

JNC TJ8400 2002-023

実規模原位置試験の連成挙動評価研究

(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

2002年2月

株式会社 間 組

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。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

JNC TJ8400 2002-023
2002年2月

実規模原位置試験の連成挙動評価研究 (核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

千々松正和*
雨宮 清*
山下 亮*

要 旨

地層処分を確実に行なうためには、人工バリアの健全性を確保する必要がある。人工バリアの健全性において重要な要因の一つとなるのが緩衝材の施工技術であり、緩衝材が設計に基づいて施工されることが必要である。本研究では、緩衝材をブロックで施工した場合に考えられるブロック間や岩盤あるいはオーバーパックとの隙間の充填性に関する検討を実施することとし、隙間をペントナイトペレットで充填した際の充填性に関して検討を行う。検討対象は、ペントナイトペレット充填層の透水性および密度の経時変化、浸潤水が人工海水となった時の止水性等である。

また、施工された緩衝材内には、処分後、廃棄体からの発熱、地下水の浸潤、周辺岩盤からの地圧や緩衝材の膨潤といった連成挙動が発現すると考えられる。これらの現象を理解、評価するためには、人工バリアを対象とした原位置での実規模試験の情報に基づき、適切なモデルを構築する必要がある。ここでは、スウェーデン・エスボ島で行なわれている実規模緩衝材を用いた実証試験 (Prototype Repository Project) の連成解析評価を実施した。

本報告書は、株式会社間組が、核燃料サイクル開発機構との委託研究契約により実施した研究成果に関するものである。

サイクル機構担当部課室：環境保全・研究開発センター 処分研究部 処分バリア性能研究グループ

* : 株式会社間組

FEBRUARY, 2002

Research on Evaluation of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Phenomena
against Full-scale In-situ Experiment

(Document Prepared by Other Institute, Based on the Contract)

Masakazu Chijimatsu*

Kiyoshi Amemiya*

Ryo Yamashita*

Abstract

In order to achieve the geological disposal of radioactive waste in safe, it is necessary to ensure the stability of the engineered barrier system (EBS). One of the most important factors for the stability of the EBS is the emplacement technology of the EBS. It is considered that the stability of the EBS is secured by the properly emplacement based on the design requirement. In this research, the methods filling the gap between buffer and rock or buffer and over-pack were examined. Bentonite pellets were tested as the filling materials. To research the time-dependent phenomena of bentonite pellets after swelling, permeability tests were conducted with different period. Furthermore, to clarify the effect of test fluid, permeability test was conducted with synthetic seawater to compare the result with that of the test with distilled water.

After emplacement of the engineered barrier system, it is expected that the near-field environment will be impacted by phenomena such as heat dissipation by conduction and other heat transfer mechanisms, infiltration of groundwater from the surrounding rock in to the engineered barrier system, stress imposed by the overburden pressure and generation of swelling pressure in the buffer due to water infiltration. In order to recognize and evaluate these coupled phenomena, it is necessary to make a confidence of the mathematical models and computer codes based on the information about the in-situ experiments regarding the engineered barrier system. In this research, technical investigations about the in-situ full-scale experiment (called Prototype Repository Project) in Äspö HRL facility by SKB of Sweden were performed.

Work performed by Hazama Corporation under contact with Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC).
JNC Liaison: Waste Technology Development Division, Geological Isolation Technology Section

*: Hazama Corporation

目 次

1. はじめに	1
2. 実施工程	2
3. 隙間充填材の物性評価	3
3.1 ペレット形状	3
3.2 楔形状の隙間にに対する透水試験	6
3.3 人工海水下における充填性の確認試験	12
3.3.1 試験条件	12
3.3.2 透水試験結果	12
3.3.3 密度測定結果	18
3.4 まとめ	23
4. 実規模原位置試験の解析評価	24
4.1 エスボ地下研究施設 (ÄHRL) の概要	24
4.1.1 サイト調査 (1986 年～1990 年)	25
4.1.2 建設期間 (1990 年～1995 年)	25
4.1.3 操業期間 (1995 年～)	25
4.2 Prototype Repository Project の概要	28
4.2.1 試験の概要	28
4.2.2 計測機器	29
4.3 Prototype Repository Project の解析	33
4.3.1 2 次元軸対称モデルを用いた解析	34
4.3.2 3 次元モデルを用いた検討	67
4.4 まとめ	70
5. おわりに	72

添付資料

- 別添 - 1 Prototype Repository Project 事務局提出書類 (検討結果)
 別添 - 2 Prototype Repository Project OHP 資料

図 目 次

3. 隙間充填材の物性評価

図 3-1 ベントナイトペレット	3
図 3-2 ペレット製作機器（概要）	3
図 3-3 ペレット製作機器	4
図 3-4 ベントナイト充填状況	4
図 3-5 ベントナイトペレットの乾燥密度と成型荷重の関係	5
図 3-6 隙間充填試験におけるペントナイトペレットの設置状況	6
図 3-7 透水試験用セル	6
図 3-8 ペレットの充填状況	7
図 3-9 透水試験状況	7
図 3-10 透水係数の経時変化	8
図 3-11 既存データとの比較	8
図 3-12 試験終了時の供試体分割図	9
図 3-13 試験終了時の試験セル	9
図 3-14 試験セル解体状況	10
図 3-15 供試体隙間充填状況（その1）	10
図 3-16 供試体隙間充填状況（その2）	11
図 3-17 供試体内における含水比分布	11
図 3-18 供試体内における乾燥密度分布	12
図 3-19 透水試験装置の概要	13
図 3-20 透水試験状況	14
図 3-21 注水圧力と排水量の経時変化（T-1-2）	15
図 3-22 注水圧力と排水量の経時変化（T-2-2）	15
図 3-23 注水圧力と排水量の経時変化（T-3-2）	15
図 3-24 各注水圧力と排水量の関係（T-1-2）	16
図 3-25 各注水圧力と排水量の関係（T-2-2）	16
図 3-26 各注水圧力と排水量の関係（T-3-2）	16
図 3-27 透水係数の経時変化（T-1-2）	17
図 3-28 透水係数の経時変化（T-2-2）	17
図 3-29 透水係数の経時変化（T-3-2）	17
図 3-30 蒸留水で行なった試験との比較	18
図 3-31 透水試験後の供試体概要（T-1-2）	19
図 3-32 透水試験後の供試体概要（T-2-2）	20
図 3-33 透水試験後の供試体概要（T-3-2）	21
図 3-34 透水試験後の密度測定結果	22
図 3-35 透水試験後の含水比測定結果	22

4. 実規模原位置試験の解析評価

図 4-1 Äspö Hard Rock Laboratory	24
図 4-2 HRL 試験と Prototype Repository Project(PR)の構成	26
図 4-3 試験場のレイアウト	27
図 4-4 試験坑道の概要	28
図 4-5 試験ピットの概要	29
図 4-6 隙間の取り扱い方法に関する検討	33
図 4-7 解析モデル概要図	34
図 4-8 有限要素メッシュ図	35
図 4-9 热伝導率と飽和度の関係	36
図 4-10 透水係数の間隙比依存性	37
図 4-11 透水係数の温度依存性	38
図 4-12 固有透過度の温度依存性	38
図 4-13 固有透過度と間隙比の関係	39
図 4-14 不飽和透水係数（温度 20°C、間隙比 0.4）	39
図 4-15 水分特性曲線	40
図 4-16 温度勾配水分拡散試験装置	40
図 4-17 温度勾配水分拡散試験の試験結果と解析結果の比較	41
図 4-18 温度勾配蒸気拡散係数と飽和度の関係	41
図 4-19 膨潤圧の計算結果	42
図 4-20 埋め戻し材の水分特性曲線	43
図 4-21 岩盤の水分特性曲線	44
図 4-22 境界条件	45
図 4-23 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case0-1TH）	50
図 4-24 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case0-1TH）	50
図 4-25 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case1-1TH）	50
図 4-26 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case1-1TH）	51
図 4-27 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case1-3TH）	51
図 4-28 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case1-3TH）	51
図 4-29 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case2-1THM）	52
図 4-30 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case2-1THM）	52
図 4-31 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case3-1TH）	52
図 4-32 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case3-1TH）	53
図 4-33 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case3-2TH）	53
図 4-34 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case3-2TH）	53
図 4-35 緩衝材内の飽和度の経時変化（Case3-3TH）	54
図 4-36 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化（Case3-3TH）	54
図 4-37 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布（Case0-1TH）	55

図 4-38 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-1TH)	56
図 4-39 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-2TH)	57
図 4-40 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-3TH)	58
図 4-41 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case2-1THM)	59
図 4-42 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case3-1TH)	60
図 4-43 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case3-3TH)	61
図 4-44 岩盤の透水係数の違いによる緩衝材内の 飽和度の経時変化の比較 (Case1)	62
図 4-45 岩盤の透水係数の違いによる緩衝材内および岩盤内の 温度の経時変化の比較 (Case1)	62
図 4-46 温度勾配蒸気拡散係数の違いによる 緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case3)	62
図 4-47 温度勾配蒸気拡散係数の違いによる 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case3)	63
図 4-48 TH 解析と THM 解析とによる 緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case0-1)	63
図 4-49 TH 解析と THM 解析とによる 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case0-1)	63
図 4-50 TH 解析と THM 解析とによる 緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case1-1)	64
図 4-51 TH 解析と THM 解析とによる 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case1-1)	64
図 4-52 モデル化の違いによる緩衝材内の 飽和度の経時変化の比較 (Case0-1, 1-1, 2-1) (Case0-1 および Case1-1 は TH 解析、Case2-1 は THM 解析)	65
図 4-53 モデル化の違いによる緩衝材内および岩盤内の 温度の経時変化の比較 (Case0-1, 1-1, 2-1) (Case0-1 および Case1-1 は TH 解析、Case2-1 は THM 解析)	65
図 4-54 モデル化の違いによる緩衝材内の 飽和度の経時変化の比較 (Case0-1, 1-1, 2-1) (Case0-1, Case1-1, Case2-1, 全て THM 解析)	66
図 4-55 モデル化の違いによる緩衝材内および岩盤内の 温度の経時変化の比較 (Case0-1, 1-1, 2-1) (Case0-1, Case1-1, Case2-1, 全て THM 解析)	66
図 4-56 解析モデル概要図	67
図 4-57 有限要素メッシュ (鳥瞰図)	68
図 4-58 有限要素メッシュ (上から見た図)	68
図 4-59 有限要素メッシュ (断面図)	69
図 4-60 有限要素メッシュ (断面拡大図)	69

表 目 次

2. 実施工程

表 2-1 全体工程表	2
-------------------	---

3. 隙間充填材の物性評価

表 3-1 ベントナイトペレットの製作性に関する試験結果	5
------------------------------------	---

表 3-2 梩形状の隙間にに対する透水試験の試験ケース	6
-----------------------------------	---

表 3-3 透水試験試料	12
--------------------	----

4. 実規模原位置試験の解析評価

表 4-1 PRP で使用される計測機器の数量	30
-------------------------------	----

表 4-2 PRP で使用される各種計測機器の製造元あるいは提供元	32
---	----

表 4-3 解析スケジュール	33
----------------------	----

表 4-4 热伝導率 λ と飽和度 S_r の関係	36
---	----

表 4-5 比熱 c と含水比 ω の関係	36
--------------------------------------	----

表 4-6 透水係数 k と温度 T および間隙比 e の関係	38
---	----

表 4-7 埋め戻し材の飽和度 - サクション関係	43
---------------------------------	----

表 4-8 岩盤の飽和度 - サクション関係	44
------------------------------	----

表 4-9 解析ケース	46
-------------------	----

1. はじめに

地層処分を確実に行うためには、人工バリアの健全性を確保する必要がある。人工バリアの健全性において重要な要因の一つとなるのが緩衝材の施工技術であり、緩衝材が設計に基づいて施工されることが必要である。ここでは、緩衝材をブロックで施工した場合に考えられるブロック間や岩盤あるいはオーバーパックとの隙間の充填性に関する検討を実施することとし、隙間をペントナイトペレットで充填した際の充填性に関して検討を行う。検討対象は、ペントナイトペレット充填層の透水性および密度の経時変化、浸潤水が人工海水となった時の止水性等である。

また、施工された緩衝材内には、処分後、廃棄体からの発熱、地下水の浸潤、周辺岩盤からの地圧や緩衝材の膨潤といった連成挙動が発現すると考えられる。これらの現象を理解、評価するためには、人工バリアを対象とした原位置での実規模試験の情報に基づき、適切なモデルを構築する必要がある。スウェーデンの地下研究施設（ハードロックラボラトリー；Hard Rock Laboratory）において実施されている、プロトタイプ処分場プロジェクト（Prototype Repository Project）は、岩盤内に掘削した処分坑道および処分孔に人工バリアを模擬したヒーター、緩衝材、埋め戻し材等を施工し、人工バリアおよびその周辺岩盤における連成現象を評価するものである。人工バリア上部の坑道まで埋め戻したシステムとしての人工バリアを模擬したこのプロジェクトにおいて連成現象を解析評価することにより、解析コードの妥当性を把握する。

2. 実施工程

本研究の実施工程は表 2-1 の通りである。

表 2-1 全体工程表

	平成 13 年					平成 14 年	
	8月	9月	10月	11月	12月	1月	2月
隙間充填材の物性評価	—						
実規模原位置試験の解析評価				—			
報告書の作成						—	—

3. 隙間充填材の物性評価

3.1 ペレット形状

図 3-1 に今回の試験に用いたペレットの形状、図 3-2 に製作器具の概要を示す。

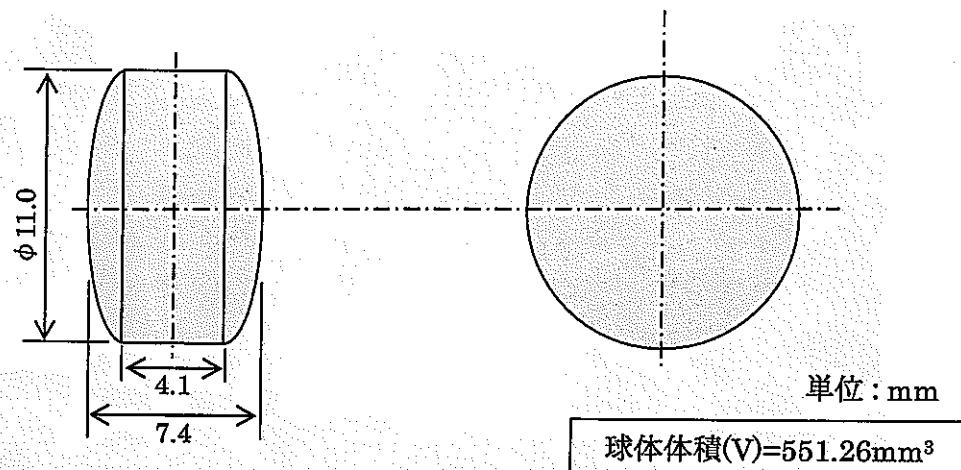


図 3-1 ベントナイトペレット

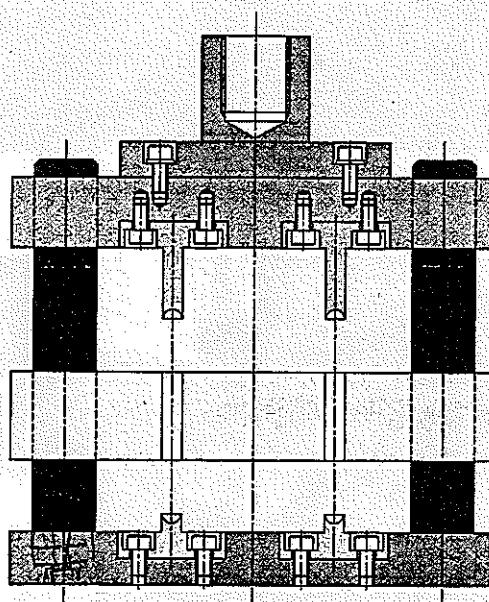


図 3-2 ペレット製作機器（概要）

ペレット 1 個あたりの材料の重量、含水比を変化させたときの製作時と製作後（リバウンド 5% を許す）の密度、飽和度を試算し、この試算結果と上記の条件から、ペレットの製作は次の範囲で行なうものとした³⁻¹⁾。図 3-3 には製作機器を、図 3-4 には機器にベントナイトを充填している様子を示す。

- 濡潤重量 $1.28 \pm 0.005\text{ g}$

- 含水比 $9 \pm 1.5\%$
- 製作時乾燥密度 $2.09\text{--}2.17\text{g/cm}^3$
- 製作時飽和度 $73\text{--}94\%$
- 製作後乾燥密度 $1.99\text{--}2.07\text{g/cm}^3$
- 製作後飽和度 $60\text{--}78\%$

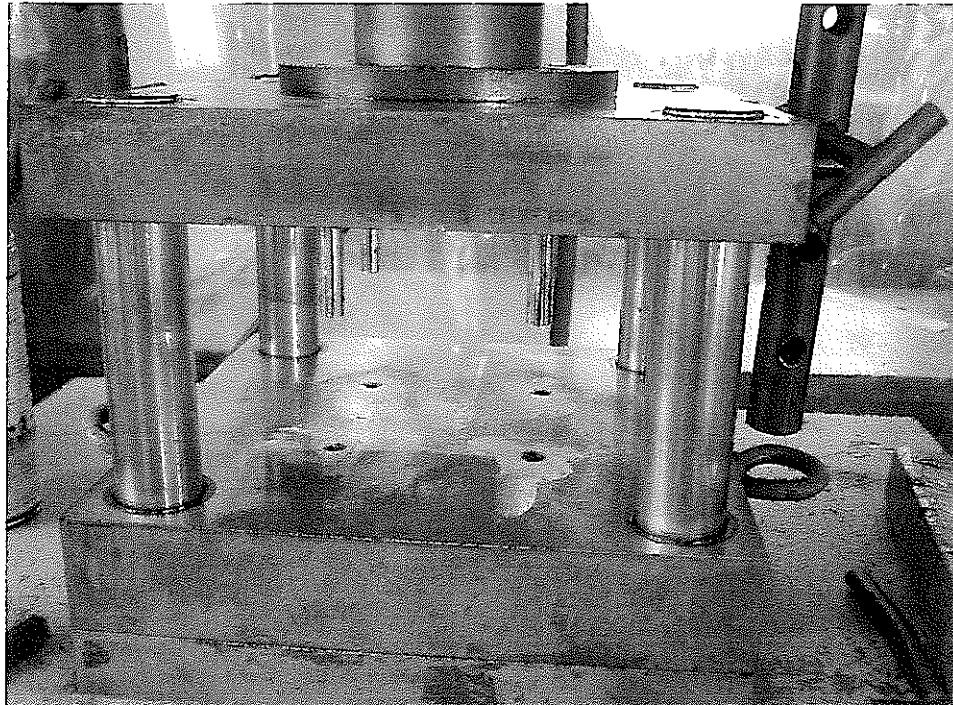


図 3-3 ペレット製作機器

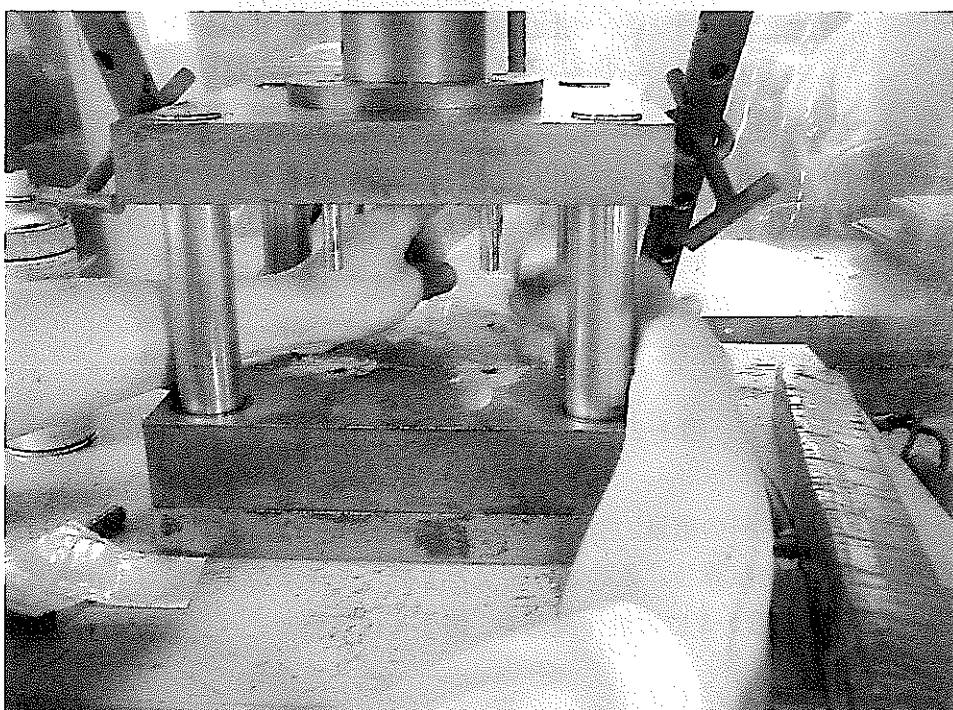


図 3-4 ベントナイト充填状況

また、ここでは、成型荷重と成型時のベントナイトペレットの乾燥密度との関係を把握することを目的に、粉末ベントナイトの投入量（上記における湿潤重量）を 1.30～1.45g とした時の成型荷重の取得を行った。なお、参考のため昨年度までに設定³⁻¹⁾した投入量 1.28g のケースについても試験を実施した。試験は 5 回ずつ実施し、各ケースの平均値をまとめたものが表 3-1 である。また、成型荷重とベントナイトペレットの乾燥密度との関係を整理したものが図 3-5 である。表 3-1 に示すとおり、投入量が大きくなるにつれ製作後のベントナイトペレットの高さは高くなっている。すなわち、リバウンド量は大きくなっている。図 3-5 に示す乾燥密度は、このリバウンド量を考慮して算出したものである。なお、ここで、リバウンドはペレットの円筒部分（図 3-1 における幅 4.1mm の部分）でのみ生じると仮定し、リバウンド後の体積を求めた。乾燥密度の値は、成型荷重が増すにつれ頭打ちになっていくものと考えられるが、成型荷重 50kN ほどでペレットの乾燥密度は 2.16g/cm³ となっている。これらの関係は、成型方法や成型時間等にも依存していくものと考えられるため、最適な乾燥密度を設定するには、より詳細な検討が必要である。

なお、本報告における次節以降の検討においては、投入量 1.28g で作製したベントナイトペレットを用いた。

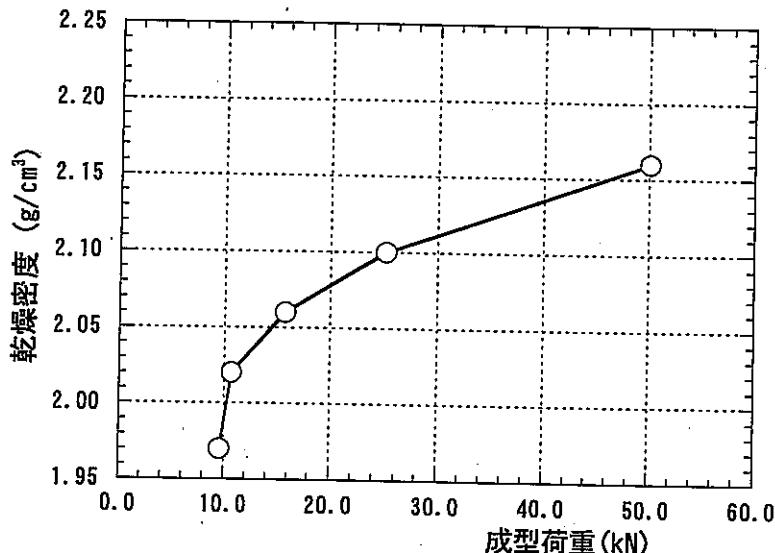


図 3-5 ベントナイトペレットの成型時の乾燥密度と成型荷重の関係

表 3-1 ベントナイトペレットの製作性に関する試験結果

投入量(g)	1.28	1.30	1.35	1.40	1.45
成型荷重(kN)	9.61	10.69	15.81	25.16	50.14
成型圧(MPa)	101.17	112.51	166.41	264.74	527.59
ペレット高さ(cm)	0.777	0.778	0.784	0.790	0.802
ペレット質量(g)	1.26	1.28	1.33	1.36	1.43
湿潤密度(g/cm³)	2.15	2.18	2.24	2.27	2.34
含水比(%)	8.81	8.00	8.74	8.40	8.40
乾燥密度(g/cm³)	1.97	2.02	2.06	2.10	2.16

3.2 楔形状の隙間にに対する透水試験

鋭角部におけるベントナイトペレットの充填性およびその長期特性を確認することを目的に、楔形状の隙間にに対するペレット充填および透水試験を実施した。試験用のセルは、直径 5cm、高さ 3cm であり、図 3-6 に示すように、シリコンで楔状の隙間を作製し、ペレットの充填を行った。通水部の角度は 1 種類とし、通水時間を短期から長期へと変化させ、透水性および密度の変化の測定を行った。表 3-2 には、実施した試験ケースを示す。試験条件（隙間形状、充填密度）はすべて同じとし、試験期間をそれぞれ、2、5、8 ヶ月とし、透水性の経時変化、試験終了時における隙間部の密度分布の測定を行った。図 3-7 には試験前のセルの状況を、図 3-8 にはベントナイトペレットの充填状況を、図 3-9 には透水試験の状況を示す。

表 3-2 楔形状の隙間にに対する透水試験の試験ケース

試験ケース	試料	楔形状部体積 (cm ³)	初期密度 (g/cm ³)	試験期間
S-1-1S	ペレット 6 個	10.53	0.71	2 ヶ月
S-1-1M	ペレット 6 個	10.53	0.71	5 ヶ月
S-1-1L	ペレット 6 個	10.53	0.71	8 ヶ月

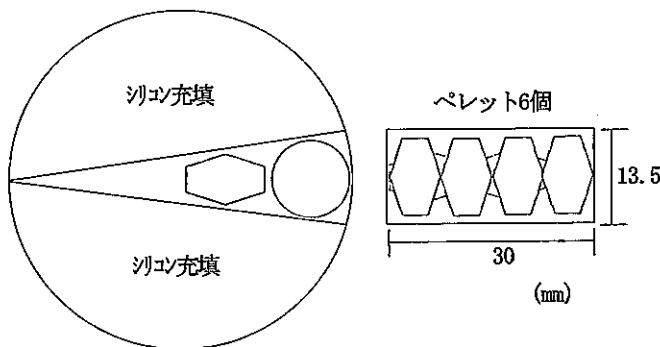


図 3-6 隙間充填試験におけるベントナイトペレットの設置状況

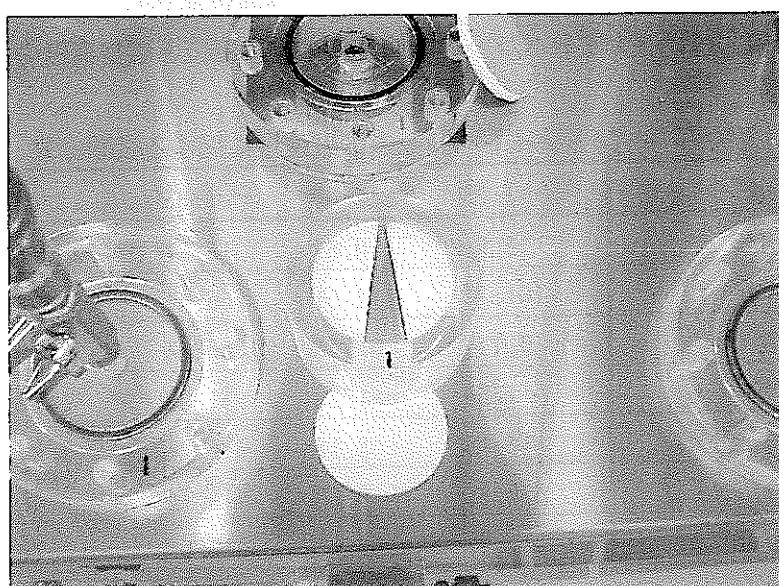


図 3-7 透水試験用セル

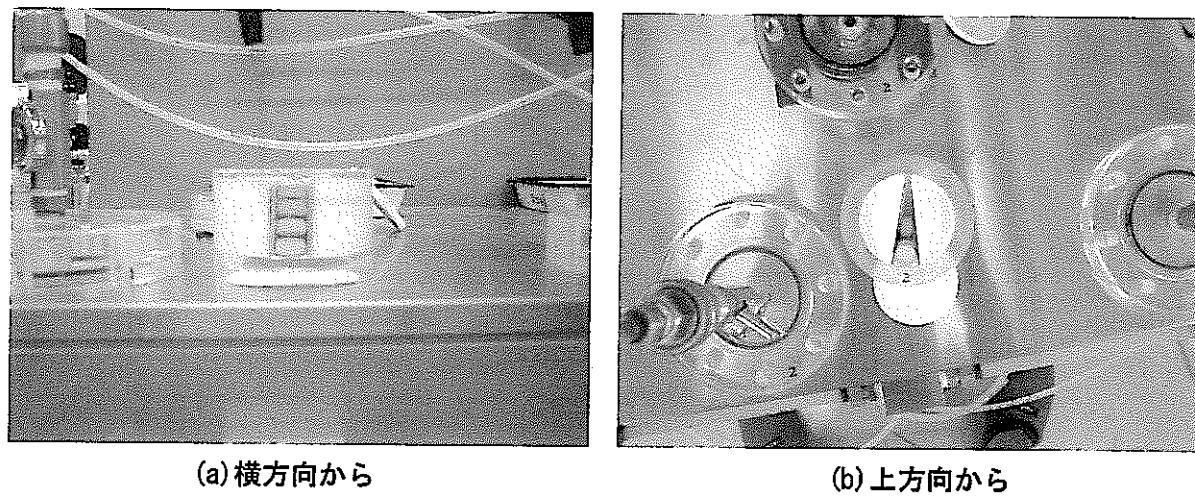


図 3-8 ペレットの充填状況

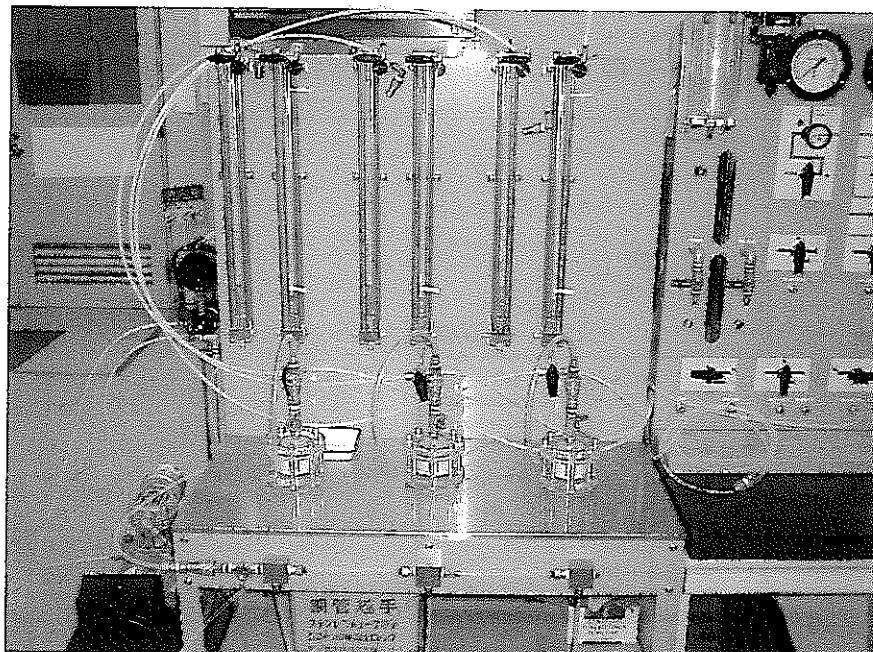


図 3-9 透水試験状況

図 3-10 に各試験ケースにおいて算定された透水係数の経時変化を示す。浸潤開始当初、透水係数は高い値を示すが時間とともに減少し、約 100 日後には定常に達している。S-1-1S と S-1-1L とはほぼ同じ値を示しているが、S-1-1M はこの他の 2 ケースに比較して大きな値を示している。解体後の供試体の乾燥密度を測定したところ、S-1-1M は他の 2 ケースより小さくなっている。この影響により透水係数が大きかったものと推察される。図 3-11 には、各試験ケースで得られた有効粘土密度と固有透過度の関係を、既存のベントナイトブロックに対する透水試験結果および昨年度までに実施した円筒形状の試験セルにおいてベントナイトペレットを用いて実施した透水試験結果³⁻¹⁾と比較した結果を示す。ベントナイトペレットを供試体とした試料の固有透過度の値はベントナイトブロックを用いた場合の透水試験の結果と比べると若干大きくなっていることが分かる。しかしながら、有効粘土密度との相関性はブロックの場合とほぼ同等である。

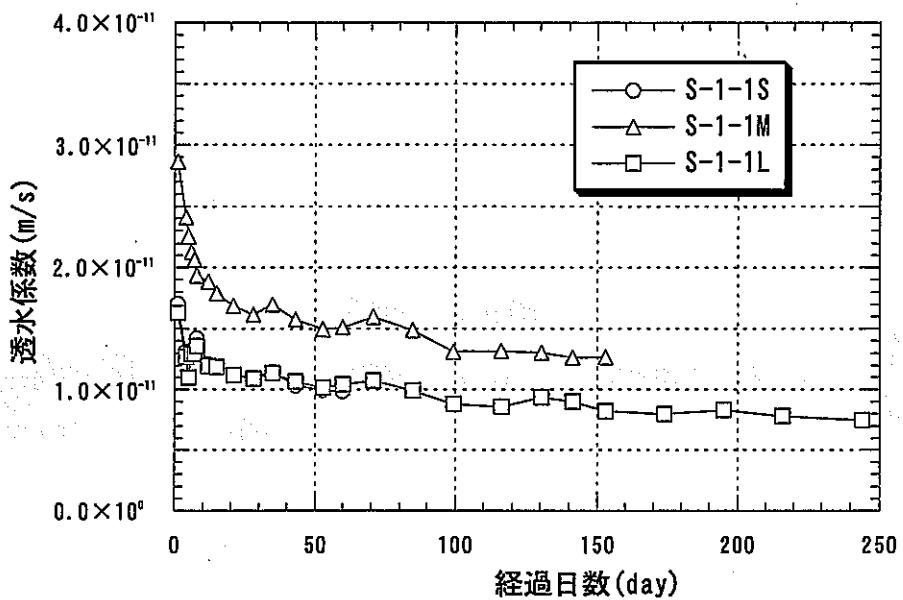


図 3-10 透水係数の経時変化

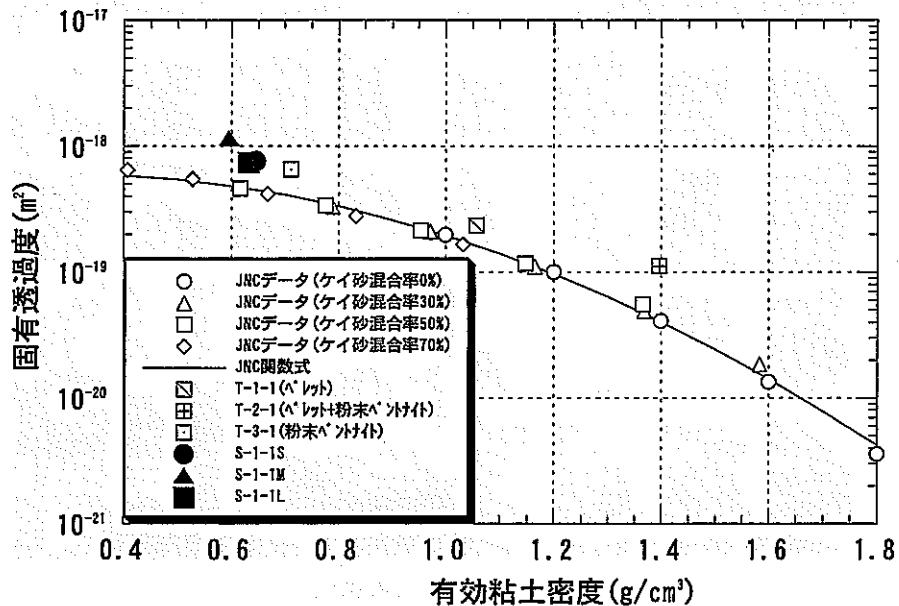


図 3-11 既存データとの比較

試験終了時の供試体内の密度分布を測定するため、図 3-12 に示すように、供試体を半径方向に 5 等分し、各試料の含水比および乾燥密度の測定を行った。図 3-13 には試験終了時の試験セルの状況、図 3-14 には試験セルを解体した状況を示す。また、図 3-15 は供試体の状況であり、図 3-16 はシリコンを外した時の供試体の状況である。なお、図 3-16 は 2 ヶ月試験終了時の供試体 (S-1-1S) である。図 3-15 より楔鋸角部までベントナイトが充填されている様子が分かるが、シリコンを外したところ、鋸角部はまだかなり軟弱な感じであった（図 3-16 参照）。図 3-17 および図 3-18 にはそれぞれ、供試体内の含水比および乾燥密度を測定した結果を示す。浸潤期間が 2 ヶ月である S-1-1S においては ρ_1 と ρ_5 の差が大きく約 0.6 g/cm^3 であった。この差は時間の経過とともに小さくなっている、S-1-1L では約 0.4 g/cm^3 であった。

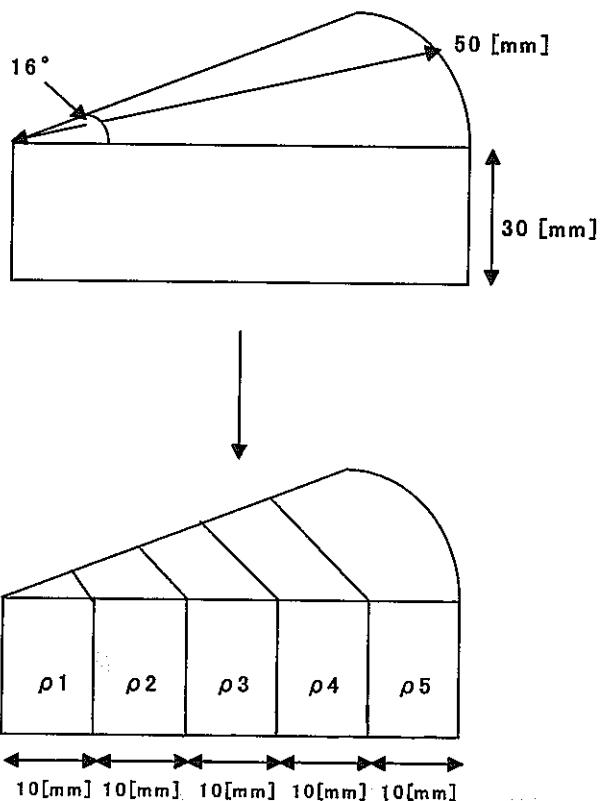


図 3-12 試験終了時の供試体分割図



図 3-13 試験終了時の試験セル



図 3-14 試験セル解体状況

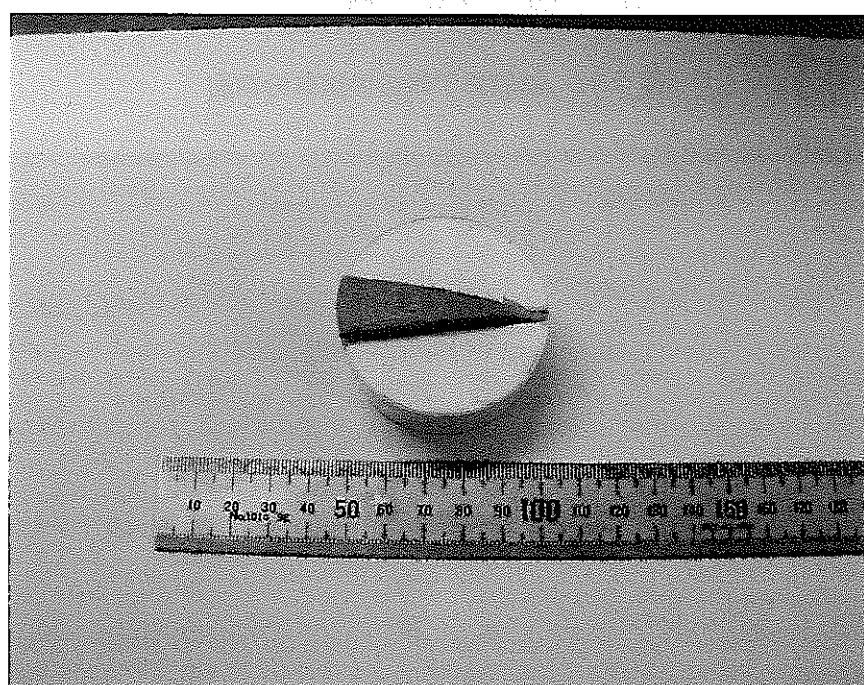


図 3-15 供試体隙間充填状態（その 1）

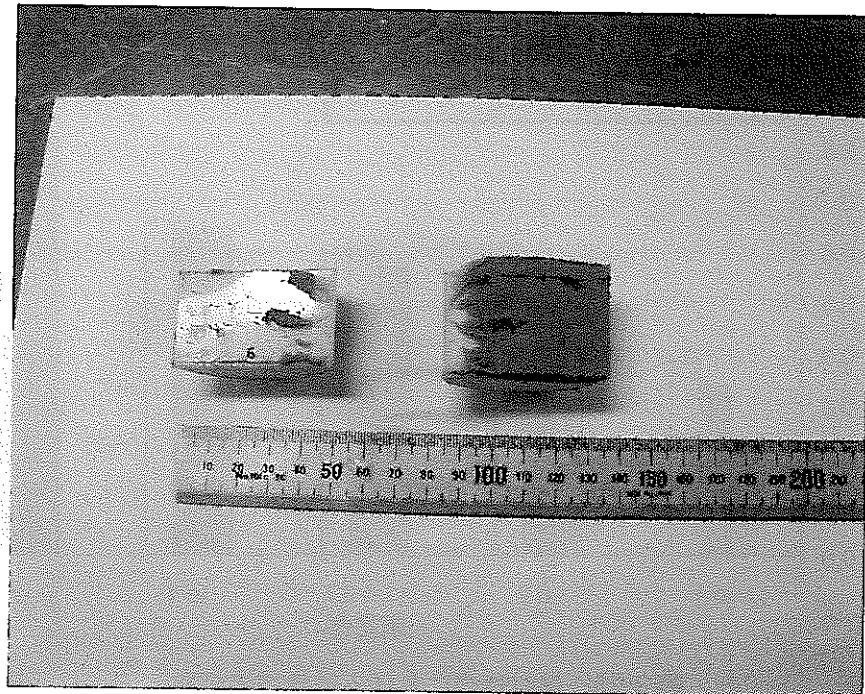


図 3-16 供試体隙間充填状態（その 2）

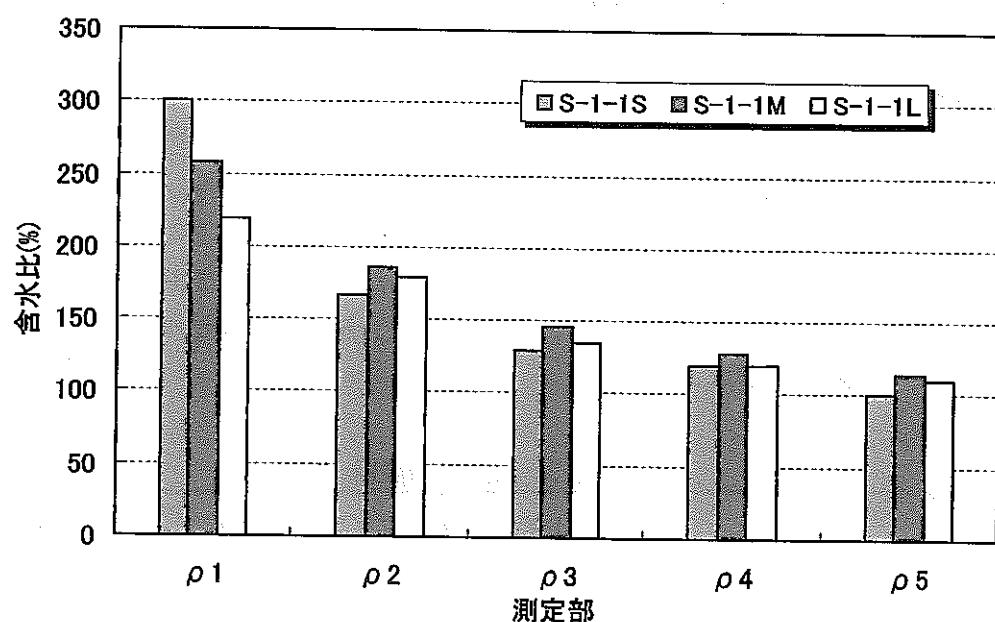


図 3-17 供試体内における含水比分布

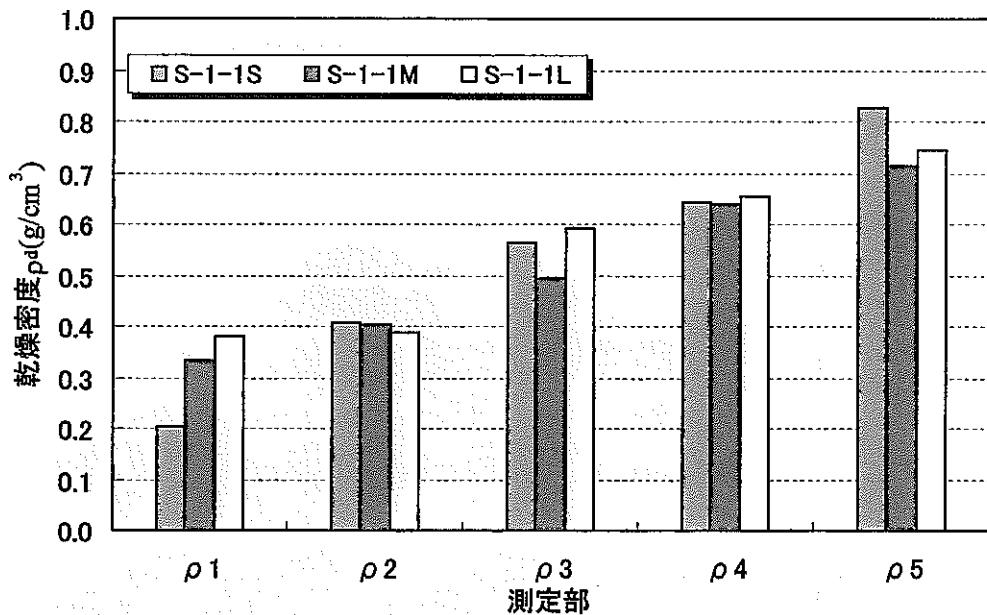


図 3-18 供試体内における乾燥密度分布

3.3 人工海水下における充填性の確認試験

3.3.1 試験条件

透水試験は、昨年度までに蒸留水を用いて行なった試験³⁻¹⁾に準じて実施した。すなわち、試験ケースは表 3-3 に示す 3 ケースであり、それぞれペレットのみ、ペレット+クニゲル V1、クニゲル V1 のみの試料を試験セルに自然落下で充填し供試体を作製した。したがって、表 3-3 に示す試験ケース T-1-2、T-2-2、T-3-2 は昨年度までに実施した試験ケース T-1-1、T-2-1、T-3-1 に相当することとなる。透水試験装置の概要を図 3-19 に示す。透水試験用セルはアクリル製で、直径 5cm、高さ 3cm、容積 58.9cm³である。

表 3-3 透水試験試料

	試料	ペレット個数/重量	クニゲル V1 重量 (g)	湿潤密度 (g/cm ³)
T-1-2	ペレット	55/67.39g	0	1.14
T-2-2	ペレット+クニゲル V1	55/69.55g	21.77	1.55
T-3-2	クニゲル V1	0/0	45.77	0.78

3.3.2 透水試験結果

透水試験は、注水圧力を 0.01MPa から 0.15MPa まで順次上昇させて行なった。図 3-20 に試験状況を示す。各圧力段階において排水量が定常となるまで注水を行い、定常になったと判断した後、次の圧力段階に進んだ。図 3-21～図 3-23 に各試験ケースにおける注水圧力と排水量の経時変化を示す。また、図 3-24～図 3-26 には各圧力段階終了時における注水圧力値と排水量の関係を示す。T-1-2 においては、0.01MPa で加圧した直後に多量の排水を生じたが、その後、排水量は

低下した。しかしながら圧力を上昇させていくに従って排水量は増加していき、圧力段階を0.15MPaとした時点で排水量は急激に増加し、試験の継続が不可能な状況となった。また、T-2-2では圧力段階が0.1MPaとなるまで排水が生じなかった。圧力を0.15MPaに上昇させると排水量も増加しているが、その絶対量はT-1-2に比べると小さい。T-3-2では、圧力段階が0.01MPaの時点で排水が生じている。そして圧力を上昇させていくに従い、排水量は減少していく傾向を示した。

図3-27～図3-29には、各圧力段階における排水量から算定した透水係数の経時変化を示す。透水係数はT-2-2で 10^{-9} m/sのオーダー、T-1-2およびT-3-2で 10^{-6} m/sのオーダーとなった。この値は、蒸留水を用いて実施したケースに比べかなり大きな値と思われるため、蒸留水で実施した試験結果との比較を行なった。結果を図3-30に示す。各ケースとも蒸留水を用いて実施した試験結果（図の白抜き）よりかなり大きくなっていることが分かる。ペレットのみのケース（○および●）が最も差が大きくなっている。さらに、ペレットのみの試料内に人工海水を浸潤させたケースは圧力段階を0.15MPaにした時点で排水量がかなり多くなったことにより試験の継続が不可能となつたため、同図では0.10MPaの時点の透水係数をプロットしていることを鑑みると、海水に近い組成の地下水が浸潤してきた際には、ベントナイトペレットのみでは十分な充填性および止水性が発揮できないものと考えられる。

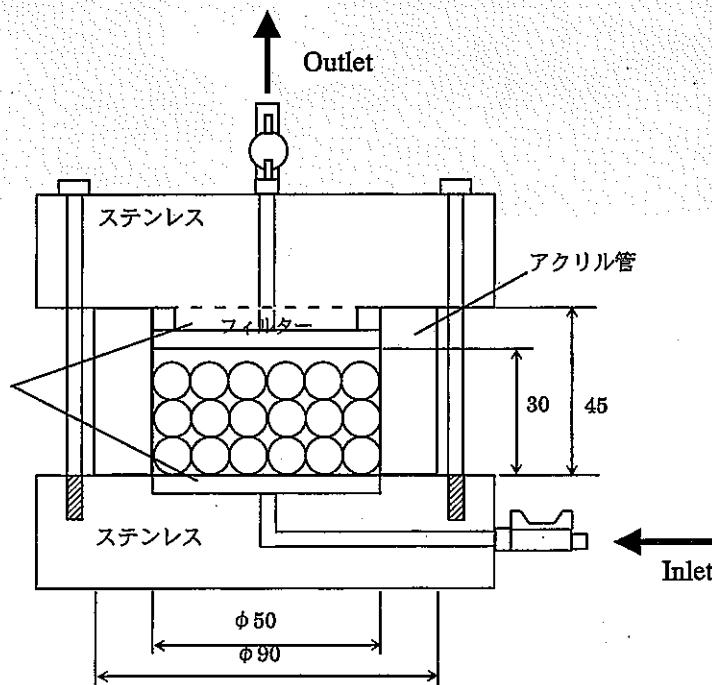


図3-19 透水試験装置の概要

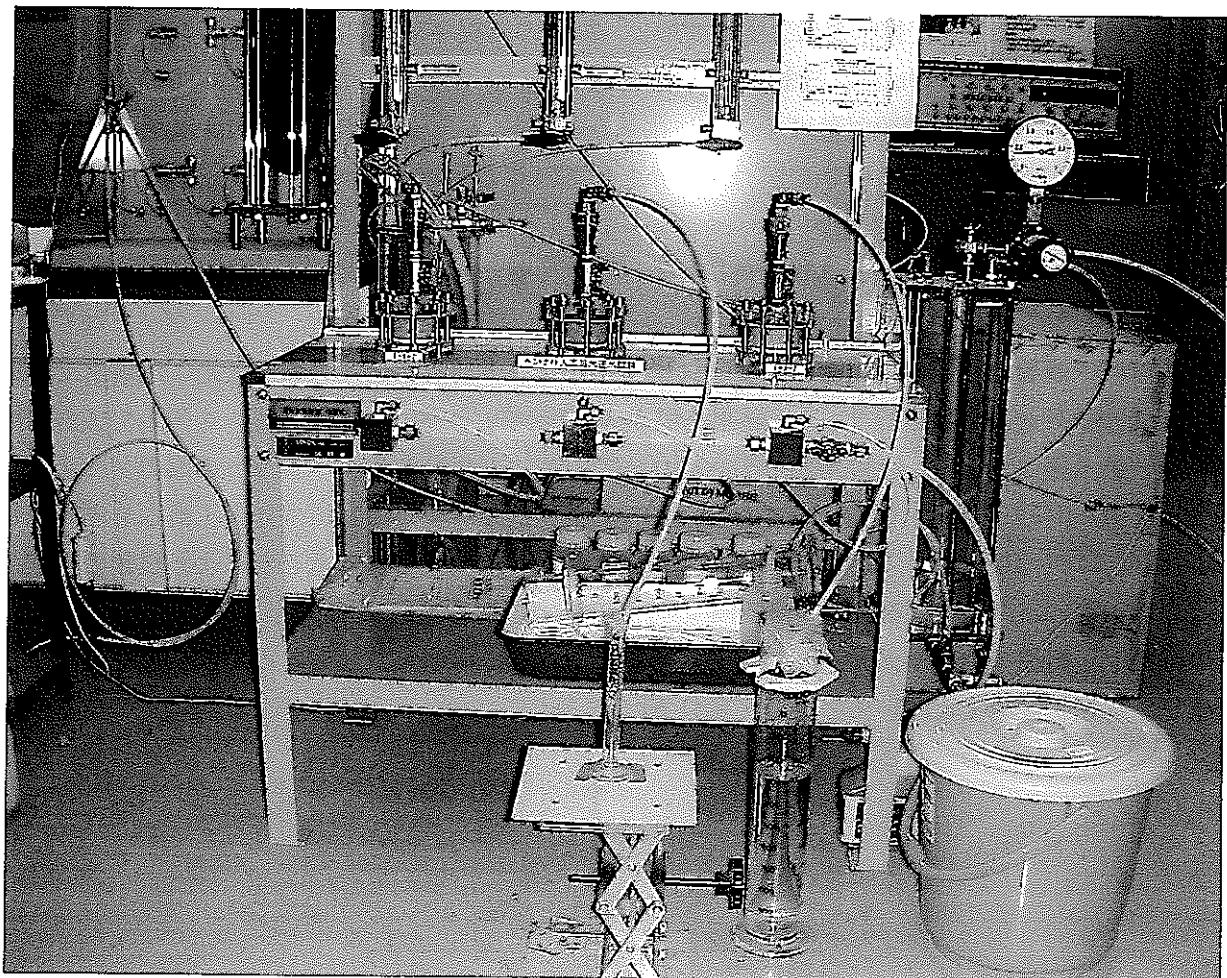


図 3-20 透水試験状況

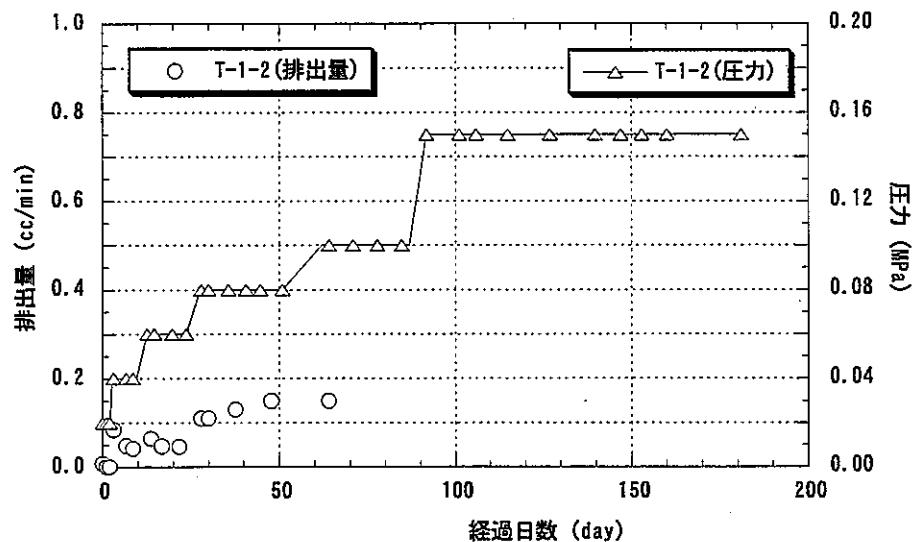


図 3-21 注水圧力と排水量の経時変化 (T-1-2)

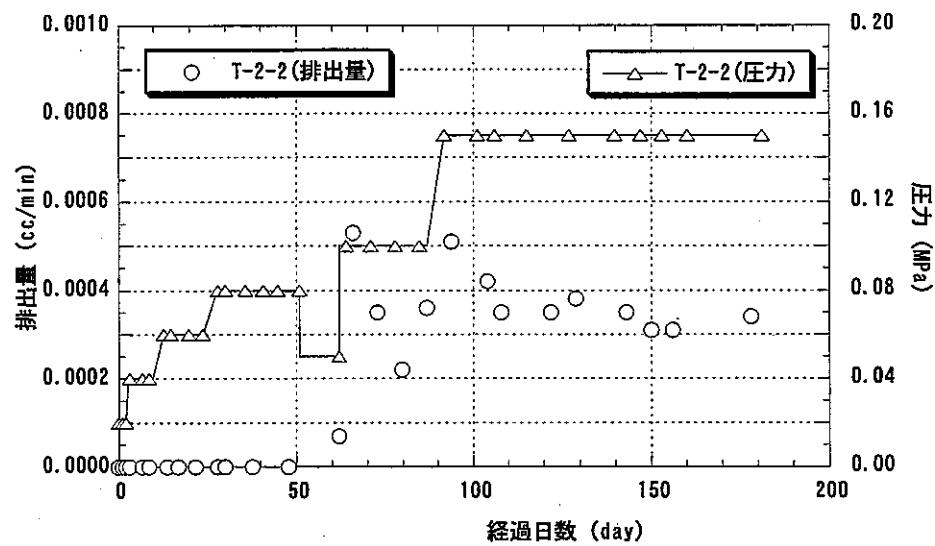


図 3-22 注水圧力と排水量の経時変化 (T-2-2)

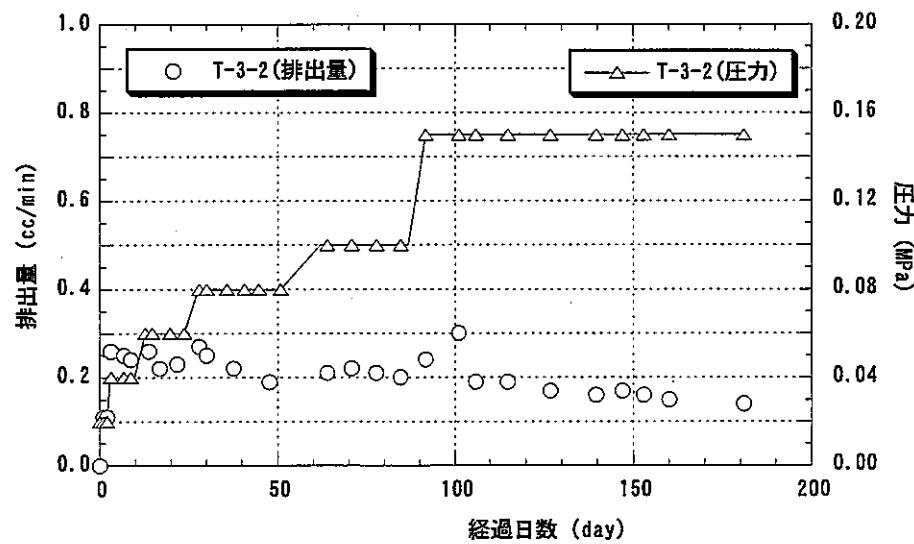


図 3-23 注水圧力と排水量の経時変化 (T-3-2)

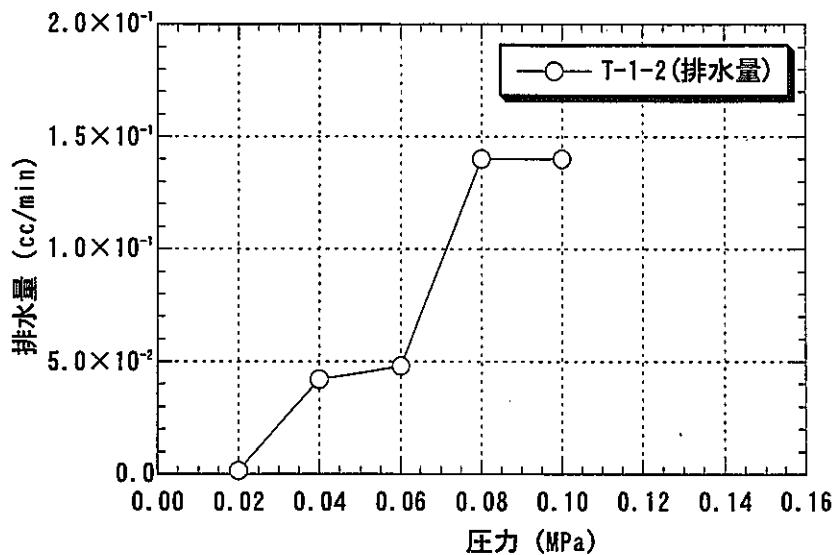


図 3-24 各注水圧力と排水量の関係 (T-1-2)

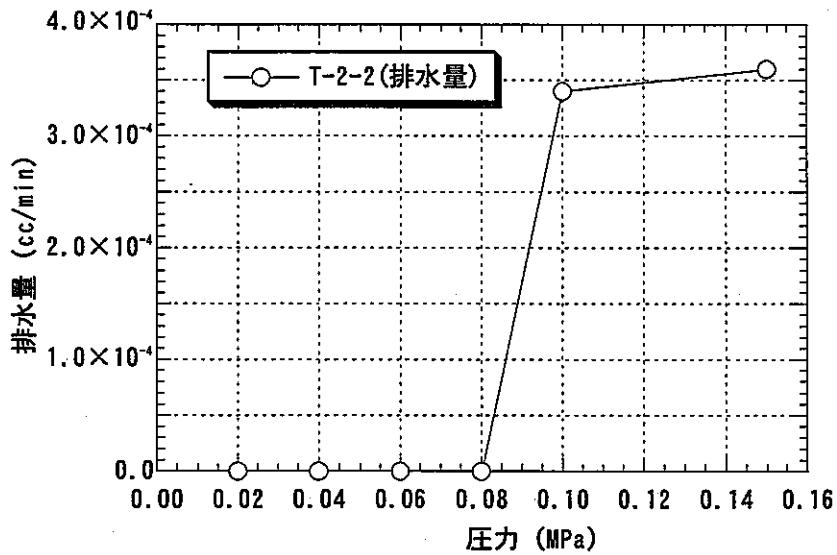


図 3-25 各注水圧力と排水量の関係 (T-2-2)

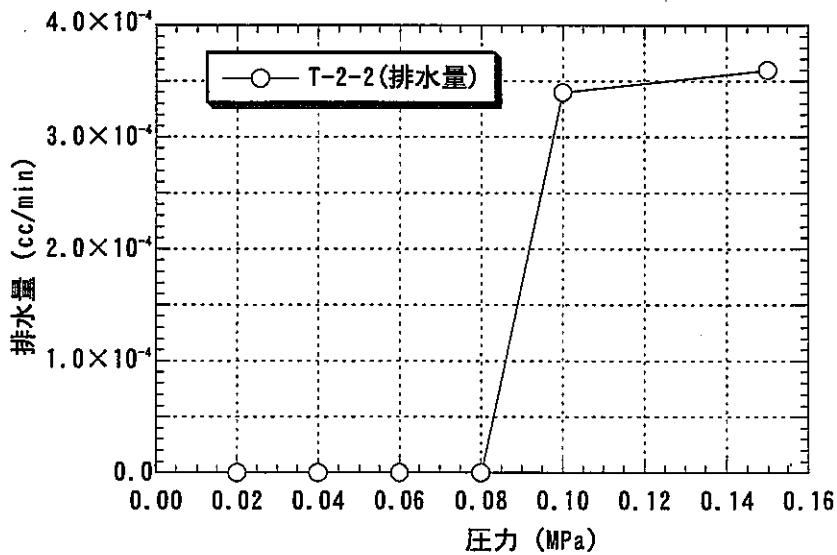


図 3-26 各注水圧力と排水量の関係 (T-3-2)

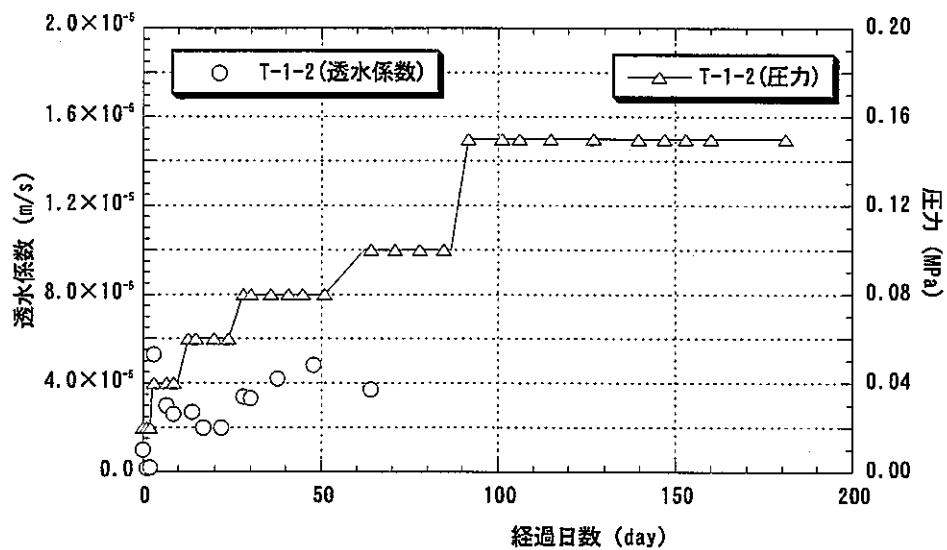


図 3-27 透水係数の経時変化 (T-1-2)

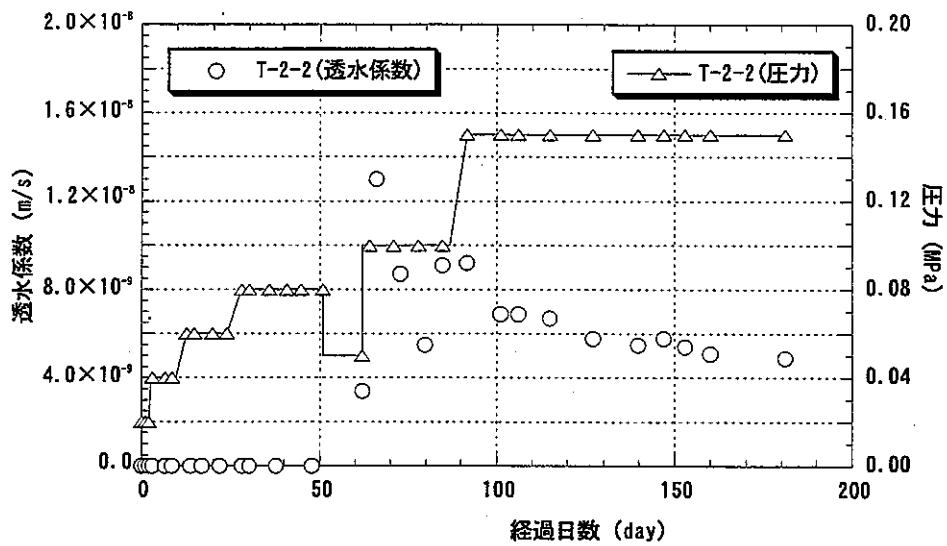


図 3-28 透水係数の経時変化 (T-2-2)

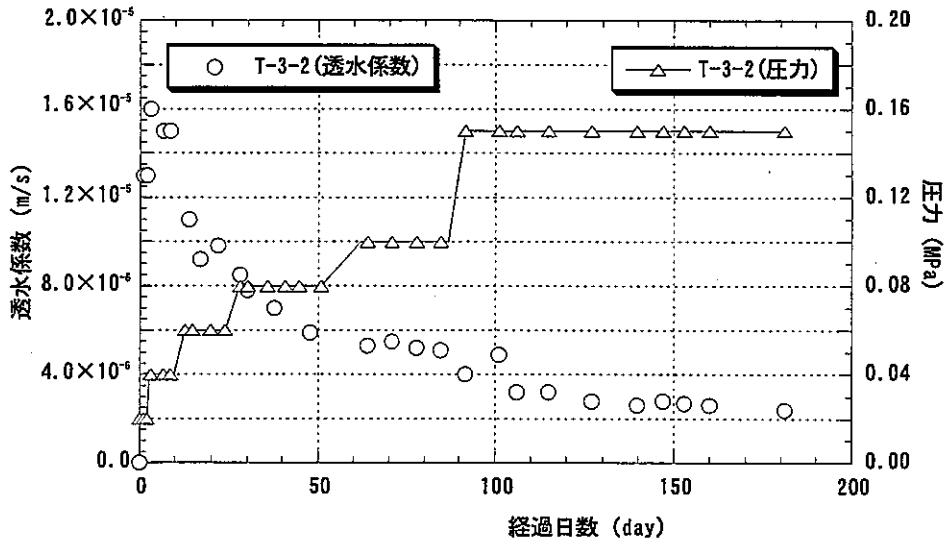


図 3-29 透水係数の経時変化 (T-3-2)

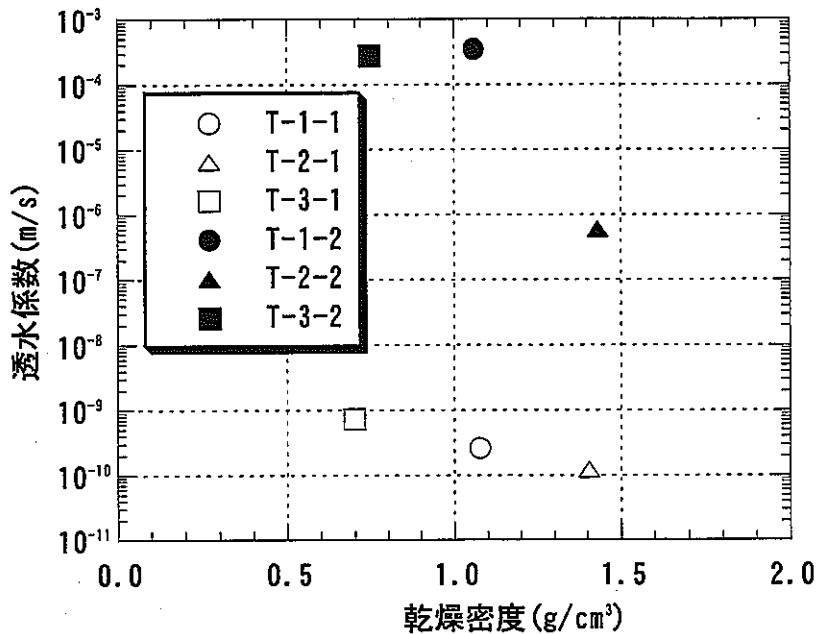
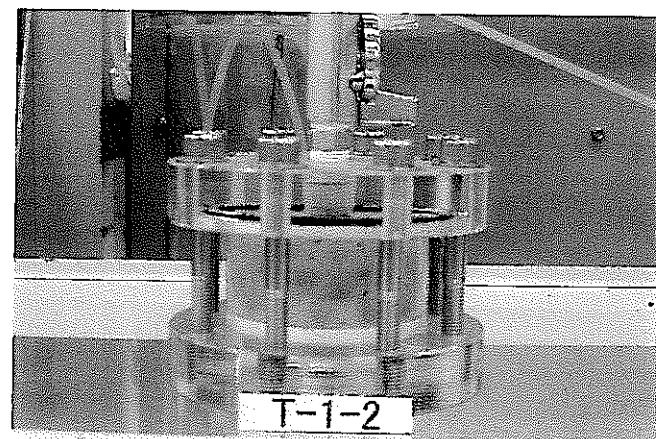


図 3-30 蒸留水で行なった試験との比較

- T-1-1 ; 試験水 : 蒸留水、 試料 : ペレットのみ
- T-2-1 ; 試験水 : 蒸留水、 試料 : ペレット+粉末
- T-3-1 ; 試験水 : 蒸留水、 試料 : 粉末のみ
- T-1-2 ; 試験水 : 人工海水、 試料 : ペレットのみ
- T-2-2 ; 試験水 : 人工海水、 試料 : ペレット+粉末
- T-3-2 ; 試験水 : 人工海水、 試料 : 粉末のみ

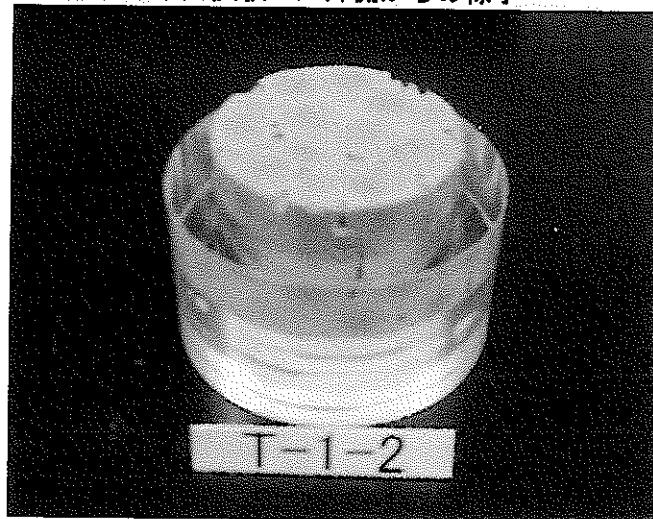
3.3.3 密度測定結果

透水試験後の試料を3分割（鉛直3段）し、密度分布を測定した。通水開始から密度測定までの時間、つまり試料が人工海水と接触している時間は約180日である。図3-31～図3-33には、試験終了時の供試体の様子を示す。図3-31は供試体T-1-2、図3-32は供試体T-2-2、図3-33は供試体T-3-2についての写真であり、それぞれ、(a)は試験セル外側から見た概観、(b)は供試体を試験セルから取り出したときの外観、(c)は密度測定用に鉛直方向に3分割した試料である。同図よりクニゲルV1のみで製作した供試体は他に比べ表面がきれいであることが分かる。また、ペレットのみの場合と、ペレットとクニゲルV1を用いた供試体を比較すると、後者の方は若干、斑が残っているという感じであるが、前者に関してはペレットがまだ塊として残っている様子が分かる。この影響で、ペレットのみの供試体の透水係数が高くなったものと考えられる。また、乾燥密度の測定結果を図3-34に、含水比の測定結果を図3-35に示す。T-1-2に関しては、乾燥密度、含水比とも上下方向で大きな差は見られず、試験セル内においてほぼ均等に浸潤・膨潤していることが分かる。これは、ペレット間の隙間により、セル内に均一に水が供給されたためと考えられる。一方、T-2-2は下部で乾燥密度が小さくなってしまい、その結果、含水比が大きくなっている。これは、浸潤面である下部において発生した膨潤圧により上部が圧密され、その結果、下部の乾燥密度が大きくなったものと考えられる。T-3-2に関しては、含水比で大きな差（下部の方が大きい）が見られたが、乾燥密度は上下方向で差がなかった。これは、粉末を充填した供試体であるため隙間が無いということではT-2-2と同じ条件であるが、もともと密度も小さく発揮される膨潤圧が小さいことから、密度の差があまり生じなかつたものと考えられる。



ヘントナイト人工海水透水試験

(a) 試験セル外側からの様子

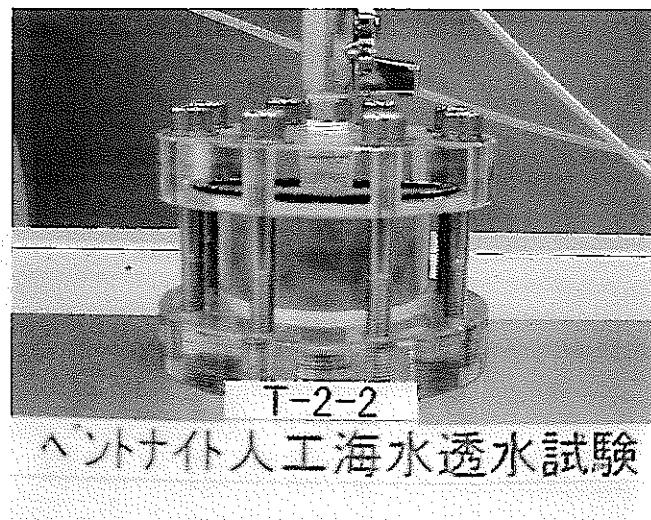


(b) 試験セルから取り出した供試体の様子

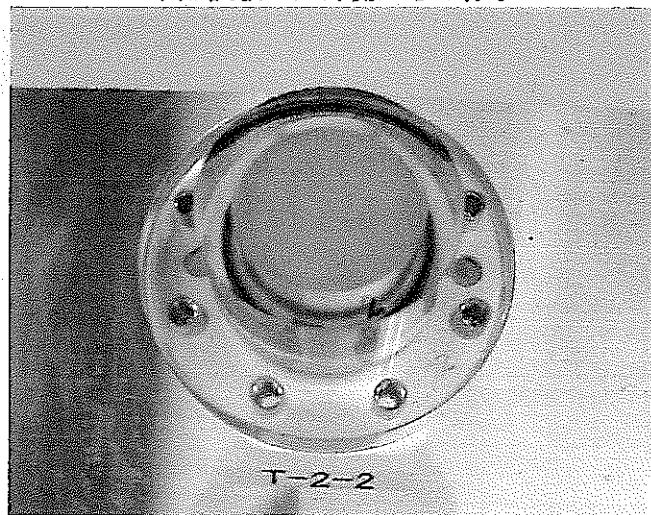


(c) 密度測定用に鉛直方向に3分割した試料

図 3-31 透水試験後の供試体概要 (T-1-2)



(a) 試験セル外側からの様子

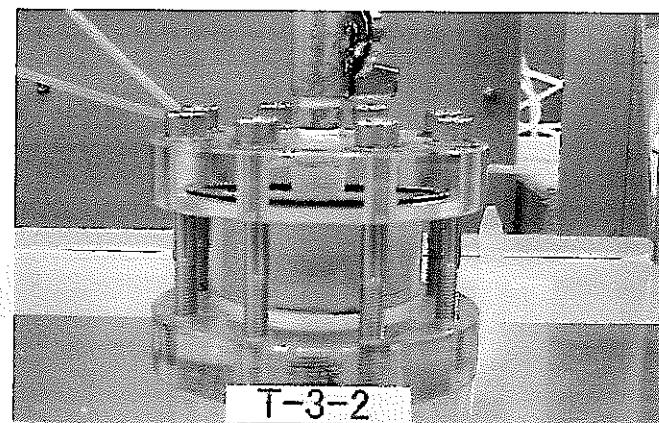


(b) 試験セルから取り出した供試体の様子



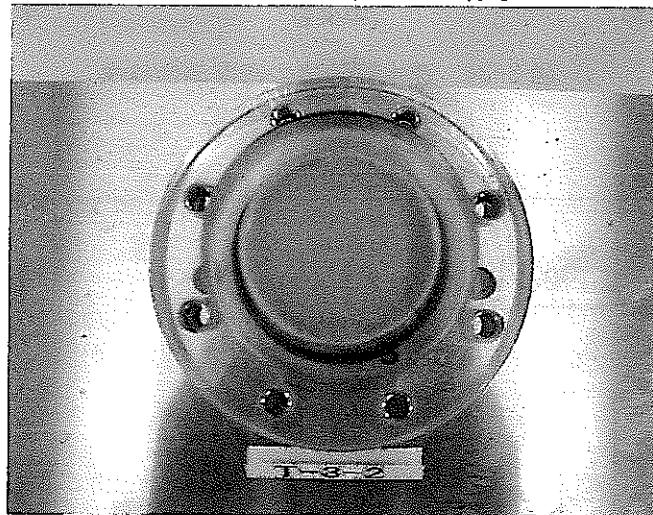
(c) 密度測定用に鉛直方向に3分割した試料

図 3-32 透水試験後の供試体概要 (T-2-2)

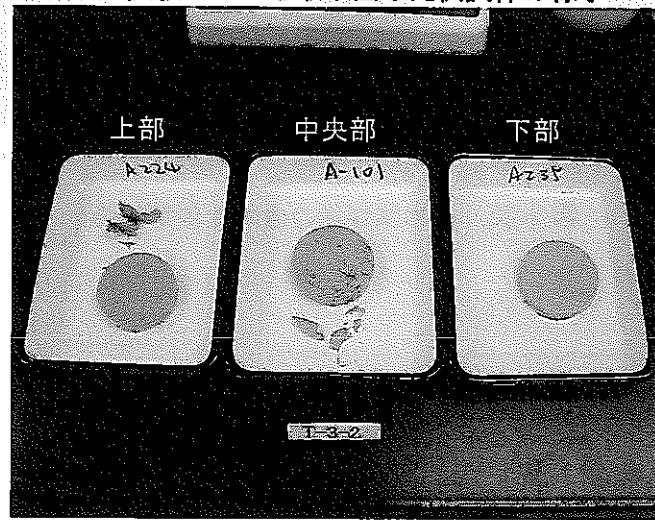


ペントナイト人工海水透水試験

(a) 試験セル外側からの様子



(b) 試験セルから取り出した供試体の様子



(c) 密度測定用に鉛直方向に3分割した試料

図 3-33 透水試験後の供試体概要 (T-3-2)

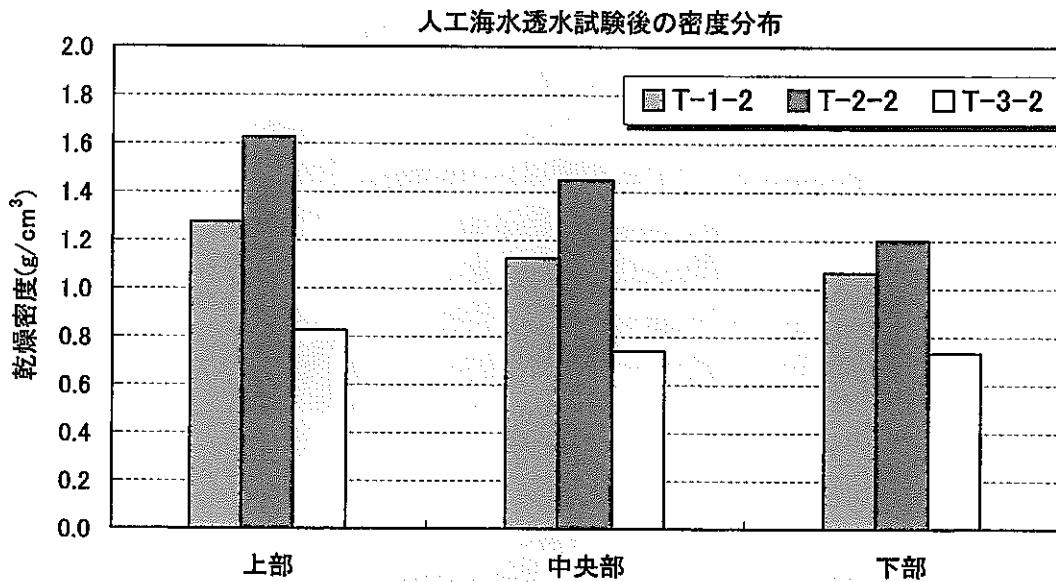


図 3-34 透水試験後の密度測定結果

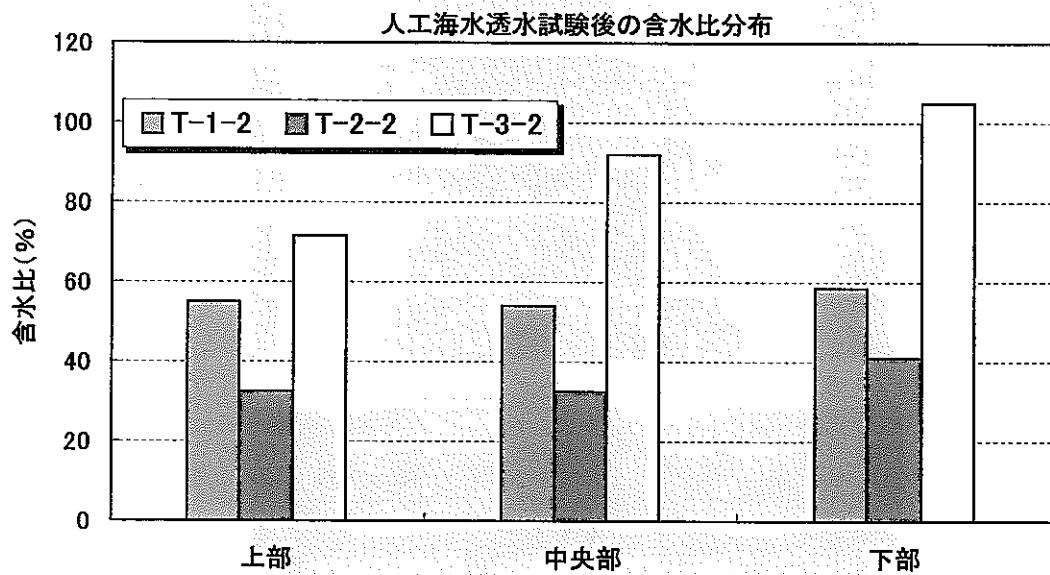


図 3-35 透水試験後の含水比測定結果

3.4 まとめ

ベントナイトペレットの充填性および止水性に関する検討を行なった結果、隙間が楔形のような形状であっても、浸透水が蒸留水の場合は十分な性能が得られることが分かった。隙間が楔形のような形状の場合、ペレット充填時においては隙間の鋭角部にはペレットは充填できていない。しかしながら、地下水が浸潤し、ペレットが膨潤していくことにより鋭角部の隙間にはベントナイトが充填されていき、それに伴い、止水性が発揮されていく。膨潤初期は、鋭角部におけるベントナイトの密度は低いが、時間の経過とともに密度は上昇していき、隙間全体において平均化されていくものと推察される。また、浸潤水が蒸留水ではなく、人工海水である場合のベントナイトペレットの充填性および止水性に関する検討も行なった。その結果、媒体が人工海水になることにより止水性がかなり低下することが分かった。これは、人工海水が媒体となることによってベントナイト自体の膨潤性能が無くなってしまうことによるものである。ベントナイトのみの場合で初期の空隙が大きい場合や、ベントナイト粉末のみで初期の密度が低い場合が特に止水性の低下が激しい。したがって、地下水の組成によっては、隙間の処理としてベントナイトペレットやベントナイト粉末のみでは十分な止水性能は発揮されないと考えられる。

3章 参考文献

- 3-1) 株式会社 間組：“人工バリアにおける緩衝材挙動評価研究”、核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書、JNC TJ8400 2001-020 (2001)

4. 実規模原位置試験の解析評価

4.1 エスボ地下研究施設 (ÄHRL) の概要

スウェーデンでは、使用済燃料深地層処分場の正確な設計および立地はまだ決定されていないが、20年以上にわたって、様々なデータが室内および原位置における広範な研究活動を通じて収集されている。SKB は、現在得られている知識をまとめ、深地層処分場で使用される手法を実際の自然条件の下で実証するために、Äspö 島に地下実験施設 (Äspö Hard Rock Laboratory (ÄHRL)、エスボ地下研究施設) を建設した (図 4-1 参照)。エスボ地下研究施設は、Oskarshamn 原子力発電所の近くに有り、その深度は約 460m で、坑道の総延長は 3600m である。

The Äspö HRL facility

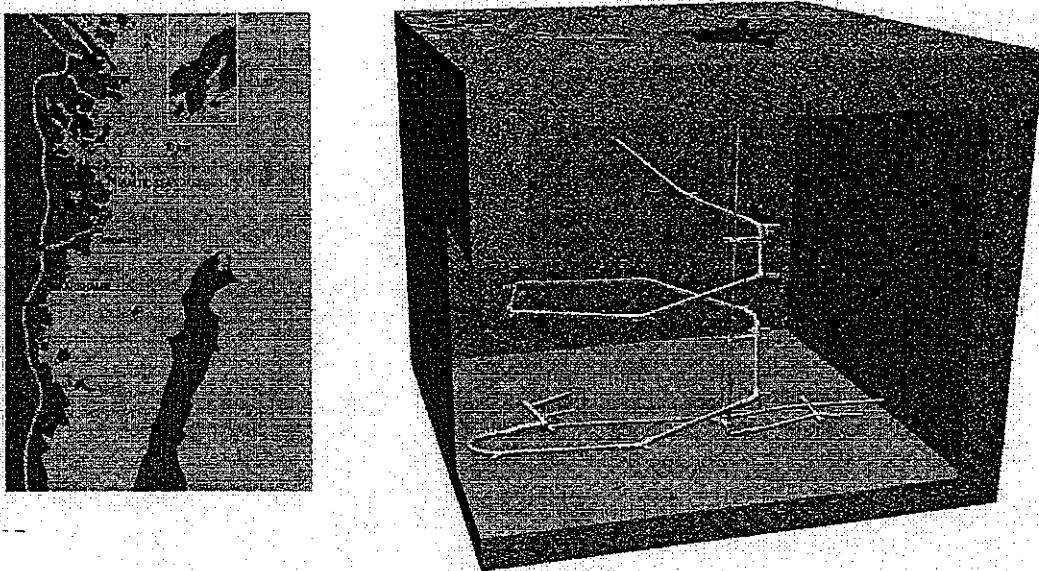


図 4-1 Äspö Hard Rock Laboratory⁴⁻¹⁾

エスボ地下研究施設の目的は、処分で想定される深度の乱されていない地下環境に、研究開発とデモンストレーションの場を与えることにある。つまり、

- サイト調査手法の開発
- モデルの検証
- 天然、および人工バリアの機能の確認
- 処分技術のデモンストレーション

が試験の焦点であり、1986 年以降次のような活動が展開されている。

エスボ地下研究施設における試験は 3 段階（サイト調査段階、建設段階、操業段階）に分けられている。サイト調査段階（1986-1990）においては、サイト調査および詳細な特性調査に関する様々な方法がテストしてきた。また、これらのデータを用い、地質構造モデルの作成、建設段階における水理場の変化予測等が実施された。建設段階（1990-1995）には、地表面下 460m まで

の坑道の掘削、ベンチレーションのための立て坑掘削等が実施され、また同時に、さらなる地質調査も実施された。また、地下水の化学的性質や地下水流動の変化等も計測された。こうして得られた結果は、坑道掘削前に実施された予測、すなわち、岩種の分布、破碎帯の分布、地下水の化学的性質の変化、地下水流動に関する予測等のチェックに用いられた。操業段階は 1995 年半ばから開始された。以下に、各フェーズの概要を示す。

4.1.1 サイト調査（1986～1990 年）

エスボ地下研究施設では、サイト調査および詳細な特性調査に関する様々な方法がテストされてきた。これらの方法は今後、深層処分場候補サイトの特性調査に使用されることになる。また、こうした調査により、岩盤の局所的な特性に深地層処分場を適合させる方法に関する情報や、深層処分場の安全評価にとって重要なデータも入手される。地表およびボアホール調査の結果が、エスボ地下研究施設が建設された岩盤内の様々な条件をモデル化するために利用されている。これらのモデルは、岩種の分布、破碎帯の位置および特徴、地下水の化学的な特性、研究施設地下部分の建設が地下水の移動に及ぼすと予想される影響などを記述するものである。

4.1.2 建設期間（1990～1995 年）

建設期間には、坑道掘削と平行して広範な調査が実施された。地下水の化学的性質や地下水流動の変化が、建設期間中および期間後に記録された。そしてこうして新たに得られた結果が、坑道掘削が始まる前になされた予測、すなわち岩種の分布、破碎帯、地下水の化学的性質および地下水流動に関する予測のチェックに用いられた。

その結果、一般的に見て、予測と坑道内で観察された実際の結果の間には良好な一致がみられた。ÄHRL の国際モデル化タスクフォースが地下水流に関する三次元モデルをテストし、これらのモデルが実際の条件を良好に表していることが示されている。

4.1.3 操業期間（1995 年～）

エスボ研究施設の建設は 1995 年に完了し、この時点から使用済燃料の定置に使用される技術の開発、試験および実証を目的とした計画が開始された。この技術を深地層処分場で使用する前に、エスボ地下研究施設の現実的な環境において様々な試験が実施された。

エスボ地下研究施設は国際的にも大きな関心を集めている。このプロジェクトへの参加契約に署名している国として、カナダ、フィンランド、フランス、ドイツ、日本、スペイン、スイスおよび英国が挙げられる。

このエスボ地下研究施設での作業は、今では廃山となっている Stripa 鉄鉱石鉱山で 1977 年に開始された現実的な深層処分場環境における国際協力と現場実験の伝統を受け継ぐものである。現在行われている研究と Prototype Repository Project (PRP) での 4 つのワークパッケージ (WP) を図 4-2 に示す。

操業段階の試験の目的は以下の通りである。

- ・ サイト調査段階における調査手法の検証
- ・ モデルの検証
- ・ 天然および人工バリアの機能の確認
- ・ 処分技術のデモンストレーション

4番目のデモンストレーション目的のためには種々の要因に関して試験を行なう必要がある。これらの要因を満足するために ÄHRLにおいては以下の試験が実施されている（図 4-3 参照）。

- ・ Prototype Repository
- ・ Demonstration of Deposition Technology
- ・ Canister Retrieval Test
- ・ Backfill and Plug Test
- ・ Long Term Test of Buffer Material (LOT Project)

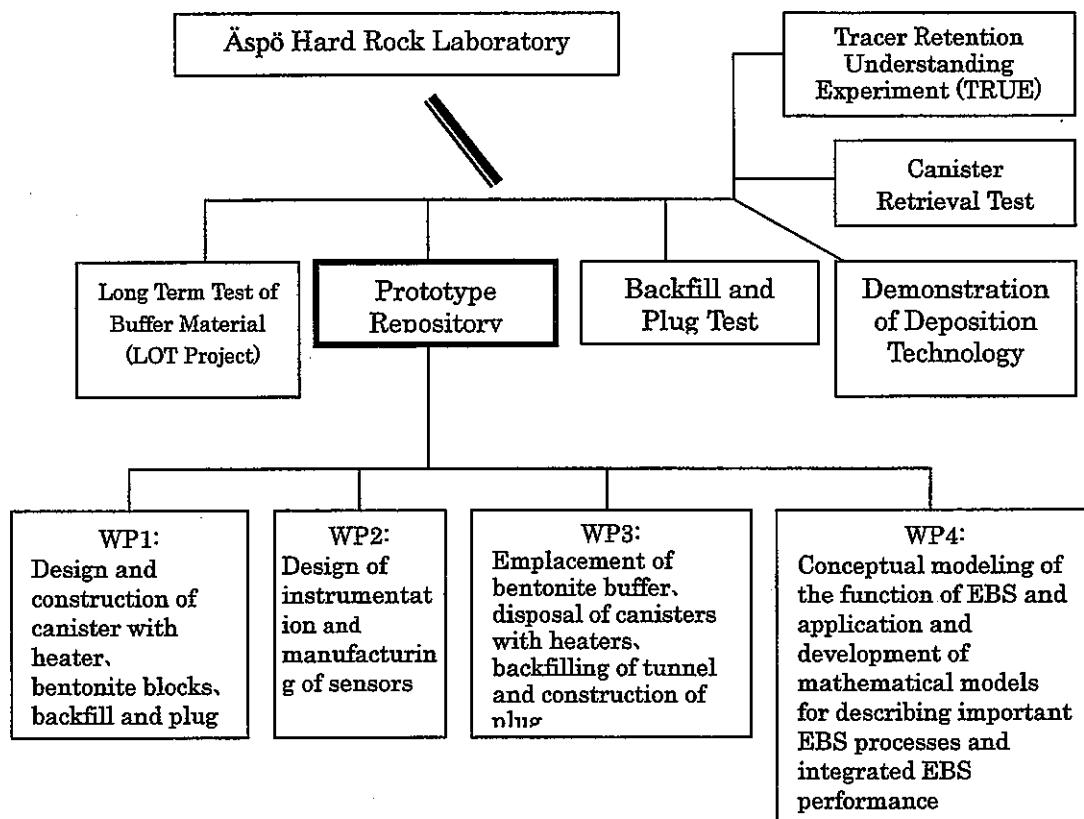
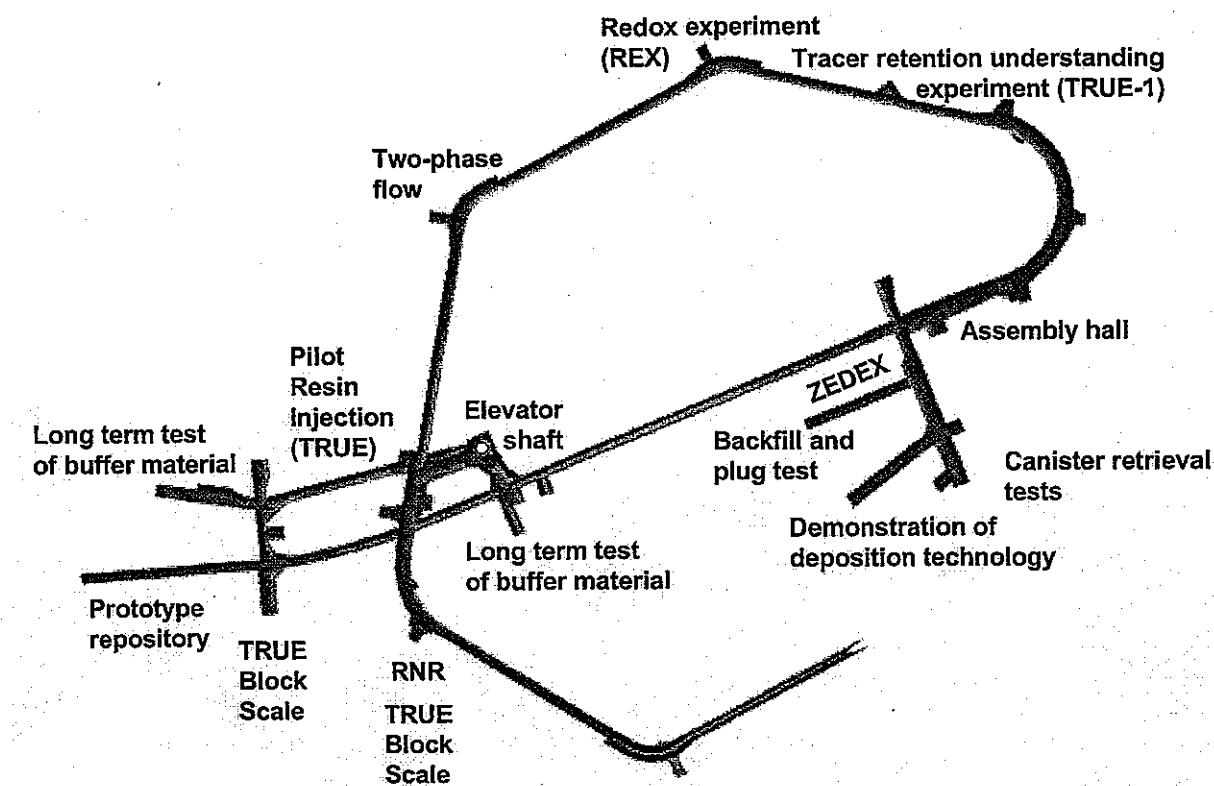


図 4-2 HRL 試験と Prototype Repository Project (PRP) の構成

図 4-3 試験場のレイアウト⁴⁻²⁾

“Prototype Repository”は、実際の処分を模擬した実規模の試験であり、処分坑道内に6本の模擬処分を行なう。この試験の目的は、処分場の総合機能に関するデモンストレーションと解析モデルによる解析結果との比較を行なうことである。この試験には、処分坑道の構造モデル作成手法の確認、処分孔の掘削工法の確認、緩衝材・キャニスター・埋め戻し材の定置技術の確認、プラグの構築、計測機器の設置等が含まれている。

“Demonstration of Deposition technology”は、4本の実規模の模擬処分孔において実施される。この試験の目的は、実際の処分において必要な定置技術、定置装置等を開発および確証することである。そのために、この試験では、放射線を隔離するという条件のもとで緩衝材およびキャニスターを定置するための装置を実規模で製作する。

“Canister Retrieval Test”においては、2本の実規模の処分孔を使用し、再取り出しのため処分坑道の埋め戻しは行なわない。この試験の目的は、飽和した緩衝材の中からキャニスターを取り出す技術を確証することである。

“Backfill and Plug Test”においては、処分坑道の埋め戻しおよびプラグの構築が実施される。この試験の目的は、種々の埋め戻し材の比較、埋め戻しおよびプラグ構築技術の確認、および、埋め戻し材、プラグ、岩盤の総合機能に関する研究を実施することである。この試験で開発された技術は、“Prototype Repository”においても実施される。

“Long Term Test of Buffer Material (LOT Project)”は、実際よりは小規模のサイズにおいて実施される試験である。この試験の目的は、人工バリアの長期の挙動について観測することである。

4.2 Prototype Repository Project の概要

4.2.1 試験の概要

本節では、これらの試験のうち、実規模で実施する連成試験である“Prototype Repository”についてその試験の詳細を記述する。

この試験の主な目的は以下の通りである。

- KBS-3 コンセプトの具現化
- 処分場のふるまいの観察とモデル（概念および理論）による予測との比較
- 工学的な基準と品質保証方法の開発、試験、デモンストレーション
- 処分場設計、建設手順の模擬
- 最低 20 年におよぶ長期のオペレーション
- 参加各機関のモデルに対する Confidence building

Prototype Repository は釜石粘土充填・熱負荷試験⁴⁻³⁾ や FEBEX⁴⁻⁴⁾ などと比べ、これまでに無い特徴として「設計、建設、操業までの一連の作業が実規模で行われること」、「ガスの挙動評価」、「化学、微生物の影響観察」等がある。また、図 4-4 に示すように処分坑道内に計 6 本のキャニスターを設置し、これらの相互作用等についての観察も行なう。各試験ピットでは図 4-5 に示すような形状のキャニスターおよびベントナイトブロックが設置される。岩盤とベントナイトブロックとの隙間にはベントナイトペレットが充填される。処分坑道は図 4-4 に示すように 2 つのセクションに区分けられており、セクション II の試験期間は約 5 年、セクション I の試験期間は約 20 年である。

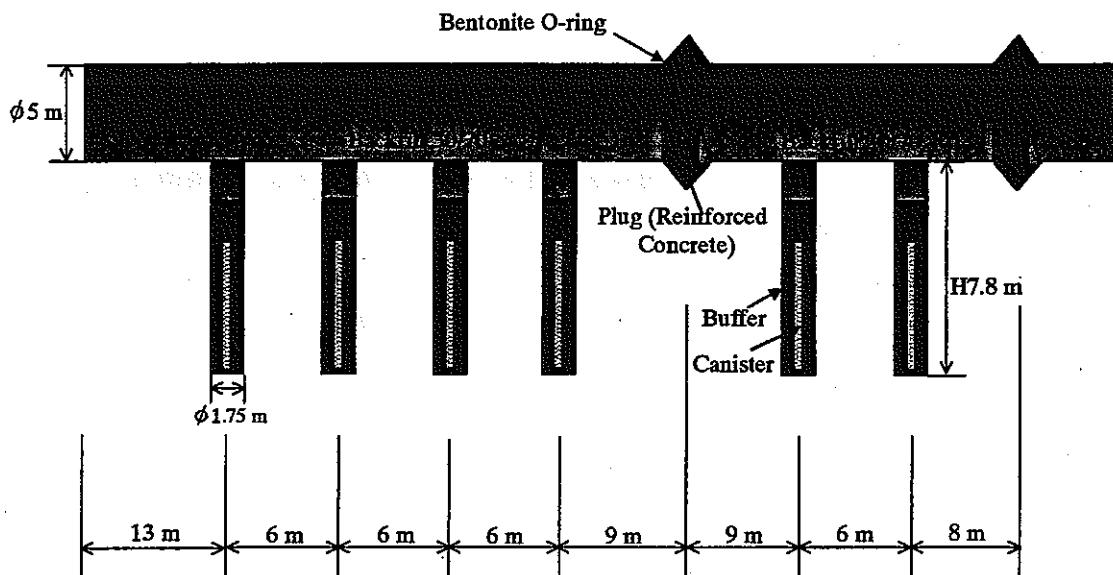


図 4-4 試験坑道の概要⁴⁻⁵⁾

キャニスターは、銅／炭素鋼製で長さ 4830mm、直径 1050mm、重量 21.4ton である。また、ヒーターは、ヒーターの表面温度が 100°C を越えない（設計温度 90°C）ように制御される。さらに、

ヒーターは温度の減少を考慮できるように設計されている。

キャニスターと岩盤との間には高密度に圧縮されたナトリウム型ベントナイト(MX-80)ブロックが充填される。隙間充填後の乾燥密度が一定となるように初期のベントナイトブロックは設計されており、その結果、キャニスターの上部および下部のベントナイトブロックの初期乾燥密度は 1.66g/cm^3 、キャニスター周囲のベントナイトブロックの初期乾燥密度は 1.78g/cm^3 となっている。また、初期の含水比は 17% となっている。

試験坑道はベントナイトと碎石を用い原位置施工により埋め戻される。締固め層厚は 20cm で、 35° の傾斜で原位置締固めが実施される。ベントナイトと碎石の混合率は 30 : 70 である。また、試験坑道では 2 つのコンクリートプラグが構築される。コンクリートプラグは 4.5MPa の水圧と 100kPa の埋め戻し材の膨潤圧に耐えるように設計される。

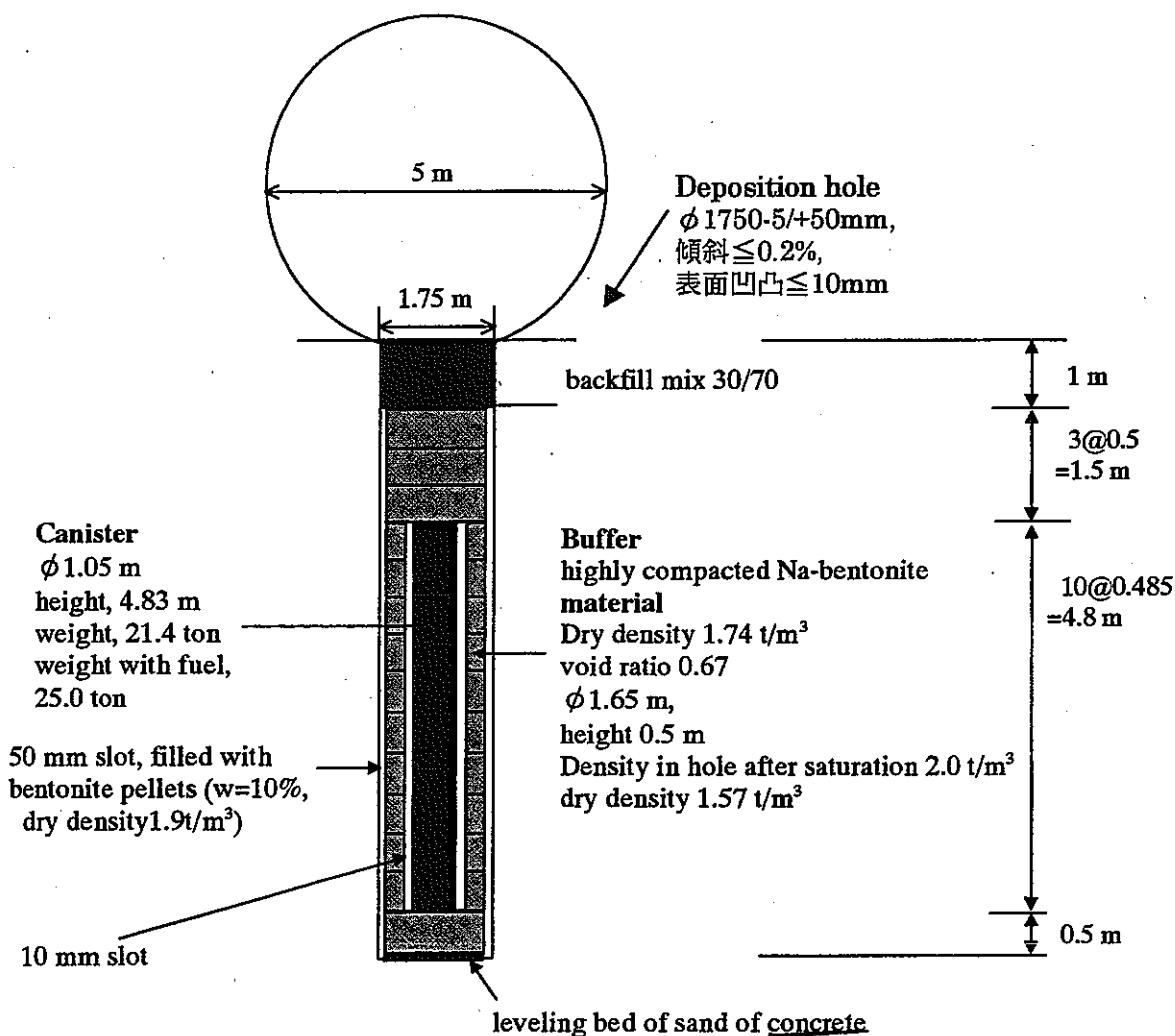


図 4-5 試験ピットの概要⁴⁻⁵⁾

4.2.2 計測機器⁴⁻⁶⁾

試験期間中は岩盤内、緩衝材内および埋め戻し材内において THM に関する種々の計測が実施される。また、ガス挙動、間隙水の化学変化、微生物活動等に関する調査も行われる。THM の挙動は適切な位置に設置された計測機器で計測される。エスピ地下研究施設は海底下であるため地下

水の塩濃度は 1.2%から 1.5%である。また、温度がヒーター近くで 90°C近くにまでなること、地力が 15MPa 程度、間隙水圧が 5MPa 程度と高いこと、および、試験期間が長期に渡ること等を考慮して計測機器の開発が行われた。計測機器の材質に関しては、ステンレス、インコネル（ニッケル 80%、クロム 14%、鉄 6%から成る高温、腐食に強い合金）、チタン、プラチナ、プラスチック等の多くの候補材料の中から、最終的に上記の試験環境を考慮してチタンを使用することとなつた。表 4-1 には、計測機器による計測項目および数量を示す。

表 4-1 PRP で使用される計測機器の数量⁴⁻⁶⁾

計測項目	計測機器	個 数		
		Section I	Section II	計
温度	熱電対	113	72	185
	光ファイバ -	16	10	26
圧力	振動弦式	56	35	91
	光ファイバ -	56	35	91
間隙水圧	振動弦式	37	23	60
	光ファイバ -	37	23	60
含水比	TDR	45	27	71
	湿度計	84	56	140
	サイクロメータ	50	24	74
計		493	304	797

温度は、T、J、K の各タイプの熱電対により計測される。また、光ファイバーシステム、抵抗式温度計等も使用される。これらの計測機器による計測範囲は 0~200°Cである。計測機器は耐食性の材質で作られた外被やシースで保護され設置される。

圧力および間隙水圧は、油圧式の測定器により間接的に計測されるか、圧力計により直接的に計測される。圧力計には振動弦式（Vibrating wire）および電気抵抗式の両者が用いられる。圧力計の計測範囲は、間隙水圧が 0~5MPa、圧力が 0~15MPa である。また、圧力計は以下の温度に耐えうるように設計されている。

- ・ 埋め戻し材内 : 0~40°C
- ・ 緩衝材内 : 0~120°C

含水比の測定は、以下の方法で行われる。

- ・ 電気容量式センサーによる相対湿度の測定
- ・ TDR による体積含水率の測定
- ・ サイクロメータによる相対湿度の測定
- ・ 抵抗式センサーによる体積含水率の測定

サイクロメータは埋め戻し材内の含水比の測定に主として使用される。また、サイクロメータは緩衝材内においては緩衝材が飽和に近づいた時点で有効となる。各計測機器の測定範囲は以下の通りである。

- ・ 電気容量式センサー : 0～100% (相対湿度)
- ・ TDR : 0～100% (体積含水率)
- ・ サイクロメータ : 95～100% (相対湿度)
- ・ 抵抗式センサー : 0～100% (相対湿度)

また、これらの計測機器も圧力計と同様の温度に耐えうるように設計されている。さらに、圧力および間隙水圧にも以下のように対応している。

- ・ 埋め戻し材内 : 0～40°C
- ・ 緩衝材内 : 0～120°C
- ・ 圧力 : 0～15MPa
- ・ 間隙水圧 : 0～5MPa

表 4-2 には使用される計測機器の一覧を示す。また、同表には各計測機器の製造元、あるいは、計測機器の適用性を検討し本試験へ提供した機関等も示している。

表 4-2 PRP で使用される各種計測機器の製造元あるいは提供元⁴⁻⁶⁾

測定項目	測定手法	製造元あるいは提供元	国
温度	振動弦式	Geokon	アメリカ
	熱電対	Roctest	カナダ
		Geokon	アメリカ
		Pentronic	スウェーデン
		Glötzl	ドイツ
		Fisher-Rosemount	スウェーデン
	抵抗式温度計	BICC Thermoheat	イギリス
		Rotronic	スイス
	光ファイバ -	Glötzl	ドイツ
		Roctest	カナダ
		BICC Thermoheat	イギリス
		York Sensors	イギリス
圧力および間隙水圧	油圧式	Glötzl	ドイツ
	電気抵抗式	Geokon	アメリカ
		Kulite	オランダ
		Roctest	カナダ
	振動弦式	Geokon	アメリカ
		Roctest	カナダ
		Glötzl	ドイツ
		Geonor	ノルウェー
		Glötzl	ドイツ
	光ファイバ -	Roctest	カナダ
		Nagra	スイス
含水比	TDR	Environmental Sensors	カナダ
		Soilmoisture Equipment	アメリカ
		Rotronic	スイス
	電気容量式	Vaisala	フィンランド
		サイクロメータ	アメリカ
	抵抗式	Wescor	アメリカ
		Clay Technology and LTH	スウェーデン

4.3 Prototype Repository Project の解析

解析のスケジュール案は表 4-3 の通りである。最初に PartA として、試験孔 1 本に対しての解析を行なう。解析は軸対称で実施し、対象は Buffer、Backfill、Canister、Concrete、Rock である。解析領域は水平方向が 11m で、鉛直方向が 74m である。PRP における解析では緩衝材と岩盤との隙間をどのようにモデル化するかが重要である。したがって、ここでは図 4-6 に示すような解析ケースを設定しモデル化の比較を行なう。実際はケース 3 に示すように隙間にはペレットが充填されるが、このようなケースを有限要素法で表現するのは難しい。そこで、ケース 1 およびケース 2 のような解析ケースを設定する。このように取り扱うことにより、実際の再冠水時間は解析結果の幅の中に入ってくるものと推察される。引き続き、3 次元解析を実施する。この場合、2 本の試験孔を対象にモデル化し、2 本の試験孔の離間距離は実際のサイズに合わせる。

表 4-3 解析スケジュール

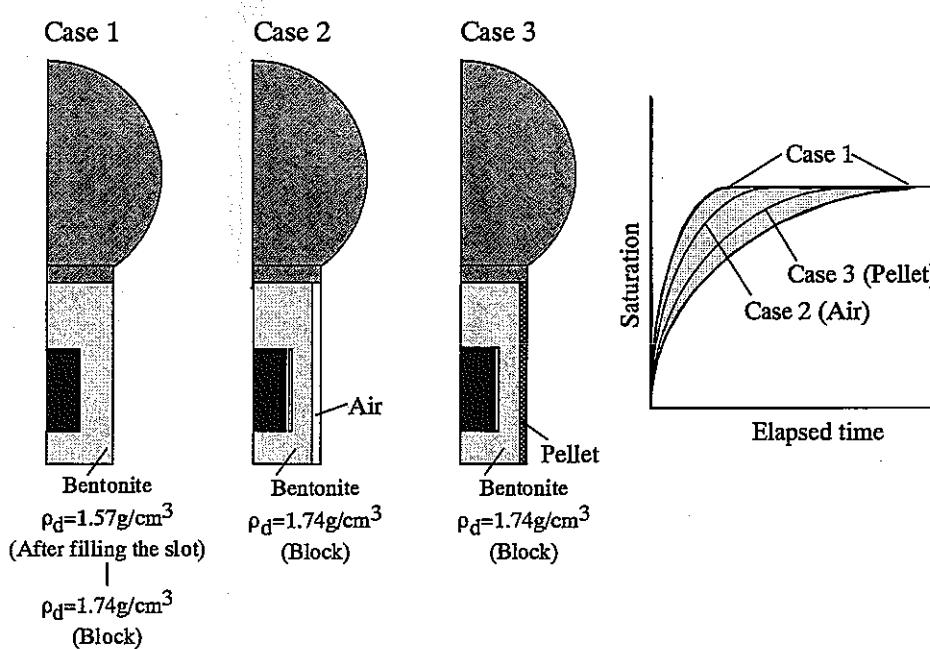


図 4-6 隙間の取り扱い方法に関する検討

4.3.1 2次元軸対称モデルを用いた解析

(1) 解析モデル

解析モデルの概要図を図4-7に示す。(a)はモデル全体領域であり、(b)は人工バリア部分の詳細図である。解析領域は側方に11m、上下方向に74mである。また、図4-8には解析に用いた有限要素メッシュを示す。

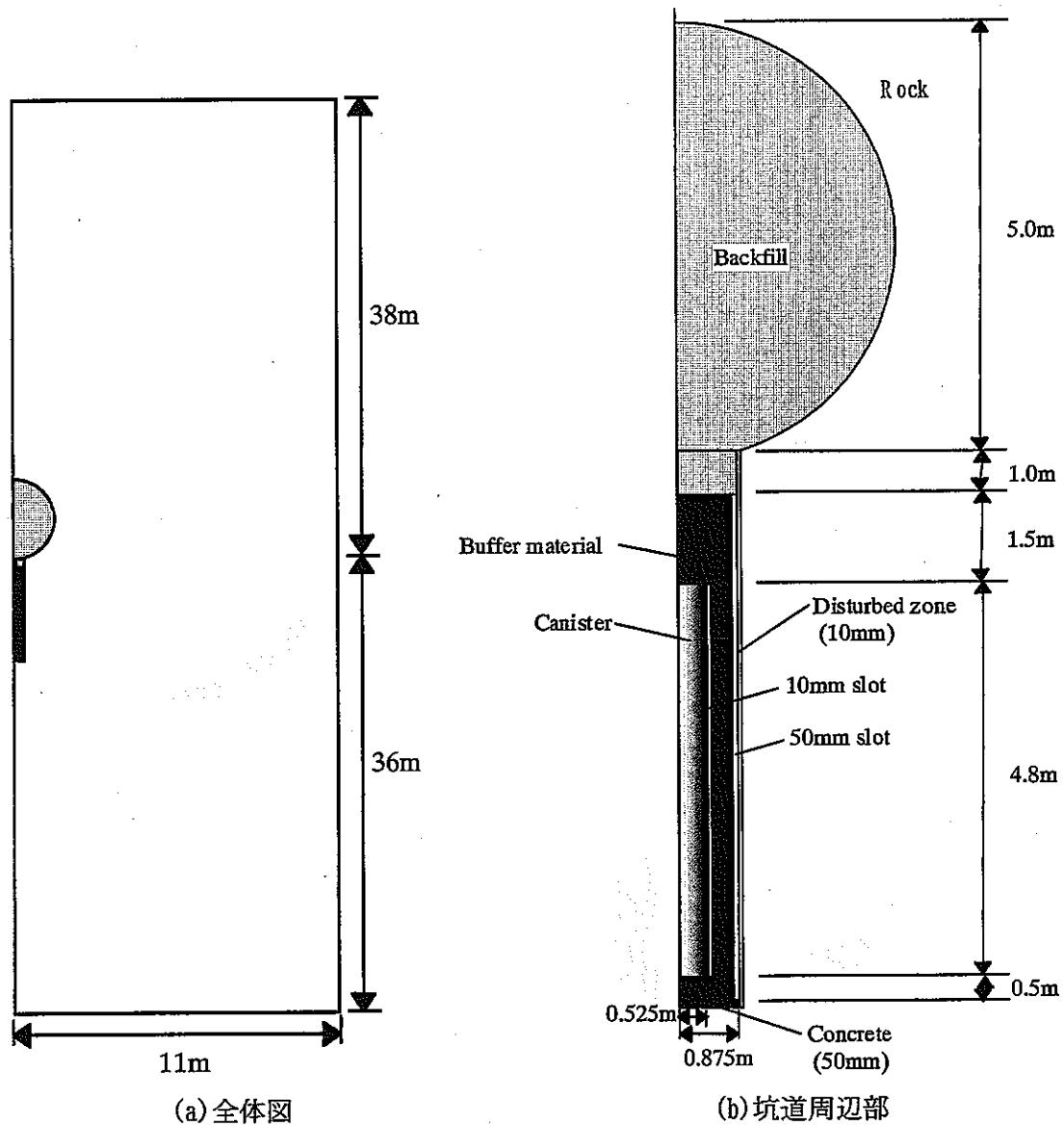


図4-7 解析モデル概要図

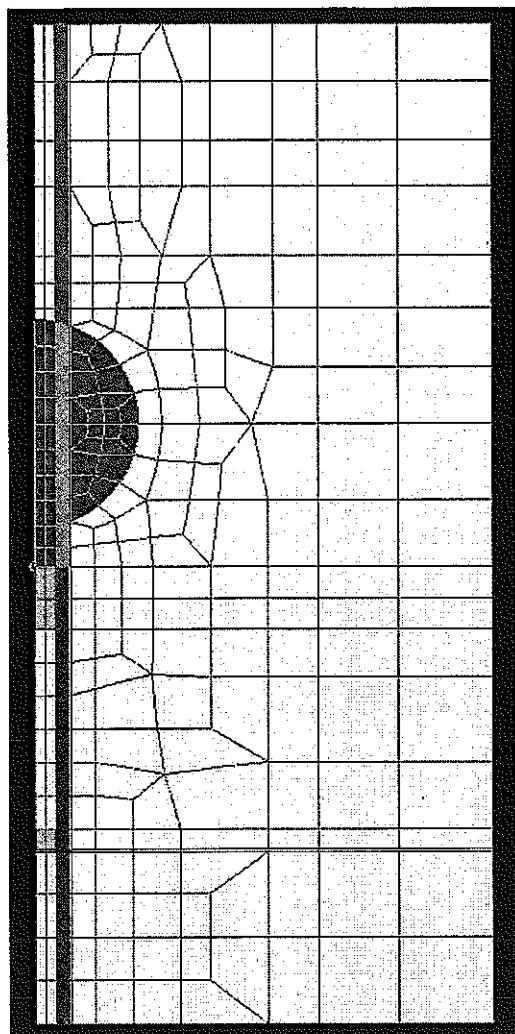


図 4-8 有限要素メッシュ図

(2) 解析に用いる物性値

1) Bentonite MX-80 に関するパラメータ

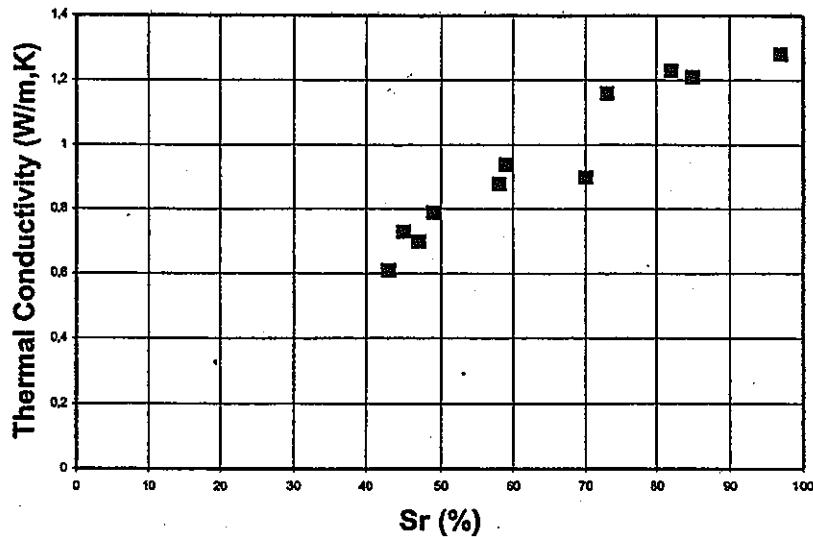
Prototype Repository Project に資するため、SKB では Bentonite MX-80 の物性試験を実施している^{4-7), 4-8)、4-9)}。試験を実施したペントナイトの初期条件は以下の通りである。

- ・ 乾燥密度 : $\rho_d = 1.67 \text{ g/cm}^3$
- ・ 含水比 : $\omega = 0.17$
- ・ 間隙比 : $e = 0.77$
- ・ 飽和度 : $S_r = 0.61$

また、試験により設定されたパラメータは以下の通りである。

(a) 热特性

熱伝導率は飽和度の関数として測定されている。図 4-9 に測定結果を示す。入力データとしては、表 4-4 に示す値を用いる。

図 4-9 热伝導率と饱和度の関係⁴⁻⁹⁾表 4-4 热伝導率 λ と饱和度 S_r の関係

S_r	λ (W/mK)
0.0	0.3
0.2	0.3
0.3	0.4
0.4	0.55
0.5	0.75
0.6	0.95
0.7	1.1
0.8	1.2
0.9	1.25
1.0	1.3

比熱 c (kJ/kgK) は液相部と固相部の重量比から次式により計算できる。

$$c = \frac{80.0 + 4.2\omega}{100 + \omega} \quad (4-1)$$

表 4-5 には、式(4-1)から計算された値を示す。

表 4-5 比熱 c と含水比 ω の関係

ω (%)	c (kJ/kgK)
0	0.800
10	1.109
20	1.367
30	1.585
100	2.500

(b) 水理特性

間隙比の異なる供試体に対して、種々の温度環境下で透水係数の測定が行われている。図 4-10 に結果の一例を示す。同図には間隙比と透水係数の関係を示している。これをもとに SKB では解析コード ABAQUS への入力データとしては表 4-6 に示すものが使用されている。ここでは、透水係数が間隙比と温度の関数としてテーブルで与えられている。表 4-6 より、各間隙比における透水係数と温度依存の関係を求めると図 4-11 のようになる。これより、温度の上昇に伴い、透水係数は大きくなっていることがわかる。そこで、透水係数 k (m/s) から次式により固有透過度 K (m²) を算出し整理すると図 4-12 のようになる。

$$K = \frac{k\mu}{\rho g} \quad (4-2)$$

ここで、 μ (Pa · s) は水の粘性係数、 ρ (kg/m³) は水の密度、 g (m/s²) は重力加速度である。

これより、透水係数では温度依存性が見られたが、固有透過度として整理すると温度による差はなくなり、間隙比のみの関数として整理できることがわかる。図 4-13 には固有透過度と間隙比の関係を示す。同図より、固有透過度を間隙比の関数として表すと次式のようになる。

$$K = 1.81 \times 10^{-20} (e)^{4.30} \quad (4-3)$$

したがって、解析には固有透過度として式(4-3)に示すものを用いることとした。

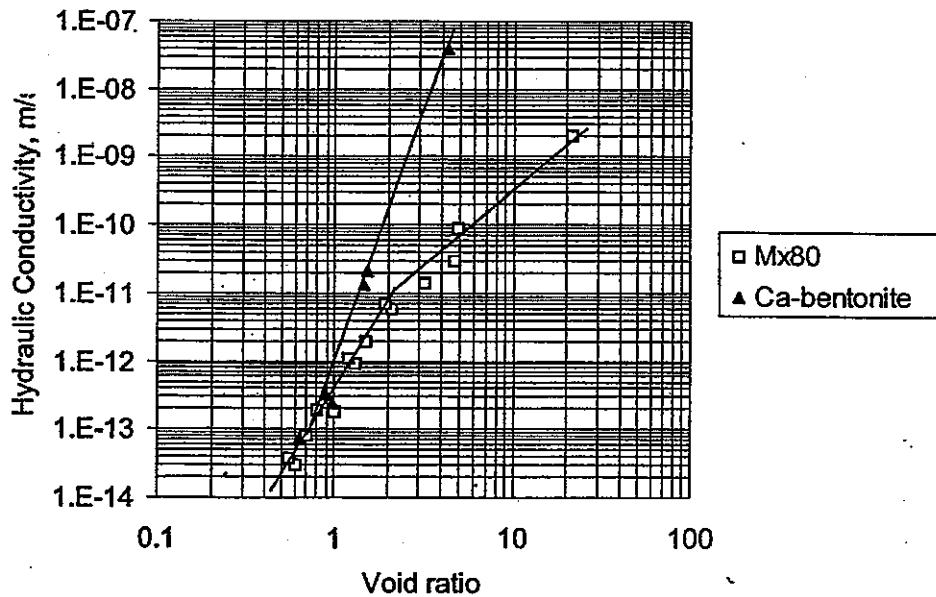
図 4-10 透水係数の間隙比依存性⁴⁻⁹⁾

表 4-6 透水係数 k と温度 T および間隙比 e の関係

T [°C]	e	k [m/s]
20	0.4	0.035×10^{-13}
20	0.6	0.200×10^{-13}
20	0.8	0.650×10^{-13}
20	1.0	1.750×10^{-13}
40	0.4	0.050×10^{-13}
40	0.6	0.310×10^{-13}
40	0.8	1.000×10^{-13}
40	1.0	2.750×10^{-13}
60	0.4	0.070×10^{-13}
60	0.6	0.440×10^{-13}
60	0.8	1.450×10^{-13}
60	1.0	3.850×10^{-13}
80	0.4	0.100×10^{-13}
80	0.6	0.550×10^{-13}
80	0.8	1.800×10^{-13}
80	1.0	4.900×10^{-13}

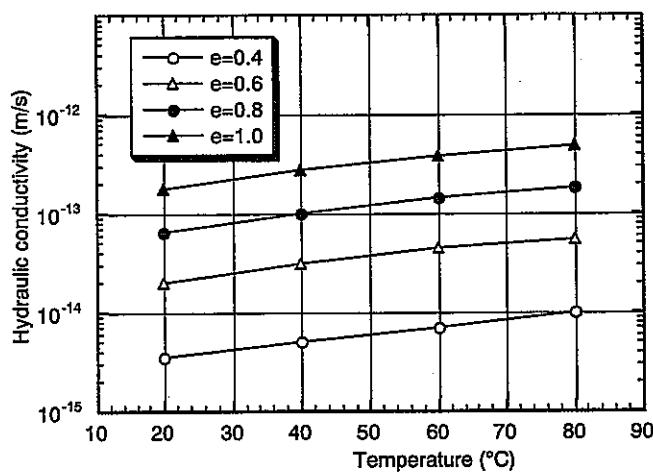


図 4-11 透水係数の温度依存性

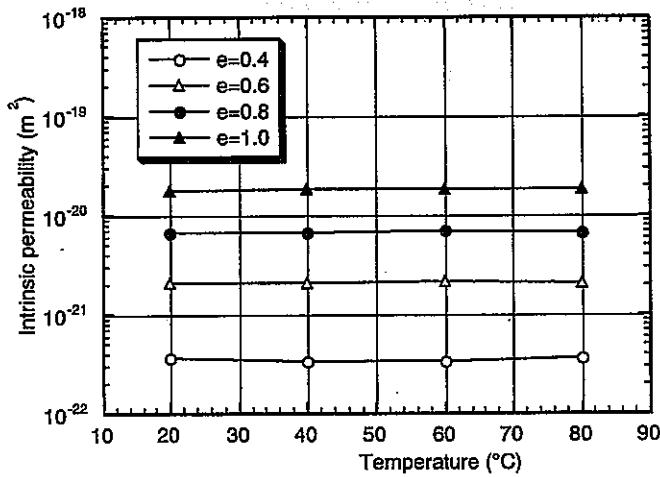


図 4-12 固有透過度の温度依存性

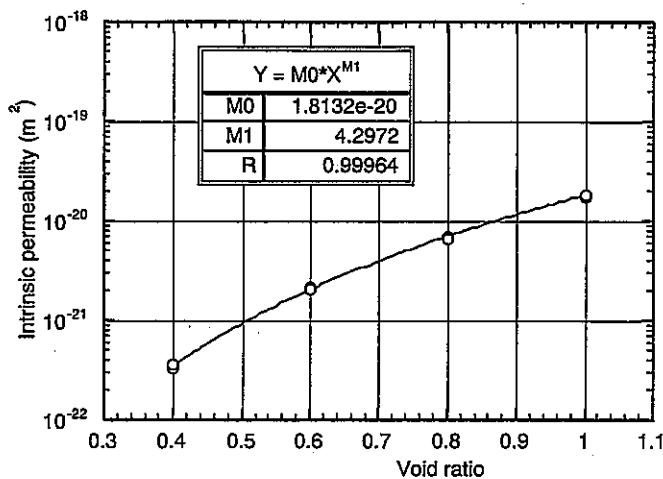


図 4-13 固有透過度と間隙比の関係

また、不飽和透水係数に関しては、SKB は以下のように飽和度の関数として定義している。

$$K_p = (S_r)^\delta K \quad (4-4)$$

そして、パラメータ δ は実験結果から以下のように同定している。

$$\delta = 3 \quad (4-5)$$

したがって、温度 20°C、間隙比 0.4 の時の不飽和透水係数は図 4-14 のようになる。

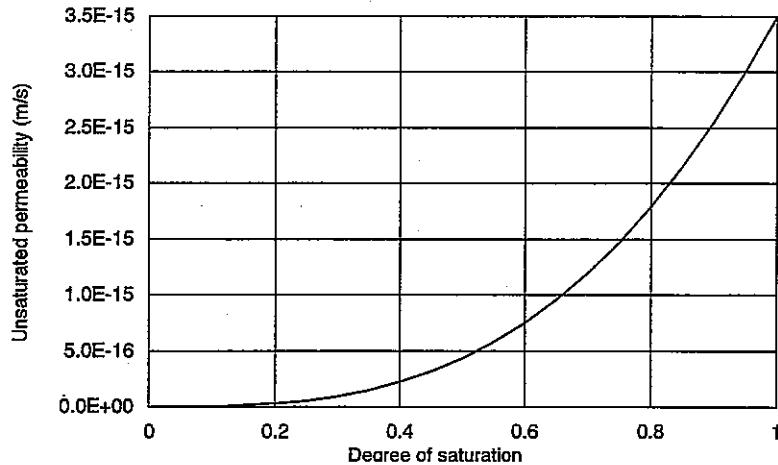


図 4-14 不飽和透水係数（温度 20°C、間隙比 0.4）

また、水分特性曲線は図 4-15 に示すものを用いる。サクションは蒸気圧法により測定されている。

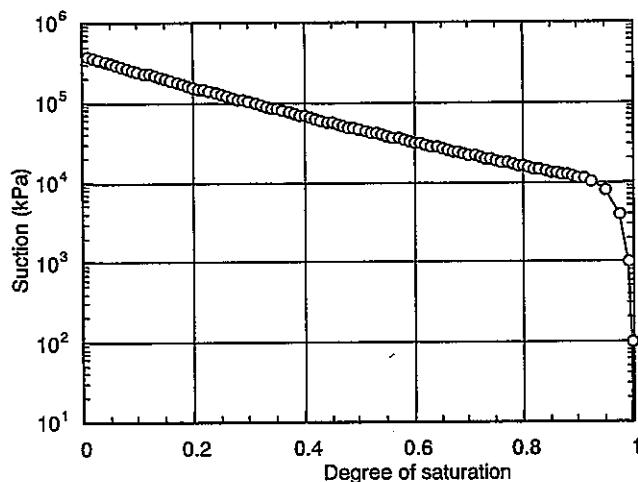
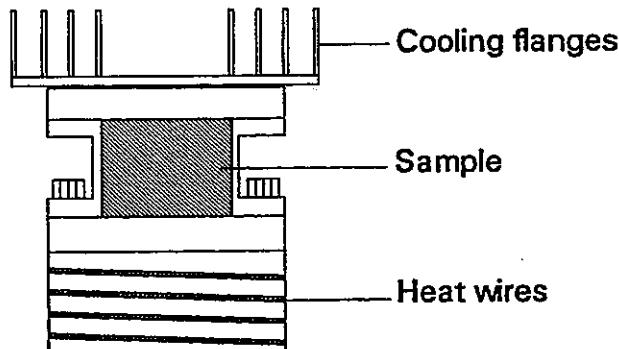


図 4-15 水分特性曲線

また、温度勾配水分拡散試験から温度勾配蒸気拡散係数を同定している。試験装置の概要を図 4-16 に示す。供試体の寸法は直径 50mm、高さ 50mm である。図に示すように供試体の上下の温度を固定し、供試体に温度勾配を与える。そして、等温水分拡散試験と同様に、所定の時間経過後、供試体を取り出し、薄片にスライスする。

図 4-16 温度勾配水分拡散試験装置⁴⁻¹⁰⁾

SKB では、温度勾配蒸気拡散係数 D_{Tv} を以下のように飽和度の関数として設定している。そして、図 4-16 に示す実験結果を逆解析することによりパラメータ D_{Tvb} 、 a 、 b 、を同定している。

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \quad (0.3 \leq S_r \leq 0.7) \quad (4-6)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \cos^a \left(\frac{S_r - 0.7}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (0.7 \leq S_r) \quad (4-7)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \sin^b \left(\frac{S_r}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (S_r \leq 0.3) \quad (4-8)$$

ここでは、解析コード THAMES を用い、温度勾配蒸気拡散係数の値の再同定を行なった。試験報告書には試験条件（温度条件）等の詳細な説明の記述がないため、供試体の温度固定条件を高

温側；70°C、低温側；20°Cとし、温度勾配が10°C/cmのケースについて温度勾配蒸気拡散係数の同定を行なった。

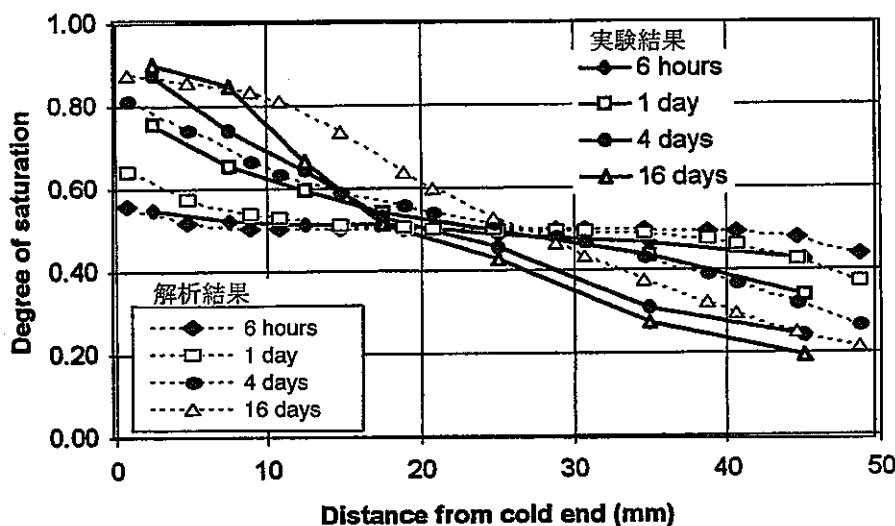


図 4-17 温度勾配水分拡散試験の試験結果と解析結果の比較

図 4-17 には試験の結果と解析の結果の比較を示す。供試体の初期飽和度については、50%のケースを用いた。解析の結果、同定された値は以下の通りである。ここで、温度勾配蒸気拡散係数の関数式は SKB で設定したものと同じとし、係数 D_{Tvb} の値のみ同定した。

$$D_{Tvb} = 2.0 \times 10^{-13} \text{ m}^2/\text{sK} \quad (4-9)$$

$$\alpha = 6 \quad (4-10)$$

$$b = 6 \quad (4-11)$$

この場合の温度勾配蒸気拡散係数と飽和度の関係は図 4-18 のようになる。

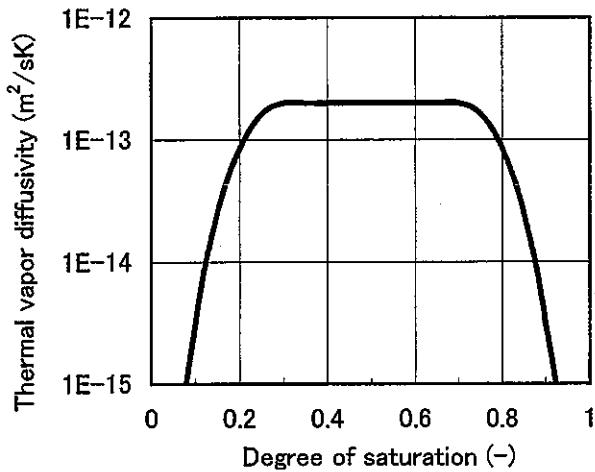


図 4-18 温度勾配蒸気拡散係数と飽和度の関係

(c) 膨潤特性

膨潤圧に関するパラメータに関しては、以下の条件で膨潤試験に対する解析を実施し設定する。

供試体寸法；直径 50mm×高さ 50mm

初期飽和度；0.4

解析の結果、得られた膨潤圧の経時変化を図 4-19 に示す。この時の膨潤圧に関するパラメータ F は 0.180 である。

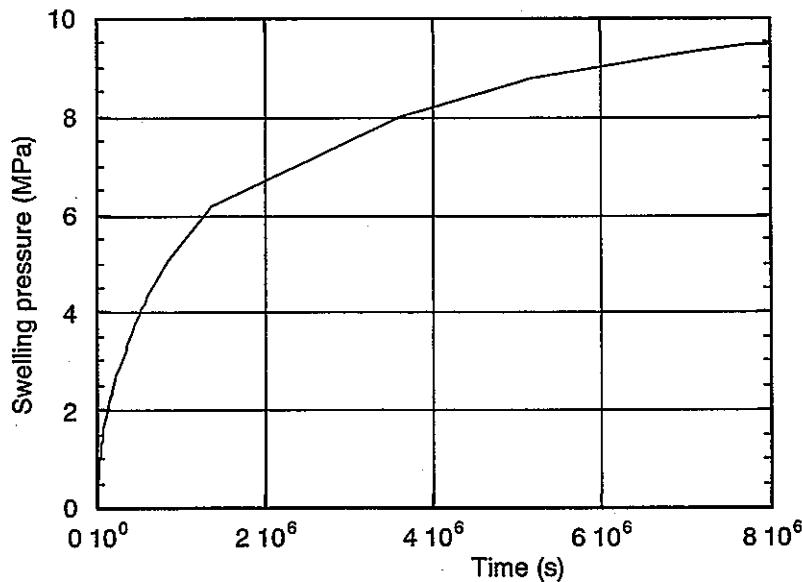


図 4-19 膨潤圧の計算結果

2) 埋め戻し材に関するパラメータ

Prototype Repository Project では、埋め戻し材としてベントナイトと Crushed rock の混同土 (B:R=3:7) が用いられる。埋め戻し材は坑道内で斜めに転圧され、施工後の乾燥密度は 1.75g/cm^3 (間隙比 0.57、飽和含水比 20.7%) である。

解析に用いる埋め戻し材の物性値は以下の通りである。

(a) 热特性

埋め戻し材の熱物性は一定とし、以下の値を用いた。

$$\text{熱伝導率} ; \lambda = 1.5 \text{W/mK} \quad (4-12)$$

$$\text{比熱} ; c = 1.2 \text{kJ/kgK} \quad (4-13)$$

(b) 水理特性

埋め戻し材の飽和透水係数は以下の通りとした。

$$\text{透水係数} ; k = 2.0 \times 10^{-10} \text{m/s} \quad (4-14)$$

また、水分特性曲線としては、表 4-7 に示すものを用いた。また、図 4-20 には表 4-7 の飽和

度-サクション関係をプロットしたものを示す。不飽和透水係数に関しては、式(4-4)および式(4-5)に示すものを用いた。

表 4-7 埋め戻し材の飽和度-サクション関係

飽和度 S_r (-)	サクション S_w (kPa)
0.01	400000
0.28	50000
0.33	20000
0.40	12000
0.43	5000
0.48	3000
0.58	1050
0.67	500
0.77	230
0.87	110
0.92	80
0.97	50
0.995	40
1.0	0

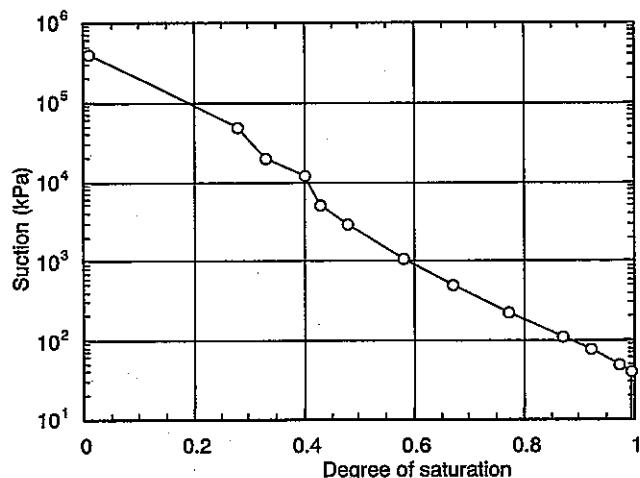


図 4-20 埋め戻し材の水分特性曲線

(c) 力学特性

解析に用いた埋め戻し材の弾性係数およびポアソン比は以下の通りである。

$$\text{弾性係数} ; E = 30 \text{ MPa} \quad (4-15)$$

$$\text{ポアソン比} ; \nu = 0.3 \quad (4-16)$$

3)周辺岩盤に関するパラメータ

(a) 热特性

岩盤の热物性は一定とし、以下の値を用いた。

$$\text{熱伝導率} ; \lambda = 3.0 \text{W/mK} \quad (4-17)$$

$$\text{比熱} ; c = 0.8 \text{kJ/kgK} \quad (4-18)$$

(b) 水理特性

岩盤は不均一であるため、飽和透水係数としては以下のような範囲で解析を行ない、その影響評価を行なった。

$$\text{透水係数} ; k = 10^{-10} \sim 10^{-14} \text{m/s} \quad (4-19)$$

また、水分特性曲線としては、表 4-8 に示すものを用いた。また、図 4-21 には表 4-8 の飽和度-サクション関係をプロットしたものが示してある。不飽和透水係数に関しては、式(4-4)および式(4-5)に示すものを用いた。

表 4-8 岩盤の飽和度-サクション関係

飽和度 $S_r (-)$	サクション $Sw (\text{kPa})$
0.01	20000
0.1	10000
0.2	9000
0.3	8000
0.4	7000
0.5	6000
0.6	5000
0.7	4000
0.8	3000
0.9	2000
0.99	1000
1.0	0

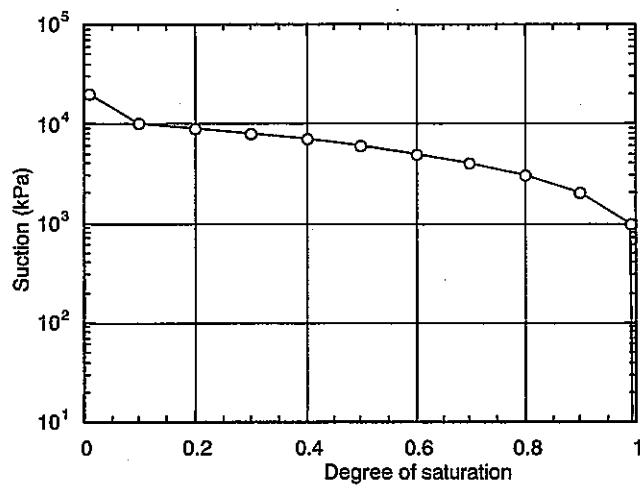


図 4-21 岩盤の水分特性曲線

(c) 力学特性

解析に用いた岩盤の弾性係数、ポアソン比および密度は以下の通りである。

$$\text{弾性係数 ; } E = 1850 \text{ MPa} \quad (4-20)$$

$$\text{ポアソン比 ; } \nu = 0.3 \quad (4-21)$$

$$\text{密 度 ; } \rho = 2.6 \text{ g/cm}^3 \quad (4-22)$$

4) ヒーターに関するパラメータ

解析に用いたヒーターの物性値は以下の通りである。

$$\text{熱伝導率 ; } \lambda = 200 \text{ W/mK} \quad (4-23)$$

$$\text{比 熱 ; } c = 0.4 \text{ kJ/kgK} \quad (4-24)$$

$$\text{弾性係数 ; } E = 210000 \text{ MPa} \quad (4-25)$$

$$\text{ポアソン比 ; } \nu = 0.3 \quad (4-26)$$

$$\text{密 度 ; } \rho = 7.0 \text{ g/cm}^3 \quad (4-27)$$

(3) 解析条件

解析の初期条件および境界条件は図 4-22 に示す通りである。

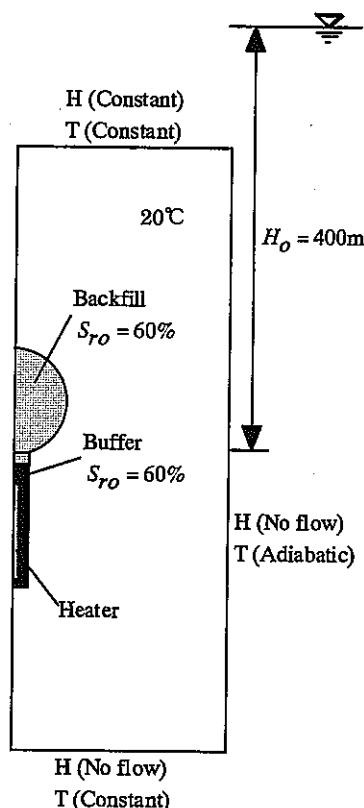


図 4-22 境界条件

(初期条件)

- ・岩盤内全水頭 : 400m
- ・緩衝材初期飽和度 : 60%

- 埋め戻し材初期飽和度：60%

- 温度：20°C

(境界条件)

- 上面；水圧固定、その他の面；不透水
- 上面および下面；温度固定、側面；断熱境界
- 全面；スライド境界
- ヒータ一部；温度固定（90°C）あるいは発熱量固定（1800W）

表 4-9 解析ケース

解析ケース	ヒータ一部の境界条件	緩衝材の初期隙間比	岩盤の透水係数 (m/s)	緩衝材とヒーター、岩盤との隙間	緩衝材の温度勾配 蒸気拡散係数 D_{Tvb} (m ² /sK)	解析
Case0-1	温度固定	0.77	10^{-10}	なし	2.0×10^{-13}	TH, THM
Case0-2	発熱量固定	0.77	10^{-10}	なし	2.0×10^{-13}	TH
Case1-1	温度固定	0.64	10^{-10}	なし	2.0×10^{-13}	TH, THM
Case1-2	温度固定	0.64	10^{-12}	なし	2.0×10^{-13}	TH
Case1-3	温度固定	0.64	10^{-14}	なし	2.0×10^{-13}	TH
Case2-1	温度固定	0.64	10^{-10}	あり	2.0×10^{-13}	THM
Case3-1	温度固定	0.64	10^{-10}	なし	4.0×10^{-13}	TH
Case3-2	温度固定	0.64	10^{-10}	なし	6.0×10^{-13}	TH
Case3-3	温度固定	0.64	10^{-10}	なし	1.0×10^{-12}	TH

(4) 解析ケース

解析ケースは表 4-9 の通りとする。Case0-1 および Case0-2 はヒータ一部の境界条件の違いを見るために実施するケースである。ここで、緩衝材の初期隙間比は 0.77 としており、緩衝材とヒーターおよび緩衝材と岩盤との隙間は解析上、考慮していない。この緩衝材の隙間比の値は、Prototype Repository Projectにおいて隙間が緩衝材の膨潤により無くなつた後の緩衝材の隙間比である。また、岩盤の透水係数は 10^{-10} m/s とした。また、Case1-1、Case1-2、Case1-3 は岩盤の透水性の違いによる結果の差を見るために実施するケースである。岩盤の透水係数はそれぞれ、 10^{-10} m/s 、 10^{-12} m/s 、 10^{-14} m/s とした。また、緩衝材の隙間比は 0.64 とした。これは、ペントナイトブロック製作時の隙間比である。これらのケースにおいても、緩衝材とヒーターおよび緩衝材と岩盤との隙間は解析上、考慮していない。すなわち、Case1-1、Case0-1 がそれぞれ、ペントナイトブロック製作時のペントナイト、隙間が膨潤により塞がれた後のペントナイトの状態（密度）であるため、この両者の間に実際の現象は位置するものと推察される。なお、以上の解析は基本的に TH で行い、緩衝材の膨潤による影響は考慮していない。これは、緩衝材膨潤時の内部構造の変化の把握が現時点では不十分であること、ここでの解析は外部要因が緩衝材に与える影響に着目していること等を鑑みたためである。Case2-1 は緩衝材とヒーターおよび緩衝材と岩盤との隙間は解析上、考慮したケースである。この際、隙間部分の熱物性としては水の値を与えた。この

解析は緩衝材の膨潤による隙間の閉塞を考えているため、THMで解析を行った。また、比較のためにCase0-1およびCase1-1に関してもTHMでの解析を行った。さらに、Case3-1～Case3-3は緩衝材の温度勾配蒸気拡散係数の影響に関して検討を行なったケースであり、Case3-1は室内試験により同定された値の2倍の値、Case3-2は3倍の値、Case3-3は5倍の値を用いている。

なお、緩衝材の物性値に関しては、透水係数（固有透過度）のみが間隙比の関数となっているため、THM解析の際には透水係数のみが間隙比の変化に伴い変化し、その他の物性は間隙比の変化では変化しない。

(5) 解析結果

最初に、Case0-1およびCase0-2の解析を行ない、ヒーターの解析条件の違いによる計算結果の比較を行なった。その結果、Case0-2は計算が最後まで実施出来なかった。これは、今回の解析に用いた発熱量の値が大きすぎたものと思われる。そこで、ここではCase0-1の結果を示す。図4-23にはCase0-1のTH解析におけるヒーター中心高さでの緩衝材内の飽和度の経時変化を示す。X=54.95cmがヒーターに最も近い位置、X=81.05cmが岩盤に最も近い位置である。ヒーターに近い部分では乾燥による飽和度の低下が見られ、その値は発熱開始から約300日後に最小（約40%）となっている。その後は、飽和度は上昇しており、最終的に6000日程度経過後に飽和となっている。図4-24には温度の経時変化を示す。同図より、緩衝材内が飽和となった時点においても、温度は定常となっていないことが分かる。温度は発熱開始より約10000日後で定常となっている。

図4-25にはCase1-1THにおける緩衝材内の飽和度の経時変化を示す。Case0-1THに比べ、ヒーター近傍における飽和度の低下量が大きくなっている、最小値は約30%である。また、その時の時間もCase0-1THに比べ遅くなっている、約1000日後である。また、この結果、緩衝材が飽和に至るまでの時間もCase0-1THに比べ遅くなっている、約20000日を要している。図4-26には、Case1-1THにおける温度の経時変化を示す。温度の経時変化にはCase0-1THとそれほど大きな違いは見られなかった。Case0-1THに比べ、緩衝材全体の飽和度が低いため温度の上昇速度が若干Case0-1THに比べ遅くなっているものの、最終的な値はほぼ同じとなっている。

図4-27にはCase1-3THにおける緩衝材内の飽和度の経時変化を示す。Case1-1THと比べて差は見られない。また、図4-28にはCase1-3THにおける温度の経時変化を示す。これも飽和度と同様Case1-1THとの違いは見られない。すなわち、岩盤の透水係数が $10^{-10} \sim 10^{-14}$ m/sの範囲においては、岩盤の透水性が緩衝材の再冠水過程および温度分布に与える影響は小さいものと考えられる。

図4-29にはCase2-1のTHM解析における緩衝材内の飽和度の経時変化を示す。岩盤に近い側においては飽和度の上昇はCase1-1THに比べ速くなっているが、最終的に飽和となる時間はCase1-1THとほぼ同じである。また、図4-30には温度の経時変化を示すが、これについても、Case1-1THと大きな違いは見られない結果となった。

図4-31～図4-36には温度勾配蒸気拡散係数の値が解析結果に与える影響に関して検討した結果（Case3-1TH～Case3-3TH）を示す。温度勾配蒸気拡散係数の値が大きくなるに従い、緩衝材の内側部分であるヒーター近傍部分において飽和度の低下量が大きくなっているが、最終的に不飽和な状態で定常状態に達している。温度勾配蒸気拡散係数の値を実験結果から同定された値の2倍にしただけで、緩衝材全体が飽和には達しない結果となっており、5倍にするとヒーター側部の

緩衝材の飽和度は全体的に低下する結果となっている。この結果より、緩衝材の再冠水挙動を評価する上では、温度勾配による水分の移動に関する評価（モデル、物性値等）が重要であると言える。

図 4-37～図 4-43 には、それぞれ、Case0-1TH、Case1-1TH、Case1-2TH、Case1-3TH、Case2-1THM、Case3-1TH、Case3-3TH における試験開始から 30 日後、1 年後、5 年後の処分坑道周辺の飽和度と温度の分布を示す。試験開始から 30 日後においては処分坑道周辺の岩盤の飽和度は若干低下しているものの、1 年後には飽和度は 100% に回復していることがわかる。また岩盤の透水係数が $10^{-10} \text{m/s} \sim 10^{-14} \text{m/s}$ の範囲においては、岩盤の飽和度低下に与える透水性の影響は少ないことがわかる。また、コンター図からも、人工バリア内および処分坑道周辺における飽和度や温度の分布には温度勾配蒸気拡散係数の影響が最も大きいことがわかる。

図 4-44 には岩盤の透水係数の違いによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較を示す。塗りつぶしの凡例が緩衝材の外側部分（岩盤の近傍）における飽和度の経時変化であり、白抜きの凡例が緩衝材の内側部分（ヒーターの近傍）における飽和度の経時変化である。また、図 4-45 には、その際の温度の経時変化を比較した結果を示す。図から、岩盤の透水係数の違いによる飽和度や温度の分布の差は生じてないことがわかる。ただし、ここで検討は岩盤の透水係数が $10^{-10} \text{m/s} \sim 10^{-14} \text{m/s}$ の範囲においてのみである。

図 4-46 および図 4-47 には、温度勾配蒸気拡散係数の違いによる結果の比較を示す。図 4-46 は緩衝材内における飽和度の経時変化の比較であり、図 4-44、図 4-45 と同様に、塗りつぶしの凡例が緩衝材の外側部分（岩盤の近傍）における飽和度の経時変化であり、白抜きの凡例が緩衝材の内側部分（ヒーターの近傍）における飽和度の経時変化である。図 4-44 と比較して、各ケースによる違いが大きく、温度勾配蒸気拡散係数の値が大きくなるにつれて、緩衝材の飽和度の低下量が大きくなっていることがわかる。図 4-47 は温度勾配蒸気拡散係数の違いによる温度分布の経時変化の比較である。図 4-46 より、温度勾配蒸気拡散係数が大きくなるにつれて緩衝材の飽和度の低下量が大きくなっていることがわかるが、温度は、この飽和度の低下量の大小に追随しており、温度勾配蒸気拡散係数が大きくなることにより緩衝材内の熱伝導性の低下によりモデル外側部での温度が低くなっている。ここでは、ヒーターを温度固定境界として解析を実施したため、図 4-47 に示すように、温度勾配蒸気拡散係数の値が大きくなるに従い、緩衝材内の温度は小さくなるという結果となったが、実際の処分環境をモデル化する際には、廃棄体の発熱量を一定（あるいは発熱量を経時変化させる）として解析を実施するため、その際には、温度勾配蒸気拡散係数の値が大きくなるに従い、緩衝材内の温度は上昇していくものと考えられる。

図 4-48～図 4-51 には熱-水連成解析（TH 解析）と熱-水-応力連成解析（THM 解析）との比較を示す。図 4-48 および図 4-49 は Case0-1 の結果であり、図 4-50 および図 4-51 は Case1-1 の結果である。すなわち、ここでは初期の岩盤と緩衝材の隙間を考慮していない場合の TH 解析と THM 解析との比較を示している。図 4-48 および図 4-50 より、岩盤に近い側の緩衝材は THM 解析とすることにより初期の飽和度の上昇が TH 解析に比べて早くなっていることが分かる。これは緩衝材の膨潤圧によりこの部分の空隙が大きくなりその結果として透水係数が大きくなつたためである。また、逆にヒーターに近い側の緩衝材は岩盤に近い側の緩衝材での膨潤圧の発生に伴い圧縮され空隙が小さくなることにより透水係数が小さくなり、その結果として飽和に達する時間は TH 解析

に比べ THM 解析の方が遅くなっている。また、温度の値はそれに伴い THM 解析の方が TH 解析より低くなっている。ここでの解析では膨潤圧の発生に伴う緩衝材の空隙構造の変化が十分に把握できていないため、単純に膨潤の生じている箇所は応力（引張）により空隙が大きくなり、その他の部分はその影響で圧縮により空隙が小さくなるという結果となっている。実際には膨潤の生じている箇所は膨潤そのものにより空隙が小さくなると思われる所以、より詳細な検討が必要となると考えられる。

図 4-52～図 4-55 には隙間のモデル化の違いによる結果の比較を示す。図 4-52 および図 4-53 は Case0-1 および Case1-1 の TH 解析と Case2-1 の THM 解析とを比較した結果であり、図 4-54 および図 4-55 は Case0-1 および Case1-1 の THM 解析と Case2-1 の THM 解析を比較した結果である。図 4-6 と比較すると、図 4-6 における Case1 が図 4-52～図 4-55 における Case0-1 および Case1-1 に、図 4-6 における Case2 が図 4-52～図 4-55 における Case2-1 に対応する。図 4-6においては、緩衝材の内側の最も飽和に達するのが遅くなると考えられる部分の飽和度の経時変化として、Case2-1 の結果は Case0-1 および Case1-1 の結果の間に位置するであろうと想定した。しかしながら、実際には Case2-1 の結果は Case1-1 とほぼ同じという結果になった。Case1-1 の TH 解析と比較すると、Case1-1 の結果の方が Case2-1 に比べて飽和に達するのに時間を要しているという結果となっているが、これは図 4-50 に示すように TH の結果が THM の結果に比べて再冠水時間が早いためであると考えられる。Case1-1 の THM の結果と Case2-1 の結果を比較すると Case1-1 の方が若干最乾燥時の飽和度の値が小さくなっているが、ほぼ両者は同じ結果である。すなわち、今回の解析では緩衝材の飽和度の経時変化としては、隙間をモデル化しない場合は、緩衝材の初期の密度としてはブロック製作時の高い密度を用いた方が、隙間を考慮したモデルの結果に近いと言える。しかし、これは膨潤発生部の応力のモデル化のみを行った場合の結果であるため、より詳細な評価のために膨潤発生部の空隙構造の変化およびそれに伴う透水性等の物性値の変化を考慮してモデル化を行う必要があるものと考えられる。

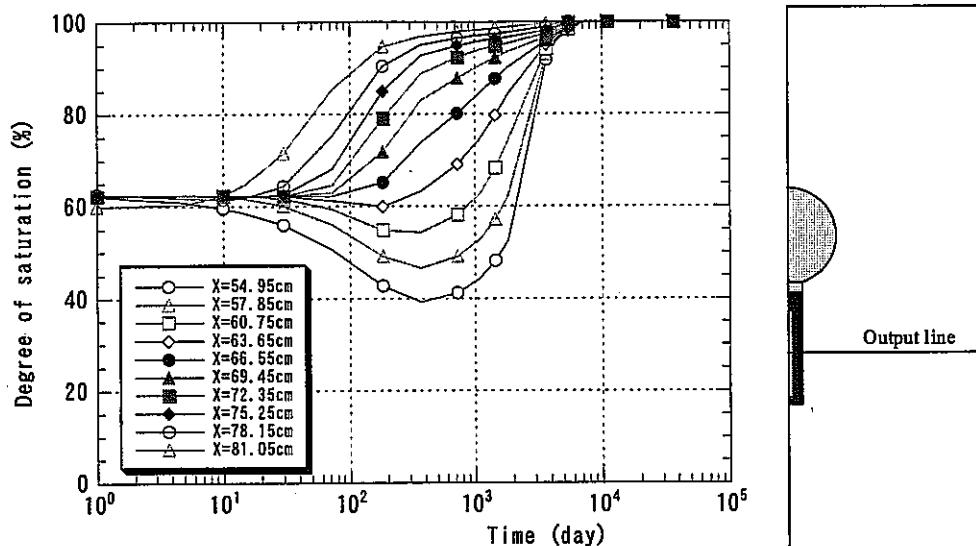


図 4-23 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case0-1TH)

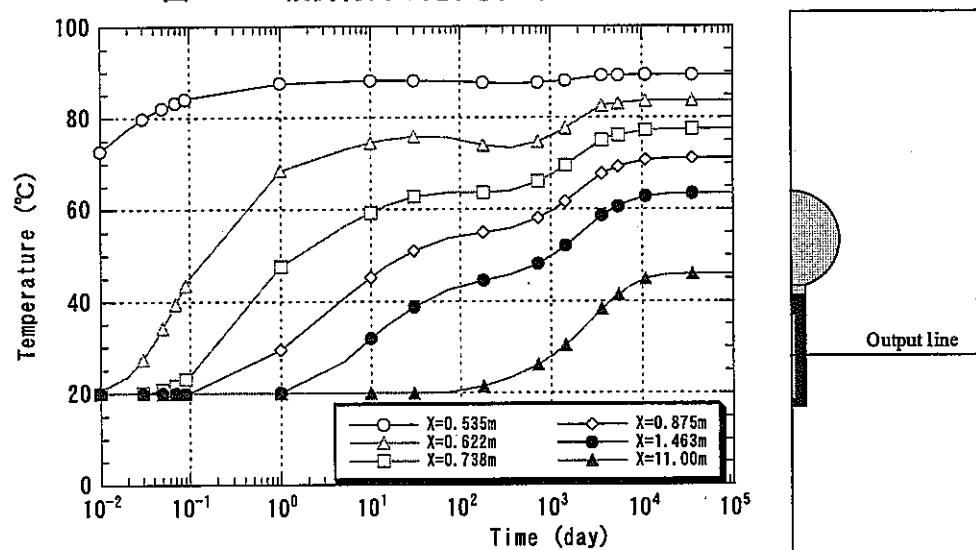


図 4-24 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case0-1TH)

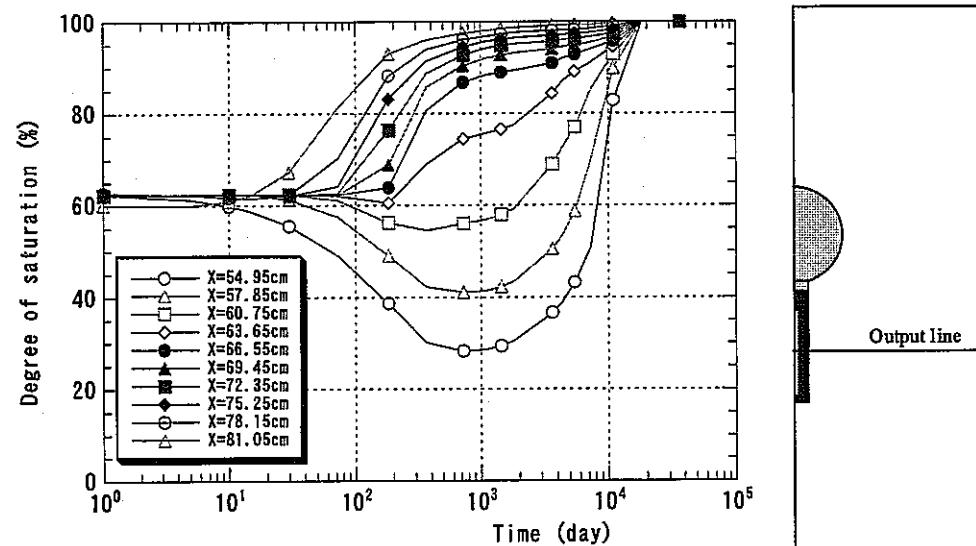


図 4-25 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case1-1TH)

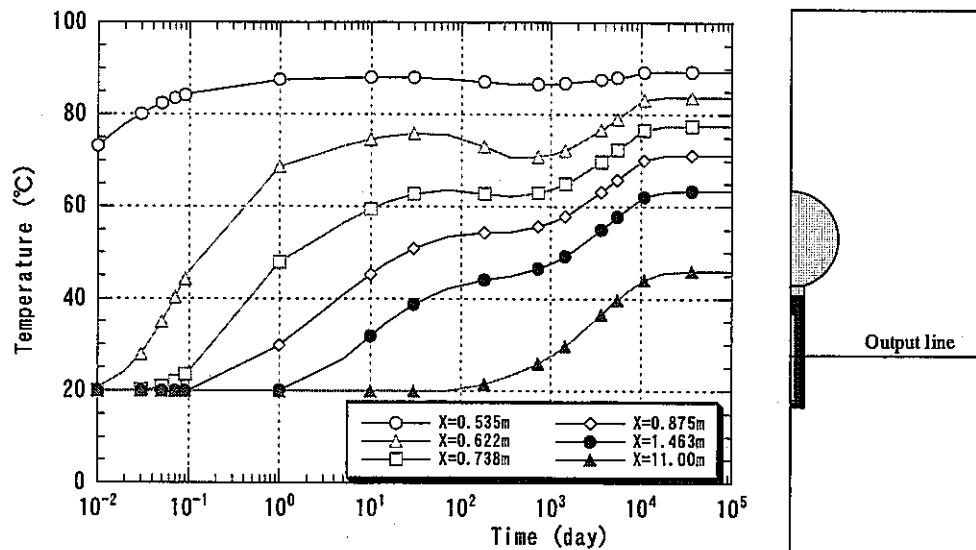


図 4-26 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case1-1TH)

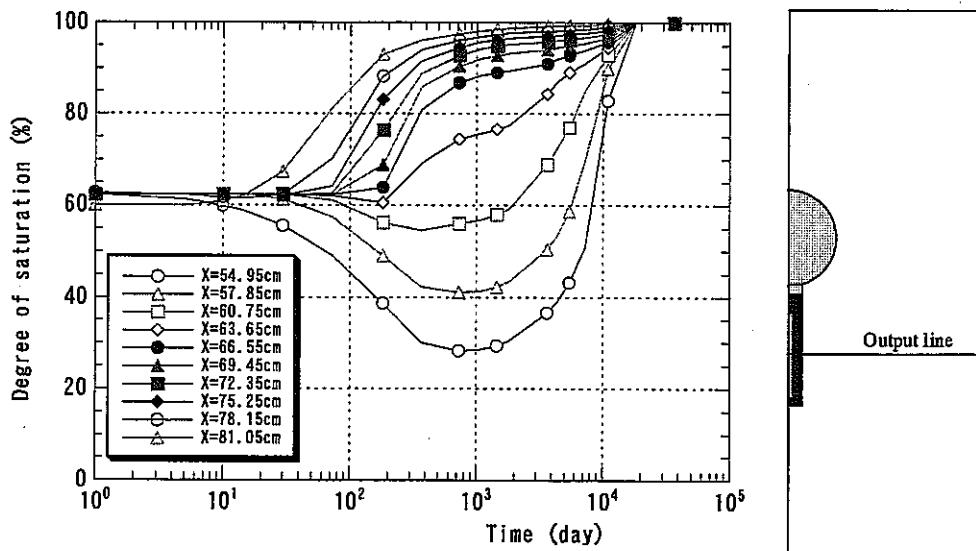


図 4-27 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case1-3TH)

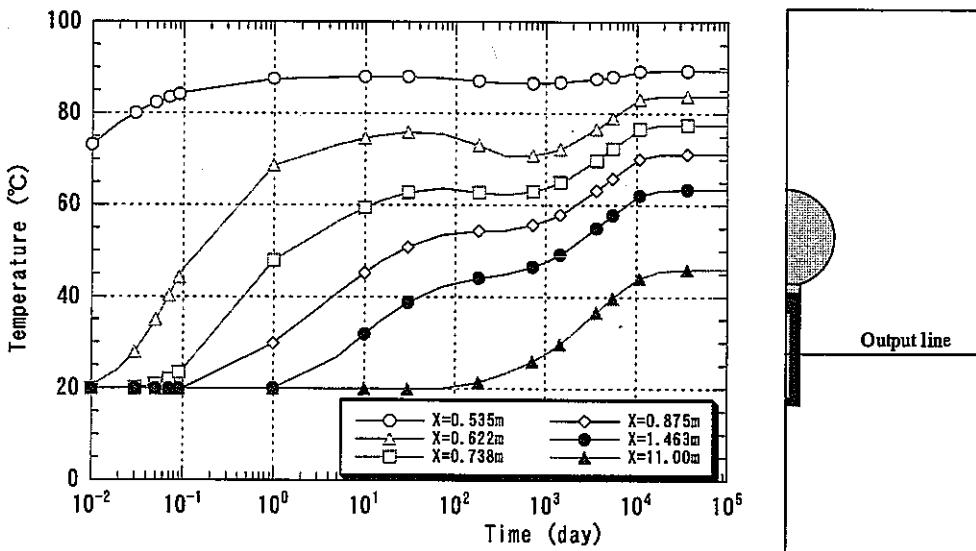


図 4-28 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case1-3TH)

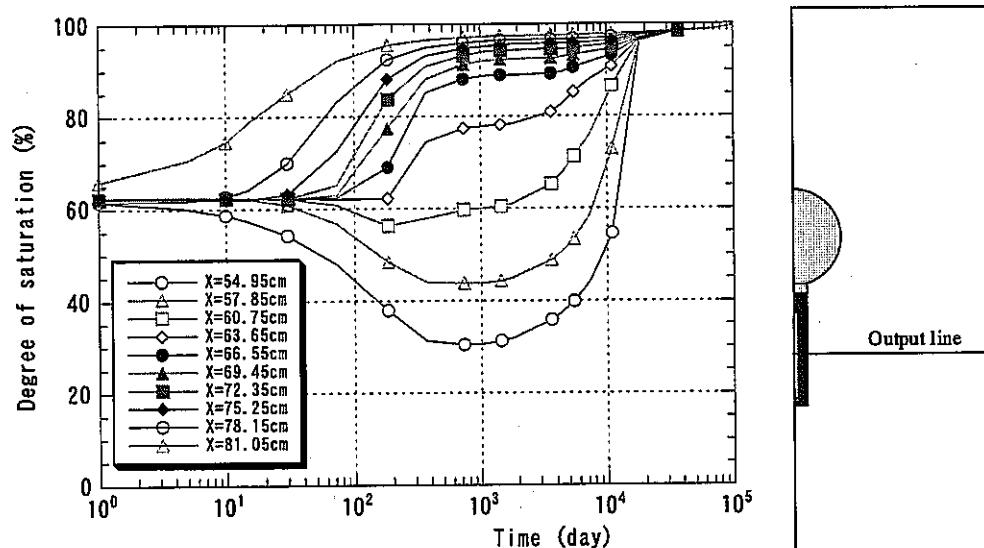


図 4-29 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case2-1THM)

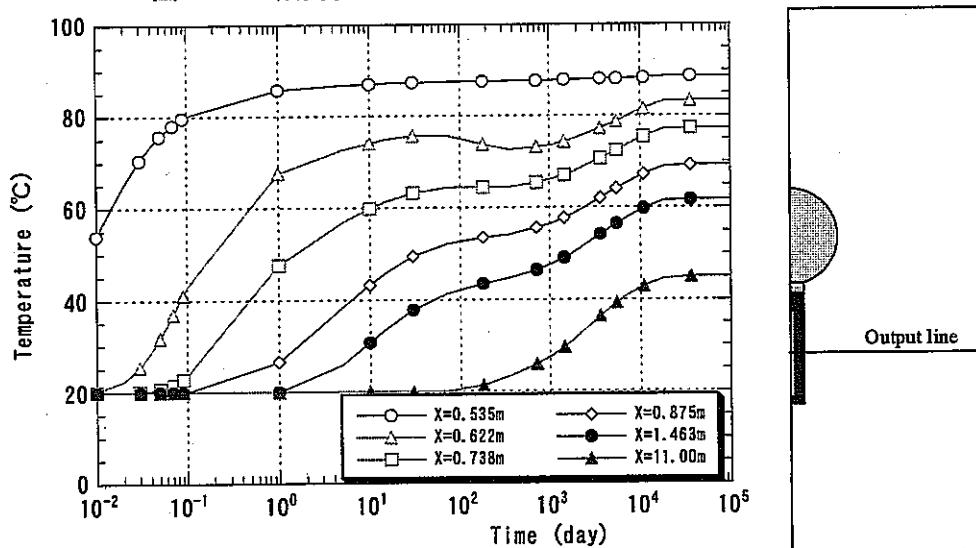


図 4-30 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case2-1THM)

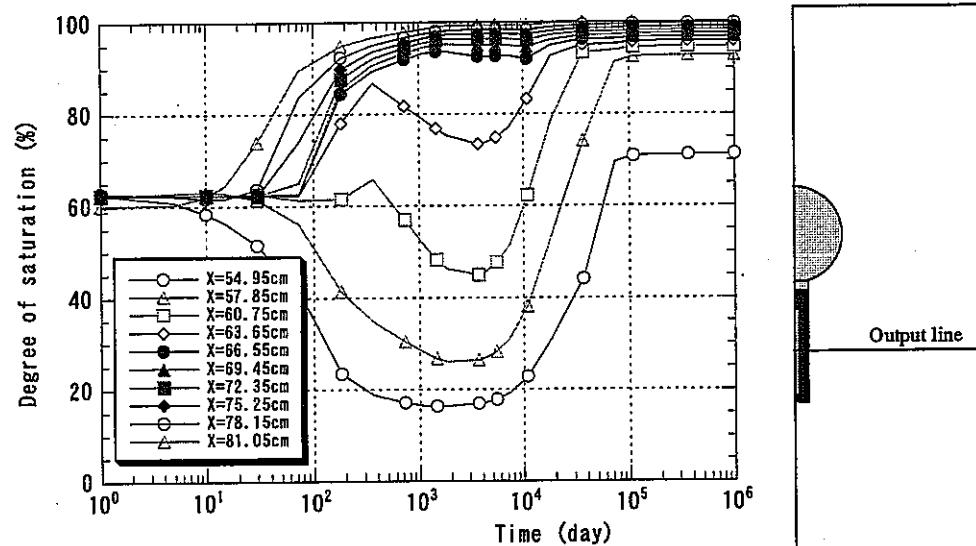


図 4-31 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case3-1TH)

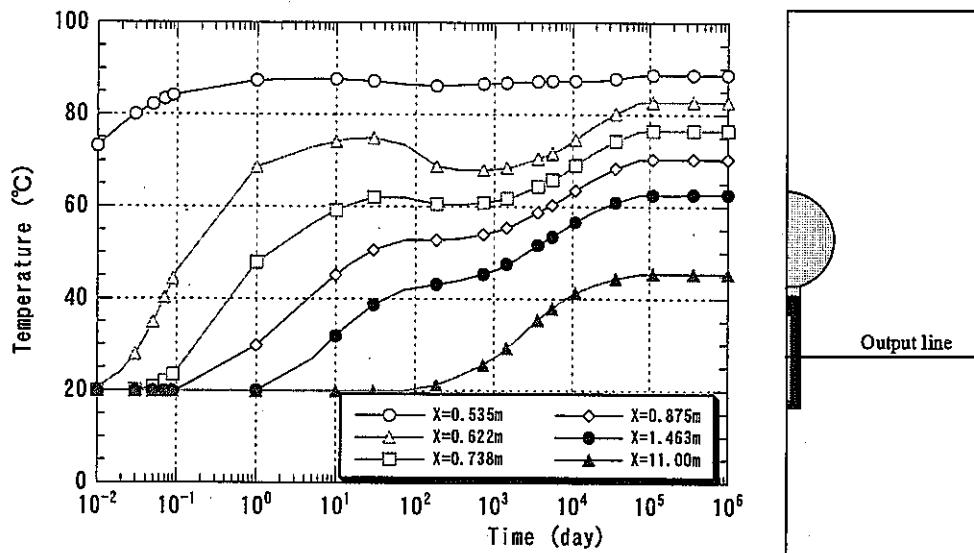


図 4-32 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case3-1TH)

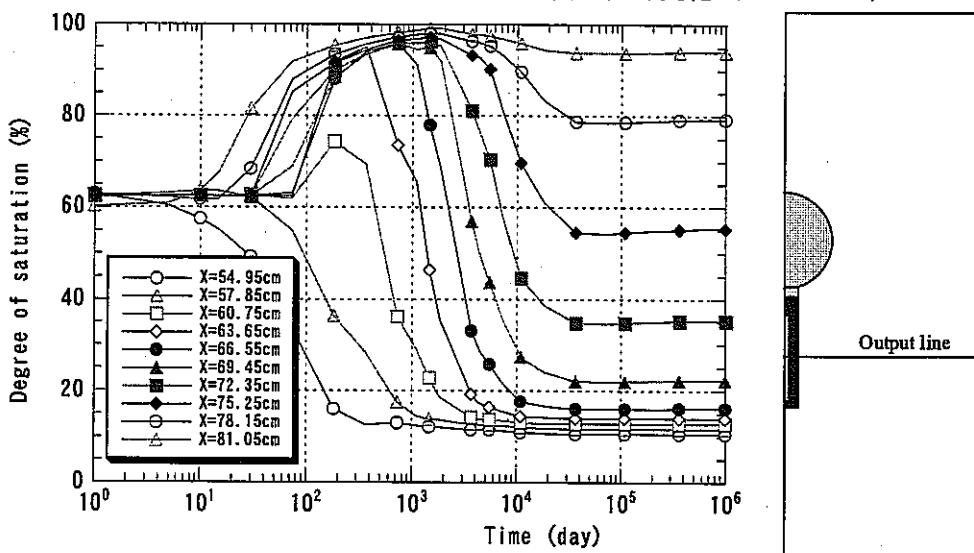


図 4-33 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case3-2TH)

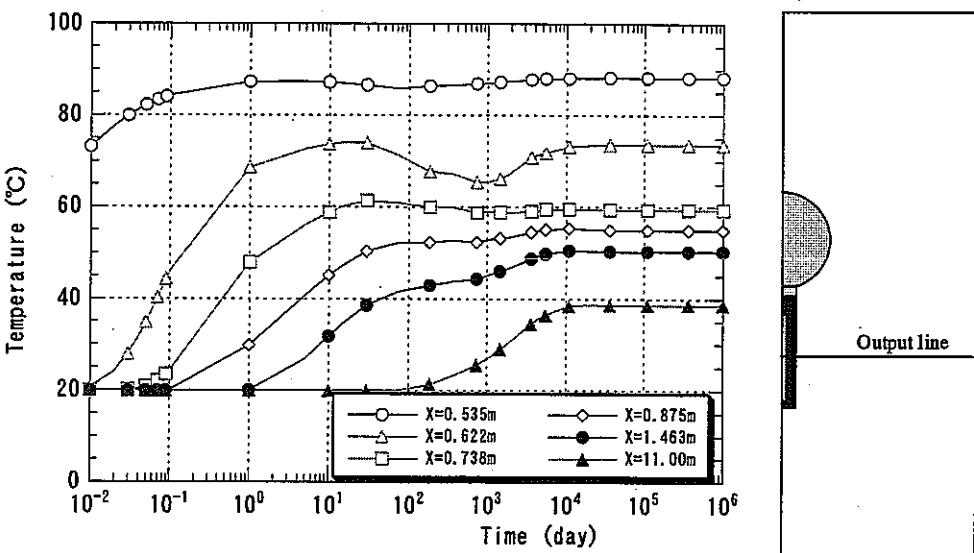


図 4-34 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case3-2TH)

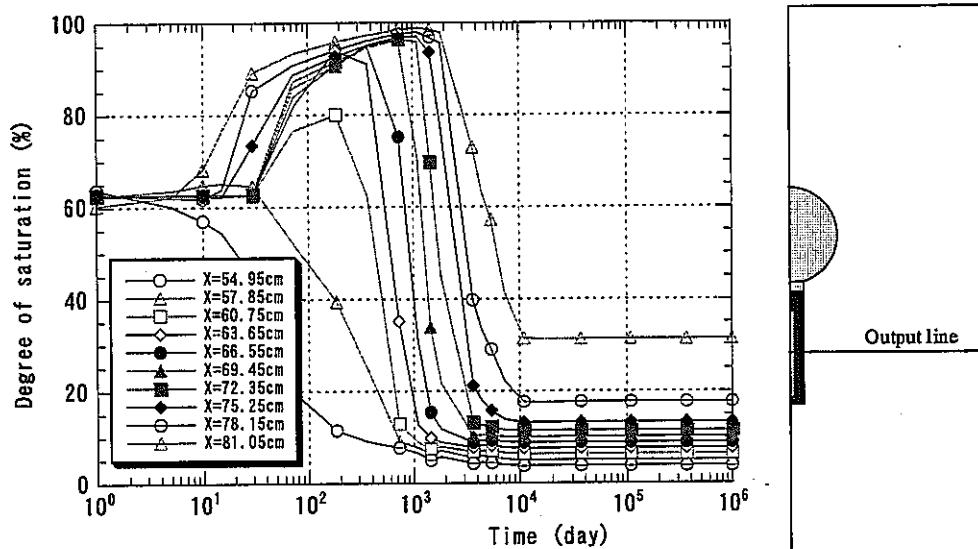


図 4-35 緩衝材内の飽和度の経時変化 (Case3-3TH)

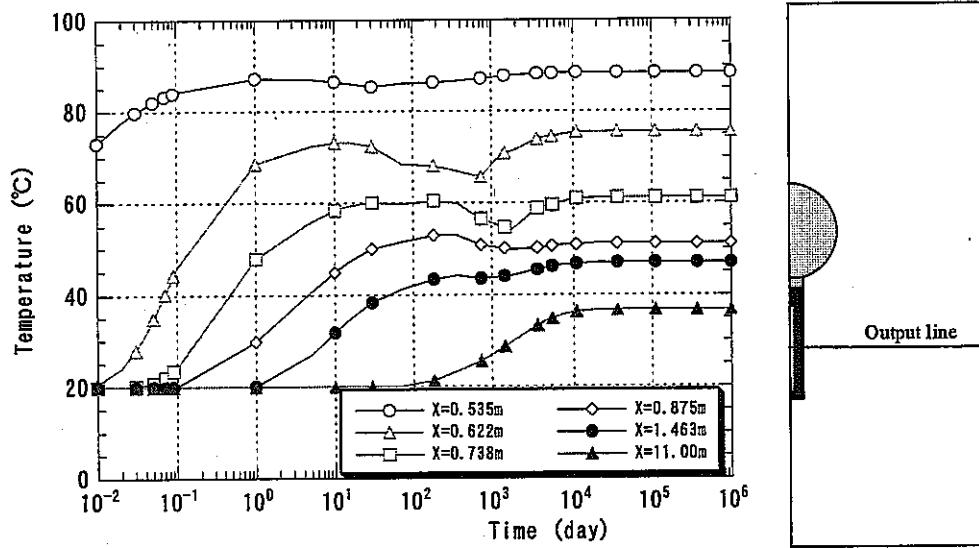


図 4-36 緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化 (Case3-3TH)

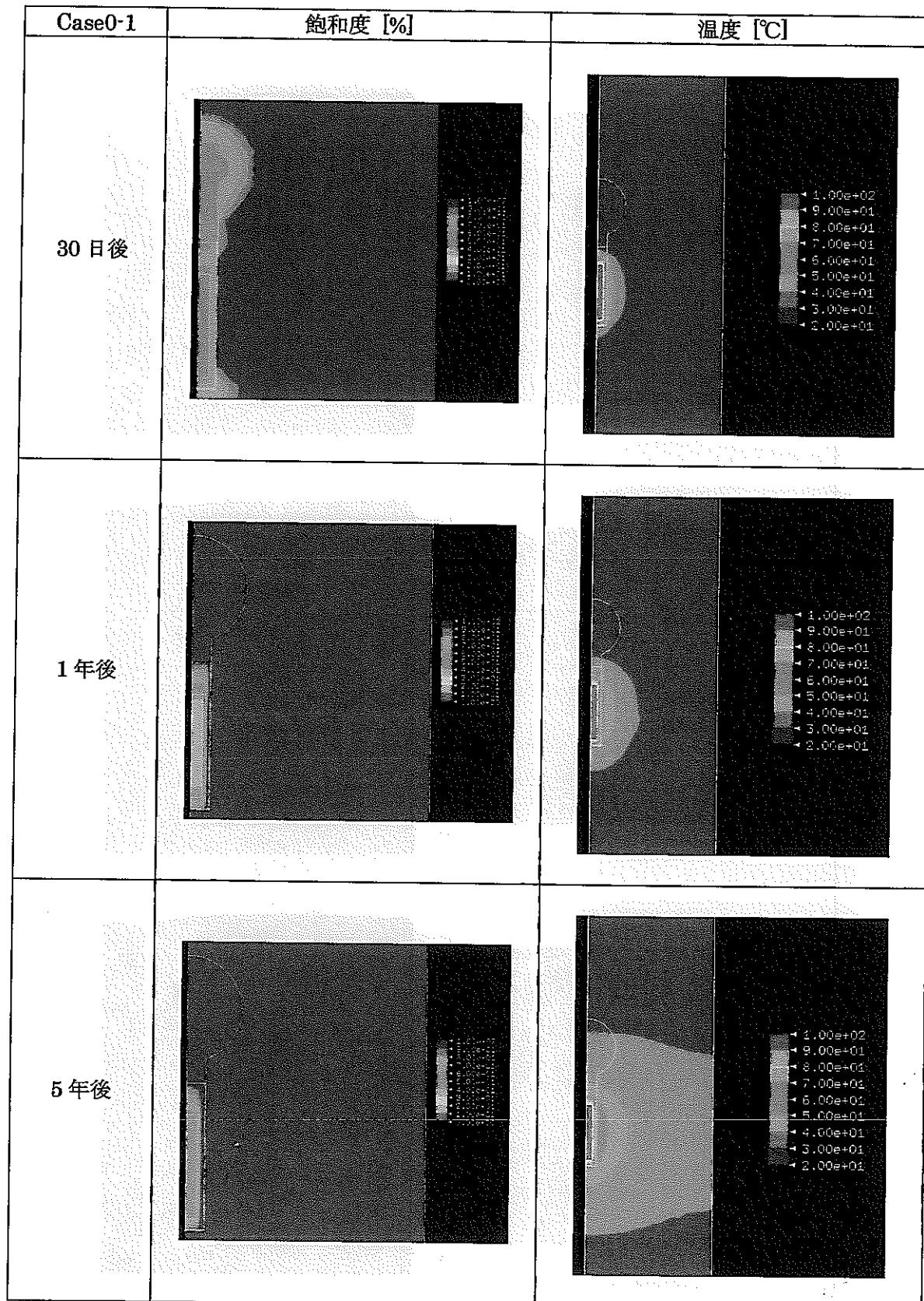


図 4-37 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case0-1TH)

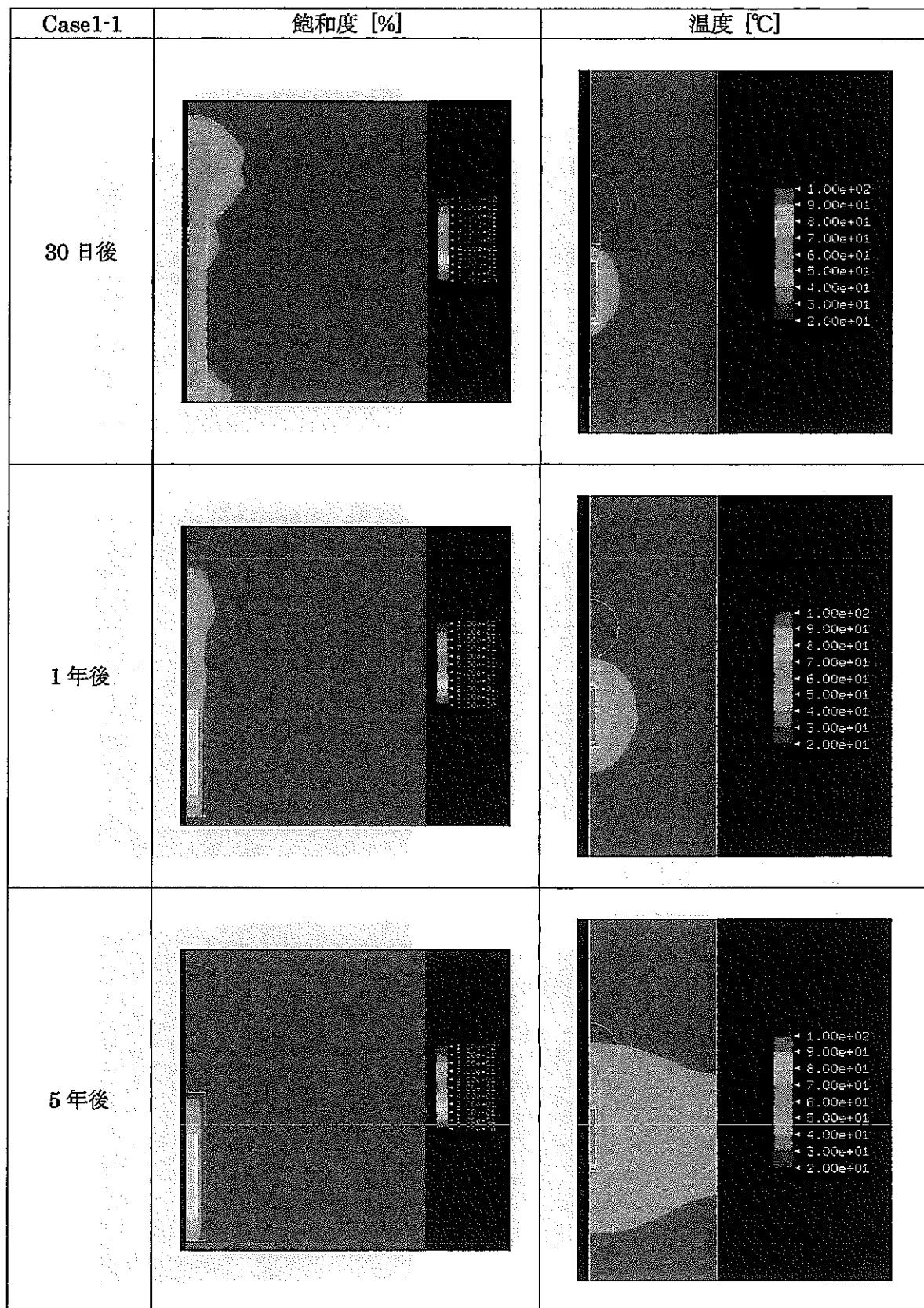


図 4-38 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-1TH)

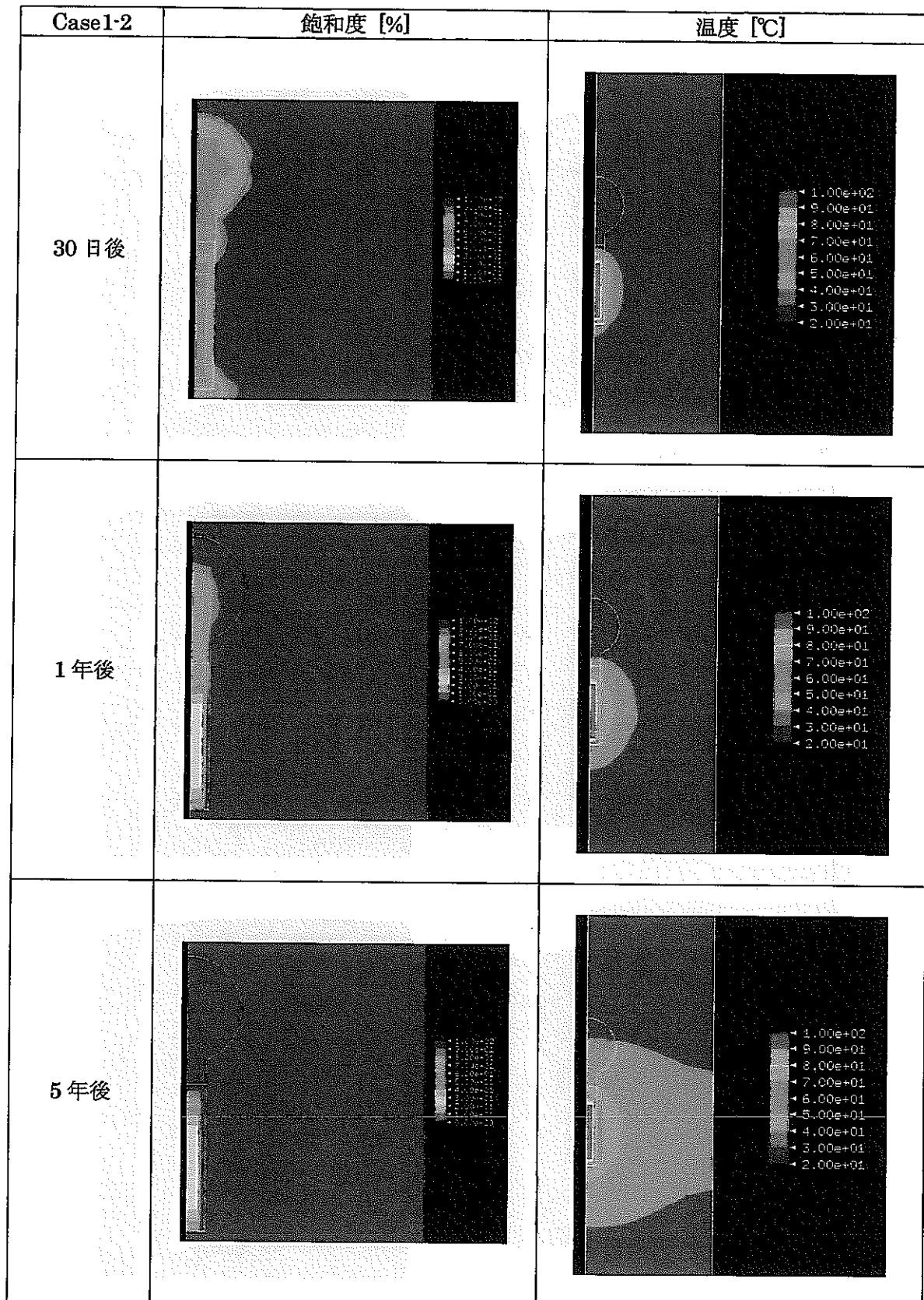


図 4-39 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-2TH)

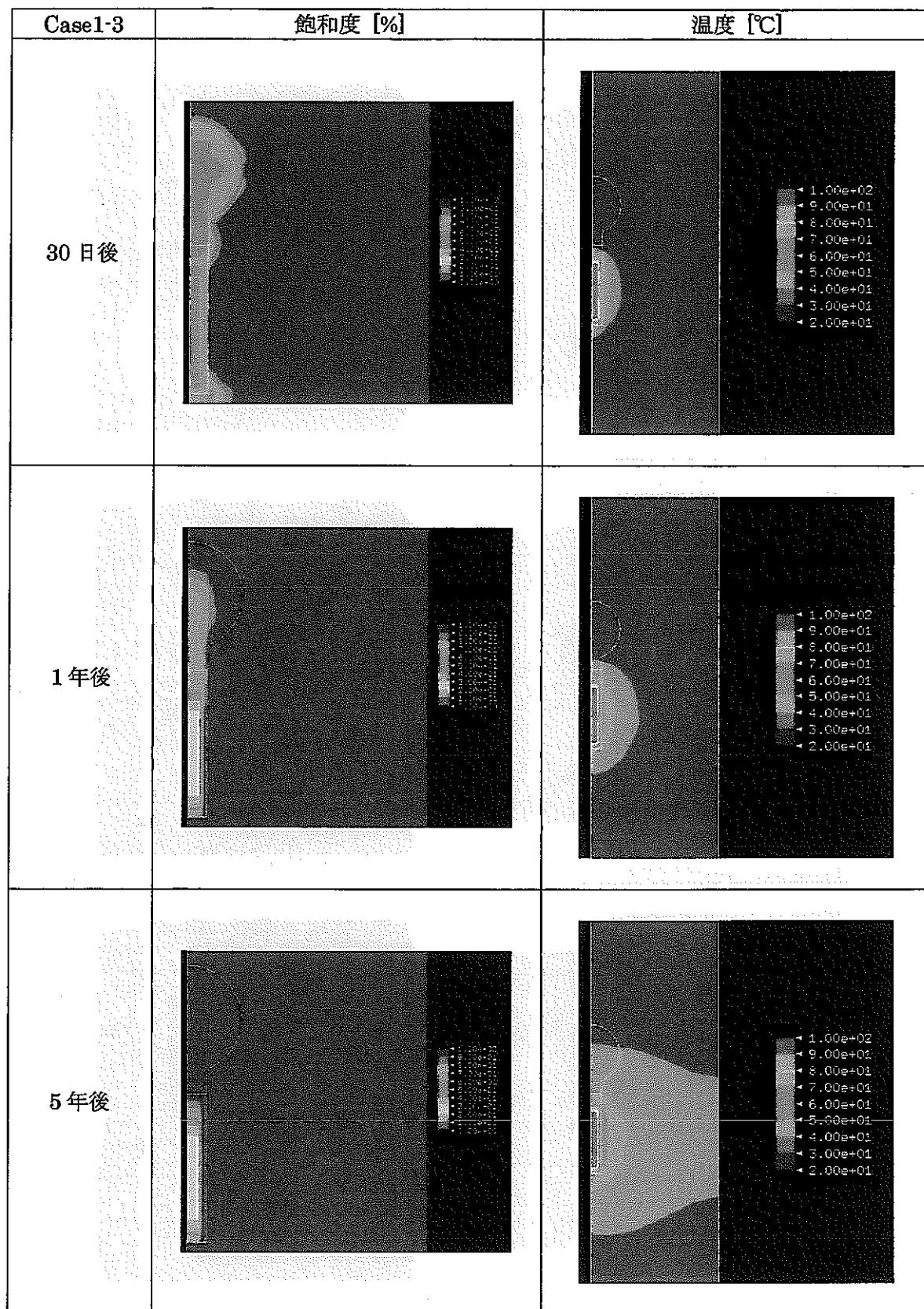


図 4-40 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case1-3TH)

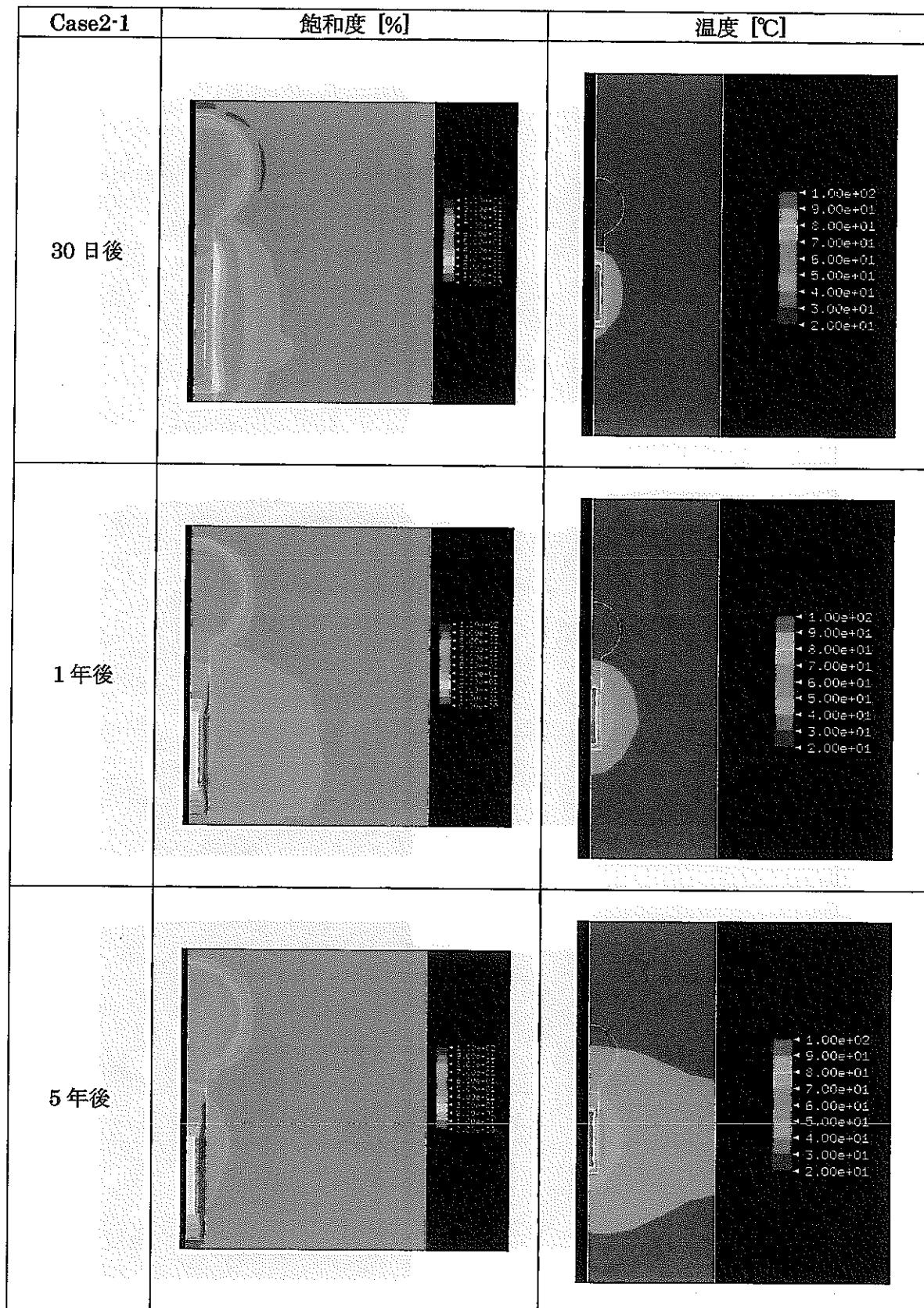


図 4-41 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case2-1THM)

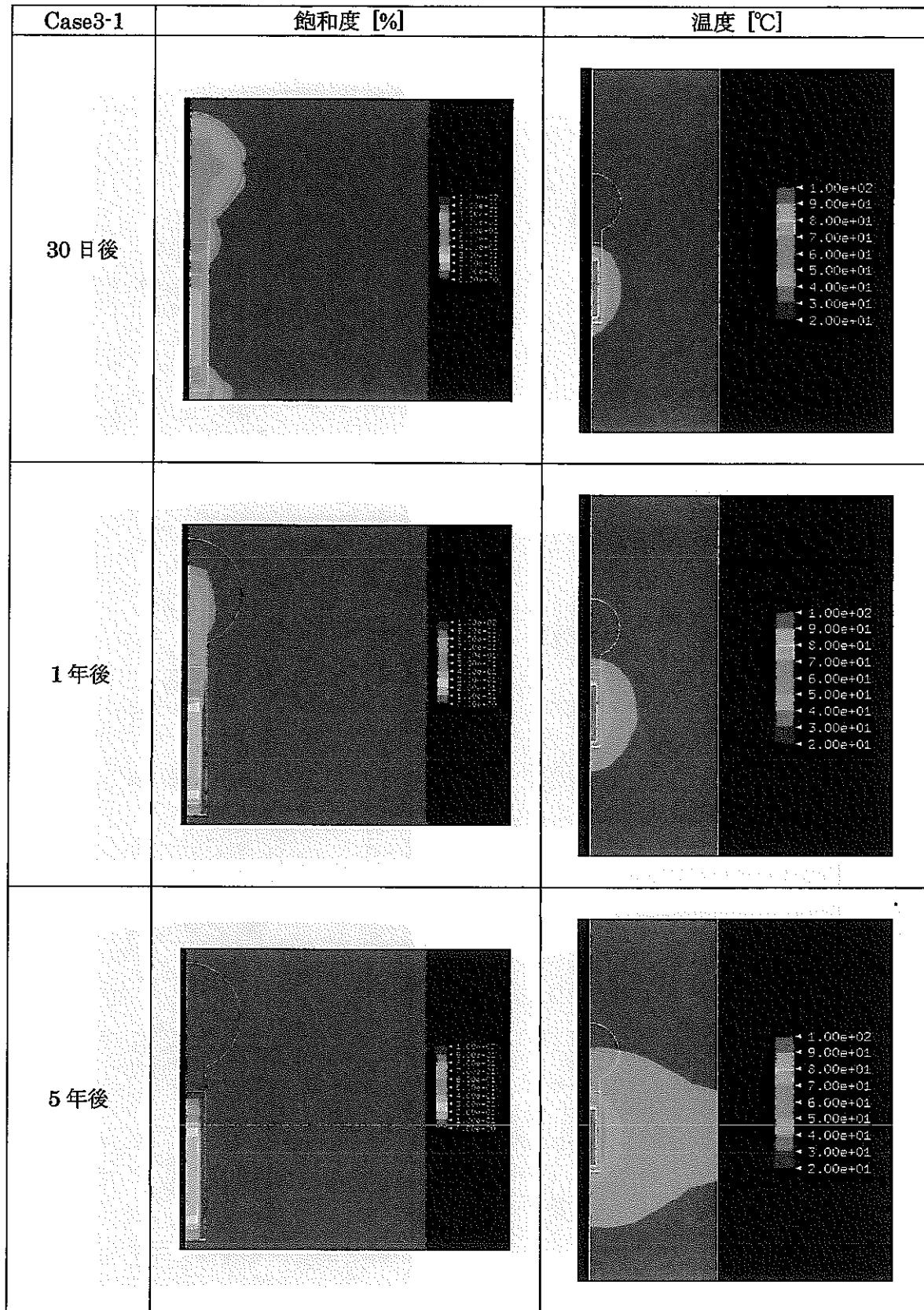


図 4-42 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case3-1TH)

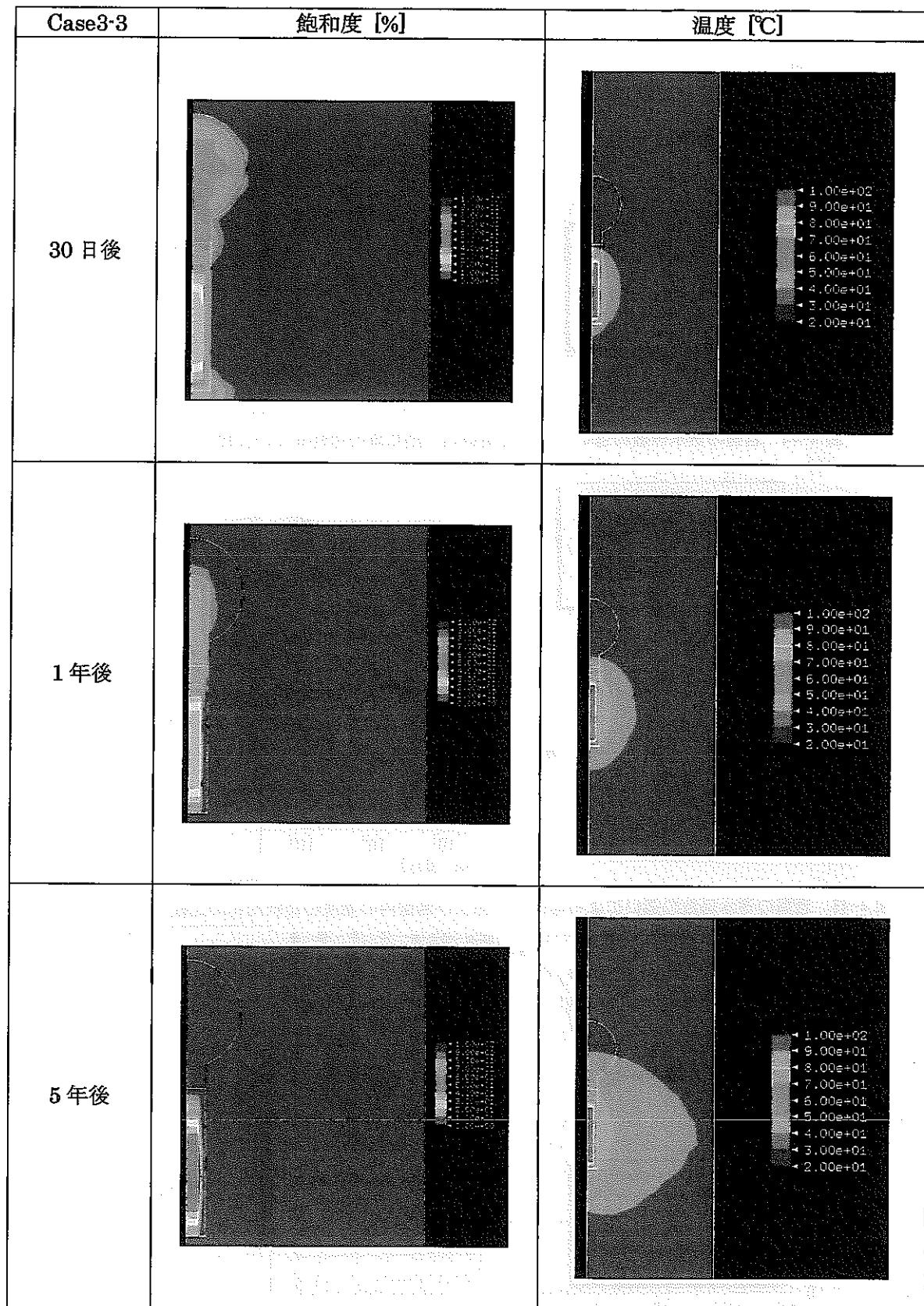


図 4-43 緩衝材内および岩盤内の飽和度および温度の分布 (Case3-3TH)

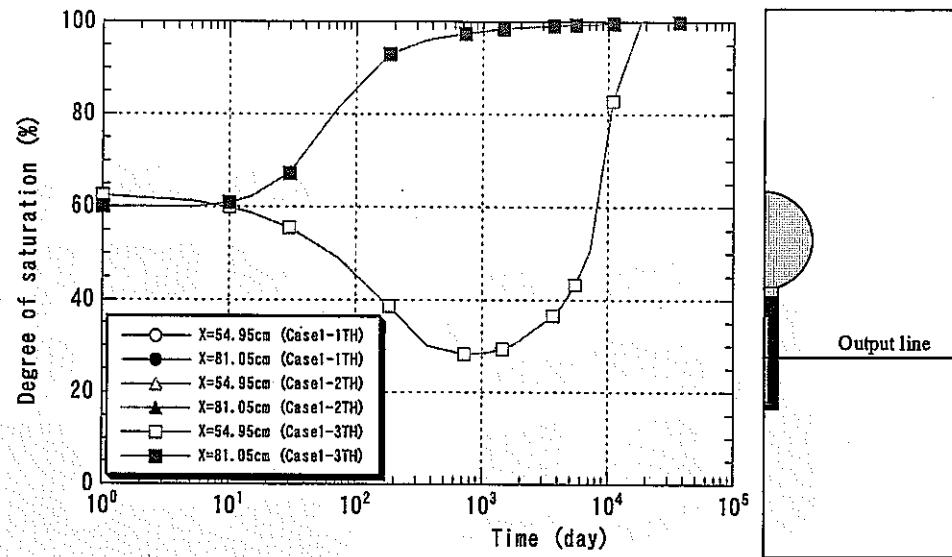


図 4-44 岩盤の透水係数の違いによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case1)

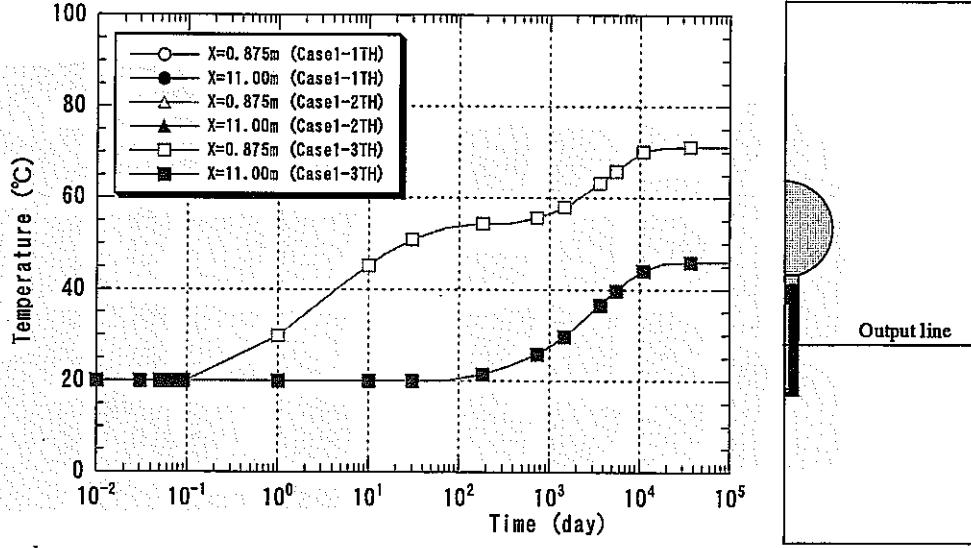


図 4-45 岩盤の透水係数の違いによる緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case1)

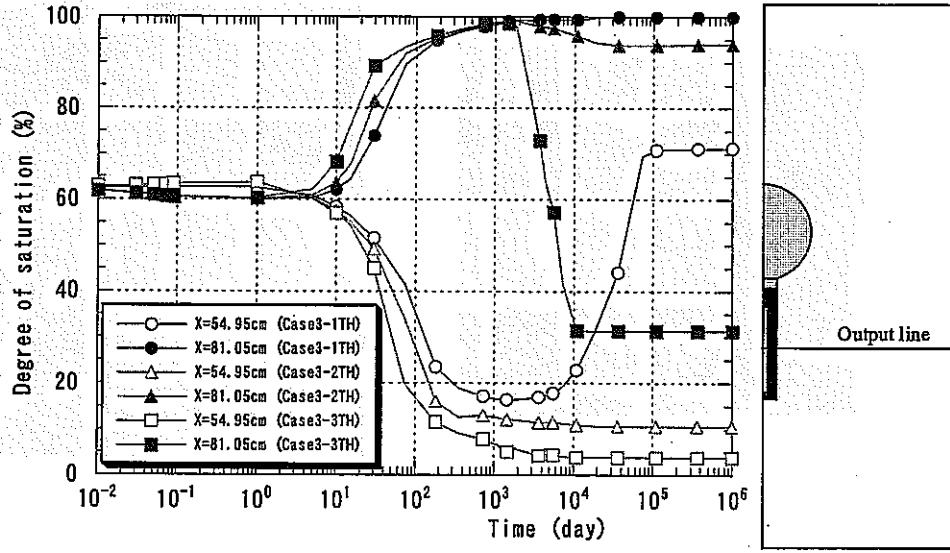


図 4-46 溫度勾配蒸気拡散係数の違いによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case3)

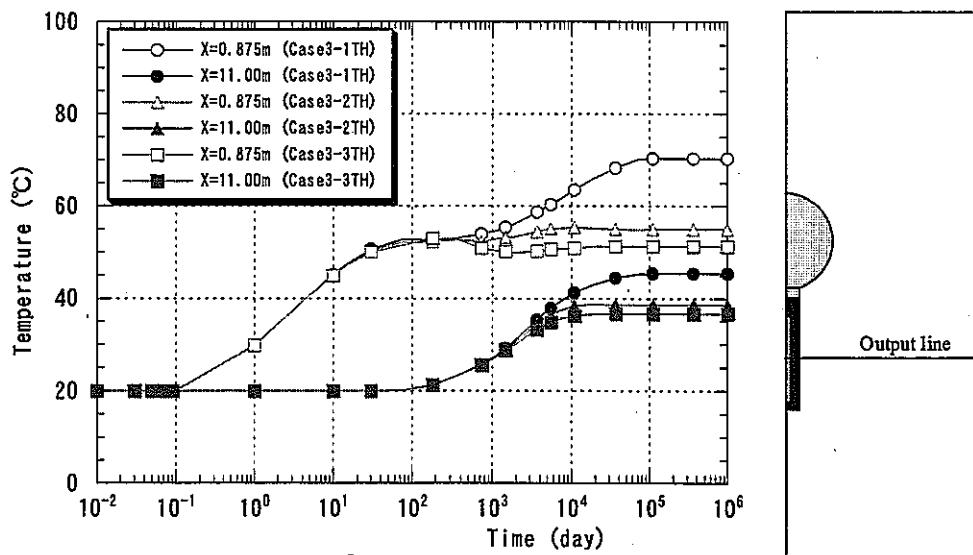


図 4-47 温度勾配蒸気拡散係数の違いによる緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case3)

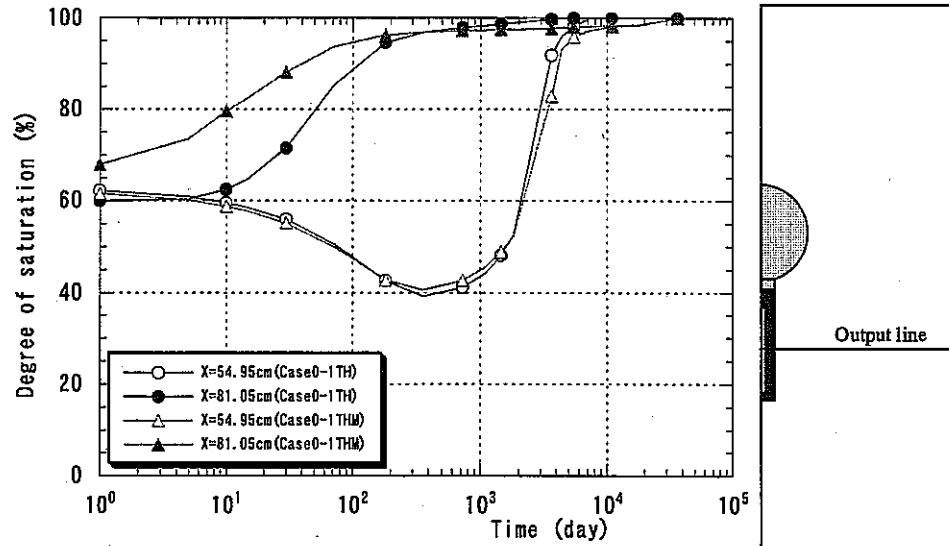


図 4-48 TH 解析と THM 解析とによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case0-1)

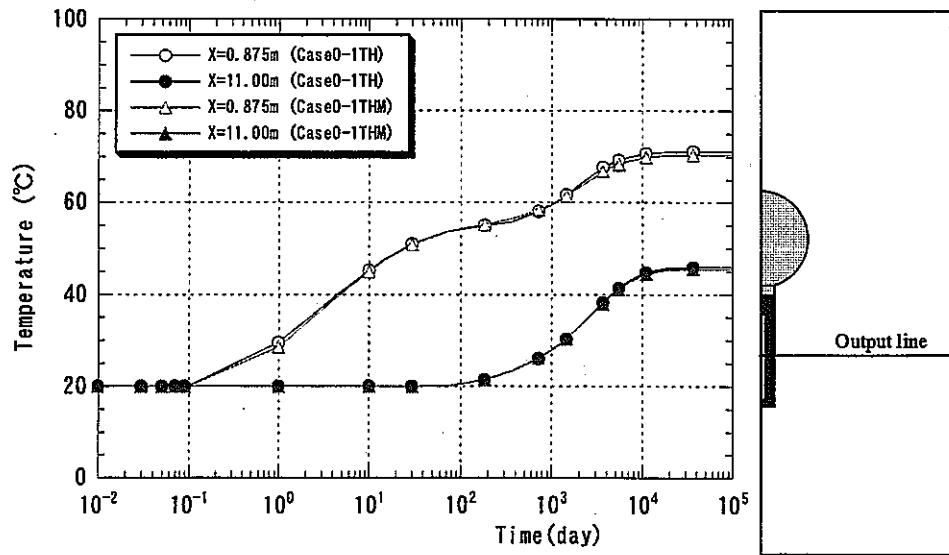


図 4-49 TH 解析と THM 解析とによる緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case0-1)

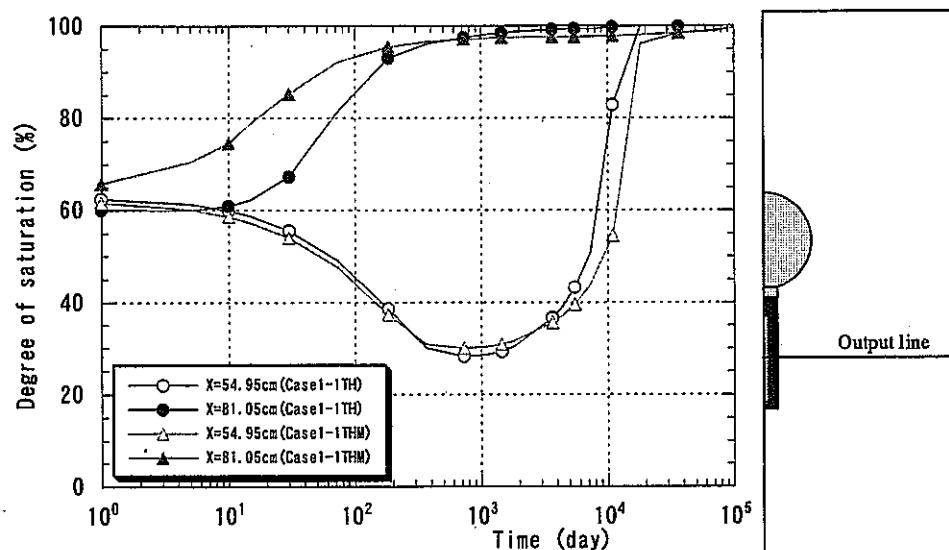


図 4-50 TH 解析と THM 解析による緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case1-1)

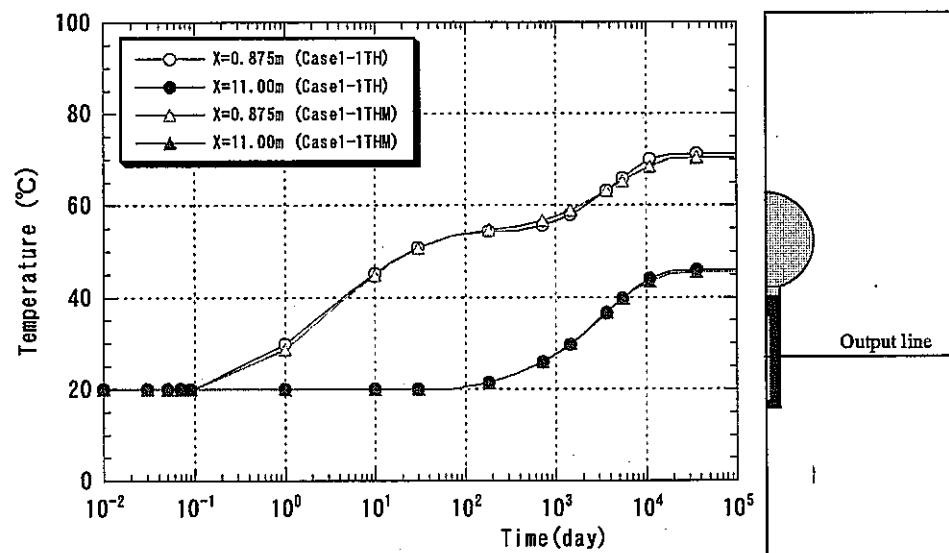


図 4-51 TH 解析と THM 解析による緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case1-1)

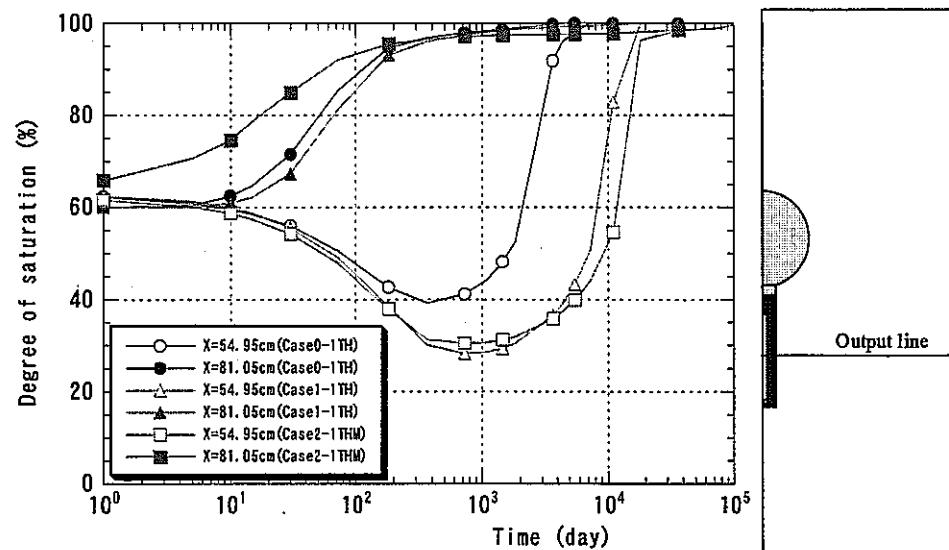


図 4-52 モデル化の違いによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case0-1、1-1、2-1)
(Case0-1 および Case1-1 は TH 解析、Case2-1 は THM 解析)

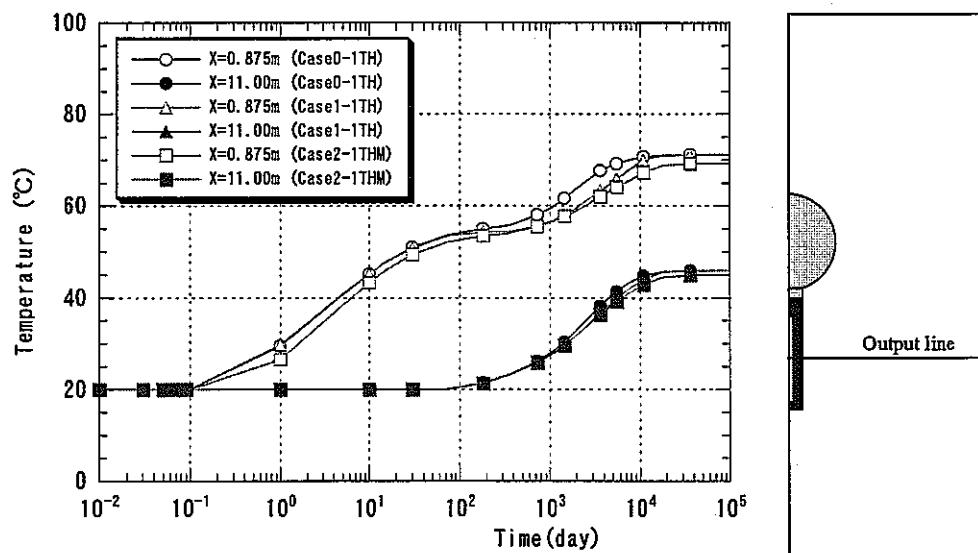


図 4-53 モデル化の違いによる緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case0-1、1-1、2-1)
(Case0-1 および Case1-1 は TH 解析、Case2-1 は THM 解析)

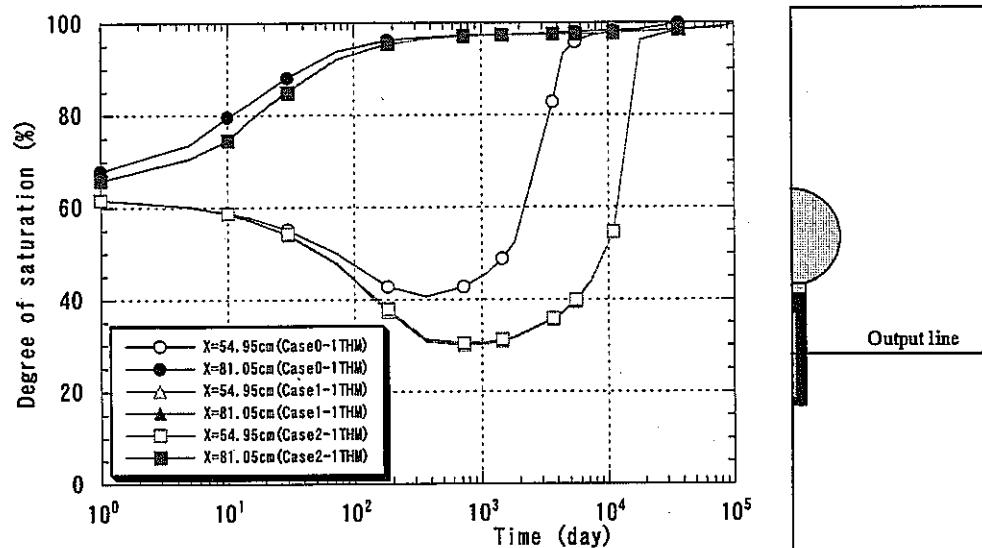


図 4-54 モデル化の違いによる緩衝材内の飽和度の経時変化の比較 (Case 0-1、1-1、2-1)
(Case 0-1、Case 1-1、Case 2-1、全て THM 解析)

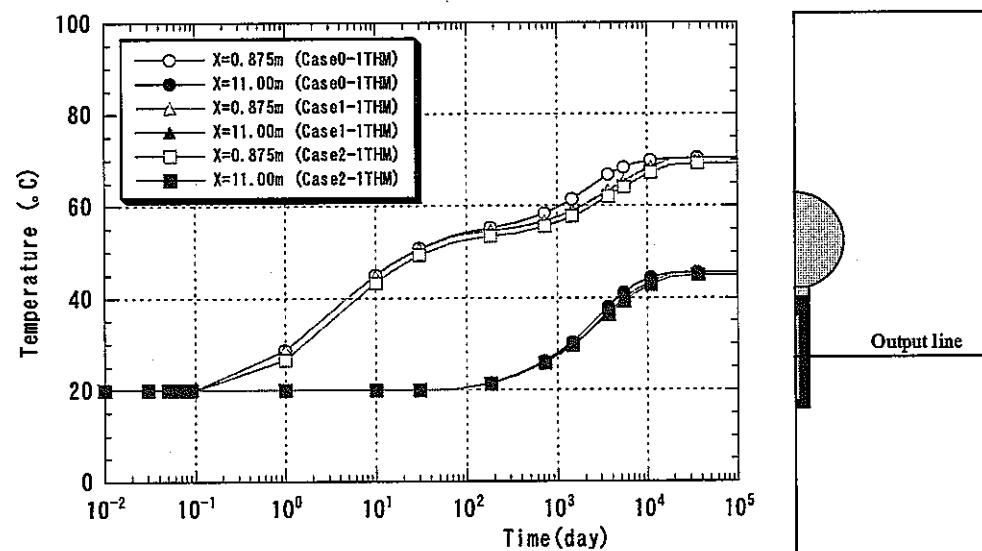


図 4-55 モデル化の違いによる緩衝材内および岩盤内の温度の経時変化の比較 (Case 0-1、1-1、2-1)
(Case 0-1、Case 1-1、Case 2-1、全て THM 解析)

4.3.2 3次元モデルを用いた検討

3次元モデルは、2本の試験孔を対象とし、2本の試験孔の離間距離は実際のサイズに合わせてモデル化する。図4-56に解析モデルの概要を示す。解析は試験坑道に沿った半断面で実施する。図4-57～図4-60には解析に用いる有限要素メッシュを示す。

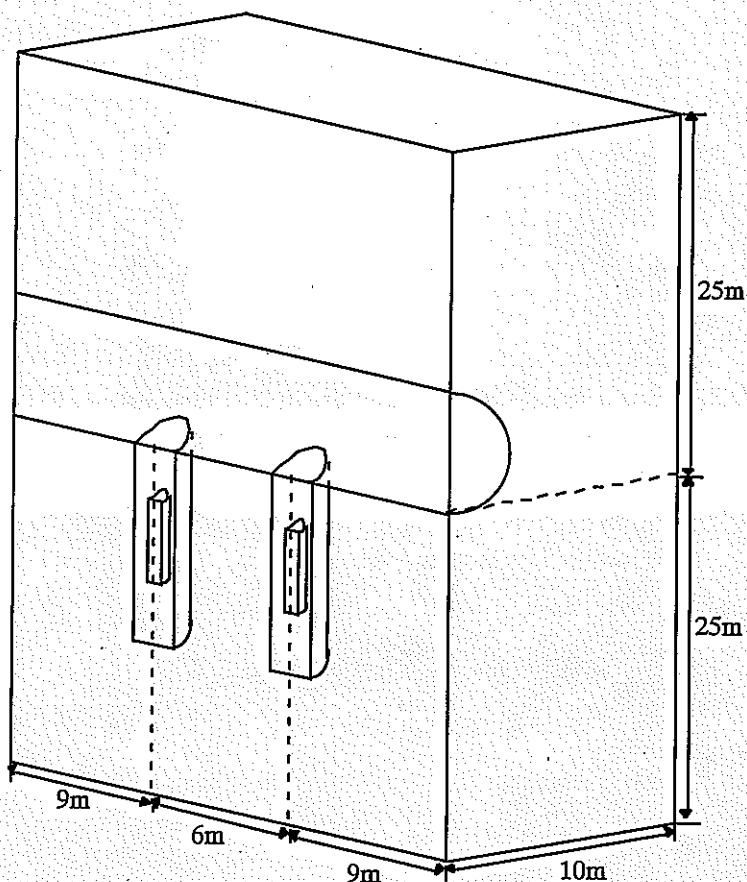


図4-56 解析モデル概要図

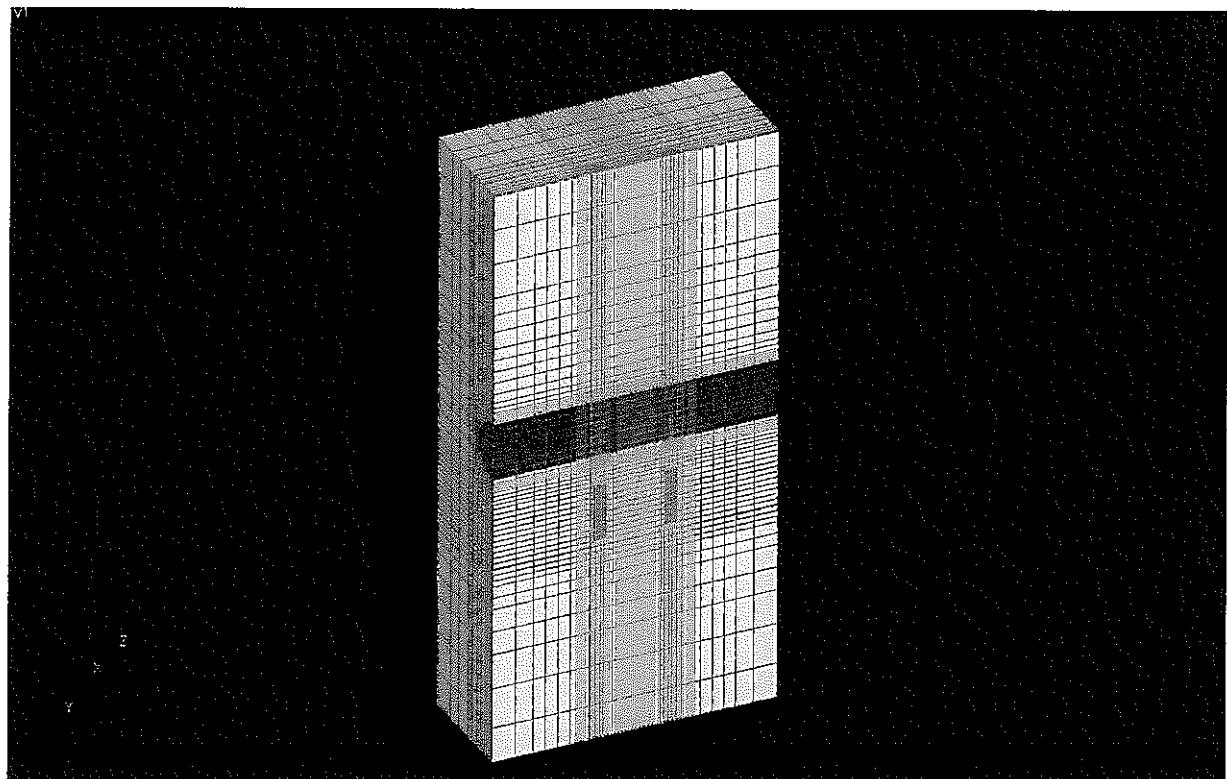


図 4-57 有限要素メッシュ（鳥瞰図）

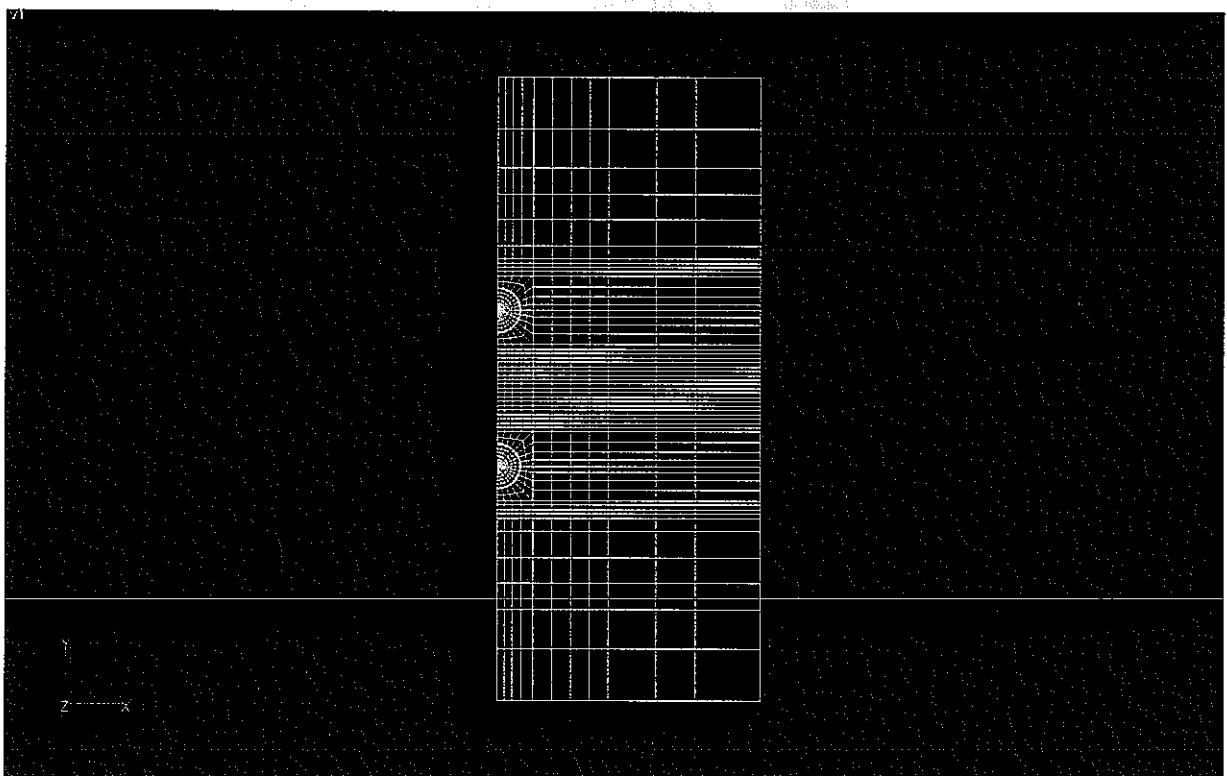


図 4-58 有限要素メッシュ（上から見た図）

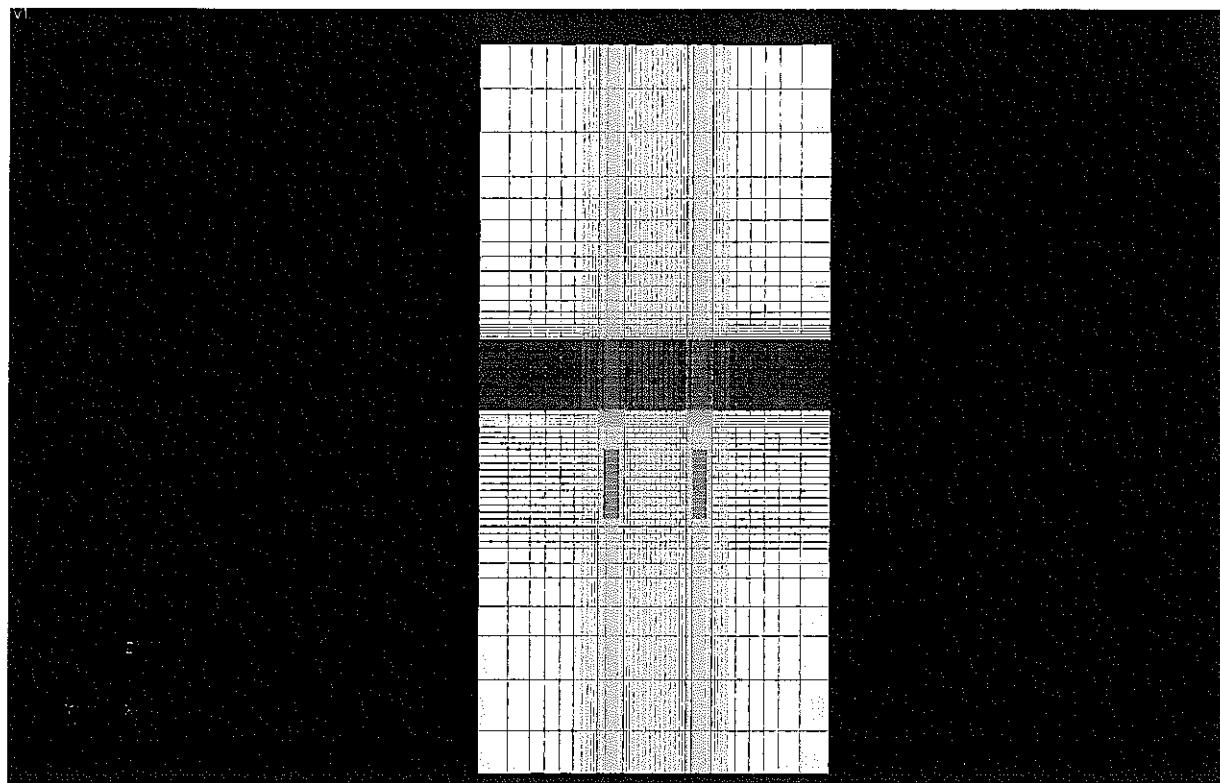


図 4-59 有限要素メッシュ（断面図）

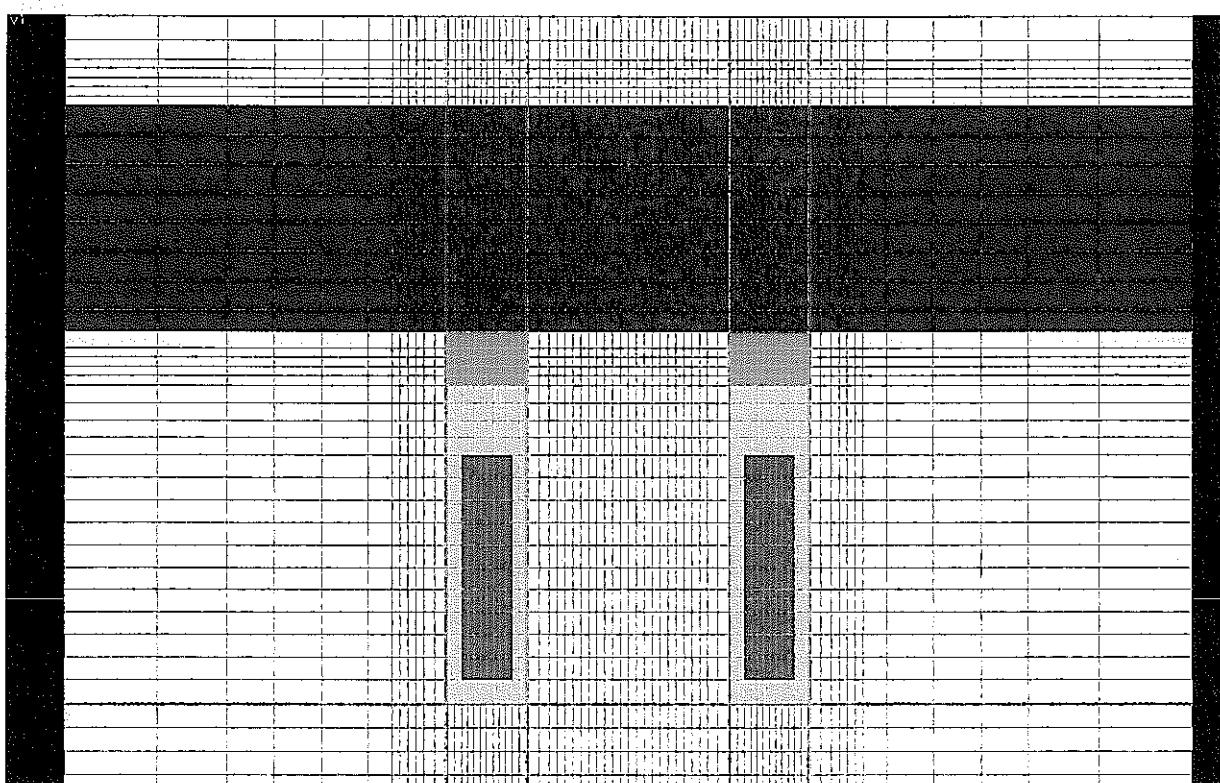


図 4-60 有限要素メッシュ（断面拡大図）

4.4 まとめ

今回、2次元軸対称モデルを用いて Prototype Repository Project の解析を実施した。その結果、以下の知見が得られた。

- ・緩衝材内の再冠水挙動および温度の経時変化は岩盤の透水係数が $10^{-10} \sim 10^{-14} \text{ m/s}$ の範囲においてはその影響を受けない。
- ・緩衝材の再冠水時間は緩衝材のモデル化（初期隙比）により異なるが、6000日から20000日の間となった。
- ・緩衝材の再冠水時間はモデル化により異なるものの、温度分布に関しては、それほど差異は見られなかった。
- ・緩衝材の再冠水挙動を評価する上では、温度勾配による水分の移動に関する評価（モデル、物性値等）が重要であると言える。
- ・隙間のモデル化の違いによる緩衝材の再冠水時間の比較検討を行った結果、隙間をモデル化しない場合は緩衝材の初期の密度としてブロック製作時の高い密度を用いた方が、隙間を考慮したモデルの結果に近い結果となる。しかし、これは膨潤発生部の応力のモデル化のみを行った場合の結果であるため、より詳細な評価のためには膨潤発生部の空隙構造の変化およびそれに伴う透水性等の物性値の変化を考慮してモデル化を行う必要があるものと考えられる。

今回の解析では、2次元軸対称モデルを用い、緩衝材の初期隙比の与え方、岩盤の透水性の差等による影響の把握を行なった。今後は、3次元モデルを用い、複数本のヒーターの存在による影響等に関して検討を進めていく予定である。

4章 参考文献

- 4-1) Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company : "Äspö Hard Rock Laboratory 10 Years of Research" , (1996)
- 4-2) I. Puigdomenech and K. Pedersen : "Äspö Hard Rock Laboratory -Prototype Repository- Test plan for subtask, Sampling and monitoring of microbial activities and chemical conditions during 20 years of operation" , SKB IPR-99-34, (1999)
- 4-3) 千々松正和、他：“釜石原位置試験場における粘土充填・熱負荷試験結果”、サイクル機構技術資料、JNC TN8400 99-024、(1999)
- 4-4) enresa : "FEBEX Full-Scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rock, Pre-Operational Stage, Summary Report" , (1998)
- 4-5) C. Svemar, and R. Pusch : "Äspö Hard Rock Laboratory -Prototype Repository- Project description" , SKB IPR-00-30, (2000)

- 4-6) M. Collin and T. Forsmark : "Äspö Hard Rock Laboratory -Prototype Repository- Instrumentation of buffer and backfill for measuring THM processes" , (2000)
- 4-7) L. Börgesson, et al. : "Modelling of the physical behaviour of water saturated clay barriers, Laboratory test, material models and finite element application" , SKB TR 95-20, (1995)
- 4-8) L. Börgesson, et al. : "Heat conductivity of buffer materials" , SKB TR 94-29, (1994)
- 4-9) L. Börgesson and J. Hernelind : "Äspö Hard Rock Laboratory -Prototype Repository-Preliminary modeling of the water saturation phase of the buffer and backfill materials" , SKB IPR-00-11, (1999)
- 4-10) L. Börgesson and L.-E. Johannesson : "Thermo-hydro-mechanical modeling of water unsaturated buffer material" , SKB Arbetsrapport AR 95-32, (1995)

5. おわりに

本研究では、人工バリアの健全性において重要な要因の一つとなる緩衝材の施工技術のうち、緩衝材をブロックで施工した場合等に考えられるブロック間や岩盤あるいはオーバーパックとの隙間の充填性に関する検討を実施した。ペントナイトペレットの充填性および止水性に関する検討を行なった結果、隙間が楔形のような形状であっても、十分な性能が得られることが分かった。隙間が楔形のような形状の場合、ペレット充填時においては隙間の鋭角部にはペレットは充填できていない。しかしながら、地下水が浸潤し、ペレットが膨潤していくことにより鋭角部の隙間にはペントナイトが充填されていき、それに伴い、止水性が発揮されていく。膨潤初期は、鋭角部におけるペントナイトの密度は低いが、時間の経過とともに密度は上昇していき、隙間全体において平均化されていくものと推察される。また、浸潤水が蒸留水ではなく、人工海水である場合のペントナイトペレットの充填性および止水性に関する検討も行なった。その結果、媒体が人工海水になることにより止水性がかなり低下することが分かった。これは、人工海水が媒体となることによってペントナイト自体の膨潤性能が無くなってしまうことによるものである。ペントナイトのみの場合で初期の空隙が大きい場合や、ペントナイト粉末のみで初期の密度が低い場合が特に止水性の低下が激しい。したがって、地下水の組成によっては、隙間の処理としてペントナイトペレットやペントナイト粉末を用いることは不適切となる可能性があるものと考えられる。今後は、隙間への充填材としてペントナイトペレットを検討する上では、充填時の熱特性やペレットの充填性等を検討していく必要がある。また、地下水組成等によってはペレットのような材料では十分な充填性、止水性が得られない場合も出てくるので、その際に、いかに隙間を充填していくべきなのか、検討を進めていく必要があるものと考えられる。

また、施工された緩衝材内には、処分後、廃棄体からの発熱、地下水の浸潤、周辺岩盤からの地圧や緩衝材の膨潤といった連成挙動が発現すると考えられる。これらの現象を理解、評価するためには、人工バリアを対象とした原位置での実規模試験の情報に基づき、適切なモデルを構築する必要がある。そこで、緩衝材および岩盤を含めた人工バリア周辺における連成現象に関する試験であるスウェーデン Åspö 等における HRL において実施されている Prototype Repository Project に参加し、試験の解析評価を実施した。その結果、以下の知見が得られた。

- ・緩衝材内の再冠水挙動および温度の経時変化は岩盤の透水係数が $10^{-10} \sim 10^{-14} \text{ m/s}$ の範囲においてはその影響を受けない。
- ・緩衝材の再冠水時間は緩衝材のモデル化（初期隙間比）により異なるが、6000 日から 20000 日の間となった。
- ・緩衝材の再冠水時間はモデル化により異なるものの、温度分布に関しては、それほど差異は見られなかった。
- ・緩衝材の再冠水挙動を評価する上では、温度勾配による水分の移動に関する評価（モデル、物性値等）が重要であると言える。

今回の解析では、2次元軸対称モデルを用い、緩衝材の初期隙間比の与え方、岩盤の透水性の差等による影響の把握を行なった。今後は、3次元モデルを用い、複数本のヒーターの存在による影響等について検討を進めていく必要がある。

付録一覧

付録 - 1 Prototype Repository Project 事務局提出書類（検討結果）

付録 - 2 Prototype Repository Project OHP 資料

付録 - 1

Prototype Repository Project

事務局提出書類（検討結果）

Äspö Hard Rock Laboratory

Prototype Repository

Prediction analysis A for the PRP with the numerical code THAMES

Yutaka SUGITA

Akira ITO

Japan Nuclear Cycle Development Institute

Masakazu CHIJIMATSU

Hazama Corporation

Hiroshi KURIKAMI

Kyoto University

Abstract

This report describes the prediction analysis results performed by JNC as one work package (WP) for the prototype repository project (PRP). JNC has the numerical code THAMES for analysis of the coupled phenomena in and around the engineered barrier system on the high level radioactive waste repository.

JNC has performed the WP3h of the prediction analysis of the coupled Thermal, Hydraulic and Mechanical (THM) behavior in and around the test holes of the PRP.

LIST OF CONTENTS

1. Introduction

2. Description of the numerical code THAMES

 2.1 Analysis objective

 2.2 Governing equations of coupled THM process

 2.3 Governing equations of extended coupled THM model for buffer material

 2.4. Initial and boundary condition

 2.5. Numerical techniques

3. Parameters for Analysis

 3.1 Parameters of bentonite MX-80

 3.2 Parameters of backfilling material

 3.3 Parameters of surrounding rock

 3.4 Parameters of heater

4. Analysis of prototype repository

 4.1 Analysis model

 4.2 Analysis condition

 4.3 Analysis case

 4.4 Analysis results

5. Summary

Reference

LIST OF TABLES and FIGURES

- Table 1 Relationship between thermal conductivity λ and degree of saturation S_r
 Table 2 Relationship between specific heat and water content
 Table 3 Tabulated data of hydraulic conductivity k with function of void ratio e and temperature T for the SKB simulation
 Table 4 Relationship between the suction and the degree of saturation of backfilling material
 Table 5 Relationship between the suction and the degree of saturation of surrounding rock
 Table 6 Analysis case

- Figure 1 Thermal conductivity of MX-80
 Figure 2 Measured hydraulic conductivity with different void ratio
 Figure 3 Temperature dependency of hydraulic conductivity
 Figure 4 Temperature dependency of intrinsic conductivity
 Figure 5 Relationship between intrinsic permeability and void ratio
 Figure 6 Unsaturated permeability of MX-80(Temperature 20°C, Void ratio 0.4)
 Figure 7 Water retention curve of MX-80
 Figure 8 Test apparatus for temperature gradient test
 Figure 9 Comparison of saturation distribution in the specimen between measurement results and simulation results of temperature gradient test
 Figure 10 Thermal vapor flow diffusivity as function of degree of saturation
 Figure 11 Calculated swelling pressure
 Figure 12 Water retention curve of backfilling material
 Figure 13 Water retention curve of surrounding rock
 Figure 14 Model geometry
 Figure 15 Finite element mesh
 Figure 16 Initial and boundary conditions
 Figure 17 Time history of degree of saturation in buffer (Case0-1)
 Figure 18 Time history of temperature in buffer and rock (Case0-1)
 Figure 19 Time history of degree of saturation in buffer (Case1-1)
 Figure 20 Time history of temperature in buffer and rock (Case1-1)
 Figure 21 Time history of water content in buffer (Case1-3)
 Figure 22 Time history of temperature in buffer and rock (Case1-3)
 Figure 23 Time history of degree of saturation in buffer (Case2-1)
 Figure 24 Time history of temperature in buffer and rock (Case2-1)
 Figure 25 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-1)
 Figure 26 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-1)
 Figure 27 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-2)
 Figure 28 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-2)
 Figure 29 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-3)
 Figure 30 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-3)
 Figure 31 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case0-1)
 Figure 32 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-1)
 Figure 33 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-2)
 Figure 34 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-3)
 Figure 35 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case2-1)

- Figure 36 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case3-1)
Figure 37 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case3-3)
Figure 38 Comparison of degree of saturation with different permeability of rock mass(Case1)
Figure 39 Comparison of temperature with different permeability of rock mass (Case1)
Figure 40 Comparison of degree of saturation with different thermal vapor flowdiffusivity
(Case3)
Figure 41 Comparison of temperature with different thermal vapor flow diffusivity (Case3)
Figure 42 Comparison of degree of saturation between TH and THM analysis (Case0-1)
Figure 43 Comparison of temperature between TH and THM analysis (Case0-1)
Figure 44 Comparison of degree of saturation between TH and THM analysis (Case1-1)
Figure 45 Comparison of temperature between TH and THM analysis (Case1-1)
Figure 46 Comparison of degree of saturation with different model for gap
(TH analysis ; Case0-1, 1-1, THM Analysis ; Case 2-1)
Figure 47 Comparison of temperature with different model for gap
(TH analysis ; Case0-1, 1-1, THM Analysis ; Case 2-1)
Figure 48 Comparison of degree of saturation with different model for gap
(THM analysis ; Case0-1, 1-1, 2-1)
Figure 49 Comparison of temperature with different model for gap
(THM analysis ; Case0-1, 1-1, 2-1)

1. Introduction

Prototype Repository Project (PRP) is one project performed at Äspö Hard Rock Laboratory (HRL) to demonstrate a deep repository in crystalline rock under natural and realistic condition. The PRP has many WP.

JNC takes part in WP3h of the PRP. JNC contributes the prediction of the coupled thermo-hydro-mechanical behavior in and around the engineered barrier system (EBS). JNC will perform two kind of the prediction of the coupled behavior. Prediction A is analyzed with two dimensional analysis model, prediction B will be done with 3 dimensional analysis model. This report summarized the results of the prediction A.

2. Description of the numerical code THAMES

JNC has developed the coupled thermal, hydraulic and mechanical numerical analysis code. This analysis code considers the behavior of a saturated-unsaturated medium. This code has validated with the data of the laboratory tests (Chijimatsu, et al, 1998), the engineered scale tests (Chijimatsu, et al, 2000a) and the in-situ experiments (Chijimatsu, et al, 2000b).

2.1 Analysis objective

Analysis of the coupled thermal, hydraulic and mechanical process is carried out with the computer code named THAMES (Ohnishi, et al, 1985). THAMES is a finite element code for analysis of coupled thermal, hydraulic and mechanical behaviors of a saturated-unsaturated medium. THAMES is extended to take account of the behavior in the buffer materials such as the water flow due to thermal gradient and the swelling phenomena. The unknown variables are total pressure, displacement vector and temperature. The quadratic shape function is used for the displacements and linear one is used for total pressure and temperature.

2.2 Governing equations of coupled THM process

The mathematical formulation for the model utilizes Biot's theory, with the Duhamel-Neuman's form of Hooke's law, and energy balance equation. The governing equations are derived with the fully coupled thermal, hydraulic and mechanical relationships.

1) Assumption

The governing equations are derived under the following assumptions:

- (1) The medium is poro-elastic.
- (2) Darcy's law is valid for the flow of water through a saturated-unsaturated medium.
- (3) Heat flow occurs only in solid and liquid phases. The phase change of water from liquid to vapor is not considered.
- (4) Heat transfer among three phases (solid, liquid and gas) is disregarded.
- (5) Fourier's law holds for heat flux.
- (6) Water density varies depending upon temperature and the pressure of water

2) Equilibrium equation

The equation of motion for a medium in a static case is known as an equilibrium equation. It is written in a total stress expression as

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (1)$$

where σ_{ij} is the stress, ρ is the density of as soil-water mixing medium and b_i is the body force. Terzaghi defined the effective stress principle. Bishop and Blight extended his definition and proposed the following equation for a saturated-unsaturated medium:

$$\sigma_{ij}' = \sigma_{ij} - \chi \delta_{ij} \rho_f g \psi \quad (2)$$

where σ'_{ij} is the effective stress, δ_{ij} is the Kronecker's delta, ρ_f is the unit weight of water, g is the acceleration of gravity and ψ is the pressure head. Subscript f means "fluid". Parameter χ is

defined as

$$\chi = 1 \text{ (Saturated zone)}, \quad \chi = \chi(S_r) \text{ (Unsaturated zone)} \quad (3)$$

χ is a nonlinear function of S_r (the degree of saturation).

The validity of equation (2) is not definite and is still under debate even now. However, here it is assumed that equation (2) holds and that χ is approximately equal to S_r .

Substituting equation (1) for equation (2), the equilibrium equation for the effective stress is a saturated-unsaturated geologic medium is obtained, namely,

$$(\sigma_{ij}^e + \chi \delta_{ij} \rho_f g \psi)_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (4)$$

where $(\chi \delta_{ij} \rho_f g \psi)$ is a term which means that changes in the pressure head influence the equilibrium equation.

The effects of temperature can be implemented in a constitutive law for a solid medium. For an isotropic linear elastic material, Duhamel-Neuman's relationship can be used and the following constitutive law is obtained:

$$\sigma_{ij}^e = C_{ijkl} \epsilon_{kl} - \beta \delta_{ij} (T - T_o) \quad (5)$$

where $\beta = (3\lambda + 2\mu)\alpha_T$. C_{ijkl} is the elastic matrix, ϵ_{kl} is the strain tensor, T is the temperature, λ and μ are Lamé's constant and α_T is the thermal expansivity coefficient. Subscript o means that the parameter is in a reference state.

The infinitesimal strain-deformation relationship is

$$\epsilon_{kl} = \frac{1}{2} (u_{k,l} + u_{l,k}) \quad (6)$$

where u_i is the deformation vector.

Substituting equation (5) and (6) into equation (4), the stress equilibrium equation is obtained. It takes into account the effects of temperature and pore pressure change, namely,

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta \delta_{ij} (T - T_o) + \chi \delta_{ij} \rho_f g \psi \right]_{,j} + \rho b_i = 0 \quad (7)$$

$(-\beta \delta_{ij} (T - T_o))_{,j}$ is a term which stands for the influence of heat transfer on the equilibrium equation.

3) Continuity equation for ground water

The equation of continuity for ground water in a saturated-unsaturated zone is derived from Richards' theory as follow:

$$\frac{\partial (\rho_f \theta)}{\partial t} = -(\rho_f v_i)_{,i} \quad (8)$$

where θ is the volumetric water content, t is the time and v_i is the velocity vector. The equation of motion for ground water can be explained by Darcy's law. That is,

$$v_i = -k(\theta)_{ij} h_j \quad (9)$$

where $k(\theta)_{ij}$ is the permearability tensor that is a function of θ . h is the total head. The total head can be expressed as the sum of pressure head ψ and elevation head z .

$$h = \psi + z \quad (10)$$

The volumetric water content θ is a function of the degree of saturation S_r and porosity n , which is expressed as,

$$\theta = n S_r \quad (11)$$

Substitution equations (9), (10) and (11) into (8), following equation is obtained.

$$\left\{ \rho_f k(\theta)_{ij} (\psi + z)_{,j} \right\}_{,i} = \frac{\partial}{\partial t} \rho_f n S_r \quad (12)$$

The right-hand side of equation (12) is expanded to

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho_f n S_r = n S_r \frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \rho_f S_r \frac{\partial n}{\partial t} + \rho_f n \frac{\partial S_r}{\partial t} \quad (13)$$

The first term at the right-hand side represents a density change in the pore water. The second term means a change in the skeleton of the porous medium. The third term stands for a change in the degree of saturation in an unsaturated region.

Considering the compressibility and the thermal expansivity of water, the density of water can be expressed as,

$$\rho_f = \rho_{f0} [1 - \beta_T (T - T_0) + \beta_P (P - P_0)] \quad (14)$$

where P is the pore water pressure and ρ_{f0} is the reference density at $P=P_0$ and $T=T_0$. β_T and β_P are the thermal expansivity and the compressibility of water, respectively,

$$\beta_T = \left| -\frac{1}{\rho_f} \frac{\partial \rho_f}{\partial T} \right| \quad (P = \text{constant}) \quad (15)$$

and

$$\beta_P = \left| \frac{1}{\rho_f} \frac{\partial \rho_f}{\partial P} \right| \quad (T = \text{constant}) \quad (16)$$

Eaton assumed that buoyancy could be ignored in an unsaturated zone due to its insignificant effect on the fluid flow. Adopting this assumption, β_T is set to be zero in an unsaturated zone. A combination of the first terms in equations (13) and (14) yields

$$n S_r \frac{\partial \rho_f}{\partial t} = \rho_{fo} n S_r \left(-\beta_T \frac{\partial T}{\partial t} + \beta_P \frac{\partial P}{\partial t} \right) \quad (17)$$

Pressure head ψ is related to the pore water pressure as follows:

$$\psi = \frac{P}{\rho_f g} \quad (18)$$

Taking equation (10) and (18) into account, equation (17) can then be modified to

$$n S_r \frac{\partial \rho_f}{\partial t} = \rho_{fo} n S_r \left(-\beta_T \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_f g \beta_P \frac{\partial \psi}{\partial t} \right) \quad (19)$$

Assuming that the strain is infinitesimal, the second and third terms at the right-hand side of equation (13) are expressed as

$$\begin{aligned} \rho_f S_r \frac{\partial n}{\partial t} &\equiv \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} \\ \rho_f n \frac{\partial S_r}{\partial t} &\equiv \rho_f \frac{\partial (n S_r)}{\partial t} = \rho_f \frac{\partial \theta}{\partial t} = \rho_f \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial \psi}{\partial t} \end{aligned} \quad (20)$$

Equation (12) is modified by using equation (19) and (20) as follows:

$$\left\{ \rho_f k(\theta)_{ij} h_{,j} \right\}_{,i} - \rho_{fo} n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial \psi}{\partial t} - \rho_f \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial \psi}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_{fo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (21)$$

Equation (21) is an equation of continuity for ground water which takes into account the compressibility of the ground water and changes in density by temperature change.

4) Energy conservation law

In general, the ground consists of materials with three phases, i.e., solid, liquid and gas. It is not easy to understand the behavior of heat transfer through such a composite material, because the way in which heat is transported is difficult for each phase and a heat transfer may occur between phases. However, the state of the gaseous phase in a ground is too complicated to be modeled. For simplicity, a pore in a porous medium is assumed to be filled with only a liquid phase here. This means that the ground water does not change in phase from liquid to gas or vice versa and that the thermal conductivity of the gaseous phase is disregarded. Since the heat conductivity of the gaseous phase is smaller than that of liquid and the solid phases, the heat conductivity of the composite material is not affected much by the volume of the gaseous phase.

An energy conservation law, based upon the process proposed by Bear and Carapcioglu, is

derived for ground water from the above assumptions without the effect of viscous dissipation. Consideration the existence of an unsaturated zone, the equation of energy conservation is written as,

$$nS_r \rho_f C_{vf} \left(\frac{\partial T_f}{\partial t} + V_f \nabla T_f \right) = -\nabla nS_r J_f - \left(\frac{\partial P}{\partial T_f} \right)_{\rho_f} nS_r T_f \nabla V_f \quad (22)$$

where C_v is the specific heat and J is the heat flux by conduction. In equation (22), the first term at the left-hand side shows the time dependency of energy, the second term shows the change in energy due to heat convection. The first term at the right-hand side express the change in energy by heat conduction and the second term shows the reversible energy change caused by compression.

Similarly, the energy conservation law for a solid phase is written as,

$$(1-n)\rho_s C_{vs} \left(\frac{\partial T_s}{\partial t} + V_s \nabla T_s \right) = -\nabla(1-n)J_s - (1-n)\beta T_s \frac{\partial \epsilon_s}{\partial t} \quad (23)$$

where subscript s means solid. In equation (23), the second term at the right-hand side indicates the reversible energy change caused by deformation.

Faust and Mercer proposed that the movement of water through porous media is so slow and the surface areas of all phases are so large that it is reasonable to assume that a local thermal equilibrium among phase is achieved instantaneously. This means that the heat transfer between phases in the ground can be disregarded. If this assumption is permitted, the following equation is then valid:

$$T = T_s = T_f \quad (24)$$

Using this assumption, equations (22), (23) and (24) can be combined and an equation of energy conservation for the ground can be obtained by

$$\begin{aligned} & [nS_r \rho_f C_{vf} + (1-n)\rho_s C_{vs}] \frac{\partial T}{\partial t} + [nS_r \rho_f C_{vf} V_f + (1-n)\rho_s C_{vs} V_s] \nabla T \\ & = -\nabla [nS_r J_f + (1-n)J_s] - nS_r T \left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_{\rho_f} \nabla V_f - (1-n)T \beta \frac{\partial \epsilon_s}{\partial t} \end{aligned} \quad (25)$$

When it is assumed that Fourier's law is valid for heat conduction, the following equation are given:

$$\begin{aligned} J_f &= -K_T f \nabla T \\ J_s &= -K_{Ts} \nabla T \end{aligned} \quad (26)$$

where K_T is the coefficient of heat conduction.

The term $(\partial P / \partial T)$ in equation (25) can be modified by applying equation (15) and (16) as follows:

$$\left(\frac{\partial P}{\partial T} \right)_{\rho_f} = \left| \frac{\beta_T}{\beta_P} \right|_{\rho_f = \text{constant}} \quad (27)$$

Disregarding the velocity of a solid, equation (25) is rewritten using equation (6), (9), (26) and (27) in the following form:

$$\begin{aligned} (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + nS_r \rho_f C_{vf} V_{fi} T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} \\ - nS_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} k(\theta) h_{,ii} + \frac{1}{2}(1-n)\beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0 \end{aligned} \quad (28)$$

where $(\rho C_v)_m$ and K_{Tm} are expressed as follows:

$$(\rho C_v)_m = nS_r \rho_f C_{vf} + (1-n)\rho_s C_{vs} \quad (29)$$

and

$$K_{Tm} = nS_r K_{Tf} + (1-n)K_{Ts} \quad (30)$$

Equation (28) is an energy conservation law in which the effects of stress-deformation and ground water flow are considered. The first, second and third terms at the right-hand side express changes in energy due to heat conduction, pore water pressure and reversible energy caused by solid deformation, respectively.

5) Governing equations

Equation (7), (21) and (28) represent the governing equations for a coupled thermal, hydraulic and mechanical problem proposed by Ohnishi et al. This model was verified with the available analytical and experimental results. These equations are used by means of a total head expression such as,

$$\begin{aligned} \left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - \beta \delta_{ij} (T - T_o) + \chi \delta_{ij} \rho_f g \psi \right]_{,j} + \overline{\rho_s} b_i = 0 \\ \left\{ \rho_f k(\theta)_{ij} h_{,j} \right\}_i - \rho_f n S_r \rho_f g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_f S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_f n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \end{aligned} \quad (31)$$

$$\begin{aligned} (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + nS_r \rho_f C_{vf} V_{fi} T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} \\ - nS_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} k(\theta) h_{,ii} + \frac{1}{2}(1-n)\beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) = 0 \end{aligned}$$

where $\overline{\rho_s} = (1-n)(\rho_s - S_r \rho_f)$ and ρ_s is the density of a solid phase.

2.3 Governing equations of extended coupled THM model for buffer material

The behavior of the buffer material is influenced by the interdependence of thermal, hydraulic and mechanical phenomena. To treat the water/vapor movement and heat induced water movement, the continuity equation used in the extended THAMES code is as follows;

$$\left\{ \xi \rho_l D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l^2 g K}{\mu_l} h_{,i} \right\} + \{ \rho_l D_T T_{,i} \}_{,i} - \rho_{lo} n S_r \rho_l g \beta_P \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_l \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial h}{\partial t} - \rho_l S_r \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} + \rho_{lo} n S_r \beta_T \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (32)$$

where D_θ is the isothermal water diffusivity, θ is the volumetric water content, ψ is the water potential head and K is the intrinsic permeability. The symbol ξ is the unsaturated parameter so that $\xi=0$ at the saturated zone, $\xi=1$ at the unsaturated zone. The symbol μ_l is the viscosity of water, ρ_l is the density of water, g is the gravitational acceleration. D_T is the thermal water diffusivity, n is the porosity, S_r is the degree of saturation, β_P is the compressibility of water, β_T the thermal expansion coefficient of water and z is the elevation head. u_i is the displacement vector, T is temperature, h is the total head and t is time. The subscript 0 means the reference state. This equation means that the water flow in the unsaturated zone is expressed by the diffusion equation and in the saturated zone by the Darcy's law.

The energy conservation equation has to treat the energy change by evaporation. The equation is given as

$$\begin{aligned} & (\rho C_v)_m \frac{\partial T}{\partial t} + n S_r \rho_l C_{vl} V_{li} T_{,i} - K_{Tm} T_{,ii} + L \left\{ D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) \right\}_{,i} \\ & + n S_r T \frac{\beta_T}{\beta_P} \left\{ \xi D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,i} - z_{,i}) + (1 - \xi) \frac{\rho_l g K}{\mu_l} h_{,i} + D_T T_{,i} \right\}_{,i} \\ & + \frac{1}{2} (1 - n) \beta T \frac{\partial}{\partial t} (u_{i,j} + u_{j,i}) \delta_{ij} = 0 \end{aligned} \quad (33)$$

where $(\rho C_v)_m$ is the specific heat of the material consisting of water and the soil particles, C_{vl} is the specific heat of water, V_{li} is the velocity vector of water, K_{Tm} is the thermal conductivity of consisting of water and the solid particles, L is the latent heat of vaporization per unit volume and D_θ is the vapor diffusivity.

The equilibrium equation has to take the swelling behavior into account.

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijkl} (u_{k,l} + u_{l,k}) - F \pi \delta_{ij} - \beta \delta_{ij} (T - T_o) + \chi \delta_{ij} \rho_l g (h - z) \right] + \rho b_i = 0 \quad (34)$$

where C_{ijkl} is the elastic matrix, ρ is the density of the medium and b_i is the body force. χ is the parameter for the effective stress, $\chi=0$ at the unsaturated zone, $\chi=1$ at the saturated zone. The symbol F is the coefficient relating to the swelling pressure process and $\beta = (3\lambda + 2\mu) \alpha_s$, where λ and μ are Lame's constants and α_s is the thermal expansion coefficient.

The swelling pressure π can be assumed to be the function of water potential head (ψ) as follows;

$$\pi(\theta_1) = \rho_l g(\Delta\psi) = \rho_l g(\psi(\theta_1) - \psi(\theta_0)) = \rho_l g \int_{\theta_0}^{\theta_1} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} d\theta \quad (35)$$

where θ_0 is the volumetric water content at the initial state. This is based on the theory that swelling pressure is equivalent to the water potential.

2.4 Initial and boundary condition

It is necessary to establish the following initial and boundary conditions in order to solve the governing equations.

Initial conditions:

$$u_i(\tilde{x}, t) = \hat{u}_i(\tilde{x}, 0) \quad (36)$$

$$h(\tilde{x}, t) = \hat{h}(\tilde{x}, 0) \quad (37)$$

$$T(\tilde{x}, t) = \hat{T}(\tilde{x}, 0) \quad (38)$$

Boundary condition:

$$\text{displacement; } u_i(\tilde{x}, t) = \hat{u}_i(\tilde{x}, t) \quad (39)$$

$$\text{or traction; } \sigma_{ij}(\tilde{x}, t) n_j(\tilde{x}) = \hat{T}_i(\tilde{x}, t) \quad (40)$$

$$\text{total head; } h(\tilde{x}, t) = \hat{h}(\tilde{x}, t) \quad (41)$$

$$\text{flow rate; } \{k(\theta)h_i\}n_i = -\hat{Q}(\tilde{x}, t) \quad (42)$$

$$\text{temperature; } T(\tilde{x}, t) = \hat{T}(\tilde{x}, t) \quad (43)$$

$$\text{heat flow; } K_{Tm} T_i n_i = -\hat{Q}_T(\tilde{x}, t) \quad (44)$$

where, \tilde{x} is the position vector, n_i is the unit normal vector, \hat{u} is the known displacement, \hat{h} is the known head, \hat{T}_i is the known surface traction, \hat{Q} is the prescribed flow rate and \hat{Q}_T is the prescribed heat flow.

2.5 Numerical techniques

The Galerkin type finite element technique is employed to formulate a finite element discretization. In order to obtain stable solution, linear isoparametric elements are used to represent the behavior of total head h and temperature T . Quadratic isoparametric elements

are used to express displacement u_i . In order to integrate time derivatives, a time weighting factor is introduced, and thus, any type of finite difference scheme may be applied.

3. Parameters for Analysis

3.1 Parameters of bentonite MX-80

For the simulation of Prototype Repository, SKB carried out many laboratory experiments about the bentonite MX-80. The initial conditions of bentonite MX-80 at the laboratory experiments are as follows.

Dry density: $\rho_d = 1.67 \text{ g/cm}^3$

Water content: $\omega = 0.17$

Void ratio: $e = 0.77$

Degree of saturation: $S_r = 0.61$

In this chapter, we show the parameters of materials for simulation by THAMES. Almost parameter except for the hydraulic conductivity, thermal vapor flow diffusivity and swelling pressure parameter are the same with those used for the simulation conducted by SKB (Börgesson and Herneilind, 1999).

1) Thermal property

The thermal conductivity λ of MX-80 is obtained as a function of degree of saturation S_r . Figure 1 shows the measurement result. For the simulation, we used the relation as shown in Table 1.

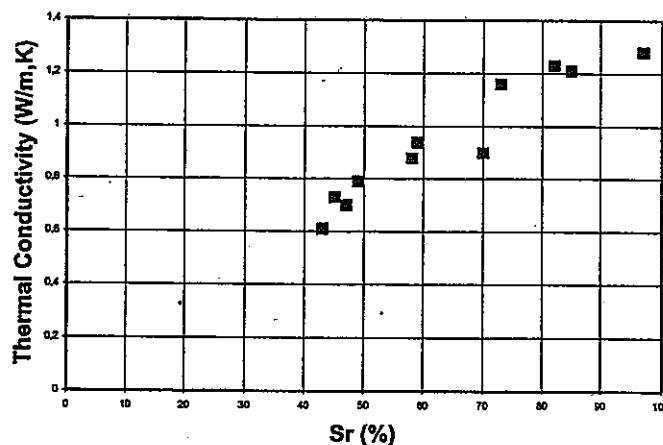


Figure 1 Thermal conductivity of MX-80

Table 1 Relationship between thermal conductivity λ and degree of saturation S_r

S_r	λ (W/mK)
0.0	0.3
0.2	0.3
0.3	0.4
0.4	0.55
0.5	0.75
0.6	0.95
0.7	1.1
0.8	1.2
0.9	1.25
1.0	1.3

Specific heat c (kJ/kgK) is a function of water content ω .

$$c = \frac{80.0 + 4.2\omega}{100 + \omega} \quad (45)$$

Table 2 shows the relationship between specific heat and water content calculated from equation (45).

Table 2 Relationship between specific heat and water content

ω (%)	c (kJ/kgK)
0	0.800
10	1.109
20	1.367
30	1.585
100	2.500

2) Hydraulic property

The hydraulic conductivities (k) of MX-80 are measured with different void ratio (e) under the different temperature (T) conditions. Figure 2 shows the example of measurement results. This figure shows the relationship between the void ratio and the hydraulic conductivity. From these experiment results, SKB used the tabulated data shown in Table 3 for the simulation. In this table, hydraulic conductivity is a function of void ratio and temperature. From this table, the relationship between the hydraulic conductivity and temperature at each void ratio is calculated as shown in Figure 3. From this figure, it is known that hydraulic conductivity increase with temperature increasing. Therefore, we estimated the intrinsic permeability K (m^2) from the hydraulic conductivity k (m/s) by using the equation (46).

$$K = \frac{k\mu}{\rho g} \quad (46)$$

where, μ (Pa s) is the viscosity of water, ρ (kg/m³) is the density of water and g (m/s²) is the gravitational acceleration.

Figure 4 shows the relationship between the intrinsic permeability and the temperature at each void ratio. From this figure, it is known that the intrinsic permeability is a function of void ratio. Figure 5 shows relationship between the intrinsic permeability and the void ratio. This relationship is expressed as following equation.

$$K = 1.81 \times 10^{-20} (e)^{4.30} \quad (47)$$

For the simulation by THAMES, equation (47) is used as the intrinsic permeability.

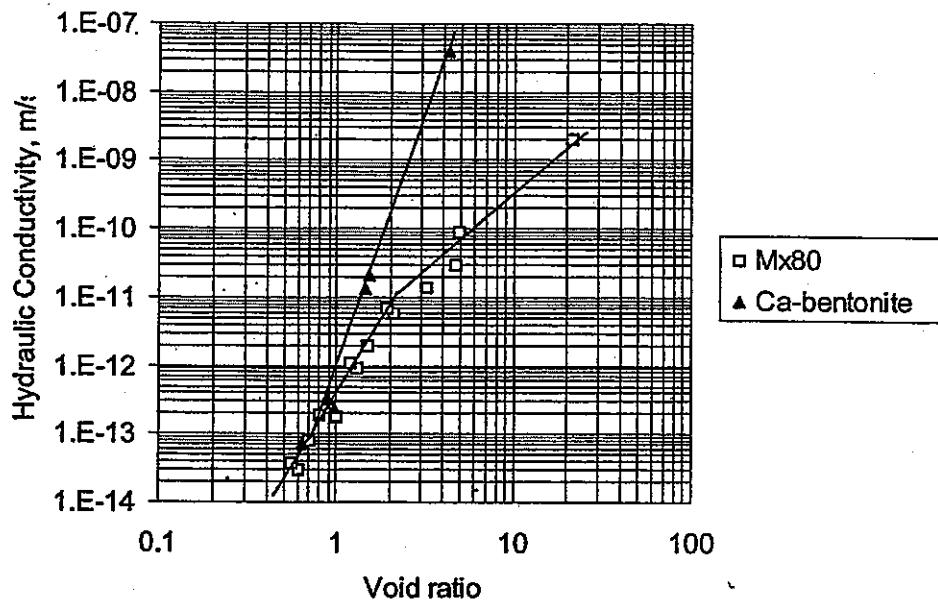


Figure 2 Measured hydraulic conductivity with different void ratio

Table 3 Tabulated data of hydraulic conductivity k with function of void ratio e and temperature T for the SKB simulation

T [°C]	e	k [m/s]
20	0.4	0.035×10^{-13}
20	0.6	0.200×10^{-13}
20	0.8	0.650×10^{-13}
20	1.0	1.750×10^{-13}
40	0.4	0.050×10^{-13}
40	0.6	0.310×10^{-13}
40	0.8	1.000×10^{-13}
40	1.0	2.750×10^{-13}
60	0.4	0.070×10^{-13}
60	0.6	0.440×10^{-13}
60	0.8	1.450×10^{-13}
60	1.0	3.850×10^{-13}
80	0.4	0.100×10^{-13}
80	0.6	0.550×10^{-13}
80	0.8	1.800×10^{-13}
80	1.0	4.900×10^{-13}

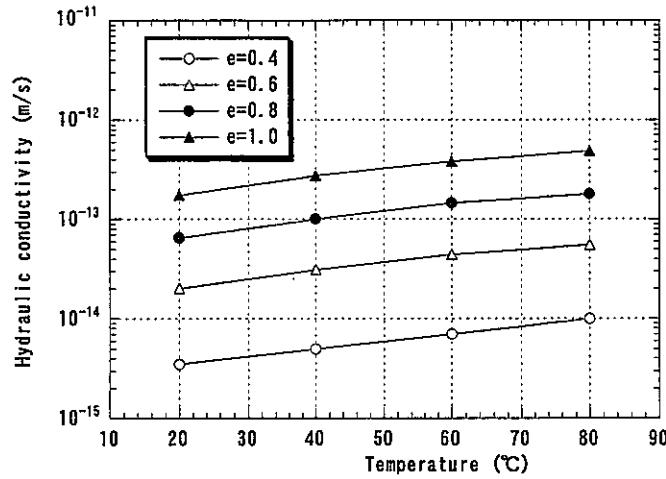


Figure 3 Temperature dependency of hydraulic conductivity

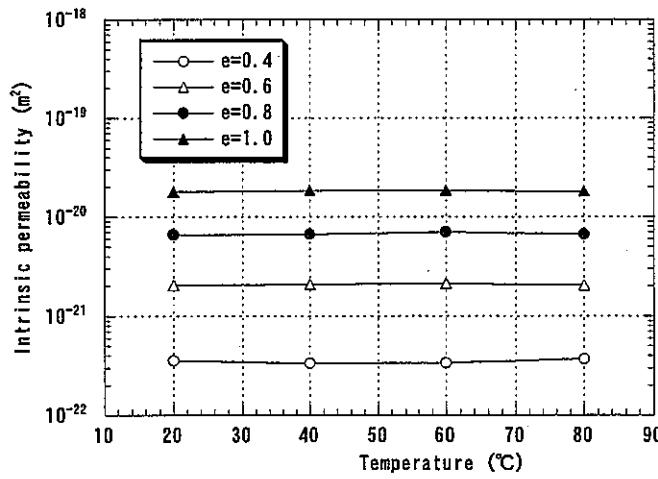


Figure 4 Temperature dependency of intrinsic conductivity

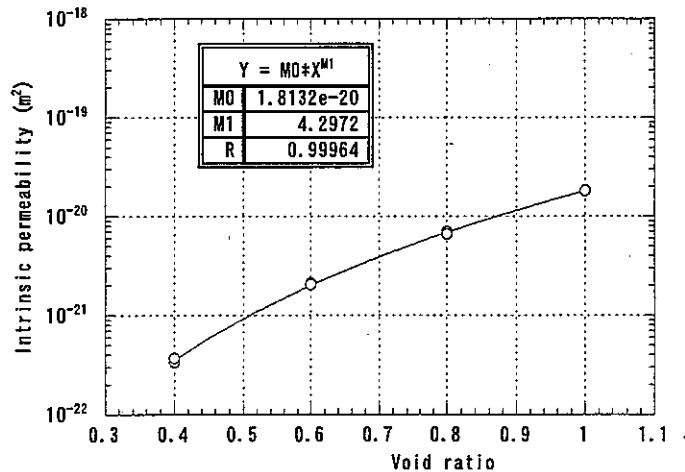


Figure 5 Relationship between intrinsic permeability and void ratio

The unsaturated permeability is defined as shown in equation (48) by SKB. In this equation, the unsaturated permeability is a function of the degree of saturation.

$$k_p = (S_r)^\delta k \quad (48)$$

where, k_p is the hydraulic conductivity of partly saturated soil, k is the hydraulic conductivity of completely saturated soil and δ is the parameter (usually between 3 and 10). And the parameter in equation (48) is obtained as follows.

$$\delta = 3 \quad (49)$$

Therefore, the unsaturated permeability when the temperature is 20°C and the void ratio is 0.4 is calculated as shown in Figure 6.

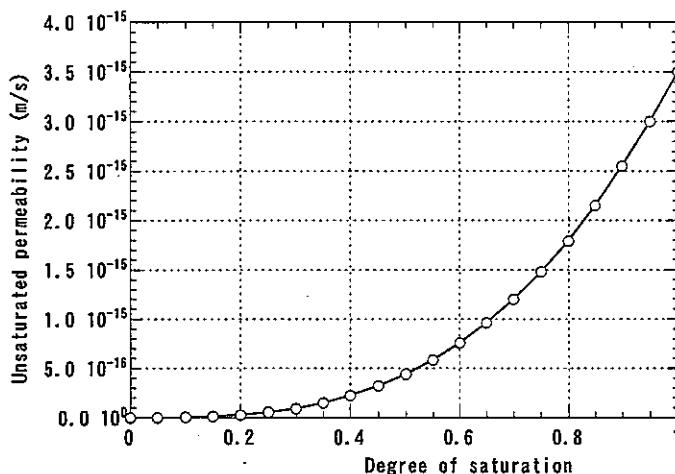


Figure 6 Unsaturated permeability of MX-80(Temperature 20°C, Void ratio 0.4)

The water retention curve of MX-80 is shown in Figure 7.

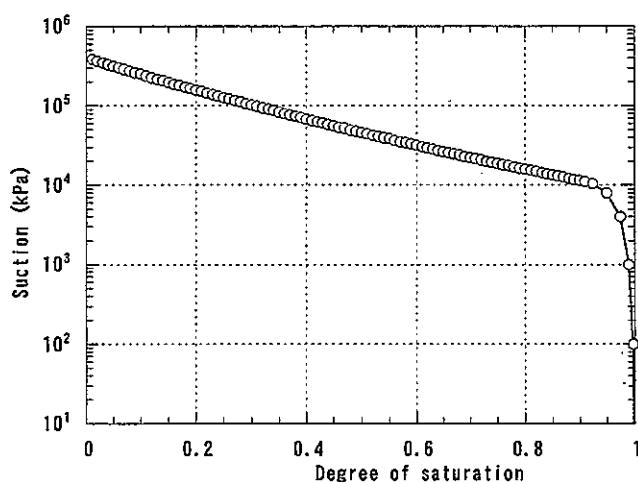


Figure 7 Water retention curve of MX-80

The thermal vapor flow diffusivity is determined by temperature gradient test conducted by SKB. Test apparatus is shown in Figure 8. The size of specimen is 50mm in diameter and 50mm in height. The temperature of top and bottom side of specimen was controlled at fixed different temperature. After the several time, specimen was picked up and measured the water content distribution in the specimen.

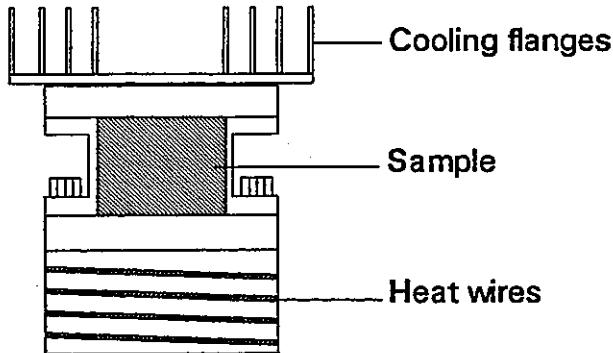


Figure 8 Test apparatus for temperature gradient test

SKB used the equation (50), (51) and (52) as the thermal vapor flow diffusivity. In these equations, the thermal vapor flow diffusivity D_{Tv} is a function of the degree of saturation.

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \quad (0.3 \leq S_r \leq 0.7) \quad (50)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \cos^a \left(\frac{S_r - 0.7}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (0.7 \leq S_r) \quad (51)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \sin^b \left(\frac{S_r}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (S_r \leq 0.3) \quad (52)$$

The parameters D_{Tvb} , a and b were determined by back analysis of temperature gradient test. We re-determined the D_{Tvb} by our analysis code THAMES.

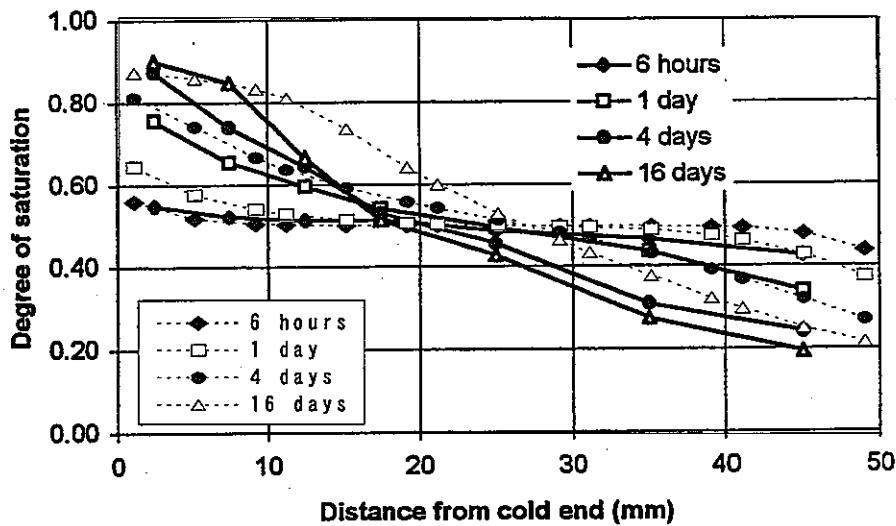


Figure 9 Comparison of saturation distribution in the specimen between measurement results and simulation results of temperature gradient test
(straight line; measurement results, dotted line; simulation results)

Figure 9 shows the comparison of saturation distribution in the specimen between measurement results and simulation results of temperature gradient test. Initial degree of saturation of the specimen is 50%. The determined values are shown in following equations. Here, the parameter D_{Tvb} is only determined and other parameters a and b are the same with SKB values.

$$D_{Tvb} = 2.0 \times 10^{-13} \text{ m}^2/\text{sK} \quad (53)$$

$$a = 6 \quad (54)$$

$$b = 6 \quad (55)$$

Figure 10 shows the calculated thermal vapor flow diffusivity as function of the degree of saturation.

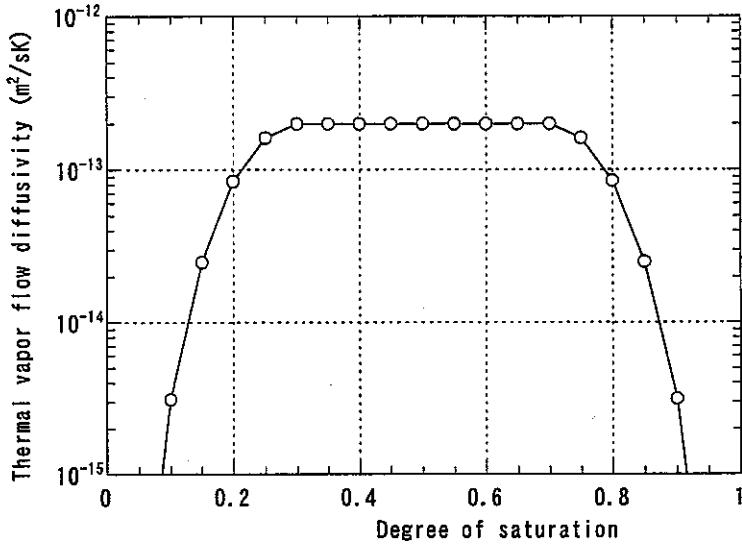


Figure 10 Thermal vapor flow diffusivity as function of degree of saturation

3) Swelling property

The parameter for swelling pressure (F in equation (34)) is determined by back analysis of swelling pressure test conducted by SKB. Initial condition is specimen is follows.

Size: diameter 50mm, height 50mm

Degree of saturation: 0.4

Time history of calculated swelling pressure is shown in Figure 11. The parameter F is determined as 0.180.

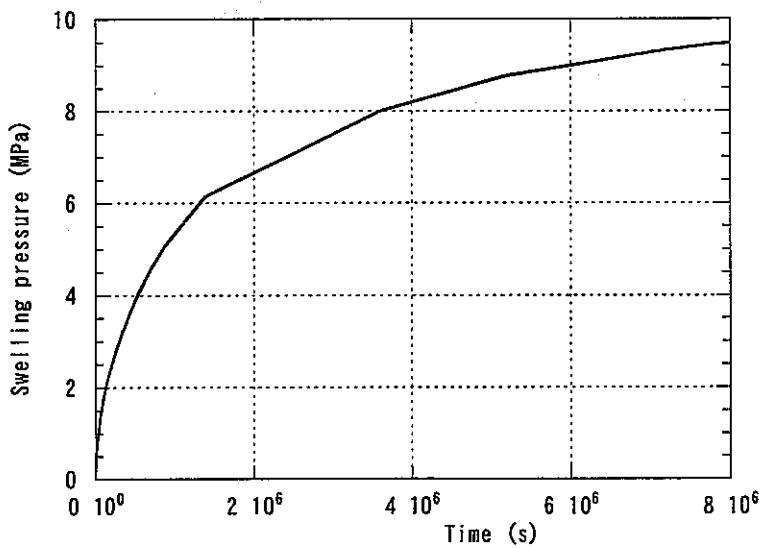


Figure 11 Calculated swelling pressure

3.2 Parameters of backfilling material

In the Prototype Repository Project, mixed material with bentonite and crushed rock (B:S=3:7) will be used for the backfilling of drift. Backfilling material is compacted in situ and dry density is 1.75g/cm^3 (void ratio 0.57, saturated water content 20.7%).

Parameters of backfilling material for the simulation are as follows.

1) Thermal property

The thermal properties of backfilling material are constant as following values.

$$\text{Thermal conductivity: } \lambda = 1.5\text{W/mK} \quad (56)$$

$$\text{Specific heat: } c = 1.2\text{kJ/kgK} \quad (57)$$

2) Hydraulic property

Hydraulic conductivity k of backfilling material is as follow.

$$\text{Hydraulic conductivity: } k = 2.0\text{E-10m/s} \quad (58)$$

The relationship between the suction and the degree of saturation for the simulation is shown in Table 4. Figure 12 shows the water retention curve of the backfilling material. The unsaturated permeability is calculated by equation (48) and (49).

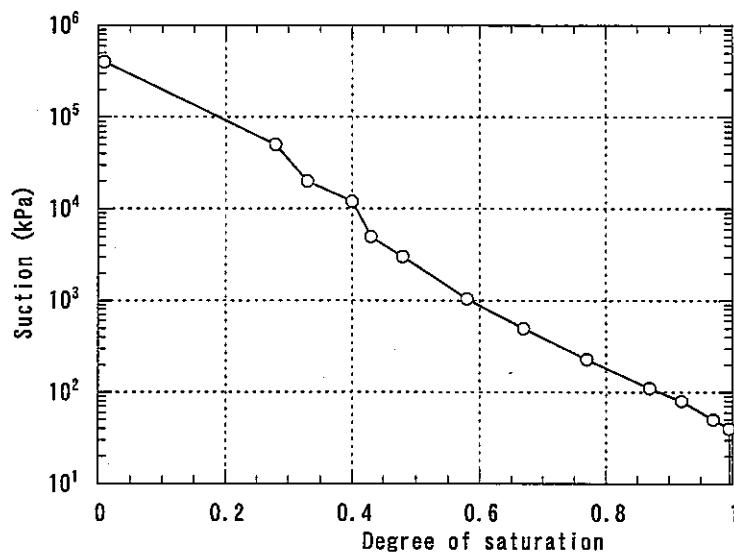


Figure 12 Water retention curve of backfilling material

Table 4 Relationship between the suction and the degree of saturation of backfilling material

Degree of saturation S_r (-)	Suction S_w (kPa)
0.01	400000
0.28	50000
0.33	20000
0.40	12000
0.43	5000
0.48	3000
0.58	1050
0.67	500
0.77	230
0.87	110
0.92	80
0.97	50
0.995	40
1.0	0

3) Mechanical property

The Young's modulus and the poison's ratio of backfilling material for the simulation are as follows.

$$\text{Young's modulus: } E=30\text{ MPa} \quad (59)$$

$$\text{Poison's ratio: } \nu=0.3 \quad (60)$$

3.3 Parameters of surrounding rock**1) Thermal property**

The thermal properties of surrounding rock are constant as following values.

$$\text{Thermal conductivity: } \lambda=3.0\text{ W/mK} \quad (61)$$

$$\text{Specific heat: } c=0.8\text{ kJ/kgK} \quad (62)$$

2) Hydraulic property

Hydraulic conductivity of surrounding rock for the simulation is constant. However, because the hydraulic property of real rock is heterogeneous, some values are used for the simulation and the effect of permeability of rock on the simulation is examined.

$$\text{Hydraulic conductivity: } k=10^{-10} \text{ to } 10^{-14}\text{ m/s} \quad (63)$$

The relationship between the suction and the degree of saturation for the simulation is shown in Table 5. Figure 13 shows the water retention curve of the surrounding rock. The unsaturated permeability is calculated by equation (48) and (49).

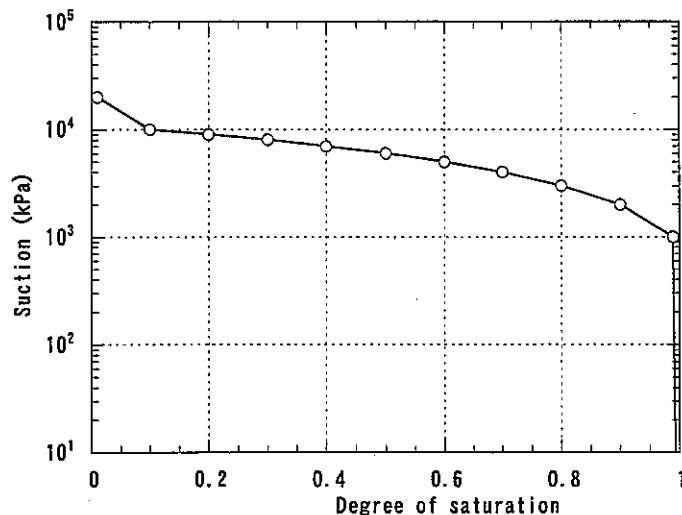


Figure 13 Water retention curve of surrounding rock

Table 5 Relationship between the suction and the degree of saturation of surrounding rock

Degree of saturation S_r (-)	Suction S_w (kPa)
0.01	20000
0.1	10000
0.2	9000
0.3	8000
0.4	7000
0.5	6000
0.6	5000
0.7	4000
0.8	3000
0.9	2000
0.99	1000
1.0	0

3) Mechanical property

The Young's modulus, the poison's ratio and the density of surrounding rock for the simulation are as follows.

$$\text{Young's modulus: } E=1,850 \text{ MPa} \quad (64)$$

$$\text{Poison's ratio: } \nu=0.3 \quad (65)$$

$$\text{Density: } \rho=2.6 \text{ g/cm}^3 \quad (66)$$

3.4 Parameters of heater

Parameters of the heater for the simulation are as follows.

$$\text{Thermal property: } \lambda=200 \text{ W/mK} \quad (67)$$

$$\text{Specific heat: } c=0.4 \text{ kJ/kgK} \quad (68)$$

$$\text{Young's modulus: } E=210,000 \text{ MPa} \quad (69)$$

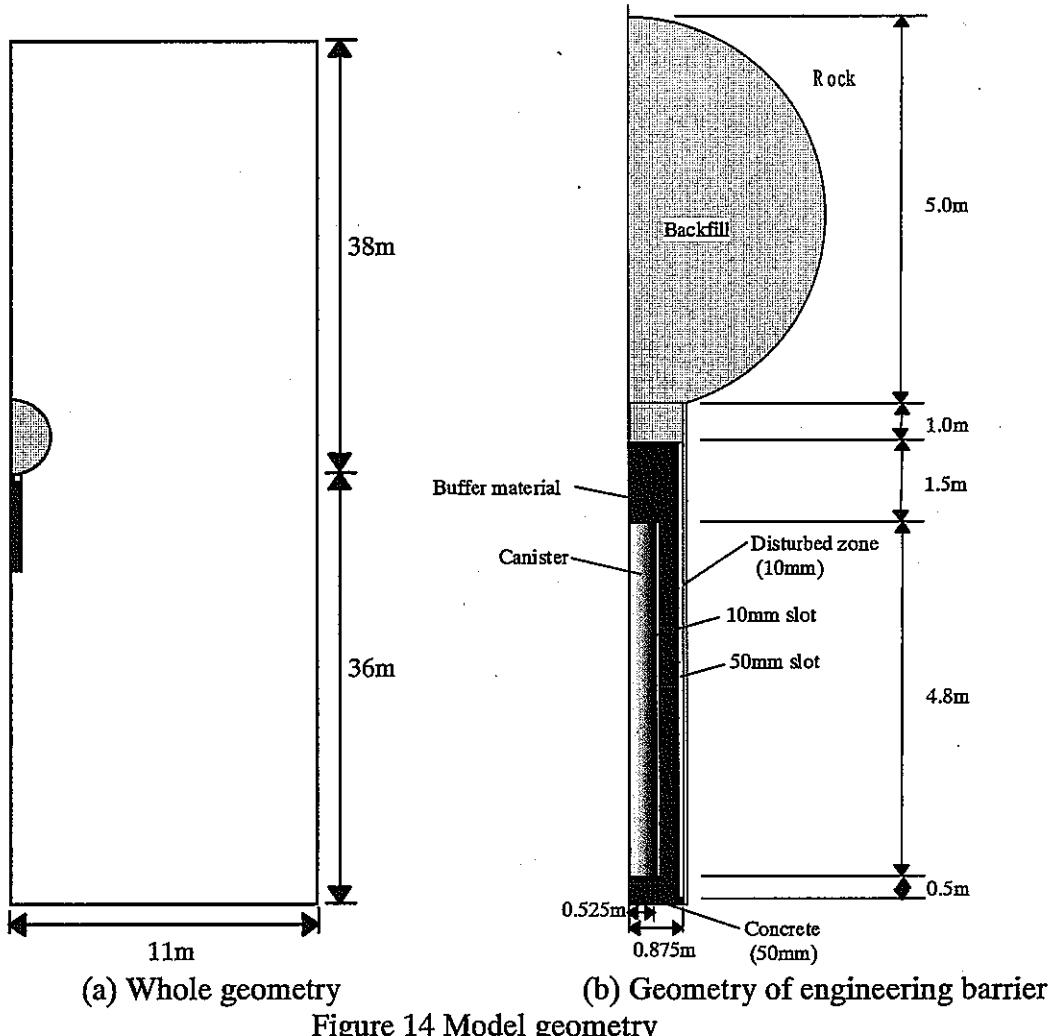
$$\text{Poison's ratio: } \nu=0.3 \quad (70)$$

$$\text{Density: } \rho=7.0 \text{ g/cm}^3 \quad (71)$$

4. Analysis of prototype repository

4.1 Analysis model

Analysis is carried out by two-dimensional model. Figure 14 shows the model geometry. Figure 14 (a) is a whole geometry and (b) is geometry of engineering barrier. Analysis region is 11m in width and 74m in height. Figure 15 shows the finite element mesh for the simulation.



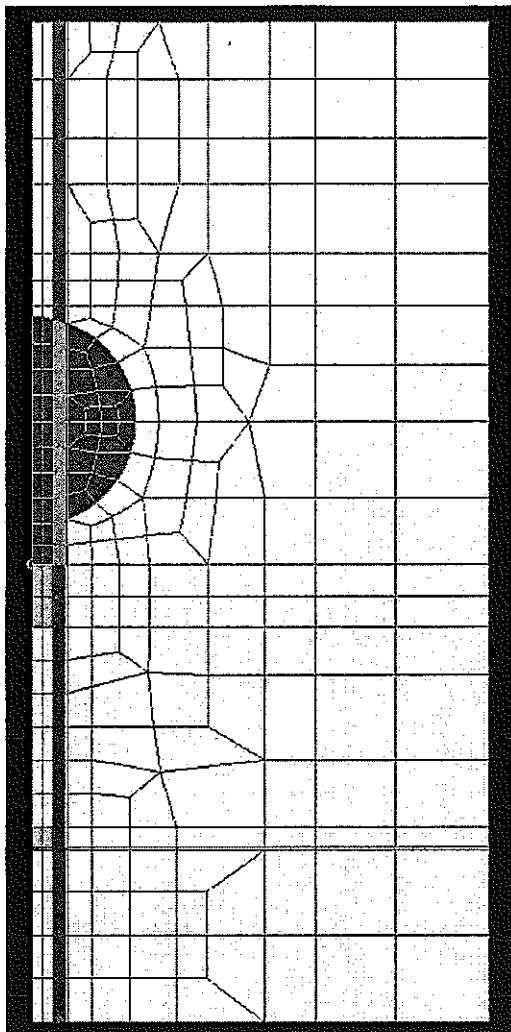


Figure 15 Finite element mesh

4.2 Analysis condition

Initial conditions and boundary conditions for the simulation are shown in Figure 16.

(Initial condition)

Water head of surrounding rock: 400m

Degree of saturation of buffer material: 60%

Degree of saturation of backfilling material: 60%

Temperature: 20°C

(Boundary condition)

Hydraulic: upper; constant, other; no flow

Thermal: upper and bottom; constant, other; adiabatic

Mechanical: fixed to the normal direction

Heater: temperature constant (90°C) or heat flux constant (1,800W)

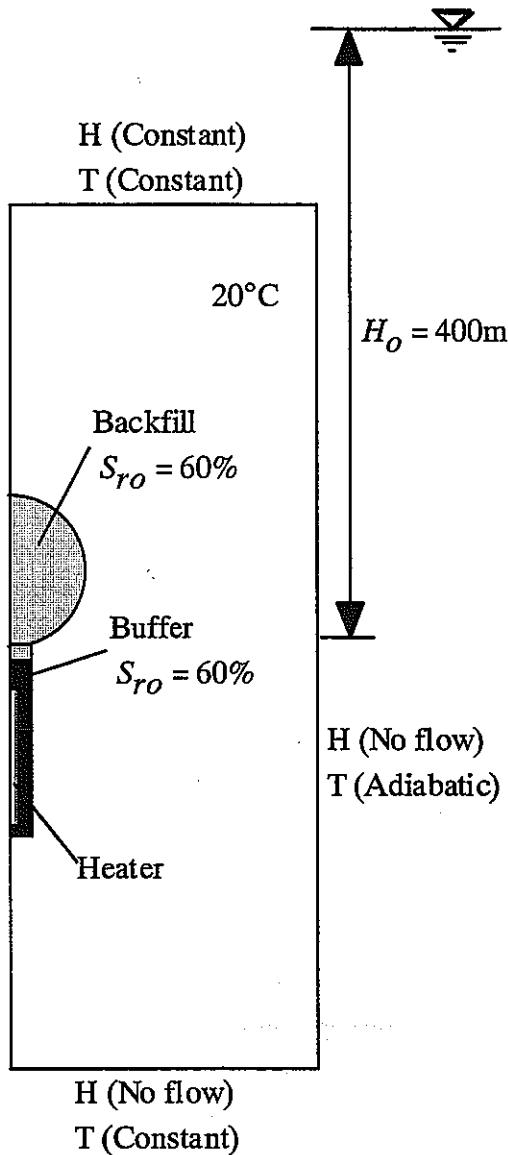


Figure 16 Initial and boundary conditions

4.3 Analysis case

Table 6 shows the analysis case. Case0-1 and Case0-2 are the case to research the difference between the boundary condition of heater. Case0-1 is temperature constant condition and Case0-2 is heat flux constant condition. Here, the initial void ratio of buffer material is 0.77 and it is not considered the gap between the heater and the buffer and between the rock and the buffer. This void ratio value of buffer material corresponds to that after saturation. The hydraulic conductivity of rock mass is 10^{-10}m/s . Case1-1, Case1-2 and Case1-3 are the case to research the effect by difference of permeability of rock mass. The hydraulic conductivity of rock mass are 10^{-10}m/s , 10^{-12}m/s , 10^{-14}m/s , respectively. The initial void ratio of buffer material is 0.64. This value corresponds to bentonite block before installation to the test pit. In these cases, it is not considered the gap between the heater and the buffer and between the rock and the buffer. Because the bentonite of Case1-1 corresponds to that before the installation and bentonite of Case0-1 corresponds to that after saturation (after swelling), real phenomena will be occurred between these two cases. Above simulations are carried out by TH analysis. The reasons are that structure change in the bentonite due to the swelling is not clear and these simulations focus the effect by the external factor, e.g., boundary condition of heater and permeability of rock mass. Case2-1 is a case that it is considered the gap between

the heater and the buffer and between the rock and the buffer. The thermal property of gap is the same with water. This simulation is carried out by THM analysis because the closing of gap must be considered. Furthermore, we carried out the comparison between the TH analysis and THM analysis when the gap is not considered in the model by Case 0-1 and Case1-1. Case3-1, Case3-2 and Case3-3 are the case to research the effect by difference of thermal vapor flow diffusivity of bentonite. The thermal vapor flow diffusivity of bentonite are $4 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{sK}$, $6 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{sK}$, $10 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{sK}$, respectively. These values are two, three and five times of determined value from the laboratory test shown in section 3.1.

Regarding the parameter of the buffer, only hydraulic conductivity (intrinsic permeability) is a function of void ratio (see equation (47)). Therefore, in case of THM analysis only hydraulic conductivity changes with the change of void ratio, other input parameter is not function of void ratio.

Table 6 Analysis case

Case	Boundary condition of heater	Initial void ratio of buffer material	Hydraulic conductivity of rock mass (m/s)	Consideration of gap	Thermal vapor flow diffusivity (m^2/sK)	Analysis
Case0-1	Temperature constant	0.77	10^{-10}	No	$2.0 \cdot 10^{-13}$	TH and THM
Case0-2	Heat flux constant	0.77	10^{-10}	No	$2.0 \cdot 10^{-13}$	TH
Case1-1	Temperature constant	0.64	10^{-10}	No	$2.0 \cdot 10^{-13}$	TH and THM
Case1-2	Temperature constant	0.64	10^{-12}	No	$2.0 \cdot 10^{-13}$	TH
Case1-3	Temperature constant	0.64	10^{-14}	No	$2.0 \cdot 10^{-13}$	TH
Case2-1	Temperature constant	0.64	10^{-10}	Yes	$2.0 \cdot 10^{-13}$	THM
Case3-1	Temperature constant	0.64	10^{-10}	No	$4.0 \cdot 10^{-13}$	TH
Case3-2	Temperature constant	0.64	10^{-10}	No	$6.0 \cdot 10^{-13}$	TH
Case3-3	Temperature constant	0.64	10^{-10}	No	$10.0 \cdot 10^{-13}$	TH

4.4 Analysis results

At first, we carried out the analyses of Case0-1 and Case0-2 and compared the difference due to the boundary conditions of heater. As a result, we could not obtain good result in the Case0-2. This will be because the heat flux of heater was too high in that simulation. Figure 17 shows the time history of degree of saturation in the buffer at the center level of heater (along the output line as shown in the figure at right). The degree of saturation near the heater became low due to temperature gradient and it showed the minimum value (approximately 40%) after about 300 days from the start of heating. After that the degree of saturation increased gradually as a whole in the buffer and the buffer became saturation after about 6,000 days from the star of heating. Figure 18 shows the time history of temperature along the output line in the right figure. It is known that temperature did not become constant after the saturation of the buffer. Temperature became constant after 10,000 days from the star of heating.

Figure 19 shows the time history of degree of saturation in the buffer for Case1-1. Decreasing rate of saturation near the heater in the buffer in this case was larger than that in Case0-1 and

minimum value of the degree of saturation was approximately 30%. Furthermore, it needed more time to reach the saturation in the buffer compared with Case0-1. Re-saturation time was approximately 20,000 days. Figure 20 shows the time history of temperature along the output line in the right figure. It is not seen the large difference between Case0-1 and Case1-1. As compared with Case0-1, the speed of temperature increasing for Case1-1 was a little slow because the degree of saturation in the buffer for Case1-1 was lower than Case0-1 but final temperature distribution for Case1-1 was the almost same with Case0-1.

Figure 21 shows the time history of degree of saturation in the buffer for Case1-3. There was no difference between Case1-1 and Case1-3. Figure 22 shows the time history of temperature along the output line in the right figure. There was also no difference. Therefore, it is concluded that re-saturation phenomena in the buffer are not dependent on the permeability of rock mass if the hydraulic conductivity of rock mass is in the 10^{-10} to 10^{-14} m/s range.

Figure 23 shows the time history of degree of saturation in the buffer for Case2-1. As compared with Case1-1, degree of saturation increasing near rock mass in the buffer was faster but the re-saturation time in whole buffer was the almost same with Case1-1. Figure 24 shows the time history of temperature for Case2-1. There was not seen large difference with Case1-1.

Figure 25 to Figure 30 show the simulation results with different thermal vapor flow diffusivity. The degree of decreasing of saturation in the buffer is great with increasing of thermal vapor flow diffusivity. The effect of thermal vapor flow diffusivity is great and it is said that it is important to evaluate the thermal vapor flow diffusivity exactly to estimate the re-saturation phenomena in the buffer precisely.

Figure 31 to 37 show the distribution of degree of saturation and temperature around the disposal tunnel after 30 days, 1 year and 5 years of Case0-1, Case1-1, Case1-2, Case2-1, Case3-1 and case3-3, respectively. After 30 days, degree of saturation of rock mass around the disposal tunnel decreases slightly, however, it recovers to 100% after 1 year. Furthermore, it is known that the effect of permeability of rock mass on the decreasing of saturation of rock mass is little if the permeability of rock mass is in the range between 10^{-10} m/s and 10^{-14} m/s. It is also indicated from these figures that the thermal vapor flow diffusivity of buffer exerts the most influence upon the distribution of degree of saturation and temperature in and around the engineered barrier.

Figure 38 shows the time history of degree of saturation in the buffer with different permeability of rock mass. Black legend is the results of outer side of buffer (near rock mass) and white one is results of inner side of buffer (near heater). Figure 39 shows the time history of temperature at the same points with Figure 38. It is also indicated from these figures that the effect of permeability of rock mass upon the distribution of saturation and temperature in the buffer is small. Figure 40 and Figure 41 show the results with different thermal vapor flow diffusivity. Figure 40 shows the time history of degree of saturation and Figure 41 shows the time history of temperature. As compared with Figure 38, it is much different between each case in Figure 40 because of different thermal vapor flow diffusivity. The degree of decreasing of saturation in the buffer is great with increasing of thermal vapor flow diffusivity. Figure 41 shows the time history of temperature with different thermal vapor flow diffusivity. Because the degree of saturation in the buffer decreases with increasing of thermal vapor flow diffusivity, temperature at the outer side of model decreases because of decreasing of thermal conductivity of buffer. In this simulation, the boundary condition of heater is temperature constant. Therefore, the maximum temperature in the buffer becomes low as the thermal vapor flow diffusivity of buffer is high as shown in Figure 41. However, real waste is heat flux constant rather than temperature constant. At that situation, the maximum temperature in the buffer maybe increases with increasing of thermal vapor flow diffusivity.

Figure 42 to 45 show the comparison of degree of saturation and temperature between the

TH analysis and THM analysis. Figure 42 and Figure 43 are the results of Case0-1 and Figure 44 and 45 are the results of Case1-1. In these figure, we carried out the comparison by the effect of coupling when we did not consider the gap in the model. From the Figure 42 and Figure 44, it is known that the increasing speed of degree of saturation near rock mass by THM analysis is earlier than that by TH analysis. This is because of increasing of void ratio due to swelling and it caused the increasing of hydraulic conductivity. On the contrary, the void ratio of buffer near the heater decreases by compression due to the swelling of bentonite near the rock mass, and then the hydraulic conductivity of bentonite near the heater decrease. By the decreasing of hydraulic conductivity of bentonite near the heater, the re-saturation time by the THM analysis is longer than that by the TH analysis. And maximum temperature in the buffer by the THM analysis is lower than that by the TH analysis. In these analyses, the structure change due to the swelling is not considered. In these analyses, pressure due to swelling is only considered. Then void at the swollen part becomes to be expanded by the tension stress of swelling. However, it is considered that the void in the bentonite is filled by the swollen montmorillonite minerals (Pusch 1980a, 1980b, Kimine and Ogata, 1994) and the properties will be changed by the change of void during the water uptaking.

Figure 46 to 49 show the time history of degree of saturation in the buffer and time history of temperature with different model for gap between buffer and rock mass. Figure 46 and Figure 47 are the comparison between TH analysis of Case0-1, Case1-1 and THM analysis of Case2-1. Figure 48 and Figure 49 are the comparison between THM analysis of Case0-1, Case1-1 and THM analysis of Case2-1. At the inner part of buffer that will need the most time to reach the saturation, the re-saturation time of Case2-1 is closed to the results of Case1-1 compared with that of Case0-1. In the Figure 46, re-saturation time by Case1-1 is longer than that of Case2-1, but it will be considered that re-saturation time by TH analysis is shorter than that by THM analysis as shown in Figure 42 and Figure 44. Re-saturation time by THM analysis of Case1-1 is the almost same with that by THM analysis of Case2-1. Therefore, it is concluded that when gap is not considered in the model it is better to use the property at the high density of bentonite before installing into the disposal pit. However, these are the results when we did not consider the structure change inside the bentonite due to the swelling in detail. In order to achieve the more detail evaluation, it needs to consider the structure change inside the bentonite and the parameter change during the swelling.

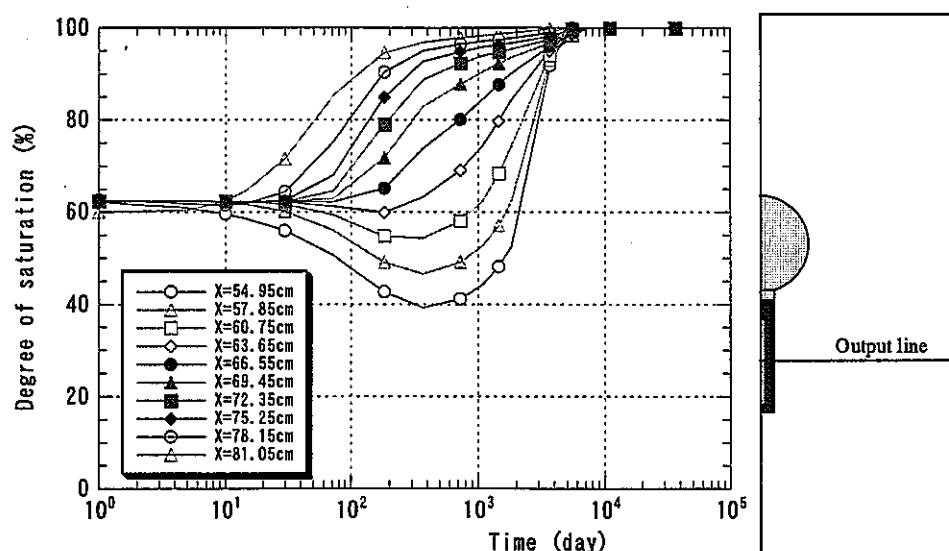


Figure 17 Time history of degree of saturation in buffer (Case0-1)

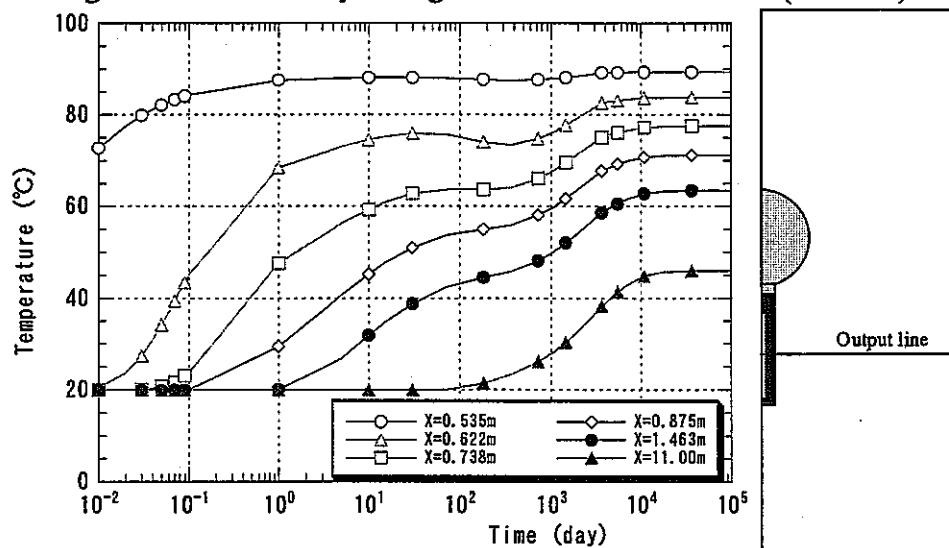


Figure 18 Time history of temperature in buffer and rock (Case0-1)

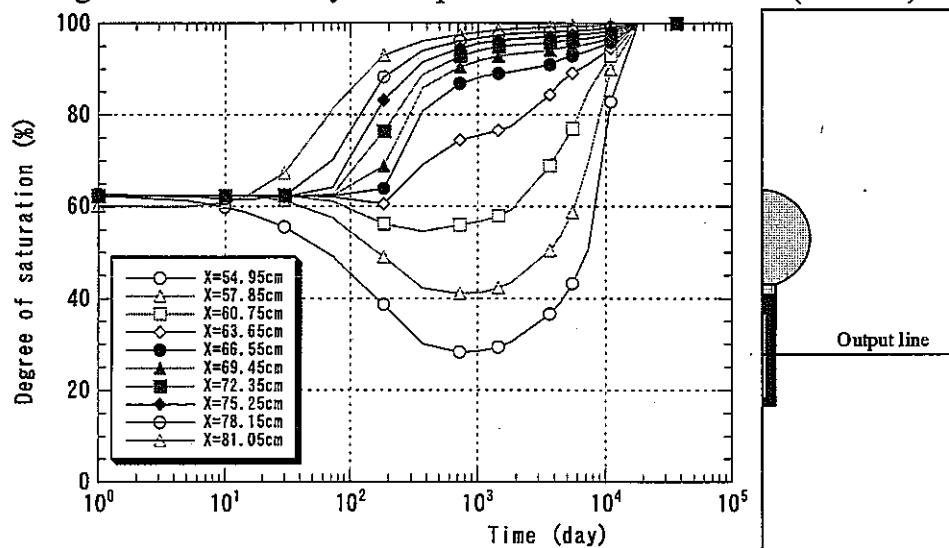


Figure 19 Time history of degree of saturation in buffer (Case1-1)

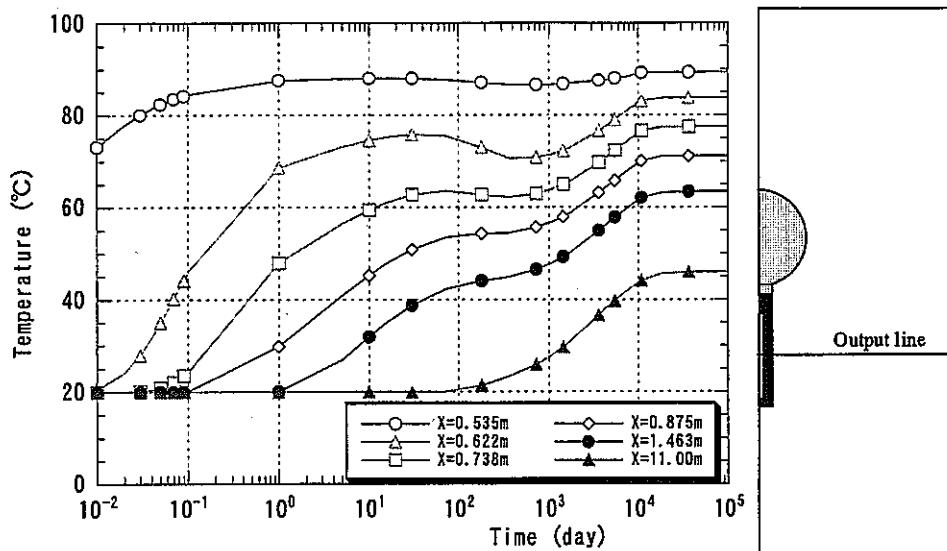


Figure 20 Time history of temperature in buffer and rock (Case1-1)

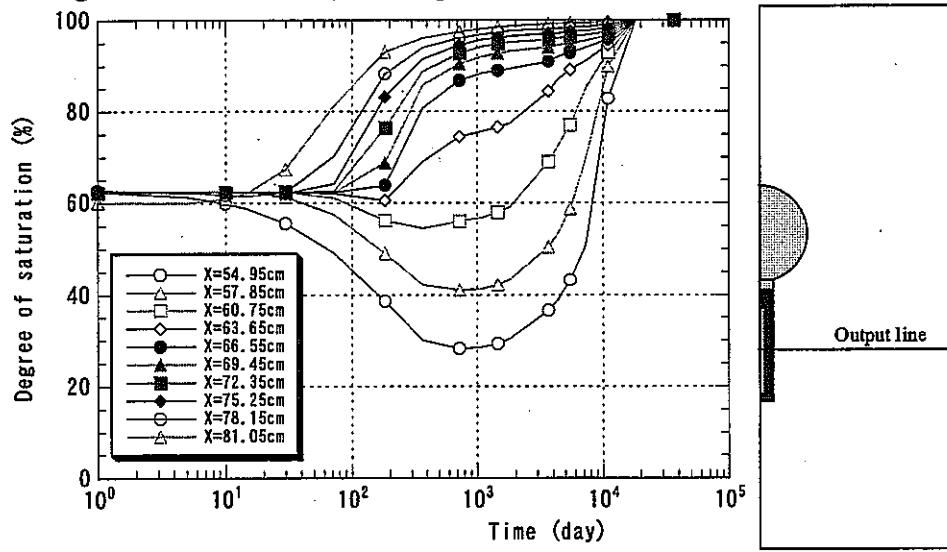


Figure 21 Time history of water content in buffer (Case1-3)

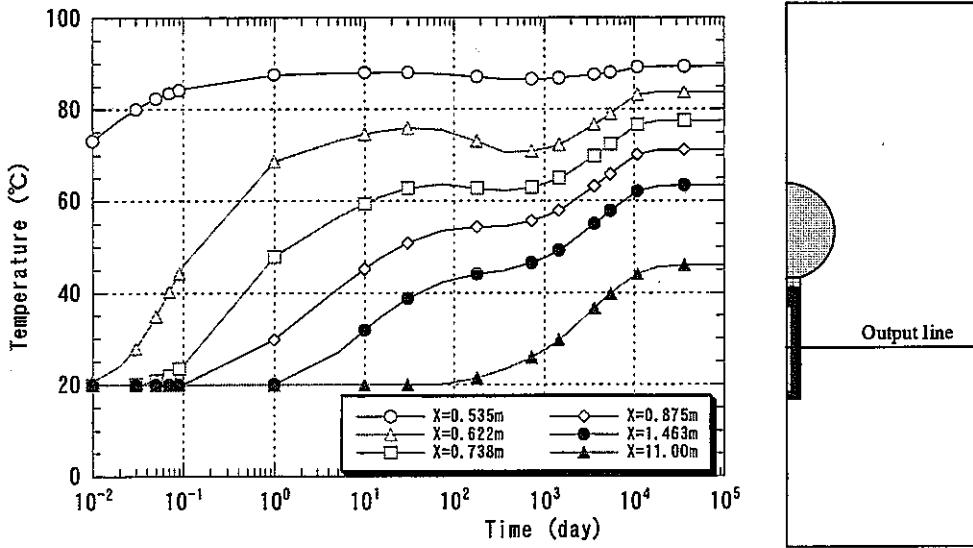


Figure 22 Time history of temperature in buffer and rock (Case1-3)

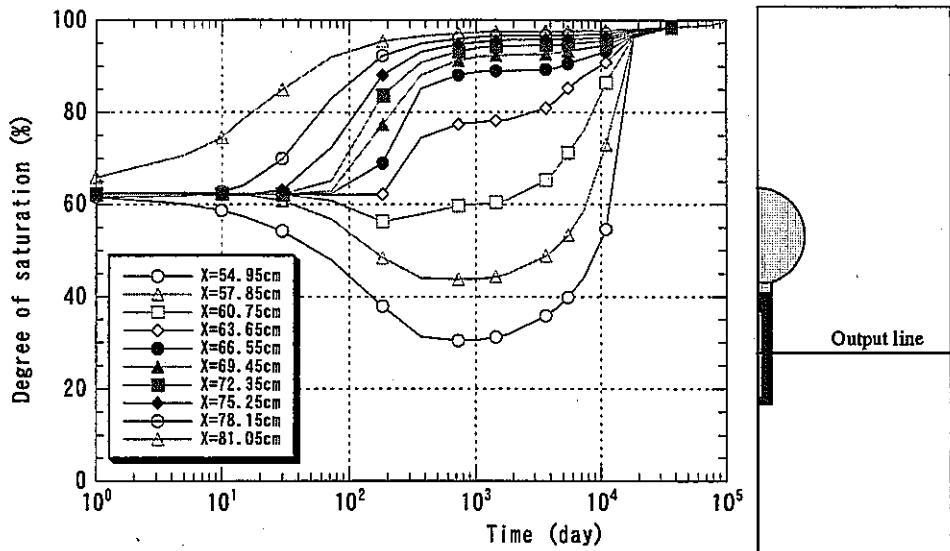


Figure 23 Time history of degree of saturation in buffer (Case2-1)

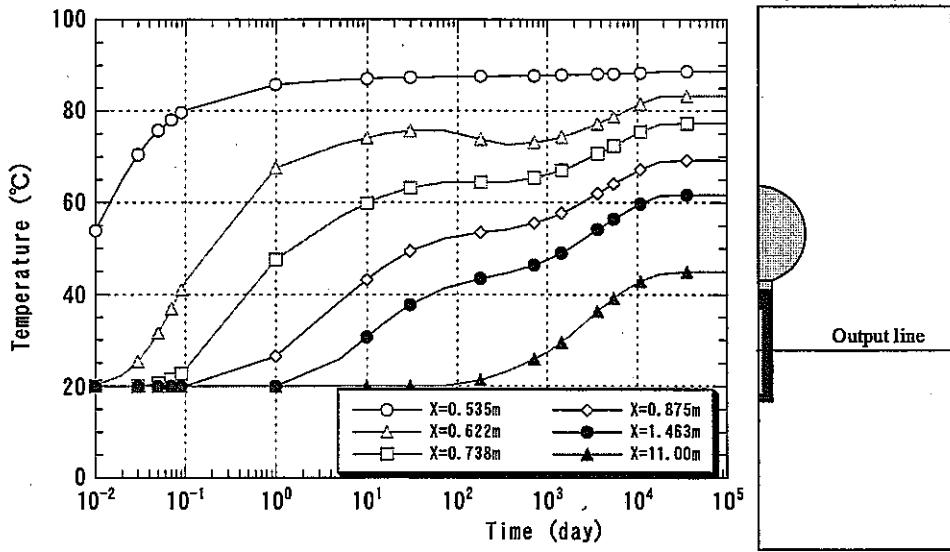


Figure 24 Time history of temperature in buffer and rock (Case2-1)

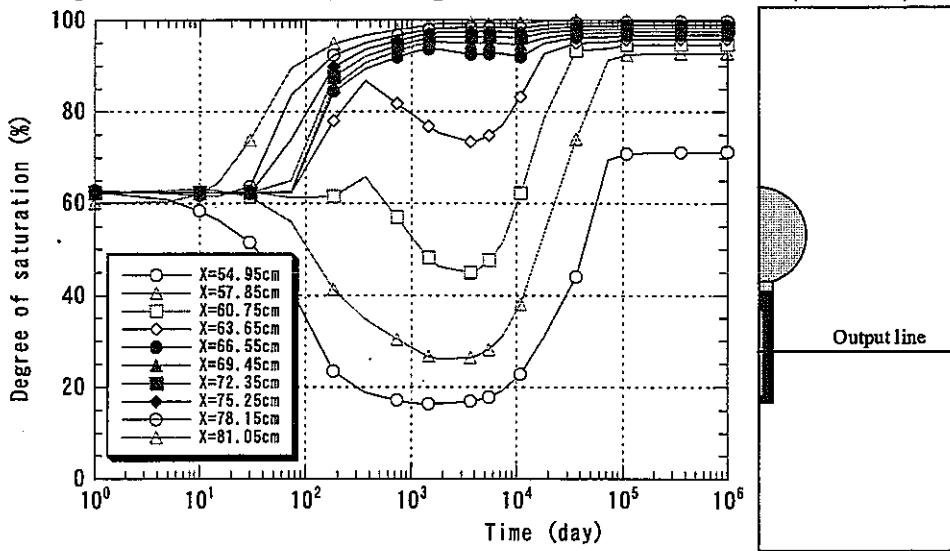


Figure 25 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-1)

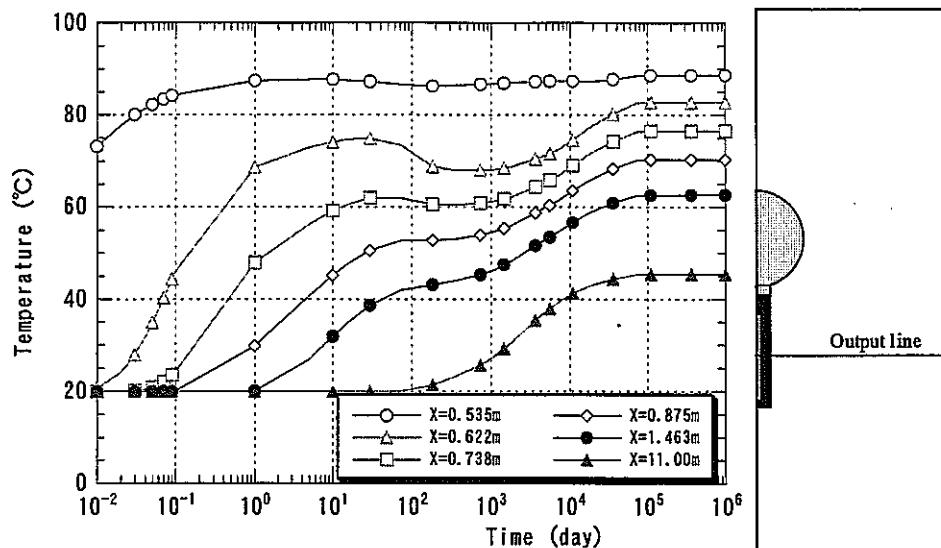


Figure 26 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-1)

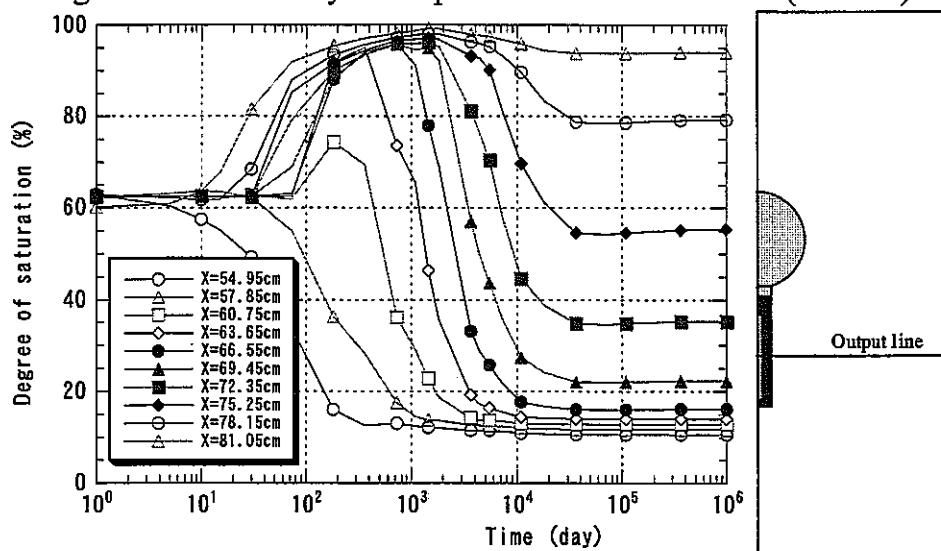


Figure 27 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-2)

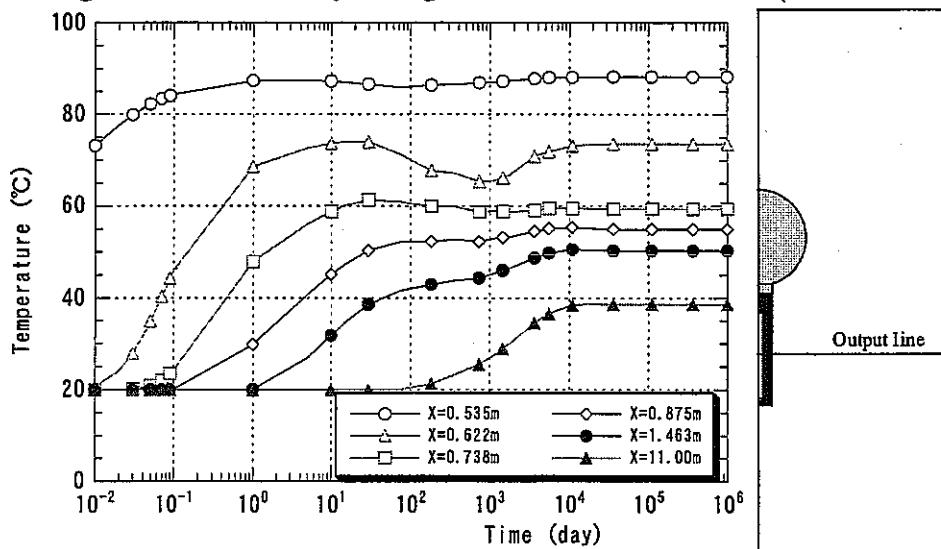


Figure 28 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-2)

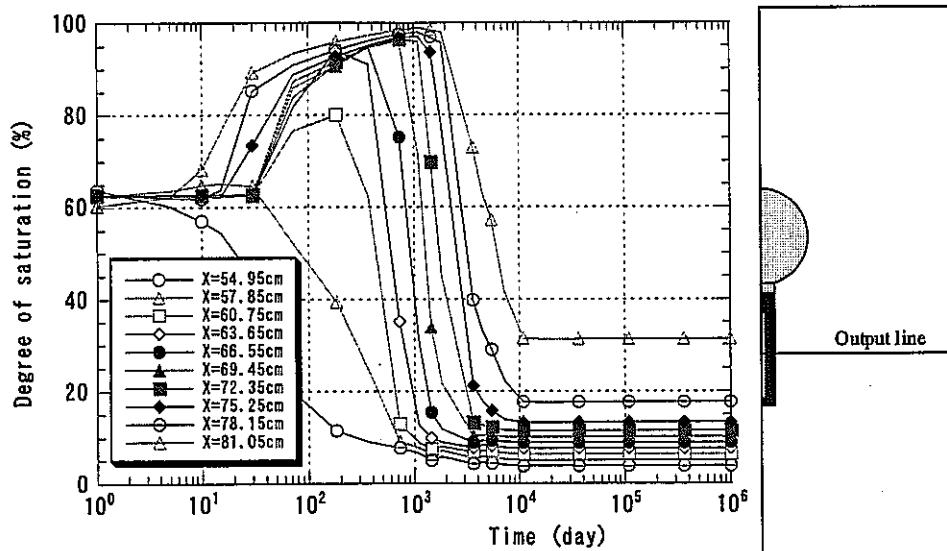


Figure 29 Time history of degree of saturation in buffer (Case3-3)

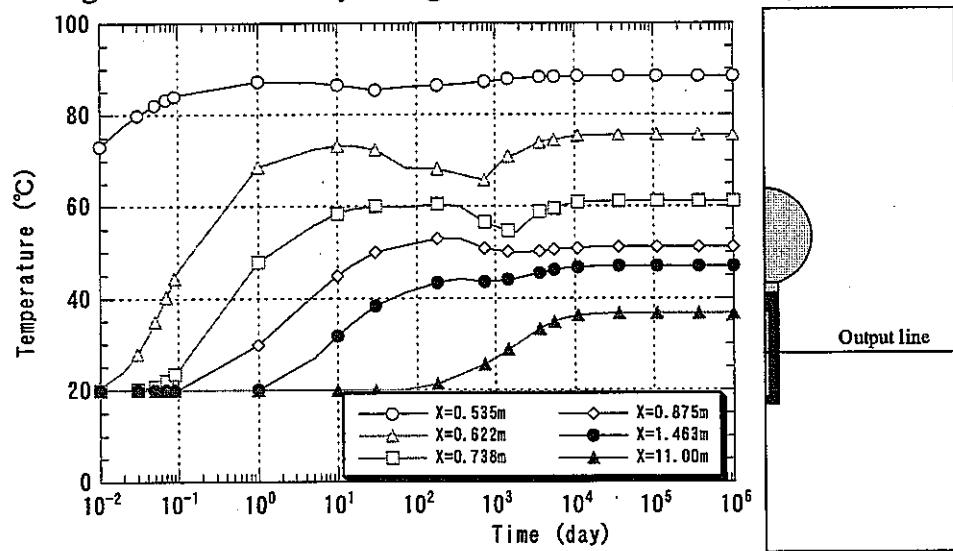


Figure 30 Time history of temperature in buffer and rock (Case3-3)

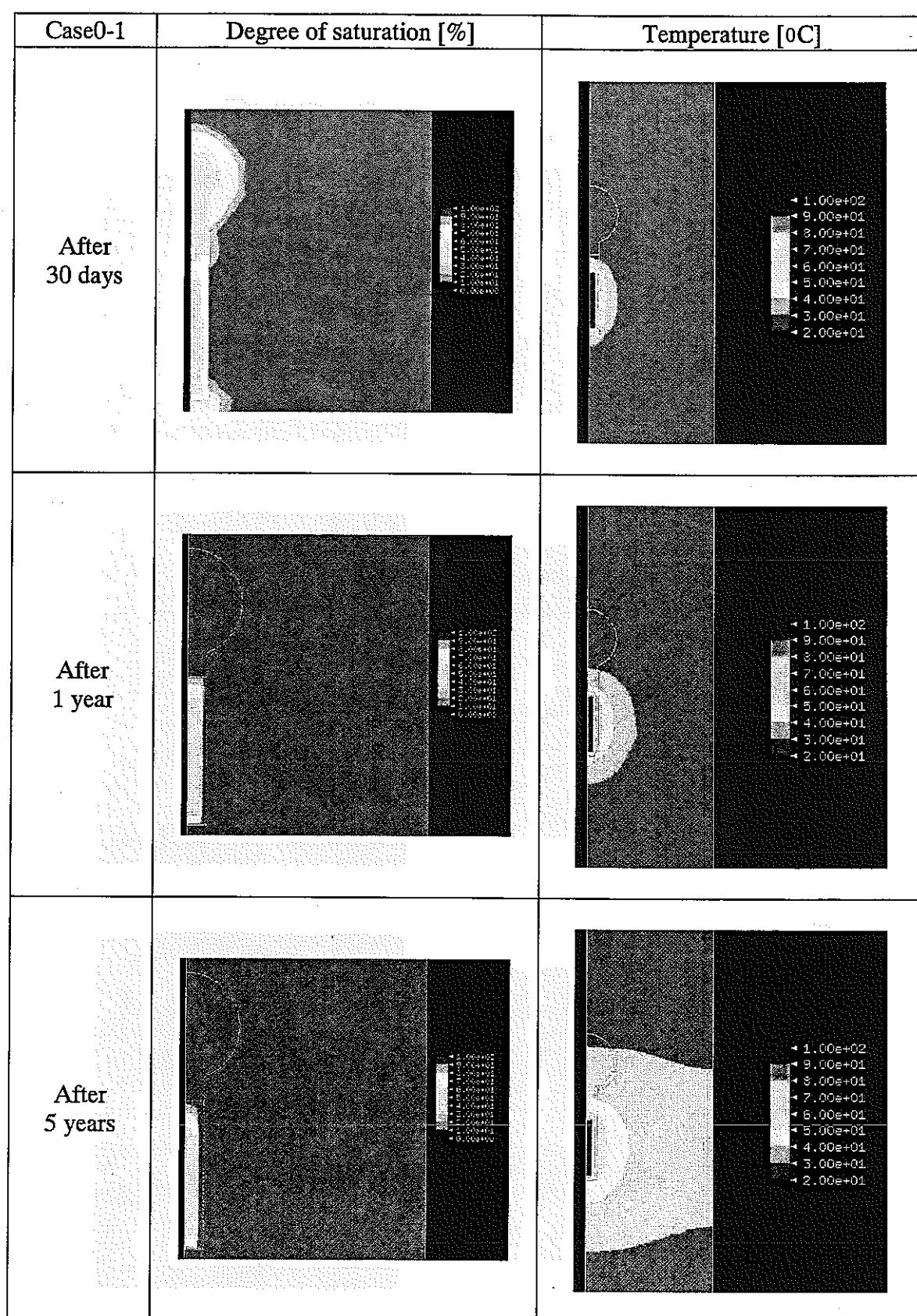


Figure 31 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case0-1)

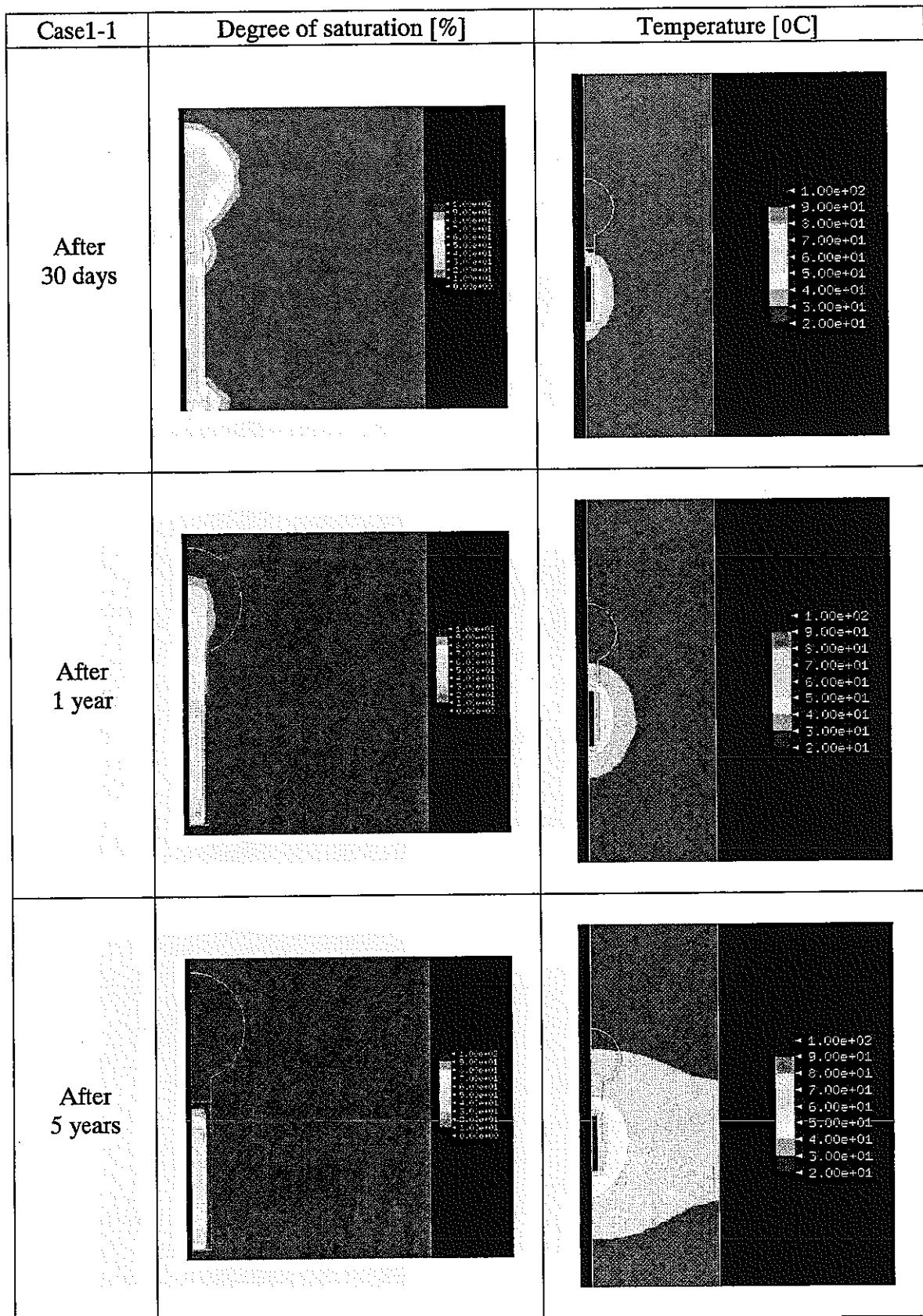


Figure 32 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-1)

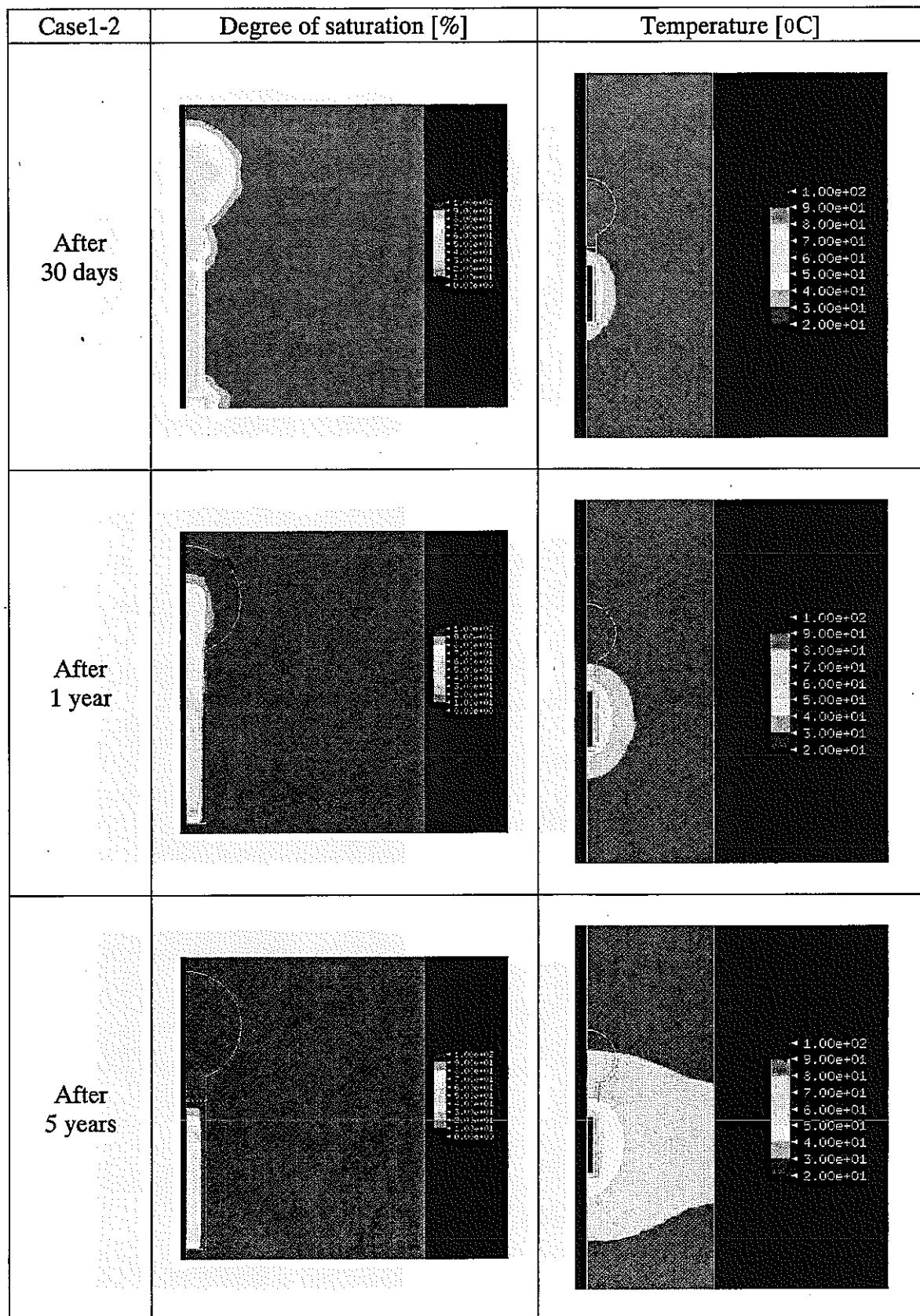


Figure 33 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-2)

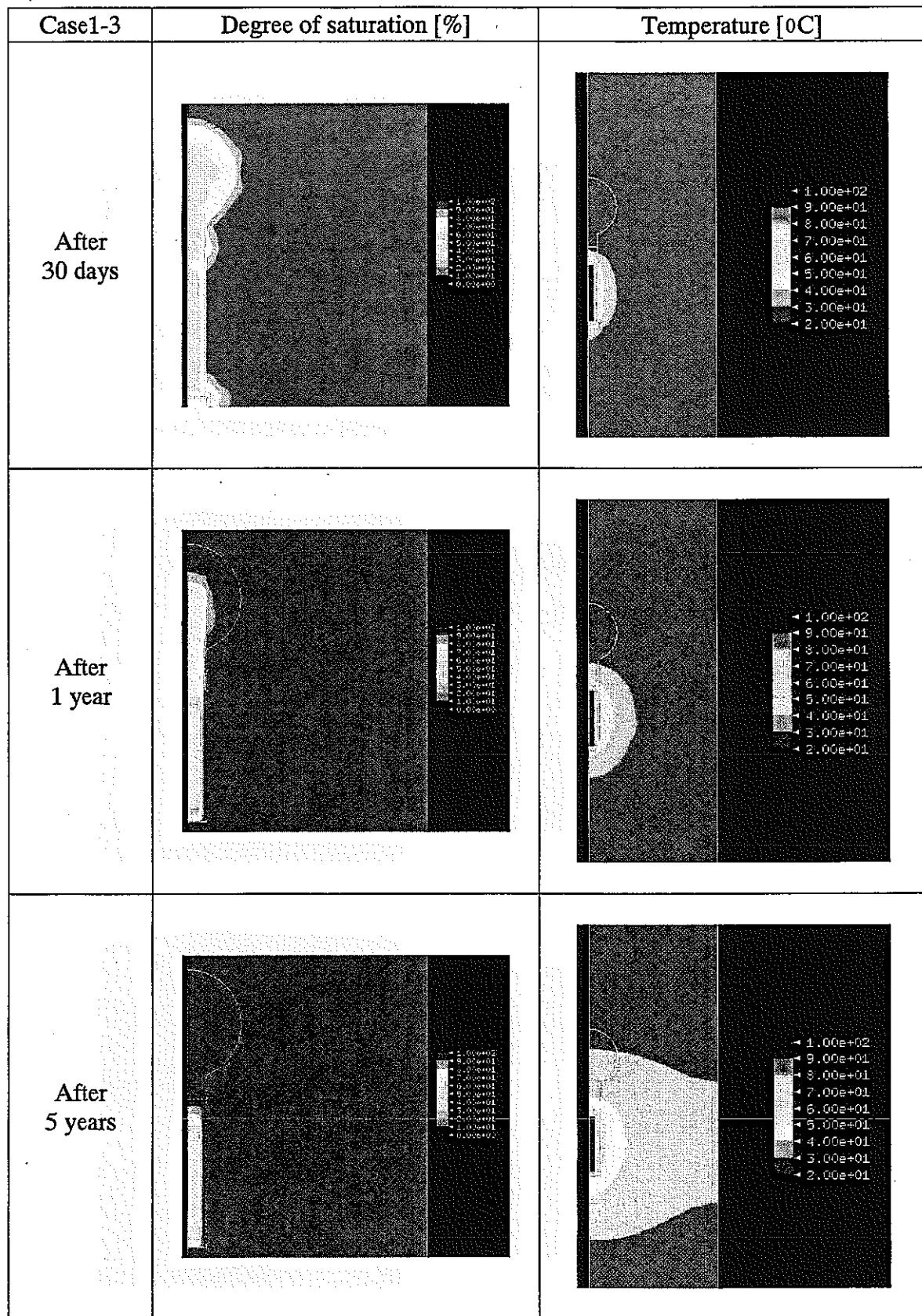


Figure 34 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case1-3)

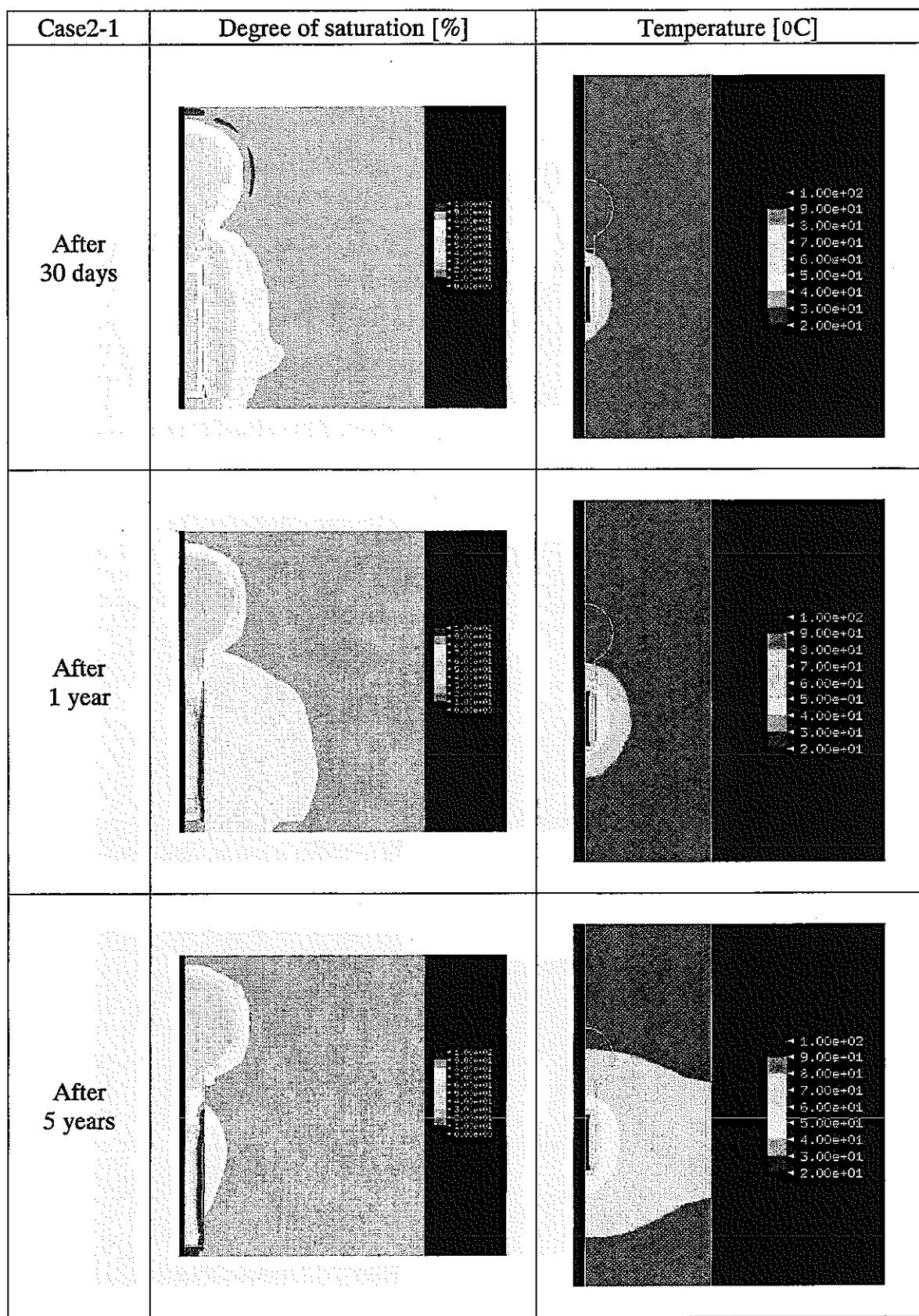


Figure 35 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case2-1)

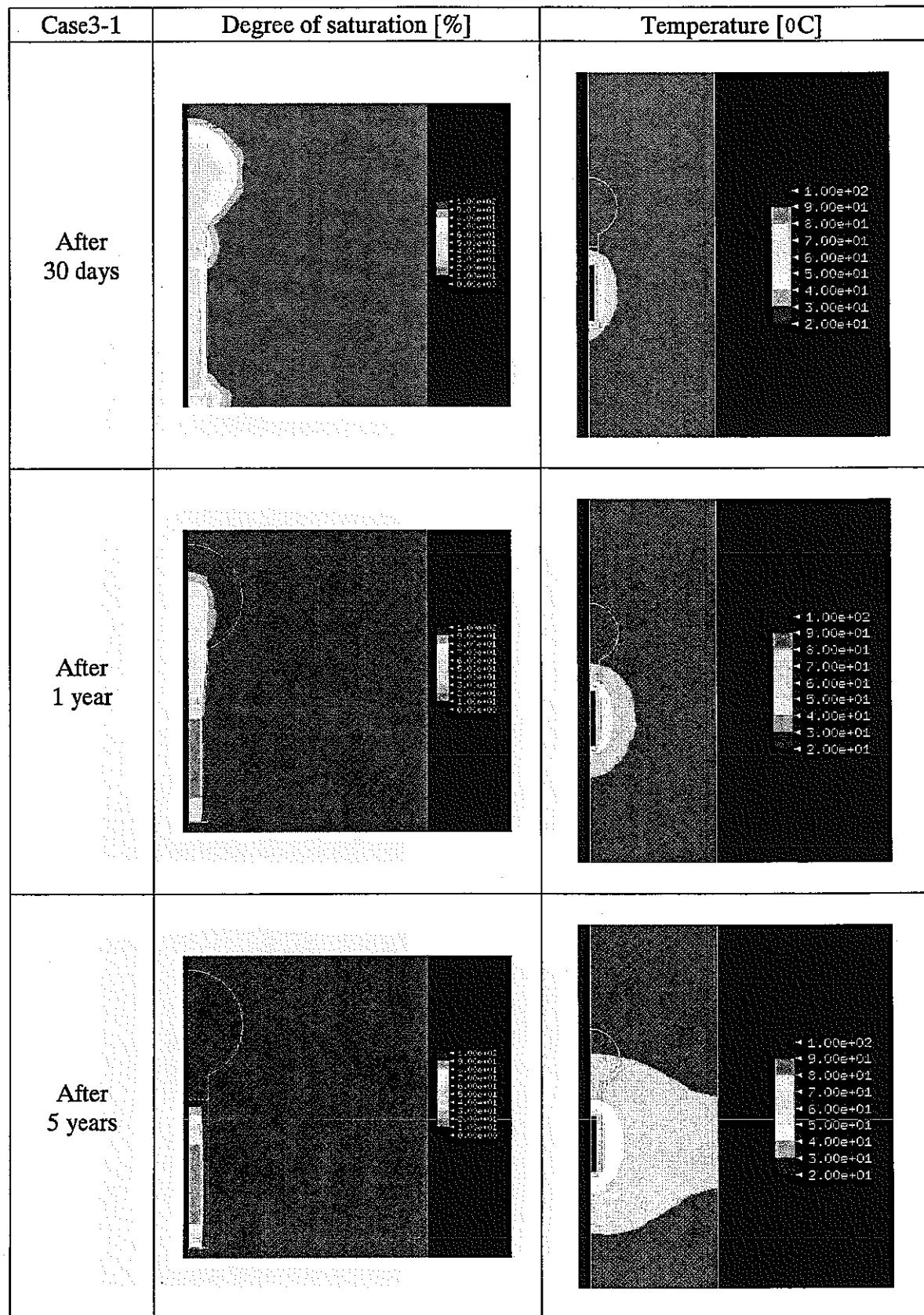


Figure 36 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case3-1)

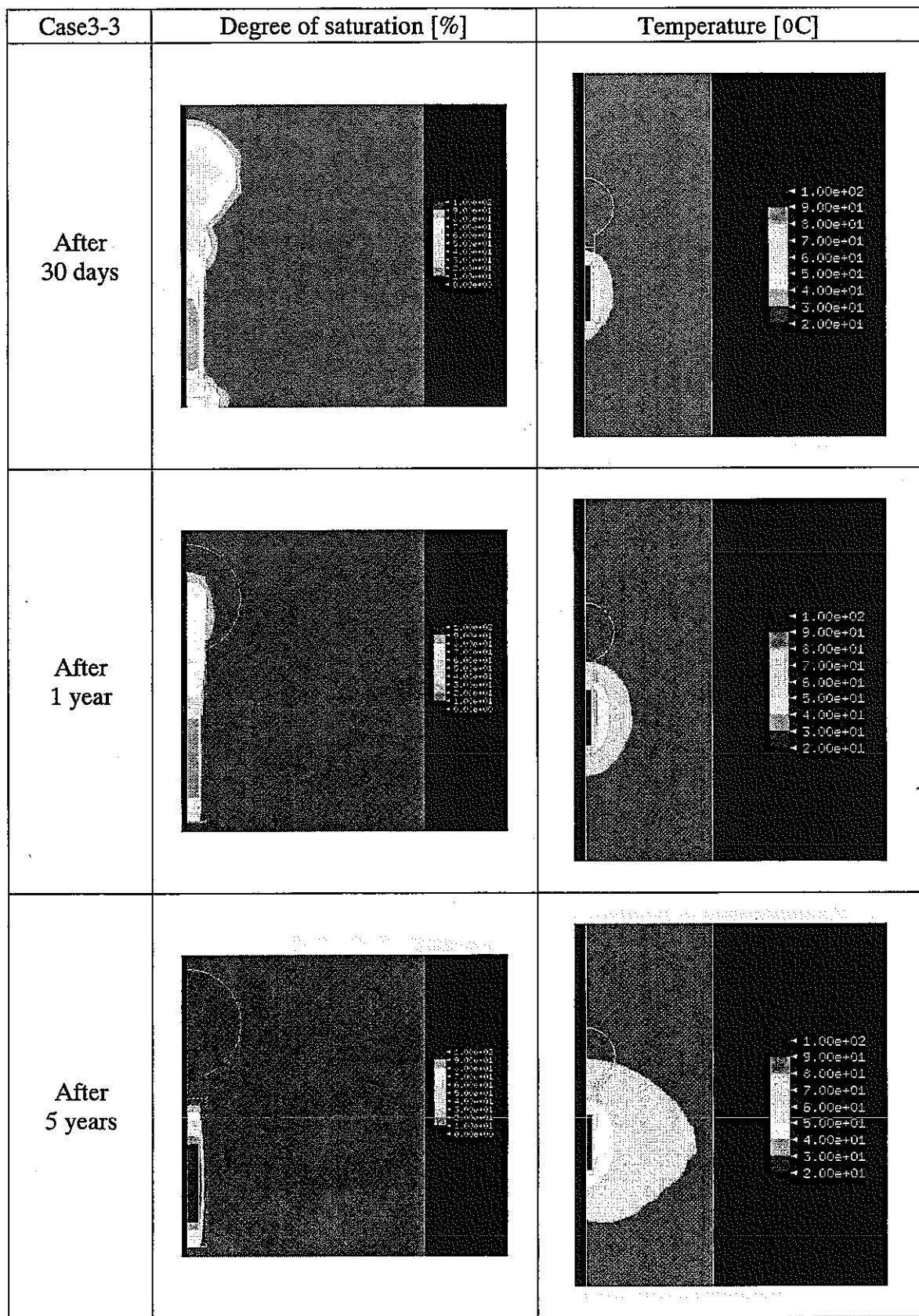


Figure 37 Distribution of degree of saturation and temperature in buffer and rock (Case3-3)

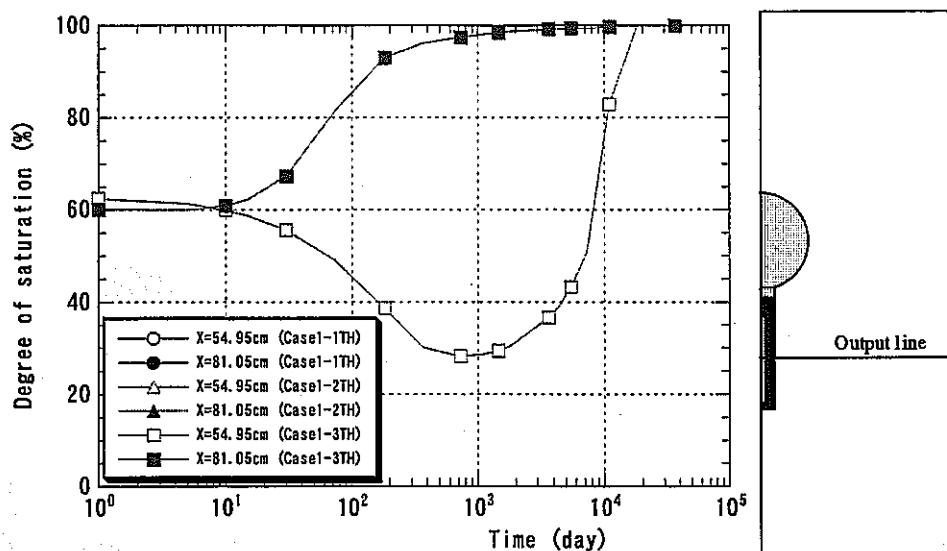


Figure 38 Comparison of degree of saturation with different permeability of rock mass(Case1)

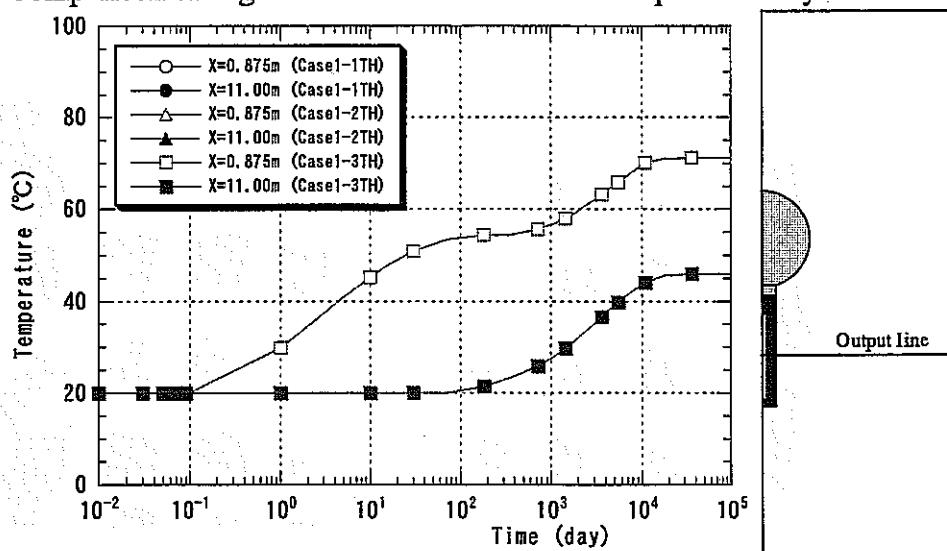
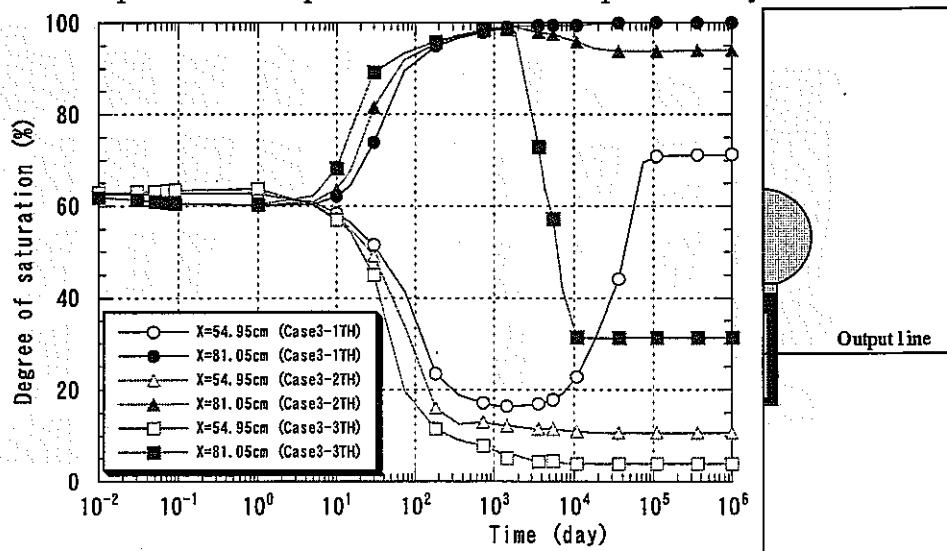


Figure 39 Comparison of temperature with different permeability of rock mass (Case1)

Figure 40 Comparison of degree of saturation with different thermal vapor flow diffusivity
(Case3)

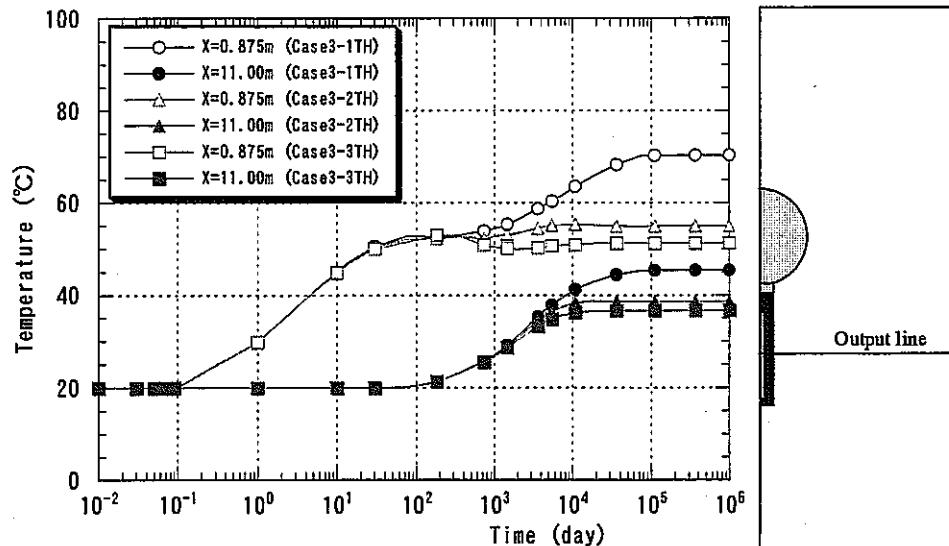


Figure 41 Comparison of temperature with different thermal vapor flow diffusivity (Case3)

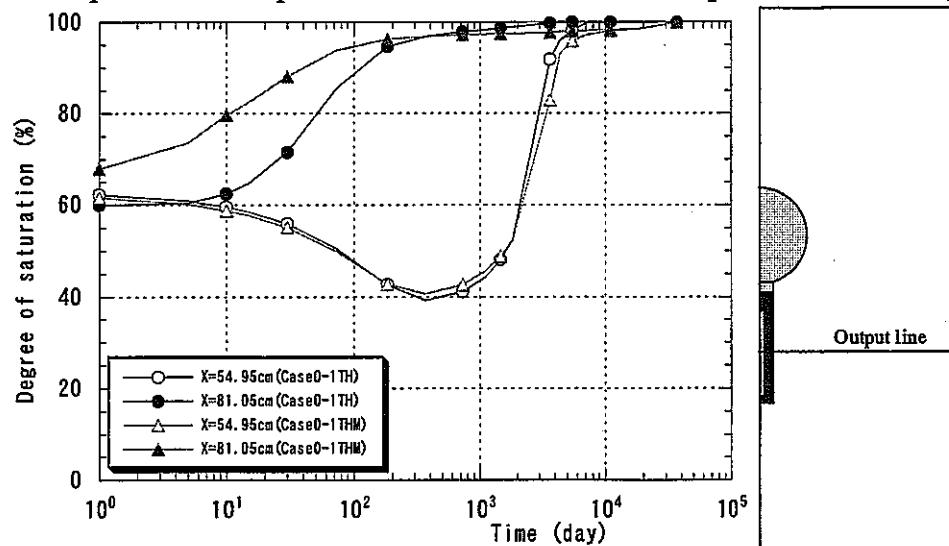


Figure 42 Comparison of degree of saturation between TH and THM analysis (Case0-1)

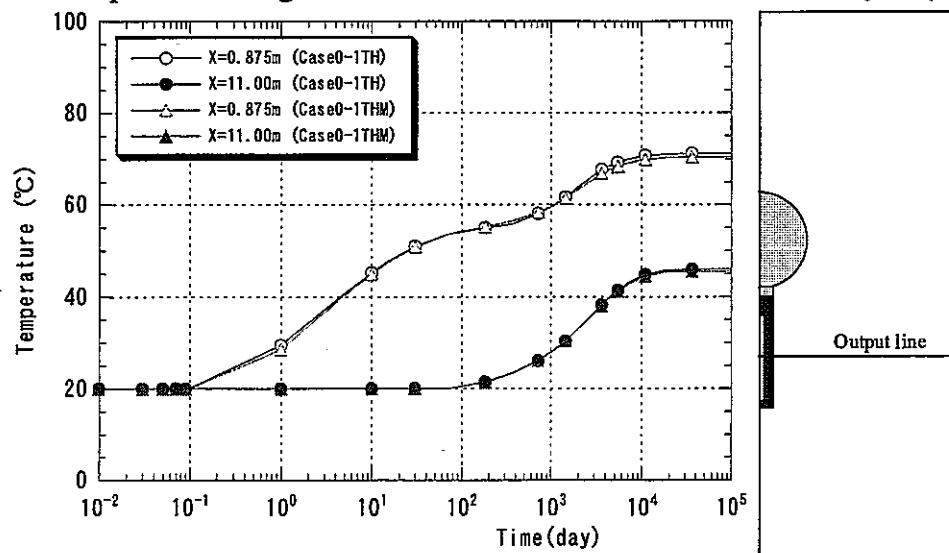


Figure 43 Comparison of temperature between TH and THM analysis (Case0-1)

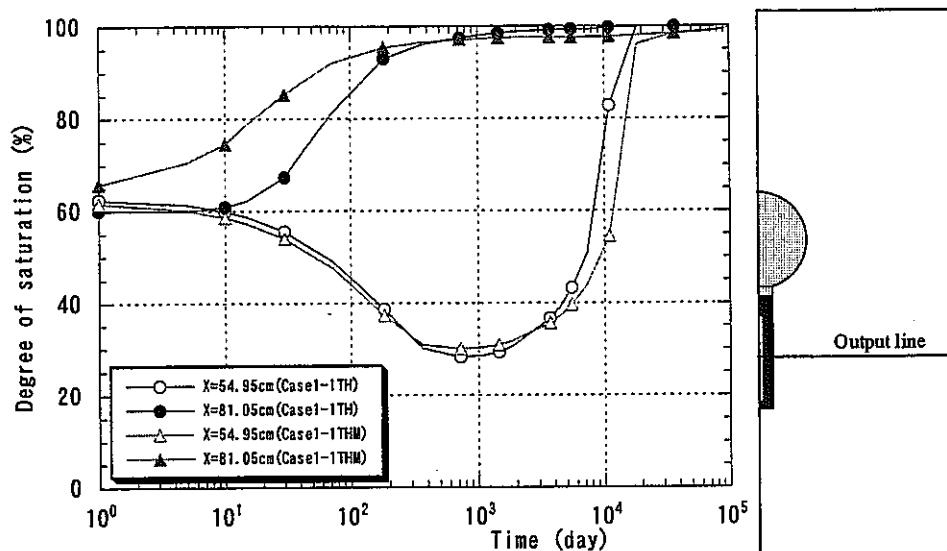


Figure 44 Comparison of degree of saturation between TH and THM analysis (Case1-1)

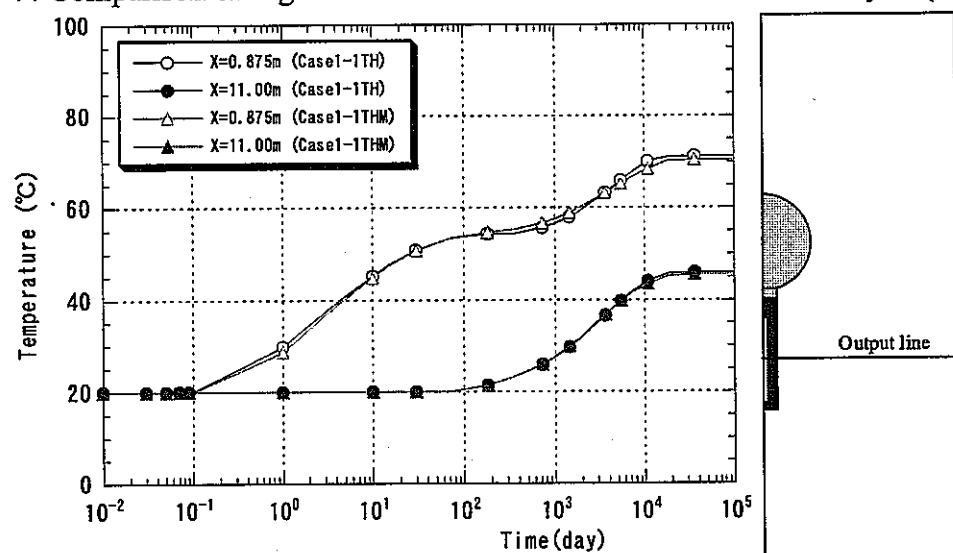


Figure 45 Comparison of temperature between TH and THM analysis (Case1-1)

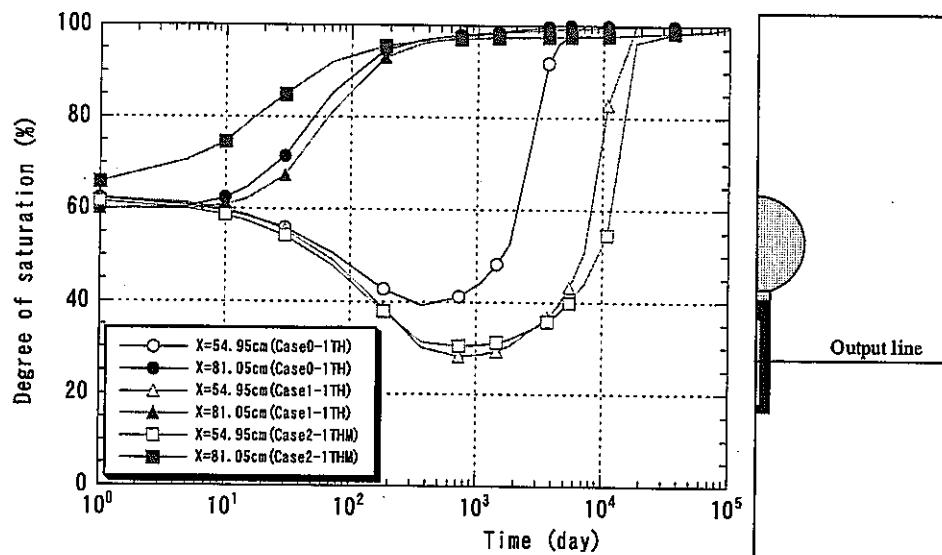


Figure 46 Comparison of degree of saturation with different model for gap
(TH analysis ; Case0-1, 1-1, THM Analysis ; Case 2-1)

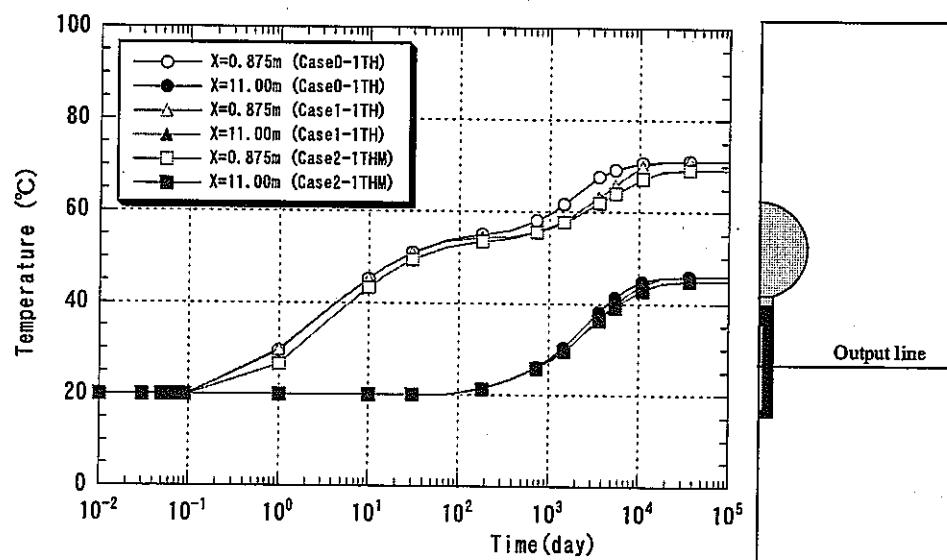


Figure 47 Comparison of temperature with different model for gap
(TH analysis ; Case0-1, 1-1, THM Analysis ; Case 2-1)

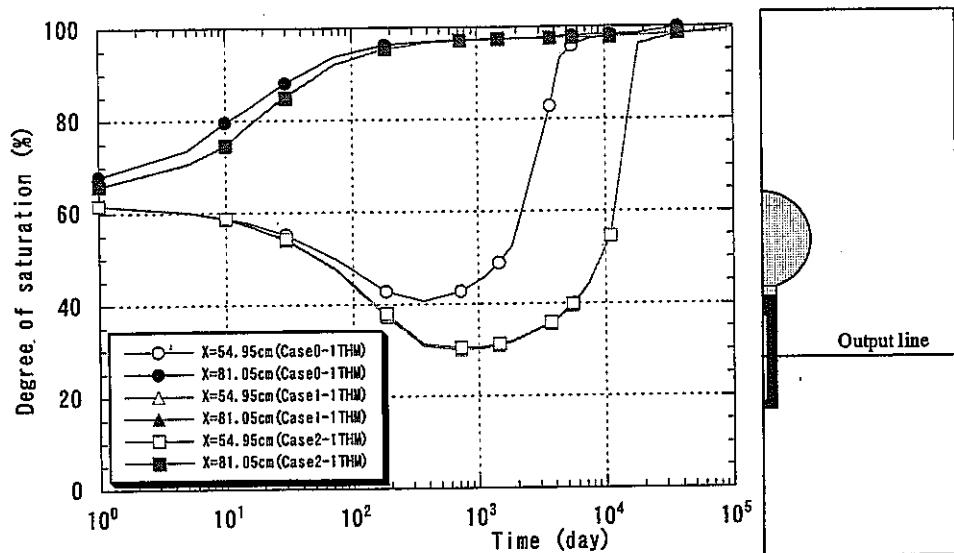


Figure 48 Comparison of degree of saturation with different model for gap
(THM analysis ; Case 0-1, 1-1, 2-1)

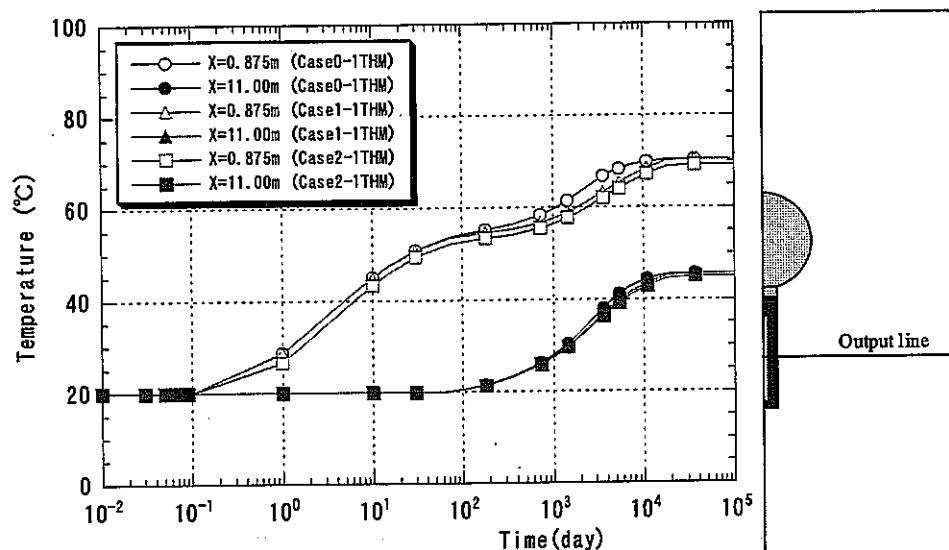


Figure 49 Comparison of temperature with different model for gap
(THM analysis ; Case 0-1, 1-1, 2-1)

5. Summary

In this report, we carried out the pre-analysis of Prototype Repository by two-dimensional model. From the pre-analysis, following results are obtained.

- 1) Re-saturation phenomena in the buffer are not dependent on the permeability of rock mass if the hydraulic conductivity of rock mass is in the 10^{-10} to 10^{-14} m/s range.
- 2) The re-saturation time of the buffer is between 6,000 days and 20,000 days. It is dependent on the initial void ratio of the buffer.
- 3) There is not so large difference about the temperature distribution between the some cases for modeling of the gap compared with the distribution of degree of saturation in the buffer.
- 4) It is important to evaluate the water movement due to thermal effect in order to estimate the re-saturation phenomena in the buffer mass.
- 5) It is concluded that when gap is not considered in the model it is better to use the property at the high density of bentonite before installing into the disposal pit. However, these are the results when we did not consider the structure change inside the bentonite due to the swelling in detail. In order to achieve the more detail evaluation, it needs to consider the structure change inside the bentonite and the parameter change during the swelling.

In this report, we investigated the effect of void ratio and thermal vapor flow diffusivity of the buffer and the effect of the permeability of surrounding rock on the re-saturation phenomena in the buffer by two-dimensional model. Next stage, we will investigate the effect of exist of adjacent boreholes by three-dimensional model.

Reference

- Börgesson, L. and Hernelind, J. (1999): Preliminary modeling of the water-saturation phase of the buffer and back fill material, SKB IPR-00-11.
- Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M. (1998): Calibration and Validation of Thermal, Hydraulic and Mechanical Model for Buffer Material, JNC Technical report JNC TW8400 98-017.
- Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M. (2000a): Experiment and validation of numerical simulation of coupled thermal, hydraulic and mechanical behaviour in the engineered buffer materials, Int. J. for Numer. Anal. Meth. Geomech, 24, pp.403-424.
- Chijimatsu, M., Fujita, T., Sugita, Y., Amemiya, K. and Kobayashi, A. (2000b): Field experiment, results and THM behavior in the Kamaishi mine experiment, Int. J. of Rock Mec. & Min. Sci., 38, pp. 67-78.
- Komine, H. and Ogata, N. (1994): Experimental study swelling characteristics of compacted bentonite, Canadian Geotechnical Journal, 31: pp.478 - 490.
- Ohnishi, Y., Shibata, H. and Kobayashi, A. (1985): Development of finite element code for the analysis of coupled thermo-hydro-mechanical behaviors of a saturated- unsaturated medium, Proc. of Int. Symp. on Coupled Process Affecting the Performance of a Nuclear Waste Repository, Berkeley, pp. 263 - 268.
- Pusch, R. (1980a): Water uptake, migration and swelling characteristics of unsaturated and saturated, highly compacted bentonite, Swedish Nuclear Fuel Supply Co./Division KBS, Technical Report 80-11.
- Pusch, R. (1980b): Swelling pressure of highly compacted bentonite, Swedish Nuclear Fuel Supply Co./Division KBS, Technical Report 80-13.

付録 - 2

Prototype Repository Project OHP 資料



JNC



JNC TJ8400 2002-028

Current Status of Analysis for PRP

H-2 (1)

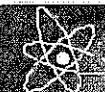
Yutaka SUGITA

Japan Nuclear Cycle Development Institute

&

Masakazu CHIJIMATSU

Hazama Corporation



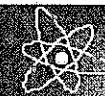
JNC



Analysis plan

Part A: Two dimensional axial symmetric model
*One disposal pit

Part B: Three dimensional model
*Two disposal pits



JNC



Schedule

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42
Year	2000				2001				2002				2003				2004																									
Month	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	1	2												





JNC



Analysis code

THAMES (Thermal, Hydraulic And MEchanical System analysis)

- Finite element code for fully coupled T-H-M processes in saturated or unsaturated geological media
- Developed by Prof. Ohnishi and Prof. Kobayashi of Kyoto Univ. with Hazama
- Original code is based on the following assumptions
 - :The medium is porous and elastic
 - :Darcy's law is adopted for water flow in saturated/unsaturated medium
 - :Fourier's law is adopted for heat transfer in both solid and liquid phases when no consideration given for gas phase
 - :No consideration for phase change between water and vapor
 - :Density of water changes with both temperature and pressure



JNC



Extension of analysis code

Extension of THAMES code for analysis of Buffer material

- Water movement is calculated used by D_θ and $\psi - \theta$ curve
- Consideration of vapor flow (D_{θ_v} : isothermal vapor diffusivity)

Water movement is occurred in two phases of vapor and liquid water

It is assumed that pressure gradients of vapor and liquid are equal

- Consideration of latent heat by evaporation
- Consideration of water movement by temperature gradient
(D_T : thermal water diffusivity)
- Consideration of swelling pressure as function of water potential change

D_θ and $\psi - \theta$ curve were obtained by laboratory test

and parameters for water movement by temperature gradient

and swelling pressure were obtained by back analysis of laboratory test

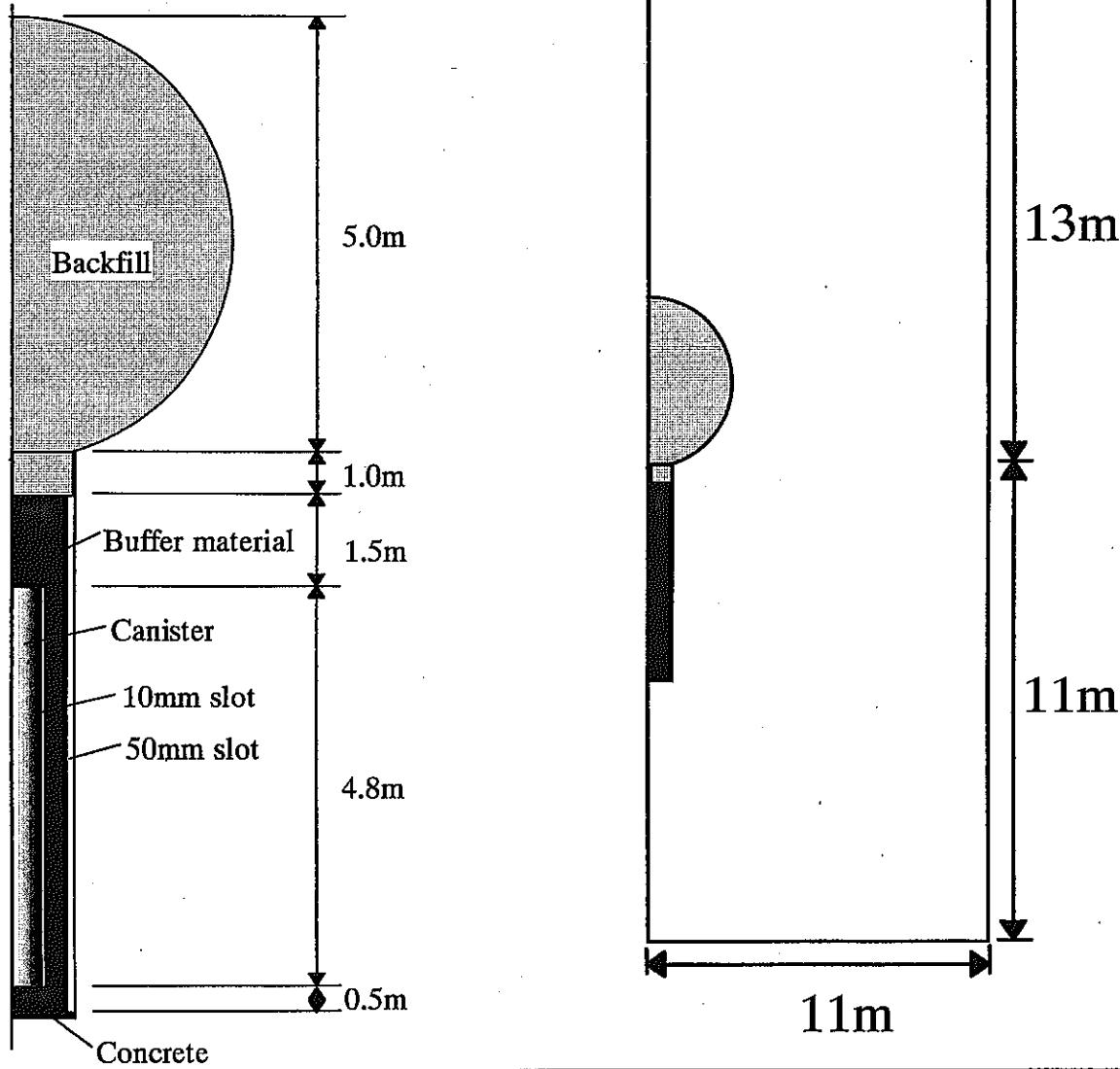


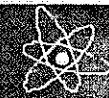
JNC



Analysis model ; Part A

JNC TJ8400 2002-023



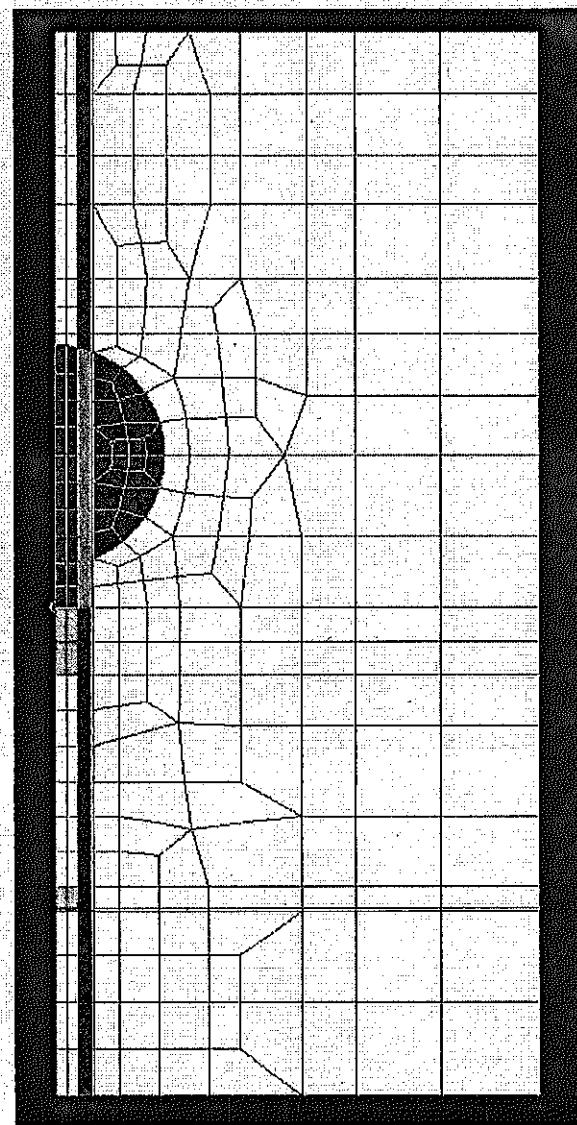


JNC

Finite element mesh



JNC TJ8400 2002-023



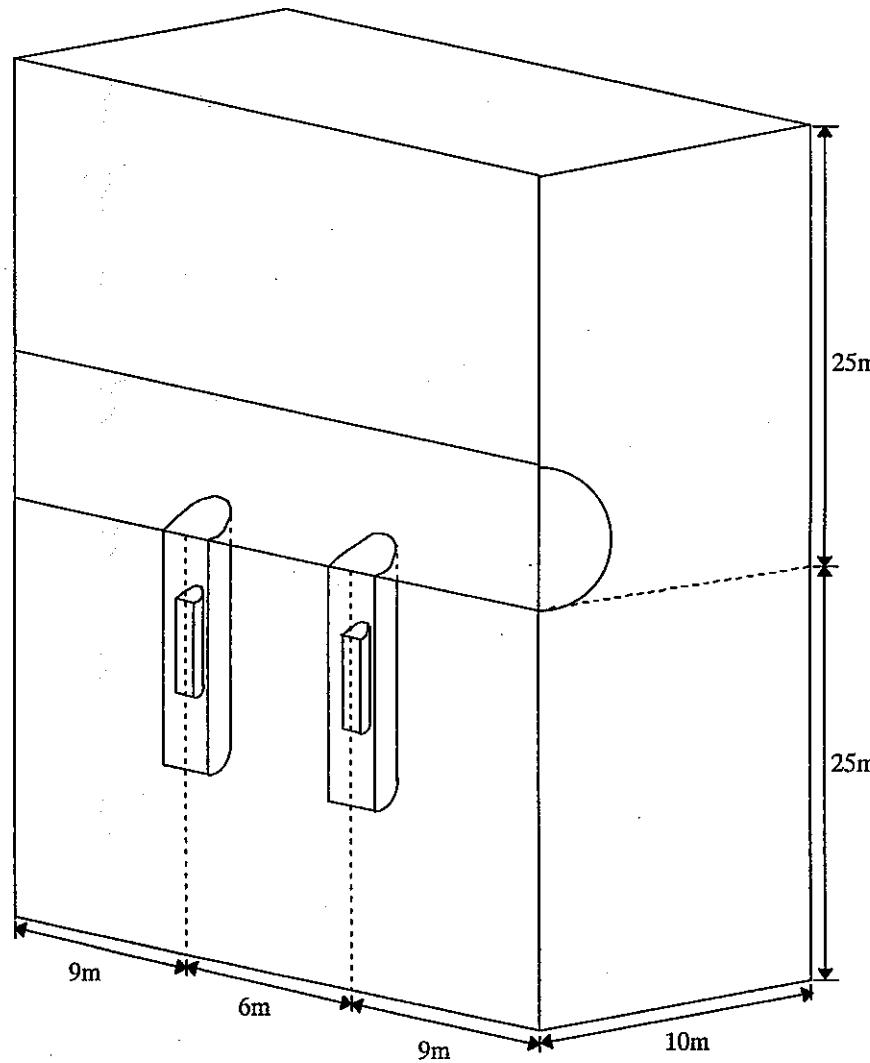


JNC



Analysis model ; Part B

JNC TJ8400 2002-023





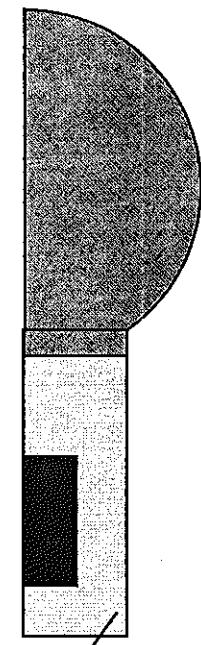
JNC



Analysis step (Part A)

H-2 (9)

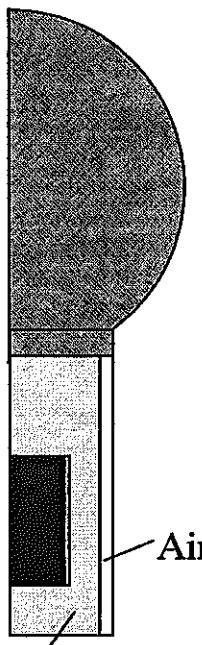
Case 1



Bentonite
 $\rho_d = 1.57 \text{ g/cm}^3$
(After filling the slot)

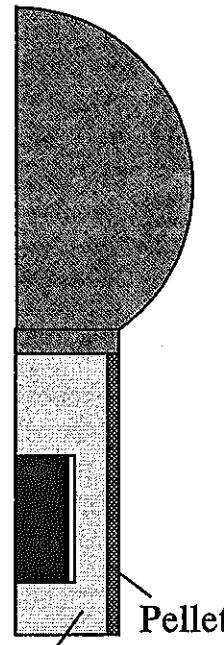
$\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$
(Block)

Case 2

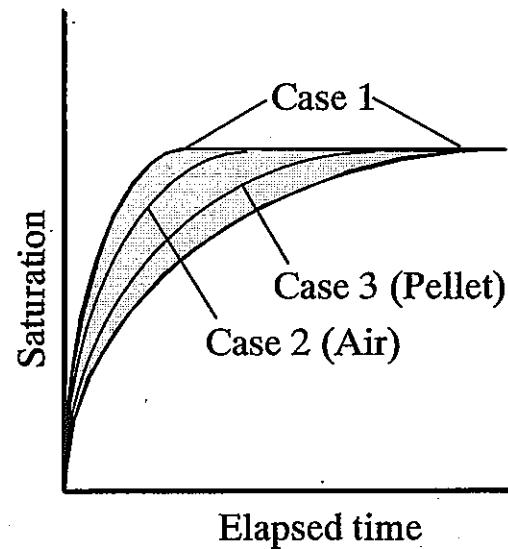


Bentonite
 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$
(Block)

Case 3



Pellet
Bentonite
 $\rho_d = 1.74 \text{ g/cm}^3$
(Block)





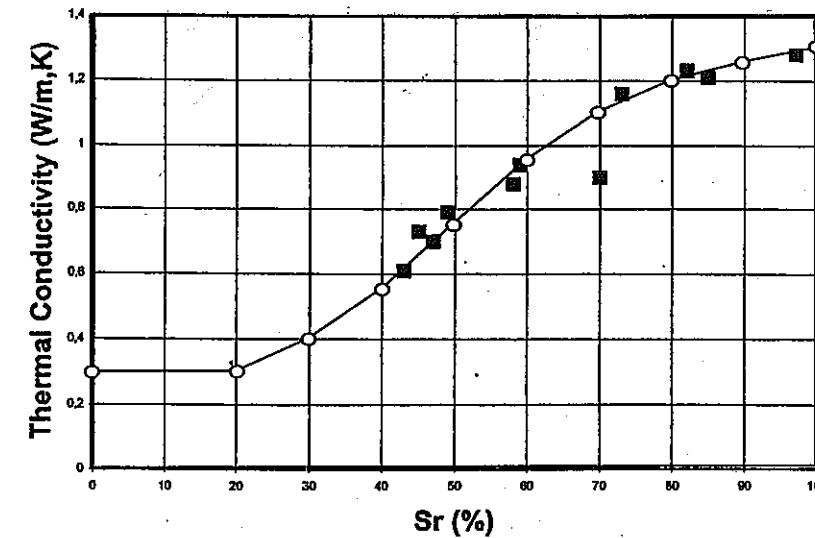
JNC



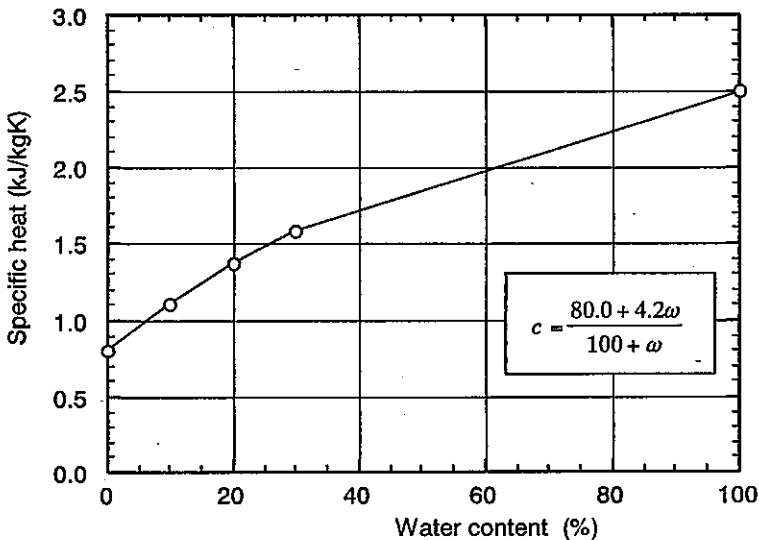
Preliminary analysis

Parameters of MX-80 Thermal properties

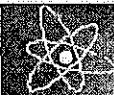
JNC TJ8400 2002-023



Thermal conductivity



Specific heat



JNC

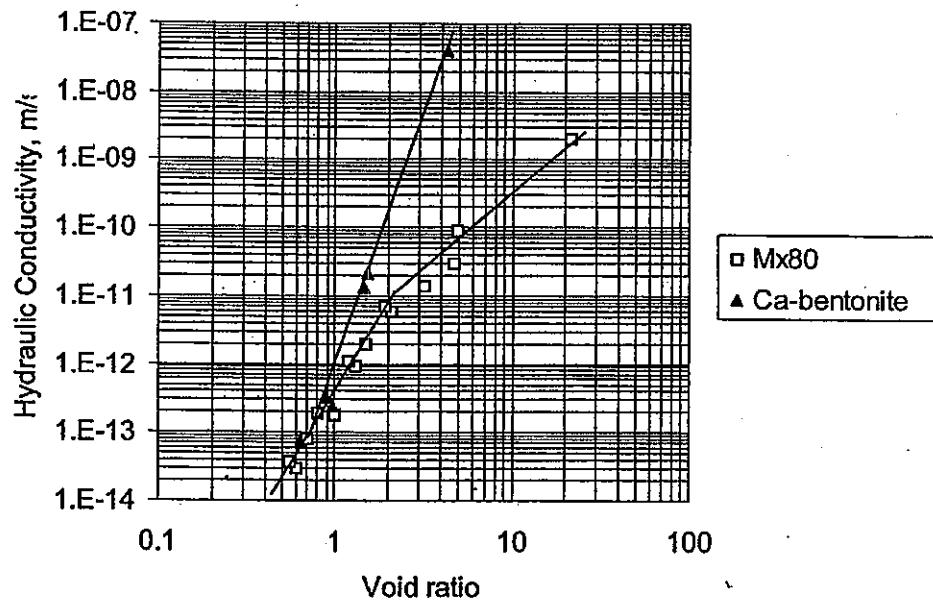


Preliminary analysis

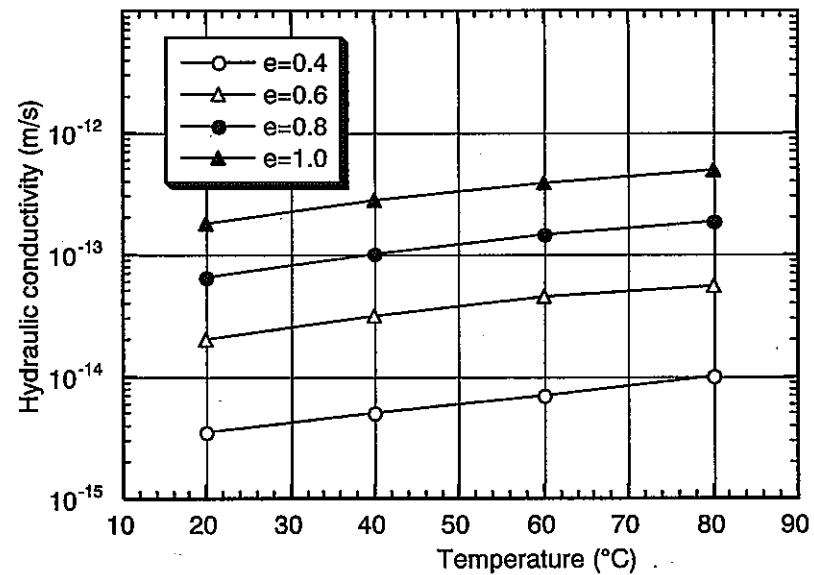
Parameters of MX-80 Hydraulic properties

JNC TJ8400 2002-023

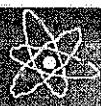
4f-2 (11)



Relationship between hydraulic conductivity and void ratio



Temperature dependency of hydraulic conductivity

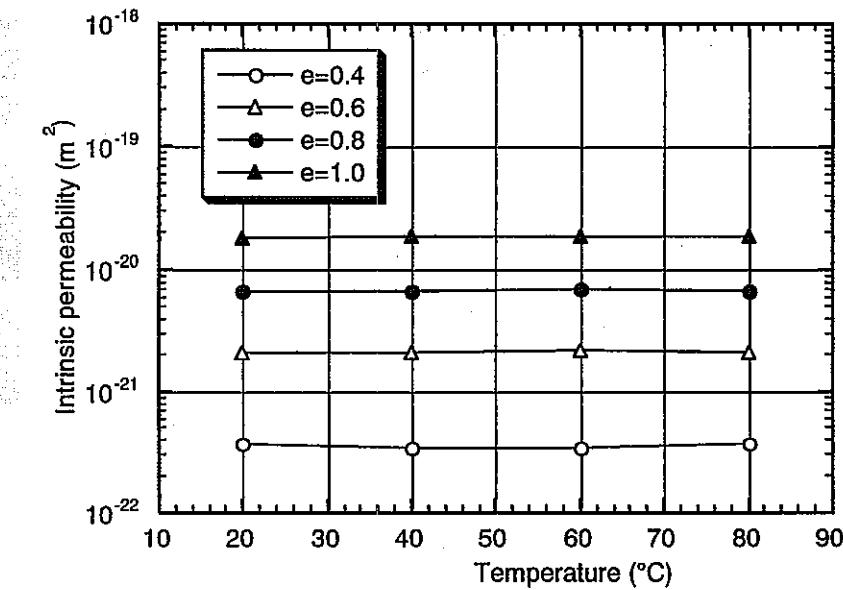


JNC

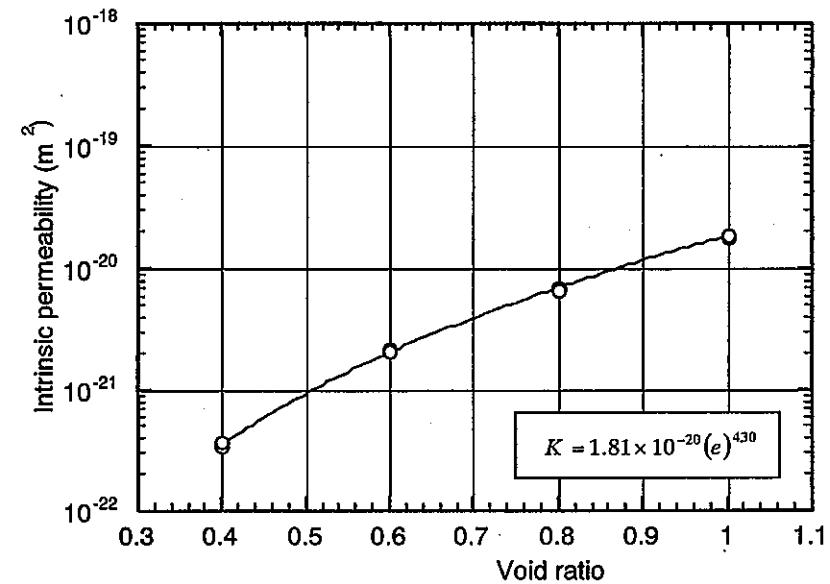


Preliminary analysis

Parameters of MX-80 Hydraulic properties



Temperature dependency
of intrinsic permeability



Intrinsic permeability
for analysis

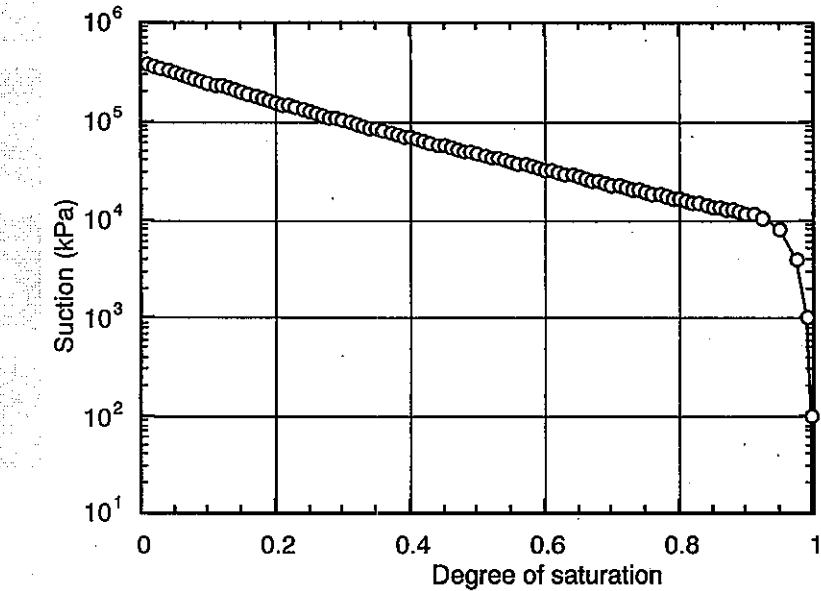


JNC

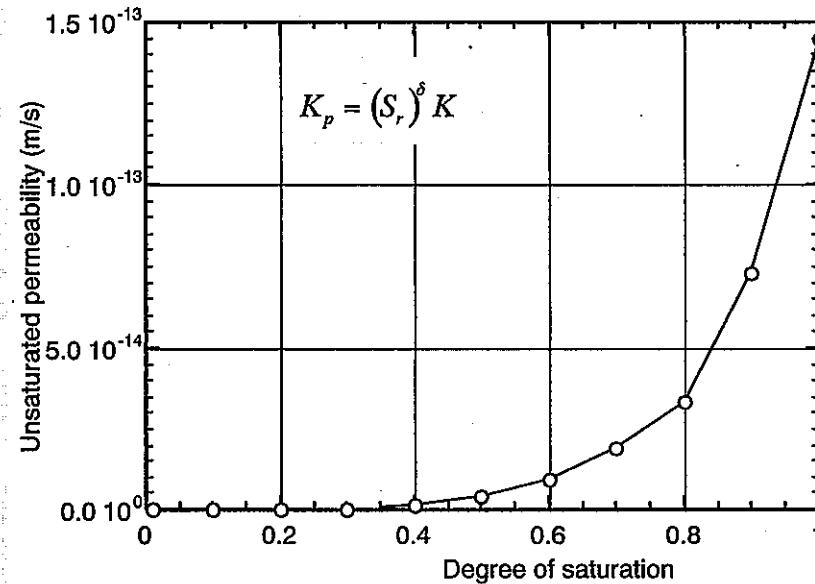


Preliminary analysis

Parameters of MX-80 Hydraulic properties



Water retention curve



Unsaturated permeability

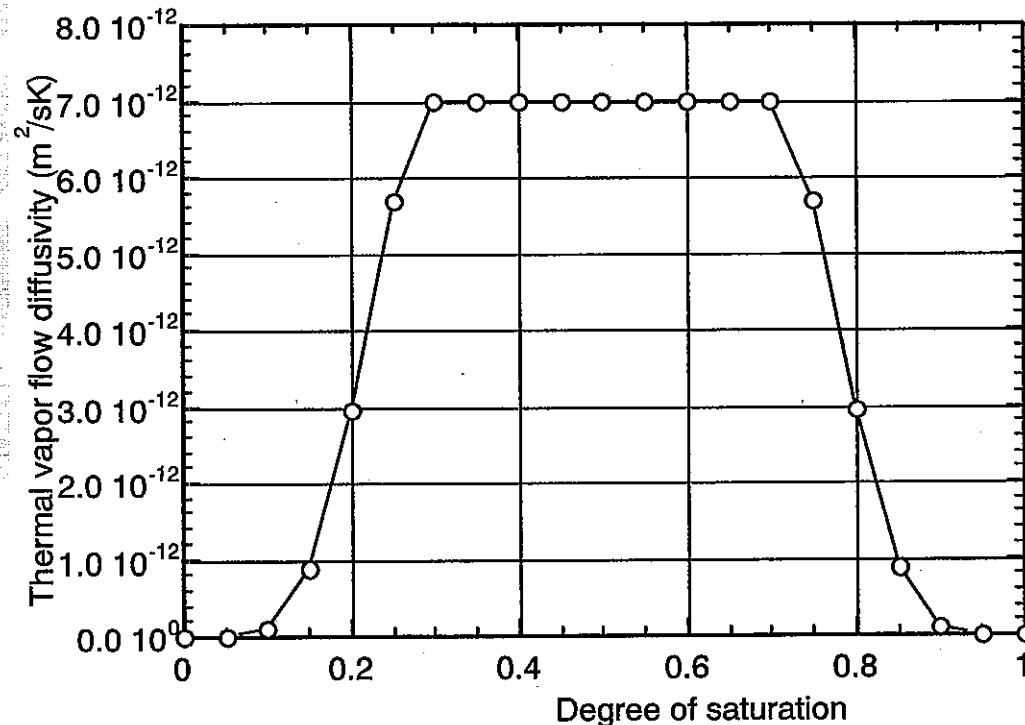


JNC



Preliminary analysis

Parameters of MX-80 Hydraulic properties



Thermal vapor flow diffusivity

$$(S_r \leq 0.3)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \sin^b \left(\frac{S_r}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right)$$

$$(0.3 \leq S_r \leq 0.7)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb}$$

$$(0.7 \leq S_r)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \cos^a \left(\frac{S_r - 0.7}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right)$$

$$D_{Tvb} = 7.0 \times 10^{-12} m^2/sK$$

$$a = 6$$

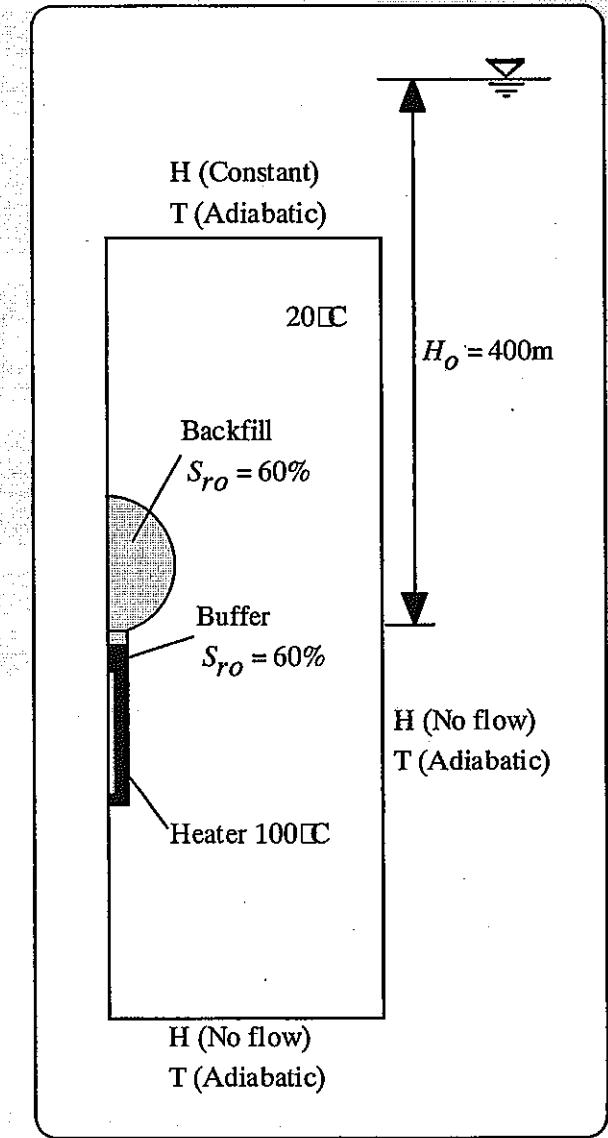
$$b = 6$$



JNC



Initial and Boundary conditions



Initial conditions

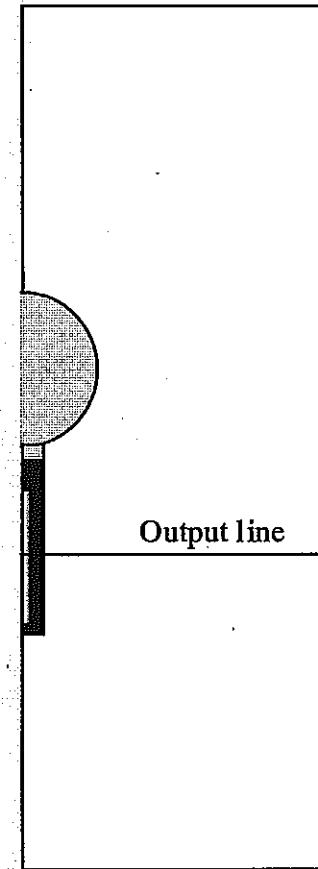
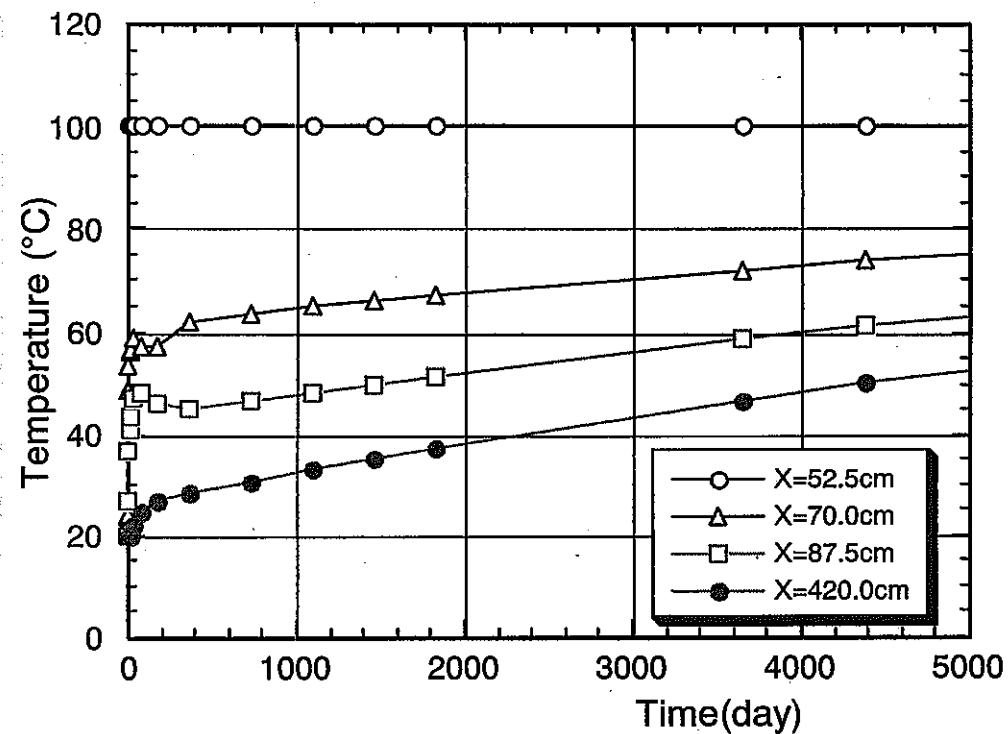
- ; Total pressure head = 400m
- ; Saturation = 60% (Buffer and Backfill)
- ; Temperature = 20° C

Boundary conditions

- ; Upper
 - : Adiabatic condition
 - : Constant water pressure
- ; Side and bottom
 - : Adiabatic condition
 - : No flux
- ; All boundaries are fixed
- ; Heater is fixed at 100° C



Results (1)



Time history of temperature

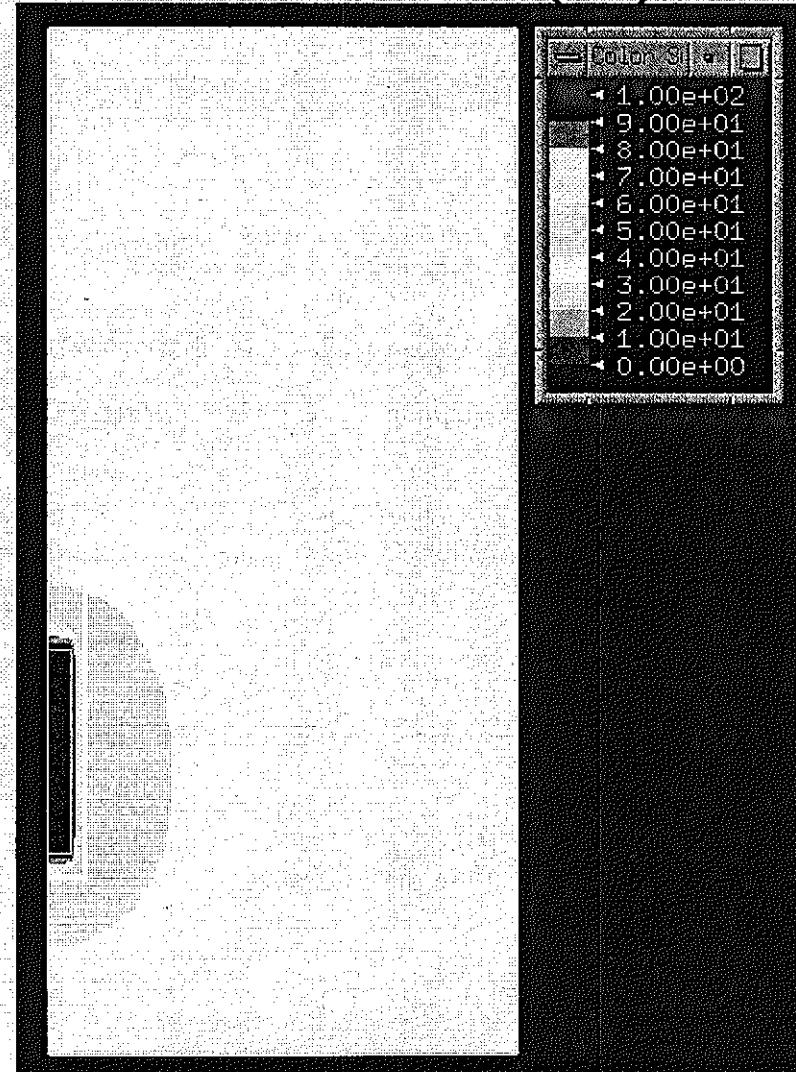


JNC

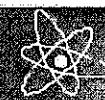
Results (2)



JNC TJ8400 2002-023



Temperature distribution

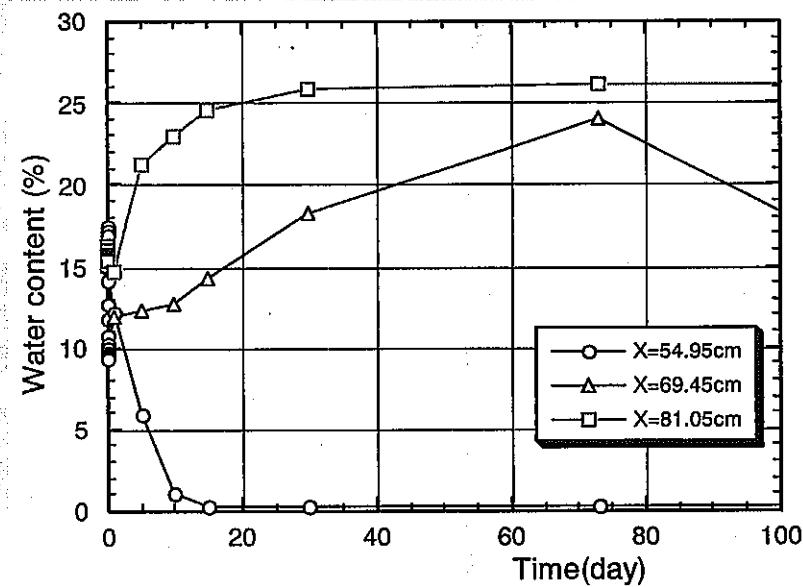


JNC

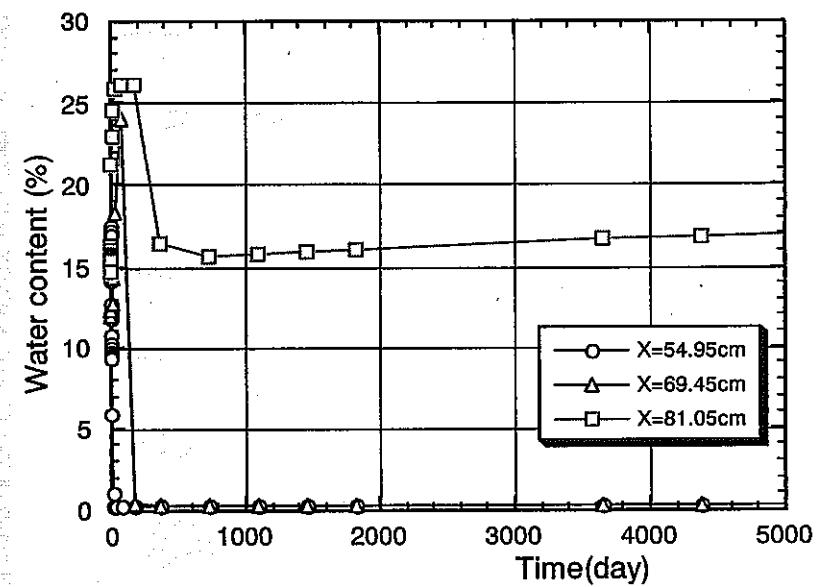


Results (3)

0 - 100days



0 - 5000days



Time history of water content



JNC



Summary and subject

In this analysis, model region was too small and fixed temperature condition was not established at the outer boundary of the model region.

Therefore, temperature did not become constant after 5000 days past from the start of heating and buffer became drying.

In next step, model region will be expanded to the upper and bottom directions and temperature at the upper boundary is fixed at the initial temperature.