。圧縮ベントナイトを用いて三軸圧縮試験(UU試験)を行った結果、図-2.3に示すように弾性係数は飽和度の増加に従い線形的に低下する[15]。よって図-2.3の乾燥密度1.8g/cm³の場合から、次式で弾性係数E(MPa)を与えることとした。

$$E = 1140 - 10.2S, \quad 50 \leq S \leq 100 \quad (2.17)$$

ポアソン比と膨潤係数の実験値は得られていない。図-2.4に鈴木等[11]によって行われた圧縮ベントナイトの膨潤圧力試験結果を示す。試験装置の違いにより膨潤圧力の経時変化に違いがでてきているものの、最終的に飽和状態になった膨潤圧力(飽和膨潤圧力)は両者とも約3.7MPaと一致している。このような膨潤圧力の経時変化を把握するためにポアソン比と膨潤係数の影響を調べた。解析においては、最初に水分拡散の解析を行い、その結果から求まる飽和度をインプットデータとして次に膨潤変形解析を実施した。これらの解析の流れを図-2.5に示す。また、解析には、有限要素法による汎用非線形構造解析システム「FINAS」[16]を用いた。水分拡散係数は、前項で用いた 5.0×10^{-10} m²/sとし、2次元軸対称モデルで解析した。

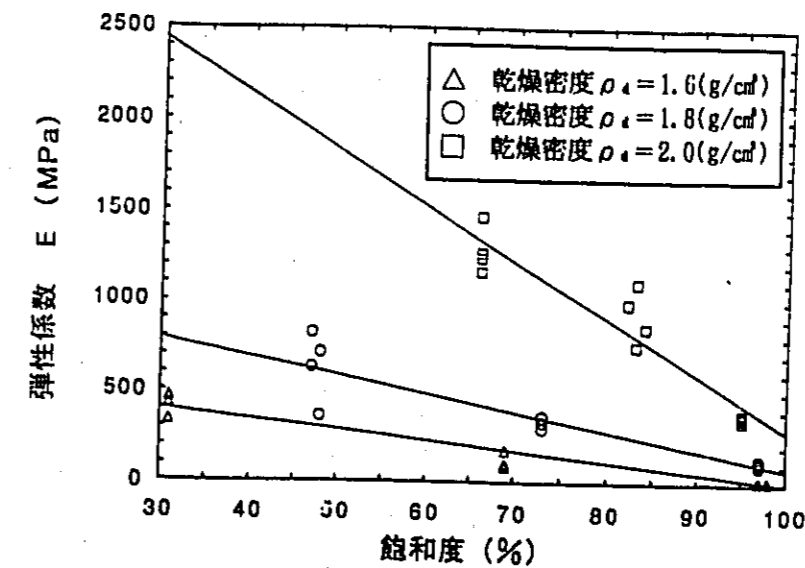


図-2.3 弾性係数と飽和度の関係[15]

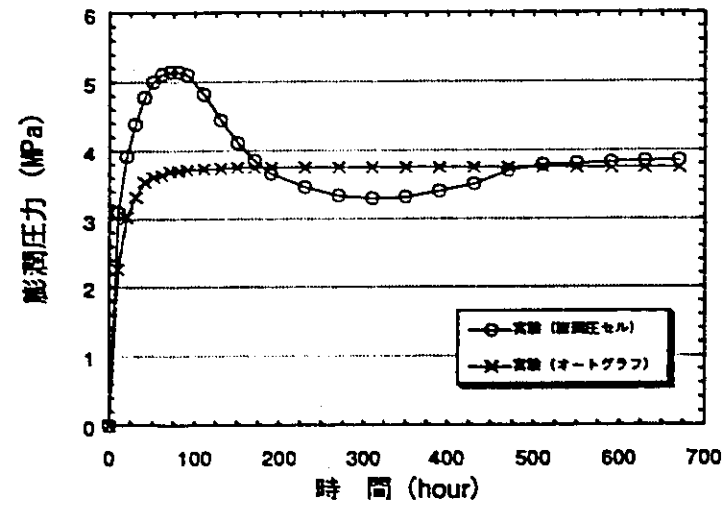


図-2.4 膨潤圧力試験結果[11]

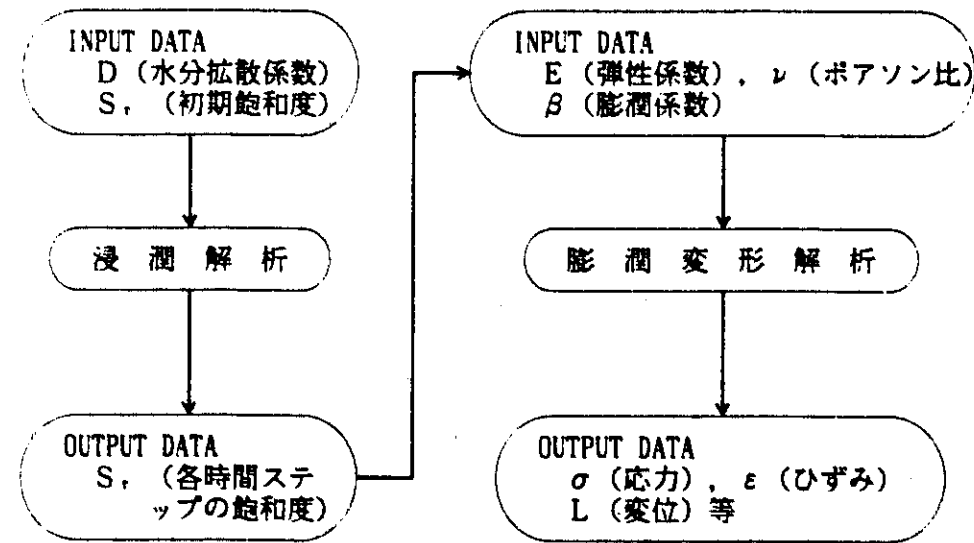


図-2.5 膨潤変形解析フロー

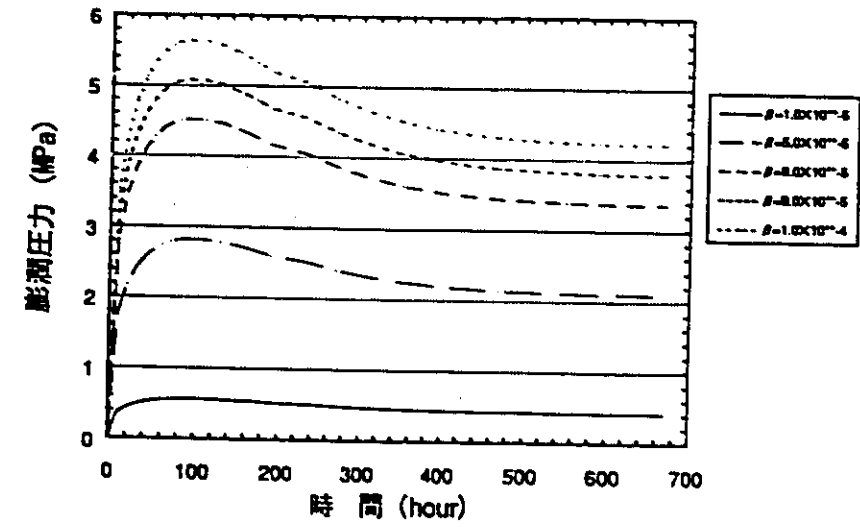


図-2.6 膨潤係数をパラメータとした膨潤圧力の経時変化 (ポアソン=0.4, 一定)

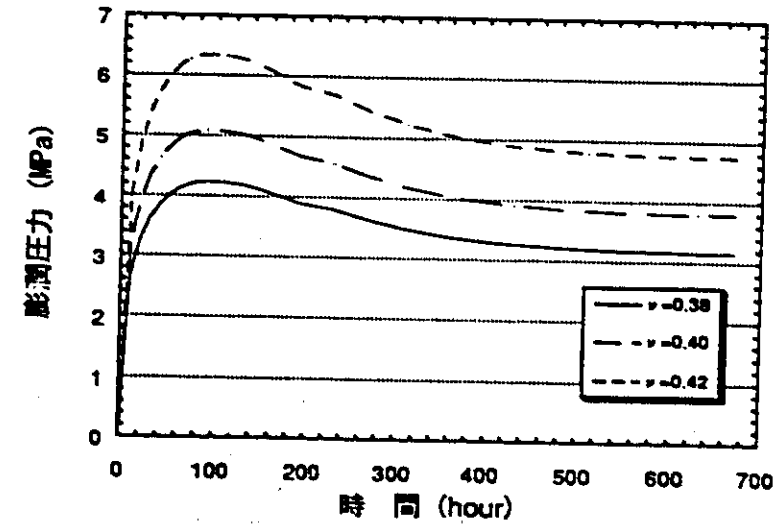


図-2.7 ポアソン比をパラメータとした膨潤圧力の経時変化 (膨潤係数 = 9.0×10^{-3} , 一定)

図-2.6 に膨潤係数をパラメータ (ポアソン比=0.4, 一定) とした解析結果を示す。膨潤圧力は約 100時間まで増加し、その後減少しそれぞれ一定値に達している。膨潤係数が増加するにつれて膨潤圧力の最大値 (最大膨潤圧力)、飽和膨潤圧力は増加し、最大膨潤圧力と飽和膨潤圧力の差も大きくなっている。膨潤係数が 9.0×10^{-3} のときに最大膨潤圧力は約 5MPa、飽和膨潤圧力は約 3.7MPa になっている。図-2.7 にポアソン比をパラメータ (膨潤係数 = 9.0×10^{-3} , 一定) とした解析結果を示す。膨潤圧力の経時変化はポアソン比一定時の解析結果 (図-2.6) と類似しており、ポアソン比の増加に伴い、最大膨潤圧力、飽和膨潤圧力、及びそれらの差は大きくなっている。このような膨潤圧力の経時変化は、浸潤に伴う膨潤ひずみ

の増加と弾性係数の低下のつり合い関係を示しているものと考えられ、膨潤圧力のオーバーシュートは浸潤速度と浸潤に伴う弾性係数の低下の割合に依存するものと考えられる。

先にも述べた通りポアソン比の実験値は得られていないが、一般に、土質工学で対象とする地盤のポアソン比は、0.4より大きい値をとり、粘性が増すにつれ0.5に近づくことが知られている[17]。よってポアソン比の飽和度依存性を考慮して表-2.2に示すように初期状態のポアソン比を0.40とする飽和度の一次関数と仮定し、実験値のフィッティングを試みた。図-2.8に解析結果と膨潤圧力試験結果を比較して示す。飽和度の増加に伴うポアソン比の増加が小さいほど初期の立ち上がりが早く、また最大膨潤圧力、最大膨潤圧力と飽和膨潤圧力の差、膨潤係数は大きくなっている。膨潤圧力の減少部については差が生じているものの、ポアソン比 $\nu = 0.40$ 、膨潤係数 $\beta = 9.0 \times 10^{-8}$ のケースでは、最大膨潤圧力と飽和膨潤圧力については膨潤圧セルを用いた実験結果とほぼ一致している。また、初期の立ち上がりには差はあるもののポアソン比 $\nu = 0.33 + 0.0014S_r$ 、膨潤係数 $\beta = 3.6 \times 10^{-8}$ のケースではオートグラフを用いた実験結果に近い挙動を示している。オートグラフを用いた実験値については、微小ギャップの影響が考えられるが、いずれにしても以上のモデルと各物性値を用いることによって、圧縮ベントナイトの浸潤にともなう膨潤変形特性を概略的に表現することができる。膨潤圧力の実験値をより詳細に表現するためには、ポアソン比、膨潤係数の飽和度依存性についてさらに詳細なモデルを構築する必要があるものと考えられる。

表-2.2 解析パラメータ
(ν : ポアソン比, S_r : 飽和度)

No.	関数式
1	$\nu = 0.40$
2	$\nu = 0.36 + 0.0008S_r$
3	$\nu = 0.35 + 0.0010S_r$
4	$\nu = 0.34 + 0.0012S_r$
5	$\nu = 0.33 + 0.0014S_r$

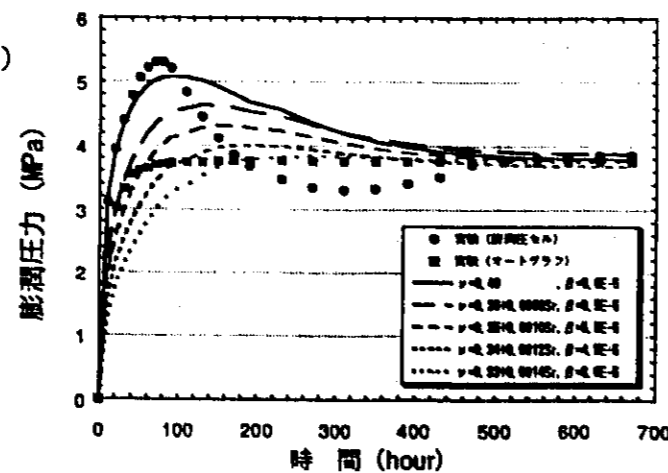


図-2.8 解析結果と膨潤圧力試験結果

2. 3 人工バリアシステムにおける緩衝材の浸潤・膨潤変形解析

2. 3. 1 緩衝材の浸潤解析

(1) 解析条件

2.2.1で示した水分拡散モデルを用い、再冠水時の人工バリアシステムの浸潤挙動の解析を行った。解析モデルを図-2.9(a)に示す。浸潤解析に基づいて、膨潤変形解析を行うため、母岩を含めた解析領域を坑道直径の5倍とした。緩衝材の水分拡散係数には、 5×10^{-10} m²/sを用いた。また、周辺岩盤は飽和状態にあり、緩衝材周辺全面から十分な地下水が供給されるものと仮定した。緩衝材およびオーバーバック部分の有限要素分割図を図-2.9(b)に示す。使用した要素は、2次元軸対称要素である。なお、解析には有限要素法による汎用非線形構造解析システム「FINAS」[16]を用いた。

(2) 解析結果

図-2.10に処分開始から30年、80年後の緩衝材中の飽和度の分布を示す。図-2.11に緩衝材中の岩盤とオーバーバックの中間点、オーバーバック近傍、緩衝材の中央部の経時変化を示す。オーバーバック周りの緩衝材が飽和に達する再冠水時間は、およそ100年程度という結果になっている。なお、周辺岩盤からの地下水の緩衝材への浸潤が部分的である場合には、緩衝材の浸潤は不均一に緩慢に進行し、緩衝材の浸潤挙動は周辺岩盤からの地下水の供給条件に大きく依存する[18]。

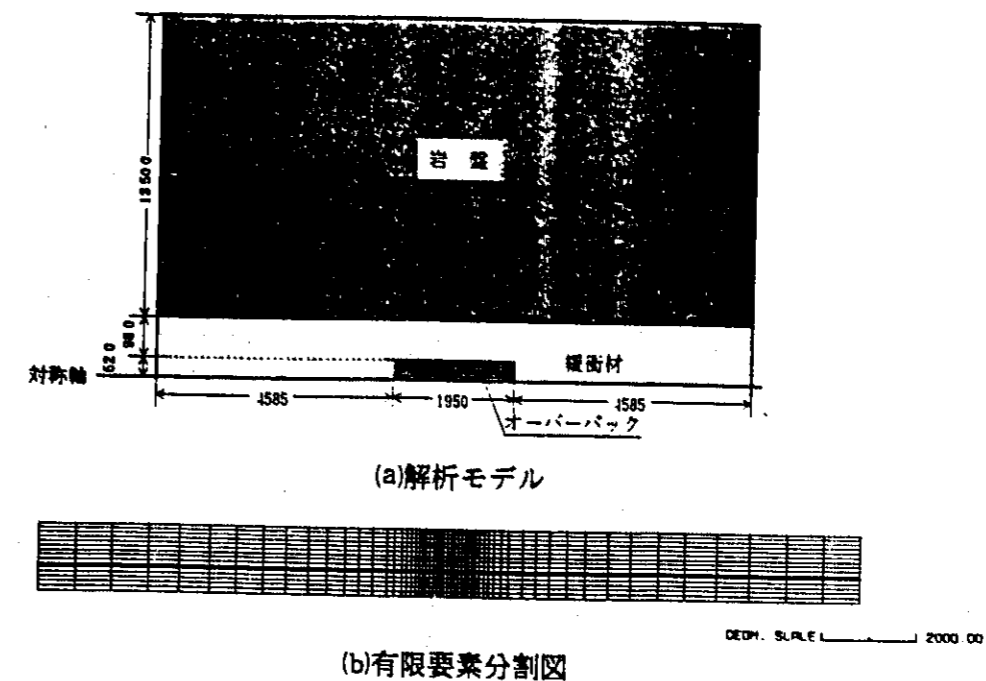


図-2.9 解析モデル (単位; mm)

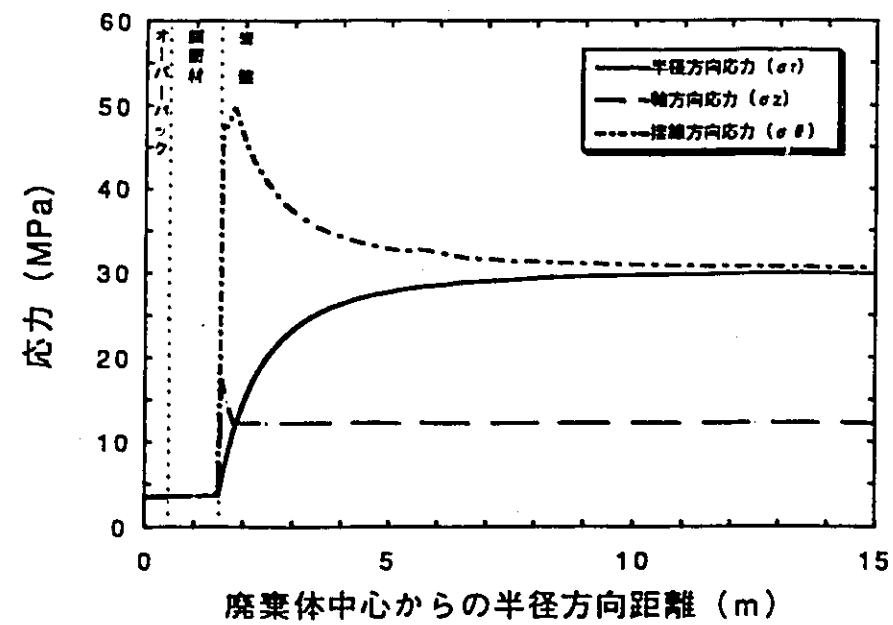


図-2.12 応力分布 (200年経過後)

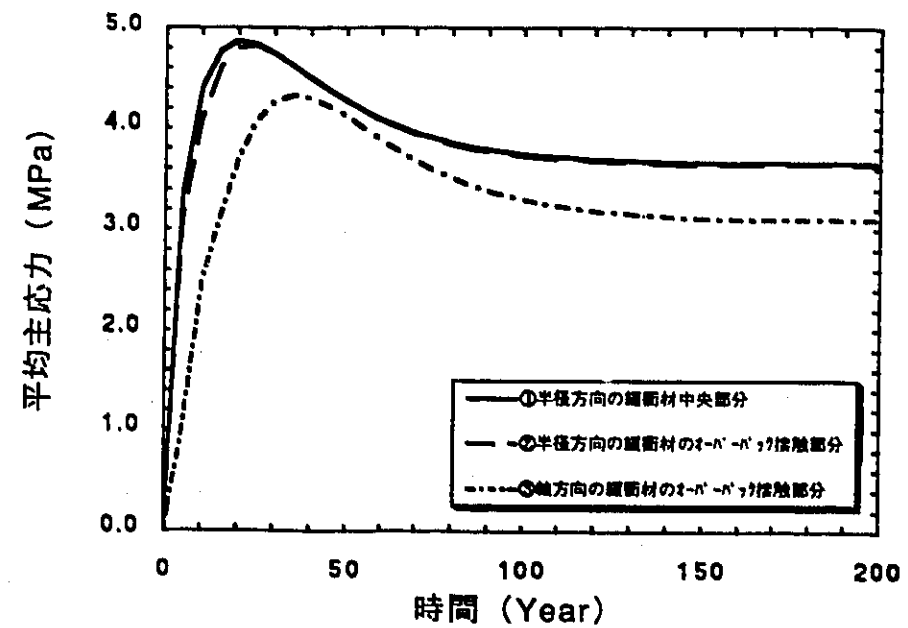
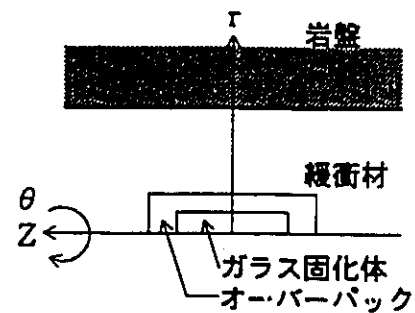
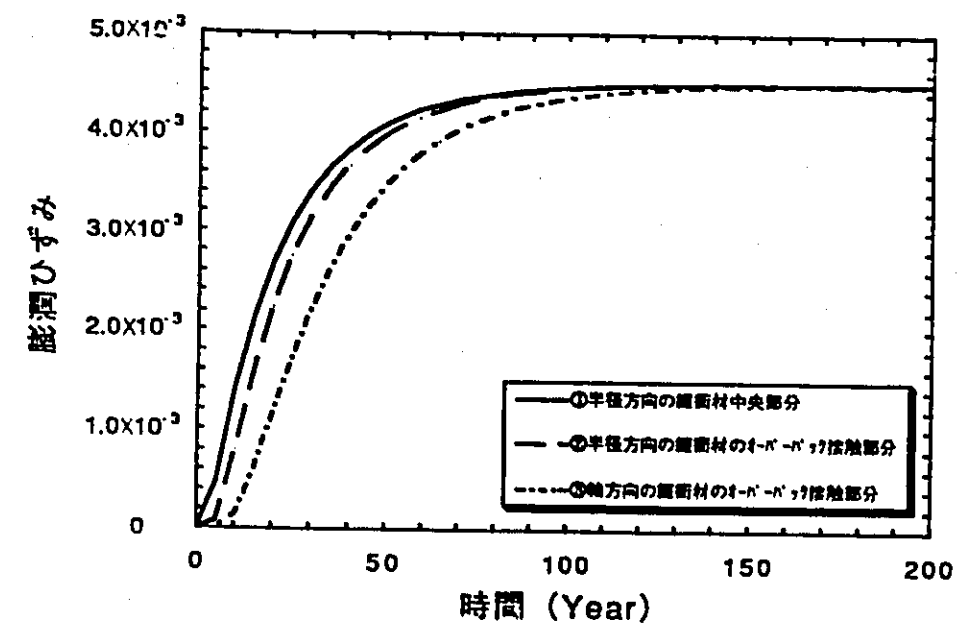
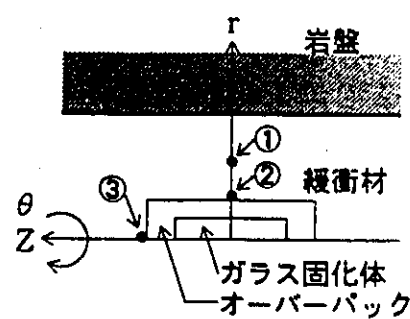
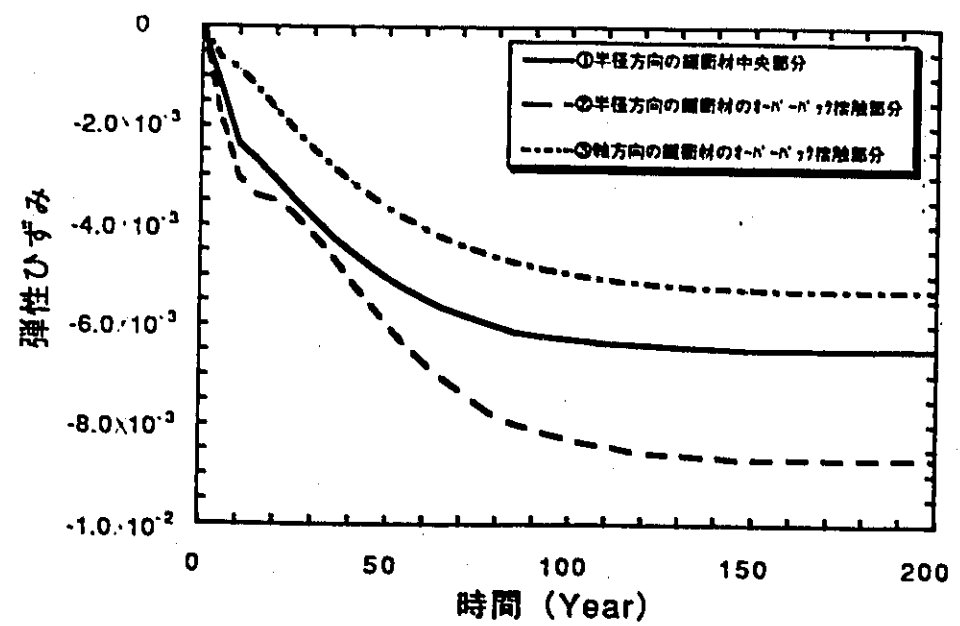
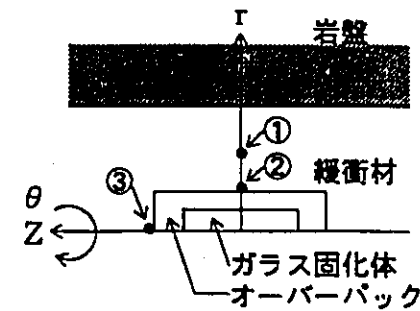


図-2.13 緩衝材内の平均主応力の経時変化



(a) 膨潤ひずみの経時変化



(b) 弾性ひずみの経時変化

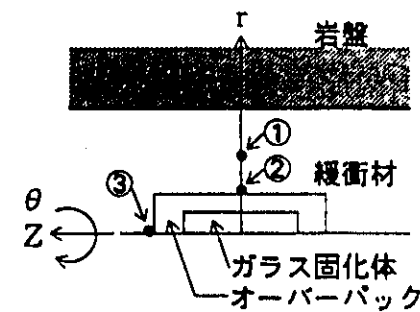


図-2.14 緩衝材内の半径方向 (r 方向) の各ひずみ

2. 4 まとめ

本報告では、性能評価のためのニアフィールド環境条件を明らかにする観点から、緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動をモデル化し、その有効性を検討するとともに本モデルを用いて緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動を解析検討した。今回の検討結果より、明らかになった事項、今後の課題を要約して記すと次のようになる。

- 1) 緩衝材の浸潤特性は、みかけの水分拡散係数を一定とした水分拡散モデルで概略表現でき、浸潤に伴う膨潤変形特性は、適切な膨潤係数を設定することにより概略表現できる。
- 2) 緩衝材の浸潤解析の結果、オーバーパック周りの緩衝材が飽和に達する再冠水時間は、およそ100年程度である。本解析では緩衝材の物性は均一なものとして取り扱ったが、緩衝材中に生じると考えられる締固め等による密度分布や特異点が存在する場合には、緩衝材への地下水の浸潤分布が複雑になることが予想される。また、五月女等[19]によれば、廃棄体定置初期にはニアフィールド内に温度分布が生じ、緩衝材内で温度勾配が発生することが報告されている。したがって、温度条件をパラメータとした緩衝材の特性を取得するとともに、緩衝材の施工技術も考慮した詳細な熱-水-応力の連成解析評価が、実規模試験を含めて今後の課題である。
- 3) 緩衝材の膨潤変形解析の結果、緩衝材内は浸潤にともない膨潤圧力を発生し、最終的には人工バリア内部の応力は、緩衝材の飽和膨潤圧力にほぼ等しくなる。本解析では岩盤の長期クリープによる処分坑道の変形を考慮していないため、人工バリアにおける応力は、最終的には緩衝材の飽和膨潤圧力で一定となる。しかし岩盤の長期クリープ変形により処分坑道が徐々に圧縮変形すれば、人工バリアにおける応力は、この圧縮変形による圧密を受け地圧とバランスするまで上昇する。この場合、地圧30MPa相当の膨潤圧力を発生する緩衝材の乾燥密度は約 2.1g/cm^3 であることから、クリープ変形の著しい軟岩の場合には、緩衝材は初期の乾燥密度 1.8kg/cm^3 に対して最大約15%程度の圧密を受けることが考えられる。よって今後さらに詳細な評価を行うためには、緩衝材の膨潤圧力の他に、岩盤のクリープ変形やオーバーパックの腐食生成物の蓄積による発生応力等を同時に考慮した解析評価が必要である。また、緩衝材の特性については温度条件に依存することから、これらを考慮した連成解析評価が今後の課題である。

参考文献

1. Radhakrishna, H. S., K-Ching Lau, "Modelling the In-site Performance of Bentonite-Sandbuffer", MRS Scientific Basis for Nuclear Waste Management X III, Symp., Nov., 1989.
2. Pusch, R., "Final Report of the Buffer Mass Test-Volume II: test results", SKBF/KBS, Technical Report 85-12, 1985.
3. 大西有三, 小林晃, "緩衝材の熱・水・応力の連成挙動解析", 原子力学会, 放射性廃棄物研究連絡会, 1987.
4. P. S. ファコーン, G. F. ビンダー, [赤井浩一訳監修] "地下水解析の基礎と応用", 現代工学社, 1987.
5. 中野政詩, "土の物質移動学", 東京大学出版会, 1991.
6. Philip, J. R. and de Vries, D. A., "Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients", Am. Geophys. Union Trans., 38(2), pp. 222-232, 1957.
7. 中野政詩, 雨宮 悠, 藤井克己, 石田朋靖, 石井祐二, "不飽和粘土の浸潤と膨潤", 農業土木学会論文集第100号, pp. 8-16, 1982.
8. Pusch, R., "Water Uptake, Migration and Swelling Characteristics of Unsaturated and Saturated, Highly Compacted Bentonite", SKBF/KBS, Technical Report 80-11, 1980.
9. Pusch, R., "Final Report of the Buffer Mass Test-Volume II: test results", SKBF/KBS, Technical Report 85-12, 1985.
10. 山形順二, 鈴木英明, 柴田雅博, "緩衝材の特性試験(II)", 動燃技術資料 [PNC TN8410 92-169], 1992.
11. 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)", 動燃技術資料 [PNC TN8410 92-057], 1992.
12. Mielenz, R. C., King, M. E., "Physical-chemical Properties and Engineering Performance of Clays", Calif. Div. Mines Bull. No. 169, 1955.
13. 土木学会監修, 最上武雄編著, "土質力学", 技法堂出版株式会社, 1969.
14. 仲野良紀, "由比地シベリ母岩(泥岩)の軟弱化と物性の変化について(その1)", 土と基礎, vol. 12, No. 11, 1964.
15. 藤田朝雄, 五月女敦, 原啓二, "緩衝材の力学試験", 動燃技術資料 [PNC TN8410 92-170], 1992.
16. 岩田耕司, "汎用非線形構造解析システムFINASの開発と利用", 動燃技法, No. 76, [PNC TN1340 90-004], pp. 7-15, 1990.
17. 土質工学会編, "土質工学ハンドブック", 1982.
18. Fujita, T., Hara, K., Yusa, Y., Sasaki, N., "Application of Elasto-Plastic Model to Mechanical and Hydraulic Behavior of Buffer Material under Water Uptake in a Repository", Scientific Basis for Nuclear Waste Management XIV, Symposium P at the 1990 MRS Fall Meeting, Boston, U. S. A., 1991.
19. 五月女敦, 藤田朝雄, 原啓二, 納多勝, "地層処分場の熱的安定性の検討", 動燃技術資料, [PNC TN1410 92-054], 1992.

III 緩衝材中のオーバーバックの変位

3.1 はじめに

オーバーバック周囲に充填される緩衝材には、止水性、核種の吸着性等の地層処分システム性能を発揮するための種々の機能が期待されている。この機能を維持するために必要な条件の一つとして、緩衝材がガラス固化体を内包したオーバーバックを設置（埋設）時の空間的な位置を安定に保持していることが挙げられる。これは、緩衝材が可塑性の優れた材料であるという反面、その充填密度によっては緩衝材の圧密・クリープ変形が発生して、オーバーバックの沈下等の移動を引き起こし、岩盤と廃棄物との距離が接近することによって上述した機能を損なう場合が想定されるからである。この想定に関しては、緩衝材の充填密度についてこのようなオーバーバックの移動に対する考慮を払った評価を行う必要がある。

以上の観点から一例として、緩衝材中の間隙水の排水を考慮した圧密弾塑性モデル及び非排水条件下の緩衝材の粘弾塑性モデルの2種類のモデルを用いて緩衝材が飽和した後の長期的なオーバーバックの沈下解析を実施した。

3.2 緩衝材の粘性モデル

3.2.1 緩衝材の圧密弾塑性モデル

一般に、粘土のせん断挙動は複雑、多岐にわたる。ここでは、数多く提案されている土質材料の構成式の中から弾塑性体理論に立脚した基本的なものとして、下式のCam-Clayモデルによるひずみ増分の構成式を用いた[1]。

$$d\epsilon_{11} = \frac{C_c}{6.9(1+e_0)} \frac{d\sigma_m'}{\sigma_m'} \delta_{11} + \frac{dS_{11}}{2G(\sigma_m')} + \frac{(C_c - C_c)}{2.3 M^* (1+e_0)} \left[\frac{d(2J_2)^{1/2}}{(M^* \sigma_m' - (2J_2)^{1/2})} + \frac{d\sigma_m'}{\sigma_m'} \right] \cdot \left[\frac{S_{11}}{(2J_2)^{1/2}} + \frac{(M^* - (2J_2)^{1/2} / \sigma_m') \delta_{11}}{3} \right] \quad (3.1)$$

ここで、

ϵ_{11} : ひずみ
 e_0 : 初期間隙比
 C_c : 膨潤指数
 C_c : 圧縮指数
 σ_m' : 平均応力
 σ_{11} : クロネッカーのデルタ
 G : せん断弾性係数
 S_{11} : 偏差応力
 M^* : critical state パラメータ
 J_2 : 第2不変量

3.2.2 緩衝材の粘弾塑性モデル

土質材料のクリープ変形挙動に関しては、多くの研究があり、種々のレオロジカルモデルが提案されているが、現状、ベントナイトに関しては研究例が限られている。したがって、ここでは SinghとMitchellによる次式の実験式[2]を用いた。

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \cdot \exp \left[\alpha \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_r} \right] \cdot \exp \left[-\alpha \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_0}{(\sigma_1 - \sigma_3)_r} \right] \cdot \left[\frac{t}{t_r} \right]^{-n} \quad (3.2)$$

ここで、 $\dot{\gamma}$: せん断ひずみ速度
 t : 経過時間
 t_r : 規準時間
 α : 係数
 n : 係数
 $\dot{\gamma}_0$: 規準時間のクリープせん断速度
 $\dot{\gamma}$: せん断ひずみ速度
 $(\sigma_1 - \sigma_3)_0$: 規準軸差応力
 $(\sigma_1 - \sigma_3)_r$: 破壊軸差応力
 $(\sigma_1 - \sigma_3)$: 軸差応力

3.3 解析データ及び解析条件

3.3.1 解析データ

(1) 廃棄体

ガラス固化体とオーバーバックからなる廃棄体の密度については、ガラス固化体とオーバーバックの総重量を12t、オーバーバックの直径104cm、高さ195cmとし、廃棄体全体の平均単位体積重量として7.24kg/cm³と定めた。

また、オーバーバックの弾性係数及びポアソン比については炭素鋼の値を代表させて、それぞれ2.1×10⁵MPa、0.3とした。

(2) 緩衝材

緩衝材の飽和密度を2.0g/cm³とし、各物性値には Borgesson等[3]～[5]によるNa-ベントナイト(MX-80)を使用して行われた試験結果より求められたものを用いた。弾性係数を70MPa[3]、初期間隙比を0.79、ポアソン比を0.4、圧縮指数を0.22、膨潤指数を0.21、限界状態を表すパラメータMを0.37、透水係数を1×10⁻¹³m/secとした[4]。

Borgesson等[5]はクリープ変形挙動を表すパラメータを求めるために、三軸クリープ試験を行なっている。結果を表-3.1に示す。各試験より求められた係数n

を平均し、ここでは $n = 0.91$ とした。図-3.1 に規準時間を $10,000\text{sec}$ としたときの破壊軸差応力と軸差応力との比に対するクリープせん断速度を示す。ここで破壊軸差応力と規準軸差応力の比を 0.5 と仮定すれば、規準時間におけるクリープせん断速度は図より、 $4.4 \times 10^{-8} (1/\text{sec})$ 、 α は 4.15 となる。

表-3.1 三軸クリープ試験結果

No.	ρ_m	σ_3	u_1	$\sigma_1 - \sigma_3$	$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$	$\dot{\gamma}$	n
1	1.80	0.50	0.06	0.045	0.17	0.7×10^{-8}	1.00
2	2.06	10.7	—	0.125	0.33	2.5×10^{-8}	0.93
3	2.01	4.8	0.28	0.400	0.25	2.0×10^{-8}	0.80
4	2.01	5.00	0.02	0.200	0.11	0.8×10^{-8}	0.89
5	1.98	4.50	0.06	0.600	0.33	2.2×10^{-8}	0.81
6	2.01	4.80	1.00	0.400	0.27	1.4×10^{-8}	0.94
7	1.99	4.83	0.75	0.600	0.40	2.8×10^{-8}	0.87
8	2.01	5.14	0.26	1.125	0.64	9.0×10^{-8}	1.00

ρ_m : 飽和密度 (t/m^3), σ_3 : 最小主応力 (MPa), u_1 : 初期間隙 (MPa),

$\sigma_1 - \sigma_3$: 軸差応力 (MPa), $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$: 破壊軸差応力 (MPa),

$\dot{\gamma}$: クリープせん断速度 ($1/\text{sec}$), n : 式(3.2)中の定数

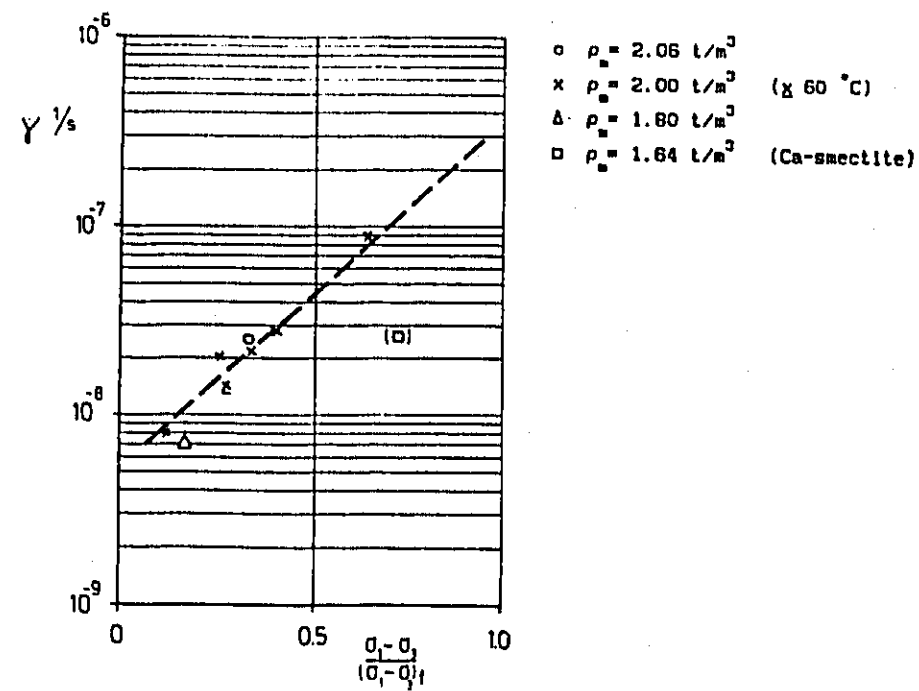


図-3.1 規準時間を $10,000\text{sec}$ としたときの破壊軸差応力と軸差応力との比に対するクリープせん断速度と関係

3.3.2 解析条件

図-3.2 に解析に用いた3次元モデルを示す。ここではモデルの対称性を考慮し、1/4モデルとした。

初期条件は、等方応力状態(正規圧密状態)で、過剰間隙水圧 $U=0$ とした。

図-3.3 に示す境界面の境界条件を表-3.2 に示す。また、解析にはそれぞれ有限要素法による汎用粘弾塑性コード「ABAQUS」[6] (圧密弾塑性解析), 「FINAS」[7] (粘弾塑性解析) を使用した。

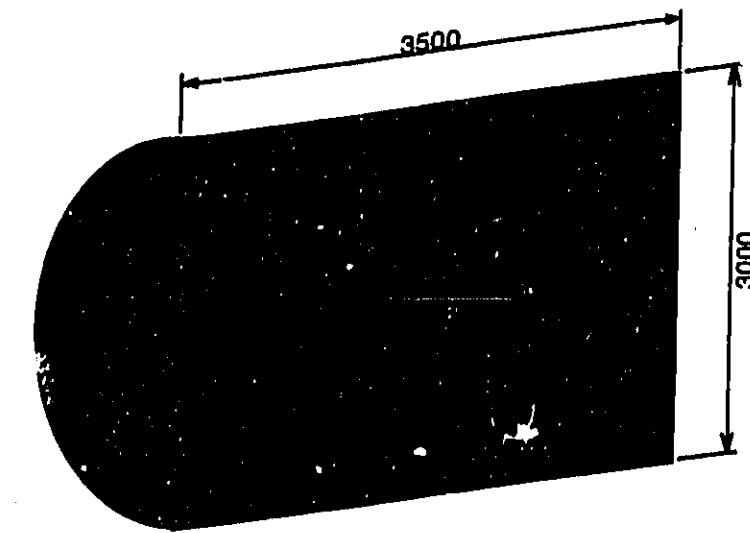


図-3.2 3次元モデル (単位: mm)

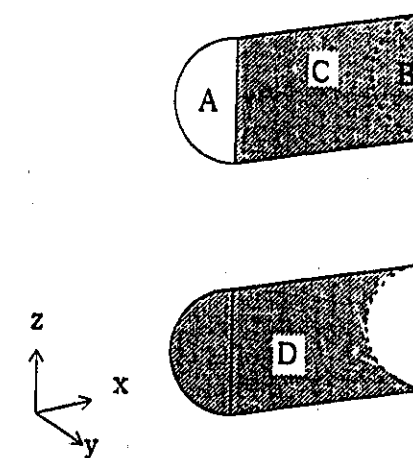


図-3.3 境界面

表-3.2 境界条件

境界面	弾塑性解析	粘弾塑性解析
A	x方向固定	y方向固定
B	x方向固定	x, y, z方向固定
C	y方向固定	x方向固定
D	x, y, z方向固定, 節点より排水	x, y, z方向固定

3. 4 解析結果

図-3.4 に圧密弾塑性解析による 1,000年後の変形図, 図-3.5 にオーバーパックの沈下量の経時変化を示す。100年までの沈下量は大きく, 200年で圧密はほぼ終了し, 1000年経過後のオーバーパック沈下量は, 0.4mm程度となっている。

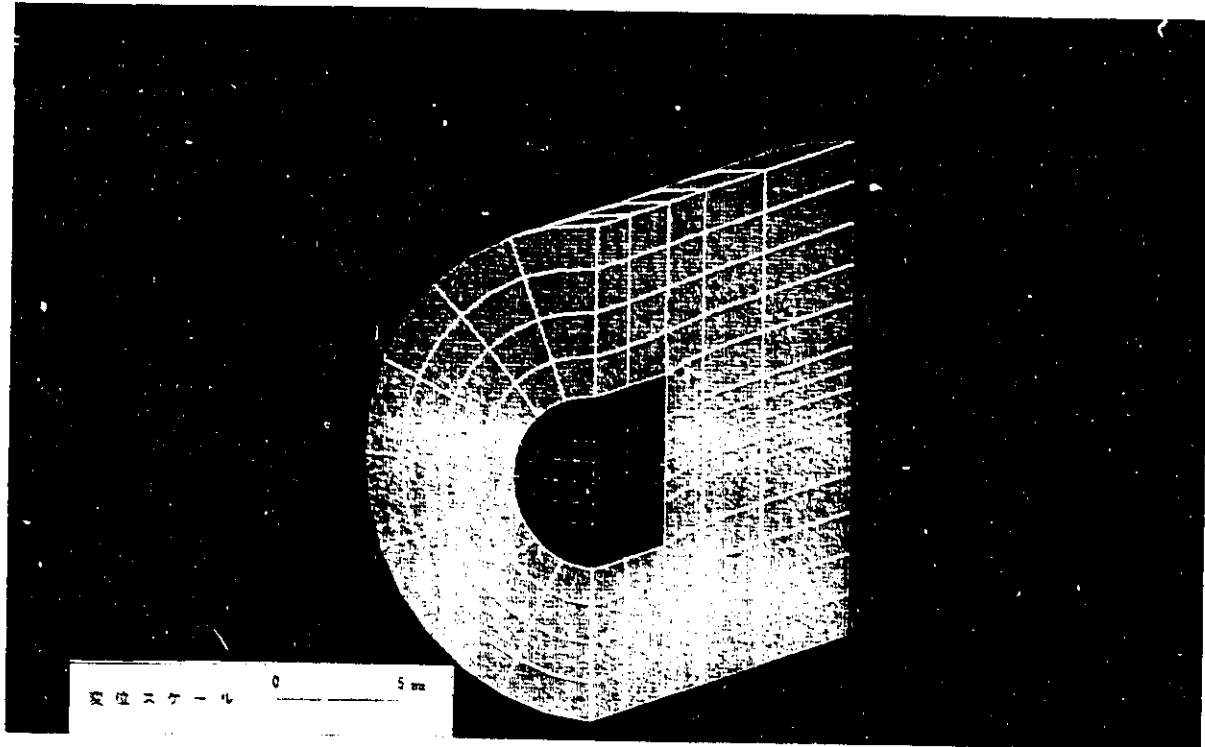


図-3.4 圧密弾塑性解析による 1,000年後の変形図

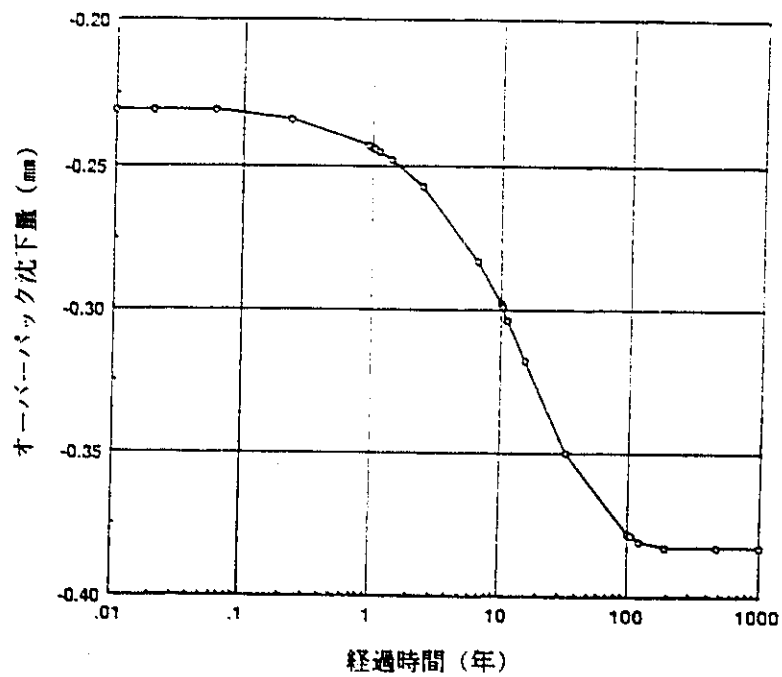


図-3.5 圧密弾塑性解析によるオーバーパックの沈下量の経時変化

図-3.6 に粘弾塑性解析による一万年後の変形図，図-3.7 にオーバーバックの沈下量の経時変化を示す。先の圧密弾塑性解析とは異なり，経過時間が増しても沈下量は一定にならず，一万年経過後のオーバーバックの沈下量は，0.9mm程度となっている。

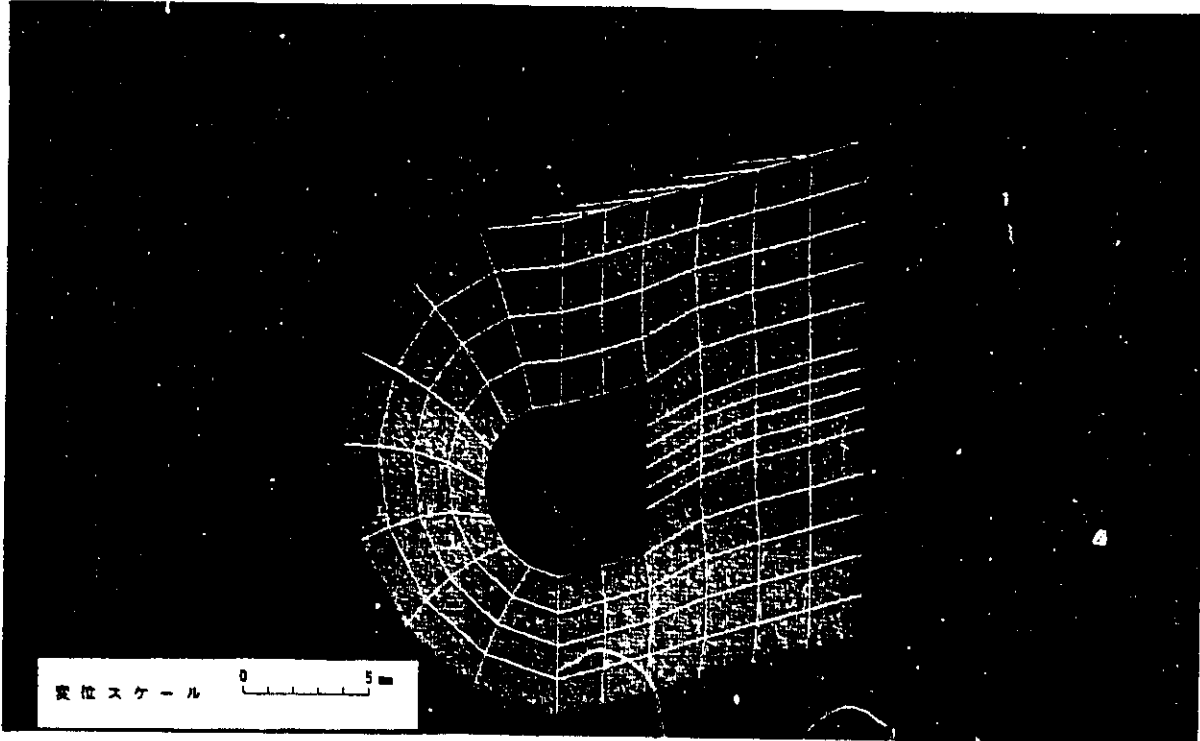


図-3.6 粘弾塑性解析による一万年後の変形図

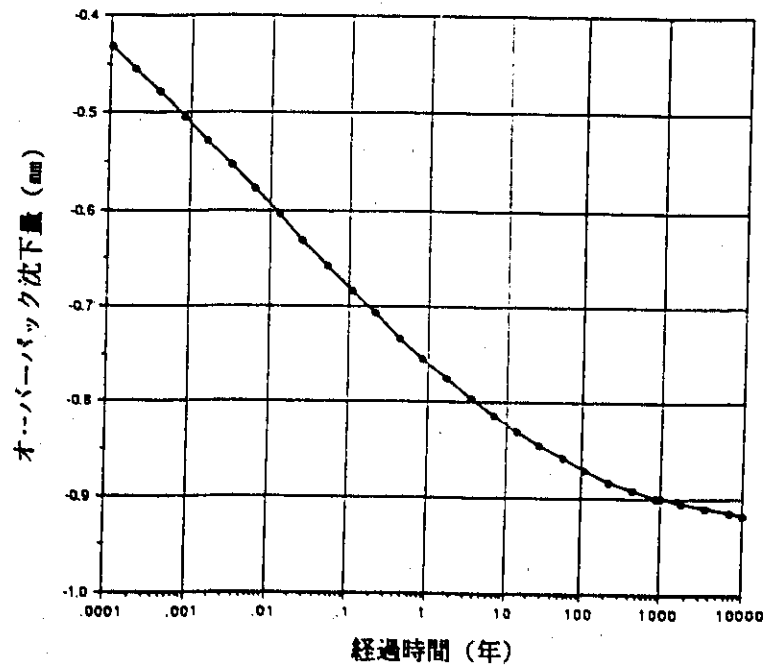


図-3.7 粘弾塑性解析によるオーバーバックの沈下量の経時変化

3. 5 まとめ

緩衝材中の間隙水の排水を考慮した圧密弾塑性モデル及び非排水条件下の緩衝材の粘弾塑性モデルの2種類のモデルを用いて緩衝材が飽和した後の長期的なオーバーバックの沈下解析を実施した。その結果、オーバーバックの沈下量は、緩衝材の飽和密度 2.0g/cm^3 の条件下では、初期は比較的早く沈下するが1000年以降は沈下量は低下し、一万年後でも最大1mm程度となっており、緩衝材はオーバーバックの空間的な位置を保持し得ると考えられる。

今回実施した解析では、ベントナイトの短期のクリープ及び圧密データを用いている。このため、今後は、圧縮ベントナイトの長期の圧密粘弾塑性データの取得とそれに基づく圧縮ベントナイトの長期変形モデルの開発が必要である。

IV 結 語

地層処分の性能評価のためのニアフィールド環境条件を明らかにする観点から人工バリアの構造力学条件に係る緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動及び緩衝材中のオーバーパックの沈下挙動の概略的な評価検討を行った。ここで得られた知見を以下にまとめて示す。

(1) 緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動

緩衝材の浸潤・膨潤変形挙動をモデル化し解析検討した結果、みかけの水分拡散係数を一定とした場合、オーバーパック周りの緩衝材が飽和に達する再冠水時間は、およそ 100 年程度となった。また、緩衝材内は浸潤にともない膨潤圧力を発生し、最終的には人工バリア内部の応力は、緩衝材の飽和膨潤圧力にほぼ等しくなる。

(2) 緩衝材中のオーバーパックの変位（沈下）

緩衝材中の間隙水の排水を考慮した 2 種類のモデルを用いて緩衝材が飽和した後の長期的なオーバーパックの沈下解析を実施した結果、オーバーパックの沈下量は、緩衝材の飽和密度 2.0g/cm^3 の条件下においては、一万年後でも最大 1mm 程度となっており、緩衝材はオーバーパックの空間的な位置を保持し得るという結果を得た。

いずれの現象についても、定量的に影響を評価する段階には至っていないが、人工バリアの構造が長期にわたってどのように変化し得るか、どのような問題が発生し得るか、またそれらの現象を詳細に評価するためには今後どのようなデータを取得し、どのような解析評価を行うべきかを把握できた。

参考文献

1. Schofield, A., Wroth, P., "Critical state soil mechanics", McGraw-Hill, London, 1968.
2. Singh, A., Mitchell, J., "General stress-strain-time function for soils", ASCE Proceedings, vol. 94, 1968.
3. Borgesson, L., "Modelling of buffer material behaviour. Some examples of material models and performance calculations.", SKB-TR 88-29, 1988.
4. Borgesson, L., "Interim report on the laboratory and theoretical work in modeling the drained and undrained behavior of buffer materials.", SKB-TR 90-45, 1990.
5. Borgesson, L., Hökmark, H., Karnland, O., "Rheological Properties of Sodium Smectite Clay", SKB-TR 88-04, 1988.
6. Hibbitt, Karlsson and Sorensen, "ABAQUS user's manual", 1990.
7. 岩田耕司, "汎用非線形構造解析システム FINAS の開発と利用", 動燃技法, No.76, [PNC TN1340 90-004], pp.7~15, 1990