

地層処分場における
ガスの拡散・移行に関する検討
(研究報告)

1999年11月

核燃料サイクル開発機構
東海事業所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村大字村松4-33

核燃料サイクル開発機構 東海事業所

運営管理部 技術情報室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Information Section,

Administration Division,

Tokai Works,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-33 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1194,

Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

1999

地層処分場におけるガスの拡散・移行に関する検討

(研究報告)

棚井憲治¹⁾, 佐藤治夫¹⁾, 村上文啓²⁾, 井上雅弘³⁾

要 旨

高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア候補材料の一つである炭素鋼オーバーパックから発生した水素の緩衝材中の移動特性と水素ガスが及ぼす影響について検討するため、緩衝材の候補材料であるベントナイト単一材料および30wt%ケイ砂混合材料を対象とした溶存水素の拡散試験およびガス移行試験を実施し、基本データの取得およびガス移行メカニズムの把握を行った。また、これらの試験により得られたデータに基づいて拡散およびガス移行それぞれに関わる解析的検討を実施した。

溶存水素の拡散試験結果から、ケイ砂混合系(ケイ砂混合率30wt%, 乾燥密度 1.6 Mg m^{-3})での拡散係数は、 $10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1} \sim 10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ の範囲にあり、諸外国の試験結果の範囲とほぼ一致していた。また、拡散係数は、乾燥密度 1.6 Mg m^{-3} に比べて 1.8 Mg m^{-3} の値がやや小さく、また、 25°C に比べて 60°C の時の値の方がやや大きい傾向を示した。

ガス移行試験においては、ベントナイト単一材料で乾燥密度 1.8 Mg m^{-3} の場合におけるガス有効浸透率は、 $10^{-21} \sim 10^{-20} \text{ m}^2$ 程度であり、30wt%ケイ砂混合系で乾燥密度 1.6 Mg m^{-3} の場合 10^{-17} m^2 程度である。また、ガスがベントナイトを透気するための破過圧力は乾燥密度に比例して大きくなる傾向にあるとともに、膨潤応力にはほぼ比例しており、その値はおおむね膨潤応力程度と推定された。さらに、繰り返し試験結果から、ガスの移行によって緩衝材中に生成される移行経路は、ベントナイトの自己シール性によって修復されることがわかった。

溶存水素の拡散解析の結果からは、炭素鋼オーバーパックの腐食速度を $5 \mu \text{ m y}^{-1}$ 、溶存水素の拡散係数を $2 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ とした場合、水素発生開始から1万年後にはオーバーパックと緩衝材の界面にガス発生量の81%程度が蓄積するとともに、その蓄積圧力は 16 MPa 程度であることがわかった。

一方、ガス移行解析では、発生した水素ガスのほぼ全量が周辺岩盤に移動するとともに、間隙圧力への寄与は小さく、かつ、緩衝材中の間隙水の排出量も30年以降ほぼゼロに近い値となることがわかった。これらより緩衝材や岩盤の構造力学的安定性や核種移行に影響を与えないことが示された。

1) 東海事業所 環境保全・研究開発センター 処分研究部

2) 東洋エンジニアリング株式会社

3) 九州大学大学院工学研究科

A Preliminary Assessment of Gas Diffusion and Migration

Kenji Tanai¹⁾, Haruo Sato¹⁾, Tomohiro Murakami²⁾, Masahiro Inoue³⁾

Abstract

In the anaerobic environment in the deep underground water, carbon-steel overpack corrodes and generates molecular hydrogen. It is conceivable that this hydrogen either dissolves into the porewater of the buffer and migrates through the buffer. If the rate of aqueous diffusion of hydrogen is too low compared to the rate of hydrogen generation, the concentration of hydrogen at the overpack surface will increase until a solubility limit is attained and a free hydrogen gas phase forms. It is possible that the pressure in this accumulating gas phase will increase, affecting the stability of the buffer or the surrounding rock mass. There is also a concern of possible effects on nuclide migration, as it is also conceivable that the flow of gas could push out radionuclide-bearing porewater in the buffer when it flows through the buffer. As such, experimental and analytical study must be carried out on such phenomenon to evaluate such potential phenomena.

(1) Diffusion experiment of dissolved hydrogen

According to the test result concerning the effective diffusion coefficient of the dissolved hydrogen in buffer material, the effective diffusion coefficient of reference buffer material (70wt% bentonite + 30wt% sand mixture, dry density 1.6 Mg m^{-3}) ranges from $10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ to $10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$. The value of the effective diffusion coefficient measured for a dry density of 1.8 Mg m^{-3} is slightly smaller than the value in that for a dry density 1.6 Mg m^{-3} . And the effective diffusion coefficient at 60°C tends to have slightly larger value than that at 25°C . Test results from the foreign countries show the diffusion coefficient in the range between $10^{-9} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ to $10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$. Basically, these test results reported here are in the same range as these other results.

(2) Gas permeability

Studies of the gas permeability of buffer material have been carried out by Pusch et al., Volckaert et al., Horseman et al. and others. These studies measured the gas permeability and the breakthrough pressure in clay materials, in addition to considering the mechanisms of gas migration. The test results obtained to date indicate the following:

a) The magnitude of gas permeabilities obtained are 10^{-17} m^2 for the 30wt% silica sand mixtures at a dry density of 1.6 Mg m^{-3} and 10^{-20} m^2 to 10^{-21} m^2 for the bentonite (100%) at a dry density of 1.8 Mg m^{-3} .

b) The breakthrough pressure at which the gas migrate through the bentonite increases in proportion to the dry density. The gas pressure is also proportional to the swelling pressure and the value is assumed to be almost equivalent to the swelling pressure.

c) As to the reproducibility of the breakthrough pressure, it is observed that first and second breakthrough pressures are almost equivalent.

d) The gas permeability decreases with an increase in the liquid saturation, and it becomes lower by a factor of 1/100 to 1/1000 of the intrinsic permeability at 70% liquid saturation. The experimental data can be fitted by the Corey model.

(3) Evaluation of diffusion of dissolved hydrogen and hydrogen gas migration

With regard to the diffusion of dissolved hydrogen, an analysis is carried out based on the results of long-term corrosion test of carbon steel overpack (diffusion coefficient; $2 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, corrosion rate of carbon steel overpack; $5 \mu \text{ m y}^{-1}$). It is calculated that 81%~86% of the generated hydrogen accumulates at the boundary of carbon steel overpack and buffer. This leads to the formation of free gas phase rich in hydrogen at the overpack surface.

In order to evaluate the migration of the accumulated hydrogen gas a two-phase analysis is carried out using a conservative corrosion rate ($10 \mu \text{ m y}^{-1}$) for carbon steel overpack. Result of this analysis indicate the following ;

a) Pore pressure, quickly returns to a value close to the underground water pressure 30 years after the disposal, even if heat transfer is considered. The contribution of gas generation to pore pressure is minimal and increase rate of pore pressure is 10% or less of initial pore pressure.

b) The starting time for gas to reach outer surface of the buffer is 3~10 years after disposal, and the starting time to penetrate into the sides of the rock mass is roughly 30~50 years. The degree of saturation after penetration became to 96.0~98.0% in all barriers and thus, it is found that the gas migrates almost in a saturated condition. On the other hand, with regard to the quantity of gas that migrates from EBS into the rock mass the long-term, steady-state rate decrease essentially equal to the $2.3 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$ hydrogen generation rate from anaerobic corrosion of overpack.

In view of the above, it is assumed that the influence of gas generation and migration on the EBS is minimal with respect to structural mechanics, and further, that effect on nuclide migration influenced by the discharge of porewater is negligible.

With respect to further analysis, new stochastic and geometric analysis models are under development to calculate gas migration in the buffer. The gas permeability data must be obtained about the buffer and rocks, and verification of predicted performance regarding gas migration code will be important.

-
- 1) Waste Isolation Research Division, TOKAI WORKS, JAPAN NUCLEAR CYCLE DEVELOPMENT INSTITUTE.
 - 2) TOYO ENGINEERING CORPORATION
 - 3) Kyushu University

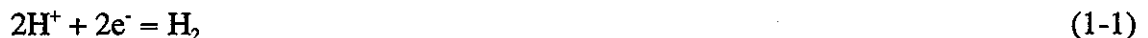
目 次

1.	はじめに	1
2.	溶存水素の拡散に関する検討	3
2.1	目的	3
2.2	拡散試験	3
2.2.1	試験方法	3
2.2.2	試験条件	8
2.2.3	試験結果	10
2.3	拡散解析	19
2.3.1	解析手法	19
2.3.2	解析条件	27
2.3.3	解析ケース	29
2.3.4	解析結果	30
2.4	考察	42
3.	ガス移行に関する検討	44
3.1	目的	44
3.2	ガス移行試験	44
3.2.1	試験方法	44
3.2.2	試験条件	46
3.2.3	試験結果	47
3.3	ガス移行解析	56
3.3.1	解析手法	56
3.3.2	解析条件	61
3.3.3	解析ケース	76
3.3.4	解析結果	76
3.4	考察	95
	参考文献	97
	資料－1	101

1. 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一つである炭素鋼オーバーパックは、地下深部の還元環境下で腐食し水素を発生する。この水素は緩衝材中の間隙水に溶存し拡散するか、気相として緩衝材中を移動することが考えられる。このとき溶存水素の拡散により十分な量が緩衝材外側に放出されず、かつ、緩衝材自体の透気性が小さい場合には、緩衝材とオーバーパック間に水素ガスが蓄積され、その圧力によっては緩衝材あるいは岩盤の構造力学的安定性に影響を及ぼす可能性が考えられる。また、気相として緩衝材中を移動する際に、緩衝材間隙水を排出しつつ移動すると考えられることから、それに伴って核種の移行が促進される可能性も懸念される。したがって、これらの想定事象に対して実験的および解析的検討を行い、ガス発生の影響を定量的に評価する必要がある。

地層処分されたオーバーパック周辺的环境は、処分場の建設によって地表から持ち込まれた酸素の残留する処分直後を除いて還元性であると考えられる。そのような還元性環境下における炭素鋼オーバーパックは、水素発生型の腐食を受ける（本田ほか、1997）。水素発生を伴うのは、(1-1)式に示す水素イオンの還元と(1-2)式の水の還元反応がカソード反応を担うことによる。



炭素鋼オーバーパックの腐食に関する研究では、水の還元による腐食について、脱気海水中に炭素鋼試験片を浸漬し、腐食量と水素発生量の関係が調べられている。その結果、(1-3)式に示す反応を仮定することで水素発生量は腐食量と良い対応を示すことが分った（本田ほか、1997）。



また、還元条件下における炭素鋼の腐食速度については、実験結果や海外での研究例をもとに評価すると、経時的に低下する傾向を示し、2年以降には $5\mu\text{m y}^{-1}$ 以下になる。この腐食速度が1,000年間維持されると仮定すると、平均腐食深さは5mm以下と見積もられるが、これらの試験は想定した環境条件をすべて網羅したものでないことから、環境条件による不確実性を考慮して $10\mu\text{m y}^{-1}$ の平均腐食速度が腐食評価において仮定された（本田ほか、1997）。

このような炭素鋼の腐食評価の結果を背景として、水素発生により想定される事象としては、以下の2つが挙げられる。

- ①水素が相転移により緩衝材内側に気相として蓄積することで間隙圧力が上昇し人工バリアや岩盤へ構造力学的な影響を及ぼす。

②ガスの移行に伴う緩衝材中間隙水の排出により、核種移行を促進させる。

一方、炭素鋼オーバーパックの腐食で発生する水素の移行形態としては、①発生した水素が緩衝材間隙水中に溶存し拡散移動する、②緩衝材間隙中をガスとして移行することが考えられる。

以上のようなことから、本報告では溶存水素の拡散移動と緩衝材間隙中のガス移行の観点から、実験的及び解析的検討を行い、水素発生の影響を定量的に評価した。なお、溶存水素の拡散とガス移行に関しては、実際的には複合的な現象であるが、ここでは、これらの事象を個別に取り扱い、拡散評価により水素の蓄積可能性の検討を、ガス移行評価により人工バリアや岩盤への構造力学的影響の有無をそれぞれ評価した。

2. 溶存水素ガスの拡散に関する検討

2.1 目的

炭素鋼オーバーパックの腐食で発生する水素の一つの移行挙動として、緩衝材間隙水に溶存した水素の拡散移動が考えられる。ここで、溶存水素の拡散量が大きい場合は、水素ガスの発生による影響は無視することが可能であるが、溶存水素の拡散量が小さい場合は、発生した水素がオーバーパックと緩衝材界面に蓄積されることとなる。そこで、水素の蓄積可能性を評価するためには、溶存水素の拡散移動に関わる評価が重要となる。

これらの観点から、緩衝材の候補材料であるベントナイトを用いた溶存水素の拡散試験を行い、溶存水素の拡散係数を取得した。また、試験により求められた拡散係数や炭素鋼オーバーパックの腐食評価（本田ほか，1997）により得られた腐食速度等をもとに、処分坑道横置き方式及び処分孔縦置き方式を対象とした拡散解析を行い、水素の蓄積可能性について評価を行った。

2.2 拡散試験

2.2.1 試験方法

(1) 試験手順

ベントナイト単一材料と 30wt%ケイ砂混合材（70wt%ベントナイト+30wt%ケイ砂）に対する溶存水素の拡散係数を取得するため、Through-Diffusion 法（透過拡散法）（例えば，G.Volckaert et al., 1995）による室内試験を実施した。

ここで採用した Through-Diffusion 法（透過拡散法）とは互いに独立な2個のセルの中央に試料をセットして、両側に高濃度セル（セル A）及び低濃度セル（セル B）をそれぞれ設け、両セルの溶存水素濃度の変化を測定し、この濃度変化から溶存水素の拡散係数を求める方法である。図 2.2-1 に試験装置の概念を示す。

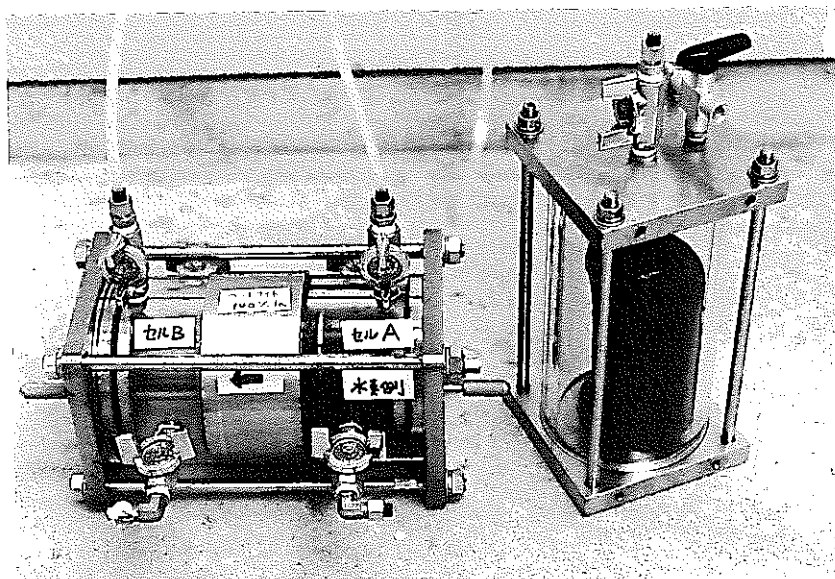


図 2.2-1 溶存水素拡散試験装置の概要

試験の手順としては、まず、一定の乾燥密度となるように圧縮成形した試料をセル A とセル B の間にセットする。次いで、試料を飽和させるために脱気蒸留水をセル A およびセル B に充填し、約 2 時間程度真空ポンプで吸引して試料から気泡が発生しないことを確認するとともに、セル A に接続した圧力ポンプ及びリザーバを用いてセル A 内に 0.5MPa 程度の水圧を負荷し、セル A とセル B との間に動水勾配を生じさせつつ 1 日以上静置した。なお、飽和に伴う試料の膨潤ひずみを発生させないように軸方向拘束棒により試料両面は完全拘束状態とした。また、試験中の温度 (25℃, 60℃) を一定に保持するため、サーミスター付水槽に拡散装置一式を沈めた状態で試験を実施した (図 2.2-2)。溶液のサンプリングは、約 5 日置きに 4 回実施し、20 日間程度試験を行った。

溶存水素の濃度測定方法としては、水素ガスを蒸留水に十分溶かした試験液 (初期の水素濃度約 $0.016\text{Nm}^3\text{ m}^{-3}$) を注入したセル A 及び蒸留水を注入したセル B のそれぞれのブリーダ-A または B から注射器を用いて一定量 (25cm^3) サンプリングした。採取した溶液の分析は、次のように行った。

まず、採取溶液をテプラーポンプに接続した溶存水素分離装置 (図 2.2-3) の試験管に注入する。当該分離装置内は 10~5Pa に減圧されており、注入された溶液中の溶存水素は減圧状態で超音波振動を加えることにより気体となる。その気体をコールドトラップに送り、そこで水蒸気を除去した後、テプラーポンプにより溶存水素分離装置内のガス溜め部に集め、窒素ガスを用いてガスクロマトグラフ分析装置に送り、熱伝導型検出器 (TCD) により水素ガスを定量した。

セル A 及びセル B の内容積はそれぞれ 240cm^3 である。なお、試料両側には金属焼結フィルタ (厚さ 5mm, 間隙径 $5\mu\text{m}$) が配置されているが、金属焼結フィルタはベントナイトあるいはベントナイト/砂混合試料に比較して間隙径が大きいことから、拡散係数の評価にあたっては、その影響を無視しうるものと考えられる。

なお、本試験の前に試験及び分析方法等の妥当性を確認するために予備的な実験を行った。この結果、試料厚さ 5mm の条件では、20 日間程度の測定期間でセル B 側への水素の拡散が認められたのに対して、試料厚さ 10mm ではセル B 側への水素の拡散は、ほとんど認められないことがわかった。

そこで、本試験にあたっては、厚さ 5mm の試料に関しては、試験期間中、セル A に水素ガスをバブリングさせ、セル A 側の水素ガス濃度を一定に保った状態でセル B 溶液の濃度変化を測定することとした。一方、厚さ 10mm の試料に関しては、セル A に初期飽和濃度を設定した後、バブリングを行わず静置した状態でセル A の濃度変化を測定することとした。

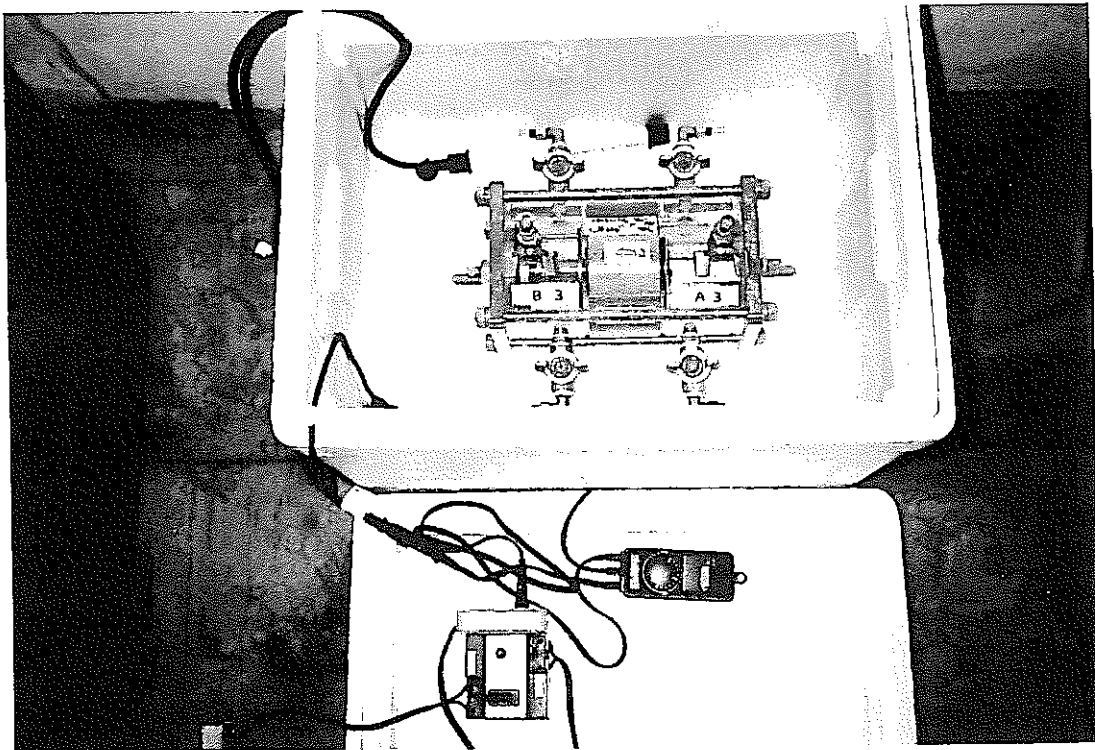


図 2.2-2 拡散試験状況 (サーミスタ付水槽含む)

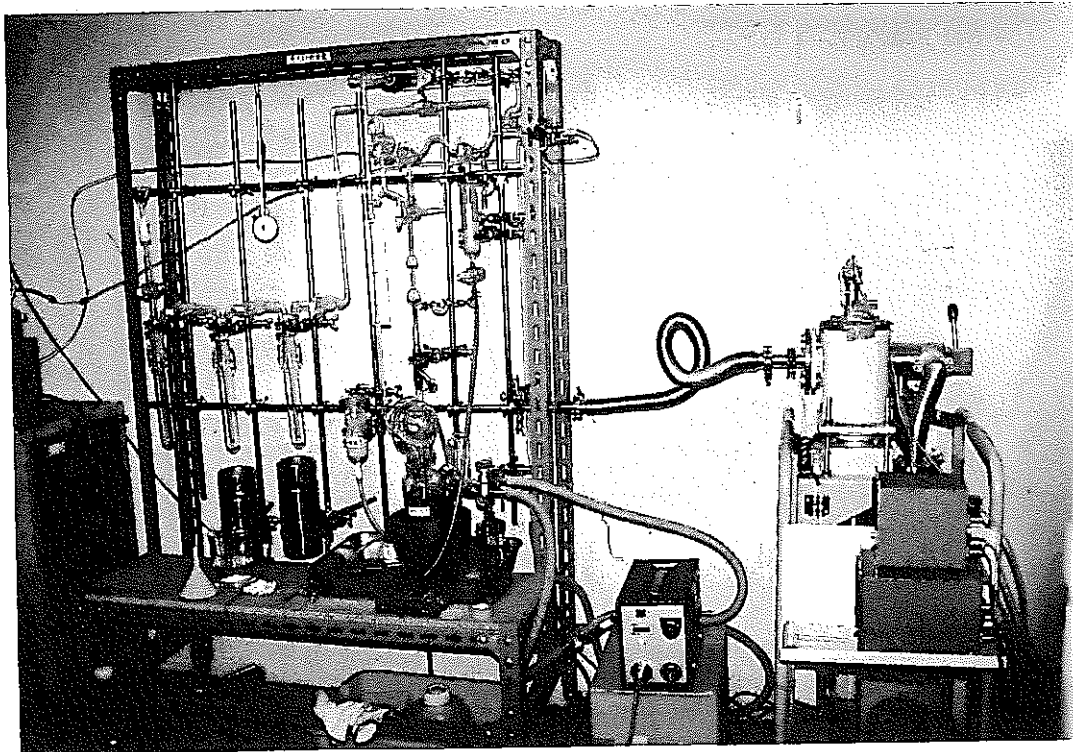


図 2.2-3 溶存水素分析装置の概要

(2) 試験結果の評価方法

Through-Diffusion 法（透過拡散法）による拡散試験は、セル A からセル B へ向かう一次元拡散問題であり、(2.2-1) 式のような Fick の第 2 法則が成立するものと仮定した。拡散係数の導出にあたっては、一次元の拡散方程式を差分法により離散化し、実験により測定されたセル A 及びセル B の溶存水素濃度の経時変化にフィッティングすることにより求めた。なお、ここで取り扱う拡散係数については、溶存水素の緩衝材に対する収着容量を 1 と仮定した。この場合、みかけの拡散係数と実効拡散係数は同等のパラメータとして取り扱うことができる。したがって、以降では単に“拡散係数”という名称を用いることとする。拡散中の濃度変化概念を図 2.2-5 に示す。

$$\frac{\partial \chi}{\partial t} = D \frac{\partial^2 \chi}{\partial \lambda^2} \quad (2.2-1)$$

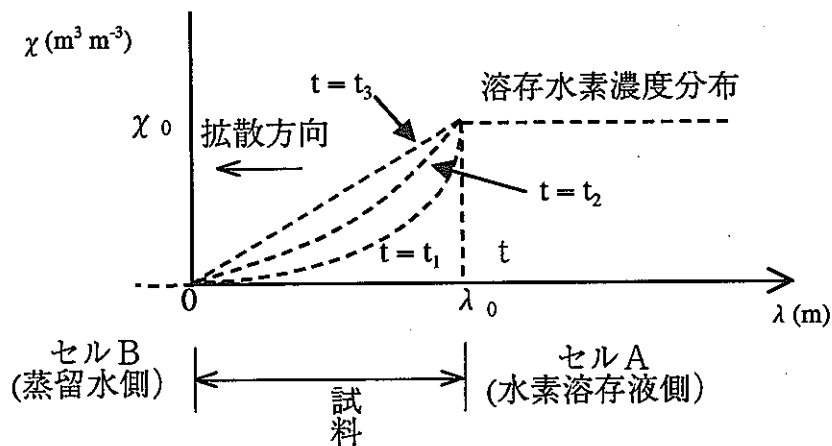


図 2.2-5 拡散濃度変化概念

なお、セル A の濃度を一定とし、セル B の濃度がゼロから徐々に上昇する場合の初期及び境界条件は以下のとおりである。

- ・ $t = 0$ のとき； $0 \leq \lambda < \lambda_0$ で $\chi = 0$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$
- ・ $t > 0$ のとき； $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$

また、セル A の濃度を初期にある値とし、その後、静置した状態で拡散により徐々に濃度が減少する場合の初期条件は以下のとおりである。

- ・ $t = 0$ のとき； $0 \leq \lambda < \lambda_0$ で $\chi = 0$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$

ここで、 χ ：濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， χ_0 ：セル A の初期濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， t ：時間 (s)， λ ：セル B の溶液に接する試料端からの距離 (m)， λ_0 ：試料の厚さ (m)， D ：拡散係数 ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)

1) 差分法による離散化

拡散係数の導出に際しては差分法を用いた。この方法において、試料の長さ方向に差分メッシュを区分し、任意の要素*i*については(2.2-1)式を離散化することで以下ようになる。なお、図2.2-6に差分解法のメッシュ分割概念を示す。

(2.2-1)式の左辺については、

$$\frac{\chi'_i - \chi_i}{\Delta t} \quad (2.2-2)$$

となり、右辺については、

$$\begin{aligned} &= D \frac{\partial}{\partial \lambda} \left(\frac{\partial \chi}{\partial \lambda} \right) \\ &= D \frac{\partial}{\partial \lambda} \left(\frac{\chi_{i+\frac{1}{2}} - \chi_{i-\frac{1}{2}}}{\Delta L} \right) \\ &= \frac{D}{\Delta L} \left(\frac{\partial \chi_{i+\frac{1}{2}}}{\partial \lambda} - \frac{\partial \chi_{i-\frac{1}{2}}}{\partial \lambda} \right) \\ &= \frac{D}{\Delta L} \left(\frac{\chi_{i+1} - \chi_i}{\Delta L} - \frac{\chi_i - \chi_{i-1}}{\Delta L} \right) \\ &= \frac{D}{(\Delta L)^2} \{ (\chi_{i+1} - \chi_i) - (\chi_i - \chi_{i-1}) \} \\ &= \frac{D}{(\Delta L)^2} (\chi_{i-1} - \chi_i) + \frac{D}{(\Delta L)^2} (\chi_{i+1} - \chi_i) \end{aligned} \quad (2.2-3)$$

となる。したがって、これらから(2.2-4)式が得られる。

$$\frac{\chi'_i - \chi_i}{\Delta t} = \frac{D}{(\Delta L)^2} (\chi_{i-1} - \chi_i) + \frac{D}{(\Delta L)^2} (\chi_{i+1} - \chi_i) \quad (2.2-4)$$

また、(2.2-4)式の両辺に断面積*S*をかけ、さらに Δt と ΔL を乗じて両辺を入れ替えると(2.2-5)式が得られる。

$$\frac{\Delta t \cdot D \cdot S}{\Delta L} (\chi_{i-1} - \chi_i) + \frac{\Delta t \cdot D \cdot S}{\Delta L} (\chi_{i+1} - \chi_i) = S \cdot \Delta L (\chi'_i - \chi_i) \quad (2.2-5)$$

ここで、 ΔL ：距離差分 (m)、 Δt ：時間差分 (s)、*S*：拡散断面積 (m²)、 χ_i ：時間*t*における要素*i*の濃度 (m³m⁻³)、 χ'_i ：時間*t*+ Δt における要素*i*濃度 (m³m⁻³)

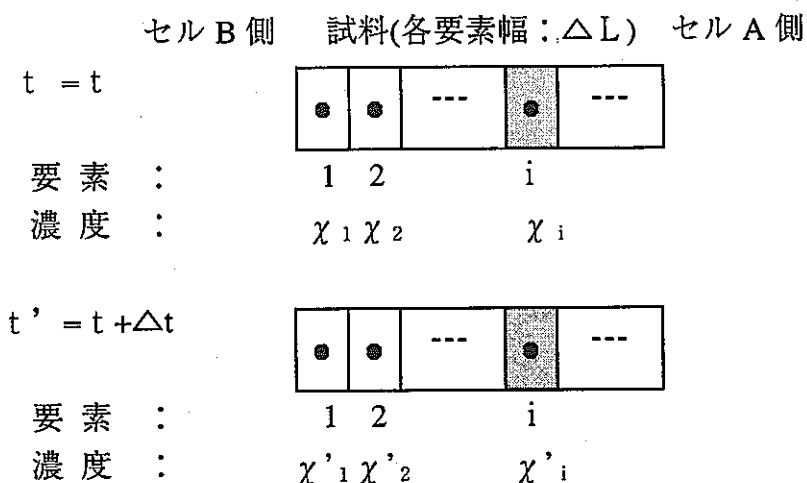


図 2.2-6 差分解法におけるメッシュ分割概念

2.2.2 試験条件

溶存水素の拡散試験に際しては、上述したとおりベントナイト単一材料及び 30wt% ケイ砂混合材料を対象とし、温度、試料厚さ及び乾燥密度をパラメータとして行った。以下に主な試験条件を示す。

- ①試験数 : 12 個 (ブランクテストを含む。)
- ②試料 : ベントナイト 100% 及び 30wt% ケイ砂混合材料
- ③試料寸法 : 76mm (直径) \times 5mm または 10mm (試料厚さ)
- ④試料両端フィルタ : 焼結金属フィルタ (間隙径 : $5\mu\text{m}$)
- ⑤乾燥密度 : 1.6Mg m^{-3} または 1.8Mg m^{-3}
- ⑥温度 : 25°C または 60°C

なお、ベントナイトはクニゲル V1 (山形県月布産, Na 型ベントナイト, クニミネ工業製), ケイ砂は 3 号 (愛知県瀬戸市産) 及び 5 号 (愛知県瀬戸市産) ケイ砂を重量比 1:1 で混合したものをを用いた。表 2.2-1 及び 2.2-2 にベントナイトの鉱物組成 (Ishikawa et al., 1990; 伊藤ほか, 1993; Lajudie et al., 1996) 及び物理特性 (Ishikawa et al., 1990; 伊藤ほか, 1993; Lajudie et al., 1996) を示す。また、表 2.2-3 にケイ砂の化学組成を示す。また、試験ケース一覧を表 2.2-4 に示す。

表 2.2-1 クニゲル V1 の鉱物組成

モンモリロナイト	46～49%
石英／玉髄	29～38%
長石類	2.7～5.5%
方解石	2.1～2.6%
苦灰石	2.0～2.8%
方沸石	3.0～3.5%
黄鉄鉱	0.5～0.7%
有機物	0.31～0.34%

表 2.2-2 クニゲル V1 の物理特性

真比重 [—]	2.7	
液性限界 [%]	416	
塑性限界 [%]	21	
塑性指数 [—]	395	
陽イオン交換量 [meq / 100g]	52	
浸出陽イオン [meq / 100g]	Na ⁺	54.6
	K ⁺	1.3
	Ca ²⁺	41.9
	Mg ²⁺	6.6
Na ⁺ / Ca ²⁺ 比		1.3

表 2.2-3 3号及び5号ケイ砂の化学組成

3号ケイ砂		5号ケイ砂	
SiO ₂	96.50%	SiO ₂	99.8%
Al ₂ O ₃	1.97%	Al ₂ O ₃	0.03%
Fe ₂ O ₃	0.054%	Fe ₂ O ₃	0.006%
		CaO	0.003%
		MgO	0.001%
		K ₂ O	0.002%
		Na ₂ O	0.003%
		TiO ₂	0.044%
		Ig. loss	0.2%

表 2.2-4 試験ケース一覧

	温度		試料の厚さ		乾燥密度	
	25℃	60℃	5mm	10mm	1.6 Mg m ⁻³	1.8 Mg m ⁻³
No.1	○		○		○	
No.2	○			○	○	
No.3	○		○			○
No.4	○			○		○
No.5		○	○		○	
No.6		○		○	○	
No.7		○	○			○
No.8		○		○		○
No.9	○					
No.10		○				
No.11	○		○			○
No.12		○	○			○

2.2.3 試験結果

(1) 溶存水素濃度の経時変化

厚さ 10mm の試料に適用した方法により測定したセル A の濃度経時変化を図 2.2-7 に示す。また、図 2.2-8 には厚さ 5mm の試料に適用した方法により測定したセル B の濃度経時変化を示す。なお、No.1 についてはセル A の濃度を変化させつつ測定を続けたが、同時にセル B の濃度変化データも得られたため、両方の図にプロットした。また、ブランクテストは図 2.2-7 中に含めた。

図 2.2-7 に示す No.1, 2, 4, 6, 8 の測定結果から、セル A の水素濃度は時間の経過とともに低下していることが認められる。また、同図の No.9 及び 10 はブランクテストの値であり、他の測定結果と同様、時間とともに低下傾向を示しているが、その原因の一つとして水素の逸散が考えられる。

また、図 2.2-8 に示す No.1, 3, 5, 7, 11 の測定結果から、セル B の水素濃度は時間の経過とともに上昇していることが認められる。一方、No.12 については、一回目のサンプリング以降、低下傾向を示しており、他のデータとは異なる傾向を示しているが、原因については明らかではない。

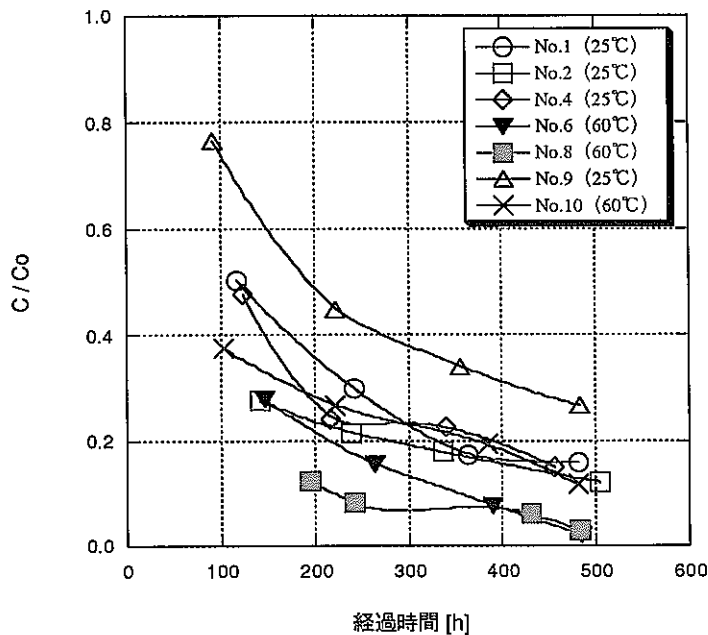


図 2.2-7 セル A における溶存水素濃度の経時変化

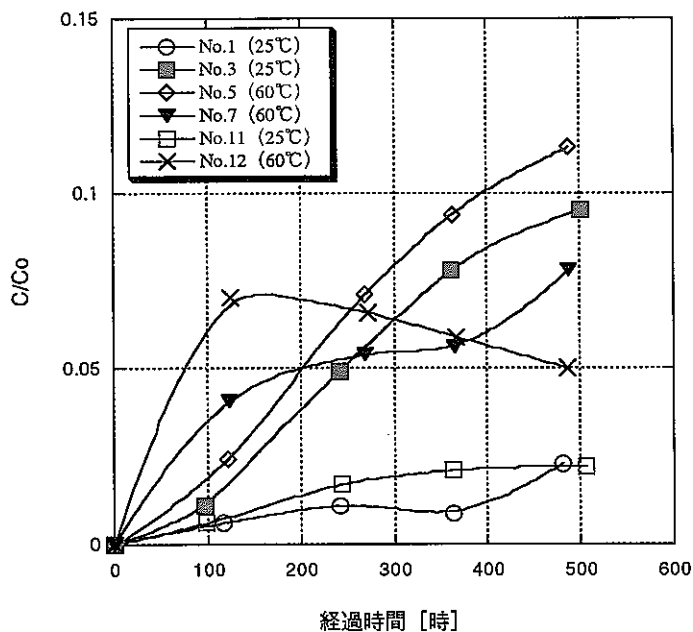


図 2.2-8 セル B における溶存水素の濃度変化

以上、実験により得られた両セルの溶存水素濃度の経時変化を示したが、なかにはデータのばらつき等を考慮しても明らかに妥当でないデータも含まれている。そこで、以下にはこれらのデータを除く No.1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 11 を対象として、拡散係数の算出と温度や密度の影響等について検討を行った。なお、これらの

データのうち、No.11 試料のみがベントナイト 100%である。

(2) 拡散係数の算出と温度及び密度等の影響

拡散係数の算出にあたっては、各時間に測定されたそれぞれの溶存水素濃度を基準として、その値に最も漸近するフィッティングとなるようにして求めた。したがって、算出される拡散係数は1 試料に対して4点となる。

解析にあたっては、セル A 及びセル B それぞれを加味して以下に示すように初期条件及び境界条件を設定した。

①セル A の濃度を常に一定とし、セル B の濃度が上昇する場合の初期及び境界条件 (No.1, 3, 5, 7, 11, 12 に適応)

- ・ $t=0$ のとき； $0 \leq \lambda < \lambda_0$ で $\chi=0$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$
- ・ $t > 0$ のとき； $\lambda = 0$ で $\chi = \chi_B(t)$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$ (=一定)

②セル A の濃度減少を考慮した場合の初期及び境界条件 (No.1, 2, 4, 6, 8 に適応)

- ・ $t=0$ のとき； $0 \leq \lambda < \lambda_0$ で $\chi=0$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_0$
- ・ $t > 0$ のとき； $\lambda = 0$ で $\chi = \chi_B(t)$ ， $\lambda = \lambda_0$ で $\chi = \chi_A(t)$

ここで、 χ ：濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， χ_0 ：セル A の初期濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， $\chi_A(t)$ ：時刻 t のセル A の濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， $\chi_B(t)$ ：時刻 t のセル B の濃度 ($\text{m}^3 \text{m}^{-3}$)， t ：時間 (s)， λ ：セル B の溶液に接する試料端からの距離 (m)， λ_0 ：試料の厚さ (m)， D ：拡散係数 ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$)

なお、後者の解析ではブランクテストにより得た漏洩分はすべての時間を通じて一定量がセル A から漏洩するものとして計算に反映した。このような初期及び境界条件を用いて(2.2-5)式から拡散係数を求め、各経過時間における水素ガス濃度を導出した。

1) セル A における実測値へのフィッティング

図 2.2-9 及び 2.2-10 にセル A における実測値と計算値を温度別に示す。また、計算により求めた拡散係数を表 2.2-5 及び 2.2-6 に示す。なお、図 2.2-9 及び 2.2-10 に示した解析結果は、約 500 時間における最終実測値を基準にフィッティングしたものである。

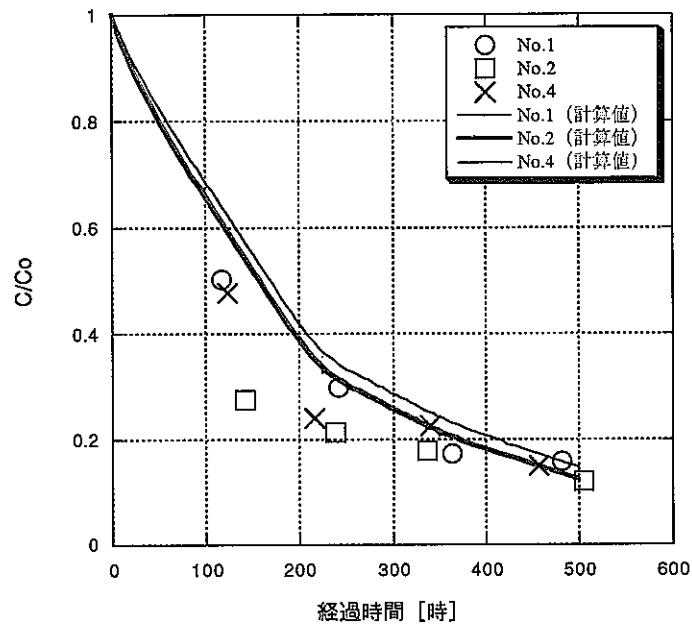


図 2.2-9 セル A における溶存水素の実測値と差分計算結果との比較 (温度 25°C)

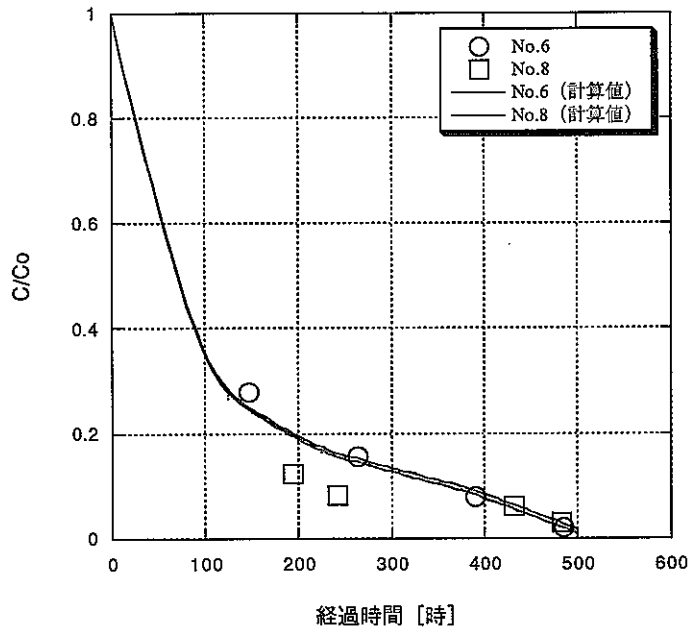


図 2.2-10 セル A における溶存水素の実測値と差分計算結果との比較 (温度 60°C)

表 2.2-5 セル A における拡散係数の値 (温度 25°C)

No.	拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]	
No.1	1.57×10^{-10}	$9.24 \times 10^{-11} \pm 6.4 \times 10^{-11}$
	5.85×10^{-11}	
	5.42×10^{-11}	
	2.78×10^{-11}	
No.2	5.69×10^{-10}	$3.16 \times 10^{-10} \pm 2.5 \times 10^{-10}$
	2.07×10^{-10}	
	1.21×10^{-10}	
	6.29×10^{-11}	
No.4	2.94×10^{-10}	$1.80 \times 10^{-10} \pm 1.1 \times 10^{-10}$
	2.20×10^{-10}	
	7.76×10^{-11}	
	6.65×10^{-11}	

表 2.2-6 セル A における拡散係数の値 (温度 60°C)

No.	拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]	
No.6	4.79×10^{-11}	$6.18 \times 10^{-11} \pm 1.3 \times 10^{-11}$
	7.56×10^{-11}	
	7.06×10^{-11}	
	5.29×10^{-11}	
No.8	2.09×10^{-10}	$1.28 \times 10^{-10} \pm 8.1 \times 10^{-11}$
	1.91×10^{-10}	
	5.61×10^{-11}	
	4.78×10^{-11}	

2) セル B における実測値へのフィッティング

図 2.2-11 及び 2.2-12 にセル B における実測値と計算値を温度別に示す。また、計算により求めた拡散係数を表 2.2-7 及び 2.2-8 に示す。なお、セル A と同様、図中の解析結果は、約 500 時間における最終実測値を基準にフィッティングしたものである。

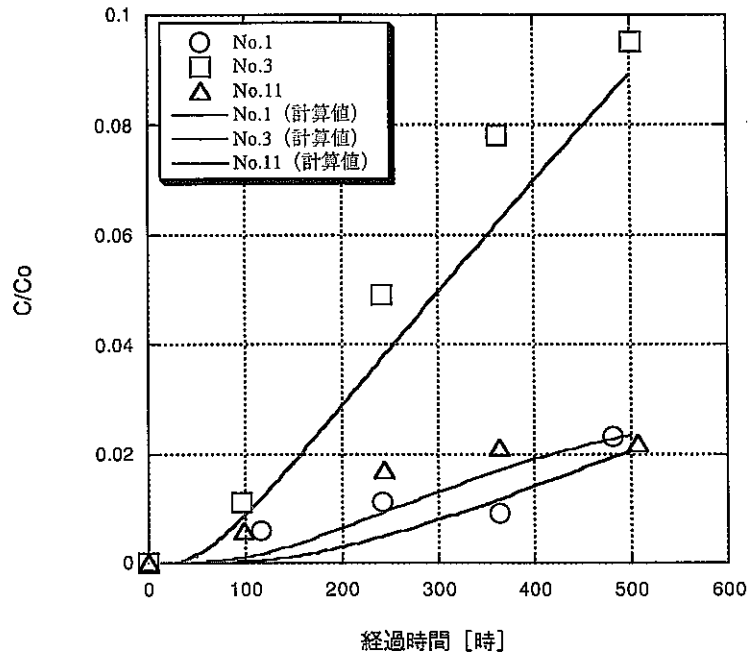


図 2.2-11 セル B における溶存水素の実測値と差分計算結果との比較 (温度 25°C)

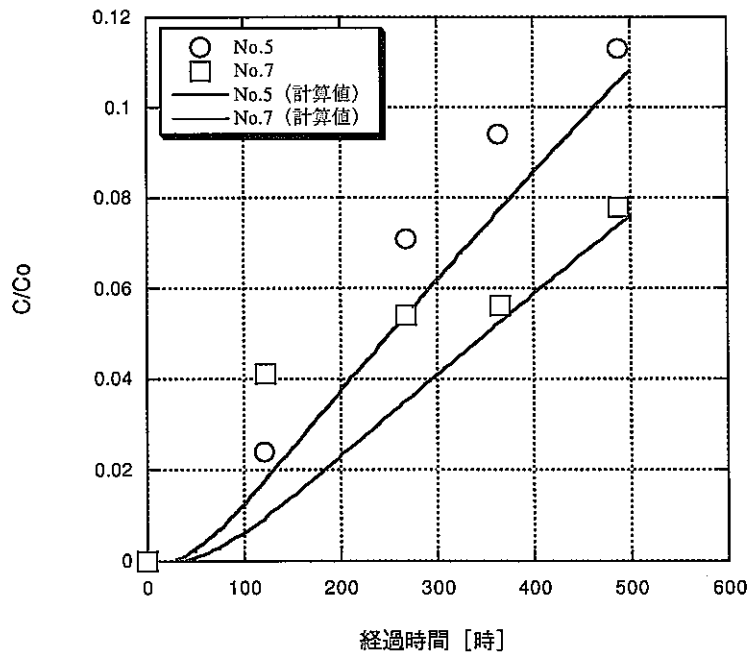


図 2.2-12 セル B における溶存水素の実測値と差分計算結果との比較 (温度 60°C)

表 2.2-7 セル B における拡散係数の値 (温度 25°C)

No.	拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]	
No.3	2.01×10^{-11}	$1.91 \times 10^{-11} \pm 1.5 \times 10^{-12}$
	2.06×10^{-11}	
	2.04×10^{-11}	
	1.75×10^{-11}	
No.11	1.45×10^{-11}	$1.00 \times 10^{-11} \pm 4.5 \times 10^{-12}$
	9.91×10^{-12}	
	7.59×10^{-12}	
	5.54×10^{-12}	

表 2.2-8 セル B における拡散係数の値 (温度 60°C)

No.	拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]	
No.5	2.44×10^{-11}	$1.91 \times 10^{-11} \pm 1.5 \times 10^{-12}$
	2.52×10^{-11}	
	2.39×10^{-11}	
	2.10×10^{-11}	
No.7	3.52×10^{-11}	$2.51 \times 10^{-11} \pm 1.0 \times 10^{-11}$
	2.02×10^{-11}	
	1.52×10^{-11}	
	1.50×10^{-11}	

3) 拡散係数に対する乾燥密度と温度の影響

前項により求められた拡散係数と乾燥密度及び温度との関係について以下に整理する。対象とするデータは、前項同様、No.1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 11 の 9 試料である。なお、各パラメータの比較に際しては、溶存水素の濃度測定がセル A 及びセル B それぞれで行われていることから、A 側と B 側の結果をわけて整理する。

図 2.2-13 及び 2.2-14 にセル A 及びセル B における拡散係数と乾燥密度の関係、図 2.2-15 及び 2.2-16 に拡散係数と温度との関係をそれぞれ示す。これらの図からセル A 及びセル B ともあまり顕著な傾向を得るには至らなかったが、セル B におけるデータのうち、データのばらつきが少ない No.3 と No.5 を比較すると僅かではあるが乾燥密度 1.8Mg m^{-3} の値は 1.6Mg m^{-3} の値よりも若干小さく、 25°C に比して 60°C の方が若干大きい値を示している。

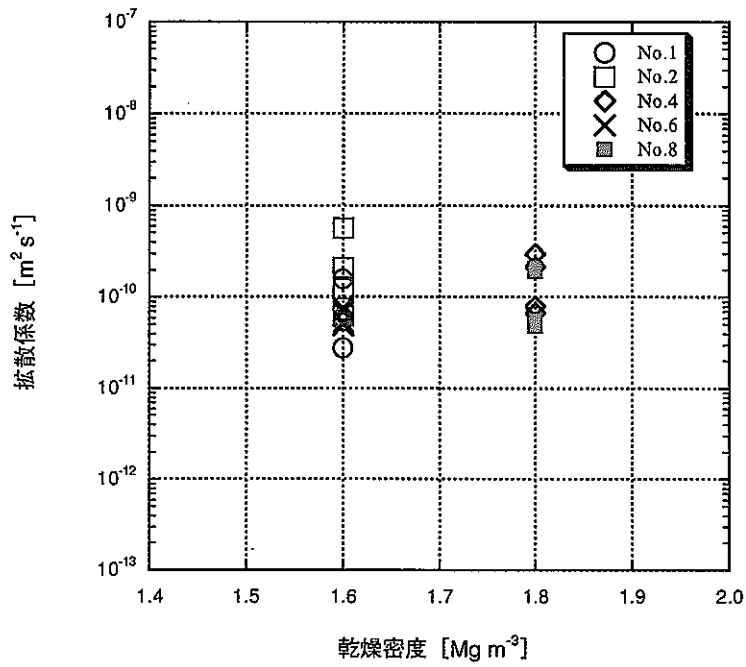


図 2.2-13 セル A における拡散係数と乾燥密度との関係

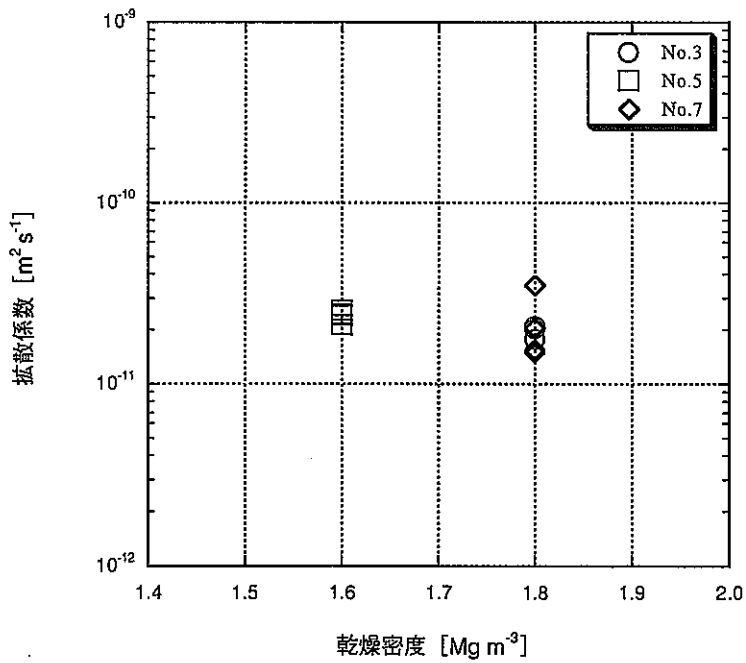


図 2.2-14 セル B における拡散係数と乾燥密度との関係

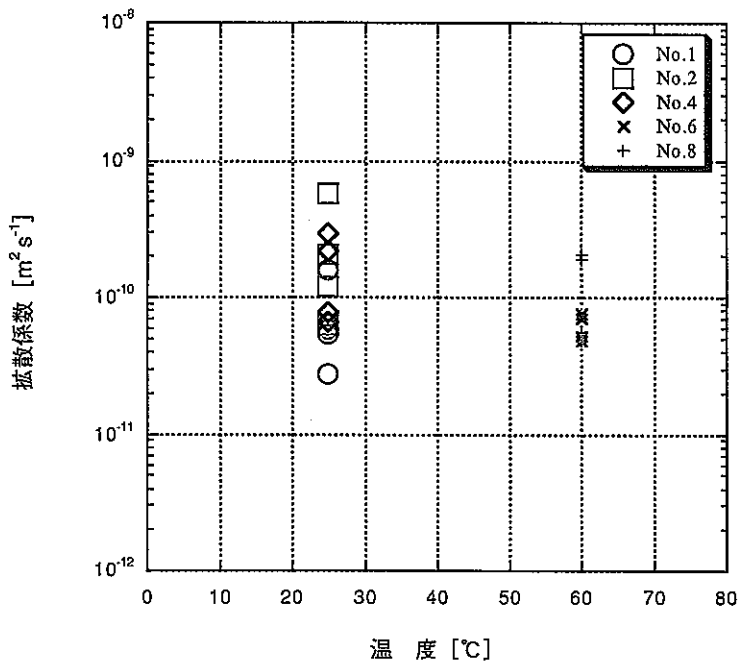


図 2.2-15 セル A における拡散係数と温度との関係

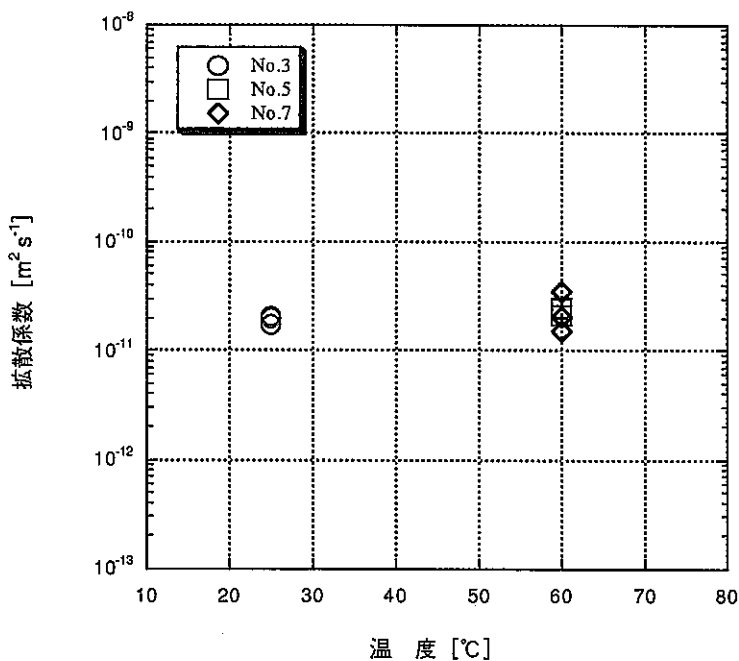


図 2.2-16 セル B における拡散係数と温度との関係

以上、溶存水素の拡散試験については、今回、短時間にブランクテストを含め 12 ケース実施したが、サンプル数や試験期間など幾つかの問題もあり、十分な評価には至っていない。しかしながら、得られた拡散係数は、30wt%ケイ砂混合材、乾燥

密度 1.6Mg m^{-3} に対して、 $10^{-11}\sim 10^{-10}\text{m}^2\text{ s}^{-1}$ の範囲とおおむね拡散係数のオーダーを把握することができた。今回得られた結果は、ベントナイトの鉱物組成等は異なるものの、諸外国 (Neretnieks, I., 1985 ; Worgan, K.J., 1990 ; Pandey et al., 1974 ; Kross et al., 1987) で得られた結果 ($10^{-9}\text{m}^2\text{ s}^{-1}\sim 10^{-12}\text{m}^2\text{ s}^{-1}$) と同様の範囲であった。

2.3 拡散解析

この章では、炭素鋼オーバーパックスの腐食により発生した水素が、その周囲の緩衝材間隙水中に溶存した状態で拡散移動する場合、拡散係数や水素発生速度が及ぼす影響について検討するため、人工バリア及び処分場の設計等で検討された結果 (本間ほか, 1999 ; 棚井ほか, 1999) をもとに、岩盤 (硬岩系及び軟岩系) 及び処分形態 (処分坑道横置き方式及び処分孔縦置き方式) の組み合わせを考慮して、数値解析用円筒座標モデルを作成し、拡散解析を実施した。解析では拡散係数及び水素発生速度を考慮した。

2.3.1 解析手法

(1) 差分法

処分場に設置されたオーバーパックス周辺の緩衝材中の溶存水素拡散挙動について解析シミュレーションを実施するにあたり、オーバーパックス及び緩衝材を模擬した円筒形モデルを作成し、そのモデルに対して拡散現象を表現する円筒座標に関わる Fick の第 2 法則 (微分方程式) を差分方程式に変換し、その方程式を時間増分に応じて繰り返し計算することにより、緩衝材各部の溶存水素濃度、オーバーパックス/緩衝材界面に蓄積するガス圧、岩盤側への溶出量等の経時変化を算出した。解析に使用した差分モデルを図 2.3-1 に示す。

図において中央の要素 (i, k) の濃度 $C_{i,k}$ はその周辺の 4 要素の濃度から算出することを示している。以下に濃度 $C_{i,k}$ の算出のための差分方程式を示す。

任意のセルの座標 (i,k) の濃度を $C_{i,k}$ 、時間差分 Δt 後のセルの座標 (i, k) の濃度を $C'_{i,k}$ とすると、次の差分方程式が成り立つ。

$$C'_{i,k} = E_{1,i,k} \cdot C_{i-1,k} + E_{2,i,k} \cdot C_{i+1,k} + E_{3,i,k} \cdot C_{i,k-1} + E_{4,i,k} \cdot C_{i,k+1} + F_{1,i,k} \cdot C_{i,k} \quad (2.3-1)$$

ここで、

$$E_{1,i,k} = A_{1,i,k} / B_{1,i,k}, E_{2,i,k} = A_{2,i,k} / B_{1,i,k}, E_{3,i,k} = A_{3,i,k} / B_{1,i,k},$$

$$E_{4,i,k} = A_{4,i,k} / B_{1,i,k}, F_{1,i,k} = 1 - E_{1,i,k} - E_{2,i,k} - E_{3,i,k} - E_{4,i,k}$$

$$A_{1,i,k} = D \cdot \Delta Z_k / (\log R_i - \log R_{i-1})$$

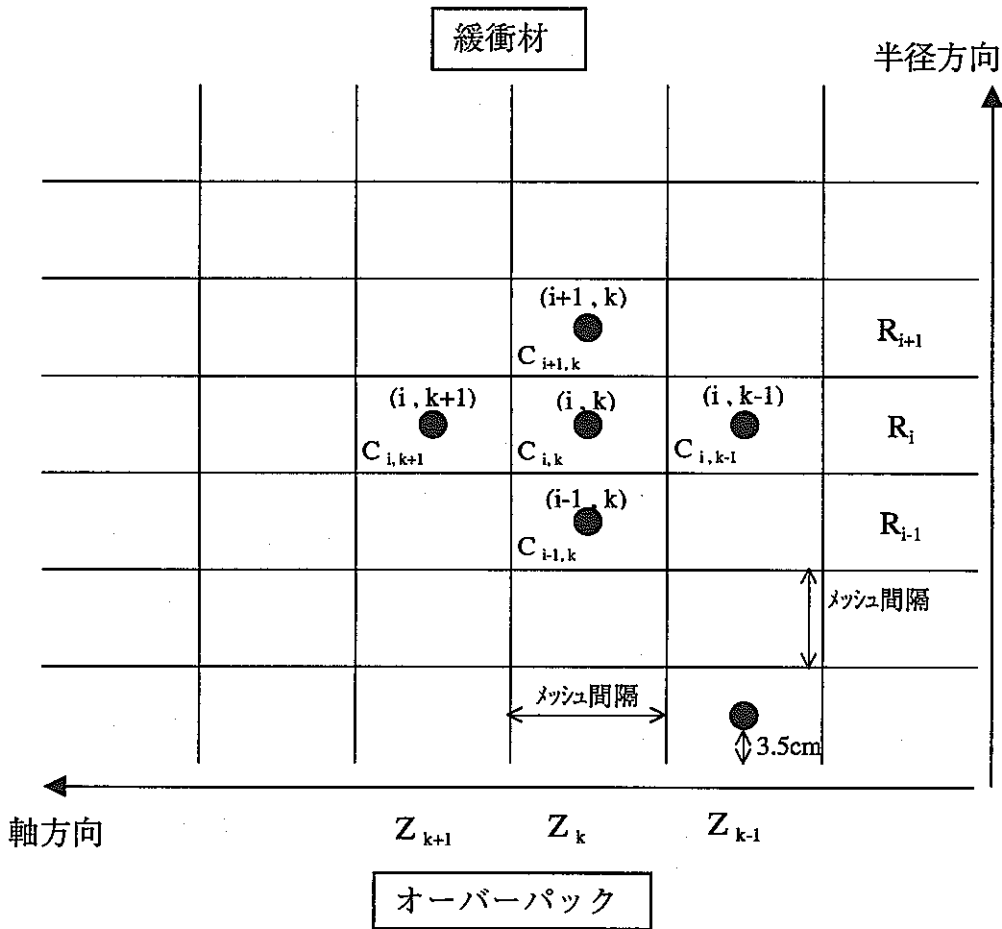
$$A_{2,i,k} = D \cdot \Delta Z_k / (\log R_{i+1} - \log R_i)$$

$$A_{3,i,k} = D \cdot T_i / (Z_k - Z_{k-1})$$

$$A_{4,i,k} = D \cdot T_i / (Z_{k+1} - Z_k)$$

$$B_{1,i,k} = T_i \cdot \Delta Z_k / \Delta t$$

- $C_{i,k}$: ある時間 t のメッシュ座標 (i,k) における溶存水素濃度
- $C'_{i,k}$: $t+\Delta t$ のメッシュ座標 (i,k) における溶存水素濃度
- T_i : セルの半径方向の座標 i に存在するメッシュの断面積
- ΔZ_k : 軸方向のメッシュ幅 ($=Z_{k+1}-Z_k$)
- D : 拡散係数
- Δt : タイムステップ間隔
- R_i : メッシュ (i,k) の半径方向の座標
- Z_k : メッシュ (i,k) の軸方向の座標



(i, k) : セルの座標
 $C_{i,k}$: セルの濃度

図 2.3-1 拡散解析のための差分モデル

今回の解析においては、緩衝材を半径方向に 10 要素に分割した。したがって、オーバーパックに最も近い点は界面から僅かに緩衝材に入った点 (3.5cm) のメッシュ中央値であり、この点では蓄積ガス量やガス圧の変化が最も大きい点となる。

なお、差分解による計算結果の妥当性を確認するために、この差分方程式と厳密

解とを比較検討した。比較のための厳密解は Nottrot ら (1966) による立坑まわりの熱伝導解を用いた。図 2.3-2 に厳密解用円筒座標モデル($r-\theta$ 座標)と今回差分解のために用いた円筒座標モデル ($r-\theta$ 座標)を示す。また、表 2.3-1 に両者の計算結果の比較を示す。この表には Fourier 数 (熱伝導率や拡散係数を含む定数) と無次元半径及びその双方から導出される温度や濃度を示すが、すべての領域にわたり両者の温度及び濃度計算値の差が十分に小さいことから、今回の差分法でも十分な精度を有することを確認した。

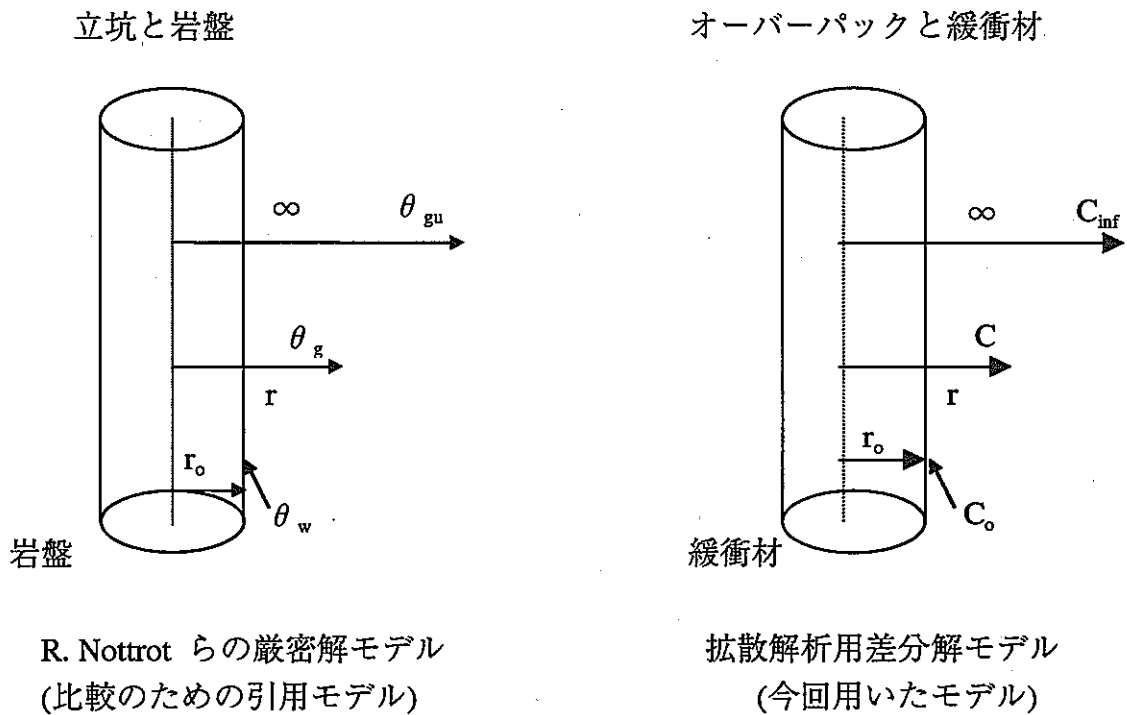


図 2.3-2 差分と厳密解のモデルの比較

ここで、 θ_w : 立坑壁の温度、 θ_g : 任意の位置の岩盤温度、 θ_{gu} : 遠隔点の温度、 C_o : オーバーパックと緩衝材の境界での溶存水素ガス濃度、 C : 任意の位置の溶存水素ガス濃度、 C_{inf} : 遠隔点の溶存水素ガス濃度、 r : 円筒座標の中心から任意の位置までの半径方向の距離、 r_o : 円筒座標の中心から立坑壁まで、またはオーバーパック表面までの半径方向の距離

表 2.3-1(1) Roel Nottor らによる立坑周辺岩盤の熱解析におけるフーリエ数と無次元半径の変化 [異なるフーリエ数 (F_0) における無次元半径 (r/r_0) に依存した無次元温度 ($\theta_g - \theta_w$) / ($\theta_{gu} - \theta_w$)] Biot 数 $Bi = \infty$ の場合 (厳密解)

$F_0 \backslash r/r_0$	1.00	1.33	1.67	2.00	3.33	5.00	6.67	8.33	10.00	13.33
0.008	0.000	0.994	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.014	0.000	0.961	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.02	0.000	0.919	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.08	0.000	0.650	0.928	0.993	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.14	0.000	0.540	0.840	0.960	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.20	0.000	0.479	0.773	0.921	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.80	0.000	0.303	0.526	0.689	0.965	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000

表 2.3-1(2) 今回の拡散方程式におけるフーリエ数と無次元半径の変化 [異なるフーリエ数 (F_0) における無次元半径 (r/r_0) に依存した無次元水素濃度 ($C - C_0 / C_{inf} - C_0$)] $r_0 = 1m$, 半径方向の格子間隔 = 0.0333m (差分)

$F_0 \backslash r/r_0$	1.00	1.33	1.67	2.00	3.33	5.00	6.67	8.33	10.00	13.33
0.008	0.000	0.993	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.014	0.000	0.960	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.02	0.000	0.916	0.999	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.08	0.000	0.646	0.925	0.991	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.14	0.000	0.538	0.837	0.958	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.20	0.000	0.476	0.771	0.918	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
0.80	0.000	0.301	0.524	0.687	0.963	0.999	1.000	1.000	1.000	1.000

(2) ガス蓄積圧による緩衝材の弾性変形の考え方

発生した水素が相転移によりガスとなり、オーバーパックと緩衝材の界面に蓄積すると仮定した場合、蓄積する場所がどこであるかが重要となる。この解析では緩衝材の弾性係数がオーバーパックに比較してかなり小さいことから、オーバーパック/緩衝材の界面に蓄積したガスは緩衝材を圧縮し同時にその場所に「ガス溜まり」を形成すると仮定した。

以下にはガス溜まり形成のための蓄積ガス圧と緩衝材体積弾性変化の関係について、またその際、形成されるガス溜り体積の考え方について述べる。

オーバーパックからのガス発生量が、溶存水素の拡散量あるいはガス移行量以上に多い場合、ガスはオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積し、ガス溜まりが生ずると考えられる。そのガス溜まりの成因はガス圧によって緩衝材が外向きへ圧縮され、弾性的に変形することで生ずるものと仮定する。

一般には緩衝材の変形が大きい場合は、弾性挙動を示さないため従来の試験結果に示された弾性係数を適用することが困難であると考えられる。今回の解析の場合でも蓄積ガス圧がかなり大きくなり、その圧力条件で緩衝材が変形すれば、変形が弾性限界を超えるため上記の弾性係数の適用は困難であると考えられる。しかし、現在のところ変形が大きい場合の弾性係数が見あたらないことから、ここではこの弾性係数を用いることとする。

また、緩衝材は圧縮することにより当然のことながら弾性係数も増加すると考えられるがそのようなデータも存在しない。そこで、この計算では初期弾性係数が最終変形まで維持されるものと仮定する。

以上のような弾性特性の仮定のもとに、ペントナイト緩衝材の体積弾性係数(K) [MPa]は以下のように導出できる。ただし、Kの導出のために使用する弾性係数(E)とポアソン比(ν)は下記の値とした。

弾性係数：E = 3 MPa(含水比 22%), ν = 0.4 の場合

$$K = E / (3(1 - 2.0 \cdot \nu)) = 5 \text{ MPa}$$

一方、オーバーパックと緩衝材の界面に蓄積したガス圧によって緩衝材が体積弾性変形すると仮定しても、どの部分に変形が生ずるかは不明である。そこで、ここでは処分坑道横置き方式を対象とし、緩衝材の体積弾性変形対象容積を図 2.3-3 に示す「斜線部分」と仮定した。なお、処分孔縦置き方式の場合については、単に配置が異なるだけではなく緩衝材厚さが厚く、処分坑道横置き方式と比較すると軸方向の長さが 1.0m ほど大きいことが、他の寸法は同じであることからほぼ同等とみなした。

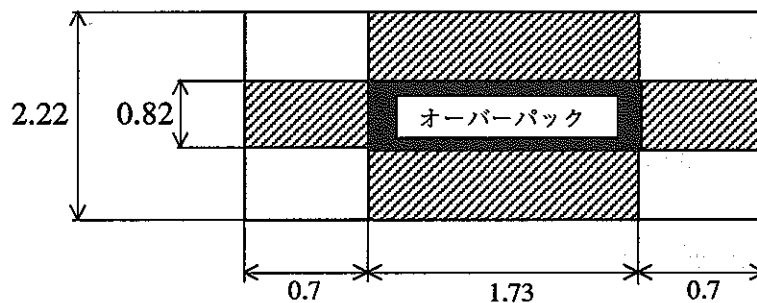


図 2.3-3 緩衝材の体積弾性変形対象容積

図 2.3-3 から「斜線部分」のうち半径方向の緩衝材容積は下記のようになる。

$$\pi \cdot (1.11)^2 \cdot 1.73 - \pi \cdot (0.41)^2 \cdot 1.73 = 5.78 \text{ m}^3 \quad (2.3-2)$$

同様に軸方向の緩衝材容積は下記のようになる。

$$\pi \cdot (0.41)^2 \cdot 1.40 = 0.74 \text{ m}^3 \quad (2.3-3)$$

したがって、上記2体積の合計 (6.52 m³) が体積弾性変形対象容積となる。

さらに、30wt%ケイ砂混合材料における砂粒子の弾性変形は、ベントナイト粒子の弾性係数に比べて大きいことからその変形は無視できると考えると、この場合の変形対象領域は下記のようになる。

$$V = 6.52 \times 0.70 = 4.56 \text{ m}^3 \quad (2.3-4)$$

以上の仮定に基づいてオーバーパックと緩衝材界面に蓄積するガス圧と緩衝材体積弾性変形量の関係式を求める。

一般に緩衝材の体積弾性係数 (K)、緩衝材の体積 (V)、蓄積するガス圧増分 (dP) 及び緩衝材の体積ひずみ増分 (dV/V) の関係は、(2.3-5)式で示される。

$$K = dP / (dV / V) \quad (2.3-5)$$

また、(2.3-5)式は(2.3-6)式のように展開できる。

$$dV = V \times dP / K \quad (2.3-6)$$

一方、地下水圧に相当する初期のガス圧 (P₁) から dP だけガス圧が増加した場合のガス体積 (V_g) は、P₁ 及び V_i (P₁ の圧力状態におけ換算した場合のガス体積) を用いて下記のように展開される。

$$V_g = P_1 \times V_i / (P_1 + dP) \quad (2.3-7)$$

また、緩衝材の体積増分 (dV) は、ガス体積 (V_g) に等しいので、(2.3-6)式及び(2.3-7)式から以下のようになる。

$$V \times dP / K = P_1 \times V_i / (P_1 + dP) \quad (2.3-8)$$

この式から、

$$V \times dP \times (P_1 + dP) = P_1 \times V_i \times K \quad (2.3-9)$$

と展開でき、これを整理して、

$$(dP)^2 + (V \times P_1) \times (dP) - P_1 \times V_i \times K / V = 0 \quad (2.3-10)$$

となる。さらに、(2.3-10)式を整理すると、(2.3-11)式のとおりとなる。

$$dP = -\frac{P_1}{2} + 0.5 \times \sqrt{(P_1^2 + 4 \times K \times P_1 \times V_i / V)} \quad (2.3-11)$$

この式は圧力増分 (dP) を求める式である。したがって、ガス圧力 (P) を求めるには、dP に地下水圧 P_1 を加える必要がある。その結果、下式のようなものとなる。ここで、1 気圧状態に換算するため P_a を大気圧、 V_s を大気圧条件下のガス体積とすると、 $P_1 \times V_i = P_a \times V_s$ と置換することができる。

$$P = P_1 + 0.5 \times \sqrt{(P_1^2 + 4 \times K \times P_a \times V_s / V)} \quad (2.3-12)$$

(2.3-12)式を用いて深度 1,000m 及び 500m におけるガス圧 (P) とガス体積 (V_s) の関係はそれぞれ以下のように表すことができる。なお、ここで V_s は、

$$\begin{aligned} V_s &= 4 \times K \times P_a / V \\ &= 4 \times 5 \times 0.1 / 4.56 \\ &= 0.44 \end{aligned}$$

である。

深度 1,000m において蓄積するガス圧 (P) ガス体積 (V_s) の関係は、

$$\begin{aligned} P &= 5 + 0.5 \cdot \sqrt{(P_1^2 + 4 \times K \times P_a \times V_s / V)} \\ &= 5 + 0.5 \cdot \sqrt{(100 + 0.44 \times V_s)} \end{aligned} \quad (2.3-13)$$

となる。また、深度 500m において蓄積するガス圧 (P) ガス体積 (V_s) の関係は、

$$\begin{aligned} P &= 2.5 + 0.5 \cdot \sqrt{(P_1^2 + 4 \times K \times P_a \times V_s / V)} \\ &= 2.5 + 0.5 \cdot \sqrt{(25 + 0.44 \times V_s)} \end{aligned} \quad (2.3-14)$$

となる。以上、(2.3-13)式及び(2.3-14)式によって1気圧状態に換算したガスの蓄積体積とガス圧力を求めることができる。図 2.3-4 には拡散解析フローを示す。

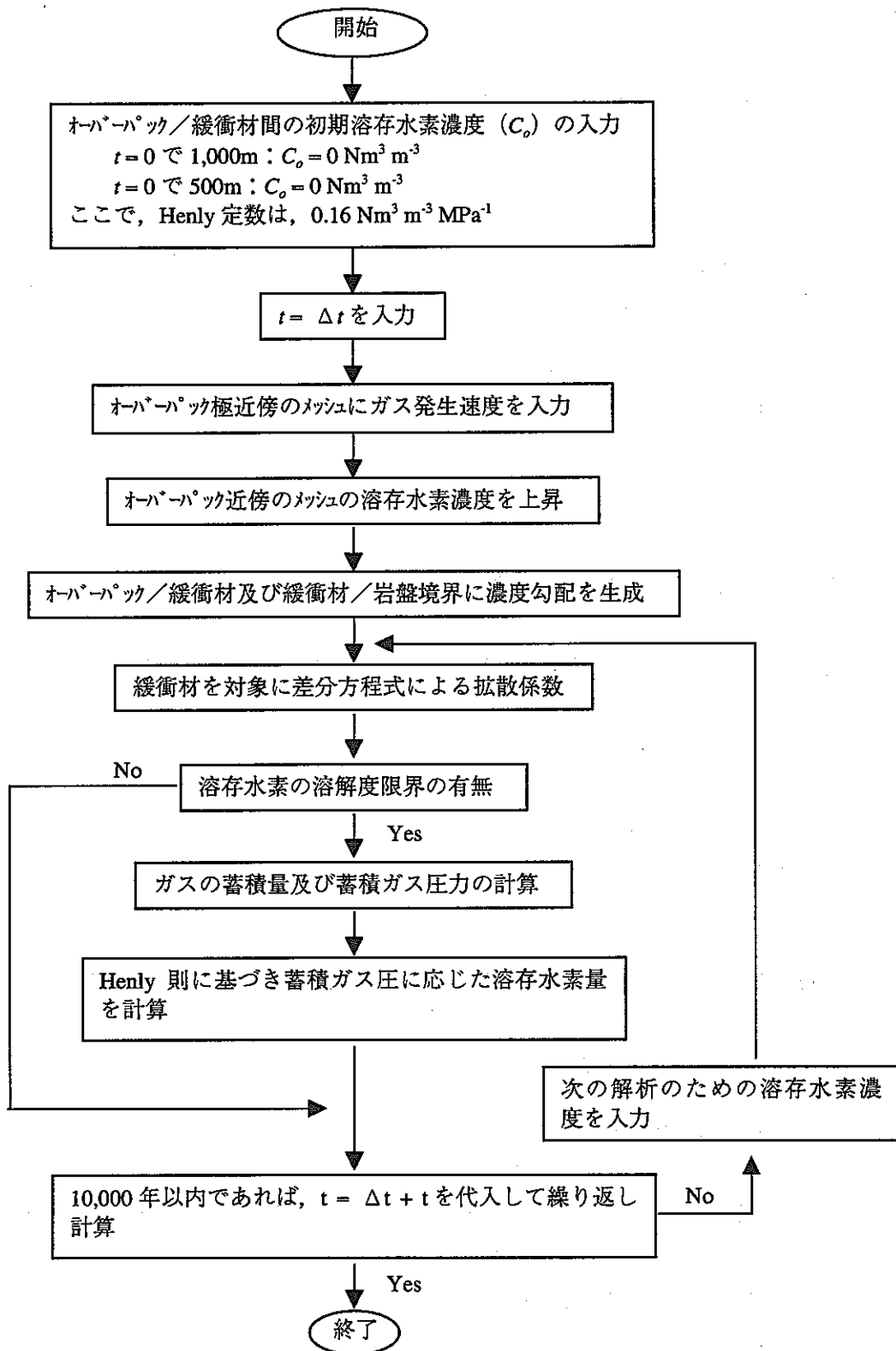


図 2.3-4 溶存水素拡散解析フロー図

2.3.2 解析条件

(1) 深度

地下水面は地表付近に存在すると仮定し、処分深度に応じて間隙水圧を 1,000m の場合 10MPa, 500m の場合 5MPa とした。したがって、この解析では初期において 10MPa あるいは 5MPa が作用している条件下で水素が発生し、その水圧に打ち勝ちながら蓄積する過程を解析することとなる。また、溶存する水素量は刻々と変化する圧力に応じた Henry 則に基づくものと仮定した。

(2) 処分方式

処分坑道横置き方式と処分孔縦置き方式の 2 種類を解析対象とする。

(3) 緩衝材

- ・ 30wt%ケイ砂混合材料 (ベントナイト 70%+ケイ砂 30%), 乾燥密度: 1.6Mg m⁻³
- ・ 弾性係数 : 3 MPa (含水比 22%, 従って体積弾性率は 5 MPa)
- ・ ポアソン比: 0.4

(4) 拡散係数

拡散係数については、2.2 項の拡散試験結果のうちセル B 側に移行した全結果の平均をとり、 $2 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ を基準にとることとし、パラメータサーベイではこの値から 1 オーダ上下させることとした。

(5) ガス発生速度

炭素鋼オーバーパックスの腐食速度に関しては、実験データ等から経時的に低下する傾向を示し、2 年以降には $5 \mu\text{m y}^{-1}$ 以下の値が得られている。しかしながら、炭素鋼オーバーパックスの腐食寿命評価においては、環境条件に伴う不確実性を考慮して $10 \mu\text{m y}^{-1}$ の平気腐食速度を仮定している (本田ほか, 1997)。そこで、今回の解析に用いる腐食速度としては、 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ を基準に選定し、他に $1 \mu\text{m y}^{-1}$, $2 \mu\text{m y}^{-1}$, $10 \mu\text{m y}^{-1}$ の合計 4 種類とした。

腐食速度からガス発生速度の導出に際しては、炭素鋼オーバーパックスの腐食試験から、腐食量と水素発生量が最も良い対応を示した(2.3-15)式に示す反応式に基づくものとした (本田ほか, 1997)。



また、炭素鋼オーバーパックスの腐食は、オーバーパックス外表面において全面が均一に腐食すると仮定すると、ガス発生速度 (R_g) は、(2.3-16)式により求められる。

$$R_g = (A \cdot R_c \cdot \rho_i / M) \cdot (4/3) \cdot (22.4/1000) \quad (2.3-16)$$

ここで、 R_g ：ガス発生速度 ($\text{m}^3 \text{y}^{-1}$)、 A ：オーバーパックの外表面積 (5.51m^2)、 R_c ：腐食速度 (y^{-1})、 ρ_i ：炭素鋼の密度 (7.8Mg m^{-3})、 M ：炭素鋼のモル重量 (55.9g mol^{-1})である。

以上の計算により求められる水素ガス発生速度は、表 2.3-2 に示すとおりである。

表 2.3-2 ガス発生速度の計算結果

腐食速度	ガス発生速度	腐食速度	ガス発生速度
$1 \mu \text{m y}^{-1}$	$2.3 \times 10^{-2} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$	$5 \mu \text{m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$
$2 \mu \text{m y}^{-1}$	$4.6 \times 10^{-2} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$	$10 \mu \text{m y}^{-1}$	$2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$

(6)境界条件等

図 2.3-5 に処分坑道横置き方式、図 2.3-6 に処分孔縦置き方式の拡散解析モデルを示す。図 2.3-5 における解析には、円筒座標の外側（岩盤との接触面）を外側濃度境界 ($0 \text{m}^3 \text{m}^{-3}$) とし、上下底面は不透境界面とした。また、解析対象領域は軸対称を考慮して図に示すように断面積の 1/4 をとり半径方向は 1 ラジアンを採用した。

図 2.3-6 は図 2.3-5 とほぼ同様であるが、異なる条件として緩衝材の寸法を長さ 4,130mm（特にオーバーパック上部 1,700mm）とし、処分坑道埋戻し材との境界を不透境界、下底の岩盤との境界を外側濃度境界 ($0 \text{m}^3 \text{m}^{-3}$) とした。

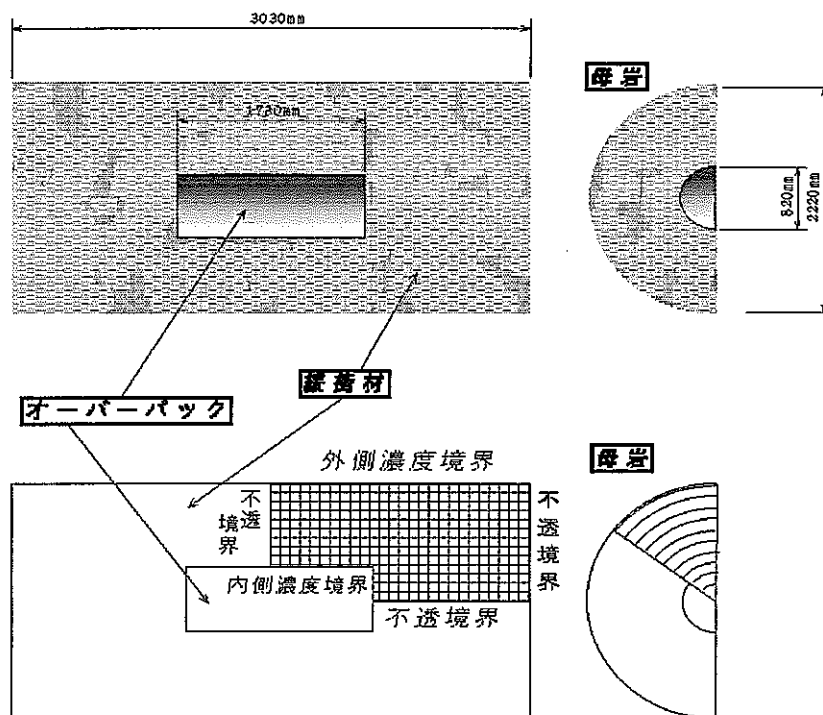


図 2.3-5 処分坑道横置き方式の拡散解析モデル

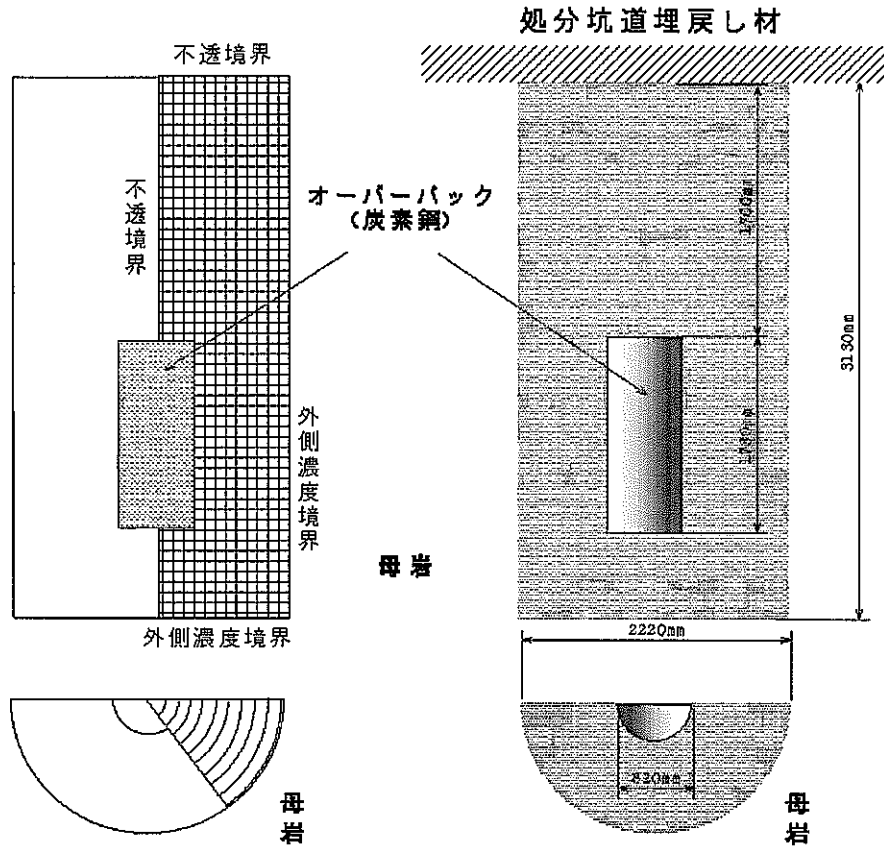


図 2.3-6 処分孔縦置き方式の拡散解析モデル

2.3.3 解析ケース

表 2.3-3 に解析パラメーター一覧を、表 2.3-4 に拡散解析ケースを示す。

表 2.3-3 溶存水素の拡散解析パラメーター一覧

拡散係数 [$m^2 s^{-1}$]	2×10^{-10}		2×10^{-11}		2×10^{-12}	
オーバーバックの腐食速度 [$\mu m y^{-1}$]	10	5	2	1		
ガス発生速度 [$m^3 y^{-1}$]	2.3×10^{-1}	1.15×10^{-1}	4.6×10^{-2}	2.3×10^{-2}		
深度 [m]	500			1,000		

ここで、網掛け部は基準ケースにおいて採用した値である。

表 2.3-4 溶存水素拡散解析ケース一覧

解析ケース	拡散係数	腐食速度	水素ガス発生速度	深度	処分形態
1-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	横置き方式
2-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$2 \mu \text{ m y}^{-1}$	$4.60 \times 10^{-2} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
3-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$1 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-2} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
4-B	$2.00 \times 10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
5-B	$2.00 \times 10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
6-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	500	
7-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	縦置き方式
8-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$2 \mu \text{ m y}^{-1}$	$4.60 \times 10^{-2} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
9-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$1 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-2} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
10-B	$2.00 \times 10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
11-B	$2.00 \times 10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
12-B	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$10 \mu \text{ m y}^{-1}$	$2.30 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	500	
1-BH	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	横置き方式
4-BH	$2.00 \times 10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
5-BH	$2.00 \times 10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
6-BH	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	500	
7-BH	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	縦置き方式
10-BH	$2.00 \times 10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
11-BH	$2.00 \times 10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	1000	
12-BH	$2.00 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$	$5 \mu \text{ m y}^{-1}$	$1.15 \times 10^{-1} \text{ m}^3 \text{ y}^{-1}$	500	

2.3.4 解析結果

図 2.3-7～図 2.3-10 に深度 1,000m における処分坑道横置き方式と処分孔縦置き方式を対象とした水素溶出量，水素ガス蓄積量，蓄積圧力及び蓄積割合の結果について示す。なお，これらの図は拡散係数 ($2 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$) を固定し，ガス発生速度を変化させた場合の結果である。これらの結果から，処分方式による違いはほとんどなく，その差は 10%以下である。なお，深度 500m の結果についても同様の傾向である。以下には処分坑道横置き方式に関する解析ケースについての結果をもとに種々の検討を実施する。なお，拡散解析により求められた各デジタル値については，巻末（資料-1）に記載する。

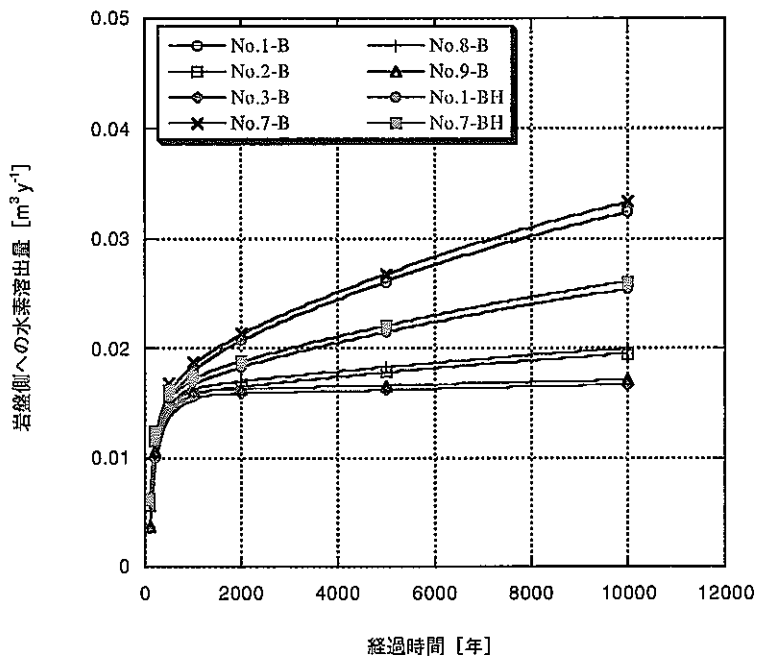


図 2.3-7 横置き方式と縦置き方式における溶存水素量の比較

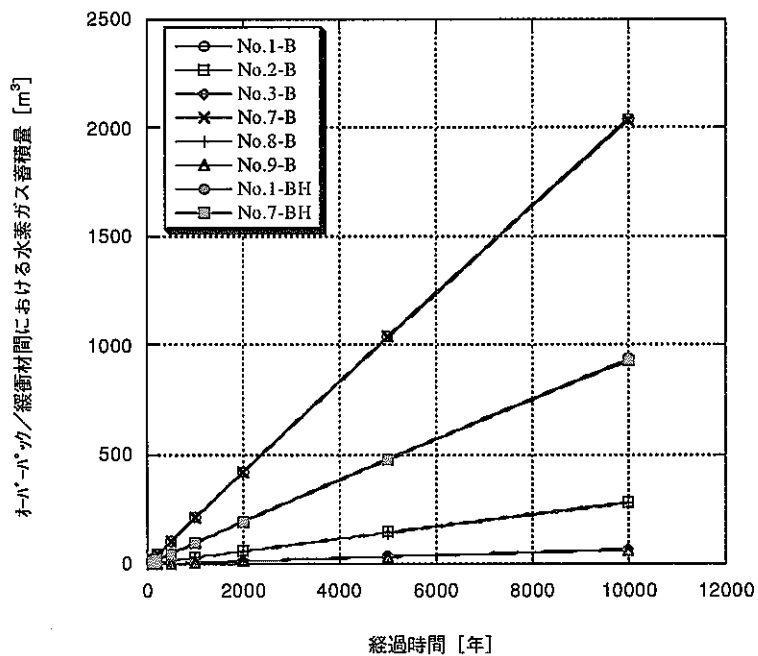


図 2.3-8 横置き方式と縦置き方式における水素ガス蓄積量の比較

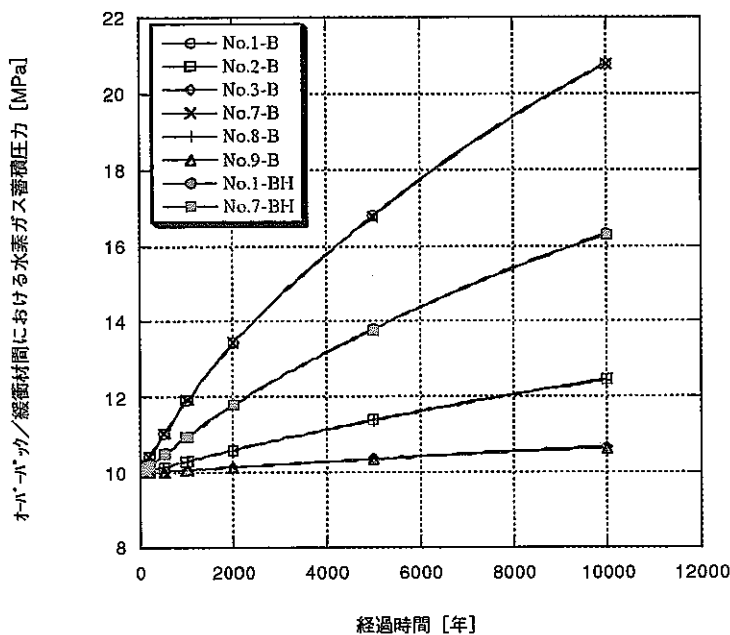


図 2.3-9 横置き方式と縦置き方式における水素ガス蓄積圧力の比較

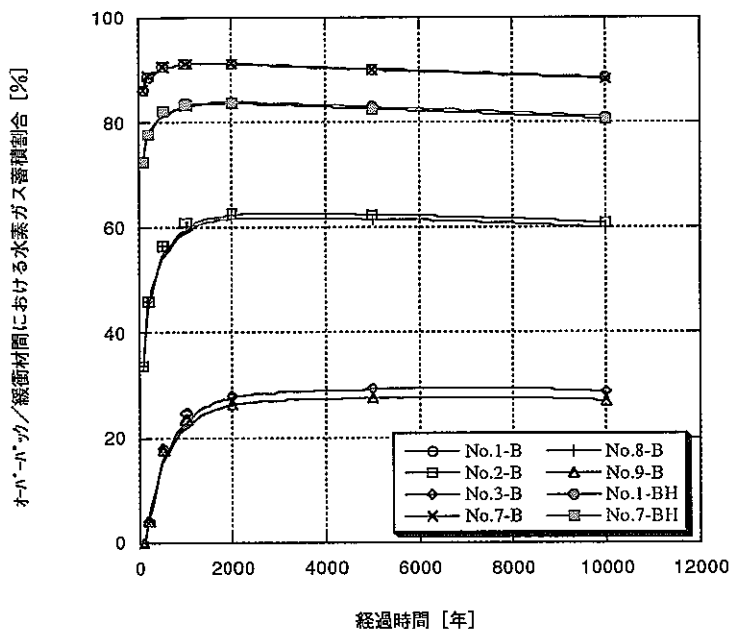


図 2.3-10 横置き方式と縦置き方式における水素ガス蓄積割合の比較

(1) 拡散係数の変化が及ぼす拡散挙動への影響

図 2.3-11 に腐食速度が $5 \mu\text{m y}^{-1}$ (水素発生速度を $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$) の場合のオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積する水素量の経時変化を示す。この図はガス発生速度を固定し、拡散係数をそれぞれ 2×10^{-10} , 2×10^{-11} , $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ と変化させたものである。計算の結果、拡散係数が $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の場合におけるオーバーパックと緩

衝材の界面に蓄積する水素量は 10,000 年経過後で $1,124\text{m}^3$ となっており、基準ケース（拡散係数； $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ ）の値（ 933m^3 ）に比較して 20% 増加している。一方、拡散係数が $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ と 1 オーダー大きくなると拡散支配となり、オーバーパックと緩衝材界面に水素ガスは蓄積されない結果となった。これらの結果から、定性的ではあるが拡散係数が小さくなる場合は蓄積ガス量増加への寄与は小さく、逆に大きくなる場合はガスが蓄積しないと言える。

したがって、オーバーパック周辺へのガスの蓄積を避ける場合の対策の一つとして、例えば、緩衝材の拡散係数をわずかに大きくすることなどの方法も考えられる。

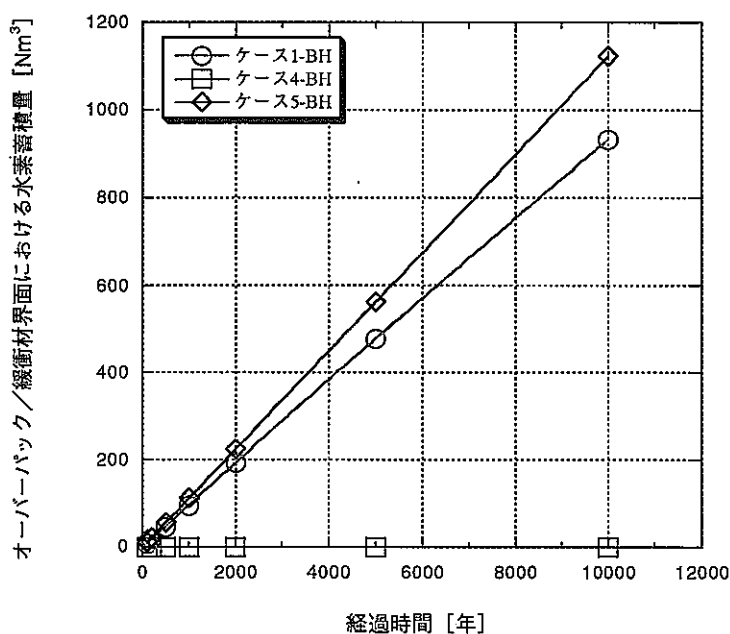


図 2.3-11 腐食速度 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ での水素蓄積量に与える拡散係数の影響
(処分坑道横置き方式, 深度 1,000m)

図 2.3-12 に緩衝材外側（岩盤）へ溶存した水素溶出量の経時変化を示す。図から、No.4-BH のように拡散係数が基準値より拡散係数を 1 オーダー大きくした場合には 10,000 年後の岩盤への水素溶出量が $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ と基準値の 4.5 倍であることがわかる。一方、No.5-BH のように 1 オーダー小さくした場合には、岩盤への水素溶出量はほとんどないことがわかる。以上から拡散係数を 1 オーダー大きくすると 200 年以降にはガス発生量のほぼ全量が岩盤へ溶出することがわかる。

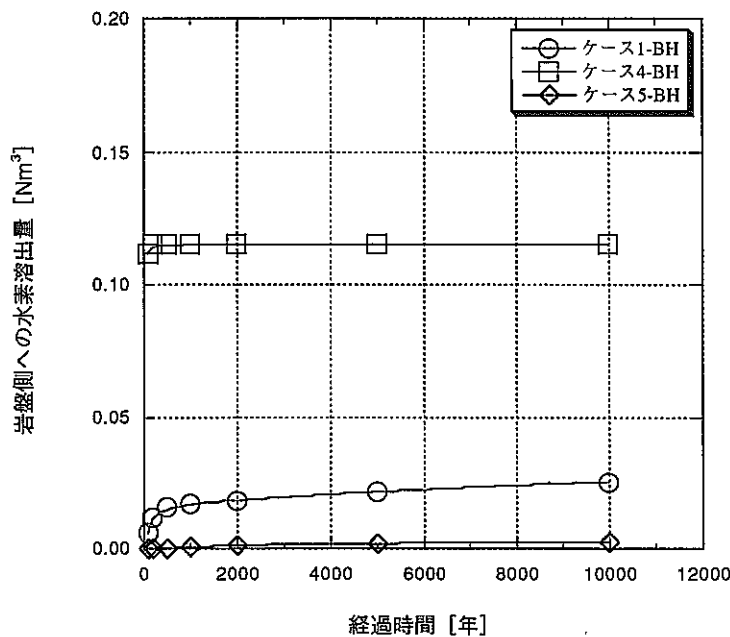


図 2.3-12 腐食速度 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ での水素溶出量に与える拡散係数の影響
(処分坑道横置き方式, 深度 1,000m)

図 2.3-13 にオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積するガス圧の経時変化を, 図 2.3-14 に蓄積割合をそれぞれ示す。図 2.3-13 から蓄積圧力は No.1-BH 及び 5-BH において, 10,000 年経過後 16~17MPa 程度まで上昇するが, No.4-BH の場合には静水圧 (10MPa) から変化せず一定である。このように拡散係数が基準値及びそれより 1 オーダー小さい場合, 静水圧との差圧が 6~7MPa 程度となることがわかる。なお, 図 2.3-14 からガス蓄積割合 (=ガス蓄積量/ガス発生量) は, No.1-BH 及び 5-BH が大きく 10,000 年にわたり 70%以上である。一方, No.4-BH ではほぼ 0%となっている。

今回の解析においては, 溶存水素の拡散で移動し得なかった分の水素はすべてオーバーパックと緩衝材界面に蓄積することを前提 (ガス移行は考慮していない) としているため, このような圧力の上昇が認められたが, 後述するガス移行試験結果から判断すると, このような圧力が生じれば実際にはガス移行が生じるものと考えられる。

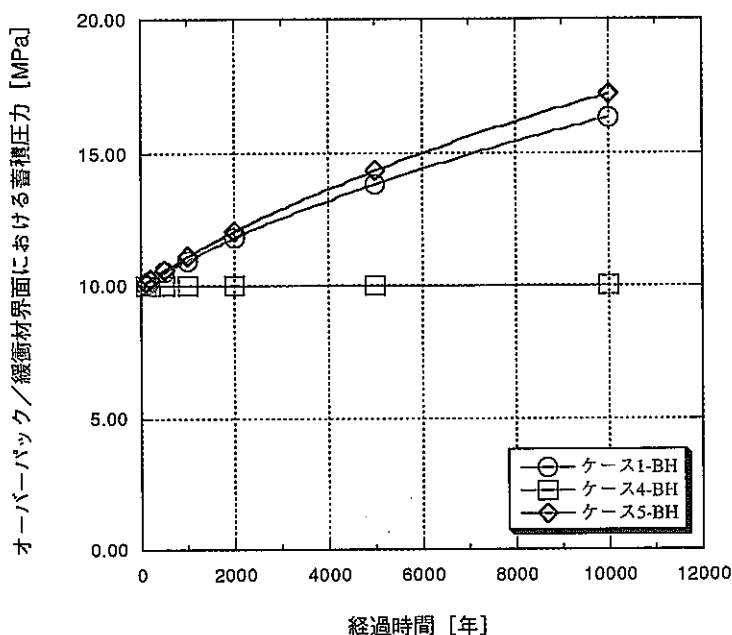


図 2.3-13 腐食速度 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ での蓄積圧力に与える拡散係数の影響 (処分坑道横置き方式, 深度 1,000m)

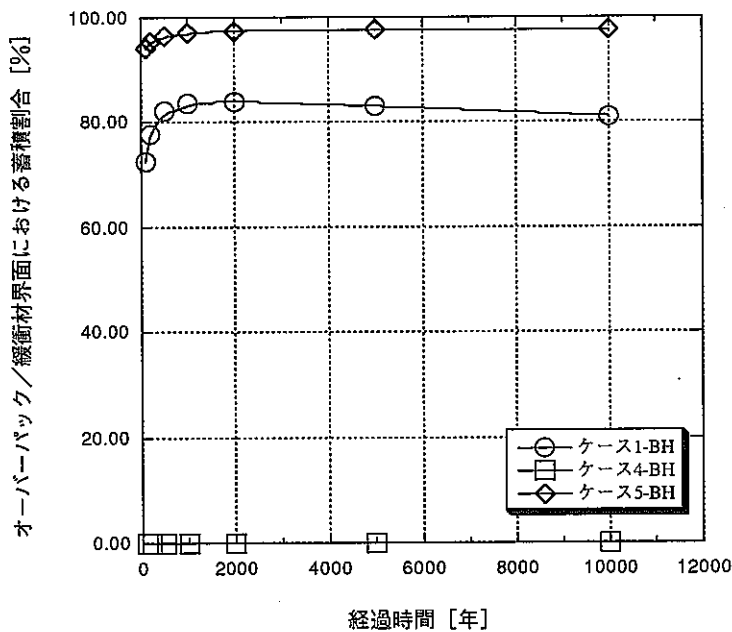


図 2.3-14 腐食速度 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ での蓄積割合に与える拡散係数の影響 (処分坑道横置き方式, 深度 1,000m)

(2) 腐食速度 (ガス発生速度) の変化が及ぼす拡散挙動への影響

図 2.3-15 に腐食速度が $10 \mu\text{m y}^{-1}$ の場合のオーバーパックと緩衝材界面に蓄積する水素量の経時変化を示す。図中の No.1-B, 4-B 及び 5-B は, ガス発生速度が基準値

の2倍の $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ である。これらを基準値 (図 2.3-11) と比較すると、すべての期間におけるガス蓄積量が約2倍となっているものの No.4-B については 10,000 年後に 400m^3 となり、 0m^3 である基準 (No.4-BH) の場合とは明らかに異なる結果となっている。また、No.1-B と No.4-B を比較すると、拡散係数が1オーダー小さくなることによりオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積する水素量は No.1-B の場合、10,000 年経過後で 2000m^3 以上となっておりガス発生量に対する蓄積割合も 80%以上と大きい結果となった。また、同図で No.1-B, 2-B, 3-B, 1-BH をみると拡散係数は ($2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$) と一定の状態、ガス発生速度は小さい方から順番に 2.3×10^{-2} , 4.6×10^{-2} , 1.15×10^{-1} , $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ であるが、それらの結果から、ガス発生速度が大きくなるのにもともないオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積する水素量も大きくなっていることがわかる。言い換えれば、ガス発生速度が増加すれば蓄積ガス量が増え、一方では岩盤への水素溶出量はどのケースもほぼ同じである。したがって、定性的ではあるが、例えば、オーバーパックと緩衝材界面へのガスの蓄積を抑止するという要求が生じた場合、ガス発生速度を抑制すること即ち腐食速度を抑えることはほとんど効果がないと推測される。

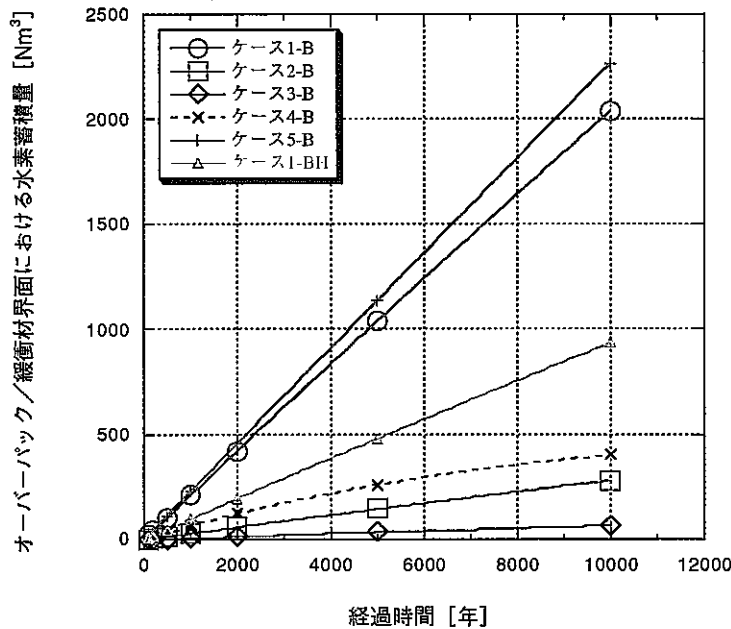


図 2.3-15 オーバーパックと緩衝材界面における水素ガス蓄積量

図 2.3-16 に緩衝材外側 (岩盤) への水素溶出量の経時変化を示す。図から No.4-B のように拡散係数が $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ と基準値より 1 オーダー大きく、かつ水素ガス発生速度も $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ と大きい場合には、岩盤への水素溶出量が 10,000 年後 $2.0 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ と大きい値であるが、その他の場合には岩盤への水素溶出量はすべて $4 \times 10^{-2} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ 以下である。このように岩盤への水素溶出量は拡散係数が大きくなることによりかなり大きくなる。

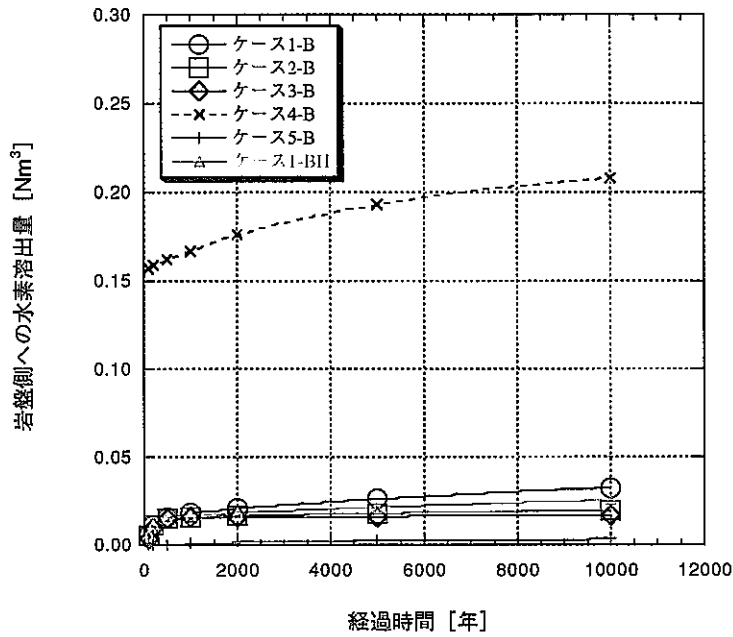


図 2.3-16 岩盤側への水素溶出量

図 2.3-17 にオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積するガス圧の経時変化を示す。図から蓄積圧力は No.1-B と 5-B の場合には、10,000 年経過後 20~21MPa 程度まで上昇するが、その他の場合は 16MPa 程度と考えられる。この結果は、図 2.3-15 のガス蓄積量経時変化の順序と対応しており、当然ながら蓄積量が多いものほど圧力が大きくなっている。

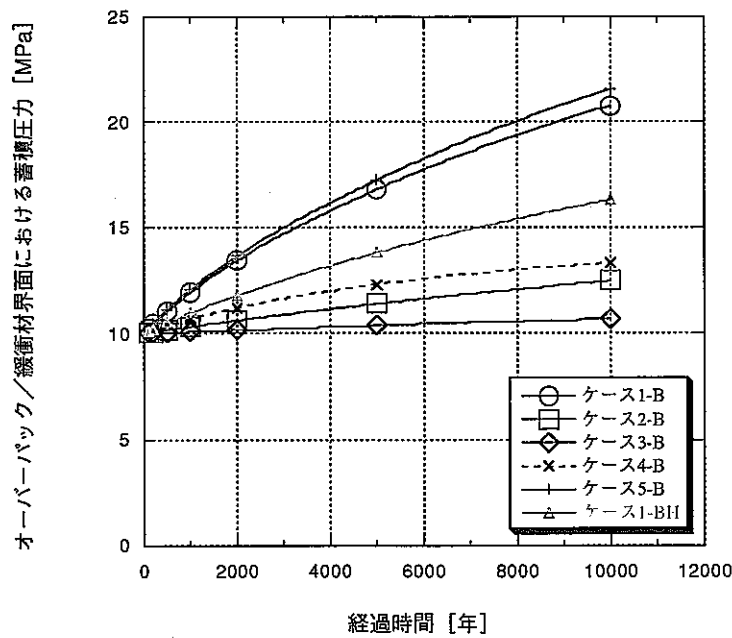


図 2.3-17 オーバーパックと緩衝材界面における水素ガス蓄積圧力

図 2.3-18 にオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積するガス蓄積割合の経時変化を示す。図からガス蓄積割合 (=ガス蓄積量/ガス発生量) は、ガス発生速度が基準値より 1 オーダー大きいケース即ち No.1-B 及び 5-B が大きい値を示し、10,000 年にわたり 80%以上である。その他のケースでは 65%以下となっている。ここで、拡散係数として基準値をとりガス発生速度として 1 オーダー小さい値である No.3-B と、拡散係数が基準値より 1 オーダー大きくガス発生速度が基準値である No.4 を比較すると、2,000 年で両カーブが交差している。この理由は、初期においては拡散係数が 1 オーダ大きい No.4-B の方がガス蓄積割合が大きいものの、2,000 年頃から岩盤への水素溶出量が大きくなるため、結果として蓄積量が減少し、ガス発生速度が基準値より 1 オーダー小さい No.3-B の方が大きくなっているものと考えられる。

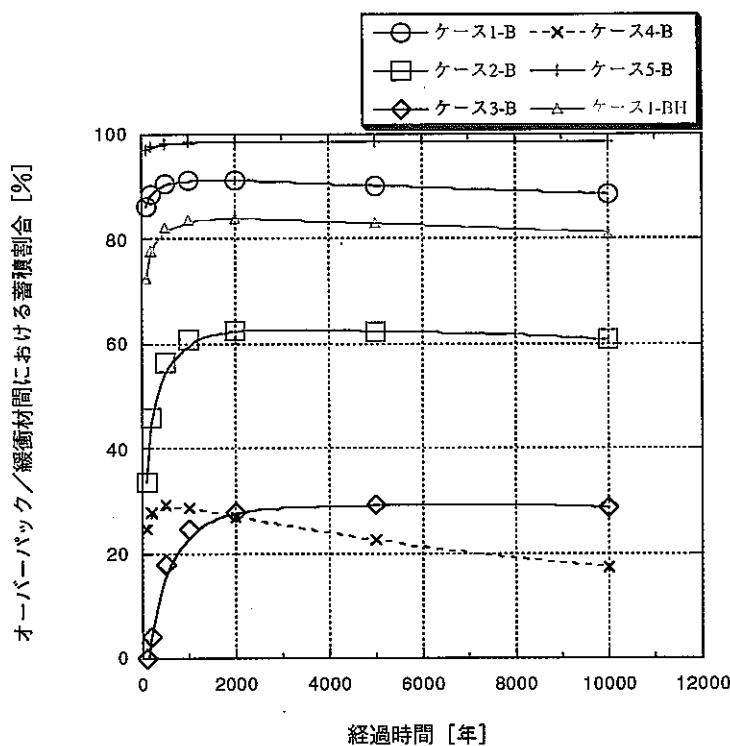


図 2.3-18 オーバーパックと緩衝材界面における水素ガス蓄積割合

(3) 処分深度の変化が及ぼす拡散挙動への影響

図 2.3-19 はガス発生速度； $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ ，拡散係数； $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の場合の、深度 500m と 1000m のオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積する水素量の経時変化を示す。これらを比較すると、両者とも若干 500m の方が大きいもののほぼ同じ傾向であることがわかる。

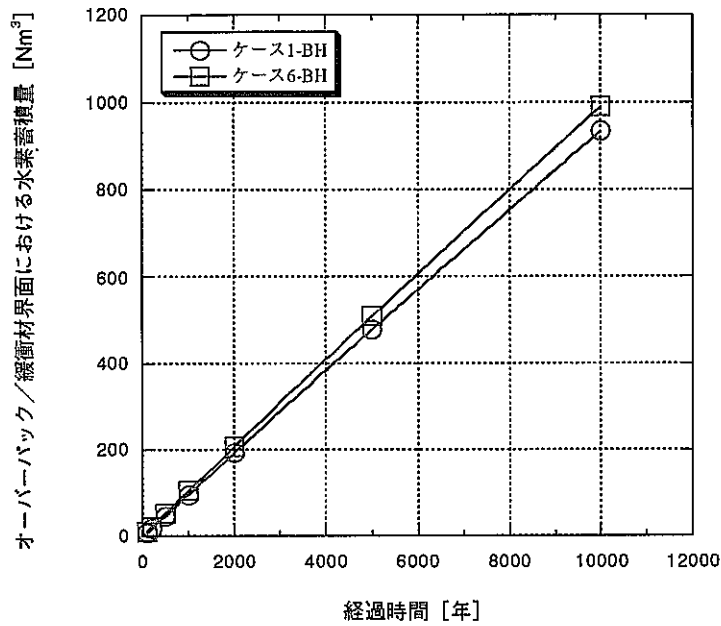


図 2.3-19 オーバーパックと緩衝材界面における水素ガス蓄積量
(深度 1,000m と 500m の比較)

図 2.3-20 は、ガス発生速度； $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ ，拡散係数； $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の場合の緩衝材外側への水素溶出量経時変化である。全体を通じて深度 500m の方が 1000m の 1/2 程度となっている。この理由として、500m の場合は Henry 則に基づく溶存量が 1000m の場合の約 1/2 であることからオーバーパックと緩衝材の界面の溶存水素濃度も低くなり、その結果拡散による移動量は小さくなるものと考えられる。

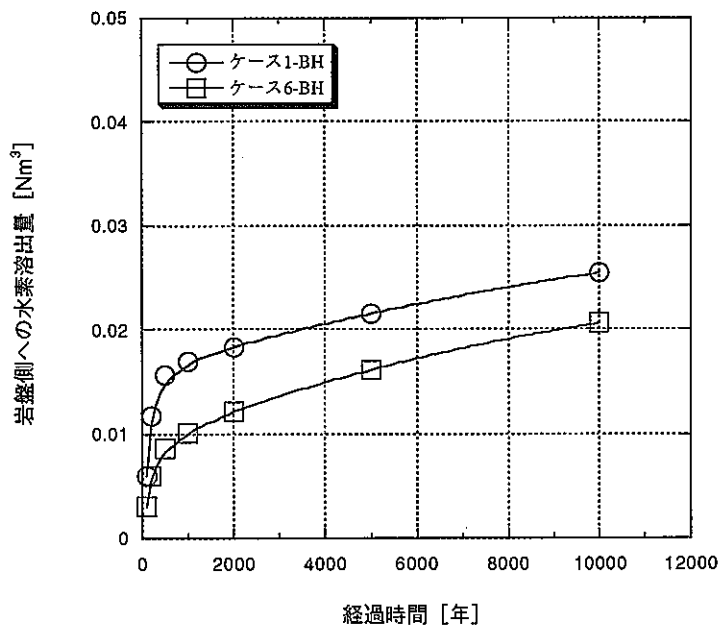


図 2.3-20 岩盤側への水素溶出量 (深度 1,000m と 500m の比較)

図 2.3-21 は、ガス発生速度； $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ 、拡散係数； $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の場合のオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積するガス圧の経時変化であるが、上記と同様に 500m の方が拡散移動量が小さいことから、ガス圧上昇分は 1,000m の場合より大きいと考えられる。例えば 10,000 年経過後はガス圧上昇分は、

①500m 深度の場合で $13.23 - 5 = 8.23 \text{ MPa}$

②1000m の場合で 6.3 MPa

となることがわかる。

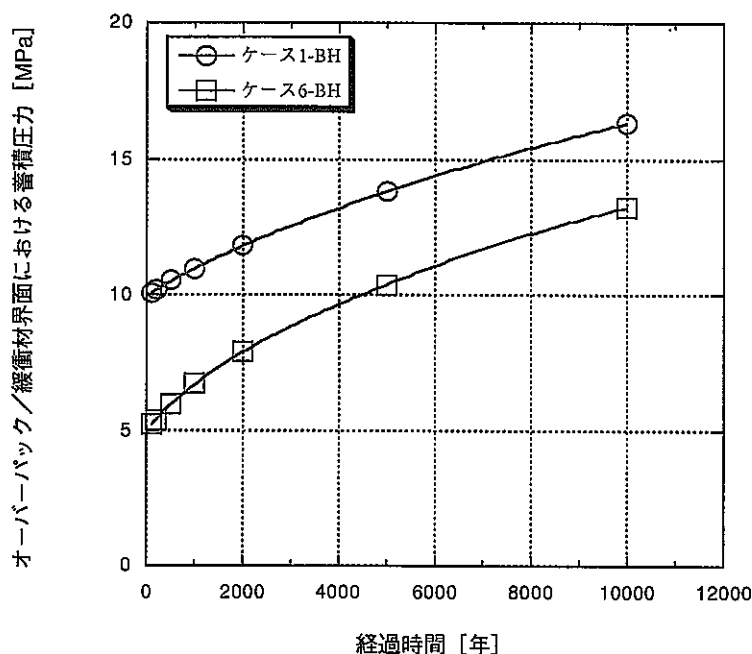


図 2.3-21 オーバーパックと緩衝材間における水素ガス蓄積圧力
(深度 1,000m と 500m の比較)

図 2.3-22 は、ガス発生速度； $1.15 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ 、拡散係数； $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の場合のオーバーパックと緩衝材の界面のガス蓄積割合 (=ガス蓄積量/ガス発生量) 経時変化を示す。この図から、1000m の方が若干低く 72~84% であり、一方 500m の方は 85~91% と高い値であることがわかる。この理由は、前述のように 500m の方の拡散移動量が少ないことによる。また、両者とも 1,000~2,000 年でピークとなりその後低下している理由は、図 2.3-23 に示すように 1,000 年頃から (岩盤への溶出量) + (緩衝材間隙中に存在する拡散中の溶存量) が大きくなり、2,000 年以降は拡散量および溶出量がさらに大きくなるため、逆に蓄積割合は小さくなるものと考えられる。

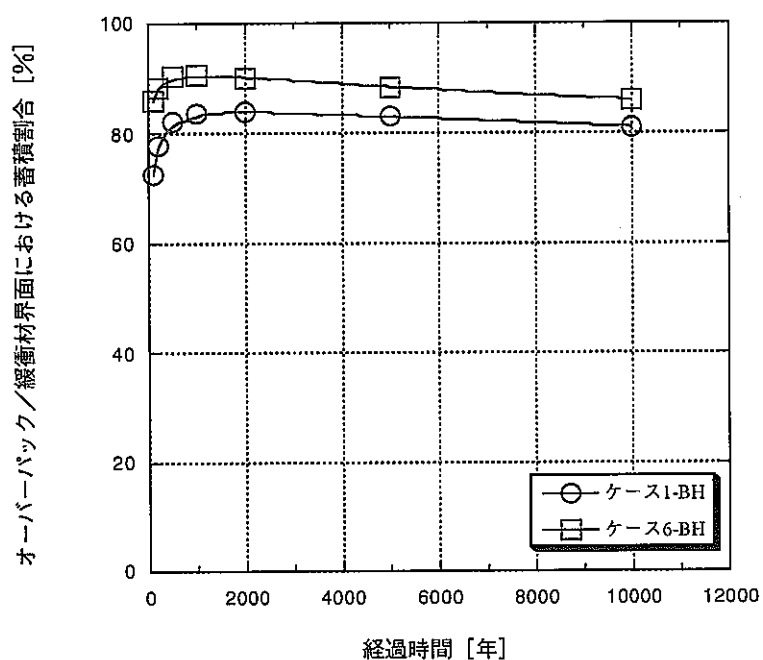


図 2.3-22 オーバーパックと緩衝材間における水素ガス蓄積割合
(深度 1,000m と 500m の比較)

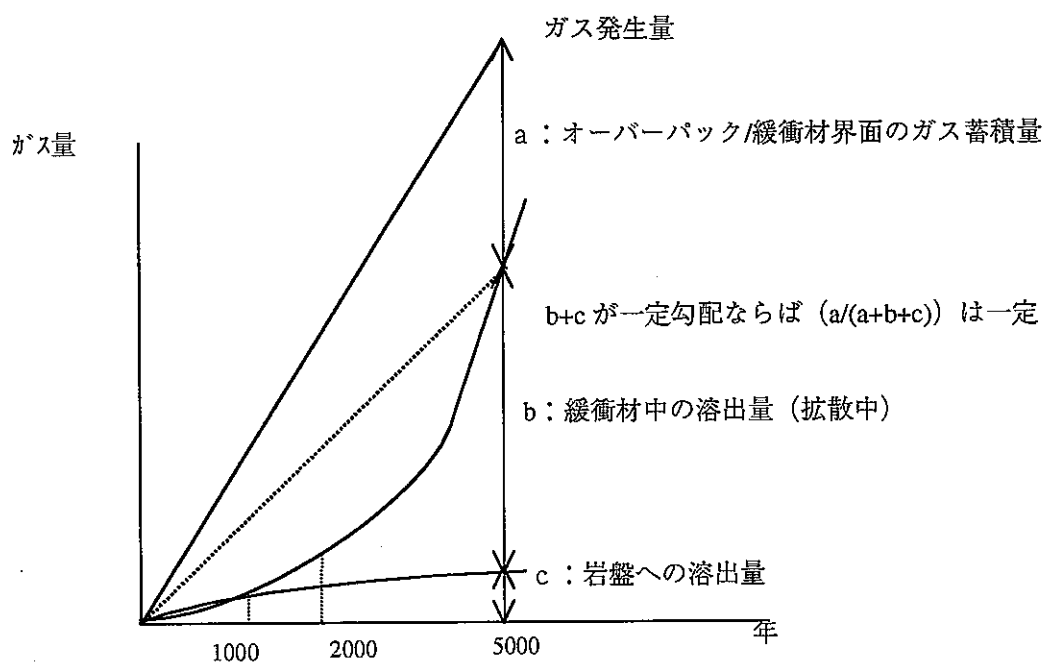


図 2.3-23 ガス蓄積割合経時変化の概念

以上、感度解析の結果、水素拡散挙動への影響を表 2.3-5 に示す

表 2.3-5 感度解析結果 (10,000 年時点の比較)

パラメータ	値	水素蓄積量 [m ³]	岩盤への水素溶出速度 [m ³ y ⁻¹]	蓄積ガス圧 [MPa]	蓄積ガス割合 [%]
腐食速度 [μm y ⁻¹]	10	2038 (+118%)	3.24 × 10 ⁻² (+28%)	20.78 (+27%)	88.6 (+9%)
	5	933	2.54 × 10 ⁻²	16.30	81.1
	2	280 (-70%)	1.95 × 10 ⁻² (-23%)	12.47 (-23%)	60.8 (-25%)
	1	60 (-93%)	1.67 × 10 ⁻² (-34%)	10.68 (-34%)	28.7 (-65%)
拡散係数 [m ² s ⁻¹]	2×10 ⁻¹⁰	0 (-100%)	1.15 × 10 ⁻¹ (+353%)	10.00 (-39%)	0 (-100%)
	2×10 ⁻¹¹	933	2.54 × 10 ⁻²	16.30	81.1
	2×10 ⁻¹²	1124 (+20%)	2.55 × 10 ⁻³ (+90%)	17.20 (+5%)	97.7 (+201%)
深度 [m]	1,000	933	2.54 × 10 ⁻²	16.30	81.1
	500	989 (+6%)	2.06 × 10 ⁻² (-19%)	13.23 (-19%)	86.0 (+6%)

注) パラメータは3種類あるが、一つのパラメータを変化させた場合は、他の二つのパラメータは基準値となる。

表 2.3-5 における網掛け部は、基準ケースで採用した値である。感度解析では、該当するパラメータのみ変化させ、その他のパラメータは基準値の状態とした場合の解析結果である。例えば、腐食速度 5 μm y⁻¹、拡散係数 2×10⁻¹¹ m² s⁻¹、深度 1,000m が基準値であるが、腐食速度 10 μm y⁻¹ と変化させ、他のパラメータは基準値の状態の場合は、表 2.3-5 の最上段の解析結果となる。その解析結果をみると、オーバーパック/緩衝材界面の水素蓄積量は、基準値に比較して+118%、岩盤への水素溶出速度は基準値に比較して+28%であることを意味する。

2.4 考察

処分場において、オーバーパックの腐食により水素が発生した場合、その水素のある分量は Henry 則に基づいて緩衝材間隙水中に溶存すると考えられる。そこで溶存水素の拡散挙動について評価し、オーバーパック/緩衝材境界部へのガスの蓄積可能性の有無について検討するために、ベントナイト中の溶存水素の拡散係数試験によるデータの取得と、差分法による緩衝材中の拡散移動量を解析した。

ベントナイト中における溶存水素の拡散試験では、ベントナイト 100%及び 30wt%ケイ砂混合材料を用い、乾燥密度や温度などをパラメータとして、セル A 及び B における溶存水素濃度の変化を測定し、差分法により拡散係数を導出した。その結果、拡散係数と乾燥密度あるいは温度との関係については、全体としては顕著な傾向を得るには至らなかったが、ばらつきの少ない一部のデータでの比較からは、乾燥密度 1.6Mg m⁻³ に比べて 1.8Mg m⁻³ の値がやや小さく、また、25℃に比べて 60℃のとき

の値がやや大きい傾向を示す。また、差分法により導出された拡散係数は $5.69 \times 10^{-10} \sim 5.51 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ の範囲であり、仮にセル B における計測結果から導出された値を平均するとおおよそ $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ 程度の拡散係数となる。また、今回得られた結果は、ペントナイトの鉱物組成等は異なるものの、諸外国 (Pandey, et al., 1974; Neretnieks, 1985; Krooss and Schaefer, 1987; Worgan, 1990; Volckaert, 1993) で得られた結果 ($10^{-9} \text{m}^2 \text{s}^{-1} \sim 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$) と同様の範囲にある。

一方、解析においては、拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$ 及び腐食速度： $5 \mu\text{m y}^{-1}$ を用いた場合は、1,000m 深度においてはガス発生量の 73~84% がオーバーパックと緩衝材の界面に蓄積し、その蓄積圧力は 10,000 年で 6.3MPa 上昇することがわかった。一方、500m 深度においては 86~91% 蓄積し、8.2MPa 上昇することがわかった。この結果から、拡散量は蓄積量の約 1/3~1/9 と少なく、発生ガスの多くが蓄積すること及びその蓄積圧力は地下水圧+ (6~8MPa) であることがわかった。また、パラメータサーベイの結果からわかるように、例えば、拡散係数を 1 オーダ上昇させることにより、発生したガス量すべてが拡散すること、また腐食速度を $5 \mu\text{m y}^{-1}$ から $2 \mu\text{m y}^{-1}$ に下降させることによりガス蓄積割合が 60% 程度となり拡散量がかなり増加することがわかった。

3. ガス移行に関する検討

3.1 目的

2章で示したように溶存水素の拡散により移動する量はわずかであり、ほとんどが炭素鋼オーバーパックと緩衝材の界面に蓄積されることが予想された。したがって、オーバーパックと緩衝材界面に蓄積される溶存水素は、相転移により気相となり徐々にガスがその界面に蓄積することが考えられる。ここで、緩衝材の透気性が小さい場合、蓄積されたガスは緩衝材外側に放出されず、徐々に圧力が上昇し、その圧力によっては人工バリアあるいは岩盤に構造力学的影響を与えることが想定される。そこで、これらの影響について定量的に評価するために、緩衝材の候補材料であるベントナイトの基本的な透気特性を把握するとともに、ガス移行解析による評価を実施した。

3.2 ガス移行試験

炭素鋼オーバーパックと緩衝材界面に水素ガスが蓄積される時点での緩衝材は、飽和膨潤状態にあり、かつ静水圧、温度（地温勾配に基づく温度）が作用していると考えられる。処分条件下における緩衝材の透気特性を忠実に把握するためには、これら環境条件を考慮した実験が必要である。しかしながら、影響要因が多ければその分評価も難しくなる。したがって、段階的にこれらの条件を考慮していくことにより、詳細な現象把握が可能になると考えられる。そこで、第1段階の試験として、静水圧や温度を考慮しない単純な系における緩衝材の基本特性を把握することとし、飽和膨潤状態のベントナイト試料に強制的に水素ガスを供給することで透過時の圧力や透気流量等のデータを取得し、膨潤応力、破過圧力、ガスの浸透率などの相互関係などを実験的に明らかにした。

3.2.1 試験方法

(1) 試験手順

試験用の装置として、2台（装置 No.1 及び No.2）有している。両装置については、基本的な構造およびシステム構成はほぼ同様であるが、低圧側の計測精度や対象とする試料厚さ及びガスの負荷圧力が異なる。一例として装置 No.1 の概要を図 3.2-1 に示すとともに、両装置の仕様を表 3.2-1 に示す。なお、試験手順については、以下に示すようなものである。

- ①試験容器中に試料を充填し、一定密度となるよう静的に圧縮成型する。
- ②膨潤応力測定のためのロードセルなどの付属機器や配管を取り付けたのち、水頭差あるいは給水ポンプにより試料へ給水する。また、同時に膨潤応力を測定するためのデータ収録装置等を作動させる。
- ③膨潤応力が収束した段階で給水を終了し、ガスの供給を開始する。
- ④ガスの初期圧力としては、膨潤応力のおよそ 50% から開始し、7 日から 10 日程度のスパンで透気するまでガス圧力を徐々に昇圧する。

⑤透気が発生した時点で気泡流量計により透気流量を測定し、ガスの有効浸透率を算出する。

実験で用いている気泡流量計は、基本的に $10^{-5} \sim 10^{-9} \text{m}^3 \text{s}^{-1}$ の範囲で透気流量の計測が可能である。

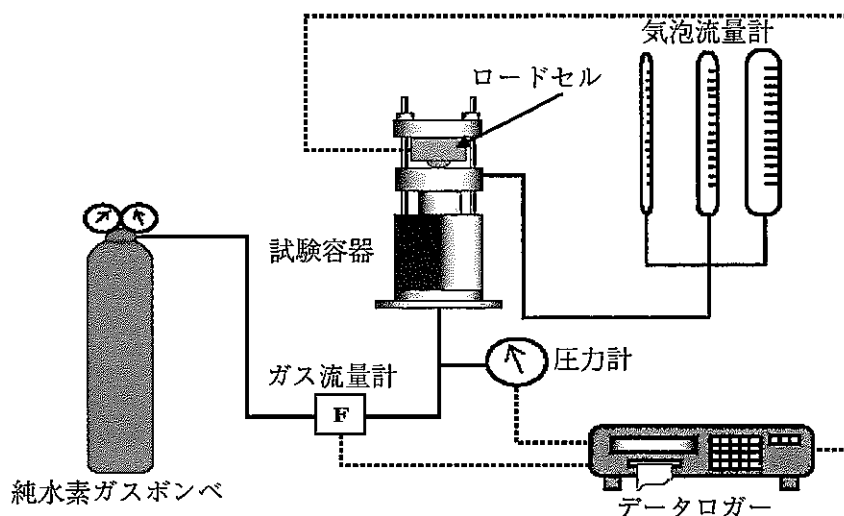


図 3.2-1 装置 No.1 の概要

表 3.2-1 ガス移行試験装置の仕様等

項目	仕様
試料寸法	装置 No.1; 直径 50 mm × 厚さ 10 mm~30 mm 装置 No.2; 直径 50 mm × 厚さ 10 mm~300 mm
常用ガス圧力	装置 No.1; 9.5 MPa, 装置 No.2; 40 MPa
使用ガス	純水素
気泡流量計の容量	2cc, 5cc, 10cc, 20cc, 50cc

(2) 試験の評価方法

本項ではベントナイトの透気特性の一つの指標として“浸透率”という用語を用いることとする。浸透率とは、多孔質媒体が物理的に均質で変質しない場合の単一流体の透過能力として定義された (Scheidegger, 1974)。また、“浸透率”には、“有効浸透率”や“絶対浸透率”さらには“相対浸透率”などが用いられ、これらの定義は以下に示すようなものである (石油技術協会, 1983)。

すなわち、有効浸透率とは多孔質媒体内に 2 種類以上の流体が共存して流動している場合のそれぞれの流体の浸透率をいい、これに対して単一流体のみが流動している場合の浸透率を絶対浸透率というものである。さらに、有効浸透率の絶対浸透率に対する比を相対浸透率という (石油技術協会, 1983)。なお、ガスのように圧縮性流体の場合の多孔質媒体内の線形状流は、(3.2-1)式で表される。

$$Q = \frac{K A (P_1^2 - P_2^2)}{2 \mu L P_b} \quad (3.2-1)$$

ここで、 Q ：流量 [$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$]、 K ：浸透率 [m^2]、 A ：断面積 [m^2]、 P ：圧力 [Pa]、 μ ：粘性係数 [Pa s]、 L ：試料長さ [m] である。

これより、今回の実験結果から浸透率を求める式は、以下のように表すことができる。

$$K = \frac{2 Q \mu L P}{A(P_1^2 - P_2^2)} \quad (3.2-2)$$

ここで、 Q ：流量 [$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$]、 K ：浸透率 [m^2]、 A ：断面積 [m^2]、 P ：大気圧力 [Pa]、 μ ：粘性係数 [Pa s]、 L ：長さ [m]、 P_1 ：試料入口側圧力 [Pa]、 P_2 ：試料出口側圧力 [Pa] である。

3.2.2 試験条件

試験は、緩衝材の候補材料であるベントナイトを用い、ケイ砂の配合率、乾燥密度及び試料厚さなどをパラメータとして実施した。ベントナイトには、クニゲル V1（山形県月布産、クニミネ工業製、Na 型ベントナイト）を用い、ケイ砂には、3号（愛知県瀬戸市産）及び5号（西豪州産）ケイ砂を重量比 1:1 で混合したものをを用いた。クニゲル V1 の鉱物組成および物理特性については、すでに2章で述べてあるので、ここではケイ砂の化学組成を表 3.2-2 に示す。なお、ケイ砂の土粒子密度は 2.64Mg m^{-3} である。また、表 3.2-3 にすべての試験ケースの条件等をまとめて示す。

表 3.2-2 3号及び5号ケイ砂の化学組成

成分 [wt%]	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	TiO ₂	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	Ig. loss
3号ケイ砂	94.6	3.32	0.13	—	—	—	—	—
5号ケイ砂	99.78	0.05	0.01	0.03	<0.01	0.01	0.01	0.12

表 3.2-3 ガス移行試験ケース一覧

	試験材料	乾燥密度 [Mg m ⁻³]	試料厚さ [mm]
1	ベントナイト 100%	1.7	10
2	ベントナイト 100%	1.8	10
3	ベントナイト 100%	1.8	100
4	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.4	50
5	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.6	50
6	ベントナイト 100%	1.8	50
7	ベントナイト 100%	1.6	30
8	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.6	50
9	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.6	100
10	ベントナイト 100%	1.8	50
11	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.6	50
12	ベントナイト 70%+ケイ砂 30%	1.6	50

3.2.3 試験結果

本項では、ガス圧力と浸透率や透気流量の経時変化について、その一例を示すとともに、ガス有効浸透率と有効粘土密度、破過圧力と有効粘土密度、破過圧力と膨潤応力それぞれの関係やガス移行経路の修復性、さらには透気特性の飽和度依存性についてその検討結果を示す。

なお、有効粘土密度とは、単位体積あたりに含まれるベントナイト分の重量をそれ自身の体積で割ることにより得られる純粋なベントナイト分の密度のことをいい、ケイ砂の混合比率を変えたベントナイト混合材料の特性を把握するときの指標の一つである。逆にこの指標を用いることによって、ベントナイト単一材料とケイ砂混合材料とを混在して評価できる。また、破過圧力とは、ガスがベントナイト中を透過する時点の圧力をいう。

(1) ガス圧力、有効浸透率及び透気流量等の経時変化

図 3.2-2 にベントナイト単一材料、乾燥密度 1.6Mg m⁻³、試料厚さ 30mm の場合のガス圧力とガス有効浸透率の経時変化を示す。破過以降のガス有効浸透率は、ガス圧の増加に伴って上昇しているのがわかる。また、図 3.2-3 にガス圧力と透気流量の経時変化を示す。この図から破過後の透気流量は、ガス圧の上昇にもかかわらず 4 日程度ほぼ大きな変動もなく進展しているが、同図で 96 日頃から流量の増加の割合が変化していることがわかる。この時点のガス圧力は 6.6MPa 程度であり、ここが透気流量の変曲点となっている。これは、破過直後に形成されたガス移行経路がこの時点で拡張（空隙構造の変化）されたことによるものと推測される。ガスの移行に

よって試料に亀裂（ガス移行経路）が生成されることは、試験終了後の試料の目視観察でも確認されている。しかしながら、図 3.2-3 における変曲点前後の亀裂開口幅の比較検討は行われていないことから、今後これらの観察も必要と考えられる。

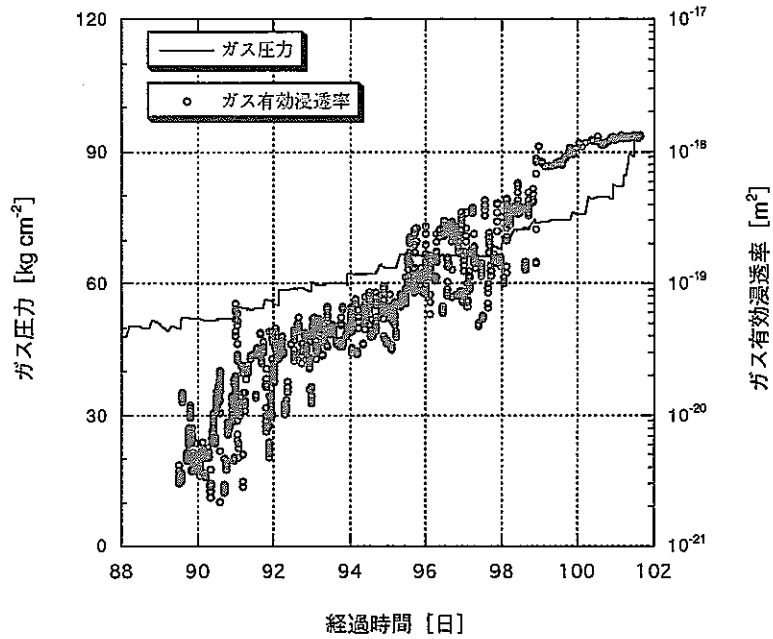


図 3.2-2 ガス圧力とガス有効浸透率の経時変化
(ベントナイト 100%, 乾燥密度 1.6Mg m^{-3} , 試料厚さ 30mm)

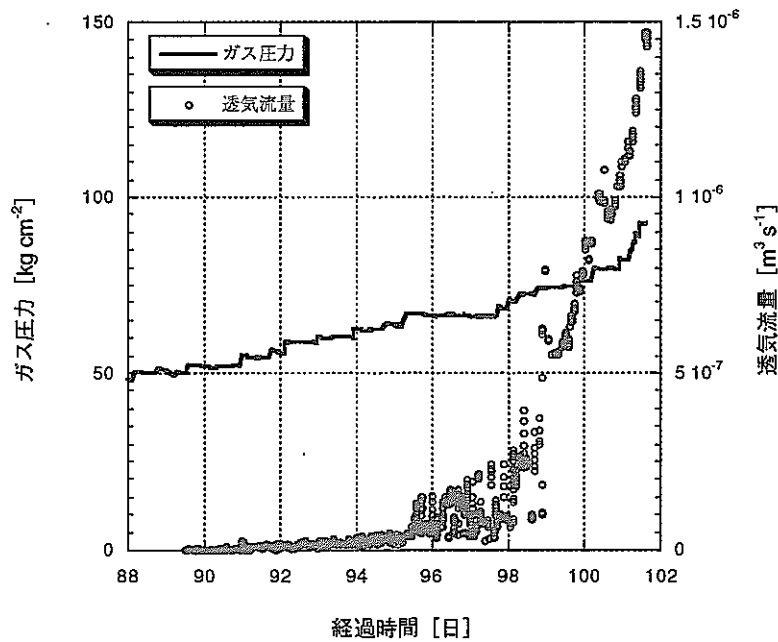


図 3.2-3 ガス圧力と透気流量の経時変化
(ベントナイト 100%, 乾燥密度 1.6Mg m^{-3} , 試料厚さ 30mm)

図 3.2-4 に 30wt%ケイ砂混合材料，乾燥密度 1.6Mg m^{-3} ，試料厚さ 100mm の場合のガス圧力とガス有効浸透率の経時変化を示す。この図から破過後，約 1 日経過後に浸透率が大幅に増加しているのがわかる。この試験では突如として透気流量が増加し最終的には気泡流量計の計測限界を越えたため試験を終了している。したがって，この図からもわかるように計測期間としては約 1 日程度と短いものとなっている。図 3.2-5 には 30wt%ケイ砂混合材料， 1.6Mg m^{-3} ，試料厚さ 50mm の場合の結果を示すが，これも図 3.2-4 と同様の傾向を示していることがわかる。このような傾向はケイ砂混合材料すべてに見られていることから，ケイ砂が混入されることによる微小領域での不均質性が影響しているものと考えられる。

一方，図 3.2-4 と図 3.2-5 では試料厚さのみが異なり乾燥密度及び材料は同じ条件である。しかしながら破過圧力をみると 3 倍以上の違いがでていいるのがわかる。この要因として試料の厚さが考えられる。すなわち，ガスの供給圧力は段階的に上昇させている一方，それに伴ってガスの移行経路も徐々に試料の内部に向けて進展しているものの，試料の厚さが厚くなればその分経路の生成に時間がかかることになる。いわゆるガス移行経路の生成に時間的遅れが生じているにもかかわらず，ガス圧力の上昇ステップに変化がないことで必然的に高めの圧力で破過した形になったものと考えられる。なお，ガス有効浸透率の違いについては，データのばらつきの他に，ガス移行経路の開口幅の影響なども考えられる。試験終了後の試料の目視観察の結果から判断すると，試料内部に形成された移行経路の開口幅はガス供給側（試料下面）で大きく試料上面では小さくなっており，いわゆるくさび状を呈しているものと推測される。このことによって，試料厚さが厚くなれば薄い試料に比べて出口側の開口幅が小さくなりそれによって浸透率に影響しているものと推測される。これについては，試料の軸方向に対する開口幅の分布計測などが必要であるが，試料の切断時に試料自体を乱すことも考えられ計測精度に問題があることから今後の課題の一つと考えられる。

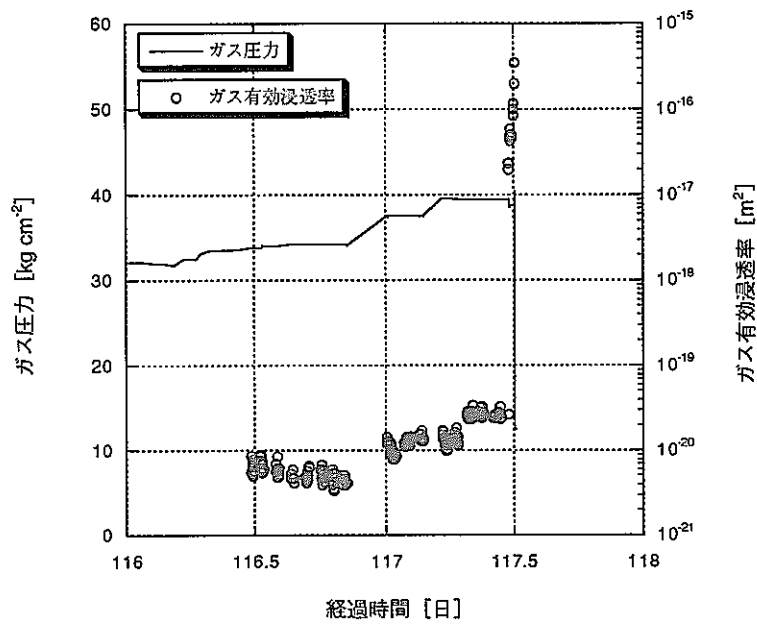


図 3.2-4 ガス圧力と透気流量の経時変化
(30wt%ケイ砂混合材料, 乾燥密度 1.6Mg m^{-3} , 試料厚さ 100mm)

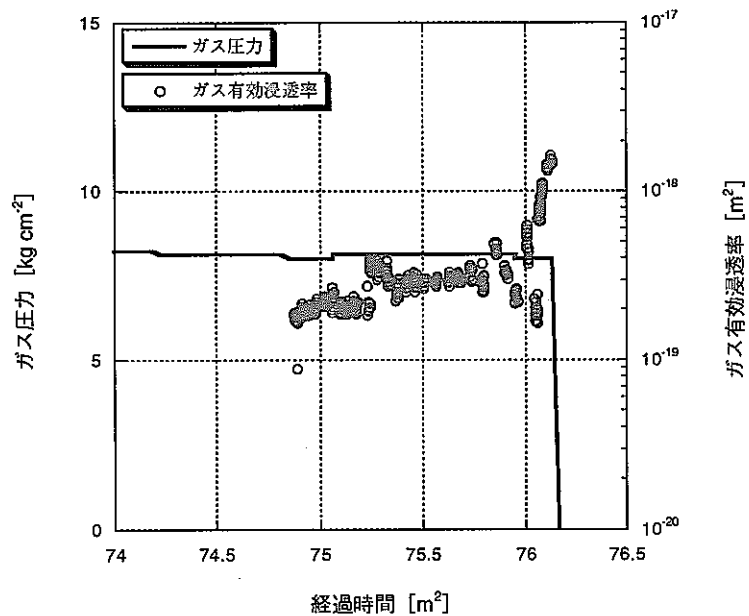


図 3.2-5 ガス圧力と透気流量の経時変化
(30wt%ケイ砂混合材料, 乾燥密度 1.6Mg m^{-3} , 試料厚さ 50mm)

(2) ガス有効浸透率と有効粘土密度との関係

図 3.2-6 にガス有効浸透率と有効粘土密度の関係を示す。データのばらつきはあるものの、有効粘土密度が大きいほどガス有効浸透率は小さくなる傾向にある。

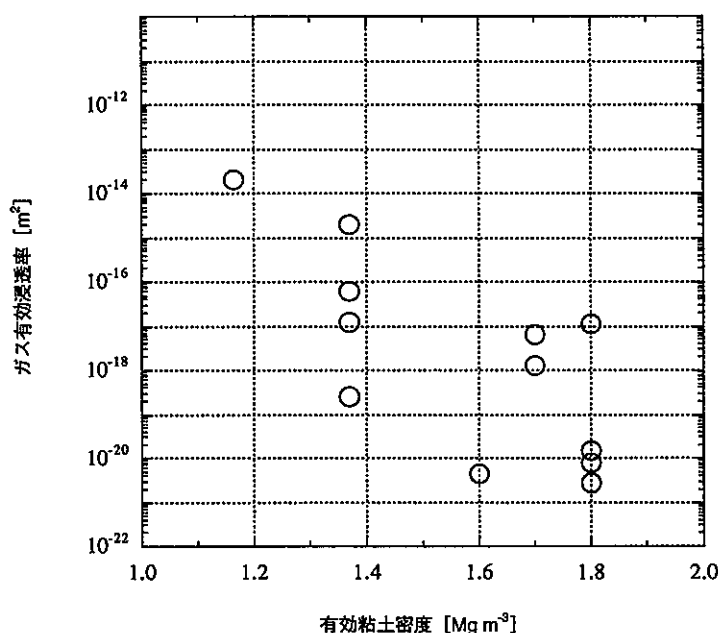


図 3.2-6 ガス有効浸透率と有効粘土密度との関係

(3) 破過圧力と有効粘土密度との関係

図 3.2-7 に破過圧力と有効粘土密度との関係を示す。この図からもわかるように、有効粘土密度の増加とともに破過圧力が大きくなる傾向にある。ガスがベントナイト中を透過するためにはベントナイト粒子間に移行経路を形成する必要がある、そのためには粒子間に働いている有効応力に打ち勝つ必要が生じる。この有効応力は、すなわち膨潤応力であり、これは乾燥密度に伴って大きくなる傾向にある（鈴木・藤田，1999）。したがって、ガス移行経路となる亀裂を閉じようとして働く膨潤応力と、逆に開く方向に働くガス圧力とのバランスでガスの移行経路が形成されると考えると、膨潤応力と有効粘土密度との関係と同様の傾向が得られるのも理解できる。なお、膨潤応力と破過圧力との関係については後述する。今回の実験結果から経験的に(3.2-3)式のように表すことができる。

$$P_c = 0.1831\rho_e^{5.064} \quad (3.2-3)$$

ここで、 P_c は破過圧力 [MPa]， ρ_e は有効粘土密度 [Mg m⁻³] である。

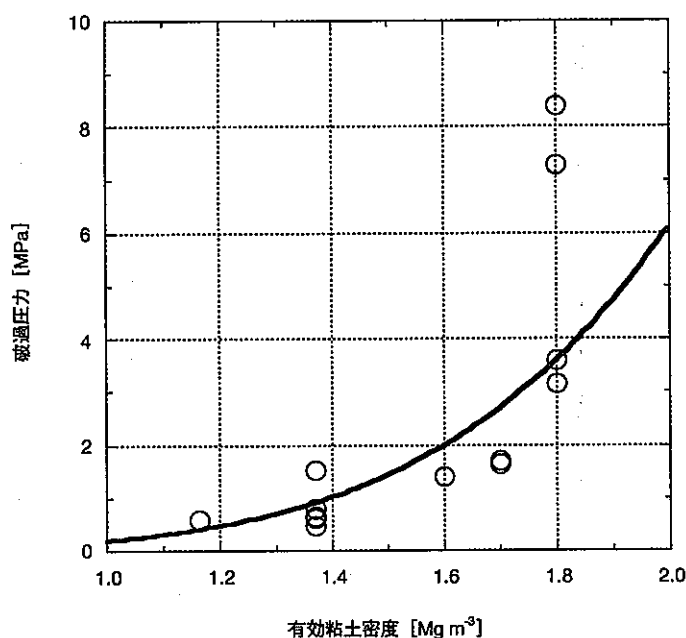


図 3.2-7 破過圧力と有効粘土密度との関係

(4) 破過圧力と膨潤応力との関係

Pusch et al. (1985) は、MX-80 ベントナイト（試料寸法； $\phi 50\text{mm} \times \text{H}20\text{mm}$ ）を用いたガス移行試験の結果をもとに、膨潤応力(P_s)と破過圧力(P_o)との比がおおよそ 1.0 以下であるということを示している。本試験で得られた破過圧力と膨潤応力の関係を図 3.2-8 に示す。この結果、試料厚さ 1cm 及び 3cm（一部 5cm）の場合は、膨潤応力と破過圧力の比はおおよそ 1.0 程度となり、原点をとる直線関係が得られる。

一方、試料厚さが 5cm の場合の破過圧力は、1cm の場合に比して最大で 2 倍強となった（有効粘土密度 1.8Mg m^{-3} における高破過圧値と低破過圧値の相違幅）。このことは前述したとおり、試料厚さが増すことによって、粘土中におけるガス圧力の変化とガスの移行経路となる亀裂の進展速度との間に時間的な遅れが生じることによるものと推測される。すなわち、本試験では 7~10 日間保持した後、ガス圧力の昇圧を行っているが、ガス移行経路の生成が、時間的な遅れによって昇圧ステップに追従せず、結果的に破過圧力が高めにでたものと考えられる。

実際の処分場における緩衝材の厚さは 70cm 程度となるが、実処分環境条件下での炭素鋼オーバーパックの腐食による水素の発生はより緩慢に進行するものと考えられる。したがって、オーバーパックと緩衝材間に蓄積するガス圧の上昇も実際には緩慢に進行すると考えられることから、今回の試験でみられたように移行経路の時間的遅れによる圧力の大幅な上昇はないものと推測される。

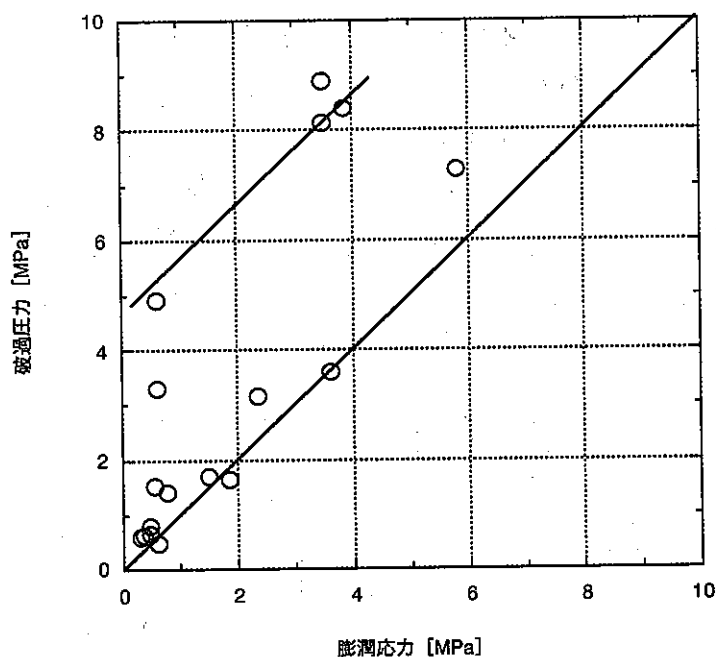


図 3.2-8 破過圧力と膨潤応力との関係

(5) ガス移行経路の修復性

実際の処分場においては、炭素鋼オーバーパックと緩衝材間へのガスの蓄積と透気が繰返される現象が生じるものと考えられる。したがって、透気によって緩衝材中に形成された経路（亀裂）が、そのままの状態に保持された場合、その亀裂が核種移行上のルートともなり、性能評価上有意な影響を及ぼす可能性が考えられる。したがって、ガス移行経路が永続的に保持されるかどうかを評価する必要がある。

緩衝材中に形成されたガスの移行経路が仮にベントナイトの自己シール性によって閉塞すると仮定すれば、実験的には破過圧力の再現性が一つの評価指標となり得るものと考えられる。そこで、一度透気した試料に再度水を供給したのち、同様の試験を実施する繰返し試験を行った。表 3.2-4 に今回の実験結果を示すとともに、表 3.2-5 に Volckaert ら (1995) の試験結果をそれぞれ示す。なお、Volckaert らの試験は、Boom 粘土を対象としたものである。

これらの結果から、再飽和させた試料の破過圧力は初期のそれとほぼ同程度の圧力であることがわかる。この結果から、透気によって生成されたガス移行経路は、ベントナイトの自己シール性によって修復されるものと考えられる。また、Volckaert らの結果も同様な傾向を示しており、かつ、透水係数においてもほとんど変化していないことがわかる。これらから総合的に判断すれば、緩衝材中に形成された経路は自己シール性によって修復され、緩衝材の性能（透水性）自体にも有意な影響は及ぼさないことが示された。

表 3.2-4 繰り返し試験の結果

No.	破過圧力（一回目）	破過圧力（2回目）
1	8.88 MPa	8.14 MPa
2	0.60 MPa	0.59 MPa
3	0.62 MPa	0.65 MPa
4	3.59 MPa	3.15 MPa
5	1.64 MPa	1.70 MPa

表 3.2-5 Volckaert らの試験結果

	Breakthrough pressure	Hydraulic conductivity
First step	1.20 MPa	$3.64 \times 10^{-12} \text{ m s}^{-1}$
Second step	1.20 MPa	$3.62 \times 10^{-12} \text{ m s}^{-1}$
Third step	1.16 MPa	$3.03 \times 10^{-12} \text{ m s}^{-1}$

(6) 透気特性の飽和度依存性

多孔質媒体中における透気特性評価法の一つである二相流解析においては、相対浸透率と水分飽和度の関係曲線から求められる相対浸透率評価関数モデルを用いているのが一般的である。しかしながら、これら相対浸透率評価関数モデルは、岩盤等を取り扱っているのがほとんどであり、ベントナイトのような膨潤性粘土を対象とした例はない。そこで、後述する二相流解析を用いた検討を行うためにもこれらのモデルの検討が必要である。そのためにベントナイトの水分飽和度をパラメータとした実験を行った（棚井ほか，1996）。図 3.2-9 に各水分飽和度におけるガス浸透率を示す。ガスの浸透率は水分飽和度の増加にともない減少し、水分飽和度 70%程度においては絶対浸透率の 1/100～1/1000 程度まで低下することがわかる。これは、水分飽和度の変化だけを考えるならば、水分飽和度が低い場合においては、圧縮ベントナイト中の空隙中に連続した液相の経路が形成されておらず、ガス移行に寄与する空隙が存在することから透気しやすい状態であるのに対し、水分飽和度が高くなるにつれて連続した液相が形成され空隙水の抵抗が大きくなり透気しにくくなることによるものと推測される。

一方、相対浸透率評価関数モデルについては、すでいくつかの研究報告例がある（例えば，Corey, 1986；Fatt&Klikoff, 1959；van Genuchten, 1980）。そこでこれらの研究で求められた関係曲線と試験の結果とを比較検討し、試験の結果を最も良く近似できるモデルを求めた。なお、これらのモデルを用いることにより必要となる空隙水残留飽和度及び空隙径分布パラメータについては、ベントナイトを用いた水分特性試験結果（竹内・原，1994）をもとに以下のように設定した。

- ①空隙水残留飽和度：0.09
- ②空隙径分布パラメータ：0.52

また、ガスの残留飽和度については、試験結果より 0.28 と仮定した。

図 3.2-10 に各モデルの関係式にこれらのパラメータを代入して求めた相対浸透率曲線を試験結果と合わせて示す。この図から Corey モデルが試験結果を比較的よく近似していることがわかる (棚井ほか, 1996 ; Tanai, et al, 1996)。

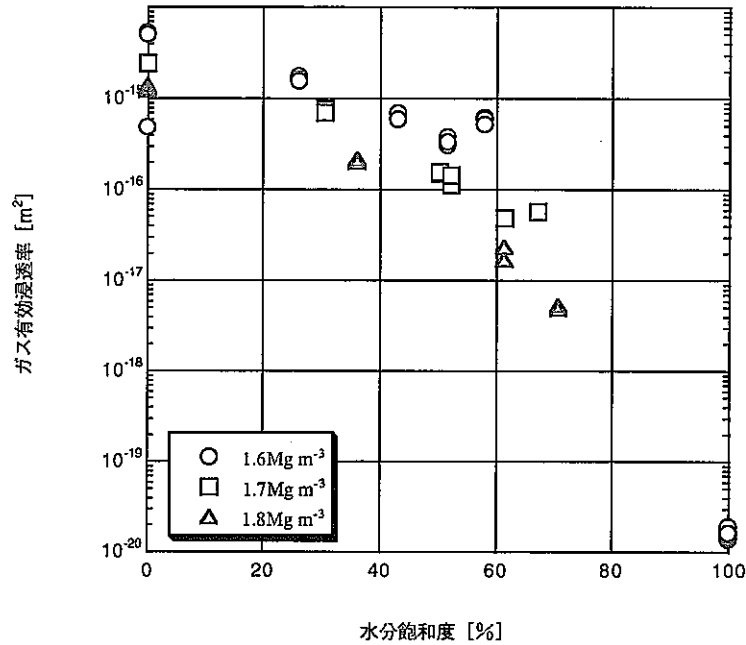


図 3.2-9 水分飽和度とガス浸透率との関係

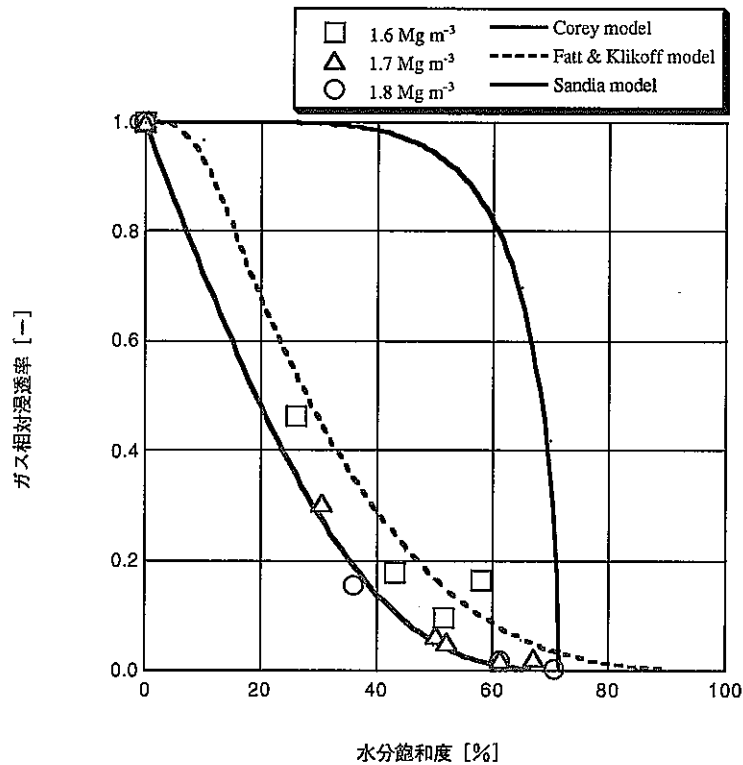


図 3.2-10 相対浸透率評価関数モデルの比較

本試験ではケイ砂混合体 (30wt%) およびベントナイト単体を用いた計測を行ったが、試験数が少なくかつ全体的にデータがばらついていること、またケイ砂混合体についてはダイナミックフローが生じ破過初期の低流量領域のデータが取得できなかったことなどの問題も含んでいる。したがって、今後はデータ数を増やし、より精度の高いデータを取得していく必要がある。また、実際の処分環境条件下を考慮し、地下水圧、地圧および温度条件を考慮した試験が必要である。さらに、これらの試験結果をもとに、現在、国際共同研究において開発を進めているガス移行モデルの確認を行う必要がある。

3.3 ガス移行解析

炭素鋼オーバーパック及び緩衝材界面に蓄積されると考えられる水素ガスによって人工バリアの構造力学的安定性や核種移行の促進などに関わる寄与について検討するため、二相流解析コード (TOUGH2) を用いたガス/水移行挙動の解析を実施し、処分システム内の間隙圧力、飽和度、間隙水の押出し量、ガスの累積排出量などを求め、ガス発生が及ぼす処分システムへの影響について評価した。

3.3.1 解析手法

(1) 二相流解析手法と二相流モデルにおけるガス移行概念

緩衝材を対象としたガス移行モデルについては、近年、二相流解析以外のいくつかのモデルが提案されている (例えば、Takase et al., 1994 ; Ortiz et al., 1996) が、現在の処分概念のように緩衝材、岩盤等が複数層を成す処分システムを対象とした場合、これら全体を解析できるモデルはまだ開発段階にあると考えられる。したがって、特性の異なるバリアの組み合わせ全体に対してガス/水の移行解析が可能なツールとして現時点で実用化段階にあるものは、Darcy 則に基づく二相流解析コードのみであると考えられる。さらに、最近の研究において二相流解析に必要なパラメータを適切に設定することにより、緩衝材の特徴である高飽和度領域におけるガス浸透率の急激な上昇を模擬し得ることも確認されつつある (Yamamoto, et al., 1999)。なお、ベントナイト/砂混合材のガス透過現象については、非連続媒体モデルのみでは排出水量を説明できないとの結果もある。

このようなことから、ここでは Darcy 則に基づく二相流解析が、現時点で最も現実的、合理的評価ツールであると判断し、処分システムを構成する多重バリア全体を考慮したガス移行の評価を行うこととした。

一般的に Darcy 二相流モデルは、主に堆積岩、土壌等の多孔質媒体中における水のフラックスの評価に適用されるモデルであるが、これを不飽和媒体中の水及びガスのフラックスに対する評価に拡張したものである。以下に Darcy 則に基づく二相流について、基本数学モデルを示すとともに、相対浸透率及び毛管圧力の飽和度依存性に関する関数モデルの一例を示す (Pruess, 1991)。

$$F_l^w = -k \frac{k_{rl}}{\mu_l} \rho_l X_l^w (\nabla P_l - \rho_l g) \quad (3.3-1)$$

$$F_g^w = -k \frac{k_{rg}}{\mu_g} \rho_g X_g^w (\nabla P_g - \rho_g g) - D_{va} \rho_g \nabla X_g^w \quad (3.3-2)$$

$$F_l^a = -k \frac{k_{rl}}{\mu_l} \rho_l X_l^a (\nabla P_l - \rho_l g) \quad (3.3-3)$$

$$F_g^a = -k \frac{k_{rg}}{\mu_g} \rho_g X_g^a (\nabla P_g - \rho_g g) - D_{va} \rho_g \nabla X_g^a \quad (3.3-4)$$

$$P_g = P_l + P_c \quad (3.3-5)$$

ここで、

F_l^w ; 液相中の水のフラックス [kg s⁻¹]

F_g^w ; 気相中の水のフラックス [kg s⁻¹]

F_l^a ; 液相中のガスのフラックス [kg s⁻¹]

F_g^a ; 気相中のガスのフラックス [kg s⁻¹]

D_{va} ; 気相の2成分拡散係数 [m² s⁻¹]

k ; 媒体の絶対(固有)浸透率 [m²]

X_g^w ; 気相中の水の質量分率 [-]

X_l^w ; 液相中の水の質量分率 [-]

X_g^a ; 気相中のガスの質量分率 [-]

X_l^a ; 液相中のガスの質量分率 [-]

k_{rl} ; 水の相対浸透率 [-]

k_{rg} ; ガスの相対浸透率 [-]

μ_l ; 水の粘度 [Pa s]

μ_g ; ガスの粘度 [Pa s]

g ; 重力加速度 [m s⁻²]

ρ_l ; 水の密度 [kg m⁻³]

ρ_g ; ガスの密度 [kg m⁻³]

P_l ; 間隙水圧 [Pa]

P_g ; 間隙ガス圧 [Pa]

P_c ; 毛管圧 [Pa]

[相対浸透率評価関数モデル]

・ Corey model

$$k_{rl} = (S^*)^m, k_{rg} = (1 - S^*)^n (1 - (S^*)^n) \quad (3.3-6)$$

$$S^* = (S_l - S_{lr}) / (1 - S_{lr} - S_{sr}) \quad (3.3-7)$$

- Sandia model

$$k_{rl} = (S^*)^{\frac{1}{2}} \left(1 - \left(1 - (S^*)^{\frac{1}{\lambda}} \right)^{\lambda} \right)^2, \quad k_{rg} = 1 - k_{rl} \quad (3.3-8)$$

$$S^* = (S_l - S_{lr}) / (S_{ls} - S_{lr}), \quad S_{ls} = 1 - S_{sr} \quad (3.3-9)$$

[毛管圧力評価関数モデル]

- Narashimhan model

$$P_c = -P_c - P_o \left((1 - S_l) / (S_l - S_{lr}) \right)^{\frac{1}{\eta}} \quad (3.3-10)$$

- Sandia model

$$P_c = -P_o \left((S^*)^{\frac{1}{\lambda}} - 1 \right)^{1-\lambda} \quad (3.3-11)$$

$$S^* = (S_l - S_{lr}) / (S_{ls} - S_{lr}), \quad S_{ls} = 1 - S_{sr} \quad (3.3-12)$$

ここで、 P_c ；毛管圧力 [Pa]， η ；間隙径分布パラメータ [-]， λ ；間隙径分布パラメータ [-]， S_l ；間隙水飽和度 [-]， S_{lr} ；間隙水残留飽和度 [-]， S_{sr} ；ガス残留飽和度 [-]， S_{ls} ；最大間隙水飽和度 [-] である。

Darcy 二相流モデルに特徴的な点は上記に示したように、流体の粘度にかかわらず媒体固有の透過性を示す絶対浸透率との比を表す相対浸透率をガス及び水について定義し、間隙水飽和度によって透過性が変化する現象を表現するほか、気/液相の界面に働く毛管圧力の寄与を考慮しているところにある。相対浸透率及び毛管圧力と飽和度の関係については、いくつかの関数モデルが提案されているが、パラメータの組み合わせにより全ての媒体に適用できるような一般的なモデルは存在しない。上記に例示した Corey, Sandia 及び Narasimhan の各モデルは、これまでに幾つかの岩石やコンクリート等に対して適用例がある関数である。

図 3.3-1 に媒体中の間隙水飽和度とガス、水の透過性及び毛管圧力とガス、水の移行との関係についてその概念を示す。(3.3-10)式において定義されている“ P_o ”は、Threshold displacement pressure と称され、ガスが飽和状態にある媒体中の間隙水を排出して間隙中に侵入する最小の圧力を決定するパラメータである。これは、図 3.3-1 の左側に示された状態に相当する。また、各関数で用いられている残留間隙水飽和度“ S_{lr} ”は、水によって満たされた間隙が連続して形成されることによって、水が媒体中を移動し始める最小の間隙水飽和度である。一方、残留ガス飽和度“ S_{sr} ”は、気相の先端が媒体中を進展し、ガスで満たされた間隙が連続して形成されることによって、ガスが媒体中を透過し始める最小のガスの飽和度と定義される。このような状態は図 3.3-1 の右側に相当する。さらに、間隙水が排出され間隙水飽和度が低下するに従い、図 3.3-2 に示すようにガスの相対浸透率“ k_{rg} ”は増加し、水の相対浸透率“ k_{rl} ”は減少する。一方、毛管圧力は図 3.3-3 に示すように間隙水飽和度の低下に

したがって増加する。さらに、Corey モデルにおける指数部分 “ m ”, “ n ” 及び Narashimhan モデルにおける間隙径分布パラメータ “ η ”, “ P_o ” は各種媒体に特有な間隙径分布によって変化する間隙水飽和度と相対浸透率及び毛管圧力の変動のプロファイルを決めるパラメータである。

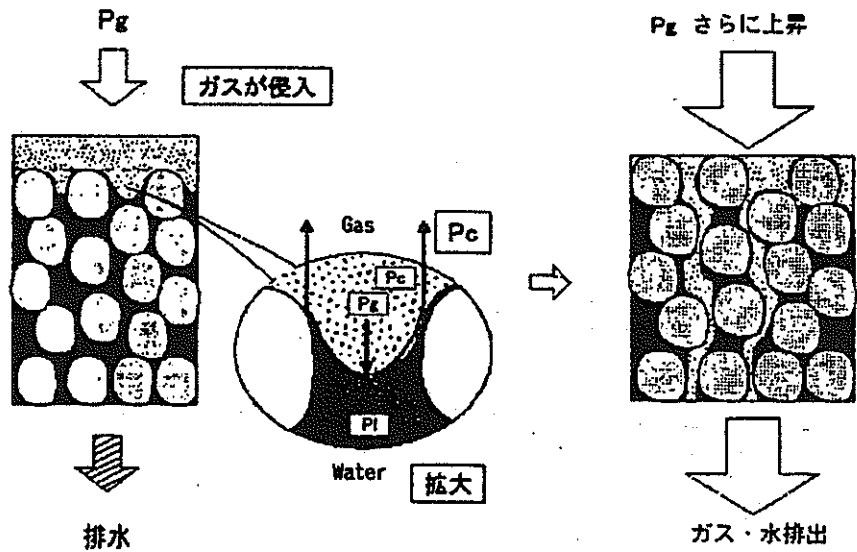


図 3.3-1 二相流モデルにおけるガス透過現象の概念

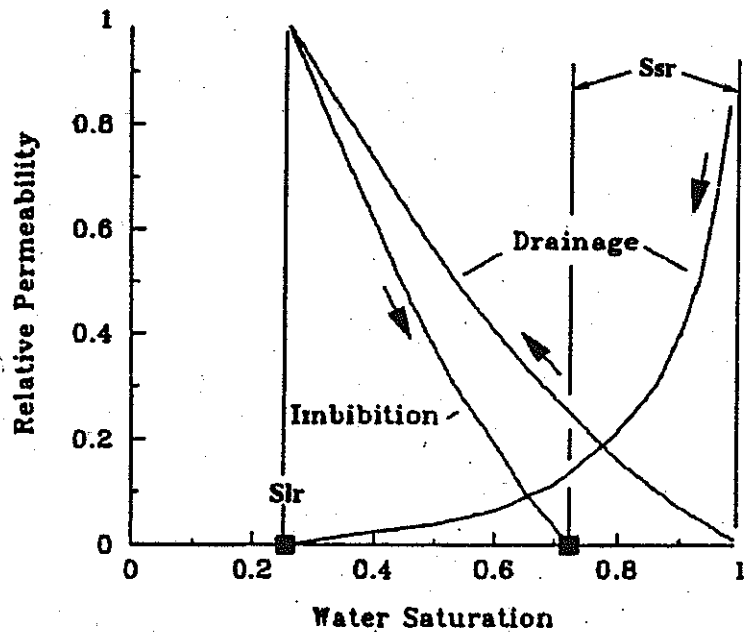


図 3.3-2 間隙水飽和度による相対浸透率の変化

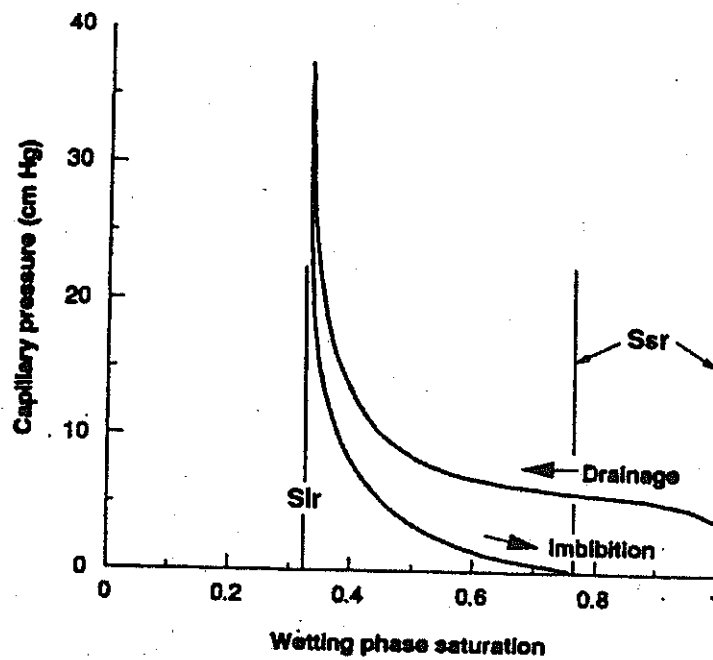


図 3.3-3 間隙水飽和度による毛管圧力の変化

(2) 解析上の設定項目

Darcy 二相流モデルを適用することにより、処分場内及び岩盤中でのガス、水の移行を評価するためには、各種人工バリア及び岩盤について表 3.3-1 に示すようなデータを設定する必要がある。

表 3.3-1 各種材料ごとに設定すべきデータ項目

特性値	パラメータ	備考
浸透率	絶対浸透率	ガス/水; k
	相対浸透率 vs 間隙水飽和度 ・ 間隙水残留飽和度 ・ ガス残留飽和度 ・ 間隙径分布パラメータ	k_r k_g Corey; m, n Sandia; λ
毛管圧力	相対浸透率 vs 間隙水飽和度 ・ Threshold displacement pressure ・ 係数 ・ 間隙径分布パラメータ	Narashimhan; P_c P_o Corey; η Sandia; λ

3.3.2 解析条件

図 3.3-4 及び図 3.3-5 に二相流解析に使用した解析モデルを示す。図 3.3-4 は硬岩系岩盤、深度 1,000、処分坑道横置き方式（平面座標とする）を示し、図 3.3-5 は軟岩系岩盤、深度 500m、処分孔縦置き方式（円筒座標とする）を示す。

解析のためのメッシュ分割方法は下記のとおりである。

図 3.3-4 に示す硬岩系岩盤条件下の解析モデルは、深度 1,000m にオーバーパックを横置き定置する方式であるが、オーバーパックが処分坑道の中心に一定間隔（3.5m）で定置される状態を考慮すると、処分坑道の垂直断面平面とし、その奥行を 3.5m とした X-Z 平面座標系が適切と考えられる。その解析エリアは、X 方向には各処分坑道離間が 10m と設定されていることから、対称性を考慮して解析上は右半分を採用し 5m、Z 方向には熱-水-応力連成解析（千々松・谷口，1999）と同様に 0~1,200m とした。

図 3.3-5 に示す軟岩系岩盤条件下の解析モデルは、深度 500m にオーバーパックを縦置き定置する方式であるが、各オーバーパックが独立な円筒型処分孔に定置される状態から考えて円筒座標系が適切と考えられる。その解析エリアは、半径方向については対称性を考慮して 4.0m の解析領域とし、Z 方向は 0~600m の範囲とした。なお、両モデルとも「深度」とは地表からオーバーパック中央までの深さとし、オーバーパックと緩衝材の界面でガスが発生する現象を模擬するため緩衝材最内縁の 0.01m 幅のメッシュをガス発生域とした。

(1) 解析物性

二相流解析のために必要となる入力データに関しては、すべてが実験によって得られているわけではない。したがって、実験等によって得られていないデータに関しては文献や類似データ等からの類推によって設定した。具体的な入力データ採用方法として、水の飽和度と透過係数を示す評価関数については、熱-水-応力連成評価（千々松・谷口，1999）において用いられている van Genutchen モデルを使用し、ガスに関しては 3.2 項の実験結果において示された Corey モデルを適用することとした。解析に用いる各材料パラメータ等は、既存の公開資料（例えば、動燃事業団，1996）等で用いられた方法及び数値を採用するものとした。

なお、van Genutchen モデルについては、各種媒体の水の相対浸透率や毛管圧力関数モデルに用いられることから、その概要を以下に示す。

[van Genutchen モデルの概要]

van Genutchen は式 3.3-13 に示す Mualem (1976) の提案した不飽和透水係数モデルを用いて、不飽和浸透特性の解析式の誘導を試みた。

$$k(\phi) = k_s \cdot S_e^{\frac{1}{2}} \left\{ \int_0^{S_e} \frac{dS_e}{\phi} / \int_0^1 \frac{dS_e}{\phi} \right\} \quad (3.3-13)$$

ここで、 $k(\phi)$ は不飽和透水係数、 k_s は飽和透水係数、 ϕ は圧力水頭である。
また、 S_e は有効飽和度であり、3.3-14式で定義される。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \quad (0 \leq S_e \leq 1) \quad (3.3-14)$$

ここで、 θ は体積含水率、 θ_s は飽和体積含水率、 θ_r は最小容水量である。

3.3-13式は簡単な積分形をしているために、水分特性曲線の推定式が積分可能な連続関数で与えられれば、容易に不飽和透水係数が算定できる特徴を有している。

van Genuchtenは水分特性曲線の推定式として3.3-15式を提案し、これを3.3-13式のMualemのモデルに与えて、不飽和透水係数及び比水分容量“ $C(\phi)$ ”に対する解析的な閉鎖形予測式を導き、3.3-17式及び3.3-18式を得た。

$$S_e = \left\{ 1 + |\alpha \phi|^n \right\}^{-m} \quad (3.3-15)$$

$$m = 1 - \frac{1}{n} \quad (0 < m < 1, n > 1) \quad (3.3-16)$$

$$k(\theta) = k_s \cdot S_e^{\frac{1}{2}} \left\{ 1 - \left(1 - S_e^{\frac{1}{m}} \right)^m \right\}^2 \quad (3.3-17)$$

$$C(\theta) = \alpha(n-1)(\theta_s - \theta_r) S_e^{\frac{1}{m}} \left(1 - S_e^{\frac{1}{m}} \right)^m \quad (3.3-18)$$

ここで、 α 、 n は土の種類や間隙状態により決定される定数である。

上式において、比水分容量は圧力水頭の増分に対する体積含水率の変化割合を示すパラメータで、水分特性曲線の勾配（ $= d\theta / d\phi$ ）である。なお、飽和透水係数に対する不飽和透水係数の比を比透水係数と呼び次式で表される。

$$k_r = k(\phi) / k_s \quad (3.3-19)$$

van Genuchtenモデルは、3.3-15式から3.3-18式に示すように5つの独立したパラメータ（ k_s 、 α 、 n 、 θ_r 、 θ_s ）によって構成されている。これらの未知のパラメータのうち α 、 n 、 θ_r の推定方法として、van Genuchtenは計測された水分特性曲線のデータと3.3-15式とのフィッティングを非線形最小二乗法を用いて行う方法を提案した。

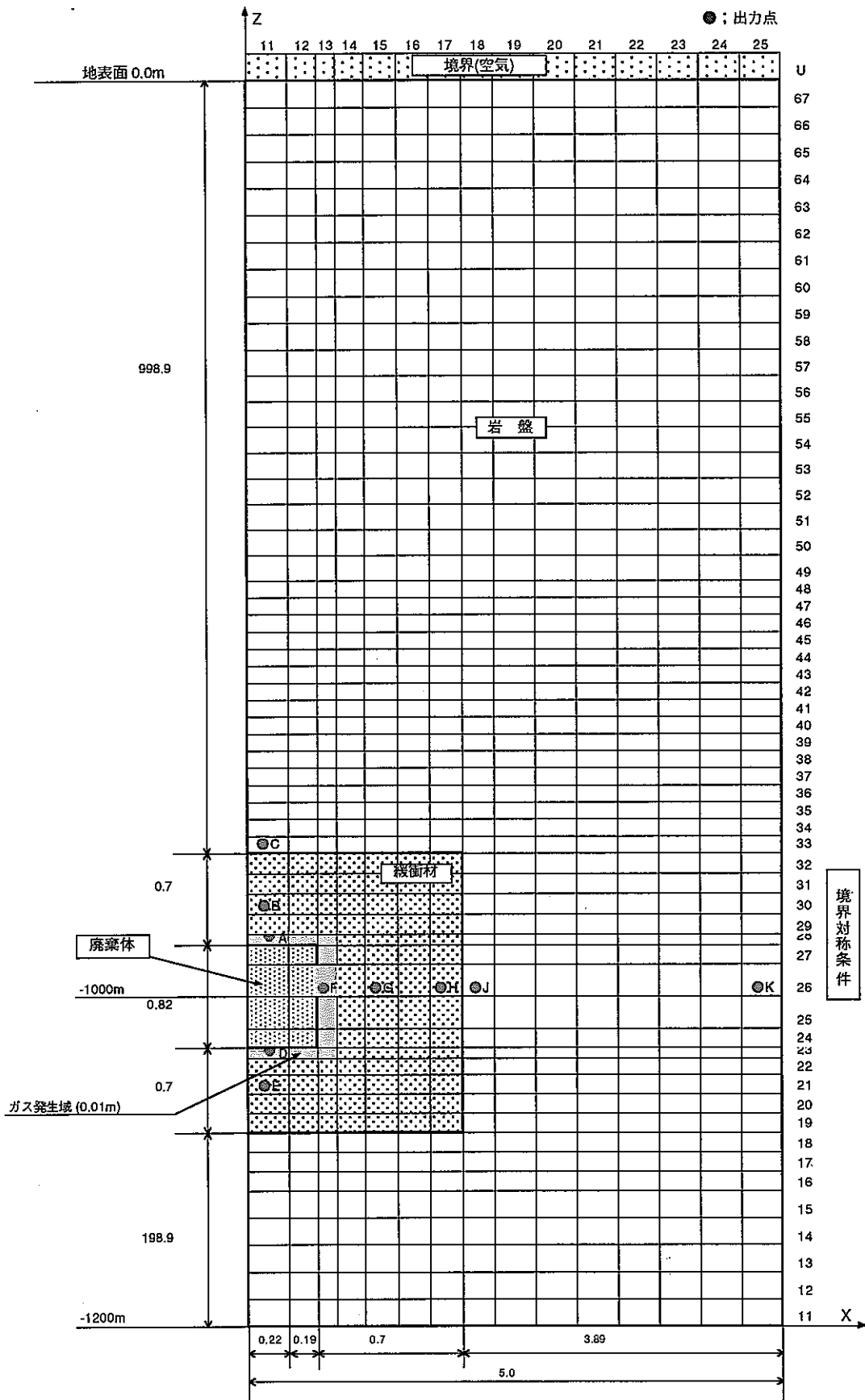


図 3.3-4 硬岩系岩盤の解析モデル (処分坑道横置き方式, 平面座標)

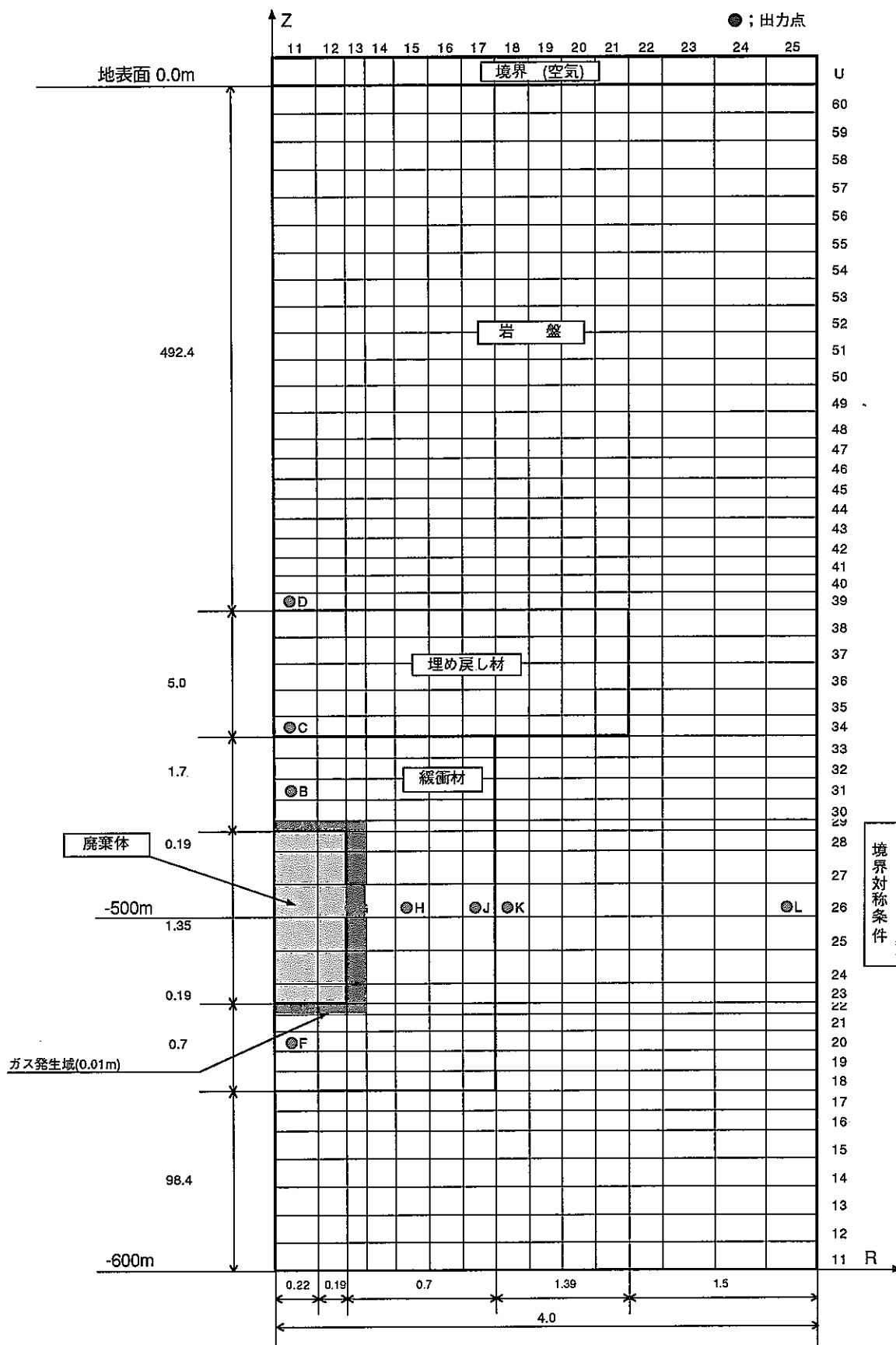


図 3.3-5 軟岩系岩盤の解析モデル (処分孔縦置き方式, 円筒座標)

1) 廃棄物の発熱量

TOUGH2 コードではガス/水移行解析と同時に熱解析も可能であることから、入力用データとして中間貯蔵 50 年後のオーバーパック 1 体あたりの発熱量 (351W) を用い、その後の発熱量経時変化量についても入力することとした。図 3.3-6 に発熱量経時変化を示す。この図から明らかなように初期に 351W であった高い発熱量が 20 年後には 230W, 50 年後には 120W, 100 年後には 50W と急速に低下することがわかる。

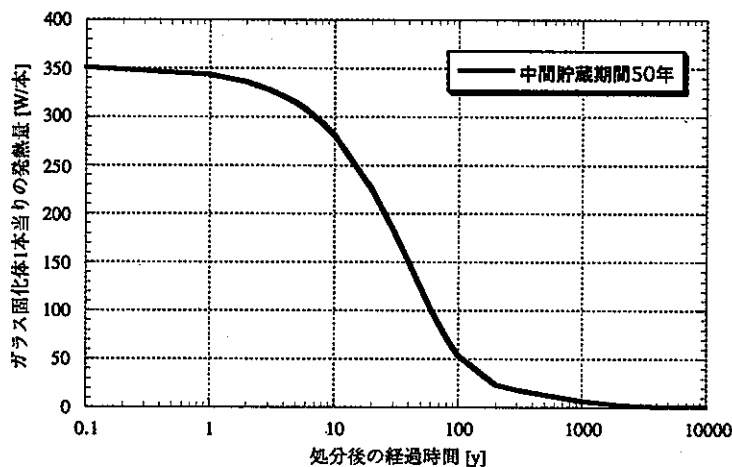


図 3.3-6 ガラス固化体中間貯蔵期間後の発熱量経時変化

2) 初期飽和度

炭素鋼オーバーパックの腐食は水の接触により生じ、かつ、オーバーパックの全面が均一に腐食するとするならば、緩衝材及び岩盤は地下水にて飽和状態にあると考えられる。したがって、緩衝材や岩盤の初期条件はすべて水で飽和されている状態と仮定した。

3) ガス発生源の設定

TOUGH2 コードを用いて二相流解析を行うにあたり、ガス発生域の設定は重要である。処分システムでのガス発生域はオーバーパック表面であるが、本解析の実施にあたり解析モデルを設定するうえでオーバーパック表面にガス発生域を設定した場合、データ入力上の観点から同時にその発生域に一定の間隙率を与える必要がある。しかし、オーバーパックで間隙率を設定すると比熱等の熱特性も異なってくるため解析上新たな課題も生ずる。したがってこの解析ではオーバーパックを不透過性材料と仮定し、ガス発生域にはオーバーパックに接触する緩衝材の最内縁 (0.01m) とした。

なお、オーバーパックの腐食開口後においては、容器内のボイド部に水が浸入する可能性が考えられる。この水は放射性核種を含むことになり、さらに、このボイド部がガス溜まりとなり開口部の位置によっては有意な量の汚染水がガスと置換さ

れることによって排出されるという事象も想定される。これらの事象を考慮するためには、ガラス固化体及びオーバーパックをガス及び水に対して透過性材料として仮定し、間隙率、密度、透過係数モデルなどを入力する必要がある。しかしながら、現状ではこれらのデータがないことやボイド形成過程が不明なことから仮定せざるを得ない条件が多く、得られる評価自体も不確実性を有することとなり、場合によっては過大な評価結果となりえるものと考えられる。一方、仮にある限定した領域を設定し、そこにボイドが形成され、長期間放射性核種がよどみ、ある時突然ボイドから高濃度状態の放射性核種が移行を開始する場合についての解析は、放射性核種濃度と地下水流速に大きな値を設定すれば性能評価計算により影響程度やそれに基づく判断も可能であると考えられる。以上のような観点から、本解析においてはこれらの事象を考慮しないこととした。

4) 緩衝材

ここで対象とする材料はベントナイト 70%+砂 30%の混合材料とし、乾燥密度は 1.6 Mg m^{-3} とする。なお、解析に必要となる本材料の諸物性は以下に示すような方法により設定した。

(a) 水の絶対浸透率

水の絶対浸透率については、松本ら (1997) が行った透水試験により固有透過度 (=絶対浸透率) と有効粘土密度との関係式が以下のように示されている。したがって、この関係式から水の絶対浸透率を算出した。なお、埋め戻し材における値も、この関係式を適用する。

$$K = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_e - 2.1232\rho_e^2) \quad (3.3-13)$$

ここで、

K : 固有透過度 (=絶対浸透率) [m^2]

ρ_e : 有効粘土密度 [Mg m^{-3}]

(b) ガスの絶対浸透率

30wt%ケイ砂混合材料に関わるガスの絶対浸透率のデータは実験的に求められていない。したがって、ベントナイト低配合材料を対象としたガス移行研究を進めている TRU 処分研究における実験結果 (少路ほか, 1999a, 1999b) をもとに、以下の推定式により類推した。なお、埋め戻し材における値もこの関係式を適用する。

ガスの絶対浸透率 = 緩衝材の水の絶対浸透率 \times TRU におけるガスの絶対浸透率 / TRU の水の絶対浸透率

(c) 熱物性

30wt%ケイ砂混合材料の熱物性については、鈴木・谷口（1999）による熱伝導率及び熱拡散率の試験結果によって熱伝導率と含水比及び比熱と含水比それぞれの関係が以下のように定式化されている。したがって、これらの関係式により熱物性を設定した。なお、当該関係式における含水比については、飽和時の値とした。

$$\text{熱伝導率 } [W m^{-1} K^{-1}] : \lambda = 4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2} \omega + 6.14 \times 10^{-3} \omega^2 - 1.69 \times 10^{-4} \omega^3$$

$$\text{比 熱 } [kJ kg^{-1} K^{-1}] : c = \frac{34.1 + 4.18\omega}{100 + \omega}$$

ここで、 ω は含水比 [%] である。

(d) 相対浸透率関数

緩衝材のガスに係る相対浸透率関数は、3.2 項で示した実験結果と評価モデルとの比較検討の結果から Corey モデルを用いることとし、パラメータ ($S_{lr}=0.650$, $S_{gr}=0.00$, $m=4$, $n=2$) については、TRU 研究の結果（例えば、少路ほか、1999a, 1999b）を適用した。一方、水の相対浸透率関数は、熱-水-応力連成解析評価（千々松・谷口、1999）において用いられているパラメータを適用し、その値（表 3.3-2）をテーブル入力した。図 3.3-7 に本解析で用いた水とガスの相対浸透率評価関数モデルを示す。

表 3.3-2 水の相対浸透率関数入力値

有効飽和度	ポテンシャル (cm)	比透水係数
100.000	0	1E+00
99.983	100	1E+00
99.349	1000	1E+00
98.072	2000	1E+00
92.507	5000	1E+00
91.246	5600	1E+00
81.961	10000	4.72124E-01
65.257	20000	1.79269E-01
41.874	50000	6.71721E-02
28.340	100000	3.67066E-02
18.863	200000	1.98564E-02
10.922	500000	8.40198E-03
7.211	1000000	4.24286E-03
4.759	2000000	2.08899E-03
2.746	5000000	7.86296E-04
1.812	10000000	8.62488E-04
1.195	20000000	1.61217E-04
0.690	50000000	5.18617E-05
0.455	100000000	2.08992E-05

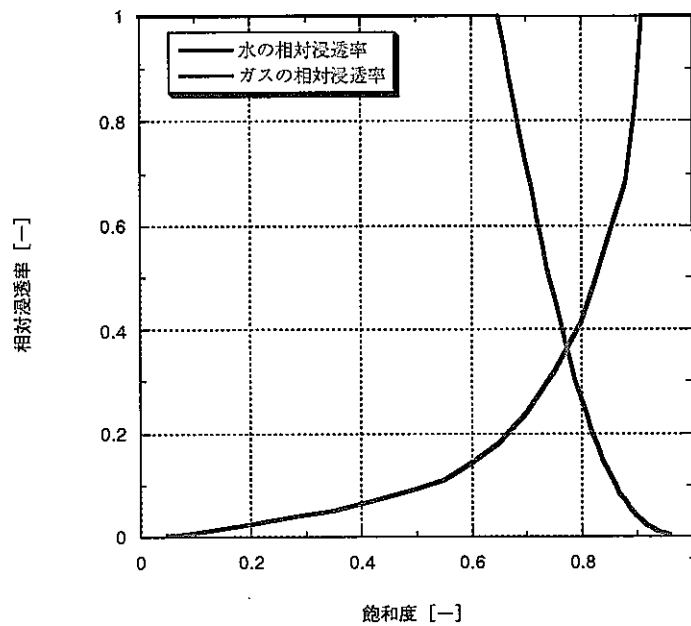


図 3.3-7 緩衝材 (30wt%ケイ砂混合) の相対浸透率評価関数モデル

(e) 毛管圧力関数

毛管圧力関数モデルについては、「熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価」(千々松・谷口, 1999)において用いられている van Genuchten モデルを採用することとし, パラメータについても同様な値 ($\theta_s=0.403$, $\theta_r=0.000$, $\alpha=8.0E-5$ (1/cm) $n=1.6$, $\lambda=0.6$) を用いることとした。図 3.3-8 に解析で用いた毛管圧力関数モデルを示す。

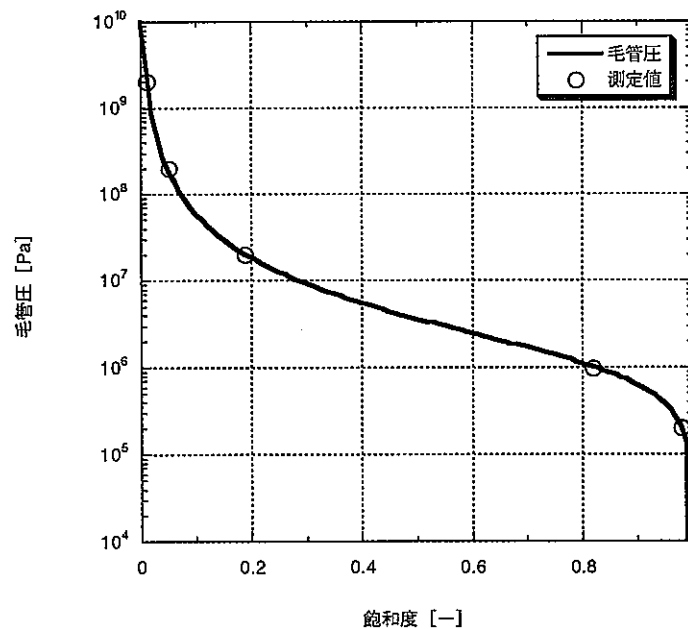


図 3.3-8 緩衝材 (30wt%ケイ砂混合) の毛管圧力関数モデル

5) 埋戻し材 (処分孔垂直置き方式)

埋め戻し材としては、杉田ら (1999) による埋め戻し材の設計検討で用いられているベントナイト (15wt%) + 骨材 (85wt%), 1.8Mg m^{-3} とした。

埋戻し材の水の絶対浸透率, 水の相対浸透率関数モデル及び毛管圧力関数モデルについては、緩衝材の場合と同様、千々松ら (1999) の熱-水-応力連成解析におけるモデル及びパラメータを適用した ($\theta_s=0.333$, $\theta_r=0.000$, $\alpha=1.5\text{E-}4$ (1/cm), $n=3.0$, $\lambda=2.0$)。

また、ガスの絶対浸透率, 相対浸透率関数については、緩衝材の場合と同様、TRU 研究結果等 (例えば、三原ほか, 1999a, 1999b) から類推した ($S_{ir}=0.997$, $S_{gr}=0.00$, $m=4$, $n=2$)。

埋め戻し材の熱物性については、緩衝材の場合と同様、鈴木・谷口 (1999) の関係式に基づき導出した。なお、熱物性を導出するために用いた埋め戻し材の初期含水比は 10%である。本解析で用いた相対浸透率評価関数モデルと毛管圧力関数モデルを図 3.3-9 及び図 3.3-10 に示す。

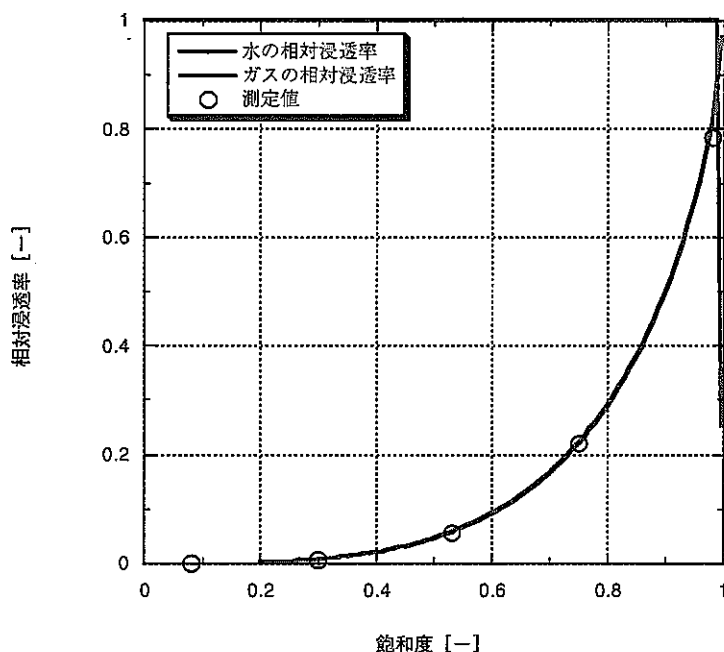


図 3.3-9 埋め戻し材の相対浸透率評価関数モデル

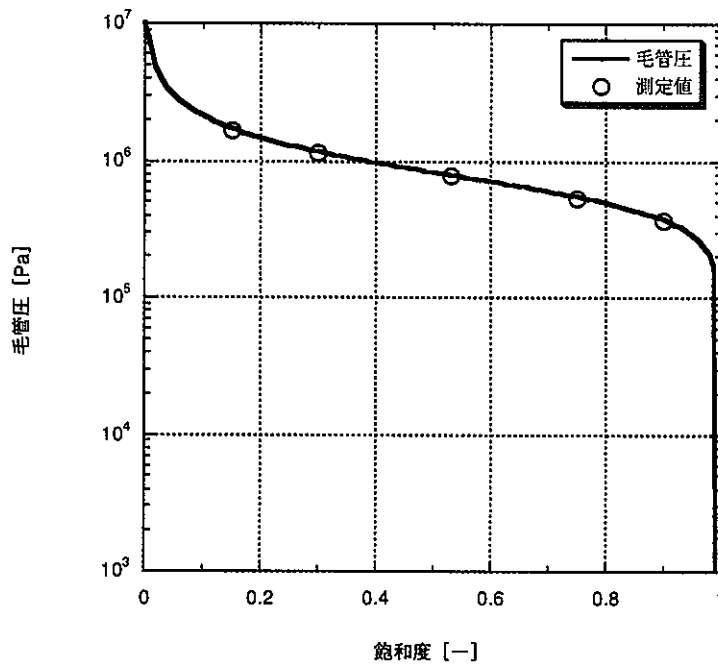


図 3.3-10 埋め戻し材の毛管圧力関数モデル

6) 硬岩系岩盤

水に関わる入力データは (Watanabe, 1991) に記載の硬岩データと同様とし, ガスに関わる入力データは前述のように設定する。以上, 評価関数モデルとパラメータをまとめると下記のようなになる。

(a) 解析モデル: van Genuchten モデル

適用: 水の相対透過係数解析モデル及び毛管圧力解析モデル

パラメータ: $\theta_s=0.03$, $\theta_r=0.00$, $\alpha=1.00E-4$ (1/cm) $n=2.262$, $\epsilon=0.5$,
 $\lambda=1.262$

(b) 解析モデル: Corey モデル

適用: ガスの相対透過係数解析モデル

パラメータ: $S_{tr}=0.70$, $S_{sr}=0.02$, $m=4$, $n=2$

硬岩系岩盤の熱物性については, 谷口ら (1999) の研究例を参考に決定した。また, 本解析で用いた各モデルを図 3.3-11 及び図 3.3-12 に示す。

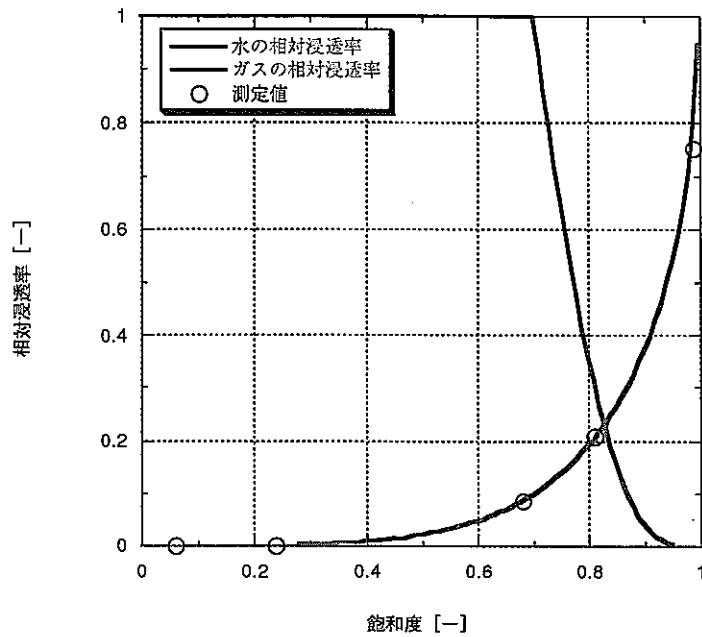


図 3.3-11 硬岩系岩盤の相対浸透率評価関数モデル

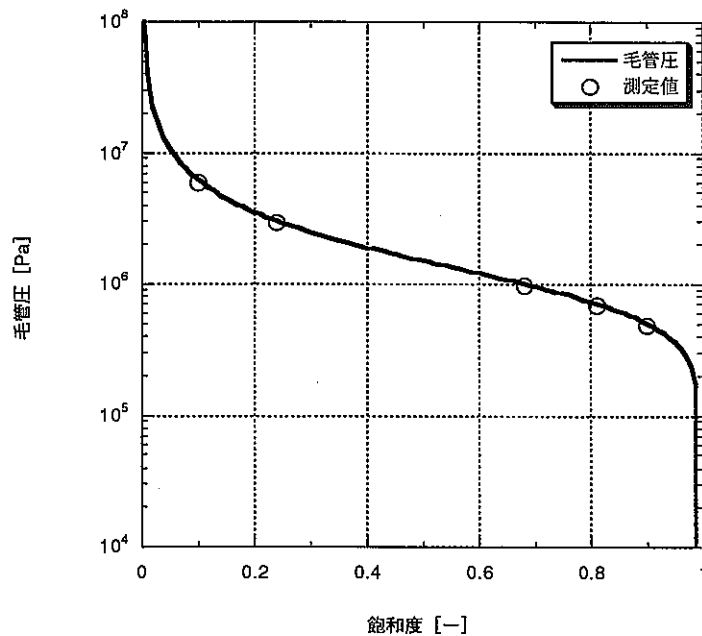


図 3.3-12 硬岩系岩盤の毛管圧力関数モデル

7) 軟岩系岩盤

(a) 水の相対浸透率及び毛管圧関数モデル

水の相対浸透率及び毛管圧関数モデルに関しては、西垣・竹下（1993）の研究結果を参考として決定した。西垣らの研究は、わが国の土に対して実施された不飽和浸透特性の代表的な測定結果を整理し、その定量的な評価手法として van Genuchten

の提案した不飽和浸透特性関数モデルの適用を試みたものであり、これらの検討のうちから泥岩に関する検討結果を用いた。図 3.3-13 にそれらの同定結果を示すとともに、表 3.3-3 に同定結果より得られたパラメータを示す。

ガスの絶対浸透率及び相対浸透率評価関数については、TRU 研究等（例えば、三原ほか、1999a, 1999b）の成果を参考として決定した。以上、評価関数モデルとパラメータをまとめると下記のようなになる。また、解析で用いた各関数モデルを図 3.3-14 及び図 3.3-15 に示す。

①解析モデル： Van Genuchten モデル

適用： 水の相対透過係数解析モデル及び毛管圧力解析モデル

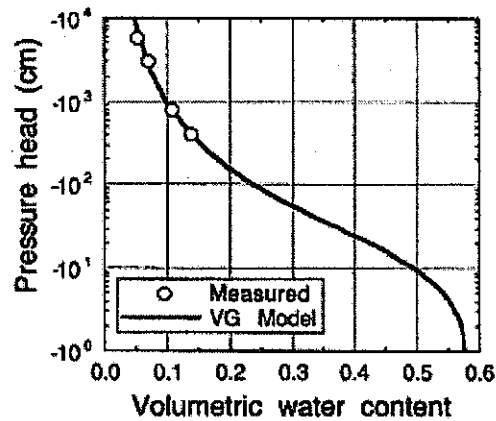
パラメータ： $\theta_s=0.580$, $\theta_r=0.021$, $\alpha=0.0759$ (1/cm), $n=1.455$,
 $\varepsilon=0.5$, $\lambda=0.456$

②解析モデル： Corey 変形モデル

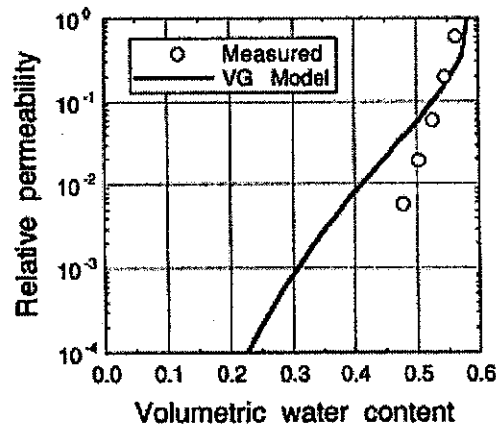
適用： ガスの相対透過係数解析モデル

パラメータ： $S_{lr}=0.60$, $S_{sr}=0.00$, $m=4$, $n=3$

軟岩系岩盤の熱物性については、谷口ら（1999）の研究例を参考に決定した。



(a) 水分特性曲線



(b) 体積含水率と比透水係数との関係

図 3.3-13 泥岩に対する van Genuchten モデルの適用例

表 3.3-3 van Genuchten モデルパラメータの同定結果

試料	同定結果			既知パラメータ	
	α (cm ⁻¹)	n	θ_r	k_s	θ_s
泥岩	0.0759	1.455	0.021	1.700×10^{-7}	0.580

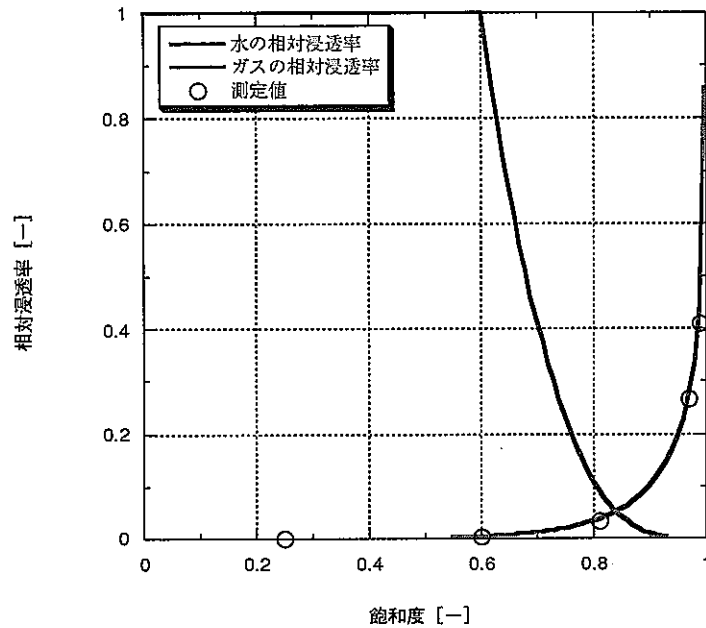


図 3.3-14 軟岩系岩盤の相対浸透率評価関数モデル

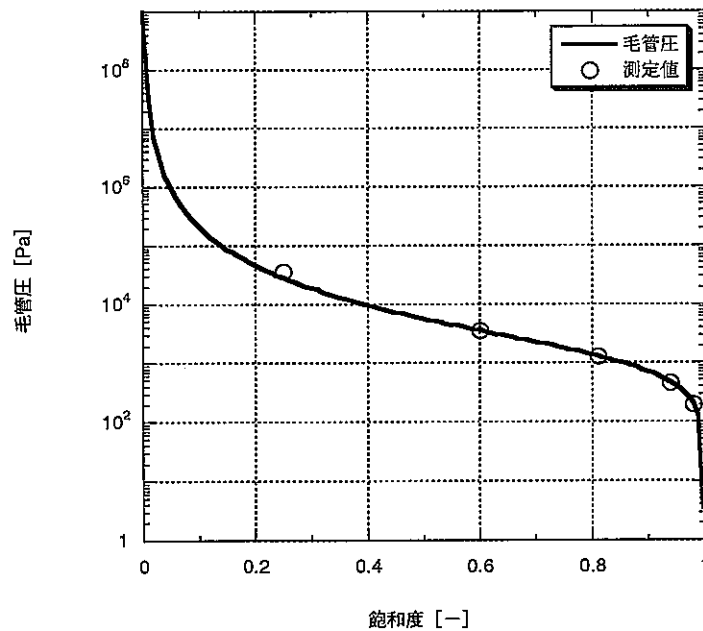


図 3.3-15 軟岩系岩盤の毛管圧力関数モデル

8) 処分場の温度条件

処分場の温度設定については処分場までの地温勾配を $3^{\circ}\text{C}/100\text{m}$ と仮定し、地表温度を 15°C とすれば軟岩系岩盤の場合は処分空洞の位置で 30°C 、硬岩系岩盤の場合は 45°C 程度となる。したがって、それぞれの解析にあたり全領域の初期温度をそれぞれ 30°C 、 45°C と均一に設定し、地表温度は 15°C (固定) とした。

以上、TOUGH2 解析で用いる入力データセットを表 3.3-4 まとめて示す。

表 3.3-4 ガス移行解析モデルデータセット

名称	密度 [Mg m ⁻³]	間隙率 [-]	熱伝導率 [W m ⁻¹ K ⁻¹]	比熱 [J kg ⁻¹ K ⁻¹]	絶対浸透率 [m ²]	相対浸透率関数								毛管圧力関数					
						計算式	S _{lr}	S _{ls}	λ	ε	S _{lr}	S _{sr}	m	n	計算式	S _{lr}	S _{ls}	λ	α
ガラス固化体	2.80E+03	0.00	1.20	960.0	1.00E-30	Linear	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
オーガーパック	7.80E+03	0.00	53.0	460.0	1.00E-30	Linear	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
緩衝材	2.70E+03	0.40	0.78	590.0	4.00E-20 (水)	テーブル入力	-	-	-	-	-	-	-	-	van Genuchten	0.0	1.0	0.6	8.00E-07
					5.10E-19 (ガス)	Corey	-	-	-	-	0.65	0.00	4	2					
埋め戻し材	2.70E+03	0.33	1.03	690.0	6.00E-19 (水)	van Genuchten	0.0	1.0	2.0	0.5	-	-	-	-	van Genuchten	0.0	1.0	2.0	1.50E-06
					9.50E-16 (ガス)	Corey	-	-	-	-	0.997	0.00	4	2					
硬岩系岩盤	2.70E+03	0.22	2.80	1000.0	1.00E-15 (水)	van Genuchten	0.0	1.0	1.262	0.5	-	-	-	-	van Genuchten	0.0	1.0	1.262	1.00E-06
					4.00E-14 (ガス)	Corey	-	-	-	-	0.70	0.02	4	2					
軟岩系岩盤	2.70E+03	0.30	2.20	1400.0	1.00E-16 (水)	van Genuchten	0.0	1.0	0.456	0.5	-	-	-	-	van Genuchten	0.0	1.0	0.456	7.59E-04
					9.50E-16 (ガス)	Corey	-	-	-	-	0.60	0.00	4	3					

注) ガラス固化体の発熱量; 3.51E+02~6.08E-01[W] (時間依存)

3.3.3 解析ケース

本解析では下記の2種類のケースを対象とした。

- ① 結晶質岩系岩盤:深度 1,000m における処分坑道横置き方式
- ② 堆積岩系岩盤 :深度 500m における処分孔縦置き方式

なお、本解析では発熱を考慮した場合と考慮しない場合の両解析を実施したが、評価においては実際の観点からオーバーパックが 351W の発熱量を有した状態で処分されることを想定して、発熱を考慮した場合を中心に検討した。しかし、TOUGH2 コードではガス/水の熱変形(熱膨張や収縮)を考慮しつつ解析が進められるものの、構造体の熱変形は考慮されないため、結果的には構造体の間隙内部のガス/水の間隙圧力が実際より大きい値を示す解析結果になり、そのため間隙圧の差(動水勾配)に起因した累積排水量等の変化についても大きな値として計算されることとなる。したがって、評価にあたっては発熱を考慮しない場合の解析結果についても付記して評価することとした。

3.3.4 解析結果

(1) 深度 500m, 処分孔縦置き方式, 軟岩系岩盤

1) 間隙圧力

深度 500m の処分孔縦置き方式における間隙圧力の経時変化を図 3.3-16 及び 3.3-17 に示す。これらの図より、初期間隙水圧はオーバーパック中央部を深度 500m としているため、ほとんどの間隙圧力が $5.0 \times 10^6 \text{Pa}$ 程度であり、それより数 m 近傍の緩衝材、埋め戻し材や岩盤上部の間隙水圧は $4.7 \times 10^6 \text{Pa}$ 前後の値となっている。

また、処分後(30 日以内)においてオーバーパック周辺から緩衝材中央部までの圧力が瞬時に上昇($8.0 \sim 9.0 \times 10^6 \text{Pa}$ となり 60~90%程度増加)している。この時の各部分の最大間隙圧力は、ガス発生域で $9.0 \times 10^6 \text{Pa}$ 、緩衝材側部中央で $8.4 \times 10^6 \text{Pa}$ 、緩衝材下部で $8.0 \times 10^6 \text{Pa}$ 、緩衝材上部で $6.8 \times 10^6 \text{Pa}$ 、緩衝材側部外側で $5.5 \times 10^6 \text{Pa}$ である。また、この時の緩衝材内外の最大差圧は $4.0 \times 10^6 \text{Pa}$ 程度となることがわかる。

このような間隙圧力上昇の原因として、廃棄体の発熱により人工バリア部分の間隙水温度が上昇し、その結果間隙水の密度が低下し体積が膨張したことによると考えられるが、前述のように TOUGH2 コードでは構造体の熱膨張は考慮していないため、閉じ込められた間隙内で圧力がより大きく計算されたものと考えられる。実際には構造体の熱膨張が存在するため、間隙圧力はそれほど上昇しないと考えられる。なお、発熱を考慮しない場合は、ほとんど間隙圧力の上昇がないことがわかる(図 3.3-18 及び図 3.3-19 参照)

なお、処分後 30 日以後は温度低下とともに間隙圧力も低下し、2,000 年以降はすべての部分で一定となっている。

このように圧力上昇については、図 3.3-16 及び図 3.3-17 をみる限り処分後 30 日以内に 60~90%程度の増加であり、この原因として発熱を考慮することによる間隙水の温度膨張の影響がかなり大きいことがわかる。したがって、ガス発生の影響はほ

とんどなく、また実際にはガスの発生開始時期は再冠水の後のオーバーパック腐食が開始された後であると考えられその時期は少なくとも5~10年であるが、発熱が及ぼす間隙圧力への影響は1年以内でほぼ完了していることから、ガス発生時期とは時間的にズレることとなる。したがって、仮にガス発生の影響があるとしても発熱の影響がなくなった後に生じるものであると考えられる。

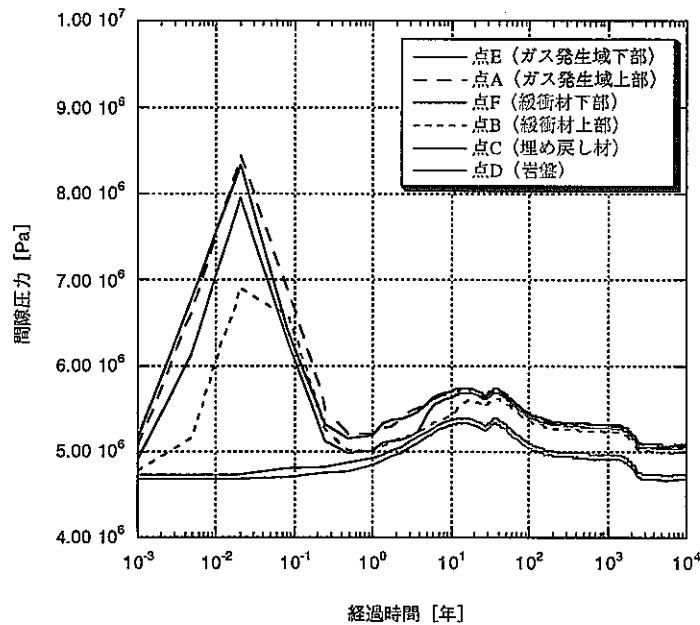


図 3.3-16 軟岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材上下領域, 熱を考慮した場合)

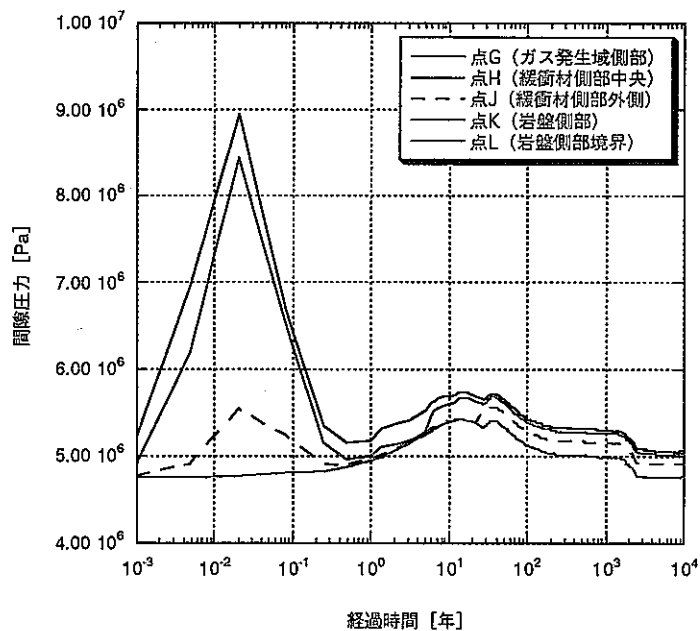


図 3.3-17 軟岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材側部領域, 熱を考慮した場合)

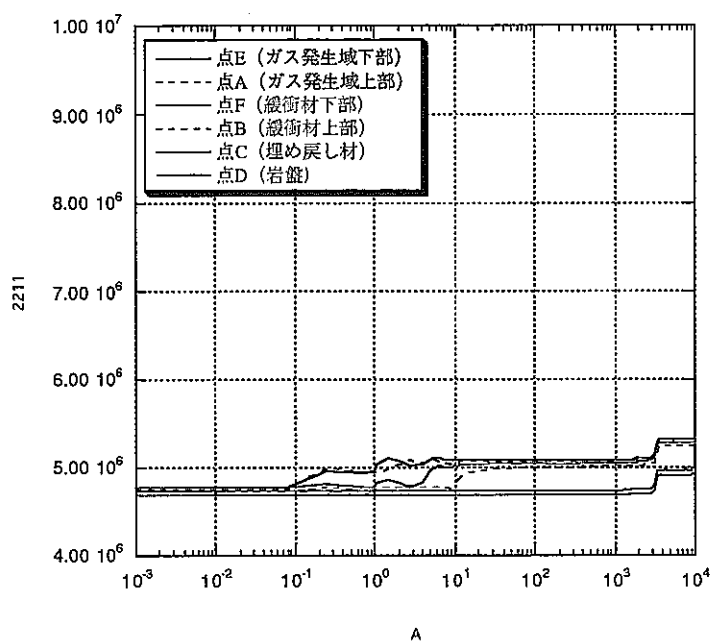


図 3.3-18 軟岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材上下領域, 熱を考慮しない場合)

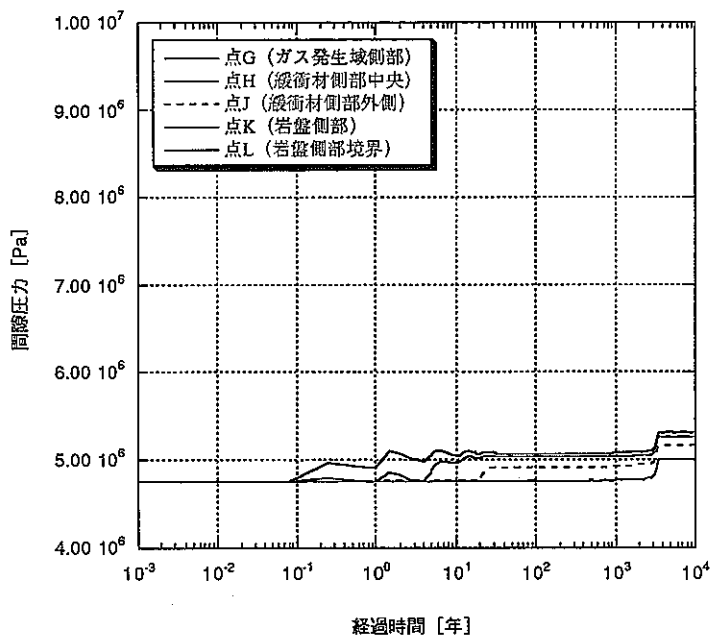


図 3.3-19 軟岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材側部領域, 熱を考慮しない場合)

2) 岩盤へ押し出される排水量

オーバーパックからのガス発生によって間隙水が岩盤に押し出される累積排水量の経時変化を図 3.3-20 に示す。また、岩盤に押し出される排水速度 (フラックス)

の経時変化を図 3.3-21 に示す。図 3.3-20 では累積排水量は最初の 40 年で 470kg のピークに達している。その後、徐々に減少し最終的には 50~100kg まで落ち込んでいる。また、図 3.3-21 をみると処分直後からの間隙水の押し出し速度は徐々に増加し最大押し出し速度は最初の 7 日頃において 200kg y^{-1} となり、人工バリア外側表面積を 150m^2 と仮定すれば、 $1 \times 10^{-3}\text{m y}^{-1}$ の排水速度となる。これは、一般的に言われている地下水流速値より 1 オーダー程度小さいことがわかる。その後は 100 日程度で 50kg y^{-1} まで低下し、30 年以降 10,000 年までの流速は 0 近傍であるが、若干負の値を示すことから一旦人工バリアの外へ出た水が逆流していることがわかる。逆流の理由として、1,000 年以前はオーバーパック周辺から緩衝材の最大温度が $50^\circ\text{C} \sim 80^\circ\text{C}$ から 1,000 年後には 45°C 、10,000 年後には 27°C となるため、間隙水の密度が増加し、体積収縮するためと考えられる。

このように、計算結果では岩盤への間隙水押し出し量は、最大 470kg の累積排水量を示すが、前述のように発熱の影響が時期的に早いこと及び構造体の温度膨張を考慮すればそれほど大きい排出量になるとは考えられない。したがって、発熱を考慮しない場合の 250 年間の累積排水量（約 100kg）に基づいて、平均押し出し流速を算出すると $3 \times 10^{-6}\text{m y}^{-1}$ と小さい値となる。図 3.3-22 に発熱を考慮しない場合の間隙水累積排水量経時変化を示す。

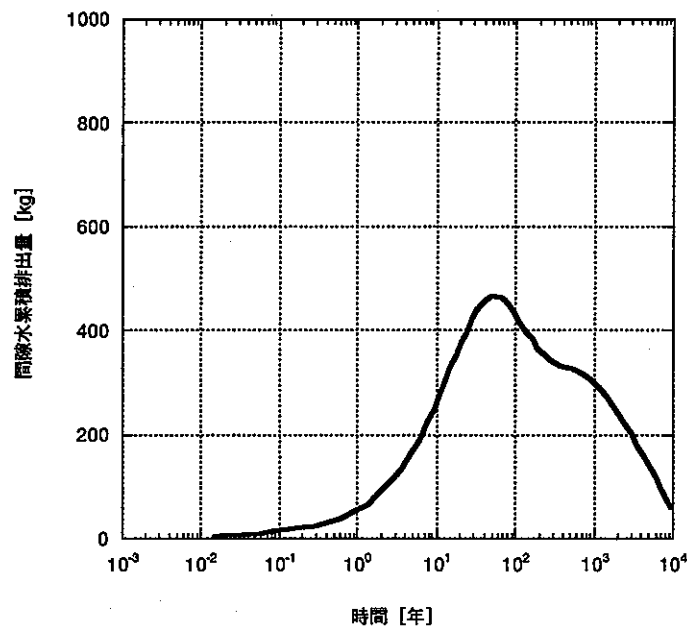


図 3.3-20 軟岩系岩盤における間隙水累積排水量（発熱を考慮した場合）

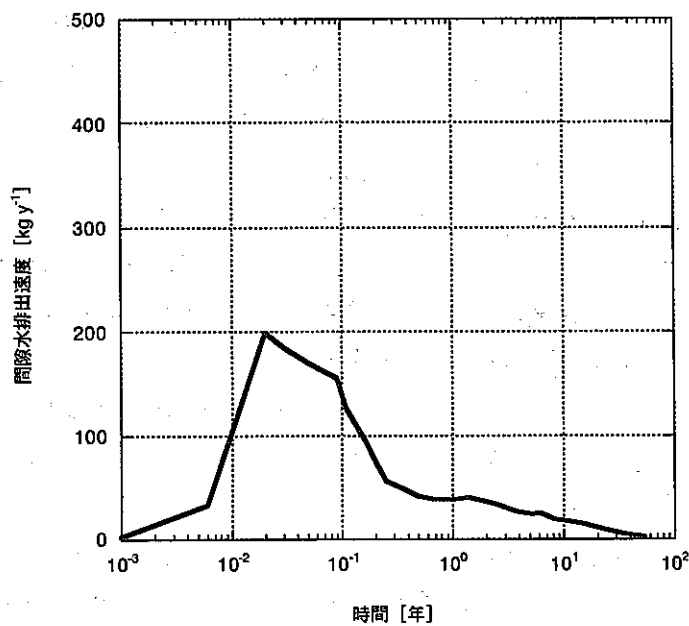


図 3.3-21 軟岩系岩盤における間隙水排出速度 (熱を考慮した場合)

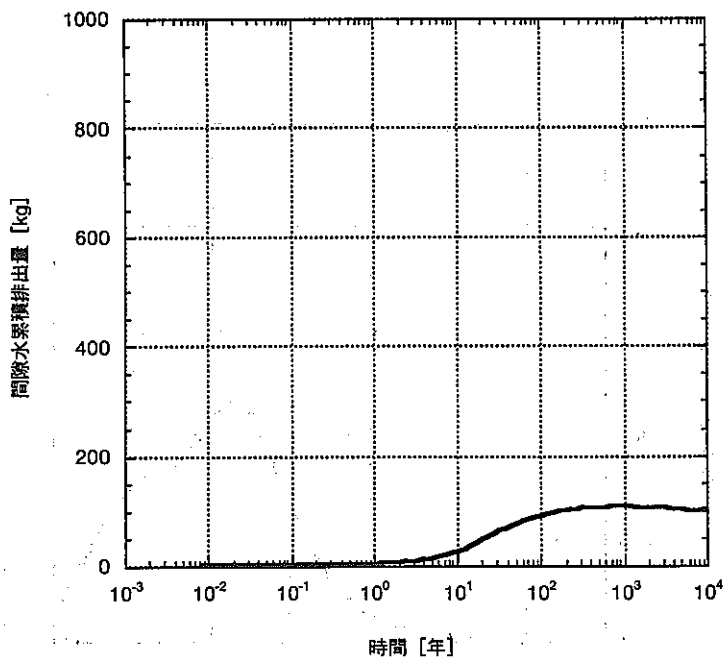


図 3.3-22 軟岩系岩盤における間隙水累積排出量 (熱を考慮しない場合)

3) ガス飽和度

ガス飽和度の経時変化を図 3.3-23 及び図 3.3-24 に示す。この図からオーバーパック表面のガス発生域において、30 日頃からガス飽和度が上昇を開始している。その他の人工バリア個所でもガスが侵入する時期は緩衝材側部中央で約 3 年、緩衝材側部外側で約 20 年、岩盤側部内壁で約 30 年、岩盤上部内側直上で数 100 年となっている。このように岩盤内側直上でガス侵入時期が遅い理由は、岩盤の直下に存在する埋戻し材がほとんど排水しないため、ガスは岩盤側部を通過して岩盤直上に侵入するためと考えられる。特性関数から述べると、表 3.3-4 において緩衝材と比較した場合、埋戻し材の方が水の絶対透過係数もガスの絶対透過係数も大きい一見流れやすいと考えられるが、相対透過係数-飽和度関数を示す図 3.3-7 と図 3.3-9 を比較すると間隙水残留飽和度 (S_{lr}) が異なる。埋戻し材の関数の場合は緩衝材より S_{lr} が大きいいため、埋戻し材中の水の排出がほとんどない状態となり、ガス飽和度が増加しにくくなりガス飽和度がほぼ 0 であることがわかる。埋戻し材から水がほとんど排水していない現象は図 3.3-25～図 3.3-31 に示す 100 年～10,000 年にわたるガス飽和度分布図から明らかである。図 3.3-25 は、処分後 100 年後のガス飽和度分布である。この図から、オーバーパックのごく近傍の緩衝材では、ガス飽和度が 0.05 (赤色) を示すものの、岩盤に近づくにつれて緩衝材のガス飽和度が 0.01～0.02 と低くなっていることがわかる。また、側壁岩盤と緩衝材の界面においては、ガス飽和度が赤色と大きい値を示す部分が存在するが、この原因は処分場の上部を覆う埋戻し材のガス飽和度がほとんど 0 のまま変化しないため、ガスは岩盤に向かって右方向に大きく移動していることを示している。その結果として側壁岩盤/緩衝材界面のガス飽和度が大きくなったものである。

図 3.3-26 は処分後 1,000 年経過後のガス飽和度分布である。この図から、100 年の場合と同様にオーバーパックのごく近傍の緩衝材及び緩衝材界面ではガス飽和度が 0.05 (赤色) を示すものの、埋戻し材の外側をガス飽和度の大きさが回り込むように大きくなっていることがわかる。このように埋戻し材のガス飽和度がほとんど 0 を維持した状態で変化せず、ガスの多くは上部岩盤に向かって右方向から上方向へに大きく移動していることを示している。

埋戻し材のガス飽和度が常時ほぼ 0 である理由は、図 3.3-9 の相対透過係数と飽和度の関数から水が排出しにくい特性を有する結果であることは既に記述したとおりであるが、埋め戻し材中をガスがどの程度の線流速で流れているかについて以下に分析した。その結果の一例として 1,000 年時点での線流速分布図を図 3.3-28 に示すが、これを見ると数 $m\ y^{-1}$ から数 $10m\ y^{-1}$ とかなり大きいことがわかる。しかし、図 3.3-29 と図 3.3-30 にて明らかのように埋戻し材を通過する累積ガス量と側壁岩盤を通過する量とはほぼ同じ量であることがわかる。また、埋戻し材と側壁岩盤の界面上部の岩盤 20m をみると (図 3.3-31) 明らかにガスが埋戻し材の上部岩盤に回り込んでいくことがわかる。

図 3.3-27 は処分後 10,000 年経過後のガス飽和度分布である。この図から、オーバ

ーパックのごく近傍の緩衝材及び緩衝材界面ではガス飽和度が 0.05 (赤色) を示すものの、埋戻し材の外側をガス飽和度の大きさが回り込んだ結果上部岩盤全体へガス飽和度が大きくなっていることがわかる。

1,000 年以降は埋め戻し材を除き、ガス飽和度はほとんどの個所で 2~4% であり、言い換えれば水飽和度は 96.0~98.0% 程度と、ほとんど飽和状態であることがわかる。したがって、ガスはこの程度の高い水飽和度を維持しつつ、緩衝材を貫通して岩盤へ向かって抜けていることがわかる。

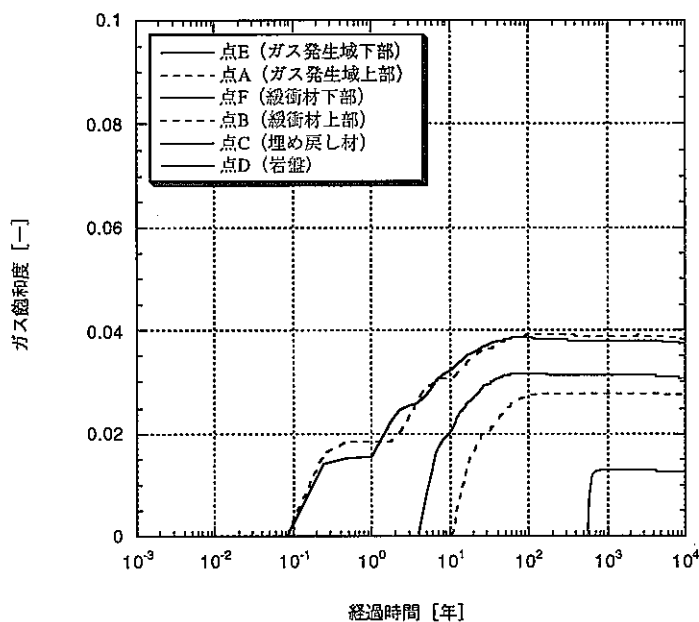


図 3.3-23 軟岩系岩盤におけるガス飽和度の経時変化 (緩衝材上下領域)

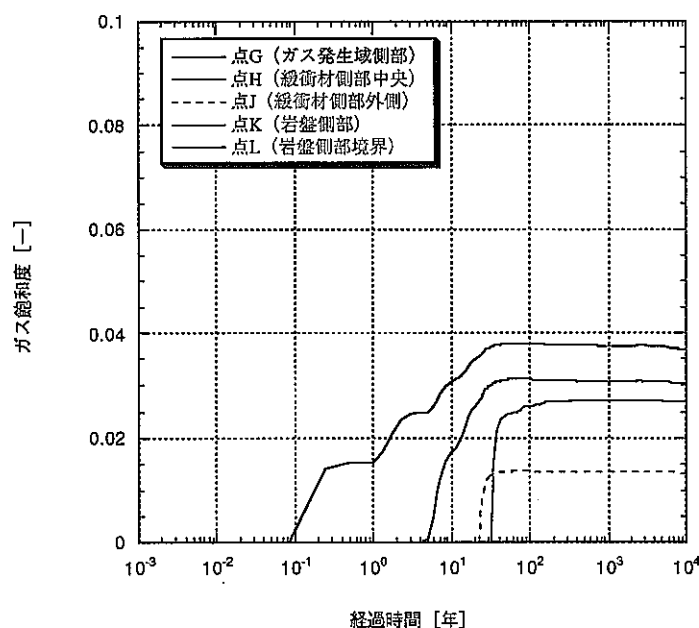


図 3.3-24 軟岩系岩盤におけるガス飽和度の経時変化 (緩衝材側部領域)

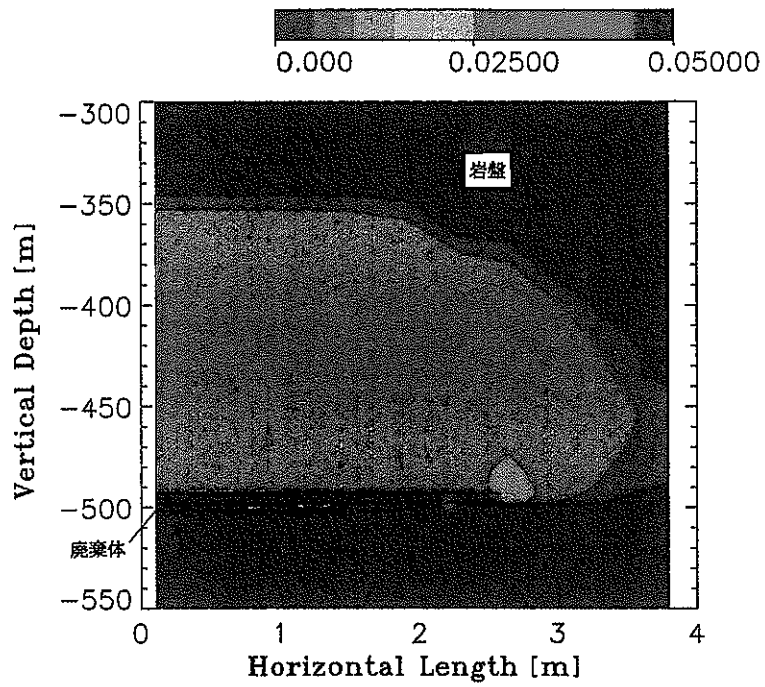


図 3.3-27 10,000 年後におけるガス飽和度分布（熱を考慮した場合）

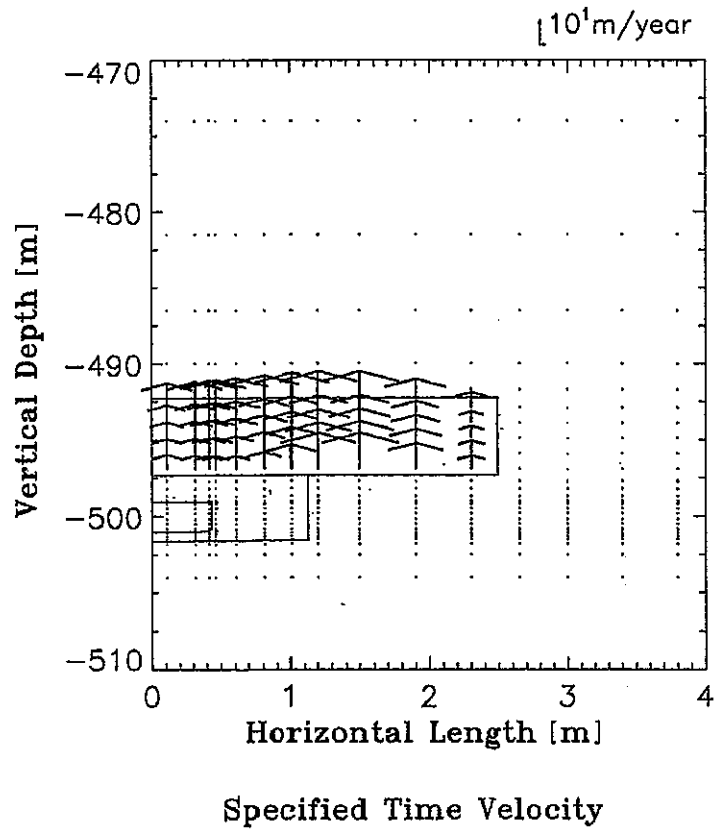


図 3.3-28 1,000 年後の間隙水流速分布（軟岩系岩盤，熱を考慮した場合）

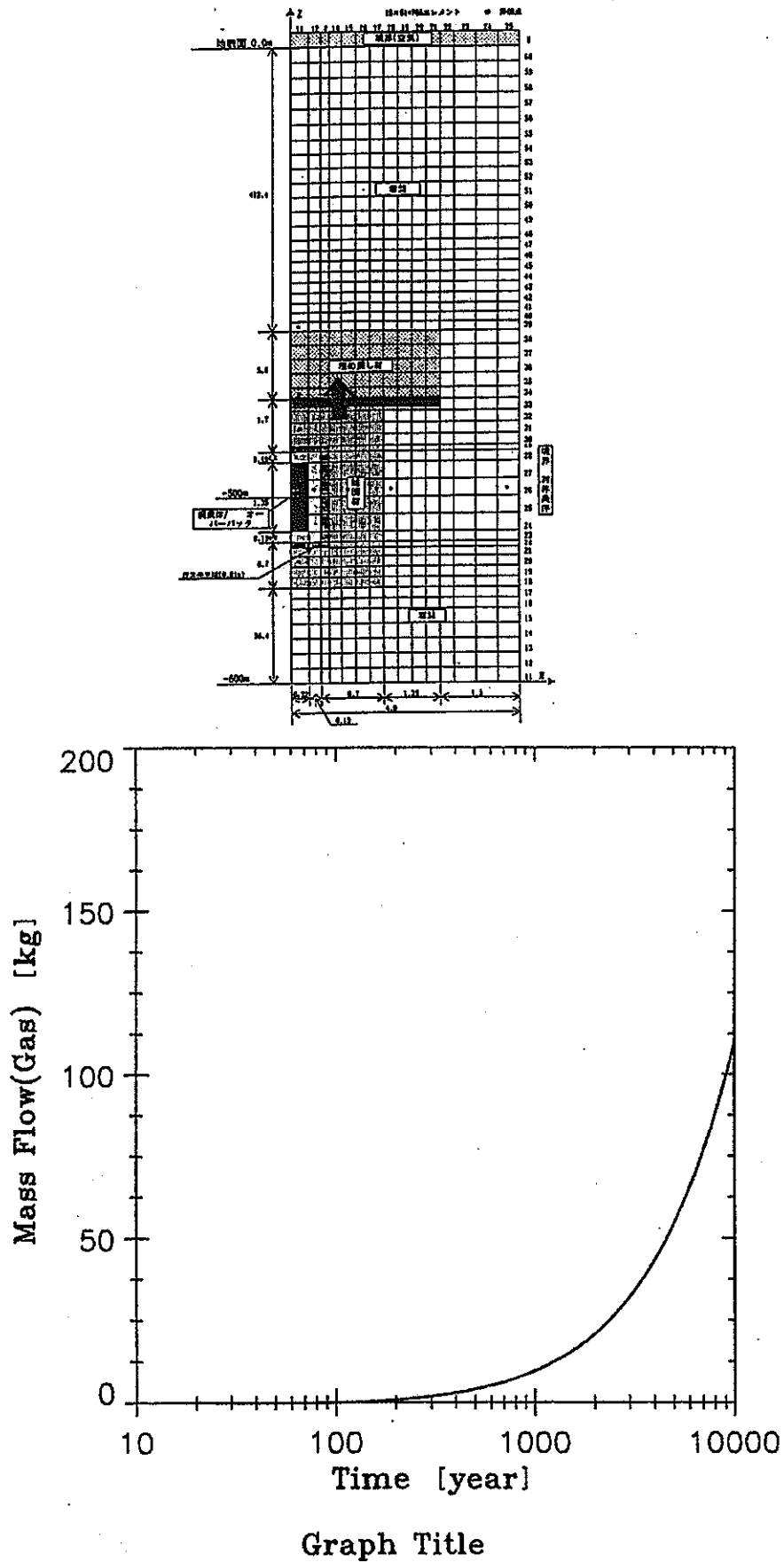


図 3.3-29 埋め戻し材に侵入する累積排水量経時変化 (軟岩系岩盤, 熱を考慮)

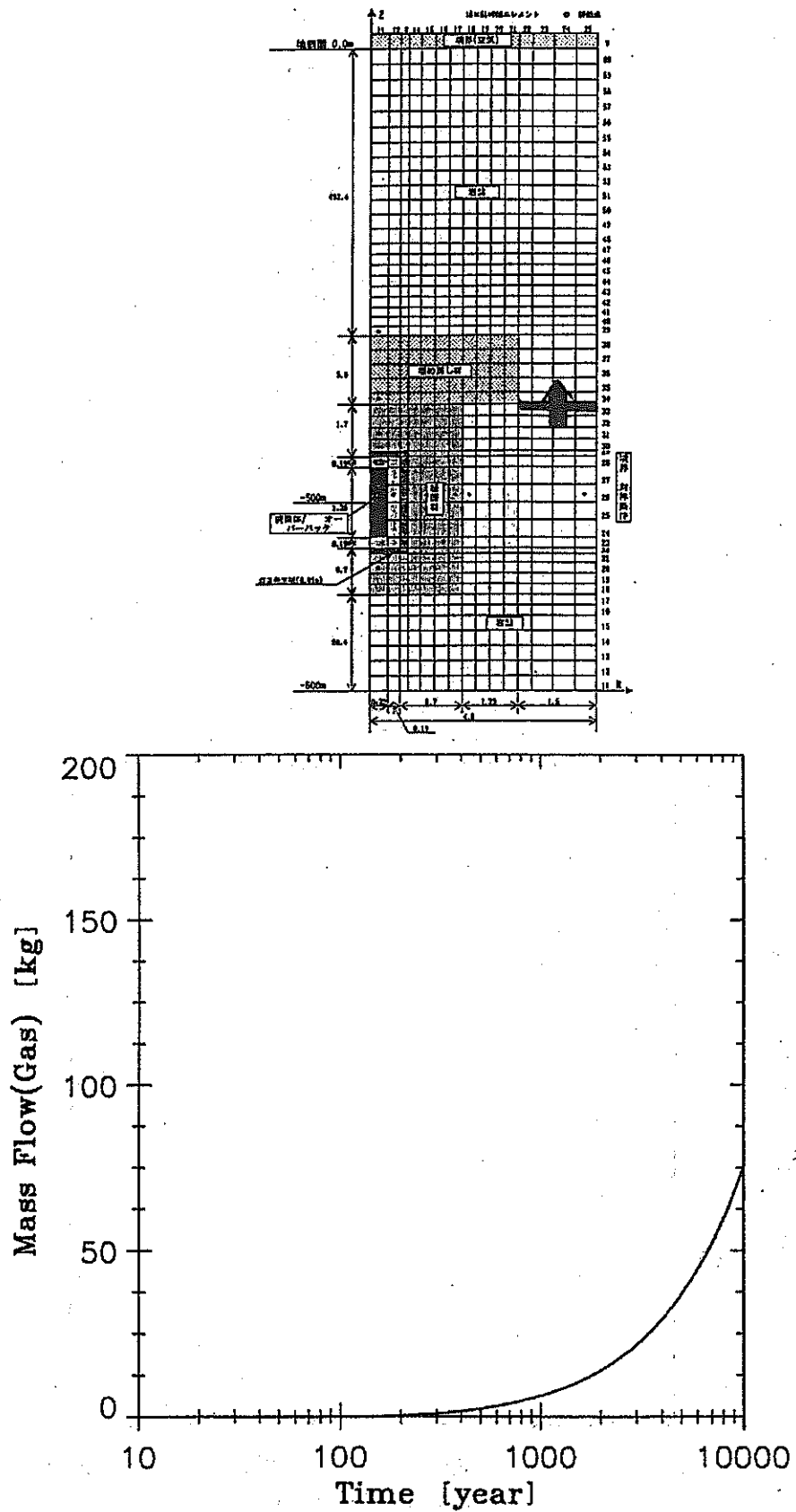


図 3.3-30 埋め戻し材の外側岩盤を通過する累積排水量経時変化
(軟岩系岩盤, 熱を考慮した場合)

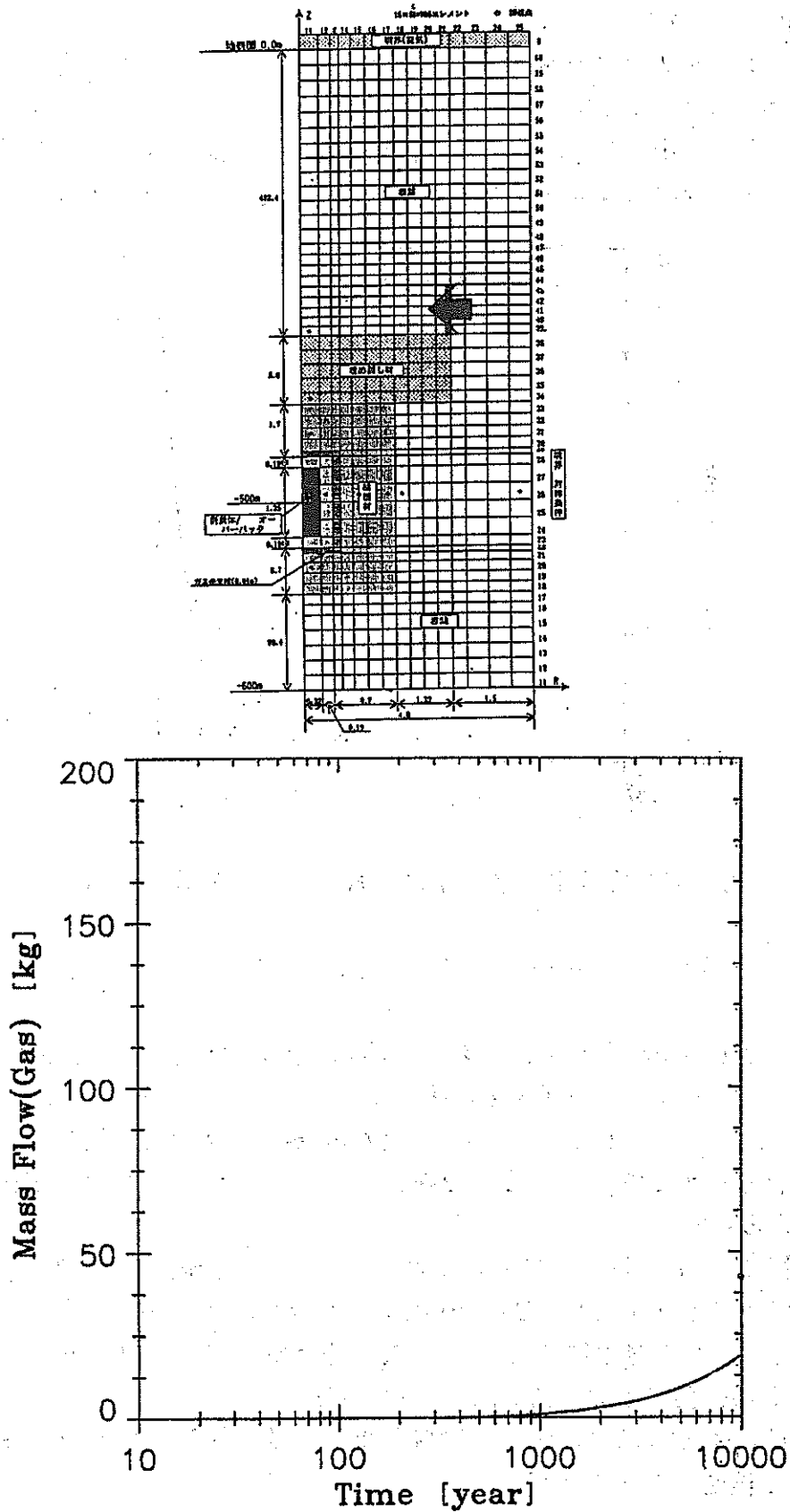


図 3.3-31 埋め戻し材と外側岩盤の境界直上で埋め戻し材直上に向かう
累積排水量経時変化（軟岩系岩盤，熱を考慮した場合）

4) 岩盤へ排出するガス量

オーバーパックからのガス発生によって岩盤へ抜け出る累積ガス量の経時変化を図 3.3-32 に示す。この図は時間軸が対数表示であるが、20 年頃からほぼ一定速度 (0.02kg y^{-1}) で岩盤へ排出している。この値はガス発生速度 $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ と同等であり、発生したガス量がほぼ全量排出する定常状態に近いことがわかる。

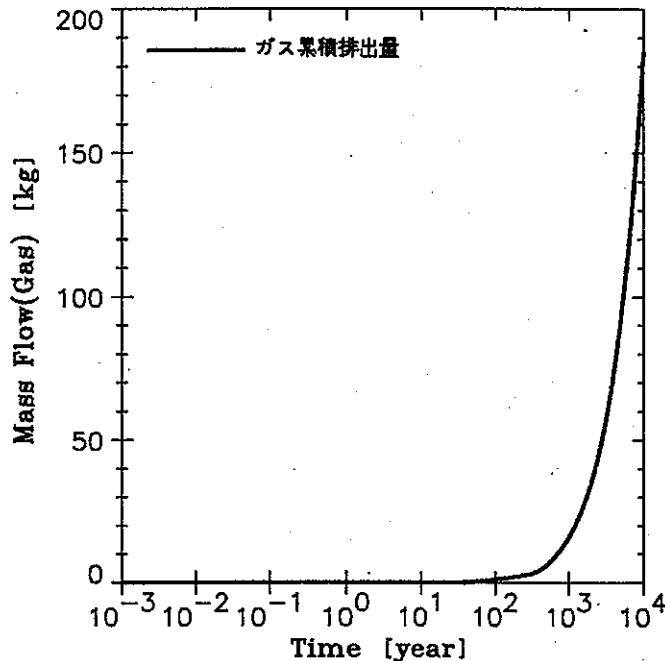


図 3.3-32 ガス累積排出量 (軟岩系岩盤, 熱を考慮した場合)

(2) 深度 1,000m, 結晶質岩, 処分坑道横置き方式

1) 間隙圧力

深度 1,000m の処分坑道横置き方式における間隙圧力の経時変化を図 3.3-33 及び図 3.3-34 に示す。この図より、初期間隙水圧はオーバーパック中央部を深度 1,000m としているため、 $9.5 \times 10^6 \text{Pa}$ となり、それより数 m 離れた緩衝材、岩盤部の間隙水圧は $9.3 \times 10^6 \text{Pa}$ 前後の値となっている。1,000m で $10 \times 10^6 \text{Pa}$ にならない理由は地温によるものと考えられる。

処分後ごく初期 (30 日以内) においてオーバーパック周辺から緩衝材中央部までの間隙圧力が瞬時に上昇 ($1.24 \sim 1.28 \times 10^7 \text{Pa}$ と 30~40%程度上昇) しているが、この間隙圧力の上昇は、ガス発生域で $1.28 \times 10^7 \text{Pa}$ 、緩衝材側部~上部~下部で約 $1.25 \times 10^7 \text{Pa}$ 、緩衝材側部外側で $1.02 \times 10^7 \text{Pa}$ となっている。

この時の緩衝材内側と外側の差圧は岩盤側部境界と緩衝材側部の差をとることにより、 $3.3 \times 10^6 \text{Pa}$ 程度となることがわかる。

この上昇の原因は、前述の堆積岩の場合と同様に発熱を考慮することによりこの部分の間隙水の温度が上昇するため、間隙水の密度が低下し体積が膨張するためと考えられる。処分後 30 日以後については低下し、2,000 年においてはすべての部分

で $1.02 \times 10^7 \text{Pa}$ 程度となっている理由は、温度低下によるものと考えられる。図 3.3-35 及び図 3.3-36 に発熱を考慮しない場合の間隙圧力の経時変化を示すが、間隙圧力の上昇がほとんどないことがわかる。

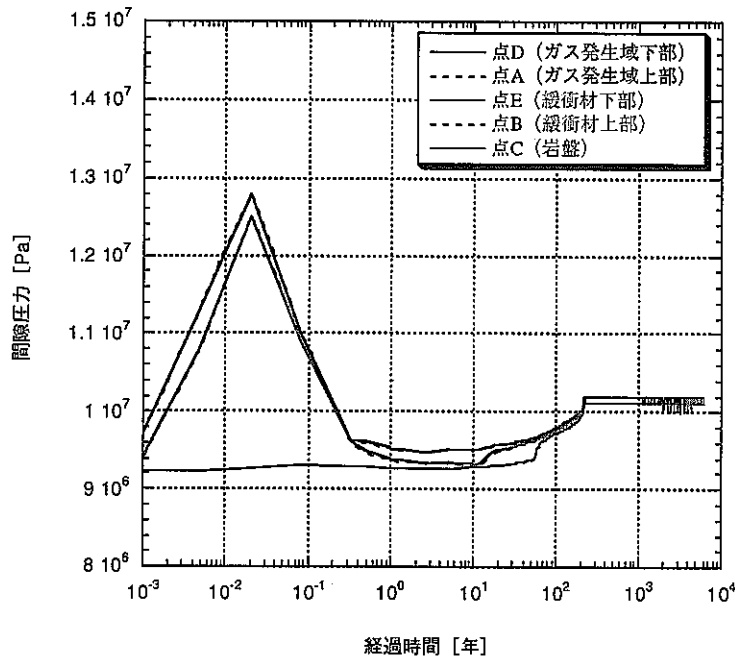


図 3.3-33 硬岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材上下領域, 熱を考慮した場合)

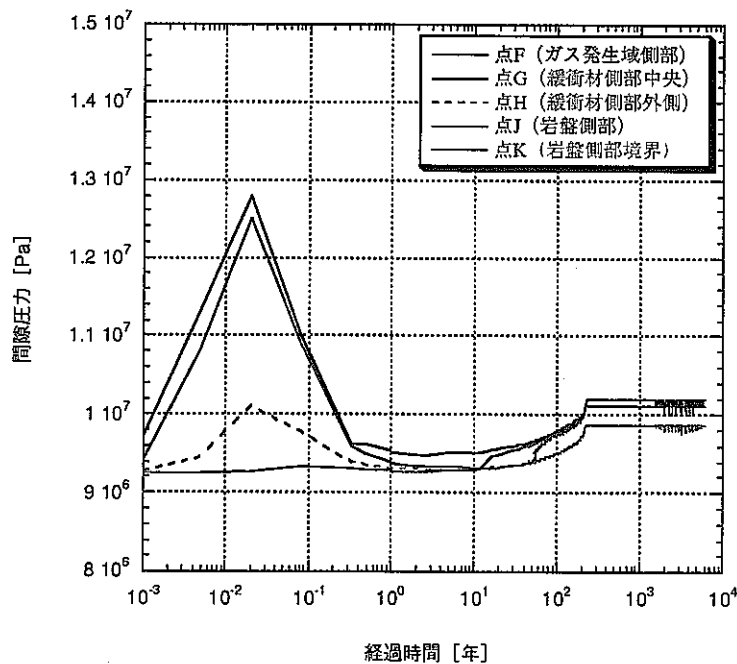


図 3.3-34 硬岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材側部領域, 熱を考慮した場合)

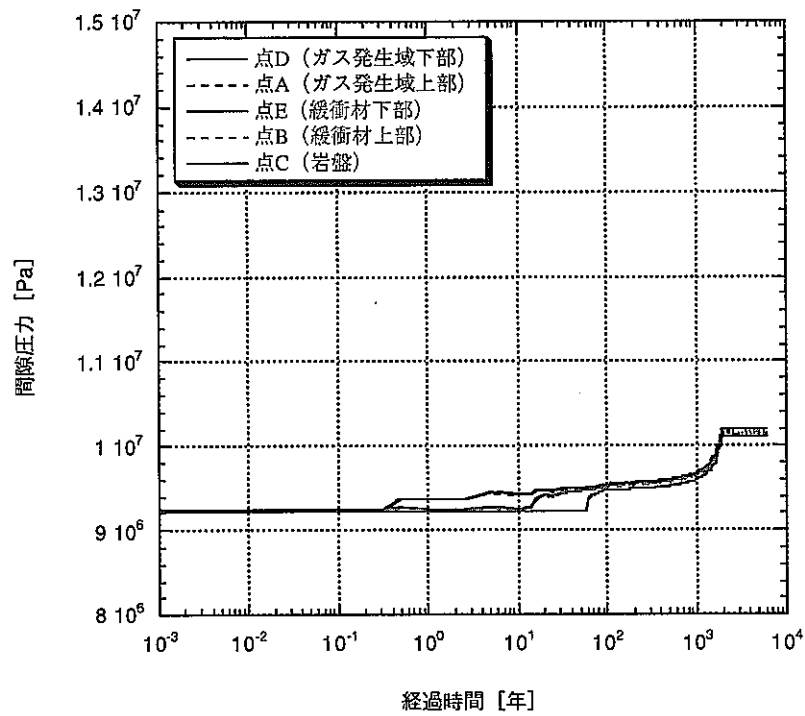


図 3.3-35 硬岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材上下領域, 熱を考慮しない場合)

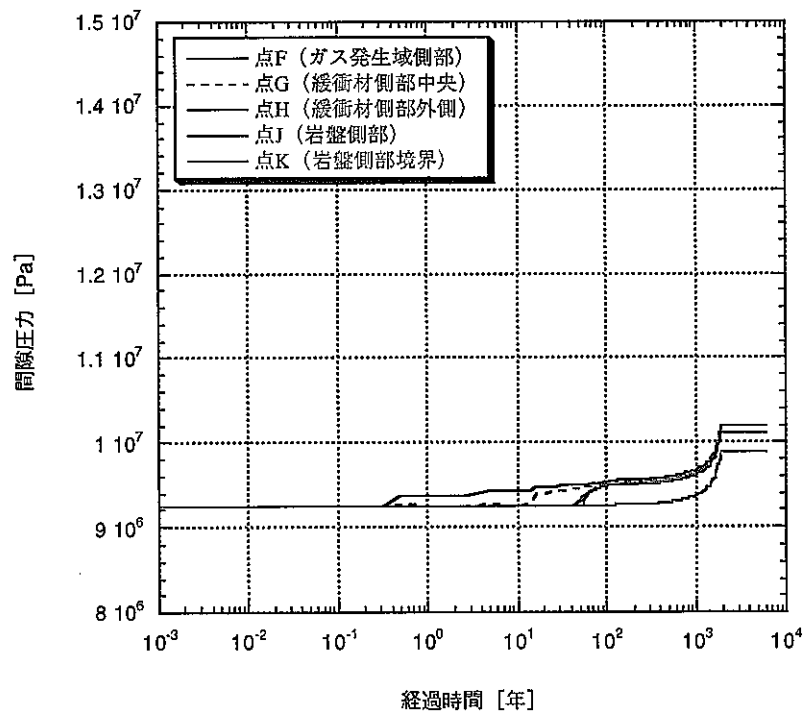


図 3.3-36 硬岩系岩盤における間隙圧力の経時変化
(緩衝材側部領域, 熱を考慮しない場合)

2) 岩盤へ押し出される排水量

オーバーパックからのガス発生によって、間隙水が岩盤に押し出される累積排水量の経時変化を図 3.3-37 に示す。また、岩盤に押し出される排水速度の経時変化を図 3.3-38 に示す。図 3.3-37 では時間軸が対数表示であるが、累積排水量は最初の 100 年で 260kg のピークに達している。その後、徐々に減少し 6,000 年で 150kg まで低下している。図 3.3-38 では最大押し出し流速は約 7 日において 360kg y^{-1} となり、人工バリア外側表面積を 31m^2 とすれば、 $1 \times 10^{-2}\text{m y}^{-1}$ となる。この値は動水勾配を大きく設定した場合において一般的に言われている地下水流速値と同オーダーであり、通常は動水勾配がかなり小さいことから、この解析値は通常の数より小さいことがわかる。その後 100 日程度で 50kg y^{-1} まで低下し、10 年以降 6,000 年までの流速は 0 近傍であるが、若干負の値となり逆流していることがわかる。この理由としては、オーバーパック周辺から緩衝材すべての箇所の温度が 1,000 年以前は $100 \sim 80^\circ\text{C}$ 程度から 1,000 年以後には 60°C 以下になるため、間隙水の密度が増加し、体積収縮するためであると考えられる。発熱を考慮しない場合の 100 年間の累積排水量（約 180kg）から算出した平均押し出し流速は $6 \times 10^{-5}\text{m y}^{-1}$ となり、小さい値であることがわかる。図 3.3-39 に発熱を考慮しない場合の間隙水累積排出量経時変化を示す。

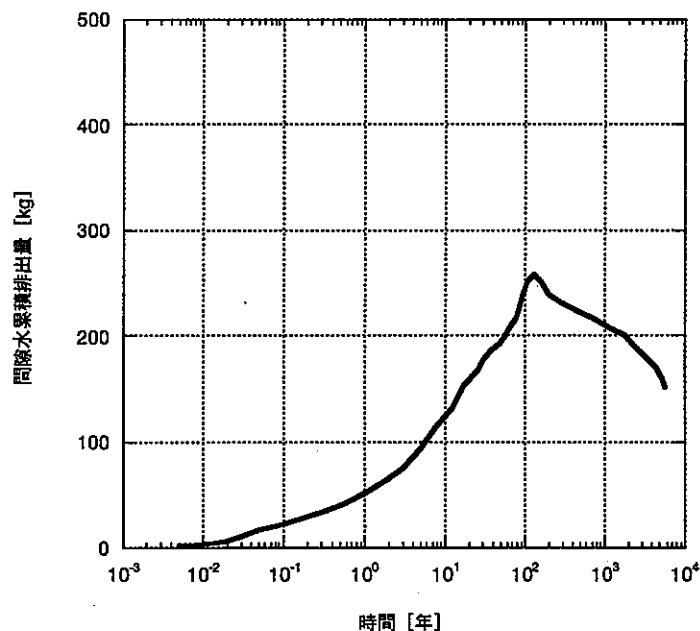


図 3.3-37 硬岩系岩盤における間隙水累積排出量（熱を考慮した場合）

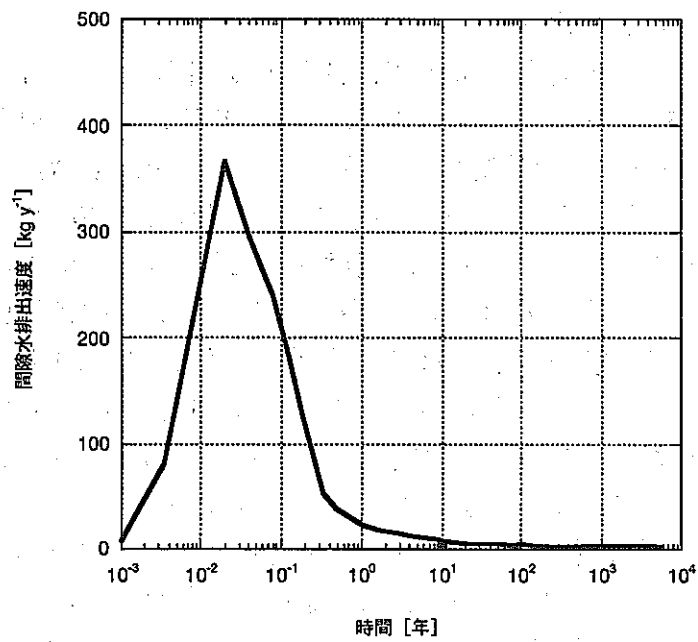


図 3.3-38 硬岩系岩盤における間隙水累積排出速度（熱を考慮した場合）

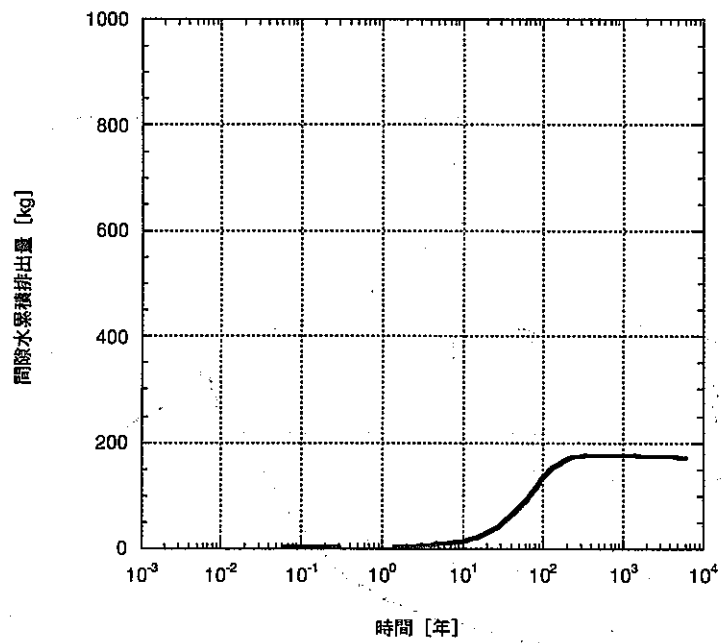


図 3.3-39 硬岩系岩盤における間隙水累積排出量（熱を考慮しない場合）

3) 飽和度

ガス飽和度の経時変化を図 3.3-40 及び図 3.3-41 に示す。この図からガス発生域において 30 日頃からガス飽和度が上昇を開始している。その他の個所でもガスが侵入する時期は緩衝材内側で 10 年、緩衝材外側で 40 年、岩盤側部内側で 50 年、岩盤内側直上で 60 年となっている。しかし、ガス飽和度はほとんどの個所で 2~4%、言い換えれば水飽和度は 96~98%程度でありほとんど飽和状態である。したがって、ガスはこの程度の高い水飽和度を維持しつつ緩衝材を貫通して岩盤へガスが抜けていることがわかる。

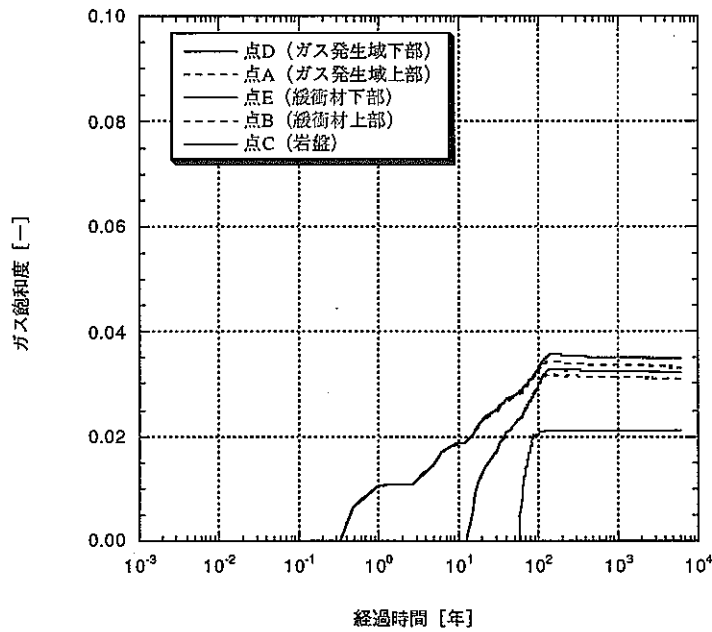


図 3.3-40 硬岩系岩盤におけるガス飽和度分布の経時変化 (緩衝材上下領域)

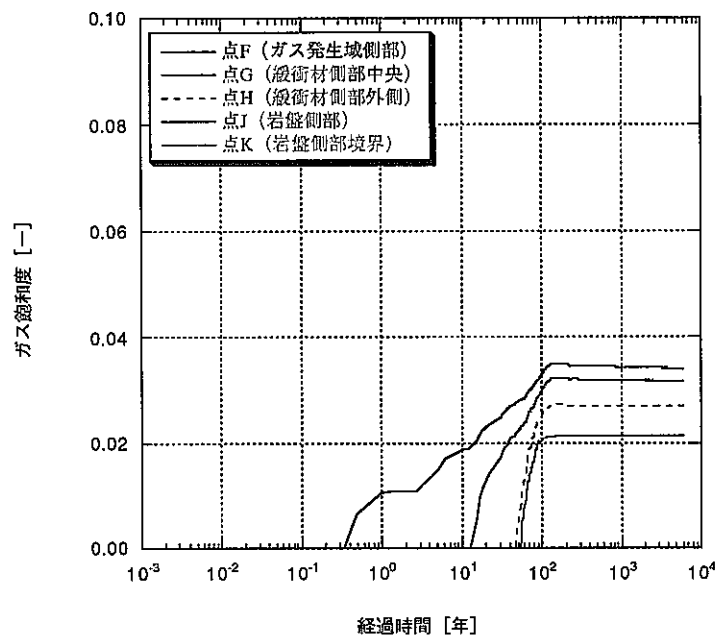


図 3.3-41 硬岩系岩盤におけるガス飽和度分布の経時変化（緩衝材側部領域）

4) 岩盤へ排出するガス量

オーバーパックからのガス発生によって、岩盤に抜け出る累積ガス量の経時変化を図 3.3-42 に示す。この図は時間軸が対数表示であるが、ほぼ一定速度 (0.02kg y^{-1}) で岩盤へ排出している。この値はガス発生速度 $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ (=約 0.02kg y^{-1}) と同等であり、発生したガス量がほぼ全量排出する定常状態に近いことがわかる。

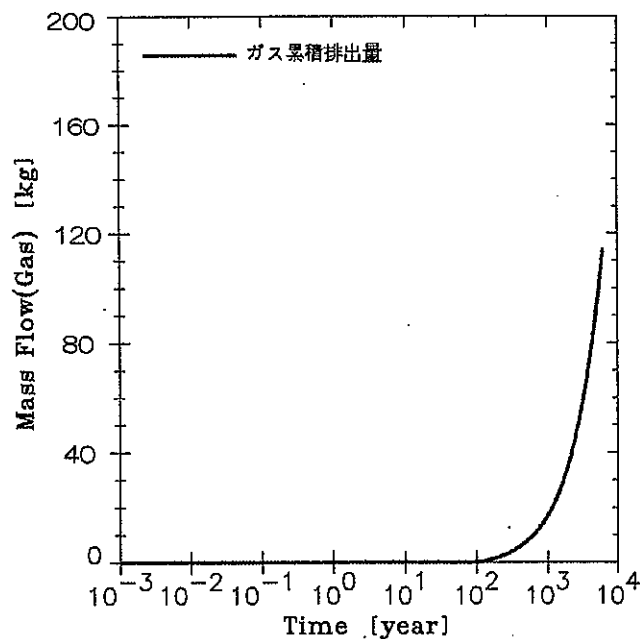


図 3.3-42 ガス累積排出量（硬岩系岩盤，熱を考慮した場合）

3.4 考察

緩衝材の透気性に関しては、これまでの試験結果から以下のようなことが分った。

- ①ガス有効浸透率の平均的な値は、ベントナイト単体で乾燥密度 1.8Mg m^{-3} の場合、 $10^{-20}\sim 10^{-21}\text{m}^2$ 程度であり、30wt%ケイ砂混合体で乾燥密度 1.6Mg m^{-3} の場合、 10^{-17}m^2 程度である。
- ②ガスがベントナイトを透気するための破過圧力は、乾燥密度に比例して大きくなるとともに、膨潤応力にほぼ比例しており、その値はおおむね膨潤応力程度と推定される。
- ③繰り返し透気試験では、1回目と2回目の破過圧力は、ほぼ同程度の圧力となっていることから、透気によって形成されたガス移行経路は、ベントナイトの有する自己シール性によって修復されるものと考えられる。
- ④各飽和度におけるガス有効浸透率を絶対浸透率で無次元化した相対浸透率は、飽和度の増加に伴い減少し、飽和度70%程度で絶対浸透率の $1/100\sim 1/1000$ 程度まで低下し、相対浸透率と飽和度の関係は Corey モデルにより近似できた。

TOUGH2 コードを用いた、深度 500m の軟岩系岩盤処分孔縦置き方式、および深度 1,000m の硬岩系岩盤処分坑道横置き方式を対象に二相流解析を実施した結果、次のことが考えられる。

1) 深度 500m, 軟岩系岩盤, 処分孔縦置き方式

(a) 間隙圧力

処分後から 10~30 年においては、間隙水の温度膨張により間隙圧力が深度相当水圧から最大 $9.0\times 10^6\text{Pa}$ まで (60~90%) 上昇するものの、30 年以降は処分深度に相当する地下水圧に近い間隙圧力に戻っている。このことから発熱量の影響が小さくなる 30 年以降のガス発生による間隙水圧への寄与は小さく、その上昇割合も初期間隙圧力の 10%以下である。したがって、ガス発生による人工バリアへの構造力学的影響はほとんどないと考えられる。

なお、10~30 年で瞬時に間隙圧力が 60~90%程度上昇する理由は TOUGH2 コードを用いた解析において、間隙水/ガスの温度膨張は計算するものの構造体の温度膨張は計算しないことから、結果的には温度膨張した間隙水が間隙内に閉じ込められ、過剰な間隙圧力となっているものと考えられる。したがって、実際に構造体の温度膨張を考慮すれば間隙圧力は小さくなると考えられる。

(b) 岩盤へ押し出される排水量

処分システムから岩盤へ押し出される累積排水量は、処分直後から徐々に増加し 30 年程度で 470kg のピークに達するが、それ以降は温度低下とともに岩盤から処分システム側に逆流する現象となっている。

一方、30 年以内での最大排水速度は $1\times 10^{-3}\text{m y}^{-1}$ となり、通常考えられている地下

水流速より小さい値であること、またそれ以降の平均押し出し流速は $3 \times 10^{-6} \text{m y}^{-1}$ 程度とさらに小さいことがわかった。したがって、ガス発生による押し出し排水量の地下水流速への寄与は小さいと考えられる。

(c) 飽和度変化と岩盤へ排出するガス量

処分後、ガスが緩衝材に侵入する時期は 3~20 年、岩盤側部へ侵入する時期 30 年であり、侵入した後の飽和度は埋め戻し材を除きすべての個所で 96~98% となりほとんど飽和状態のままガスが移動することがわかった。なお、埋め戻し材の水飽和度は全解析期間を通じてほぼ 100% であったが、その理由としてこの材料が排水しにくい特性関数を有することによることがわかった。一方、処分システムから岩盤へ移動するガスの累積排出量は発生ガス量 $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ にほぼ等しく、ほとんど発生全量が岩盤へ移動していると考えられる。

2) 深度 1,000m, 硬岩系岩盤, 処分坑道横置方式

(a) 間隙圧力

処分直後から 30 日以内においては間隙水の温度膨張により間隙圧力が深度相当水圧から $1.28 \times 10^7 \text{Pa}$ まで上昇し、初期間隙圧力の最大 40% 程度上昇するものの、その後は処分深度に相当する地下水圧相当に戻っている。しかし、30 日以降は間隙圧力上昇は 1,000m 深度相当圧力の 10% 以下でありガス発生による人工バリアへの構造力学的影響はほとんどないと考えられる。

(b) 岩盤へ押し出される排水量

ガス発生により人工バリアから岩盤への押し出し流速は、40 年以内で最大 $1 \times 10^{-2} \text{m y}^{-1}$ となり通常考えられている地下水流速より小さい値であること、およびそれ以降は $6 \times 10^{-5} \text{m y}^{-1}$ 程度であることがわかった。したがって、ガス発生による押し出し排水量の地下水流速への寄与は小さいと考えられる。

(c) 飽和度の変化と岩盤へ排出するガス量(発熱量を考慮する)

ガスが人工バリア周辺に侵入する時期は、処分後 3~30 年、岩盤側部へ侵入する時期 50 年であり、侵入した後の飽和度はすべての個所で 96~98% となりほとんど飽和状態のままガスが移動することがわかった。また、処分システムから岩盤へ移動するガスの累積量は、発生ガス量 $2.3 \times 10^{-1} \text{m}^3 \text{y}^{-1}$ がほぼ全量岩盤へ移動していると考えられる。

参考文献

千々松正和, 谷口航 (1999) : 熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-014.

Corey, A.T. (1986) : *Mechanics of Immiscible Fluids in Porous Media*, Water Resources Publications, Littleton, Colorado.

動燃事業団 (1996) : 地層処分研究開発の現状 (平成8年度), PNC TN1410 96-071.

Fatt, I. and Klikoff, W.A. (1959) : Effect of Fractional Wettability on Multiphase Flow through Porous Media, *AEA Transactions*, Vol.216, pp.246.

本田明, 谷口直樹, 石川博久, 藤原和雄 (1997) : 低溶存酸素濃度下における炭素鋼の腐食挙動の実験的検討, 動燃技報 No.104, pp.125-134.

本間信之, 千葉恭彦, 棚井憲治 (1999) : オーバーパック設計の考え方, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-047.

Ishikawa, H., Amemiya, K., Yusa, Y. and Sasaki, N. (1990) : Comparison of Fundamental Properties of Japanese Bentonite as Buffer Material for Waste Disposal, *Proc. of the 9th International Clay Conference*, Sci. G.

伊藤雅和, 岡本真由美, 柴田雅博, 佐々木康雄, 壇原徹, 鈴木啓三, 渡辺隆 (1993) : ベントナイトの鉱物組成分析, 動燃技術資料, PNC TN8430 93-003.

Krooss, B.M. and Schaefer, R.G. (1987) : Experimental Measurements of the Diffusion Parameters of Light Hydrocarbons in Water-saturated Sedimentary Rocks-I, A New Experimental Procedure, *Org. Geochem*, 11(3), pp.193-199.

Lajudie, A., Raynal, J., Petit, J.-C. and Toulhoat, P. (1996) : Clay-based Materials for Engineered Barriers : A Review, *MRS Scientific Basis for Nuclear Waste Management XVIII*, Vol. 353, 221-229.

松本一浩, 菅野毅, 藤田朝雄, 鈴木英明 (1997) : 緩衝材の飽和透水特性, 動燃技術資料, PNC TN8410 97-296.

少路宜成, 口村啓二, 三原守弘 (1999a) : 地層処分におけるガス発生の影響評価 (II), 人工バリア及び天然バリアのガス移行試験のための調査, サイクル機構技術資料, (作成中) .

少路宜成, 口村啓二, 三原守弘 (1999b) : 地層処分におけるガス発生の影響評価 (III), 人工バリア及び天然バリアのガス移行試験, サイクル機構技術資料, (作成中) .

Mualem, Y. (1976) : A New Model for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Porous Media, Water Res. Res., Vol.12, No.3, pp. 513-522.

西垣誠, 竹下祐二 (1993) : 室内及び原位置における不飽和浸透特性の試験及び調査法に関する研究.

Neretnieks, I. (1985) : Diffusivities of Some Constituents in Compacted Wet Bentonite Clay and the Impact on Radionuclide Migration in the Buffer , Nucl.Technol, 71, pp.458-470.

Nottrot, R. und Sadee, C. (1966) : Abkühlung homogenen isotropen Gesteins um eine zylindrische Strecke durch Wetter von konstanter Temperatur, GLUCKAUF-FORSCHUNGSHEFTE, 27 Jahrgang H.4. August, pp.193-200.

Ortiz, L., Volckaert, G., De Cannire, P., Put, M., Horseman, S.T., Harrington, J.F., Impey, M. and Einchcomb, S. (1996) : MEGAS - Modeling and Experiments on Gas Migration in Repository Host Rock -, R-3101.

Pandey, G.N., Tek, M. R. and Katz, L. (1974) : Diffusion of Fluids through Porous Media with Implications in Petroleum Geology , American Association of Petroleum Geologists Bulletin, 58, pp.291-303.

Pruess, K. (1991) : TOUGH2 – A General Purpose Numerical Simulator for Multiphase Fluid and Heat Flow, Earth Sciences Division, Lawrence Berkeley Laboratory, University of California.

Pusch, R., Ranhagen, L. and Nillson, K. (1985) : Gas Migration through MX-80 Bentonite, NAGRA TR85-36.

石油技術協会 (1983) : 石油鉱業便覧.

Scheidegger, A.E. (1974) : The Physics of Flow Through Porous Media, University of Tront Press.

杉田裕, 藤田朝雄, 棚井憲治, 長谷川宏, 古市光昭, 奥津一夫, 三浦一彦 (1999) : 地層処分場における地下施設の埋め戻し, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-039.

鈴木英明, 谷口航 (1999) : 緩衝材の熱物性試験(II), サイクル機構技術資料, JNC TN8430 99-006.

鈴木英明, 藤田朝雄 (1999) : 緩衝材の膨潤特性, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-038.

竹内真司, 原啓二 (1994) : 高レベル放射性廃棄物の地層処分における緩衝材注の水分の気・液二相移動, 動燃技術資料, PNC TN8410 93-302.

谷口航, 長谷川宏, 岩佐健吾, 佐藤稔紀 (1999) : 地層処分場設計のための地質環境基本特性, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-053.

棚井憲治, 菅野毅, Galle, C. (1996) : 圧縮ベントナイトの水素ガス移行特性評価, 動燃技術資料, PNC TN8400 96-289.

Tanai, K., Kanno, T. and Galle, C. (1996) : Experimental Study of Gas Permeabilities and Breakthrough pressures in Clays, MRS Volume 465, pp.995-1002.

棚井憲治, 岩佐健吾, 長谷川宏, 郷家光男, 堀田政國, 納多勝 (1999) : 地層処分場のレイアウトに関する検討, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-044.

van Genuchten, M.Th. (1980) : a Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils, Soil Sci. Soc. Am. J., Vol.44, pp.892-898.

Volckaert, G., Put, M., Ortiz, L., De Canniere, P., Horseman, S.T., Harrington, J.F., Fioravante, V., Impey, M. and Worgan, K. (1993) : MEGAS Modelling and Experiments on Gas Migration in Repository Host Rocks, Proc. Progress Meeting of PEGASUS Project, Commissions of European Communities, Luxembourg.

Volckaert, G., Ortiz, L., De Canniere, P., Put, M., Horseman, S.T., Harrington, J.F., Fioravante, V. and Impey, M. (1995) : MEGAS REPORT, Modelling and Experiments on Gas Migration in Repository Host Rocks, Final Report - Phase 1, Nuclear Science and Technology, pp.77-96.

Watanabe, K. (1991) : Back Analytical Technique for Evaluation the Hydraulic Parameters of Unsaturated.

Worgan, K.J. (1990) : Scoping Calculations for Gas Dissolution, Diffusion and Water Expulsion in a L/ILW Repository, Intera Sciences Report linebreak I, Version 2, pp.1904-7 .

Yamamoto, M., Murakami, T., Kuchimura, K., Mori, R., Shoji, Y. and Mihara, M. (1999) : Gas Migration Properties of Engineered Barriers : Gas Injection Test of Compacted Sand Bentonite Mixture and Two-phase Flow Simulation, 7th International Conference on Radioactive Waste Management and Environmental Remediation, Session 21(L-10)28.

資料一 1 溶存水素の拡散解析結果一覧

溶存水素の拡散解析により得られた各種デジタル値を示す。

解析 No.1-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	5.99E-03	19.82	10.21	1.63	86.18
200	1.18E-02	40.82	10.43	1.67	88.74
500	1.62E-02	104.38	11.04	1.77	90.76
1,000	1.82E-02	210.08	11.94	1.91	91.34
2,000	2.07E-02	419.71	13.44	2.15	91.24
5,000	2.61E-02	1037.13	16.79	2.69	90.19
10,000	3.24E-02	2037.69	20.78	3.33	88.60

解析 No.2-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $2 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	5.61E-03	1.55	10.02	1.60	33.68
200	1.15E-02	4.22	10.05	1.61	45.90
500	1.52E-02	13.01	10.14	1.62	56.58
1,000	1.60E-02	27.92	10.30	1.65	60.70
2,000	1.65E-02	57.46	10.60	1.70	62.46
5,000	1.78E-02	143.52	11.39	1.82	62.40
10,000	1.95E-02	279.61	12.47	1.99	60.78

解析 No.3-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $1 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.54E-03	0.00	10.00	1.46	0.00
200	9.92E-03	0.18	10.00	1.60	4.02
500	1.50E-02	2.05	10.02	1.60	17.84
1,000	1.57E-02	5.62	10.06	1.61	24.44
2,000	1.59E-02	12.77	10.14	1.62	27.76
5,000	1.62E-02	33.53	10.36	1.66	29.15
10,000	1.67E-02	66.00	10.68	1.71	28.69

解析 No.4-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	1.57E-01	5.62	10.06	1.61	24.44
200	1.59E-01	12.77	10.14	1.62	27.76
500	1.62E-01	33.53	10.36	1.66	29.15
1,000	1.67E-01	66.00	10.68	1.71	28.69
2,000	1.76E-01	124.11	11.22	1.79	26.98
5,000	1.93E-01	258.46	12.31	1.97	22.47
10,000	2.08E-01	400.15	13.31	2.13	17.40

解析 No.5-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	0.00E+00	22.32	10.24	1.64	97.04
200	0.00E+00	44.88	10.47	1.67	97.57
500	1.30E-04	112.84	11.12	1.78	98.12
1,000	6.40E-04	226.36	12.06	1.93	98.42
2,000	1.38E-03	435.58	13.65	2.18	98.60
5,000	2.35E-03	1134.87	17.24	2.76	98.68
10,000	3.16E-03	2267.97	21.57	3.45	98.61

解析 No.6-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 500m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.09E-03	21.34	5.43	0.87	92.76
200	6.27E-03	43.21	5.82	0.93	93.92
500	9.54E-03	10.8.88	6.77	1.08	94.68
1,000	1.19E-02	217.72	8.00	1.28	94.66
2,000	1.50E-02	433.15	9.84	1.57	94.16
5,000	2.11E-02	1066.21	13.61	2.18	92.71
10,000	2.78E-02	2090.43	17.87	2.86	90.89

解析 No.7-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	6.26E-03	19.83	10.21	1.63	86.22
200	1.25E-02	40.84	10.43	1.67	88.78
500	1.68E-02	104.38	11.04	1.77	90.76
1,000	1.87E-02	209.92	11.93	1.91	91.27
2,000	2.13E-02	419.14	13.43	2.15	91.12
5,000	2.68E-02	1034.98	16.78	2.68	90.00
10,000	3.33E-02	2032.11	20.76	3.32	88.35

解析 No.8-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $2 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	5.85E-03	1.55	10.02	1.60	33.73
200	1.22E-02	4.23	10.05	1.61	45.92
500	1.58E-02	12.97	10.14	1.62	56.40
1,000	1.64E-02	27.69	10.30	1.65	60.20
2,000	1.70E-02	56.80	10.59	1.69	61.74
5,000	1.83E-02	141.53	11.37	1.82	61.53
10,000	2.00E-02	275.28	12.43	1.99	59.84

解析 No.9-B, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $1 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.67E-03	0.00	10.00	1.45	0.00
200	1.05E-02	0.18	10.00	1.60	4.01
500	1.55E-02	2.01	10.02	1.60	17.49
1,000	1.61E-02	5.39	10.06	1.61	23.45
2,000	1.63E-02	12.11	10.13	1.62	26.33
5,000	1.66E-02	31.60	10.34	1.65	27.48
10,000	1.71E-02	62.01	10.64	1.70	26.96

解析 No.10-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 豎置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	1.61E-01	5.39	10.06	1.61	23.45
200	1.63E-01	12.11	10.13	1.62	26.33
500	1.66E-01	31.60	10.34	1.65	27.48
1,000	1.71E-01	62.01	10.64	1.70	26.96
2,000	1.79E-01	116.24	11.15	1.78	25.27
5,000	1.96E-01	240.25	12.17	1.95	20.89
10,000	2.11E-01	368.21	13.09	2.09	16.01

解析 No.11-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 豎置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	0.00E+00	22.33	10.24	1.64	97.08
200	0.00E+00	44.90	10.47	1.67	97.61
500	1.30E-04	112.90	11.12	1.78	98.17
1,000	6.70E-04	226.47	12.06	1.93	98.47
2,000	1.46E-03	453.81	13.65	2.18	98.65
5,000	2.44E-03	1135.39	17.24	2.76	98.73
10,000	3.26E-03	2268.75	21.57	3.45	98.64

解析 No.12-B, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $10 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：500m, 豎置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オハ ^o -ハ ^o ック／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オハ ^o -ハ ^o ック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.24E-03	21.34	5.43	0.87	92.80
200	6.65E-03	43.23	5.82	0.93	93.97
500	9.89E-03	108.91	6.77	1.08	94.70
1,000	1.22E-02	217.68	7.99	1.28	94.64
2,000	1.54E-02	432.87	9.84	1.57	94.10
5,000	2.17E-02	1064.79	13.60	2.18	92.59
10,000	2.86E-02	2086.24	17.85	2.86	90.71

解析 No.1-BH, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハップ／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハップ／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハップ表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	5.97E-03	8.35	10.09	1.61	72.62
200	1.17E-02	17.90	10.19	1.63	77.85
500	1.56E-02	47.23	10.50	1.68	82.14
1,000	1.69E-02	96.15	10.96	1.75	83.61
2,000	1.83E-02	193.06	11.80	1.89	83.94
5,000	2.15E-02	477.07	13.80	2.21	82.97
10,000	2.54E-02	932.90	16.30	2.61	81.12

解析 No.4-BH, 拡散係数： $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハップ／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハップ／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハップ表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	1.12E-01	0.00	10.00	1.16	0.00
200	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00
500	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00
1,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00
2,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00
5,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00
10,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.17	0.00

解析 No.5-BH, 拡散係数： $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	オーバーハップ／緩衝 材間の水素量 [m^3]	オーバーハップ／緩衝 材間の圧力 [MPa]	オーバーハップ表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	0.00E+00	10.83	10.12	1.62	94.18
200	0.00E+00	21.91	10.24	1.64	95.26
500	1.30E-04	55.44	10.58	1.69	96.41
1,000	6.20E-04	111.60	11.11	1.78	97.05
2,000	1.28E-03	224.22	12.05	1.93	97.49
5,000	2.00E-03	562.09	14.32	2.29	97.76
10,000	2.55E-03	1123.71	17.19	2.75	97.71

解析 No.6-BH, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 500m, 横置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	ホ-ハ-ハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.05E-03	9.88	5.21	0.83	85.95
200	6.03E-03	20.34	5.41	0.87	88.45
500	8.61E-03	51.92	5.96	0.95	90.29
1,000	1.01E-02	104.23	6.71	1.07	90.64
2,000	1.21E-02	207.43	7.89	1.26	90.19
5,000	1.61E-02	508.37	10.38	1.66	88.41
10,000	2.06E-02	989.34	13.23	2.12	86.03

解析 No.7-BH, 拡散係数: $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	ホ-ハ-ハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	6.24E-03	8.35	10.09	1.61	72.65
200	1.24E-02	17.91	10.19	1.63	77.88
500	1.62E-02	47.20	10.49	1.68	82.09
1,000	1.74E-02	95.95	10.96	1.75	83.43
2,000	1.88E-02	192.43	11.79	1.89	83.67
5,000	2.21E-02	474.98	13.79	2.21	82.60
10,000	2.61E-02	927.93	16.27	2.60	80.69

解析 No.10-BH, 拡散係数: $2 \times 10^{-10} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度: $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度: 1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の水素量 [m^3]	ホ-ハ-ハック/緩衝 材間の圧力 [MPa]	ホ-ハ-ハック表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	1.13E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
200	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
500	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
1,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
2,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
5,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00
10,000	1.15E-01	0.00	10.00	1.14	0.00

解析 No.11-BH, 拡散係数： $2 \times 10^{-12} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：1000m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	緩衝材間の水素量 [m^3]	緩衝材間の圧力 [MPa]	緩衝材表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	0.00E+00	10.83	10.12	1.62	94.19
200	0.00E+00	21.92	10.24	1.64	95.29
500	1.30E-04	55.46	10.58	1.69	96.46
1,000	6.50E-04	111.66	11.11	1.78	97.10
2,000	1.36E-03	224.33	12.05	1.93	97.54
5,000	2.07E-03	562.32	14.32	2.29	97.79
10,000	2.62E-03	1123.97	17.19	2.75	97.74

解析 No.12-BH, 拡散係数： $2 \times 10^{-11} \text{m}^2 \text{s}^{-1}$, 腐食速度： $5 \mu \text{m y}^{-1}$, 深度：500m, 縦置き

年数	緩衝材外側への 水素溶出量 [$\text{m}^3 \text{y}^{-1}$]	緩衝材間の水素量 [m^3]	緩衝材間の圧力 [MPa]	緩衝材表面の 水素濃度 [$\text{Nm}^3 \text{m}^{-3}$]	ガス蓄積割合 [%]
100	3.19E-03	9.89	5.21	0.83	85.98
200	6.40E-03	20.35	5.41	0.87	88.49
500	8.91E-03	51.92	5.96	0.95	90.29
1,000	1.04E-02	104.15	6.71	1.07	90.56
2,000	1.24E-02	207.11	7.89	1.26	90.05
5,000	1.65E-02	507.06	10.37	1.66	88.18
10,000	2.12E-02	985.85	13.21	2.11	85.73